

JAERI-M

7 5 5 4

NSRR実験プログレスレポート・5

(1977年7月～1977年12月)

1978年3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、複製などのお問合せは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

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

NSRR 実験プログレスレポート・5

(1977年7月～1977年12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

(1978年1月31日受理)

本報告書は、1977年7月から同年12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。

今期実施された実験は、標準燃料試験、加圧燃料試験、冷却水温パラメータ試験、流路模擬試験、バンドル燃料試験、浸水燃料試験、ステンレス鋼被覆燃料試験および擦過腐食燃料試験であり実験回数は62回であった。

(執筆者) : 石川迪夫・富井格三・星蒿雄・大西信秋・斎藤伸三・藤城俊夫・塩沢周策・
小林晋昇・石島清見・岩田耕司・丹沢貞光・柳原敏・岩村公道・折田義彦⁺⁺・
吉村富雄^{*}・落合政昭^{*}・丹沢富雄^{**}・北野照明^{***}・細川隆徳^{****}・W.G. Lussie^{*****}

-
- + 安全工学部第2研究室
 - ++ 動力炉開発・安全性研究管理部
 - * 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
 - **** 外来研究員 株式会社日立製作所
 - ***** 交換研究員 EG & G IDAHO, INC.

JAERI - M 7554

Quarterly Progress Report on the NSRR Experiments (5)
- July to December 1977 -

Reactivity Accident Laboratory

and

NSRR Operation Section

Division of Reactor Safety, Tokai Research Establishment, JAERI
(Received January 31, 1978)

Studies of fuel behavior under simulated Reactivity Initiated Accident (RIA) conditions in NSRR have proceeded since October 1975.

The results from July to December 1977 are described at the following tests : standard fuel, pre-pressurized rod, gap parameter, flow area simulation, rod bundle, waterlogged rod, stainless-steel-cladding rod, fretting-corroded rod.

Keywords: NSRR Reactor, Reactivity Initiated Accident, Fuel Failure, Pre-pressurized Fuel Test, Gap Parameter Fuel Test, Water-Logged Fuel Test

目 次

1. 今期の進捗	1
2. NSRR 実験	5
2.1 標準燃料試験	5
2.1.1 高発熱量試験	5
2.1.2 軸方向出力分布効果試験	10
2.1.3 燃料長パラメータ試験	17
2.1.4 燃料中心温度測定試験	27
2.2 加圧燃料試験	35
2.3 冷却水温度パラメータ試験	71
2.4 流路模擬燃料試験	87
2.5 バンドル燃料試験	99
2.6 浸水燃料試験	111
2.7 ステンレス鋼被覆燃料試験	121
2.8 擦過腐食燃料試験	129
3. 熱応力解析および照射後試験によるペレットの割れに関する検討	137
4. 今後の実験計画・予定	146
参考文献	147
付録	148
A. NSRR 炉の概要	148
B. 大気圧水カプセルおよび標準試験燃料	155
C. NSRR 実験概要一覧	157
D. NSRR パルス運転記録	163

Contents

1.	Progress in this period	1
2.	NSRR experiment	5
2.1	Standard fuel rod tests	5
2.1.1	High energy deposition tests	5
2.1.2	Axial power distribution effect tests	10
2.1.3	Fuel length parameter tests	17
2.1.4	Fuel centerline temperature measurement tests	27
2.2	Pre-pressurized fuel rod tests	35
2.3	Coolant temperature parameter tests	71
2.4	Flow area simulation tests	87
2.5	Bundled fuel rod tests	99
2.6	Waterlogged fuel rod tests	111
2.7	Stainless steel cladding fuel rod tests	121
2.8	Fretting corroded fuel rod tests	129
3.	Discussion of fuel pellet cracking by thermoelastic stress analysis and post-irradiation examination	137
4.	Experiment schedule for the next half year period	146
	References	147
	Appendix A Description of NSRR reactor	148
	Appendix B Description of standard water capsule and standard test rod	155
	Appendix C Summary table of the NSRR experiments	157
	Appendix D Summary table of the NSRR pulsing operation data.	163

Summary of the progress in this period
(M. Ishikawa, K. Tomii, W.G. Lussie)

The experiments of this reporting period (July to December 1977) were started on August 17th because of the shut-down of the NSRR reactor for the annual inspection.

As shown in Table 1, 62 experiments were performed during this period and a total of 223 experiments have been performed since the start of the NSRR experiments in October 1975. The pre-pressurized rod tests, the rod bundle tests, the coolant temperature parameter tests, and the fretting corroded rod tests were continued from the last reporting period. The stainless-steel cladding rod tests and the standard fuel rod scoping tests such as the high energy deposition tests, the fuel length parameter tests, the axial power distribution effects tests and the pellet temperature measurement tests were initiated in this period since the atmospheric water capsule for high energy depositions and the newly designed fuel rods became available.

Besides the experiments, the designs of the high temperature and high pressurized water capsule and the water loop were completed, fabrication permission was requested, and the preparations for the fabrication have been started.

The summary of the experimental results and the high temperature and pressure capsule and the water loop are described below.

1) NSRR Experiments

(1) Standard fuel scoping tests;

Most of the basic data on the fuel failure threshold and the fuel behavior under the atmospheric pressure and temperature coolant conditions have been already obtained for the energy deposition lower than 400 cal/g.UO₂. Therefore, energy deposition tests higher than 400 cal/g.UO₂ were performed and the behavior of the fuel failure and the destructive energy were studied. Furthermore, axial flux distribution effect tests and fuel length parameter tests were conducted to investigate the effect of axial flux distribution in a fuel and the effect of the fuel length, respectively. The fuel centerline temperature measurements were also done in this period.

(i) High energy deposition tests;

Two high energy deposition tests were performed and fuel rods were subjected to energy deposition of 438 cal/g.UO₂ and 526 cal/g.UO₂. The fuel rods failed extremely early during the energy burst and the energy depositions at the time of fuel failure were 330 - 340 cal/g.UO₂ in both tests. Capsule internal pressures of 10~20 kg/cm² and water column velocities of 15~20 m/sec were measured.

(ii) Axial flux distribution tests;

The axial flux distribution effect tests were performed to study the relation between power distribution in a fuel rod and the position of failure because earlier data indicated that failure was occurred mainly at the lower end of a fuel and, in these earlier tests, the power profile of the fuel rod as measured by γ -ray scanning seemed to be higher at the lower end of the fuel column.

Experiments of two types were performed. The first type of experiments were tests with fuel rods that had 5% enriched pellets positioned at the ends of the active fuel region in order to lower the local power at the ends of the fuel column. The second type of experiments were tests in which the fuel position was shifted from that of standard test to give the maximum power at the center of the effective fuel region. The positions of fuel failure that occurred in these experiments were moved nearly to the power peaking position, and the influence of power distribution on the fuel failure was clarified.

(iii) Fuel length parameter tests;

The fuel length parameter tests were performed to investigate the effect of L/D (fuel stack length/fuel rod diameter). The present standard fuel rods are designed with a L/D of about 10. To investigate the effect of short stack fuel, experiments on stack lengths of 4 cm ($L/D \approx 4$) and on fuel stack lengths of 7 cm ($L/D \approx 7$) were performed. The test fuels were subjected to energy depositions near the threshold energy of fuel failure. No difference in appearance between the standard fuel rod and the fuel rod with $L/D \approx 4$ was observed; however, swelling of cladding was observed in the case of the fuel rod with $L/D \approx 7$. Therefore, it seems to be necessary to perform some additional experiment with the shorter one.

(iv) Fuel centerline temperature measurement tests;

In the fuel centerline temperature measurement tests, the centerline temperature of the fuel was measured by a thermocouple which was inserted into 2 mm diameter hole in the fuel pellet. The energy depositions were increased step by step and were in the range of about 50 ~ 230 cal/g.UO₂. The repeatability of the measurements of the fuel temperature were satisfactory and beneficial data to analyze the fuel temperature behavior were obtained.

(2) Pressurized fuel tests;

Experiments were performed for fuel rods with initial internal pressures of 2.5, 30 and 50 kg/cm²·g during the first half year. For fuel rods with initial internal pressures of 2.5 and 30 kg/cm²·g, the energy threshold of fuel failure was defined.

In these tests, the failure mode of fuels pressurized to 30 and 50 kg/cm²·g was internal pressure burst failure. Whereas, the failure mode of the fuel pressurized to 2.5 kg/cm²·g was analogous to the brittle failure of standard type fuel.

Consequently, the tests in this period were performed to define the boundary where the failure mode would change by changing initial internal pressure as a parameter and the energy threshold of fuel failure. Tests were also performed to investigate the effects of external pressure for the fuel rod with initial internal pressure of near vacuum.

The results of the tests were obtained as follows.

- (a) For the fuel rods with initial internal pressure of 6 kg/cm²·g and less, initial pressure had little effect the failure mode and failure threshold of the fuel rods.
- (b) The failure threshold decreased as increasing the initial internal pressure and, for the fuel rods pressurized to 12 and 30 kg/cm²·g, they were approximately 200 and 160 cal/g.UO₂, respectively.
- (c) For the fuel rods pressurized to 30 and 50 kg/cm²·g, cladding surface temperature was less than 900°C when the fuel failure occurred and cladding deformation was 20 ~ 30%. Whereas, for the fuel rods pressurized to 8 ~ 20 kg/cm²·g, cladding surface temperature was 900 ~ 1100°C at fuel failure and cladding deformation was 50 ~ 70%. For the vacuumized fuel rod, failure occurred due to collapse of the cladding.

(3) Coolant temperature parameter tests

The objective of this test series is to investigate the effects of the coolant temperature or subcooling on the fuel behavior prior to conducting the planned high temperature and high pressure capsule tests.

The experiments were carried out under the coolant temperature conditions of 90°C (subcooling: 10°C) and 60°C (subcooling: 40°C), in both conditions, the results showed that the cladding surface temperature raised higher and the duration of the film boiling became longer than those of the standard fuel experiments.

The post irradiation examination showed that the extent of oxidation and embrittlement of cladding were very severe and the fuel failure threshold decreased by about 20~40cal/g·UO₂ less than that of the standard fuel rods (subcooling: 80°C). By decreasing the subcooling, the fuel behavior in general agreed well with flow shroud tests, as described later, and the results indicated that the evaluation of coolant thermal conditions are of great importance.

(4) Flow shroud tests

The experiments were conducted in this period with 16 mm I.D. cylindrical and 14 mm square flow shrouds which simulated the coolant to fuel cross-sectional area ratio of typical PWR's. Tests were previously conducted with 14 mm, 16 mm, 20 mm, cylindrical and 14 mm square flow shrouds, and the following two conclusions were obtained from these experimental results. First, the failure threshold of a fuel within a flow shroud of 14 mm to 20 mm in size decreases by about 30 cal/g·UO₂ compared to a single standard fuel rod. Second, the differences in the shroud sizes and shroud configurations of these experiments have no evident effects on the fuel failure threshold.

(v) Rod bundle tests

In this period, experiments were conducted using a five rod bundle with square flow shroud, and the following results were obtained.

The cladding of the outer fuel rod facing to the flow shroud melted down, although the inner part of the same rod remained intact. On the other hand, the center rod failed in two parts at the bottom of fuel stack. Regarding the cladding surface temperature histories of the center rod, a considerable difference was observed between the data at a point facing to the outer rod and at 45° apart from that point agimuthally. The appearance

and extent of the fuel failure were, however, very similar to those of the previous conducted test with a cross-sheaped shroud, and the difference of flow shroud shape seemed to have no major effects on the fuel failure behavior.

A $r-\theta$ power distribution in the fuel rods was obtained for the 5 rod bundle configuration through CITATION code analysis. And two dimensional ($r-\theta$) fuel behavior analysis was attempted using the two dimensional finite element code "MACDRAN". The calculated temperature history and the region where the cladding melting is expected showed a good agreement with the observation in the bundle rod tests.

vii) Stainless steel cladding tests

The stainless steel cladding tests were performed to investigate the mechanism and behaviour of the fuel failure using the fuel rod of SUS cladding instead of Zry cladding.

The effects of the tests showed that the preliminary failure was caused by the melting of the cladding. This is opposite to the case of Zry cladding in which failure was caused by cracking that resulted from the oxidation embrittlement of the cladding.

The fuel rod fragmentation which was seen for Zry cladding when subjected to a high energy deposition was not observed for the SUS cladding. Thus, some differences between SUS cladding and Zry cladding in the failure behaviour were found.

(6) Waterlogged Fuel Tests

In this period, the fuel parameter effects such as enrichment, gap size, cracking in the pellets, cladding thickness and conditions of cladding heat treatment were investigated. In addition, a high energy deposition test was conducted at 291 cal/g·UO₂ which extended the previous experimental range.

In the fuel parameter effects tests, the amount of water filled into a fuel rod and energy deposition were set equivalent to the those of a 70% water filled standard fuel rod subjected to 160 cal/g·UO₂ energy deposition. The energy depositon up to fuel failure in thin cladding fuels (0.4 mm thickness) decreased to 65 cal/g·UO₂ which was considerably lower compared with the valure of 90 to 100 cal/g·UO₂ in standard fuel (0.62 mm thickness). However, no significant difference in the fuel failure threshold or on the destructive energy were found in the other parameters tests.

In the case of the thin cladding fuel rod of which only one has been tested at this time, the cladding ruptured at the upper part of fuel stack. Since the rupture location was at the lower end of fuel stuck in the case of standard fuel, further evaluation will be necessary to examine this phenomenon.

In the high energy deposition test, the energy deposition at fuel failure was about 100 cal/g·UO₂. This is about the same value as in tests on the standard fuel subjected to about 200 kca/g·UO₂. However, the destructive energy increased and the tendency agreed with the previous results which indicated that the destructive energy increased with increasing energy deposition. It was also found in this test that the cladding widely ruptured at three different locations, and that each ruptured positions were shifted circumferentially. The threshold energy for failure of SUS clad fuel rods is between 225~260 cal/g·UO₂, not significantly different from that of Zry clad fuel rods.

(7) Fretting corroded fuel tests:

The small vibration of a fuel rod induced by the coolant flow during the operation of a reactor is capable of causing fretting corrosion on the cladding. In these tests the failure behaviour of fretting corroded fuel rods were investigated. The same corrosion in a fuel rod as fretting corrosion was artificially produced by a vibration apparatus under the conditions of high temperature and high pressure. The rods were then irradiated in the NSRR.

The results of the tests showed that the threshold energy for fuel failure of the slightly corroded fuel did not differ from that of the non-corroded, standard fuel rods, but for the highly corroded fuel rod, whose cladding wall width was reduced to about 0.12 mm, the threshold energy was 20~25 cal/g·UO₂ lower than that of the standard fuel rod.

In the case of a corroded fuel rod subjected to an energy deposition of 340 cal/g·UO₂, which caused fuel dispersion in the case of the standard fuel rod, the shape of the cladding was preserved because melted UO₂ bursted from the failed part on the clad. This fact showed the difference related to the fuel failure between the standard fuel and the fretting corroded fuel.

These tests were performed under a cooperative research agreement with ship Research Institute and JAERI.

2) Development of High Temperature-pressure Water Capsule and Water Loop.

Preparation of a high temperature-pressure water capsule and a water loop is in progress for the upcomming RIA tests under high temperature and pressure conditions of actual PWR or BWR, and the tests under forced flow conditions. Based on the preliminary tests with an out-of-pile test capsule and a loop constructed last year, design of the in-pile systems were completed, and the fabrication of the capsule and the loop are now continuing.

The high temperature-pressure capsule is an integral type unit composed of a test section, pressurization tank, pressure suppression tank and connecting piping. Outer diameter is 200 mm and the total length is 7 m. Maximum opera ting temperature and pressure are 350°C and 160 bars, respectively, and the inner diameter of test section is 100 mm which will be capable of conducting a 9 rod bundle test under PWR conditions.

The water loop is consists of an anular flow type test section installed in the NSRR experimental tube, and the major components integrated in a loop cubicle on the first floor of the reactor building. The test section can be detached from the major loop and be pulled out of the test cavity after each test. Maximum operating temperature, pressure and coolant flow rate are 180°C, 10 bars and 390 l/min, respectively. Inner diameter of the test section is 120 mm and 9 rod bundle can be installed.

Table 1 NSRR experiments (June, '75 ~ Dec., '77)

Test Series	Number of tests		
	July, '77 ~ Dec., '77	June, '75 ~ June, '77	Total
1. Standard fuel tests	18	63	81
2. Pre-pressurized fuel tests	7	17	24
3. Gap parameter fuel tests	7	5	12
4. Flow area simulation tests	5	14	19
5. Rod bundle tests	2	4	6
6. Waterlogged fuel tests	7	35	42
7. Cladding parameter tests	7	0	7
8. Coolant temperature parameter tests	4	4	8
9. Fretting corroded fuel tests	5	3	8
10. Fuel enrichment parameter tests	0	16	16
	62	161	223

1. 今期の進捗

(石川迪夫, 富井格三)

今期(1977年7月~12月)の実験は、前期末から8月中旬迄行なったNSRR炉の定期検査のために8月17日から開始したが、週3~4回の実験を順調に行ない今期実験回数は62回となつた。この結果、1975年10月実験を開始して以来の実験総数は223回となつた。また、実験と並行して燃料挙動解析コード NSR-77(従来のMCDRAN, EXCURSを改良統合したもの)と破壊力解析コードANDES(従来のPULSE, BREEZEを改良統合したもの)の整備を進めるとともに、高圧水カプセルと流動水カプセルの設計を進め製作の準備を始めた。また、6月からNSRR・PBF研究協力協定にもとづき米国から駐在員が来所し、NSRR実験に参加し情報交換を行なっている。

以下に今期の実験の概要とカプセルの概要を述べる。

1) NSRR実験

今期の実験状況をTable 1に示す。この表に示す加圧燃料試験、流路模擬試験、バンドル燃料試験、冷却水温パラメータ試験、擦過腐食燃料試験は、前期実験に引き続いて実施したものである。今期は高発熱用大気圧カプセルの使用が可能になったことと新しい燃料が製作されたことから、標準燃料の400 cal/g·UO₂以上の高発熱量試験や燃料長パラメータ試験、軸方向出力分布効果試験さらにはステンレス鋼被覆燃料試験、燃料中心温度測定試験等を実施した。以下に各実験の概要と主要な結論を記す。

(1) 標準燃料試験：400 cal/g·UO₂以下の発熱量に対する燃料破損しきい値や挙動に関する基本的なデータは前期迄にはば得たので、今期は400 cal/g·UO₂以上の実験と燃料の出力分布や燃料長の影響を調べる軸方向出力分布効果試験、燃料長パラメータ試験を行なった。また、過渡時の燃料挙動をより詳細に調べるべく燃料中心温度測定試験を行なった。

高発熱量試験では、438 cal/g·UO₂と526 cal/g·UO₂発熱量の実験を行なった。燃料はパルス照射過程の極めて早い時点(330~340 cal/g·UO₂の発熱量投入時点)で破損し、10~20 kg/cm²の圧力と15~20 m/secの水塊の飛び上りが測定され破壊力の発生が観測された。

軸方向出力分布効果試験は、今迄の標準型燃料の初期の破損が燃料下端部で多く、この場合軸方向出力分布が燃料下端で高くなっていることから、出力分布と破損位置の関連を解明する目的で行なったものである。実験は、燃料両端部での出力ピークを抑えるために両端ペレットを低濃縮(5%E)にした燃料によるものとカプセル内での燃料取付位置をずらした二種類の実験を実施した。結果は、いずれの実験でも出力ピーク位置に燃料破損位置が対応しており、出力分布の影響が明確になつた。

燃料長パラメータ試験は、L/D(燃料スタック長/燃料棒径)の影響を検討する目的の実験である。現在の標準型燃料はL/D≈10程度で設計製作されているが、今回の実験は特に短尺になった場合の影響の検討を目的として、燃料スタック長4cm(L/D≈4)と7cm(L/D≈7cm)の二種類の試験を行なつた。破損しきい値近傍の発熱量での実験の結果4cmの燃料では標準燃料の破損状況と大差が無かったが、7cmの燃料では被覆管の膨れ

が認められており今後長尺になった場合の影響も含めて検討を要するところである。

燃料中心温度測定試験は、燃料ペレット中心に 2 mm の穴をあけここに熱電対を挿入して温度測定を行なったものである。約 50~230 cal/g·UO₂ の範囲で段階的に発熱量を上昇し温度測定を実施したが、再現性も良く燃料の温度挙動の解析に有用なデータが得られている。

(2) 加圧燃料試験：前期までの加圧燃料試験においては、初期内圧を 2.5, 6, 12, 30, 50 kg/cm² として実験を行ない 2.5 および 30 kg/cm² g の加圧燃料についての破損しきい値を明らかにした。また、これらの実験で特徴的なこととして、30 および 50 kg/cm² g の燃料破損形態はいわゆる内圧破損型であるのに対して、2.5 kg/cm² g の燃料破損形態は非加圧燃料すなわち標準型燃料にみられる脆性破損の形態を示すことが判ってきた。従って、本期は、燃料の初期内圧をパラメータとして、加圧燃料の破損形態が内圧破損型を示す限界を実験的に究明するとともに初期圧力と燃料破損しきい値を更に明確にすることを目的とした。

また、外圧の影響を調べるために燃料内を真空中にした実験も行なった。実験の結果、初期内圧が 6 kg/cm² g 以下では燃料の破損形態およびしきい値に内圧の影響は見られないこと、破損のしきい値は初期内圧が上昇する程低下し 12 kg/cm² g では約 200 cal/g·UO₂, 30 kg/cm² g では約 160 cal/g·UO₂ 程度となることが明らかになった。また、30~50 kg/cm² g 加圧の燃料の場合には破損時の被覆管表面温度は 900 °C 以下であり被覆管の変形は 20~30 % と小さいのに対し、8~20 kg/cm² g 加圧燃料では破損時の被覆温度は 900 ~ 1,100 °C で被覆管の変形量は 50~170 % と大きいこと、真空中では被覆管がコラップスすること等が明らかになった。

(3) 冷却水温パラメータ試験：本実験は、高温高圧カプセル実験に先だって冷却水温即ちサブクール度を変えて燃料挙動の変化を調べることを目的とした実験である。実験は冷却水温を 90 °C, 60 °C に上昇しサブクール度をそれぞれ 10 °C, 40 °C として実験を行なったが、いずれの実験でも標準燃料実験に比べて被覆管表面温度は高く、また膜沸騰の継続時間が長くなかった。照射後試験の結果、燃料被覆の酸化程度は大きく脆化も顕著、燃料破損しきい値は 70~40 cal/g·UO₂ 程度標準燃料のそれよりも低く、全般的にサブクール度が小さくなって来た場合の燃料挙動は、後述の流路模擬試験の燃料挙動に極めてよく一致しており、冷却材の熱的特性の評価が重要であることを示唆していると云えよう。

(4) 流路模擬燃料試験：本期の実験では特に冷却材と燃料の断面積比が PWR と同じくなるようにした円形（内径 16 mm 円筒）および四角（対面 14 mm 四角）の流路形状の実験を行なった。今までに 14 mm 円筒、14 mm 四角、16 mm 円筒、20 mm 円筒の各流路形状の実験を行なって来たが、これらの結果を総合すると 14~20 mm の範囲の流路では燃料破損しきい値は標準燃料に対して 30 cal/g·UO₂ 程度低下することが明らかになり、同時にこれらの範囲の寸法、寸状の違いでは破損しきい値に大きな変化は認められなかった。

(5) バンドル燃料試験：本期は 5 本バンドル体系で正方形断面シュラウドを取付けた実験を行い、前期行った十字型断面シュラウドの結果と比較し、シュラウド形状の影響を調べた。実験の結果、外周燃料と対面する位置とこれと 45°異なる位置の中心燃料被覆材温度挙動の違いが顕著に現れたが、破損の状況および程度はシュラウドの形状によって殆んど差異が生じなかった。また、CITATION コードによる 5 本バンドル体系の出力分布計算を行い、

この計算結果に基いて有限要素法による燃料挙動解析コードMCDRANを用いた二次元($r-\theta$)過渡温度挙動の解析を行った。この解析と実験結果との一致は良好で、バンドル各部の温度ヒストリおよび大きい出力歪がある外周燃料の被覆材の部分溶融の範囲も予測できる見通しを得た。

(6) 浸水燃料試験：前期迄に浸水量と総発熱量にパラメータにしてこれらが燃料破損挙動や破壊力に及ぼす影響を広く調べてきた。しかし、浸水燃料の破損が内圧破損であるものの内圧上昇の詳細なメカニズムや破壊力の発生機構についてはまだ明らかではないので、今期は特に燃料ペレットの濃縮度、寸法、クラックの有無および被覆管の肉厚や熱処理条件等燃料パラメータを変え燃料破損しきい値や破損挙動を調べ浸水燃料の破壊機構の解明を進めた。また、 $291\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ と従来の実験範囲を拡張した高発熱量実験を実施した。

前者の燃料パラメータ実験は、ほぼ同一の浸水量(70%)と発熱量(約 $160\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$)で実施した。破損しきい値についてみると、薄肉被覆管(肉厚 0.4mm 、標準型は 0.62mm)では燃料破損時の発熱量は約 $65\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ で標準型燃料の $90\sim100\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ に対してかなり低くなつたが、他のものは大差なかった。また、破壊力についても大きな差異は認められなかつた。なお、燃料の破損状況で特徴的なことは、薄肉被覆管燃料の場合には被覆の破裂口は燃料スタックの上部であり他のものが燃料の下端側で生じているのに比べ変つており以後検討を要するところである。

一方、後者の高発熱量実験においては、燃料破損までの発熱量は $100\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 程度で $200\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 照射の実験のものと同程度であったが、破壊力は大きくなり従来の結果から示されている発熱量が高くなるにつれて破壊力が大きくなる傾向と一致した。なお、この実験では、被覆管の破断口が3ヶ所で大きく開きそれぞれの開口部が周方向にづれていた。

(7) ステンレス鋼被覆燃料：本実験は被覆材質を考えることによって燃料の破損形態や破損しきい値を解明することを目的としたものである。実験の結果、ジルカロイ被覆燃料の初期破損が被覆管の酸化に伴う脆化によって生ずるのに対して、ステンレス鋼被覆の場合には被覆溶融によって生じており、また、高発熱になつてもジルカロイ被覆管にみられる完全な燃料分断は認められず破損形態に差異が生じていることが判つた。しかし、燃料破損のしきい値に標準燃料との大きな差は認められなかつた。

(8) 擦過腐食燃料試験：原子炉の運転中に燃料棒は冷却水の流れによって小さな振動を起し、これによって被覆管に擦過腐食(フレッティング腐食)を生じる可能性があるが、本実験はフレッティング腐食の生じた燃料についての破損挙動を知る目的で行なつたものである。

供試燃料は、炉外の高温高圧条件下で振動装置によりフレッティング腐食と同程度の人工損耗を作つたものを使用した。実験の結果、損耗度の小さい場合は破損しきい値は標準燃料のそれと変わらないが、損耗度が大きく被覆管最少肉厚が 0.12mm 程度になるとしきい値が $20\sim25\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 程度低くなることが判つた。また、標準燃料では破損燃料が微粒子状になる $340\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の発熱量でも、溶融 UO_2 の大部分が損耗部から放出して被覆管は比較的健全な状態で残つており、破損挙動に差異が認められた。なお、本実験は船舶技術研究所との共同研究によって実施しているものである。

2) 高圧カプセルおよび流動水カプセル

実際のPWRおよびBWRの運転条件に相当する高温高圧条件で燃料破壊実験を行うため高圧水カプセルを、また、強制対流条件での実験のために流動水カプセルの開発を進めている。両機とも前年度に試作機の製作および運転を終了し、この経験にもとづいて実機の設計および発注を行い、製作が進行中である。

高圧水カプセルは、試験部容器、加圧タンクおよび圧力抑制タンクより構成される外径200mm、全長約7mの一体型のもので、全体がNSRR実験孔内に挿入される。試験部容器は内径100mm、最高使用圧力160kg/cm²、最高使用温度360°Cの下で、最大9本バンドルまでの実験が可能である。

一方、流動水カプセルは、試験部容器のみを実験孔内に納め温度調節部および循環ポンプ等を戸外に置く構造のもので、試験部は環状流路型である。主要性能は、循環流量390ℓ/min、使用圧力10kg/cm²、最高使用温度180°Cである。試験部容器内径は120mmで、最大9本バンドルまで収納できる。

Table 1 52年度NSRR実験

試験項目	目的	実験回数		
		52.7~52.12	50.6~52.6	合計
1. 標準燃料試験	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の究明	18	63	81
2. 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	7	17	24
3. 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	7	5	12
4. 流路模擬燃料試験	流路条件が燃料破損に及ぼす影響	5	14	19
5. 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	2	4	6
6. 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	7	35	42
7. 特殊被覆燃料試験	被覆材質、肉厚、熱処理条件等の燃料破損挙動に及ぼす影響	7	0	7
8. 冷却水温パラメータ試験	冷却水温度の燃料破損挙動に及ぼす影響	4	4	8
9. 擦過腐食燃料試験	擦過腐食燃料の燃料破損挙動に及ぼす影響	5	3	8
10. 濃縮度燃料試験	燃料内発熱密度の歪と破損しきい値との関係の究明	0	16	16
	計	62	161	223

2. N S R R 実験

2.1 標準燃料試験

2.1.1 高発熱量試験（星薦雄⁺、柳原敏、岩村公道⁺、折田義彦^{*2}、細川隆徳^{*6}）

(1) 実験目的

前期までに行なわれたスコーピング試験では、発熱量が約 $330 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上になると UO_2 および被覆管が溶融し、溶けた UO_2 及び被覆管の一部が小さな粒子状になっていた。一般に、溶融燃料が冷却材と接触すると燃料と冷却材の相互作用によって破壊力が発生すると云われているが、今までの実験範囲では水塊の移動及びカプセル内圧の有意な発生はみられなかつた。

今期は、これまでの発熱量をさらに増大し、 $410 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上の発熱量を与えた場合の破損挙動および破壊力の究明を行った。

(2) 実験結果

発熱量は $483 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ (Test № 111-18) と $526 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ (Test № 111-19) の試験を行った。本実験では燃料の分断する時刻を求めるため、通常用いる計測器の他に、燃料棒の分断検出器（燃料棒の両端にかけた電圧の変化を測定する方法）を新たに取り付けた。

各試験の結果を以下に記す。

- (a) Test № 111-18 ($483 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$) : 破壊時刻は $400 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以下の試験と比べてかなり早く破壊までの発熱量（カプセル内圧の発生時）は $331 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ であった。カプセル内圧は最大 10 kg/cm^2 であり、連続して数回の圧力パルスが発生した。パルス巾は約 0.5 msec であった。カプセル内圧の発生と同期して、水塊の移動が観測された。水塊の移動開始時から、水塊がカプセルの上端部に達する間の平均速度は 15 m/sec であった。燃料棒の分断を記録した時刻は、カプセル内圧の発生より約 10 msec 遅く、 $447 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量が投入された時刻で分断信号を記録した。

- (b) Test № 111-19 ($526 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$) :

燃料の破壊状況は、微粒子状になった UO_2 及び被覆管の飛散状態、残存していた燃料棒の溶融状態、等から見て上記の Test № 111-18 より激しかった。破壊までの発熱量は $351 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ であった。カプセル内圧の最大値は 18 kg/cm^2 であり、発生の様子は Test № 111-18 と類似していた。水塊の移動はカプセル内圧の発生と同期して記録され、平均速度は 21 m/sec であった。燃料の分断時刻は、カプセル内圧の発生時刻より 15 msec 遅く、 $463 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量の時であった。

なお、双方の試験共、燃料棒内圧力検出器に大きな圧力上昇の信号が測定されたが、これは溶融した UO_2 が圧力計の受圧面に接したために熱応力が生じ、擬似的に圧力が上昇した如く記録したとも考えられるので内圧の上昇の程度は定かでない。又、照射後の検査によると、

UO_2 は全て微粒子状になりカプセルの水中及び底に飛散していた。また、被覆管は下部端栓部と上部プレナム部を残して大部分が微粒子状になっていたが、燃料領域でも溶融せず被覆管の形状を残している破片があった。残存していたプレナム部の被覆管の一部は下方部に酸化が認められており、酸化領域は発熱量が大きいTest No 111-19の方がより上部まで広がっていた。

(3) 考 察

(a) 過渡計測記録に基づく燃料の破壊挙動の検討

Fig. 2.1.1.1にTest No 111-18 の代表的な計測項目の過渡記録を示す。図に見られるように、カプセル内圧は、まず原子炉出力に同期した擬似信号が現われ、続いてパルス状の信号を記録した。この擬似信号は今まで使用している歪ゲージ型圧力計において度々観測されており、試験燃料を装荷しない状態で原子炉のパルス照射に対する圧力計の応答を調べた実験でも同様な擬似信号が観測されていることから、パルス照射によって生じる擬似信号であることが確認されている。擬似信号に続いて現われる圧力波の信号の立ち上がり始めの時刻は、圧力波が発生した場所から圧力計まで到達する間の時間を考慮する必要はあるが水塊の移動開始時刻とほぼ一致しており、この時刻に燃料が破損したと考えることができる。最初の圧力波の発生から約数 msec 間、減衰を伴ったパルス状の圧力波が続き、その後再び圧力の上昇が認められる。燃料の分断時刻についてみると、圧力波の発生と水塊の移動開始時刻が一致しているのに対し、燃料の分断を表わす信号は約 10 msec 遅れている。この信号は、燃料が完全に分断した場合にのみ現われるはずであるから、圧力波が発生した時刻で燃料の一部が破壊し、続いて両端栓が完全に分断するまでに約 10 msec かかったと考えられる。なお、燃料が分断した時刻には圧力波の発生は記録されず、約 5 msec 後に緩やかな圧力上昇がみられる。ほぼ同様な過渡記録がTest No 111-19 においても観測されている。

以上の過渡記録に基づいて考えると、高発熱量実験の場合、まず燃料被覆が部分的に破損して燃料が冷却材中に放出され圧力パルスや水塊の移動が生じる。しかし、この時刻では燃料被覆はまだ分断までには至らずその形状を保っており、その後、ある程度の時間（約 10 msec）を経て、燃料被覆は溶融して形状を失うものと考えることが出来る。

破壊力の大きさについてみると、発熱量が $410 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以下の実験では、燃料が溶融破損して微粒子状になっていても、顕著なカプセル内圧、及び速い水塊の移動は認められていないのに対して、本実験ではカプセル内圧の発生、水塊の移動が認められ、これらの大きさは、発熱量が増す程大きくなっている。

(b) 照射後の破壊状態から見た燃料の破壊挙動

Fig. 2.1.1.2 にTest No 111-18 の照射後の燃料外観と、微粒子状になった燃料を回収するため燃料周辺に取り付けた網（SUS 製）の溶融状況を示す。写真より、 UO_2 ペレットがない上部プレナム部の被覆管の一部が溶融しており、酸化領域は上端より約 3 cm の所まで達している。さらに、ペレット伸び測定用のコア上部にも UO_2 の付着が認められ、溶融した UO_2 が上部プレナム部に達していたことが判る。また、燃料表面より約 5 cm の所に取り付けられている網は、溶融燃料の付着によって溶融貫通しており、溶融の最も激しい位置は燃料周辺部の下方約 10 cm の間隔にある。これらの結果より、溶融した燃料は単に重力で落下するの

ではなく、噴出して網に付着したものと考えられる。

今後、今迄得られた実験結果の解析等を行ない、高発熱量での破損機構、破壊力発生機構ならびに挙動の解明を進めて行く予定である。

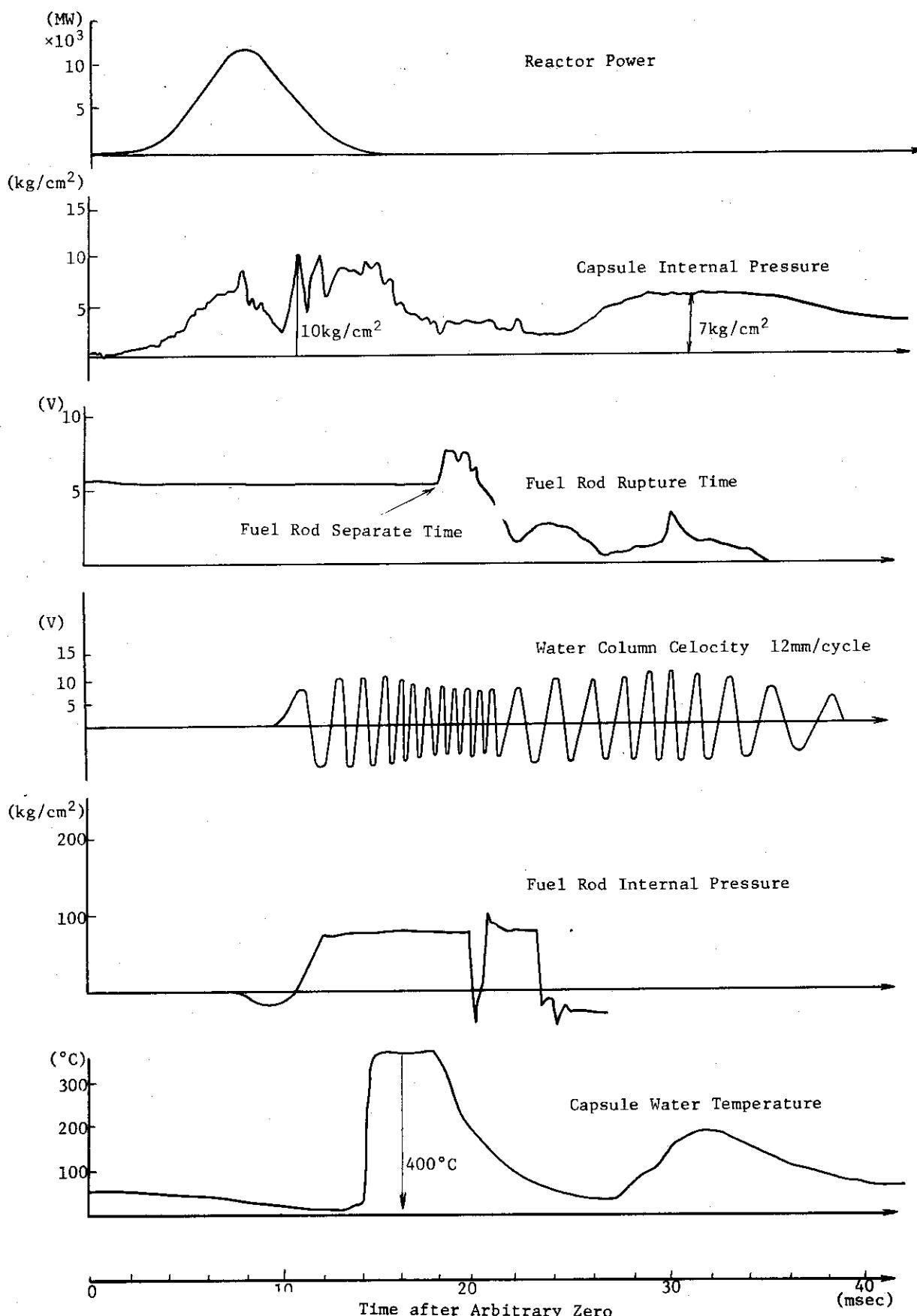


Fig. 2.1.1.1 History of Transient Data in Test No. 111-18
(Energy Deposition: 483 cal/g·UO₂)

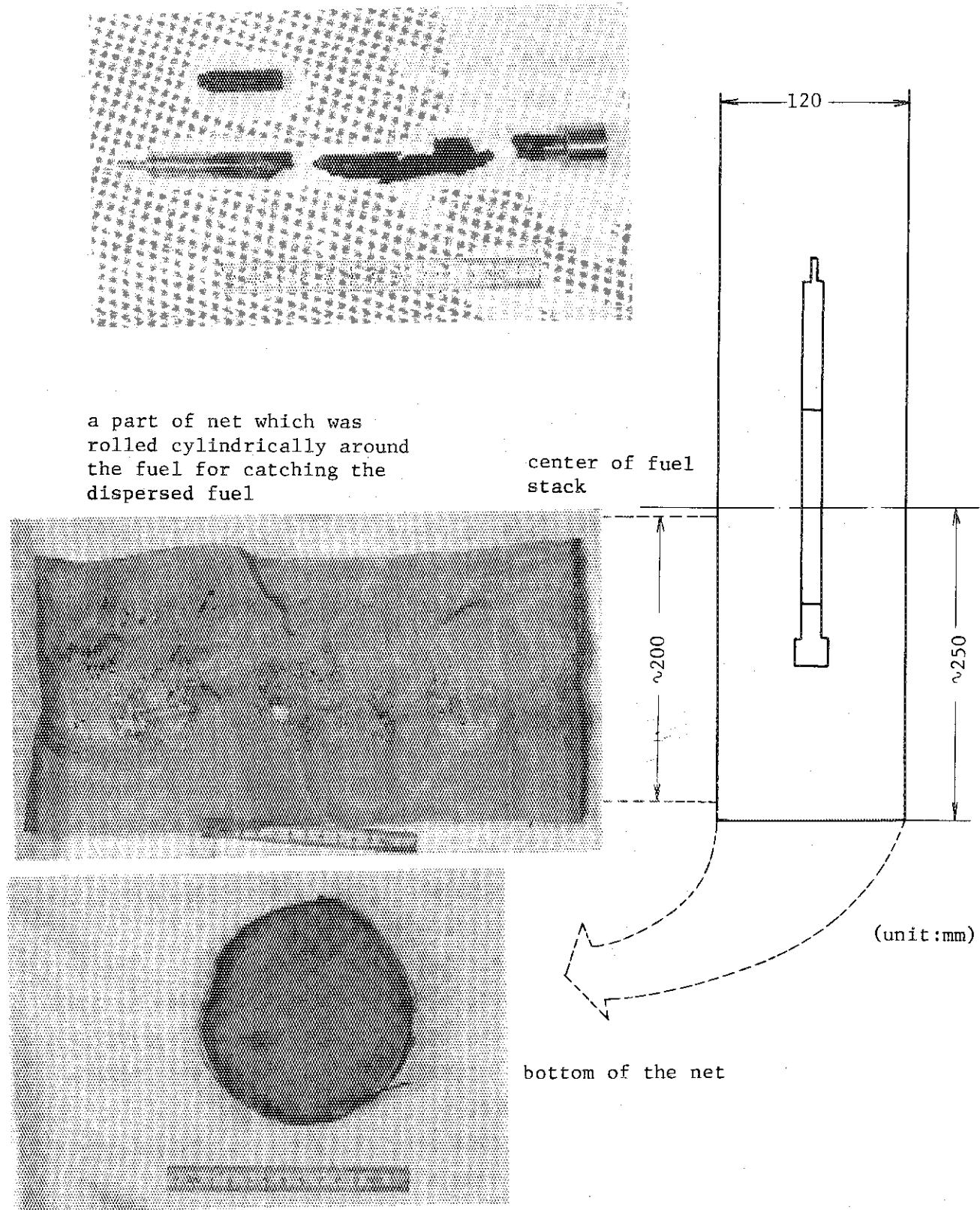


Fig. 2.1.1.2 Test fuel and a part of net after irradiation in Test No. 111-18 (Energy Deposition; 483 cal/g·UO₂)

2.1.2 軸方向出力分布効果試験(星葛雄, 丹沢富雄,^{**}折田義彦⁺⁺, 柳原敏, 岩村公道,⁺
細川隆徳^{***})

(1) 実験目的

現在迄に実施した標準燃料実験の結果, Fig. 2.1.2.1 に示すように, 燃料の初期破損位置は燃料下部一とりわけ下端ペレット 1 箇目と 2 箇目の間で生じ易いことが認められている。この理由は Fig. 2.1.2.2 に示すように, 試験燃料の軸方向出力分布は炉心の中性子束分布の歪み(若干炉心下部で高くなっている)と燃料発熱部の両端に生じる中性子束のエッジ効果によって、燃料の下端部分で出力が高くなることによるものと現在考えられている。本実験は濃縮度が 10% である標準燃料に対して両端のペレットを 5% にして、燃料両端部の発熱密度を押えた実験 (Test No 207-1, 2, 3) と、試験燃料の軸方向の位置を炉心に対し相対的にずらすことにより出力ピーキングの位置を変えた実験 (Test No 207-4, 5) を行ない軸方向出力分布が燃料破損に及ぼす影響を調べることを目的としたものである。

(2) 試験燃料の出力分布

Fig. 2.1.2.2 は試験燃料の γ 線を測定し、軸方向出力分布を示した図である。Test No 207-2 は燃料の両端部ペレット各 1 箇を 5% 濃縮にしたものである。この結果によると最下端の燃料ペレットの発熱分布は 10% 濃縮の標準燃料と比較して極端に低くなっているが、下端より 2 箇目のペレットではその差は、ほとんど無くなっている。

Test No 207-4, 207-5 は燃料の中央部付近の出力が最大となるように燃料の取付位置を 4cm 下方へずらして合せたものである。この場合出力ピークの位置は燃料中心より幾分上部に移動した。

(3) 実験結果及び考察

(a) 両端 5% 濃縮ペレット燃料による実験結果 (Test No 207-2, 3)

これらの実験で注目されるのは、一般に 10% 濃縮の標準型燃料においては、燃料の分断位置が下端より 1 箇目と 2 箇目のペレットの間で生じるのが、5% 濃縮ペレットを混入した場合 (Test No 207-3) では Fig. 2.1.2.3 にみえるように下端より 2 箇目と 3 箇目のペレット境界で分断が生じていることである。即ち、このことから両端を 5% 濃縮ペレットにしたことによって、燃料スタック両端部の発熱量が低下した為に、破損位置が最大出力ペレットである下端より 2 箇目のペレットと 3 箇目の境界に移ったのである。

(b) 最大出力分布位置をずらした実験結果 (Test No 207-4, 5)

Test No 207-2 及び Test No 207-3 では、両端ペレットの発熱量を低く押えることが出来たが、上述のようにまだ燃料中央部よりも下端部で出力が高く破損が燃料下部で生じた為に、最大出力位置が燃料中央部になるように標準取付よりも 4 cm 下方へずらした実験が Test No 207-4 と Test No 207-5 である。

Test No 207-4 は、274 cal/g・UO₂ の照射を行なったものであるがこの場合には燃料下端部より約 8 cm の位置で分断 (カプセル解体中) した。

(c) 変形量についての考察

変形量の測定は、Test No 207-2 と Test No 207-5 について行った。Fig. 2.1.2.4, Fig. 2.1.2.5 にプロフィロメーターによる結果を載せる。本図によると両端 5% 濃縮部の

変形量は 10 %濃縮部に対して小さい。10 %濃縮部については出力分布のピークが下方にある Test No 207-2 では燃料下部で変形が高く、上方にある Test No 207-5 では燃料上部で変形が高い傾向にある。このことから変形量と発熱量には相関関係があると考えられる。

(4) まとめ

燃料破損挙動、特に破損位置及びしきい値に対する軸方向出力分布の影響について現在迄に得られた主な結論を以下にまとめる。

- (i) 標準燃料において燃料下端部にて破損が多く見られる原因是、燃料下端部において発熱量が高かったことによると考えられる。
- (ii) 燃料の軸方向出力分布と破損位置並びに変形量測定結果から、標準型燃料の破損挙動はその位置における燃料の発熱量に強く関係している。
- (iii) 今迄の NSRR 実験の発熱量の整理は、軸方向平均（半径方向も平均）値を使用している。従って燃料の破損が発熱量の最高位置で生じると考えるとすると、実際の燃料破損のしきい値は出力ピーキング分だけ補正されるべきであり従来の値よりも高くなると考えられる。

これらについては今後定量的に検討を進めたい。

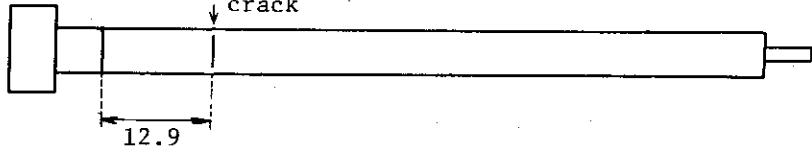
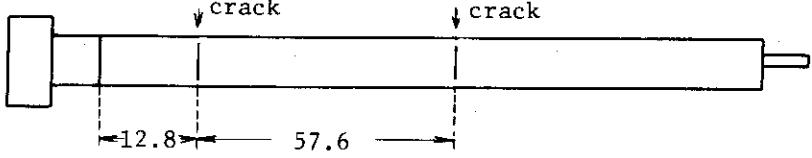
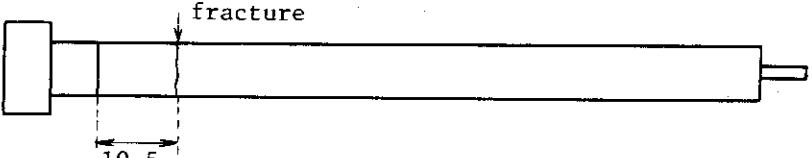
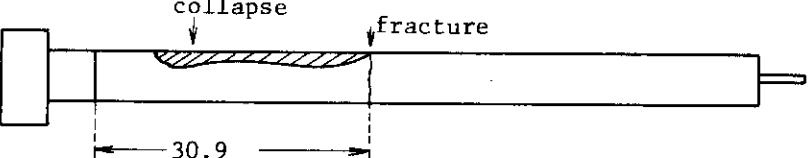
Test No.	Scoping results after irradiation (unit:mm)	Energy Deposition (cal/g•UO ₂)
200-5	Lower limit of active fuel region crack 	264
200-5b	crack 	267
200-6	crack crack 12.8 57.6 	271
200-2-2	fracture 10.5 	271
200-6b	collapse fracture 30.9 	276

Fig. 2.1.2.1 The place of failure (crack, fracture) on STD

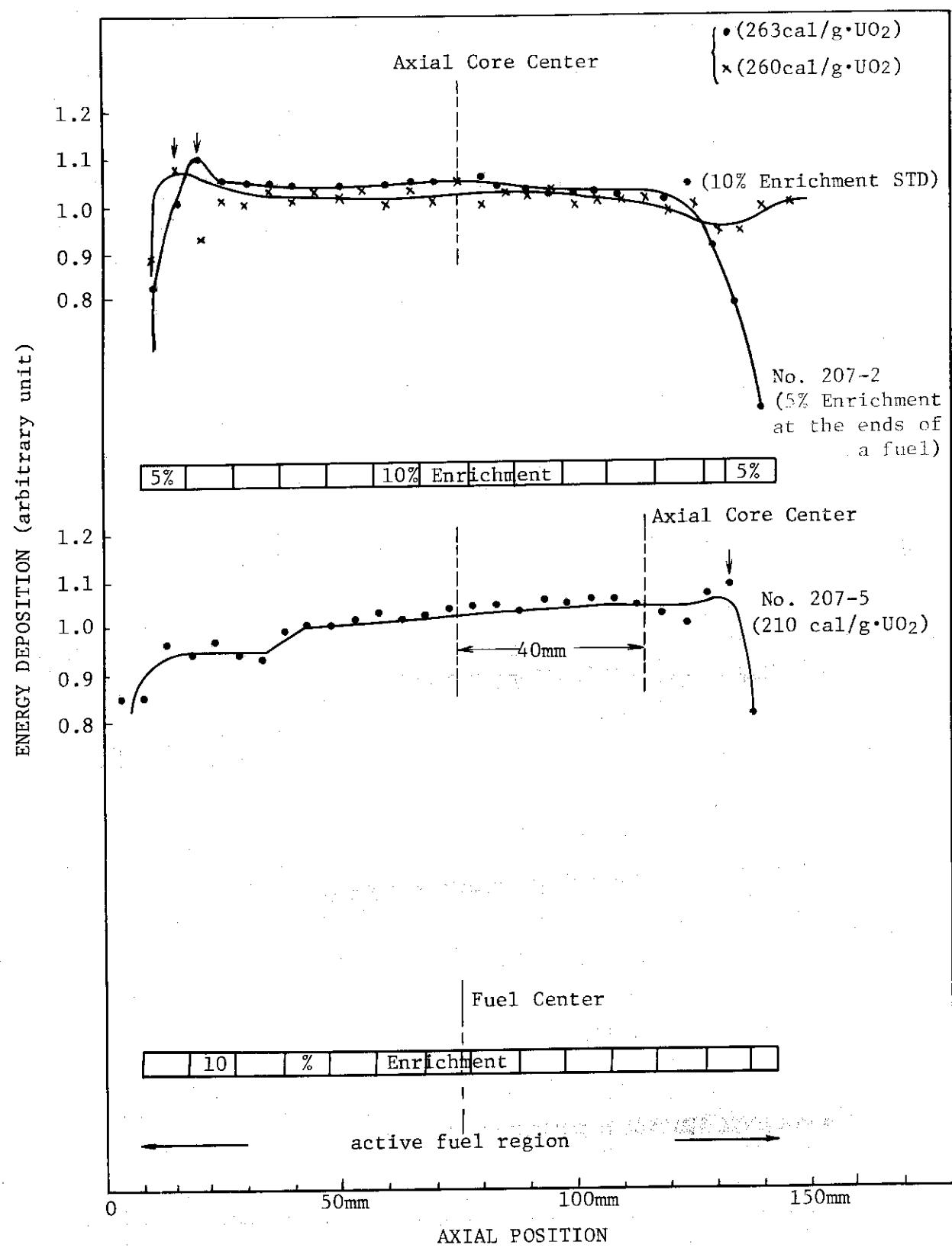


Fig. 2.1.2.2 Comparison of axial power distribution

Test No.	Scoping results after irradiation (unit ; mm)	Fuel Irradiation position	Energy deposition (cal/gUO ₂)
207-1	Unfailed	Standard (axial core center)	Steady power
207-2	Unfailed	"	263
207-3	lower limit of active full region ↓ fracture 18.7 10.0 ↓ crack	"	282
207-4 (STD)	← 80.3 → fracture	4cm lower from the standard position	274
207-5 (STD)	unfailed	"	210

Fig. 2.1.2.3 Test results of 207 series

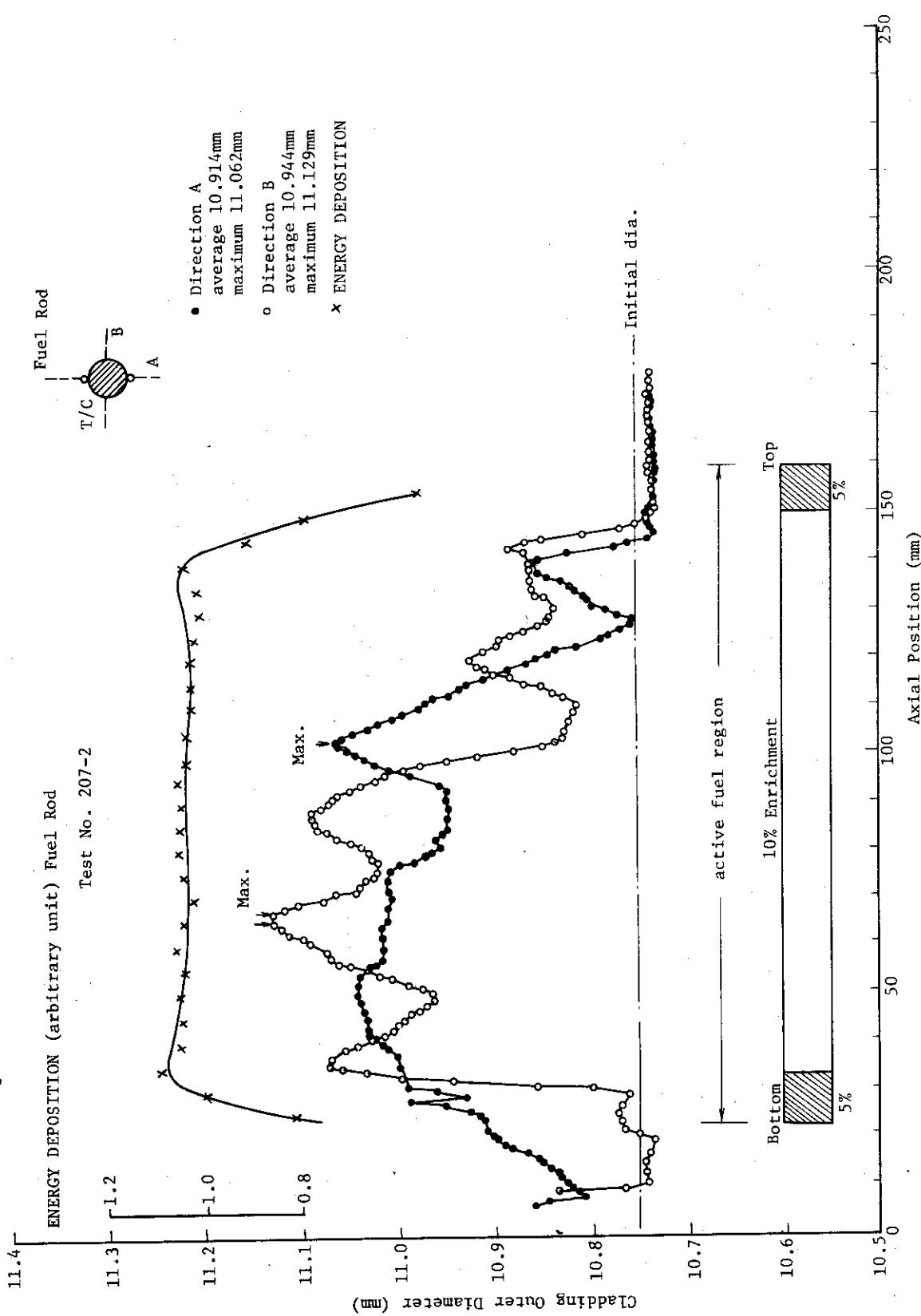


Fig. 2.1.2.4 Results of the profilometer measurements

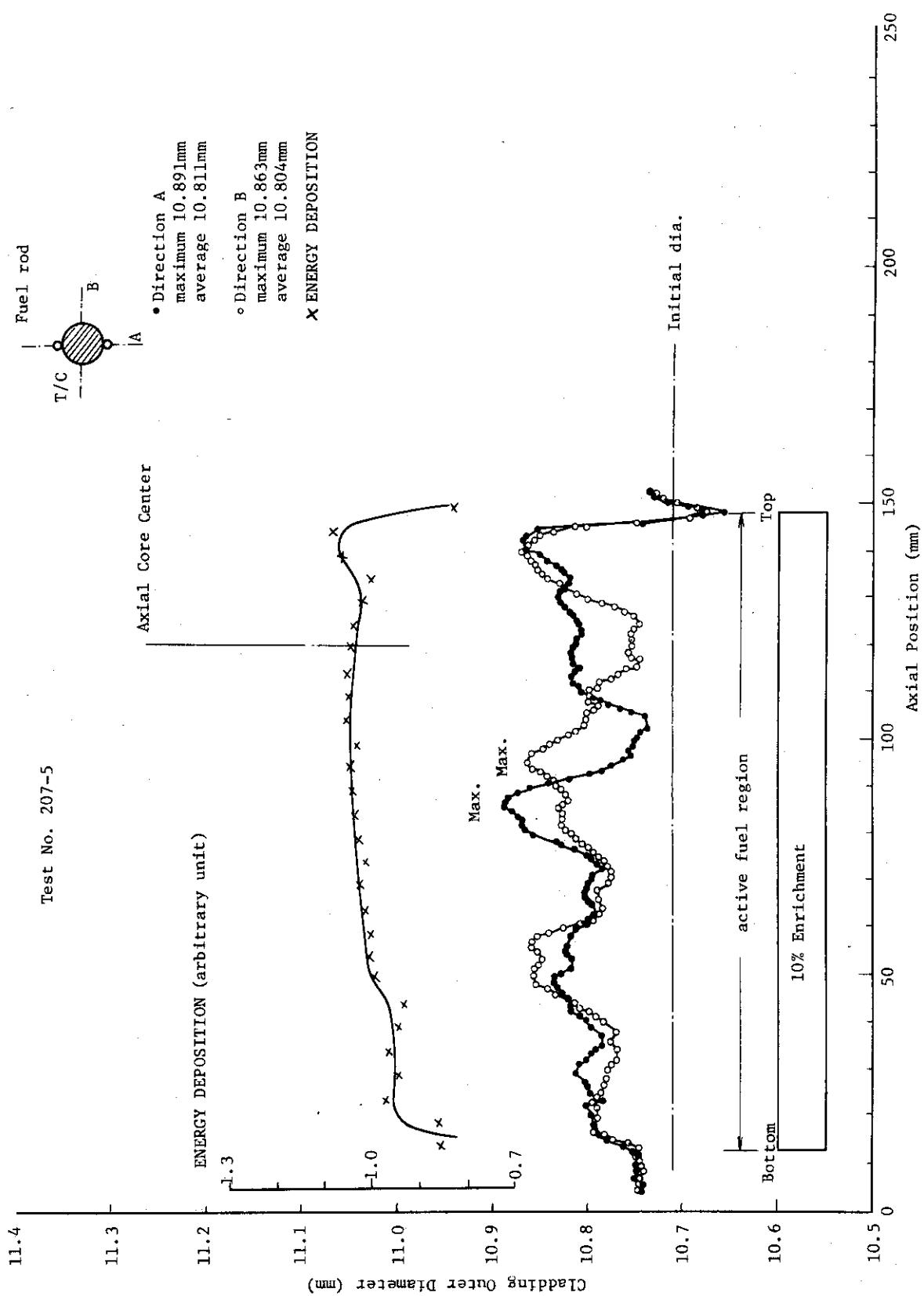


Fig. 2.1.2.5 Results of the profilometer measurements

2.1.3 燃料長パラメータ試験(星薫雄, 岩村公道, 折田義彦, 柳原敏, 丹沢富雄, 細川隆徳)

(1) 実験目的

NSRR標準型燃料の有効長(発熱部)は135 mm($L/D = 12.6$)であるが、これはSPERT-CDC実験等により、 L/D が10以上なら長さの影響を無視できるとの理由で定めたものである。ところで、 L/D が小さくなると、ペレットと被覆管の相互拘束力や機械的強度、および出力分布等が変化して、燃料破損のしきい値が変化する可能性も考えられる。

本実験は、燃料有効長が 40 mm ($L/D = 3.7$) および 70 mm ($L/D = 6.5$) の短尺燃料を用いて、燃料長が燃料破損挙動に与える影響を調べることを目的としている。試験燃料の発熱量は標準燃料で解体中に破断が生じる約 280~290 cal/g · UO₂ として照射した。

なお、本実験で使用した短尺燃料は、ペレット部下方に直径 6 mm のアルミ棒を挿入して、ペレット部の中心を標準燃料の場合と同様に、炉心の中心と合致させた。燃料の構造図は Fig. 2.1.3.1 に示す。

(2) 実験結果

(a) 出力分布測定実験

燃料長を変化させると、軸方向出力分布も変化すると思われる。Test No 234-1, 234-2は、それぞれ 40mm, 70 mm の短尺燃料を、1 kW の低出力で 10 分間照射し、軸方向出力分布を測定したものである。Fig. 2.1.3.2 に測定結果を示す。

なお、Test № 234-4 は 234-2 に使用した燃料を用いており、234-4 の照射後の軸方向出力分布測定も行なったので、Fig. 2.1.3.2 に合せて示す。同図に見られるように、両者の測定結果はほぼ一致しているが、234-4 の場合、ペレット部上端および下端から 1 cm の位置で、出力分布が少し落ち込んでいるのは、後述の NRG 撮影結果に見られるようにこの位置においてペレット間に 1 mm 程度のすき間が生じていることに対応していると思われる。

(b) パルス照射実験過渡記録

Test No 234-3 は有効長 40 mm, 発熱量 288 cal/g・UO₂で, Test No 234-4 は有効長 70 mm, 発熱量 280 cal/g・UO₂で照射した実験である。Fig. 2.1.3.3, 2.1.3.4にそれぞれの被覆表面温度過渡記録を示す。両図に見られるように、最高温度は 234-3 が 1800°C以上で、234-4 の 1770 °Cよりも若干高く、中心部熱電対のクエンチ時間は 234-4 が約 6.5~7 秒、234-3 が約 6~6.5 秒ではほぼ等しい。しかし、234-4 の発熱部下端より 2 mm の熱電対（#1）は、照射後約 1.1 で最高値に達してから急速に低下し、約 2 秒でクエンチしており、他の熱電対とかなり異なる挙動を示した。

(c) 照射後検査

234-3, 234-4 の照射後写真を Fig. 2.1.3.5, 2.1.3.6 にそれぞれ示す。

Fig. 2.1.3.5 に示すように、234-3 の燃料は、発熱部の中央で 2 つに分断されていた。そして下部の被覆管は部分的に溶融し、ペレットが露出しているが、上部の被覆管には、激しい変形とクラックが認められるだけである。さらに、破断面の写真より、ペレット周辺部と被覆管が溶融し、被覆管とペレットの間にポイドが見られ、被覆管が激しく偏肉していることが認められる。

比較的大きなふくらみが見られた。また、234-3, 234-4は、共に燃料下部のスペーサー部表面に灰青色の縞状酸化が見られた。なお、234-4の切断検査によれば、上下のディスクおよび下部アルミスペーサーは、一部酸化しながらも原形を保っており、下部スペーサー部および上部プレナム部には、極めて細かいUO₂粉末が存在していた。また、被覆管とペレットは完全に分離されており、内部のペレットを容易に取り出すことができた。Fig. 2.1.3.6のペレット断面写真に見られるように、最下端ペレットの下部は、なめらかな半球状になっており、その他のペレットも、周辺部が溶融してクラックが入っており、特に下から3個目と4個目のペレットは、互いに融合したまま、3個の破片に分割されていた。

Fig. 2.1.3.7に、234-4の照射前後のX線写真および照射後NRG撮影結果を示す。

照射後X線写真より、下部スペーサー部には、かなりの量のUO₂が連続的に存在し、上部プレナム部にもUO₂粉末が点在していて、特に上部ディスク上には、約6mmの厚さにUO₂粉末が堆積していることがわかる。また、NRG撮影結果より、最上部および最下部ペレットと他のペレットとの間には、1mm程度のすき間ができていることが認められる。

なお、234-4のプロファイルメーターによる燃料外径測定結果を、Fig. 2.1.3.8に示す。このように、234-4では、発熱部下端より1cmにおいて最大外径11.57mm(歪量7.9%)、発熱部平均でも約11.4mmと、極めて変形量が大きく、何らかの異常な内圧が生じたものと思われる。

