

JAERI - M  
91-027

PWR版FEMAXI-IIIコードによる  
ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験についての検討

1991年3月

中村 仁一・池田 弘幸\*・古田 照夫・森 一麻\*

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、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1991

---

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 ㈱原子力資料サービス

PWR版 FEMAXI-III コードによるハルデン軽水炉燃料  
出力急昇試験についての検討

日本原子力研究所東海研究所燃料安全工学部

中村 仁一・池田 弘幸\*・古田 照夫

森 一麻\*

(1991年2月4日受理)

PWR版 FEMAXI-III コードを用いて、ハルデン炉で行った軽水炉燃料出力急昇試験についての検討を行った。照射実験データによるコードの検証を行い、クリープダウン、燃料棒直径変化、リッジ高さについては、計算値は、実測値と良い一致を示し、PWR版 FEMAXI-III コードは、PWR型燃料棒の挙動解析に十分な性能を持つことが示された。検証を行った項目のうち、FPガス放出については、定常放出の経験モデルを用いているため、計算値は、実測値より小さくなる傾向を示した。また、このコードを用いて試験パラメータについての考察を行い、ペレット形状の効果及び燃焼度の効果を明かにした。

一方、試験炉による出力急昇試験条件の違いについても検討を行い、炉型及び燃料仕様による出力急昇時の燃料挙動への影響を調べた。その結果、商用PWR条件及びハルデン炉条件でそれぞれ出力急昇試験を行った場合、燃料中心温度及び被覆管最大応力は、ハルデン炉軽水炉ループ内で照射した場合より、やや大きくなることが明らかになった。

Investigation on Halden LWR ramp test by means  
of FEMAXI-III code (PWR version)

Jinichi NAKAMURA, Hiroyuki IKEDA<sup>\*</sup>, Teruo FURUTA  
and Kazuo MORI<sup>\*</sup>

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

(Received February 4, 1991)

Some investigation on LWR ramp tests in high pressure loop at HBWR was carried out with PWR version FEMAXI-III code. The verification of FEMAXI-III PWR version was conducted by means of irradiation data of LWR ramp test at HBWR. Calculated results agreed well with the inpile data on creepdown, fuel diameter change and ridge height, except for those on fission gas release. Therefore, the validity of the application of FEMAXI-III PWR version to analyse the LWR ramp test in high pressure loop at HBWR was confirmed. The effects of pellet shape and burnup on fuel behavior during ramp test were also clarified.

The effects of irradiation conditions at different type of reactors were investigated by means of FEMAXI-III PWR version. It is revealed that ramp tests at commercial PWR conditions and HBWR conditions result in higher fuel center temperature and higher cladding hoop stress than that in the high pressure loop at HBWR.

Keywords: FEMAXI-III, PWR fuel, PCMI, HBWR, Ramp test, Program

---

\* Nuclear Fuel Industries, Ltd.

## 目 次

1. 序 論 .....	1
2. コード及び出力急昇試験の概要 .....	1
2.1 コードの概要 .....	1
2.2 出力急昇試験の概要 .....	3
3. 入力データ .....	4
4. 検証結果 .....	4
4.1 基礎照射中のクリープダウン .....	4
4.2 FP ガス放出率 .....	5
4.3 出力急昇時の外径変化 .....	6
4.4 出力急昇時のリッジ高さ .....	7
4.5 PWR 版FEMAXI-IIIコードの検証のまとめ .....	7
5. 実験パラメータの効果についての考察 .....	7
5.1 ペレット形状の効果 .....	8
5.2 燃焼度の効果 .....	8
6. ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験条件についての考察 .....	9
7. 結 論 .....	10
謝 辞 .....	11
参考文献 .....	12
付録 PWR 版FEMAXI-IIIコードの被覆管クリープ式について .....	32

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Outline of code and ramp test .....	1
2.1 Outline of code .....	1
2.2 Outline of ramp test .....	3
3. Input data .....	4
4. Verification of the code .....	4
4.1 Creepdown .....	4
4.2 Fission gas release .....	5
4.3 Cladding diameter change during ramp test .....	6
4.4 Ridge height .....	7
4.5 Summary of verification .....	7
5. Investigation on the effect of experimental parameter .....	7
5.1 Effect of pellet shape .....	8
5.2 Effect of burnup .....	8
6. Investigation on experimental condition of LWR ramp test at HBWR .....	9
7. Conclusion .....	10
Acknowledgement .....	11
Reference .....	12
Appendix Creep equation of FEMAXI-III PWR version .....	32

## 1. 序 論

軽水炉燃料研究の中で、出力急昇時のペレット・被覆管力学的相互作用 (PCMI) による破損機構の解明は、重要な項目であり、多くの出力急昇試験<sup>(1,2,3)</sup>がいくつかの試験炉で実施されてきた。その中で、ハルデン炉 (HBWR) では、開発した種々の炉内計装を用いて、出力急昇時の被覆管直径や燃料棒伸び等を測定し、PCMI の詳細な研究が行われている。このような多重炉内計装による燃料の照射試験は、ハルデン炉の最大の特徴である。一方、ハルデン炉は、重水沸騰型実験炉であり、冷却水条件 (3.4 MPa, 240 °C) や、高速中性子束等が、現行の軽水炉と異なっている。このため、ハルデン炉条件下での燃料棒の破損しきい値は、他の試験炉での破損しきい値より高くなる傾向を示している<sup>(1,2,3)</sup>。そこで、ハルデン炉条件と軽水炉条件での出力急昇試験の結果を補完するために、ハルデン炉内に高温高圧ループを設置し、PWR 型燃料、BWR 型燃料の軽水炉冷却材条件下での出力急昇時の挙動を炉内多重計装により測定する、「ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験」<sup>(4,5,6)</sup>が実施された。この実験では、出力急昇時の直径変形や、被覆管の伸び等が、ハルデン炉が特徴とするところの炉内計装によって測定されており、燃料コードの検証を行う上で必要不可欠なデータが得られている。一方、FEMAXI-IIIコード<sup>(7)</sup>は、ハルデン炉で得られたデータを主に用いてコードの検証がなされ、基本的には、BWR 型燃料コードとして開発されてきた。このFEMAXI-IIIコードを基に、被覆管のクリープ式等を改良したPWR型用燃料挙動コード (PWR 版 FEMAXI-III コード) が、原子燃料工業 (株) 等によって開発された。

この報告書は、PWR 型用燃料挙動コード (PWR 版 FEMAXI-III コード) を用いて、ハルデン出力急昇試験の 6 本の PWR 燃料棒の計算を行い、実測データとの比較により、コードの検証を行うとともに、コードを用いて、試験パラメータ及び照射条件の効果について考察し、出力急昇時の PWR 型燃料の挙動について検討することを目的としている。

## 2. コード及び出力急昇試験の概要

### 2.1 コードの概要

公開計算コード「FEMAXI-III」<sup>(7)</sup>は、中島らによって開発された有限要素法による燃料挙動計算コードであり、燃料中心温度、PCMI、FP ガス放出等を計算する最適予測 (best estimate) コードである。このコードを PWR 燃料用に変更したコード「PWR 版 FEMAXI-III コード」を用いて計算を行った。変更点は以下のとおりである。

#### (1) 被覆管のクリープ式

PWR 燃料用被覆管 (歪取焼鈍材) に適合したクリープ式、即ち B&W 社で用いられている

# 1. 序 論

軽水炉燃料研究の中で、出力急昇時のペレット・被覆管力学的相互作用(PCMI)による破損機構の解明は、重要な項目であり、多くの出力急昇試験<sup>(1,2,3)</sup>がいくつかの試験炉で実施されてきた。その中で、ハルデン炉(HBWR)では、開発した種々の炉内計装を用いて、出力急昇時の被覆管直径や燃料棒伸び等を測定し、PCMIの詳細な研究が行われている。このような多重炉内計装による燃料の照射試験は、ハルデン炉の最大の特徴である。一方、ハルデン炉は、重水沸騰型実験炉であり、冷却水条件(3.4 MPa, 240℃)や、高速中性子束等が、現行の軽水炉と異なっている。このため、ハルデン炉条件下での燃料棒の破損しきい値は、他の試験炉での破損しきい値より高くなる傾向を示している<sup>(1,2,3)</sup>。そこで、ハルデン炉条件と軽水炉条件での出力急昇試験の結果を補完するために、ハルデン炉内に高温高圧ループを設置し、PWR型燃料、BWR型燃料の軽水炉冷却材条件下での出力急昇時の挙動を炉内多重計装により測定する、「ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験」<sup>(4,5,6)</sup>が実施された。この実験では、出力急昇時の直径変形や、被覆管の伸び等が、ハルデン炉が特徴とするところの炉内計装によって測定されており、燃料コードの検証を行う上で必要不可欠なデータが得られている。一方、FEMAXI-IIIコード<sup>(7)</sup>は、ハルデン炉で得られたデータを主に用いてコードの検証がなされ、基本的には、BWR型燃料コードとして開発されてきた。このFEMAXI-IIIコードを基に、被覆管のクリープ式等を改良したPWR型用燃料挙動コード(PWR版FEMAXI-IIIコード)が、原子燃料工業(株)等によって開発された。

この報告書は、PWR型用燃料挙動コード(PWR版FEMAXI-IIIコード)を用いて、ハルデン出力急昇試験の6本のPWR燃料棒の計算を行い、実測データとの比較により、コードの検証を行うとともに、コードを用いて、試験パラメータ及び照射条件の効果について考察し、出力急昇時のPWR型燃料の挙動について検討することを目的としている。

## 2. コード及び出力急昇試験の概要

### 2.1 コードの概要

公開計算コード「FEMAXI-III」<sup>(7)</sup>は、中島らによって開発された有限要素法による燃料挙動計算コードであり、燃料中心温度、PCMI、FPガス放出等を計算する最適予測(best estimate)コードである。このコードをPWR燃料用に変更したコード「PWR版FEMAXI-IIIコード」を用いて計算を行った。変更点は以下のとおりである。

#### (1) 被覆管のクリープ式

PWR燃料用被覆管(歪取焼鈍材)に適合したクリープ式、即ちB&W社で用いられている



クリープ式<sup>(8)</sup>と同じ形のものに変更した。クリープ式を以下に示す。

$$\dot{\epsilon}_{\text{total}} = \dot{\epsilon}_{\text{thermal}} + \dot{\epsilon}_{\text{irr}} \quad (1)$$

$$\dot{\epsilon}_{\text{th}_s} = A_1 e^{A_2 \sigma g} \frac{1}{T} \exp(-\Delta H/RT) \quad (2)$$

$$\dot{\epsilon}_{\text{thermal}} = F \dot{\epsilon}_{\text{th}_s} \quad (3)$$

$$F = \max [A_3 \epsilon g_c^{(k-1)/k}, 1] \quad (4)$$

$$\dot{\epsilon}_{\text{irr}} = B \phi^n \sigma g \quad (5)$$

ここで、

$\dot{\epsilon}_{\text{total}}$  = 全クリープ歪速度 ( $\text{h}^{-1}$ )

$\dot{\epsilon}_{\text{thermal}}$  = 熱クリープ歪速度 ( $\text{h}^{-1}$ )

$\dot{\epsilon}_{\text{irr}}$  = 照射クリープ歪速度 ( $\text{h}^{-1}$ )

$\dot{\epsilon}_{\text{th}_s}$  = 定常クリープ歪速度 ( $\text{h}^{-1}$ )

T = 被覆管平均温度 (K)

$\Delta H$  = 活性化エネルギー ( $\text{cal}/\text{K} \cdot \text{mole}$ )

R = 気体定数 ( $1.987 \text{ cal}/\text{K} \cdot \text{mole}$ )

$\sigma g$  = 相当応力 (psi)

F = 過渡係数

$\epsilon g_c$  = 累積相当クリープ歪

$\phi$  = 高速中性子束 ( $\text{n}/\text{s cm}^2$ )  $E > 1.0 \text{ MeV}$

$A_1, A_2, A_3, B, k, n$  = 実験より求めた定数

## (2) ペレット内の出力分布

スタズビックで燃料内の核分裂性物質の燃焼変化計算とガドリニアの燃焼計算を行うために開発された「MICBURN」コード<sup>(9)</sup>を用いて計算したペレット内出力分布をコードに組み込んだ。実際の計算にあたっては、出力分布に影響を与えるペレット密度、直径、濃縮度、燃焼度から補間、又は外挿して出力分布を求めるサブルーチンを組み込んだ。

## (3) 被覆管の温度計算

PWR 炉では、冷却材に軸方向の分布が生じるので、被覆管及びペレットの温度計算の精度をあげるため冷却材の軸方向の温度変化を考慮した。さらに、冷却材温度から被覆管表面温度を求める計算には、サブクール水強制対流で Dittus-Boelter の式<sup>(10)</sup>及び核沸騰で Thom の式<sup>(11)</sup>を用いた。これらを以下に示す。

サブクール水強制対流 (Dittus-Boelter)

$$h = 0.023 \frac{K}{De} Pr^{0.4} Re^{0.8} \quad (6)$$

核沸騰 (Thom)

$$\phi = \left\{ \frac{(T_w - T_{s,at}) \exp(P/1260)}{0.072} \right\}^2 \quad (7)$$

ここで、

- $h$  : 熱伝達率 (Btu/ft<sup>2</sup>・hr・°F)  
 $\phi$  : 熱流束 (Btu/ft<sup>2</sup>・hr)  
 $Re$  : レイノルズ数  
 $Pr$  : プラントル数  
 $T_w$  : 壁温度 (°F)  
 $T_{sat}$  : 飽和温度 (°F)  
 $K$  : 熱伝導度 (Btu/ft・°F)  
 $De$  : 等価水力直径 (in)  
 $P$  : 圧力 (lb/in<sup>2</sup>)

## 2.2 出力急昇試験の概要

ハルデン炉で行われた PWR 型軽水炉燃料出力急昇試験では、10 本の短尺型 PWR 燃料棒が用いられた。これらの燃料棒の仕様は、スタック長 (448 mm) 及び濃縮度 (13 %) を除いて、現行の 17 × 17 型 PWR 燃料棒と基本的に同様となっている。一部燃料棒では、燃料設計パラメータの効果を調べる目的で、ヘリウム加圧量、ギャップ幅、ペレット形状等を変更した。

燃料棒は、まず高圧ループ中に設置された基礎照射リグ中で、PWR の冷却水条件 (15 MPa, 300 °C) の下、最高約 20 MWd/kgUO<sub>2</sub> まで照射された。基礎照射リグの構造を Fig. 1 に示す。基礎照射リグは、高圧フラスコ内に設置されており、上部クラスターと下部クラスターよりなる。各クラスターには、スタック長約 450 mm の PWR 燃料棒 6 本ずつを持ち、冷却水は、中央の冷却水ノズル内を下向きに流れた後、底部で反転して、燃料棒を冷却しながら上方に流速約 1.3 m/s で流れる。

基礎照射時の燃料棒出力は、平均線出力で 20-25 kW/m であった。基礎照射中にプールサイドにおける燃料中間検査が行われ、燃料棒伸び及び直径変化が測定された。

基礎照射終了後、燃料棒は、高圧ループ内に設置された Fig. 2 に示す PWR 型出力急昇試験リグに移され、PWR 冷却水条件下で、最高線出力 45-53 kW/m までの出力急昇試験が行われた。出力急昇試験用リグは、出力急昇を行うための He-3 コイルを、また、燃料棒の変形を炉内測定するため、互いに直交した 2 体の直径測定ゲージ、燃料棒伸び計、渦電流探傷計等を備えている。出力急昇試験時の運転モードを Fig. 3 に示す。基礎照射時の最後の運転出力レベルで、24 時間コンディショニングを行った後、ヘリウム-3 コイルの圧力を調整することにより、ステップ状に 5 kW/m ずつの出力急昇が行われた。出力急昇速度は、2.5 kW/m・min で、各ステップ間の保持時間は、1 時間である。最高出力到達後、24 時間保持して、試験を終了した。1 本の燃料棒 (PWR-13) については、出力変動時の燃料挙動を調べる目的で 30 kW/m と 45 kW/m の出力レベル間で 1 サイクル約 22 分間、サイクル数 621 回の出力サイクル試験が実施された。出力サイクル試験時の運転モードを Fig. 4 に示す。出力サイクル運転の効果を調べるため、1 本の燃料棒 (PWR-14) が参照燃料棒として、出力サイクル運転燃料棒と同じ出力で、同じ時間、定常状態で照射された。

今回の計算では、10本の燃料棒のうち、燃焼度の高い6本について検討を行った。

### 3. 入力データ

#### (1) 燃料棒形状

計算を行った6本のPWR型燃料棒の仕様をTable 1に、また、各燃料棒の特徴をTable 2に示す。PWR-5, PWR-13, PWR-14の3本の燃料棒は、ヘリウム初期圧32気圧、ディッシュ付き標準ペレット(ペレット長13.6mm)の標準燃料棒であり、このうち、PWR-13は、621回の出力サイクル試験を実施した。PWR-11は、加圧の効果を調べるための初期ヘリウム圧15気圧の低加圧燃料棒であり、PWR-6, PWR-15は、ペレットの形状の効果を調べるためのディッシュ・チャンファー付きの短尺ペレット(ペレット長10.5mm)を用いた低加圧(ヘリウム初期圧15気圧)燃料棒である。

