

JAERI-M

6 7 9 0

N S R R 実験プログレス・レポート・2

(1976年4月～1976年6月)

1976年11月

安全工学部
反応度安全研究室・N S R R 管理室

(監修) 石川迪夫・富井格三

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問合せは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

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

J A E R I - M 6790

N S R R 実験 プログレス・レポート・2

(1976 年 4 月 ~ 1976 年 6 月)

日本原子力研究所 東海研究所 安全工学部
反応度安全研究室・NSRR管理室

(監修) 石川迪夫 ・ 富井格三

(1976 年 10 月 26 日受理)

本報告書は、 1976 年 4 月から同 6 月までに N S R R において実施した燃料破損実験の結果、
およびその考察について述べた。

本期間の実験では、 J P - II 型試験燃料 (2.6% 濃縮、 BWR 型燃料) に標準試験燃料 (10% 濃縮、 PWR 型燃料) と同程度の 150, 200 cal/g UO₂ の発熱量を与えて、燃料仕様の相違による燃料挙動に及ぼす影響、ランアウト出力による燃料破損挙動に及ぼす影響、くり返し照射による燃料挙動および孔あき浸水燃料を用いて被覆管および上部プレナム部の孔の有無による破損挙動に及ぼす影響等を調べた。

JAERI - M 6790

Quarterly Progress Report on the NSRR

Experiments (2)

- April 1976 ~ June 1976 -

Reactivity Accident Laboratory

and

NSRR Operation Section

Division of Reactor Safety, Tokai, JAERI

(Compiled by M. Ishikawa and K. Tomii)

(Received October 26, 1976)

A total of ten tests were carried out during the quarter period from April 1976 to June 1976. Experiments are in the four test series:

- (1) effect of fuel enrichment were examined by the use of JPDR-II type test fuel (2.6 % enrichment) and standard test fuel (10 % enrichment) with 150 and 200 cal/g·UO₂ energy deposition.
- (2) influence of the run-out power was examined by changing scram time of the NSRR reactor.
- (3) repeated irradiation test with a fuel was performed to examine fuel behavior with 150 cal/g·UO₂ energy depositions.
- (4) waterlogged fuel tests were performed to examine effect of the hole in cladding on fuel failure.

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

目 次

| | |
|---|----|
| 1. 概 要 | 1 |
| 2. NSRR実験 | 3 |
| 2.1 概 要 | 5 |
| 2.2 スコーピング試験 | 7 |
| 2.3 高ランアウト出力照射実験 | 11 |
| 2.4 被覆管温度挙動詳細サーベイ実験 | 21 |
| 2.5 くり返し照射実験 | 28 |
| 2.6 浸水燃料試験 | 33 |
| 3. 解析プログラムの開発 | 52 |
| 3.1 燃料挙動解析コード " MCDRAN - I " | 52 |
| 3.2 NSRR 実験解析コード " EXCURS - FLUX2 " | 63 |
| 4. 今後の実験実施予定 | 65 |
| 5. 結 言 | 65 |
| 参考文献 | 67 |

付録A NSRR炉の概要

付録B NSRR実験概要一覧

付録C NSRR パルス運転記録

1. 概 要

NSRR（原子炉安全性研究炉）は、昭和50年6月末に初回臨界を達成したのち、8月には約4.7ドルの投入反応度による最大パルス運転に成功した。炉特性試験終了後ただちに我国最初の燃料破損実験を開始し、反応度事故時の燃料破損挙動の究明を目的とした試験研究を実施している。

NSRR計画における研究課題は、反応度事故時に燃料がどの程度の発熱量で破損するか（破損のしきい値）、破損はどのようなメカニズムで起るか（破損機構）、破損燃料が他の燃料にどのような影響を及ぼすか（破損の伝播）および破損燃料と冷却材との反応による発生する破壊エネルギーの形態（破壊エネルギーの発生と伝播）などについて実験的に解明していくことにある。

これまでに実施した実験は、試験燃料1本を常温・常圧の純水と共にステンレス鋼製カプセルに封入し、これをNSRR中央実験孔に装填してパルス運転を行ない、速い過出力条件下で破損に至らしめるものである。過渡挙動時の測定は、燃料に関して燃料表面温度、燃料内圧、ペレットおよび被覆管の変形等について行なった。また、燃料破損に伴なって発生する水撃力、衝撃圧を評価するため、冷却水の飛び上り速度、カプセル内圧およびカプセル重等を測定した。

今期までに行なった実験は、燃料の発熱量を段階的に変化させた場合の燃料温度挙動および破損挙動の概要を把握することを目的としたスコーピング試験（100シリーズ10回、200シリーズ13回）、ペレット一被覆管間のギャップ巾を通常の2倍にし、ギャップ熱伝達率の燃料挙動に及ぼす影響を調べたギャップ燃料試験（232シリーズ6回）、および燃料内に水が侵入した場合の破損しきい値、破壊エネルギー等を調べることを目的とした浸水燃料試験（400シリーズ9回）に大別することができる。

これまでの実験から、標準試験燃料の場合、発熱量約150cal/gUO₂で被覆管表面に酸化膜が生じ、約230cal/gUO₂で被覆管の円周方向に割れが生じた。さらに発熱量を増大した約290cal/gUO₂の場合には、燃料は5つに分断した。最大発熱量334cal/gUO₂を与えた実験では、燃料は完全に破壊し、UO₂は微粒子状となって水中に飛散した。この実験ではカプセル内部で急速加熱された水の膨張、蒸発による破壊エネルギーの発生が観測された。

ギャップ燃料試験では、発熱量約150cal/gUO₂の場合を除いて、被覆管表面の酸化状況や、酸化膜の剥離、破損挙動について標準試験燃料に関する実験結果と大差はなかった。発熱量約150cal/gUO₂の実験では、標準試験燃料の被覆管表面温度が1,000°C程度に上昇したのに対し、ギャップ燃料の場合は高々130°C程度であった。このことからギャップ熱伝達率の影響が現われるのは、発熱量が150cal/gUO₂近傍までであると考えられる。

浸水燃料試験では、上記健全燃料の破損挙動と明らかに異なった破損挙動が示された。すなわち、燃料棒内の空間部をすべて水で満たした浸水燃料の場合、発熱量約140cal/gUO₂で被覆管が大きく縦方向に破裂し、内圧破損の状況を呈した。この際燃料ペレットはほぼ全量が冷却水中に飛散して微粒子化した。同時にUO₂-水との反応による破壊エネルギーの発生が観測された。一方、ギャップ部の空隙のみに注水した浸水試験燃料を用いた実験では、上記と同程度の発熱量を与えても破損は起らなかつた。

これら実験結果をもとに、現在、破損機構に関する検討や、燃料温度挙動を支配する膜沸騰熱伝達係数の解析的導出が試みられている。

本報告書は、前期プログレス・レポート・1¹⁾の後に実施した、くり返し照射実験、ランアウト出力の影響を調べた実験および浸水燃料実験についての実験結果の考察（第2章）を主体に、解析プログラムの開発（第3章）、今後の実験実施予定（第4章）について述べたものである。

2. NSRR実験

2.1 今期の進歩（石川迪夫）

今期（昭51年4月～6月），行われたNSRR実験は，スコーピング試験7回（111-8～10, 209-1, 200-5b, 6b），繰返し照射実験1回（201-1），浸水燃料実験2回（411-3b, 411-3及び421-3）など延べ10回の実験である。

スコーピング試験では，これまでの最大発熱である 380 cal/gr UO_2 の熱量を与えた実験（111-8），クラッド表面温度の円周方向の分布の差を調べるために行った実験（200-5b, 6b）がある。繰返し実験の結果からいえば，NSRR実験の再現性は極めて良好で，111シリーズの結果と200シリーズの結果は，ほぼすべてに渡って同様の結果を示した。円周方向の温度分布については幾分ペレットの偏心等によると考えられる温度差が認められるものの，等筆すべき差は現れず，ほぼ一様の温度となる事が判った。 380 cal/gr UO_2 の実験では， 330 cal/gr UO_2 （111-7又は200-7）と同様， UO_2 は熔融し分散して水中に放出され，有為な破壊力を発生している。特に，水中に放出された粒子がガラス状に変質したり，残存した非発熱領域のクラッドに大きな入熱の根跡があり，熔融 UO_2 の影響が顕著に認められた。

浸水燃料については，非発熱部上部プレナム部及び中央燃料領域に，0.4mmの孔をあけ，滲水燃料の破損しきい値以上の発熱 150 cal/gr UO_2 で実験を行ない，孔の存在と破壊の関係を調べた。上部プレナム部に孔のある燃料は破損しなかった。燃料中央領域に孔のある場合は破損したが，破損場所は孔のある部分でなく，約 180° 反対側であった。

繰返し照射実験では，同じ大きさのパルス出力（印加熱量約 150 cal/gr UO_2 ）により同一の燃料を5回照射した。その結果，照射毎に燃料温度挙動に差があることが判った。この原因は酸化膜の成長に伴なう熱伝導度劣化と考えられる。また，曲りやふくれも，1回の照射と比較すると，明らかに増大していることが判明した。

バンドル燃料実験は，5本燃料体系に於る中央燃料と周辺燃料の比率を調べた実験であるが，放射化分析の結果から，中央燃料は周辺燃料に較べて約8.2%の発熱であり，核計算の結果とも良い一致を示した。5本燃料照射の場合，周辺燃料の発熱量は，1本燃料の照射と比較して，約3.7%発熱量が減少することが判った。

実験解析面の進歩としては，クエンチング温度に関する解析，沸騰熱伝達に関する検討，及び燃料破損機構についての検討が進歩している。

クエンチング現象については，NSRR実験の場合，常に $900^\circ\text{C} \sim 1,000^\circ\text{C}$ 付近から燃料の急冷が始っており，LOCA時の再冠水実験で普通得られるクエンチング温度（約 $500^\circ\text{C} \sim 600^\circ\text{C}$ ）と比較して明らかに高い。この原因について実験を行い調査した所，NSRR実験条件における急冷は2段階に分れており，最初の急冷は安定した膜沸騰が乱される事による急冷で約 $500 \sim 600^\circ\text{C}$ 迄燃料表面温度を下げる働きがあり，引き続いて燃料表面が完全に水で濡れる，謂るクエンチング現象が現れることが判った。前者の急冷は，後者のクエンチングに比較すると，幾分冷却速度が緩かであるが，実際にはクエンチングと考えて差支えがない程度の早い冷却である。より高い温度からの急冷が実際の燃料において生じている事は，実験条件がLOCAの条件と相違している点を割引いても，原子炉の安全上貴重なデータであると考える。

燃料破損機構についても、クラッドの熔融に始まる破損に関して、実験後の外観検査並びに写真撮影の記録から、多くの事柄が判明した。この結果は、今後行われる顕微鏡検査の結果により、更に検討を加え確立したものとする予定である。

之等解析面の進歩は、本レポートでは掲載していないが、不日レポートとして発表する予定である。

なお、NSRR炉は、本年6月より第1回の定期検査のため実験を中止した。実験の再開は9月と予定されているので、来期の四半期報告（7月～9月）は発行を取り止め、10月よりの結果と合わせて報告する。

2.2 スコーピング試験 (111-9, 111-10) (稻辺輝雄, 小林普昇)

(1) 実験目的

これまでのスコーピング試験において、2.6%濃縮のJPDR-II型燃料を用いた実験では、燃料内の発熱量を $40\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ および $102\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ とした試験を行ったが、これらの発熱量では照射後の燃料に何ら外観上の変化が見られなかった。今回の実験では、同燃料に与える発熱量をさらに増加し、約 $150\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ および $200\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ とした場合の被覆材表面温度挙動ならびに照射後の燃料の状態を調べ、すでに実施済の10%濃縮標準試験燃料を用いた同発熱量の照射結果と比較することを目的としたものである。

(2) 実験方法および実験条件

実験は、大気圧水カプセルに2.6%濃縮JPDR-II型燃料を装填し、目標発熱量として $150\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ (実験番号111-9)および $200\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ (実験番号111-10)を得るために、それぞれ\$3.7および\$4.5の投入反応度によるパルス出力で照射した。なお、実験番号111-10に使用した試験燃料の被覆管はオートクレーブ処理を行ったものである。
(実験番号111-9に使用した燃料の被覆管は、通常の非オートクレーブ処理管である。)

(3) 実験結果および考察

パルス運転後の積分出力値から評価した試験燃料内発熱量は、実験番号111-9において $144\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ および実験番号111-10において $190\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ であった。

111-10の実験において、照射時に記録された試験燃料被覆材の最高表面温度は、約 1330°C であった。しかし、111-9の実験では温度計測系の增幅器ゲインを大きく取りすぎたために、測定値が飽和し、被覆材表面温度の最高値を記録することはできなかった。

Fig. 1には、111-10で測定された被覆材表面最高温度、およびこれまでに実施したJPDR-II型試験燃料を用いた実験結果の被覆材表面最高温度を、標準型試験燃料を用いた場合の実験結果とあわせて示した。この図から、一般的な被覆材表面最高温度の傾向として約 $100\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 付近までの発熱量においては、燃料周辺の冷却水は核沸騰の状態にあり、それ以上の発熱量においては、燃料周辺の冷却水は膜沸騰に至っているのが分る。今回の $144\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の発熱量を与えた111-9の実験でも、被覆材表面温度は、前述の理由により、その最高値は測定しえなかつたが、 400°C 以上の温度に達していることが確認された。また、後述するように、照射後の被覆材表面は酸化のために黒色化していた。これらの結果から、 $144\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の発熱量において、JPDR-II型試験燃料の表面熱流束はDNB値を越えていたことが分る。なお、Fig.1から、 $190\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の発熱量を与えた111-10の実験におけるJPDR-II型燃料の被覆材表面最高温度測定値は 1330°C であった。これは標準燃料を用いた場合の実験結果とほぼ同程度である。

Table 1には、照射後の燃料の外観・寸法測定結果を示す。 $144\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の発熱量を与えたJPDR-II型燃料(実験番号111-9)は、同程度の発熱量($154\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$)を与えた標準燃料(実験番号200-3)と比較して、被覆管表面の酸化の程度が大きく、また、被覆管のふくれ、曲り等の変形も大きかつた。これは、JPDR-II型燃料の方が、標準燃料と比較してペレット径が大きいために(ペレット直径:JPDR-II型燃料 = 10.66 mm , 標準燃料 = 9.29 mm)、同程度の発熱量を与えた場合JPDR-II型燃料のペレットの径方向

の熱膨張量が大きく、かつ、初期ギャップ幅はJPDR-II型燃料の方がわずかに小さいために、ペレットが熱膨張によって被覆材と接触し、被覆材に応力を与える程度および被覆材を長時間高温に保持する程度が、JPDR-II型燃料において大きいためであると考えられる。この考え方を裏付けるために、MCDRANを用いて解析した、 $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量におけるJPDR-II型燃料および標準燃料の過渡温度挙動、ギャップ幅の変化およびペレットの被覆材に及ぼす接触圧の計算値をFigs. 2, 3に示す。ただし、解析においては、被覆材の塑性変形を考慮していない。Fig. 3より、標準燃料においては、パルス運転後にペレットは被覆材と一撃接触するが、約0.2秒後にギャップが再形成されるのに対し、JPDR-II型燃料においては、パルス運転直後にペレットは被覆材と接触してギャップはなくなり、約1秒までの本解析の時間範囲において、ギャップの再形成は見られない。このため、Fig. 2に示す被覆材表面温度も、JPDR-II型燃料の方が、標準燃料に比べて高温に保持される時間が長い傾向にある。

なお、 $190 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量で照射したJPDR-II型燃料（実験111-10）は、Table. 1に見られるように、これよりも低発熱量で照射した前記実験111-9の燃料よりも、被覆管の変形量が小さかった。実験111-9と111-10に用いた試験燃料の条件は、後者において、被覆管がオートクレーブ処理を施しているという点が違うのみである。したがってこのオートクレーブ処理が、高温時の被覆管に何らかの機械性質上の影響を及ぼしたものではないかと考えられ、現在検討を進めているところである。なお、本報告者の第2.6節で述べる浸水燃料試験の場合にも、オートクレーブ処理管の強度的な面について本実験の場合と類似した傾向が見られた。すなわち、100%浸水させたJPDR-II型燃料について、オートクレーブ処理管を用いた燃料は、非オートクレーブ処理管を用いた燃料の場合に比較して、破損しきい値が高く、かつ、被覆管の裂け目が小さいという特徴が見られている。以上のことから、オートクレーブ処理は、高温時の被覆管強度に何らかの影響を及ぼすのではないかと推定される。ただし、常温における被覆管水圧試験結果では、このようなオートクレーブ処理の影響は見られず、非オートクレーブ処理管およびオートクレーブ処理管の双方共、同一の内圧によって破損している。オートクレーブ処理管を用いたNSRRの実験例は未だ数も少ないため、確かなことをいえる段階になく、この点に関してはさらに検討を重ねてゆく予定である。

Table 1 Result of post-irradiation measurements in scoping tests

| Test No. | Test Fuel (Enrichment) | Energy deposition (cal/g·UO ₂) | Cladding elongation (mm) | Cladding swelling (mm) | Cladding bending (mm) | Appearance |
|----------|---------------------------|--|--------------------------------|------------------------------|-----------------------------|--|
| 111-9 | JPDR-II (2.6%) | 144 | 0.60 | 0.29 | 0.63 ~0.65 | Nearly uniform discoloration over active region but with two undисcolored spots (about 10 mm). |
| 200-3 | Standard (10%) | 154 | 0.70 | 0.10 | 0.45 ~0.48 | Nearly uniform discoloration over active region. But more thinly blackened with more undiscolored spots than the result of Test 111-9. |
| 111-3 | Standard (10%) | 159 | 0.40 | 0 | 0.45 ~0.50 | Uniform discoloration over active region. |
| 111-10 | JPDR-II* (2.6%) | 190 | 0.35 | 0.25 | 0.23 ~0.25 | Uniform discoloration over active region. |
| 200-4 | Standard (10%) | 204 | 0.35 | 0.21 | 0.35 ~0.40 | Uniform discoloration over active region. A part of cladding surface dropped away. |

*) The cladding of the JPDR-II type test fuel rod employed in Test 111-10 was autoclaved.
Others were not autoclaved.

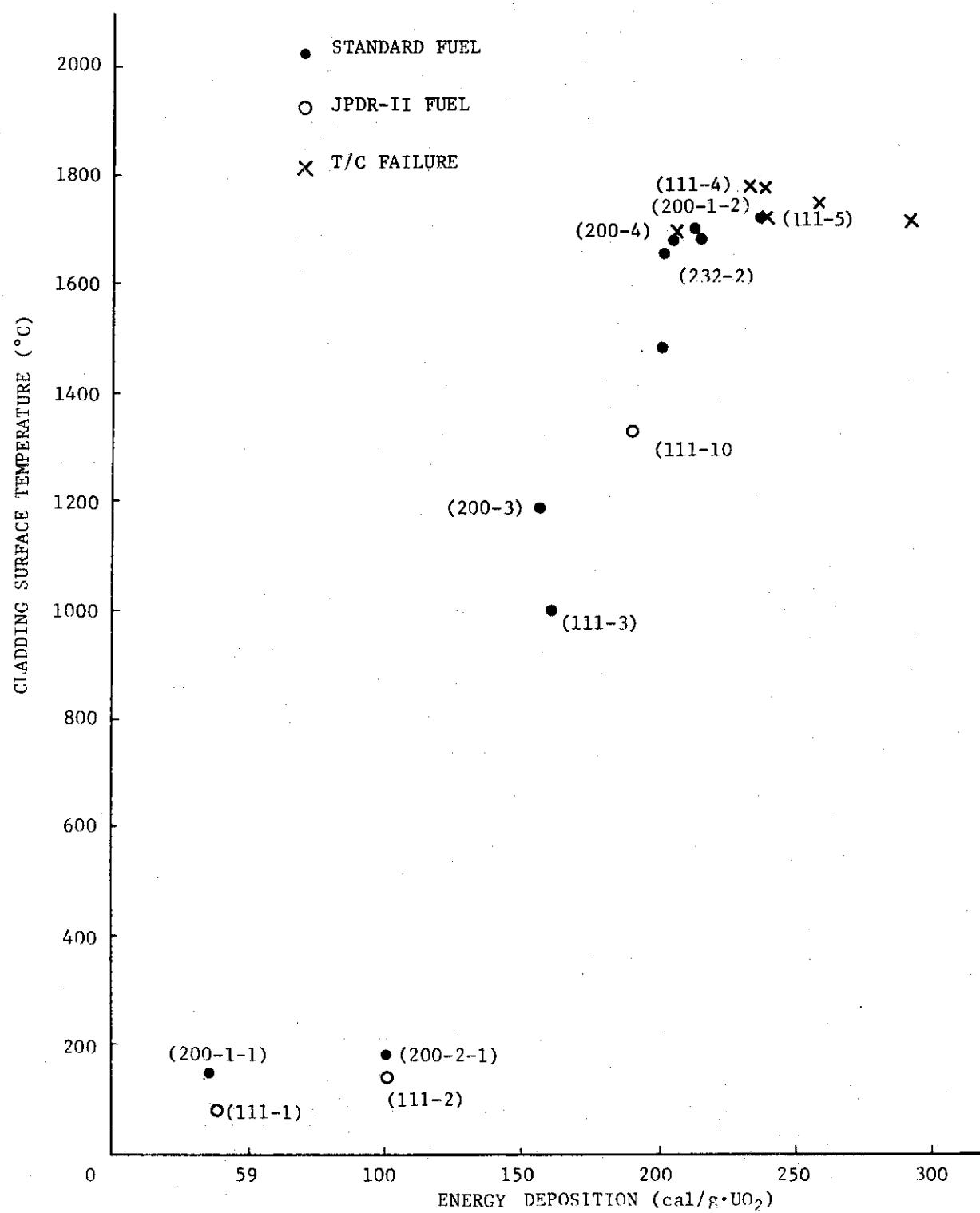


Fig. 1 Cladding surface temperatures during scoping tests

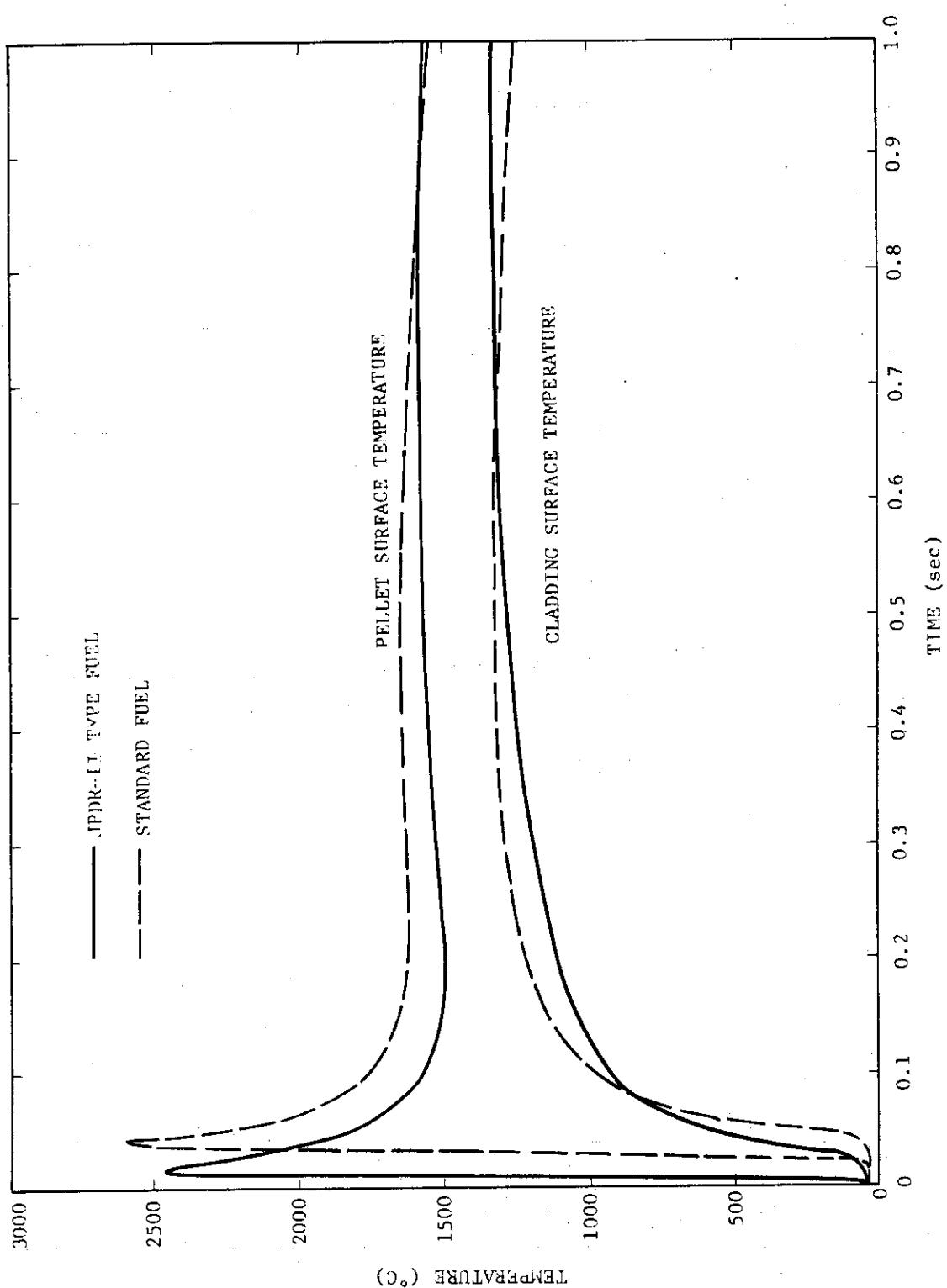
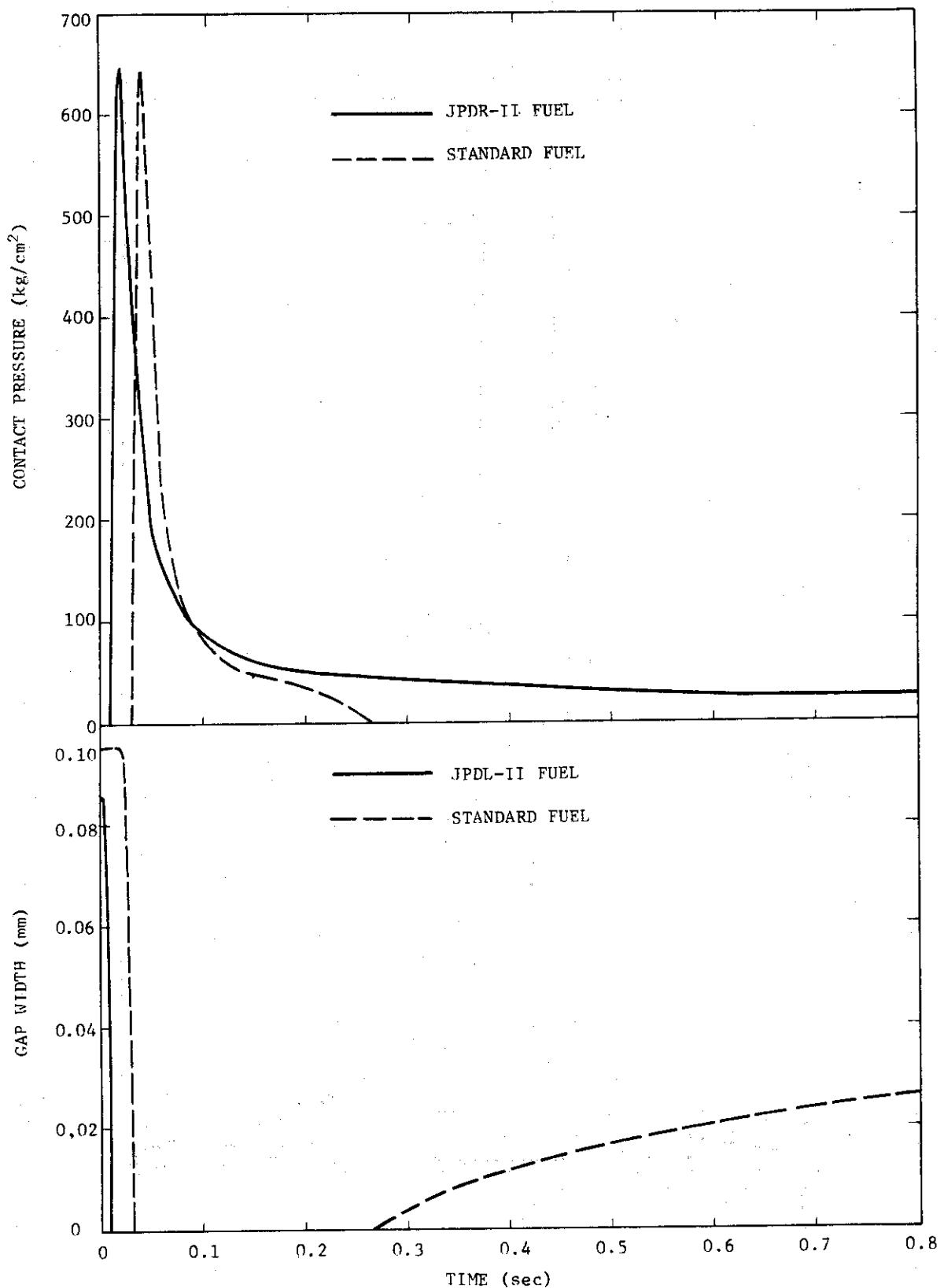


Fig. 2 Time history of pellet and cladding surface temperature (200 cal/g· UO_2)

Fig. 3 Gap width and contact pressure (200 cal/g·UO₂)

2.3 高ランアウト出力照射実験(201-1)(斎藤伸三, 石島清見)

(1) 実験目的

標準燃料を用いたこれまでのパルス照射実験では、発熱量 $230 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 程度で被覆材にクラックが入り、燃料破損が生じた。この場合、全トランジエント棒の再挿入はトランジエント棒引抜後約 1 秒であり、いわゆるランアウト出力による全積分出力に占める割合は 10% 程度であった。本実験ではこのトランジエント棒の再挿入時間を遅らせ、引抜後約 10 秒とし、全発熱量としては 230 cal/g 以上とした場合に全発熱量に対するランアウト出力の影響を調べると共に、燃料破損が発生するか否かを調べることとした。

(2) 実験方法および実験条件

パルス照射実験に先立つて、まず、パルス時の投入反応度量およびトランジエント棒の再挿入開始時間をそれぞれ変えて積分出力値を測定し、ランアウト出力による割合を実測した。Fig. 4 にトランジエント棒挿入開始時間と積分出力値との関係を投入反応度量をパラメータとして示す。実測数が必ずしも十分ではないが、Fig. 4 より投入反応度量が 2 ドル以上ではトランジエント棒再挿入開始時間を 10 秒とした場合を 1 秒とした場合と比較すると、全積分出力値は前者の方が約 20% 大きくなる。これより、本実験では、実験燃料中の発熱量の中、即発分を約 $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ とし、ランアウト出力によるものも含めた全発熱量を約 $240 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ とすることとし、燃料にクラックが発生した約 $230 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の結果と比較した。

実験には、10% 濃縮の標準試験燃料を用い、上記の前提に基いて、投入反応度量は 2.84 ドル、トランジエント棒再挿入開始時間はバースト後 10 秒とした。実験計装としては、ランアウト出力による影響が現われる可能性があると思われる被覆材表面温度を Pt-Rh の熱電対により 6 点と被覆材の伸びを測定した。照射後は燃料の外観および寸法検査を行った。なお、使用カプセルはステンレス鋼製の標準水カプセルである。

(3) 実験結果および考察

実験では 2.84 ドルのパルス照射をし、10 秒後にトランジエント棒を再挿入したが、記録された積分出力値から評価する発熱量はパルス発生 1 秒後で $214 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 、10 秒後で $248 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ となった。しかし、カプセルから照射後の燃料を取出して調べた結果、燃料の破損は見られなかった。一方、従来の約 $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験で見られた被覆材表面酸化膜の一部剥離現象が、本実験後の燃料においてはほぼ全面にわたって見られた。本実験後の燃料の外観を同一即発発熱量の実験 111-4 の照射後燃料と比較して Fig. 5 に示す。又、測定された被覆材最高温度は $1,620 \sim 1,775^\circ\text{C}$ であり、クエンチング開始時間は 7.4 秒から最大 12 秒となった。照射後燃料のふくれについては平均 2 ~ 3% であり、大きいところでは 5% 近くあった。

以下に、燃料破損しきい値、被覆材表面温度挙動、酸化、ふくれ等について、本実験結果と即発発熱量 $200 \sim 240 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験結果とを比較して考察する。

