

JAERI - M
82-137

反応度事故条件下の燃料挙動に及ぼす
冷却材流動の影響（２）
—NSRRインパイル水ループ実験結果—

1982年10月

岩田 耕司・藤城 俊夫・菊地 孝行
小林 晋昇

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1982

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 いばらき印刷(株)

反応度事故条件下の燃料挙動に及ぼす冷却材流動の影響(2)
—NSRR インパイル水ループ実験結果—

日本原子力研究所東海研究所安全工学部
岩田耕司・藤城俊夫・菊地孝行・小林晋昇

(1982年9月8日受理)

本報告書は、反応度事故時の燃料挙動を強制対流冷却条件の下で調べるために、NSRR インパイル水ループ実験装置を用いて行った実験の結果をまとめたものである。

本実験に先立ち、大気圧カプセル内に小型の強制循環部を組込んで、大気圧条件で最大 3.3 m/s の流速の実験を実施した。本実験は、この大気圧カプセルによる実験結果を基礎とし、今後予定している動力炉の運転条件を模擬した高温高圧ループ実験に備えての中間段階の実験として実施したものである。試験条件は、従来の大気圧カプセル実験と同じ PWR 型の標準試験燃料 1 本を 8 本のダミー燃料で囲んだ 3×3 バンドルを試験体とし、系の圧力を 1.1 MPa、冷却材流速を 3~6 m/s、冷却材サブクール度を 30~80°C とした。この結果、圧力、流速、サブクール度のいずれの増加も膜沸騰熱伝達を大きく向上させた。このため、被覆管温度上昇が抑制されて燃料破損しきい値が高くなることが明らかになった。

The Effects of Coolant Flow on Fuel Behavior under
RIA Conditions (2)

NSRR Inpile Loop Test Results

Koji IWATA, Toshio FUJISHIRO, Takayuki KIKUCHI and
Shinsho KOBAYASHI

Division of Nuclear Safety Research, Tokai Research
Establishment, JAERI

(Received September 8, 1982)

This report describes the results in the NSRR inpile loop experiments conducted to study the effects of coolant flow conditions on fuel behaviors under a reactivity initiated accident.

As the preceding experiments, small scale forced flow tests were performed under atmospheric pressure and at the coolant velocity up to the maximum 3.2 m/s, by installing a small circulation rig in an atmospheric pressure capsule. These preliminary tests revealed a large influence of coolant flow on fuel behaviors.

The present loop experiments have been planned based on the mentioned preliminary test results as the intermediate tests for the future high pressure, high temperature loop experiments to simulate actual PWR or BWR operating conditions. In the loop experiment, a single PWR type standard fuel rod with eight surrounding dummy rods constituting a 3×3 rod bundle was tested under system pressure of 1.1 MPa, coolant flow velocity of 3 to 6 m/s, and coolant subcooling of 30 to 80°C. The experiment results exhibited that the increase of coolant pressure, velocity or subcooling enhances film boiling heat transfer largely, and affects to increase fuel failure thresholds by lowering the cladding temperature rise.

Keywords: RIA, Fuel Behavior, NSRR Inpile Loop, Inpile Test,
Forced Convection, Film Boiling, Reactor Safety, LWR Fuel

目 次

1. はじめに	1
2. 実験方法	2
2.1 実験装置	2
2.2 実験燃料	2
2.3 実験計装	2
3. 実験結果	7
3.1 発熱量の校正実験	7
3.2 パルス照射実験	7
3.2.1 実験条件	7
3.2.2 被覆管温度挙動	7
(1) DNB 発生しきい値付近の挙動	7
(2) DNB 発生後の温度挙動	8
3.2.3 照射後の燃料の外観および変形量	9
(1) 外 観	9
(2) 被覆管の膨れ	10
(3) 被覆管の曲り	10
3.2.4 金相検査結果	11
4. 考 察	26
4.1 DNB 発生条件に及ぼす強制対流条件の影響	26
4.2 DNB 発生後の温度挙動に及ぼす強制対流の影響	27
4.3 被覆管の変形について	29
4.3.1 被覆管の膨れ	29
4.3.2 被覆管の曲り	31
4.4 燃料破損しきい値について	32
5. 結 論	41
謝 辞	41
参考文献	41
付 録	43
A 水ループ実験装置	43
B 水ループ実験時の実験エリア線量率測定結果	48

Contents

1. Introduction	1
2. Test Method	2
2.1 Test Facility	2
2.2 Test Fuel Rods	2
2.3 Test Instrumentation	2
3. Test Results	7
3.1 Energy Deposition Calibration	7
3.2 Pulse Irradiation Tests	7
3.2.1 Test Conditions	7
3.2.2 Cladding Thermal Behaviors	7
(1) Behaviors at DNB Initiation	7
(2) Post DNB Behaviors	8
3.2.3 Observation of Post-test Fuel Rods and Cladding Deformation	9
(1) Observation	9
(2) Cladding Deformation	10
3.2.4 Results of Metallurgical Observation	10
4. Discussion	26
4.1 Effects of Coolant Flow on DNB Initiation	26
4.2 Effects of Coolant Flow on Post-DNB Fuel Behaviors	27
4.3 Cladding Deformation	29
4.4 Fuel Failure Threshold	32
5. Conclusions	41
Acknowledgements	41
References	41
Appendix	43
A: Design Specifications of the NSRR Water Loop Test Facility	43
B: Dose Rate Measurement in the Test Area during an NSRR Water Loop Experiment	49

1. はじめに

反応度事故条件下における軽水炉燃料挙動を明らかにするために、NSRR (Nuclear Safety Research Reactor) を用いた各種パルス照射実験を行ってきた。これまで実施したのは、主として大気圧カプセルを用いた大気圧・静水条件下の実験であり、被覆管の材質、肉厚等の燃料設計条件、冷却水温等の冷却条件、あるいは欠陥燃料条件等をパラメータとし、これらの影響を調べる実験を行ってきた。^{(1)~(11)} また、システム圧力の影響を調べるため、高温高圧カプセルが開発され、これにより PWR あるいは BWR の運転条件に相当する高温高圧の静水中での実験も行った。しかしながら、実際の動力炉においては、冷却材は強制流動条件であり、この冷却材の流動条件による冷却効果の影響を無視することはできない。そこで、強制流動条件での燃料照射実験を計画し、すでに大気圧カプセル中に小型の循環ループを組み込み、大気圧の下で、比較的 low flow の条件に対するデータを収集した。⁽¹²⁾ この結果、冷却材の流動が燃料挙動に大きな影響を持つことが明らかになった。

本報告は、この大気圧下での実験に引続き、冷却材流動の影響を調べる実験の一環として、圧力 1.5 MPa まで加圧できるインパイル水ループを用いて行った実験の結果をまとめたものである。

実験に使用したインパイル水ループ実験装置(以後、単に「水ループ」と呼ぶ)は、本実験のために新たに設計、製作されたもので、大気圧カプセル実験では実現できなかった高流速および加圧条件下での燃料挙動データを収集するとともに、次のステップで製作する高温高圧水ループ実験装置設計のための実験技術上の経験を得ることを目的とした、中間段階の性能を持つ装置として製作されたものである。したがって、装置の最大性能はシステム圧力 1.5 MPa、冷却水温 180°C、冷却材流速 6 m/s (バンドル条件の下で) であり、本実験はこの性能の範囲内のシステム条件で行った。

実験は全部で 6 回行い、8 本のダミー燃料の中央に 1 本の試験燃料を配置した 3 × 3 バンドル体系とし、冷却材流速 3 ~ 6 m/s、圧力 1.1 MPa、冷却水温 100 ~ 150°C の範囲の実験条件の下で、試験燃料に 160 ~ 280 cal/gUO₂ の発熱量を与えて行った。なお、以上の照射実験に先立って、水ループ照射部の核特性および試験燃料の発熱特性を調べると共に、水ループ実験が放射線管理上安全に行えることを確認するために、定常およびパルス照射実験を実施し、これらの結果も本報告に含めた。また、ループ設計の参考のために本水ループ実験装置の概要を付録 A として添付した。

本実験の結果、これまでの大気圧実験の結果と比較して、系の圧力が高いことが冷却条件の向上に寄与している事、および、高流速の下では極めて良好な冷却条件が実現し、被覆管温度の上昇が大きく抑制され、燃料破損しきい値にも影響を及ぼす事等が明らかになった。

2. 実験方法

2.1 実験装置

水ループ実験装置の概略を Fig. 2. 1. 1 に示す。装置は大別して、NSRR 炉の実験孔内に挿入される炉内部と実験孔外に設置される炉外部から成る。炉内部は、試験燃料を収納する照射部である試験部容器とその上部に連なる圧力管から成る。炉外部は、冷却材条件を整えるための部分であり、循環ポンプ、加圧タンク、加熱タンク、圧力抑制タンク、クーラおよびそれらを連結する配管等から成る。循環ポンプから送り出された冷却水は加熱タンク内で電気ヒータにより加熱され、2重管構造となっている圧力管の外管側に入り試験部容器へ向って下降する。試験部容器底で反転し、冷却水は試験燃料部、圧力管の内管を上昇して炉内部を出て、再び循環ポンプへ戻る。装置の性能として、冷却材流量、温度、圧力をそれぞれ最高400 ℓ/min 、180°C、1.5 MPa（試験燃料部において）まで設定することが可能である。

試験燃料は、試験部容器内に Fig. 2. 1. 2 に示すように、試験燃料1本の周辺に8本のダミーの模擬燃料を配置する体系でシュラウド内に収納する。燃料ピッチは14×14体系のPWRと同様に14.3mmとした。

2.2 実験燃料

本実験に供した実験燃料棒の仕様は、14×14型PWR燃料と同じく、直径9.29mmのUO₂ペレットを外径10.72mm、肉厚0.62mmのジルカロイ-4製被覆管に収めたもので、発熱長だけを135mmとした短尺燃料である。封入ガスは常温で大気圧のヘリウムガスであり、また、燃料の濃縮度は10%としてある。Fig. 2. 2. 1 に試験燃料の形状を、また、Table 2. 2. 1 に主要諸元を示す。

2.3 実験計装

試験部の計測としては、被覆管表面温度をPt/Pt-13% Rh 熱電対で、冷却水温度をC/A熱電対で、また、試験部圧力を高温用歪ゲージ式圧力変換器により測定した。被覆管表面温度測定には、応答良く、かつ測定点への外乱を少なくするため、先端露出型のシーズ熱電対を用い、直径0.2mmの熱電対素線を1本ずつ離して被覆管表面に点溶接した。被覆管表面温度の測定点の位置をFig. 2. 1. 2 に示すが、このように、ダミー燃料に対面する位置とこれと45°離れた位置で、各々高さが燃料中心およびこれと33mm上および下の位置を測定点とした。

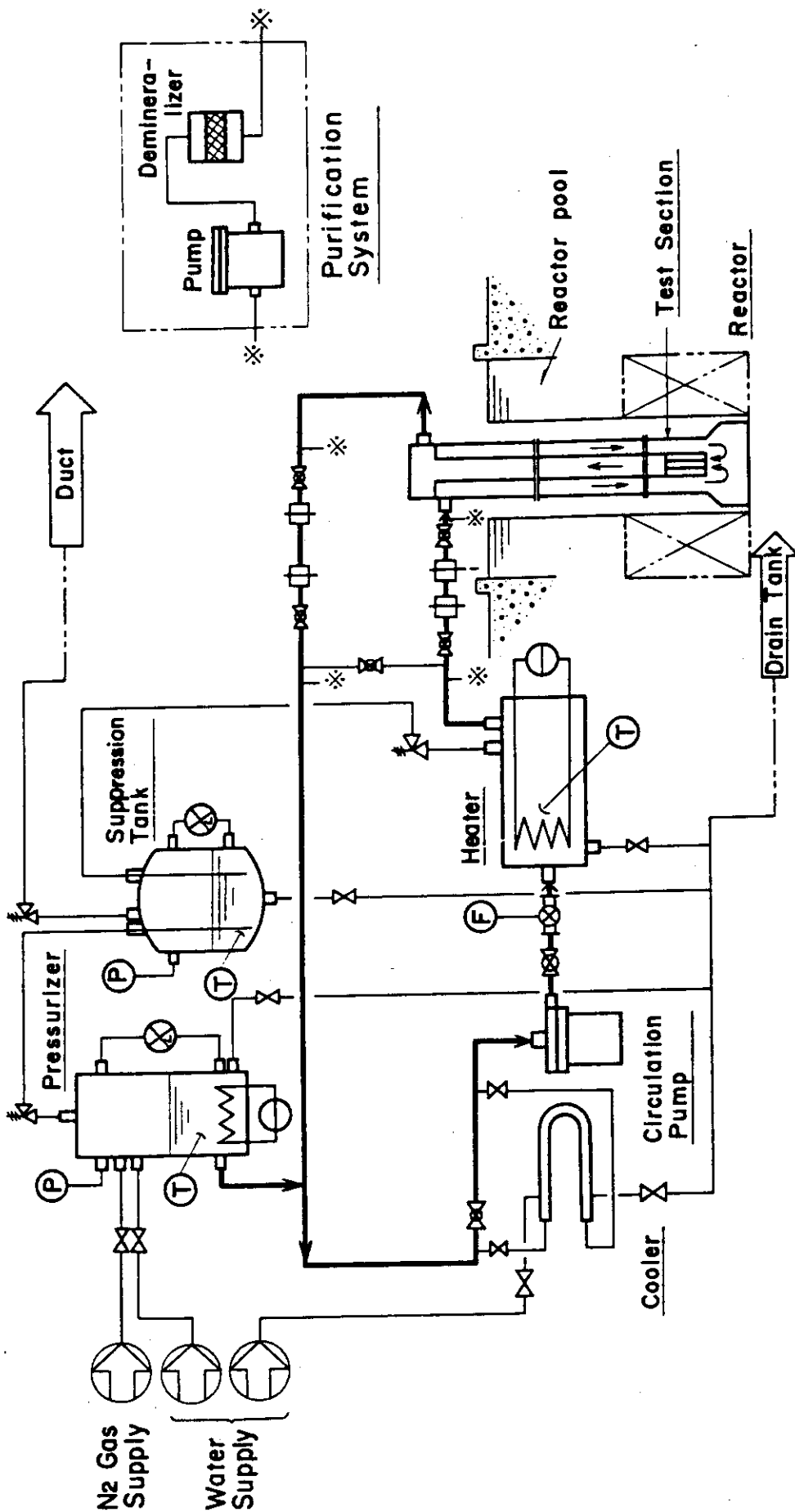


Fig. 2.1.1.1 Schematic of test loop

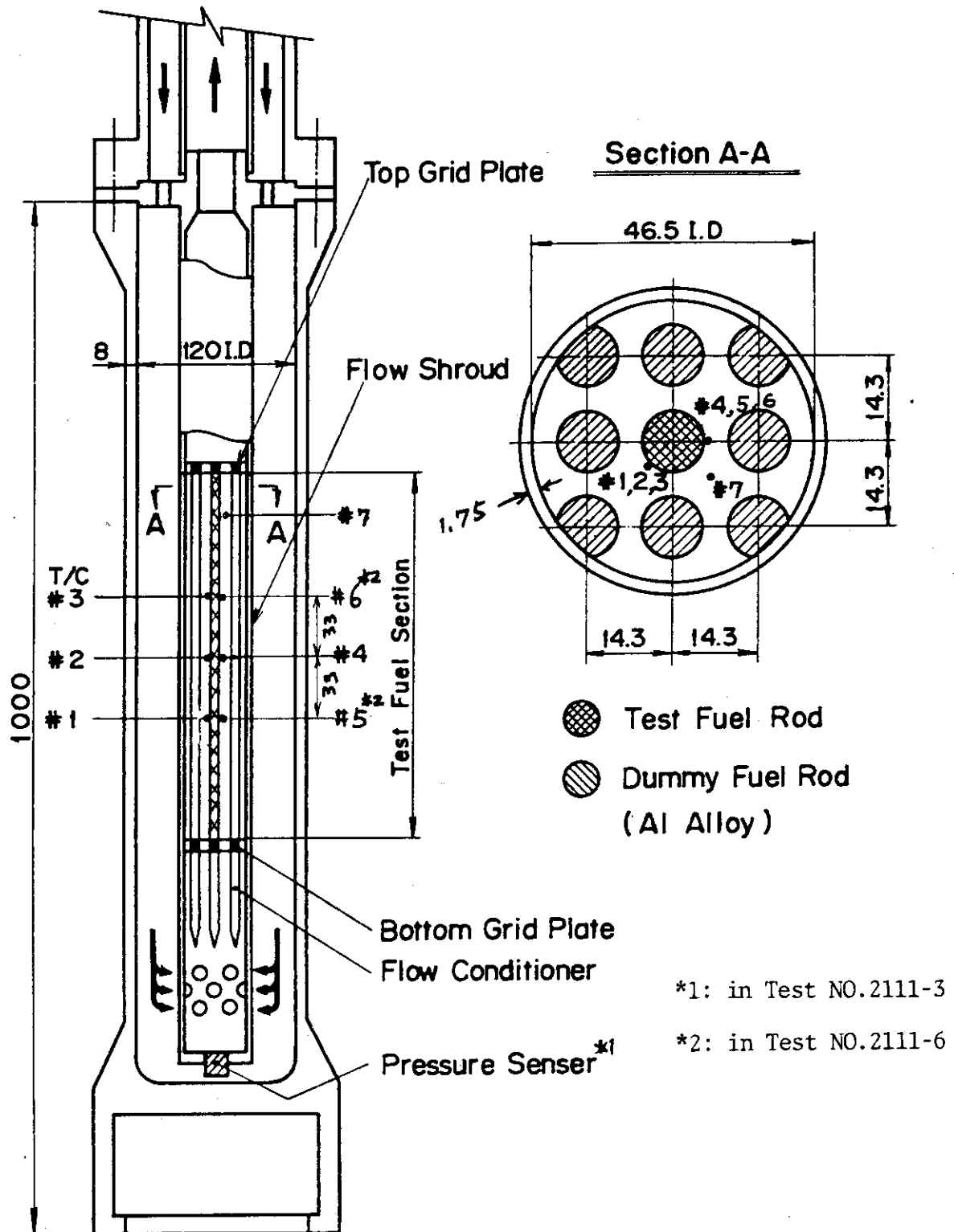


Fig.2.1.2 Loop Test Section & Instrumentation

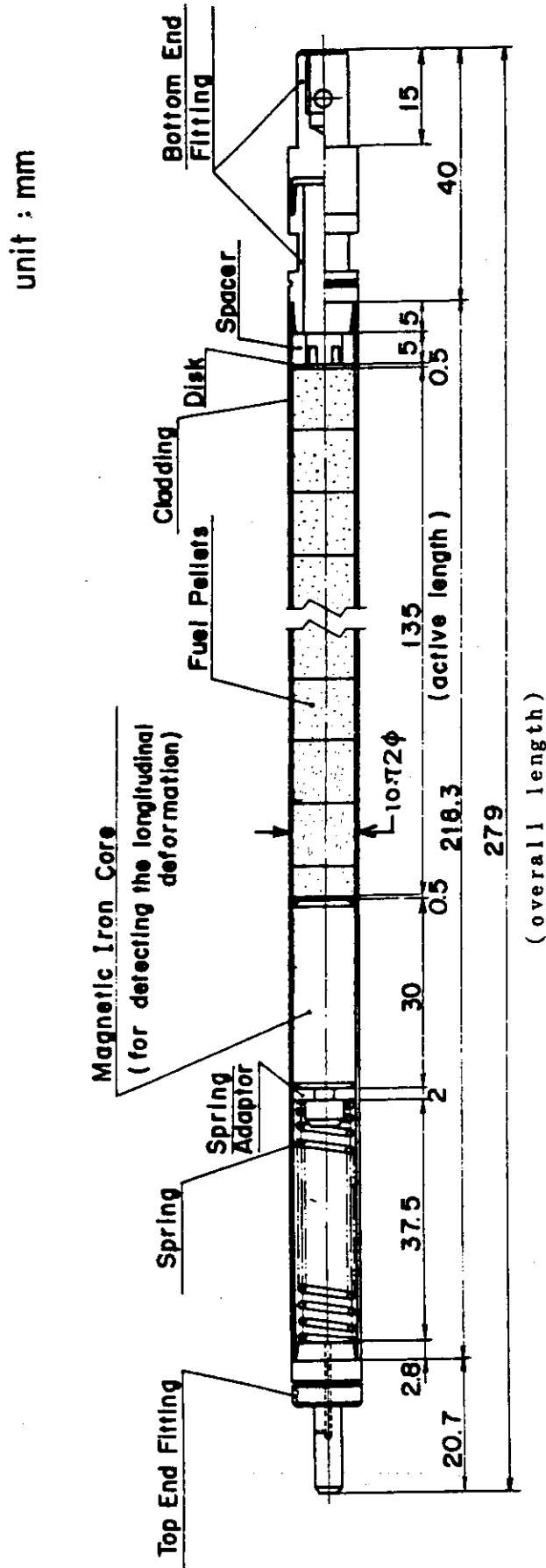


Fig.2.2.1 Standard Type Test Fuel

Table 2.2.1 Test fuel design summary

UO ₂ Pellet	
Diameter	9.29 mm
Length	10 mm
Density	95 % T.D.
Enrichment	10 %
Shape	Chamfered
Cladding	
Material	Zircaloy-4
Wall thickness	0.62 mm
Element	
Diameter	10.72 mm
Overall length	279 mm
Active length	135 mm
Weight of fuel pellets	95 g
Number of fuel pellets	14
Fill gas	He 1atm

3. 実験結果

3.1 発熱量の較正実験

データ収集のための燃料照射実験を始める前に、試験燃料の発熱量較正のための燃料照射を行った。照射後、燃料を γ 線強度測定法および化学分析法により発熱量を較正した結果、100°C、1.1MPaの冷却材条件下において γ 線強度測定法で4.53 cal/g \cdot UO₂/Mw \cdot sの炉出力一発熱量換算係数が得られた。両方法による較正結果は極めて良く一致し、いずれを採用しても結果に殆んど差は無いが本実験においては化学分析法による4.51 cal/g \cdot UO₂/Mw \cdot sを採用した。

