

JAERI-M

83-228

燃料ふるまい解析コード“FEMAXI-III”  
による出力急昇試験燃料棒の破損応力と  
FPガス放出率の評価

1984年1月

柳澤 和章・藤田 操

日本原子力研究所  
Japan Atomic Energy Research Institute

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公開している研究報告書です。

入手の問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村 日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1984

---

編集兼発行 日本原子力研究所  
印刷 日立高速印刷株式会社

燃料ふるまい解析コード FEMAXI-III による出力急昇試験燃料棒  
の破損応力と FP ガス放出率の評価

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

柳澤 和章・藤田 操

(1983年12月9日受理)

水炉燃料棒のペレット-被覆管相互作用 (PCI) による破損は、燃料棒の力学的相互作用 (PCMI) と放出 FP ガスによる化学的相互作用 (腐食環境) (FCCI) の相乗効果により発生すると一般には理解されている。

PCI 破損機構の解明にはこのような力学的相互作用によりジルカロイ被覆管に発生している円周応力と燃料棒内に腐食環境を作り出している FP ガスのふるまいを理解する必要がある。一方、試験炉による炉内 PCI 破損実験では出力が急激に変動している燃料被覆管の円周応力を実測するのが技術的に困難なうえ、ひとたび PCI 破損がおこれば腐食環境を作り出していた FP ガスが冷却材中にリークしてしまいデータを得ることができない。

このように被覆管円周応力と燃料棒内 FP ガスは PCI 破損研究に極めて重要な量であるのにも拘らず直接的にデータを得るのが難しい。したがって上記の量の炉内データは極めて数が少ないものになっている。

本報は燃料ふるまい解析コード "FEMAXI-III" を用いて間接的にはあるがそれら2つの量と炉内 PCI 破損との関係について研究したものである。計算にはハルデン計画およびスタツビック計画からの出力急昇試験公開データを用いた。FEMAXI-III 計算の結果次の様な知見を得た：

- (1) BWR 型および PWR 型燃料の PCI 破損はジルカロイ被覆管円周応力と FP ガス量に依存する (PCI 破損相乗効果)。
- (2) コード計算による予備的な PCI 破損しきい応力と FP ガス放出率はハルデン条件下で 330 MPa, 10%; インターランプ (BWR) 条件下で 190 MPa, 5%; およびオーバーランプ (KWU/CE 社製, PWR) 条件下で 270 MPa, 14% となった。これら計算による破損しきい応力の値は文献調査による炉外 PCI 破損しきい応力の値 180~360 MPa と同一水準にあった。
- (3) FEMAXI-III の検証を力学的ふるまいについては出力急昇試験した原研燃料棒の直径変形量 (歪) で比較し、FP ガス放出ふるまいについては出力急昇試験非破損棒の照射後試験 (PIE) データと比較したが、両者に対して比較的良い一致がみられた。すなわちコード計算は比較的实际に則した計算結果を出していると考えられる。

THE EVALUATION OF FAILURE STRESS AND RELEASED AMOUNTS OF  
FISSION PRODUCT GAS OF POWER RAMPED ROD BY FUEL BEHAVIOUR  
ANALYSIS CODE "FEMAXI-III"

Kazuaki YANAGISAWA and Misao FUJITA

Department of Nuclear Safety Research,  
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received December 9, 1983)

Pellet-Cladding Interaction(PCI) related in-pile failure of Zircaloy sheathed fuel rod is in general considered to be caused by combination of pellet-cladding mechanical interaction(PCMI) with fuel-cladding chemical interaction(FCCI). An understanding of a basic mechanism of PCI-related fuel failure is therefore necessary to get actual cladding hoop stress from mechanical interaction and released amounts of fission product(FP) gas of aggressive environmental agency from chemical interaction.

In-core experiment on PCI failure by means of test reactors, however, has been provided very few data with respect to cladding hoop stress during power ramping for its technical difficulty. In addition, when once the failure has occurred, it always leads amounts of produced fission gas into a coolant resulting in no data for corrosive environment being existed immediately before the failure.

In spite of their principal roles on PCI study, cladding hoop stress and released FP gas are difficult to be measured in a direct manner at present, therefore, very little data are available in this field.

This paper describes results of code analysis performed on fuel failure to cladding hoop stress and amounts of FP gas released under the condition associated with power ramping. Data from Halden(HBWR) and from Studsvik(R2) are used for code analysis. The fuel behaviour analysis code "FEMAXI-III" is used as an analytical tool.

The followings are revealed from the study:

- (1) PCI-related fuel failure is dependent upon cladding hoop stress and released amounts of FP gas at power ramping.

- (2) Preliminary calculated threshold values of hoop stress and of released amounts of FP gas to PCI failure are respectively 330MPa,10% under the Halden condition,190MPa,5% under the Inter ramp(BWR) condition, and 270MPa,14% under the Over ramp(PWR) condition.The values of hoop stress calculated are almost in the similar range of those obtained from ex-reactor PCI simulated tests searched from references published.
- (3) The FEMAXI-III code verification is made in mechanical manner by using in-pile deformation data(diametral strain) obtained from power ramping test undertaken by JAERI.While,the code verification is made in thermal manner by using punctured FP gas data obtained from post irradiation examination performed on non-defected power ramped fuel rods. The calculations are resulted in good agreements to both, mechanical and thermal experimental data suggesting the validity of the code evaluation.

Keywords: Power Ramp, LWR Fuel Rod, Fuel Behaviour Analysis,  
FEMAXI-III Code, PCI, Failure Stress, FP Gass

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. FEMAXI-III計算と出力急昇試験 .....	2
2.1 FEMAXI-III 計算 .....	2
2.2 出力急昇試験 .....	2
3. 結 果 .....	3
4. 討 論 .....	4
4.1 FEMAXI-III コードの検証 .....	4
4.2 計算結果と炉外 PCI 破損模擬実験との比較 .....	4
5. 結 論 .....	5
謝 辞 .....	6
参考文献 .....	7

## Contents

1. Introduction .....	1
2. FEMAXI-III calculation and power ramp test .....	2
2.1 FEMAXI-III calculation .....	2
2.2 Power ramp test .....	2
3. Results .....	3
4. Discussions .....	4
4.1 Verification of FEMAXI-III code .....	4
4.2 Comparisons of calculated results with findings from ex-reactor PCI simulation tests .....	4
5. Conclusion .....	5
Acknowledgments .....	6
References .....	7

## 1. はじめに

水炉燃料棒の破損の中に $\text{UO}_2$ ペレットとジルカロイ被覆管の相互作用により破損する形態がある。これは一般にPCI (Pellet-Cladding Interaction)破損と呼ばれるもので、出力増加による燃料ペレット-被覆管間の力学的相互作用 (PCMI) と燃料棒内空間にある活性な放出FP核種を媒体とする被覆管内面での化学的相互作用 (FCCI) の相乗効果によるものと理解されている。

