

JAERI-M

9104

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）

1980年10月

藤城 俊夫・小林 晋昇・広瀬 誠・丹沢 貞光
吉田 博之*

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)

日本原子力研究所 東海研究所 安全工学部
藤城俊夫・小林晋昇・広瀬 誠・丹沢貞光・吉田博之*

(1980年9月1日受理)

本報告書は、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を調べるため、NSRRにおいて、大気圧室温条件の強制流動下で行った燃料照射実験の結果をまとめたものである。

実験は、大気圧カプセルを使用し、単一燃料棒を内径 16mm の流路管に収め、これに小型の水中ポンプを接続して冷却材をカプセル内で強制循環させる方法により行った。実験条件としてはまず、冷却材流速の影響を把握するために、流速が 0.3m/s, 1.0m/s, 1.8m/s の 3通りの場合と同じ 190cal/g UO₂ の発熱量を与え、次に燃料破損しきい値を知るために、流速 1.8m/s で発熱量を徐々に上げ、最高 310cal/g UO₂ までの実験を行った。

この結果、流速を 1.8m/s とした場合には、同じ単一燃料を静水中において照射する NSRR の標準実験条件に比べ、同一発熱量を与えた時の被覆材最高温度が 300 ~ 400℃ 低く、また、破損しきい値も約 30cal/g UO₂ 高くなる等、冷却材流動が反応度事故条件下の燃料挙動に大きな影響を与える事が判明した。

* 東京芝浦電気株式会社

The Influence of Coolant Flow on Fuel Behavior under
Reactivity Initiated Accident Conditions (1)
(Test Results under Ambient Pressure and Temperature Conditions)

Toshio FUJISHIRO, Shinsho KOBAYASHI, Makoto HIROSE,
Sadamitsu TANZAWA, Hiroyuki YOSHIDA*

Division of Reactor Safety, Tokai Research Establishment, JAERI

(Received September 1, 1980)

This report describes the test results to study the influence of coolant flow on fuel behavior under reactivity initiated accident (RIA) conditions conducted in NSRR.

The tests were conducted under forced convection cooling at ambient pressure and temperature in a NSRR atmospheric pressure capsule, in which a single fuel rod was sustained vertically in a 16mm ID flow shroud, and the coolant was circulated by a small immersion pump directly connected to the flow shroud.

In order to study the effects of coolant flow, the same energy of 190 cal/g. UO_2 was deposited to the fuel rods under three different coolant flow velocities, 0.3, 1.0 and 1.8 m/s. Then the fuel failure threshold was confirmed by increasing the energy deposition to the fuel under flow velocity of 1.8 m/s.

It was found from this test series that the coolant flow velocity had large influences on RIA fuel behaviors. The maximum cladding temperature for the same energy deposition decreased by 300 to 400°C under flow velocity of 1.8 m/s comparing with the NSRR standard cases in which fuel rods are cooled by stagnant coolant, and the suppression of cladding temperature rise resulted in the increase of failure threshold up to 30 cal/g. UO_2 .

Keywords: Reactivity Initiated Accident, Fuel Behavior, Fuel Failure,
Nuclear Safety, In-pile Experiment, Forced Convection,
NSRR Reactor, Flow Shroud, Coolant Hydrodynamics

* Tokyo Shibaura Electric Co., Ltd.

目 次

1. はじめに	1
2. 実験方法	2
2.1 試験燃料	2
2.2 試験部の構成および実験カプセル	2
2.3 実験計測	2
2.4 実験手順および照射条件	3
2.5 実験パラメータ	3
3. 実験結果	4
3.1 過渡挙動	4
3.1.1 被覆材温度挙動	4
3.1.2 冷却材温度挙動	4
3.2 照射後の観察	5
3.2.1 燃料棒の外観	5
3.2.2 燃料棒の残留変形	6
4. 考 察	7
4.1 被覆材温度挙動に及ぼす流れの影響	7
4.2 燃料棒変形挙動に対する冷却条件の影響	9
4.3 破損しきい値について	10
5. 結 論	11
謝 辞	11
参考文献	12

Contents

1. Introduction	1
2. Test Method	2
2.1 Test Fuel	2
2.2 Test Train Assembly and Test Capsule	2
2.3 Instrumentation	2
2.4 Test Procedure and Irradiation Pulse Characteristics ...	3
2.5 Test Parameters	3
3. Test Results	4
3.1 Transient Behaviors	4
3.1.1 Cladding Thermal Behavior	4
3.1.2 Coolant Thermal Behavior	4
3.2 Post Irradiation Examination	5
3.2.1 Observation of Irradiated Fuel Rods	5
3.2.2 Residual Deformation of Fuel Rods	6
4. Discussion	7
4.1 Influence of Coolant Flow on Cladding Thermal Behavior ..	7
4.2 Influence of Coolant Flow on Fuel Rod Deformation	9
4.3 Fuel Rod Failure Threshold	10
5. Conclusions	11
Acknowledgement	11
References	12

List of Figures

- Fig. 2.1 NSRR MC-type standard test fuel
- Fig. 2.2 Schematic of forced coolant flow experimental rig
- Fig. 2.3 Photograph of testing rig assembly for forced coolant flow test
- Fig. 2.4 Outline of mini submersion pump
- Fig. 2.5 Mini submersion pump Q-H characteristic measurement as a function of power source voltage
- Fig. 2.6 Measuring points of cladding surface and coolant temperatures
- Fig. 2.7 Photographs of bare wire thermocouples attached on the cladding surface by spot welding
- Fig. 2.8 Cross section of welded point of a bare wire thermocouple
- Fig. 2.9 Drag-disc type flowmeter
- Fig. 2.10 Flow diagram of data processing system in NSRR experiment
- Fig. 2.11 Pulse reactor power and core energy release for 4.67 μ pulse
- Fig. 2.12 Pulse width at half maximum power plotted as a function of reactor period
- Fig. 2.13 Combination of energy deposition and coolant velocity conducted in forced coolant flow tests
- Fig. 3.1 Comparison of cladding surface temperature histories for different coolant flow velocities (190 cal/g \cdot UO₂, 0-1s)
- Fig. 3.2 Comparison of cladding surface temperature histories for different coolant flow velocities (190 cal/g \cdot UO₂, 0-10s)
- Fig. 3.3 Comparison of cladding surface temperature histories at different axial positions (190 cal/g \cdot UO₂, 1.8 m/s)
- Fig. 3.4 Maximum cladding temperature and film boiling duration plotted as a function of axial measured position
- Fig. 3.5 Comparison of cladding surface temperature histories for different energy depositions (1.8 m/s)
- Fig. 3.6 Transient histories of outlet coolant temperature and cladding surface temperature at 190 cal/g \cdot UO₂
- Fig. 3.7 Post test photographs of NSRR test rod irradiated at 190 cal/g \cdot UO₂ under different coolant velocities
- Fig. 3.8 Lower boundary of oxidized region of cladding in Test No. 240-3 (energy deposition: 190 cal/g \cdot UO₂, coolant velocity: 1.8 m/s)
- Fig. 3.9 Post test photograph of NSRR standard test rod irradiated at 230 cal/g \cdot UO₂ under coolant velocity of 1.8 m/s (Test No. 240-6)

- Fig. 3.10 Post test photographs of NSRR standard test rod irradiated at about $270 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ under different coolant velocities
- Fig. 3.11 Enlarged photograph of active fuel region of the rod following Test No. 240-2 (energy deposition: $270 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$, coolant velocity: 1.0 m/s)
- Fig. 3.12 Post test photographs of NSRR standard test rods irradiated at $290 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ and $310 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$ under coolant velocity of 1.8 m/s
- Fig. 3.13 Enlarged photographs of active fuel region of the rod following Test No. 240-7 ($290 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$, 1.8 m/s)
- Fig. 3.14 Enlarged photographs of the rod following Test No. 240-8 (energy deposition: $310 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$, coolant flow: 1.8 m/s)
- Fig. 3.15 Comparison of profile measurements of post test fuel rod (coolant velocity: 1.8 m/s)
- Fig. 4.1 Effect of coolant velocity on maximum cladding temperature, quenching temperature, and film boiling duration time at $190 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$
- Fig. 4.2 Radial temperature distribution during RIA test transient
- Fig. 4.3 Major temperature drops between the fuel pellet and the coolant
- Fig. 4.4 Ratio of internal to external temperature drops plotted as a function of coolant flow velocity ($190 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$)
- Fig. 4.5 Ratio of internal to external temperature drops plotted as a function of coolant velocity ($270 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$)
- Fig. 4.6 Cladding radial expansion plotted as a function of energy deposition
- Fig. 4.7 Fuel rod axial elongation and maximum bending plotted as a function of energy deposition
- Fig. 4.8 Comparison of post irradiation fuel rods between forced convection tests and standard tests
- Fig. 4.9 Fuel failure occurrence and maximum cladding temperatures plotted versus energy deposition

List of Table

- Table 2.1 Test fuel design summary
- Table 2.2 Instrumentation for forced coolant flow tests
- Table 3.1 Summary of transient measurements in forced coolant flow tests
- Table 3.2 Summary of residual deformation measurements of the irradiated rods

1. はじめに

何らかの原因によって炉心に短時間に大きな異常反応度が印加されると、原子炉の出力は急上昇し、燃料温度が断熱に近い状態で急上昇する結果、燃料が破損したり、さらに激しい場合には炉心が破壊し蒸気爆発を生ずる。このような事故を反応度事故という。異常反応度が印加される原因としては、PWRにおいて制御棒駆動機構のハウジングが損傷し、制御棒が駆動部とともに吹上げられた場合（制御棒飛出し事故）、BWRにおいて制御棒が一度固着して炉心内に取り残された後に、固着状態が外れて自然落下した場合（制御棒落下事故）、その他、燃料装荷作業中に燃料を誤って落した場合（燃料落下事故）や温度の低い冷却材が炉心に注入された場合（冷水事故）等が考えられ、安全審査においてもこれらの各種の想定原因毎に検討が加えられる。

このような出力暴走事故（反応度事故）における燃料のふるまいを解明するために、これまで SPERT実験¹⁾ TREAT実験^{2)~4)}が行われ、また、現在NSRR実験^{5)~9)}が進行中であるが、これらの実験は全て試験燃料を実験カプセル内の静止水中に置いた実験であった。したがって、冷水中を強制対流させている（起動時にも定格の30%以上は確保されている）実炉条件とは大きく異なった条件で実験が行われた事になる。このような冷却条件下で実験が行われた理由は、第一にはカプセル内での試験燃料照射という実験装置上の制約によったわけであるが、同時に、反応度事故のように非常に早い出力暴走条件下にあっては、燃料被覆管外の冷却条件は、燃料挙動に対し副次的な影響しか無く、静止水による冷却でも良好な模擬が可能であるという予断があって実験条件が決められたものと思われる。

しかしながら、実験データの蓄積が進むに従って、燃料破損、少くとも破損しきい値付近の発熱量での燃料破損は燃料棒がクエンチ急冷する時点以降に生じる事が明らかになり、トランジェント開始後クエンチまでの数秒ないし数十秒間にわたる被覆材の温度挙動が燃料破損に大きな関連をもつことがわかってきた。したがって、この時間領域で生じる現象に対しては、冷却条件の違いによる影響を無視する事ができなくなり、冷却水サブクーリング、冷却材流路断面積、冷却水流量等の冷却条件の影響を調べるための実験が計画された。本実験は、これらのうち冷却水を強制対流させ冷却条件を良好にする事により、流れの効果が燃料挙動に及ぼす影響を把握する事を目的として行ったものである。

このために、超小型の水中ポンプを使用し従来の実験カプセルの空間内で冷却水を循環させる装置を工夫し、大気圧条件下での強制対流実験を行った。より本格的な強制対流実験は、今後インパイル・ループを用いて実施する予定であるが、本実験により比較的流速条件での強制対流の影響が明確になり、ループ実験計画を立案・検討する上で有用なデータが得られた。

なお、本報告は同一シリーズの実験の内、単一試験燃料を用い冷却水温度を室温条件として行ったものについての報告で、実験結果および考察をまとめたものである。

2. 実験方法

2.1 試験燃料

試験燃料には、濃縮度を10%としたNSRRの標準型燃料を用い、必要な助走距離をとるため及び試験部の組立の必要から、通常の使用とは逆に、プレナム部を下にして使用した。燃料棒の主な仕様をTable 2.1に、又、構造の概要をFig. 2.1に示す。この標準型燃料は、外径9.29mm、長さ10mmのUO₂ペレットを14個、ジルカロイ-4被覆管に収めたPWR型の試験燃料である。濃縮度が高い事の外に、全長が短い事および燃料内圧が大気圧である点が、実際のPWR燃料と大きく異なる所であるが、被覆管肉厚、ペレット・被覆管間のギャップ幅等の主要寸法、形状は実際のPWR燃料と同じ仕様で作製したものである。

2.2 試験部の構成および実験カプセル

強制対流冷却条件を実現するために、試験燃料を内径16mmのジルカロイ製の流路管に収め、これを超小型の水中ポンプに直結した流動ループを構成し、これをカプセルの静止水中に収めて冷却水を循環させた。Fig. 2.2にこの流動ループの構成を、又、Fig. 2.3に組立を終了した試験部の外観写真を示す。循環ポンプは、小型の直流モータで駆動する軸流ポンプで、上端よりカプセル中の冷却水を吸込み、下方に送り出す。ポンプから送り出された冷却水は、流量計を経てビニールホース内をカプセル底近くまで下り、ここでUターンして流路管に入り、試験部内は環状流路を上向流として流れる。試験部を出た冷却水は大量のカプセル水と混合するので、循環ポンプにより送られる冷却水温度は実験期間中ほぼ一定値に保たれる。流路管の内径は、流路断面積がPWRのユニットセルの流路断面積とほぼ等しくなるように選定され、ここでの流速は、循環ポンプへの供給電圧を調節する事により0.1~1.8m/sの間の任意の値に設定できる。試験燃料は、上端を固定して流路管内に収め、非発熱部に取付けたスパーサにより流路管壁との間隔を保持した。実験カプセルは標準実験に使用したのと同じ大気圧カプセルであり、内径120mm、高さ800mmの容器内に上述の試験ループを収め、水面が上端より12cmになるまで純水を注入した。なお、Fig. 2.4に循環ポンプの構造図を、又、Fig. 2.5にポンプ特性を示す。

2.3 実験計測

本実験で行った過渡現象の計測は、Table 2.2に示すように、試験部入口、出口及び試験部内の冷却水温度、被覆材表面温度、及び冷却水入口流量である。冷却水温度は外径1mm ϕ のシース型C/A熱電対を用い、又、被覆材温度は、応答性を良く計測するために、直径0.3mm ϕ のPt/Pt-13%Rh熱電対の素線を被覆材表面に直接スポット溶接して計測した。温度測定点の配置をFig. 2.6に、スポット溶接した部分の外観および断面写真をFig. 2.7およびFig. 2.8に示す。冷却水流量

の測定には、ドラッグディスク式変換器（ST研究所製FDW型）を採用し、応答性良く、かつ、正逆両方の流量が計測できるように工夫した。又、この流量計の変換部には、小型フォイルゲージを4ゲージ法として使用し、ゲージバランスを十分に注意してとる事により、NSRR実験における非常に大きいパルス照射条件下でも、照射による擬似信号の発生を防ぐ事に成功した。流量計の外観をFig. 2.9に示す。

以上のセンサーからの信号は、実験孔付近に置いたプリアンプにより増幅した後、データ収録室に送られ、最高80KHzまでの応答性能を持った多チャンネル・アナログデータレコーダに収録し、コンピュータによりデータ処理を行う。データ収録系の概要をFig. 2.10に示す。

試験燃料中の発熱量は、原子炉のパルス積分出力（nvt）の記録から算出した。この際の、原子炉のパルス積分出力と発熱量との関係は、照射した燃料の化学分析による測定及び γ 線強度測定に基いて求めた。又、照射後の検査として、外観の観察、プロファイルメータ等による精密寸法測定、X線撮影等を行った。

2.4 実験手順および照射条件

実験は、まず、循環ポンプを一定入力で駆動し、カプセル内の流動状態が定常になった所でパルス照射を行い、この間に前節で述べた種々の過渡データの収集を行った。照射パルスの波形はFig. 2.11に示すような、非常に対称性の良好なパルス波形であり、この波形と相似形の発熱が試験燃料に与えられる。Fig. 2.12は、原子炉積分出力および出力パルスの半値幅をペリオドに対してプロットしたものであるが、このように、原子炉出力を大きくする程、即ち、燃料中の発熱量を大きくする程、パルス幅は小さくなる⁸⁾。しかし、パルス幅の範囲は、本実験の範囲（180~310 cal/g UO₂）では、6~10m/sであり、燃料棒から冷却材への伝熱挙動の時定数、約0.5secに比べて十分に小さいので、発熱量の増減にともなう照射パルス幅の違いの影響は、燃料挙動を考える上では無視しても良いと考えられる。

2.5 実験パラメータ

本実験においては、冷却材入口温度、圧力あるいは燃料や流路の形状等は同一条件として、冷却材の流速と発熱量とをパラメータとして実験を行った。実施した実験の流速と発熱量の組合せをFig. 2.13に示す。流速と発熱量の全ての組合せをとると実験回数が膨大になるので2つのパラメータのうちの1つを固定し、他のパラメータの影響を調べた。すなわち、まず流速の影響を知るために、発熱量を190 cal/g UO₂として流速を0.3m/sから1.8m/sまで変化させ、次に流速を1.8m/sに固定して、発熱量を190 cal/g UO₂から310 cal/g UO₂まで変化させて発熱量の増大に伴う燃料挙動の違いおよび破損しきい値の確認を行った。

3. 実験結果

3.1 過渡挙動

3.1.1 被覆材温度挙動

試験燃料に与える発熱量を 190cal/g UO_2 とし、冷却材流速を 0.3m/s 、 1.0m/s および 1.8m/s としたときの燃料中央位置での被覆材表面温度ヒストリーを Fig. 3.1 および Fig. 3.2 に示す。DNB発生から約 0.4 秒後位までは各流速の温度挙動はほぼ一致しており、流速の違いによる影響は認められないが、その後の温度上昇の挙動には強制対流による被覆材表面での熱伝達率向上の影響が顕著に現われた。すなわち、流速が大きい程温度上昇の勾配は小さくなり、かつ早い時点で温度降下が始まっており、最高温度、膜沸騰継続時間ともに流速増加により大幅に低下した。また、Fig. 3.2 には、流路管をポンプに連結せず上・下端を開放とし自然対流条件で行った場合のデータも比較のため示したが、自然対流条件では流速 0.3m/s の場合に比べてもさらに最高温度が高くなり、膜沸騰の時間も長くなっている。以上の結果から冷却材を強制対流させる事により除熱能力が大きく向上したことがわかる。

次に、燃料の軸方向に異なった位置で測定した結果を Fig. 3.3 に示した。燃料下部の #1 の温度が他よりやや高目になっているが、他は位置によってあまり大きな違いは生じていない。軸方向の発熱分布はほぼ一様であるので、この結果は冷却条件が軸方向の位置によりあまり差が無い事を示している。また、クエンチ（急冷）は流れの方向に沿って生じ、クエンチフロントは #1 から #4 の位置まで約 1 秒で進行している。Fig. 3.3 は流速が 1.8m/s の場合であるが、他の流速の場合も比較するために最高温度とクエンチまでの時間を軸方向位置に対してプロットすると Fig. 3.4 のようになる。これから、どの流速の場合も燃料下部の方が最高温度がやや高くなる傾向にはあるが大差ない事、および、クエンチはほぼ流れに沿って生じ約 1 秒で全測定点がクエンチしている事がわかる。

