

FLWR の MOX 燃料ふるまい予測のための FEMAXI-6 コードの検証

FEMAXI-6 Code Verifications for Predicting FLWR MOX Fuel Rod Behaviors

山路 哲史 鈴木 元衛 大久保 努

Akifumi YAMAJI, Motoe SUZUKI and Tsutomu OKUBO

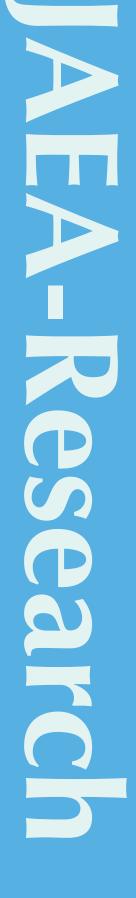
次世代原子カシステム研究開発部門 炉システム開発計画室

JSFR Systems Development Planning Office Advanced Nuclear System Research and Development Directorate

September 2010

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構



本レポートは独立行政法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。 本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。 なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ(http://www.jaea.go.jp) より発信されています。

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department, Japan Atomic Energy Agency
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

 $\ \ \, \bigcirc$ Japan Atomic Energy Agency, 2010

FLWR の MOX 燃料ふるまい予測のための FEMAXI-6 コードの検証

日本原子力研究開発機構 次世代原子力システム研究開発部門 炉システム開発計画室

山路 哲史、鈴木 元衛+)、大久保 努

(2010年7月5日 受理)

既存の軽水炉技術に立脚し、ウラン及びプルトニウム資源を有効に活用するために、革新的 水冷却炉(FLWR)の研究開発が進められているが、その燃料設計及び使用条件はこれまでの 燃料照射経験では完全にはカバーすることができない。そこで、そのような燃料設計及び燃料 ふるまいの評価には、広い設計及び照射条件に適用できる汎用性の高い燃料ふるまい解析コー ドを用いることが考えられるが、そのためには事前に、解析コードの予測に伴う不確実性を評 価しておかなくてはならない。本研究では、FEMAXI-6 コードの軽水炉 MOX 燃料ふるまい予 測に伴う不確実性と特に重要となるパラメータを明らかにすることを目的とした。検証には、 ハルデン炉の照射で得られた照射データ(IFA-597.4 rod-10, rod-11, and IFA-514 rod-1)を用 いた。取出燃焼度は最大で約 40 GWd/tMOX (IFA-514 rod-1) であった。検証の結果、FP ガス放出率の予測誤差が特に大きく、その他にペレットのリロケーションモデル、焼きしまり スエリングモデルの影響が大きく、これらがギャップ熱伝達率に影響し、燃料中心温度の予測 結果に及ぼす影響が定量的に明らかになった。FEMAXI-6 中の FP ガス放出モデルは一般的な UO2燃料の照射経験から構築され、パラメータが経験的に最適化されている。MOX燃料から の FP ガス放出メカニズムは UO_2 燃料のそれと基本的には同様と考えられるが、MOX 燃料に ついてこれらのパラメータの最適化を検討する必要がある。そのためには、多くの照射データ が必要となるが、その際、急激な変動を繰り返す出力履歴で照射された場合は、ペレットのリ ロケーション変化が大きな影響因子と考えられ、それを考慮する必要がある。

大洗研究開発センター (駐在):〒311-1393 茨城県東茨城郡大洗町成田町 4002

⁺⁾ 安全研究センター原子炉安全研究ユニット

FEMAXI-6 Code Verifications for Predicting FLWR MOX Fuel Rod Behaviors

Akifumi YAMAJI, Motoe SUZUKI+) and Tsutomu OKUBO

JSFR Systems Development Planning Office

Advanced Nuclear System Research and Development Directorate

Japan Atomic Energy Agency

Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received July 5, 2010)

The advanced reactor concept, Innovative Water Reactor for Flexible Fuel Cycle (FLWR), is being studied to achieve effective and flexible utilization of uranium and plutonium resources based on well-developed LWR technology. In such a new design concept, some of the fuel rod design specifications and expected irradiation conditions cannot be fully covered by current experience. One of the ways to design and evaluate integrities of such fuel rods is to analyze the fuel rod behavior by a code that is applicable to a wide range of designs and conditions. However, before applying the code, its prediction uncertainties need to be evaluated. The present study aims to evaluate uncertainties in the FEMAXI-6 calculations and clarify key models and parameters for predicting LWR MOX fuel rod behavior. The irradiation data obtained from the Halden reactor experiments (IFA-597.4 rod-10, rod-11, and IFA-514 rod-1) were used for the evaluations. The maximum discharge burnup was about 40 GWd/tMOX (IFA-514 rod-1). The results showed that uncertainties in fission gas release calculations were particularly high, and effects of pellet relocation, densification and swelling models on gap conductance and pellet temperature calculations were also evaluated. The fission gas release model in FEMAXI-6 has been developed and the parameters have been optimized based on UO2 fuel irradiation experience. The basic fission gas release mechanism of MOX fuels should be the same as that of UO2 fuels, but the parameters in the model need to be revised for MOX fuels. However, frequent reactor shutdowns and restarts may cause pellet relocation changes which need to be considered in the evaluations.

Keywords: FEMAXI-6, FLWR, LWR, MOX Fuel, Halden, TFDB, Fission Gas Release, Relocation Change

⁺⁾ Nuclear Facility Safety Research Unit, Nuclear Safety Research Center

目 次

1	. 序論
2	FEMAXI-6 の解析手法及びモデル
	2.1 解析体系と手法
	2.2 燃料棒内空隙体積と内圧計算
	2.3 ペレット熱伝導モデル
	2.4 ギャップ熱伝達モデル
	2.5 ペレットリロケーションモデル
	2.6 ペレット焼きしまりとスエリングモデル10
	2.7 FP ガス放出モデル (FGR モデル) ······12
	2.8 ペレット密度の扱い14
3	. 試験燃料棒と照射及び解析の条件19
	3.1 IFA-597.4 rod-10 及び rod-11 ·······19
	3.2 IFA-514 rod-1 ······21
	3.3 ペレット内径方向出力分布22
4	. 解析結果と測定結果の比較検討33
	4.1 IFA-597.4 rod-10 · · · · · 35
	4.2 IFA-597.4 rod-11 · · · · · 35
	4.3 IFA514 rod-1 · · · · · 36
5	. 考察
6	. 結論
謭	វ辞 ······5€
参	\$考文献······53

Contents

1.	Introduction 1
2.	Calculation Methods and Models of FEMAXI-6 · · · · · · 4
	2.1 Calculation Geometry and Methods · · · · · · 4
	2.2 Fuel Rod Internal Free Volume and Pressure Calculations ······ 5
	2.3 Pellet Thermal Conduction Calculation · · · · · 5
	2.4 Gap Conduction Calculation ····································
	2.5 Pellet Relocation Model ······8
	2.6 Pellet Densification and Swelling Model · · · · · · 10
	2.7 Fission Gas Release (FGR) Model ······12
	2.8 Pellet Density ·······14
3.	Test Fuel Rod, Irradiation, and Analysis Conditions ······19
	3.1 IFA-597.4 rod-10 and rod-11 · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
	3.2 IFA-514 rod-1 ······21
	3.3 Pellet Radial Power Distributions ······22
4.	Comparisons of Calculated Results with Measurements · · · · · · · 33
	4.1 IFA-597.4 rod-10 · · · · · · 33
	4.2 IFA-597.4 rod-11 · · · · · · · · 35
	4.3 IFA514 rod-1 · · · · · · · 36
5.	Discussions ······50
6.	Conclusions ·······52
A	cknowledgements ······53
R	eferences ······53