#### (2) 軸方向出力分布

##### (a) 基礎照射時

基礎照射リグ内の出力分布をFig. 5に示す。燃料棒は、上下クラスターに分かれており、出力のピーキング位置は、各クラスターで異なっている。計算では、燃料スタック長さをFig. 5に示すように12等分に分割して、計算を行った。

##### (b) 出力急昇試験時

出力急昇試験リグ内の出力分布をFig. 6に示す。通常、燃料棒は、リグ下部に位置しており、直径測定時に、燃料棒が、軸方向に上部位置まで移動する構造になっている。計算は、下部位置での出力分布を用いて、スタック長をFig. 6に示すように12分割して行い、ピーキング係数は、1.05であった。出力分布は、燃料棒上部で大きくなっており、最大出力位置は、上端より3ノード目となっている。

#### (3) 出力履歴

各燃料棒の基礎照射時の平均線出力の出力履歴をFig. 7～Fig. 12に示す。基礎照射時の燃料棒線出力は、下部クラスターで約25～28kW/m、上部クラスターで、約20kW/mとなっている。出力急昇時の出力急昇速度、最高出力等の試験条件をTable 3に示す。

## 4. 検証結果

### 4.1 基礎照射中のクリープダウン

PWR型FEMAXI-IIIコードのクリープ式(B&W型)は、そのままでは、基礎照射時のクリープダウンを過大評価したため、標準加圧燃料棒PWR13, PWR14のデータに(2)式の $\Delta H$

今回の計算では、10本の燃料棒のうち、燃焼度の高い6本について検討を行った。

### 3. 入力データ

#### (1) 燃料棒形状

計算を行った6本のPWR型燃料棒の仕様をTable 1に、また、各燃料棒の特徴をTable 2に示す。PWR-5、PWR-13、PWR-14の3本の燃料棒は、ヘリウム初期圧32気圧、ディッシュ付き標準ペレット（ペレット長13.6mm）の標準燃料棒であり、このうち、PWR-13は、621回の出力サイクル試験を実施した。PWR-11は、加圧の効果を調べるための初期ヘリウム圧15気圧の低加圧燃料棒であり、PWR-6、PWR-15は、ペレットの形状の効果を調べるためのディッシュ・チャンファー付きの短尺ペレット（ペレット長10.5mm）を用いた低加圧（ヘリウム初期圧15気圧）燃料棒である。

#### (2) 軸方向出力分布

##### (a) 基礎照射時

基礎照射リグ内の出力分布をFig. 5に示す。燃料棒は、上下クラスターに分かれており、出力のピーキング位置は、各クラスターで異なっている。計算では、燃料スタック長さをFig. 5に示すように12等分に分割して、計算を行った。

##### (b) 出力急昇試験時

出力急昇試験リグ内の出力分布をFig. 6に示す。通常、燃料棒は、リグ下部に位置しており、直径測定時に、燃料棒が、軸方向に上部位置まで移動する構造になっている。計算は、下部位置での出力分布を用いて、スタック長をFig. 6に示すように12分割して行い、ピーキング係数は、1.05であった。出力分布は、燃料棒上部で大きくなっており、最大出力位置は、上端より3ノード目となっている。

#### (3) 出力履歴

各燃料棒の基礎照射時の平均線出力の出力履歴をFig. 7～Fig. 12に示す。基礎照射時の燃料棒線出力は、下部クラスターで約25～28kW/m、上部クラスターで、約20kW/mとなっている。出力急昇時の出力急昇速度、最高出力等の試験条件をTable 3に示す。

## 4. 検証結果

### 4.1 基礎照射中のクリープダウン

PWR型FEMAXI-IIIコードのクリープ式(B&W型)は、そのままでは、基礎照射時のクリープダウンを過大評価したため、標準加圧燃料棒PWR13、PWR14のデータに(2)式の $\Delta H$

今回の計算では、10本の燃料棒のうち、燃焼度の高い6本について検討を行った。

### 3. 入力データ

#### (1) 燃料棒形状

計算を行った6本のPWR型燃料棒の仕様をTable 1に、また、各燃料棒の特徴をTable 2に示す。PWR-5, PWR-13, PWR-14の3本の燃料棒は、ヘリウム初期圧32気圧、ディッシュ付き標準ペレット（ペレット長13.6mm）の標準燃料棒であり、このうち、PWR-13は、621回の出力サイクル試験を実施した。PWR-11は、加圧の効果を調べるための初期ヘリウム圧15気圧の低加圧燃料棒であり、PWR-6, PWR-15は、ペレットの形状の効果を調べるためのディッシュ・チャンファー付きの短尺ペレット（ペレット長10.5mm）を用いた低加圧（ヘリウム初期圧15気圧）燃料棒である。

#### (2) 軸方向出力分布

##### (a) 基礎照射時

基礎照射リグ内の出力分布をFig. 5に示す。燃料棒は、上下クラスターに分かれており、出力のピーキング位置は、各クラスターで異なっている。計算では、燃料スタック長さをFig. 5に示すように12等分に分割して、計算を行った。

##### (b) 出力急昇試験時

出力急昇試験リグ内の出力分布をFig. 6に示す。通常、燃料棒は、リグ下部に位置しており、直径測定時に、燃料棒が、軸方向に上部位置まで移動する構造になっている。計算は、下部位置での出力分布を用いて、スタック長をFig. 6に示すように12分割して行い、ピーキング係数は、1.05であった。出力分布は、燃料棒上部で大きくなっており、最大出力位置は、上端より3ノード目となっている。

#### (3) 出力履歴

各燃料棒の基礎照射時の平均線出力の出力履歴をFig. 7～Fig. 12に示す。基礎照射時の燃料棒線出力は、下部クラスターで約25～28kW/m、上部クラスターで、約20kW/mとなっている。出力急昇時の出力急昇速度、最高出力等の試験条件をTable 3に示す。

## 4. 検証結果

### 4.1 基礎照射中のクリープダウン

PWR型FEMAXI-IIIコードのクリープ式(B&W型)は、そのままでは、基礎照射時のクリープダウンを過大評価したため、標準加圧燃料棒PWR13, PWR14のデータに(2)式の $\Delta H$

をフィッティングし直して新クリープ式を求め、計算を行った。このフィッティングについては、付録に説明してあるが、新クリープ式は、基礎照射時に被覆管に加わる応力領域での外圧クリープデータと良い一致を示した。ベース照射中の燃料棒のクリープダウンの計算結果を Table 4 及び Fig. 13 に示す。照射後試験の金相試験で、これらの燃料棒の被覆管には、3～17  $\mu\text{m}$  の酸化膜が観察されており、Table 4 中のクリープダウンの測定値については、 $\text{ZrO}_2$  は、金属時に較べて1.56倍の体積になるとして、この酸化膜厚の補正を行った。

Table 4 より、ヘリウム封入圧 32 気圧の燃料棒のうち、PWR-5 の燃料棒については、計算値のクリープダウンが約 12  $\mu\text{m}$  大きくなっている。また、PWR-13, PWR-14 の燃料棒の測定値と計算値は、フィッティングを行ったため良く一致している。

一方、低加圧燃料棒（ヘリウム封入圧 15 気圧）のうち、PWR-6, PWR-15 については、照射末期でのクリープダウンは、ほぼ一致しているが、PWR-11 燃料棒のクリープダウンは、実測値が、計算値より約 7  $\mu\text{m}$  大きくなっている。Fig. 14 に基礎照射後の燃料棒の直径トレースの例を示すが、低加圧燃料棒では、オバリティーが顕著である。PWR-11 は、他の低加圧燃料棒、PWR-6, PWR-15 が規則的なオバリティーを示しているのに対して、不規則な外径変形を示し、偏平が大きく、特異な変形が生じたためと考えられる。

また、基礎照射時の冷却材温度に注目すると、計算では上部クラスターで照射された燃料棒（PWR-11, PWR-15, PWR-13, PWR-14）は、冷却材温度が、300  $^{\circ}\text{C}$  と下部クラスターより約 15  $^{\circ}\text{C}$  高いために、被覆管温度も約 15  $^{\circ}\text{C}$  高く、このため、クリープダウンも燃料棒内圧が同じ場合には、下部クラスターで照射された燃料棒（PWR-5, PWR-6）より大きいという計算結果になっている。

## 4.2 FP ガス放出率

FP ガス放出率の計算結果及び測定値を、Table 4 及び Fig. 15 に示す。全体に計算値は、FP ガス放出率を過小に評価しており、特に、標準加圧燃料棒（PWR-5, PWR-13, PWR-14）の誤差が大きくなっている。燃焼度がほぼ同じで、初期ヘリウム圧の異なる PWR-5 と PWR-6 を比較すると、計算値の FP ガス放出率は、両者ともほぼ等しい値となっており、加圧の効果は見られない。一方、測定値は、標準燃料棒 PWR-5 の放出率が、23.5% となっており、低加圧燃料棒 PWR-6 の放出率 12.8% の約 2 倍の値を示している。このように標準燃料棒で計算値が、測定値を下まわった原因としては、次のような可能性が考えられる。

- ・PWR-5 のクリープダウンの計算値は、基礎照射時のクリープダウン量を約 12  $\mu\text{m}$  過大評価している。このため計算値は、実測値より基礎照射終了時の、ギャップ幅が小さく、出力急昇時のペレット-被覆管の温度差を小さく見積った。
- ・標準加圧燃料棒の場合、基礎照射終了時のギャップ幅が大きかったために、出力急昇時に FP ガス放出により、ギャップコンダクタンスが低下し、燃料中心温度がさらに上昇するサーマルフィードバック効果が生じた可能性がある。このようなサーマルフィードバック現象においては、ギャップ部に放出された FP ガスとプレナム部のガスが相互拡散により均一になるのに、数時間～数日を要することがハルデンプロジェクトの最近の実験から明らかにされている。

る。<sup>(12)</sup> FEMAXI-III の FP ガス放出モデルでは、放出された FP ガスは、瞬時にプレナム部のガスと均一に混合することになっており、過渡的なサーマルフィードバックを扱うことができない。このため、計算値と実測値に約 2 倍の大きな誤差が生じたと考えられる。

FP ガス放出の計算値は、低加圧燃料棒と標準燃料棒でほぼ同じ値を示したが、これは、低加圧燃料棒の基礎照射時のクリープダウンによるギャップの減少と、出力急昇時における初期ヘリウム量が少ないことによるギャップコンダクタンスの低下がお互いに相殺されて、結果的に標準燃料棒と低加圧燃料棒の FP ガス放出率がほぼ等しく計算された。

出力急昇時の FP ガス放出率の出力依存性を Fig. 16 に、また、燃焼度依存性を Fig. 17 に示す。FEMAXI-III の FP ガス放出モデルは、Vitanza の FP ガス放出モデル<sup>(13)</sup>を用いているため、FP ガス放出は、燃焼度依存性のある放出しきい値とペレット温度により決定される形となっており、出力保持時間、出力変動等の影響を考慮することができない。以上の理由から、Fig. 16 及び Fig. 17 より計算値は、最高出力すなわち、最高燃料温度によってほぼ決定され、燃焼度への依存性は、小さい。このうち、PWR-13、PWR-14 の計算値が、実測値より小さくなった原因は、これらの燃料棒の高出力保持時間が 116 時間と他の燃料棒の保持時間 24 時間に較べて長いためと考えられる。また、出力サイクルの FP ガス放出への影響を比較すると PWR-13 と PWR-14 では、実測値、計算値とも差は小さく、この燃焼度では、出力サイクルの影響は、小さいことがわかる。

以上より、FP ガス放出の計算値が測定値より大きくなったのは、FEMAXI-III の FP ガス放出モデルが、基本的には、定常照射用のモデルであり、出力保持時間、出力変動等の影響を取り扱えないためであると考えられる。これらの問題は、FEMAXI-III の改良版 FEMAXI-IV<sup>(14,15)</sup>においては、メカニスティックな FP ガス放出モデルを組み込むことにより、解決されている。

#### 4.3 出力急昇時の外径変化

出力急昇時の燃料棒のプロファイルを Fig. 18 に、燃料棒外径の測定値と計算値を Table 5 に示す。測定値と計算値を比較すると、標準加圧燃料棒では、基礎照射中のクリープダウンの計算値が実測値と一致している PWR-13 と PWR-14 の計算値は、直径変化の測定値と良い一致を示した。一方、クリープダウンの計算値が約 12  $\mu\text{m}$  大きい PWR-5 は、出力急昇時の直径変化も計算値の方が、測定値に較べて約 10  $\mu\text{m}$  大きくなっている。

低加圧燃料棒では、ベース照射でのクリープダウンの計算が、実測値とほぼ一致した PWR-6 と PWR-15 のうち、PWR-15 の直径変化の計算値は、実測値とほぼ合っているものの、PWR-6 の計算値は、実測値より大きくなっている。また、ベース照射時のクリープダウンの計算値が、実測値より、約 7  $\mu\text{m}$  小さかった PWR-11 の直径変化は、実測値よりやや小さくなっている。

以上より、燃料棒の出力急昇時の外径変化は、基礎照射終了時のギャップ幅に強く依存し、直径変化の計算値は、基礎照射時のクリープダウンがあっている場合、実測値とほぼ一致した。

#### 4.4 出力急昇時のリッジ高さ

出力急昇時の燃料棒のリッジ高さの計算値と実測値の比較を, Table 6 及び Fig. 19 に示す。

全体に, リッジ高さの計算値は, 実測値に較べてやや小さい傾向を示している。出力急昇時の燃料棒のリッジ高さは, 直径変形と同様に基礎照射終了時のギャップ幅に依存するが, リッジ高さの場合, 被覆管及びペレットの局所的な塑性変形やクリープの微妙なバランスにより決定されるため, この程度の不一致は, 不可避であると考えられる。

#### 4.5 PWR 版 FEMAXI-III コードの検証のまとめ

軽水炉燃料出力急昇試験データによる PWR 版 FEMAXI-III コードの検証を行った結果, 次のような結果が得られた。

- (1) 冷却水温度の軸方向分布計算を組み入れたことにより, 冷却材及び被覆管の軸方向温度分布の計算が可能となり, 被覆管温度及び燃料温度が影響する燃料挙動の評価の精度が向上した。
- (2) 被覆管のクリープ式については, 熱クリープに係わる係数を標準加圧燃料棒の基礎照射中のクリープデータにフィッティングすることにより, 計算値と実測値は, 低加圧燃料棒についてもほぼ一致した。
- (3) 出力急昇時の燃料直径, リッジ高さについて, 計算値と測定値の比較を行った。その結果, 計算値と測定値の一致は, 概ね良好であった。
- (4) FP ガス放出率については, 定常時の放出モデルを用いているため, 計算値は, 測定値より小さくなる傾向を示した。

以上より, PWR 版 FEMAXI-III コードは, FP ガス放出率を除いて, 燃焼度 20 MWd/kg  $\text{UO}_2$  までの PWR 燃料の挙動解析を概ね満足すべき精度で行う性能を持つと考えられる。

### 5. 実験パラメータの効果についての考察

第4章の結果より, PWR 版 FEMAXI-III コードは, ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験時の燃料挙動を, かなり良く再現できることが確認された。ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験では, 燃料ペレットの形状や, ヘリウムの初期圧力, 燃焼度等をパラメータとして, 実験が行われたが, 燃料棒数の制限等より, 実験が行われなかったパラメータの組み合わせが生じている。そこで, PWR 版 FEMAXI-III コードにより, 実験マトリックスを補完し, 各パラメータの効果について考察を行った。



#### 4.4 出力急昇時のリッジ高さ

出力急昇時の燃料棒のリッジ高さの計算値と実測値の比較を, Table 6 及び Fig. 19 に示す。

全体に, リッジ高さの計算値は, 実測値に較べてやや小さい傾向を示している。出力急昇時の燃料棒のリッジ高さは, 直径変形と同様に基礎照射終了時のギャップ幅に依存するが, リッジ高さの場合, 被覆管及びペレットの局所的な塑性変形やクリープの微妙なバランスにより決定されるため, この程度の不一致は, 不可避であると考えられる。

#### 4.5 PWR 版 FEMAXI-III コードの検証のまとめ

軽水炉燃料出力急昇試験データによる PWR 版 FEMAXI-III コードの検証を行った結果, 次のような結果が得られた。

- (1) 冷却水温度の軸方向分布計算を組み入れたことにより, 冷却材及び被覆管の軸方向温度分布の計算が可能となり, 被覆管温度及び燃料温度が影響する燃料挙動の評価の精度が向上した。
- (2) 被覆管のクリープ式については, 熱クリープに係わる係数を標準加圧燃料棒の基礎照射中のクリープデータにフィッティングすることにより, 計算値と実測値は, 低加圧燃料棒についてもほぼ一致した。
- (3) 出力急昇時の燃料直径, リッジ高さについて, 計算値と測定値の比較を行った。その結果, 計算値と測定値の一致は, 概ね良好であった。
- (4) FP ガス放出率については, 定常時の放出モデルを用いているため, 計算値は, 測定値より小さくなる傾向を示した。

以上より, PWR 版 FEMAXI-III コードは, FP ガス放出率を除いて, 燃焼度 20 MWd/kg  $\text{UO}_2$  までの PWR 燃料の挙動解析を概ね満足すべき精度で行う性能を持つと考えられる。