(A) 燃料破損しきい値

従来の実験結果によれば、即発発熱量約 $230 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で燃料は破損に至った。本実験では即発発熱量は $214 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ としきい値より低いが、全発熱量は $248 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$

UO_2 とこの値を上回った。本実験では燃料破損が発生しなかったと言うことは、1回の実験で結論づけることは出来ないが、燃料破損のしきい値はほとんど即発発熱量によって決定されるのではないかとも考えられる。この考え方が正しければ、 $230 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 付近に生じる。破損機構の一つの説明として、以下の事柄も考えられよう。被覆材溶融に始まる破損機構としては、被覆材が急冷される際、燃料ミートの方はまだかなり高温で、軸方向に充分伸びているのでクエンチされた被覆材には、軸方向の引張応力が作用し、従って周方向のクラックが入るのではないかとの仮説が立てられている。Fig.6 に本実験の場合と即発発熱量として $240 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ を燃料に与えた場合の燃料ミート平均温度の計算結果を示す。これまでの実験からパルス出力のみで、 $230 \sim 240 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 程度の発熱量が与えられ燃料破損が起つた実験では、クエンチング開始時間は5～8秒であった。この場合 Fig.6 からこの時の燃料平均温度は $1,600 \sim 2,000^\circ\text{C}$ であるから、燃料の軸方向の伸びは2.5～3%と計算される。一方、本実験におけるクエンチング開始時間は7.4～12秒で、この時の燃料平均温度は $1,000 \sim 1,600^\circ\text{C}$ となり、上記の仮説に基けば破損する可能性も存在したはずである。それでも、本実験では燃料が破損しなかったのは、破損が起る場合には過渡状態の初期の段階において被覆材内面が溶融し、薄くかつ危くなつたためで、クエンチングの際にこの理由により被覆材が破損したのではないかとも考えられ、上記仮説を更に詳細にするものである。この種の実験は現在まで1例のみであり、内容もまた計算解析に基いている部分が多いので、今後の実験により更に詳細に究明する予定である。

(B) 被覆材表面温度挙動

被覆材の表面温度挙動を高ラーンアウト出力の場合と低ラーンアウト出力の場合を計算コード EXCURS-FLUX⁽¹⁾で計算した結果を Fig.7(c) 示す。トランジエント棒引抜1秒後までは両方のケースについて過渡応答は変わらないが、その後、徐々に差が現われ、5～6秒後には高ラーンアウト出力の場合の方が 160°C 程度高くなる。本実験では被覆材表面温度6点を測定したが、その中、即発発熱量がほぼ同一である200-1-2の実験においても測定された燃料棒中央における過渡応答を比較して Fig.8 に示す。この図で見る限り、Fig.7の計算値と同様に高ラーンアウト出力実験である201-1の被覆材表面温度が200-1-2の場合よりも $50 \sim 100^\circ\text{C}$ 高い状態がパルス発生後約10秒の間続いているが、これはラーンアウト出力による影響を示しているものと判断される。Fig.9 には即発発熱量が本実験とほぼ同一である実験111-4, 200-1と比較して被覆材温度の各測定点における最高温度とクエンチング開始時間を示す。この図で実験201-1の結果と他を比較するとクエンチング時点での被覆材最高温度にはそれほど差はなく、長いラーンアウト実験においてクエンチング開始時間が若干(1～3秒相当)遅くなっている程度である。このクエンチング開始時間は、軸方向の場所によって異なり、いずれの場合も下部においてはクエンチ時刻は早く6～7秒であり、上部では10秒以上となっている。これは恐らくある程度の自然対流が発生し、それによるものと推察される。

(C) 被覆材の酸化、ひずみ、曲り

照射後試験として、照射後燃料の寸法および目視検査を行ったが、その結果を即発発熱量において本実験の即発発熱量と同一のものおよび全発熱量において同一となるものと比

較して Table. 2 に示す。半径方向のひずみに関しては本実験の結果は、即発発熱量がほぼ同一（約 $210 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ ）の他の結果と比較すると 200-1 の場合を除いて、相当大きくなっている。この事から、半径方向のひずみについては、主にパルス照射の段階においてペレットの急激な熱膨張によって引起されるのではないかと考えられるが、その他にその後の数秒間の被覆材が高温に保たれている間にも被覆材およびペレットの温度、燃料棒の内部条件（ギャップ幅、内圧等）等によってひずみが進むと考えられる。同表において実験 200-1 でもひずみ量が比較的大きいが、この場合 $211 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の照射の前に約 $34 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の前照射を行っているので、この影響によることも考えられる。又、232-2, 4 ではひずみ量が小さいが、これは 232 シリーズでは広幅ギャップ燃料を用いているためである。軸方向のひずみ量および曲りについては他の結果とあまり相違しない。

本実験の照射後試験において、もう一つの特記すべきことは照射後の燃料において酸化膜の剥離現象がペレット領域の全面にわたって現れていたことである。この酸化膜の剥離がある範囲の発熱量に限って発生していること、およびその発生機構については依然説明し難い点があるが、これまでの実験では約 $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量の実験の場合、必ず剥離が見られ、それも燃料棒の下部において現れていた。これは Fig. 9 でみると、クエンチング開始時間が他よりも早い個所であり、酸化膜の剥離現象とクエンチングおよびその時あるいはそれまでの燃料温度等が関連しているように思われる。それに対して、Fig. 5 に示した如く本高ラーンアウト出力実験ではペレット領域のほぼ全面にわたって酸化膜の剥離が現れ、クエンチング開始時間は燃料棒の中央部および上部では下部より 3～5 秒遅れている。この時の燃料温度は各々若干異なるので、クエンチングと燃料温度のみではおそらく酸化膜の剥離現象は説明出来ず、組織の相違あるいはそれまでの酸化膜厚も関係するようと思われるが、いずれにせよその発生機構の解明は今後の課題となる。しかし、本実験に現われたように高ラーンアウト出力では酸化膜の剥離現象が特殊となるので、ランアウト出力をえた実験を行うことも酸化膜の剥離機構の解明に役立つものと思われる。

Table 2 Comparison of amounts of permanent strain and maximum bowing in the tests with nearly same heat deposition as in test 201-1

| Test No. | Energy deposition (cal/g·UO ₂) | Max. cladding temperature (°C) | Axial permanent strain (%) | Radial permanent strain (%) ²⁾ | | | Max. bowing (mm) | Observations |
|---------------------|--|--------------------------------|----------------------------|---|--------------|--------------|------------------|---|
| | | | | Upper | Middle | Lower | | |
| 201-1 ¹⁾ | 214+341) | 1,775 | 0.20 | 2.14 2.89 | 2.33 4.75 | 2.23 2.89 | ~0.75 | break-away of cladding surface for nearly whole active length |
| 200-1 | 211 | 1,700 | 0.20 | 2.52 2.15 | 4.57 2.52 | 1.12 0.65 | 0.65~0.70 | non-uniform oxidation |
| 111-4 | 214 | 1,690 | 0.22 | 0.69 0.98 | 0.79 1.17 | 0.98 1.45 | 0.8~0.9 | local break-away of cladding surface |
| 200-4 | 204 | 1,680 | 0.12 | 3.26 1.30 | 2.51 1.49 | 1.68 1.96 | 0.35~0.40 | ditto |
| 232-2 | 207 | 1,660 | 0.32 | ~0 ~0 | ~0 ~0 | 0.28 0.28 | ~0.5 | ditto |
| 200-6 | 238 | > 1,780 | 0.12 | 1.40 1.49 | 3.26 3.45 | 2.24 4.19 | ~1 | a circumferential crack |
| 232-4 | 240 | 1,770 | 0.44 | 0.47 0.93 | 1.59 1.40 | 2.71 1.87 | 0.9 | ditto |

1) Energy of 214 cal/g·UO₂ is deposited for first 1 second, and additionally energy of 34 cal/g·UO₂ is deposited for 10 seconds.

2) Two figures in each column show data from right-angled direction at the same height.

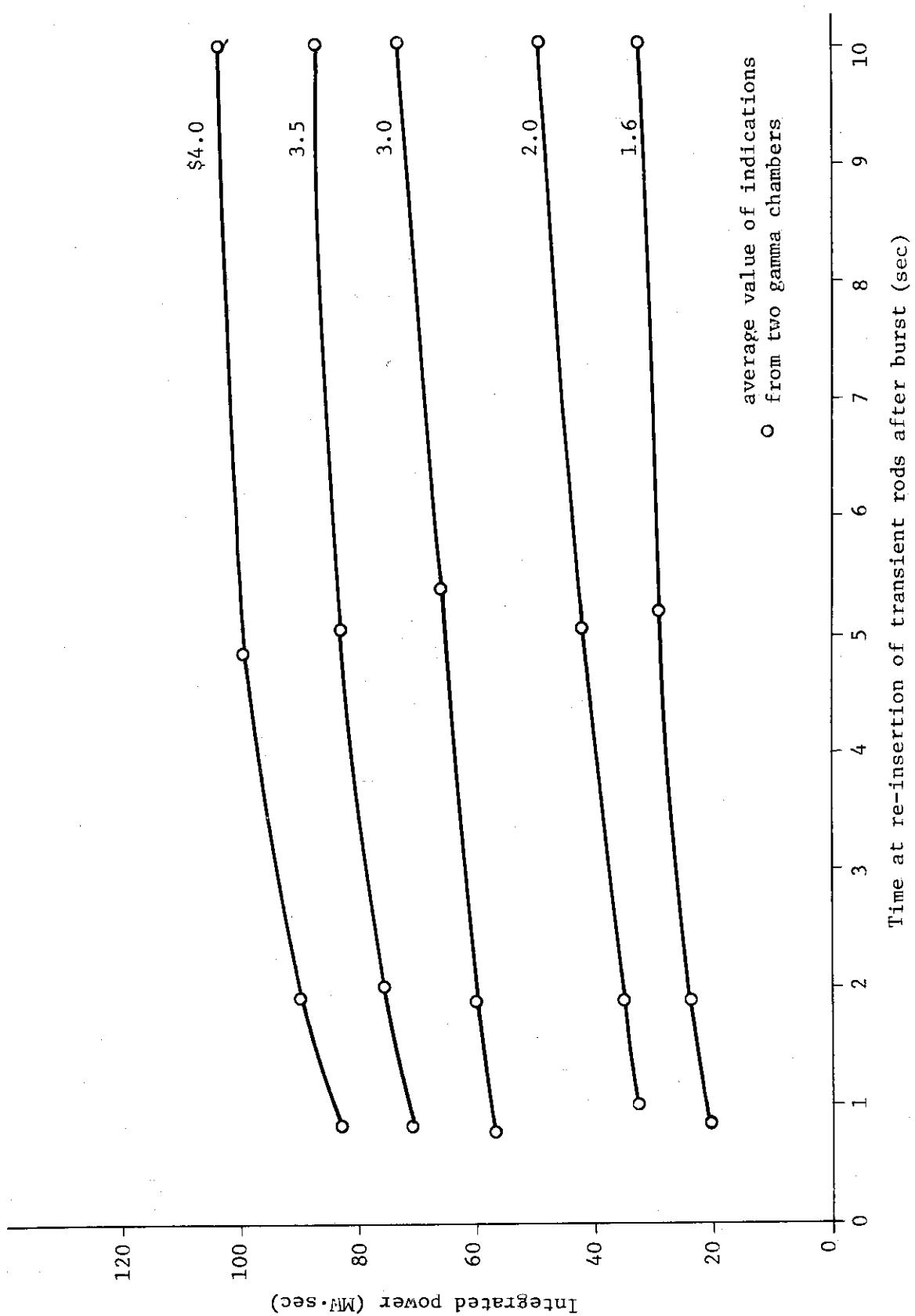


Fig. 4 Measured integrated power when varying the time at re-insertion of transient rods after burst

111-4

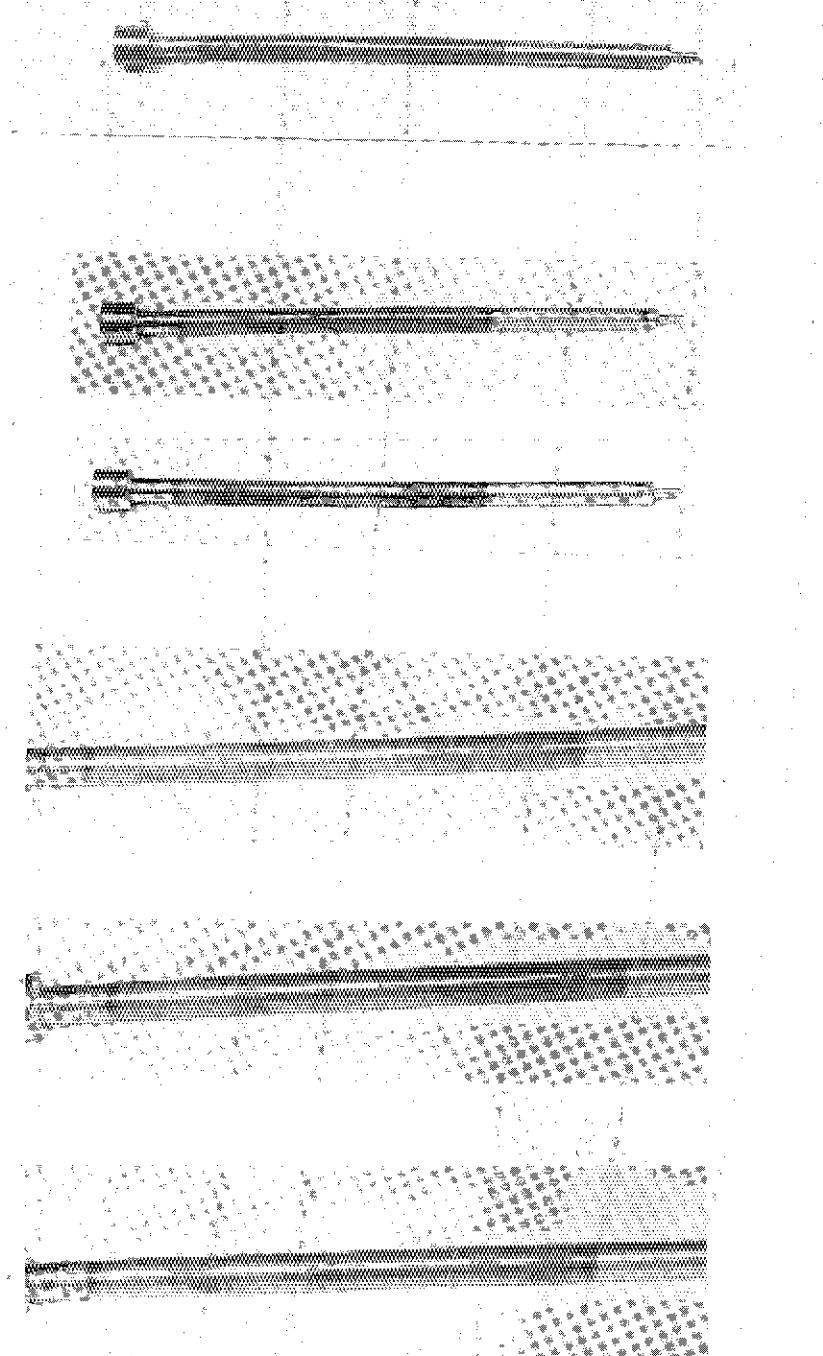


Fig. 5 Test fuel after irradiation in Test 201-1 (214 cal/g·UO₂).

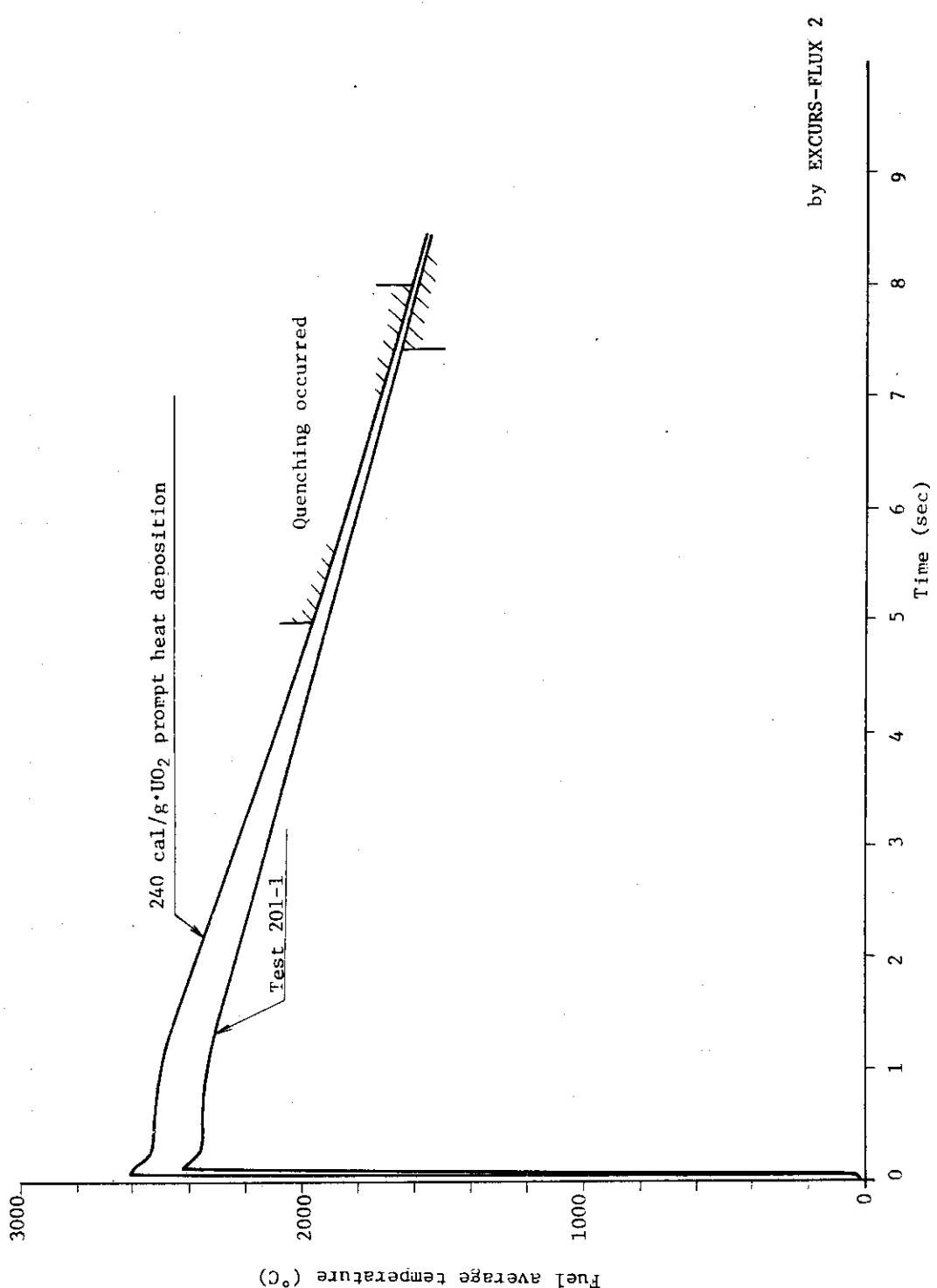


Fig. 6 Calculated fuel average temperature histories in test 201-1 and in case with 240 cal/g·UO₂ prompt heat deposition

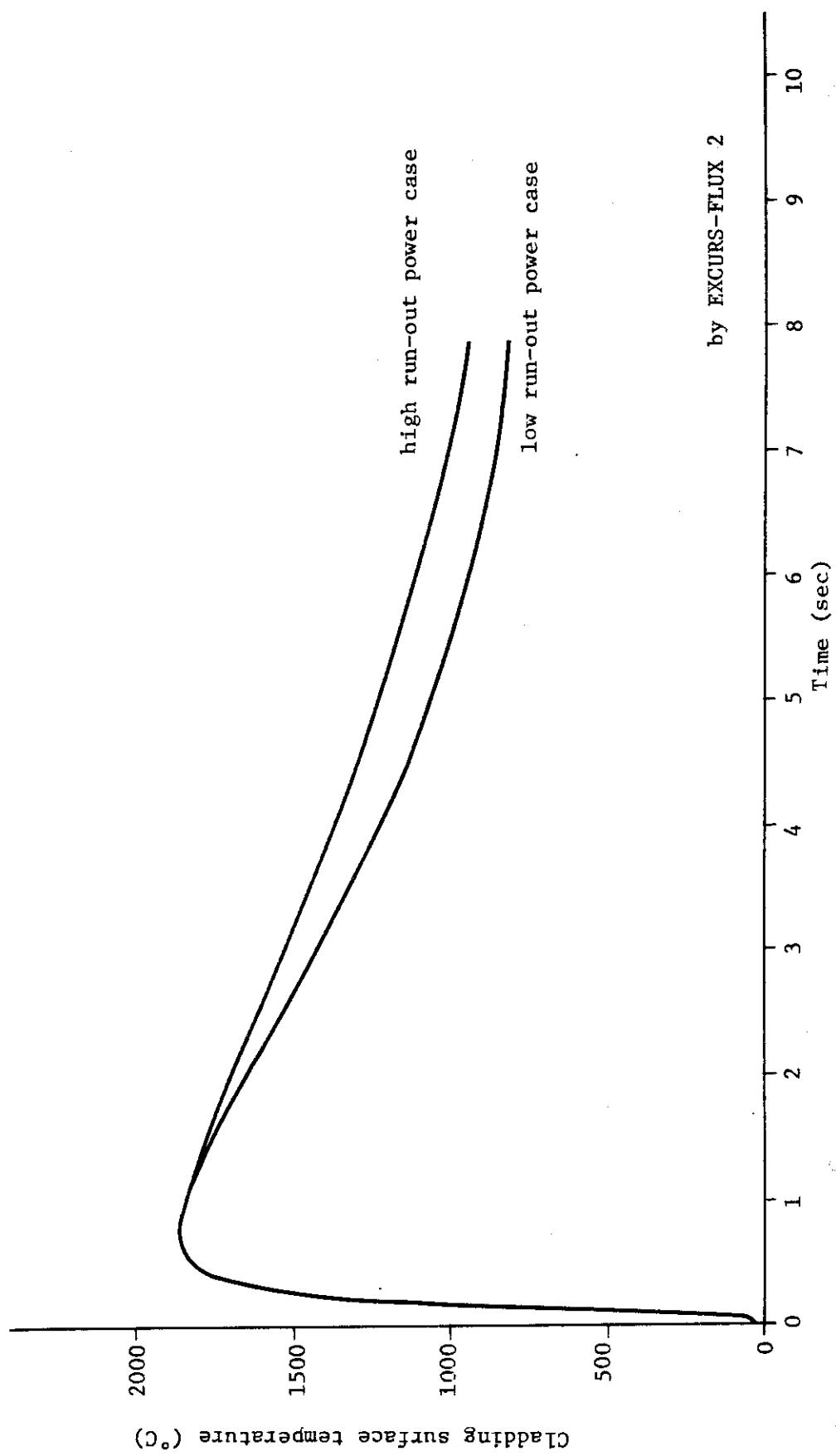


Fig. 7 Cladding surface temperature histories in cases of low run-out power and high one (prompt heat deposition: 214 cal/g·UO₂)

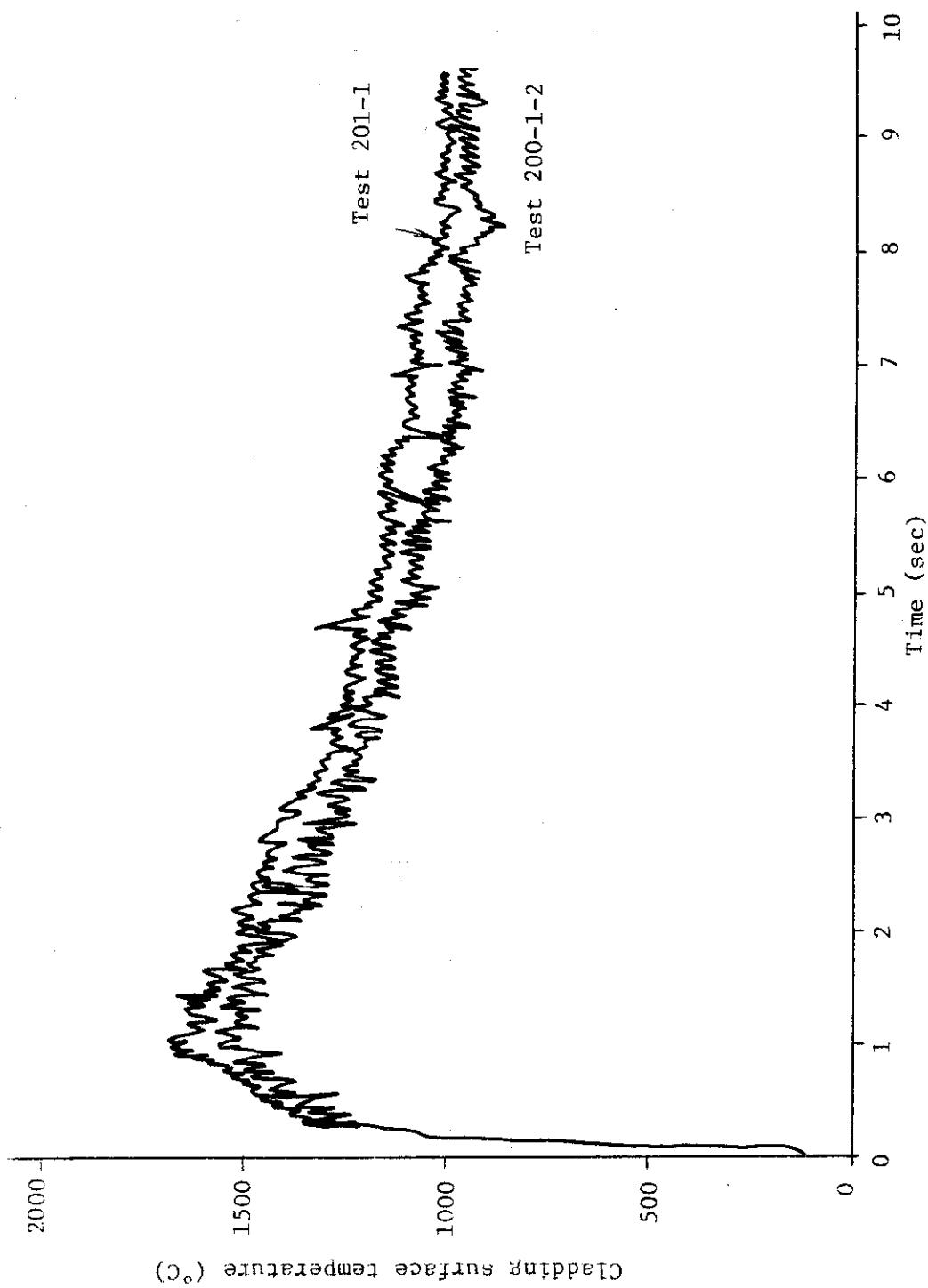


Fig. 8 Cladding surface temperature histories at axial center of active length in a fuel rod in tests 201-1 and 200-1-2

Test No.

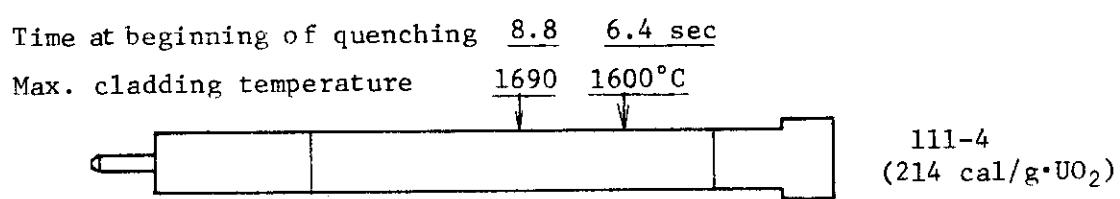
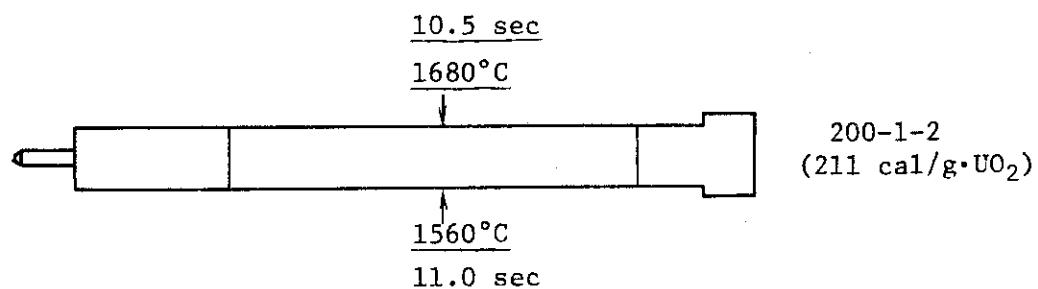
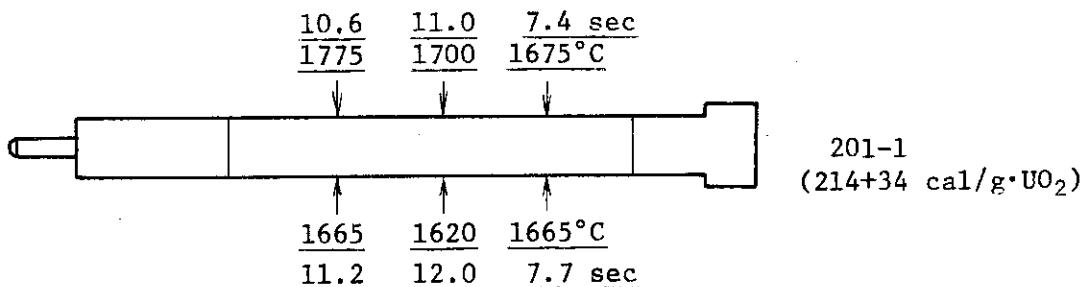


Fig. 9 Maximum cladding temperatures and times at beginning of quenching at various axial points on fuel rods in tests 201-1, 200-1-2, and 111-4.

