

JAERI - M  
82-155

ジルカロイ - 2 被覆管の繰り返し応力  
による疲労破損に関する解析  
- ハルデン炉(HBWR)におけるPCMI照射実験成果

1982年11月

柳澤 和章・斉藤 裕明\*・藤田 操

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 Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1982

編集兼発行 日本原子力研究所  
印刷 いばらき印刷(株)

ジルカロイ-2被覆管の繰り返し応力による疲労破損に関する解析  
—ハルデン炉 (HBWR) における PCMI 照射実験成果

日本原子力研究所 東海研究所 安全工学部

柳澤和章・斉藤裕明\*・藤田 操

(1982年10月14日受理)

水炉ジルカロイ被覆燃料棒は炉内照射中、中性子を吸収して脆性化し機械的弾性限界をあげる。従って、燃料棒は炉出力変動時に弾性的なふるまいをする。本報は炉内直径変化を経時的に18 GWd/tUまで測定し、出力変動により発生した弾性的円周方向繰り返し応力と、1) 被覆管の疲労寿命、2) PCI-SCC破損との関連を調べた予備解析結果である。

弾性円周応力はHBWR照射の棒直径の変位から計算した。計算には本解析用に開発した2次元弾性計算用コードFEMSTRを用いた。

炉内実験中、11.7 GWd/tUの時点での0から42 kW/mまでの出力変動で棒には最大のPCMIが発生した。このときの応力をFEMSTRにて計算したところ333 MPaとなった。

この最大PCMI発生条件下の棒に対して日負荷追従運転を実施したとする仮想的な計算を実施した。棒の軸力を考慮した場合の計算結果を、O'DONNELL設計曲線上にのせて比較したところ、疲労寿命は約8年となった。

解析に用いた各燃焼度での棒の計算円周応力とハルデン過出力試験(HALDEN OVER POWER RAMP TEST)から得た計算円周応力を比較した。比較の結果、軸力を考慮した棒は非破損の領域に入っている事が分かった。実施された照射後試験の結果によれば棒は健全であった。

炉内では局所的に大きな弾性変形が出力の変動のたびごとに発生したが、照射後試験ではその寸法変化が殆んど検出されなかった。負荷変動時の棒の炉内ふるまいはon powerでの測定でのみ評価が可能である事が示唆された。

---

\* センチュリ・リサーチ・センタ(株)

FATIGUE ANALYSIS OF ZIRCALOY-2 CLADDING UNDER CYCLIC STRESS DAMAGE  
-THE RESULT OF PCMI STUDY IN HALDEN BOILING WATER REACTOR

Kazuaki YANAGISAWA, Hiroaki SAITO\* and Misao FUJITA

Division of Nuclear Safety Research, Tokai Research Establishment,  
JAERI

(Received October 14, 1982)

A zircaloy cladding in water reactors will increase its elastic limit with progress of burnup because of absorbing fissioned neutrons into matrix. After the hardening, zircaloy cladding under the exposure deforms in an elastic manner when the rod power is increased.

The study was made concentrating on the influence of periodic elastic hoop stress arising from power cycling 1) on fatigue life of exposed cladding and 2) on the possibility of PCI-SCC failure.

The elastic hoop stress was calculated by measured cladding outward displacement in Halden Boiling Water Reactor, Norway. In the calculation two dimensional computer code as noted as FEMSTR developed for this study was used.

The maximum PCMI in experiment was occurred at burnups 11.7 GWd/tU where rod power increased from 0 to 42 kW/m. Corresponded elastic stress calculated by FEMSTR at burnups was 333 MPa.

That case was used for hypothetical application of fuel rod to the condition associated with daily load-following operation. Fuel rod fatigue life inferred from such calculation was approximately eight years when it was plotted on O'Donnells' design curve.

---

\* Century Research Center

The hoop stress levels of the rod were compared with these from Halden ramp test together with fission product gas release rate at every burnups. It was implied from comparisons that hoop stresses in this study lead fuel rod intact at any stage of studied burnups. Post irradiation examination performed recently gave support to this conclusion.

Large elastic deformation of fuel rod has frequently been observed in the experiment left little dimensional change on cladding outer diameter at post irradiation examination. The fact shall lead that in-core behavior of fuel rod under operation is only possible to understand exactly by means of data from on-power measurements.

Keywords: Fatigue Analysis, Zircaloy-2 Cladding, Cyclic Stress, PCMI, HBWR, Elastic Hoop Stress, FEMSTR Code, Burnups, Water Reactor

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. 燃料棒の仕様と照射条件 .....	1
3. 繰り返し応力の計算 .....	1
3.1 燃料棒のつぶれと扁平 .....	2
3.2 棒の塑性変形による残留変形 .....	2
3.3 被覆管弾性変形応力計算コード「FEMSTR」 .....	3
4. 結果と討論 .....	4
4.1 被覆管 r-方向応力分布 .....	4
4.2 二次元弾性計算の結果 .....	4
4.3 弾性繰り返し応力と被覆管の疲労 .....	5
4.4 弾性繰り返し応力と PCI-SCC 破損 .....	5
4.5 照射後試験結果 .....	6
5. 結 言 .....	6
謝 辞 .....	7
文 献 .....	7
付録 I : 円周方向応力評価に対する燃料棒の扁平の影響 .....	23

## CONTENTS

1.	Introduction .....	1
2.	Summary of fuel fabrication and irradiation status .....	1
3.	Hoop stress calculation caused by cyclic power load .....	1
3.1	Fuel creep down and cladding ovality .....	2
3.2	Cladding residual deformation as a result of rod permanent deformation .....	2
3.3	Code "FEMSTR" developed to calculate cladding elastic hoop stress from forced displacement .....	3
4.	Results and discussion .....	4
4.1	Hoop stress of cladding distributed in r-direction .....	4
4.2	Results of two-dimensional elastic calculation .....	4
4.3	Cladding fatigue life under cyclic power load .....	5
4.4	PCI-SCC related fuel failure under cyclic power load .....	5
4.5	Results of post irradiation examination .....	6
5.	Conclusions .....	6
	Acknowledgment .....	7
	References .....	7
	Appendix I : Evaluation of hoop stress under being fuel rod ovalization .....	23

## 1. はじめに

燃料棒のペレット-被覆管機械的相互作用 (Pellet - Cladding Mechanical Interaction : PCMI) が燃焼度と共にどの様になるかという照射実験を、原研はノルウェー・ハルデン炉 (HBWR) にて実施した。実験では炉内に燃料棒の外径 ( $0^\circ - 180^\circ$  方向) 寸法変化が測定できる装置を用い、燃焼度約 18 GWd/tU までの棒の外径プロフィールを断続的に測定した。

Figures 1-6 は、燃焼の進展と共に変化する棒の外径を示したものであり、PCMI 研究の観点から次の点に興味がある。

- 1) 変形のしかたが照射末期 (End of Life : EOL) まで比較的弾性的である。
- 2) 出力の変動に伴なって弾性的繰返し応力が棒に加わっている。
- 3) 弾性的繰返し応力が局所的に大きい個所が棒に存在している。

これら 1) ~ 3) の現象が実炉におけるとすれば、それは負荷追従運転を長期運転サイクルに渡って実施した場合であろう。その場合、被覆管はサイクリックな弾性応力を受ける為、安全性の観点からは“繰返し応力による被覆管の疲労破損”が問題となる。

そこで、Figures 1-6 中、矢印で示した局所弾性変形個所に対し応力評価を実施し、疲労破損に対する検討を行なった。実験的に得られた被覆管の円周方向弾性変位に対し、その変位量に相当する円周方向応力を計算にて求めた。応力評価の結果を、被覆管の繰返し疲労の許認可手続上用いられている O' DONNELL 設計曲線にのせて比較・検討を行なった。

## 2. 燃料棒の仕様と照射条件

燃料棒は BWR 仕様で外径 12.19 mm、被覆管肉厚 0.38 mm、純ヘリウム 0.1 MPa 充填の非加圧棒である。燃料ペレットは外径 11.21 mm、長さ 15.19 mm、初期密度は 95 %TD で、燃料有効長は 42 cm である。

炉内照射はノルウェー・ハルデン炉 (HBWR) を用いた。炉の冷却材温度は  $\sim 240^\circ\text{C}$ 、圧力は 3.4 MPa である。燃料棒の運転時の平均線出力は 45 - 50 kW/m の範囲にあった。

照射期間中、あらかじめ計画された線出力下で  $0^\circ - 180^\circ$  方向に燃料棒の直径寸法測定を実施した。5 kW/m 以下と 45 - 50 kW/m の範囲の 2 種類の線出力に対する棒の直径寸法変化を示すプロフィールはすでに Figures 1-6 に示した。

## 3. 繰返し応力の計算

繰返し応力の計算は、Figures 1-6 中、矢印で示した個所にて行なった。各 Figures に示す燃焼度に於て、出力が変動 (5 kW/m 以下  $\rightarrow$  45~50 kW/m まで) した際の最大変位付近 ~



## 1. はじめに

燃料棒のペレット-被覆管機械的相互作用 (Pellet - Cladding Mechanical Interaction : PCMI) が燃焼度と共にどの様になるかという照射実験を、原研はノルウェー・ハルデン炉 (HBWR) にて実施した。実験では炉内に燃料棒の外径 ( $0^\circ - 180^\circ$  方向) 寸法変化が測定できる装置を用い、燃焼度約 18 GWd/tU までの棒の外径プロフィールを断続的に測定した。

Figures 1-6 は、燃焼の進展と共に変化する棒の外径を示したものであり、PCMI 研究の観点から次の点に興味がある。

- 1) 変形のしかたが照射末期 (End of Life : EOL) まで比較的弾性的である。
- 2) 出力の変動に伴なって弾性的繰返し応力が棒に加わっている。
- 3) 弾性的繰返し応力が局所的に大きい個所が棒に存在している。

これら 1) ~ 3) の現象が実炉におけるとすれば、それは負荷追従運転を長期運転サイクルに渡って実施した場合であろう。その場合、被覆管はサイクリックな弾性応力を受ける為、安全性の観点からは“繰返し応力による被覆管の疲労破損”が問題となる。

そこで、Figures 1-6 中、矢印で示した局所弾性変形個所に対し応力評価を実施し、疲労破損に対する検討を行なった。実験的に得られた被覆管の円周方向弾性変位に対し、その変位量に相当する円周方向応力を計算にて求めた。応力評価の結果を、被覆管の繰返し疲労の許認可手続上用いられている O' DONNELL 設計曲線にのせて比較・検討を行なった。

## 2. 燃料棒の仕様と照射条件

燃料棒は BWR 仕様で外径 12.19 mm、被覆管肉厚 0.38 mm、純ヘリウム 0.1 MPa 充填の非加圧棒である。燃料ペレットは外径 11.21 mm、長さ 15.19 mm、初期密度は 95 %TD で、燃料有効長は 42 cm である。

炉内照射はノルウェー・ハルデン炉 (HBWR) を用いた。炉の冷却材温度は  $\sim 240^\circ\text{C}$ 、圧力は 3.4 MPa である。燃料棒の運転時の平均線出力は 45 - 50 kW/m の範囲にあった。

照射期間中、あらかじめ計画された線出力下で  $0^\circ - 180^\circ$  方向に燃料棒の直径寸法測定を実施した。5 kW/m 以下と 45 - 50 kW/m の範囲の 2 種類の線出力に対する棒の直径寸法変化を示すプロフィールはすでに Figures 1-6 に示した。

## 3. 繰返し応力の計算

繰返し応力の計算は、Figures 1-6 中、矢印で示した個所にて行なった。各 Figures に示す燃焼度に於て、出力が変動 (5 kW/m 以下  $\rightarrow$  45~50 kW/m まで) した際の最大変位付近 ~

## 1. はじめに

燃料棒のペレット-被覆管機械的相互作用 (Pellet - Cladding Mechanical Interaction : PCMI) が燃焼度と共にどの様になるかという照射実験を、原研はノルウェー・ハルデン炉 (HBWR) にて実施した。実験では炉内に燃料棒の外径 ( $0^\circ - 180^\circ$  方向) 寸法変化が測定できる装置を用い、燃焼度約 18 GWd/tU までの棒の外径プロフィールを断続的に測定した。

