

JAERI-M

7 3 0 4

NSRR実験プログレス・レポート・4

(1977年1月～1977年6月)

1977年10月

安 全 工 学 部

反応度安全研究室・NSRR管理室

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 実験プロGRESS・レポート・4
(1977年1月～1977年6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・NSRR 管理室

(1977年8月31日受理)

本報告書は、1977年1月から同年6月までにNSRRにおいて実施した燃料破損実験の結果およびその考察等についてまとめたものである。

本期実施された実験は、スコーピング試験、濃縮度パラメータ試験、加圧燃料試験、流路模擬燃料試験、バンドル燃料試験および浸水燃料試験であり総計61回であった。また、核分裂生成物の定量分析およびカロリメータ法の2つの方法により、試験燃料中の発熱量の校正試験を実施したので、その結果についても報告した。

執 筆 者

石川迪夫 ・ 富井格三 ・ 星 薦雄 ・ 大西信秋
斎藤伸三 ・ 稲辺輝雄 ・ 塩沢周策 ・ 小林晋昇
石島清見 ・ 岩田耕司 ・ 丹沢貞光 ・ 柳原 敏
大友正一 ・ 吉村富雄* ・ 落合政昭* ・ 丹沢富雄**
北野照明***

* 協力研究員 船舶技術研究所
** 外来研究員 日本原子力事業株式会社
*** 外来研究員 三井造船株式会社

JAERI-M 7304

Quarterly Progress Report on the NSRR Experiments (4)
-Combined, January-June 1977-

Reactivity Accident Laboratory

and

NSRR Operation Section

Division of Reactor Safety, Tokai Research Establishment, JAERI

(Received August 31, 1977)

Fuel behavior studies under simulated Reactivity Initiated Accident, (RIA), conditions have been in progress in NSRR since October 1975. About 200 tests have been conducted to investigate the fuel failure threshold, failure mechanisms and pressure pulse generation at fuel failure using unirradiated PWR and BWR type test rods.

This report describes the test results obtained during the half year period from January through June 1977. A total of 61 tests were performed during this period. The tests consisted of six test series; i.e. scoping test, fuel enrichment parameter test, pre-pressurized rod test, flow area simulated test, bundled rod test and waterlogged rod test series. Objectives, major results and test number of each test series are summarized in Table 1.1.

Test rod power calibrations were also performed in this period. The measurements were conducted both by chemical analysis of fission products and by a calorimetric method. The results obtained from these two different methods showed a good agreement.

It was concluded that the former values of energy deposition which were based on calculations were 9%, 14% and 11% smaller than the actual values for 5%, 10% and 20% enrichment fuel rods respectively.

The newly calibrated values are used in this report. Older values are also indicated in parentheses as reference to previously reported data.

Keywords: NSRR, Reactivity Initiated Accident, Fuel Failure,
Pressurized Fuel, Waterlogged Fuel, Flow Area Simulation,
Rod Power Calibration

Table Summary of NSRR tests conducted during January through July 1977

Test Series	Objectives	Number of Tests	Major Test Results
1. Scoping Test	Examine the effects of longer run-out power and T/C spot welding on rod failure threshold.	12	No longer run-out power effect observed. Only prompt power inserted in about 0.8 second after transient was responsible for failure threshold. T/C welded portion of the cladding did not behave as the failure initiating point.
2. Fuel Enrichment Parameter Test	Study the effect of flux depression on the failure threshold.	8	Tests were performed with 5, 10 and 20% E fuel rods. Average energy deposition for incipient rod failure decreased as the fuel enrichment was increased.
3. Pre-pressurized Rods Test	Study the effect of internal pressure on the rod failure mode and threshold energy deposition.	13	No distinct changes of failure mode and threshold energy were observed when the initial internal rod pressure was lower than 6 kg/cm ² . Internal pressure rupture occurred with rods of higher initial rod pressure, and the threshold energy decreased significantly.
4. Flow Area Simulation Test	Examine the effect of flow shroud attached to realize the equivalent coolant-fuel ratio.	6	Although the cladding maximum temperature did not change by attaching the shroud, film boiling was maintained longer and failure threshold decreased.
5. Bundled Rod Test	Investigate the fuel behavior under the bundled rod conditions.	2	Five-rod bundles were tested. Center rod behaviors were similar to those of the rods with flow shroud. A large skew of energy deposition in the outer rods resulted partial melting and large bending of cladding.

(Continued)

Test Series	Objectives	Number of Tests	Major Test Results
6. Waterlogged Rod Test	Investigate the effect of water content and gap width on the failure threshold of waterlogged rods. Measure the mechanical energy generated at rod failure.	20	Rod failure occurred at the same low energy depositions in wide-gapped waterlogged rods and in the rods of very small water content as fully waterlogged standard rod cases.

目 次

1. 緒 言	1
2. NSRR実験	4
2.1 今期の進歩	4
2.2 スコーピング試験	5
2.3 濃縮度パラメータ試験	28
2.4 加圧燃料試験	39
2.5 流路模擬燃料試験	62
2.6 バンドル燃料試験	75
2.7 浸水燃料試験	81
3. 試験燃料の発熱量の評価	98
3.1 はじめに	98
3.2 放射化分析および化学分析による核分裂数の絶対測定	99
3.3 カロリメータ法による発熱量の評価	103
3.4 結 論	106
付録 NSRR 実験における試験燃料中の発熱量に関する核計算に基いた評価	107
4. 中性子ラジオグラフィによる実験燃料の観察	111
4.1 中性子ラジオグラフィ設備の概要	111
4.2 中性子ラジオグラフィ設備による試験燃料の撮影	113
5. 今後の実験計画・予定	115
参考文献	115
付 録	
A. NSRR 炉の概要	116
B. 大気圧水カプセルおよび標準試験燃料	123
C. NSRR 実験概要一覧	125
D. NSRR パルス運転記録	129

CONTENTS

1. INTRODUCTION --- M. Ishikawa, K. Tomii	1
2. NSRR TEST RESULTS	4
2.1 Summary --- M. Ishikawa	4
2.2 Scoping Tests --- T. Inabe, M. Ochiai, T. Tanzawa	5
2.3 Fuel Enrichment Parametric Tests --- N. Ohnishi, S. Tanzawa, T. Kitano	28
2.4 Pre-pressurized Rod Tests --- S. Saito, K. Ishijima, K. Iwata	39
2.5 Flow Area Simulation Tests --- S. Kobayashi, T. Yoshimura ..	62
2.6 Bundled Rod Tests --- S. Kobayashi, T. Yoshimura	75
2.7 Waterlogged Rod Tests --- T. Hoshi, S. Shiozawa, S. Yanagihara	81
3. TEST ROD POWER CALIBRATION TESTS	98
3.1 Introduction	98
3.2 Power Calibration by Chemical Analysis of Fission Products --- N. Ohnishi, S. Tanzawa, T. Tanzawa, T. Kitano	99
3.3 Power Calibration by Calorimetric Method --- T. Yanagihara, S. Shiozawa, T. Hoshi	103
3.4 Conclusion	
Appendix: Evaluation of Test Rod Power Based on Neutronic Calculation --- S. Saito, K. Ishijima, T. Yoshimura, T. Kitano	107
4. EXAMINATION OF TEST RODS BY NEUTRON RADIOGRAPHY --- S. Ohtomo, S. Shiozawa, T. Yanagihara	111
4.1 Neutron Radiography Facility	111
4.2 Some Results of Neutron Radiography Examination	113
5. EXPERIMENT SCHEDULE FOR THE NEXT HALF YEAR PERIOD	115
REFERENCES	115
APPENDIX A - DISCRIPTION OF NSRR REACTOR	116
APPENDIX B - DISCRIPTION OF STANDARD WATER CAPSULE AND STANDARD TEST ROD	123
APPENDIX C - SUMMARY TABLE OF THE NSRR EXPERIMENTS	125
APPENDIX D - SUMMARY TABLE OF THE NSRR PULSING OPERATION DATA ..	129

1. 緒 言

(石川迪夫, 富井格三)

反応度事故時の燃料破損挙動の究明を目的としたNSSR実験は、昭和50年10月に開始して以来今期末(昭和52年6月)までに165回の照射実験を行った。これらの実験においては、燃料に与える発熱量は素より試験燃料の濃縮度、ペレット-被覆管間ギャップ幅、ギャップガス圧力、流路断面積等種々のパラメータについて実験条件を変え、更に燃料棒内に水を満した浸水燃料も用いて、反応度事故条件下における燃料棒の変形挙動、破損しきい値並びにその機構、破壊エネルギーの発生とその伝播等に関して実験的に究明してきた。これらの実験は7項目に分類できる。Table 1.1に実験項目、実験目的および実験回数を示す。さらに、以上の各種燃料実験に加えて、今期に試験燃料中の発熱量校正試験の結果がまとまり、実測結果にもとづいた正確な発熱量評価係数が確立した。したがって本報告以降における発熱量の値は、この新評価係数にもとづいて求められたものである。

これまでに実施した実験においては、バンドル燃料試験を除いて1本の試験燃料を常温・大気圧の水を満したステンレス鋼製カプセルに装荷してパルス照射を行った。照射時の過渡挙動については、実験条件に応じて被覆管表面温度、燃料棒内圧、ペレットおよび被覆管伸び、カプセル内圧、カプセル歪並びに水面移動速度等を測定した。以下、各試験項目ごとに現在までに得られた実験結果の概要を示す。

スコーピング試験は、標準試験燃料(PWR型)を用いて、発熱量に対する燃料挙動の一般的挙動を調べるための試験である。これまでに400 cal/g UO_2 以下の発熱量に対する詳細試験が終了し、この結果、燃料の変形(被覆管のふくれ)は、約160 cal/g UO_2 (約140 cal/g UO_2)*から顕著になり、発熱量にはほぼ比例して増加して約250 cal/g UO_2 (約220 cal/g UO_2)*で平均のひずみ量が1%を越える事、破損しきい値は約260 cal/g UO_2 (約228 cal/g UO_2)*前後の約5 cal/g UO_2 の幅の間にある事、また、燃料の発熱量が340 cal/g UO_2 (300 cal/g UO_2)*を越えると局所的に燃料の微粒子化が起るが、少くとも370 cal/g UO_2 (330 cal/g UO_2)*を越えないと機械的エネルギーの発生は認められない事がわかった。さらに今期は、ランアウト出力の影響および熱電対取付部の影響を確認する試験を行い、破損しきい値は反応度挿入から約1秒までの短時間にパルス出力として与えられる発熱量に支配され、ランアウト出力として与えられる発熱量には殆んど影響されない事、又、被覆管表面に取付けた熱電対の影響は少く、少くとも燃料破損の発端にはならない事が確認された。

濃縮度パラメータ試験は、燃料棒内の出力密度の歪が燃料挙動に与える影響を調べるために濃縮度の異なる燃料を用いて実験を行い、終局的には濃縮度が2.5~3%の動力炉用燃料の反応度事故時の挙動、特に破損しきい値を明確化することを目的としている。今期までに、標準試験燃料と同一寸法で濃縮度のみを5%および20%とした燃料を用いて実験を行い、濃縮度10%の標準試験燃料を用いた結果と被覆管表面温度挙動、破損しきい値等を比較した。この結果、破損

* これまでの報告書を参照する際の便利のため、従来の評価法にもとづく発熱量を括弧付で併記する。

しきい値に関しては、濃縮度 10% の燃料の場合に約 260 cal/g UO_2 (228 cal/g UO_2)* であるのに対し、濃縮度 5% の燃料では約 270 cal/g UO_2 (247 cal/g UO_2)*、濃縮度 20% の燃料では約 238 cal/g UO_2 (215 cal/g UO_2)* となり、濃縮度が低くなる程平均発熱量で評価した破損しきい値は高くなる傾向が顕著に現れた。これらのデータを外挿すると濃縮度 2.5 ~ 3% の燃料の場合の破損しきい値は、およそ $280 \sim 300 \text{ cal/g UO}_2$ となる。

加圧燃料試験は、燃焼の進んだ燃料における FP ガス蓄積による燃料棒内圧上昇を模擬し、その影響を知る事を目的とした実験であり、これまで初期内圧 30 および 50 kg/cm^2 とした燃料の実験を行って来た。今期は、さらに初期内圧を 2.4 kg/cm^2 から 30 kg/cm^2 までの比較的低内圧の場合の実験を行い、以下のような知見が得られた。初期内圧が高い場合には、破損形態は被覆管の内圧バーストであり、破損しきい値は初期内圧が高くなる程低くなる。しかし、初期内圧が 6 kg/cm^2 以下になると溶融破損の様相を呈し、破損しきい値も非加圧の標準試験燃料の場合と大差なくなる。又、燃料棒内圧を測定した結果、内圧の最大値は初期値の $1.2 \sim 1.5$ 倍にしかならず、一方、破損時の被覆管表面温度は初期内圧が高い場合ほど低くなる。これらの実験結果から、加圧燃料の内圧破損は、内圧上昇によるよりも、むしろ被覆管が温度上昇による機械強度の低下で内圧に抗し切れなくなって生ずる内圧バーストであると考えられる。

流路模擬試験は、冷却材の流路断面積と燃料との比が、動力炉の場合に等しくなるように、1 本の燃料棒をアルミニウム製の流路管に入れ、流路の影響を調べるために行っている試験である。これまで、流路の寸法および形状を変えて計 14 回の試験を行い、流路なしの場合、すなわち、内径 12 cm のカプセルの中央に 1 本の燃料を配置した標準燃料実験の場合と比較した。この結果、流路がある場合には被覆管表面の最高温度は流路なしのときと変わらないが、クエンチングが開始するまでの膜沸騰の継続時間が非常に長くなり、破損しきい値も約 20 cal/g UO_2 程度低くなった。クエンチング開始時間が長くなったのは、流路内のサブクール度が低下し、クエンチング温度が低くなったためであると考えられるが、今後、より詳細な検討を行ってゆく予定である。

バンドル燃料実験としては、これまで 5 本バンドル実験を 4 回実施した。この結果、中心の燃料棒は流路模擬試験に近い挙動を示したが、周囲の 4 本の燃料は燃料棒内に大きな周方向の出力歪（バンドル外側の出力密度が高くなる）が生じ、破損挙動を大きく左右することが判明した。したがって、バンドル体系によってより実際に近い冷却条件を模擬するとともに、2 次元的な出力歪による影響を把握することも、今後検討を進めてゆくべき問題である。

浸水燃料試験は、標準試験燃料を用いて浸水量をパラメータとし 100% から 10% 以下までの広い範囲に変化させ破損および破壊エネルギー発生との関係を調べた。さらに今期は、広幅ギャップ燃料、穴明きクラッド燃料を用いた試験および浸水量をごく少量とした場合につき実験した。これらの実験の結果、浸水燃料は浸水の量の多少にかかわらず約 120 cal/g UO_2 (105 cal/g UO_2)* で破損し、しきい値は浸水量や被覆管に直径 1 mm 位の穴が明いていても殆んど変化が無く、ギャップ幅が大きい場合にはやや高くなる等の知見が得られた。又、浸水燃料の破損にともなって、健全燃料実験に比べて、非常に大きな圧力パルスと水の飛上り速度が計測されており、検討が進められている。

これらの実験結果の詳細は第 2 章に、又、発熱量の校正試験の結果が第 3 章に述べられている。又、第 4 章には、NSSR の試験燃料の新しい観察手段として開発した中性子ラジオグラフィ装置について、第 5 章には、次期以降の実験予定の概要について述べた。

Table 1.1 50, 51年度 NSRR 実験

試 験 項 目	目 的	実 験 回 数	
		50 年 度 *	51 年 度 **
1. スコーピング及び詳細試験	未照射健全燃料に関し発熱量を変えた場合の破損しきい値, 破損機構を含む全般的な燃料挙動を調べる。	21	46 (45)
2. 濃縮度パラメータ試験	燃料棒内発熱密度の歪と破損しきい値との関係の究明	0	17 (19)
3. 加圧燃料試験	燃料棒内圧と燃料破損挙動との関係の究明	0	14 (15)
4. 広幅ギャップ燃料試験	ギャップ熱伝達率の過渡温度挙動, 破損に及ぼす影響を調べる。	6	6 (2)
5. 流路模擬燃料試験	流路条件が燃料破損に及ぼす影響の究明	0	14 (14)
6. バンドル燃料試験	バンドル (4 ~ 5 本) 状態での燃料破損しきい値, 破損の伝播について究明	1	3 (4)
7. 浸水燃料試験	欠陥燃料の破損しきい値, 破壊エネルギーの把握	9	28 (20)
計		37	128 (119)

* NSRR 炉の定期検査の都合により実験年度を定めている。

50 年度 (50.10 ~ 51.6)

51 年度 (51. 7 ~ 52.6)

** () 内は 51 年度予定数

2. NSRR 実験

2.1 今期の進捗

(石川迪夫)

今期(1977年1月～6月)実施したNSRR実験は、Table 1.1に記した項目のうち、すでに前期に終了した広幅ギャップ燃料試験を除く6項目に渉り、合計61回行った。

この中、スコーピング試験としてはランアウト出力および熱電対取付部の影響を知るための確認試験を行い、又、濃縮度パラメータ試験および加圧燃料試験においては、前期に引続きより広範囲にわたるパラメータ実験を行った。流路模擬試験では、流路の寸法および形状の影響を知るため、前期とは異った流路を取付けた実験を行い、又、バンドル燃料試験は5本バンドルを用いて、流路無し、および形状の異なる流路を取付けた場合の計3回について実験を行った。浸水燃料実験においては、広幅ギャップ燃料や穴明きクラッド燃料を用いた場合および浸水量をごく少量とした場合等についてデータを収集した。

さらに今期の進捗として特記する必要があるのは、試験燃料の発熱量の校正試験として放射化分析と化学分析による方法およびカロリメトリック法の2つの方法により実施した試験の結果がまとまり、正確な発熱量の評価係数が確定したことである。この結果、本報告以後のデータでは校正結果にもとづいた発熱量値を採用することとし、本号に限り、従来の計算にもとづいて評価した発熱量の値を括弧に入れて併記した。

2.2 スコーピング試験

(稲辺輝雄, 落合政昭, 丹沢富雄)

2.2.1 概 要

今期スコーピング試験として行った実験は、次の2つを確認するためのものである。

- (1) ランアウト出力が燃料挙動に及ぼす影響
- (2) 熱電対が燃料破損に及ぼす影響

(1)の目的の実験は、燃料の破損しきい値近辺の発熱量で既に一度実験しているが、今回はより低い発熱領域で行ったものである。

(2)の目的の実験は、これまでのスコーピング試験の結果より、クラック発生の上きい値より、幾分低い発熱量の実験で熱電対が外れた跡が貫通孔となった形の破損が見られたが、この破損が熱電対をとり付けた事によるものであり、かつ普通の燃料では、この形の破損は発生しない事を確認する為のものである。

なお、今期は、燃料の変形や破損現象を解明するための一助として、プロファイルメータを用いて、実験後の燃料の寸法を精密に測定するとともに、NRG (neutron radio graphy) やX線写真によって、実験後の燃料ペレットや被覆管の様相を調べたのでその結果もあわせて報告する。

また、14本の実験後の燃料の γ 線強度を測定して、各燃料の発熱量を確認するとともに、軸方向の発熱分布についても測定した。この結果、NSRR実験での軸方向のピーキング係数は、上下両端をのぞくと1.03と極めて小さく、軸方向には、ほぼ一様に発熱しているものと見なして、差し支えない事が確認された。

2.2.2 ランアウト出力実験

(1) 実験目的

NSRRの通常の実験では、現象をできるかぎり単純化するため、ランアウト出力をできる限り除去する目的で、パルス出力の発生直後、直ちにトランジェント棒を炉内に挿入して、炉を未臨界状態にしている。この場合、パルス出力にひきつづくランアウト出力の長さは、0.8秒程度である。しかしながら、一般の動力炉において想定されている反応度事故では、比較的高いランアウト出力が2～3秒の間継続するものと計算されている。このため、今回の実験では、ランアウト出力を10秒間まで延長し、これまでの実験結果と比較して、ランアウト出力が燃料挙動に及ぼす影響を調べてみた。

なお、長いランアウト出力による実験は、既に一度行っている⁽²⁾(実験No.201-1)。この時には、パルス出力によって244(214) cal/g UO_2 、ランアウト出力によって39(34) cal/g UO_2 総計283(248) cal/g UO_2 の発熱量を与えた。さて、これまでの標準的な実験では、257(225) cal/g UO_2 以下の発熱量では燃料は破損せず、265(232) cal/g UO_2 以上の発熱量によって被覆管にクラックが発生することが確かめられている⁽³⁾。前述の実験201-1の長いランアウト出力の実験結果を、上記標準燃料の結果と比較すると、全発熱量は283(248) cal/g UO_2 と、上記の破損しきい値を越えているにもかかわらず、被覆管にクラックが発生せず、発熱部が黒色に酸化したのみで健全であり、発熱量244(214) cal/g UO_2 の標準実験⁽²⁾(実験No.111-14)の結果に類似していた。このことから、破損しきい値近辺の発熱量では、燃料挙動は、ほぼ即発的な

パルス出力によって決定され、ランアウト出力の効果はほとんど無いことが確かめられていた。しかし、この実験結果は1例だけであり、その再現性を確認する必要がある、かつ、パルス運転の際の投入反応度を小さくすると、Fig. 2.2.1 の計算値に示すように、0.8秒までの時間のパルス積分出力に対する10秒までのパルス積分出力の比率が増加するので、今回は比較的小さな投入反応度によるパルス運転を行って、相対的に全発熱量に占めるランアウト出力の比率を高め、これが燃料挙動に及ぼす影響を調べた。

(2) 実験結果

今回の実験 (Na 201-3) では、パルス出力による即発的な発熱量を $140 (123) \text{ cal/g UO}_2$ ランアウト出力による発熱量を $30 (27) \text{ cal/g UO}_2$ 、総計 $170 (150) \text{ cal/g UO}_2$ として実験した。この結果を、発熱量 $140 (123) \text{ cal/g UO}_2$ の標準実験 (Na 201-2) と比較してみた。この2つの実験での被覆管表面温度の挙動を、Fig. 2.2.2 に比較して示す。この温度の測定点は、いずれも、発熱部中心から 33 mm 下方の同位置である。この図から判るように、2つの実験における被覆管表面温度は、ほぼ同様な変化を示している。強いて相違点をあげれば、パルス発生後 0.6 秒までの温度挙動は、長いランアウト出力実験の方が 50°C 程高い。また、それ以後は、2つの実験はほとんど一致している。

なお、照射後の燃料表面の様相は、2つの実験の間に多少の差を生じている。標準的な実験 (Na 201-2) の場合、Fig. 2.2.3 の写真に示すように、被覆管表面の極く一部に薄茶色の斑点および灰青色の円模様がみられたが、全体的には、未照射燃料と同一の金属色を有していた。一方、長いランアウト出力の実験 (Na 201-3) の場合には、Fig. 2.2.4 の写真に示すように、被覆管の発熱部の表面は、全面にわたって、酸化による薄い変色 (青色、薄茶色) をまだら状に呈していた。ただし照射後の寸法検査の結果から、いずれの実験でも有意な変形は認められなかった。

(3) 考 察

実験 201-2 と 201-3 の結果を比べると、ほぼ同一ではあるが、あえて指摘すると、次の2点が主たる相違点である。

(a) 被覆管表面温度挙動は、パルス出力発生後 0.6 秒までは、実験 201-3 (長ランアウト出力) の方がやや高い。それ以後はほぼ同一。

(b) 被覆管表面の酸化の程度は、実験 201-3 (長ランアウト出力) の方が若干大きい。

実験 201-2 では、約 1 秒間のパルス運転によって試験燃料に $140 (123) \text{ cal/g UO}_2$ の発熱量を与えた。一方、実験 201-3 では、同一の投入反応度でパルス運転を行ない、炉を 10 秒間運転しつづけた。その結果、付加的に $30 (27) \text{ cal/g UO}_2$ の余分の発熱量を与え、全発熱量 $170 (150) \text{ cal/g UO}_2$ となった。つまり、この2つの実験は、約 1 秒までは全く同一であり、その後は、ランアウト出力の有無の差があるだけである。したがって、相違点(a)の被覆管表面温度挙動の違いは、0.8 秒以前の現象であるので、ランアウト出力の長短とはかわりなく、NSRR 実験に含まれる実験誤差に起因すると考えて差し支えない。

また、被覆管の酸化量は、その温度と密接な関係がある。標準的な実験で、被覆管の最高表面温度が 150°C 以下の場合では、被覆管の酸化は生じていない (実験 220-5)。したがって、上記 2 実験においても、被覆管の酸化は、被覆管表面温度が 150°C 以上になっている時、すなわち

0.8秒前に生じたものであり、相違点b)の酸化の程度の若干は、(a)の被覆管温度の差に対応し、いずれもランアウト出力の長短によるものではない。

以上の比較的低発熱量領域におけるランアウト出力実験、および前報⁽³⁾の破損しきい値付近の発熱量におけるランアウト出力実験の結果から、NSRRにおけるこれまでの実験では、ランアウト出力による燃料挙動への影響は有意なものではないと言える。

なお、大西等⁽³⁾の解析によると、NSRR標準実験の表面熱流束は、加熱開始直後を除いて、 $10^6 \sim 10^7$ kcal/hr m²である。今、表面熱流束(q)を 1×10^6 kcal/hr m²と最低値を仮定すると、表面からの除熱速度 Q_1 (cal/sec)は

$$Q_1 = Aq / 3600 = 1.1 \times 10^3 \text{ (cal/sec)} \quad (1)$$

である。ここで $A = 4.2 \times 10^{-3}$ m²は発熱部の表面積である。

一方、ランアウト出力による燃料部の発熱密度は9秒間で31 cal/g UO₂であり、燃料1本のUO₂量は約90 gである。いま、仮にランアウト出力を一定の大きさと仮定すると、その時の発熱速度 Q_2 (cal/sec)は

$$Q_2 = 31 \times 90 / 9 = 3.1 \times 10^2 \text{ (cal/sec)} \quad (2)$$

である。

即ち、ランアウト出力による発熱速度は、その時の除熱速度の約25%程度にしかならず、また、被覆管温度が上昇すれば除熱速度は更に大きくなる。したがって、ランアウト出力を長くすることによる被覆管温度の上昇はわずかであろう。このため、10%燃料を用いた実験では、ランアウト出力の長短は、燃料挙動に顕著な差を生じさせないのでであろう。今後、ランアウト出力の影響を調べるためには炉出力が低い時にも、試験燃料に大きな発熱を生じさせる様な、高濃縮燃料を用いた実験の検討が必要である。

2.2.3 熱電対の燃料破損へ及ぼす影響

(1) 実験目的

NSRR実験では、照射中の燃料挙動を観測する目的で、種々の検出器が装備されている。これら計出器の取り付けは、できる限りその影響の少ない様に配慮しているものの、これらによって燃料破損挙動が影響されないとは必ずしも言い切れない。特に、被覆管表面温度測定用熱電対は、燃料発熱部表面に直接々触れているので被覆管の破損に与える影響は最も顕著であろう。この目的のため、計装のない燃料を破損しきい値近辺の発熱量、すなわち、254^{*}(224) cal/g UO₂で照射し、燃料破損の状況を計装付き燃料の場合と比較してみた。以下、この実験について述べる。

(2) 実験結果

発熱量254(223) cal/g UO₂の熱電対を取りつけない実験(実験202-4B)と、発熱量251(221) cal/g UO₂の熱電対付きの実験(実験202-3)の実験後の燃料の写真を、Fig.

* NSRR実験結果速報(13)では、積分炉出力から算定した値245(215) cal/g UO₂とした。しかし、その後実験後の燃料の γ 線強度を測定して校正した結果、254(224) cal/g UO₂となったので訂正する。

2.2.6 に比較して示す。写真から判るように、2つの燃料は発熱部全表面にわたって黒色に酸化しており、かつ、部分的に酸化膜のはくりが生じている点で良く似ている。しかしながら、実験202-3では、試験燃料の熱電対の取り付け位置に、丸い貫通孔が生じているのに対し、熱電対のない実験202-4 Bの被覆管には同様の貫通孔は発生していない。

⁽³⁾ 前報で報告した様に、表面温度計装のある燃料では、 $250(219) \text{ cal/g UO}_2 \sim 254(223) \text{ cal/g UO}_2$ の発熱量の実験4件のうち、2件(実験No 202-1, 202-3)は、熱電対取り付け位置に貫通孔が発生していた。そのうち、実験202-1では、照射後検査中に熱電対がはずれ、この時貫通孔が生じたものであった。

このことから、破損しきい値近辺の発熱量の実験燃料は、熱電対を軽く引っ張ると、貫通孔が生じる程、当該発熱部の被覆管は、一様に脆くなっており、実験No 202-3のケースでも、取り出し作業中に貫通孔ができたのではないかと疑いがもたれた。本実験の結果は貫通孔は生ぜず、また、クラックも発生しなかった。それとともに、燃料表面の様相も、上記4件の実験結果とはほとんど変るところがない。すなわち、熱電対の影響は、貫通孔を作る事を除いては少なく、したがって、熱電対跡に貫通孔の生じた実験結果は、燃料破損の範疇に含める必要がないこと、並びに熱電対の存在が、燃料の酸化や、クラック発生 of しきい値に影響を与えない事が確認された。

2.2.4 標準試験燃料の照射後試験

(1) 実験目的

大気圧水カプセルを用いた標準燃料試験に関する燃料の破損状況、破損しきい値、破損機構などについては、すでに報告してきた所であるが、これらは主として外観検査及び被覆管表面の温度挙動、さらにX線検査から得られる UO_2 の破損状況の知見に基づいている。今後、被覆管の酸化・変形、破損機構など、燃料の破損に関与する諸挙動をより詳細に明らかにしていくためには、種々の非破壊、破壊の照射後試験を行う必要がある。

本節では、この照射後試験の一環として行ったプロファイルメーター、X線検査、NRG検査、ガンマ・スキャンの試験結果を中心に報告する。

(2) 試験燃料の軸方向発熱分布

発熱量の軸方向分布の測定は、濃縮度が5%と10%及び20%の燃料について行った。10%及び20%濃縮燃料の場合、非破壊ガンマ・スキャン法により測定したが、その結果をFig. 2.2.6~7に示す。この図において、燃料発熱部の両端の値がプロットされていないのは、コリメーターが不十分なため、有意なデータは得られなかったからである。そこで、この点を補い、詳細かつより精度の良い測定を行ったのが、5%濃縮燃料についてである。この場合、測定はペレット各々の γ 線強度を計測する方法によった。そのため、測定対象とした試験燃料は、照射後、被覆管からペレットが取出せるよう低発熱量(約 $60(50) \text{ cal/g UO}_2$)で照射したものである。測定結果をFig. 2.2.8に示す。

Fig. 2.2.6~8から、発熱量の軸方向分布について次のことがわかる。まず、燃料発熱部の両端を除いて、5、10、20%濃縮いずれの場合も発熱はほぼ平坦な分布をしており、両端部分に見られる発熱ピークを無視した軸方向ピーキング係数は約1.03となる。次に、軸方向下部の発熱量は上部より若干高くなっており、下部の最大値と上部の最小値との差は約5%程度である。なお、

Fig. 2.2.8 に見られるように両端で発熱ピーキングが生ずるのは、冷却水の反射体効果によるものであり、また上部の発熱量が下部より若干低いのは、炉心上部に制御棒がバンクで挿入されていることによるものと考えられる。

(3) 試験燃料の被覆管変形量

前報で標準試験燃料の被覆管変形量の測定結果を報告したが、今期は実験No 201-2 (標準試験)、201-3 (ランアウト出力試験)と202-4 B (熱電対を取りつけない実験)について、被覆管の変形量を測定し、ランアウト出力及び熱電対の存在の有無が被覆管の変形に及ぼす影響を調べた。一方、前回マイクロメーターによる測定結果のみを示した実験No 111-17について、プロファイルメーターを用いた測定を行うとともに、試験燃料の発熱量についても燃料の γ 線強度の測定値から再評価した。 γ 線強度の測定ができなかったケースについては、投入反応度と発熱量との関係から評価した。そのため、以下の報告で用いる発熱量は付録のTable C に示す γ チェンバーの測定値から求めた発熱量と若干異なっている。その差は大概3%程度であるが、実験No 200-4 だけは大きく約10%である。

なお、プロファイルメーターの測定結果の整理は、前回報告したように直角2方向について、測定値の中の最大値及び平均値に着目して行っている。最大値は、燃料発熱部における最も大きな変形量であり、実用上、実際にどこまで燃料がふくれたかという目安である。しかし、最大値はあくまでも局部的な量であり、一般的な燃料の変形を知る上では平均値が必要である。

以上、Table 2.2.1 と Table 2.2.9 は、これまでに行ったすべての測定結果をまとめて示したものである。

(A) 低発熱量 (約 140 cal/g UO_2) におけるランアウト出力の影響

実験No 201-2 (138(122) cal/g UO_2) に関する測定結果をFig. 2.2.10 に示す。この図から、被覆管の外径は、全長にわたって一定であり、照射前に比べて変化しなかったことがわかる。一方、この実験と同一反応度でランアウト出力を増加した場合 (実験No 201-3, 177 (156) cal/g UO_2) の測定結果をFig. 2.2.11 に示す。この図より、被覆管外径は照射前からほとんど変化していないことがわかる。したがって、実験No 201-3 と実験No 201-2 の結果は、ほぼ同一である。なお、Fig. 2.2.11 で燃料上部における 0° 方向と 90° 方向の被覆管外径にわずかな差が見られるが、この程度の差は、非発熱部における 0° 方向と 90° 方向の被覆管外径に同程度の差があることからわかるように、この燃料の場合、照射前にも存在していたものである。

以上より、このように低い発熱量の場合、ランアウト出力が被覆管の変形に及ぼす影響は無視できる程度であるといえる。

(B) 熱電対の影響

前回、被覆管外径の軸方向変化を見ると、被覆管表面に取付けた熱電対の近傍の変形は極大になる場合が多いことを報告した。このことをプロファイルメーターのアウトプットを図示したFig. 2.2.13~16 (図中、熱電対取付け位置は記号T/Cで印してある。)で説明すると次のようになる。すなわち、T/C近傍が常に被覆管外径の極大と一致するわけではないが、一致する割合は大雑把にいてT/C2に対して1である。また、一つの例外 (Fig. 2.2.13) を除いてT/C 近傍の被覆管外径の極大値が最大値と一致することはない。こうした事実から、熱電対

が被覆管の変形に何らかの影響を与えていることが考えられる。そこで、熱電対を取付けなかった実験No. 202-4 B (約 250 (220) cal/g UO_2) に関するプロファイルメーターの測定結果を、同程度の発熱量を与えた試験燃料のそれと比較して、熱電対が変形に及ぼす影響を調べた。

Fig. 2.2.16 に実験No. 202-4 B の測定結果を示す。これを Fig. 2.2.15 (実験No. 202-2, 約 250 (220) cal/g UO_2) と比較すると、次のことがいえる。最大値の位置は燃料軸方向中心よりやや下方にあることと発熱部上端及び下端近くに極大が見られることは両者に共通している。また実験No. 202-2 の場合、熱電対取付け位置 4ヶ所が極大点と一致している。しかし、これらの位置における変形量は最大値にくらべてかなり小さい。次に、被覆管外径の最大値と平均値とを比較してみる。実験No. 202-4 B の場合、最大値及び平均値はそれぞれ 11.09 mm, 10.87 mm (照射前の外径は 10.75 mm) で、ひずみになおすと 3.16, 1.12% である。これらの値は、最大値、平均値のいずれについても熱電対を取付け、同程度の発熱量を与えた試験燃料 (実験No. 202-2 及び 200-4) と同程度であることが、Table 2.2.1 からわかる。

したがって、熱電対取付け位置近傍の変形は極大を示す場合が多いけれども、熱電対が変形量 (最大値及び平均値) そのものに与える影響は測定値のばらつきの範囲内のものであるといえる。

(C) 試験燃料の発熱量と変形量

Table 2.2.1 及び Fig. 2.2.9 に示す測定結果全体に関する考察を以下に述べる。

発熱量の増大とともに変形量が増加するが、この点をやや詳細に見ると次のようになる。発熱量約 140 (120) cal/g UO_2 では、燃料全長にわたって被覆管外径は、照射前から変化していない (Fig. 2.2.10)。これよりわずかに増加した発熱量から約 190 (170) cal/g UO_2 の範囲では、局部的には幾分変形するが、燃料平均としては大きく変化していない (Fig. 2.2.12~13)。さらに発熱量が増大し、約 220 (190) cal/g UO_2 以上になると、燃料全体が変形し、平均的にも永久ひずみを残すまでになる (Fig. 2.2.14~16)。また発熱量が約 250 (220) cal/g UO_2 を越えると、周方向のひずみ量が急激に増加する傾向を Fig. 2.2.9 から見る事ができる。これは、約 250 (220) cal/g UO_2 の発熱量では被覆管表面温度 1700~1800°C になっていることを考え合⁽³⁾せると、被覆管内面が溶融していることの影響ではないかと考えられる。

さて、被覆管は一様に変形しないで、Fig. 2.2.13~16 に示すように極めて不均一な変形をする。そのため、上で述べたようにある発熱量範囲では燃料全体を平均的に見れば有意な変形をしたといえなくとも、局部的には永久ひずみを残すほど変形する。これは、後述する NRG 検査、X 線検査から観察されるように、ペレット同志のずれ、ペレットに入ったクラックなどによる影響と考えられる。次に、被覆管が不均一な変形をしつつ、燃料全体が平均的にも有意な変形を残すしきい値について考える。Fig. 2.2.9 から、このしきい値は約 200 (175) cal/g UO_2 程度となることがわかる。この点をより明確に示すために、次のようなデータ整理を行ってみた。すなわち平均値を最大値で除した値 (R) を求めた。こうすることにより、被覆管が局部的な変形にとどまっている限りでは R は小さく、全体としても変形するようになると、R は平均値の変化以上に大きな変化を示すことが期待されるからである。結果を Fig. 2.2.17 に示す。この図より約 210 (180) cal/g UO_2 以上と約 190 (180) cal/g UO_2 以下とでは、R の値に明確な差があり、上記しきい値が約 200 (175) cal/g UO_2 付近にあることがわかる。

(4) X線及び中性子ラジオグラフィー検査

約140 (120) cal/g UO_2 から被覆管周方向にクラックが入った約270 (240) cal/g UO_2 までの発熱量を与えた標準試験燃料についてX線及びNRG検査を行った。Fig. 2.2.18～19に写真の一例を示すが、X線検査から被覆管とペレットの位置関係、NRG検査からペレットの内部構造(クラックなど)がわかる。Fig. 2.2.20には両検査のフィルムからスケッチした燃料の様相を示す。以下、ペレット及び被覆管の様相を観察して得られた知見を、Fig. 2.2.20により説明する。

発熱量の低い約140 (120) cal/g UO_2 (A)の燃料ですでにペレットにはクラックが見える。クラックの方向は一定ではなくランダムで、ペレットを分析するまでに進んでいるものもある。発熱量が約180 (160) cal/g UO_2 (B)になるとクラックの数が増し、また燃料軸方向中心から下部の領域のペレットとペレットの間にわずかなすき間が見え、ペレット相互の区別が明確になる。しかも、図中に示すことはできなかったが、一部に被覆管とペレットの間に明確なすき間が観察され、この位置はFig. 2.2.13に示した局所的な変形がある領域に対応している。発熱量約220 cal/g UO_2 (C)では、被覆管・ペレット間のすき間は、比較的広範囲にわたって見えるが、これは燃料全体が平均的にも有意な変形をした(Fig. 2.2.14及び17)ことと対応している。さらに発熱量が増加した約250 (220) cal/g UO_2 (D)になると、ペレット間のすき間が顕著になり、ペレット同志のずれ(偏心)も観測されてくる。発熱量が約260 (230) cal/g UO_2 (E)を越えると、ペレットが斜め(ペレットの中心軸と被覆管の中心軸とが角度をもつ)になる。それは、下部のペレットで著るしい など偏心・不整合が目立つとともに、被覆管も非常に薄く観察される部分があり、ペレットとペレットの境界面に当たる被覆管にクラックを発生させている。また、約260 (230) cal/g UO_2 以上の場合、ペレット中のクラックの数は低発熱量(約180(160)～250(220) cal/g UO_2)の燃料よりむしろ少なくなっているのは興味深い。なお、以上述べた中で、ペレットの不整合の程度、ペレット・ペレット間のすき間の程度等が、燃料上部より下部においてより大きいのが一般的特徴である。さらに、約180 (160) cal/g UO_2 では下部領域のペレットの方が上部よりクラックの数が多いことも観察された。これらのことは、(2)で述べたように、わずかだが燃料下部の方が上部より発熱量が大きいことによる影響と考えている。

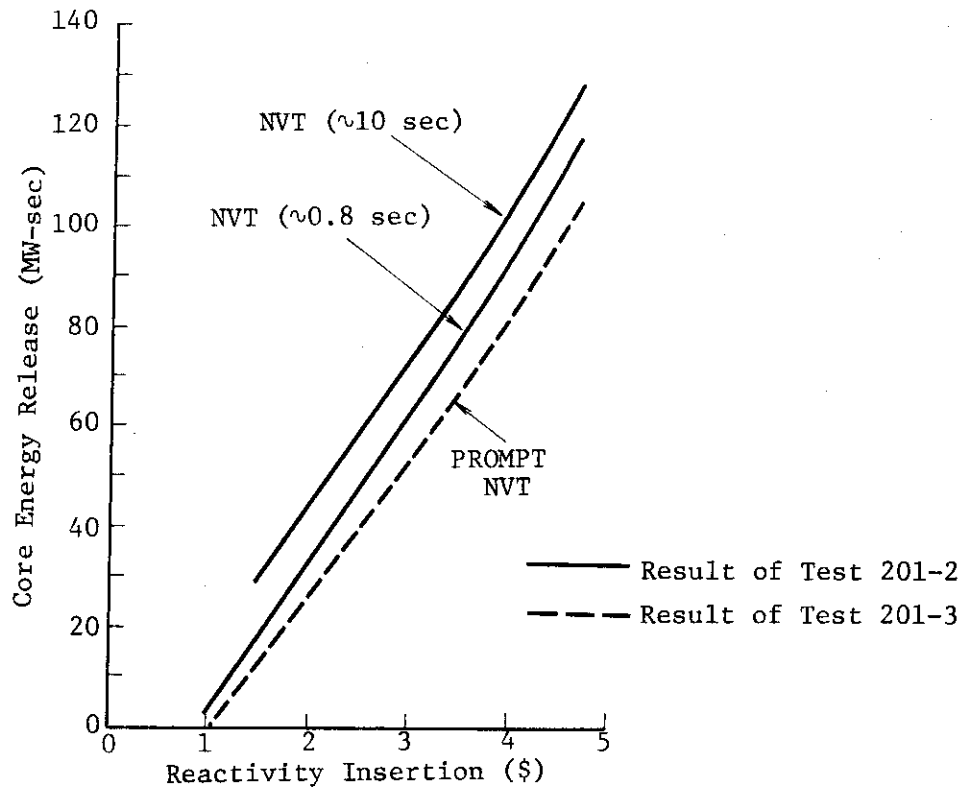


Fig. 2.2.1 Core energy release (NVT) with various transient rod reinsertion times as a function of reactivity insertion calculated with EUREKA-NSRR.

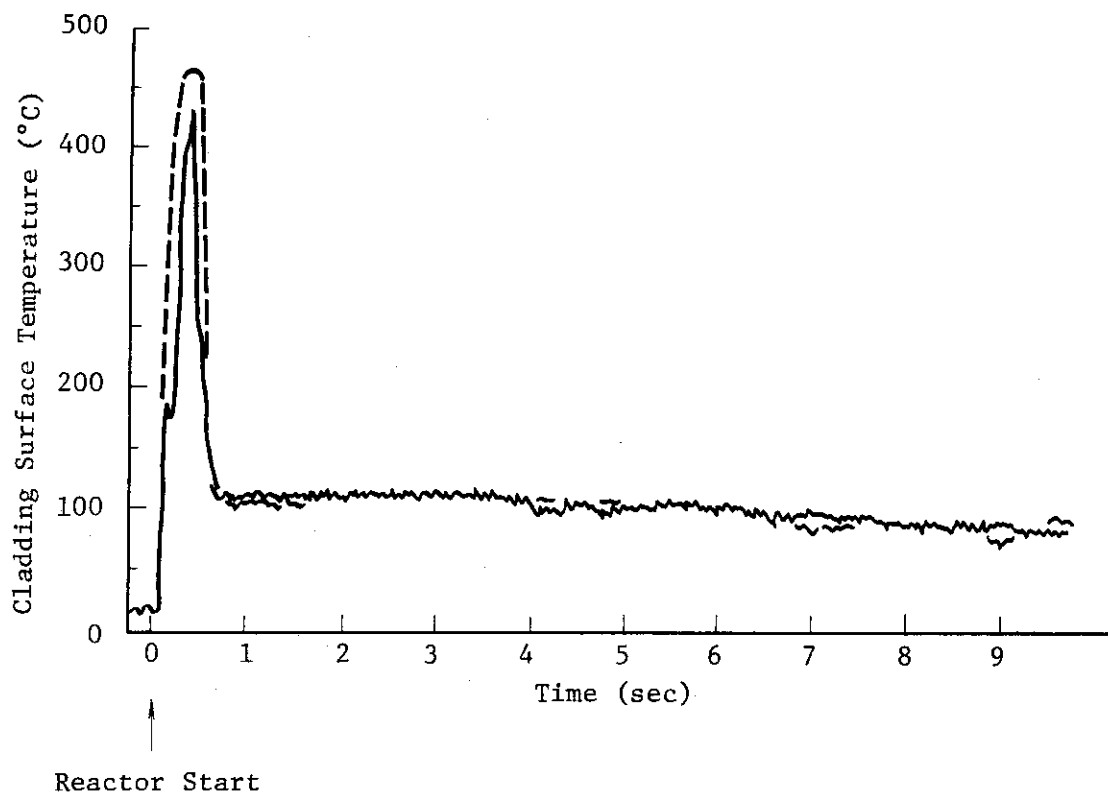


Fig. 2.2.2 Cladding surface temperatures in Test 201-2 and Test 201-3

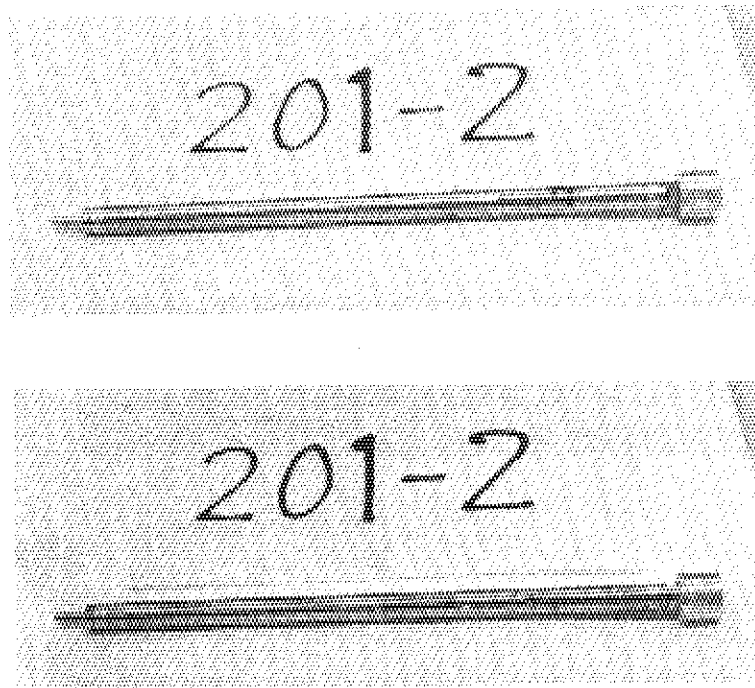


Fig. 2.2.3 Standard test fuel rod following Test 201-2
(140 (123) cal/g·UO₂)

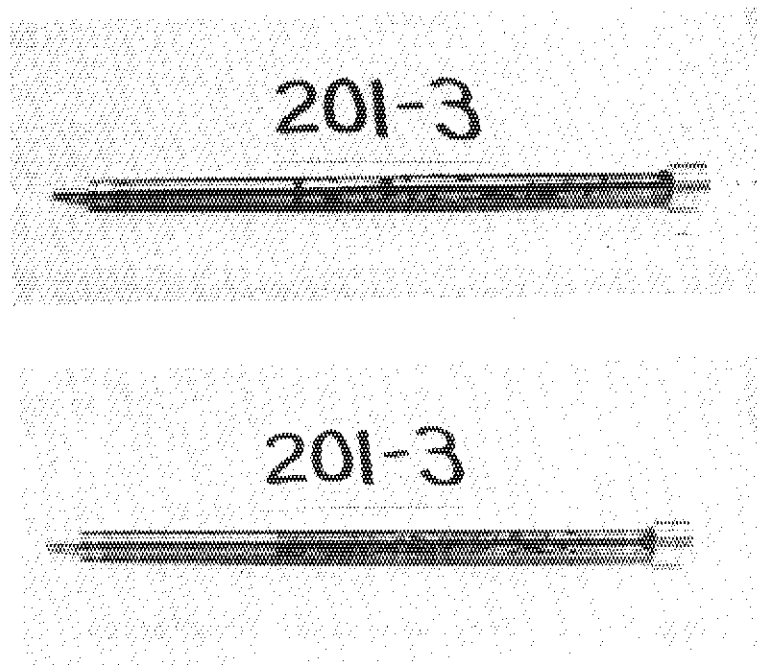


Fig. 2.2.4 Standard test fuel rod following Test 201-3
(140+30 (123+27) cal/g·UO₂)