2.4 被覆管温度挙動詳細サーベイ実験 (200-5b, 200-6b) (北野照明, 塩沢周策)

(1) 実験目的

今までの実験では、被覆材表面温度は試験燃料の軸方向について、定めた位置で測定し、その値を基に考察してきた。

本実験は、被覆材表面温度をいろいろな箇所で測定し、比較検討を行うことを目的とした。

(2) 実験方法および実験条件

本実験は発熱量 $234 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ (Test 200-5b) と $242 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ (Test 200-6b) の条件で、10%濃縮の標準型燃料を用いて大気圧水カプセル中で行った。

以下の項目を調べるために、熱電対を Fig.10 に示した位置に取り付けた。(()内のT/C番号は Fig.10 参照)

- I) 今までの実験結果によれば、燃料が2つに分断或いは、クラックの発生する箇所は、燃料領域の下部で起きているものが多いので、燃料領域の中央部と下部での温度挙動を比較する。(200-5bの#6と#1~5)
- II) 燃料領域に近接した箇所でも燃料の伸びがない箇所(燃料下方, 200-6bの#1)と燃料の伸びにより影響を受けると思われる箇所(燃料上方, 200-6bの#7~8)を比較する。(燃料の軸方向の伸びは、燃料の上方向についてのみ自由である)
- III) 燃料の 180° 外周方向で比較する。(200-5bの#2と#7, #3と#8)
- IV) ペレットの間であるチャンファギャップ箇所とペレットの中央箇所で被覆材表面温度を比較する。(200-5bの#1~#5, #7~#8)
- V) 同種類の熱電対(Pt/Pt-Rh)を用いて、同じ取り付け箇所で比較する。(200-6bの#2と#3)

(3) 実験結果および考察

実験の結果を項目別に示す。

I) 非燃料部の比較(200-6bの#1, #7, #8)

燃料領域上端より4mm上方部(#7)の被覆管表面温度は、Fig.11cに示すように温度上昇開始後1.25秒で最高温度 840°C に達する。それよりさらに3mm上方部では、或いは燃料領域下端より3mm下方部では、最高温度は 180°C 以下である。(Fig.12, 13)酸化による変色の状態は、被覆管表面最高温度が約 1650°C になった燃料部は灰色であるのに対し、被覆管最高温度が 840°C に達した箇所で黒色、被覆管最高温度が 180°C 以下の箇所では変色は無かった。

II) 180° 外周部での比較(200-5bの#2と#7, #3と#8 (Fig.10)) アンプゲイン設定上の問題から、測定開始後0.5秒までの計測データしか得られなかった。燃料の 180° 反対方向の温度挙動は、Fig.14の如く測定開始後0.5秒までで最大で約 250°C の差が生じた。この傾向は、もう1つの 180° 反対方向の温度についても同様であった。

III) チャンファギャップ箇所との比較(200-5bの#3と#4, #7と#8 (Fig.10)) これも、アンプゲイン設定上の問題から、測定開始後0.5秒までの計測データしか得られなかった。チャンファギャップ箇所とペレットの中央の箇所の結果を Fig.15c, 又同様にペレット 180° 反対側の表面温度を Fig.16 に比較して示した。測定開始後0.5秒まで

は温度差は、最大で約50°Cで比較的良好く一致した。

(IV) 同種類の熱電対の比較 (200-6b, #2と#3 (Fig.10))

温度上昇、最高温度、クエンチ開始時間、共にFig.17, 18に示す如く良い一致を示した。ひとつは0.7秒後で最高温度1,650°Cで2.7秒後にクエンチした。もうひとつのT/Cは、0.75秒後で最高温度1,680°Cで2.7秒後にクエンチした。

以上の結果のまとめを以下に示した。

① 非燃料領域の温度挙動

垂直方向の燃料の熱膨張により、燃料がオーバラップする非燃料領域の被覆管表面温度計測点では、冷却材への熱流束は、DNBを越えて被覆管表面温度は、約800°Cに達したが、燃料がオーバラップしない計測点では、熱流束はDNBを越えず被覆管表面温度は、150°C程度である。

② 180°外周方向での温度挙動の比較

燃料の被覆管表面温度は、180°外周方向で大きな差(0.5秒まで最大250°C)が生じた。同一箇所での被覆管表面温度の差(Fig.17, 18)は高々50°C程度であり、この250°Cの差は測定系の誤差を上回るものである。この温度の差が生じた主な理由として、燃料の偏心の影響により、被覆管表面温度の上昇が異ったものと考えられる。

③ チャンファギャップ箇所の被覆管表面温度との比較

チャンファギャップ箇所と、ペレット中心(垂直方向)箇所での被覆管表面温度の挙動は、明らかな差は生じなかった。この理由として次の点が考えられる。

- T/Cを取り付ける場合、その位置に誤差が生ずる。
- ペレットや被覆材の伸びにより、正確にギャップ箇所の温度を追従できない。
- 燃料表面溶融している可能性が強い(X線写真より)ので、その場合チャンファギャップの間隔が狭くなる。

④ 同種類の熱電対による同位置での温度挙動の比較

同じ種類(Pt/Pt-Rh)の熱電対を用いての同じ箇所での被覆管表面温度挙動は、良い一致(Fig.17, 18)を示した。

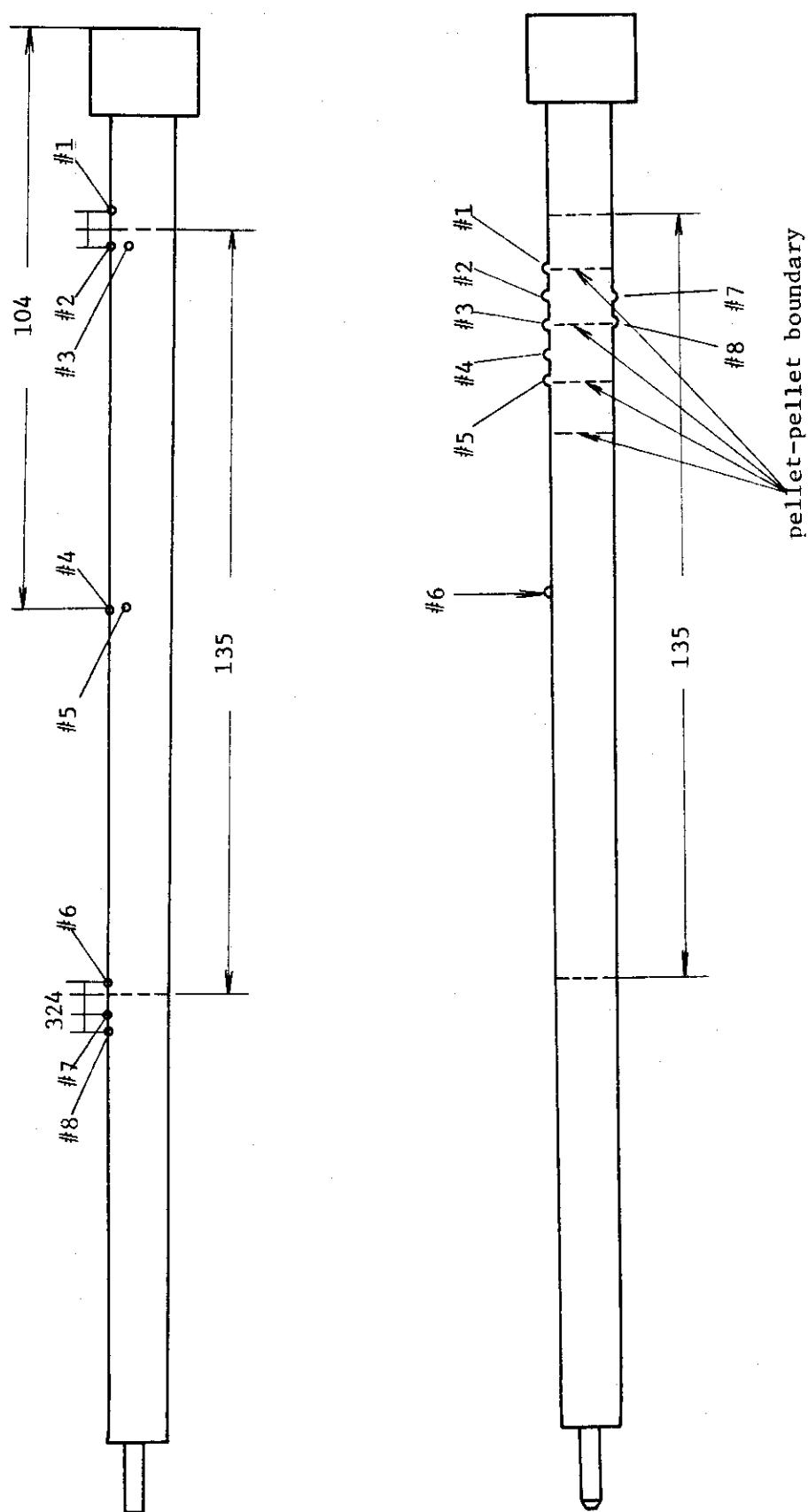


Fig. 10 Position of installed thermocouples (200-5b (lower), 200-6b (upper) unit (mm)

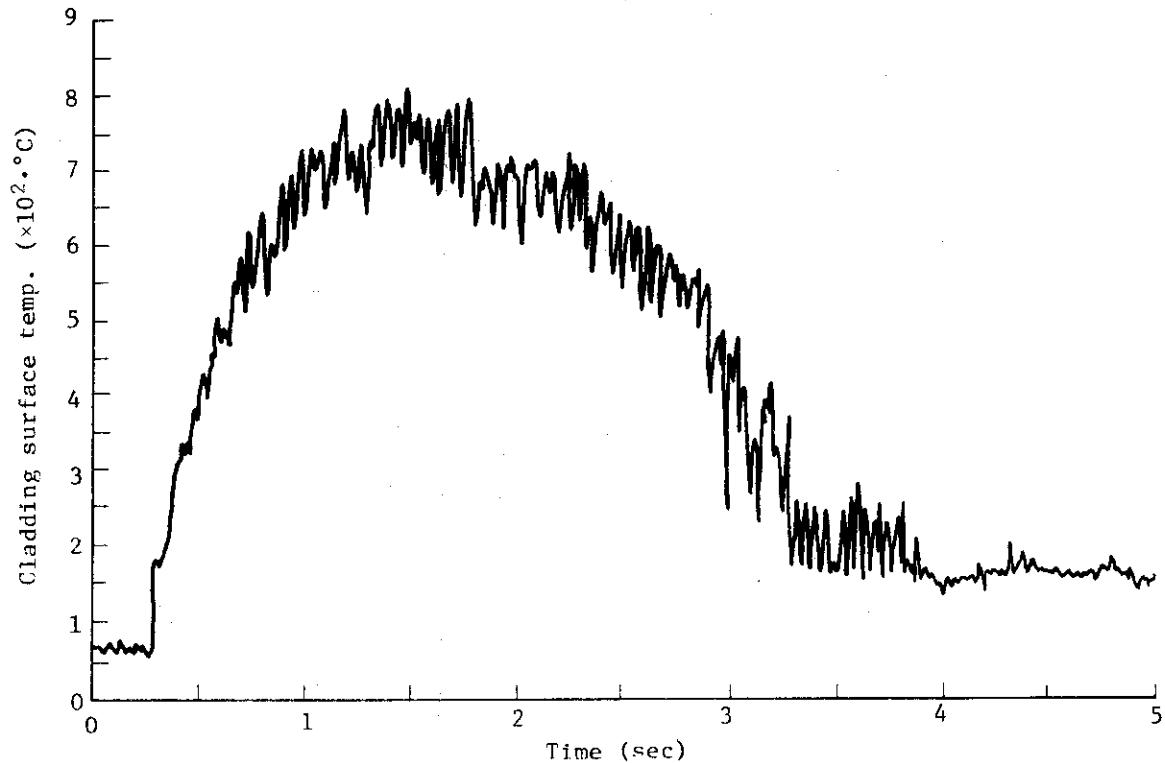


Fig. 11 Cladding surface temperature at #7 (200-6b)
(#7: a point influenced by pellet axial expansion (Fig. 10))

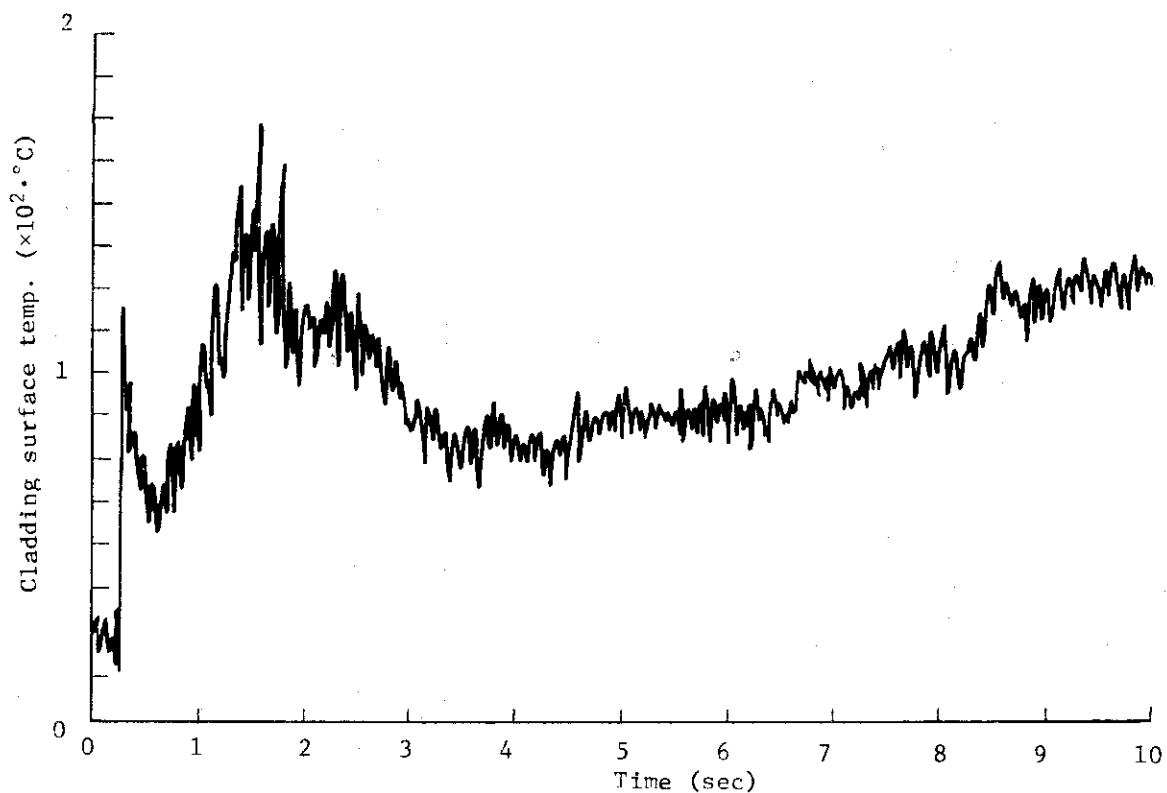


Fig. 12 Cladding surface temperature at #8 (200-6b)
(#8: see Fig. 10)

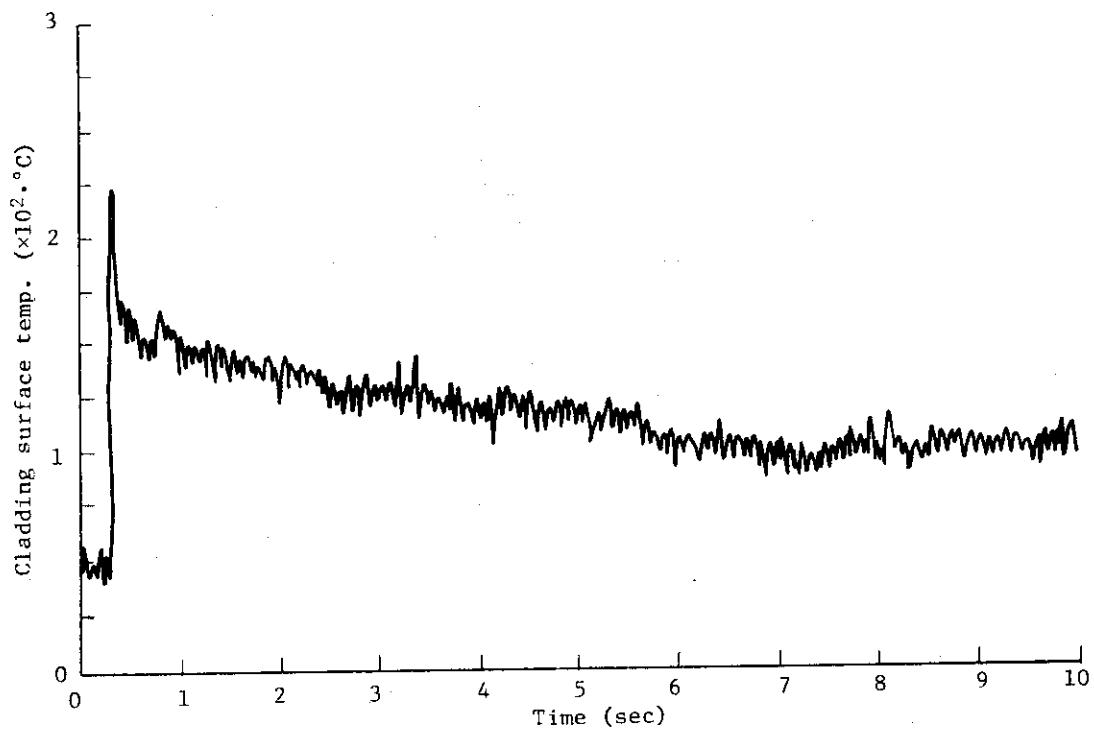


Fig. 13 Cladding surface temperature at #1 (200-6b)
(#1: see Fig. 10)

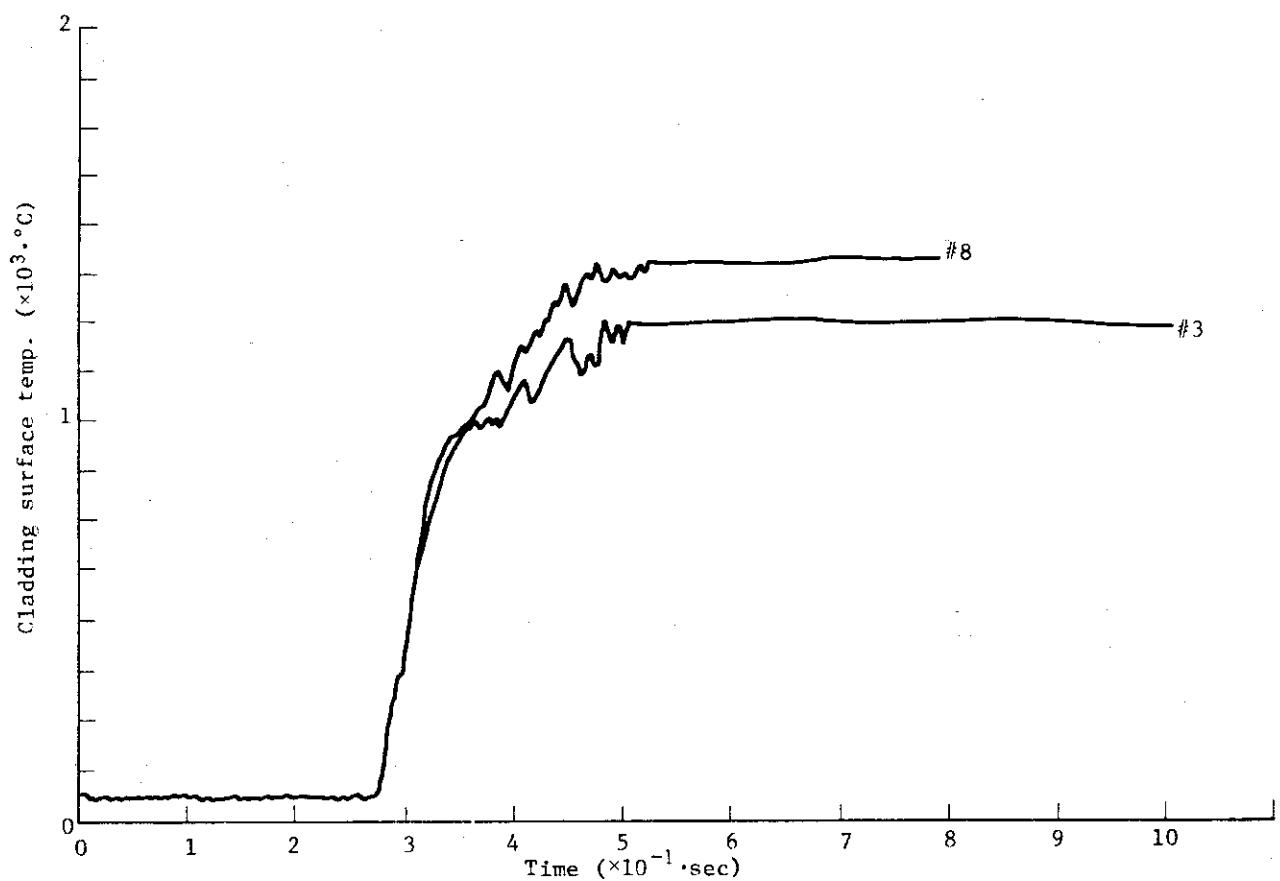


Fig. 14 Comparison of cladding surface temperature (#3 and #8)

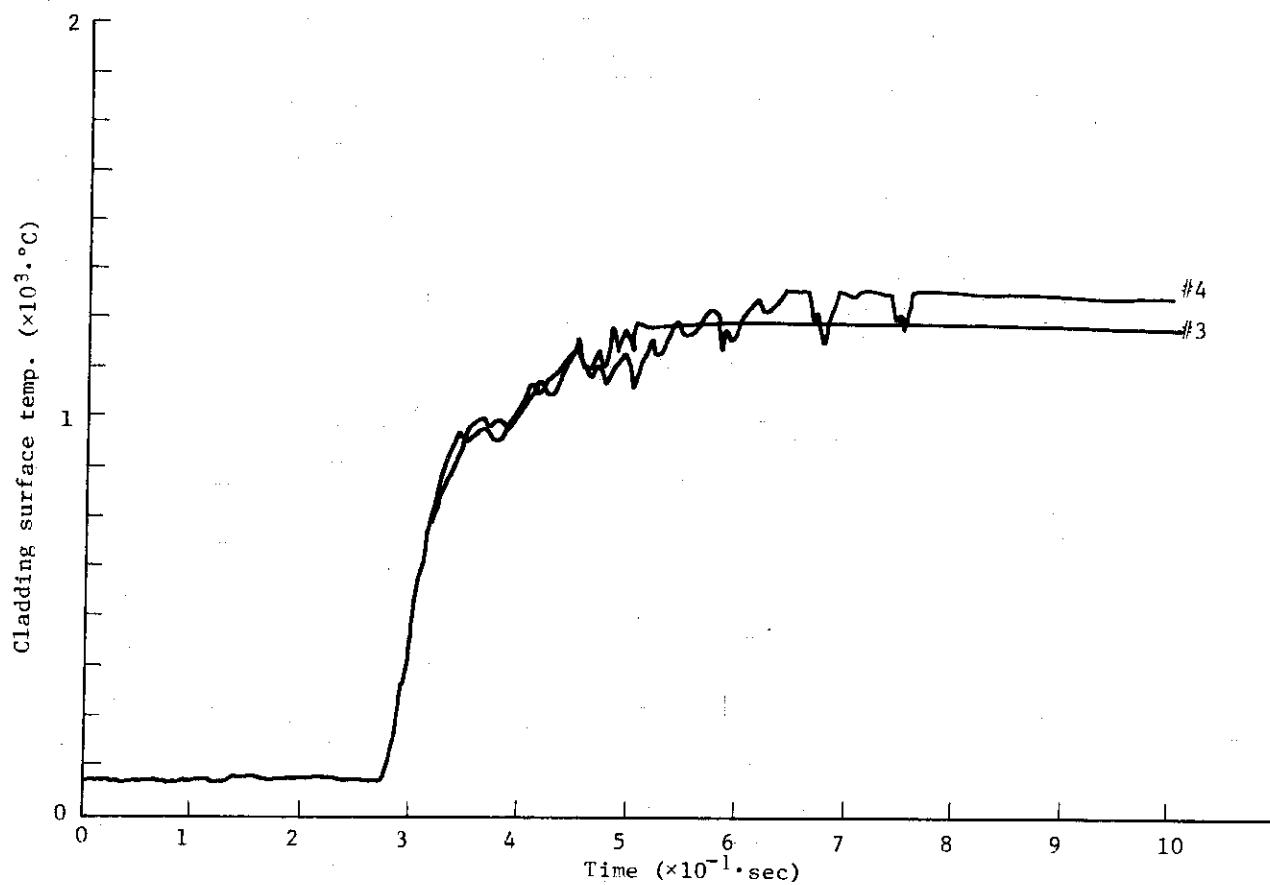


Fig. 15 Comparison of cladding surface temperature (#3 and #4)
(#3, #4, #8: see Fig. 10)

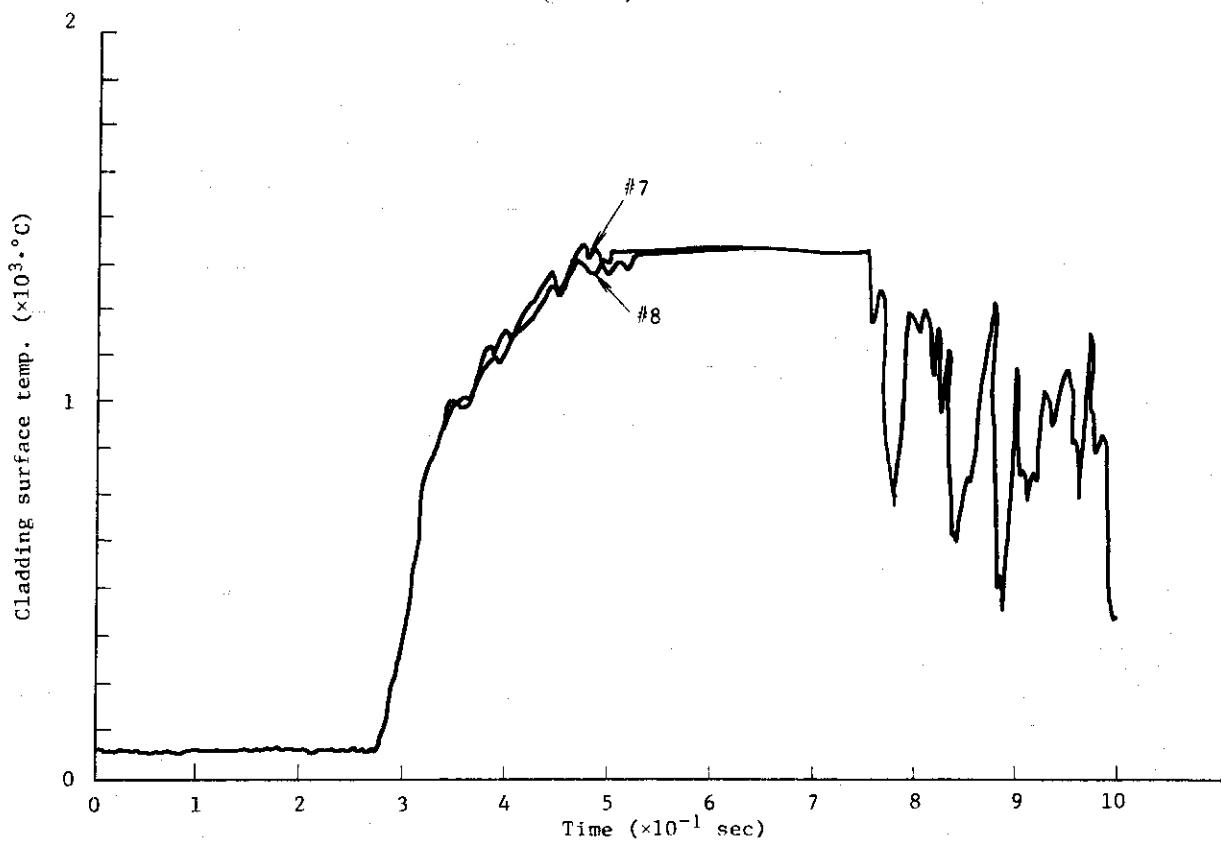


Fig. 16 Comparison of cladding surface temperature (#7 and #8)
(#7, #8: see Fig. 10)

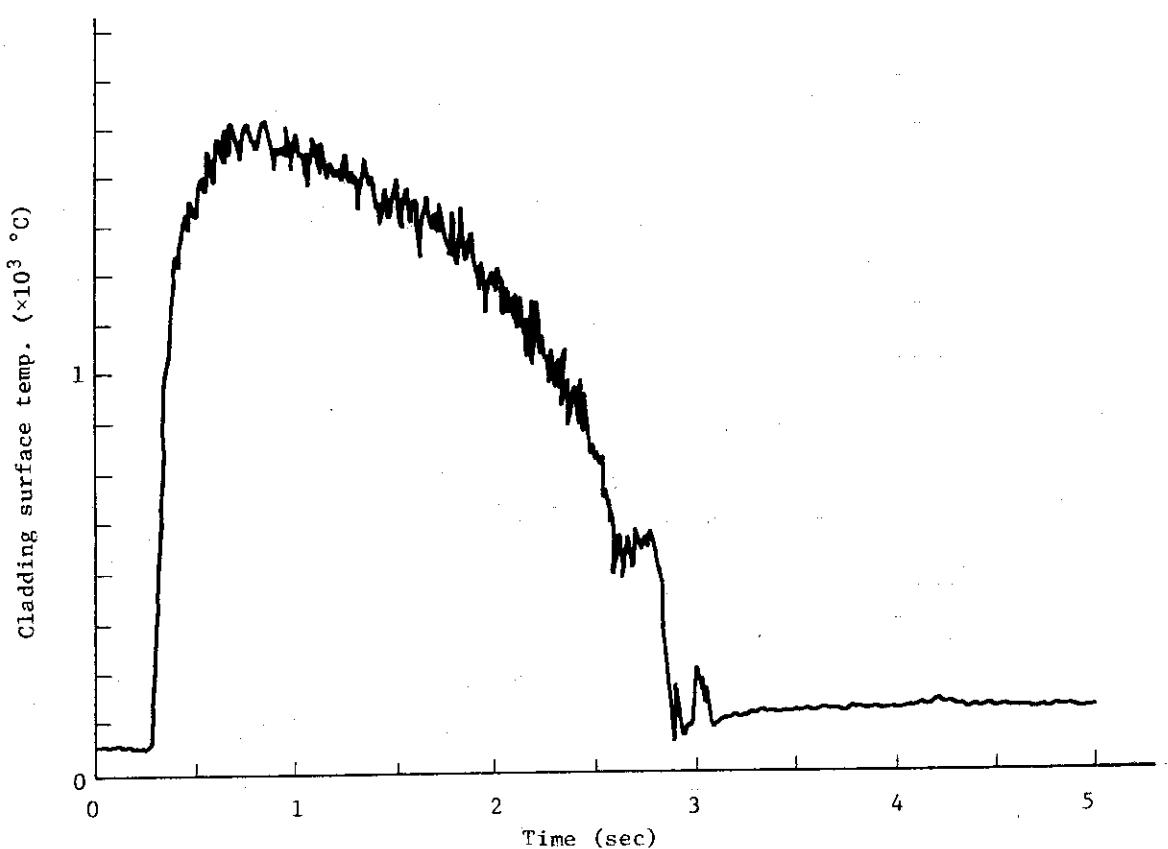


Fig. 17 Cladding surface temperature at #2

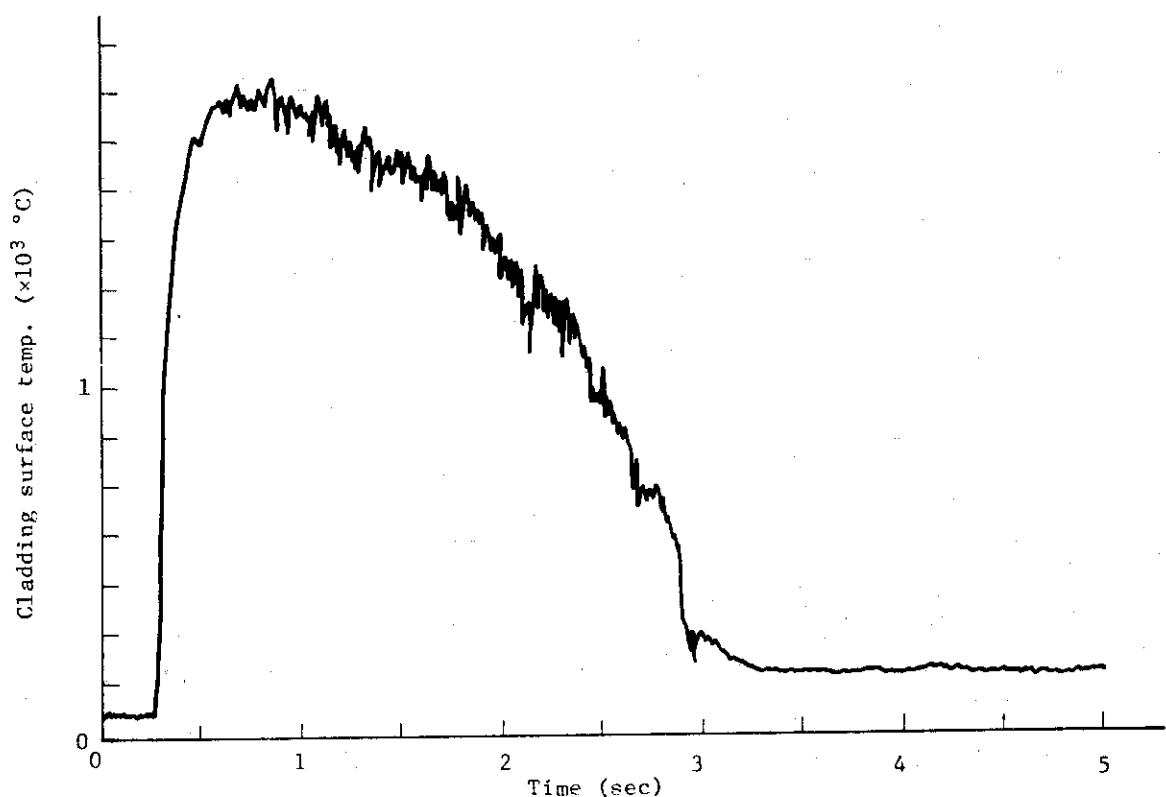


Fig. 18 Cladding surface temperature at #3
(#2, #3: see Fig. 10)

2.5 くり返し照射実験(209-1)(斎藤伸三,石島清見)

(1) 実験目的

動力炉において、燃料破損をもたらすような反応度事故が生じた場合、運転を再開する際は当然破損燃料は健全燃料と交換することになる。しかし、反応度事故が発生しても、それが燃料破損をもたらさない程度である場合、燃料を交換せずに運転を再開しても良いか否かは、その反応度事故の大きさ、燃料の照射履歴、再開後の運転計画等にもより、判断が難しくなる。