Tables

Table 2.	Parameters used in densification and swelling models ······15
Table 3.	1 Specifications and test conditions for IFA-597.4 rod-10 and rod-11 ······24
Table 3.	2 Specifications and test conditions for IFA-514 rod-1 ······25
Table 4.	1 Models and parameters for standard case and sensitivity studies ······39
	Figures
Fig.1.1	Fig. 1.1 Concept of FLWR · · · · · 3
Fig.2.1	FEMAXI-6 Calculation geometry ·······15
Fig.2.2	Fuel rod free volumes · · · · · · 16
	Pellet thermal conductivity by Baron's model $\cdots 16$
	Power history and $~\DeltaR$ example for PCIR model $\cdots\cdots 17$
Fig.2.5	Concept of PCIR model · · · · · · 17
Fig.2.6	Comparison of densification and swelling models · · · · · · 18
	Densification and swelling models used in the analyses ······18
	Radial view of IFA-597.4 \cdots 26
Fig.3.2	Axial view of IFA-597.4 $\cdots \cdots 26$
	Power histories of IFA-597.4 rod-10 and rod-11 for FEMAXI-6 $\cdots\cdots 27$
	Axial power distributions for IFA-597.4 analyses $\cdots\cdots 27$
	Radial view of IFA-514 \cdots 28
Fig.3.6	Power histories of IFA-514 rod-1 for FEMAXI-6 $\cdots\cdots 28$
Fig.3.7	•
	(5.0-6.0GWd/tMOX) ·····29
Fig.3.8	Axial view of IFA-514 rod-1 and segment divisions for FEMAXI-6 $\cdots 29$
Fig.3.9	Example of axial power distributions for IFA-514 rod-1 analysis ······30
Fig.3.10	Axial power peaking for IFA-514 rod-1 analysis · · · · · · 30
Fig.3.11	Pellet radial power distributions for IFA-597.4 rod-10 ········31
Fig.3.12	Pellet radial power distributions for IFA-597.4 rod-11 ·········31
Fig.3.13	Pellet radial power distributions for IFA-514 rod-1 ······32
Fig.4.1	Burnup profiles of measured and calculated plenum pressures (IFA-597.4
	rod-10) · · · · · · · 40
Fig.4.2	Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and standard case
	result (IFA-597.4 rod-10) · · · · · · 40
Fig.4.3	Burnup profiles of calculated rod average FGR rates (IFA-597.4 rod-10) $\cdots\cdots\cdots41$
Fig.4.4	Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and reduced FGR

	threshold level cases (IFA-597.4 rod-10)
Fig.4.5	Burnup profiles of calculated gap conductance at top fuel segment (IFA-597.4
	rod-10) · · · · · 42
Fig.4.6	Burnup profiles of measured and calculated plenum pressures (IFA-597.4
	rod-11) · · · · · · · 42
Fig.4.7	Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and standard case
	result (IFA-597.4 rod-11) · · · · · · · 43
Fig.4.8	Burnup profiles of calculated rod average FGR rates (IFA-597.4 rod-11) $\cdots\cdots\cdots43$
Fig.4.9	Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and reduced FGR
	threshold level cases (IFA-597.4 rod-11) $\cdots\cdots 44$
Fig.4.10	Burnup profiles of calculated gap conductance at top fuel segment (IFA-597.4
	rod-11) · · · · · · · 44
Fig.4.11	Burnup profiles of measured and standard case calculated plenum pressures
	(IFA-514 rod-1) · · · · · · · 45
Fig.4.12	Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and standard case
	result (IFA-514 rod-1) · · · · · · 45
Fig.4.13	Burnup profiles of calculated rod average FGR rates (IFA-514 rod-1) ······46
Fig.4.14	Burnup profiles of calculated gap conductance at bottom fuel segment
	(IFA-514 rod-1) · · · · · · · 46
Fig.4.15	Burnup profiles of measured plenum pressure and enhanced FGR threshold
	level case results (IFA-514 rod-1) $\cdots \cdots 47$
Fig.4.16	Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and enhanced
	FGR threshold level case results (IFA-514 rod-1, 0 to 40 GWd/tMOX) $\cdots\cdots 47$
Fig.4.17	Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and enhanced
	FGR threshold level case result (IFA-514 rod-1, 4 to 7 GWd/tMOX) $\cdots\cdots 48$
Fig.4.18	Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and enhanced
	FGR threshold level with PCIR case result (IFA-514 rod-1) $\cdots\cdots$ 48
Fig.4.19	Burnup profiles calculated pellet-clad diameter gaps with PCIR (IFA-514
	rod-1) · · · · · · · · 49

1. 序論

将来にわたる安定で持続的なエネルギー供給を確保するために、日本では既存の軽水炉に比べてウラン資源の利用効率を飛躍的に高めることができるナトリウム冷却高速増殖炉(Na-FBR)の研究開発が日本原子力研究開発機構(原子力機構)を中心に進められている。一方で、国内の軽水炉が Na-FBR へ転換するまでには相当程度の期間を要することが考えられ、移行期間において既存の軽水炉技術に立脚しながらも、ウラン資源の消費をできるだけ抑えられる次世代軽水炉が有効になることが考えられる。又、技術選択肢の多様化の観点からも、次世代の水冷却炉に関する基礎・基盤的な研究は重要と考えられる。そこで原子力機構では、燃料サイクルシステムの環境変化に柔軟に応じることができる、既存の軽水炉技術に立脚した革新的水冷却炉(FLWR)の研究開発を進めている1)。

FLWR はウラン及びプルトニウムを混合酸化物(MOX)燃料として用いる沸騰水型の次世代軽水炉概念であり、プラントシステムは現行の沸騰水型軽水炉(BWR)のものをほぼそのままに、炉心等の最小限の改良で、Fig.1.1 に示すように二段階に分けて導入することが検討されている。第一段階の高転換型炉(HC-FLWR)では、MOX 燃料は現行 BWR とほぼ同じ条件で、但し、燃料棒を三角格子状に配列した六角燃料集合体を用いることと、炉心平均ボイド率を既存の BWR に比べてやや高めることで、中性子スペクトルをやや硬くしてプルトニウムの転換比(核分裂性プルトニウム残存比)を 0.84 程度まで高める 2)。このとき、炉心平均取出燃焼度は 45GWd/tHM 程度で、現在日本で整備されつつある再処理施設や燃料製造工場(J-MOX)からの MOX 燃料供給による早期導入が期待できる。第二段階では第一段階と同一の炉心構成で、同じ燃料集合体を用いて、燃料棒径の増大と燃料棒間ギャップ幅の減少等によりさらに中性子スペクトルを硬くし、プルトニウムを増殖しながらマルチリサイクルを達成すると共に、高燃焼度化が図られる 3.4)。

これらの新設計概念で想定される燃料仕様や照射条件は、現行軽水炉技術の経験範囲を超えることになる。そのような場合に、燃料設計や燃料健全性を検討するのに有効な手段の一つとして、幅広い燃料設計や照射条件に適用できる汎用性の高い燃料ふるまい解析コードを用いることが考えられる。しかし、そのためには先ず、解析コードによる予測にどのような誤差があるのかを把握しておかなくてはならない。FEMAXI-6 は日本の代表的な軽水炉燃料ふるまい解析コードであり、幅広い燃料設計や照射条件に適用することができる 5。しかし同解析コードは、 UO_2 燃料に対して豊富な実績を有する一方で、MOX 燃料に関する経験は限定的で、その予測精度はこれまでに約 13GWd/tMOX までしか確認されていなかった 6。