照射条件および較正結果をTable 3.1.1に示す。

なお、パルス照射実験は冷却材温度100°Cの他に148°Cでの実験も実施したが、この水温の違いによる冷却材の密度差は4%程度、減速材(冷却材)厚さで約2mmの違いしか生じないので、発熱量に対する影響は非常に小さい。そこで、発熱量の評価においては、この影響を無視した。

3.2 パルス照射実験

3.2.1 実験条件

実験は発熱量、冷却材流速および水温を変えて計6回実施した。Table 3.2.1にこれらの実験の条件を示す。最初のTest 2111-1は発熱量較正のための実験で、DNB(Departure from Nucleate Boiling)を生じない程度の低い発熱量条件でパルス照射を行い、 γ 線強度測定および核分裂生成物の化学分析法による発熱量の較正を行った。この結果は3.1に示した通りである。次のTest 2111-2は、DNB発生条件に与える冷却材の流動およびシステム条件の影響を調べるために行ったもので、系の圧力1.1MPa、冷却材サブクール度は大気圧カプセル実験と同じく80°Cとし、冷却材流速を3m/sから6m/sまで変化させて繰返し照射を行った。次のTest 2111-3および2111-4はDNBが生じる条件の下での冷却材サブクール度の影響を調べるため、また、Test 2111-5は破損しきい値に及ぼす冷却材流動の影響を知るために行ったもので、共に冷却材の流速は動力炉の定出力運転時の平均流速に近い4m/sと設定した。最後のTest 2111-6はDNB後の燃料温度挙動に及ぼす冷却材流速の影響を知るため、Test 2111-3、-4とほぼ同じ発熱量条件で冷却材流速を3, 4, 6m/sと変えてデータを収集したものである。

3.2.2 被覆管温度挙動

(1) DNB発生しきい値付近の挙動

これまで実施された大気圧・室温の静水中での実験(標準燃料実験)においては、発熱量が約140 cal/gUO₂を越えた場合にDNBが生じ、140 cal/gUO₂がDNB発生の上きい値とされた。このDNB発生しきい値は、燃料ペレットが熱膨張により被覆管内面に接続するに必要な発熱量にほぼ対応していることから、DNBの発生は燃料ペレットを被覆管の接触到に伴うギャップ熱伝

達の増大による熱流束の急増が原因であると解釈された。しかし、DNB 発生に必要な熱流束は、一般に系の圧力が高くなり、又、冷却材の流速が大きくなる程大きくなる傾向にあり、高圧・高流速の条件下では必ずしもペレット、被覆管の接触による熱流束の増大だけでは DNB 発生には至らないことも考えられる。そこで、DNB 発生に及ぼす冷却材流速の影響を調べるため、従来の標準燃料実験の DNB 発生しきい値より 25 cal/gUO_2 高い 165 cal/gUO_2 を燃料に与え、冷却材の条件を、圧力 1.1 MPa 、サブクール 80°C (水温 100°C) とし、冷却材流速を $6 \text{ m/s} \rightarrow 4 \text{ m/s} \rightarrow 3 \text{ m/s}$ の順序で変え、各場合についての被覆管温度挙動を調べる実験を Test No 2111-2 として実施した。なお、この実験は、同一燃料を上記の 3 条件の下で繰返し照射したため、多少、前回の照射の影響が次に残る可能性はあるが、被覆管の温度上昇が小さく、又、被覆管の変形も殆んど生じない発熱量条件であるので、照射履歴の影響はごく軽微なものである。

3 回の照射実験において測定した被覆管表面温度記録を Fig. 3.2.1 に示す。計測したのは、同図中に示した計測点 #1 から #4 までの 4 点であり、各計測点での 3 回の実験で得られた結果を比較してプロットしたものである。まず、冷却材流速が 6 m/s の条件では、いずれの計測点の温度も 200°C 以上には上昇せず、DNB 発生には至らなかったことを示している。次の 4 m/s の条件では、#1、#2 の計測点で DNB が生じ、温度がごく短時間 500°C あるいは 350°C まで上昇したが、他の計測点では DNB は生じなかった。最後の 3 m/s の条件では、前回は DNB を生じた #1、#2 の計測点では DNB は生じず、#4 の点でのみ DNB を生じ、膜沸騰が約 1 秒間続いた。

以上の結果から、流速が大きい場合には DNB 発生しきい値にも冷却条件が影響し、流速 6 m/s では DNB 発生が完全に抑制される事、また流速 4 m/s および 3 m/s でも、DNB は発生するが極めて不安定であり、場所によって生じたり生じなかったりするなど自然対流条件に比べ DNB 発生が抑制される事が判った。

(2) DNB 発生後の温度挙動

DNB 発生後の被覆管温度挙動に与える冷却材流速およびサブクール度の影響を調べるため、系の圧力 1.1 MPa 、発熱量 240 cal/gUO_2 で冷却材流速およびサブクール度をパラメータとする実験を行った。

まず、ベースケースとして、流速 4 m/s 、サブクール度 80°C (水温 100°C) として行った実験 (Test No 2111-3) の結果を Fig. 3.2.2 に示す。被覆管最高温度は $450 \sim 750^\circ\text{C}$ 、膜沸騰継続時間は $0.5 \sim 1.5 \text{ s}$ と、いずれも大気圧カプセルで実施した強制対流実験 (圧力 0.1 MPa 、サブクール度 80°C 、流速最大 3.2 m/s) での同一発熱量に対する結果よりも大幅に下まわる結果となった。このことから、ループ実験においては大気圧カプセル実験に比して単に流速の影響 (3.2 m/s 、 4 m/s) のみならず、系の圧力の影響 ($0.1 \text{ MPa} \rightarrow 1.1 \text{ MPa}$) の影響も重畳し、極めて良好な冷却条件となっていることが分った。また、もう 1 つの特徴点は、測定点による温度の偏差が極めて大きくなった点で、最高温度で最も低い 450°C (#3) と最も高い 750°C (#4) との間に 300°C もの開きが生じ、また、膜沸騰継続時間にも大きな偏差が生じる。

次に、冷却材流速の影響を調べるため、同一の燃料を用い、流速を 3 m/s 、 6 m/s および 4 m/s とこの順に変えて各 1 回ずつのパルス照射を行った Test No 2111-6 の結果を Fig. 3.2.3 に示す。この図は、各測定点ごとに各流速条件で得られた被覆管温度履歴を比較したものであるが、#2 および #3 については第 1 回目の照射の後に熱電対が破損したため以後の流速 6 m/s および

4m/sのデータは収集できなかった。このデータから分るように、流速の影響は明白で、いずれの計測点においても流速が大きくなる程、最高温度が低くなり、より早期にクエンチが生じた。ただし、クエンチングは大気圧カプセル実験で観察されるように明瞭な急冷現象とはならず、温度が比較的ゆるやかに下降し、膜沸騰から核沸騰へと遷移している。測定点による最高温度の偏差は極めて大きく、流速3m/sの場合には#4の500°Cと#2の1100°Cとの間に600°Cもの差が生じた。また、流速6m/sの場合にはいずれの測定点においてもDNBの発生がなく、最高温度は飽和温度(180°C)を少し上まわる程度であった。なお、この実験は繰返し照射実験であるので、第2、第3回目の照射時にはそれ以前の照射の影響として、ペレットのクラッキング、被覆管の変形、被覆管表面の酸化等の影響があると思われるが、第3回目の照射時のデータ(Fig.3.2.3)と、これと同一条件で前照射のない場合のデータ(Test No.2111-3, Fig.3.2.2)と比べてみると有意差が殆んど認められないことから、前照射の影響は比較的小さなものであると考えられる。

次に、冷却材のサブクール度の影響を知るために、サブクール度32°C(冷却材温度148°C)で行ったTest No.2111-4における被覆管温度履歴をFig.3.2.4に示す。同一流速条件でサブクール度80°CのTest No.2111-3(Fig.3.3.2)のデータと比較すると、冷却材サブクール度の影響も極めて顕著であることが分かる。すなわち、サブクール度を80°Cから32°Cに下げることによって、被覆管最高温度は450~750°Cから1100~1200°Cのレベルにまで上昇し、また膜沸騰継続時間も0.5~1.5sだったものが7.5~8sへと大幅に延びた。

以上のDNB発生後のデータは発熱量240cal/gUO₂のものであったが、さらに高い発熱量条件の下での温度挙動を知るために、ベースケース(流速4m/s, サブクール度80°C)と同じ冷却条件で280cal/gUO₂を与える実験を行った(Test No.2111-5)。この280cal/gUO₂の発熱量条件は、大気圧、自然対流の冷却条件で行った標準実験ではペレット表面温度が融点に達し、被覆管が殆んど完全に溶融する程の厳しいものである。しかし、強制対流による良好な冷却条件の下では、被覆管温度は融点に達せず燃料破損も生じなかった。Fig.3.2.5にTest No.2111-5における被覆管温度履歴を示す。このように、計測された最高温度は高々1050°Cであり、ペレット表面が溶融するような高い発熱量条件の下でも、流速が4m/s位になると被覆管の温度上昇がかなり大幅に抑制されることが確認された。以上のデータから得られた最高温度およびその平均値と標準偏差をTable 3.2.2にまとめた。

3.2.3 照射後の燃料の外観および変形量

(1) 外 観

Fig.3.2.6に照射後の燃料棒の外観写真を実験番号順に並べて示す。

一番上段のTest No.2111-2の発熱量165cal/gUO₂で照射した燃料は、前節で述べたようにDNB発生の限界に近い条件で局所的にしかDNBが生じなかったため、表面酸化も部分的で表面は斑模様となった。しかし、二段以下の燃料棒は、有効発熱部全長にわたって一様に酸化しており、有効発熱部全長にわたりDNBが生じ高温になったことが確認できる。このうち、2段目のTest No.2111-3は比較的薄く一様な酸化膜しか生じず、また曲りも殆んど認められないが、これとサブクール条件だけが異なるTest No.2111-4の場合には、有効部の中央付近で酸化膜が一部剥離、脱落した、曲りも生じているのが認められ、被覆管温度がより高くなった事を示して

いる。これに対し、サブクール度は Test No 2111-3 と同じで、流速を変えて3回照射をした Test No 2111-6 (最下段)の外観は Test No 2111-3 と殆んど変わっていない。このように3回の繰返し照射にもかかわらず温度が上昇しなかった場合には、燃料の酸化や損傷はあまり進行しないことがわかる。また、下から2段目の Test No 2111-5 は発熱量 280 cal/gUO_2 の場合の結果であるが、被覆管温度記録からも予想された通り、被覆管の損傷は、表面に元成された酸化膜が一部剥離し、また、少し曲りが生じた程度で、被覆管の溶融に伴う凹凸やクラックの発生は認められず、燃料破損には至らなかった。

(2) 被覆管の膨れ

被覆管はパルス照射時にはペレットの熱膨張により膨れを生じ、また、DNB後の高温時に内圧あるいは外圧のいずれかが優っている場合には膨れあるいはつぶれを生じることがある。このように、燃料棒の変形のうち、特に被覆管の外径の変化は、燃料挙動の履歴を良く反映している。

そこで、照射後燃料の被覆管外径のプロファイルを、プロファイルメータを使って精密に測定した。Fig. 3.2.7 から Fig. 3.2.10 に測定結果を示す。いずれも燃料有効長の軸方向位置を横軸にとって、外径のプロファイルを示したものであり、直角2方向の測定値を実線および点線で示した。発熱量 165 cal/gUO_2 (Fig. 3.2.7) では被覆管のふくれは少なく、有効部の上半分で直径が 0.04 mm 程度(約0.4%)のふくれが生じた。この軽微なふくれが認められる範囲は、被覆管表面が酸化して黒色になっている部分に対応し、黒色にならなかった下半分は殆んど変形していない。 240 cal/gUO_2 では、ふくれはより顕著になり、Test No 2111-3 の場合(Fig. 3.2.8)では、最大 0.09 mm (約0.8%)のふくれが生じ、また、 280 cal/gUO_2 の場合(Fig. 3.2.9)では、最大 0.11 mm (約1%)のふくれが生じた。なお、 280 cal/gUO_2 の場合に両端がふくれていないのは、両端が天然ウランペレットであったためである。以上のサブクール度が 80°C の場合の結果に対し、サブクール度を 32°C とした場合(Test No 2111-4)の結果は、Fig. 3.2.10 に示すように、同じ 240 cal/gUO_2 でありながら、被覆管の外径は初期値よりもむしろ小さくなった。この理由は、サブクール度が低くなったために被覆管温度が高く、かつ、より長時間保持されたため、被覆管が 1 MPa の外圧に抗しきれず、クリープを生じてつぶれたためと考えられる。ただし、最小外径でも 10.67 mm であって、初期ギャップを完全に埋めるまでクリープダウンした場合の外径 10.53 mm に比べれば、つぶれは非常に小さく、ごく軽微なつぶれしか生じなかったと言える。Table 3.2.3 に膨れの最大値および平均値をまとめた。

(3) 被覆管の曲り

燃料棒は下端を固定し、上端はスペーサで支持されている。スペーサは流路管とクリアランスがとってあり、単に上からスプリングで押えられているだけなので、燃料棒が熱膨張しても上端は自由に伸びられるようになっている。したがって燃料棒が高温になり、軸方向の熱膨張を生じても、比較的曲りにくい条件にはいるが、すでに Fig. 3.2.6 で示した外観写真からも分るように、Test No 2111-4 (発熱量 240 cal/gUO_2 , サブクール度 32°C) と Test No 2111-5 (発熱量 280 cal/gUO_2 , サブクール度 100°C) の場合には明らかに曲りが生じている。曲りの形態は単純な弓形となっており、曲りは発熱部だけに生じている。そこで、曲りの指標として、燃料の中心線の最大偏差をとることとし、燃料棒を定盤の上に置いて、被覆管外面と定盤との間に生じる最大間隙を測定した。Table 3.2.3 の右端の欄に、このようにして測定した最大曲り(Max-

imum Bending) を示す。測定結果は被覆管最高温度が高い程曲りが大きくなる傾向を示しているが、Test No.2111-6 だけは曲りがほぼ零となっていて、他と異質なデータとなっている。この Test No.2111-6 だけは上部のスペーサーの押えを取って行った実験なので、これが曲りに関係していると思われる。曲りの原因等については、さらに第4章で考察を加える。

3.2.4 金相検査結果

被覆管温度が高かった Test No.2111-4 (発熱量 240 cal/gUO_2 , サブクール 32°C) と 2111-5 (発熱量 280 cal/gUO_2 , サブクール 80°C) について燃料棒断面の顕微鏡観察を行った。その結果を以下に述べる。

Fig. 3.2.11, 3.2.12 に被覆管肉厚の円周方向変化を示す。2111-4 および 2111-5 でも肉厚は円周方向にほぼ均一であり、偏肉は起きていない。Fig. 3.2.13, 3.2.14 は熱電対取付け位置で測定した、 ZrO_2 , α 相の円周方向厚さ分布および ZrO_2 相厚さ分布から推定した被覆管表面温度分布を示している。 ZrO_2 , α 相は熱電対取付け位置で薄く熱電対位置から離れると厚くなっている。 ZrO_2 , α 相は 2111-4 においてそれぞれ $4\sim 10 \mu\text{m}$, $5\sim 15 \mu\text{m}$, 2111-5 においてそれぞれ $3\sim 15 \mu\text{m}$, $4\sim 23 \mu\text{m}$ 形成されている。 $(\text{ZrO}_2 + \alpha)$ 相の厚さは 2111-4 で肉厚の最大約 4%, 2111-5 で約 6% と僅かであり、被覆管が余り脆化していないことがわかる。

ZrO_2 相厚さから被覆管表面最高温度を推定することができる⁽¹³⁾ので、 ZrO_2 相の厚さ分布から周方向の温度分布を求めると Fig. 3.2.13 および Fig. 3.2.14 に示すように、熱電対位置の温度が最も低くなっている。2111-4 では熱電対位置の温度は $1220\sim 1260^\circ\text{C}$ であるのに対して最高温度は 1420°C であり、その差は約 200°C である。2111-5 ではそれぞれ $1150\sim 1200^\circ\text{C}$, 1540°C であり、その差は約 400°C である。このように熱電対位置で温度が低いのは熱電対のフィン効果によるものである。静水条件下では上記の様な温度差は 100°C 程度であるので、強制冷却条件下では熱電対のフィン効果は大きいと言える。以上から、実際の被覆管表面温度は Test No.2111-4 において 1400°C , Test No.211-5 において 1500°C 程度に達したと考えなければならない。なお、熱電対が指示した最高温度は Test No.2111-4 で約 1200°C , Test No.2111-5 で約 1100°C であり上記の熱電対位置での推定温度に近く、真値を示していると言ってよい。

Fig. 3.2.15 に Test No.2111-5 の燃料のペレット-被覆管境界附近の金相を示す。高発熱量条件の下では、被覆管内面に UO_2 と Zr_y の反応相の形成が認められるが、その厚さは約 $30 \mu\text{m}$ と極めて薄く、また、大気圧カプセル実験で認められた、被覆管とペレットの融着も生じていない。これは、被覆管とペレットの境界面温度が、極めて短時間しか高温状態になかったためと考えられる。

Fig. 3.2.16 に発熱量 280 cal/gUO_2 の水ループ実験 (Test No.2111-5, 4 m/s , サブクール 80°C) と発熱量 260 cal/gUO_2 の大気圧カプセル実験 (静水, サブクール 80°C) の照射後の燃料断面写真を比較して示す。大気圧カプセル実験の場合、写真の左上部の約 90° の部分を残して、他の部分はペレットと被覆管が融着し、かつ、融着部分は被覆管が溶融し、厚肉部と薄肉部が生じ薄肉部にクラックが生じている。これに比べ、水ループ実験の場合には、大気圧実験に比べ 20 cal/gUO_2 も発熱量が大きいにもかかわらずペレットと被覆管の融着も、被覆管の肉厚の変化も生じず、被覆管は殆んど損傷を受けていない。

以上のように、照射後検査の結果からも、ループ実験の場合には、同一発熱量の大気圧実験に比べ被覆管の損傷、すなわち肉厚変化、脆化、ジルカロイ-UO₂反応相の形成等が極めて少ないことが確認された。

Table 3.1.1.1 Condition and result of energy deposition calibration for test fuel

Condition				Result		
Coolant flow rate (m/s)	Coolant pressure (MPa)	Coolant temperature (°C)	Core energy release (Mw.s)	γ-ray measurement cal/g.UO ₂	Chemical analysis cal/g.UO ₂	Chemical analysis cal/g.UO ₂ / Mw.s
4	1.1	100	28.9	131.0	130.2	4.51

Remarks: Reactivity worth of loop test section

= 2.1 (\$) at 20°C, 0.6 MPa

= 1.9 (\$) at 100°C, 1.1 MPa

Table 3.2.1 Test conditions

Test No.	Energy deposition (cal/g.UO ₂)	Coolant condition			Remarks
		Flow rate (m/s)	Pressure (MPa)	Temperature (°C)	
2111-1	130	4	1.1	100	Calibration of energy deposition
2111-2	165	6	1.1	100	A fuel rod was irradiated three times
	163	4			
	165	3			
2111-3	241	4	1.1	100	
2111-4	242	4	1.1	148	
2111-5	276	4	1.1	100	
2111-6	238	3	1.1	100	A fuel rod was irradiated three times
	233	6			
	239	4			

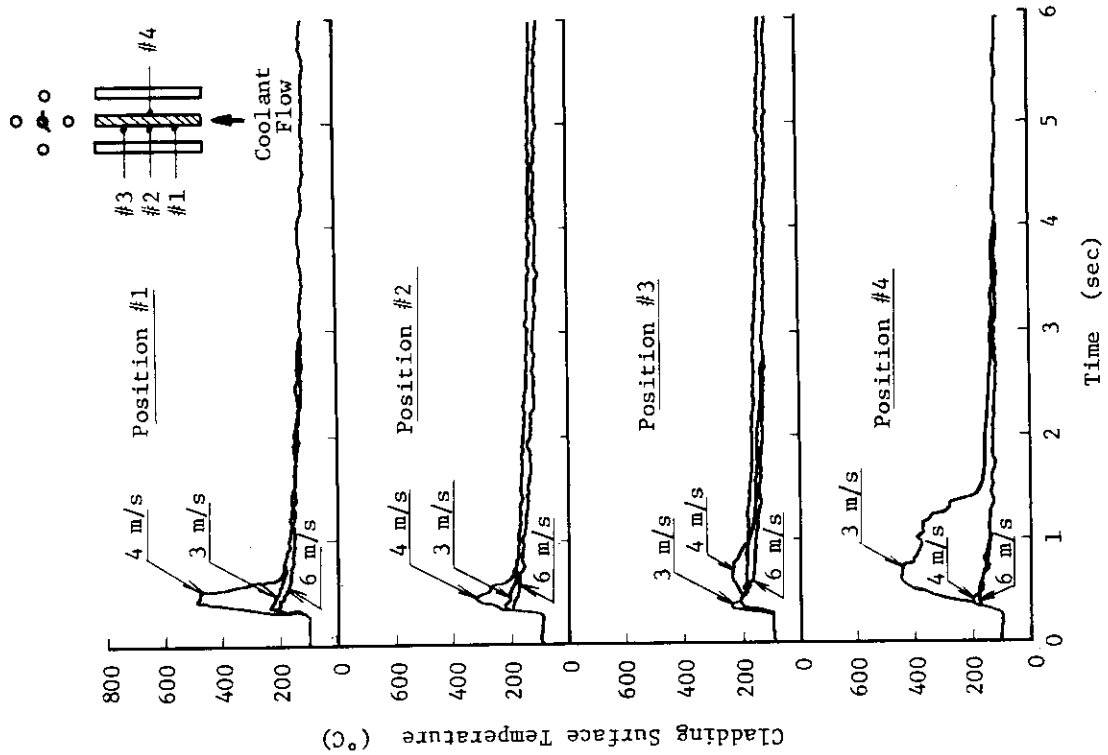


Fig. 3.2.1 Cladding surface temperature histories in Test No. 2111-2. (1.1MPa, 100°C, 6→4→3 m/s, 165 cal/g.UO₂).