くり返し照射実験は、この課題についてパルス炉の特性を生かして、1回のパルス照射では燃料破損に至らない程度の発熱量でくり返し照射した場合に、破損のしきい値は低下するか否か、一度パルス照射された燃料はその後のパルス照射において照射履歴の影響をどの程度現わすか等を究明することを目的としている。

本実験はその第1段階として、約 $150\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ の発熱量で5回くり返し照射し、同発熱量の単一照射の場合と比較して、被覆材表面温度の過渡挙動において相違が存在するか否か、燃料棒の変形は大きくなるか、ペレットのクラックの状態はどうか等を調べることを目的とした。

(2) 実験方法および実験条件

本実験に用いた試験燃料は10%濃縮の標準型燃料である。

上記試験燃料を標準水カプセルに装荷し、投入反応度2.23ドルのパルス照射を5回くり返し行った。各パルス照射は、炉心燃料が十分冷却して次のパルス特性に燃料温度が影響しなくなるまでの時間、約40分間を1周期として行った。なお、投入反応度2.23ドルは、「単一照射では破損はしないが、被覆材表面に酸化膜が生じる」ような発熱量($\sim 150\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$)が得られるように選択したものである。

試験燃料には、被覆材表面の過渡温度挙動を測定するための6本のPt/Pt-13%Rh熱電対、および燃料棒の軸方向伸びを測定するための差動トランジスタ型伸び計を取り付けた。

5回の照射終了後、燃料棒の軸方向および半径方向の変形量をそれぞれ、ノギスおよびマイクロ・メータを用いて測定した。また、半径方向の変形量の軸方向位置による変化をプロファイルメータを用いて測定した。

(3) 実験結果および考察

Fig.19, Fig.20およびTable.3に実験結果を示す。5回連続照射した試験燃料は、被覆材表面が一様に酸化し、変形量もかなり大きかったが、クラック等の破損は生じなかつた。

Fig.19は試験燃料の燃料部被覆管の軸方向中心に取り付けた熱電対の応答を各パルス照射毎に比較したものである。1回目から3回目までのデータを見ると、膜沸騰の継続時間がパルス照射毎に短くなっている、3回目から5回目までのデータではそれほど変化はない。なお、被覆材表面温度の絶対値については、アンプ・ゲインの設定の際に不手際があったために、Fig.19に示されている第1回目から第3回目のパルス照射によるデータは正しい温度を示していない。

Fig.20は5回の照射終了後、半径方向の変形量の軸方向位置による変化をプロファイル

・メータを用いて測定した結果を示したものである。なお、同図には比較のために、同様の条件で1回照射した試験燃料(200-3)について測定した結果も示している。

Table.3は5回のパルス照射終了後行った、試験燃料の変形量の測定結果を示したものである。なお、同表には比較のために、同様の試験条件で1回照射した試験燃料(200-3および111-3)についての測定結果、および発熱量は異なるが、 $34\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ で1度照射した後、 $211\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ で再照射した試験燃料(200-1)と $214\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ で1回照射した試験燃料(111-4)についての測定結果も収録してある。

試験燃料に取り付けた伸び計の動作不良のため、軸方向伸びの時間変化に関するデータは取れなかつた。なお、燃料ペレットのクラックの状態の観察はまだ行っていない。

Table.3に示されている209-1のデータと200-3および111-3のデータを比較すると、くり返し照射を行った試験燃料は1回照射の試験燃料よりも大きく変形していることがわかる。Fig.2では、このような変形量の増加が燃料部全域にわたって生じていることを示している。

また、Table.3に示されている200-1のデータと111-4のデータを比較しても、同様の傾向が見られ、くり返し照射が変形量を増加させる効果を持つということを示唆している。

くり返しパルス照射の方が単一パルス照射よりも被覆材の変形量が大きくなるということは、全変形が数回のパルス照射によって発生したことを示している。

このことはFig.1%で示す被覆材表面の過渡温度挙動のパルス回数による変化を見ることによっても知られる。すなわち、前回の照射が次回の照射に影響をおよぼすとすれば、考えられる主な原因は被覆材の変形によるギャップ幅の変化、および酸化による被覆材の機械的ならびに熱的性質の変化である。

被覆材表面の過渡温度挙動における変化が被覆材の変形によってもたらされるとすれば、変形の大部分は1回目および2回目のパルス照射において発生しており、その後はほとんど変形していないと考えられる。

実験結果に現われた顕著な現象は以下の二つの点にまとめられる。

- 1) パルス照射毎の被覆材表面の過渡温度挙動における相違
- 2) くり返し照射の方が単一照射よりも被覆材に大きな変形量をもたらすこと。

上述のように、実験結果に現われた二つの顕著な現象は相互に関連性のあるものと思われる。そして、このような現象を引き起こす主な原因はパルス照射毎に被覆材の変形量が増加し、ギャップ・コンタクタンスが増加するためであると考えられる。

本実験では、未だ照射後のペレットを取出して観察していないのでクラックの発生状況は分らないが、本実験から、 $150\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ 程度で5回程度照射しても、燃料が破損することはないと言えよう。

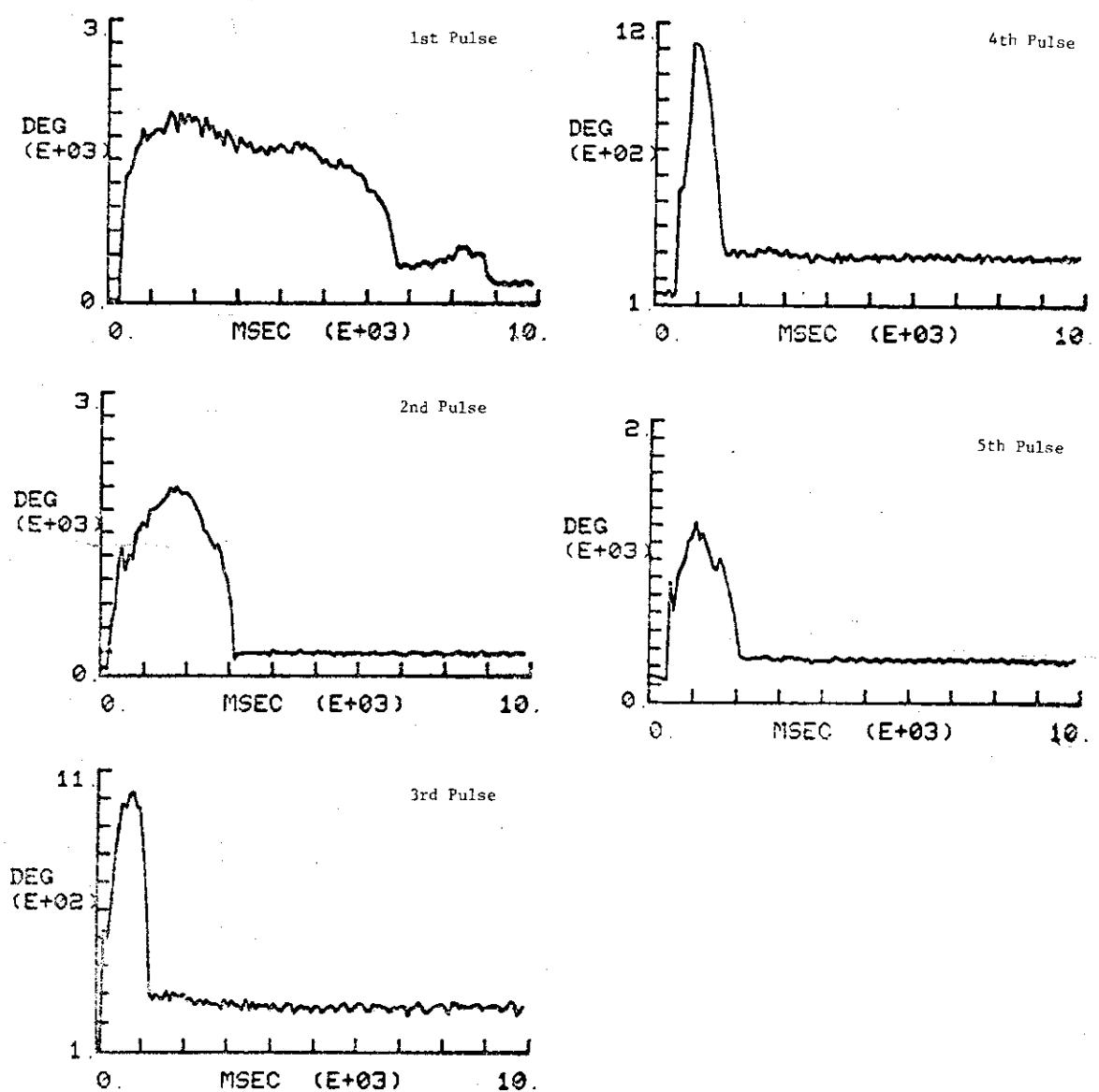


Fig. 19 Changes of cladding surface temperature response at the center of active region through 5 time irradiations (\$2.23 pulse).

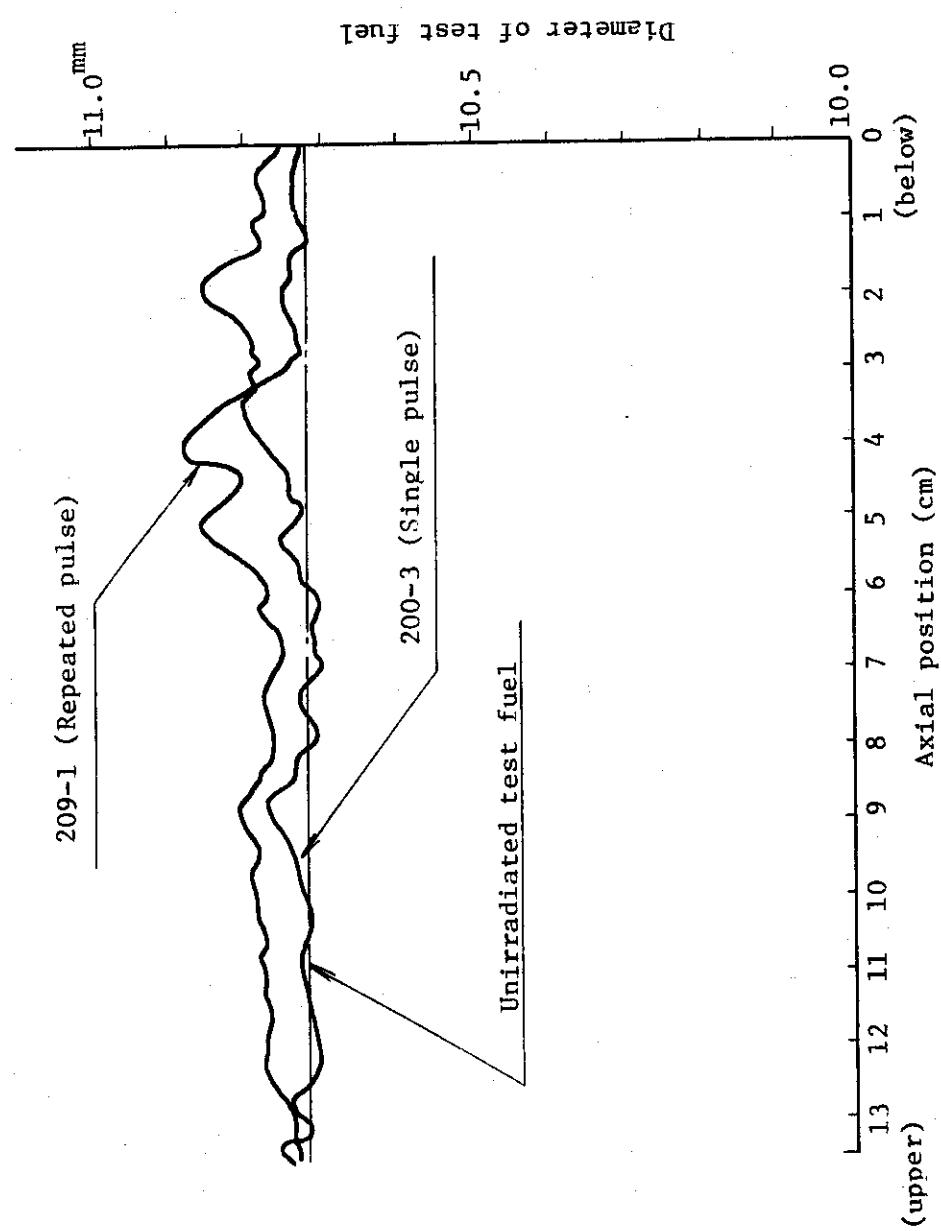


Fig. 20 Measured diametral displacements of cladding for repeated and single pulse.

Table 3. Experimental Results for Cladding Deformation

| Test No. | Energy Deposition (cal./g.UO ₂) | Axial Permanent Strain (%) | | Radial Permanent Strain (%) | | | Max. Bowing (mm) | Remarks |
|---------------------------------------|---|----------------------------|----------------------------|-----------------------------|--------------------|-----------|------------------|--|
| | | Upper | Middle | Lower | Others | | | |
| 209-1 155, 157, 157, 158 160 | 0.38 | 0.56 0.74 | 1.40 ¹⁾ 0.65 | 0.28 1.12 | - | - | 0.75 | Oxidation in the whole active region |
| 200-3 154 | 0.28 | 0.37 0.09 | ~0 ~0 | 0.47 0.93 | - | - | 0.45~0.48 | Oxidation in the non-uniform way in the active region |
| 111-3 159 | 0.16 | ~0 ~0 | ~0 ~0 | ~0 ~0 | - | - | 0.45~0.50 | Oxidation in the whole active region |
| 200-1 34, 211 | 0.20 | 2.52 2.15 | 4.57 2.52 | 1.12 0.65 | 0.65 ²⁾ | 0.65~0.70 | 0.65~0.70 | Oxidation in the non-uniform way in the active region |
| 111-4 214 | 0.22 0.30 | 0.69 0.98 | 0.79 1.17 | 0.98 1.45 | ~0 ²⁾ | 0.8~0.9 | 0.8~0.9 | Oxidation in the whole active region breaking away (surface roughness) of a part of oxide film |

Note;

- 1) The former data reported in the separate report should be replaced.
- 2) in the upper non-fueled region

2.6 浸水燃料試験 (401-3b, 411-3, 421-3) (吉村富雄, 岩田耕司, 落合政昭)

(1) 実験目的

浸水燃料とは、被覆管の欠陥部から内部に冷却水が侵入した燃料をいう。このような欠陥燃料は、反応度事故条件では、侵入した水の膨張、蒸発等による内圧上昇のため、健全な燃料より低い発熱量で破損に至るとともに大きな破壊力を発生する。

本実験は、健全燃料の空隙部分（プレナム部およびペレットと被覆管とのギャップ部）に水を封入した試験燃料を製作し、これを用いて、燃料破損のしきい値、破損機構および破壊に伴う破壊力の大きさ等に関する概略的な情報を得ることを目的として行ったものである。

前期に行った浸水燃料実験は、全空隙部に水を注入した完全浸水燃料について3回と、ギャップ部のみ浸水させた部分浸水燃料について3回、合計6回である。発熱量は両者とも約50, 100, 140 cal/g・UO₂ の3段階とした。これらの実験で得られた主なる結果は次の通りである。

- I) 発熱量 100 cal/g・UO₂ 以下では、完全浸水燃料、部分浸水燃料の両者とも、顕著な変色或いは変形も見られなかった。
- II) 発熱量 140 cal/g・UO₂ の場合、完全浸水燃料は内圧破壊を生じたが、部分浸水燃料は破損しなかった。
- III) 内圧破壊を生じた 401-3 実験（完全浸水：140 cal/g・UO₂）では、内圧破壊に伴いカプセル底部でピーク値約 55 kg/cm² の圧力パルスと最大速度 2.9 m/sec の水塊の吹上がりを計測したが、燃料内圧は測定できなかった。

今期は、引続き圧力挙動の把握に重点を置いて、貫通孔つき完全浸水燃料実験2回と、前述した401-3の追加実験の合計3回の浸水燃料実験を行った。各実験のねらいとする点を以下に示す。

I) 実験番号：401-3b

401-3 実験では、被覆管に内圧破壊が生じたが、燃料内圧は計測できなかった。圧力計が作動しなかった原因は信号線接続部の絶縁不良と推定されたので、この点を改良し、内圧破壊前後の燃料圧力挙動を調べる。実験条件は前回と同じく、浸水量は完全浸水、発熱量は 140 cal/g・UO₂ とする。

II) 実験番号：411-3

燃料被覆管の発熱部中央の位置に直径 0.4 mm の貫通孔を設けた貫通孔つき完全浸水燃料を 140 cal/g・UO₂ で発熱させた場合の圧力・温度挙動を調べる。一般に貫通孔があれば、燃料温度の上昇につれてそこから水が流出し、燃料内圧の上昇は貫通孔のない場合（401-3, 3b）と比較してより小さくなると予想される。また貫通孔の周囲には応力の集中が生ずるはずである。このような貫通孔の燃料破損に及ぼす影響を調べる。

III) 実験番号：421-3

貫通孔（0.4 mm φ）を上部プレナム部被覆管に設ける。この場合は、貫通孔が発熱部にある場合（411-3）と比較して、上部プレナム部の温度上昇が低い（2.5 節、200-6 b 実験参照）ため温度の低い従って密度の大きい水が貫通孔から流出し、圧力減少の割合はより大きくなると考えられる。発熱量は 411-3 および 401-3b 実験と同じく 140

cal/g·UO₂ とし、これらの実験結果と比較して、燃料内圧挙動の相違を確かめる。

(2) 実験方法および実験条件

試験燃料としては、被覆管表面を Auto-clave 处理した JPDR-II 型試験燃料（濃縮度 2.6%）を用いた。試験燃料への注水は、前回（JAERI-memo 6581 参照）と同様に、下部端栓の燃料内圧測定用孔にアダプターを取付け、真空ポンプで排気（貫通孔は接着テープで密封）してから純水と置換した。浸水量は、浸水操作前後の重量差より求めた。

Table.4 に、実験条件と結果の概要を示す。

(3) 実験結果および考察

(A) 照射後燃料試験結果

今期実施した 3 例の実験の供試燃料の照射後の写真を Fig. 21 に示す。比較の為に、今期の全実験とほぼ同一の注水条件、照射条件で、前期に実施された 401-3¹⁾ の照射後燃料の写真も同図に併示する。Table.5 に、照射後燃料の寸法検査の結果を示す。同表には、燃料について、開口長、開口幅、破損位置を示し、破損に到らなかった燃料について、変形位置と変形量を示す。この写真と表とで、特徴的な事項を以下に列記する。

- I) 非発熱部に貫通孔のある浸水燃料の照射実験（421-3）の供試燃料は破損しなかった。そのクラッドの発熱部の下半分が大きく膨張した。この膨張位置は、Table.5 に示す様に、今期実施した他の 2 例（401-3b, 411-3）の実験での、クラッドの破損位置とほぼ一致した。
- II) 貫通孔のない浸水燃料の照射実験（401-3, 401-3b）と、発熱部中央に貫通孔のある浸水燃料の照射実験（411-3）では、供試燃料のクラッドが大きく縦割れした。
- III) 破損した 3 例の実験で、燃料クラッドの破損箇所の大きさは、Table.5 に示す様に、実験番号 401-3 の場合が、開口長が約 11 cm になり、最大であった。ついで、401-3b であり、約 9 cm であった。上記 2 例の未貫通燃料の場合と比べて、貫通孔を有する 411-3 の供試燃料のクラッドの破損部の大きさは、開口長が約 6 cm で最小であった。
- IV) 破損に到った 3 例のうち、前期に行った実験（401-3）では、UO₂ ベレットが全量クラッド外に放出されていた。一方、今期に実施した実験（401-3b, 411-3）では、UO₂ ベレットがクラッド内に残存していた。
- V) 411-3 では、発熱部に設けた貫通孔部の応力集中が、クラッド破損に大きな影響を与える事を予想していた。しかしながら、その破損箇所は、貫通孔のうら側であった。
- VI) 全実験を通して、クラッド表面の変色、酸化等は顕著でなかった。

Fig. 22 に、破損した 3 例の実験（401-3, 401-3b, 411-3）で、クラッド外に放出された UO₂ 微粒子の写真を比較して示す。写真に見られる様に、UO₂ の大部分は、直径 1 mm 以下の粒子になった。その粒径分布は実測していないが、肉眼で見る限り 3 例の実験の間の差異は明確でなかった。しかし、Fig. 22 に示す健全燃料高発熱条件照射実験（111-8）の UO₂ 微粒子と比べて、浸水燃料照射実験の UO₂ 微粒子はより微細であった。

(B) 過渡記録

Fig. 23 に、今期の3例の実験での、発熱部中央のクラッド表面温度の測定結果を示す。図から、3例の実験で、クラッド表面温度は、ほぼ同様な軌跡を描いた事が判る。従って、浸水燃料のクラッド表面温度は、浸水量と照射条件とが同一ならば、貫通孔の有無、その位置、クラッド破損の有無等にそれ程影響されないことが判る。

Fig. 24 に、実験番号 401-3 b の燃料内圧、カプセル内圧、水面変位計の過渡記録を示す。図示されている様に、カプセル内圧と水面変位計の立ち上がり開始時刻が一致し、燃料内圧も、その時刻から不規則な振動を呈し始めている。すなわち、その時刻に燃料破損が生じ、クラッド内から放出された圧縮水がカプセル内で膨張を開始したり、飛散した UO_2 によって、冷却水が沸騰したりして、カプセル内圧が上昇し始め、かつ水面を持ち上げたのであろう。従って、上記時刻を以って、燃料破損時刻と判断できる。実験番号 411-3 についても同様である。破損時刻までの発熱量は、それぞれ、 $130 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ ($401-3 b$)、 $112 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ ($411-3$) であった。

Fig. 25, 26, 27 に、今期の全実験 ($401-3 b$, $411-3$, $421-3$) の燃料内圧の過渡記録と、原子炉出力とを示す。以上の3図の特徴を以下にまとめる。

- i) 測定された燃料内圧の最高値は、 $401-3 b$ のケースが、約 1,300 気圧と最も大きく、 $411-3$ のケースが約 960 気圧であった。燃料破損に到らなかつた $421-3$ のケースが最小であったが、約 810 気圧を示し、その差は小さかつた。
- ii) 3 例の実験全てで、燃料内圧は、原子炉出力の立ち上がりと、ほぼ同時に立ち上がりを開始している。
- 前報では、燃料内圧の測定結果を4例の実験で報告したが¹⁾、そのうち、発熱量の低い実験 ($401-1$, $401-2$) では、燃料内圧の立ち上がり開始が、炉出力の立ち上がりと比べて、 $10 \sim 20 \text{ m sec}$ 遅くれたのに對し、より大量の発熱を伴つた $402-3$ では、今回と同様、その時間遅れはほとんどなかつた。
- iii) $401-3 b$ では、燃料内圧が最大値（約 1,300 気圧）を過ぎて、約 5 m sec 経て、約 1,100 気圧に減衰した時に、クラッドが破損した。
- iv) $411-3$ では、燃料内圧が約 890 気圧に達した時刻にクラッドが破損した。しかし、燃料内圧はその後も上昇しつづけ、約 7 m sec 後に、最大値（約 960 気圧）に達した。
- v) 内圧破損した2例の実験 ($401-3 b$, $411-3$) で、クラッド破損後の燃料内圧の挙動は、比較的ゆるやかな減衰過程であり、破損に到らなかつた $421-3$ の場合と比べて、同程度であった。

Fig. 28 に、燃料破損を生じた実験番号 $411-3$ のケースでのカプセル内圧と原子炉出力の過渡記録を示す。図から、破損時刻に約 56 気圧の圧力パルスが発生した事、その圧力パルスの半値幅が約 0.1 m sec である事、およびその圧力パルスの反射波が周期的に続いている事などが判る。同様な傾向は、燃料破損を生じた実験番号 $401-3 b$ のカプセル内圧 (Fig. 24 参照) にも見られる。しかしながら、前期に行った実験 ($401-3$) のカプセル内圧は、 $401-3 b$, $411-3$ の場合と比べて、最大値は約 43 気圧で同程度で

あつたが、その継続時間は、約 50 m sec と非常に大きかつた⁽¹⁾。

Fig. 29(c), 燃料破損に到らなかつた実験番号 421-3 のカプセル内圧と原子炉出力とを示す。カプセル内圧の最大値は約 4.5 気圧であり、その継続時間は約 30 m sec であつた。また、冷却水の沸騰、消滅サイクルに起因すると思われる不規則な圧力振動が重なっている。すなわち、実験番号 421-3 のカプセル内圧の挙動は、燃料破損を伴つた実験(401-3b, 411-3)の場合と比べて、大いに異なつてゐる。一方、既報¹⁾の浸水燃料照射実験のうち、燃料破損を生じなかつたケース(401-1, 401-2, 402-1, 402-2)のカプセル内圧の挙動とは、ほぼ一致してゐる。

燃料破損に到つた 2 例の実験(401-3b, 411-3)では、冷却水の水位の上昇が浮子式水面変位計により実測された。Fig. 30, 31 に、上記 2 実験の水面の移動の様相とその移動速度とを示す。実験番号 401-3b の場合、燃料破損後、約 1 m sec で、水面の上昇速度は最大になり(2.7 m/sec), その後、減速しつつ水位は上昇し、破損後約 35 m sec の時刻に水位は最高位置に達した。その間の水面上昇距離は約 34 mm であつた。実験番号 411-3 の場合もほぼ同様であり、最高速度は約 5.1 m/sec, 最高水位は約 38 mm であつた。燃料破損を生じなかつた 421-3 の場合は、有意な水位の変動は見られなかつた。

(c) 考 察

i) 実験番号 401-3 と 401-3b の比較(実験の再現性について)

Table. 6 に示す如く、ほぼ同一の実験条件でなされた 2 例の実験(401-3, 401-3b)で得られた結果を比較して、以下に列記する。

a) クラッド表面温度の挙動はほぼ同一であつた。

b) 401-3b の場合の燃料内圧の最高値は約 1,300 気圧であり、燃料破損時刻には、約 1,050 気圧であつて、両方とも、クラッドのバースト圧力(1,200 気圧)と同程度であつた。401-3 では測定に失敗した。

c) カプセル内圧の最大値は、両実験ともほぼ同程度の値を示した。しかしながら、実験番号 401-3 の場合は、ほぼ 50 m sec 間、有意な圧力が継続したのに対し、実験番号 401-3b の場合は、その継続時間が 0.2 m sec と非常に短かかつた。

d) 燃料破損後、約 1 m sec で、冷却水の水面上昇速度が最大値に達した事は、両実験に共通である。その最大値も、2.9 m/sec(401-3)と、2.7 m/sec(401-3b)と相い似ている。しかしながら、水位はその後も減速しつつ上昇しつづけるが、その様相は両実験の間で大いに異なる。すなわち、実験番号 401-3 の場合は、燃料破損後、約 70 m sec 間上昇しつづけ、最高水位は、初期状態と比べて約 145 mm も上昇したのに対し、401-3b の場合は、燃料破損後、約 30 m sec の時刻に、最高水位約 34 mm にしかならなかつた。

e) 照射後の燃料クラッドの状況は、相い似ていた。しかしながら、破損部の開口長、開口幅とも、実験番号 401-3 の方が、401-3b の場合より大きかつた。

f) 401-3 の場合には、全ペレットがクラッド外に放出されていたのに対し、401-3b の場合には、個のペレットがクラッド内に残っていた。

g) クラッド外に放出された UO₂ 破片の状況は、両実験間に、顕著な差はなかつた。

以上から、両実験の結果における大きな違いとして、実験番号 401-3 の場合の方が、

- a) カプセル内圧の継続時間が長かったこと。
- b) 水面がより長時間上昇しつづけたこと。
- c) 最高水位が高いこと。

の 3 項目を指摘できる。その他の項目に関する再現性は確認できた。

実験番号 401-3 の場合には、401-3 b の場合と比べて、蒸気の発生速度が速く、その蒸気が大量に長時間存在して、カプセル内圧を保持し、その水蒸気の膨張によって、水面を押し上げたのであろう。一方、実験番号 401-3 b の場合には、燃料破損後の水蒸気の発生速度が遅く、その大部分がただちに凝縮し有意なカプセル内圧を維持できなかつたのであろう。しかしながら、その様に、蒸気発生速度が異った原因について明確にする事はできなかつた。今後の実験の蓄積をまって検討したい。なお、ここでは、着目した 2 例の実験について、蒸気発生速度に影響を与える可能性のある項目を比較して示しておく。

- a) 総発熱量は、141 cal/g・UO₂ (401-3) と 137 cal/g・UO₂ (401-3 b) とであり、ほぼ等しい。
- b) 破損以後の発熱量は、40 cal/g・UO₂ (401-3) と 7 cal/g・UO₂ (401-3 b) とであつた。
- c) クラッド外の UO₂ の粒径分布は測定していない。肉眼による観察では、同程度であつた。
- d) クラッド外に放出された UO₂ の量は、401-3 の方が多かつた。

なお、今後、粒子径分布の測定を実施する予定である。

401-3 b の水面上昇過程、および 401-3 の水面上昇速度が最大値に達するまでの過程は、その最高速度、最高速度到達に要した時間、さらに、その時のカプセル内圧の peak 値がほぼ等しいので、同一の現象であろう。それは、主として、燃料中に入っていた圧縮水の膨張過程であろう。その機構については、前報¹⁾で述べている。

II) 貫通孔の有無、およびその位置の効果

今回実施した 3 例の実験結果を比較すると、未貫通浸水燃料 (401-3 b) と、発熱部に貫通孔を設けた燃料 (411-3 b) と、発熱部に貫通孔を設けた燃料 (411-3) とが破損し、非発熱部に貫通孔を設けた燃料 (421-3) のみが破損せず、2%程度ふくれただけであつた。この事が、最も顕著な差であった。これは、主として燃料内圧の大きさの違いから惹起されたのであろう。カプセル内圧や水面上昇の挙動は、燃料破損を生じた 2 例の実験 (401-3 b, 411-3)においては、貫通孔の有無にかかわらず相似していたのに対し、燃料破損に到らなかつた 421-3 のケースは、全く異なつていたのであるから、その挙動は主として、燃料破損の有無に起因するものと思う。また、クラッド表面温度の挙動には、顕著な差が認められなかつた。以上の事から、貫通孔の浸水燃料実験に与える効果として、それが燃料内圧挙動に及ぼす効果を考えれば十分であるといえる。外に、貫通孔に生じる応力集中の為に、未貫通燃料の場合より貫通燃料の方が低い内圧でクラッドがバーストする可能性を予想した。しかしながら、411-3 のケースでは、燃料クラッドの破損が貫通孔のうら側に生じた事から考えて、直径 0.4 mm 程度の貫通孔の場合は、そのような効果は重要でない。

さて、Table.7 に 3 例の実験 (401-3 b, 411-3, 421-3) の燃料内圧の最大値と、

破損時刻における燃料内圧を示す。表から明瞭な様に、貫通孔のない実験番号 401-3b の場合の燃料内圧が最大であった。貫通孔のある場合には燃料内圧が上昇すると、クラッド内外に差圧が生じて、燃料中の圧縮水もしくは高圧蒸気が、貫通孔を通じて、冷却水中に流出する。その結果、燃料内圧が低下するから、貫通孔のない場合の燃料内圧の方が高いのは当然である。

発熱部中央に貫通孔のある 411-3 の場合の燃料内圧の方が、非発熱部に貫通孔のある 421-3 の場合より大きかった事が表に示されている。貫通孔から流出する水の質量流量は、燃料内部の圧力と、貫通孔付近の水の状態に依存する。すなわち発熱部にある水と比べて非発熱部の水の温度は低く、比容積は小さいから、発熱部に貫通孔のある場合の方がクラッド外に流出する質量流量は大きい。その為、発熱部に貫通孔がある場合と比べて、非発熱部に貫通孔のある場合は、燃料内圧がより低いうちに、燃料内部の水を放出する傾向があり、結果として、421-3 の場合の燃料内圧が 411-3 の場合より低く、燃料クラッドの内圧破損も生じなかつたと考えうる。

以上のようにして、貫通孔の有無や、その位置が燃料内圧挙動に及ぼす効果を定性的には説明できるのであるが、Table. 4 に見られる様に、燃料内圧の最大値の差違はあまり大きくなく、定量的には、上記現象を正確に解明しているとは言い難く、今後の実験の蓄積をまってより検討する。また、401-3b の燃料破損は、燃料内圧が最大値を過ぎて、やや減衰した時に生じた。また、燃料破損後の燃料内圧の減衰過程は、燃料破損を伴なわなかつた 421-3 の場合と同程度にゆるやかなものだつた。411-3についても、ほぼ同様な事が言える。特に、411-3 の場合には、燃料内圧は、燃料破損後にも上昇しつづけている。

なお、SPERT の浸水燃料実験²⁾の燃料内圧の破損時の挙動は、内圧が step 状に急減した例 (Test M555, 556, 538) と、燃料破損にもかかわらず、今回と同様に燃料内圧が比較的ゆるやかに減衰した例 (Test M547, 558, 559) とが報告されている。すなわち、燃料破損時の圧力挙動は、わずかなパラメータの差違によって、大きく様相が変化するのであろう。

今回の上記の 2 例 (401-3b, 411-3) の実験の、破損個所は、Fig. 21 に見られる如く、かなり大きなもので、その付近の圧力は破損後、瞬間に破損部近傍の冷却水の圧力とほぼ等しくなり、計測された燃料内圧と比べて、はるかに小さくなつたと思う。すなわち、燃料内圧が破損時に step 状に急減しなかつたのは、破損個所と燃料内圧計近傍との間の流動抵抗が大きかつた為であると考えられる。その流動抵抗は、主として UO₂ ベレットの熱膨張のため、クラッドとベレットの間のギャップ幅が非常に小さくなつた事から定性的には説明する事ができる。

実験番号 411-3 の場合の破損個所が、応力集中が予想される貫通孔近傍ではなく、ほぼそのうら側で生じた。この事は、貫通孔のある浸水燃料では、燃料破損以前にも燃料内部に大きな圧力勾配が存在した事を示している。この圧力勾配もやはり、ギャップ部の大きな流動抵抗に起因するのであろう。

Table 4 Summary of test results (for Waterlogged Fuels)

| Test No. | Date | Fuel type | Period (msec) reactivity (\$) | Energy deposition (cal/g UO ₂) | Maximum cladding surface temperature (°C) | Maximum fuel rod internal pressure (kg/cm ²) | Maximum capsule pressure (kg/cm ²) | Maximum water column velocity (m/sec) | Remarks Post-Test Observation |
|---|------------|------------------------------|----------------------------------|---|---|--|--|---------------------------------------|-------------------------------|
| 401-3b (coupled wld) | 76 5.28 | JP-II 2.6%E (Auto-claued) | <u>1.53</u> 3.71 | 137 130 (at rupture time) | 310 | 1300 | 56 | 2.7 | inner pressure burst |
| 411-3 (couplelely wld with 0.4φ hole at upper part) | 76 6.4 | " | <u>1.53</u> 3.71 | 139 112 (at rupture time) | 481 215 (at rupture time) | 960 | 65 | 5.1 | inner pressure burst |
| 421-3 (completely wld with 0.4φ hole at middle) | 76 6.2 | " | <u>1.53</u> 3.71 | 139 | 325 | 810 | 3.3 | ~ 0 | Slight bowing |

Table 5 Results of dimensional inspection of failed and deformed fuel rod

| Test No. | Failed Fuel Rod | | |
|--------------------------------------|--------------------------------------|---------------------------|---------------------|
| | Position* ¹ of Max. Split | Length of Split | Width of Max. Split |
| 401-3 | 115 mm | 110 mm | 19 mm |
| 401-3b | 72 mm | 92 mm | 13 mm |
| 411-3 | 48 mm | 60 mm | 8.5 mm |
| Deformed Fuel Rod | | | |
| Position* ¹ of Max. Swell | | Deformation of Max. Swell | |
| 421-3 | 55 mm | 1.8 % | |

* : Position is defined as the length from the bottom of the rod to the center of maximum split or to maximum swell.