本研究では、FEMAXI-6 による軽水炉 MOX 燃料ふるまい解析の不確実性を評価し、特に重要となるモデルを明らかにすることを目的として、OECD/NEA ハルデンプロジェクトのハルデン炉(Halden Boiling Water Reactor: HBWR)の燃料照射試験で得られた 3 本の試験燃料棒の照射データ(IFA-597.4 rod-10, rod-11, IFA-514 rod-1)を用いた解析を行った。このうち、最も取出燃焼度の高いケース(IFA-514 rod-1)では試験燃料棒の取出燃焼度は約 40GWd/tMOXであった。その結果、特に MOX ペレットの FP ガス放出(FGR)モデル、焼きしまり、スエリング、リロケーションモデルが重要であることが明らかになった。これらのうち、現在の FGR

モデルを用いた場合、FP ガス放出の予測に大きな誤差が生じたが、その他のモデルの誤差は比較的に小さく、MOX 燃料の物性のばらつきの範囲内と考えられた。MOX 燃料の FP ガス放出を妥当に予測できている場合には、燃料中心温度の予測値は測定値の上下 5%程度以内を期待できることが明らかになった。FEMAXI-6 を用いて FLWR の燃料設計やふるまいを検討する場合には、これらの不確実性を考慮する必要がある。以下では、本研究によって得られたこれらの知見等について詳しく報告する。

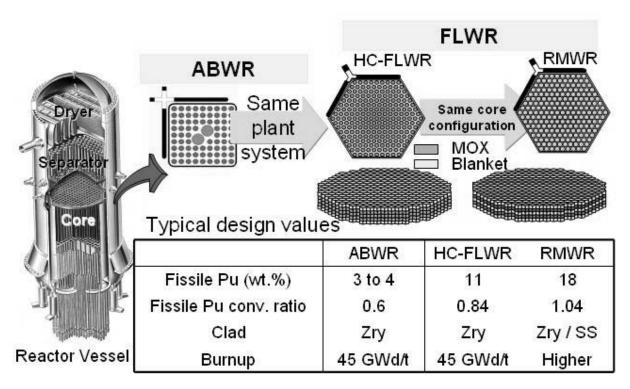


Fig. 1.1 Concept of FLWR

2. FEMAXI-6 の解析手法及びモデル

FEMAXI-6 は軽水炉用高燃焼度燃料の通常運転時・異常過渡時のふるまい(事故時ふるまいを除く)を照射初期から末期まで解析するコードである。照射中の燃料のふるまいは、熱的なふるまいと力学的なふるまいの複雑な相互作用の結果であるが、本研究が着目する40GWd/tMOX 程度までの低~中燃焼度では、熱的なふるまいが支配的となると考えられる。よって、以下では本研究と特に関連が深い、FEMAXI-6 の基本的な解析体系と手法、及び低~中燃焼度で燃料の熱的ふるまいに特に影響するモデルについて簡単にまとめる。モデル等の詳細については、コードのマニュアルがを参照されたい。ただし本解析で用いた FEMAXI-6 のバージョンにおけるペレットと被覆管の要素分割は、以下に示すように、コードのマニュアルがに記述されているものから大幅に拡張されている。

2.1 解析体系と手法

FEMAXI-6 の解析対象は Fig. 2.1 に示すように、冷却材に囲まれた燃料棒 1 本のみで、軸対称円筒体系で熱的及び力学的解析(有限要素法)を行う(FEMAXI = Finite Element Method in AXIs-symmetric system)。燃料棒の発熱部は軸方向に最大 40 のセグメントに分割することが可能で、本研究で使用する全長解析モードでは、それぞれの軸方向セグメント(円筒体系一次元)においてペレットスタックは 36 層の等体積リング要素、被覆管は金属部分が 8 層の等厚みリング要素、および等厚み2 リング要素の外面酸化膜から構成される。外面酸化膜の成長(厚み増加)に対応して金属部の厚みは減少するので、各タイムステップにおいて 8 層の等厚みリング要素の厚みは再調整される。これらは本解析で用いた拡張バージョンにおける要素体系である。また、燃料棒の平均線出力、燃料棒軸方向セグメント毎の相対線出力、及びペレット径方向出力密度分布の履歴は入力で指定する。このとき、一つの燃料スタックに中実ペレットと中空ペレットが混在する場合は、中実ペレットの径方向出力密度分布を入力で指定する。中空ペレットが混在する場合は、中実ペレットの分布から中空部分を切り抜いた分布が与えられることになる。ペレットはあくまで連続体近似を適用し、クラックの発生とその形状はペレット geometry としては直接には扱わない。

計算は、各タイムステップにおいて、前タイムステップの結果を初期条件として、まず発熱、熱伝導、冷却(除熱)の計算により、燃料棒の温度分布が求められる。次に、この温度分布を用いて FP ガスの拡散・放出、および内圧変化の計算が行われる。次に、この温度と内圧の条件での燃料棒の各軸方向セグメントにおける一次元力学計算がなされ、ペレット-被覆管間ギャップ幅あるいはペレット-被覆管接触力が更新される。ここでは、照射中に生じる全ての変形モード(歪み成分)、すなわち弾性歪み、熱歪み、ペレットリロケーション歪み、ペレットクラック歪み、ペレット焼きしまり歪み、ペレットスエリング歪み、ペレットホットプレス歪み、塑性歪み、クリープ歪みが考慮される。これらの熱解析と力学解析の収束計算による連成解を求め、次のタイムステップへと進む。

2.2 燃料棒内空隙体積と内圧計算

燃料棒内圧は燃料棒内のガス量、空隙体積、各空隙体積中のガス温度で決まる。ガス量は初期の封入ガス量と照射に伴う FP ガス放出量で決まるが、FP ガス放出モデルについては後述する (2.7 節参照)。

燃料棒内空隙体積は、Fig. 2.2 に示すように、上下プレナム体積、ペレット-被覆管間ギャップ体積、ペレット中心孔体積、ペレットスタック内部の自由ガス体積の 4 つの部分で構成される。ここで、ペレットスタック内部の自由ガス体積は、チャンファー体積、ディッシュ体積、ペレット端面間ギャップ体積、ペレット内クラック空隙体積から構成され、以下のように初期体積が定義されている。

チャンファー体積
$$V_{CHM} = \pi ab \left(\frac{D_P}{2} - \frac{a}{3} \right)$$
 (1)

ディッシュ体積
$$V_{DISH} = \frac{\pi d}{6} \left(d^2 + 3r^2 \right)$$
 (2)

ペレット端面間ギャップ体積
$$V_{TILT} = \frac{\pi D_P \tan \theta \left(D_P^2 - D_{PI}^2\right)}{8}$$
, (3)

ここで、a: チャンファー幅,b: チャンファー深さ,DP: ペレット外径,d: ディッシュ深さ,r: ディッシュ半径,DP: ペレット内径(中空ペレットの場合), $\tan\theta=0.002$ である。尚、ペレット内クラック空隙の初期体積については、後述のリロケーションモデル(2.5 節)を参照されたい。

これらのうち、照射と共に、プレナム体積、ペレット・被覆管間ギャップ体積、ペレット中心 孔体積は全長力学解析の変形結果によって変化する。一方、ペレットスタック内部の自由ガス 体積は照射中も変化しないと仮定している。但し、ペレット・被覆管機械的相互作用(PCMI) や power ramp 時にはペレットに圧縮応力が生じ、その場合、ペレット内クラック空隙体積は ペレットの剛性変化モデルと連動して変化する(ゼロ値に近づいていく)ようになっている。

各空隙体積中のガス温度は、以下のように定めている:プレナム部はプレナム部の対応位置での冷却材温度 + ΔT (ユーザが入力で指定する);ペレット・被覆管間ギャップ部は各軸方向セグメントにおけるペレット表面温度と被覆管内面温度の平均値 (=(ペレット表面温度+被覆管内面温度)/2);ペレット中心孔はペレット中心温度、ペレットスタック内の自由ガス体積は、ペレット体積平均温度で与えている。

