

JAERI-M

8087

反応度事故条件下における燃料破損挙動
に及ぼす初期ギャップ幅の影響 (1)

(NSRRにおける初期ギャップ幅
パラメータ実験)

1979年2月

斎藤 伸三・石島 清見・丹沢 貞光
塩沢 周策・大西 信秋

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

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.

反応度事故条件下における燃料破損挙動に
及ぼす初期ギャップ幅の影響(1)
(NSRRにおける初期ギャップ幅パラメータ実験)

日本原子力研究所東海研究所安全工学部
齋藤 伸三・石島 清見・丹沢 貞光・塩沢 周策
大西 信秋

(1979年1月18日受理)

本稿は、NSRRにおけるパラメータ実験の一つである初期ギャップ幅パラメータ実験の結果についてまとめたものである。本実験は、初期ギャップ幅0.195 mm, 0.095 mm および0.050 mmの試験燃料を用いて、初期ギャップ幅の違いによるギャップ熱伝達の相違が燃料破損挙動に及ぼす影響を調べることを目的としたものである。これまでの実験から明らかになったことは次の通りである。

- 1) 被覆管表面の熱伝達が核沸騰熱伝達から膜沸騰熱伝達に移行するしきい発熱量は初期ギャップ幅の相違により顕著に変化し、初期ギャップ幅0.195 mmで約180 cal/g·UO₂, 0.095 mmで約140 cal/g·UO₂, 0.050 mmで約110 cal/g·UO₂である。これらのしきい値はそれぞれペレットの熱膨張やクラックの発生等によってペレットと被覆管が接触する発熱量にほぼ対応する。
- 2) 発熱量が200 cal/g·UO₂以上になると被覆管表面温度の最高値は初期ギャップ幅の相違にほとんど依存しない。これはこの程度の発熱量になると初期ギャップ幅の如何にかかわらず被覆管表面で膜沸騰が生じ、冷却材への熱伝達が著るしく低下するため、被覆管表面温度がギャップ熱伝達ではなく、被覆管表面での熱伝達に強く支配されるためと考えられる。
- 3) 燃料破損しきい値については、初期ギャップ幅が狭い程低くなる傾向にあるが相違は僅かであり、標準ギャップ幅(0.095 mm)の場合の破損しきい値260 cal/g·UO₂に対し±10 cal/g·UO₂程度の相違である。なお、破損機構も初期ギャップ幅の相違によって異なることはない。

Effects of Initial Gap Width on the Fuel Failure Behavior
under a RIA Condition (1)
(Initial Gap Width Parameter Tests in the NSRR Experiments)

Shinzo SAITO, Kiyomi ISHIJIMA, Sadamitsu TANZAWA, Shusaku SHIOZAWA,
and Nobuaki ONISHI

Division of Reactor Safety
Tokai Research Establishment, JAERI
(Received January 18, 1979)

This report describes the results of initial gap width parameter tests which are one of the parameter tests in the NSRR experiments. The objective of the tests is to investigate the effect of gap heat transfer caused by varying initial gap width on the fuel failure behavior under a RIA condition. Three different types of fuel rod whose initial gap widths are 0.195mm, 0.095mm, and 0.050mm, respectively, were used in the tests.

The following conclusions can be derived through the tests.

(1) The gap width has significant influences on the onset of DNB (Departure from Nucleate Boiling). The threshold energy depositions for the onset of DNB are about 180 cal/g.UO₂ for the fuel rod with initial gap width of 0.195mm, about 140 cal/g.UO₂ for 0.095mm and about 110 cal/g.UO₂ for 0.050mm. These threshold energy depositions seem to be almost equal to the energy depositions at which the fuel pellet comes in contact with cladding tube due to the thermal expansion and/or cracks of pellet.

(2) The maximum cladding surface temperature does not depend so much on the initial gap width at the energy deposition of 200 cal/g.UO₂ or more. At the energy deposition of more than 200 cal/g.UO₂, the heat transfer mode on the cladding surface becomes mainly film boiling heat transfer for all the cases of three different initial gap widths, and its heat transfer coefficient considerably small. Therefore, it is supposed that the cladding surface temperature is not so much controlled by the gap heat transfer but strongly by the heat transfer on the cladding surface.

(3) The threshold energy deposition for fuel failure has tendency to increase with the increase of the initial gap width. However, it is not so much significant, and the deviation of the threshold energy deposition for fuel failure from that of about 260 cal/g.UO₂ for the standard gapped fuel rod with the initial

gap width of 0.095mm is within 10 cal/g.UO₂ for the wide and narrow gapped fuel rods. Any difference is not observed in the fuel failure mechanism for these different types of fuel rod.

Keywords: Reactivity Initiated Accident, NSRR Reactor, Departure from Nucleate Boiling, Failure Threshold, Failure Mechanism, Energy Deposition, Cladding Surface Temperature, Heat Transfer, Deformation of Cladding

目 次

1. 序 論	1
2. 実験装置と実験方法	2
2.1 NSRRの概要	2
2.2 実験方法	2
2.3 試験燃料	3
3. 実験結果	3
3.1 広幅ギャップ燃料実験	4
3.2 狭幅ギャップ燃料実験	4
4. 考 察	5
4.1 被覆管表面温度挙動	5
4.2 被覆管変形挙動	8
4.3 破損しきい値と破損機構	9
5. 結 論	10
謝 辞	10
参考文献	10
付 録	38
A-1 反応度事故に関する研究の変遷	38
A-2 NSRRの研究計画	39
A-3 標準燃料試験の結果	40

C o n t e n t s

1. Introduction	1
2. Test facilities and experimental method	2
2.1 Outline of NSRR	2
2.2 Experimental method	2
2.3 Test fuel	3
3. Experimental results	3
3.1 Wide-gapped fuel rod tests	4
3.2 Narrow-gapped fuel rod tests	4
4. Discussion	5
4.1 Behavior of cladding surface temperature	5
4.2 Deformation behavior of cladding tube	8
4.3 Failure threshold and its mechanism	9
5. Conclusions	10
Acknowledgements	10
References	10
Appendices	38
A-1 History of research on the RIA	38
A-2 Research program in NSRR	39
A-3 Results of standard fuel rod test	40

1. 序 論

原子炉の安全性を評価する際に想定される事故の一つに反応度事故がある。これは何らかの原因によって原子炉に核的な外乱が入り、原子炉出力が異常に上昇することにより燃料が破損あるいは熔融するに至る可能性のある事故をいう。

NSRR実験⁽¹⁻⁵⁾では、この反応度事故時の急激な出力上昇をパルス炉に用いて模擬し、実験孔に挿入したカプセルまたはループ内の試験燃料をパルス照射して事故時の燃料挙動を解明することを目的としている。具体的には、反応度事故の大きさと燃料挙動との関係、燃料破損しきい値とその機構、破損の伝播、破壊力の大きさとその発生機構等に関し実験的に究明することである。

NSRR実験は1975年10月に開始して以来、現在までに約300回に及ぶ大気圧水カプセル実験を行った。これらは、標準試験燃料(10%濃縮, Zry-4被覆)を用いて広範囲に発熱量を変え燃料のふるまいを調べた標準燃料試験、ギャップ幅、燃料棒内圧、燃料濃縮度、ペレット形状等燃料設計のパラメータを変えた試験、冷却材温度、流速、流路断面積(流路壁付、バンドル)等冷却条件を変えた試験、および浸水燃料、フレッキング腐蝕燃料等欠陥燃料に関する試験である。このうち、本報告書で述べるものは、初期のギャップ幅を変化させた実験の結果である。

NSRR実験では、すでに実施した標準燃料実験^(1,5,7)の結果から、反応度事故時の燃料挙動に関する基本的な知見を得、未照射燃料の破損しきい値、破損機構について明らかにして来た。それによれば、燃料の破損は UO_2 ペレットや被覆管の熔融あるいは被覆管の酸化に伴う脆化等と深く関係している。

これらの現象は、程度の差こそあれ過渡時の燃料の温度挙動に依存するのは当然のことである。過渡温度挙動を考えると、ギャップ熱伝達は重要な因子である。何故ならばギャップ熱伝達の相違により UO_2 ペレットから被覆管への熱伝達特性が異なり、それにより被覆管の最高到達温度、過渡時の被覆管の内外面温度差、燃料温度等が影響を受けると考えられるからである。

ギャップ熱伝達は内部封入ガスの熱伝導率、すなわち内部封入ガスの種類を変更するか、あるいはまた初期ギャップ幅を変更することによって変化させることができる。従って、本パラメータ実験では、異なった初期ギャップ幅を有する試験燃料を使用し、

- 1) 初期ギャップ幅の相違が過渡時の燃料の温度挙動、および燃料破損に及ぼす影響を究明すること、
- 2) 初期ギャップ幅の相違が被覆管の破損や変形に及ぼす影響を調べ、燃料の変形挙動のモデル化に有用なデータを得ること、

等を目的として実験を行ったものである。なお、本パラメータ実験で使用した試験燃料は、初期ギャップ幅が異なるのみで被覆管の材質および寸法ならびに強度は各試験燃料で同一である。従って本実験で得られた被覆管の変形量に関するデータはペレットと被覆管の機械的相互作用

を評価する上で重要なものとなる。

以上の目的にそって行った本パラメータ実験の実験項目を Table 1.1 に示す。

2. 実験装置と実験方法

2.1 NSRRの概要⁽²⁾

NSRRは米国GA社によって開発された大型パルス炉 TRIGA-ACPR (Annular Core Pulse Reactor) を若干改良したものである。炉心は Fig. 2.1 に示すように、炉心中心部の実験孔と、それを取り囲む 149本の燃料要素、8本の燃料フォロア型制御棒および3本のトランジェント棒より構成されている。

炉心は直径約 63 cm, 有効長約 38 cm の円筒形状である。炉心燃料は直径約 3.6 cm, 有効長約 38 cm の 20% 濃縮ウラン-水素化ジルコニウム ($U-ZrH_{1.6}$) をステンレス鋼で被覆したものである。

パルス出力の発生は3本のトランジェント棒の急速引き抜きによって行い、3本のトランジェント棒の組み合わせによって最大 4.7ドルまでの任意の反応度を投入することができる。パルス出力はNSRRのもつ自己制御性、すなわち、燃料体に含まれる減速材 (ZrH) の大きな負の温度係数によるフィードバック効果により抑制される。

Fig. 2.2 に投入反応度量 4.67ドルに対するパルス出力と積分出力の時間変化を示す。この場合の最大ピーク出力と積分出力は、それぞれ約 21,000 MWと約 117 MW-sec である。また、パルス出力の最短炉周期とパルス半値幅はそれぞれ 1.1 msec と 4.4 msec で、これらはいずれも熱中性子パルス炉としては最も速く、かつ狭い部類に属する。Fig. 2.3 にパルス出力と積分出力を投入反応度で整理した図を示す。

2.2 実験方法

(1) 実験計装⁽³⁾

初期ギャップ幅パラメータ実験では、試験燃料の過渡温度挙動および変形挙動に及ぼす初期ギャップ幅の影響を調べることを目的としているため、主として試験燃料の被覆管表面温度の測定を行った。被覆管表面温度の測定には白金-白金・ロジウム ($Pt/Pt-13\%Ru$) の熱電対温度計を使用した。Fig. 2.4 に熱電対取付位置を示す。

なお、照射時の試験燃料の過渡データはすべて応答周波数 80 kHz のアナログデータ記録装置に集録し、実験後にこれを計算機を用いて処理した。

(2) 照射後試験

パルス出力によって照射した試験燃料について、照射後約 2 週間放射能の減衰をまって外観検査および寸法検査を行った。

試験燃料の外観については、破損の有無、変形および酸化の程度を目視により検査した。目

を評価する上で重要なものとなる。

以上の目的にそって行った本パラメータ実験の実験項目を Table 1.1 に示す。

2. 実験装置と実験方法

2.1 NSRRの概要⁽²⁾

NSRRは米国GA社によって開発された大型パルス炉 TRIGA-ACPR (Annular Core Pulse Reactor) を若干改良したものである。炉心は Fig. 2.1 に示すように、炉心中心部の実験孔と、それを取り囲む 149本の燃料要素、8本の燃料フォロア型制御棒および3本のトランジェント棒より構成されている。

炉心は直径約 63 cm, 有効長約 38 cm の円筒形状である。炉心燃料は直径約 3.6 cm, 有効長約 38 cm の 20% 濃縮ウラン-水素化ジルコニウム ($U-ZrH_{1.6}$) をステンレス鋼で被覆したものである。

パルス出力の発生は3本のトランジェント棒の急速引き抜きによって行い、3本のトランジェント棒の組み合わせによって最大 4.7ドルまでの任意の反応度を投入することができる。パルス出力はNSRRのもつ自己制御性、すなわち、燃料体に含まれる減速材 (ZrH) の大きな負の温度係数によるフィードバック効果により抑制される。

Fig. 2.2 に投入反応度量 4.67ドルに対するパルス出力と積分出力の時間変化を示す。この場合の最大ピーク出力と積分出力は、それぞれ約 2,100 MWと約 117 MW-sec である。また、パルス出力の最短炉周期とパルス半値幅はそれぞれ 1.1 msec と 4.4 msec で、これらはいずれも熱中性子パルス炉としては最も速く、かつ狭い部類に属する。Fig. 2.3 にパルス出力と積分出力を投入反応度で整理した図を示す。

2.2 実験方法

(1) 実験計装⁽³⁾

初期ギャップ幅パラメータ実験では、試験燃料の過渡温度挙動および変形挙動に及ぼす初期ギャップ幅の影響を調べることを目的としているため、主として試験燃料の被覆管表面温度の測定を行った。被覆管表面温度の測定には白金-白金・ロジウム ($Pt/Pt-13\%Ru$) の熱電対温度計を使用した。Fig. 2.4 に熱電対取付位置を示す。

なお、照射時の試験燃料の過渡データはすべて応答周波数 80 kHz のアナログデータ記録装置に集録し、実験後にこれを計算機を用いて処理した。

(2) 照射後試験

パルス出力によって照射した試験燃料について、照射後約 2 週間放射能の減衰をまって外観検査および寸法検査を行った。

試験燃料の外観については、破損の有無、変形および酸化の程度を目視により検査した。目

視によって破損の有無が判定できない試験燃料（破損しきい値近傍）については、冷却水中の放射能の有無を検査した。また、照射後の試験燃料について外観写真の撮影を行った。

試験燃料の変形量（伸び、ふくれおよび曲り）の測定は主としてノギス、マイクロ・メータおよびすきまゲージを用いて行った。また、必要に応じて直径の軸方向変化の測定をプロファイルメータを用い詳細に行った。

(3) 実験条件

燃料破損実験は、すべて大気圧水カプセル⁽³⁾を用い、大気圧、室温および自由水面のある条件下で行った。用いた試験燃料は初期ギャップ幅が0.195mm、0.095mmおよび0.050mmの3種類である。（詳細は後述する。）

初期ギャップ幅が0.195mmの試験燃料を用いた実験は、初期ギャップ幅の相違が燃料破損挙動に及ぼす影響を、標準燃料試験の結果と比較することによって全体的に把握することが目的であったため、181~325 cal/g・UO₂という広い発熱量範囲で実施した。

初期ギャップ幅が0.050mmの試験燃料を用いた実験は、DNB (Departure from Nucleate Boiling) および破損しきい値に関する知見を得ることが主目的であったため、112~262 cal/g・UO₂という比較的低い発熱量の範囲で実施した。

初期ギャップ幅が0.095mmの試験燃料を用いた実験はすべてのパラメータ実験に対する比較基準を与える標準実験として実施され、その結果はすでに報告されている^(1,5,7)。

本報告書においても、実験結果の検討のための重要な基礎データとなるため、付録A-3で結果の概要を述べる。

2.3 試験燃料

本実験に用いた試験燃料は、初期ギャップ幅を除き標準燃料と全く同一のものである。試験燃料は14個のチャンファ型UO₂ペレット（10%濃縮）をPWRサイズのシルカロイ-4被覆管に収納したものである。この実験では、初期ギャップ幅がそれぞれ0.195mmおよび0.050mmのものを用いて実験を行い、初期ギャップ幅が0.095mmの標準燃料の結果と比較した。Fig. 2.5に標準燃料の概略図を、Table 2.1に各試験燃料の設計仕様をそれぞれ示す。

以下では初期ギャップ幅が0.195mmの試験燃料を広幅ギャップ燃料、初期ギャップ幅が0.050mmの試験燃料を狭幅ギャップ燃料と呼ぶことにする。

3. 実験結果

広幅ギャップ燃料を用いた試験は発熱量が181~325 cal/g・UO₂の範囲で合計8回行った。狭幅ギャップ燃料を用いた試験は112~262 cal/g・UO₂の発熱量範囲で現在までに5回が終了しており、なお継続中である。両試験の結果の要約をTable 3.1に示す。Fig. 3.1およびFig. 3.2はそれぞれ、広幅ギャップ燃料試験と狭幅ギャップ燃料試験における照射後燃料の外観写真を示したものである。

視によって破損の有無が判定できない試験燃料（破損しきい値近傍）については、冷却水中の放射能の有無を検査した。また、照射後の試験燃料について外観写真の撮影を行った。

試験燃料の変形量（伸び、ふくれおよび曲り）の測定は主としてノギス、マイクロ・メータおよびすきまゲージを用いて行った。また、必要に応じて直径の軸方向変化の測定をプロファイルメータを用い詳細に行った。

(3) 実験条件

燃料破損実験は、すべて大気圧水カプセル⁽³⁾を用い、大気圧、室温および自由水面のある条件下で行った。用いた試験燃料は初期ギャップ幅が0.195mm、0.095mmおよび0.050mmの3種類である。（詳細は後述する。）

初期ギャップ幅が0.195mmの試験燃料を用いた実験は、初期ギャップ幅の相違が燃料破損挙動に及ぼす影響を、標準燃料試験の結果と比較することによって全体的に把握することが目的であったため、181~325 cal/g·UO₂という広い発熱量範囲で実施した。

初期ギャップ幅が0.050mmの試験燃料を用いた実験は、DNB (Departure from Nucleate Boiling) および破損しきい値に関する知見を得ることが主目的であったため、112~262 cal/g·UO₂という比較的低い発熱量の範囲で実施した。

初期ギャップ幅が0.095mmの試験燃料を用いた実験はすべてのパラメータ実験に対する比較基準を与える標準実験として実施され、その結果はすでに報告^(1,5,7)されている。

本報告書においても、実験結果の検討のための重要な基礎データとなるため、付録A-3で結果の概要を述べる。

2.3 試験燃料

本実験に用いた試験燃料は、初期ギャップ幅を除き標準燃料と全く同一のものである。試験燃料は14個のチャンファ型UO₂ペレット（10%濃縮）をPWRサイズのジルカロイ-4被覆管に収納したものである。この実験では、初期ギャップ幅がそれぞれ0.195mmおよび0.050mmのものを用いて実験を行い、初期ギャップ幅が0.095mmの標準燃料の結果と比較した。Fig. 2.5に標準燃料の概略図を、Table 2.1に各試験燃料の設計仕様をそれぞれ示す。

