

JAERI - M
87-128

軽水型原子炉燃料棒のペレット-被覆管相互作用
に関する研究

1987年8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。
入手の問合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。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 Division
Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-
mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1987

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 いばらき印刷(株)

軽水型原子炉燃料棒のペレット-被覆管相互作用
に関する研究

日本原子力研究所東海研究所燃料安全工学部

柳 澤 和 章

(1987年7月28日受理)

本報は、現在までに得られた軽水型原子炉燃料棒のペレット-被覆管相互作用 (PELLET-CLADDING INTERACTION: PCIと称す) に関する知見を集大成したものである。

特に、燃料設計因子がPCIに及ぼす影響、燃焼度がPCIに及ぼす影響、負荷追従運転中のPCI挙動、及びPCI破損限界について現行8×8型BWR及び17×17型PWR燃料棒に関する研究成果をまとめた。

このうち、負荷追従運転中のPCI挙動では、現行BWR及びPWR型燃料棒を燃焼度18 MWd/kg Uまでの範囲で負荷追従運転 (線出力45～30 kW/m・サイクル数最大826回) したが、燃料棒は健全であったこと、また出力サイクルによるPCIやFPガス放出の加速傾向は認められなかったこと、等を明らかにした。

STUDY ON PELLETT-CLADDING INTERACTION (PCI) OF
LIGHT WATER REACTOR FUEL

Kazuaki YANAGISAWA

Department of Fuel Safety Research
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received July 28, 1987)

This paper describes the summary of current knowledges for pellet-cladding interaction (PCI) of light water reactor fuels. Emphasis is made on the highlights of research about the following subjects:

- Influence of fuel design parameters on PCI
- Influence of accumulated burn-up on PCI
- PCI behavior during load-follow simulated operation
- PCI failure threshold

with current 8×8 BWR and 17×17 PWR fuel rods.

With respect to the subject on "PCI behavior during load-follow simulated operation", the followings are revealed:

- 1) The current 8×8 BWR and 17×17 PWR fuel rods showed no failure indication during load-follow simulated operation (linear power varied from 45 to 30 kW/m up to maximum cycles 826 times) carried out up to the burn-up of 18 MWd/kgU.
- 2) No apparent enhancement of PCI and fission product gas release due to power cyclings was observed.

Keywords: PCI, LWR, Fuel Design Parameter, Accumulated Burn-up

目 次

1.	序論	1
2.	実験方法	2
2.1	燃料設計因子	2
2.2	燃料集合体と照射リグ	5
2.2.1	燃料集合体	5
2.2.2	照射リグ	5
2.3	実験方法とデータの評価	6
2.3.1	実験方法	6
2.3.2	データの評価	7
3.	実験結果および考察	10
3.1	PCIにおよぼす燃料棒設計因子の影響	10
3.1.1	BWR棒	10
3.1.2	PWR棒	12
3.2	PCIにおよぼす燃焼度の影響	13
3.2.1	BWR棒	13
3.2.2	PWR棒	15
3.3	負荷追従運転がPCIにおよぼす影響	16
3.3.1	BWR棒	16
3.3.2	PWR棒	20
3.4	PCI破損	24
3.4.1	BWR棒のPCI破損挙動	24
3.4.2	PWR棒のPCI破損挙動	25
3.4.3	PCI破損限界	27
4.	結言	29
	謝辞	30
	参考文献	31
	付録 I 「つづみ型変形をしている燃料ペレット中央部の膨れ」に関する考察	77

CONTENT

1.	Introduction	1
2.	Experimental method	2
2.1	Fuel design parameter	2
2.2	Fuel assembly and irradiation rig	5
2.2.1	Fuel assembly	5
2.2.2	Irradiation rig	5
2.3	Experimental method and data evaluation	6
2.3.1	Experimental method	6
2.3.2	Data evaluation	7
3.	Experimental results and discussion	10
3.1	Influence of fuel design parameter on PCI	10
3.1.1	BWR type fuel rod	10
3.1.2	PWR type fuel rod	12
3.2	Influence of burn-up on PCI	13
3.2.1	BWR type fuel rod	13
3.2.2	PWR type fuel rod	15
3.3	Influence of load follow operation on PCI	16
3.3.1	BWR type fuel rod	16
3.3.2	PWR type fuel rod	20
3.4	PCI failure	24
3.4.1	PCI failure behavior of PWR type fuel rod	24
3.4.2	PCI failure behavior of BWR type fuel rod	25
3.4.3	PCI failure threshold	27

4. Conclusion	29
Acknowledgment	30
References	31
Appendix I : Consideration to [Expansion of fuel mid-pellet location under bamboo ridge deformation]	77

1. 序論

軽水型燃料棒の燃料ペレット-ジルカロイ被覆管相互作用(PELLET-CLADDING INTERACTION 以下 PCI)に起因する燃料破損は、燃料から放出された化学的に活性な核分裂生成物(FISSION PRODUCT 以下 FP)による腐食環境と、PCIにより被覆管に生じた応力とが重畳した形態：すなわち PCI-応力腐食割れの形態をとる。

この PCI-応力腐食割れ破損(以下 PCI破損)機構究明のため、これまでに数多くの炉外実験〔1-23〕、出力急昇実験を中心とした炉内実験〔24-66〕、および計算コードによる燃料挙動モデリング研究〔67-81〕が行われた。

炉外実験からの知見によれば、ジルカロイ被覆材の応力腐食割れは被覆管の熱処理条件〔1-13〕、結晶組織〔4-8〕、表面処理状態〔9〕、内面の酸化状態〔10〕、中性子照射量〔11-16〕、ヨウ素濃度〔17-20〕、試験温度と引張り歪速度〔1,4,12,19,22〕、結晶粒径〔23〕、等に影響を受ける。

一方、炉内実験からの知見によれば、PCI破損は燃料設計因子である直径ギャップ〔24-28〕、ジルカロイ被覆材の熱処理条件と燃料密度〔25〕、被覆管肉厚〔32〕、中空燃料のような燃料形状〔24,29-34,37〕、燃料ペレットの結晶粒径〔24,27〕、被覆管内面への銅メッキ、グラファイト塗布、ジルコニウム内張り〔26,30,35,36〕、燃料棒の初期加圧量〔34〕、等に影響をうける。その他、出力履歴や燃焼度〔26,27,29,30,39-59〕、出力急昇速度や保持時間〔27,29,32〕、負荷追従運転のような炉運転方式〔60-66〕、等にも PCI破損は影響を受ける。

燃料挙動モデリングの開発と検証〔67-81〕は、これら炉内外の実験データに基づいて進められてきたが、PCI破損機構の究明研究の観点からみると、これまでに得られたデータだけでは必ずしも十分ではない。その大きな理由は、PCI破損機構究明には、PCIにより生じている燃料棒の変形(例：直径変形)を照射時間や線出力密度(以下線出力)に対して、長期間追跡したデータが不可欠であるにも拘らず、これまでのところ照射初期のデータ〔82-84〕以外にはそれらが十分に得られていないためである。このように、PCIの長期追跡データがこれまで十分に得られなかったのは、長期間の使用に耐える炉内測定機器の

開発があまり進捗していなかったためでもある。

本実験では、ノルウエー・ハルデン炉（以下 HBWR）で技術開発された長期の使用に耐える炉内測定機器（例：燃料直径測定装置）により、燃料棒の PCI変形を、照射時間や線出力に対して長期間追跡した。その追跡過程で、PCIにおよぼす

- ①燃料設計因子
- ②燃焼度
- ③負荷追従運転

の影響を明らかにするとともに、燃料モデリングの開発と検証のための良質なデータを得、それによってPCI挙動の機構究明研究を行った。

2. 実験方法

実験は HBWRにて遂行したが、そこでは 3つの照射条件を用いた。すなわち重水冷却のハルデン条件、HBWR内の軽水型ループを用いた BWRおよび PWR条件である。燃料棒は国産であり、TABLE 1 に示すようにそれぞれの条件下で合計28本使用した。

TABLE 1では、各照射体系中に属する燃料棒を燃料設計因子で分類整理し、タイプ I～タイプ X IIとした。また各々のタイプに所属した燃料棒の固有番号とそれらが実験中に到達した燃焼度域も表中に示した。各照射体系に属する燃料棒の主要な諸元は TABLE 2に示すとおりである。

HBWRと BWR条件は、使用している冷却材が重水と軽水、並びに冷却材圧力が 3.4 MPa と 7.0 MPaという違いはあるが、PCIに関連した燃料性能評価上、必ずしも厳密には区別しなくても良い場合が多い。したがって、本報では、特に区別を要する場合以外は、BWR体系中に前者を含め、全般的に BWR条件下での PCI挙動と PWR条件下でのそれを対比した形式の記述を行った。

2.1 燃料設計因子

TABLE 1 から明らかなように、実験では 6つの燃料設計因子を用いた。それらは、

- ①直径ギャップ

開発があまり進捗していなかったためでもある。

本実験では、ノルウエー・ハルデン炉（以下 HBWR）で技術開発された長期の使用に耐える炉内測定機器（例：燃料直径測定装置）により、燃料棒の PCI変形を、照射時間や線出力に対して長期間追跡した。その追跡過程で、PCIにおよぼす

- ①燃料設計因子
- ②燃焼度
- ③負荷追従運転

の影響を明らかにするとともに、燃料モデリングの開発と検証のための良質なデータを得、それによってPCI挙動の機構究明研究を行った。

2. 実験方法

実験は HBWRにて遂行したが、ここでは 3つの照射条件を用いた。すなわち重水冷却のハルデン条件、HBWR内の軽水型ループを用いた BWRおよび PWR条件である。燃料棒は国産であり、TABLE 1 に示すようにそれぞれの条件下で合計28本使用した。

TABLE 1では、各照射体系中に属する燃料棒を燃料設計因子で分類整理し、タイプ I～タイプ X IIとした。また各々のタイプに所属した燃料棒の固有番号とそれらが実験中に到達した燃焼度域も表中に示した。各照射体系に属する燃料棒の主要な諸元は TABLE 2に示すとおりである。

HBWRと BWR条件は、使用している冷却材が重水と軽水、並びに冷却材圧力が 3.4 MPa と 7.0 MPaという違いはあるが、PCIに関連した燃料性能評価上、必ずしも厳密には区別しなくても良い場合が多い。したがって、本報では、特に区別を要する場合以外は、BWR体系中に前者を含め、全般的に BWR条件下での PCI挙動と PWR条件下でのそれを対比した形式の記述を行った。

2.1 燃料設計因子

TABLE 1 から明らかなように、実験では 6つの燃料設計因子を用いた。それらは、

- ①直径ギャップ

- ②被覆管の肉厚
- ③燃料ペレット添加物
- ④燃料ペレットの結晶粒径
- ⑤初期 He加圧量
- ⑥ペレット端面形状

である。以下それら燃料設計因子の製造特性について説明する。

①直径ギャップ

BWR型燃料棒（以下 BWR棒）では、現行商用炉で使用している直径ギャップ 0.230mm の他に、さらに狭い直径ギャップ 0.100mm を有する燃料棒を準備し、両者の PCI性能を比較した。一方 PWR型燃料棒（以下 PWR棒）では、現行商用炉で使用している直径ギャップ 0.170mm の他に、さらに狭い直径ギャップ 0.085mm を有する燃料棒を準備し、両者の PCI性能を比較した。それら直径ギャップ、は被覆管の内径寸法を一定にしたまま、燃料ペレットの外径寸法を調整して作製した。その製造誤差範囲は $\pm 20 \mu\text{m}$ である。

②被覆管の肉厚

BWR棒を用いて、現行商用炉で使用しているものに近い被覆管肉厚 0.69mm を有するものと、0.39mm の薄肉被覆管とを準備し、両者の PCI性能を比較した。後者の肉厚は前者の被覆管内面を化学的にエッチングして所要の寸法に仕上げた。両者に関する引張り試験を実施したが、その試験結果には差がなかった。即ち、試験温度 616K における 0.2% 降伏応力は両者ともほぼ 147 MPa、その極限強さは 240 MPa であった。

③燃料ペレット添加物

UO₂ペレット製造時に、0.4wt% の二酸化ケイ素（以下SiO₂）を添加したものとし、そのものとを作り、両者の PCI性能を比較した。SiO₂添加の目的は、照射下での燃料クリープ特性の改良とその PCI緩和挙動へのフィードバック効果を調べるためである。

④燃料ペレットの結晶粒径

製造時における燃料焼結温度を一定（1973K）としたまま、焼結時間を調整し、結晶粒径 7 μm と 11 μm の二種類の燃料棒を準備した。

Fig. 1 は、それぞれの燃料ペレットの、照射前の金相組織と気泡分布である。この焼結時間の違いによって生じた結晶粒径と気泡分布の違いは、燃料ペレットの焼きしまりと関係がある〔85〕。すなわち、一般的には直径 1 μm 以下の気泡の照射による消滅が焼きしまりに影響するとされている〔86〕。使用燃料ペレットの炉内最大焼きしまり量は、米

国原子力規制委員会が勧告した方法〔87〕に基づいて炉外再焼結実験を行うことにより推定できる。それに用いた試験温度は 1973 ± 20 K、保持時間は 24h であった。試験前後の密度測定の結果によれば、結晶粒径 $7 \mu\text{m}$ の燃料では 1.25 ± 0.075 %理論密度（以下 T.D.）の、結晶粒径 $11 \mu\text{m}$ の燃料では 0.65 ± 0.07 % T.D. の密度増加があった。一般に、炉外再焼結実験による密度増加が 1% T.D. 以上のときは、PCI性能におよぼす焼きしまりの影響は顕著である〔86〕とされている。したがって、実験の中で焼きしまりが PCI挙動に影響するとすれば、結晶粒径 $7 \mu\text{m}$ の燃料でより著しいであろうと考えられた。

BWRおよび PWR体系の燃料棒に対しても同様な炉外再焼結実験を行った。結果は、前者が 0.70 % T.D.、後者が 0.50 % T.D. であった。これから両照射体系の燃料棒に対する焼きしまりの影響はあまり顕著でないことが予想された。

⑤初期 He加圧量

熱伝導性の良い He を用いてこれまでに商用炉の BWR棒では 0.1MPa の、PWR棒では 3.2MPa の初期ガス充填が行われてきた。しかし、最近の燃料棒の高燃焼度化傾向にともない、前者では 0.1 から 0.3 MPaへ、後者では 3.2 から 1.5 MPa への初期ガス加圧量の増減が検討されている。

BWR棒における Heガス加圧の目的は、照射中の FPガス放出によるギャップ熱伝達率の悪化を未然に防ぐことである。一方、PWR棒におけるHeガス減圧の目的は、寿命末期の燃料棒内圧が冷却材外圧を上回ることを未然に防ぐことである。

実験では BWR棒について 0.1と 0.3MPaの、PWR棒について 1.5と 3.2MPaの加圧燃料棒を準備し、相互の PCI性能比較を行うこととした。

⑥ペレット端面形状

PCIによって生ずるペレット端面での応力集中を緩和するため、BWR棒では両面取りを行ったペレット（チャンファーパーレット）が使用されている。一方 PWR棒では、燃料スウェリングによる PCI増加を抑制するため、燃料中央部に皿状の凹みをつけたペレット（ディッシュペレット）が使用されている。

実験では、ディッシュとチャンファ形状を同時に持ち、さらにペレット長：Lとその直径：Dの比 L/D を現行値 1.7 から 1.3 に下げた一すなわちペレット長を短くした、PWR型燃料を作製した。この形状を改良した PWR型燃料とディッシュ形状を持つ現行 PWR型燃料との PCI性能を比較した。

2.2 燃料集合体と照射リグ

2.2.1 燃料集合体

Fig. 2 に、実験で使用した計装付き PWR型燃料棒の概要を示す。図から分るように、燃料の核分裂によって発熱する部分（以下有効長）は約 45 cm である。燃料棒底部には、被覆管軸方向の伸縮（以下軸方向伸び）を検出する伸び計が、また頂部には FPガス放出により生ずる内圧変化を検出するペロー型圧力計が、それぞれ取付けられている。燃料棒の直径変化は、燃料棒を格納する対高温高压用の照射容器（以下照射リグ）に取付けた直径測定ゲージ〔88〕で測定する。この直径測定で得られる電気信号を読みとり可能な数値に較正するため、50 μm の幅を持つ階段状のきざみ（以下レファレンスステップ）を被覆管外面に機械加工した。このレファレンスステップは、燃料棒底部と頂部の合計 2 箇所に作製したが、製作誤差はともに $\pm 5 \mu\text{m}$ 以下である。燃料棒の取付け計装類の概略をここでは PWR棒で説明したが、他の照射体系についても、それらはほぼ同様である。

2.2.2 照射リグ

実験では全部で 5基の照射リグを準備した。そのうち 4基-HBWR用 2基、BWRおよび PWR用各 1基 は燃焼度蓄積用の予備照射リグであり、残りの 1基は出力急昇リグである。

(1) 予備照射リグ

予備照射リグは PCIにおよぼす燃焼度の影響を調べるために準備した。その概要を Fig. 3 に示す。図は、PWR体系用のリグであるが、基本構造は他の体系でも同様である。

リグ内では、直径 56mm の同心円上に燃料棒 6本を等間隔に配置したクラスタを上下 2段に組み、合計 12本のPWR棒を同時に照射できるようにした。このほか中性子検出器、冷却材流量計や温度計、破損検出器等を装備した。リグ頂部には昇温した冷却軽水の温度を下げるため熱交換器も取付けた。

Fig. 3 に、リグ内での冷却材の移動の様子を←印で示した。すなわちリグ外側ループからリグ内に流入した冷却材（温度約 493K）は、ダウンコマ通過後リグ底部で反転し（温度約 558K）、燃料棒集合体部分で加熱（温度約 588K）されたのち、熱交換器を通過して（温度約523K）再び外側ループに流出する。

予備照射中の燃料集合体の軸方向相対出力分布は、余弦曲線の形をしており、ピーキン

グ係数は約 1.2であった。

(2) 出力急昇リグ

出力急昇リグは、予備照射した燃料棒に出力急昇を課すために準備した。その概要を Fig. 4 に示す。図から分るように、リグには幾種類かの計装装置が取付けられている。リグ外壁上には、中性子吸収材であるヘリウム-3ガスをリグに導くコイルがあり、これを用いて燃料棒出力を急激に変化させる。リグ内部には、燃料棒の直径変化を 2方向 (0~180度、90~270度) 同時に測定する直径測定ゲージや、PCI破損割れ検出のための渦電流探傷装置、等がある。

燃料棒は、所定の時期に水圧駆動シリンダーで、リグ内部を 10cm/min の速度で上下動する。そのとき、燃料棒の直径測定や渦電流探傷試験が行われる。その時期以外は、燃料棒はリグの底部に静止している。燃料棒の軸方向伸び変形や棒内のガス圧力測定は、この静止中に常に 15 min 間隔で行われる。

出力急昇リグでの燃料棒軸方向の相対出力分布は Fig. 5 のとおりである。この余弦曲線の形をした出力分布は、予備照射リグでのそれと殆ど同様である。出力分布でのピーク値は約 1.2で、燃料棒静止時の燃料頂部付近で生じる。後述するように、直径測定時の燃料棒出力は静止時より相対的に低い。Fig. 5 中には、燃料棒線出力評価に必要な中性子検出器の取付け位置とその数、直径測定ゲージの位置および渦電流探傷試験が行われる位置も示した。

2.3 実験方法とデータの評価

2.3.1 実験方法

燃料棒の製造、測定機器の計装・組立はノルウェーエネルギー技術研究所で行った。炉内使用前の検査として、外観検査、Heリーク試験、直径プロフィール測定等を行ったが、いずれの検査においても、燃料棒に何らの異常は見つからなかった。組立の終了した燃料棒は上記エネルギー技術研究所から HBWRに輸送したのち、予備照射リグ中に装荷した。続いて HBWR、BWR、PWRそれぞれの照射体系において、燃料棒を平均線出力 40、30、20 kW/m で照射した。各体系の冷却材圧力は、上記の順に 3.4、7.0、15.0 MPa、冷却材温度は 513、593、553 Kであった。

出力急昇実験は、未照射燃料棒と予備照射済燃料棒について行った。前者は、主に①燃料設計因子が PCIにおよぼす影響を明らかにするために用いた。後者は、主に②燃焼度および③負荷追従運転が PCIにおよぼす影響を明らかにするために用いた。

TABLE 1 最右欄に示す燃料棒のうち、P13と B6を除く燃料棒の出力急昇は下記(1)に示す方法で、P13と B6のそれは下記(2)に示す方法で実施した。

方法(1)：

所期の燃焼度に到達した燃料棒は予備照射リグから出力急昇リグに移した。出力急昇リグでは、まず、予備照射中に経験した線出力と等しいレベル— PWR棒では 20 kW/m、BWR棒では 30 kW/mで、燃料棒を 24h保持した。すなわち、コンディショニングを行った。引続いて、線出力幅 5 kW/m で階段状に燃料棒の出力を急昇した。燃料棒の最高線出力は、ほぼ 50~55 kW/m とし、そこでの保持時間は 1~5 日間とした。階段状の出力急昇中、特定の線出力： 30、40、50 kW/m になった所で約 1h 出力を保持し、この間に直径測定や渦電流探傷試験を行った。用いた出力急昇速度は、約 3~9 kW/mh であり、その出力制御はヘリウム-3 ガスによった。

方法(2)：

PWR型燃料棒 P13とBWR型燃料棒 B6は負荷追従運転に用いた。両者の予備照射中の平均線出力は、それぞれ 20および30 kW/m である。Fig. 6 に示すように、コンディショニング後最高線出力に到達するまでの両燃料棒の出力急昇方法は 上記(1)と同じである。最高出力到達後、出力変動幅 15 kW/m (平均線出力 45 と 30 kW/mの間を周期 20~25 min で往復) の出力サイクリングを、PWR棒については620回また BWR棒については 826 回までの範囲で実施した。これまでに公表された、負荷追従運転模擬の出力サイクリング回数世界最高は、HBWRでの約 10回である。

2.3.2 データの評価

(1) 燃料棒線出力と燃焼度の評価

炉内実験データには、冷却材圧力や温度のように直接評価が可能な生データと、燃料棒の線出力や燃焼度のように中性子検出器から得た生データに熱水力的な較正を行ったのち、初めて評価が可能になるものがある。以下では、後者に関するデータの評価方法を述べる。

(a) 燃料棒平均線出力

燃料棒の軸方向伸びや棒内ガス圧力を線出力で評価するのに、平均線出力を用いた。これは、予め熱水力的な較正実験から得た燃料棒出力換算係数 k_g (kW/nA) [90] により、次式で与えられる。

$$p = k_g \times f(ND) / N \times L \quad (1)$$

ここに、 p (kW/m) : 燃料棒平均線出力

$f(ND)(nA)$: V型中性子検出器より電気変換された遅発中性子量

N (本) : 使用燃料棒数

L (m) : 燃料有効長

(b) 燃料棒直径測定時の局所線出力

直径測定に用いたゲージはステンレス鋼製だったため、直径測定中、燃料棒には局所的な中性子吸収が生じた。較正試験の結果、直径測定時の局所線出力 P_0 (kW/m) は、直径測定直前の燃料棒平均線出力 p (kW/m) よりも 13.3~17.7% 低くなることが分った。このため、次式をもって直径測定時の燃料棒局所線出力 P_0 を定めた。

$$P_0 = (1 - 0.157) \cdot p \quad (2)$$

このときの線出力 P_0 の評価誤差は $\pm 2\%$ 以内である。

(c) 燃焼度

測定時間 15 min 毎に得た燃料棒の平均線出力を積分し、平均燃焼度 B (MWd/kgU) とした。実験から得た平均燃焼度と照射後試験から得たそれを較べたところ、両者は $\pm 20\%$ の誤差範囲内で一致することが分った [91]。

(2) PCIおよびFPガス放出率の評価

(d) 燃料棒の軸方向変形

燃料棒の軸方向変形には、PCIだけでなく被覆管の熱膨張による変形や照射成長による永久変形も加わる。実験では、照射前の燃料棒有効長： L (m) を基準値として、PCIだけによる伸び量 L_p (m) を評価する方法を採った。このとき軸方向の歪量 ε_z (%) は、次式で与えられる。

$$\varepsilon_z = (L_p - L) / L \times 100 \quad (3)$$

(e) 燃料棒の直径変形

実験から得た代表的な燃料棒直径プロフィールを Fig. 7 に示す。このような直径プロフィールデータを用いて、ペレットとペレットの境界面付近における直径の平均値（以下

Dr値)と、ペレット中央部付近における直径の平均値(以下 Dt値)を求めた。Dr値と Dt値の差は、リッジ高さとなる。このように、PCIの発生はリッジの発生と表裏一体をなしている。この PCIによりリッジを伴う変形を、以下リッジング変形と称した。

Fig. 7(c) に示すように、大ギャップ燃料棒は、出力急昇時にリッジング変形をとまわず、直径のうねりと偏平(凸凹)のみを生じた。この場合、Drおよび Dt値の区別は生じないので、軸方向各位置で生じている凸凹の算術平均をとり、それを平均直径値とした。

(f) 燃料棒内のガス圧力変化

燃料棒頂部プレナム部にガス圧力計を装備した。この圧力計は、出力急昇リグ内側に取付けた作動トランスと連動した場合にのみ働く仕組みだった。このため、燃料棒が予備照射リグ中にある間は、その燃料棒のガス圧力は測定できなかった。したがって、出力急昇中の FPガス放出による燃料棒内の圧力変化は、予備照射終了時のガス圧力値を基準とした相対圧力、等で評価した。

燃料棒からの FPガス放出率(以下 FGR)は、温度依存の傾向が強いため〔26,92〕、実験では燃料温度が最も高い状態—すなわち出力急昇時の最高線出力保持状態、での FPガス放出挙動に着目した。このとき、実験から得た相対圧力データと FGRとの間に次のような関係が成立する。

すなわち、出力保持中の燃料棒内プレナム容積 V (ml) と FPガス温度 T (K) はほぼ一定と仮定し、理想気体の状態方程式から次式を得る。

$$\Delta P/P = k \cdot \Delta n/n \quad (4)$$

ここに、 $P, \Delta P$: 燃料棒内ガス圧力とその増分 (MPa)

$n, \Delta n$: 燃料棒内に存在するガスのモル数とその増分

k : 定数

である。

(4)式の右辺を FGR: $f(\%)$ で書き換えて整理すれば、次式を得る。

$$f(\%) = c \cdot (P_t - P_o) \quad (5)$$

ここに、 c : 初期充填ガス容積 V_o (ml), 照射量(MWd)あたりに生成する FPガス容積 V (ml), 初期ガス圧力 P_i (MPa)等で決定される定数

P_t : 最高線出力保持中の燃料棒ガス圧力(MPa)

P_o : 最高線出力保持開始直後の燃料棒ガス圧力 (MPa)

である。

実験では、(5)式の右辺すなわち燃料棒内の圧力変化を、線出力と出力保持時間の関数として測定した。

3. 実験結果および考察

3.1 PCIにおよぼす燃料棒設計因子の影響

3.1.1 BWR棒

BWR棒では、未照射燃料棒を用いて燃料棒設計因子が PCIにおよぼす影響を調べた。

①直径ギャップ

現行商用炉で使用している直径ギャップ (230 μm) を有する燃料棒 (以下大ギャップ棒) を比較標準試料とした。それより小さい直径ギャップ (100 μm) を有する燃料棒 (以下小ギャップ棒) との PCI を、直径やリッジ高さの変化に着目して解析評価した。Fig. 8(c) は大ギャップ棒の、Fig. 8(a) は小ギャップ棒の直径とリッジ高さを線出力で評価した結果である。Fig. 8(c) から分るように、大ギャップ棒にはリッジが生ぜず、波形をした被覆管のうねりのみが生じた。この燃料棒は、線出力を再びゼロに戻したところ、その直径値がほぼ実験前の値に戻った。すなわち、大ギャップ棒の変形は弾性的であった。一方、Fig. 8(a) から分るように、小ギャップ棒には、20 μm 以上のリッジを伴った大きな PCI 変形が生じた。

このような PCI の直径ギャップ依存性は、Fig. 9 に示すように、軸方向変形でも観られた。すなわち、大ギャップ棒の軸方向伸び量は最大で 0.4mm (Fig. 9(c)) であったのに対し、小ギャップ棒のそれは最大で 0.9mm (Fig. 9(a)) もあった。このように、燃料棒の半径方向 PCI と軸方向 PCI には相関がある。

以上まとめると、直径ギャップの狭小化は PCI を大きくすることが分る。

小ギャップ棒の直径変形挙動に関し、興味深い現象を 2 つ発見した。

第 1 番目の現象は、Fig. 8(a) 右図から知れる。一般に、線出力が増加すると、通常の状態では、燃料ペレットの熱膨張によって燃料棒直径は増加すると考えられている。ところが、図の D_t 値は線出力の増加とともに小さくなった。これは、PCI 発生時にペレットが

実験では、(5)式の右辺すなわち燃料棒内の圧力変化を、線出力と出力保持時間の関数として測定した。

3. 実験結果および考察

3.1 PCIにおよぼす燃料棒設計因子の影響

3.1.1 BWR棒

BWR棒では、未照射燃料棒を用いて燃料棒設計因子が PCIにおよぼす影響を調べた。

①直径ギャップ

現行商用炉で使用している直径ギャップ ($230\mu\text{m}$)を有する燃料棒 (以下大ギャップ棒)を比較標準試料とした。それより小さい直径ギャップ ($100\mu\text{m}$)を有する燃料棒 (以下小ギャップ棒)との PCIを、直径やリッジ高さの変化に着目して解析評価した。Fig. 8(c)は大ギャップ棒の、Fig. 8(a)は小ギャップ棒の直径とリッジ高さを線出力で評価した結果である。Fig. 8(c)から分るように、大ギャップ棒にはリッジが生ぜず、波形をした被覆管のうねりのみが生じた。この燃料棒は、線出力を再びゼロに戻したところ、その直径値がほぼ実験前の値に戻った。すなわち、大ギャップ棒の変形は弾性的であった。一方、Fig. 8(a)から分るように、小ギャップ棒には、 $20\mu\text{m}$ 以上のリッジを伴った大きな PCI変形が生じた。

このような PCIの直径ギャップ依存性は、Fig. 9 に示すように、軸方向変形でも観られた。すなわち、大ギャップ棒の軸方向伸び量は最大で 0.4mm (Fig. 9(c))であったのに対し、小ギャップ棒のそれは最大で 0.9mm (Fig. 9(a))もあった。このように、燃料棒の半径方向 PCIと軸方向 PCIには相関がある。

以上まとめると、直径ギャップの狭小化は PCIを大きくすることが分る。

小ギャップ棒の直径変形挙動に関し、興味深い現象を 2つ発見した。

第1番目の現象は、Fig. 8(a) 右図から知れる。一般に、線出力が増加すると、通常の状態では、燃料ペレットの熱膨張によって燃料棒直径は増加すると考えられている。ところが、図の D_t 値は線出力の増加とともに小さくなった。これは、PCI発生時にペレットが

被覆管と固着（ロッキング）を起こし、燃料の軸方向の動きが極端に制限されたための現象と考えられた。それを確かめるため、計算コード FEMAXI-III [93] に固着現象をモデリングし、実験データとの照合を行ったところ、計算値は実験値と比較的良く合った [94]。すなわち、小ギャップ棒の Dt位置で生じた燃料棒の収縮は、燃料ペレットの固着機構により生じたものであることが判明した。