PCI破損機構の解明のために炉内・炉外で様々の実験が遂行されているが炉外試験(1-16)からの知見を炉内試験に直接利用するにはむずかしい。というのは炉内にある燃料被覆管にはペレットの時計皿状の変形による応力集中をも含んだ三次元的な複雑な応力が働いているばかりでなく被覆管の機械的性質、ペレットの物性等が照射量とともに時々刻々変化するからである。さらに燃料棒内の空間に放出されるFPガスの化学系が複雑で正確に捕えにくいことも問題を複雑にしている。

現在の炉外試験では燃料棒の個々の因子によるPCI破損への効果—すなわち(1)ジルカロイ被覆管の材質因子としての熱処理(1, 22), 合金組成(1), 集合組織(23-25), 表面状態(26), 内面酸化(27), 中性子照射量(5, 28), (2)炉外試験時の試験条件因子としてのヨウ素濃度(29), 試験温度(1)や歪速度(30, 31)—についてはかなり明らかになっている。しかし炉内ではそれら効果は単一に燃料棒に作用するのではなく、それらが組み合わさった複雑な体系下におかれる。

炉内で燃料棒が破損する状態を考えれば被覆管内面に割れを生ぜしめる円周応力の存在は否定できない。また数多くの炉外試験が示唆するように破損形態が応力腐食割れであれば燃料棒内に活性な腐食性雰囲気を作りだす放出FPガスの存在も否定できない。したがってこの2つの量はPCI破損機構解明のうえで定量化をまっ先にしなければならない重要な量であるのにも拘らず炉外試験ではもちろんのこと試験炉を用いた炉内PCI破損実験でも現在までに定量化ができていない。また炉内での出力急昇試験ではPCI破損がおこると肝心の棒内FPが冷却材中にリークしてしまいその残存量さえも測れないという場合も生じる。

この様な状況の中でPCI破損機構因子である発生円周応力とFPガス量を考慮した解析を可能ならしめる有力な方法の1つに計算コードがある。即ち力学的計算と熱的計算の両方が可能でかつ予測能力の高い計算コードにより炉内における燃料棒のふるまいをできるだけ実際に近い状態に再現し、そのときの円周応力とFPガス量を定量化する方法である。

本報はこの計算コードによる解析によって試験炉で実施した出力急昇試験棒の発生最大円周応力及びFPガス放出量を求め、これらの値と燃料の破損・非破損に何らかの関係があるか、あるとすれば経験的な破損しきい値はどのくらいか等を研究したものである。

使用した計算コードは二次元軸対称燃料ふるまい解析コード“FEMAXI-III”であり、計算の対象としたのはハルデン計画およびスタツビック計画からの公開出力急昇試験結果である。

## 2. FEMAXI-III計算と出力急昇試験

### 2.1 FEMAXI-III計算

FEMAXI-IIIは通常運転時用の燃料ふるまい解析コードであるため計算ではペレットからのFP放出は温度依存のみとした。即ち出力急昇試験での最高出力に相当する温度で時間依存せず一時に放出がおこるとした。FP放出率は次の様にした。

生成FPガスの放出は燃料温度Tと燃焼度のみで経験的に次の様にきまるとした(17)。

$$F = (T/1800)^5 \times (1 - Bi/Ba) \quad (1)$$

ここに F：放出率

T：燃料温度(℃)

Ba：計算対象領域の平均燃焼度(MWd/kgUO<sub>2</sub>)

Bi：FPガス放出がおこるまでの潜伏期間(MWd/kgUO<sub>2</sub>)

で燃料ペレット中心温度(FCLT)の関数として次の様にあらわす。

$$Bi = \frac{5}{10^3} \exp(9800/FCLT) \quad (2)$$

力学計算等詳細なモデリング等は文献(17)を参照されたい。

### 2.2 出力急昇試験

試験炉による出力急昇試験でFEMAXI-IIIの計算対象としたのはハルデン計画(18)、インターランプ計画(19)およびオーバーランプ計画(20, 21)の3つである。

以下に上記計画について概略する。

#### (a) ハルデン計画(18)

ハルデン計画(ハルデン：HBWR)下における出力急昇試験ではすでに60本以上の燃料棒が試験されている。出力急昇試験を実施した燃料棒の典型的な出力履歴をFig.1に示す。殆どの燃料棒はベース照射中20~30kW/mの線出力にあり出力急昇試験でそれは50~60kW/mにまで急昇された。試験に用いた燃料棒の仕様はTable 1のとおりであり、各々の棒の燃焼度は6~30MWd/kgUと幅が広い。

#### (b) インターランプ計画(19)

インターランプ計画(スウェーデン：BWR)下での出力急昇試験では20本のBWR型燃料棒が試験されている。出力急昇試験を実施した燃料棒の典型的な出力履歴をFig.2に示す。燃料棒はベース照射中にサイクリックな出力変化(25kW/m↔40kW/m)を経験したのち出力急昇試験では43~51kW/mにまで急昇された。試験に用いた20本の燃料棒の仕様はTable 2のとおりであり燃料棒製造ギャップ、ジルカロイ-2被覆管熱処理温度および燃料ペレット密度等が試験変数である。試験に用いた燃料棒の燃焼度は大別して10および20MWd/kgUである。



## (c) オーバーランプ計画 (20, 21)

オーバーランプ計画 (スウェーデン: PWR) 下での出力急昇試験では 40 本の PWR 型燃料棒が試験されている。このうち 15 本の燃料棒 (W社製) はベース照射中での照射燃料長と出力急昇中での照射燃料長が等しくなくその為、FP ガスに関するコード計算結果の解析が不一致性のため非常に困難なものとなった。従って本報では解析の対象から除外した。残りの燃料棒に関する典型的な出力履歴を Fig.3 に示す。燃料棒はベース照射中に 25 kW/m 以下の線出力で照射したのち出力急昇試験では 38 ~ 53 kW/m まで急昇された。計算対象となった燃料棒の仕様は Table 3 のとおりであり燃料棒製造ギャップ、ジルカロイ - 4 被覆管熱処理温度および燃料ペレット粒径等が試験変数である。試験に用いた燃料棒の燃焼度は大別して 10, 20 および 30 MWd/kgU である。

## 3. 結 果

各燃料棒の出力履歴や設計仕様値を入力とし FEMAXI - III にて計算を実行した。以下はその結果である。

## (a) ハルデン計画

FEMAXI - III による計算結果を Fig.4 に示す。Fig.4 から次のことがわかる：

- (1) 燃料棒は力学的相互作用による高い円周応力をうけても FP 放出率の低い、即ち放出 FP 量の少ない所では破損しない。逆に FP 放出率が高くても十分な円周応力が生じなければ破損しない。即ち燃料棒の PCI 破損はある一定以上の円周応力とある一定以上の FP ガス放出率以上で生ずる傾向がある。
- (2) ハルデン条件 (HBWR 条件) 下での燃料棒円周応力と FP ガス放出率のしきい値はそれぞれ 330 MPa, 10% 程度である。