(3) 考 察

本実験では、4cmの短尺燃料234-3が288cal/g・UO₂の発熱量で破断した。破断面の偏肉、クラック、溶融等の状態は、ほぼ同一発熱量の標準燃料の場合と特に差は見られなかった。

これに対し、7cmの短尺燃料234-4は、280cal/g・UO₂の発熱量にもかかわらず、燃料は破損せず被覆管にふくれが見られた。変形量は最大位置で約7%であり、Fig. 2.1.3.8.に見られるように、ふくれの状態は周方向にほぼ均一であった。これは、ほぼ同一条件の標準燃料では、被覆の変形量は大きくても4%程度であり¹⁾、変形の状態はつぶれてだ円状になっているのに比較して異なる挙動を示している。この原因については、現在検討中である。

ところで、以上2本の短尺燃料には、Fig. 2.1.3.1に示したように、ペレット下部にかなり長いスペーサー部が存在しており、このような燃料構造の相異が破損挙動に影響している可能性があるので、本実験例のみから、燃料長の破損しきい値におよぼす影響について一般的な結論を得ることはできなかった。今後、スペーサー部のない短尺燃料などを用いた実験を行なって、燃料長効果を明らかにする必要がある。

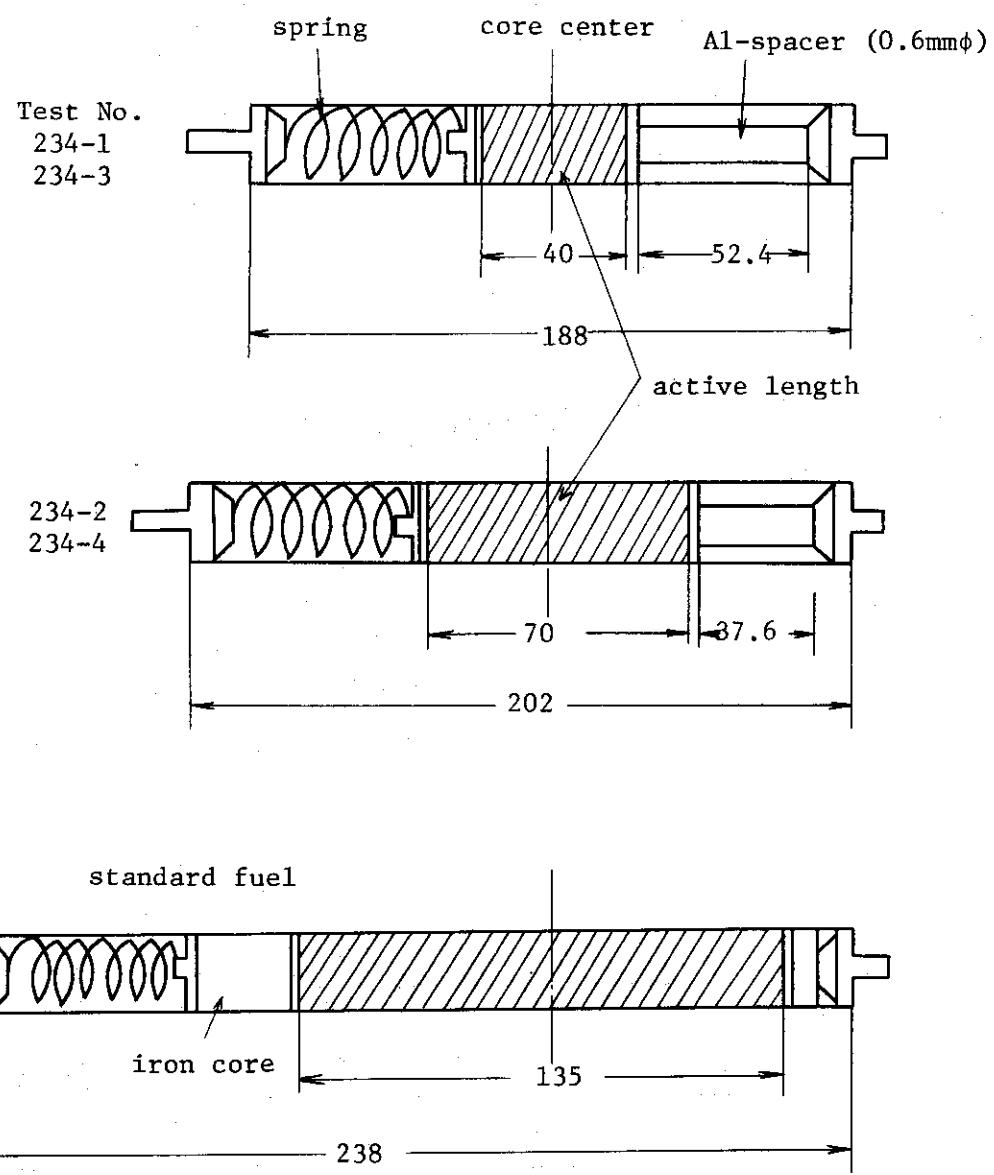


Fig. 2.1.3.1 Test fuel rods for test No. 234 series

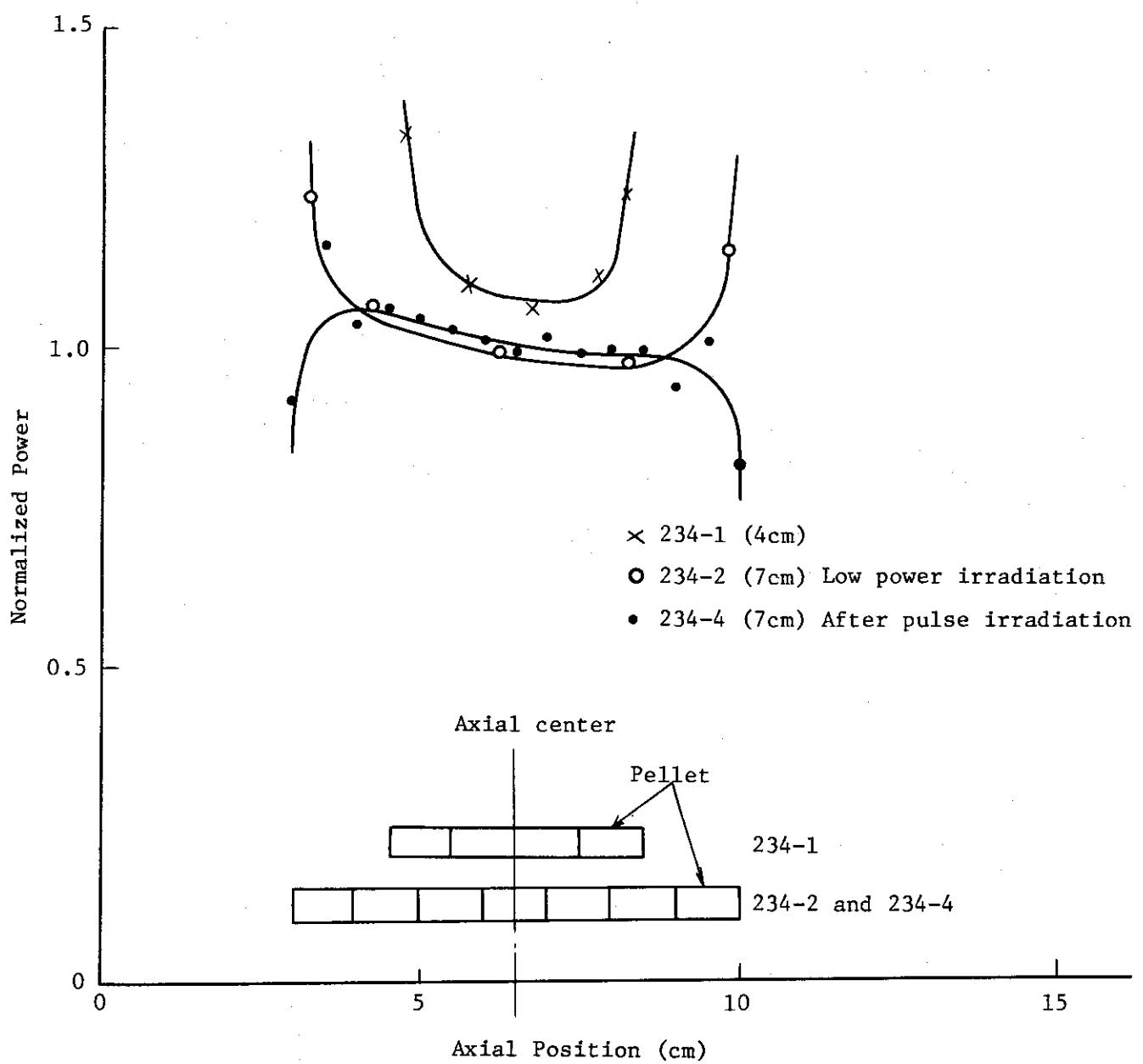


Fig. 2.1.3.2 Axial power distribution of test fuel rods

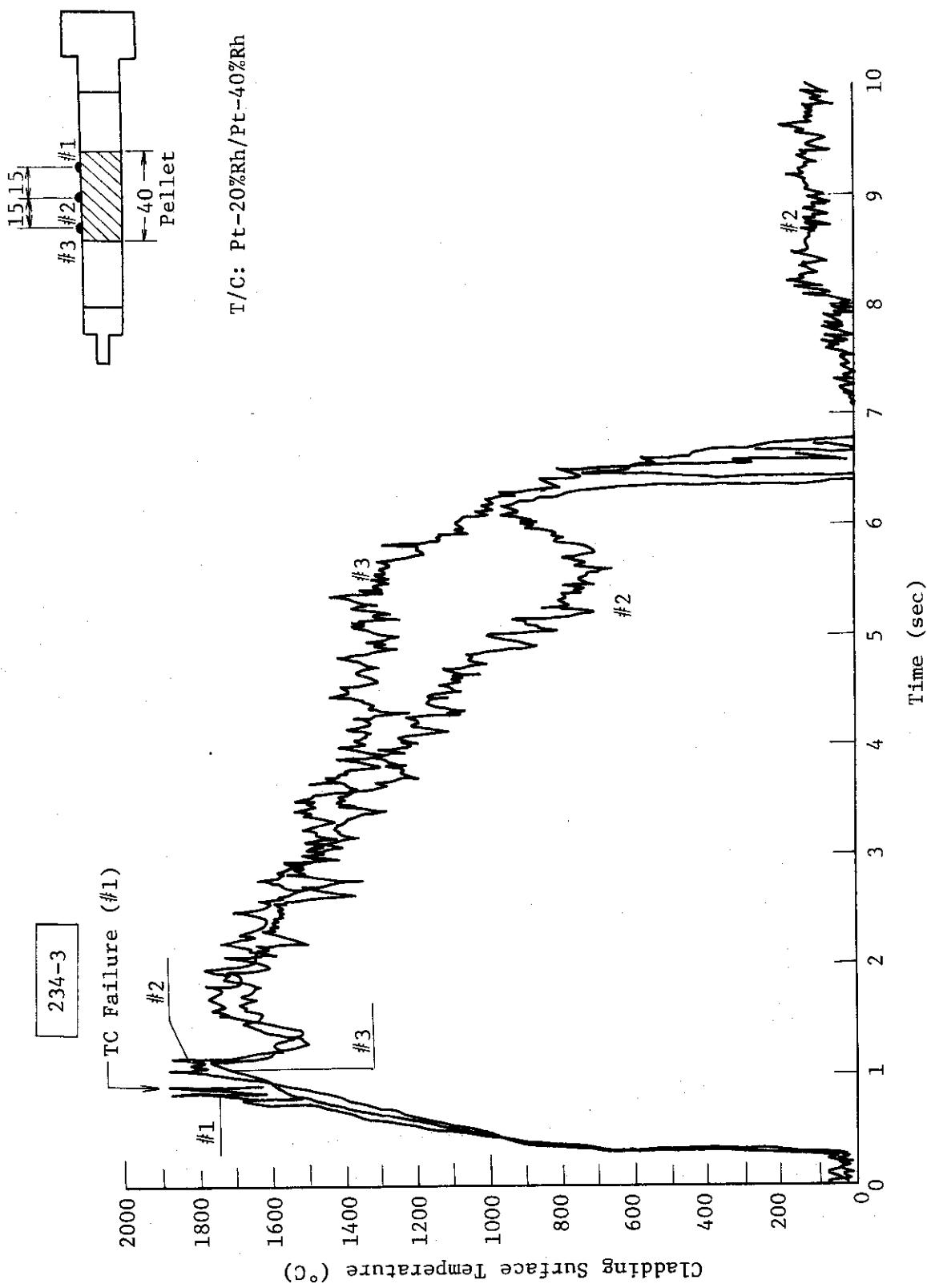


Fig. 2.1.3.3 Histories of the Cladding Surface Temperatures in Case of Test No. 234-3

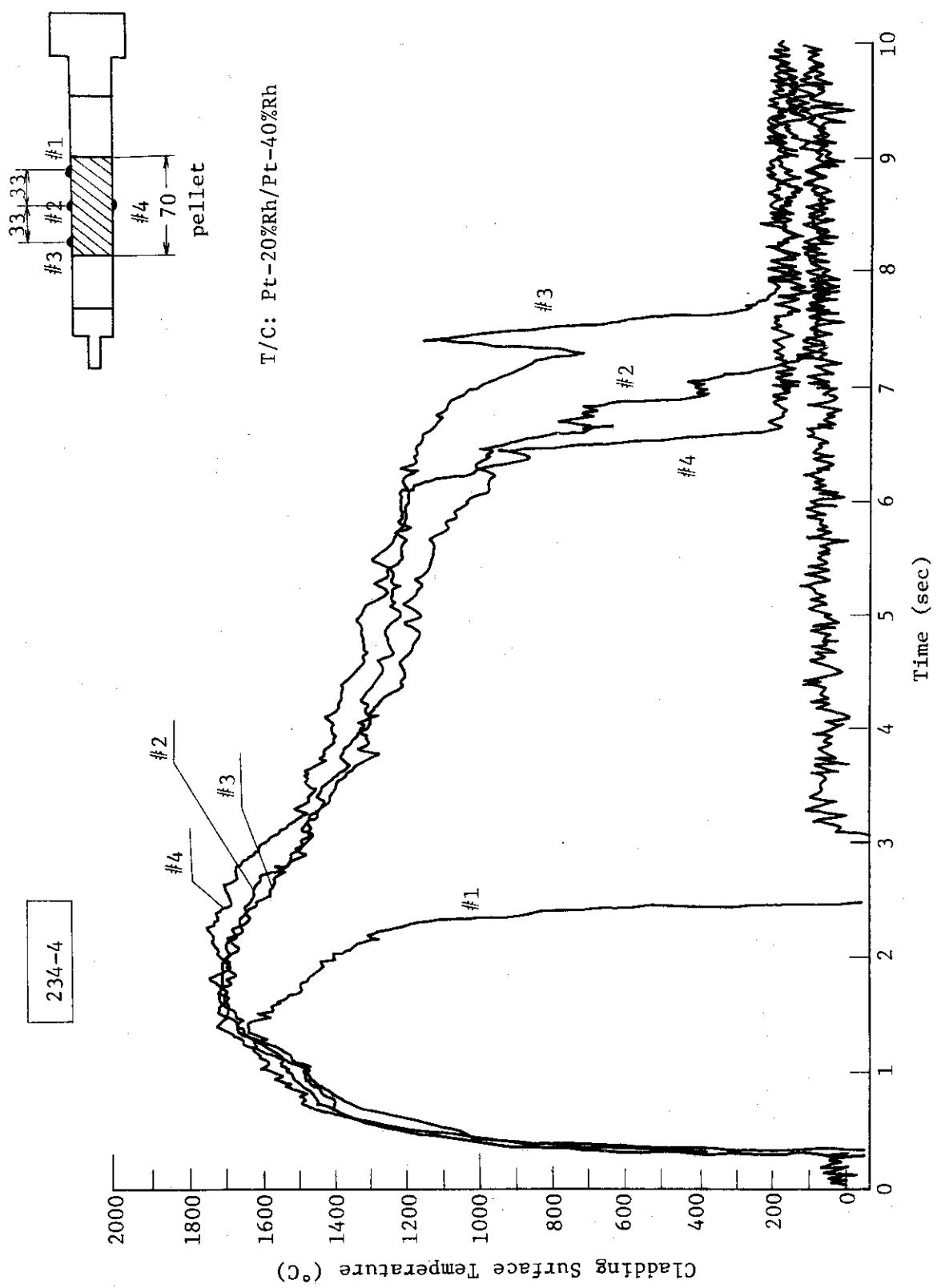


Fig. 2.1.3.4 Histories of the Cladding Surface Temperatures in Case of Test No. 234-4

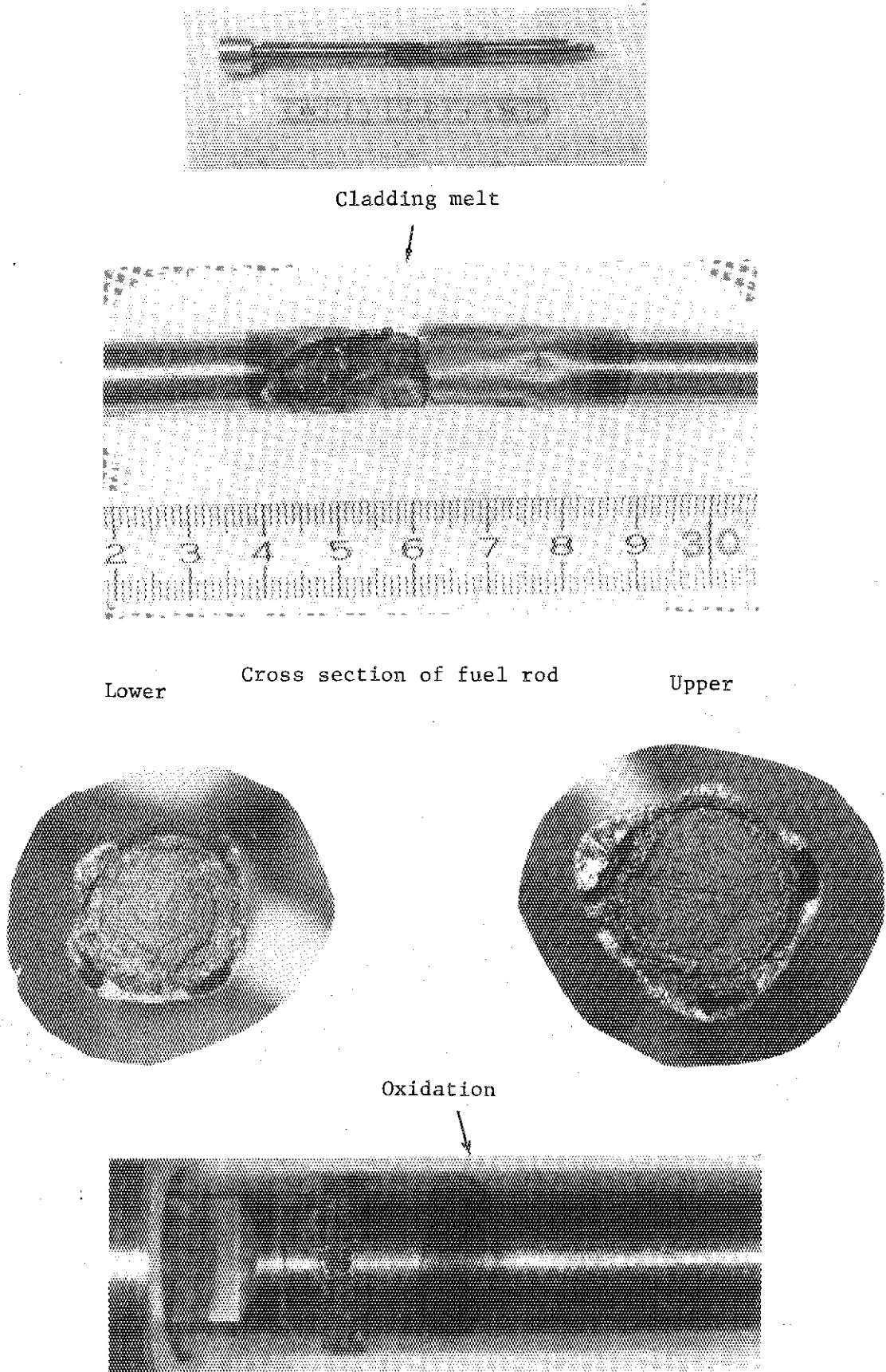


Fig.2.1.3.5 Test fuel after irradiation in Test No. 234-3
(Energy Deposition: 288 cal/g·UO₂)

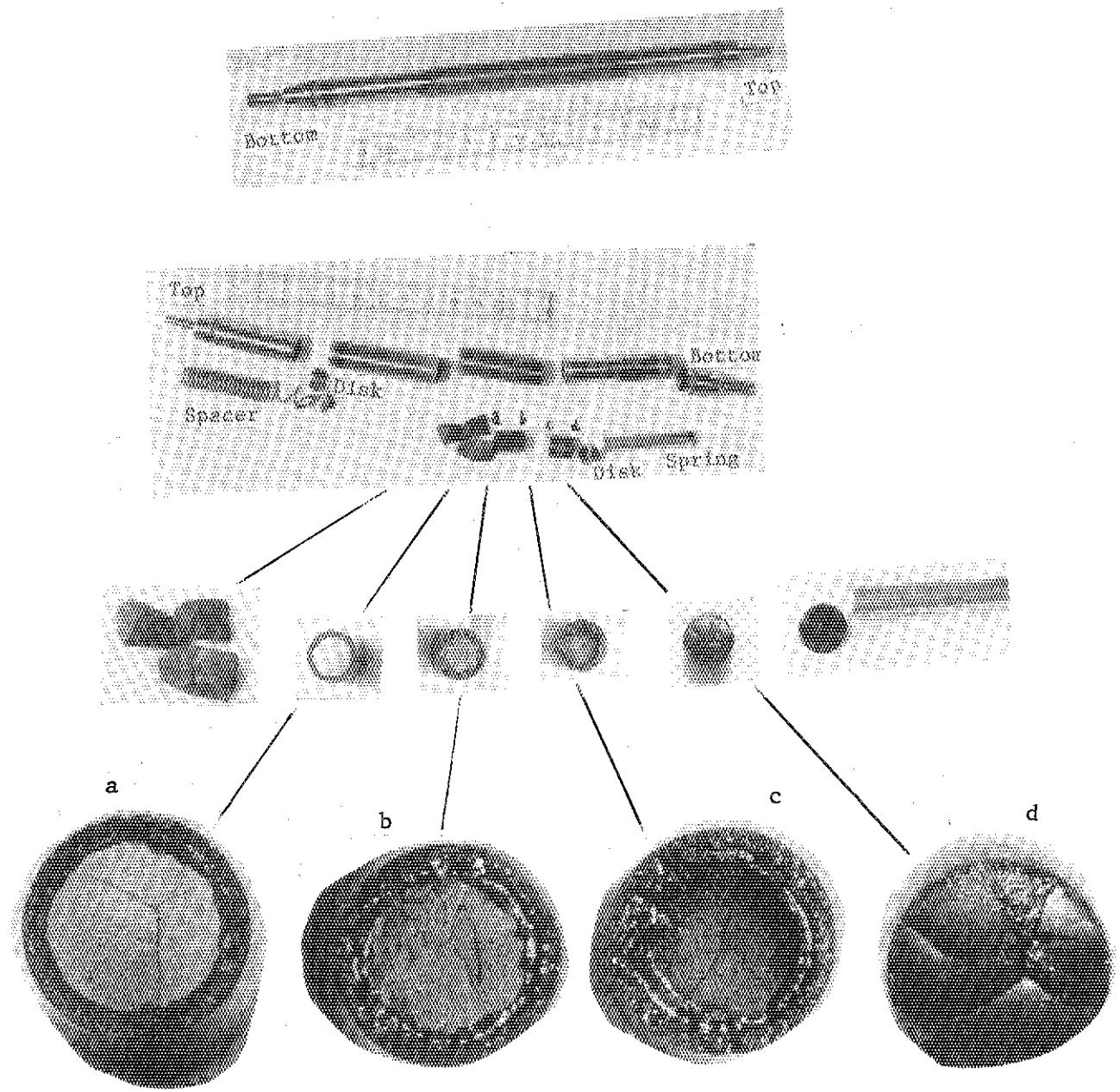
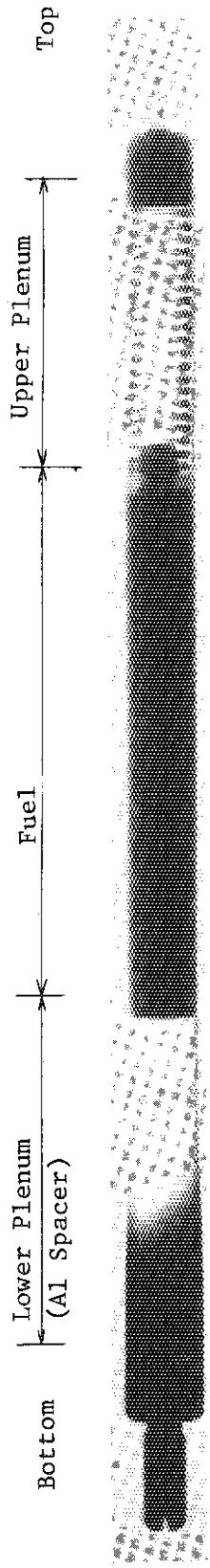
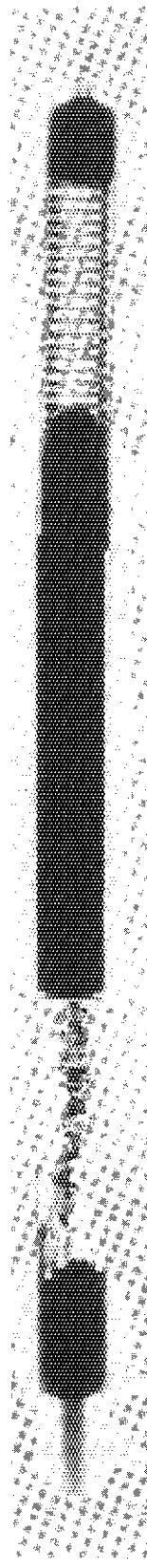


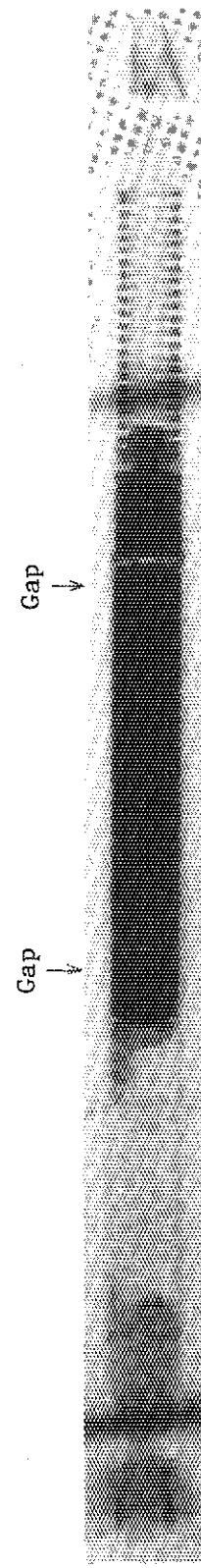
Fig.2.1.3.6 Test fuel after irradiation in Test No. 234-4
(Energy Deposition: 280 cal/g·UO₂)



X-ray photograph (before irradiation)



X-ray photograph (before irradiation)



NRG photograph after irradiation

Fig. 2.1.3.7 X-ray and NRG photographs of Test No. 234-4
(Energy Deposition: 280 cal/g·UO₂)

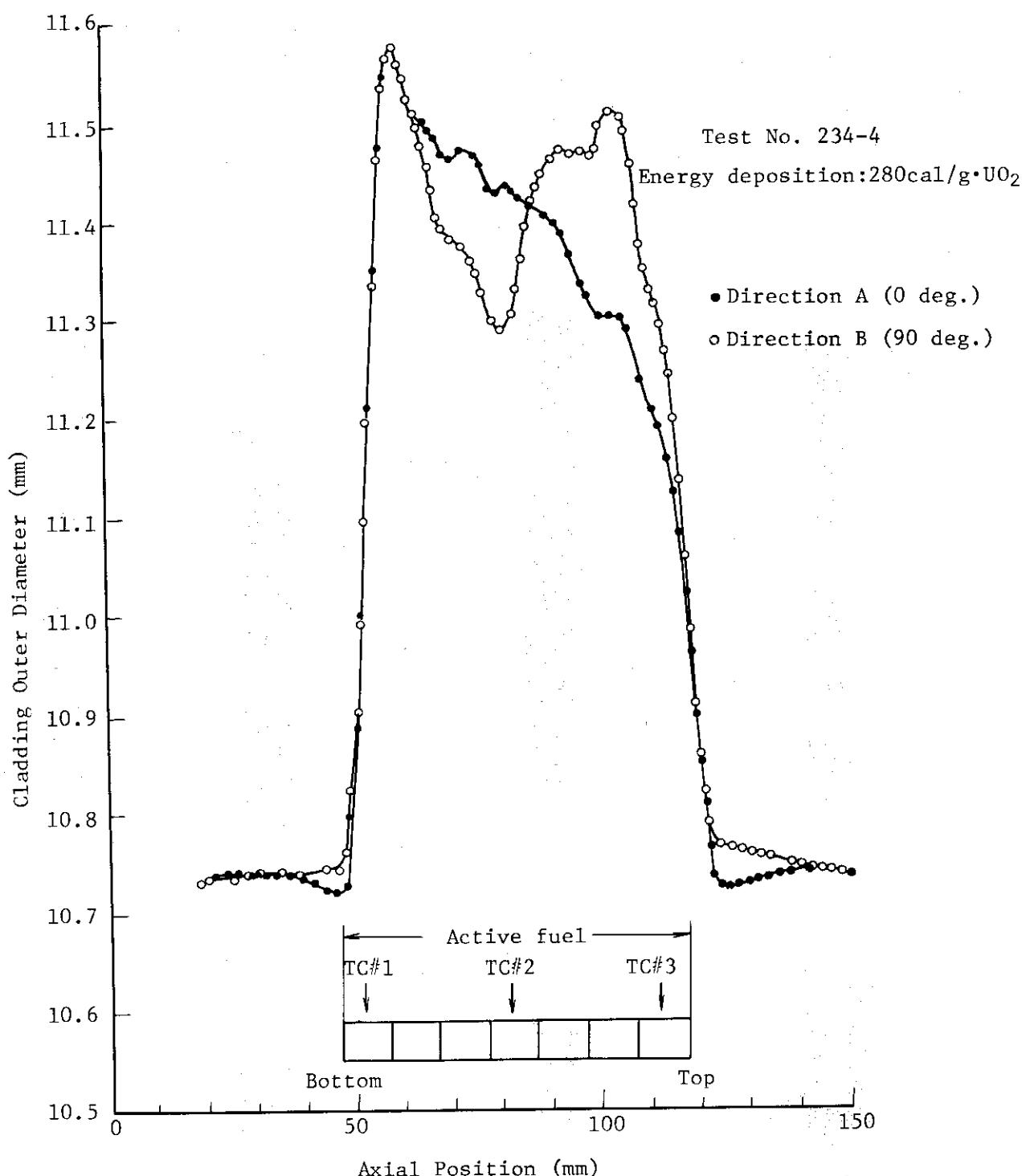


Fig. 2.1.3.8 Results of the profilometer measurements for Test No. 234-4

2.1.4 燃料中心温度測定試験(星薫雄, 岩村公道, 柳原敏, 折田義彦, 細川隆徳)

(1) 実験目的

過渡時におけるギャップコンダクタンスや被覆-冷却材熱伝達係数の評価や、燃料挙動解析コードの検証のため、燃料中心温度過渡挙動のデータが必要である。本実験は、NSRR標準燃料に燃料中心温度測定用熱電対 (W-5%Re / W-26%Re)を取り付け、その作動状態を試験すると共に、解析コードと照合するためのデータを得ることを目的としている。

(2) 実験結果

Fig. 2.1.4.1 に、使用した燃料棒の構造図を示し、Table 2.1.4.1 に、中心温度測定用熱電対の仕様を示す。

本実験シリーズでは、ペレットの割れやDNBを越えたことの影響などを評価するため、燃料が破損するレベル以下の発熱量において、繰り返し照射を行なった。

Table 2.1.4.2, 2.1.4.3 に、それぞれ Test No 205-1, 205-2 の繰り返し照射ごとの発熱量、燃料中心温度および被覆表面温度の最高値の一覧表を、熱電対取り付け位置と共に示す。

また、被覆表面がDNBを越えない場合(205-2-2)および越えた場合(205-2-4)の、表面温度と燃料中心温度の過渡記録例をそれぞれFig. 2.1.4.2, 2.1.4.3に示す。

(3) 老 審

(a) 燃料中心温度測定用熱電対の時定数による測定値の補正

測定すべき燃料中心温度を $T_f(t)$, 実測値を $T_m(t)$ とし, 熱電対応答が一次遅れの特性を有すると仮定して, その時定数を τ とすると, 次式が成立する。

従って、時定数 τ が求まれば、 $T_m(t)$ は既知なので、(1)式より $T_f(t)$ を求めることができる。

ところで、Table 2.1.4.1 に示すように、燃料中心温度測定用熱電対のシース径は 1.6 mm であり、シース表面と燃料との熱伝達係数はギャップコンダクタンスと同じオーダーと考えられるので、約 $7300 \text{ kcal}/\text{hr} \cdot \text{m}^2 \cdot {}^\circ\text{C}$ と仮定すると、星ら²⁾ の実験結果によれば、この熱電対の時定数は約 0.3 秒程度と見つめられる。この値を(1)式に代入し、アナログ計算機により求めた $T_e(t)$ の挙動を Fig. 2.1.4.2, 2.1.4.3 にそれぞれ点線で示す。

なお、W-5%Re/W-26%Re の起電力と温度の関係は、約 1600 °C 以上では直線からずれていますが、Fig. 2.1.4.2, 2.1.4.3 の燃料中心温度挙動は直線性を仮定して図示したものである。

また、本報告では、燃料中心孔（2 mmΦ）の影響は考慮しなかった。

(b) 燃料中心温度の挙動

Fig. 2.1.4.2, 2.1.4.3 の熱電対時定数を考慮した燃料中心温度修正結果に見られるように、燃料中心温度はパルス照射によりほぼ断熱的に上昇している。そして、被覆表面がD N Bを越えない場合 (Fig. 2.1.4.2) には、燃料中心温度はピークに達してから直ちに低下しているが、D N Bを越えた場合 (Fig. 2.1.4.3) には、ピークに達してから膜沸

騰による低い熱伝達率のため、ゆるやかに低下し、被覆表面がクエンチして核沸騰に移行すると、燃料中心温度も急速に低下している。そして、このクエンチ後の燃料中心温度低下挙動は、D N Bを越えた場合とほぼ同じ傾向にあり、両者とも被覆表面における核沸騰熱伝達率に支配されていることを示している。

(c) 断熱モデルによる燃料温度計算値との比較

燃料温度が断熱的に T_i から T_f まで上昇したと仮定し、 $C_p(T)$ を UO_2 の比熱とすると、その時の発熱量は $\int_{T_i}^{T_f} C_p(T) dT$ で与えられる。このような断熱モデルにより計算した発熱量と燃料温度の関係と、205-1, 205-2 の実験値との比較を Fig. 2.1.4.4 に示す。ここで、 $C_p(T)$ としては、MATPRO コード³⁾で採用されている次式を用いた。

$$C_p = 15.496 \left[\frac{K_1 \theta^2 \exp(\theta/T)}{T^2 (\exp(\theta/T) - 1)^2} + 2K_2 T + \frac{K_3 E_D}{RT^2} \exp(-E_D/RT) \right]$$

$$C_p = \text{specific heat capacity (J/kg-K)} \quad \theta = 535.285 \text{ (K)}$$

$$K_1 = 19.145 \text{ (cal/mol-K)} \quad E_D = 37694.6 \text{ (cal/mol)}$$

$$K_2 = 7.8473 \times 10^{-4} \text{ (cal/mol-K^2)} \quad T = \text{temperature (K)}$$

$$K_3 = 5.6437 \times 10^6 \text{ (cal/mol)} \quad R = 1.987 \text{ (cal/mol-K)}$$

ところで、NSRR標準燃料では、中心部の発熱量は平均に対して約77%と評価されている。Fig. 2.1.4.4はこの半径方向発熱分布の補正を行なった結果である。同図に見られるように、実験値とこの補正曲線はかなり良く一致している。

また、パルス照射後の周辺部からの熱の流入を考慮すれば、中心温度の最高値は、断熱的に上昇した値よりも高くなると考えられる。この上昇分は、MCDRAN コード計算によると、200 cal/g・ UO_2 の照射時に約 120 °C と評価され、最高値と断熱的上昇値との比は約 1.06 度になる。この点を考慮すれば、実測値は計算値よりもやや低くなる傾向にある。

(d) 繰り返し照射が燃料中心温度および被覆表面温度挙動に与える影響

Fig. 2.1.4.4 より、Test No 205-1 と 205-2 の同一発熱量における測定値が良く一致することから、燃料中心温度測定の再現性は良好であると言える。また、約 150 cal/g・ UO_2 の発熱量を与えた、205-1-4 および 205-2-1, 2, 3 の測定値がほぼ一致していることから、燃料中心温度には、ペレットの割れなどの照射履歴に基づく有意な差は認められなかった。

次に、被覆管表面温度挙動を見ると、Table 2.1.4.3 に示したように、Test No 205-2 において、約 150 cal/g・ UO_2 の発熱量で 3 回繰り返し照射した結果、1 回目では全熱電対が D N B を越えて約 1 秒程度でクエンチしたが、2 回目では全熱電対が D N B を越えず、3 回目では発熱部下端より 5 mm の熱電対 (#7) のみが D N B を越えたが、その他の位置では D N B を越えなかった。

また、1976 年 5 月に実施した Test No 209-1⁴⁾ では、約 180 cal/g・ UO_2 の発熱量で 5 回繰り返し照射を行ない、1～3 回目はパルス照射ごとに膜沸騰継続時間が段階的に短くなり、3～5 回目はそれほど変化が見られないという結果が得られている。

以上の繰り返し照射実験結果より、一度 D N B を越えると、次回以後の照射による被覆表

面温度挙動はかなり影響を受けることがわかった。この原因としては、酸化膜形成等による表面状態の変化、あるいは被覆の変形によるギャップコンダクタンスの減少などが考えられ、今後検討を要す。

なお、Table 2.1.4.2 に示したように、DNBを越えない発熱量で3回照射した後、約150 cal/g・UO₂ の発熱量を与えた 205-1-4 では、全熱電対が DNB を越え、1~2秒でクエシチし、被覆表面温度挙動には繰り返しの影響は特に認められなかった。

照射後検査によれば、最終発熱量は 205-1 で 231 cal/g・UO₂、205-2 で 234 cal/g・UO₂ とほとんど同一であるにもかかわらず、前者では燃料は破損し、後者は健全だった。これは、前者の方が繰り返し照射による膜沸騰継続時間の総計がより長かったためとも考えられるが、繰り返し照射による破損しきい値の変化についてはなお検討を要す。また、両者とも被覆管には激しい酸化物の剥離が見られた。

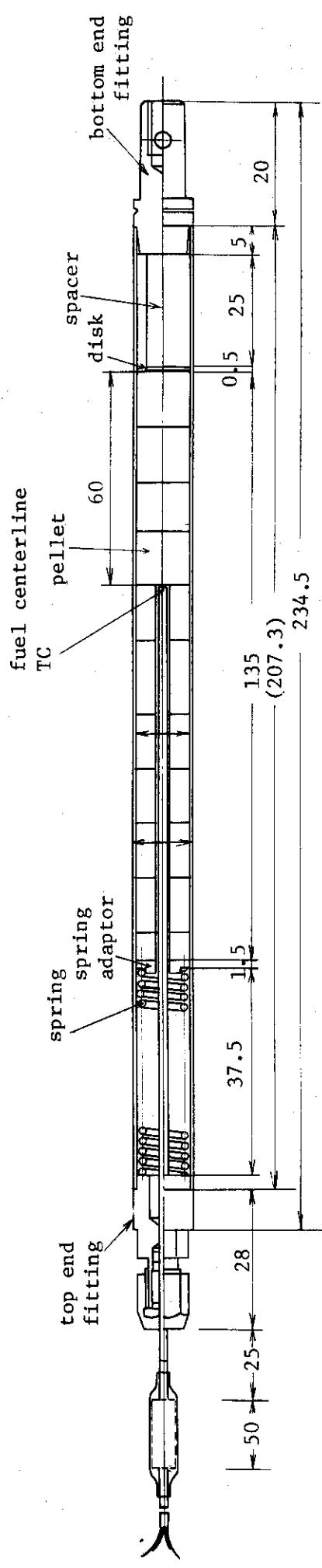


Fig. 2.1.4.1 Fuel element for Centerline Temperature Measurement

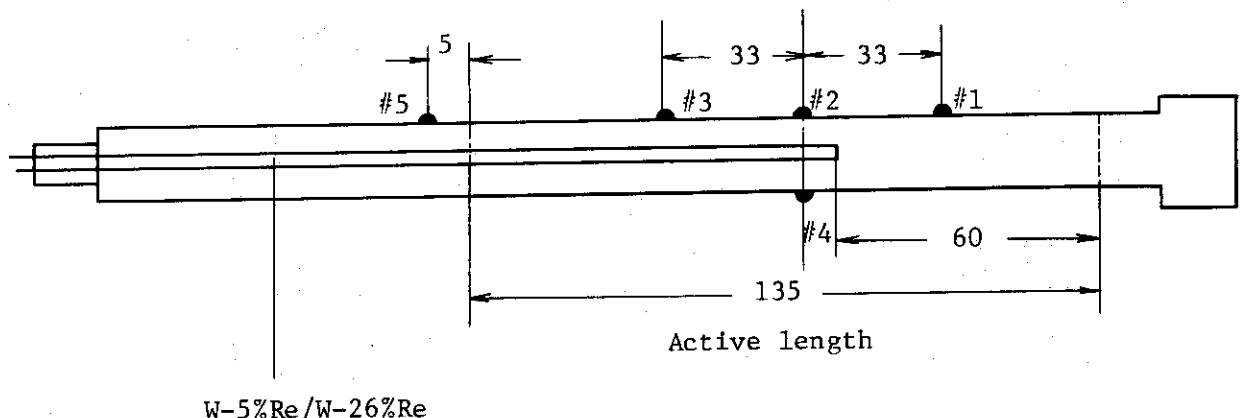
Table 2.1.4.1 Fuel Centerline Thermocouple Specification

Thermocouple	W-5%Re/W-26%Re
Sheath	Tantalum
Insulator	BeO
Fuel centerhole diameter	2.0 mm
Sheath diameter	1.6 mm
Thermocouple diameter	0.25 mm

Table 2.1.4.2 Summary of Experimental Results
(Test No. 205-1)

No.	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Maximum Fuel Centerline Temperature (°C)	Maximum Cladding Surface Temperature (°C)				
			#1	#2	#3	#4	#5
205-1-1	36	400	92	122	128	100	70
205-1-2	36	300	133	129	116	143	-
205-1-3	70	800	-	166	226	100	48
205-1-4	148	1,640	802	1,040	893	1,051	74
205-1-5	209	2,170	1,333	1,463	1,356	1,430	110
205-1-6	231	2,280	1,340	1,490	1,360	1,450	-

#1~#5: Pt-20%Rh/Pt-40%Rh



W-5%Re/W-26%Re

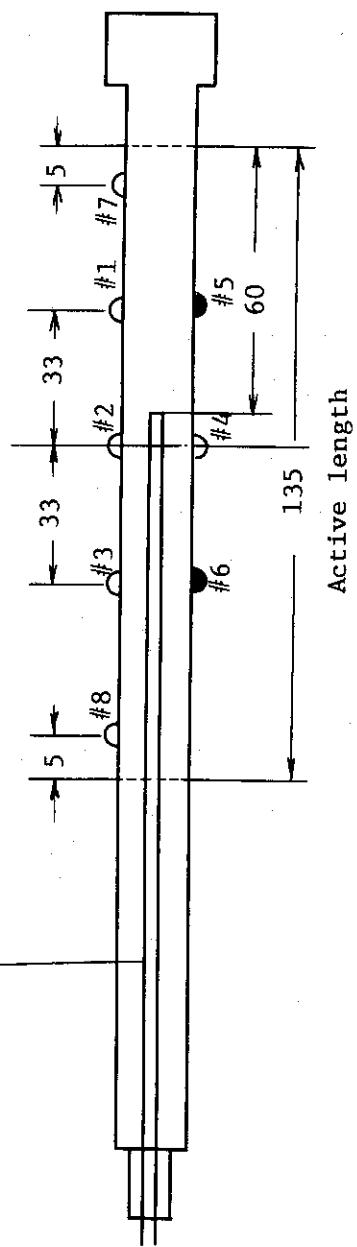
Table 2.1.4.3 Summary of Experimental Results (Test No. 205-2)

No.	Energy Deposition (cal/g•UO ₂)	Maximum Fuel Centerline Temperature (°C)	Maximum Cladding Surface Temperature (°C)					
			#1	#2	#3	#4	#5	#6
205-2-1	151	(1,690)	(1,530)	1,458	1,122	1,444	1,094	1,302
205-2-2	154	1,630	(156)	170	136	178	154	194
205-2-3	155	1,649	(174)	202	156	196	132	112
205-2-4	234	2,258	(1,675)	1,636	1,620	1,560	1,538	1,393
								1,428
								1,604

#1~#4, #7, #8: Pt/Pt-13%Rh

#5, #6: Pt-20%Rh/Pt-40%Rh

W-5%Re/W-26%Re



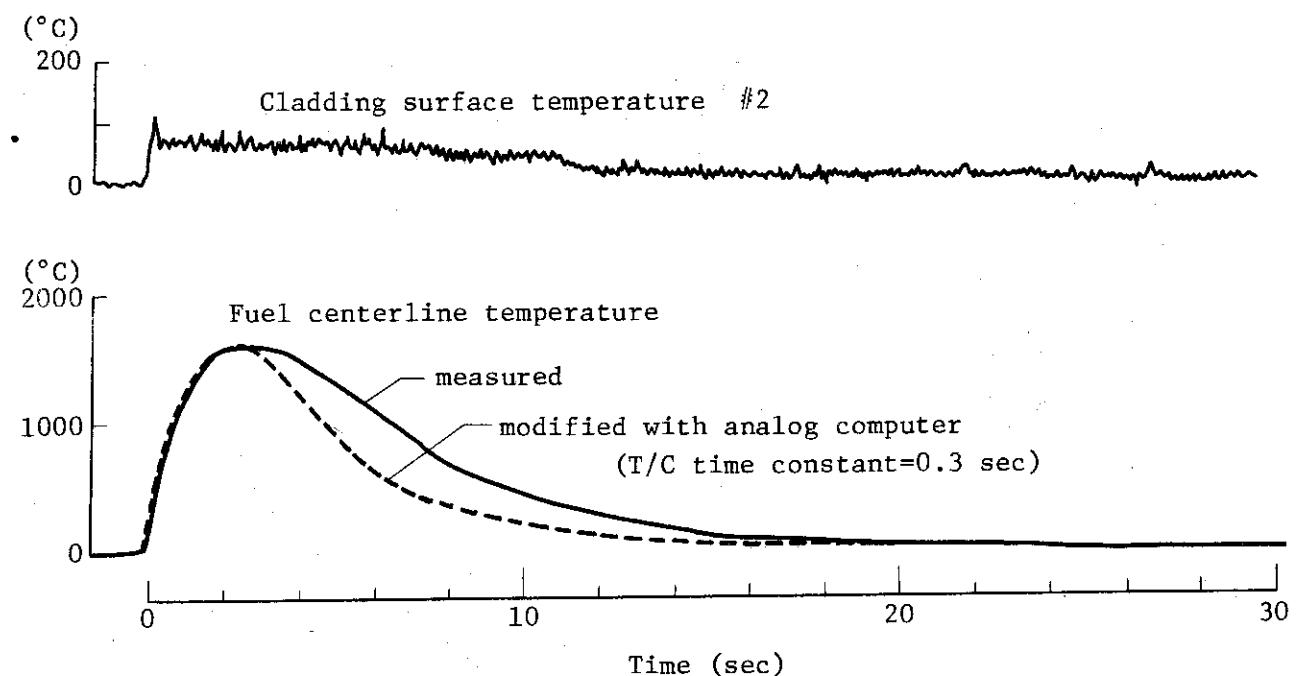


Fig. 2.1.4.2 Cladding surface and fuel centerline temperatures
(Test No. 205-2-2, Energy deposition=154 cal/g·UO₂)

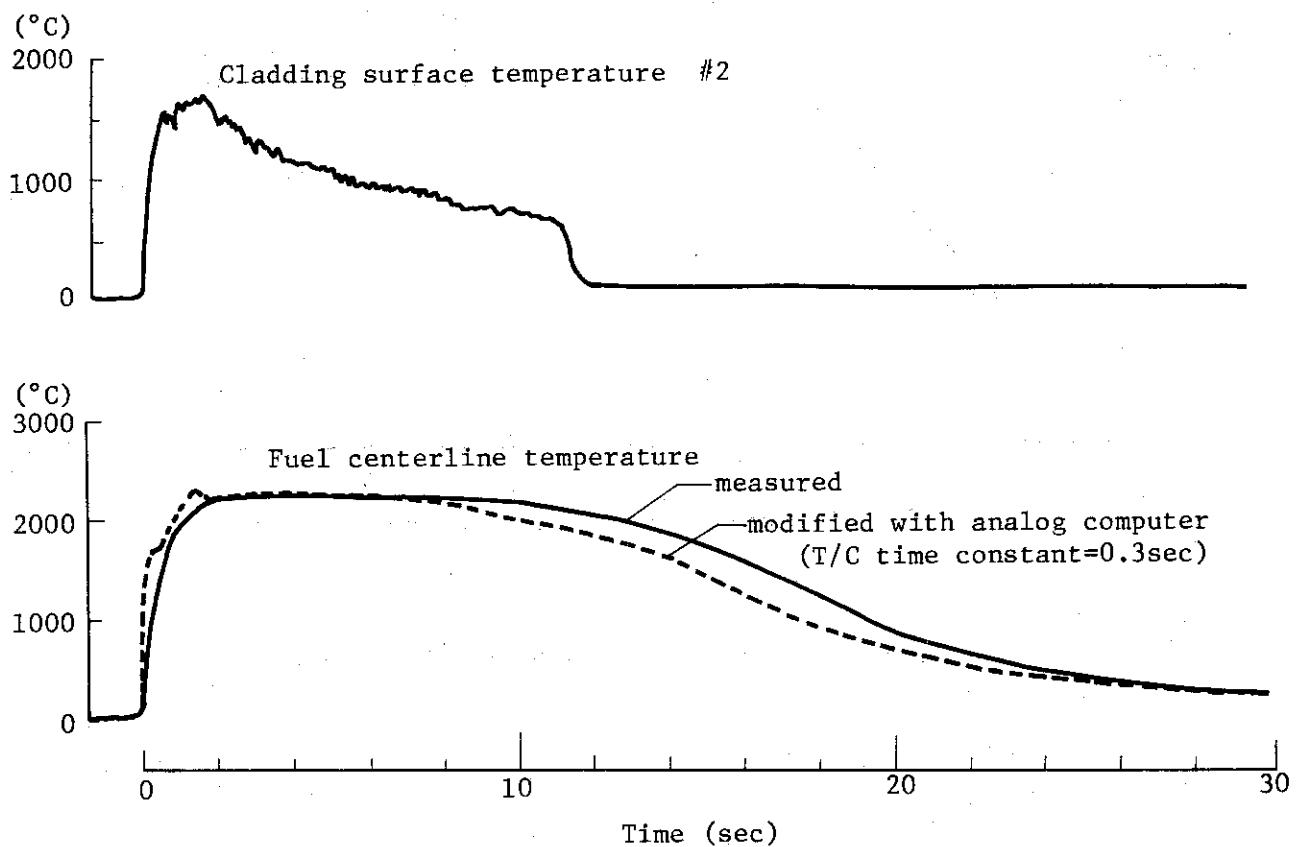


Fig. 2.1.4.3 Cladding surface and fuel centerline temperatures
(Test No. 205-2-4, Energy deposition=234 cal/g·UO₂)

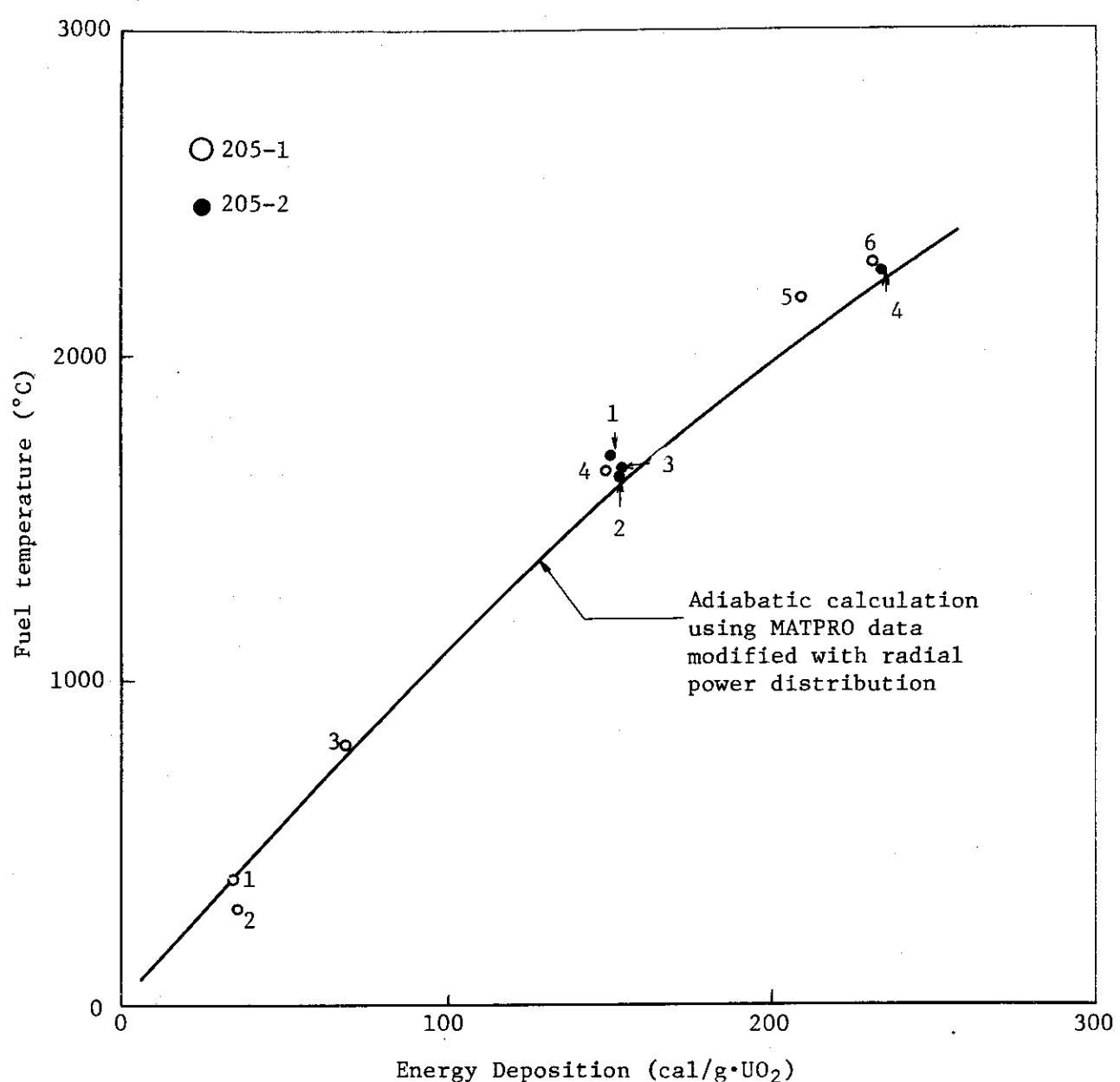


Fig. 2.1.4.4 Fuel Temperature vs. Energy Deposition

2.2 加圧燃料試験（斎藤伸三、石島清見、塩沢周策、岩田耕司）

(1) 概 要

前期までの加圧燃料試験において、初期内圧 $30\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ および $2.5\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ の場合の破損しきい値が明らかとなり、又、破損形態も前者が内圧破損型であるのに対し、後者では内圧破損型ではなく非加圧燃料の場合と大差はなかった。そこで、今期は初期内圧を更にパラメータとして内圧と破損しきい値の関係およびいわゆる内圧破損型を示す下限の内圧に関して実験的に究明することに重点をおいた。更に、現在の大気圧カプセル実験では系の圧力を変えることは不可能なため、試験燃料棒内を真空とし高々 $1\text{kg}/\text{cm}^2$ ではあるが外圧の燃料破損に与える影響を調べた。今期行った加圧燃料試験の実験条件および実験目的を Table 2.2.1 に示す。

前期までに行った実験も含めてこれまでに得られた知見をまとめると次のようになる。

- (a) 初期内圧 $6\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ 以下では燃料破損形態およびしきい値に内圧の影響はほとんど見られない。ただし、燃料棒内を真空にしたものについては破損しきい値はほとんど変わらないと思われるが、破損形態は外圧によるコラップスであった。
- (b) 初期内圧 $8\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ 以上では高温における内圧破損を示し、破損しきい値は非加圧燃料では約 $260\text{cal/g \cdot UO}_2$ であるのに対し初期内圧 $12\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ で約 $200\text{cal/g \cdot UO}_2$ 、 $20\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ で約 $180\text{cal/g \cdot UO}_2$ 、 $30\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ で約 $160\text{cal/g \cdot UO}_2$ と低下し初期内圧の影響が顕著に現われる。
- (c) 内圧破損した燃料でも、初期内圧 $30\sim 50\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ の場合には破損時の被覆管温度が 900°C 以下であり、被覆管のふくれが局所的で $20\sim 30\%$ と小さいのに対し、初期内圧 $8\sim 20\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ の場合は破損時の被覆管温度は $900\sim 1100^\circ\text{C}$ で、被覆管のふくれも全体的に $50\sim 170\%$ と大きい。

(2) 実験結果

今期は前期に引き続いて 13 回の実験を行った。Table 2.2.2 は今までに行ったすべての加圧燃料実験の結果を整理して示したものである。また、Fig. 2.2.1 および Fig. 2.2.2 には照射後の燃料の外観を、初期燃料棒内圧と発熱量をパラメータとして示してある。以下に、今期行った実験について簡単に説明する。

(a) Test No 231 - 23

これは、初期加圧量が $30\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ の加圧燃料を用いた高発熱量実験であり、発熱量は $353\text{cal/g \cdot UO}_2$ であった。燃料ペレットの一部が微粒子化して被覆管の外に飛散していたが、燃料棒自体がいくつかに分断するというようなことはなかった。同程度の発熱量で行われた標準燃料を用いた高発熱量実験では、燃料棒は一部の燃料ペレットの微粒子化とともに、燃料棒自体が数個に分断された形で破壊していた。この点から見れば、加圧燃料の方が標準燃料の場合よりも破壊の程度がおだやかであると言える。

(b) Test No 231 - 18, 20, 19

これらは、初期加圧量が $20\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ である燃料の破損しきい値を求めるための実験であり、発熱量はそれぞれ、 237 、 200 および $177\text{cal/g \cdot UO}_2$ であった。発熱量が $177\text{cal/g \cdot UO}_2$ の場合を除き、燃料は被覆管の破裂によって破損した。また、これらの燃料は Fig. 2.2.1 に示すように、いずれも被覆管が大きく膨れているのが特徴である。

(c) Test No 231-6, 25, 24

これらは、初期加圧量が $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ である燃料の破損しきい値を求めるための実験であり、発熱量はそれぞれ、227, 209 および $195 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ であった。発熱量が $195 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合を除き、燃料は被覆管の破裂によって破損した。また、これらの燃料棒は Fig. 2.2.1 に示すように、 $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合と同様、被覆管が大きく膨れている。同図には Test No 231-5 の照射後燃料が示されているが、Test No 231-6 の照射後燃料の外観はこれと非常に良く似ている。

(d) Test No 231-26

これは、内圧破損型の燃料破損を示す最低加圧量を求めるための実験で、初期加圧量が $8 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 、発熱量は $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ であった。燃料はやはり被覆管の破裂によって破損した。初期加圧量が $6 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ の場合には、内圧破損型の燃料破損は発生していないから、 $8 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ がほぼしきい圧力になる。照射後の燃料は Fig. 2.2.1 に示されている。

(e) Test No 231-7, 10, 9

これらは、初期加圧量が $6 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ である燃料の破損しきい値を求めるための実験であり、発熱量はそれぞれ、278, 260 および $246 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ であった。発熱量が $278 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の時には、燃料は被覆管の溶融によって破損したが、その他の場合には燃料は破損しなかった。Test No 231-7 および 231-10 の照射後燃料の外観が Fig. 2.2.1 に示されているが、被覆管の変形量はそれほど大きくはなく、標準燃料の照射後の外観に似ている。

(f) Test No 231-15, 14

これらは、外圧の影響を見るために、被覆管内を真空中にした燃料を用いて行った実験であり、発熱量はそれぞれ 259 および $238 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ であった。発熱量が $259 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験では、被覆管はつぶれてしわがあり、ペレット一ペレット間の境界に周方向の溝を形成していた。溝の中には周方向のクラックがみられ、熱電対がはがれて穴があくなど、被覆管はかなり破損していた。他方、発熱量が $238 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験では燃料は破損せず、被覆管は健全であった。Test No 231-15 の照射後燃料の外観は Fig. 2.2.1 に示されている。

(3) 考察

(a) 破損しきい値および破損機構

加圧燃料の破損しきい値および破損機構については前報¹⁾において考察したところであり、今期の実験の進歩によっても何ら変るところがないが、更に初期圧 $8 \sim 20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ および真空中に引いた燃料棒に関する実験より新たな知見を得た。実験は初期燃料棒内圧と発熱量をパラメータとしたが、前期までに行った実験も含めてこれまでに行なった加圧燃料の実験点と燃料破損の有無を Fig. 2.2.3 に示す。これまでの実験結果より破損しきい値および破損機構について考察する。

(i) 破損しきい値

加圧燃料の破損しきい値に関しては初期内圧 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 以下の場合について明確となった。すなわち、初期内圧 $6 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 以下では破損しきい値は非加圧燃料の場合とほとんど変らず約 $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ であるが、初期内圧がそれ以上高い場合には Fig. 2.2.3 から分るように初期内圧が高くなるにつれ、破損しきい値は低下している。具体的には初

期圧 12 kg/cm² g で破損しきい値は約 200 cal/g·UO₂ , 20 kg/cm² g で約 180 cal/g·UO₂ , 30 kg/cm² g で約 160 cal/g·UO₂ と低下し初期内圧の影響が顕著に現われている。初期圧 50 kg/cm² g については実験が一例であるため、破損しきい値を実験結果より明確には出来ないが、この例でも被覆管温度が 800 °C を越えて破損に至っている。一方、140 cal/g·UO₂ の発熱量を与えた標準燃料試験 (Test No 111-13)⁵⁾ では被覆管表面での熱流束は DNB (Departure from Nucleate Boiling) 热流束を越えて膜沸騰を示したが、被覆管最高温度は 750 °C に止まり膜沸騰継続時間も極く短時間であった。又、初期圧 30 kg/cm² g の加圧燃料試験においては、発熱量 151 cal/g·UO₂ (Test No 231-17) でも被覆管最高温度は同様に 750 °C であり¹⁾、標準燃料試験の結果と比較すると同様な温度挙動を示すには加圧燃料の場合は標準燃料に比して若干高めの発熱量を与える必要がある。これは、照射後試験の結果からも明らかなように加圧燃料の場合には、被覆管のふくれが標準燃料の場合よりも大きくなりギャップ・コンダクタンスが低下することによる。したがって、上記の事実より初期圧 50 kg/cm² g の場合でも、破損しきい値は 140 cal/g·UO₂ を下廻ることはないと言えよう。

又、破損時の被覆管表面温度について言えば、初期内圧 30 kg/cm² g 以上の場合は 800 ~ 900 °C であるのに対し、初期内圧 8 ~ 20 kg/cm² g の場合は 900 ~ 1150 °C となり、被覆管変形量は前者の場合は局所的で小さいのに対し、後者の場合は全体的で大きい。変形量については後述するので、ここでは過渡時の燃料棒内圧より破裂時の周方向応力を求め、炉外のデータとの対比を行った。Table 2.2.2 に示したように初期圧 30 kg/cm² g 以上の場合には燃料棒内圧測定用の圧力計を付けなかったので、まず、初期内圧 8 ~ 20 kg/cm² g の場合について破裂時の周方向応力を求める。この場合、後述するように被覆管のふくれ開始より破裂までにはある程度の時間があり、この間燃料棒内圧、被覆管温度は過渡記録よりも明らかに変化していることが分り、又、被覆管の肉厚もこの間徐々に薄くなっていくものと思われる。破裂時の燃料棒内圧はいずれの場合も過渡時のピーク圧力を過ぎて一般に初期圧程度に低下しており、一方、破裂時の被覆管温度も Table 2.2.3 に示すようにピーク温度を過ぎて降下の途中で加熱速度としては負であるが、ほとんど一定の温度を保持している状態である。したがって、被覆管の破裂を決定づけている圧力、温度は最大内圧とその時の被覆管温度と考え、破裂時の応力としては、内圧は過渡時の最大内圧、被覆管温度としては最大内圧時の温度、被覆管の形状としては初期の形状を仮定して求めた。なお、被覆管温度としては、必ずしも破裂個所の温度を測定しているのではないので、測定した 3 ~ 4 点の温度の平均を用いた。又、測定温度は被覆管の表面温度であり、被覆管内外面の温度差が問題となるが、被覆管の破裂はパルス出力発生後かなり時間が経過してから起つており、計算では高々 20 ~ 30 °C 程度と見積られる。上記の仮定に基いて求めた破裂時の周方向応力を Table 2.2.4 に示す。又、初期内圧 8 ~ 20 kg/cm² g において被覆管が破裂したのは 6 ケースであるが、この中半数の 3 ケースについては内圧が最大内圧を過ぎ、減少中に被覆管温度が最高となり、その後温度降下中にバーストしている。そこで、これらのケースについてはふくれを発生し、被覆管の破裂を決定づけているのは最大内圧よりも、むしろ、被覆管温度とも考えられ、被覆管最高温度とその時の内圧から

