

JAERI - M  
84-009

水炉PWR型燃料棒の炉内バーンアウト  
破損と取付計装類による破損時の燃料ふるまい解析

1984年2月

柳澤和章

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。  
入手の間合わせは、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, 1984

編集兼発行 日本原子力研究所  
印刷 榑高野高速印刷

水炉PWR型燃料棒の炉内バーンアウト破損と  
取付計装類による破損時の燃料ふるまい解析

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

柳澤 和章

(1984年1月12日受理)

ハルデンHBWR炉内に設置したPWR条件模擬高圧ループ内を用い、 $17 \times 17$ 型PWR燃料棒を燃料体平均線出力 $25 \text{ kW/m}$ でベース照射を行った。これらの燃料棒のうち下部クラスターに装荷していた6本中3本にバーンアウト破損が生じた。

このバーンアウト破損は炉運転再開後、燃料体出力を $90 \text{ kW}$ (約 $20 \text{ kW/m}$ )から $130 \text{ kW}$ (約 $27 \text{ kW/m}$ )に増加させた際、ループ冷却材流量調整弁の開放が行われず設定流量値 $3700 \text{ l/h}$ より32%以上も低い冷却状態での照射がほぼ7日程続いた際中に発生した。破損は計装付燃料集合体で生じたため、バーンアウト前後の冷却条件(冷却材温度や圧力及び流量)や燃料棒出力、被覆管軸方向の伸び、燃料棒内圧センサー等の経時的な炉内データおよび炉外外観検査によるデータにより破損解析が行われた。その結果以下のようなことが明らかになった。

- (1) 破損後の炉外検査よりバーンアウトは燃料棒最大発熱部である下部クラスター燃料頂部 $4 \sim 7 \text{ cm}$ の範囲で生じた。破損した3本の燃料棒は同一円周上に装荷された6本の燃料棒中いずれも相対的に熱中性子束の高い原子炉中心側に位置していた。
- (2) 破損燃料棒の冷却流量不足中の冷却条件は、冷却材圧力 $15.12 \text{ MPa}$ 、冷却材最高温度 $346^\circ\text{C}$ 、流量 $2716 \text{ l/h}$ であった。熱水力的な解析の結果この時点での冷却材中の水に対する蒸気の比は10.5%であった。冷却材温度は円周方向にはほぼ均一に分布していた。
- (3) 破損燃料棒1本の内圧は冷却流量不足になってから上昇をはじめ3時間後に外圧と同じになった。
- (4) 破損燃料棒2本の軸伸び量は出力増加と共に増大し、出力保持状態(冷却流量不足状態)に入ってから3時間および9時間後に急激な伸びの減少を生じた。この時間の差は燃料棒の製造条件の差(前者は $175 \mu\text{m}$ ギャップで $1.5 \text{ MPa}$ 純ヘリウム充填、後者は $75 \mu\text{m}$ ギャップで $3.2 \text{ MPa}$ 純ヘリウム充填)に依存したものである。一方同一下部クラスター内の非破損燃料棒では破損燃料棒にみられた軸伸びの急激な減少は発生しなかった。
- (5) 破損の発生した下部のクラスターに較べると上部クラスターは冷却材温度が高くそのため沸騰状態にも早く入ったがクラスター平均出力が $20.3 \text{ kW/m}$ と破損のあった下部クラスター平均出力の $27.2 \text{ kW/m}$ に較べ低かったため破損発生に至らなかった。

IN-CORE BURNOUT FAILURE OF PWR TYPE FUEL ROD AND  
ITS BEHAVIOURAL ANALYSIS BY USING EQUIPPED INSTRUMENTATIONS

Kazuaki YANAGISAWA

Department of Nuclear Safety Research, Tokai Research Establishment,  
JAERI

(Received January 12, 1984)

A total of three 17x17 type PWR fuel rods have been in base irradiation with power level of 25 kW/m under condition of PWR simulated high pressure loop in Halden Boiling Water Reactor were burned during operation.

The burnout was principally attributed to misoperation of coolant flow control valve which was immediately requested to open for sufficient coolant flow level from 2 700 l/h to 3 700 l/h in accordance with power increase of irradiating fuel assembly from 90 kW( $\sim$ 20kW/m) to 130 kW( $\sim$ 27kW/m). As a result, poor cooling condition has yielded and lasted about 24 hours. Fuel burnout occurred under such condition.

An investigation to clear fuel condition prior to and post burnout failure was carried out. Time-dependent in-core data as well as data from ex-reactor outerview test was used. Obtained results are as follows:

- (1) It is revealed from ex-reactor inspection that fuel burned along 4 to 7 cm in length in the neighbourhood of fuel top section where thermal neutron flux became maximum under irradiation. The burned three fuels were directly facing at reactor core center.
- (2) A typical poor coolant condition consisted of maximum coolant temperature of 346 °C, system coolant pressure of 15.12MPa and coolant flow rate of 2716 l/h which was as 32% as below than normal one. It is revealed from thermohydraulic calculation that the ratio of generated steam to water under such condition will be about 10.5 %. A circumferential temperature distribution of fuel rod inferred from coolant temperature measurement is almost uniform during boiling.
- (3) A internal pressure of burned rod increased after power rise and reached measuring limit three hours later on.

(4) In subsequent power holding after power rise, a sudden drop of cladding elongation was occurred in the two burned rods while nothing was occurred among rods undefected. With respect to time of sudden drop of elongation, there was a difference between the burned two rods. The time difference seems to be strongly dependent upon the difference in fuel fabricating characteristics such as as-built diametral gap and filler gas pressure.

(5) In the course of poor cooling condition, upper cluster in the assembly suffered higher coolant temperature and entered rather earlier into boiling than lower cluster did. The power of upper cluster at that time was 20.3 kW/m while that of lower cluster was 27.2 kW/m. The principal reason which prevented the upper cluster from the burnout was addressed to such condition associated with relative low power level.

Keywords: Fuel Burnout, Failure, PWR Rod, Instrumentation, HBWR

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. ハルデン炉内 PWR ループの DNB (Departure from Nucleate Boiling) 余裕設計計算 .....	1
3. 燃料破損 .....	4
3.1 燃料体の運転出力と冷却材の温度および圧力 .....	4
3.2 燃料破損 .....	5
4. バーンアウト発生時の燃料ふるまい解析 .....	5
4.1 バーンアウト時の燃料出力と冷却条件 .....	5
4.2 冷却材流量不足による冷却材温度の上昇 .....	5
4.3 燃料棒の軸方向変形 .....	6
4.3.1 破損燃料棒と非破損燃料棒の軸伸びふるまい .....	7
4.3.2 冷却材温度が最も高かった上部クラスター内燃料棒の軸伸びふるまい .....	8
4.4 バーンアウト燃料棒の内圧変化 .....	9
4.5 被覆管の DNB .....	9
5. 討 論 .....	10
6. 結 言 .....	13
謝 辞 .....	14
参考文献 .....	14
付録 I バーンアウト燃料棒の外観写真 .....	42
付録 II 燃料体に計装した冷却材温度測定用熱電対の周方向相対位置 .....	44

Contents

1. Introduction .....	1
2. Design base marginal calculation for DNB (Departure from Nucleate Boiling) of PWR type high pressure loop in HBWR .....	1
3. Fuel failure .....	4
3.1 Fuel assembly operational power, coolant temperature and coolant pressure .....	4
3.2 Fuel failure .....	5
4. Analysis of fuel behaviour during burnout .....	5
4.1 Fuel power and cooling condition during burnout .....	5
4.2 Increase of cooling temperature attributed to poor coolant flow ....	5
4.3 Axial deformation of fuel rod .....	6
4.3.1 Comparison of axial deformation between burnout rod and sound rod .....	7
4.3.2 Axial deformation of highest coolant temperature experienced in upper cluster fuel rod .....	8
4.4 Variation of rod internal pressure during burnout .....	9
4.5 Assessed DNB condition of the cladding .....	9
5. Discussion .....	10
6. Conclusion .....	13
Acknowledgments .....	14
References .....	14
Appendix I : Photo for outerview of burned out fuel rod .....	42
Appendix II : Relative circumferential locations of thermocouples instrumented to fuel assembly for measure of Coolant temperature .....	44

## TABLES

- Table 1 Fuel Rod Characterization of Burnout Rods
- Table 2 Application of Westinghouse Correlation to HBWR(Ranges of Validity)
- Table 3 Time-dependent Coolant Conditions and Data From Equipped Instrumentations prior to and post Burnout of the three PWR Rods

## PHOTO.

- Photo.1 Outeryview of burned out three PWR fuel rods observed in HBWR site compartment
- Photo.2 Bending of PWR18 axial direction is seen
- Photo.3 Closed up picture for burned out region of cladding outer surface of PWR18
- Photo.4 Photo for burned out region of cladding outer surface of PWR18 which is taken about 90° degree different angle from photo.3
- Photo.5 Closed up picture for burned out region closing much to fuel top section of PWR04 and PWR19.



## FIGURES

- Fig. 1 Schematic representation of high pressure loop in HBWR for fuel rod base irradiation of Halden Power Ramp Test
- Fig. 2 Schematic representation of high pressure rig of PWR involving a various kind of instrumented fuel assemblies
- Fig. 3 Axial coolant temperature distribution of PWR cluster at a maximum power level in base irradiation stage
- Fig. 4 Relative axial flux distribution of PWR cluster at a maximum power level in base irradiation stage
- Fig. 5 Comparison of  $q''_{crit}$  correlation with measured data in subcooled region
- Fig. 6 Value of parameter  $F(\Delta T_{sub}, L/De, a)$  as a function of coolant temperature
- Fig. 7 Critical heat flux vs mass velocity of PWR loop as a function of coolant temperature in which broken line denotes critical heat flux of IFA-524 PWR assembly under operating power level of 33 kW/m
- Fig. 8A Fuel to cladding heat transfer coefficient vs linear heat rating as a function of fuel diametral gap
- Fig. 8B (top) Coolant flow rate and (bottom) lower cluster power as a function of cluster burnup in which the arrows denote the burnup at which DNB has caused
- Fig. 9 History of coolant temperature which has been measured at (bottom) an assembly bottom; TI-1, (middle) an assembly peak power location; TM-1, and (top) an assembly top; TO-1 where arrow denotes time of occurrence of fuel failure
- Fig. 10 History of coolant pressure of which the band indicates range of operation over irradiation
- Fig. 11 Cross section of lower cluster (bottom) and upper cluster (top) of PWR fuel assemblies involving a downcomer, six fuel rods and six guide tubes; loading positions of burned fuel rods (with \* mark) and instrumentations attached to are also included

- Fig. 12 Irradiation time dependent assembly power and condition of coolant during burnout stage
- Fig. 13 (left) Detail location of instrumented coolant thermocouples and fuel assemblies(right) corresponding power flux under normal operation
- Fig. 14 Coolant temperature measured at inlet position(TI-) vs irradiation time
- Fig. 15 Coolant temperature measured at peak power position(TM-) between lower and upper cluster vs irradiation time
- Fig. 16 Coolant temperature measured at flow outlet position (TO-) vs irradiation time
- Fig. 17 Coolant temperatures measured at three different positions (TI-,TM-,TO-) in the high pressure rig and coolant flow rate(F-152) as a function of irradiation time
- Fig. 18 Rod averaged power of burned out PWR19 and coolant flow rate vs irradiation time
- Fig. 19 Rod averaged power of burned out PWR 18 and coolant flow rate vs irradiation time
- Fig. 20 Rod averaged power of non-burned PWR05 and coolant flow rate vs irradiation time
- Fig. 21 Rod averaged power of non-burned PWR06 and coolant flow rate vs irradiation time
- Fig. 22 Cladding axial elongation of two burned rods and rod averaged power of PWR18 as a function of irradiation time
- Fig. 23 Cladding axial elongation of burned PWR18 as a function of rod averaged power
- Fig. 24 Cladding axial elongation of burned PWR19 as a function of rod averaged power
- Fig. 25 Cladding axial elongation of two non-burned rods and lower cluster averaged power as a function of irradiation time
- Fig. 26 Cladding axial elongation of non-burned PWR05 as a function of rod averaged power
- Fig. 27 Cladding axial elongation of non-burned PWR06 as a function of rod averaged power

- Fig. 28 Rod averaged power of non-burned PWR12(upper cluster) and coolant flow rate as a function of irradiation time
- Fig. 29 Rod averaged power of non-burned PWR14(upper cluster) and coolant flow rate as a function of irradiation time
- Fig. 30 Comparison of averaged power between in lower cluster and in upper cluster in which assembly power is included as a reference
- Fig. 31 Cladding axial elongations of two non-burned upper cluster fuel rods and averaged upper cluster power as a function of irradiation time
- Fig. 32 Cladding axial elongation of non-burned upper cluster rod of PWR 12 as a function of irradiation time
- Fig. 33 Cladding axial elongation of non-burned upper cluster rod of PWR 14 as a function of irradiation time
- Fig. 34 Rod internal pressure and averaged rod power of PWR 04 as a function of irradiation time
- Fig. 35 Coolant temperature(TM-1) vs coolant pressure prior to and post DNB condition ;coolant saturation temperature and pressure are also included
- Fig. 36 Coolant temperature(TO-1) vs coolant pressure prior to and post DNB condition;coolant saturation temperature and pressure are also included
- Fig. 37 Drawing for top view of lower grid plate attached to lower cluster in which radial locations of six coolant thermocouples are involved

## 1. はじめに

原研はノルウェーハルデン炉 (HBWR) を用いた国際プロジェクト (ハルデン計画) に加盟し原子炉燃料体の照射下でのふるまいに関する研究を実施している。最近の HBWR における原研の照射試験では水炉燃料棒のペレット-被覆管相互作用 (Pellet-Cladding Interaction) に基づく破損; いわゆる PCI 破損のメカニズムの究明を目的としたものをおこなっている。

その試験では軽水炉条件すなわち BWR 条件と PWR 条件を模擬した高温・高圧 2 基のループにて燃料棒のベース照射を数年間実施し所要の燃焼度に到達した燃料棒を次々に出力急昇する方法をとっている。この高温・高圧ループを用いたベース照射中の燃料体で、再装荷後約 1 年程照射した PWR 型燃料棒に核分裂生成物 (FP) のリークが生じたことが破損検出器でモニタリングされた。

このため炉停止をおこなって破損燃料体を炉室内の非破壊検査室で目視検査にかけた結果、破損と思われる燃料の表面の状況からバーンアウト (焼き切れ, Burnout) ではないかとの疑いが強くなった。HBWR での試験の特徴の 1 つに照射条件のみならず燃料棒の照射下ふるまいを理解できるよう各種の計装によるモニタリングを 15 分毎におこなっていることがあるが破損発生後、これら炉内計装データを格納した磁気テープによる解析作業と炉外非破壊検査作業の両面から破損原因の究明をおこなった。

燃料棒の安全設計上、DNB 余裕に関連した研究報告書・文献は数多い (例えば Ref. (1)) が、試験炉内で照射の進んだ燃料棒に偶発的に発生し、しかもバーンアウト条件下での燃料ふるまいが計装データにより経時的に詳しく解析された報告例は過去にあまりないと思われるのでここに解析結果を報告する。

## 2. ハルデン炉内 PWR ループの DNB (Departure from Nucleate Boiling) 余裕設計計算

ハルデン炉 (HBWR) は重水冷却のため、実用炉とは運転条件が少し異なり、冷却材温度 240 °C、冷却材圧力 3.4 MPa で通常運転されている。従って実用 PWR 条件で燃料棒を照射するためには従来の HBWR 運転条件よりも高温・高圧条件で運転のできる水ループを作る必要があった。この必要性に基づいて HBWR 内に作った高圧ループのうち PWR 用のループの概略を Fig. 1 に示す。ループは燃料体を格納する圧力容器を中心に圧力制御系、二次冷却系および水純化系より構成されている。Fig. 2 はループ内に設けた高温・高圧 (PWR) 圧力容器とそこに納められた燃料体及び各種計装類の略図である。Fig. 2 からわかるように外部循環系を通過してきた強制循環冷却軽水はまず圧力容器頂部の熱交換器を通過しダウンカマを流れおちて圧力容器底部にたつする。そこで反転した冷却材は燃料体の下部クラスター、上部クラスターの順に燃料棒を冷却したのち再び熱交換器で冷却され外部循環系に戻るしくみになっている。

高圧ループ内での冷却材温度の変化のようすを Fig. 3 に示した。Fig. 3 中○印では冷却材温度を熱電対で測定している。本報の解析に於て最も重要な温度はダウンカマ内を流れおちた強制循環水が反転した直後 (下部クラスター底部) の冷却材温度  $T_{I-1}$ 、下部クラスターと上部クラスターの

## 1. はじめに

原研はノルウェーハルデン炉 (HBWR) を用いた国際プロジェクト (ハルデン計画) に加盟し原子炉燃料体の照射下でのふるまいに関する研究を実施している。最近の HBWR における原研の照射試験では水炉燃料棒のペレット-被覆管相互作用 (Pellet-Cladding Interaction) に基づく破損; いわゆる PCI 破損のメカニズムの究明を目的としたものをおこなっている。

その試験では軽水炉条件すなわち BWR 条件と PWR 条件を模擬した高温・高圧 2 基のループにて燃料棒のベース照射を数年間実施し所要の燃焼度に到達した燃料棒を次々に出力急昇する方法をとっている。この高温・高圧ループを用いたベース照射中の燃料体で、再装荷後約 1 年程照射した PWR 型燃料棒に核分裂生成物 (FP) のリークが生じたことが破損検出器でモニタリングされた。

このため炉停止をおこなって破損燃料体を炉室内の非破壊検査室で目視検査にかけた結果、破損と思われる燃料の表面の状況からバーンアウト (焼き切れ, Burnout) ではないかとの疑いが強くなった。HBWR での試験の特徴の 1 つに照射条件のみならず燃料棒の照射下ふるまいを理解できるよう各種の計装によるモニタリングを 15 分毎におこなっていることがあるが破損発生後、これら炉内計装データを格納した磁気テープによる解析作業と炉外非破壊検査作業の両面から破損原因の究明をおこなった。

燃料棒の安全設計上、DNB 余裕に関連した研究報告書・文献は数多い (例えば Ref. (1)) が、試験炉内で照射の進んだ燃料棒に偶発的に発生し、しかもバーンアウト条件下での燃料ふるまいが計装データにより経時的に詳しく解析された報告例は過去にあまりないと思われるのでここに解析結果を報告する。

## 2. ハルデン炉内 PWR ループの DNB (Departure from Nucleate Boiling) 余裕設計計算

ハルデン炉 (HBWR) は重水冷却のため、実用炉とは運転条件が少し異なり、冷却材温度 240 °C、冷却材圧力 3.4 MPa で通常運転されている。従って実用 PWR 条件で燃料棒を照射するためには従来の HBWR 運転条件よりも高温・高圧条件で運転のできる水ループを作る必要があった。この必要性に基づいて HBWR 内に作った高圧ループのうち PWR 用のループの概略を Fig. 1 に示す。ループは燃料体を格納する圧力容器を中心に圧力制御系、二次冷却系および水純化系より構成されている。Fig. 2 はループ内に設けた高温・高圧 (PWR) 圧力容器とそこに納められた燃料体及び各種計装類の略図である。Fig. 2 からわかるように外部循環系を通過してきた強制循環冷却軽水はまず圧力容器頂部の熱交換器を通過しダウンカマを流れおちて圧力容器底部にたつする。そこで反転した冷却材は燃料体の下部クラスター、上部クラスターの順に燃料棒を冷却したのち再び熱交換器で冷却され外部循環系に戻るしくみになっている。

高圧ループ内での冷却材温度の変化のようすを Fig. 3 に示した。Fig. 3 中○印では冷却材温度を熱電対で測定している。本報の解析に於て最も重要な温度はダウンカマ内を流れおちた強制循環水が反転した直後 (下部クラスター底部) の冷却材温度  $T_{I-1}$ 、下部クラスターと上部クラスターの

中間部での冷却材温度  $T_{M-1}$  及び上部クラスターを通過したあとの冷却材温度  $T_{O-1}$  である。通常運転状態では Fig. 3 のように上部クラスター燃料棒の頂部  $T_{O-1}$  で冷却材温度が最高になる。

Fig. 4 は燃料体の軸方向出力分布を示している。燃料棒軸方向の熱出力が運転中 1 番厳しかったのは下部クラスターにある燃料棒の頂部付近すなわち上部クラスターにある燃料棒の底部付近である。運転状況にある燃料体の軸方向ピーキング係数は約 1.2 であり、半径方向の中性子束分布は殆んど平坦であったと考えられる。

以上のような形状をもったループに対して筆者、ハルデンプロジェクトの E. Kolstad 氏及び熱交換器を納入したノルウェー Techpower 社の技術者が協力して高圧ループ運転開始前に DNB 余裕に関する安全設計計算をおこなった。その結果を以下にのべる。

— PWR 型燃料体 (IFA-524) の DNB 余裕計算 —

本格的な炉内軽水強制循環ループの設置は HBWR では過去に例がなかったため、L. S. Tong らによる均一熱流束に関する経験的な相関式を使用した "Westinghouse APD サブクール相関式"<sup>(1~3)</sup>を参考に設計計算をおこなった。それによる臨界熱流束  $q''_{crit}$  は

$$q''_{crit} = (0.23 \times 10^6 + 0.094G)(3.0 + 0.01\Delta T_{sub}) \times (0.435 + 1.23 \exp(-0.0093L/De))(1.7 - 1.4 \exp(-a)) \dots (1)$$

とあらわせる。(1)式中  $a$  は次式で与えられる。

$$a = 0.532 [(H_{sat} - H_{in})/H_{fg}]^{3/4} (\rho_l / \rho_v)^{1/3} \dots (2)$$

ここに

- $q''_{crit}$  : 臨界熱流束: [Btu/h ft<sup>2</sup>]
- $G$  : 質量流速: [lb/h ft<sup>2</sup>]
- $\Delta T_{sub}$  : 飽和温度と局部温度の差:  $T_{sat} - T_{local}$  [°K]
- $L/De$  : チャンネル加熱部の長さ [ft] と流れチャンネルの等価直径 [ft] の比
- $H_{sat}$  : 飽和エンタルピー: [Btu/lb]
- $H_{in}$  : 入口エンタルピー: [Btu/lb]
- $H_{fg}$  : 蒸発潜熱: [Btu/lb]
- $\rho_l$  : 飽和液相状態での密度 [lb/ft<sup>3</sup>]
- $\rho_v$  : 飽和気相状態での密度 [lb/ft<sup>3</sup>]

(1)式および(2)式は Westinghouse 社の APD (Atomic Power Division) による相関式でありまた均一熱流束による試験結果であったため、それが HBWR 内の高温・高圧ループに直接適用可能かどうかの検討が必要であった。検討の結果は Table 2 に示すとおりであり、等価直径  $De$  に関する値が幾分大きめだった他はほぼ APD 相関式の適用条件を満足していた。このためこの相関式を DNB 設計計算式として使用することに決定した。

そのほか(1)式には付帯条件としては Fig. 5 に示す様に 9.5%信頼度で予測値と測定値の間には 20%の誤差幅があったので設計計算では計算結果が常に大きな裕度をもつような条件の決定をおこなった。

Westinghouse APD 相関式 (1)および(2)を HBWR 高圧ループに適用するためには臨界熱流束、

冷却材流量等の関係を明らかにする必要がある。このため(1)式を次のように簡単化した。

$$q''_{crit} = F \cdot f(G) \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここに

$$F = F(\Delta T_{sub}, L/De, a)$$

$$f(G) = 0.23 \times 10^6 + 0.094G$$

である。

高圧ループ内で照射を予定している PWR 型燃料体 (IFA-524) に DNB (バーンアウト) がおこらない様にするためには、燃料体 IFA-524 に発生する最大熱流束  $q''_{max}$  がこの(3)式を越えないようにする必要がある。すなわち

$$q''_{crit} > q''_{max} \quad \dots\dots\dots (4)$$

が DNB を生じないための必要条件である。(3)および(4)式から

$$f(G) > q''_{max}/F \quad \dots\dots\dots (5)$$

を得る。(5)式中右辺の  $q''_{max}$  は原研側からのベース照射運転に対する要求によって決まる量であり、F の値は高圧ループ内の冷却材の関数でありループの形状、冷却材圧力、温度等によって計算できる量である。F の形状に関する計算結果 (軽水冷却、冷却材圧力としては 15 MPa を仮定した) を Fig. 6 に示す。Fig. 6 からわかる様に F の値は冷却材温度の上昇とともに減少する傾向にある。

Fig. 6 を用いて(5)式を数値化し、臨界熱流束  $q''_{crit}$  の値と質量流量 G の関係を明らかにした結果、Fig. 7 をえた。Fig. 7 がハルデンの PWR 用高圧ループを運転する際の冷却材流速と冷却材温度を決める所要の DNB 設計曲線である。

しかしながら実際のループ運転では燃料体の平均線出力を 33 kW/m に設定するように原研より要望がありそれに相当する DNB 余裕値をループの運転員にわかりやすく指示する必要があった。そこで以下のような設計計算をおこなった。

ループでバーンアウトがあるとすれば 1) 下部クラスター頂部で中性子束分布が最もきつくなる (ピークフラックスの) 所または 2) 上部クラスター頂部で冷却材温度が最も高くなる所であろう。この両方の場合につき Fig. 8A に示す様に 170  $\mu$ m ギャップ棒の燃料と被覆管間の熱伝達係数を線出力の関数としてこの種の計算で一般に用いられている Ross & Stoute 式にて求めた。Fig. 8A の熱伝達係数を用い 170  $\mu$ m ギャップ棒の 33 kW/m におけるピークフラックス部の臨界熱流束を求めたところ  $0.41 \times 10^6$  Btu/ft<sup>2</sup>h となった。この値を Fig. 7 中に  $q''_{max}$  として破線で示す。