次に、冷却材流速を 1.8m/s に固定し、燃料に与える発熱量をパラメータとして 190cal/g UO_2 から 310cal/g UO_2 まで変えたときの被覆材温度ヒストリーを比較すると Fig. 3.5 のようになる。このように、発熱量を増す事により最高温度、膜沸騰継続時間ともに上昇する。ただし、発熱量 310cal/g UO_2 の場合は、最高温度は 270cal/g UO_2 の場合と大差なく、最高温度付近の温度に約 5 秒間保持されるような挙動を示している。照射後検査（後述）の結果から 270cal/g UO_2 の場合には外観から被覆材の溶融は外面までは進行しなかったように思われるが、 310cal/g UO_2 になると被覆材は外面まで溶融し破損を生じた事が確認された。したがって、 310cal/g UO_2 の場合に観察された被覆材温度挙動には、被覆材の溶融に伴う潜熱の授受が影響しているものと思われる。

3.1.2 冷却材温度挙動

Fig. 3.6 は発熱量 190cal/g UO_2 で流速が 0.3 、 1.0 および 1.8m/s の場合の冷却材出口温度の履歴を示したものである。燃料挙動との対比のために、各場合の被覆材温度履歴を同じ時間軸で比較

した。冷却材入口温度は殆んど変化していないので、この温度履歴は燃料部での冷却材温度上昇に対応している。ただし、温度の測定点は燃料上部の非発熱部に入ってから約3cmの位置、すなわち、L/De が約6の位置なので必ずしも十分に正確な平均温度を示しているとは言えないが、燃料から冷却材に与えられる全熱量の大凡の履歴は知ることができる。

まず、パルス照射直後に燃料表面でDNBを生じ被覆材温度が急上昇するのに対応して、冷却材出口温度も15～25℃急上昇する。これに引き続く膜沸騰期間中は冷却材出口温度はほぼ一定に保たれ、燃料棒表面の平均的な熱流束がほぼ一定である事を示している。この間の温度上昇は、流速の低い程大きい、その上昇は流速の減少分程大きくはない。すなわち、流速の低下に伴う除熱能力の低下が、冷却材出口温度挙動にも現われている。次に、クエンチ発生時刻から1～2秒間にわたり10～20℃上昇し、その後急下降する。これは、遷移沸騰から核沸騰に至る過程での熱流速の増大、減少に大体対応した経過であるといえる。なお、冷却材流速はこの間殆んど変化を示さなかった。

以上の過渡データのまとめをTable 3.1に示した。

3.2 照射後の観察

3.2.1 燃料棒の外観

照射後の燃料の外観について、各発熱毎に外観写真に基づいて主な特徴や流速の影響等を述べる。

(1) 190 cal/g UO₂ の場合

流速が0.3、1.0および1.8 m/sのときの燃料全体の外観写真をFig. 3.7に示す。いずれもほぼ燃料スタック全長にわたり薄い酸化膜を形成し黒変しているが、曲りが生じている事以外には目立った変形はしていない。酸化の程度については、写真ではあまり明瞭ではないが、目視では流速の大きい場合程酸化部の色が薄く、酸化の程度が低い事が識別できる。これは前節で述べたように流速が大きい程被覆材の最高温度が低く、又、膜沸騰継続時間が短い結果に対応している。さらに、流速を最も大きくした1.8 m/sの場合では、燃料棒の発熱部下端（上流側）の5～10 mmはFig. 3.8に示したように酸化による変色が生じず、この範囲ではDNBが生じなかったものと思われる。

(2) 230～270 cal/g UO₂ の場合

発熱量230 cal/g UO₂、流速1.8 m/sの実験の照射後外観写真をFig. 3.9に示す。190 cal/g UO₂の場合に比べ被覆材表面の酸化はさらに進行するが、酸化膜の剥離や表面の変形は生じず、クラックやピンホール等も認められなかった。

発熱量270 cal/g UO₂で、流速を1.8 m/s および1.0 m/sの場合の照射後外観写真をFig. 3.10にまた、流速1.0 m/sの場合の発熱部の拡大写真をFig. 3.11に示す。いずれの流速の場合も発熱部の下部で部分的に酸化膜の剥離が生じ、また、熱電対を取付けた場所で白金・ジルコニウム共晶の溶融によると思われる貫通孔が生じた。しかし、熱電対取付け部以外では被覆材を貫通する孔やクラックの発生は認められなかった。また、被覆材の表面形状は、流速が1.8 m/sの場合には初期状態からの変化はあまり無かったが、1.0 m/sの場合にはFig. 3.11から分るように縦じわが生

じ、酸化膜の表面に多数の未貫通のヘアークラックが生じた。この外観から、流速を 1.0m/s にした場合には被覆材の表面近くまで内側より溶融し、流動して偏肉が生じたものと思われる。以上の所見は、被覆材温度測定において最高温度が流速 1.8m/s のときは 1460°C であるのに対し、 1.0m/s では 1700°C 以上になり熱電対が破損している事とよく符合する。

(3) $290\sim 310\text{cal/g UO}_2$ の場合

発熱量 290cal/g UO_2 および 310cal/g UO_2 の場合の照射後外観写真を Fig. 3.12 に、また、その拡大写真を Fig. 3.12 および Fig. 3.14 に示す。

発熱量 290cal/g UO_2 、流速 1.8m/s の場合の照射後外観は、上述の発熱量 270cal/g UO_2 、流速 1.0m/s の場合と酷似しており、発熱部の下部で部分的な酸化膜の剥離が生じ、熱電対の取付部*で貫通孔が明き、また、全長にわたり被覆材表面にはしわが生じ凸凹になっている。熱電対による被覆材表面最高温度の測定結果は 1460°C であったが、以上の照射後の外観からは、被覆材は表面近くまで溶融したものと判断される。なお、熱電対取付部以外での貫通孔やクラックは認められず、熱電対の取付けを行わなければ燃料破損は生じなかったと考えられる。

発熱量 310cal/g UO_2 では、被覆材は完全に溶融し発熱部上端で分断し、また、上半分の数ヶ所で被覆材が脱落しペレットが露出した。Fig. 3.14 B, C に被覆材の分断および脱落部の拡大写真を示したが、分断箇所はペレットスタック上端であり、燃料ペレットは脱落せずほぼ原型を保っている。また、被覆材の脱落部は脆化した表面が剥離したような外観を呈しており、被覆材内面が溶融し流動し、とり残された酸化層の部分がクエンチ時の熱衝撃等で脱落したものと想像される。Fig. 3.14A の写真は、発熱部の下端で表面の酸化層が剥離しているだけで、比較的穏やかな破損状況を呈しており、上流側の方が冷却条件が良かったものと思われる。

3.2.2 燃料棒の残留変形

照射後燃料棒の残留変形の測定として、プロフィールメータにより燃料の外径および曲りを、また、ノギスにより燃料棒全長を測定した。

Fig. 3.15 に流速 1.8m/s で実験した燃料プロフィールメータ測定の結果を示す。このように被覆材の変形は、燃料ペレットスタック部で生じ、外径が大きくなるような変形、すなわちふくれ変形を生じた。ふくれの最大値は、発熱量が大きくなるに従って増大している。また、ふくれの形状は、発熱量 260cal/g UO_2 以下では比較的なだらかであるが、発熱量 290cal/g UO_2 では大きな起伏が生じており、場所によっては外径が初期値を下まわっている。この発熱量 290cal/g UO_2 の場合の結果は、前節に示した外観写真からも予想されたように、被覆材の溶融による偏肉が生じたためと考えられる。プロフィールメータによる測定結果から読み取った外径の最大値、最小値および温度測定位置にほぼ対応した3点での値、および曲り、軸方向伸びの測定結果を Table 3.2 にまとめた。

* 正確には、1度熱電対をスポット溶接したが、溶接不良のため取外した場所

4. 考 察

4.1 被覆材の温度挙動に与える流れの影響

これまでのNSRRその他の反応度事故実験から、未照射燃料の破損が被覆材の酸化による脆化と溶融して生ずる偏肉（局所的薄肉化）に起因することが明らかになりつつある。したがって、被覆材温度挙動は、被覆材の酸化量および溶融の発生等を支配するものとして燃料挙動を左右する重要な指標である。そこで、最初に被覆材の温度挙動に及ぼす流れの影響につき検討する。

前章の被覆材過渡温度挙動の項で述べたように、冷却材流速の影響はDNB発生後しばらくしてから、すなわち、発熱量 190 cal/g UO_2 の場合はDNBの約0.5秒後、被覆材温度が約 800°C 以上の高温に達してから現れ、被覆材最高温度に大きく影響することがわかった。この実験結果から、冷却材の流動は十分に安定した膜沸騰に達した時点で大きな影響を与え、膜沸騰熱伝達率を大きく向上させるということができる。

流速の影響をより定量的に検討するため、発熱量 190 cal/g UO_2 の場合の最高温度、クエンチ開始温度および膜沸騰継続時間を流速に対しプロットするとFig. 4.1のようになる。これから最高温度は流速増加に伴って単調に減少し、流速が 0.3 m/s から 1.8 m/s になると約 300°C も低くなること、一方、クエンチ開始温度はデータの上限值は流速が大きい場合にやや大きくなるが、平均的な値は流速によってあまり変化しない事がわかる。また、膜沸騰継続時間は流速の増大とともに急減している。これは、流速増加に伴い被覆材最高温度とクエンチ開始温度の差が減少し、かつ冷却速度が上昇した結果である。

ところで、被覆材表面での熱伝達率は、被覆材表面・冷却材間の温度差とともに、この間の熱流速がわからなければ決定できないので、本実験のデータだけでは直接算出できない。しかし燃料ペレットの温度は発熱量にもとづき、比較的正確な評価が可能である。そこで、近似的な評価方法として、燃料内部の温度降下と被覆材・冷却材間温度差の比を用いて、熱伝達率の相対的な比較を行ってみる。Fig. 4.2は、発熱量 190 cal/g UO_2 の場合に、被覆材表面熱伝達として妥当と思われる数値を代入して行った燃料温度計算の結果である。この計算結果から被覆材が最高温度に達する時点 ($t=1.0 \text{ s}$) では、燃料ペレット中での温度降下はまだペレットの表面付近だけでしか生じておらず内部のペレット温度は、パルス照射直後の平均エンタルピー上昇により計算される温度とほぼ同じである事がわかる。また、この時点ではペレット・被覆材間のギャップは閉じており、ギャップ部での温度降下はペレット表面での温度降下に比べ小さいので、ギャップ熱伝達率の違いはそれほど大きな影響を与えない。したがって、燃料棒内・外の主な温度降下は、Fig. 4.3に示したように、燃料ペレット平均温度と被覆材表面温度との差 ΔT_F 、および被覆材表面温度と冷却材温度との差 ΔT_c によって代表される。そこで、燃料棒内部の熱通過率を K_F 、被覆材表面での熱伝達率を K_c とし、燃料ペレットから被覆材までの熱流束を q_F 、被覆材から冷却材に流れる熱流束を q_c とすると次のような関係が成立つ。

$$q_F = K_F \cdot \Delta T \quad \dots\dots\dots(1)$$

$$q_c = K_c \cdot \Delta T_c \quad \dots\dots\dots(2)$$

そして、被覆材温度の上昇過程では

$$q_f \geq q_c \quad \dots\dots\dots(3)$$

下降過程では

$$q_f \leq q_c \quad \dots\dots\dots(4)$$

となり、被覆材温度が最高になる時点では

$$q_f = q_c \quad \dots\dots\dots(5)$$

すなわち

$$\frac{K_c}{K_f} = \frac{\Delta T_f}{\Delta T_c} \quad \dots\dots\dots(6)$$

となる。

さらに、被覆材温度が最高値を示す時点は冷却材流速や発熱量によって大差なく、ほぼ1秒前後の時点であるのでペレット表面の温度降下域の厚さは、流速や発熱量によって大きくは変化しないと考えられる。

そこで

$$K \doteq \frac{1}{\frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{hg_{gap}}} \doteq \text{一定} \quad \dots\dots\dots(7)$$

ただし、

δ : 温度降下域厚さ

λ : ペレットの熱伝導率

hg_{gap} : ギャップコンダクタンス

と近似することができて

$$K_c = \left[K_f \right]_{\text{一定}} \times \frac{\Delta T_f}{\Delta T_c} \quad \dots\dots\dots(8)$$

となり、温度降下の比によって被覆材表面での熱伝達率を評価することができる。

Fig. 4.4は発熱量 190 cal/g UO₂ の場合について温度降下の比 $\Delta T_f / \Delta T_c$ を流速に対してプロットしたものであり、平均値は破線で示したように流速の約0.4乗に比例している。また、Fig. 4.5は同様のプロットを発熱量 270 cal/g UO₂ の場合について行ったものであるが、この場合は、平均値は流速の約0.65乗に比例している。

以上の整理から、燃料棒内・外の温度降下の比が0.4～1.4の範囲であること、および、被覆材表面での膜沸騰熱伝達率が、冷却材流速の0.4～0.65乗に比例して向上しているということがわかる。本実験条件、すなわち、環状流路でサブクールが非常に大きい場合に対して、強制対流膜沸騰熱伝達率計算式として直接適用できるものは無いが、加熱体（丸棒）に直交する強制対流条件に対するBromleyらの実験式は、熱伝達率が流速の0.5乗に比例するとしており、本実験の傾向と大略一致する。より詳細な比較は、燃料挙動解析コードによる過渡計算に基づいて行わなければならないが、以上の整理は一次近似的なものとして今後の詳細な解析の見通しを与える上からは有用であろう。

4.2 燃料の変形挙動に対する冷却条件の影響

燃料の変形として、被覆材のふくれ、伸び、および曲りについて検討を行う。

まず、ふくれについて、プロファイルメータによる測定結果から算出したふくれ(%)を発熱量に対してプロットするとFig. 4.6のようになる。ふくれは必ずしも一様には生じていないのでプロットとしては最大値および最小値の幅を示し、さらに、代表点として被覆材温度測定位置に対応した3点の直角2方向の測定値の平均値をプロット点として示した。(ただし、260 cal/g UO_2 の場合は1方向だけの測定値)また、同図には後述するペレットおよび被覆材の熱膨張によるふくれの評価曲線も併記されている。

このような実験データの整理から、①ふくれの最大値は発熱量の増加に伴って増大するが、最低値は290 cal/g UO_2 の場合を除きほぼ初期値通りである事、②直角2方向の測定値を平均した代表点での値はほぼ最大・最小値の中間の値となっている事、および、③発熱量290 cal/g UO_2 では、偏肉の結果、最大値はそれ以下の発熱量に比べ非常に大きくなり、また最小値は負の値となり、かつ、その絶対値はギャップ幅が無くなるまでの縮小率1.77%を上まわっていて、被覆材の薄肉化に対応している事等が分る。

ところで、本実験のように燃料の内・外圧差が殆んど無い条件では、被覆材のふくれはペレットおよび被覆材の熱膨張によるものと考えられる。そして、本実験のように早い出力暴走条件下では、まず被覆材の温度上昇が始まる前に燃料ペレットの熱膨張によって被覆材が機械的に押し拡げられて永久変形し、その後に被覆材の温度が上昇して熱膨張すると考えられる。被覆材の熱膨張の分は、被覆材が均等に冷却され円形断面を保持して収縮する限りは残留変形とはならないが冷却が不均一で異形断面となった場合は、局所的なふくれとして残留する可能性がある。実際、プロファイルメータによる測定結果は、かなり局所的な凹凸があることを示しており、被覆材の熱膨張の影響は小さくないと考えて良い。そこで、以上の想定と実験結果とを比較するため、燃料ペレットおよび被覆材の熱膨張によるふくれを次のようにして算定した。

ペレットの熱膨張により生ずる被覆外面の永久変形： ΔDc_1

$$\Delta Dc_1 = D_{\text{pellet}} \cdot \int_{T_{fo}}^{T_{fmax}} \alpha_{uo_2} \cdot dT_f - 2 \delta_{\text{gap}} \quad \dots\dots\dots(1)$$

被覆材の熱膨張： ΔDc_2

$$\Delta Dc_2 = D_{\text{clad}} \cdot \int_{T_{co}}^{T_{cmax}} \alpha_{zr} \cdot dT_c \quad \dots\dots\dots(2)$$

ただし、 D_{pellet} ：ペレット外径

D_{clad} ：被覆材外径

T_{fmax} , T_{fo} ：ペレットの最高および初期温度

T_{cmax} , T_{co} ：被覆材の最高および初期温度

α_{uo_2} , α_{zr} ：ペレットおよび被覆材の熱膨張率

δ_{gap} ：ペレット・被覆材間のギャップ幅

なお、ペレットの温度上昇 T_{fmax} はペレット断面平均最高温度を発熱量から評価し、また、被覆材の温度上昇 T_{cmax} には流速 1.8m/s に対する実験結果を用いた。

計算結果はFig. 4.6に点線および鎖線で示したようになる。実験結果との比較から、プロット点で示される被覆材の平均的なふくれは、大体ペレットの熱膨張に基づく分の ΔDc_1 に一致し、ふくれの最大値は被覆材の熱膨張分を加えた $\Delta Dc_1 + \Delta Dc_2$ に一致すること、また、発熱量 290cal/g UO_2 では、ふくれの平均値も最大値も計算とは一致しないことが分る。この結果から、被覆材のふくれについては、溶融が生じない範囲では平均的なふくれはペレットの熱膨張によるものであり、これにさらに、被覆材が熱膨張後に不均一に収縮して出来た凹凸が加わって全体のプロファイルを形成している事、および、溶融が生じると偏肉が起るため、上述の単純な計算からは評価できない事が結論できる。また、ふくれに対する冷却条件の影響は、主として被覆材の熱膨張分に対するものであるので、溶融が生じない範囲ではあまり大きな影響は現れないものと思われる。

次に、燃料棒の軸方向の伸びおよび曲りを発熱量に対しプロットしFig. 4.7に示す。伸びは、燃料ペレットのスタック部でしか生じないと考えられるので、全長の変化の燃料スタック長に対する割合で示してあり、また、曲りは燃料棒の中心線の最大偏差をmm単位で示してある。伸びについては、大部分のデータが正の値を持つこと、および、流速が 1.8m/s の場合のデータが発熱量の増大に伴って減少傾向を持っている事が特徴であるが、流速や発熱量の影響を明確に読み取ることにはできない。また、曲りについても、流速 1.0m/s の場合のデータが他よりやや大きくなっているが、これを流速の影響とする程に明確な結果とはなっていない。

4.3 破損しきい値について

前章に述べたように、照射後燃料の外観の観察により冷却材流速を 1.8m/s とした場合、発熱量 270cal/g UO_2 では被覆材表面までの溶融は生じず、 290cal/g UO_2 では熱電対取付けの影響の無い所では破損せず、 310cal/g UO_2 で燃料の分断が生じる事が判った。以上の燃料棒損傷の程度を室温・大気圧条件の静水中で行った標準実験の結果と比較して示すとFig. 4.8のようになる。標準実験では 265cal/g UO_2 で被覆材溶融が生じ破損しているが、このときの外観は流速 1.8m/s のとき 290cal/g UO_2 を与えた場合にほぼ相当している。(ただし、強制対流実験では貫通クラックは生じていない) また、標準実験の 280cal/g UO_2 では分断が生じているのに対し、強制対流実験では 310cal/g UO_2 でほぼ同程度の損傷を受けていることがわかる。以上の比較から、流速 1.8m/s の強制対流条件では、標準実験に比べ損傷の程度が発熱量で約 30cal/g UO_2 高い方にずれており、破損しきい値も約 30cal/g UO_2 高い 290cal/g UO_2 程度となる事がわかる。

ところで、以上の燃料の損傷の程度は被覆材の温度に強く関連しており、強制対流冷却による被覆材温度上昇の抑制が破損しきい値を約 30cal/g UO_2 高めたものであらうと考えられる。Fig. 4.9は被覆材最高温度のデータを発熱量に対してプロットし、破損あるいは損傷の有無と被覆材最高温度との関係を示したものである。比較のために、強制対流実験の他に標準実験(20℃の静水中)および水温を90℃として行った静水中の実験結果も併せてプロットした。このプロットから、測定された被覆材表面温度が約 1600°C 以上の場合に燃料破損が生じている事、および、冷却条件が良好になるに従って同じ発熱量に対する被覆材温度上昇が抑えられ、その低下分だけ