も周方向の応力を評価しTable 2.2.4に示した。

初期内圧が30および50 kg/cm²gの場合には過渡時の燃料棒内圧を測定しなかったので、初期内圧20 kg/cm²g以下の場合の測定値を基にし、更に以下の仮定の下に最大内圧を計算する。

① 初期内圧20 kg/cm²g以下の場合の過渡時最大内圧は初期圧の1.2倍(後述)とし、この場合の燃料ペレットの軸方向膨張量はUO₂温度2000°Cに対応する2.5%³⁾とする。

② 圧力計取付用アダプタを装着した場合の常温時の燃料棒中の自由空間体積は7.5cm³とし、アダプタを装着しなかった場合は3.5 cm³とする。又、この中、ペレット-被覆管間のギャップ体積は0.38 cm³とする。

③ 過渡時の最大内圧はペレットの熱膨張とプレナムガス温度の上昇によってのみ決まるものとする。

④ ガスはすべて理想気体の法則に従うものとする。

以上の仮定より初期内圧20 kg/cm²g以下の場合の最大内圧時のプレナムガス温度を求める。

$$\frac{7.5 \text{ cm}^3 \times P_0}{300 \text{ }^\circ\text{K}} = \frac{6.89 \text{ cm}^3 \times 1.2 P_0}{T_1 \text{ }^\circ\text{K}}$$

$$T_1 = 330.7 \text{ }^\circ\text{K}$$

となり、約30°Cの温度上昇と見積られる。次にこの温度を基にして、アダプタなしの場合のプレナムガス温度上昇を求める約73°Cとなる。これよりアダプタなしの燃料棒でUO₂温度2000°Cとした場合の最大内圧は初期内圧の1.5倍となる。UO₂温度を発熱量に応じて評価し、内圧30および50 kg/cm²gの燃料棒について最大内圧を求め、又、これより被覆管周方向応力を評価した結果をTable 2.2.4に示す。Fig. 2.2.4には以上の結果より求めた加圧燃料の破裂時の周方向応力と文献(3)に示されているジルカロイの局限強度(Ultimate strength)とを比較して示す。これより、NSRR実験により得られた破裂時の周方向応力は各温度について局限強度と比較すると10~100%程度大きくなっている。しかし、局限強度のデータが解析用として控え目に評価したデータであることを考えれば、かなり良い一致を示していると言えよう。したがって、加圧された燃料に対して、反応度事故時のように急激な発熱量が加えられた場合、過渡時の燃料棒内圧と被覆管温度を予測出来れば、それより求めた応力より破損に至るか否かは炉外のデータと比較することによって判断してもそれほど間違はないから。

(ii) 破損機構

破損機構については初期内圧あるいは燃料棒の内外圧差によって異なる。初期内圧6 kg/cm²g以下では破損形態は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化による。しかし、真空中に引いた燃料棒を用いたものでは外圧の方が高々1 kg/cm²しか高くないにも拘らず、破損形態はいわゆるコラップス型であった。これはこの実験の発熱量は259 cal/g・UO₂であり、測定された被覆管表面最高温度

は 1790 °C であることから、このような高温状態においては被覆材の強度はほとんどなく僅かな外圧によっても被覆管はコラップスするものと思われる。この外圧としては、始めに燃料棒が真空中に引かれていることによるもの他、沸騰によって生成した気泡の消滅時の圧力発生も影響していることが考えられる。被覆管表面温度 1790 °C における限界外圧力をヤング率 $E = 0.33 \times 10^{10} \text{ N/cm}^2$ 、ポアソン比 $\nu = 0.073$ として求めると $P_{cr} = 19 \text{ kg/cm}^2$ となる。外圧として 19 kg/cm^2 作用したとは考えられないが、過渡時に測定される被覆管温度は表面温度であり、平均の被覆管温度としては更に高いことが考えられ、したがって、限界外圧力も更に下がっていたものと思われる。これに対し、231-14 では被覆管温度が最高約 1600 °C であったが、この場合の限界外圧力は約 70 kg/cm^2 となり容易にコラップスするとは考えられない。これらより、NSRR実験において初期に 1 kg/cm^2 程度の外圧をかけた場合、破損形態は標準燃料試験の場合とは若干異なり外圧によるコラップスの形が見られるが、破損しきい値は大差ないものと考えられる。

一方、初期内圧が $8 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 以上の場合、破損はいわゆる内圧破損型であり、それも浸水燃料の場合には被覆管温度がほとんど上昇せず内圧が急上昇して破損するのに対し、この場合には内圧は初期内圧とほとんど変らず（20%程度の上昇）、被覆管温度が急上昇し被覆管強度の低下による高温内圧破損である。このため、浸水燃料の破損と比較して、破裂口の口径は小さく、内圧も低いため燃料ペレットが被覆管外へ飛び出すことはない。内圧破損型の破損形態を示す下限の初期内圧は NSRR実験においては約 $6 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ であるが、前述のように本実験燃料においては燃料ペレットに対する自由空間の体積比が大きく 0.83 であるのに対し、実際の PWR 型動力炉燃料においてはこの $1/4$ 以下である。このため、動力炉の反応度事故条件下においては過渡時の最大内圧は NSRR実験の場合よりも高くなると考えられ、したがって内圧破損型の破損の下限初期内圧は $3 \sim 4 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 程度となろう。

(b) 温度挙動

加圧燃料試験において見られる被覆管表面温度の挙動はかなり特異なものであり、その振舞いについてはすでに報告した通りである。^{1), 6)} ここでは、その後のデータの蓄積によって明らかになったか、あるいは前報よりさらに明確になった事項について記述する。

Fig. 2.2.5 から Fig. 2.2.7 は、初期加圧量がそれぞれ 30 , 20 および $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ の場合について、最高被覆管表面温度と燃料破損時の被覆管表面温度を発熱量の関数として示したものである。どの場合においても、当然のことながら最高被覆管表面温度は発熱量と共に増加している。増加の程度を見てみると、 $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には、発熱量が $177 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ から $237 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ に増加する間に、最高被覆管表面温度は約 200 °C 増加 (3.3 °C/ $\text{cal/g} \cdot \text{UO}_2$) し、 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には $195 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ から $240 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の間に約 100 °C 増加 (2.5 °C/ $\text{cal/g} \cdot \text{UO}_2$) している。これに対し、 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には同程度の発熱量の範囲を考えると、発熱量が $184 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ から $240 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ に増加する間に、最高被覆管表面温度は約 400 °C 増加 (7.3 °C/ $\text{cal/g} \cdot \text{UO}_2$) している。このように、最高被覆管表面温度の増加の程度は初期加圧量が低いほどやかくなっている。これは、後述するように、初期加圧量が $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ から $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ の範囲では、初期加

圧量が低下するにつれて被覆管の膨れ量が増加する（ギャップ・コンダクタンスが低下する）という事実を反映していると考えられる。

もう一つの事実は、実験した発熱量の全域にわたって、 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の方が $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合よりも高い最高被覆管表面温度を示していることである。これは、上に述べた事実、すなわち、初期加圧量が低下するにつれて被覆管の膨れ量が増加するということと矛盾するように思われる。

上記の矛盾をある程度説明するものとして、Fig. 2.2.8 から Fig. 2.2.10 に、初期加圧量がそれぞれ 30 , 20 および $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ の場合について、燃料破損が発生した時刻と被覆管表面温度が最高値に達した時刻を発熱量の関数として示したものである。これらの図から明らかのように、 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には、被覆管表面温度が最高値に達するのは燃料破損が発生した後であり、逆に $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には、被覆管表面温度が最高値に達した後に燃料破損が発生している。 $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合は両者のほぼ中間に位置するものと言えるだろう。これらの事実から上記の問題について定性的な説明が可能である。すなわち、 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には、燃料破損がかなり早期に発生するために、破損位置からはなれた場所においては、燃料破損が被覆管表面での最高温度に与える影響は比較的小さく、この傾向は発熱量が高くなるにつれて顕著になる。 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には、逆に燃料破損の発生がずっと遅くなっている。このために、被覆管表面温度は、被覆管の変形による影響は受けるが、燃料破損の影響は受けないので、変形の程度と発熱量によって決まる値まで十分に上昇することができるであろう。 $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合は、両者の中間的な状況にあり、被覆管の変形および燃料破損の両方の影響を受けていると考えられる。つまり、被覆管の変形量の増加によるギャップ・コンダクタンスの低下と、燃料破損の発生による被覆管冷却効果の増加（内部封入ガスが急速に失しなわれるため）が、被覆管内面での強制対流冷却の両方によって、被覆管表面での最高温度が抑えられる。 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合と異り、燃料破損がかなり遅く発生するので、大部分の熱エネルギーがすでに放出されてしまつており、燃料破損の発生後は、もはや被覆管表面温度の上昇はほとんど不可能になっていると考えられる。上記の議論においては、 $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合、被覆管表面温度が最高値に達する直前に燃料破損が発生するということを暗黙のうちに仮定している。したがって、燃料破損が発生しないような低発熱量領域では上記の議論は成り立たない。被覆管表面温度が最高値に達する時刻付近では、 $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の方が、 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合よりも膨れ量が大きかったと仮定すれば説明も可能であるが、時間依存の歪量の測定は現在のところ不可能なので、この問題については解析も含め、さらに検討が必要である。

次に、Fig. 2.2.5 から Fig. 2.2.7 に示した燃料破損時の被覆管表面温度から次のような傾向を見ることができる。すなわち、 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ および $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には、燃料破損時の被覆管表面温度は発熱量にほとんど依存しないのに対し、 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には発熱量と共に増加している。従って、 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ および $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には燃料破損は被覆管表面温度があるレベルに達するかどうかにかなりの程度支配されると言える。このことは、Fig. 2.2.8 と Fig. 2.2.9 に示したように、初期加圧量が大きい場合

には被覆管表面温度が最高値に達するのは燃料破損が発生した後か、そのごく近傍であるということと対応している。これに対し、 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には、被覆管表面温度が最高値に達した後で、ほとんどの場合燃料は破損しているという事実から、燃料破損は変形量があるレベルに達するかどうかに支配されていると言えよう。Fig. 2.2.7より、燃料破損時の被覆管表面温度は発熱量が低くなるにつれて低下するが、後述するように、最大周方向歪は逆に増加する傾向にある。これには、ごくわずかな内圧上昇量の相異が関係しているものと考えられるが、同時に、燃料破損が変形量に支配されているという事実を反映していると言えるかもしれない。以上のことより、 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ および $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には、燃料破損は、被覆管の温度上昇による強度の低下を主原因として発生するが、 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合にはそれだけでは足りず、被覆管が変形（膨れ）して薄くなり、さらに強度が低下するのを待つて燃料は破損すると考えられる。

この辺の事情をさらに明らかにするのが、Fig. 2.2.11 から Fig. 2.2.13 である。Fig. 2.2.11 は $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合であり、発熱量が $279 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ から $184 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験では、被覆管表面温度が約 800°C 程度に達した時点で燃料は破損している。発熱量が $150 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合には被覆管表面温度がそのレベルに達していないために、燃料は破損していない。Fig. 2.2.12 は $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合であるが、 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合と全く同様に、発熱量が $237 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ と $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験では、被覆管表面温度が約 900°C に達した時点で燃料は破損している。発熱量が $177 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合には、やはり被覆管表面温度がそのレベルに達していないために燃料は破損していない。Fig. 2.2.13 は $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の実験結果を示したものであるが、被覆管表面温度がほとんど同じレベル（約 1000°C ）に達しているのに、発熱量が $227 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ と $209 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合には燃料は破損し、 $195 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合には破損していない。このように、 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には、 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ および $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合と状況がかなり異っている。したがって、 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧燃料の破損挙動をモデル化する際には、被覆管表面温度の他に被覆管の変形挙動を詳細に検討することが重要になるであろう。

被覆管表面温度の挙動を調べることにより、被覆管の変形が始まる時点についての情報も又得ることができる。Fig. 2.2.14 は被覆管表面温度と燃料棒内圧の履歴を、発熱量を一定にし、初期燃料棒内圧をパラメータとして示したものである。同図より、被覆管表面温度は 450 msec 前後から初期燃料棒内圧の相異により、明らかに差が出はじめている。このことは被覆管の変形がその辺りから始まっていることを示している。 $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合の燃料棒内圧が、 450 msec 辺りから急に低下していることも上記の指摘を裏付けている。 $6 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合の燃料棒内圧がほとんど一定であるのは、 $6 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 程度の加圧量では被覆管はほとんど変形しないという事実と対応している。

燃料棒内圧の挙動を説明するために、プレナム温度の実測を試みた。Fig. 2.2.15 はその結果の一例を示したものである。プレナム温度は、パルス出力投入後比較的急に立ち上り、最高値に達した後燃料破損が発生した時点で一度低下している。しかしながら、被覆管表面温度ほど急激な低下は示さず、その後再びゆるやかに上昇している。Fig. 2.2.16 は、燃料棒内圧、プレナム温度、被覆管表面温度および投入エネルギー量の履歴を比較したものであ

るが、同図より、プレナム温度も燃料棒内圧も、パルス出力投入直後に急激に立ち上り、その後は余り急激な変化を見せていないことがわかる。これらのことから、燃料棒内圧の最高値は、瞬間的な燃料ペレットの膨張による燃料棒内の気体体積の減少量とプレナム温度の上昇量（たしかに10°C以下）によってほとんど決まると考えられる。しかしながら、プレナム内の温度分布は非常に非均一（ペレット端の近傍のみ、温度上昇が顕著）であるという計算結果⁷⁾もあり、プレナム温度の測定値を、そのまま燃料棒内圧の評価のために用いることは危険であろう。

Fig. 2.2.17 は、燃料棒内を真空にした場合に得られた被覆管表面温度の測定例である。非常に特徴的なことは、温度を測定した場所によってその挙動、特に最高温度がかなり異なることである。最高と最低の差は約 600°C 近くにもなる。Fig. 2.2.11 および Fig. 2.2.12 に示した温度挙動と比較してもその差の大きさがわかるであろう。通常の実験（標準燃料を用いた実験）では、その差は高々 100°C から大きくて 200°C 程度である。このような振舞いの原因としてはギャップ・コンダクタンスの影響が考えられる。本実験の発熱量は 238 cal/g・UO₂ であるが、259 cal/g・UO₂ を与えた実験では燃料棒は被覆管が押しつぶされたような形に変形しており、破損していた。本実験の燃料棒は破損しておらず、変形量も目立つほどではない。しかしながら、過渡状態においては以下のようないくつかの状況が考えられる。すなわち、被覆管表面温度が上昇すると被覆管の強度が低下し、外圧条件の下では被覆管は押しつぶされるように変形するであろう。このような傾向は発熱部中央で最も顕著であると考えられる。すなわち、被覆管表面温度が高かった発熱部中央の #2 および #4 の位置では、被覆管がある程度変形して、ギャップ幅が少くなつて熱伝達が良くなり、他方発熱部上下部の #1 および #3 の位置では被覆管はあまり変形せず、内部が真空であることもあって、熱伝達のかなり悪い状態が保持されたために被覆管表面温度が抑えられたのである。いずれにしても、詳細な寸法測定および解析に基づいた検討が今後の課題として残る。

(c) 内圧挙動

加圧燃料試験における燃料棒内圧の挙動については、前報⁽¹⁾でほぼ説明したので、今回は定量的な問題について検討する。

Fig. 2.2.18 は測定された最大燃料棒内圧を初期加圧量の関数として示したものであり、同図より両者には明らかに線形な関係があることがわかる。また、最大燃料棒内圧が発熱量にはほとんど依存しないという重要な事実も示されている。最大燃料棒内圧と初期加圧量の比を取って見ると、1.18 から 1.31 の間にほぼ入り、平均 1.2 程度である。一方、前々報⁽⁴⁾で評価した、圧力測定用のアダプターがない場合の 1.5 以下という値、および本報の 2.2.3(1) で評価した、やはり圧力測定用のアダプターがない場合の 1.5 という値は、これらの場合には燃料棒内圧を測定した時よりも気体体積（プレナム体積）が小さいということを考慮すれば、全く妥当なものであると言えよう。したがって、これらの評価の際に行った仮定、すなわち、燃料ペレットの膨張によるギャップの消失とプレナム温度のある程度の上昇という仮定が、妥当であったと言える。また、最大燃料棒内圧が発熱量にはほとんど依存しないということは、燃料ペレットの膨張量やプレナム温度の上昇量が発熱量によって顕著に変化しないということを逆に示している。しかしながら、定量的には、過渡的な変形量やプレナム温度の挙動を

含んだ解析に待つところが大きい。

次に、カプセル内圧について検討する。カプセル内圧は燃料が破損し、内部の封入ガスが放出されると同時に発生する。Fig. 2.2.19 は、カプセル内圧を初期内圧の関数として示したものである。同図より、発生したカプセル内圧はほとんどの場合初期加圧量以下であることがわかる。これは、カプセル内圧のソースとなるものが内部封入ガスであり、燃料棒内圧の上昇はそれほど顕著ではないこと、および放出の過程での減衰やカプセル壁に到達するまでの減衰を考えれば当然のことである。

また、カプセル内圧は発熱量と共に増加する傾向にあるが、顕著なものではない。これは、たとえば、 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合に顕著なように、変形量は発熱量が減少すると共に増加するために、燃料破損時の燃料棒内圧が低下することなどが原因と考えられるが、いずれにしても大きな効果をもたらすものではない。

(d) 破壊力

すでに述べたように、加圧燃料が破損した場合に発生するカプセル内圧は高々初期加圧量程度か、あるいはそれ以下である。また、 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧燃料を用いた高発熱量実験($353 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$)では、燃料ペレットの一部が微粒子化し、被覆管外に飛散していた。しかしながら、被覆管表面温度の挙動を見ると、カプセル内圧は被覆管表面温度が約 400°C に達した時点で発生しており、また被覆管表面温度はその後も上昇して 1000°C 以上を記録している。したがって、この実験におけるカプセル内圧はやはり、内部封入ガスの放出を原因として発生しており、その後に生じたペレットの微粒子化を原因とするカプセル内圧は観測されなかったと言えるだろう。

カプセル内圧の発生と同時に、カプセル上部の水柱が移動することを示す信号が発生していることから、カプセル内圧は破壊力となり得ると考えられるが、その量はたかだか初期加圧量程度であり、パルス幅も $0.2 \sim 0.7 \text{ msec}$ (半値幅)とかなり小さいので、大きな破壊力とはなり得ない。

(e) 変形量

初期加圧量が被覆管の変形量に与える影響やその挙動については前報¹⁾などすでに論じたところであるが、定量的なデータの紹介と検討をここで行う。

まず、Fig. 2.2.20 は初期燃料棒内圧をパラメータとして、最大周方向歪を発熱量の関数として示したものである。同図より、①初期加圧量が低下するにつれて最大周方向歪が増加すること、②発熱量が増加するにつれて最大周方向歪が減少する傾向にあることなどが知られる。

第1点については、温度挙動のところですでに述べたように、 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ および $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には、燃料破損は被覆管の温度上昇による強度の低下を主原因として発生するが、 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には、被覆管が膨れて薄くなることによる強度低下も加わらなければ燃料は破損しないと考えればある程度の説明はつく。また、もっと簡単には、 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ および $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合はいわゆる「 $\alpha + \beta$ 」相での破損であり、 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合は「 β 」相における破損であると言ってよいのかもしれない。

第2点については、 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ および $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合、この傾向は余り顕著ではない。これは、破損時の被覆表面温度が発熱量によらず、ほぼ一定と見なし得るという事実と対応していると考えられる。 $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には、最大周方向歪は発熱量が増加するにつれて減少するという傾向がはっきり見られる。Fig. 2.2.7に示したように、破損時の被覆管表面温度は発熱量と共に増加しており、上記の傾向と好対照をみせている。発熱量が低い場合には、内圧の上昇率が小さく、被覆管表面温度が低いこともある。燃料破損に到るためにはより大きく膨れる必要があると考えられるが、最高燃料棒内圧は発熱量にはほとんど依存しないという実験事実もある。このように、燃料棒内圧が発熱量によってほとんど変わらないとすれば、被覆管表面温度に原因を求めることが必要になる。つまり、被覆管表面温度が高いほど歪速度が大きく、従って破損までの歪量が少くなると考えるわけである。この問題については将来さらに検討を要するところである。

Fig. 2.2.21は、初期燃料棒内圧をパラメータとして、最大周方向歪を破損時の被覆管表面温度の関数として整理したものであるが、特に $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧の場合には、被覆管が変形するのは燃料が破損するかなり前であると考えられるので、この場合には最高被覆管表面温度で整理すべきであるかも知れない。それはさておき、同図より、被覆管表面温度がかなり低下した後に破損した一例を除けば、二つのグループに分けることができる。すなわち、 $50 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ および $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧のグループと、 $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ および $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 加圧のグループである。破損時の被覆管表面温度と歪量からみて、前者は「 $\alpha + \beta$ 」相での変形、後者は「 β 」相での変形とわけられそうであるが、 $20 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ の場合は常に中間的な振舞いを示しているので、その境界はあまり確かなものではない。

最後に、プロフィロメータを用いて、直徑の増加の様子を軸方向に沿って測定した結果のいくつかをFig. 2.2.22に示す。最も大きな特徴は、加圧燃料の場合、その変形がかなり軸対称的であるということである。このことは、前報¹⁾に述べられている標準燃料の場合と比較すると明らかである。

また、Test No 231-24の測定結果を見ると、軸方向に沿っていくつかの谷が示されている。この谷の位置はほぼ熱電対の位置に対応している。つまり、熱電対を取り付けるということにより、そこがヒート・シンクになり得るということを示している。

(f) 金 相

照射後燃料検査の一つとして、一部の燃料について被覆管およびペレットの組織観察を行った。Fig. 2.2.23はTest No 231-22(初期内圧 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ 、発熱量 $279 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$)のペレットの横断面写真である。Fig. 2.2.23 aよりペレット中のクラックおよび空孔(Pore)の様子がわかる。図中に示した外周付近の周方向の空孔の集合は、溶融した部分と溶融しない部分との境界に集ったものと考えられる。ここで UO_2 の溶融エンタルピーを $300 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ とし、ペレット中の径方向発熱分布⁶⁾を考慮して溶融する領域を求めてみると、外周から 0.52 mm 内側までの部分が溶融することになる。一方、空孔の集合した部分は外周から約 0.5 mm のところにあり、両者はよい一致を示している。一般に溶融した部分としない部分との境界には空孔は集まり易いが、空孔の集った部分が溶融の境界であるという証拠は現在のところない。なおクラックについては、本レポート第3章のFig. 3.6に示すのでここ

では省略する。

次に、結晶粒の成長について考えてみる。Fig. 2.2.23 b~e は、同ペレットの組織写真を、f には未照射ペレットの組織を示す。未照射のものと比べると照射ペレットでは明らかに結晶粒の成長が起っている。成長の程度は周方向では同じであるが、径方向についてみると場所によって異なる。場所による平均粒径の相違は以下の表に示すとおりである。

Grain Size Distribution of the Fuel Pellet Irradiated at an Energy Deposition of 279 cal/g·UO₂ in Test No. 231-22

Distance from the pellet center (mm) (center)	0	1.0	2.0	3.0	3.5	4.2 around pore clusters	4.7 (periphery)
Approximate- ly average grain size (μ)	30	25	22	20	18	inside of pores 10 outside of pores 20	10

average grain size of unirradiated pellet : ~ 8 μ

この結果を図示したものが Fig. 2.2.24 である。本図には、パルス投入後の各代表的時刻におけるペレット内の温度分布も示してある。照射後の結晶粒径分布は、一般的には中央部ほど大きく、一部空孔の集合した付近で大きくなっている。これは、ペレット内の温度挙動を考慮すれば定性的には理解できる。すなわち、パルス投入後ではペレットは断熱的に温度上昇するのでペレット温度は外側の方が高くなる。したがって、粒成長は外側の方が大きくなる。しかし、パルス投入後約 0.1 秒後にはペレットは冷却され、外周の方が低くなる。それゆえ、ペレットの粒成長は主として中心付近で起きることになる。ペレットの粒成長に関しては Ainscough … et al. による詳細な報告⁸⁾があり、これによると、粒成長は時間と温度の関数である。したがって、溶融しない部分におけるペレットの外周付近では最高温度は高いものの滞留時間が短いため、それ程粒成長は起こらないが、中心付近では比較的長い間高温状態が続くので粒成長の度合は大きいといえる。また、溶融した部分において空孔集合体付近で大きな粒成長が認められ、外周部ではほとんど粒成長していない。一般に溶融した部分では、大きな粒成長が起こるが、あくまでも時間の関数でもあるので、外周部のように極短時間で冷却してしまう場合にはそれ程大きな粒成長が起こらない。一方空孔集合体付近では比較的溶融時間が長いので、外周部よりは大きな粒成長があるものの、中心部付近よりは早く冷却されるので、全体としては中心部付近ほどは粒成長しないことになる。また、一般に空孔は結晶粒界あるいは三重点上に多く認められており、空孔集合体付近ではこの空孔の存在により、結晶粒の成長が制限されているもようで、空孔付近の結晶粒は極端に小さくなっている。なお、UO₂ 結晶はすべて等軸晶で溶融あるいは高温状態で観察されるような柱状

晶は今回に関する限り認められていない。

次に被覆管の組織観察の結果について論じる。Fig. 2.2.25 は、Test No 231-1 (初期内圧 $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$, 発熱量 $240 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$) の破壊部の被覆管横断面の組織写真であるが、この図から明らかなように結晶粒径は場所によって大きく異なり、裂け口に遠いほど粒成長の程度は大きく、裂け口付近では粒成長は起っているものの照射前と比較してそれ程大差ない。これは、主として温度履歴の差によるものであり、(b) 温度挙動で既に述べたように、破壊口から遠ざかるにつれて、破壊後の温度上昇が大きくなるためと考えられる。測定場所は異なるが、表面温度実測結果から推定すると、裂け口近傍 (Fig. 2.2.25 b), c)) では最高でも 850°C 程度であるが、裂け口から大きく離れた部分 (Fig. 2.2.25 f), g)) では、約 $1,300^\circ\text{C}$ にまで達することになる。本図において、破壊口から 90° 以上離れた部分 (Fig. 2.2.25 e), f), g)) においては、被覆材は一担 β 領域に入っている。

Table 2.2.1 Pressurized fuel rod tests performed during the third and fourth quarters 1977

Test No.	Initial Internal Pressure of Fuel Rod (kg/cm ² ·g)	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Remarks
231-23	30	353	To investigate the effect of pre-pressurization on the mechanism of fuel destruction, degree of fuel disposals and mechanical energy generation.
231-18	20.7	237	To obtain the failure threshold and deformation behavior.
231-20	20	200	ditto
231-19	20	177	ditto
231-6	11.6	227	ditto
231-25	12	209	ditto
231-24	12	195	ditto
231-26	8	260	ditto
231-7	6	278	ditto
231-10	6	260	ditto
231-9	6	246	ditto
231-15	-1	259	To investigation the effect of the external pressure on fuel failure mechanism and its threshold.
231-14	-1	238	ditto

Table 2.2.2 Summary of Pressurized Fuel Tests

Test No.	Initial Internal Pressure of Fuel Rod (kg/cm ²)	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Maximum Cladding Surface Temperature (°C)	Cladding Surface Temperature at Failure (°C)	Time from Burst to Failure (m sec)	Maximum Internal Pressure of Fuel Rod (kg/cm ²)	Maximum Diametral Strain (%)	Maximum Circumferential Strain (%)	Remarks
231-2	50	249	1670	815	112	Not measured	26.21	20.2	Cladding Rupture & Cracking
231-23	30	353	1544	418(831) ¹⁾	31	Not measured	—	—	Cladding Rupture & Melting
231-22	30	279	1650	828	87	Not measured	20.34	18.8	Cladding Rupture
231-1	30	240	1300	840	170	Not measured	27.89	28.0	Cladding Rupture
231-3	30	184	890	808	472	Not measured	21.27	29.5	Cladding Rupture
231-16	30	162	1030	893	589	Not measured	25.56	18.8	Cladding Rupture
231-17	30	150	750	—	—	Not measured	10.07	—	No Failure
231-4	30	136	700	—	—	Not measured	0.37	—	No Failure
231-18*	20.7	237	1054	935	325	25.3	88.90	60.3	Cladding Rupture
231-20*	20	200	980	956	587	26.1	72.76	66.3	Cladding Rupture
231-19*	20	177	858	—	—	24.4	50.56	—	No Failure
231-5*	11.8	240	1125	1105	627	14.3	79.38	73.7	Cladding Rupture
231-6*	11.6	227	1090	962	781	14.1	166.51	78.2	Cladding Rupture
231-25*	1.2	209	1050	(635) ²⁾	1175	15.0	110.26	104.9	Cladding Rupture
231-24*	1.2	195	1013	—	—	14.8	50.75	—	No Failure
231-26*	8	260	1300	(1143) ²⁾	871	9.5	73.97	66.3	Cladding Rupture
231-7*	6	278	1579	—	—	7.1	8.21	—	Melting of Cladding
231-10*	6	260	1358	—	—	7.4	8.77	—	No Failure
231-9*	6	246	1562	—	—	15.0	110.26	—	No Failure
231-8*	6	235	1210	—	—	14.8	50.75	—	No Failure
231-13*	2.5	262	1405	—	—	7.46	8.77	—	Melting of Cladding
231-12*	2.5	243	1460	—	—	(7354) ³⁾	3.5	5.88	Melting of Cladding
200-5	0	264	>1780	—	—	—	5.04	—	No Failure
231-15*	-1	259	1790	—	—	—	—	—	Circumferential Crack
231-14*	-1	238	1595	—	—	—	—	—	Collapse of Cladding

(Note)

* Rods with internal pressure measurements

1) Pressure Pulse in the capsule generated when the cladding surface temperatures reached about 420°C. But, when the cladding surface temperatures reached about 830°C, clear temperature drops were observed again.

2) Drops of cladding surface temperatures at cladding rupture were not clear. Thus, these value were estimated at the time which drops of pressure in the fuel rods were observed.

3) Cladding rupture did not occur in this case. But the pressure in the fuel rod began to decrease at this time.

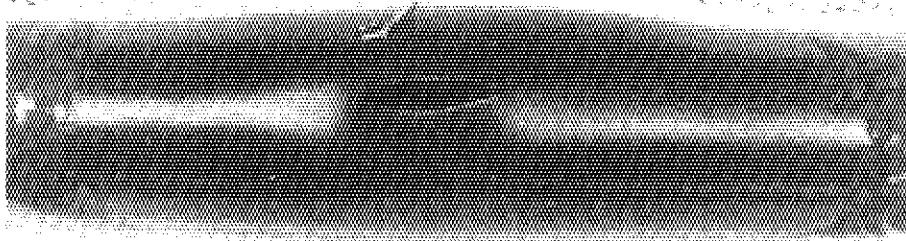
Initial Pressure
(kg/cm²·g)

JAERI-M 7554

Test No. Energy Deposition
(cal/g·UO₂)

50		231-2	249
30		231-1	240
		231-16	162
		231-17	150
20		231-18	237
		231-20	200
		231-19	177
12		231-5	240
		231-25	209
		231-24	195
8		231-26	260
6		231-7	278
		231-10	260
2.5		231-13	262
-1		231-15	259

Fig. 2.2.1 Post-test appearance of fuel rods



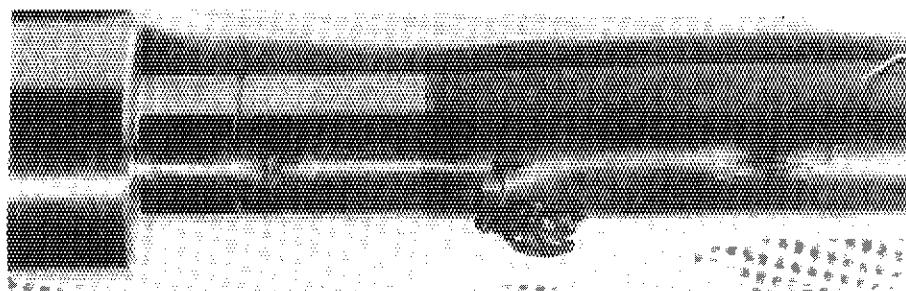
231-1

$30 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g}$, $240 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$



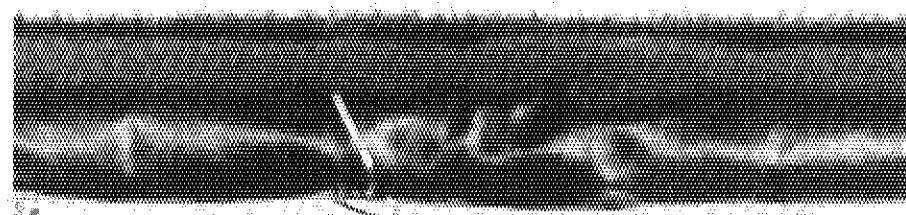
231-5

$12 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g}$, $240 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$



231-7

$6 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g}$, $278 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$



231-15

$-1 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g}$, $259 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$

Fig. 2.2.2 Magnified pictures of post-test fuel rods

Table 2.2.3 Cladding temperature rising rate around the time of cladding failure in the pressurized fuel rod tests

Test No.	Initial Internal Pressure of Fuel Rod (kg/cm ²)	Energy Deposition (cal/g UO ₂)	Time at Failure after Power Burst (sec)	Position of Failure	Rising Rate of Cladding Temperature (°C/sec)			
					#1	#2	#3	#4
231-18	20.7	237	0.30	Between T/C #1 and #2	~ -100	~ +100	~ 0	~ 0
231-20	20.0	200	0.60	Below T/C #1	~ 0	~ 0	~ 0	~ 0
231-5	11.8	240	0.75	Near T/C #2	~ -500	~ 0	~ +0	~ 0
231-6	11.6	227	0.79	Between T/C #1 and #2	~ -500	~ -500	~ -500	~ -500
231-25	12.0	209	1.2	Below T/C #1	~ -500	~ -400	~ -300	~ -300
231-26	8.0	260	0.85	Below T/C #1	~ -500	~ -400	~ 0	~ -300

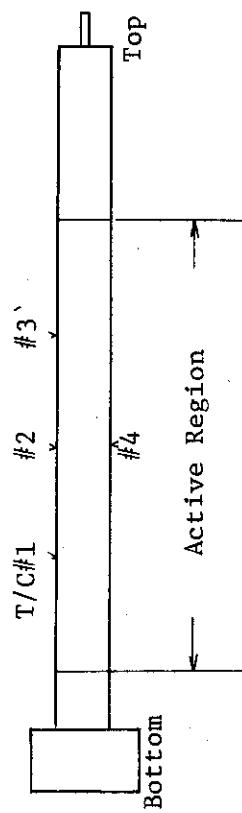


Table 2.2.4 Hoop stresses at the onset of cladding deformation

Test No.	Initial Internal Pressure of Fuel Rod (kg/cm ² •g)	Maximum Internal Pressure of Fuel Rod (kg/cm ² •g)	Cladding Surface Temperatures at the Time of Maximum Internal Pressure of Fuel Rod (°C)				Hoop Stress (kg/mm ²)
			#1	#2	#3	#4	
231-18	20.7	25.3	939	938	930		936
231-20	20.0	26.1	900	915	890		902
231-5	11.8	14.3	1125	1117	1075		1106
231-6	11.6	14.1	990	980	980		983
		13.8*	1075	1070	1090		1078*
231-25	12.0	15.0	980	920	950		950
		14.6*	1020	1000	990		1003*
231-26	8.0	9.5	1150	1150	1120	1040	1115
		8.6*	1260	1275	1240	1300	1269*
231-22	30	47.8	846	822	818		829
231-1	30	46.4	830	820	870		840
231-3	30	44.7	810	805			808
231-16	30	44.2	930	890	860		893
231-2	50	77.8	800		830		815

* Maximum cladding surface temperatures and internal pressure of fuel rod at the time of maximum cladding temperature are introduced to evaluate hoop stress.

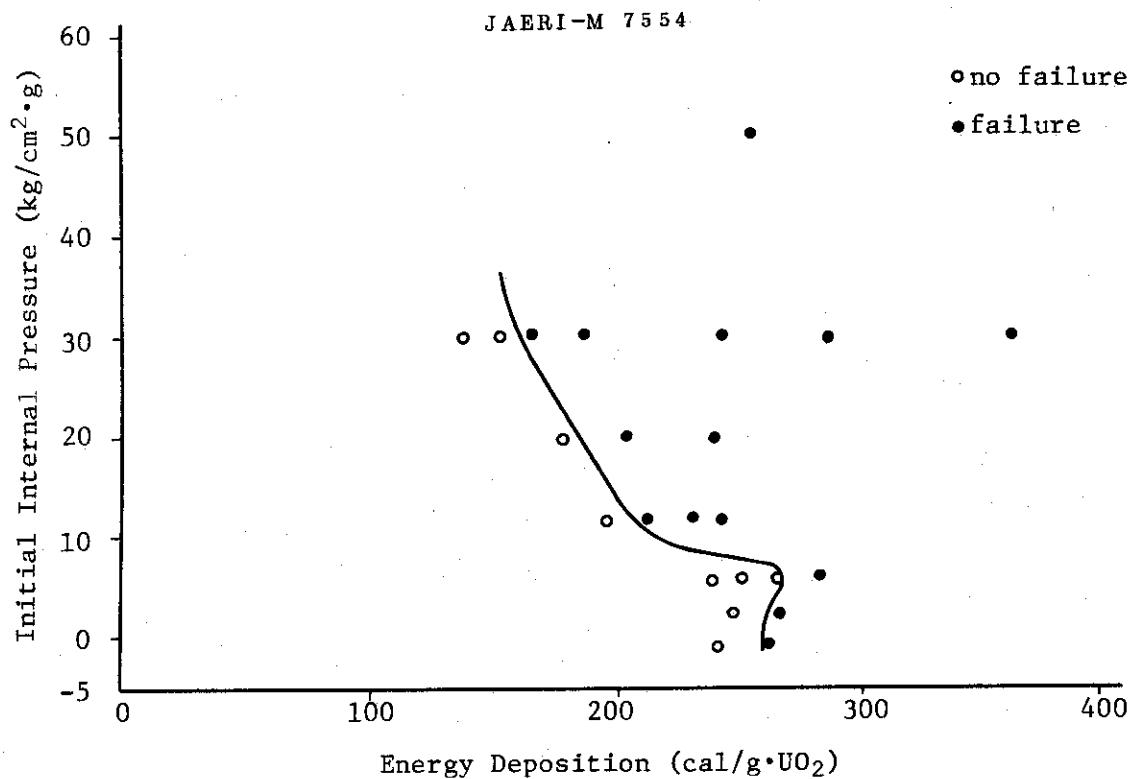


Fig. 2.2.3 Fuel Failure Threshold in Pressurized Fuel Rod Tests

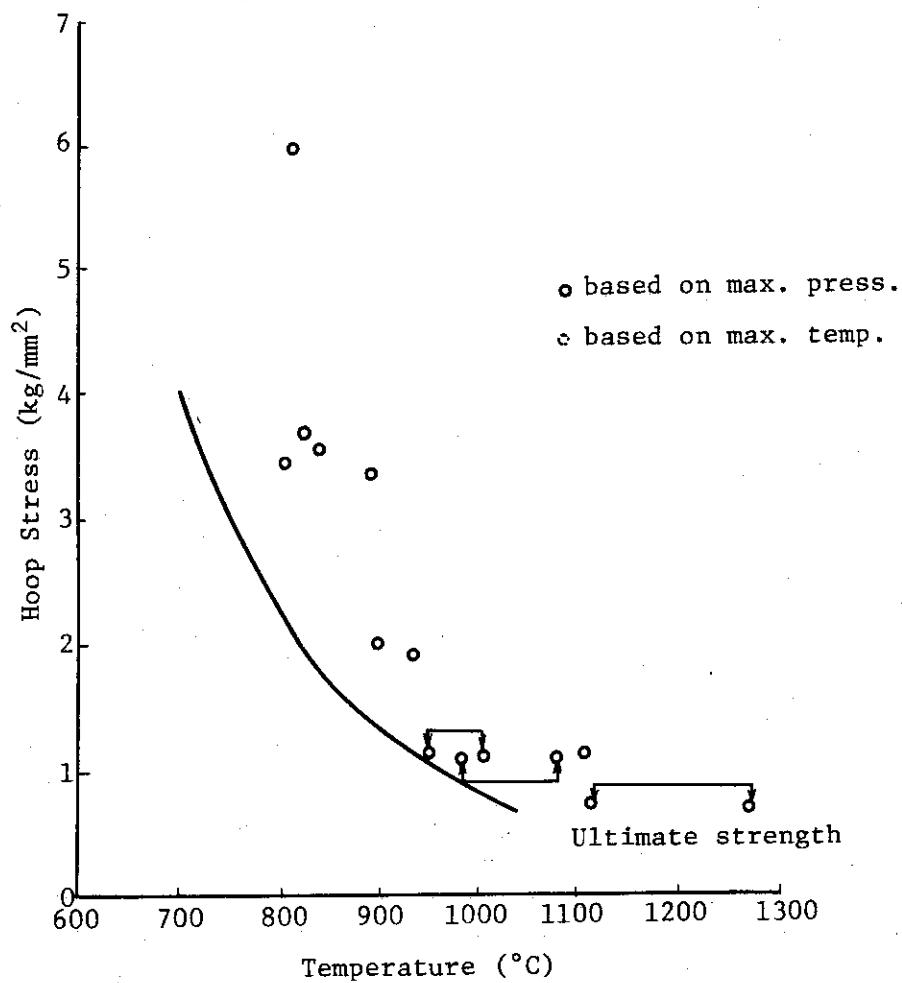


Fig. 2.2.4 Comparison of hoop stresses estimated from pressurized fuel rod test data with ultimate strength data

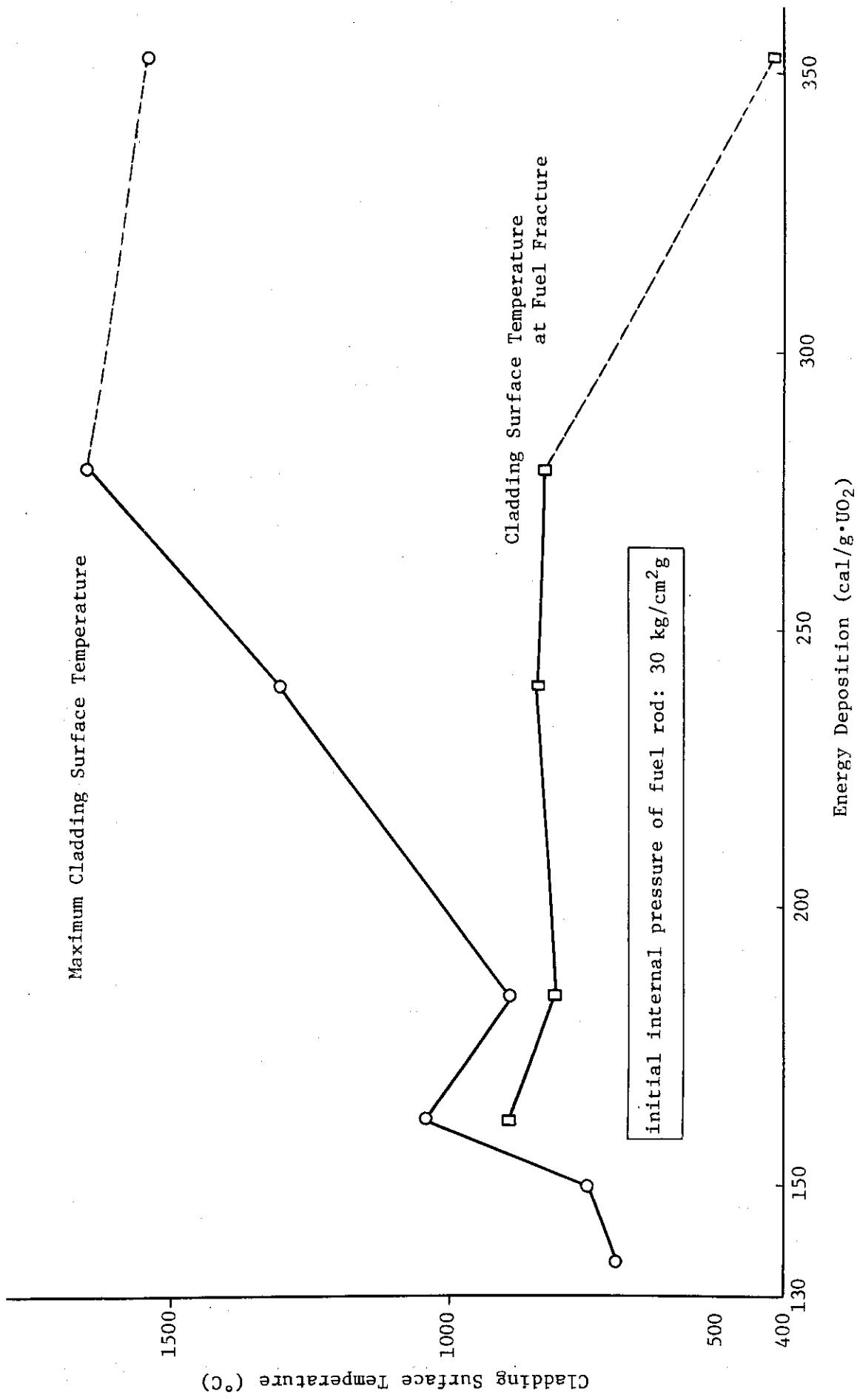


Fig. 2.2.5 Cladding surface temperatures at maximum and fuel failure as a function of energy deposition

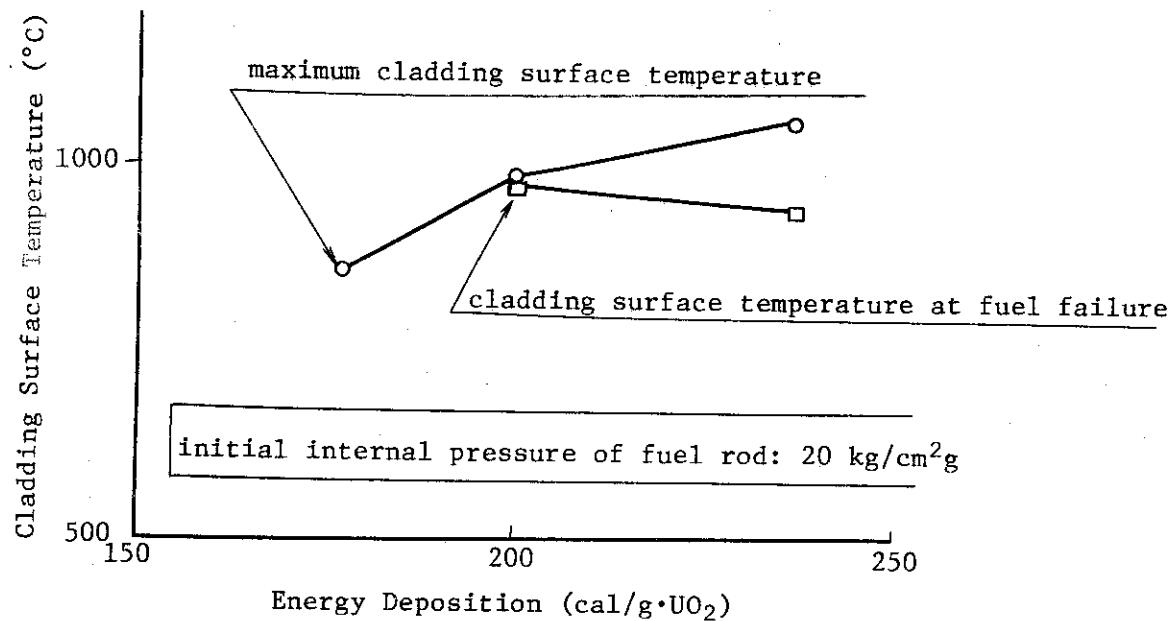


Fig. 2.2.6 Cladding surface temperatures at maximum and fuel failure as a function of energy deposition

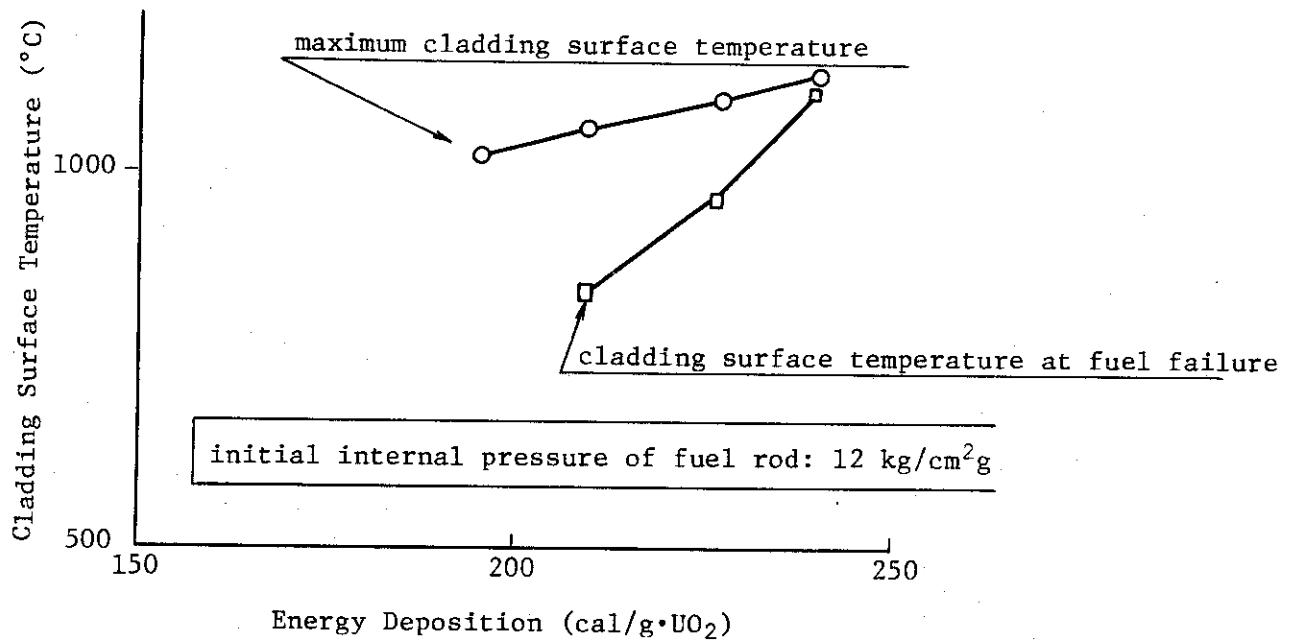


Fig. 2.2.7 Cladding surface temperatures at maximum and fuel failure as a function of energy deposition

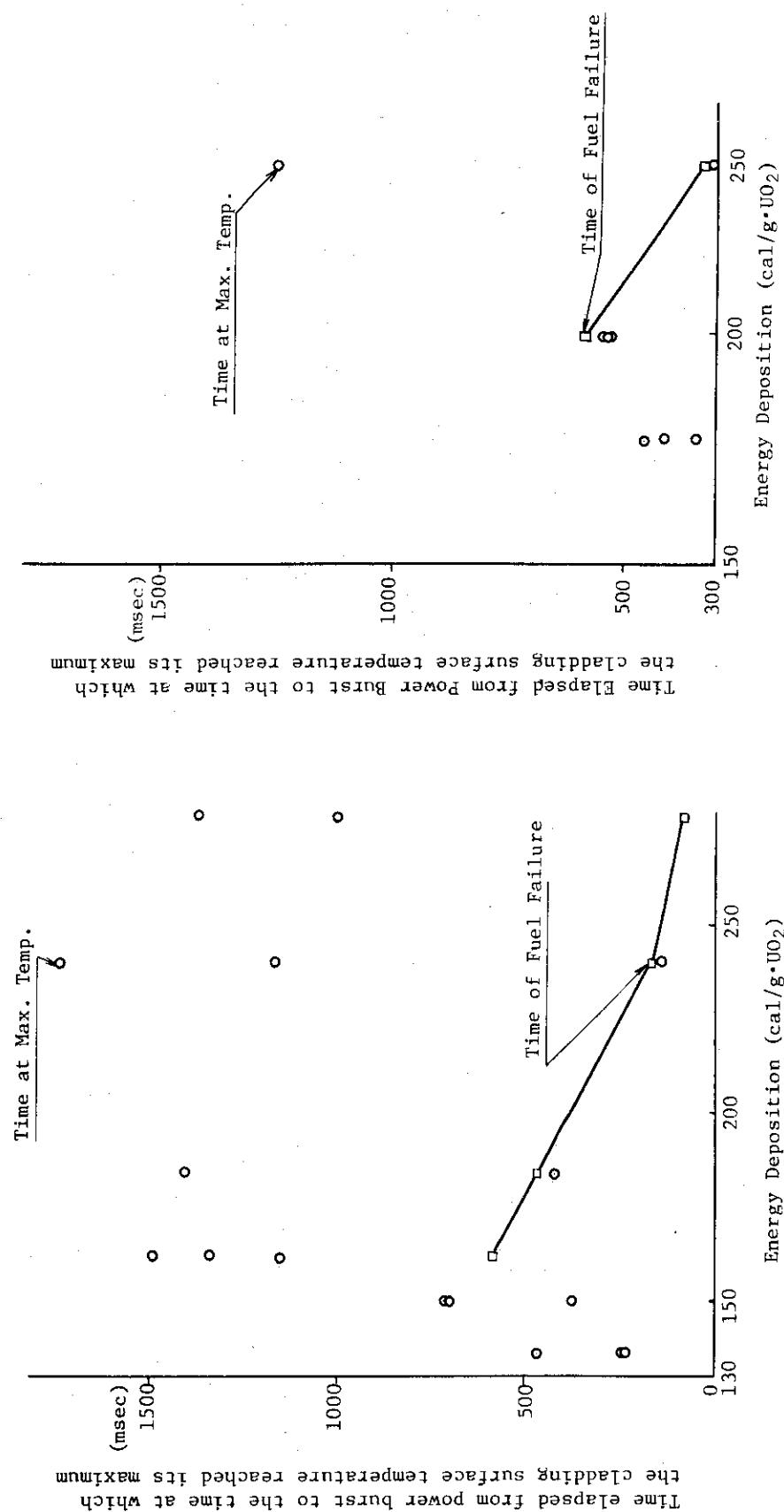


Fig. 2.2.8 Time elapsed from power burst to the time at which the cladding surface temperature reached its maximum as a function of energy deposition (initial internal pressure of fuel rod: 30 kg/cm²g)

Fig. 2.2.9 Time elapsed from power burst to the time at which the cladding surface temperature reached its maximum as a function of energy deposition (initial internal pressure of fuel rod: 20 kg/cm²g)

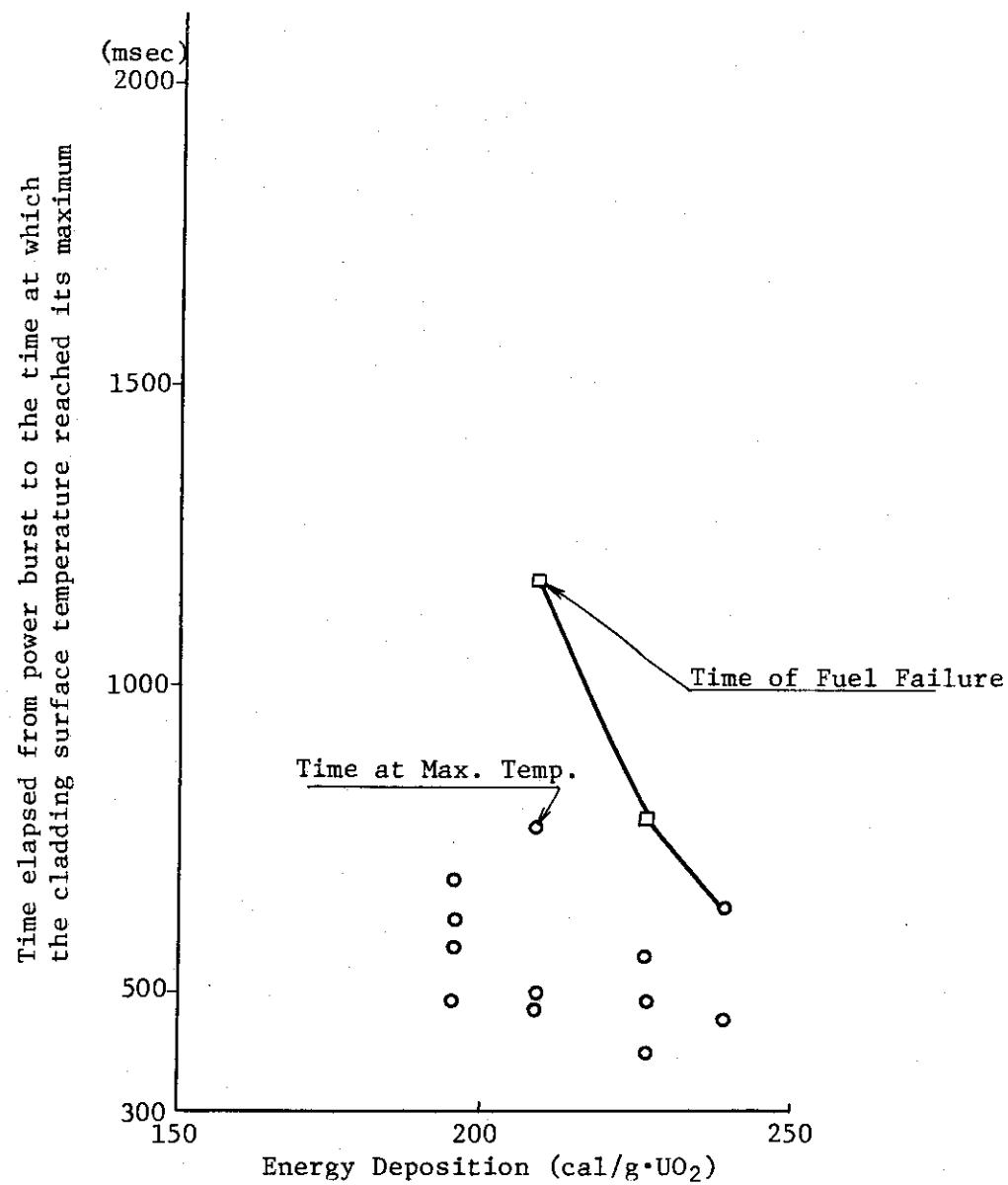


Fig. 2.2.10 Time elapsed from power burst to the time at which the cladding surface temperature reached its maximum as a function of energy deposition (initial internal pressure of fuel rod: 12 kg/cm²g)

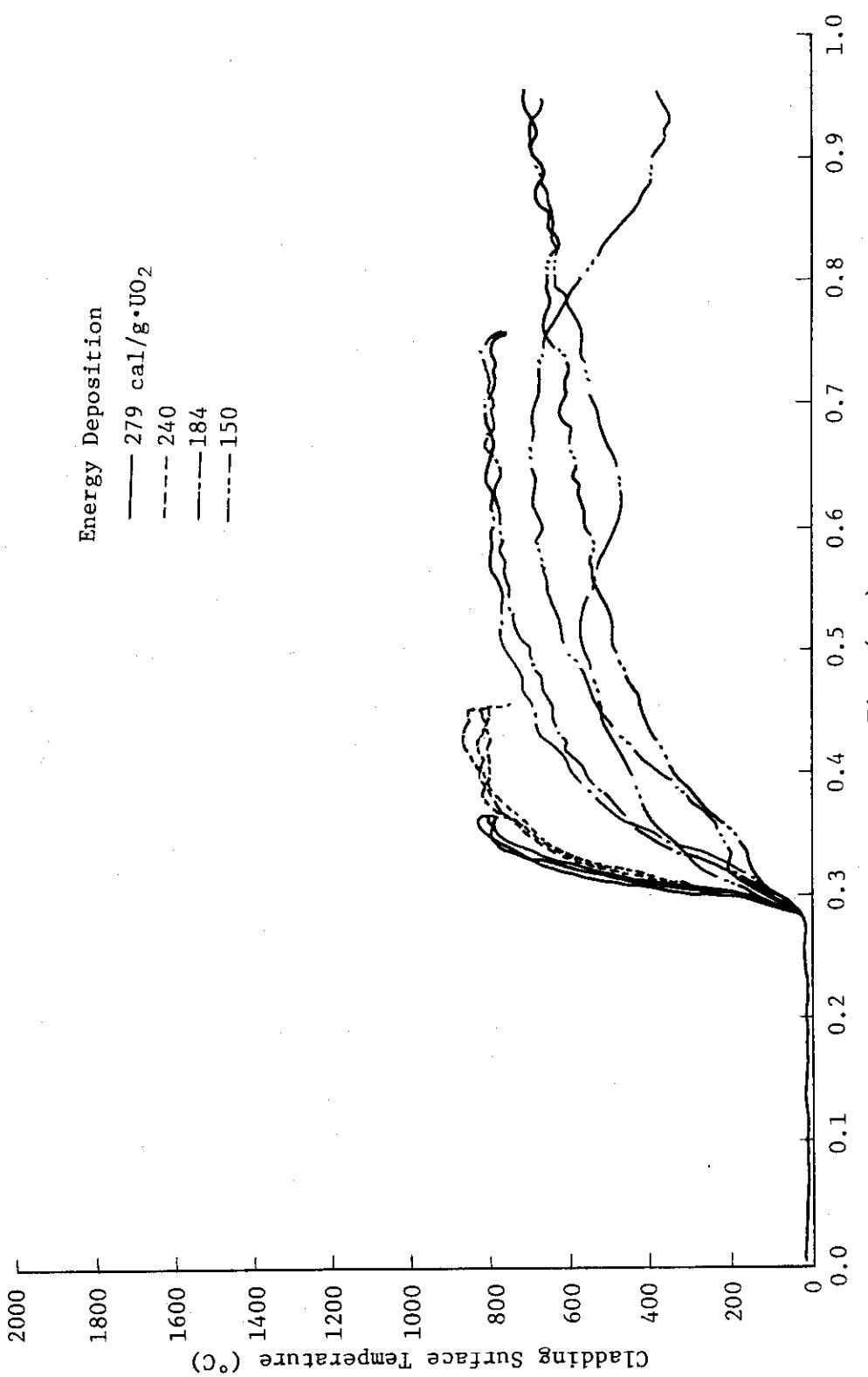


Fig. 2.2.11 Histories of the cladding surface temperatures with energy deposition as a parameter (initial internal pressure of fuel rod; 30 kg/cm 2 g)

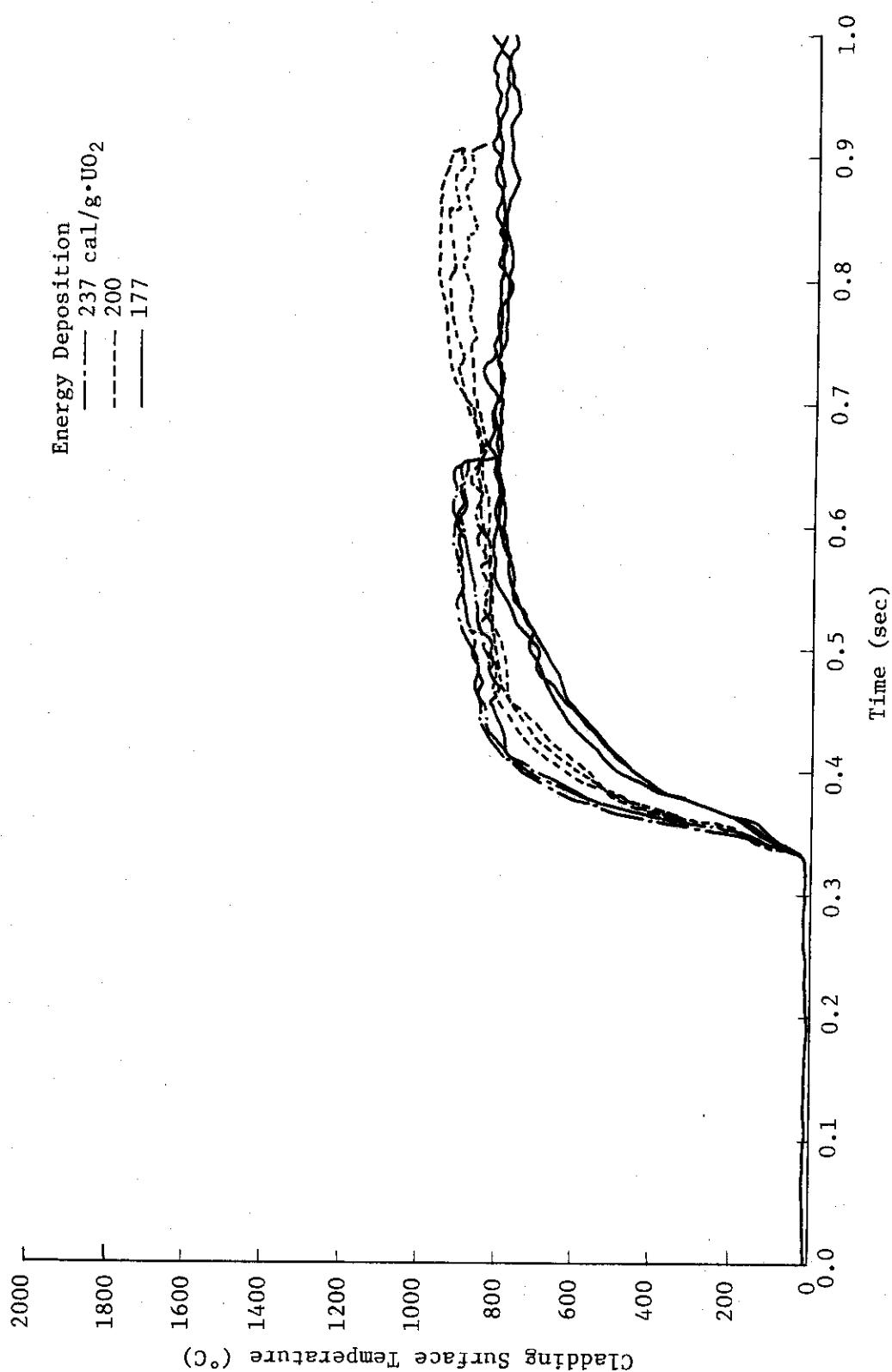


Fig. 2.2.12 Histories of the cladding surface temperatures with energy deposition as a parameter (initial internal pressure of fuel rod : 20 kg/cm²g)