2.3 ペレット熱伝導モデル

MOX 燃料の熱伝導率については、これまでに十分な実験データが得られておらず、提案されている熱伝導モデルも数少ない。本研究では、FEMAXI-6 で選択できる熱伝導モデルの中から以下に示す Baron のモデル 8)を使用して検討を行った。

$$K_{95\%TD} = \frac{1}{A_0 + A_1 x + A_2 g + A_3 g^2 + \left(B_0 \left(1 + B_1 q\right) + B_2 g + B_3 g^2\right) T} + \frac{C + Dg}{T^2} \exp\left(-\frac{W}{kT}\right)$$
(4)

ここで、 $K_{95\%TD}$: 95%理論密度の燃料の熱伝導率(W/m/K), T: 絶対温度(K), x: 不整定比の絶対値 [= abs(2-O/M)] (-),q= プルトニウム重量比(-),g= ガドリニウム重量比(-),k= Boltzmann 定数($1.38 \cdot 10^{-23}$ J/K), W= 1.41eV = $1.41 \cdot 1.6 \cdot 10^{-19}$ (J),

 $A_0 = 0.044819 + 0.005 \cdot BU + 20 \cdot (G - 5.4702)$ (mK/W),

 $B_0 = (2.4544 - 0.0125 \cdot BU - 70 \cdot (G - 5.4702))10^{-4}$ (m/W),

BU: 燃焼度 (GWd/tU), G: 格子定数(Å), A_I = 4 (-), A_2 = 0.611 (mK/W), A_3 = 11.081 (mK/W), B_I = 0.8 (-), B_2 = 9.603 \cdot 10⁻⁴ (m/W), B_3 = -1.768 \cdot 10⁻² (m/W), D= -4.302 \cdot 10¹⁰ (WK/m), C= 5.516 \cdot 10⁹ (WK/m)である。

(4)式は95%理論密度のペレットに適用される。一般には、次式となる。

$$K = K_{95\%TD} \cdot (1 - \beta p) / (1 - 0.05 \beta) \tag{5}$$

ここで、

$$\beta = 2.58 - 0.58 \cdot 10^{-3} T$$
, $T : (^{\circ}C)$
p: ポロシティ

である。この経験モデルは測定精度の高いレーザーフラッシュ法により得られた燃料熱伝導データを元に構築されていること、他のモデルでは考慮されていない燃料温度上昇に伴う熱伝導率の回復(自由電子の寄与等)が考慮されていること等から、現時点では最も信頼度の高いモデルの一つであると考えられる。

全プルトニウム含有率 20wt.%の MOX 燃料の場合を例に、燃焼度 0, 40, 80GWd/tU において、 UO_2 燃料と比較して Baron のモデルによる熱伝導率の評価結果を $Fig.\ 2.3$ に示す。一般に、未照射の MOX 燃料の熱伝導率は未照射の UO_2 燃料の熱伝導率に比べて低いことが知られている。 また、いずれの燃料も照射によって燃焼が進むにつれて、ペレット内に蓄積されていく核分裂生成物 (FP) や照射欠損等の影響で熱伝導率が減少していくことが知られている。 $Fig.\ 2.3$ からも見られるように、燃焼が進むと MOX 燃料と UO_2 燃料の熱伝導率の差は減少していくことが実験 9でも確認されている。その理由としては、燃焼が進むにつれて、上記のような燃焼に伴う影響が初期のプルトニウムの有無による影響よりも支配的になるためと考えられている 9。

2.4 ギャップ熱伝達モデル

本研究では、FEMAXI-6 で選択できるモデルのうち、最も広く使用されている修正 Ross and Stoute model $^{10)}$ を用いて解析を行った。このときギャップ熱伝達率($W/cm^2/K$)は次式で与えられる。

$$h = \frac{\lambda_{gas}}{C(R_{eff} + R_2) + (g_1 + g_2) + GAP} + \frac{\lambda_m \cdot P_c}{0.5 \cdot R^{1/2} \cdot H} + h_r$$
 (6)

右辺第1項はガスによる熱伝達成分、第2項は固体接触による成分、第3項は輻射による成分 である。ここで、

$$C = 2.77 - 2.55 \times 10^{-8} \cdot P_c, \qquad \lambda_m = \frac{2\lambda_p \left(T_{po}\right) \cdot \lambda_c \left(T_{ci}\right)}{\lambda_p \left(T_{po}\right) + \lambda_c \left(T_{ci}\right)} \quad \text{(W/cm/K)},$$

 λ_p : ペレット熱伝導率 (W/cm/K), λ_c : 被覆管熱伝導率 (W/cm/K),

 T_{po} :ペレット表面温度(K), T_{ci} :被覆管内面温度(K),

$$h_r = \left[\frac{1}{\varepsilon_p} + \frac{1}{\varepsilon_c} - 1\right]^{-1} \cdot \sigma \cdot \frac{T_{po}^4 - T_{ci}^4}{T_{po} - T_{ci}}, \quad \lambda_{gas} : 混合ガスの熱伝導率 (W/cm/K),$$

 P_c :ペレットと被覆管の接触圧力 (Pa),

 $R_{e\!f\!f}$: ペレットみかけの表面粗さ (cm) (標準値:1 μ m),

 R_2 :被覆管表面粗さ (cm) (標準値 1μ m), g_1+g_2 : 固相気相間温度ジャンプ距離,

$$GAP$$
: 半径方向ギャップ(cm), $R:\sqrt{rac{{R_{\it eff}}^2+{R_2}^2}{2}}$,

H: 被覆管メイヤー硬度 (Pa) ($H=2.8\sigma_{_Y}$), $\sigma_{_Y}$: 被覆管降伏応力 (Pa),

$$\sigma$$
:ステファン・ボルツマン定数(W/cm²/K⁴) $(\sigma = 5.67 \times 10^{-12})$,

 $arepsilon_p$: ペレット放射率 (-), $arepsilon_c$: 被覆管放射率 (黒色酸化被膜) (-),

(6)式中の混合ガス熱伝導率 λ_{gas} は MATPRO-09¹¹⁾モデルより次のように表される。

$$\lambda_{gas} = \sum_{i=0}^{n} \left(\frac{\lambda_{i}}{1 - \sum_{i=1}^{n} \phi_{ij} \frac{x_{j}}{x_{i}}} \right)$$
 (7)

但し、

$$\phi_{ij} = \frac{\left[1 + \left(\frac{\lambda_i}{\lambda_j}\right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{M_i}{M_j}\right)^{\frac{1}{4}}\right]^2}{2^{\frac{3}{2}} \left[1 + \frac{M_i}{M_j}\right]^{\frac{1}{2}}} \left[1 + \frac{2.41 \left(M_i - M_j\right) \left(M_i - 0.142 M_j\right)}{\left(M_i + M_j\right)^2}\right]$$
(8)

ここで、 x_i :ガスiのモル比, λ_i :ガスiの熱伝導率 ($W/cm\cdot K$), M_i :ガスiモル重量 である。ガスの種類としては、ヘリウム、窒素、アルゴン、クリプトン、キセノンを考慮できる。

2.5 ペレットリロケーションモデル

2.5.1 従来のモデル

原子炉が起動されるとき、未照射で初期装荷された燃料棒内のペレットには大きな熱応力によってクラックが発生し、ペレットの熱膨張と相まって初期リロケーション(ペレット片の並び替え)が生じる。その結果、ペレット有効径の増大により、被覆管との間のギャップ幅が変化し、ギャップ熱伝達の変化を通じて燃料温度に影響する。その他にも、リロケーションは燃料棒内圧への影響や、(連続体近似をしている)ペレット剛性への影響が考えられる。このため、初期リロケーション量の評価は燃料ふるまいの予測のために重要である。