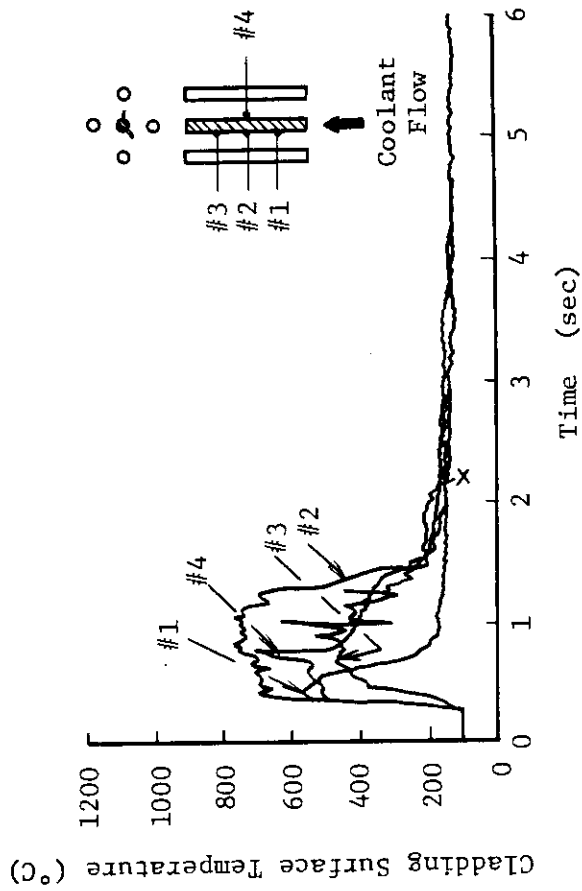


Fig. 3.2.2 Cladding surface temperature histories in Test No. 2111-3. (1.1MPa, 100°C, 4 m/s, 240 cal/g.UO₂)

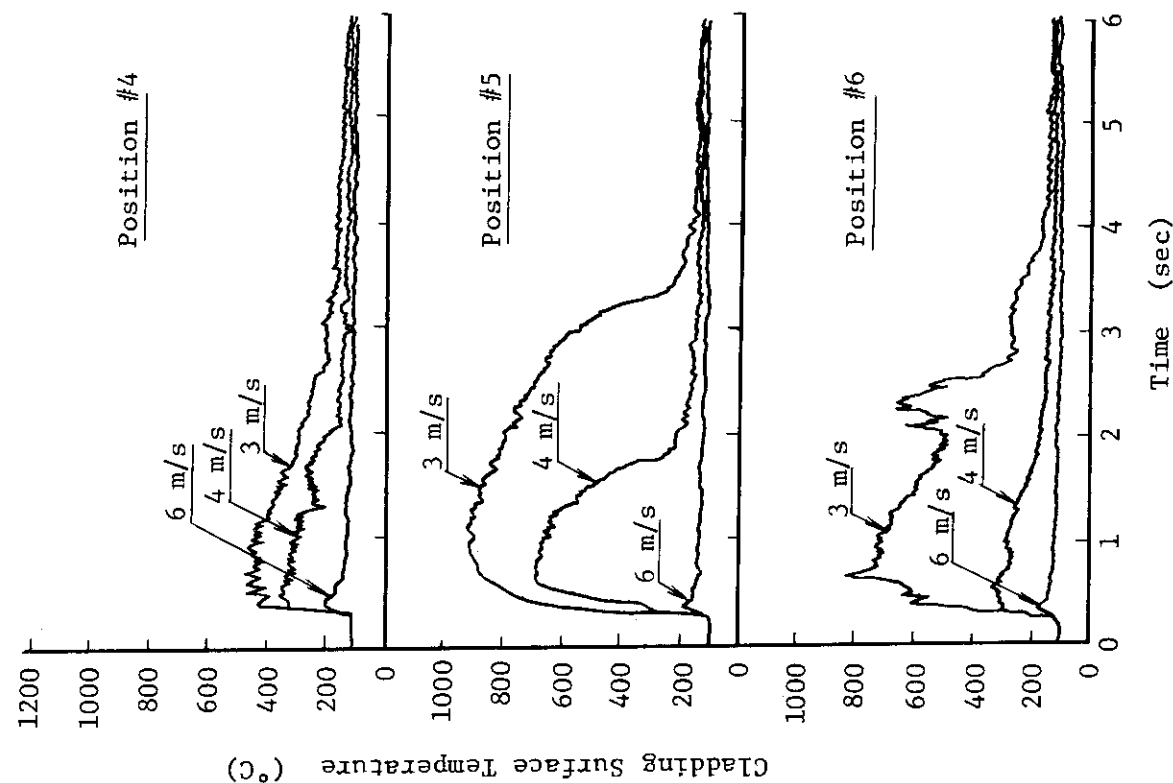


Fig. 3.2.3(2) Cladding surface temperature histories in Test No. 2111-6 (1.1MPa, 100°C, 3→6→4m/s, 240cal/g.UO₂).

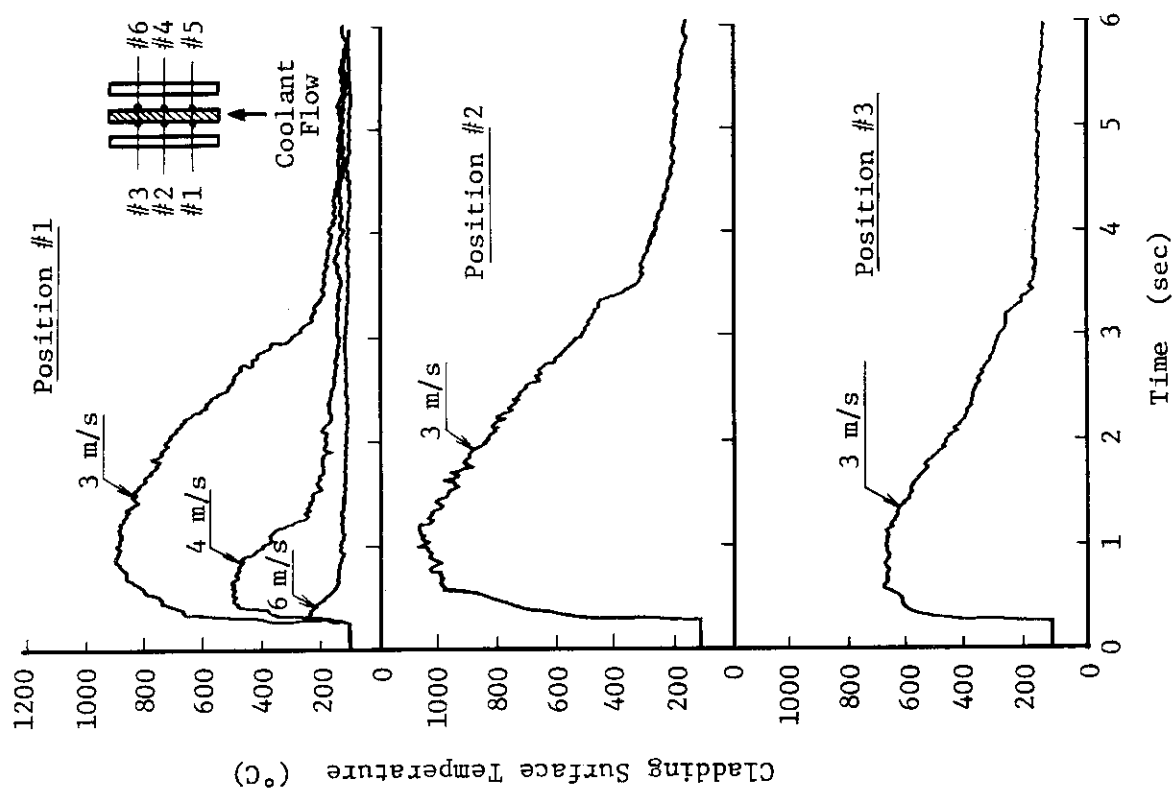


Fig. 3.2.3(1) Cladding surface temperature histories in Test No. 2111-6 (1.1MPa, 100°C, 3→6→4m/s, 240cal/g.UO₂).

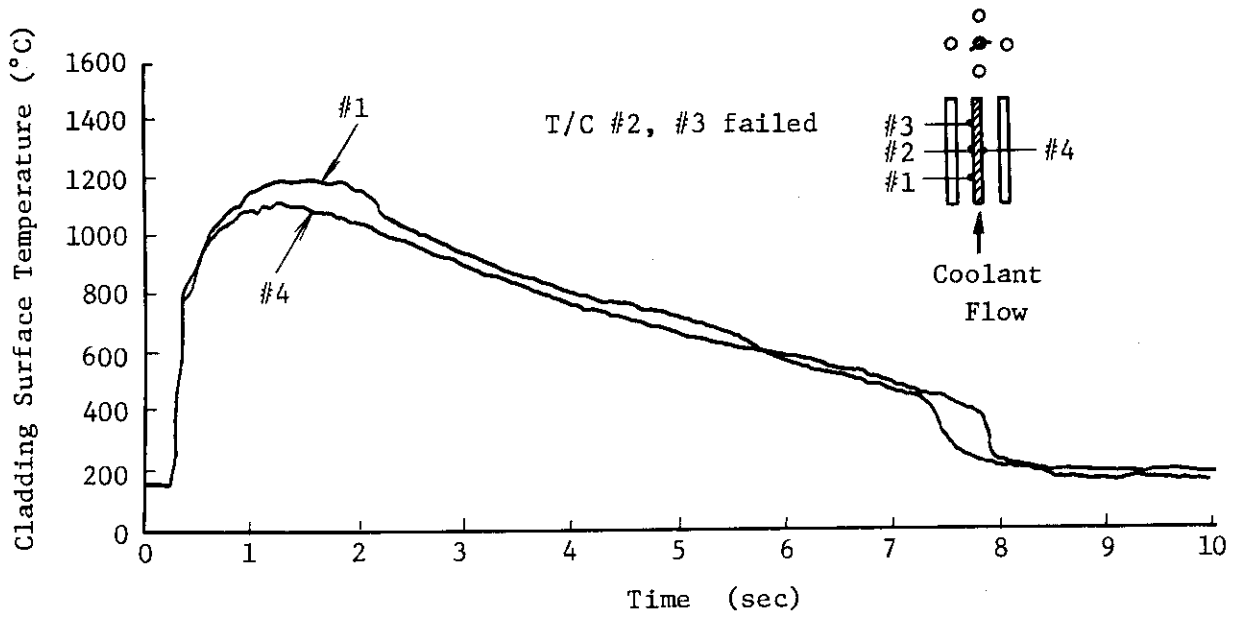


Fig. 3.2.4 Cladding surface temperature histories in Test No. 2111-4 (1.1MPa, 148°C, 4 m/s, 240 cal/g.UO₂).

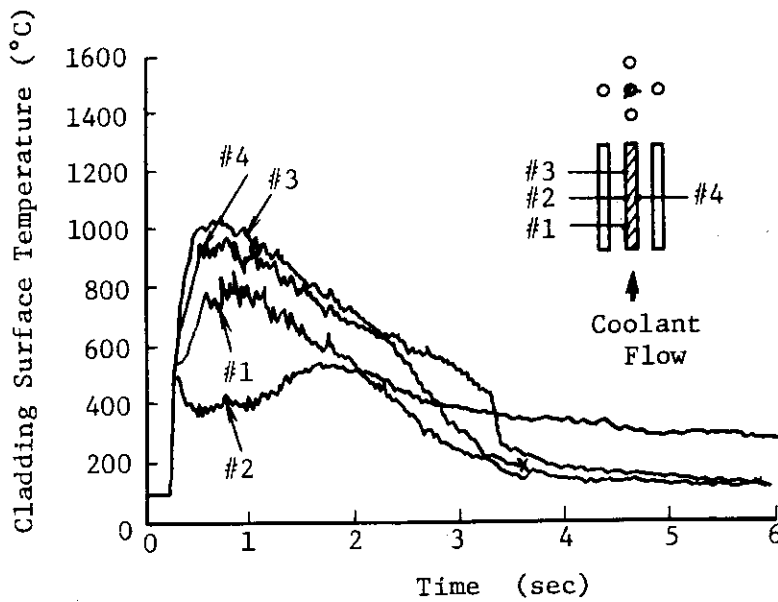
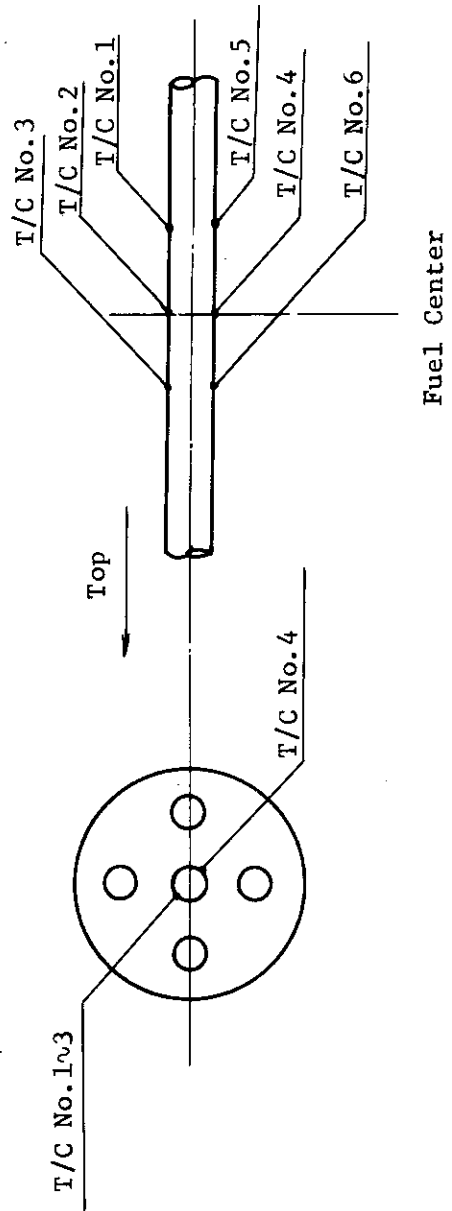


Fig. 3.2.5 Cladding surface temperature histories in Test No. 2111-5 (1.1MPa, 100°C, 4 m/s, 280 cal/g.UO₂).

Table 3.2.2 Summary of maximum cladding temperatures

Test No.	T/C No.	Average Value (°C)						Standard Deviation
		1	2	3	4	5	6	
2111-2-1	224	226	226	226	177	—	—	21
-2-2	503	339	263	207	207	—	—	111
-2-3	238	236	236	473	—	—	—	102
2111-3	574	756	—	—	—	—	—	91
2111-4	1,196	1,104	—	1,104	—	—	—	43
2111-5	1,067	—	834	985	—	—	—	97
2111-6-1	905	1,072	655	477	919	845	—	194
2111-6-2	250	—	—	210	180	180	—	29
2111-6-3	494	—	—	356	688	331	—	142



<u>Test No.</u>	<u>Pres.</u> (MPa)	<u>Temp.</u> (°C)	<u>Velocity</u> (m/s)	<u>Energy deposition</u> (cal/g.UO ₂)
2111-2	1.1	100	6→4→3	165
2111-3	1.1	100	4	240
2111-4	1.1	148	4	240
2111-5	1.1	100	4	280
2111-6	1.1	100	3→6→4	240

Fig. 3.2.6 Appearance of post-test fuel rods

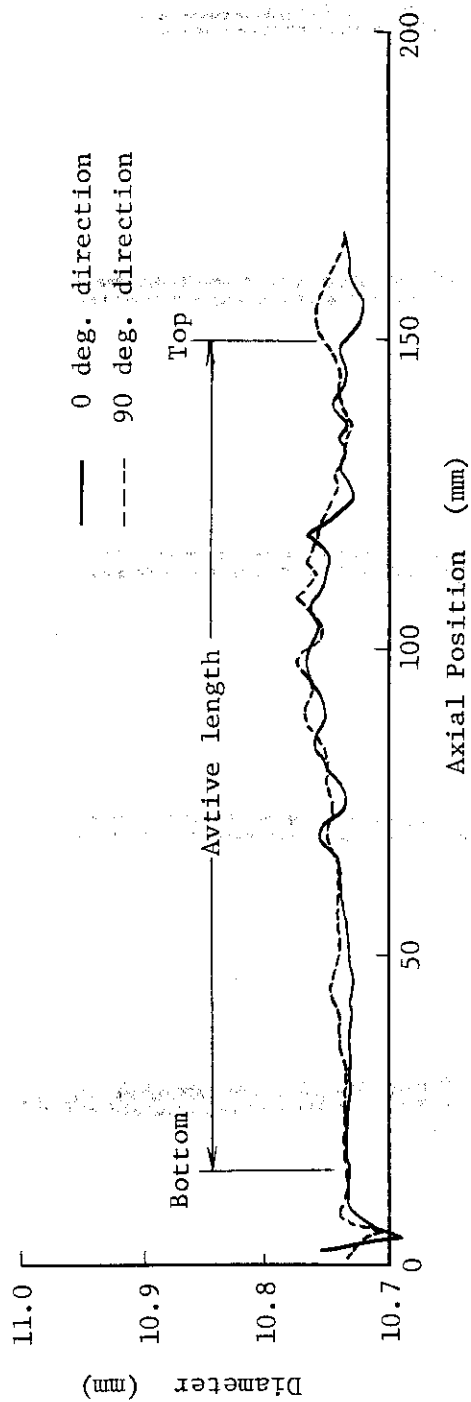


Fig. 3.2.7 Diameter profile of post-test fuel rod in Test No. 2111-2 (1.1MPa, 100°C, 6→4→3 m/s, 165 cal/g.UO₂).

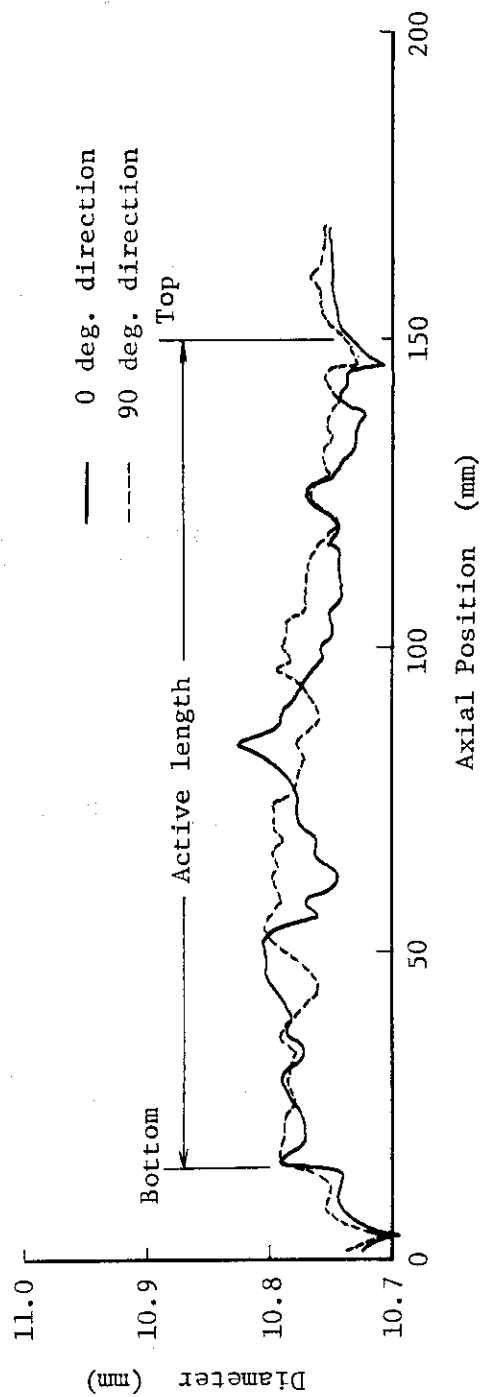


Fig. 3.2.8 Diameter profile of post-test fuel rod in Test No. 2111-3 (1.1MPa, 100°C, 4 m/s, 240 cal/g.UO₂).

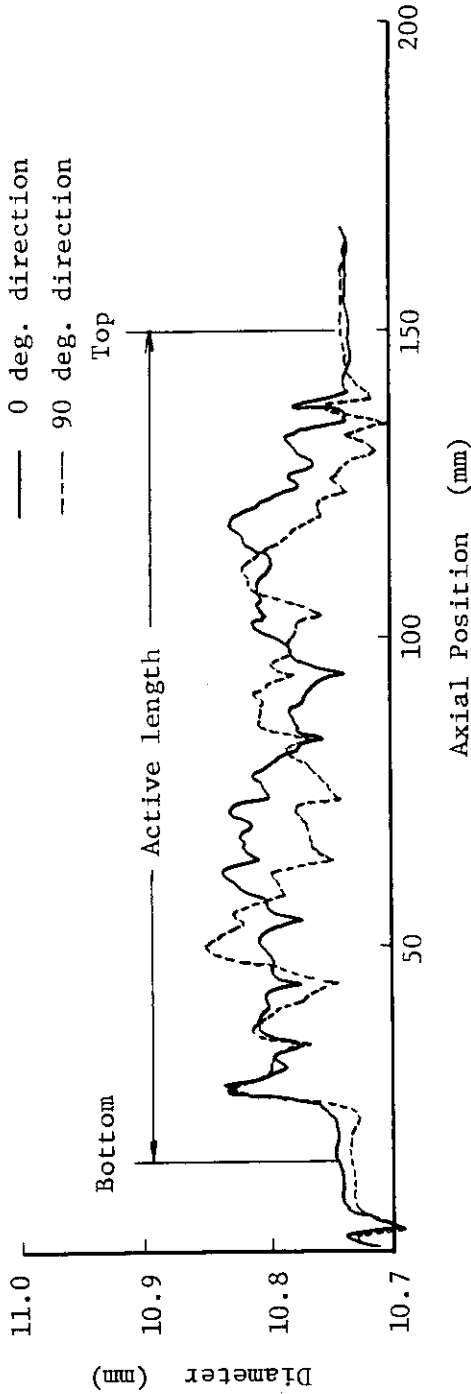


Fig. 3.2.9 Diameter profile of a post-test fuel rod in Test No. 2111-5 (1.1MPa, 100°C, 4 m/s, 280 cal/g.UO₂).