## (b) インターランプ計画

FEMAXI - III による計算結果を Fig.5 に示す。Fig.5 から次のことがわかる：

- (1) 燃料棒の PCI 破損はハルデン計画の場合と同様ある一定以上の円周応力と FP ガス放出率で生ずる傾向がある。
- (2) インターランプ条件 (BWR 条件) 下での燃料棒円周応力と FP ガス放出率のしきい値はそれぞれ 190 MPa, 5% 程度である。

## (c) オーバーランプ計画

FEMAXI - III による kWU/CE 燃料棒に対する計算結果を Fig.6 に示す。Fig.6 から次のことがわかる：

- (1) 燃料棒の PCI 破損はある一定以上の円周応力と FP ガス放出率で生ずる傾向がある。
- (2) オーバーランプ条件 (PWR 条件) 下での燃料棒円周応力と FP ガス放出率のしきい値はそれぞれ 270 MPa, 14% 程度である。

## (c) オーバーランプ計画 (20, 21)

オーバーランプ計画 (スウェーデン: PWR) 下での出力急昇試験では 40 本の PWR 型燃料棒が試験されている。このうち 15 本の燃料棒 (W社製) はベース照射中での照射燃料長と出力急昇中での照射燃料長が等しくなくその為、FP ガスに関するコード計算結果の解析が不一致性のため非常に困難なものとなった。従って本報では解析の対象から除外した。残りの燃料棒に関する典型的な出力履歴を Fig.3 に示す。燃料棒はベース照射中に 25 kW/m 以下の線出力で照射したのち出力急昇試験では 38 ~ 53 kW/m まで急昇された。計算対象となった燃料棒の仕様は Table 3 のとおりであり燃料棒製造ギャップ、ジルカロイ-4 被覆管熱処理温度および燃料ペレット粒径等が試験変数である。試験に用いた燃料棒の燃焼度は大別して 10, 20 および 30 MWd/kgU である。

## 3. 結 果

各燃料棒の出力履歴や設計仕様値を入力とし FEMAXI-III にて計算を実行した。以下はその結果である。

## (a) ハルデン計画

FEMAXI-III による計算結果を Fig.4 に示す。Fig.4 から次のことがわかる：

- (1) 燃料棒は力学的相互作用による高い円周応力をうけても FP 放出率の低い、即ち放出 FP 量の少ない所では破損しない。逆に FP 放出率が高くても十分な円周応力が生じなければ破損しない。即ち燃料棒の PCI 破損はある一定以上の円周応力とある一定以上の FP ガス放出率以上で生ずる傾向がある。
- (2) ハルデン条件 (HBWR 条件) 下での燃料棒円周応力と FP ガス放出率のしきい値はそれぞれ 330 MPa, 10% 程度である。

## (b) インターランプ計画

FEMAXI-III による計算結果を Fig.5 に示す。Fig.5 から次のことがわかる：

- (1) 燃料棒の PCI 破損はハルデン計画の場合と同様ある一定以上の円周応力と FP ガス放出率で生ずる傾向がある。
- (2) インターランプ条件 (BWR 条件) 下での燃料棒円周応力と FP ガス放出率のしきい値はそれぞれ 190 MPa, 5% 程度である。

## (c) オーバーランプ計画

FEMAXI-III による kWU/CE 燃料棒に対する計算結果を Fig.6 に示す。Fig.6 から次のことがわかる：

- (1) 燃料棒の PCI 破損はある一定以上の円周応力と FP ガス放出率で生ずる傾向がある。
- (2) オーバーランプ条件 (PWR 条件) 下での燃料棒円周応力と FP ガス放出率のしきい値はそれぞれ 270 MPa, 14% 程度である。

## 4. 討 論

### 4.1 FEMAXI-III コードの検証

燃料ふるまい解析コード“FEMAXI-III”による計算結果は第3章に示したが、この計算がどの程度実際に則したものであるかを検討する。

#### 4.1.1 力学的計算の検証例

今までののべて来た様に出力急昇試験中の被覆管円周応力の計算値に対応する実測値は得難いが、変形（歪量）に対するものは炉内データが得られている。Fig.7はハルデン炉にて出力急昇試験を実施した原研のBWR型燃料棒（燃焼度はピークで17 MWd/kgU）の出力急昇試験データに対するFEMAXI-IIIの予測結果である。実験データの炉内燃料棒直径測定時の誤差や出力誤差、更に計算コードに入力した簡略出力履歴等の誤差を考慮すればコードは比較的良く実験値に一致していると言える。即ち歪成分に関してはFEMAXI-III計算は実験値と良く一致する傾向にあるので応力的にもかなり実験値に近いと考えられる。

#### 4.1.2 熱的計算の検証例

インターランプ及びオーバーランプ計画では非破損燃料棒の照射後試験を実施した。Fig.8はこの照射後試験のデータ（EOLでの燃料棒内最終放出率）に対するFEMAXI-III計算結果である。インターランプは放出率の低いものから高いものまであり計算結果は比較的实验値に近かった。一方、オーバーランプの方はかなり放出率の高いものについての比較であったがこれも比較的良く計算結果は実験値に一致していた。

### 4.2 計算結果と炉外PCI破損模擬実験との比較

#### 4.2.1 PCI破損の応力依存性

炉外PCI破損模擬実験によればPCI破損がある応力値以上になると破損する傾向にあることが未照射ジルカロイ管（1-3）についても、照射済ジルカロイ管（4-8）についても報告されている。K. Videmら(4)の炉外実験によればジルカロイ被覆管割れの成長速度  $da/dt$  は次式のようにあらわすことができる。

$$da/dt = CK_I^n (a, \sigma) \quad (3)$$

ここに  $da/dt$  : 被覆管割れの成長速度

C : ヨード濃度, 実験温度, 試験材料による定数

n : 定数

$K_I$  : 応力拡大係数

a : 割れの長さ

$\sigma$  : 円周応力

破損開始までの時間  $T_f$  は次式で与えられる (4, 7)

$$T_f = \frac{C}{(\sigma - \sigma_c)^{n'}} \quad (4)$$

ここに  $\sigma$  : 円周応力

$\sigma_c$  : 応力腐食割れを発生するしきい応力

$n'$  及び  $C$  : 定数

炉外実験より得た SCC しきい応力  $\sigma_c$  の値は、照射・未照射の別、被覆管熱処理条件にて変化する。照射材に対する  $\sigma_c$  の最小値は例えば、文献では下の様になっており被覆管の熱処理条件により差はあるが 180～360 MPa の範囲にある。