Figures 1-6 は、燃焼の進展と共に変化する棒の外径を示したものであり、PCMI 研究の観点から次の点に興味がある。

- 1) 変形のしかたが照射末期 (End of Life : EOL) まで比較的弾力的である。
- 2) 出力の変動に伴って弾性的繰返し応力が棒に加わっている。
- 3) 弾性的繰返し応力が局所的に大きい個所が棒に存在している。

これら 1) ~ 3) の現象が実炉におこるとすれば、それは負荷追従運転を長期運転サイクルに渡って実施した場合であろう。その場合、被覆管はサイクリックな弾性応力を受ける為、安全性の観点からは“繰返し応力による被覆管の疲労破損”が問題となる。

そこで、Figures 1-6 中、矢印で示した局所弾性変形個所に対し応力評価を実施し、疲労破損に対する検討を行なった。実験的に得られた被覆管の円周方向弾性変位に対し、その変位量に相当する円周方向応力を計算にて求めた。応力評価の結果を、被覆管の繰返し疲労の許認可手続上用いられている O' DONNELL 設計曲線にのせて比較・検討を行なった。

## 2. 燃料棒の仕様と照射条件

燃料棒は BWR 仕様で外径 12.19 mm、被覆管肉厚 0.38 mm、純ヘリウム 0.1 MPa 充填の非加圧棒である。燃料ペレットは外径 11.21 mm、長さ 15.19 mm、初期密度は 95 %TD で、燃料有効長は 42 cm である。

炉内照射はノルウェー・ハルデン炉 (HBWR) を用いた。炉の冷却材温度は  $\sim 240^\circ\text{C}$ 、圧力は 3.4 MPa である。燃料棒の運転時の平均線出力は 45 - 50 kW/m の範囲にあった。

照射期間中、あらかじめ計画された線出力下で  $0^\circ - 180^\circ$  方向に燃料棒の直径寸法測定を実施した。5 kW/m 以下と 45 - 50 kW/m の範囲の 2 種類の線出力に対する棒の直径寸法変化を示すプロフィールはすでに Figures 1-6 に示した。

## 3. 繰返し応力の計算

繰返し応力の計算は、Figures 1-6 中、矢印で示した個所にて行なった。各 Figures に示す燃焼度に於て、出力が変動 (5 kW/m 以下  $\rightarrow$  45~50 kW/m まで) した際の最大変位付近 ~

20 mm長の円周方向変位量を測定し、コード計算でその円周変位に相当する円周応力値を求めた。円周方向変位量をプロフィールから測定する際、棒に働いている軸力をどの様に考慮するかで、円周方向変位量の評価は2つに分かれる。Figure 6を用い2種類の評価の例をFigure 7 a と Figure 7 b に示す。Figure 7 a は変形に軸力の効果を考えたもの、Figure 7 b はその効果を見捨てたものである。現実により近いのはFigure 7 a (軸力考慮)と思われるが、安全上から最悪の場合を仮定したFigure 7 b (軸力無考慮)もあわせて応力解析する事とした。

### 3.1 燃料棒のつぶれと扁平

上記2種類の変位量評価には燃料棒のつぶれ(Creep-down)と扁平(Ovality)の寄与も考察しなくてはならない。

Figure 8 (上部)は照射後試験での炉外における同一棒の2方向( $0^{\circ}$ - $180^{\circ}$ ,  $90^{\circ}$ - $270^{\circ}$ )直径プロフィールである。照射前後の平均直径の比較により、棒のつぶれは殆んど生じなかった事がわかる。

これはHBWRが現行のBWR炉に較べ炉圧が半分以下である事や、中性子束が低い事が原因したためであると考えられる。従って応力評価では、棒のつぶれ(クリープダウン)による影響は小さいものとして無視した。

炉内での棒外直径プロフィールは常に一方向( $0^{\circ}$ - $180^{\circ}$ )のみであった為、つぶれの他扁平(オバリティ)量に関する経時的データも入手できなかった。扁平の有無を確認する為、照射後試験に於て、被覆管を機械的に押しつぶし、その残留直径ギャップ量を測定した。測定装置の制約上、棒軸方向 $\sim 10$  cm間隔に渡る平均残留ギャップ量を $0^{\circ}$ - $180^{\circ}$ 方向及び $90^{\circ}$ - $270^{\circ}$ 方向に対して得た。結果はFigure 8 (下部)に示す通りである。2方向間の押しつぶしによる残留ギャップ量の差は、そのまま2方向間の扁平量が反映したものと考えられる。

Figure 8 (下部)からわかる様に解析対象としている局所変形部での扁平量は楕円の長軸側に相当し、 $0^{\circ}$ 方向と $90^{\circ}$ 方向では約 $15 \mu\text{m}$ の差がある。応力評価では、 $0^{\circ}$ 方向の扁平量が円周方向変位量を助長させる傾向にあった為、安全側(円周応力を過大評価する側)とみて扁平効果を無視した。扁平の効果を無視しなかった場合の応力評価については簡単な考察をまとめて付録 I とした。

### 3.2 棒の塑性変形による残留変形

厳密には被覆管の変形は弾性変形のみではなかった。燃焼の進行と共にギャップ閉塞がおり僅かだが塑性変形が生じた。零出力時の被覆外径にあらわれた棒平均のリッジ変形量をFigure 9に示す。照射末期では残留直径リッジ量は棒平均で約 $7 \mu\text{m}$ 程度となっていた。

二次元弾性解析では、各燃焼度での零出力時の被覆外径を基準にして最大出力時での変位を測定している。塑性変形が生じたのは確かであるが、計算では前段階での塑性成分を次々と無視した弾性成分による計算をおこなった。

一般に、被覆管は照射により中性子を吸収し硬化する為、炉運転中のふるまいは弾性的になる

事が多い。別報(1)で論じた様に、解析部の変形も殆んど弾性変形であった事を考慮し、計算では塑性変形による残留変形（永久変形）は無視できるとした。

### 3.3 被覆管弾性変形応力計算コード「FEMSTR」

被覆管にある弾性変形が生じたとき、その応力状態を知るために、有限要素法を用いた二次元軸対称コード「FEMSTR」を開発した。「FEMSTR」の概要は以下の通りである。

#### (1) 基礎方程式

##### a. 平衡方程式

平衡方程式は、仮想仕事の原理により、

$$\int B^T \sigma dV = F \quad (1)$$

である(2)。 $\sigma$ は応力で、求めるべき未知数である。また、平衡は微小変形の仮定により変形前の寸法について考えることとし、 $B^T$ は変形前の節点座標で定まるB-マトリックスである。Fは外力であって、既知である。

##### b. 構成方程式

応力-歪の関係は、フックの法則から次の様にかける。

$$\sigma = D \varepsilon \quad (2)$$

ここで、 $\varepsilon$ は弾性ひずみであり、Dは剛性マトリックスで、

$$D = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & & & \\ & 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & & & \\ & & 1 & & & \\ \text{sym.} & & & 1 & & \\ & & & & & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \end{bmatrix} \quad (3)$$

である。Eはヤング率、 $\nu$ はポアソン比である。又、歪と変位の関係は、

$$\varepsilon = B u \quad (4)$$

である。ここで変位uについて、強制変位として指定されている部分 $\bar{u}$ と、それ以外の部分uとに分けると、④式は、

$$\varepsilon = B\bar{u} + B u \quad (5)$$

と書ける。ここで、 $\bar{u}$ は既知であり、uは未知である。⑤式を②式に代入すると、

$$\sigma = DB\bar{u} + DB u \quad (6)$$

となる。⑥式を、平衡方程式①に代入すると、

$$\int B^T DB\bar{u} dV + \int B^T DB u dV = F \quad (7)$$

ここで、

$$K = \int B^T DB dV \quad (8)$$

とおくと、⑦式は、

$$Ku = F - K\bar{u} \quad \text{⑨}$$

と書ける。⑨式が変位  $u$  を求める剛性方程式である。⑨式を解いて、 $u$  が求めれば、⑤式より歪が求まり、②式を用いて応力を求める事ができる。

なお、要素は四角形8節点の高次要素を用い、マトリックス解法は、スカイライン法(3)を用いた。

## (2) モデル

「FEMSTR」では、被覆管内面に径方向に PCMI による変位を強制変位として与えた。これは被覆管外面の変位測定データより、外面変位は、内側の変位をほぼ移し取ったものであるとの仮定による。又、被覆管外面については、冷却水圧力を与えた。被覆管上面については、一様に伸びるとして、強制変位で扱った。又、内部で発生する熱歪、クリープ歪、塑性歪については無視した。

Figure 10 は強制変位 (図中矢印) を与えたとき、最初実線であった被覆管が破線の様に変化するモデルを示したものである。

## 4. 結果と討論

### 4.1 被覆管 $r$ - 方向応力分布

燃焼度  $15.4 \text{ GWd/tU}$  (Figure 6 (上部))での軸力考慮 (Figure 7 a に相当) と無考慮 (Figure 7 b 相当) の場合につき、被覆管  $r$  - 方向の応力の分布を計算した。結果を Figure 11 に示す。

被覆管  $r$  - 方向の応力は内面端が最大で、外面に行くにつれて減少していく。コードは4節点有限要素法にて応力解析を実施しているが、計算結果として出力される応力値は図中のガウス点であり、被覆管内面及び外面端の値ではない。しかしその差は $\sim 14\%$ 程度であり、僅差である。従って計算に用いたガウス点応力をそのまま、被覆管内面における応力とした。

### 4.2 二次元弾性計算の結果

二次元弾性応力計算コード「FEMSTR」の計算結果をまとめて Table 1 に示す。Table 1 に依れば、軸力を考慮した場合、最大応力は照射中期 ( $11.7 \text{ GWd/tU}$ ) で発生し  $333 \text{ MPa}$  であった。照射期間を通じての平均出力変動  $42 \text{ kW/m}$  に対する円周応力の値は  $208 \pm 92 \text{ MPa}$  となった。一方、軸力を考慮しなかった場合、最大応力は照射初期の弾性変形開始時点で生じ、 $699 \text{ MPa}$  であった。照射期間を通じての平均出力変動  $42 \text{ kW/m}$  に対する円周応力の値は  $472 \pm 139 \text{ MPa}$  となった。

とおくと、⑦式は、

$$Ku = F - K\bar{u} \quad \text{⑨}$$

と書ける。⑨式が変位  $u$  を求める剛性方程式である。⑨式を解いて、 $u$  が求めれば、⑤式より歪が求まり、②式を用いて応力を求める事ができる。

なお、要素は四角形 8 節点の高次要素を用い、マトリックス解法は、スカイライン法(3)を用いた。

## (2) モデル

「FEMSTR」では、被覆管内面に径方向に PCMI による変位を強制変位として与えた。これは被覆管外面の変位測定データより、外面変位は、内側の変位をほぼ移し取ったものであるとの仮定による。又、被覆管外面については、冷却水圧力を与えた。被覆管上面については、一様に伸びるとして、強制変位で扱った。又、内部で発生する熱歪、クリープ歪、塑性歪については無視した。

Figure 10 は強制変位 (図中矢印) を与えたとき、最初実線であった被覆管が破線のように変化するモデルを示したものである。

## 4. 結果と討論

### 4.1 被覆管 $r$ - 方向応力分布

燃焼度  $15.4 \text{ GWd/tU}$  (Figure 6 (上部))での軸力考慮 (Figure 7 a に相当) と無考慮 (Figure 7 b 相当) の場合につき、被覆管  $r$  - 方向の応力の分布を計算した。結果を Figure 11 に示す。

被覆管  $r$  - 方向の応力は内面端が最大で、外面に行くにつれて減少していく。コードは 4 節点有限要素法にて応力解析を実施しているが、計算結果として出力される応力値は図中のガウス点であり、被覆管内面及び外面端の値ではない。しかしその差は  $\sim 1.4\%$  程度であり、僅差である。従って計算に用いたガウス点応力をそのまま、被覆管内面における応力とした。

### 4.2 二次元弾性計算の結果

二次元弾性応力計算コード「FEMSTR」の計算結果をまとめて Table 1 に示す。Table 1 に依れば、軸力を考慮した場合、最大応力は照射中期 ( $11.7 \text{ GWd/tU}$ ) で発生し  $333 \text{ MPa}$  であった。照射期間を通じての平均出力変動  $42 \text{ kW/m}$  に対する円周応力の値は  $208 \pm 92 \text{ MPa}$  となった。一方、軸力を考慮しなかった場合、最大応力は照射初期の弾性変形開始時点で生じ、 $699 \text{ MPa}$  であった。照射期間を通じての平均出力変動  $42 \text{ kW/m}$  に対する円周応力の値は  $472 \pm 139 \text{ MPa}$  となった。