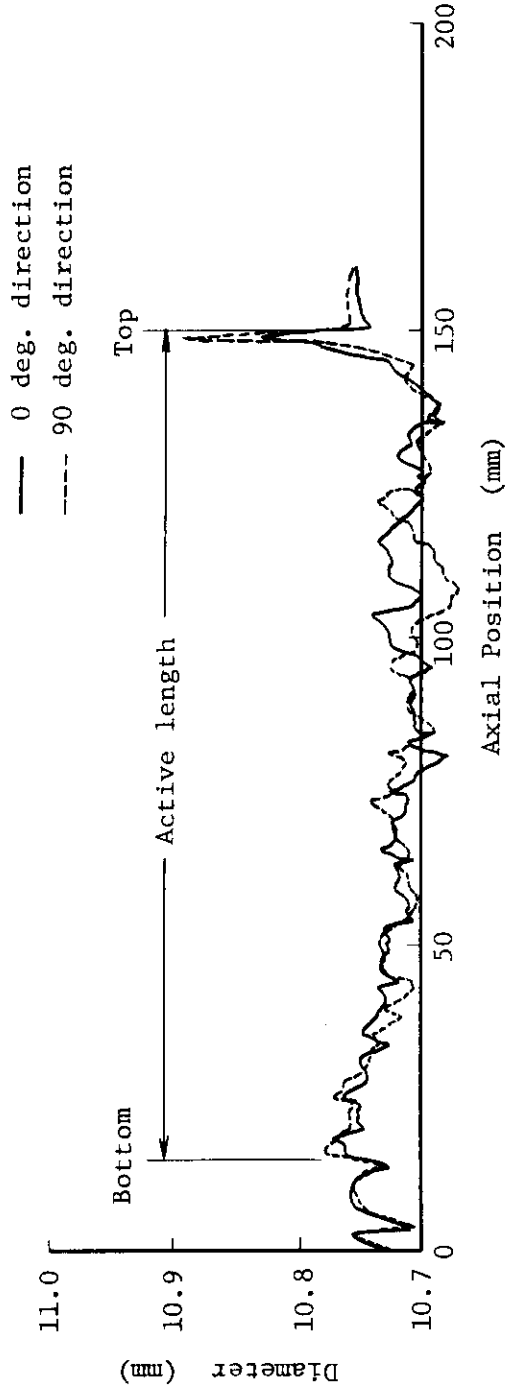


Fig. 3.2.10 Diameter profile of a post-test fuel rod in Test No. 2111-4 (1.1MPa, 150°C, 4 m/s, 240 cal/g.UO₂).

Table 3.2.3 Summary table of diametral expansion and bending of cladding

Test No.	Test Conditions		Diametral Expansion (mm)		Expansion (%)		Max. Bending (mm)
	Coolant Temp (°C)	Coolant Velocity (m/s)	Energy Deposition (col/gUO ₂)	Max.	Av.	Max.	
2111-2	100	6	165	10.775	10.770	0.51	0.47
		4					
		3					
2111-3	100	4	241	10.827	10.795	1.00	0.70
2111-4	148	4	242	10.780	10.765	0.56	0.42
				10.670*	10.690*	-0.47**	-0.28**
2111-5	100	4	276	10.850	10.825	1.21	0.98
2111-6	100	3	238	—	—	—	—
		6					
		4					

* Minimum diameter at collapsed portion

** Maximum and average decrease by collapse

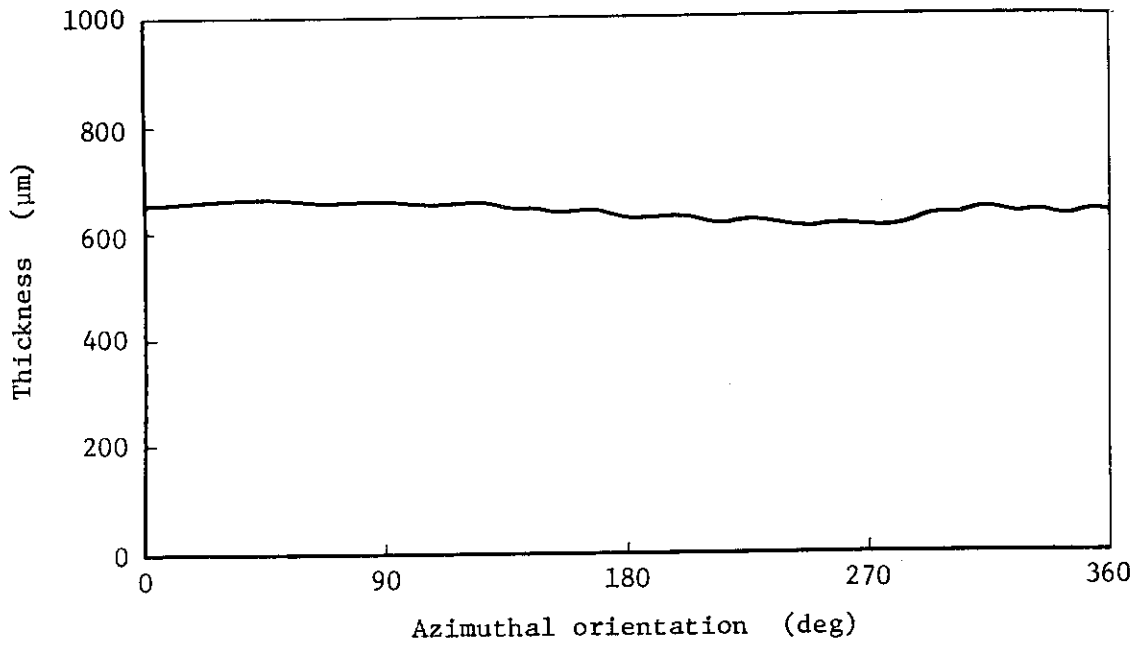


Fig. 3.2.11 Azimuthal variation of cladding wall thickness
in Test No. 2111-4
(1.1MPa, 150°C, 4 m/s, 240 cal/g.UO₂).

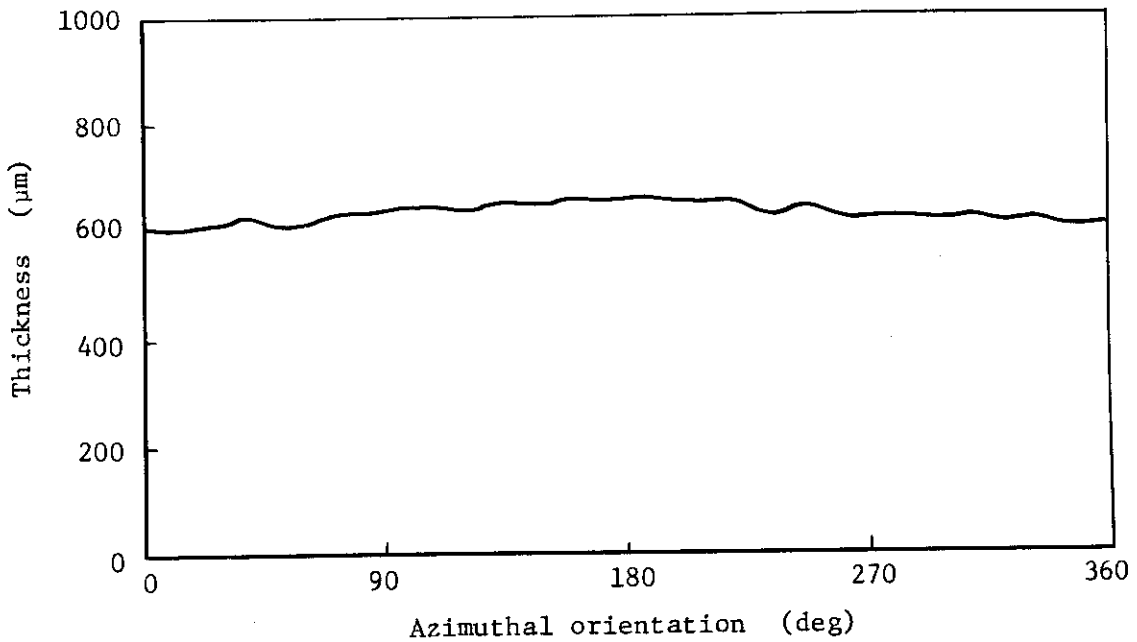


Fig. 3.2.12 Azimuthal variation of cladding wall thickness
in Test No. 2111-5
(1.1MPa, 100°C, 4 m/s, 280 cal/g.UO₂).

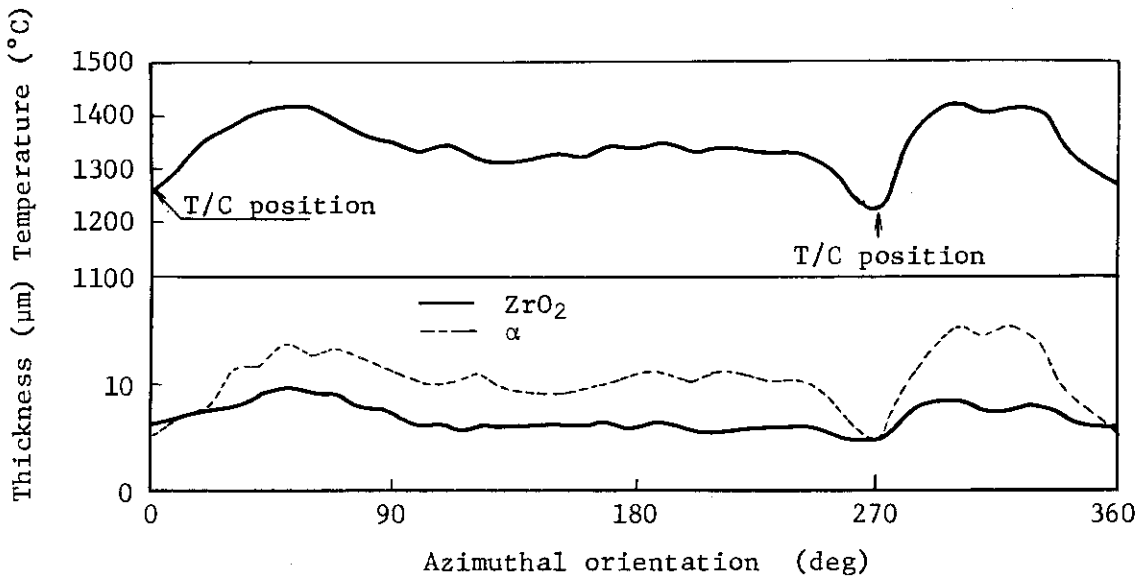


Fig. 3.2.13 Azimuthal variation of ZrO₂ and α layers thickness and cladding surface temperature estimated from ZrO₂ layer thickness in Test No. 2111-4 (1.1Mpa, 150°C, 4 m/s, 240 cal/g.UO₂).

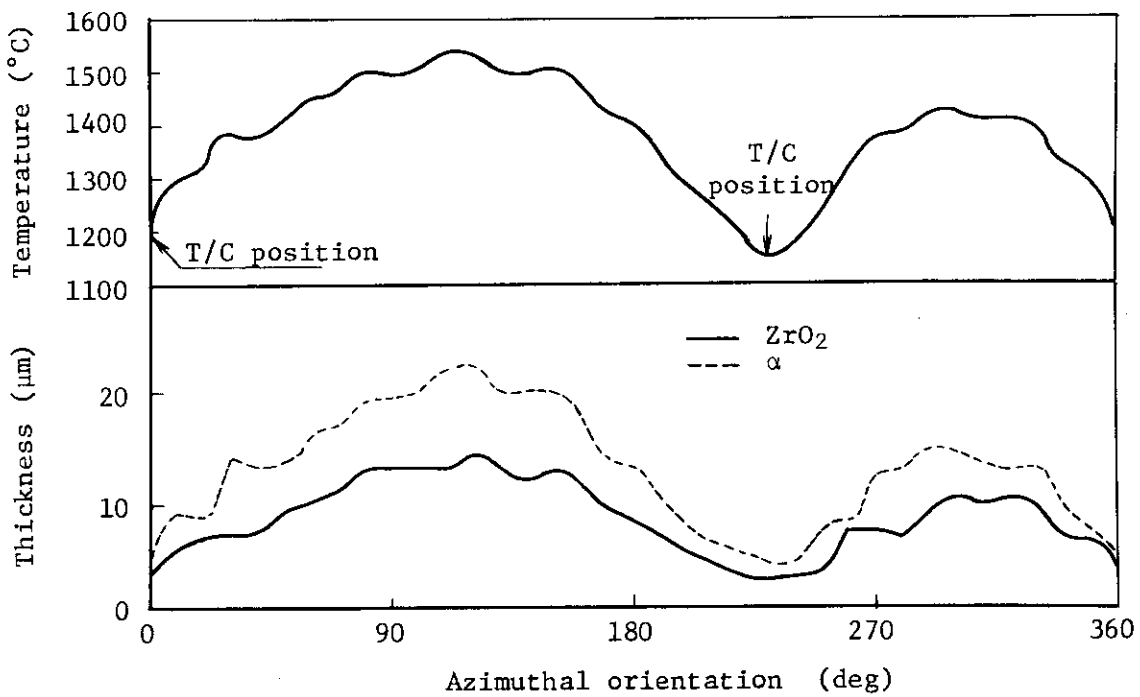


Fig. 3.2.14 Azimuthal variation of ZrO₂ and α layers thickness and cladding surface temperature estimated from ZrO₂ layer thickness in Test No. 2111-5 (1.1Mpa, 100°C, 4 m/s, 280 cal/g.UO₂).

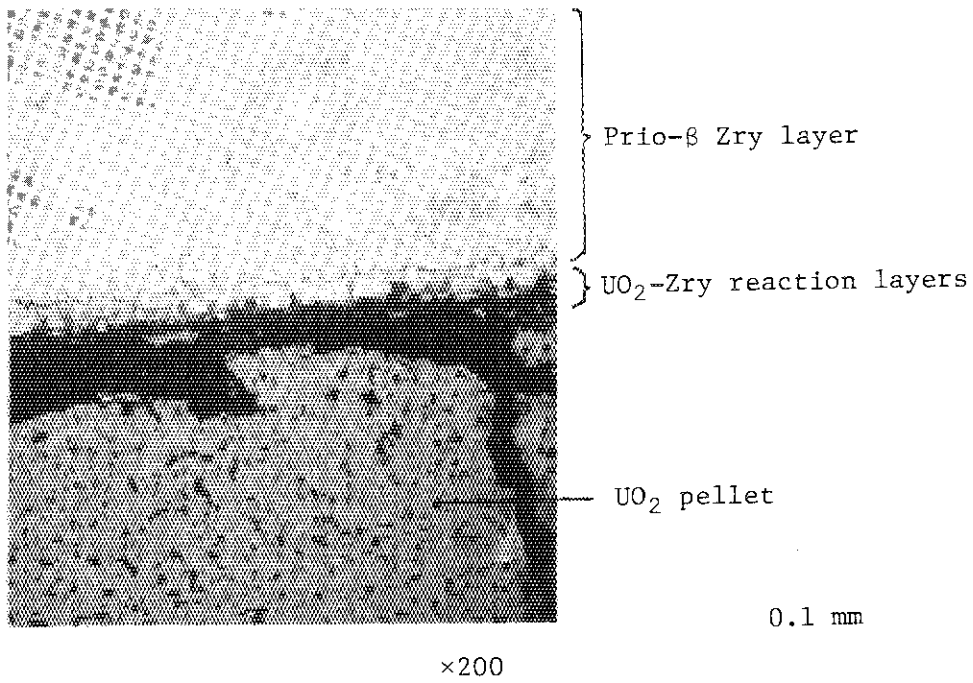
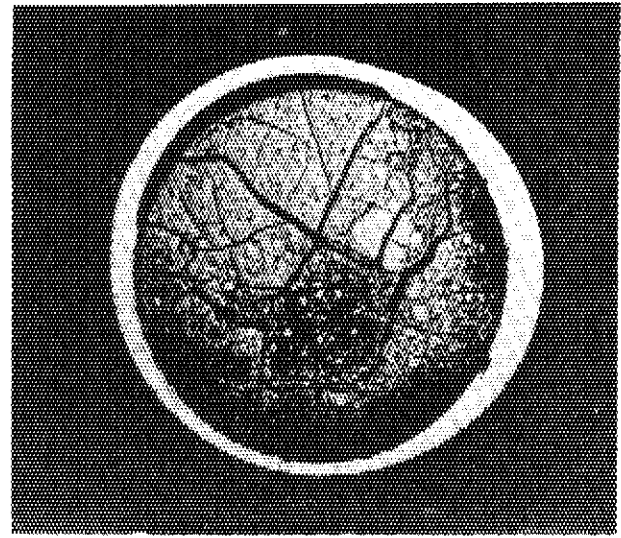
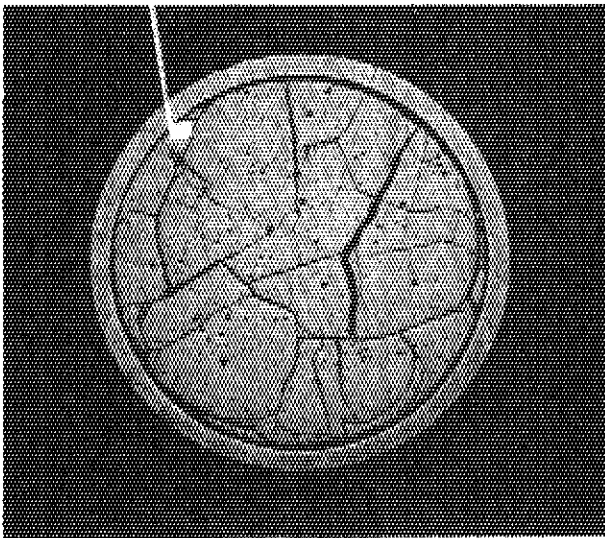


Fig. 3.2.15 Microstructure at pellet-cladding boundary of post-test fuel rod in Test No. 2111-5 (280cal/gUO₂)



Loop test (Test NO.2111-5)

Atmospheric pressure capsule test

(Coolant velocity : 4 m/s
 Coolant pressure : 1.1 Mpa
 Coolant temperature : 100 °C
 Energy deposition : 280 cal/g.UO₂)

(Coolant velocity : stagnant
 Coolant pressure : atmospheric
 Coolant temperature : 20 °C
 Energy deposition : 260 cal/g.UO₂)

Fig.3.2.16 Comparison of transverse sections of post-test fuel rods between loop test and atmospheric pressure capsule test, showing the differences of fuel damage

4. 考 察

4.1 DNB発生条件に及ぼす強制対流条件の影響

これまで行ってきた大気圧カプセル実験においては、DNB発生のしきい値は、燃料ペレットの熱膨張によりペレット、被覆管のギャップが閉じる条件に対応した発熱量であった。この事は、ギャップが閉じれば必ずDNBが発生するという事であり、ギャップ閉塞によって上昇した被覆管表面熱流束は、大気圧、静水条件の下ではDNB熱流束を十分に上まわったものとみなすことができる。しかしながら、系の圧力、冷却材流速あるいは冷却材サブクーリング等の増大によりDNB熱流束が上昇すると、ギャップ閉塞による熱流束の増加によってもDNB熱流束を越えなくなる可能性があり、ギャップ閉塞が必ずしもDNB発生の条件にはならなくなる事が予想される。本ループ実験のTest No.2111-2で観察された現象、すなわち、ギャップ閉塞条件である140 cal/gUO₂を25 cal/gUO₂も上まわる165 cal/gUO₂を与えた場合においても、冷却材流速が6m/sの場合にはDNBが生じず、4m/s以下になって初めてDNB発生があったことは、正にこのようなDNB熱流束の増加に伴う現象であると解釈できる。

そこで、本ループ実験条件の下でのDNB熱流束の目安を得るために、サブクール強制対流条件に対する実験式を用いて、DNB熱流束を評価してみる。実験式としては比較的低压、低流速に適用範囲があるZenkevichによる以下の式⁽¹⁴⁾を使用した。

$$q_{BO} = L \left(\sigma \cdot g \cdot \frac{G}{\nu_L} \right)^{\frac{1}{2}} \times \left\{ 2.5 + 184 \times \frac{(i_{ls} - i_l)}{L} \right\} \times 10^{-5} \dots\dots\dots (4.1)$$

ただし	q_{BO}	: DNB熱流束	(Kcal/m ² hr)
	L	: 蒸発の潜熱	(Kcal/kg)
	σ	: 表面張力	(kg/m)
	g	: 重力加速度, 9.8×3600^2	(m/hr ²)
	G	: 冷却材の重量流量	(kg/m ² hr)
	ν_L	: 冷却材(液相)の動粘性係数	(m ² /hr)
	i_{ls}, i_l	: 飽和液およびバルク液のエンタルピ	(Kcal/kg)

この式によるDNB熱流束の計算結果を冷却材流速に対してプロットするとFig. 4.1.1のようになる。計算と実験結果との対応を示すために、水ループ実験Test No.2111-2の実験条件に対応するサブクール度と冷却材流速に対する値を計算結果のグラフ上に丸印で示しDNB発生の有無を黒丸および白丸で示してみた。これから、流速の増加に伴ってDNB熱流束が増大するために、同じ165 cal/gUO₂の発熱量を与えた場合でも、流速が4m/sから6m/sへと増加するとDNBが生じなくなることがわかる。評価に使用したZenkevichの式は定常条件に対する式であるので、NSRR実験におけるような急速な出力上昇条件のDNBに対して適用するには多少問題がないわけではないが、目安としては使用し得る。そこで、Fig. 4.1.1から、目安としてDNB熱流束が約 1×10^7 Kcal/m²hrを越えるような条件の下では単にギャップが閉じる条件だけではDNBに至

らなくなると言うことができよう。

この事から、DNB 発生しきい値を決める条件に 2 種あることが考えられる。すなわち、静水中あるいは比較的流速が低くて DNB 熱流束があまり大きくない場合には、燃料ペレットと被覆管間のギャップが閉じ、ギャップコンダクタンスの増加に伴う熱流束増大が生じただけで十分 DNB に至るので、ギャップが閉じる条件が DNB 発生条件となる。したがって、燃料の外側の冷却条件は DNB 発生条件にはあまり大きな影響を与えない。しかし、DNB 熱流束が大きくなると、ギャップが閉じただけでは DNB 発生の必要条件が満たされなくなり、外側の冷却条件が DNB 発生しきい値(発熱量)を決めるようになる。