第2番目の現象は、Fig. 8(a) 左図から知れる。すなわち、小ギャップ燃料棒の線出力を再びゼロに戻したところ、直径やリッジ高さにかなりの永久変形が残った。これは小ギャップ棒に生じた強い PCIのため、被覆管が弾塑性変形をした結果から生じた現象であると考えられる。この現象は、弱い PCIにより弾性変形する大ギャップ棒と様相を異にしている。

②被覆管の肉厚

現行商用炉で使用しているのに近い被覆管肉厚 (0.69 mm) を有する燃料棒 (以下厚肉棒) を比較標準試料とした。それより被覆管肉厚 (0.39 mm) の薄い燃料棒 (以下薄肉棒) との PCIを、直径やリッジ高さの変化に着目して解析評価した。Fig. 8(b) は厚肉棒の、Fig. 8(a) は薄肉棒の、直径とリッジ高さを線出力で評価したものである。リッジ高さで両者の PCIを比較すると、厚肉棒は最大 $17\mu\text{m}$ 、薄肉棒は最大 $25\mu\text{m}$ 変形したことが分る。

このような PCIの被覆管肉厚依存性は Fig. 9 に示すように、軸方向変形でも観られた。すなわち、厚肉棒の軸方向変形 (Fig. 9(b)) と薄肉棒のそれ (Fig. 9(a)) とを比較すると、前者の変形量 0.7mm に対し後者は 0.9mm となっている。このように、燃料棒の半径方向 PCIと軸方向 PCIには相関がある

以上まとめると、被覆管肉厚を薄くすると PCIは大きくなることが分る。

③燃料ペレット添加物

SiO_2 を添加していない燃料棒 (以下無添加棒) を比較標準試料とした。それに対し $0.4\text{wt}\%$ の SiO_2 を添加した燃料棒 (以下添加棒) との PCI性能を、直径やリッジ高さの変化に着目して解析評価した。Fig. 8(a) は無添加棒の、Fig. 8(d) は添加棒の、直径とリッジ高さを線出力で評価したものである。ある一定の線出力レベルで両者のリッジ高さの緩和量を比較すると、違いがあるのが分る。例えば、線出力 40 kW/m 付近では 添加棒の緩和量は最大 $20\mu\text{m}$ であるのに対し、無添加棒のそれは最大 $15\mu\text{m}$ である。このような PCIの SiO_2 添加依存性は Fig. 9 に示すような軸方向変形でも観られた。すなわち、添加棒の軸方向緩和 (Fig. 9(d)) と無添加棒のそれ (Fig. 9(a)) とを比較すると、全般的に

前者の緩和量が大きい傾向にある。

以上から、 SiO_2 の添加による緩和のため PCIはより小さくなることが分る。

④燃料ペレットの結晶粒径

現行商用炉のに近いペレット結晶粒径 ($7\mu\text{m}$) を有する燃料棒 (以下小粒径棒) を比較標準試料とした。それより大きい結晶粒径 ($11\mu\text{m}$) を有する燃料棒 (以下大粒径棒) との PCIを、直径やリッジ高さの変化に着目して解析評価した。Fig. 8(e) は小粒径棒の、Fig. 8(a) は大粒径棒の、直径とリッジ高さを線出力で評価したものである。

特定の線出力レベルで両者のリッジ高さの緩和量を比較すると、違いがあるのが分る。例えば、線出力 35 kW/m 付近では小粒径棒は最大 $12\mu\text{m}$ 、大粒径棒は最大 $5\mu\text{m}$ 緩和している。これは、炉外再焼結実験から予想した通り、小粒径燃料棒の焼きしまりがより大きかったためと思われる。

このような PCIの結晶粒径依存性は Fig. 9 に示すような軸方向変形でも観られた。すなわち、小粒径棒の軸方向緩和 (Fig. 9(e)) と大粒径棒の軸方向緩和 (Fig. 9(a)) とを比較すると、前者の緩和量の方が大きい。

以上から、燃料結晶粒径を小さくすると、PCIは焼きしまりによる緩和のため小さくなることが分る。

3.1.2 PWR棒

PWR棒については、予備照射済燃料棒により、照射が進行した燃料棒の PCIにおよぼす燃料設計因子の影響を調べた。

①直径ギャップ

燃焼度 5.5 MWd/kgU で、直径ギャップの異なる 2本の燃料棒の PCI性能を Dr値を用いて比較した。現行商用炉で使用している直径ギャップ (0.170 mm) を有した燃料棒 (以下大ギャップ棒) を比較標準試料とした。それより小さい直径ギャップ (0.085mm) を有した燃料棒 (以下小ギャップ棒) との PCIを、直径やリッジ高さの変化に着目して解析評価した。Fig. 10 下図は 大ギャップ棒の、Fig. 10 上図は小ギャップ棒の、直径を線出力で評価したものである。図から、前者の PCIは後者のそれよりも小さいことが分る。

すなわち、直径ギャップの狭小化は PCIを大きくすることが分る。

②初期加圧量

初期加圧量の違いが、PCIにどのように影響するかを調べる実験は、燃料試料が照射中

に破損したため遂行できなかった。しかし、被覆管のつぶれ（以下クリープダウン）に関する初期加圧量の影響を評価するデータについては、照射途中に数度実施した非破壊検査から得ることができた。クリープダウンは、燃料棒直径ギャップの減少に深く結びついている。したがって、その評価結果は、間接的ではあるが PCIとも結びつけられる。

Fig. 11 は燃料棒のクリープダウン量（ D_r と D_t 値の平均）を燃焼度で評価した結果である。図から、現行商用炉で使用されている加圧量 3.2MPa を 1.5MPa に減少させると、その結果としてクリープダウンがより大きくなることが分る。言い換えれば、燃焼度の進行とともに、初期加圧量を下げた影響のため被覆管は押しつぶされ、直径ギャップがより小さくなる。直径ギャップが小さくなれば、PCIは大きくなるであろう。これから、初期加圧量を小さくすると PCIは大きくなることが予想される。

③ペレット端面形状

燃焼度 12 MWd/kgU で、ペレット端面形状の異なる 2本の燃料棒の PCI性能を比較した。現行商用炉で使用しているペレット端面形状（ディッシュ； $L/D=1.7$ ）を有する燃料棒（以下標準ペレット棒）を比較標準試料とした。それに対し、改良を加えたペレット端面形状（ディッシュ+チャンファー； $L/D=1.3$ ）を有する燃料棒（以下改良ペレット棒）との PCIを、軸方向変形量に着目して解析評価した。Fig. 12 下図は標準ペレット棒の、同上図は改良ペレット棒の PCIの様子である。図から、後者の PCIは前者の PCIよりも最大 30% 小さくなっていることが分る。

これから、チャンファリングの採用や L/D 値の短縮は、PCIを小さくすることが分る。

3.2 PCIにおよぼす燃焼度の影響

3.2.1 BWR棒

燃焼度 21 MWd/kgU まで予備照射した燃料棒（以下照射棒）と未照射燃料棒（以下未照射棒）との PCIを、直径や軸方向の変化に着目して解析評価した結果を、Fig. 13に示す。

Fig. 13(a) は照射棒の、Fig. 13(b)は未照射棒の直径と軸方向変化を、線出力で評価したものである。図から分るように、未照射棒の直径増加量は最大で $20 \mu\text{m}$ (0.16%直径歪) であり、照射棒のそれは最大で $60 \mu\text{m}$ (0.48%直径歪) である。このような PCIの燃焼度依存性は軸方向変形でも観られた。

すなわち、燃焼度の増加は PCIを著しく大きくすることが分る。

燃焼度 18~20 MWd/kgU の範囲で、初期ギャップの異なる燃料棒の PCI挙動を直径やリッジ高さをを用いて解析評価した。その結果をしめす Fig. 14 から次のことが分る。

(1)

照射初期に大きな PCI変形をともなわなかった大ギャップ棒 (Fig. 8(c)参照) においても、予備照射を行うと Fig. 14(a)のように、大きな PCIが生じるようになる。

(2)

照射初期に大きな PCI変形を生じた小ギャップ棒 (Fig. 8(a)参照) においては、予備照射後 Fig. 14(b)のように、さらに大きな PCI変形を生じる。

(3)

この範囲の燃焼度域では、小ギャップ棒と大ギャップ棒間の PCI変形に大きな差がなくなる傾向にある。これは、大ギャップ棒中でのスウェリングやリロケーションの加速が小ギャップ棒より大きく [95]、その結果、大ギャップ棒の直径ギャップが小ギャップ棒のそれにより近づくためと思われる。

(4)

照射初期の直径緩和 (リッジ高さで最大 $15\mu\text{m}$) は燃焼度が増加したあとのそれ (リッジ高さで最大 $5\mu\text{m}$) よりかなり大きい。すなわち、高燃焼度になると緩和による PCIの低下をあまり期待できなくなる。

(5)

Fig. 14(b)左図から分るように、燃料棒の直径は線出力 45 kW/m で $20\mu\text{m}$ 以上も膨らんだのに、その出力負荷がゼロになるとほぼもとの直径値に戻った。このようなことが生じる原因として、燃料被覆管の照射硬化に起因する弾性変形範囲の拡張が考えられる。すなわち、PCI挙動は照射初期の弾塑性支配型から高燃焼度域での弾性支配型の変形様式に変る。したがって、燃焼の進んだ燃料棒の炉内 PCIを、例えば、照射後試験の寸法測定から推測しようとしても、上記のような理由のため、実際に生じたであろう弾性変形量は殆ど検出できないであろう。これは、高燃焼度燃料に関する PCI研究には、計装付き燃料棒による炉内測定実験が重要であることを示唆している。

3.2.2 PWR棒

燃焼度 19 MWd/kgU まで予備照射した燃料棒（高燃焼棒）と燃焼度 5.5 MWd/kgU まで予備照射した燃料棒（低燃焼棒）との PCI を、リッジ高さの変化に着目して解析評価した。

その結果を Fig. 15 に示す。図から、低燃焼棒で殆ど生じていなかったリッジが、高燃焼棒で著しく大きくなっているのが分る。

すなわち、燃焼度の増加は PCI を著しく大きくする。この原因の一つとして、燃料のスウェリングとリロケーションの加速がある。PWR 棒では、Fig. 11 に示すように、被覆管のクリープダウンがこれに加わる。これらが重畳する結果、PWR 棒の PCI に顕著な燃焼度依存性が現れるものと思われる。

Fig. 10 上図に示す燃焼度 5.5 MWd/kgU での燃料挙動を解析中、今までに観たこともない新しい現象が生じているのを発見した。その現象を以下で説明する。

Fig. 16 は、線出力 41 および 49 kW/m における当該燃料棒の直径プロフィールである。図は、実際の寸法を水平方向に 2.5 倍、垂直方向に 3500 倍拡大している。この図でペレット中央部（Fig. 16 中の実線）の動きに注目すると、その部分が線出力の増加（41→49 kW/m）とともに著しく膨らんでいることが分る。従来、燃料ペレットは照射下でつぶみ型変形を維持するものとされてきたが、この実験データから、高線出力になるとつぶみ型の中央部が膨れることもあるのが分った。

この機構を究明するには、燃料内の応力分布を正確に把握することが必要と思われた。そのため、まず計算コード FEMAXI-III を用いた応力・歪計算を当該燃料棒に対して行い、実験データとの照合を図った。この計算過程の詳細は付録 I に記述したが、最終的に、計算結果（Fig. 16 の破線）は実験結果（Fig. 16 の実線）と良く合った。

そこで、Fig. 16 上図における燃料内の応力状態を、FEMAXI-III で計算した軸方向応力（ σ_z ）と円周応力（ σ_h ）を使って模擬したのが Fig. 17 である。図から分るように、燃料ペレットの MP 位置すなわちペレット中央部での軸方向圧縮応力は、円周方向圧縮応力よりも大きい。この方向による応力分布の違いがクリープの大きさに影響し、最終的には、ペレット中央部の軸方向で圧縮クリープが、円周方向で引張りクリープが支配的になる。このように、ペレット中央部の膨張機構には、クリープの分布が重要な役割を果たしていることが明らかになった。

3.3 負荷追従運転が PCIにおよぼす影響

燃焼度 15および 18 MWd/kgU で、負荷追従運転が PCIにおよぼす影響を BWR棒および PWR棒を用いて調べた。

3.3.1 BWR棒

予備照射によって、燃焼度が 15 MWd/kgU に到達した BWR棒を 2本 (TABLE 1の BWR6および BWR5) を準備した。このうちの 1本の燃料棒：BWR6 (以下サイクル棒) には、短周期 20~25 min の負荷追従運転を線出力 45~30 kW/m の範囲で 826サイクル行った。別の 1本の燃料棒：BWR5 (以下レファレンス棒) は、サイクルを課さず、線出力 45kW/m で定出力保持運転を行った。

(I) PCI変形

Fig. 18 は、それら燃料棒の出力急昇中の PCIを、直径や軸方向変化に着目して解析評価した結果である。図から、出力急昇中の両燃料棒に関する PCIについて、次のことが分る。

(1)直径方向のPCI

両燃料棒とも、平均線出力 30kW/mの予備照射中に生じたと思われる径方向の残留変形 (5 μ m程度のリッジング) があつた。Fig. 18 左側に示す 2つの図から分るように、出力急昇中の線出力 27kW/mまで、殆ど PCIによる変形が生じないのは、予備照射中に両燃料棒が経験した ならし変形 による影響のためである。しかし、それ以上の線出力では、両燃料棒の PCIは大きくなった。

Fig. 19 は、線出力 3および 37kW/mにおける両燃料棒の直径プロフィールである。図から、線出力の増加で生じた PCIのため、低線出力時には比較的平坦であつた直径形状に、多くの凸凹が生じていることが分る。また、線出力 37kW/mでの両燃料棒の平均リッジ高さは、15 μ m程度であつたことが分る。

出力急昇が終了する直前の最高線出力 42kW/mでは、サイクル棒の直径増加量は約 20 μ m (0.17%直径歪)、レファレンス棒のそれは約 15 μ m (0.13%直径歪) となり、前者の PCIのほうがやや大きかつた。

(2)軸方向のPCI

両燃料棒の直径変形に関しては、予備照射中のならし変形の影響のため、線出力 27kW/m 付近まで殆ど PCIが生じなかったことは上記 (1)で述べた。しかし、軸方向変形に関しては、Fig. 18 右側の両図から分るように、線出力 10kW/m 付近から両燃料棒に PCI変形が生じた。線出力の増加とともに軸変形量は増加し、最高線出力 45kW/mでは、サイクル棒の軸伸び増加量は 1.1mm (0.25%軸歪)、レファレンス棒のそれは 0.8mm(0.18%軸歪)となり、前者の PCIのほうがやや大きかった。

サイクル棒は 30kW/mにおけるコンディショニング中に、原子炉スクラムのため実験を一時中断したほかは、レファレンス棒と同様の出力急昇履歴であった。Fig. 18 から分るように、線出力の増加に対する両燃料棒の PCI挙動は良く似ていた。ただし最高線出力付近の PCIは、サイクル棒のほうが直径および軸変形量ともに、幾分大きかった。

Fig. 20 は、出力急昇中に生じた両燃料棒の直径および軸変形量が、出力サイクル中 (Fig. 20 上) および定出力保持中 (Fig. 20 下) に、緩和によってどのように変化していったかを評価した結果である。図から、サイクル中の PCIについて次のことが分る。

(3) 直径方向の PCI : Fig. 20 (左)

サイクル棒の直径は、時間および線出力に依存して緩和した。826サイクル後の直径の総緩和量は約 $20\mu\text{m}$ (0.17%直径歪) であり、出力急昇によって生じた直径増加量がほぼ消失したことになる。

レファレンス棒の直径も時間および線出力に依存して緩和した。しかし、定出力保持開始後 3h、すなわち直径緩和量が $10\mu\text{m}$ (0.09%直径歪) となったところで、同燃料棒は PCI破損した。

(4) 軸方向の PCI : Fig. 20 (右)

サイクル棒の軸伸びは、時間および線出力に依存して緩和した。826サイクル後の軸伸びの総緩和量は、約 0.6mm(0.13%軸歪)であった。一方、レファレンス棒の軸伸びも時間に依存して緩和したが、その量が 0.16mm(0.03%軸歪)に達した時点で PCI破損した。

サイクル棒に関しては、826回の出力サイクル中および燃料棒直径測定時並びに原子炉スクラム後の再起動時に、設定線出力 45kW/mを 5%程越える出力超過が生じた。PCI変形はそれに応答して、直前サイクルの PCI変形量を平均 7%超過する挙動を示した。その例をFig. 20の←印の箇所に示す。

826回の出力サイクル中、サイクル棒は常に PCIによる繰返し変形を受けた。しかしながら、サイクル数の増加とともに、この変形量は徐々に小さくなる傾向にあった。

このように、大きな PCIが実験中生じていたのにも拘らず、実験終了後、サイクル棒の直径や軸長は、実験前の値にほぼ復帰した。すなわち、この時点でのサイクル棒の炉内変形は、弾性変形が支配的であったと言える。

(II) FPガス放出

PCI破損の観点からみると、負荷追従運転の PCI挙動のみならず腐食環境を作り出す FPガスの放出挙動もまた重要である。そこで、それについても考察する。

サイクル棒(BWR6)に計装していた燃料棒の内圧測定装置は、故障のため、実験中作動しなかった。しかし、照射後試験から、FGRに関するパンクチュアリングデータは得られた。一方、レファレンス棒(BWR5)は、PCI破損のため、炉内実験データのみならず照射後試験からも FGRに関するデータは得られなかった。

このような状況に対応するため、非破損の燃料棒で、サイクル棒に対して FGR研究上レファレンスとなりうる燃料棒：BWR10（以下、第2レファレンス棒）を準備した。その燃焼度 14.0Mwd/kgU は、破損したレファレンス棒の燃焼度 15Mwd/kgU に近く、出力履歴も殆ど同じであった。しかしながら、サイクル棒およびレファレンス棒の最高線出力がともに 45kW/m であったのに対し、第2レファレンス棒のそれは 50.0 kW/m と幾分高めであった。

第2レファレンス棒に関しては、出力急昇実験中のみならず照射後試験からも FGRに関するデータを得ることができた。Fig. 21 は、第2レファレンス棒の出力急昇実験中における内圧および冷却材温度の変化を、実験時間で評価した結果である。冷却材温度を同時に示したのは、内圧がその温度変化に良く依存するためである。この図から、燃料棒の内圧は 30kW/m でのコンディショニング時(図中①)、出力急昇時(図中②)、および 50kW/m 定出力保持時(図中③)の各段階で変化していく様子が分る。図から、出力急昇前の冷却材温度 479K (206°C)における燃料棒内圧値 1.2 MPa が、出力急昇後では 2.3 MPa に増加していたことが分る。この圧力増分 1.1 MPa は、出力急昇実験中に生じた、燃料からの FGRによる影響と考えられる。冷却材温度 479K 下の燃料棒内圧値 1.1 MPa は、標準状態では 0.7 MPa となる。

TABLE 3 は、サイクル棒と第2レファレンス棒の FGRに関する、炉内および照射後試験の測定結果をまとめたものである。この表中(1)は、上述の炉内ガス圧力測定結果である。また、表中(2)は、照射後試験による燃料棒の炉内最終内圧を、(1)と同様標準状態に換算

したものである。これより、炉内測定から得た内圧値は、照射後試験からの値と±10%の誤差範囲内で合っていることが分る。

このように、炉内ガス圧力測定値の精度が比較的良いことから、第2レファレンス棒の最終内圧値とサイクル棒のそれを、表の(2)を用いて比較した。その結果、サイクル棒のほうが、約0.3 MPa高い圧力増加を示した。これは、サイクル棒の燃焼度のほうがレファレンス棒よりも約1 MWd/kgU高いこと、高線出力45 kW/mでの保持時間が約7日（レファレンス棒は50 kW/mで約1日）とより長かったこと、等によって生じたものと考えられる。表中(3)は、照射後試験のFPガス解析から得た、サイクル棒と第2レファレンス棒のFGR値であり、前者は21%、後者は19%となっていた。この傾向は、両燃料棒のガス圧力増加を示す表中(2)と一致している。また、両者のFGR値にはあまり差がない。

多数回にわたる出力サイクルにも拘らず、出力サイクル棒のFGR値が、第2レファレンス棒のそれとあまり差異がなかったことから判断して、出力サイクル中のFGR加速はなかったか、あっても非常に小さかったと推定される。

燃料からのFGRは、燃料温度に影響を受け、高温ほどその値が大きくなる傾向にあること、および第2レファレンス棒の炉内ガス圧力データの精度が比較的良いことから、Fig. 21中の③期間すなわち一定線出力50 kW/mでの高温保持期間を詳細に評価してみた。

その結果として得られた、高温燃料からのFPガス放出挙動データをFig. 22に示す。図の内圧値は、最高線出力到達直後の内圧値を基準に、そこからの増加量を評価したものである。これから分るように、出力保持中の第2レファレンス棒の内圧増加は、放物線状である。Fig. 22をさらに両対数プロットして、その勾配 m (MPa/h)を求めたところ、その値 m は近似的に1/2になった。すなわち、第2レファレンス棒の内圧増加量 Δp (MPa)は、線出力50 kW/mにおける保持時間 Δt (h)に対して、実験事実から $\Delta p \propto \sqrt{\Delta t}$ となる。一方、燃料棒のFGR: f (%)は $f \propto \Delta p$ であるから、第2レファレンス棒のFGRに関しては、 $f \propto \sqrt{\Delta t}$ が成立する。すなわち、第2レファレンス棒の線出力50 kW/m保持中のFGRは、Boothの拡散理論〔96〕による高温でのFGRの時間依存型とほぼ同型になった。

ところが、サイクル棒と第2レファレンス棒のFGRに関する挙動は、TABLE 3を用いた比較から分るように、互いに差がない。したがって、サイクル棒のFGRは第2レファレンス棒と同様、拡散律速によるものであらうと思われる。

出力急昇実験において非破損だった 4本の BWR型燃料棒に関し、照射後試験で FGRの評価を行った。そのうちの 2本は、燃焼度 6 MWd/kgUで出力急昇した小ギャップ棒であり、残り 2本は、上記のサイクル棒および第 2レファレンス棒よりなる大ギャップ棒である。照射後試験から得たそれらの FGRを、燃焼度で評価した結果を Fig. 23 に示す。図から、同じような出力急昇実験を行った燃料棒でも、その FGRはそのときの燃焼度に依存する傾向にあることが分る。

3.3.2 PWR棒

予備照射によって、燃焼度が 18 MWd/kgU に到達した PWR棒を 2本準備した。このうち 1本の燃料棒（以下サイクル棒）には、上記 BWR棒と同じ運転仕様で 620サイクルの負荷追従運転を行った。残りの 1本の燃料棒（以下レファレンス棒）には、サイクルを課さず、線出力 45kW/m で 5日間、続いて 30kW/m で 9日間の定出力保持運転を行った。

(I) PCI変形

実験中、この 2本の燃料棒に PCI破損は生じなかった。これら燃料棒の直径(Dr値)の経時変化を Fig. 24 に、軸方向変形のそれを Fig. 25 にまとめて示す。両図から次のことが分る。

(1)

サイクルおよびレファレンス棒の直径と軸方向変形は、最高線出力到達時までほぼ同じ PCI挙動を示した。

(2)

最高線出力到達後、サイクル棒は、直径値 9.577mmから9.567mmまでの 10 μ mを緩和するのに約 2日を、レファレンス棒は約 1日を要した。サイクル棒で、サイクル中に原子炉スクラムが生じ、実験が一時中断される状況も生じた。運転再開後のその直径変動は、それ以後、直径値 9.567mmを中心とした $\pm 3\mu$ mの幅に落ち着いた。軸方向について両燃料棒の変形緩和を比較すると、レファレンス棒のほうがサイクル棒よりもやや大きい。サイクル棒についてみると、直径変動は運転途中からほぼ一定となったのに対し、軸方向の変形緩和は実験の最後まで減少傾向を続けた。

(3)

サイクル棒では、線出力 30から45 kW/m への出力過渡変化時、原子炉スクラム後の出

力再起動時、および燃料棒の直径測定時に、設定出力 45kW/mを 5~10%の範囲で一時的に越える出力超過が生じた。一方、レファレンス棒では、直径測定中の出力分布の乱れや中性子検出器のうち 1つが故障したことに端を発した出力超過が生じた。燃料棒の PCIは、これら運転中に生じた出力超過に影響を受けた。すなわち、サイクルおよびレファレンス棒とも、出力超過の都度、直径歪にして約 0.05%、軸方向歪にして約 0.02% の PCI変形量の増加があった。

このように、サイクル棒の場合は、レファレンス棒よりも緩和挙動が遅いところに出力超過による PCIの増加が生じる。一方、後述するように、燃料棒内には化学的に活性な FPガスが時間の経過とともに徐々に放出されてくる。したがって、サイクル運転中の出力超過に関係した燃料挙動は、PCI破損防止の観点から将来にわたって十分考慮されるべき事項であろう。

(4)

実験終了後に測定した燃料棒の永久変形は、サイクルおよびレファレンス棒とも僅かであった。このことは、両燃料棒の PCI変形が弾性変形に支配されていたことを示唆する。

以上、これまでの考察から、本実験の条件範囲内であれば、負荷追従運転を行っても現行国産燃料棒の健全性が阻害されるような兆候はないことが明らかになった。

(II) FPガス放出

PCI破損の観点からみると、負荷追従運転中の PCI挙動のみならず腐食環境を作り出す FPガスの放出挙動もまた重要である。そこで、それについて考察する。

(1) サイクル棒のFPガス放出挙動

サイクル棒（照射前の充填圧力は3.2 MPa）の燃料棒内圧変化および出力履歴を Fig. 26に示す。燃料棒内圧は、予備照射終了時を基準とした。図から、燃料棒内圧は、出力急昇時のみならず出力サイクル時にも増加することが分る。実験開始前および終了後の、ゼロ出力時における燃料棒内圧値を比較したところ、サイクル棒の圧力増加は約 1.5MPa（測定精度 ± 0.1 MPa）であった。この値は、冷却材温度 513 Kでのものであり、標準状態に換算すると約 0.8MPa となる。

実験に用いたステンレス鋼製の圧力測定用ベローは、約 4年半にわたる予備照射中 593 Kの高温冷却材と中性子照射下にあった。このため、予備照射前に特定した同ベローの諸

性質が大幅に変化している可能性もあった。そこで、炉内圧力測定から得たデータの精度を確認する目的で、照射後試験による当該燃料棒の FPガス解析を実施した。その結果を TABLE 4に示す。この表から、当該燃料棒のガス圧力値は 3.9 ± 0.9 MPa (標準状態)、燃料棒内の放出総ガス量は 168 ± 17 cc、FPガス放出率は 24.9%であったことが分る。今、予備照射中に FPガス放出は殆どなく、燃料棒内のガス圧力増加は、概ね出力急昇中に生じたという仮定を設け、サイクル棒のガス圧力増加を、照射後試験の結果から推定すると 0.9MPa となる。

炉内圧力測定から得た、サイクル中の相対ガス圧力増加約 0.8MPa と、上記の仮定に基づいて、照射後試験から推定した当該燃料棒のガス圧力増加 0.9MPa とを比較すると、大きな差がないのが分る。すなわち、Fig. 26 に示す炉内測定値は相対値ではあるが、データとしての精度は比較的良いことが分る。

(2) レファレンス棒のFPガス放出挙動

レファレンス棒 (照射前の充填圧力は3.2MPa) につき、燃料棒内圧力変化およびその出力履歴を Fig. 27 に示す。実験では、比較対象のサイクル棒が高出力保持されていた照射期間 5日間を模擬して、高出力 45kW/mにおける保持時間を 5日とし、その後さらに 30kW/mで 9日間の追加照射も行った。Fig. 26と同じく、Fig. 27でも予備照射終了時、すなわち出力急昇直前の圧力を基準とした。

Fig. 27から、燃料棒の内圧は出力急昇時のみならず出力保持中にも増加することが分る。しかしながら、30kW/m出力での追加照射時には殆どガス圧力が増加しなかった。出力急昇実験開始前および終了時の、ゼロ出力時における燃料棒内圧を相互比較すると、レファレンス棒の圧力増加は、約 1.5MPa であったことが分る。この圧力値を標準状態に換算すると約 0.80MPa となる。

照射後試験で、この燃料棒の FPガス解析を実施した。その結果を TABLE 4に示す。この表から、当該燃料棒のガス圧力値は 3.7 ± 0.4 MPa (標準状態)、燃料棒内の総ガス量は 167 ± 17 cc、FGRは 24%であった。前と同様、予備照射中に FPガス放出が殆どなかったという仮定で、レファレンス棒のガス圧力増加を照射後試験の結果から推定すると 0.7MPa となる。

炉内測定から得たレファレンス棒のガス圧力増加約 0.8MPa と照射後試験から得た当該燃料棒のガス圧力増加 0.7MPa を比較すると、大きな差はないことが分る。すなわち、図に示す炉内測定値は相対値ではあるが、データとして精度は良い。

TABLE 4を用いて、サイクル棒とレファレンス棒間の、ガス圧力や放出ガスの総容積および FGRを相互比較してみると、両者の FPガス放出挙動に大きな差異は認められない。すなわち、出力サイクルによって FPガス放出が加速された傾向は殆どない。

FPガス放出は極めて燃料温度に良く依存すると考えられる。そこで、燃料温度が最も高くなる最高線出力保持中（サイクル棒ではサイクル中）の FGRに関して、燃料棒内圧データによる考察を行った。

Fig. 28 は、サイクル棒の内圧増加および線出力を、出力保持中の時間で両対数プロットした結果である。内圧データは、最高線出力到達直後の内圧値を基準とした。これから次のことが分る。

(1)

内圧は時間依存型で、サイクル中ほぼ一定に増加した。

(2)

内圧は線出力レベル（45と 30 kW/m）に依存して 2群に分れた。これは、線出力の変動により燃料ペレットが伸縮し、その影響を受けて燃料棒内の空隙量が増減したためと考えられる。

Fig. 29 は、レファレンス棒の内圧増加および線出力を、出力保持中の時間で両対数プロットした結果である。これから、レファレンス棒においても、内圧は時間依存型で、出力保持中ほぼ一定に増加したことが分る。

Fig. 28 と Fig. 29 の線出力 45kW/mの圧力データに良い一致性が観られる。これから、サイクル棒の内圧増加は、殆ど高線出力である 45kW/mで起こっていると判断できる。そこで、線出力 45kW/mでの圧力勾配を m 、保持時間を Δt とすれば、実験事実から(5)式は次のように書ける。

$$f = c \cdot (P_t - P_0) = C \cdot \Delta t^m \quad (6)$$

ここに C は定数である。

この m は、Fig. 28と 29 の実験データから分るように、サイクル棒およびレファレンス棒ともに 1/2に近かった。すなわち、線出力 45kW/mにおける両燃料棒の FGRは、Boothの拡散理論によって導かれる、高温での FGRの時間依存性と同型になった。