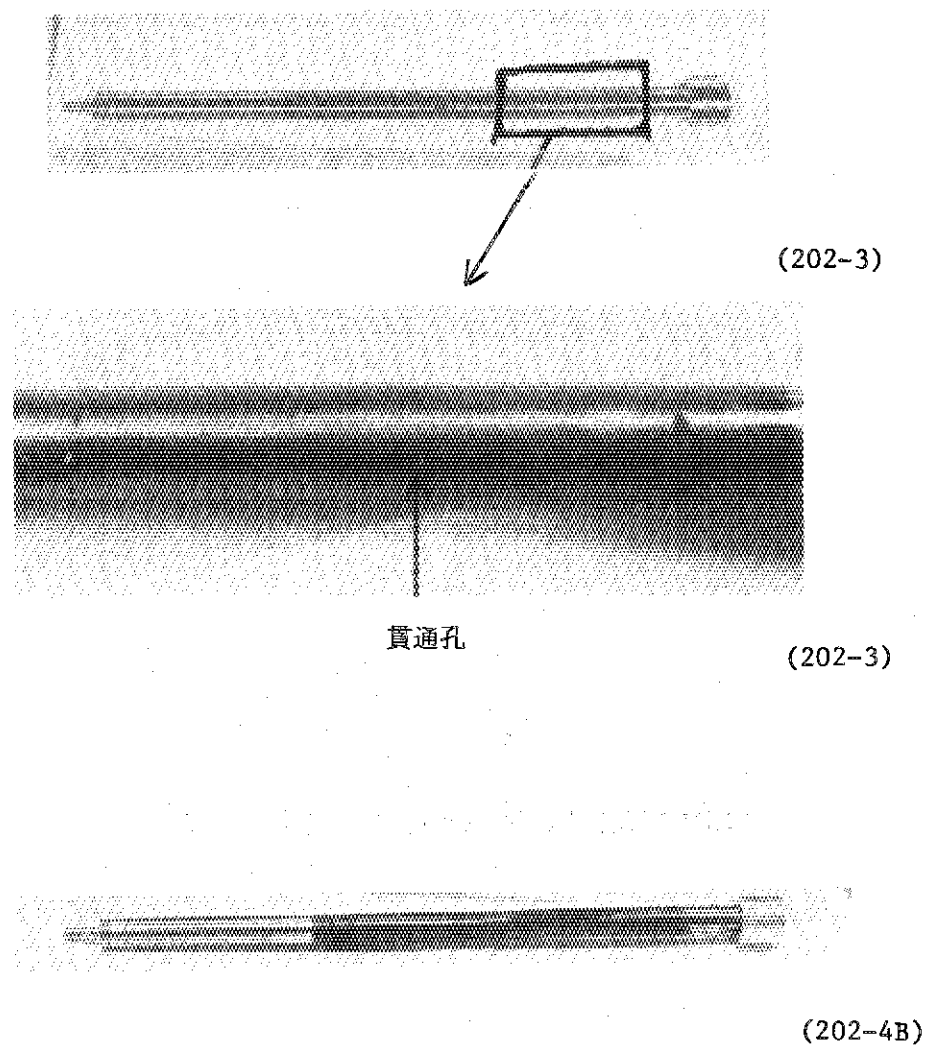


Fig. 2.2.5 Fuel Rods after Irradiation

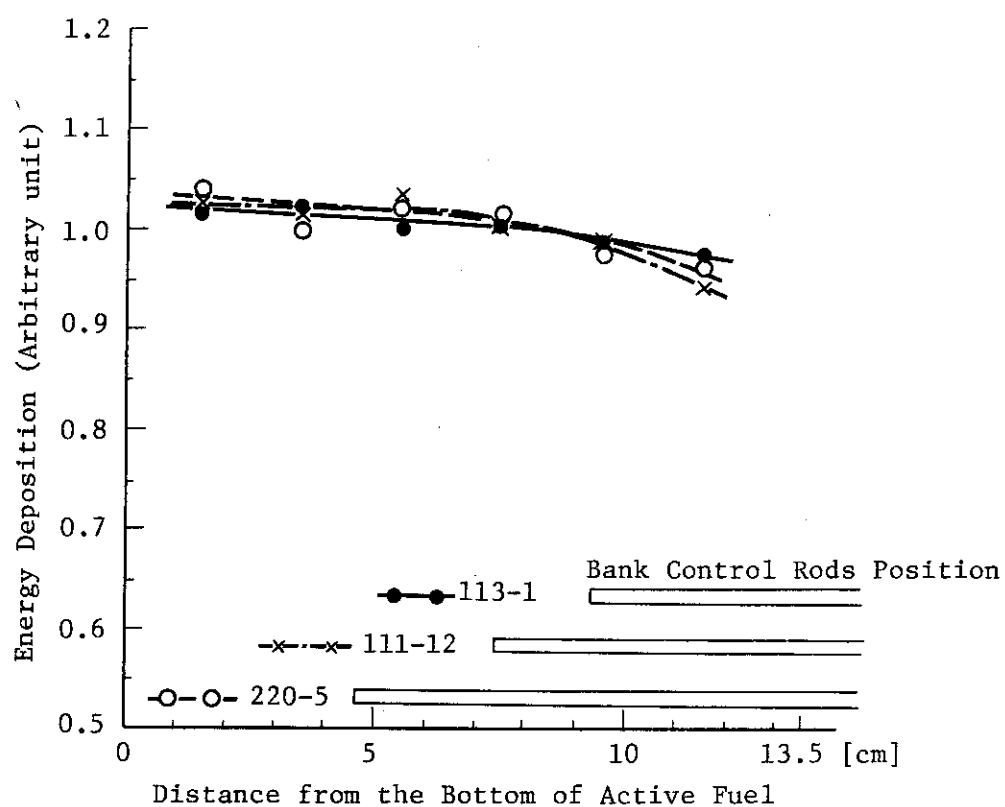


Fig. 2.2.6 Axial distribution of energy deposition
(10% enriched standard test fuel)

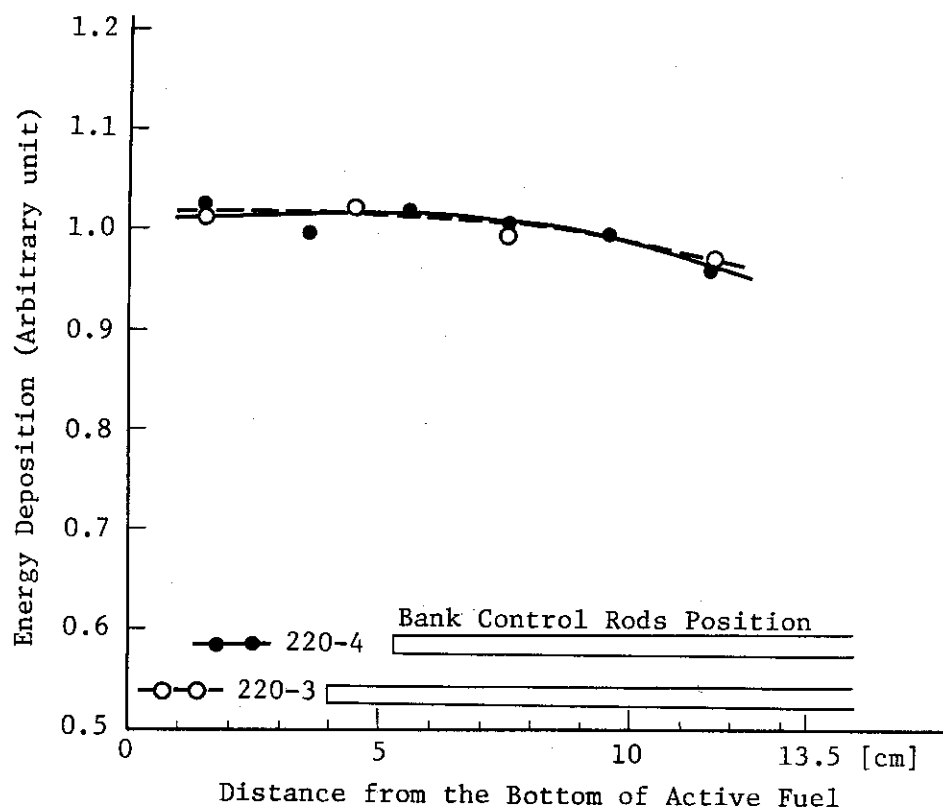


Fig. 2.2.7 Axial distribution of energy deposition
(20% enriched standard test fuel)

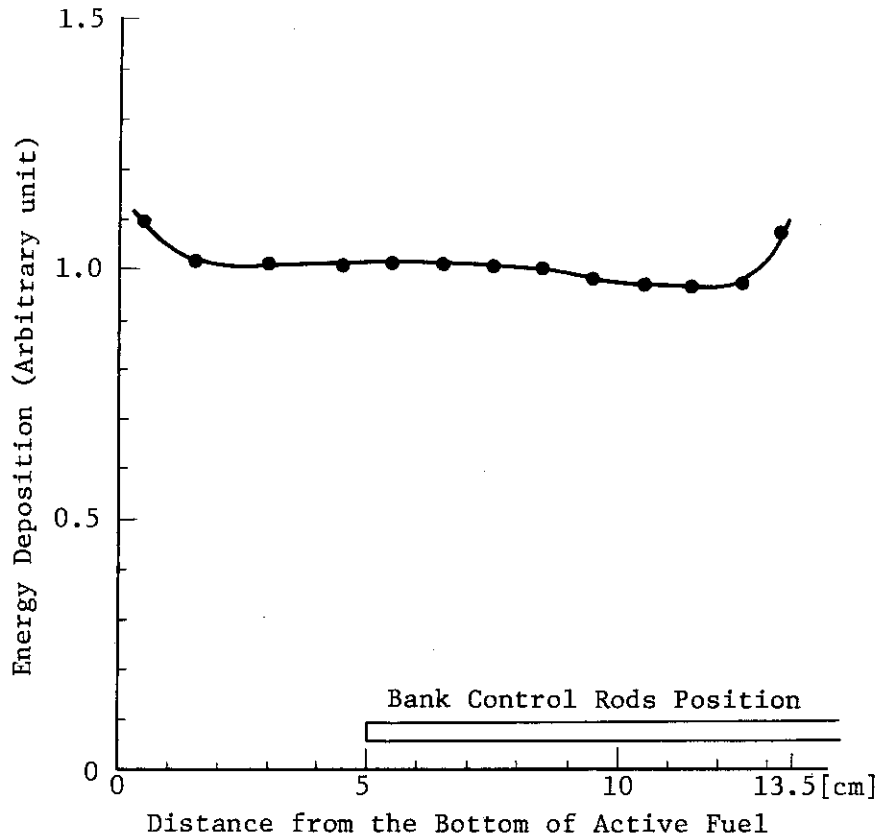


Fig. 2.2.8 Axial distribution of energy deposition
(5% enriched standard test fuel, Test No. 220-1)

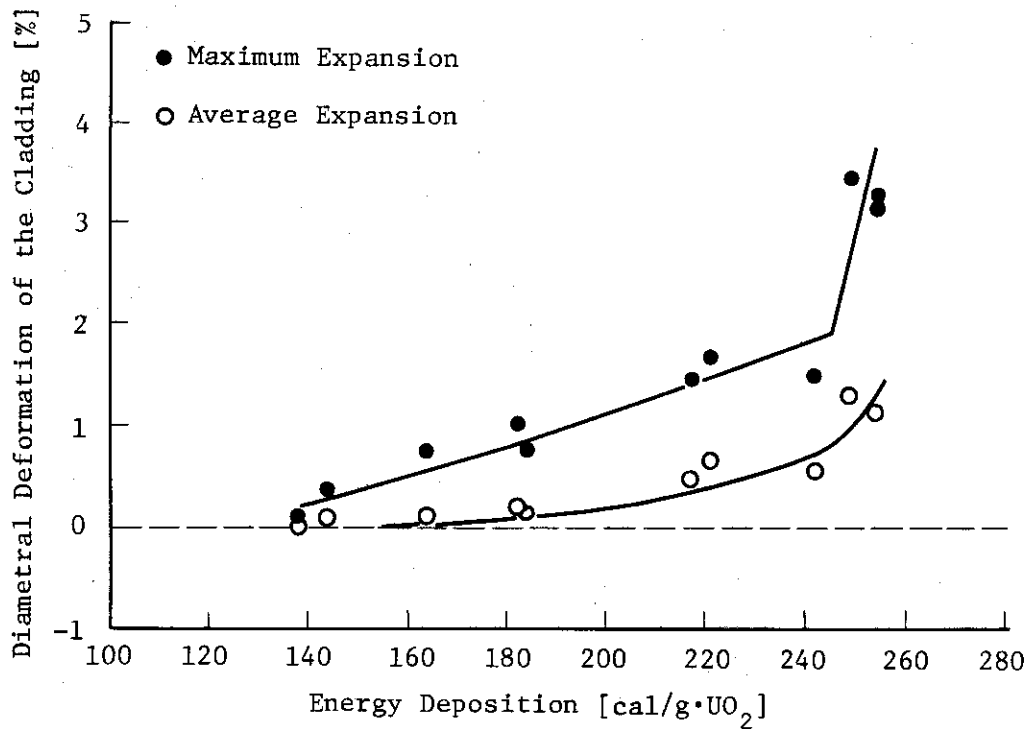


Fig. 2.2.9 Diametral deformation of the standard test fuel
cladding as a function of energy deposition

Table 2.2.1 Diametral Deformation of the Standard Test Fuel Claddings

Test No.	Energy Deposition [cal/g·UO ₂]	Initial Diameter d ₀ [mm]	Diameter after Irradiation d [mm]			Diametral Deformation ϵ $\epsilon = \{(d - d_0)/d_0\} \times 100$ [%]		
			Average	Maximum		Average	Maximum	
				Direction A	Direction B		Direction A	Direction B
201-2	138	10.76	10.76	10.77	10.76	0.00	0.09	0.00
111-13	144	10.74	10.75	10.77	10.78	0.09	0.28	0.37
111-14	164	10.74	10.75	10.79	10.82	0.09	0.47	0.74
200-3	182	10.72	10.74	10.81	10.83	0.19	0.84	1.03
111-12	184	10.73	10.74	10.81	10.80	0.09	0.75	0.65
111-16	217	10.75	10.80	10.86	10.90	0.47	1.02	1.40
111-17	221	10.75	10.82	10.93	10.91	0.65	1.67	1.49
113-1	242	10.75	10.81	10.85	10.91	0.56	0.94	1.49
202-2	249	10.74	10.88	11.11	11.04	1.30	3.45	2.79
200-4	254	10.71	10.83	10.90	11.06	1.12	1.77	3.27
202-4B*	254	10.75	10.87	11.09	10.98	1.12	3.16	2.14
201-3**	177	10.75	10.75	10.77	10.76	0.00	0.19	0.09

Notes : * Case without Thermo-Couple
 ** Case with high run-out power

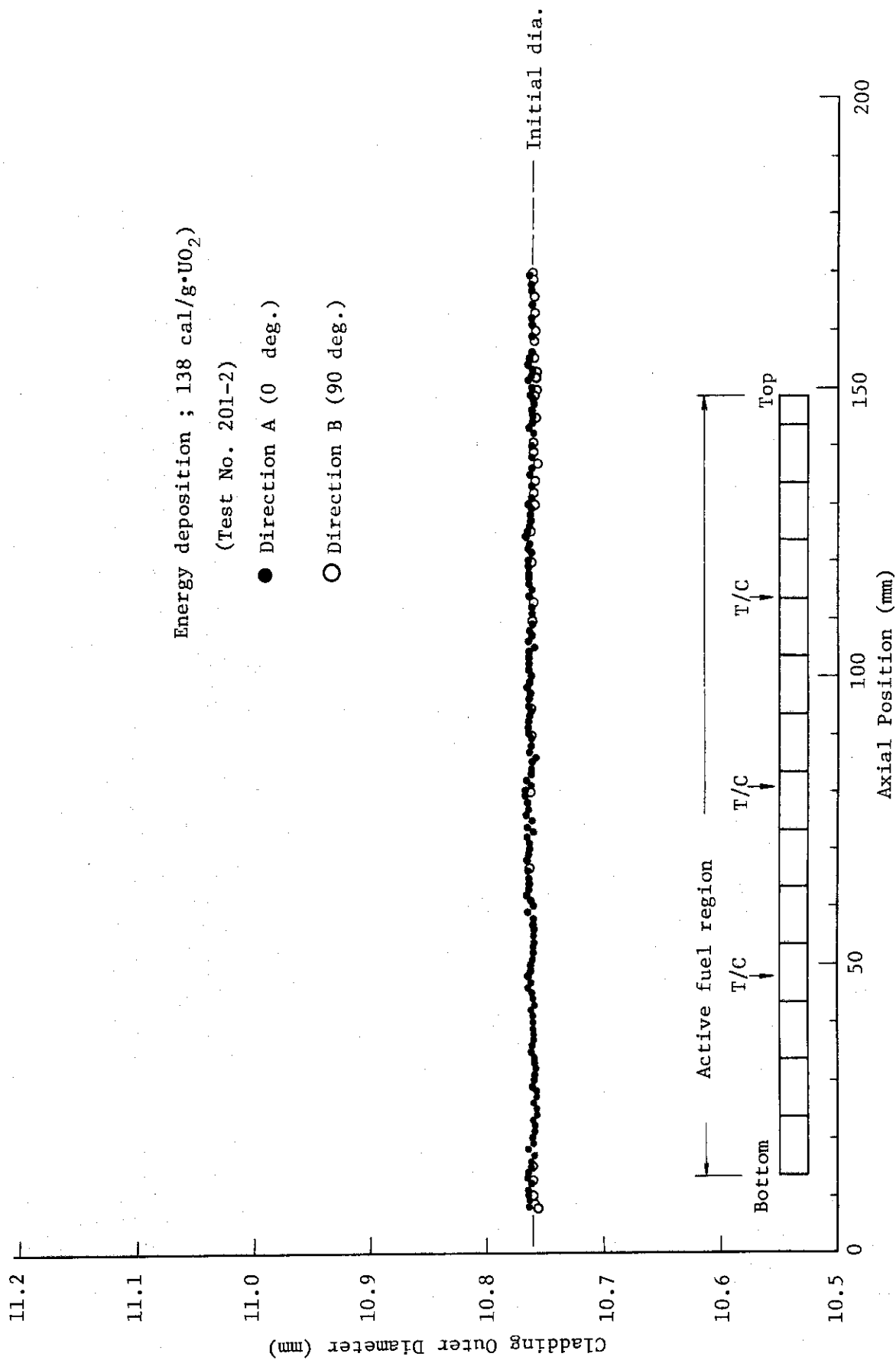


Fig. 2.2.10 Results of the profilometer measurements

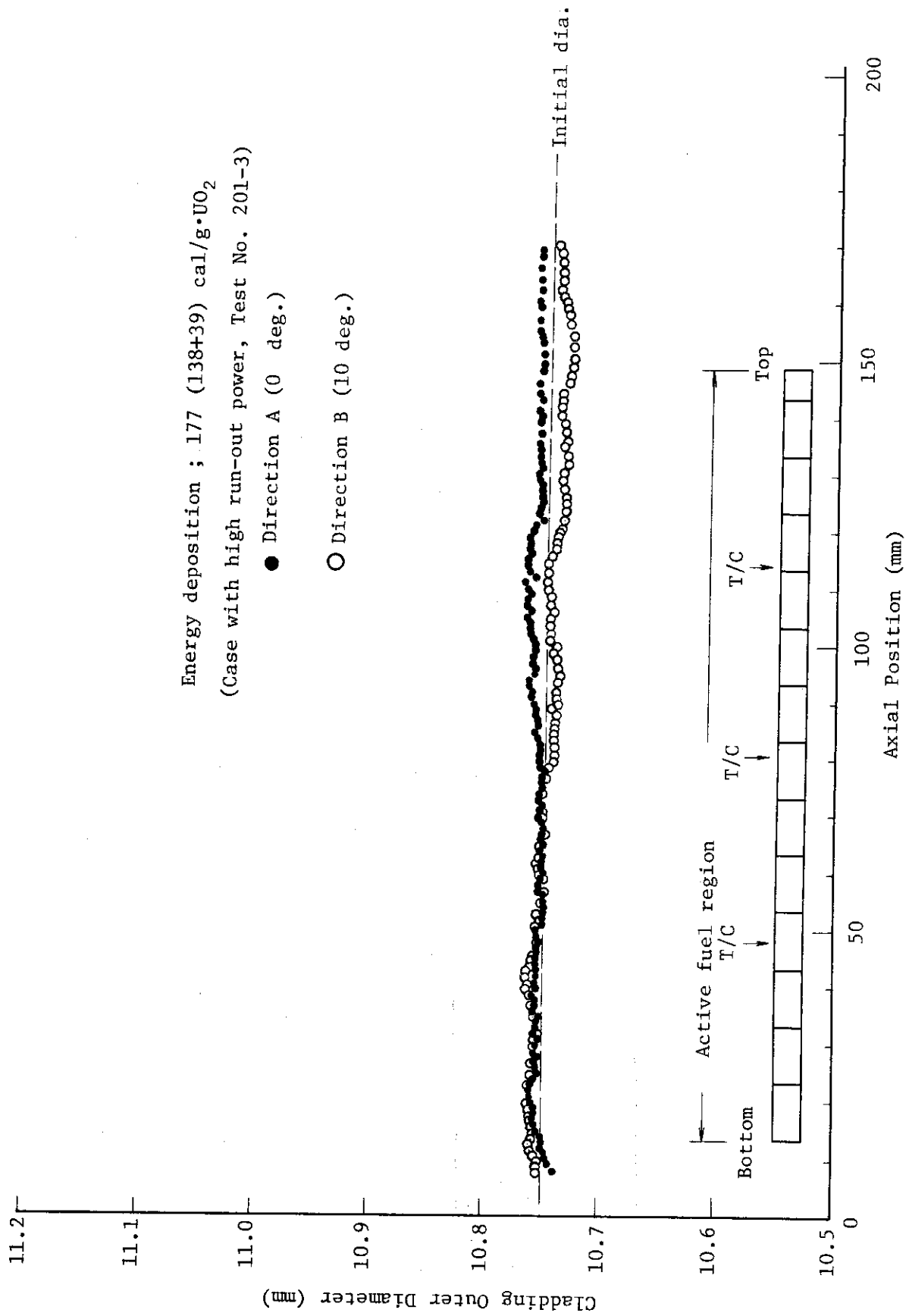


Fig. 2.2.11 Results of the profilometer measurements

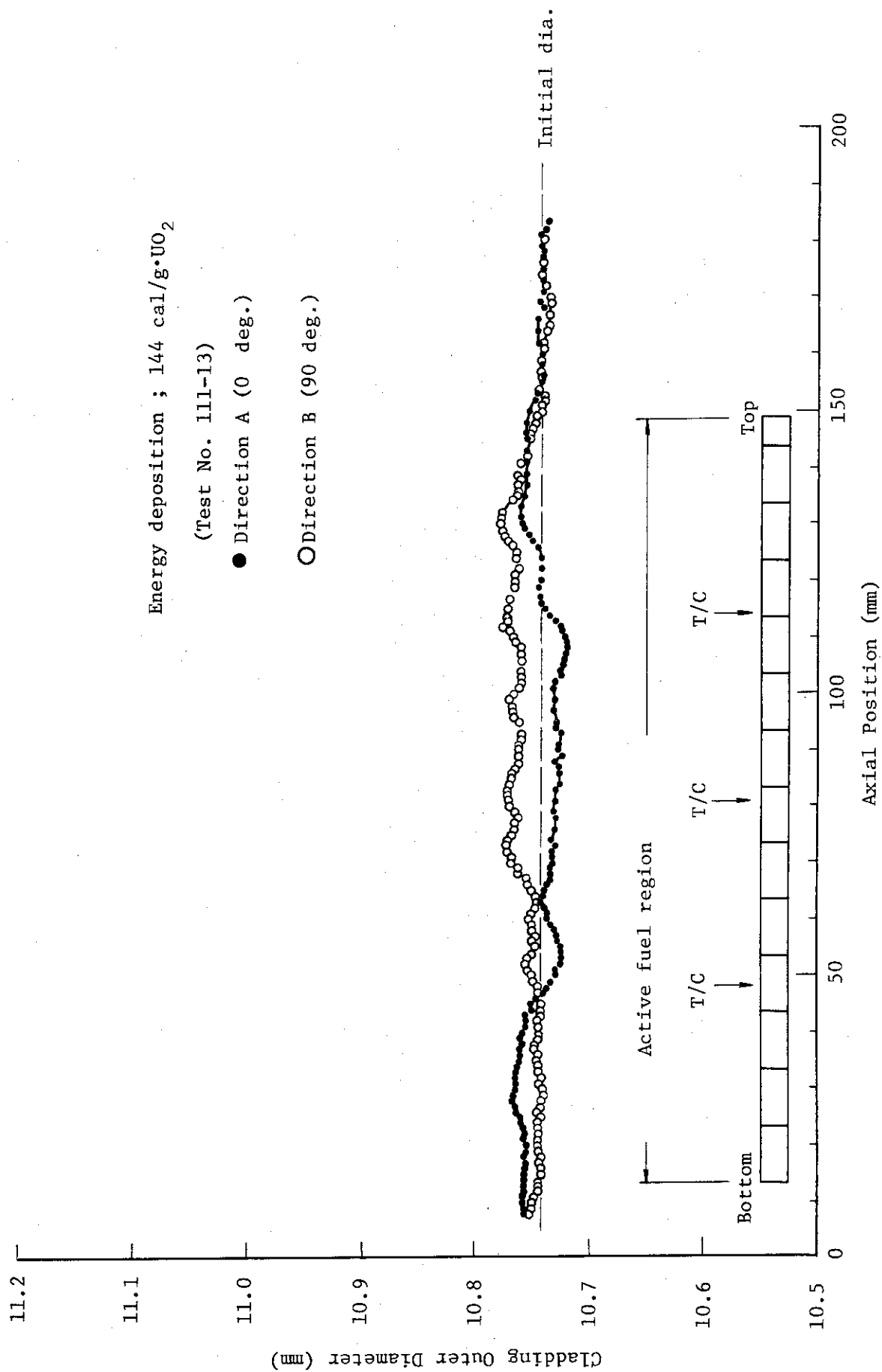


Fig. 2.2.12 Results of the profilometer measurements

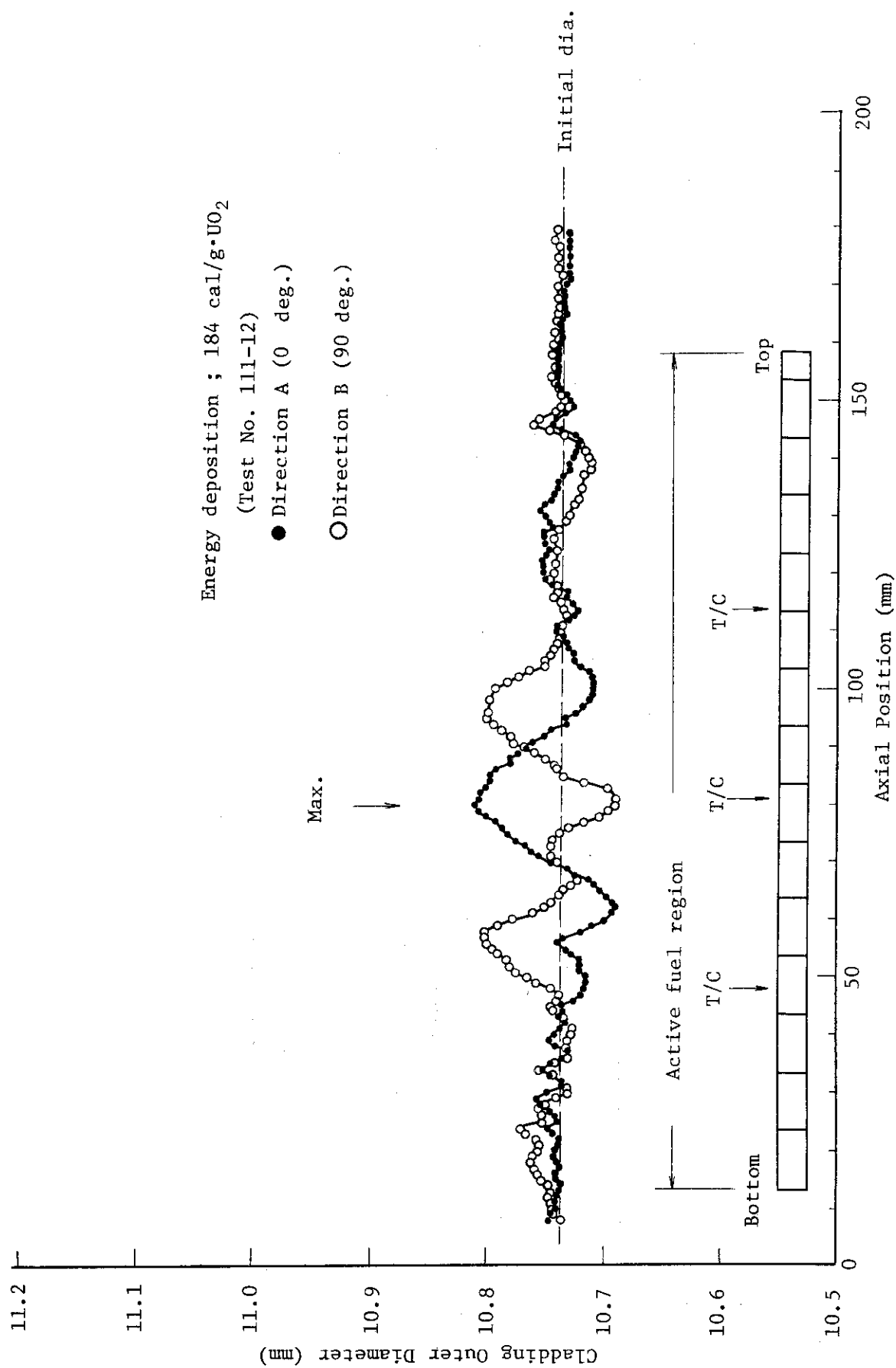


Fig. 2.2.13 Results of the profilometer measurements

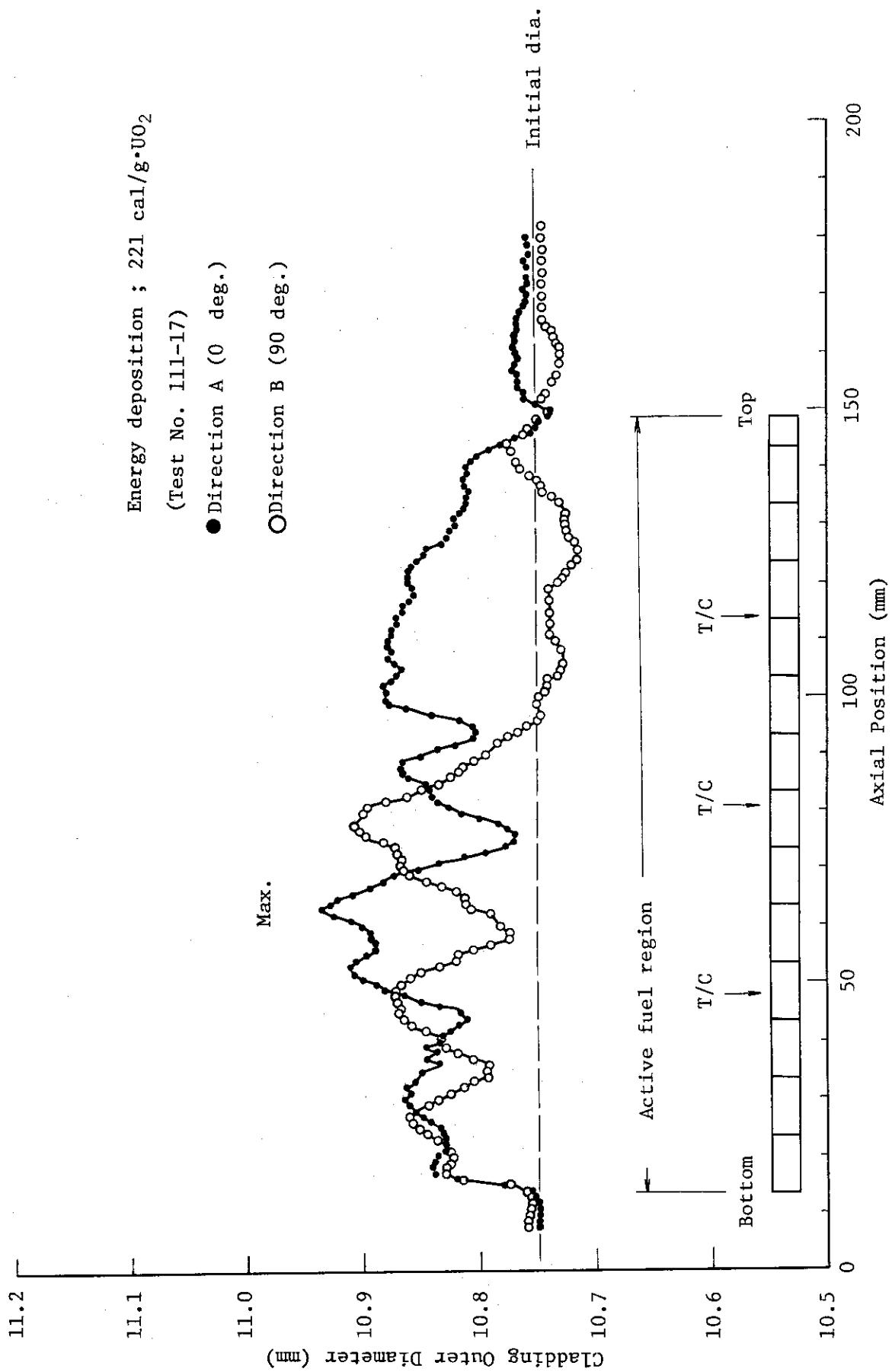


Fig. 2.2.14 Results of the profilometer measurements

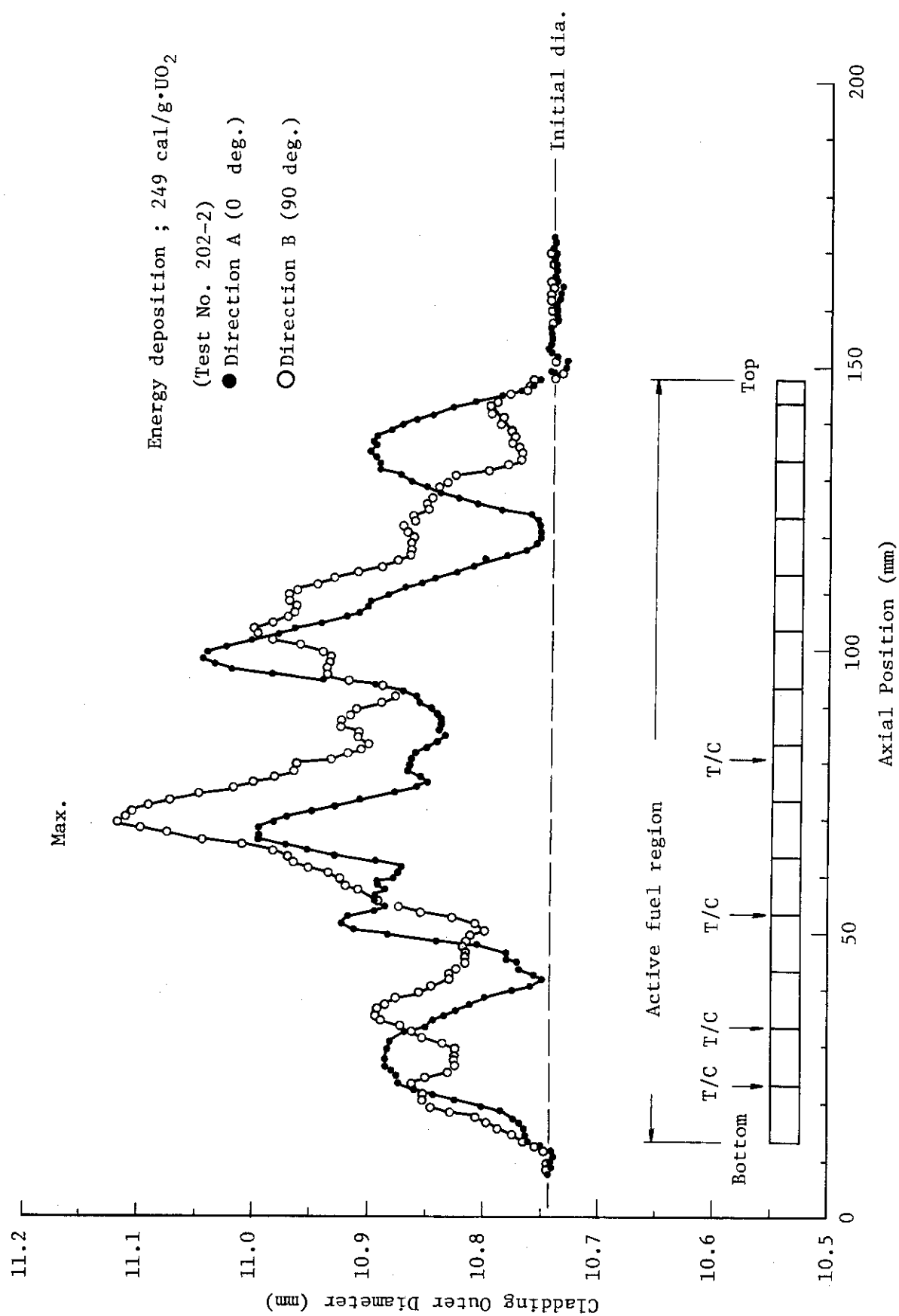


Fig. 2.2.15 Results of the profilometer measurements

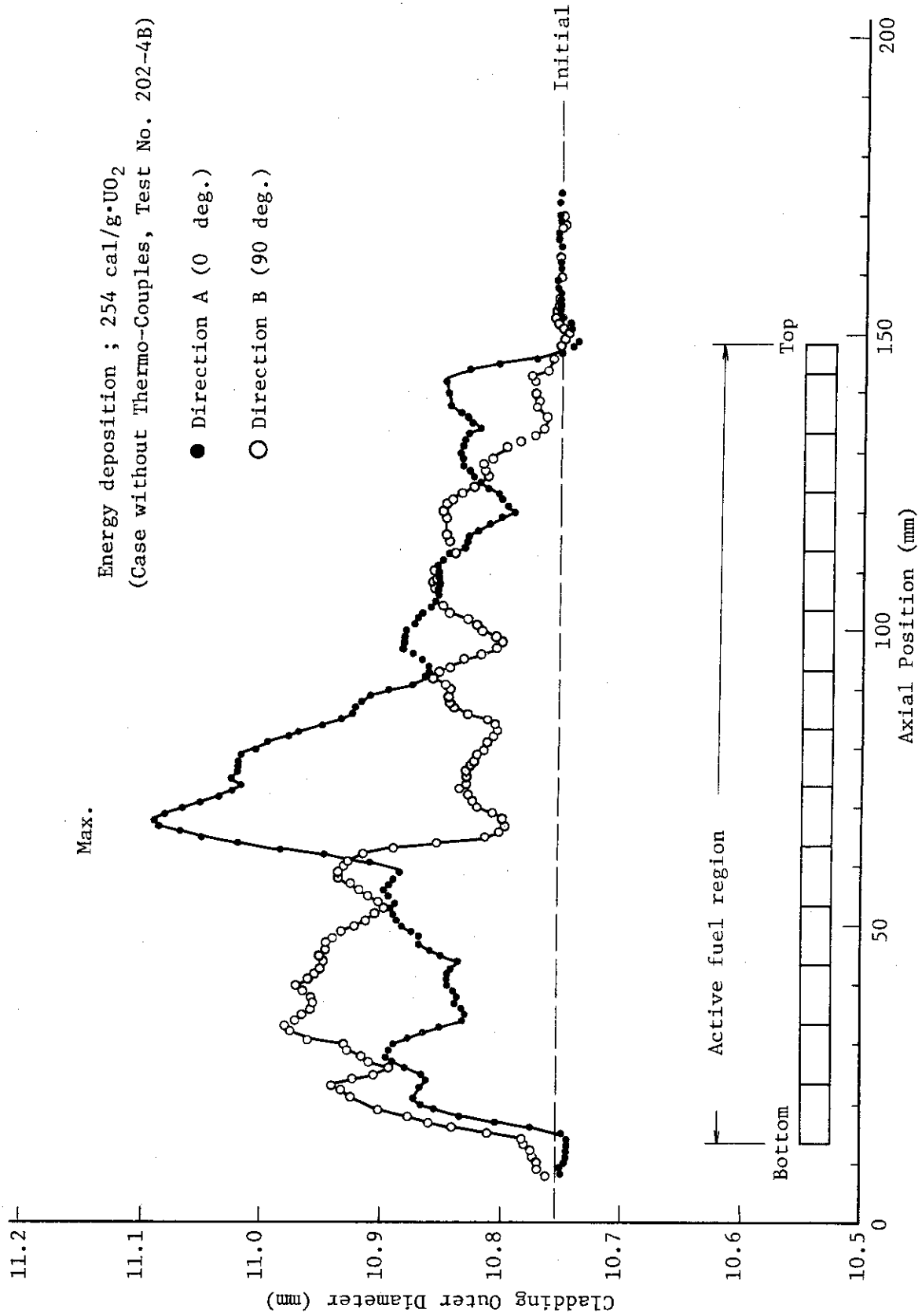


Fig. 2.2.16 Results of the profilometer measurements

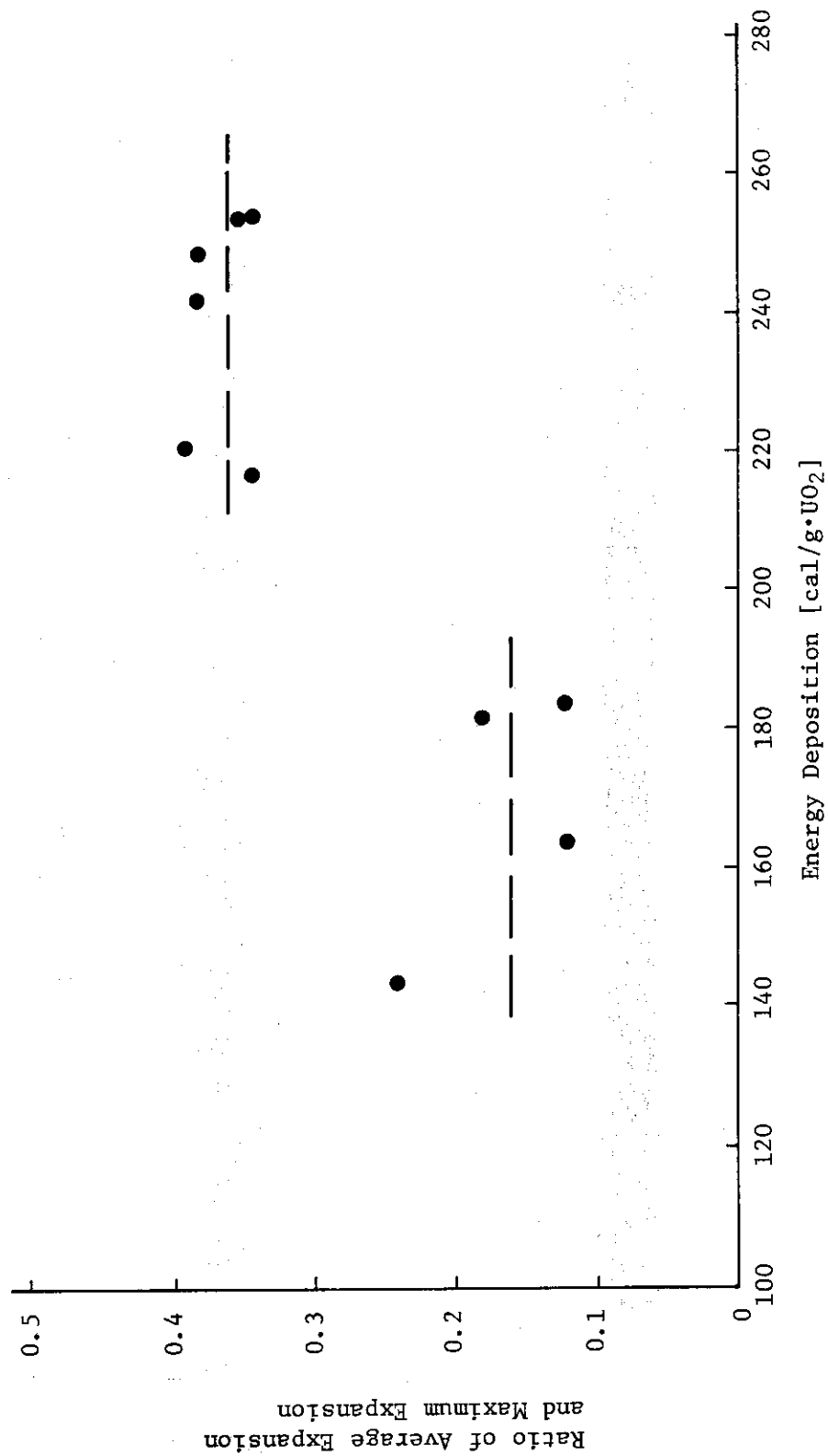


Fig. 2.2.17 The ratio of average expansion and maximum expansion as a function of energy deposition

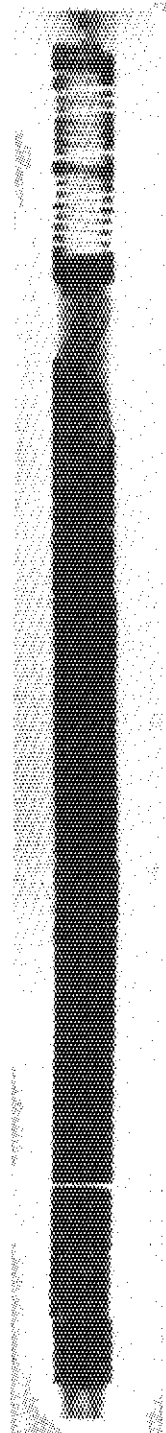


Fig. 2.2.18 NRG photograph of the Standard test fuel rod
(Test No. 200-5, 263 cal/g·UO₂)

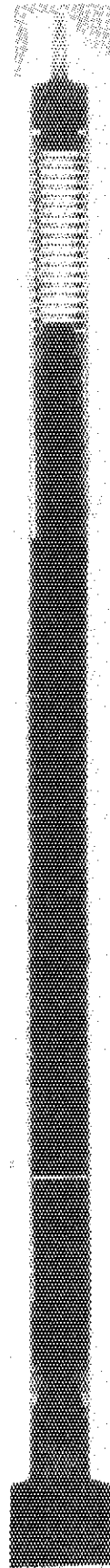


Fig. 2.2.19 X-ray photograph of the Standard test fuel rod
(Test No. 200-5, 263 cal/g·UO₂)

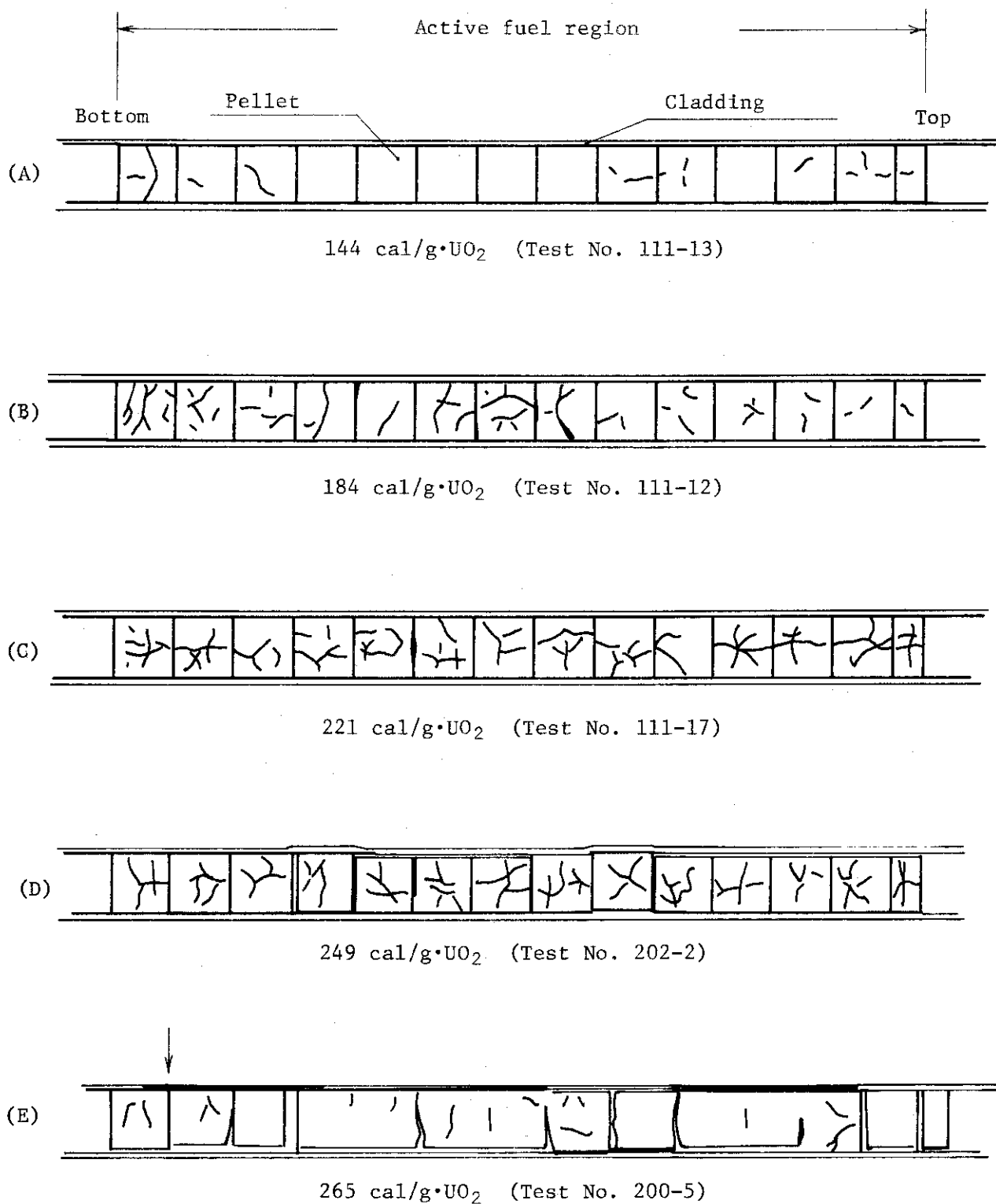


Fig. 2.2.20 Depictions of the irradiated test fuels from the NRG and the X-ray films

2.3 濃縮度パラメータ実験Ⅱ

(大西信秋, 丹沢貞光, 北野照明)

2.3.1 実験目的

軽水動力炉で使用している燃料の濃縮度は、およそ2.2～3.2%の範囲にあり、NSRRの標準燃料の濃縮度(10%)に比べてかなり低い。濃縮度が高くなるにしたがって、ペレット外周での中性子の吸収が多くなり、ペレット内での出力分布の歪が大きくなる。燃料温度は反応度事故時のように急激な加熱条件下では、初期の燃料内温度が出力分布に比例した分布になるために、ペレット外周部において最も高くなる。したがって、濃縮度の相違はペレット外周部の温度の相違となり、必然的に被覆管の温度挙動に違いが生じ、被覆管の溶融に始まる初期破損のしきい値の変化となって表われることが考えられる。

本濃縮度パラメータ実験では、5%および20%の濃縮度燃料を用いて各々の破損しきい値を求め、出力歪の相違が破損しきい値および破損機構に及ぼす影響を調べた。

⁽³⁾ 前報において実験の一部について報告したが、本報ではその後行なった実験も加えて考察を加える。濃縮度パラメータ実験の主要項目をTable 2.3.1に示す。

2.3.2 実験結果

(1) 5%濃縮度燃料の実験結果

Fig. 2.3.1およびFig. 2.3.2に5%濃縮度燃料に関する実験結果を示す。Fig. 2.3.1に示されているように、発熱量239 cal/g UO_2 (実験No. 221-1)および246 cal/g UO_2 (実験No. 221-2)の場合には、有効発熱部全面にわたって酸化し、一部において薄い酸化膜の剥離が見られたほか、わずかな変形が観察されただけで破損の形跡は見られなかった。

発熱量243 cal/g UO_2 (実験No. 221-3)を与えた実験では、被覆管表面の最高温度は燃料の軸方向の中心部で約1380℃に達したのち徐々に降下し、約10秒後にクエンチングした。燃料表面の外観は、有効発熱部の全体にわたって酸化し黒色に変色すると共に、燃料下部において2～3 cmの長さにはわたって薄い剥離が見られた。この実験では破損は生じなかった。

発熱量265 cal/g UO_2 (実験No. 222-1)の実験では、若干発熱量を増大したために燃料中心部の被覆管表面の最高温度が約1600℃に上昇した。しかしながら、クエンチング時刻は約8秒後で、246 cal/g UO_2 の実験に比べ若干早くなっている。燃料表面の外観は、これまでの実験と同様に有効発熱部全体にわたって酸化膜が見られた。この実験では、燃料上部の熱電対取付部に貫通孔が生じた。また、被覆管表面には被覆管が溶融してできたと考えられるしわが発生した。

発熱量277 cal/g UO_2 (実験No. 222-3)の実験では、被覆管表面の最高温度は約1740℃に達した。また、クエンチングはパルス出力発生後約7秒で起った。この実験では燃料軸方向の中心部に周方向の貫通クラックが発生した。被覆管表面のしわは、発熱量265 cal/g UO_2 の場合に比較してさらに凹凸が激しくなり、中心部の3個所においてペレット間境界に竹の節状のふくらみが発生した。

発熱量287 cal/g UO_2 (実験No. 222-2)の実験においては、被覆管表面に取付けた熱電対はすべてパルス発生後約0.5秒で最高約1200℃を示して破損した。照射後の試験燃料はFig. 2.3.1およびFig. 2.3.2に示すように、大きく3個に分断していた。また、被覆管が溶融して流出したよ

うな部分が3ヶ所あり、その部分の被覆材が流出したのちに固化したと考えられる破片がいくつか見ついている。このような破損状況は、これまでの標準燃料（10%濃縮度）における同程度の発熱量（実験No 200-7, 発熱量 295 cal/g UO_2 および実験No 200-6b, 発熱量 276 cal/g UO_2 など）の場合と若干異っていると思われる。なお、この実験では、前記 277 cal/g UO_2 の場合に見られた被覆表面の竹の節状のふくらみは生じていない。