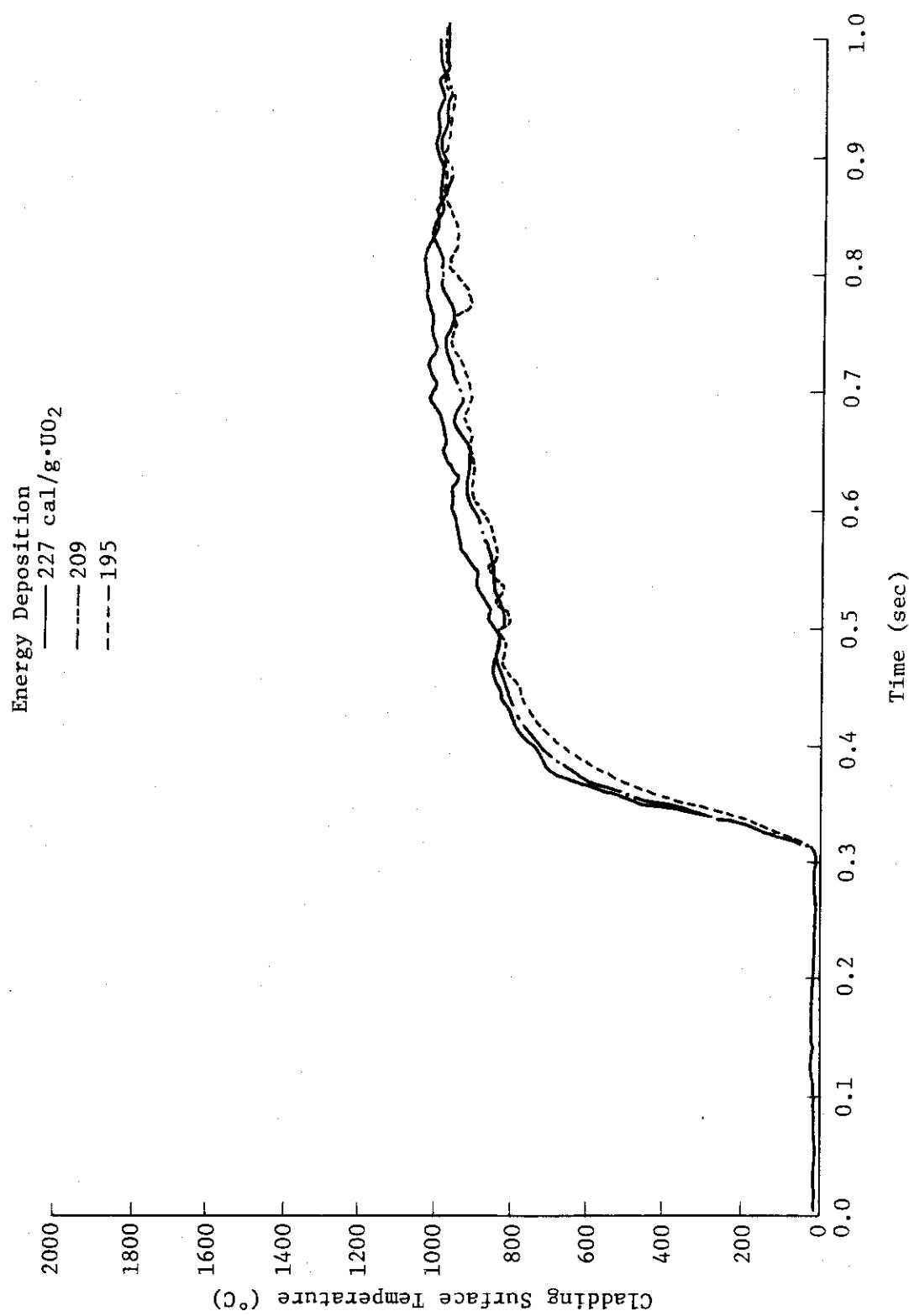


Fig. 2.2.13 Histories of the cladding surface temperatures with energy deposition as a parameter (initial internal pressure of fuel rod : 12 kg/cm²g)

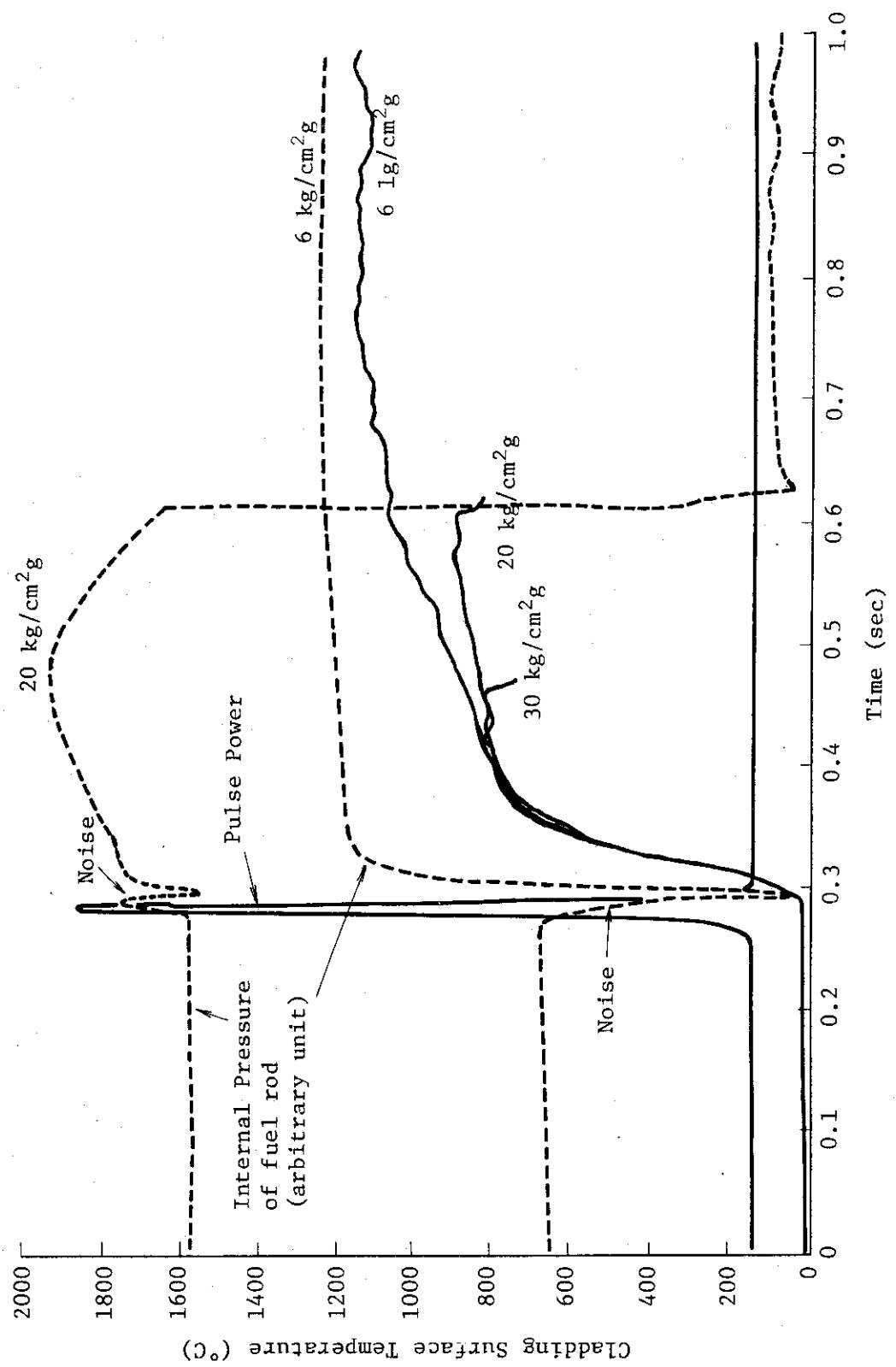


Fig. 2.2.14 Histories of the cladding surface temperatures and internal pressures of the fuel rod with initial internal pressure of fuel rod as a parameter
(Energy deposition $\sim 240 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$)

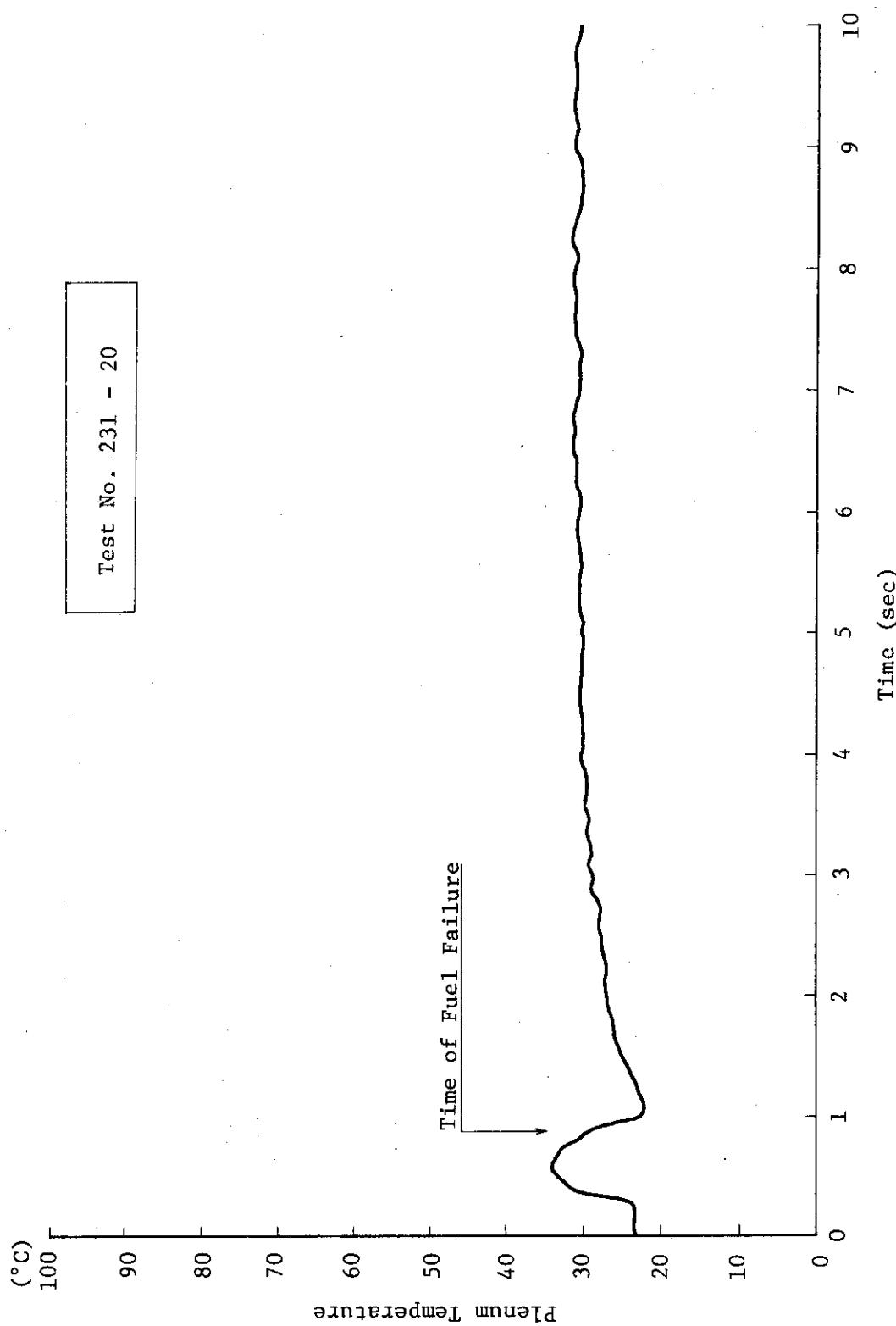


Fig. 2.2.15 History of plenum temperature in case of Test No. 231-20
(initial internal pressure of the fuel rod : 20 kg/cm²g, energy deposition ;
200 cal/g•UO₂)

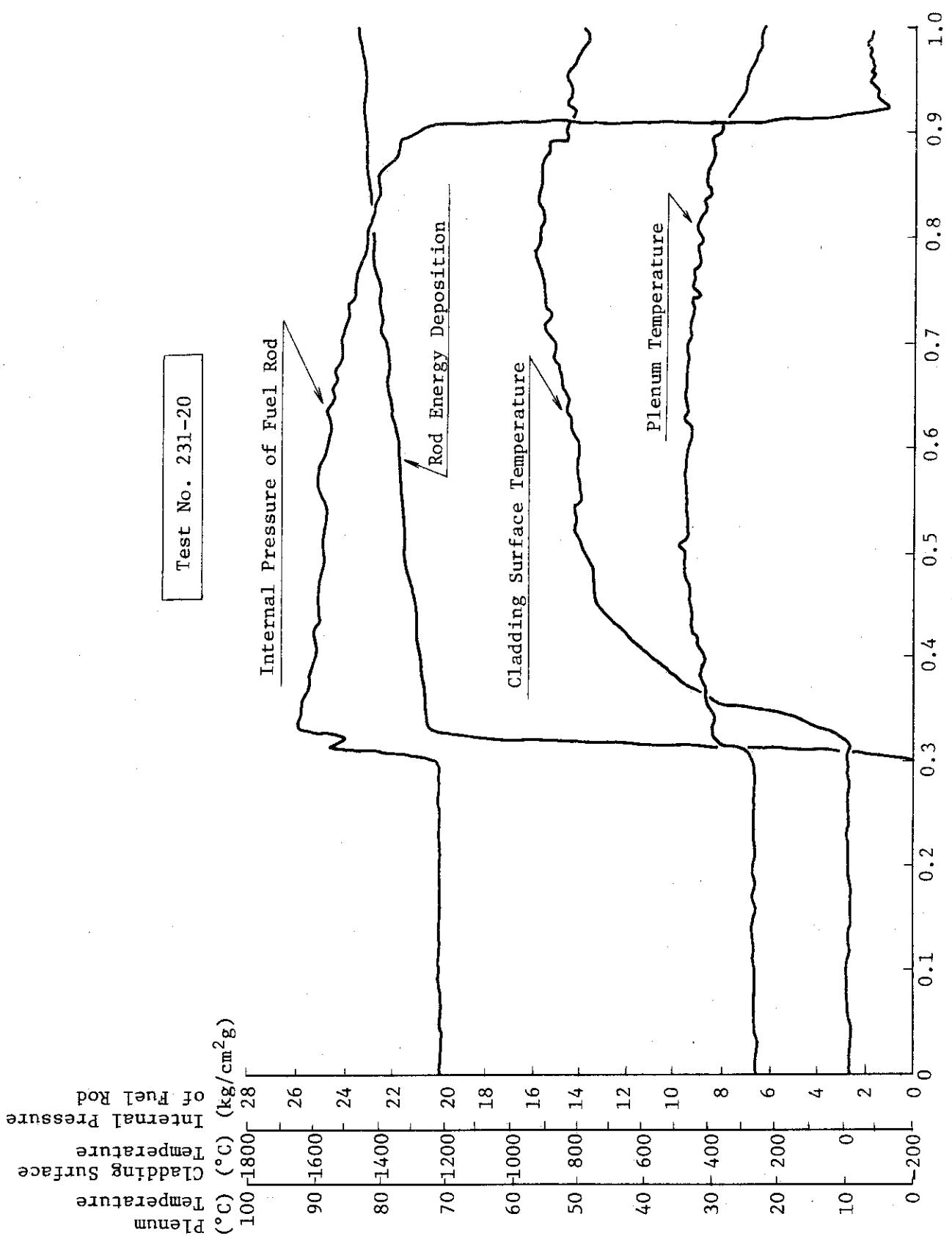


Fig. 2.2.16 Histories of the cladding surface temperature, plenum temperature, rod energy deposition and internal pressure of the fuel rod in case of Test No. 231-20

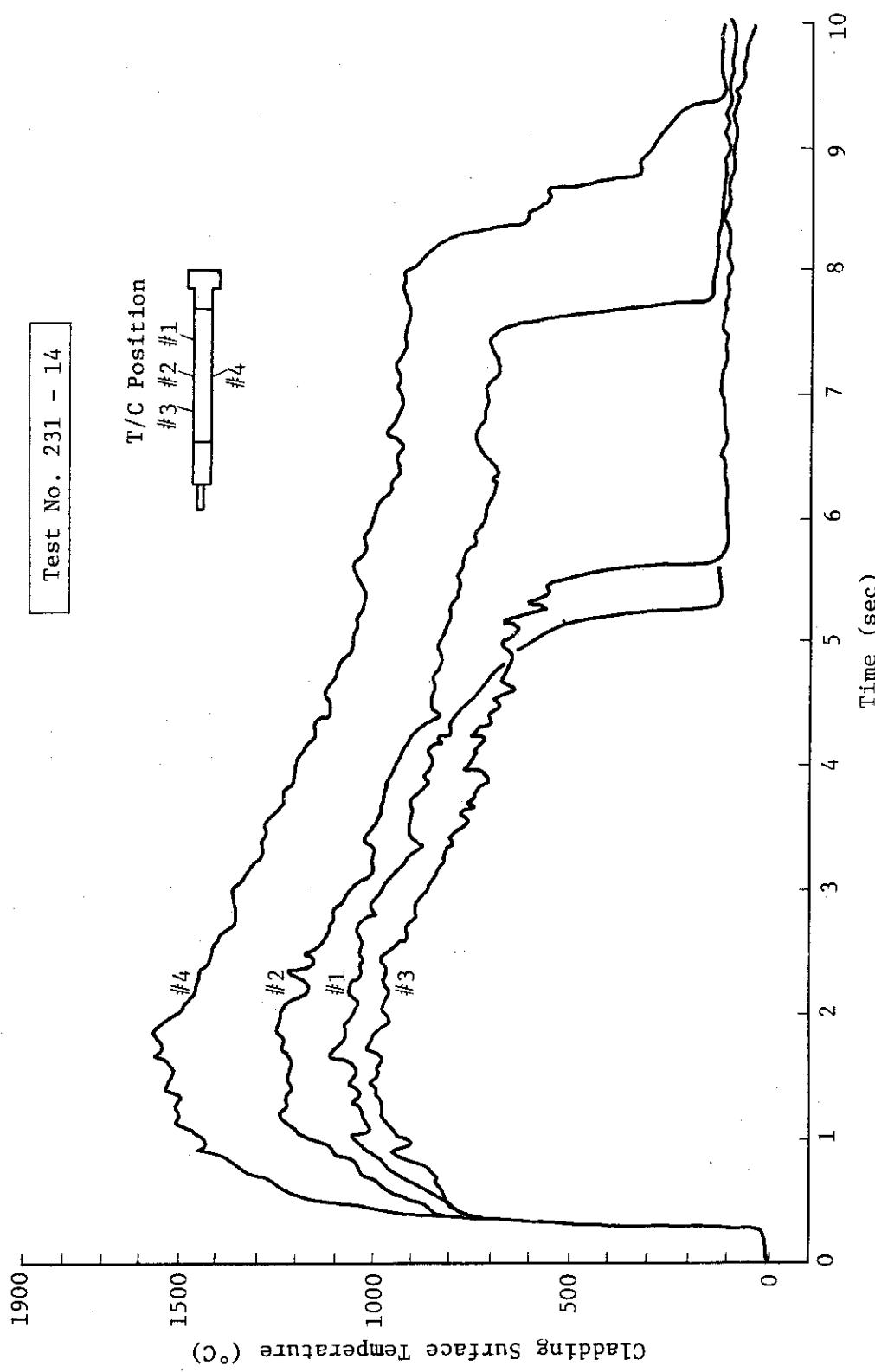


Fig. 2.2.17 Histories of the cladding surface temperatures in case of Test No. 231-14
(initial internal pressure of fuel rod: ~1 kg/cm²g, energy deposition:
238 cal/g·UO₂)

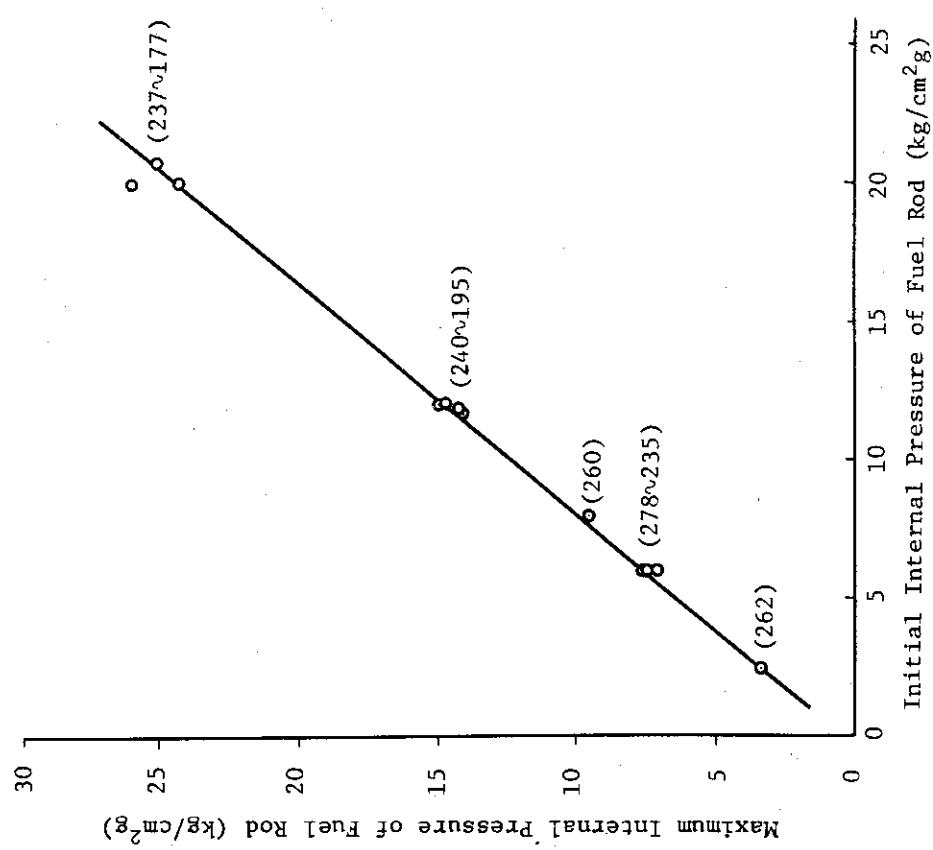


Fig. 2.2.18 Maximum internal pressure of fuel rod as a function of initial internal pressure of fuel rod

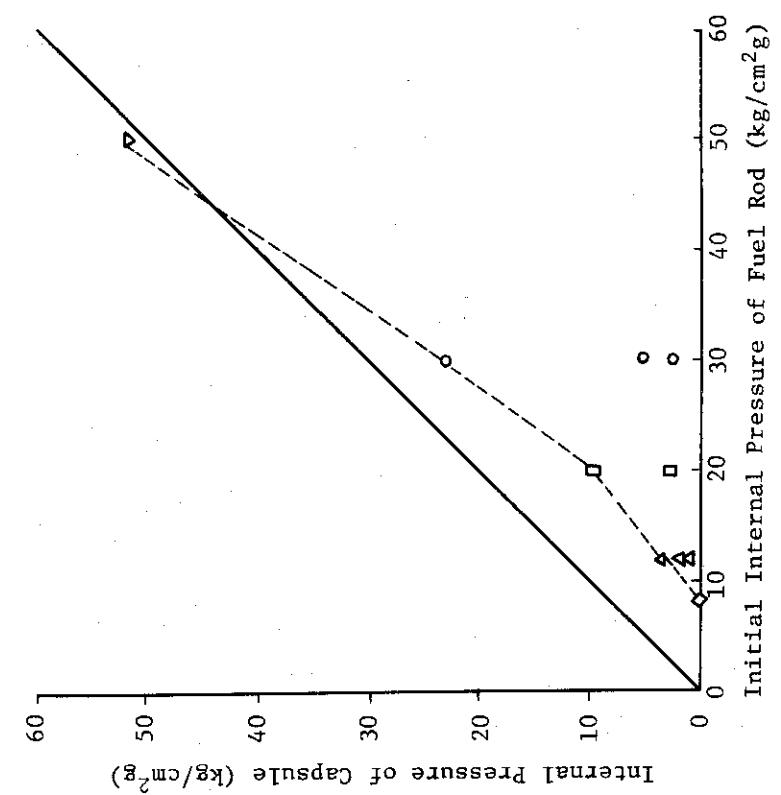


Fig. 2.2.19 Internal pressure of capsule as a function of initial internal pressure of fuel rod

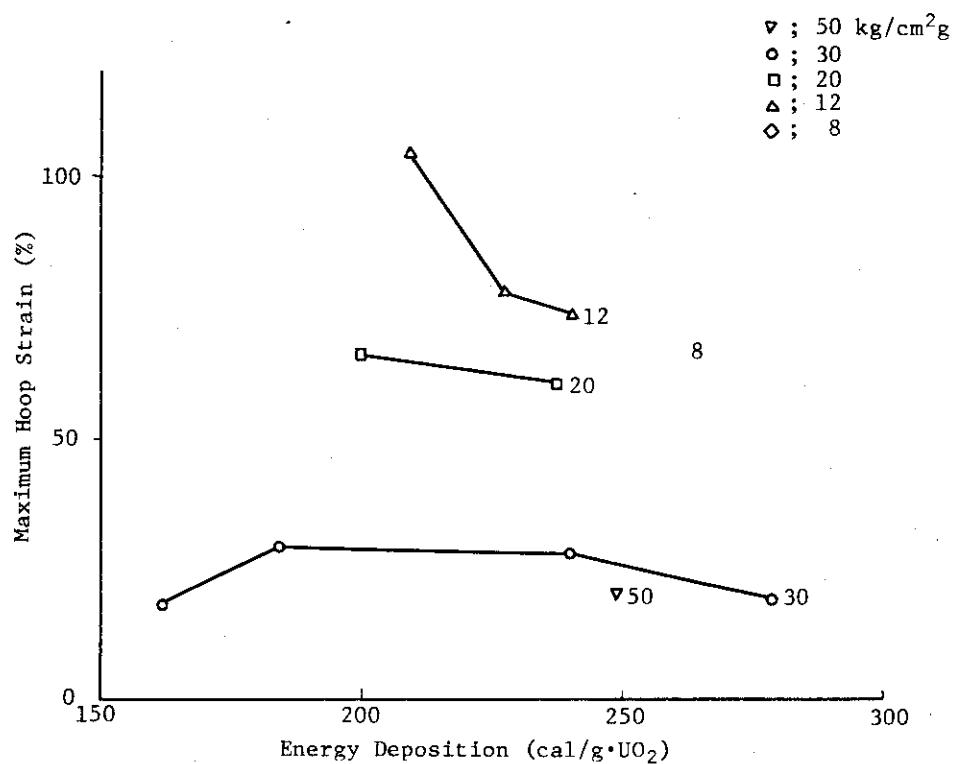


Fig. 2.2.20 Maximum hoop strain as a function of energy deposition with initial internal pressure of fuel rod as a parameter

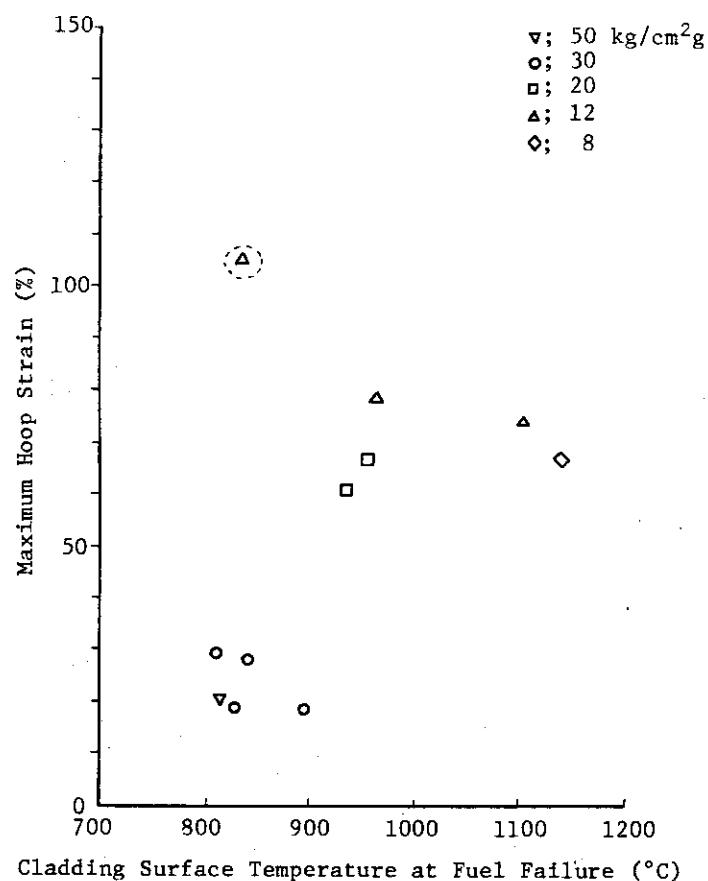


Fig. 2.2.21 Maximum hoop strain as a function of cladding surface temperature with initial internal pressure of fuel rod as a parameter

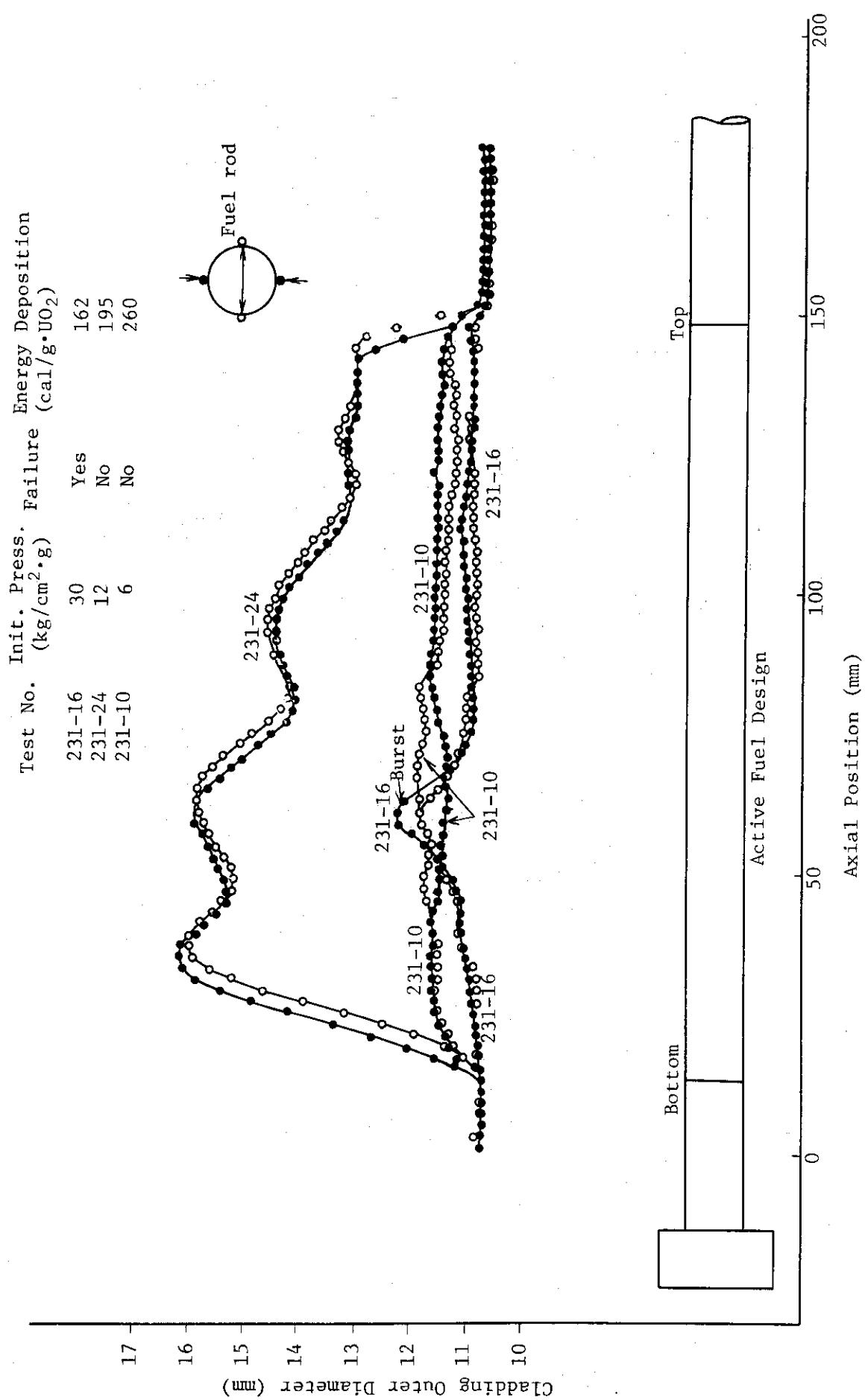


Fig. 2.2.22 Diametral Changes of the Fuel Rods after Irradiation

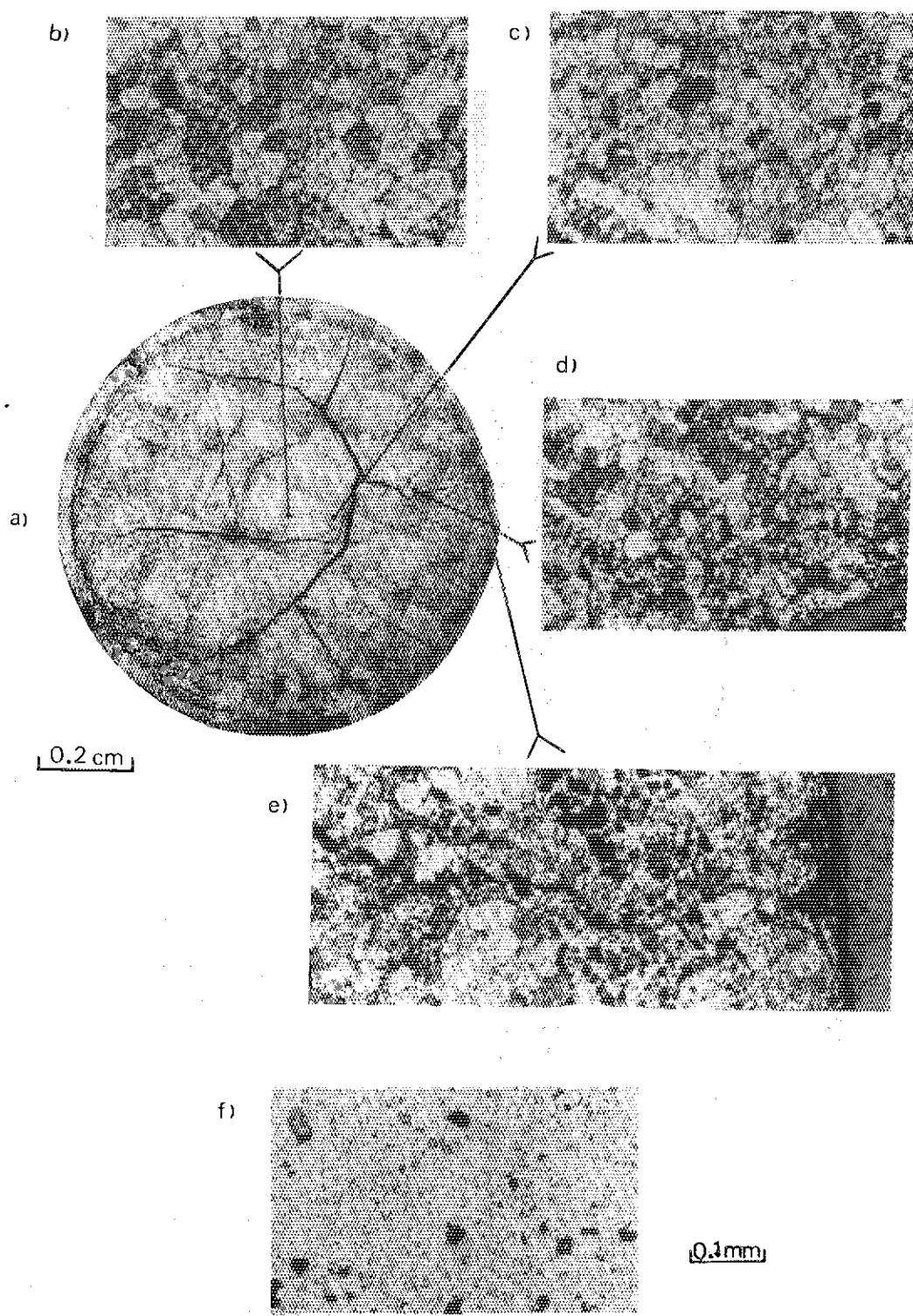


Fig.2.2.23 Transverse section of the fuel pellets located 71mm from the bottom of the fuel stack in Test No. 231-22 ($279 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$), showing a) a macrophotograph of the fuel pellet, b), c), d), e) cross-sectional views of the pellet at various radial locations, and f) cross-sectional view of the unirradiated fuel pellet fabricated in the same conditions as the pellets used in Test No. 231-22 ($279 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$).

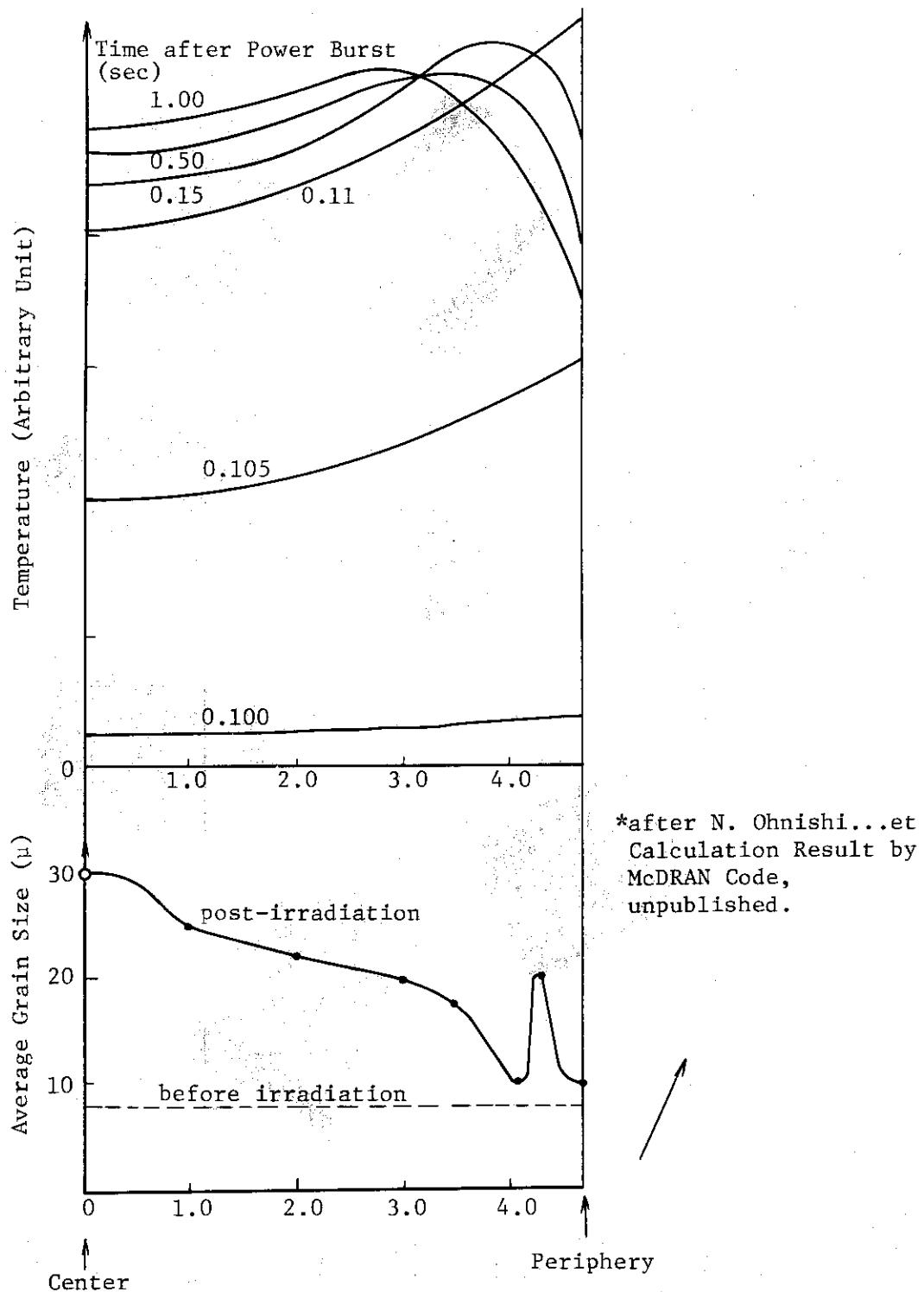


Fig. 2.2.24 Temperature history in a fuel pellet* and post-irradiation grain size distribution in a fuel pellet

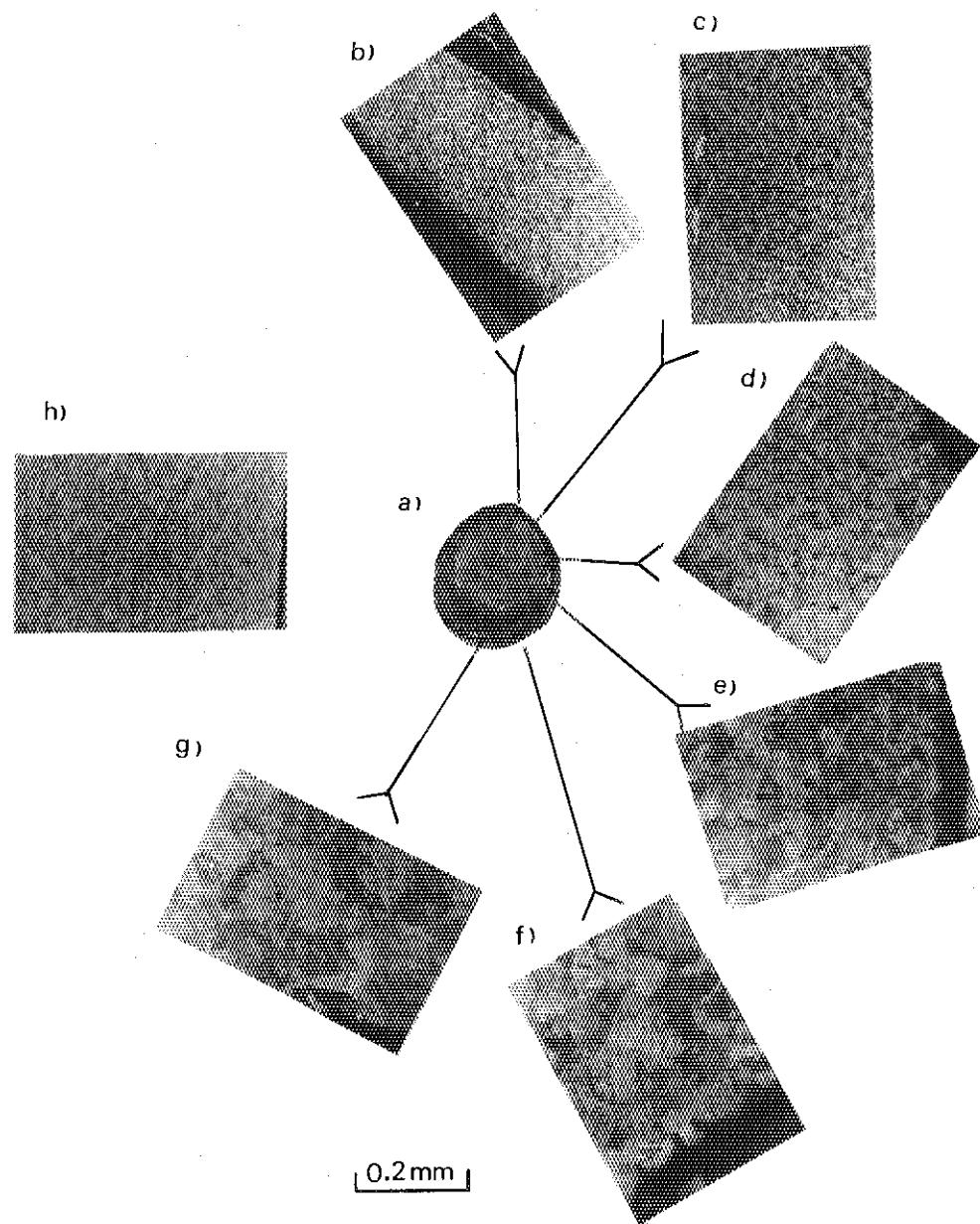


Fig.2.2.25 Transverse section of the fuel cladding located at the center of the burst sprit, 176mm from the bottom of the fuel stack, in Test No. 231-1(240 cal/g·UO₂) showing a) a macrophotograph of the cladding b), c), d) cross-sectional views of cladding recrystallized α -Zr microstructure near the burst sprit, e), f), g) cross-sectional views of the cladding prior β -Zr microstructure around the opposite side of the sprit, and h) a cross-sectional view of the cladding fabricated in the same condition as the cladding used in Test No. 231-1 (240 cal/g·UO₂).

* ***
2.3 冷却水温パラメータ試験（大西信秋，丹沢貞光，落合政昭，北野照明）

(1) 実験目的

動力炉で想定される反応度事故では、PWRの起動事故を除いて冷却水の状態は、BWRでは160気圧、290～345°C、BWRでは70気圧、278～286°Cである。このことは冷却水温度が各圧力に対し、50°Cのサブクーリングの状態から飽和の状態にあることを示している。これに対してNSRRにおける標準水カプセルを使用した実験では、冷却水温度は大気圧・常温であるため、約70°C～80°Cのサブクール状態にある。

このように冷却水の温度条件が大きく異なった場合、燃料の被覆管表面における熱伝達率は大きく変化することが予想される。⁽¹⁾その結果、ペレットおよび被覆管の温度挙動に変化が生じ、燃料の破損しきい値および破損機構に相違が生ずることが考えられる。

本パラメータ実験は、動力炉の圧力、流速、冷却水温度等のパラメータの中で、最も被覆管温度挙動に影響を与えると考えられる冷却水温度（サブクーリング度）をパラメータとして行なったものである。これら一連の実験は、将来NSRR実験において計画されている動力炉の運転状態を模擬した実験（高温高圧実験・水ループ実験）の予備実験もかねている。

以下に、本シリーズの実験方法、実験条件および実験結果について述べると共に、実験結果について考察を加える。

(2) 実験方法および実験条件

本パラメータ実験では、カプセル内の冷却水温度を所定の温度に上昇した後にパルス照射を行なった。冷却水の温度上昇はカプセル底部に挿入したマイクロヒータ（1.0～1.5kW）を用いて行なった。Fig. 2.3.1にマイクロヒータ装荷位置および温度測定位置を示す。また冷却水温度以外の実験条件は標準実験（スコーピング実験、詳細実験）と同じとした。

燃料照射実験は、まず初めに標準実験における破損しきい値と同一発熱量で行ない、実験結果の比較を行なった（Test No 103-1）。次に被覆管表面温度挙動を詳細に調べるために、被覆管表面の温度測定用熱電対が破損しないような低い発熱量で実験を行なった（Test No 103-2）。以上2つの実験のうち、Test No 103-1では、燃料が分断し一部が微粒子化した。一方、Test No 103-2では、被覆管表面の酸化膜に剥離が見られるのみで破損は認められなかった。以上の実験結果から、初期破損が発生する発熱量を詳細に調べる目的で両者の中间の発熱量で2回の実験を行なった（Test No 103-3, 5）。

Test No 103-4の高発熱量実験は、高温冷却水中での破壊挙動あるいは破壊エネルギーの発生量を測定する目的で行なったものである。

次に、5%濃縮度の試験燃料を用いて、高温冷却水（90°C）における実験を行なった。本実験は高温の冷却条件における10%濃縮度の試験燃料の結果（Test No 103-2）と比較することにより、UO₂ペレット内の発熱歪の影響を調べることを目的としている（Test No 103-14）。

Test No 103-9, 10の実験では、冷却水温度を常温と90°Cの中間である60°Cに設定して実験を行なった。これらの実験では、標準実験条件における破損しきい値および被覆管表面温度測定が可能な発熱量とした。

Table 2.3.1に実験目的および実験条件を示す。

(3) 実験結果および考察

これまでに行なった実験について、結果の概要および外観写真を Table 2.3.2 および Fig. 2.3.2 に示す。また Fig. 2.3.3 に冷却水温度と各発熱量における燃料の破損状況の比較を示す。

本シリーズの各実験は、その目的および結果から以下に述べる 3 項目に大別して考察を加える。

(a) 破損しきい値

本目的で行なった実験は、Test № 103-1, 3, 4, 5, 9 である。これらの実験は、いずれも $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上の発熱量を与えた実験であり、試験燃料はすべて破損を起している。また被覆管表面温度は Test № 103-9 の実験を除き、ほとんどの場合最高温度に到達する以前に熱電対が破損してしまったために測定されていない。しかしながら、熱電対の破損に到るまでの温度挙動から考えて、最高温度は 1700°C 以上に達していたであろうと想定される。

Fig. 2.3.4 に本パラメータ実験と標準実験の同一発熱量における照射後の試験燃料の外観写真を示す。写真に見られるように、冷却水の温度が上昇してサブクール度が小さくなるのに伴ない破損のしきい値は低くなる傾向にあり、かつ同一発熱量の実験の比較では破損の程度も激しくなっていることがわかる。また本パラメータ実験について特徴的なことは、試験燃料の酸化、変形および脆化の程度が標準実験の場合と比較してかなり激しいということである。この傾向は冷却水温度が高くなり、発熱量が高くなる程顕著に表われている。Test № 103-4 ($331 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$, 90°C) の実験では、試験燃料の有効発熱部は完全に微粒子化しており、微粒子化の程度もかなり細かくなっている。Test № 103-1 ($267 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$, 90°C) の実験では、試験燃料は分断部分で一部が微粒子化して消失してしまっており、その他の部分でも縦横に大きなクラックが発生している。このような破損の形態は、標準実験の場合と若干異なっている。また Test № 103-5 ($239 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$, 90°C) の実験では、カプセルを解体して試験燃料を取り出した直後では、試験燃料は単に 1 ケ所有効発熱部下端で分断しているのみであったが、その後照射後検査中に分断部付近が細かく崩れてしまった。またその他の部分にも細かい割れ目が見られた。このように冷却水温度が上昇しサブクール度が小さくなった場合に、破損しきい値が低下し、変形、酸化の程度が激しくなる原因是、冷却水温度が上昇すると被覆表面の熱伝達率が悪化し、試験燃料の温度が標準実験の場合と比較してより高くなつたためであると考えられる。Fig. 2.3.5 に Test № 103-1, 5 の燃料の分断部分の拡大写真を示す。標準実験の場合には、分断部分でペレットの溶融あるいはペレットと被覆管の一体化が見られるのに対し、本パラメータの実験では写真で示した 2 例に見られるように、ペレットの溶融あるいは一体化は顕著には現われていない。しかしながら、分断部のペレットはかなり細かく割れており、また被覆管の割れ目も多いことから、ペレットおよび被覆管の脆化はかなり激しいものと考えられる。

以上述べたように、冷却水温度が 90°C および 60°C における実験では、標準実験の場合と比較して、破損しきい値がそれぞれ $40 \sim 60 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ および $10 \sim 20 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 低下している。なお、本パラメータ実験の発熱量は、標準実験における発熱量 ($436 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2 / 100 \text{ MW-S}$) を用いて換算した値である。実際には、冷却水温度が 90°C の場合放射能測定

の結果から 7 % 程度高い値 ($467 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2 / 100 \text{ MW-S}$) であると見込まれている。これは冷却水温度が上昇することに伴なって水の密度が減少し、中性子の減速領域が狭くなつて理想半径に近くなつたためであると考えられている（現在の標準実験では理想半径より大きな冷却水の領域を持っている）。ただし、この値は定量的に測定したものではないため、今後各冷却水温度における試験燃料の発熱量については、放射能測定によって定量的に評価する予定である。

(b) 破壊エネルギー

Table 2.3.3 に標準実験における高発熱量実験結果と高温冷却水の高発熱量実験結果の比較を示す。標準実験の場合、 $400 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ を越えるような発熱量を与えて試験燃料が微粒子化した場合でも、水塊の飛び上がりは本実験で見られたほど顕著に表われていない。この理由としては、標準実験の場合には冷却水温度が低いために、微粒子化した UO_2 粒子が速やかに冷却されることおよび仮に蒸気泡ができた場合にもサブクール度が大きいために急激に消滅してしまい、水塊の移動に必要な蒸気を十分に発生できなかつたものと考えられる。

次に本実験と浸水燃料実験の結果について考える。Fig. 2.3.6 に Test No 103-4 (331 cal/g · UO_2) の実験と一般の浸水燃料実験 (Test No 402-4b, 160 cal/g · UO_2 , 70 % 浸水) の水塊速度の測定結果を示す。図に示すように、浸水燃料の場合、水塊速度はパルス出力が終了する以前に現われかつ最高速度に達している。これに対して本実験の場合には、同時刻にわずかな動きが観測されるが、激しい動きはその後数 100 msec 経過した時点で現われている。これらの実験結果から、浸水燃料の破損が内圧バーストによるものであり、破損と同時に被覆管内から飛び出した高温のペレットが冷却水と接触して蒸気が発生し、水塊が移動したと予想されるのに対し、本実験の場合は、パルス照射と同時に燃料の温度、圧力が高くなり、被覆管の高温時の材料強度の低下に伴ない、最初に高圧ガスが水中に吹き出し、さらにその後被覆管が溶融してペレットが露出し、その結果高温のペレットと水が接触して蒸気が発生し水塊が移動したものであると考えられる。

(c) 被覆管表面温度挙動

反応度事故時における燃料の挙動を解析していく上で被覆管の表面温度挙動を明確にすることは重大な課題の一つである。Test No 103-2, 10, 14 は本目的にそつて行なつた実験である。これらの実験は燃料破損が起らない比較的低発熱量 (約 180 cal/g · UO_2) で行ない、被覆管表面温度挙動と冷却水温度 (サブクール度) についての関係を調べたものである。

標準燃料 (10 % 濃縮度) を用いた場合の各冷却水温度における被覆管温度挙動を比較して Fig. 2.3.7 に示す。図に示すように、被覆管表面温度は冷却水温度の上昇に伴なつて高くなつり、かつ膜沸騰持続時間 (クウェンチ開始までの時間) も長くなつてゐる。また、膜沸騰継続時の温度降下率も、同様に減少していることがわかる。このことは冷却水温度が被覆管表面の熱伝達に大きな影響を与えていることを示している。Fig. 2.3.8 に冷却水温度をパラメータとして、被覆管表面の最高温度およびクウェンチ開始時の温度および時間を示す。

次に、冷却水温度を変えた場合の濃縮度の違いによる被覆管温度挙動について調べた実験結果について述べる。前報で報告したように、試験燃料の濃縮度を 5 %, 10 % および 20 % に変えた実験では、被覆管表面温度挙動にかなり大きな変化が見られ、濃縮度の違いによる

UO_2 ペレット内の発熱分布の歪が被覆管表面温度に影響を及ぼすことを明確にした。Fig. 2.3.9 に 90 °C の冷却水温度における 10% 濃縮度標準燃料と 5% 濃縮度の被覆管表面温度挙動を比較して示す。図に示されているように、両者の温度上昇率、最高温度、クウェンチ開始までの時刻等はきわめて類似した結果となっている。一方、Fig. 2.3.10 に標準実験における濃縮度 5%，10% の被覆管表面の温度変化を比較して示す。この図から分るように、標準実験の場合には UO_2 ペレット内の発熱歪の相違が直接被覆管表面の温度の違いとなって現われている。Fig. 2.3.9 および Fig. 2.3.10 の比較から明らかなように、常温・大気圧条件においては UO_2 ペレット内の発熱歪が被覆管表面の温度挙動に影響を与えるが、冷却水温度が上昇し、サブクール度が低下するとこの影響が少なくなることを示している。

(4) 結論

これまでに、冷却水温度をパラメータとして計 8 回の実験を行なった。実験回数としては十分とはいえないが、これらの実験により判明した事実をまとめると以下のようにになる。

- (a) 冷却水温度が上昇するに伴なって、同一発熱量における照射後の試験燃料の外観の状況は激しくなる。本パラメータ実験における破損のしきい値は、標準実験の場合と比較して、90 °C の冷却水温度では 40~60 cal/g・ UO_2 ， 60 °C の冷却水温度では 20 cal/g・ UO_2 程度低下する。
- (b) Test No 103-1, 5 に見られるように、分断・微粒子化の程度には、標準実験と比較して被覆管が長時間高温にさらされることから、より苛酷な熱影響を受け、脆化が激しくなるため、破損形態に若干の違いが現われる。
- (c) 冷却水温度が上昇すると、燃料が微粒子化を起した場合、高温の UO_2 粒子と冷却水との接触において冷却水が沸騰しやすくなり、水塊の飛び上りが比較的低発熱量においても見られるようになる。
- (d) 冷却水温度の上昇に伴ない被覆管表面温度挙動に変化が現われ、温度上昇率および最高温度は高くなる。また、さらに温度降下率が小さくなることから膜沸騰持続時間（クウェンチ開始までの時間）が長くなる。
- (e) 1 例の実験結果ではあるが冷却水温度が上昇し、サブクール度が低下すると、 UO_2 ペレット内の発熱歪の相違による被覆管表面温度の違いはほとんど見られなくなっている。

以上、これまでに行なった計 8 回の実験結果について述べたが、本パラメータ実験は今後も冷却水温度、濃縮度、発熱量をパラメータとしてさらに進めていく予定である。

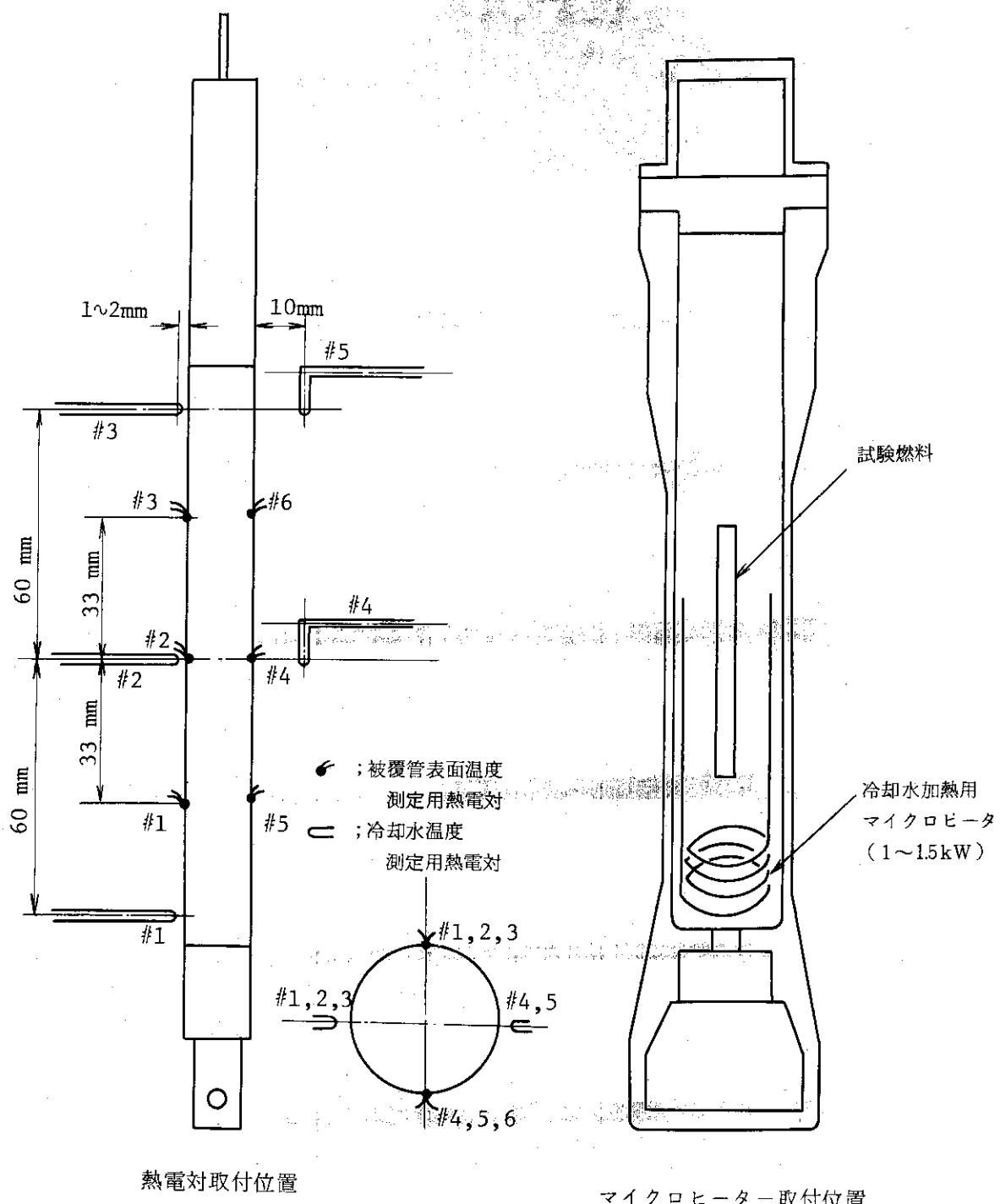
Table 2.3.1 実験目的及び実験条件

Test №	発熱量 (cal/g・UO ₂)	ペリオド (m sec)	冷却水温度 (°C)	計 表	目 的
103 - 1	267	21.6	90	被覆管表面温度 冷却水温度	3点 3点 高温冷却水中における燃料のパルス照射拳動並びに破損しきい値の究明。
- 2	180	3.36	90	被覆管表面温度 冷却水温度	3点 3点 高温冷却水中における燃料のパルス照射時被覆管表面温度拳動の究明。
- 3	216	27.2	90	被覆管表面温度 冷却水温度	3点 3点 高温冷却水中における燃料のパルス照射拳動並びに破損しきい値の究明。
- 4	331	1.48	90	冷却水温度 冷却水塊飛上り速度 カセル内圧	3点 1点 1点 高温冷却水中における燃料のパルス照射時に発生する破壊エネルギー量の究明。
- 5	239	2.26	90	被覆管表面温度 冷却水温度	3点 3点 高温冷却水中における燃料のパルス照射拳動並びに破損しきい値の究明。
- 9	246	2.10	60	被覆管表面温度 冷却水温度	6点 5点 中温冷却水中における燃料のパルス照射拳動並びに破損しきい値の究明。
- 10	186	3.15	60	被覆管表面温度 冷却水温度	6点 5点 中温冷却水中における燃料のパルス照射時被覆管表面温度拳動の究明。
- 14	175	2.33	60	被覆管表面温度 冷却水温度	3点 3点 高温冷却水中における燃料のパルス照射時被覆管表面温度拳動に与える濃縮度の影響を究明。

Table 2.3.2 実験結果の要約

Test №	発熱量 (cal/g·UO ₂)	カプセル 水温 (°C)	被覆管 表面温度 (°C)	カプセル 水温上昇 (°C)	変形 形	燃 料 外 観	備 考
103 - 1	267	90	> 1690	~ 10*	伸び ふくれ 曲り	0.3 mm 1.0 % 0.06 mm	有効発熱下端より約 1 cm のところで 2 つに分断、 分断部は一部微粒子化、軸方向に大きな割れ。 未破損、有効発熱部は全域にわたって黒色に酸化。 下半分に酸化膜の剥離。
- 2	180	90	1470	~ 5	伸び ふくれ 曲り	0.3 mm 1.0 % 0.06 mm	有効発熱部は全域にわたって黒色に酸化。下半分に 酸化膜の剥離。下端より約 5 mm のところにクラック。
- 3	216	90	> 1000	—	伸び ふくれ 曲り	0.6 mm 3.5 % 0.15 mm	有効発熱部は全域にわたって黒色に酸化。下半分に 酸化膜の剥離。下端より約 5 mm のところにクラック。
- 4	331	90	—	~ 30	—	—	有効発熱部は微粒子化。 カプセル内圧の発生は認められず。 水塊速度：~ 3 m/sec
- 5	239	90	> 1700	~ 25	—	—	有効発熱部は全域で黒色に酸化。下端より約 10 mm のところで 2 つに分断。分断部はボロボロ、被覆管 のシワ多し。
- 9	246	60	~ 1800	~ 20	伸び ふくれ 曲がり	~ 0 9 % ~ 1 mm	有効発熱部は全域で黒色に酸化。T/C位置にピンホール、ヘアラック有り。下半分に曲がり、シワ、 剥離大。
-10	186	60	1400	~ 15	伸び ふくれ 曲がり	~ 0 1.1 % 0.07 mm	有効発熱部全域で黒色に酸化、下端より 10 mm の 位置に 5 mm くらいの大きさの剥離。
-14	175	90	1400	~ 20	伸び ふくれ 曲り	0.15 mm 0.7 % ~ 0	有効発熱部全域で黒色に酸化、下方 1/3 くらいの領域 で酸化膜の剥離。

* Test № 103-1, 2 のカプセル水温上昇の値が他の実験と比較して低いのは、熱電対設定位置が他の実験の場合と比較して燃料棒から離れていたため。



熱電対取付位置

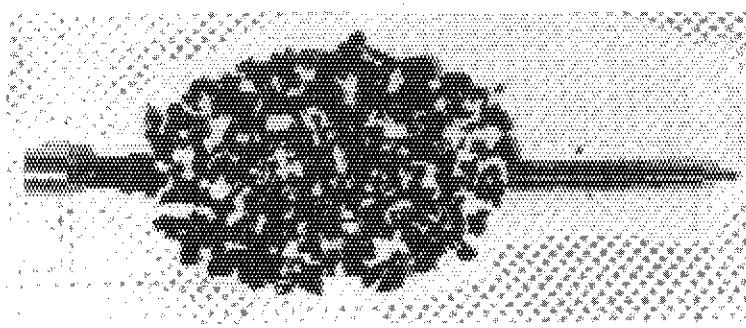
マイクロヒーター取付位置

Fig. 2.3.1 計装取付図

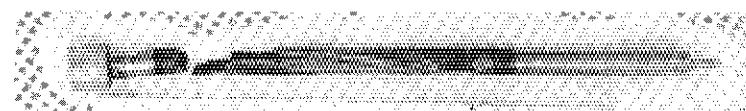
Test No.