以上、これまでの考察から、出力サイクルでは FGRの加速はないこと、また FPガス放出はサイクルに影響されずに拡散律速に支配されることが明らかになった。

3.4 PCI破損

3.4.1 BWR棒のPCI破損挙動

(I) HBWR棒

燃焼度 19 MWd/kgU まで、線出力 40 kW/m で予備照射した HBWR棒 (TABLE 1中タイプ II)を準備した。この燃料棒の線出力を 3 kW/mh の速度で 40から48.7 kW/m まで増加させたところ、PCI破損が生じた。このときの冷却材放射能レベルと燃料棒直径プロフィールを Fig. 30 に、軸方向変形データを Fig. 31 に示す。

Fig. 30(b) から分るように、冷却材放射能レベルは、当該燃料棒が線出力 48.7 kW/m に到達したあとの 10 分間に 2 度程急速に増加 (以下スパート) した。それからほぼ 3 時間後、今度は著しい冷却材放射能レベルの増加があった。

その著しい冷却材放射能レベル増加時 (Fig. 30(b) の④) に、燃料棒直径プロフィール上では、その形状に大きな凸凹を生じた (Fig. 30(a)の④)。またスパート時 (Fig. 30の①) に、燃料棒軸方向伸びは急激に減少したことを Fig. 31 は示している。

この燃料棒は、実験後、ノルウェーシエラー研究所で照射後試験に供した。Fig. 32 は外観検査の結果である。図から分るように、被覆管を縦方向に走る 4つの PCI破損割れが見つかった。このうち最大割れが生じていた箇所 (Fig. 32(b)の←箇所) には、直径測定ゲージがその上を通過していた痕跡と思われるすり傷が観られた。すなわち、Fig. 30(a)の④ で生じた凸凹は、直径ゲージがこの割れ傷の上を通過している最中、それを写し取ったものと思われる。Fig. 32(c)に示す破損部の輪切り写真から、燃料中央部を貫通する大きな燃料割れが観察できる。

(II) BWR棒

燃焼度 21MWd/kgUまで照射した小ギャップ棒：BWR11 (直径ギャップ 100 μm) と、燃焼度 15MWd/kgUまで照射した大ギャップ棒：BWR4 (直径ギャップ 230 μm) は、ともに出力急昇時に PCI破損した。この 2本の燃料棒の、実験中の直径変化および出力保持中の緩和挙動を評価した。

Fig. 33は、両燃料棒の直径変化を線出力で評価したものである。図から、PCI破損に至るまでに、小ギャップ棒の直径は 60 μm (0.5%直径歪) の増加、大ギャップ棒の直径は 25 μm (0.2%直径歪) の増加、をそれぞれ起こしていた。小ギャップ棒では、特に線出力 3

0kW/m以上での変形量増加が著しかった。

Fig. 34は、線出力 43.7 ± 0.6 kW/mの出力保持中に PCI破損した両燃料棒の緩和挙動を示している。この図から次のことが分る。

(1)

小ギャップ棒と大ギャップ棒の PCI破損は、出力保持後 2および 10hであった。出力急昇時に大きな PCIを生じた小ギャップ棒が、より早い時期に破損した。

(2)

出力保持中、小ギャップ棒と大ギャップ棒の直径には殆ど緩和は観られなかった。両燃料棒の軸伸び量も、出力保持 2h以内で 0.3mm(0.07%軸歪)の緩和が観られた程度で、それ以後、殆ど緩和がなかった。

(3)

大ギャップ棒の直径値は、軸伸びが緩和中なのにもかかわらず増加傾向にあった。すなわち、このケースでは径方向と軸方向の挙動は異なっていた。出力保持開始後 10hで大ギャップ棒は PCI破損した。このとき、軸伸びに急激な寸法変化が生じた。すなわち、出力急昇前の基準伸びでは 0.7mm、最高線出力では 1.7mm、PCI破損直前では 1.5mm、と変化し、PCI破損後にはその値が 0.5mmまで急激に現象した。実験後、伸び量は再び実験前の値 0.7mmに戻った。PCI破損による軸方向の大きな寸法変化は、HBWR条件下で実験を行った幾つかの燃料棒〔24〕に観られている。しかし、本実験のような急激な寸法の減少は今までに例がない。

3.4.2 PWR棒のPCI破損挙動

燃焼度 12 MWd/kgU まで、線出力 20 kW/m で予備照射した PWR棒 (TABLE 1中タイプ X 1)を準備した。この燃料棒の線出力を 6 kW/mh の速度で 50 kW/m まで増加させたところ、PCI破損が生じた。

実験中の燃料棒直径、軸方向伸びおよび内圧変化のデータを Fig. 35 に示す。図(c)から、線出力 50 kW/m での出力保持中に、相対内圧値が急激に上昇しているのが分る。事実、燃料棒相対内圧はこのとき 10.0 MPa (この値は圧力測定用計測器の測定限界であり、実際は冷却材圧力 15 MPa に相当) になった。すなわち、この内圧上昇は PCI破損の結果生じたと考えられる。PCI破損時の軸方向最大歪は Fig. 35(b)から 0.16%、直径方向最大歪は Fig. 35 (a) から 0.25%であったことが分る。

この実験では、渦電流による被覆管探傷試験も行っていった。燃料棒内圧が急激に変化した前後での代表的な渦電流データをFig. 36 に示す。実験では、あらかじめ予測される割れ傷の種類（例えばリッジ、外面割れ等）に良く応答する渦電流の位相（Fig. 36 に示す位相 0 度）と、割れ傷の大きさに良く応答するそれ（Fig. 36 に示す位相 90 度）をあらかじめ設定しておいた。ここでは、特に、前者の渦電流データに着目する。

Fig. 36 の破線で囲んだ位置に注目すると、PCI破損前の図 (a)には無かった信号（以下、異常信号）が PCI破損後の図(b)に生じた。Fig. 37 は、異常信号が発生した付近の直径プロフィールを、PCI破損前後で比較したものである。図中破線で囲んだ部分に注目すると、PCI破損前の図 (a)で規則的だったリッジが、PCI破損後の図(b)では一部で著しく大きくなったのが分る。

Fig. 36(b) の異常信号を解析するため、予め性質の知れた傷（例えばリッジ、外面割れ等）を持つ人工欠陥付き被覆管を作製した。その試料を用いて、炉外ホットループで渦電流探傷試験を行い、それぞれの人工傷の特徴を把握した。続いて、この人工傷のパターンと炉内で得た異常信号の傷パターンとを極座標表示して比較対照した。その結果を Fig. 38に示す。この比較から、その正体が不明であった炉内異常信号は、PCI破損前においては「リッジ」、PCI破損後においては「リッジと外面割れ」から構成されていることをつきとめた〔98〕。後者の外面割れに関しては、リッジ位置で発生した被覆管内面割れが、被覆肉厚を貫通して外面割れに形態変化したものと考えられる。このように、PCI破損で生じた PWR棒の割れ傷を、炉内渦電流探傷試験により世界で初めて検出し、その形態を明らかにした。

照射後、炉外のホットセル内で、再びその破損棒に対して渦電流探傷試験を行ったところ、炉内で観察した異常信号が現れた。そこで、破損とおぼしき箇所の切断検査をおこなったが、切断位置が割れ位置と合致しなかったためか、割れ傷を検出できなかった。 Fig. 39 は、そのとき得られた破損とおぼしき箇所の輪切り写真である。被覆管内面には、PCI破損後に浸水した冷却軽水によると思われる水素脆化の痕跡が認められた。図から分るように、燃料製造時にはあったディッシュ空間（図中の想像破線でその位置を示す）は、実験中に生じた燃料のスウェリング等により殆ど消失していた。さらに、スウェリングにより埋められたこのディッシュ空間部を、縦方向に連続して走る燃料ペレットの割れが観られた。

3.4.3 PCI破損限界

実験では PCI破損した燃料棒としなかった燃料棒とがあった。それらを予備照射で得た蓄積燃焼度と出力急昇時の最高線出力の 2変数で整理し、PCI破損限界の燃焼度依存性を考察した。

その結果を BWR棒に関しては Fig. 40 に、PWR棒に関しては Fig. 41 に、そして両者をまとめたものに関しては Fig. 42に、それぞれ示す。

ハルデン炉では、本実験とは別途に、HBWR条件下での燃料破損限界を究明する研究を従来から行って来た〔24〕。Fig. 40~42には比較の意味で、それらハルデン実験からのデータも含めた。また、本実験の HBWR型燃料に関しては、ここでは BWRデータと分離し、ハルデンデータの一部として取扱った。図中の実線は、ハルデンデータを評価して得た PCI破損限界しきい曲線（以下、HBWR破損限界）である。

本実験で用いた BWR棒の PCI破損 (Fig. 40) は、燃焼度 15 MWd/kgU 付近から生じた。BWR棒は全部で 4 本が PCI破損したが、その破損値はいずれも HBWR破損限界と等しいかそれ以下であった。本実験で用いた PWR棒の PCI破損 (Fig. 41) は、燃焼度 12 MWd/kgU 付近から生じた。PWR棒は全部で 2 本が PCI破損したが、その破損値はいずれも HBWR破損限界以下で生じた。それらをまとめた Fig. 42から、現行国産商用炉燃料の PCI破損限界は HBWR破損限界に近いかそれ以下であろうと考えられる。

ところで Fig. 42 から、現行国産商用炉燃料棒および HBWR棒の PCI破損限界には燃焼度依存性があるのが分る。すなわち、PCI破損しきい値は、燃焼度の増加とともに下がる傾向にある。この理由として、燃焼度の増加とともに (1) PCIがより大きくなること、および (2) FPの放出しきい温度が低下して、FGRがより大きくなることの 2 点が挙げられる。

前者の理由が妥当であろうことは、すでに 3.2 節での考察から明らかであろう。

腐食環境に関連した後者については、照射後試験からの金相写真を使った観察、燃焼度解析および FEMAXI-IIIによる燃料温度計算〔91〕から得た Fig. 43から、その理由の妥当性が伺える。図は、燃料からの FP放出は燃料温度と強い相関があることを明らかにしたあと、その FP放出開始を決める燃料しきい温度が、燃焼度の増加とともに下がっていくことを示したものである。

すなわち、照射条件（線出力や燃料温度）が同じであっても、燃焼度が増加すると PCI

による応力だけでなく FGRも増加する。そのため、照射初期に健全な燃料棒も、照射末期に PCI破損域に入る可能性がある。これは、燃料を高燃焼度域で使用する際に、十分留意すべき事柄となろう。

PCI破損研究上重要でありながら、実験では非常に求めにくい PCI破損関連のデータがある。それは PCI破損時の燃料棒円周応力と FPガス放出率である。前者は、通常の炉内実験で求めることが非常に困難である。一方、後者は、PCI破損発生とともに燃料棒内からFPガスが冷却材中に漏れて行ってしまうため、実験で求めることは不可能である。

そこで、それらを FEMAXI-IIIによるコード計算により以下の手順で求めてみた。ここでは、計算対象にハルデンデータを選んだ。

(1)

炉内実験から燃料挙動（例：直径や軸方向伸び挙動）データが得られた燃料棒を、PCI破損・非破損を問わず選択する。また、非破損燃料棒に関しては、照射後試験からの FPガス解析結果を収集する。

(2)

計算コード FEMAXI-IIIにより、上記(1)の燃料棒に関する予測計算を行い、炉内挙動実験データと照合する。このとき、最高線出力で、計算結果と実験データが比較的良く一致した燃料棒からほぼ妥当な計算円周応力値を得る。付録 I の A Fig. 3はその代表的な照合例である。続いて、照射後試験から得た非破損燃料棒の FGRと FEMAXI-III 計算から得た当該燃料棒の FGRとを照合し、両データが誤差 $\pm 20\%$ の範囲で比較的良く一致する燃料棒を選ぶ。

(3)

上記(1)で選択した破損または非破損燃料棒に関し、(2)の検証計算を繰返す。このようにして、選び出した燃料棒に対し、最高線出力における円周応力と FGRを計算から求める。この計算では、PCI破損は総て最高線出力到達直後に起こるものとしている。FEMAXI-IIIには PCI破損・非破損を自動判定するモデルが入っていないので、実験結果から当該計算燃料棒の破損・非破損を判定した。

Fig. 44は、上記の計算手順を実行した結果である。計算誤差、特に円周応力に関するそれ ($\pm 100\%$)が比較的大きかったのにも拘らず、全般的に良好な破損・非破損のしきい値 (図中破線：燃焼度 $\leq 20\text{Mwd/kgU}$) を求められた。すなわち、考察した HBWR体系の PC

PCI破損限界値は、円周応力にして 320 MPa、FPガス放出率にして 10% となった。

4. 結言

国産軽水型原子炉燃料棒（以下、現行燃料棒）のペレット-被覆管相互作用(PCI) に関し、ハルデン炉（HBWR）を用いた炉内照射実験を行った。実験では燃料設計因子、蓄積燃焼度、および負荷追従運転がPCIにおよぼす影響を直径や軸方向変形等の炉内データにより解析評価した。得られた結果および明らかになった燃料挙動機構は、以下のとおりである。

(1) 燃料設計因子がPCIにおよぼす影響

PCIは、直径ギャップ・被覆管肉厚・初期加圧量の増加、二酸化ケイ素添加燃料棒や小粒径棒の使用、ペレット端面形状の改良により、低減する。

(2) 燃焼度がPCIにおよぼす影響

最大燃焼度 21 MWd/kgU までの範囲で、PCIは燃焼度の増加にともなって増加する。

燃焼度の増加とともに、燃料被覆管は照射硬化するため、PCI変形は高燃焼度域でより弾性的になる。照射後試験では、この弾性的な PCI変形を評価しにくいいため、高燃焼度域での PCI研究では、計装付き燃料棒による炉内実験が重要である。

照射燃料がつづみ型変形をすることは従来から知られていたが、高線出力域（ ≥ 40.0 kW/m）ではつづみ型の中央部が著しく膨れる現象を発見し、その機構を明らかにした。

(3) 負荷追従運転中のPCI挙動

現行燃料棒を燃焼度 18 MWd/kgUまでの範囲で負荷追従運転（線出力 45~30kW/m:サイクル数最大 826 回）にかけたが、燃料は健全であった。また、出力サイクルによる PCIや FPガス放出の加速傾向は認められなかった。すなわち、本実験の範囲内であれば、負荷追従運転を行っても、現行燃料棒の健全性が阻害されるような兆候はない。

(4) PCI破損限界

現行燃料棒の PCI破損限界は、HBWR破損限界に近いがそれ以下である。PCI破損限界には燃焼度依存性があり、高燃焼度になるにしたがって低下する傾向にある。

PCI破損で生じた PWR燃料棒の割れ傷を、炉内渦電流探傷試験により世界で初めて検出し、その形態を明らかにした。

1破損限界値は、円周応力にして 320 MPa、FPガス放出率にして 10% となった。

4. 結言

国産軽水型原子炉燃料棒（以下、現行燃料棒）のペレット-被覆管相互作用(PCI)に関し、ハルデン炉(HBWR)を用いた炉内照射実験を行った。実験では燃料設計因子、蓄積燃焼度、および負荷追従運転がPCIにおよぼす影響を直径や軸方向変形等の炉内データにより解析評価した。得られた結果および明らかになった燃料挙動機構は、以下のとおりである。

(1) 燃料設計因子がPCIにおよぼす影響

PCIは、直径ギャップ・被覆管肉厚・初期加圧量の増加、二酸化ケイ素添加燃料棒や小粒径棒の使用、ペレット端面形状の改良により、低減する。

(2) 燃焼度がPCIにおよぼす影響

最大燃焼度 21 MWd/kgU までの範囲で、PCIは燃焼度の増加にともなって増加する。

燃焼度の増加とともに、燃料被覆管は照射硬化するため、PCI変形は高燃焼度域でより弾性的になる。照射後試験では、この弾性的な PCI変形を評価しにくいいため、高燃焼度域での PCI研究では、計装付き燃料棒による炉内実験が重要である。

照射燃料がつづみ型変形をすることは従来から知られていたが、高線出力域 (≥ 40.0 kW/m) ではつづみ型の中央部が著しく膨れる現象を発見し、その機構を明らかにした。

(3) 負荷追従運転中のPCI挙動

現行燃料棒を燃焼度 18 MWd/kgUまでの範囲で負荷追従運転（線出力 45~30kW/m:サイクル数最大 826 回）にかけたが、燃料は健全であった。また、出力サイクルによる PCIや FPガス放出の加速傾向は認められなかった。すなわち、本実験の範囲内であれば、負荷追従運転を行っても、現行燃料棒の健全性が阻害されるような兆候はない。

(4) PCI破損限界

現行燃料棒の PCI破損限界は、HBWR破損限界に近いがそれ以下である。PCI破損限界には燃焼度依存性があり、高燃焼度になるにしたがって低下する傾向にある。

PCI破損で生じた PWR燃料棒の割れ傷を、炉内渦電流探傷試験により世界で初めて検出し、その形態を明らかにした。

実験ではとらえにくい PCI破損燃料棒の破損応力とFPガス放出率を、計算コード FEMAX I-III で評価した。その結果、HBWR体系の PCI破損限界に関し、円周応力で 320 MPa、FPガス放出率について 10% の値を得た。

謝辞

本実験の遂行とデータの解析・評価に際しては、終始有益な助言と討論を原研東海・燃料安全工学部次長 市川遼夫氏から賜りました。また炉内実験についてはハルデン原子炉プロジェクト副理事長 A.ハネヴィック氏に、照射後試験についてはノルウエーエネルギー技術研究所シェラーホットラボ課長 P.アルネセン氏に適切な助言と協力を賜りました。

本論文は、東京大学原子力工学科 都甲泰正教授の御指導と御鞭撻のもとに作成しました。ここに厚くお礼申上げる次第です。

実験ではとらえにくい PCI破損燃料棒の破損応力とFPガス放出率を、計算コード FEMAX I-III で評価した。その結果、HBWR体系の PCI破損限界に関し、円周応力で 320 MPa、FPガス放出率について 10% の値を得た。

謝辞

本実験の遂行とデータの解析・評価に際しては、終始有益な助言と討論を原研東海・燃料安全工学部次長 市川遼夫氏から賜りました。また炉内実験についてはハルデン原子炉プロジェクト副理事長 A.ハネヴィック氏に、照射後試験についてはノルウエーエネルギー技術研究所シェラーホットラボ課長 P.アルネセン氏に適切な助言と協力を賜りました。

本論文は、東京大学原子力工学科 都甲泰正教授の御指導と御鞭撻のもとに作成しました。ここに厚くお礼申上げる次第です。

参考文献

- [1] JONES, R. L., CUBICCIOTTI, D., and SYRETT, B. C., " Effect of Test Temperature, Alloy Composition, and Heat Treatment on Iodine-Induced Stress Corrosion Cracking of Unirradiated Zircaloy Tubing, " *J. Nucl. Mater.*, 91, 277 (1980)
- [2] UNE, K., " Deformation and Fracture Behavior of Zircalloy-2 Deformed at Constant Strain Rate in Iodine Environment, (I), " *J. Nucl. Sci. Technol.*, 16, 577 (1979)
- [3] 田中博、恩地健雄、 " ジルカロイ-2のヨウ素雰囲気中における応力腐食割れ破面の観察 " 電力中央研究所報告、研究報告 279032 (1980)
- [4] PEEHS, M., STEHLE, H., and STEINBERG, E., " Out-of-Pile Testing of Iodine Stress Corrosion Cracking in Zircaloy Tubing in Relation to Pellet-Clad- Interaction, " ASTM-STP 681, p 244, American Society for Testing and Materials (1979)
- [5] WILSON, H. W., YOON, K. K., and BATY, D. L., " Effect of Fuel Rod Design on SCC Susceptibility, " *Proc. ANS Topl. Mtg. Light Water Reactor Fuel Performance*, Portland, Oregon, April 29- May 3, 1979, DOE/ET/34007-1, p.246, American Nuclear Society
- [6] ADAMSON, R. B., " Effect of Texture on Stress Corrosion Cracking of Irradiated Zircaloy in Iodine," *J. Nucl. Mater.*, 92, 363 (1981)
- [7] SMITH, E., " The Effect of The Inner Surface Texture on The Stress Corrosion Cracking Susceptibility of Zircaloy Cladding, " *J. Nucl. Mater.*, 89, 87 (1980)
- [8] KNORR, D. B. et al " Effects of Material Condition on The Iodine SCC Susceptibility of Zircaloy-2 Cladding," *J. Nucl. Mater.*, 110, 230 (1982)
- [9] SYRETT, B. C., CUBICCIOTTI, D., and JONES, R. L., " The Effects of Texture and Surface Condition on The Iodine Stress Corrosion Cracking Susceptibility of Unirradiated Zircaloy-2," *Nucl. Technol.*, 55, 628 (1981)
- [10] CUBICCIOTTI, D., HOWARD, S. M., JONES, R. L., " The Formation of Iodine Induced Stress Corrosion Cracks in Zircaloys," *J. Nucl. Mater.*, 78, 2 (1978)
- [11] LUNDE, L., et al., " Stress Corrosion Testing of Irradiated Zircaloy Cladding and Its Relevance to PCI Failure," *Proc. IAEA Specialists' Mtg. Pellet/Cladding Interaction in Water Reactors*, Risø . Denmark, September 22-26, 1980

- [12] WOOD, J. C. and HARDY, D. G., " Characteristics and Interpretation of Power Ramping Defects, " *Proc. ANS Topl. Mtg. Water Reactor Fuel Performance*, St. Charles, Illinois, May 9-11, 1977, p. 315, American Nuclear Society (1977)
- [13] LUNDE, L. et al., " The Influence of Environmental Variables and Irradiation on Iodine Stress Corrosion Crack Initiation and Growth in Zircaloy, " *Proc. IAEA Specialists' Mtg. on Water Reactor Fuel Element Performance Computer Modelling*, Blackpool, England March 17-21, 1980
- [14] BEMENT, A. L. et al., " Effects of Neutron Irradiation on The Flow and Fracture Behavior of Zircaloy-2," ASTM-STP-380, 372 (1964)
- [15] WOOD, J. C. and KELM, J.R., " Effects of Irradiation on The Iodine Induced Stress Corrosion Cracking of CANDU Zircaloy Fuel Cladding," *Proc. IAEA Specialists' Mtg. on Pellet-Cladding Interaction in Water Reactors*, Risø, Denmark, 22-26 September, 1980, IWGFPT (1980)
- [16] ONCHI, T., " Effects of Neutron Irradiation on Iodine Stress Corrosion Cracking Susceptibility of Zircaloy-2 Tubing," *J. Nucl. Scie. and Technol.*, 19,9, 740 (1982)
- [17] JONES, R. L. et al., " Threshold Conditions For Iodine-Induced Stress Corrosion Cracking of Unirradiated Zircaloy-4 Tubing Under Internal Pressurization, " *J. Nucl. Mater.*, 82, 26 (1979)
- [18] UNE, K., " Influence of Cesium and Cesium Oxide on Iodine Stress Corrosion Cracking of Zircaloy-2 in Out-of-Pile and In-Pile Conditions, " *J. Nucl. Mater.*, 87, 207 (1979)
- [19] PEEHS, M, et al., " Diskussion Möglicher Mechanismen Von PCI-Defekten," *J. Nucl. Mater.*, 87, 274 (1979)
- [20] HOFMANN, P, and SPINO, J., " Determination of The Critical Iodine Concentration For Stress Corrosion Cracking Failure of Zircaloy-4 Tubing Between 500 and 900 °C," *J. Nucl. Mater.*, 107, 297 (1982)
- [21] SHANN, S.H. and OLANDER, D. R., " Stress Corrosion Cracking of Zircaloy By Cadmium, Iodine and Metal Iodides," *J. Nucl. Mater.*, 113, 234 (1983)

- [22] WOOD, J. C., et al., " Effects of Strain Rate on The Iodine Induced Cracking of Zircaloy Under Localized Stress Conditions," *Trans. ANS* , 19, 105 (1974)
- [23] NORRING, K., HAAG, Y. and WIKSTRØM ., " Propagation of Stress Corrosion Cracks in Unirradiated Zircaloy," *J. Nucl. Mater.*, 105, 231 (1982)
- [24] VILPPONEN, K. O. et al., " Fuel Performance Under Power Ramp Conditions in The HBWR, " *Proc. IAEA Specialists' Mtg. Pellet/Cladding Interaction in Water Reactors*, Risø , Denmark, September 22-26, 1980, IWGFPT/8 (1980)
- [25] 菊地章、市川透夫、" インターランプ計画の研究成果 " 日本原子力学会誌 23.7(1981)
- [26] KOLSTAD, E. VITANZA, C. and VILPPONEN, K. O., " Fuel Behaviour During Steady State and Transient Operation ," *Proc. CSNI Specialist Mtg. on Safety Aspects of Fuel Behaviour in Off-Normal and Accident Conditions*, Espoo, Finland, 1st-4th September 1980
- [27] MOGARD, H. and HECKERMAN., " The International Super-Ramp Project at Studsvik, " *Proc. ANS topl. Mtg. Light Water Reactor Fuel Performance*, Orlando, Florida, April 21-24, 1985, Vol 2, p. 6-17, American Nuclear Society (1985)
- [28] LEMAIGNAN, C. et al., " Fuel Behavior, Fission Product Release and Cladding Deformation During The CANSAR PCI-Related Experiment, " *Proc. ANS topl. Mtg. Light Water Reactor Fuel Performance*, Orlando, Florida, April 21-24, 1985, Vol. 2, p. 6-69, American Nuclear Society (1985)
- [29] HOLLOWELL, T.E., KNUDSEN, P. and MOGARD, H., " The International Over-Ramp Project at Studsvik, " *Proc. ANS Topl. Mtg. Light Water Reactor Extended Burnup*, Williamsburg, Virginia, April 4-8, 1982, Vol 1 , p. 4-5, available from National Technical Information Service (1982)
- [30] INOUE, K. et al., " An Overview of The Joint Development Work on PCI Remedy Fuel," *Proc. ANS Topl. Mtg. Light Water Reactor Fuel Performance*, Orlando, Florida, April 21-24, Vol. 2, p. 6-1, American Nuclear Society (1985)

- [31] KJAER-PEDERSEN, N. and WOODS, K. N., " Ramp Tests on Fuel Rods Containing Solid Pellet, Annular Pellet, and Sphere-Pac Particle Fuel, " *Proc. ANS Topl. Mtg. Light Water Reactor Fuel Performance*, Orlando ,Florida, April 21-24, Vol. 2, p. 6-35, American Nuclear Society (1985)
- [32] JUNKRANS, S. and NERMAN, H., " ASEA-ATOM Results on PCI Experiments on Fuel Rods ; A Review ," *J. Nucl. Mater.*, 87, 247 (1979)
- [33] ATABEK, R. et al., " High Burnup Effects on The Pellet-Cladding Interaction Phenomenon," *Proc. ANS Topl. Mtg. LWR Extended Burnup -Fuel Performance and Utilization*, Williamuburg, Virginia, April 4-8, 1982, Vol. 1, p. 4-19, available from National Technical Information Service (1982)
- [34] HOWL, D. A. and RAVEN, F. A., " A Comparison Between Cold Worked and Annealed Clad on The Performance of Fuel Irradiated in a PWR to 35,000 MWd/tEU, " *Ref. (33)*.
- [35] DAVIS, J. H. et al., " Power Ramp Tests of Potential PCI Remedies," *Proc. ANS Topl. Mtg. Light Water Reactor Fuel Performance*, Portland, Oregon, April 25- May 3, 1979, DOE/ET/34007-1, p.275, American Nuclear Society (1979)
- [36] ROSENBAUM, H. S. et al., " Determination of Fuel Resistant to Pellet-Cladding Interaction," GEAP-23773 (1978)
- [37] KNUDSEN, P. et al., " Power Ramp Performance of Vipac Fuel," *Proc. IAEA Specialists' Mtg. Pellet-Cladding Interaction in Water Reactors*, Risø , Denmark 22-26 September 1980, IWGFPT/8 (1980)
- [38] HOLZER, R. and STEHLE, H., " Results and Analysis of KWU Power Ramp Investigations," *J. Nucl. Mater.*, 87, 227 (1979)
- [39] FREEBURN, H. R. and CORSETTI, L. V., " Fission Gas Release From PWR Fuel Rods Under Conditions of Normal Operation and Power Ramping," p. 3-43 , *in Ref. (33)*.
- [40] WOOD, J. C. et al., " Pellet-Cladding Interaction-Evaluation of Lubrication by Graphite," *J. Nucl. Mater.*, 88, 81 (1980)
- [41] BRADLEY, E. R., et al., " An Evaluation of The In-Pile Pressure Data From Instrumented Fuel Assemblies IFA-431 and IFA-432 ," PNL-3206, NUREG/CR-1139 (1979)

- [42] FRESHLY, M. D., " High Burnup Effects Program - A Summary Status Report," *Proc. ANS Topl. Mtg. Light Water Reactor Extended Burnup-Fuel Performance and Utilization*, Williamsburg, Virginia, April 4-8, 1982, Vol.2, p.6-67 , available from National Technical Information Service (1982)
- [43] DOMOTO, K. et al., " The Development of ATR Mox Fuels," *Proc. IAEA Specialists' Mtg. Improved Utilization of Water Reactor Fuel With Special Emphasis on Extended Burnups and Plutonium Recycling*, CEN/SCK, Mol, Bergium, May 7-11, (1984)
- [44] KNUDSEN, P., et al., " The Risø Fission Gas Project," *Proc. OECD-NEA-CSNI/IAEA Specialists' Mtg. Water Reactor Fuel Safety and Fission Product Release in Off-Normal and Accident Conditions*, IWGFPT/16 (1983)
- [45] ATABEK, R. et al., " High Burnup Effects on The Pellet-Cladding Interaction Phenomenon, " p. 4-19 in *Ref. (42)*.
- [46] NAGAI, M. et al ., " Elucidating The Iodine SCC Process For Zircaloy Tubing," *Proc. IAEA Specialists' Mtg. Pellet-Cladding Interaction in Water Reactor Fuel* , Seattle, Washington, October 3-7, 1983
- [47] VIDEM, K. LUNDE, L. HOLLOWELL, T. VILPPONEN, K., and VITANZA, C., " Cracking of Cladding Tubes Caused by Power Ramping and by Laboratory Stress Corrosion Experiments," *J. Nucl. Mater.*, 87, 259 (1979)
- [48] PASUPATHI, V. et al., " Determination and Microscopic Study of Incipient Defects in Irradiated Power Reactor Rods," EPRI-NP 812 (1978)
- [49] FUHRMAN, N. et al., " Evaluation of Fuel Performance in Maine Yankee Core I Task C," EPRI-NP 218 (1976)
- [50] BOUFFIOUX, P. et al., " Potential Cause of Failures Associated With Power Changes in LWR's ," *J. Nucl. Mater.*, 87, 251 (1979)
- [51] LaVAKE, J. C. and GAERTNER., " Ramp Test Behavior of High Burnup PWR Fuel Rods," *Proc. ANS Topl. Mtg. Light Water Reactor Fuel Performance*, Orlando, Florida, April 21-24, 1985, Vol. 2, p. 6-53, American Nuclear Society (1985)