以下では初期ギャップ幅が0.195mmの試験燃料を広幅ギャップ燃料、初期ギャップ幅が0.050mmの試験燃料を狭幅ギャップ燃料と呼ぶことにする。

3. 実験結果

広幅ギャップ燃料を用いた試験は発熱量が181~325 cal/g·UO₂の範囲で合計8回行った。狭幅ギャップ燃料を用いた試験は112~262 cal/g·UO₂の発熱量範囲で現在までに5回が終了しており、なお継続中である。両試験の結果の要約をTable 3.1に示す。Fig. 3.1およびFig. 3.2はそれぞれ、広幅ギャップ燃料試験と狭幅ギャップ燃料試験における照射後燃料の外観写真を示したものである。

3.1 広幅ギャップ燃料実験⁽⁴⁾

以下で広幅ギャップ燃料を用いた実験の結果の概要について説明する。

発熱量が $181 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験では、測定された被覆管表面温度の最高値は約 100°C であった。しかしながら、被覆管表面にはごくわずかながら酸化による斑点状の変色がみられ、被覆管表面の極く一部が数 100°C に達したものと考えられる。この場合、被覆管の変形はほとんどみられなかった。同程度の発熱量の標準燃料では、被覆管表面温度は最高約 1200°C に達しており、被覆管表面は発熱部全域にわたって酸化のため黒く変色している。また、被覆管には曲りや局所的なふくれ等の変形がみられた。

発熱量が $193 \sim 235 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験では、被覆管表面での最高到達温度は $1,290^\circ\text{C} \sim 1,620^\circ\text{C}$ に達しており、被覆管表面は発熱部が一様に酸化して黒色になっている。また、発熱量が 235 cal/g , UO_2 の実験では酸化膜の一部に剝離がみられた。これらの挙動は標準燃料を用いた実験におけるものとほとんど同じであるが、被覆管の変形量は広幅ギャップ燃料の方が全般的に小さかった。

発熱量が $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験では、被覆管表面温度は最高 $1,690^\circ\text{C}$ に達し、被覆管の変形もかなり顕著になったが燃料は破損しなかった。一方、同程度の発熱量の標準燃料は一般に被覆管に周方向の貫通クラックが発生して破損しており、このあたりが標準燃料の破損しきい値である。

発熱量が $273 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験では、被覆管表面温度は最高 $1,750^\circ\text{C}$ に達し、被覆管に周方向の貫通クラックが入って燃料は破損した。破損形態は標準燃料と同様であった。これを対比すると、同程度の発熱量の標準燃料では、実験終了後カプセルから試験燃料を取り出す際に、わずかの衝撃で燃料が分断した。

発熱量が $293 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験では、被覆管表面温度が $1,745^\circ\text{C}$ に達した時点で熱電対が破損しており、さらに温度が上昇して被覆管の融点 ($\sim 1840^\circ\text{C}$) 近くにまで達した可能性がある。このことは、被覆管は顕著にしわがよっており、被覆管の内面がかなり溶融しているとめられることから裏づけられる。また、燃料は発熱領域下部で分断していた。これらの挙動は、同程度の発熱量の標準燃料でみられるものと同様である。

発熱量が $325 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験では、燃料はかなり細かく分断した。破壊の程度は、同程度の発熱量の標準燃料におけるものと同様であった。

3.2 狭幅ギャップ燃料実験

次に、狭幅ギャップ燃料を用いた実験の結果の概要について説明する。

発熱量が $112 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験では、測定された被覆管表面温度の最高値は約 570°C であり、被覆管表面には酸化による茶かっ色あるいは灰青色の縞模様の変色がみられたが、被覆管の変形はほとんど観察されなかった。同程度の発熱量の標準燃料では、被覆管表面温度は高々 150°C 程度であり、被覆管の変色や変形は生じていない。

発熱量が $171 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験では、被覆管表面温度は測定していないが、発熱部が一

様に酸化し黒く変色していることから被覆管表面温度は1,000℃以上に達したものと考えられる。酸化の状態は、同程度の発熱量の標準燃料の場合とほぼ同様であるが、被覆管の変形量は狭幅ギャップ燃料の方がかなり大きい。

発熱量が217~236 cal/g・UO₂の実験では、被覆管表面での最高到達温度は1,545~1,590℃であり、発熱部の被覆管表面は酸化によって一様に黒く変色しており、ごく一部で酸化膜の剝離がみられた。これらの挙動は、同程度の発熱量の標準燃料の場合とほぼ同様である。しかしながら、狭幅ギャップ燃料の場合、被覆管は肉眼で観察できるほど変形(膨らみ)しており、実測した変形量は標準燃料に比べてかなり大きかった。

発熱量が262 cal/g・UO₂の実験では、被覆管表面温度は被覆管の融点である1,840℃に達している。被覆管表面には発熱部全域にわたって波打つような変形がみられ、内面溶融が顕著であったことを示している。また、燃料の下部で、被覆管に周方向の貫通クラックが発生しており、燃料は破損した。同程度の発熱量の標準燃料と比較すると、狭幅ギャップ燃料の方が内面溶融の程度が激しいように思えるが、その差は顕著ではない。また、被覆管の変形量も狭幅ギャップ燃料の方が大きい、差は発熱量が低い時に比べて小さくなっている。

4. 考 察

広幅ギャップ燃料試験および狭幅ギャップ燃料試験の結果を標準燃料試験の結果^(1,5,7)と比較し、初期ギャップ幅の相違が燃料の挙動に及ぼす影響について考察する。

4.1 被覆管表面温度挙動

燃料棒に蓄積される発熱量を増加させると(すなわち、パルス出力を増加させる)、ある発熱量以上では被覆管表面での熱流束が核沸騰限界を越え、被覆管表面での沸騰様式が核沸騰から膜沸騰へ変化し、被覆管表面温度が急激に上昇するという現象が生じる。このような現象が初めて生じる発熱量を以下ではDNBに関するしきい値と呼ぶ。このしきい値はギャップ熱伝達、すなわちギャップ幅と発熱量の関連を究明する上の判断資料として有用なデータの一つである。

DNBに関するしきい値はTable 3.1より、広幅ギャップ燃料では181~193 cal/g・UO₂、狭幅ギャップ燃料では112 cal/g・UO₂近傍にあることがわかる。一方、標準燃料のしきい値は116~140 cal/g・UO₂である。Fig.4.1はこれらの値を用い、DNBに関するしきい値を初期ギャップ幅の関数として示したものである。また、被覆管表面に部分的な酸化による変色(灰青色の斑点または縞模様)が発生する発熱量としてDNBに関するしきい値を考えれば、広幅ギャップ燃料では約180 cal/g・UO₂、標準燃料では約140 cal/g・UO₂、狭幅ギャップ燃料では約110 cal/g・UO₂となる。(Fig.3.1, 3.2参照)特に、発熱量が181 cal/g・UO₂であった広幅ギャップ燃料を用いた実験(Test No.232-1)では、測定された被覆管表面温度の最高値は約100℃であったが、被覆管表面には斑点状の変色がみられ、部

様に酸化し黒く変色していることから被覆管表面温度は1,000℃以上に達したものと考えられる。酸化の状態は、同程度の発熱量の標準燃料の場合とほぼ同様であるが、被覆管の変形量は狭幅ギャップ燃料の方がかなり大きい。

発熱量が217~236 cal/g・UO₂の実験では、被覆管表面での最高到達温度は1,545~1,590℃であり、発熱部の被覆管表面は酸化によって一様に黒く変色しており、ごく一部で酸化膜の剝離がみられた。これらの挙動は、同程度の発熱量の標準燃料の場合とほぼ同様である。しかしながら、狭幅ギャップ燃料の場合、被覆管は肉眼で観察できるほど変形(膨らみ)しており、実測した変形量は標準燃料に比べてかなり大きかった。

発熱量が262 cal/g・UO₂の実験では、被覆管表面温度は被覆管の融点である1,840℃に達している。被覆管表面には発熱部全域にわたって波打つような変形がみられ、内面溶融が顕著であったことを示している。また、燃料の下部で、被覆管に周方向の貫通クラックが発生しており、燃料は破損した。同程度の発熱量の標準燃料と比較すると、狭幅ギャップ燃料の方が内面溶融の程度が激しいように思えるが、その差は顕著ではない。また、被覆管の変形量も狭幅ギャップ燃料の方が大きい、差は発熱量が低い時に比べて小さくなっている。

4. 考 察

広幅ギャップ燃料試験および狭幅ギャップ燃料試験の結果を標準燃料試験の結果^(1,5,7)と比較し、初期ギャップ幅の相違が燃料の挙動に及ぼす影響について考察する。

4.1 被覆管表面温度挙動

燃料棒に蓄積される発熱量を増加させると(すなわち、パルス出力を増加させる)、ある発熱量以上では被覆管表面での熱流束が核沸騰限界を越え、被覆管表面での沸騰様式が核沸騰から膜沸騰へ変化し、被覆管表面温度が急激に上昇するという現象が生じる。このような現象が初めて生じる発熱量を以下ではDNBに関するしきい値と呼ぶ。このしきい値はギャップ熱伝達、すなわちギャップ幅と発熱量の関連を究明する上の判断資料として有用なデータの一つである。

DNBに関するしきい値はTable 3.1より、広幅ギャップ燃料では181~193 cal/g・UO₂、狭幅ギャップ燃料では112 cal/g・UO₂近傍にあることがわかる。一方、標準燃料のしきい値は116~140 cal/g・UO₂である。Fig.4.1はこれらの値を用い、DNBに関するしきい値を初期ギャップ幅の関数として示したものである。また、被覆管表面に部分的な酸化による変色(灰青色の斑点または縞模様)が発生する発熱量としてDNBに関するしきい値を考えれば、広幅ギャップ燃料では約180 cal/g・UO₂、標準燃料では約140 cal/g・UO₂、狭幅ギャップ燃料では約110 cal/g・UO₂となる。(Fig.3.1, 3.2参照)特に、発熱量が181 cal/g・UO₂であった広幅ギャップ燃料を用いた実験(Test No.232-1)では、測定された被覆管表面温度の最高値は約100℃であったが、被覆管表面には斑点状の変色がみられ、部

分的に高温になったことを示唆している。

このようにDNBに関するしきい値は初期ギャップ幅の影響を強く受けている。ギャップ幅が大きい程、ギャップ熱伝達率は小さくなり、ペレットから被覆管への熱伝達は悪くなり、従って被覆管表面温度は上昇しにくくなる。また、ペレットから被覆管に流れる熱量が核沸騰状態で完全に除去できれば沸騰様式は変化せず、被覆管温度も急激に上昇するようなことはない。ところで、被覆管表面での熱流束が核沸騰限界を越えるほどペレットから被覆管に流れる熱量が増加する原因としてペレット-被覆管間の温度差の増大、ペレットの熱膨脹によるギャップ幅の減少がもたらすギャップ熱伝達率の増加が考えられる。前者は発熱量の増加の帰結としてもたらされるものであり、後者のギャップ幅について言えば、ギャップが消滅してペレットと被覆管が接触するほどになれば、ギャップ熱伝達率は急激に増加し、熱の流れが非常に良くなる。

そこで、DNBに関するしきい値を考える目安として、広幅ギャップ燃料、標準燃料および狭幅ギャップ燃料をそれぞれ用いた場合に被覆管とペレットが接触する発熱量を評価した。その際以下のことを仮定した。

- a) ペレットの温度は断熱的に上昇する。
- b) 熱膨脹の評価はペレットの平均温度を用いて行う。
- c) 比熱、熱膨脹率等の物性値はMATPRO-09⁽⁶⁾のデータを使用する。(Fig.A-1~A-2 参照)

計算の結果、広幅ギャップ燃料では $270 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 、標準燃料では $130 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 、狭幅ギャップ燃料では $76 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ という発熱量を得た。これらの値をFig.4.1に実験値と比較して示す。

計算値と実験値は定性的には一致しており、ギャップ幅の減少とDNBに関するしきい値が関連していることがわかるが、定量的には広幅ギャップ燃料では高発熱量側に、狭幅ギャップ燃料では低発熱量側にそれぞれ大きく計算値がずれている。この結果のみから断定的なことは言えないが、評価に用いた物性値の不確定性や定常的な解析方法が上記相違についての理由としてまず考えられる。また、計算値と実験値が広幅ギャップ燃料と狭幅ギャップ燃料で逆方向に差が出ていること、広幅ギャップ燃料における差がかなり大きいことなどから、単に熱膨脹量の計算誤差のみが計算値と実験値の不一致の理由とは考えにくい。物性値の不確定性等とともにクラック、偏心あるいは製作公差等を考慮した、より実際的なペレットの膨脹モデルによる解析が、窮極的には必要となる。

Fig.4.2は、広幅ギャップ燃料試験、標準燃料試験および狭幅ギャップ燃料試験で得られた被覆管表面温度の最高値を発熱量の関数として示したものである。同図より、発熱量が $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 程度以上になると、被覆管表面での最高温度は初期ギャップ幅の相違による影響を受けないことがわかる。逆に、それ以下では、DNBに関するしきい値が初期ギャップ幅の相違による影響を受けることに対応する結果が現われている。Fig.4.3から4.5は以上のことを被覆管表面温度の履歴を比較することによって示したものである。

Fig.4.3は発熱量が約 $115 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の実験での狭幅ギャップ燃料と標準燃料における被覆管表面の過渡温度挙動を比較したものである。狭幅ギャップ燃料では、被覆管表面温度が

パルス出力投入後急激に上昇し、約500℃に達しているのに対し、標準燃料では約100℃に達した後は上昇せず、ほぼそのままの状態が継続している。

Fig. 4.4 は発熱量が約180 cal/g·UO₂ の実験での広幅ギャップ燃料と標準燃料における被覆管表面の過渡温度挙動を比較したものである。標準燃料では被覆管表面温度が1,000℃以上に上昇し、高温状態が約1秒間継続しているのに対し、広幅ギャップ燃料では被覆管表面温度は高々100℃程度である。

Fig. 4.5 は発熱量が約240 cal/g·UO₂ の実験での広幅ギャップ燃料と標準燃料における被覆管表面の過渡温度挙動を比較したものである。同図から明らかなように、両者には全体的にほとんど差異はみられない。

以上のことから、発熱量が約200 cal/g·UO₂ 以上になると、たとえ初期ギャップ幅が大きく異なっても、被覆管表面温度の最高値およびその挙動にギャップ幅の違いが及ぼす影響は顕著でなくなることがわかる。この理由の一つとして三種類の燃料でギャップ熱伝達に差程の違いがなくなっていることが考えられる。

定性的に言えば、パルス出力投入後、ペレット温度はほぼ断熱的に、且つ急激に上昇する。それに伴ってペレットは急速に熱膨張し、被覆管の熱膨張はその時点（パルス投入直後）では無視し得る程度なのでギャップ幅は急激に減少する。もし、ペレットの熱膨張量が十分大きければ、被覆管は押し抜けられ、塑性変形に至ることもある。パルス出力はその半値幅が10 msec程度であるので、ごく短時間で終了し、ペレット温度は低下しはじめる。それに伴いペレットは収縮し、被覆管の温度上昇による熱膨張と相まって、ギャップ幅は増加しはじめる。

被覆管に永久変形量が残るほどペレットの熱膨張量が大きい場合には、ギャップ幅が初期ギャップ幅を上回ることも考えられる。ところで、後述するように、発熱量が200 cal/g·UO₂ 以上になるといずれの試験燃料においても、被覆管の変形が観測されるようになる。このことは、ペレットと被覆管は必ず接触し、被覆管が押し抜けられていることを示すものである。一度接触が生じた後のギャップ幅の挙動を直接観測することは出来ないが、同一発熱量でみた場合、初期ギャップ幅が小さいほど被覆管の永久変形量は大きくなり、初期ギャップ幅の差はかなり小さくなると考えられる。このように考えれば、200 cal/g·UO₂ 以上の発熱量では被覆管表面での最高温度に初期ギャップ幅の相違がそれほど影響を及ぼさないということがある程度理解できる。以上の議論はペレットの熱膨張を主体としているが、ペレットにクラックが生じて見かけ上体積膨張すると考えても同様な結果になる。ただ、クラックによる体積膨張は熱膨張とは異なり、ペレット温度が低下しても、もとには戻らないという特徴がある。前述したように、広幅ギャップ燃料の場合、ペレットの熱膨張のみで考えるとギャップは200 cal/g·UO₂ まで存在することになっている。しかしながら、実際には後述するように、約200 cal/g·UO₂ で被覆管の変形が始まっていることから実質的にはこの発熱量でペレットと被覆管は接触していることになる。以上のことから、パルス出力の発生直後早い時刻にペレットにクラックが発生してギャップ幅がある程度縮まったものと考え、広幅ギャップ燃料の挙動を説明することができる。いずれの型の試験燃料においてもこのような現象が生じる発熱量以上では、被覆管表面温度の挙動が似たものになるであろう。

実際には、可逆的体積膨張（ペレットの熱膨張）あるいは非可逆的体積膨張（クラック等）に

よる体積増加)のどちらか一方ではなく、両者の存在する状態のなかでギャップ幅の挙動を取り扱うことが必要であろう。しかしながら、クラックが発生したペレットの熱膨脹の取り扱い等困難な問題が多く、ギャップ幅の取り扱い方の検討は今後の重要な課題である。

また、発熱量が $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上になると、初期ギャップ幅の如何にかかわらず被覆管表面で膜沸騰を生じており、このような状況では被覆管表面から冷却材への熱伝達が著しく低下し、被覆管表面温度はギャップ熱伝達よりも被覆管表面での熱伝達に強く支配されると考えられることも出来る。

これらの議論のいずれが正しいかは今後の解析に待たねばならないが、恐らく後者の効果の方が顕著であると考えられる。

4.2 被覆管変形挙動

照射後、被覆管の直径の軸方向変化をプロファイルメータを用いて測定した。測定は狭幅ギャップ燃料に対して5例(Fig.4.6~4.10)、広幅ギャップ燃料に対して3例(Fig.4.11~4.13)行った。なお、比較のために標準燃料に対する測定結果を3例(Fig.4.14~4.16)示した。

発熱量が約 $110 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の狭幅ギャップ燃料では、被覆管表面に酸化による部分的な変色がみられ、温度も最高約 600°C に達しているが、Fig.4.6に示されているように、被覆管はほとんど変形していない。このような状況は以下に述べるように標準燃料および広幅ギャップ燃料でも全く同様にみられる。発熱量が約 $140 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の標準燃料では、被覆管表面に灰青色の部分的な変色がみられ、温度も最高約 700°C に達したが、Fig.4.14に示したように、前者と同様被覆管は全く変形していない。また、被覆管に部分的な変色が生じた発熱量約 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の広幅ギャップ燃料を用いた実験においても、被覆管の直径を数ヶ所でマイクロメータを用いて測定した結果、被覆管の変形は全く認められなかった。

発熱量が約 $170 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の狭幅ギャップ燃料では、Fig.4.7に示したように、被覆管の変形は発熱部全域にわたってほぼ一様に生じている。これに対し、発熱量が約 $190 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の広幅ギャップ燃料(Fig.4.11)および発熱量が約 $185 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の標準燃料(Fig.4.15)では、被覆管の変形は局所的であるように思える。

発熱量が $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上の狭幅ギャップ燃料(Fig.4.8~4.10)では被覆管の変形量はさらに大きくなり、時に発熱量が約 $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合には被覆管の内面溶融の影響を受けて被覆管の変形の様子が非常に複雑なものになっている。