### 5. 実験パラメータの効果についての考察

第4章の結果より, PWR 版 FEMAXI-III コードは, ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験時の燃料挙動を, かなり良く再現できることが確認された。ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験では, 燃料ペレットの形状や, ヘリウムの初期圧力, 燃焼度等をパラメータとして, 実験が行われたが, 燃料棒数の制限等より, 実験が行われなかったパラメータの組み合わせが生じている。そこで, PWR 版 FEMAXI-III コードにより, 実験マトリックスを補完し, 各パラメータの効果について考察を行った。

## 5.1 ペレット形状の効果

PWR 型軽水炉燃料出力急昇試験では、標準ペレット（ディッシュ付、長さ 13.6 mm）とチャンファー付短尺ペレット（ディッシュ付、長さ 10.5 mm）の 2 種類のペレットが用いられた。チャンファー付短尺ペレットは、PCI を減少させるために用いられたものであるが、PWR-11 と PWR-15 の実験値及び計算値よりチャンファー付短尺ペレットは、PCI 軽減に効果があると考えられる。しかし、これが、チャンファーの効果か、短尺ペレットの効果かは、実験結果からは推定できない。そこで、チャンファーと短尺ペレットの計算を分離して行い、その効果について考察した。

このため、PWR-6 燃料棒について出力履歴は、そのまま、チャンファー付標準長さペレットとチャンファー無し短尺ペレット及びチャンファー無し標準長さペレットの 3 ケースについて出力急昇時の変形計算を行った。計算結果を Table 7 に、外径変化を Fig. 20 ~ Fig. 22 に示す。

3 ケースを比較すると、周方向最大応力は、チャンファー無し標準長さペレットで最大で、次に、チャンファー無し短尺ペレット、チャンファー付標準長さペレットの順に低くなり、チャンファー付短尺ペレットで最小となっている。また、短尺ペレットは、標準長さペレットに較べ Table 7 から分かるように、被覆管の最大応力を低く抑え 2 次リッジの発生を抑制する効果があることがわかる。このことから、チャンファー及びペレットの短尺化は、両者とも、被覆管の最大周方向応力を低くする働きをするが、それぞれ単独では、比較的效果が小さく、両者を組合せた場合にその効果が大きくなることがわかる。

## 5.2 燃焼度の効果

PWR-5 と PWR-13 は、燃焼度の異なる標準燃料棒であるが、出力急昇時の最高出力レベルが異なるため、燃焼度による効果を直接比較することができない。そこで、出力急昇時の燃料挙動に及ぼす燃焼度の効果を調べるため、燃焼度 19 MWd/kg UO<sub>2</sub> の標準燃料棒 PWR-13 の出力急昇時の出力レベル及び出力急昇パターンを燃焼度 10 MWd/kg UO<sub>2</sub> の PWR-5 と同じにしたケースの計算を行った。

計算結果を、Table 8 に示す。

高燃焼度燃料棒 PWR-13 は、ベース照射時のクリープダウンが低燃焼度燃料棒 PWR-5 より約 10  $\mu$ m 大きく、出力急昇時の外径増加も、28  $\mu$ m 大きくなっている。また、出力急昇時の PWR-13 の被覆管の周方向最大応力は、PWR-5 の約 2 倍の値になっている。このように燃焼度が高くなると被覆管の周方向最大応力が大きくなった原因は、被覆管のクリープダウン及びペレットのスエリングによるペレット-被覆管ギャップの減少、被覆管の照射硬化、FP ガス放出の増大によるペレット-被覆管のギャップコンダクタンスの低下に伴う燃料中心温度の上昇等の効果が重なったためと考えられる。前節で述べたように、出力急昇時の FP ガス放出率は、燃焼度依存性を示しており、FEMAXI-III の FP ガス放出率の計算値は、高燃焼度での FP ガス放出率を過小評価する傾向があるため、実際には、さらに中心温度が高くなり、最大周方向応力も大きくなるものと推定される。

## 6. ハンデル軽水炉燃料出力急昇試験条件についての考察

ハンデル軽水炉燃料出力急昇試験は、軽水炉条件を模擬するために、ハンデル炉内の高圧水ループ中で、冷却水条件を軽水炉条件に合わせて行われたが、燃料の濃縮度は、13%と高い等、実際の軽水炉とは異なる条件も存在する。そこで、ハンデル炉での軽水炉燃料出力急昇試験条件の特性を、PWR条件及びハンデル炉条件(3.4 MPa, 240℃)と比較するために、各条件下での出力急昇試験時の燃料挙動の計算をPWR版FEMAXI-IIIコードを用いて行った。

計算は、17×17型PWR燃料(スタック長448mm)について、ハンデル軽水炉燃料出力急昇試験条件、PWR条件、ハンデル炉条件の3ケースについて行った。計算条件をTable 9に示す。各試験条件の主な違いは、冷却水条件、燃料濃縮度、高速中性子束の差である。ハンデル軽水炉燃料出力急昇試験条件では、冷却水温度、圧力が、PWR条件となっている一方、燃料の濃縮度は、13%と高く、また、高速中性子束は、低くなっている。ハンデル炉では、1983年に炉心の改造を行い、現在では、3~5%濃縮度の燃料棒の出力急昇試験が可能であるが、これまでの出力急昇試験は主として7~13%の濃縮度の燃料棒を用いているため、今回の解析では、ハンデル炉条件の燃料の濃縮度を10%とした。ハンデル軽水炉燃料出力急昇試験の高速中性子束は、核計算コードSRAC<sup>(6)</sup>を用いて、ハンデル炉のPWR型基礎照射リグ(上下クラスター各6本)を簡略化したセルにモデル化して計算を行った。

出力急昇時の中心温度、変形、応力等の計算結果をTable 10に示す。ハンデル炉条件は、燃料中心温度が最も高く、また、FPガス放出率も最大となっている。一方、PWR条件では、基礎照射中のクリープダウンが最も大きく、被覆管の周方向最大応力が、3ケースのなかで最大となっている。また、ハンデル軽水炉燃料出力急昇試験では、燃料中心温度、FPガス放出率、被覆管周方向最大応力が、3ケースの中で最も小さくなっており、ハンデル軽水炉燃料出力急昇試験の実験条件は、同じ出力のPWR条件及びハンデル炉条件での実験と比較して、燃料棒にとっては、厳しくないことがわかる。

この原因としては、ハンデル軽水炉燃料出力急昇試験条件では、高温高圧水中でのクリープダウンにより、ギャップが小さくなり、また、高濃縮ウラン(13%)を用いているため、中心温度が低く抑えられたこと、高速中性子束がPWR条件より小さく、被覆管の照射硬化があまり進行しなかったことが挙げられる。

一方、ハンデル炉条件では、冷却水温度・圧力がPWR条件より低いために被覆管のクリープダウンが小さく、ギャップの減少がほとんどない。また、封入ヘリウムガス圧が1気圧と低いため、FPガス放出によるギャップ部のギャップコンダクタンスの低下が大きく、中心温度が高くなった。

PWR条件の燃料棒は、高速中性子束が大きいため、基礎照射中のクリープダウンが大きく、ギャップが減少し、また、高速中性子束による被覆管の照射硬化が大きく、被覆管の周方向最大応力が大きくなった。また、濃縮度が小さいために、ペレット中心部での発熱量の低下が小さく、燃料中心温度が高くなった。

以上を整理すると、PWR 条件及びハルデン炉条件での照射では、ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験の燃料挙動と比較して次のような差が生じる。

(1) PWR 条件

中心温度が約 130 °C 高くなる。基礎照射中のクリープダウンが大きくなり、被覆管の周方向応力が大きくなる。

(2) HBWR 条件

中心温度が約 200 °C 高くなる。基礎照射中のクリープダウンは、非常に小さいが、中心温度が高いため、被覆管の周方向最大応力は大きくなる。

## 7. 結 論

(1) ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験データを用いて、PWR 版 FEMAXI-III コードの検証を行った。検証結果は、以下のとおりであり、FP ガス放出を除いて、計算値は、実験値とほぼ良い一致を示し、燃焼度 20 MWd/kg UO<sub>2</sub> までの燃料に対する PWR 版 FEMAXI-III コードの有効性が示された。

(a) FP ガス放出：計算値は、FP ガス放出を過小評価する傾向にある。

(b) 基礎照射時のクリープダウン：被覆管の熱クリープに係わる係数を標準加圧燃料棒のデータを用いて調整することにより、低加圧燃料棒の計算値と実験値も、ほぼ一致した。

(c) 出力急昇時の外径変化：基礎照射中のクリープダウンの計算値と測定値が一致している燃料棒については、出力急昇時の外径変化もほぼ一致した。

(d) リッジ高さ：計算値は、測定値に較べてやや低めの値となった。

(2) PWR 版 FEMAXI-III コードにより実験マトリックスの補完を行い、以下のことを明らかにした。

(a) 短尺ペレットは、標準長さのペレットに較べ被覆管の最大応力を低く抑え 2 次リッジの発生を抑制する効果がある。また、チャンファー付ペレットは、チャンファー無しペレットに較べて、被覆管の応力を抑える効果がある。

(b) 燃焼度が大きくなると、被覆管のクリープダウンとペレットのスェリングにより、ギャップが小さくなり、また、被覆管が照射硬化を起こすため、出力急昇時に大きな応力が発生する。

(3) PWR 版 FEMAXI-III コードを用いて、ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験条件を PWR 条件及びハルデン炉 (HBWR) 条件での出力急昇試験と比較し、以下のことを明らかにした。

(a) ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験条件の場合、高濃縮度 (13 %) であるため、燃料中心温度が低くなる。また、高速中性子束が小さいため出力急昇試験時の被覆管応力も低くなる。

(b) PWR 条件では、高速中性子束が大きく、クリープダウンが大きいこと、濃縮度が小さいために中心温度が高くなることにより、出力急昇試験時の被覆管応力及び燃料中心温度がハルデン軽水炉燃料出力急昇試験条件より大きくなる。

以上を整理すると、PWR 条件及びハルデン炉条件での照射では、ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験の燃料挙動と比較して次のような差が生じる。

(1) PWR 条件

中心温度が約 130 °C 高くなる。基礎照射中のクリープダウンが大きくなり、被覆管の周方向応力が大きくなる。

(2) HBWR 条件

中心温度が約 200 °C 高くなる。基礎照射中のクリープダウンは、非常に小さいが、中心温度が高いため、被覆管の周方向最大応力は大きくなる。

## 7. 結 論

(1) ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験データを用いて、PWR 版 FEMAXI-III コードの検証を行った。検証結果は、以下のとおりであり、FP ガス放出を除いて、計算値は、実験値とほぼ良い一致を示し、燃焼度 20 MWd/kg UO<sub>2</sub> までの燃料に対する PWR 版 FEMAXI-III コードの有効性が示された。

(a) FP ガス放出：計算値は、FP ガス放出を過小評価する傾向にある。

(b) 基礎照射時のクリープダウン：被覆管の熱クリープに係わる係数を標準加圧燃料棒のデータを用いて調整することにより、低加圧燃料棒の計算値と実験値も、ほぼ一致した。

(c) 出力急昇時の外径変化：基礎照射中のクリープダウンの計算値と測定値が一致している燃料棒については、出力急昇時の外径変化もほぼ一致した。

(d) リッジ高さ：計算値は、測定値に較べてやや低めの値となった。

(2) PWR 版 FEMAXI-III コードにより実験マトリックスの補完を行い、以下のことを明らかにした。

(a) 短尺ペレットは、標準長さのペレットに較べ被覆管の最大応力を低く抑え 2 次リッジの発生を抑制する効果がある。また、チャンファー付ペレットは、チャンファー無しペレットに較べて、被覆管の応力を抑える効果がある。

(b) 燃焼度が大きくなると、被覆管のクリープダウンとペレットのスェリングにより、ギャップが小さくなり、また、被覆管が照射硬化を起こすため、出力急昇時に大きな応力が発生する。

(3) PWR 版 FEMAXI-III コードを用いて、ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験条件を PWR 条件及びハルデン炉 (HBWR) 条件での出力急昇試験と比較し、以下のことを明らかにした。

(a) ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験条件の場合、高濃縮度 (13 %) であるため、燃料中心温度が低くなる。また、高速中性子束が小さいため出力急昇試験時の被覆管応力も低くなる。

(b) PWR 条件では、高速中性子束が大きく、クリープダウンが大きいこと、濃縮度が小さいために中心温度が高くなることにより、出力急昇試験時の被覆管応力及び燃料中心温度がハルデン軽水炉燃料出力急昇試験条件より大きくなる。

- (c) HBWR 条件の場合、冷却材圧力、温度とも低く、基礎照射時のクリープダウンが非常に小さい。また、初期ヘリウム圧が小さいために、出力急昇試験時のギャップコンダクタンスの低下が大きく、燃料中心温度がハルデン軽水炉燃料出力急昇試験条件の場合より高くなる。これに伴い、出力急昇試験時の被覆管応力もハルデン軽水炉燃料出力急昇試験条件より大きくなる。

## 謝 辞

この研究は、ハルデン共同研究の一環として行われた。PWR 版 FEMAXI-III コードは、公開コード FEMAXI-III をもとに四国電力(株)と原子燃料工業(株)の共同研究(昭和 59 年度～昭和 60 年度)により PWR 燃料用に改良されたコードであり、本試験の解析に使用させていただいた。OECD ハルデンプロジェクトには、ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験の遂行にあたり多くの協力をいただいた。また、燃料挙動安全研究室の内田正明氏には、本報告をまとめるにあたり、貴重な討論及び助言をいただいた。ここに、謹んで関係諸氏に謝意を表する。

- (c) HBWR 条件の場合、冷却材圧力、温度とも低く、基礎照射時のクリープダウンが非常に小さい。また、初期ヘリウム圧が小さいために、出力急昇試験時のギャップコンダクタンスの低下が大きく、燃料中心温度がハルデン軽水炉燃料出力急昇試験条件の場合より高くなる。これに伴い、出力急昇試験時の被覆管応力もハルデン軽水炉燃料出力急昇試験条件より大きくなる。

## 謝 辞

この研究は、ハルデン共同研究の一環として行われた。PWR 版 FEMAXI-III コードは、公開コード FEMAXI-III をもとに四国電力(株)と原子燃料工業(株)の共同研究(昭和 59 年度～昭和 60 年度)により PWR 燃料用に改良されたコードであり、本試験の解析に使用させていただいた。OECD ハルデンプロジェクトには、ハルデン軽水炉燃料出力急昇試験の遂行にあたり多くの協力をいただいた。また、燃料挙動安全研究室の内田正明氏には、本報告をまとめるにあたり、貴重な討論及び助言をいただいた。ここに、謹んで関係諸氏に謝意を表する。

## 参 考 文 献

- (1) K.O. Vilpponen et al. : "Fuel Performance under Power Ramp Conditions in HBWR". IAEA Specialist's Meeting on Pellet Cladding Interaction in Water Reactor, Riso, Sept. 1980
- (2) STIR-53 : Final Report of the Inter-Ramp Project, Aug. 1979
- (3) STUDSVIK-STOR-37 : Final Report, May 1981
- (4) 柳澤和章他 : "軽水炉燃料のペレット-被覆相互作用, (1) PWR 型燃料棒", 原子力誌, 28(7), 641(1986)
- (5) 柳澤和章, H. Devold : "軽水炉燃料のペレット-被覆相互作用, (2) BWR 型燃料棒" 原子力誌, 28(8), 771(1986)
- (6) M. Ichikawa et al : "Studies of LWR Fuel Performance under Power Ramping and Power Cycling Utilizing Inpile Measurement and Fuel Modeling", ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Williamsburg, 1988
- (7) T. Nakajima et al : "FEMAXI-III : A Computer Code for the Analysis of Thermal and Mechanical Behavior of Fuel Rods", JAERI-1298, 1985
- (8) E.A. Walton and J.E. Matheson : "Fumac-A New Model for Light Water Reactor Fuel Relocation and Pellet-Cladding Interaction", Nucl. Technol., 64, 127 (1984)
- (9) A. Ahlin and M. Edenius, Part II, Caps. 6 and 7 of the ARMP System Documentation, EPRI CCM-1, Electric Power Research Institute (1977)
- (10) F.W. Dittus and L.M.K. Boelter, Univ. Calif. Pubs, Eng. 2, 443 (1930)
- (11) J.R.S. Thom et al, Proc. Inst. Mech. Engr., Pt, C, 180-3 (1966) , 226.
- (12) J. Killeen and A. Haaland (1986) Private communication
- (13) C. Vitanza et al : "Fission Gas Release from UO<sub>2</sub> Pellet Fuel at High Burnup", ANS Topical Meeting, Portland, USA, (1979)
- (14) T. Nakajima and H. Saito : "A comparison between fission gas release data and FEMAXI-IV calculations", Nucl. Eng. Des. 101 (1987) 267
- (15) 内田正明, 斎藤裕明 : "実炉燃料照射データによる FEMAXI-IV コードの検証" JAERI-M 90-002 (1990)
- (16) K. Tsuchihashi et al : "Revised SRAC Code System", JAERI-1302, 1986



Table 1 Specification of PWR fuel rod and base irradiation condition in high pressure loop at HBWR.