破損しきい値の発熱量が上昇することが理解できる。したがって、被覆材の酸化脆化および熔融による偏肉が主要因となって生じる新燃料の破損は、被覆材最高温度によりほぼ決定されると言うことができ、被覆材の温度評価にもとづいて破損しきい値の予測が可能である事が実験的にはほぼ裏付けられた。

5. 結 論

室温・大気圧条件下のカプセル内に小型の循環流路を組込んで実施した強制対流実験により、反応度事故時の燃料挙動に与える強制対流冷却条件の影響について以下の事が明らかになった。

- (1) 強制対流冷却により被覆材表面での熱伝達率が大幅に向上し、被覆材温度上昇および膜沸騰継続時間が大きく低下した。近似的な方法による評価の結果では最高温度到達時点での膜沸騰熱伝達率は、流速の0.4～0.65乗に比例して増加した。
- (2) 初期加圧をしていない新燃料の破損しきい値が、被覆材の最高温度によってほぼ支配されている事が確認され、冷却条件が良くなるに従って破損しきい値が上昇することがわかった。この効果として、流速1.8m/sの条件では静止水中で行った標準実験に比べ、破損しきい値が約30cal/g UO₂高くなった。
- (3) 燃料棒の変形については、被覆材のふくれは主としてペレットの熱膨張分が重畳された残留変形が現れるようになるが、冷却材流速の影響はあまり顕著ではない。また、被覆材の曲りや伸びに対する冷却条件の影響は認められなかった。

謝 辞

本実験を実施するに際し、種々の面で有益な助言や御配慮を賜った反応度安全研究室石川迪夫室長、並びに実験遂行に御協力頂いたNSRR管理室石井敏雄室長ほか室員の方々に深く感謝の意を表します。また、本実験の冷却材流量計測に当り、ST研究所塩田健氏には計測器の開発、改良等に変御協力頂きました。ここに感謝の意を表します。

破損しきい値の発熱量が上昇することが理解できる。したがって、被覆材の酸化脆化および溶融による偏肉が主要因となって生じる新燃料の破損は、被覆材最高温度によりほぼ決定されると言うことができ、被覆材の温度評価にもとづいて破損しきい値の予測が可能である事が実験的にはほぼ裏付けられた。

5. 結 論

室温・大気圧条件下のカプセル内に小型の循環流路を組込んで実施した強制対流実験により、反応度事故時の燃料挙動に与える強制対流冷却条件の影響について以下の事が明らかになった。

- (1) 強制対流冷却により被覆材表面での熱伝達率が大幅に向上し、被覆材温度上昇および膜沸騰継続時間が大きく低下した。近似的な方法による評価の結果では最高温度到達時点での膜沸騰熱伝達率は、流速の0.4～0.65乗に比例して増加した。
- (2) 初期加圧をしていない新燃料の破損しきい値が、被覆材の最高温度によってほぼ支配されている事が確認され、冷却条件が良くなるに従って破損しきい値が上昇することがわかった。この効果として、流速1.8m/sの条件では静止水中で行った標準実験に比べ、破損しきい値が約30cal/g UO₂高くなった。
- (3) 燃料棒の変形については、被覆材のふくれは主としてペレットの熱膨張分が重畳された残留変形が現れるようになるが、冷却材流速の影響はあまり顕著ではない。また、被覆材の曲りや伸びに対する冷却条件の影響は認められなかった。

謝 辞

本実験を実施するに際し、種々の面で有益な助言や御配慮を賜った反応度安全研究室石川迪夫室長、並びに実験遂行に御協力頂いたNSRR管理室石井敏雄室長ほか室員の方々に深く感謝の意を表します。また、本実験の冷却材流量計測に当り、ST研究所塩田健氏には計測器の開発、改良等に変御協力頂きました。ここに感謝の意を表します。

破損しきい値の発熱量が上昇することが理解できる。したがって、被覆材の酸化脆化および溶融による偏肉が主要因となって生じる新燃料の破損は、被覆材最高温度によりほぼ決定されると言うことができ、被覆材の温度評価にもとづいて破損しきい値の予測が可能である事が実験的にはほぼ裏付けられた。

5. 結 論

室温・大気圧条件下のカプセル内に小型の循環流路を組込んで実施した強制対流実験により、反応度事故時の燃料挙動に与える強制対流冷却条件の影響について以下の事が明らかになった。

- (1) 強制対流冷却により被覆材表面での熱伝達率が大幅に向上し、被覆材温度上昇および膜沸騰継続時間が大きく低下した。近似的な方法による評価の結果では最高温度到達時点での膜沸騰熱伝達率は、流速の0.4～0.65乗に比例して増加した。
- (2) 初期加圧をしていない新燃料の破損しきい値が、被覆材の最高温度によってほぼ支配されている事が確認され、冷却条件が良くなるに従って破損しきい値が上昇することがわかった。この効果として、流速1.8m/sの条件では静止水中で行った標準実験に比べ、破損しきい値が約30cal/g UO_2 高くなった。
- (3) 燃料棒の変形については、被覆材のふくれは主としてペレットの熱膨張分が重畳された残留変形が現れるようになるが、冷却材流速の影響はあまり顕著ではない。また、被覆材の曲りや伸びに対する冷却条件の影響は認められなかった。

謝 辞

本実験を実施するに際し、種々の面で有益な助言や御配慮を賜った反応度安全研究室石川迪夫室長、並びに実験遂行に御協力頂いたNSRR管理室石井敏雄室長ほか室員の方々に深く感謝の意を表します。また、本実験の冷却材流量計測に当り、ST研究所塩田健氏には計測器の開発、改良等に変御協力頂きました。ここに感謝の意を表します。

References

- 1) T. Fujishiro, et al.: Light Water Reactor Fuel Response During Reactivity Initiated Accident Experiment, NUREG/CR-0269, TREE-1237 (1978).
- 2) L. Harrison, et al.: Photographic Studies of Metal-Clad, UO₂-Core Fuel Rods in TREAT, ANL Chemical Engineering Division Semiannual Report, ANL-7325, P.158-163 (1967).
- 3) D. Armstrong, et al.: In-pile Studies with Zircaloy-2-Clad, UO₂-Core Fuel Rods Simulating the Conditions of an Excursion Accident, ANL Chemical Engineering Division Semiannual Report, ANL-7375, P.147-150 (1967).
- 4) R.O. Ivins, et al.: Studies Relating to the Analysis of Excursion Accidents, ANL Chemical Engineering Division Semiannual Report, ANL-7425, P.138-148 (1968).
- 5) 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)
- 6) 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)
- 7) 反応度安全研究室, NSRR 管理室: 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)
- 8) 反応度安全研究室, NSRR 管理室: 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)
- 9) 反応度安全研究室, NSRR 管理室: NSRR 実験プログレスレポート・5
(1977年7月~1977年12月), JAERI -M 7554 (1978)
- 10) NSRR 管理室, 反応度安全研究室: NSRR 臨界および特性試験報告 (第4分冊)
JAERI -M 6791 (1976)

Table 2.1 Test fuel design summary

UO ₂ Pellets	
Diameter	9.29 mm
Length	10 mm
Density	95 %TD
Enrichment	10 %
Shape	Chamferred
Cladding	
Material	Zircaloy-4
Wall thickness	0.62 mm
Outer diameter	10.72 mm
Gap	
Pellet-cladding	0.095 mm
Element	
Overall length	309 mm
Active fuel length	135 mm
Weight of fuel pellets	95.5 g
Number of pellets	14
Fill gas	He

Table 2.2 Instrumentation for forced coolant flow tests

Measurement	Instrument	Instrument Location	Instrument Range	Type of Instrument
Cladding Surface Temperature	Thermocouple	Axial center of fuel stack, 33 mm upper and lower sides from axial center of fuel stack. (see Fig.2.6)	0 to 1700 °C	Pt/Pt-Rh 13 % 0.3 mm bare wire T/C
Coolant Temperature	Thermocouple	Inlet and outlet of flow shroud Axial center of fuel stack 20 mm from upper stack end	0 to 1000 °C	C/A 1 mm OD sheathed T/C
Velocity	Flowmeter	Inlet of shroud	0 to 15 l/min	Drag disk type flowmeter

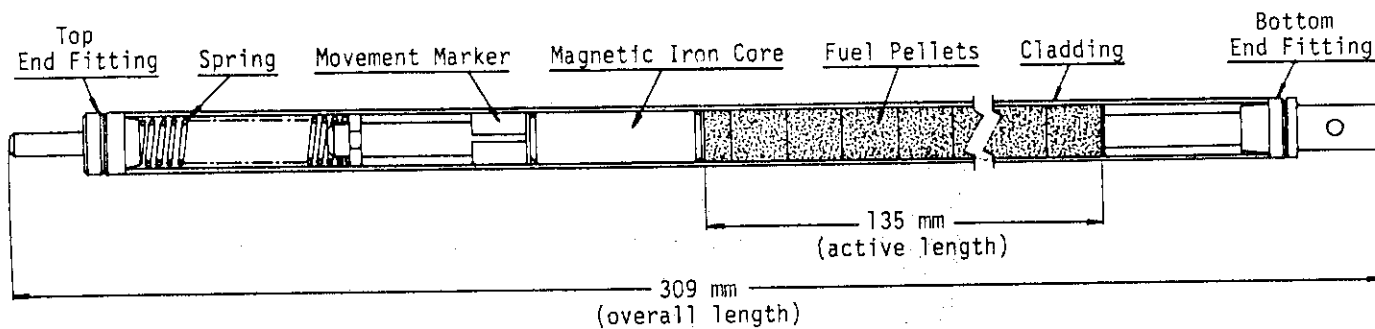


Fig. 2.1 NSRR MC-type standard test fuel

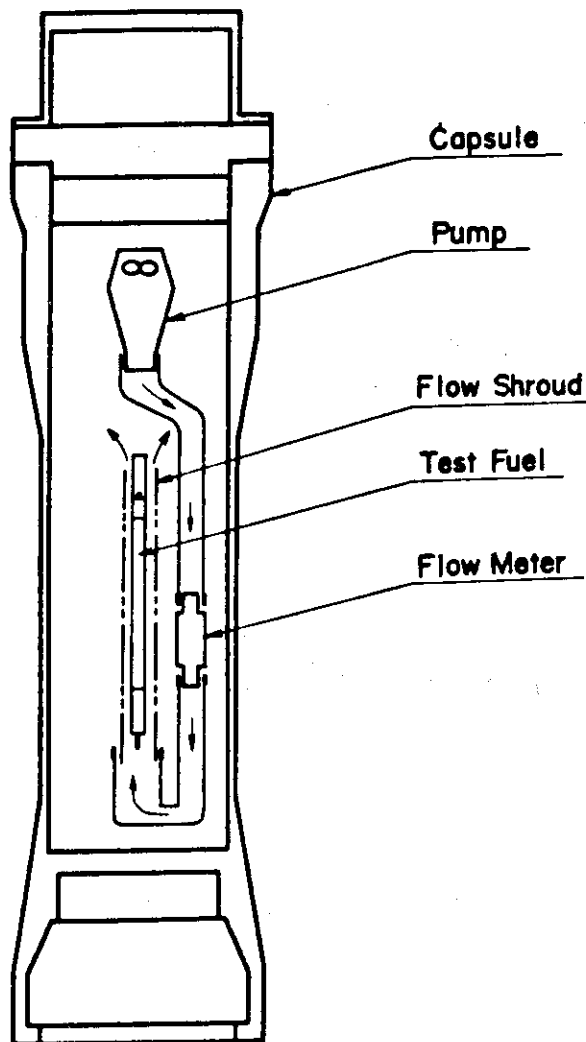


Fig. 2.2 Schematic of forced coolant flow experimental rig

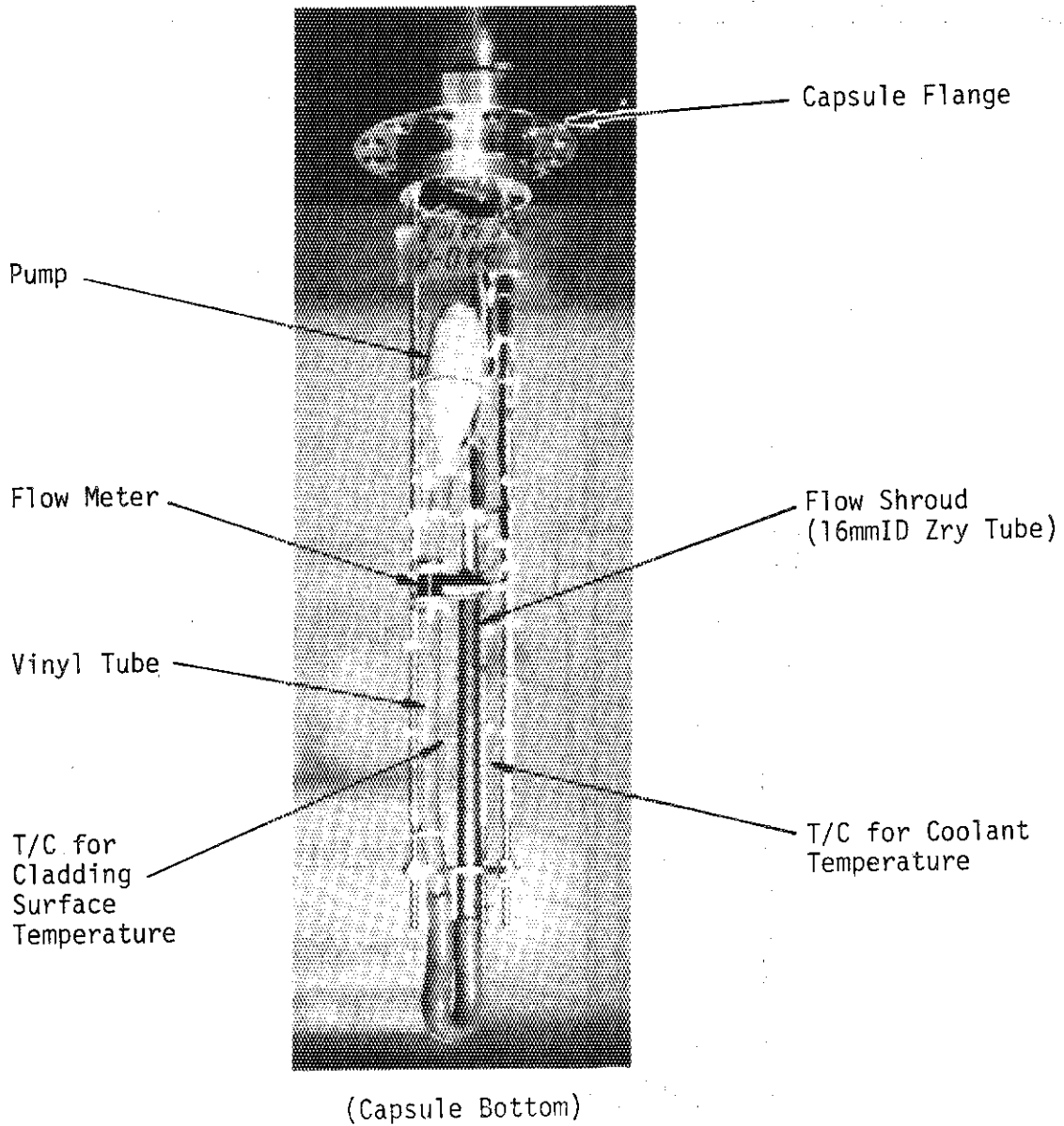


Fig. 2.3 Photograph of testing rig assembly for forced coolant flow test

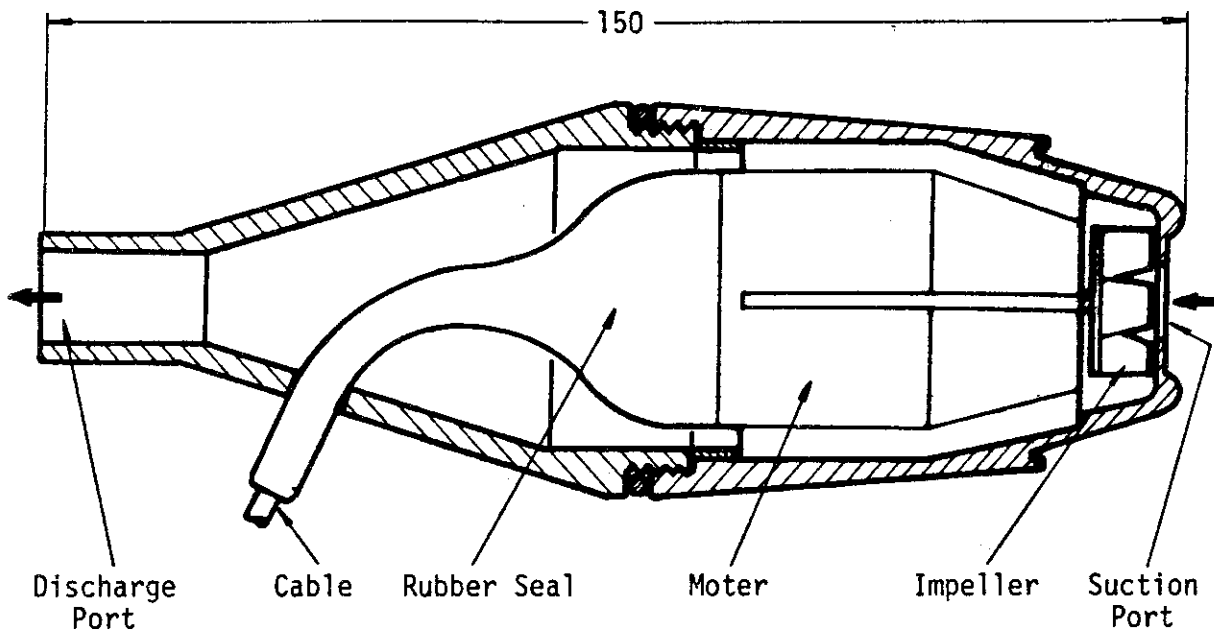


Fig. 2.4 Outline of mini submersion pump

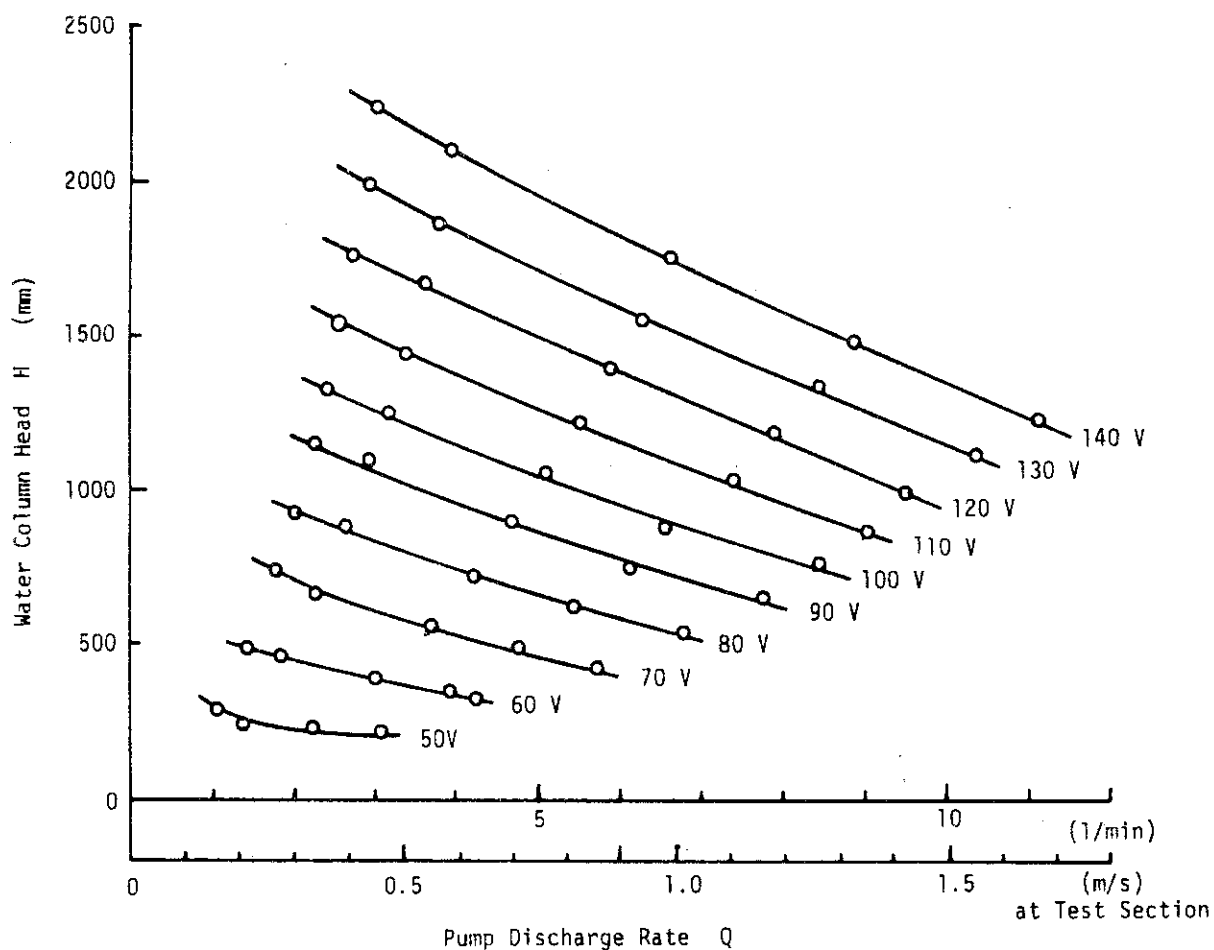


Fig. 2.5 Mini submersion pump Q-H characteristic measurement as a function of power source voltage