発熱量が約 $220 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上の広幅ギャップ燃料(Fig.4.12および4.13)および標準燃料(Fig.4.16)では被覆管の変形が局所的なものから発熱部全域へと進展している。

以上の測定例およびマイクロメータによる変形量測定の結果を用い、平均および最大の被覆管の径方向歪を、ギャップ幅をパラメータにし、発熱量の関数として示したのがFig.4.17である。

径方向の平均的な歪は広幅ギャップ燃料、標準燃料および狭幅ギャップ燃料のいずれにおいても発熱量と共に増加しているが、同一発熱量で比較するとその絶対値は初期ギャップ幅が小さく

なるにつれて大きくなっている。これは、初期ギャップ幅の相違が燃料に内蔵されているペレット直径の変化のみによってもたらされるように各種試験燃料が設計されているためである。被覆管の内径が同一であるので、同発熱量の場合ペレット直径が大きいほど、すなわち、初期ギャップ幅が狭いほど変形量は大きくなるものと考えられる。また、各試験燃料において、DNBに関するしきい値以上の発熱量から変形量が顕著になっていることから、DNBのしきい値とペレット-被覆管の接触が深く関連していることが明らかである。

標準燃料の場合、発熱量が約 $250 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ をこえると最大および平均変形量のいずれもが急増することが示されているが、⁽⁷⁾ 狭幅ギャップ燃料では Fig. 4.17 に示すように最大変形量は約 $220 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ あたりですでにかなり大きいものとなっており、さらに発熱量が増加しても差程の変化はみられない。また、平均変形量についてみれば、発熱量が約 $240 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ から $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ に増加する時、逆に減少している。これは、狭幅ギャップ燃料において、同発熱量の標準燃料の場合よりもかなり激しく被覆管の内面溶融が生じたためである。このように、被覆管の内面が顕著に溶融し、被覆管の表面にしわ状の変形がみられるような高い発熱量では、被覆管の変形挙動はペレットと被覆管の相互作用だけではなく、溶融の影響も受けることになりその挙動は一層複雑なものになり、厳密に評価することはむずかしい。

被覆管の変形挙動は、被覆管が溶融に到らないような発熱量の範囲では、特にその平均的な変形量については、内蔵するペレット径の差異に基づき定性的に説明することは容易である。被覆管の最大変形量は、Fig. 4.17 に示したように、大きくばらついており、将来定量的に検討していく際には統計的な処理が必要になるであろう。

被覆管の変形挙動は、すでに述べたように被覆管表面温度の挙動と密接に関連しており、過渡時の燃料挙動を解析する上で、これらは重要なデータとなる。

4.3 破損しきい値と破損機構

広幅ギャップ燃料および狭幅ギャップ燃料のいずれも、その初期破損は被覆管の溶融および周方向の貫通クラックの形態で生じている。これは標準燃料の場合と全く同様である。したがって、破損機構は初期ギャップ幅の相違によらず同一である。

Fig. 4.18 は広幅ギャップ燃料および狭幅ギャップ燃料の実験点と破損の有無を示したものであるが、同図より、広幅ギャップ燃料の破損しきい値は $260 \sim 273 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 、狭幅ギャップ燃料の破損しきい値は $236 \sim 262 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ であることがわかる。標準燃料の破損しきい値は約 $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ ⁽⁷⁾ である。したがって、初期ギャップ幅が大きいほど破損しきい値はわずかに増加する傾向がある。しかし、標準燃料をはさんでその差は高々 $10 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以下である。

発熱量が $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 近くの場合、広幅ギャップ燃料および狭幅ギャップ燃料の挙動と標準燃料の挙動で大きくちがっているのは被覆管の変形量である。前にも述べたように、被覆管の永久変形量はペレットの膨脹によって被覆管が押し抜けられることによって生じ、これはパルス出力投入直後に生じる。パルス出力直後では被覆管の酸化は無視し得るほどであり、被覆管は十分延性を有しているものと考えられる。したがって、このような変形は燃料の破損

に直接的な影響を与えないであろう。また、発熱量が $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 程度の場合、温度挙動が初期ギャップ幅によってそれほど変化しないことはすでに述べた通りである。これは、被覆管表面温度が急激に低下する時点での被覆管の脆化の程度も初期ギャップ幅の相違によってそれほど異ならないということの意味する。

これらのことより、標準燃料試験の結果明らかになった燃料の初期破損の機構^(1,7)を考慮すると、破損しきい値および破損機構が初期ギャップ幅の相違に顕著に影響されないことが理解できる。

5. 結 論

結論をまとめると以下のようになる。

- 1) 被覆管表面の熱伝達が核沸騰熱伝達から膜沸騰熱伝達に移行するしきい発熱量は初期ギャップ幅の相違により顕著に変化し、初期ギャップ幅 0.195 mm で約 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 、 0.095 mm で約 $140 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 、 0.050 mm で約 $110 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ である。
- 2) 発熱量が $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上になると被覆管表面温度の最高値は初期ギャップ幅の相違にほとんど依存しない。
- 3) 破損機構は初期ギャップ幅によって変化しない。
- 4) 燃料破損しきい値については、初期ギャップ幅が狭い程低くなる傾向にあるが、その値の相違はそれ程大きくなく、標準ギャップ幅 (0.095 mm) の場合の破損しきい値 $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ に対し $\pm 10 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 程度の相違である。
- 5) 燃料の温度挙動および変形挙動を理解するうえでペレットの変形の正確なモデル化が今後の重要な課題である。

謝 辞

本報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・石川迪夫室長に深く感謝いたします。また、有益な討論に参加していただいた反応度安全研究室の皆様方および実験に際し御助力をいただいたNSRR管理室の皆様方に併せて謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 塩沢周策, 「NSRR実験における標準燃料の振舞いに関する一考察」1977年9月, JAERI-M 7267
- 2) NSRR管理室・反応度安全研究室, 「NSRR臨界および特性試験報告」1976年12月, JAERI-M 6791
- 3) 山崎 利, 他, 「NSRR大気圧カプセル及び実験計装の現状」1977年6月, JAERI-M 7105
- 4) 「NSRR実験プログレス・レポート・1」

に直接的な影響を与えないであろう。また、発熱量が $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 程度の場合、温度挙動が初期ギャップ幅によってそれほど変化しないことはすでに述べた通りである。これは、被覆管表面温度が急激に低下する時点での被覆管の脆化の程度も初期ギャップ幅の相違によってそれほど異ならないということを意味する。

これらのことより、標準燃料試験の結果明らかになった燃料の初期破損の機構^(1,7)を考慮すると、破損しきい値および破損機構が初期ギャップ幅の相違に顕著に影響されないことが理解できる。

5. 結 論

結論をまとめると以下のようになる。

- 1) 被覆管表面の熱伝達が核沸騰熱伝達から膜沸騰熱伝達に移行するしきい発熱量は初期ギャップ幅の相違により顕著に変化し、初期ギャップ幅 0.195 mm で約 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 、 0.095 mm で約 $140 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 、 0.050 mm で約 $110 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ である。
- 2) 発熱量が $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上になると被覆管表面温度の最高値は初期ギャップ幅の相違にほとんど依存しない。
- 3) 破損機構は初期ギャップ幅によって変化しない。
- 4) 燃料破損しきい値については、初期ギャップ幅が狭い程低くなる傾向にあるが、その値の相違はそれ程大きくなく、標準ギャップ幅 (0.095 mm) の場合の破損しきい値 $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ に対し $\pm 10 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 程度の相違である。
- 5) 燃料の温度挙動および変形挙動を理解するうえでペレットの変形の正確なモデル化が今後の重要な課題である。

謝 辞

本報をまとめるに当たって、御指導いただいた反応度安全研究室・石川迪夫室長に深く感謝いたします。また、有益な討論に参加していただいた反応度安全研究室の皆様方および実験に際し御助力をいただいたNSRR管理室の皆様方に併せて謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 塩沢周策, 「NSRR実験における標準燃料の振舞いに関する一考察」1977年9月, JAERI-M 7267
- 2) NSRR管理室・反応度安全研究室, 「NSRR臨界および特性試験報告」1976年12月, JAERI-M 6791
- 3) 山崎 利, 他, 「NSRR大気圧カプセル及び実験計装の現状」1977年6月, JAERI-M 7105
- 4) 「NSRR実験プログレス・レポート・1」

に直接的な影響を与えないであろう。また、発熱量が $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 程度の場合、温度挙動が初期ギャップ幅によってそれほど変化しないことはすでに述べた通りである。これは、被覆管表面温度が急激に低下する時点での被覆管の脆化の程度も初期ギャップ幅の相違によってそれほど異ならないということを意味する。

これらのことより、標準燃料試験の結果明らかになった燃料の初期破損の機構^(1,7)を考慮すると、破損しきい値および破損機構が初期ギャップ幅の相違に顕著に影響されないことが理解できる。

5. 結 論

結論をまとめると以下のようになる。

- 1) 被覆管表面の熱伝達が核沸騰熱伝達から膜沸騰熱伝達に移行するしきい発熱量は初期ギャップ幅の相違により顕著に変化し、初期ギャップ幅 0.195 mm で約 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 、 0.095 mm で約 $140 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 、 0.050 mm で約 $110 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ である。
- 2) 発熱量が $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上になると被覆管表面温度の最高値は初期ギャップ幅の相違にほとんど依存しない。
- 3) 破損機構は初期ギャップ幅によって変化しない。
- 4) 燃料破損しきい値については、初期ギャップ幅が狭い程低くなる傾向にあるが、その値の相違はそれ程大きくなく、標準ギャップ幅 (0.095 mm) の場合の破損しきい値 $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ に対し $\pm 10 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 程度の相違である。
- 5) 燃料の温度挙動および変形挙動を理解するうえでペレットの変形の正確なモデル化が今後の重要な課題である。

謝 辞

本報をまとめるに当たって、御指導いただいた反応度安全研究室・石川迪夫室長に深く感謝いたします。また、有益な討論に参加していただいた反応度安全研究室の皆様方および実験に際し御助力をいただいたNSRR管理室の皆様方に併せて謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 塩沢周策, 「NSRR実験における標準燃料の振舞いに関する一考察」1977年9月, JAERI-M 7267
- 2) NSRR管理室・反応度安全研究室, 「NSRR臨界および特性試験報告」1976年12月, JAERI-M 6791
- 3) 山崎 利, 他, 「NSRR大気圧カプセル及び実験計装の現状」1977年6月, JAERI-M 7105
- 4) 「NSRR実験プロGRESS・レポート・1」

に直接的な影響を与えないであろう。また、発熱量が $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 程度の場合、温度挙動が初期ギャップ幅によってそれほど変化しないことはすでに述べた通りである。これは、被覆管表面温度が急激に低下する時点での被覆管の脆化の程度も初期ギャップ幅の相違によってそれほど異ならないということを意味する。

これらのことより、標準燃料試験の結果明らかになった燃料の初期破損の機構^(1,7)を考慮すると、破損しきい値および破損機構が初期ギャップ幅の相違に顕著に影響されないことが理解できる。

5. 結 論

結論をまとめると以下のようになる。

- 1) 被覆管表面の熱伝達が核沸騰熱伝達から膜沸騰熱伝達に移行するしきい発熱量は初期ギャップ幅の相違により顕著に変化し、初期ギャップ幅 0.195 mm で約 $180 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 、 0.095 mm で約 $140 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 、 0.050 mm で約 $110 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ である。
- 2) 発熱量が $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上になると被覆管表面温度の最高値は初期ギャップ幅の相違にほとんど依存しない。
- 3) 破損機構は初期ギャップ幅によって変化しない。
- 4) 燃料破損しきい値については、初期ギャップ幅が狭い程低くなる傾向にあるが、その値の相違はそれ程大きくなく、標準ギャップ幅 (0.095 mm) の場合の破損しきい値 $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ に対し $\pm 10 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 程度の相違である。
- 5) 燃料の温度挙動および変形挙動を理解するうえでペレットの変形の正確なモデル化が今後の重要な課題である。

謝 辞

本報をまとめるに当たって、御指導いただいた反応度安全研究室・石川迪夫室長に深く感謝いたします。また、有益な討論に参加していただいた反応度安全研究室の皆様方および実験に際し御助力をいただいたNSRR管理室の皆様方に併せて謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 塩沢周策, 「NSRR実験における標準燃料の振舞いに関する一考察」1977年9月, JAERI-M 7267
- 2) NSRR管理室・反応度安全研究室, 「NSRR臨界および特性試験報告」1976年12月, JAERI-M 6791
- 3) 山崎 利, 他, 「NSRR大気圧カプセル及び実験計装の現状」1977年6月, JAERI-M 7105
- 4) 「NSRR実験プログレス・レポート・1」

- 1976年7月, JAERI-M 6635
- 5) 「NSRR実験プログレス・レポート・3」
1977年4月, JAERI-M 7051
- 6) 「NSRR実験プログレス・レポート・4」
1977年10月, JAERI-M 7304
- 7) 星 篤雄他, 「反応度事故条件下における未照射燃料の破損挙動」日本原子力学会誌
Vol. 20, №9 (1978)
- 8) 「MATPRO-VERSION 09 : A Handbook of Materials Properties for
Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior」
TREE-NUREG-1005

Table 1.1 Summary of Test Items

Test No.	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Objectives of the Test	
Wide Gap	232-1	Deformation, Threshold energy for DNB occurrence	
	232-2	Deformation, Temperature history	
	232-3	Failure threshold, Temperature history	
	232-4	Failure threshold, Temperature history	
	232-5	Fragmentation	
	232-6	Loss of Structural Integrity	
	232-7	Deformation, Temperature history	
	232-8	Deformation, Threshold energy for DNB occurrence	
	Narrow Gap	232-12	Deformation, Threshold energy for DNB occurrence
		232-14	Failure Threshold, Temperature history
232-15		Failure Threshold, Temperature history	
232-16		Deformation, Temperature history	
232-17-1		Repeated Irradiation (1st Irradiation)	