- [52] SEPPA, E. K., " A Review of Experiments and Modelling of The Effects of Extended Burnup on The PCI Behaviour of Power Reactor Fuel," *Proc. IAEA Specialists' Mtg. High Burnup in Power Reactor Fuel*, CEN/SCK, Mol, Bergium, March 23-27, 1981
- [53] SAHOO, K. C., et al., " Pellet-Clad Interaction Observations in Boiling Water Reactor Fuel Elements," *Proc. IAEA Specialists' Mtg. on Pellet-Cladding Interaction in Water Reactors*, Risø , Denmark, September 22-26, 1980, IWGFPT/8 (1980)
- [54] VOGL, W., et al., " Experimental Strategy of Fuel Performance Testing With Respect to PCI," *Nucl. Eng. Des.*, 65, 307 (1981)
- [55] VENKATESWARLU, K. S., et al., " Pellet-Cladding Interactions; Detection and Location of PCI Defects Through Fission Product Release During Reactor Operation /Transients and The Concept of Cumulative PCI Damage," *Ref. (53)*, IWGFPT/8 (1980)
- [56] von JAN, R . and HERING, W., " Experience and Plans With PCI Protection in KWU LWR Plants," *ibid.*
- [57] BERGENLID, U., et al., " Experimental Observations of The PCI Failure Occurrence on Power Ramping," *ibid.*
- [58] GARLICK, A. et al., " Windscale Nuclear Power Development Laboratories Power Ramp Experience in The Winfrith SGHWR (UK)," *Proc. KTG/ENS/JRC Mtg. Ramping and Load Following Behaviour of Reactor Fuel* , Petten, Netherlands, November 30-December 1, 1978
- [59] GØTSMANN, O., " Thermochemical Evaluation of PCI Failures in LWR Fuel Pins," *J. Nucl. Mater.*, 107, 185 (1982)
- [60] BREEMER, N. et al., " Experience of High Burnup Assemblies in The DODEWAARD BWR ," *Ref. (52)*.
- [61] WOOD, J. C., " PCI-OGRAMS: Application of CANDU Fuelogram Methodology to PCI Data From Light-Water Reactors ," *Proc. IAEA Specialists' Mtg. Power Ramping and Power Cycling of Water Reactor Fuel and Its Significance to Fuel Behaviour*, Arles, France May 14-18, p. 25, 1979, IWGFPT/5 (1979)

- [62] MANZEL, R. et al., " Power Ramp Experiments in The Nuclear Power Plant BIBLIS A ," p. 45, *ibid.*
- [63] JUNKRAUS, S., et al., " The Combined Use of Test Reactor Experiments and Power Reactor Tests For The Development of PCI-Resistant Fuel," p. 75, *ibid.*
- [64] WOOD, J. C., HARDY, D. G., and BAIN, A. S., " Improved CANDU Fuel Performance ," p. 79, *ibid.*
- [65] ATABEK, R., et al., " Pellet/Clad Interaction: FRAMATOME-CEA Experience on Fuel Rods Pre-Irradiated in Power Reactors ," p.96, *ibid.*
- [66] FICI, J. A., et al., " Pressurized Water Reactor Fuel Duty During Core Operation ," *Ref. (53).*
- [67] SMITH, E., and MILLER, A.K., " Stress Corrosion Fracture of Zircaloy Cladding in Fuel Rods Subjected to Power Increases : A Model For Crack Propagation and The Failure Threshold Stress," *J. Nucl. Mater.*, 80, 291 (1979)
- [68] CUBICCIOTTI, D. and JONES, R. L., " EPRI-NASA COoperative Project on Stress Corrosion Cracking of Zircalloys ," EPRI-NP- 717 (1978)
- [69] BALLINGER, R. G. et al., " PCI Limitations at Extended Burnup ," *Proc. ANS Topl. Mtg. LWR Extended Burnup-Fuel Performance and Utilization*, Williamsburg, Virginia, April 4-8, 1982, Vol. 1, p. 4-35, available from National Technical Information Service (1982)
- [70] MURAI, K., et al., " Evaluations on Power Ramp Data of PWR Fuels by FROST and THERMOST Codes," *Proc. IAEA Specialists' Mtg. Water Reactor Fuel Element Performance Computer Modelling*, Bowness-on-Windermere, Cumbria, UK , April 9-13 ,1984
- [71] MALÉN , K. " Comparison of Calculations Using The STUROD Code With Experimental Results From The Studsvik IR, OR, and DR II-Programs ," *ibid.*
- [72] BOUFFIOUX, P., " Influence of Some Fabrication Parameters and Operating Conditions on The PCI Failure Occurrence in LWR Fuel Rods ," *Ref. (51), IWGFPT/5 (1979)*

- [73] ANAND, A. K. et al., " Inpile Irradiations For Verification of Pellet Clad Interaction Predictions ," *Ref. (53)*, IWGFPT/8 (1980)
- [74] ATABEK, R. et al., " Pellet Cladding Interaction : Mechanical and Chemical Approach to Modelling ," *ibid.*
- [75] DEHON, C. et al., " Analytical Interpretation of PCI Related Experiments ," *ibid.*
- [76] ICHIKAWA, M. et al., " Analysis of PCI by FEMAXI-III ," *ibid.*
- [77] SEPPA, E. K. et al., " Modelling of Overpower Transients With GAPCON-THERMAL-3 Code ," *ibid.*
- [78] PANKASKIE, P. J. et al., " Mechanistic Considerations Pertinent to The PCI Fuel Failure Phenomenon ," *ibid.*
- [79] HOPPE, N., " PCMI Modelling in COMETH ," *ibid.*
- [80] MILLER, A. K. and OCKEN, H., " Stress Corrosion Cracking of Zircaloy : The Use of Laboratory Data to Predict In-Reactor Behavior ," *ibid.*
- [81] WALTON, L. A. and MATHESON, J. E., " FUMAC- A New Model For Light Water Reactor Fuel Relocation and Pellet-Cladding Interaction ," *Nucl. Technol.*, 64, 127 (1984)
- [82] FEHRENBACH, P. J. and MOREL, P. A., " In-Reactor Measurement of Clad Strain : Effect of Power History ," p. 255 *in Ref. (35)*.
- [83] BARNER, J. O., et al., " Fuel Cladding Mechanical Interaction in PCI-Resistant LWR Fuel Designs During Normal Operation and Power Ramping ," *Nucl. Technol.*, 63, 63 (1983)
- [84] UCHIDA, M. and ICHIKAWA, M., " In-Pile Diameter Measurement of Light Water Reactor Test Fuel Rods For Assessment of Pellet-Cladding Mechanical Interaction ," *Nucl. Technol.*, 51, 33 (1980)
- [85] FRESHLY, M. D., et al., " Irradiation Induced Densification of UO₂ Pellet Fuel ," *J. Nucl. Mater.*, 62, 138 (1976)
- [86] YANAGISAWA, K. and HAYASHI, K., " In-Pile Densification of UO₂ Pellet Irradiated up to 1720 MWd/tU ," *J. Nucl. Mater.*, 127, 116 (1985)

- [87] MEYER, R. O., " The Analysis of Fuel Densification ," NUREG-0085, U.S. Nuclear Regulatory Commission (1976)
- [88] OECD HALDEN REACTOR PROJECT ., Annual Report (1984)
- [89] ICHIKAWA, M. YANAGISAWA, K. and KOLSTAD, E., " Studies on Radial and Axial Deformation of Fuel Rods by Inpile Measurements ," *Ref. (46)*.
- [90] KOLSTAD, E., " In-Pile Measurements of Zircaloy Creep and PCMI Deformation Cooperative Evaluation of Ten Creep Correlations ," *Nucl. Technol.*, 49, 481 (1980)
- [91] YANAGISAWA, K., " Fuel Microstructural Analysis of Incubation Burn-up For Fission Gas Release ," *J. Nucl. Scie. Technol.*, 23 [2], 168 (1986)
- [92] 柳沢和章、近藤吉明、E.コルスタッド、" 軽水炉燃料のペレット - 被覆相互作用の研究、(I) PWR型燃料棒 " 日本原子力学会誌 28,641 (1986)
- [93] ITO, K. et al., " A Comparison of FEMAXI-III Code Calculation With Irradiation Experiments ," *Res. Mechanica*, 2, 109 (1981)
- [94] ICHIKAWA, M. and YANAGISAWA, K., " Study of LWR Fuel Behaviour by Well Characterized Tests, Part I- Inpile Measurement of Cladding Daimetral Deformation With Burnup ," *Ref. (42)*.
- [95] OECD HALDEN REACTOR PROJECT : Annual Report (1985)
- [96] BOOTH, A. H., " A Method of Calculating Fission Gas Diffusion From UO_2 Fuel and Its Application to The X-z-f Loop Test ," CRDC-721, AECL-496 (1975)
- [97] 柳沢和章、" 軽水炉燃料棒の初期起動時に於ける燃料中心温度の評価 - ハルデン出力急昇試験研究成果 " JAERI-M 82-127 (1982)
- [98] YANAGISAWA, K. JOHNSEN, T., " In-Pile Eddy Current Test on a PWR Fuel Rod Failed by Pellet-Cladding Interaction ," *J. Nucl. Scie. Technol.*, 23[8], 752 (1986)

Table 1 Experimental variables and accumulated burn-ups of the fuel rods

Irradiation condition	Fuel type	Experimental variables							Rod No.			
		Gap (mm)	Wall thickness (mm)	Additive	Grain size (μm)	Filler gas (MPa)	Pellet form	L/D ¹⁾	0	5	15	20
HBWR	Type I	0.100	0.685	-	11	0.1	DD ²⁾	1.3	12			
	Type II	0.100	0.390	-	11	0.1	DD	1.3	11			32
	Type III	0.230	0.390	-	11	0.1	DD	1.3	13			29
	Type IV	0.100	0.390	0.4wt% SiO ₂	11	0.1	DD	1.3	14			
	Type V	0.100	0.390	-	7	0.1	DD	1.3	18			21
BWR	Type VI	0.230	0.870	-	8	0.1	CC ³⁾	0.98			84, 5, 6, 4)	10
	Type VII	0.100	0.870	-	8	0.1	CC	0.98	B12	B2, 8	B9	B11
	Type VIII	0.230	0.870	-	8	0.3	CC	0.98		B14		
PWR	Type IX	0.170	0.569	-	9	3.2	DD	1.7	P10	P5		P13, 14
	Type X	0.085	0.569	-	9	3.2	DD	1.7		P16	P2	
	Type XI	0.170	0.569	-	9	1.5	DD	1.7			P3	P11
	Type XII	0.170	0.569	-	9	1.5	DD+CC ⁶⁾	1.3				P6, 15

1) Pellet length divided by pellet outer diameter

2) Double dishing

3) Double chamfering

4) Power cycled up to 826 times

5) Power cycled up to 620 times

6) Double dishing with chamfering in both ends

Table 2 Summary of the fuel rod physical parameters

Operating condition	HBWR	BWR	PWR
Fuel	Type I	Type VI	Type IX
Density (Mg/m ³)	10.47	10.39	10.43
Pellet o.d. (mm)	10.75	10.31	8.19
pellet length (mm)	14.93	10.14	13.56
Enrichment (wt %)	10.5	13.0	13.0
Grain size diameter (μm)	11	8	9
Additive (wt % SiO ₂)	none	-	-
Dishing	Both ends= 0.4mm deep, 7.0 mm wide	-	Both ends= 0.3mm deep 6.0mm wide
Chamfering	None	Both ends=0.4mm wide, 0.2mm height	Both ends= 0.5mm wide 0.3mm height
Cladding			
Cladding o.d. (mm)	12.22	12.28	9.51
Wall thickness (mm)	0.69	0.87	0.57
Heat treatment	Fully annealed Zircaloy-2, autoclaved in both sides	Fully annealed Zircaloy-2, autoclaved in outer side	Stress relieved Zircaloy-4, non-autoclaved
Assembly			
Diametral gap (mm)	0.100	0.230	0.175
Total column length (mm)	420	461	461
Enriched column length (mm)	390	445	445
Filler gas (MPa)	0.1 pure helium	0.1 pure helium	3.2 pure helium
Attained peak burnups(MWd/kgU) (*)	none or 20.3	none or 25.4	none or 22.6

Note: (*) Peaking factor = 1.2

Table 3 Results of in-core pressure measurements
and post-irradiation examination of power
ramped rods

Result of in-core pressure measurement		
Fuel rod	BWR 6	BWR 10
Burn-up (MWd/kg U)	14.8	14.0
Condition	Power cycled	Non-cycled
Linear power at holding (kW/m)	45 & 30	50
Time at power (d)	16	1
(1) Increased rod pressure [†] during ramp (MPa)	Not obtained	0.7
Result of PIE puncturing		
Total gas amount (ml)	42.2	38.1
Free volume (ml)	4.6	5.9
(2) Punctured pressure (MPa)	0.92	0.65
(3) Fission gas release (%)	21.0	19.0

Note: Initial pressure of the both rods was 0.1 MPa.

[†] Measured with in-core pressure transducers

Table 4 Comparison of fission product gas
release between power cycled (PWR 13)
and reference rod (PWR 14)

	Cycling rod	Reference rod
(1) Relative pressure increase during ramp period (MPa)	ca.0.8±0.1	ca.0.8±0.1
(2) Total pressure measured from PIE (MPa)	3.9±0.4	3.7±0.4
(3) Pressure increase during ramp period estimated from (2) (MPa)	0.9±0.4	0.7±0.4
(4) Total gas amount measured from PIE (ml)	167±17	168±17
(5) FP gas release (%)	24.9	24.0

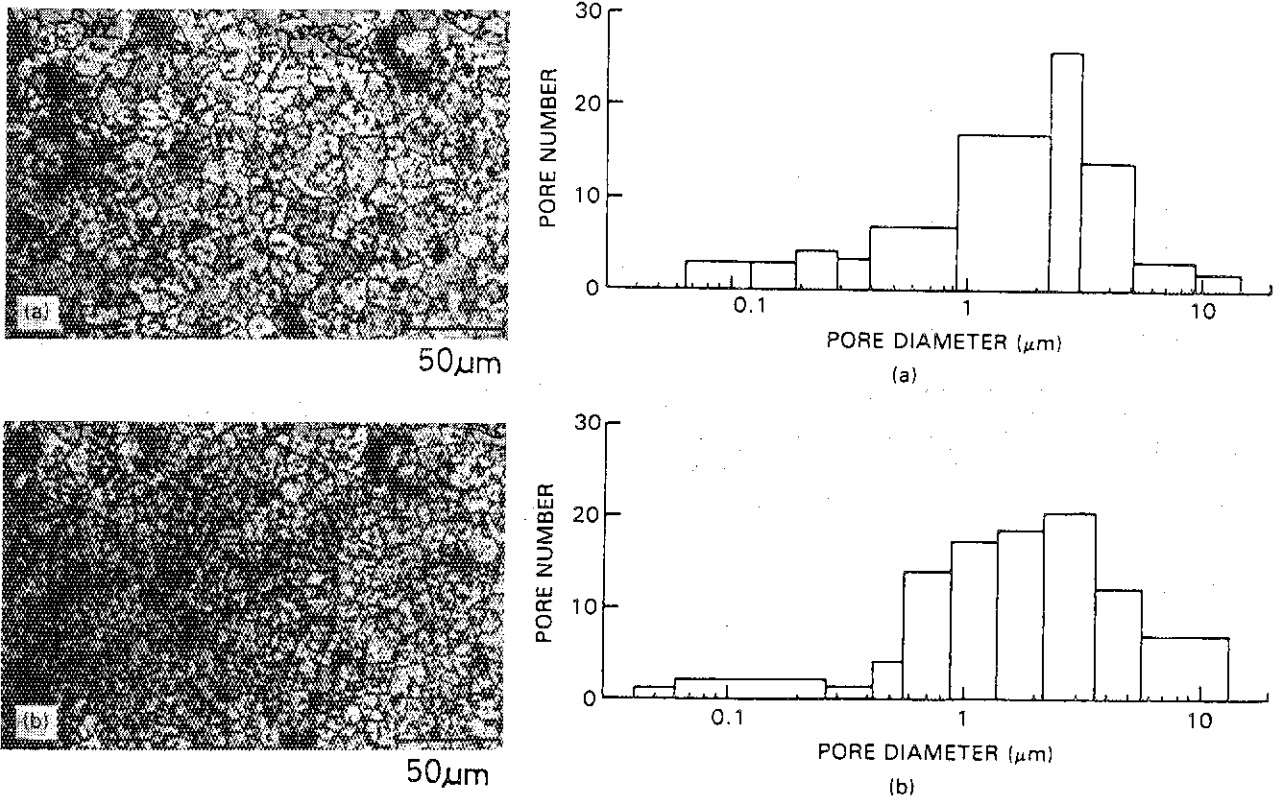


Fig. 1 (Left) Unirradiated fuel microstructure and (right) pore size distribution of (a) 11 μm grain fuel and (b) 7 μm grain fuel

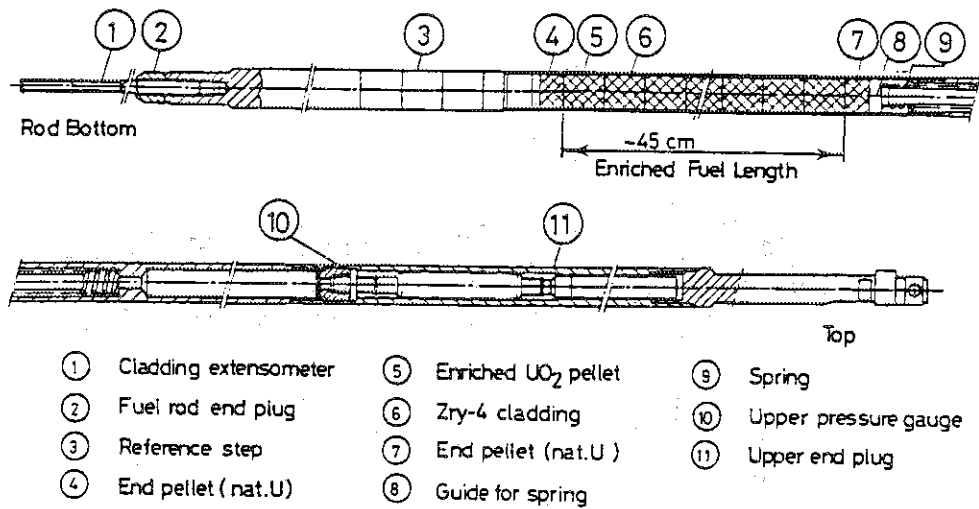


Fig. 2 Schematic representation of instrumented PWR fuel rod

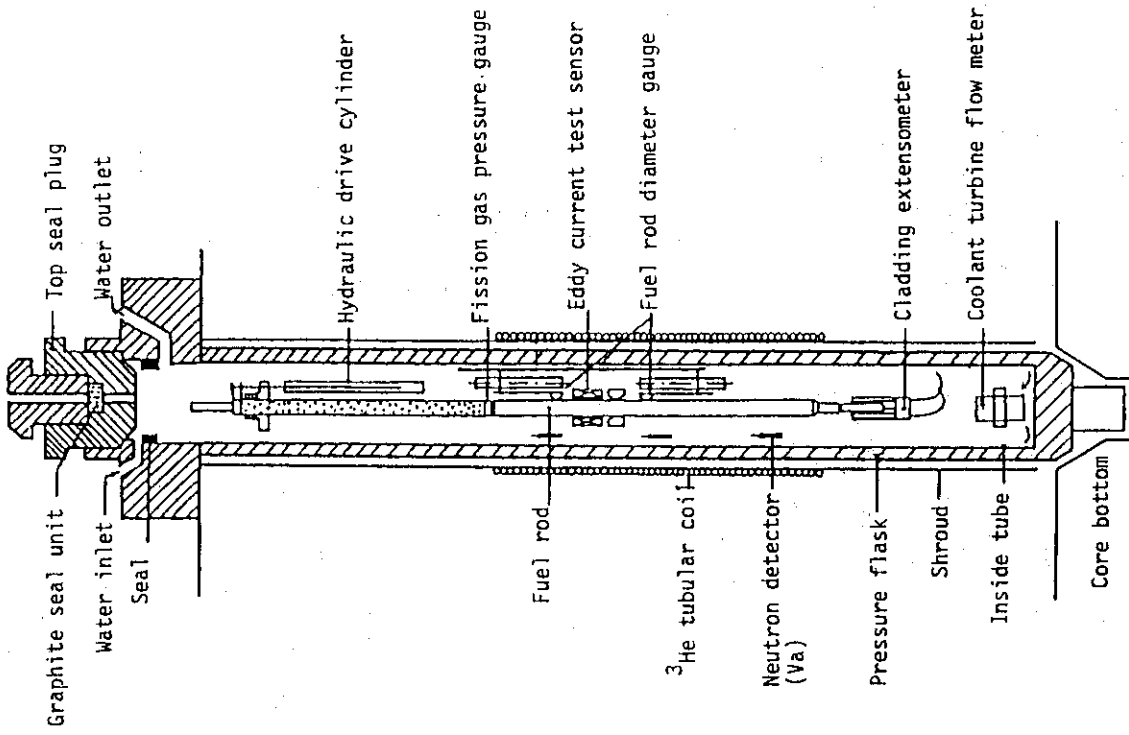


Fig. 4 Schematic representation of power ramp rig

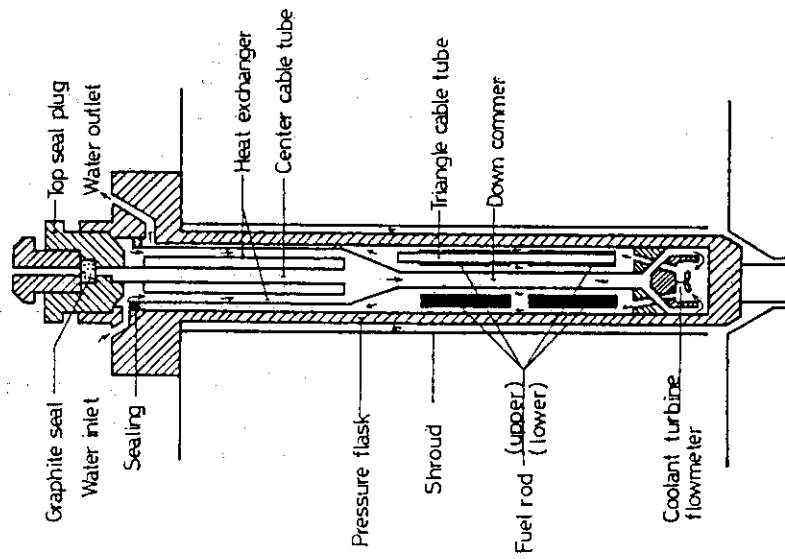


Fig. 3 Schematic representation of base irradiation rig

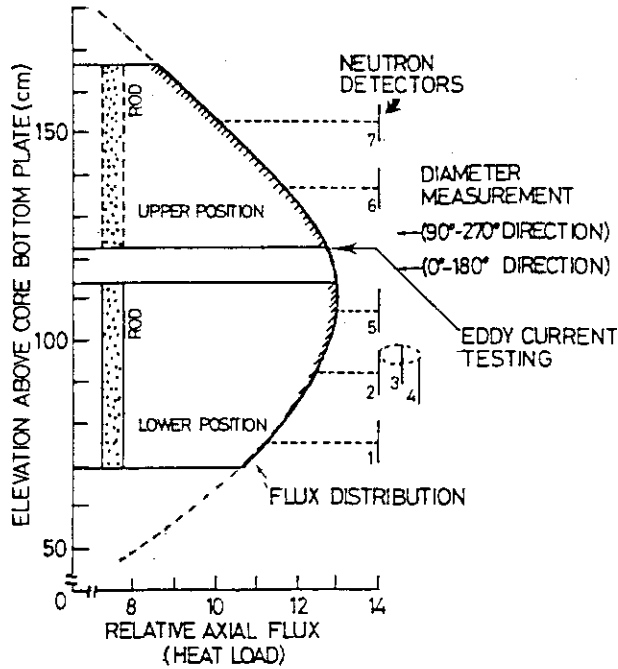


Fig. 5 Axial flux distribution of PWR fuel rod in power ramping rig: In the diameter measurement, the rod is moved slowly from the lower to the upper positions passing the two diameter gauges and eddy current equipment.

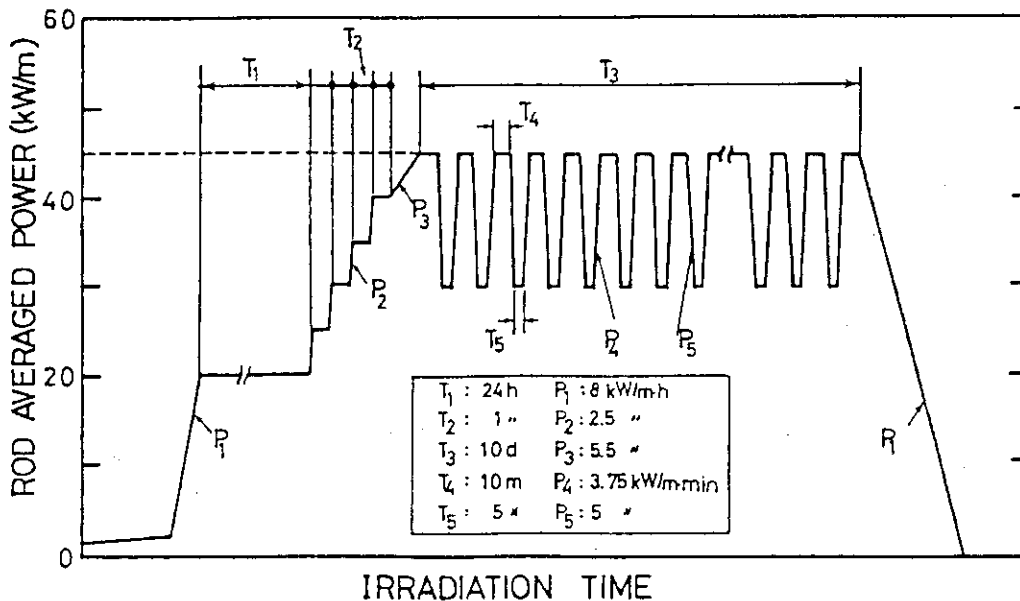


Fig. 6 Power ramp scheme of PWR standard fuel rod, where a total of 620 power cyclings is run

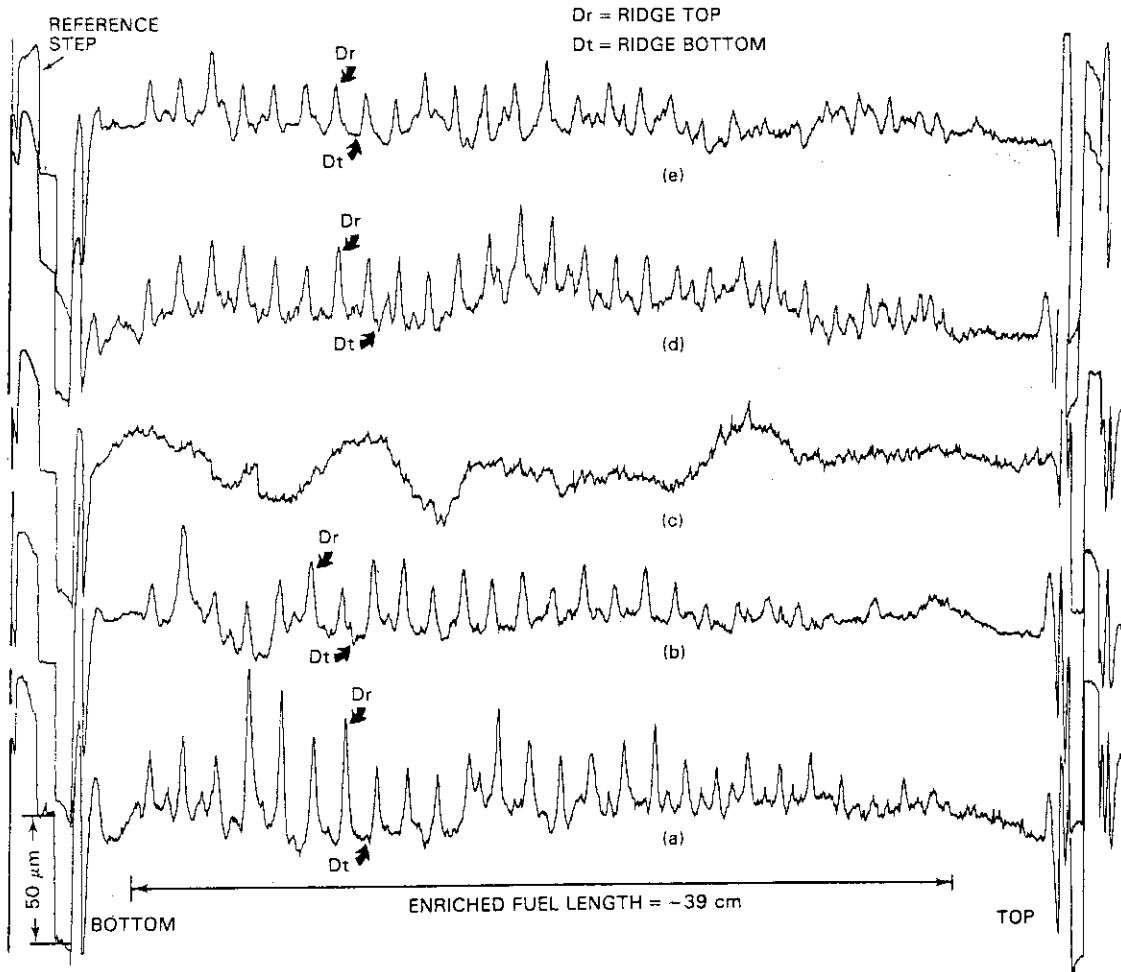


Fig. 7 An example of diameter profiles of the five unirradiated BWR rods taken at maximum power, where (a) small gap/thin wall, (b) small gap/ thick wall, (c) large gap/thin wall (d) SiO_2 additive and (e) small grain rod , is included

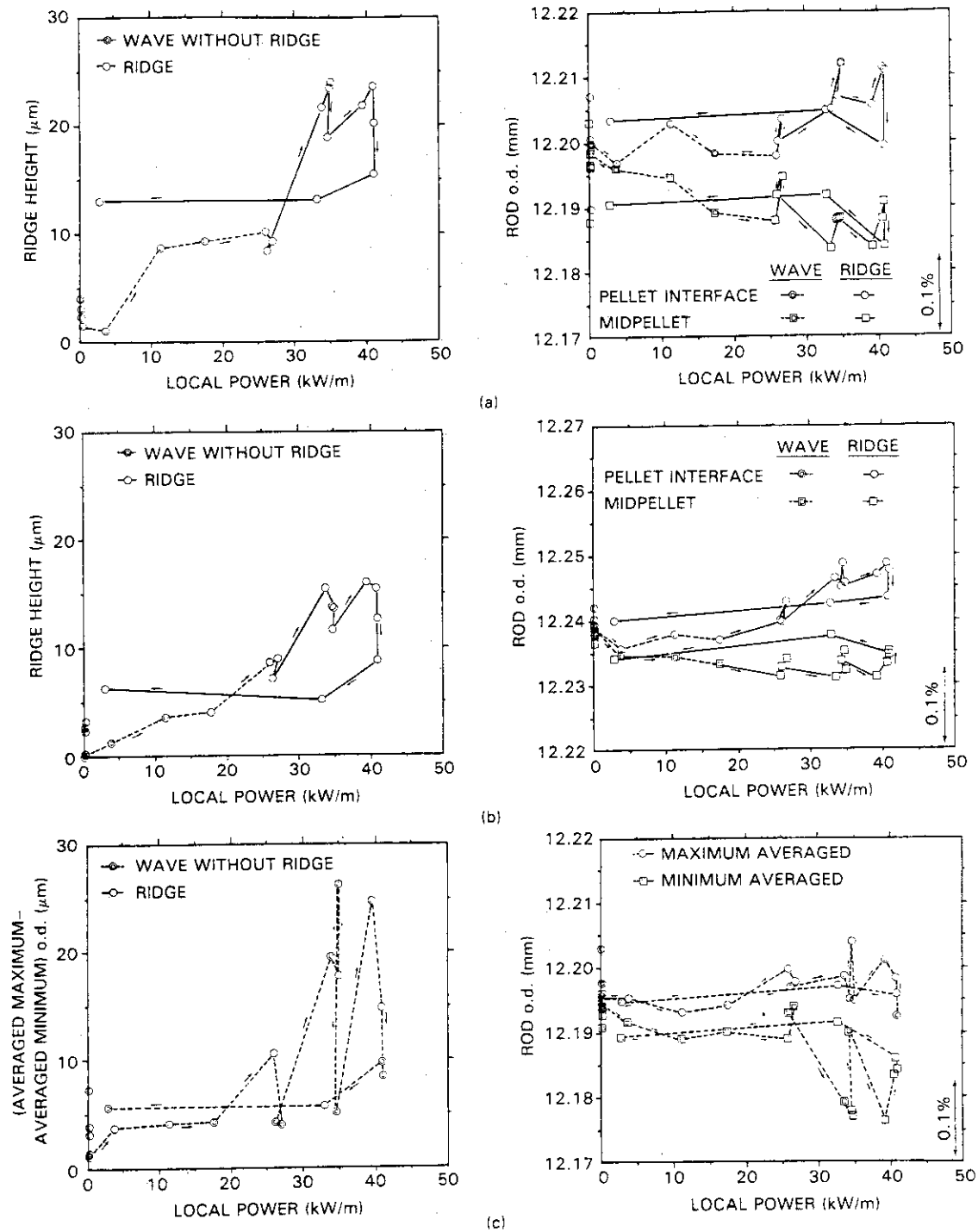


Fig. 8 Results of diameter measurements of unirradiated BWR rods, showing the influence of design parameters on PCI: (left) ridge height and (right) rod outer diameter (o.d.) as a function of local power, where (a) small gap/thin wall, (b) small gap/ thick wall and (c) large gap/thin wall rod, is included.