Energy Deposition

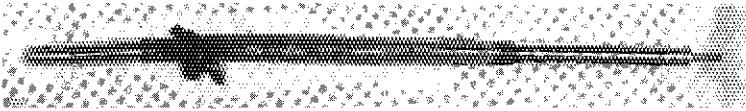
103- 4

331 cal/g-UO₂
(90°C)

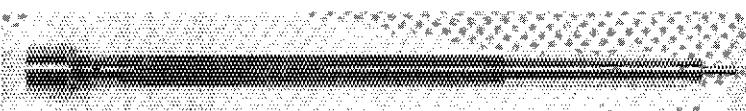
103- 1

267 cal/g-UO₂
(90°C)

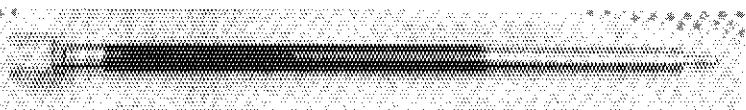
103- 5

239 cal/g-UO₂
(90°C)

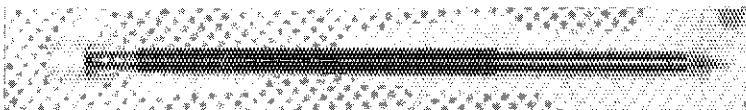
103- 3

216 cal/g-UO₂
(90°C)

103- 2

180 cal/g-UO₂
(90°C)

103-14

175 cal/g-UO₂
(90°C 5%-Enrich)

103- 9

246 cal/g-UO₂
(60°C)

103-10

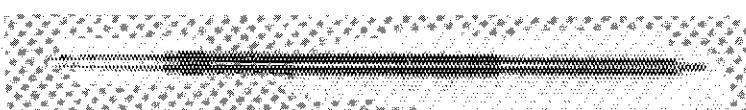
186 cal/g-UO₂
(60°C)

Fig. 2.3.2 試験燃料の外観写真

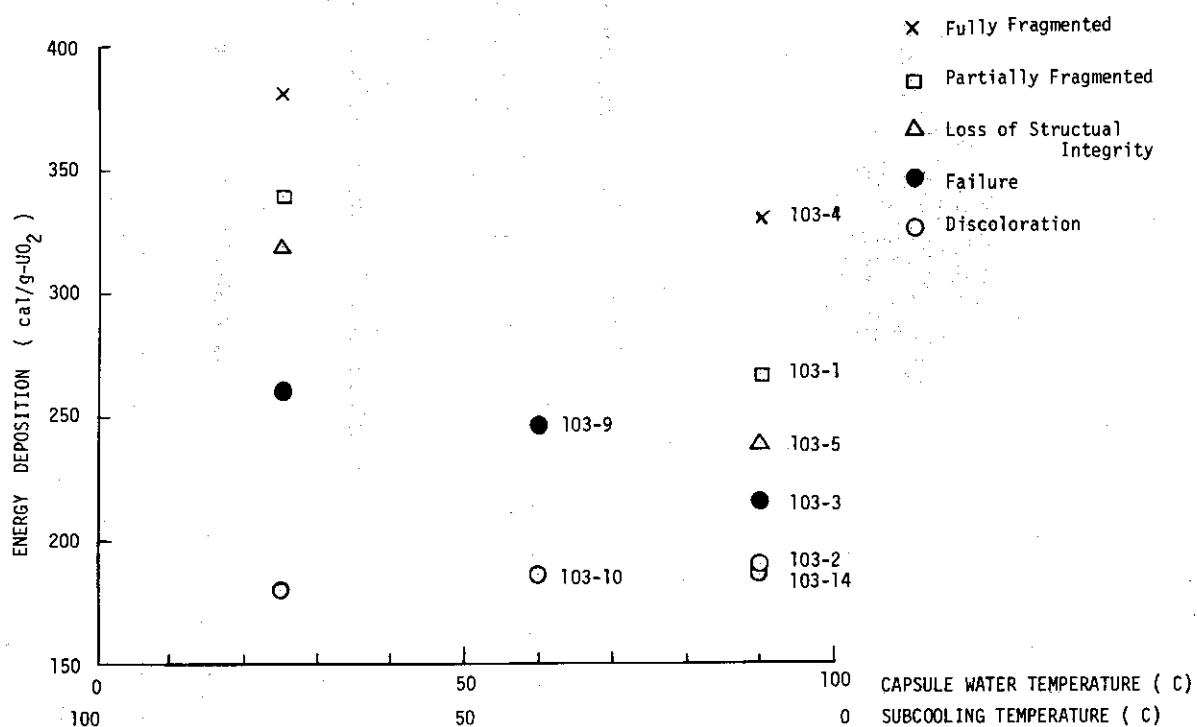


Fig. 2.3.3. 冷却水温度に対する破損形態の比較

Table 2.3.3 高発熱量実験結果の比較

実験項目	Test No.	発熱量 (cal/g·UO ₂)	カプセル内圧 (kg/cm ²)	水塊速度 (m/s)	破損状況
冷却水温度 パラメータ実験	103-4	331	~ 0	~3.0	大部分の燃料が微粒子化
標準実験 (スコーピング) 詳細	203-3	368	~ 0	—	一部微粒子化
	111-7	376	~ 0	1.8	大部分の燃料が微粒子化
	203-4	380	~ 0	—	大部分の燃料が微粒子化。比較的大きな 破片約 10 ケ
	111-8	433	13	*	大部分の燃料が微粒子化

* 定量できなかったが、水塊の顕著な移動は認められた。

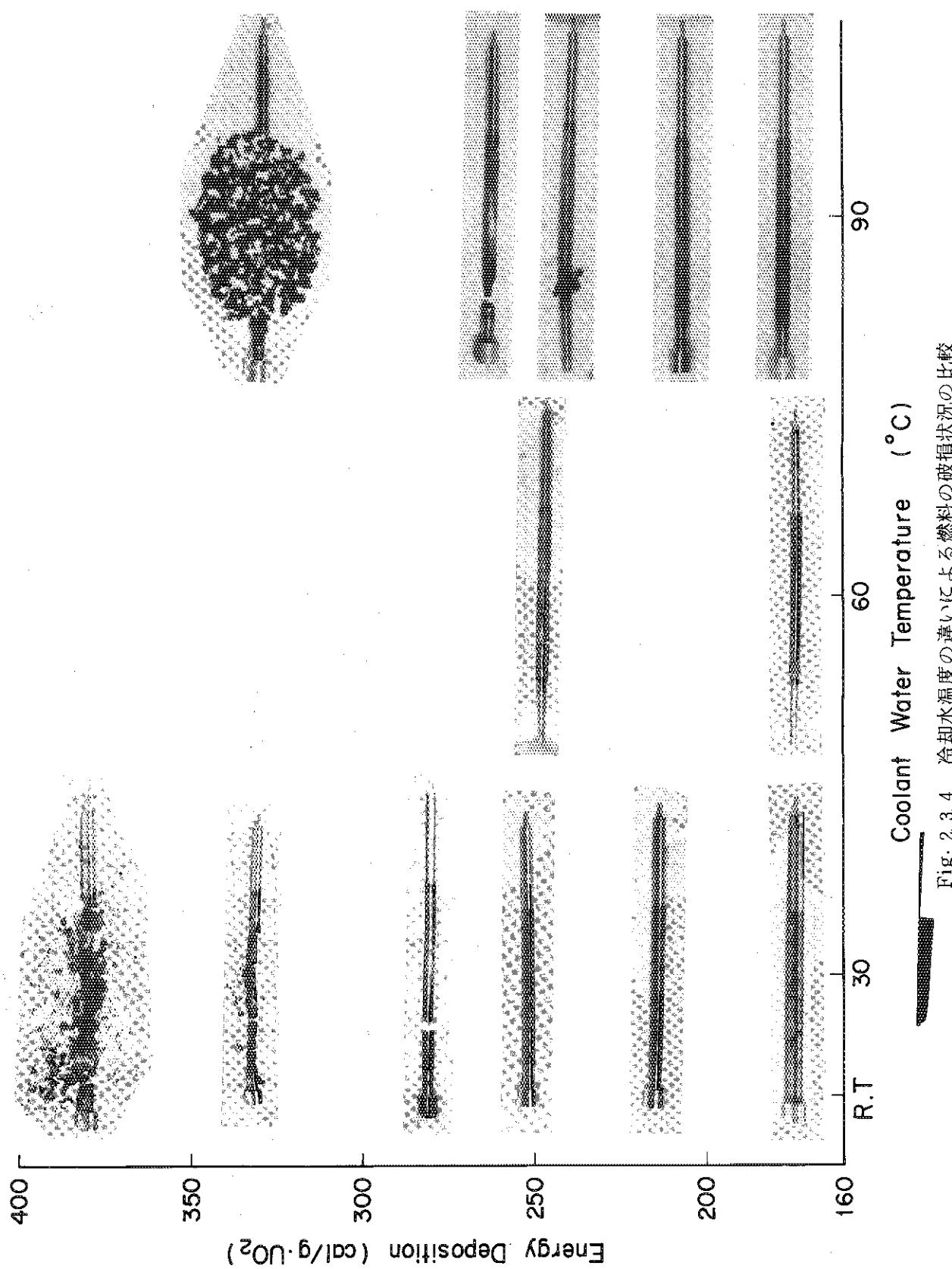
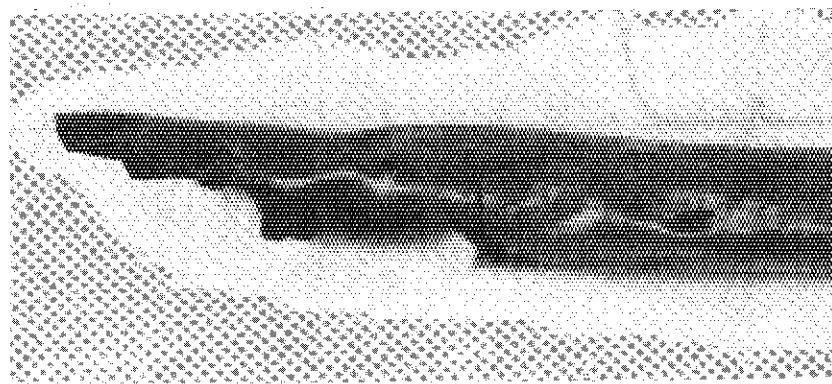
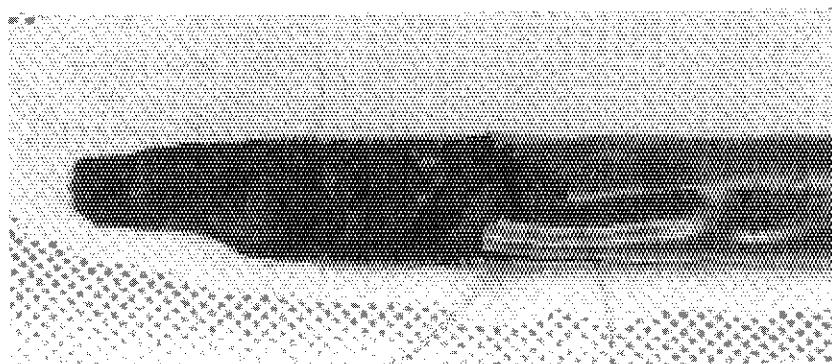
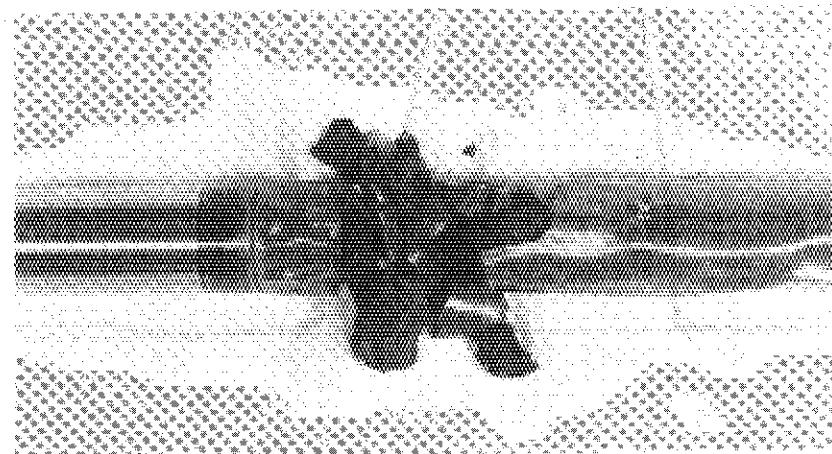


Fig. 2, 3, 4 冷却水温度の違いによる燃料の破損状況の比較



Test No. 103-1 267 cal/g UO₂ 冷却水温度 90 °C



Test No. 103-5 239 cal/g UO₂ 冷却水温度 90 °C

Fig. 2.3.5 燃料分断部拡大写真

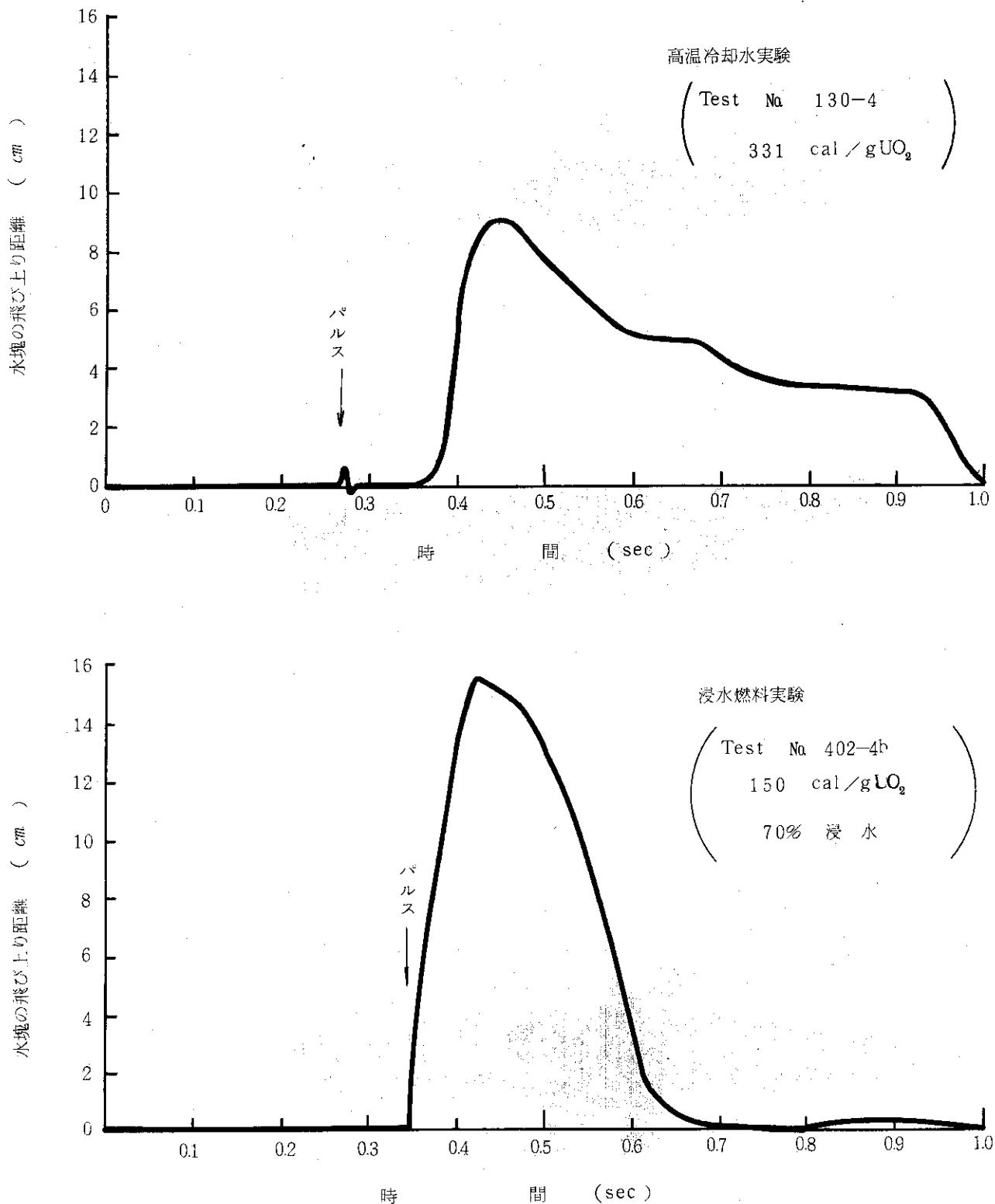


Fig. 2.3.6 高温冷却水実験と浸水燃料実験の水塊飛び上り量の比較

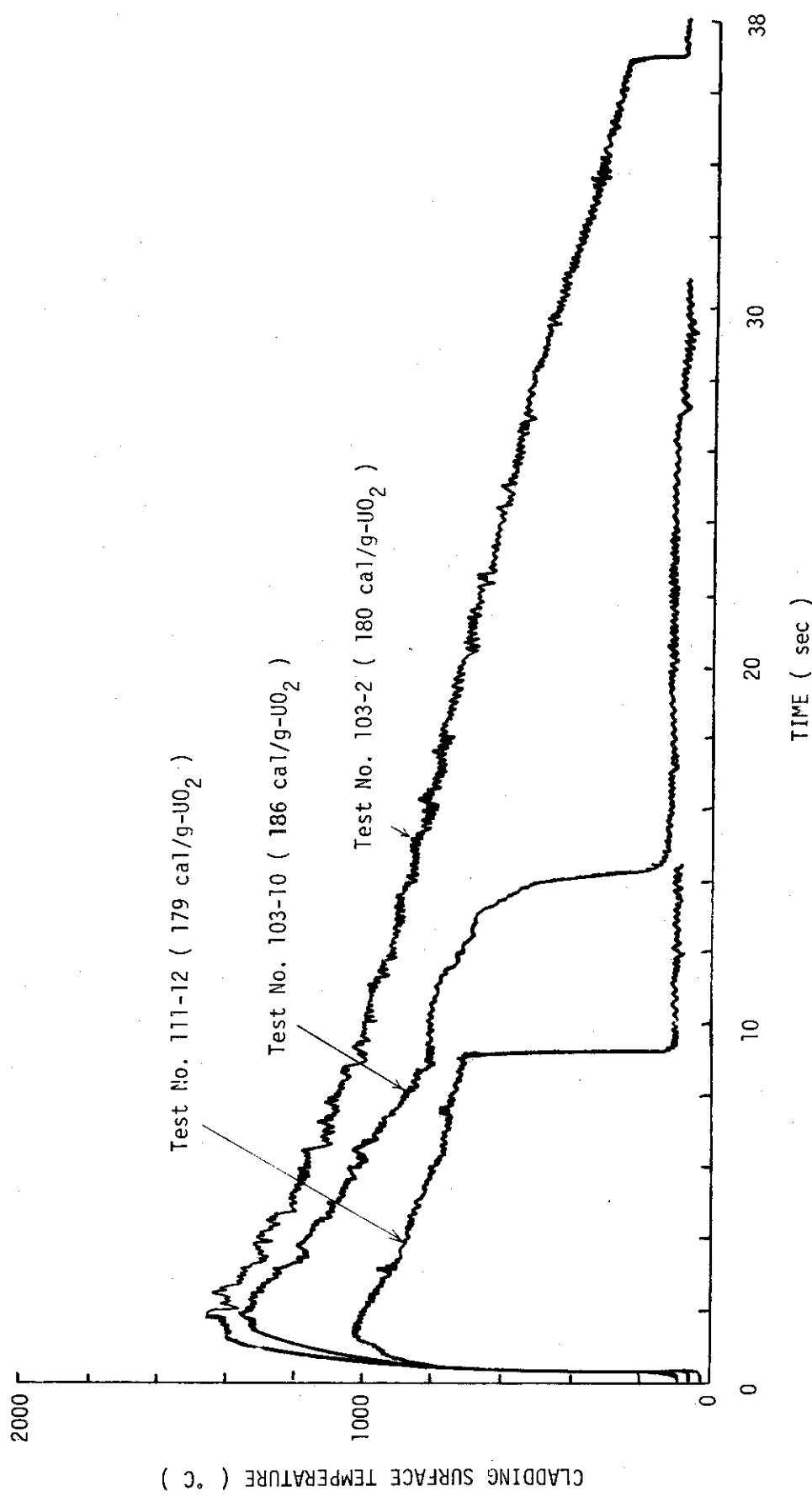


Fig. 2.3.7 冷却水温度の違いによる被覆管表面温度挙動の比較

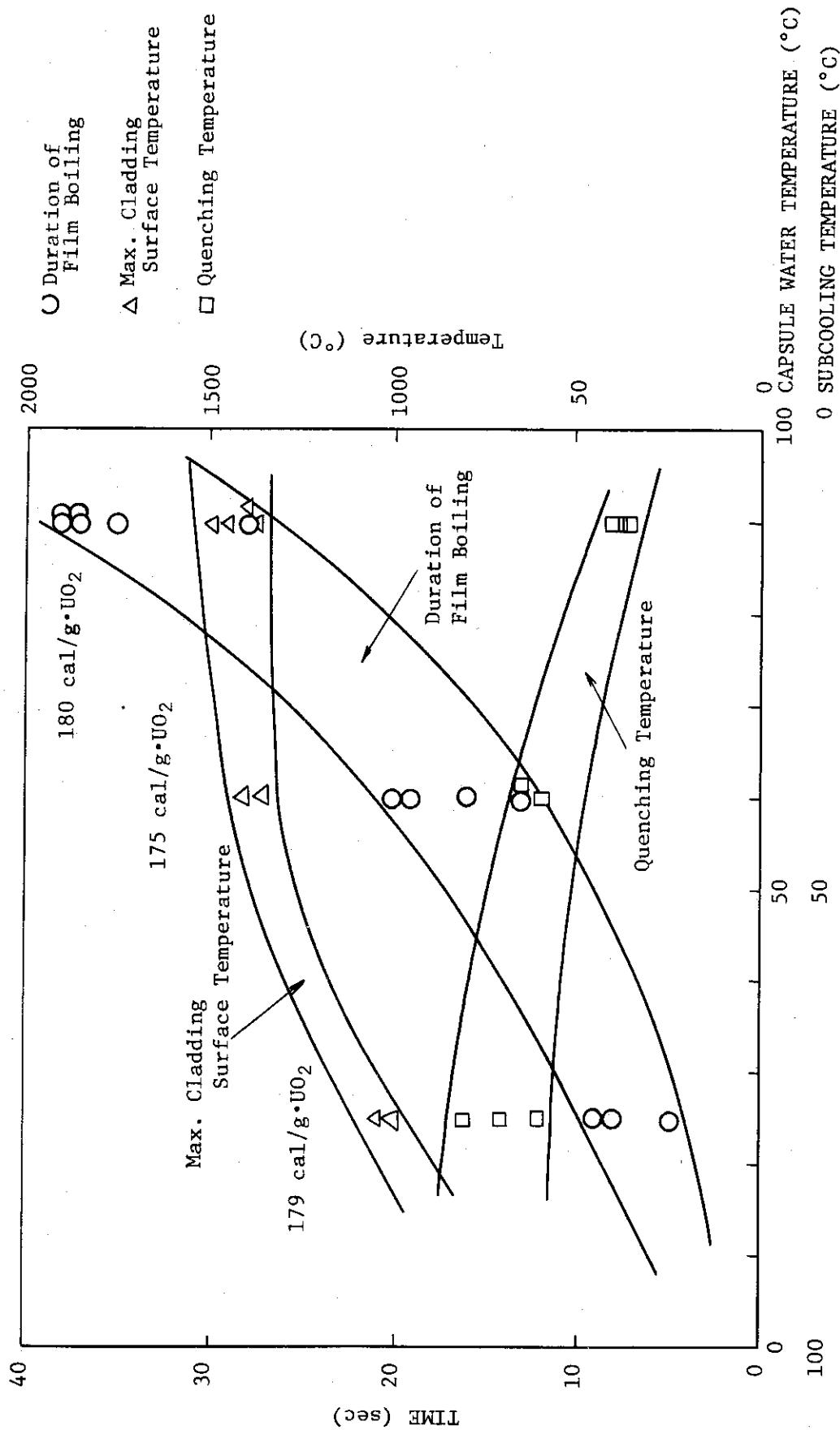


Fig. 2.3.8 同一発熱量における冷却水温度が被覆管表面温度、クウェンチ開始温度、およびクウェンチ開始時間に与える影響

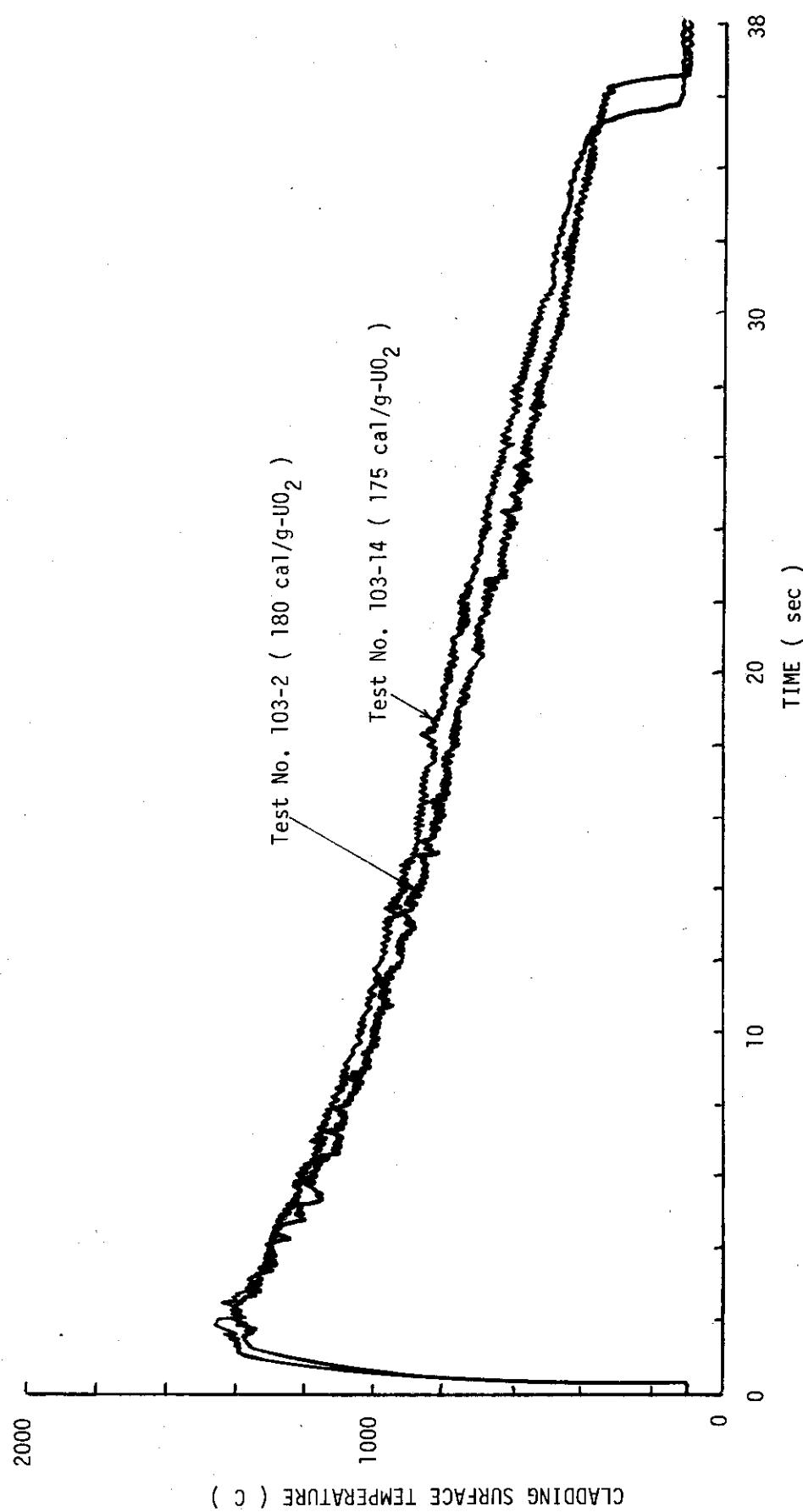


Fig. 2.3.9 高温冷却水(90°C)中ににおける被覆管表面温度に与える濃縮度の影響

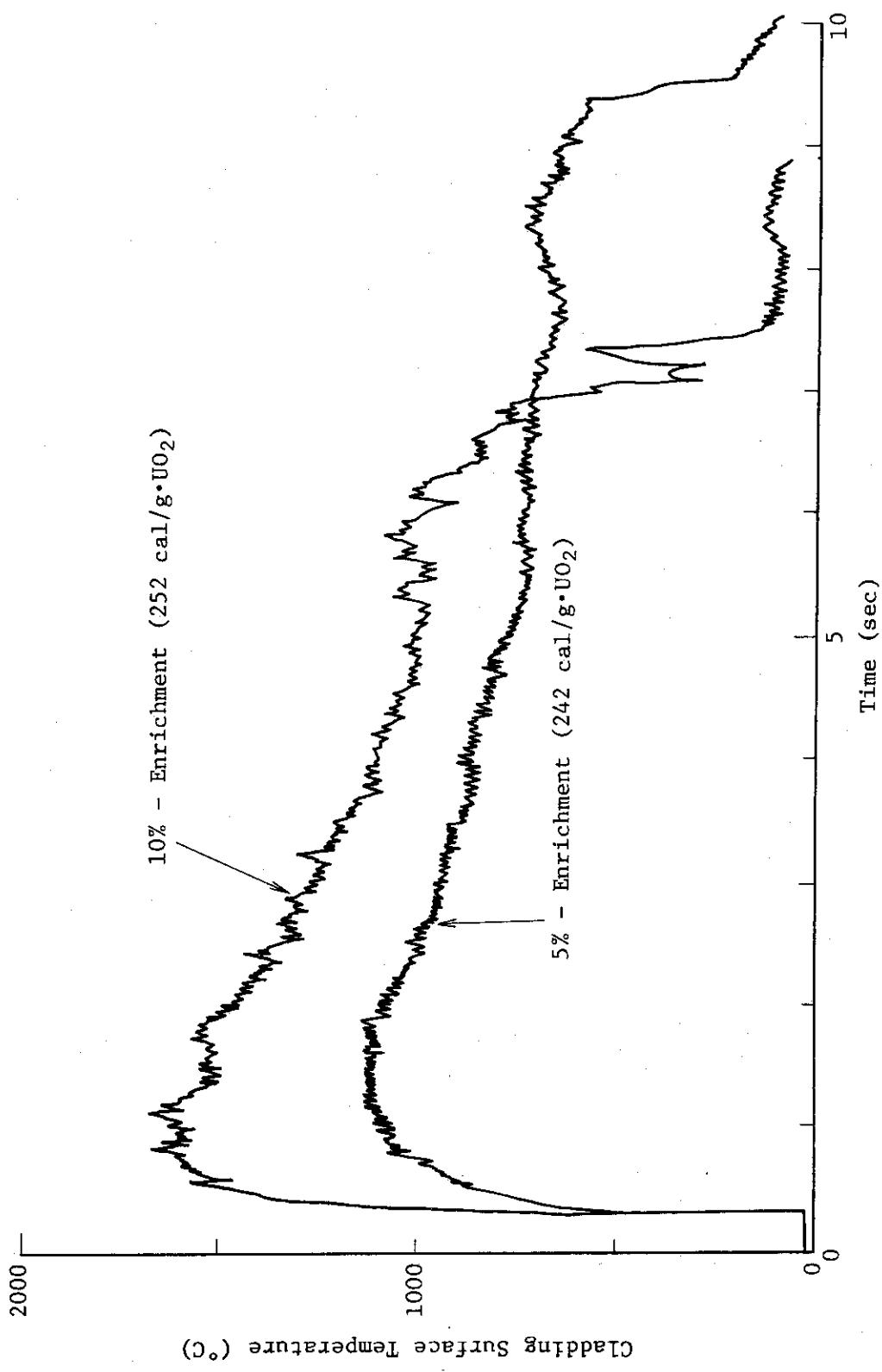


Fig. 2.3.10 標準実験(常温冷却水)における被覆管表面温度に対する濃縮度の影響

2.4 流路模擬燃料試験（藤城俊夫，小林晋昇，岩田耕司，吉村富雄）

(1) 概 要

今期の実験においては、PWRと同じ冷却材一燃料断面積比となる角形断面および円形断面形状の流路を用いて、流路形状が破損挙動に与える影響を調べた。

角型流路の内対面距離は14mm、一方円型流路の内径は16mmであり、材質はアルミニウム又はステンレス鋼である。

今期実施した実験の実験条件、流路断面形状および計装取付方法をそれぞれTable 2.4.1, Fig. 2.4.1に示す。

(2) 実験結果

実験結果の概要をTable 2.4.2に示す。

(a) 14mm 角型流路模擬実験

発熱量237 cal/g・UO₂を与えた実験（Test No 233-14）では、被覆管に長手方向のクラック（貫通）が発生し、発熱部の全面にわたって酸化膜の剥離が起きていた。

発熱266 cal/g・UO₂を与えた実験（Test No 233-12）では、燃料は発熱部下部において2つに分断し、発熱部全長にわたりシュラウドにそってやや四角柱状に変形していた。また、発熱部下部境界付近において、被覆管が噴出したような状態で融けていた。

発熱量360 cal/g・UO₂を与えた実験（Test No 233-13）では、燃料は全長にわたり溶融し、シュラウド内面に密着していた。また、シュラウドは下部および中央部で長さ10～15mm程度溶融していた。

過渡温度挙動については前期実験に比べて特記すべき事はなかった。Fig. 2.4.2(1)に照射後の試験燃料外観写真を示す。

(b) 16 mm 円型流路模擬実験

発熱量185 cal/g・UO₂を与えた実験（Test No 233-15）では、被覆管表面が発熱部全面にわたって酸化していたが、その他特別な外観上の変化は見られなかった。

発熱量244 cal/g・UO₂を与えた実験（Test No 233-16）では、燃料は分断し破損した。カプセル解体時の観察では、分断位置は発熱部下部境界から1cm程度上であったが、その後の照射後検査時には、分断位置から更に4cm程度上の位置でもう一ヶ所分断していた。上方の分断位置の付近の被覆管は、Fig. 2.4.2(2)に示すように約2.5cm欠けており、ペレットが露出していた。露出したペレットの外表面は溶融した様子であった。また、この近傍の被覆管には多数の円周方向クラックが入っていた。

発熱量254 cal/g・UO₂を与えた実験（Test No 233-17）では、燃料は分断により破損した。初め3つに分断していたが解体作業中にさらに5つに分断した。作業中に分断した位置は円周方向のクラックが発生していた位置である。分断はすべてペレット境界で起っている。

Fig. 2.7.2(3)に照射後の外観写真を示す。

(3) 考 察

(a) 破損しきい値

流路模擬実験における破損の有無を冷却材／燃料断面積比に対してまとめてみると Fig. 2.4.3 に示すようになる。14 mm ϕ , 14 mm□, 16 mm ϕ および 20 mm ϕ の 4 種類の流路を用いて実験を行ったが、流路形状の相違による破損しきい値の変化は見られない。また、現在までの実験の結果、237 cal/g・UO₂ 以上で燃料破損が生じ 211 cal/g・UO₂ では燃料破損が生じていないことから、破損しきい値はこの間にある。

流路無しの場合では、燃料の破損しきい値は 260 cal/g・UO₂ であるから、流路を設けることによって破損しきい値は 30 cal/g・UO₂ 程度低下することが予想される。

(b) 破損形態

流路を設けた場合の燃料破損の形態は、被覆管のクラッキングに始まって、発熱量が多くなるにしたがって分断、溶融、ペレット微粒化と、流路無しの場合と同様に変化している。しかしながら、各破損形態は、流路を設けることにより流路無しの場合に比べて低い発熱量で現われる。14 mm□流路を設けた実験結果について見ると、237～251 cal/g・UO₂ で被覆管クラッキング、266 cal/g・UO₂ で分断、360 cal/g・UO₂ で溶融している。これに対して流路無しの場合では、260 cal/g・UO₂ で被覆管クラッキング、280 cal/g・UO₂ で分断、380 cal/g・UO₂ でペレット微粒子化が起きている。

(c) 被覆管表面最高温度

Fig. 2.4.4 は流路形状の被覆管表面最高温度に及ぼす影響を見るために、最高温度を発熱量に対してプロットしたものである。これから、流路形状の相違による影響は明確ではないが、14 mm ϕ 流路の場合は 14 mm□, 16 mm ϕ 流路に比べて最高温度はやや高い傾向にあると云える。

(d) クエンチ温度挙動

クエンチ開始時点での被覆管表面温度とその時の冷却水温度との関係をプロットすると Fig. 2.4.5 のようになる。ここで、データ点は、燃料中心位置における被覆管表面温度および同位置、同時刻における流路内冷却水温度である。ただし、一点については発熱部上端より 20 mm 下における被覆管表面温度および冷却水温度を示している。これより、冷却水温度が高くなるとクエンチ開始温度が低くなることが分る。

(e) 冷却水温パラメータ実験結果との比較

以上のように破損しきい値および被覆管表面温度挙動と冷却水温度との間には密接な関係があり、流路模擬実験はこれらの関係で整理できる。一方、これらの関係を調べることを目的とした実験に冷却水温パラメータ実験がある。したがって、流路模擬実験と冷却水温パラメータ実験結果には何らかの類似点が見い出されると考えられる。そこで以下に、両者の結果を比較検討する。

(i) 破損しきい値

流路模擬実験においては、初期破損のしきい値は流路無しの標準燃料実験に比べて 30 cal/g・UO₂ 程度下がる。これに対して、冷却水温パラメータ実験では冷却水温によつて異なるが、90 °C の場合 40～60 cal/g・UO₂, 60 °C の場合 20 cal/g・UO₂ 程度低くなる。流路模擬実験結果について破損しきい値を冷却水温度との関連で整理できれば、冷却水温パラメータ実験との対応を明確にまた定量的に評価することができると考えられるが、

流路内冷却水の温度は、燃料の長さ方向および時間的に変化しており、燃料破損時の冷却水温度を明確に定義することは難かしい。しかしながら、いずれにせよ、冷却水温度が上昇すれば破損しきい値が下がると云う点で両者の実験の類似性が定性的に示されている。

(ii) 冷却水温度とクエンチ温度、クエンチ開始時間

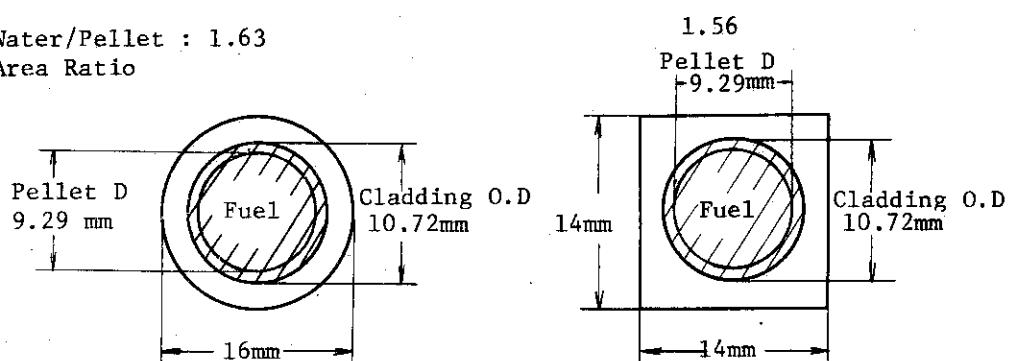
流路模擬実験および冷却水温パラメータ実験で得られた冷却水温度とクエンチ温度、クエンチ開始時間との関係を Fig. 2.4.6 に示す。流路模擬実験の冷却水温度とクエンチ温度は(d)で述べたように整理したものであり、冷却水温パラメータ実験については、冷却水温度は初期値を示す。

図から、両者の実験結果は、冷却水温度に対して、クエンチ温度は下降傾向を示し、またクエンチ開始時間は上昇傾向を示すことがわかる。この点に関しても両者の実験結果は類似している。

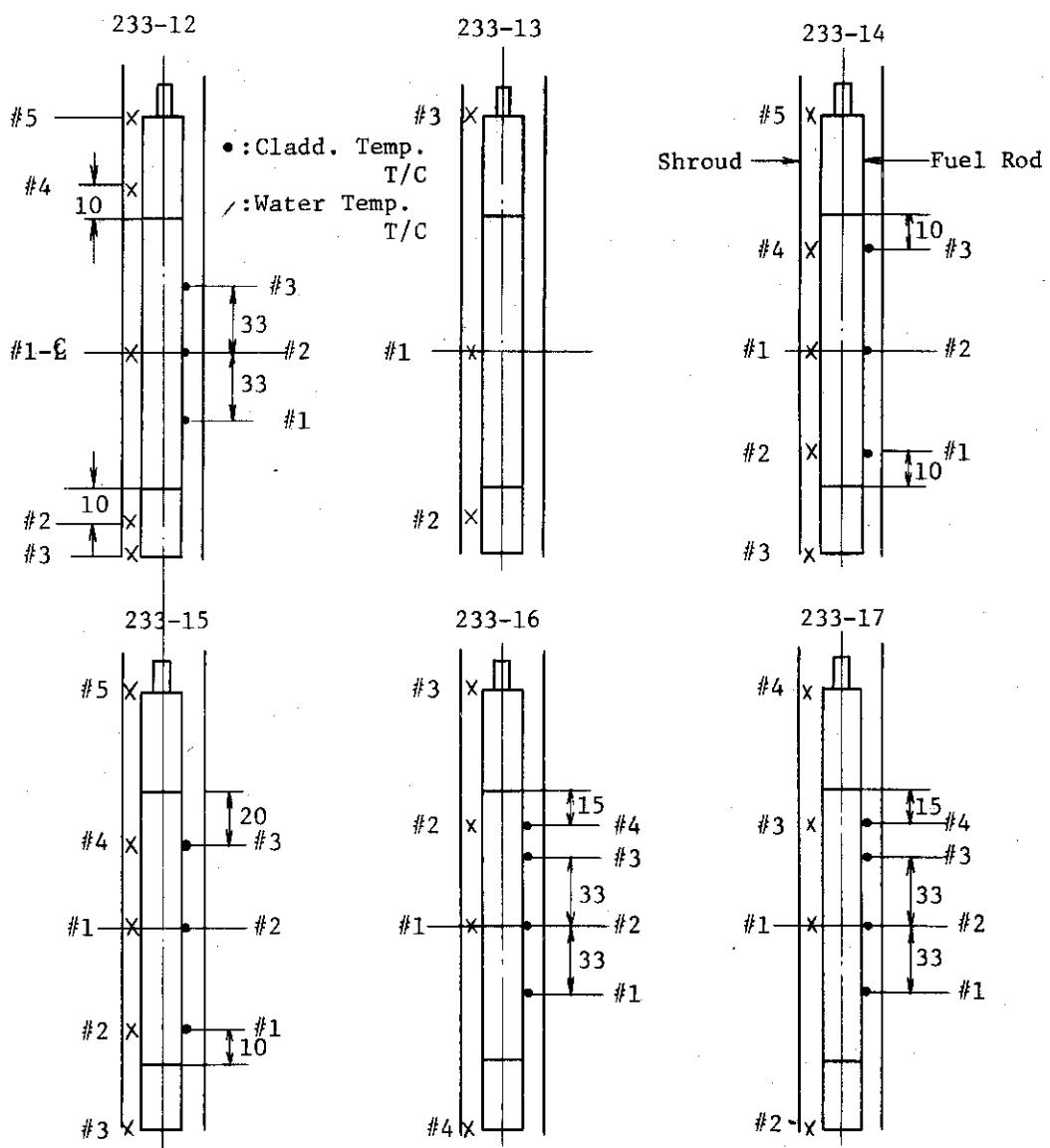
Table 2.4.1 Test conditions

Test No.	Energy Deposition (cal/g•UO ₂)	Shroud		Water/Pellet Area Ratio	Objective
		Shape	Material		
233-12	266	Square (14 mm)	Al	1.56	To study the failure threshold of a single rod with a square flow shroud
233-13	360	Square (14 mm)	SUS	1.56	To study the energy release associated with the failure of a single rod with a square flow shroud
233-14	237	Square (14 mm)	Al	1.56	To study the failure threshold of a single rod with a square flow shroud
233-15	185	Cylindrical (16 mmΦ)	Al	1.63	To study the behavior of cladding surface temperature of a single rod with a cylindrical flow shroud
233-16	244	Cylindrical (16 mmΦ)	Al	1.63	To study the failure threshold of a single rod with a cylindrical flow shroud
233-17	254	Cylindrical (16 mmΦ)	Al	1.63	To study the failure threshold of a single rod with a cylindrical flow shroud

Water/Pellet : 1.63
Area Ratio



Cross Section of Flow Shroud

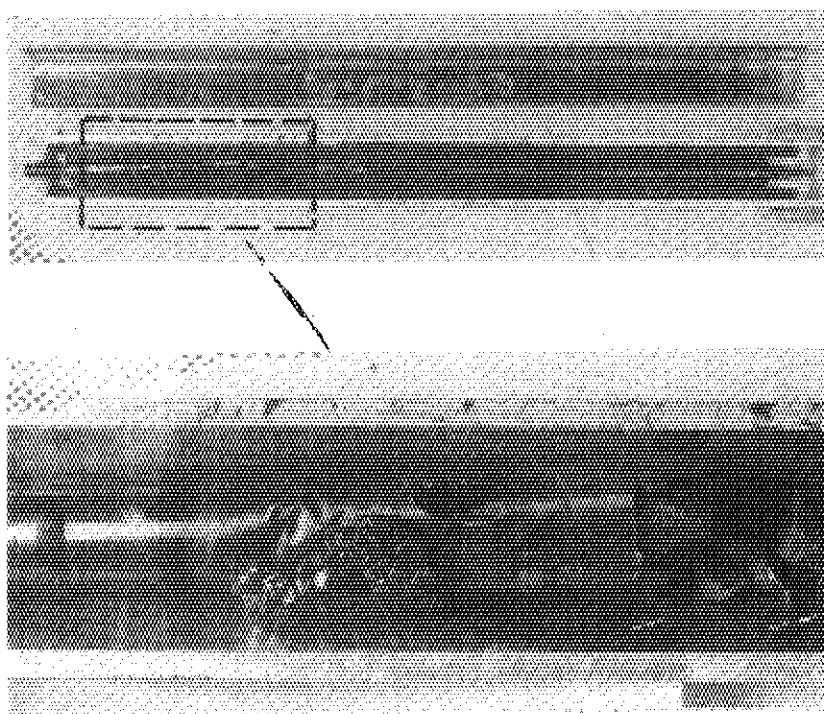


Instrumentation

Fig. 2.4.1 Cross Section of Flow Shroud and Instrumentation

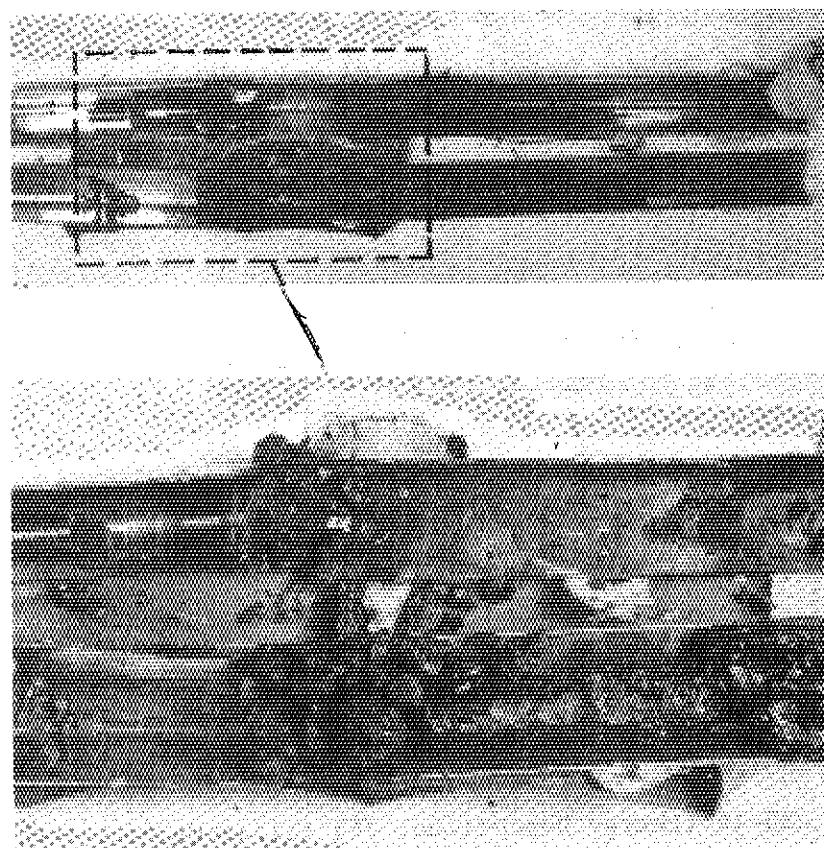
Table 2.4.2 Summary of test results

Test No.	Shroud Type	Energy Deposition (cal/g•UO ₂)	Cladding Surface Temperature			Water Temperature			Fuel Failure
			Max. Temp. (°C)	Temp. at Quench (°C)	Time at Quench (sec)	Max. Temp. (°C)	Temp. at Quench (°C)		
233-12	Square (14 mm)	266	#1 - #2 - #3 1780	- - -	- - -	#1 68 #2 25 #3 25 #4 78 #5 102	- - - -	Broken into 2 pieces	
233-13	Square (14 mm)	360	-	-	-	#1 25 #2 80 #3 50 #4 42 #5 -	-	Melted	
233-14	Square (14 mm)	237	#1 1450 #2 1250 #3 1050	600 - -	3.6 - -	#1 80 #2 - #3 20 #4 105 #5 75	-	Cracked	
233-15	Cylindrical (16 mmφ)	185	#1 1320 #2 1320 #4 1350	- 550 450	- 10 15.8	#1 52 #2 25 #3 22 #4 70 #5 68	48 - - - -	No Failure	
233-16	Cylindrical (16 mmφ)	244	#1 >1700 #2 >1650 #3 >1650 #4 >1650	- - - -	- - - -	#1 100 #2 130 #3 95 #4 25	- - - -	Broken into 3 pieces	
233-17	Cylindrical (16 mmφ)	254	#1 >1750 #2 >1550 #3 > 920 #4 >1440	- - - -	- - - -	#1 >70 #2 >25 #3 >80 #4 >86	- - - -	Broken into 3 pieces	



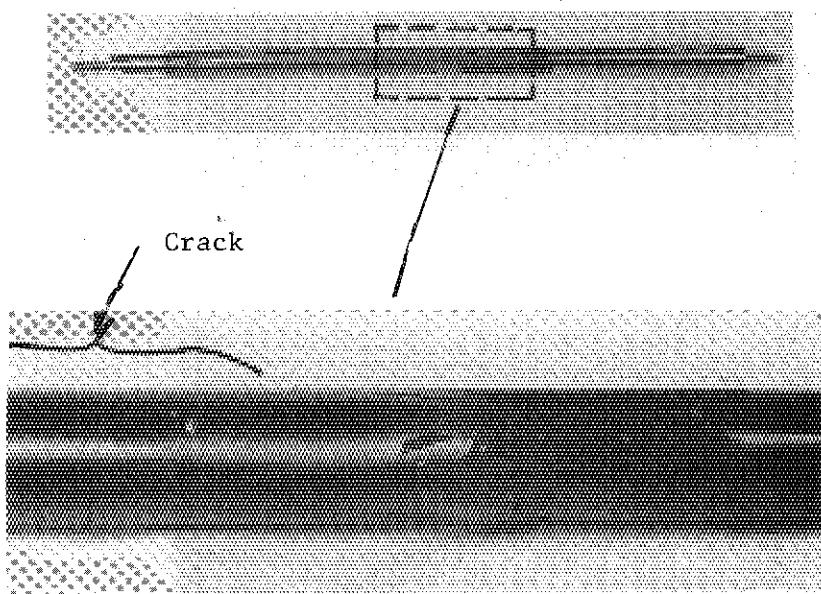
Test No. 233-12 (Energy Deposition: 266 cal/g·UO₂)

The fuel rod was melted and most part of it was sticking to the flow shroud.

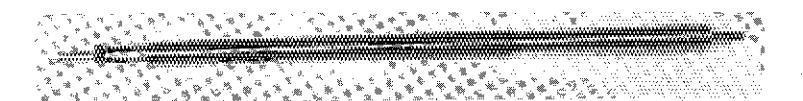


Test No. 233-13 (Energy Deposition: 360 cal/g·UO₂)

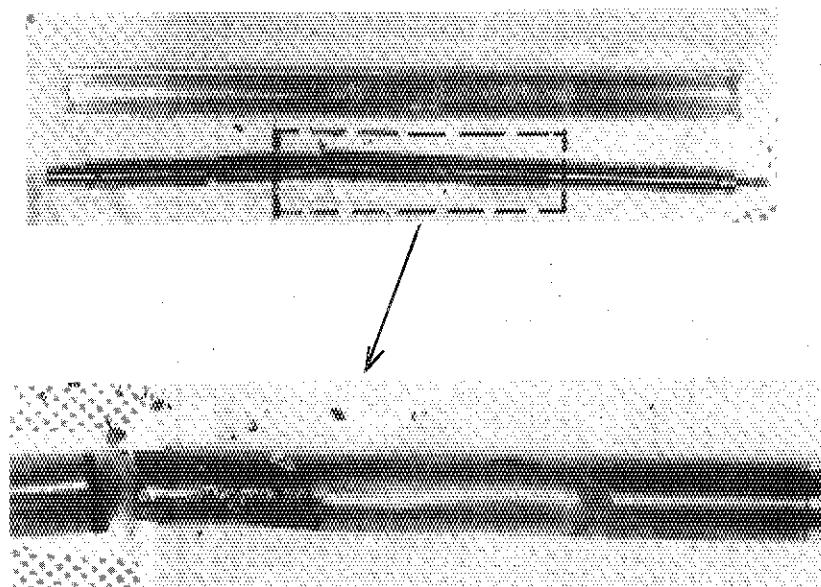
Fig. 2.4.2(1) Fuel rods after irradiation



Test No. 233-14 (Energy Deposition: 237 cal/g·UO₂)

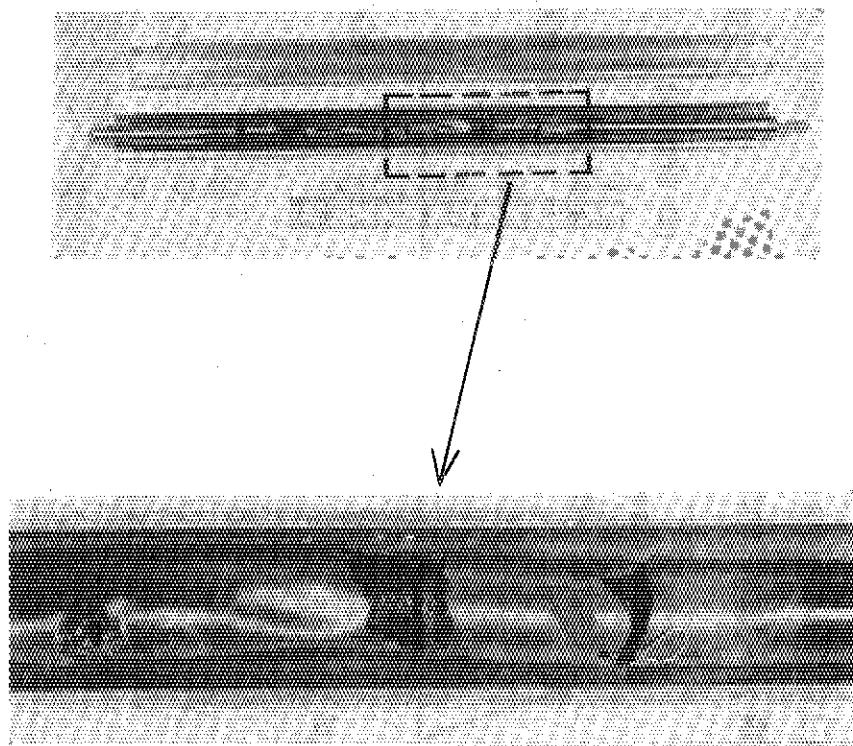


Test No. 233-15 (Energy Deposition: 184 cal/g·UO₂)



Test No. 233-16 (Energy Deposition: 243 cal/g·UO₂)

Fig. 2.4.2(2) Fuel rods after irradiation



Test No. 233-17 (Energy Deposition: 254 cal/g·UO₂)

Fig. 2.4.2(3) Fuel rod after irradiation

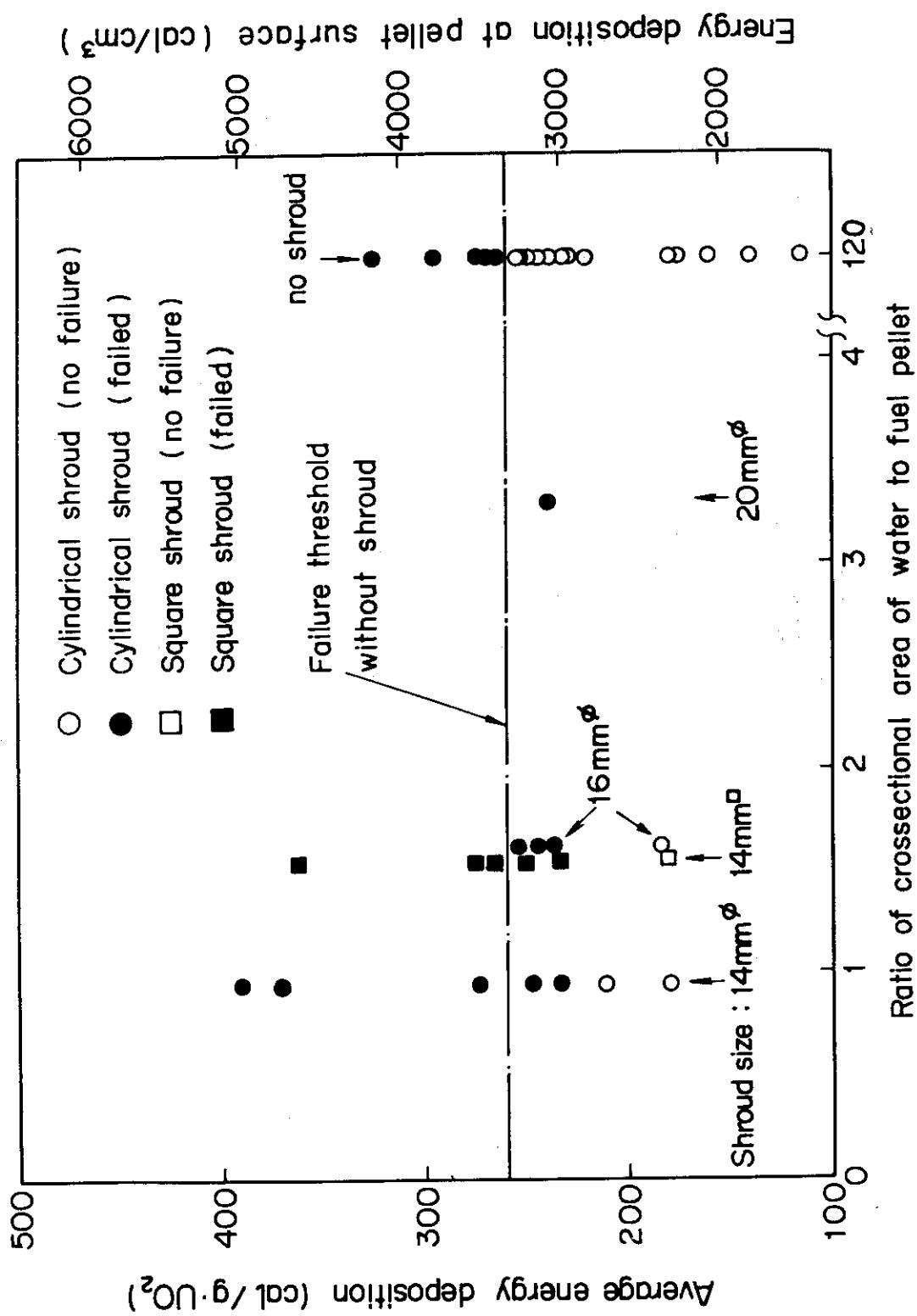


Fig. 2.4.3 Results of flow shroud tests

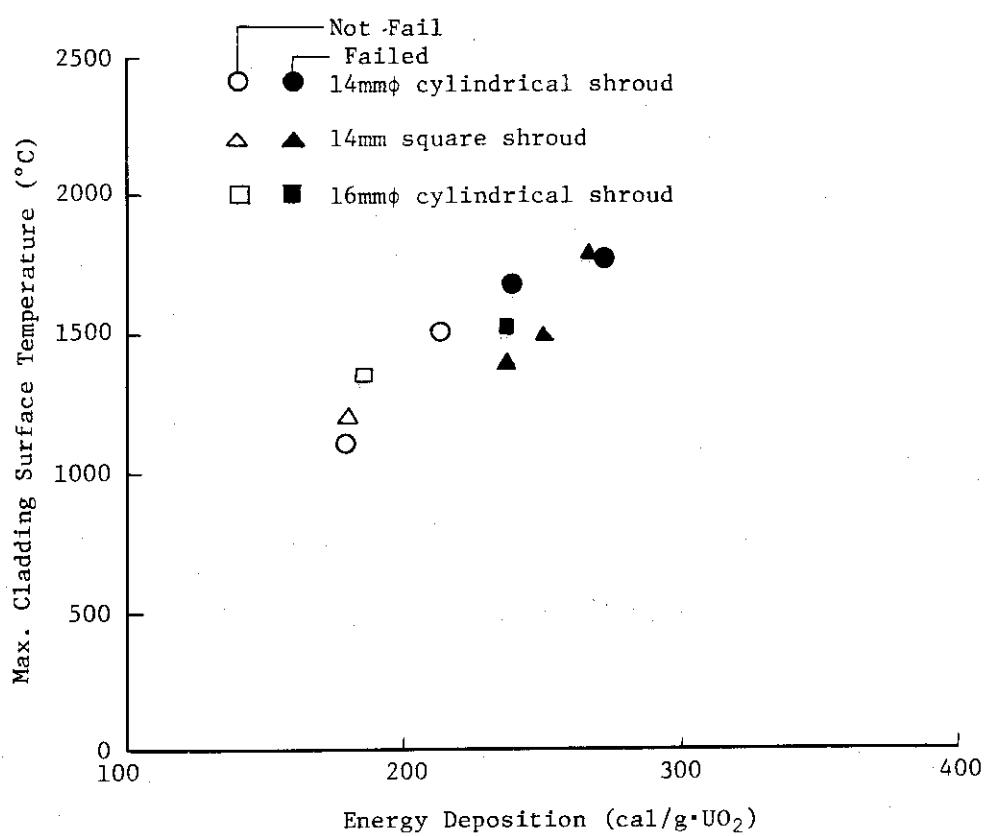


Fig. 2.4.4 Comparison between maximum cladding surface temperature W/T and W/O flow shroud vs. energy deposition

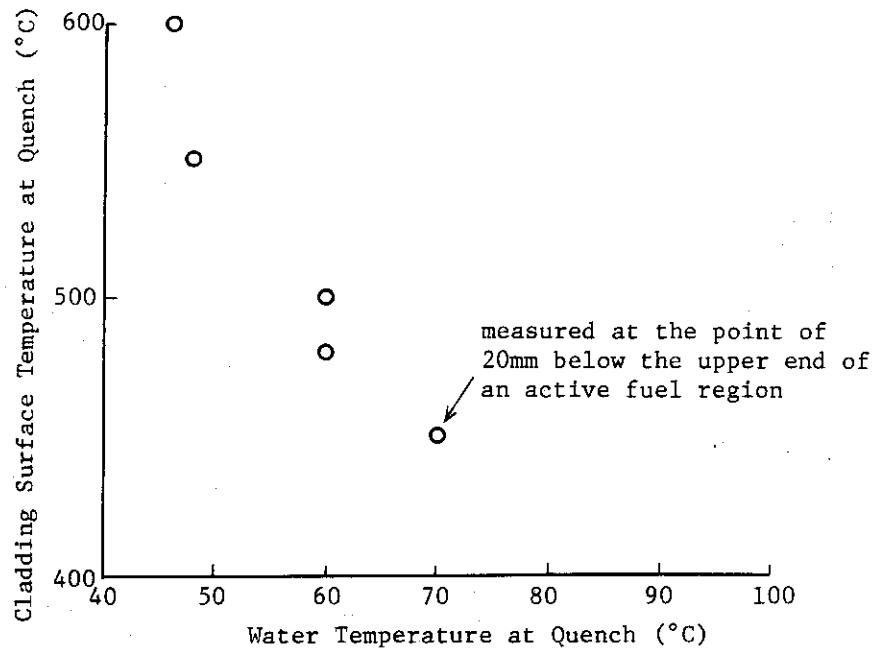


Fig. 2.4.5 Cladding Surface Temperature vs. Water Temperature at Quench

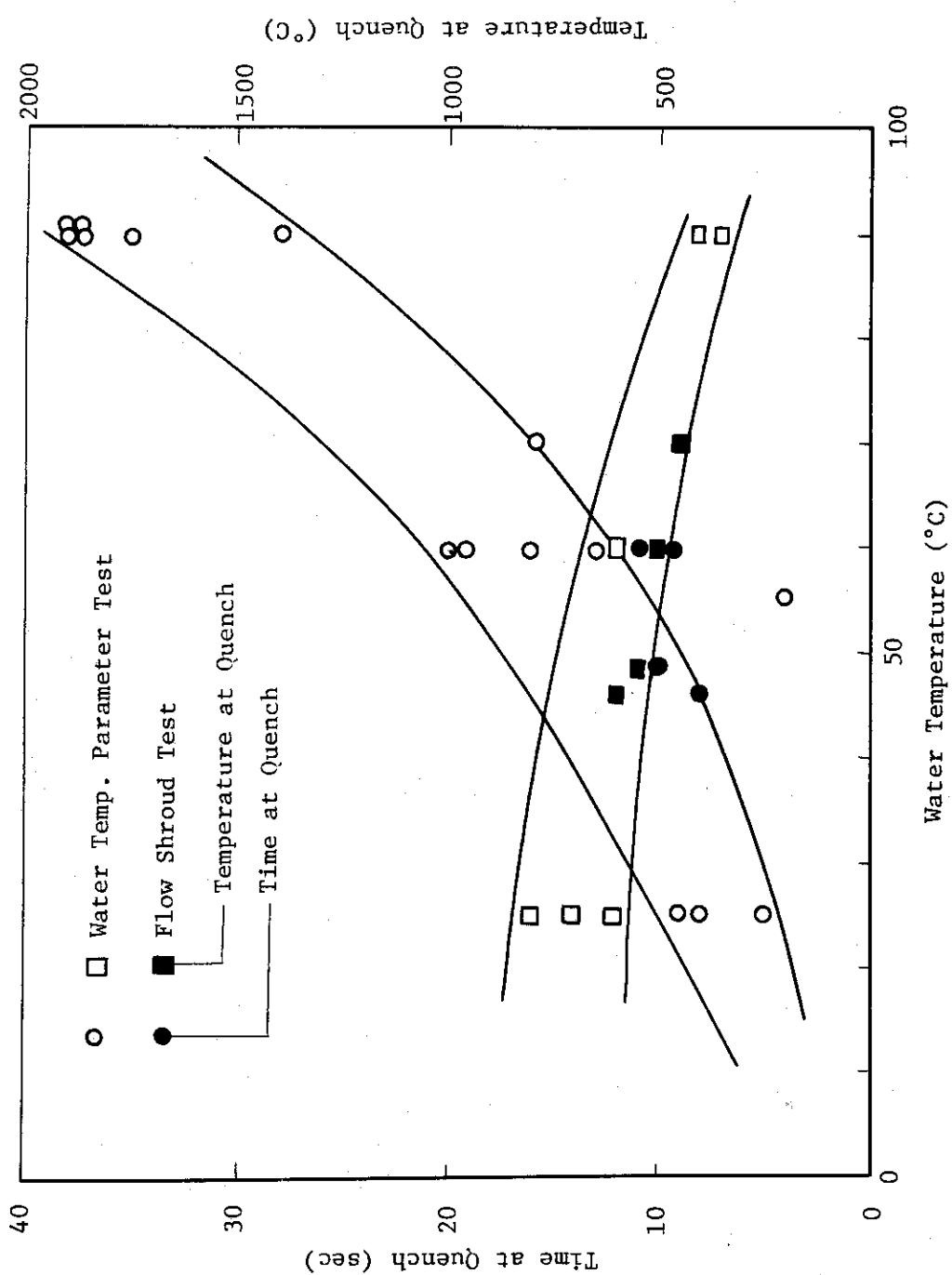


Fig. 2.4.6 Temperature and Time at Quench vs. Water Temperature

2.5 バンドル燃料試験（藤城俊夫，小林晋昇，岩田耕司，吉村富雄，^{*}W. G. Lussie ^{****}）

(1) 概 要

NSRRで実施している標準燃料実験および各種パラメータ実験は、1本の試験燃料を内径12cmのカプセルの中央の冷却水中に支持してパルス照射している。したがって試験燃料の冷却は周囲の多量の冷却水によって行われることになり、多数本の燃料をバンドルに組んで使用する実際の動力炉の炉心燃料条件とは冷却条件が大幅に異なっている。