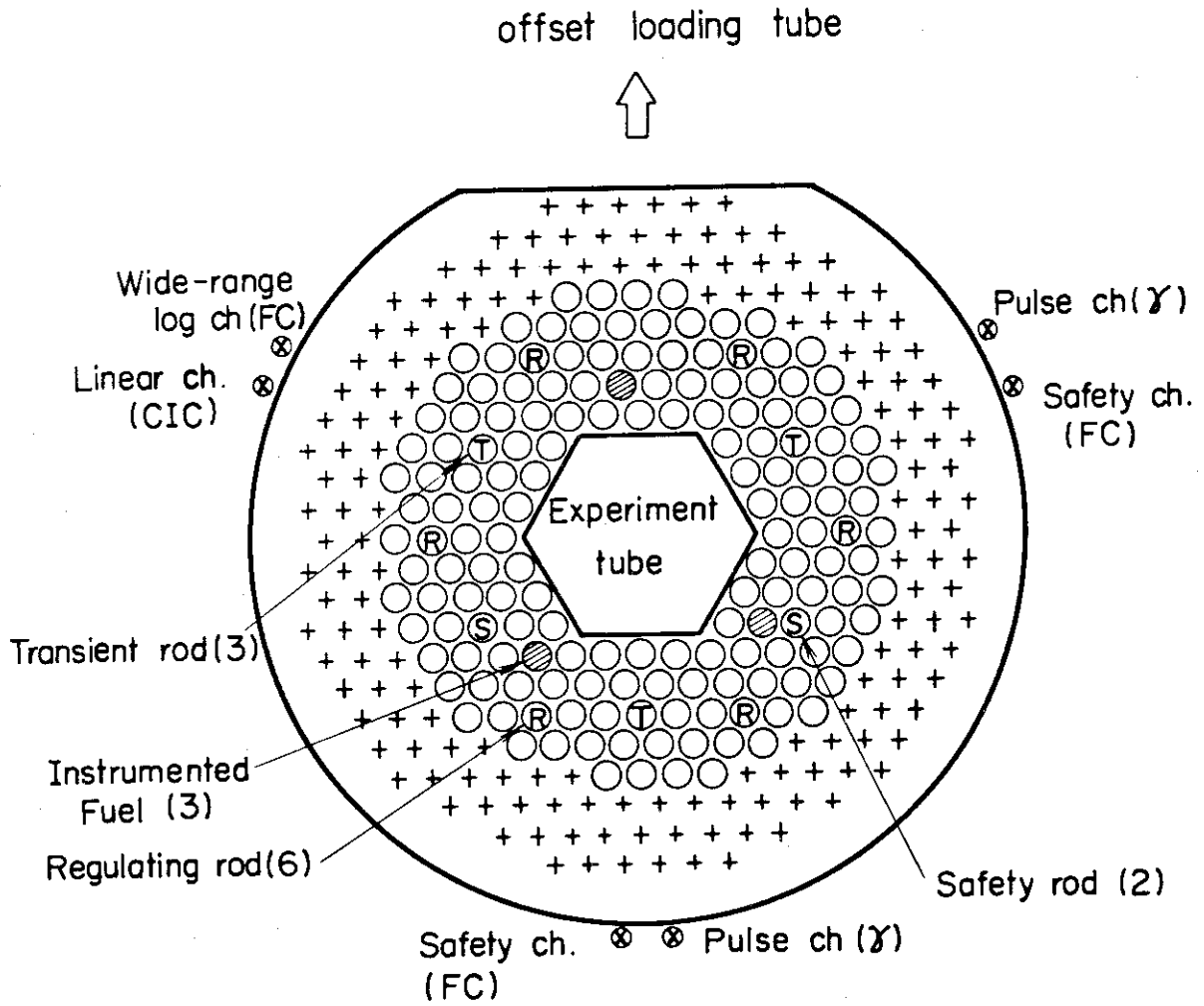


Fig. 2.1 Standard operating core configuration

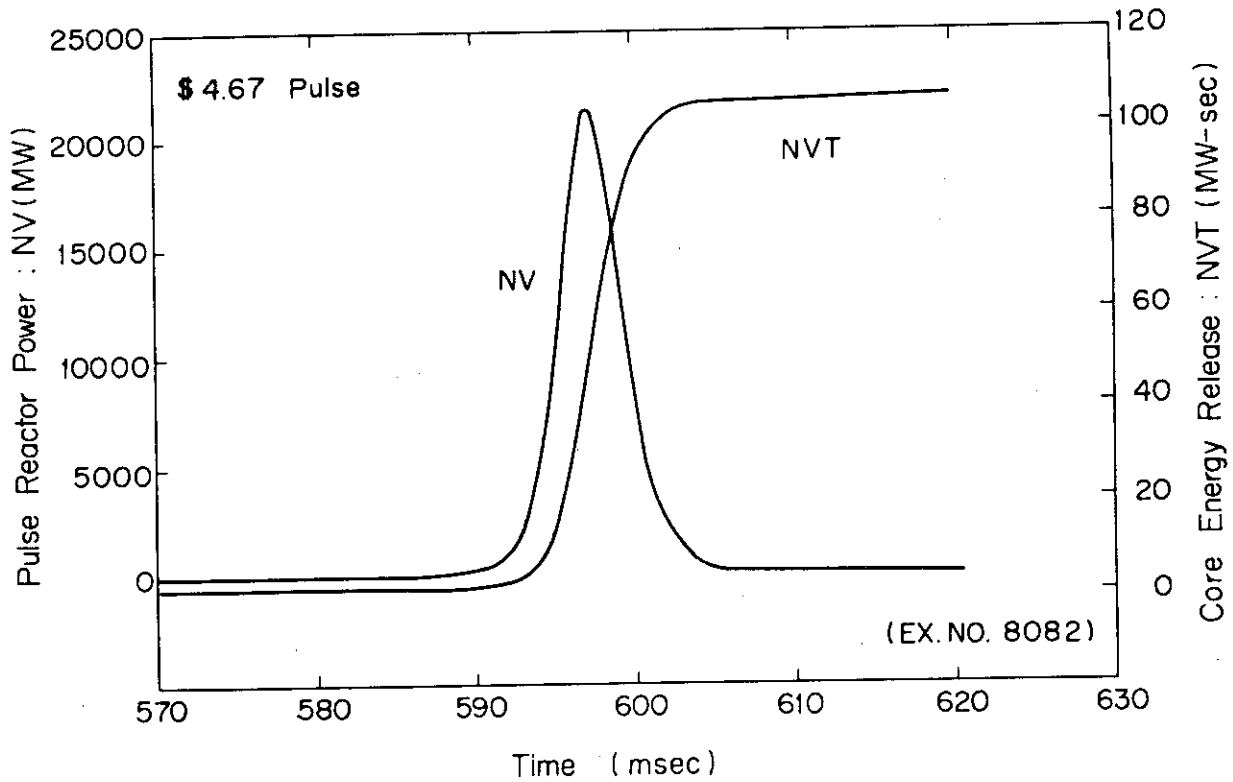


Fig. 2.2 Pulse reactor power and core energy release for 4.67 \$ pulse

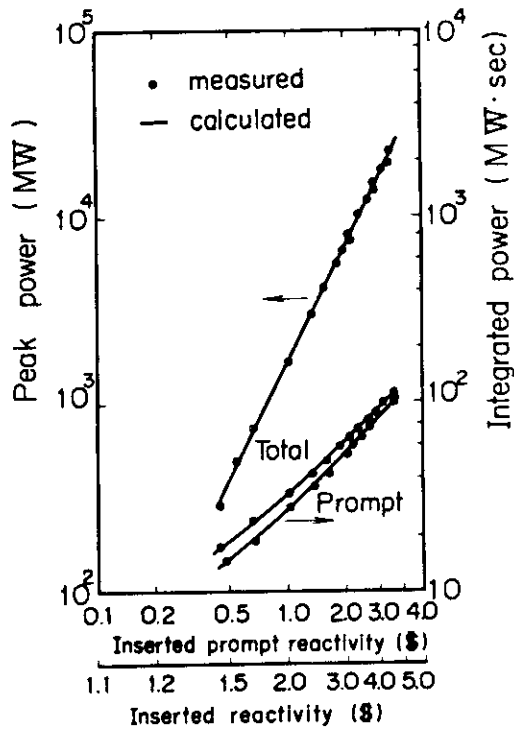


Fig. 2.3 Peak reactor power and integrated power versus inerted reactivity (\$ 1.0 = 0.73 % Δk)

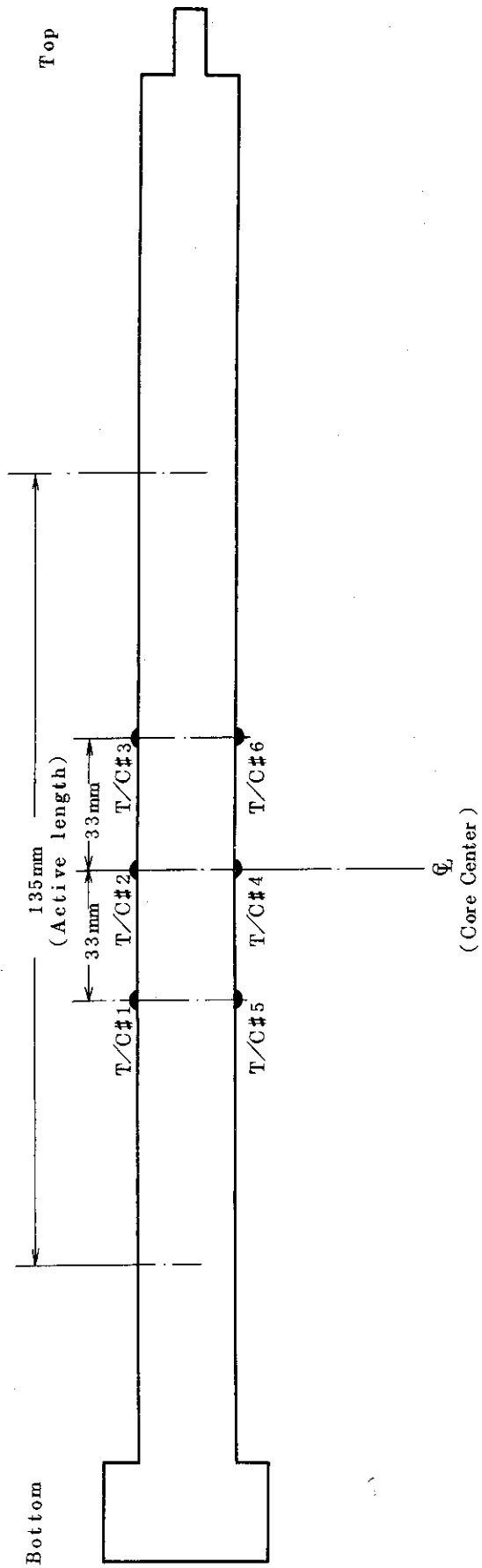


Fig. 2.4 Locations of Thermo-couples

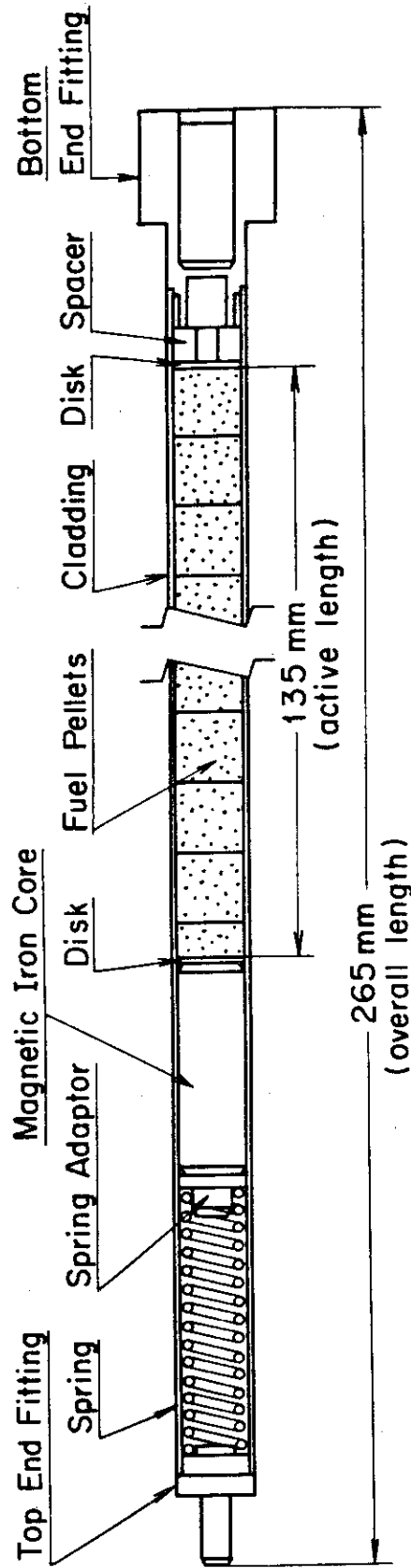


Fig. 2.5 Standard Test Fuel

Table 2.1 Test Fuels Design Summary

Fuel Type	Standard Fuel	Wide Gap Fuel	Narrow Gap Fuel
UO ₂ pellets			
Diameter	9.29mm	9.09mm	9.38mm
Length	10 mm	10 mm	10 mm
Density	95 % T.D.	95 % T.D.	95 % T.D.
Enrichment	10 %	10 %	10 %
Shape	Chamfered	Chamfered	Chamfered
Cladding			
Material	Zircaloy-4	Zircaloy-4	Zircaloy-4
Wall Thickness	0.62mm	0.62mm	0.62mm
Pin			
Diameter	10.72 mm	10.72 mm	10.72 mm
Pellet-cladding Gap	0.095mm	0.195mm	0.050mm
Element			
Overall Length	265 mm	265 mm	265 mm
Fuelled Length	135 mm	135 mm	135 mm
Weight of Fuel Pellets	95.3 g	91 g	97.1 g
Number of Pellets	14	14	14
Plenum Gas	He 1atm	He 1atm	He 1atm

Table 3.1 Summary of Test Results

Test No.	Reactivity Insertion (\$)	Reactor Period (msec)	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Max. Cladding Surface Temp. (°C)	Max. Cladding Diametral Strain (%)	Remarks		
Wide Gap	232-1	3.20	181	100	~0.0	Partial oxidation		
	232-8	2.42	193	1,290	1.03	Uniform oxidation		
	232-7	2.6	227	—	2.71	Uniform oxidation		
	232-2	2.83	235	1,620	0.28	Uniform oxidation		
	232-3	3.05	260	1,690	1.30	Uniform oxidation		
	232-4	3.1	273	1,705	2.71	Circumferential cracks		
	232-6	3.36	293	>1,745	—	Loss of structural integrity		
	232-5	3.57	325	—	—	Partial fragmentation		
	Narrow Gap	232-12	1.70	112	570	~0.0	Partial oxidation	
		232-17-1	2.3	171	—	1.12	Uniform oxidation	
		232-16	2.95	217	1,545	5.35	Uniform oxidation	
		232-14	2.95	236	1,590	4.56	Uniform oxidation	
		232-15	3.05	2.03	262	1,845	4.74	Circumferential cracks

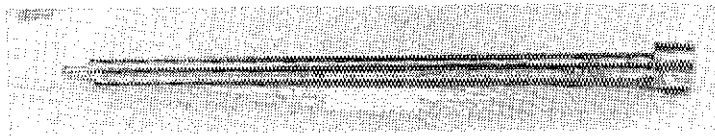
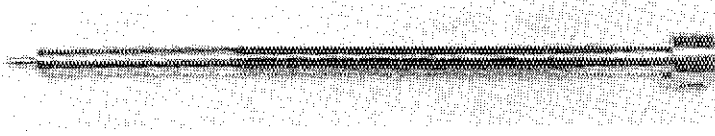
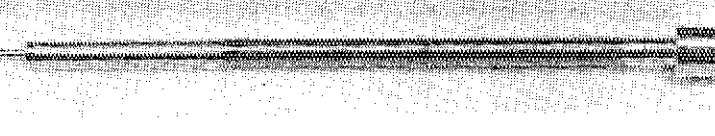
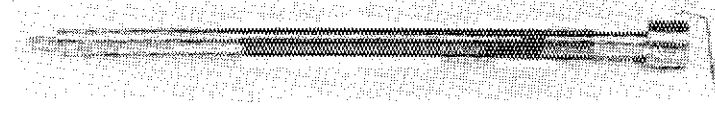
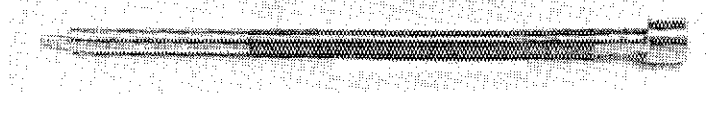
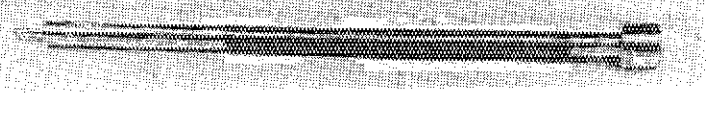
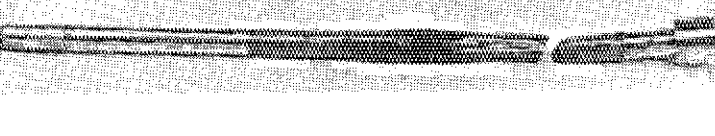

Test No.		Energy Deposition (cal/g·UO ₂)
232-1		181
232-8		193
232-7		227
232-2		235
232-3		260
232-4		273
232-6		293
232-5		325

Fig. 3.1 Appearance of the Wide-gapped Fuel Rods Irradiated at Various Energy Depositions

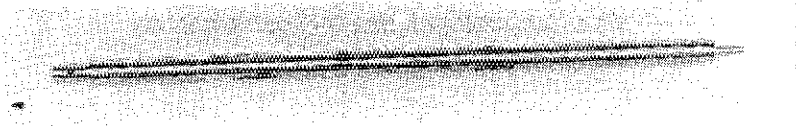
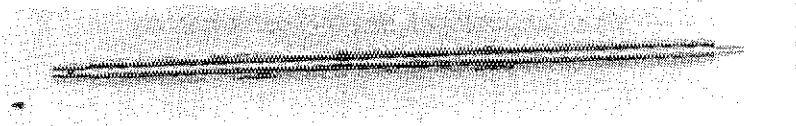
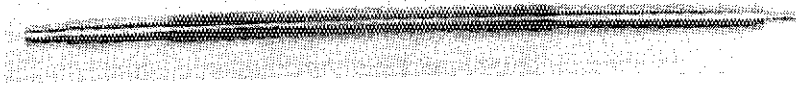
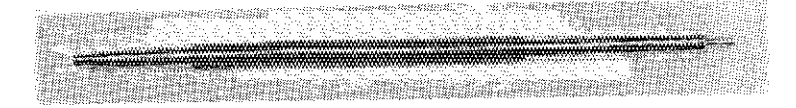
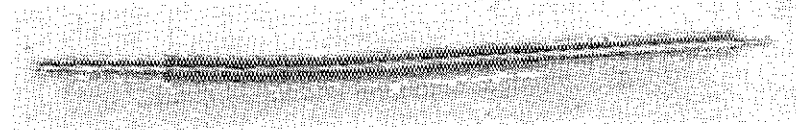
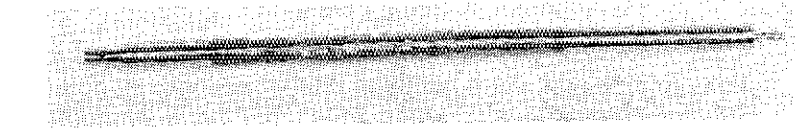
Test No.		Energy Deposition (cal/g·UO ₂)
232-12		112
232-17-1		171
232-16		217
232-14		236
232-15		262

Fig. 3.2 Appearance of the Narrow-gapped Fuel Rods Irradiated at Various Energy Depositions

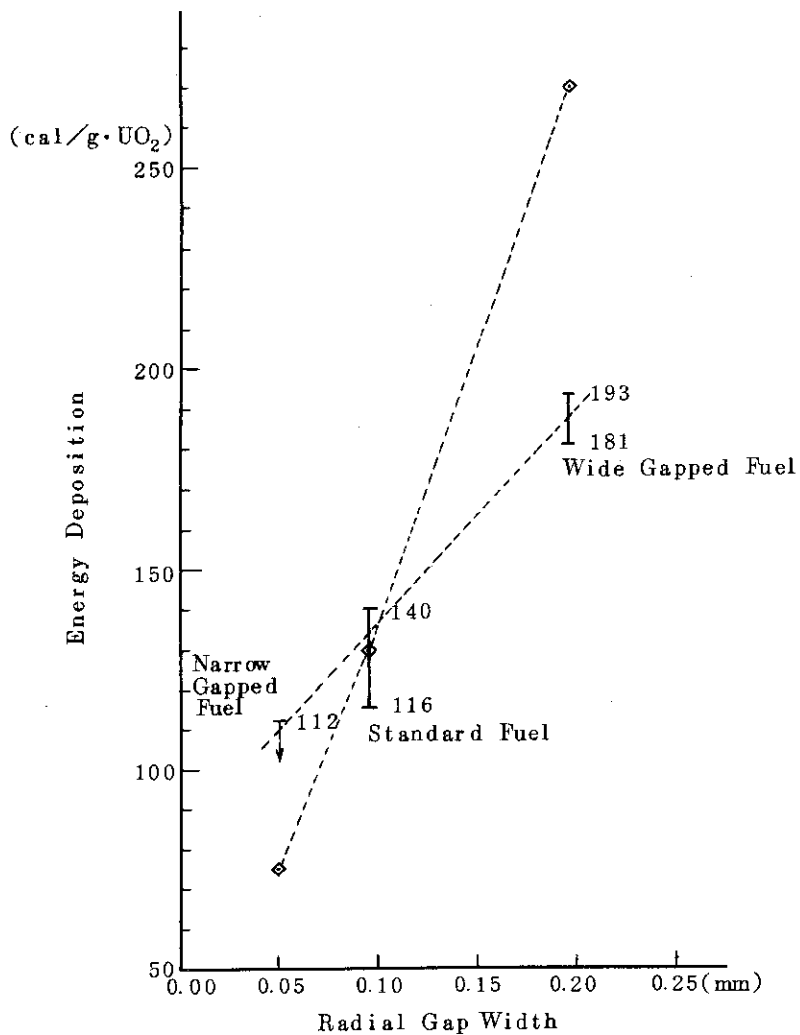


Fig. 4.1 Threshold energies for DNB occurrence as a function of radial gap width

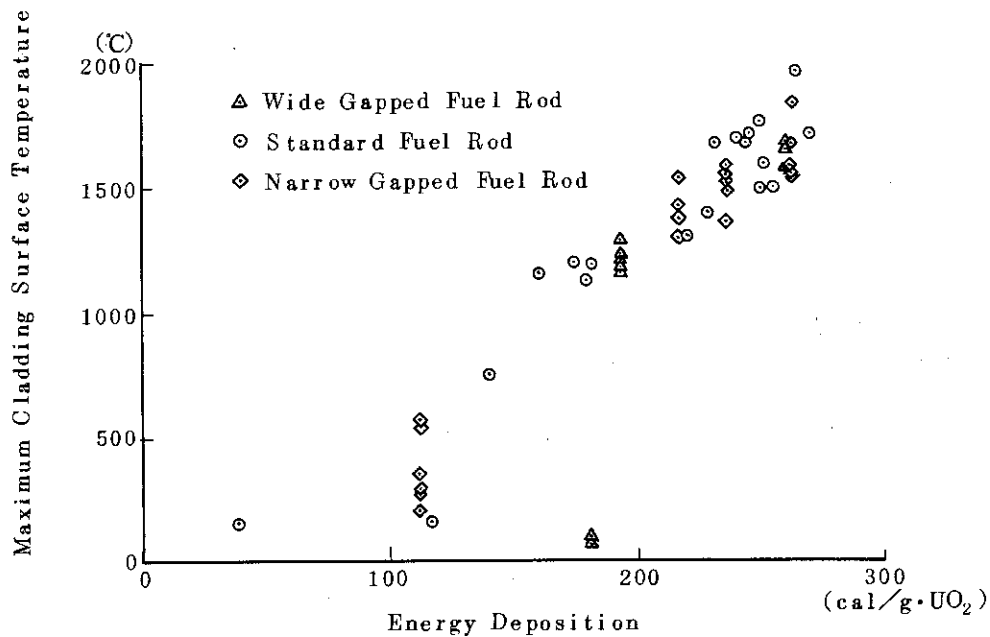


Fig. 4.2 Maximum Cladding Surface Temperatures as a Function of Energy Deposition