### 4.3 弾性繰り返し応力と被覆管の疲労

前節 4.2 の二次元弾性応力の計算では代表的な燃焼度での局所出力の計算を実施した。この節では、燃料棒が負荷追従による出力変動（0 kW/m → 42 kW/m → 0 kW/m）を受けたと仮定したときの疲労による破損につき考察する。実際の棒より推定した二次元弾性計算の結果である Table 1 で、PCMI 的に最も厳しいと考えられる 11.7 GWd/tU での計算結果を使う。

対象疲労曲線は、O'DONNELL AND LANGER 曲線(4)とする。

応力振幅 Sa 値 :

$$S_a = 333 \text{ MPa} \times \frac{1}{6.894 \text{ KPa}} \times \frac{1}{2} = 24.2 \times 10^3 \text{ lb/in}^2 \quad \text{㉑}$$

(軸力を考慮した場合)

$$S_a = 578 \text{ MPa} \times \frac{1}{6.894 \text{ KPa}} \times \frac{1}{2} = 41.9 \times 10^3 \text{ lb/in}^2 \quad \text{㉒}$$

(軸力を考慮しない場合)

これら2つの値をO'DONNELL AND LANGER 曲線上にて示すと Figure 12 の様になる。軸力を考慮した許容サイクルは  $N \cong 3 \times 10^3$  サイクル、軸力を考慮しなければ許容サイクルは、 $N \cong 3.5 \times 10^2$  サイクルとなる。

負荷変動の形式を日負荷式 (DAILY-LOAD FOLLOW MANNER) とすれば、被覆管の疲労寿命は、

軸力考慮 : 8.2 年  
軸力無考慮 : 0.95 年

となる。

棒の疲労限界は軸力を考慮した方に近いと考えられる。何故なら棒には程度の差はあるが軸力が存在する(5)。また上記計算に用いた応力値と下記の様な製造データを比較した場合、軸力を仮定した計算結果の方が現実的であると考えられる。

試験温度	降伏応力 (MPa)	極限引張応力 (MPa)	伸び (%)
室温	360	500	30
343 °C	140	240	46

### 4.4 弾性繰り返し応力と PCI-SCC 破損

前節では純粋に繰り返し応力による機械的疲労につき考察したが、更に繰り返し応力下の応力腐食割れを考察する。

解析対象となっている棒の実際の出力履歴を用いて棒内 FP ガス放出率を FEMAX I-111 公開版(6)にて計算した。FP ガス放出率計算は照射後試験のガスパンクチェア (実測値) との比較の為、本報が対象とした 17 GWd/tU よりも高い燃焼度まで実施した。結果を Figure 13 に示す。照射末期に於て計算値 (16.5%) は照射後試験での測定値 (12.5%) によりも高かったが比較的良い一致が得られた。

Table 1 に示した各燃焼度における弾性応力値に対し、FEMAX I-111 計算にて得た各燃焼度での FP ガス放出量の値をプロットした。その結果を Figure 14 に示す。図中破線はハルデン炉 (HBWR) での出力急昇実験に基づいて FEMAX I-111 計算を行なってあらかじめ決定した PCI-SCC に関する破損・非破損二領域である(7)。

弾性的繰り返し応力を受けている際に、FP ガスの放出がおこり、ある条件 (破損限界) を越せば燃料棒は PCI-SCC 破損を生ずる事もある。

計算では軸力を考慮したものは殆んどの燃焼度で非破損域にあったが、軸力を考慮しなかったものは殆んどの燃焼度で破損域にあった。

#### 4.5 照射後試験結果

棒は炉内実験では何ら破損の徴候はなかった。照射後試験での FP ガスパンクチュアリングの結果にも、棒内ガス内圧の減少等破損が発生した際に生ずる現象は何一つ見い出せなかった。

破壊試験で、解析の対象となった局所部分の縦割り (0°-90°縦割り) を実施した。その金相検査結果 PHOTO 1 に示す。検査の結果、被覆内面等に割れ、その他の形跡はなかった (PHOTO 1 中、被覆管外面の切欠きは 0°-90°方向を正確に決定する為に人工的に付けたもの)。

炉内では局所的に大きな弾性変形 (応力) が出力の変動の度毎に発生したにも拘らず、照射後試験では寸法変化が殆んど検出されなかった。

## 5. 結 言

出力の変動の度毎に燃料棒に生じた弾性応力の解析を BWR 仕様燃料被覆管につき 18GWd / tU まで実施した。解析に際し炉内直径プロフィールから読み取った燃料棒半径方向弾性変位を弾性応力にかえる計算コード FEMSTR を作成した。

ハルデン炉照射という事から、弾性応力の計算過程で燃料棒のつぶれ、扁平化、残留変形の効果を無視した。以下に得た結論を示す。

- 1) FEMSTR によれば被覆管に発生する半径方向応力は内面端で最大となる。
- 2) 炉内照射中、出力の変動に伴ない棒にも弾性変形が生じた。炉内燃料棒の直径プロフィールから読み取った変位量から FEMSTR を用い弾性応力計算を実施した所、燃料棒軸力を考慮した場合の最大応力は照射中期 (11.7 GWd/tU) で発生し被覆内面で約 333 MPa あった。そのときの出力変動幅は 42 kW/m であった。軸力を考慮しないそれでは発生弾性応力は約 699 MPa あった。
- 3) 出力幅 42 kW/m で旧負荷変動を行ない、発生弾性応力を 2) の 333 および 699 MPa と仮定した時の、O' DONNEL 曲線 (設計曲線) による疲労寿命はそれぞれ約 8 年と 1 年であった。
- 4) FP ガス放出率 VS 発生最大応力にて計算評価した繰り返し応力下の PCI-SCC 破損の可能性では、棒の寿命を通じて、軸力を考慮した弾性応力解析結果が非破損域、軸力を考慮しなかったそれが破損域に入った。しかしながら照射後試験の結果、棒は健全であった。



Table 1 に示した各燃焼度における弾性応力値に対し、FEMAX I-111 計算にて得た各燃焼度での FP ガス放出量の値をプロットした。その結果を Figure 14 に示す。図中破線はハルデン炉 (HBWR) での出力急昇実験に基づいて FEMAX I-111 計算を行なってあらかじめ決定した PCI-SCC に関する破損・非破損二領域である(7)。

弾性的繰り返し応力を受けている際に、FP ガスの放出がおり、ある条件 (破損限界) を越せば燃料棒は PCI-SCC 破損を生ずる事もある。

計算では軸力を考慮したものは殆んど燃焼度で非破損域にあったが、軸力を考慮しなかったものは殆んど燃焼度で破損域にあった。

#### 4.5 照射後試験結果

棒は炉内実験では何ら破損の徴候はなかった。照射後試験での FP ガスパンクチュアリングの結果にも、棒内ガス内圧の減少等破損が発生した際に生ずる現象は何一つ見い出せなかった。

破壊試験で、解析の対象となった局所部分の縦割り (0°-90°縦割り) を実施した。その金相検査結果 PHOTO 1 に示す。検査の結果、被覆内面等に割れ、その他の形跡はなかった (PHOTO 1 中、被覆管外面の切欠きは 0°-90°方向を正確に決定する為に人工的に付けたもの)。

炉内では局所的に大きな弾性変形 (応力) が出力の変動の度毎に発生したにも拘らず、照射後試験では寸法変化が殆んど検出されなかった。

## 5. 結 言

出力の変動の度毎に燃料棒に生じた弾性応力の解析を BWR 仕様燃料被覆管につき 18GWd / tU まで実施した。解析に際し炉内直径プロフィールから読み取った燃料棒半径方向弾性変位を弾性応力にかえる計算コード FEMSTR を作成した。

ハルデン炉照射という事から、弾性応力の計算過程で燃料棒のつぶれ、扁平化、残留変形の効果を無視した。以下に得た結論を示す。

- 1) FEMSTR によれば被覆管に発生する半径方向応力は内面端で最大となる。
- 2) 炉内照射中、出力の変動に伴ない棒にも弾性変形が生じた。炉内燃料棒の直径プロフィールから読み取った変位置量から FEMSTR を用い弾性応力計算を実施した所、燃料棒軸力を考慮した場合の最大応力は照射中期 (11.7 GWd/tU) で発生し被覆内面で約 333 MPa あった。そのときの出力変動幅は 42 kW/m であった。軸力を考慮しないそれでは発生弾性応力は約 699 MPa あった。
- 3) 出力幅 42 kW/m で旧負荷変動を行ない、発生弾性応力を 2) の 333 および 699 MPa と仮定した時の、O' DONNEL 曲線 (設計曲線) による疲労寿命はそれぞれ約 8 年と 1 年であった。
- 4) FP ガス放出率 VS 発生最大応力にて計算評価した繰り返し応力下の PCI-SCC 破損の可能性では、棒の寿命を通じて、軸力を考慮した弾性応力解析結果が非破損域、軸力を考慮しなかったそれが破損域に入った。しかしながら照射後試験の結果、棒は健全であった。

5) 炉内では局所的に大きな弾性変形（応力）が出力の変動の度毎に発生したにも拘らず、照射後試験では寸法変化が殆んど検出されなかった。

## 謝 辞

本報の解析結果に関しては当燃料安全第1研究室長の市川達生氏に有益な助言と討論をいただきました。ここに感謝いたします。

## 文 献

- (1) M. Ichikawa et al: Study of LWR fuel behavior by well characterized tests-part I, In-pile measurement of cladding diametral deformation with burnup, paper presented at the ANS Topical Meeting on LWR extended burnup-fuel performance and utilization, Williamsburg, Virginia USA (1982.4)
- (2) Zenkiewicz: The Finite Element Method, 3rd Ed. (1977)
- (3) C.A. Felippa: Solution of linear equations with skyline-stored symmetric matrix, Comp. Struct., 5 (1975) 13
- (4) W.J. O'Donnell and B.F. Langer: Fatigue design basis for Zircaloy Components, Nucl. Sci. and Engineering, 20, 1-12 (1964)
- (5) 柳澤 : IFA - 508 および 515 の照射実験計画と IFA- 508 に関するデータ-速報, JAERI -M 7530 (1978.2)
- (6) 市川ら : to be published
- (7) 柳澤ら : to be published

- 5) 炉内では局所的に大きな弾性変形（応力）が出力の変動の度毎に発生したにも拘らず、照射後試験では寸法変化が殆んど検出されなかった。

## 謝 辞

本報の解析結果に関しては当燃料安全第1研究室長の市川達生氏に有益な助言と討論をいただきました。ここに感謝いたします。

## 文 献

- (1) M. Ichikawa et al: Study of LWR fuel behavior by well characterized tests-part I, In-pile measurement of cladding diametral deformation with burnup, paper presented at the ANS Topical Meeting on LWR extended burnup-fuel performance and utilization, Williamsburg, Virginia USA (1982.4)
- (2) Zenkiewicz: The Finite Element Method, 3rd Ed. (1977)
- (3) C.A. Felippa: Solution of linear equations with skyline-stored symmetric matrix, Comp. Struct., 5 (1975) 13
- (4) W.J. O'Donnell and B.F. Langer: Fatigue design basis for Zircaloy Components, Nucl. Sci. and Engineering, 20, 1-12 (1964)
- (5) 柳澤 : IFA - 508 および 515 の照射実験計画と IFA-508 に関するデータ-速報, JAERI-M 7530 (1978.2)
- (6) 市川ら : to be published
- (7) 柳澤ら : to be published

5) 炉内では局所的に大きな弾性変形（応力）が出力の変動の度毎に発生したにも拘らず、照射後試験では寸法変化が殆んど検出されなかった。

## 謝 辞

本報の解析結果に関しては当燃料安全第1研究室長の市川達生氏に有益な助言と討論をいただきました。ここに感謝いたします。

## 文 献

- (1) M. Ichikawa et al: Study of LWR fuel behavior by well characterized tests-part I, In-pile measurement of cladding diametral deformation with burnup, paper presented at the ANS Topical Meeting on LWR extended burnup-fuel performance and utilization, Williamsburg, Virginia USA (1982.4)
- (2) Zenkiewicz: The Finite Element Method, 3rd Ed. (1977)
- (3) C.A. Felippa: Solution of linear equations with skyline-stored symmetric matrix, Comp. Struct., 5 (1975) 13
- (4) W.J. O'Donnell and B.F. Langer: Fatigue design basis for Zircaloy Components, Nucl. Sci. and Engineering, 20, 1-12 (1964)
- (5) 柳澤 : IFA - 508 および 515 の照射実験計画と IFA- 508 に関するデータ-速報, JAERI - M 7530 (1978.2)
- (6) 市川ら : to be published
- (7) 柳澤ら : to be published

Table 1 Summary of local hoop stress calculation by FEMSTR.