DNB 熱流束に対する圧力の影響は、冷却材流速やサブクール度の影響に比べあまり大きくないので Fig. 4.1.2 に、水ループ実験の他、大気圧カプセル中での強制対流実験および静水中での実験の結果も含め、DNB が生じたかどうかを冷却材流速と発熱量の座標上にプロットしてみた。このプロットから、サブクール度が 80°C の場合には、冷却材流速が 4m/s 近くなるまではギャップ閉塞が条件となり、DNB 発生しきい値は約 140 cal/gUO₂ で一定値をとるが、流速がこれ以上になると熱流束が支配する条件となり、流速の増大に伴って DNB 発生しきい値も増大するようになることが判る。

4.2 DNB 発生後の温度挙動に及ぼす強制対流の影響

水ループ実験に先立って大気圧カプセルを用いて行った強制対流実験によって、冷却材の強制流動が DNB 後の膜沸騰熱伝達率を大きく上昇させ、その結果、被覆材温度上昇を抑制することが明らかになった。⁽¹²⁾ 水ループ実験においては、大気圧カプセルによる強制対流実験に比べてさらに流速が大きく、かつ系の圧力も約 10 倍になっているので、膜沸騰熱伝達率はさらに高くなるものと考えられる。そこで、従来、広く使われている Bromley の膜沸騰熱伝達式を用い、これにサブクール度の影響を考慮してどの程度の熱伝達率上昇があるかを評価してみる。評価に使用する式には、自然対流および強制対流条件に対し、以下のものを用いた。

自然対流条件⁽¹⁶⁾：

$$h = h_{con} + 0.75 h_{rad} \dots\dots\dots (4.2)$$

ただし、 h_{con} : 対流熱伝達率 (kcal/m²hr)

h_{rad} : 輻射熱伝達率 (")

サブクール度の影響を数土⁽¹⁵⁾が再冠水度験結果から求めた関係式で評価すると、

$$h_{con} = h_{con, sat} \times (1 + 0.025 \Delta T_{sub}) \dots\dots\dots (4.3)$$

ただし $h_{con, sat}$: 飽和条件に対する熱伝達率

ΔT_{sub} : サブクール度 (°C)

飽和条件に対する熱伝達率式として Bromley による⁽¹⁶⁾垂直面に対し気液界面のせん断力を零としたときの壁面高さ L にわたる平均熱伝達式を用いると、

$$h_{con, sat} = 0.94 \left[\frac{k_g^3 \rho_g (\rho_l - \rho_g) g \text{He}'_g}{L \mu_g (T_w - T_{sat})} \right]^{1/4} \dots\dots\dots (4.4)$$

ただし k_g : 蒸気の熱伝導率 (Kcal/mhr °C)

- ρ_g : 蒸気の密度 (kg/m³)
- ρ_l : 液体(水)の密度 (kg/m³)
- g : 重力の加速度 (9.8N/kg)
- HL'_g : 蒸発の潜熱(蒸気のスーパーヒートを考慮し、(4.5)式で補正する)
- L : 伝熱面の代表長(高さ) (m)
- μ_g : 蒸気の粘性係数 (Nhr/m²)
- T_w, T_{sat} : 壁温および飽和温度(°C)

$$HL'_g = HL_g \left[1 + 0.68 \frac{Cp_g(T_w - T_s)}{HL_g} \right] \dots\dots\dots (4.5)$$

- ただし He_g : 蒸発の潜熱 (kcal/kg)
- Cp_g : 蒸気の定圧比熱 (kcal/kg°C)

輻射熱伝達は水側を黒体とみなして次式で求める。

$$h_{rad} = \epsilon_w \sigma^* (T_w^4 - T_s^4) / (T_w - T_s) \dots\dots\dots (4.6)$$

- ただし ϵ_w : 壁の輻射率
- σ^* : ボルツマン定数, 4.88×10^{-8} kcal/m²hk⁴

強制対流条件⁽¹⁷⁾ :

$$h = h_{con} + 0.875 h_{rad} \dots\dots\dots (4.7)$$

$$h_{con} = h_{con, sat} \times (1 + 0.025 \Delta T_{sub}) \dots\dots\dots (4.3) \text{式に同じ}$$

$$h_{con, sat} = 2.7 \left(\frac{u \cdot \rho_g \cdot HL'_g k_g}{D (T_w - T_s)} \right)^{\frac{1}{2}} \dots\dots\dots (4.8)$$

- ただし u : 冷却材流速 (m/s)
- D : 流路代表直径 (m)

他は前出のものと同じ

以上の式によって、大気圧カプセル実験および水ループ実験の条件に対して計算した結果を、熱伝達率と冷却材の流速との関係として示すと Fig. 4. 2. 1 のようになる。ただし、自然対流条件に対する結果は流速 0 の所にプロットしてある。この計算結果から、一般に冷却材流速が増すと熱伝達率は上昇するが、その上昇は系の圧力が大気圧である場合に比べて 1 MPa になった場合には際立って大きくなるのがわかる。特に $T_w = 500^\circ\text{C}$ の場合、輻射の項に対して対流項の比重が大きいため、この影響が顕著に現れ流速の大きい所では熱伝達率が $T_w = 1500^\circ\text{C}$ の場合より大きくなる。すなわち、水ループ実験では系の圧力が増したための影響に加え流速を増すことによる影響が大気圧条件に比べて大幅に増大するものと予想される。

そこで、このような熱伝達率変化の影響が水ループ実験結果にどの程度現れているかを知るために、被覆管最高温度を流速に対してプロットすると Fig. 4. 2. 2 のようになる。この図では、発熱量 240 cal/gUO₂ および 165 cal/gUO₂ のデータを各々○印および△印で示し、データの傾向を実線および鎖線で示した。また、大気圧実験結果については 240 又は 165 cal/gUO₂ で行ったデータがないので、前後の発熱量のデータから内挿して 240 cal/gUO₂ の場合に予想される被覆管最高温度を求めこれを点線で示した。このプロットから、上述の熱伝達率の変化の特性が、少くとも定性的には、被覆管最高温度が示す傾向に良く現れていることが確認できる。すなわち、

大気圧実験に比べ水ループ実験の結果がより低い最高温度となり、かつ、流速増加に対する温度低下の割合が、水ループ実験の方がより大きくなっていて、共に Fig. 4. 2. 1 に表された傾向に一致する。

さらに、流速増加に伴う膜沸騰熱伝達率増大の影響として、膜沸騰の継続時間が短くなって早くクエンチが生じるようになり、また、被覆管が早く冷えてくるためパルス照射後から最高温度に達するまでの時間も短くなる。Fig. 4. 2. 3 は、この傾向を示すため、膜沸騰継続時間および最高温度到達時間を冷却材流速に対してプロットしたものである。

次に、冷却材のサブクール度も膜沸騰熱伝達に大きな影響を持っている。水ループ実験では、流速 4m/s 、発熱量 240cal/gUO_2 の条件の下で冷却材温度を 100°C および 148°C として実験を行い、サブクール度の影響を調べた。Fig. 4. 2. 4 は、実験の結果得られた被覆管最高温度および膜沸騰継続時間の測定値をサブクール度に対してプロットしたものである。このプロットから、冷却材サブクール度の影響も極めて大きいことが分かる。そこで、冷却材流速に対して行ったように、前述の関係式(4.3)、(4.7)、(4.8)を用いて、膜沸騰熱伝達率とサブクール度の関係を計算してみる。計算結果は Fig. 4. 2. 5 に示すようにサブクール度に対して直線的に増大し、サブクール度が 30°C から 80°C にまで増大すると膜沸騰熱伝達率は約 1.7 倍になっている。被覆管最高温度との定量的な対応は計算コードによる過渡解析によらなければならないが、実測された最高温度が、同じ 30°C から 80°C までのサブクール度の変化に対し、 1200°C から 600°C へとほぼ $\frac{1}{2}$ に低下している事から推定すると、上述の熱伝達関係式はサブクール度の影響をやや少な目に評価するものの、比較的良好な解析結果を与え得るものと思われる。

4.3 被覆管の変形について

4.3.1 被覆管の膨れ

被覆管外形のプロファイルメータによる測定から、サブクール度 80°C の実験の場合は被覆管は膨れを生じ、発熱量が増すほど膨れが増大すること、および、サブクール度を 32°C にすると被覆管は逆に“つぶれ”を生じることがわかった。そこで、この膨れをより定量的に検討するため、膨れの最大値および平均値を発熱量に対してプロットし、これと大気圧カプセルによる標準燃料実験の結果とを比較した。Fig. 4. 3. 1 に以上のプロットを示す。この比較から次のようなことがわかる。①サブクール度 30°C の場合を除けば、水ループ実験の平均的な膨れは大気圧実験における平均膨れと良く一致する。②膨れの最大値については、水ループ実験と大気圧カプセル実験の結果とは異なり、前者では平均膨れと大差ないのに対し、後者では平均膨れの約 2 倍の値となっている。③大気圧カプセル実験では発熱量が 250cal/gUO_2 以上になると膨れが急に増大するが、水ループ実験の場合には 280cal/gUO_2 でも急増はなくそれ以下の発熱量の膨れの外挿線上にある。

以上の結果は、次のように理解することができる。まず、①については、すでに、大気圧カプセル実験における被覆管の平均膨れがペレットの熱膨張により押し上げられ塑性変形した結果であり、ペレットの最大熱膨張量に等しくなることが分っている。水ループ実験においても、この大気圧カプセル実験と同じ結果となった事は、水ループ条件下の膨れも基本的には同じメカニズ

ムによってもたらされたものと考えることができる。水ループの条件が大気圧カプセル実験と異なる点は、冷却条件が良好なため被覆管温度上昇が少ないことと、外圧が高い点である。ところがペレットの熱膨張により被覆管が塑性変形をする時点はパルス照射中であって、この期間には被覆管は殆んど温度上昇していない。したがって、最初にペレットの熱膨張により生ずる被覆管の膨れには冷却条件の差は何ら影響しない。一方、外圧が高くなると、被覆管が高温になった時に外圧によるクリープが生じ、外径が小さくなる可能性がある。しかしながら、サブクール度80°Cの場合の水ループ実験においては、DNBが生じ から2~3秒でクエンチングが生じ被覆管は低温になってしまっている。したがって、たとえ外圧によるクリープダウンが生じたとしても、2~3秒間だけであり、この時間にはペレットは表面近くしか冷却されておらず、あまり収縮していないので、クリープ量はあまり多くはならない。以上のように考えると、被覆管の平均的な膨れに対しては水ループ実験も大気圧カプセル実験の場合と大差ない条件であることが理解できる。これに対し、サブクール度30°Cの場合には大気圧実験結果と異なって、発熱量240cal/g UO₂で約1%の減少が生じた。これは、外圧による被覆管のクリープダウンによるものであり、サブクール度が低くなったために被覆管がより高温になってクリープ速度が増大し、かつ、膜沸騰が7~8秒も継続したため、ペレットが温度降下によりかなり収縮するまでクリープが続いた結果であると考えられる。

次に②については、外圧の違いによる結果と考えられる。すなわち、大気圧条件の下では、被覆管の内・外圧差が無いために、膜沸騰が約10秒前後続く間に燃料ペレットが縮んでギャップが開いたとしても、熱応力による断面形状の変化等は生じるが、クリープによるつぶれは生じない。したがって、平均外径はペレット膨張による初期変形の時に変わらず、最大外径が、断面形状の変化を反映してこの約2倍の値になったものと考えることができる。一方、外圧条件の下では、被覆管はつねにペレットに押しつけられるので円形の断面を保持し易く、被覆管強度が外圧に十分耐えられるだけの温度に下って初めて外圧による拘束が無くなる。このため、外圧条件の下では、膨れの最大値と平均値の差が小さくなったものと考えられる。ちなみに、外圧1MPaの場合の被覆管の周方向応力を薄肉円筒モデルで計算すると

$$\sigma = \frac{P \cdot R}{t} = 8.7 \text{ MPa}$$

ただし P : 外圧 (1 MPa)

R : 被覆管半径 (5.36 mm)

t : 被覆管肉厚 (0.62 mm)

となり、この周応力がジルカロイの降伏応力に達する温度をMATPRO⁽¹⁸⁾のデータから求めると

$$T_y \approx 880^\circ\text{C}$$

となる。したがって、水ループ条件下にあっては、被覆管温度が約880°Cに下るまでは、被覆管は外圧により容易に塑性変形してつぶれを生じ、ほぼ円形断面を保持するものと考えられる。

③の結果は、被覆管最高温度の違いによるものと考えられる。大気圧カプセル実験においては、発熱量が250cal/gUO₂以上になると、被覆管温度は熔融温度近くになるため、すでにFig.3.2.16に示したように偏肉を生じ、このため外径の変化が急増する。しかし、水ループ実験においては、280cal/gUO₂においても、最高温度は高々1500°C程度(金相検査による評価)であり、ま

た、断面写真からも偏肉は生じていないことが確認されている。したがって、水ループ実験では、280cal/gUO₂においても被覆管のふくれは、相変らずペレットの熱膨張によるものが生因となっており、それ以下の発熱量の場合の膨れの外挿線上の値となったものと理解できる。

4.3.2 被覆管の曲り

被覆管の曲りの原因としては、機械的な原因と熱応力を生ずるような熱的な原因とが考えられる。すなわち、機械的な原因としては、燃料棒をスペーサーを介して固定するための下向きの約10kgのバネ力が考えられ、低温では問題にはならないが、高温になって被覆管が強度を失い座屈が生じることが考えられる。また、熱的な原因としては、ペレットの偏心等の原因で被覆管に温度分布が生じ、このための熱応力による変形が考えられる。

そこで、本実験で得られたデータをもとに、バネ力による座屈が果して生じるものかどうかを検討し、また、熱応力により曲りが生ずるとすれば、どのようなメカニズムになるかを考察する。

まず、座屈については、真直な柱が上方から軸圧縮荷重を受けた時に生ずる座屈の発生条件を評価する場合に、最も基本的な式として使われる理論式の Euler の式を用いて評価することにする。

Euler の式は、座屈が生ずる荷重 P_k を

$$P_k = \frac{n^2 \pi^2 EI}{\ell^2} \dots\dots\dots (4.9)$$

- ただし、 n : 柱の支持条件に対応して決る係数
- E : ヤング率
- I : 柱の断面二次モーメント
- ℓ : 柱の長さ

で与える。

柱の支持条件として、Fig. 4.3.2 Type A に示す下端固定、上端回転の場合と Fig. 4.3.2 Type B に示す下端固定、上端自由の場合を考えれば、その各場合に対応する n の値は

- Type A の場合 $n = 2$
- Type B の場合 $n = 0.25$

となる。また、ヤング率としては、燃料物性サブコード MATPRO⁽¹⁸⁾ による Zircaloy-2 に対するものを使用すれば、

$$\begin{aligned} E (\text{N/m}^2) &= 1.148 \times 10^{11} - 5.99 \times 10^7 T, \quad T < 1135 \text{ K} \\ &= 1.005 \times 10^{11} - 4.725 \times 10^7 T, \quad T > 1135 \text{ K} \dots\dots\dots (4.10) \end{aligned}$$

ただし、 T : 絶対温度 (K)

で被覆管温度の関数として与えられる。

また、円管の断面二次モーメントは

$$I = \frac{\pi}{64} (d_2^2 - d_1^2) \dots\dots\dots (4.11)$$

ただし、 d_1, d_2 : 内径および外径

で与えられる。

以上の式に本実験で使用した燃料の寸法を入れて計算し、座屈荷重と被覆管温度の関係を求めた結果を Fig. 4.3.3 に示す。この結果から、最も座屈が生じやすい上端自由(B)の支持条件の場合においても、約 10 kg のスプリング力で座屈が生じるためには、被覆管温度は 1750°C 以上にならなければならないことがわかる。ところが、実験の結果では、被覆管温度は高々 1200°C にしか達していないにもかかわらずかなり大きな曲りが生じており、以上の座屈条件とは極めて大きな差があることになる。このことから、バネの軸圧縮力による座屈は、曲りの直接的な原因ではないと考えられる。

そこで次に、熱応力による可能性を調べるため、被覆管の曲りを被覆管の最高温度に対してプロットしてみる。この結果を Fig. 4.3.4 に示すが、曲りが被覆管温度に極めて強い相関を持ち、かつ、最高温度が高くなる程、曲りが増大しているのが判る。また、被覆管表面温度の測定結果から、場所による被覆材温度の違いは 100~200°C にも達することがわかっている。このような結果から、場所による被覆管温度の違いによって生ずる熱応力が曲りの原因である可能性が強いと言える。また、燃料棒上端のバネによる拘束が働かない条件で行った Test No.2111-6 の実験では、曲りが殆んど生じなかった事も注目すべき結果で、燃料棒上端の拘束は、直接的に座屈を生じさせる原因にはならなくても熱応力と関連して間接的には曲りの要因になっている事が考えられる。

以上の観察結果から、曲りの機構はおおよそ次のようなものであろうと推定できる。すなわち、燃料ペレットが被覆管の片方に寄ったため、被覆管の一方が高く、その反対側が低くなるような温度分布が形成されると、パイメタルの原理で被覆管は低温側を内側として曲ろうとする。このとき、燃料棒上端の拘束が無ければ、燃料棒は高温時には曲りが生じて、冷えてしまえば元の形に戻り、残留変形は生じない。しかし、高温時に拘束があると熱膨張による曲りは抑えられ、その結果、高温側に圧縮、低温側に引張応力が働き、これが降伏応力を越えると塑性変形が生じるため、冷えた時には高温になった側が内側になるような曲りが生じる。この際、バネによる拘束は、燃料棒の軸方向には上述のように殆んど無効であるが、スペーサを燃料棒に固定することによって、水平方向の拘束力を発生させる原因になる。

以上のように考えると、実験結果を定性的には比較的良く説明するが、今後、より定量的な検討を加える必要があろう。

4.4 燃料破損しきい値について

第3章で述べた被覆管の温度挙動および照射後検査等の結果から、本ループ実験における極めて良好な冷却条件の下では、280 cal/gUO₂は燃料破損の発生条件に対し、十分余裕のある発熱量であることが判った。

非加圧の新燃料の破損原因は、一般に被覆管の酸化による脆化と局所的な薄肉化とによる強度低下にあることが分ってきており、水ループ実験条件の下においても同様の原因で破損に至ると考えられる。酸化の進行は被覆管の温度上昇と高温の保持時間によって左右され、また、薄肉化は被覆管が熔融温度近くに達した場合に生じる現象である。そこで水ループ実験条件、すなわち、圧力 1.1 MPa、サブクール度 100°C、冷却材流速 4m/s の条件の下での燃料破損しきい値につい

て検討してみる。

上述のように、燃料破損は被覆管の最高温度と膜沸騰継続時間に強く関連している。そこで、この2つのデータを発熱量に対してプロットすると Fig. 4. 4. 1 および、Fig. 4. 4. 2 のようになる。同図中には、比較のために大気圧カプセル実験の結果を点線で示した。Fig. 4. 4. 1 に示した最高温度のプロットでは、熱電対で測定した結果から見れば 280cal/gUO_2 の最高温度 1100°C は溶融点よりはるかに低い温度である。しかし、熱電対の出力は、熱電対自身のフィン効果により実際よりも低い温度を示している可能性があるので、金相検査で測定した酸化層厚さから評価した最高温度をも考慮する必要がある。これを黒丸で示した。大気圧カプセルによる実験結果では黒丸で示した温度に相当する金相検査から得た局所の最高温度がジルカロイの溶融点 1840°C に達する発熱量が破損しきい値に対応する。そこで、水ループ実験においても、矢印のように黒丸の点を外挿してみるとほぼ 300cal/gUO_2 で融点に達する。一方、Fig. 4. 4. 2 のプロットから、膜沸騰継続時間は水ループ実験の場合、大気圧カプセル実験に比べて大幅に短くなっており、 300cal/gUO_2 でも 5 sec 以下であろうと予想できる。

以上の被覆管温度についての検討から、破損しきい値は少なくとも 300cal/gUO_2 以上であろうと推定することができ、水ループ実験条件のような極めて良好な除熱条件の下では、破損しきい値もかなり上昇すると結論できる。

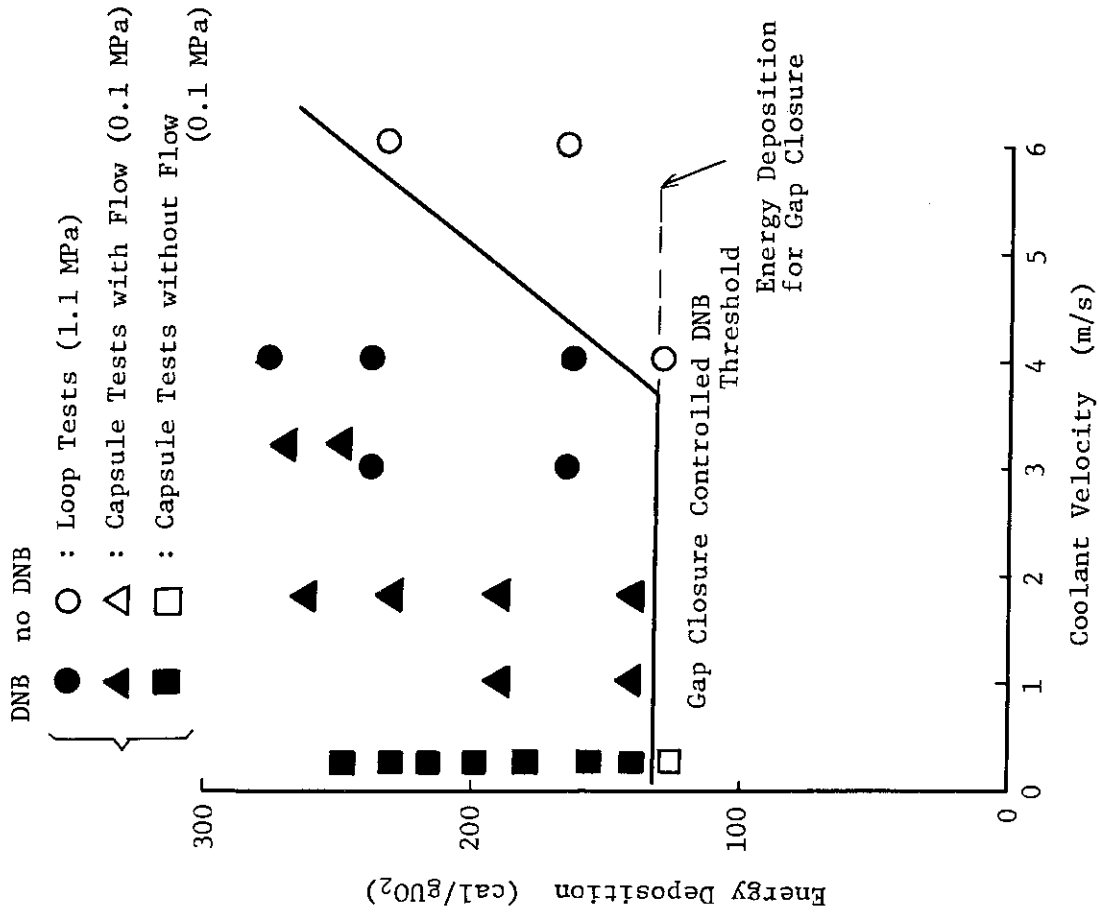


Fig. 4.1.1 DNB heat flux vs coolant velocity for NSPR loop test conditions, given by Zenkevich's correlation.