Rod No.		PWR5	PWR6	PWR11	PWR13	PWR14	PWR15
Cladding	inner radius(mm)	8.377	8.377	8.371	8.366	8.366	8.371
	outer radius(mm)	9.517	9.517	9.511	9.506	9.506	9.511
Pellet	shape	dish	dish chamf.	dish	dish	dish	dish cham.
	radius (mm)	8.202	8.20	8.19	8.19	8.19	8.19
	height (mm)	13.6	10.5	13.6	13.64	13.63	10.5
	dish radius(mm) height(mm)	6.0 0.3	4.5 0.3	6.0 0.3	6.0 0.3	6.0 0.3	4.5 0.3
	chamf.length(mm) height(mm)	—	0.5 0.3	—	—	—	0.5 0.3
	density (%TD)	95	95	95	95	95	95
Fuel rod	init.press.(MPa) (He 100%)	3.2	1.5	1.5	3.2	3.2	1.5
	weight of UO <sub>2</sub> (g)	243	243	243	243	243	243
	stack length(mm)	448	448	448	448	448	448
	plenum vol.(cm <sup>3</sup> )	4.1	3.9	5.65	5.5	5.65	5.6
	burnup (MWd/kgUO <sub>2</sub> )	9.9	9.7	12.9	20.7	21.3	13.7
Coolant	pressure(MPa)	15	15	15	15	15	15
	inlet temp.(°C)	285	285	300	300	300	300
Cluster	position during base irradi.	lower	lower	upper	upper	upper	upper
Fast neutron flux during base irradi.(10 <sup>12</sup> n/cm <sup>2</sup> ·s)		9.2	9.2	9.2	9.2	9.2	9.2

Table 2 Characteristics of PWR rods analysed with FEMAXI-III PWR version.

PWR5	standard
PWR6	low-pressurized,dish-chamfer short pellet
PWR11	low-pressurized,failed during ramp test
PWR13	standard,power cycling test
PWR14	standard,reference for power cycling test
PWR15	low-pressurized,dish-chamfer short pellet

Table 3 Ramp test conditions.

Rod No.	PWR5	PWR6	PWR11	PWR13	PWR14	PWR15
Characteristic of the rod	stand. LBU	low P chamf. LBU	low P LBU	stand. Cycle HBU	stand. HBU	low P chamf. LBU
Conditioning ALHR(kW/m)	25	25	20	20	20	23
Conditioning time(hr)	24	22	22	39	27	24
Ramp rate(kW/m·min)	2.5	2.5	2.5	0.092	2.5*	2.5
Maximum ALHR(kW/m)	50	50	50	45	45	47.5
Time kept at Max.ALHR(h)	24	24	2**	116	116	24
Number of power cycling	—	—	—	621	—	—

\* Ramp rate between 40 and 45 kW/m was 0.083 kW/m·min.

\*\* Failed after 2 hours kept at maximum power.

Table 4 Results of calculation.

Rod No.	PWR5	PWR6	PWR11	PWR13	PWR14	PWR15
Characteristics of the rod	stand. LBU	low P chamf. LBU	low P LBU	stand. Cycle HBU	stand. HBU	low P chamf. LBU
Max.ALHR(kW/m)	50	50	50	45	45	47.5
Fuel center temperature(°C)	1814	1825	1838	1644	1643	1735
Fission gas release (%) (calculation)	12.5	12.5	13.0	7.4	7.5	9.5
Fission gas release (%) (measurement)	23.5	12.8	—	18.9	18.1	16.2
Creepdown at the end of base irradiation (μm) (calculation)	24	32	33	31	32	35
Creepdown at the end of base irradiation (μm) (measurement)	12	31	40	31	30	33
Max. tensile stress of cladding (MPa)	155	190	206	188	192	165

Table 5 Cladding diameter increase during ramp test.

	Characteristic of rod			Fuel dia.increase ( $\mu\text{m}$ )		LHR during dia.meas. (kW/m)
	press.	shape	burnup	measurement	calculation	
PWR5	stand.	dish	low	3	13	43.5
PWR6	low	chamf.	low	5	15	43.5
PWR11	low	dish	low	22	18	43.5
PWR13	stand.	dish	high	14	17	39.2
PWR14	stand.	dish	high	16	17	39.2
PWR15	low	chamf.	low	9	14	41.3

Table 6 Ridge height during ramp test.

	Characteristic of rod			Ridge height ( $\mu\text{m}$ )		LHR during dia.meas. (kW/m)
	press.	shape	burnup	measurement	calculation	
PWR5	stand.	dish	low	7	9.2	43.5
PWR6	low	chamf.	low	15	9.2	43.5
PWR11	low	dish	low	14	10.4	43.5
PWR13	stand.	dish	high	16	9.6	39.2
PWR14	stand.	dish	high	18	9.6	39.2
PWR15	low	chamf.	low	9	8.2	41.3

Table 7 Effect of pellet shape on cladding deformation during ramp test.

		non-cham. short	chamfer standard	non-cham. standard	chamfer short(PWR6)
Creepdown during base irradiation ( $\mu\text{m}$ )		32	32	32	31
Max hoop stress (MPa)		202	199	204	190
Ridge height ( $\mu\text{m}$ ) at Max LHR	middle	0.2	4.0	3.4	0.8
	pel.end	11.0	11.6	9.8	11.6

Table 8 Effect of burnup on fuel behavior during ramp test.

		low burnup(PWR5)	high burnup(PWR13)
Fuel center temperature (°C)		1814	1875
Ridge height(μm) at max LHR	middle	6.0	7.4
	pellet end	10.4	6.2
Creepdown during base irradiation		24	34
Max hoop stress (MPa)		155	318
Diameter increase at ramp test(μm)		21	49

Table 9 Calculation conditions of each reactor type fuel.

	LWR ramp test at HBWR	PWR	HBWR
Coolant pressure (MPa)	15	15	3.4
Coolant temperature (°C)	285-320	285-320	240
Fast neutron flux(n/cm <sup>2</sup> s)	9.2x10 <sup>12</sup>	9x10 <sup>13</sup>	1.2x10 <sup>13</sup>
Initial rod pressure(MPa)	3.2	3.2	0.1
Enrichment (%)	13	3.1	10

Table 10 Calculation results of each reactor type fuel.

	LWR ramp test at HBWR	PWR	HBWR
Fuel center temperature(°C)	1814	1943	2022
Fission gas release (%)	12.5	18.5	25.6
Creepdown at base irr.(μm)	24	39	1.0
Max hoop stress (MPa)	155	284	206
Dia.increase at ramp(μm)	26.5	38.3	21.4

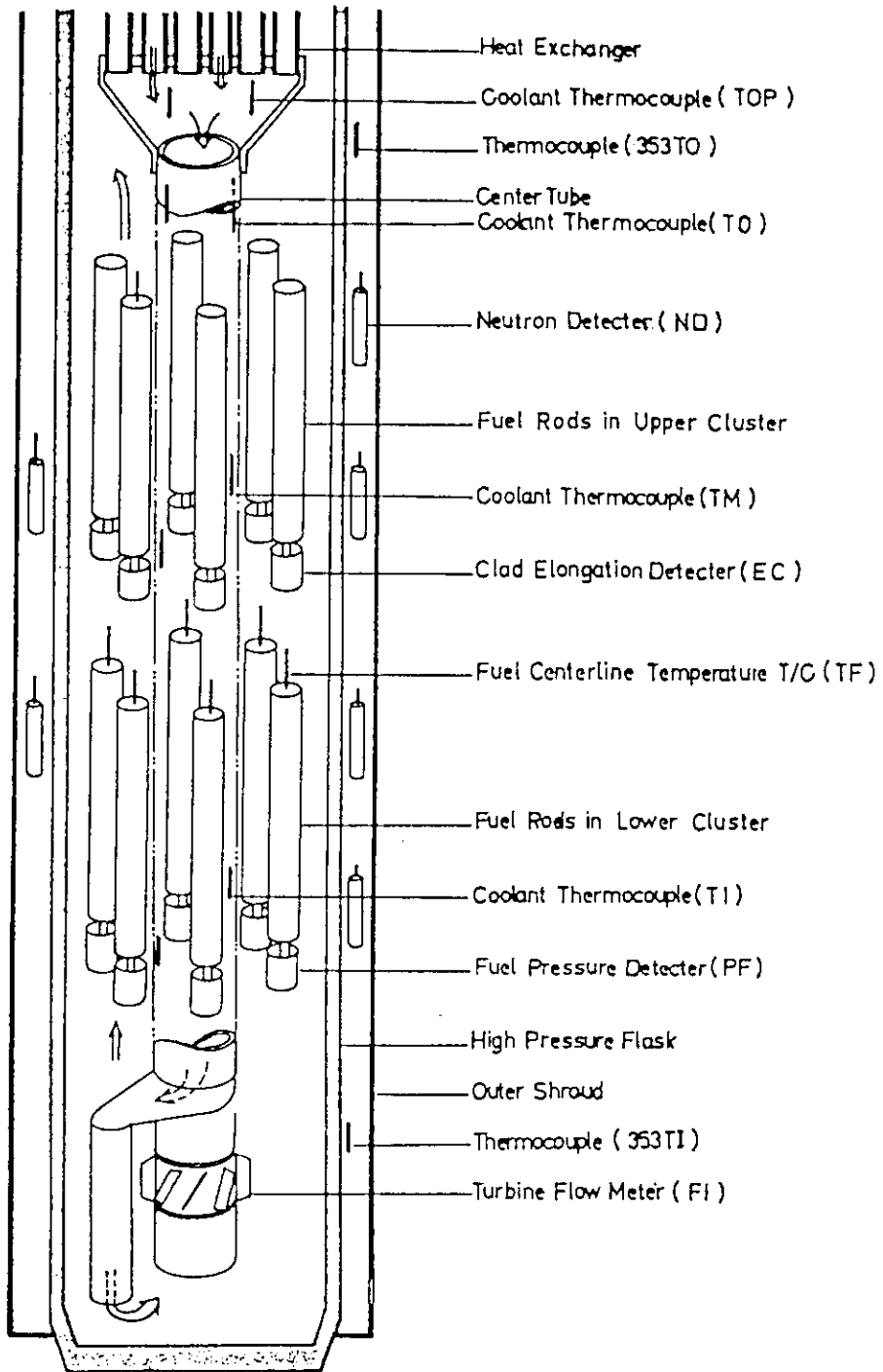


Fig. 1 Schematic configuration of the base irradiation rig in high pressure loop at HBWR.

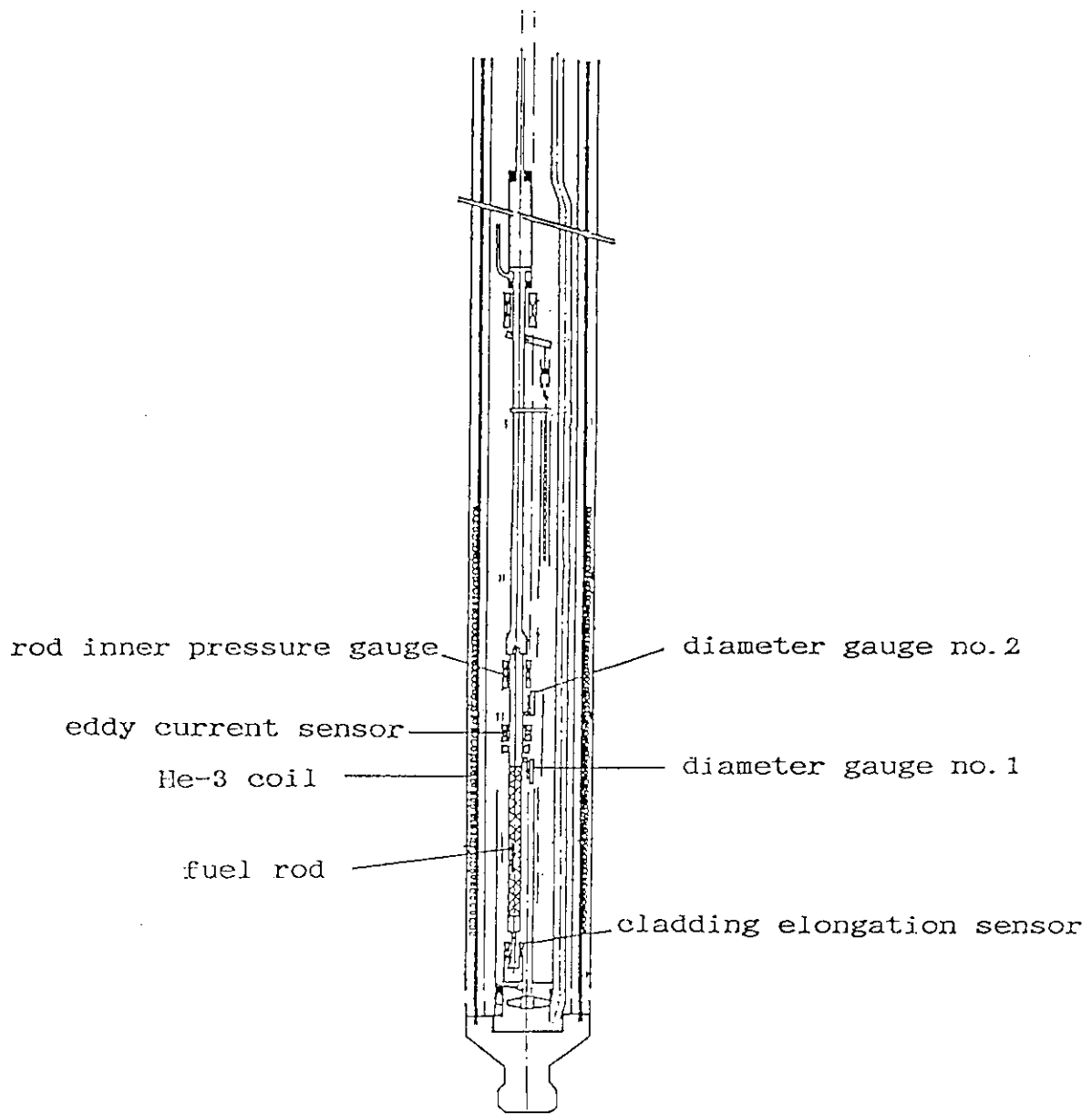


Fig. 2 Schematic configuration of the power ramp test rig in high pressure loop at HBWR.

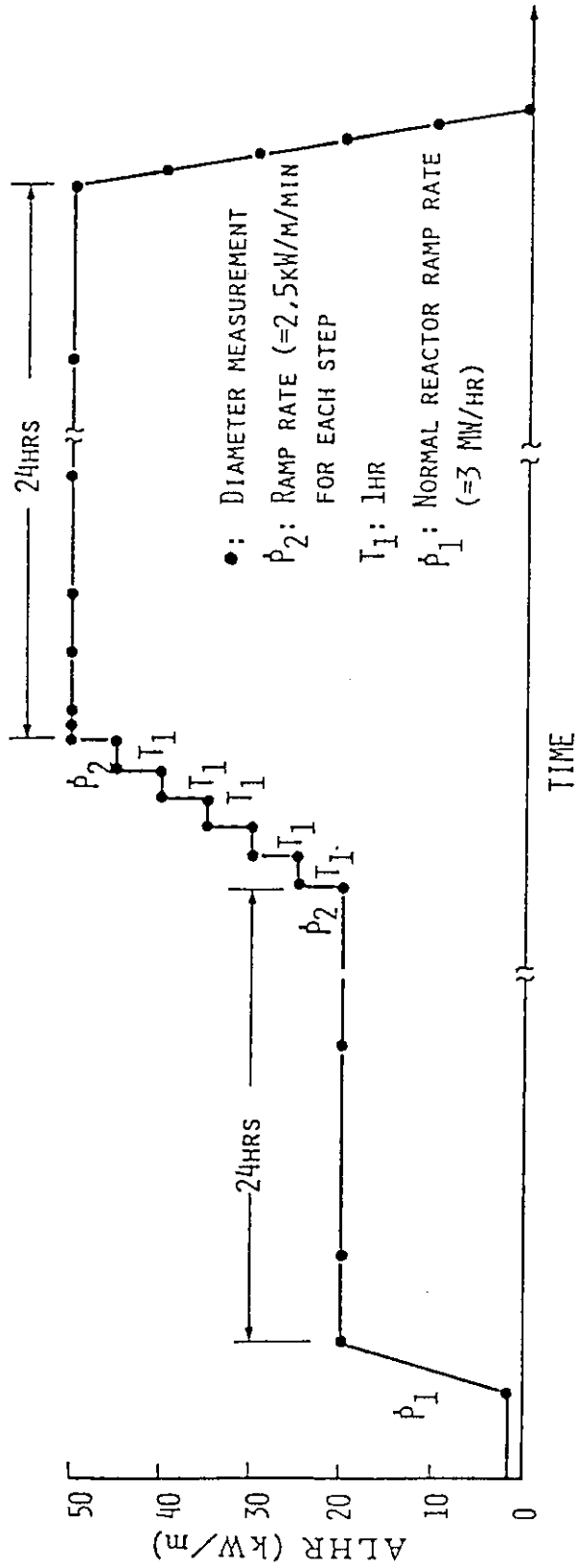


Fig. 3 Typical ramp test procedure.