そのため以上の冷却側の条件の差異がどのような影響を与えるかを明らかにし、1本燃料実験の結果を実炉条件に適用する際に必要な知見を得る事が本バンドル燃料実験の目的である。これまで実施してきた実験は5本燃料バンドルによるものであり、これに形状の異なるシュラウドを取付けた場合およびシュラウドを取付け無い場合の計4ケースを設定し、冷却水条件は室温、大気圧で流れの無い初期条件で実験を行った。

今期行った実験は、5本バンドルの外周に接するような四角形のシュラウドを取り付け、冷却水と燃料の断面積比を前期に行った十字形シュラウドの場合と等しくした条件の実験である。この実験と前回までの実験結果との比較により、シュラウド形状の影響が明らかになり、今後のバンドル燃料実験に使用するシュラウドの標準形状を定める事が期待できる。

今期には、また、5本バンドルの出力分布の解析を実施し、これと実験結果との照合を行なった。この結果、バンドル実験において避けられない外周燃料棒内の大きな出力歪の影響が明確になり、バンドル実験結果の解釈および今後のバンドル実験計画立案上に有用な知見が得られた。

(2) 実験条件および実験結果

(a) 実験条件

これまで実施したバンドル実験の燃料配列およびシュラウド形状、寸法をFig. 2.5.1に示す。試験燃料には標準燃料を用い、燃料棒ピッチは14mmとした。今期実施した実験は、この図に示したものの中のC型である。燃料の濃縮度は、中心燃料20%，外周燃料10%とし、中心と外周の燃料の平均発熱量ができるだけ近い値となるようにした。この結果、平均発熱量の相対比は外周燃料が1.0に対し、中心燃料0.942となった。しかし、外周燃料のペレット内の発熱量には大きな歪が生じ、バンドル外側と内側に面するペレット表面の発熱量の比は1.85に達する事が出力分布解析から明らかになった。この発熱分布およびその影響の詳細は次節に述べる。

(b) 実験結果

今期に実施した実験はTest No 312-4である。Test No 312-3と比較するために、発熱量をこれとほぼ等しくし、シュラウド形状をC型として、シュラウド形状の影響を調べた。以下、No 312-4の結果をNo 312-3の結果¹⁾と比較しつつ述べる。

被覆材表面温度の測定は6点に熱電対をスポット溶接して行ったが、このうちの4点は最高温度に達する前に破損し中心燃料に取付けた2点のみ測定できた。Fig. 2.5.2はこの測定結果を示したものである。このように隣接燃料と対面しない側の#2の測定位置では、単一燃料棒実験と同じように最高温度に達した後は単調に減少し、約11秒でクエンチした。これ

に対し、隣接燃料に對面する#1の測定位置では、一度減少した後に約3秒後から再び上昇し約10秒後まで高温状態が保持され、クエンチが生ずる時間もわずかではあるが遅くなった。なお、この図には中心燃料と同じ濃縮度20%の単一燃料棒試験の結果⁽¹⁾を比較のために示してあるが、バンドル条件と単一燃料棒条件との違いは、バンドル内の位置による違いに比べてはるかに大きいことがわかる。

一方、Test No 312-3の実験で測定できた被覆材温度は、Fig. 2.5.3に示した2点であるが、このうち#1の位置の測定結果はノイズのため部分的にデータが欠落している。いずれも隣接燃料と対面する位置の温度挙動であり、Fig. 2.5.2に示したTest No 312-4の#1のデータと同じように約4秒から10秒後にかけて温度が再上昇し、最高温度1200~1300°Cに達している。また、クエンチ時間も11~12秒であって、Test No 312-4の実験結果と殆んど同じである。以上の比較から、少くとも隣接燃料と対面する所の温度挙動に対しては、Test No 312-4と312-3との間の有意な差異は認められなかった。

次に、外周燃料まわりの冷却材温度挙動をFig. 2.5.4に示す。実線はTest No 312-4のデータである。#2および#3のデータは良く一致しており、最初の約0.4秒間で50°Cの温度上昇をした後にはほぼ一定値を保ち、8~10秒後で再び約25°Cの上昇を示している。一方、燃料棒間の温度#1は最初約40°Cの上昇を示すが、すぐ低下し、20秒後まで30°C前後の低温の状態のままでいる。この結果から、被覆材表面ではサブクール沸騰を生じているにもかかわらず、冷却材中の高温部と低温部の混合は不充分で、燃料棒の間に低温部分が生じていることがわかる。図中の点線で示した#4のトレースは、#1に対応する測定位置でのTest No 312-3のデータである。約4秒から12秒にかけてスケールアウトが生じるような大幅な温度上昇が生じた。これは、中心あるいは外周の燃料棒が曲って一時的に熱電対に接触したためと考えられる。この大幅な温度上昇の前後の挙動は、#1よりもむしろ#2又は#3の位置での測定結果に近い。以上のデータの比較から、冷却材温度分布に対してはシュラウド形状の影響があることが認められ、C型のシュラウド(Test No 312-4)を用いた場合には燃料棒間の間隔の広い部分の水塊が比較的低い温度に保たれる事がわかった。

Fig. 2.5.5は中心燃料まわりの冷却材温度挙動を比較したものである。#1は燃料棒間の最も狭くなった所の水温で、トランジエント開始後約0.5秒で飽和温度を越え約8秒間にわたり飽和温度以上に保たれた後、急下降する。一方、この下流(上方)側の有効長上端の#2の位置では、よりゆるやかに上昇して9秒後に最大値に達した後、ゆるやかに低下し、さらにシュラウド出口の#3の測定点では、より大きな時間遅れをもってゆるやかに上昇し、最高温度も80°C程度にしかならない。以上の3点の測定結果から、燃料有効長の部分の燃料棒間は、膜沸騰が続いている間かなり長時間にわたり蒸気泡が充満しているものと考えられ、また、下流に行くにしたがって燃料棒間の間隔の広い部分の比較的低温の冷却水との混合が進行し、時間遅れとともに温度がならされてゆく様子が明らかになった。又、点線で示した#4のデータはTest No 312-4のシュラウド出口での測定結果であるが、同じ測定位置のTest No 312-3での測定結果の#3と比べてより大きな温度の起伏が現れており、シュラウドが十字型から四角型になったことにより、より混合が悪くなつた事を示している。

Table 2.5.1に実験結果のまとめおよび照射後の写真を示す。この表の照射後写真から分

るよう、Test No 312-4 における燃料破損状態は、外周燃料はバンドル外側に面する被覆材だけが溶融してしづが生じ、一方、中心燃料は燃料有効長の下端で分断した。外周燃料の溶融部には所々にクラックが入り、どの外周燃料も内側を凸にする曲りが生じていた。このような破損状態は Test No 312-3 のときと酷似しており、外観上からは Test No 312-3 と 312-4 の差は認められなかった。

(3) 発熱分布解析

前節にも述べたように、試験燃料を 5 本バンドルとした体系では、中央部の中性子吸収が強く、熱中性子束は周辺部で高い分布となる。そのため中央の燃料棒に破損に十分な発熱量を与えるには濃縮度を高くする必要があり、Test No 312 シリーズでは、中央に濃縮度 20 % 燃料、周辺の 4 本は 10 % 燃料という構成とした。この体系の出力分布を計算で求め燃料温度解析を行った結果、実験値とのよい一致が得られた。^{*} 以下にその概要を報告する。

まず最初に CITATION コードを用いて 2 次元 (R, θ) 拡散計算を行い、体系の相対的な出力分布を求めた。中性子エネルギーは高速 3 群、熱 4 群の 7 群とし、断面積は GGC-4 コードにより計算した。結果を Fig. 2.5.6 に示す。周辺部燃料の中心側は 0.9 であるのに対し、外側では 1.5 と大きくなっている。

次にこの出力分布をもとに有限要素法を用いた 2 次元燃料挙動解析コード MCDRAN を使って被覆管表面温度の時間変化を求めた。燃料および被覆材についての物質常数は温度依存の値を用いたが、ギャップ熱伝達係数および被覆管表面での熱伝達係数は一定とし、1 本ピンについての NSRR 実験結果から求めた値、 $1.77 \text{ kcal/m}^2 \text{ sec } ^\circ\text{C}$ を用いた。このようにして得られた周辺部燃料被覆管表面温度と実験値との比較を Fig. 2.5.7 に示す。測定結果と解析とは良い一致を示し、ともに大きな出力歪の影響を示している。外側表面①では温度上昇は約 1 秒で終わっているのに対し、②の点では温度の高い①側からの熱伝導のため温度上昇が約 2 秒続いている。

これらの事から、バンドル実験においては出力分布の歪にもとづく影響が避けられず、然も影響度が大きいので、実験結果の解釈および実験計画の立案にはこの点に十分に留意する必要があることが明確となった。

ところで、RIA 実験では被覆材最高温度や溶融破損のしきい値が、ペレット平均発熱量よりもむしろペレット表面近くの局所的な発熱量によって左右されることがわかっている。そこで以上の解析の結果得られた出力分布と燃料破損状態との関係を知るために、ペレット表面発熱量の周方向分布と被覆管の溶融状況との比較を試みた。Fig. 2.8.8 がその比較図である。発熱量の単位としては単位体積当たりの発熱量 (cal/cm^3) を用いた。SPERT-CDC 実験や初期の NSRR 実験データにもとづいて藤城および Thompson が行った解析では、⁹⁾ 設計条件の異なる多種類の燃料の破損がペレット表面の発熱量が 2900 cal/cm^3 に達した時に生じているという結論を得ている。この破損しきい値を Fig. 2.5.8 の中に点線で示した。このような比較を行うと、外周燃料では被覆管溶融が生じている部分とペレット表面発熱量が 2900 cal/cm^3 を越えている部分とが比較的良い一致を示し、又、破断が生じた中心燃料の表面発熱量は全周で破損しきい値を越えていることがわかる。以上から、外周燃料には大きな出力歪が生じてはいる

* 結果の一部を日本原子力学会文誌に発表予定

が局所的な発熱量を考慮する事により、燃料挙動の把握と予測はかなりの程度まで可能であることがわかった。

(4) 考 察

これまで、バンドル燃料実験として 14 mm、四角ピッチの 5 本バンドル試料を使いチャンネルの形状を変え、中心燃料の発熱量が $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ から $226 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ までの範囲で計 4 回の実験を行った。この結果、バンドル燃料実験の特徴として以下の事が明らかになった。

まず、外周に配置した 4 本の燃料については、前節で述べたようにペレット内部にバンドル外側に高く内側に低くなるような非対称な出力ひずみが極端に現れ、この出力ひずみが外周燃料の挙動を最も大きく支配する結果となった。したがって、この結果を他のパラメータ実験結果や標準燃料実験結果とそのまま比較する事はできず、又、実際の動力炉条件で生ずる可能性のある出力ひずみとも異なるので、あまり有効な燃料の試験条件とはならないことが判明した。ただし、前節の解析にも示されたように、大きな出力歪にもかかわらずペレット表面発熱量という局所量によって、局所の被覆材表面温度や被覆材の溶融発生の有無が規定できる事が実験的に明らかになった。この事は、被覆材最高温度のように短時間に実現する現象に対しては局所発熱量が主要因子になる事を具体的に示すデータを提供した意味で、バンドル実験の 1 つの成果に数えることができよう。

一方、中心燃料については、ペレット内の出力歪も軸対称になり、他のパラメータ実験結果と直接比較することが可能である。さらに、周囲の 4 本の燃料が反応度投入に対応して高温になる加熱壁となり、流路模擬実験よりさらに実際に近い冷却材条件を作り出すので、最も実際条件に近似した試験条件となる。したがって、今後のバンドル実験は、5 本バンドルを標準形とし、周囲の燃料棒は中心燃料に対する 1 種のダミー燃料と考えて実験をすすめるべきであろう。

そこで、中心燃料について、他のパラメータ実験結果との比較をまとめてみると次のようになる。

まず、流路模擬実験との比較では、濃縮度が異なるので（流路模擬実験 10 %E、バンドル実験の中心燃料 20 %E）正確な比較とはならないが、燃料棒周囲の冷却材量が制限され、上流（下方）の影響が強く下流に及ぶためにクエンチまでの時間が長くなり、かつ、破損しきい値が低くなったという点では良く似た結果となっている。しかし、2.5.2 節で述べたように、被覆材表面温度が、燃料棒が対面する位置では高温壁が短い間隔で対向しているために、一度下った後に再び上昇する現象とか、冷却材温度が、下流側で混合・平均化してより低くなる現象等は、流路模擬実験とは異なっており、これらの差異は、単なる流路模擬実験では実現困難な実験条件に原因していると思われる。

次に、中心燃料棒に用いたと同じ濃縮度 20 % の燃料の実験結果との比較では、すでに Fig. 2.8.2 に示したように被覆材表面最高温度にはあまり差が無いが、冷却速度はよりゆっくりとし、クエンチ時間も大幅に長くなっている。また、破損しきい値は、バンドル燃料実験で $190 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で破損せず（Test No 312-2）、 $214 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で分断が生じた（Test No 312-4）のに対し、単一燃料棒実験では $232 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で未破損（Test No 221-6）、 $246 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ でピンホール発生（Test No 222-5）となっており、バンドル燃料実験の方が、約

30 cal/g・UO₂程低い結果となっている。以上の結果は、流路模擬実験と標準燃料実験（10%濃縮単一燃料実験）との間の差異ともほぼ一致しており、バンドル形状としたために燃料棒周囲の冷却材量が制限された事による影響と考えられる。

以上のように、これまでの実験で、バンドル燃料実験の特徴や単一燃料棒実験、流路模擬実験との差異やバンドル体系で行う事のメリットが明らかになった。しかし、燃料の破損しきい値確定の前提となる燃料過渡挙動や破損機構の定量的な解明のためには、今後、さらに実験データおよび実験解析の蓄積が必要である。

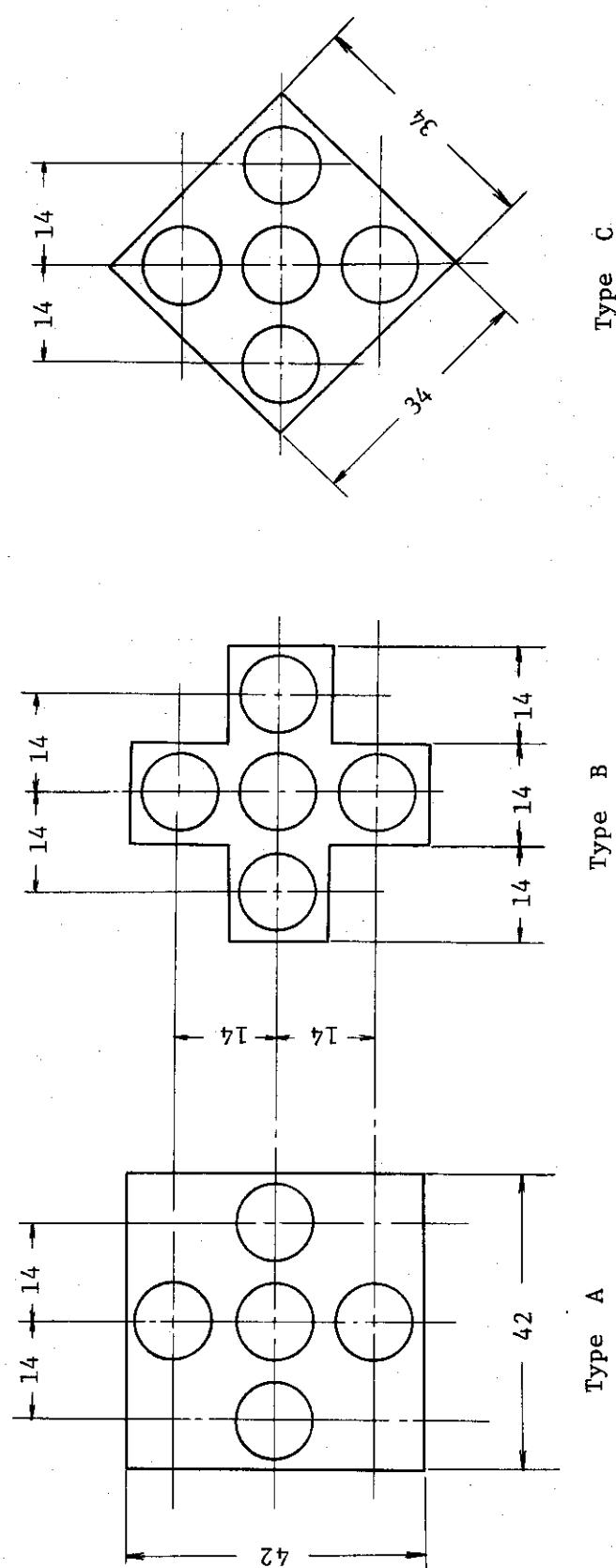


Fig. 2.5.1 Cross-sectional arrangement of flow shroud and fuel rods in bundled rod tests

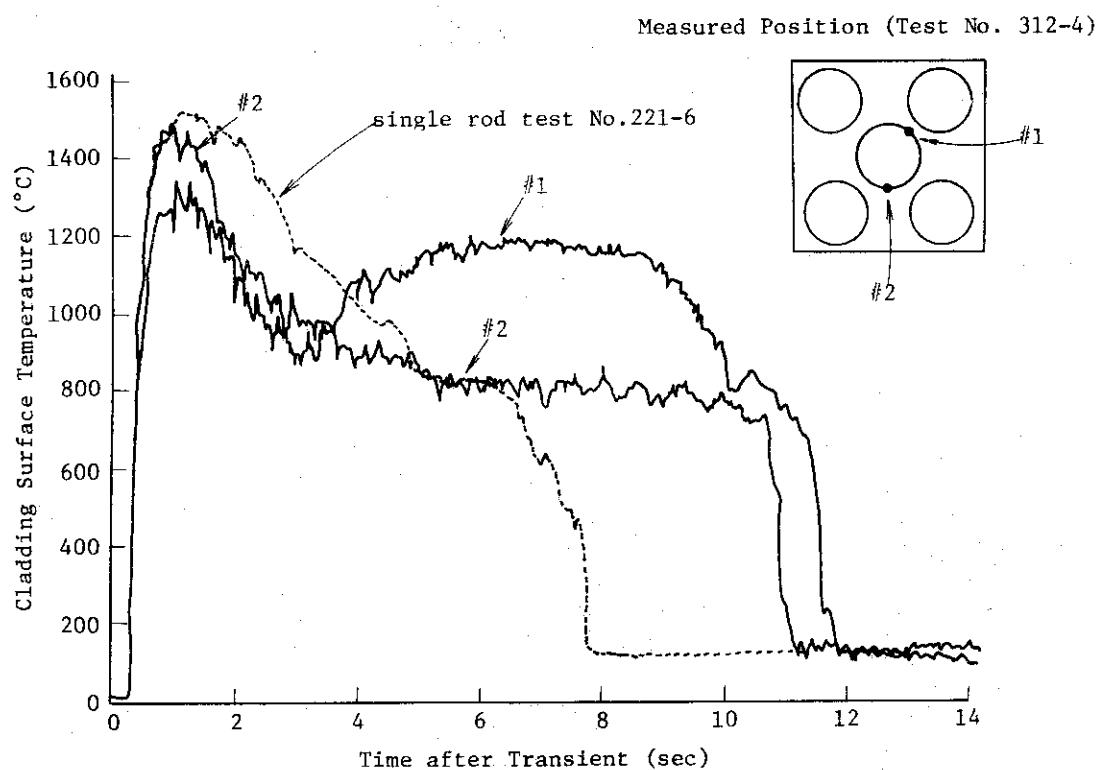


Fig. 2.5.2 Cladding surface temperature histories at active fuel length center during bundle rod test No. 312-4 (214 cal/g \cdot UO₂) and a single rod test with 20% enriched fuel, test No. 221-6 (232 cal/g \cdot UO₂)

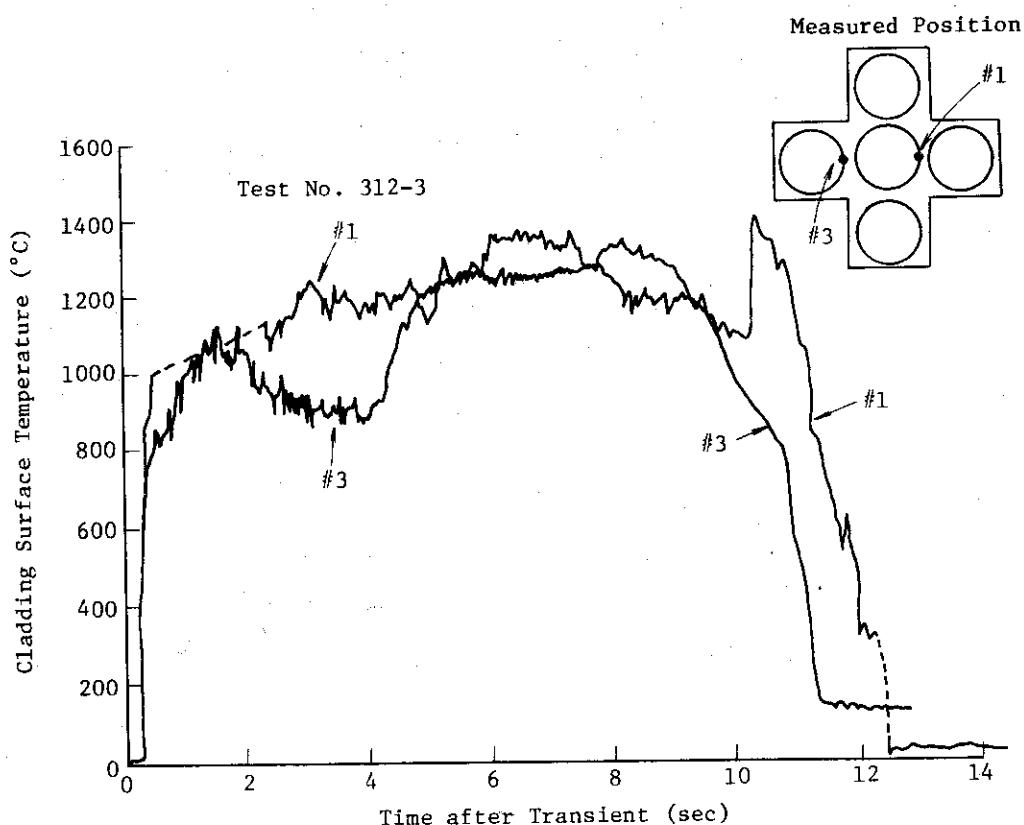


Fig. 2.5.3 Cladding surface temperature history at active fuel length center during bundled rod test No. 312-3

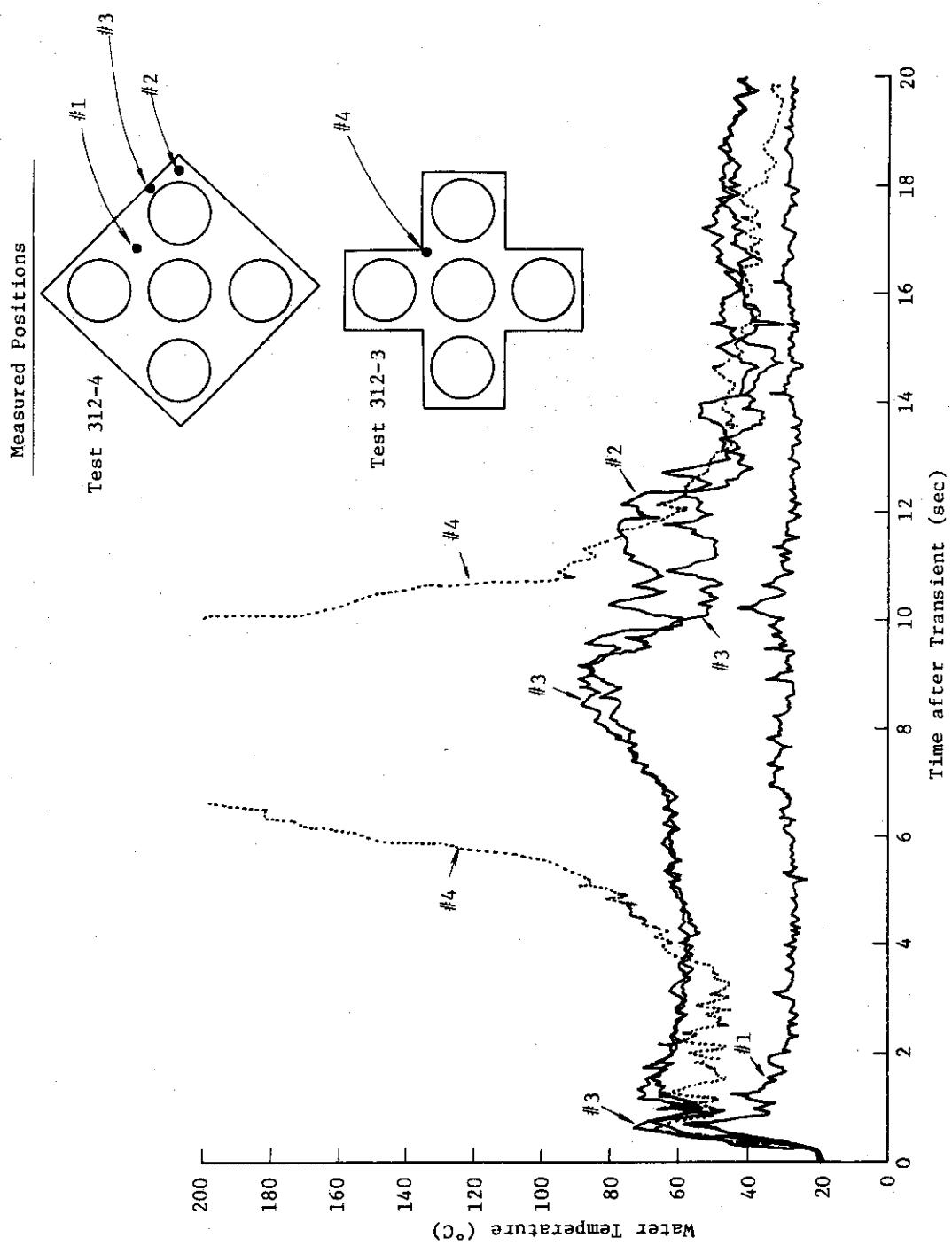


Fig. 2.5.4 Measurement temperature history of the coolant around outer rods at active fuel center during test No's 312-3 (#4) and 312-4 (#1, 2, 3)

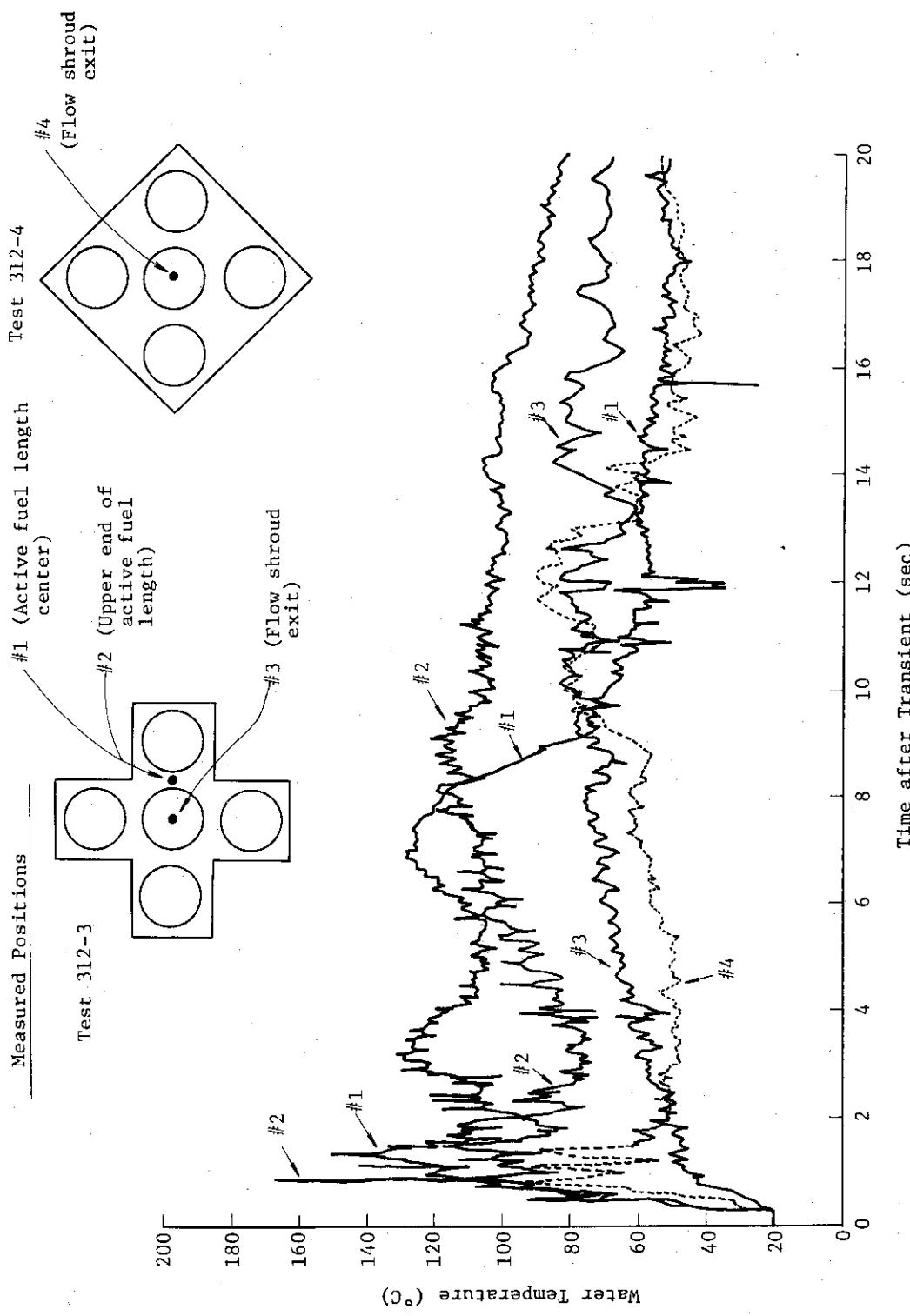


Fig. 2.5.5 Measured temperature history of the coolant around the center rod during test No.'s 312-3 (#1,2,3) and 312-4 (#4)

Table 2.5.1 Summary of bundled rod tests

Test No.	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Fuel Enrichment (%)	Cladding Surface Temp.	Shroud Type	Post-Test Photos	
					Inner Surface	Outer Surface
312-3	Center rod	225	T/C was broken at 0.5 sec (1200°C)	Cross Shaped Center Rod	Max. Temp.: 1300°C Quenching Temp.: 800°C Quenching Time : 11 sec	
					T/C was broken at 0.37 sec (1200°C)	
					T/C was broken at 0.48 sec (1500°C)	
	Outer rods	240	10	Narrow Gap Side	Max. Temp.: 1330°C Quenching Temp.: 670°C Quenching Time : 11 sec	
					Wide Gap Side	
					Max. Temp.: 1500°C Quenching Temp.: 680°C Quenching Time : 13 sec	
312-4	Outer rods	228	10	Center Rod	T/C was broken	

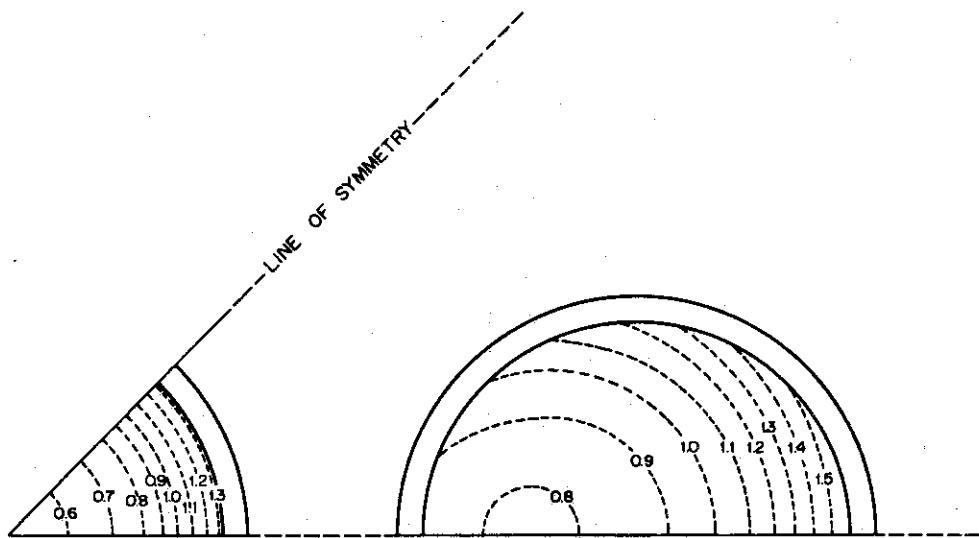
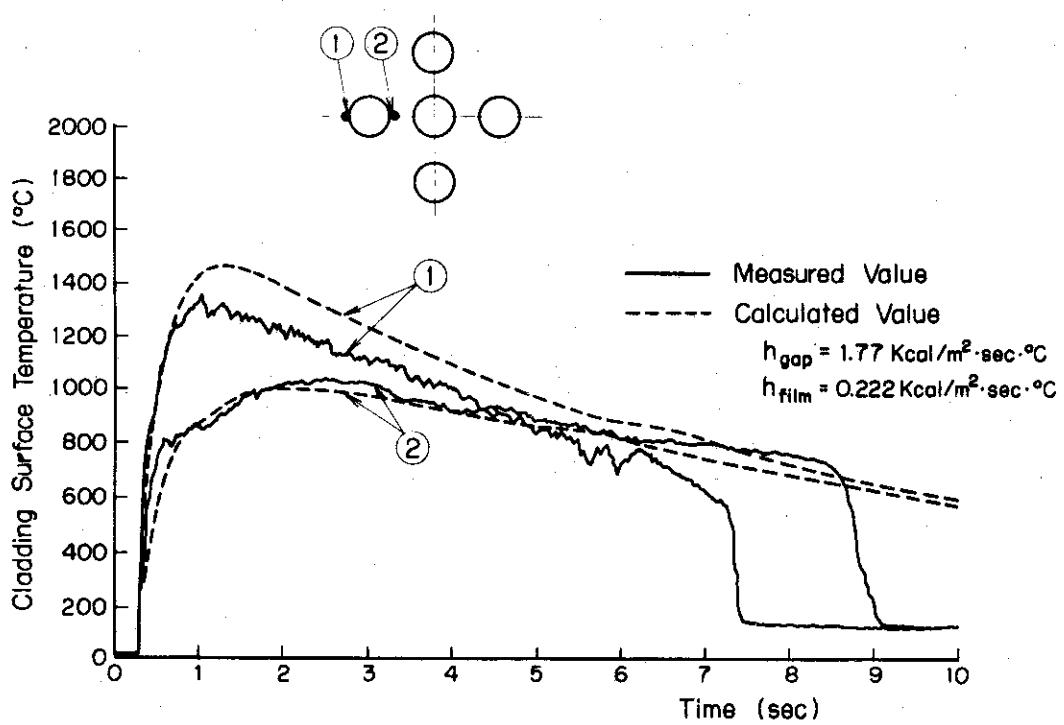


Fig. 2.5.6 Relative energy distribution in the five rod clusters

Fig. 2.5.7 Comparison of measured and calculated cladding surface temperatures of a outer rod for the 188 cal/g·UO₂ test

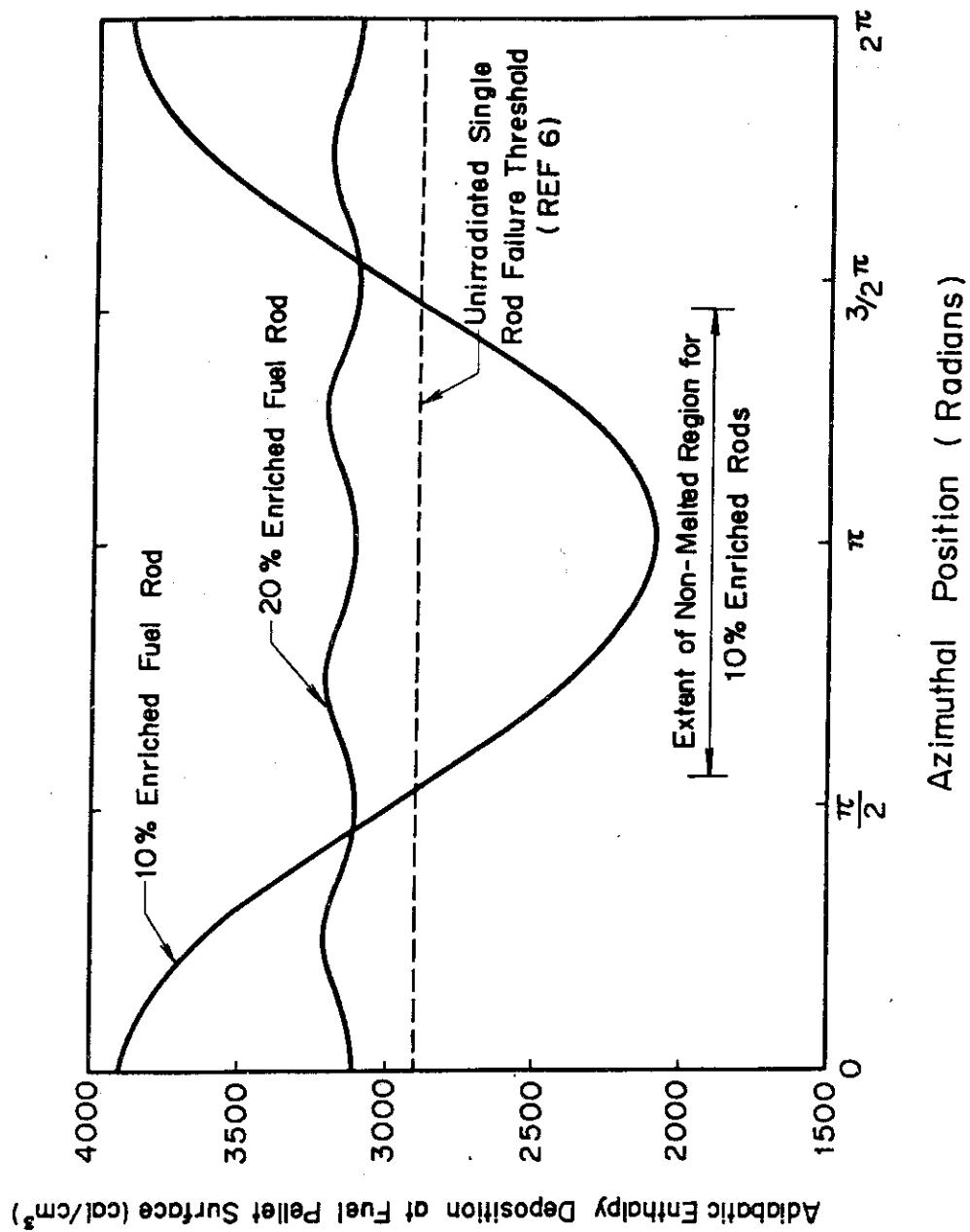


Fig. 2.5.8 Variation in the adiabatic enthalpy deposition at the fuel pellet surface for the 240 cal/g•UO₂ cluster test

2.6 浸水燃料試験（大西信秋，落合政昭，丹沢貞光）*

(1) 実験目的

これまでの浸水燃料実験シリーズは、主として、浸水量と総発熱量とを実験パラメータとして選び、それらが燃料破損挙動や破壊力に及ぼす影響を広く調べてきた。^{1), 6)}

今期は、従来の実験範囲を拡張して総発熱量 $291 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ と、より高い発熱量で実験を行った。さらに、燃料ペレットの濃縮度、寸法、クラックの有無、および被覆管の肉厚、熱処理条件等をパラメータとした一連の実験を行った。なお、これら一連の実験はこれまでの標準燃料を用いた実験結果と比較するために、浸水量 70 %（下部プレナムから、上部プレナムの下半分程度まで浸水）、総発熱量 $160 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の条件で行った。

(2) 結果及び考察

(a) 高発熱量

これまでの 70 % 浸水燃料を用いた実験は、総発熱量 $118 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2 \sim 242 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の範囲で行った。これらの実験結果から、総発熱量 $118 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以下の場合は燃料は破損せず、総発熱量 $131 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上の場合は被覆管が破裂して燃料破損を起こすことが明らかとなった。さらに、浸水燃料の破損挙動に及ぼす総発熱量の影響として、以下の事実を報告した。¹⁾

- (i) 破損までの投入熱量に関しては、総発熱量が大きくなるに従って、より小さい発熱量で破損に到る。
- (ii) 破損に伴なうカプセル圧力に関しては、燃料破損と同時に発生する圧力幅が 1 msec 以下の急峻な圧力（初期圧力）と、その後 20 msec 程度遅れて 15~30 msec の周期で減衰しながら、周期的に発生する比較的圧力幅の大きい（2~3 msec）圧力群（後期圧力）とが観測される。
- (iii) 初期圧力に関しては、総発熱量が大きくなるに従って初期圧力のピーク値が高くなる。
- (iv) 後期圧力群に関しては、総発熱量 $160 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以下の実験では顕著に観測されるが、 $230 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上の実験では極めて小さな値となり、観測できなくなる。
- (v) 冷却水塊の上昇に関しては、総発熱量が大きくなるに従ってその上昇速度は速くなり、かつ、最高到達位置も高くなる。

今回は、これまでの発熱量を大巾に上まわる総発熱量 $291 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験を行ない、発熱量の増大に伴なう影響を調べた（Test No 401-7）。

実験結果を、これまでの実験結果と比較して Table 2.6.1 に示す。同表から明らかなように、カプセル内圧の初期圧力パルス、水塊の上昇速度、最高到達位置等に関する実験結果は、これまでのいずれの実験結果をも上まわり、結果的に、最も大きい熱・機械エネルギー変換が発生した事を明示している。なお、カプセル内圧の後期圧力群は観測されず、これまでの傾向と一致した。

破損時までに投入された熱量は、これまでの実験結果の傾向とは異なって総発熱量が増大し、結果的に、加熱速度が若干早くなつたにもかかわらずわずかに増大した。しかしながら、その差は約 $10 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ と、NSRR 実験の発熱量の測定値に含まれる実験誤差と同程度

であり、この結果からはその違いを云々する事はできない。この点については今後より大きな発熱量の実験を行ない、さらに詳細な検討を行なう。

今回の実験に現われた顕著な特徴は、被覆管の破断口の形状である。すなわち、Fig. 2.6.1 の照射後燃料の写真に示すように、被覆管は 3ヶ所が大きく開き、しかも、各々の開口部が円周方向にずれている。このことは、3ヶ所の開口部がそれぞれ独立に破裂したと考えられ、今後浸水燃料の破壊機構を検討する際に考慮すべき事実であろう。

(b) 燃料ペレット

浸水燃料の破損は、燃料ペレットに接している水の急激な圧力上昇に起因する。従って、ペレット一浸水間の伝熱過程が破損に影響を及ぼすことが考えられ、水への伝熱に寄与するパラメータの1つである燃料ペレットの表面積やペレット内の半径方向の発熱分布の相違による破損挙動に及ぼす影響を調べておく事が重要である。

また、ギャップ部内の圧力が上昇すれば、その中の水はプレナム部に向って流れ、ギャップ中の圧力上昇を抑制する。ギャップ幅が狭ければ、当然水の流動性は低下するので、ギャップ幅もまた、浸水燃料破損挙動に影響を与えるパラメータである。

Test No. 462-1 は、ギャップ幅 (0.050 mm) を狭くした実験、すなわち、標準燃料の場合 (0.092 mm) の約 1/2とした大径ペレット型燃料を使った実験である。

次に行った Test No. 465-3-2 の実験は、燃料ペレットの表面積を大きくした実験、すなわち、予備照射によって、燃料ペレットにクラックを生ぜしめ^{*1}、ペレットの表面積を大きくするとともに、燃料ペレット中に水が浸み込み易くした実験である。

続く、Test No. 472-1 の実験は発熱分布を平坦化させ、ペレット外周部の発熱量が破損挙動に及ぼす影響を調べた実験である。この実験では 5%濃縮燃料を用いて、ペレット外周部のピーピング係数を 1.16 と、標準燃料の場合の 1.23 よりも低くした。

以上の3種類の実験結果を、標準燃料を用いた実験 (Test No. 402-4, 402-4 b) の結果と比較して Table. 2.6.2 に示す。

Table 2.6.2 から分るように、破損までに投入された発熱量は、いずれの場合も同程度である。より詳細に比較すると、大径ペレット型燃料を用いた実験 (Test No. 465-3-2) では比較的小さい発熱量で破損し、一方、5%濃縮燃料を用いた実験 (Test No. 472-1) では、破損までに比較的大きな発熱量を要したと言えよう。しかしながら、いずれの場合も標準燃料の場合 (Test No. 402-4, 402-4 b) と比べて ± 10 cal/g·UO₂ の範囲にあり、発熱量の実験誤差の範囲で一致している。また、いずれの実験においてもカプセルの底部で測定した初期圧力のピーク値は 70~82 kg/cm² とほぼ一定値を示した。初期圧力から 20~30 msec 遅れて発生する後期圧力のピークは、40~66 kg/cm² と標準燃料をも含めた4種類の実験の間で顕著な差はなかった。

浸水燃料が破損すると、燃料の熱エネルギーは機械的なエネルギーに変換され、冷却水の塊りを上方に吹き飛ばす。この機械的エネルギーは燃料内部の水の膨張、および冷却水中に飛散した燃料破片によってもたらされる周囲の冷却水の気化による蒸気発生によるものと考え

*1 予備照射 (Test No. 465-3-1) 後、燃料の NRG (Neutron Radiography) 撮影することによって、燃料ペレットにクラックが発生した事を確認した。

られる。今回の実験で得られた冷却水塊の最高到達位置や最高上昇速度の実験結果をTable 2.6.2に示す。このうち、最高到達位置に関しては、いずれの実験でも約150 mmであり、これは浮子型の検出器がカプセルのふたに衝突した事を意味しており、これらの実験結果から、比較検討する事はできない。

次に、最高上昇速度は、いずれの場合も燃料破損直後から1~2 msec後に見られ、カプセル内圧の初期圧力の発生時刻にはほぼ同期している。このことは、冷却水塊の速度が初期圧力として観測された高圧の蒸気塊が膨張し、破損個所より上部にある冷却水塊を強く加速するものと解釈できる。この解釈に従えば、最高上昇速度と、初期圧力との間には強い相関がみられる筈であるが、初期圧力が80 bar以上と高いクラック入り燃料（Test No 465-3-2）および、大径ペレット型燃料（Test No 462-1）の場合では、6~7 m/secの最高上昇速度であり、初期圧力の低い5%濃縮燃料（Test No 472-1）の場合の速度11 m/secの約1/2にすぎず、上記の仮定と必ずしも一致しない。なお、上記2ケースでは、燃料部と下部端栓部とが切断し（Fig. 2.6.2参照），燃料棒がミサイル状に飛び上がったために、上部支持板がわん曲した（Fig. 2.6.3参照）。このことから、転換された機械的エネルギーの量を検討するには、冷却水塊の運動エネルギーに加えて、燃料棒の運動エネルギーや支持板の歪エネルギー等も考慮する必要があることを示唆している。

また、Fig. 2.6.2に示すように、いずれの場合も燃料は発熱部下端から発熱部中央にかけて大きく破損している。これらの燃料は、下部端栓が切断したものと、切断しなかったものに大別できる。このうち、下部端栓が切断した2本の破断口の長さは他に比べて小さい。破断口が短かく、かつ下部端栓が切断した2本の場合が、それぞれ燃料内部の水の流動性の低い大径ペレット燃料（Test No 462-1）や、クラック入り燃料（Test No 465-3-2）を用いた場合であり、かつ、その2本の場合が破損までに投入された発熱量が小さく、カプセル圧力が大きいことは興味深いことである。

(d) 燃料被覆管の影響

浸水燃料の破損は、燃料被覆管の機械的破損であり、被覆管の機械的性質と密接な関係がある。浸水燃料の破損現象を究明するためには、被覆管の材質、熱処理条件、寸法等の相違について、検討しておく必要がある。今期はこのうち、機械的性質、特に破裂圧力の小さい薄肉被覆管型燃料（Test No 482-2）と、耐力の大きい冷間加工型燃料（Test No 482-3）とを用いて、破裂圧力および、耐力の相違が燃料破損挙動に及ぼす影響を調べる実験を行った。

Test No 482-2の実験は、破裂圧力を小さくした実験、すなわち、肉厚を0.40 mmと標準燃料（0.62 mm）と比べると、約2/3に薄くした被覆管を用いた薄肉被覆管型燃料による実験である。

Test No 482-3の実験は耐力を大きくした実験、すなわち、冷間圧延したままのジルカロイ-4管を用いた冷間加工被覆管型燃料による実験である。

使用した燃料被覆管の寸法、および、機械的試験の結果をTable 2.6.3に示す。同表から明らかなように、冷間加工型被覆管は、標準被覆管と比べて耐力が40%程大きいことが特徴であり、抗張力、伸び、破裂圧力等については同程度である。耐力は、いわば、永久変形

を開始する応力であるから、冷間加工被覆管の場合は標準燃料の場合と異なって、被覆管の膨張による圧力抑制が時間的に遅れて開始され、破損に要する発熱量等に違いができることが考えられる。一方、薄肉被覆管は、当然ながら、破裂圧力がほぼ肉厚相当分だけ低下し、標準被覆管の約 $\frac{2}{3}$ になっているために、低い発熱量で破損することが考えられる。

実験の結果を標準燃料（Test No 402-4, 402-4-b）の場合と比較してTable 2.6.4 に示す。また、燃料の写真をFig. 2.6.4 に示す。この表および写真で特徴的なことを述べると次の通りである。

すなわち、薄肉被覆管型燃料の場合、破損時までに投入された発熱量は、標準燃料の場合の約 $\frac{2}{3}$ の $64.7 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ であったことと、燃料被覆管の破損個所が他の実験の場合と異って発熱部の上半分であったことが最も顕著な特徴である。なお、冷却水塊の上昇速度、初期圧力の最高値等は、標準燃料の場合と同程度であった。次に、冷間加工被覆管型燃料の場合、破断口が非常に長かったこと以外は、標準燃料の場合と比べて顕著な違いはなかった。

以上の実験結果を要約すると以下のようになる。

- (a) 破裂圧力が約 $\frac{2}{3}$ と小さい薄肉被覆管型燃料は、標準燃料と比べると、約 $\frac{2}{3}$ の $64.7 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量で破損した。
- (b) 耐力、すなわち、変形開始応力が高い冷間加工被覆管型燃料は、標準燃料の場合とはほぼ同程度の発熱量で破損に至った。

これらの実験結果から、破損に要する発熱量に対する耐力の違いによる影響は顕著ではなく、一方、被覆管の肉厚の違いによる影響が顕著である事が示された。

Table 2.6.1 Effects of total energy deposition on the behavior of a waterlogged fuel rod

Test No.	Energy Deposition		Amount of Water within a Fuel Rod		Max. Capsule Pressure (kg/cm ²)		Max. Velocity (m/sec)	Max. Height (mm)	Remarks
	Total	Until Failure	cm ³	%	1st	2nd			
401-7	291	106	2.14	60	140	0	24	150	
402-5	242	90	2.46	69	80	3			Broken
402-3-b	160	96	2.32	65	71	44	5	150	
402-4	159	105	2.54	72	Not instrumented		1.0*1	31*1	
402-6	131	90	2.31	65	57	57	1.0	32	
402-7	118	-	2.32	65	0	0	0	0	No Failure

*1 A float type water level sensor used in Test No. 402-4 was different from the others.
The diameter of its float was too small to follow lifted water surface.

Table 2.6.2 Effects of Type of a Fuel Rod on the Behavior of a Waterlogged Fuel Rod

Test No.	Type of Fuel Rod	Energy Deposition (cal/g•UO ₂)		Amount of Water within a Fuel Rod		Max. Capsule Pressure (kg/cm ²)		Water Level		Remarks
		Total	Until Failure	cm ³	%	1st	2nd	Max. Velocity (m/s)	Max. Height (mm)	
462-1	Narrow Gap Type	103*1	88	2.28	64	80	47	7	150	
465-3-2	Cracked Pellet Type	164	91	3.12	87	82	66	6	150	
472-1	5% enriched Type	158	106	1.89	53	70	40	11	150	
402-4-b	Standard	160	96	2.32	65	71	44	5	150	
402-4	Standard	159	105	2.54	72	Not instruments	—	—	—	Type of water level sensor was different from the others.

*1 The same amount of reactivity was inserted as those of other experiments (Test No. 465-3-2, 402-4, 402-46), but reactor was scrammed on its way because of malfunction of Y-chamber #2.

As the results of scramming total integrated reactor power was 23.6 MW-s, that is, total energy deposition was 103 cal/g•UO₂.

As a fuel rod ruptured before reactor scramming, this experiment is considered to be classified as one of experiments with energy deposition 160 cal/g•UO₂.

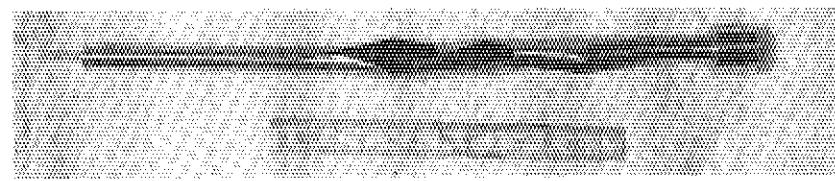
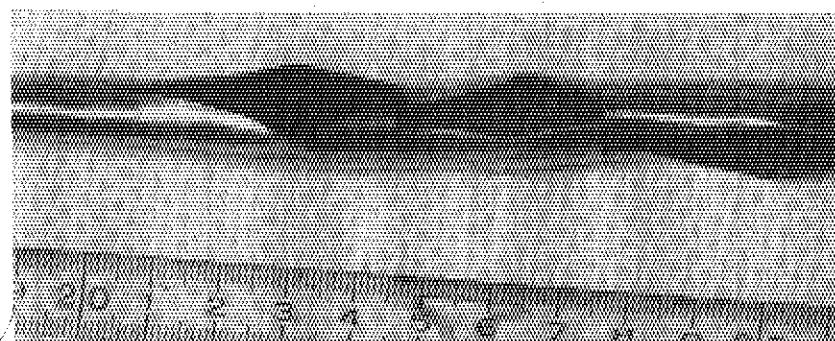


Fig. 2.6.1 A waterlogged fuel rod after irradiation
with high energy deposition
(Test No. 401-7,
Energy Deposition: 291 cal/g•UO₂)

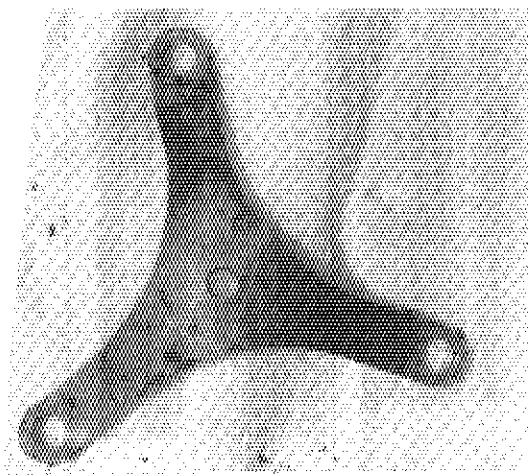


Fig. 2.6.3 Support plate bended by a ejected fuel rod
(Test No. 462-1)

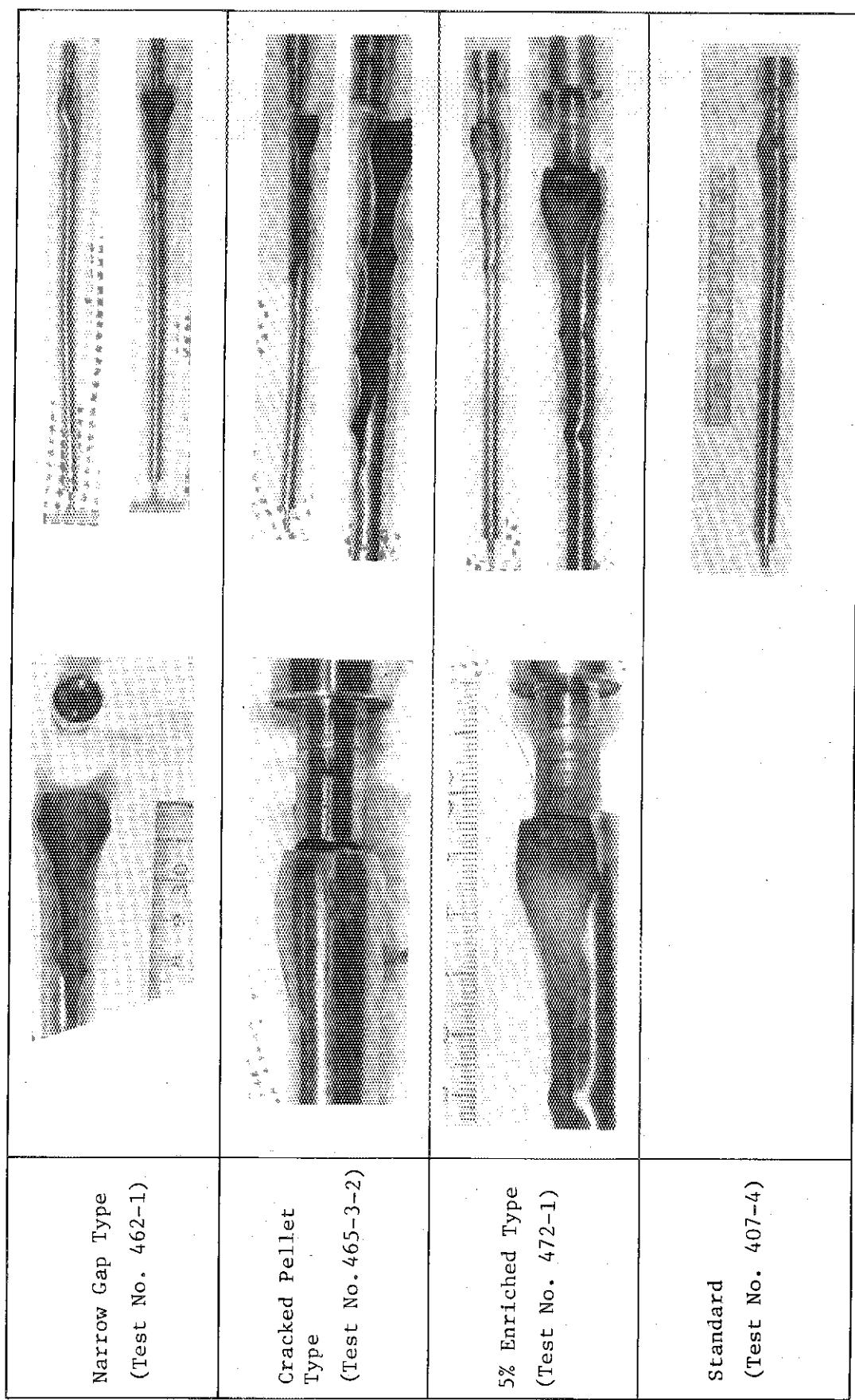


Fig. 2.6.2 Waterlogged fuel rods after irradiation

Table 2.6.3 Mechanical Properties of Cladding

	Tensile Strength (kg/mm ²)	Yield Strength (kg/mm ²)	Ultimate Elongation (%)	Burst Pressure (kg/cm ²)
Thin Wall Type	77.7	60.0	16	700
Cold Worked Type	80.7	72.8	14	1100
Standard Type	72.1	56.3	17	1100

Table 2.6.4 Effects of type of cladding on the behavior of a waterlogged fuel rod

Test No.	Type of Cladding	Burst Pressure (Out-of-Pile Test) (kg/cm ²)	Energy Deposition (cal/g•UO ₂)	Amount of Water within a Fuel Rod		Max. Capsule Pressure (kg/cm ²)	Water Level			
				Total	Until Failure	cm ³	%	1st	2nd	Max. Velocity (m/s)
482-2	Thin Wall Type	700	165	65	2.48	70	72	*1	5	150
482-3	Cold Worked Type	1100	167	105	2.45	69	78	37	7	150
402-4-b	Standard	1100	160	96	2.32	65	71	44	5	150
402-4	Standard	1100	159	105	2.54	72	Not instrumented		*2	

*1 A pressure sensor was broken after 1st pressure pulses had been observed.

*2 The water level sensor of this experiment was different from those of the others.