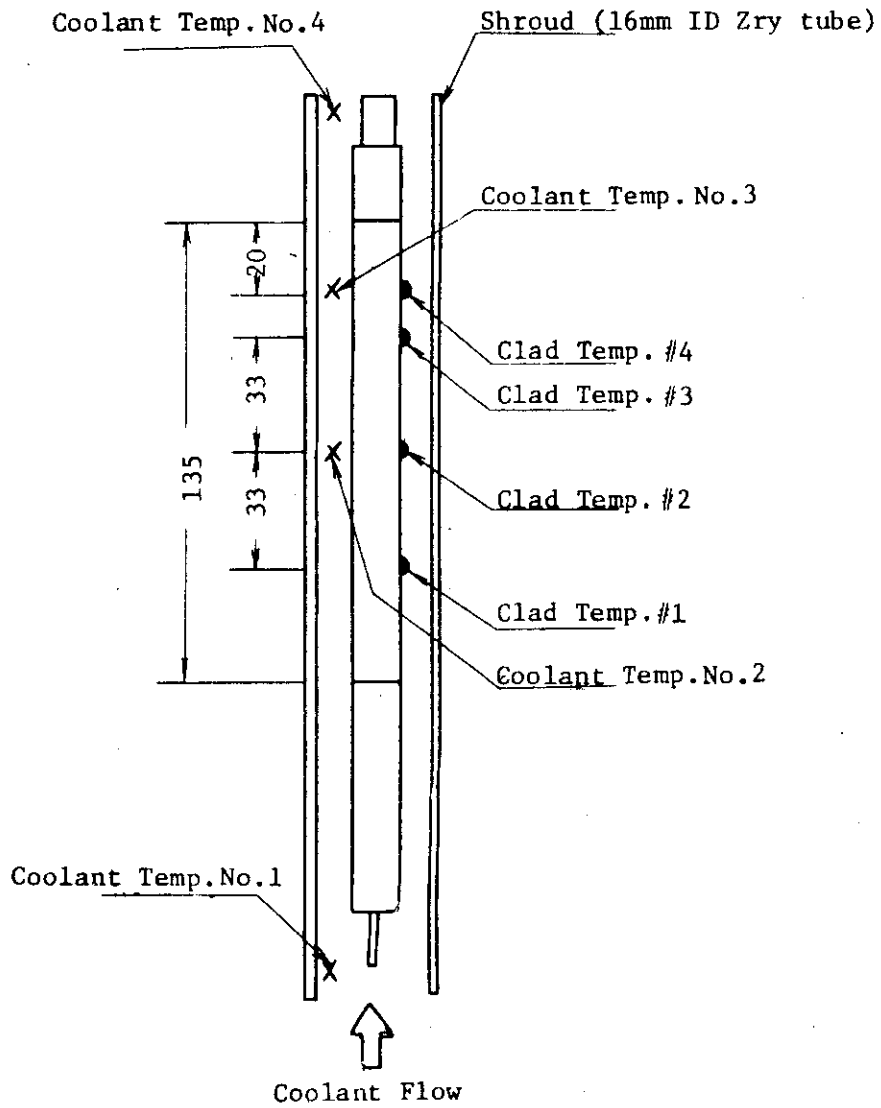


Fig. 2.6 Measuring points of cladding surface and coolant temperatures

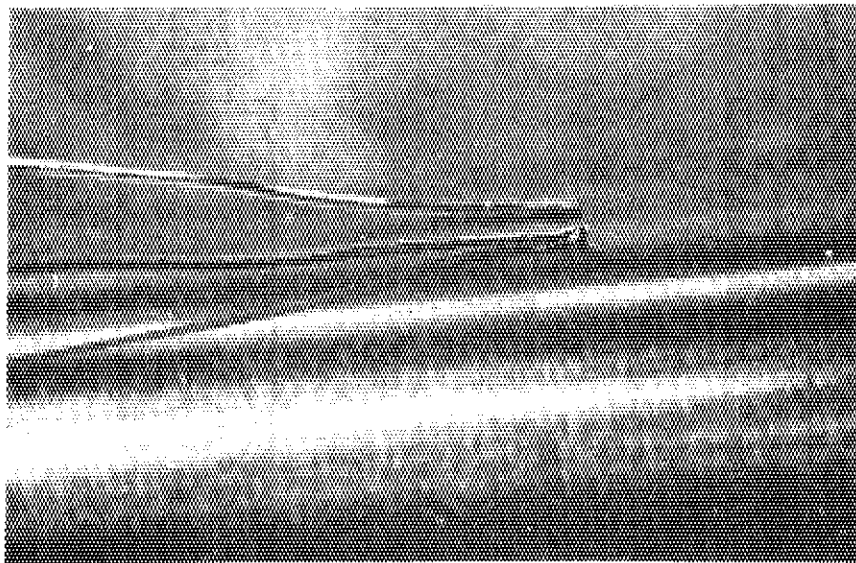
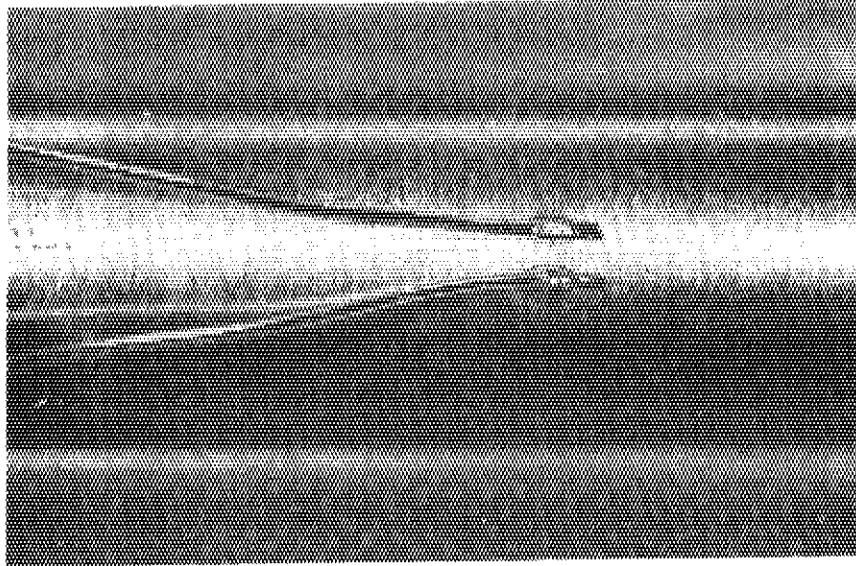


Fig. 2.7 Photographs of bare wire thermocouples attached on the cladding surface by spot welding

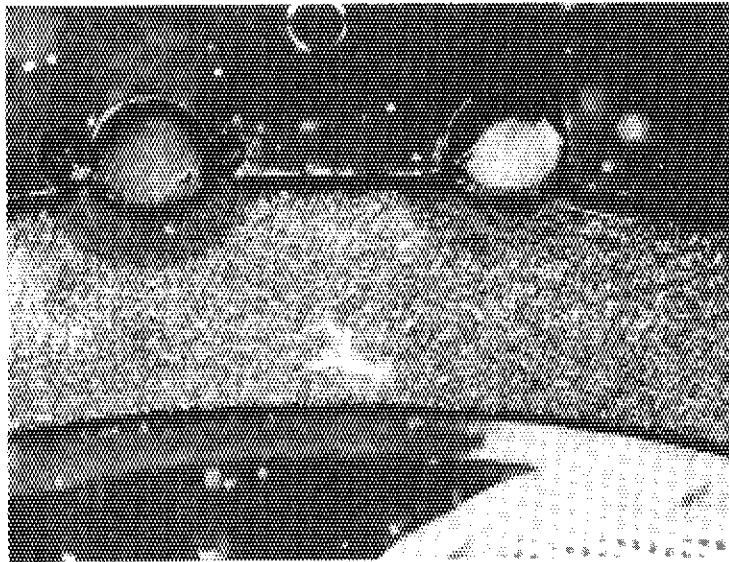


Fig. 2.8 Cross section of welded point of a bare wire thermocouple

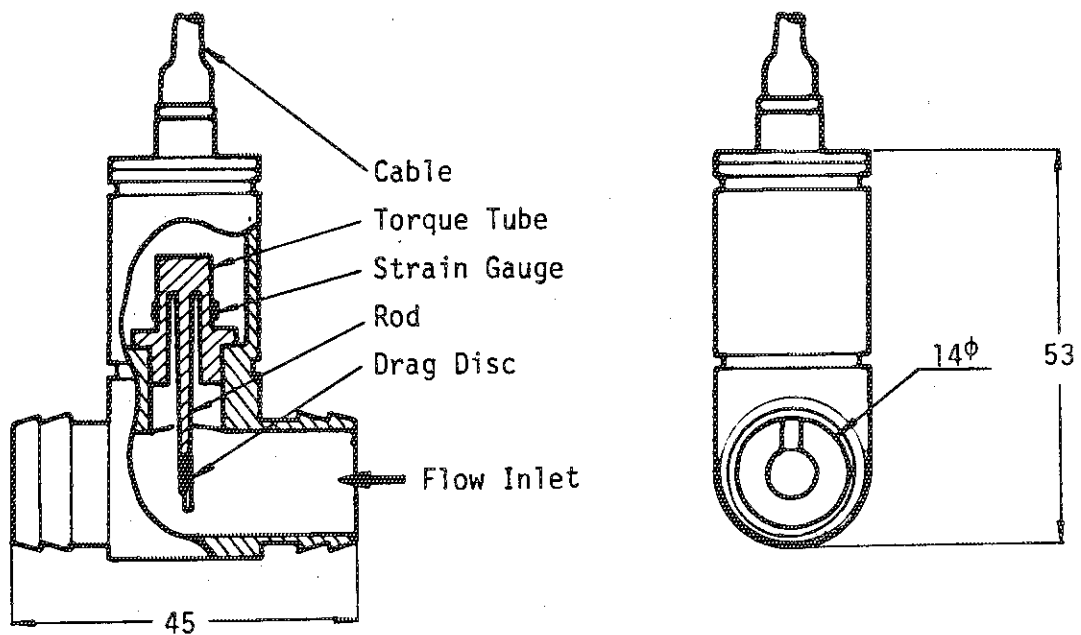


Fig. 2.9 Drag-disc type flowmeter

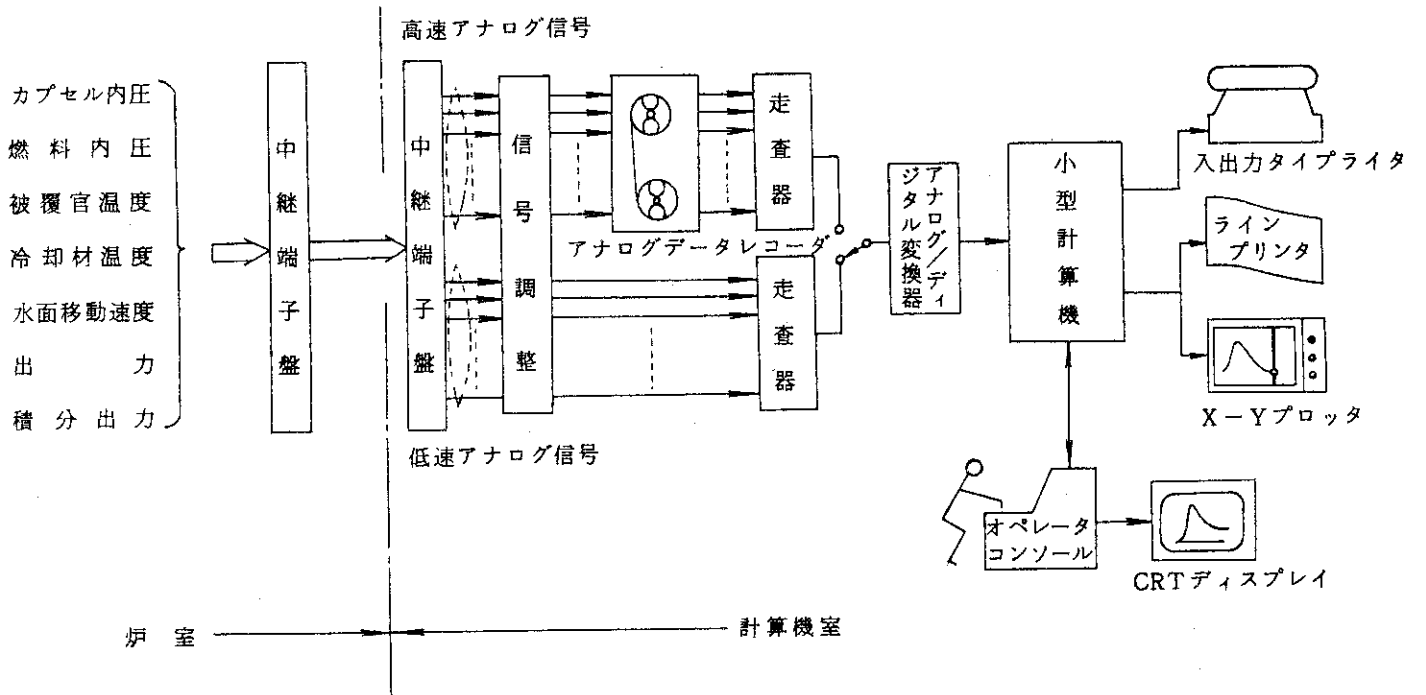


Fig. 2.10 Flow diagram of data processing system in NSRR experiment

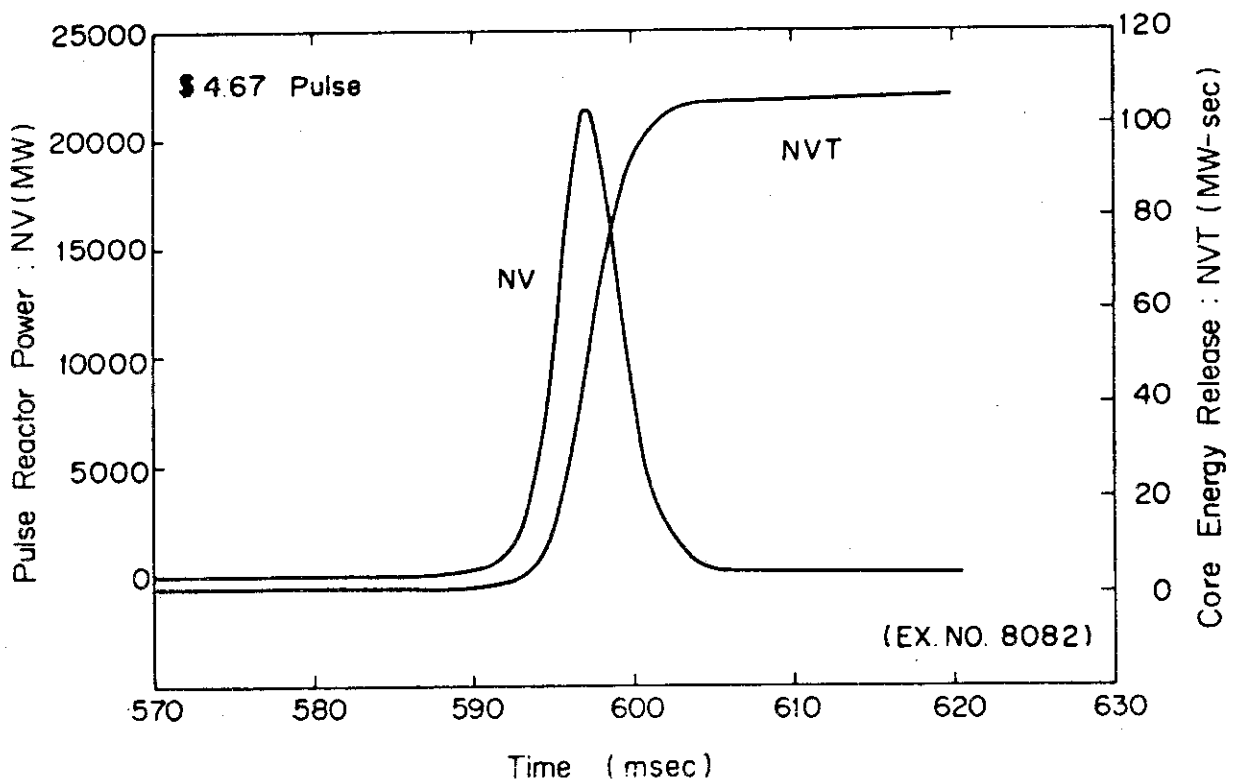


Fig. 2.11 Pulse reactor power and core energy release for 4.67 \$ pulse

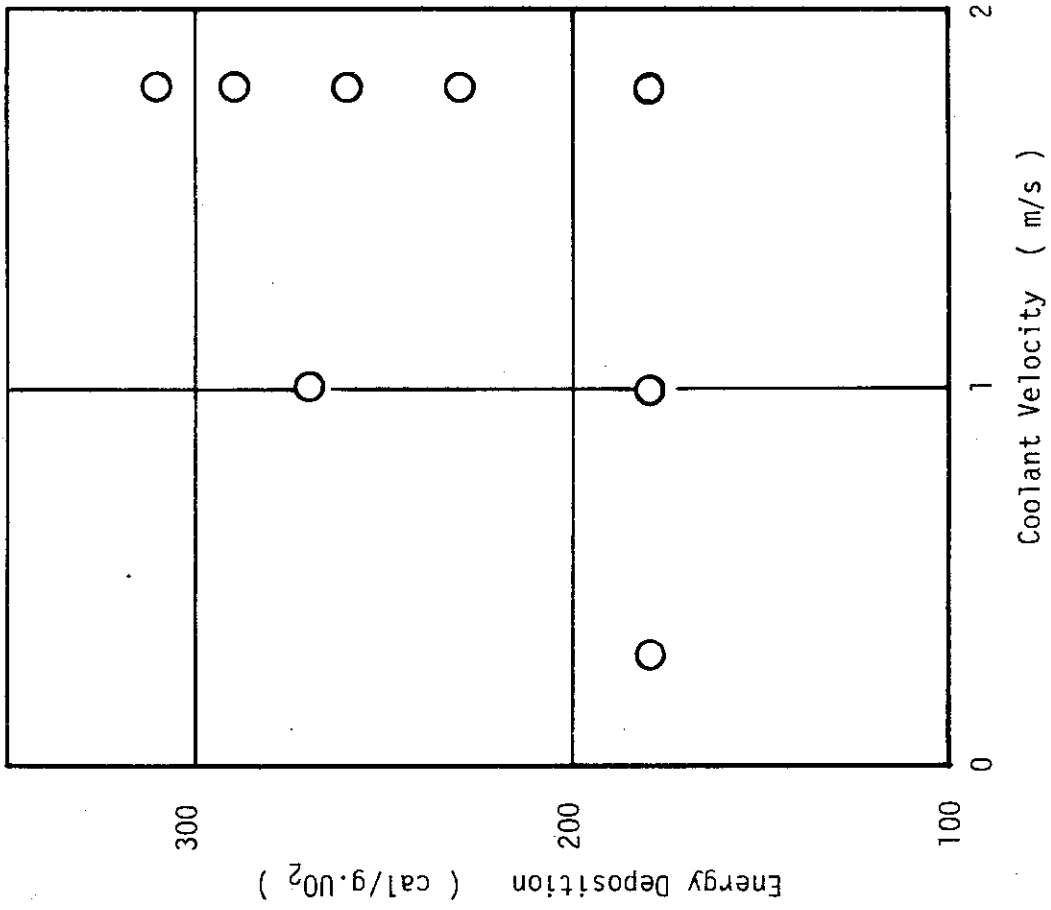


Fig. 2.13 Combination of energy deposition and coolant velocity conducted in forced coolant flow tests