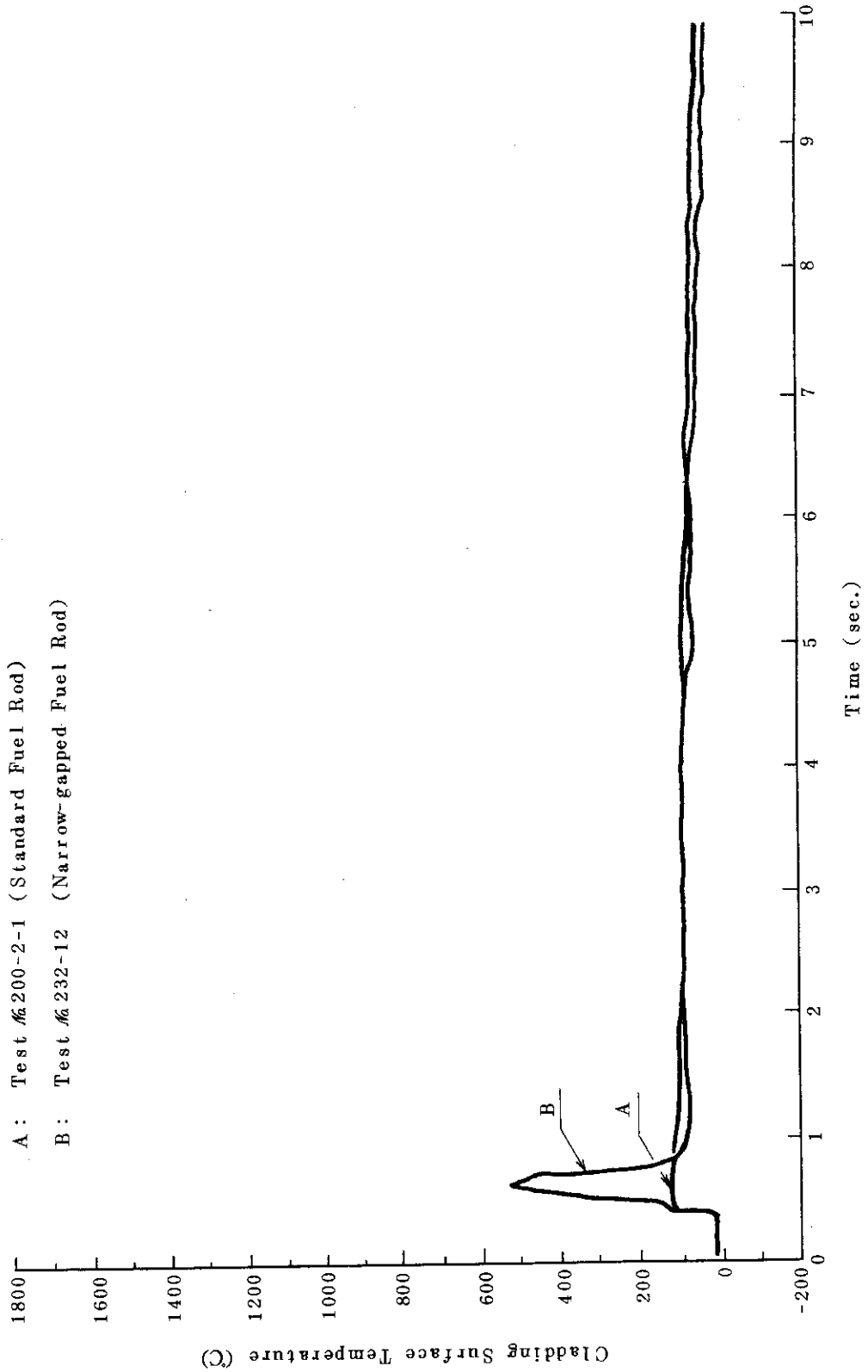


Fig. 4.3 Comparison between Transient Cladding Surface Temperature of Standard Fuel and That of Narrow-gapped Fuel at \$1.72 Reactivity Insertion

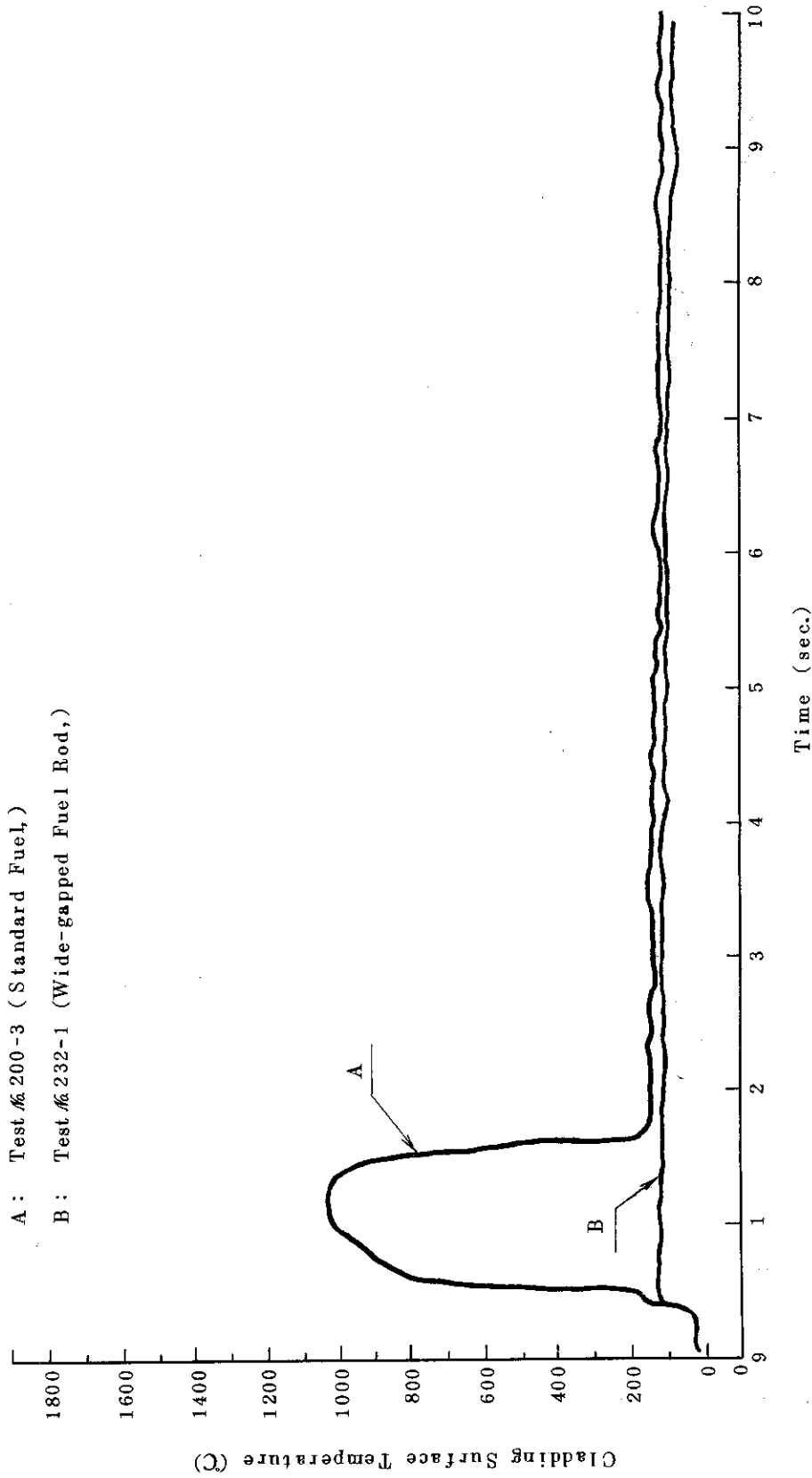


Fig. 4.4 Comparison between Transient Cladding Surface Temperature of Standard Fuel and That of Wide-gapped Fuel at 2.25 Reactivity Insertion

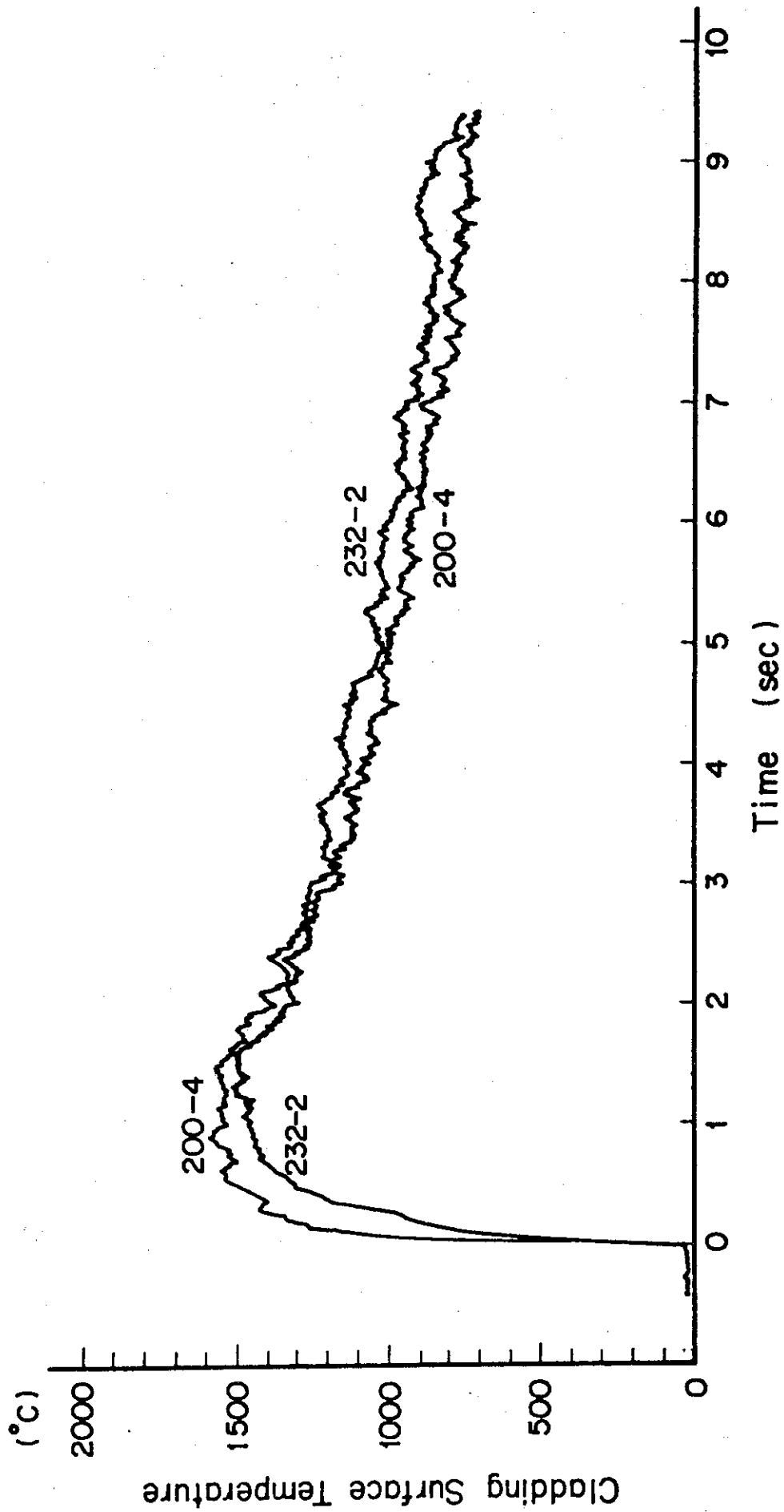


Fig. 4.5 Comparison between Transient Cladding Surface Temperature of Standard Fuel (200-4) and That of Wide Gap Fuel (232-2) at about 240 cal/g·UO₂ Test