BURNUP (Gwd/tU)	POWER CHANGE (kW/m)	HOOP STRESS AT CLAD INSIDE(MPa)	
		With axial force	Without axial force
3.5	46	301	699
5.5	39	310	555
8.0	50	135	396
9.8	41	144	441
11.7	42	333	578
13.0	38	128	314
13.4	42	268	595
15.4	41	155	326
17.6	35	102	340
Average:	42	208	472
Deviation( $\sigma_{n-1}$ )	4	92	139

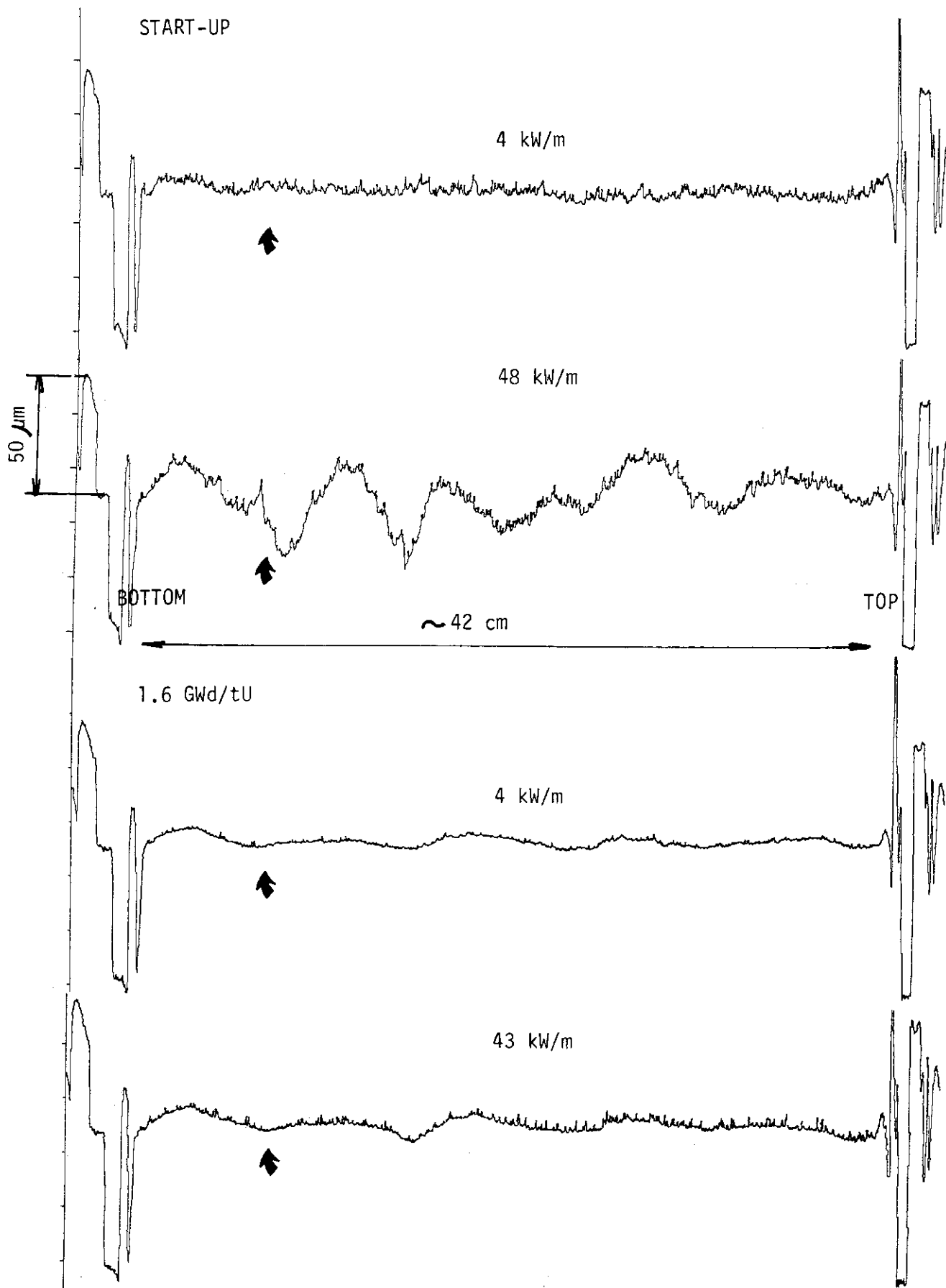


Fig. 1 Rod diameter profiles at a various power level at start-up (top two) and 1.6 GWd/tU (bottom two)

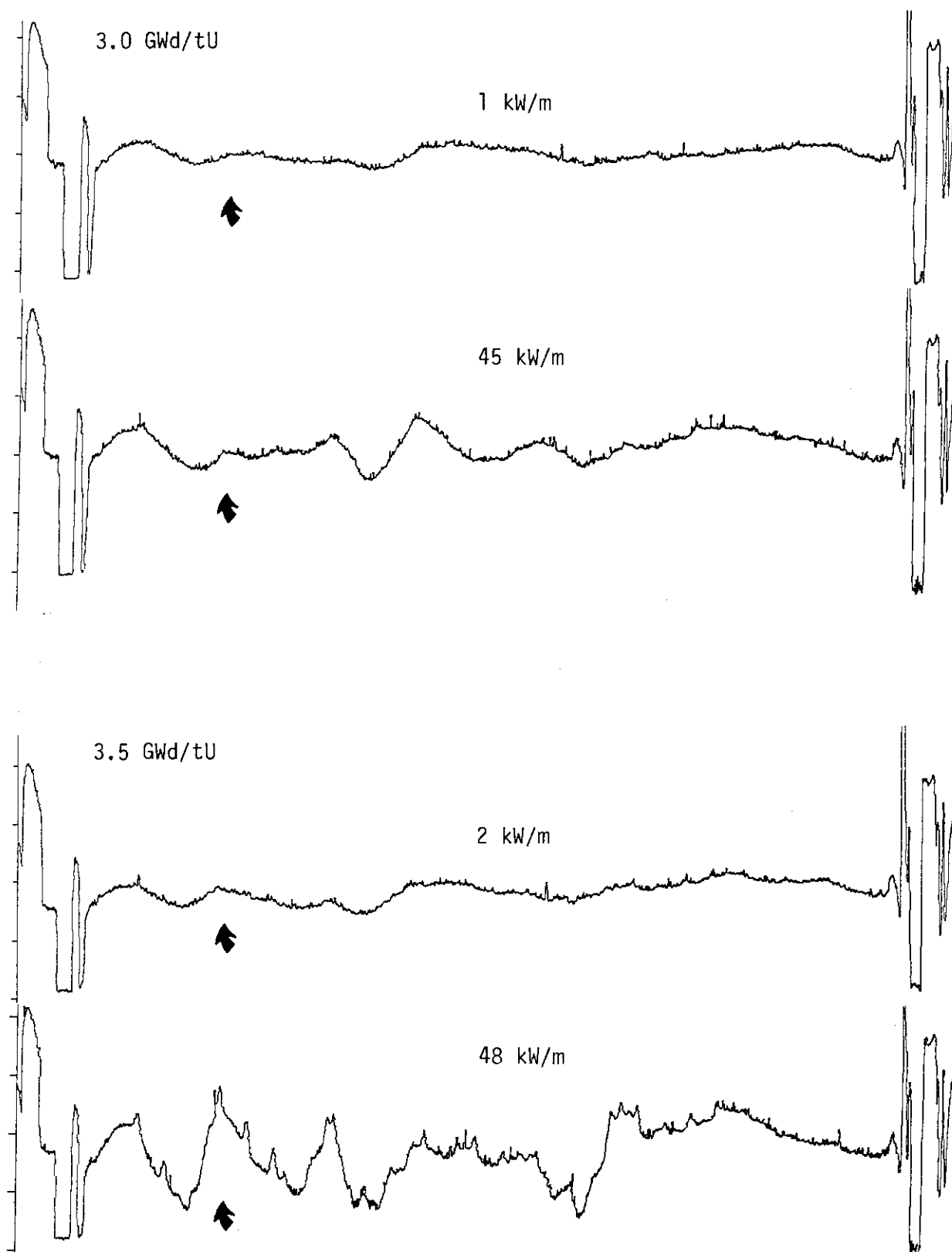


Fig. 2 Rod diameter profiles at a various power level at 3.0 GWd/tU (top two) and 3.5 GWd/tU (bottom two)

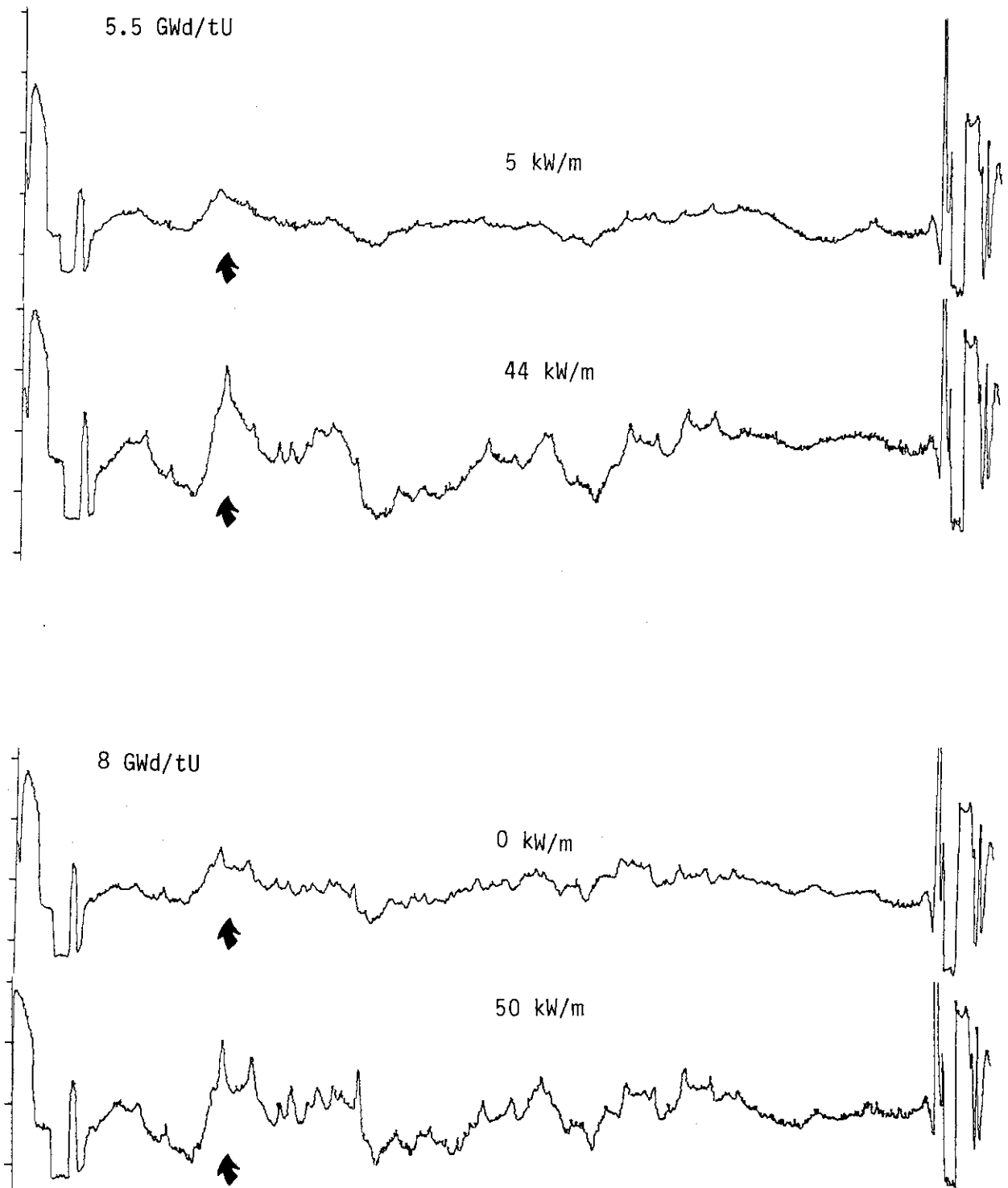


Fig. 3 Rod diameter profiles at a various power level at 5.5 GWd/tU (top two) and 8 GWd/tU (bottom two)