文献 (巻末)	(単位: MPa)	
	再焼結材	歪取り焼鈍材
(4)	320	360
(7)	290	320
(9)	180	—

未照射の被覆管の降伏応力は 350 (再焼結材) から 500 MPa (歪取り焼鈍材) (1) の範囲にあり、この値は一般に照射により上昇し 1.3 倍 (10-13) から 2.5 倍 (9) になる。従って炉外模擬実験での結果から推測すると、炉内 PCI 破損応力は降伏応力より相当低い値となる。

#### 4.2.2 PCI 破損の FP ガス濃度依存性

PCI 破損に対する腐食環境 (棒内化学) は、核分裂によって燃料ペレット中に生成した活性な放射性的ガス (FP ガス) が、ペレットマトリクスから放出される事で形成される。PCI 破損に寄与する活性ガスの核種は炉内では最終的には同定されていないが、殆んど文献 (例えば 14-16) ではヨード、カドミウム、セシウム及びそれら化合物を候補としている。

炉外模擬実験 (1-8) では殆んどが活性 FP ガス核種を模擬するのにヨードを使っている。炉外実験の結果では未照射材 (1)、照射材 (9) 共にヨード雰囲気では SCC が生じた。但し SCC はヨード量には依存しないとしている。つまりある一定量のヨードが存在すれば腐食環境は満足されるというのが炉外実験からの知見である。

## 5. 結 論

PCI 破損機構の解明には力学的相互作用によりジルカロイ被覆管に作用している円周応力と燃料棒内に腐食環境を作り出している FP ガス量を知ることが必要とされている。しかしながら、試験炉を用いた炉内 PCI 破損実験では被覆管に働いている円周応力を実測するのは技術的に

a : 割れの長さ

$\sigma$  : 円周応力

破損開始までの時間  $T_f$  は次式で与えられる (4, 7)

$$T_f = \frac{C}{(\sigma - \sigma_c)^{n'}} \quad (4)$$

ここに  $\sigma$  : 円周応力

$\sigma_c$  : 応力腐食割れを発生するしきい応力

$n'$  及び  $C$  : 定数

炉外実験より得た SCC しきい応力  $\sigma_c$  の値は、照射・未照射の別、被覆管熱処理条件にて変化する。照射材に対する  $\sigma_c$  の最小値は例えば、文献では下の様になっており被覆管の熱処理条件により差はあるが 180 ~ 360 MPa の範囲にある。

(単位 : MPa)

文献 (巻末)	再焼結材	歪取り焼鈍材
(4)	320	360
(7)	290	320
(9)	180	—

未照射の被覆管の降伏応力は 350 (再焼結材) から 500 MPa (歪取り焼鈍材) (1) の範囲にあり、この値は一般に照射により上昇し 1.3 倍 (10-13) から 2.5 倍 (9) になる。従って炉外模擬実験での結果から推測すると、炉内 PCI 破損応力は降伏応力より相当低い値となる。

#### 4.2.2 PCI 破損の FP ガス濃度依存性

PCI 破損に対する腐食環境 (棒内化学) は、核分裂によって燃料ペレット中に生成した活性な放射性的ガス (FP ガス) が、ペレットマトリクスから放出される事で形成される。PCI 破損に寄与する活性ガスの核種は炉内では最終的には同定されていないが、殆んど文献 (例えば 14-16) ではヨード、カドミウム、セシウム及びそれら化合物を候補としている。

炉外模擬実験 (1-8) では殆んどが活性 FP ガス核種を模擬するのにヨードを使っている。炉外実験の結果では未照射材 (1)、照射材 (9) 共にヨード雰囲気です CC が生じた。但し SCC はヨード量には依存しないとしている。つまりある一定量のヨードが存在すれば腐食環境は満足されるというのが炉外実験からの知見である。

## 5. 結 論

PCI 破損機構の解明には力学的相互作用によりジルカロイ被覆管に作用している円周応力と燃料棒内に腐食環境を作り出している FP ガス量を知ることが必要とされている。しかしながら、試験炉を用いた炉内 PCI 破損実験では被覆管に働いている円周応力を実測するのは技術的に

困難なのに加え、FPガスもPCI破損がおこれば冷却材中にリークしてしまいデータが得られない。したがってPCI破損研究に極めて重要な量であるにも拘らず被覆管円周応力と燃料棒内FPガス量でPCI破損を研究した例は数少ない。

本報は間接的にはあるが、燃料ふるまい解析コード“FEMAXI-III”を用い上記の2つの量とPCI破損との関係について研究した。コード計算の対象には炉内出力試験のうちハルデン計画およびスタツビック計画から公開となった88本の燃料棒をえらんだ。

FEMAXI-III計算の結果、BWR型およびPWR型燃料のPCI破損はジルカロイ被覆管円周応力とFPガス量に依存することが明らかになった。すなわち燃料棒は力学的相互作用による高い円周応力をうけてもFP量の少ない環境下では破損せず、逆にFP量の多い腐食性環境下にあってもある程度の円周応力がなければPCI破損は生じないことがコード計算より得られた。

計算コードによる予備的な破損応力しきい値とFPガス放出率はハルデン条件下で(330MPa, 10%)、インターランプ条件下で(190MPa, 5%)、オーバーランプ条件下で(270MPa, 14%)となった。文献調査による炉外PCI模擬試験より得たジルカロイ材のPCI破損応力は180~360MPaにあり、比較的コード計算値の範囲に近かった。

FEMAXI-IIIの検証を力学的ふるまいについてはBWR条件下、燃焼度17MWd/kgUで出力急昇試験した原研燃料棒の直径変形量(歪)で比較したが良く合っていた。また放出FPガス量についてはスタツビック計画からの非破損燃料棒の照射後試験データと比較したがかなり良い一致がみられた。従って、間接的にはあるがFEMAXI-IIIによるPCI破損しきい応力とFP放出率は今回の計算対象に関してかなり現実的な値であると考えられる。