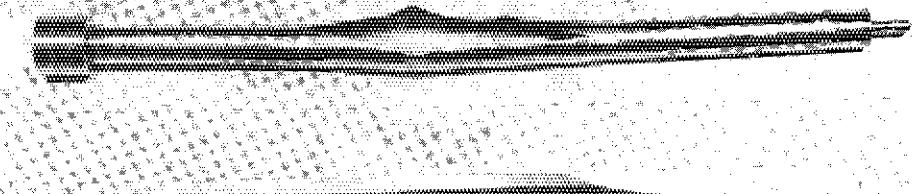
Table 6 Summary of test conditions of test 401-3 and test 401-3b

| Test No. | Injected Water | Reactivity | Heat Deposition | |
|----------|----------------|------------|--------------------------|--------------------------|
| | | | Final | Tome of Failure |
| 401-3 | 4.18g (95%) | 3.76 \$ | 141 cal/gUO ₂ | 101 cal/gUO ₂ |
| 401-3b | 4.33g (99%) | 3.71 \$ | 137 cal/gUO ₂ | 130 cal/gUO ₂ |

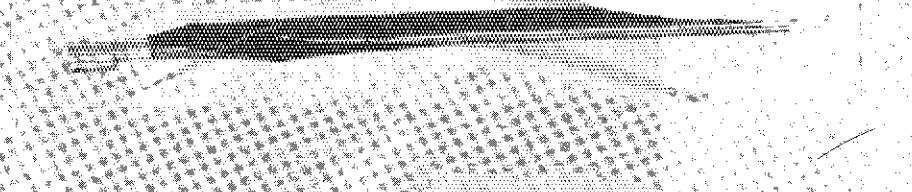
Table 7 Summary of fuel rod internal pressure

| Test No. | Maximum Fuel Rod Internal Pressure | Fuel Rod Internal Pressure of Time of Failure |
|----------|------------------------------------|---|
| 401-3b | 1,300 atm. | 1.090 atm. |
| 411-3 | 960 atm. | 885 atm. |
| 421-3 | 810 atm. | — |

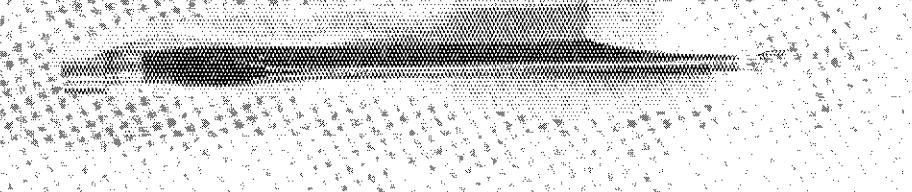
401-3



401-3b



411-3



421-3

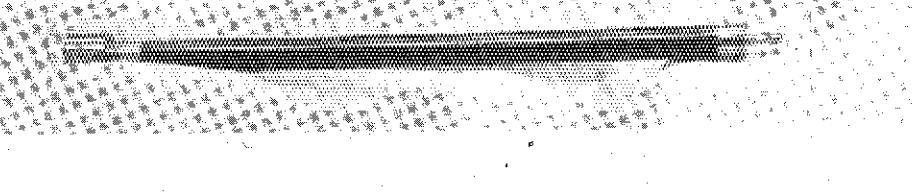
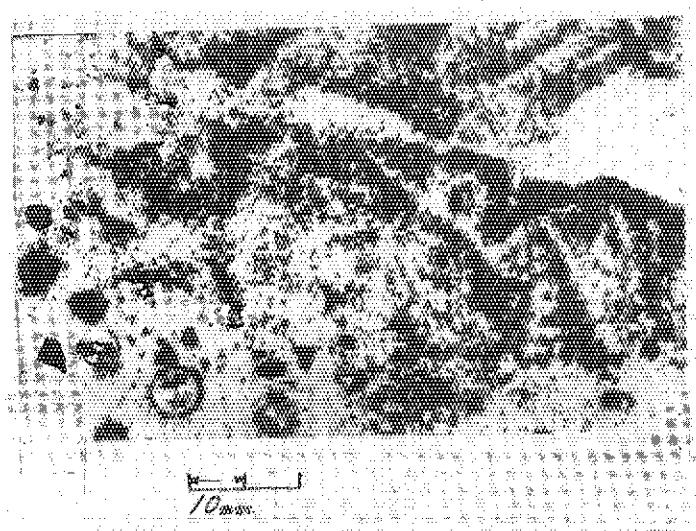
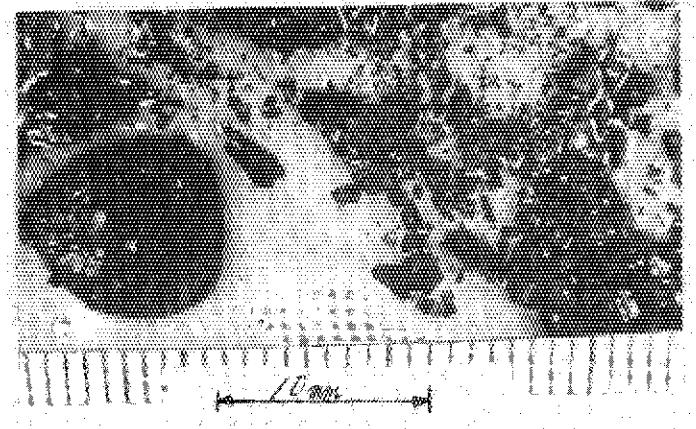


Fig. 21 Waterlogged test fuel rods after irradiation.

401-3



401-3b



411-3

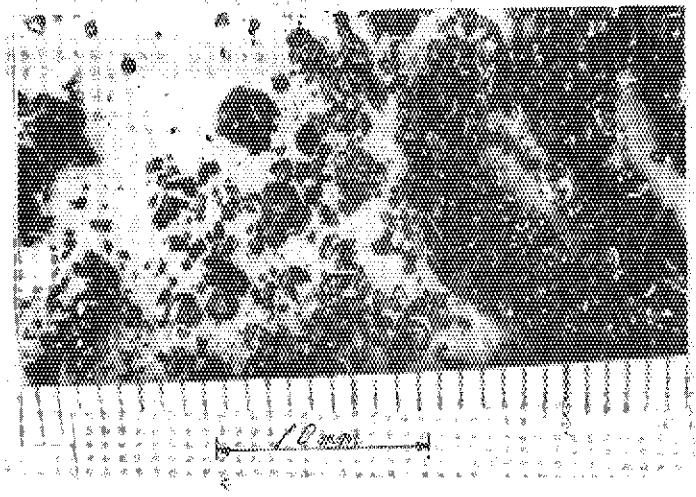
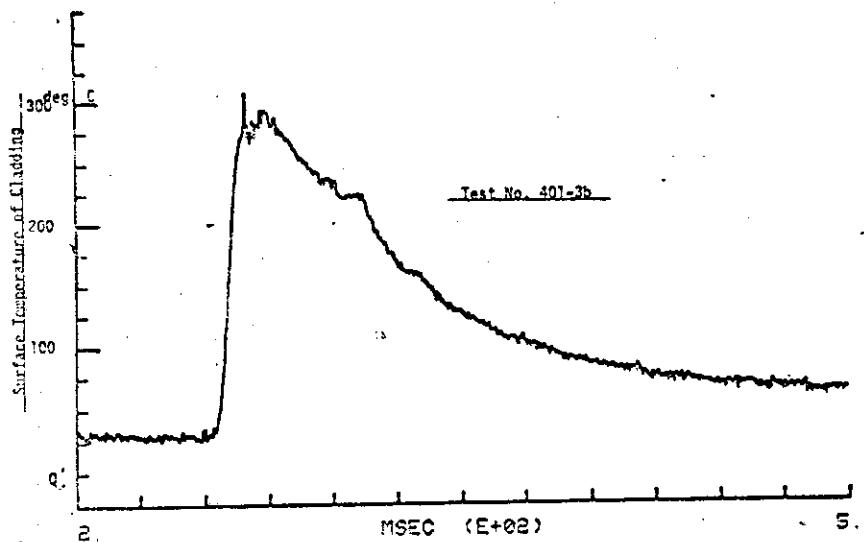
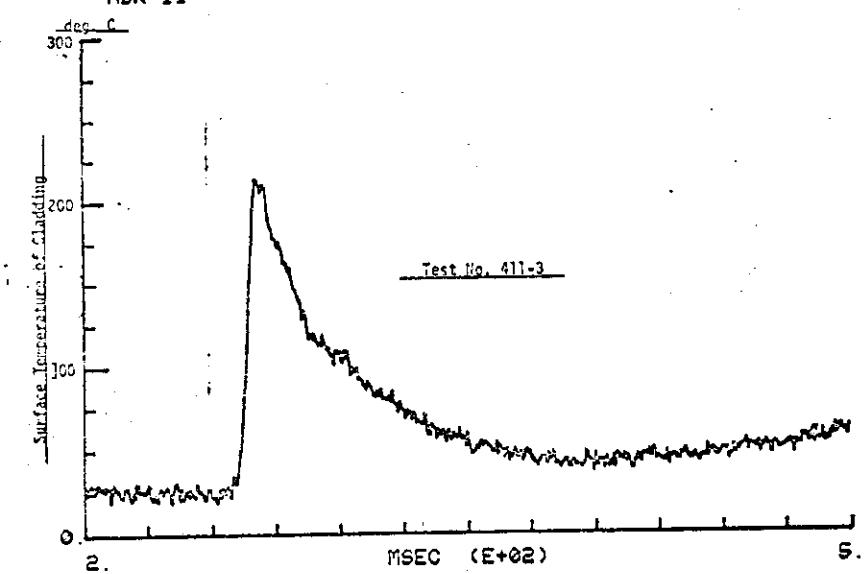


Fig. 22 UO₂ fragments after rod railure

ADR-09



ADR-11



ADR-09

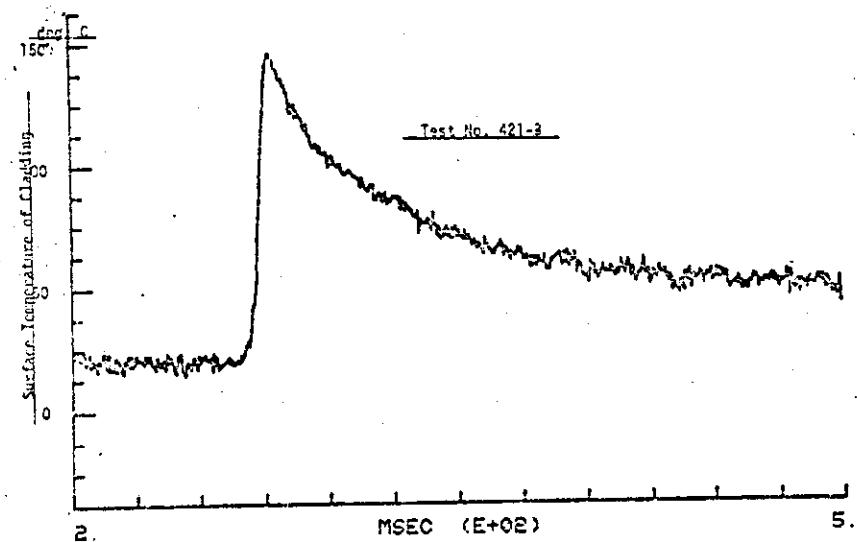


Fig. 23 Surface temperature of cladding of waterlogged fuel.

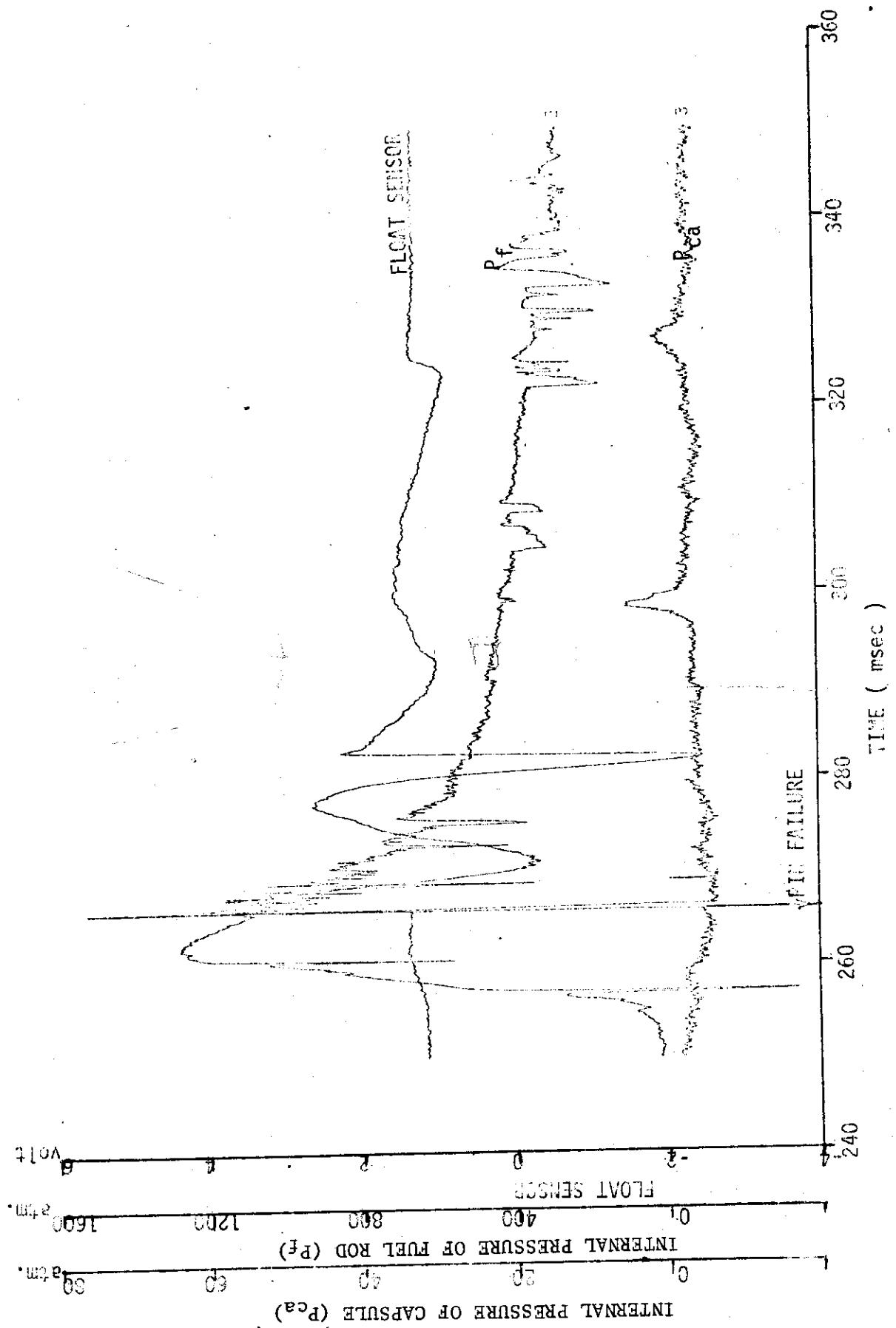


Fig. 24 Transient Data record: Test No. 401-3b.

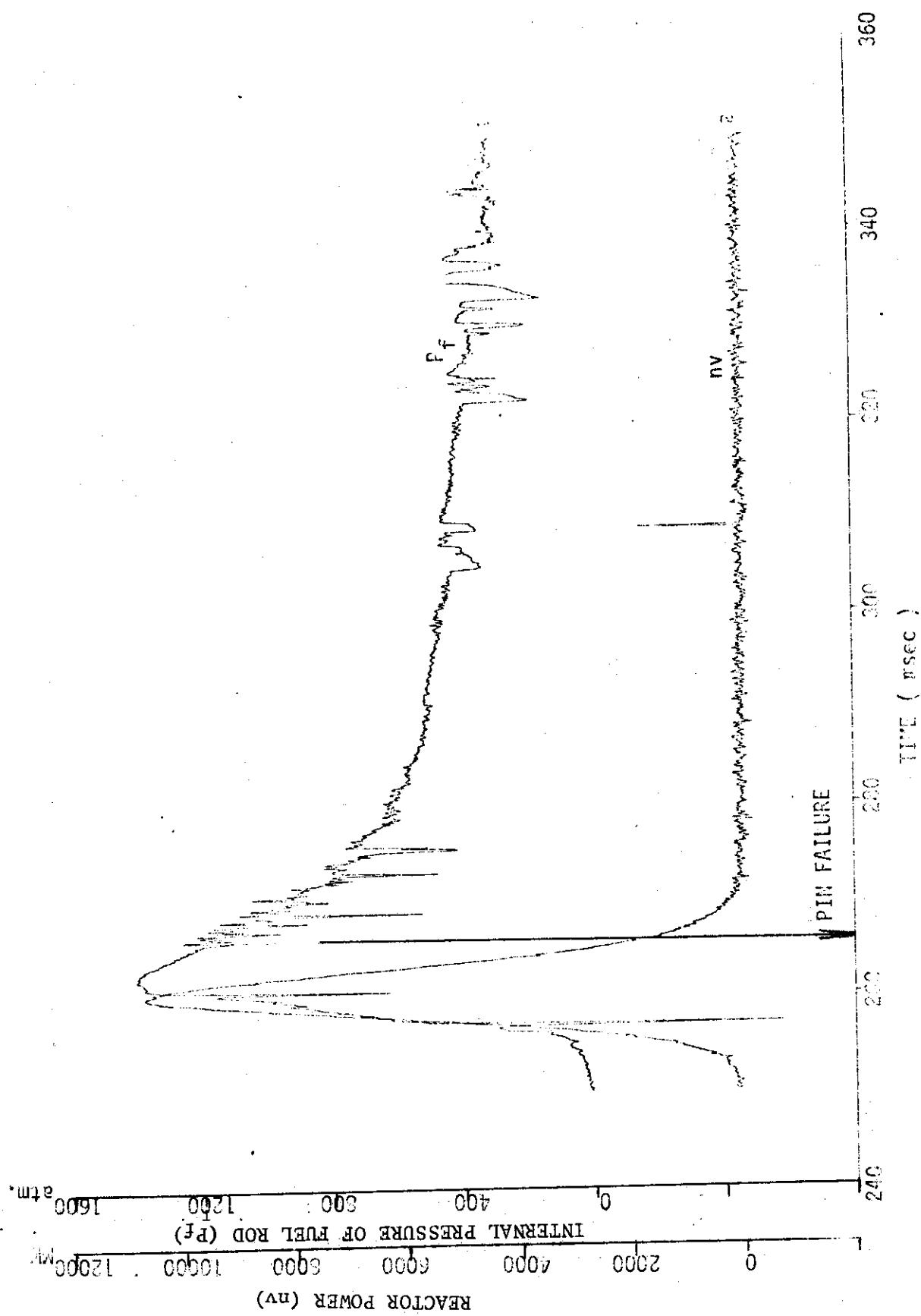


Fig. 25 Reactor power & internal pressure of fuel rod Test No. 402-3b.

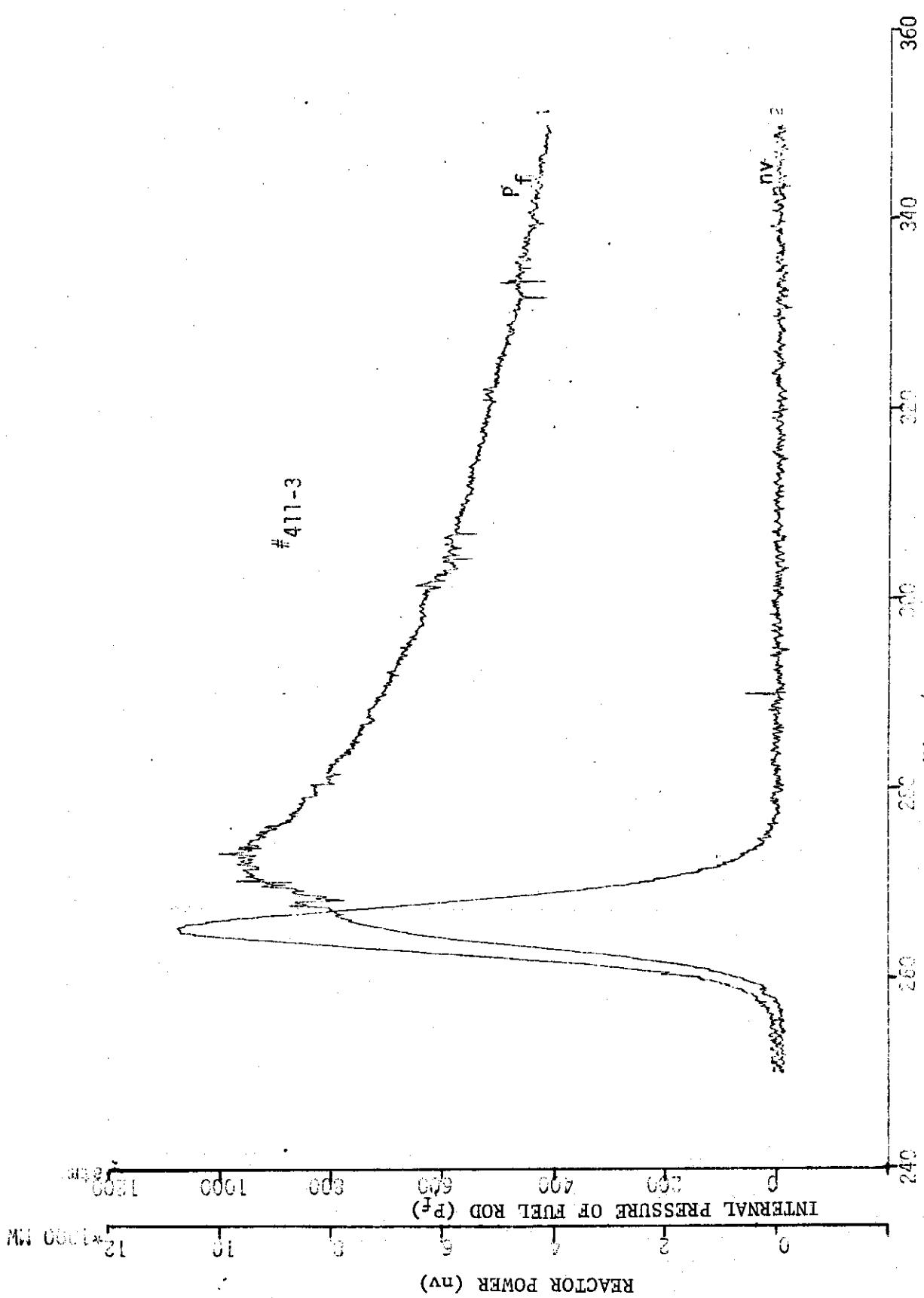


Fig. 26 Reactor power & internal pressure of fuel rod: Test No. 411-3.

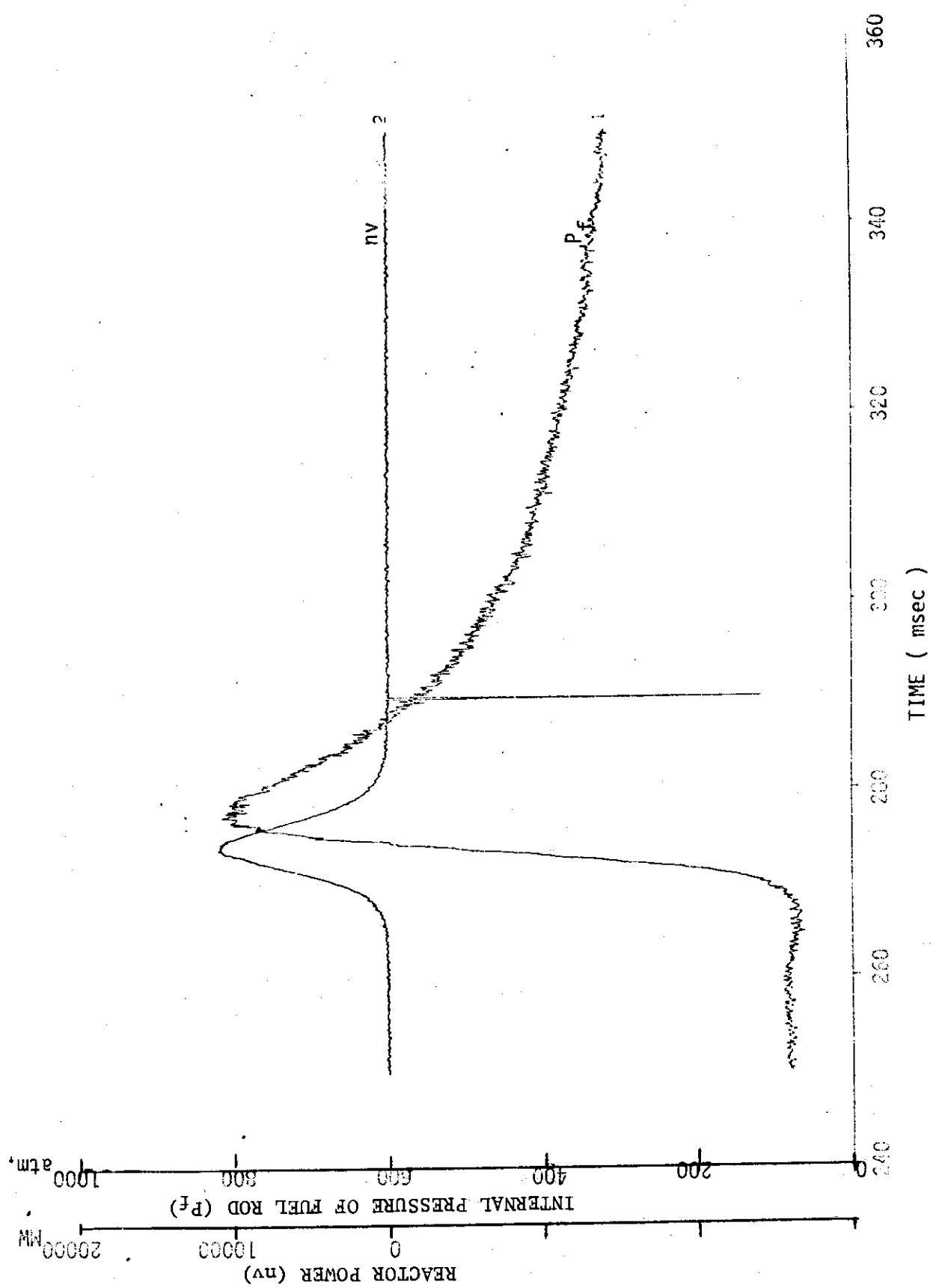


Fig. 27 Reactor power & internal pressure of fuel rod: Test No. 421-3.

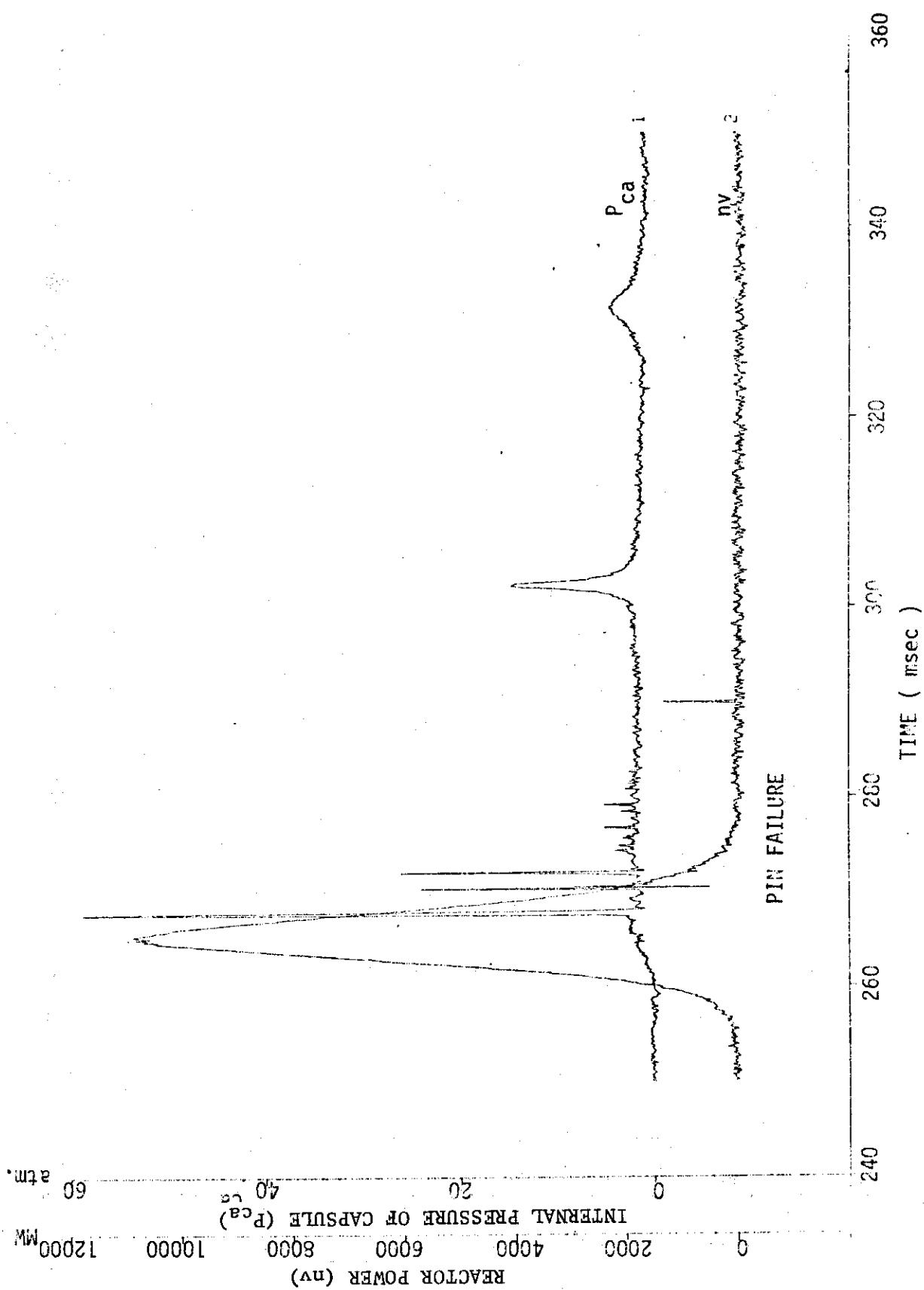


Fig. 28 Internal pressure of capsule: Test No. 411-3.