Fig. 7 中で、例えば冷却材温度が 340°C の場合 33 kW/m の線出力で運転中の IFA-524 PWR 燃料体は 1.7 kg/s (流速 4.2 m/s) 以下の質量流量になると安全計算上バーンアウトに近づく。このため安全設計計算上では燃料体を 33 kW/m で運転しても DNB に対して十分に安全な冷却材温度として、出力ピーク位置で 320°C 以下、上部クラスター頂部で 330°C 以下を設定した。その結果下記のような冷却材流量制御表ができあがった。

ALHR kW/m	Flow l/hr	$T_{inlet}$ °C	$T_{q''max}$ °C	$T_{outlet}$ °C	$\frac{q''_{crit.}}{q''_{max}}$	$\frac{q''_{crit.}}{q''_{outlet}}$
33	8500	310	317	324	2.6	3.6
33	6000	300	311	322	2.6	3.3
33	3500	290	305	320	2.4	3.0

計算上ではピーク出力位置（下部クラスター頂部）に於ても冷却材温度最大位置（上部クラスター頂部）に於ても臨界熱流速値に対する比が2.4～3.6となった。この値に関する限り軸方向中性子分布のピーク部すなわち下部クラスター頂部がいちばん破損ポテンシャルが高くなった。ただし設計計算上ではこれに対し十分なDNB余裕のあったことが上の表よりわかる。

### 3. 燃料破損

#### 3.1 燃料体の運転出力と冷却材の温度および圧力

DNBに対しておこなった安全設計計算は結果的には良好でPWR 高圧ループでの照射は極めて順調におこなわれた。ベース照射出力レベルは最終的には当初よりも更に低い25 kW/m付近まで下げられた為強制循環冷却材流量は3700 l/h付近に運転値が設定された。この値を照射中はほぼ一定に保つように努力がなされた。その様子は流量と出力に関する炉内データの解析結果であるFig. 8Bで知ることができる。

Fig. 8B（上）は冷却材流量の、Fig. 8B（下）は燃料体下部クラスター平均線出力の燃焼度に対するプロットである。Fig. 8B（上）の冷却材流量変化をみると照射途中3 MWd/kgUと9.5 MWd/kgUの2ヶ所で流量が3000 l/hを下回ったところがある。第1回目の低流量運転がおきた3 MWd/kgU 付近では燃料体自身の平均線出力も低かったため事なきを得たが図中↓印で示した第2回目の低流量運転である9.5 MWd/kgU のところでは燃料体 から冷却材中への多量のFPのリークすなわち燃料破損が発生した。

一方、燃料体軸方向3ヶ所で測定していた冷却材温度の履歴はFig. 9に示すとおりである。Fig. 9から燃料体底部の温度TI-1は約290°C、ピーク線出力部の温度TM-1は約310°C、そして最も温度の高い燃料体頂部の温度TO-1は破損発生当時約320°Cでそれぞれ運転されていたことがわかる。しかしTO-1の変化を詳しくみると照射途中数度設定値を越えて340°C近くに達したことがあったのがわかった。その温度上昇の最も顕著だったのが図中↓印で示したところである。

冷却材圧力の運転履歴はFig. 10に示す通りで照射全般にわたってほぼ13～16 MPa の範囲で維持されていた。この冷却材圧力の範囲では冷却材温度は329°C～340°Cを越えなければDNBを生じない。上で指摘した2度の低流量運転期間をのぞけば照射中の冷却材温度は最高温度のTO-1でも平均320°C程度でありベース照射運転はサブクールによる比較的順調な状態にあったことが



ALHR kW/m	Flow l/hr	$T_{inlet}$ °C	$T_{q''max}$ °C	$T_{outlet}$ °C	$\frac{q''_{crit.}}{q''_{max}}$	$\frac{q''_{crit}}{q''_{outlet}}$
33	8500	310	317	324	2.6	3.6
33	6000	300	311	322	2.6	3.3
33	3500	290	305	320	2.4	3.0

計算上ではピーク出力位置（下部クラスター頂部）に於ても冷却材温度最大位置（上部クラスター頂部）に於ても臨界熱流速値に対する比が2.4～3.6となった。この値に関する限り軸方向中性子分布のピーク部すなわち下部クラスター頂部がいちばん破損ポテンシャルが高くなった。ただし設計計算上ではこれに対し十分なDNB余裕のあったことが上の表よりわかる。

### 3. 燃 料 破 損

#### 3.1 燃料体の運転出力と冷却材の温度および圧力

DNBに対しておこなった安全設計計算は結果的には良好でPWR高圧ループでの照射は極めて順調におこなわれた。ベース照射出力レベルは最終的には当初よりも更に低い25 kW/m付近まで下げられた為強制循環冷却材流量は3700 l/h付近に運転値が設定された。この値を照射中はほぼ一定に保つように努力がなされた。その様子は流量と出力に関する炉内データの解析結果であるFig. 8Bで知ることができる。

Fig. 8B（上）は冷却材流量の、Fig. 8B（下）は燃料体下部クラスター平均線出力の燃焼度に対するプロットである。Fig. 8B（上）の冷却材流量変化をみると照射途中3 MWd/kg Uと9.5 MWd/kg Uの2ヶ所で流量が3000 l/hを下回ったところがある。第1回目の低流量運転がおきた3 MWd/kg U付近では燃料体自身の平均線出力も低かったため事なきを得たが図中↓印で示した第2回目の低流量運転である9.5 MWd/kg Uのところでは燃料体から冷却材中への多量のFPのリークすなわち燃料破損が発生した。

一方、燃料体軸方向3ヶ所で測定していた冷却材温度の履歴はFig. 9に示すとおりである。Fig. 9から燃料体底部の温度TI-1は約290°C、ピーク線出力部の温度TM-1は約310°C、そして最も温度の高い燃料体頂部の温度TO-1は破損発生当時約320°Cでそれぞれ運転されていたことがわかる。しかしTO-1の変化を詳しくみると照射途中数度設定値を越えて340°C近くに達したことがあったのがわかった。その温度上昇の最も顕著だったのが図中↓印で示したところである。

冷却材圧力の運転履歴はFig. 10に示す通りで照射全般にわたってほぼ1.3～1.6 MPaの範囲で維持されていた。この冷却材圧力の範囲では冷却材温度は32.9°C～34.0°Cを越えなければDNBを生じない。上で指摘した2度の低流量運転期間をのぞけば照射中の冷却材温度は最高温度のTO-1でも平均32.0°C程度でありベース照射運転はサブクールによる比較的順調な状態にあったことが

わかった。

### 3.2 燃料破損

冷却材中のFP濃度の増加が発生したのはFig. 8～9の↓印で示した時点である。この後ただちに破損棒の同定と燃料棒からの除荷をおこなうため炉停止をおこなった。PWR燃料体は原子炉から除荷したのちHBWR炉室内の非破壊検査用のホットセルに運ばれ外観検査を受けた。そのとき撮影した燃料体の外観写真をPhoto. 1に示す。Photo. 1の左側は最もひどく焼き切れた燃料棒(PWR 18)であり、燃料頂部広範囲(燃料の有効長は約450mm)にわたってジルカロイ-4表面がバーンアウトしていた。Photo. 1の右側は同様にバーンアウトした2本のPWR棒の外観写真である。位置はPWR 18と殆んどおなじである。被覆管表面温度が上昇したことによる燃料棒の曲り、及び隣接燃料棒との接触が生じていたことがわかる。3本の破損燃料棒を外観検査中にいろいろな角度より撮影したがそれらをまとめて付録Iに示す。

燃料棒の軸方向破損範囲はハルデンプロジェクトからの報告によれば<sup>4</sup>PWR 18は頂部Vみぞから3.7～10.7cm(軸方向に約7cmの長さ)、PWR 19は6.1～9.9cm(軸方向に約3.8cmの長さ)そしてPWR 04は4.4～8.3cm(軸方向に約3.9cmの長さ)であった。これらからわかるように3本の燃料棒ともバーンアウト発生時の軸方向位置は極めて良く似ている。

Fig. 11はバーンアウトが生じた燃料棒下部クラスターの横断面図である。Fig. 11中に破損棒の装荷位置を示したが、3本の燃料棒はいずれも炉中心側(中性子束の比較的高い側)に位置していたことや案内管をはさんでそれら3本が互いに隣接していたことが知れる。

## 4. バーンアウト発生時の燃料ふるまい解析

### 4.1 バーンアウト時の燃料出力と冷却条件

炉内データから得たバーンアウト時の詳細な燃料出力と冷却条件をFig. 12に始す。Fig. 12からわかるように冷却に関する異常事態が生じたのは炉停止をおこなったあとの起動サイクル2日目であった。すなわち燃料体の出力を90kWから130kWに増加させたのに対し冷却材流量がこのサイクルでは設定値(～3700ℓ/h)よりはるかに低い2500ℓ/hに設定されたままになっており流量弁の開放度が不十分であった。このときの冷却材圧力はほぼ1.4～1.5MPaにあったが極めて少ない冷却材流量状態がまる1日ほど続いた。燃料棒のバーンアウトがこの低流量運転期間に生じたことは十分に考えられるためFig. 12中の低流量運転期間を含む短期間の運転サイクル(約7日)について、炉内データを用い冷却条件に関する詳しい解析を実施した。

### 4.2 冷却材流量不足による冷却材温度の上昇

冷却材温度はFig. 13に示す様に燃料体軸方向位置に対して3ヶ所で測定していた。その3ヶ所ではデータの再現性のみならず熱電対破損の場合も考慮してリク製作段階で各2ずつ熱電対がとりつ

わかった。

### 3.2 燃料破損

冷却材中のFP濃度の増加が発生したのはFig. 8～9の↓印で示した時点である。この後ただちに破損棒の同定と燃料棒からの除荷をおこなうため炉停止をおこなった。PWR燃料体は原子炉から除荷したのちHBWR炉室内の非破壊検査用のホットセルに運ばれ外観検査を受けた。そのとき撮影した燃料体の外観写真をPhoto. 1に示す。Photo. 1の左側は最もひどく焼き切れた燃料棒(PWR 18)であり、燃料頂部広範囲(燃料の有効長は約450mm)にわたってジルカロイ-4表面がバーンアウトしていた。Photo. 1の右側は同様にバーンアウトした2本のPWR棒の外観写真である。位置はPWR 18と殆んどおなじである。被覆管表面温度が上昇したことによる燃料棒の曲り、及び隣接燃料棒との接触が生じていたことがわかる。3本の破損燃料棒を外観検査中にいろいろな角度より撮影したがそれらをまとめて付録Iに示す。

燃料棒の軸方向破損範囲はハルデンプロジェクトからの報告によれば<sup>4</sup>PWR 18は頂部Vみぞから3.7～10.7cm(軸方向に約7cmの長さ)、PWR 19は6.1～9.9cm(軸方向に約3.8cmの長さ)そしてPWR 04は4.4～8.3cm(軸方向に約3.9cmの長さ)であった。これらからわかるように3本の燃料棒ともバーンアウト発生時の軸方向位置は極めて良く似ている。

Fig. 11はバーンアウトが生じた燃料棒下部クラスターの横断面図である。Fig. 11中に破損棒の装荷位置を示したが、3本の燃料棒はいずれも炉中心側(中性子束の比較的高い側)に位置していたことや案内管をはさんでそれら3本が互いに隣接していたことが知れる。

## 4. バーンアウト発生時の燃料ふるまい解析

### 4.1 バーンアウト時の燃料出力と冷却条件

炉内データから得たバーンアウト時の詳細な燃料出力と冷却条件をFig. 12に始す。Fig. 12からわかるように冷却に関する異常事態が生じたのは炉停止をおこなったあとの起動サイクル2日目であった。すなわち燃料体の出力を90kWから130kWに増加させたのに対し冷却材流量がこのサイクルでは設定値(～3700ℓ/h)よりはるかに低い2500ℓ/hに設定されたままになっており流量弁の開放度が不十分であった。このときの冷却材圧力はほぼ1.4～1.5MPaにあったが極めて少ない冷却材流量状態がまる1日ほど続いた。燃料棒のバーンアウトがこの低流量運転期間に生じたことは十分に考えられるためFig. 12中の低流量運転期間を含む短期間の運転サイクル(約7日)について、炉内データを用い冷却条件に関する詳しい解析を実施した。

### 4.2 冷却材流量不足による冷却材温度の上昇

冷却材温度はFig. 13に示す様に燃料体軸方向位置に対して3ヶ所で測定していた。その3ヶ所ではデータの再現性のみならず熱電対破損の場合も考慮してリク製作段階で各2ずつ熱電対がとりつ

けられていた。それら2本はダウンカム表面近くに位置し互いにある角度だけひろがった方向に取りつけてあった(取付位置に関する詳細は付録Ⅱに示す)。軸方向同一個所に取りつけられたそれぞれ2本の熱電対によるバーンアウト発生期間中の冷却材温度の変化を Fig. 14 から Fig. 16 に示した。Fig. 14 によれば下部クラスター底部では測定周方向の2ヶ所では殆んど温度差が生ぜずバーンアウト時でもたかだかその温度差は1℃程度であった。ここでの冷却材が経験した最高温度は327.7℃である。Fig. 15 によれば最高出力位置(燃料棒のバーンアウト発生個所に最も近い位置)での冷却材周方向温度差はバーンアウト時で3℃以下であった。ここでの冷却材が経験した最高温度は345.7℃である。Fig. 16 によれば冷却材出口部(上部クラスター頂部)における周方向温度差は1℃程度で殆んど差がなかった。またこの場所で冷却材が経験した最高温度は最高出力位置でのそれと殆んど同じかもしくは少し低目(～345.5℃)であった。以上から測定した冷却材温度は円周方向には殆んど温度差がなかったことがわかる。

これら3ヶ所で経時的に測定した冷却材温度を冷却材流量とともにプロットした結果を Fig. 17 に示す。Fig. 17 より最高出力位置での冷却材温度(TM)はバーンアウト時には冷却材出口付近(TO)の温度と殆んど同じであったことがわかる。

### 4.3 燃料棒の軸方向変形

ジルカロイ被覆管の軸方向伸び計(EC)はハルデン炉では出力増加とともに燃料棒内に発生する力学的相互作用の研究に多く用いられている。しかし伸び計の用途はそれのみに限らず燃料棒に破損があった場合その破損を検出する作業にも有効に利用できる。すなわち出力の増加により力学的相互作用が発生したあと、燃料棒が破損するとそこでの応力(または歪)均衡状態が崩れ急激な応力(歪)の緩和が生じる。破損時の被覆管歪の緩和は従って燃料棒を一定出力で保持した際にみられる燃料と被覆管のクリープによる緩和よりもはるかに急激であり、両者は容易に識別できることがハルデン炉では経験的に知られている。

破損燃料棒に計装されていた伸び計を今のべたような破損検出用のモニターとして用いて以下の3つの事柄につき研究を実施した。

(1) Fig. 11 に示すようにバーンアウトした3本の燃料棒のうち2本(PWR 18とPWR 19)にこの伸び計が計装されていた。これらの燃料棒に計装されていた伸び計により破損発生下の燃料棒のふるまいおよび破損時期の同定をおこなう。

(2) 燃料体下部クラスターには Fig. 11 に示すように3本の破損燃料棒とむかい合う形で非破損の燃料棒が装荷されていた。このうち非破損の燃料棒2本にも軸伸び計が計装されていたので、破損燃料棒との伸び変形に関するふるまいのちがいについて比較をおこなう。

(3) 冷却材温度の観点から考えると最も厳しかった燃料体上部クラスターには Fig. 11 のように破損した燃料棒よりもさらに燃焼度の進んだ6本の燃料棒が装荷されていたがそれらは全て非破損であった。そのうち軸伸び計を計装していた上部クラスター2本の燃料棒(PWR 12とPWR 14)は破損した下部クラスター2本の燃料棒の真上にあった。そこで燃料体の下部クラスターに装荷され最高出力位置にあった燃料棒(破損)と燃料体の上部クラスターに装荷され冷却材最高温度位置にあった上記2本の燃料棒(非破損)間の伸びふるまいの比較をおこなう。

#### 4.3.1 破損燃料棒と非破損燃料棒の軸伸びふるまい

まず同じ下部クラスター内の破損燃料棒 (PWR 18とPWR 19) と非破損燃料棒 (PWR 05とPWR 06) を用い各々の軸伸びふるまいの比較をおこなう。それら4本の個々の燃料棒のバーンアウト発生時の出力変化と流量変化を一緒にプロットしたものを Figs. 18 (PWR 19), 19 (PWR 18), 20 (PWR 05) および 21 (PWR 06) に示す。4本の燃料棒の出力を比較すると照射中炉中心側にあったPWR 19 (破損) が1番線出力が高くその値は最大時で  $28.2 \text{ kW/m}$ , 続いてPWR 18 (破損) とPWR 05 (非破損) が  $27.3 \text{ kW/m}$  と  $27.1 \text{ kW/m}$ , 相対的に低かったのが炉中心側の反対側にあつて燃料による中性子の減衰効果の影響をうけたPWR 06で  $26.2 \text{ kW/m}$  であった。

破損燃料棒の軸伸びを経時的にプロットした結果を Fig. 22 に示す。この軸伸び変化および幾つかの補助的なデータから興味ある実験事実を知ることができた。

(1) 被覆管は線出力の増加とともに熱膨張によってその伸びを増したのちペレットとの力学的相互作用 (PCMI) が発生したため、伸び曲線の勾配が変化したことが被覆管軸伸び対線出力プロットである Fig. 23 (PWR 18) と Fig. 24 (PWR 19) よりわかる。但し出力に対する伸びの増加量は比較的急勾配の傾向にある。

(2) 出力が一定に達し (Fig. 22 中 ▼印) 出力保持運転に入ったが PWR 18 と PWR 19 はともに歪緩和を殆んど生じなかった。これは保持出力レベルが低く燃料棒のクリープが十分におきる温度ではなかったためと考えられる。Fig. 22 中最高出力 (図中 ▼印) 時点 (具体的には5月21日 18:00) から計算機へのデータロギング時間間隔が今までの15分から180分に変更された。PWR 18 の矢印 (↓印) は 21:00 (最高出力到達後3時間), PWR 19 の矢印 (↓印) は 23日午前3:00 (最高出力到達後9時間) に相当している。すなわちデータロギング間隔の変更の為 Fig. 22 からは正確な破損時間は求められなかったが PWR 18 については最高出力到達後3時間から6時間のあいだに、PWR 19 については最高出力到達後9時間から15時間のあいだに軸伸びの急激な減少 (燃料棒の破損とみられる) が生じたことがわかる。この間の燃料棒の出力は殆んど一定状態に保持されたままであった。

PWR 18 と PWR 19 間でバーンアウトするまでに時間差が生じたのは両者の熱的条件の差; 例えば燃料棒平均出力の差があったことや両者の製造条件の差: PWR 18 は  $175 \mu\text{m}$  直径ギャップで He  $1.5 \text{ MPa}$  充填に対し PWR 19 は  $175 \mu\text{m}$  直径ギャップで He  $3.2 \text{ MPa}$  充填, による被覆管表面から冷却材への熱伝達に差があったことによるものと考えられる。

(3) 燃料体の照射は高圧ループ内でおこなっていたが、このループは冷却材 FP 濃度を連続的にモニタリングするシステムをもっていなかった。即ちループ運転員が随時冷却材濃度測定を実施する方式を採用していた。このような条件の下でループ内冷却材の放射能濃度がバックグラウンドの1000倍程度に達しているのにループの運転員が気付かず、更にループ内の冷却材流量が通常値よりはるかに少ないのに気付いて流量を増加させたのは Fig. 22 の ◎印で示す時点であった。

以上が破損燃料棒の軸伸びデータの解析から得られた事実である。一方非破損燃料棒の軸伸びを経時的にプロットしたのが Fig. 25 である。この軸伸び変化と Fig. 22 の軸伸び変化および幾つかの補助的なデータから次のような事実がわかった。

(1) 非破損であった被覆管の軸伸びは熱膨張範囲内にとどまり力学的相互作用 (PCMI) の発生はみられなかった。これは PWR 06 と PWR 05 の両者の製造ギャップが  $170 \mu\text{m}$  と大きかった

ため線出力の増加によっても直径ギャップがとじなかった為と考えられる。これは被覆管伸びを燃料棒線出力に対してプロットした Fig. 26 (PWR 05) と Fig. 27 (PWR 06) から明らかである。

(2) 燃料棒の線出力が一定に達し (Fig. 25 中▼印) 出力保持運転に入ったが非破損であった2本の燃料棒は僅かに緩和をただけであった。破損をおこした燃料棒のような急激な伸びの減少は冷却材流量が増加され燃料棒が冷やされた時点 (Fig. 25 中◎印) までおこらなかった。

以上の比較から破損棒と非破損棒とでは PCMI の発生と出力保持中の伸び量の減少に関し軸方向伸びふるまいが大きくちがっていたことがわかる。

#### 4.3.2 冷却材温度が最も高かった上部クラスター内燃料棒の軸伸びふるまい

燃料体の上部クラスター内にあった伸び計付きの燃料棒2本 (PWR 12 と PWR 14 ともに非破損) のバーンアウト発生時の出力変化を流量変化と一緒にプロットしたものを Fig. 28 (PWR 12) と Fig. 29 (PWR 14) に示す。燃料棒の線出力でみると両者は炉中心に対して対称的に装荷されていた (Fig. 11 参照) のにもかかわらず PWR 12 が最大 (最高出力到達時) で  $18.9 \text{ kW/m}$ , PWR 14 が  $21.2 \text{ kW/m}$  であった。このように上部クラスターの燃料棒線出力が下部クラスターの燃料棒のそれと較べ相対的に低い (例えば PWR 19 (破損) では  $28.2 \text{ kW/m}$ ) のは ①中性子の軸方向分布が下部クラスターよりも相対的に低い, ②照射期間が1年以上も長く燃料ペレットの枯渇による出力の低下が比較的進んでいる等の理由が考えられる。同一運転中の平均出力で比較しても上部クラスター線出力は Fig. 30 からわかるように最大出力到達時では  $20.3 \text{ kW/m}$  であり, 下部クラスター線出力の  $27.2 \text{ kW/m}$  に較べ  $25\%$  も低くなっている。相対的な平均線出力の低さが冷却材温度的にも最も厳しかった上部クラスター燃料棒のバーンアウトを防いだ1つの要因であろうことは十分に考えられる。

上部クラスター非破損棒の軸伸びを経時的にプロットしたのが Fig. 31 である。これを下部クラスター破損棒の伸び変化を示す Fig. 22 と下部クラスター非破損棒の伸び変化を示す Fig. 25 と比較すると次のようなことがわかる。

(1) 上部クラスター非破損棒 PWR 12 の被覆管伸びは殆んどなかった。これは伸びに対する燃料棒出力のプロットである Fig. 32 からわかる。この非破損棒 PWR 12 と同様製造直径ギャップが  $180 \mu\text{m}$  と広い上部クラスター非破損棒 PWR 14 のふるまいを Fig. 33 に示す。この PWR 14 では, 下部クラスターの燃料棒がバーンアウトをおこした最高出力到達後 (Fig. 31 の▲印) から冷却材流量の増加した時点 (Fig. 31 の◎印) までは伸び量が殆んど変化していない。PWR 14 の伸びふるまいは, 一般に出力が除去されれば熱収縮によって被覆管の変形量は減少するのが普通であるのに出力が除去されても変形量が減少しないというかなり特異な結果を示していることからおそらく伸びセンサーが故障してしまったものと考えられる。

(2) 上部クラスター2本の非破損燃料棒のバーンアウト状態下での軸伸びふるまいは Fig. 31 よりわかるように殆んど変形がなく, 下部クラスター非破損燃料棒のそれらと非常に良く似ている。

すなわちバーンアウトしなかった燃料棒は伸びふるまい上はクラスターに関係なく出力増加があっても殆んど変形がないという互いに非常に良く似た変形を示し, バーンアウトした燃料棒のそれとは異なっていたことが判明した。

#### 4.4 バーンアウト燃料棒の内圧変化

燃料棒内圧変化を連続的に測定していれば燃料が破損してFPが冷却材中にリークするさい、冷却材圧力と平衡するかまたは測定機器の測定限度まで値が上昇することが考えられる。バーンアウトした3本の燃料棒のうち (Fig. 11 参照) PWR 04にはベロー型の内圧測定センサーが計装されていた。この内圧測定データをもとにバーンアウト時の破損燃料棒内圧変化について研究した。

以下にのべる燃料棒 PWR 04は設計パラメーター上はPWR燃料棒のFPガスふるまいを解析する目的で製造されており、普通PWR型の燃料棒について実施する1.5～3.2 MPaの範囲の純ヘリウム充填ガス圧力を0.4 MPaと特別に低く充填した燃料棒であった。ベース照射中の棒内圧力は解析の結果ほぼ一定で、殆んど増加がみられなかった。

一方バーンアウト発生時の燃料棒 PWR 04の内圧力と平均線出力の経時的な変化は Fig. 34に示すとおりである。すなわち出力増加をおこなう前には殆んど変化のなかった内圧がピーク出力到達時から増加をはじめ最大出力到達後3時間で最大値に達したことがわかる。Fig. 34の縦軸は最大4 MPaしかとっていないが、これはこの値が燃料棒内の初期充填圧力 (0.4 MPa)を考慮したベロー型内圧センサーの測定上限に近いためである。したがってPWR 04の燃料棒内圧はこの時点ではほぼ外圧 (～1.5 MPa)と平衡したと考えられる。