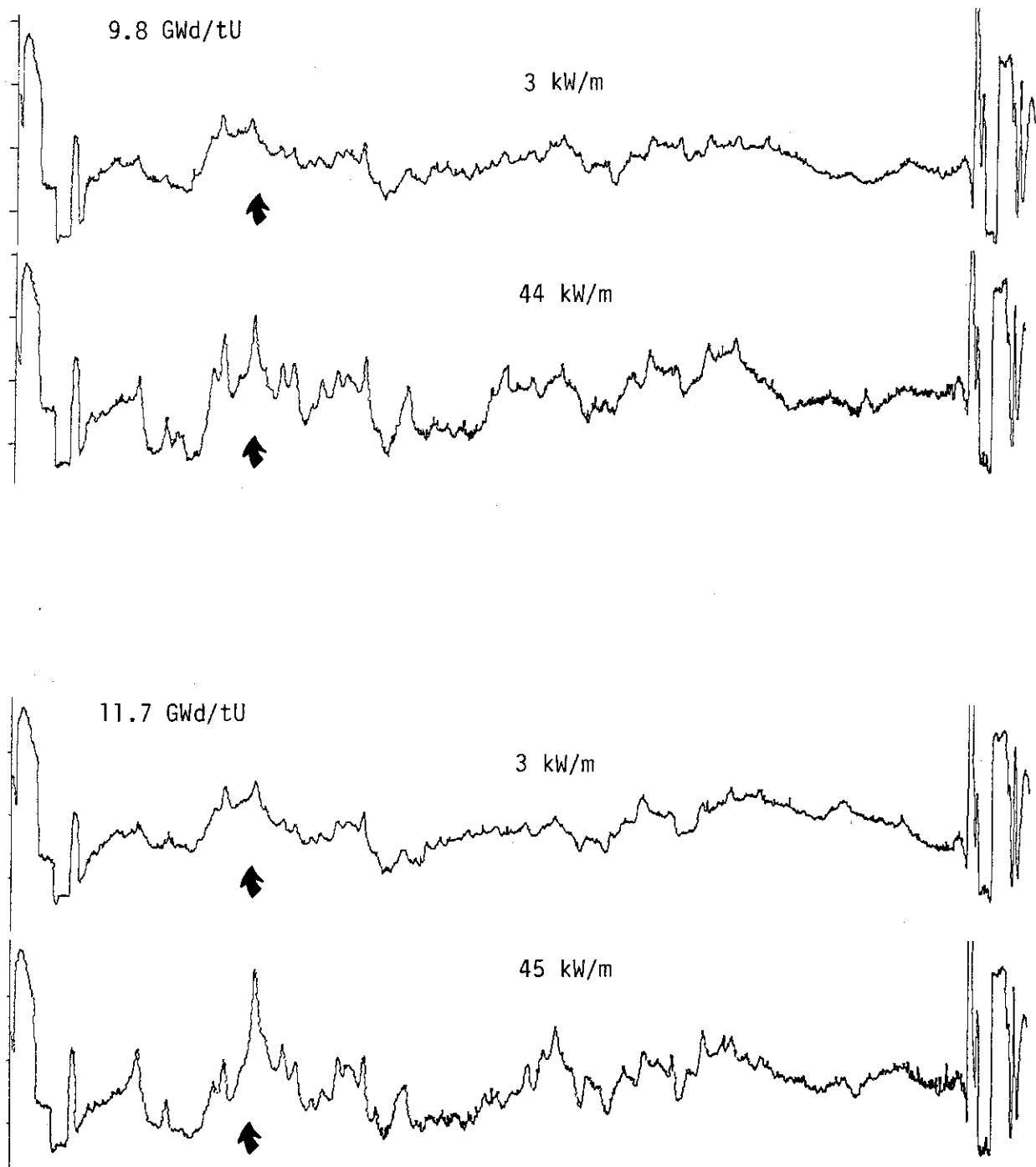


Fig. 4 Rod diameter profiles at a various power level at 9.8 GWd/tU (top two) and 11.7 GWd/tU (bottom two).

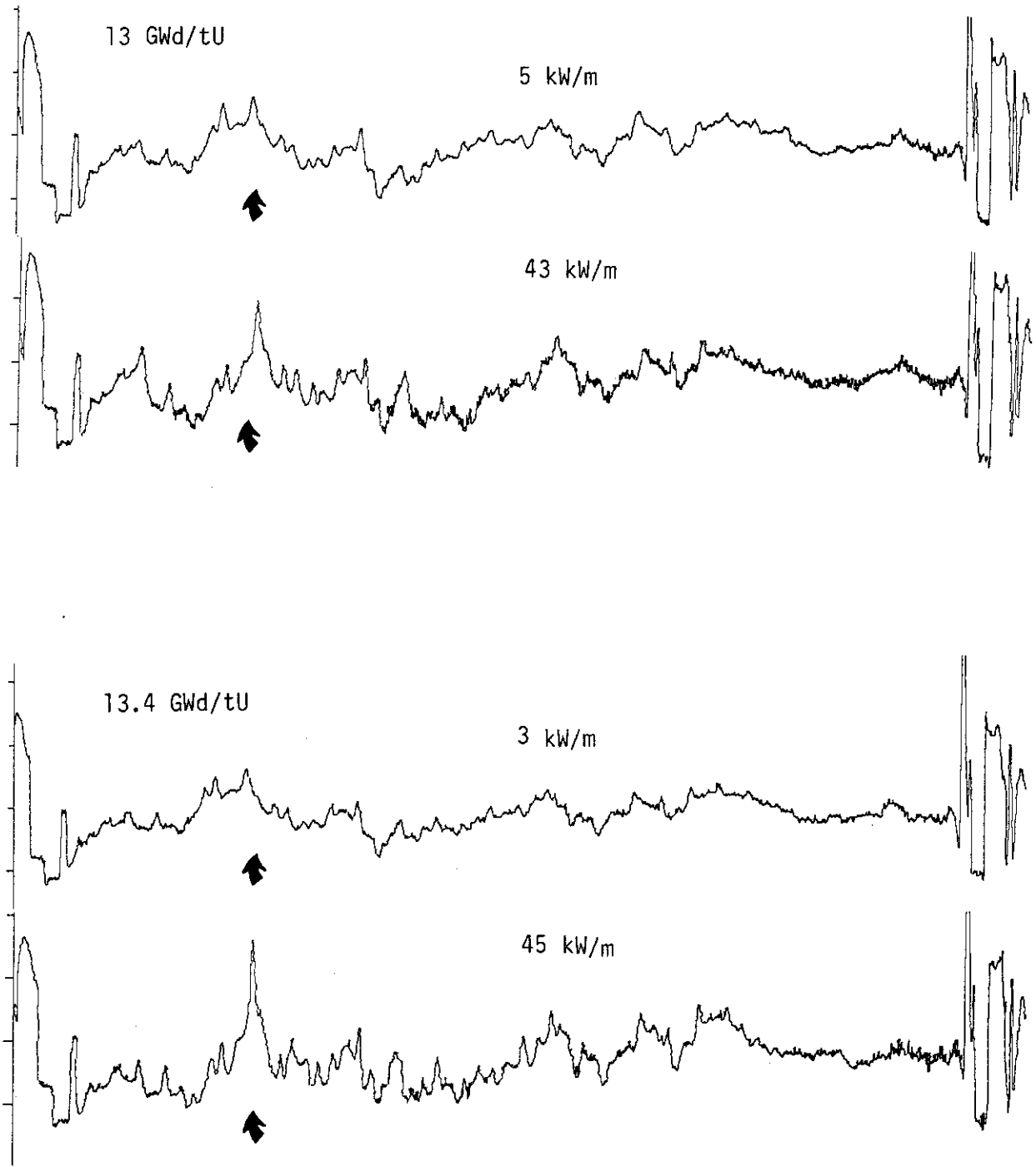


Fig. 5 Rod diameter profiles at a various power level at 13 GWd/tU (top two) and 13.4 GWd/tU (bottom two)

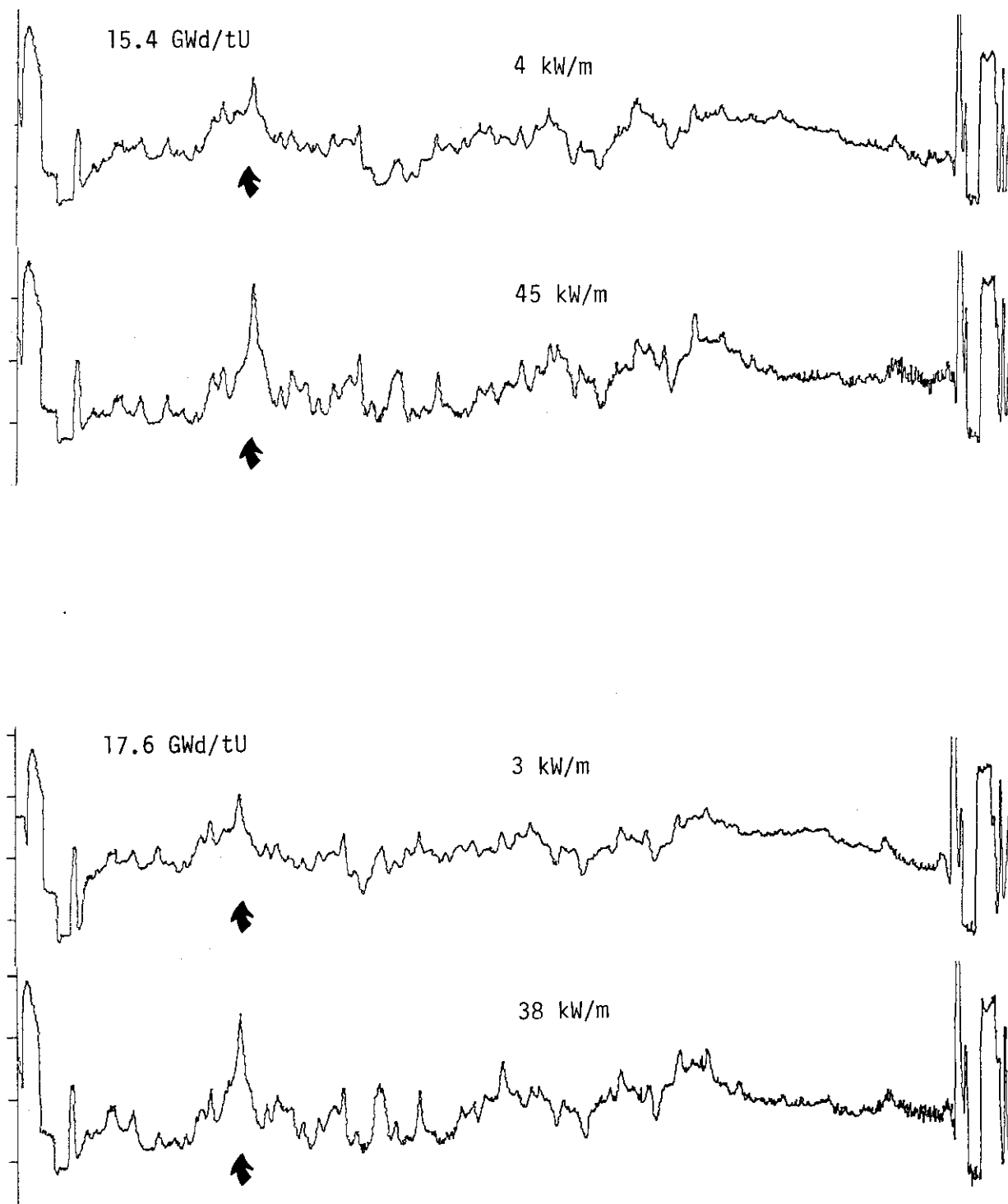


Fig. 6 Rod diameter profiles at a various power level at 15.4 GWd/tU (top two) and 17.6 GWd/tU (bottom two), in which symble arrow shows the location of largest PCMI of fuel rod which has been occurred through irradiation test