しかし、現段階ではクラック生成を正確に予測して初期リロケーション量を求めることは難しく、FEMAXI-6では入力によって初期リロケーションによるギャップ幅の減少量(ペレット径の増大量)に一定値を指定している。このときの変化量は、一般的な UO_2 燃料の照射経験から燃料棒がゼロ出力で hot standby 状態の初期ギャップ幅(一般的な軽水炉燃料の場合およそ0.2mm)の 20 から 30%としている。一方、本研究のように解析結果を実験結果と比較検討する場合は、ゼロ燃焼度における原子炉起動時の燃料中心温度の計算値が測定値と一致するように、初期リロケーション量を定め、その後の燃料ふるまいの解析結果と測定結果を比較検討するようにしている。

リロケーションモデルでは、ペレット径の増大によって減少するペレット・被覆管間ギャップ体積は、ペレット内のクラック空隙体積に置き換えられ、ペレットの質量を保存している。前述(2.2 節参照)したように、このクラック空隙体積はペレットスタック内部の自由ガス体積に寄与し、燃料棒内圧に影響する(同時に、ペレットの剛性にも影響するが、本報告ではFEMAXI-6 の詳細な力学モデルについての説明は割愛する)。このようにして生じた初期リロケーションは PCMI による被覆管からの反力や、power ramp 時の熱応力による圧縮応力が生じるまで保持され、圧縮応力が発生した後は、ペレット内のクラック空隙体積がゼロになるまで減少していく(このとき、全長力学解析では、ペレットのヤング率は本来の 1/100 程度の値から 1/10 程度の値まで回復する)。

このモデルは、通常運転時に出力が急激に変動することが少なく、緩やかに推移する原子炉内の燃料ふるまいの解析を行う場合には妥当と考えられる。発電用原子炉等、多くの原子炉の燃料がこれに該当する。しかし、例えばハルデン炉のような実験炉の中には、頻繁に急激な出力変動を伴った運転を行う原子炉がある。このような原子炉内の燃料は、急激な出力変動を繰

り返し体験し、そのときの熱応力によってリロケーションが変化することが考えられる。しか し、上述した従来のリロケーションモデルではそのような現象をモデル化できない。そこで本 研究では次に示すように、リロケーションモデルに新機能を追加し、照射期間中のペレットの リロケーション変化を扱えるようにした。

2.5.2 リロケーションモデルの追加機能

本研究では、前述のような急激な出力変動によるペレットのリロケーション変化を power-cycle-induced relocation change (PCIR) と定義し、リロケーション変化による影響のうち、最も燃料ふるまいに対する影響が大きいと思われるペレット-被覆管間ギャップ熱伝達の変化を計算に反映できるようにした。尚、実際に PCIR が生じるとペレットの剛性や燃料棒内空隙体積が変化するはずであるが、これらが燃料ふるまいに及ぼす影響は相対的に小さいと考えられ、特にペレット剛性の不連続な変化が計算を不安定にする懸念があったことから、本研究ではこれらのモデル化は行わなかった。

PCIR モデルでは、ユーザが任意の履歴点及び軸方向セグメントにおいて入力でペレットのリロケーション変化を指定できる。具体的には、新たな入力変数 Δ R(IZ, IN)と内部変数 thermal gap を定義した。ここで、IZ は軸方向セグメント番号、IN は履歴点番号である。Thermal gap (熱的なペレット・被覆管間ギャップ幅) はギャップ熱伝達計算にのみ使用するための変数である。通常は thermal gap はペレット・被覆管間ギャップ幅と一致するが、ユーザが入力で Δ R を与えると、その分だけギャップ熱伝達計算に用いるギャップ幅が変化することになる。例えば、(6)式中の変数 GAP が thermal gap で置き換えられることになる。このようにして、PCIR のギャップ熱伝達への影響をモデル化した。

例として、Fig.~2.4 に仮想的な出力履歴とリロケーションによって生じる ΔR を示す。このときのリロケーションモデルを Fig.~2.5 に示す。ここでは以下のような仮想的な事象を想定した。

- (1) Hot standby:燃料の出力はゼロで、全ての燃料棒の要素の温度は冷却材温度(例えば 280℃ にあるとする)。
- (2) 初期リロケーション:原子炉の起動によって燃料の出力が上昇し、ペレットは熱膨張すると同時に、出力上昇に伴う大きな熱応力によってクラックが生成し、初期装荷燃料のペレットにリロケーションが生じる。これらの結果、ペレット・被覆管間ギャップ幅(Gap)が減少する。このときのクラック空隙体積はリロケーションによって減少するギャップ体積に相当する。
- (3) PCIR (#1): 例えば急激な出力変動に伴う大きな熱応力によってペレットのリロケーション量が変化する。このときのリロケーション変化によるペレット半径の変化量 ΔR をユーザが入力で指定する。ここで、thermal gap はギャップ熱伝達計算のみに用い、それ以外の計算には Gap を用いる。
- (4) PCIR (#2): $y = f y = y = y = (\Delta R)$ はユーザが指定する履歴点における入力値によって積算され、それ以外の履歴点においては、それ以前の履歴点の値で保持される。

- (5) 熱ギャップ閉(thermal gap closure): ギャップ熱伝達計算はギャップが閉じた場合について行われるが、実際にはギャップは閉じていない。従って、例えば PCMI 圧力はゼロのままである。
- (6) $\Delta R の減少: 熱ギャップが閉じた後に、ペレット径がスエリング等により増大すると、 PCIR によって与えられたリロケーション量 (<math>\Delta R$) が減少することになる。
- (7) Gap 増大と thermal gap の再開: 例えば出力低下等によってペレット径が減少すると、 Δ R は不変であるため、熱ギャップが再開する。
- (8) PCMI の開始:ペレットスエリング等によって Gap が閉じると PCMI が生じる。
- (9) 初期リロケーションの回復: PCMI によってペレットに圧縮応力がかかり、クラック空隙 体積は潰され、ペレットの剛性が回復する。

2.6 ペレット焼きしまりとスエリングモデル

2.6.1 焼きしまりモデル

ペレットの焼きしまりに関する実験データは主に、初期の低密度 UO_2 ペレットについて得られている 12)が、近年はペレットが高密度化し、焼きしまりによる燃料棒健全性への懸念(初期の PWR では被覆管コラプス破損助長が懸念された)がほぼ払拭されたことからあまり実験が行われておらず、MOX ペレットの焼きしまりに関する公開情報も乏しい。本研究では、ペレット焼きしまりには過去の UO_2 ペレットの照射実験を参考に構築された FEMAXI-III モデルを用いた。このモデルでは、焼きしまりによるペレットの体積変化率を次式で与える。

$$\frac{\Delta V}{V} = \frac{\Delta V^{\text{max}}}{V} \left(1 - e^{-c \cdot Bu} \right) \tag{9}$$

ここで、 $\frac{\Delta V^{\max}}{V}$ は焼きしまりによる最大体積収縮率(%)(ユーザが入力する name list

parameter DMAX で指定する。標準値は 1.0)、Bu は燃焼度(MWd/t-UO₂)、Cは $C = \frac{2.3025}{SBU}$ で 与えられる定数で、SBU は焼きしまりの 90%完了燃焼度(MWd/t-UO₂)である。