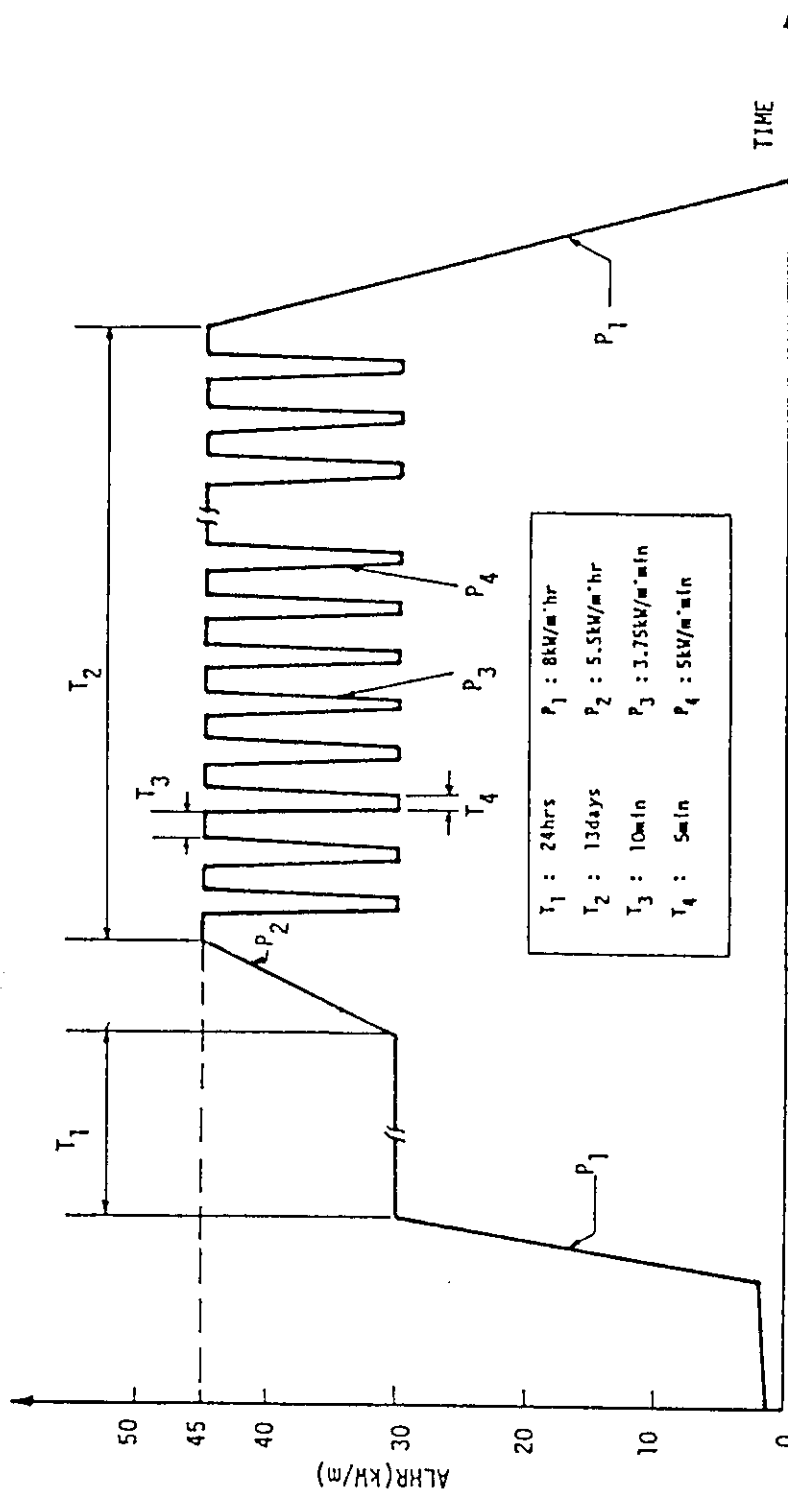


Fig. 4 Power cycling test procedure.



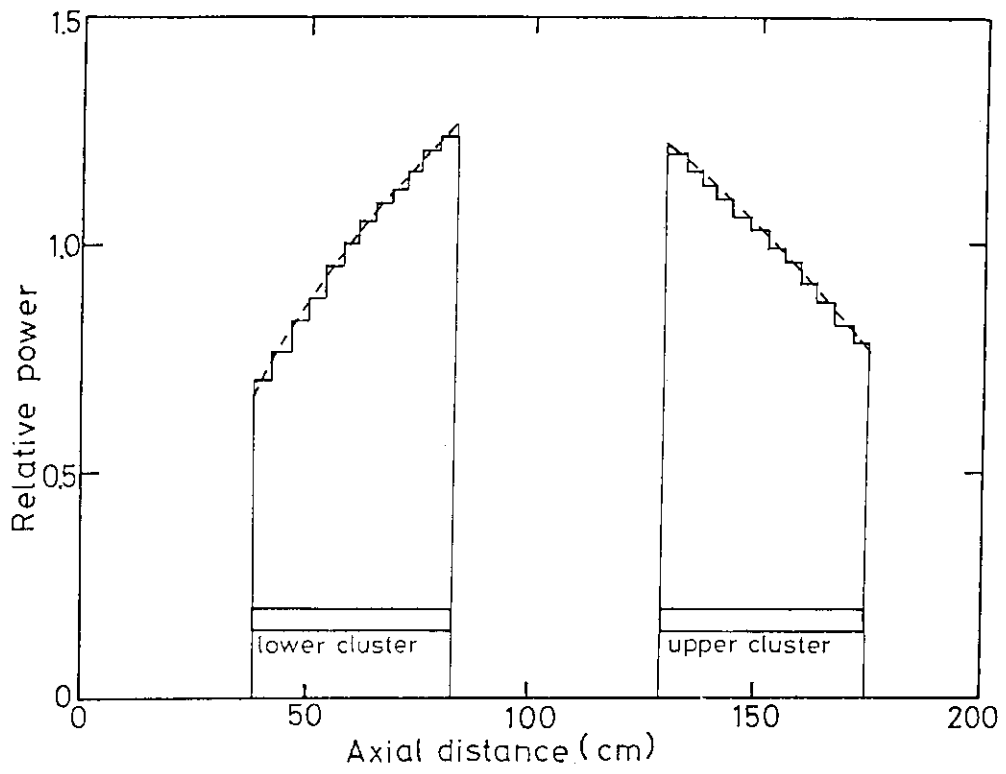


Fig. 5 Power distribution in the base irradiation rig.

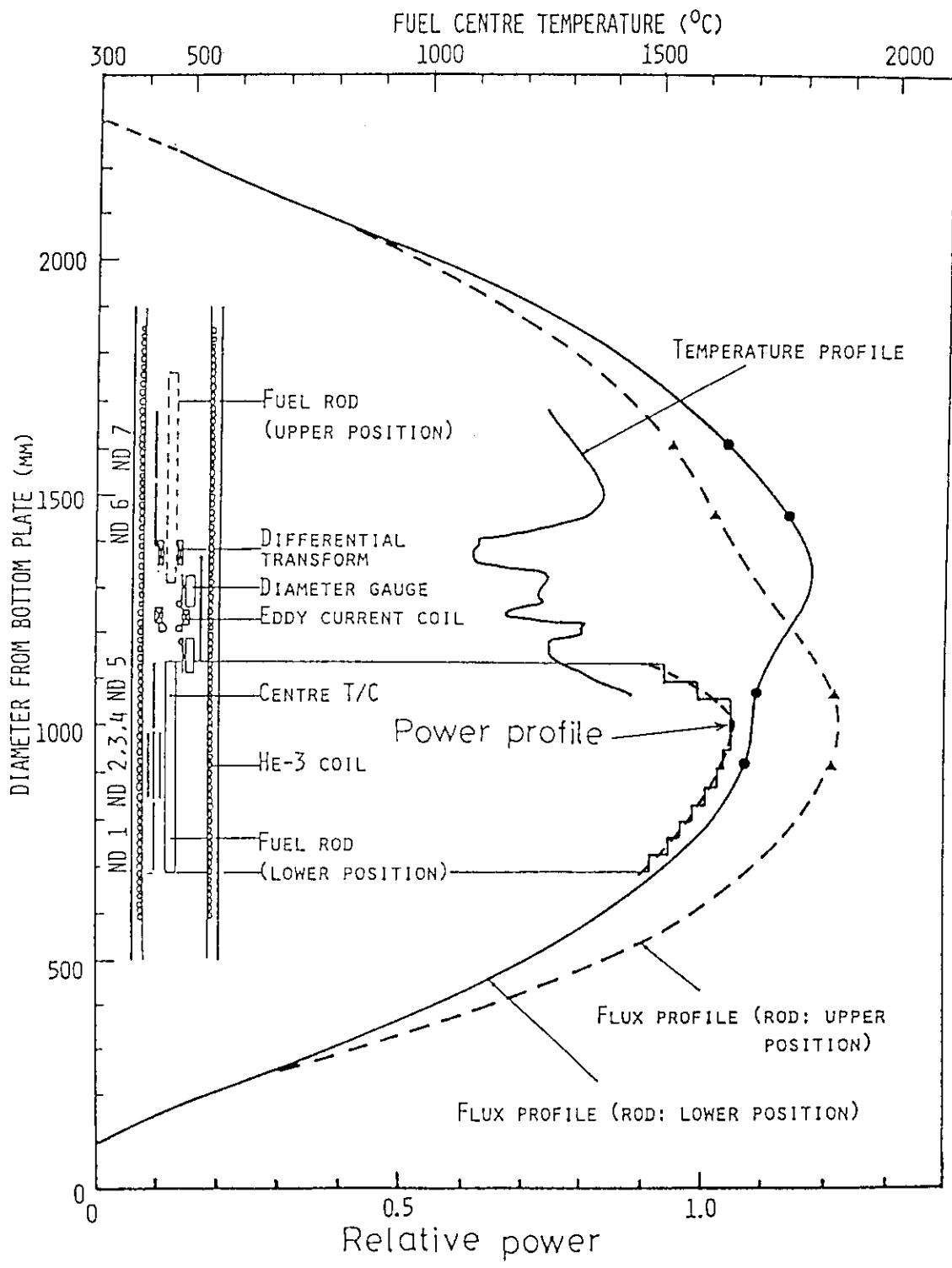


Fig. 6 Power distribution in the power ramp test rig.

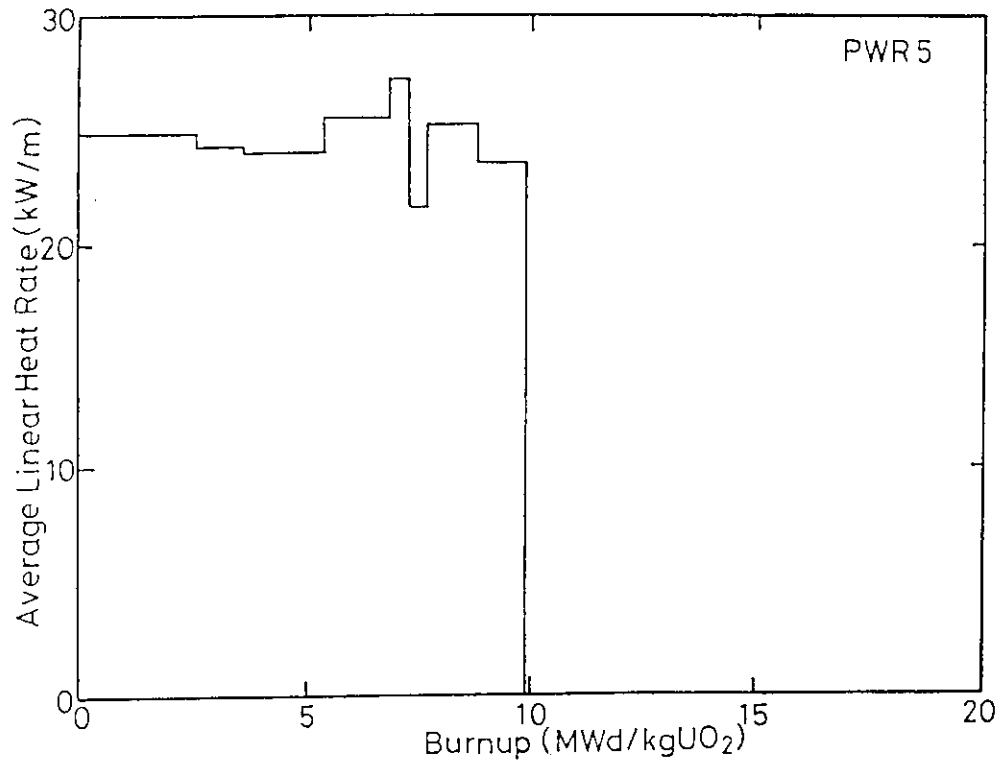


Fig. 7 Power history of PWR-5 during base irradiation.

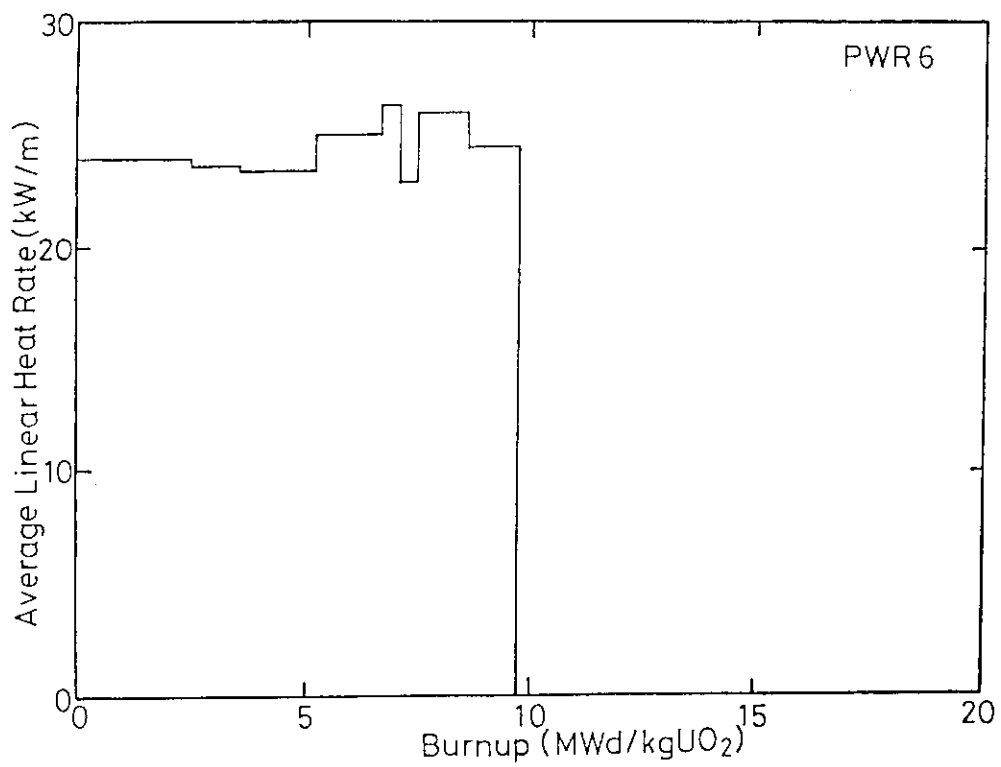


Fig. 8 Power history of PWR-6 during base irradiation.

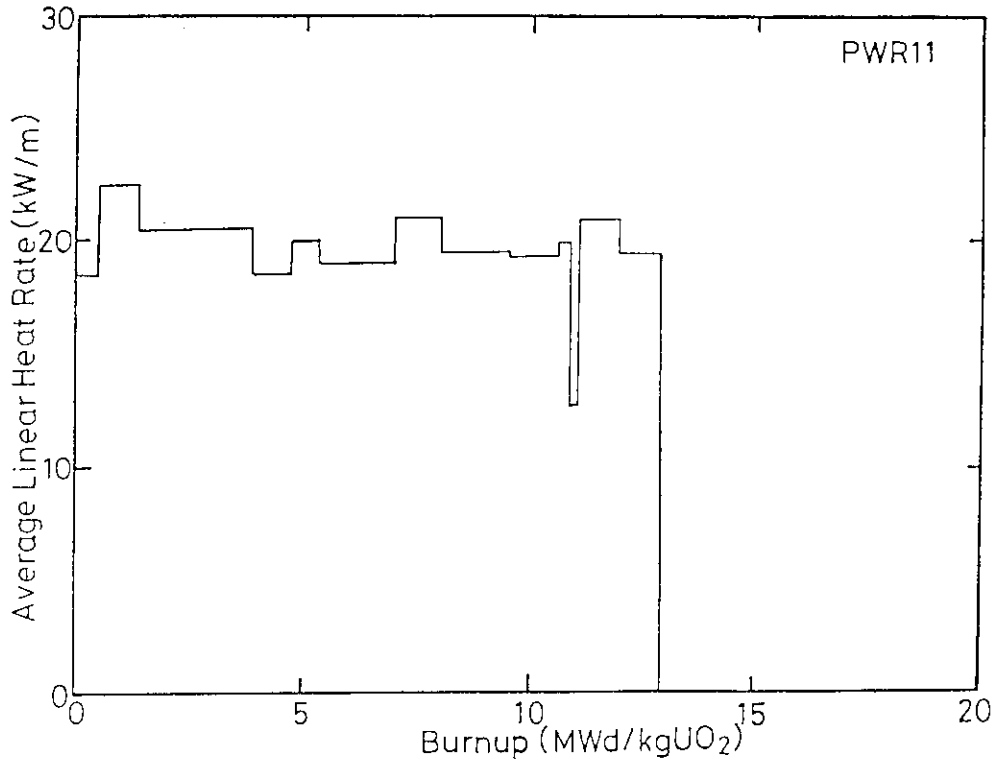


Fig. 9 Power history of PWR-11 during base irradiation.