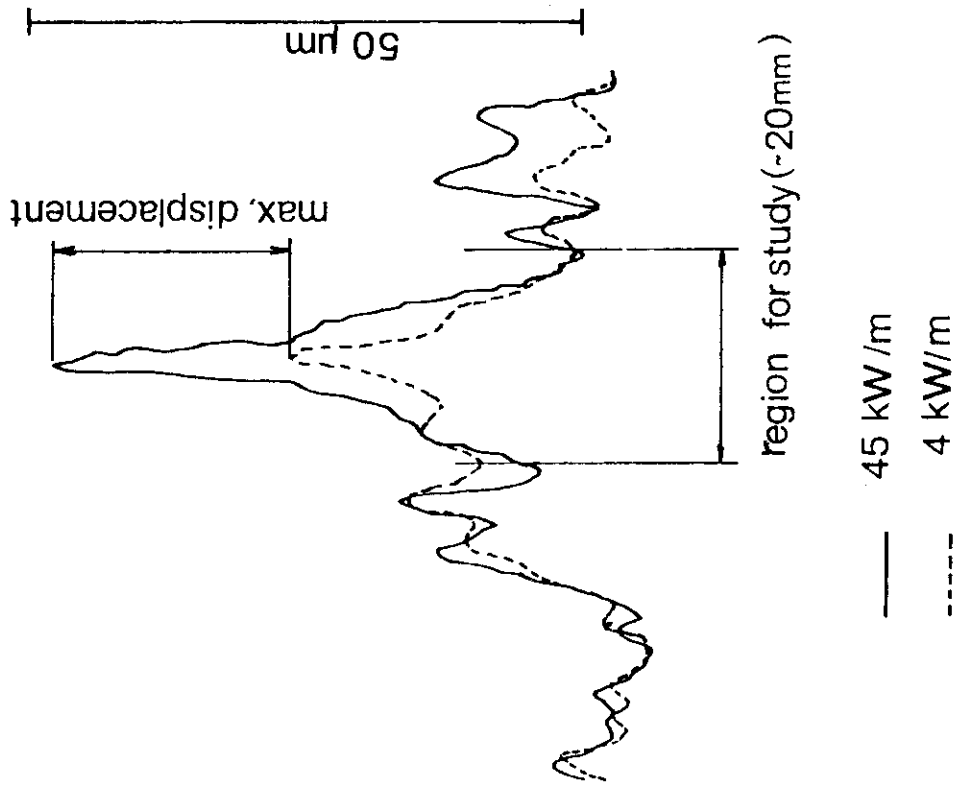


Fig. 7b Maximum two-dimensional elastic displacement of locally stressed region of rod in which an effect of average diameter decrease due to being axial force is not taken into considered; this sample is provided from the top two of Fig. 6.

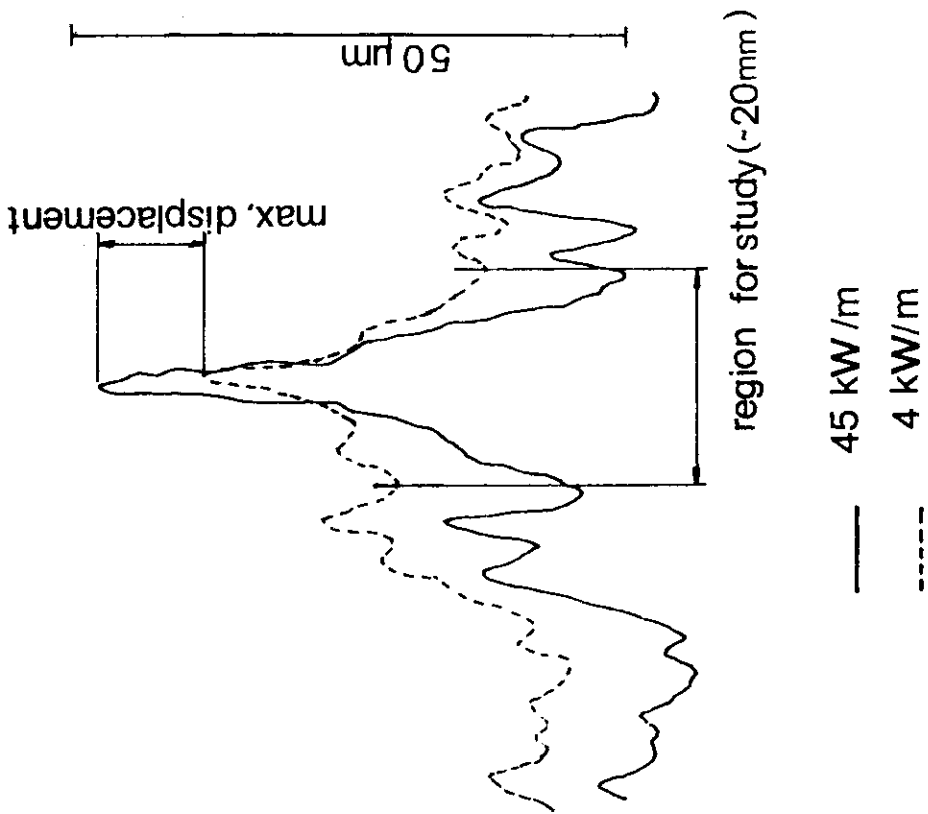


Fig. 7a Maximum two-dimensional elastic displacement of locally stressed region of rod in which an effect of average diameter decrease due to being axial force is taken into considered; this example is provided from the top two of Fig. 6.

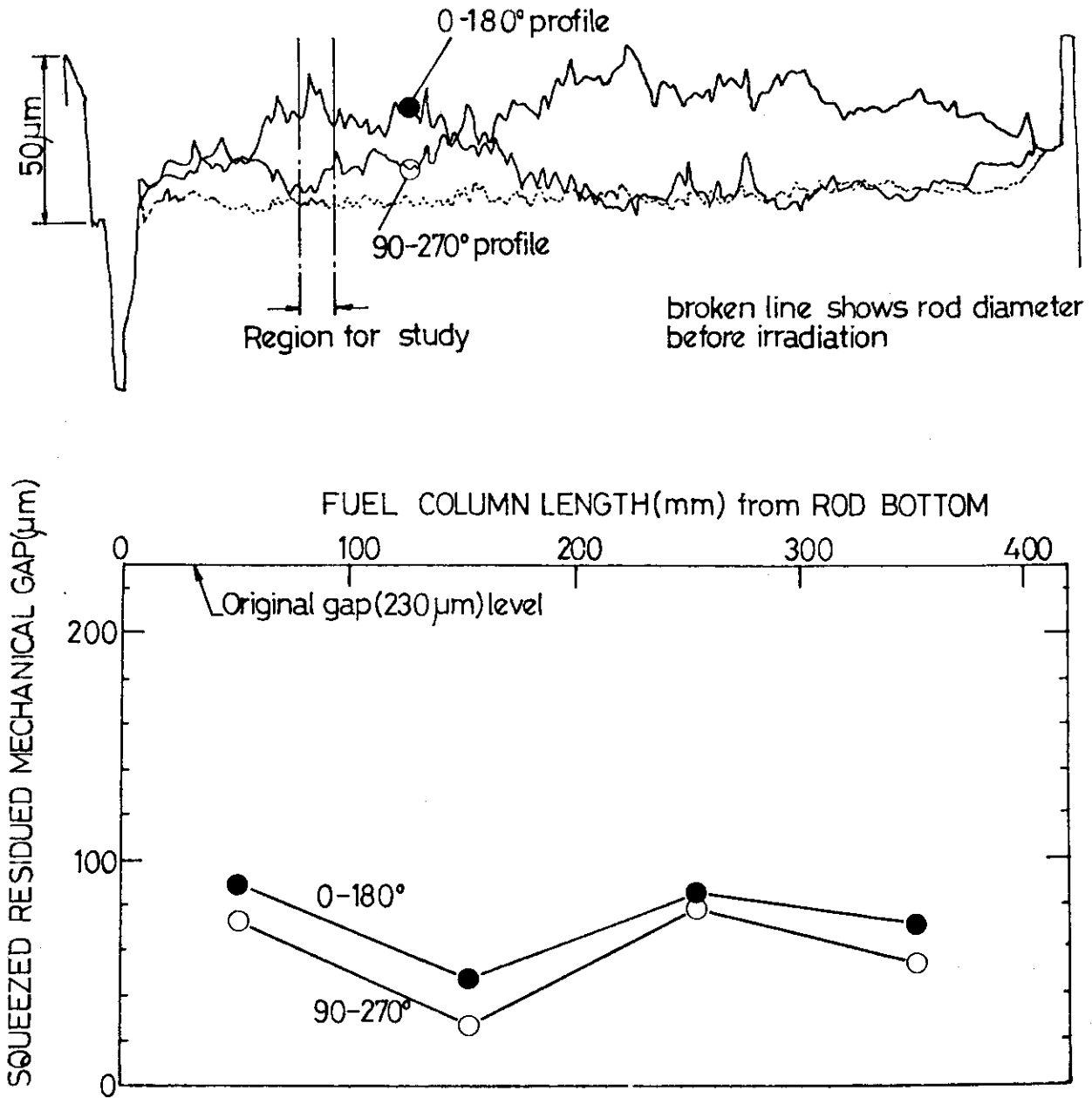


Fig. 8 (Top) Summary of diameter profile measurements from non-destructive post irradiation examination in which as for reference, diameter profile before irradiation is included. (Bottom) Squeezed residued mechanical gap as a function of fuel column length from rod bottom.

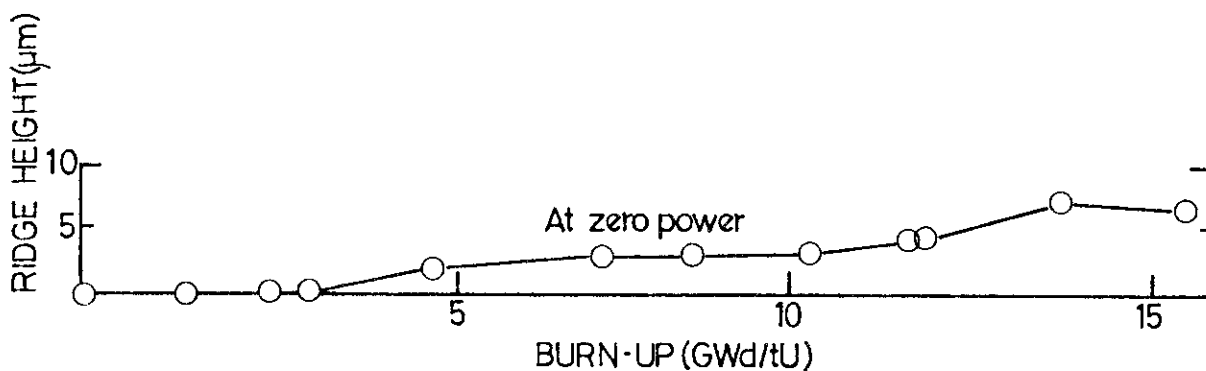


Fig. 9 Permanent residual ridge height at zero power vs assembly averaged burnup.

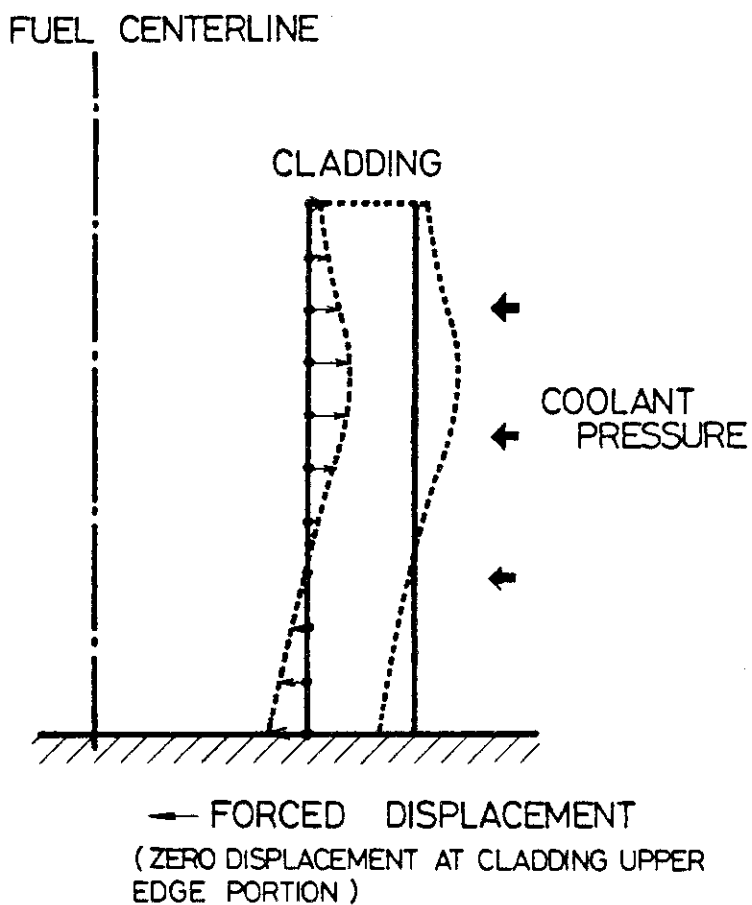


Fig. 10 Schematic representation of the cladding movement before imposing forced displacement (shown the shape by solid line) and after imposing forced displacement (shown the shape by broken line) in the model used in FEMSTR.