2.6.2 スエリングモデル

本研究では、一般的な UO_2 ペレットの照射実験データからモデル化された Studsvik のスエリングモデル $^{13)}$ を用いる。このモデルは、ペレット固体スエリング(ペレット内の固体 FP と FP ガスの両方の効果を含む)によるペレット体積変化率(%)を FP ガス放出も考慮して、次式で与える。

$$\left(\frac{\Delta V}{V}\right)^{SW} = \left(A_1 - C_1 \cdot FGR\right) \cdot Bu \qquad \left(0 \le Bu \le Bu_1\right)
\left(\frac{\Delta V}{V}\right)^{SW} = \left(\frac{\Delta V}{V}\right)^{SW}_1 + A_2 \left(Bu - Bu_1\right) \quad \left(Bu_1 < Bu\right)$$
(10)

但し、
$$\left(rac{\Delta V}{V}
ight)_{\!\!1}^{SW}$$
は $Bu\!=\!Bu_1$ の時の体積スエリング(%),各定数の標準値は $A_1\!=\!0.0947$,

 C_1 =0.0004526, Bu_1 =57, A_2 =0.03158, である。また、FGR: FP ガス放出率(%), $Bu, Bu_1:$ 燃焼度 (MWd/kgU)である。 Bu_1 はサブミクロ FP ガスバブルが大きなガスバブルを形成し始める燃焼度 (ペレットのリム部燃焼度が 70GWd/t を有意に超え、リム組織が顕在化し始める燃焼度)に 相当する。但し、本研究で検討するのはこのような現象が顕著とならない 40GWd/tMOX (約45GWd/tHM) 程度までである。

2.6.3 焼きしまりとスエリングの合成モデル

FEMAXIにおいては従来、ペレットの焼きしまりとスエリングの計算は独立に行なわれ、両者の単純な足し算によりペレットの密度変化(体積変化)を算出してきた。これは、照射初期の焼きしまり(被覆管コラプス破損助長)か、高燃焼度のスエリング(PCMI 助長)のどちらか一方に解析上の関心が集中していたことが背景にある。すなわち、FEMAXI 開発の初期には焼きしまりが大きな課題であったし、近年、高燃焼度の燃料を扱うようになるとスエリングの予測が大きな課題となり、いずれも他方をほとんど無視して行われてきた。

しかし、このように、両者を単純に足し合わせてしまうと、焼きしまりとスエリングが互いを相殺するので、ユーザの入力値に対して、実際の計算ではそれぞれが過小評価されてしまうことになる。仮にどちらか一方(例えば焼きしまりモデル)のパラメータを調節すると、もう一方(この場合、スエリングモデル)に影響を及ぼしてしまい、モデル化として適切ではない。

そこで、本研究では新たに焼きしまりモデルとスエリングモデルの合成関数 Dを導入し、両モデルを次式で示すように足し合わせられるようにした。

$$VC = (1 - D) \cdot d_1 \cdot DS + D \cdot SW \tag{11}$$

ここで、VC: 合成されたペレット体積変化率(%),DS: 焼きしまりによる体積変化率(%),SW: スエリングによるペレット体積変化率(%), d_1 : 調整係数であり、合成関数 Dは次式で表される。

$$D = \frac{\tan^{-1}(\alpha \cdot [Bu - Bu_0])}{\pi} + 0.5$$
 (12)

ここで、 α :調整係数, Bu:燃焼度(GWd/t), Bu_0 :基準燃焼度である。

新旧モデルによるペレットの焼きしまりとスエリングによる体積変化を FP ガス放出率が仮想的に 0%の場合について Fig. 2.6 に示す。新モデルは、低燃焼度では焼きしまりモデルとほぼ同じような体積変化を示し、高燃焼度ではスエリングモデルに漸近しており、旧モデルに比べて合成前の個々のモデルに近いふるまいになっている。

一方、現実には焼きしまりやスエリングはペレット間の物性のばらつきに伴って異なる。しかし、(9)~(12)式中の変数パラメータではそのようなばらつきは考慮できない。そこで本研究では、上記で示した固定パラメータを個々のペレットの物性のばらつきで想定される範囲内で

変化させて、燃料ふるまいへの影響を検討する。これらのパラメータを Table 2.1 にまとめる。このときのペレットの焼きしまりとスエリングによる体積変化を Fig. 2.7 に示す。Model A (標準ケース) では焼きしまりによるペレット体積収縮率は最大で 1.0%としたのに対して、model B では 0.5%とした。また、model B では、スエリング率を Studsvik のスエリングモデルに対して 0.9 倍にした。これは、第 4 章で示すように model A を用いた解析では、測定値に比べて計算される燃料中心温度が高くなる傾向が見られ、ペレットの焼きしまり及びスエリング率の過小評価によってギャップ熱伝達率が過小評価された可能性が考えられたためである。

2.7 FP ガス放出モデル (FGR モデル)

FEMAXI-6 の FP ガス放出モデルは UO_2 燃料の照射経験に基づき、モデル中の一部のパラメータはこれらの経験から最適化されている。MOX 燃料についても、 UO_2 燃料と同様な機構で FP ガスが放出されると考えられるが、これらの一部のパラメータについては MOX 燃料について最適化する余地があると思われる。以下に、FP ガス放出モデルの概略を示す。

ペレットスタックは軸方向に分割され、各セグメントについて径方向温度分布の計算結果に基づいて、FP ガスの拡散、バブル形成、放出を計算される。これらの計算は以下のような仮定に基づいている。

(1) 粒内ガスの粒界への拡散と掃き出し

ペレット粒内で生成された FP ガスはガス原子の粒内拡散と粒成長による粒界への掃き出しによって粒界へ移動し、そこにガスバブルを形成し、蓄積すると仮定する。粒内ガス計算では、ガスの粒内バブルへのトラッピングあるいは、粒内バブルから固相への再溶解も取り扱う。また、粒界に溜まっているガスも一定の割合で粒内へ再溶解すると仮定する。このときのガスの拡散は球形固体マトリックス内におけるガスの拡散で近似した Speight のモデル 14)を適用して、次式で与える。

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D \left(\frac{\partial^2 c}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial c}{\partial r} \right) - gc + b'm + \beta$$
 (13)

ここで、

c : 固体マトリックス単位体積あたりに溶解している FP ガス原子数 $\left(atoms / cm^3\right)$

D : ガス原子の拡散係数 (cm^2/s)

g: 粒内バブルにトラップされるガスの割合 (s^{-1})

b': 固体内への再溶解率 (s-1)

m : バブルの空間単位体積あたりに存在するガス原子数 $(atoms/cm^3)$

 β : ペレット単位体積あたりのガスの生成率 (atoms/cm 3 /s)

である。また、 FP ガス原子の拡散係数 D については、複数のモデルを選択できるが、本研究

では一般的に用いられている Turnbull のモデル 15)を用いることとし、次式に示す。

$$D = 7.6 \times 10^{-10} \exp\left(-7 \times 10^4 / RT\right) + S^2 j_{\nu} V + 2 \times 10^{-40} F\left(m^2 / s\right)$$
(14)

ここで

R: ガス定数=1.987 cal/mole/K, T: 温度(K),S: 原子ジャンプ距離= $\Omega^{\frac{2}{3}}$,

 Ω :原子容積= 4.09×10^{-29} (m^3) , $j_{\nu} = 10^{13} \exp(-5.52 \times 10^4 / RT)$,

$$V = \frac{\left(\alpha_s S^2 + Z V_o\right)}{2Z} \left[\left(1 + \frac{4K'Z}{jv\left(\alpha_s S^2 + Z V_o\right)^2}\right)^{\frac{1}{2}} - 1 \right],$$