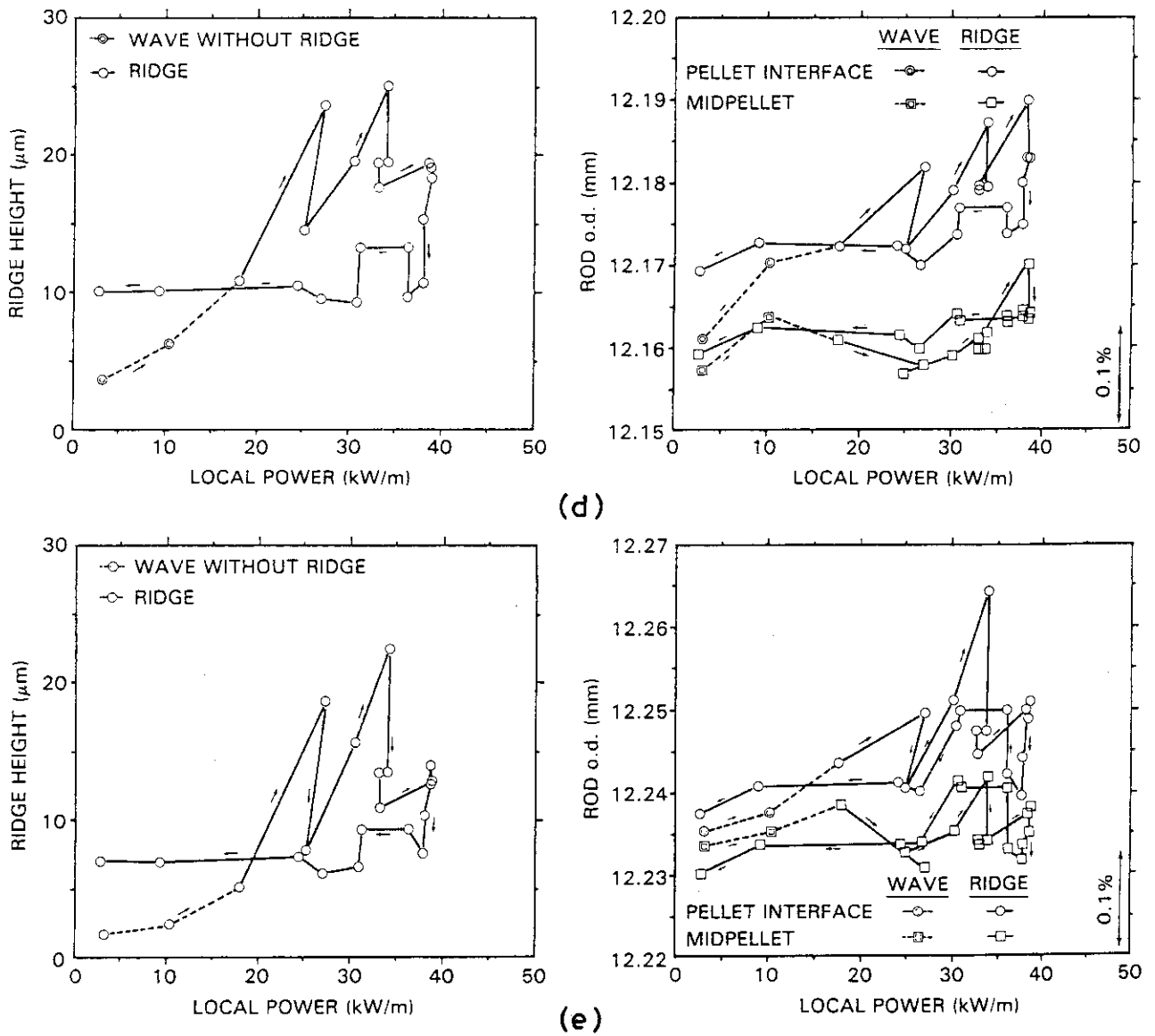


Fig. 8 (continued): Results of diameter measurements of unirradiated BWR rods, showing the influence of design parameters on PCI: (left) ridge height and (right) rod outer diameter (o.d.) as a function of local power, where (d) SiO_2 additive and (e) small grain rod, is included.

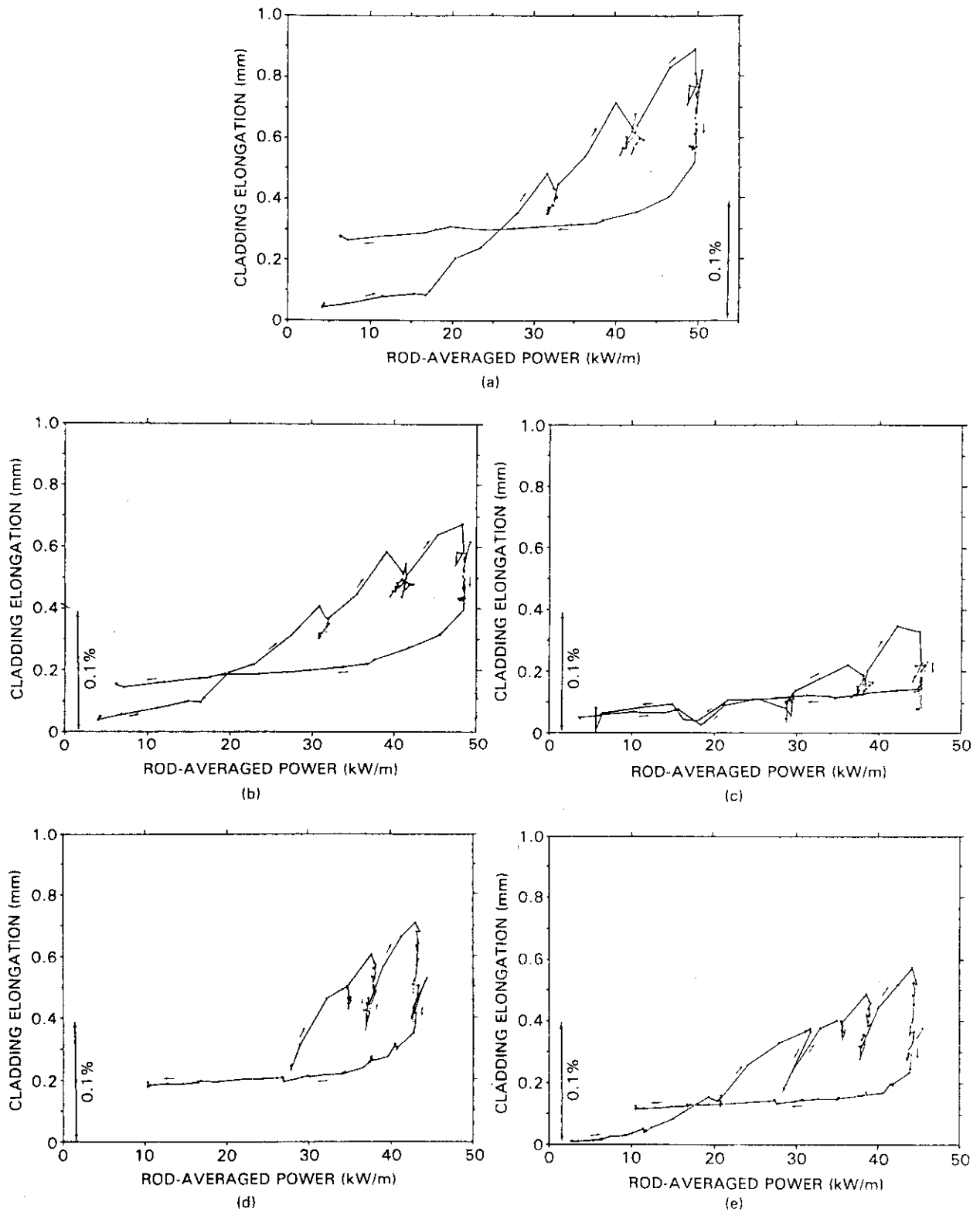


Fig. 9 Cladding axial deformation of unirradiated BWR rods as a function of rod averaged power, where (a) small gap/thin wall, (b) small gap/thick wall, (c) large gap/thin wall, (d) SiO₂ additive, and (e) small grain rod, is included

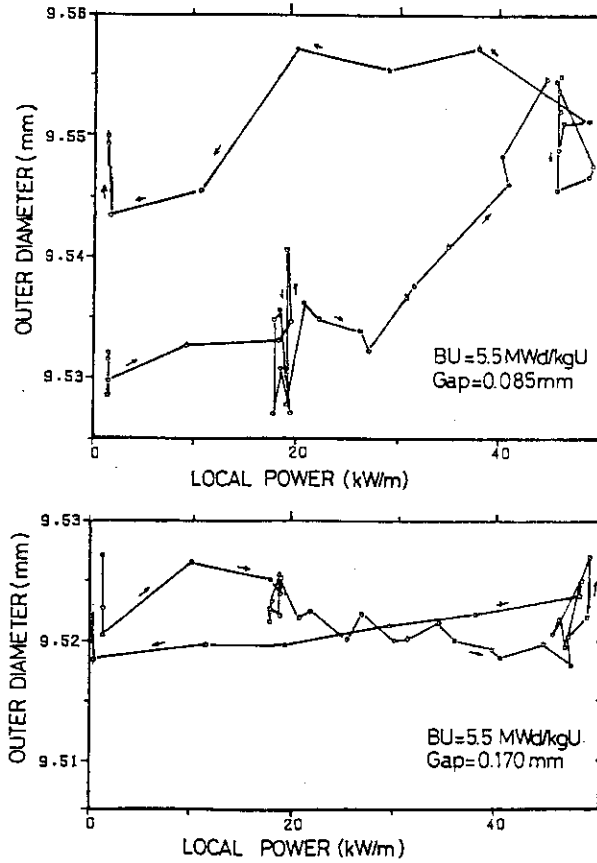


Fig. 10 Influence of diametral gap on PCI behavior at burn-up of 5.5 MWd/kgU; (top) diametral gap = 0.085 mm, and (bottom) diametral gap = 0.170 mm

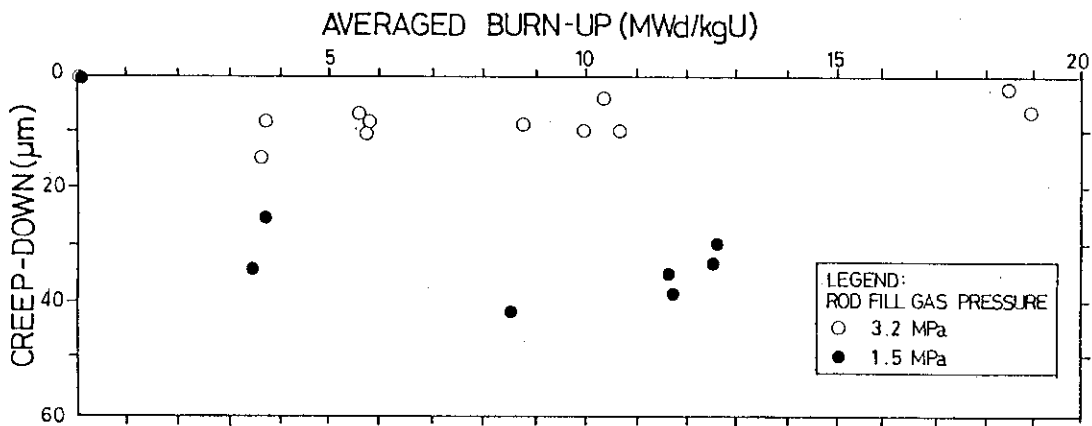


Fig. 11 Creep-down of PWR fuel as a function of averaged burn-up

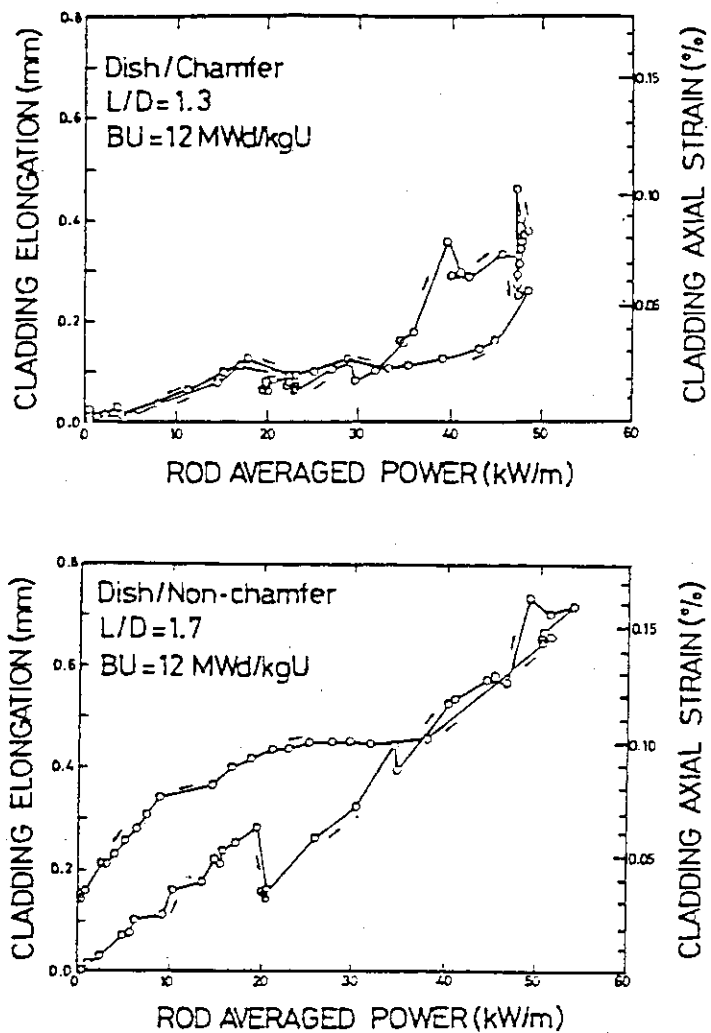
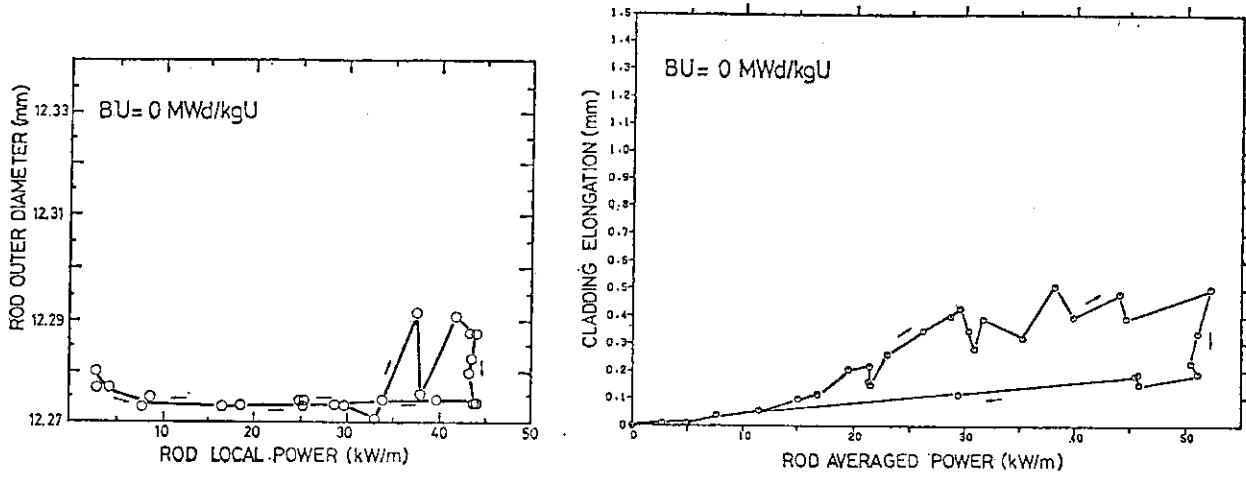
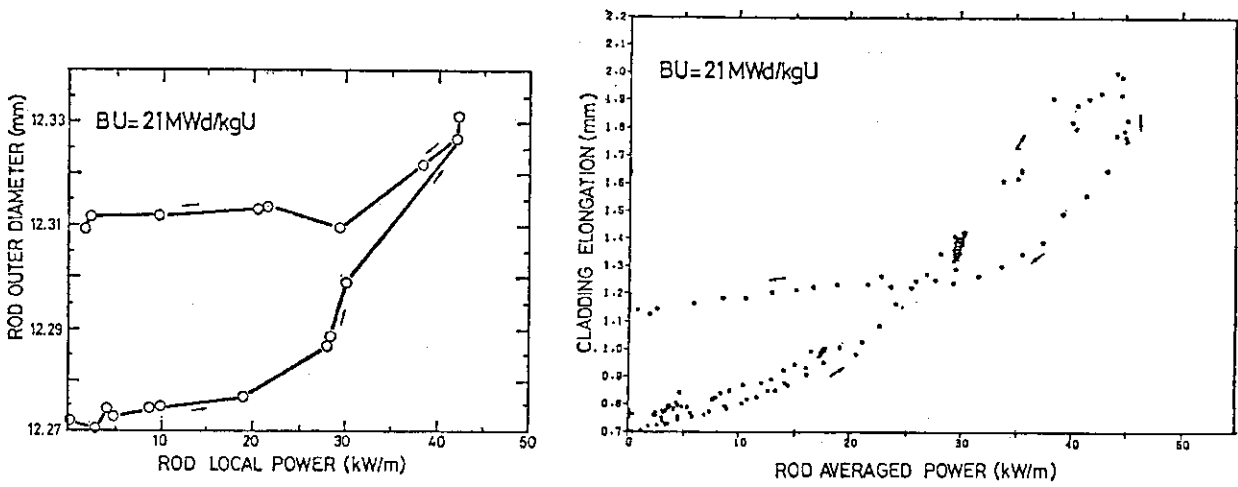


Fig. 12 Influence of pellet end form and L/D on PCI behavior at burn-up of 12 MWd/kgU; (top) dish with chamfer, L/D = 1.3, and (bottom) dish without chamfer, L/D = 1.7



(a) Unirradiated condition



(b) Pre-irradiated condition

Fig. 13 Rod outer diameter and cladding axial deformation of (a) unirradiated and (b) preirradiated BWR rods as a function of rod local power

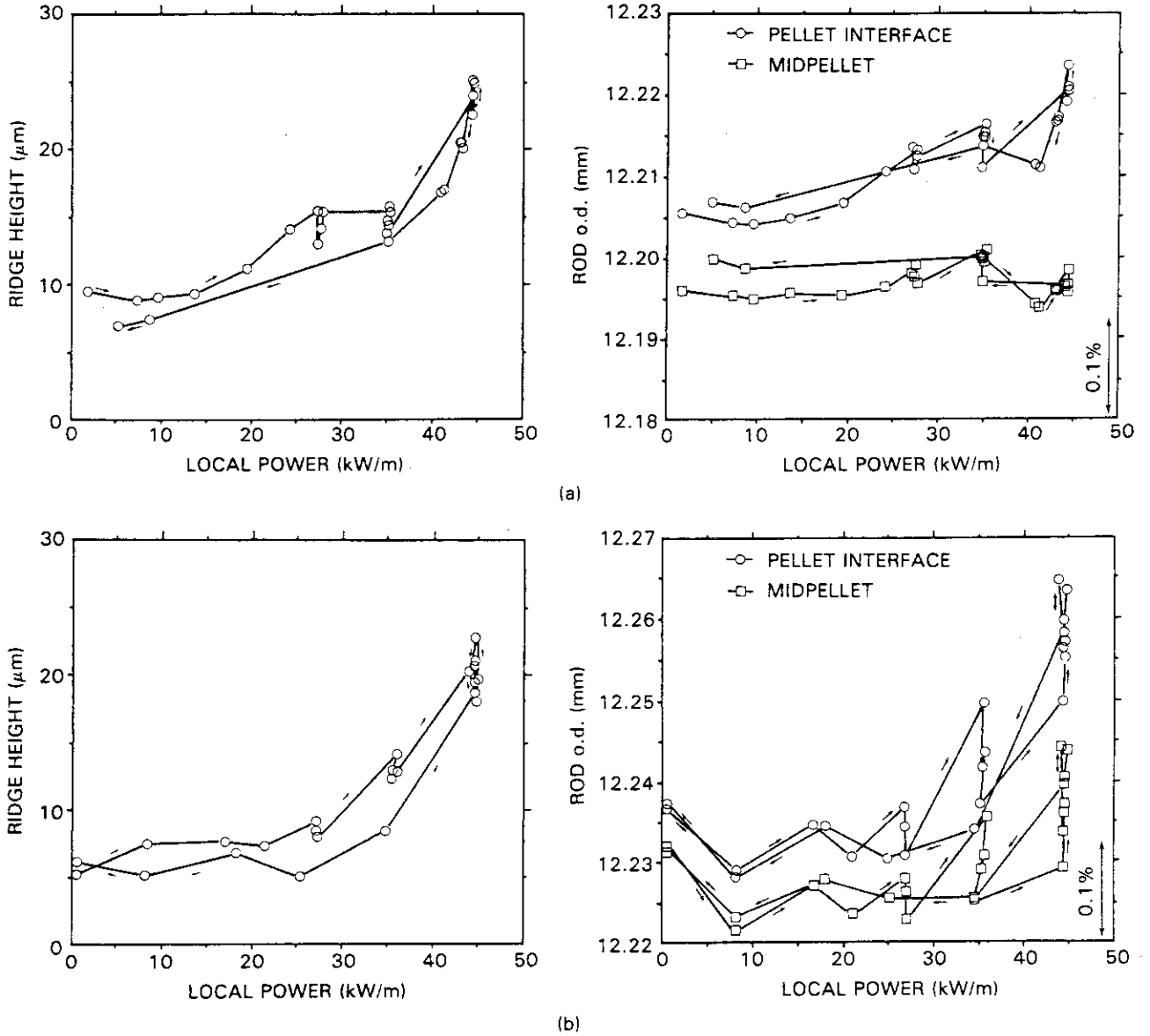


Fig. 14 Results of diameter measurements of preirradiated BWR rods, showing the influence of burn-up on PCI: (left) ridge height and (right) rod outer diameter (o.d.) as a function of local power, where (a) large gap/thin wall and (b) small gap, thin wall rod, is included

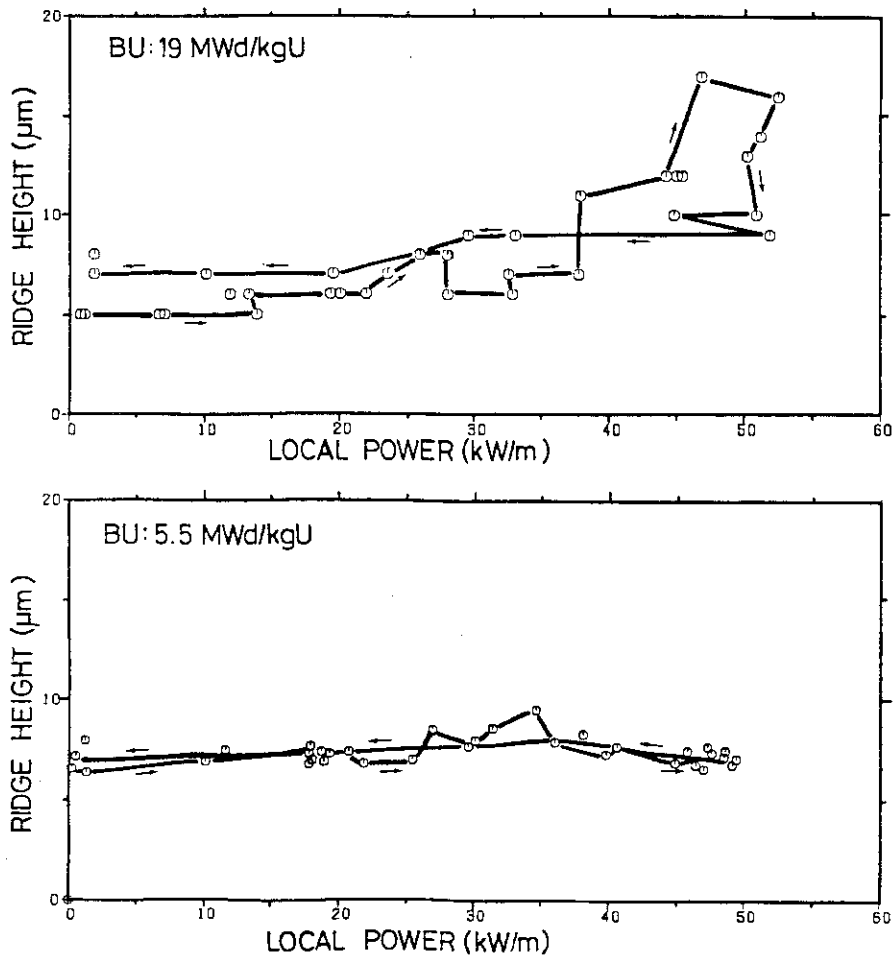


Fig. 15 Influence of burn-up increase on PCI behavior of preirradiated PWR rods : Ridge height ve. local power (top) at burn-up of 19 MWd/kgU, and (bottom) at burn-up of 5.5 MWd/kgU

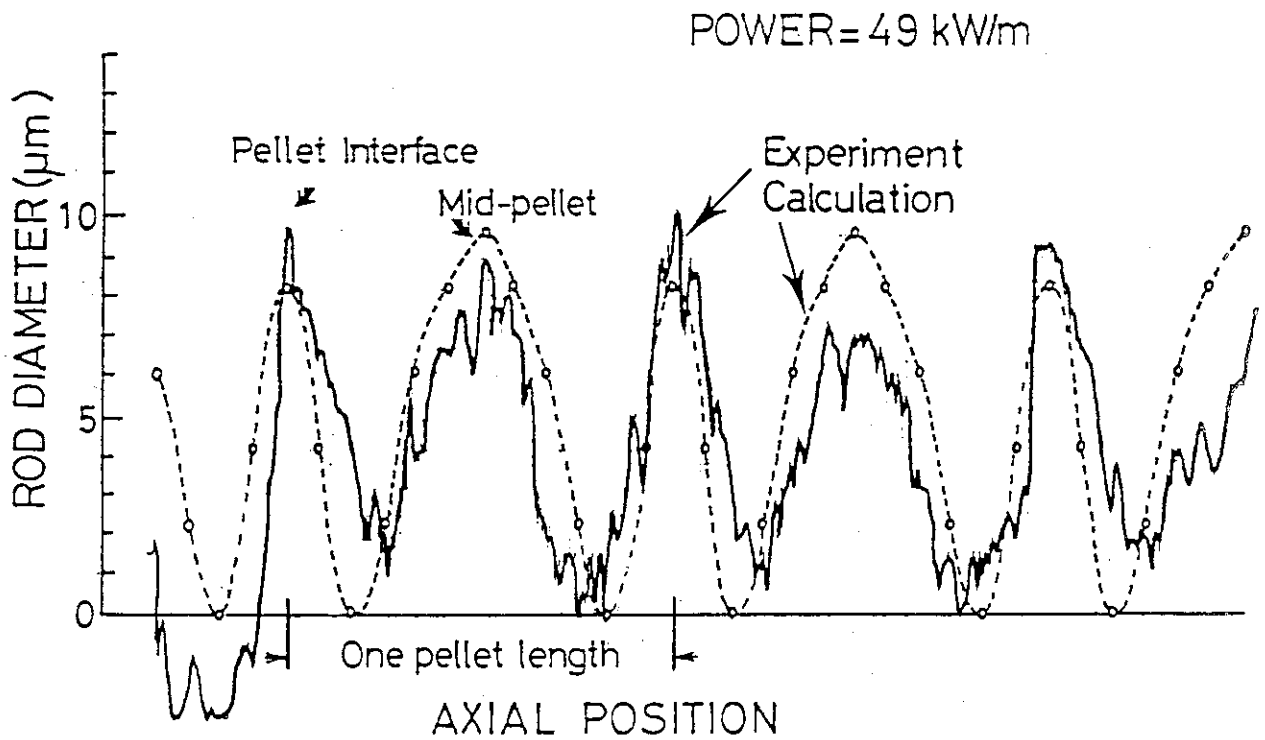
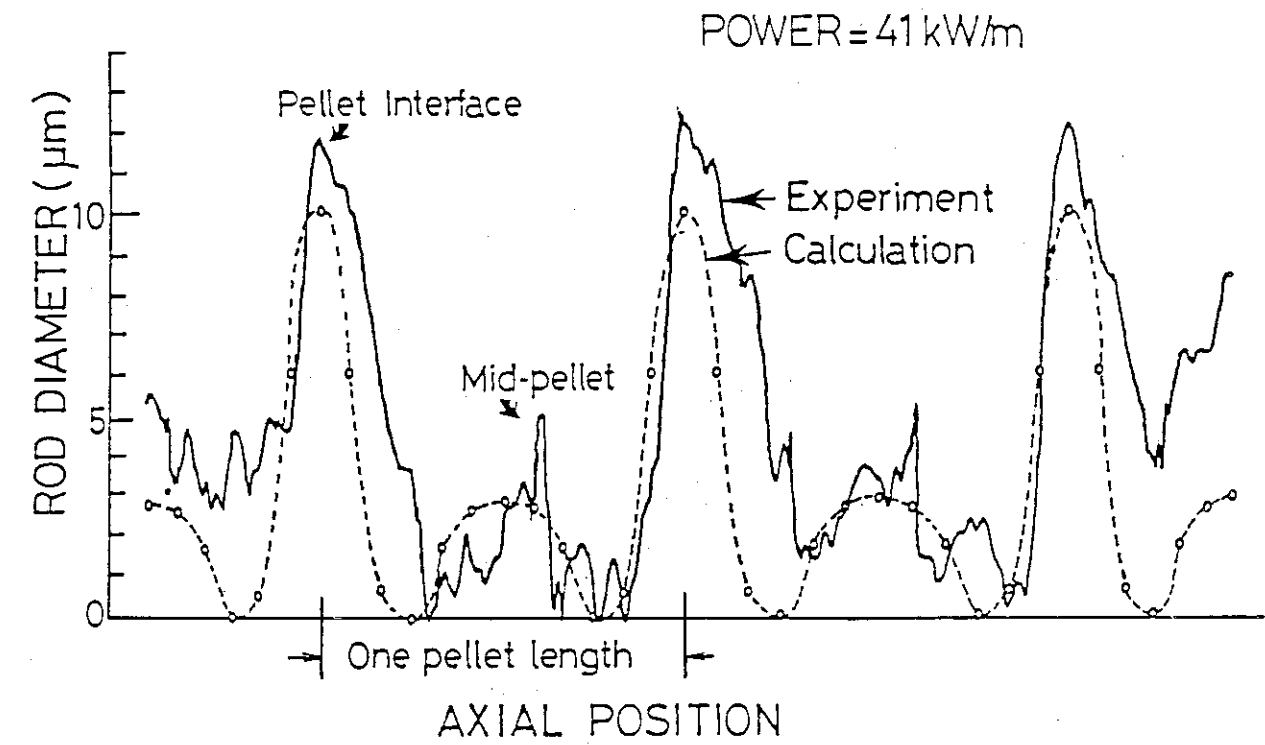