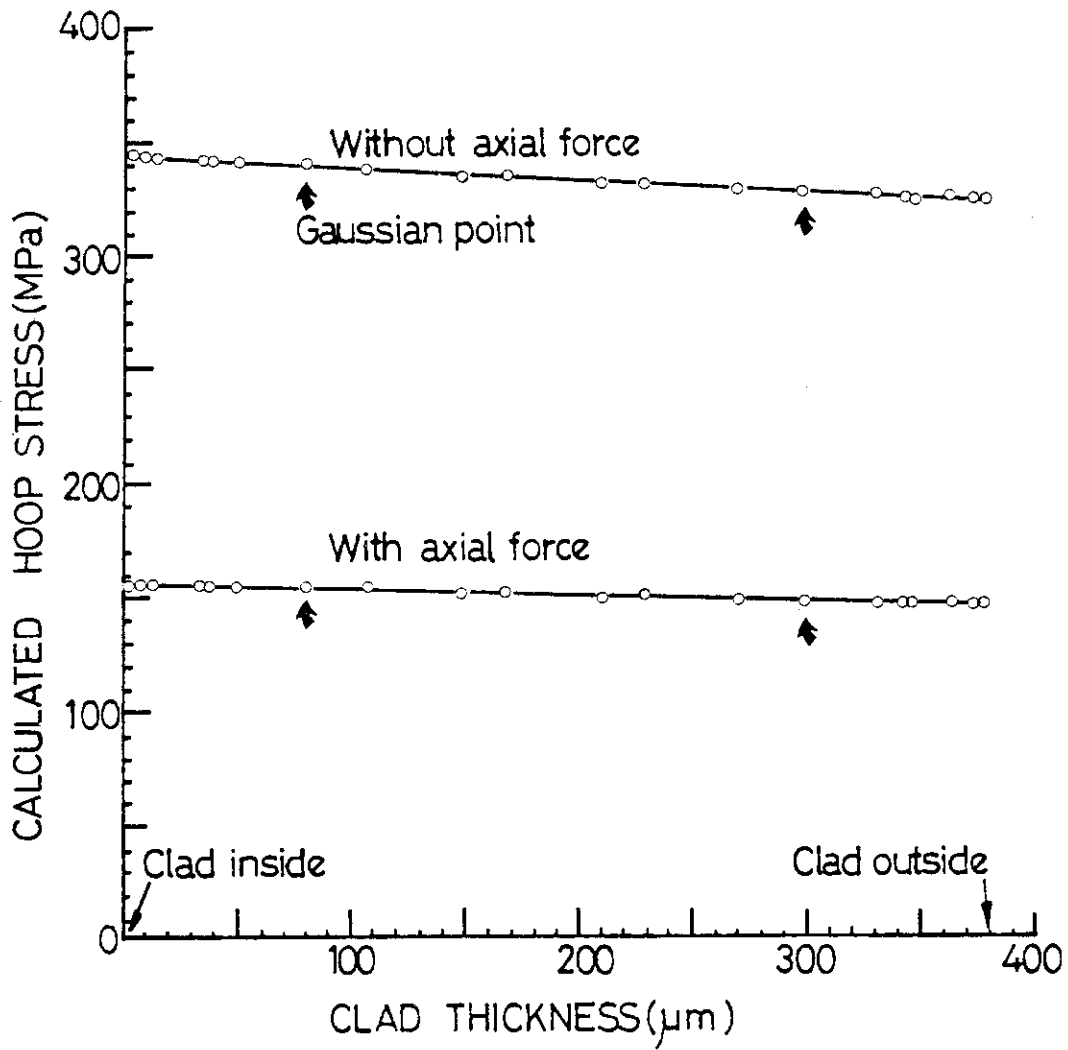


Fig. 11 Increased clad hoop stress due to increase of power at burnups 15.4 GWd/tU vs clad thickness as a function of axial force; code calculated clad hoop stress is derived from hoop stress at Gaussian point.

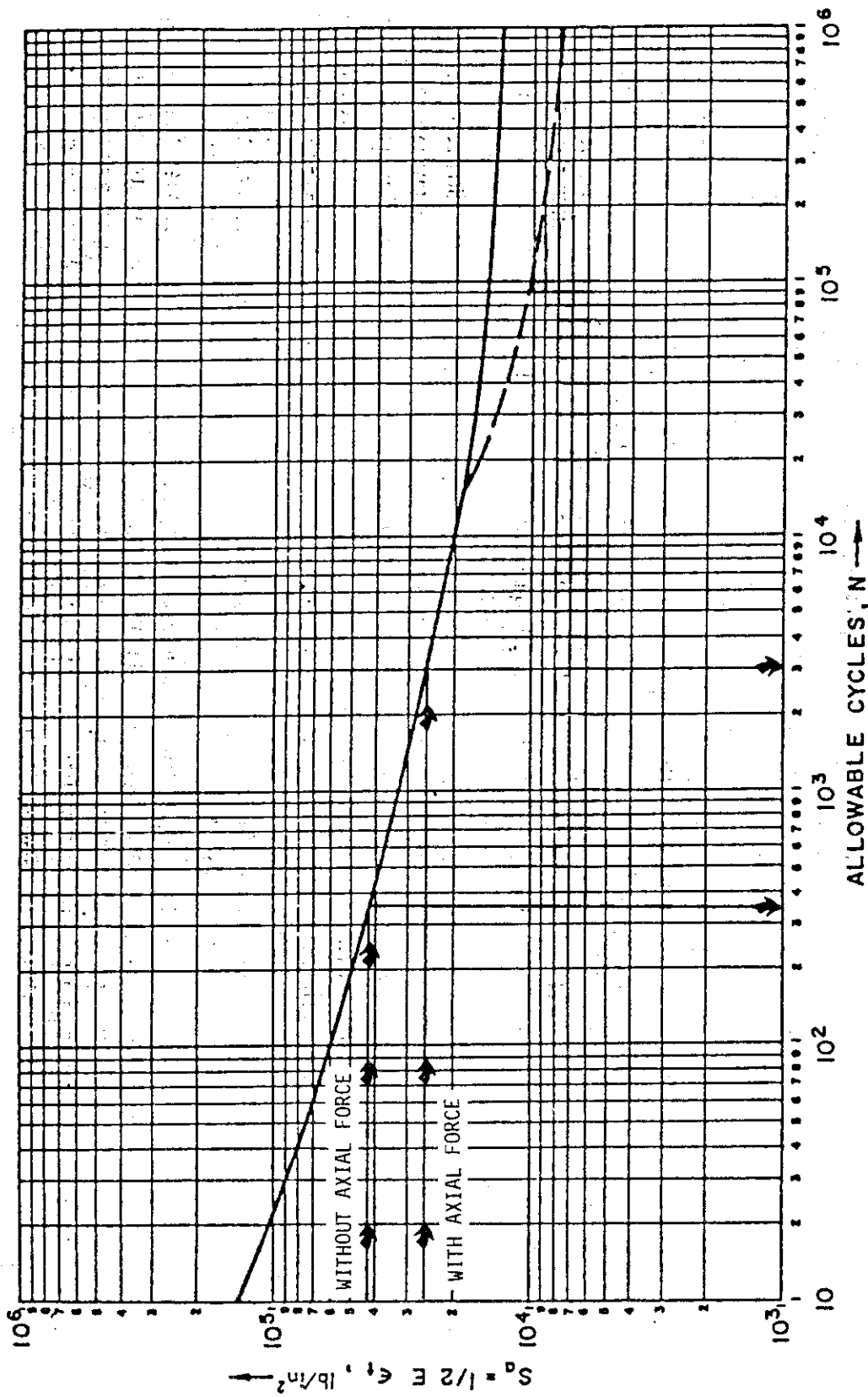


Fig. 12 O'Donnell and Langer's design curve for fatigue of zircaloy cladding under cyclic load in which local peak stresses calculated by two dimensional elastic manner are plotted.



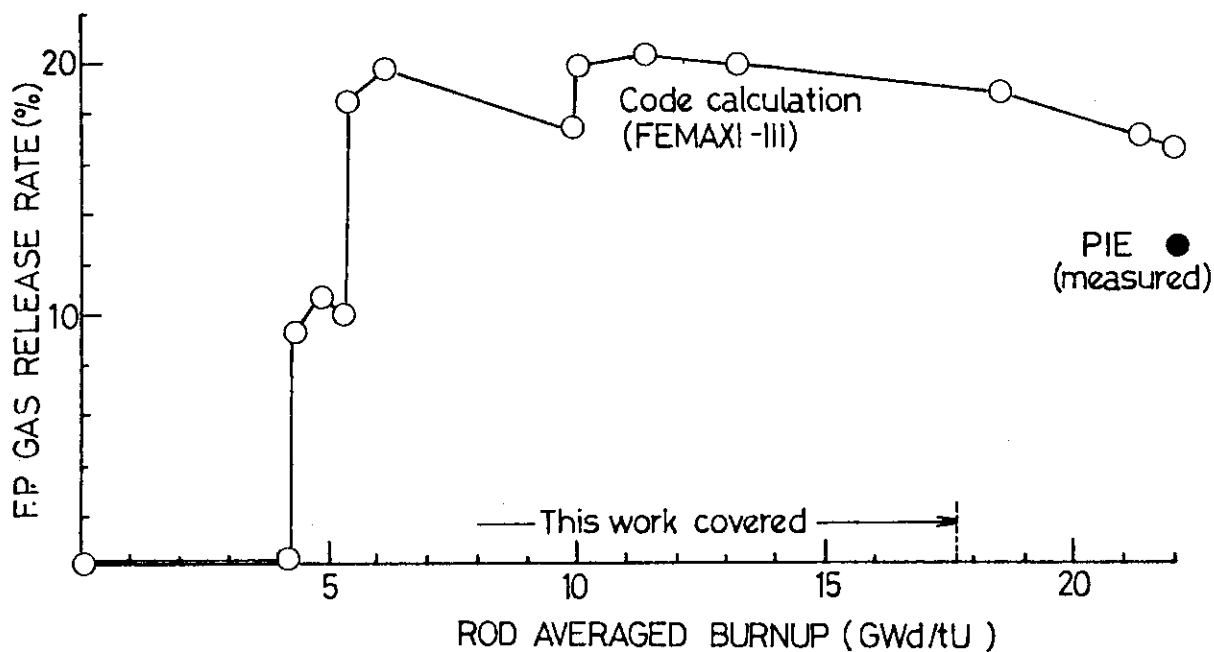


Fig. 13 Fission product gas release rate vs rod averaged burnup included data from code calculation by FEMAXI-III and data from post irradiation examination

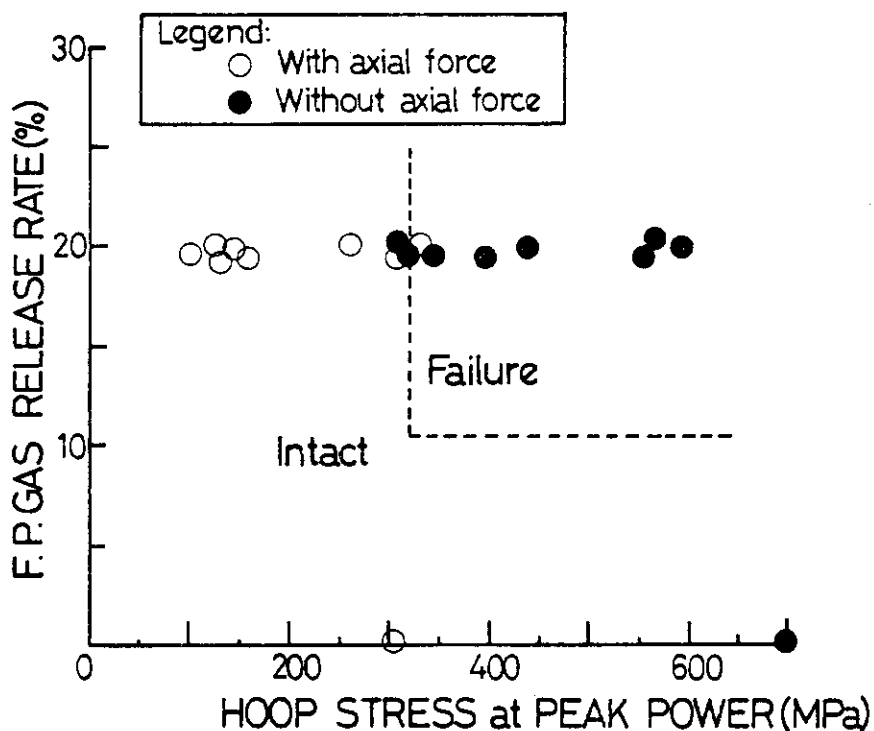


Fig. 14 F.P. gas release rate vs hoop stress at peak power calculated by FEMAXI-III code in which as for reference, failure-intact threshold determined by FEMAXI-III calculation by means of experimental results of power ramp tests at Halden is included as broken line.