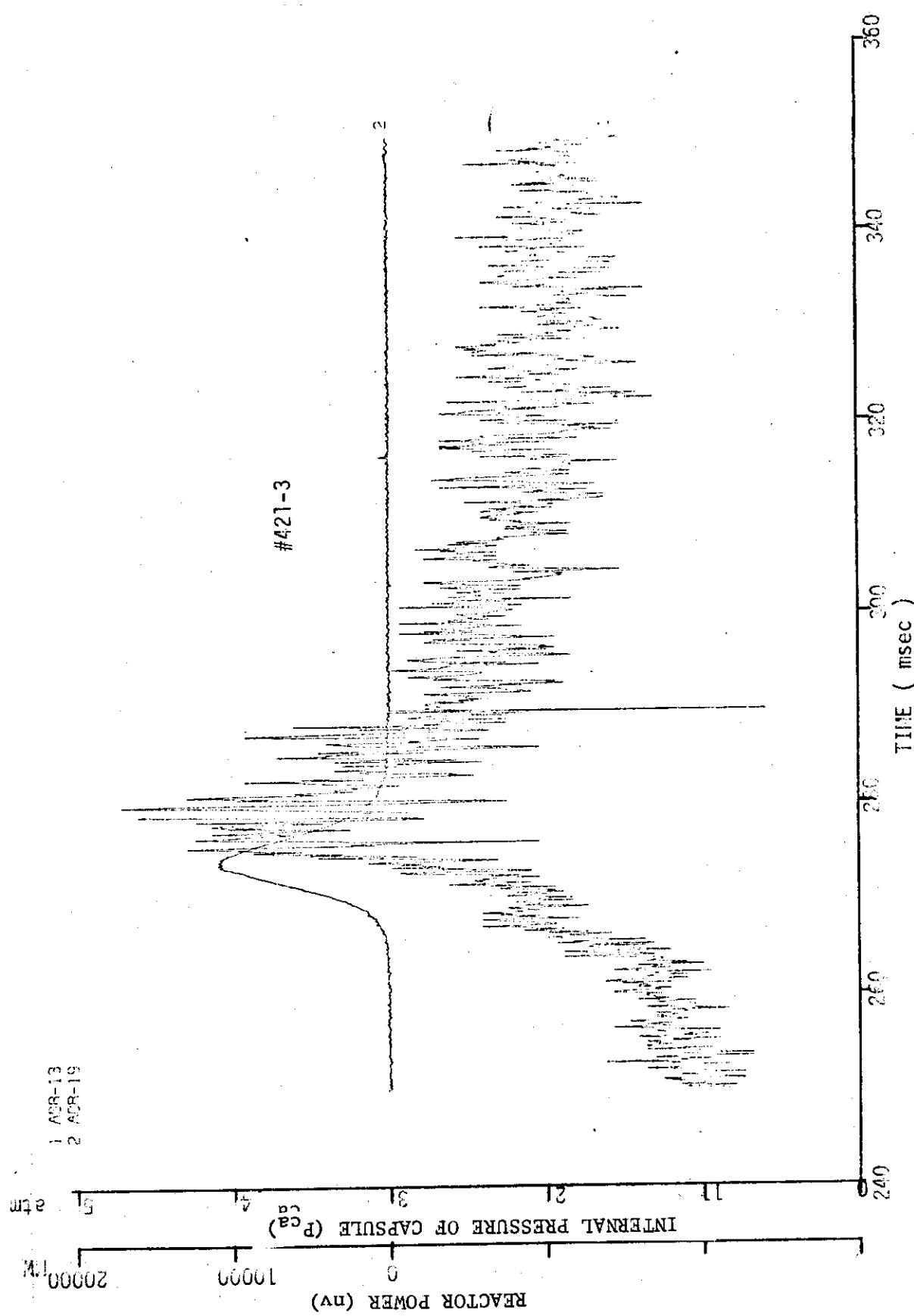


Fig. 29 Internal pressure of capsule: Test No. 421-3.

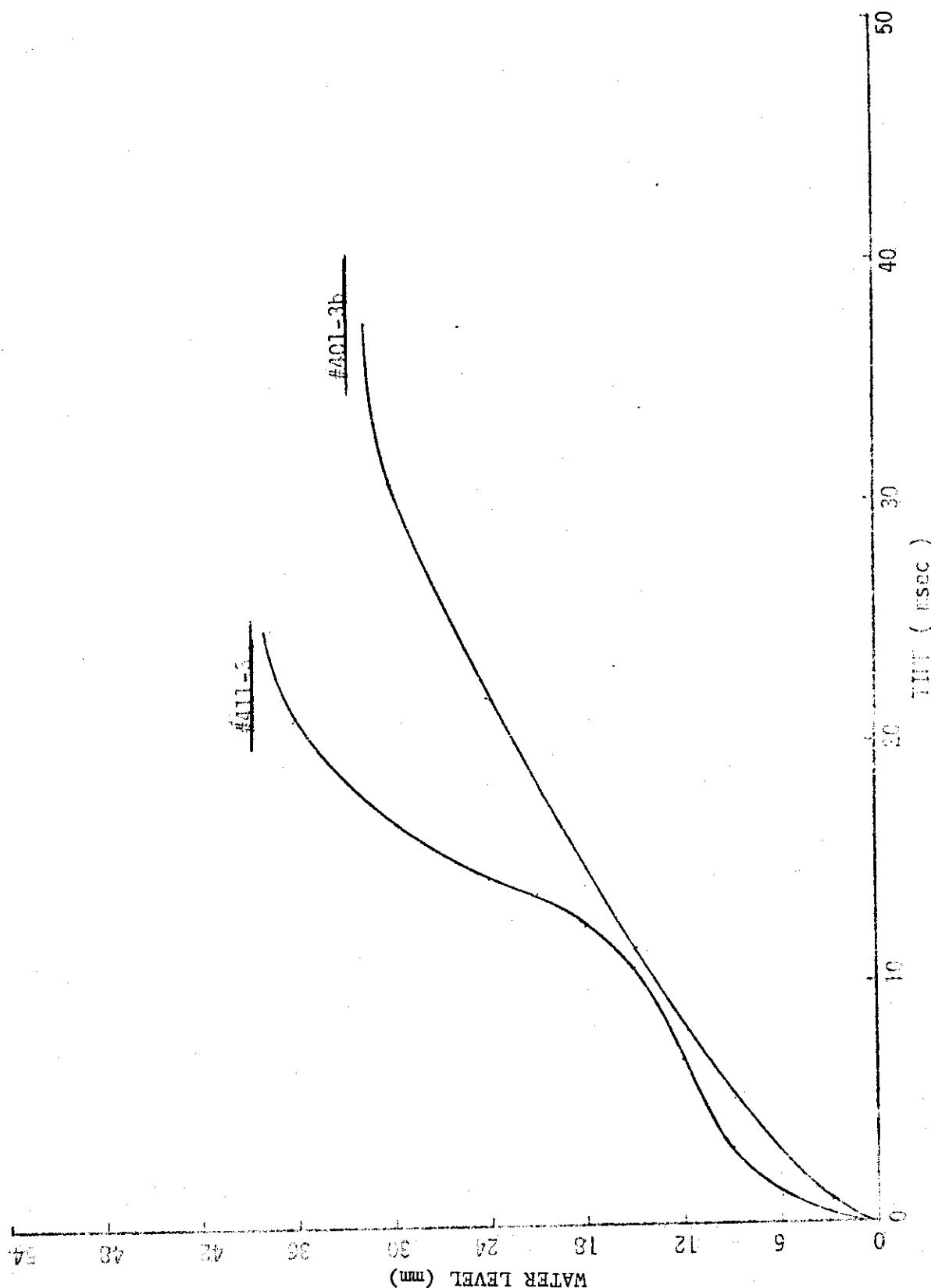


Fig. 30 Transient water level after fuel rod failure.

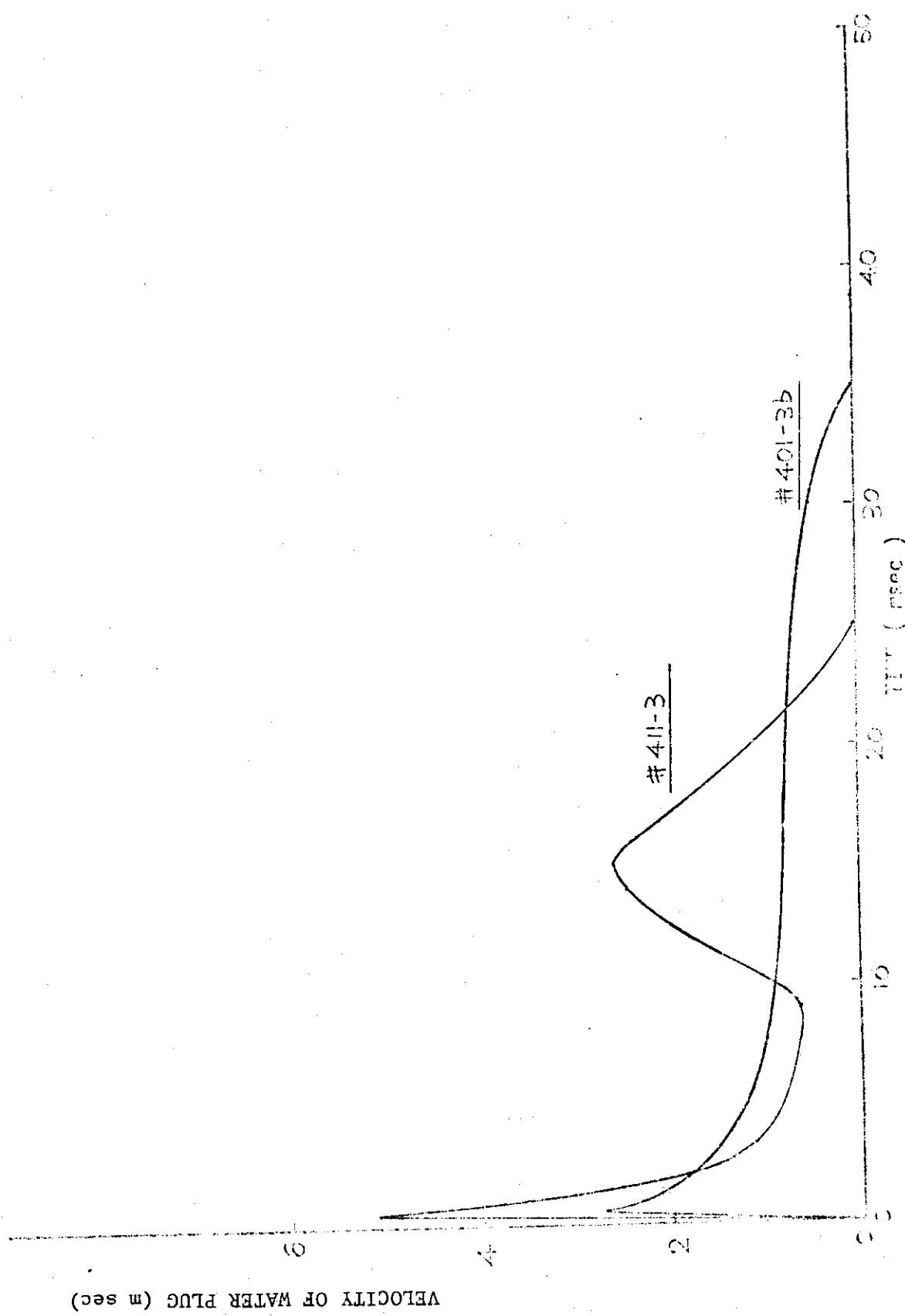


Fig. 31 Transient velocity of water plug after fuel rod failure.

3. 解析プログラムの開発

NSRR 計画における研究開発の一環として、燃料挙動解析コードの開発が進められているが、今期の進捗として、燃料挙動解析コード MODRAN - I に関しては、有限要素法を用いた 2 次元 (R - Z 体系, X - Y 体系) の非定常熱伝導計算のサブコード HEATRN - FEM を開発し、また NSRR 実験解析用コード EXCURS - FLUX2 に関しては、燃料棒内外圧による応力および被覆管の熱応力等と被覆管のひずみ計算モデルを導入し、このモデルによるギャップ熱伝達係数の挙動について検討を加えた。

3.1 燃料挙動解析コード " MCDRAN - I " (大西信秋)

燃料挙動解析コード MCDRAN - I は、前報でその概要について述べたように、燃料棒の温度計算、ギャップ熱伝達係数の計算、冷却材熱水力計算などが独立したサブコードによって計算できるように構成されている。MCDRAN - I では、燃料棒の非定常熱伝導計算を HEAT - I⁽⁴⁾ モデルを改良した HEATRN - FDM サブコード (1 次元有限差分法) を用いて計算していたが、ペレットの偏心等が考慮できるように有限要素法を用いた 2 次元 (X - Y 体系および R - Z 体系) の非定常熱伝導計算用サブコード HEATRN - FEM を開発した。本報では、HEATRN - FEM に関する基本式、およびテスト計算の結果について簡単に報告する。数値解法、入出力形式等については別稿³⁾ に詳細に述べられているのでここでは省略する。

3.1.1 基本方程式と数値解法

ここでは重みつき残差法による非定常熱伝導方程式の展開について述べる。

HEATRN - FEM では、非定常熱伝導方程式およびその境界条件から残差方程式を導びき、この式に有限要素法を適用して 2 次元 X - Y 座標系および R - Z 座標系への数値解を求めていく。以下、残差方程式の導出について簡単に述べる。

非定常熱伝導方程式および境界条件を表わす偏微分方程式は次のように与えられる。

$$\nabla \cdot (k \cdot \nabla T) + q - \rho C \dot{T} = 0 \quad (1)$$

$$-q + n \cdot (k \nabla T) = 0 \quad (2)$$

ただし、

k : 热伝導率, T : 未知温度, q : 発熱量

ρC : 热容量

q : 境界上での热出入量 (物体から熱が逃げていく時を正 (+) とする。)

n : 物体の法線方向の単位ベクトル

(1), (2) 式が近似解法で解かれる時、その解は (1), (2) 式を必ずしも零に等しくするとは限らず、何らかの残差 (不平衡値 ≈ 0) が存在する。方程式 (1), (2) に関する残差は次の式で定義される。

$$\Sigma_{\text{内部}} = \nabla \cdot (k \cdot \nabla T) + q - \rho C \dot{T} \quad (3)$$

$$\Sigma_{\text{表面}} = -q + n \cdot (k \nabla T) \quad (4)$$

重みつき残差法においては、残差はそれぞれの残差の重みつき積分平均を零に等しく置くことによって、平均として零になる様にする。この様な条件の下で、残差 $\Sigma_{\text{内部}}$ と $\Sigma_{\text{表面}}$ に関して積分方程式は次の様になる。

$$\iiint_V w \Sigma_{\text{内部}} dV = 0 \quad (5)$$

$$\iint_S w \Sigma_{\text{表面}} dS = 0 \quad (6)$$

ただし、Vは体積、Sは表面積、wは重み関数である。(3), (4)式を(5), (6)式にそれぞれ代入すると、

$$\iiint_V w \nabla \cdot (k \cdot \nabla T) dV + \iiint_V w g dV - \iiint_V \rho C T dV = 0 \quad (7)$$

$$\iint_S w q dS = \iint_S w (\nabla \cdot k \nabla T) \cdot n dS \quad (8)$$

が得られる。 $D = k \cdot \nabla T$ と置き、ベクトル恒等式より整理すると次のようになる。

$$w(\nabla \cdot D) = \nabla \cdot (wD) - (\nabla w) \cdot D \quad (9)$$

(9)式を(7)式に代入し整理すると次式を得る。

$$\iiint_V \nabla \cdot (wD) dV - \iint_V (\nabla w) \cdot D dV + \iiint_V w(g - \rho C T) dV = 0 \quad (10)$$

ここでガウスの発散定理を用いて(8)式を変形すると次のようになる。

$$\iiint_V \nabla \cdot (wD) dV = \iint_S (wD) \cdot n dS = \iint_S w q dS \quad (11)$$

(11)式を(10)式に代入して積分の最終的な形は次の様になる。

$$-\iint_S w q dS + \iint_V (\nabla w) \cdot (k \cdot \nabla T) dV - \iint_V w g dV + \iint_V w \rho C T dV \quad (12)$$

全体積が有限個の要素に分割されるとき、積分方程式(12)は各要素の和として表現され次の様になる。

$$\sum_{m=1}^M \left(\iiint_{V_m} \nabla w \cdot (k \cdot \nabla T) dV + \iiint_{V_m} w \rho C T dV - \iint_{S_m} w q dS - \iint_{V_m} w q dV \right) = 0$$

ただし、 V_m は要素の体積、 S_m は境界上にある要素の外部表面積、Mは要素の総数である。

要素内の温度は離散点（節点）における温度の一次結合を用いて近似される。

$$T = \underline{\underline{L}}^T \underline{T} \quad (14)$$

ただし、 $\underline{\underline{L}}^T$ は座標と要素タイプ（要素の形状）に依存する内挿関数である。 \underline{T} は要素の節点温度から成る列ベクトルである。 $\underline{\underline{L}}^T$ の \underline{T} はマトリクスの転置を示している。

T の座標に関しての微分は次式で表わせる。

$$\nabla T = (\underline{\underline{L}}^T)' \underline{T} \quad (15)$$

ただし、プライム記号は座標に関しての微分を表わしている。次に、重み関数の形を決定するために、ここではガレルキンの方法を採用する。つまり、重み関数を離散温度の係数として選ぶ。

$$w = L$$
(16)

$$\nabla w = (L)^T$$
(17)

従がって、(4), (5), (6), (7)式を残差方程式(13)に代入すると次の様になる。

$$\sum_{m=1}^M \left\{ \int_{V_m} \int \int (L_m)' k_m (L_m^T)' T_m dV - \int_{V_m} \int f (L_m) g dV + \int_{V_m} \int \int \rho_m C_m (L_m) T_m dV - \int_{S_m} f (L_m) q ds \right\} = 0 \quad (18)$$

温度の時間微分に関する項 \dot{T} は次の様に近似する。

$$\dot{T} = L^T \dot{T} \quad (19)$$

(19)式を(18)式に代入する際に、 T は体積の関数ではないから、次式のように表わすことができる。

$$\sum_{m=1}^M \left\{ K_m T_m + C_m \dot{T}_m - q_m - g_m \right\} = 0 \quad (20)$$

$$K_m = \int_{V_m} \int \int (L_m)' k_m (L_m^T)' dV \quad (21)$$

$$C_m = \int_{V_m} \int \int (\rho C)_m (L_m) (L_m^T) dV \quad (22)$$

$$q_m = \int_{S_m} \int (L_m) q ds \quad (23)$$

$$g_m = \int_{V_m} \int \int (L_m) g dV \quad (24)$$

3.1.2 計算例

コードの妥当性を検証するために行なった計算例について簡単に説明する。計算例としては以下に述べるよう、厳密解との比較計算(M1ケース)、x-y座標系についての非定常温度計算(M2ケース)および軸対称R-Z座標系についての非定常温度計算(M3ケース)である。このうちM2およびM3ケースはNSRR実験において実験燃料をパルス出力により照射した部分の燃料において実験燃料をパルス出力により照射した場合の燃料ミートおよび被覆管の非定常温度挙動について計算したものである。実験燃料は一般的なPWR型燃料と同一直径をもつたUO₂ペレット、Zry-2被覆管の燃料である。これらの計算例ではギャップ熱伝達係数および被覆表面熱伝達係数は簡単にするために計算時間中は一定と仮定した。

(1) 計算ケース M1

この計算ケースはHETRN-FEMコードの妥当性を検証するために行なった厳密解との比較計算である。計算の対象としては、直径2cmで一定の内部発熱がある円柱が雰囲気100°Cの中に置かれた場合の非定常温度変化を選び、以下に示す厳密解⁵⁾との比較を行なった。

$$T(r, \tau) = T_0 + \frac{Q_0 R^2}{4k} \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 - \frac{2}{Rh} \right] - \frac{2h Q_0}{Rk} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\exp(-\kappa \tau \alpha_n^2) J_0(r \alpha_n)}{\alpha_n^2 (h^2 + \alpha_n^2) J_0(R \alpha_n)}$$

ここで、

- $T(r, \tau)$: 時刻 τ , 半径 r における温度
- T_0 : 初期温度
- Q_0 : 単位体積当たりの発熱量
- k : 热伝導率
- h : 热伝達率
- κ : 温度伝導率

である。なお、 α_n は $\alpha J_1(R\alpha) - h J_0(R\alpha) = 0$ の正の固有値である。使用した数値を Table. 8 に示す。

一方、HEATRN-FEMコードによる計算は、コードが 2 次元用に作成されているために Fig. 3.2 に示すような形状について行なった。この場合、境界(1), (3)は温度勾配を零とし、1 次元の厳密解と直接比較できるようにした。この計算例では図に示されているように、円柱の $1/12$ 領域について節点数 26, 3 角要素数 36 に分割して計算を行なった。コードによる計算結果を厳密解と比較して Table. 9 に示す。

Table. 9 に示すように、HEATRN-FEMコードの計算値と厳密解との相違は高々 1 % 程度であり、きわめて良好な結果を得ていることが判る。なお、両者の違いはコード計算における半径方向の分割数および時間巾に依存していることが考えられ、さらに小分割することによりコードの計算結果はより厳密に近づくと考えられる。

(2) 計算ケース No. 2

計算ケース No. 2 は、燃料棒を Fig. 3.3 に示すように $x - y$ 平面に切断しその 2 分の 1 領域について軸対称を仮定して計算した例である。特にこの計算例は、本解析コードの開発の目的である非対象形状、すなわち偏心形状の計算を試みたものである。座標を Fig. 3.3(c) 示すように片方に偏心させ、節点番号(46)-(55)の間のギャップ巾を節点番号(38)-(47) 間の 5 倍にした。したがって、ギャップ熱伝達係数は節点番号(46)-(55)間と節点番号(38)-(47) 間では 5 倍の違いになっており、この間のギャップ熱伝達係数は連続的に変化するものと仮定した。また、発熱の時間変化は反応度事故時の出力挙動を模擬するために Fig. 3.4 に示すようなパルス出力変化を用いた。Fig. 3.4 および Fig. 3.5 は、 UO_2 ベレットおよびクラッド表面の温度変化を示した図である。この図で番号(45)-(72), (42)-(69) および(39)-(66) がそれぞれ接続している節点である。図に示されているように、ギャップ巾の相違による温度変化が予想通り現われており、ギャップ巾の最も広い節点(45)-(72)の温度に比べてギャップ巾の最も狭い節点(39)-(66)の温度は最大 500 ℃程度も高くなっていることが判る。以上、 $x - y$ 体系に対する HEATRN-FEM のテスト計算の結果を示したが、計算結果は定性的にもかつ定量的にも妥当な結果を与えている。本コードは、当初の目的である発熱歪や体系の不等方性を考慮した解析が可能であるばかりでなく、等温線図を利用することにより UO_2 ベレットの溶融した領域の時間変化を適格に把握することができる点できわめて有効なものとなろう。

(3) 計算ケース No. 3

計算ケース No. 3 は、Fig. 3.6 に示すように、燃料棒からベレット 1 ケ分の長さを取り出

し、その $1/2$ 領域について R-Z 体系の計算を行なつたものである。この計算では、半径方向の中心（半径 $R=0\text{ mm}$ における節点①, ②, ③, ④, ⑤）と軸方向の下端（軸方向 $z = 0\text{ mm}$ における節点①, ⑥, ⑪, ⑯, ㉑, ㉓, ㉔, ㉕, ㉖）について軸対称の境界条件を適用した。さらに、 UO_2 ベレットの上端（節点⑤, ⑩, ⑮, ㉐, ㉕, ㉓）については半径方向のギャップと同様にギャップ熱伝達係数を与えた。被覆管の上端（節点㉓, ㉔, ㉕, ㉖）については下端部と同様の境界条件を与えた。Fig. 37 は節点①, ④, ⑤, ㉖ および㉓ の温度の時間変化を示した図である。この図で節点①のベレットの中心温度は Fig. 34 に示したと同様に少しずつ上昇しているが、他の節点では時間経過と共に低下している様子が判る。特に、ベレットの上端の節点㉖ は半径方向と軸方向の熱伝達を考慮しているために急激な低下を示していることが判る。

以上、HEATRN-FEM による R-Z 体系の計算例を示した。この計算ケースの $z = 0\text{ mm}$ における結果は $x - y$ 体系の計算結果とほぼ同じ条件であるが、両者の計算結果はきわめてよく一致しており、数値解法上は何ら問題ないことが認められている。一方、従来軸方向の熱移動はきわめて少ないと考えられてきたが、本計算ケースのようにベレットとペレットの間のギャップ熱伝達を考慮することによって軸方向の熱移動を評価することが可能となり、定量的な評価が可能となる。

Table 8 Input data for sample problem No.1

| | |
|---------------------------------|---|
| Heat Generation Q_0 | 8.6×10^8 kcal/m ³ hr |
| Outer Radius R_{max} | 1.0×10^{-2} m |
| Thermal Conductivity of Rod k | 21.5 kcal/m ³ hr°C |
| Heat Capacity of Rod | 478 kcal/m ³ °C |
| Film Coefficient on Boundary | 21.5×10^5 kcal/m ² hr°C |
| Initial Temperature | 100°C |
| Environment Temperature | 100°C |

Table 9 Comparison of results sample program No.1

| Time (sec) | $r = 0$ cm (centerline) | $r = 0.6$ cm | $r = 1.0$ cm (outer radius) | Code |
|---------------|----------------------------|--------------|--------------------------------|-------------------|
| 0.10 | 150.00 | 149.88 | 104.46 | Analytic Solution |
| | 150.00 | 149.36 | 105.33 | HEATRN-FEM |
| 0.50 | 348.61 | 315.42 | 109.68 | Analytic Solution |
| | 347.34 | 311.36 | 109.89 | HEATRN-FEM |
| 1.00 | 567.01 | 452.10 | 112.99 | Analytic Solution |
| | 563.81 | 447.23 | 113.07 | HEATRN-FEM |
| 1.50 | 730.13 | 544.59 | 115.12 | Analytic Solution |
| | 728.45 | 539.55 | 115.14 | HEATRN-FEM |
| 2.00 | 846.15 | 608.95 | 116.58 | Analytic Solution |
| | 847.27 | 604.15 | 116.57 | HEATRN-FEM |