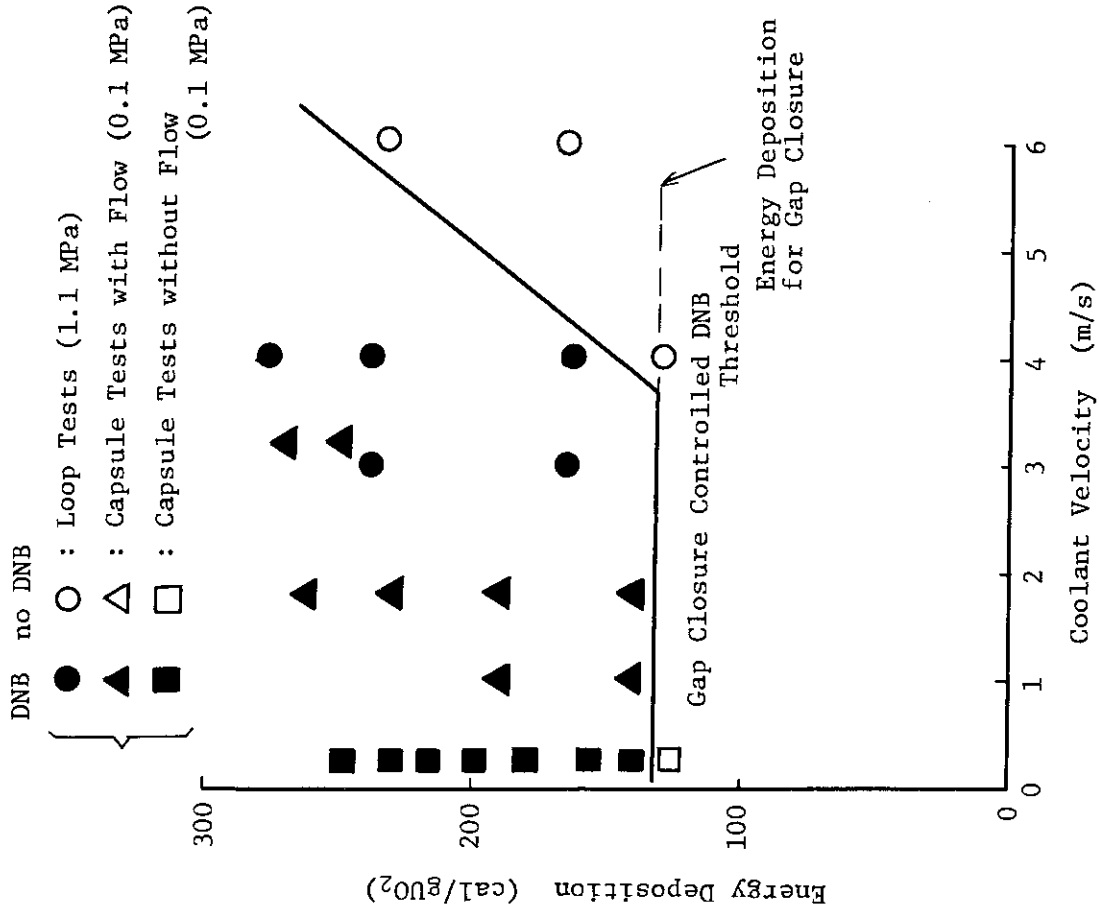


Fig. 4.1.2 DNB initiation threshold as a function of coolant velocity ($\Delta T_{sub} = 80^\circ\text{C}$)

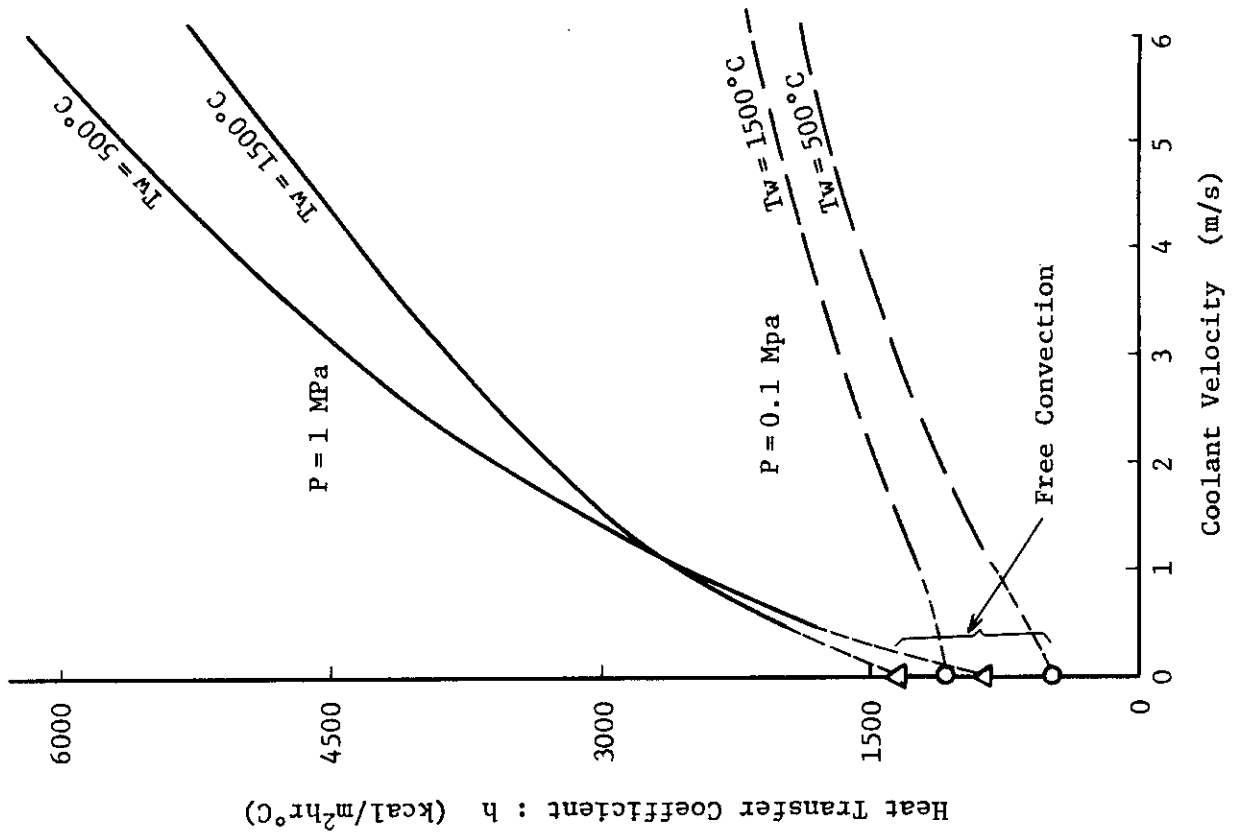


Fig. 4.2.1 Film boiling heat transfer coefficient as a function of coolant velocity.

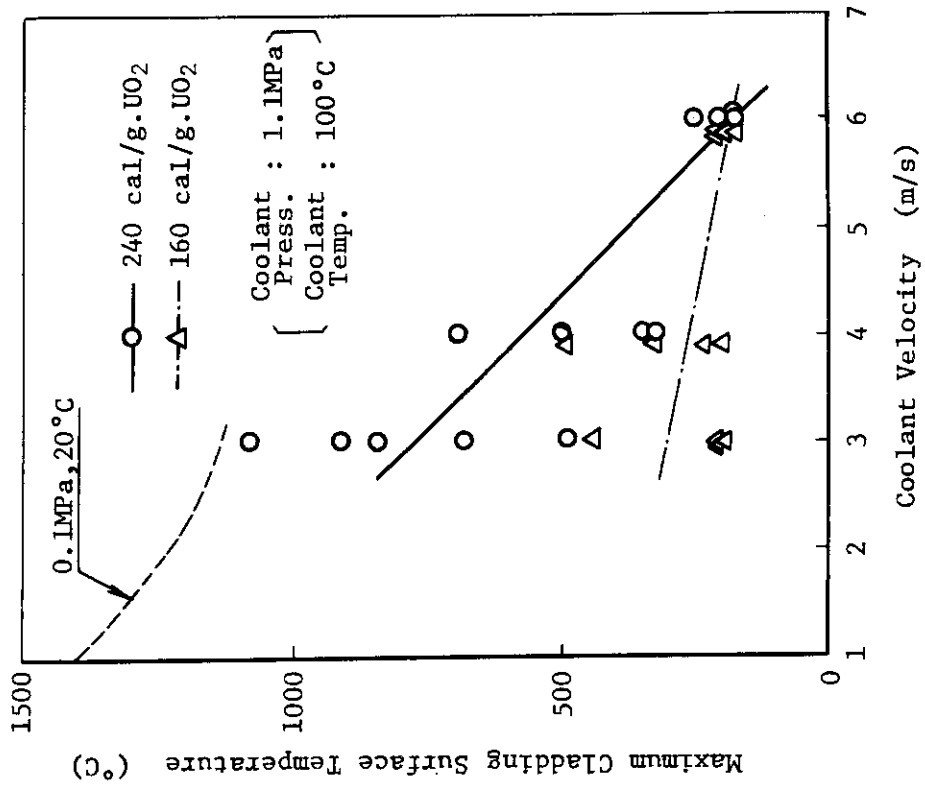


Fig. 4.2.2 Maximum cladding surface temperature vs. coolant velocity.

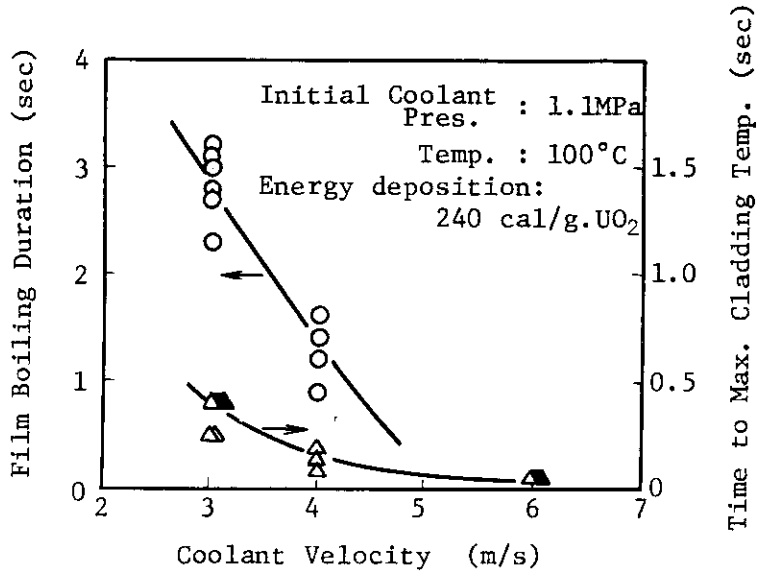


Fig. 4.2.3 Film boiling duration and time to max. cladding temperature vs coolant velocity.

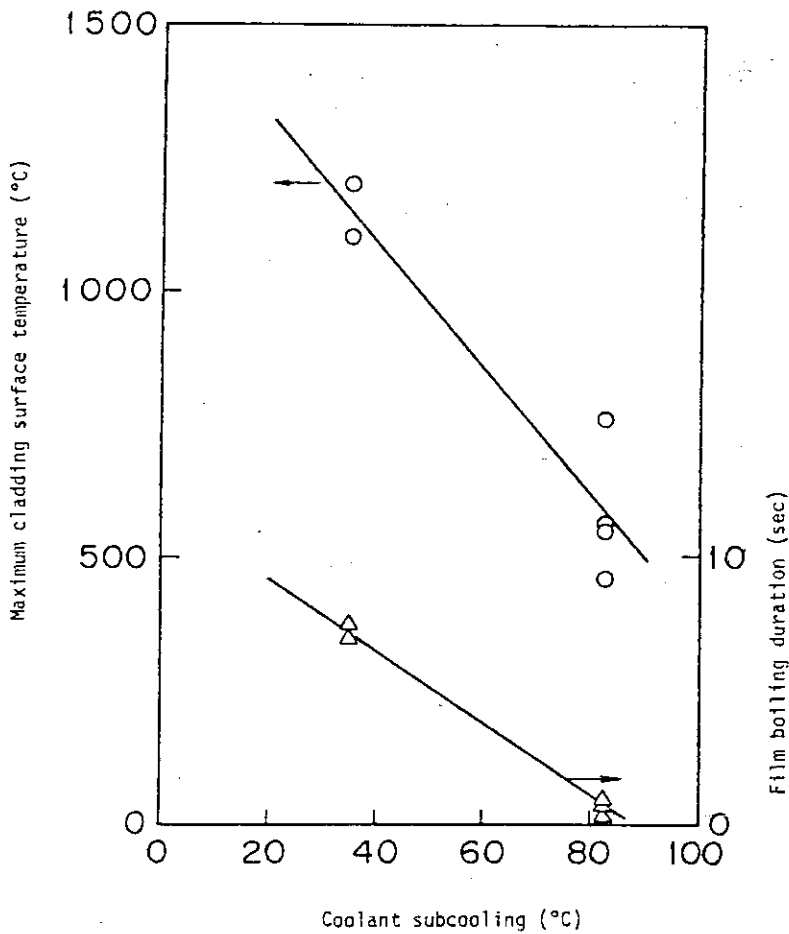


Fig.4.2.4 Maximum cladding surface temperature and film boiling duration vs. coolant subcooling

(Initial coolant pressure : 1.1 MPa
velocity : 4 m/s
Energy deposition : 240 cal/g.UO₂)

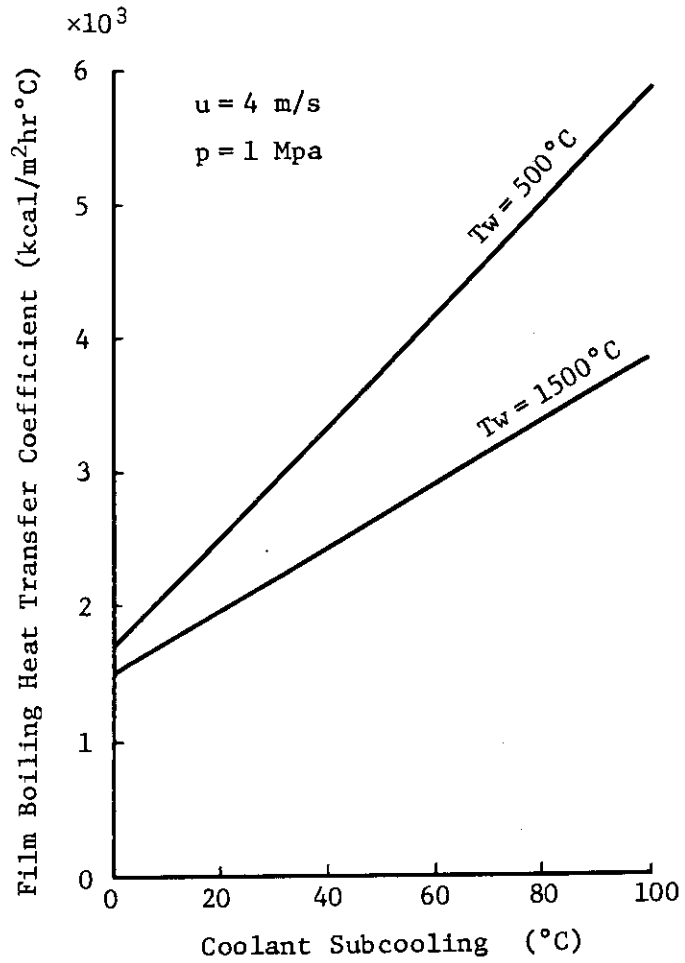


Fig. 4.2.5 Effect of coolant subcooling on film boiling heat transfer coefficient estimated by Eqs (4.3), (4.7) and (4.8).

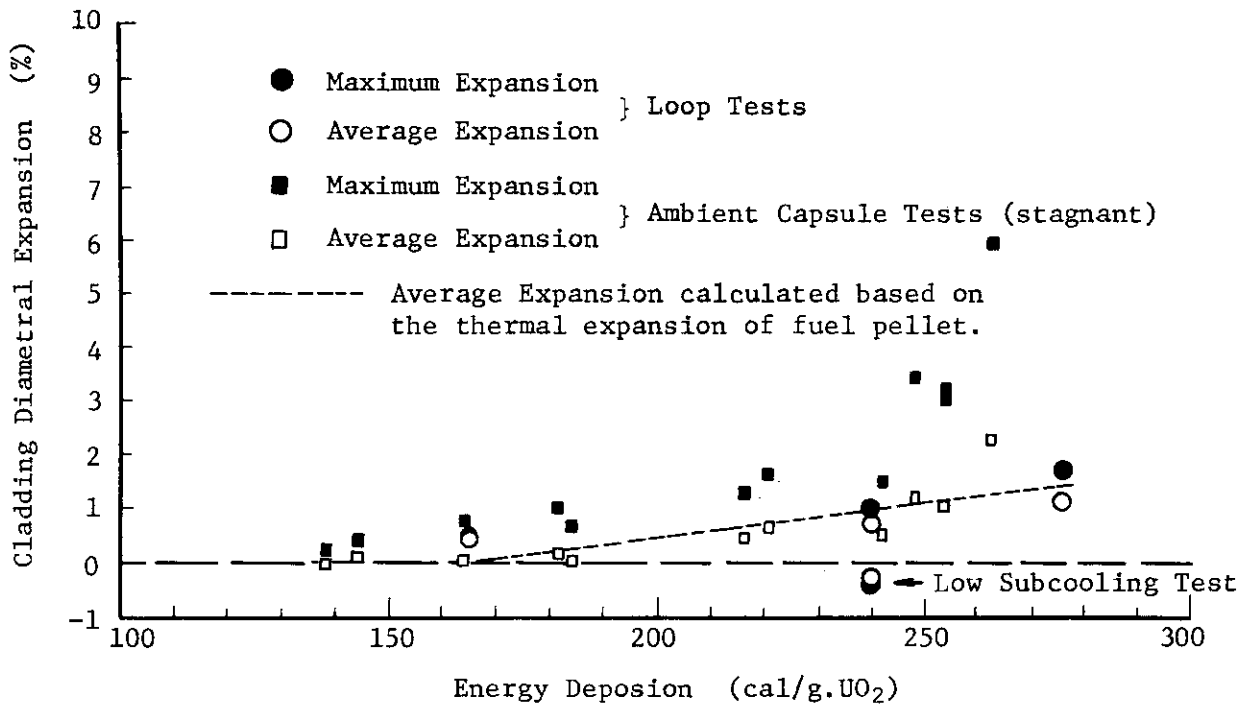


Fig. 4.3.1 Comparison of cladding diametral expansions of loop and ambient capsule tests.

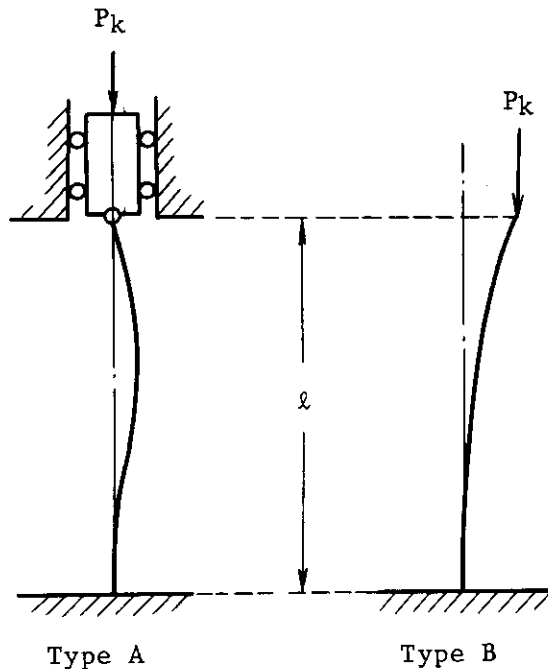


Fig. 4.3.2 Type of constraint conditions for the buckling of a vertical column.