(2) 20%濃縮度燃料の実験結果

前報では、発熱量 275 cal/g UO_2 （実験No 221-4）と 189 cal/g UO_2 （実験No 221-5）について述べたが、これらの実験のうち、前者は被覆管が溶融してできたと考えられるしわが顕著に見られた。また、燃料下部端栓に溶融した被覆材と思われる黒色の固まりが付着していた。一方、後者は被覆管表面が有効発熱部全面にわたって酸化し黒く変色したにすぎなかった。

発熱量 254 cal/g UO_2 （実験No 222-6）の実験結果は、Fig. 2.3.3 に示すように、燃料中心部にしわが発生し、若干の曲りが生じた。燃料の下部の熱電対取り付け部に貫通孔が生じていたが、脆性破壊的な亀裂は見られなかった。この実験における被覆管表面の最高温度およびクエンチング時刻はそれぞれ約 1700°C および約 6 秒後であった。

続く 246 cal/g UO_2 （実験No 222-5）の実験では、232 cal/g UO_2 の発熱量を与えた燃料に比べて、外観は著しく変形し、被覆管の内面が溶融して流れたためにできたと考えられる凹凸が変則的に生じた。燃料中心部には周方向に貫通した割れが生じたほか、下部領域にかなり多くの脆性破壊的な亀裂が生じた。この実験ではほとんどの熱電対が断線したが、残った1本の熱電対は約 1620°C の最高被覆管表面温度を示したのち、約 6.5 秒後にクエンチングしたことを示した。

発熱量 248 cal/g UO_2 （実験No 222-4）および 254 cal/g UO_2 （実験No 222-6）の実験における照射燃料の外観を Fig. 2.3.3 および Fig. 2.3.4 に示す。

前者は燃料中心部で2つに分断したが、後者は貫通した周方向の割れが生じたものの分断には到らなかった。被覆管の酸化膜の程度や燃料下部での酸化膜が剥離して白いジルカロイの地肌が表われている様相は、両実験においてきわめて類似した結果になっている。これらの実験では、取り付けた熱電対はすべて断線してしまったために被覆管表面の最高温度は測定されていない。

2.3.3 考 察

(1) 濃縮度の相違が破損しきい値に及ぼす影響

まず最初に初期破損のしきい値について考察を加える。試験燃料の外観から5%濃縮の場合には、246 cal/g UO_2 の発熱量までは変形が起るのみで破損は生じていない。次に、発熱量 265 cal/g UO_2 の場合には熱電対の取り付け部に貫通孔が生じたが、周方向の割れは生じなかった。続く 277 cal/g UO_2 で初めて貫通した周方向の割れが生じた。さらに 287 cal/g UO_2 の実験では、燃料は3つに分断し、被覆管の著しい溶融が見られた。

以上の実験結果から、濃縮度5%の燃料の破損しきい値は 265 cal/g UO_2 から 277 cal/g UO_2

* 半径方向平均発熱量で考えた場合には、実験No 200-7 の場合に近く、ペレット外周の発熱量で考えた場合には実験No 200-6b に近い。

** 2 の同程度の発熱量における熱電対の有無による貫通孔の発生の有無を調べた実験を参照。

の間にあることが判明した。一方、濃縮度 20% の燃料についても、Table 2.3.1 に示したように、未破損の 232 cal/g UO_2 と破損した 246 cal/g UO_2 の間に破損のしきい値があることが明らかとなった。

これらの実験結果を標準試験燃料（10%濃縮度）の結果と合わせて Fig. 2.3.5 に示す。この図の横軸は各々の濃縮度燃料のペレット内の平均発熱量を用いた。Fig. 2.3.5 に示されているように、濃縮度が低くなるに伴って破損のしきい値が高くなっていくことが判る。この理由は、すでに報告されているように初期破損が被覆管の溶融と密接な関係があり、被覆管の温度挙動に対してペレット外周部の発熱量、すなわちその点における温度が直接影響を及ぼすことによる。この点を明らかにするために Fig. 2.3.6 にペレット外周部における出力歪の規格値^{*}で整理した破損しきい値の発熱量を各々の濃縮度燃料について示す。この図でも見られるように、濃縮度が低くなるに従って破損しきい値の発熱量は高くなっていることが判る。しかしながら、Fig. 2.3.6 で注目すべきことは、出力歪が大きくなるに伴って必ずしも比例的に破損のしきい値が低下しないことである。すなわち、各々の濃縮度に関する破損しきい値の発熱量をペレット外周部の発熱量で表わすと、5%、10%および20%の各燃料についてそれぞれ 321 cal/g UO_2 、 326 cal/g UO_2 および 401 cal/g UO_2 となり、5%および10%燃料についてはほぼ同程度の発熱量になるが、20%の場合にはかなり高い発熱量になる。濃縮度が5%および10%の実験結果から、被覆管が溶融に到る発熱量がペレット外周部において約 320 cal/g UO_2 であるとする、濃縮度20%の場合には破損しきい値が平均発熱量で 200 cal/g UO_2 程度であってもよいはずである。

以上の結果から、比較的低い濃縮度燃料の場合には、出力歪も小さいことからほぼ比例的に出力歪の減少と共に破損しきい値の発熱量が高くなるが、20%濃縮度燃料のように極端な出力歪をもつ場合には必ずしも出力歪の増大に伴って比例的に破損のしきい値が低くならない。

これらの実験結果に基づいて外挿すると、軽水動力炉で使用されている2.2%から3.2%程度の濃縮度の破損しきい値はおよそ $280 \sim 300 \text{ cal/g UO}_2$ の範囲にあると云える (Fig. 2.3.6 参照)。

(2) 濃縮度の相違が被覆管表面温度に及ぼす影響

Fig. 2.3.7 はペレット内平均発熱量で整理した被覆管表面の最高温度を各々の濃縮度燃料について示した図である。図に示されているように、同程度の平均発熱量に対して濃縮度が高くなるに従って被覆管表面温度が高くなっている。この傾向はペレット外周部の出力歪の大きさに対応しているが、20%濃縮度燃料の場合には出力歪の大きさで考えられるほど5%および10%濃縮度燃料と大差がない。この理由は、被覆管表面温度が最高点に達する時刻（パルス発生後約1秒～1.5秒）までに、ペレット外周部が5%および10%に比べてかなり急速に冷却されるためであると考えられる。この傾向は被覆管表面温度が最高点に達した後についても同様で、同程度の発熱量における各濃縮度の被覆管表面温度を比較した Fig. 2.3.8 から明らかなである。

さて、Fig. 2.3.7 において、各濃縮度燃料の被覆管表面温度の最高値がジルカロイの溶融点と交わる点の発熱量をみると、5%、10%および20%の各濃縮度燃料についてそれぞれ約 280 cal/g UO_2 、 260 cal/g UO_2 および 250 cal/g UO_2 である。これらの値はすでに述べた破損のしきい値に関する実験結果と良い一致を示しており、いずれの濃縮度においても、初期破損

* ペレット内の半径方向の出力分布を体積平均して1.に規格化した値

のしきい値は被覆管表面温度が溶融点に達する発熱量と対応していることが判る。なお、5%および10%濃縮度燃料の場合、ペレット外周部の発熱量は約320 cal/g UO_2 で、計算上では UO_2 の溶融エンタルピー333 cal/g $\text{UO}_2^{(8)}$ に達していないことになる。これまでに云われてきた被覆管の溶融に始まる初期破損が濃縮度を変えたこの実験でも確められたわけであるが、今後これらの照射燃料を詳細に調べることによって、ペレットの溶融、一体化といった現象を究明することができよう。

2.3.4 結 論

濃縮度をパラメータとした一連の実験から得られた結論を要約すると以下のようになる。

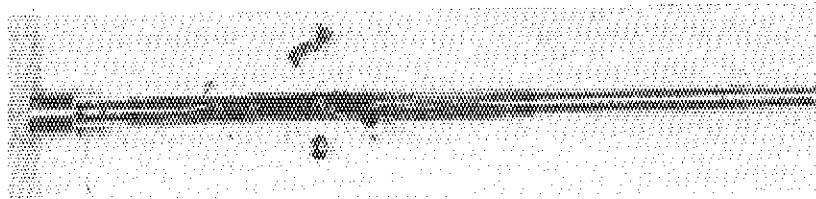
(1) 濃縮度が低くなるに従って、破損のしきい値は高くなる。この傾向は出力歪の傾向と一致致し、5%および10%の燃料では外周部の発熱量が約320 cal/g UO_2 に達した点で初期破損が起っている。しかしながら、20%濃縮度燃料のように極端な出力歪をもった場合は、出力歪の大きさに必ずしも比例して破損しきい値は低下しない。

(2) 被覆管表面の温度は同程度の発熱量に対して20%、10%および5%の順で高くなっているが、20%濃縮度燃料の被覆管表面温度は10%のそれと外周部の出力歪の違いから考えられるほどの差は生じなかった。

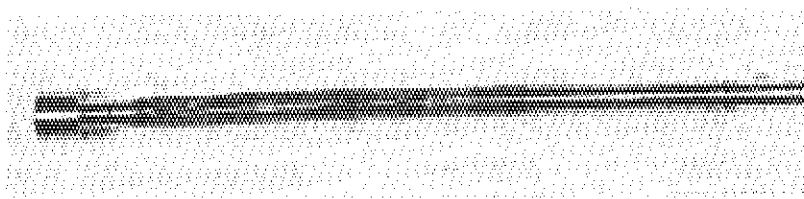
(3) いずれの濃縮度燃料についても被覆管表面の最高温度がジルカロイの溶融温度に達する際の発熱量と照射後検査の様相とはきわめてよく一致し、被覆管溶融による破損モードの妥当性が確認できた。

(4) これらの実験結果から外挿すると、軽水動力炉で使用している約2.6%濃縮度の場合、初期破損しきい値はおおよそ280~300 cal/g UO_2 となる。

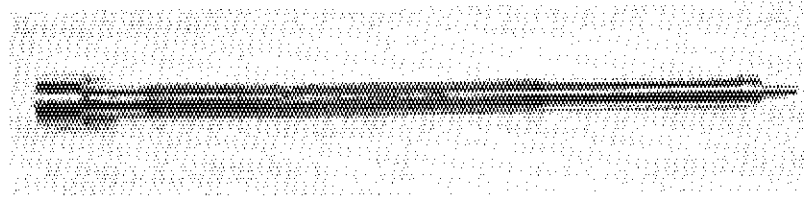
287 cal/gUO₂ (Test No. 222-2)



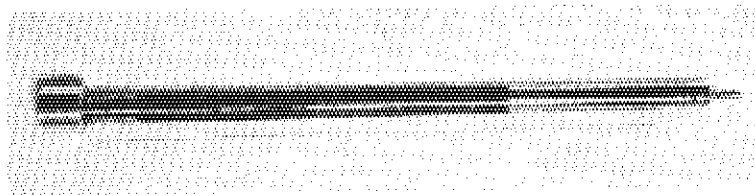
277 cal/gUO₂ (Test No. 222-3)



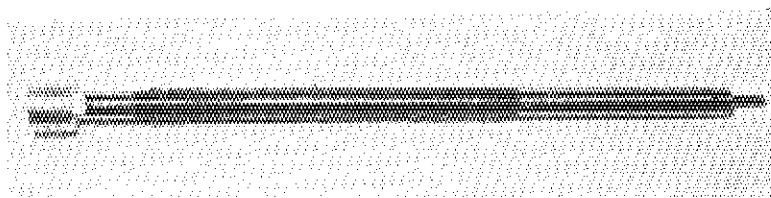
265 cal/gUO₂ (Test No. 222-1)



246 cal/gUO₂ (Test No. 221-2)



243 cal/gUO₂ (Test No. 221-3)



239 cal/gUO₂ (Test No. 221-1)

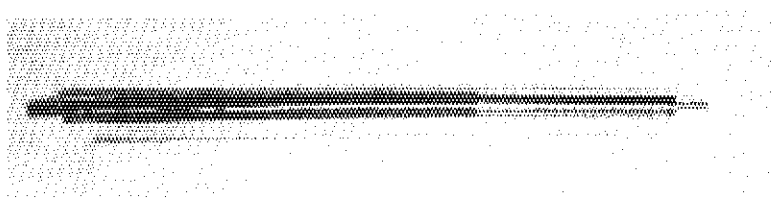
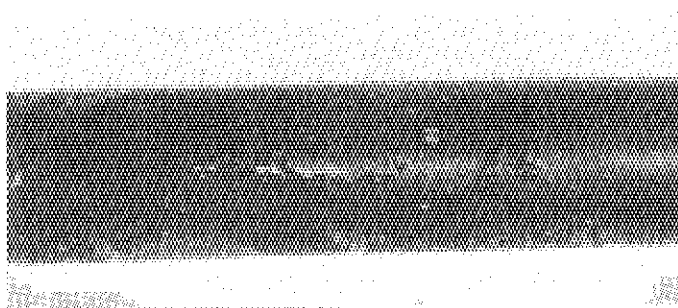
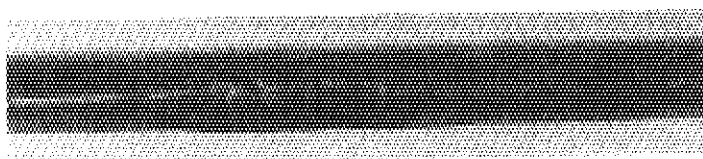


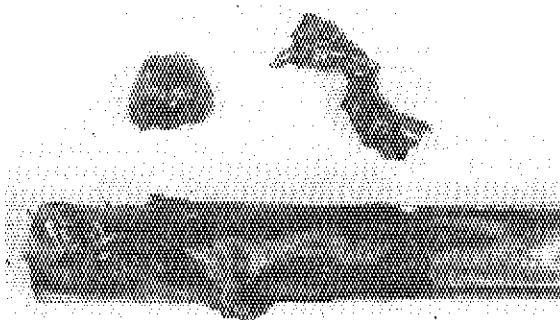
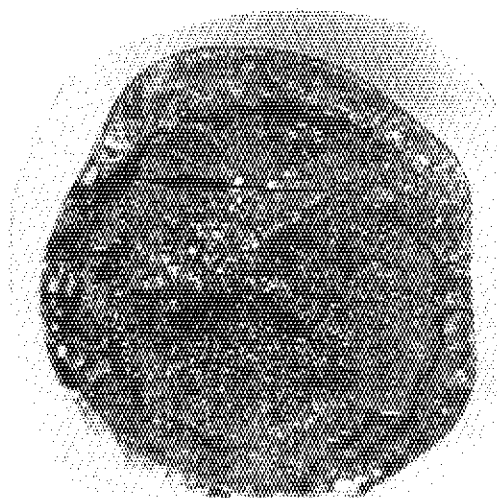
Fig. 2.3.1 5% enrichment fuel rod after test



246 cal/gUO₂ (Test No. 221-2)



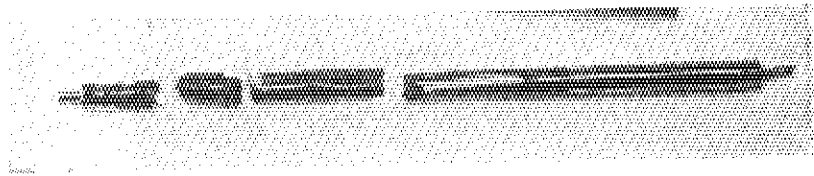
265 cal/gUO₂ (Test No. 222-1)



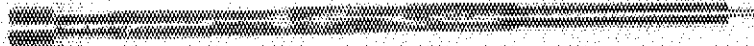
287 cal/gUO₂ (Test No. 222-2)

Fig. 2.3.2 5% enrichment fuel rod after test

275 cal/gUO₂ (Test No. 221-4)



254 cal/gUO₂ (Test No. 222-6)



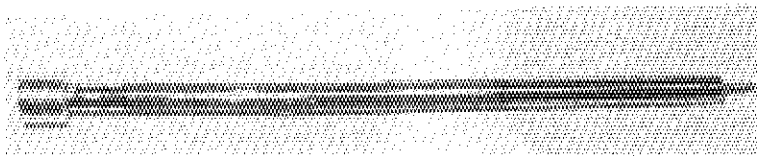
248 cal/gUO₂ (Test No. 222-4)



246 cal/gUO₂ (Test No. 222-5)



232 cal/gUO₂ (Test No. 221-6)



189 cal/gUO₂ (Test No. 221-5)

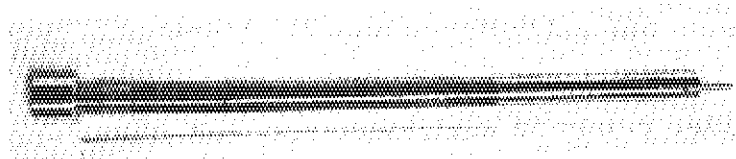
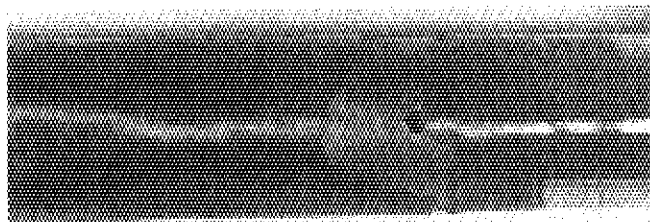
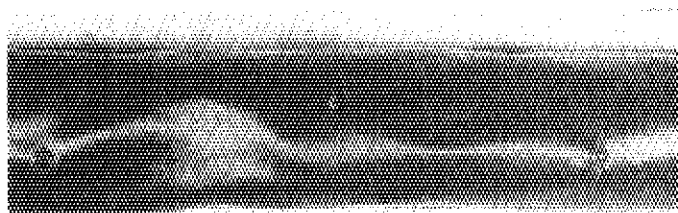


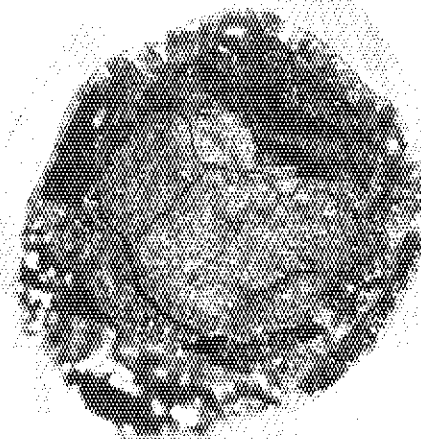
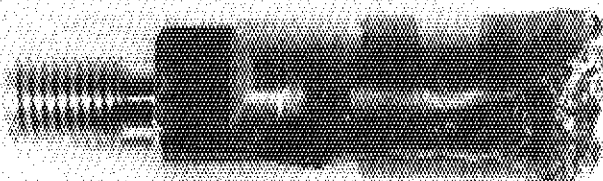
Fig. 2.3.3 20% enrichment fuel rod after test



254 cal/gUO₂ (Test No. 222-6)



254 cal/gUO₂ (Test No. 222-6)



275 cal/gUO₂ (Test No. 221-4)

Fig. 2.3.4 20% enrichment fuel rod after test

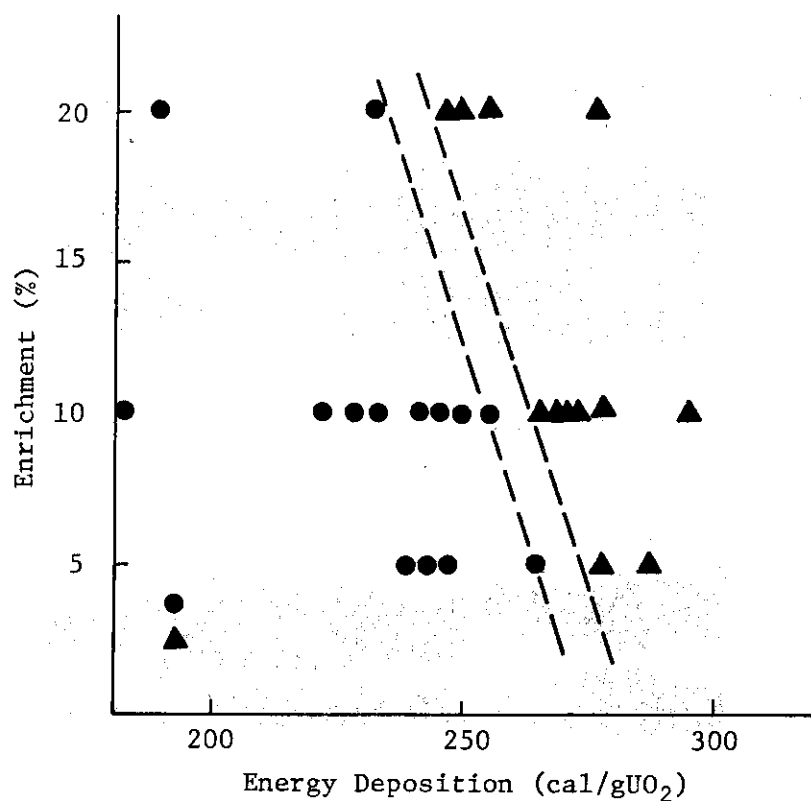


Fig. 2.3.5 Failure threshold energy deposition versus enrichment of fuel rod

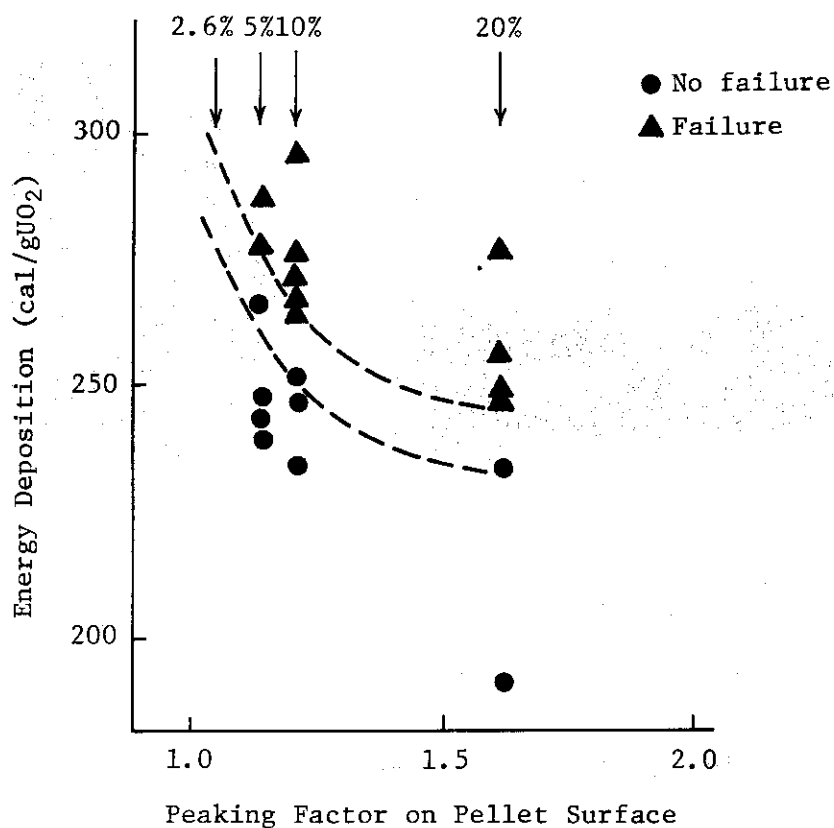


Fig. 2.3.6 Failure threshold energy deposition versus peaking factor on pellet surface

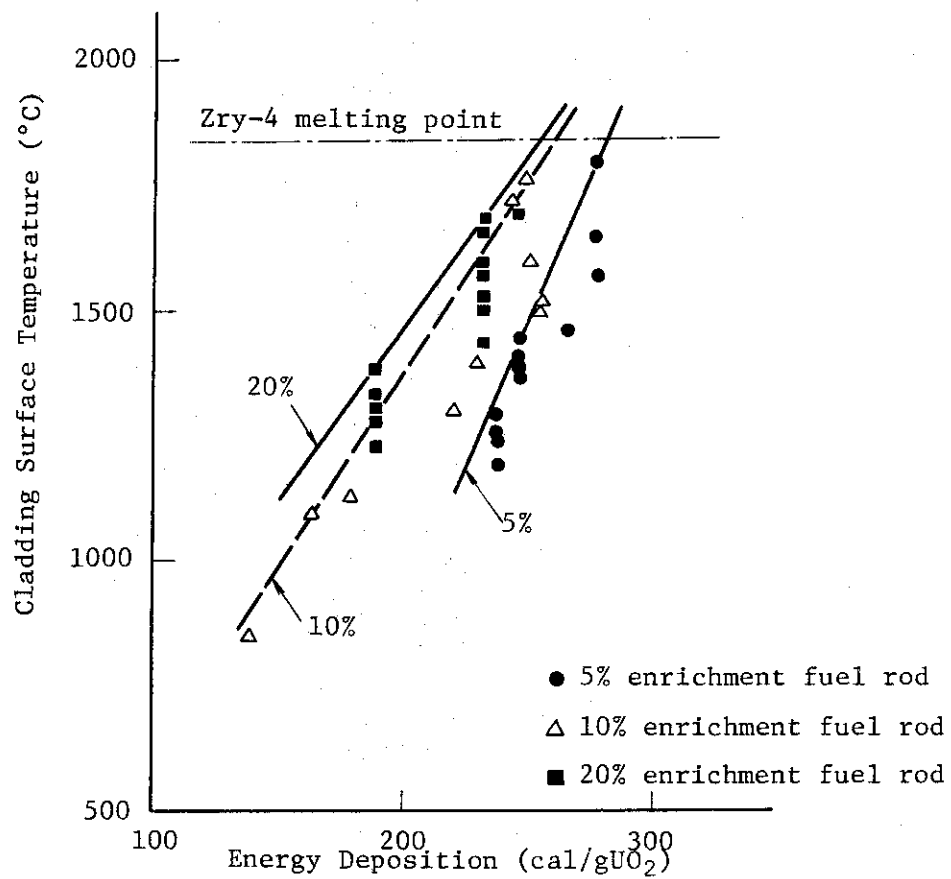


Fig. 2.3.7 Cladding surface temperature for various enrichment fuel rod versus energy deposition

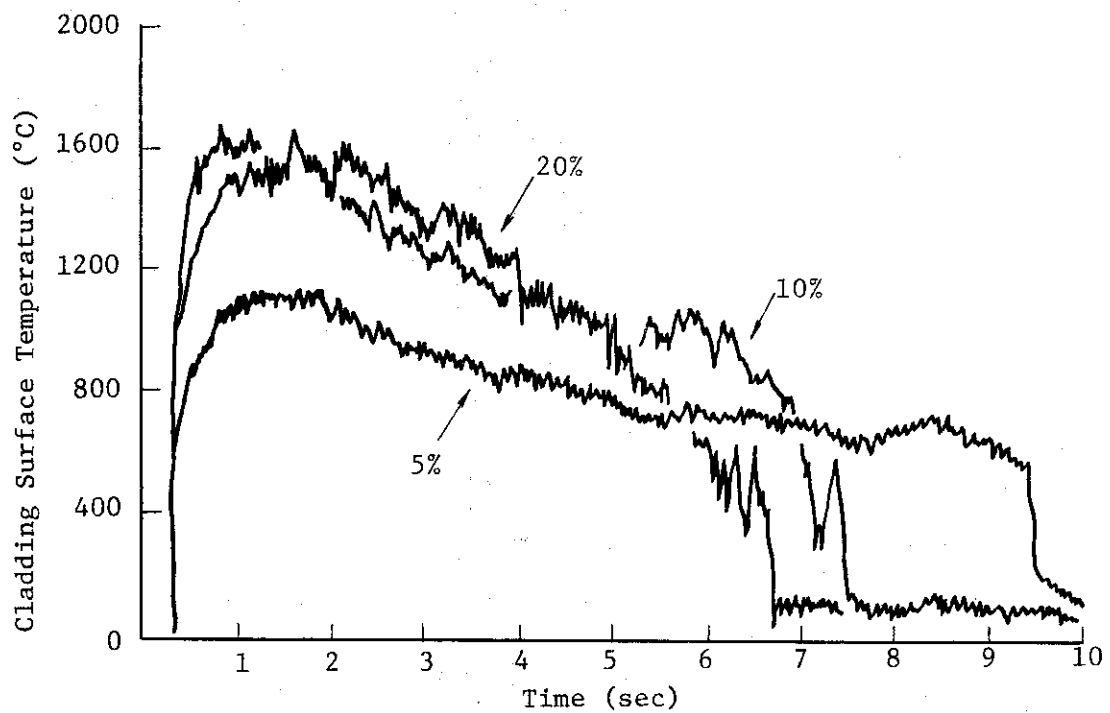


Fig. 2.3.8 Comparison of cladding surface temperature for the same energy deposition

Table 2.3.1 Summary of test results for 5% and 20% enriched fuel rods

Test No.	Enrichment (%)	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Cladding Surface Temperature (°C)	Remarks
221-1	5	239	1300	No failure, discoloration over active region.
221-2	5	246	1440	No failure, discoloration over active region.
221-3	5	243	1380	No failure, slightly bending.
222-1	5	265	~1600	Pin hole occurs at T/C.
222-2	5	287	-	Cladding melt down partially.
222-3	5	277	~1740	Cladding cracking at center region.
221-4	20	275	>1700	Broken to four piece.
221-5	20	189	1340	No failure, discoloration over active region.
221-6	20	232	~1700	No failure, bending slightly.
222-4	20	248	>1700	Cracking, broken to two pieces.
222-5	20	246	>1700	Pin hole occurs, deformation.
222-6	20	254	>1700	Cracking and pin hole.

2.4 加圧燃料試験

(斎藤伸三, 石島清見, 岩田耕司)

2.4.1 概 要

加圧燃料試験の主要な目的は、燃料棒内圧が破損モード、破損しきい値および破壊エネルギーの発生に及ぼす影響を調べることであるが、前期の試験の結果、加圧燃料の破損モードは、燃料温度上昇に伴う被覆管強度の低下と内圧上昇の競合によって起こる内圧破壊であることが明らかとなった。そこで今期は、主に燃料棒内圧と破損しきい値の関係を調べることを目的として実験を行なった。また、高い発熱条件下での加圧燃料の破損挙動についても調べた。

前期試験においては、燃料棒の初期内圧は30および50 kg/cm²gの2種類であった。これらは燃料製造時に加圧されたものであるために、実験時に圧力センサーを取付けて内圧挙動を測定することが出来なかった。しかし、今期においては、圧力センサー取付用アダプターを改良することにより、30 kg/cm²g以下で任意に初期内圧を変えると共に、内圧挙動を測定することができた。

実験は下表に示すように初期燃料棒内圧および発熱量をパラメータとし合計7回実施した。

実験番号	初期燃料棒内圧 kg/cm ² g	発熱量 cal/g UO ₂	実験目的
231-5	11.8	241(211)	破損しきい値
231-8	6.0	236(207)	同 上
231-12	2.5	244(214)	同 上
231-13	2.4	263(231)	同 上
231-16	3.0	163(143)	同 上
231-17	3.0	151(132)	同 上
231-22	3.0	281(246)	高発熱条件下での破損挙動

これまでの実験結果より得られた知見または結論をまとめると次のようになる。

(1) 初期燃料棒内圧が2.5 kg/cm²gの場合、燃料は発熱量244(214) cal/g UO₂で破損せず、263(231) cal/g UO₂で破損した。したがって破損しきい値は244~263 cal/g UO₂の間にある。ただし、破損はこれまでの加圧燃料の破損、すなわち被覆管破裂によるものではなく、被覆管に微小な貫通孔ができたことによるもので、むしろ非加圧標準燃料の初期破損に近い。

(2) 初期燃料棒内圧が3.0 kg/cm²gの場合、破損しき値は150(132)~160(143) cal/g UO₂の間にある。

(3) 破損しきい値は、初期内圧に依存し、初期内圧が低くなると高くなる。しかし、初期内圧が低くなると破損形態は内圧破壊ではなく、非加圧標準燃料の初期破損に近づく。

(4) 初期内圧が低くなると破損時の被覆管表面温度は高くなる。また破損時の内圧と被覆管表面温度の間には、炉外での被覆管内圧破壊試験の結果と同様の関係が見られる。⁽⁴⁾

(5) 燃料棒内圧挙動を測定した結果、最大値は初期値の高々1.2~1.5倍程度であった。

(6) 破損に伴ないカプセル内に圧力パルスが観測されたが、そのピーク値は燃料棒内圧の最大値の $1/5 \sim 1/10$ であった。

2.4.2 実験結果

実験条件および実験結果の要約を Table 2.4.1 に示す。また、実験結果のうち、特徴的な事を以下に述べる。

(1) Test No 231-5 (初期燃料棒内圧: $11.8 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$)

本実験の特徴は、燃料棒内圧挙動を加圧燃料シリーズにおいて初めて測定した事である。Fig. 2.4.1 に示すように燃料棒内圧は燃料温度上昇に伴ない上昇し、最大約 $14 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ に達した後比較的緩やかに下降し、約 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ から急激に下降している。この急激な下降は、燃料内部ガスが流出したことによるものである。この事実と、下降とは同時刻にカプセル内に圧力パルスが観測された事は、この時点で被覆管が破裂した事を示すものと言える。ここで、燃料棒内圧の最大値と初期値 ($11.8 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$) の比をとってみると約 1.2 であり、内圧の上昇率は小さい。また、被覆管破裂に伴ない観測されたカプセル内圧は Fig. 2.4.2 に示すようなピーク値約 $3.5 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 、パルス巾約 1 msec の三角形の圧力パルスであった。

本実験結果の最大の特徴は、Fig. 2.4.3 に見られるように被覆管が大きく膨れていることである。円周方向の膨れは、発熱部境界近傍で約 26%、破裂部で約 75% にも達している。

Fig. 2.4.4 に照射後撮影した燃料の中性子ラジオグラフを示す。写真から被覆管破裂部近傍のペレットが激しく壊れ、プレナム部のバネによりペレット全体が押し縮められている様子がよく判かる。

(2) Test No 231-8 (初期燃料棒内圧: $6 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$)

発熱量 $236 (207) \text{ cal/g UO}_2$ を与えた結果、燃料は破損しなかった。しかし、曲りが大きく、被覆管表面には長手方向のヒビ割れ状のスジが多数みられた。また、被覆管は中央部で最高約 9% 円周方向に伸びていた。

被覆管表面温度は最高 1210°C に達した後クエンチを経て降下しているが、Fig. 2.4.5 に示すように 3 本の熱電対出力のうち 2 本が従来とは違い、段状のクエンチング挙動を示している。すなわち、計測された温度は $500 \sim 645^\circ\text{C}$ で一時クエンチし、 $265 \sim 343^\circ\text{C}$ まで下った後、約 1 秒間平衡を保ち、その後再びクエンチし $115 \sim 120^\circ\text{C}$ まで下がっている。

燃料棒内圧は Fig. 2.4.6 に示すように、被覆管表面温度上昇と共に上昇し、被覆管表面温度が最高に達した時点で最大 $7.5 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ に達している。その後、温度の降下と共に内圧も降下しているが、被覆管温度がクエンチにより急激に降下した時点でも内圧挙動に何ら変化は見られない。

Fig. 2.4.7 に燃料の外観写真を示す。

(3) Test No 231-12 (初期燃料棒内圧: $2.5 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$)

発熱量 $244 (214) \text{ cal/g UO}_2$ を与えた結果、被覆管表面の酸化層の一部に剥離が見られただけで燃料は破損しなかった。被覆管の膨れは小さく、下部発熱部境界付近で最大約 4% であった。

Fig. 2.4.8 に燃料の外観写真を示す。

(4) Test No 231-13 (初期燃料棒内圧: $2.4 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$)

発熱量 $263 (231) \text{ cal/g UO}_2$ を与えた結果、燃料は破損した。しかしながら、破損はこれまで

加圧燃料で観測されたような破損形態、すなわち大きな膨れを伴う被覆管の破裂ではなく、被覆管を微小な孔が貫通したことによるもので、むしろ非加圧の標準燃料の初期破損に近い。破損形態の違いは燃料棒内圧挙動に現われている。これまでの破損の場合は、Fig. 2.4.1 に示すように燃料内圧は最大値に達した後、破損により急激に降下する。

また、破裂時刻は被覆管表面温度上昇後約 1 秒である。これに対し本実験では、Fig. 2.4.9 に示すように燃料内圧は、最大値に達した後伝熱の効果により最初は緩やかに降下するが、約 7 秒後に速い速度で降下している。これは、被覆管に微少な貫通孔が発生し、内部ガスが抜けたことを示すものと云える。また、破損時期は、クエンチ開始時点と一致していることから、この破損形態は非加圧標準燃料の初期破損と同種のものであると考えられる。

照射後の外観・寸法検査の結果について特徴的なことを述べると次のようになる。i) 被覆管の貫通孔は目視で確認できる程大きなものではない。ii) 曲りが大きく、被覆管表面にシワ模様が見られた、iii) 被覆管の膨れは下部発熱部境界付近が最大で約 6 % であった。Fig. 2.4.8 に燃料の外観写真を示す。燃料内圧の最大値は $3.5 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ で初期値の約 1.5 倍であった。

被覆管表面の最高温度は 1405°C で、その履歴は Fig. 2.4.10 に示すように Test No 231-12 と同様な段状のクエンチング挙動を示している。

(5) Test No 231-16 (初期燃料棒内圧: $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$)

発熱量 $163 (143) \text{ cal/g UO}_2$ を与えた結果、燃料は破損した。破損位置は、発熱部の中央部であり、被覆管の膨れは約 19 % であった。

被覆管表面温度は最高 1030°C であった。また、破損に伴ないピーク値 $5 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 、パルス巾約 0.8 m sec の圧力パルスがカプセル内で発生した。

Fig. 2.4.8 に燃料の外観写真を示す。

(6) Test No 231-17 (初期燃料棒内圧: $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$)

$30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧燃料は、発熱量 $163 (143) \text{ cal/g UO}_2$ で破損、 $137 (120) \text{ cal/g UO}_2$ で未破損であったので、破損しきい値を更につめるために $151 (132) \text{ cal/g UO}_2$ を与えて実験を行なった。その結果燃料は破損しなかったが、曲りが大きかった。被覆管の膨れは、中央部が最大で約 7 % であった。また、被覆管表面は、部分的にシマ模様に変色していた。Fig. 2.4.8 に燃料の外観写真を示す。

被覆管表面温度は最高 750°C に達した後、クエンチングを伴わず早い時間に低下している。

(7) Test No 231-22 (初期燃料棒内圧: $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$)

これまでの実験において非加圧標準燃料は、 $280 (245) \text{ cal/g UO}_2$ 以上の発熱量を与えると分断すると言う結果が得られている。この分断は、ペレットと被覆管が一体化することにより生じると考えられているが、燃料内圧が高い場合には、被覆管の膨れのためにギャップが大きくなり一体化が生じにくくなる。したがって、加圧燃料の場合、分断のしきい値は非加圧標準燃料に比べて高くなると予想される。本実験は、非加圧燃料の分断のしきい値以上の発熱量を加圧燃料に与えた場合、分断するか否か、また、内圧の存在によりこれまでと違った破損挙動を示すか否かを調べることを目的として行なったものである。初期燃料棒内圧を $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ とし、発熱量 $281 (246) \text{ cal/g UO}_2$ を与えて実験を行なった。

実験の結果、燃料は温度上昇中に被覆管が破裂し、更にクエンチ時に円周方向のクラックを伴

なって破損した。すなわち、加圧燃料型の破損と標準燃料型の破損の両方の破損形態を示している。被覆管の破裂は下部の発熱部境界で起きており、破裂口は比較的小さく約4mmであった。また、被覆管の膨れは、破裂口位置で約16%、その他の位置ではほぼ一様に約5%であった。

燃料は照射中において、上述のように破損したが分断はしていなかった。しかし、照射後の検査中に燃料はクラック位置において2つに分断した。被覆管内部からペレットが4コ完全な形で出てきた。Fig. 2.4.11に見られるようにペレットにクラックが入っているが、外形はほとんど原形と同じである。また、被覆管内に残ったペレットの状態を見ると、破裂部付近のペレットは割れて被覆管内に詰まっていた。一方、被覆管の内面は、溶けた様子は見られず、また、ペレットとの機械的な相互作用が起きた様子も見られなかった。これらの事実は、実験前の予想、すなわち加圧燃料の場合には、被覆管の膨脹によりギャップが大きくなる結果、ペレット-被覆管の一体化を原因とする分断は起こりにくいと言う予想を裏付けている。

被覆管表面温度は、破損時で818~846℃、最高で1650℃であった。破損時の温度は、これまで行なった30 kg/cm²g加圧燃料と同じ程度である。

破損に伴ってカプセル内にピーク値2.4 kg/cm²g、パルス巾約0.8 msecの圧力波が観測された。

2.4.3 考 察

(1) 加圧燃料の破損しきい値と破損機構

加圧燃料試験では今期までに初期内圧および発熱量を変えて計11回の実験を行なった。初期内圧は2.4, 6, 11.8, 30, 50 kg/cm²gと比較的低い圧力から動力炉(BWR)において予想される寿命末期の燃料棒の有する内圧までをパラメータとした。発熱量は主として破損しきい値近傍の値としたが、30 kg/cm²g加圧のものではより広範囲に発熱量を変えた。これらの実験点と燃料破損の有無をFig. 2.4.12に示す。初期内圧30 kg/cm²g以外は未だ実験点も少なく詳細に破損しきい値を決定づけることは出来ないが、初期内圧によって破損しきい値および破損機構は大略以下ようになる。

- (a) 初期内圧6 kg/cm²g以下では破損しきい値は非加圧燃料の場合(約260 cal/g UO₂)とほとんど変わらず、又破損機構もいわゆる内圧破損型ではなく、非加圧燃料と同様に被覆材内面の溶融と被覆材の脆性による。特に2.4 kg/cm²g加圧燃料の破損(231-13)では非加圧燃料の場合に考えられているクエンチ時の破損がこの場合にも発生したことが被覆材温度の急降下と燃料棒内圧低下の時間的一致から認められた。
- (b) 初期内圧11.8 kg/cm²以上になると、破損しきい値は明らかに非加圧燃料の場合よりも低下し、破損形態も内圧破損となる。
- (c) 更に特徴的なことは、初期内圧11.8 kg/cm²gを有する燃料棒は被覆管表面温度が約1100℃に達した時点で破損し、破断箇所におけるひずみ量が約75%と極めて大きいことである。
- (d) 初期内圧30 kg/cm²gの場合は破損しきい値は非加圧燃料の場合よりかなり低下し150~160 cal/g UO₂である。破損形態は内圧破損であるが、破損時の被覆管表面温度は800~850℃で、破断箇所におけるひずみ量も20~30%と小さく上述(c)の場合と異なる。初期内圧50 kg/cm²gについては一例のみであるが、破損温度、ひずみ量から判断すると破損しきい値は30 kg/cm²g

の場合とほとんど相違はないと思われる。

(e) 加圧燃料に見られる内圧破損は前報にも記したように浸水燃料の場合の破損とは様相を異にする。すなわち、浸水燃料の場合には被覆管温度はほとんど上昇せず内圧が急上昇して破損するのに対し、加圧燃料の場合は内圧は初期内圧とほとんど変わらず(20%程度の上昇)、一方被覆管温度が急上昇し被覆管強度の低下により破損する。

(2) 初期内圧 $30 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ 燃料における発熱量による燃料挙動の相違

(i) 破損しきい値

初期燃料棒内圧が $30 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ の燃料についての破損しきい値を求める実験は、発熱量 $137(120) \sim 241(211) \text{ cal/g UO}_2$ の間で合計5回行なった。実験の結果、破損しきい値は $151(132) \sim 163(143) \text{ cal/g UO}_2$ の間にあるという結論を得た。

(ii) 破損時の被覆管表面温度と破損時刻

Fig. 2.4.13は燃料破損時の被覆管表面温度と温度上昇開始から破損時までの時刻を示したものである。発熱量が大きくなると、破損時の温度が幾分低くなる傾向がみられる。また、破損時刻も早くなっている。

(iii) 被覆管の膨れ

Fig. 2.4.14に被覆管の最大膨れを示す。破損した燃料において最大膨れは破損位置である。

図に示すように最大膨れは発熱量 $180 \sim 240 \text{ cal/g UO}_2$ で最大となり、その前後で低くなっている。被覆管の膨れは、一般的に温度によって変わるが、被覆管表面温度に着目する限り両者間に相関関係は見られない。

(iv) 破損位置

Table 2.4.2に破損位置を示すが、破損はほとんど発熱部下部境界から $4 \sim 5 \text{ cm}$ の位置で起きている。

(v) 破裂口の大きさ

Fig. 2.4.14に示すように、破裂口長さは発熱量 $180 \sim 240 \text{ cal/g UO}_2$ で最大で、その前後で低くなっている。この傾向は破裂部の膨れの傾向と一致している。

(vi) 破損に伴う圧力

燃料破損に伴なってカプセル内に圧力パルスが発生したが、Table 2.4.2に示すように発熱量 $163, 185 \text{ cal/g UO}_2$ で $4 \sim 5 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ 、発熱量 281 cal/g UO_2 で $24 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ であった。低加圧燃料における燃料内圧測定結果より破裂圧力は高々初期圧力の $1.2 \sim 1.5$ 倍程度と推定されるから、発生圧力は破裂圧力の $1/10$ 以下程度である。発熱量 246 cal/g UO_2 の場合、低い発熱量の場合に比べ発生圧力のピーク値が破裂圧力の約 $1/2$ となっているが、一般的に圧力のピーク値は破裂圧力に比例すると考えられることから、この場合の破裂圧力は発熱量が低い場合より低かったのかも知れない。

(vii) 発熱量と破損程度の関係

上述したように、発熱量 $180 \sim 240 \text{ cal/g UO}_2$ で破裂口の大きさ、膨れおよび破損に伴う圧力波の大きさは最大となっており、破損の程度は必ずしも発熱量に比例していない。

(3) 初期燃料内圧をパラメータとした加圧燃料の破損挙動

ここでは、目標発熱量を約 240 cal/g UO_2 とし、初期燃料内圧を $50 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ から 2.5 kg/

cm²g まで変化させた実験の結果について述べる。また、標準燃料を用いた実験の結果は、その初期内圧を 0 kg/cm²g と考えて本実験の結果に加えることができる。実験結果の概要を Table 2.4.3 に示す。

破損の有無、変形量等に注目すると、実験の結果は次の三つのグループに分類できる。

- (A) 50 kg/cm²g および 30 kg/cm²g の実験
- (B) 20 kg/cm²g および 10 kg/cm²g の実験
- (C) 6 kg/cm²g, 2.5 kg/cm²g および 0 kg/cm²g の実験

Table 2.4.4 は上記各グループの特徴をまとめたものである。また、Fig. 2.4.15 には各グループの代表的な照射後燃料の外観写真を示した。

Table 2.4.4 および Fig. 2.4.15 が示すように、各グループを区別する最も大きな因子は破損の有無および変形量である。これらの点に着目すると、各グループに属する燃料の挙動は以下のよう

[Aグループ]

50 kg/cm²g 加圧燃料は被覆管表面温度が 800~830 °C に達した時点で破損し、30 kg/cm²g 加圧燃料は 820~870 °C で破損した。Fig. 2.4.16 はこれらの実験結果と、内圧とバースト温度に関する炉外試験の結果を比較したものである。我々の実験結果は低めのバースト温度を示しているが、データ数が少いため、その原因については確定的なことは言えない。現在、加熱速度の影響（我々の実験では約 8,000 °C/sec 程度であり非常に速い）、被覆管内外面での温度差による熱応力の影響等について検討中である。しかしながら、同図より、破損時点での被覆管表面温度に着目する限り、Aグループに属する燃料の破損はジルカロイが「 $\alpha + \beta$ 」相にある状態で破損したと言えるであろう。Fig. 2.4.17 は最大周方向歪を破裂時の被覆管温度の関数として示したデータの 1 例であるが、同図は歪が「 $\alpha + \beta$ 」相において急激に低下することを示しており、最小値は約 30% である。Table 2.4.4 に示したように、Aグループの燃料の被覆管に発生した最大周方向歪は約 30% であり、この結果も「 $\alpha + \beta$ 」相における破損を裏付けている。

Fig. 2.4.15 にも示されているように、Aグループに属する燃料の被覆管に発生した膨れはある程度局部的なものである。また Fig. 2.4.18 に示したように、破損はパルス出力投入後、比較的早期に発生している。したがって、被覆管表面温度は、破損が発生するまでは被覆管の変形によるギャップ熱伝達の悪化の影響を受けるが、破損が早期に発生するために、変形量の増加が被覆管の大部分において比較的少量にとどまること、および破損時点においてもまだかなりの熱量が燃料ペレット内に残っていることなどにより、破損時点で一度低下した後再び上昇する傾向を示す。Fig. 2.4.19 は被覆管表面での最高温度を初期燃料内圧の関数として示したものであるが、同図より上記の傾向は初期燃料内圧が高いほど顕著であることがわかる。

[Bグループ]

20 kg/cm²g 加圧燃料は被覆管表面温度が 930~940 °C に達した時点で破損し、10 kg/cm²g 加圧燃料は 1,075~1,125 °C で破損した。Fig. 2.4.16 は本実験の結果と炉外実験の結果の比較を行なったものであり、同図より両者はよく一致していることがわかる。また、破損時点における被覆管表面温度に着目すれば、Fig. 2.4.16 より 20 kg/cm²g 加圧燃料はジルカロイが

「 $\alpha+\beta$ 」相における状態で、 $10\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ 加圧燃料はジルカロイが「 β 」相にある状態で破損したと言えるであろう。このように、破損時点におけるジルカロイの相に相違があるが、両者における破損形態が良く似ていたため、Bグループとして一つにまとめた。

このグループにおける最も顕著な特徴は被覆管が全体にわたって非常に大きく膨れ、周方向歪量が70%にも達していることである。 $10\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ 加圧燃料の場合、破損時点での被覆管表面温度がジルカロイの「 β 」相領域に達しているため、歪量が増加することはFig. 2.4.17からも理解できる。しかし、 $20\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ 加圧燃料の場合、破損時点での被覆管表面温度はFig. 2.4.16に示すように「 $\alpha+\beta$ 」相と「 β 」相の境界に近いとはいえ、まだ「 $\alpha+\beta$ 」相領域内にあり、Fig. 2.4.17からみる限り歪量は少いはずである。そして、どちらかといえばAグループに近い破損形態を示すと考えられる。しかしながら、実験の結果は「 β 」相における破損に近い形態を示している。この理由については、加熱速度、熱応力あるいは被覆管の酸化の程度など、種々の因子の影響が考えられるが、再現性を確認する必要もあり、数回の実験の実施を計画している。

このグループに属する燃料の被覆管表面温度は破損発生後ほとんど上昇せず、Fig. 2.4.19に示すように最高温度もかなり低かった。これはすでに述べたように、被覆管全体が大きく膨れたためにギャップ熱伝達が非常に悪くなったこと、およびFig. 2.4.18に示すように、パルス出力投入後から破損の発生までにかかなりの時間が経過したために、燃料ペレット内の熱量の大部分がすでに放出されてしまったことが原因と考えられる。

〔Cグループ〕

試験燃料に約 $240\text{cal}/\text{g}$ UO_2 という発熱量を与えた場合に限れば、このグループに属する燃料では燃料破損は発生しなかった。また被覆管に発生した歪はごくわずかであった。ただ、Fig. 2.4.19に示すように、初期燃料内圧が大きくなるほど被覆管表面での最高温度が低下するという傾向があり、被覆管の膨れに及ぼす初期燃料内圧の効果がよくあらわれている。

Fig. 2.4.16を参照すると、このグループに属する燃料が破損するためには被覆管表面温度がかなり高くなる必要がある。しかしながら、被覆管温度を上昇させるためにさらに高い発熱量を与えた実験の結果によれば、被覆管の破損は内圧による破裂ではなく、被覆管の溶融によって生じている。したがって、AおよびBグループに属する燃料破損と、Cグループに属する燃料の破損は明らかに異った機構によって発生している。

Table 2.4.1 Test Conditions and Experimental Results of Pressurized Fuel Tests

Test No.	Test Conditions		Experimental Results				Remarks
	Fuel Rod Internal Pressure	Energy Deposition	Cladding Surface Temperature at Failure	Max. Cladding Surface Temperature	Max. Fuel Rod Internal Pressure	Max. Capsule Internal Pressure	
231-5	kg/cm ² 11.8	$\frac{\text{cal}}{\text{g} \cdot \text{UO}_2}$ 241 (211)	1125 1117 1075	1125 1117 1100	kg/cm ² 14.3	kg/cm ² 3.5	Failed
231-8	6.0	236 (207)	-	1210 1092 1172	7.5	-	Not Fail
231-12	2.5	244 (214)	-	1460 >1200 1350	-	-	Not Fail
231-13	2.4	263 (231)	-	1405 1370 1330	3.5	-	Failed
231-16	30.0	163 (143)	930 890 860	1030 900 910	-	5.0	Failed
231-17	30.0	151 (132)	-	750 715 745	-	-	Not Fail
231-22	30.0	281 (246)	846 822 818	1650 1505 1420	-	2.4	Failed

Table 2.4.2 Experimental Results of Pressurized Fuel Rods with Initial Pressure of 30kg/cm²g

Test No.	Initial Fuel Internal Pressure kg/cm ² g	Energy Deposition cal/g·UO ₂	Max. Capsule Internal Pressure kg/cm ² g	Cladding Surface Temperature °C			Location of Failure	Max. Circumferential Elongation %	Length of Split mm
				#1 Max. at Failure	#2 Max. at Failure	#3 Max. at Failure			
231-22	30	281 (246)	2.4	$\frac{1650}{846}$	$\frac{1505}{822}$	$\frac{1420}{818}$	Lower End of Active Region	16	4
231-1	30	241 (211)	-	$\frac{1060}{830}$	$\frac{1300}{820}$	$\frac{870}{870}$	4cm from Upper End of Active Region	28	7
231-3	30	185 (162)	4.0	$\frac{810}{810}$	$\frac{920}{805}$	$\frac{-}{-}$	4cm from Upper End of Active Region	29	6
231-16	30	163 (143)	5.0	$\frac{1030}{930}$	$\frac{900}{890}$	$\frac{910}{860}$	5cm from Lower End of Active Region	19	5
231-17	30	151 (132)	-	$\frac{750}{-}$	$\frac{715}{-}$	$\frac{745}{-}$	-	6	-
231-4	30	137 (120)	-	$\frac{730}{-}$	$\frac{460}{-}$	$\frac{485}{-}$	-	0.3	-

Table 2.4.3 Experimental Results of Pressurized Fuel Tests with Internal Pressure of Fuel as a Parameter

Test No.	Date	Initial Internal Pressure of Fuel kg/cm ² g	Energy Deposition cal/g·UO ₂	Maximum Internal Pressure of Fuel kg/cm ² g	Maximum Internal Pressure of Capsule kg/cm ² g	Maximum Water Column Velocity m/sec	Cladding Surface Temperature			Remarks
							#1 Max. (°C) at Failure(°C)	#2 Max. (°C) at Failure(°C)	#3 Max. (°C) at Failure(°C)	
231-2	'76 9/30	50.0	249	a)	72	0.66	1670 800	- b) - b)	1450 830	Failed
231-1	'76 9/30	30.0	240	a)	b)	0.76	1060 830	1300 820	870 870	Failed
231-18	'77 6/9	20.7	237	25.3	9.8	2.00	940 940	1020 940	1055 930	Failed
231-5	'77 3/24	11.8	240	14.3	3.5	0.63	1125 1125	1120 1120	1100 1075	Failed
231-8	'77 4/7	6.0	235	7.5	0	0	1310 - c)	1092 - c)	1173 - c)	Did not fail
231-12	'77 3/10	2.5	243	b)	0	0	1460 - c)	- b) - c)	1350 - c)	Did not fail
200-4	'76 2/20	0.0	232	a)	a)	a)	1640 - c)	1550 - c)	- a) - c)	Did not fail

(Note)

- a) Sensor was not instrumented.
b) Sensor failed.
c) Fuel did not fail.