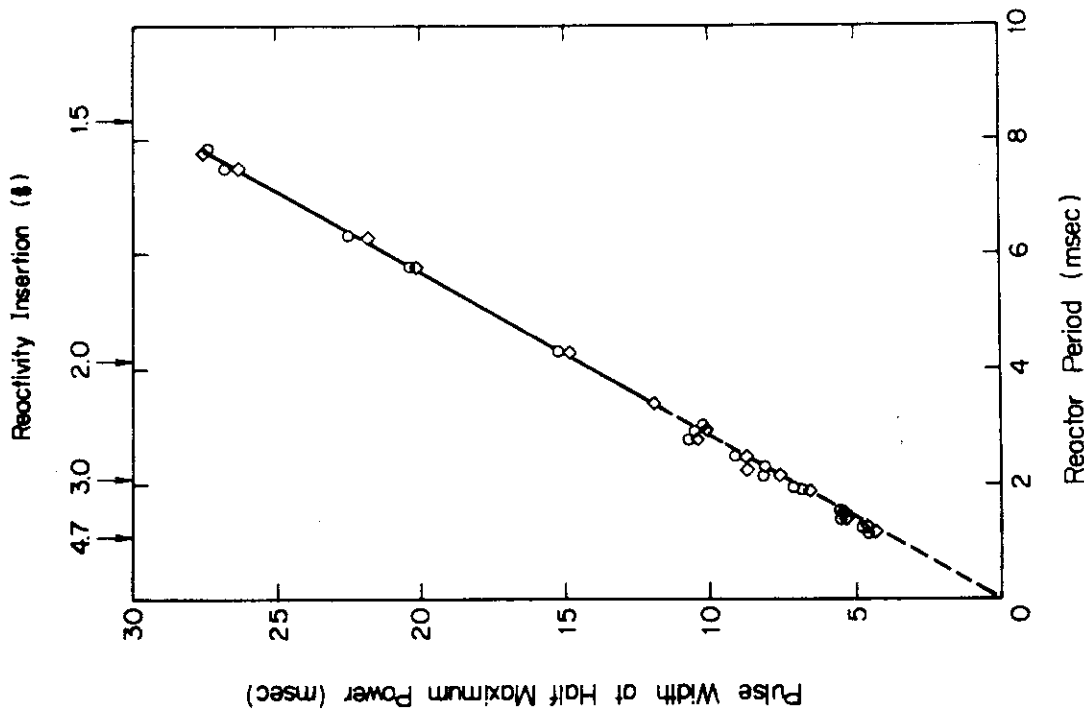


Fig. 2.12 Pulse width at half maximum power plotted as a function of reactor period

Table 3.1 Summary of transient data in forced coolant tests

Test No.	Coolant Flow Rate (m/s)	Energy Deposition (cal/g-UO ₂)	T/C No.	Cladding Surface				Coolant		
				Maximum		Quenching		FBD** (sec)	Maximum	
				Temp. (°C)	Time (sec)	Temp. (°C)	Time (sec)		Temp. (°C)	Time (sec)
240-1	1.0	194	#1	1060	2.6	650	3.2	2.8	32	0.36
			#2	1070	3.1	560	3.7	3.3	45	0.32
			#3	910	2.5	510	2.9	2.5	50	4.9
			#4	960	3.2	620	3.7	3.3	58	5.1
240-2	1.0	269	#1	>1620	1.6	*	*	*	38	0.30
			#2	>1700	1.0	*	*	*	42	1.8
			#3	1700	1.7	800	3.3	3.0	54	1.8
			#4	1730	1.9	790	3.2	2.9	-	-
240-3	1.8	190	#1	1000	1.3	530	1.6	1.2	24	0.32
			#2	800	1.2	750	2.1	1.7	27	0.32
			#3	810	1.4	620	2.5	2.1	32	3.0
			#4	800	1.0	560	2.5	2.1	43	3.4
240-4	1.8	262	#1	1450	1.7	570	4.8	4.5	24	0.30
			#2	1290	0.9	480	4.3	4.0	31	0.30
			#3	1390	1.7	540	4.6	4.2	37	2.5
			#4	1460	1.3	490	4.7	4.4	41	2.7
240-5	0.3	187	#1	1300	1.9	540	5.1	4.7	23	0.33
			#2	1130	1.9	600	5.7	5.3	30	0.32
			#3	1110	1.5	490	5.4	5.1	83	6.9
			#4	1170	1.8	500	5.7	5.3	79	7.3
240-6	1.8	230	#1	1470	1.8	1270	2.3	2.0	30	0.30
			#2	1060	0.9	670	3.3	3.0	30	0.30
			#3	1190	1.0	550	4.0	3.7	30	0.30
			#4	1200	1.0	530	3.6	3.3	35	0.30
240-7	1.8	290	#1	>1100	0.53	*	*	*	20	-
			#2	1460	0.9	670	3.8	3.5	35	0.30
			#3	1350	1.1	730	3.9	3.6	38	2.1
			#4	1330	1.0	500	3.4	3.1	47	2.9
240-8	1.8	310	#1	>1360	0.50	*	*	*	35	0.27
			#2	>1550	0.70	*	*	*	99	1.6
			#3	1530	1.6	570	7.6	7.2	37	0.28
			#4	>1610	0.55	*	*	*	98	5.8
			#5	-	-	-	-	-	34	0.27

* N.A. due to T/C failure

** FBD = Film Boiling Duration

Table 3.2 Summary of residual deformation of the irradiated rods

Coolant Velocity (m/s)	Energy Deposition (cal/g·UO ₂)	Test No.	Non-heated Zone	Cladding O.D. (mm)*1				Total Length (mm)		Elongation (%)	Max.*2 Bending (mm)
				#1	#2	#3	Max.	Min.	Before Irradiation		
1.8	190	240-3	10.748	10.795	10.780	10.890	10.746	280.1	280.65	0.55	
			10.750	10.750	10.790	10.820	10.745	280.75		0.65	
"	230	240-6	10.750	10.802	10.782	10.884	10.770	295.5	296.0	0.5	0.0
			10.755	10.820	10.822	10.853	10.783				
"	260	240-4	10.760	10.845	11.005	11.010	10.776	280.0	280.0	0.0	0.95
			10.750	10.740	10.850	11.185	10.391	295.4	294.8	-0.6	
"	290	240-7	10.755	10.930	10.773	11.120	10.580				0.4
			10.750	10.822	10.788	10.859	10.742	280.1	280.80	0.70	
1.0	194	240-1	10.745	10.827	10.777	10.852	10.732	280.1	280.95	0.85	2.8
			10.750	10.780	10.783	10.822	10.742				
"	270	240-2	10.751	10.775	10.784	10.806	10.745	280.1	280.75	0.65	1.9
			10.756	10.795	10.772	10.801	10.737	280.2	280.2	1.1	
0.3	187	240-5	10.751	10.775	10.784	10.806	10.745	280.9	281.1	0.2	1.0
			10.756	10.795	10.772	10.801	10.737				

Notes *1 The measured position #1, #2 and #3 corresponds to the T/C position of the same number, i.e. #2 is active fuel center, #1 and #3 are 33 mm lower and upper positions from #2.

*2 "Maximum Bending: means the maximum deflection from the axial center line

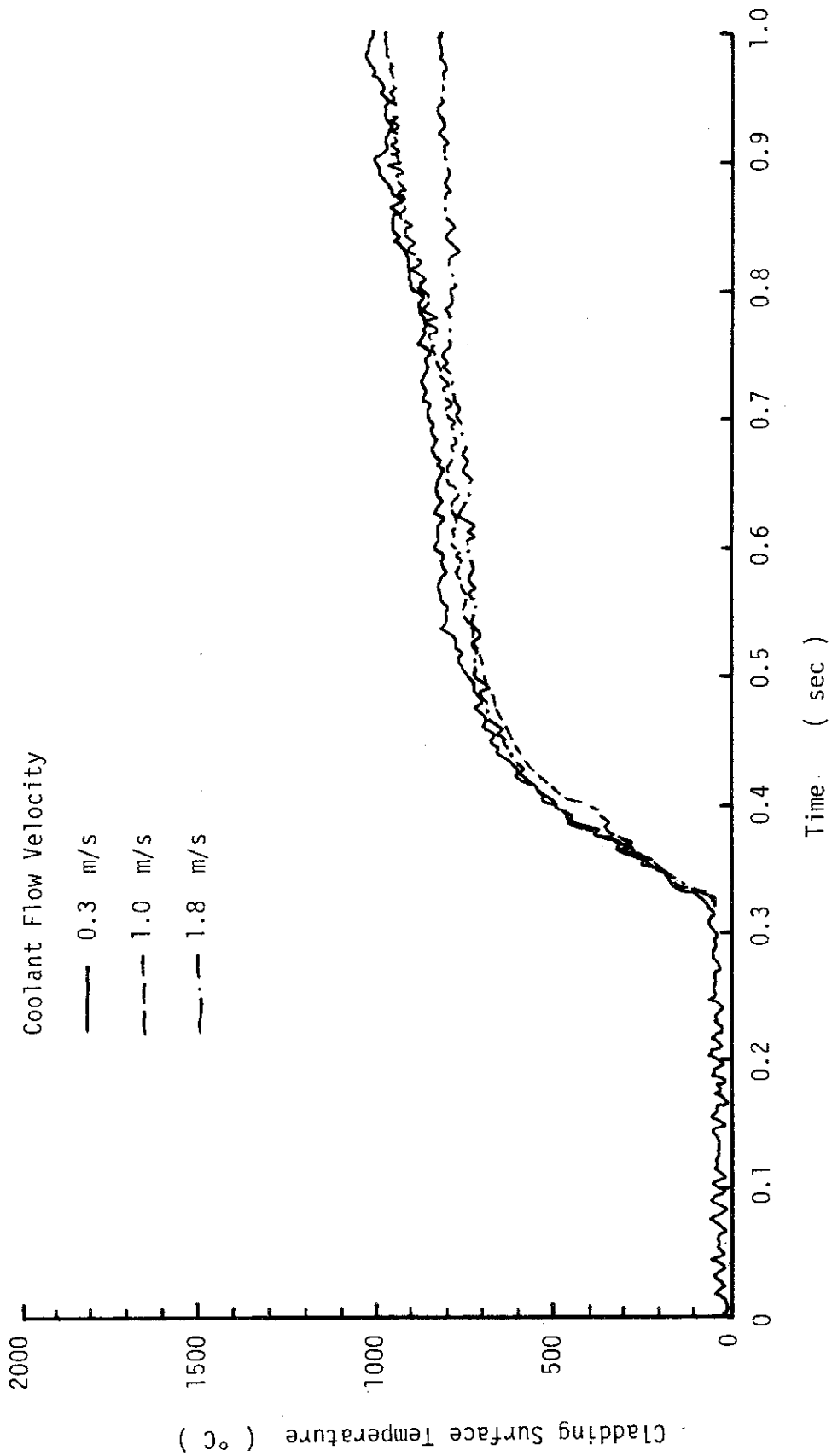


Fig. 3.1 Comparison of cladding surface temperature histories for different coolant flow velocities (190 cal/g·UO₂, 0 ~ 1 s)

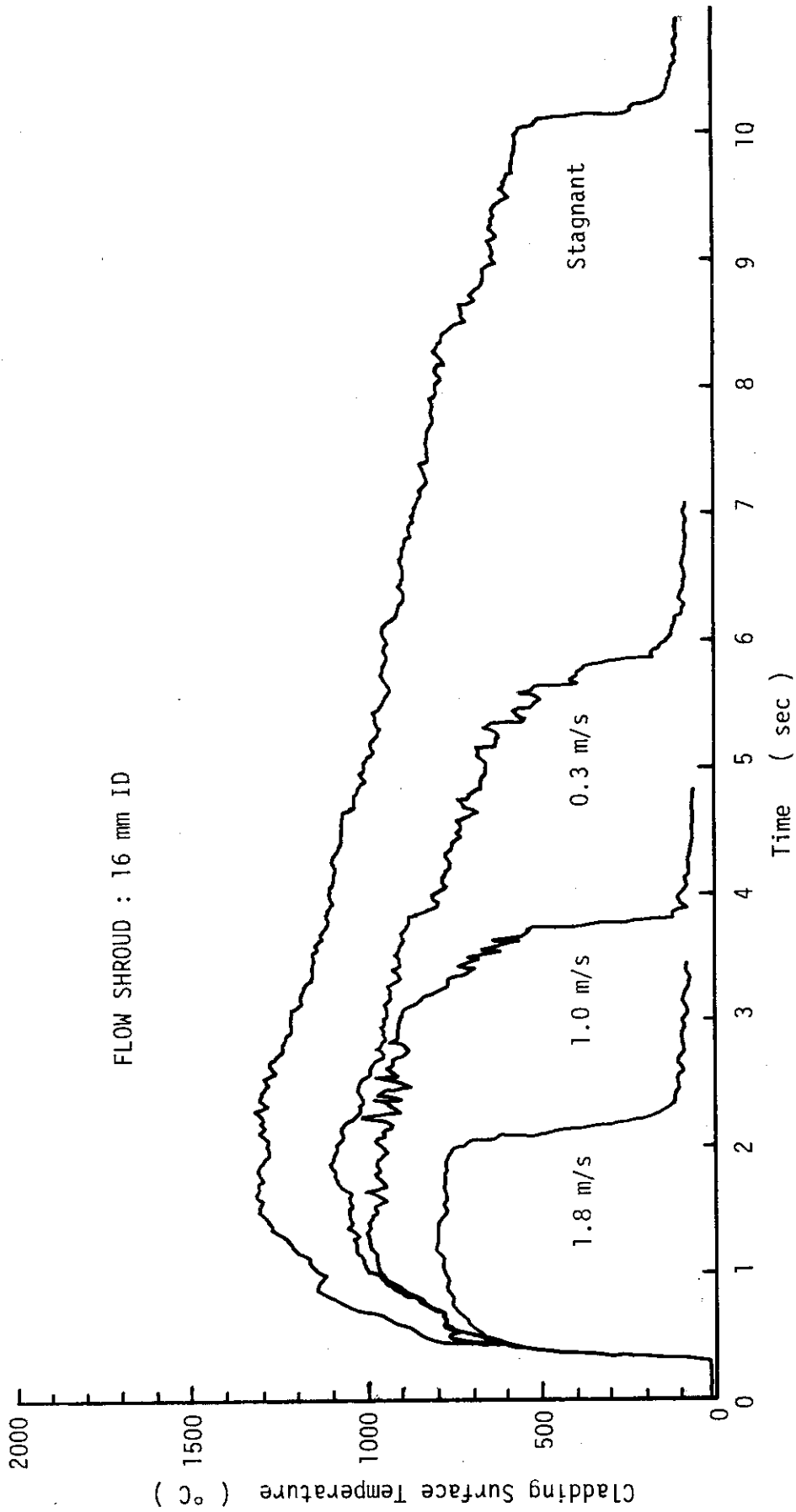


Fig.3.2 Comparison of cladding surface temperature histories for different coolant flow velocities (190 cal/g.UO₂, 0 ~ 10 s)

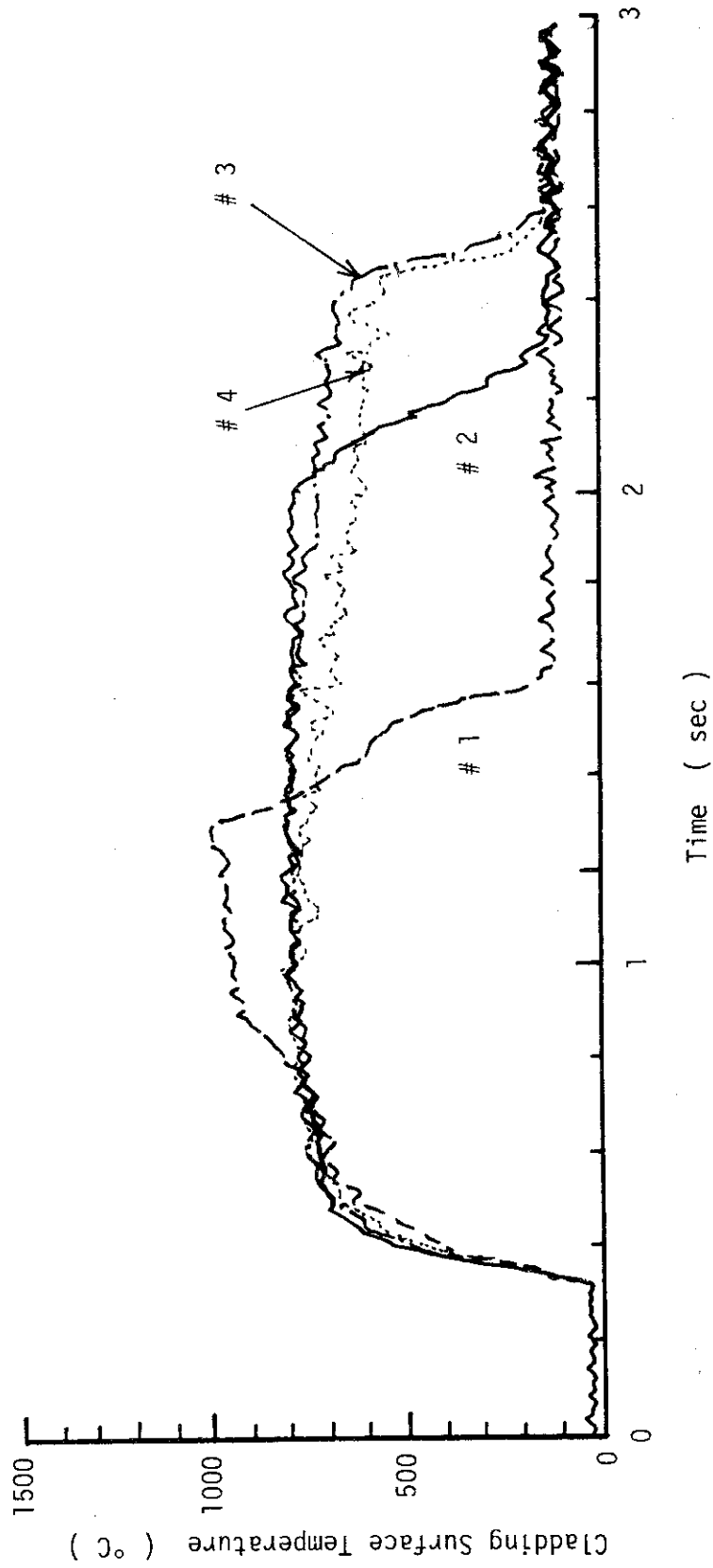


Fig. 3.3 Comparison of cladding surface temperature histories at different axial positions
(190 cal/g.UO₂, 1.8 m/s)