Fig. 34と破損燃料棒の伸び変化を示した Fig. 22を重ねてみると内圧の著しい増加は線出力が最大に達した直後からはじまり、増加が停止した時刻は同じようにバーンアウトした下部クラスター棒 PWR 18の伸びが急激に減少した時刻と極めて良く一致する。PWR 04とPWR 18は加圧量はことなるがギャップの広い同一仕様の燃料棒であったことを考えると、この一致は破損時間の検定上極めて重要である。すなわち燃料棒内の圧力変化と伸びふるまいの解析結果からPWR 04とPWR 18燃料棒は最高出力到達後3時間程たってバーンアウトしたのではないかと考えられるからである。

#### 4.5 被覆管のDNB

バーンアウト時は被覆表面が沸騰しているので厳密には正確ではないが熱電対によって測定した冷却材温度および冷却材圧力値により、破損燃料棒が経時的にどの様にサブクール状態から沸騰状態に入っていたかを近似することができる。Table 3はバーンアウト破損発生前後の冷却材温度 (TI, TM, TO), 冷却材圧力 (P-162), 流量 (F-152)のほか燃料棒線出力 (LHR 04, LHR 18, LHR 19), 燃料棒内圧力 (PF-5) および軸方向伸び量 (EC-3, EC-4)を経時的に数値で示したものである。Table 3中には集合体出力が増加した時点とその後生じた流量不足期間さらに破損により発生したとみられる燃料棒内圧力の急激な増加と被覆管伸びの急激な減少時点も示した。

Table 3から得られるバーンアウト前後の冷却材温度 (TM-1とTO-1)と冷却材圧力のデータを同時にプロットしたのが Fig. 35 (TM-1)と Fig. 36 (TO-1)である。冷却材はその圧力によってサブクール状態や沸騰状態になるためそれら2つの図にはサブクールと沸騰状態の境界線もあわせて示した。Fig. 35と Fig. 36中には燃料棒内圧の急激な上昇と燃料棒長の急激な縮小がおこったいわゆるバーンアウト破損点も示した。

Fig. 35 と Fig. 36 より燃料体は比較的早い時期にサブクール状態から沸騰状態に入ったことがわかる。また沸騰状態に入ったのは上部クラスター頂部の TO-1の方が下部クラスター頂部の TM-1よりさらに早い。下部クラスターの3本の燃料棒にバーンアウトが生じたのは沸騰状態に入ってから比較的あと（データ点間の間隔は15分間に相当する）であったこともわかる。

以上のことより(1)冷却材はかなり早い時期から沸騰状態にあり、それは冷却材温度がより高い TO-1付近（上部クラスター頂部付近）のみならず TM-1付近（下部クラスター頂部付近）でも同じ状態であったこと(2)バーンアウトは沸騰条件に入ってからかなりの時間が経過したのちおこったことがわかる。つまり冷却条件のみから考えればバーンアウトは実際に破損の生じた下部クラスター付近（温度 TM-1 で代表される冷却材温度を持つ）だけでなく破損の生じなかった上部クラスター付近（温度 TO-1 で代表される冷却材温度を持つ）でも十分生じる可能性があったが燃料棒の線出力の差異が決定因子として破損を左右したと考えられる。

## 5. 討 論

前節 4.5 では被覆管外側の冷却材条件をごく単純に冷却材温度と圧力に着目して調べたが、ここでは Table 3 中、TM-1 の値が高かった 17 時 15 分（Table 3 の最左端時間データ中 17.150 とあるところ）での冷却材中の水に対する蒸気の比率を熱水力的計算より求めサブクール状態から沸騰状態への過渡期にある燃料棒の特性を明らかにする。

集合体出力  $Q_A$  は測定熱中性子束分布  $f$  (ND)（その値は電気変換され nA の単位をとる）と熱水力的に求められた熱中性子束から出力への変換係数  $kg$  (kW/nA) の積で求められる。すなわち

$$\begin{aligned} Q_A &= f(ND) \times kg \\ &= 128.35 \text{ (kW)} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (6)$$

このとき上部および下部クラスターの出力も計装した中性子検出器の読み取り値より計算される。下部クラスターの出力  $Q_L$  は

$$Q_L = 73.14 \text{ (kW)} \quad \dots\dots\dots (7)$$

また上部クラスターの出力  $Q_U$  は

$$Q_U = Q_A - Q_L = 54.61 \text{ (kW)} \quad \dots\dots\dots (8)$$

となる。

一方(6)式で求めた  $Q_A$  値は中性子検出器から測定した中性子束分布の熱出力への換算値であるが、これは冷却材流量  $F$ 、比重量  $\gamma$ 、エンタルピー  $H$  およびガンマ加熱量  $G$  を考慮して次のようにしても求められる。

$$Q_A = F \times \gamma (H(\text{OUT}) - H(\text{IN})) - G \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここに  $F$  : Table 3 より  $2516.3 \text{ l/h} = 0.7 \text{ l/s}$



Fig. 35 と Fig. 36 より燃料体は比較的早い時期にサブクール状態から沸騰状態に入ったことがわかる。また沸騰状態に入ったのは上部クラスター頂部の TO-1の方が下部クラスター頂部の TM-1よりさらに早い。下部クラスターの3本の燃料棒にバーンアウトが生じたのは沸騰状態に入ってから比較的あと（データ点間の間隔は15分間に相当する）であったこともわかる。

以上のことより(1)冷却材はかなり早い時期から沸騰状態にあり、それは冷却材温度がより高い TO-1付近（上部クラスター頂部付近）のみならず TM-1付近（下部クラスター頂部付近）でも同じ状態であったこと(2)バーンアウトは沸騰条件に入ってからかなりの時間が経過したのちおこったことがわかる。つまり冷却条件のみから考えればバーンアウトは実際に破損の生じた下部クラスター付近（温度 TM-1 で代表される冷却材温度を持つ）だけでなく破損の生じなかった上部クラスター付近（温度 TO-1 で代表される冷却材温度を持つ）でも十分生じる可能性があったが燃料棒の線出力の差異が決定因子として破損を左右したと考えられる。

## 5. 討 論

前節 4.5 では被覆管外側の冷却材条件をごく単純に冷却材温度と圧力に着目して調べたが、ここでは Table 3 中、TM-1 の値が高かった 17 時 15 分（Table 3 の最左端時間データ中 17.150 とあるところ）での冷却材中の水に対する蒸気の比率を熱水力的計算より求めサブクール状態から沸騰状態への過渡期にある燃料棒の特性を明らかにする。

集合体出力  $Q_A$  は測定熱中性子束分布  $f$  (ND)（その値は電気変換され nA の単位をとる）と熱水力的に求められた熱中性子束から出力への変換係数  $kg$  (kW/nA) の積で求められる。すなわち

$$\begin{aligned} Q_A &= f(ND) \times kg \\ &= 128.35 \text{ (kW)} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (6)$$

このとき上部および下部クラスターの出力も計装した中性子検出器の読み取り値より計算される。下部クラスターの出力  $Q_L$  は

$$Q_L = 73.14 \text{ (kW)} \quad \dots\dots\dots (7)$$

また上部クラスターの出力  $Q_U$  は

$$Q_U = Q_A - Q_L = 54.61 \text{ (kW)} \quad \dots\dots\dots (8)$$

となる。

一方(6)式で求めた  $Q_A$  値は中性子検出器から測定した中性子束分布の熱出力への換算値であるが、これは冷却材流量  $F$ 、比重量  $\gamma$ 、エンタルピー  $H$  およびガンマ加熱量  $G$  を考慮して次のようにしても求められる。

$$Q_A = F \times \gamma (H_{OUT} - H_{IN}) - G \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここに  $F$  : Table 3 より  $2516.3 \text{ l/h} = 0.7 \text{ l/s}$

$\gamma$  : 冷却材入口温度 (236°C) における比重量で

$$0.832 \text{ kg}/\ell$$

H(OUT), H(IN) : 高圧リグ出口 (温度 243.5°C) および入口 (温度 236.08°C) におけるエンタルピーでそれぞれ 1250.25 kW/kg, 1019.70 kW/kg

G : 高圧リグへ外系から入ってくるガンマ加熱量 0.263 kW/MW と内部から発生するガンマ加熱量 0.015 kW/kW の和, 但し前者はそのときの原子炉出力  $Q_R = 16 \text{ MW}$  の関数となるから入ってくる総ガンマ量は  $0.263 \text{ kW}/\text{MW} \times 16 \text{ MW} = 4.208 \text{ kW}$ , 後者は燃料体総出力  $Q_A = 128.35 \text{ kW}$  (6式) の関数となるから, 内側で発生する総ガンマ量は  $0.015 \text{ kW}/\text{kW} \times 128.35 \text{ kW} = 1.925 \text{ kW}$ , 故に  $G = 4.208 + 1.925 = 6.133 \text{ kW}$

であるから(9)式は次のようになる。

$$\begin{aligned} Q_A &= 0.7 (\ell/s) \times 0.832 (\text{kg}/\ell) \times (1250.25 - 1019.70) (\text{kWs}/\text{kg}) \\ &\quad - 6.133 (\text{kW}) \\ &= 0.582 (230.55) - 6.133 \\ &= 128.05 (\text{kW}) \end{aligned} \dots\dots\dots (9)$$

ここで求めた  $Q_A$  値はサブクーリングによる発熱量  $Q_{sc}$  と沸騰による発熱量  $Q_B$  の和である。すなわち

$$Q_A = Q_{sc} + Q_B \dots\dots\dots (10)$$

一方, サブクーリングによる発熱量はリグに入って来た冷却材がその圧力 (Table 3より 15.03 MPa) 下で沸騰するまでの総発熱量として求められる。

$$Q_{sc} = F \times \gamma (H(\text{EVA}) - H(\text{TI}-1)) - G / 2 \dots\dots\dots (11)$$

ここに H(EVA), H(TI-1) : 冷却材圧力 15.03 MPa 時の軽水飽和温度 (340.6°C) 下でのエンタルピーと下部クラスター底部の冷却材温度 (Table 3より  $\text{TI}-1 = 327.7^\circ\text{C}$ ) 下でのエンタルピー量でそれぞれ 1626.64 kW/kg および 1502.4 kW/kg

したがって(11)式より  $Q_{sc}$  は

$$Q_{sc} = 69.26 (\text{kW}) \dots\dots\dots (12)$$

となる。(9)式と(12)式を(10)式に代入して

$$\begin{aligned} 128.05 &= 69.26 + Q_B \\ \therefore Q_B &= 58.79 (\text{kW}) \end{aligned} \dots\dots\dots (13)$$

バーンアウトのあった下部クラスターでの沸騰による発生熱量  $Q_{BL}$  は

$$Q_{BL} = Q_L - Q_{sc}$$

$$\begin{aligned}
 &= 73.74 \text{ (kW)} - 69.26 \text{ (kW)} \\
 &= 4.48 \text{ (kW)} \dots\dots\dots (14)
 \end{aligned}$$

となる。

下部クラスター頂部の冷却材温度は Table 3より  $TM-1 = 345.3^\circ\text{C}$ であるからこのときのエンタルピー  $H(\text{STEAM})$  は

$$H(\text{STEAM}) = 963.4 \text{ kW}_s / \text{kg}$$

そのときの比容積  $V(\text{STEAM})$  は

$$V(\text{STEAM}) = 9.771 \text{ (l/kg)}$$

となる。故に生成された蒸気量: STEAMは

$$\begin{aligned}
 \text{STEAM} &= Q_B \text{ (13式)} \div H(\text{STEAM}) \\
 &= 58.79 \text{ (kW)} \div 963.4 \text{ (kW}_s / \text{kg)} \\
 &= 0.0610 \text{ (kg/s)} \dots\dots\dots (15)
 \end{aligned}$$

このときの蒸気流量: STEAM VOLは

$$\begin{aligned}
 \text{STEAM VOL} &= 0.0610 \text{ (kg/s)} \times 9.771 \text{ (l/kg)} \\
 &= 0.596 \text{ (l/s)} \dots\dots\dots (16)
 \end{aligned}$$

となる。またこのときの水の量: WATER は以下のように求められる。

$$\begin{aligned}
 \text{WATER} &= F \times \gamma \\
 &= 0.582 \text{ (kg/s)} \dots\dots\dots (17)
 \end{aligned}$$

故に蒸気と水の比率は

$$\begin{aligned}
 \text{STEAM/WATER} &= (0.0610 / 0.582) \times 100 \\
 &= 10.48 \text{ (\%)} \dots\dots\dots (18)
 \end{aligned}$$

となる。

このときの冷却材流量: WATER VOL は

$$\begin{aligned}
 \text{WATER VOL} &= (F - \text{STEAM}) \cdot V \\
 &= (0.5824 \text{ (kg/s)} - 0.061 \text{ (kg/s)}) \times 1.686 \text{ (l/kg)} \\
 &= 0.879 \text{ (l/s)} \dots\dots\dots (19)
 \end{aligned}$$

となる。

以上の結果をまとめると

$$\begin{aligned}
 \text{STEAM/WATER} &: 10.48\% \\
 \text{STEAM VOL} &: 0.596 \text{ l/s} \dots\dots\dots (20) \\
 \text{WATER VOL} &: 0.879 \text{ l/s}
 \end{aligned}$$

となる。

20式は沸騰状態にあった燃料体の17時15分 (Table 3参照:  $TO-1$ が最大に達した時点)における冷却条件を熱水力的に詳しく解析した結果を与えている。20式より発生蒸気量は約10.5%であり、このために燃料棒が比較的長く沸騰状態におかれてもバーンアウトしなかったものと思われる。

なお燃料棒内の圧力の急激な変化と被覆管伸び計の急激な減少があったのは、Table 3 からわかるようにこの解析時点より2時間45分あとである。

## 6. 結 言

ハルデン炉 (HBWR) 内に設置した PWR 条件を模擬できる高圧ループを用い、燃料体平均線出力  $25 \text{ kW/m}$  でベース照射をおこなっていた  $17 \times 17$  型 PWR 燃料棒のうち、下部クラスターに装荷されていた 6 本中 3 本にバーンアウト破損が生じた。

バーンアウトは炉停止後の再起動サイクル中に燃料体の総出力を  $90 \text{ kW}$  (約  $20 \text{ kW/m}$ ) から  $130 \text{ kW}$  (約  $27 \text{ kW/m}$ ) に増加させた際ループ冷却材流量調整弁の開放がおこなわれず設定流量値  $3700 \text{ l/h}$  より  $30\%$  以上も低い冷却状態での照射がほぼ 1 日程続いた際に生じた。

バーンアウトのあった試験燃料体には、軸方向に 3ヶ所、1ヶ所に 2本の冷却材温度測定用の熱電対が計装されていた他冷却材圧力、流量等の測定が 15分毎におこなわれていた。さらに燃料棒には軸方向伸び計、燃料棒内圧力センサーが計装されていた。このためバーンアウト発生前後の燃料棒のふるまいを経時的に解析することができた。バーンアウトに関係した一連の解析より得た結果は以下のとおりである。

(1) “ウェスティングハウス APD サブクール相関式”を用いたハルデン炉内 PWR ループの DNB 余裕設計計算による結果は良好で原研側仕様に基づく順調なベース照射が実施できた。PWR 型燃料棒は上下 2つのクラスターにそれぞれ 6本の燃料棒を装荷していたが熱中性子の軸方向分布から最大の燃料棒発熱は下部クラスターの頂部付近で、冷却材流れの分布から冷却材の最高温度は上部クラスター頂部付近で、生じていた。

(2) バーンアウト破損は燃料体の最大発熱部である下部クラスター頂部  $4 \sim 7 \text{ cm}$  の範囲で発生した。バーンアウトしたのは下部クラスター同一円周上に装荷された 6本の燃料棒中 3本で、いずれも相対的に熱中性子束の高い炉中心側に面していた。

(3) 下部クラスター破損燃料棒が経験した約  $15.12 \text{ MPa}$  下での冷却材最高温度は約  $346^\circ\text{C}$  であり、冷却材流量は  $2716 \text{ l/h}$  である。熱水力的な解析の結果この時点での冷却材中の水に対する蒸気の比は  $10.5\%$ 、蒸気および水の流量はそれぞれ  $0.60 \text{ l/s}$ 、 $0.88 \text{ l/s}$  であった。また冷却材温度の周方向分布はほぼ均一であった。

(4) 破損燃料棒 1本に計装していた棒内圧力センサーのデータから、冷却材流量一定のまま燃料体出力を増加させた 3時間後にその内圧が冷却材外圧とほぼ等しくなったことがわかった。

(5) 燃料棒軸伸びデータの解析から、破損燃料棒 2本とも最高出力到達後の一定出力中 3時間および 9時間後に急激な燃料棒の軸伸び量の減少が生じた。この時間差は両方の燃料棒の平均出力の差 ( $28.2 \text{ kW/m}$  と  $27.3 \text{ kW/m}$ ) や製造条件の差 ( $175 \mu\text{m}$  ギャップ  $1.5 \text{ MPa}$  He 充填と  $75 \mu\text{m}$  ギャップ  $3.2 \text{ MPa}$  He 充填) によるものと思われる。一方、バーンアウトした燃料棒と同一下部クラスターにあって非破損だった燃料棒では、破損燃料棒にみられた急激な軸伸びの減少はみられなかった。

(6) 熱中性子束が最も高い下部クラスター破損燃料棒と冷却材温度が最も高い上部クラスター非破損燃料棒の線出力と伸びふるまいとを比較した。破損した下部クラスター燃料棒の平均線出力は  $27.2 \text{ kW/m}$  と相対的に  $25\%$  も低かった。破損燃料棒に較べ線出力が相対的に低かったため変形量もまた小さかった。沸騰状態に入ったのちの上部および下部クラスターの冷却材温度には殆んど差がなか

った。

## 謝 辞

DNB設計余裕の計算およびバーンアウト期間中の蒸気対水比の計算については、OECDハルデンプロジェクトのE. Kolstad氏に討論をいただきました。

バーンアウトした燃料体の写真やバーンアウト位置の同定および計装熱電対の取付位置等についてはハルデンプロジェクト派遣員の中村仁一氏およびハルデンプロジェクトのA. Kruihof氏に御協力を賜りました。

炉内データのコンピューターによる解析作業には燃料安全第1研究室藤田操主査およびカナザワコンピューターサービス(株)の藤田恵一・山崎隆氏に御協力いただきました。

また燃料安全第1研究室の市川達生室長には解析結果全般にわたり討論をしていただきました。ここに感謝いたします。

## 参 考 文 献

- (1) L.S.Tong, "Boiling Heat Transfer and Two Phase Flow"  
John Wiley & Sons, Inc.
- (2) L.S.Tong, H.B. Currin, and F.C. Engel, "DNB (Burnout) Studies  
in an Open Lattice Core" USAEC Report WCAP-3736 (1964)
- (3) L.S.Tong, H.B. Currin, and A.G. Thorp, II, "New Correlations  
Predict DNB Conditions" Nucleonics 21, No. 5, 43-47 (1963)
- (4) J. Nakamura. Private communication (1983.11)

った。

## 謝 辞

DNB設計余裕の計算およびバーンアウト期間中の蒸気対水比の計算については、OECDハルデンプロジェクトのE. Kolstad氏に討論をいただきました。

バーンアウトした燃料体の写真やバーンアウト位置の同定および計装熱電対の取付位置等についてはハルデンプロジェクト派遣員の中村仁一氏およびハルデンプロジェクトのA. Kruihof氏に御協力を賜りました。

炉内データのコンピューターによる解析作業には燃料安全第1研究室藤田操主査およびカナザワコンピューターサービス(株)の藤田恵一・山崎隆氏に御協力いただきました。

また燃料安全第1研究室の市川遼生室長には解析結果全般にわたり討論をしていただきました。ここに感謝いたします。

## 参 考 文 献

- (1) L.S.Tong, "Boiling Heat Transfer and Two Phase Flow"  
John Wiley & Sons, Inc.
- (2) L.S.Tong, H.B. Currin, and F.C. Engel, "DNB (Burnout) Studies  
in an Open Lattice Core" USAEC Report WCAP-3736 (1964)
- (3) L.S.Tong, H.B. Currin, and A.G. Thorp, II, "New Correlations  
Predict DNB Conditions" Nucleonics 21, No. 5, 43-47 (1963)
- (4) J. Nakamura. Private communication (1983.11)

Table 1 Fuel rod characterization of burnout rods

	PWR04	PWR18	PWR19
<b>1. FUEL</b>			
1.1 Material	Sintered and ground $UO_2$		
1.2 Enrichment(%U-235)	13	13	13
1.3 Density( $Mg/m^3$ )	10.43	10.46	10.37
1.4 Pellet diameter(mm)	8.201	8.199	8.291
1.5 Pellet length(mm)	13.62	13.07	10.15
1.6 End form	Dished	Dished	Flat
<b>2. CLADDING</b>			
2.1 Material	Zircaloy-4		
2.2 Heat treatment	Stress relieved		
2.3 Surface treatment	-		
2.4 Clad O.D.(mm)	9.511	9.512	9.500
2.5 Clad I.D.(mm)	8.365	8.363	8.366
2.6 Clad thickness(mm)	0.573	0.575	0.567
<b>3. ASSEMBLY</b>			
3.1 Enriched fuel length(m)	0.446	0.447	0.447
3.2 Enriched fuel weight(kg)	0.243	0.245	0.250
3.3 Diametral gap(mm)	0.165	0.165	0.075
3.4 Fill gas(MPa)	0.4 helium	1.5 helium	3.2 helium
3.5 Measured plenum(ml)	4.1	2.3	1.7
3.6 Instrumentation	PF	EC	EC

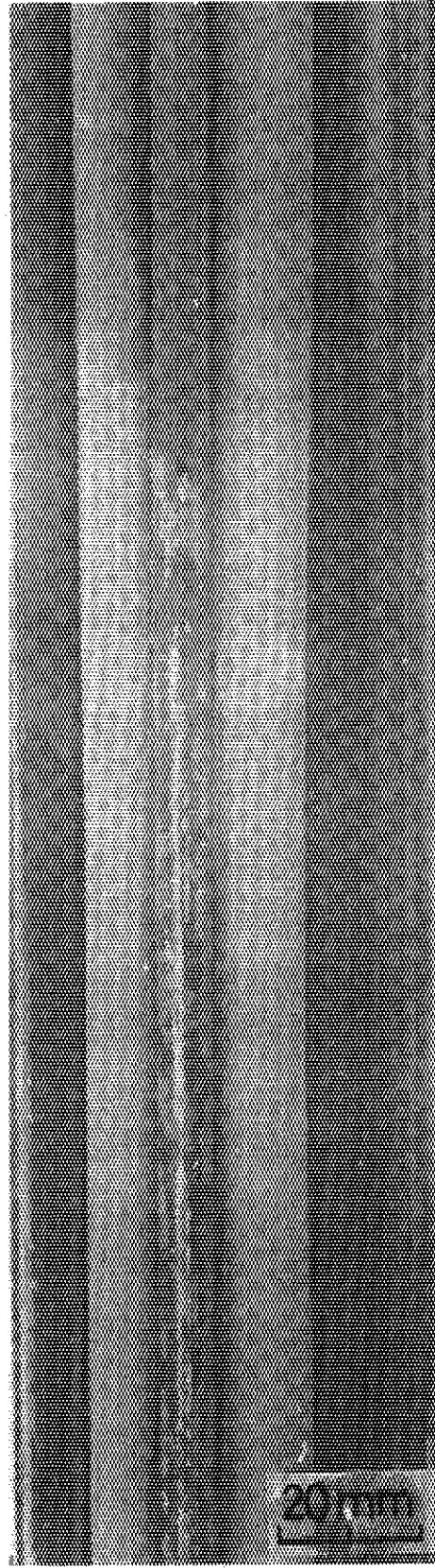
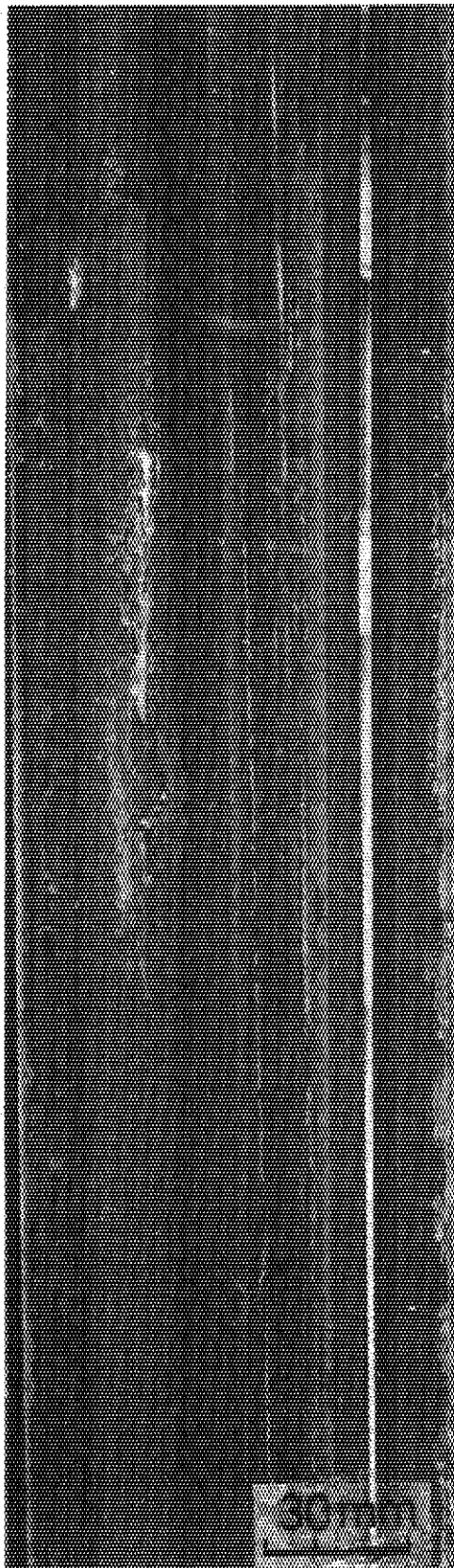
Table 2 Application of Westinghouse correlation to HBWR(Ranges of validity)