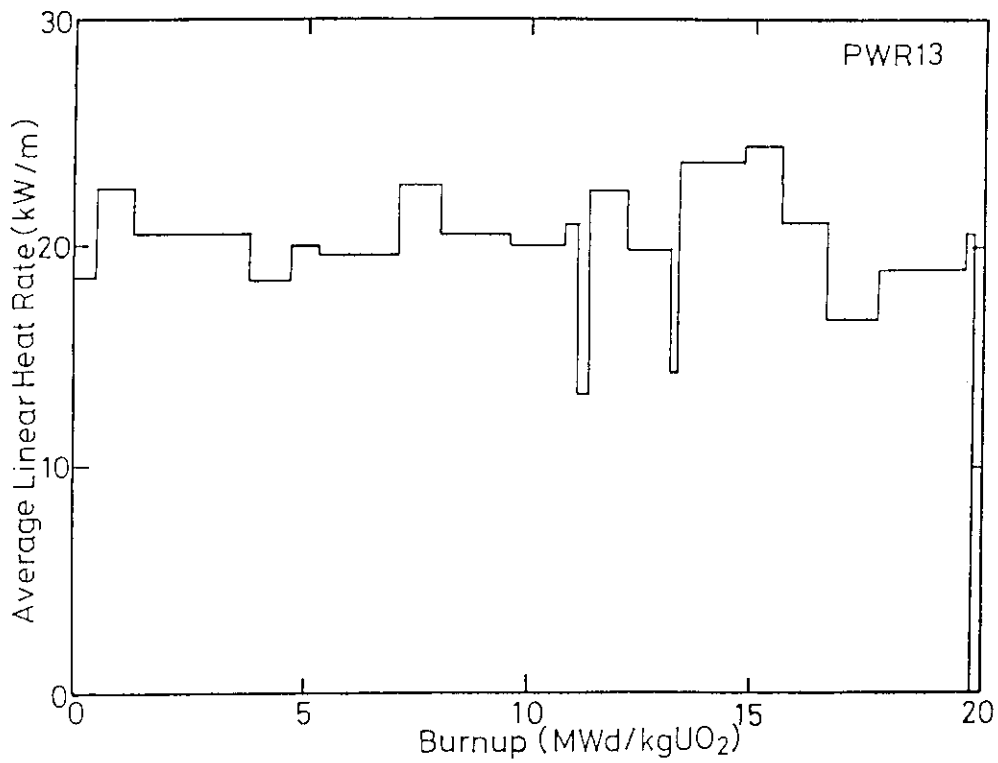


Fig. 10 Power history of PWR-13 during base irradiation.

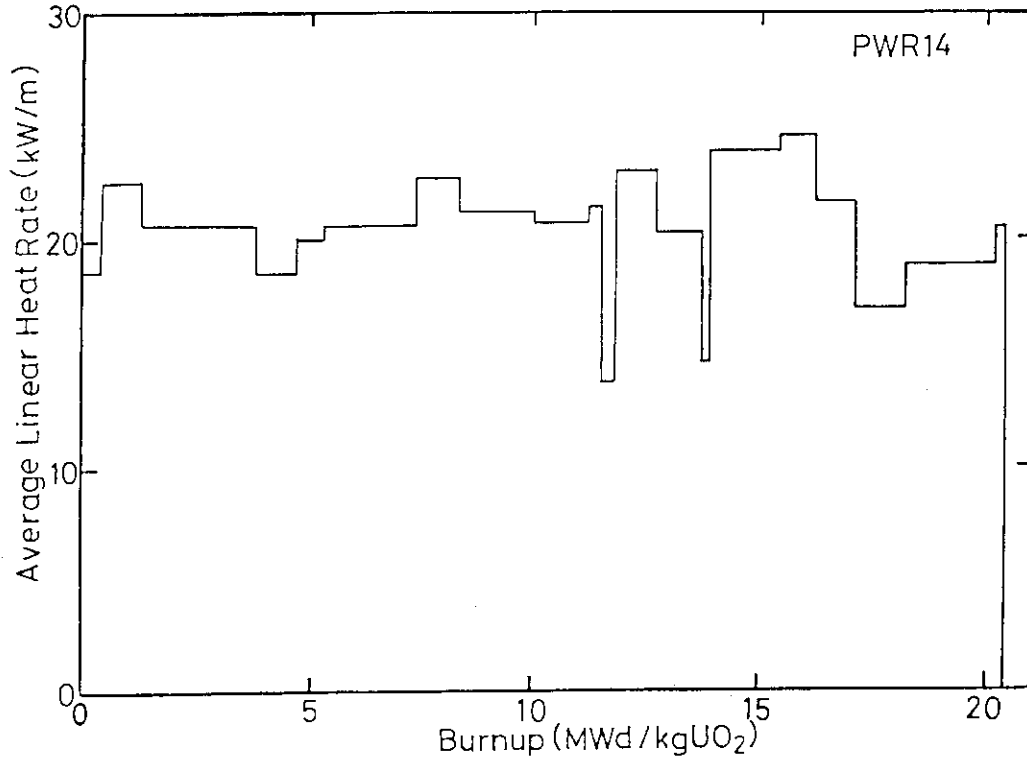


Fig. 11 Power history of PWR-14 during base irradiation.

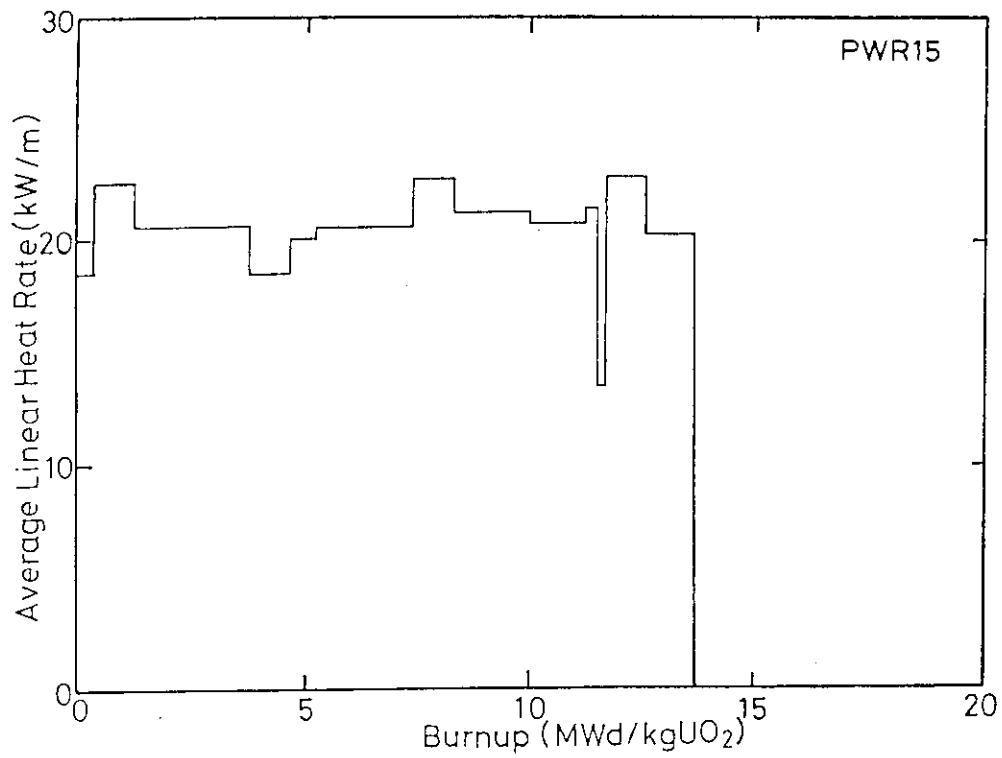


Fig. 12 Power history of PWR-15 during base irradiation.

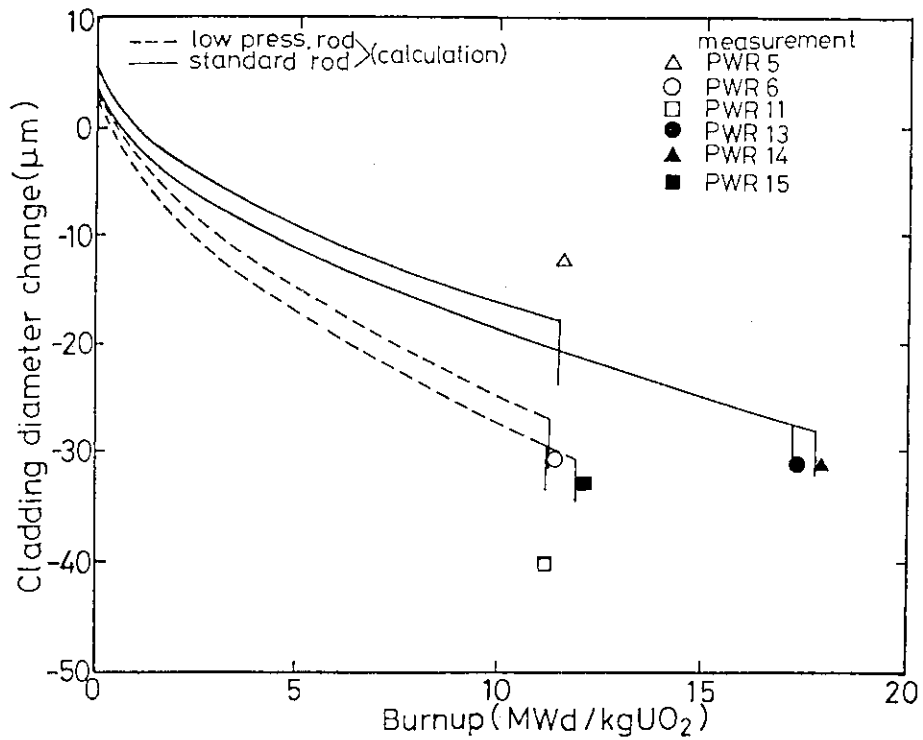


Fig. 13 Creepdown of cladding during base irradiation.

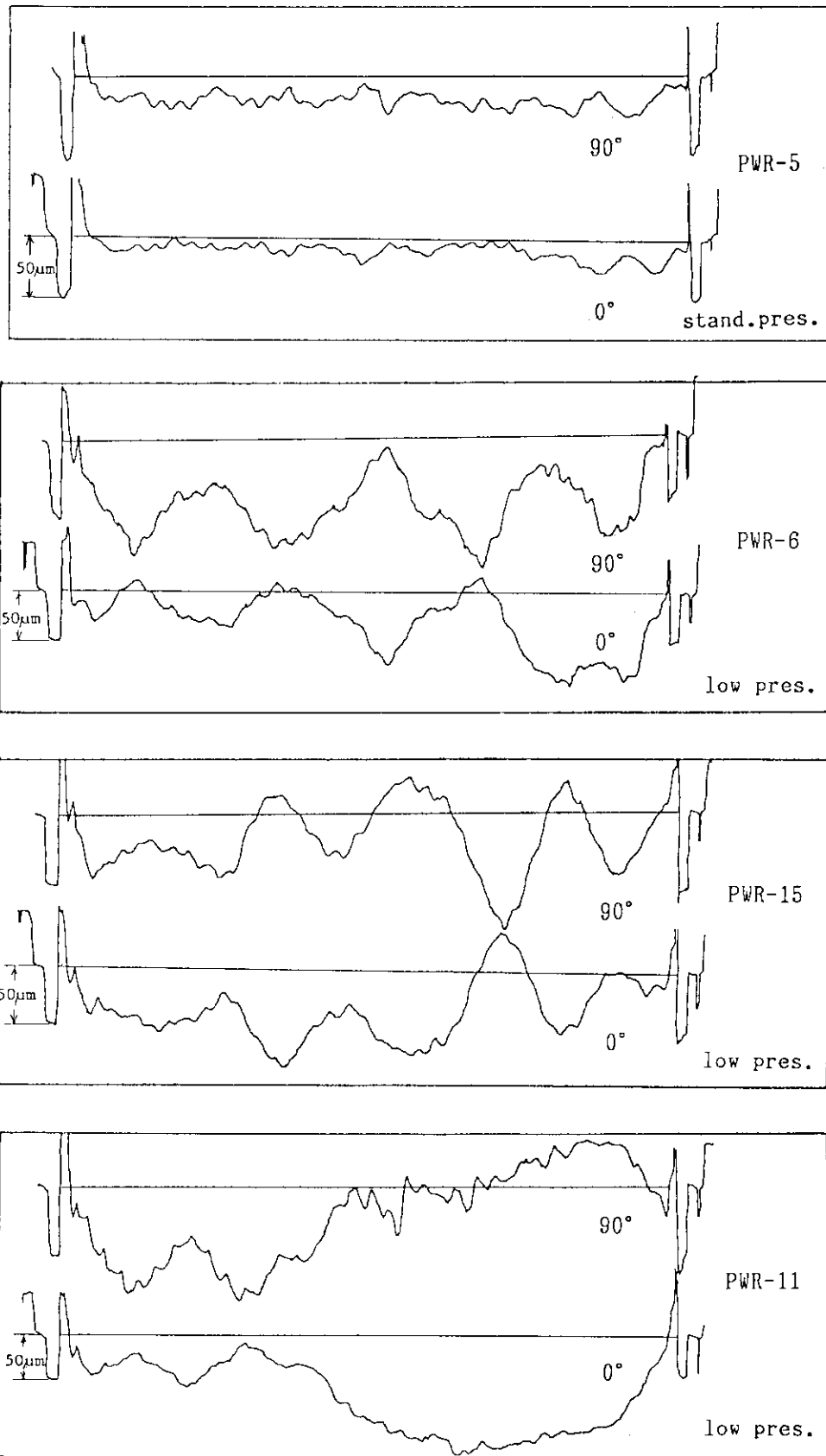


Fig. 14 Diameter trace of fuel rod at two directions after base irradiation.

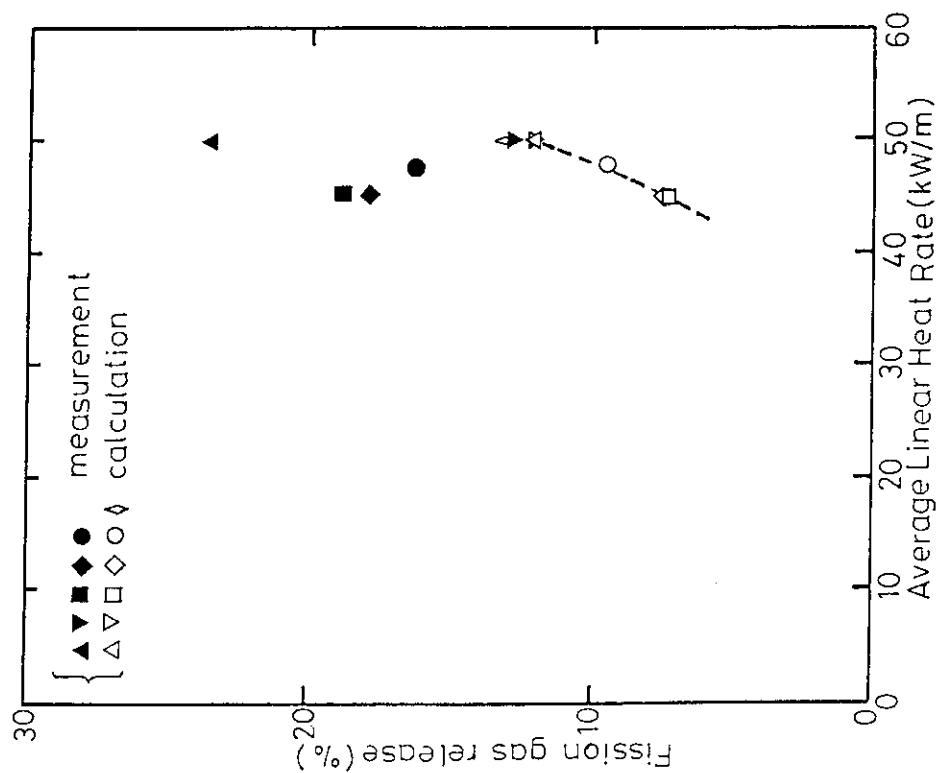


Fig. 16 Fission gas release during ramp test.  
(Dependence on linear heat rate)