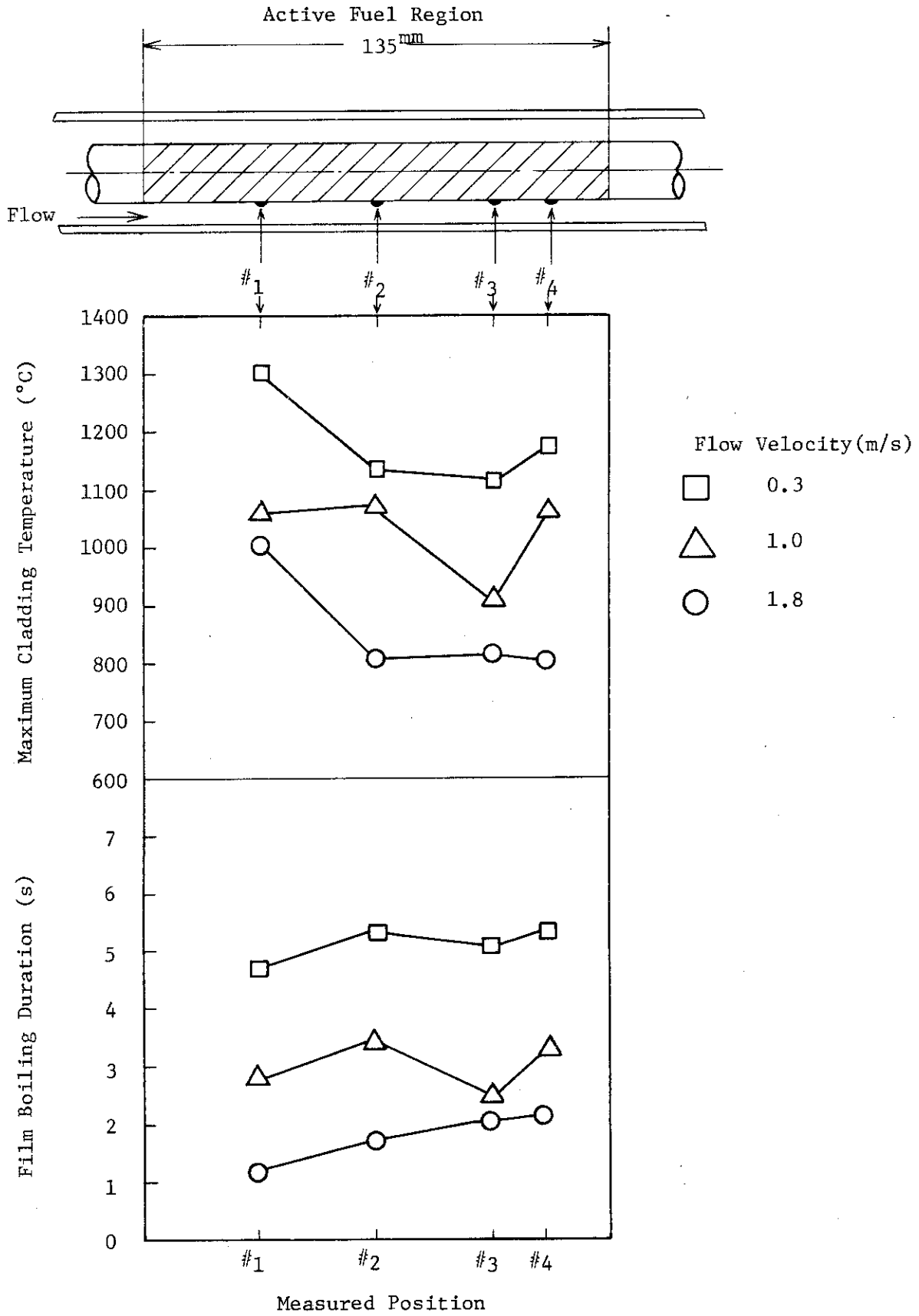


Fig. 3.4 Maximum cladding temperature and film boiling duration plotted as a function of axial measured position

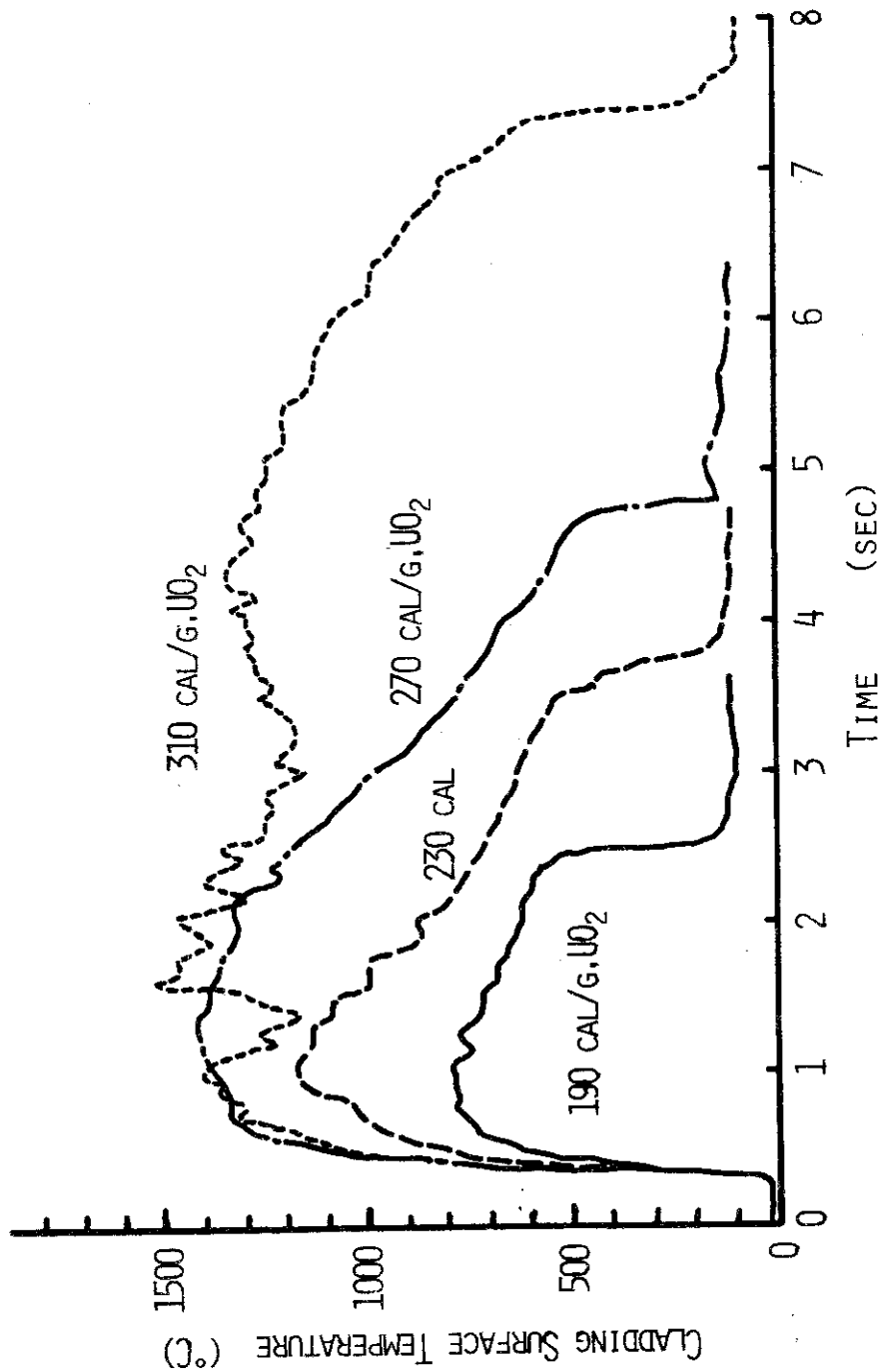


Fig. 3.5 Comparison of cladding surface temperature histories for different energy depositions (1.8 m/s)

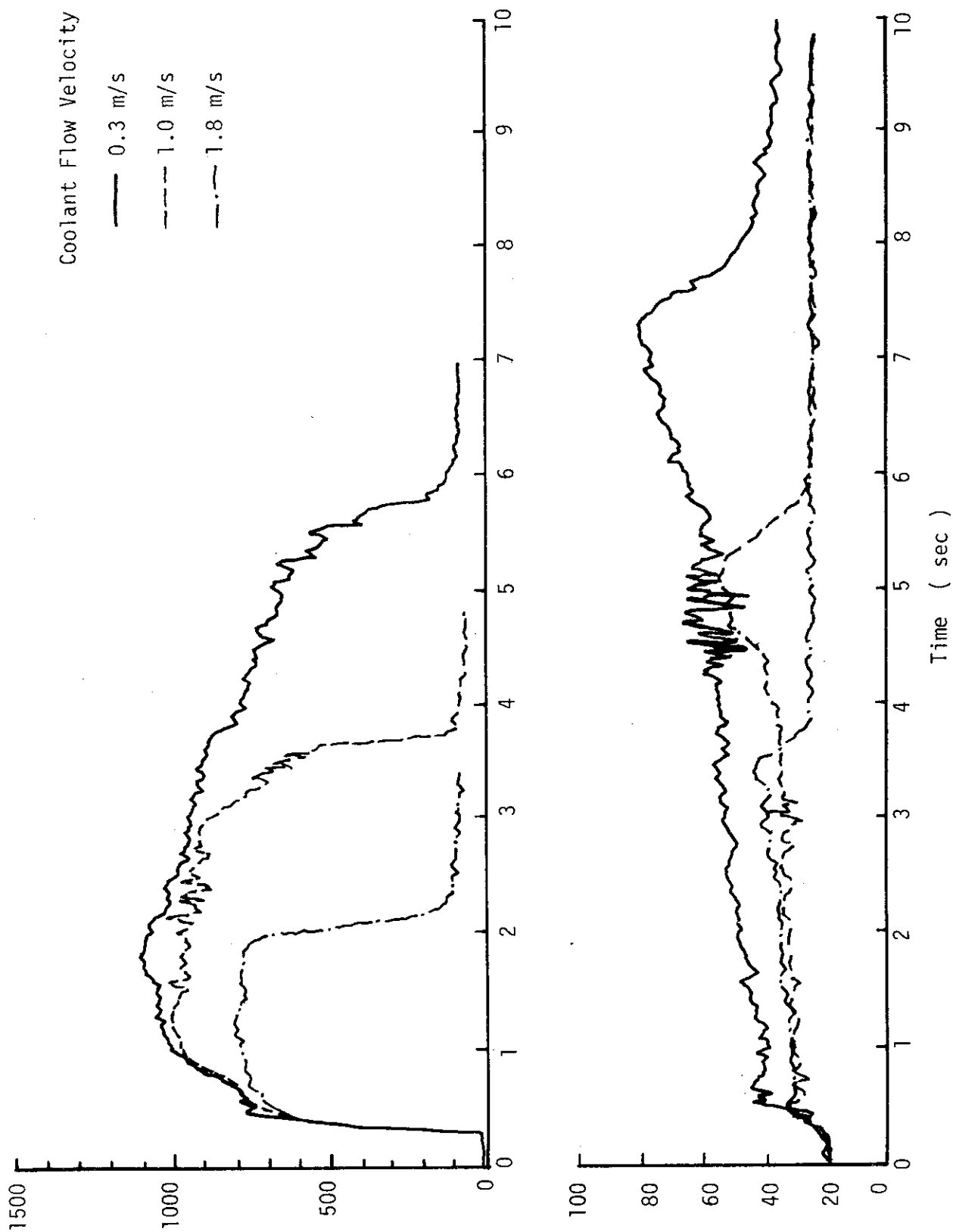


Fig. 3.6 Transient histories of outlet coolant temperature and cladding surface temperature at 190 cal/g.UO₂

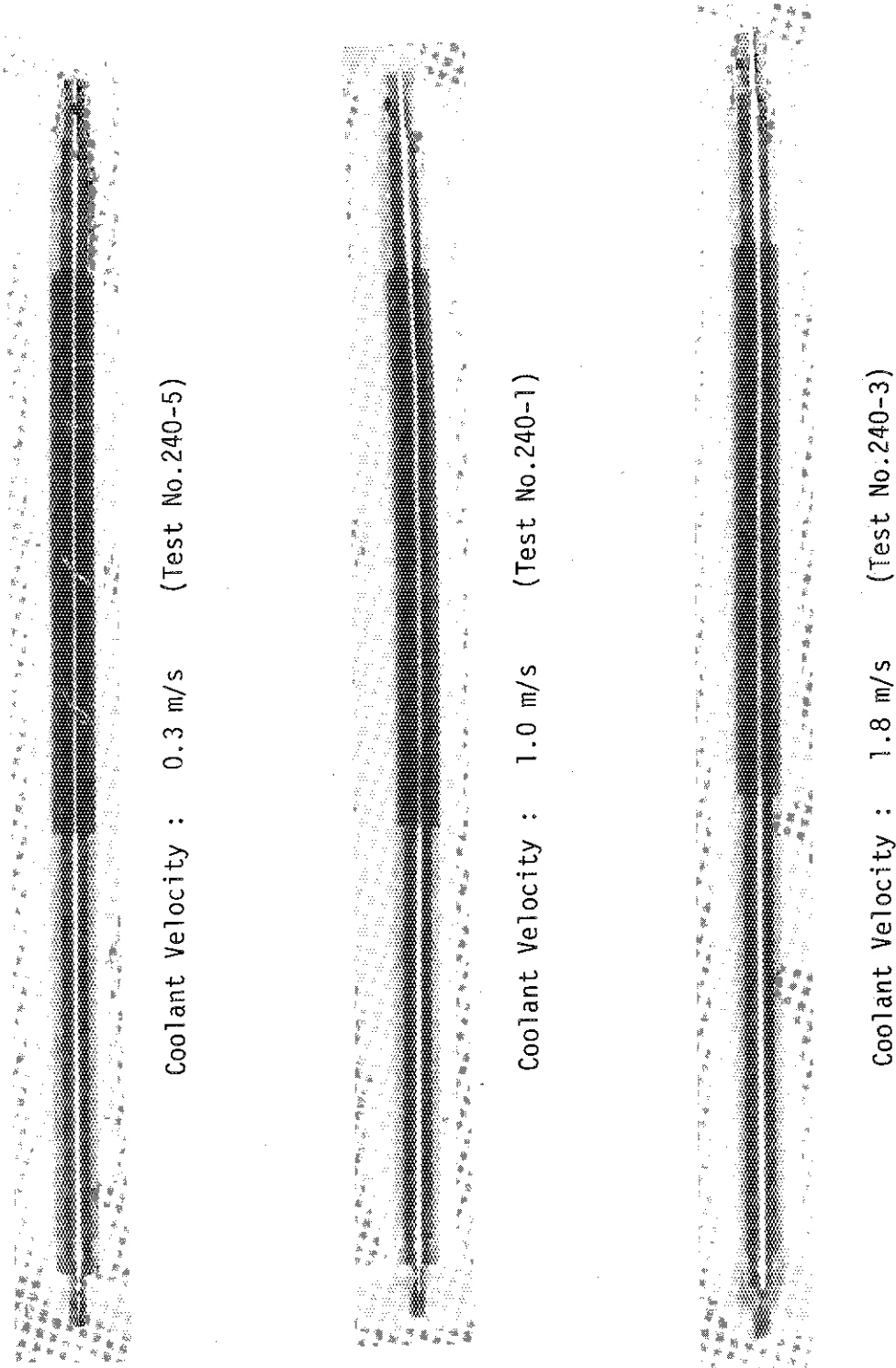


Fig. 3.7 Post test photographs of NSRR standard test rod irradiated at 190 cal/g·UO₂ under different coolant velocities

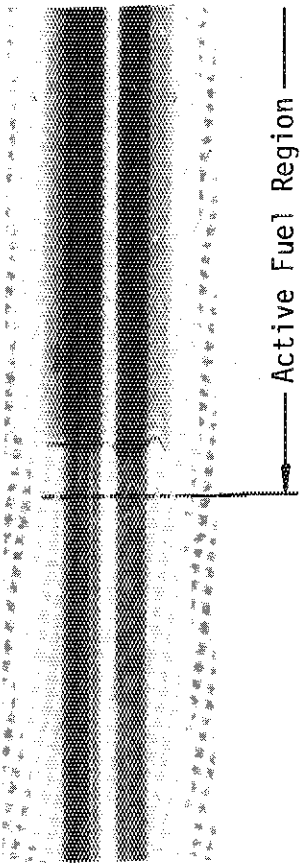


Fig. 3.8 Lower boundary of oxidized region of cladding in Test No. 240-3
(Energy deposition : 190 cal/g·UO₂, Coolant velocity : 1.8 m/s)

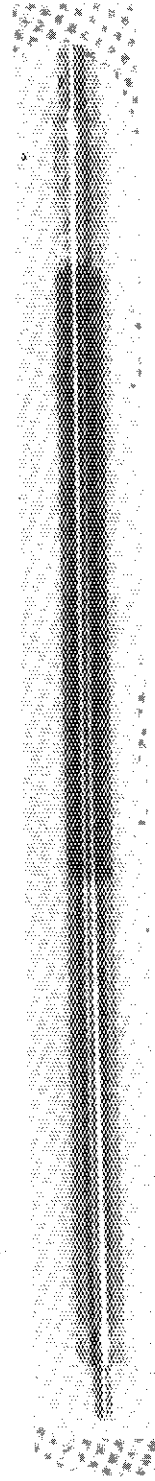


Fig. 3.9 Post test photograph of NSRR standard test rod irradiated at 230 cal/g·UO₂
under coolant velocity of 1.8 m/s (Test No. 240-6)

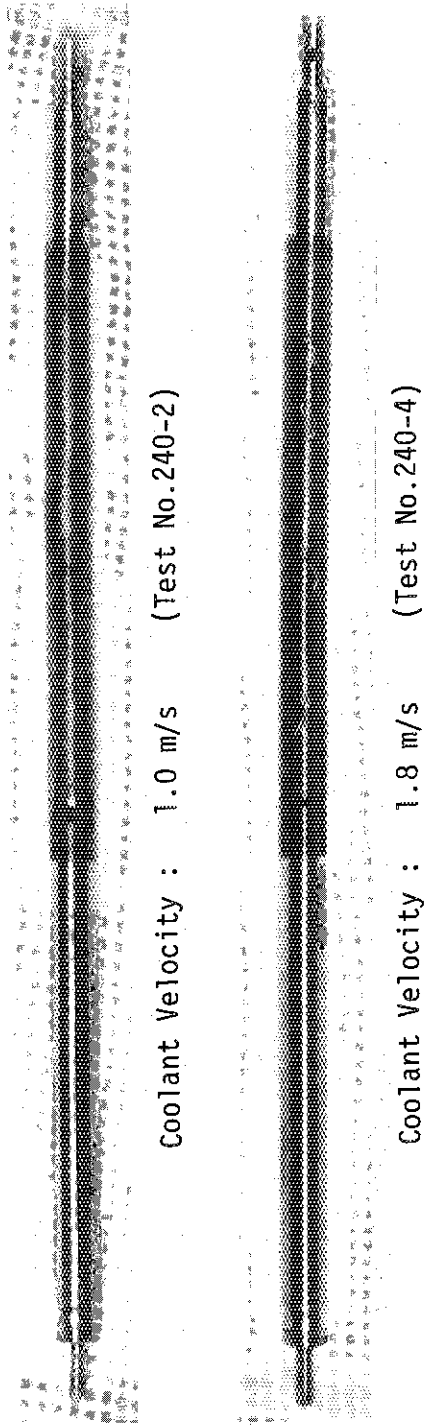


Fig. 3.10 Post test photographs of NSRR standard test rod irradiated at about 270 cal/g·UO₂ under different coolant velocity