 $\alpha_s = 10^{15} (m^{-2}, シンク強度), Z = 2 (欠損点数), K' = 10^4 (原子当りの欠損率),$

$$V_o = \exp(-5.52 \times 10^4 / RT), F = 10^{19} (fission / m^3 / s)(核分裂速度)$$

である。

(2) 粒界 FP 原子の飽和と放出

粒界のバブル中での FP ガス蓄積量がある飽和量に達すると、飽和量を超えた分のバブルが連結し、ペレット自由表面へのトンネルが形成されると仮定する。そして連結バブルの一点がクラックや自由空間に通じる通路に接触すると、バブルは開気孔となり、バブル内のガスは燃料棒の自由空間に放出する。その後トンネルが形成された状態では、粒内より粒界へ拡散してくる追加のガスはトンネルへ入り、ペレット自由表面へ直ちに放出されると仮定する。

このときの粒界バブル中の FP ガス原子数の飽和値は次式の White and Tucker モデル 16 により与えられる。

$$N_f^{\text{max}} = \frac{4r_f f_f(\mathcal{G})}{3kT \sin^2 \mathcal{G}} f_b \left\{ \frac{2\gamma}{r_f} + P_{ext} \right\}$$
 (15)

ここで、

 $N_f^{
m max}$: 粒界での単位面積あたりのガス原子数の飽和値($atoms/{
m cm^2}$)

 $r_{\!\scriptscriptstyle f}$: 粒界でのガスバブルの限界半径($=0.5~\mu\mathrm{m}$)

 $f_{\scriptscriptstyle f}ig(hetaig)$: 球体積に対するレンズ状バブル体積比

$$f_f(\theta) = 1 - \frac{3}{2}\cos\theta + \frac{1}{2}\cos^3\theta$$

 θ : レンズ状バブル角(= 50°), k: ボルツマン定数(= $1.38\times10^{-16}\,\mathrm{erg/K}$),

T: 温度(K), γ : 表面張力(=626 erg/cm²),

 f_b : レンズ状バブルが粒界を覆う割合, $P_{\it ext}$: 外部からの圧力 ($\it dynel$ cm²) である。

2.8 ペレット密度の扱い

FEMAXI-6の入力では、ペレットの初期密度を理論密度に対する実効密度比で与えるが、解析の対象となる燃料仕様によってはペレットの初期密度は%TD 等の単位で示される実効密度比ではなく、実効密度(g/cm³)で与えられていることがある。このような場合、本研究ではMOXペレットの理論密度を11.0 g/cm³と仮定して、実効密度比に換算して入力で与えた。この換算は厳密ではないが、本研究で想定するようなMOX燃料ふるまいの検証計算においては十分であると考えられる。

コード内では主に燃焼度の計算のために、以下のようにしてペレットの実効密度比を実効密度に換算している。先ず、100%TD の UO_2 ペレット、 PuO_2 ペレットの密度をそれぞれ以下のように仮定している。

UO₂ペレット理論密度 M_{UO2}=10.96 (g/cm³)

PuO₂ペレット理論密度 M_{PuO2}=11.46 (g/cm³)

実際には、軽水炉用燃料ペレットの場合、 UO_2 ペレット理論密度は ^{235}U の濃縮度に依存して $10.95\sim10.96$ g/cm³、 PuO_2 ペレット理論密度はプルトニウム組成に依存して $11.4\sim11.5$ g/cm³ 程度となるが、上記のように固定値を仮定している。MOXペレットの理論密度(M_{MOX})はユーザが入力で指定する PuO_2 の含有率(E_{PuO_2})を用いて次式で与えている。

$$M_{MOX} = \frac{M_{UO2} \cdot M_{PuO2}}{M_{PuO2} + E_{PuO2} \left(M_{UO2} - M_{PuO2} \right)}$$
(16)

Table 2.1 Parameters used in densification and swelling models

	Equation No.	Model A	Model B
DMAX (vol%)	(9)	1.0	0.5
SBU $(MWd/t-UO_2)$	(9)	2000	800
A1	(10)	0.0965	0.08685
C1	(10)	0.000459	0.0004131
d1	(11)	1.60	←
α	(12)	0.4	←
Bu_0	(12)	4.5	2.5