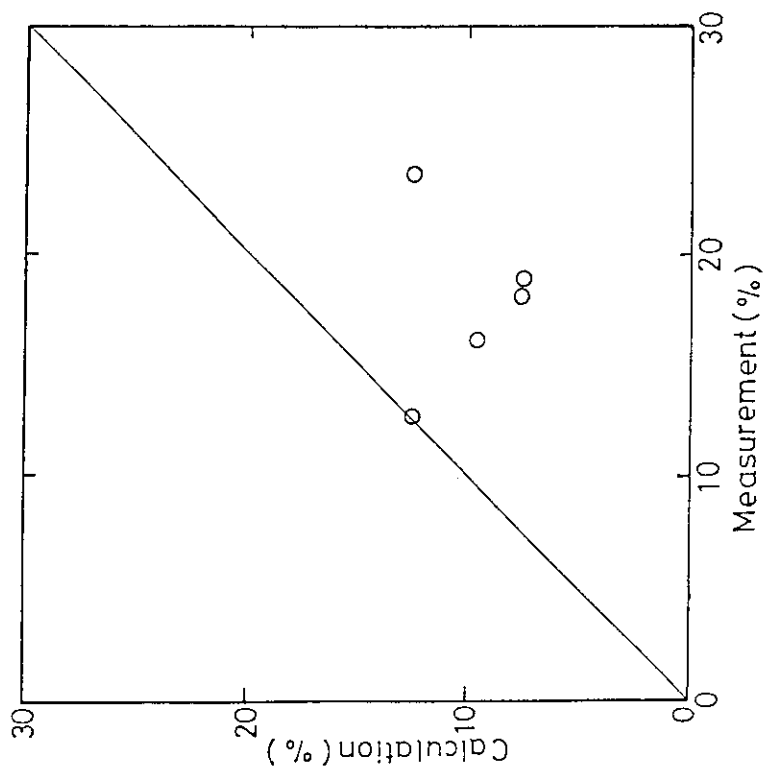


Fig. 15 Fission gas release during ramp test.  
(Comparison of calculation and measured values)



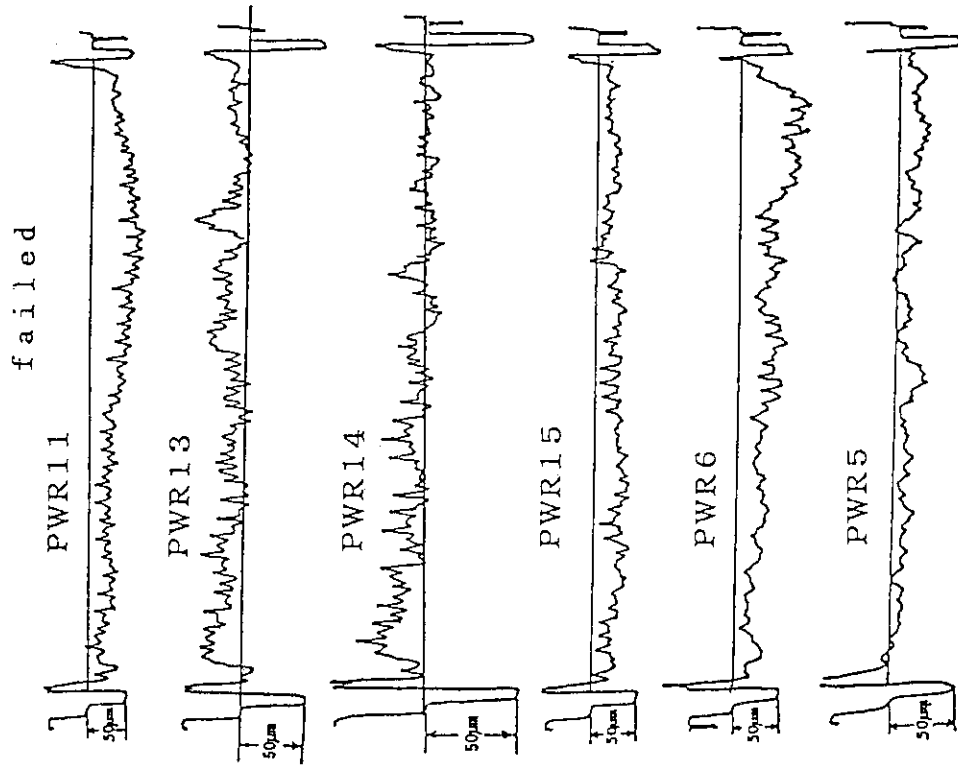


Fig. 18 Diameter trace during power ramp test.  
(During diameter measurement at Max. power)

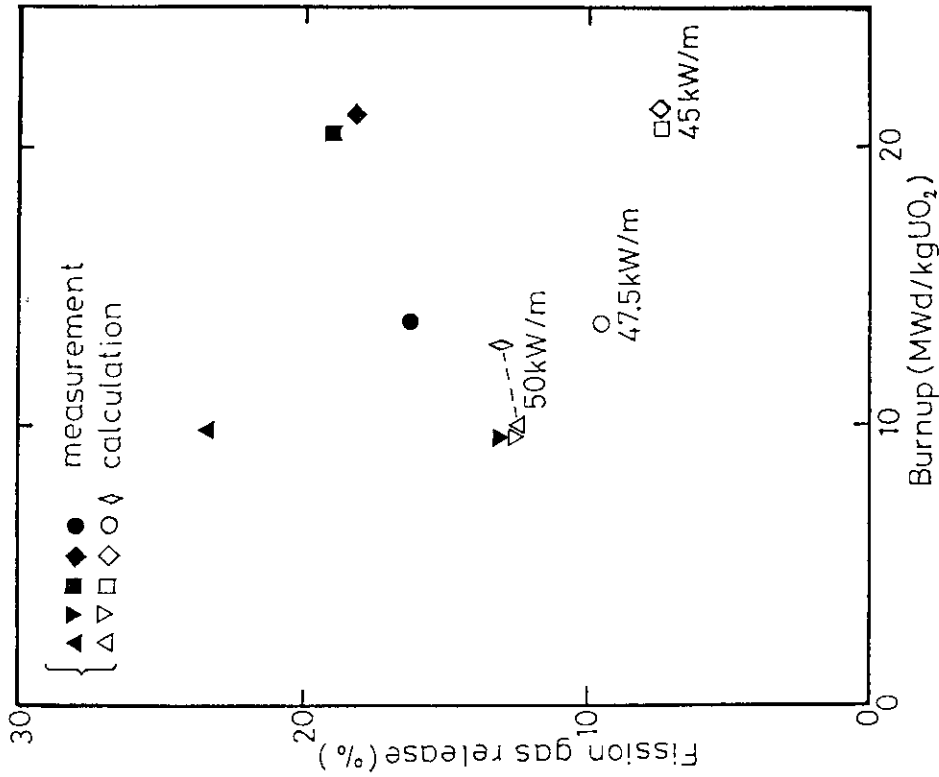


Fig. 17 Fission gas release during ramp test.  
(Dependence on burnup)

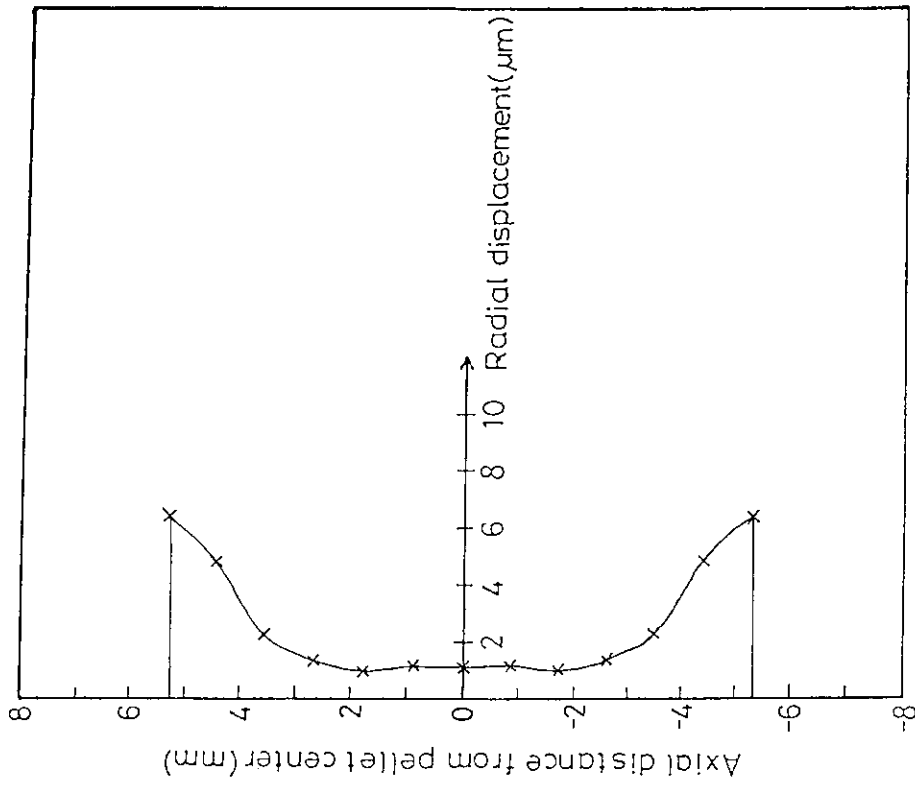


Fig. 20 Cladding diameter profile during power ramp (non-chamfered short pellet)

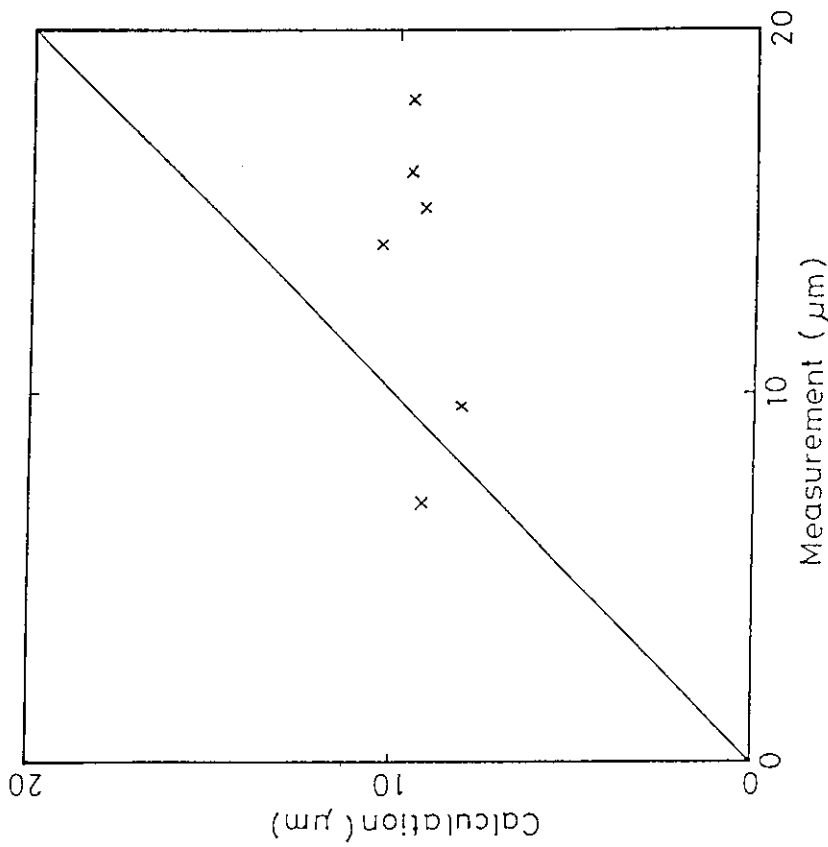


Fig. 19 Ridge height during power ramp test. (During diameter measurement at Max. power)

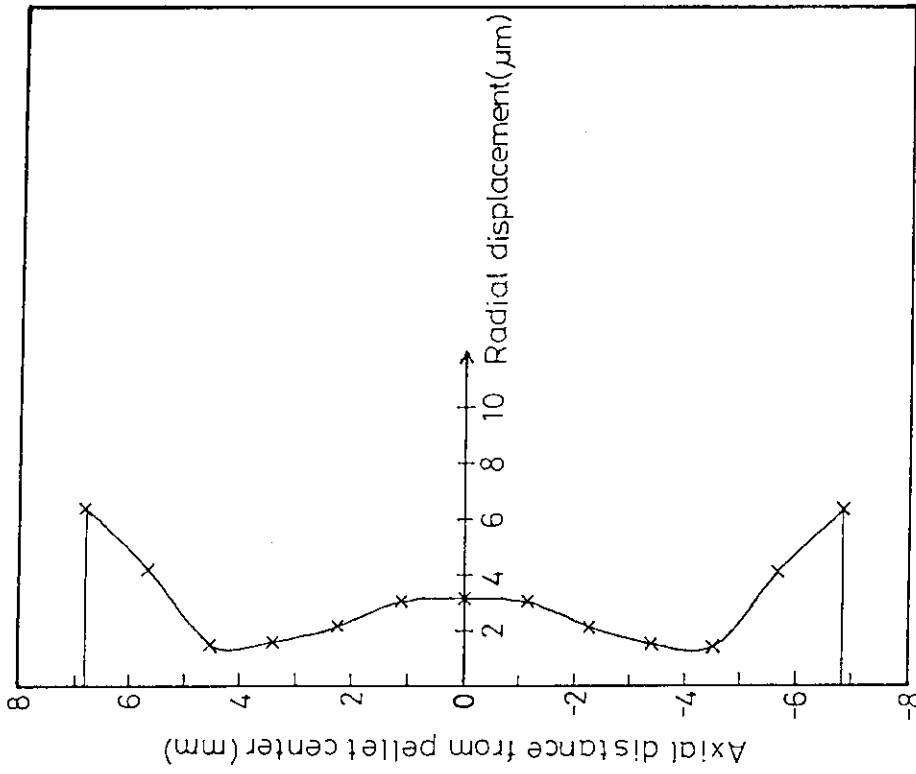


Fig. 22 Cladding diameter profile during power ramp (non-chamfered standard pellet)

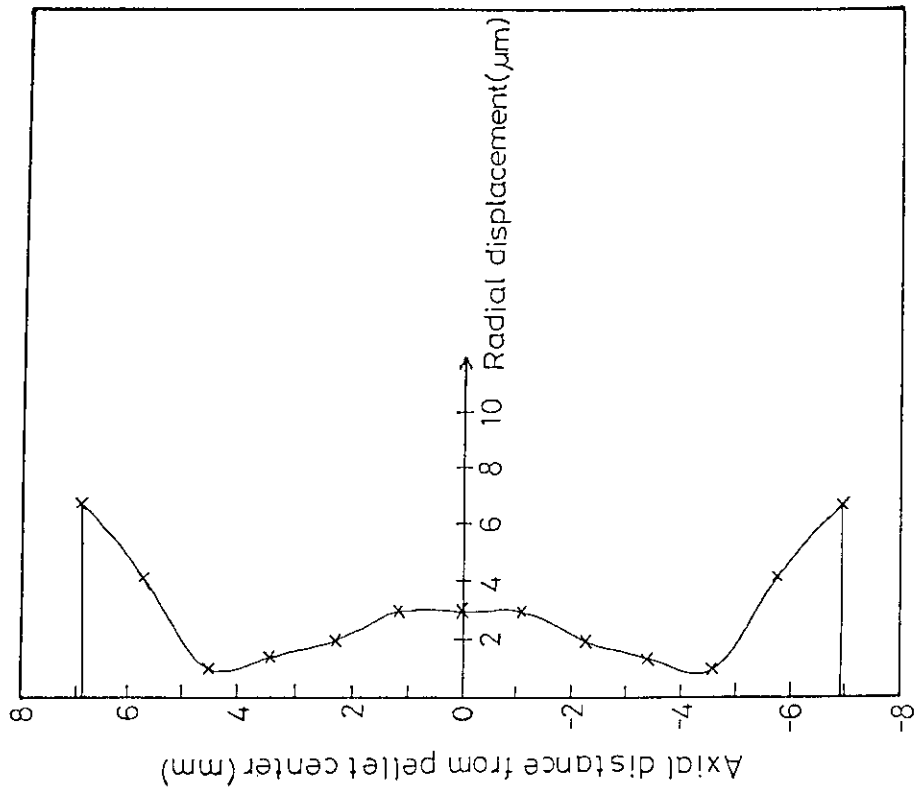


Fig. 21 Cladding diameter profile during power ramp (Chamfered standard pellet)

## 付録 PWR 版 FEMAXI-III コードの被覆管クリープ式について

PWR 版 FEMAXI-III コードの被覆管クリープ式は、B&W 社が用いている式と同じ形であり、原研の内圧クリープデータにより熱クリープの係数を決定し海外照射データにより照射クリープの係数を決定していた。以下に、このクリープ式を示す。

$$\dot{\epsilon}_{\text{total}} = \dot{\epsilon}_{\text{thermal}} + \dot{\epsilon}_{\text{irr}} \quad (\text{A-1})$$

$$\dot{\epsilon}_{\text{th}_s} = A_1 e^{A_2 \sigma g} \frac{1}{T} \exp(-\Delta H/RT) \quad (\text{A-2})$$

$$\dot{\epsilon}_{\text{thermal}} = F \dot{\epsilon}_{\text{th}_s} \quad (\text{A-3})$$

$$F = \max [A_3 \epsilon g_c^{(k-1)/k}, 1] \quad (\text{A-4})$$

$$\dot{\epsilon}_{\text{irr}} = B \phi^n \sigma g \quad (\text{A-5})$$

ここで、

$\dot{\epsilon}_{\text{total}}$  = 全クリープ歪速度 ( $\text{h}^{-1}$ )