Fig. 16 Comparison of local diametral deformation between data from in-pile experiment and data from FEMAXI-III code calculation

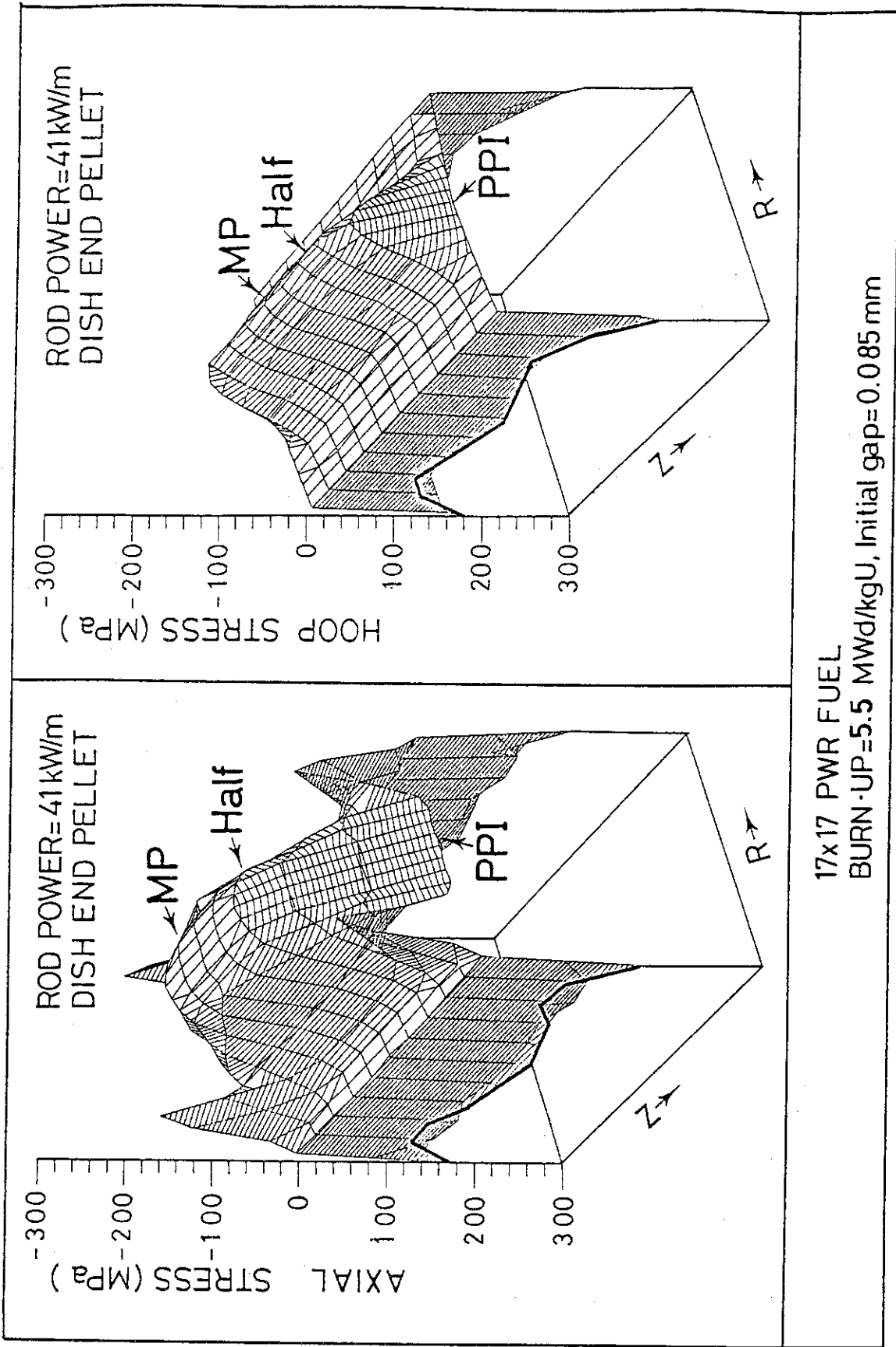
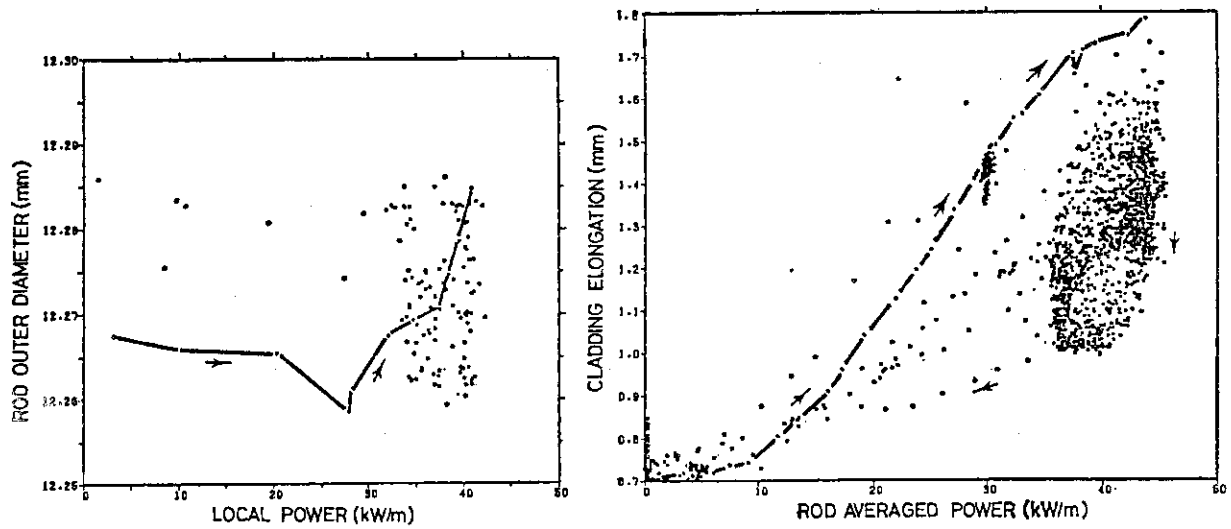
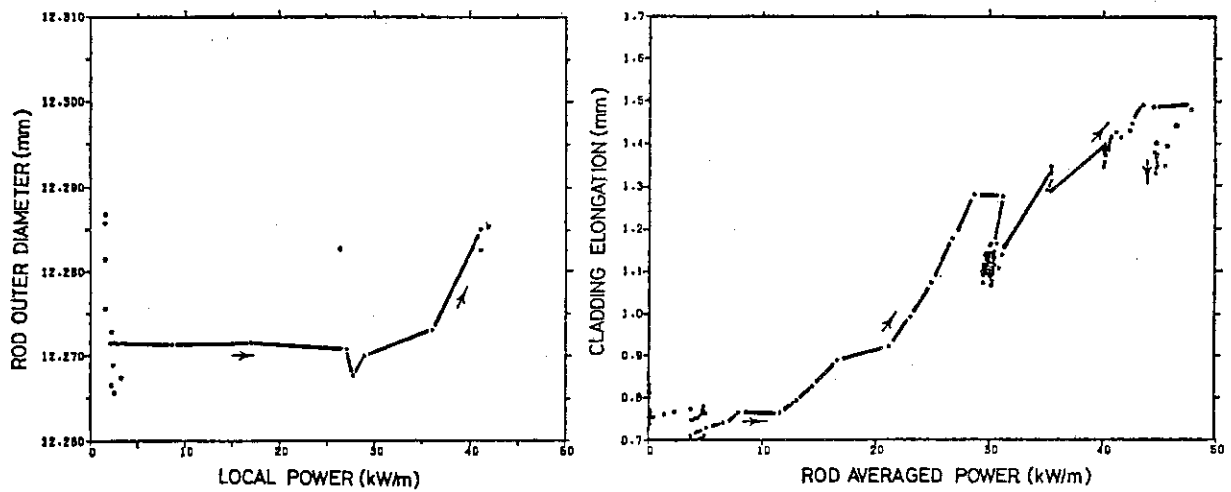


Fig. 17 Axial and hoop stress distribution of preirradiated PWR fuel at power level of 41 kW/m, where MP, Half and PPI show the mid-pellet, half and pellet to pellet interface location



Cycled diameter and cycled elongation



Non-cycled diameter and non-cycled elongation

Fig. 18 Diametral and axial elongation of (top) power cycled and (bottom) non-cycled rod during ramping, as a function of local power

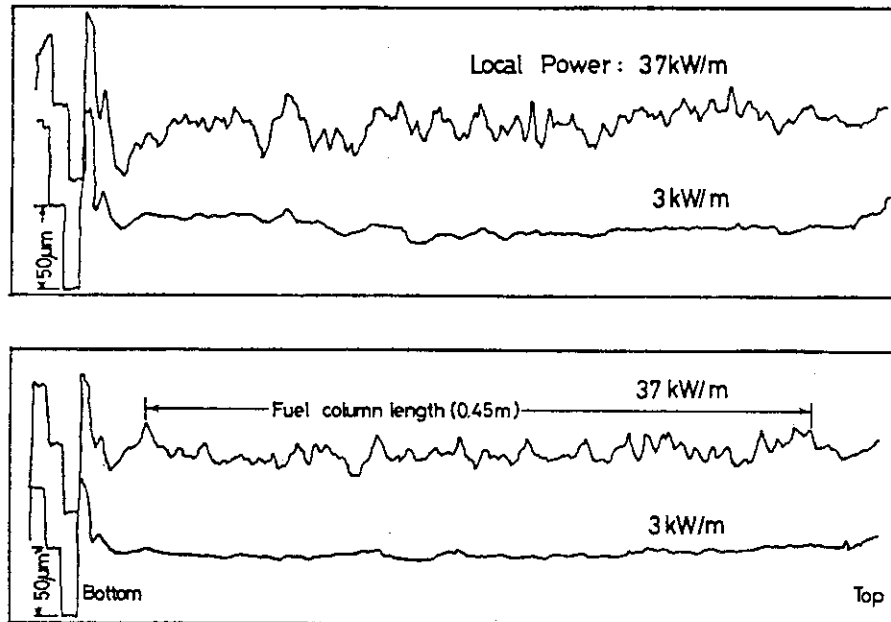
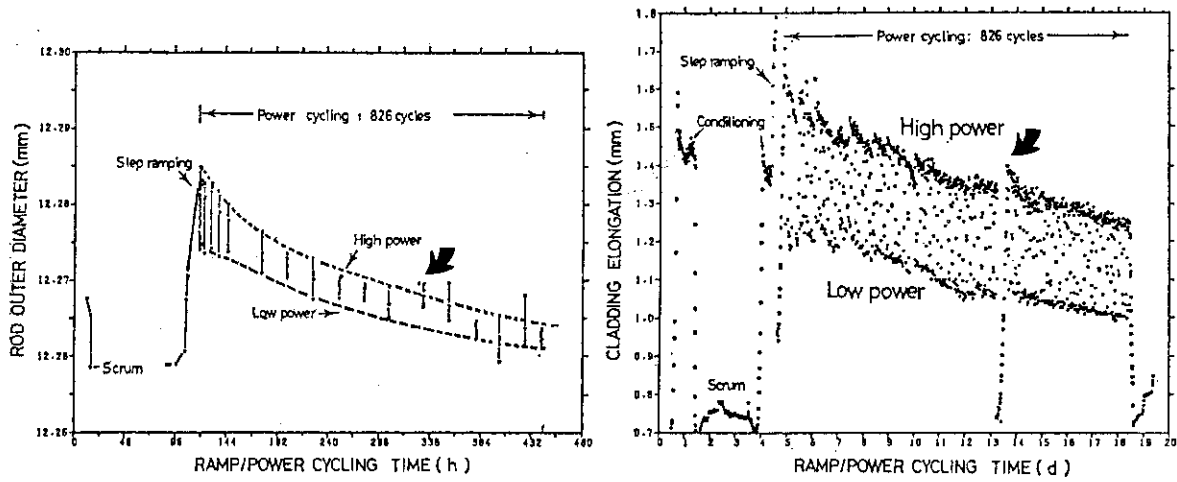
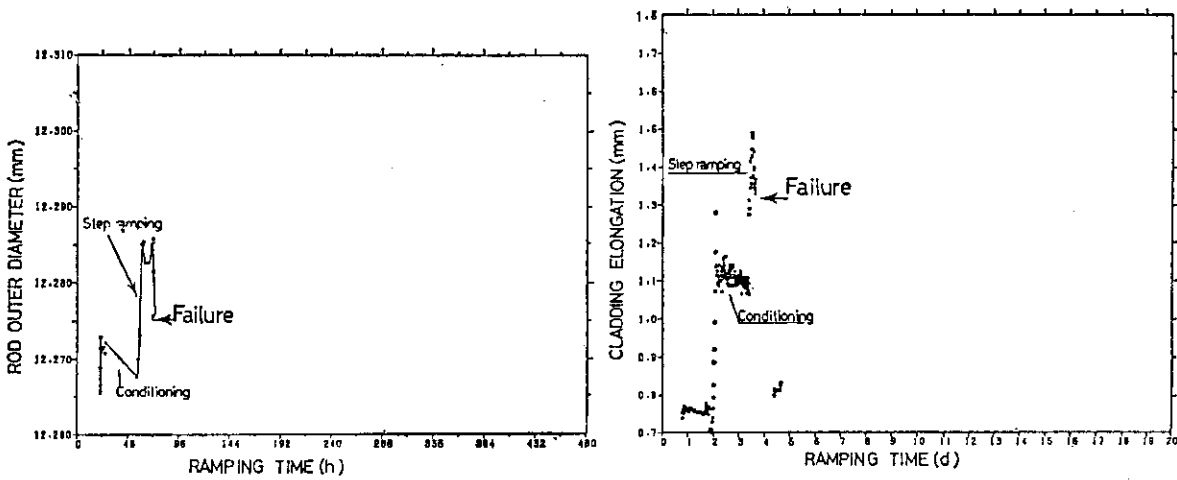


Fig. 19 Diameter traces of (top) power cycled and (bottom) non-cycled fuel rod at representative power level of 3 and 37 kW/m



Cycled diameter and cycled elongation



Non-cycled diameter and non-cycled elongation

Fig. 20 Rod outer diameter and cladding axial deformation of preirradiated BWR rods (top) with power cycling, and (bottom) without power cycling, as a function of holding time

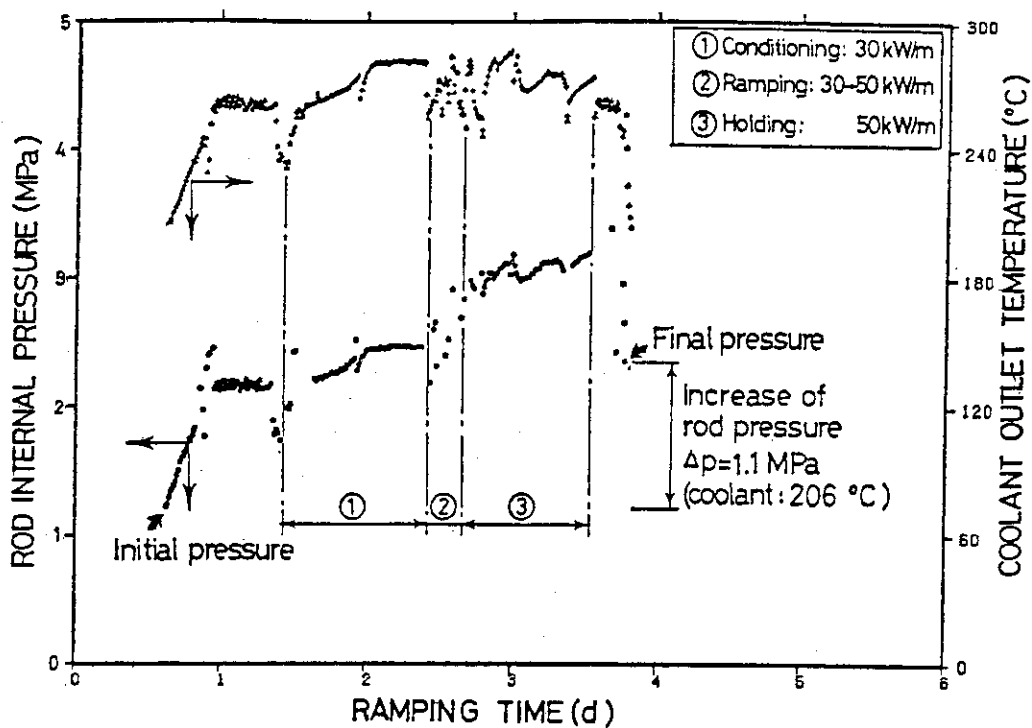


Fig. 21 Relative internal pressure and coolant outlet temperature of second reference rod as a function of ramping time

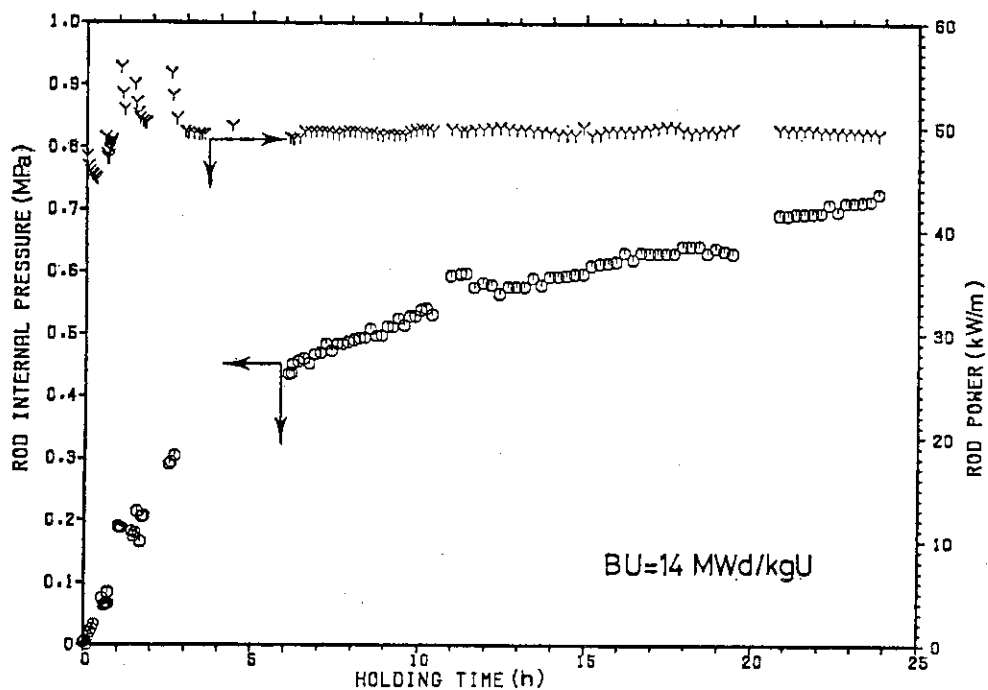


Fig. 22 Relative internal pressure of second reference rod at constant power of 50 kW/m as a function of holding time, where pressure was normalized at beginning of holding

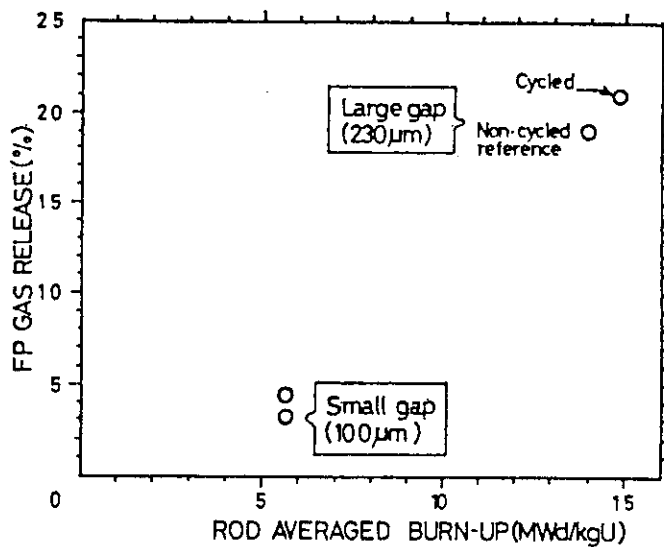


Fig. 23 Fission product gas release of intact BWR rods as a function of attained averaged burn-up

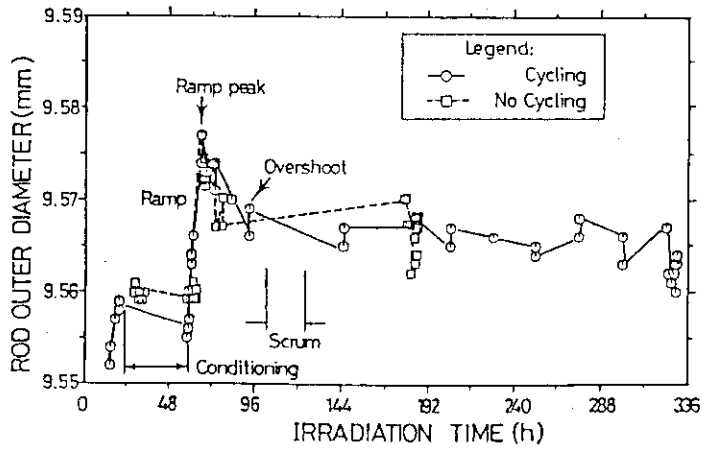


Fig. 24 Time dependent change of diametral PCI (D_r) on power cycling rod (solid line) and non-cycling rod (broken line) at burn-up of 18 MWd/kgU

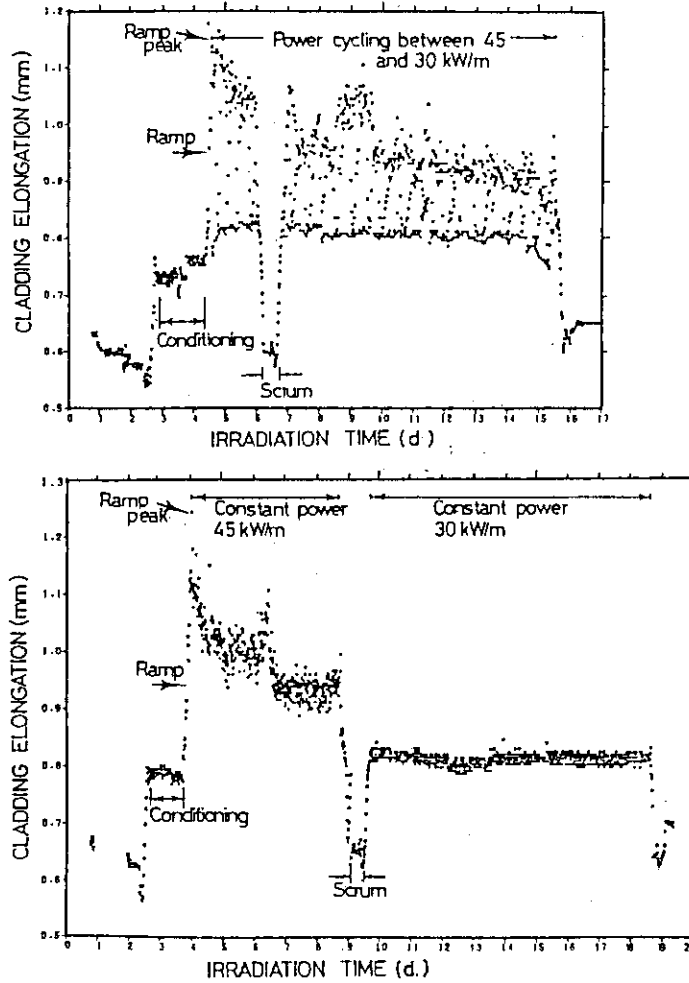


Fig. 25 Time dependent change of axial PCI on power cycling rod (top) and non-cycling rod (bottom) at burn-up of 18 MWd/kgU

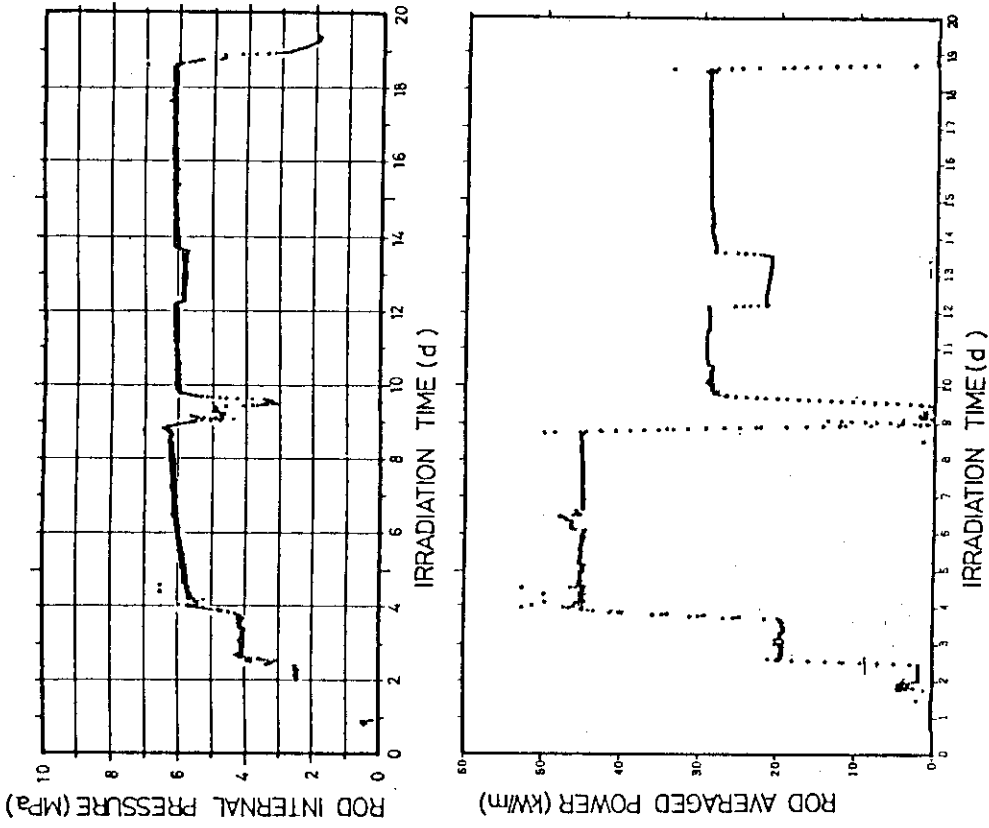


Fig. 27 (Top) rod internal pressure of reference fuel as a function of irradiation time, (bottom) rod averaged power of reference fuel as a function of irradiation time

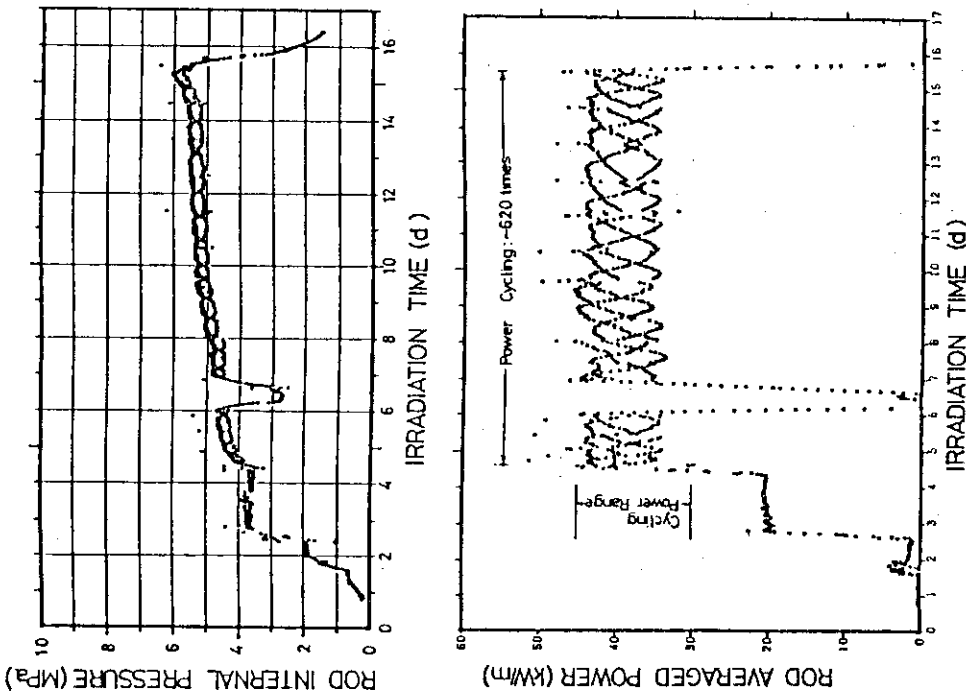


Fig. 26 (Top) rod internal pressure of power cycled fuel as a function of irradiation time, (bottom) rod averaged power of power cycled fuel as a function of irradiation time