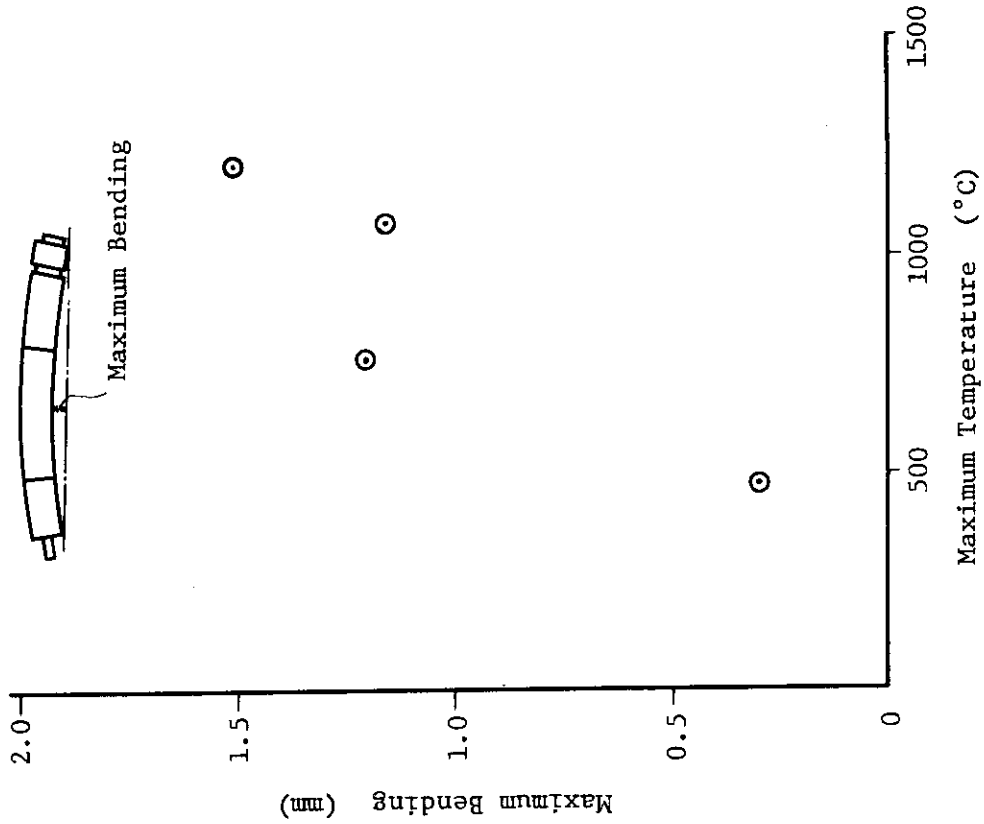


Fig. 4.3.4 Maximum bending vs. maximum cladding temperature.

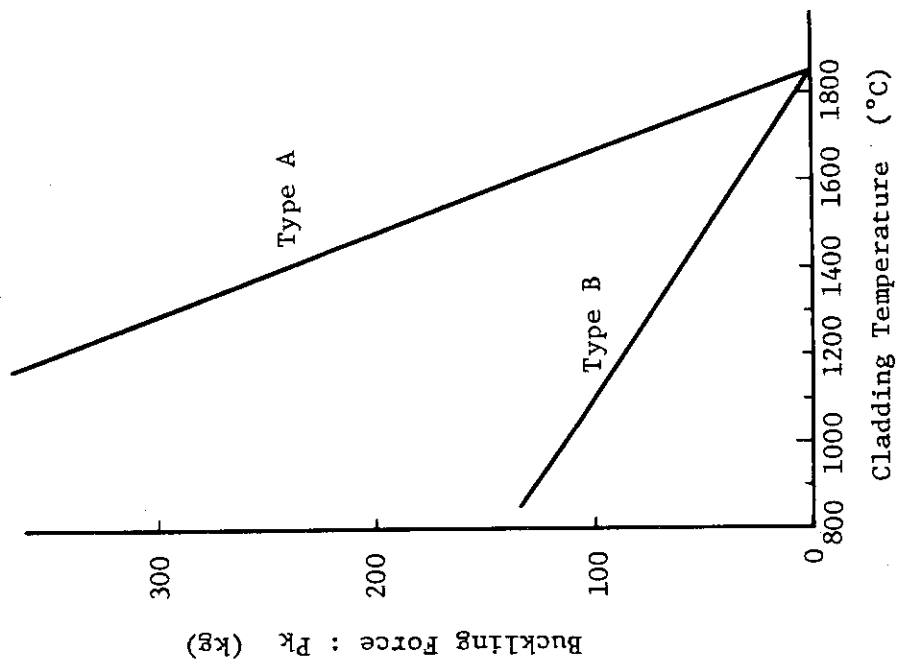


Fig. 4.3.3 Buckling forces of the cladding of a NSRR test rod as a function of temperature.

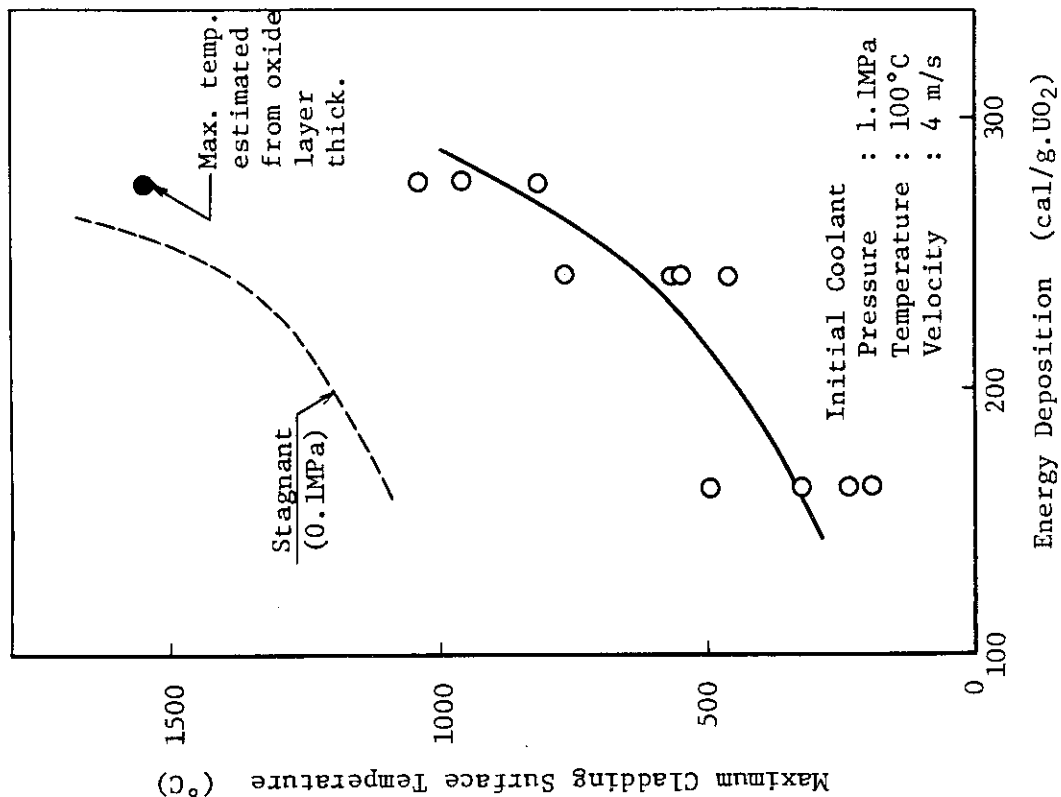


Fig. 4.4.4.1 Maximum cladding surface temperature vs. energy deposition.

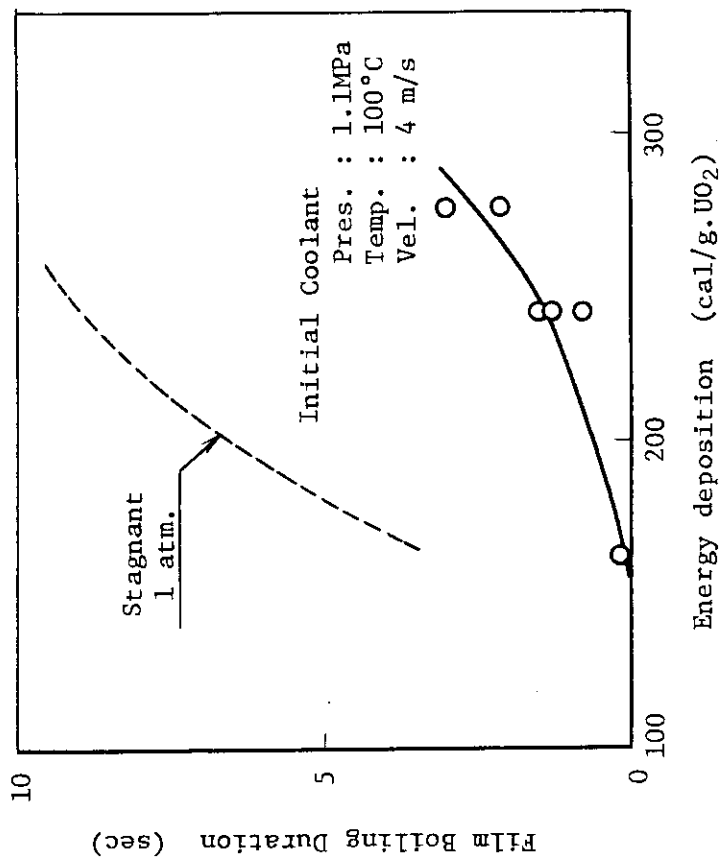


Fig. 4.4.4.2 Film boiling duration vs energy deposition.

5. 結 論

インパイル水ループ実験装置を用いて、系の圧力1.1 MPa，サブクール度30～80℃，流速3～6m/sの強制対流冷却条件の下で、単一燃料棒のパルス照射実験を行い、反応度事故条件下の燃料挙動に与える強制対流冷却の影響を調べた。得られた結論を以下に列記する。

- (1) 冷却材流速を増すと DNB 熱流束が増大する結果、単にペレット，被覆管間のギャップが閉じただけでは DNB 発生に至らなくなる。すなわち，流速4m/s では165cal/gUO₂で DNB は局所的にしか生じず，流速6m/s にすると240cal/gUO₂でも DNB は発生しなくなった。
- (2) 系の圧力および流速の増加は共に膜沸騰熱伝達を増大させるように作用し，DNB後の被覆管温度上昇は，大気圧自然対流冷却の場合に比べ大きく抑制された。この結果，被覆管最高温度は同じ発熱量，サブクール度の大気圧カプセル実験に比べ，約500℃も低くなった。
- (3) 圧力1.1 MPaで強制対流の条件の下でも冷却材サブクール度が膜沸騰熱伝達に与える影響が大きいことが確認された。
- (4) 被覆管温度上昇が抑制された結果，被覆管の酸化，偏肉，内面でのUO₂と反応等が，大気圧カプセル条件に比べてかなり小さくなった。この結果，流速4m/s サブクール度80℃の下では発熱量280cal/gUO₂でも燃料破損は生じず，この冷却条件の下での破損しきい値は300 cal/gUO₂程度になるものと予想される。

謝 辞

本報告をまとめるに当って，御指導いただいた反応度安全研究室・星 篤雄室長に深く感謝の意を表します。また，ループ実験装置の設計・製作ならびに本装置を用いた実験の実施に御助力をいただいた NSRR 管理室，反応度安全研究室の皆様方に謝意を表します。

参 考 文 献

- (1) 石川，富井監修：“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) 石川，富井監修：“NSRR実験プログレス・レポート・2（1976年4月～1976年6月）”
JAERI-M 6790 (1976)
- (3) 反応度安全研究室，他：“NSRR実験プログレス・レポート・3（1976年7月～1976年12月）”，JAERI-M 7051 (1977)
- (4) 反応度安全研究室，他：“NSRR実験プログレス・レポート・4（1977年1月～1977年6月）” JAERI-M 7304 (1977)

5. 結 論

インパイル水ループ実験装置を用いて、系の圧力1.1 MPa，サブクール度30～80℃，流速3～6m/sの強制対流冷却条件の下で、単一燃料棒のパルス照射実験を行い、反応度事故条件下の燃料挙動に与える強制対流冷却の影響を調べた。得られた結論を以下に列記する。

- (1) 冷却材流速を増すと DNB 熱流束が増大する結果、単にペレット、被覆管間のギャップが閉じただけでは DNB 発生に至らなくなる。すなわち、流速4m/s では165cal/gUO₂で DNB は局所的にしか生じず、流速6m/s にすると240cal/gUO₂でも DNB は発生しなくなった。
- (2) 系の圧力および流速の増加は共に膜沸騰熱伝達を増大させるように作用し、DNB後の被覆管温度上昇は、大気圧自然対流冷却の場合に比べ大きく抑制された。この結果、被覆管最高温度は同じ発熱量、サブクール度の大気圧カプセル実験に比べ、約500℃も低くなった。
- (3) 圧力1.1 MPaで強制対流の条件の下でも冷却材サブクール度が膜沸騰熱伝達に与える影響が大きいことが確認された。
- (4) 被覆管温度上昇が抑制された結果、被覆管の酸化、偏肉、内面でのUO₂と反応等が、大気圧カプセル条件に比べてかなり小さくなった。この結果、流速4m/s サブクール度80℃の下では発熱量280cal/gUO₂でも燃料破損は生じず、この冷却条件の下での破損しきい値は300 cal/gUO₂程度になるものと予想される。

謝 辞

本報告をまとめるに当って、御指導いただいた反応度安全研究室・星 篤雄室長に深く感謝の意を表します。また、ループ実験装置の設計・製作ならびに本装置を用いた実験の実施に御助力をいただいた NSRR 管理室、反応度安全研究室の皆様方に謝意を表します。

参 考 文 献

- (1) 石川，富井監修：“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) 石川，富井監修：“NSRR実験プログレス・レポート・2（1976年4月～1976年6月）”
JAERI-M 6790 (1976)
- (3) 反応度安全研究室，他：“NSRR実験プログレス・レポート・3（1976年7月～1976年12月）”，JAERI-M 7051 (1977)
- (4) 反応度安全研究室，他：“NSRR実験プログレス・レポート・4（1977年1月～1977年6月）” JAERI-M 7304 (1977)

5. 結 論

インパイル水ループ実験装置を用いて、系の圧力1.1 MPa，サブクール度30～80℃，流速3～6m/sの強制対流冷却条件の下で、単一燃料棒のパルス照射実験を行い、反応度事故条件下の燃料挙動に与える強制対流冷却の影響を調べた。得られた結論を以下に列記する。

- (1) 冷却材流速を増すと DNB 熱流束が増大する結果、単にペレット、被覆管間のギャップが閉じただけでは DNB 発生に至らなくなる。すなわち、流速4m/s では165cal/gUO₂で DNB は局所的にしか生じず、流速6m/s にすると240cal/gUO₂でも DNB は発生しなくなった。
- (2) 系の圧力および流速の増加は共に膜沸騰熱伝達を増大させるように作用し、DNB後の被覆管温度上昇は、大気圧自然対流冷却の場合に比べ大きく抑制された。この結果、被覆管最高温度は同じ発熱量、サブクール度の大気圧カプセル実験に比べ、約500℃も低くなった。
- (3) 圧力1.1 MPaで強制対流の条件の下でも冷却材サブクール度が膜沸騰熱伝達に与える影響が大きいことが確認された。
- (4) 被覆管温度上昇が抑制された結果、被覆管の酸化、偏肉、内面でのUO₂と反応等が、大気圧カプセル条件に比べてかなり小さくなった。この結果、流速4m/s サブクール度80℃の下では発熱量280cal/gUO₂でも燃料破損は生じず、この冷却条件の下での破損しきい値は300 cal/gUO₂程度になるものと予想される。

謝 辞

本報告をまとめるに当って、御指導いただいた反応度安全研究室・星 篤雄室長に深く感謝の意を表します。また、ループ実験装置の設計・製作ならびに本装置を用いた実験の実施に御助力をいただいた NSRR 管理室、反応度安全研究室の皆様方に謝意を表します。

参 考 文 献

- (1) 石川，富井監修：“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) 石川，富井監修：“NSRR実験プログレス・レポート・2（1976年4月～1976年6月）”
JAERI-M 6790 (1976)
- (3) 反応度安全研究室，他：“NSRR実験プログレス・レポート・3（1976年7月～1976年12月）”，JAERI-M 7051 (1977)
- (4) 反応度安全研究室，他：“NSRR実験プログレス・レポート・4（1977年1月～1977年6月）” JAERI-M 7304 (1977)

- (5) 反応度安全研究室, 他: " NSRR 実験プロGRESS・レポート・5 (1977年7月~1977年12月)", JAERI-M 7554 (1978)
- (6) 反応度安全研究室, 他: " NSRR 実験プロGRESS・レポート・6 (1978年1月~1978年6月)", JAERI-M 7977 (1978)
- (7) 反応度安全研究室, 他: " NSRR 実験プロGRESS・レポート・7 (1978年7月~1978年12月)", JAERI-M 8259 (1979)
- (8) 反応度安全研究室, 他: " NSRR 実験プロGRESS・レポート・8 (1979年1月~1979年6月)", JAERI-M 8799 (1980)
- (9) 反応度安全研究室, 他: " NSRR 実験プロGRESS・レポート・9 (1979年7月~1979年12月)", JAERI-M 9011 (1980)
- (10) 反応度安全研究室, 他: " NSRR 実験プロGRESS・レポート・10 (1980年1月~1980年6月)", JAERI-M 9319 (1981)
- (11) 反応度安全研究室, 他: " NSRR 実験プロGRESS・レポート・11 (1980年7月~1980年12月)", JAERI-M 9755 (1981)
- (12) 藤城俊夫, 他: " 反応度事故条件下の燃料挙動に及ぼす冷却材の流動の影響(1) (大気圧室温条件での実験結果)", JAERI-M 9104 (1980)
- (13) 柳原 敏, 他: " NSRR実験におけるジルカロイ被覆管の円周方向の酸化膜厚さに基づく温度分布の評価", JAERI-M 8200 (1979)
- 14) B.A. Zenkevitch et al., Atomnaya Energiya, No. 1 (1958)
- 15) Y. Sudo and Y. Murao: "Film Boiling Heat Transfer during Reflood Process", JAERI-M 6848 (1976)
- 16) L.A. Bromley: "Heat Transfer in Stable Film Boiling", Chem. Eng. Prog., 46-5 (1950)
- 17) L.A. Bromley et al.: "Heat Transfer in Forced Convection Film Boiling", Ind. Eng. Chem., 45-12 (1953)
- 18) D.L. Hagrman and G.A. Reymann: MATPRO-Version 11, A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior, NUREG/CR-0497 (1979)

付録A 水ループ実験装置の概要

本装置は、原子炉の反応度事故時の燃料挙動を解明するための実験を流動条件下で行なう装置で、大別して閉回路一次循環系と補助系から構成される。Fig. A.1 に全体配置図を、Fig. A.2 に全体系統図を示す。

一次循環系は、温度、圧力、流量等の実験条件を作り出すものであり、試験部容器、加熱タンク、加圧タンク、ポンプ、流量調節弁、配管類から成る。また、この系には実験終了後に循環水を冷却するためのクーラーが取付けてあり、単に実験時間の短縮だけではなく高温高圧状態での事故防止にも役立っている。

一次循環系は、原子炉の利用効率、実験燃料の試験部容器への組立、解体および実験孔挿入部の放射能冷却のため炉内部(試験部容器、圧力管)と炉外部(加熱タンク、加圧タンク、ポンプ、流量調節弁等)は切離しできる構造となっている。

補助系は、圧力抑制系、窒素ガス系、運転制御系、装置架台および装置カバーから成る。

圧力抑制系は、一次循環系の各タンクの安全弁から吹き出される蒸気を凝縮させ、一次循環系の圧力の抑制を行なうためのものである。窒素ガス系は、加圧タンクに窒素ガスを送り、一次循環系の加圧および加圧タンク気相部にあるFPガスを排気するためのものである。

運転制御系は、装置の運転制御を行なうもので、原子炉棟および制御室で操作する。装置架台は、本装置の炉外部を収納するためのもので、装置を設置場所に固定すると共に装置カバーの取付けにより、装置シール部より万一FPガスの漏洩があった場合、FPガスを炉室内に拡散させることなく排気系へ安全に放出するためのものである。

設計主要目を以下に記す。

1. 設計主要目

(1) 一次循環系炉内部

i) 試験部容器

- (a) 数 量 1基
- (b) 使用目的 試験燃料を支持し、試験燃料のための流路を構成する照射部であり、炉心の照射位置に設置する。
- (c) 型 式 縦円筒型
- (d) 主要寸法 約120mm 内径×1000mm 高さ×8mm 厚さ

ii) 圧力管

- (a) 数 量 1基
- (b) 使用目的 試験部容器と一次系炉外部を接続する。
- (c) 型 式 二重管型
- (d) 主要寸法

圧力管外管 約114 mm 外径×11090 mm 長さ×13.5 mm 厚さ

圧力管内管 約60.5mm 外径×5.5mm 厚さ

iii) フィルター

- (a) 数 量 1基
- (b) 使用目的 試験燃料が破損した場合に、破損燃料粒子を捕収するためのものであり、圧力管内に設置される。さらにプレフィルターとして適正なフィルターが試験部容器内又は圧力管内に1基設置される。
- (c) 型 式 網目フィルター又は焼結金属フィルター
- (d) メッシュサイズ 200メッシュ (これと同等又はこれ以上の効果を有するものを含む)

(2) 一次循環系炉外部

i) 加圧タンク

- (a) 数 量 1基
- (b) 使用目的 一次循環系を所定の圧力まで蒸気圧または窒素ガス圧によって、最高12 kg/cm²・G までの任意の圧力に加圧するためのタンクである。また一次循環系の昇温にともなう水の膨張(最大約40ℓ)を吸収(最大水位変化約600mm)するためのタンクである。
- (c) 型 式 電気ヒータ内装縦円筒型
- (d) 主要寸法 約319mm 外径×2110mm 高さ×17.4mm 厚さ
- (e) 電気ヒータ容量 約15 KW
- (f) 電気ヒータ制御方式 加圧タンク圧力によるヒータ出力制御

ii) 加熱タンク

- (a) 数 量 1基
- (b) 使用目的 一次循環系水を常温より最高180°Cまでの任意の温度に加熱・調節するためのタンクである。
- (c) 型 式 電気ヒータ内装横円筒型
- (d) 主要寸法 約319mm 外径×1660mm 長さ×17.4mm 厚さ
- (e) 電気ヒータ容量 約40KW
- (f) 電気ヒータ制御方式 加熱タンク出口水温度によるヒータ出力制御

iii) 循環ポンプ

- (a) 数 量 1台
- (b) 使用目的 一次循環系の流体を循環する。
- (c) 型 式 キャンドモータポンプ
- (d) 流 量 最大約390ℓ/min
- (e) 揚 程 約100m