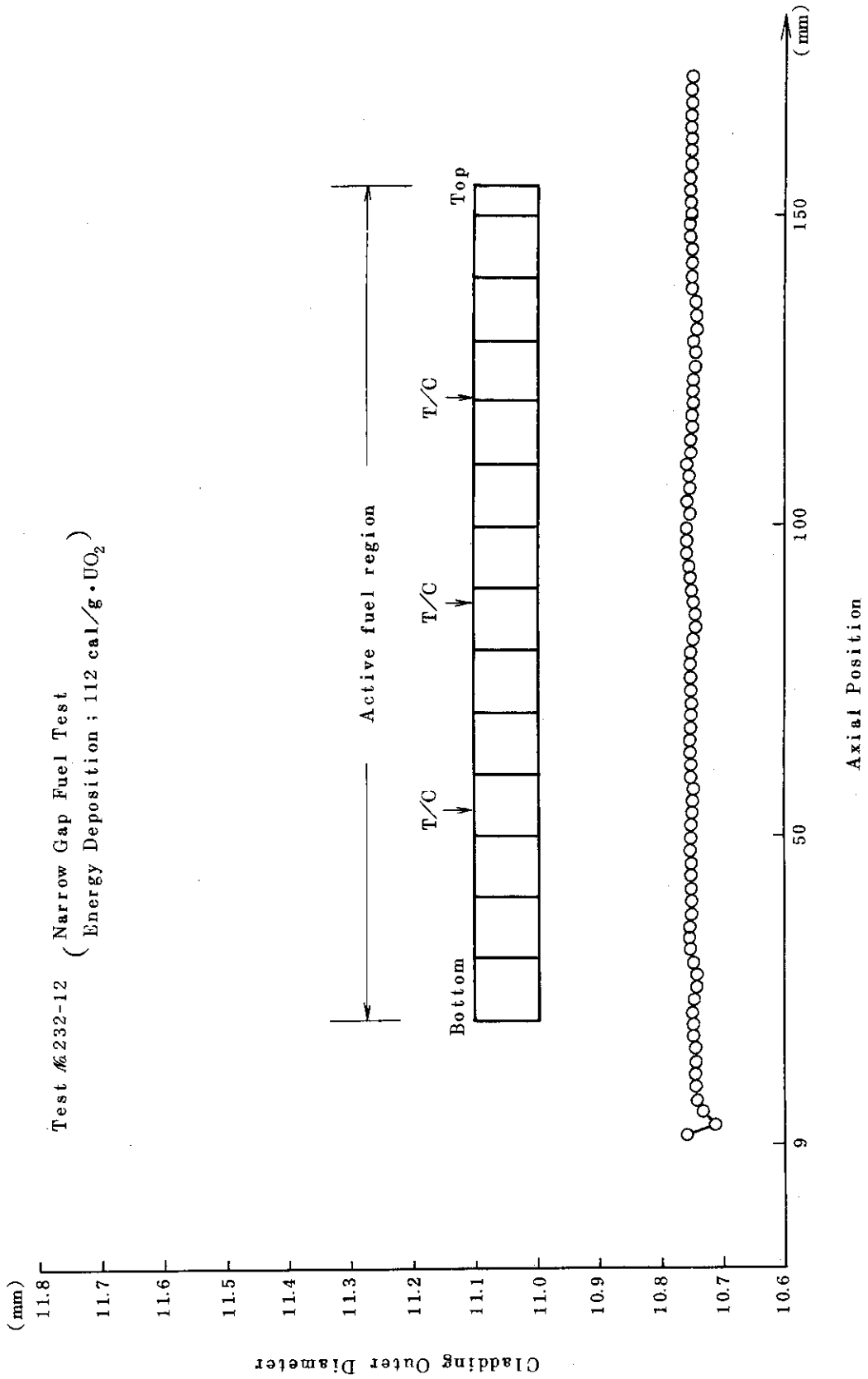


Fig. 4.6 Results of the profilometer measurements

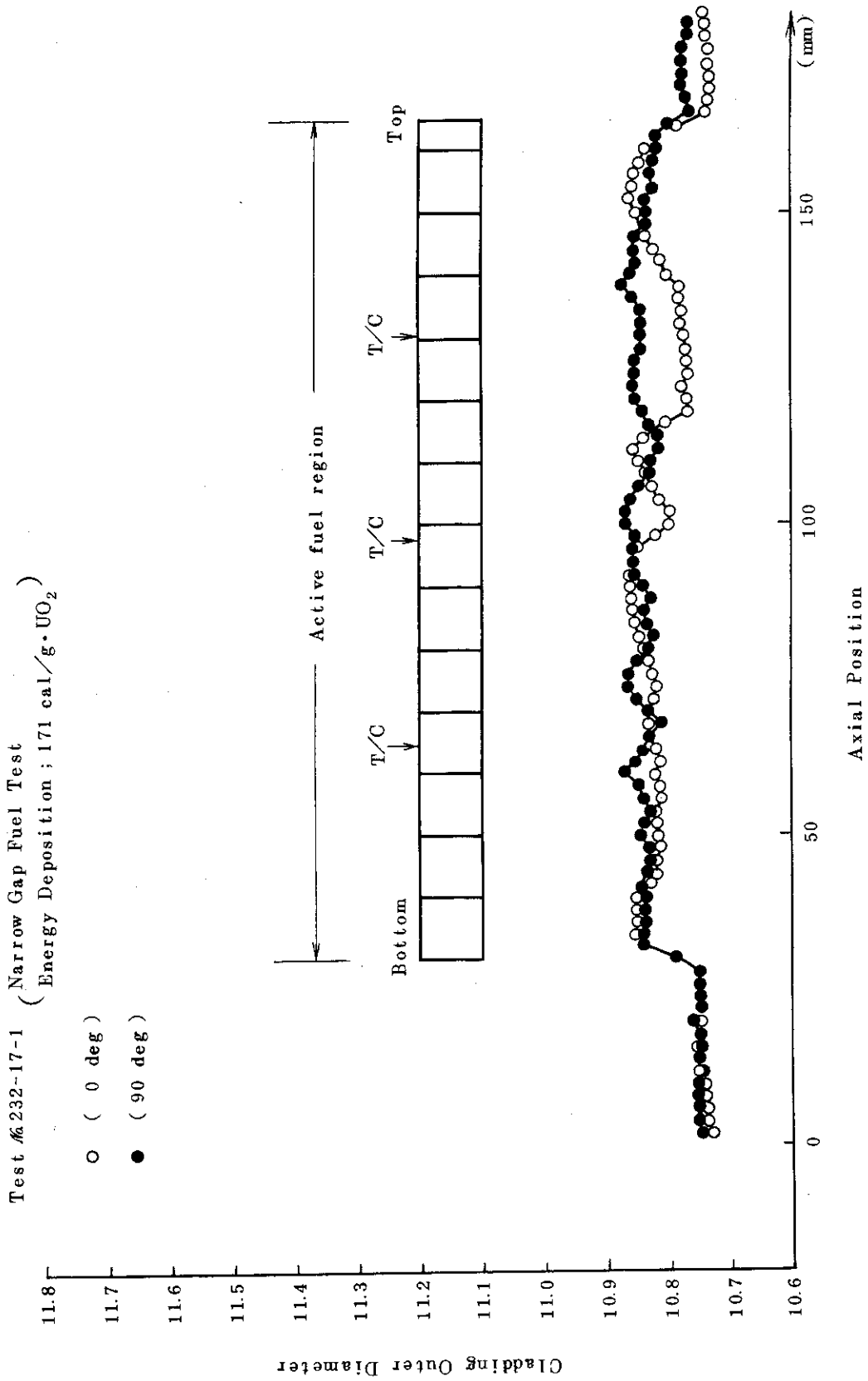


Fig. 4.7 Results of the profilometer measurements

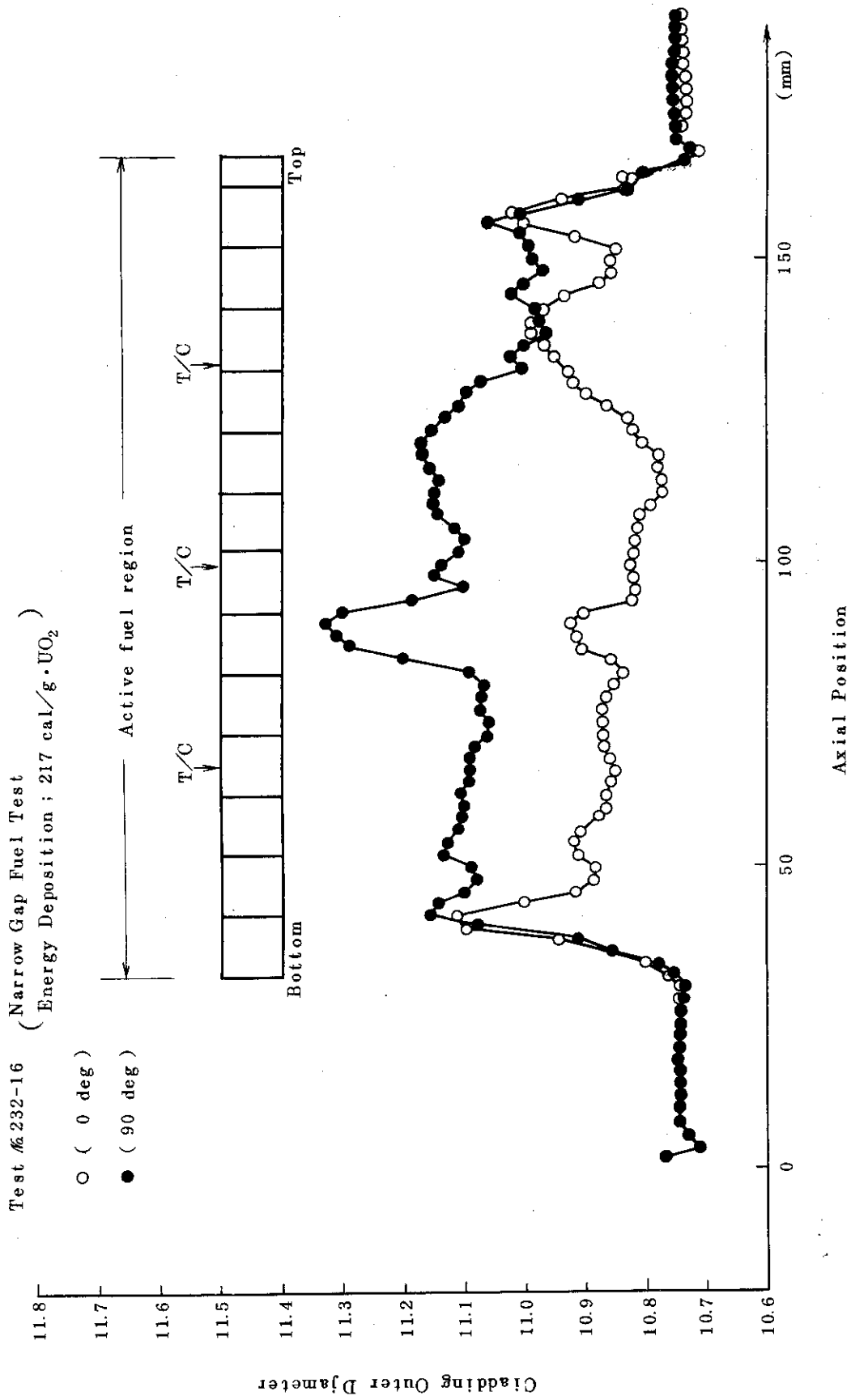


Fig. 4.8 Results of profilometer measurements

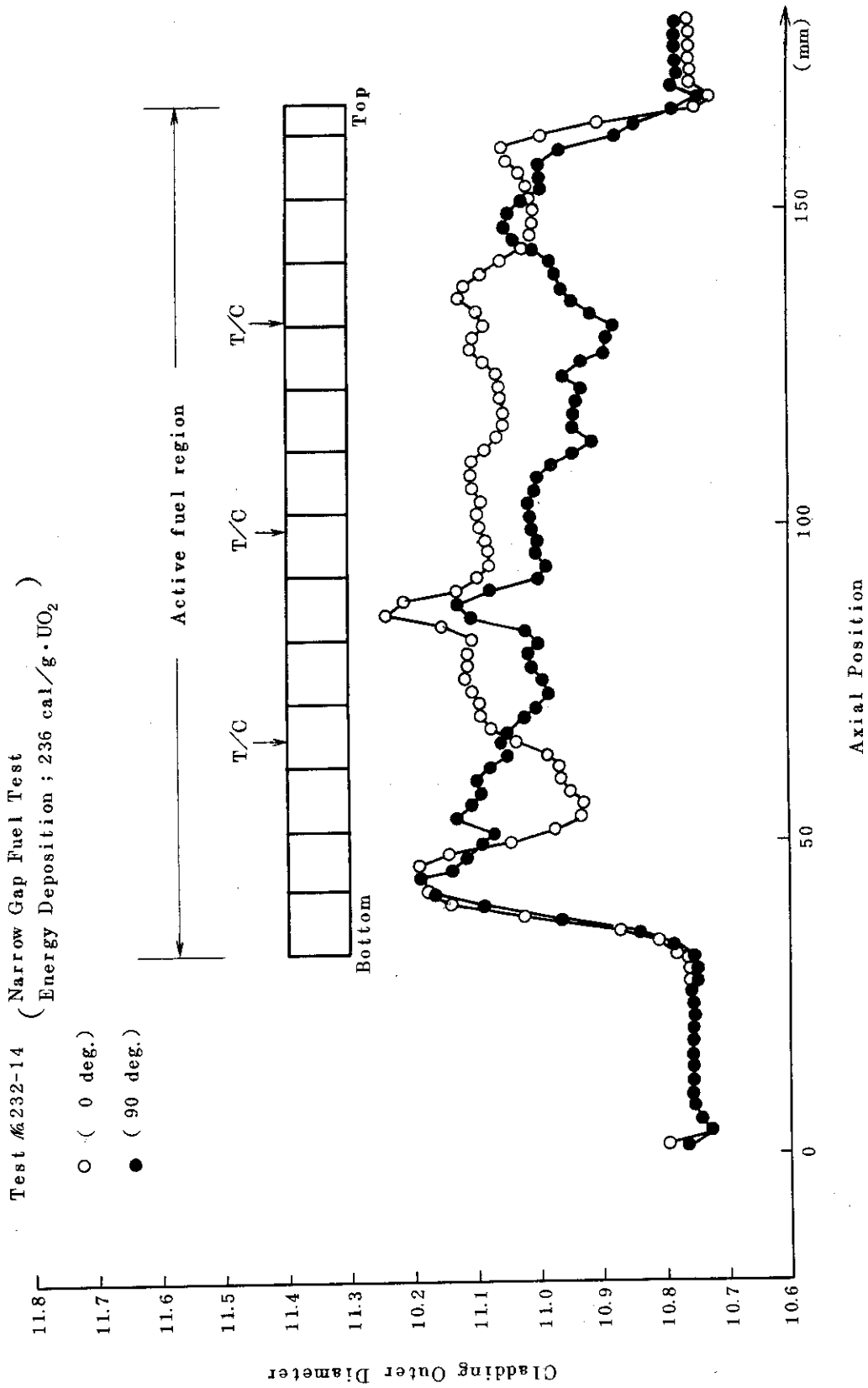


Fig. 4.9 Results of profilometer measurements

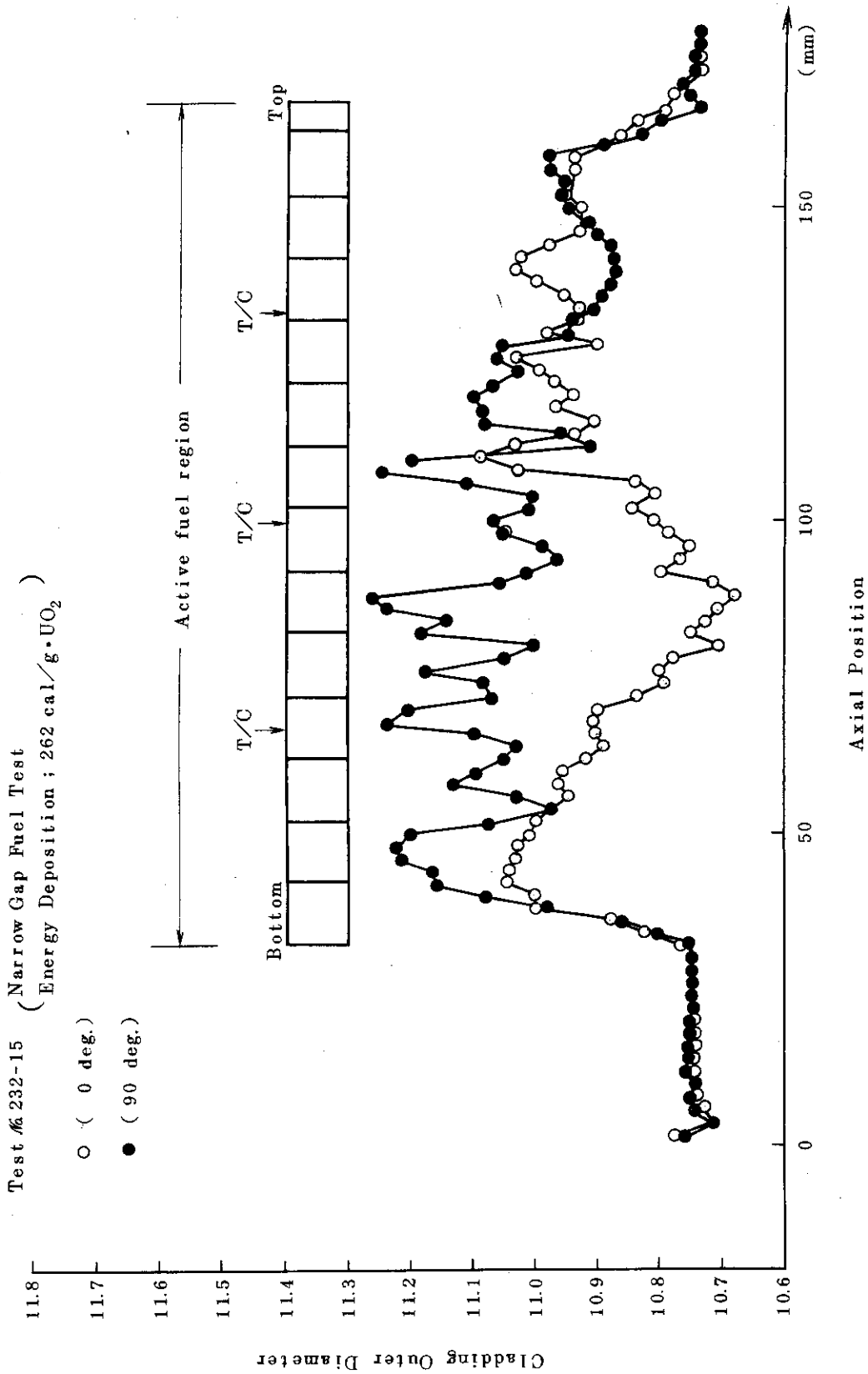


Fig. 4.10 Results of profilometer measurements

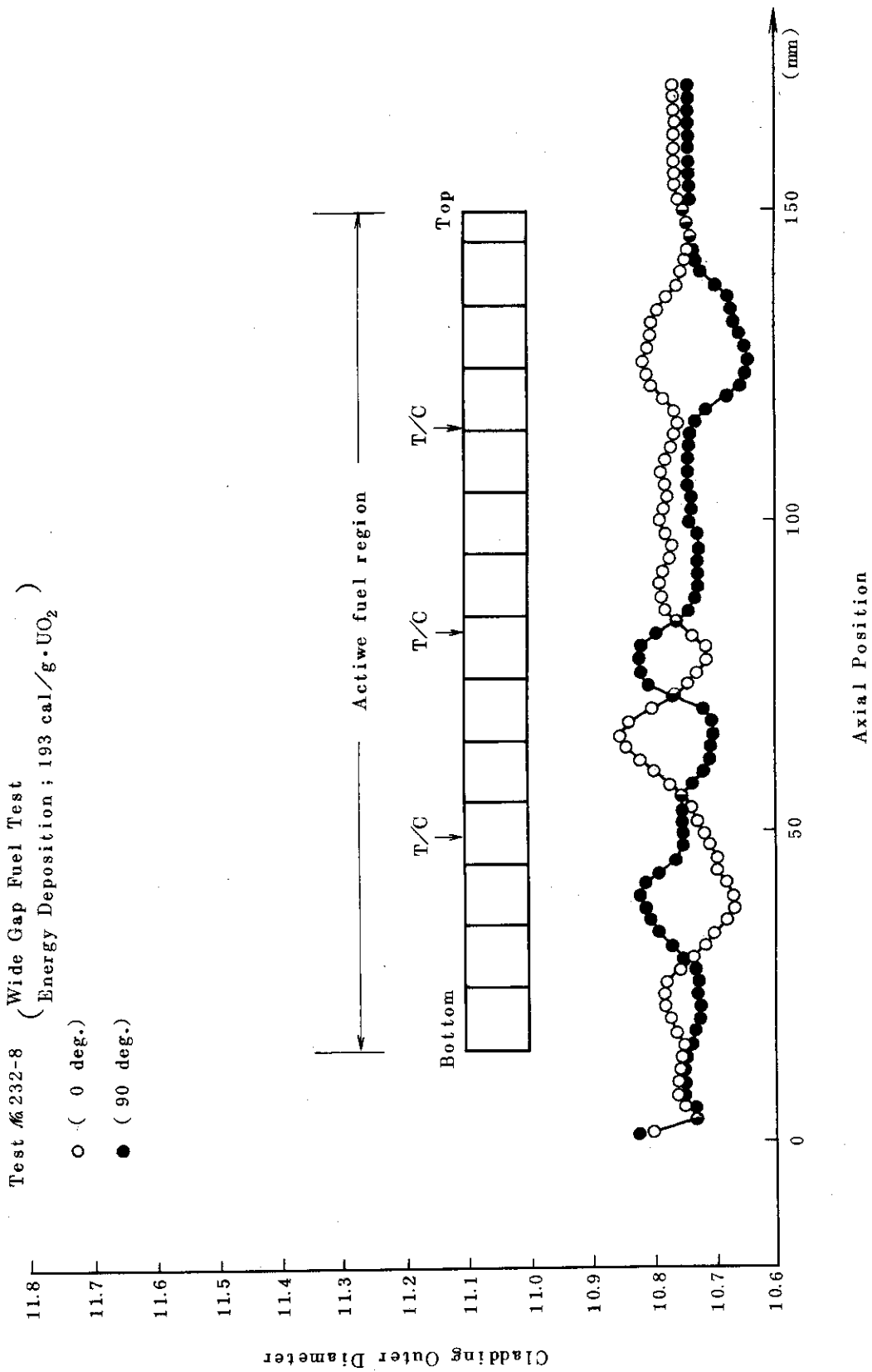


Fig. 4.11 Results of profilometer measurements

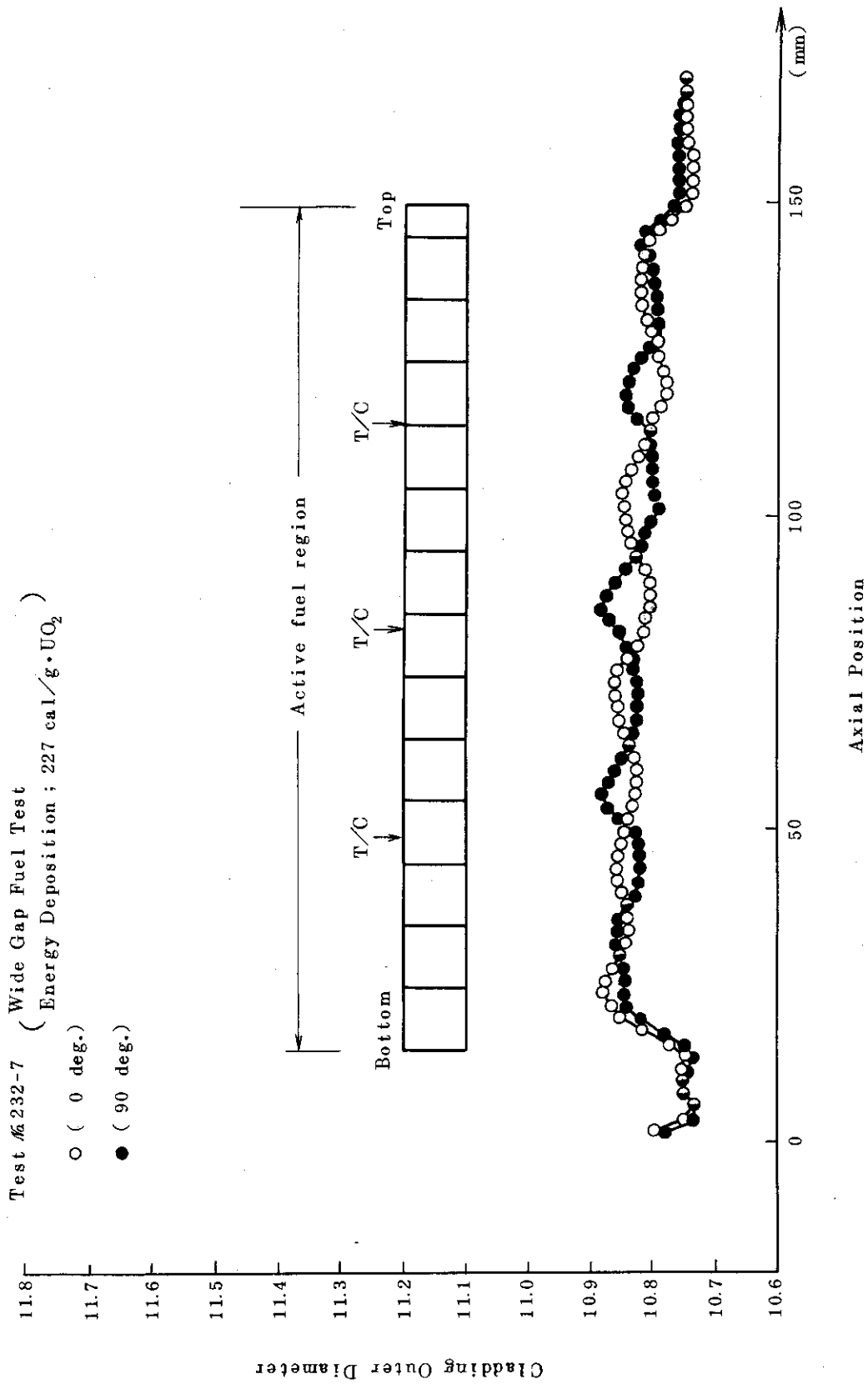