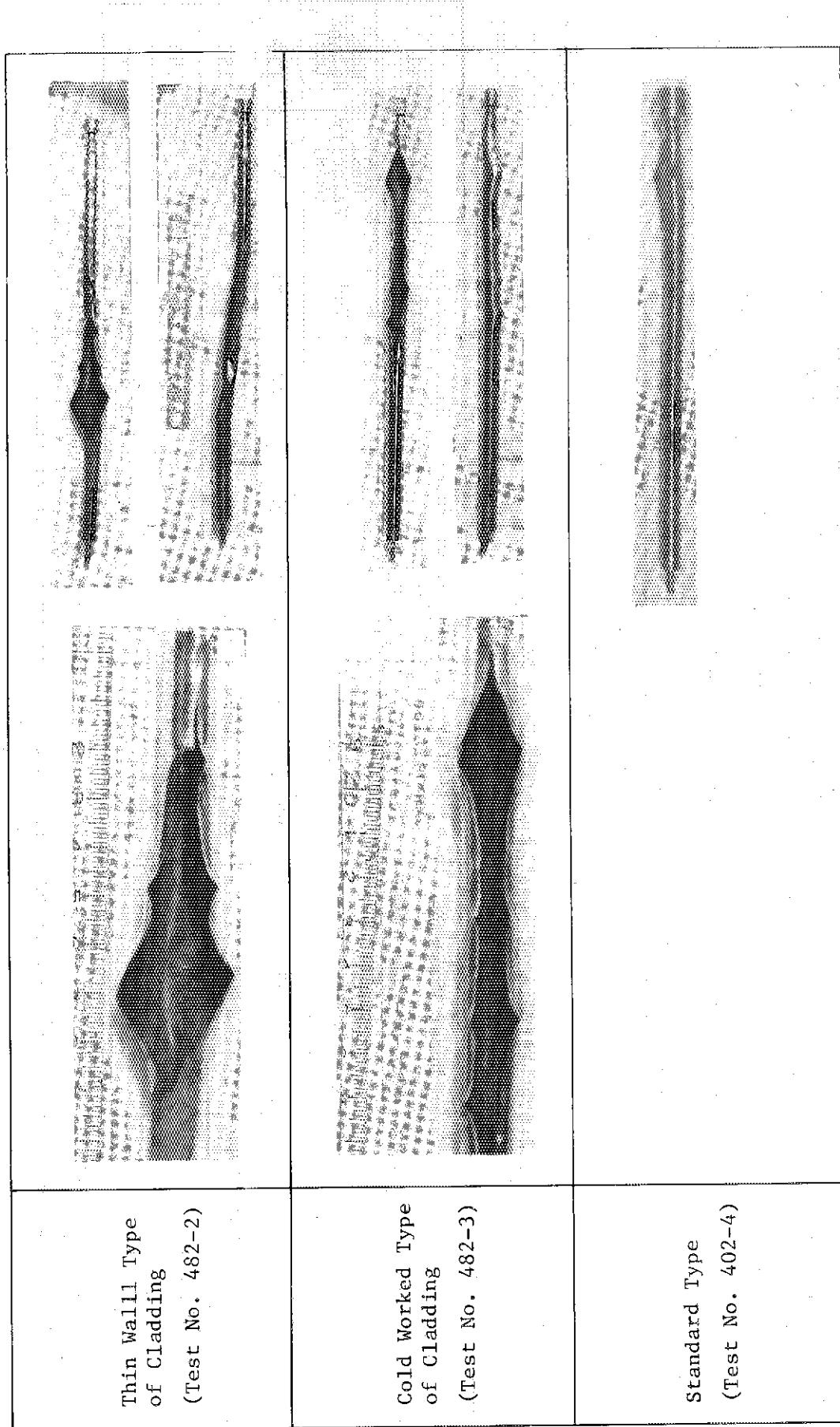


Fig. 2.6.4 Waterlogged fuel rods with various type of cladding after irradiation

2.7 ステンレス鋼被覆燃料試験(齊藤伸三, 塩沢周策, 石島清見)

(1) 概要

ステンレス鋼(以下SUSと略す)は、高速炉用燃料被覆材として広く使用されているばかりでなく、水冷却原子炉用被覆材としても一部においては使用されている。しかし、これまでNSRRにおける実験はジルカロイ被覆燃料に限られていた。そこで、SUS被覆燃料を用いてのRIA実験は、SUS被覆燃料の破損しきい値、破損形態を知る上で重要である。また、本実験は被覆材パラメータ燃料実験の中の一つとして考えても有意義である。すなわち、被覆管材質が燃料破損挙動に及ぼす影響を知ることによって、より普遍的な燃料破損挙動の究明が可能となるからである。

本章に、今期5回実施したSUS被覆燃料試験結果を記載する。主要な成果は、SUS被覆燃料の概略の破損しきい値、破損形態が明らかになったことである。

(2) 実験方法

(a) 試験燃料棒

本実験に使用した試験燃料棒の主要特性を以下に示す。

Physical Characterization Data of Stainless Steel Sheathed Fuel Rod

UO₂ Pellet

Diameter	9.54 ^{+0.01} _{-0.00} mm
Length	10.0 ^{+0.1} _{-0.2} mm
Immersion Density	94.4%T.D.
Enrichment	10%*
Shape	Chamfered

Cladding

Material	Stainless Steel (SUS 304)
Wall thickness	0.40 ^{+0.01} _{-0.00} mm

Fuel Rod

Diameter	10.53 ^{+0.00} _{-0.01} mm
Pellet-Cladding Gap Width	0.095 mm*
Fuel Length	135.1 mm
Number of Pellets	14
Weight of Fuel Pellets	99.4 ^{+0.2} _{-0.1} g
Plenum Gas	He latm.*
Overall Length	278.7±0.1 mm

* nominal design data

なお、本燃料棒における被覆管とペレット間のギャップ幅は標準燃料のそれと同一になるよう設計されている。

(b) 発熱量

通常の場合、発熱量は原子炉出力に換算係数を乗じることによって求めているが¹⁾、本実験に使用したSUS被覆燃料と標準燃料とでは、材質・寸法の相違によりこの換算係数は多少はあるが異ってくる。現在化学分析を含めたFP分析による絶対測定を実施しているところであるが、未だ結果を得ていないので本章では発熱量と原子炉出力との間の換算係数は標準燃料の場合と同一として評価した。こうした場合でも誤差は10%以内であると見積れる。

(c) その他

カプセル、計装などのその他の実験方法は標準燃料の場合と全く同一である。

(3) 実験結果および考察

5回実施した被覆燃料試験の条件、目的、主な結果を次頁に示す。

また、照射後燃料の外観はFig. 2.7.1に示すとおりである。なお、本写真には参考のためほぼ同じ発熱量における標準燃料（ジルカロイ被覆）の写真も同時に示す。

実験により明らかになった点をまとめると、

- (a) 燃料は約220 cal/g·UO₂の発熱量では破損しなかったが、約260 cal/g·UO₂では破損した。初期破損の形態は被覆管の溶融である。
- (b) 高発熱量領域での破損形態は標準燃料のそれとは異なり、完全な分断といった形態の破損は現われていない。
- (c) 温度挙動も標準燃料とは異なり、一般に同一発熱量の場合、SUS被覆材の方が低い温度を示す。

となる。

まず、初期破損のしきい値について考えてみる。発熱量の絶対評価を行っていないので厳密なことはいえないが、標準燃料とSUS被覆燃料とで発熱特性が同じとすれば実験結果からみて、しきい値は225~260 cal/g·UO₂の範囲にある。この値は、標準燃料（ジルカロイ被覆）のそれとほとんど変わらない。SUS被覆燃料の破損形態をみると被覆材の溶融を伴っているところから、初期破損は被覆材の溶融と密接な関係があると推定できる。標準燃料試験において、燃料にクラックが生じ、破損する場合には、照射後の断面観察によると被覆材は必ず溶融しており、逆に破損しない場合には溶融していないようである。したがって、標準燃料の破損しきい値も被覆材溶融のしきい値と同じになっている。ここで、SUS(18%Cr, 8%Ni鋼)¹⁰⁾の融点は1400~1420°Cであるのに対し、ジルカロイのそれは約1850°Cであり、両者は相当異っている。しかし、両被覆燃料の破損しきい値がそれ程違わないということは両者の温度挙動が異なるためで、SUS材の方が温度が余り上がらなく結果的に破損しきい値がほとんど同じになるとさえられる。温度挙動については後に詳しく述べる。

次に、照射後燃料の外観について詳述すると共に、破損形態および破損機構について考えてみる。Fig. 2.7.1に見られるように、SUS材の初期破損は被覆材のクラックに特徴付けられるものではなく、被覆材の溶融に特徴付けられるものである。溶融した部分は、Fig. 2.7.2の拡大写真に示したように部分的に被覆材の溶融が外表面にまで達している。その他の部分は、茶

Test Conditions, Objectives and Experimental Results of Stainless Steel Sheathed Fuel Rod Tests

Test No.	Energy Deposition (cal/g•UO ₂)	Insertion Reactivity (\$)	Objectives	Maximum Cladding Surface Temperature at the Center of Fuel Stack (°C)	Post-test Appearance
212-1	116	1.72	Calibration of an energy deposition	out of work	No change except pellet cracking
212-2	224	2.68	Calibration of an energy deposition, and General fuel behavior, especially temperature history, deformation process, and oxidation behavior	860 700*	Discoloration due to oxidation, Possibly pellet cracking
212-5	262	3.1	General fuel behavior, especially failure threshold and failure mode	1240 1240*	Fuel failure due to local melting of cladding
212-3	293	3.4	Failure mode at higher energy deposition	1550 1250*	Fuel failure due to melting of cladding and probably fuel pellets
212-4	423	4.4	Failure mode and fuel dispersion threshold at very high energy deposition	1300	Fuel failure with dispersion of fuel pellets**

* Temperature at the 180° opposite side orientation

** Destructive energy could be detected in the form of capsule pressure generation and water column jump.

褐色に酸化しており、この酸化部の剥離（break-away）が随所に認められる。標準燃料（ジルカロイ被覆）でも燃料が破損する場合には、被覆材の溶融を伴うにも拘らず、SUS被覆燃料に現われたような破損形態をとらないのは、被覆管の外側に ZrO_2 の酸化被膜（融点約 2700 ℃）ができる、この酸化被膜が溶融金属の貫通を妨げているからである。¹¹⁾一方、SUS被覆燃料では、管の外側は酸化するものの、この酸化物が Fe-O 系である限り融点は 1400～1600 ℃ の範囲¹²⁾にあり、SUS の融点とはそれ程差はない。それゆえ、SUS 被覆燃料の場合には、被覆材の溶融が燃料破損に直接つながり、先に述べたような破損形態をとるものと思われる。また、標準燃料の場合にしばしば観察されるクラックが、SUS 被覆燃料で認められないのは、両被覆材の性質の相違による。すなわち、標準燃料の場合、酸化被膜あるいは酸素を吸収したジルカロイの脆化が急冷時のクラック発生に大きく寄与するのに対して、SUS 被覆材の場合、比較的延性を有し、急冷時の熱衝撃・熱応力に耐え得るからであると解釈できる。

また、発熱量が約 290 cal/g・UO₂ における破損形態もジルカロイ被覆の標準燃料の分断とは著しく異なり、被覆材の一部溶融、剥離はあるものの全体としてみれば燃料棒はつながっており、完全に燃料が分断するといった形態の燃料破損は現われていない。これも、分断がクラックの延長上にあるという考え方¹¹⁾を導入すれば、SUS 被覆燃料では分断は生じにくくなる。約 290 cal/g・UO₂ の発熱を与えた実験では Fig. 2.7.2 の拡大写真にみると被覆材の片側は完全に溶融し、ペレット上に固着しているが、反対側は表面が酸化しているだけで被覆材はほぼ原型をとどめている。これは、先に表で示した温度測定の結果からもわかるように、燃料周方向位置で最高温度が大きく違っていることを意味している。表に示した値では一方が 1550 ℃ にまで達し、十分 SUS の融点を越えるのに対し、180° 反対側では、融点以下の 1250 ℃ にしかならない。また、原型をほとんどとどめている方の被覆材は、燃料ペレットからズレているが、この理由についてはよくわかっていない。なお、被覆材がこのような状況になつてもペレットが 1 個 1 個バラバラにならぬのは、この程度の発熱量になるとペレットの一部は溶融するので各ペレット同士の溶着が起こることと、一度溶融した被覆材がペレットに溶着しているためと考えられる。

約 420 cal/g・UO₂ における破損状況はペレットの微粒子化に特徴付けられるが、被覆材の細片化はこの場合でも起っていない。ペレットの微粒子化は照射後外観から、被覆材の一部（下部）が溶融し、中の溶融ペレットがここから噴出した結果と解釈できる。この破損機構は標準燃料のそれと同一である。しかし、被覆材の細片化が SUS 被覆燃料の場合起らないということは、先に述べた延性が関係していると思われる。

最後に温度挙動について述べる。同一発熱量における標準燃料と SUS 材燃料の過渡表面温度挙動は Fig. 2.7.3, 2.7.4 に示すように、SUS 材燃料の方が明らかに低めの値となっている。この理由の一つに被覆材の温度伝導率の相違が考えられる。下表にステンレス鋼およびジルコニウム（同一資料にジルカロイのデータが記載されてなく、又、ジルコニウムとジルカロイの物性値はほとんど変わらない。）の 20 ℃ における主要物性値を示す。¹³⁾

Physical Properties of SUS(18Cr-8Ni) and Zirconium

Material	Thermal conductivity (kcal/m·h·°C)	Specific heat (kcal/kg·°C)	Density (kg/m ³)	Thermal diffusivity (m ² /h)	Linear expansion coefficient (10 ⁻⁶ /°C)
SUS	14	0.118	7820	0.016	16.7
Zr	12.4	0.072	6500	0.0264	5.94

この表よりSUSの温度伝導率はZrの6割程度であり、このデータから判断すると同一発熱量実験に対してSUS被覆管の方が温度上昇量が小さくなると考えられる。しかし、被覆管肉厚はSUS被覆の場合、ジルカロイ被覆の約2/3であり、一方、NSRR実験により測定される被覆管温度は表面温度であるので、この肉厚の差を考えると上記の温度伝導率の差は相殺されてしまい、温度伝導率の相違だけからは必ずしも説明が出来ない。一方、燃料ペレットと被覆管のギャップ幅を考えると、初期においてはSUS被覆、ジルカロイ被覆とも0.095mmで同一であるが、過渡時には上記の表に示したように熱膨張係数の相違によりかなり異なるものと思われる。すなわち、SUSの熱膨張係数はジルコニウムの約3倍であり、一方、UO₂の熱膨張係数は同じ20°Cで $10 \times 10^{-6} \Delta l/l/^\circ C$ でSUSとジルコニウムの中間の値となる。UO₂ペレットと被覆管の温度はかなり相違するが、被覆管の塑性変形を考慮に入れたEXCURS-FLUX 2 の計算⁴⁾では、ジルカロイ被覆の場合でもペレットと被覆管が接触しているのは出力カバースト直後の極く短時間で、その後はペレット平均温度が低下することによりペレット-被覆管のギャップ幅は拡がる。この過程において被覆材質による上記の熱膨張係数の相違を考えると明らかにSUS被覆の方がギャップ幅がより大きくなり、したがって被覆管表面温度上昇もゆるやかになる。又、被覆管温度が最高になるのもこの過程でパルス出力発生後0.5～1秒であるので、同発熱量実験に対してSUS被覆の方が被覆管最高温度は低くなるものと考えられる。

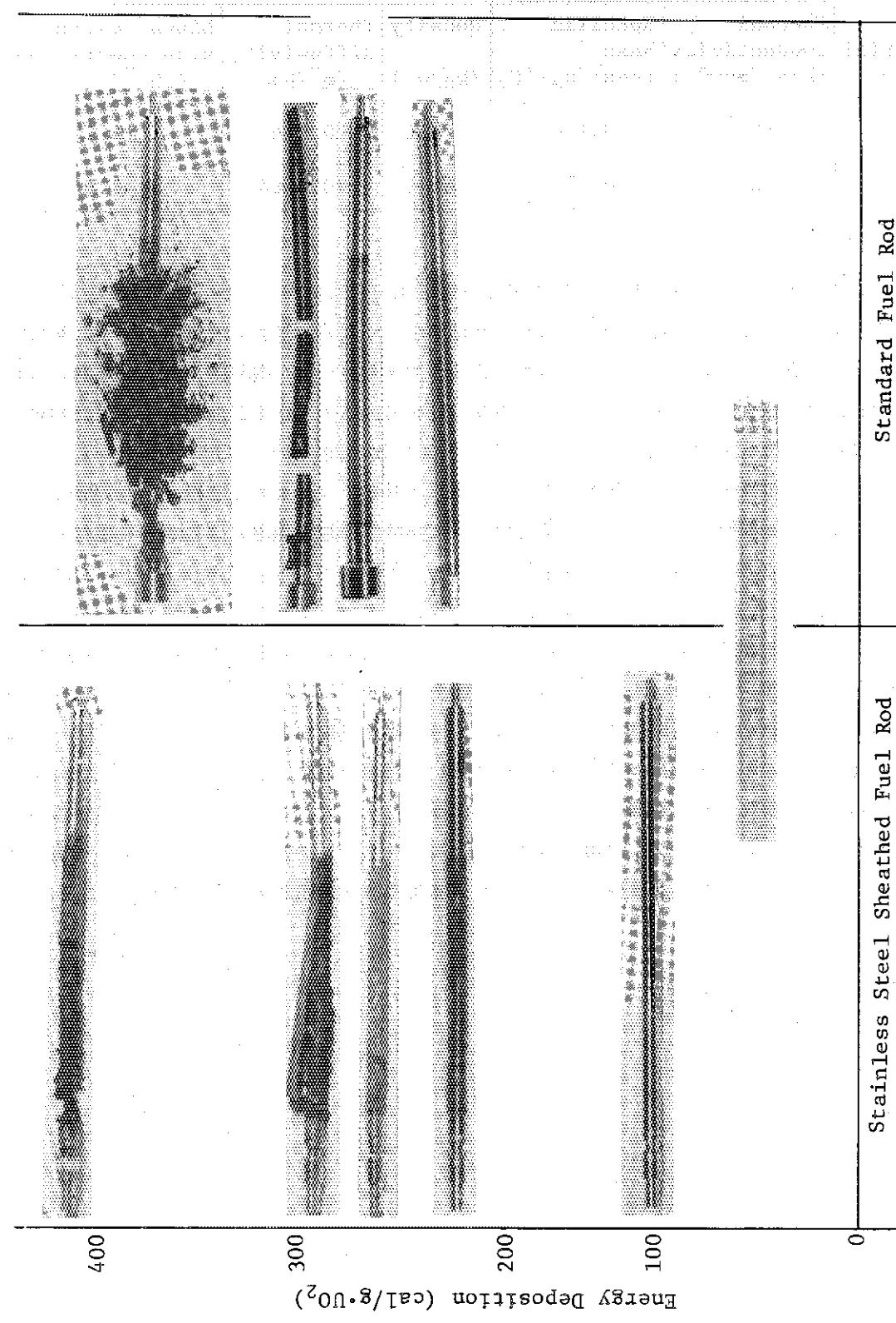
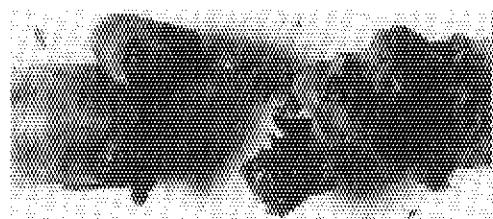
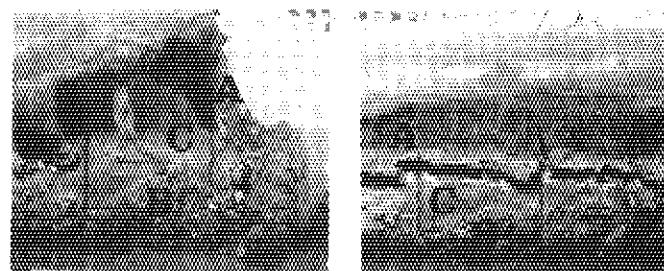


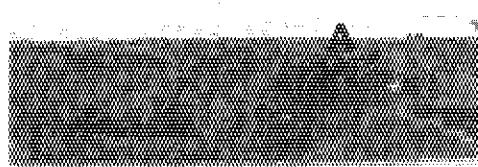
Fig. 2.7.1 Post-test appearance of the fuel rods in stainless steel sheathed fuel rod tests, compared with standard tests

$\sim 400 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 

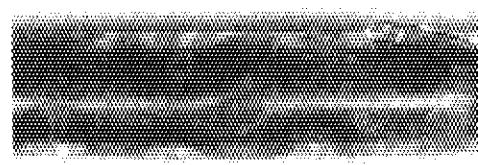
Molten cladding (A)
&
Region of original failure (B)

 $\sim 300 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 

Molten cladding (A)
&
Its deposit (B) on the fuel pellets (C)

 $\sim 250 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 

Locally molten cladding (A)
&
Oxidation

 $\sim 200 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 

Oxidation

Fig. 2.7.2 Magnified pictures of the fuel rods in stainless steel sheathed fuel rod tests

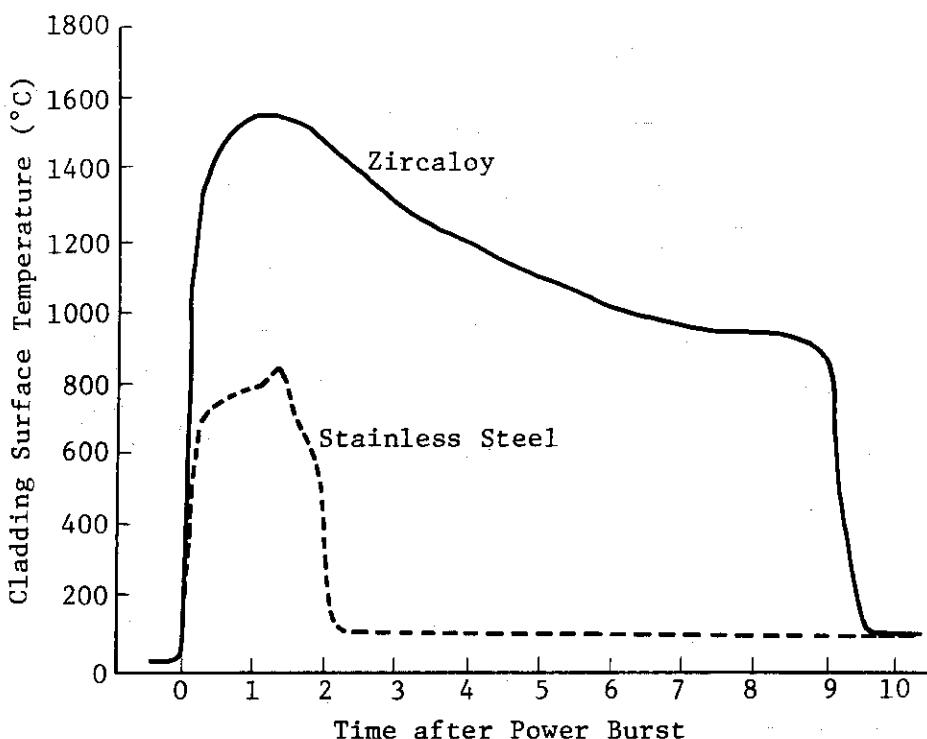


Fig. 2.7.3 Comparison of the cladding surface temperature histories in Zircaloy cladding fuel test and in stainless steel cladding fuel test irradiated at an energy deposition of approximately 225 cal/g·UO₂

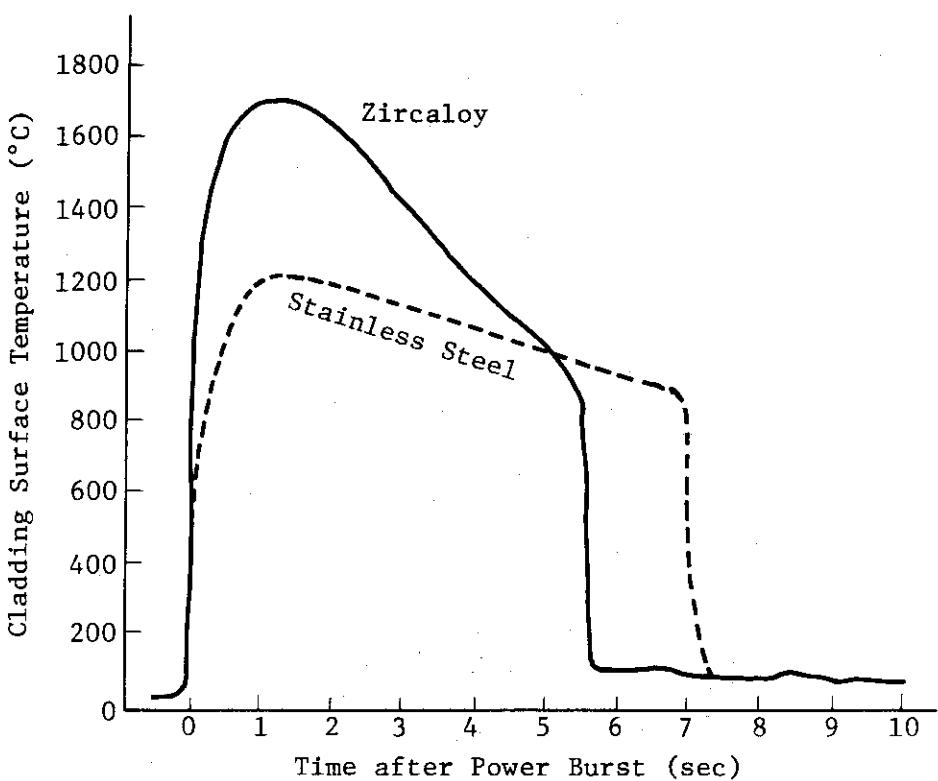


Fig. 2.7.4 Comparison of the cladding surface temperature histories in Zircaloy cladding fuel test and in stainless steel cladding fuel test irradiated at an energy deposition of approximately 260 cal/g·UO₂

2.8 摘過腐食燃料試験（吉村富雄，落合政昭，藤城俊夫，石川迪夫）

(1) 実験目的

動力炉燃料は高温・高圧かつ高放射線の環境下に長期間おかれるため、種々の原因によりその幾つかに欠陥を生ずることがある。原子炉の健全性および信頼性の向上を図る上では、これら欠陥燃料についても定常運転時はもとより過渡状態時および事故時における振舞いを十分に把握しておくことが重要である。

燃料棒は冷却水の流れによって力を受け、小さな振動を繰返している。この微小振動はスペーサーとの接点で被覆管にフレッティング腐食を生じさせる原因となる。燃料被覆管は一般的には耐食性に優れた材質で作られており、腐食減量は設計時に考慮されているが、何らかの理由で、冷却水の流れに乱れが生じたり、スペーサーの接触圧のバランスが崩れたりすると損耗がひどくなり、極端な場合は貫通して浸水燃料となる。

本実験シリーズでは、被覆管にフレッティング腐食による損耗部をもつ標準型燃料を供試体として破壊実験を行い、破損しきい値と破損機構および破壊後のエネルギー挙動等を健全燃料の場合と比較検討して、被覆管損耗の反応度事故時燃料破損に及ぼす影響を明らかにする。

なお、本研究は、船用炉燃料においても振動の問題が重要であるところから、船舶技術研究所との共同研究により実施しているものである。

(2) 供試体および実験条件

本実験シリーズでは合計12回の大気圧カプセル実験を予定した。この内の10回は振動実験により被覆管にフレッティング腐食を生じた試験燃料について行い、残りの2回は被覆管にフレッティング腐食と同程度の人工欠陥を作って供試体とする。

(a) 振動実験

振動実験は、濃縮度10%の標準型燃料棒3～4本に上下支持板とスペーサーを組合せて集合体を作り、それを振動実験用圧力容器中にセットして、振動台により容器ごと振動させて行った。

振動条件は次の通りである：

振動数	600回／分
振巾	±1mm
加速度	±0.4G
振動方向	垂直または水平
温度・圧力	250°C, 鮎和圧(純水中)

全振動回数は振動方向が垂直の場合 10^7 回、振動方向水平の場合 10^7 回と 5×10^6 回の合計3ケースとした。

水平振動実験における振動台(容器底部が固定されている場所)と燃料棒(中央より3cm上部)およびスペーサー部の加速度波形をFig. 2.8.1に示す。振動台は10サイクルのきれいな正弦波を描いているが、燃料棒およびスペーサー部では夫々の振動特性による高周波成分が加わって多少歪んだ波形となっている。そして振動台と燃料棒とでは位相に若干のズレがみられるが、燃料棒とスペーサー部はほぼ同期しているので、振動波形の僅かな違いによる

両者の衝突がフレッティング腐食をもたらしたものと考えられる。

燃料棒の被覆管表面に生じたフレッティング腐食部の拡大図をFig. 2.8.2に示す。垂直振動の場合の被覆管損耗部は1本の燃料棒に1～2ヶ所で、最大大きさは長径3.1mm、短径2.3mm、深さ0.49mmであった。しかし水平振動の場合は、スペーサーの凸部も損耗したために被覆管との接触面が拡がり、長径7mm、短径3mm、最大深さ0.68mmとより大きくなつた。（被覆管の設計肉厚は0.62±0.04mm、ギャップ巾は0.09mmであり、損耗部は貫通していなかつたことから、被覆管はギャップ部にまで窪んで僅かな肉厚を保つてゐるものと思われる。）

(b) 実験条件

今期実施した7回の実験の実験条件をTable 2.8.1に示す。

試験燃料は前項に述べたように濃縮度10%の標準型燃料（燃料内圧1気圧）である。長時回振動によるペレットのワレ・カケの発生も危惧されたことではあったが、照射前に行ったX線およびNRG撮影の結果では、ペレットに異常はみられなかつた。

損耗度はTable 2.8.1に示したような損耗部の（長径×短径×深さ）の和を比較して、大小の3つに区分した。垂直振動の結果は中と小、水平振動の場合は全振動回数 10^7 回と 5×10^6 回の違いによるフレッティング腐食の差は明らかではなかつたので、両者を区別せず、損耗度：大とした。

(3) 結果および考察

実験結果の概要をFig. 2.8.3に示す。

Test № 115-3、発熱量241 cal/g・UO₂の実験に用いた燃料の損耗部は最大深さが0.33mmであり、従つて被覆管の最も薄い部分の厚さは0.38mm程度と推定される。これは設計肉厚の約2/3に相当するが、燃料は破損しなかつた。

しかし損耗の度合が大きくなつたTest № 115-5の場合は、同程度の発熱量239 cal/g・UO₂でも、4ヶ所の損耗部のうち2ヶ所の中央部に貫通破損が生じていた。照射後写真をFig. 2.8.4に示す。破損した損耗部の肉厚は0.12mm程度以下と推定されることから、この部分が高温になってより弱体化し、小さな内圧の上昇で貫通破損を生じたものと考えられる。損耗部以外の被覆管表面は部分的に酸化膜剥離を生じているが、変形は少なく、健全性も保たれていた。

発熱量221 cal/g・UO₂以下の実験では、損耗度が大(115-7), 中(115-2), 小(115-1)何れの場合も燃料は破損せず、照射後外観も健全燃料と変りはなかつた。

Test № 115-4の実験は、健全燃料で貫通クラックを生じた発熱量264 cal/g・UO₂を目標とし、破損挙動の差異をみようとしたものである。燃料は中央で2つに分断していた。分断した被覆管部は半周が損耗部、あとの半周はそれより3～4mm上部のペレット一ペレット境界部であった。この発熱量では、被覆管内面溶融、ペレット一被覆管の一体化。被覆管の脆化が進み、被覆管急冷時の収縮力・熱衝撃力等によって、健全燃料の場合は貫通クラックは生ずるが破断には至っていないのに対して、本実験では損耗部が弱体化しているため分断されたものと考えられる。

Test № 115-6の高発熱量実験(342 cal/g・UO₂)では、機械的エネルギーの発生を伴な

った、健全燃料と異なる破損挙動が観測された。2.1.1の高発熱量実験の項に述べた如く、健全燃料では発熱量 $330\sim375 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合、燃料破損は全発熱量に達した後に生じ、ペレットは一部微粒子化しているがカプセル内圧の上昇ではなく、大きな水塊移動は生じていない。これに対し本実験では、出力上昇途中の発熱量 $253 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ （全発熱量の約 $3/4$ ）の時点で燃料は破損し、 11 kg/cm^2 のカプセル内圧と約 10 m/sec の水塊移動速度が計測された。これらの比較をFig. 2.8.5に示す。図から明らかなように、このような機械的エネルギーの発生を伴う破損挙動は健全燃料の発熱量 $408 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上の場合に類似している。しかし照射後の形態はFig. 2.8.6に示したように、被覆管の大部分が残っており、健全燃料の高発熱量実験の何れの場合とも異なっている。本実験の場合は、発熱量 $253 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の時点でペレットの膨張・一部溶融による内圧上昇の結果、被覆管強度の劣化した損耗部から内圧破損が生じ、高温 UO_2 が急激に飛出し、その時機械的エネルギーが発生したものと考えられる。燃料棒の周りにとりつけた金網の燃料中央位置での2ヶ所の破れ（90度方向）はこの時に生じたものであろう。被覆管表面最高温度は下部： 1500°C 、中央： 1800°C に対し上部が約 800°C と低く、被覆管上半分に変形やシワが残っていないのは、この時点の UO_2 飛出しが上部で多かったためと考えられる。（Fig. 2.8.6 照射後X線写真参照）そして中央および下部の熱電対は、温度上昇を開始してから約0.3秒後に最高温度（Zry-4の融点に近い）を記録して断線していること、およびこの時からカプセル水温の変動が顕著になっていることから、この時点で燃料中央部の溶融・分断が生じ、 UO_2 が再び水中に飛出したものと考えられる。飛出した UO_2 の全量は装荷量の約70%であった。

以上の実験結果および考察から、被覆管に損耗欠陥をもつ燃料の破損挙動は健全燃料の場合と異なることが明らかとなった。そして、燃料破損のしきい値は、損耗度が小さい場合は健全燃料と変わらないが、損耗度が大きくなると低くなること。しかしその低下度は、被覆管最小肉厚が0.12mm程度以下の場合で $25 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 、約9%であるから、あまり大きくなりないこと。圧力パルスを伴う激しい壊れ方が健全燃料より低い発熱量で生ずること等が確かめられた。

来期はバーンアップによるFPガス蓄積を模擬した損耗加圧燃料および人工欠陥燃料についての実験を進める予定である。

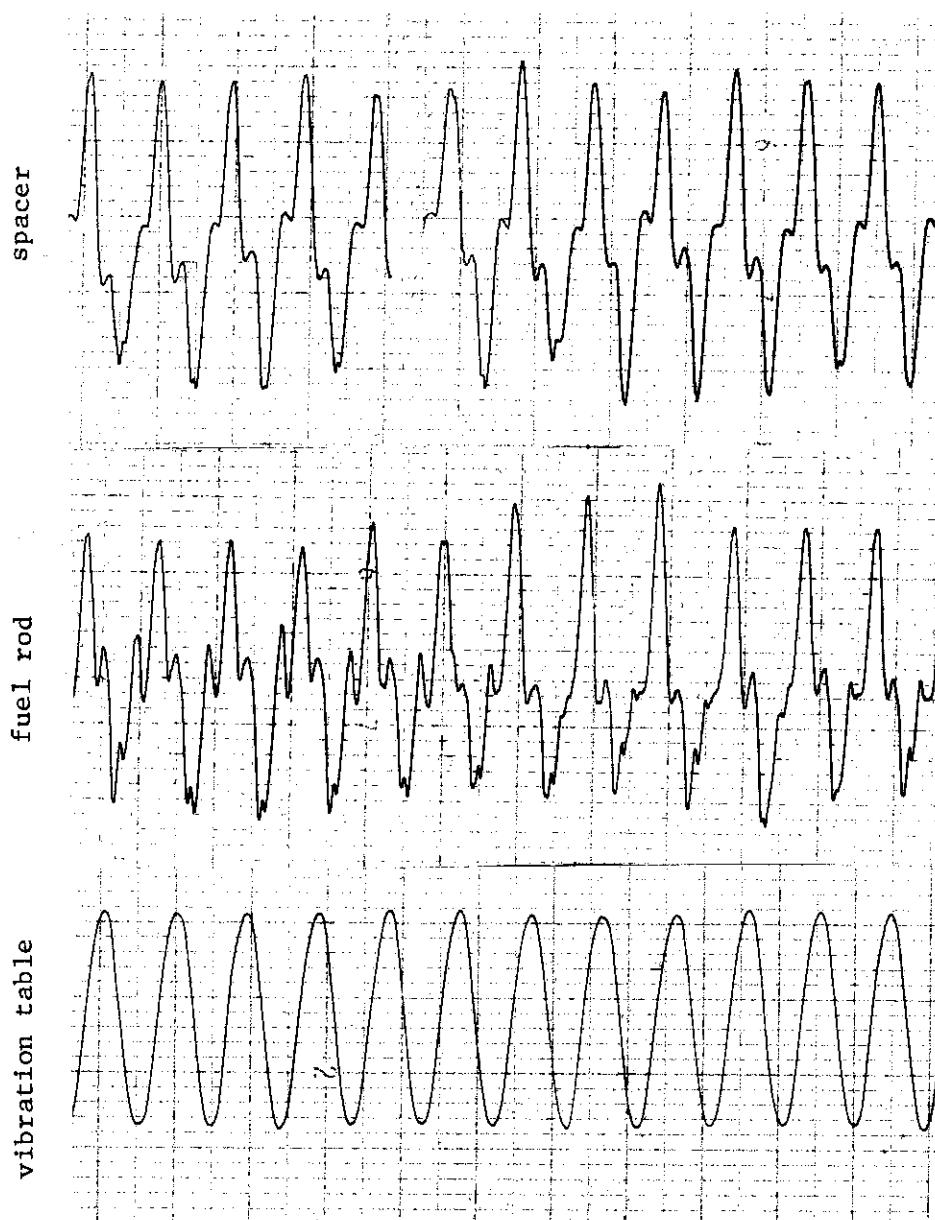


Fig. 2.8.1 Wave profile of acceleration at horizontal vibration test ($\pm 0.4G$, 600 rpm)

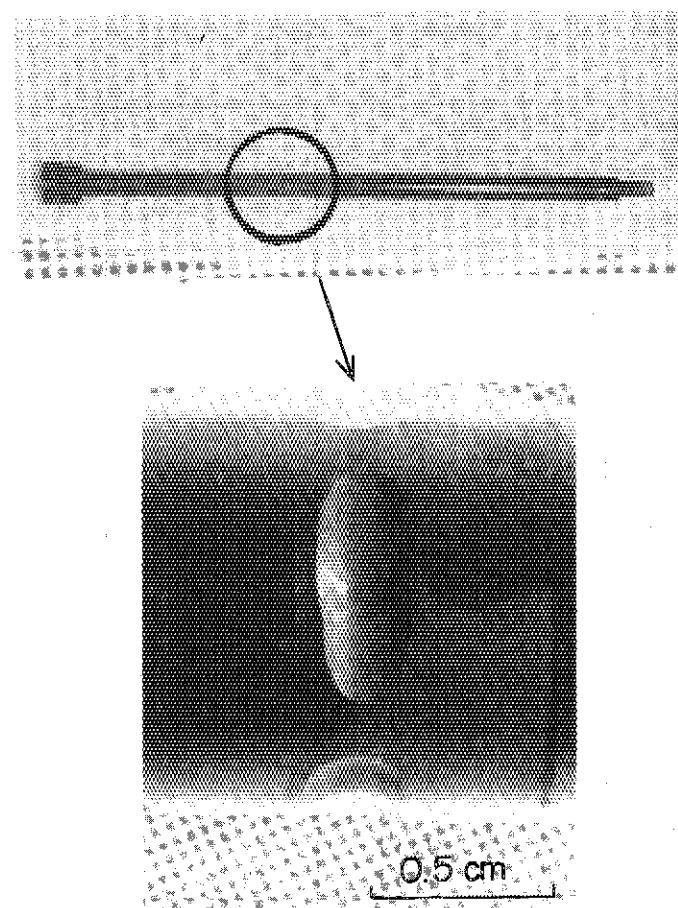


Fig. 2.8.2 Fretting corrosion produced by vibration

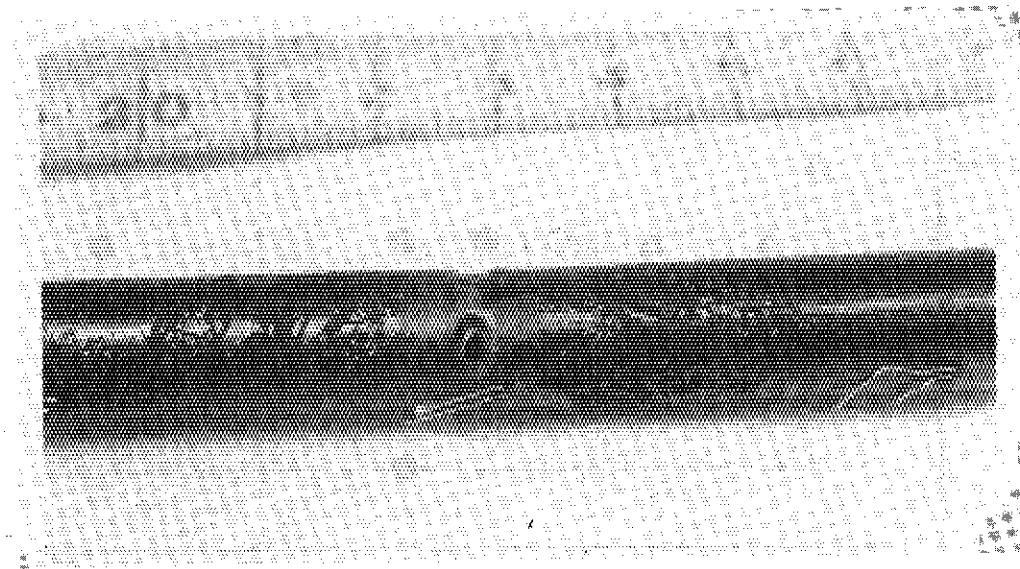


Fig. 2.8.4 Test fuel after irradiation in Test No. 115-5
(239 cal/g·UO₂)

Table 2.8.1 Summary of test condition

Test No.	Cladding Defects				Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Fuel Failure	Remarks
	Grade	Diameter(mm)		Depth(mm)			
		long	short				
115-1	medium	3.1	2.3	0.49	214		vertical vibration
2	small	1.6	1.2	0.11	210		"
3	small	2.1 1.7	1.7 1.4	0.33 0.19	241		"
4	large	3.3 5.5 5.5 4.0	2.2 2.5 3.0 2.5	0.46 0.46 0.33 0.06	262	○	horizontal vibration
5	large	5.0 4.9 4.7 4.2	2.3 2.8 2.8 2.6	0.48 0.68 0.63 0.46	239	○	"
6	large	7.0 " " "	3.0 0.54 0.39 0.38	0.59	342	○	"
7	large	7.0 " " "	3.0 0.38 0.59 0.30	0.53	221		"

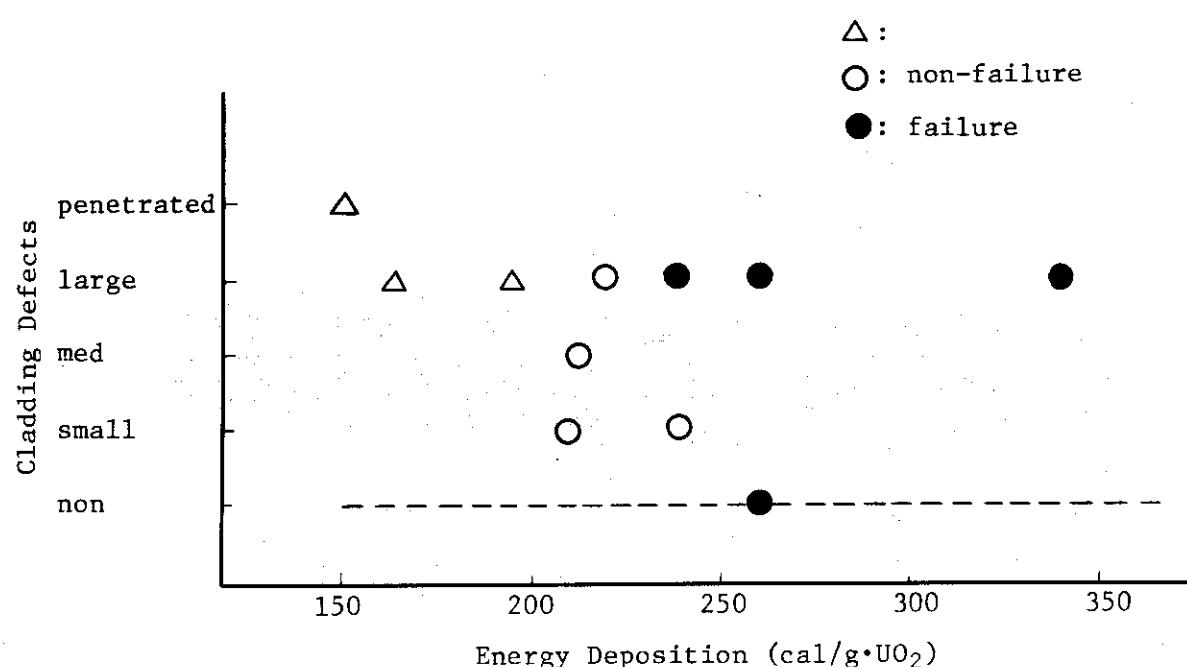
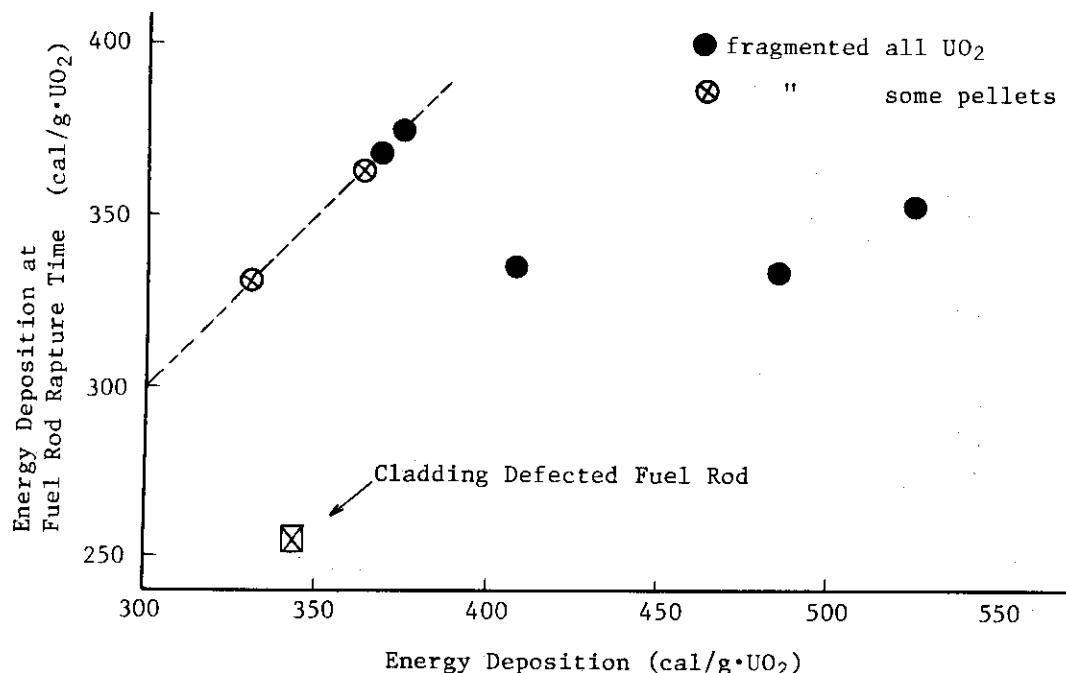
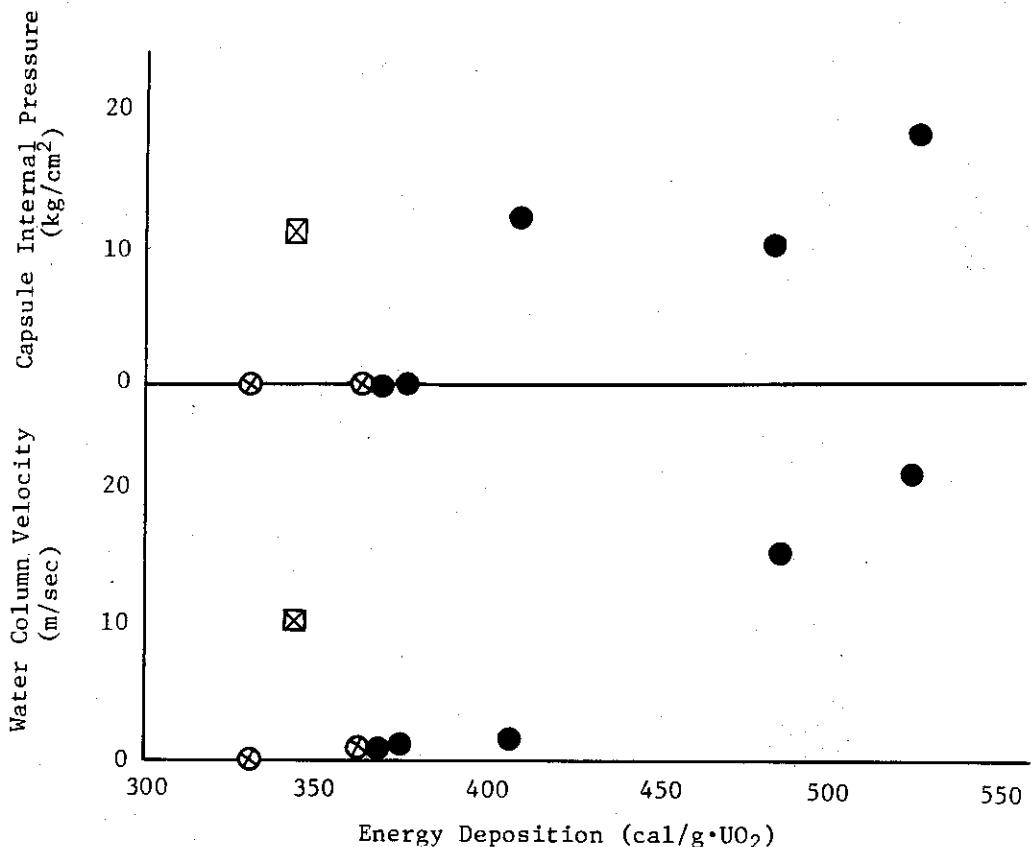


Fig. 2.8.3 Experimental Results for Fretting Corroded Fuel Rods



(b) Energy Deposition at Fuel Rod Rapture Time



(a) Water Column Velocity and Capsule Internal Pressure

Fig. 2.8.5 High Energy Deposition Tests

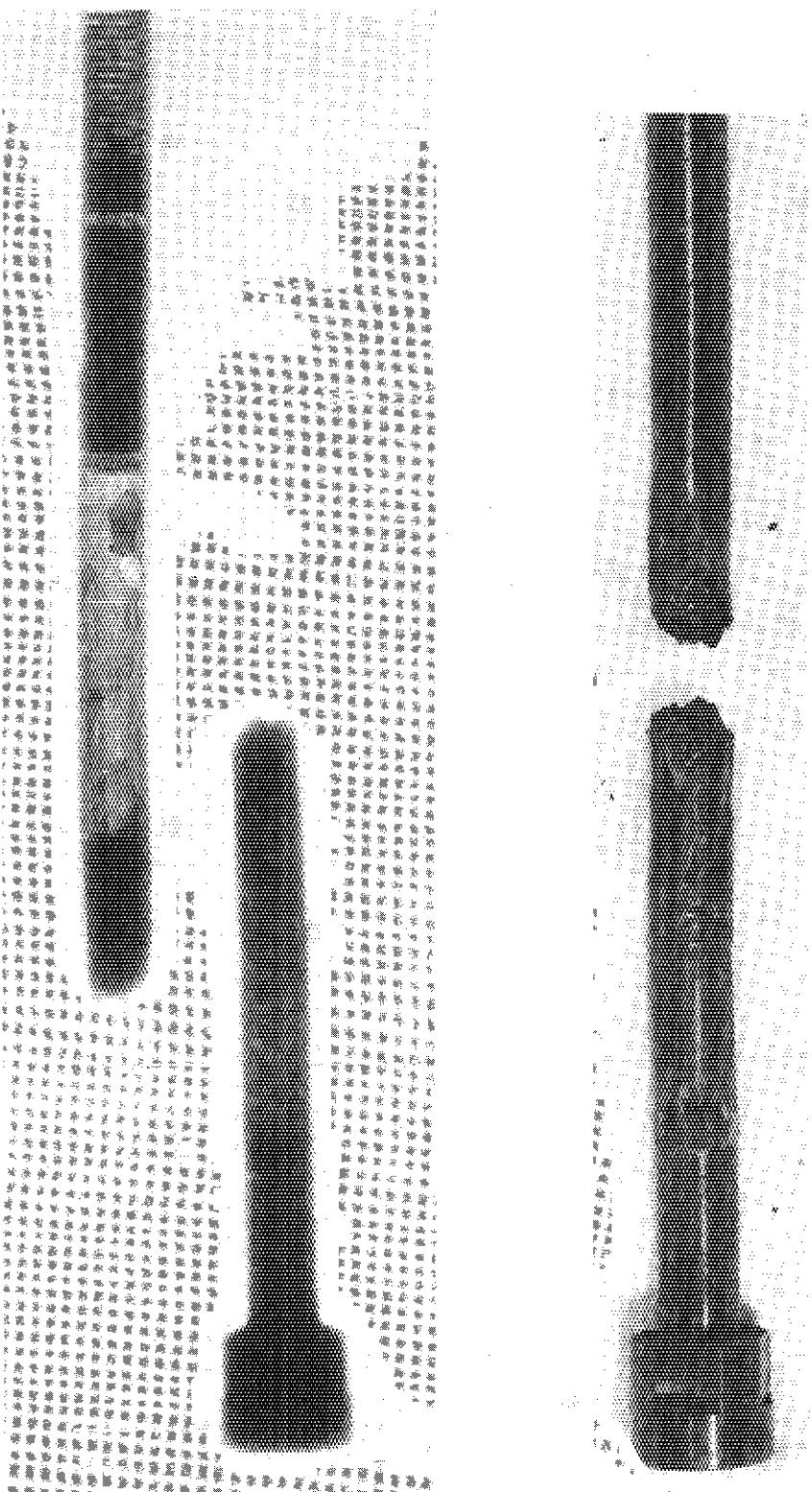


Fig. 2.8.6 Test fuel after irradiation in Test No. 115-6
(342 cal/g \cdot UO₂)

3. 热応力解析および照射後試験による ペレットの割れに関する検討

(塩沢周策、細川隆徳 ****)

(1) まえがき

UO_2 ペレットの熱変形、ペレットの割れの発生等の UO_2 ペレットのふるまいについて把握しておくことは、燃料棒の変形及び破損挙動を理解する上で重要なことからの1つである。今回、これらの知見を得るために反応度事故条件下での UO_2 ペレットの熱弾性変形及びペレット内に発生する応力分布を解析的に求め、照射後試験によるペレットの割れの発生について検討した。

(2) 解析方法

解析には2次元軸対称R-Z有限要素法計算コード^{*}を用いた。解析の対象はフラット・ペレットとし、ペレットの回転対称性と面对称性を考慮して、Fig. 3.1に示すような要素に分割した。要素の総数は200で、その形状は三角形リング要素である。解析に用いたUO₂の物性値を次に示す。

ここで、

E : ヤング率 (kg/mm²)

T : 温度 (°C)

ここで、

レ・ポアソン比

ここで、

α : 热膨胀系数 ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)

なお、ペレット内の温度分布には平均発熱量 202 cal/g・UO₂ 時の MCDRAN コード⁴⁾による計算結果を用いた。

(3) 変形及び応力の解析結果

Fig. 3.2～3.5にペレット内の温度分布に基づいて解析したペレットの熱変形、ペレット内に生じる円周方向応力分布、軸方向応力分布及び相当応力分布の結果を合わせて示す。また、これらの図に示したペレット内の温度分布は、制御棒引き抜き後、それぞれ 0.105 秒、0.11 秒 0.15 秒、1.0 秒経過した時点での温度分布である。これらの図に示したように、反応度事故条件下でのペレット径方向の変形は最初ペレット中央部が端部より大きな“太鼓”状の変形を示すが、時間に伴うペレット外周部の温度低下とともにペレットは徐々に“つづみ”状の変形を示すようになる。今回解析した範囲内でのペレット径方向最大変形量は出力の増加とともに増大し、ペレットの中央部では制御棒引き抜き 0.15 秒後に $165 \mu\text{m}$ の最大変形量を示すが、一方、ペレットの端部ではさらに時間が経過した制御棒引き抜き 1.0 秒後に $165 \mu\text{m}$ となり、まだ増大する傾向にある。このように、ペレット軸方向位置によってペレット径方向最大変形量を示

* (株) 日立製作所日立研究所で開発されたFEASTコード¹⁴⁾を使用させて頂いた。

す時間は異なる。また、ペレット軸方向の変形は温度分布に基づいた変形を示し、最初ペレット中心部よりも外周部の方が大きな変形を示す。ペレット内の温度分布が断熱挙動を示した後のペレット中心温度の上昇及び外周部の温度低下に伴って、ペレット中心部の変形量は徐々に増大するが、逆に外周部の変形量は減少して行く。

次に、ペレット内の応力分布の解析結果について述べる。円周方向応力分布では、Fig. 3.2 及び Fig. 3.3 に示したように、最初ペレット中心に引張応力が、またペレットの外周部及び端部に圧縮応力が発生する。その後、ペレット外周部の温度低下が始まると、Fig. 3.4 及び Fig. 3.5 に示したように、ペレットの外周部及び端部は徐々に圧縮応力場から引張応力場へと移り変わって行く。今回の解析に含まれてはいないが、ペレット内の温度分布の変化に伴って、最終的にペレット中心は圧縮応力場、また外周部及び端部は引張応力場となり、出力上昇初期と比べて応力状態は逆転するものと推測される。

軸方向の応力分布も、円周方向応力分布と同じように、最初ペレットの中心部で引張応力が、またペレットの外周部で圧縮応力が発生する。ペレット外周部の温度低下が始まると、ペレットの外周部は徐々に圧縮応力場から引張応力場へと、またペレット中心部は逆に引張応力場から圧縮応力場へと変わって行く。

相当応力分布は最初ペレットの中心で低く、外周部及び端部で高い分布を示す。その後、円周方向、軸方向及び半径方向の応力分布の変化に伴って相当応力分布も変化する。

(4) ペレットの割れの発生に関する考察

UO_2 の破壊挙動は 3 つの温度領域に分けて考えることができると言われている。¹⁵⁾ 低温度領域では、破壊応力が降伏応力よりも小さく、脆的に破壊する。中間温度領域では、破壊応力が降伏応力を越え、延性破壊となる。高温度領域では、強度が連続的に低下し、破壊に至るまでに大きな塑性変形が観察される。脆性破壊か延性破壊かは破壊状況から判断でき、脆性破壊の場合は粒内破壊を、また延性破壊は粒界破壊を示す。脆性破壊から延性破壊への遷移温度は UO_2 の融点の約 $1/2$ に等しいと言われているが、詳細にはひずみ速度や結晶粒径に依存する。Cannon 等による UO_2 の脆性-延性遷移温度測定結果¹⁵⁾ を見ると、結晶粒径 $8 \mu\text{m}$ 、ひずみ速度 0.092 h^{-1} の場合、脆性-延性遷移温度は 1100°C であるが、同じ結晶粒径でひずみ速度を 9.2 h^{-1} にすると、脆性-延性遷移温度は 1450°C と高くなる。ペレットのひずみ速度が約 $1 \times 10^4 \text{ h}^{-1}$ と言った極めて速いひずみ速度を与える NSRR 実験では、脆性-延性遷移温度は相当高く、Cannon 等の実験結果を外挿すると 2000°C 以上と見積もられる。 UO_2 の破壊強度は脆性-延性遷移温度以下では温度にあまり影響を受けず約 $12 \sim 14 \text{ kg/mm}^2$ で、これ以上の引張応力が発生するとペレットは脆性破壊を示す。一方、脆性-延性遷移温度以上では、塑性変形することによってペレット内の熱応力が緩和されるので、この領域におけるペレットの新たな割れの発生及び割れの進展はないものと考えられる。Fig. 3.2 に示したように、出力上昇途中ですでにペレット中心に発生した円周方向及び軸方向引張応力とも 40 kg/mm^2 を示し、 UO_2 の脆性破壊強度を越えている。これらのことを考え合わせると、出力上昇途中の早い段階で、ペレットの内部で割れが発生し、脆性破壊を示しながら割れはペレット表面に向かって伝播していくものと推測される。ペレットの割れは塑性領域に達するまで進展するが、その後、NSRR 実験の場合のようにペレット外周部の温度低下によって応力状態が逆転すると、ペレッ

ト外周部に発生する引張応力のために、ペレットの割れが表面で新たに発生し、内部に向かって進行して行くものと、ペレットの途中で停止していた割れが再びペレット表面に向かって進行して行くと言った2つの割れの進展が考えられる。

(5) ペレットの割れに関する照射後試験結果及び検討

以上は熱弾性応力解析に基づいたペレット中の割れに関する考察であるが、以下に実験事実との照合を行ってみる。

Fig. 3.6 は、約 280 cal/g・UO₂ におけるペレットの割れの様子を示したものである。本図から大部分の割れは中心から外側に向って発生している。このことは、大部分の割れは出力上昇の途中で入ることを意味している。なお割れの幅からみて（図中 A など）この割れは一時期完全に外表面にまで貫通している。すなわち、もしこの大きな割れが進展の途中で塑性領域に達し、それ以上の進展が止まるとすると、これほど大きな割れ幅にはなり得ないからである。写真中でこの割れが途中で消失しているのは、完全に貫通した後ペレットの外表面が溶融したためである。割れが入った後ペレットの溶融が起こればこの割れは消失してしまう。この溶融した領域は写真でみる限り、同心円上に並んだ空孔より外側の約 0.5 mm の幅をもった領域である。逆にいえば、この一時溶融した領域に見られる割れは、冷却時に入った割れであるといえる。すなわち、この領域が固化した後に発生したものである。このようにみると、写真中の B の割れは、冷却時にペレット外周部に発生する引張応力によって導入されたものと解釈できる。また、C に示した割れは、溶融のため途中で消失した割れが進行していったものである可能性がある。冷却時に発生する熱応力は既にかなりの割れが入っているので先に求めた計算値よりは小さくなる傾向にあること、更に、外側から入った割れは既に入っている割れと連ながり易く、ひとたび連ながると、応力は相当緩和され新たな割れが入りにくいくことの理由により、外側からの割れ（冷却時の割れ）の数は少なくなっているものと思われる。また、Fig. 3.6 中に D で示した割れは、途中で止っておりこれは溶融によって消失したとは考えにくいので、割れの進展途中で塑性領域に入り、それ以上の進展が止ったものと考えられる。したがって、これらの割れは A で示した割れよりは、時間的にみて遅く入ったものであると解釈できる。

Fig. 3.7 に約 100 cal/g・UO₂ におけるペレット割れの状況を示す。このペレットは、周方向のみならず軸方向にも割れている。この割れは、軸方向応力によって入ったものであるが、昇温時のものか、冷却時のものかあるいは両方によるものかはこの写真だけからではわからない。このペレットの場合、発熱量から考えてペレットは溶融していない。一般に、ペレットが溶融しない発熱量においてはペレットは Fig. 3.7 のようにバラバラにこわれるが、一度溶融するようになると割れは入るがバラバラにならず原型を保っている。（第 2.1.3 項 Fig. 2.1.3.6 もあわせて参考のこと）これは、先にも述べたようにペレットの溶融により一時貫通した割れが外表面付近で消失するため、バラバラにならないからである。ペレット中の割れを N R G で観察した結果でも¹⁾ 溶融したペレット中の割れは検出されにくくなっている。

以上のように、照射後観察からのペレットの割れの状況は、応力計算によって求めた結果とよく一致しているといえる。今後の課題としては、ひとたび割れが入るとその後の応力、割れの発生、変形等にどう影響するかという問題があるが、現在検討中である。

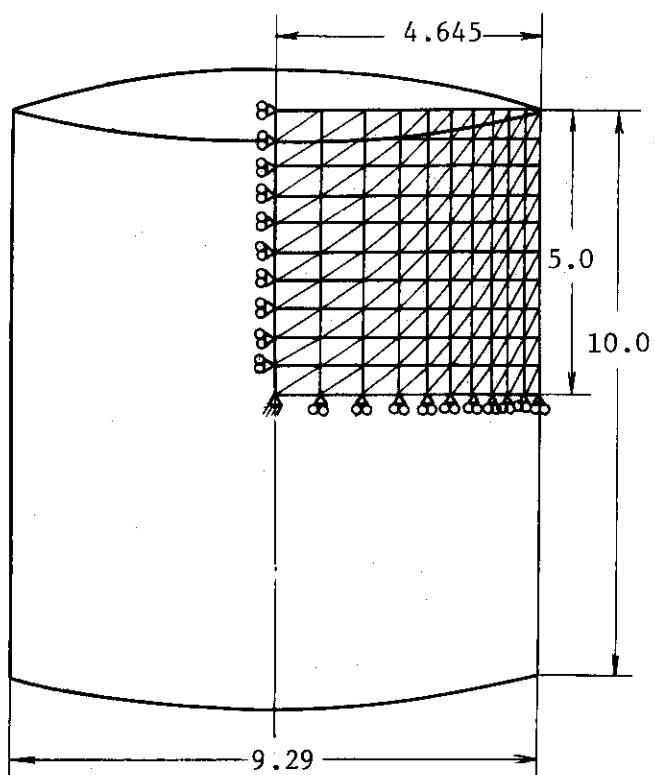
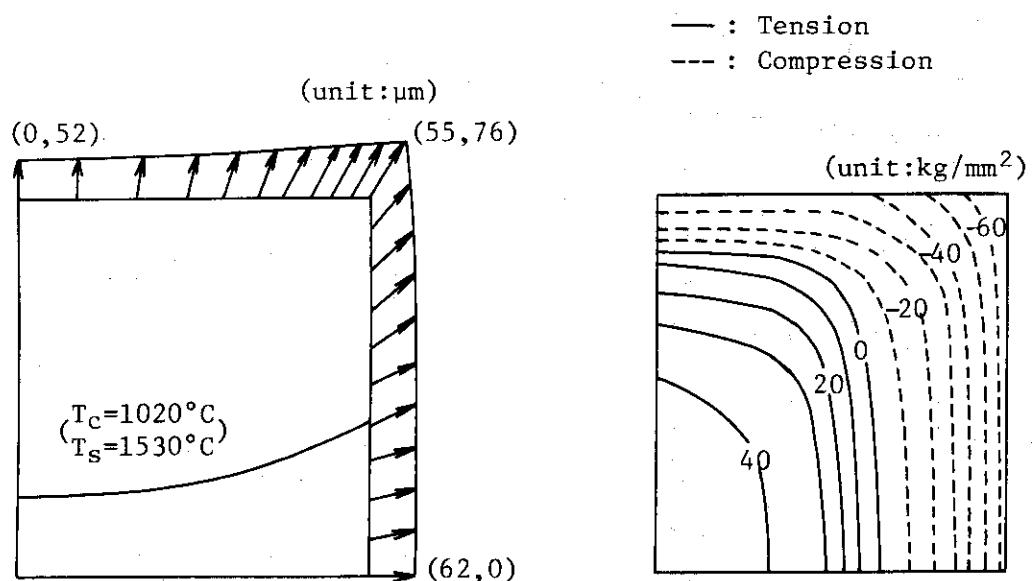
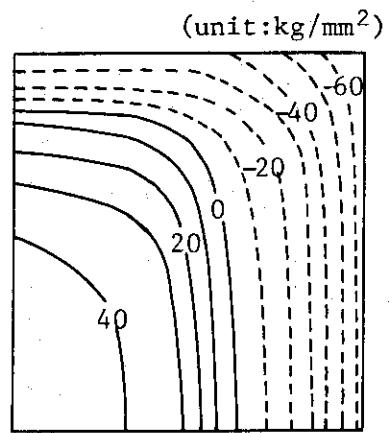


Fig. 3.1 Division into triangular elements



Temperature distribution
and displacement

Isostress lines of
circumferential stress (σ_θ)



$$\left(\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \{ (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 \}^{1/2} \right)$$

(unit: kg/mm^2)

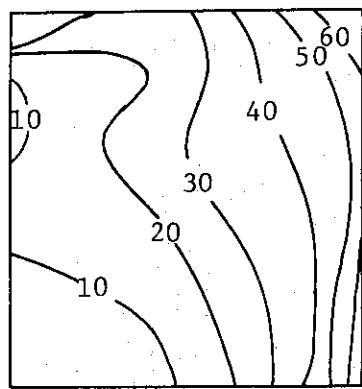
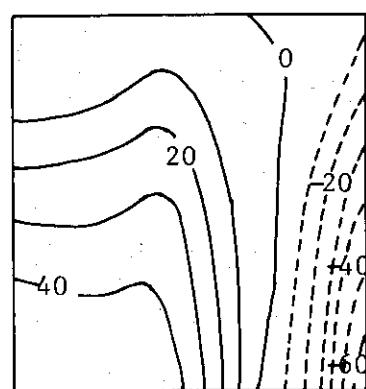


Fig. 3.2 Thermo-elastic deformation and stress distribution of UO₂ pellet
(at 0.105 sec after the withdrawal of the transient rod)