Table 2.4.4 The Experimental Data that Distinguish Each Group at Energy Deposition of About 240 cal/g·UO₂

Group	Range of Initial Internal Pressure of Fuel	Did Fuel Failure Occur?	Cladding Surface Temperature at Fuel Failure	Maximum Cladding Surface Temperature	Maximum Circumferential Strain	Post-test Appearance
	kg/cm ² g	YES/NO	°C	°C	%	
A	50~30	YES	800~870	1300~1670	~30	Significant Swelling near the Position of Failure.
B	20~10	YES	930~1100	940~1100	~70	Significant Swelling for Full Length of Pellet Region
C	6~0	NO		1200~1640	~2	Swelling is not Significant.

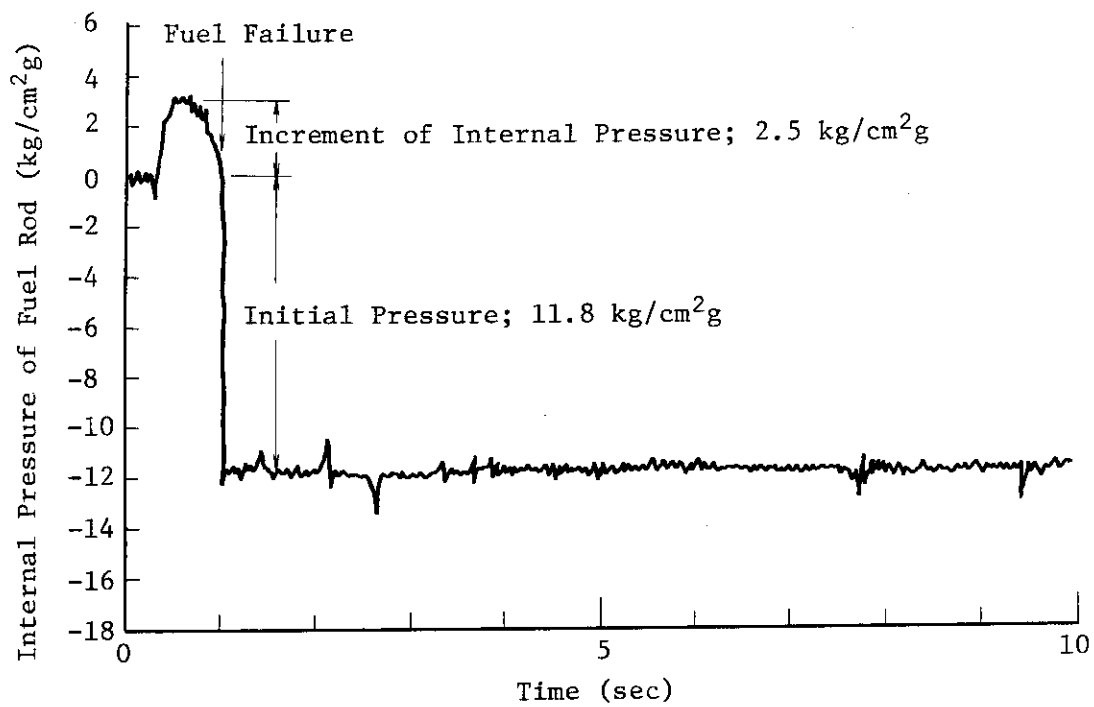


Fig. 2.4.1 History of internal pressure of fuel rod in Test No. 231-5

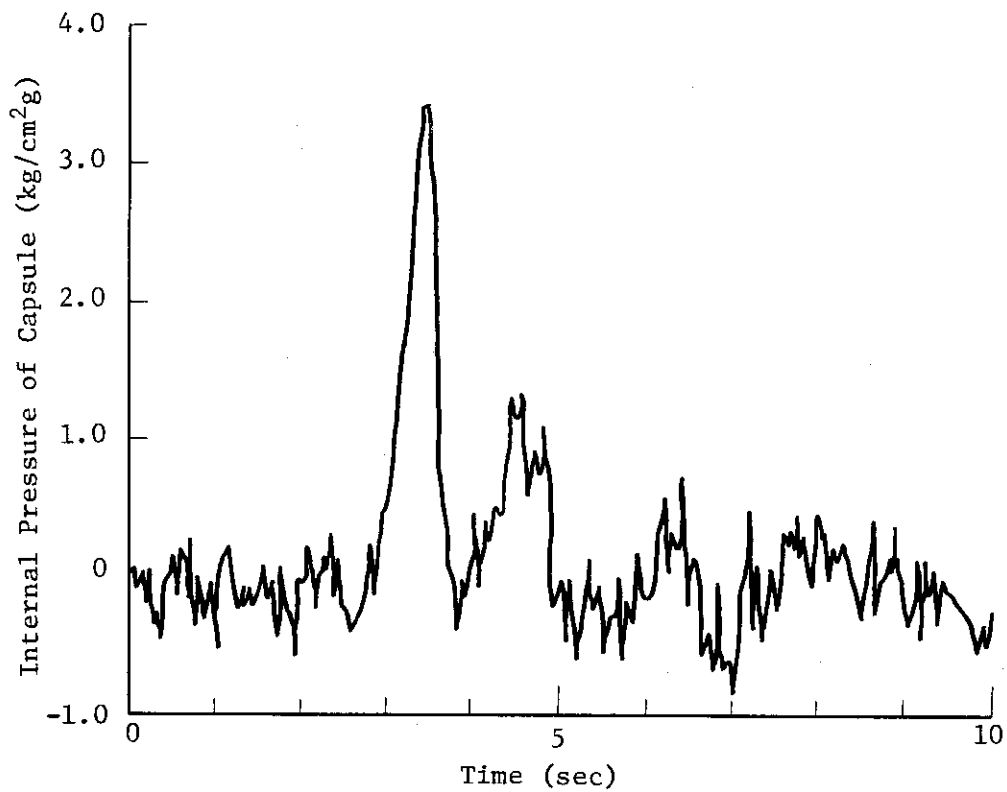


Fig. 2.4.2 History of internal pressure of capsule in Test No. 231-5

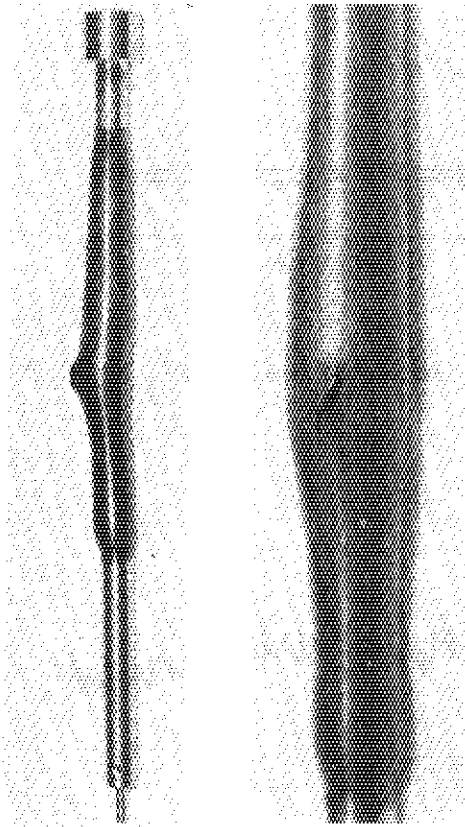


Fig. 2.4.3 Test Fuel after Irradiation in Test No. 231-5
Test No. 231-16 (30 kg/cm²g, 163 cal/gUO₂)



Fig. 2.4.4 N.R.G Photograph of Failed Fuel Rods
Test No. 231-5 (11.8 kg/cm²g, 241 cal/gUO₂)

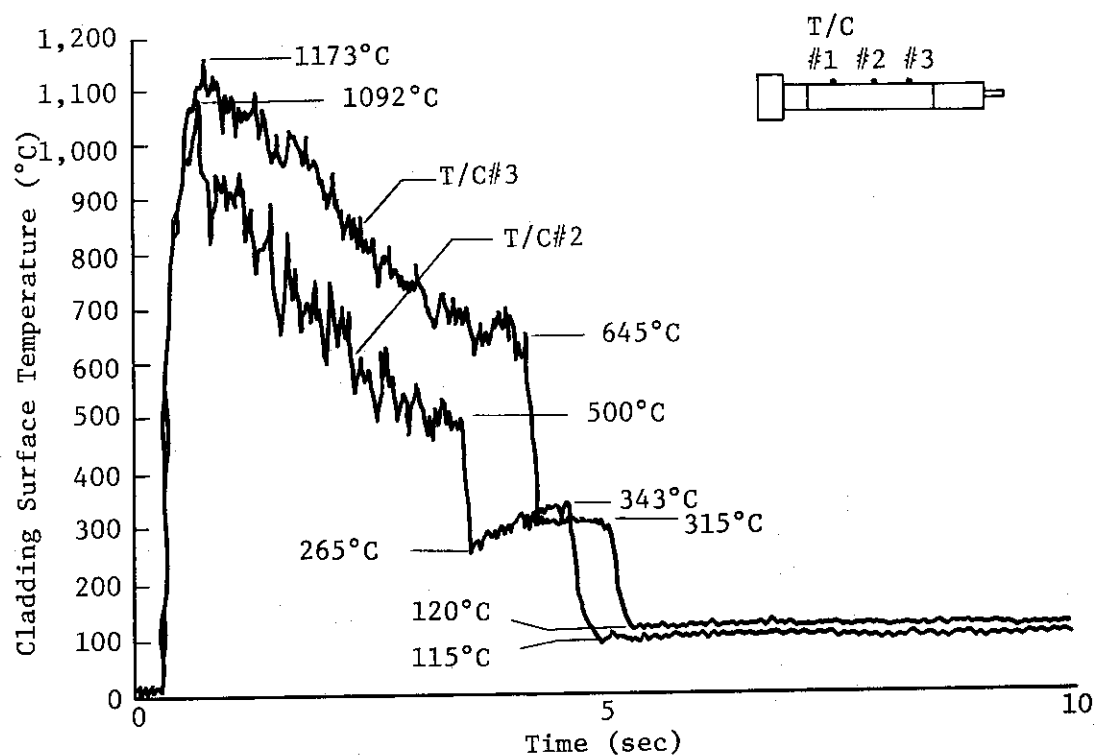


Fig. 2.4.5 Histories of Cladding Surface Temperatures in Test No. 231-8

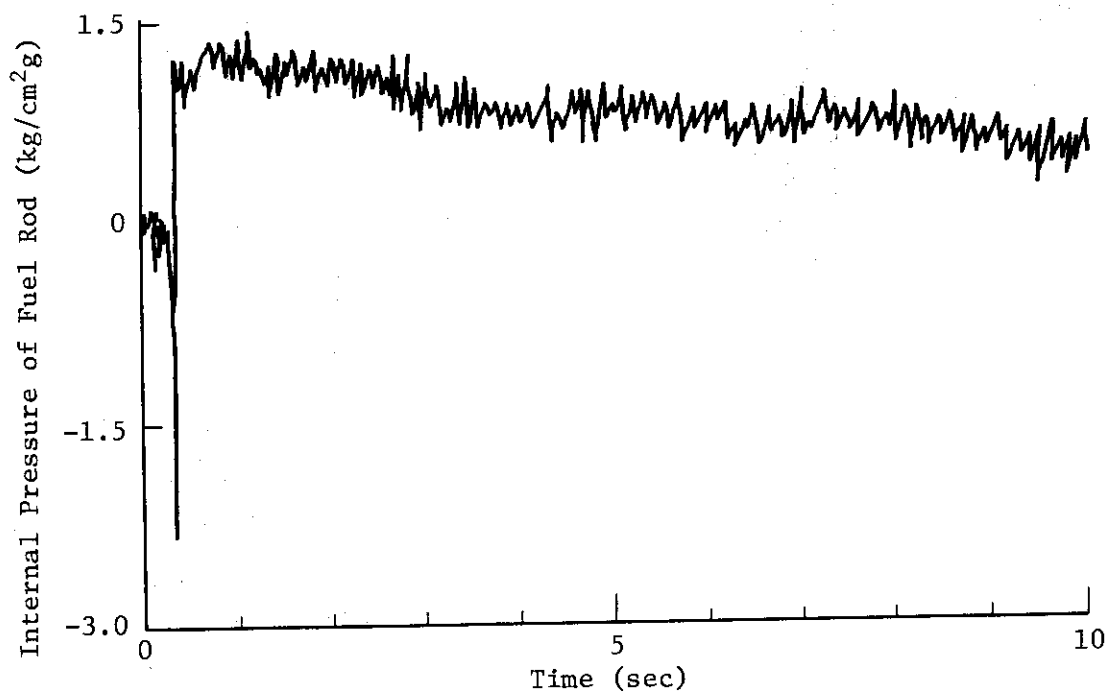
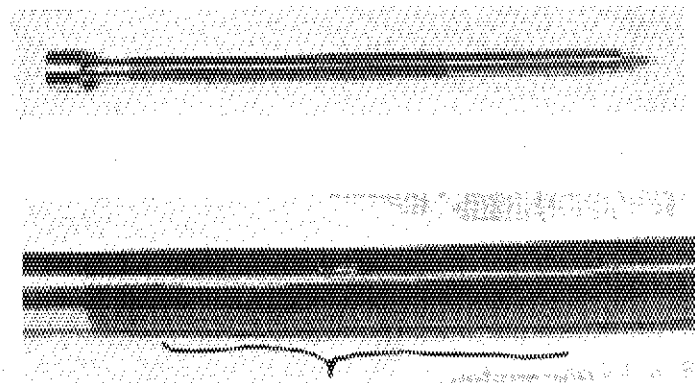
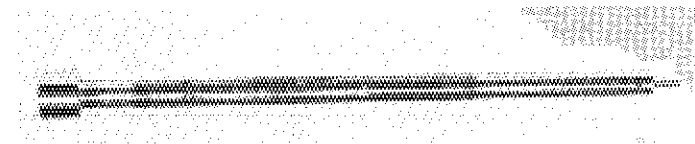


Fig. 2.4.6 History of Internal Pressure of Fuel Rod in Test No. 231-8

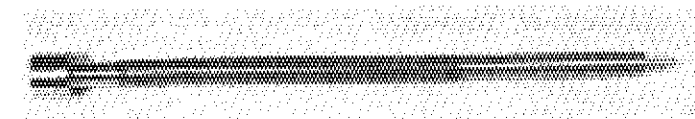


Non penetrating longitudinal cracks

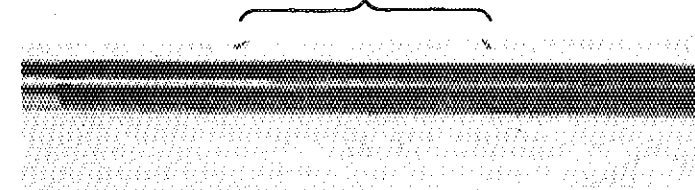
Fig. 2.4.7 Test Fuel after Irradiation in Test No. 231-8



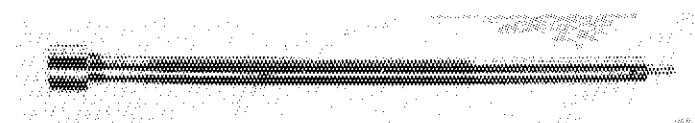
Test No. 231-12



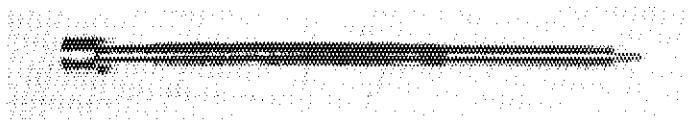
シワ模様



Test No. 213-13



Test No. 231-16



Test No. 231-17

Fig. 2.4.8 Test Fuels after Irradiation in Test No's. 231-12,-13, -16,-17

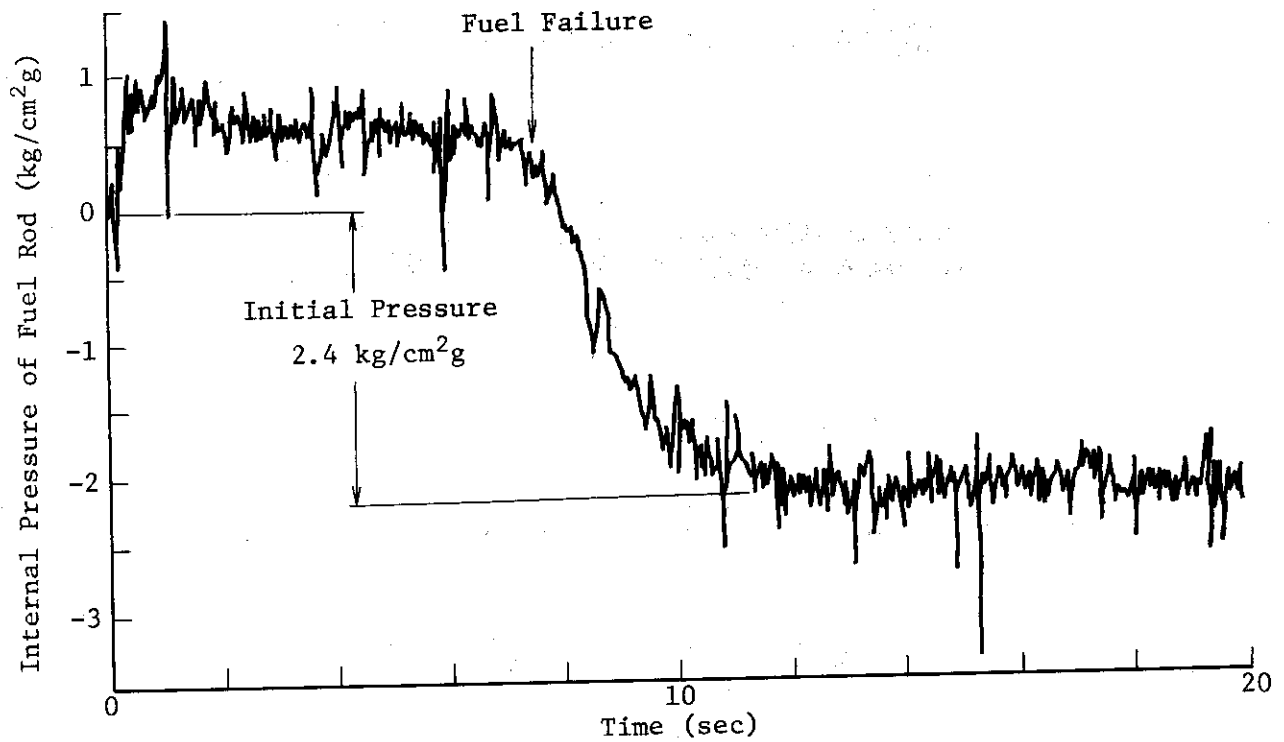


Fig. 2.4.9 History of internal pressure of fuel rod in test No. 231-13

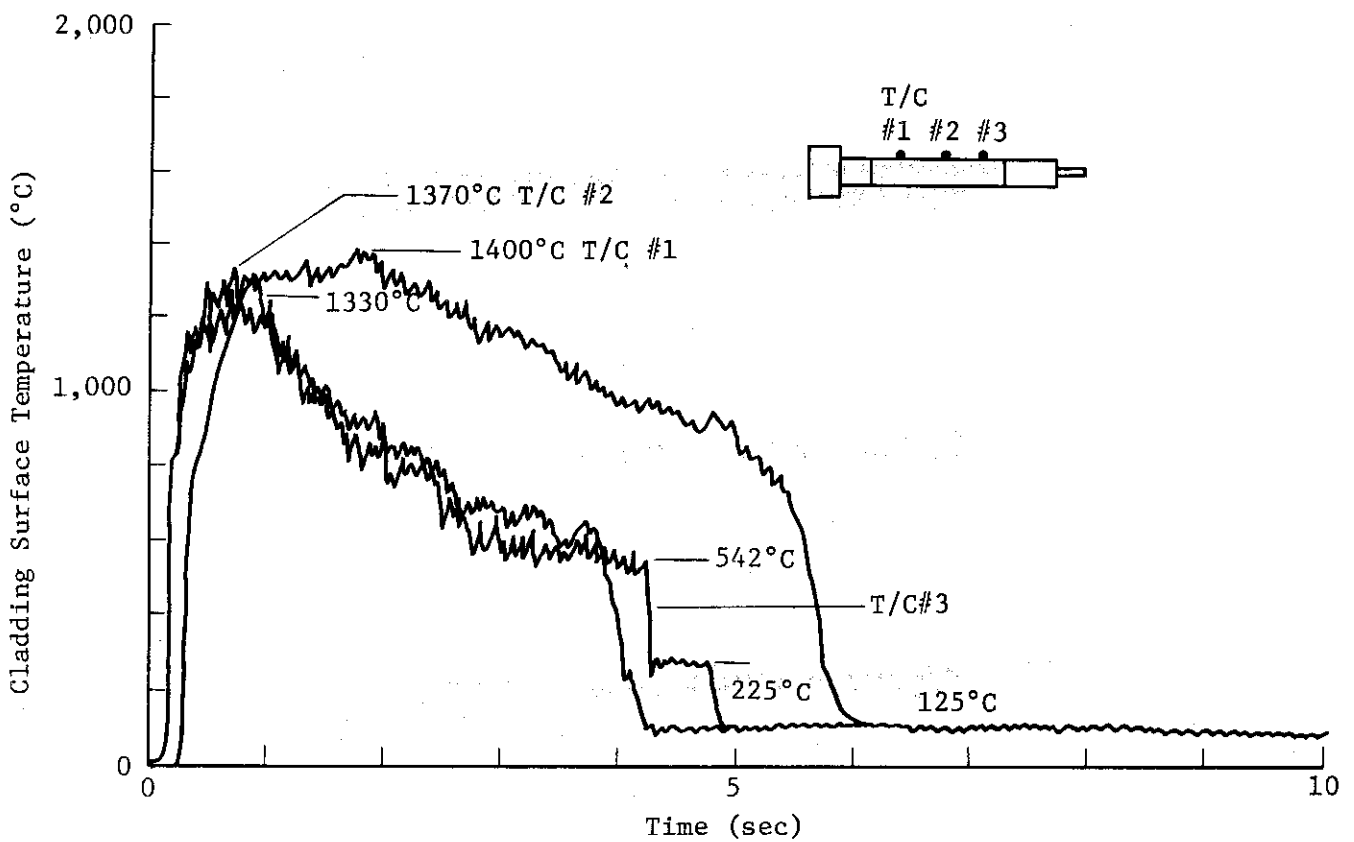


Fig. 2.4.10 Histories of cladding surface temperatures in test No. 231-13

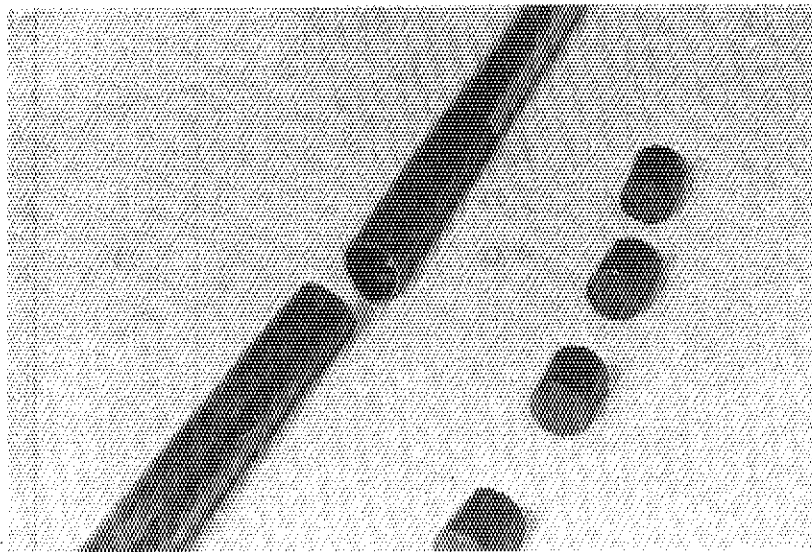
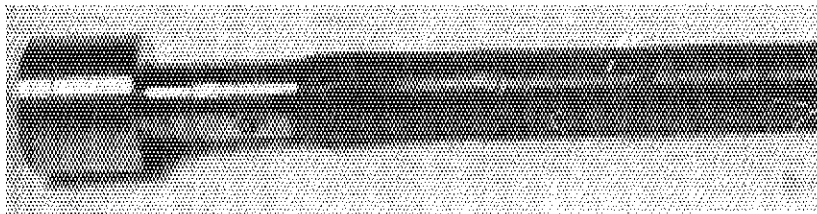
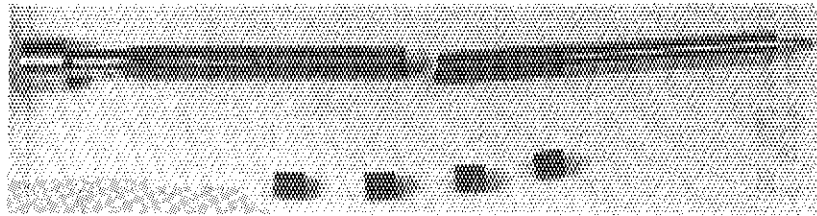


Fig. 2.4.11 Test Fuel after Irradiation in test No.231-22

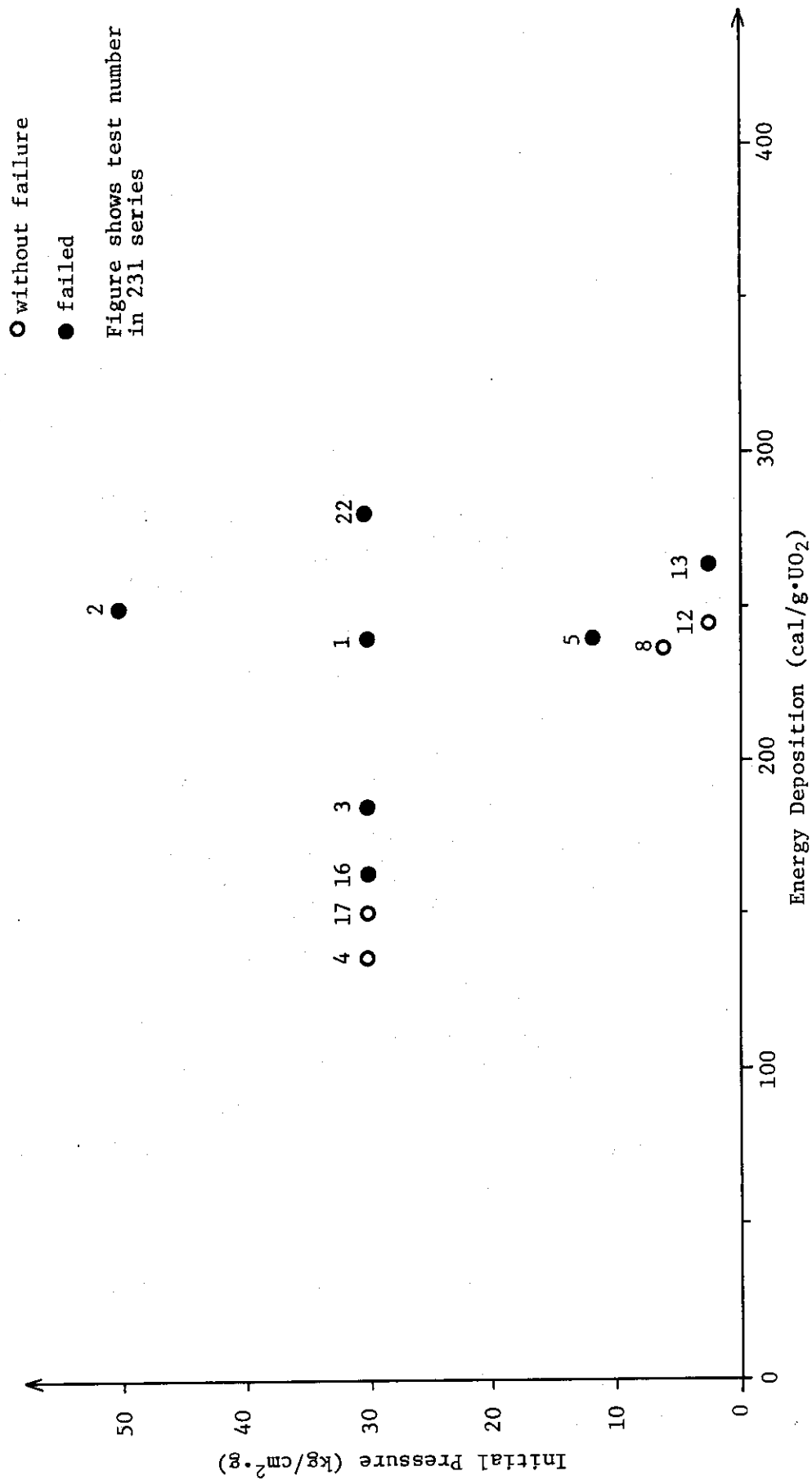


Fig. 2.4.12 Experimental Results in Pressurized Fuel Tests

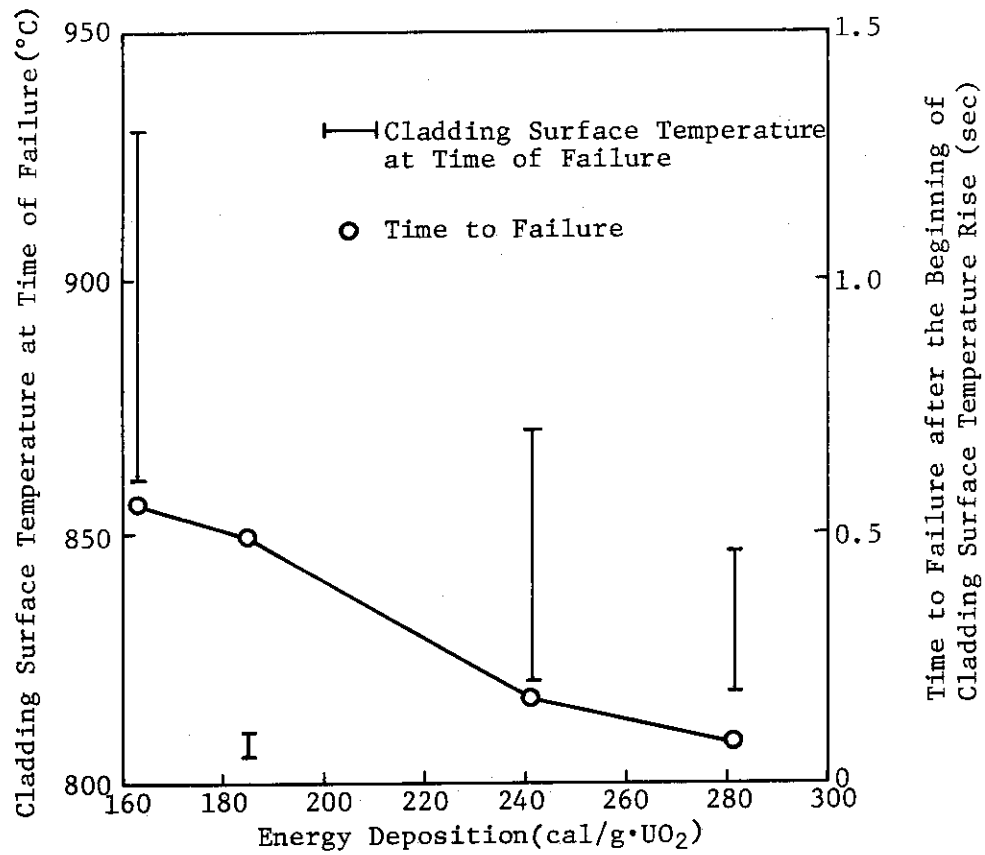


Fig. 2.4.13 Cladding surface temperature and time at failure

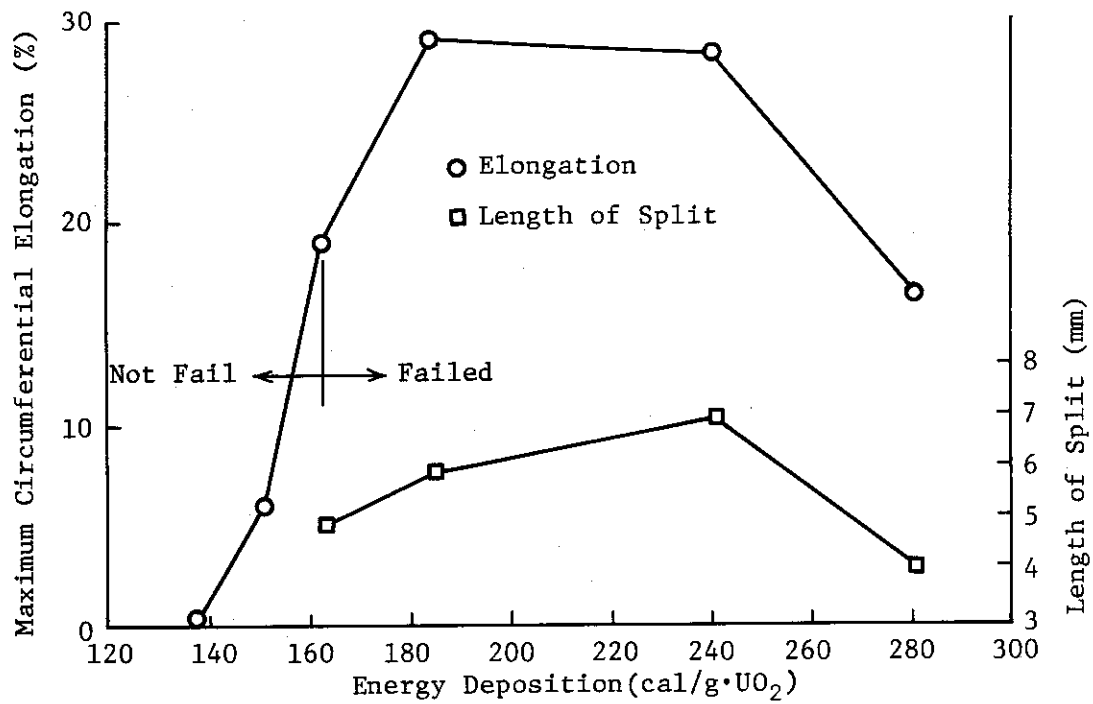
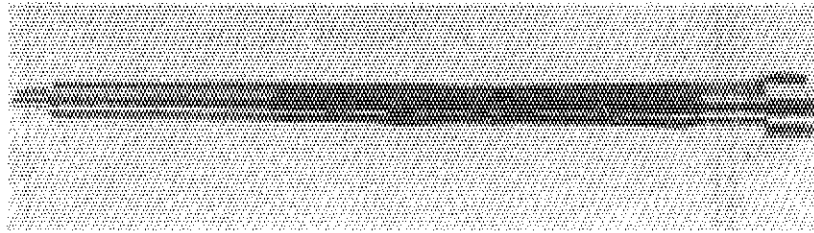


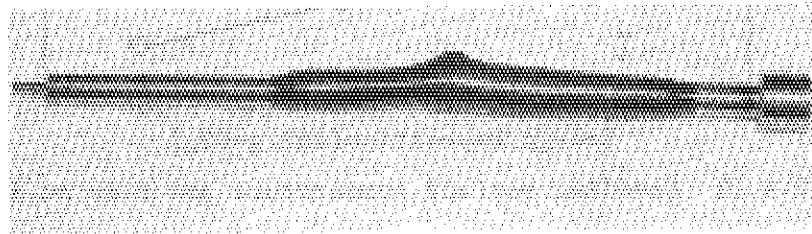
Fig. 2.4.14 Maximum circumferential elongation and length of split as a function of energy deposition



Group A: Test No. 231-1

$$P_{\text{initial}} = 30.0 \text{ kg/cm}^2\text{g}$$

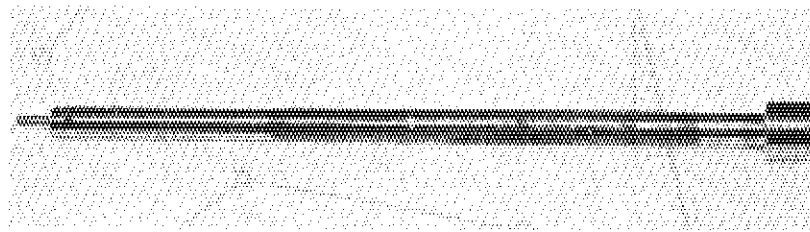
$$Q = 240 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$$



Group B: Test No. 231-5

$$P_{\text{initial}} = 11.8 \text{ kg/cm}^2\text{g}$$

$$Q = 240 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$$

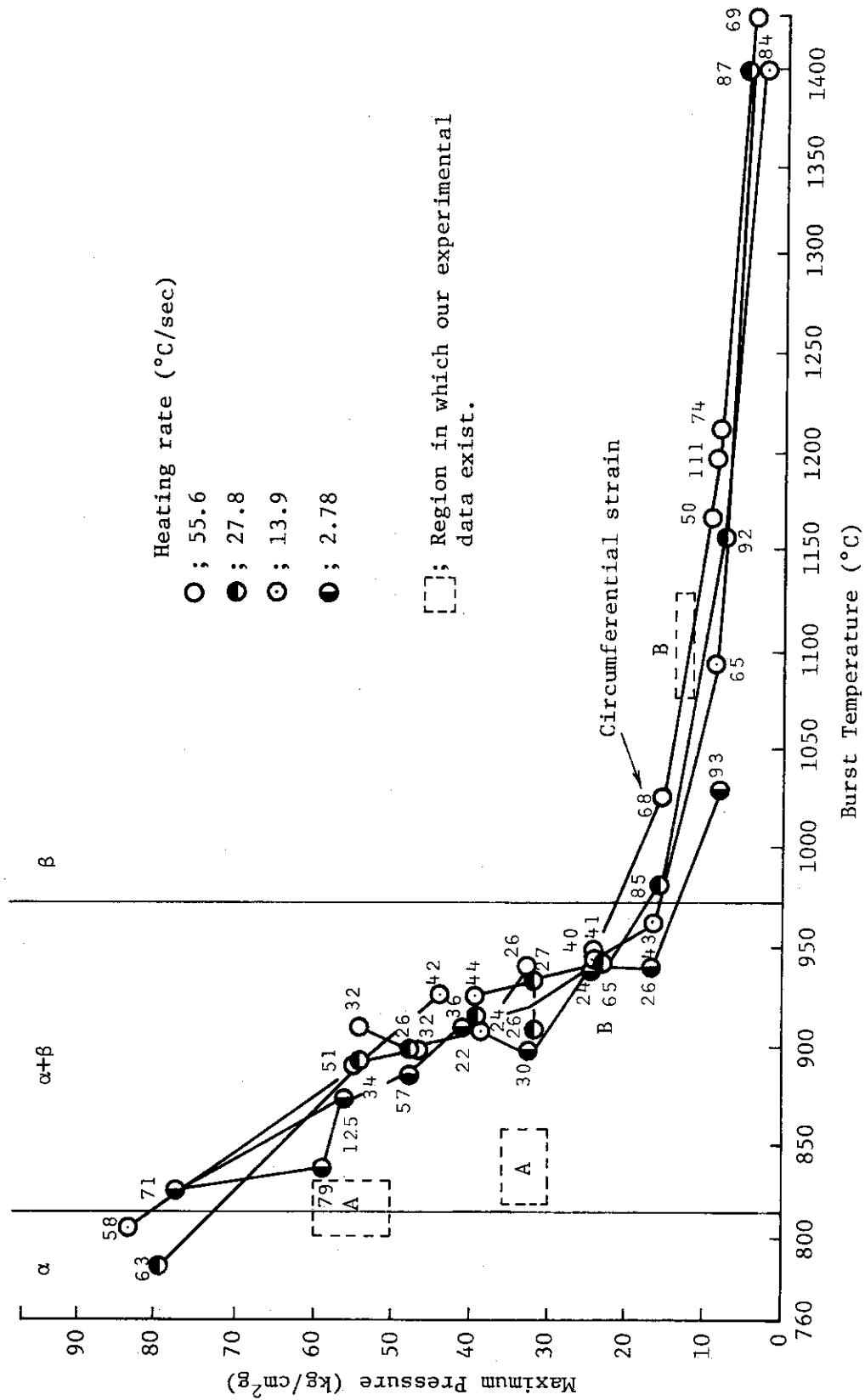


Group C: Test No. 231-12

$$P_{\text{initial}} = 2.5 \text{ kg/cm}^2\text{g}$$

$$Q = 243 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$$

Fig. 2.4.15 Typical Post-Test Appearances of Fuel Rods in Each Group

Fig. 2.4.16 Maximum Pressure vs Burst Temperature⁴⁾

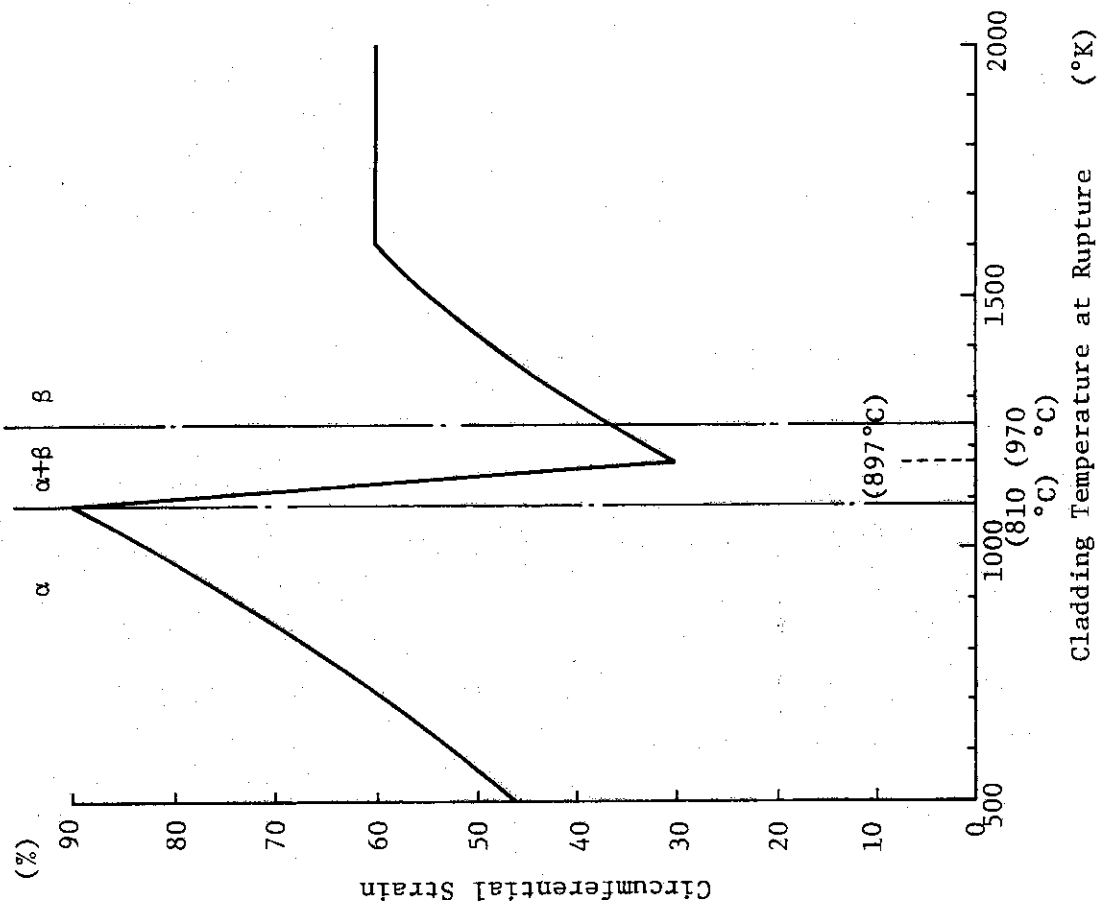


Fig. 2.4.17 Circumferential strain vs cladding temperature at rupture⁵⁾

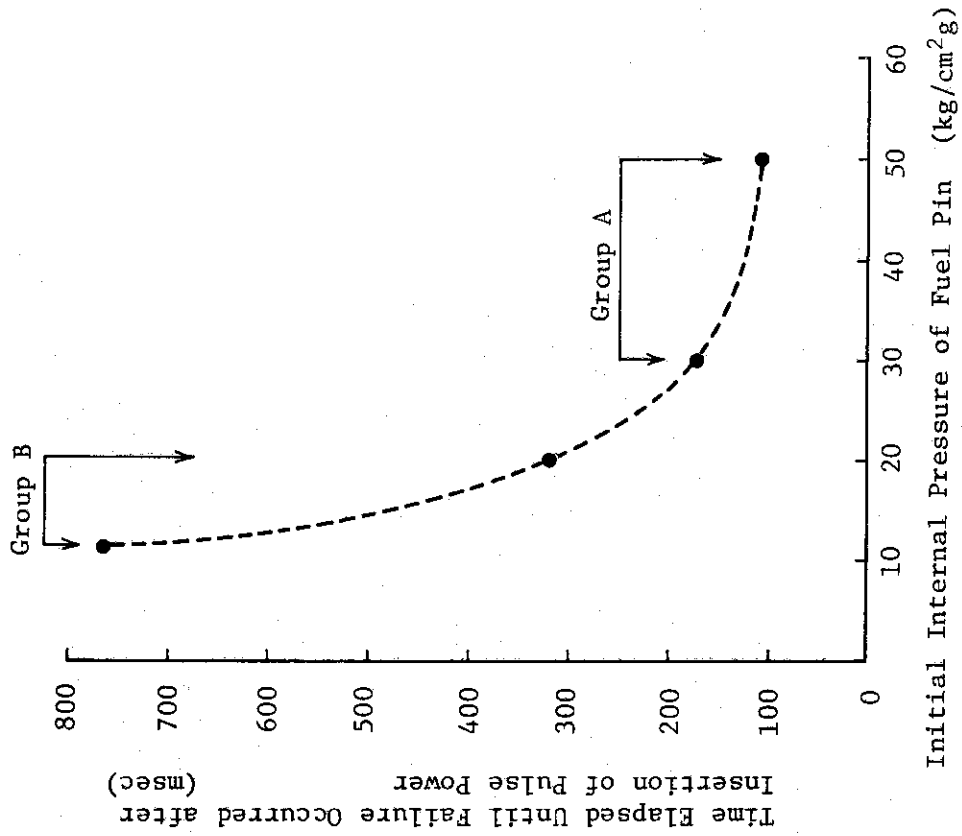


Fig. 2.4.18 Time elapsed until failure occurred after insertion of pulse power as a function of initial internal pressure of fuel pin (at energy deposition of about 240 cal/g·UO₂)