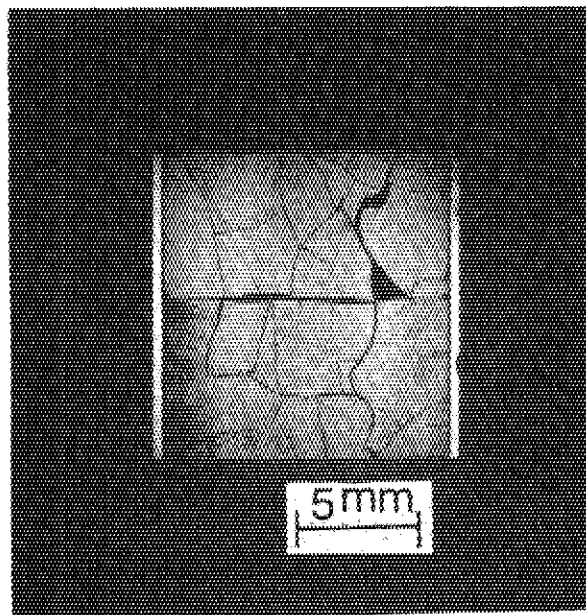


Photo 1 Metallography of longitudinal cross section ( $0^\circ$  generatrix) of Rod 13 of which pellet-to-pellet location during the in-pile test show largest PCMI behavior in the course of its irradiation.

付録 I : 内周方向応力評価に対する燃料棒の扁平の影響

## 1. 解析の目的と方法

被覆管に扁平（オバリティ）が存在した場合としない場合の発生応力の大きさの違いを単純化したモデルにて調べる。対象とすべきモデルは本文中 Fig. 8(上)に示す様に  $0^\circ - 180^\circ$  方向にふくらみ、 $90^\circ - 270^\circ$  方向にへこんだ被覆管である。

一般に扁平を生じた被覆管の断面は楕円形をしている場合が多い。<sup>(1)</sup>そこで A Fig. 1 に示す様に  $0^\circ - 180^\circ$  を楕円長軸に一致させた簡単なモデル（破線）を考えた。解析を実行するのに被覆管を薄肉円筒とするかどうかであるが、被覆管肉厚  $t$  が下式の条件を満足すれば一般には薄肉円筒として処理できる。<sup>(2)</sup>

$$t \leq \frac{1}{10} r \quad (12)$$

ここに  $r$  は被覆管内径である。本報では  $t = 0.37 \text{ mm}$ ,  $r = 5.7 \text{ mm}$  の仕様をもった被覆管を解析対象としており、(12)式を満足している。従って被覆管は薄肉円筒とする。リロケーションをおこした燃料ペレットが熱膨張して被覆内壁面に一応な圧縮応力  $P_h$  を加えてある出力で平衡に達しているとする。そのときの半径の変化を  $\delta$  とすれば、A Fig. 1 は長半径  $r + \delta$ 、短半径  $r - \delta$  の楕円となる（照射後試験に於ける残留ギャップ測定の結果：Fig. 8(下)によれば EOL、零出力で  $(r + \delta) - (r - \delta) = 2\delta$  の値は  $\sim 15 \mu\text{m}$  であった）。

対称な楕円の第1象限に着目する。円周方向の圧縮力は、軸端 A ( $r + \delta, 0$ ) で  $P_h (r + \delta)$ 、軸端 B ( $0, r - \delta$ ) で  $P_h (r - \delta)$  となるとする。第1象限内の任意の点 Q ( $x, y$ ) での曲率  $\rho^{-1}$  は次式で与えられる。

$$\rho^{-1} = -y'' / (1 + y'^2)^{3/2} \quad (13)$$

ここに  $\rho$  は曲率半径、 $y' = \frac{dy}{dx}$ 、 $y'' = \frac{d^2y}{dx^2}$  である。

一方、この楕円は、

$$\frac{x^2}{(r + \delta)^2} + \frac{y^2}{(r - \delta)^2} = 1 \quad (14)$$

で与えられるから、これより  $y'$ 、 $y''$  を求めて (13) 式に代入すれば ( $\delta^2$  以上の項は省略する) 下式 (15) 式を得る。

$$\rho^{-1} = \frac{1}{r} \left[ 1 - 3 \frac{\delta}{r} + 6 \frac{\delta}{r} \frac{x^2}{r^2} \right] \quad (15)$$

(1) E. Kolstad: In-pile measurement of zircaloy creep and PCMI deformation comparative evaluation of ten creep correlations, Nucl. Techn. 49 (1980)

(2) 日本機械学会編：機械工学便覧改訂第5版 (1968) p4-88

故にQ点に於ける曲率の増加は

$$\frac{1}{\rho} - \frac{1}{r} = \frac{3}{r} \left( -\frac{\delta}{r} + 2 \frac{\delta}{r} \cdot \frac{x^2}{r^2} \right) \quad (16)$$

となる。

この状態を曲り梁とみなして曲げモーメントをMとすれば材料力学の公式(3)から(17)式をうる。

$$\frac{1}{\rho} - \frac{1}{r} = (1 - \nu^2) \frac{M}{EI} \quad (17)$$

ここに  $\nu$  : ポアソン比

E : ヤング率

I : 慣性モーメント

従って、Q点に於ける曲げモーメントは(18)式の様になる。

$$\begin{aligned} M &= \left( \frac{1}{\rho} - \frac{1}{r} \right) \frac{EI}{1 - \nu^2} \\ &= \frac{3}{r} \left( -\frac{\delta}{r} + 2 \frac{\delta}{r} \cdot \frac{x^2}{r^2} \right) \frac{EI}{1 - \nu^2} \\ &= 3 \frac{EI}{1 - \nu^2} \frac{\delta}{r^2} \left( -1 + \frac{2x^2}{r^2} \right) \end{aligned} \quad (18)$$

(18)式より軸端A及びBに於ける曲げモーメント  $M_A$ ,  $M_B$  が求められる。

$$M_A = 3 \frac{EI}{1 - \nu^2} \cdot \frac{\delta}{r^2} \left( -1 + \frac{2(r + \delta)^2}{r^2} \right) \quad (19)$$

$$M_B = -3 \frac{EI}{1 - \nu^2} \frac{\delta}{r^2} \quad (20)$$

ペレット-被覆管の機械的相互作用がペレットの熱膨張で生じ、オバリティ(楕円)状態で平衡を保つには、軸端での各抵抗モーメントと圧縮応力による曲げモーメントが釣り合わなければならない。

軸端Aでモーメントの平衡をとると、

$$\Sigma M = 0 \text{ より}$$

$$M_A = M_B + 2 P_h r \delta \quad (21)$$

となる。

$$\text{故に, } P_h = \frac{M_A - M_B}{2 r \delta}$$

$$= \frac{3 EI}{1 - \nu^2} \cdot \frac{(r + \delta)^2}{r^5} \quad (22)$$

を得る。(22)式がオバリティを考慮した圧縮応力である。

ここで  $\delta \rightarrow 0$  とすれば

$$P_h' = \frac{3EI}{1-\nu^2} \frac{1}{r^3} \quad (23)$$

を得る。これはオバリティを殆んど無視した時の被覆管圧縮応力の式である。(22) 及び (23) 式から

$$P_h = \left(1 + \frac{\delta}{r}\right)^2 P_h' \quad (24)$$

を得る。

一般に薄肉円筒を仮定した場合の円周応力  $\sigma_\theta$  は上記の圧縮応力  $P_h$  又は  $P_h'$  と比例関係にある。従って (24) 式は

$$\sigma_\theta = \left(1 + \frac{\delta}{r}\right)^2 \sigma_\theta' \quad (25)$$

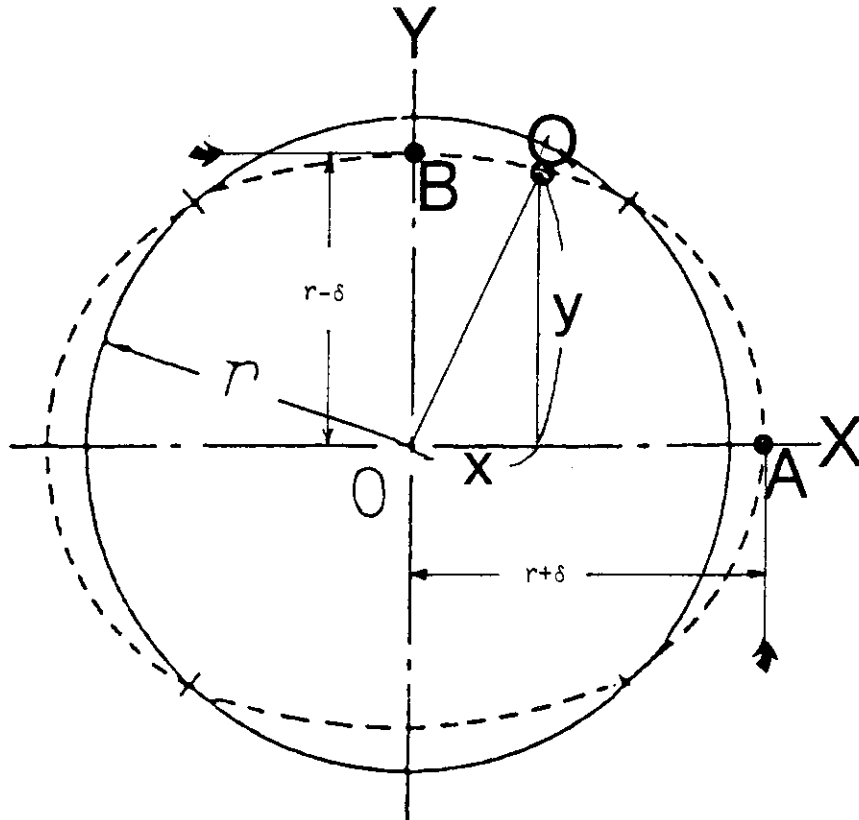
とも書ける。被覆管扁平量  $\delta$  には範囲があると考え、それが燃料ペレット端面と接触した時点で最大とすれば

$$\delta_{\max} = \text{半径ギャップ} \quad (26)$$

となる。燃料棒のギャップはペレットのスウェリング等で燃焼の進展と共に狭くなる。 $\delta_{\max}$  = 半径ギャップについて本報の場合を調べると

$$\begin{aligned} \sigma_\theta &= \left(1 + \frac{0.115 \text{ mm}}{5.7 \text{ mm}}\right)^2 \sigma_\theta' \\ &= 1.04 \sigma_\theta' \\ &\cong \sigma_\theta' \quad (27) \end{aligned}$$

となる。従って本報の場合では扁平量を無視した円周応力でも誤差は十分に小さかったと考えて良いと思われる。



A Fig. 1

Fig. 1 Hypothetical cross section of being interacted zircaloy cladding in which solid line represents the case for no ovalization while broken line does the case for ovalization, respectively.