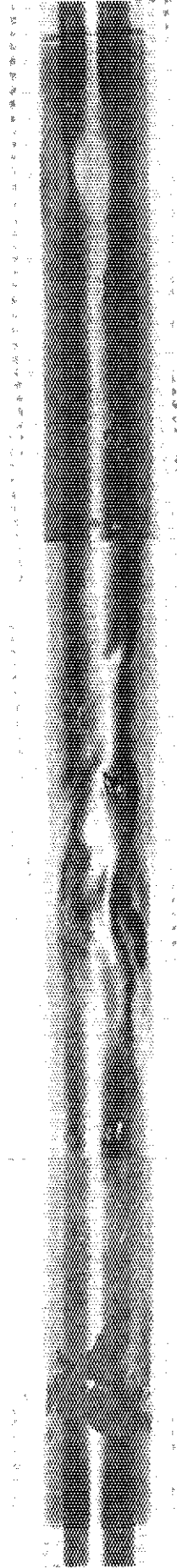
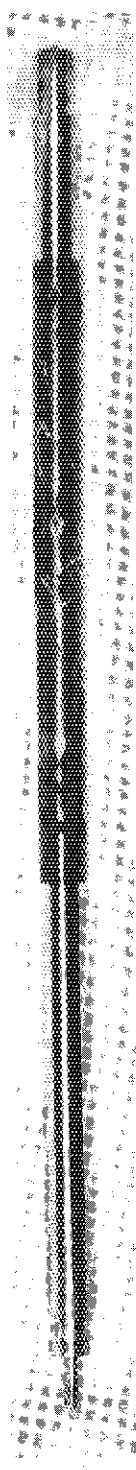
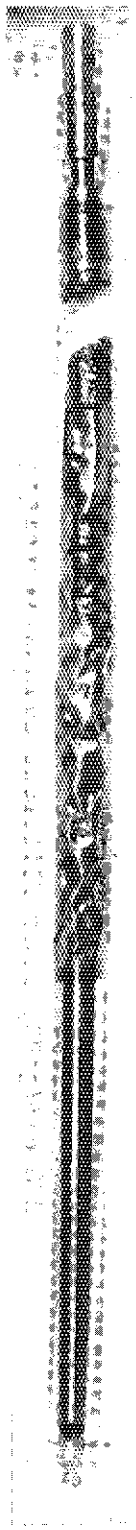


Fig. 3.11 Enlarged photograph of active fuel region of the rod following Test No. 240-2 (Energy deposition: 270 cal/g·UO₂, Coolant velocity: 1.0 m/s)



Energy Deposition : 290 cal/g·UO₂, Coolant Velocity : 1.8 m/s (Test No.240-7)



Energy Deposition : 310 cal/g·UO₂, Coolant Velocity : 1.8 m/s (Test No.240-8)

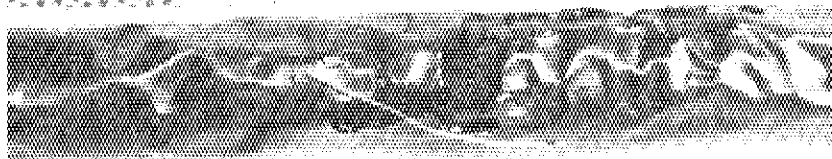
Fig. 3.12 Post test photographs of NSRR standard test rods irradiated at 290 cal/g UO and 310 cal/g·UO₂ under coolant velocity of 1.8 m/s



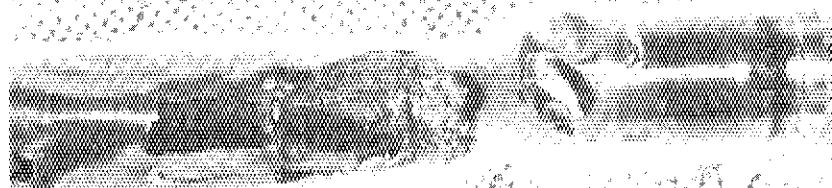
Fig. 3.13 Enlarged photograph of active fuel region of the rod following Test No. 240-7 (290 cal/g·UO₂, 1.8 m/s)



A. Lower Section



B. Middle Section



C. Upper Section

Fig. 3.14 Enlarged photographs of the rod following Test No. 240-8 (Energy deposition: 310 cal/g·UO₂, Coolant flow: 1.8 m/s)

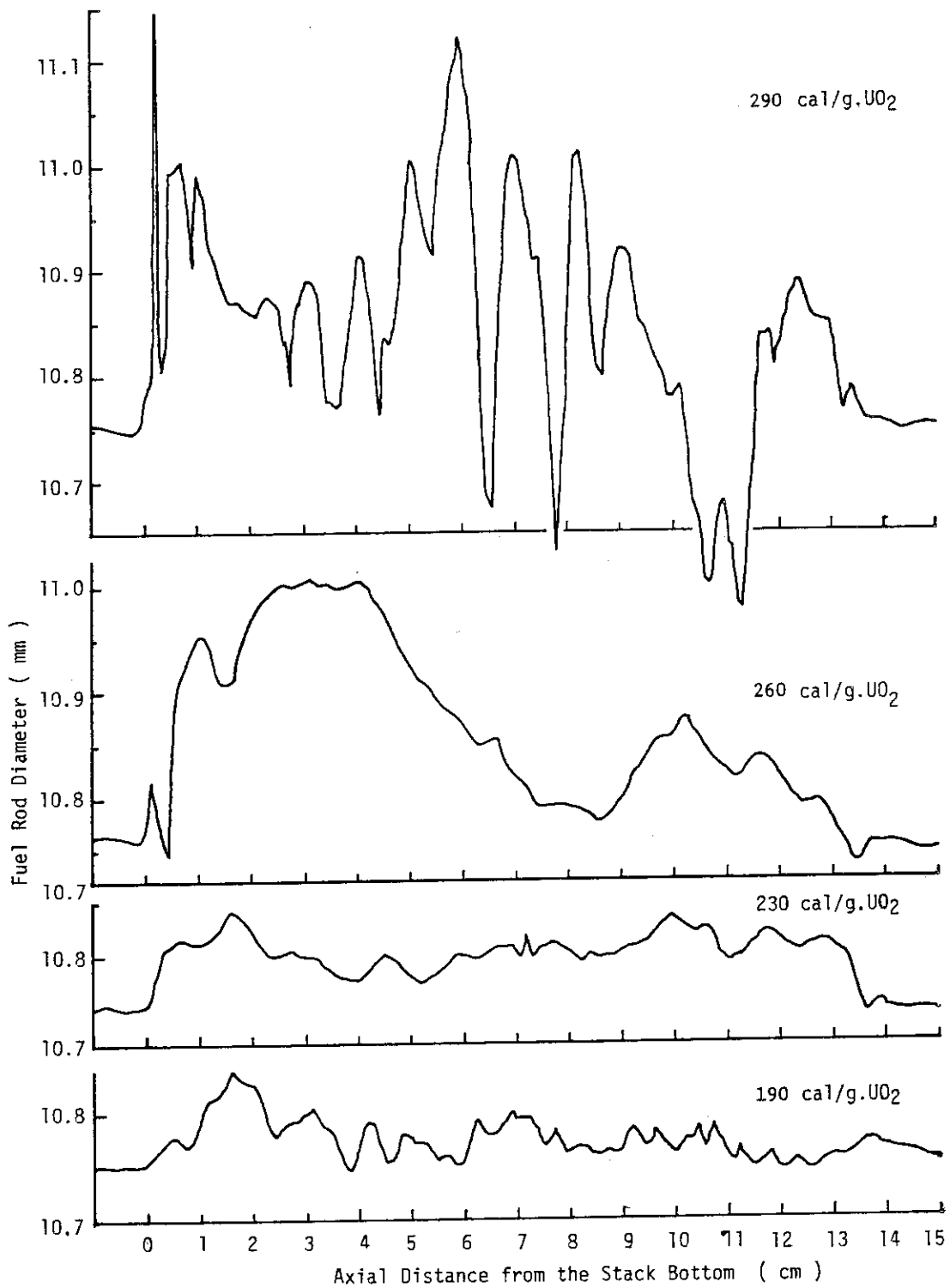


Fig. 3.15 Comparison of profile measurements of post test fuel rods (Coolant velocity: 1.8 m/s)

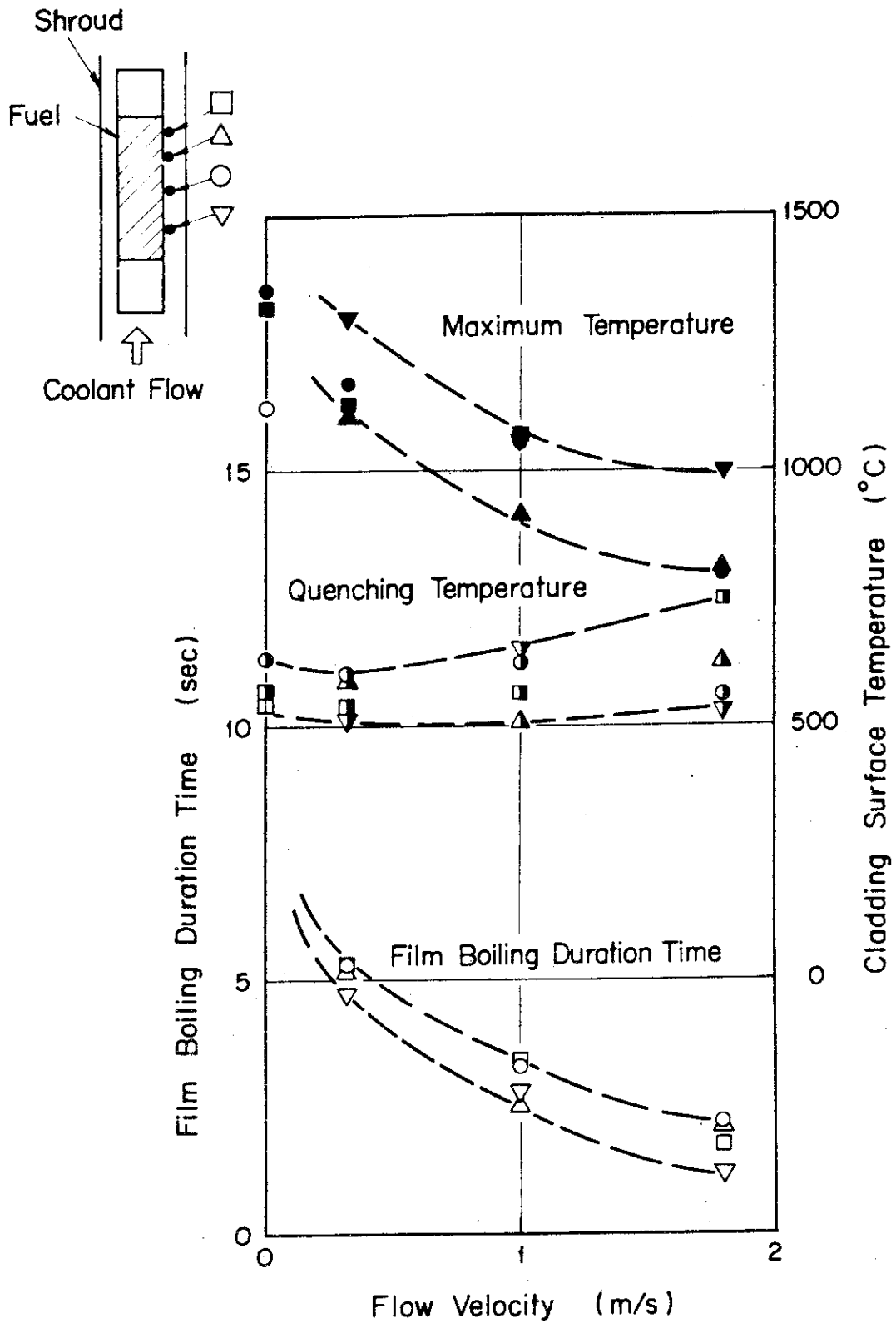


Fig. 4.1 Effect of coolant velocity on maximum cladding temperature, quenching temperature, and film boiling duration time of $190 \text{ cal/g}\cdot\text{UO}_2$

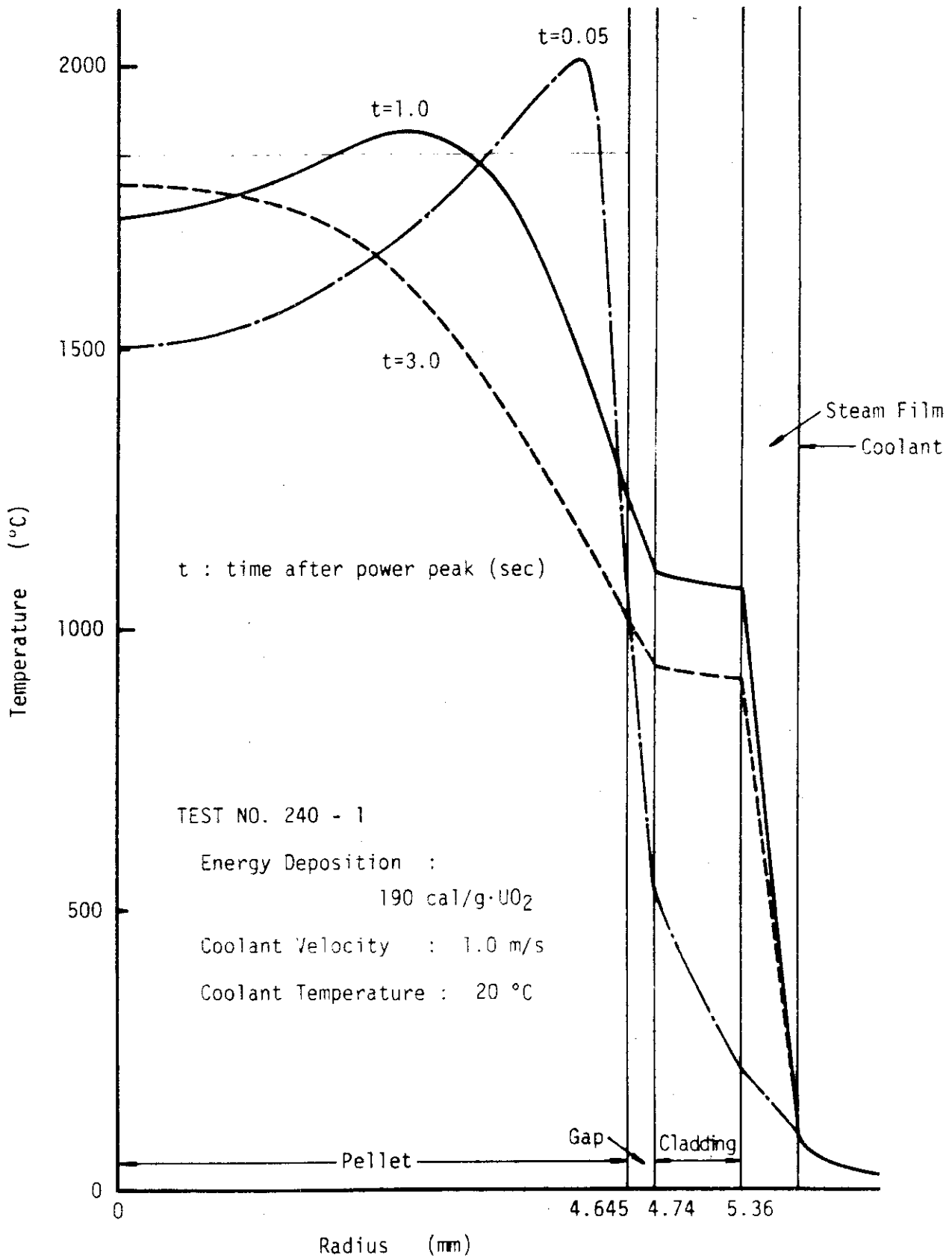


Fig. 4.2 Radial temperature distribution during RIA test transient

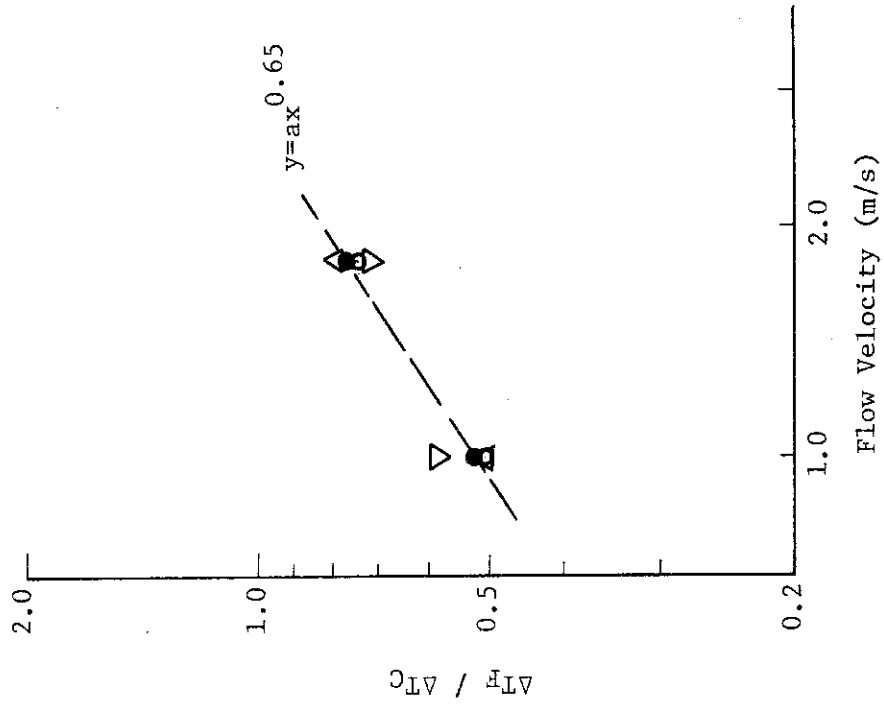


Fig. 4.5 Ratio of internal to external temperature drops plotted as a function of coolant velocity (270 cal/gUO₂)