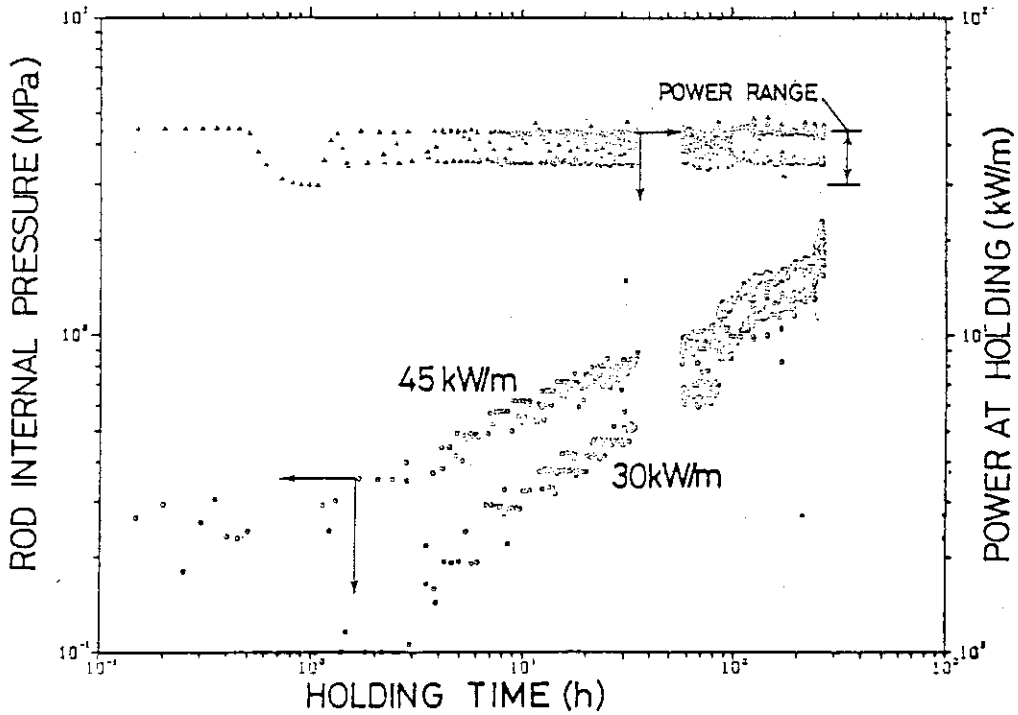


Fig. 28 Relative increase of internal pressure, and power of preirradiated / power cycled PWR rod as a function of holding time, where burn-up = 18 MWd/kgU

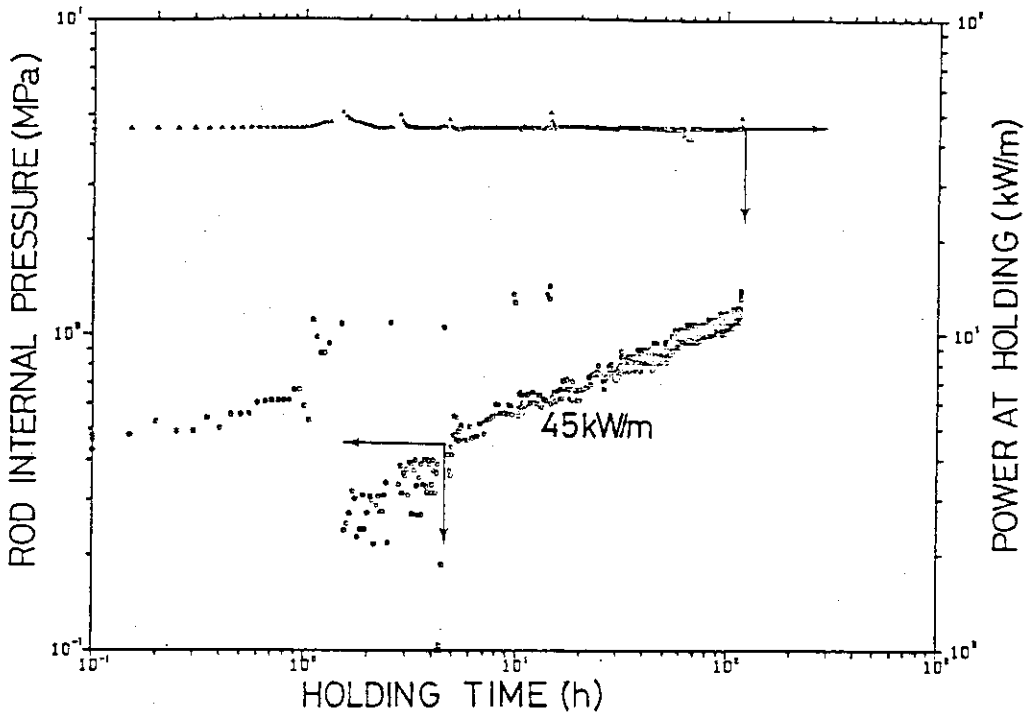
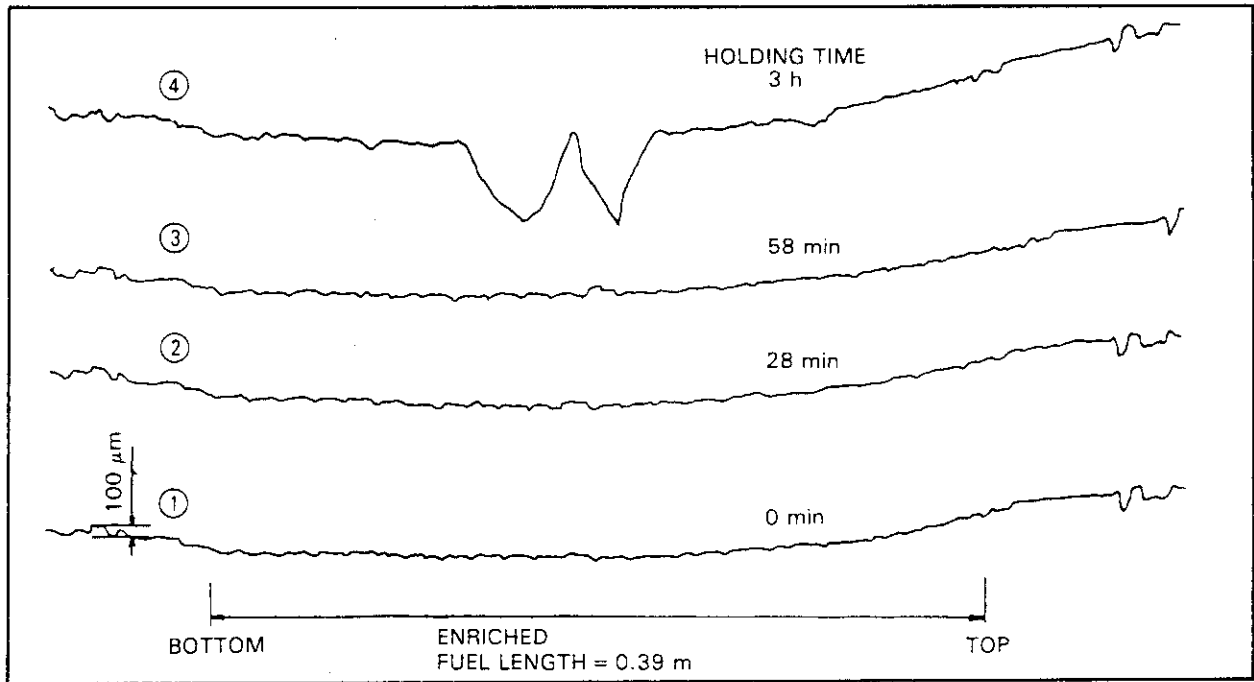
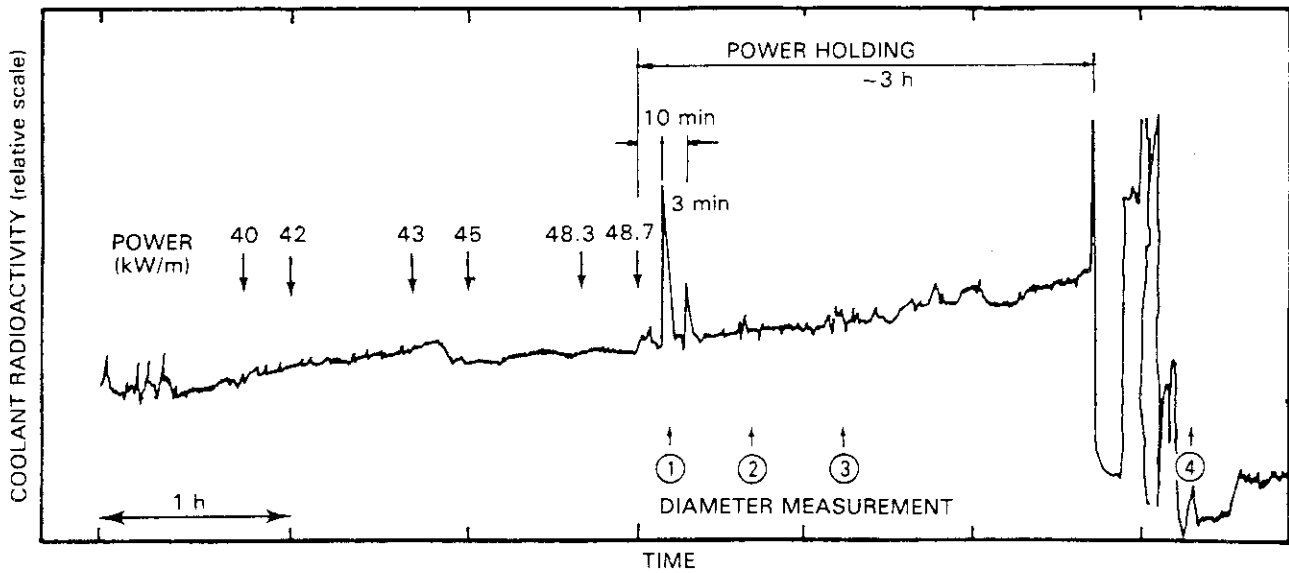


Fig. 29 Relative increase of internal pressure, and power of preirradiated / non-cycled PWR rod as a function of holding time, where burn-up = 18 MWd/kgU



(a)



(b)

Fig. 30 (a) Diameter profiles of failed BWR rod, measured at the time, and (b) coolant radioactivity of failed rod as a function of time, where rod power and time of diameter measurement are indicated

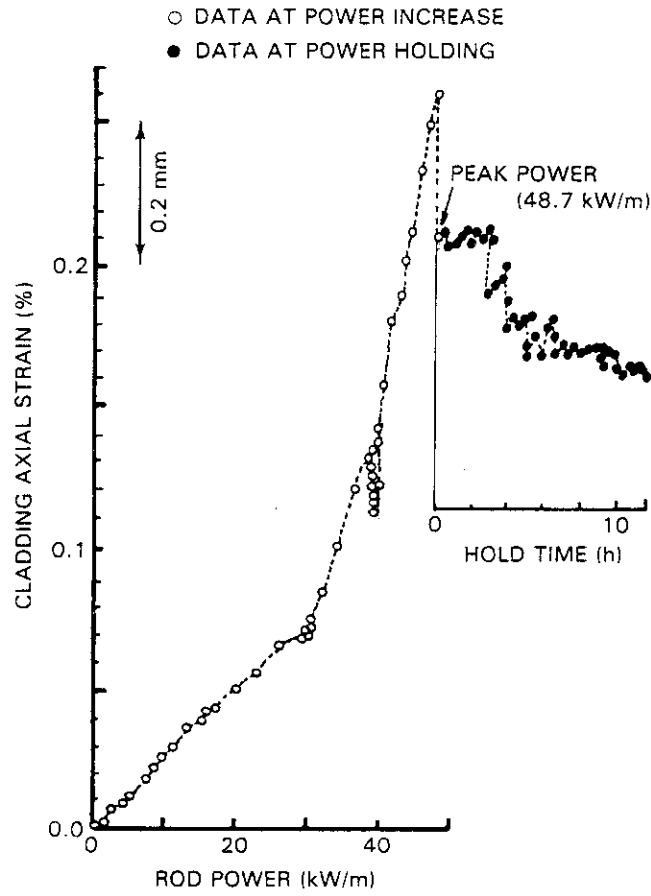


Fig. 31 Cladding axial strain of failed BWR rod as a function of rod averaged power and holding time

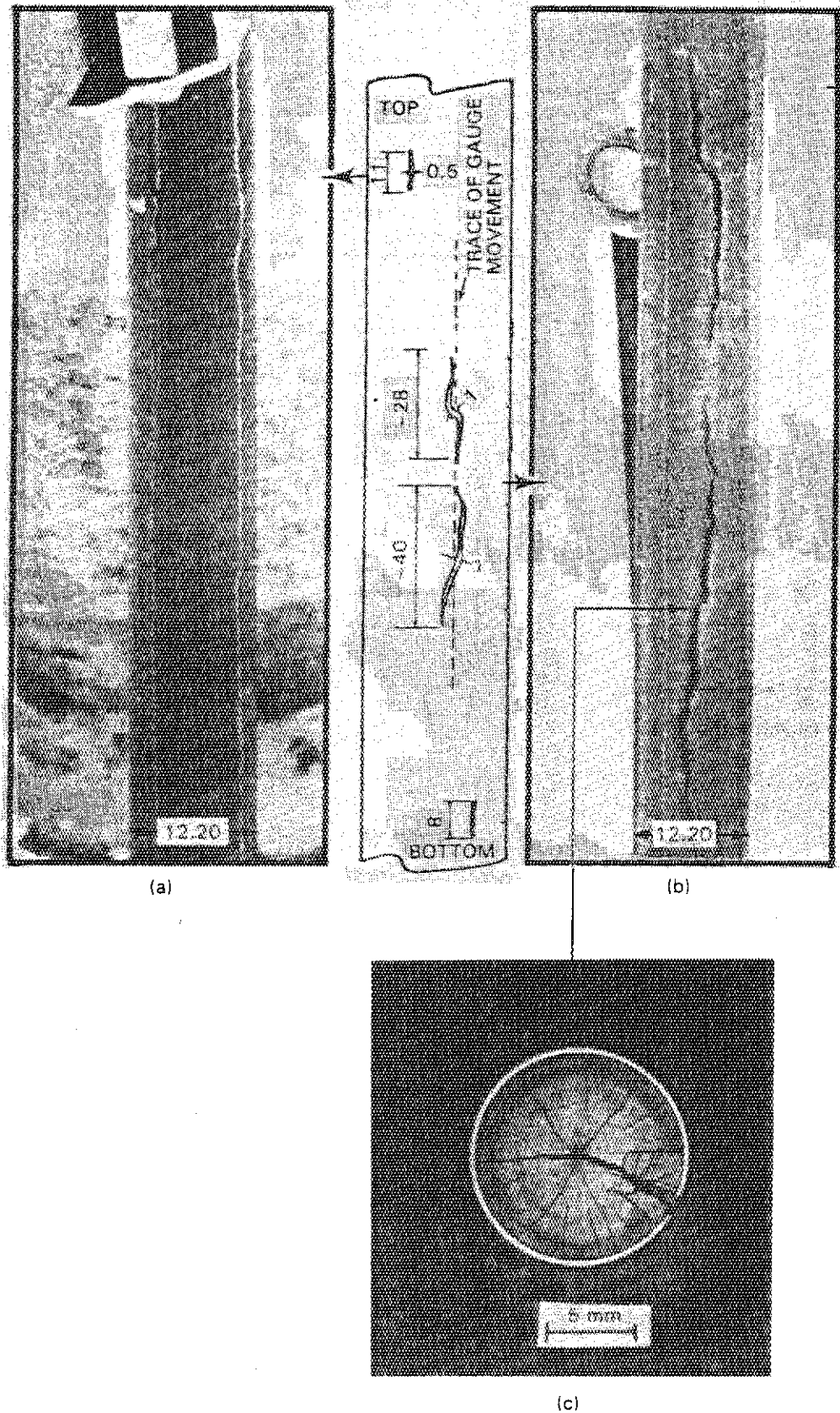


Fig. 32 An outer view of failed BWR rod taken immediately after unloading from Halden BWR core: (a) a crack in rod top, (b) two marked cracks in rod middle, and (c) a metallographic cross section taken from (b): Units are in millimetres.

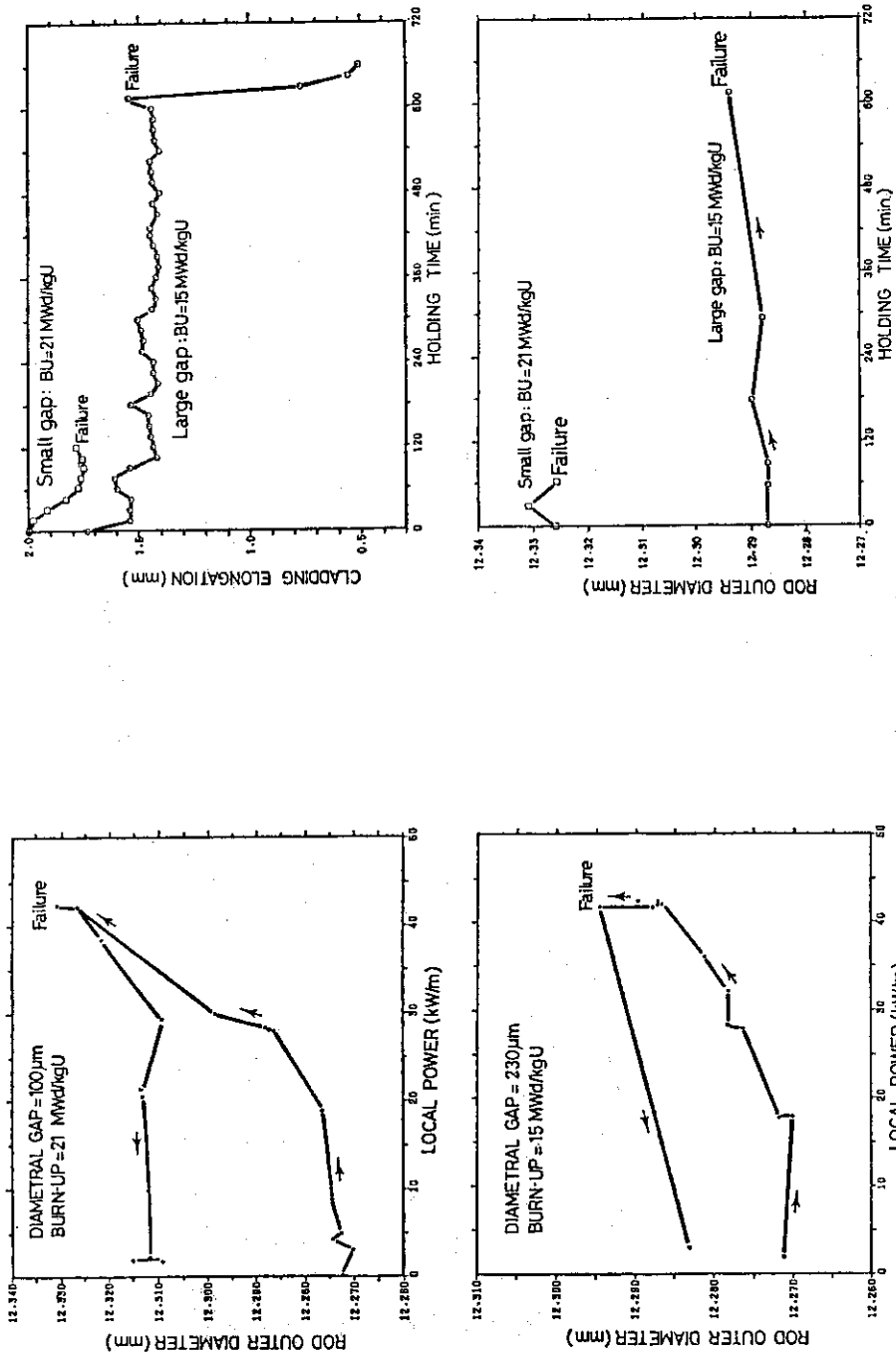


Fig. 33 Rod outer diameter vs. Local power of (top) small gap rod ramped at burn-up of 21 MWd/kgU, and (bottom) that of large gap rod ramped at burn-up of 15 MWd/kgU

The rods were failed during a peak power holding.

Fig. 34 Relaxation of (top) cladding elongation and (bottom) rod outer diameter, in which data from two failed rods are included for comparison

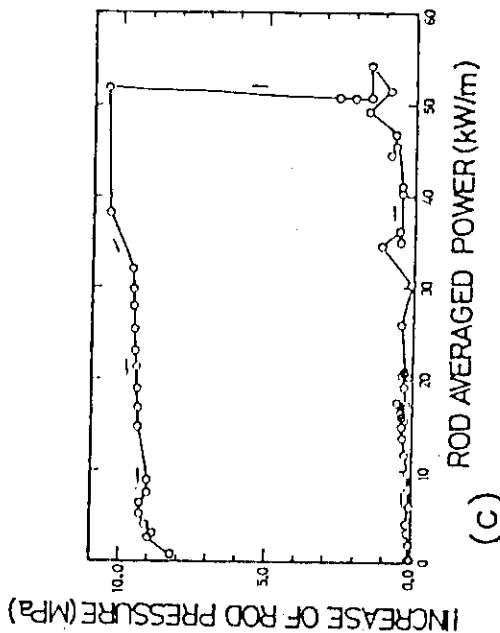
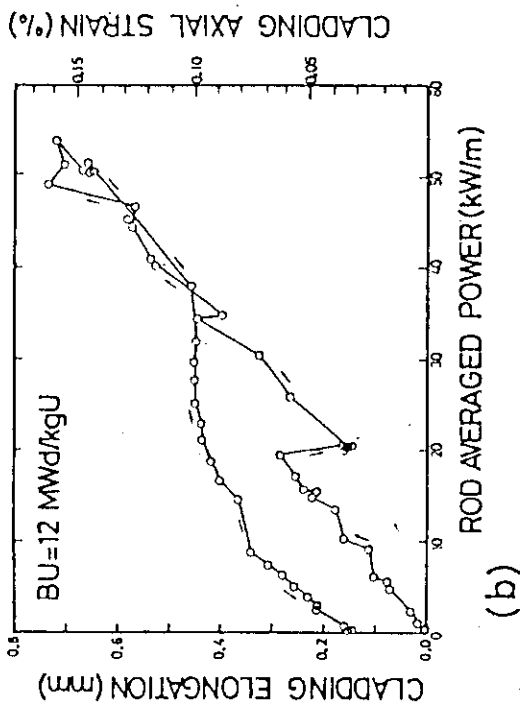
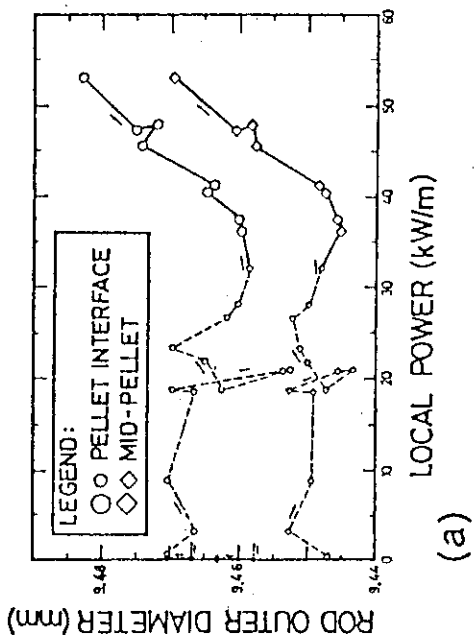


Fig. 35 (a) Diametral PCI, (b) axial PCI, and (c) relative increase of internal pressure of failed PWR rod as a function of linear power: In Fig. 26(a), the broken line shows the deformation without apparent ridging and the solid line does the deformation with apparent ridging, rod averaged burn-up=12 MWd/kgU

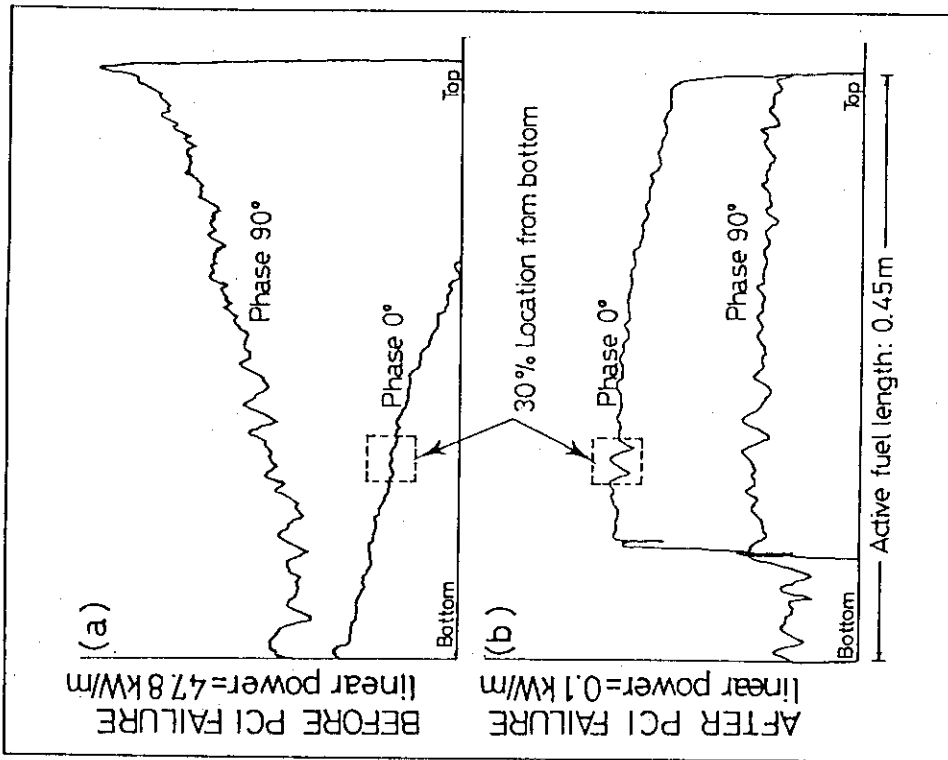


Fig. 36 Eddy current test data of preirradiated PWR rod measured (a) before PCI failure with linear power of 47.8 kW/m, and (b) after PCI failure with that of 0.1 kW/m. Phase 0° data at the top portion in (a) and the bottom portion in (b) were mislogged.

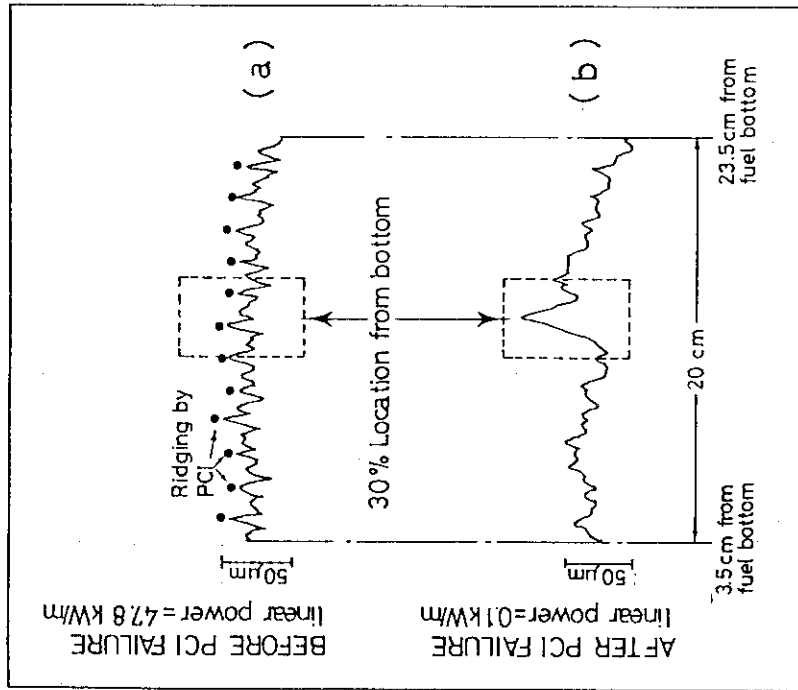


Fig. 37 Diameter profile data of preirradiated PWR rod at (a) before PCI failure with linear power of 48.8 kW/m, and (b) after PCI failure with that of 0.1 kW/m: The profile was selected in the distance of 20 cm

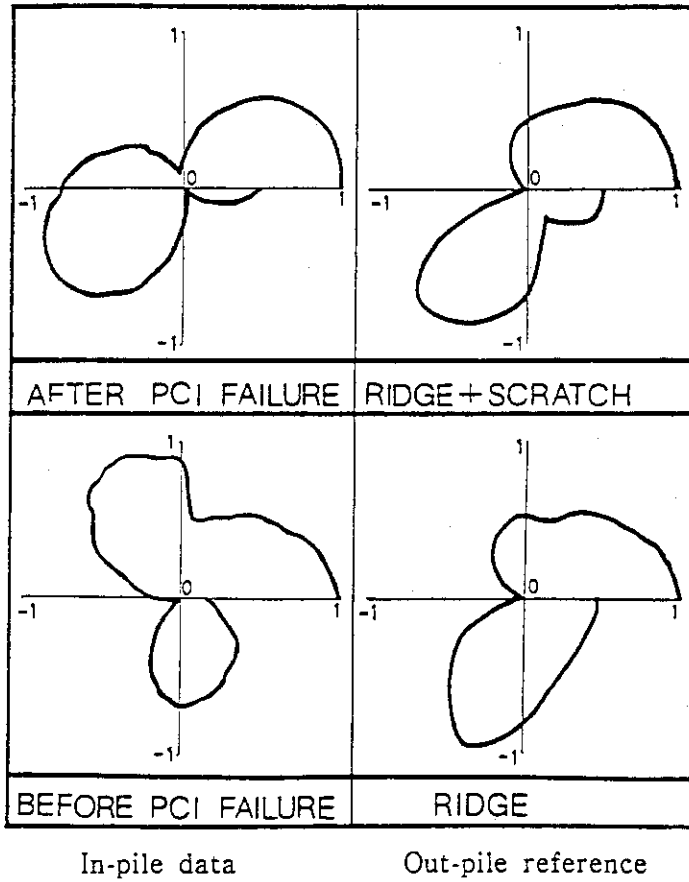


Fig. 38 Comparison between in-pile eddy current data (left two) and out-of-pile ones (right two)

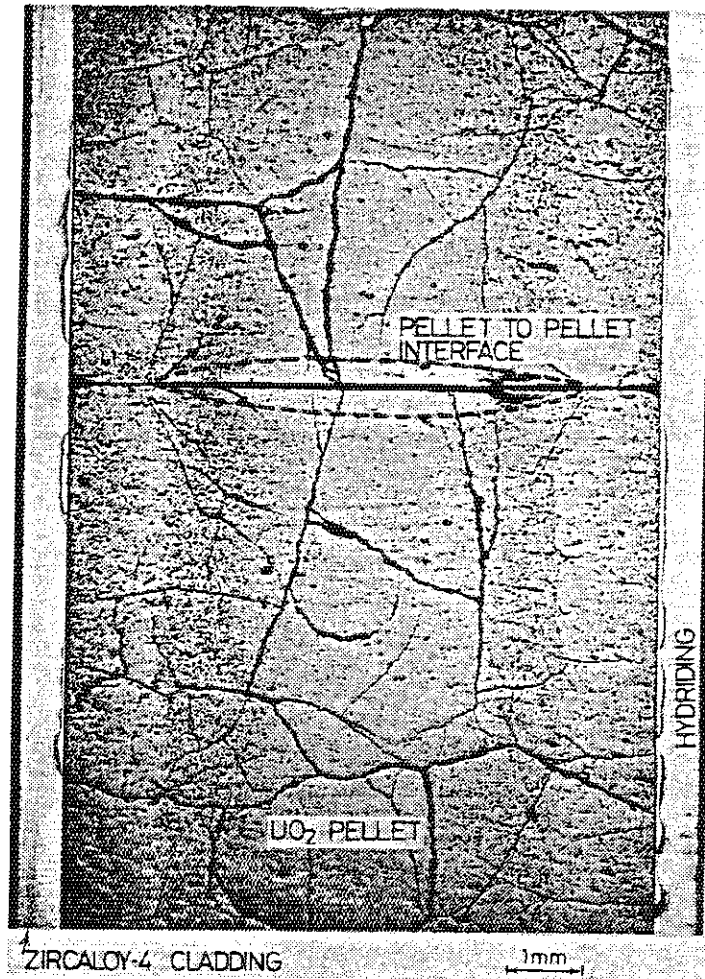


Fig. 39 Longitudinal cross section cut from location at PCI Failure, (preirradiated PWR rod, failed with linear power of 50 kW/m at burn-up of 12 MWd/kgU), in which the broken line shows trace of dishing existed of preirradiation stage