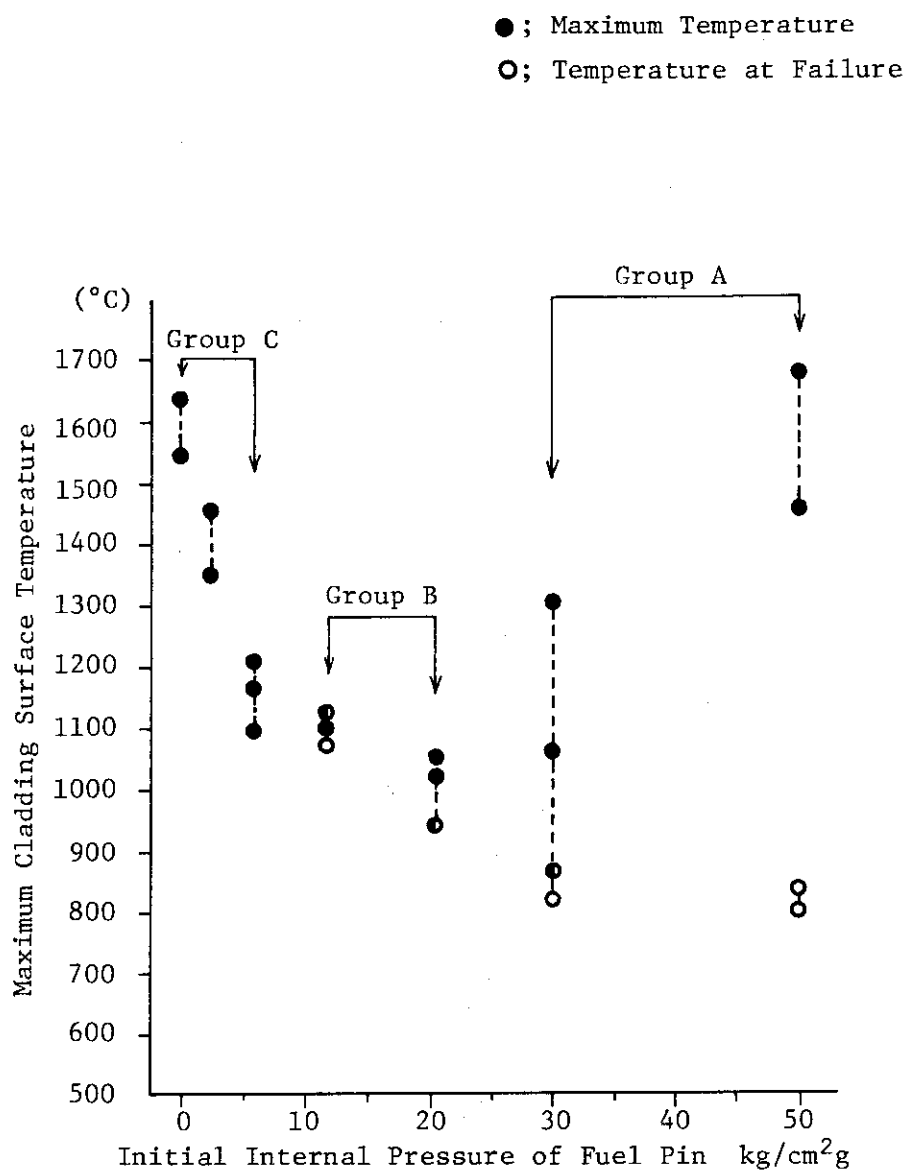


Fig. 2.4.19 Maximum cladding surface temperatures and cladding surface temperatures at time of failure as a function of initial internal pressure of fuel pin (at energy deposition of about 240 cal/g·UO₂)

2.5 流路模擬試験

(小林晋昇, 吉村富雄)

これまで実施してきたバンドル実験以外の実験では、1本の試験燃料を、水に満たした内径12 cmのカプセルの中央に置き、流路管、ダミー燃料等を周囲に置かずに照射を行なっている。従って、燃料の冷却は周囲にある多量の水によって行なわれることとなり、一般の動力炉のような燃料集合体条件に比べ、冷却水/燃料比(断面積比)が大巾に大きくなっている。

流路模擬燃料試験では、この冷却水/燃料比の違いが燃料破損条件やしきい値に与える影響を調査するために、試験燃料を流路管の中に収め、冷却水/燃料比を燃料集合体の条件に近い値として比較実験を試みたものである。

流路管としては、丸型および角型の形状で寸法の異なるものを用い、流路形状および冷却水/燃料比の違いによる影響を調べた。さらに、本実験の結果と燃料集合体実験結果との比較により、一般的な対応関係が確認できれば、バンドル実験で行なう予定のパラメータ実験のかかなりの部分を流路管付1本ピン燃料実験で代行する事ができ、実験遂行上で大きな利点をもたらす。この確認のためのデータ収集も本実験のもう一つの目的である。

2.5.1 実験方法および実験条件

試験燃料としては、10%濃縮の標準型燃料を用いた。

流路管は、Fig. 2.5.1に示すような、丸型および角型の断面形状のものとし、アルミニウムを材料として用いた。また、照射後燃料の取扱を容易に行なえるように2分割型構造とした。

角型流路管は、流路断面積をPWRの燃料と等価とする意味から、内対面間距離を14 mmとした。その結果燃料棒外表面と流路管内表面の間隙は、最小位置で1.64 mmである。

丸型流路管は、内径14 mm ϕ 、16 mm ϕ 、20 mm ϕ のものを用いた。このうち、内径14 mm ϕ の流路管は、前報⁽³⁾に述べたものと同じである。内径16 mm ϕ の流路管は、角型とほぼ同じ断面積のもの、内径20 mm ϕ の流路管は、流路断面積を16 mm ϕ のものの約2倍としたものである。

実験条件をTable 2.5.1に示す。今期の実験では、発熱量を一定とし、流路管の形状および寸法を変化させた。

2.5.2 実験結果および考察

(1) 燃料破損挙動

現在までに行なわれた流路模擬実験結果を一覧表にしてTable 2.5.2に示す。

直径14 mmの丸型流路を用いた場合には、247(217) cal/g UO_2 で破損を生じ、燃料は写真からも分るように3個に分断した。流路なしの標準燃料の初期破損しきい値は257~262(225~230) cal/g UO_2 であり、破損の状態はクラックが入る程度である事と比較すると、この直径14 mm流路実験では破損しきい値が少なくとも10 cal/g UO_2 は低くなっていると考えられる。

一方、対面距離14 mmの角型流路の実験では251(220) cal/g UO_2 、直径16 mm ϕ の丸型流路の実験では、237(208) cal/g UO_2 でいずれも、被覆管にクラックが生じる程度の破損で、直径14 mm丸型流路の場合に比べより穏やかな破損であった。

さらに、今回直径 20 mm ϕ の丸型流路を用いて 240(210) cal/g UO_2 の発熱量を与える実験を行なった。燃料は、被覆管にクラックを生じて破損したが、直径 16 mm ϕ および 14 mm ϕ の丸型および角型の場合に比べて穏やかな破損であった。

以上の結果から、直径 20 mmまでの流路を取付けた場合には、流路管のない場合に比べて明らかに破損しきい値が低下する事、又、同じ発熱量を与えた場合に破損の程度は冷却水/燃料比が小さい程激しくなる傾向にあることが確認された。

(2) 被覆管温度挙動

流路模擬実験と流路なしの実験の被覆管表面温度（有効燃料長の中央位置）の時間変化の比較を Fig. 2.5.2 および Fig. 2.5.3 に示す。Fig. 2.5.2 は発熱量 205(180) cal/g UO_2 の場合、又、Fig. 2.5.3 は発熱量約 240(210) cal/g UO_2 の場合のデータを比較したものである。これらの比較から次のようなことがわかる。

- ① 膜沸騰の継続時間（クエンチング時間）は流路管を取付ける事により大幅に長くなる。
- ② 流路管有りの場合のデータ同志を比較すると冷却水/燃料比の小さいもの程クエンチング時間が長くなる傾向にあるが、その差は流路管無しの場合との差に比べて小さい。
- ③ 流路管有りのときの被覆管表面最高温度は、流路管によって冷却水供給が制限されているにもかかわらず、流路管無しの場合と同じか、やや低目になり、又膜沸騰時の温度振動は流路有りの場合の方が大きくなる。

今期の実験では、被覆材表面温度を軸方向に 4 点測定することができたので、その結果を Fig. 2.5.4 に示す。クエンチングは、一番下の測定点 1 から始まり、徐々に上方向に進行している。流路なしの実験においても、クエンチングが上方向に進行する傾向があるが、流路がある場合には、この傾向がさらに明瞭に現れ、自然対流の影響が顕著であることが示唆された。

以上に示した被覆材の表面温度挙動の傾向をさらに明確にするために、被覆材表面温度、クエンチング開始時間、クエンチング開始時の被覆材温度に関するデータを発熱量をパラメータとしてプロットしてみた。

Fig. 2.5.5 は被覆材表面最高温度データのプロットである。これから、最高温度は流路を取付けたことにより殆んど変化しないが、破損しきい値は約 10 cal/g UO_2 低下することがわかる。次に Fig. 2.5.6 はクエンチング時間データのプロットであり、流路有り・無しの影響が示される。この整理により、クエンチング時間は、流路を付加したことにより必ず増大し、特に 210(185) cal/g UO_2 付近の発熱量の時にその影響が顕著に表われている。流路付燃料の破損しきい値は、ほぼこの発熱量範囲にあり、クエンチング時間の増大が破損しきい値を低下させる大きな要因となっているものと考えられる。又、Fig. 2.5.7 はクエンチング開始時の被覆材温度のデータを流路なしのときのデータと比較したものである。これから流路を付加することによりクエンチング開始温度が大きく低下することがわかる。この理由としては、流路を取付けることによりクエンチング開始時点での冷却水のサブクール度が低下し、膜沸騰を維持するに必要な最小熱流束が下り、被覆材表面温度が低くなるまでクエンチが生じなかったものと考えられる。クエンチ時間の増大もこのために生じたものと思われる。

さらに、冷却水燃料比の影響を知るために、発熱量が約 240(210) cal/g UO_2 のときの異なった流路寸法・形状のデータを比較したものを Fig. 2.5.8 に示す。この比較から流路断面寸法が小

さくなり、冷却水／燃料比が小さくなるにともなってクエンチング開始温度は低下し、クエンチング時間および流路内の冷却水最高温度は単調に増加するが、被覆材表面温度はあまり変化しないことがわかる。

Table 2.5.1 Test Conditions

Test No.	Insertion Reactivity (\$)	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Shroud		Water/Fuel Ratio (%)	Objectives
			Shape	Material		
233-3	2.22	170 (150)	Square (14mm)	Al	120	Behavior of a single rod with a square flow shroud
233-5	2.80	240 (210)	Square (14mm)	Al	120	Failure threshold of a single rod with a square flow shroud
233-6	2.53	205 (180)	Cylindrical (14mm ϕ)	Al	70	Failure threshold of a single rod with a cylindrical shroud
233-7	2.80	240 (210)	Cylindrical (16mm ϕ)	Al	123	Failure threshold of a single rod with a cylindrical shroud of increased flow area
233-8	2.80	240 (210)	Cylindrical (20mm ϕ)	Al	248	Failure threshold of a single rod with a cylindrical shroud of increased flow area

Table 2.5.2-1 Summary of Flow Area Simulation Test Results

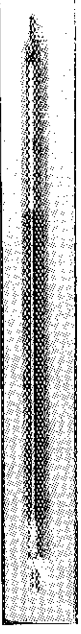
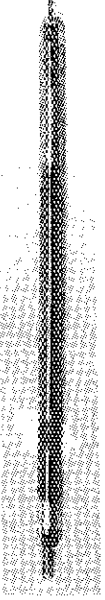
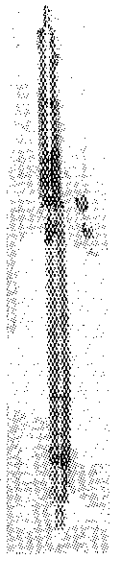
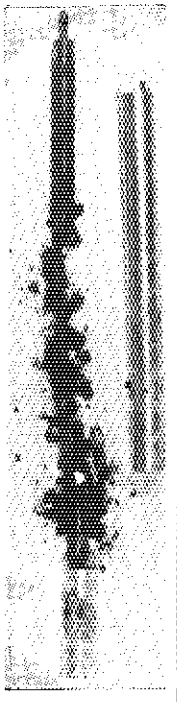
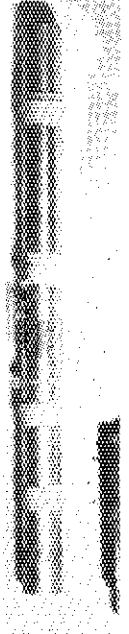
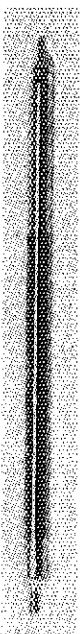
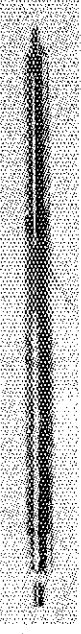
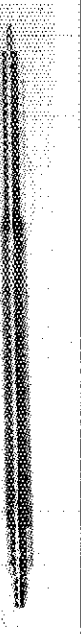
Shroud Type	Test No.	Estimate Energy Deposit. (cal/g·UO ₂)	Fuel Failure Yes or No	Max. Clad. Temp. (°C)	Clad. Temp. at Quench Time at Quench	Max. Water Temp. (°C)	Water/Fuel Ratio (%)	Post-Test Photoes
Cylindrical 14mm ϕ	233-1	179 (157)	No	1100	250°C 10.0 sec	50	70	Oxidation 
ditto	233-6	211 (185)	No	1490	480°C 10.7 sec	85	70	Oxidation 
ditto	233-4	237 (217)	Yes	1080	T/C Failure	100	70	Broken in 3 pieces 
ditto	233-2	271 (238)	Yes	1770	"	115	70	Disperse 
ditto	233-10	371 (325)	Yes	>1000	"	>200	70	Shroud Melt. Upper End Plug. Ejected. Velocity 6.8 m/sec 
ditto	233-11A	391 (343)	Yes	>1000	"	>200	70	Shroud Melt. Upper End Plug. Ejected. Velocity 3.4 m/sec 

Table 2.5.2-2 Summary of Flow Area Simulation Test Results

Shroud Type	Test No.	Estimate Energy Deposit. (cal/g·UO ₂)	Fuel Failure Yes or No	Max. Clad. Temp. (°C)	Quenching Temperature (°C) Quenching Time (sec)	Max. Water Temp. (°C)	Water/Fuel Ratio (%)	Post-Test Photos
Squad 14mm	233-3	180 (158)	No	1200	620 / 7.8	110	120	
ditto	233-5	251 (220)	Yes	1490	560 / 8.2	80	120	
Cylindrical 16mmφ	233-7	237 (208)	Yes	1520	730 / 9.8	70	123	
Cylindrical 20mmφ	233-8	240 (210)	Yes	1300	T/C Failure	60	248	
					—			
					—			

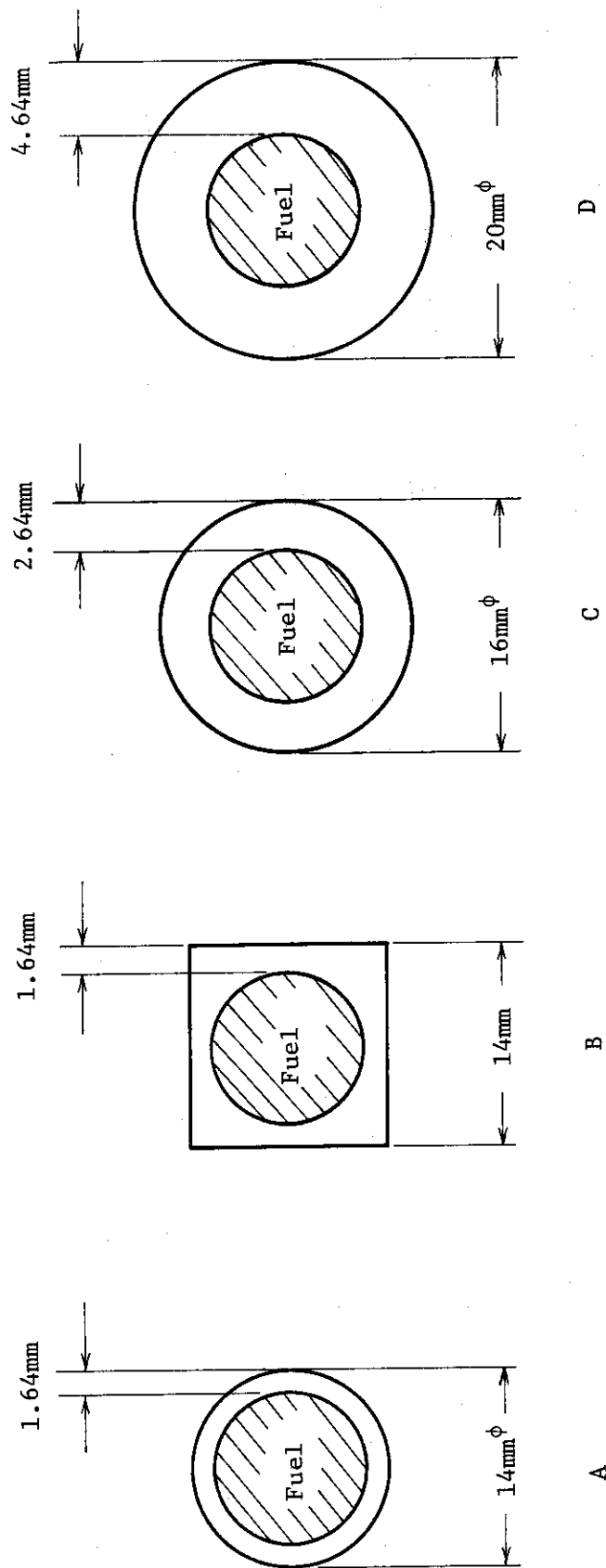


Fig. 2.5.1 Cross section of flow shrouds

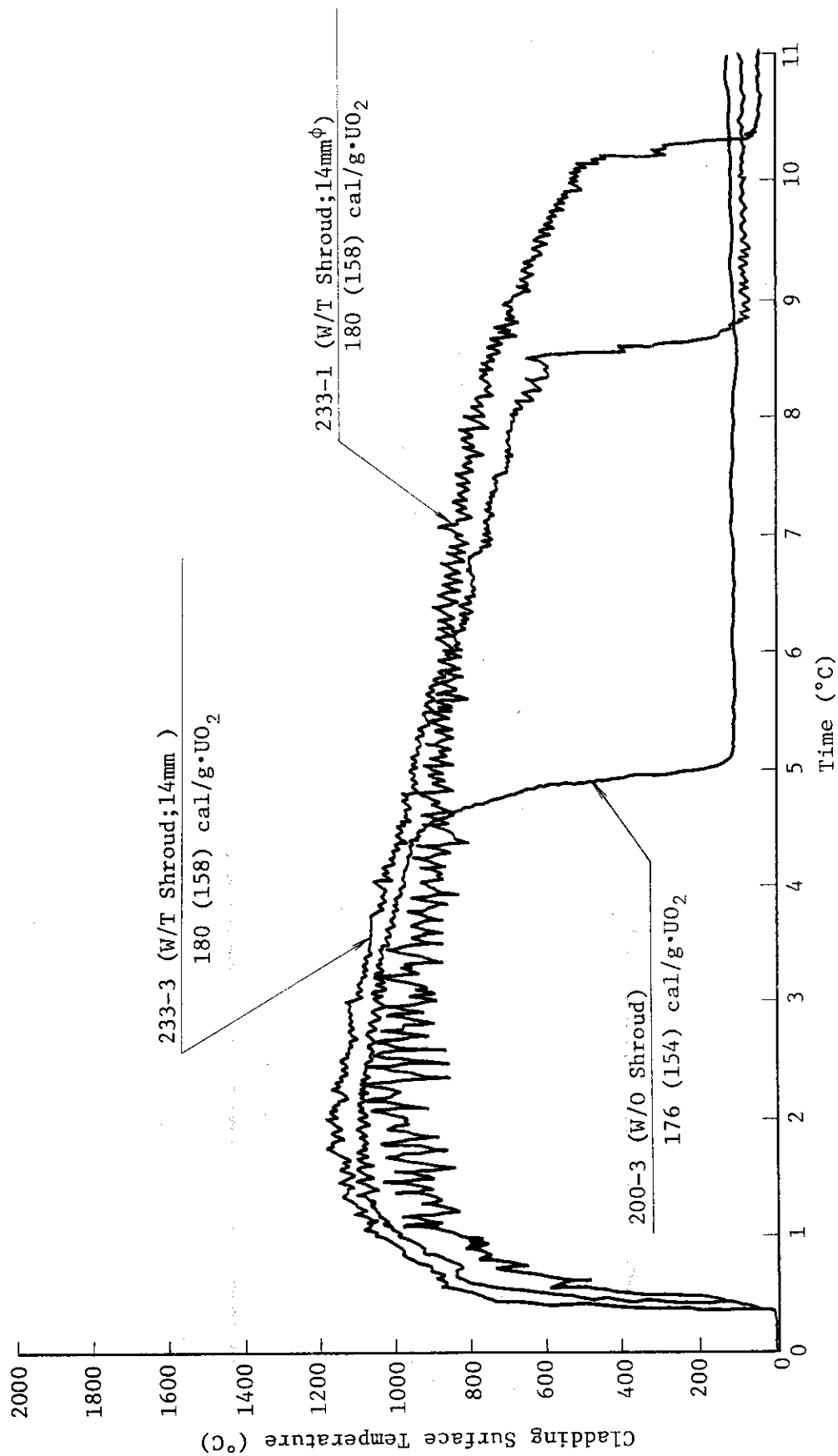


Fig. 2.5.2 Comparison of transient cladding surface temperature of standard fuel for W/T and W/O shroud

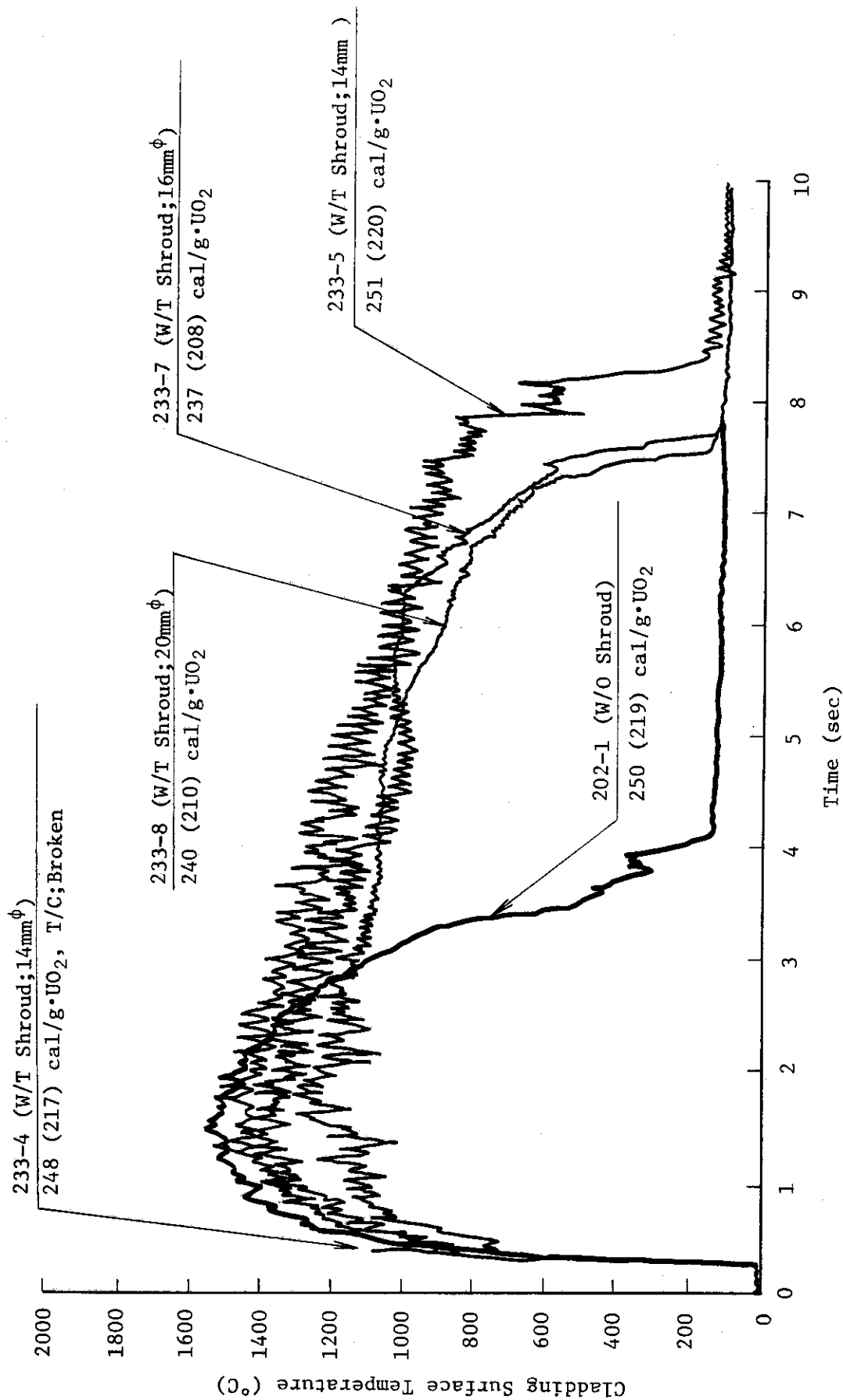


Fig. 2.5.3 Comparison of transient cladding surface temperature of standard fuel for W/T and W/O shroud

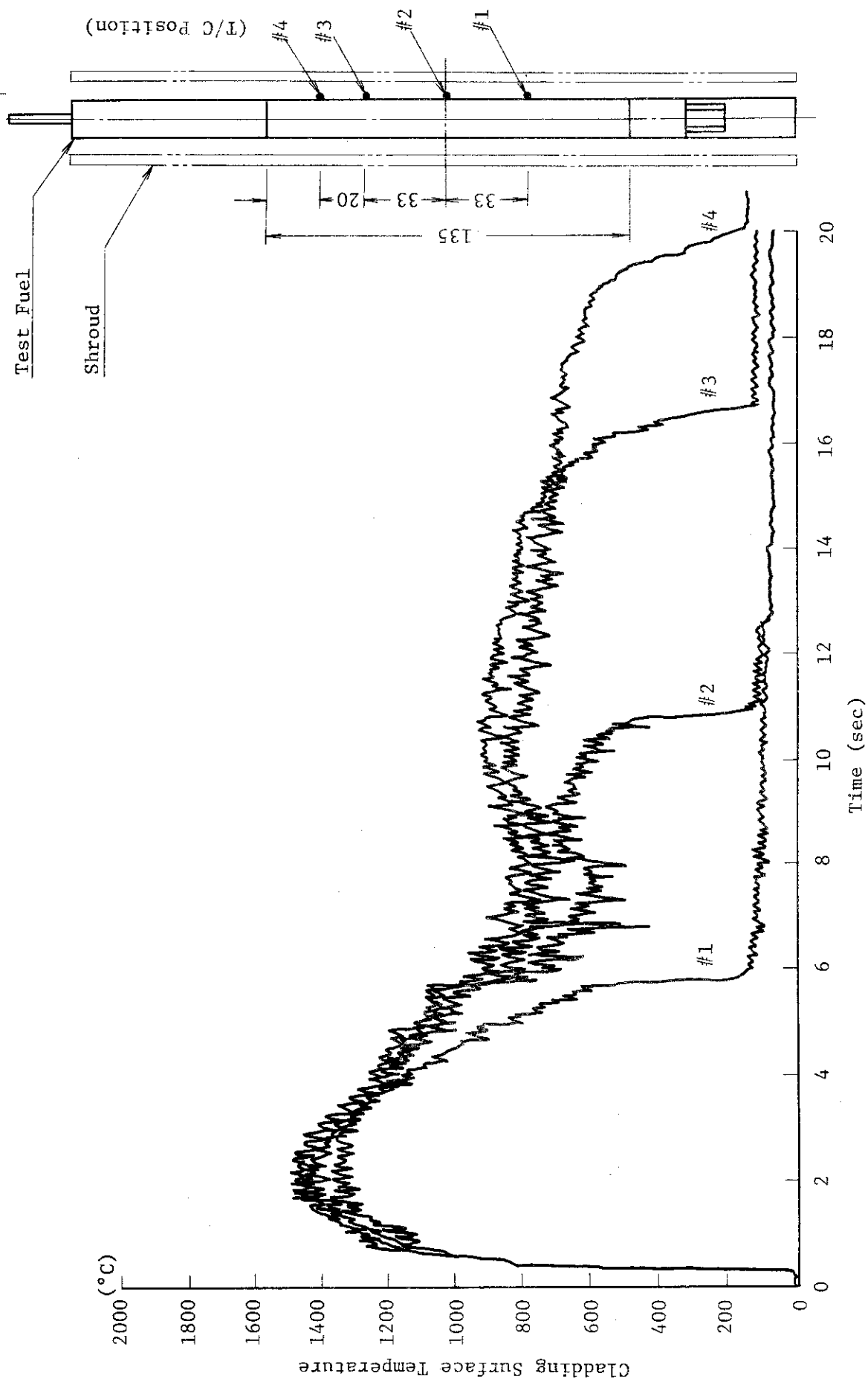


Fig. 2.5.4 Histories of the cladding surface temperatures
in case of Test No. 233-6 {211(185) cal/g·UO₂}

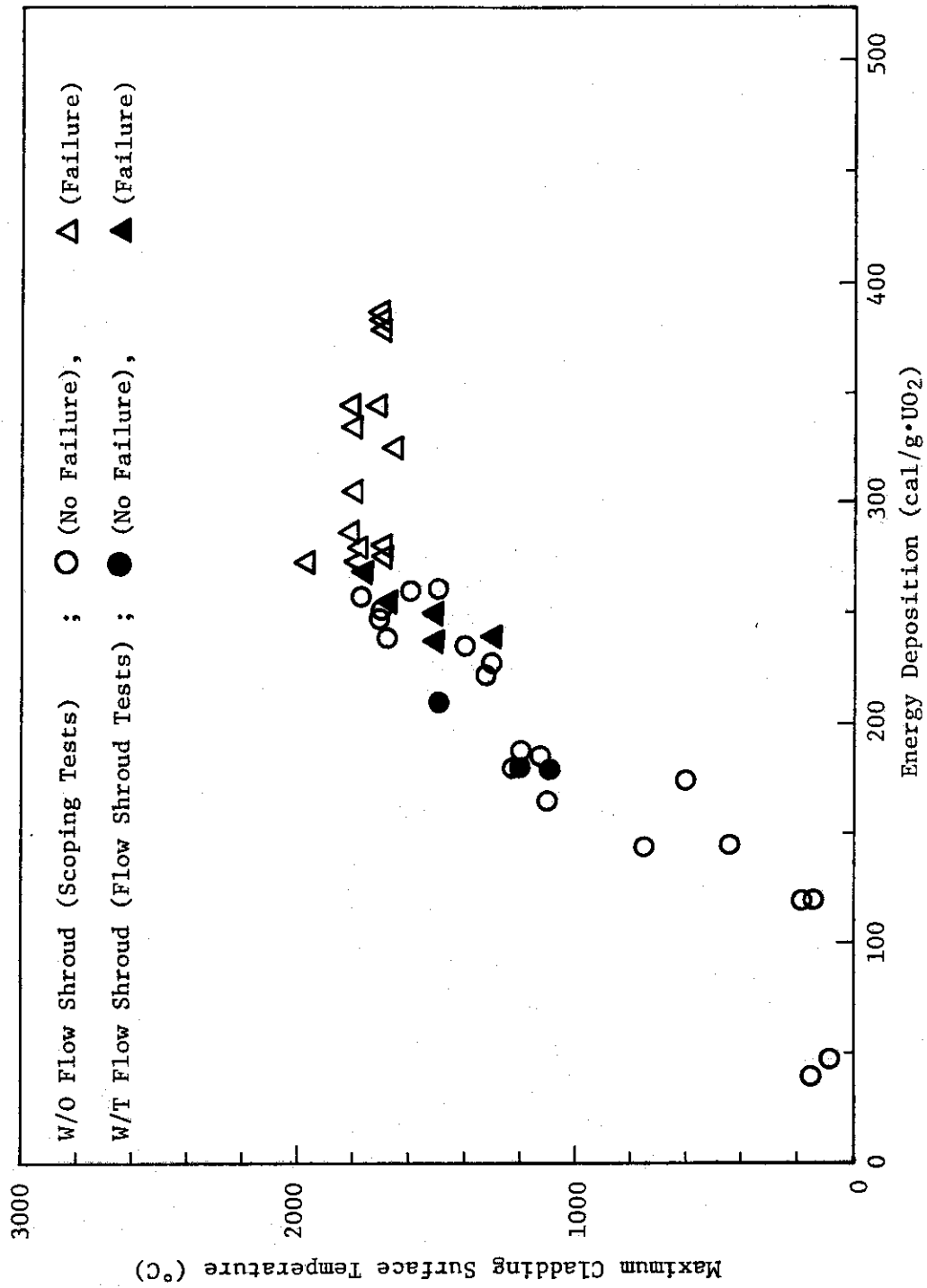


Fig. 2.5.5 Comparison between maximum cladding surface temperature W/T and W/O flow shroud versus energy deposition

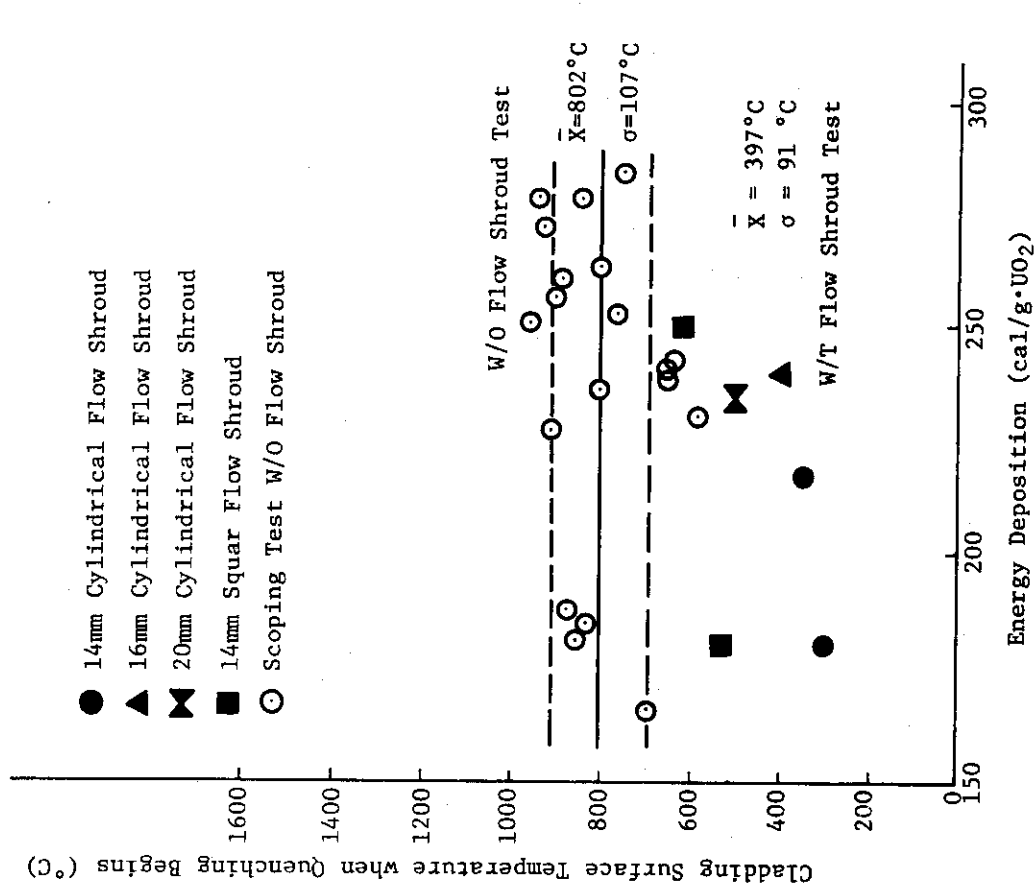


Fig. 2.5.6 Comparison between transient cladding surface temperature when quenching takes place of W/T and W/O shroud test as a function of energy deposition

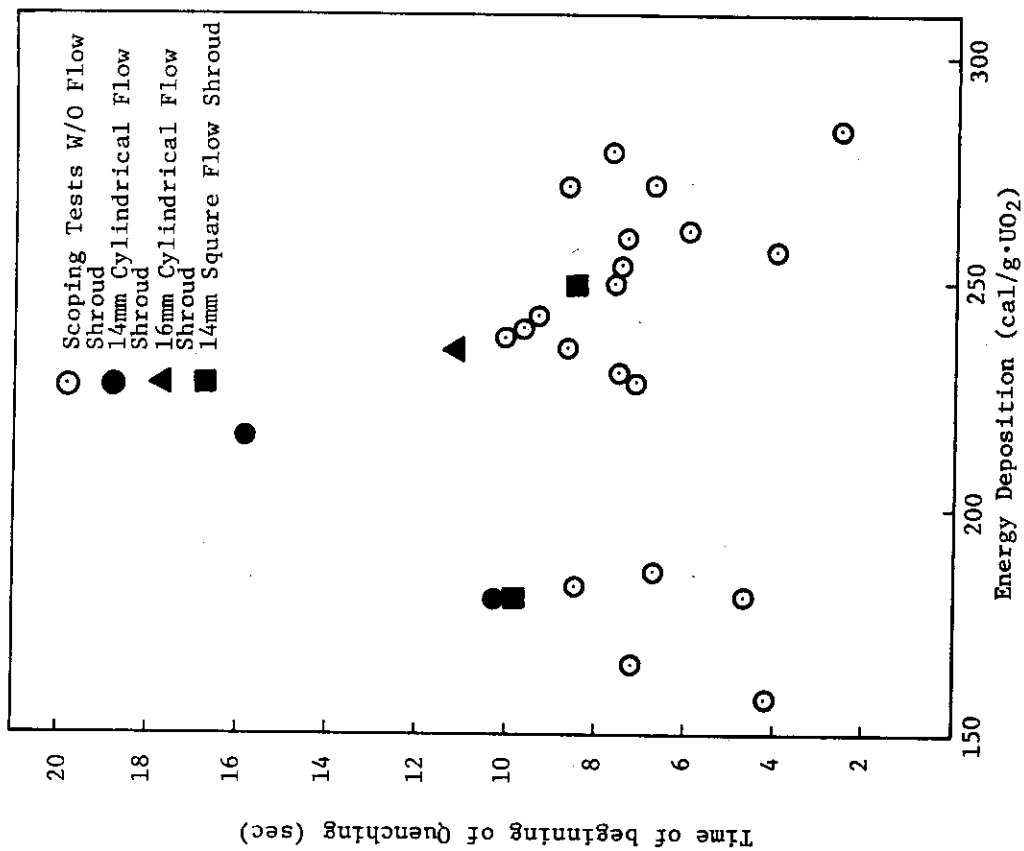


Fig. 2.5.7 Comparison between time of beginning of quenching of W/T and W/O shroud test versus energy deposition

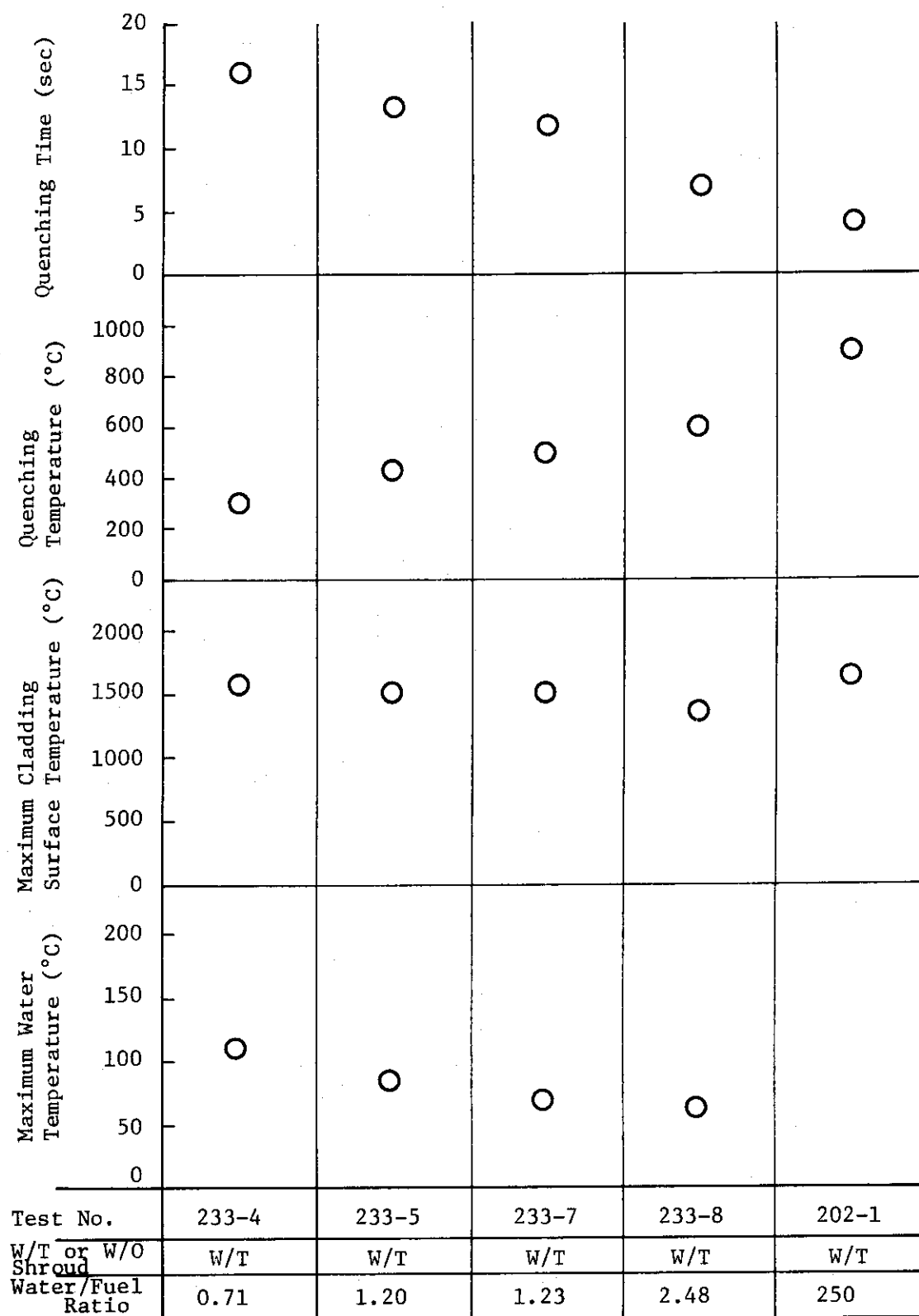


Fig. 2.5.8 Comparison of maximum cladding surface temperature, quenching temperature, quenching time and maximum water temperature of standard fuel for changed the shape of shroud and without shroud versus water/ fuel ratio

2.6 バンドル燃料試験

(小林晋昇, 吉村富雄)

2.6.1 実験目的

NSRRで現在実施しているほとんどの実験は、1本の試験燃料を内径12cmの水を満たしたカプセルに装填し、パルス照射を行なっている。この場合、照射後燃料の冷却は、周囲にある多量の水によって行なわれることとなる。一般の動力炉の燃料のように燃料ピン同志が林立し、周辺燃料の発熱しているような条件とは、実験条件が大巾に異なっている。また、流路模擬実験でも述べた如く、燃料周囲の冷却水量の点についても同様である。

この周辺燃料の発熱による影響および冷却水量の効果が燃料破損条件やしきい値に与える影響について調査するため5本のバンドル体系で実験を試みた。また、今回の実験においては、バンドル体系として用いた燃料の発熱量を評価することも実験の目的としている。

2.6.2 実験方法および実験条件

実験は、燃料棒5本のバンドル体系とし、中心位置に濃縮度20%の標準燃料を、周辺位置に濃縮度10%の標準燃料を用いた。バンドル体系を構成する燃料棒のピッチは、加圧水型動力炉と同じ14mmとした。

実験は、実炉燃料のチャンネルボックスを模擬した角型の流路チャンネルを燃料棒周囲に配置した場合および、配置しない場合について行なった。流路チャンネルは、アルミニウムを用いて2分割型の構造とし、燃料棒の取扱いを容易にした。Fig. 2.6.1に流路チャンネルの断面図を示す。

実験条件は、Table 2.6.1に示すとおりで、投入反応度量約3.40ドルで2回、3.85ドルで1回の実験を行なったものである。

試験燃料の発熱量は、照射後Ge検出器および波高分析器を用い試験燃料の γ 線強度を測定することによって評価した。

2.6.3 実験結果

(1) バンドル燃料の発熱量の評価

試験燃料の発熱量の測定結果および核計算結果をTable 2.6.2に示す。周辺部の燃料に対し、中心燃料の平均発熱量は、約6%減少していることがわかった。また、このような発熱量の相対比は、流路チャンネルの有無にかかわらず同じ測定結果であった。また、核計算(CITATION; 3次元7群拡散計算, GGC-4; 群定数)から得られた結果は、測定結果と良い一致を示している。

(2) 燃料破損挙動

バンドル燃料の実験結果をTable 2.6.3に示す。流路チャンネルを用いた実験番号312-3の実験において、中心燃料は、燃料の下端近傍で2つに分断した。発熱量は、約225(205) cal/g UO_2 と評価されており、1本ピン(濃縮度20%)の場合の分析のしきい値(250(225) cal/g UO_2)と比較すると約25 cal/g UO_2 低い。このことから単体に比べてバンドル体系の場合、破損および破壊しきい値も下がると考えられる。

周辺燃料は、Table 2.6.3 の写真に示したとおり、被覆管に軸方向のはげしいしわとクラックの発生によって破損した。4本の燃料とも破損は、いずれも流路チャンネル側（外側表面）で起こっていた。

周辺燃料の平均発熱量は、平均で約 240(210) cal/g UO_2 であった。

(3) 被覆管温度挙動

バンドル実験における被覆管表面温度（有効燃料長の中心位置）の時間的変化を Fig. 2.6.2 に示す。

中心燃料および周辺燃料の温度挙動の比較から次のようなことがわかった。

① 被覆管表面最高温度は、周辺燃料において、内側部と外側部でパルス照射直後約 400～500℃の温度差が生じた後、約 4～6 秒後、ほぼ同じ温度となる。この違いの主要な理由としては、内側部と外側部で発熱密度に差があったためと考えられる。

② 膜沸騰の継続時間（クエンチング時間）は、周辺燃料においては、内側の方が長くなる傾向をもつ。また、中心燃料においては、周辺燃料よりもさらに長くなる傾向である。

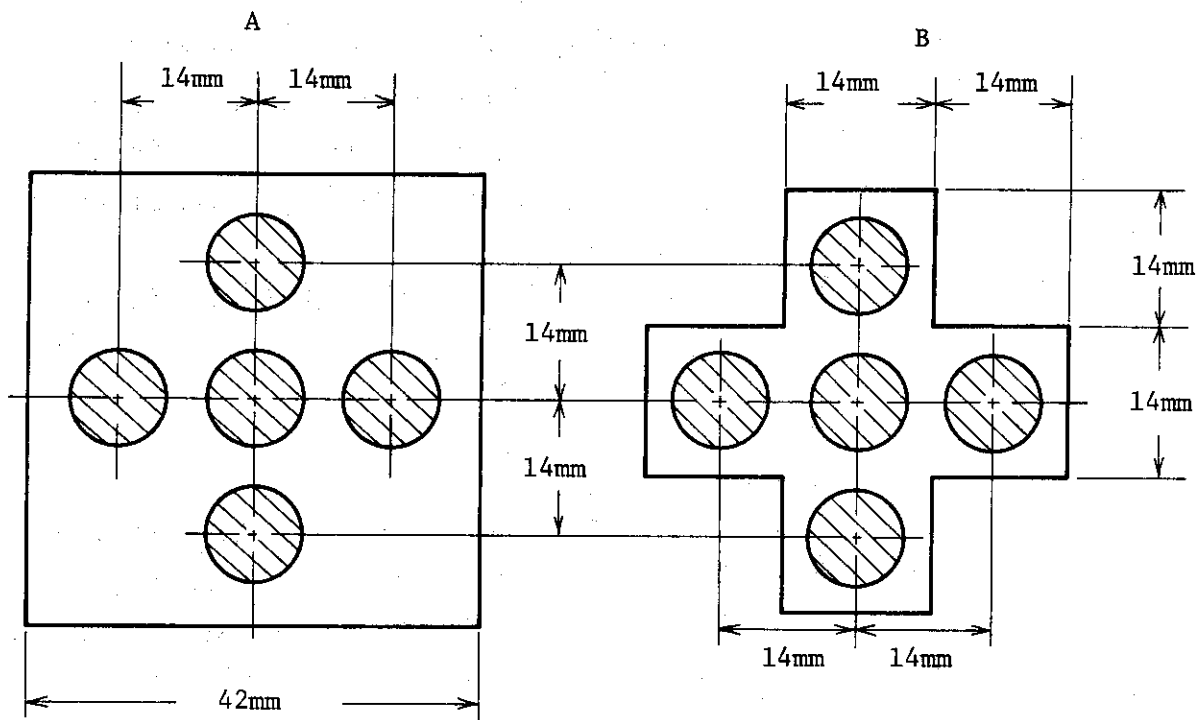
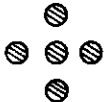
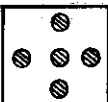
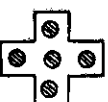


Fig. 2.6.1 Crosssection of flow channels

Table 2.6.1 Test Conditions

Test No.	Test Fuel Enrichment (%)		Energy Depo. (cal/g·UO ₂)	Insertion Reactivity (\$)	Flow		Objectives
	Center	Surround				Channel	
312-1	Center	20	223	3.40	W/O*		•Estimate Energy Deposition. •Measured Cladding Surface Temperature.
	Surround	10	230				
312-2	Center	20	180	3.40	W/T**		•Examine the influence of Cross-Shaped Flow Channel upon Energy Deposition. •Cladding Surface Temperature.
	Surround	10	190				
312-3	Center	20	215	3.85	W/T**		•Fuel Failure Threshold. •Compare with Flow Shroud Test.
	Surround	10	230				

* W/O ; Without Flow Channel

** W/T ; With Flow Channel

Table 2.6.2 Comparison of Energy Deposition of Center rod and Outer rod

UO ₂ 内 発 熱 量 の 相 対 比		
	γ 線 定 基 づ く 結 果	核 計 算 結 果
周 辺 燃 料	1.000	1.000
中 心 燃 料	0.942	0.947

Test No. 312-1

Energy Deposition

Center rod (20%E) 180 cal/g·UO₂

Outer rods (10%E) 190 cal/g·UO₂

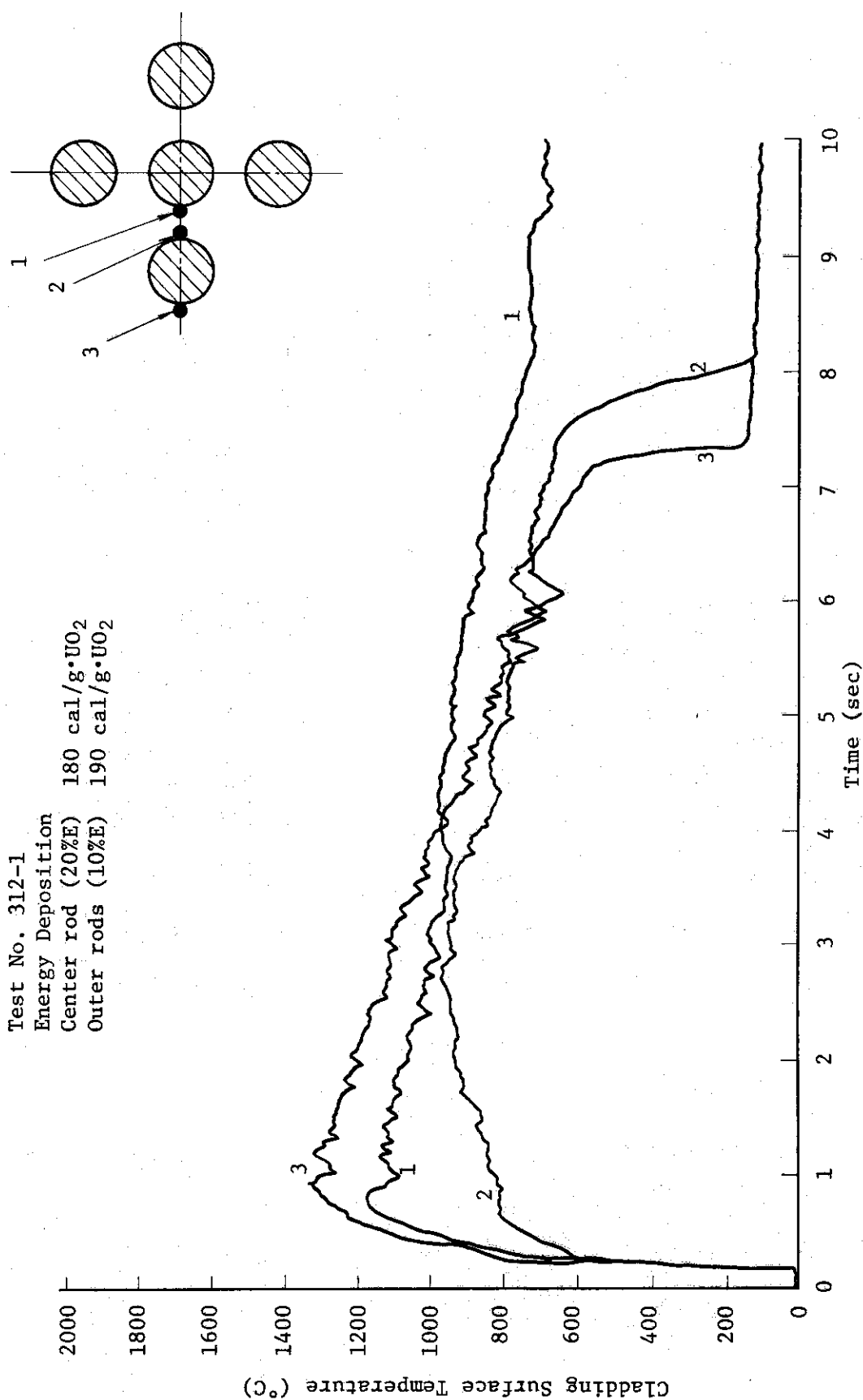


Fig. 2.6.2 Transient cladding surface temperature history of center rod and outer rods during Test No. 312-1