#### 謝 辞

本報告書の内容に関して適切な助言を当燃料安全第1研究室室長の市川達生氏に賜りました。ここに感謝する次第です。

## 参考文献

- (1) R.L. Jones, D. Cubicciotti and B.C. Syrett; Effects of test temperature, alloy composition, and heat treatment on iodine-induced stress corrosion cracking of unirradiated zircaloy tubing, *J. Nucl. Mat.*, 91, 277 (1980)
- (2) P. Hofmann and J. Spino; Determination of the critical iodine concentration for stress corrosion cracking failure of zircaloy-4 tubing between 500 and 900°C, *J. Nucl. Mat.*, 107, 297 (1982)
- (3) K. Norring, Y. Haag and C. Wikström; Propagation of Stress-corrosion cracks in unirradiated zircaloy, *J. Nucl. Mat.*, 105, 231 (1982)
- (4) K. Videm et al; Cracking of cladding tubes caused by power ramping and by laboratory stress corrosion experiments, *J. Nucl. Mat.*, 87, 259 (1979)
- (5) L. Lunde et al; Stress corrosion testing of irradiated zircaloy cladding and its relevance to PCI failure, IAEA specialists meeting on "Pellet-cladding interaction in water reactors", Risø, Denmark (1980)
- (6) J.C. Wood and J.R. Kelm; Effects of irradiation on the iodine-induced stress corrosion cracking of CANDU zircaloy fuel cladding, *ibid.*
- (7) K. Une; Threshold values characterizing iodine-induced SCC of zircaloy, *ibid.*
- (8) A.K. Miller and H. Ocken; Stress corrosion cracking of zircaloy; the use of laboratory data to predict in-reactor behavior
- (9) F.L. Yaggee et al; Iodine stress-corrosion cracking in irradiated zircaloy cladding, Proc. ANS topical meeting on LWR fuel performance, Portland, Oregon (1979)
- (10) L. Lunde and K.D. Olshausen, IAEA Specialists' meeting on power ramping and power cycling of water reactor fuel and its significance to fuel behavior, Arles France (1979)
- (11) F. Garzarolli et al; *Kerntechnik* 1, 27 (1978)
- (12) D. Lee and R.B. Adamson; Zirconium in Nuclear Industry, ASTM STP-633 (1977)
- (13) D.S. Tomalin; Zirconium in Nuclear Industry, ASTM STP-633 (1977)

- (14) D. Cubicciotti and R.L. Jones; EPRI-NASA cooperative project on stress corrosion cracking of zircalloys, NP-717 (1978)
- (15) H.S. Rosenbaum, Electrochem. Technol. 4, 153 (1966)
- (16) W.T. Grubb et al; "Cadmium embrittlement of zircaloy-2" Proc. ANS topical meeting on water reactor fuel performance, 295 (1977)
- (17) 市川ら; to be published
- (18) K.O. Vilpponen, N. Førdestrømmen, K. Svanholm and Y. Minagawa; Fuel performance under Power Ramp Conditions in the HBWR, paper presented at the IAEA Specialists' meeting on "Pellet Cladding Interaction in Water Reactors", Risø, Denmark (1980)
- (19) 菊地 章, 市川達生; インターランプ計画の研究成果, J. of Atomic Energy Soc. Japan, 23, 507 (1981)
- (20) T. Holowell, P. Knudsen and H. Mogard; "The international Over-ramp project at Studsvik", paper presented at the ANS topical meeting on LWR extended burnup-fuel performance and utilization, Williamsburg, Virginia, USA (1982.4)
- (21) 菊地 章; KWU/CE燃料棒のPCI/SCC挙動(オーバーランプ計画研究成果), JAERI-M 83-173 (1983)
- (22) K. Une; J. Nucl. Sci, Technol. 16[8], 557 (1979)
- (23) M. Peehs, H. Stehle and E. Steinberg; ASTM-STP 681, p.244 (1979)
- (24) D.L. Baty; IAEA Specialists' Meeting, Erlangen (1979)
- (25) R.B. Adamson; J. Nucl. Mat., 92, 363 (1980)
- (26) B.C. Syrett, D. Cubicciotti and R.L. Jones; Nucl. Technol. 55, 628 (1981)
- (27) D. Cubicciotti et al; J. Nucl. Mat., 78, 2 (1978)
- (28) J.C. Wood and D.G. Hardy; ANS Topical Meeting, St. Charles, p.315 (1977)
- (29) M. Peehs, et al; ASTM-STP 681, p.244 (1978)
- (30) R.L. Jones et al; J. Nucl. Mat., 91, 277 (1980)
- (31) J.C. Wood and D.G. Hardy; ANS Topical Meeting, St. Charles (1977)



Table 1 Range of design parameters for rods ramp tested at HBWR (18)

	<i>Standard Rods</i>	<i>Non-Standard Rods</i>
Clad inner diameter	12.7 mm	9 - 14 mm
Gap	50 - 100 $\mu\text{m}$	up to 300 $\mu\text{m}$
Density	95 - 96 % TD	85 - 97 % TD
L/D	1.2	1
Enrichment	7 %	6 - 13 %
Dishing	yes	also flat
Rod length	500 mm	up to 770 mm
Clad thickness	0.8 mm	0.7 - 0.9 mm
Special features		Vipac, centre hole internal ribs, liner, lubricants

Table 2 Stüdsvik Inter Ramp project test matrix-parameter selection (19)

Rod No.	Rod <sup>†</sup> label	Clad HT <sup>††</sup>		Gap (mm dia.)			Pellet density (% TD)		Burn up (GWD /TU)	
		RX	SR	0.08	0.15	0.25	95	93	10	20
5	LR 1	×			×		×		×	
6	LR 2	×			×		×		×	
7	LR 3	×			×		×		×	
8	LR 4	×			×		×		×	
2	LR 5	×			×		×		×	
3	LS 1		×		×		×		×	
4	LS 2		×		×		×		×	
10	LS 3		×		×		×		×	
11	LS 4		×		×		×		×	
1	TR 1	×		×			×		×	
9	TS 1		×	×			×		×	
12	DR 1	×			×			×	×	
14	HR 2	×			×		×			×
15	HR 3	×			×		×			×
16	HR 4	×			×		×			×
13	HR 5	×			×		×			×
20	BR 1	×				×	×			×
17	HS 1		×		×		×			×
18	HS 2		×		×		×			×
19	HS 3		×		×		×			×

<sup>†</sup> T: Tiny, B: Broad, D: Density, R: RX, S: SR, L: Low, H: High

<sup>††</sup> HT: Heat treatment, RX: Recrystallized, SR: Cold-worked+ stress relieved

Table 3 Over-ramp fuel rod groups (20, 21)

Rod group	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX
No of rods	4	4	4	4	4	4	6	6	3
Pellet type (a)	St	St	St	St	St <sup>sm</sup>	St	St	St	St <sup>ch</sup>
Clad type (b)	mh	mh	h	m	m	m	h	h	h
Rod parameters:									
Rod outside diam. mm	10.75	10.75	10.75	10.75	10.75	10.75	9.51	9.51	9.51
Diametral gap, $\mu$ m (nom.) *15	140	140	140	165	140	170	165	165	165
He pressure, bar	22	22	22	22	22	22	25	14	14
Length, m	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	1.1	1.1	1.1
Cladding thickness, mm nom.	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72	0.58	0.58	0.58
UO <sub>2</sub> Grain Size, $\mu$ m	6	6	6	4.5	22	4.5	10.5	10.5	10.5
Base irradiation:									
LHGR, kW/m (c)	23-25	22-25	23-24	22-26	22-25	17-22	15-21	15-22	17-19

(a) St = standard, sm = soft microstructure, ch = chamfer  
 (b) Cold-worked and stress relieved, m = medium, h = hard, mh = medium hard  
 (c) Range of rod average values for base irradiation