<i>Number</i>	<i>Characteristics</i>	<i>Correlation by Westinghouse</i>	<i>IFA-524 in HBWR</i>
1.	Geometry	Circular tube, rectangular channel and rod bundle with uniform heat flux	Circular tube, pressure flask, 2 clusters with almost uniform heat flux
2.	Mass velocity G [kg/m <sup>2</sup> h]	$0.98 \times 10^6 \sim 39.0 \times 10^6$	—
3.	Pressure P [MPa]	5.52 ~ 19.0	15
4.	L/De	21 ~ 365	19.0 (lower cluster) 26.5 (upper cluster)
5.	Inlet enthalpy $H_{in}$ [J/kg]	$\geq 690$	$1.8 \sim 2.5 \times 10^6$
6.	Local subcooling $\Delta T_{sub}$ [C]	- 18 ~ 109	around 40
7.	Equivalent diameter De [mm]	2.54 ~ 13.7	16.9 or 23.6
8.	Local heat flux $q''$ [J/m <sup>2</sup> n]	$4.52 \times 10^9 \sim 45.2 \times 10^9$	$4.6 \times 10^9$
9.	Heated to wetted perimeter ratio.	0.88 ~ 1.0	1.2





Top



Bottom

▲  
PWR 18

▲  
PWR 04

▲  
PWR 19

Photo.1 Outeryview of burned out three PWR fuel rods observed in HBWR site compartment

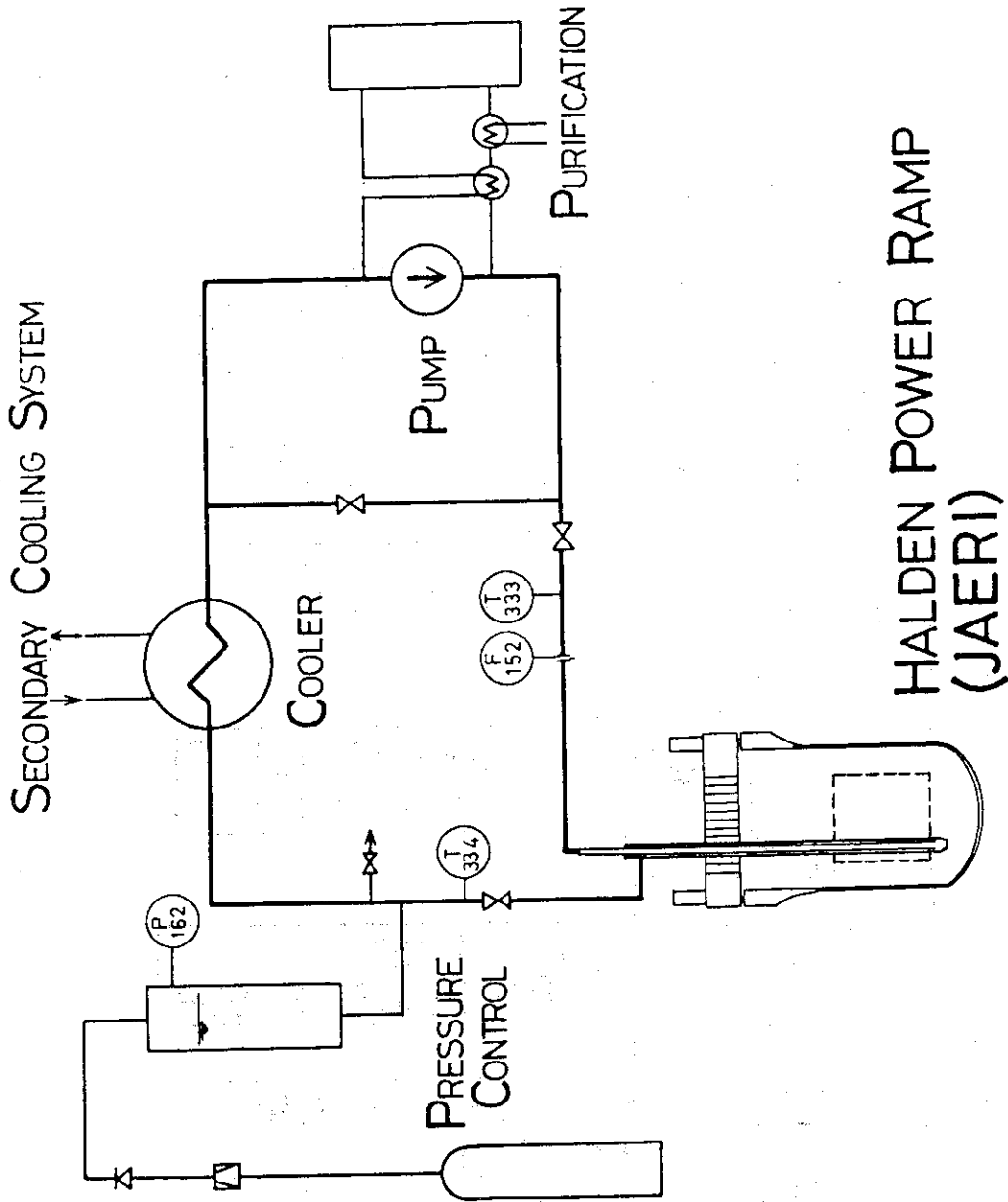


Fig. 1 Schematic representation of high pressure loop in HBWR for fuel rod base irradiation of Halden Power Ramp Test

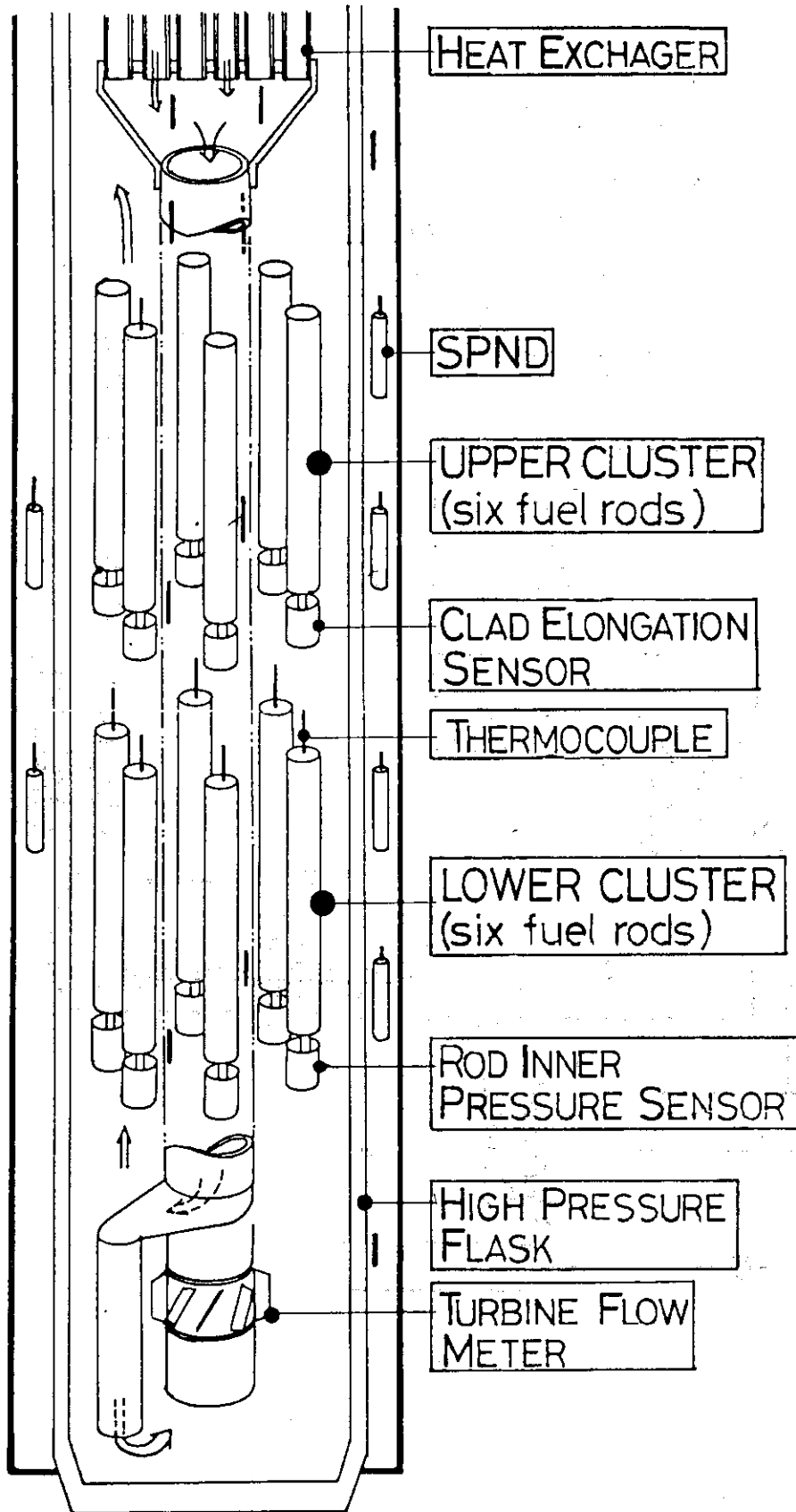


Fig. 2 Schematic representation of high pressure rig of PWR involving a various kind of instrumented fuel assemblies

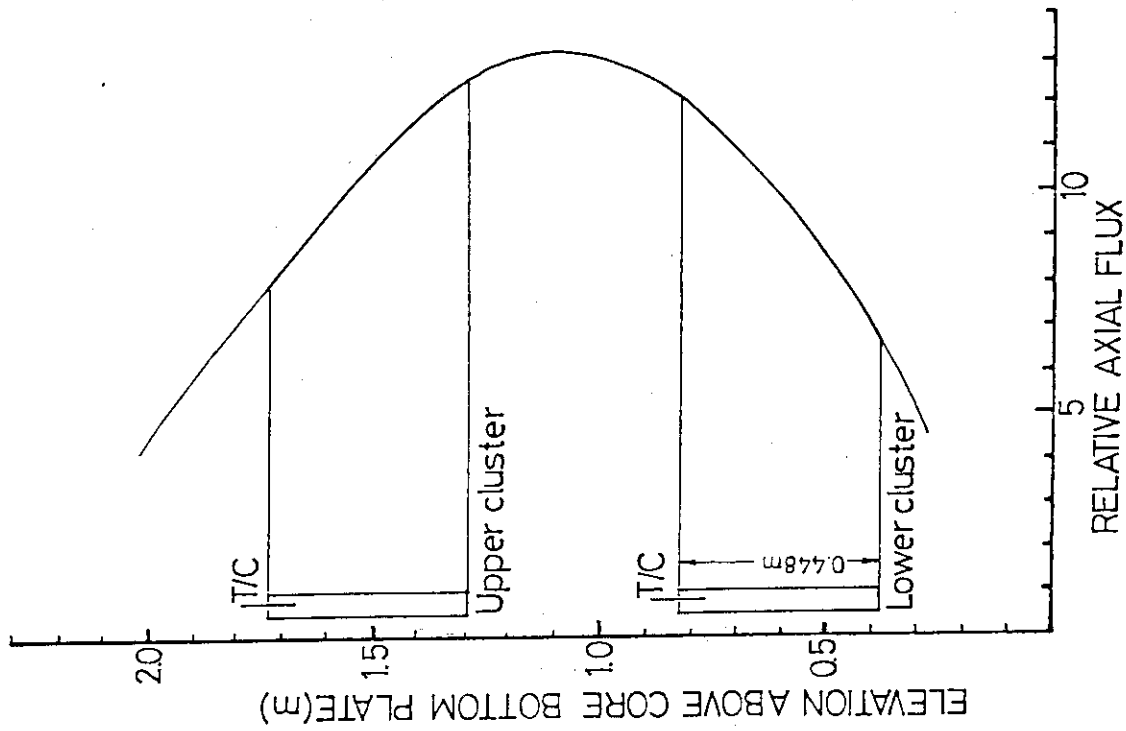


Fig. 4 Relative axial flux distribution of PWR cluster at a maximum power level in base irradiation stage

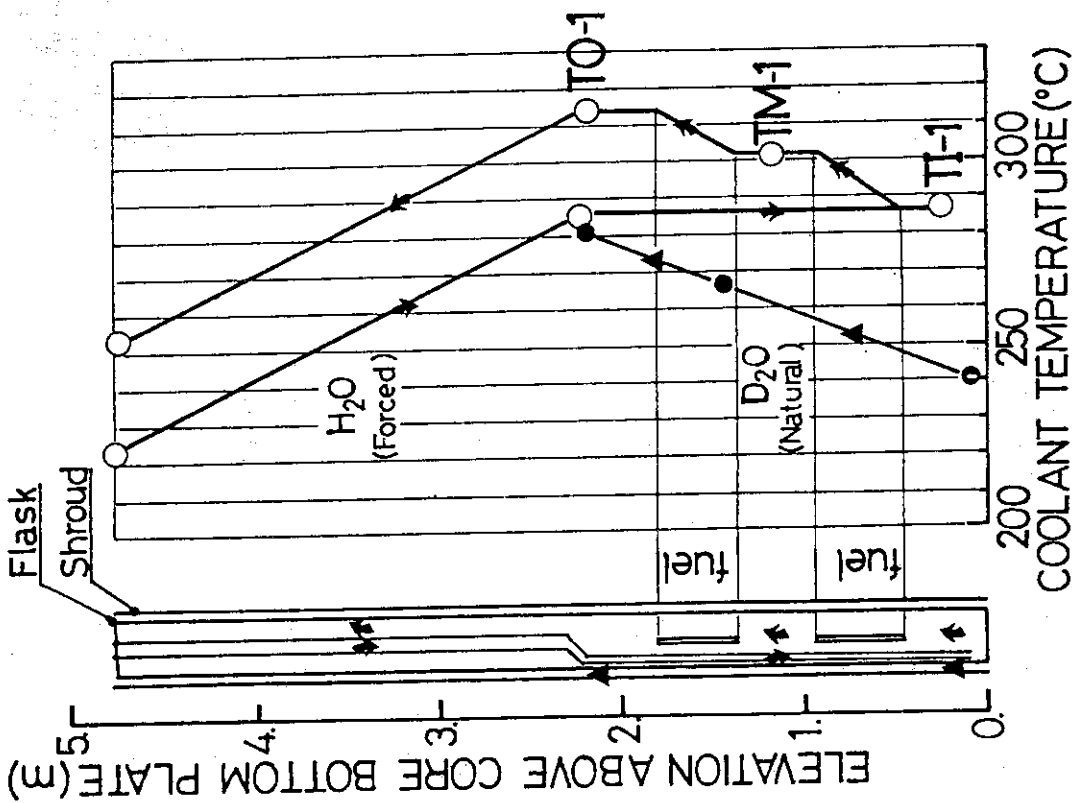


Fig. 3 Axial coolant temperature distribution of PWR cluster at a maximum power level in base irradiation stage

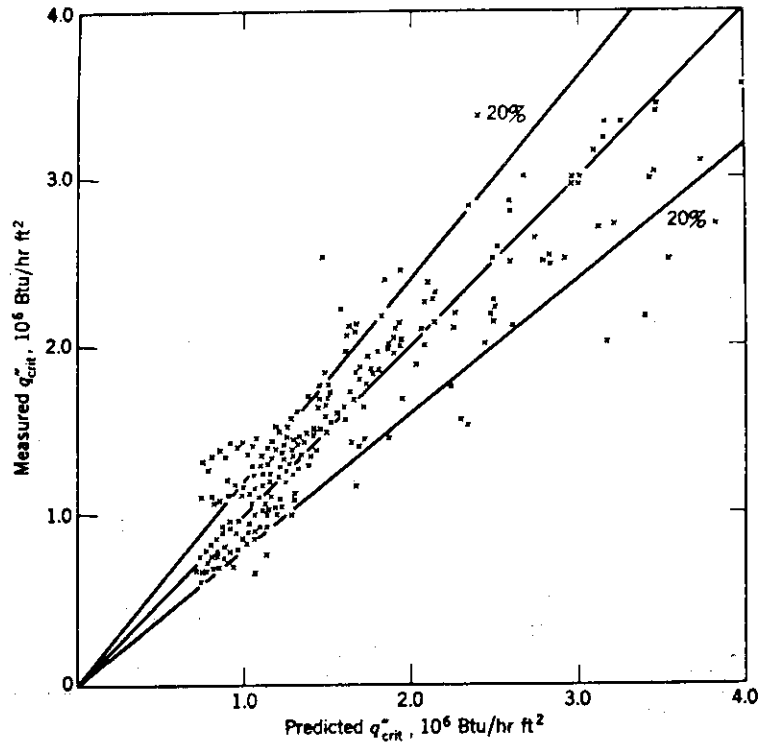


Fig. 5 Comparison of  $q''_{crit}$  correlation with measured data in subcooled region

BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524

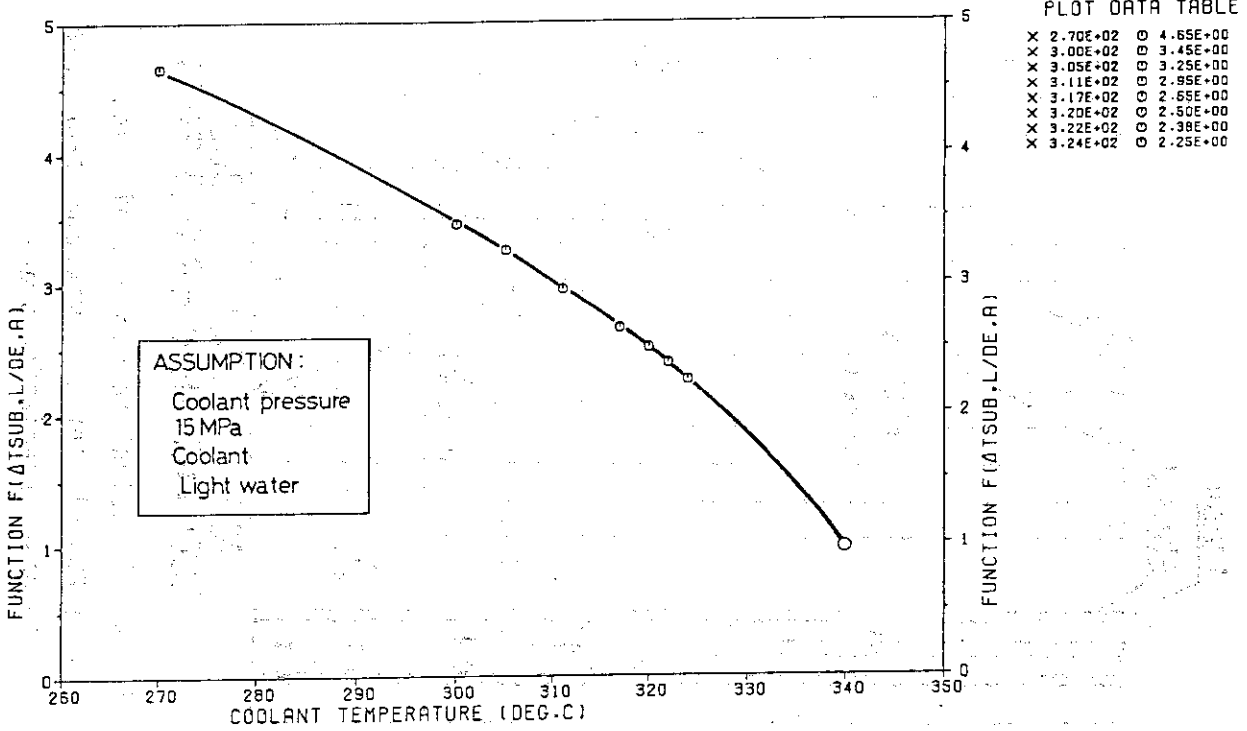


Fig. 6 Value of parameter  $F(\Delta T_{sub}, L/De, a)$  as a function of coolant temperature

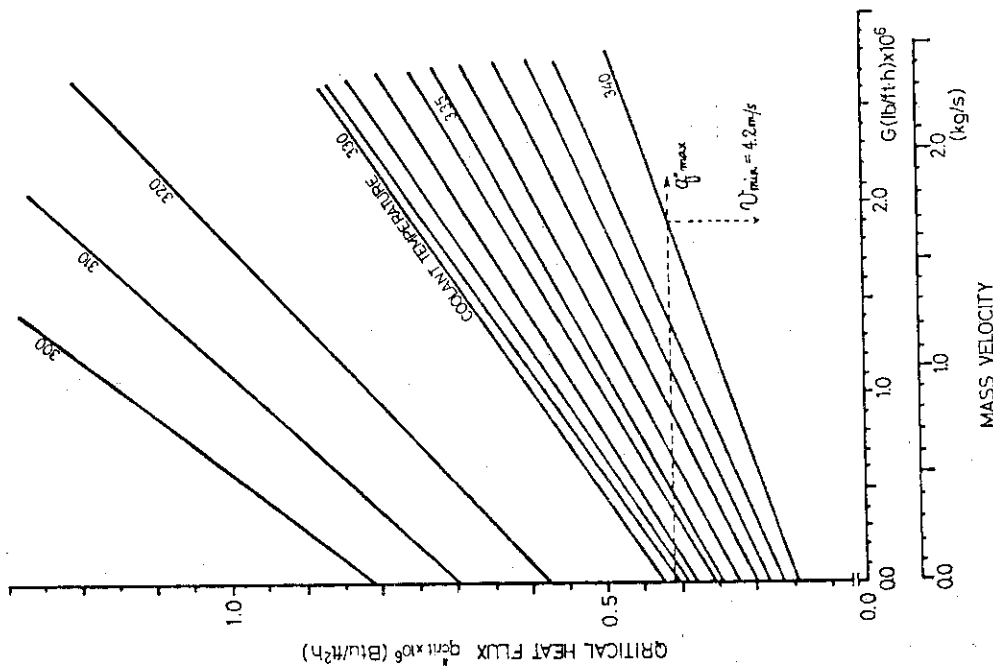


Fig. 7 Critical heat flux vs mass velocity of PWR loop as a function of coolant temperature in which broken line denotes critical heat flux of IFA-524 PWR assembly under operating power level of 33 kw/m

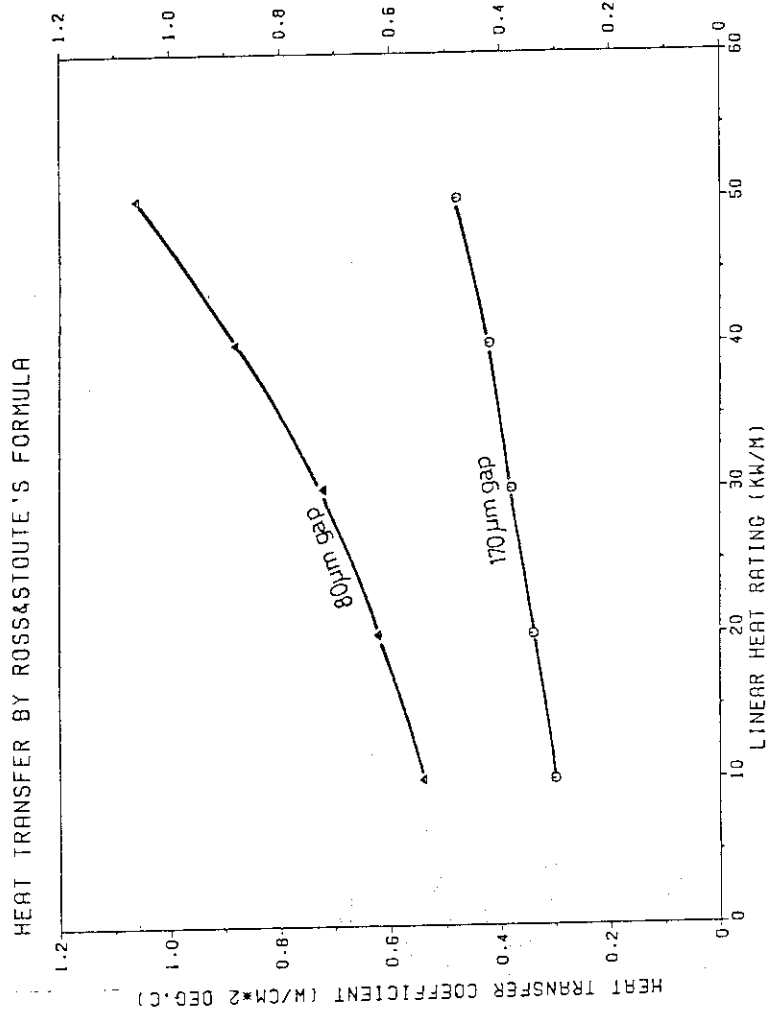


Fig. 8A Fuel to cladding heat transfer coefficient vs linear heat rating as a function of fuel diametral gap