Fig. 4.12 Results of profilometer measurements

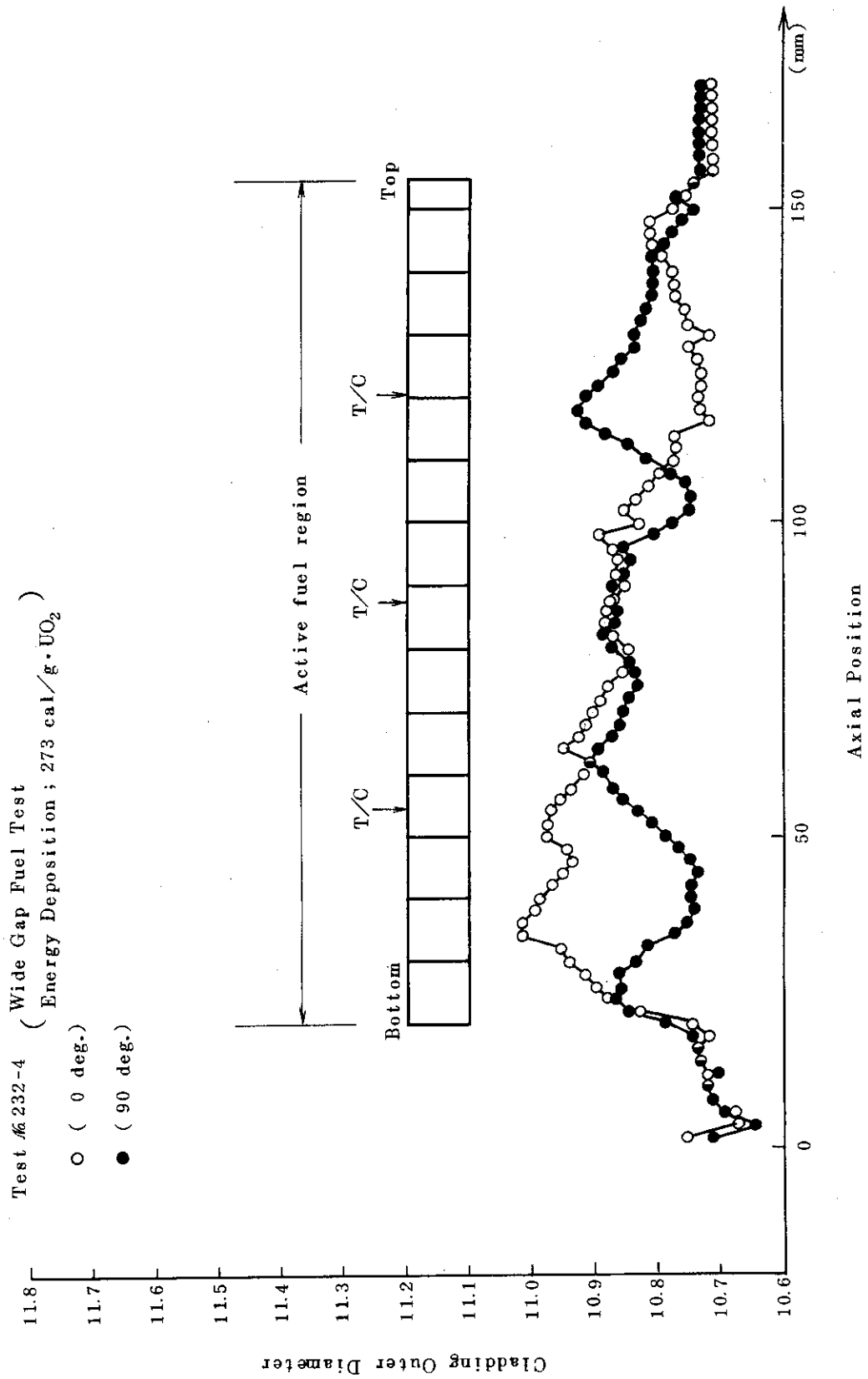


Fig. 4.13 Results of profilometer measurements

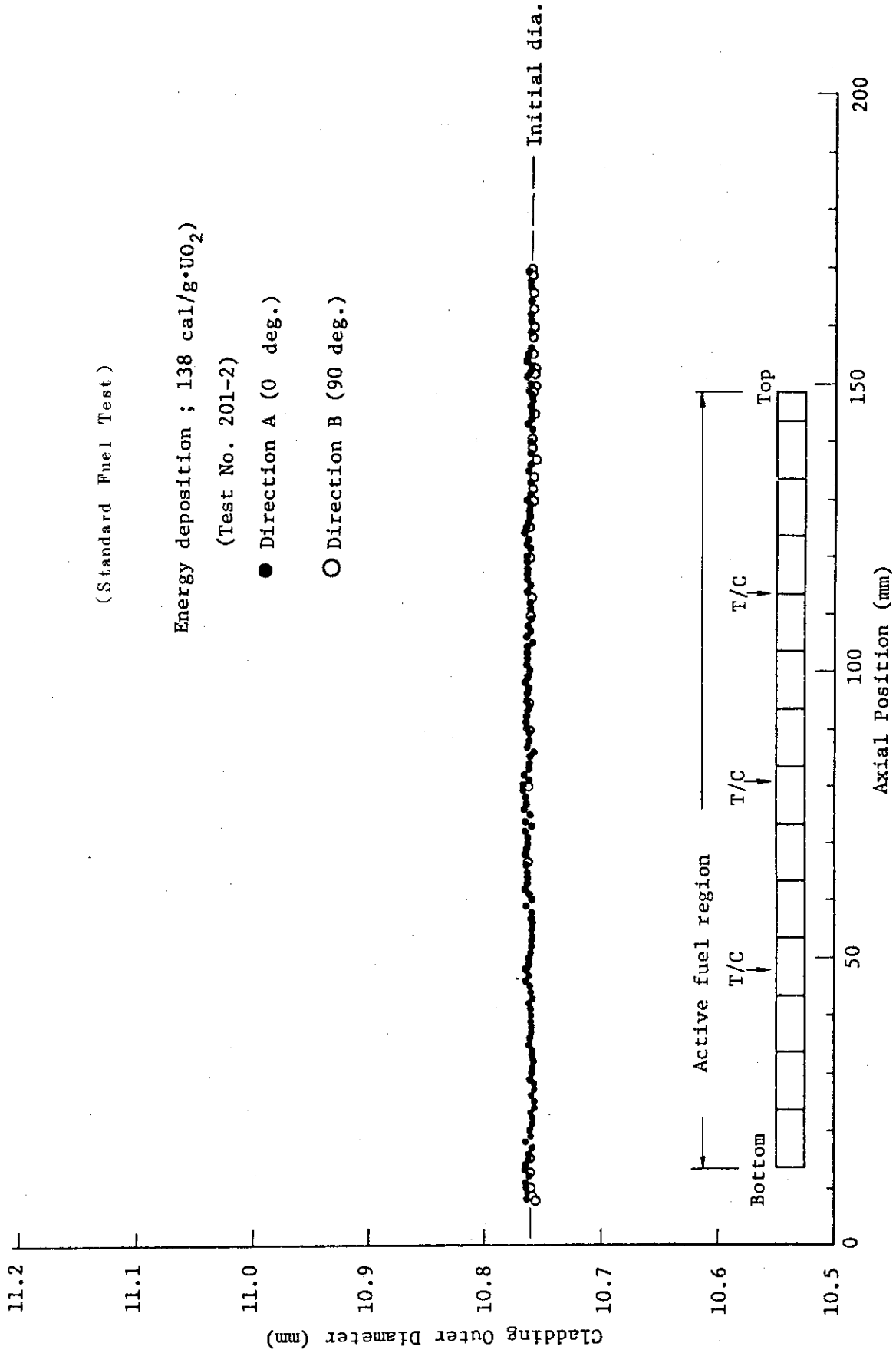


Fig. 4.14 Results of the profilometer measurements⁽⁵⁾

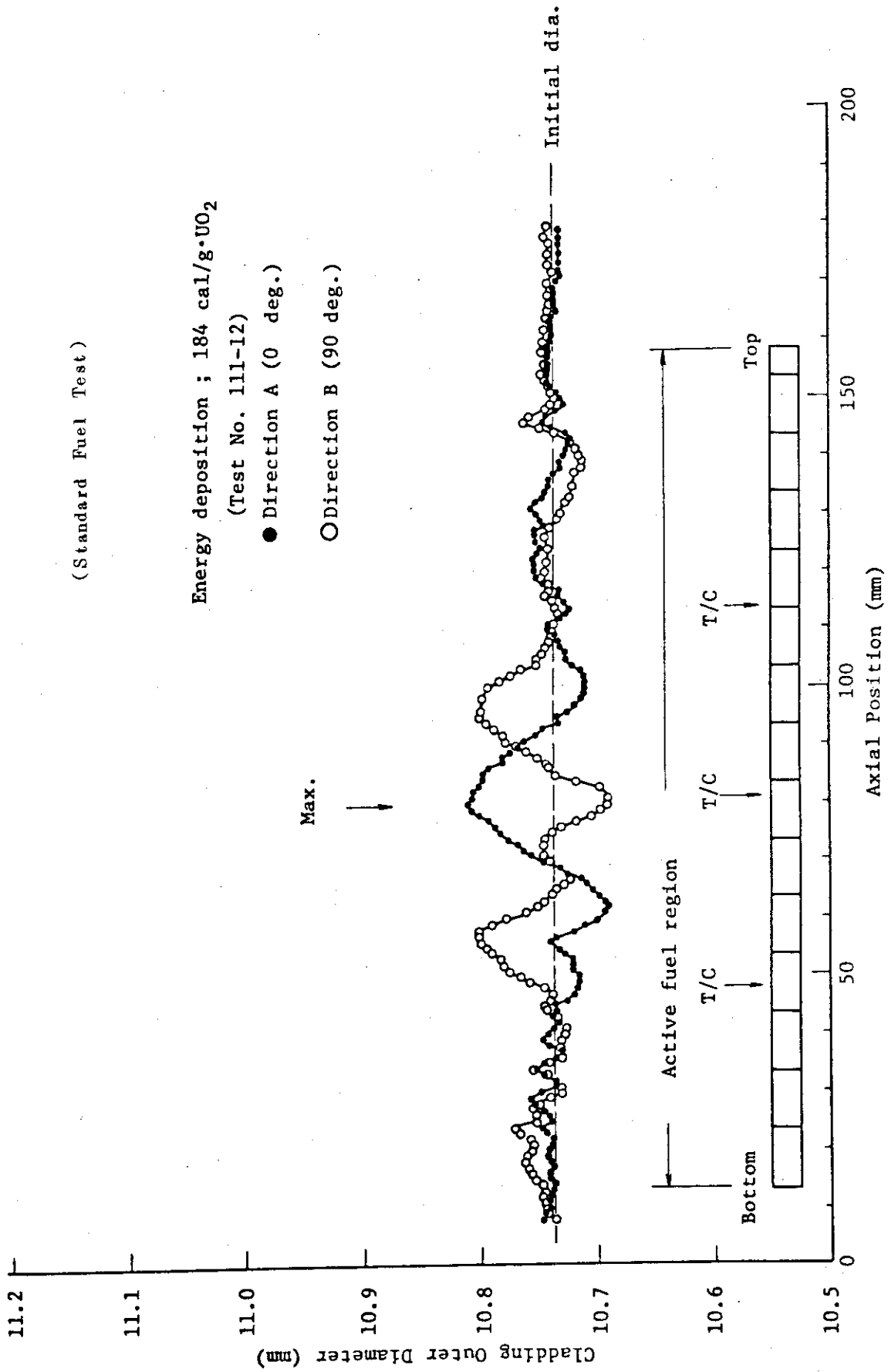


Fig. 4.15 Results of the profilometer measurements⁽⁵⁾

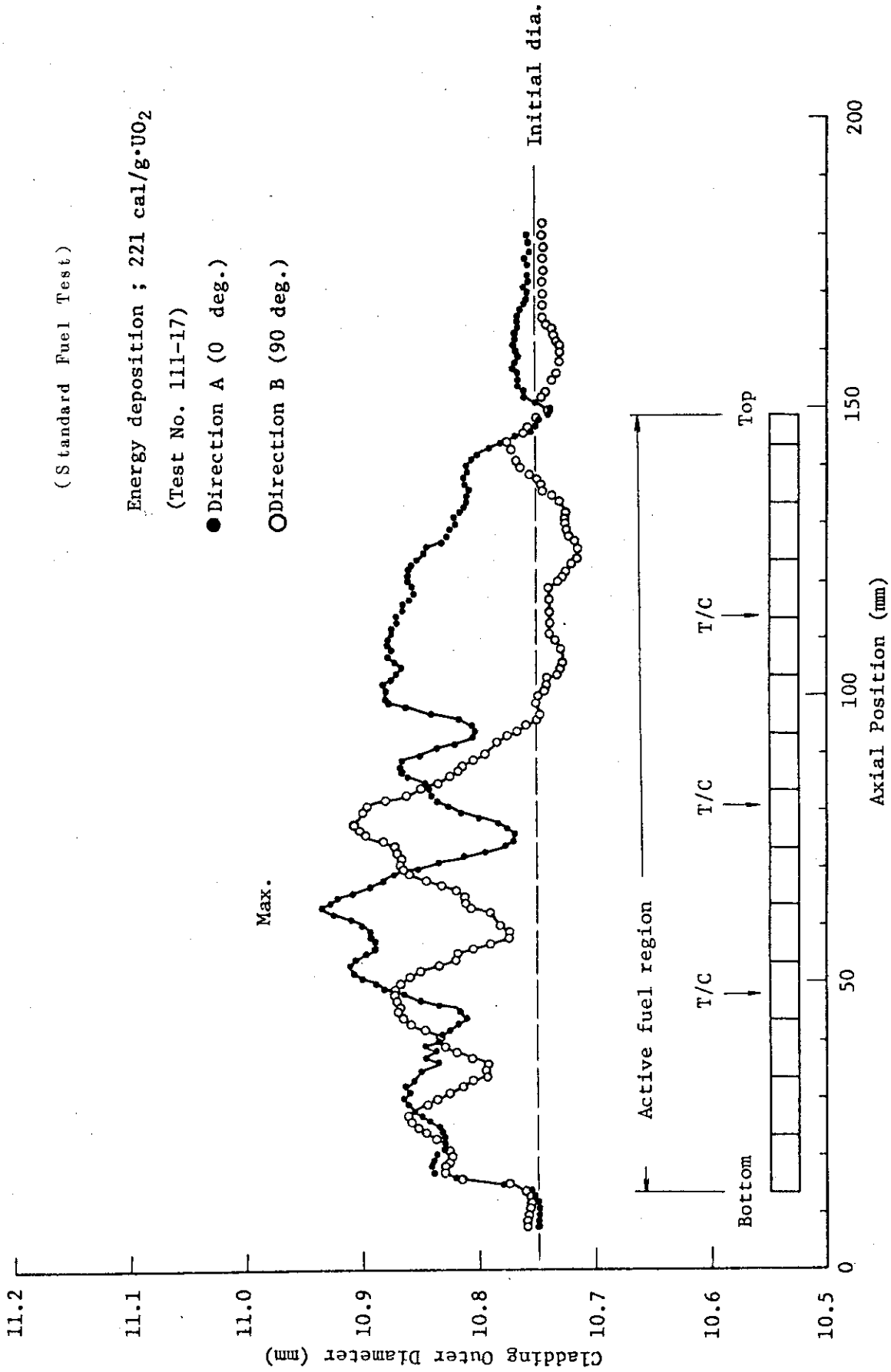


Fig. 4.16 Results of the profilometer measurements⁽⁵⁾

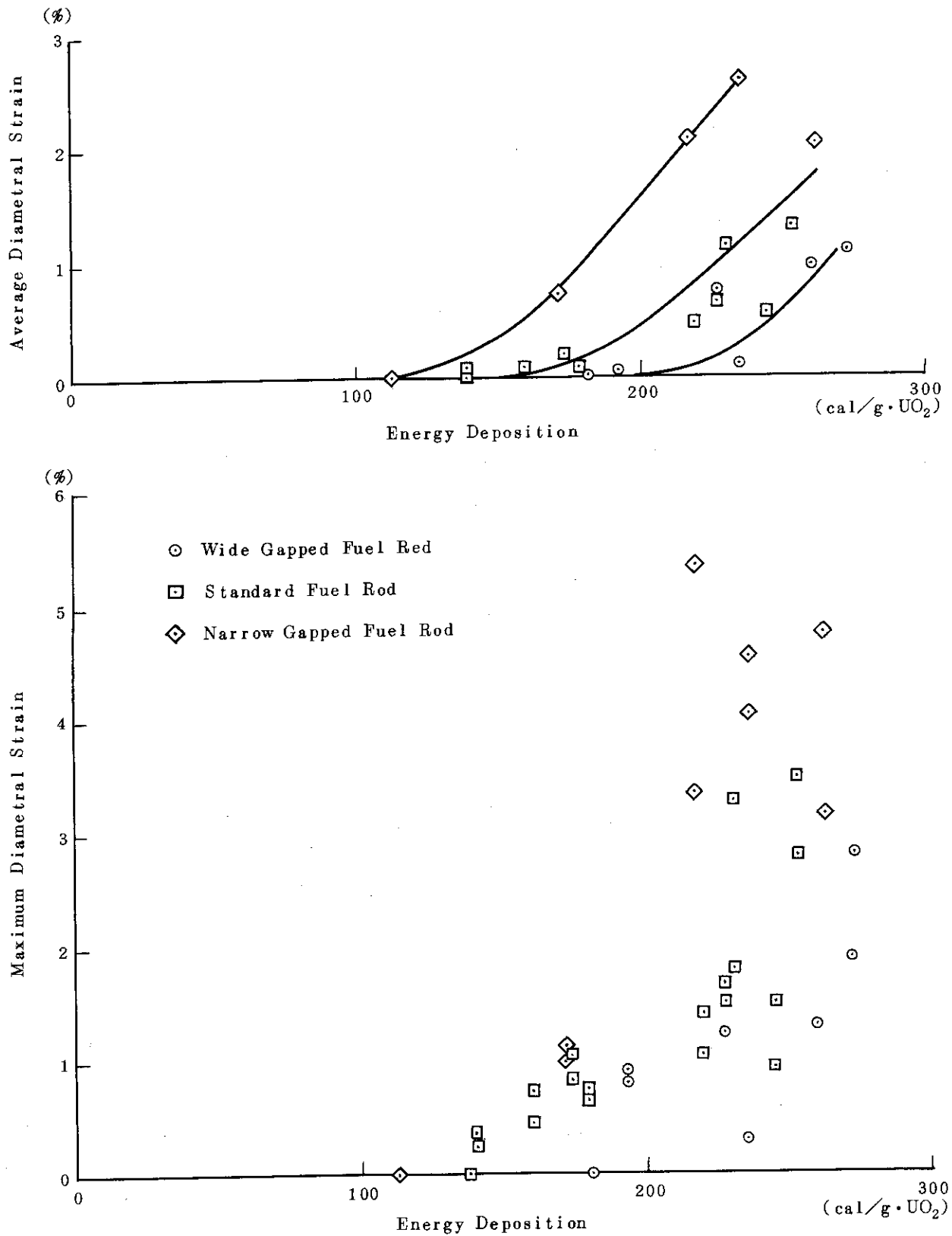


Fig. 4.17 Average and Maximum Diametral Strains as a Function of Energy Deposition