$\dot{\epsilon}_{\text{thermal}}$  = 熱クリープ歪速度 ( $\text{h}^{-1}$ )

$\dot{\epsilon}_{\text{irr}}$  = 照射クリープ歪速度 ( $\text{h}^{-1}$ )

$\dot{\epsilon}_{\text{th}_s}$  = 定常クリープ歪速度 ( $\text{h}^{-1}$ )

$T$  = 被覆管平均温度 (K)

$\Delta H$  = 活性化エネルギー ( $\text{cal}/\text{K} \cdot \text{mole}$ )

$R$  = 気体定数 ( $1.987 \text{ cal}/\text{K} \cdot \text{mole}$ )

$\sigma g$  = 相当応力 (psi)

$F$  = 過渡係数

$\epsilon g_c$  = 累積相当クリープ歪

$\phi$  = 高速中性子束 ( $\text{n}/\text{s cm}^2$ )  $E > 1.0 \text{ MeV}$

$A_1, A_2, A_3, B, k, n$  = 実験より求めた定数

このクリープ式を用いて、ハルデン出力急昇試験の計算を行ったとこと、クリープダウンを約 2 倍に過大評価する傾向を示した。燃料挙動計算コード等に用いられる数種類のクリープ式間でも、クリープ量に数倍程度の差が見られることから、この程度のずれは、不可避とも考えられるが、出力急昇試験時の PCI 挙動は、基礎照射時のクリープダウン量に大きな影響を受けるため、クリープ式のフィッティングを行った。新しいクリープ式は、(A-2) 式の  $\Delta H$  を、PWR-13 と PWR-14 のデータに合うように調整して求めた。この新クリープ式は、これまで用いられていた旧クリープ式に較べてクリープダウンを小さく評価する傾向にある。そこで、原研で行った外圧クリープデータと比較することにより、この新クリープ式の妥当性について、検討を行った。

## (1) 外圧クリープ試験結果とクリープ式の比較

原研の炉外クリープ試験では、旧クリープ式のフィッティングを行った内圧クリープ試験とともに、外圧クリープについても実験を行っている。この実験結果と、旧クリープ式、新クリー

式式の比較を行った。

実験より求めた外圧クリープ式を以下に示す。

$$\varepsilon = K t^m \quad (\text{A-6})$$

$$K = \exp \{-13.3 + (-0.416 + 8.22 \times 10^{-4} T) \sigma + 6.59 \times 10^{-3} T\} \quad (\text{A-7})$$

$$m = -1.07 + (-0.0343 + 7.27 \times 10^{-5} T) \sigma + 1.95 \times 10^{-3} T \quad (\text{A-8})$$

$\varepsilon$  = 二軸クリープ歪

$\sigma$  = 周方向応力 (kg/mm<sup>2</sup>)

$t$  = 時間 (h)

$T$  = 温度 (K)

外圧クリープ試験の測定値と外圧クリープ式、旧クリープ式、新クリープ式の計算値の比較の例を Fig. A1 及び Fig. A2 に示す。周方向応力の小さい場合には、旧クリープ式は、測定値の約 2 倍のクリープ歪を示し、新クリープ式は、測定値と良い一致を示している。一方、周方向応力の大きい場合には、新クリープ式は、測定値の約 1/2 のクリープ歪を示し、旧クリープ式は、測定値とほぼ良い一致を示している。

この結果から、外圧クリープ式と旧クリープ式及び新クリープ式では、応力依存性に差があると考えられる。各クリープ式における応力依存性を 4000 時間、330 °C、360 °C で比較した結果を Fig. A3 及び Fig. A4 に示す。外圧クリープ式は、周方向応力が 100 MPa 以下の場合には、新クリープ式とほぼ一致し、周方向応力が 170 MPa 以上の場合には、旧クリープ式に近い値となっている。

ハルデン出力急昇試験での基礎照射時に被覆管に働く周方向応力は、約 55 ~ 80 MPa であることから、基礎照射時のクリープダウンの計算に新クリープ式を用いるのは、妥当であると考えられる。ただし、新クリープ式は、内圧クリープ試験結果と比較するとクリープ歪を小さめに評価することから、ペレットと被覆管の接触後の外向きのクリープに対しては、クリープ歪を小さめに計算するものと推定される。

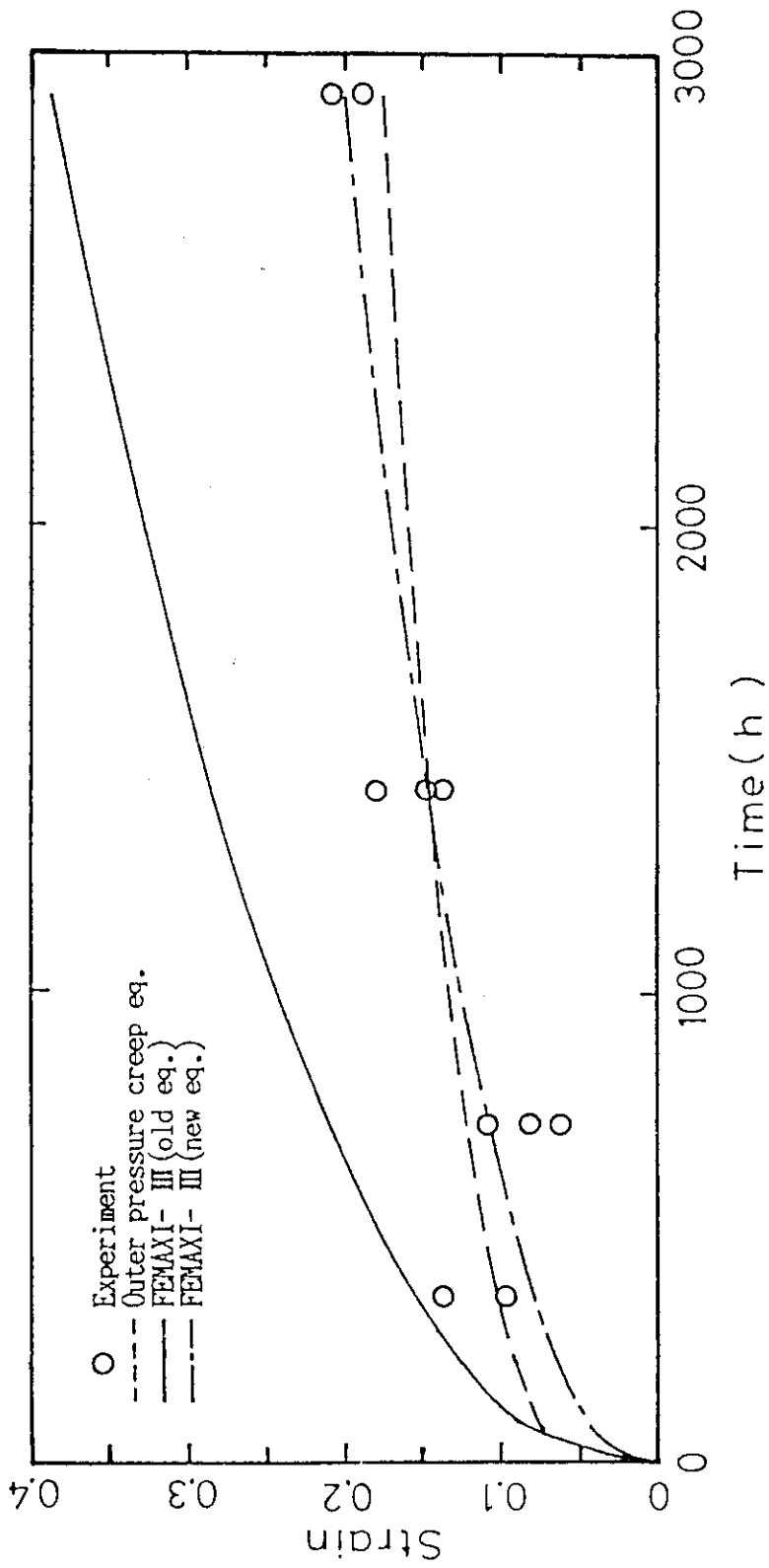


Fig. A1 Comparison of outer-pressure creep data and calculation result.  
(hoop stress: 73 MPa, temperature: 360°C)

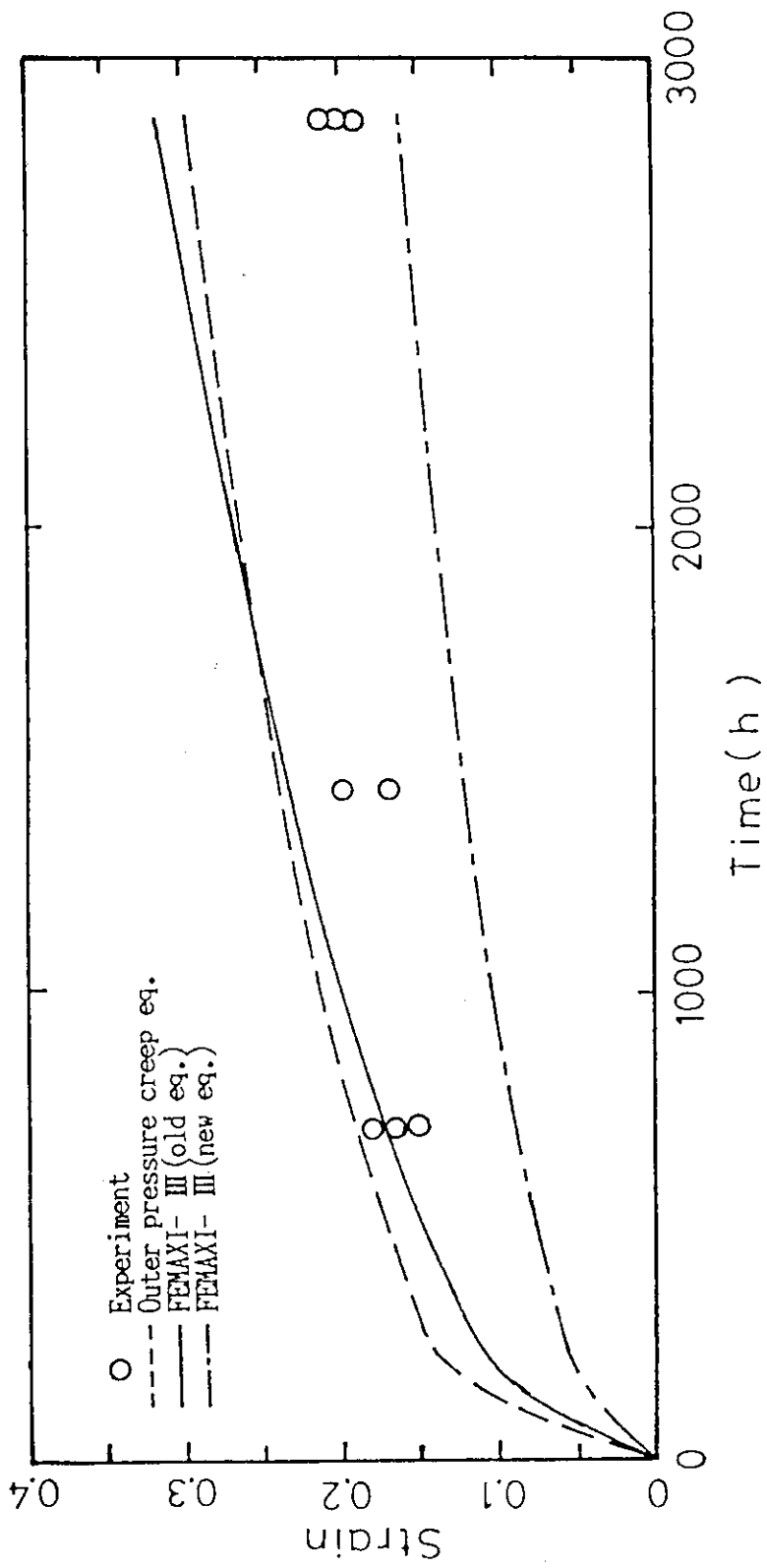


Fig. A2 Comparison of outer-pressure creep data and calculation result.  
(hoop stress: 140 MPa, temperature: 354°C)

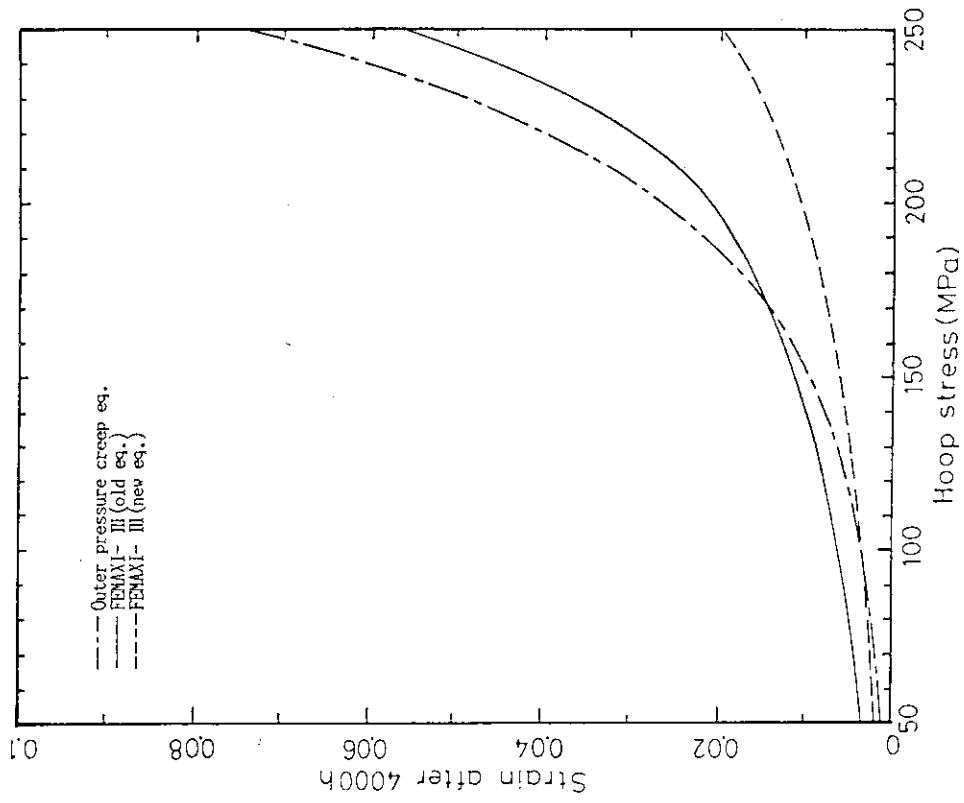


Fig. A4 Stress dependency of creep correlation.  
 (temperature: 360°C, 4000h)

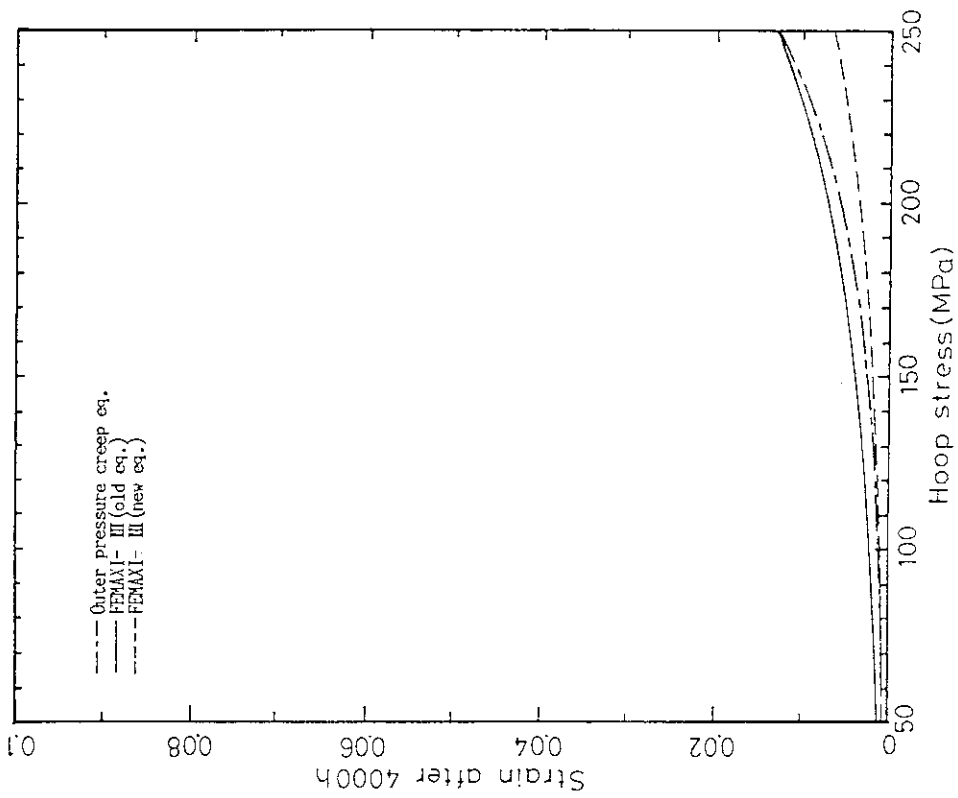


Fig. A3 Stress dependency of creep correlation.  
 (temperature: 330°C, 4000h)