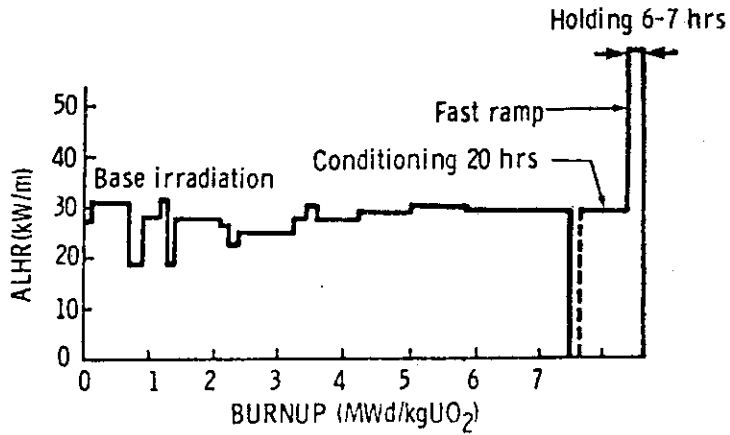


Fig. 1 Typical irradiation history of HBWR ramp tested fuel rods (18)

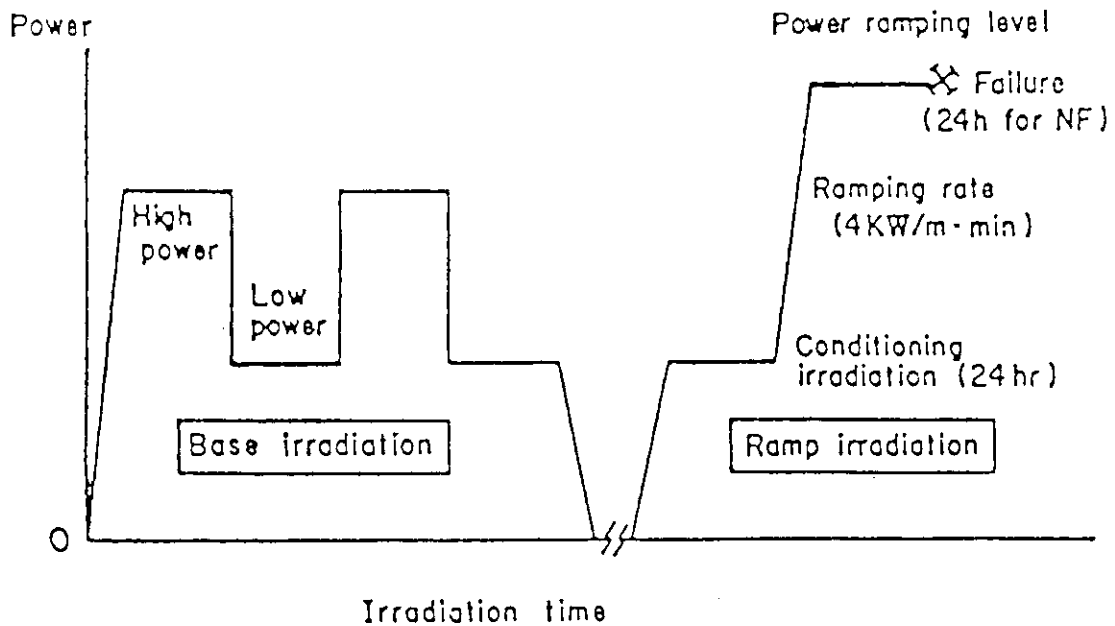


Fig. 2 Typical power history of inter ramp fuel rod during base and ramp irradiations (19)

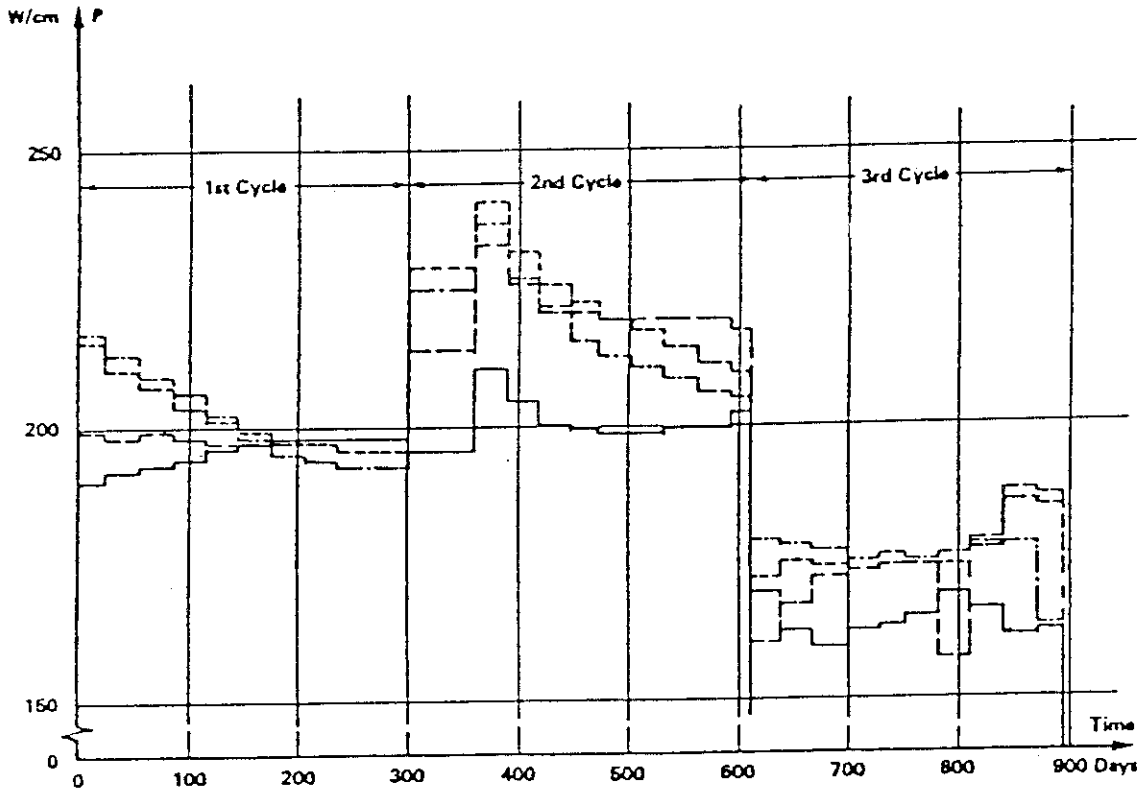


Fig. 3 Typical power histories for 1st, 2nd and 3rd cycles of base irradiation in Over ramp KWO fuel rods, rod group VI shown