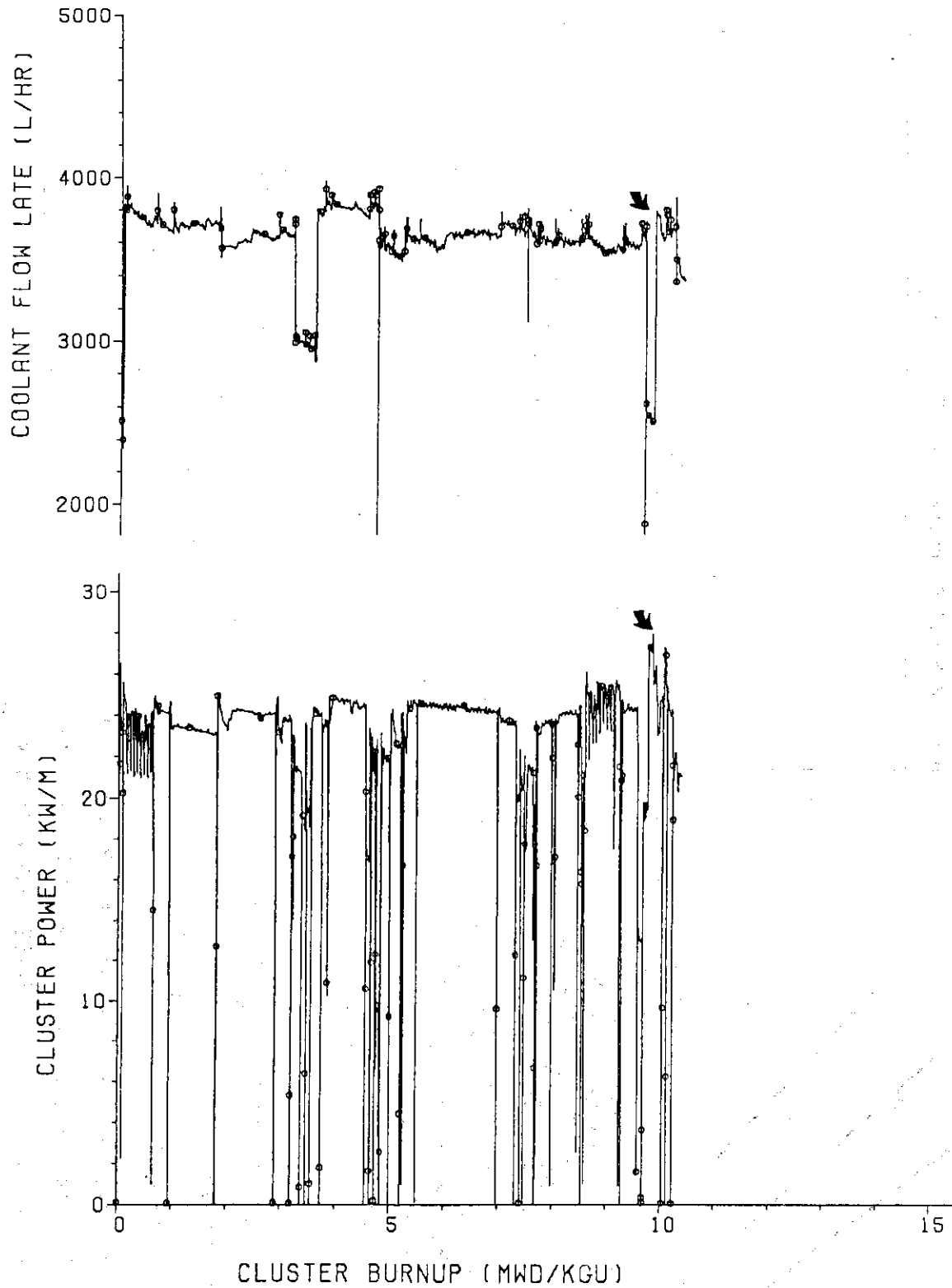


Fig. 8B (top) Coolant flow rate and (bottom) lower cluster power as a function of cluster burnup in which the arrows denote the burnup at which DNB has caused



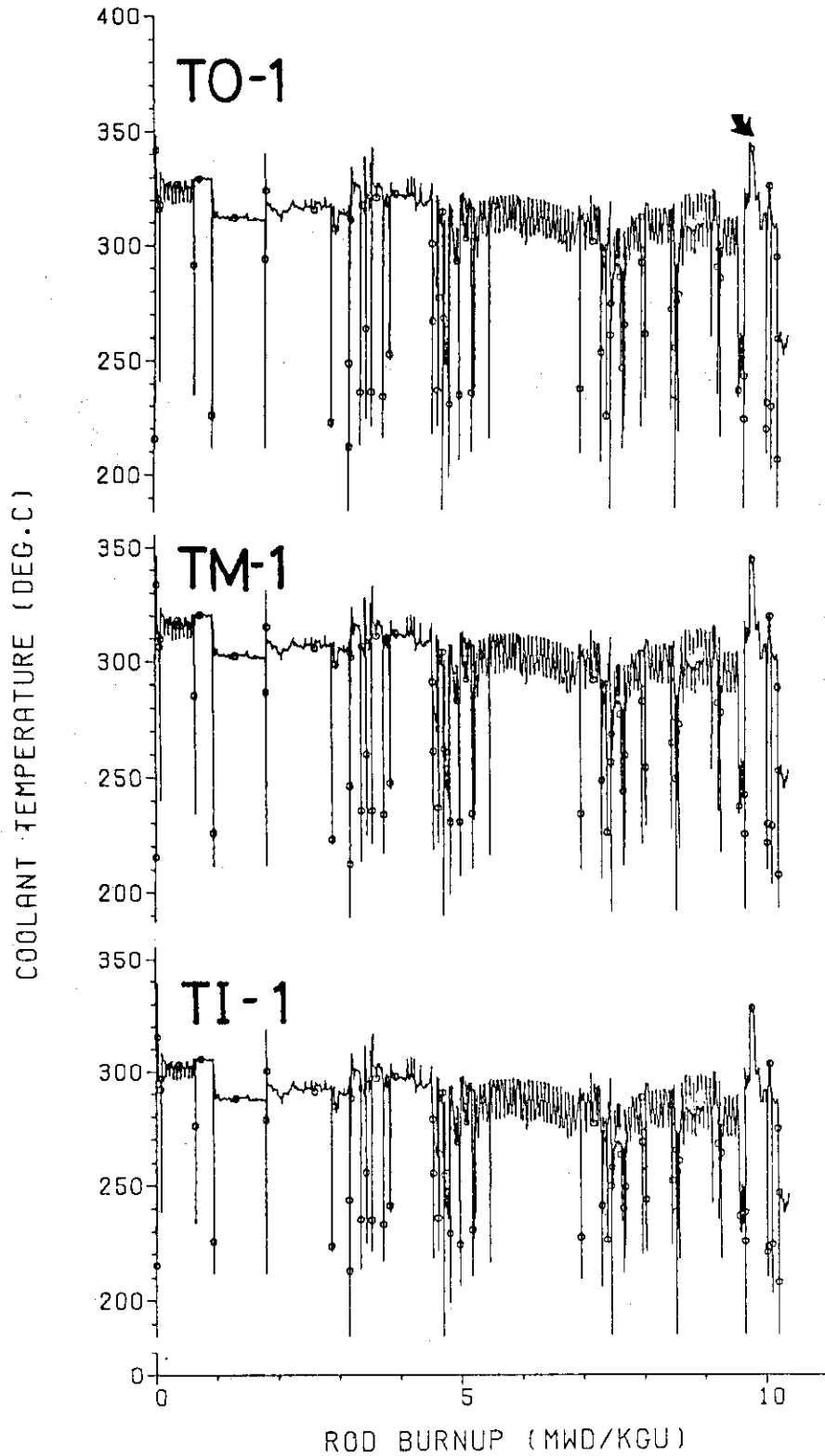


Fig. 9 History of coolant temperature which has been measured at (bottom) an assembly bottom;TI-1,(middle) an assembly peak power location;TM-1, and (top) an assembly top;TO-1 where arrow denotes time of occurrence of fuel failure

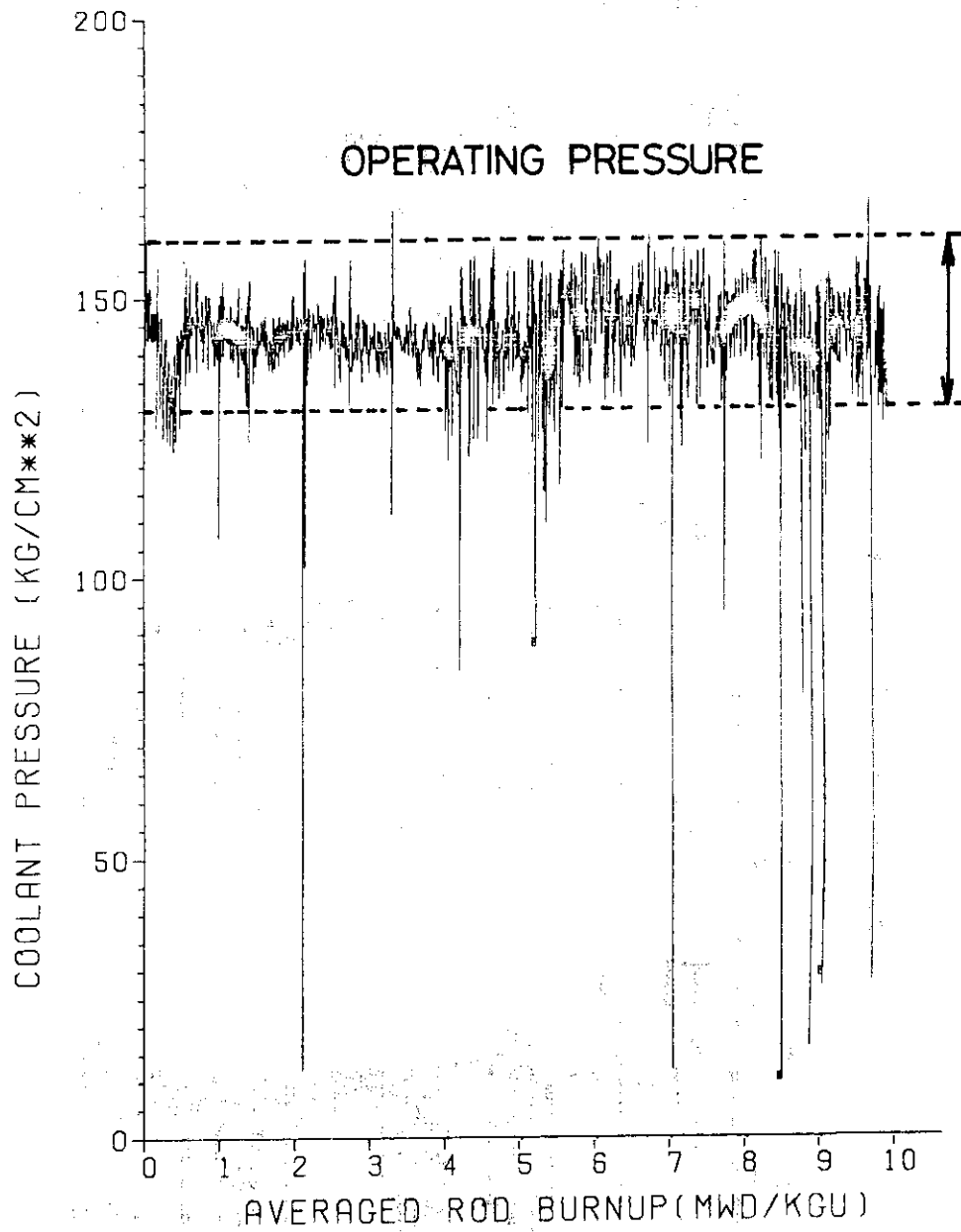


Fig. 10 History of coolant pressure of which the band indicates range of operation over irradiation

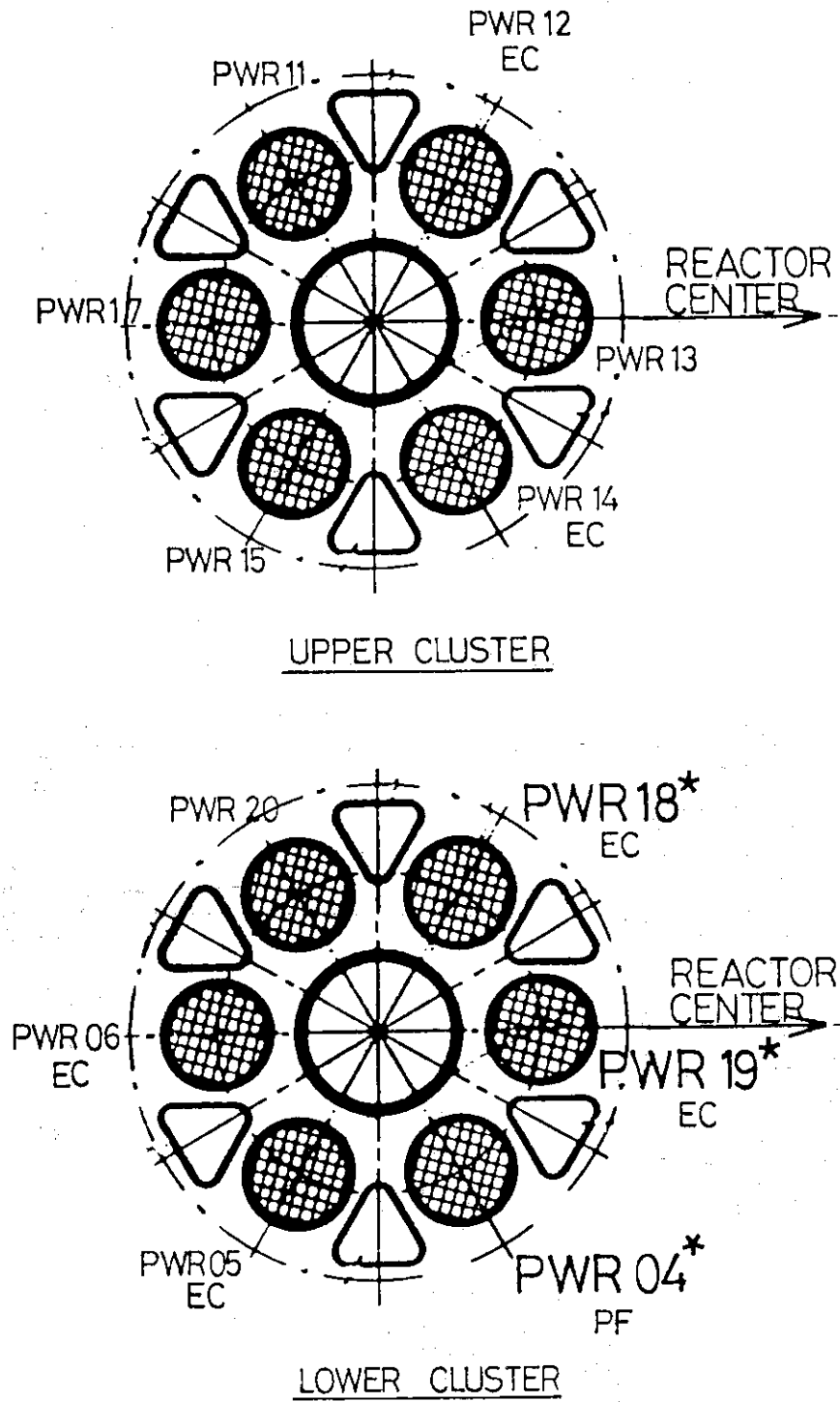


Fig. 11 Cross section of lower cluster (bottom) and upper cluster (top) of PWR fuel assemblies involving a downcomer, six fuel rods and six guide tubes; loading positions of burned fuel rods (with \* mark) and instrumentations attached to are also included

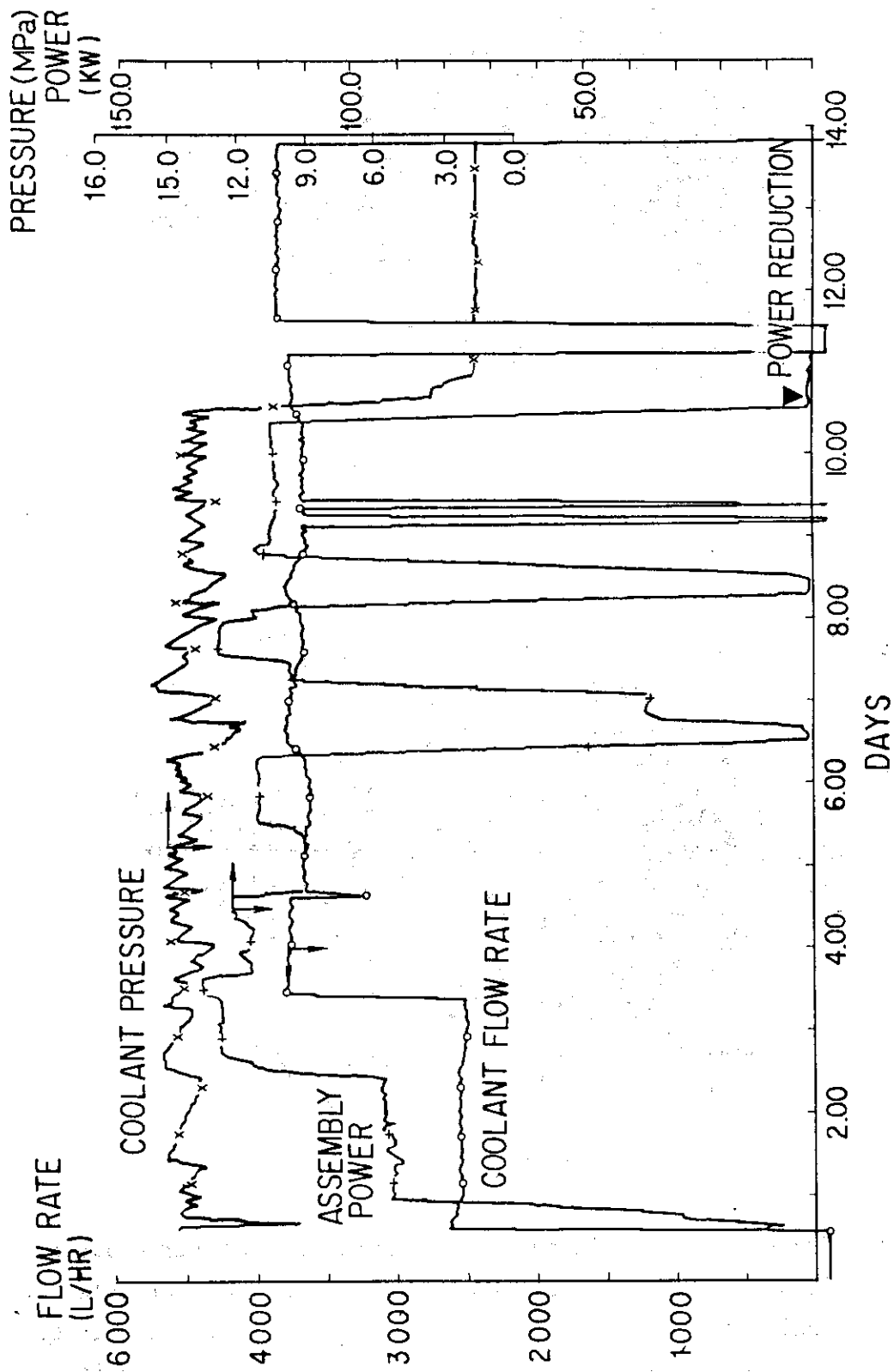


Fig. 12 Irradiation time dependent assembly power and condition of coolant during burnout stage

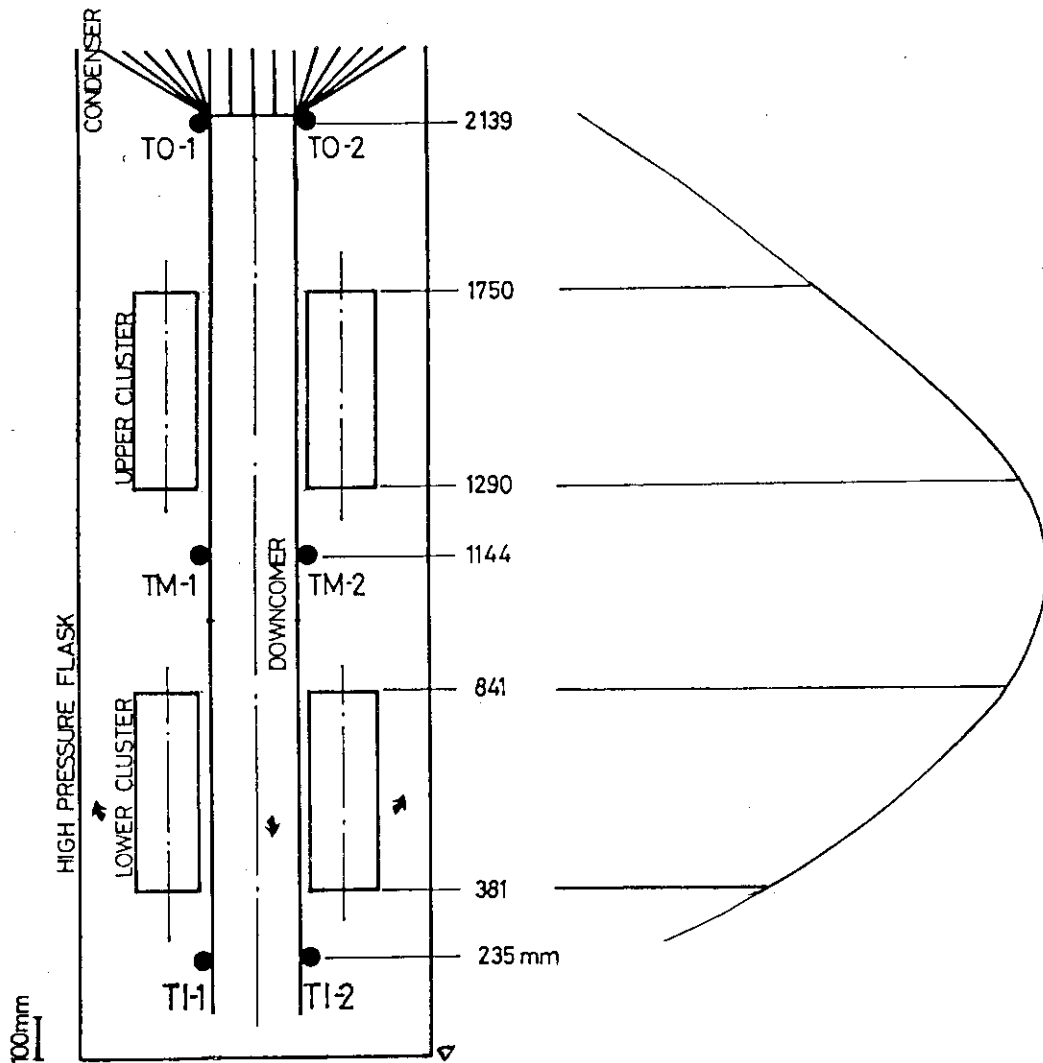


Fig. 13 (left) Detail location of instrumented coolant thermocouples and fuel assemblies, (right) corresponding power flux under normal operation

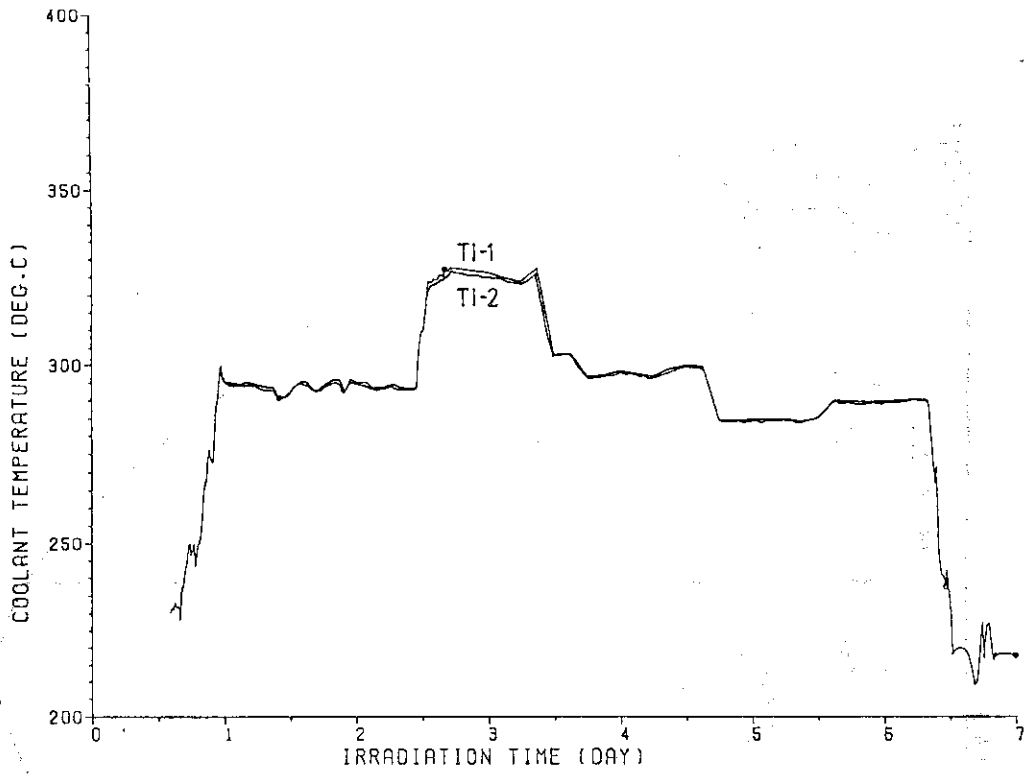


Fig. 14 Coolant temperature measured at inlet position(TI-) vs irradiation time

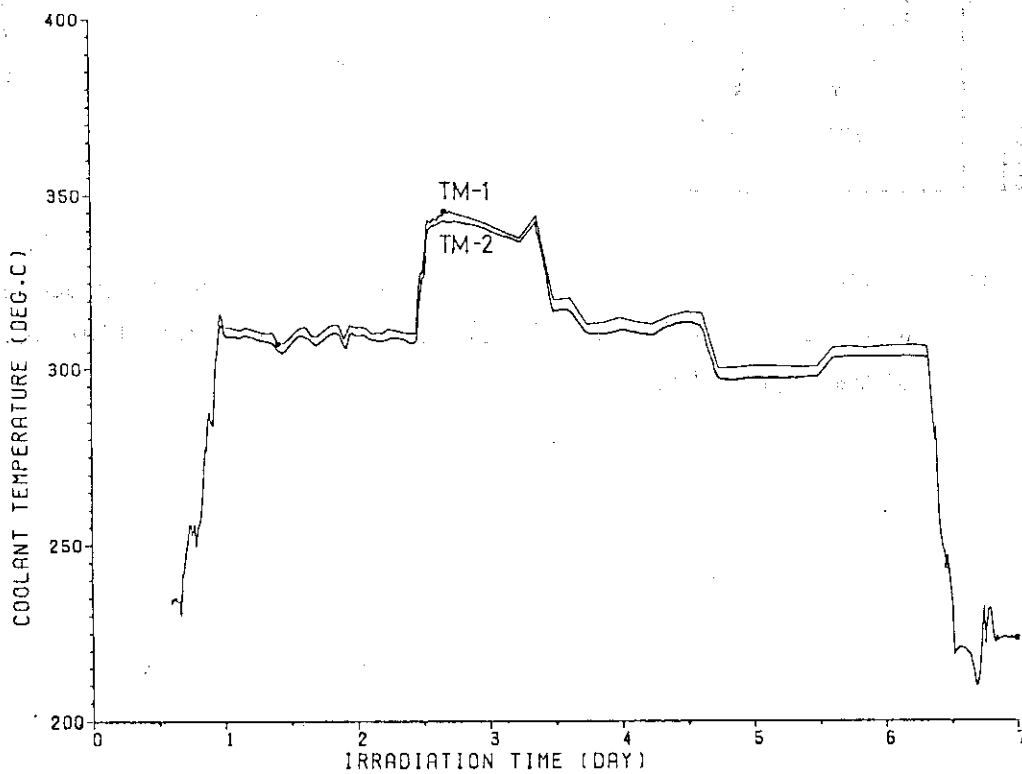


Fig. 15 Coolant temperature measured at peak power position(TM-) between lower and upper cluster vs irradiation time