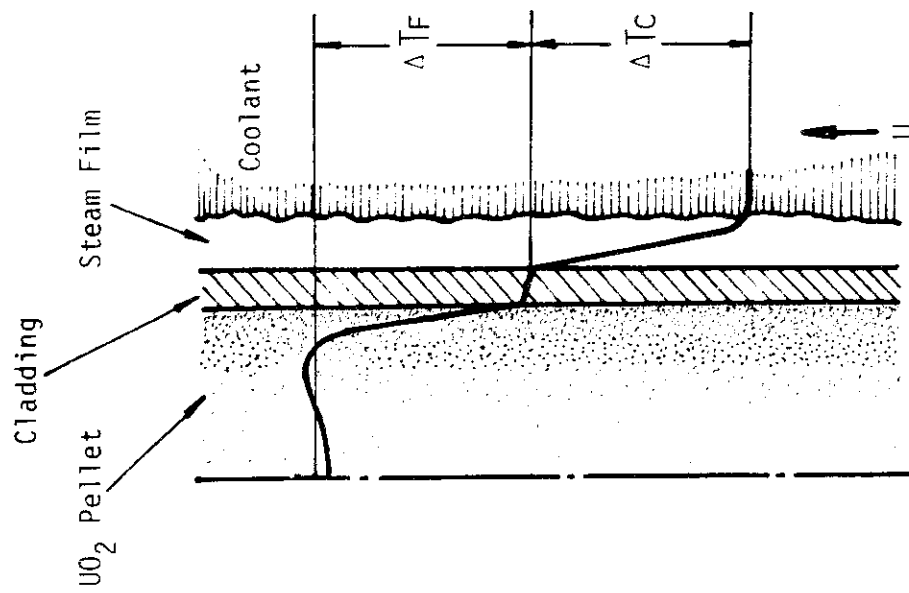


Fig. 4.3 Major temperature drops between the fuel pellet and the coolant

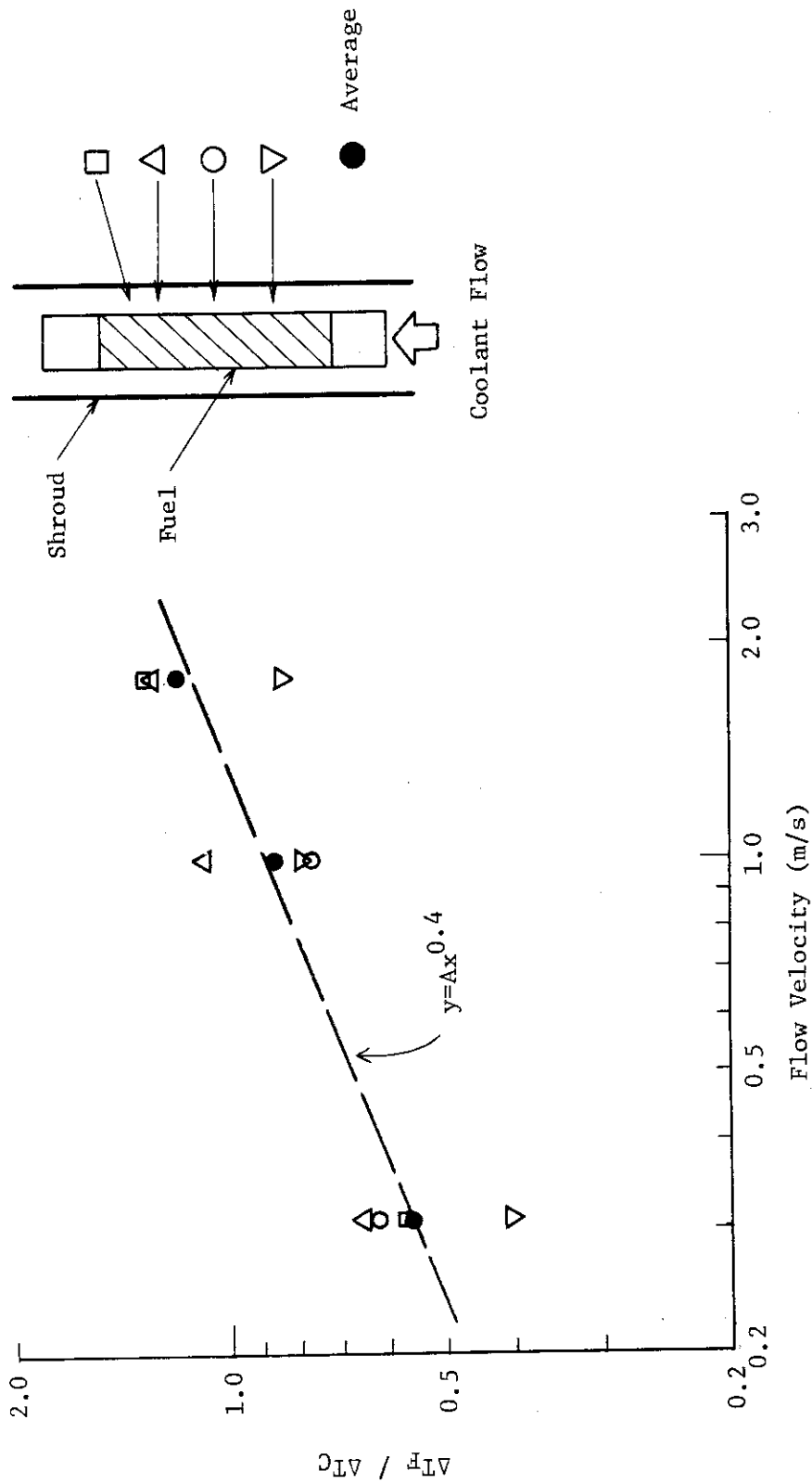


Fig. 4.4 Ratio of internal to external temperature drops plotted as a function of coolant flow velocity (190 cal/gUO₂)

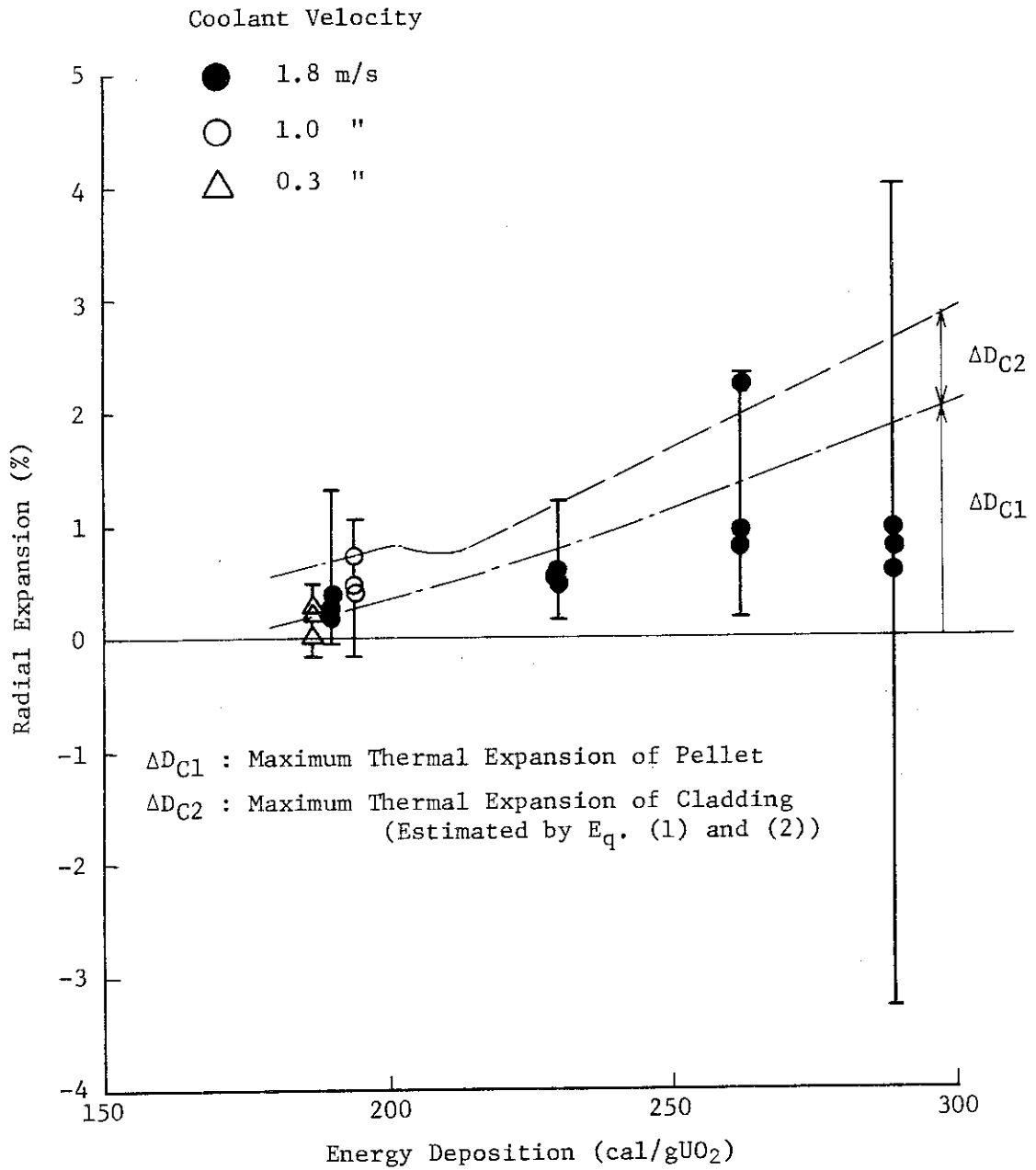


Fig. 4.6 Cladding radial expansion plotted as a function of energy deposition

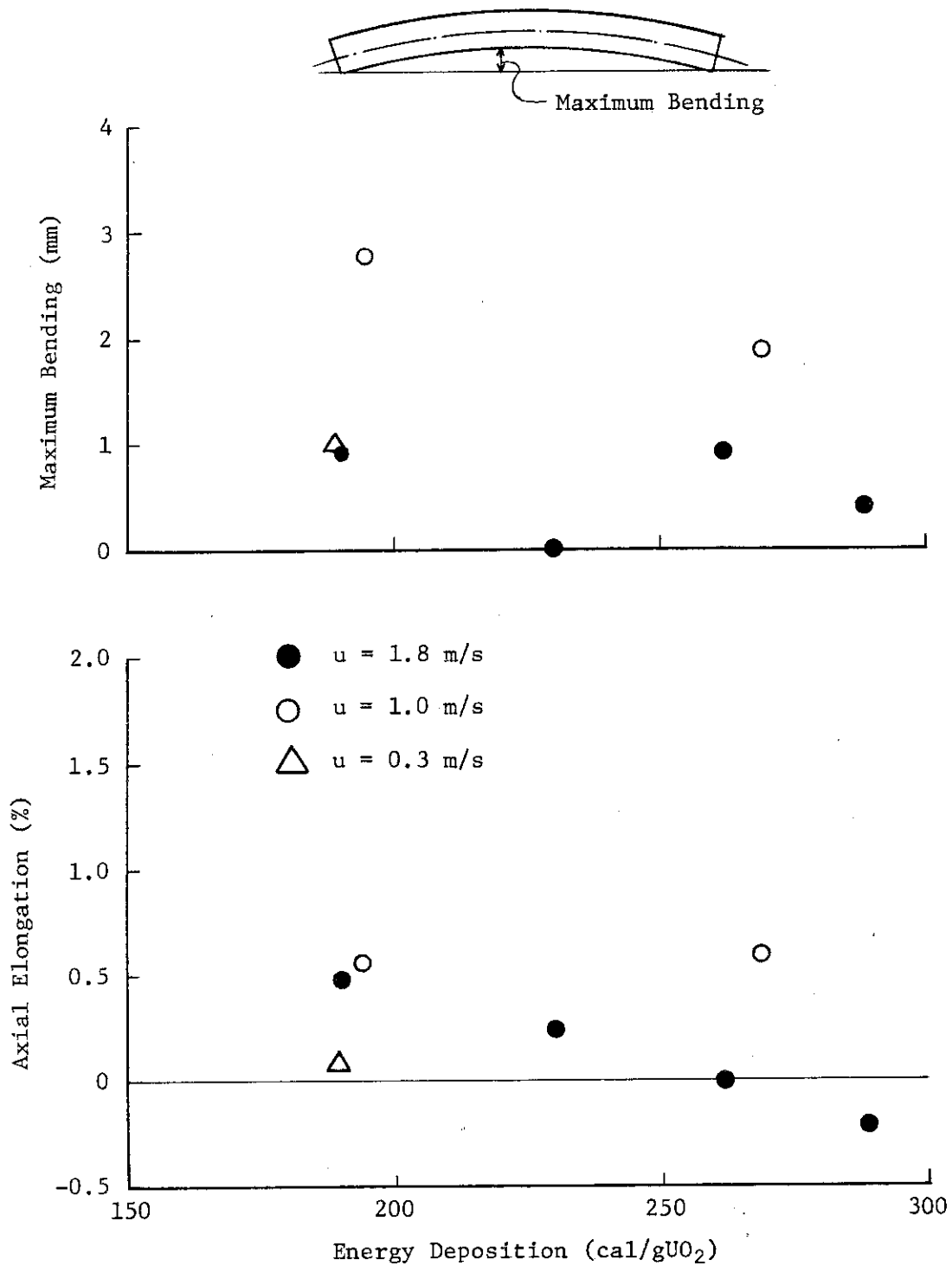


Fig. 4.7 Fuel rod axial elongation and maximum bending plotted as a function of energy deposition

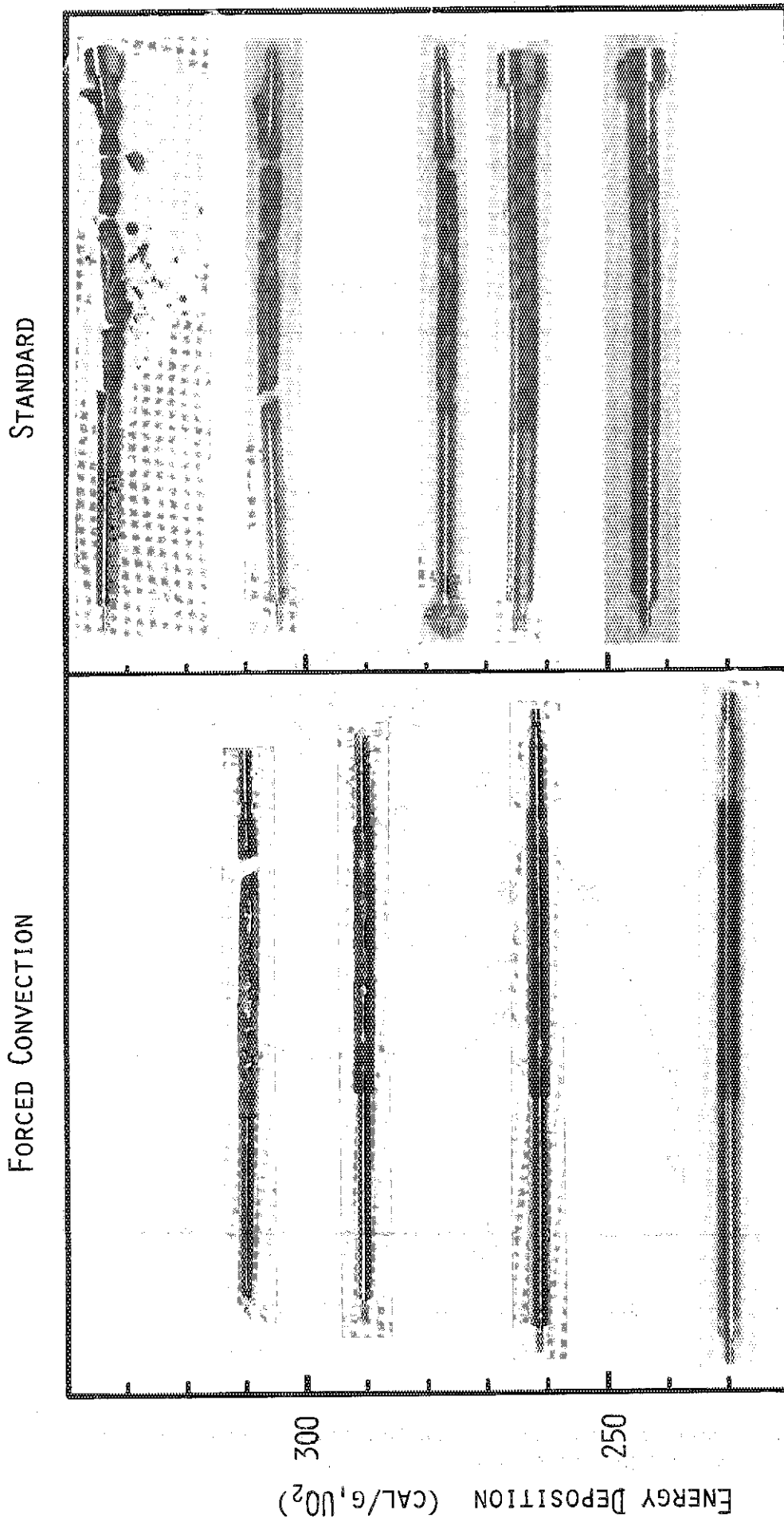


Fig. 4.8 Comparison of post irradiation fuel rods between forced convection tests and standard tests

Stagnant	20°C	▽
	90°C	◇
Forced Convection	0.3 m/s	□
(20°C)	1.0 m/s	△
	1.8 m/s	○

(Solid symbols indicate failed fuels)

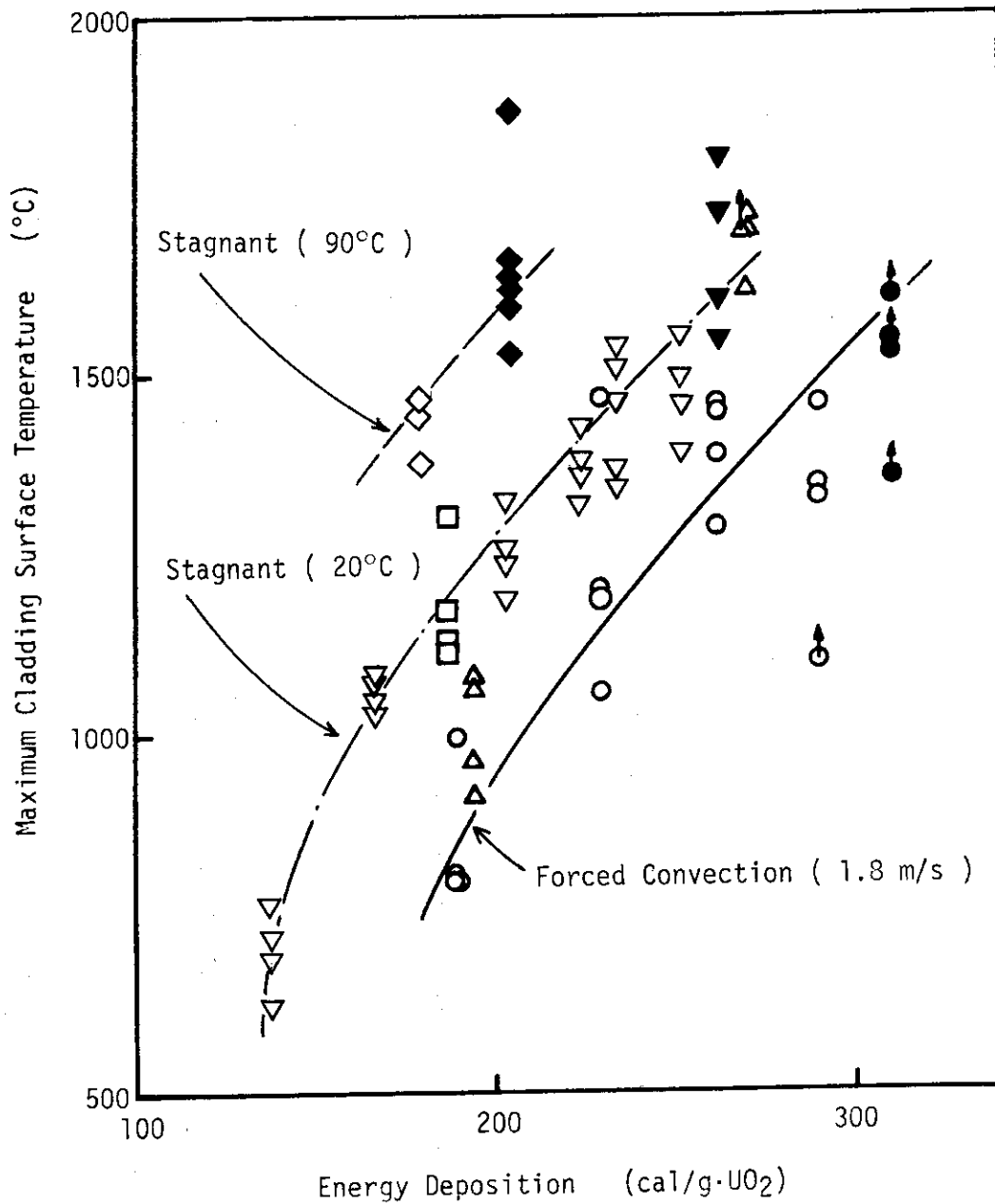


Fig. 4.9 Maximum cladding surface temperature as a function of energy deposition