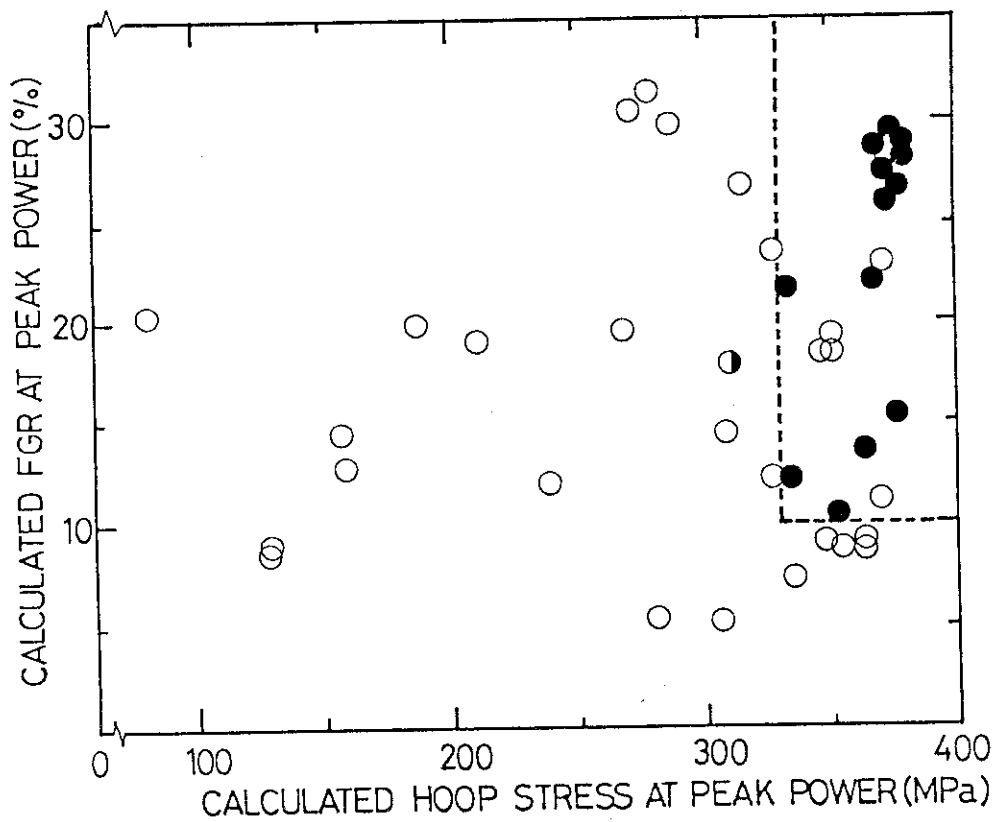


Fig. 4 Calculated FGR (Fission Gas Release) vs calculated hoop stress at ramp peak power with respect to Halden Overpower Ramp in which open circle represents intact rod while full circle does failure rod

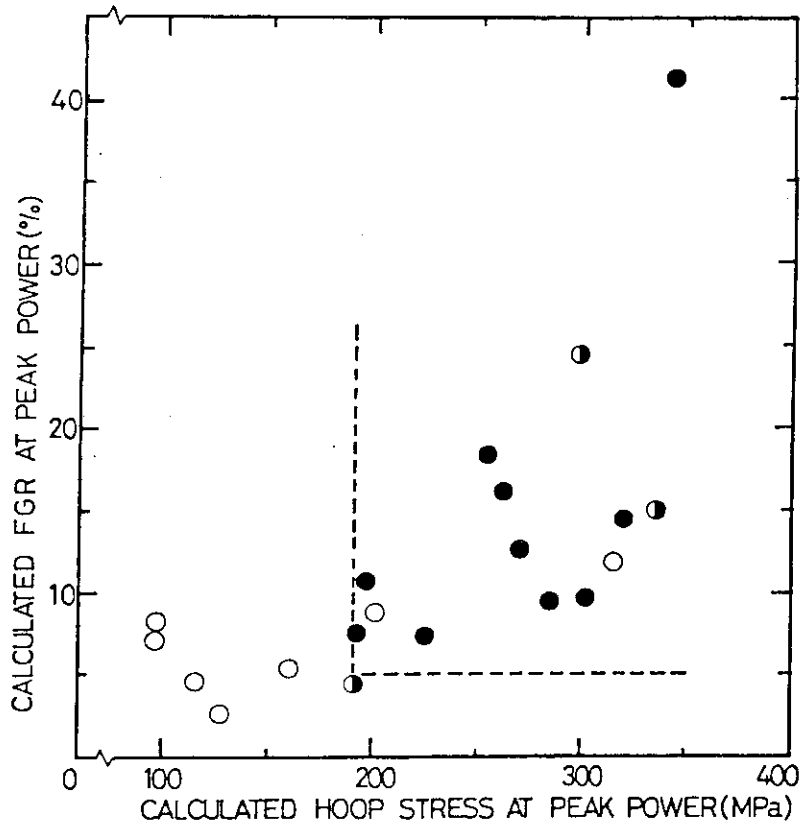


Fig. 5 Calculated FGR (Fission Gas Release) vs hoop stress at ramp peak power with respect to Inter ramp experiments in which open circle represents intact rod while full circle does failure rod

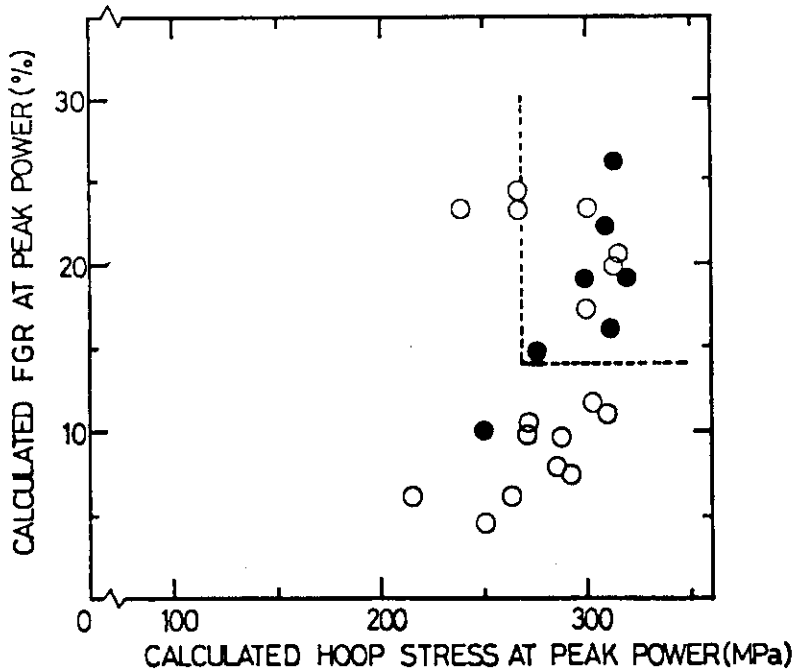


Fig. 6 Calculated FGR (Fission Gas Release) vs calculated hoop stress at ramp peak power with respect to KWU/CE rods used in Over-ramp experiments in which open circle represents intact while full circle dose failure rod