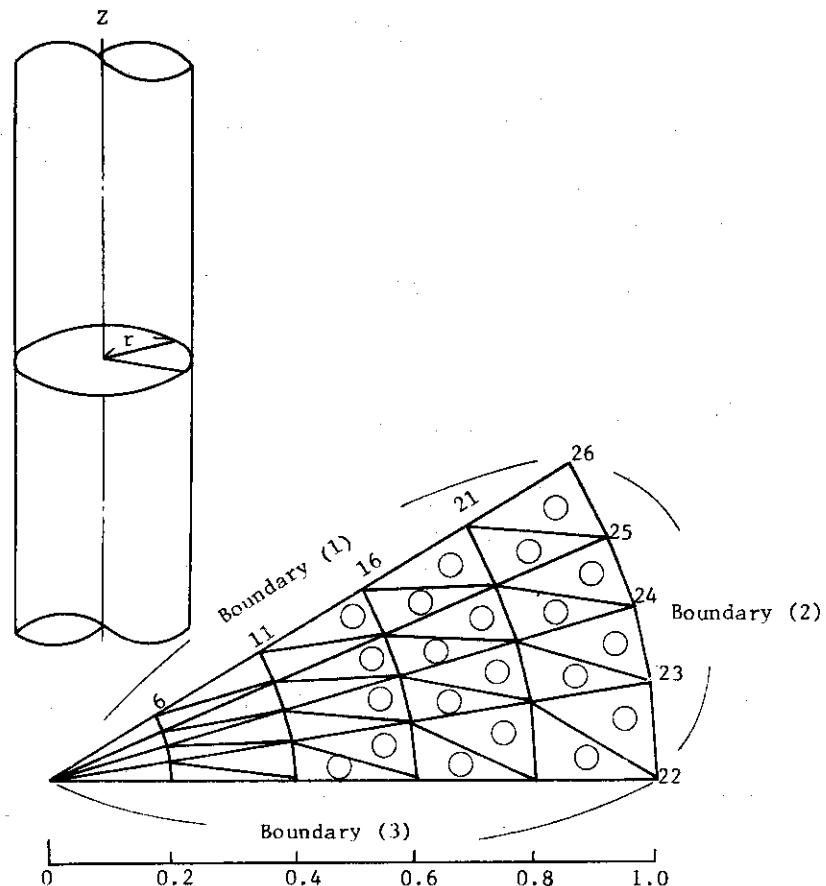


Fig. 32 Finite element layout of fuel rod

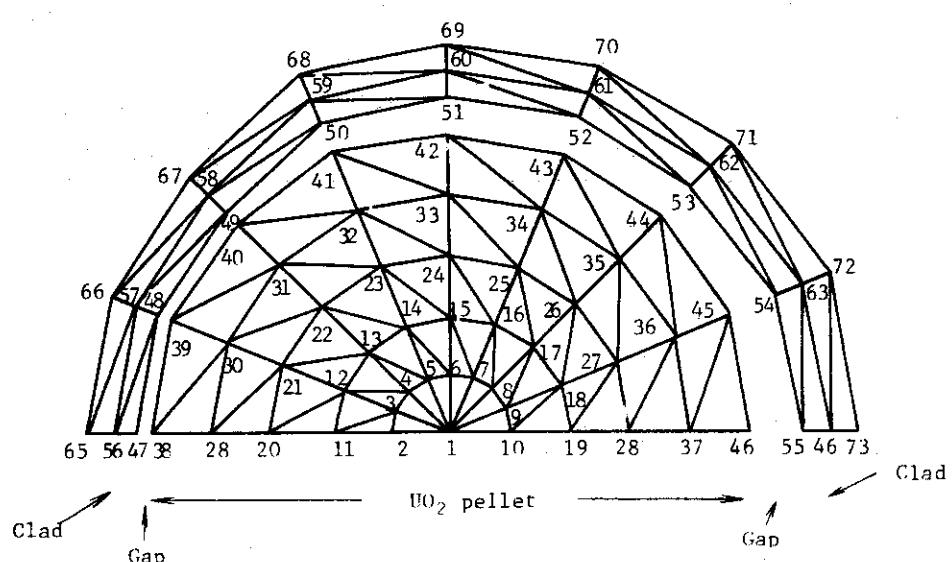


Fig. 33 Finite element layout of fuel rod

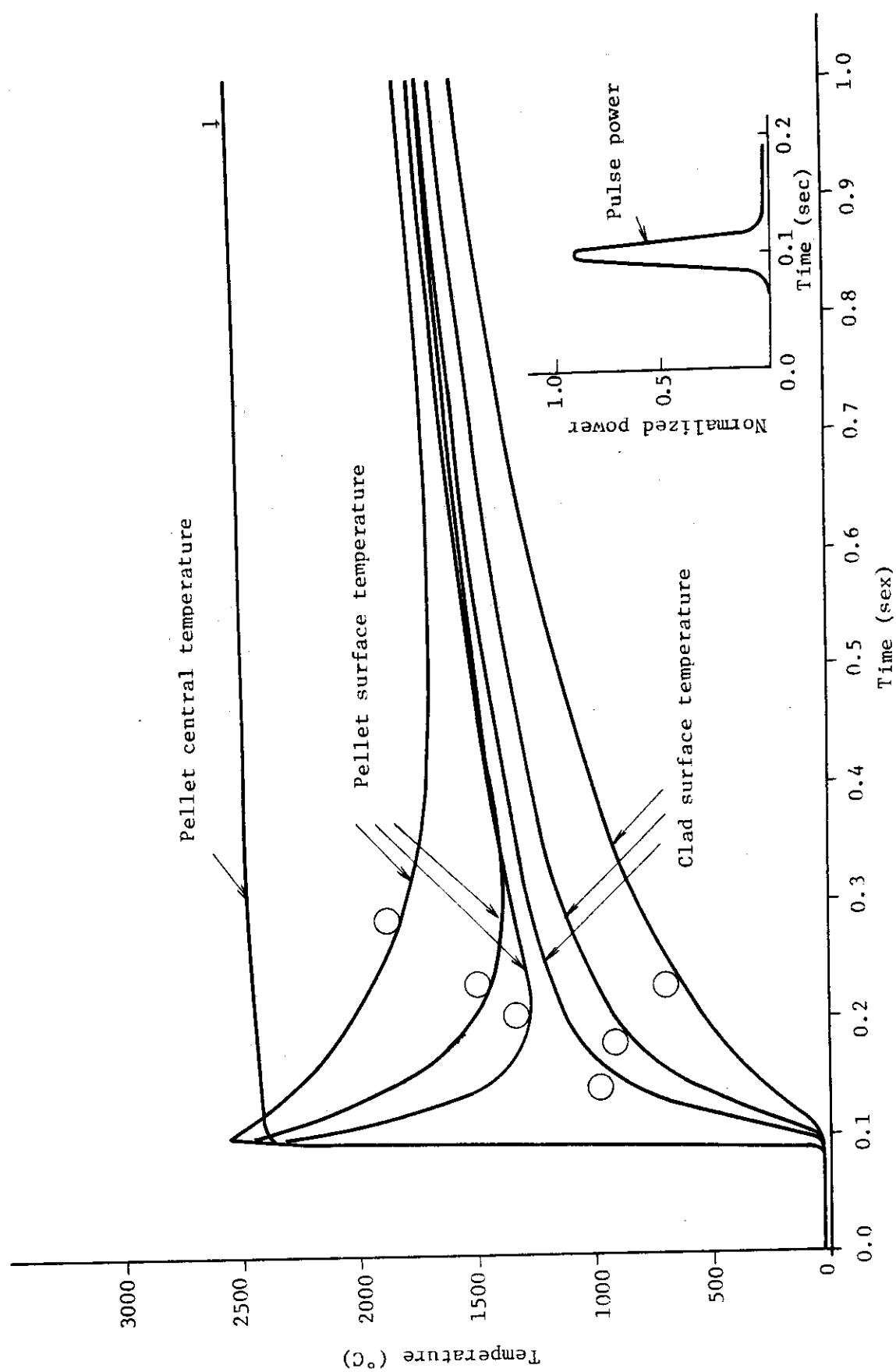


Fig. 34 Calculated results of pellet and cladding temperature

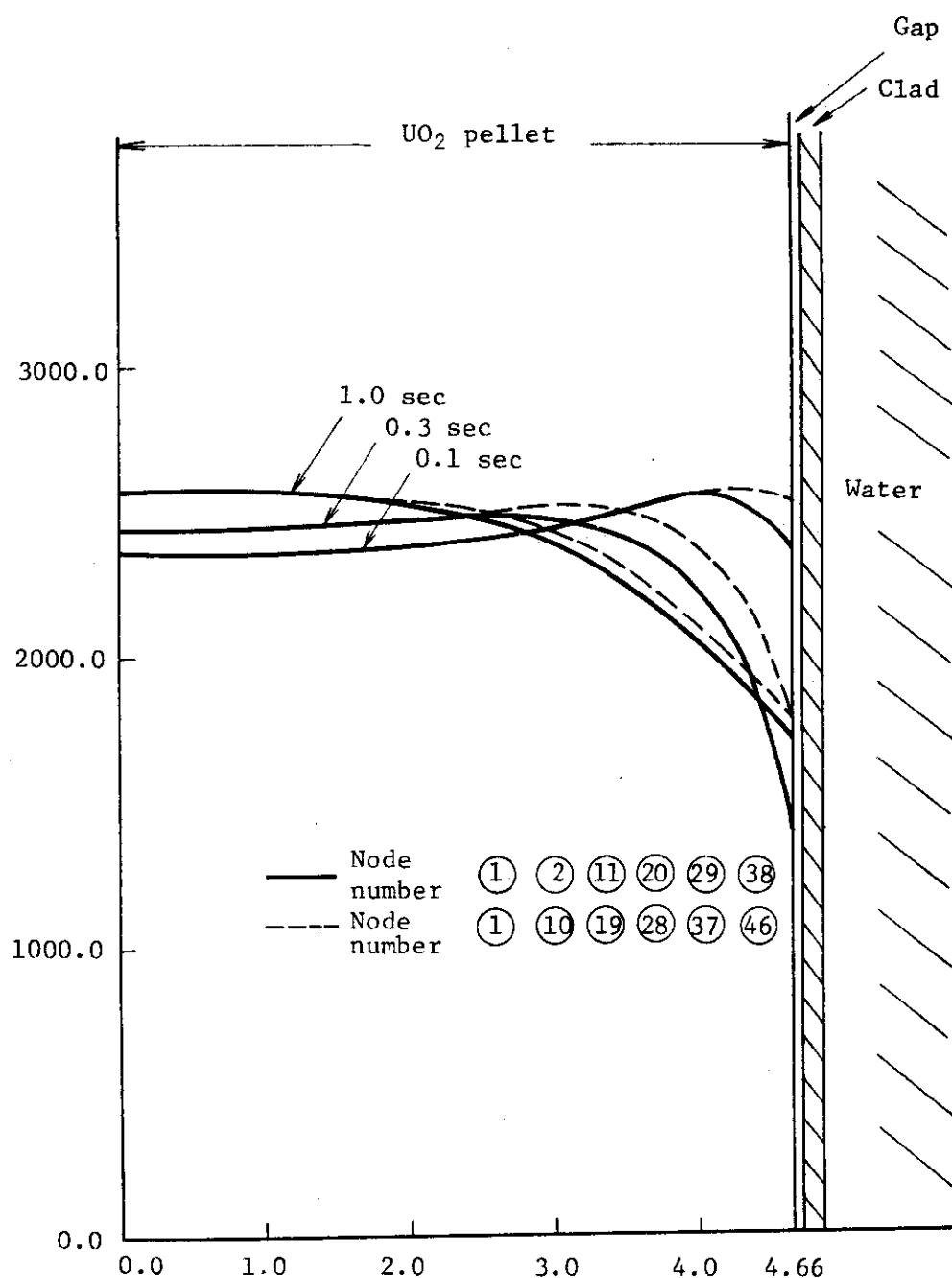


Fig. 35 Calculated results of pellet and cladding temperature

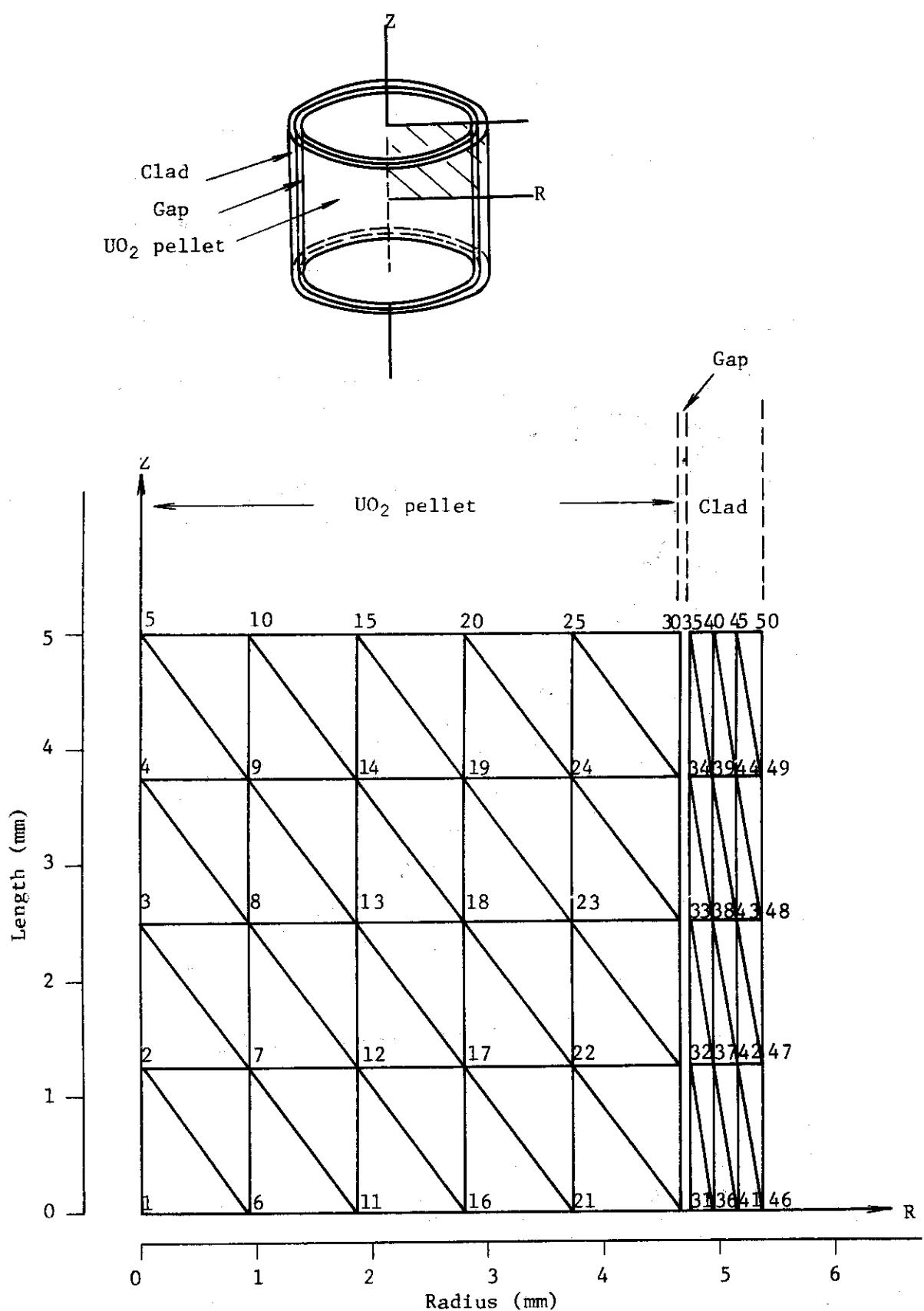


Fig. 36 Finite element layout of fuel rod

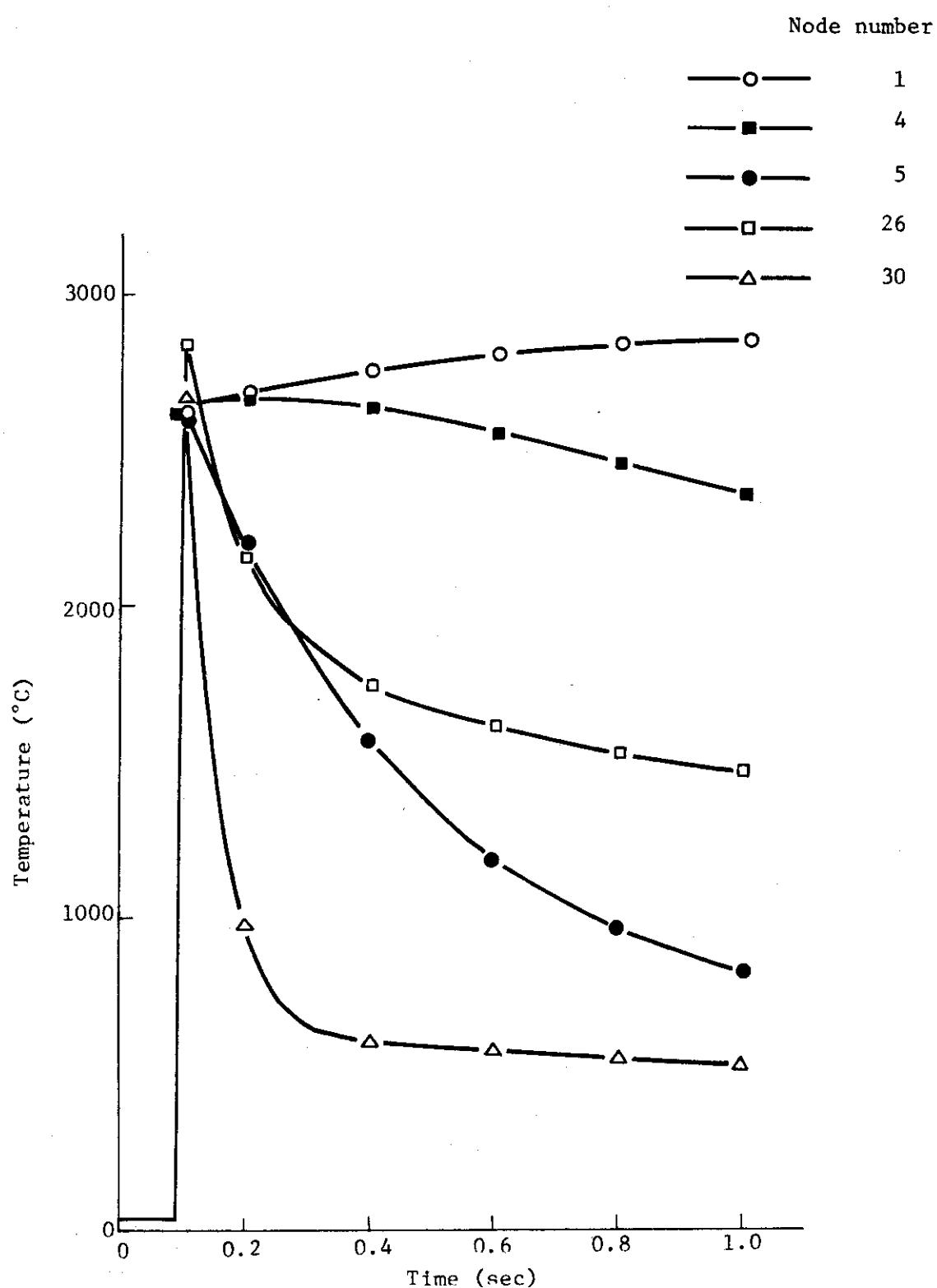


Fig. 37 Calculated results of pellet temperature

3.2 NSRR実験解析コード "EXCURS-FLUX2" (斎藤伸三)

NSRR実験における破損前燃料挙動解析コードEXCURS-FLUX2では、燃料ペレットの熱膨張および燃料棒内外圧による応力、被覆材の熱応力等を計算し、これにより被覆材のひずみを求めている。しかし、これまで暫定的に過渡時のギャップ幅の変化はペレットおよび被覆材の熱膨張のみを考慮して求め、このギャップ幅およびギャップ温度に基いてギャップコンダクタンスを算出していた。これに対してギャップ幅を被覆材のひずみ量に基いて評価すると、たとえば $150 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 程度以上の発熱量の実験で標準燃料の場合は、熱膨張のみを考慮してギャップ幅を求めるパルス発生の初期においてペレットと被覆材は接触し、その後数秒間は接触した状態が続くのに対し、被覆材のひずみ量から算出すると初期において接触すると大きな永久変形をもたらすため、再びペレットと被覆材の間にはギャップが出来る。Fig. 3.8にこれらの仮定に基いて算出したギャップ幅およびこれを基にしてAnderson-Lehlitterの式を用いて求めたギャップコンダクタンスを示す。

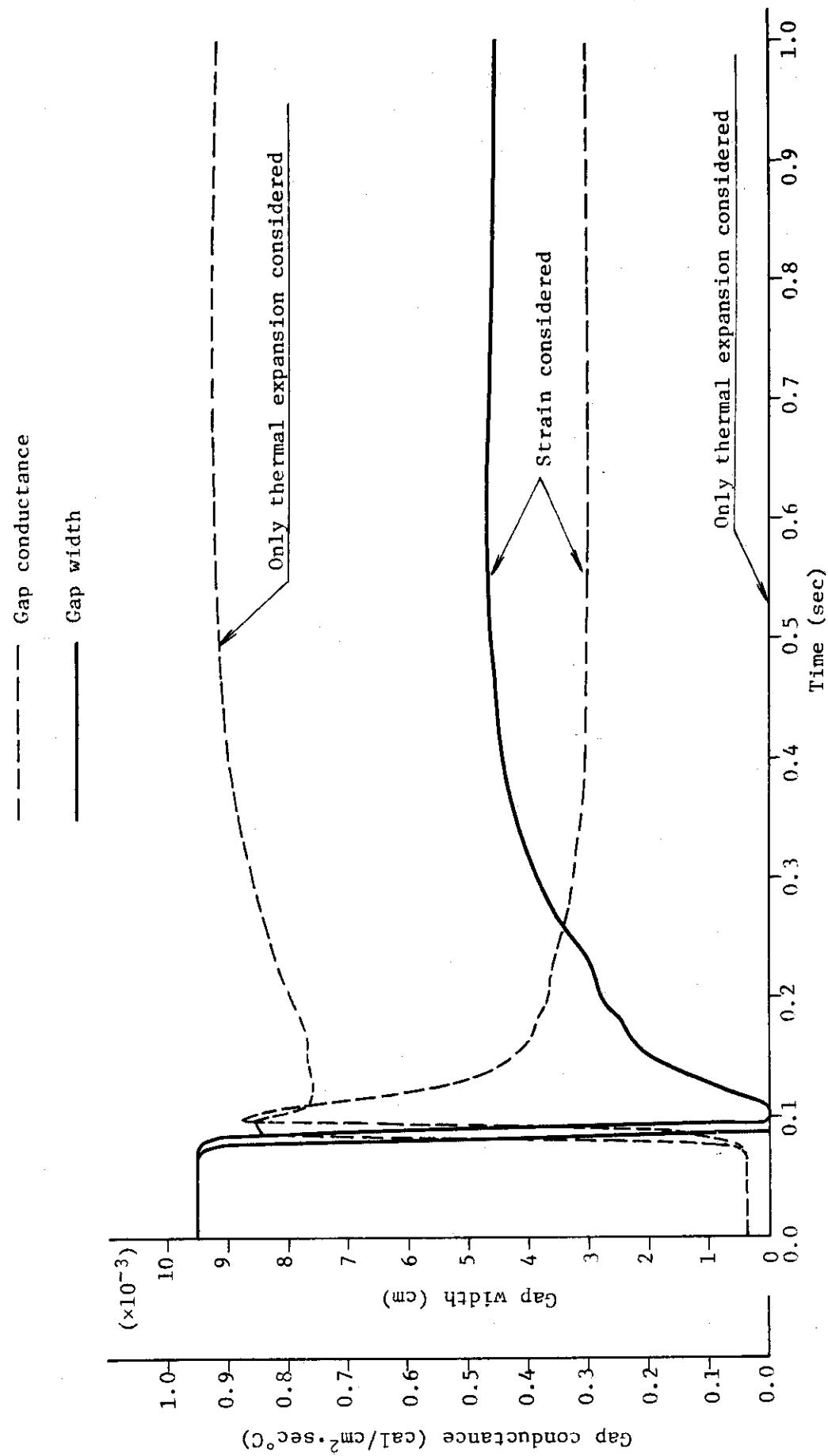


Fig. 38 Differences of calculated gap widths and gap conductances according to the difference in calculation model in case of inserted reactivity of \$2.24.

4. 今後の実験実施予定

本年 9 月から開始する 51 年度の研究計画では、以下に述べる実験を予定している。

(1) スコーピング実験

これまでに実施したスコーピング試験に引き続き、酸化のしきい値、破損および破壊のしきい値を詳細に調べる。

(2) ギャップ燃料実験

広巾ギャップ燃料を用いた実験に加え、狭巾ギャップ燃料を用いて、POMIによる燃料破損挙動、ギャップ熱伝達の燃料温度挙動および破損挙動に及ぼす影響等について調べる。

(3) 加圧燃料実験

実炉における燃料仕様条件および燃焼の進展に伴なう FPガスによる内圧上昇を模擬した加圧燃料 ($30, 50, 70 \text{ kg/cm}^2$) を用い、燃料内圧の破損挙動に及ぼす影響を調べる。

(4) 濃縮度燃料実験

濃縮度 5 % および 20 % の試験燃料を用い、燃料内の発熱分布の相違が燃料温度挙動および破損挙動に及ぼす影響を調べる。

(5) 浸水燃料実験

前期浸水燃料実験に引き続き、被覆管に孔のある場合とない場合の破損挙動の違いを調べる。また、破損しきい値に大きな影響をもつと考えられる浸水量についてパラメトリックに実験を実施すると共に、自由水面のない PWR 条件を模擬して破壊エネルギーの大きさ、伝播の形態を調べる。

(6) バンドル実験

バンドル体系における燃料破損挙動および破損の伝播現象を調べるために、最大 5 本バンドルの実験を実施する。

(7) 流路模擬実験

燃料対冷却水比を実炉と同程度によるよう流路壁を取付けた実験を実施し、燃料温度挙動、破損挙動および破壊エネルギーの発生・伝播等を調べる。

以上、51 年度に実施予定の実験項目について述べたが、これらのパラメータの他に、実験条件を変えた試験を行なうために、高温高圧カプセルおよびループの開発も精力的に進めている。実験計画の概要を Table. 10 に示す。

5. 結 言 (石川迪夫)

NSRR プログレスレポート・2 を発表することが出来た。本レポートは、昭 51 年 4 月から 6 月迄の実験結果について取りまとめたもので、本来ならば 8 月には印刷が完了しているべきものであるが、出筆に予想外の期日を要し今日に迄到ったものである。幸い、7 月～8 月にかけて、第 1 回原子炉定期検査が行われたので、本稿を 4 月～8 月迄の報告とし、9 月の実験はプログレスレポート・3 で述べるものとする。

4. 今後の実験実施予定

本年9月から開始する51年度の研究計画では、以下に述べる実験を予定している。

(1) スコーピング実験

これまでに実施したスコーピング試験に引き続き、酸化のしきい値、破損および破壊のしきい値を詳細に調べる。

(2) ギャップ燃料実験

広巾ギャップ燃料を用いた実験に加え、狭巾ギャップ燃料を用いて、POMIによる燃料破損挙動、ギャップ熱伝達の燃料温度挙動および破損挙動に及ぼす影響等について調べる。

(3) 加圧燃料実験

実炉における燃料仕様条件および燃焼の進展に伴なうFPガスによる内圧上昇を模擬した加圧燃料($30, 50, 70 \text{ kg/cm}^2$)を用い、燃料内圧の破損挙動に及ぼす影響を調べる。

(4) 濃縮度燃料実験

濃縮度5%および20%の試験燃料を用い、燃料内の発熱分布の相違が燃料温度挙動および破損挙動に及ぼす影響を調べる。

(5) 浸水燃料実験

前期浸水燃料実験に引き続き、被覆管に孔のある場合とない場合の破損挙動の違いを調べる。また、破損しきい値に大きな影響をもつと考えられる浸水量についてパラメトリックに実験を実施すると共に、自由水面のないPWR条件を模擬して破壊エネルギーの大きさ、伝播の形態を調べる。

(6) バンドル実験

バンドル体系における燃料破損挙動および破損の伝播現象を調べるために、最大5本バンドルの実験を実施する。

(7) 流路模擬実験

燃料対冷却水比を実炉と同程度によるよう流路壁を取付けた実験を実施し、燃料温度挙動、破損挙動および破壊エネルギーの発生・伝播等を調べる。

以上、51年度に実施予定の実験項目について述べたが、これらのパラメータの他に、実験条件を変えた試験を行なうために、高温高圧カプセルおよびループの開発も精力的に進めている。実験計画の概要をTable. 10に示す。

5. 結 言 (石川迪夫)

NSRRプログレスレポート・2を発表することが出来た。本レポートは、昭51年4月から6月迄の実験結果について取りまとめたもので、本来ならば8月には印刷が完了しているべきものであるが、出筆に予想外の期日を要し今日に迄到ったものである。幸い、7月～8月にかけて、第1回原子炉定期検査が行われたので、本稿を4月～8月迄の報告とし、9月の実験はプログレスレポート・3で述べるものとする。

Table 10 Tentative NSRR test program in FY 1976

| Test Parameters | No. of Tests | Objectives |
|-----------------|--------------|--|
| Scoping | 41 | Detailed failure thresholds Tests with PWR condition Tests with high pressure capsules |
| Enrichment | 26 | Power distribution High heat deposition |
| Gap Width | 13 | Gap heat transfer PCMI problem |
| Gap Pressure | 7 | Failure mechanism |
| Waterlogged | 28 | Mechanical energy behavior Effects of defects |
| Bundle | 14 | Vicinity rod effects |
| Flow Channel | 6 | Channel effects |
| Total | 135 | |

参考文献

- (1) 石川迪夫, 富井格三; “NSRR 実験プログレス・レポート・1 (1975年10月~1976年3月)”, JAERI-M 6635, 1976.
- (2) L.A.Stephan, “The Effects of cladding Material and Heat Treatment on the Response of waterlogged UO₂ Fuel Rods to Power Bursts, IN-ITR-111, January 1970.
- (3) 大西信秋; “重みつき残差法を用いた有限要素非定常2次元熱伝導計算コード(HEATRN-FEM)”, JAERI-M6665, 1976.
- (4) R.J.Wagner; “HEAT-1: A One Dimensional Time Dependent on Steady-state Heat Conduction Code”, Conduction of Heat in Solids, Clarendon, Oxford, 2nd Edition, 1959.

付録A NSRR炉の概要

(1) NSRRの構成

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

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

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

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

(2) 炉心構成

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

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

燃料は、Fig A-2に示すように、内径22cmの六角形の中空実験孔の周囲に稠密に配列され、炉心を構成する。炉心内の燃料本数は149本であり、炉心は約\$ 8.5の余剰反応度を有する。また、炉心内には安全棒2本、調整棒8本(いずれも燃料フォロア型制御棒)の制御棒のほかに、パルス出力発生のために用いるトランジェント棒3本がある。トランジェント棒はB₄Cの中性子吸収体に空気フォロアのついた制御棒で、3本のトランジェント棒のうちの2本は、圧縮空気によって駆動し、他の1本は圧縮空気駆動系に加えて電動モータ駆動系を備えており、任意に挿入位置を加減することができて、パルス運転の際の投入反応度量を調節しうる。

る。

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

(3) パルス特性

現在までに実施したパルス運転における最大投入反応度は\$4.67であるが、この最大パルス時における炉出力のピーク値は $21,100\text{ MW}$ 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) $117\text{ MW}\cdot\text{sec}$ 、パルス半値幅 4.4 msec 、最短炉周期 1.13 msec であった。Fig A-3には、この最大パルス時に測定したパルス出力波形および積分出力の実測値を示す。

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

(4) 実験能力

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

Fig A-6は、各投入反応度のパルス運転によって試験燃料に与える断熱的な最大発熱量を示す。同図から分るように、例えば最大投入反応度によるパルスが5%濃縮のPWR型試験燃料に与え発熱量は約 $340\text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ でこれは UO_2 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 | 1.17 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 | |

Hold-down device

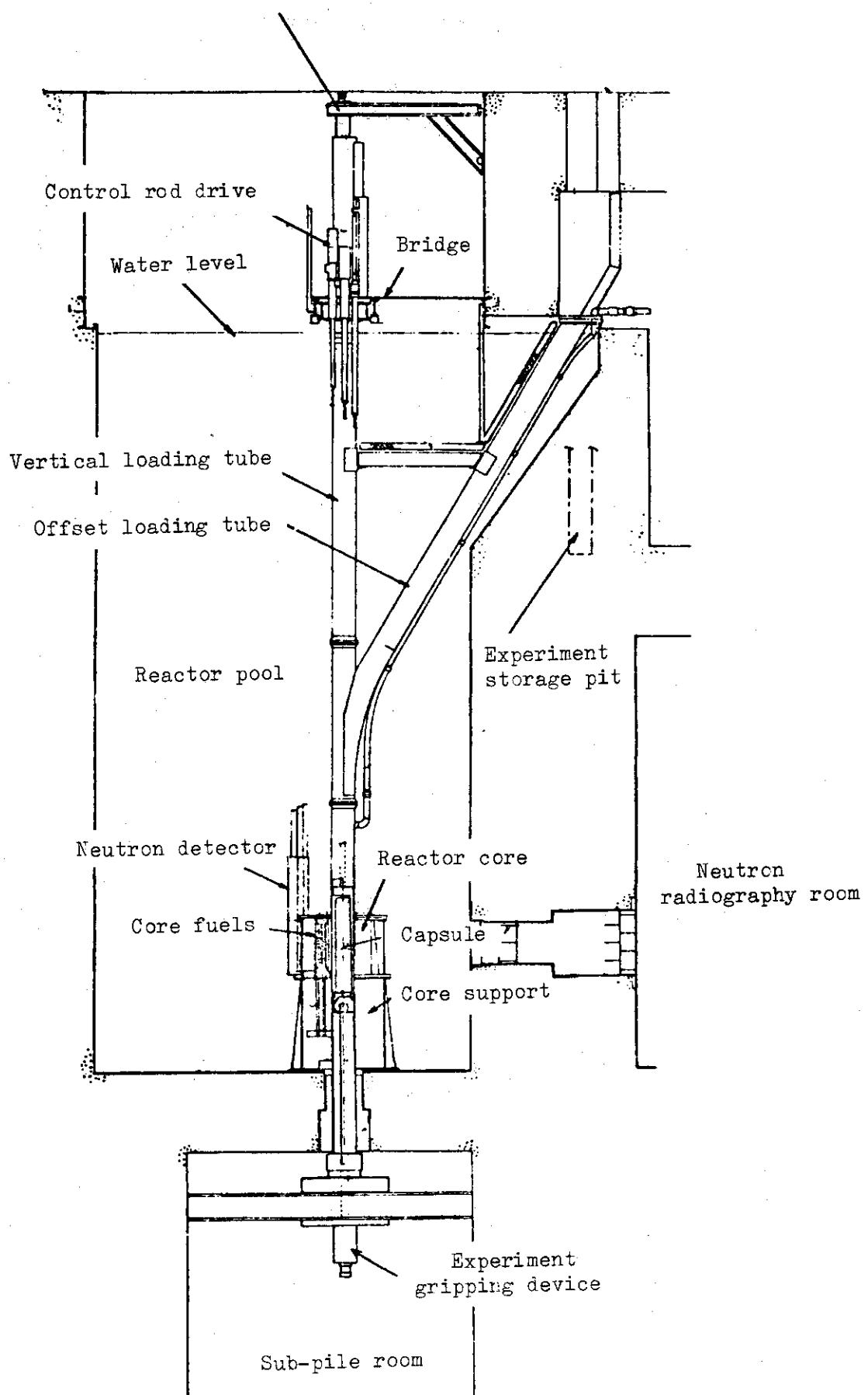
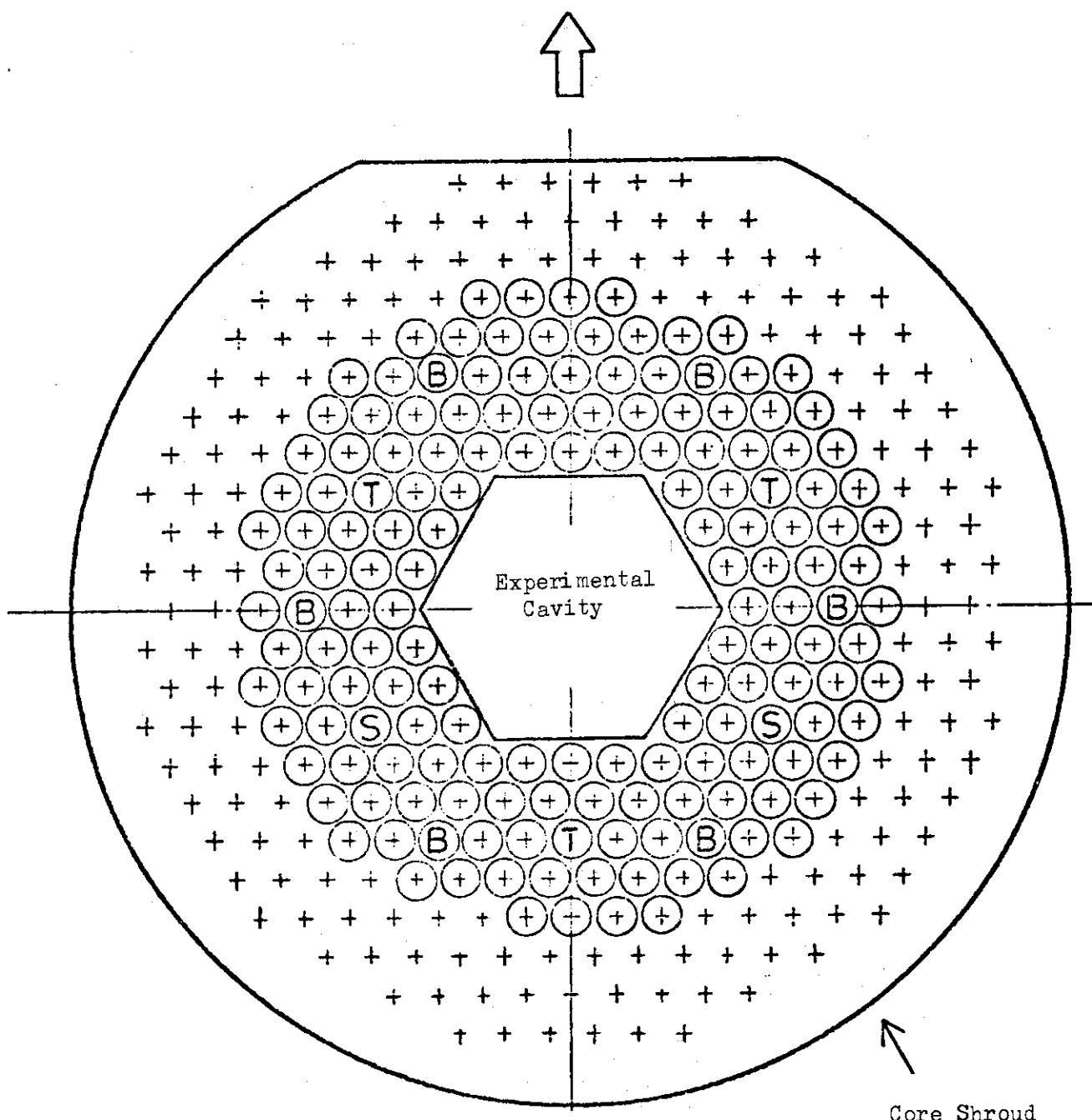