Table 2.6.3-1 Summary of Bundle Rod Test Results

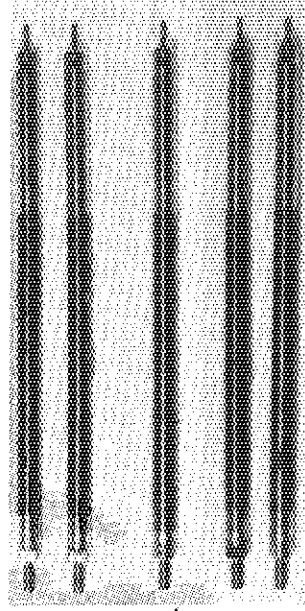
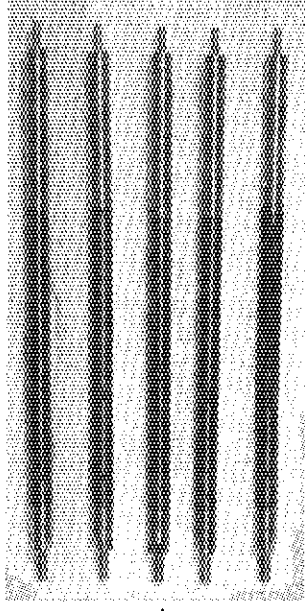
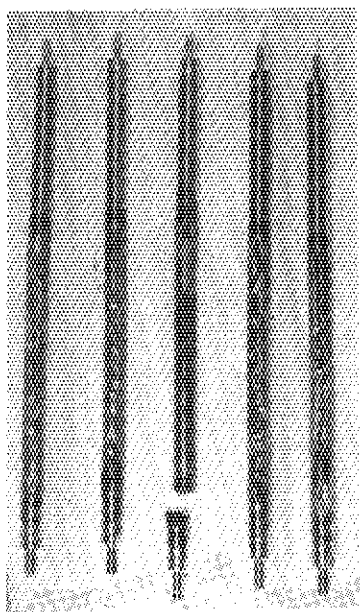
Test No.	Estimate Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Maximum Cladding Surface Temperature (°C)	Quenching Temperature (°C)	Quenching Time (sec)	Test Fuel Enrichment (%)	W/T or W/O Shroud	Post-Test Photos
312-1	Center	180	1170	did not quench for 10 sec	>10	20	 Center Rod
	Surround	190	Inner Surface	1000	650	8~9	
			Outer Surface	1350	500	7~8	
	Center	190	1200	850	10.5	20	
312-2	Center	200	1050	900	5~7	10	 Center Rod
	Surround	200	Inner Surface	1050	900	5~7	
			Outer Surface	T/C Broken at 0.7 sec (1200°C)	950	5~7	
	Center	200	1050	950	5~7	10	

Table 2.6.3-2 Summary of Bundle Rod Test Result

Test No.	Estimate Energy Deposition (cal/g•UO ₂)	Maximum Cladding Surface Temperature (°C)	Quenching Temperature (°C)	Quenching Time (sec)	Test Fuel Enrichment (%)	W/T or W/O Shroud	Post-Test Photos
312-3	Center rod 225*1	T/C was Broken at 0.5 sec (1200°C)			20	W/T	
		Inner Surface	Maximum 1300°C Quenching Temp.: 800 °C Quenching Time : 11.3 sec		10		
			T/C was Broken at 0.37 sec (1200°C)				
	Outer rod 240*1	Outer Surface		T/C was Broken at 0.48 sec (1500°C)			

2.7 浸水燃料実験

(星 篤雄, 塩沢周策, 柳原 敏)

2.7.1 概 要

浸水燃料について、これまで行なってきた NSRR 実験は、発熱量と浸水量を変化させて、破壊のしきい値と破壊時の挙動を重点に、実験を重ねて来たものであった。これまでの結果のうち、特に重要と考えられる点は、前報に於て報告したように、浸水量を 100% (完全満水) から 10% (最下部のペレットに水が接する程度) に変化させたにも拘わらず、破壊しきい値はほぼ 90 ~ 110 cal/g UO_2 と一定であり、浸水量の多寡は、破壊しきい値に影響を与えないという実験結果であった。

浸水燃料の破壊は、浸水した水の蒸発や昇温に伴う体積変化を含め、内圧に支配されるものであるから、上記実験の結果は極めて難解である。例えば、浸水量が 100% である場合には、燃料棒の内圧は、ペレットの熱膨張による体積変化だけで、被覆管の降伏内圧以上に達する勘定となる。逆に、浸水量が 10% の場合は、水温が 800°C 迄上昇したとしても内圧は高々 600 kg/cm² であり、クラッドの降伏する圧力 900 kg/cm² には程遠い。従って、何らか他の原因がなければ浸水燃料の破壊しきい値は、浸水量により変化せねばならない。

ところで、前報で述べたように、403-2 の実験において、破断口が 2 つある結果が得られた。この事実は、燃料内圧上昇が必ずしも燃料全体に一樣ではなく、局所的に変化している事を示しているとも考えられる。

今期の実験は、この局所的な圧力上昇の存在や、その理由を確かめるために、ギャップ幅を変えた浸水燃料実験、並びに、被覆管に孔をあけた浸水燃料の実験を主体的に行なったものである。

なお、極く少量浸水させた燃料を用いての実験は、下部プレナム部へのみ注水し燃料部は全く浸水しない条件で実験し燃料内圧上昇の様子を観察したものである。また、投入発熱量をパラメータとした試験は燃料破壊しきい値究明の従来の実験の一環として燃料破壊の生ずる限界しきい値を求めるための実験である。

一方、破壊力に関して今迄に得られた結果のうちカプセル圧力についてみると、

- (i) 燃料の破壊と同時に発生する圧力幅が 1 m sec 以下の比較的急峻な圧力 (初期圧力) と
- (ii) その後約 20 m sec 遅れて、15 ~ 30 m sec の周期で減衰しながらくり返し発生する比較的圧力幅の大きい (2 ~ 3 m sec) 圧力群 (後期圧力)

が、発生する事が確かめられている。2 つの圧力のうち、急峻な初期圧力は、燃料が破壊する時に噴出する注入水によるものと現在のところ考えているが、後期圧力については、その発生機構はよく判かっていない。そこで、カプセル内に水を満たして冷却水の自由表面を無くした場合に圧力挙動がどうなるかを調べるためにカプセル満水試験を実施した。

今期行なった試験項目のまとめを以下に示す。実験の概要を実験項目毎に述べる。なお、Table 2.7.1 に現在までの浸水燃料試験の結果を、Photo 2.7.1 に照射後の燃料破損状況の比較を載せておく。

主な実験目的	実験項目及び実験条件	実験番号	発熱量 (cal/g UO ₂)
局所圧力挙動の 説明	燃料棒完全浸水	431-1	159, 242
	広巾ギャップ燃料試験	ギャップ部完全浸水	432-1, 1b, 2
		ギャップ部部分浸水	433-1, 2
	孔あき被覆管燃料試験	燃料部孔あき被覆管 プレナム部孔あき被覆管	412-1 413-1, 2
破壊しき値の説明	極少量の浸水燃料試験	下部端栓部のみ浸水 燃料部未浸水	404-1, 2, 2b
	投入発熱量をパラメータとした試験	ギャップ部完全浸水	402-6, 7
破壊力の挙動説明	カプセル満水試験	カプセル内冷却水満水 ギャップ部完全浸水	452-1

(1977年1月～6月)

(1) 広巾ギャップ燃料試験；これまでの実験から、浸水燃料の破壊は、燃料棒全体での圧力上昇ではなく極く局所的な圧力の上昇により支配されていることが明白である。この局所的な圧力上昇の原因は、ペレットの熱膨脹及び割れ・欠けに伴うギャップ部の閉塞や、ギャップ部の流動抵抗がもたらすプレナム部（又は圧力の低い部分）への浸水の移動の制限等が考えられている。この推論の妥当性を検討するための試みの一つとして、ギャップ閉塞の可能性の少ない広巾ギャップ燃料による浸水燃料実験を実施した。広巾ギャップ燃料のギャップ巾は0.19 mmであり、標準燃料のギャップ巾は0.095 mmに比べて2倍大きい。また、ギャップ部の容積は0.39 ccだけ大きく燃料棒中の空間部分の容積は3.94 ccである。

試験の結果、広巾ギャップ燃料の破壊までに投入されたエネルギー量は、一例を除き標準燃料に比べて大きいことが確認された。また、破壊力については、初期圧力は標準型燃料のそれと差はないが、水塊の飛び上り速度は大きい値を示した。

(2) 孔あき被覆管燃料試験；燃料棒内の局所的な圧力上昇の程度を検討するために、(i)プレナム部に孔をあけた被覆管での試験、(ii)燃料部に孔をあけた被覆管での試験、の2種類について実験を行なった。(i)の条件では、プレナム部に直径1 mmφの孔を1コあけたものと、直径5 mmφの孔を同時に4コあけたものについて試験をした。両者とも浸水量は約20%であり、開孔部はビニールテープで蓋をして外部からの浸水を防いだ。実験の結果、いずれの場合も燃料は破壊し、破壊までに投入されたエネルギー量や破壊力等は他の試験に比べて大差なかった。また、両方の試験とも、開孔部のビニールテープに破損はなく、プレナム部での圧力上昇が比較的小さかった事が判明した。

(ii)の実験は、燃料部に直径1 mmφの孔を1箇所開け、浸水量を70%にした試験である。この場合も(i)と同様にビニールテープで蓋をした。試験の結果、燃料は開孔部を中心に破壊したが、破壊までに投入されたエネルギー量並びに破壊力の挙動は穴の無い試験に比べて大差なかった。

(3) 極く少量での浸水燃料試験

浸水量をパラメータにして、破壊挙動への影響を調べたこれまでの実験から、浸水量の変化が

破壊しきい値に有意な差を及ぼしていない事が判かっている。本実験は浸水量を更に少なくして、燃料ペレット部には浸水していない条件での燃料破壊挙動を調べたものである。燃料棒内への注水は、被覆管底部の燃料内圧測定用の溝より行ない、注水が燃料ギャップ部にまで及ばないように注意した。浸水量は0.1cc以下であった。

実験の結果、約160 cal/g UO_2 の発熱量の照射では燃料は破壊しなかったが、約240 cal/g UO_2 の発熱量では破壊した。この実験は、再現性を確めるため404-2及び404-2bと2回行なったが、結果は同じであった。なお、本実験における破壊位置は、浸水燃料の一般的な破壊位置である燃料の下部ではなく燃料領域の上部であった点は注目すべきであると考えられる。

(4) 投入発熱量パラメータ実験

浸水燃料試験では、240 cal/g UO_2 と160 cal/g UO_2 の投入発熱量を基準に実験を実施してきたが、この結果、全ての燃料は破壊し破壊までに投入されるエネルギー量は、投入全発熱量が160 cal/g UO_2 の時に比べて240 cal/g UO_2 の時の方が少ない傾向が見られた。また、100%浸水条件で投入発熱量131 cal/g UO_2 の試験では、燃料は破壊しなかった。一方、同一の発熱量では浸水量が70%近傍の時破壊までに投入されるエネルギー量は少なくなる傾向が認められる。このため、70%浸水条件において、破壊を生ずるのに必要な最低の投入発熱量を求めるために131 cal/g UO_2 で照射したが、その結果、燃料は破壊した。このことより、100%浸水燃料に比べて70%浸水燃料の方が破壊しきい値（破壊を起こすのに必要な最低の投入発熱量）が小さいことが判った。従って、70%浸水条件の破壊しきい値を求めるために追加試験を実施し、131 cal/g UO_2 試験で破壊までに投入されたエネルギー量に等しい即発暴走出力（prompt burst）で照射した（暴走出力90 cal/g UO_2 、全発熱量118 cal/g UO_2 ）。この結果、燃料は破壊せず、70%浸水条件の破壊しきい値は118 cal/g UO_2 ～131 cal/g UO_2 であることが判った。

(5) カプセル滴水試験；本試験はカプセル内に水を満たして、PWRのように冷却水の自由水面をなくした場合の破壊力の挙動を調べる目的で行なったものである。実験は、今まで破壊力について比較的データの多い完全浸水燃料を用いて行なった。一例の実験ではあるが実験の結果、破壊しきい値については自由表面のある標準実験と変りはない。また、破壊力についても初期圧力については差が認められなかった。しかし、後期圧力については発生せず、逆に水の膨張圧力と考えられるゆっくりとした圧力上昇（0.1秒程度で約10 kg/cm²となり、その後きわめてゆっくりと低下）が認められた。すなわち、燃料の破壊機構と初期圧力に対しては差異は認められないものの、初期圧力に続いて発生する後期圧力の挙動には大きな差異が認められた。

2.7.2 結果および考察

(1) 破壊迄に投入されるエネルギー量

(イ) 加熱速度の影響

浸水燃料の破壊は、現在迄の実験結果では全て暴走出力（prompt burst）の途中の段階で起っている。従って、破壊迄に投入されるエネルギー量を評価することは、破壊機構及びしきい値を知る上で一つの手がかりとなり得る。ここでは、加熱速度の相違が破壊迄に投入されるエネルギー量にどう影響するかについて考察する。投入反応度量は、加熱速度を示す具体的な目安となるので、投入反応度（\$）に対して破壊迄に投入されたエネルギー量を整理したものがFig.

2.7.1である。この図は、各浸水量毎にまとめ、図中に参考のため最短ペリオド、パルス出力半値幅も記入してある。この図から反応度が大きくなると、即ち加熱速度が速くなると破壊迄に投入されたエネルギー量は一般的傾向として低くなることが判かる。破壊迄に投入されたエネルギー量が低いということは、ペレット温度が低く、結果として注入水温が低いという事を意味している。燃料破壊が燃料ペレットに与えられたエンタルピー及び内部注入水に与えられたエンタルピー（即ち、ペレット及び注入水の状態式）のみによって決定されるべきものではないことを実験事実は示している。この事実は破壊機構を考える上で重要であり、加熱速度に依存した別な新たな因子をも今後考慮して行く必要があると考えられる。考えられる因子としては、一つに圧力の逃げである。燃料の破壊は先報でも述べたように局所的な圧力の上昇によって起こるわけであるが、この場合完全に圧力の閉じた系が生じるわけではなく、部分的には僅かな圧力の逃げはあると考える方が妥当である。この圧力の逃げ量は当然時間が長くなれば大きくなるので加熱速度が遅い時程、局所的な圧力上昇の程度は相対的に低くなり、破壊迄に投入されたエネルギー量は高くなる。その他、ペレットの割れ・欠けの程度の相違などいくつか因子が考えられるが、詳細については、今後検討を進めていく予定である。

(ロ) 浸水量の影響

燃料棒中に予め注入された水の量が、破壊迄に投入されるエネルギー量及び破壊しきい値にどう影響を及ぼすかについて考察する。Fig. 2.7.2 は浸水量と破壊迄に投入されたエネルギー量の関係を示したものであるが、この図より

- (i) 浸水量が10%以上（燃料部に水が存在）では、破壊迄に投入されたエネルギー量は浸水量によってほとんど変わらないか、或は完全浸水の時やや高めの値を示している。
- (ii) 浸水量が10%未満（燃料部には水が無く、下部プレナムのみに浸水させたもの）では、10%以上の浸水量のものに比べて、破壊迄に投入されたエネルギー量は大きくなるか、或は同一全発熱量で壊れなくなる。

のが判る。また、この図は同時に全発熱量が大きい時（加熱速度が大きい時）破壊迄に投入されたエネルギー量は低くなる事も示している（前項参照）。

先づ、10%以上の浸水量の場合について考えてみると、Fig. 2.7.2 から判るように破壊迄に投入されたエネルギー量はほとんど変わらない。敢えて言及すれば70%近傍で最小値を持っているかのように考えられる。また、同図には示していないが、131 cal/g UO_2 で照射した時、完全浸水条件（Test No. 401-5）では燃料が壊れなかったにも拘らず、70%浸水条件（Test No. 402-6）では燃料は破壊した。これら一連の結果は、約70%浸水の時が最も壊れ易いのではないかという事を意味している。また、壊れ易さとの関係はあるかどうか不明であるが、photo 2.6.1に見られるように一般的にいつて破壊口の大きさも70%浸水の場合の時が最も大きくなる傾向にある。

次に、浸水量が10%未満の場合について考察する。10%未満で破壊した場合 photo 2.7.1に見られるように破壊位置はペレット上端部である。この事は、少なくとも破壊時点において破壊位置に水（水蒸気も含めて）が存在していた事を意味していると考えられる。ところで、この水がどこから来たかが問題である。実験前の注水作業は、下部端栓部に孔をあけ、下から注入させ、その後燃料は逆さにしていない。また、この注水により下部プレナム部全体が完全に水で満たさ

れた訳ではないので、ギャップ部に毛細管現象が起こり、水が上昇したとは考え難い。従ってパルス照射以前に破壊部に水が存在していたとは思えず、パルス照射中に水（水蒸気も含めて）が下部プレナム部から移動してきたものとししか考えられない。この移動した水、或は水蒸気量は極端に少ない筈であるから、従って結論として極く僅かな水量でも、燃料は内圧破壊する事を実験結果は示していると考えざるを得ないのである。この場合、破壊しき値は十分に水が存在する場合と比較して幾分上昇しているのも、示唆的な特徴と云えよう。いずれにせよ下部プレナム部の水がどのような機構で燃料上端部まで移動するのか、そして移動するとすれば液体の水で移動するとは考えにくく、水蒸気であるとする何故内圧破壊する程圧力上昇が起こるのか判っていない。

上記の結果から、一般的にいつ浸水燃料の破壊挙動は単純に内部注入水の状態と被覆管の強度及びギャップ幅で決められるものでなく、前項の加熱速度の影響も含めて複雑な機構（未知な因子）に支配されるものであると考えられる。この破壊挙動（破壊機構）の解明は、浸水燃料にとって今後の重要な課題の一つである。

(2) 局所内圧上昇

(イ) ギャップ幅の影響

ペレット-被覆管間のギャップ幅が局所内圧上昇の程度に及ぼす影響について考える。ギャップ幅は、標準型燃料の 0.095 mm と広幅ギャップ燃料の 0.190 mm の 2 種類のものについて調べた。ギャップ幅と破壊迄に投入されたエネルギー量とを比較すると以下ようになる。

Effect of Gap Width on Failure Threshold

Total Energy Deposition (cal/g UO ₂)	Nominal Water Content (%)	Energy Deposition until Failure	
		Gap Width 0.095 mm	Gap Width 0.190 mm
159	~ 100 ¹⁾	119	117
		130	
		131	
	~ 70 ²⁾	105	no failure
		117	92
		103*	
		112*	
		113*	
	~ 20 ³⁾	121	no failure
		126	
242	~ 70	90	149
	~ 20 ³⁾	109	176

Notes :

State of water trapped within a fuel rod

1) 100% fully filled in a fuel rod

2) 70% partially filled in an upper plenum region

- fully filled in an active and a lower plenum region
- 3) 20% no water in an upper plenum region,
partially filled in an active region,
fully filled in a lower plenum region

* with hole(s) at a cladding tube

この表より、以下のことが導き出せる。

- i) 完全浸水 (100%) の場合には、破壊迄に投入されるエネルギー量はギャップ幅に依存しない。
- ii) 部分浸水の場合には、一例を除いて、ギャップ幅が大きくなると破壊迄に投入されるエネルギー量は大きくなるか、或は破壊しなくなる。
- i) ii) の結果より以下のような事がいえるであろう。

燃料破壊は局所的な内圧上昇によって起こるので、内部注入水に与えられるエンタルピーが、広幅ギャップ燃料と標準燃料で同じとすれば、内圧上昇する領域 (圧力の閉じた系のできる範囲) が小さい程燃料は壊れ易くなる。圧力の閉じた系のできる原因は、内部注入水の移動 (プレナム部、或は圧力の低い部分への水の逃げ) に対する抵抗が非常に大きい為であると考えられる。定性的には、ギャップ幅が小さい程この抵抗は大きくなるので、標準燃料の方が広幅ギャップ燃料より圧力の閉じた系の大きさは小さくなる。以上の事より、燃料の破壊は、ギャップ幅に依存しギャップ幅が大きい程圧力の逃げが大きいので破壊しきい値が上がる傾向にあるといえる。この注入水の移動に対する抵抗はギャップ幅が変わることになるので、ペレットの熱膨脹或は割れ・欠けによるギャップ部の閉塞によってもかなり促進されるもようで、閉塞の仕方によっては水の予め入った燃料部同士でも圧力分布はかなり不均一になり、結果的に破壊圧を越える圧力上昇があった部分 (場合によっては複数の事もある) で燃料は内圧破壊するものと考えられる。以上のことより、燃料の破壊を決める因子として内部注入水に与えられるエンタルピーは当然のことながら、ギャップ幅に関連して内圧上昇する領域 (圧力の閉じた系のできる範囲) の大きさも重要となってくる。

以上は、局所的な内圧上昇の大小を注入水の空孔部、或は圧力の低い部分への移動の大小として考えてきたが、空孔部が全く存在しない時 (完全浸水の場合) は、注入水の移動は無い筈なので、広幅ギャップ燃料でも標準燃料でも圧力の逃げに関しては大差なくなる。

(ロ) 被覆管上の貫通孔の有無の影響

被覆管に貫通孔がある時と無い時で、局所内圧上昇の程度及び破壊機構がどう変わってくるかについて考察する。Table 2.7.3 に示したように (* 印付のもの) 破壊迄に投入されたエネルギー量は、孔の有無によらずほぼ一定である。この事実は局所的な内圧上昇が破壊に寄与するので部分的な孔を通しての圧力の逃げは燃料破壊に大きな影響を与えないという事を示唆している。

また、プレナム部に貫通孔がある試験で貫通孔をシールしたビニールテープがはがされなかった実験結果から判断して、上部プレナム部での内圧上昇はほとんどないといえる。この事実は、燃料棒内の内圧上昇はプレナム部では非常に低く、燃料ペレット部のみで高くなる事を意味している。従って、プレナム部に孔があるかないかは破壊挙動を考える上でさほど問題にはならない

と結論づけられる。但し、上記結論は、部分浸水でプレナム部に水が全く存在しない時の結論で、完全浸水になると破壊挙動は変っている。既に行なった JP-II 型燃料を用いた完全浸水条件での試験において、孔がない場合には燃料が壊れたにも拘らず、直径 1 mm の孔がプレナム部に存在する場合には、ビニールテープが破れ燃料は壊れなかった (Test No. 401-3, -3b 及び 421-3^{(1),(2)})。従って、プレナム部の圧力上昇の程度は、完全浸水か部分浸水かで大きく異なり、孔の影響を考える上で、浸水条件が重要な因子の一つになっていると考えられる。

次に、燃料ペレット部の被覆管に孔がある場合については、実験結果からみると孔の径が 1 mm 程度の時の浸水量の如何によらず破壊しき値に変化は無いもようである。燃料部の孔はペレットの熱膨脹 (割れ・欠けの効果も含む) により塞がれた形となってしまうか、或は孔から水が逃げる時、プレナム部では液体であるのに対して、燃料部では気体になる可能性があるので液体の時と比べて有効な圧力減少を起こす程の逃げがないと考えられる。従ってペレット部の孔は浸水条件によらず、破壊挙動 (局所的圧力上昇の程度) に影響しないものと思われる。この孔からの水の逃げに伴う燃料内圧の減少の定量的な取扱いは、孔の影響を調べる上で今後の検討事項の一つである。

(3) 破壊力の挙動

浸水燃料において生じる破壊力は、現在のところ (1) 初期圧力、(2) 後期圧力、(3) 水塊の移動の形態で計測しており、これらの破壊力の特徴の詳細は前報に述べた。今期は、発熱量、浸水量をパラメータとした破壊力の挙動に関して大略のデータが得られたので、以下に各々の破壊力の挙動、特にその大きさ等について、実験パラメータとしての関連について考察する。

(1) 初期圧力

初期圧力のピーク値について、各パラメータ毎にまとめると以下のようになる。

- ① 初期圧力のピーク値は約 50 kg/cm^2 ~ 約 120 kg/cm^2 である。
- ② 浸水量依存性についてみると、特に強い傾向はないようであるが、強いていえば同一の発熱量では浸水量が少なくなる程初期圧力のピーク値は大きくなるようである。
(Fig. 2.7.3)
- ③ 加熱速度の目安として最短ペリオドを考えた場合、Fig. 2.7.4 より判かるように、加熱速度が大きくなると (最短ペリオドが小さくなると) 初期圧力のピーク値は大きい。
- ④ 破壊迄に投入されたエネルギー量と初期圧力の関係についていえば、明白な傾向はないようである。
- ⑤ 広巾ギャップ及び孔あき被覆管の一次圧力のピーク値に及ぼす影響はない。

上記のように初期圧力のピーク値の大きさについてみると、破壊までに投入されたエネルギー量及び浸水量の依存性は明確ではない。これらの実験事実、初期圧力は燃料棒内に入っている水に与えられるエネルギーの多少にはよらないことを示している。ところで、燃料の破壊口の大きさと一次圧力の大きさを比較してみると、初期圧力のピーク値が大きい場合には、一般的に破壊口も大きい傾向を示している (photo 2.7.1)。これらのことより、初期圧力の大きさは水の噴出速度に大きく影響を受けているのではないかと考えられるが、この解明も含めて

* 温度の低いプレナム部では液体で逃げると考えられる。

今後初期圧力の発生機構の究明を進めて行く予定である。

(ロ) 後期圧力

Fig. 2.6.5 は後期圧力のピーク値に対して、全発熱量との関係を整理した図である。この図に示されるように、 160 cal/g UO_2 以下の発熱量の実験では後期圧力が発生しているのに対して、 240 cal/g UO_2 の発熱量の実験では発生しないか、発生しても極端に低い値である事が判る。更に注目すべき点は、カプセル満水条件では後期圧力が発生していない事である。

一方、浸水量に対して後期圧力を整理すると Fig. 2.7.6 のようになる。浸水量が少なくなると二次圧力が大きくなる傾向が微かではあるが認められる。

Fig. 2.6.7 は、後期圧力群の発生周期性について、浸水量に基づき整理した図である。繰り返しの周期は約 15 msec から約 25 msec までのバラついており、現在のところ、発熱量や浸水量に対する顕しい傾向は認められない。なお、繰り返し発生の回数についてみると、後期圧力群の初めの圧力値が大きい程多くなる傾向にある。

後期圧力の特徴は、周期性を持って繰返し発生する事、この周期は反射波と考えるには長すぎる事、カプセル内の各場所で測定される事、時間的に同期してカプセル歪を伴う事等であるが、発生機構の詳細については目下検討中である。

(ハ) 水塊の移動

Fig. 2.7.8 は標準型燃料について浸水量と投入全発熱量をパラメータにして水塊の最大速度をプロットしたものである。先づ発熱量に対する水塊の速度についてみると、図より全発熱量が大きい時水塊の最大速度が大きくなっている事が判る。水塊が最大速度に到達する時刻は、勿論破壊時点よりも後であるが、全発熱量が投入された時刻よりも前である。従って、全発熱量と最大速度を直接比較することは無意味となってくるが、一般的には全発熱量が大きい場合、水塊が最大速度に到達する迄に投入されたエネルギー量は大きくなっている。それ故、結論として発熱量が大きい時、水塊は大きな速度を得るという事になる。また、全発熱量が大きいという事は同時に、燃料及び注入水に与えられる加熱速度が大きいという事も意味しているので、加熱速度が大きい時、水塊は大きな速度を得るということもいえる。水塊に与えられるエネルギー（即ち水塊の最大速度）が発熱量の絶対値に依存するのか或は加熱速度の大きさに依存するのか、更にこれら両者によるものなのかは、水塊移動の機構を考える上で今後検討を進めていく予定である。

次に、浸水量と最大速度の関係についてみる。同一発熱量の場合、浸水量が少くなる程、水塊の飛び上がり最大速度は幾分大きくなる傾向を示しているが、理由については現在のところ判っていない。

また、その他の実験事実としてギャップ幅及び孔が水塊の最大速度に及ぼす影響についてまとめると以下のようなになる。

Summary of Maximum Water Column Velocity

Total Energy Deposition (cal/g UO ₂)	Nominal Water Content (%)	Maximum Water Column Velocity (m/sec)		
		Standard fuel	Wide gap fuel	With hole (standard fuel)
159	100*	1.1	3.9	—
	70*	1.0	2.6 no failure	3.0
	20*	1.5 1.7	no failure	2.8
200	70*	out of work	4.8	—
	20*	3.8	6.9	—

* Notes : State of water trapped within a fuel rod is the same described before.

この表より、一般に燃料が破壊した場合、ギャップ幅が大きい程、水塊の最大速度が大きくなっているのが判かる。これは、破壊する迄に投入されたエネルギー量が異なる（従って、水塊が最大速度を得る迄に投入されたエネルギー量が異なる）ことや、破壊位置・破壊口の大きさが異なることや更にギャップ部に存在する注入水の絶対量が異なる等種々の理由が考えられるが、詳細については目下検討中である。次に、被覆管に孔が存在する場合についてみると、例は少ないが孔がある時、水塊の最大速度は大きいようである。孔が存在しても破壊迄に投入されるエネルギー量はほとんど変わらないし、浸水量の絶対値にも差はない。孔が無い場合と比較しての相違は破壊位置であり、孔がある時の方が破壊位置は上方になっている。定性的に言えば、上方で破壊した時移動する水塊の質量は少くなると考えられるので、水塊の最大速度は大きくなる傾向を示すであろう。しかし、水塊の最大速度は単純に破壊位置によってのみ決められるものと思われず、今後更に検討を進めて行く予定である。

なお、水塊の移動に関しては浮子で計測しているが、浮子と水塊が同時に動いているという保証は必ずしもない。しかし、浮子が最大速度に達する迄は浮子の速度は上昇し続けているので、浮子は水塊から力を受けていると考えられる。従って、水塊が最大速度に到達する迄は浮子とカプセル水は同時に動いていると見なすことができる。その意味で、浮子から求めた最高速度は正しく水塊の最高速度を表わしているであろう。一方、最高速度に到達した以後は、浮子に作用する力は、重力とカバーガス圧及び摩擦力等下向きの力であるので、これらの力は必ずしもカプセル水に作用する力とは同一にならない。それ故、カプセル水と浮子は離れ、浮子の方が水塊より先に上昇し、最高位置も高くなっていく可能性がないわけではない。浮子が下降する時の加速度は、実測によれば常に重力加速度に等しくなっている。もし、水塊と浮子が同時に落下している

* 広幅燃料のギャップ幅は標準燃料の2倍であるので、燃料ギャップ部に存在する水の量は、広幅燃料の場合、浸水量が同一%でも2倍になる。

とすると、カバーガス圧の効果で重力加速度より大きな負の加速度で落下しなければならない筈で実験事実と合わない。このことは、水塊と浮子が既に離れており、水塊の方が先に落下し、その後で浮子のみが重力加速度で落下しているのであろうと推測される。以上の理由で、水塊が最大速度に達した以後は、浮子から求めた移動速度・移動距離は必ずしも水塊のそれらとは一致しない可能性がある。従って、今後ボイド計を取付ける方法等によって、水塊と浮子が同時に移動しているのか否かを確かめる予定である。

2.7.3 今迄得られた主な結果のまとめ

今期迄に浸水燃料試験は合計36回行なってきたが、破壊機構及び破壊しきい値について今迄得られた全結果をまとめると以下のようになる。

- (1) 燃料破壊はペレット部の局所的な内圧上昇によって起こる。これは、内部注入水のギャップ部での移動に対する抵抗が大きいためか、或はペレットの熱膨脹・割れ・欠け等によるギャップ幅の閉塞に起因すると考えられる。
- (2) 破壊迄に投入されるエネルギー量で定義した破壊しきい値についていえば、
 - (i) 加熱速度が大きくなるとしきい値は下がる傾向にある。
 - (ii) ペレット部に浸水している場合、しきい値は浸水量にほとんど依存しない。強いていえば、完全浸水の時高いようである。
 - (iii) ペレット部に水が存在しない時でも燃料は内圧破壊する。しかし、しきい値は水がある場合に比べて高くなる。
 - (iv) ギャップ幅が大きい場合、しきい値は高くなる。
 - (v) 燃料部の被覆管に予め存在する直径1mm程度の穴はしきい値に影響を及ぼさない。
 - (vi) プレナム部に孔が存在する場合には、部分浸水の時プレナム部の孔はしきい値に影響しない。これは、部分浸水の場合プレナム部での内圧上昇がほとんどないためである。しかし、完全浸水の場合にはプレナム部の圧力上昇が起り、孔を通しての注入水の逃げが生じるので、孔の存在はしきい値を上げる方向に作用する。

以上の得られた実験事実より考察を加えると、浸水燃料の破壊挙動は、単純に内部注入水の状態・被覆管の強度・ギャップ幅のみで決定されるべきものでなく、加熱速度の影響も含めた複雑な機構・未知な因子にも支配されるものと考えられる。

次に破壊力についての結果をまとめると、

- (1) 初期圧力
 - (i) 初期圧力のピーク値は、加熱速度が大きくなると大きくなり、同一の発熱量では、浸水量が少なくなると大きくなる傾向がある。
 - (ii) 広巾ギャップ燃料、孔あき被覆管燃料の初期圧力値は標準型燃料と変わらない。
- (2) 後期圧力
 - (i) 今までの実験では、後期圧力は150 cal/g UO_2 以下の発熱量で発生している。一方、230 cal/g UO_2 の発熱量では発生しないか、発生しても極めて低い値である。
 - (ii) 後期圧力のピーク値はわずかではあるが、浸水量が少なくなると大きくなる傾向がみられる。

- (iii) 後期圧力群の繰返し周期は同一の実験では一定であるが、各々の実験を比較すると約 15 m sec から約 25 m sec の範囲でバラついている。

尚、一例ではあるがカプセル内に冷却水を満たした条件では周期性のある後期圧力は発生せず、ゆるやかなカプセル内圧上昇となる。

(3) 水塊の移動

- (i) 全発熱量が大きい時、水塊の最大速度は大きくなる。
- (ii) 同一発熱量の場合、浸水量が少ない時程、水塊の最大速度は大きくなるもようである。
- (iii) 広幅ギャップ及び孔が存在する場合には、水塊の最大速度は概して大きめの値になっている。

水塊に与えられるエネルギー（水塊の最大速度）は発熱量浸水量、孔の存在、破壊位置等に依存するであろうが、水塊移動の機構も含めてこれらについての詳細は今後の検討事項の一つである。

Table 2.7.1 Summary of test results for waterlogged fuels

Test No.	*1) Energy Deposition (cal/g·UO ₂)		Amount of Water within Fuel Rod		Test Fuel	Max. Capsule Pressure (kg/cm ²)		Water Level		Remarks
	Total	Until Failure	cm ³	%		1st	2nd	Max. Velocity (m/sec)	Max. Height (mm)	
401-4	159	130	3.57	100	Standard	54	14	1.1	31	
4b	"	119	3.51	99	"	64	16	Not instrumented		
4c	"	131	3.52	99	"	59	33	"		
5	131	-	3.52	99	"	0	0	0	0	No failure
6	242	101	3.40	96	"	90	0	2.3	144	
402-4	159	105	2.54	72	"	Not instrumented		1.0	31	
5	242	90	2.46	69	"	80	3	Broken		Cladding rupture *2) and venting
6	131	90	2.31	65	"	57	57	1.0	32	Cladding rupture and venting
7	118	-	2.32	65	"	0	0	0	0	No failure
403-1	159	126	1.13	32	"	55	24	1.5	62	
2	242	109	0.52	15	"	17(?)	0	3.8	Top	
3	159	121	0.39	11	"	98	35	1.7	87	
404-1	159	-	0.03	0.8	"	0	0	0	0	No failure
2	242	137	0.01	0.3	"	95	Broken	4.3	Top	
2b	242	138	0.07	2.0	"	117	2	7.7	Top	
412-1	159	113	2.55	72	Hole at fuel region	75	20	3.0	42	
413-1	159	112	0.74	21	Hole at plenum region	57	30	-	-	
2	159	103	0.54	15	Holes at plenum region	73	32	2.8	160	
431-1	159	117	3.87	98	Wide gap	65	25	3.9	73	
432-1	159	92	3.04	77	"	>73	64	2.6	Top	
1b	159	-	2.51	64	"	0	0	0	0	No failure
2	242	149	1.90	48	"	105	0	4.8	54	
433-1	159	-	1.10	28	"	10*2		0	0	No failure *2) caused by void generation or annihilation
2	242	176	1.54	39	"	88	8	6.9	72	
452-1	159	117	2.31	65	Fully filled capsule water	52	0	Not instrumented		

*1) It is assumed that the energy depositions in the test fuel rods were equal when subjected to bursts initiated from the same transient rod position.

Energy depositions described here, therefore, indicate average values estimated from NVT.

*2) Circumferential cladding rupture resulted in top portion of the fuel rod to become free (missiled) and coming to rest in the upper portion of the test assembly.