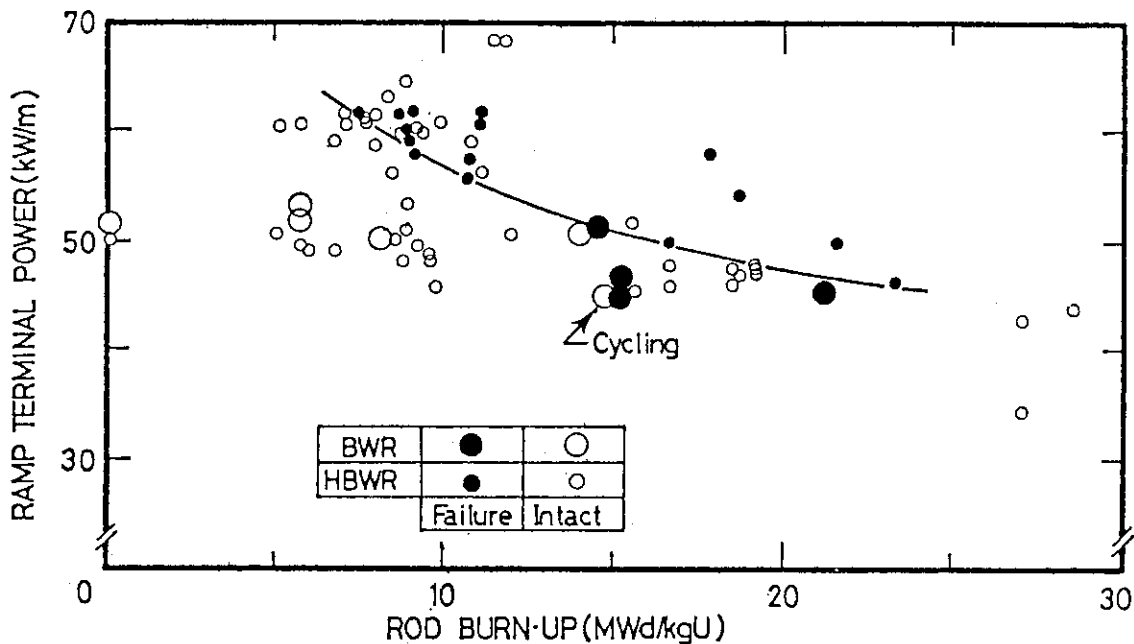


Fig. 40 Terminal power of power ramped BWR rods as a function of accumulated burn-up, in which more than 50 rods ramped under HBWR condition are included for comparison

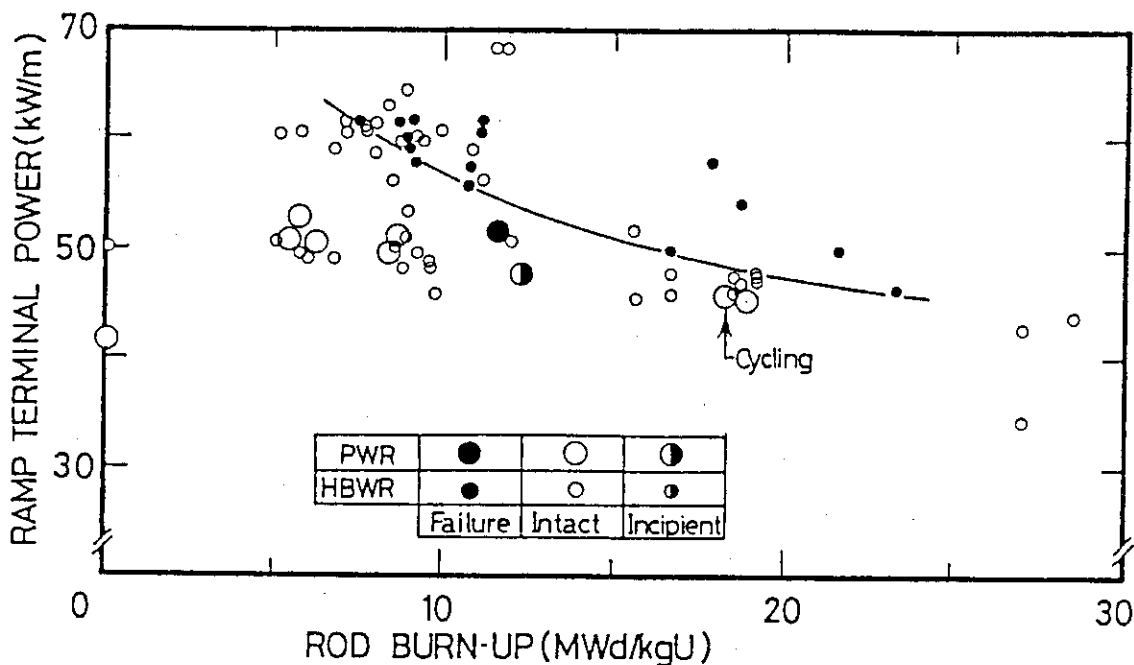


Fig. 41 Terminal power of power ramped PWR rods as a function of accumulated burn-up, in which more than 50 rods ramped under HBWR condition are included for comparison.

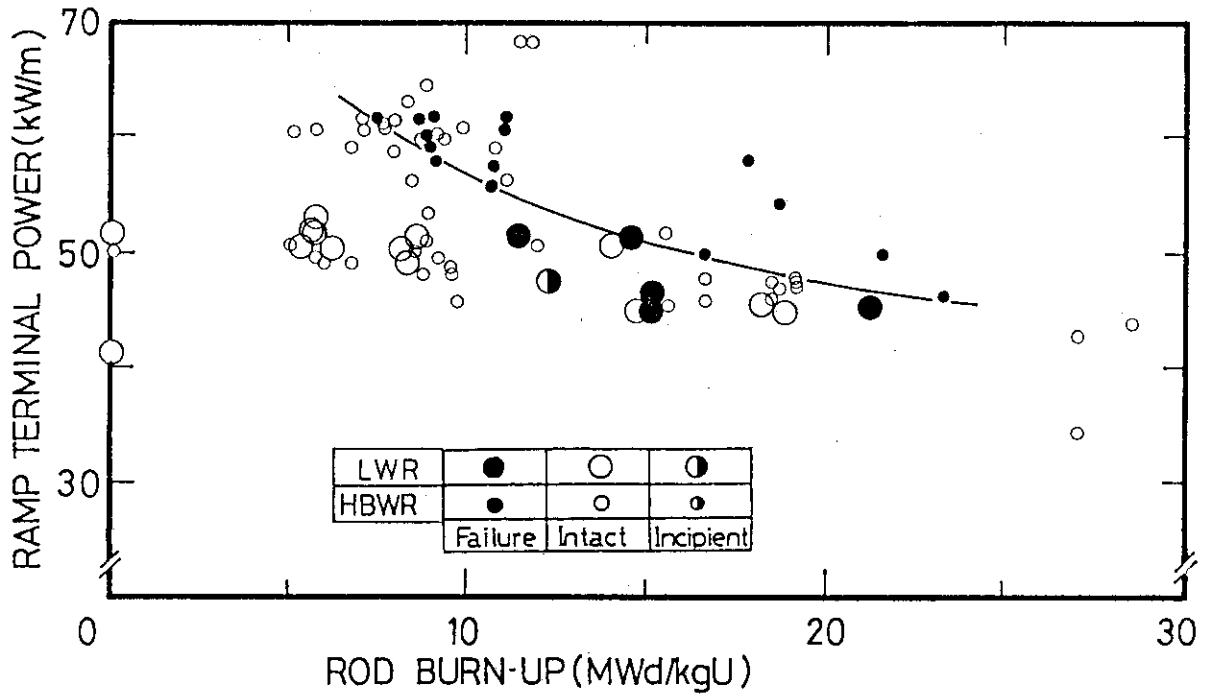


Fig. 42 Terminal power of power ramped LWR rods as a function of accumulated burn-up, in which more than 50 rods ramped under HBWR condition are included for comparison

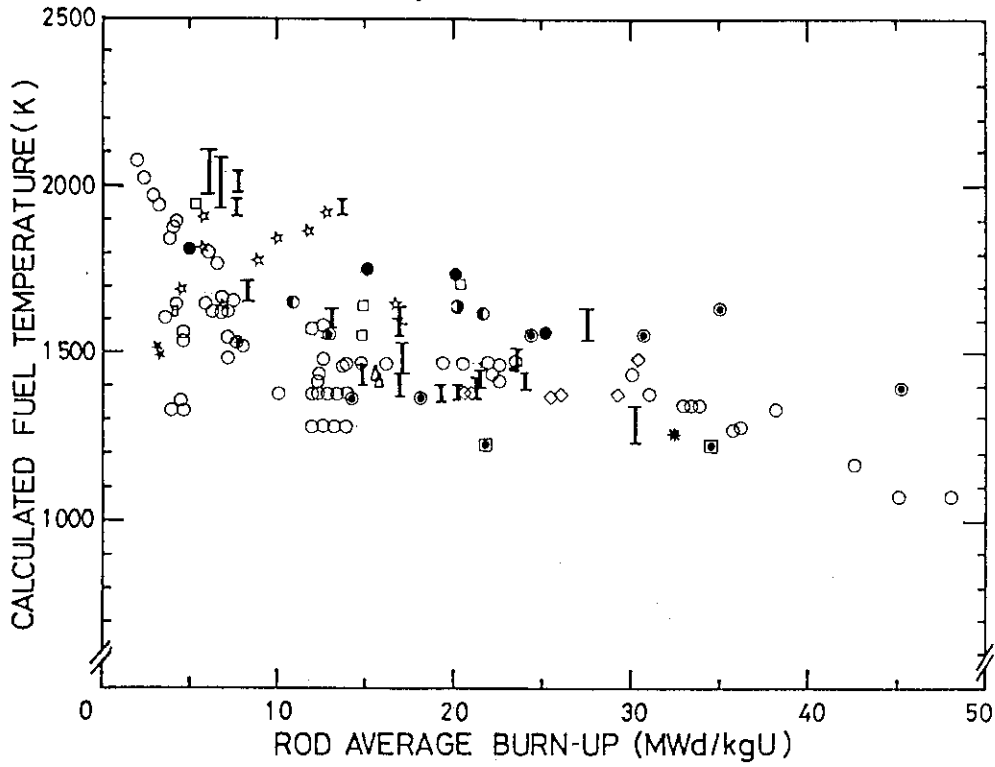


Fig. 43 Calculated fuel temperature for fission gas release as a function of accumulated burn-up

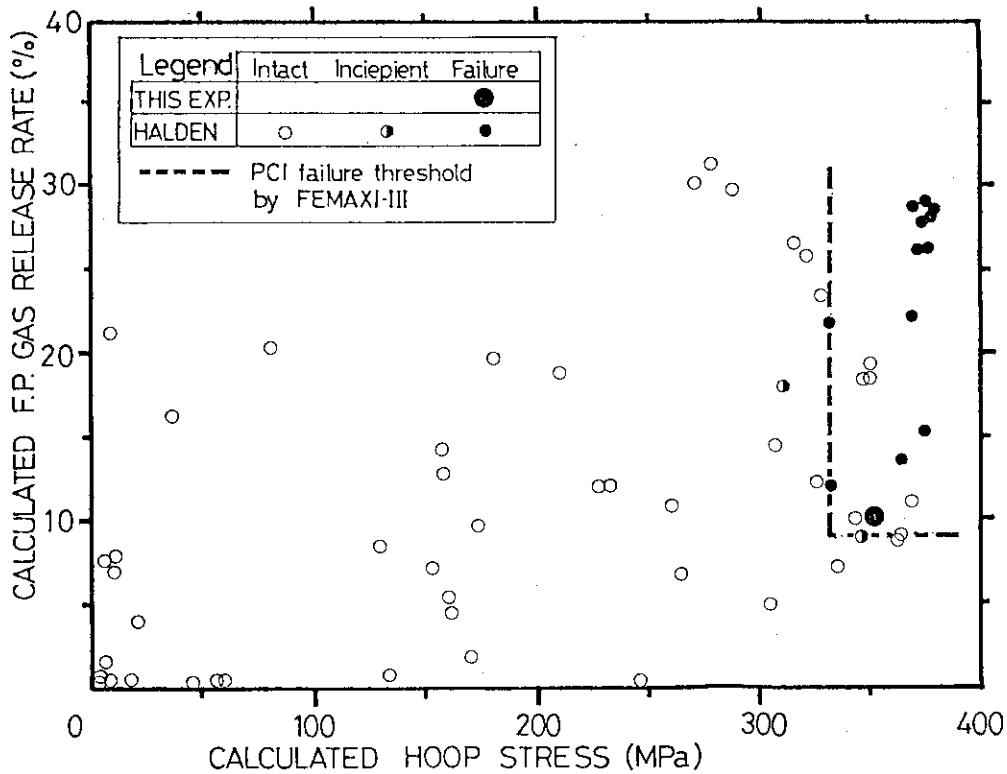


Fig. 44 Calculated fission product gas release rate vs hoop stress of failed rod, where rods ramped under HBWR conditions are included as references. The broken line shows PCI failure boundary of the rods ramped under HBWR conditions. The calculation was performed using the FEMAXI-III code

付録 I

「つづみ型変形をしている燃料ペレット中央部の
膨れ」に関する考察

I. 1 実験データの解析

実験中に生じた燃料棒の直径変化 (Dr値) を評価し、それを線出力に対してプロットした結果を付録図 1 (以下 AFig. 1) に示す。ここでは、図の、線出力 41kW/m (以下、M1点) および 49kW/m (以下、M2点) における直径プロフィールに着目する。それら着目点での直径プロフィールを AFig. 2 に示す。それらプロフィールは水平方向の尺度を 2.5 倍、垂直方向のそれを 2500 倍に拡大してある。これから次のことが分る。

(1)

M1点では、ペレット端部 (Dr位置) で約 $12\mu\text{m}$ の、ペレット中央部 (Dt位置) で約 $5\mu\text{m}$ の、リッジが生じている。

(2)

M2点では、Dr位置で約 $10\mu\text{m}$ の、Dt位置でも約 $10\mu\text{m}$ の、リッジが生じている。すなわち、線出力の増加とともに、つづみ型変形をしている燃料ペレット中央部が大きく膨れた。

I. 2 計算コード FEMAXI-III による解析と評価

炉内実験から得た燃料棒の出力履歴、冷却材温度、および燃料棒製造時の仕様、等を FE MAXI-III 計算のための入力データとした。AFig. 3 に示すとおり、その計算結果は実験値と比較的良く一致した。計算から得たリッジ形状と実験による直径測定から得たそれを比較したのが、本文の Fig. 16 であり、両形状は良く一致していた。

すなわち、コード計算から実際に生じた燃料ペレットの状況を的確に把握できた。そこで、つづみ型変形をしている燃料ペレットの中央部の膨れ機構の考察に入った。

I. 3 つづみ型変形をしている燃料ペレット中央部の膨れ機構

M1 および M2 点において、燃料ペレットの変形に大きく影響するのは、熱膨張およびクリープであると考えられる。前者は、燃料ペレットの軸方向位置 (すなわち、Dr、Dt、およびその中間位置) にほぼ無関係に一樣であると考えられるので、後者について検討した。

歪硬化理論から、燃料ペレット内でのクリープ歪速度ベクトル $\{\dot{\epsilon}^c\}$ は次のように表わされる。

$$\{\dot{\epsilon}^c\} = \left\{ 3 \sigma' / 2 \bar{\sigma} \right\} \cdot \dot{\epsilon}_c \quad \dots \dots (7)$$

ここに $\bar{\sigma}$ は等価応力、 $\{\sigma'\}$ は偏差応力ベクトル、 $\{\dot{\epsilon}_c\}$ はクリープ歪速度である。燃料ペレットの均質性を仮定すると $\{\sigma'\}$ と $\bar{\sigma}$ は次のように簡単化できる。

$$\{ \sigma' \} = \begin{Bmatrix} (2 \sigma_z - \sigma_\theta - \sigma_r) / 3 \\ (2 \sigma_\theta - \sigma_r - \sigma_z) / 3 \\ (2 \sigma_r - \sigma_z - \sigma_\theta) / 3 \end{Bmatrix} \dots \dots \dots (8)$$

および

$$\bar{\sigma} = [3/2 \{ (\sigma_z - \sigma_r)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 \}]^{1/2} \dots (9)$$

ここに、 σ_z 、 σ_θ 、および σ_r は軸、円周、および径方向応力である。式(8)を式(7)に代入すると、最終的には

$$\begin{aligned} \{ \dot{\epsilon}^C \} &= \begin{Bmatrix} (2 \sigma_z - \sigma_\theta - \sigma_r) / 2 \bar{\sigma} \\ (2 \sigma_\theta - \sigma_r - \sigma_z) / 2 \bar{\sigma} \\ (2 \sigma_r - \sigma_z - \sigma_\theta) / 2 \bar{\sigma} \end{Bmatrix} \dot{\epsilon}_C \\ &= \begin{Bmatrix} h_z \\ h_\theta \\ h_r \end{Bmatrix} \dot{\epsilon}_C \dots \dots \dots (10) \end{aligned}$$

となる。FEMAXI-IIIによる計算では、式(10)中の右辺括弧の値を、Dr、Dtおよびその中間位置に対して求めた。その結果を付録表 1 (以下 ATable 1)に示す。計算から求めた、M1点における軸方向および円周方向応力を、軸(z)および半径(r)方向に対してプロットしたのが、本文の Fig. 17 である。ATable 1と Fig. 17 の両方から、燃料ペレットの軸方向位置を関数とした応力と歪の状態が、以下のように分る。

(1) Dr位置における応力と歪の状態

表から分るように、軸と円周方向応力は比較的小さくゼロに近い。従って、クリープ歪は燃料挙動に殆ど影響しない。

(2) DrとDtの中間位置における応力と歪の状態

表から分るように、軸方向応力は円周方向応力よりも大きい。これは軸方向に引張りクリープ ($h_z > 0$)を、他の二方向に圧縮クリープ ($h_r, h_\theta \leq 0$)を生じさせる。その結果、この場所では燃料は収縮する。

(3) Dt位置における応力と歪の状態

表から分るように、軸方向応力は円周方向応力よりも小さい。これは軸方向に圧縮クリ

ープ ($h_z \leq 0$)を、他の二方向に引張りクリープ ($h_r, h_\theta > 0$)を生じさせる。その結果、この場所では燃料は膨張する。

I.4 結果

以上の考察の結果から

- ① Dr位置で燃料に対するクリープの影響はなく、
- ② Dt位置で燃料は半径方向に膨張し、
- ③ その中間位置で燃料は半径方向に収縮する、

ことが分る。

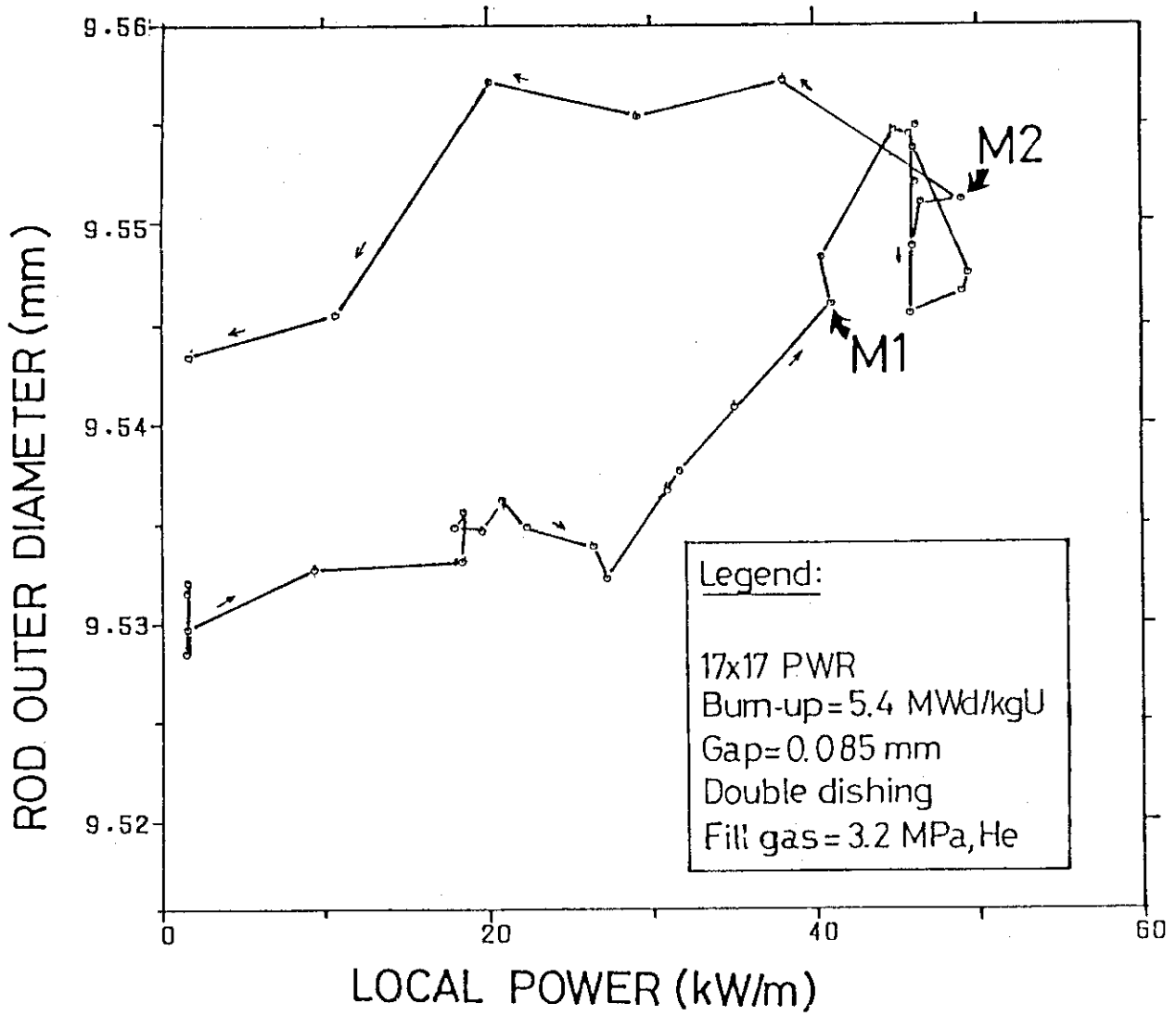
この M1点における上記の傾向は、線出力の増加とともにますます拡大する。したがって、高線出力域 (≥ 40.0 kW/m)では、つぶみ型変形をしている燃料ペレットの中央部が著しく膨れる。

ATable 1 Results of FEMAXI-III calculation for a creep rate vector
at power point M1 (41 kW/m)

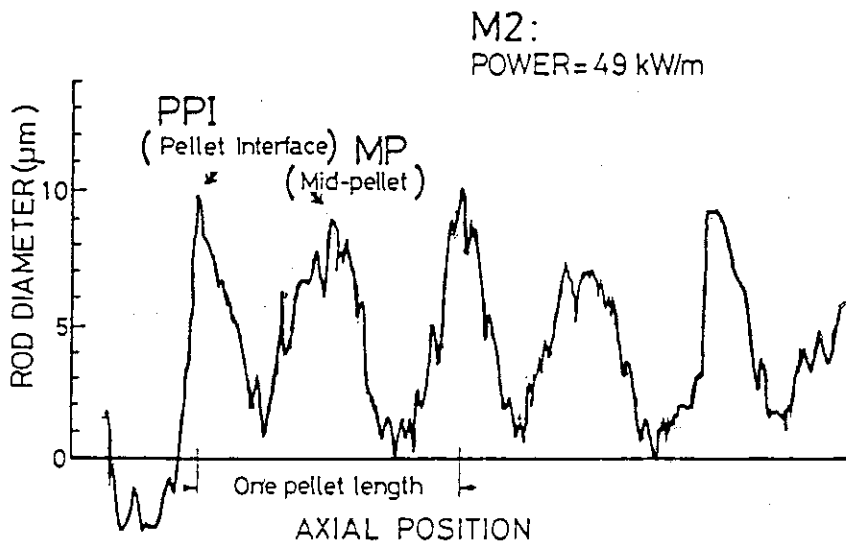
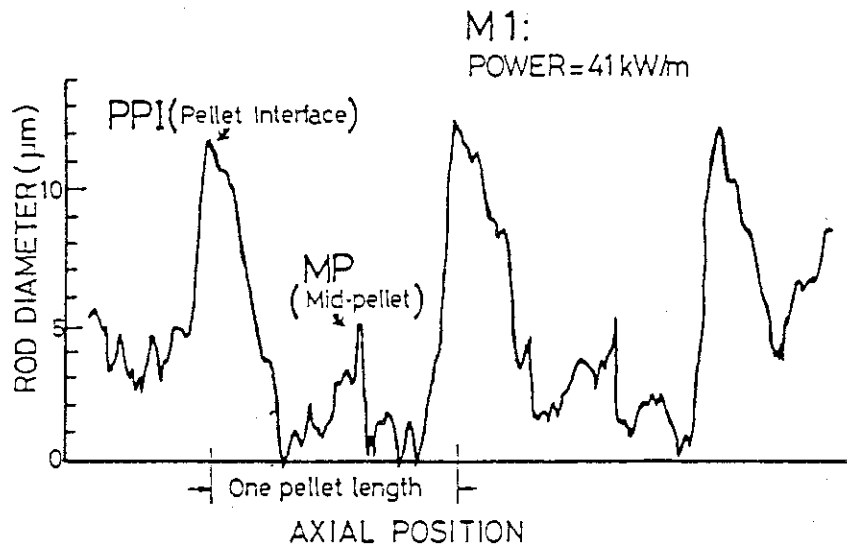
Location (Unit)	σ_z MPa	σ_θ MPa	σ_r MPa	$\bar{\sigma}$ MPa	h_z	h_0	h_r
PPI	-9.0	-2.5	-3.6	6.5	-0.76	0.51	0.25
Half ⁽²⁾	-73.4	-93.5	-95.6	32.0	0.66	-0.28	-0.38
MP	-172.5	-109.7	-110.9	69.3	-0.90	0.46	0.44

Note: (1) Tensile and compressive stress are shown in plus and minous signs

(2) Location bewteen PPI and MP



AFig. 1 Fuel rod outer diameter at pellet-to-pellet interface location (D_r) as a function of local power, in which M1 and M2 are power point of 41 and 49 kW/m



AFig. 2 Magnified diameter profiles: (top) at power level of 41 kW/m and (bottom) at power level of 49 kW/m

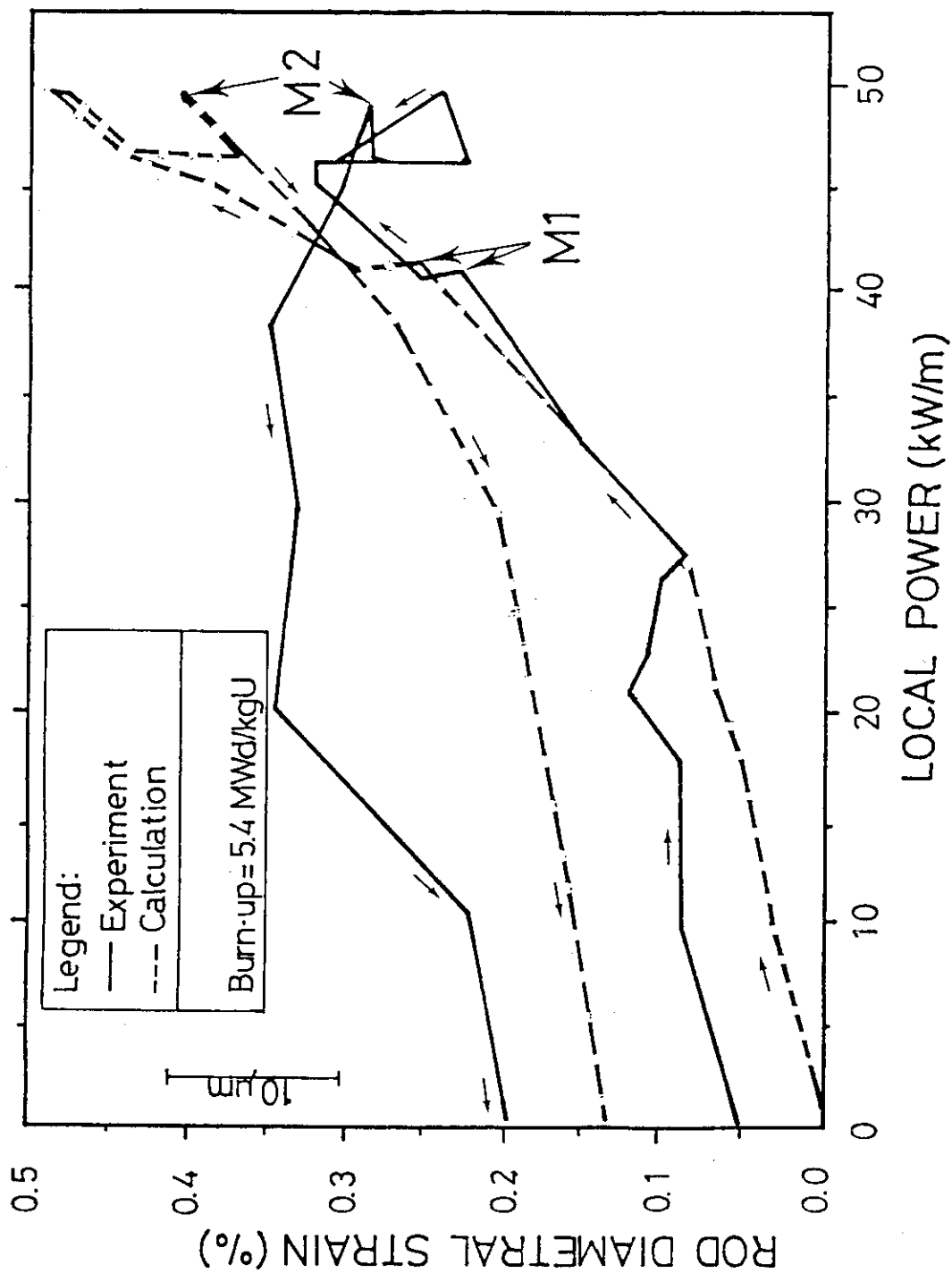


Fig. 3 Comparison of a rod diametral strain between FEMAXI-III prediction and experimental: M1 and M2 are power point of 41 and 49 kW/m