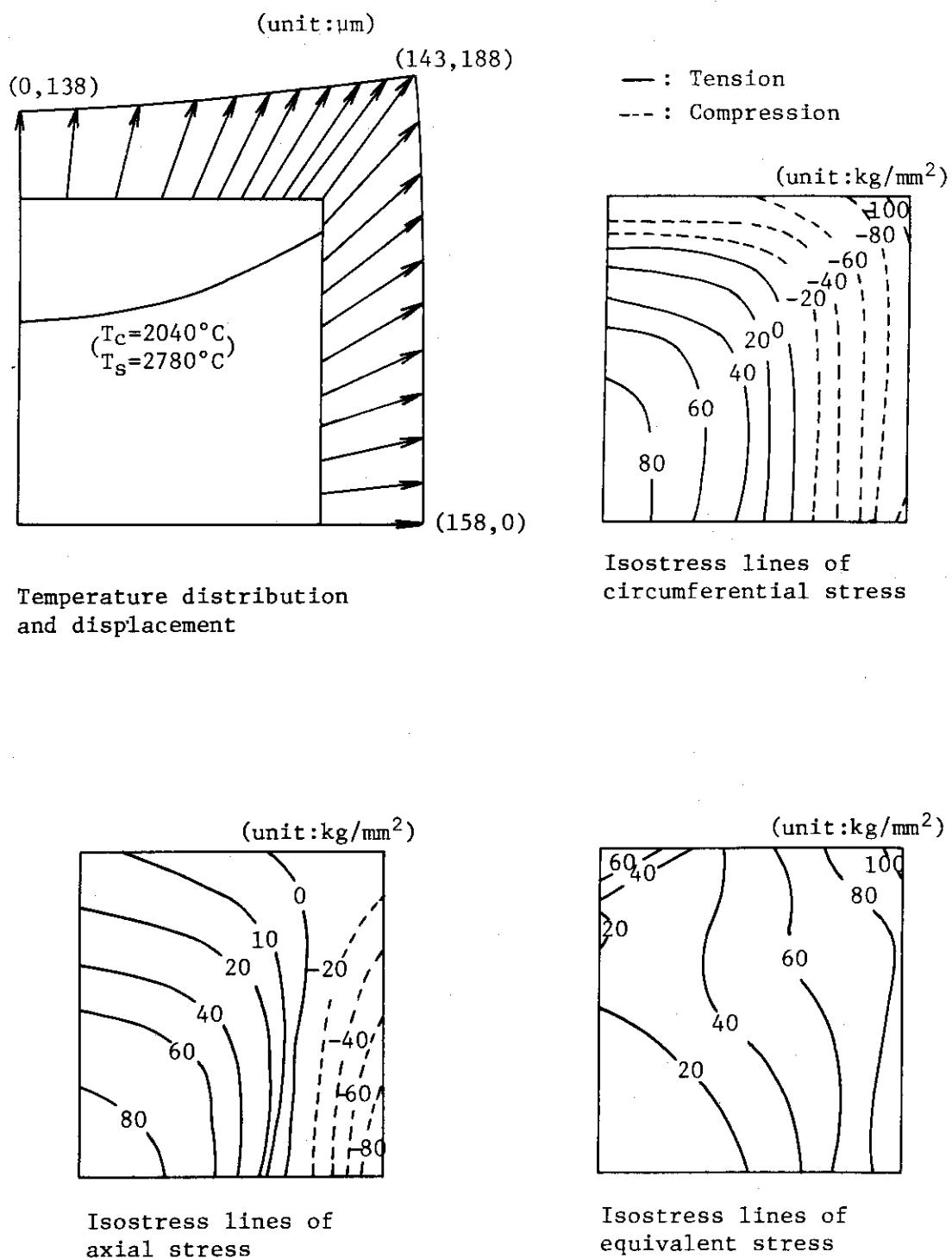


Fig. 3.3 Thermo-elastic deformation and stress distribution of UO_2 pellet
(at 0.11 sec after the withdrawal of the transient rod)

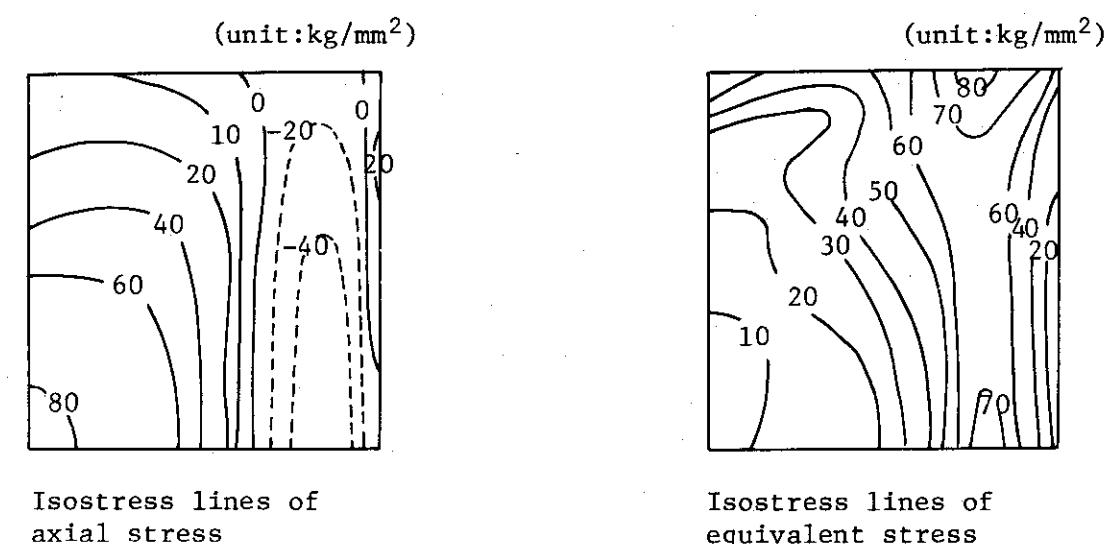
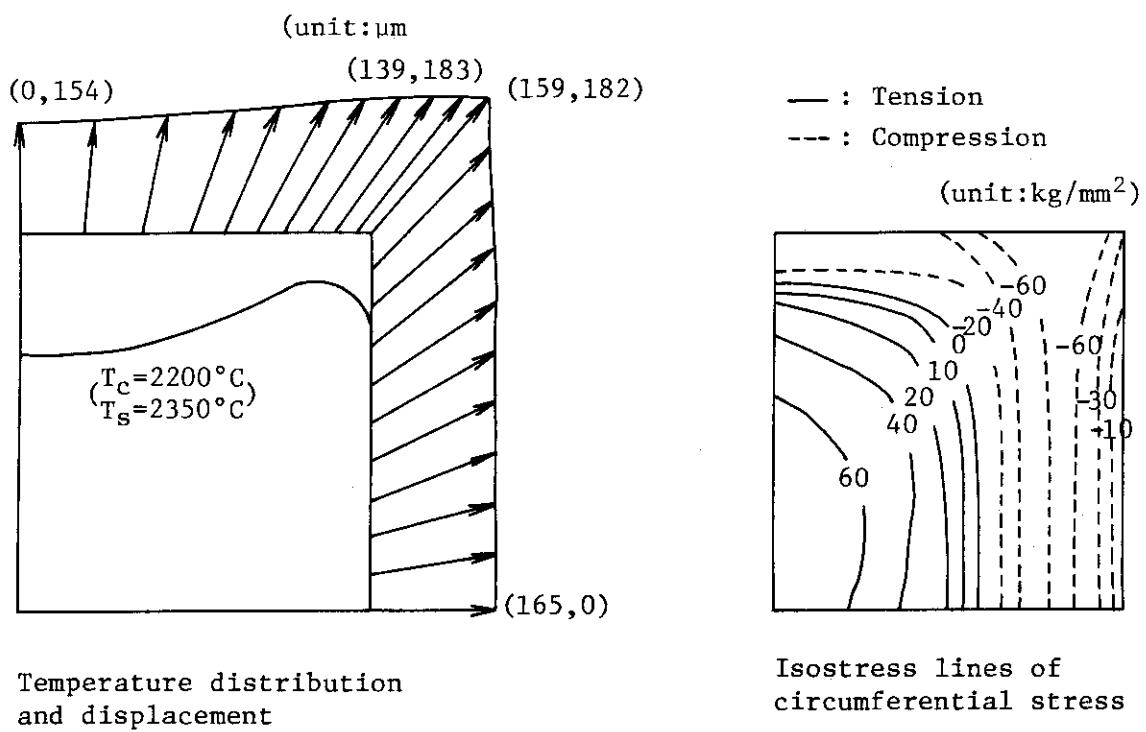


Fig. 3.4 Thermo-elastic deformation and stress distribution of UO_2 pellet (at 0.15 sec after the withdrawal of the transient rod)

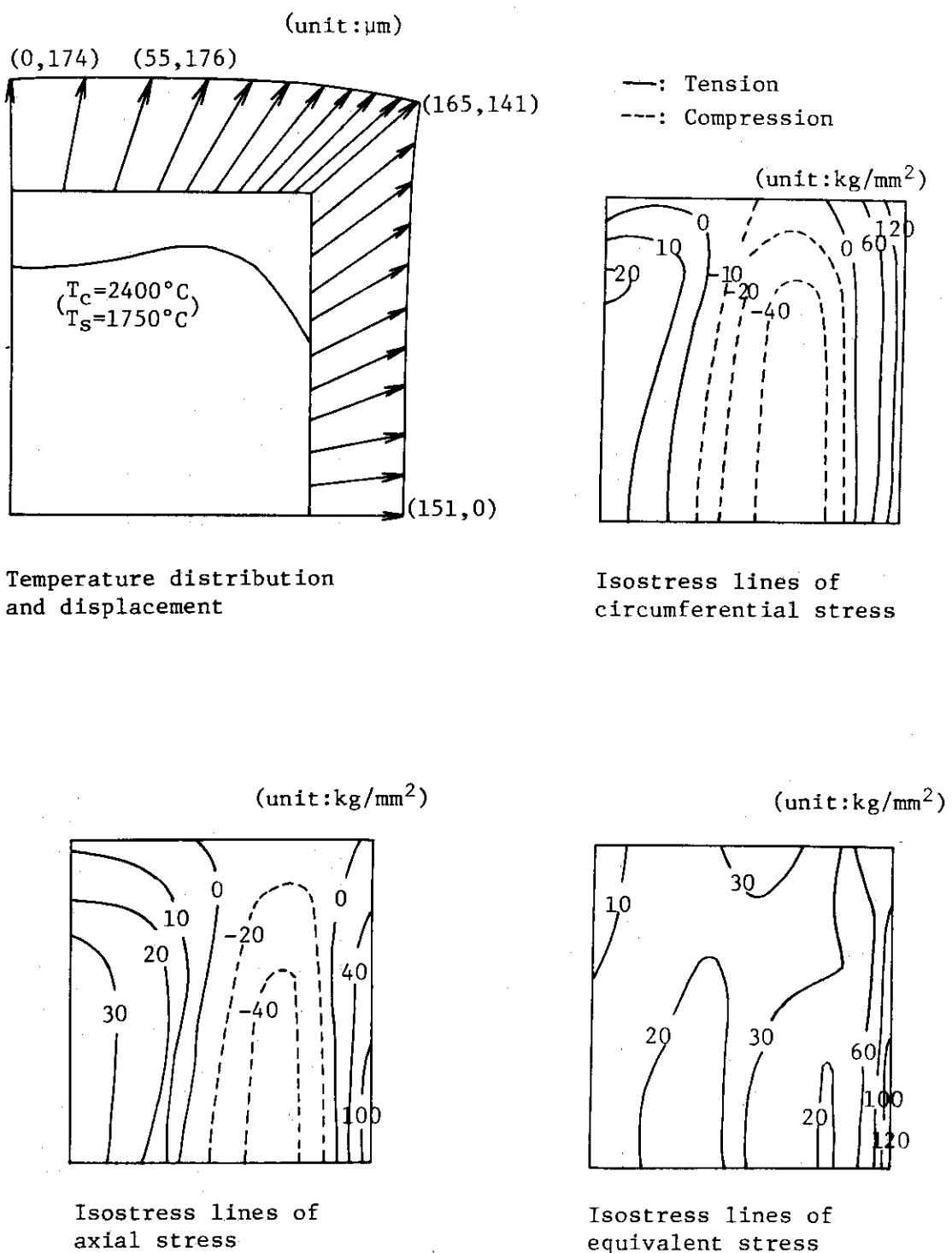


Fig. 3.5 Thermo-elastic deformation and stress distribution of UO_2 pellet (at 1.0 sec after the withdrawal of the transient rod)

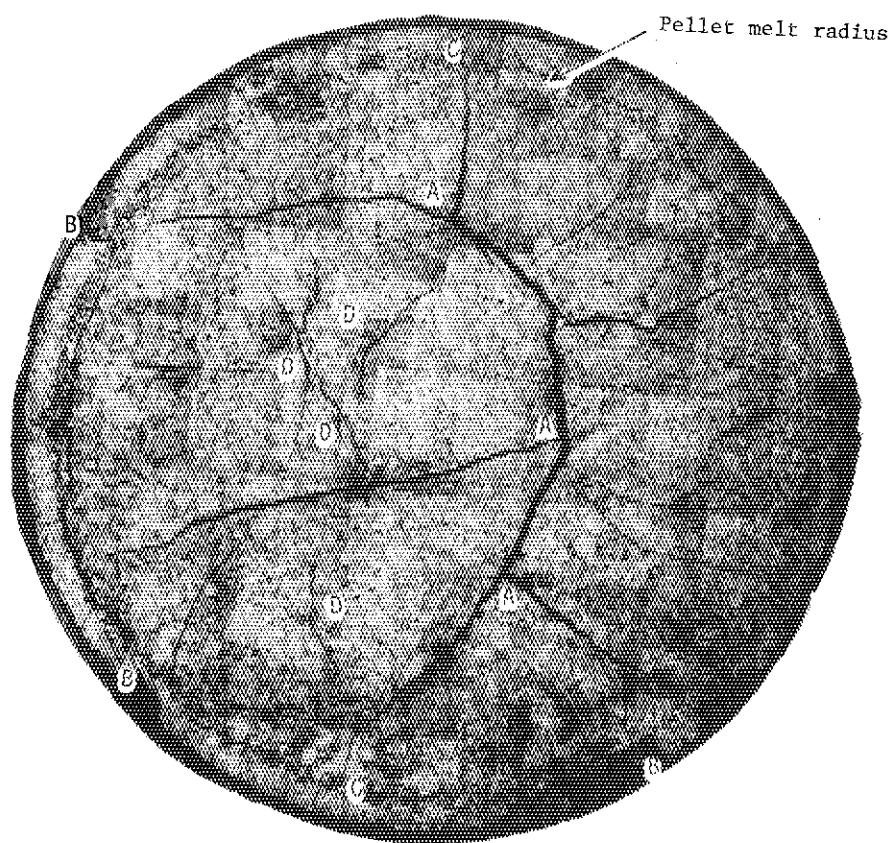


Fig. 3.6 Transverse section of the post-irradiated fuel pellet with an energy deposition of approximately 280 cal/g·UO₂.

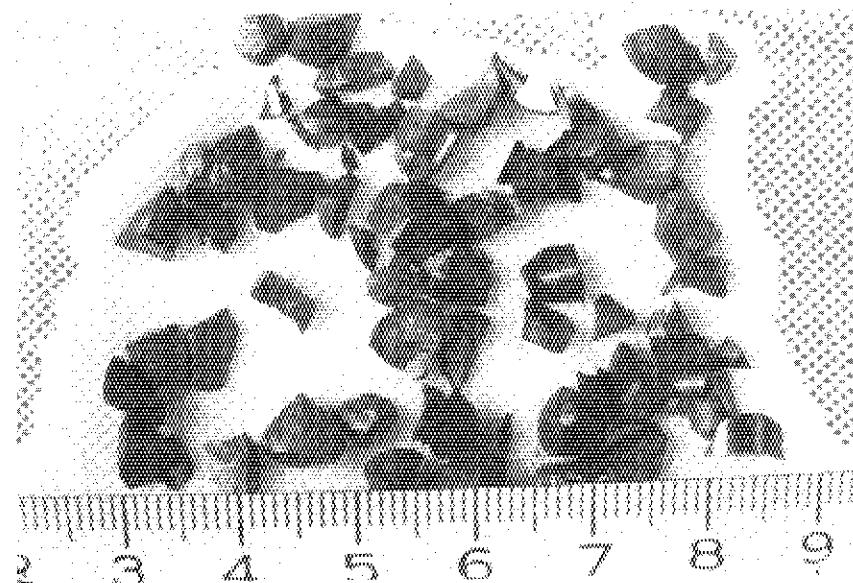


Fig. 3.7 Photograph of the post-irradiated fuel pellet irradiated at an energy deposition of approximately 100 cal/g·UO₂

4. 今後の実験計画・予定

今期までに、加圧燃料試験がほぼ終了した。今後の計画では、標準燃料の高発熱量試験と燃料のパレット形状やギャップガス等を変化させたパラメータ試験を行うと共に、冷却水温パラメータ試験、流路模擬試験、バンドル試験等の冷却条件を変えた場合の燃料挙動を調べる実験を継続して進める。さらに、浸水燃料試験、特殊被覆管試験も続ける。

来期より新しく始められる予定の実験として、PCI(Pellet Clad Interaction)対策燃料として製作されたUSNRCの燃料が入ってくるのでこの試験を行う予定である。又、高圧水力セルが来期末より使用できる予定である。

参考文献

- 1) NSRR実験プログレスレポート・4, 1977年10月, JAERI-M 7304
- 2) 星, 中本 : 熱電対の応答特性の研究, N 241 71-56, 昭和46年12月
- 3) MATPRO : A Hand book of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior, ANCR-1263 (1976)
- 4) NSRR実験プログレスレポート・2, 1976年11月, JAERI-M 6790
- 5) NSRR実験結果速報(9), 1977年1月, 未公開資料
- 6) NSRR実験プログレスレポート・3, 1977年4月, JAERI-M 7051
- 7) 原山, 他2名 : 燃料棒プレナム内平均温度の考察, 1975年9月, JAERI-M 6249
- 8) J. B. Ainscough, et al. : Journal of Nuclear Material, 49, 117 (1973)
- 9) T. Fujishiro, L. B. Thompson : Cladding Temperatures Deformations and Failure Thresholds During Power Bursts, Transactions of the ANS, 26, p 320, 1977
- 10) 日本機械学会編 : 機械工学便覧(改訂第4版) 1960年, p. 5-10
- 11) 塩沢 : NSRR実験における標準燃料の振舞いに関する一考察, JAERI-M 7267, 1977年9月
- 12) 金属学会編 : 金属データブック
- 13) 日本機械学会編 : 伝熱工学資料(改訂第2版), 1966年
- 14) 伊東, 他2名 : 有限要素法による燃料棒の局所変形解析(I), 日本原子力学会(昭和52年会, G 15), 1977年
- 15) R. F. Cannon, et al. : Deformation of UO₂ at High Temperatures, J. Amer. Ceram. Soc., 54 (1971), 105

付録A N S R R 炉の概要

(1) N S R R の構成

N S R R による燃料破損実験では、試験燃料にパルス状の高い中性子束を与えることによって、実際の原子炉における反応度事故時の厳しい過渡的挙動を模擬した発熱状態を起こし、試験燃料を破損に至らしめるものである。この実験の母体となる N S R R は、高いパルス性能を有する T R I G A 型原子炉に実験上の便宜を考慮して改良を加えた熱中性子パルス炉である。原子炉は Fig A-1 に示すように、水深 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・グリッピング装置があり、カプセルの下部をしっかりと固定する。これは、カプセルの内部で燃料が破壊した際に、冷却水を急速に加熱し大きな水撃力を発生して、カプセルを飛び上らせる作用を及ぼすことが予想されるために、これを防止することを目的としたものである。カプセル・グリッピング装置の下端は、原子炉プール下部のサブパイル室の壁に埋め込まれた I 字鋼によって固定され、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・ホールドダウン機構がある。これは、実験孔に装荷したカプセルの上部を抑えるためのもので、カプセル・グリッピング装置とともに、カプセル飛び上り防止のための装置である。

(2) 炉心構成

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

U-ZrH 燃料は、炉心に大きな正の反応度を印加しても、速かに炉出力の上昇を抑える強い即発性の負の温度係数 (約 $-9.3 \times 10^{-5} \Delta k/k/C$) 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 6 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エント棒 3 本がある。トランジエント棒は B_4C の中性子吸收体に空気フォロアのついた制御棒で、3 本のトランジエント棒のうちの 2 本は、圧縮空気によって駆動し、他の 1 本は圧縮空気駆動系に加えて電動モータ駆動系を備えており、任意に挿入位置を加減することができて、パルス運転の際の投入反応度量を調節しうる。

る。

パルス運転時には、各トランジエント棒は全て圧縮空気系で急速引き抜きする。トランジエント棒の反応度変化上有効なストロークの引き抜き時間は約 50 m sec 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/m 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 パルス当たりに放出される炉出力の時間積分値（放出エネルギー）117 MW·sec、パルス半值幅 4.4 m sec、最短炉周期 1.13 m sec 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) <u>Reactor Type;</u>	Modified TRIGA-ACPR (Annular Core Pulse Reactor)	
(2) <u>Reactor Vessel;</u>	3.6^{m} (wide) $\times 4.5^{\text{m}}$ (long) $\times 9^{\text{m}}$ (deep) open pool	
(3) <u>Fuel;</u>		
Fuel type	12 wt% U-ZrH fuel	
Fuel enrichment	20 wt% U-235	
Clad material	Stainless steel	
Fuel diameter	3.56 cm	
Clad diameter	3.76 cm O.D.	
Length of fuel section	38 cm	
Number of fuel rods	157 (including 8 fuel-followed control rods)	
Equivalent core diameter	62 cm	
(4) <u>Control Rods;</u>		
Number	8 (including 2 safety rods)	
Type	Fuel followed type	
Poison material	Natural B ₄ C	
Rod drive	Rack and pinion drive	
(5) <u>Transient Rods;</u>		
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) <u>Core Performance;</u>		
a) Steady state operation		
Steady state power	300 kW	
b) Pulse operation		
Max. peak power	21,100 MW	
Max. burst energy	117 MW-sec	
Max. reactivity insertion	3.4% Δk (\$4.67)	
Min. period	1.13 msec	
Pulse width	4.4 msec (1/2 peak power)	
Neutron life time	30 μ sec	
(7) <u>Experiment Tube;</u>		
Inside diameter	22 cm	

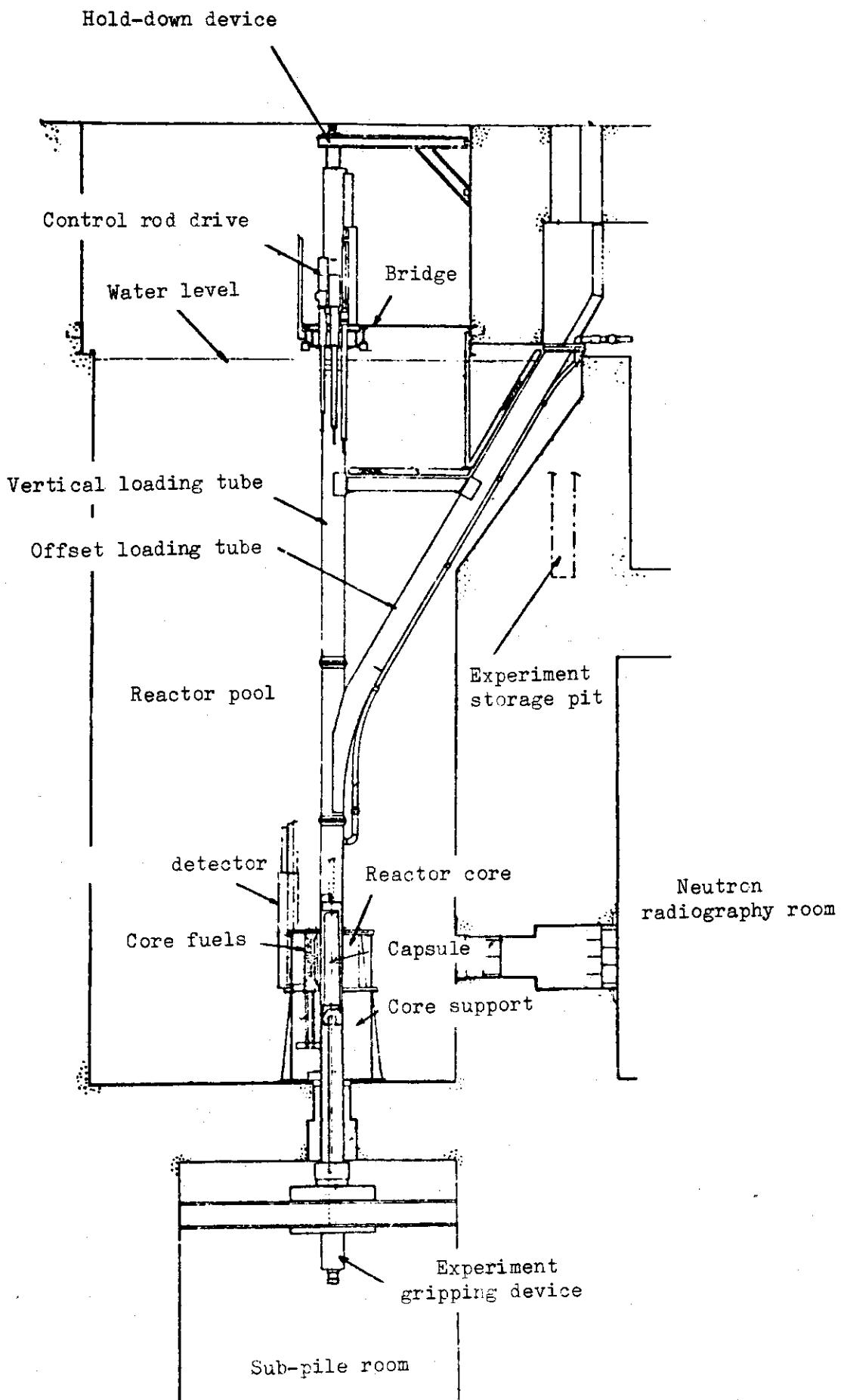
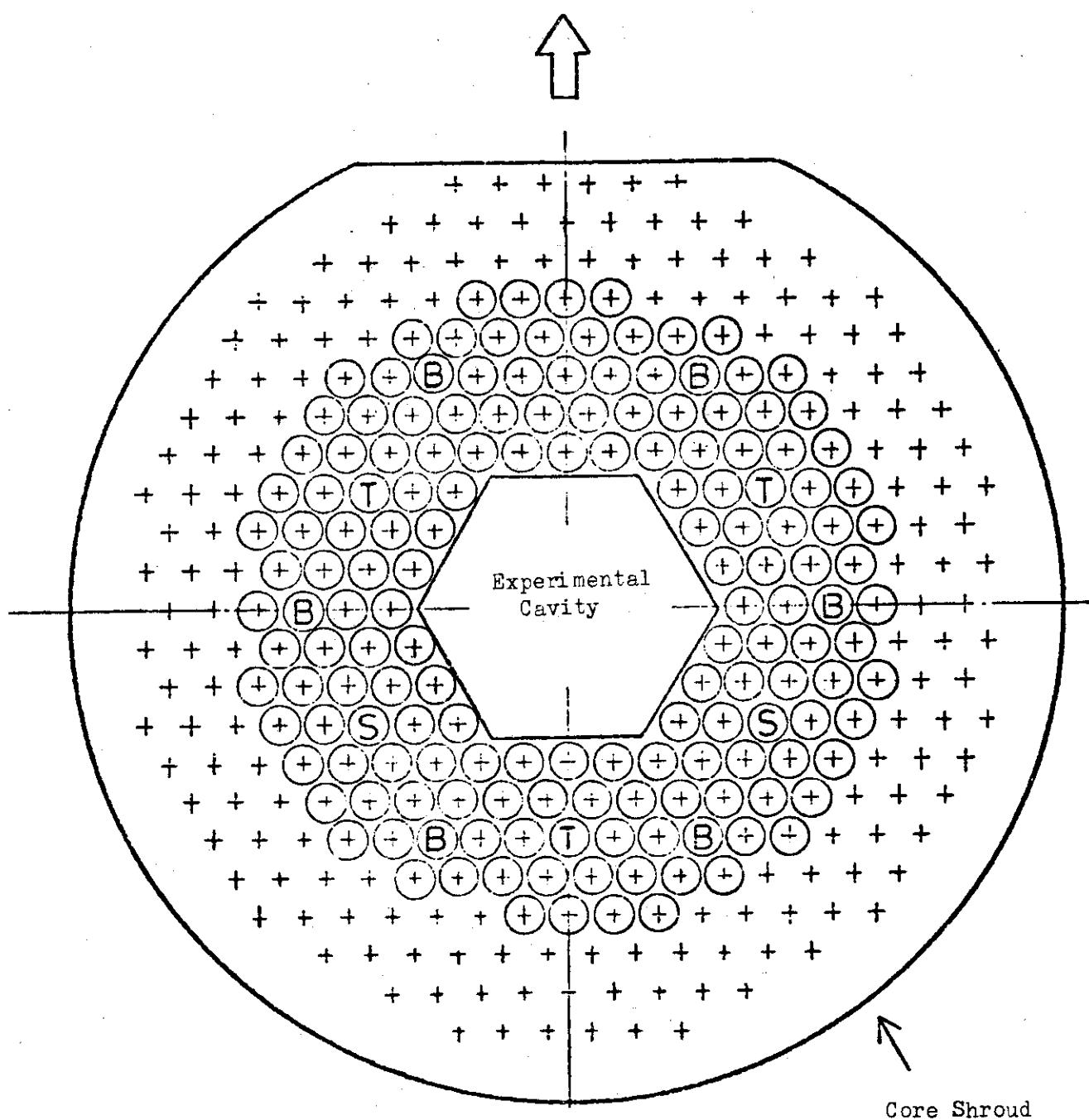


Fig. A-1 General Arrangement of NSRR

Off-set Loading Tube Direction



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

Fig. A-2 Operational Core Configuration

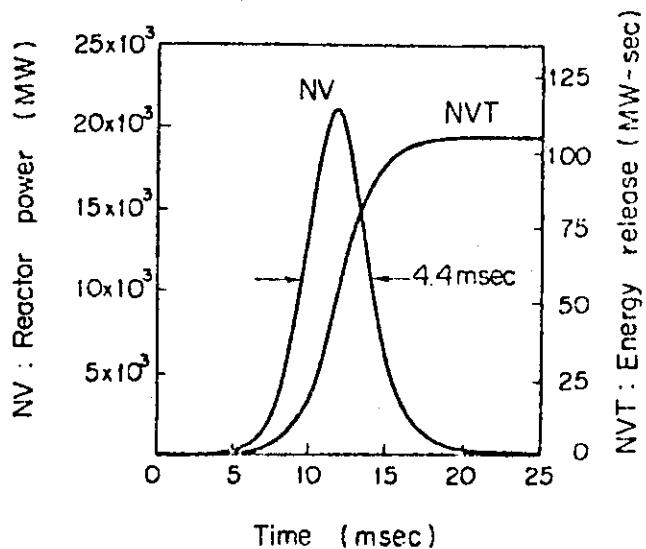


Fig. A-3 Reactor Power and Core Energy Release given by \$4.67 Pulse

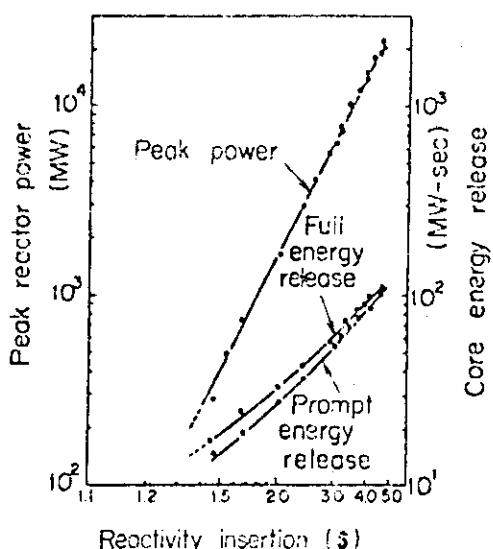


Fig. A-4 Peak Reactor Power and Core Energy Release Versus Reactivity Insertion

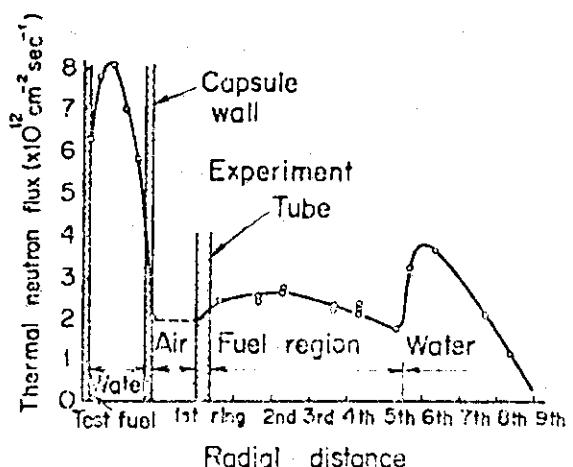


Fig. A-5 Radial Thermal Neutron Flux Distribution in the Core and Capsule

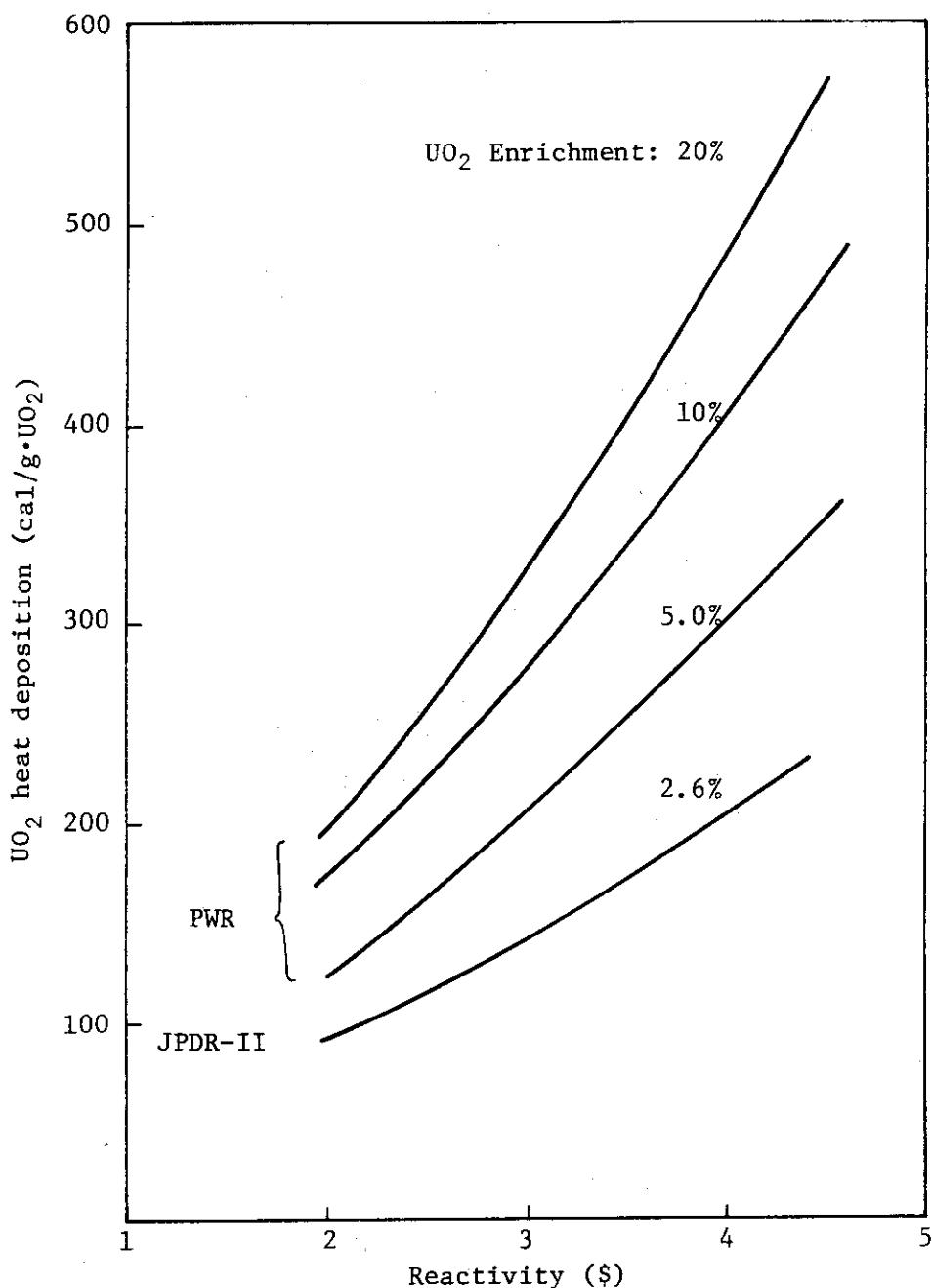


Fig. A-6 Heat deposition in a LWR size test fuel rod contained in a capsule with water as a function of inserted reactivity in pulsing operation

付録B 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水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。

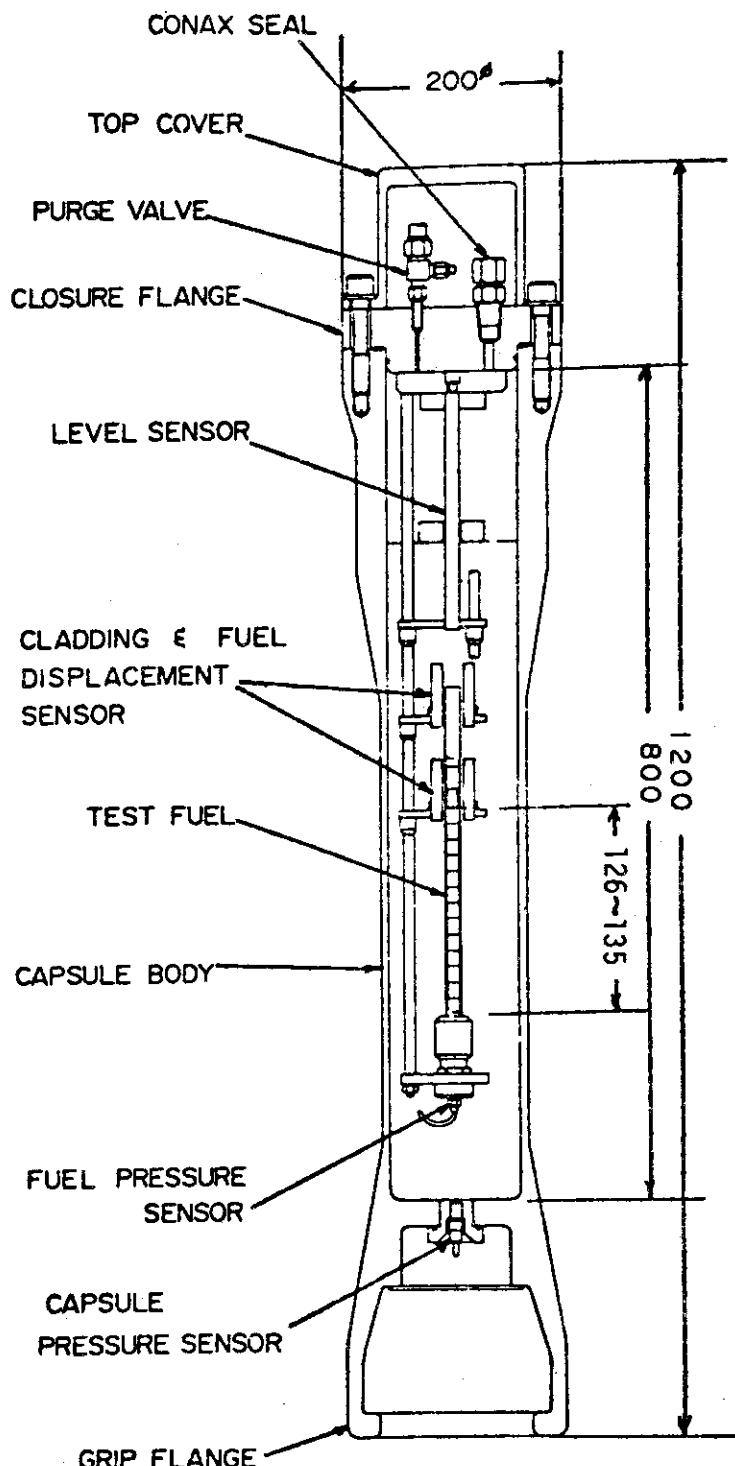


Fig. B-1 STANDARD WATER CAPSULE

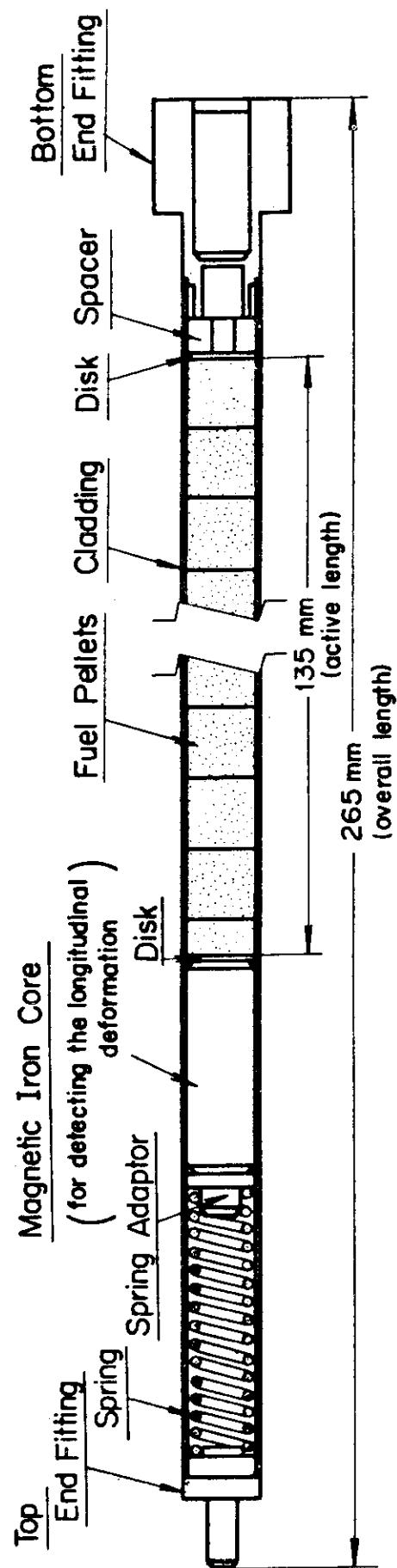


Fig. B-2 STANDARD TYPE TEST FUEL ELEMENT

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なるためにとりまとめたものである。

Table C Summary of the NSRR experiments

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

Test No.	Pulse No.	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Period (msec)	Test Fuel			Test Results	
				Fuel Type	Enrichment (%)	Single/Bundle	Fuel Failure	Loss of Structural Integrity
103-1	441	267	2.16	Standard	10.0	S		○
103-2	455	184	3.36	"	"	"		
103-3	467	205	2.72	"	"	"	○	
103-4	482	384	1.48	"	"	"		○
103-5*	532	239	2.26	"	"	"		○
103-9*	573	246	2.10	"	"	"	○	
103-10*	587	186	3.15	"	"	"		
103-14*	520	175	2.33	"	5.0	"		
111-1	123	44	9.14	JP-II	2.6	"		
111-2	126	112	2.29	"	"	"		
111-3	127	181	3.29	Standard	10.0	"		
111-4	135	244	2.41	"	"	"		
111-5	136	270	1.91	"	"	"	○	
111-6	140	333	1.61	"	"	"		○
111-7	175	376	1.43	"	"	"		○
111-8	268	433	1.32	"	"	"		○
111-9	236	158	1.59	JP-II	2.6	"		
111-10	237	204	1.23	"	"	"		
111-12	299	179	2.23	Standard	10.0	"		
111-13	340	140	4.48	"	"	"		
111-14	362	161	3.82	"	"	"		
111-16	351	221	2.77	"	"	"		
111-17	363	229	2.57	"	"	"	○	
111-18*	547	485	1.39	"	20.0	"		○
111-19*	553	526	1.28	"	20.0	"		○
113-1	303	245	2.22	"	10.0	"		
113-2	304	264	2.06	"	"	"	○	
113-3	305	481*1	1.41	"	"	"		○
115-1	439	214	2.81	"	"	"		
115-2	440	210	2.77	"	"	"		
115-3	450	240	2.42	"	"	"		
115-4*	503	262	2.05	"	"	"		○
115-5*	514	239	2.42	"	"	"	○	
115-6*	527	342	1.56	"	"	"		○
115-7*	521	221	2.66	"	"	"		
115-10*	594	153	3.82	"	"	"	○	

(*) 今期(5.27~5.212)照射したTest No.である。

(*1) 投入反応度から評価すると、約400cal/g·UO₂である。

Table C (Continued)

Test No.	Pulse No.	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Period (msec)	Test Fuel			Test Results	
				Fuel Type	Enrichment (%)	Single/Bundle	Fuel Failure	Loss of Structural Integrity
200-1-1	182	39	28.63	Standard	10.0	S		
200-1-2	183	241	2.36	"	"	"		
200-2-1	179	116	5.96	"	"	"		
200-2-2	180	271	2.04	"	"	"	O	
200-3	148	176	3.33	"	"	"		
200-4	181	233	2.36	"	"	"		
200-5	189	264	2.09	"	"	"	O	
200-5b	246	267	2.03	"	"	"	O	
200-6	187	271	2.00	"	"	"	O	
200-6b	247	276	1.95	"	"	"		O
200-7	191	295	1.83	"	"	"	O	
201-1	243	244+39	2.25	"	"	"		
201-2	390	140	4.96	"	"	"		
201-3	438	171	4.96	"	"	"		
202-1	298	250	2.19	"	"	"		
202-2	300	254	2.21	"	"	"		
202-3	341	252	2.30	"	"	"	O	
202-4	353	252	2.32	"	"	"	O	
202-4B	397	254	2.42	"	"	"		
203-1	316	324	1.72	"	"	"		O
203-2	318	336	1.67	"	"	"		O
203-3	320	367	1.56	"	"	"		O
203-4	321	380	1.50	"	"	"		O
203-5	367	341	1.62	"	"	"		O
205-1-1*	533	36	20.62	"	"	"		
205-1-2*	534	36	20.62	"	"	"		
205-1-3*	535	70	10.98	"	"	"		
205-1-4*	536	148	4.00	"	"	"		
205-1-5*	537	209	2.77	"	"	"		
205-1-6*	538	231	2.52	"	"	"	O	
205-2-1*	558	151	4.00	"	"	"		
205-2-2*	559	154	4.00	"	"	"		
205-2-3*	560	155	4.00	"	"	"		
205-2-4*	561	234	2.31	"	"	"		
205-5-1*	601	147	4.00	"	"	"		
205-5-2*	602	177	3.25	"	"	"		
205-5-3*	603	208	2.77	"	"	"		
205-5-4*	604	228	2.44	"	"	"		
205-5-5*	605	242	2.19	"	"	"		
206-1-1*	566	36	20.62	"	"	"		
206-1-2*	567	34	20.62	"	"	"		
206-1-3*	568	66	10.98	"	"	"		
206-1-4*	569	157	4.00	"	"	"		
206-1-5*	570	216	2.77	"	"	"		
206-1-6*	571	247	2.31	"	"	"		
206-2-1*	597	157	4.00	"	"	"		
206-2-2*	598	160	4.00	"	"	"		
206-2-3*	599	160	4.00	"	"	"		
206-2-4*	600	238	2.31	"	"	"		
207-1*	*2	0.1	-	"	5.0,10.0	"		

(*2) 出力較正実験

Table C (Continued)

Test No.	Pulse No.	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Period (msec)	Test Fuel			Test Results	
				Fuel Type	Enrichment (%)	Single/Bundle	Fuel Failure	Loss of Structural Integrity
207-2*	507	263	2.02	Standard	5.0,10.0	S		
207-3*	523	282	1.87	"	"	"		
207-4*	574	274	1.87	"	10.0	"		
207-5*	592	210	2.77	"	"	"		
209-1	238	177	3.38	"	"	"		
209-2	239	179	3.38	"	"	"		
209-3	240	179	3.38	"	"	"		
209-4	241	180	3.38	"	"	"		
209-5	242	183	3.38	"	"	"		
209-2-1	407	183	3.41	"	"	"		
209-2-2	408	178	3.41	"	"	"		
209-2-3	465	180	3.41	"	"	"		
209-2-4*	524	176	3.28	"	"	"		
212-1*	529	116* ^{3,*4}	5.79	SUS	"	"		
212-2*	548	224* ⁴	2.47	"	"	"		
212-3*	577	293* ⁴	1.73	"	"	"	O	
212-4*	585	423* ⁴	1.22	"	"	"		O
212-5*	557	262	1.98	"	"	"	O	
216-2*	582	255	2.00	Thin-Wall	"	"		O
216-3*	593	231	2.35	"	"	"		O
220-1	293	53	13.44	Standard	5.0	"		
220-2	294	110	3.96	"	"	"		
220-3	295	49	62.46	"	20.0	"		
220-4	296	113	8.35	"	"	"		
220-5	322	66	15.98	"	10.0	"		
221-1	349	239	1.58	"	5.0	"		
221-2	372	245	1.48	"	"	"		
221-3	384	242	1.44	"	"	"		
221-4	350	274	2.50	"	20.0	"		O
221-5	373	189	3.89	"	"	"	O	
221-6	391	232	3.25	"	"	"	O	
222-1	396	264	1.39	"	5.0	"		O
222-2	409	286	1.33	"	"	"	O	
222-3	418	276	1.36	"	"	"		O
222-4	399	248	2.91	"	20.0	"	O	
222-5	410	245	3.06	"	"	"	O	
222-6	431	253	2.77	"	"	"	O	
226-1*	589	208	2.77	Flat	10.0	"		
226-5*	583	207	2.77	Dished	"	"		
231-1	314	240	2.27	Pressurized	"	"	O	
231-2	315	249	2.27	"	"	"		
231-3	325	184	3.13	"	"	"	O	
231-4	339	136	4.38	"	"	"	O	
231-5	437	240	2.42	"	"	"	O	
231-6	477	227	2.37	"	"	"		
231-7	464	278	1.94	"	"	"		
231-8	443	235	2.26	"	"	"		
231-9	461	246	2.13	"	"	"		
231-10	480	250	2.03	"	"	"		
231-12	415	243	2.19	"	"	"		

(•3) ADRのデータがないため、発熱量はConsole Dataより評価した。

(•4) SUS被覆材燃料の発熱量換算係数は未定のため、標準燃料の換算係数を使用した。

Table C (Continued)

Test No.	Pulse No.	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Period (msec)	Test Fuel			Test Results	
				Fuel Type	Enrichment (%)	Single/Bundle	Fuel Failure	Loss of Structural Integrity
231-13	448	262	2.04	Pressurized	10.0	S	O	
231-14*	579	238	2.19	Evacuated	"	"		
231-15*	526	259	2.00	"	"	"	O	
231-16	419	162	3.59	Pressurized	"	"	O	
231-17	449	150	3.89	"	"	"		
231-18	479	237	2.31	"	"	"	O	
231-19*	508	177	3.28	"	"	"		
231-20*	517	200	2.77	"	"	"	O	
231-22	456	279	1.89	"	"	"		O
231-23	471	353	1.43	"	"	"		O
231-24*	515	195	2.81	"	"	"		
231-25*	518	209	2.70	"	"	"	O	
231-26*	522	260	1.98	"	"	"	O	
232-1	155	181	3.46	Wide-Gap	"	"		
232-2	186	236	2.50	"	"	"		
232-3	188	261	2.22	"	"	"		
232-4	184	274	2.00	"	"	"	O	
232-5	194	326	1.68	"	"	"		
232-6	195	294	1.83	"	"	"	O	
232-7	329	218	2.60	"	"	"		
232-8	364	198	2.93	"	"	"		
232-12*	581	112	5.96	Narrow-Gap	"	"		
232-15*	572	257	2.03	"	"	"	O	
232-16*	551	219* ⁵	2.13	"	"	"		
232-17-1*	607	171	3.41	"	"	"		
233-1	327	180	3.41	Standard	"	"		
233-2	328	271	2.08	"	"	"		O
233-3	378	180	3.41	"	"	"		
233-4	352	247	2.31	"	"	"		O
233-5	379	251	2.31	"	"	"	O	
233-6	385	211	2.52	"	"	"		
233-7	404	237	2.31	"	"	"	O	
233-8	412	239	2.33	"	"	"	O	
233-9	446	234	2.40	"	"	"		O
233-10	356	371	1.45	"	"	"		O
233-11	357	421	1.35	"	"	"		O
233-11a	366	391	1.34	"	"	"		O
233-12	460	266	2.03	"	"	"		O
233-13	473	410	1.44	"	"	"		O
233-14*	504	237	2.40	"	"	"	O	
233-15*	516	184	3.15	"	"	"		
233-16*	530	243	2.19	"	"	"	O	
233-17*	552	254	2.01	"	"	"	O	
233-18*	575	487	1.40	"	20.0	"		O
234-1*	*2	0.1	-	"	10.0	"		
234-2*	*2	0.1	-	"	"	"		
234-3*	511	288	1.87	"	"	"		O
234-4*	525	280	1.87	"	"	"		
235-1*	586	167	3.56	"	"	"		
235-2*	591	274	1.83	"	"	"		O

(*5) NV のピーク付近で原子炉のスクランが発生した。

Table C (Continued)

Test No.	Pulse No.	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Period (msec)	Test Fuel			Test Results	
				Fuel Type	Enrichment (%)	Single/Bundle	Fuel Failure	Loss of Structural Integrity
311-1	197	44(55)* ⁶	5.37	JP-II	2.6	B(5)		
312-1	348	177(188)* ⁶	1.72	Standard	10,20	"		
312-2	419	188(200)* ⁶	1.71	"	"	"		
312-3	451	225(240)* ⁶	1.46	"	"	"		O
312-4*	576	228	1.46	"	"	"	O	
313-1-1*	584	-	12.63	"	20.0	B(4)		
400-1	485	155	6.32	Only pellet	10.0	S		
400-2	459	155	6.42	"	"	"		
401-1	159	53	5.24	JP-II	2.6	"		
401-2	160	106	2.32	"	"	"		
401-3	171	154(115)	1.56	"	"	"		O
401-3b	252	150(142)	1.53	"	"	"		O
401-4	313	166(136)	3.62	Standard	10.0	"		O
401-4b	317	168(125)	3.78	"	"	"		O
401-4c	394	155(129)	3.78	"	"	"		O
401-5	319	131	4.90	"	"	"		
401-6	342	246(103)	2.28	"	"	"		O
401-7*	549	291	1.85	"	"	"		O
402-1	168	47	5.58	JP-II	2.6	"		
402-2	169	104	2.27	"	"	"		
402-3	174	154	1.56	"	"	"		
402-4	343	165(109)	3.72	Standard	10.0	"		O
402-5	355	250(92)	2.32	"	"	"		O
402-6	414	131(90)	5.41	"	"	"		O
402-7	472	118	5.21	"	"	"		
403-1	365	161(128)	3.93	"	"	"		O
403-2	381	247(111)	2.42	"	"	"		O
403-3	383	153(116)	1.44	"	"	"		O
404-1	400	129	3.65	"	"	"		
404-2	405	243(138)	2.39	"	"	"		O
404-2B	481	236(134)	2.28	"	"	"		O
411-3	265	152(123)	1.53	JP-II	2.6	"		O
412-1	393	155	3.78	Standard	10.0	"		O
413-1	454	154(108)	3.89	"	"	"		
413-2	466	158(99)	3.62	"	"	"		O
421-3	264	152	1.53	JP-II	2.6	"		O
431-1	470	155(115)	3.78	Standard	10.0	"		O
432-1	402	160(92)	3.93	"	"	"		O
432-18	457	165	3.82	"	"	"		
432-2	442	233(143)	2.44	"	"	"		O
433-1	406	155	4.00	"	"	"		
433-2	445	237(172)	2.42	"	"	"		O
441-1	484	161(98)	3.62	"	"	"		O
452-1	417	154(107)	4.00	"	"	"		O
462-1*	550	103* ⁵	3.82	Narrow-Gap	"	"		O
465-3-1*	519	84	8.35	Standard	"	"		
465-3-2*	528	164	3.82	"	"	"		O
472-1*	505	139	2.68	"	5.0	"		O
482-2*	606	165	3.82	Thin-Wall	10.0	"		O
482-3*	578	167	3.82	Cold-worked	"	"		O

(*6) 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 に今期行なったパルス運転の記録を示す。表中、N Vはパルス出力を示し、N V Tは積分出力を示す。なお、これらの値は制御盤の記録計およびメータに指示された値に基づいており、データ集録装置に記録された値とわずかに異なる（N V Tで約±3%）。また、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、本運転記録とはわずかに相違する。

Table D Summary data of pulsing operation
(July, '77 ~ Dec., '77)

A	B	C*1	D*2	E*3	F	G*4	H*4	I
Pulse No.	Date	Capsule	Bank Rod Position	Transient Rod Position	Peak NV (MW)	NVT till 1.0sec (MW-sec)	Test No.	
		Yes	No	Initial Pulse	TA	TB	TC	
486	July/21	O	3.13	220	454	100	DN	6508
487	21	O	3.13	220	454	100	UP	54.8
488	21	O	4.6	220	559	384	DN	61.7
489	21	O	4.6	220	559	384	DN	103.4
490	21	O	4.6	220	559	384	DN	111.0
491	21	O	2.0	220	383	668	DN	109.6
492	22	O	1.7	220	361	800	DN	30.8
493	22	O	1.7	220	361	800	UP	23.3
494	22	O	2.5	220	414	487	DN	23.3
495	22	O	3.8	220	500	637	DN	754
496	Aug. / 3	O	2.0	214	384	670	DN	11097
497	3	O	2.0	214	384	670	UP	82.2
498	4	O	2.0	223	381	670	DN	45.2
499	4	O	2.0	223	383	668	DN	3261
500	4	O	3.13	223	457	100	DN	45.2
501	4	O	4.6	223	562	384	DN	31.5
502	10	O	3.13	213	451	100	DN	1467
503	18	O	3.06	380	559	900	DN	31.5
504	18	O	2.73	380	548	230	DN	109.6
505	19	O	2.55	386	543	345	DN	7776
506	22	O	3.13	215	452	100	UP	72.9
								61.8
								115-4
								55.6
								233-14
								51.5
								472-1
								64.4

Table D (Continued)

A	B	C*1		D*2		E*3		F		G*4		H*4		I
		Capusle	Initial	Bank Rod Position	Pulse	TA	TB	TC	Peak NV (MW)	NVT till 1.0sec (MW-sec)	Test No.			
507	Aug. / 24	O	3.06	381	559	900	DN	UP	5974	61.8	207-2			
508	24	O	2.24	382	517	490	DN	UP	2627	41.2	231-19			
509	25	O	3.13	215	453	100	DN	UP	7938	64.4				
510	25	O	3.13	215	453	100	DN	UP	7938	63.0				
511	25	O	3.22	387	577	796	DN	DN	7004	65.9	234-3			
512	26	O	3.13	216	452	100	DN	UP	7922	63.0				
513	31	O	3.13	215	452	100	DN	UP	7970	64.4				
514	Sep. / 1	O	2.72	382	550	240	DN	UP	5123	51.9	115-5			
515	1	O	2.63	383	530	420	DN	UP	3399	46.4	231-24			
516	2	O	2.32	380	521	455	DN	UP	30282	42.2	233-15			
517	14	O	2.4	385	532	420	DN	UP	3510	46.4	231-20			
518	14	O	2.47	385	539	386	DN	UP	3949	48.4	231-25			
519	16	O	1.5	384	471	795	DN	UP	484	19.6	465-3-1			
520	16	O	2.78	376	549	195	DN	UP	5519	56.7	103-14			
521	21	O	2.56	385	544	340	DN	UP	4450	51.5	115-7			
522	21	O	2.98	385	565	100	UP	DN	6180	63.9	231-26			
523	22	O	3.22	385	'2	796	DN	DN	6922	65.9	207-3			
524	28	O	2.22	388	522	495	DN	UP	2596	39	209-2-4			
525	28	O	3.22	391	580	796	DN	DN	6819	63.9	234-4			
526	29	O	2.98	387	567	100	UP	DN	5953	59.7	231-15			
527	Oct. / 5	O	3.66	386	609	628	DN	DN	10197	78.3	115-6			

Table D (Continued)

A	B	C*1	D*2	E*3	F	G*4	H*4	I
Pulse No.	Date	Capsule	Bank Rod Position	Transient Rod Position				
		No.	Initial	Pulse	TA	TB	TC	Peak NV (MW)
			(\\$)					NVT till 1.0sec (MW-sec)
528	Oct. / 5	O	2.09	387	513	545	DN	2070
529	12	O	1.66	386	487	685	DN	954
530	12	O	2.9	385	558	100	DN	5348
531	13	O	3.13	222	457	100	DN	6603
532	13	O	2.84	375	548	145	DN	5506
533	14	O	1.2	386	451	365	UP	266
534	14	O	1.2	386	451	365	UP	412
535	14	O	1.38	386	464	190	UP	272
536	14	O	2.04	386	508	565	DN	1928
537	14	O	2.5	386	540	370	DN	4017
538	14	O	2.65	386	550	285	DN	4900
539	17	O	1.55	221	352	100	UP	488
540	17	O	1.78	221	368	760	DN	962
541	17	O	1.78	221	368	760	DN	958
542	18	O	2.78	205	430	375	DN	4768
543	18	O	2.11	205	383	630	DN	1817
544	18	O	3.5	205	475	740	DN	8672
545	18	O	4.1	205	515	550	DN	4768
546	18	O	1.55	205	345	100	UP	492
547	19	O	3.98	385	635	542	DN	13040
548	21	O	2.61	386	549	310	DN	4703

Table D (Continued)

A	B	C*1	D*2	E*3	F	G*4	H*4	I
Pulse No.	Date	Capsule	Bank Rod Position	Transient Rod Position				
		Yes	No	Initial	Pulse	TA	TB	TC
549	Oct. /21	O	3.25	387	578	782	DN	UP
550	26	O	2.09	386	510	545	DN	UP
551	26	O	2.9	386	559	100	DN	UP
552	27	O	3.07	385	563	890	DN	UP
553	27	O	4.25	384	653	485	DN	DN
554	Nov. / 1	O	3.13	221	457	100	DN	UP
555	1	O	3.13	221	457	100	DN	UP
556	2	O	3.13	223	458	100	DN	UP
557	2	O	3.05	223	565	900	DN	DN
558	4	O	2.04	387	509	565	DN	UP
559	4	O	2.04	387	509	565	DN	UP
560	4	O	2.04	387	509	565	DN	UP
561	4	O	2.65	387	509	385	DN	UP
562	8	O	3.13	222	463	100	DN	UP
563	8	O	3.13	222	463	100	DN	UP
564	8	O	2.0	222	390	670	DN	UP
565	8	O	3.6	222	496	700	DN	UP
566	9	O	1.2	391	457	365	UP	UP
567	9	O	1.2	391	457	365	UP	UP
568	9	O	1.38	391	469	190	UP	UP
569	9	O	2.04	391	512	565	DN	UP

Table D (Continued)

A	B	C*1	D*2	E*3	F	G*4	H*4	I
Pulse No.	Date	Capsule	Bank Rod Position	Transient Rod Position	Rod Position	Peak NV (MW)	NVT till 1.0sec (MW-sec)	Test No.
		Yes	No	Initial Pulse	TA	TC		
		Δk/β (\$)						
570	Nov. / 9	O	2.5	391	545	370	DN	3871
571	9	O	2.8	391	561	180	DN	5141
572	10	O	3.0	387	567	100	UP	5594
573	10	O	2.94	382	556	100	DN	5040
574	11	O	3.96	386	634	552	DN	11920
575	11	O	3.22	387	575	796	DN	6350
576	16	O	3.85	358	595	580	DN	11088
577	16	O	3.4	387	589	720	DN	7560
578	17	O	2.09	387	511	545	DN	1958
579	17	O	2.75	387	557	215	DN	4944
580	21	O	3.2	222	463	900	DN	7056
581	24	O	1.73	386	487	680	DN	63.8
582	25	O	2.98	386	566	100	UP	955
583	25	O	2.5	386	540	370	DN	5594
584	25	O	1.33	363	440	270	UP	204
585	30	O	4.39	387	660	450	DN	15095
586	Dec. / 1	O	2.17	386	516	517	DN	3856
587	1	O	2.32	379	522	455	DN	2291
588	2	O	3.0	222	452	100	DN	204
589	2	O	2.5	386	541	370	DN	2964
590	5	O	3.07	220	454	175	DN	6048

Table D (Continued)

A	B	C*1	D*2	E*3	F	G*4	H*4	I
Pulse No.	Date	Capsule	Bank Rod Position	Transient Rod Position				
	Yes	No	$\Delta k/\beta$ (\$)	Initial Pulse	TA	TB	TC	Peak NV (MW)
591	Dec. / 7	O	3.27	391	575	775	DN	6628
592	7	O	2.5	386	541	370	UP	3795
593	8	O	2.77	385	555	200	DN	4990
594	8	O	2.09	387	511	545	DN	2003
595	9	O	4.6	221	558	385	DN	17136
596	9	O	4.6	221	558	385	DN	17539
597	13	O	2.04	386	507	565	DN	1840
598	13	O	2.04	386	507	565	DN	1890
599	13	O	2.04	386	507	565	DN	1885
600	13	O	2.8	386	556	180	DN	5216
601	14	O	2.04	387	507	565	DN	1822
602	14	O	2.28	387	523	475	DN	2737
603	14	O	2.5	387	540	370	DN	3856
604	14	O	2.7	387	553	250	DN	4838
605	14	O	2.9	387	557	100	DN	5216
606	15	O	2.09	386	510	545	DN	2006
607	15	O	2.22	387	521	495	DN	2495
608	19	O	2.9	222	444	310	DN	5376

Notes: (*1) Column C shows existence or non existence of a capsule.

(*2) Column D shows reactivity insertion decided from the transient rod positions.

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

(*4) Column G and H show corrected values of peak reactor power (NV) and burst energy (NVT), measured by gamma chamber #1, which were indicated or the control console. The initiation of scram action is 1.0 seconds after the withdrawal of the transient rods.