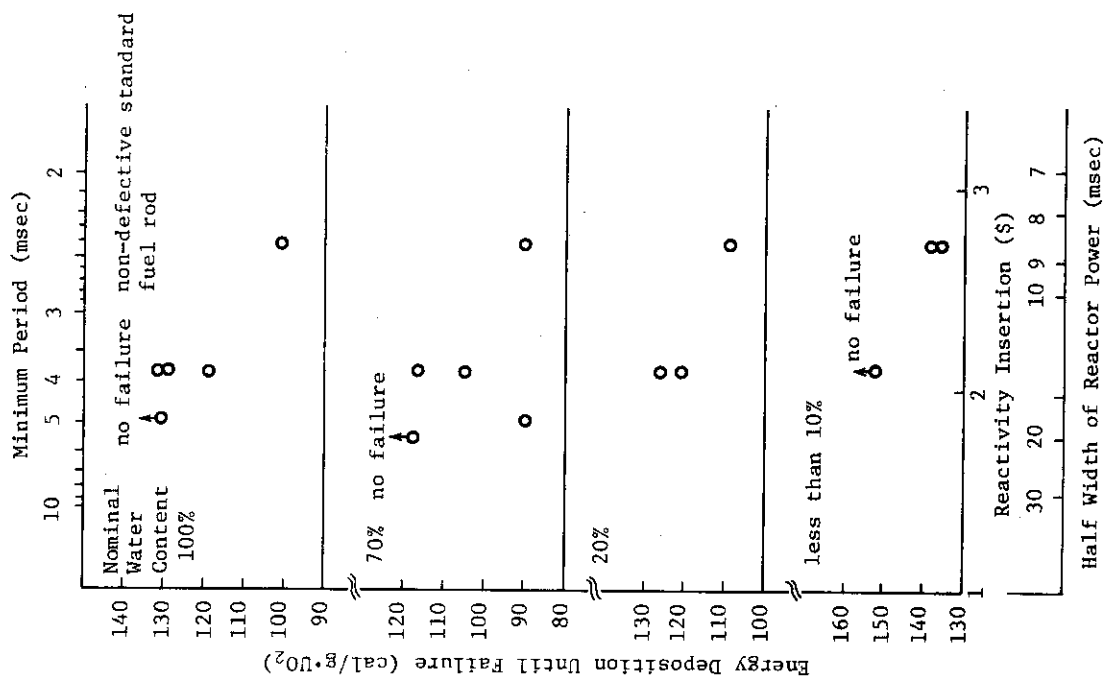


Fig. 2.7.1 Effect of heating rate on energy deposition until failure

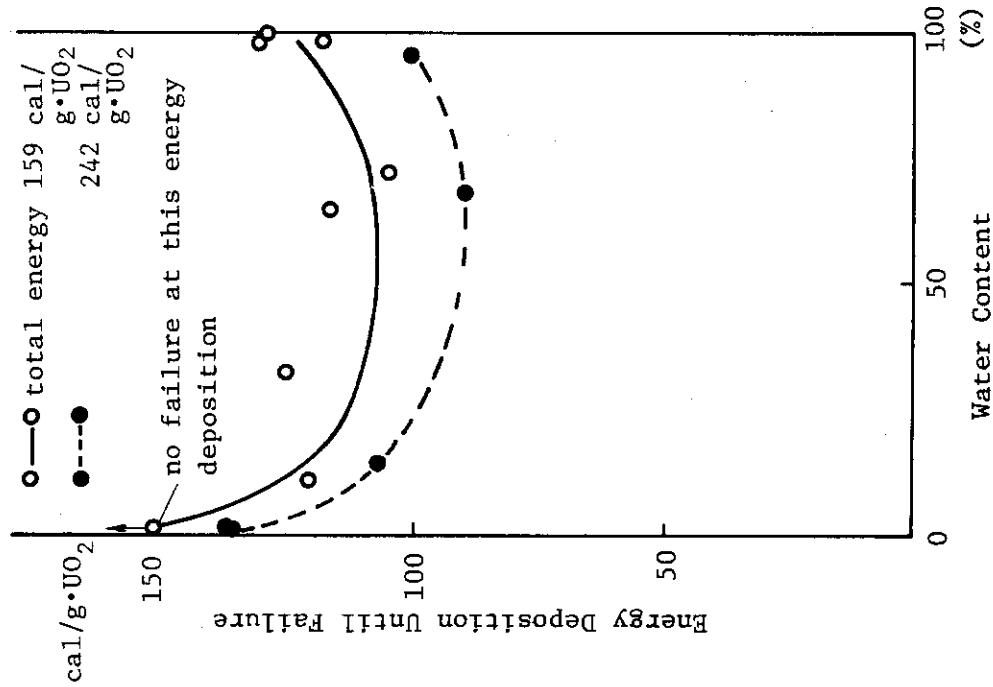


Fig. 2.7.2 Influence of water content on energy deposition until failure

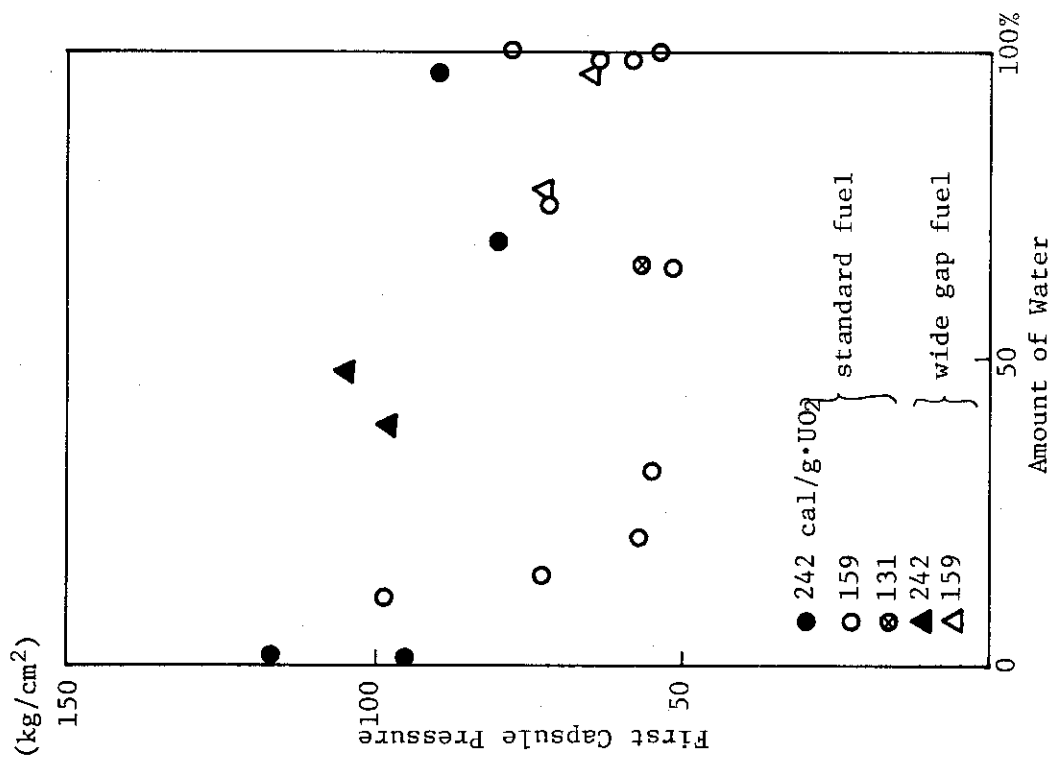


Fig. 2.7.3 First capsule pressure vs. amount of water

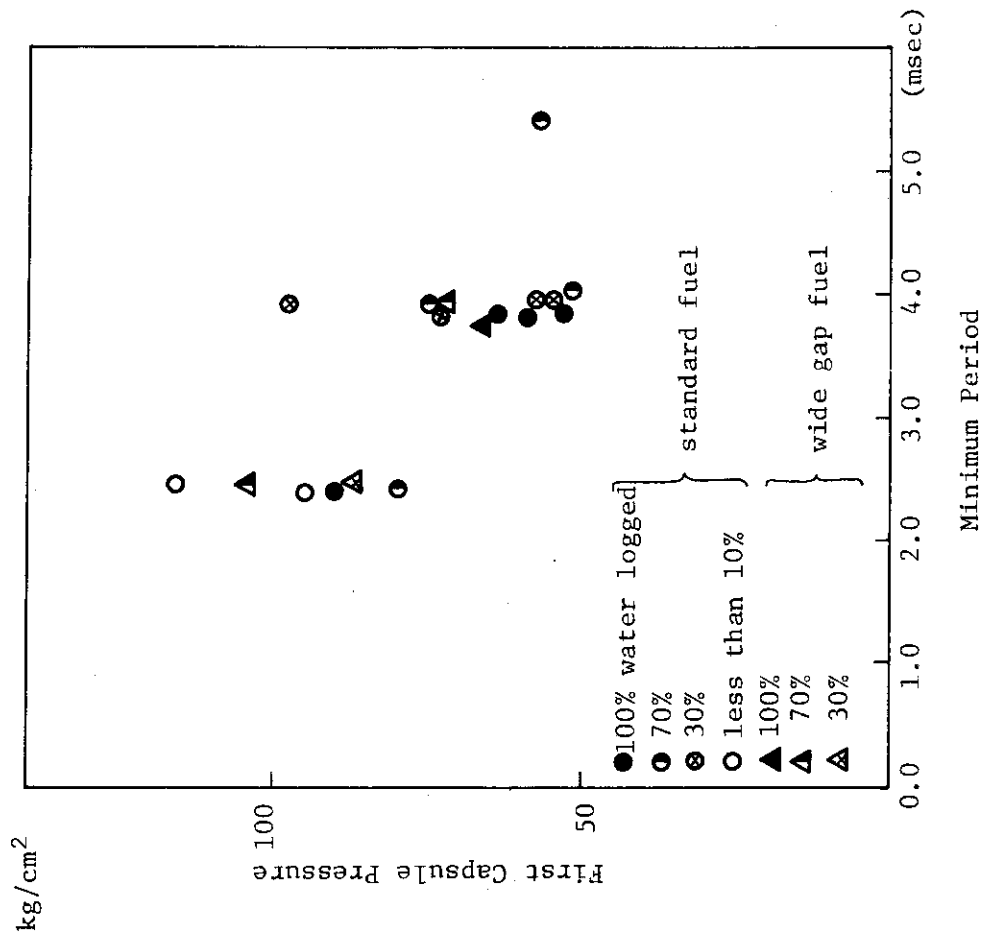


Fig. 2.7.4 First capsule pressure vs. minimum period

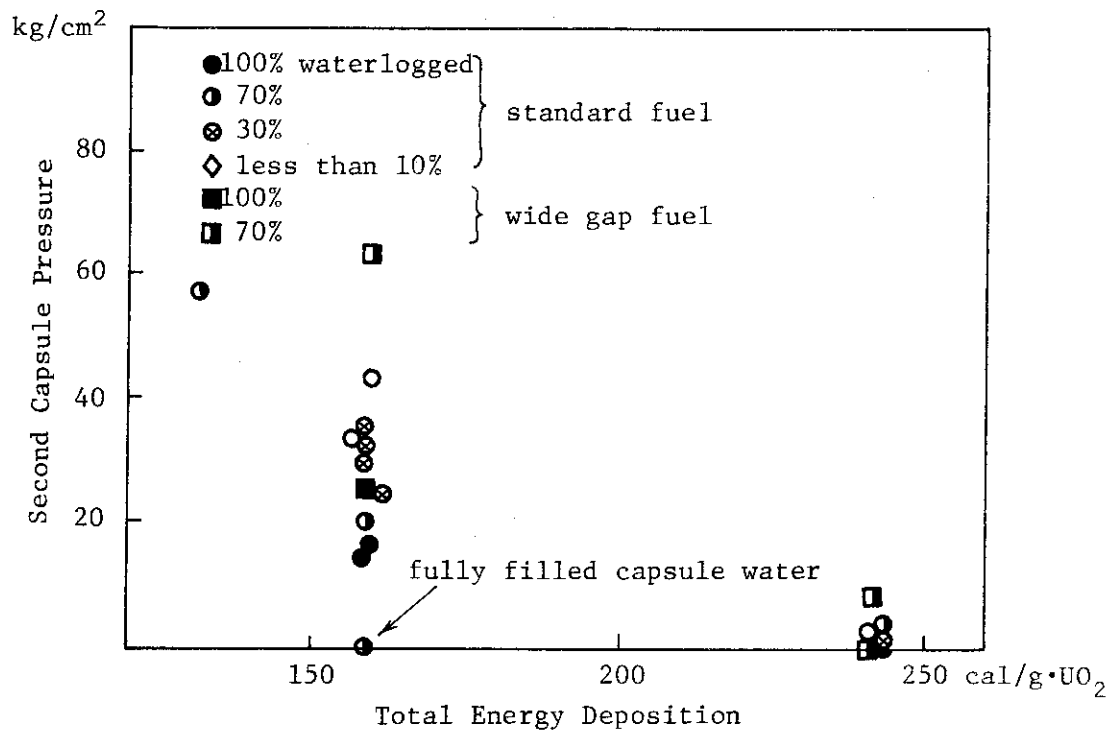


Fig. 2.7.5 Second capsule pressure vs. total energy deposition

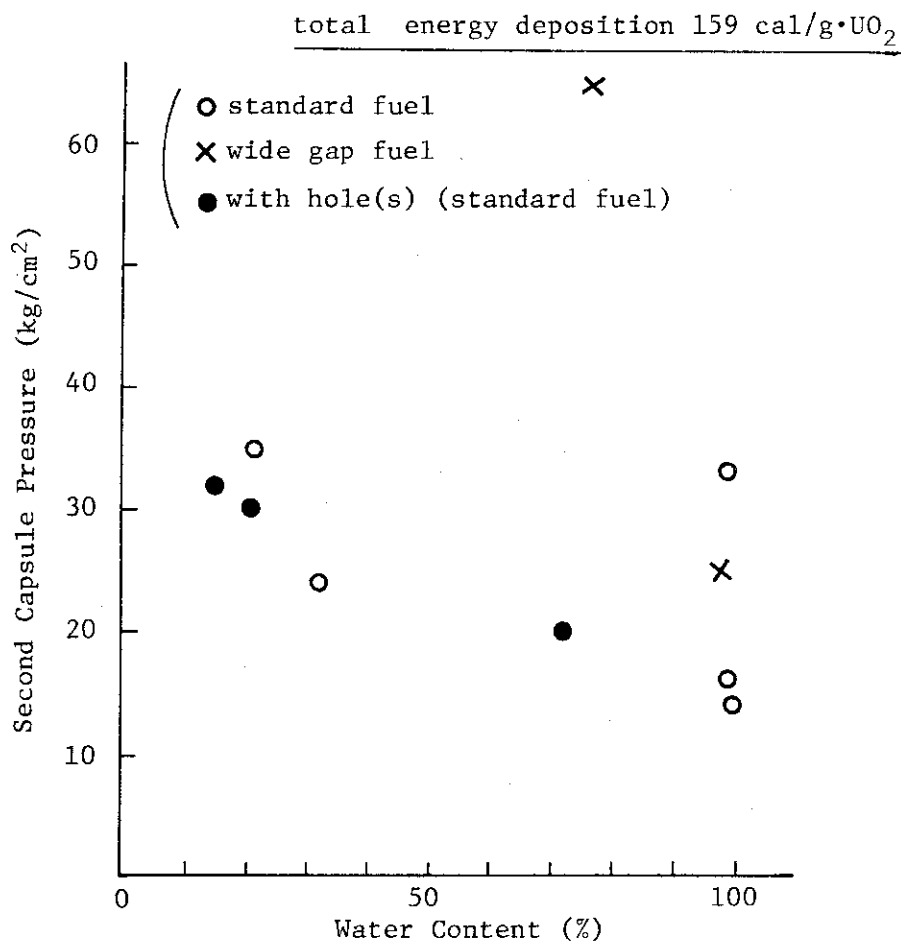


Fig. 2.7.6 Second capsule pressure vs. water content

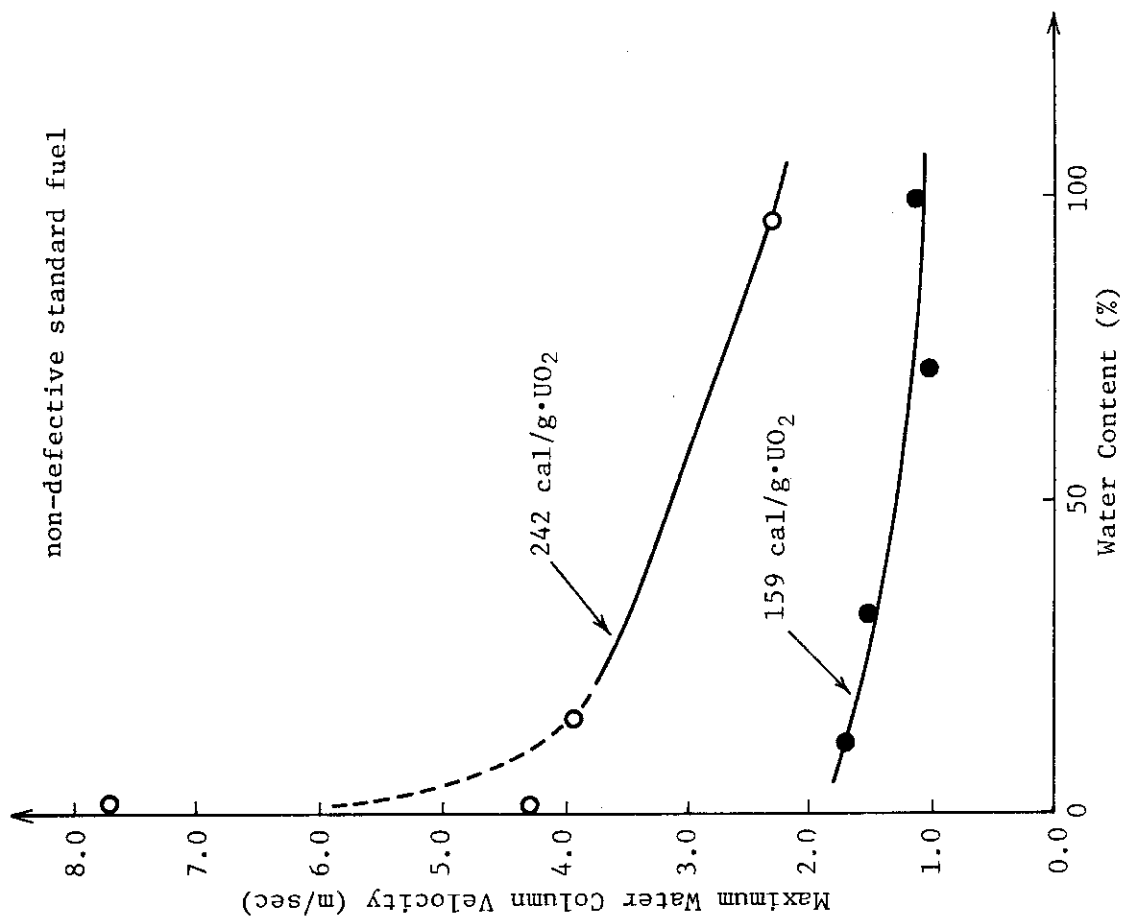


Fig. 2.7.8 Maximum water column velocity vs. water content

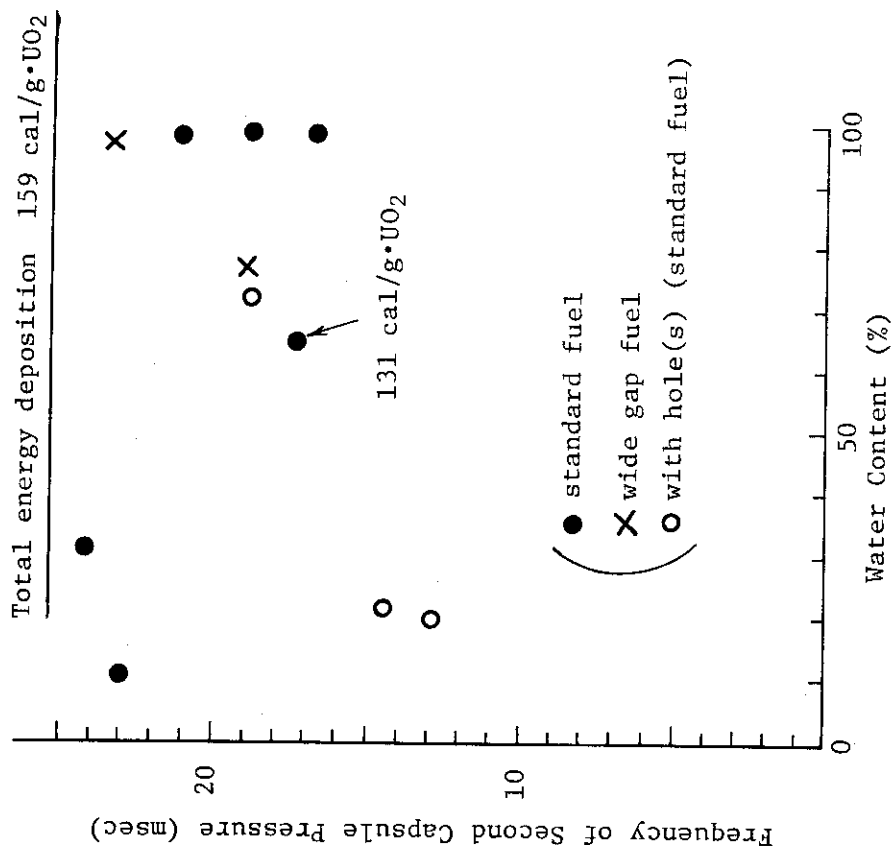


Fig. 2.7.7 Frequency of second capsule pressure vs. water content

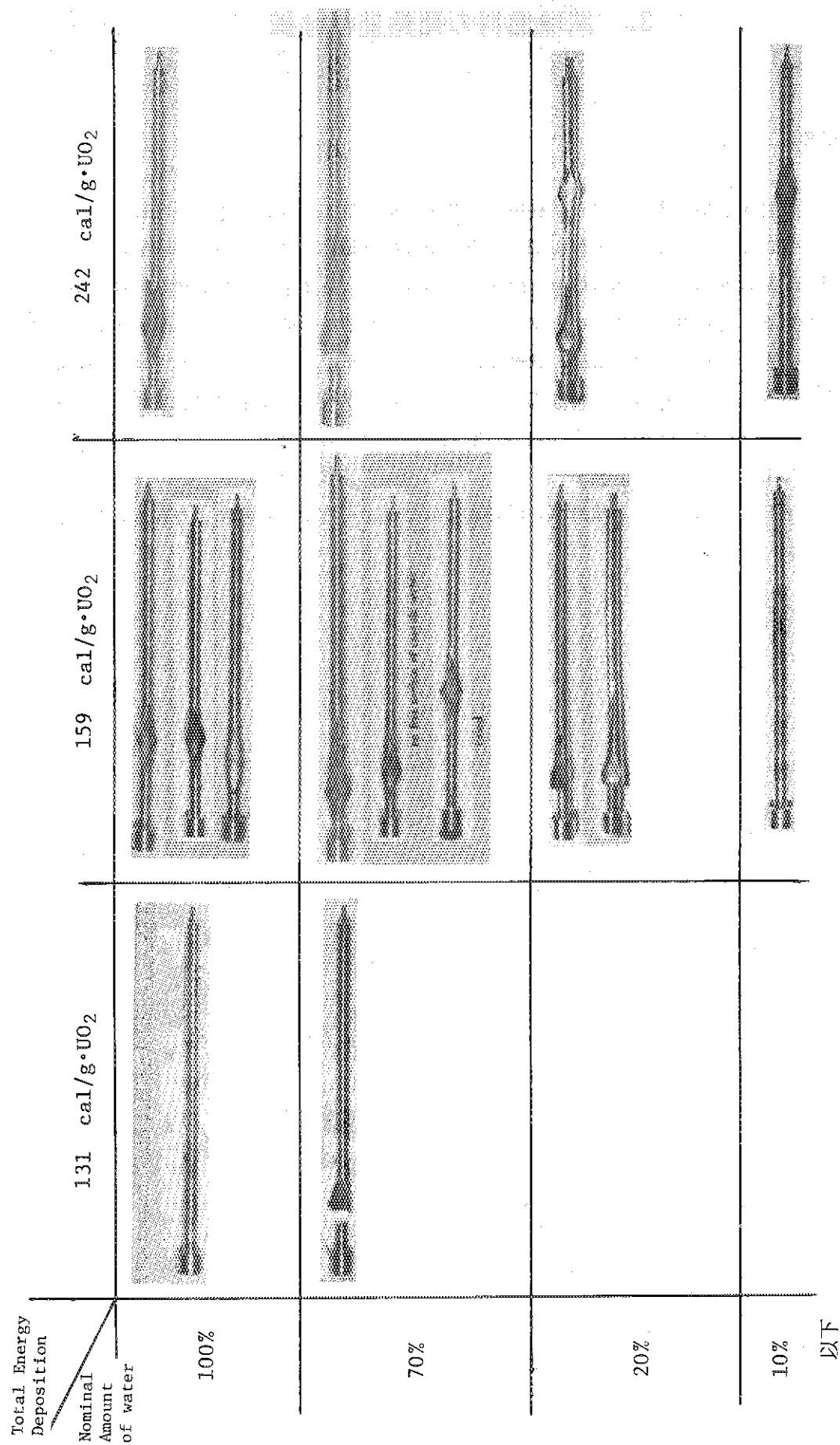


Photo. 2.7.1 Waterlogged Standard-Fuel Rods after Irradiation

3. 試験燃料の発熱量の評価

3.1 はじめに

NSSRの実験結果を整理する上で、試験燃料の発熱量を精度よく評価することはきわめて重要な課題の一つである。これまでの実験に関する発熱量は核計算に基づいた値を一時的に使用してきたが（詳細は付録A参照）、燃料破損実験と同一条件でパルス照射した試験燃料の核分裂生成物の絶対値測定から発熱量を求めることができたのでその概要を説明する。発熱量の実測値が得られたことにより、これまでの各試験の発熱量は付録に示したように改定されると共に、これより以降の実験結果は実測値に基づいて評価されることになる。また、本稿では試験燃料を断熱容器に封入してパルス出力で照射し、冷却水の温度上昇から発熱量をカロリメトリックに求めた測定結果についても簡単に述べる。

なお、これらの測定結果および核計算の詳細については、それぞれ別稿により報告される予定になっている。

3.2 放射化分析および化学分析による核分裂数の絶対値測定

(大西信秋, 丹沢貞光, 丹沢富雄*, 北野照明**)

(1) 測定方法⁽⁹⁾

一連のパルス出力で照射した試験燃料を切断してペレットを取出し、ペレットの単位重量あたりに含まれるウラン含有量を求めると共に、ガンマ線波高分析装置により核分裂生成物の定量測定を行ない、その積量から核分裂数の絶対値を求めた。測定した試験燃料の型式および濃縮度等については Table 3.2.1 に示す。

測定は以下に述べる 2 通りの方法を用いて行なった。すなわち、低発熱量 (50 cal/g UO_2 以下) の試料についてはペレットが原形を保っていたので、ペレットのままガンマ線波高分析を行ない、 ^{140}Ba , ^{137}Cs , ^{144}Ce および ^{95}Zr の生成量の絶対値を測定した。高発熱量の試料については、取出したペレットがひび割れしており、かつ、部分的に溶融していたので硝酸溶液に溶解したのちガンマ線波高分析を行なった。一方、イオン交換法により精製してクーロメトリによりウランの定量測定を行なった。

(2) 測定結果

以上の方法により求めた測定結果を Table 3.2.1 および Fig. 3.2.1 に示す。Table 3.2.1 に示すように、測定は JPDR-II 型試験燃料について 2 回、10% 標準試験燃料について 5 回および 5% と 20% の標準型試験燃料についてそれぞれ 2 回行なった。これらの測定における誤差は、ガンマ線の絶対値測定に対する測定誤差ならびに必要な核データの精度を総合すると最大 3% 程度であると考えられる。

(3) 単位核分裂当りの発熱密度

燃料の発熱量は上記の方法によって求めた核分裂数 (Fission/g UO_2) に単位核分裂当りの放出エネルギー (Mev/Fission) を乗ずることにより求められる。ここでは、試験燃料の単位核分裂当りの放出エネルギーについて述べる。一般的に単位核分裂当りに放出されるエネルギー E_H は次式により表わすことができる。

$$E_H = E_K + E_\gamma^* + E_n + E_\gamma + E_\beta + E_c + E_x$$

ここで、

E_K = 核分裂片の運動エネルギー

E_γ^* = 即発 γ 線によるエネルギー

E_n = 中性子の運動エネルギー

E_γ = 遅発 γ 線によるエネルギー

E_β = 遅発 β 線によるエネルギー

E_c = 中性子捕獲によるエネルギー

E_x = 炉心からの γ 線および中性子エネルギー

標準試験燃料についてこれらの値を求めると Table 3.2.2 に示すようになる。すなわち、単位核分裂当りの放出エネルギー E_H は 173.4 ± 1.7 Mev となる。したがって、NSRR の標準試験燃料に対する値として 173 Mev/Fission を用いる。

(4) 結果の考察

以上述べた方法により、核分裂数の絶対値および単位核分裂当りの放出エネルギーを求めた。これらの実測値を実際に用いる場合には、炉出力と発熱量の関係を求めなければならない。すなわち、実験における試験燃料について逐一発熱量の絶対値測定を行なうことは困難なので、炉出力と発熱量の関係から各々の実験の発熱量を求めることになる。このためには絶対値測定に用いた燃料の照射した際の炉出力を正確に知る必要があるが、絶対値の測定用に用いた燃料はいずれも取扱いを容易にするために低パルス出力で照射したものでパルス出力の測定精度が悪い。したがって、発熱量の較正のために照射したものおよびそれ以外の実験で照射した試験燃料のガンマ線の相対測定を行ない、パルス出力とガンマ線強度の関係を求めた。実験で照射したものはパルス出力の測定精度をあげるために発熱量の高いものを選び、できる限り数多くの燃料について相対測定を行なった。このようにして測定した結果に基づき、各々の試験燃料に対する発熱量を求めると Fig. 3.2.1 に示すようになる。20%濃縮度燃料を除いた他の燃料については3%程度の誤差が見込まれるが、20%濃縮度燃料については相対測定の試料が少ないこともあって約9%の誤差が見込まれる。

さて、これらの値は炉心のパルス出力 100 MW.sec に対する試験燃料の平均発熱量を示している。標準試験燃料の軸方向の発熱分布も相対測定から求められたが、平均値に対して最大値は約3%ほど大きくなるが、きわめて平坦な分布をしている。軸方向の分布はパルス出力の大きさや濃縮度の違いにより炉心の制御棒の高さ位置によって変化するので、NSRR 実験の発熱量は軸方向の平均発熱量を用いることにする。

(5) 結 論

放射化分析および化学分析により NSRR の試験燃料の発熱量とパルス出力との関係を Table 3.2.1 に示すように各々の濃縮度燃料について求めることができた。濃縮度 20% の標準燃料の誤差 $\pm 9.3\%$ を除き、他の試験燃料についてはおよそ $\pm 3.2\%$ 程度で発熱量を較正することができた。

試験燃料の軸方向発熱分布の測定から、有効発熱部の上端および下端を除き、平均値と最大値との差は約3%であり、きわめて平坦な分布をしている。軸方向の発熱分布は炉心の制御棒の位置によって変化するため、NSRR 実験における発熱量は平均値を用いて整理する。

* 燃料ミート部の上・下端に水の反射効果によるピークが生じるが、将来天然ウランを上・下に入れることによってこのピークを防ぐことになるのでここでは無視する。

Table 3.2.1 Summary of test conditions and results

Test No.	Fuel Type	Enrichment (%)	Reactivity (\$)	Energy Release (MW·sec)	Number of fission ($\times 10^{12}$ fissions/gUO ₂)	Energy deposition for 100 MW·sec (cal/gUO ₂)
111-1	JPDR-II	2.6	1.45	18.5	5.47	196
111-2	JPDR-II	2.6	2.80	57.0	17.3	201
111-3	Standard	10	2.25	42.3	27.4	430
111-4	Standard	10	2.71	56.6	35.9	420
111-5	Standard	10	3.15	62.1	41.5	443
111-6	Standard	10	3.56	74.5	50.8	452
220-5	Standard	10	1.26	13.5	9.49	466
220-1	Standard	5	1.39	18.7	8.78	311
220-2	Standard	5	2.05	39.3	18.1	305
220-3	Standard	20	1.15	11.2	8.01	474
220-4	Standard	20	1.50	24.7	18.7	502

Table 3.2.2 Distribution of fission energy

Kinetic energy of fission fragments	E_K	168.2 ± 1.7
Instantaneous gamma-ray energy	E_Y^*	2.5
Kinetic energy of fission neutrons	E_n	0.04
Gamma rays from fission products	E_r	0.23
Beta particles from fission products	E_β	0.80
Radioactive capture of neutrons	E_c	0.78
Neutron and gamma radiation from NSRR core	E_x	0.90
Total fission energy		173.4 ± 1.7

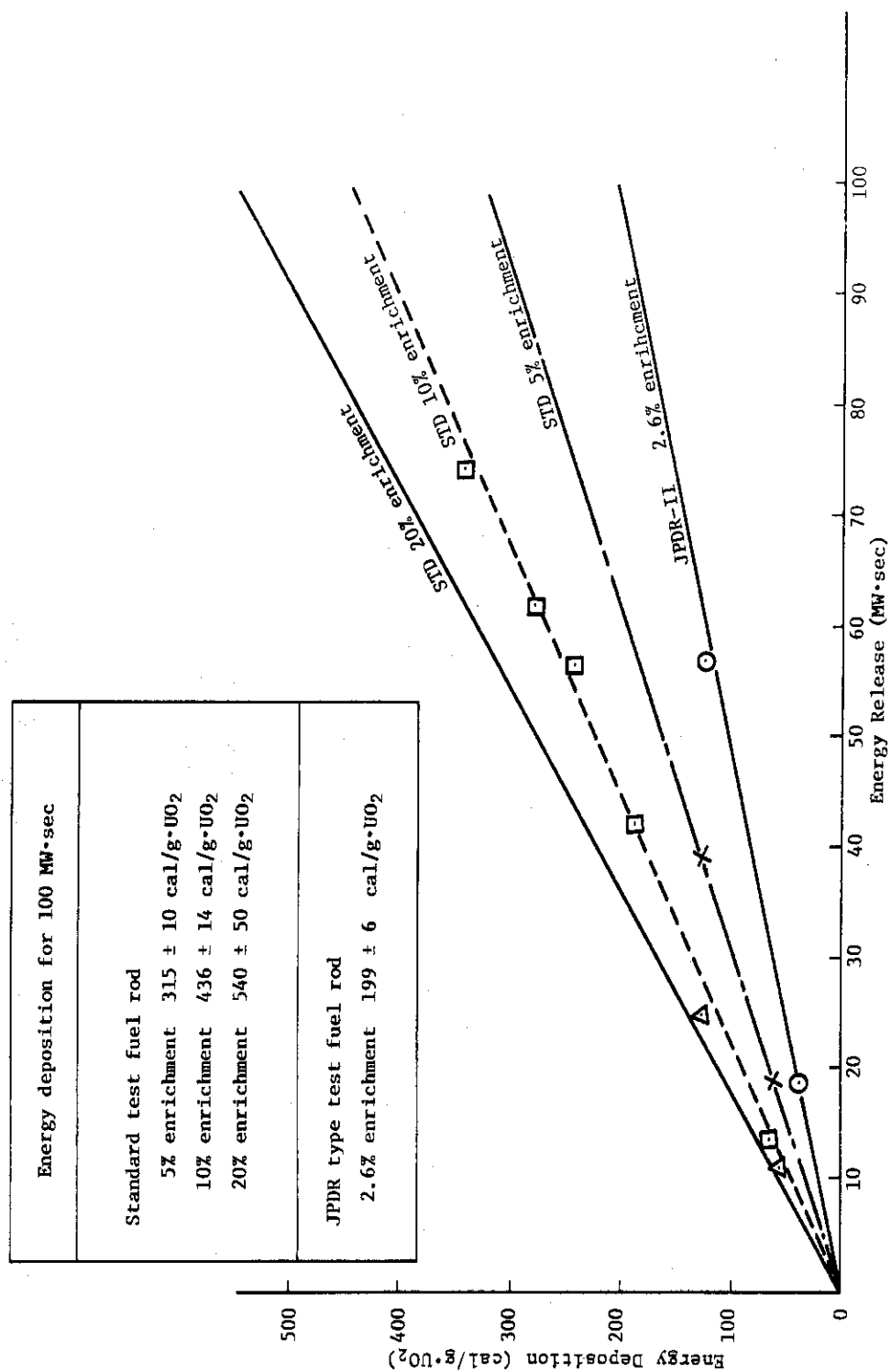


Fig. 3.2.1.1 Energy deposition for various enriched fuel rods versus core energy release of NSRR

3.3 カロリメータ法による発熱量の評価

(柳原 敏, 塩沢周策, 星 雄)

(1) 目的及び測定方法

前記の“放射化分析および化学分析による核分裂数の絶対値測定”による試験燃料の発熱量の測定結果を全く異なった方法による結果と比較するためにカロリメータ法による試験燃料の発熱量測定を行なった。この方法は、温度測定上の誤差が比較的大きいという欠点があるが、直接に発熱量を求めることができるという点で放射化分析および化学分析に比較して有利である。

発熱量測定用のカロリメータは保温瓶に純水(600cc)を満し、それに攪拌器、Pt抵抗温度計(2本)、および燃料を挿入した。発熱量は水温の上昇より求めた。Fig. 3.3.1にカロリメータ法による発熱量測定概念図を示す。カロリメータ本体は実験カプセル中に固定し、燃料の実験孔内における位置は通常の実験時と同様である。したがって、燃料をカロリメータ内に装荷したことを除けば、実験条件は通常のNSRR実験と変わらない。

なお、炉外において、カロリメータの熱容量の測定、攪拌状態の確認、熱損失の測定等、特性試験を行なったけれど、測定上の問題はなかった。

発熱量測定実験は、投入反応度を変えて2回行なった。各々の実験条件では、温度上昇の再現性を確かめるために、同一の条件で3回ずつ行なった。

一方、本実験によって測定した温度上昇の中には、実験燃料の発熱による上昇以外に、NSRR炉心燃料からの γ 線、中性子線による上昇も含まれている。したがって、この余分な温度上昇を差し引くために、試験燃料を装荷しない状態での温度上昇の測定も行なった。

また、本方法で測定した発熱量と炉出口との関係は、保温瓶を実験カプセル中に挿入しているために、通常保温瓶がない場合の関係とは異なる。したがって、燃料の γ 線強度の相対測定により保温瓶がない場合に相当する炉出口を求めた。この方法は3.2で述べた通りである。

(2) 実験結果及び考察

発熱量測定実験では、反応度投入後、カロリメータ内の水温は急激に上昇し、約2分では飽和値に達し、その後徐々に上昇する(この温度上昇は約 $0.01^{\circ}\text{C}/\text{min}$ であり、遅発 γ 線及び中性子によるものと考えられる)。したがって、ここでは、反応度投入後5分間の温度上昇を求めた。

各々の実験より得られた5分後のカロリメータ水温の上昇をTable 3.3.1に示す。また、この結果から算出した試験燃料の発熱量をTable 3.3.2に示す。

Table 3.3.1

	Temperature Increase ($\Delta T^{\circ}\text{C}$)	Test Condition
I	4.50 ± 0.08	1.24\$ with fuel
II	9.83 ± 0.01	1.72\$ "
III	1.61 ± 0.02	1.24\$ without fuel
IV	3.34 ± 0.06	1.72\$ "

Table 3.3.2

	Energy Deposition by Calorimetry (cal/g·UO ₂)	Energy Deposition per 100 MW·sec of Reactor Power by Calorimetry (cal/g·UO ₂ ·100 MW·s)
I	21.1 ± 1.0	4.53 ± 0.20
II	47.2 ± 1.2	4.80 ± 0.08

ただし、本結果には次に示す仮定が含まれている。

- (1) 燃料より放出される γ 線、 β 線、中性子線が、カロリメータ内の水中で発熱する量も燃料の発熱量としている。
- (2) 反応度投入後5分間の発熱量を求めている。

これに対して、NSRR 実験における発熱量の定義は、“燃料中での1秒間の発熱量”であるため、以上の仮定に対する補正を行うと、燃料の発熱量は2.6%減少し、以下の Table 3.3.3 のようになる。

この結果は、化学分析により求めた値と比べ、やや高くなっているものの誤差の範囲内で一致しており、NSRR 試験燃料の発熱量が十分信頼しうる結果であることを示している。

Table 3.3.3

	Energy deposition in a test fuel rod (cal/g·UO ₂)		Energy deposition per 100 MW·S of reactor power (Estimated from Calorimetry result) (cal/g·UO ₂ ·100MW·s)
	Calorimetry	Chemical Analysis	
I	20.6 ± 1.0	20.3	463 ± 15
II	46.0 ± 1.2	45.9	

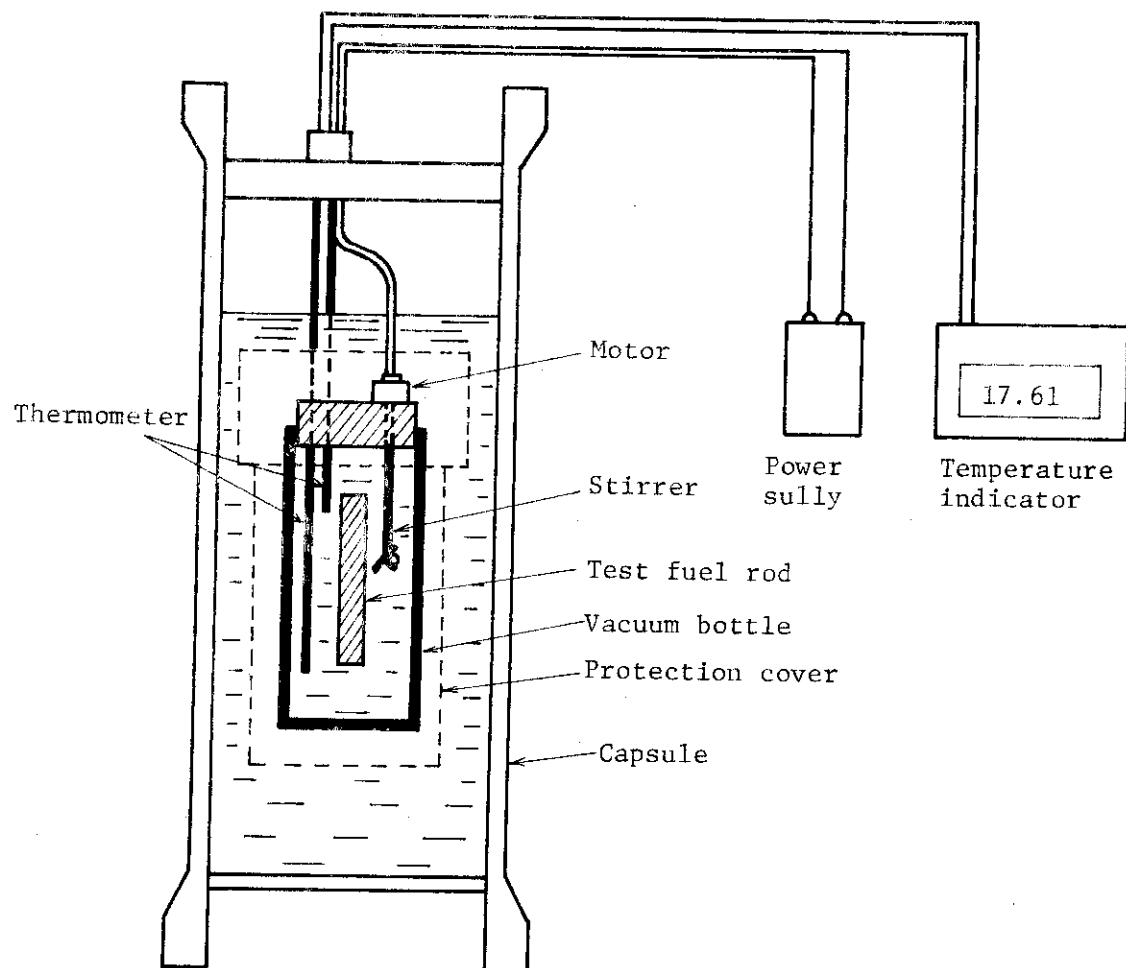


Fig. 3.3.1

3.4 結 論

以上述べたように、NSRR の試験燃料の発熱量は放射化分析、化学分析およびカロリメータ法により実測され、測定方法の全く異なる両方法の結果が誤差の範囲内で良い一致を示した。

前者は定量測定的面からはきわめて高精度の測定ができるが、最終的な結果を導く上では核データの不確定さや単位核分裂当りのエネルギー量に含まれる誤差をある程度考えなければならない。一方、後者は直接的な測定方法であることから、上記の核データ等の誤差の混入を考える必要がないものの、温度測定の誤差やカロリメータの熱容量、 γ 線等の直接加熱源による温度上昇などの誤差評価を厳密に行なう上ではむづかしい面がある。これらの点を考慮すると、両測定結果の相違は誤差範囲にあり比較的良い一致を示していると云える。

最終的に NSRR の試験燃料の発熱量は、測定の種類、本数および精度の点を考慮して 3.2 で述べた放射化分析および化学分析の測定結果に基いた値を用いる。この方法による発熱量の誤差はデータ数の多い 5 % および 10 % 濃縮度燃料について 3.2 % 程度、データ数の比較的少ない 20 % 濃縮度燃料について 9.3 % 程度見込まれる。また、NSRR における試験燃料の発熱量は、軸方向および半径方向の両方について平均値を用いることにする。

この理由として、軸方向については、発熱分布がきわめて平坦であること、および発熱分布が実験物の状況や炉心の状況によって若干変動（制御棒の位置が変化するため）するため不変的な平均値が使用しやすい、ということがあげられる。

発熱量の較正は上記の方法により十分妥当な範囲で行なうことができたが、各々の実験における発熱量は炉出力の測定値の精度に大きく依存することになる。現在、炉出力は γ チェンバーによる測定値を用いているが、この値は炉心の状況（制御棒位置の変化）によって若干異なる。したがって、炉出力をできる限り正確に得るために、カプセル内にコバルト・ワイヤーを挿入し、この放射能測定により炉出力の相対値を求める方法の準備を進めている。

3章 附録

NSRR 実験における試験燃料中の発熱量に関する核計算に基いた評価

(斎藤伸三, 石島清見, 吉村富雄, 北野照明)

NSRR のように中央に大きなボイドのある体系で, その中に装荷された試験燃料についてパルス照射時の発熱量を精度良く評価することは難しい。NSRR 実験開始(1975年10月)以前の段階で, 試験燃料中の発熱量の評価については文献 6), 7) でなされていた。これらを比較して Table 1 に示す。

しかし, NSRR の標準炉心では炉心燃料は 157 本となり, 燃料破損実験では PWR サイズのものを標準試験燃料として用いることとなったので文献 6) および 7) の計算結果より新たに評価した。試験燃料の発熱量の定義としては軸方向の分布および半径方向の発熱密度の歪を考慮して, 「軸方向には最高値を与える点で半径方向には平均値」とすることとした。

試験燃料の発熱量の計算においては, 文献 7) では広くパラメータサーベイを行っていたが, 計算には拡散コードを用いていることもあり発熱量をかなり過大に評価しているように考えられ, 一方, 文献 6) では JPDR-II サイズに関する計算しか行っていないが, 二次元の輸送計算により発熱量について計算上からはかなり信頼性高く評価していると考えられたので, 文献 6) の結果を基準値として用い, PWR および BWR サイズ燃料については文献 7) からそれぞれ JPDR-II サイズ燃料に対する発熱量の相対比を求めて評価した。以下にその手順および値を示す。

まず, 文献 6) において 165 本炉心燃料体系における JPDR-II サイズ燃料の発熱量を UO_2 の濃縮度の関数として求めた結果を Fig. 1 に示す。同図の発熱量は試験燃料の長さを 38.1 cm として計算した場合の平均値である。NSRR 実験では試験燃料の有効長は 12.6 ~ 13.5 cm であり, その点からは実際と同一体系の計算ではない。しかし, ここでは軸方向のピークでの値は燃料の有効長が 38.1 cm の場合でも 12.6 ~ 13.5 cm の場合でも同一であると仮定し, 文献 6) の軸方向発熱分布の計算値から前述の定義に従った発熱量を求めた。Fig. 2 に 38.1 cm 長の試験燃料の軸方向発熱分布を示す。これより軸方向ピーキング係数として 1.2 を用いる。以上より JPDR-II サイズ燃料の発熱量については Fig. 1 の値の 1.2 倍となる。これを Fig. 3 に示す。

PWR および BWR サイズ燃料については, まず, 文献 7) より同一手法で計算した JPDR-II サイズ燃料の発熱量に対する相対比を求め, この値を上記で求めた JPDR-II サイズ燃料の発熱量に乗じて求めた。Table 2 にこの方法により求めた発熱量を示す。又, Fig. 3 には PWR および BWR サイズ燃料の発熱量を濃縮度の関数として図示する。

検討)

以上の結果が NSRR 実験開始以前に計算により求めた試験燃料の発熱量であり, これまでの実験の発熱量の評価はすべてこの結果 (Fig. 3) によっている。しかし, 詳細な点では若干補正を要する点がある。それは,

- 1) 炉心燃料本数が文献 6) の計算では 165 本であるのに対し, 現在の NSRR 炉心は 157 本である。
- 2) 計算ではカプセルの肉厚を 10 mm としているが, 実際は 7 mm である。

1) については、発熱量の評価の基準を炉心放出エネルギー $100 \text{ MW} \cdot \text{sec}$ 時としているので、炉心燃料本数が減少すれば同一放出エネルギー量を与えるためには当然それだけ炉心の中性子束は増加するものと考えられ、したがって実験孔中の試験燃料の発熱量も比例的に増加すると考えられる。そこで、簡単のために炉心燃料本数に逆比例して発熱量が増加するものと仮定すると 157 本炉心燃料体系では 5.1% 発熱量が増加する。又、文献 2) では炉心サイズによる試験燃料の発熱量の相違を評価しているが、この結果でも上記の炉心サイズの差は発熱量に対して 7% の相違となっている。

2) についてはカプセルは SUS 製であるので、壁厚が大きいほど炉心からの中性子の吸収が大きくなり試験燃料の発熱量は小さくなる。上記の 3 mm の差については文献 7) において BWR サイズ燃料について計算した結果では約 3% の発熱量の相違となっている。

これらより上記の補正を行うと発熱量は Fig. 3 に示した値より更に 8~10% 増加する。PWR サイズ燃料について補正した値 ($7 + 3 = 10\%$) を Fig. 3 に点線で示す。

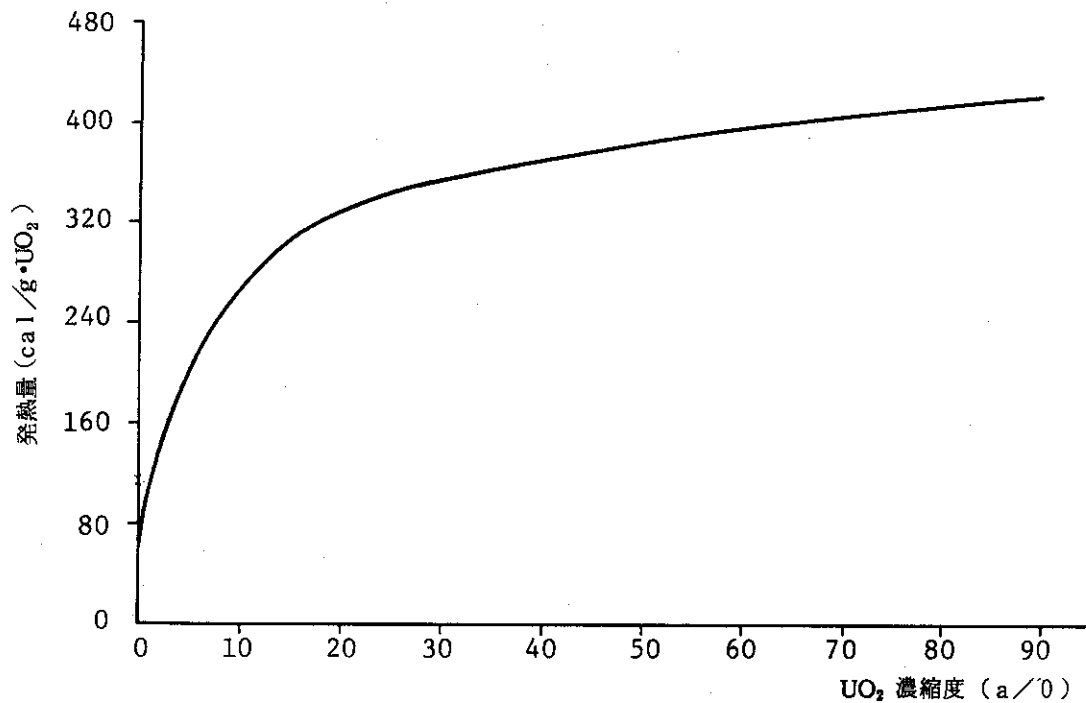
なお、試験燃料の有効長を 13.5 cm とした場合について 3 次元拡散コード CITATION を用いて軸方向の発熱分布を求めた結果、極めて平坦でピーキング係数は 1.05 以下であった。

Table 1. 現炉心体系と計算体系の比較

	現 炉 心 体 系	計 算 A ⁶⁾	計 算 B ⁷⁾
炉心燃料棒本数	157 本	165 本	180 本
試験燃料 径方向サイズ	PWR, JPDR-II	JPDR-II	PWR, JPDR-II BWR (7×7), FBR (常陽)
有効長	PWR: 13.5 cm JPDR-II: 12.6 cm	38.1 cm	38.1 cm
カプセル肉厚	7 mm	10 mm	10 mm
計算方法		1 次元輸送 たゞし、2 次元輸送計算を 1 ケース行い発熱量の基準値 を求めている。	1 次元拡散

Table 2. NSRR 試験燃料の発熱量

燃料サイズ	濃縮度 (%)	発熱量 6) (cal/g・UO ₂)		発熱量 7) (cal/g・UO ₂)		発熱量評価値 (cal/g・UO ₂)
		平均	最高 ^{A)}	平均	JPDR-II 値 ^{B)} に対する相対値	A) × B)
JPDR-II	2.6	150	180	197.2	1.0	180
	5.2	203	244	304.4	1.0	244
	10	269	323	419.8	1.0	323
	20	330	396	545.6	1.0	396
PWR	2.6	/	/	218.8	1.110	198
	5.2			350.2	1.150	290
	10			499.7	1.190	384
	20			668.1	1.225	485
BWR	2.6	/	/	173.4	0.8793	158
	5.2			257.9	0.8472	207
	10			344.8	0.8213	265
	20			437.6	0.8021	318

Fig. 1 NSRR 165 本炉心燃料体系における 15" 長 JPDR-II サイズ試験燃料の平均発熱量 (炉心放出エネルギー 100 WW・sec 時)⁶⁾

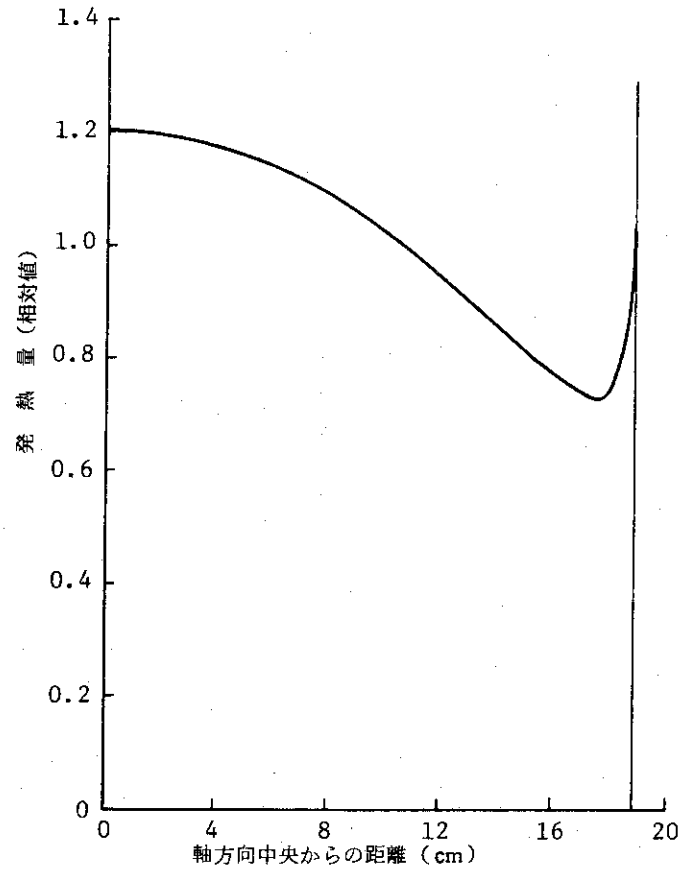


Fig. 2 5.2%濃縮燃料の軸方向発熱分布 (2次元輸送計算) b)

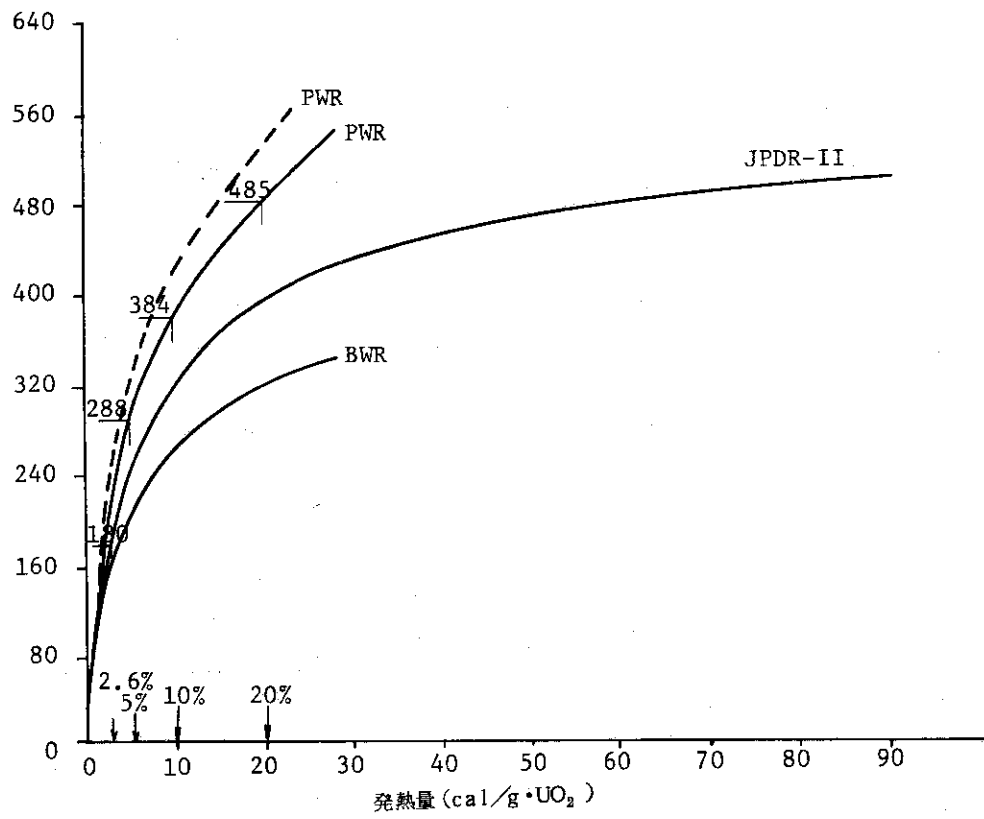


Fig. 3 濃縮度による試験燃料発熱量の変化 (100 MWsec時)

4. 中性子ラジオグラフィによる実験燃料の観察

(大友正一, 塩沢周策, 柳原 敏)

4.1 中性子ラジオグラフィ設備の概要

NSRR には、試験燃料の内部状況を調べるための中性子ラジオグラフィ (以下 NRG という) 設備が設置されている。これは NSRR 燃料破損実験と平行して遮蔽シャッタ等を追加しながら整備してきたもので、現在第一段階の試験を終え、NSRR 実験燃料の非破壊検査等に供しているので、ここにその概要を紹介する。

NSRR の NRG 設備は、NSRR 炉心の東側に位置し、その概略構造は Fig. 4.1.1 に示すごとく、炉プール内の炉心近傍に配置したボイドボックス、炉プール遮蔽壁内の貫通孔、プール壁に隣接した NRG 室、貫通孔出口部のシャッタ等より成る。ボイドボックスは、炉心中心をねらい、炉心燃料領域から約 10 cm の位置に先端があり、先端部内径 6 cm、全長約 1 m の A ℓ 製コーン形両端閉の円筒で、プール上部より、圧縮空気を導入する管と、ベント管とを有し、使用しない時には、プール水をボイドボックス内に導き、使用時には、圧縮空気により水を排出するようになっている。このボイドボックスは、炉ループ壁ライニングに設けたガイドにより、プール上部より水平状態にして差し込み、ボルトによりプールライニング面に密着させる。プールライニングには穴は設けておらず、中性子の取出しは、ライニング材 (A ℓ 1.5 cm 厚) を貫通させて行う。ライニングのコンクリート壁側には、万一の水漏れ対策用の補助ライニング (A ℓ 材 1.5 cm 厚) を施してある。コンクリート壁中の貫通孔は、ビームの拡がりを与えるように径を 2 段にしてある。貫通孔出口は、NRG 室となっており、開孔部にはシャッタがある。ボイドボックス先端より 4 m の位置の NRG 室天井には炉室 1 階床より実験カプセルを垂下できるように穴が設けてある。

この NRG 設備によって得られたビーム質についてはボイドボックス先端より 4 m の位置で $\phi_{th} \cdot t / \text{pulse} (\$) \approx 1 \times 10^{10} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2} / 3 \$$, $\phi_{th} / \text{kw} \approx 8 \times 10^7 \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2} \text{ sec}^{-1} / 200 \text{ kw}$ が得られ、1 回のパルス運転で Dy 箔による間接法が、十分実施できる性能を有するものであったが、ビームのコリメーションは、今一步の改良 (コリメータ明瞭度は、近似的に約 0.32 mm) を必要とし、また γ 線強度が高く (n/γ 比 $10^4 \sim 10^5$)、直接法への適用には一工夫要することがわかった。現在、上記 4 m 位置において、次に示す NSRR 実験燃料の検査判定を、Dy 箔、FUJI-100 を用いて行っているが、第 1 段階の利用として、さしたる不満はないものであった。しかし、第 2 段階として、上記問題点を解決し、より良質の撮影を可能にするため、ボイドボックスの改良、コリメータの検討などを進めている。

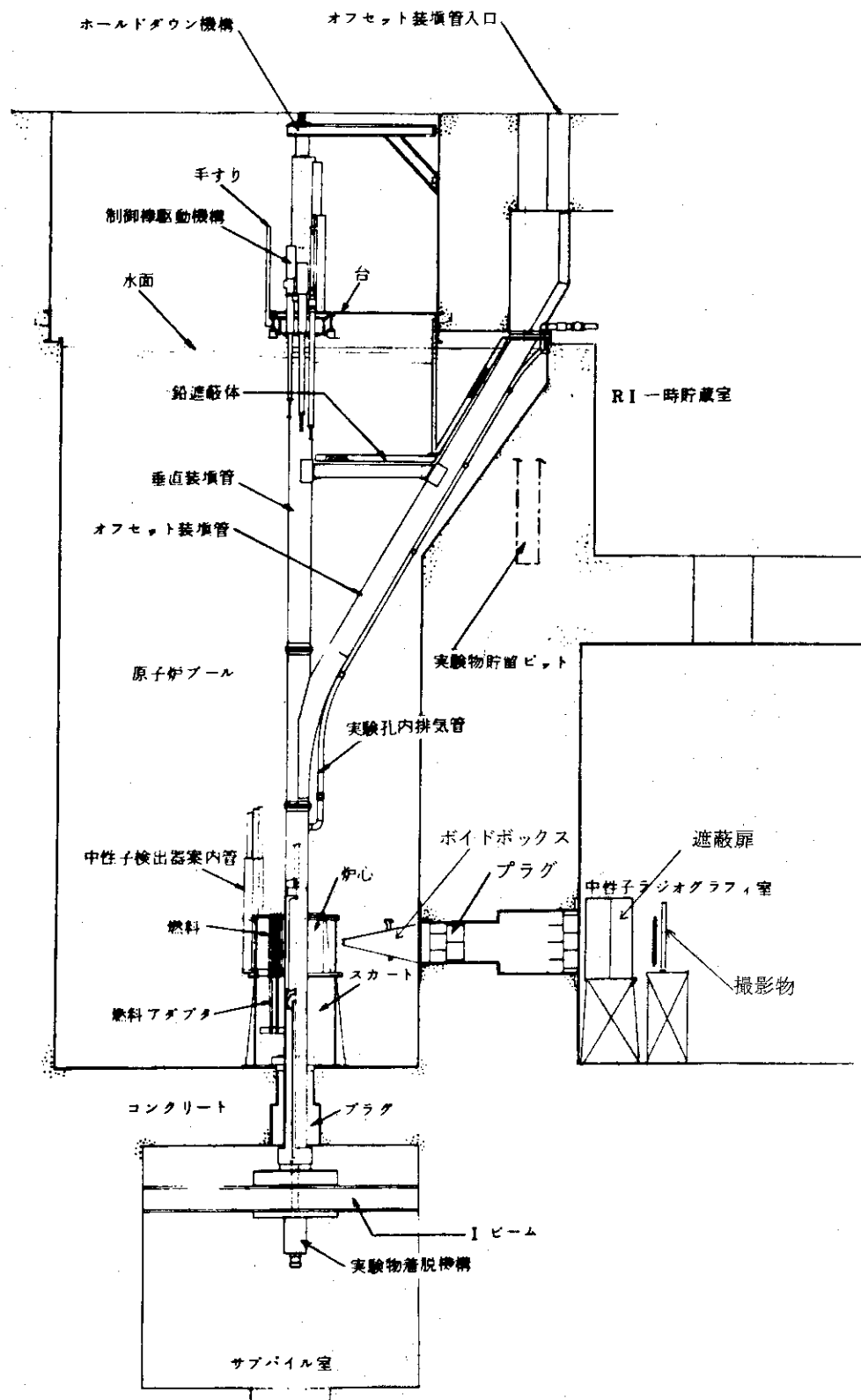


Fig. 4.1.1

4.2 中性子ラジオグラフィ設備による試験燃料の撮影

NSRR 実験の中で浸水燃料試験は他の試験と異なり燃料棒中の水の量及び存在場所・分布等が問題になってくる。一般には重量増加で水の量を評価しているが、存在場所・分布状態までは判らない。更に X 線撮影でも水の存在は検出できない。

水の中性子に対する全断面積が大きいことから考えて、NRG は水の存在を検出する方法として極めて有力な方法であると考えられる。

そこで、浸水燃料試験に先立って燃料棒中に注入された水の量、分布状態を調べるため NRG 観察を実施した。また、燃料にピン・ホールのような貫通孔が発生した場合、燃料中にどの程度水が入るのかを調べるため、NSRR 実験（非浸水燃料実験）においてクラック或は穴のあいた燃料の照射後 NRG 観察を行った。

本撮影例は、浸水燃料の浸水状況を調べるため注入後の NRG 撮影および貫通孔を持った燃料中への水の浸入状況を、調べるための照射後撮影について示した。

これらの各種類の撮影結果のうち代表的なものを Photo 4.2.1 ~ 4.2.3 に示す。この結果浸水燃料試験に先立って行われた注水量を調べるための試験では、ほぼ期待されただけの水が燃料棒中に入っていることが確認された。また、注水は燃料の下部端栓部から行っているのにも拘らず、燃料ペレットと被覆管のギャップ部には一様に浸水するのではなく、一部乾いた部分が必ず存在してしまうことも同時に確認された。そして、多方向からの観察より、水の存在の分布状態が求められた。

次に、照射後破損した燃料中への水の浸入状況も NRG 撮影により、かなり良く求められた。その結果、燃料が破損した場合、燃料プレナム部までの浸水があることが確められた。（Photo 4.2.3）また、X 線撮影では検出できなかったペレットの欠け・割れの状態も、燃料棒中に水が存在する場合 NRG では極めて良く観察できることが判った。

以上の結果より、NRG により燃料棒中の水の分布状態、及び水が入っている場合のペレットの割れ・欠けの状態がかなり良く求められることが確認された。

Fuel Pellets

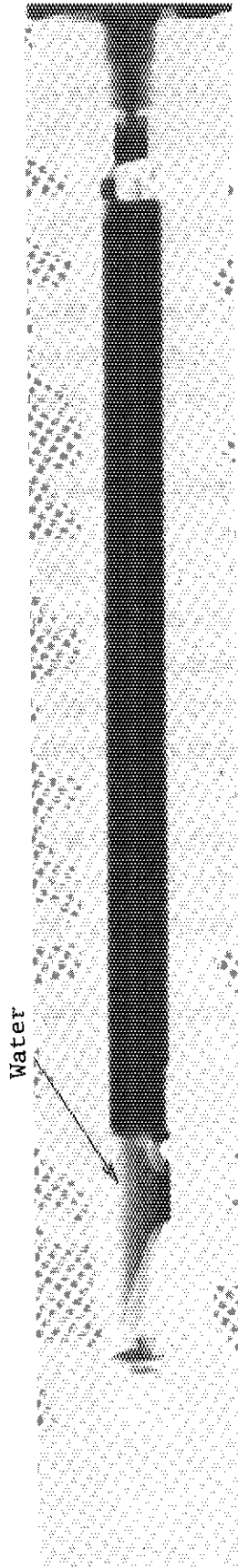
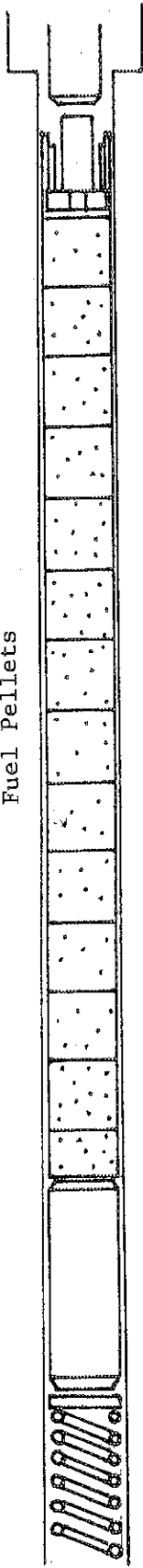


Photo. 4.2.1 Test No. 433-1 の照射前燃料 (浸水燃料)

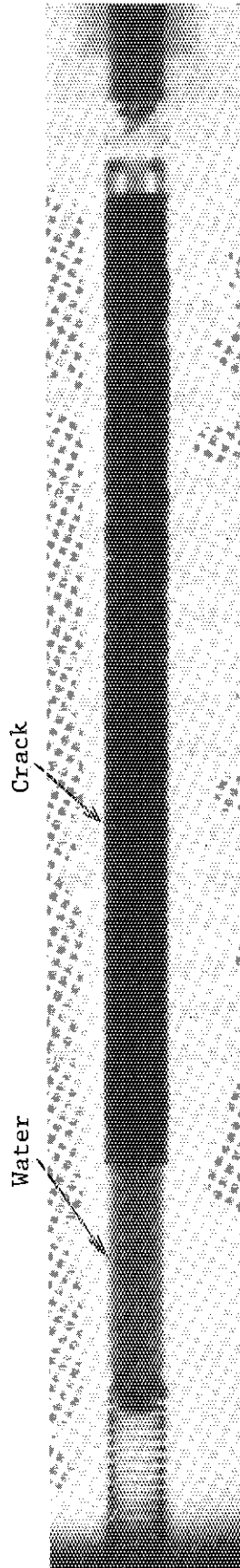


Photo. 4.2.2 Test No. 433-1 の照射後燃料

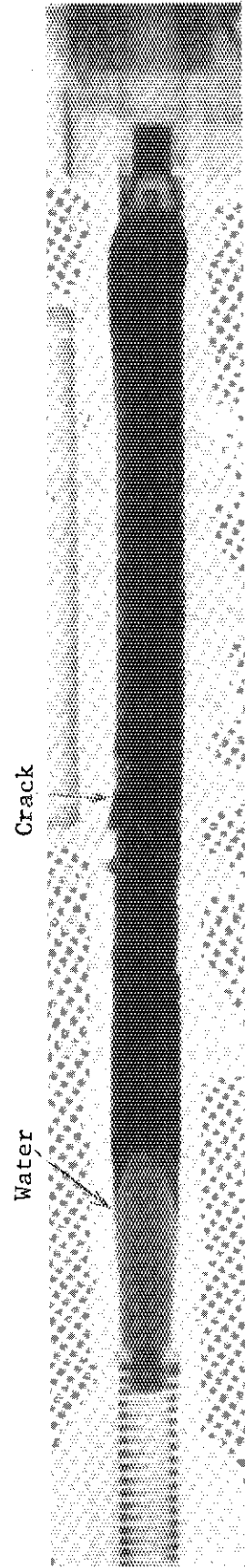


Photo. 4.2.3 Test No. 231-1 の照射後燃料

Photo. 4.2.1, 2, 3 : Neutron Radiographs

5.