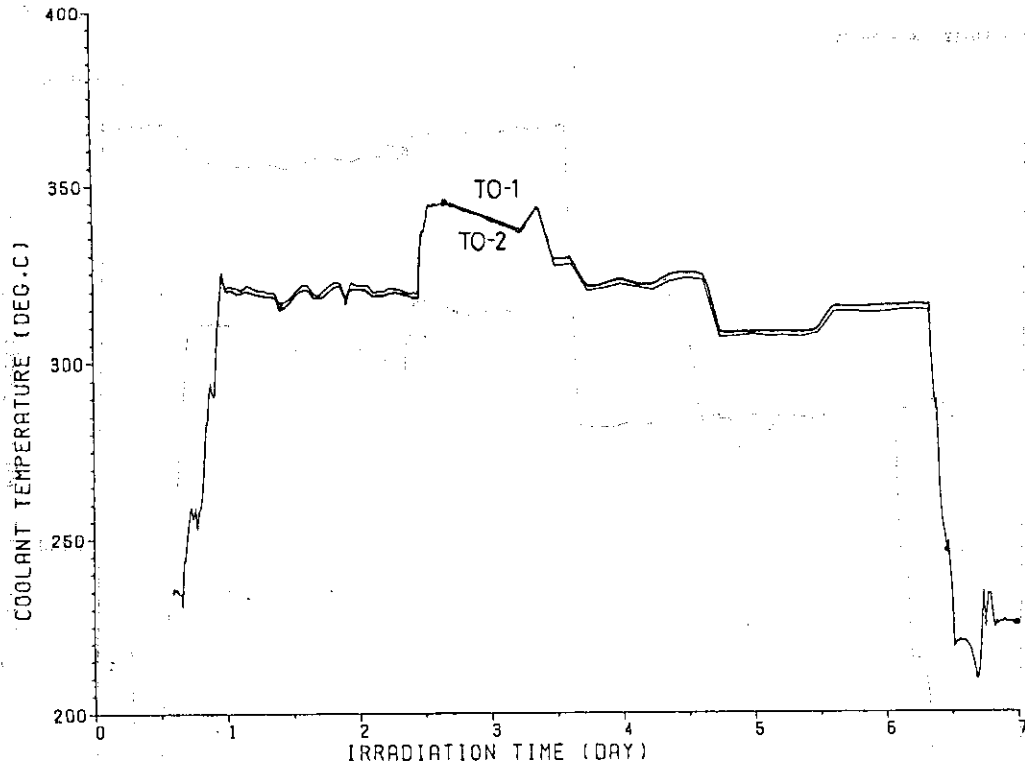


Fig. 16 Coolant temperature measured at flow outlet position (TO-) vs irradiation time

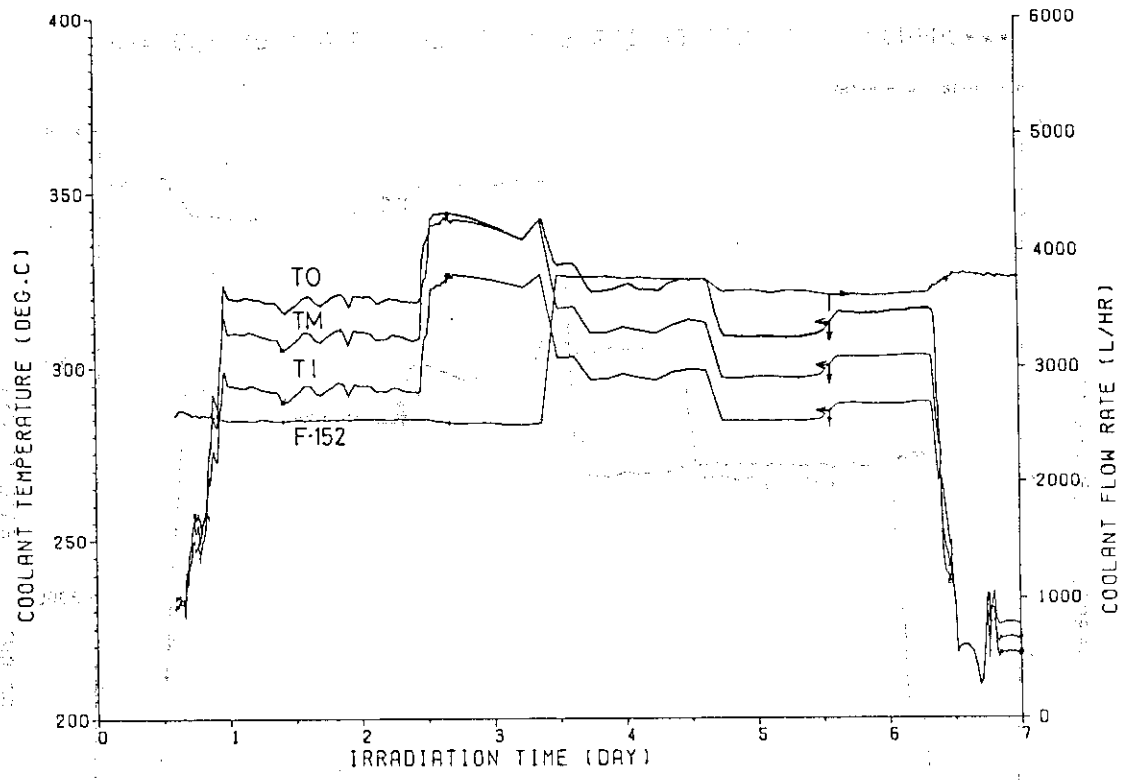


Fig. 17 Coolant temperatures measured at three different positions (TI-,TM-,TO-) in the high pressure rig and coolant flow rate(F-152) as a function of irradiation time

\*\*\*BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524: POWER HISTORY OF ROD \*\*\*

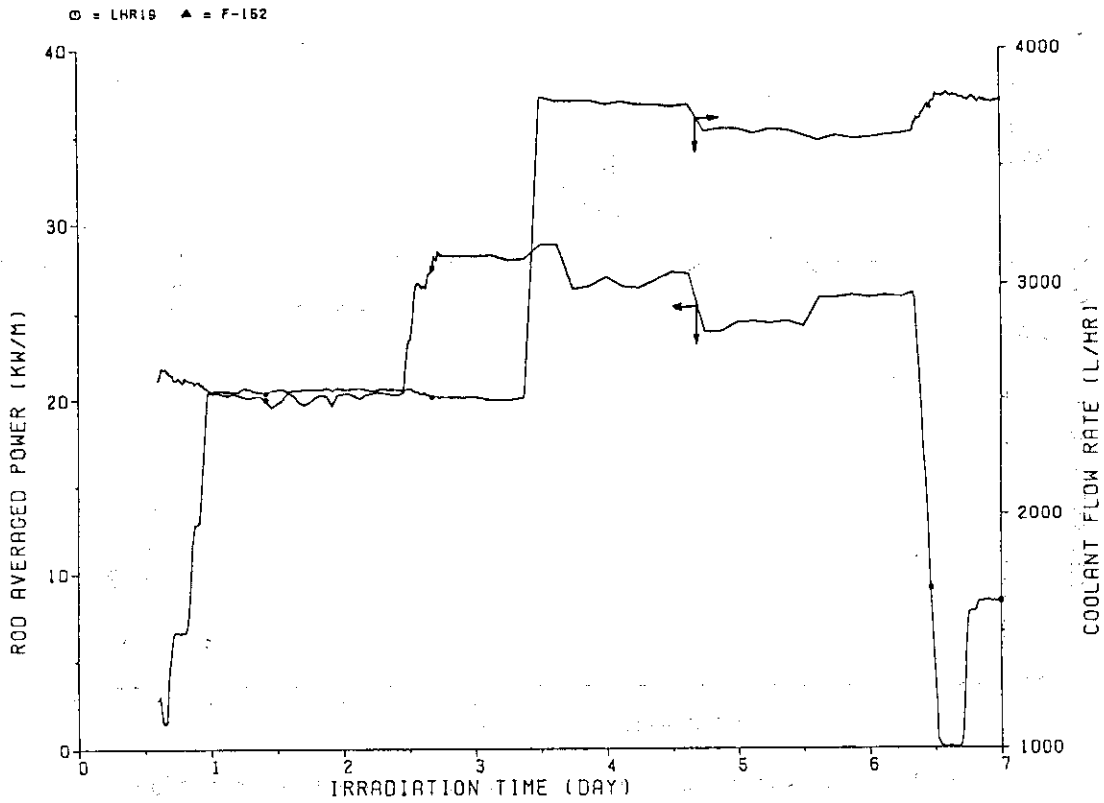


Fig. 18 Rod averaged power of burned out PWR19 and coolant flow rate vs irradiation time

\*\*\*BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524: POWER HISTORY OF ROD \*\*\*

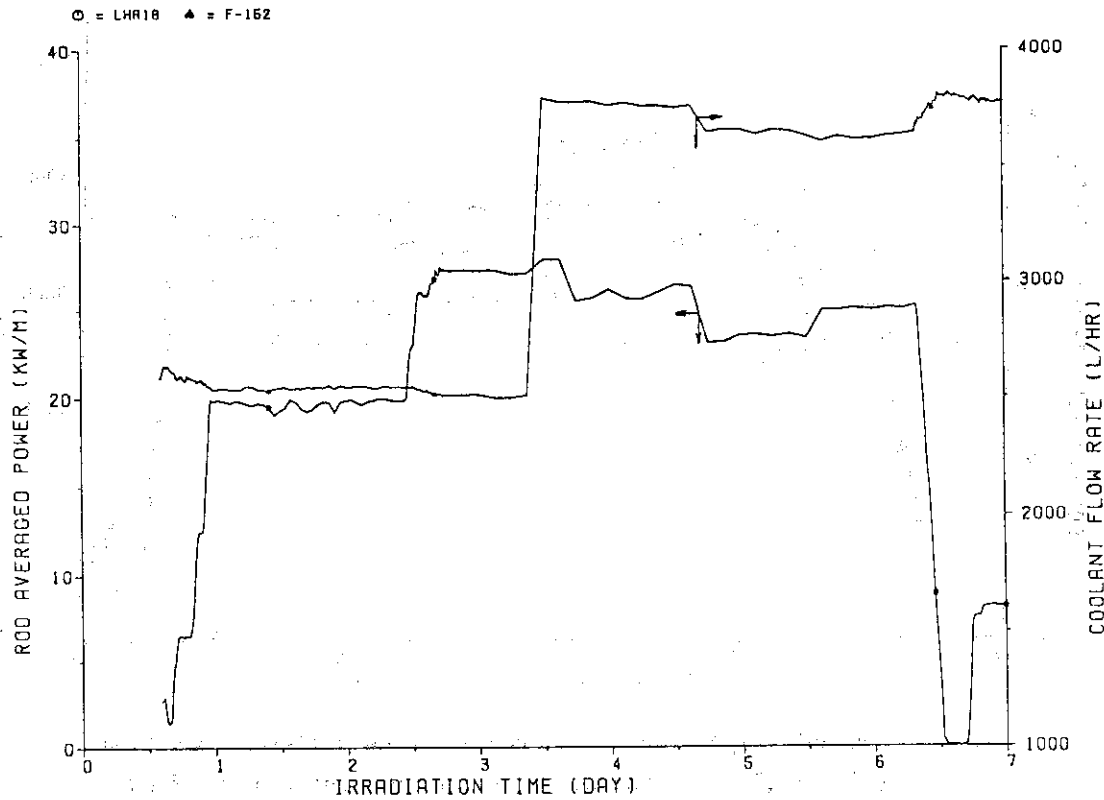


Fig. 19 Rod averaged power of burned out PWR 18 and coolant flow rate vs irradiation time



\*\*\*BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524: POWER HISTORY OF ROD \*\*\*

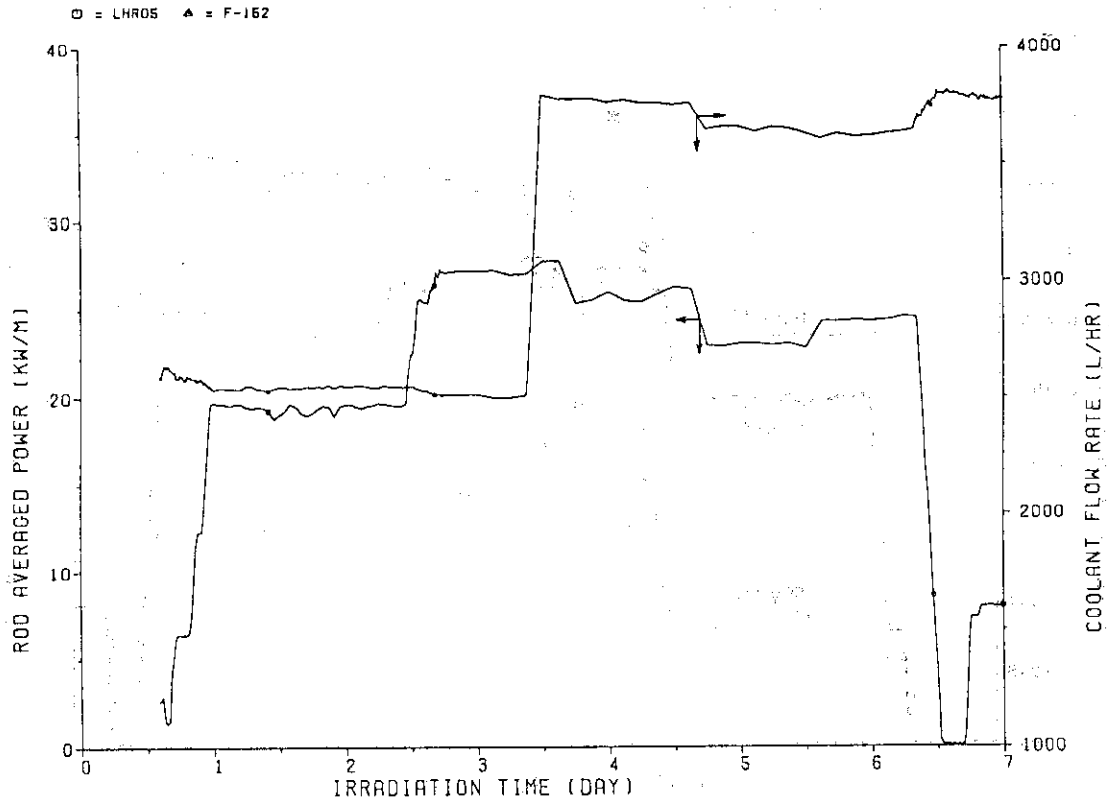


Fig. 20 Rod averaged power of non-burned PWR05 and coolant flow rate vs irradiation time

\*\*\*BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524: POWER HISTORY OF ROD \*\*\*

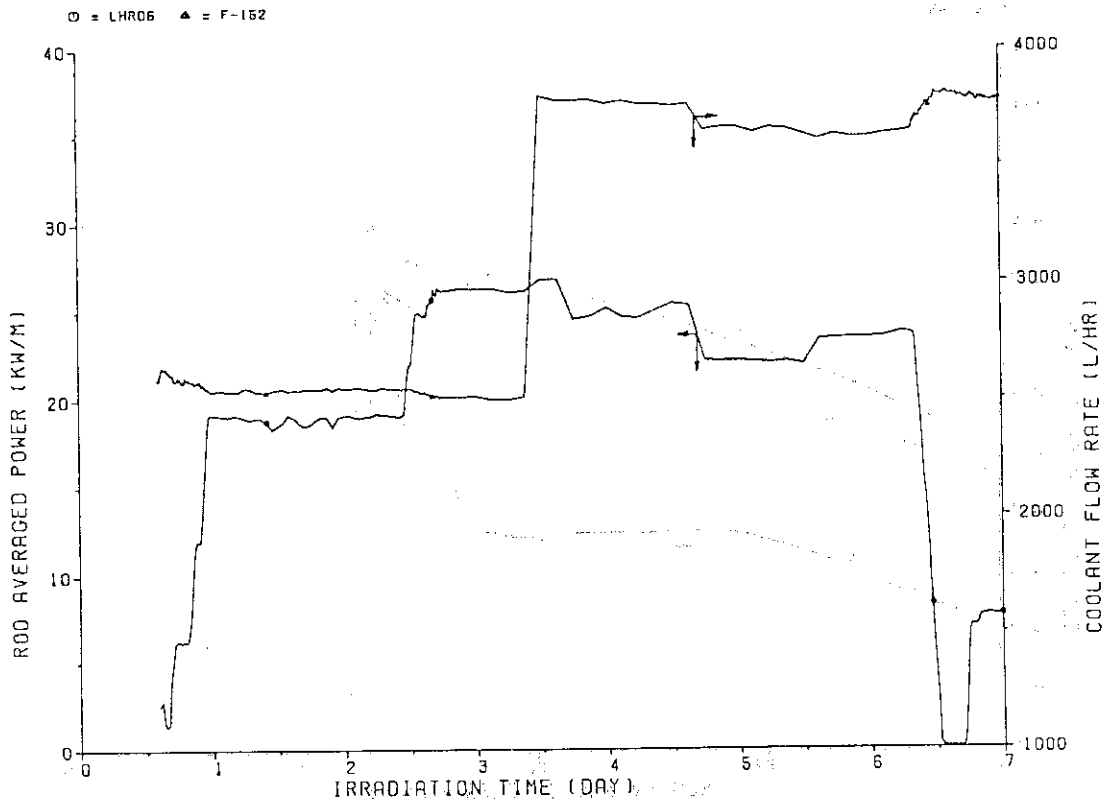


Fig. 21 Rod averaged power of non-burned PWR06 and coolant flow rate vs irradiation time

\*\*\* BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524:CLADDING ELONGATION DURING BURNOUT \*\*\*

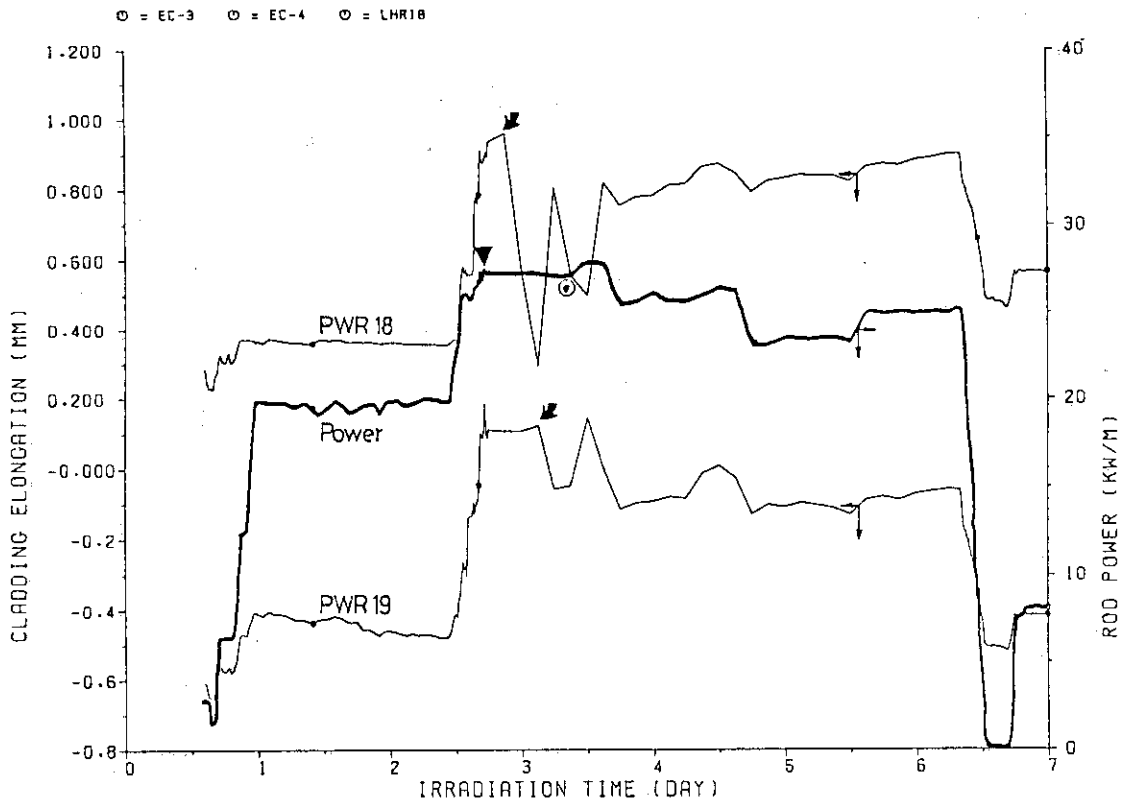


Fig. 22 Cladding axial elongation of two burned rods and rod averaged power of PWR18 as a function of irradiation time

\*\*\* BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524:CLADDING ELONGATION DURING BURNOUT \*\*\*

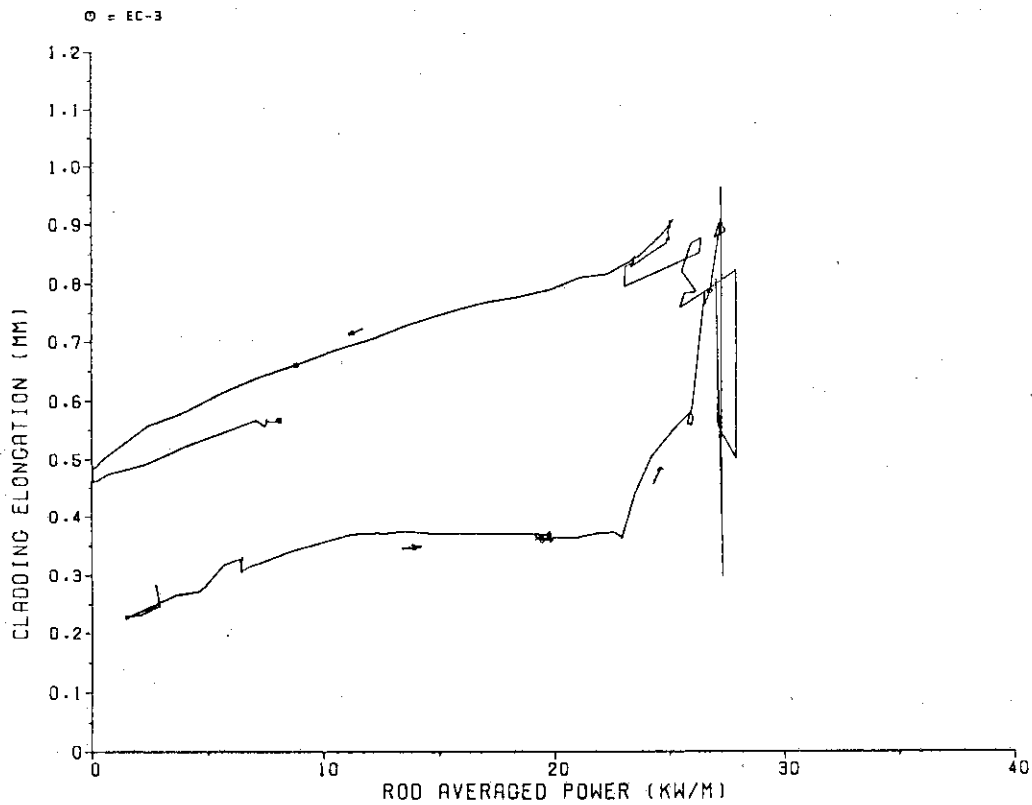


Fig. 23 Cladding axial elongation of burned PWR18 as a function of rod averaged power

\*\*\* BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524:CLADDING ELONGATION DURING BURNOUT \*\*\*