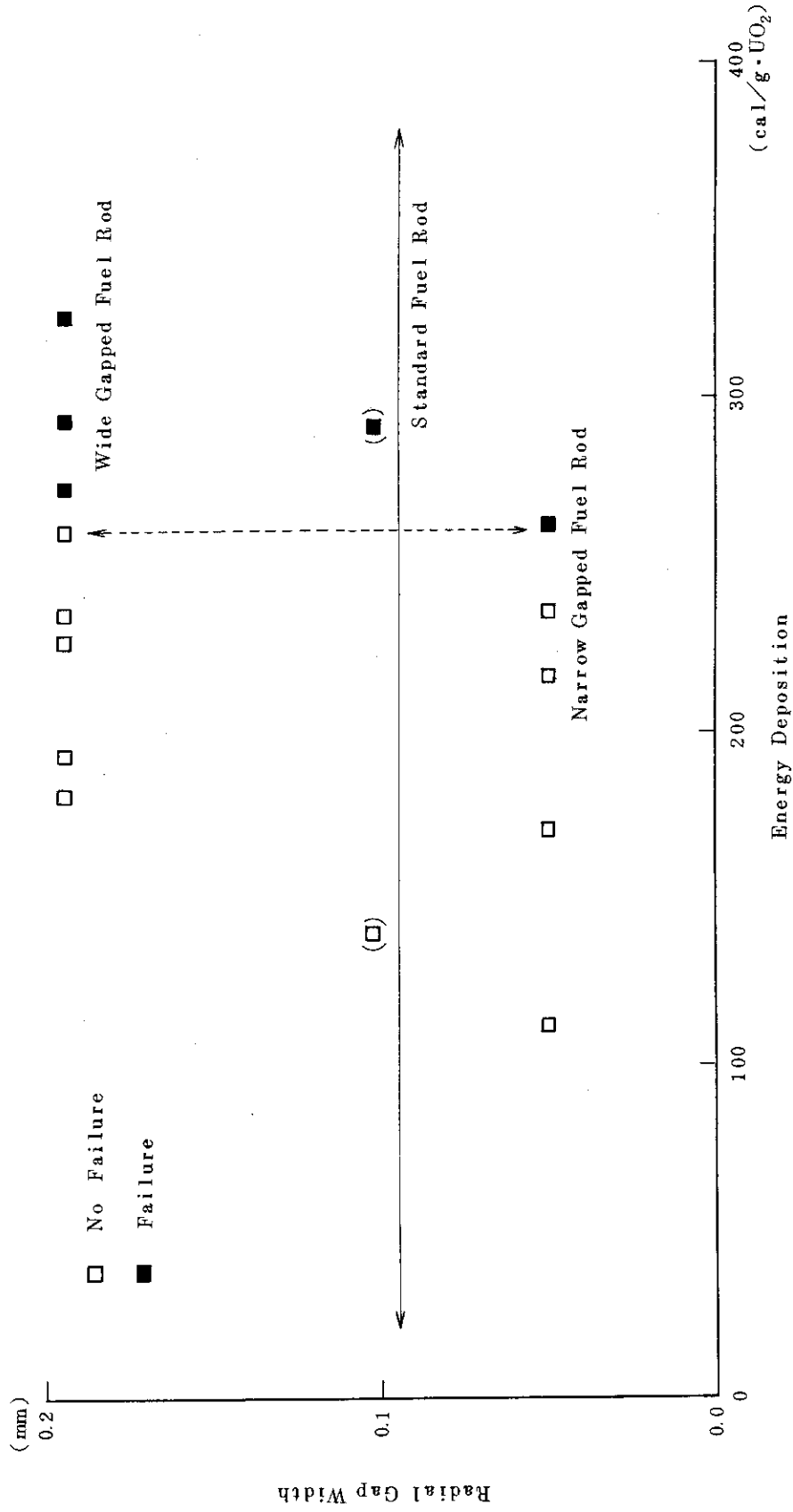


Fig. 4.18 Experimental Points and Failure Thresholds of Various Gap Fuels

付 録

A-1 反応度事故に関する研究の変遷

軽水動力炉において想定される事故の一つに反応度事故がある。これは、別名核的事故とも呼ばれているように、何らかの要因によって炉心に核的外乱が入り、原子炉が暴走状態になることによって燃料が破損あるいは溶融に至る可能性のある事故をいう。

反応度事故の安全評価においては、原子炉制御系設備の故障や誤動作、あるいは誤操作などによって、例えば制御棒が炉心から急速に落下（BWRの場合）または逸出（PWRの場合）し、異常な反応度が印加され原子炉出力が暴走状態になることが推定される。

ここで、反応度事故に関する研究の歴史を振り返ってみると、原子炉の技術開発の初期においては、即発臨界以上になった原子炉がどのような挙動をするかといった問題に対する知識はあらゆる面で欠如していた。この問題を究明するために、米国においてBORAXやSPERTといった実際の原子炉を用いて系統的な動特性実験が行われた。これら一連の実験により、原子炉出力の急速上昇に伴って今日では常識となっているドップラー効果や減速材温度効果などの自己制御性が働き、即発臨界になっても必ずしも原子炉が暴走状態にならないことが実証された。

上述の実験が行われていた頃（1961年1月）に、SL-1において実際に反応度事故が発生し、火薬の爆発に匹敵するような破壊力により炉心が破壊した。この事故を契機に反応度事故に関する研究は、動特性の研究から自己制御機構による原子炉の安全上の限界や、その限界を越えた原子炉の破壊実験に移行し、破壊力の本質を究明する方向に進展していった。最終的に原子炉を破壊に至らしめる実験がSPERTやSNAPTRANを用いて行われたが、これらの実験から原子炉が破壊される際に誘発される破壊力は、燃料破損が起った場合にのみ発生することが確認された。また、破壊力は燃料破損が起り溶融した高温の燃料が冷却水と瞬間的に接触することによって、冷却水が局所的にしかも急激に沸騰することによって発生することが判明した。

以上の実験的事実から、反応度事故に関する安全性研究の方向を定める上で極めて重要な指針が導びかれた。すなわち、原子炉の破壊現象を解明するためには、高価な原子炉を実際に破壊する必要性は必ずしもなく、反応度事故時の出力挙動をパルス炉を用いて模擬し、試験燃料の破損実験を行えば、安価な上に安全性も高く、かつ詳細な実験ができるという結論が得られた。この試みを最初に実施したのが、SPERT-CDCやTREATのインパイル実験である。これら一連の実験では、小型カプセルに密封した試験燃料をパルス出力により照射して破損させ、破損しきい値や破損機構を究明すると共に原子炉破壊の要因となる冷却水の衝撃圧力や膨脹圧力の発生を実証した。しかしながら、SPERT-CDCやTREATの実験では、実験条件や実験回数の制約から破損機構や破壊力の発生挙動等を十分究明するまでには到らなかった。

A-2 NSRRの研究計画

事故時の燃料挙動に関する安全性研究の必要性は、我国においても早くから認識され、独自の研究計画の立案を進めてきた。実際には、TRIGA-ACPRを母体のパルス炉としたNSRR (Nuclear Safety Research Reactor) の建設をまって1975年6月に実験を開始し、これまでの約3年間に合計約300回におよぶ破損しきい値、破損機構あるいは破壊力の発生挙動の解明を目的とした照射実験を実施している。

ここで、NSRR計画における主要な研究項目をあげると以下のようになる。

- (1) 過出力時の燃料挙動の研究
- (2) 燃料破損機構とそのしきい値の究明
- (3) 燃料破損に伴う破壊エネルギーの発生機構の解明
- (4) 燃料破損伝播現象の究明
- (5) 事故時の燃料挙動解析プログラムの開発

これらの研究課題を実際の動力炉の条件と対応させて考えた場合、極めて多くの実験パラメータについて実験を行っていかねばならないことになる。例えば燃料の寸法や冷却材の条件などはPWRとBWRとでは異なっているし同じ炉型の場合でも濃縮度や発熱量が違ったりしている。このためNSRR実験では、軽水動力炉一般に対する普遍性のある現象を把握するために標準的な試験燃料(以下、標準燃料という)を設計・製作し、これを基本にしてギャップ幅、濃縮度あるいは冷却条件など多くのパラメータを考慮して幅広い実験を行っている。

A-3 標準燃料試験の結果

標準燃料の破損挙動に関する基本的なデータを収集することを目的とした標準燃料試験は約80回行われている。以下に燃料挙動の概略を酸化、変形、クラック、分断および UO_2 溶融に大別して述べる。

(1) 酸化および変形

発熱量が約 $140 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以下では、試験燃料は外観上何ら変化はみられない。また、被覆管はふくれ、曲り等の変化もないが、ペレットは熱応力によりクラックが生じている。しかしながら、発熱量が $140 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ を越えるようになると、被覆管表面は酸化して変色する。この酸化による変色は発熱量の増大に伴って部分的な濃紺の縞模様の酸化膜から全面にわたる黒色の酸化膜に変化する。酸化膜は発熱量が $220 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ を越えるところから部分的に剝離する。

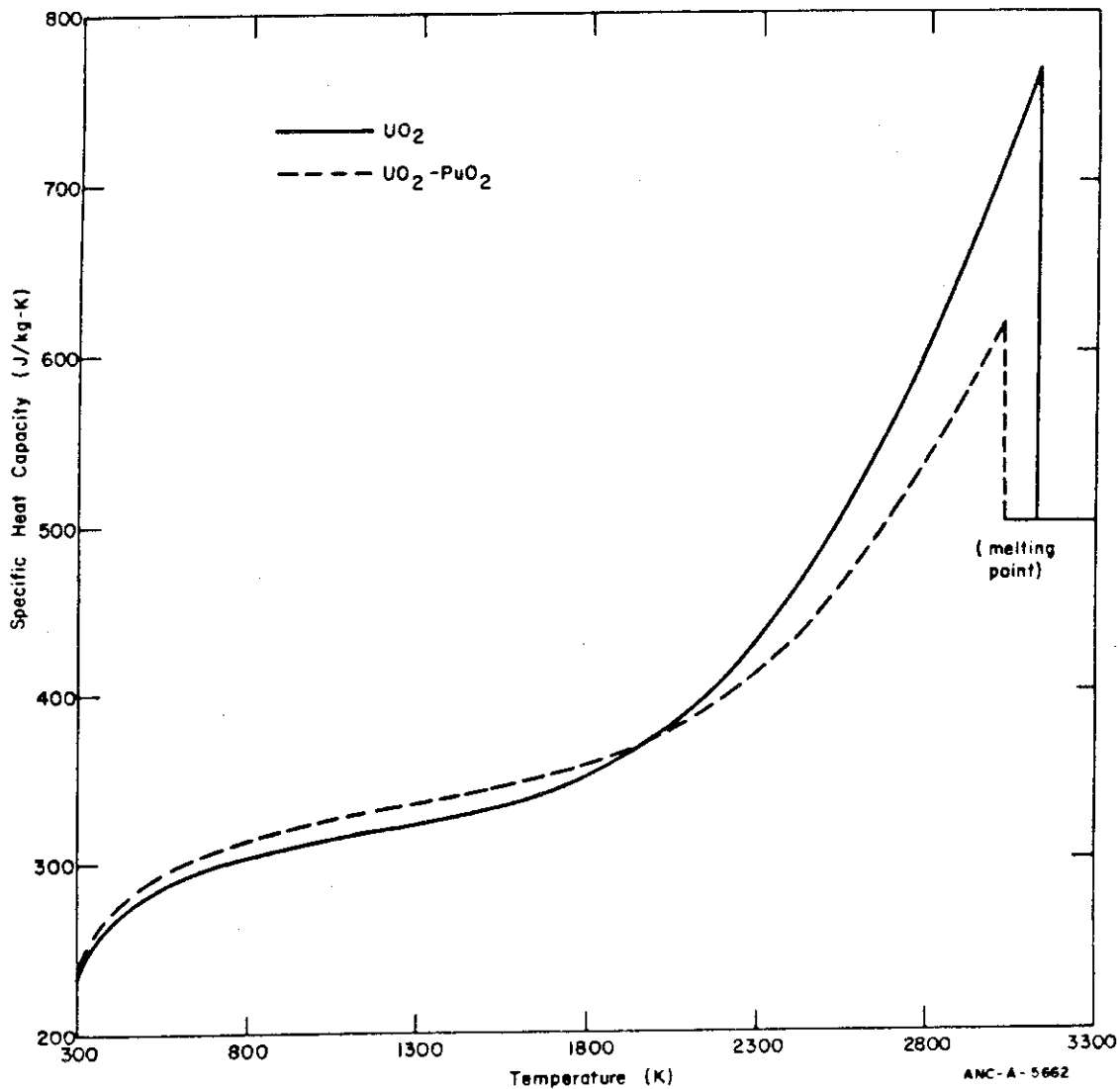
被覆管の変形量は発熱量 $150 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ を境に発熱量の増加に伴って増大する。これはペレットが急速に加熱されて熱膨脹し、被覆管を押し上げることによって生じるものと考えられる。発熱量が $250 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ を越えると被覆管の変形量は急激に増大する。この理由はこの発熱量になると被覆管が溶融して不規則に変形するためである。

(2) クラックおよび分断

発熱量が $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ を越えると燃料は被覆管に周方向の貫通クラックが発生して破損する。また、被覆管には貫通しないまでも多数の縦横のクラックが生じる。さらに発熱量が増加して $320 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2 \sim 380 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の範囲になると、燃料は数個に分断する。周方向クラックに始まる燃料の破損メカニズムは次のように考えられている。すなわち、発熱量が $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ に達すると、被覆管は酸化により脆化して強度を著しく失う。また、被覆管は発熱量 $260 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ で溶融し、溶融した被覆材が流動して周方向に著しく偏肉する。以上のような状態になった被覆管は急冷時の熱応力によりクラックが生じて破損する。

(3) UO_2 の溶融

発熱量が約 $380 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上になると、燃料は過渡照射中または照射直後に微細な粒子となって破損する。また、破損と同時に微弱な圧力波と水位の上昇が観測される。この破壊エネルギー発生は発熱量が $380 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ から増大するにつれて増加する。なお、破損時刻における被覆管の表面温度はジルカロイの融点である 1840°C に達していることから、溶融した UO_2 が被覆管の溶融あるいは溶融に近い状態になった際に冷却水中に飛び出してくるものと考えられる。



UO₂ Solid Phase

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

UO₂ Liquid Phase

$$C_p = 50.295 \text{ J/kg-K}$$

$C_p =$ specific heat capacity (J/kg-K)	$\theta = 535.285 \text{ (K)}$
$K_1 = 19.145 \text{ (cal/mol-K)}$	$E_D = 37,694.6 \text{ (cal/mol)}$
$K_2 = 7.8473 \times 10^{-4} \text{ (cal/mol-K}^2\text{)}$	$T =$ temperature (K)
$K_3 = 5.6437 \times 10^6 \text{ (cal/mol)}$	$R = 1.987 \text{ (cal/mol-K)}$

Fig. A-1 UO₂ specific heat capacity⁽⁸⁾

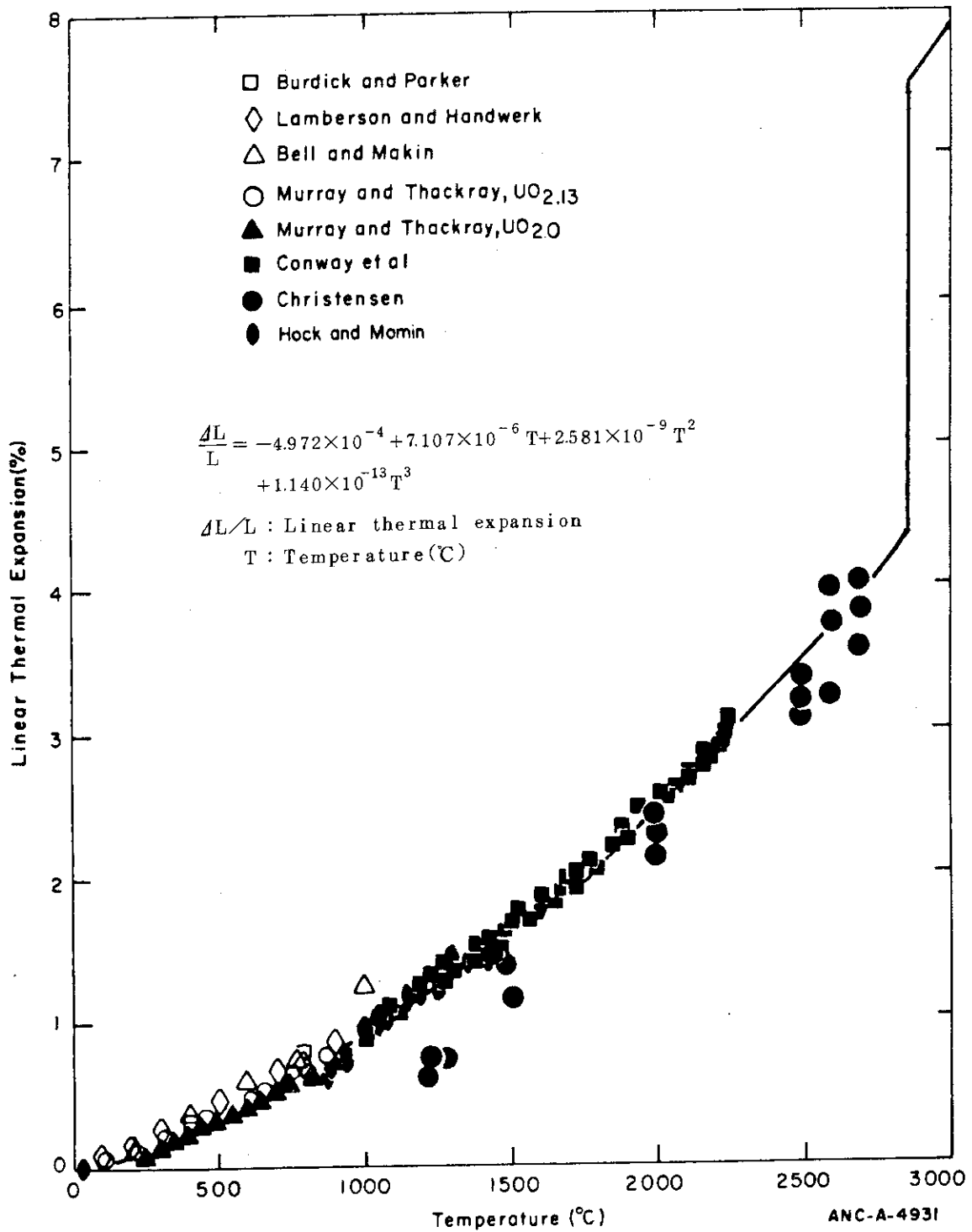


Fig. A - 2 Comparison of UO_2 thermal expansion data with those calculated from FTHEXP subcode.⁽⁸⁾