5. 今後の実験計画・予定

NSRR 実験計画に従ってスコーピング試験、濃縮度パラメータ試験、加圧燃料試験、流路模擬燃料試験、バンドル試験および浸水燃料試験等を実施した。それぞれの試験について燃料破損しきい値、破損機構等に関し基本的な知見を得ることができ、特にスコーピング試験および濃縮度パラメータ試験に関しては、ほぼ当初の実験目標を達成した。これに対し、ループ・カプセルあるいは実験燃料等の製作の遅延のために実験を行えなかったものが若干あった。それらは、高温高圧カプセル試験、高発熱量試験および狭幅ギャップ燃料試験等である。

当面、計画している NSRR 実験では、加圧燃料試験、流路模擬燃料試験および浸水燃料試験を引続き実施すると共に、スコーピング試験としては、高温・高圧カプセル試験、燃料中心温度測定試験、サブクール試験および US NRC 依頼による BWR 燃料試験およびペレット形状パラメータ試験等を予定し、その他 SUS 被覆材およびジルカロイ被覆材を用いた試験を実施する予定である。

参 考 文 献

- 1) NSRR 実験プログレスレポート・1. 1976 年 7 月, JAERI-M 6635
- 2) NSRR 実験プログレスレポート・2. 1976 年 11 月, JAERI-M 6790
- 3) NSRR 実験プログレスレポート・3. 1977 年 4 月, JAERI-M 7051
- 4) D. O. Hobson and P. L. Rittenhorse
- 5) MATPRO-Verson 09 TREE-NOREG-1005
- 6) GEES, TRIGA Annular Core Pulse Reactor: Safety Analyses and Preliminary Design for the Nuclear Safety Research Reactor, E-117-174, July, 1972
- 7) 伊勢, 中原, NSRR の試験燃料 1 本ピンの発熱計算, JAERI-M 5613, 1974 年 3 月
- 8) C. S. Olsen, et. al., "MATPRO A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel for Behavior", ANCR-1263 (1976).
- 9) 岡下宏, 他, "NSRR 試験燃料の化学分析", 原子力学会秋の分科会予稿集 F 49 (1976).

5.

5. 今後の実験計画・予定

NSRR 実験計画に従ってスコーピング試験、濃縮度パラメータ試験、加圧燃料試験、流路模擬燃料試験、バンドル試験および浸水燃料試験等を実施した。それぞれの試験について燃料破損しきい値、破損機構等に関し基本的な知見を得ることができ、特にスコーピング試験および濃縮度パラメータ試験に関しては、ほぼ当初の実験目標を達成した。これに対し、ループ・カプセルあるいは実験燃料等の製作の遅延のために実験を行えなかったものが若干あった。それらは、高温高圧カプセル試験、高発熱量試験および狭幅ギャップ燃料試験等である。

当面、計画している NSRR 実験では、加圧燃料試験、流路模擬燃料試験および浸水燃料試験を引続き実施すると共に、スコーピング試験としては、高温・高圧カプセル試験、燃料中心温度測定試験、サブクール試験および USNRC 依頼による BWR 燃料試験およびペレット形状パラメータ試験等を予定し、その他 SUS 被覆材およびジルカロイ被覆材を用いた試験を実施する予定である。

参 考 文 献

- 1) NSRR 実験プログレスレポート・1. 1976 年 7 月, JAERI-M 6635
- 2) NSRR 実験プログレスレポート・2. 1976 年 11 月, JAERI-M 6790
- 3) NSRR 実験プログレスレポート・3. 1977 年 4 月, JAERI-M 7051
- 4) D. O. Hobson and P. L. Rittenhorse
- 5) MATPRO-Verson 09 TREE-NOREG-1005
- 6) GEES, TRIGA Annular Core Pulse Reactor: Safety Analyses and Preliminary Design for the Nuclear Safety Research Reactor, E-117-174, July, 1972
- 7) 伊勢, 中原, NSRR の試験燃料 1 本ピンの発熱計算, JAERI-M 5613, 1974 年 3 月
- 8) C. S. Olsen, et. al., "MATPRO A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel for Behavior", ANCR-1263 (1976).
- 9) 岡下宏, 他, "NSRR 試験燃料の化学分析", 原子力学会秋の分科会予稿集 F 49 (1976).

付録A NSRR 炉の概要

(1) NSRRの構成

NSRR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NSRRは、高いパルス性能を有するTRIGA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9 m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・グリップング装置があり、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・グリップング装置の下端は、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、70 t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・グリップング装置とともに、カプセル飛び上り防止のための装置である。

(2) 炉心構成

NSRR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 $-9.3 \times 10^{-5} \Delta k/k/^\circ C$)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。

燃料は、Fig A-2に示すように、内径22 cm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_4C 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を調節しう

る。

パルス運転時には、各トランジェント棒は全て圧縮空気系で急速引き抜きする。トランジェ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

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

実験孔はフラックス・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）。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・UO₂でこれはUO₂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) Reactor Type; Modified TRIGA-ACPR (Annular Core Pulse Reactor)
- (2) Reactor Vessel; 3.6^m(wide) × 4.5^m(long) × 9^m(deep) open pool
- (3) Fuel;
- | | |
|--------------------------|--|
| 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 8 fuel-followered control rods) |
| Equivalent core diameter | 62 cm |
- (4) Control Rods;
- | | |
|-----------------|-----------------------------|
| Number | 8 (including 2 safety rods) |
| Type | Fuel followed type |
| Poison material | Natural B ₄ C |
| Rod drive | Rack and pinion drive |
- (5) Transient Rods;
- | | |
|-----------------|---|
| Number | 2 fast transient rods and 1 adjustable transient rod |
| Type | Air followed type |
| Poison material | 92% enriched B ₄ C |
| Rod drive | Fast : Pneumatic
Adjustable: Rack and pinion & pneumatic |
- (6) Core Performance;
- 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% Δk (\$4.67) |
| Min. period | 1.17 msec |
| Pulse width | 4.4 msec (1/2 peak power) |
| Neutron life time | 30 μsec |
- (7) Experiment Tube;
- | | |
|-----------------|-------|
| Inside diameter | 22 cm |
|-----------------|-------|

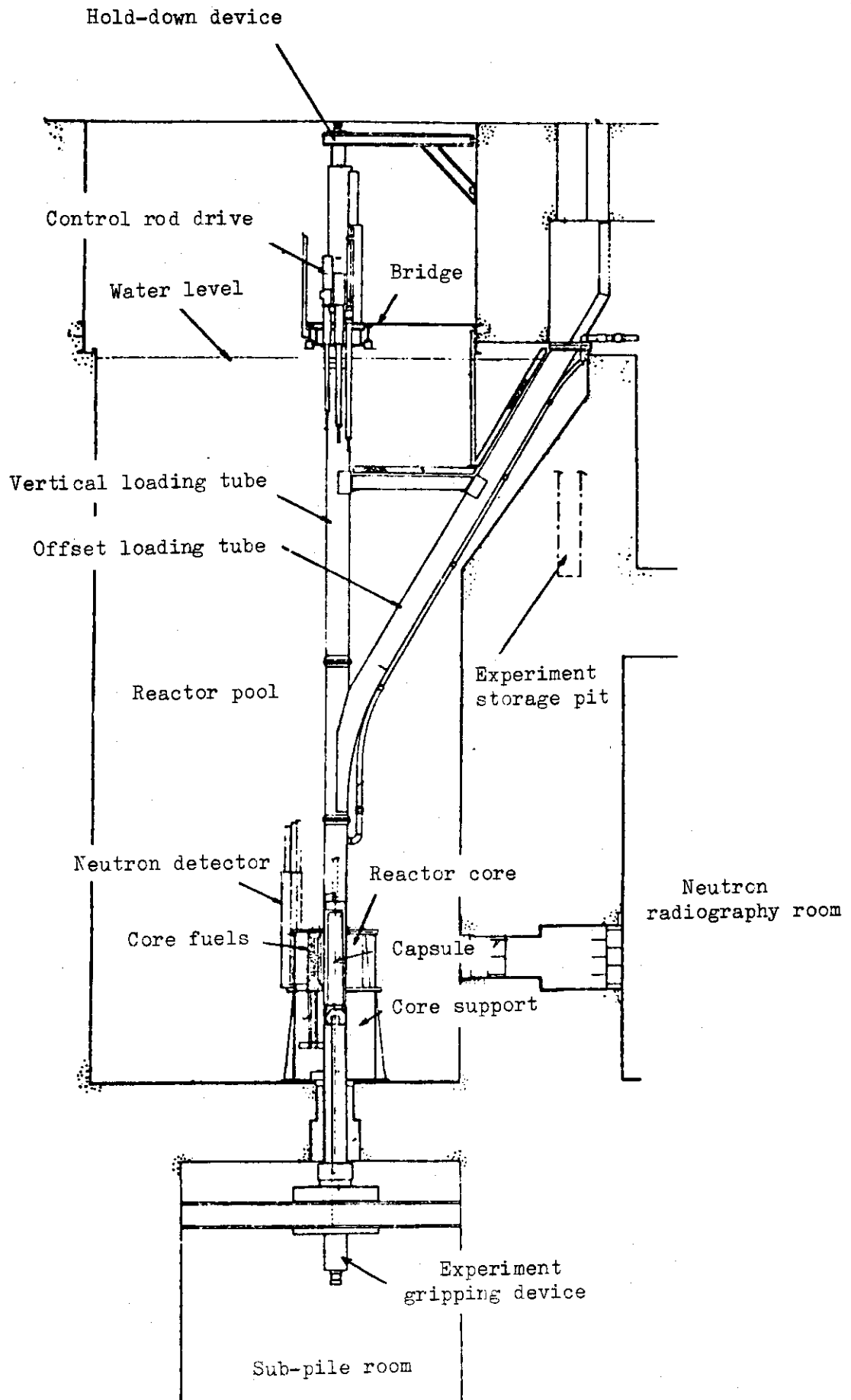
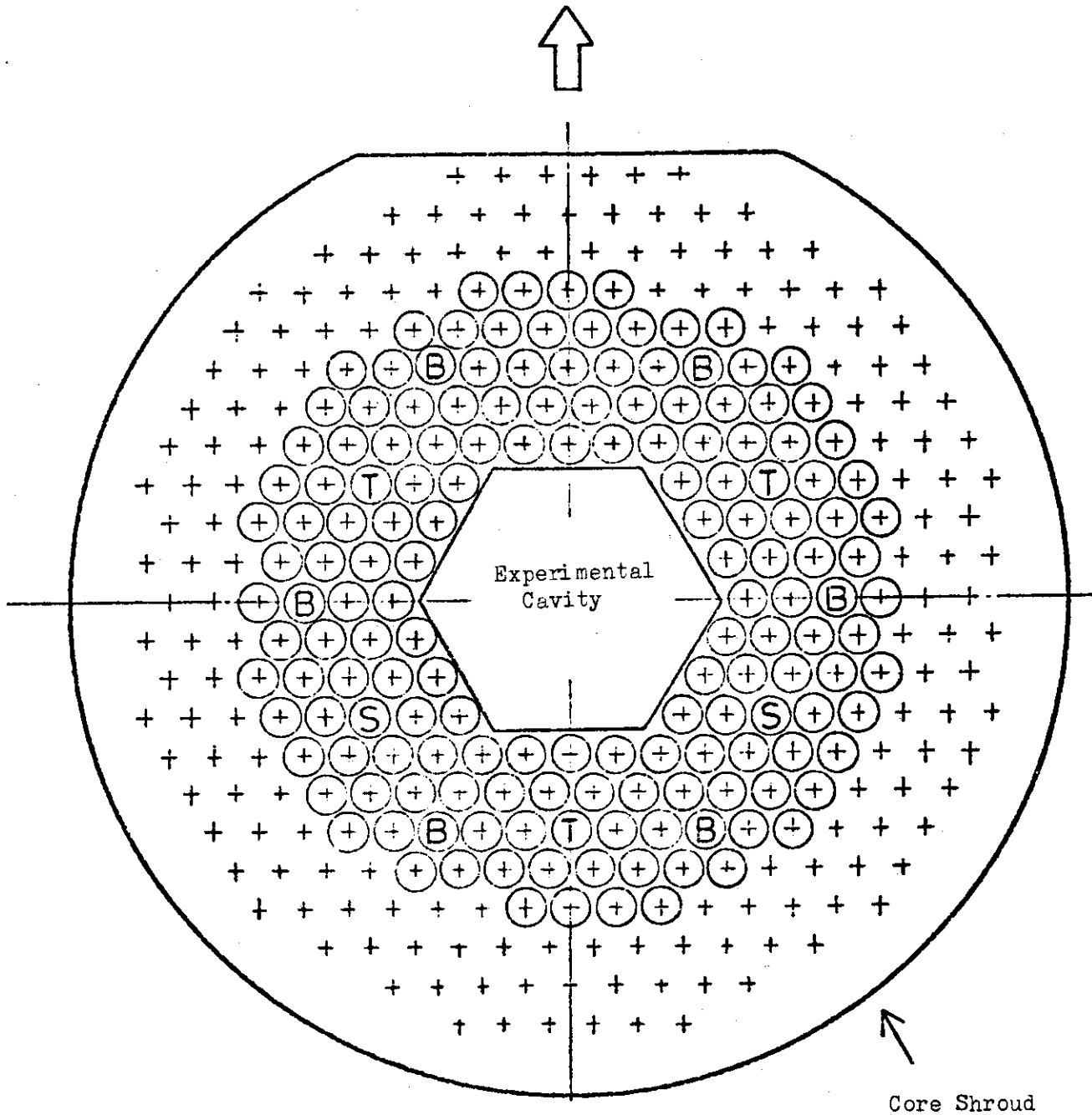


Fig. A-1 General Arrangement of NSRR

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

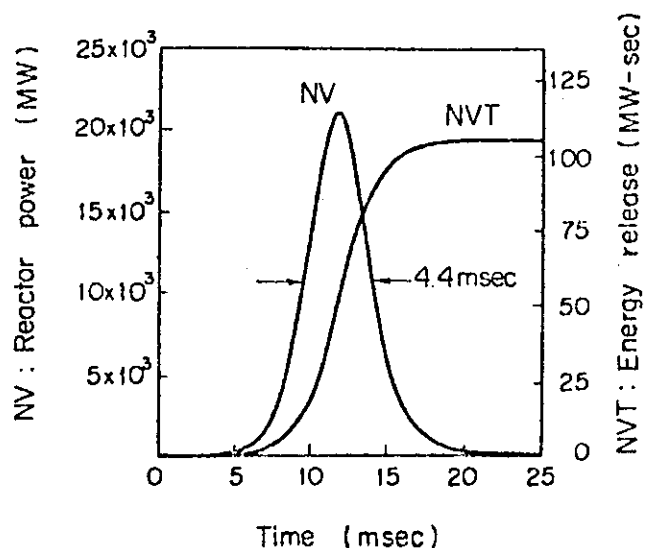


Fig. A-3 Reactor Power and Core Energy Release given by $\$4.67$ Pulse

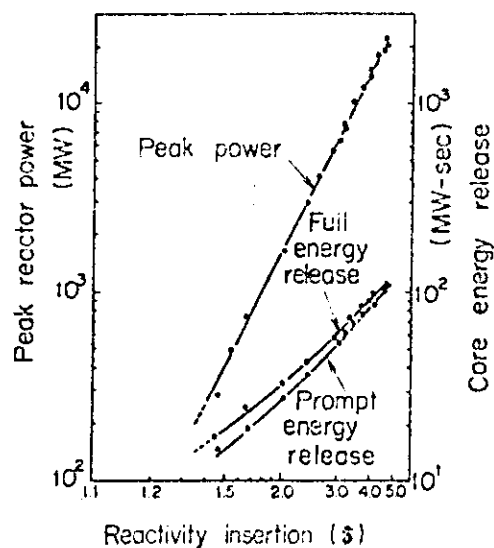


Fig. A-4 Peak Reactor Power and Core Energy Release Versus Reactivity Insertion

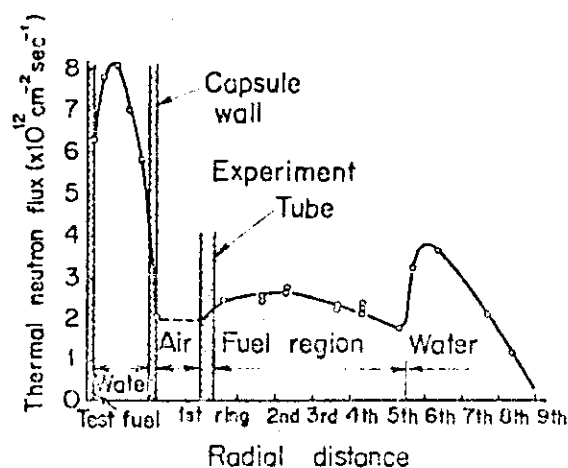


Fig. A-5 Radial Thermal Neutron Flux Distribution in the Core and Capsule

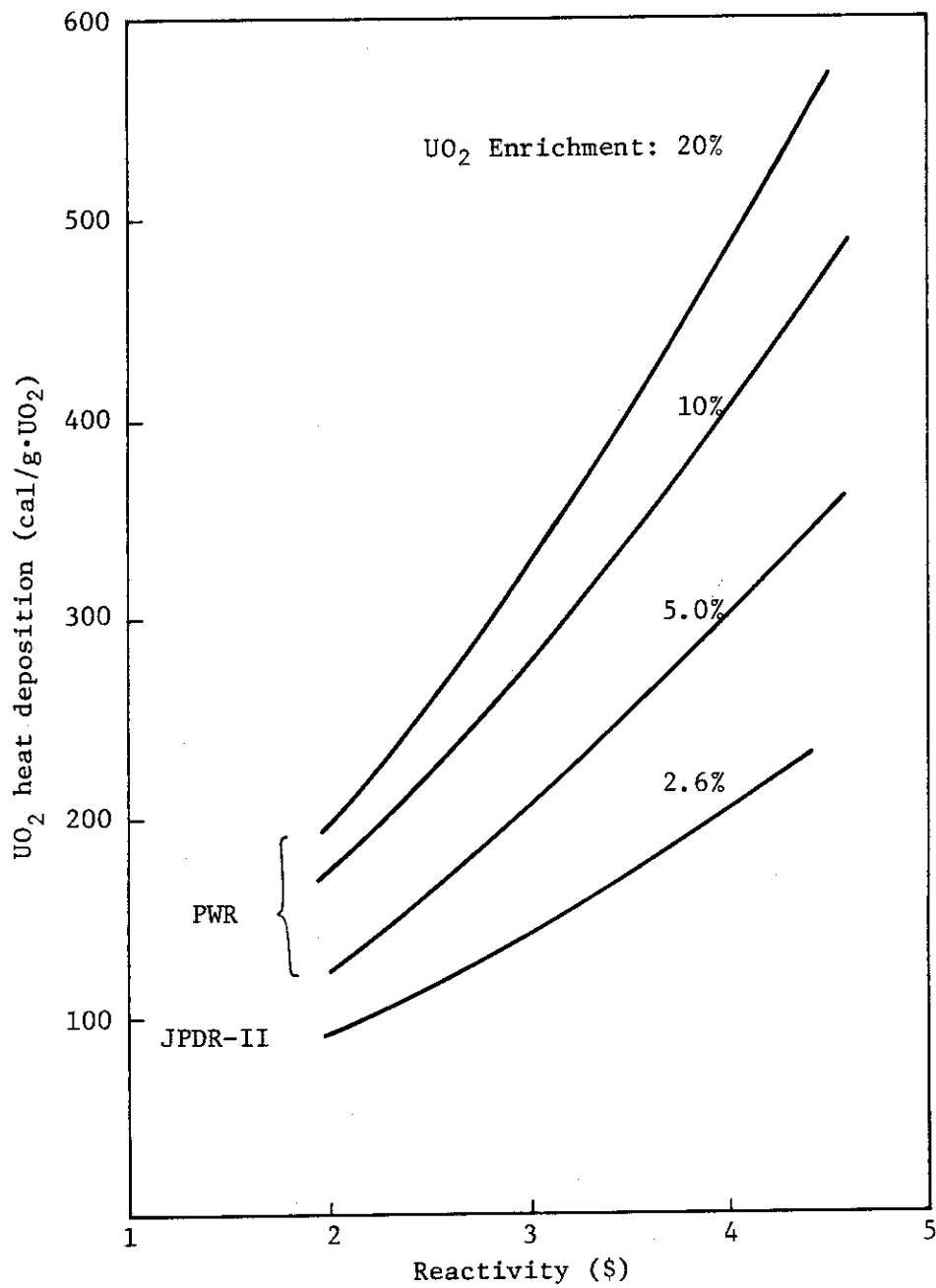


Fig. A-6 Heat deposition in a LWR size test fuel rod contained in a capsule with water as a function of inserted reactivity in pulsing operation

付録B 大気圧水カプセルおよび標準試験燃料

現在までの試験はすべてステンレス鋼製の大気圧カプセルを用いて行なっている。Fig. B-1 にこのカプセルの概略図を示す。また、試験燃料については特殊なものはそれぞれ異なるので、標準試験燃料のみ Fig. B-2 に示す。

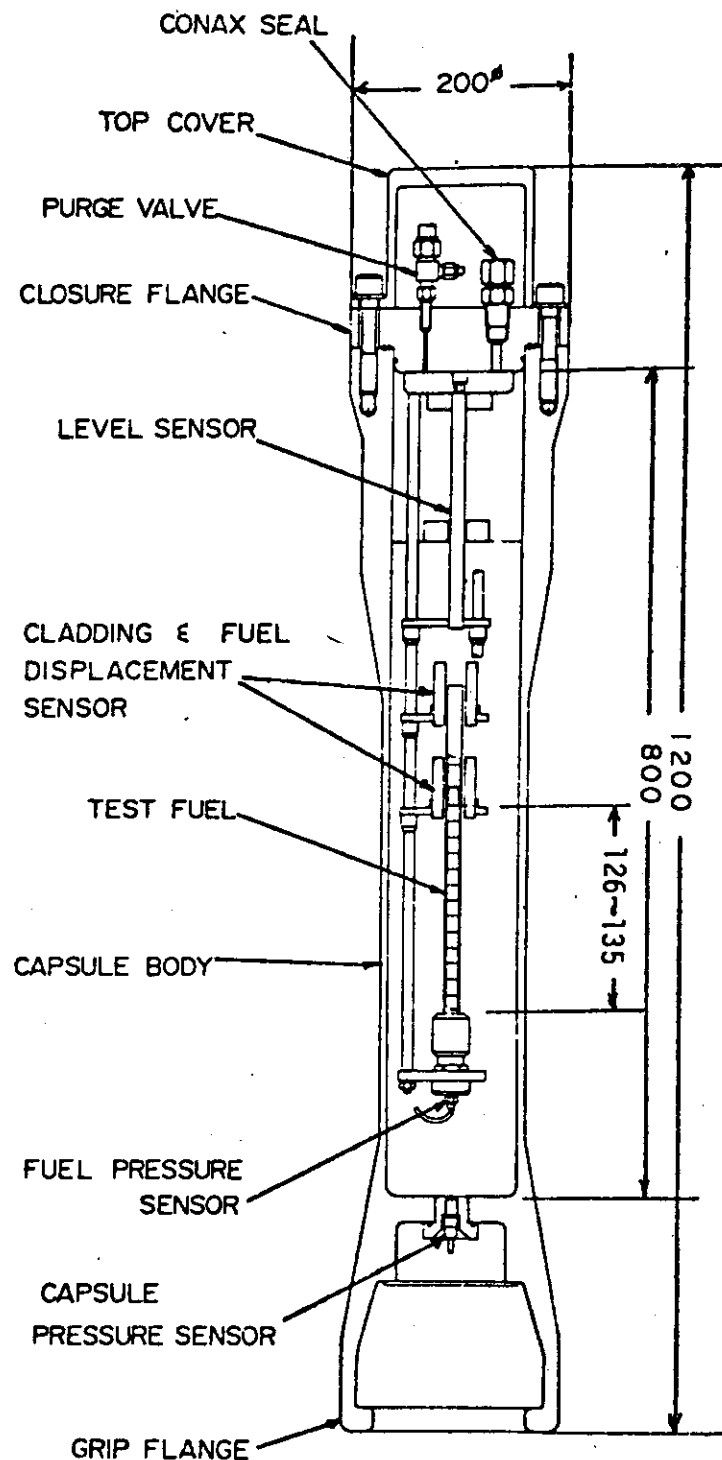


Fig. B-1 STANDARD WATER CAPSULE

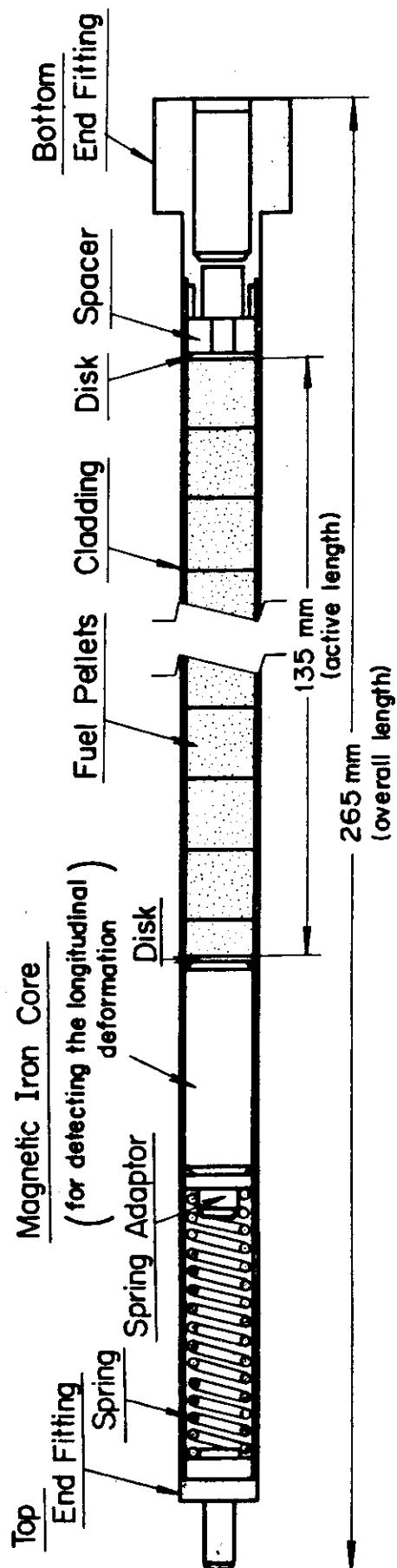


Fig. B-2 STANDARD TYPE TEST FUEL ELEMENT

付録C NSRR実験概要一覧

Table Cに今期までに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、NSRR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するためにとりまとめたものである。

Table C Summary of the NSRR Experiments

(Oct., '75-July, '77)

Test No.	Pulse No.	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)		Period (msec)	Test Fuel			Test Results	
		New	Old		Fuel Type	Enrichment (%)	Single/Bundle	Fuel Failure	Loss of Structural Integrity
103-1	441	267	234	2.16	Standard	10.0	S		○
103-2	455	184	161	3.36	"	"	"		
103-3	467	205	180	2.72	"	"	"	○	
103-4	482	384	337	1.48	"	"	"		○
111-1	123	44	40	9.14	JP-II	2.6	S		
111-2	126	112	102	2.29	"	"	"		
111-3	127	181	159	3.29	Standard	10.0	"		
111-4	135	244	214	2.41	"	"	"		
111-5	136	270	237	1.91	"	"	"	○	
111-6	140	333	292	1.61	"	"	"		○
111-7	175	376	330	1.43	"	"	"		○
111-8	268	433	380	1.32	"	"	"		○
111-9	236	158	144	1.59	JP-II	2.6	"		
111-10	237	204	190	1.23	"	"	"		
111-12	299	179	157	2.23	Standard	10.0	"		
111-13	340	140	123	4.48	"	"	"		
111-14	362	161	141	3.82	"	"	"		
111-16	351	221	194	2.77	"	"	"		
111-17	363	229	201	2.57	"	"	"	○	
113-1	303	245	215	2.22	"	"	"		
113-2	304	264	232	2.06	"	"	"	○	
113-3	305	481*	422*	1.41	"	"	"		○
115-1	439	214	188	2.81	"	"	"		
115-2	440	210	184	2.77	"	"	"		
115-3	450	240	210	2.42	"	"	"		
200-1-1	182	39	34	28.63	"	"	"		
200-1-2	183	241	211	2.36	"	"	"		
200-2-1	179	116	102	5.96	"	"	"		
200-2-2	180	271	238	2.04	"	"	"	○	
200-3	148	176	154	3.33	"	"	"		
200-4	181	233	204	2.36	"	"	"		
200-5	189	264	232	2.09	"	"	"	○	
200-5b	246	267	234	2.03	"	"	"	○	
200-6	187	271	238	2.00	"	"	"	○	
200-6b	247	276	242	1.95	"	"	"		○
200-7	191	295	259	1.83	"	"	"	○	
201-1	243	244+39	214+34	2.25	"	"	"		
201-2	390	140	123	4.96	"	"	"		
201-3	438	171	150	4.96	"	"	"		
202-1	298	250	219	2.19	"	"	"		
202-2	300	254	223	2.21	"	"	"		

* 投入反応度から評価すると、約 400 (350) cal/g·UO₂ である。

Table C (Continued)

Test No.	Pulse No.	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)		Period (msec)	Test Fuel			Test Results	
		New	Old		Fuel Type	Enrichment (%)	Single/Bundle	Fuel Failure	Loss of Structural Integrity
202-3	341	252	221	2.30	Standard	10.0	S	○	
202-4	353	252	221	2.32	"	"	"	○	
202-4B	397	254	223	2.42	"	"	"		
203-1	316	324	284	1.72	"	"	"		○
203-2	318	336	295	1.67	"	"	"		○
203-3	320	368	323	1.56	"	"	"		○
203-4	321	380	333	1.50	"	"	"		○
203-5	367	341	299	1.62	"	"	"		○
209-1~5	238 ~242	177,179,179 180,183	155,157,157 158,160	3.38	"	"	"		
209-2-1~2	407	183,178	160,156	3.41	"	"	"		
209-2-3	465	180	158	3.41	"	"	"		
220-1	293	53	49	13.44	"	5.0	"		
220-2	294	110	101	3.96	"	"	"		
220-3	295	49	44	62.46	"	20.0	"		
220-4	296	113	102	8.35	"	"	"		
220-5	322	66	58	15.98	"	10.0	"		
221-1	349	239	219	1.58	"	5.0	"		
221-2	372	245	225	1.48	"	"	"		
221-3	384	242	222	1.44	"	"	"		
221-4	350	274	247	2.50	"	20.0	"		○
221-5	373	189	170	3.89	"	"	"	○	
221-6	391	232	209	3.25	"	20.0	"	○	
222-1	396	264	242	1.39	"	5.0	"		○
222-2	409	286	262	1.33	"	5.0	"	○	
222-3	418	276	253	1.36	"	5.0	"		○
222-4	399	248	223	2.91	"	20.0	"	○	
222-5	410	245	221	3.06	"	20.0	"	○	
222-6	431	253	228	2.77	"	20.0	"	○	
231-1	314	240	211	2.27	"	10.0	"	○	
231-2	315	249	219	2.27	"	"	"		
231-3	325	184	162	3.13	"	"	"	○	
231-4	339	136	120	4.38	"	"	"	○	
231-5	437	240	211	2.42	"	"	"	○	
231-6	477	227	200	2.37	"	"	"		
231-7	464	278	245	1.94	"	"	"		
231-8	443	235	207	2.26	"	"	"		
231-9	461	246	217	2.13	"	"	"		
231-10	480	250	229	2.03	"	"	"		
231-12	415	243	214	2.19	"	"	"		
231-13	448	262	231	2.04	"	"	"	○	
231-16	419	162	143	3.59	"	"	"	○	
231-17	449	150	132	3.89	"	"	"		
231-18	479	237	209	2.31	"	"	"	○	
231-22	456	279	246	1.89	"	"	"		○
231-23	471	353	311	1.43	"	"	"		○
232-1	155	181	159	3.46	Wide-Gap	"	"		
232-2	186	236	207	2.50	"	"	"		
232-3	188	261	229	2.22	"	"	"		
232-4	184	274	240	2.00	"	"	"	○	
232-5	194	326	286	1.68	"	"	"		○
232-6	195	294	258	1.83	"	"	"	○	
232-7	329	218	191	2.60	"	"	"		
232-8	364	198	174	2.93	"	"	"		

Table C (Continued)

Test No.	Pulse No.	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)		Period (msec)	Test Fuel			Test Results	
		New	Old		Fuel Type	Enrichment (%)	Single/Bundle	Fuel Failure	Loss of Structural Integrity
233-1	327	180	158	3.41	Standard	10.0	S		
233-2	328	271	238	2.08	"	"	"		○
233-3	378	180	158	3.41	"	"	"		
233-4	352	247	217	2.31	"	"	"		○
233-5	379	251	220	2.31	"	"	"	○	
233-6	385	211	185	2.52	"	"	"		
233-7	404	237	208	2.31	"	"	"	○	
233-8	412	239	210	2.33	"	"	"	○	
233-9	446	234	205	2.40	"	"	"		○
233-10	356	371	325	1.45	"	"	"		○
233-11	357	421	369*	1.35	"	"	"		○
233-11a	366	391	343	1.34	"	"	"		○
233-12	460	266	233	2.03	"	"	"		○
233-13	473	410	360	1.44	"	"	"		○
311-1	197	44(55)**	40(50)**	5.37	JP-II	2.6	B(5)		
312-1	348	** 177(188)	** 155(165)	1.72	Standard	10,20	B(5)		
312-2	419	** 188(200)	** 158(175)	1.71	"	10,20	B(5)		
312-3	451	** 225(240)	** 197(211)	1.46	"	" "	"		○
400-1	485	155	136***	6.32	Only pellet	10.0	S		
400-2	459	155	136***	6.42	"	"	"		
401-1	159	53	48	5.24	JP-II	2.6	"		
401-2	160	106	97	2.32	"	"	"		
401-3	171	154(115)	141(101)	1.56	"	"	"		○
401-3b	252	150(142)	137(130)	1.53	"	"	"		○
401-4	313	166(136)	146(119)	3.62	Standard	10.0	"		○
401-4b	317	168(125)	147(110)	3.78	"	"	"		○
401-4c	394	155(129)	136(113)	3.78	"	"	"		○
401-5	319	131	115	4.90	"	"	"		
401-6	342	246(103)	216(90)	2.28	"	"	"		○
402-1	168	47	43	5.58	JP-II	2.6	"		
402-2	169	104	95	2.27	"	"	"		
402-3	174	154	141	1.56	"	"	"		
402-4	343	165(109)	145(96)	3.72	Standard	10.0	"		○
402-5	355	250(92)	219(81)	2.32	"	"	"		○
402-6	414	131(90)	115(79)	5.41	"	"	"		○
402-7	472	118	104	5.21	"	"	"		
403-1	365	161(128)	141(112)	3.93	"	"	"		○
403-2	381	247(111)	217(97)	2.42	"	"	"		○
403-3	383	153(116)	134(102)	1.44	"	"	"		○
404-1	400	129	133	3.65	"	"	"		
404-2	405	243(138)	213(121)	2.39	"	"	"		○
404-2B	481	236(134)	207(118)	2.28	"	"	"		○
411-3	265	152(123)	139(112)	1.53	JP-II	2.6	"		○
412-1	393	155	136	3.78	Standard	10.0	"		○
413-1	454	154(108)	135(95)	3.89	"	"	"		
413-2	466	158(99)	139(87)	3.62	"	"	"		○
421-3	264	152	139	1.53	JP-II	2.6	"		○
431-1	470	155(115)	136(101)	3.78	Standard	10.0	"		○
432-1	402	160(92)	140(81)	3.93	Standard	10.0	"		○
432-1B	457	165	145	3.82	"	"	"		
432-2	442	233(143)	204(125)	2.44	"	"	"		○
433-1	406	155	136	4.00	"	"	"		
433-2	445	237(172)	208(151)	2.42	"	"	"		○
441-1	484	161(98)	141(86)	3.62	"	"	"		○
452-1	417	154(107)	135(94)	4.00	"	"	"		○

*** 標準燃料と寸法、形状が異なるため計算により補正した値である。

付録D NSRRパルス運転記録

Table Dに今期行ったパルス運転の記録を示す。表中、NVはパルス出力を示し、NVT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（NVTで約±3%）。なお、NSRR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 D Summary Data of Pulsing Operation

(Jan., '77~July., '77)

A	B	C*1		D*2	E*3		F			G*4	H*4	I
		Capsule	Date		Bank Rod Position		Transient Rod Position					
					Yes	No	Initial	Pulse	TA			
Pulse No.				$\Delta K/\beta$	$\Delta K/\beta$					Peak NV	NVT till 0.8 sec	Test No.
				(\$)						(MW)	(MW-sec)	
382	Jan/ 11							DN	DN	UP	4690	
383	13			2.06	386	509	545	DN	DN	UP	1140	35.5
384	14			3.88	386	620	586	DN	DN	DN	4500	86.8
385	14			2.65	383	539	355	DN	DN	UP	1983	46.9
386	18					497	634	DN	DN	DN	7990	
387	18					499	634	DN	DN	DN	2000	
388	18						634	DN	DN	DN	5500	
389	18						634	DN	DN	DN	8020	
390	19			1.86	383	492	635	DN	DN	UP	613	29.0
391	19			2.28	381	522	455	DN	DN	UP	1452	41.2
392	20						DN	DN	DN	UP	4740	
393	20			2.05	386	509	545	DN	DN	UP	990	35.5
394	21			2.10	385	508	545	DN	DN	UP	990	35.5
395	26						DN	DN	DN	UP	4700	
396	27			3.99	387	629	562	DN	DN	DN	5800	90.3
397	27			2.72	384	554	171	DN	DN	UP	2520	55
398	28						DN	DN	DN	UP	4750	
399	28			2.43	381	532	396	DN	DN	UP	1761	45
400	Feb/ 1			2.14	385	509	545	DN	DN	UP	960	35.5
401	2						DN	DN	DN	UP	4700	

Table D (Continued)

A	B	C*1		D*2	E*3		F			G*4	H*4	I
Pulse No.	Date	Capsule		$\Delta K/\beta$ ($\$$)	Bank Rod Position		Transient Rod Position			Peak NV (MW)	NVT till 0.8 sec (MW-sec)	Test No.
		Yes	No		Initial	Pulse	TA	TB	TC			
402	2			2.06	386	509	545	DN	UP	960	35.5	432-1
403	3						DN	DN	UP	4650		
404	3			2.8	384	554	180	DN	UP	2520	54.7	233-7
405	9			2.74	384	551	239	DN	UP	2400	52.7	404-2
406	9			2.04	385	509	545	DN	UP	981	35.5	433-1
407	10			2.22	383	517	495	DN	UP	1243	39.1	209-2-2
408	March/ 2						DN	DN	UP	4810		
409	3			4.13	385	641	518	DN	DN	6700	97.2	222-2
410	3			2.36	380	528	415	DN	UP	1659	43.3	222-5
411	4						DN	DN	UP	4720		
412	4			2.78	383	553	180	DN	UP	2500	54.7	233-8
413	9			3.43	353	558	720	DN	DN	3910	73	312-2
414	9			1.77	383	491	638	DN	UP	610	29.0	402-6
415	10			2.9	383	554	DN	DN	UP	2530	57.3	231-12
416	10						DN	DN	UP	4705		
417	16			2.04	384	508	545	DN	DN	945	35.5	452-1
418	16			4.04	386	634	545	DN	DN	6230	93.8	222-3
419	17			2.16	383	508	534	DN	UP	1050	36.5	231-16
420	22						DN	DN	UP	4700		S.P.D
421	22						DN	DN	UP	4400		"
422	22						DN	DN	UP	4500		"

Table D (Continued)

A	B	C*1		D*2	E*3			F			G*4	H*4	I
Pulse No.	Date	Capsule		$\Delta K/\beta$	Bank Rod Position		Transient Rod Position			Peak NV (MW)	NVT till 0.8 sec (MW-sec)	Test No.	
		Yes	No		Initial	Pulse	TA	TB	TC				
423	22									1080		"	
424	22									924		"	
425	23									347		"	
426	23									324		"	
427	23									315		"	
428	23									267		"	
429	23									6550		"	
430	23									6430		"	
431	23			2.50	380	530	400	DN	UP	1743	44.3	222-6	
432	24									-		S.P.D	
433	24						DN	DN	UP	4730			
434	24						DN	DN	UP	4040		S.P.D	
435	24									1086		"	
436	24									945		"	
437	24			2.72	384	550	245	DN	UP	2415	52.1	231-5	
438	25			1.76	383	491	635	DN	UP	610	29.0	201-3	
										11			
439	30			2.48	382	536	370	DN	UP	1920	46	115-1	
440	30			2.5	383	536	370	DN	UP	1920	46	115-2	
441	April/ 1			2.94	369	542	DN	DN	UP	2520	58.6	103-1	
442	6			2.7	383	549	239	DN	UP	2427	52.1	432-2	
443	7			2.84	381	548	240	DN	UP	2415	52.1	231-8	

Table D (Continued)

A	B	C*1		D*2	E*3		F			G*4	H*4	I
		Date	Capsule		Bank Rod Position	Transient Rod Position						
			Yes			No	Initial	Pulse	TA			
Pulse No.												Test No.
444	7				718	456	DN	DN	UP	4720		433-2
445	8			2.72	383	550	239	DN	UP	2445	52.1	233-9
446	8			2.73	382	550	230	DN	UP	2436	52.1	
447	13				220	454	DN	DN	UP	5190		231-13
448	13			3.04	384	564	DN	UP	DN	2900	59.9	231-17
449	14			2.07	383	503	570	DN	UP	877	33.8	115-3
450	14			2.8	382	550	240	DN	UP	2475	52.1	312-3
451	15			4.0	351	590	580	DN	DN	5620	88.4	
452	28				216	451	DN	DN	UP	4760		
453	28				216	451	DN	DN	UP	4600		
454	May/ 11			2.0	381	506	545	DN	UP	945	35.5	413-1
455	11			2.0	369	506	487	DN	UP	1305	39	103-2
456	12			2.0	382	571	792	DN	DN	3260	67.7	231-22
457	12			2.09	384	509	545	DN	UP	1026	35.5	432-1B
458	13				213	451	DN	DN	UP	4720		
459	18			1.65	390	487	708	DN	UP	397	74.8	400-2
460	18			3.05	379	559	875	DN	DN	2920	62.5	233-12
461	19			2.95	382	554	DN	DN	UP	2560	57.5	231-9
462	24				217	453	DN	DN	UP	4450		NRG
463	24				217	453	DN	DN	UP	4210		NRG
464	25			3.14	383	572	792	DN	DN	3310	67.7	231-7

Table D (Continued)

A	B	C*1	D*2	E*3		F			G*4	H*4	I	
Pulse No.	Date	Capsule		ΔK/β	Bank Rod Position		Transient Rod Position			Peak NV (MW)	NVT till 0.8 sec (MW-sec)	Test No.
		Yes	No		Initial	Pulse	TA	TB	TC			
465	26		2.3	382	517	495	DN	UP	1365	39.1	209-2-3	
466	27		2.15	383	507	545	DN	UP	990	35.5	413-2	
467	27		2.65	371	529	355	DN	UP	2004	46.9	103-3	
468	28			217	452	DN	DN	UP	4420			
469	31			217	452	DN	DN	UP	4750			
470	June/		2.1	384	508	545	DN	UP	960	35.5	431-1	
471	1		3.9	381	617	590	DN	DN	5500	85.8	231-23	
472	2		1.8	382	488	660	DN	UP	520	27.3	402-7	
473	2		3.88	384	619	590	DN	DN	5550	85.9	233-13	
474	3			218	453	DN	DN	UP	4720			
475	3			218	453	DN	DN	UP	4750			
476	7			217	455	DN	DN	UP	4680			
477	8		2.75	383	545	305	DN	UP	2220	49.5	231-6	
478	8			217	453	DN	DN	UP	4700	64.4		
479	9		2.8	382	550	240	DN	UP	2430	52.1	231-18	
480	9		3.05	384	564	DN	UP	DN	2860	60	231-10	
481	14		2.82	382	549	239	DN	UP	2430	52.1	404-2B	
482	14		4.0	379(50°C)		590	DN	DN	5550	86	103-4	
483	16			217	454	DN	DN	UP	4730	64.4	NRG	
484	16		2.15	381	507	545	DN	UP	1014	35.5	441-1	
485	17		1.66	386	484	708	DN	UP	421	24.8	400-1	