Fig. A-1 General Arrangement of NSRR

Off-set Loading Tube Direction



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

Fig. A-2 Operational Core Configuration

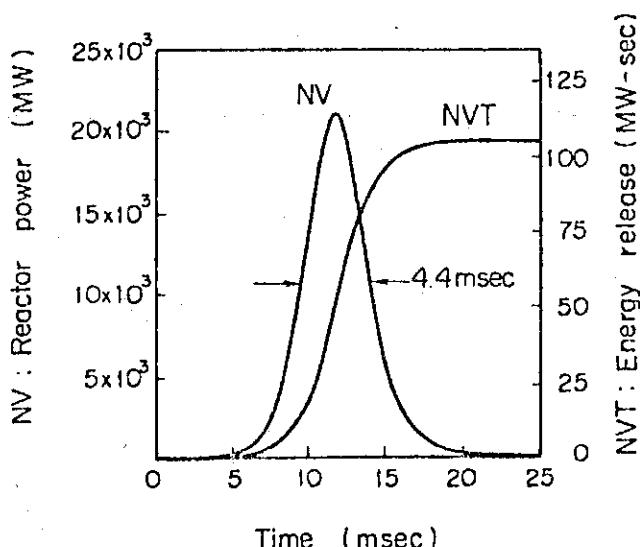


Fig. A-3 Reactor Power and Core Energy Release given by \$4.67 Pulse

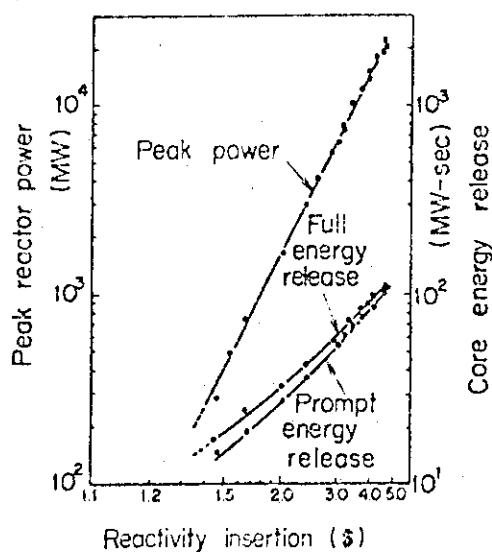


Fig. A-4 Peak Reactor Power and Core Energy Release Versus Reactivity Insertion

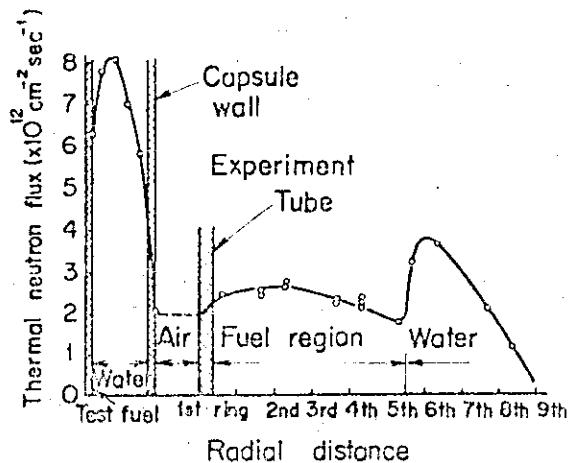


Fig. A-5 Radial Thermal Neutron Flux Distribution in the Core and Capsule

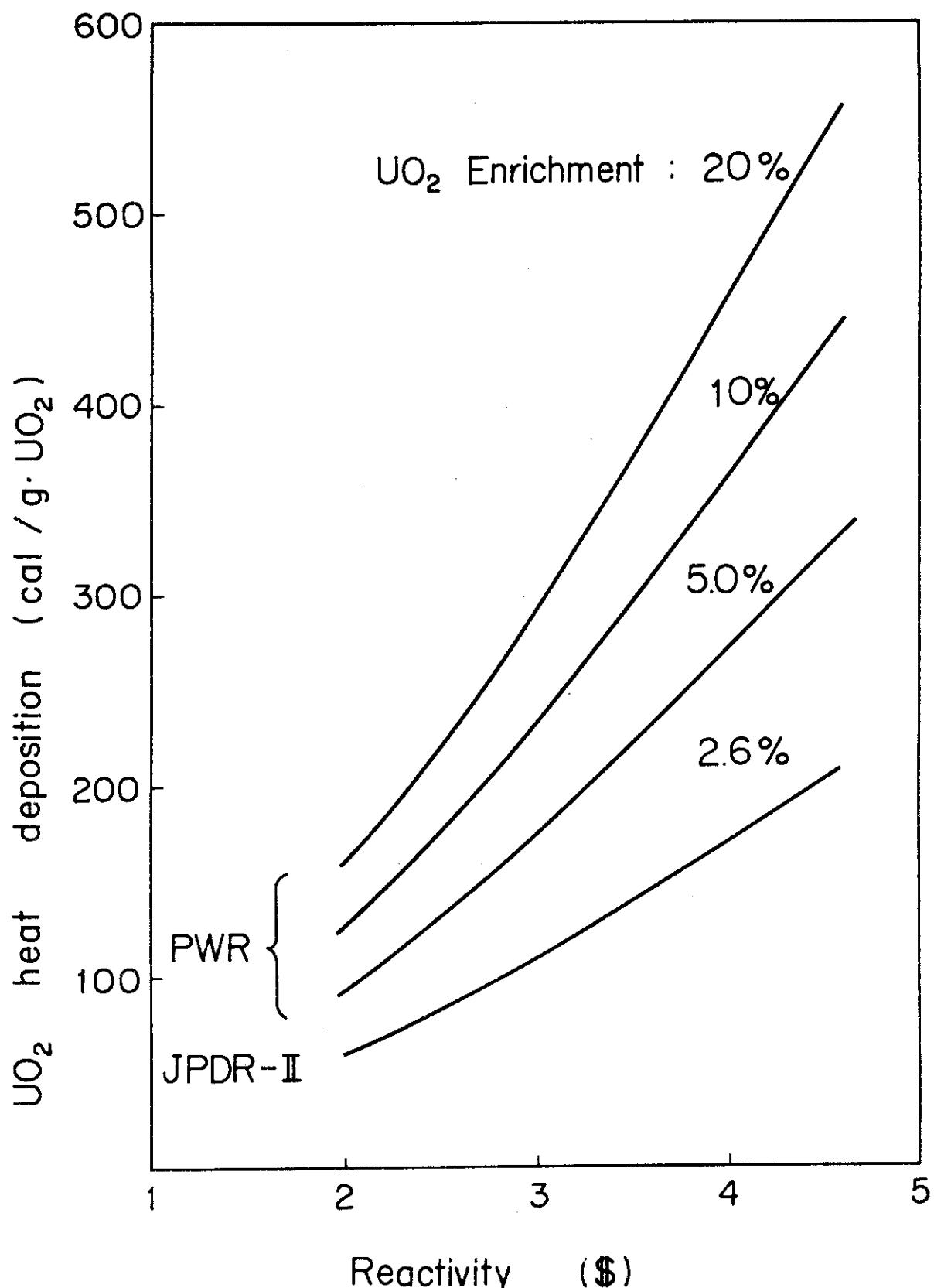


Fig. A-6 Heat Deposition in a LWR Size Test Fuel Rod
Contained in a Capsule with Water as a Function
of Inserted Reactivity in Pulsing Operation

付録 B N S R R 実験概要一覧

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

Table B. Summary of the NSRR Experiments

(Oct., '75 ~ June, '76)

| Test No. | Pulse No. | Period (msec) | Test Fuel | | | Test Results | |
|----------|-------------|---------------|-----------|----------------|---------------|--------------|------------------------------|
| | | | Fuel Type | Enrichment (%) | Single/Bundle | Fuel Failure | Loss of Structural Integrity |
| 111-1 | 123 | 9.14 | JP-II | 2.6 | S | | |
| 111-2 | 126 | 2.29 | " | " | " | | |
| 111-3 | 127 | 3.29 | Standard | 10.0 | " | | |
| 111-4 | 135 | 2.41 | " | " | " | | |
| 111-5 | 136 | 1.91 | " | " | " | 0 | |
| 111-6 | 140 | 1.61 | " | " | " | | 0 |
| 111-7 | 175 | 1.43 | " | " | " | | 0 |
| 111-8 | 268 | 1.32 | " | " | " | | 0 |
| 111-9 | 236 | 1.59 | JP-II | 2.6 | " | | |
| 111-10 | 237 | 1.23 | " | " | " | | |
| 200-1-1 | 182 | 28.63 | Standard | 10.0 | " | | |
| 200-1-2 | 183 | 2.36 | " | " | " | | |
| 200-2-1 | 179 | 5.96 | " | " | " | | |
| 200-2-2 | 180 | 2.04 | " | " | " | 0 | |
| 200-4 | 181 | 2.36 | " | " | " | | |
| 200-5 | 189 | 2.09 | " | " | " | 0 | |
| 200-5b | 246 | 2.03 | " | " | " | 0 | |
| 200-6 | 187 | 2.00 | " | " | " | 0 | |
| 200-6b | 247 | 1.95 | " | " | " | | 0 |
| 200-7 | 191 | 1.83 | " | " | " | 0 | |
| 201-1 | 243 | 2.25 | " | " | " | | |
| 209-1~5 | 238 ~242 | 3.38 | " | " | " | | |
| 232-1 | 155 | 3.46 | Wide-Gap | " | " | | |
| 232-2 | 186 | 2.50 | " | " | " | | |
| 232-3 | 188 | 2.22 | " | " | " | | |
| 232-4 | 184 | 2.00 | " | " | " | 0 | |
| 232-5 | 194 | 1.68 | " | " | " | | 0 |
| 232-6 | 195 | 1.83 | " | " | " | 0 | |
| 311-1 | 197 | 5.37 | JP-II | 2.6 | B(S) | | |
| 401-1 | 159 | 5.24 | " | " | S | | |
| 401-2 | 160 | 2.32 | " | " | " | | |
| 401-3 | 171 | 1.56 | " | " | " | | 0 |
| 401-3b | 252 | 1.53 | " | " | " | 0 | |
| 402-1 | 168 | 5.58 | " | " | " | | |
| 402-2 | 169 | 2.27 | " | " | " | | |
| 402-3 | 174 | 1.56 | " | " | " | | |
| 411-3 | 265 | 1.53 | " | " | " | 0 | |
| 421-3 | 264 | 1.53 | " | " | " | | |

付録 C N S R R パルス運転記録

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

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

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

Table C (continued)

| A | B | C ^{*1} | D ^{*2} | E ^{*3} | F | G ^{*4} | H ^{*4} | I |
|-----------|----------|-----------------|-----------------|---------------------------|----------|---------------------------|-----------------|--------------------------------|
| Pulse No. | Date | Capsule Yes | Δk/β (\$) | Bank Rod Position Initial | Pulse TA | Transient Rod Position TB | Peak NV (MW) | NVT till 0.8sec(MW-S) Test No. |
| 142 | 11/17/75 | O | 3.13 | 217 | 451 | 100 | DN UP | 6640 54.8 |
| | 11/18/75 | O | 4.67 | 217.8 | 551.3 | 390 | DN DN | 19100 105.5 |
| | 11/18/75 | O | 4.67 | 217.8 | 551.8 | 390 | DN DN | 1890 104.1 |
| 145 | 11/18/75 | O | 4.67 | 217.8 | 553.5 | 390 | DN DN | 19100 105.5 |
| | 11/18/75 | O | 4.67 | 217.8 | 553.5 | 390 | DN DN | 19300 108.2 |
| | 12/ 2/75 | O | 3.13 | 218.7 | 452.8 | 100 | DN UP | 6640 57.5 |
| | 12/ 3/75 | O | 2.25 | 381.8 | 515.3 | 490 | DN UP | 2560 34.0 200-3 |
| | 12/ 8/75 | O | 1.57 | 218 | 348 | 100 | UP UP | 480 6.9 |
| 150 | 12/ 8/75 | O | 1.57 | 218 | 348 | 100 | UP UP | 364 5.5 |
| | 12/ 8/75 | O | 3.13 | 218 | 453.7 | 100 | DN UP | 6670 48.0 |
| | 12/10/75 | O | 2.00 | 221 | 381.2 | 670 | DN UP | 1500 17.8 |
| | 12/10/75 | O | 3.5 | 221 | 482.8 | 740 | DN DN | 9840 61.7 |
| | 12/10/75 | O | 3.5 | 221 | 482.8 | 740 | DN DN | 9180 60.3 |
| 155 | 12/11/75 | O | 2.25 | 384 | 518.3 | 490 | DN UP | 2670 20.6 232-1 |
| | 12/16/75 | O | 3.13 | 218 | 452.7 | 100 | DN UP | 6710 57.5 |
| | 12/16/75 | O | 3.13 | 218 | 452.7 | 100 | DN UP | 5860 54.8 |
| | 12/19/75 | O | 3.13 | 219.8 | 452.3 | 100 | DN UP | 6640 59.9 |
| | 12/25/75 | O | 1.8 | 388.7 | 493.8 | 654 | DN UP | 1130 26.8 401-1 |
| 160 | 12/26/75 | O | 2.82 | 389.7 | 558.5 | 170 | DN UP | 5380 53.7 401-2 |
| | 1/ 7/76 | O | 3.13 | 217.0 | 451.3 | 100 | DN UP | 6670 58.9 |

Table C (continued)

JAERI-M 6790

| A | B | C ^{*1} | D ^{*2} | E ^{*3} | F | G ^{*4} | H ^{*4} | I | | |
|-----------|---------|-----------------|-----------------|---------------------------|----------|---------------------------|-----------------|--------------|-----------------------|----------|
| Pulse No. | Date | Capsule Yes No | Δk/B (\$) | Bank Rod Position Initial | Pulse TA | Transient Rod Position TB | Rod Position TC | Peak NV (MW) | NVT till 0.8sec(MW-S) | Test No. |
| 162 | 1/ 7/76 | O | 3.13 | 217 | 452.7 | 100 | DN | UP | 6710 | 60.3 |
| | 1/ 9/76 | O | 3.13 | 218 | 451.2 | 100 | DN | UP | 6640 | 57.5 |
| | 1/ 9/76 | O | 3.13 | 218 | 451.2 | 100 | DN | UP | 6620 | 58.9 |
| 165 | 1/12/76 | O | 3.13 | 216.8 | 450.8 | 100 | DN | UP | 6640 | 58.9 |
| | 1/19/76 | O | 3.13 | 217.8 | 451.2 | 100 | DN | UP | 6630 | 58.9 |
| | 1/21/76 | O | 3.13 | 217.8 | 450.8 | 100 | DN | UP | 6630 | 58.9 |
| | 1/22/76 | O | 1.8 | 389. | 493.0 | 654 | DN | UP | 1120 | 23.7 |
| | 1/22/76 | O | 2.82 | 389 | 557.2 | 170 | DN | UP | 5300 | 52.5 |
| 170 | 1/30/76 | O | 3.13 | 217.5 | 450.3 | 100 | DN | UP | 6620 | 58.9 |
| | 1/30/76 | O | 3.17 | 388.6 | 615.0 | 613 | DN | DN | 11120 | 78.3 |
| | 2/ 2/76 | O | 3.13 | 217 | 451 | 100 | DN | UP | 6640 | 60.3 |
| | 2/ 5/76 | O | 3.13 | 217 | 451 | 100 | DN | UP | 6620 | 60.3 |
| | 2/ 5/76 | O | 3.17 | 385 | 615 | 613 | DN | DN | 11290 | 78.3 |
| | 2/10/76 | O | 3.9 | 384 | 624 | 566 | DN | DN | 12880 | 86.5 |
| 175 | 2/12/76 | O | 3.13 | 218 | 455 | 100 | DN | UP | 6750 | 61.7 |
| | 2/12/76 | O | 3.13 | 218 | 455 | 100 | DN | UP | 6750 | 60.3 |
| | 2/16/76 | O | 3.13 | 219 | 452 | 100 | DN | UP | 6740 | 60.3 |
| | 2/19/76 | O | 1.72 | 384 | 485 | 685 | DN | UP | 953 | 26.8 |
| | 2/19/76 | O | 3.16 | 384 | 568 | 828 | DN | DN | 6780 | 61.8 |
| 180 | 2/20/76 | O | 2.72 | 384 | 550 | 240 | DN | UP | 5070 | 51.5 |
| | | | | | | | | | | 200-2-4 |

Table C (continued)

| A | B | C ^{*1} | D ^{*2} | E ^{*3} | F | G ^{*4} | H ^{*4} | I |
|-----------|---------|-----------------|-----------------|---------------------------|-------|---------------------------|-----------------|--------------------------------|
| Pulse No. | Date | Capsule Yes No | Δk/β (\$) | Bank Rod Position Initial | Pulse | Transient Rod Position TA | TC | NVT till 0.8sec(MW-S) Test No. |
| 182 | 2/26/76 | O | 1.22 | 383 | 449 | 351 | UP | 155 8.2 200-1-1 |
| | 2/26/76 | O | 2.82 | 383 | 553 | 250 | UP | 5520 53.6 200-1-2 |
| | 2/27/76 | O | 3.15 | 384 | 567 | 835 | DN | 6590 55.6 232-4 |
| 185 | 3/ 2/76 | O | 3.13 | 219.2 | 450.7 | 100 | DN | UP 6690 58.9 |
| | 3/ 4/76 | O | 2.83 | 382.5 | 549.5 | 239 | DN | UP 5190 53.6 232-2 |
| | 3/ 5/76 | O | 3.15 | 383.3 | 566.5 | 836 | DN | DN 6590 57.7 200-6 |
| | 3/11/76 | O | 3.05 | 384.0 | 563 | 100 | UP | DN 6180 55.6 232-3 |
| | 3/11/76 | O | 3.05 | 384.5 | 563.5 | 100 | UP | DN 6180 55.6 200-5 |
| 190 | 3/12/76 | O | 3.13 | 220 | 453.2 | 100 | DN | UP 6710 57.4 |
| | 3/12/76 | O | 3.35 | 386.8 | 582.8 | 737 | DN | DN 8100 65.9 200-7 |
| | 3/13/76 | O | 3.13 | 220 | 452.5 | 100 | DN | UP 6740 58.9 |
| | 3/17/76 | O | 3.13 | 219.7 | 452.5 | 100 | DN | UP 6690 58.9 |
| | 3/18/76 | O | 3.57 | 384.8 | 598.3 | 665 | DN | 9740 72.1 232-5 |
| 195 | 3/23/76 | O | 3.36 | 384.7 | 582.3 | 737 | DN | DN 8030 63.9 232-6 |
| | 3/24/76 | O | 3.13 | 219.2 | 453 | 100 | DN | UP 6730 60.3 |
| | 3/25/76 | O | 1.8 | 370.5 | 478.7 | 650 | DN | UP 1210 25.8 311-1 |
| | 3/26/76 | O | 3.13 | 218.3 | 452 | 100 | DN | UP 6640 58.9 |
| 199 | 3/26/76 | O | 3.13 | 218.3 | 452 | 100 | DN | UP 6580 58.9 |

Table C (continued)

| A. | B | C ^{*1} | D ^{*2} Δk/R (\$) | E ^{*3} | | F | G ^{*4} | H ^{*4} | I |
|-----|-----|-----------------|---------------------------------|-----------------|-------------------|--------------|-----------------|-----------------|-----------------|
| | | | | Initial | Bank Rod Position | | | | |
| 200 | 200 | 200 | 200 | 3.13 | 214 | 449 | 100 | DN | UP |
| 201 | 201 | 201 | 201 | 3.13 | 2.4 | 449 | 100 | DN | UP |
| 202 | 202 | 202 | 202 | 2.00 | 214 | 379 | 669 | DN | UP |
| 203 | 203 | 203 | 203 | 2.00 | 214 | 379 | 669 | DN | UP |
| 204 | 204 | 204 | 204 | 2.00 | 214 | 379 | 669 | DN | UP |
| 205 | 205 | 205 | 205 | 2.00 | 214 | 379 | 669 | DN | UP |
| 206 | 206 | 206 | 206 | 2.00 | 214 | 379 | 669 | DN | UP |
| 207 | 207 | 207 | 207 | 3.00 | 214 | 445 | 240 | DN | UP |
| 208 | 208 | 208 | 208 | 3.00 | 214 | 445 | 240 | DN | UP |
| 209 | 209 | 209 | 209 | 3.00 | 215 | 444 | 240 | DN | UP |
| 210 | 210 | 210 | 210 | 3.00 | 215 | 444 | 240 | DN | UP |
| 211 | 211 | 211 | 211 | 3.00 | 215 | 444 | 240 | DN | UP |
| 212 | 212 | 212 | 212 | 3.00 | 215 | 446 | 240 | DN | UP |
| 213 | 213 | 213 | 213 | 3.50 | 215 | 477 | 74.9 | DN | DN |
| 214 | 214 | 214 | 214 | 4.00 | 215 | 510 | 580 | DN | DN |
| 215 | 215 | 215 | 215 | 4.50 | 215 | 546 | 425 | DN | DN |
| 216 | 216 | 216 | 216 | 1.60 | P 215 | 352 | 865 | DN | UP |
| 217 | 217 | 217 | 217 | 2.50 | 215 | 413 | 486 | DN | UP |
| 218 | 218 | 218 | 218 | 3.00 | 215 | 448 | 240 | DN | UP |
| 219 | 219 | 219 | 219 | 2.5 | flow 213 | 351 pressure | 864 of | DN rod UP | Test No. 562-35 |

Table C (continued)

| A | B | C*1 | | D*2 | | E*3 | | F | | G*4 | | H*4 | | I |
|--------------|---------|-------------|------|-------------------|---------|-------|----|----|-------|-----------------|---------------------------|----------|--|---|
| | | Capsule | Δk/β | Bank Rod Position | Initial | Pulse | TA | TB | TC | Peak NV (MW) | NVT till 0.8 sec(MW-S) | Test No. | | |
| Pulse No. | Date | Test No. | \$ | No. | | | | | | | | | | |
| 220 | 5/11/76 | ○ | 1.60 | 217 | 351 | 864 | DN | UP | 577 | 27.4(5.0) | | | | |
| 221 | 5/11/76 | ○ | 1.60 | 217 | 351 | 864 | DN | UP | 574 | 28.8(10.0) | | | | |
| 222 | 5/11/76 | ○ | 2.50 | 217 | 412 | 487 | DN | UP | 3370 | 48.0(2.0) | | | | |
| | 5/11/76 | ○ | 2.50 | 217 | 412 | 487 | DN | UP | 3370 | 52.1(5.0) | | | | |
| | 5/11/76 | ○ | 2.50 | 217 | 412 | 487 | DN | UP | 3350 | 57.5(10.0) | | | | |
| 225 | 5/11/76 | ○ | 3.50 | 217 | 482 | 740 | DN | DN | 9430 | 76.7(2.0) | | | | |
| | 5/11/76 | ○ | 3.50 | 217 | 482 | 740 | DN | DN | 9470 | 84.9(5.0) | | | | |
| | 5/11/76 | ○ | 3.50 | 217 | 482 | 740 | DN | DN | 9360 | 90.4(10.0) | | | | |
| | 5/11/76 | ○ | 4.00 | 317 | 515 | 580 | DN | DN | 13200 | 91.8(2.0) | | | | |
| | 5/11/76 | ○ | 4.00 | 217 | 515 | 580 | DN | DN | 13300 | 101.3(5.0) | | | | |
| 230 | 5/11/76 | ○ | 4.00 | 217 | 515 | 580 | DN | DN | 13300 | 108.2(10.0) | | | | |
| | 5/11/76 | ○ | 4.50 | 217 | 556 | 426 | DN | DN | 18600 | 111.0(1.5) | | | | |
| | 5/11/76 | ○ | 3.00 | 217 | 450 | 240 | DN | UP | 6180 | 74.0(5.0) | | | | |
| | 5/11/76 | ○ | 3.00 | 217 | 450 | 240 | DN | UP | 6150 | 74.0(5.0) | | | | |
| | 5/11/76 | ○ | 3.00 | 217 | 450 | 240 | EN | UP | 6080 | 82.2(10.0) | | | | |
| 235 | 5/12/76 | ○ | 3.70 | 389 | 616 | 615 | DN | DN | 11000 | 76.2 | 111-9 | | | |
| | 5/12/76 | ○ | 4.50 | 389 | 676 | 420 | DN | DN | 18500 | 103.0 | 111-10 | | | |
| | 5/13/76 | ○ | 2.24 | 383 | 518 | 490 | DN | UP | 2610 | 38.1 | 209-1-1 | | | |
| | 5/13/76 | ○ | 2.24 | 383 | 518 | 490 | DN | UP | 2680 | 39.1 | 209-1-2 | | | |
| | 5/13/76 | ○ | 2.24 | 383 | 5.8 | 490 | DN | UP | 2720 | 39.1 | 209-1-3 | | | |

Table C (continued)

| A | B | C*1 | D*2 | E*3 | | F | | G*4 | H*4 | I | |
|-----------|---------|-----|-----|---------|--------------|---------|-----------------|---------------------------|------------------------|-------|------|
| | | | | Capsule | Δk/B (\$) | Initial | Pulse | Bank Rod Position | Transient Rod position | | |
| Pulse No. | Date | Yes | No | TA | TB | TC | Peak NV (MW) | NVT till 0.8 sec(MW-S) | Test No. | | |
| 240 | 5/13/76 | ○ | | 2.24 | 383 | 518 | 490 | DN | UP | 2750 | 38.1 |
| | 5/13/76 | ○ | | 2.24 | 383 | 518 | 490 | DN | UP | 2790 | 39.1 |
| | 5/14/76 | ○ | | 2.80 | 382 | 550 | 238 | DN | UP | 5210 | 67.0 |
| 243 | 5/18/76 | ○ | | 3.13 | 216 | 449 | 100 | DN | UP | 6710 | 60.3 |
| 244 | 5/18/76 | ○ | | 3.13 | 216 | 449 | 100 | DN | UP | 6630 | 60.3 |
| 245 | 5/19/76 | ○ | | 2.93 | 383 | 462 | 100 | UP | DN | 6220 | 59.7 |
| | 5/20/76 | ○ | | 3.15 | 382 | 566 | 835 | DN | DN | 6630 | 59.7 |
| | 5/21/76 | ○ | | 3.13 | 217 | 450 | 100 | DN | UP | 6660 | 58.9 |
| | 5/21/76 | ○ | | 3.13 | 217 | 450 | 100 | DN | UP | 6630 | 58.9 |
| | 5/27/76 | ○ | | 3.13 | 217 | 450 | 100 | DN | UP | 6640 | 60.3 |
| 250 | 5/28/76 | ○ | | 3.13 | 218 | 451 | 100 | DN | UP | 6640 | 60.3 |
| | 5/28/76 | ○ | | 3.71 | 388 | 615 | 613 | DN | DN | 11100 | 80.3 |
| | 5/31/76 | ○ | | 3.13 | 216 | 450 | 100 | DN | UP | 6690 | 60.3 |
| | 6/ 1/76 | ○ | | 2.47 | 217 | 410 | 500 | DN | UP | 3250 | 44.5 |
| | 6/ 1/76 | ○ | | 2.47 | 217 | 409 | 500 | DN | UP | 3280 | 45.9 |
| 255 | 6/ 1/76 | ○ | | 2.47 | 217 | 409 | 500 | DN | UP | 3270 | 45.9 |
| | 6/ 1/76 | ○ | | 2.47 | 217 | 410 | 500 | EN | UP | 3230 | 45.9 |
| | 6/ 1/76 | ○ | | 2.47 | 217 | 409 | 500 | DN | UP | 3240 | 45.9 |
| | 6/ 1/76 | ○ | | 2.47 | 217 | 410 | 500 | DN | UP | 3250 | 45.2 |
| | 6/ 1/76 | ○ | | 3.13 | 217 | 453 | 100 | DN | UP | 6640 | 64.4 |

Table C (continued)

| A Pulse No. | B Date | C*1 Capsule No. | D*2 $\Delta k/\beta$ (\$) | E*3 Bank Rod Position | | F Transient Rod Position | | | G*4 Peak NV (MW) | H*4 NVT till 0.8 sec(MW-S) | I Test No. |
|-------------------|-----------|-----------------------|---------------------------------|--------------------------|-------|-----------------------------|----|----|------------------------|----------------------------------|---------------|
| | | | | Initial | Pulse | TA | TB | TC | | | |
| 260 | 6/ 1/76 | ○ | 3.13 | 217 | 453 | 100 | DN | UP | 6730 | 64.4 | |
| | 6/ 1/76 | ○ | 3.13 | 217 | 453 | 100 | DN | UP | 6660 | 64.4 | |
| | 6/ 1/76 | ○ | 3.13 | 217 | 453 | 100 | DN | UP | 6800 | 65.1 | |
| | 6/ 2/76 | ○ | 3.81 | 386 | 614 | 613 | DN | DN | 11100 | 80.3 | 421-3 |
| | 6/ 4/76 | ○ | 3.13 | 217 | 450 | 100 | DN | UP | 6660 | 61.7 | |
| 265 | 6/ 4/76 | ○ | 3.71 | 387 | 614 | 613 | DN | DN | 11200 | 80.3 | 411-3 |
| 266 | 6/ 7/76 | ○ | 3.13 | 213 | 451 | 100 | EN | UP | 6710 | 60.3 | |
| | 6/ 7/76 | ○ | 3.13 | 213 | 451 | 100 | DN | UP | 6780 | 63.0 | |
| | 6/ 8/76 | ○ | 4.15 | 381 | 635 | 525 | DN | DN | 14200 | 92.7 | 111-8 |
| | 6/ 9/76 | ○ | 2.50 | 390 | 542 | 370 | DN | UP | 4050 | 51.5 | |
| 270 | 6/ 9/76 | ○ | 3.13 | 390 | 561 | 100 | DN | UP | 5460 | 59.7 | |
| | 6/ 9/76 | ○ | 3.13 | 390 | 561 | 100 | DN | UP | 5480 | 59.7 | |
| | 6/ 9/76 | ○ | 4.00 | 390 | 640 | 543 | DN | DN | 13700 | 92.7 | |
| | 6/10/76 | ○ | 3.13 | 217 | 452 | 100 | DN | UP | 6730 | 60.3 | |
| | 6/10/76 | ○ | 3.13 | 217 | 453 | 100 | DN | UP | 6710 | 55.5 | |

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

2) Column D shows reactivity insertion.

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

4) Columns G and H show corrected values of peak reactor power (NV) and burst energy (NVT), measured by gamma chamber #2, which were indicated on control console. Value in () of column H is a scram time.