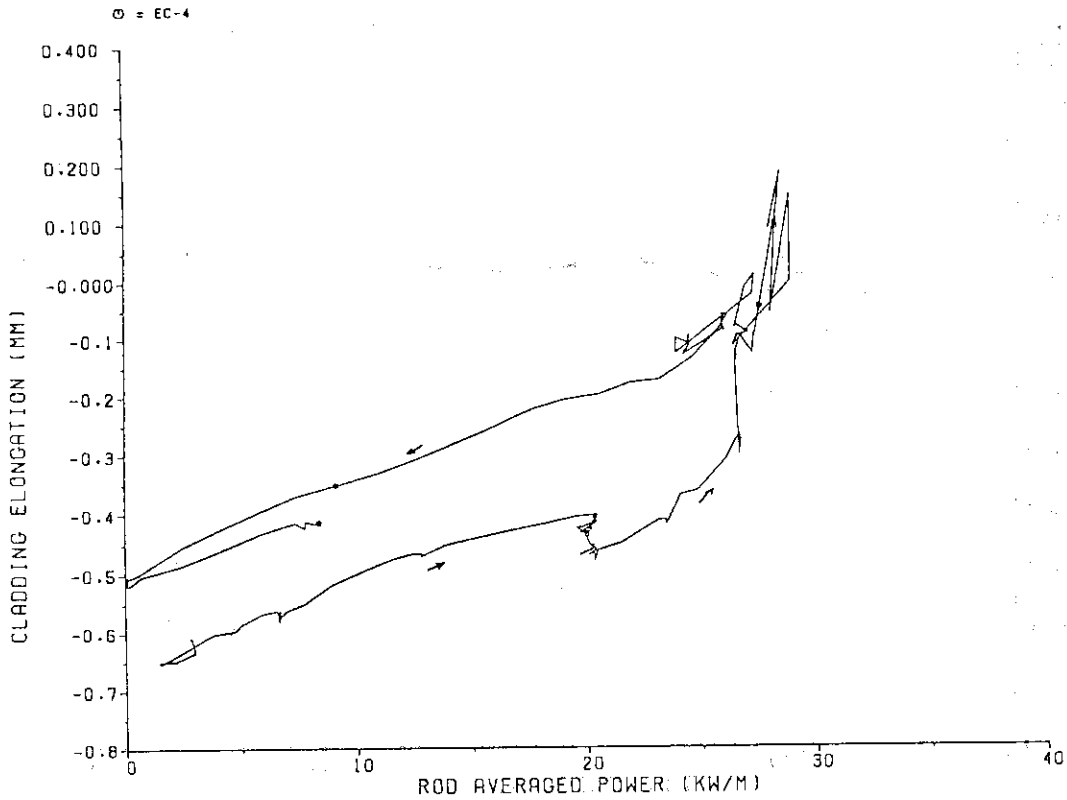


Fig. 24 Cladding axial elongation of burned PWR19 as a function of rod averaged power

\*\*\* BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524:CLADDING ELONGATION DURING BURNOUT \*\*\*

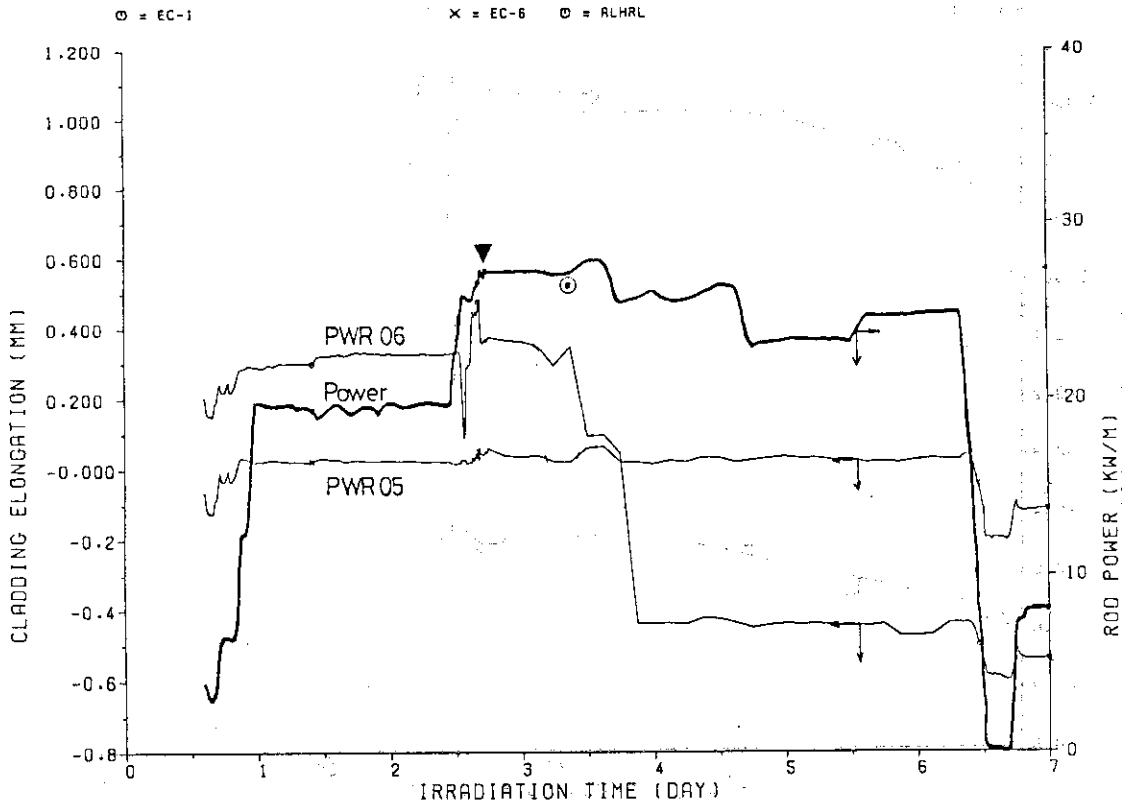


Fig. 25 Cladding axial elongation of two non-burned rods and lower cluster averaged power as a function of irradiation time

\*\*\* BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524:CLADDING ELONGATION DURING BURNOUT \*\*\*

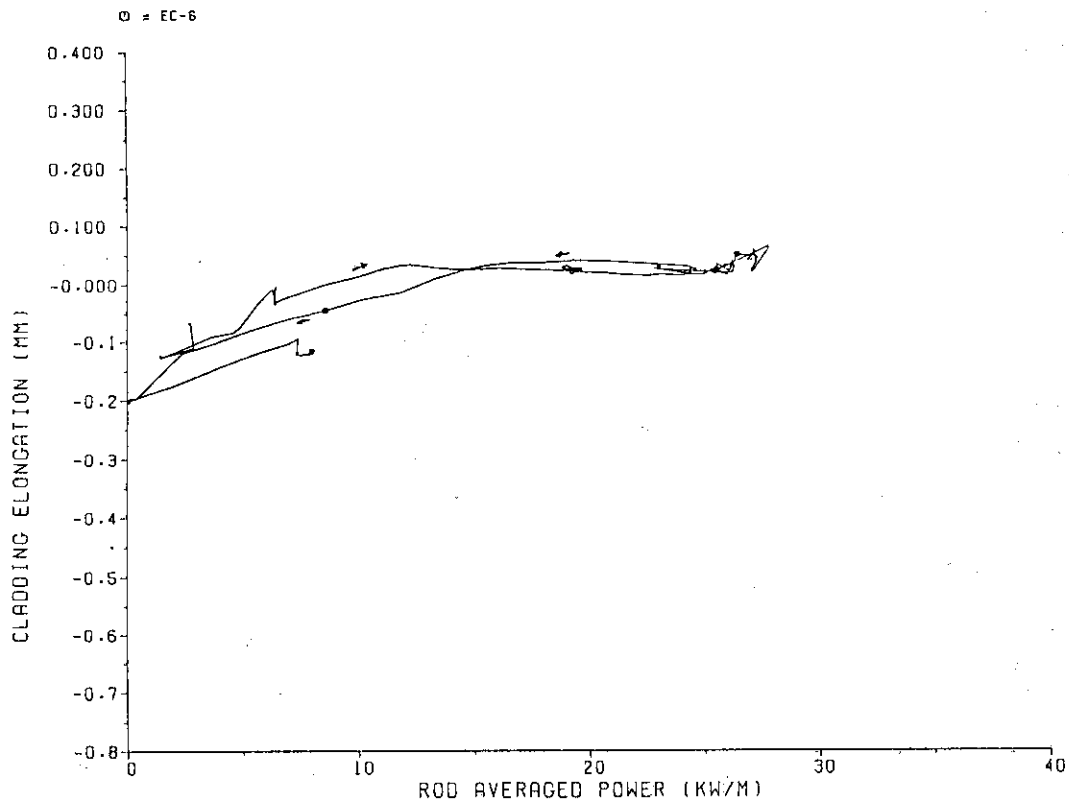


Fig. 26 Cladding axial elongation of non-burned PWR05 as a function of rod averaged power

\*\*\* BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524:CLADDING ELONGATION DURING BURNOUT \*\*\*

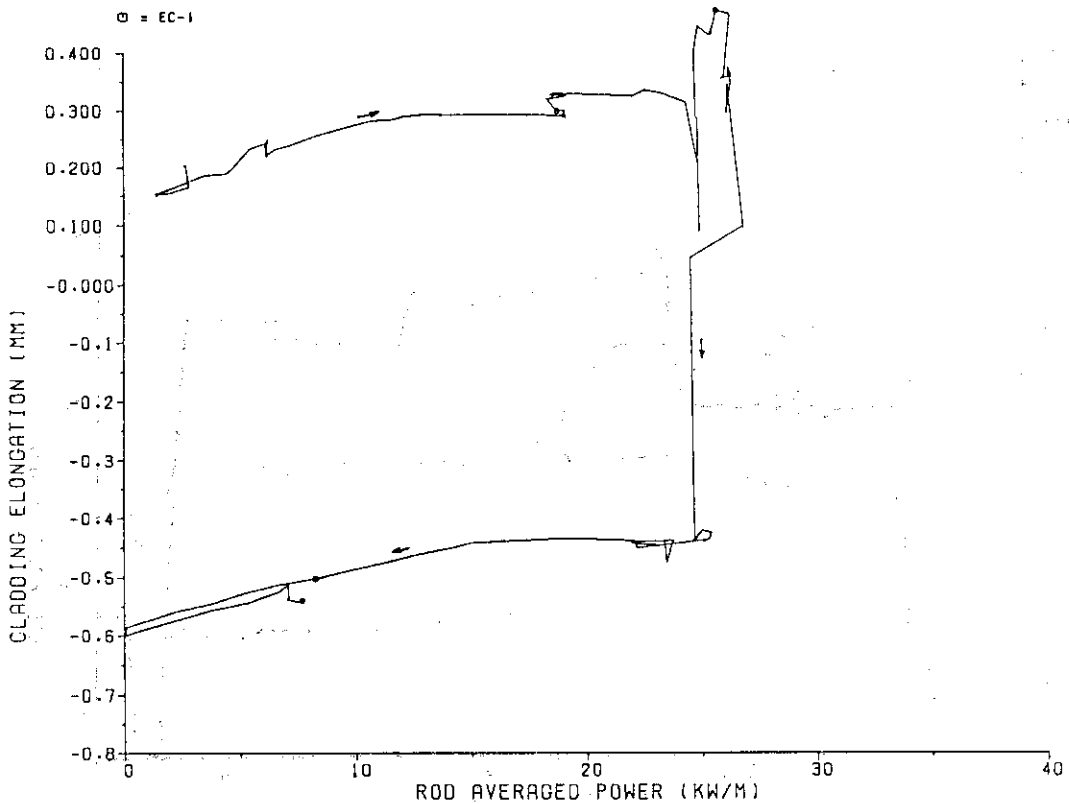


Fig. 27 Cladding axial elongation of non-burned PWR06 as a function of rod averaged power

\*\*\*BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524: POWER HISTORY OF ROD \*\*\*

□ = LHR12 ▲ = F-162

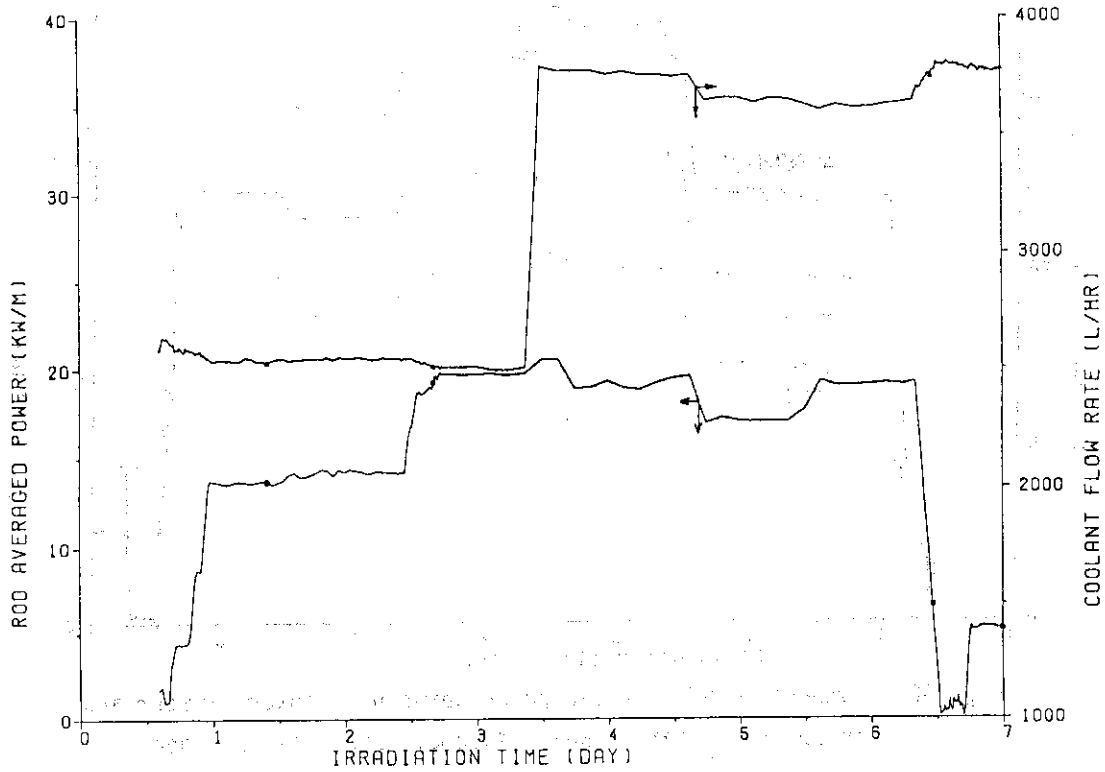


Fig. 28 Rod averaged power of non-burned PWR12(upper cluster) and coolant flow rate as a function of irradiation time

\*\*\*BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524: POWER HISTORY OF ROD \*\*\*

□ = LHR14 ▲ = F-162

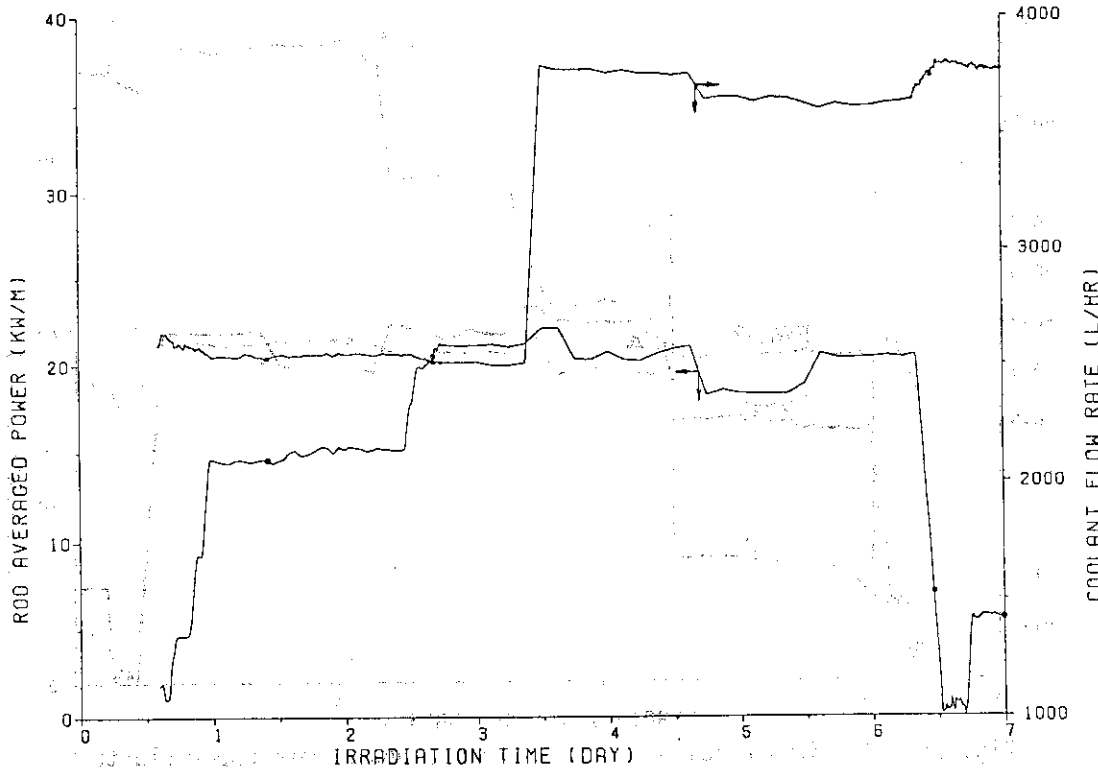


Fig. 29 Rod averaged power of non-burned PWR14(upper cluster) and coolant flow rate as a function of irradiation time

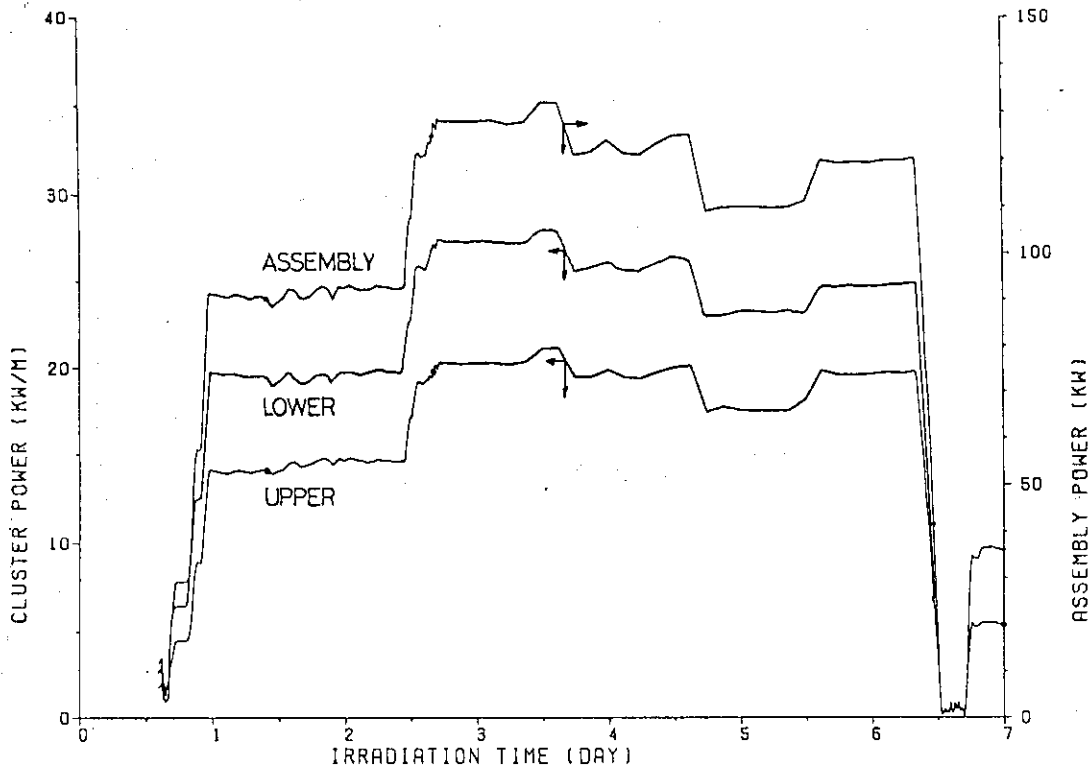


Fig. 30 Comparison of averaged power between in lower cluster and in upper cluster in which assembly power is included as a reference

\*\*\* BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524:CLADDING ELONGATION DURING BURNOUT \*\*\*

▲ = EC-9   ▲ = EC-11   ⊙ = ALHRU

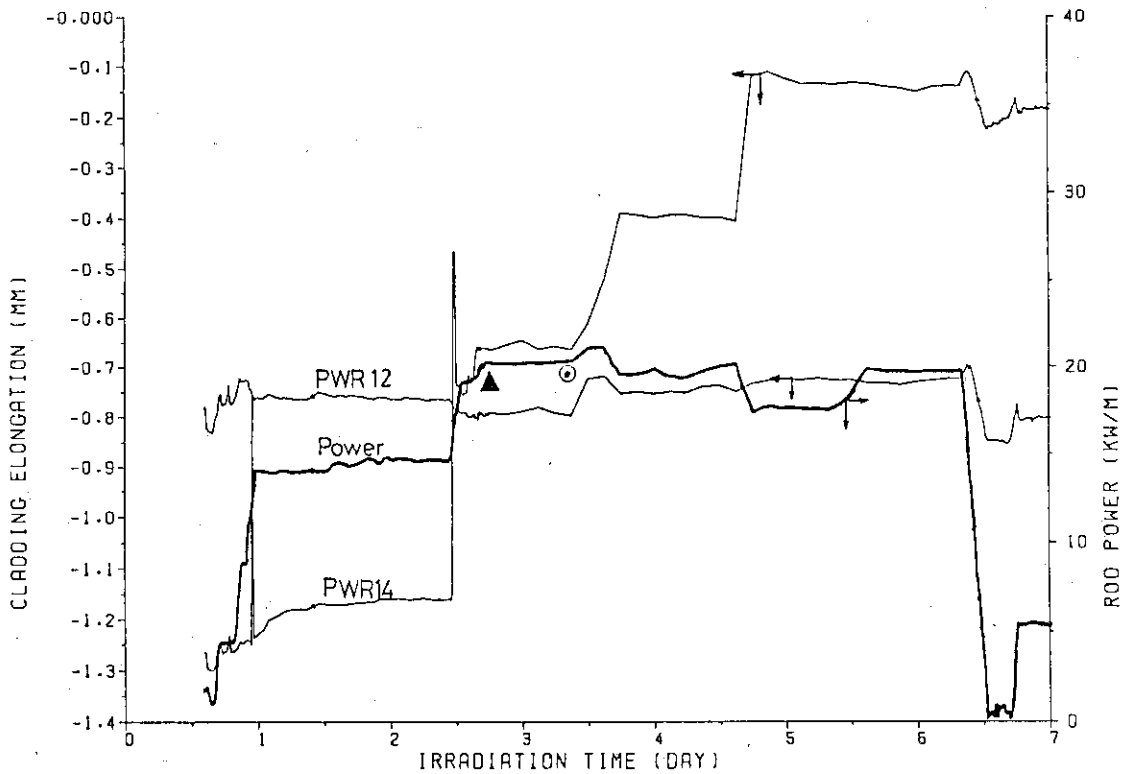


Fig. 31 Cladding axial elongations of two non-burned upper cluster fuel rods and averaged upper cluster power as a function of irradiation time

\*\*\* BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524:CLADDING ELONGATION DURING BURNOUT \*\*\*

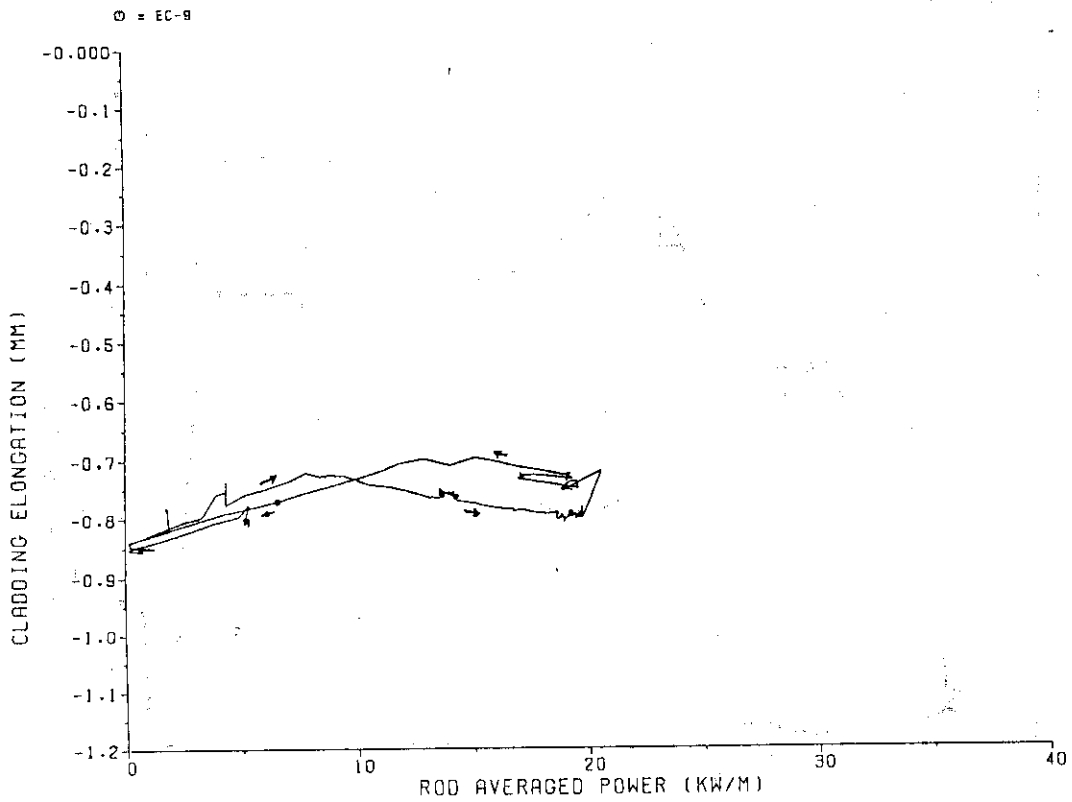


Fig. 32 Cladding axial elongation of non-burned upper cluster rod of PWR 12 as a function of irradiation time