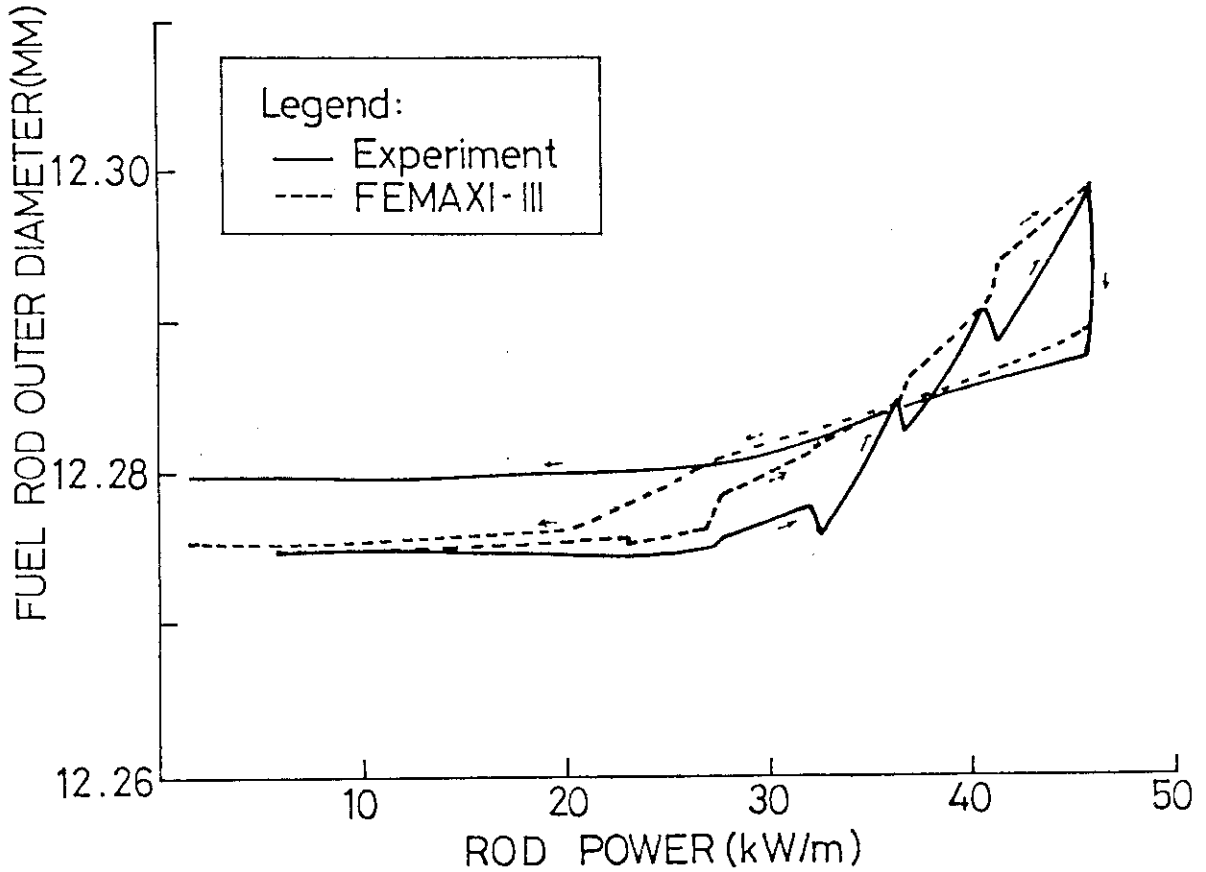


Fig. 7 Fuel rod outer diameter vs rod power during power ramp in which fuel rod has been irradiated up to 17 MWd/kgU under simulated BWR condition in HBWR, in the figure comparison is made between experimental result and FEMAXI-III calculation.

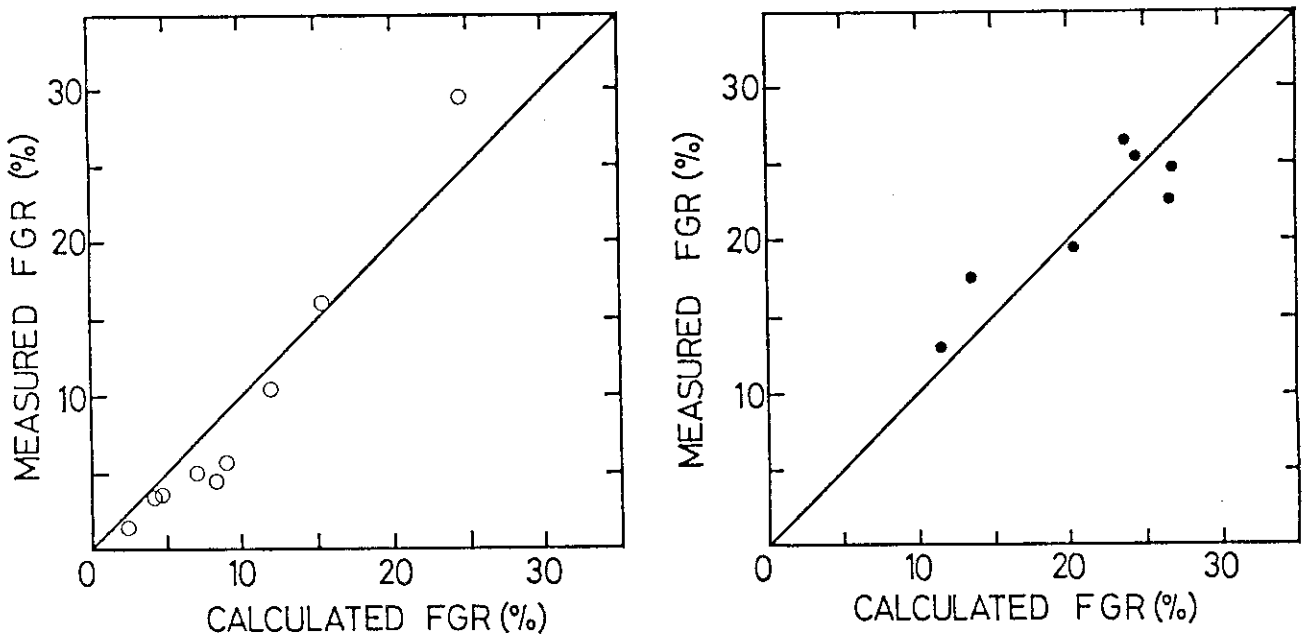


Fig. 8 FEMAXI-III calculated vs PIE measured fission gas release rate in (left) Inter-ramp test and in (right) Over-ramp test