(3) 補助系統

i) 圧力抑制タンク

- (a) 数 量 1基
- (b) 使用目的 一次循環系の加圧タンクおよび加熱タンクから吹出した蒸気(約6kg)を約50ℓの水で凝縮(水位増加量約10cm)させるためのタンクである。
- (c) 型 式 縦円筒型

- (d) 主要寸法 約320mm 外径×1200mm 高さ×5.0mm 厚さ
- ii) クーラ
- (a) 数 量 1基
- (b) 使用目的 一次循環系冷却水を冷却する。
- (c) 型 式 二重管型
- (d) 主要寸法 チューブ側 約34.0mm 外径×3.0mm 厚さ
シェル側 約60.5mm 外径×3.5mm 厚さ
- iii) 洗淨設備
- (a) 数 量 1基
- (b) 使用目的 一次循環冷却水を浄化するためのものである。
- (c) 構 造 イオン交換筒、配管、弁および循環ポンプより構成し、移動可動な一体構造である。
- (d) 主要寸法 約560mm 縦×850mm 横×1700mm 高さ
- (4) 計測制御系
- i) 制御系
- 本カプセルの制御系は、圧力調節系、温度調節及び流量調節系から成り、原則として、次の方法により行うものとする。
- (イ) 圧力調節は原則として加圧タンク内の蒸気圧にて行うが、必要に応じN₂ガス等の高圧ガスによる外部からの加圧にて行うものとする。
- (ロ) 温度調節は、加熱タンクに取付けた加熱ヒータの電力を調節することにより行うものとする。
- (ハ) 冷却水流量調節は、循環ポンプ出口側の流量調節弁を調節することにより行うものとする。
- ii) 運転監視系
- 本カプセルの運転状態の監視及び警報のために必要な運転監視系を設ける。
- (5) 支持構造物
- i) 装置架台
- (a) 数 量 1基
- (b) 使用目的 一次循環系炉外部を支持し、原子炉棟の所定位置に固定する。
- (c) 構 造 鉄骨構造
- (d) 主要寸法 約2600mm 縦×2600mm 横×2200mm 高さ
- ii) ホールドダウンブリッジ
- (a) 数 量 1基
- (b) 使用目的 一次循環系炉内部の上端を支持するとともに、大気圧水カプセル高圧水カプセル、その他照射実験に使用する。
- (c) 構 造 鉄骨構造
- (d) 主要寸法 約5650mm 長さ×1320mm 巾×1270mm 高さ

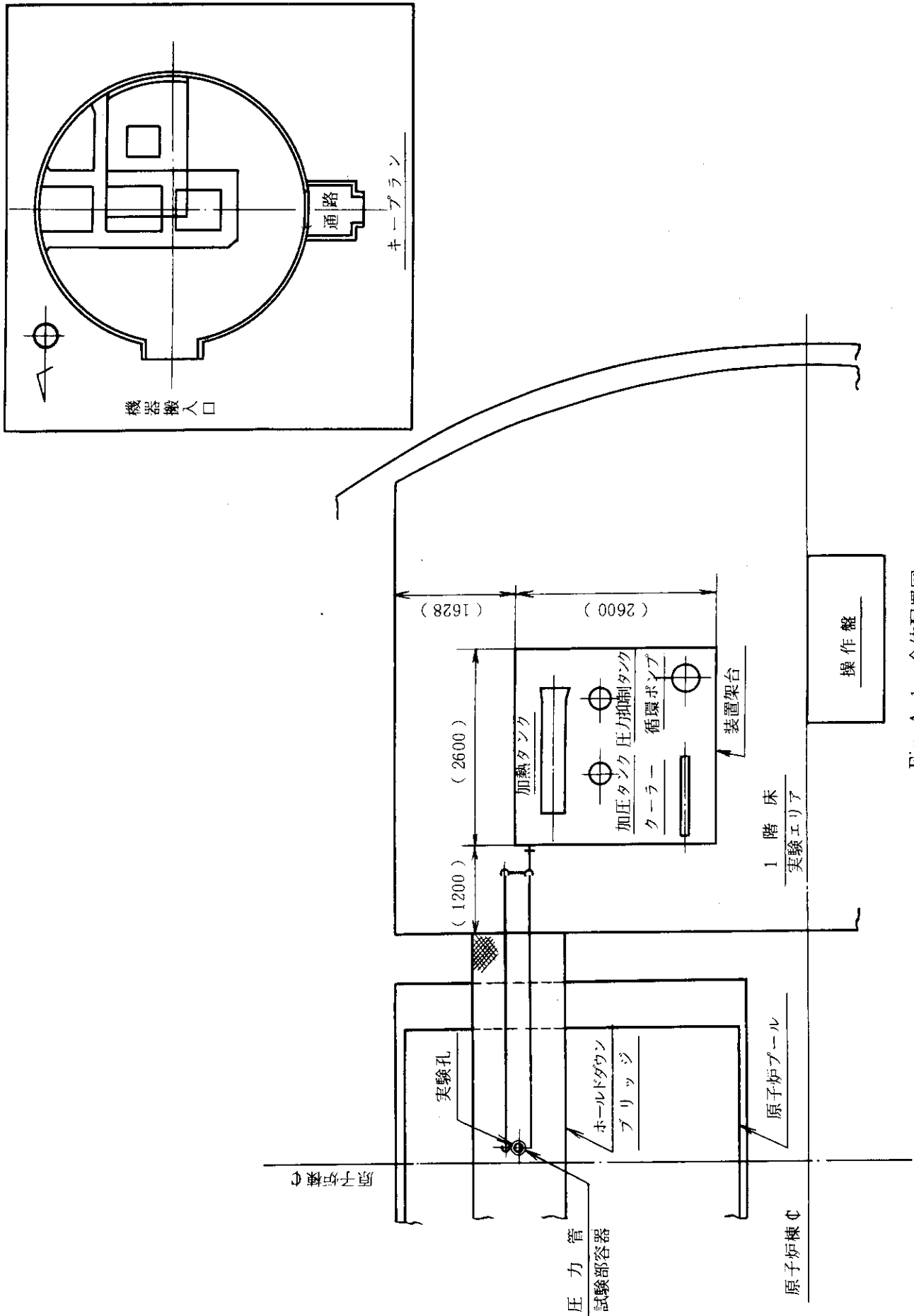
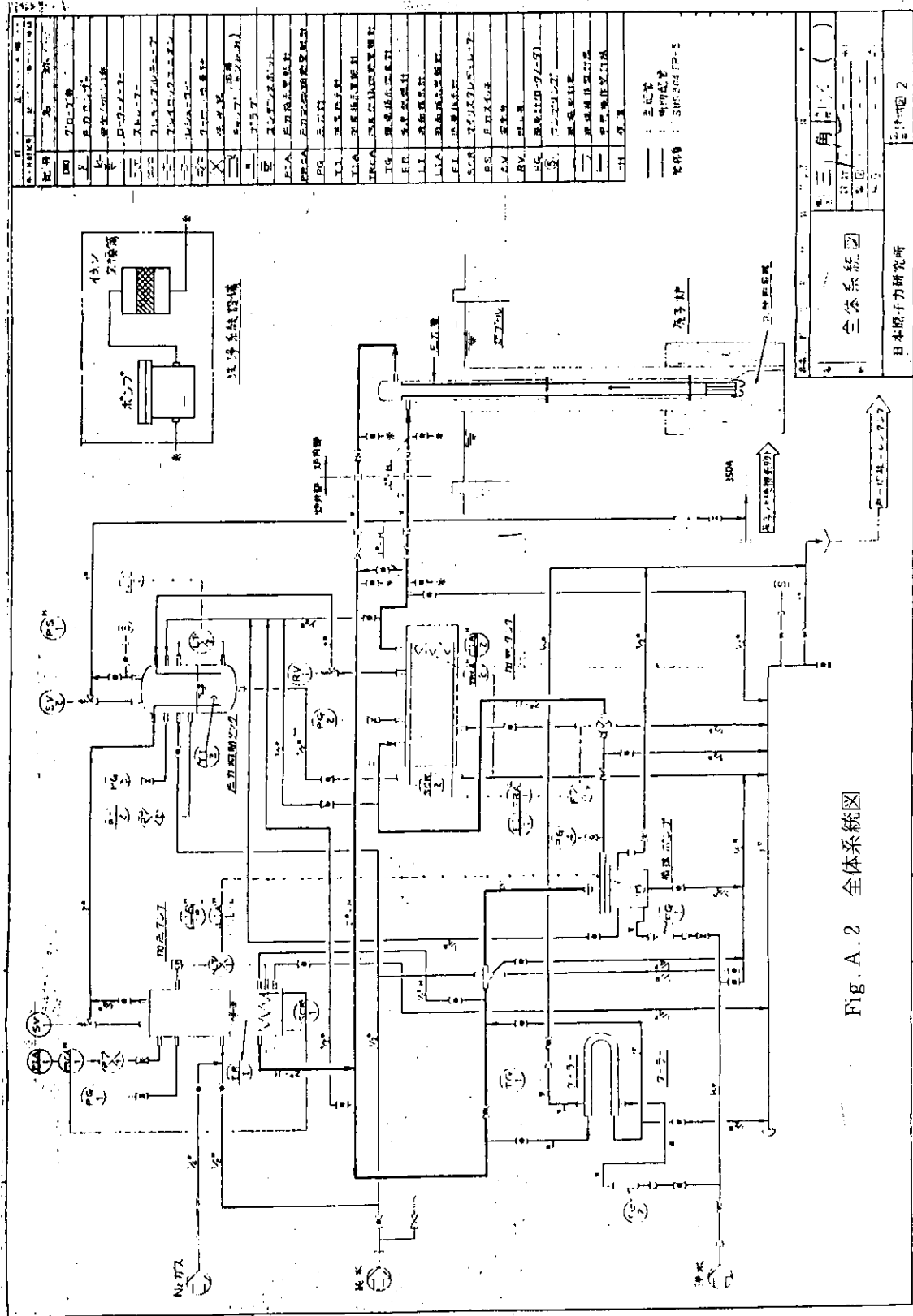


Fig. A. 1 全体配置図



記号	説明
①	圧力計
②	温度計
③	流量計
④	電圧計
⑤	電流計
⑥	中性子検出器
⑦	制御棒駆動機
⑧	蒸気発生器
⑨	タービン
⑩	発電機
⑪	凝縮器
⑫	冷却水ポンプ
⑬	蒸気ポンプ
⑭	減圧弁
⑮	安全弁
⑯	電動機
⑰	弁
⑱	配管
⑲	電気配線
⑳	接地
㉑	電源
㉒	制御盤
㉓	監視盤
㉔	起動盤
㉕	停止盤
㉖	緊急停止盤
㉗	非常用電源
㉘	非常用照明
㉙	非常用警報
㉚	非常用停止
㉛	非常用リセット
㉜	非常用リスタート
㉝	非常用停止解除
㉞	非常用停止解除解除
㉟	非常用停止解除解除解除
㊱	非常用停止解除解除解除解除
㊲	非常用停止解除解除解除解除解除
㊳	非常用停止解除解除解除解除解除解除
㊴	非常用停止解除解除解除解除解除解除解除
㊵	非常用停止解除解除解除解除解除解除解除解除
㊶	非常用停止解除解除解除解除解除解除解除解除解除
㊷	非常用停止解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除
㊸	非常用停止解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除
㊹	非常用停止解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除
㊺	非常用停止解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除
㊻	非常用停止解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除
㊼	非常用停止解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除
㊽	非常用停止解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除
㊾	非常用停止解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除
㊿	非常用停止解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除解除

Fig. A.2 全体系統図

角田 ()
 図 3
 全体系統図
 日本原子力研究所

付録B 水ループ実験時の実験エリア線量率 測定結果

水ループ実験No 2111-1において、カプセル装荷時の実験孔周辺の放射線(γ , n)レベルの測定を行った。

測定は定常運転時の30, 50, 100, 300, 1000 Wの各出力においてGMサーベイメータおよびBF₃型サーベイメータを使用し、パルス運転時には一般用フィルムバッヂと¹⁶N測定用フィルムバッヂを使用した。

測定個所をFig.B.1に、また、定常運転およびパルス運転時の測定結果をTable B.1 およびB.2に示す。

また、特にストリーミングが問題となる実験孔上部のP0.1およびP0.2における測定は詳細に行ったが、この測定結果と原子炉出力の関係をFig.B.2に示す。

今回の測定ではフィルムバッヂの検出限界線量が20mremと高く、実験孔以外では十分な測定値が得られなかった。後日、検出限界線量の低い γ 線用ポケットドジメータと n_{th} 用ポケットドジメータを使用し、2.13\$のパルス3回照射による測定を行ったが実験孔以外では加熱タンク部で8 mrem、プール上面で5 mremの γ 線を測定した以外は全て1 mrem以下という結果であった。

n_{th} については実験孔上部で84mrem、ブリッジ床で4.8 mremを測定し、他の部分では測定されなかった。

Table B.1 Dose Rate at Steady State Power Operation

Measuring Position	Quality	Reactor Power (W)				
		30	50	100	300	1,000
P 0.1	γ (mrem/h)	0.5	0.7	1.5	5.0	25.0
	N(mrem/h)	0.3	0.4	1.0	2.0	6.0
	n_{th} ($n/cm^2 \cdot s$)	(~10)	(~10)	(~15)	(100)	(350)
	Total(mrem/h)	0.8	1.1	2.5	7.0	31.0
P 0.2	γ (mrem/h)	0.1	0.2	-	0.5	5.0
	N(mrem/h)	<0.1	0.1	-	1.5	6.0
	n_{th} ($n/cm^2 \cdot s$)	(~10)	(~10)	-	-	-
	Total(mrem/h)	0.1	0.3	-	2.0	11.0
P 0.4	γ (mrem/h)	-	-	-	-	0.6
P 0.5	γ (mrem/h)	-	-	-	-	0.04
P 0.7	γ (mrem/h)	-	-	-	-	0.2
P 0.8	γ (mrem/h)	-	-	-	-	0.05
P 0.9	γ (mrem/h)	-	-	-	-	0.03

Table B.2 Dose Equivalent at 1.8 Pulse Power Operation

Measuring Position	Dose Equivalent (mrem)			
	γ	β	n_{th}	nf
P 0.1	232	×	×	370~1540
P 0.2	×	×	×	×
P 0.3	×	×	×	×
P 0.4	×	×	×	×
P 0.5	×	×	×	×
P 0.6	×	×	×	×

× : < 20 mrem

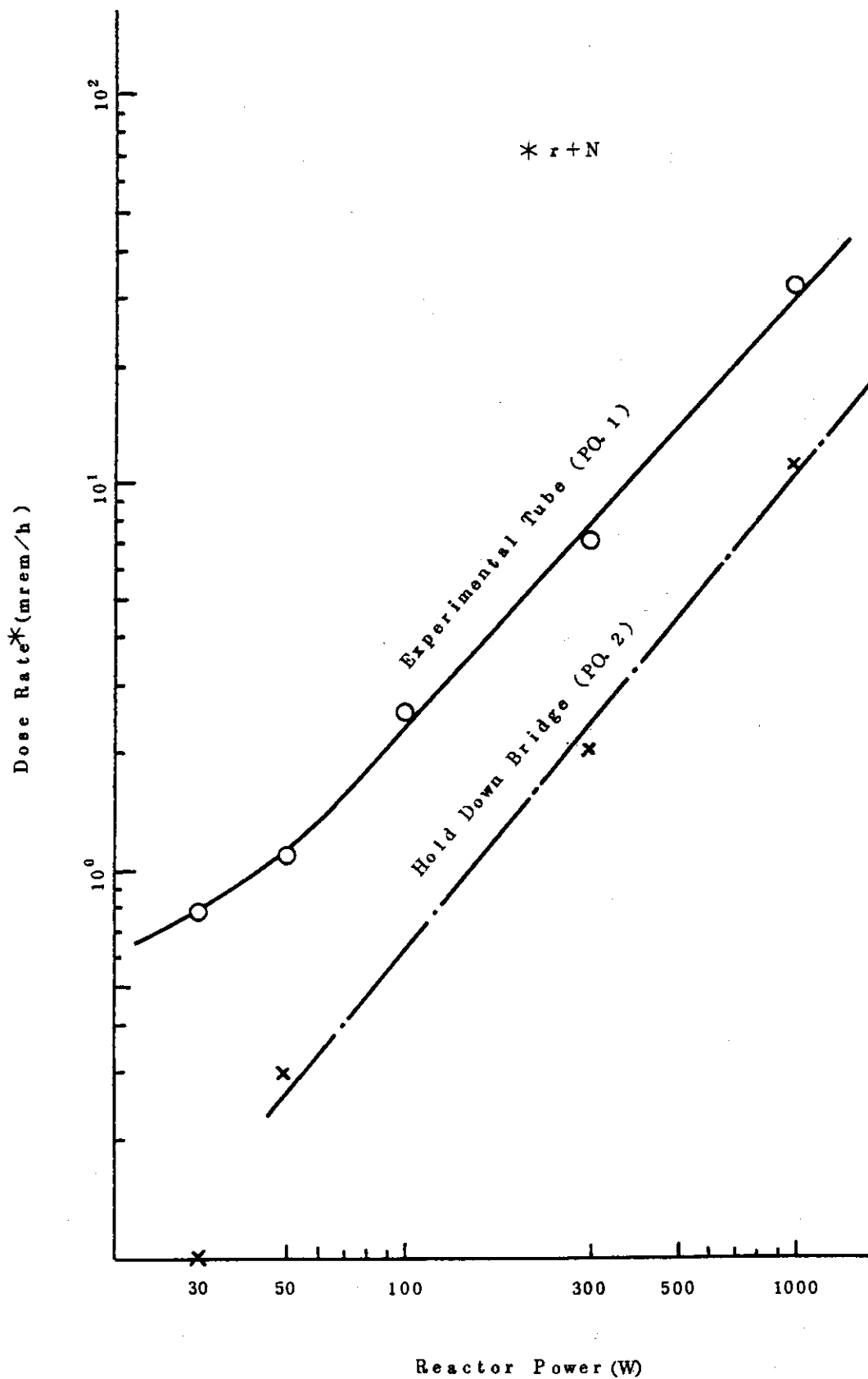


Fig.B.2 Dose Rate at Steady State Power Operation in Two Positions

Reactor Building 1st Floor

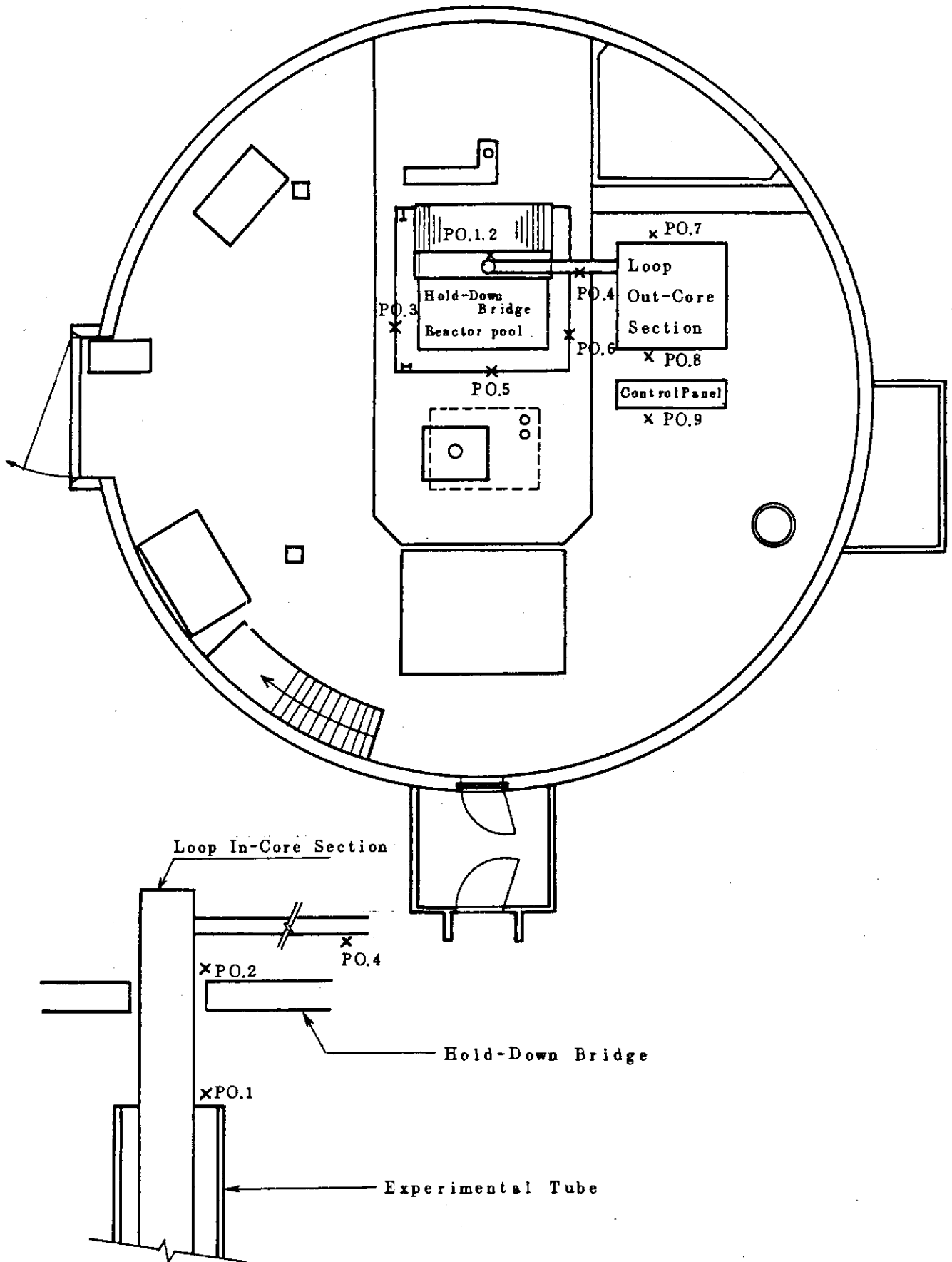


Fig. B.1 Dose Rate Measuring Position