\*\*\* BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524:CLADDING ELONGATION DURING BURNOUT \*\*\*

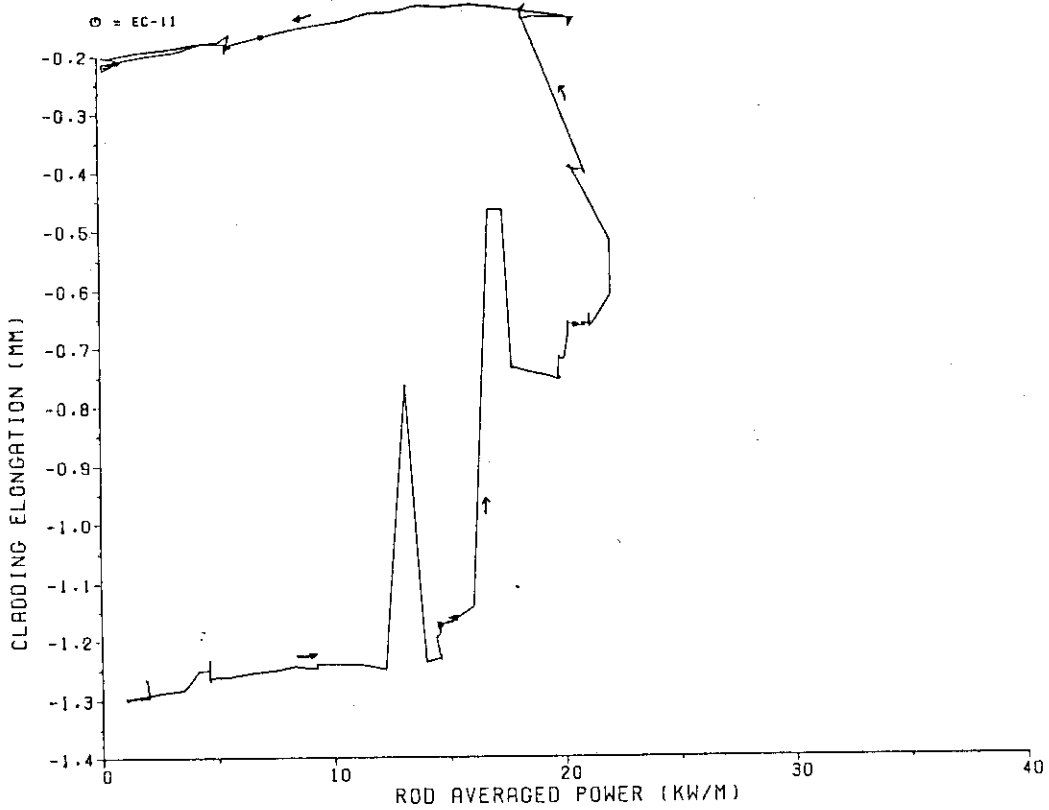


Fig. 33 Cladding axial elongation of non-burned upper cluster rod of PWR 14 as a function of irradiation time

\*\*\* BURNOUT ANALYSIS OF IFA-524:ROD INTERNAL PRESSURE DURING BURNOUT \*\*\*

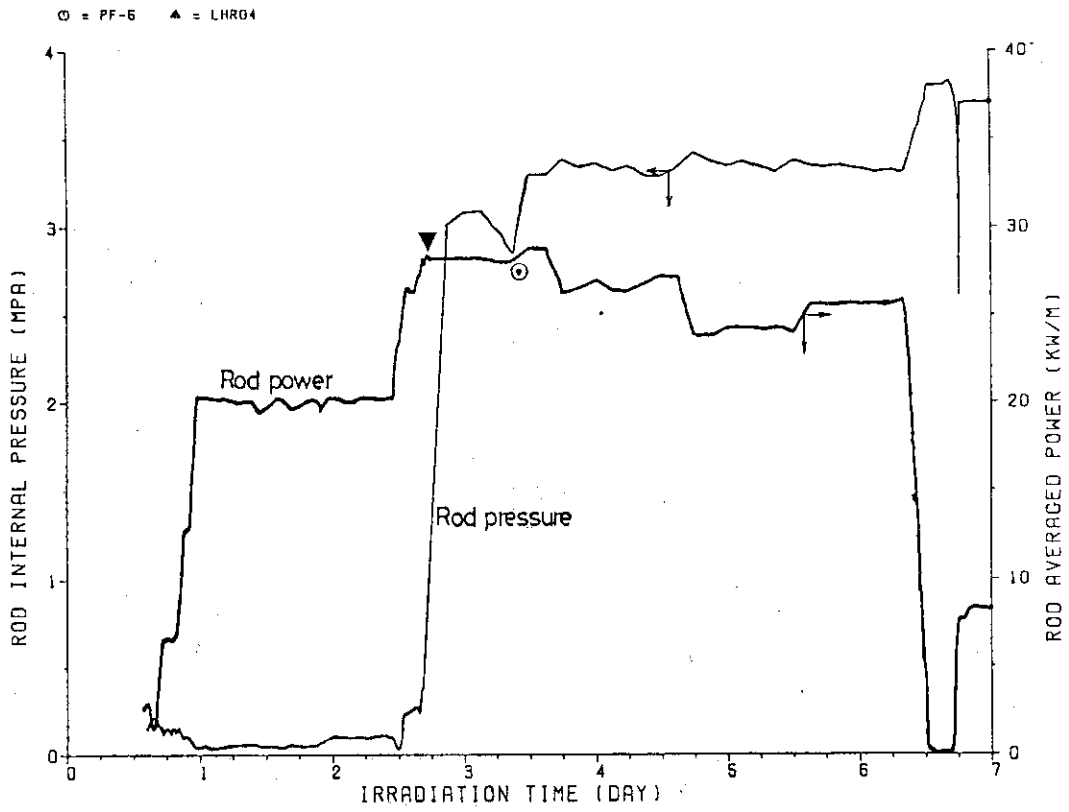


Fig. 34 Rod internal pressure and averaged rod power of PWR 04 as a function of irradiation time



BURNOUT ANALYSIS

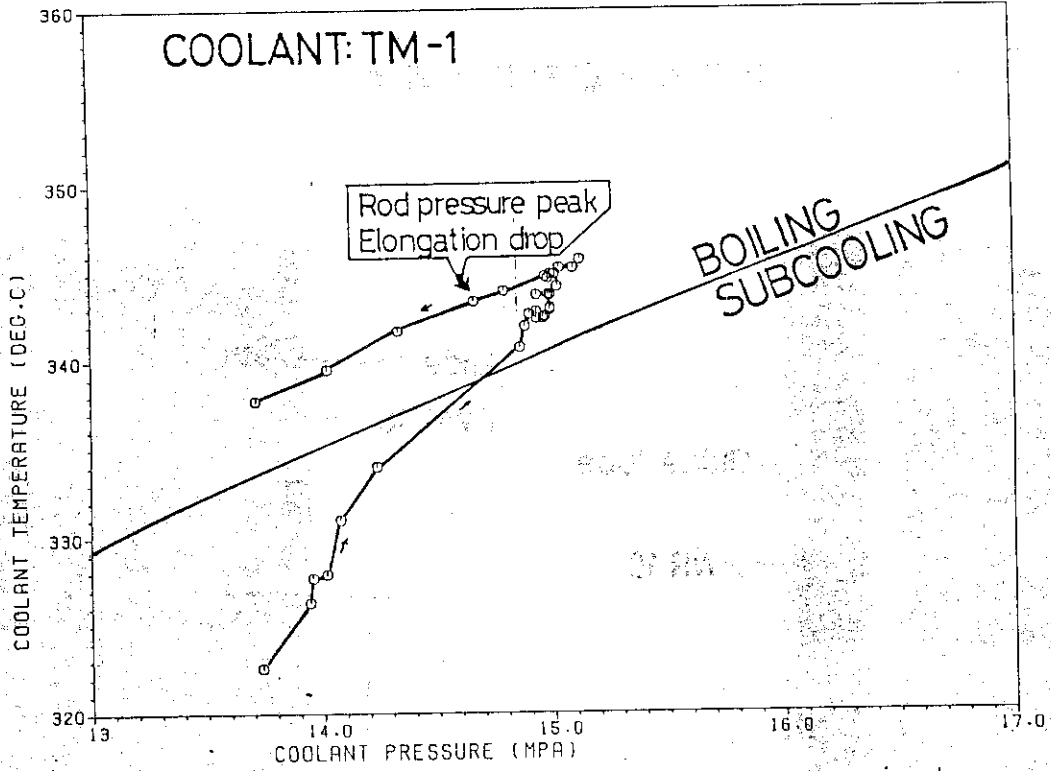


Fig. 35 Coolant temperature(TM-1) vs coolant pressure prior to and post DNB condition ;coolant saturation temperature and pressure are also included

BURNOUT ANALYSIS

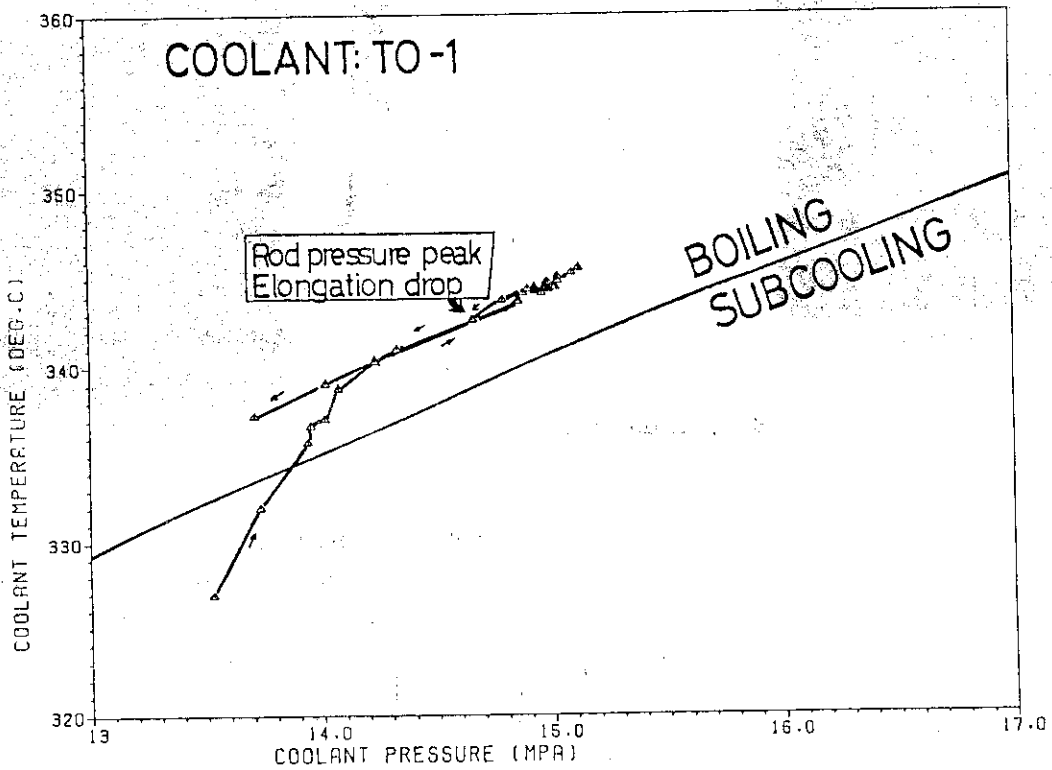


Fig. 36 Coolant temperature(TO-1) vs coolant pressure prior to and post DNB condition ;coolant saturation temperature and pressure are also included

付録 I バーンアウト燃料棒の外観写真

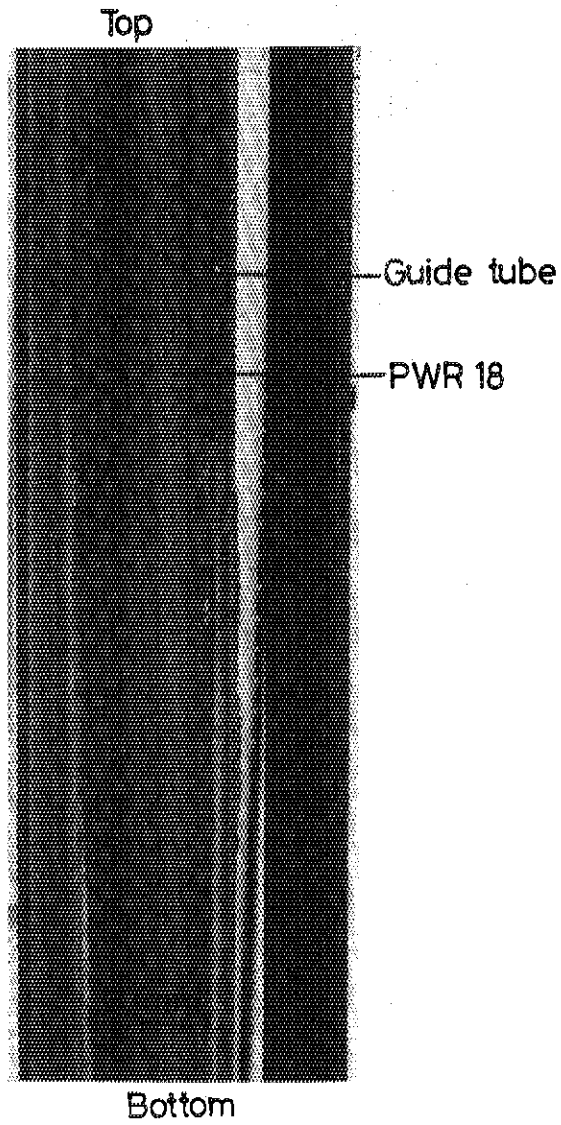


Photo. 2 Bending of PWR18 axial direction is seen.

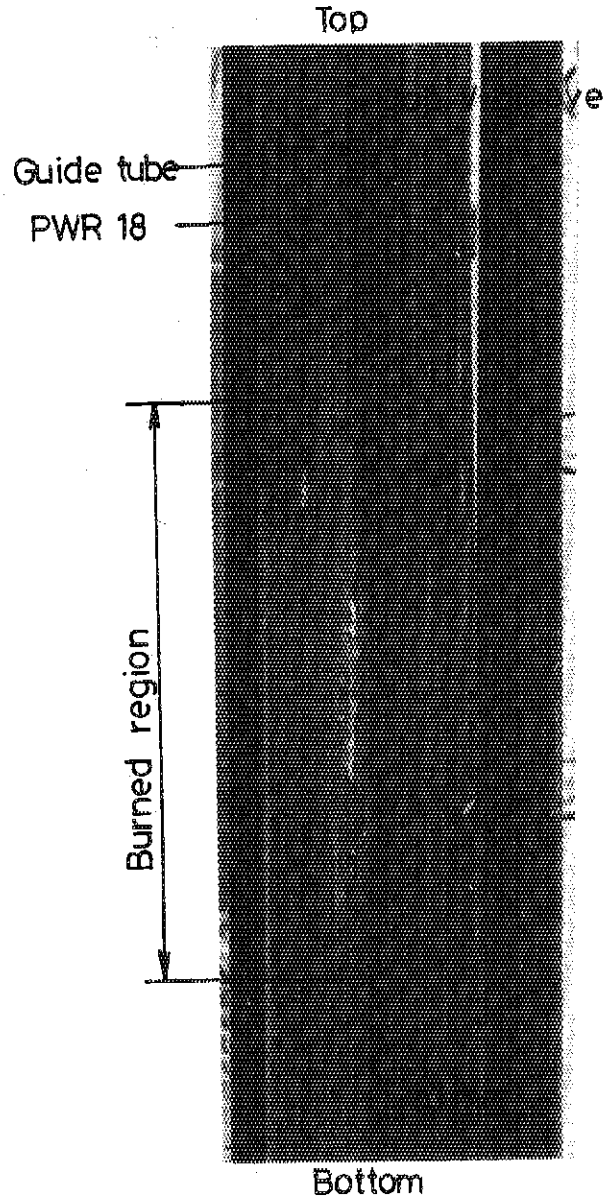


Photo. 3 Closed up picture for burned out region of cladding outer surface of PWR18.

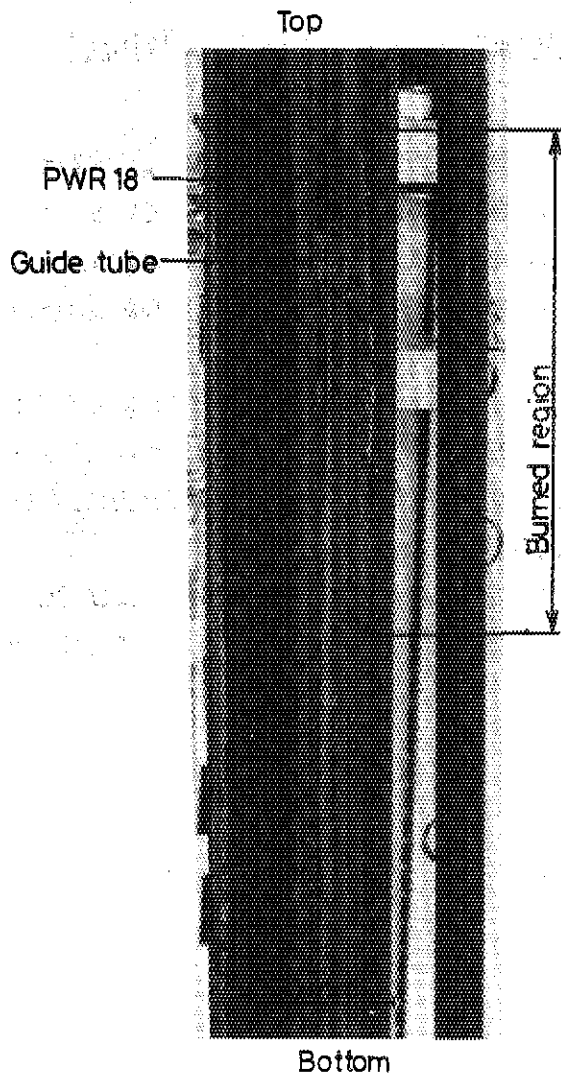


Photo. 4 Photo for burned out region of cladding outer surface of PWR18 which is taken about 90° degree different angle from photo 3.

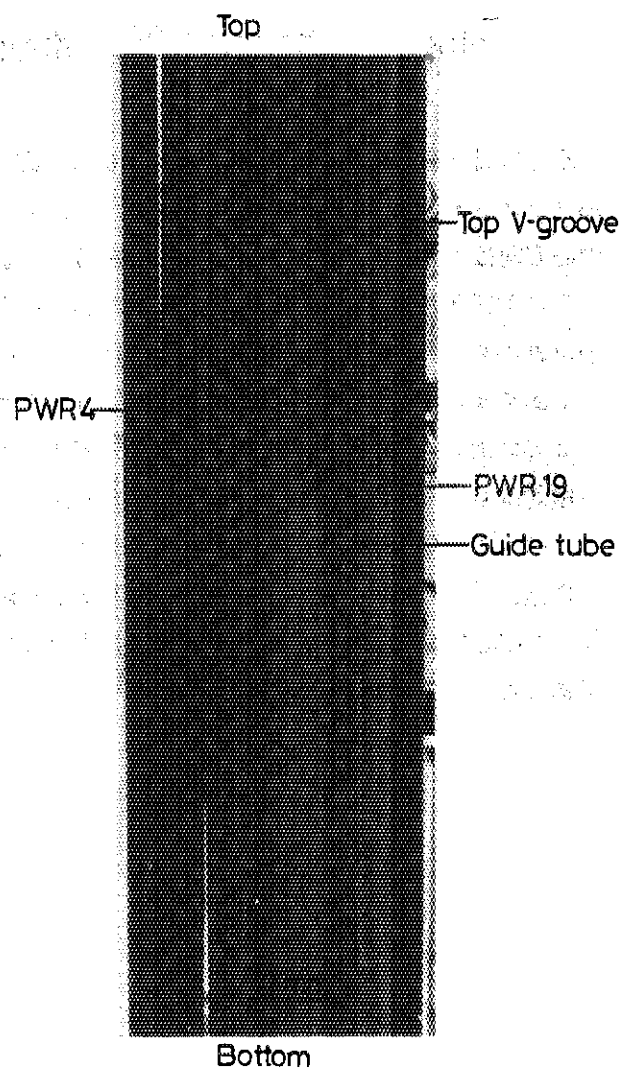


Photo. 5 Closed up picture for burned out region very closing to fuel top section of PWR 4 and PWR 19.

## 付録Ⅱ 燃料体に計装した冷却材温度測定用熱電対の周方向相対位置

冷却材温度測定用熱電対のうち主要な6本の熱電対の位置をここで明らかにする。Fig. 37は下部クラスタのグリッド板の縮尺図(縮尺1/2)であり燃料体の頂部方向からのぞいている。炉の中心方向はFig. 37の上部矢印方向である。いまその方向を基点とすると、冷却材入口温度計TI-1(下部クラスタ底部)は $157^\circ$ 、中心から12mmにあり、TI-2は $16^\circ$ 、中心から18mmの位置にある。従ってこの2本の熱電対は $141^\circ$ 周方向に分離して計装されている。

下部クラスタ頂部にとりつけられたTM-1はTI-1のま上に位置し、TM-2は同じくTI-2のま上に位置している(両者の開き角度 $141^\circ$ )。一方上部クラスタ頂部にとりつけたTO-熱電対はTO-1が基点(炉中心方向)から左まわりに $60^\circ$ 、中心から16.5mmの半径上に、TO-2は $240^\circ$ 、中心から16.5mmの半径上にある(両者の開き角度 $180^\circ$ )。

Fig. 37からわかるようにバーンアウトした燃料棒に近いのはTI-2、TM-2およびTO-1(炉中心側)であり、健全燃料棒近くにとりつけてあったのはTI-1、TM-2およびTO-2であった。

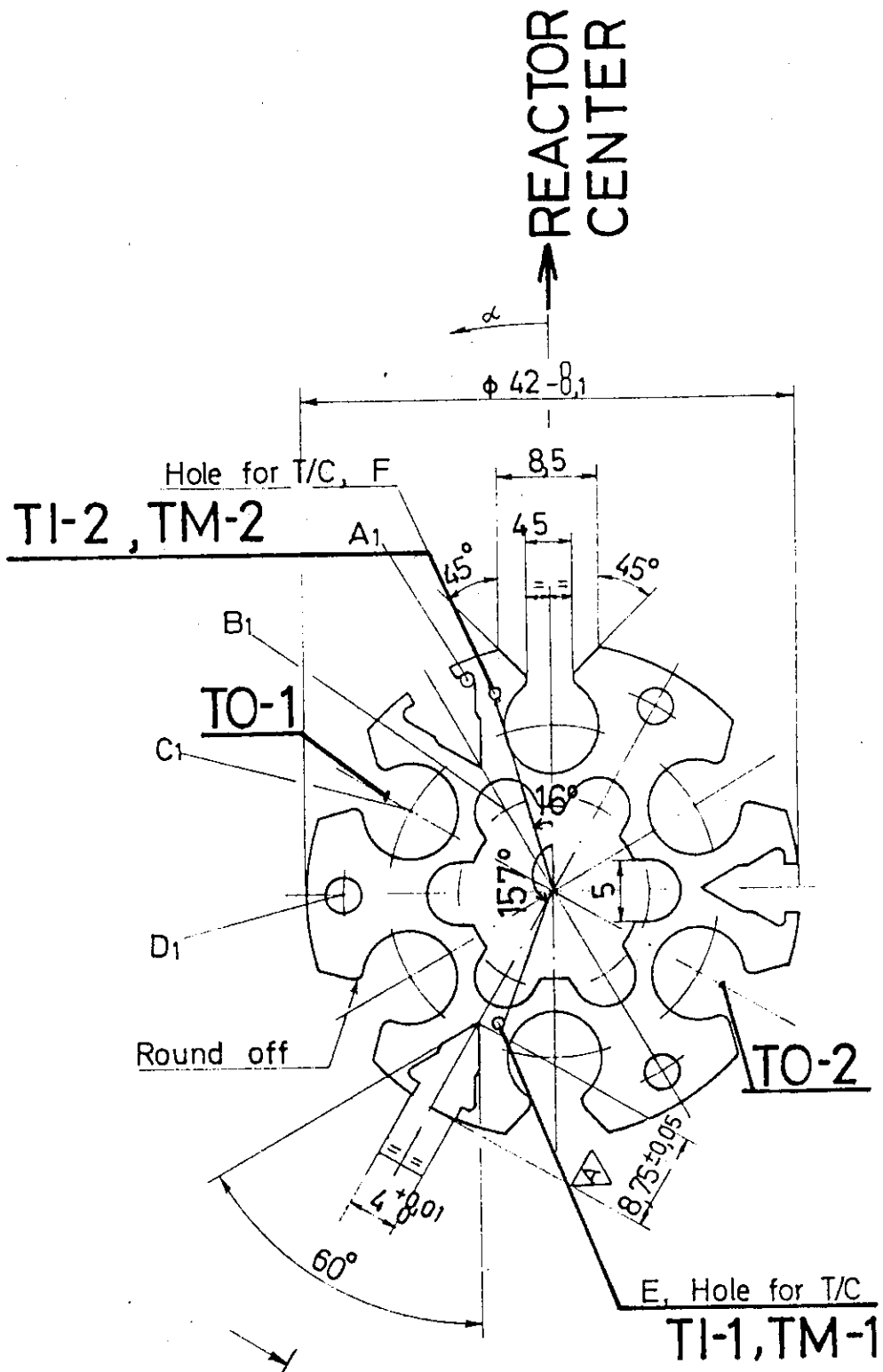


Fig.37 Drawing for top view of lower grid plate attached to lower cluster in which radial locations of six coolant thermocouples are involved