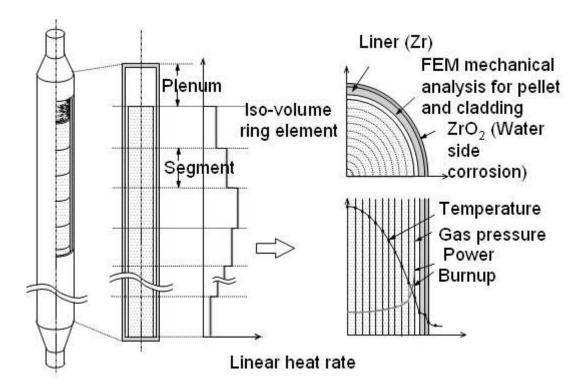


Fig. 2.1 FEMAXI-6 Calculation geometry

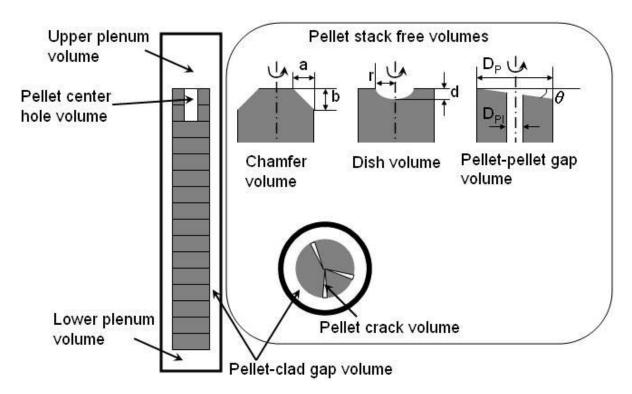


Fig. 2.2 Fuel rod free volumes

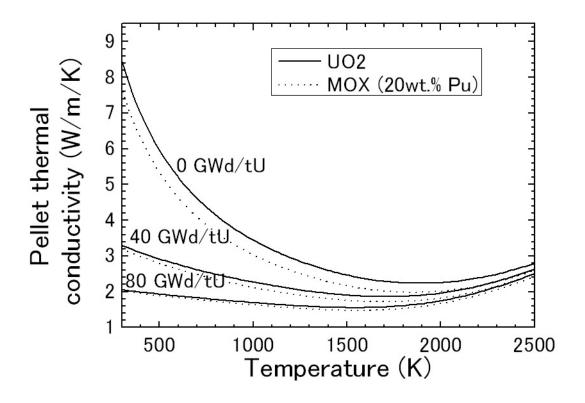


Fig. 2.3 Pellet thermal conductivity by Baron's model

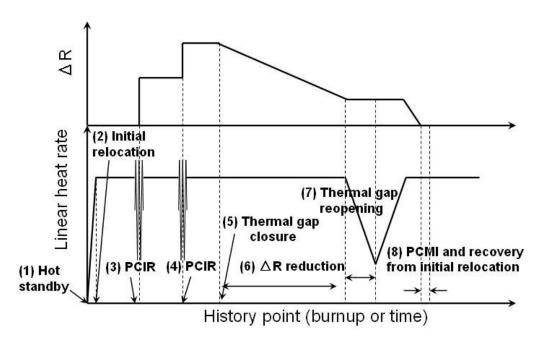


Fig. 2.4 Power history and ΔR example for PCIR model

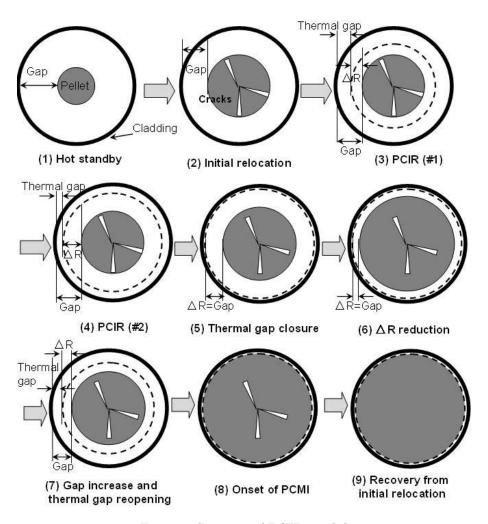


Fig. 2.5 Concept of PCIR model

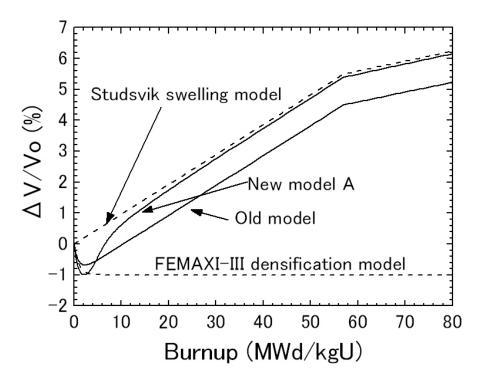


Fig. 2.6 Comparison of densification and swelling models

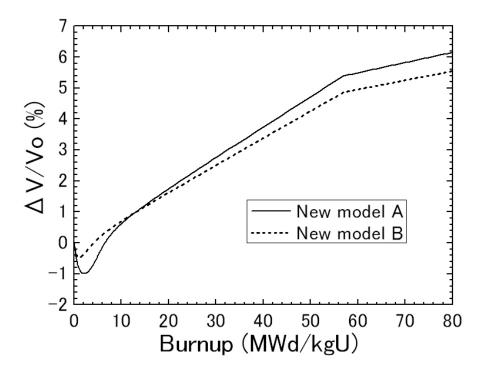


Fig. 2.7 Densification and swelling models used in the analyses

3. 試験燃料棒と照射及び解析の条件

本研究の目的である FEMAXI-6 の MOX 燃料ふるまい予測性能の検証のためには、発電用軽水炉又はそれと同等な条件で照射された MOX 燃料の照射データが必要となり、照射条件ができるだけ明確で詳細に把握できることが望ましい。ここで、照射データとしては、燃料棒ふるまいの基本となる燃料温度と FP ガス放出に関する情報が同時に測定された照射データが適しており、照射寿命初期 (BOL) から連続的に得られた照射データが検証計算用に適している (但し、異なる条件下でのベース照射、追加照射によって得られた照射データを用いても検証計算は可能)。このような照射データがなるべく高燃焼度まで得られていることが望ましい。また、本研究の成果を広く世界に公開できるように、すでに公開されている照射データを用いる必要がある。

以上から、FEMAXI-6 の検証に用いる実験データには、ノルウェイのハルデン炉(Halden Boiling Water Reactor: HBWR) の燃料照射試験で得られたデータを用いた。HBWR は重水 冷却・減速の沸騰水型炉(冷却材圧力 3.4MPa、冷却材温度 240℃)で、炉内には複数の照射 試験リグ(Instrumented Fuel Assembly : IFA)を装荷することができ、様々なニーズに対応 した試験燃料棒の炉内装荷および変化に富んだ多重計装装置類の使用等が可能な試験研究炉で、 発電用軽水炉に近い条件で照射された MOX 燃料のデータを得ることができる。1 体の照射試 験リグには複数の試験燃料棒を装荷でき、冷却材流量計、冷却材用熱電対、検出器(ガンマ線、 中性子線、ベータ線)や試験燃料棒用熱電対等の測定器から構成される。試験燃料棒は、例え ば IFA-123 rod-1 というように、その試験燃料棒が装荷される照射試験リグ番号と燃料棒番号 によって識別されており、得られた照射試験データは Test-Fuel-Data-Base (TFDB)としてデ ータベース化され、OECE/NEA下のハルデンプロジェクト加盟国に公開されている。本研究 では、IFA-597.4 rod-10, rod-11, IFA-514 rod-1 の合計 3 本の MOX 燃料照射データを用いた。 尚、日本は 1967 年に当時の日本原子力研究所(現在の日本原子力研究開発機構)を窓口と して同プロジェクトに加盟し、現在も継続してプロジェクトに加盟している。同プロジェクト 下でハルデン炉を用いて得られた成果は加盟国に公開(通常、Halden Work Report: HWR と して加盟国に公開) されてから 5 年間は原則として加盟国以外には非公開となる。本報で FEMAXI-6 の検証に用いた実験データのうち IFA-597.4 rod-10 及び rod-11 の試験結果は Halden Work Report (HWR-605¹⁷⁾) として加盟国に公開(1999 年)されてから 5 年以上が 経過している。一方、IFA-514 rod-1 の照射試験は当時の核燃料サイクル開発機構(現在の日 本原子力研究開発機構)と Halden が二機関間協定の下に行った。その成果は日本原子力研究 開発機構によって 2006 年にすでに公開 18)されている。本報は、これら公開データを用いた研 究成果をまとめたものである。

3.1 IFA-597.4 rod-10 及び rod-11

IFA-597.4 は軽水炉用 MOX 燃料棒の主に照射中の熱的なふるまいと FP ガス放出ふるまいを詳しく調査するために用いられた照射試験リグであり、その成果は 1999 年に HWR-605 にまとめられている 17 。この照射リグには 2 本(17 0 及び 17 0 の MOX 試験燃料棒が装

荷され、1997年6月から約14ヶ月間照射され、照射中の燃料中心温度や内圧(プレナム圧力)が測定された。燃焼度約10MWd/kgMOXでは、出力上昇試験(power ramp 試験)が実施されており、FP ガス放出に伴う燃料棒プレナム圧力の上昇が測定された。このときのMOX 試験燃料棒の線出力密度は280から320W/cmで燃料中心温度約1300℃に相当し、一般的な UO_2 燃料がFP ガスを放出する温度に近かった。

3.1.1 燃料棒の仕様及び照射条件

Rod-10 及び rod-11 の主要な製造時の仕様と、IFA-597.4 での照射条件を Table 3.1 に示す。いずれの MOXペレットも第1段階で全プルトニウムの富化度が約30%となるようにウランとの混合物をつくり、第2段階で目標の富化度になるようにさらにウランを混ぜて MOX 燃料に仕上げる MIMAS 法 ¹⁹⁾により製造されている。Rod-10 は燃料スタック上端を除いて中実ペレットから構成されており、燃料スタック上端には熱電対を挿入するために中空ペレットがある。一方、rod-11 は全燃料スタックが中空ペレットから構成されており、rod-10 と同様に燃料スタック上端には燃料中心温度を測定するための熱電対が挿入されている。いずれの試験燃料棒にも下端に、ガス圧によるベローズ(bellows)の伸縮を差動トランスのコアの移動に伝え、差動トランスの交流電圧の変動を読み取る方式の圧力計が装備されている。

これらの試験燃料棒は Fig. 3.1 及び Fig. 3.2 に示すように照射リグ IFA-597.4 内に装荷されている。照射リグ内には 4つの中性子検出器($ND1\sim ND4$)があるが、このうち ND1 は MOX 試験燃料棒の中性子束の測定には用いられていない。試験燃料棒の中性子束は照射期間中常に測定され、これらから試験燃料棒の出力履歴が算出され、15 分おきに TFDB に記録されている。

3.1.2 出力履歴の抽出

出力履歴を含む照射データ(燃料棒内圧、燃料中心温度等)は TFDB に格納されている。但し、全ての測定データが 15 分おきに記録されているためデータ量が膨大になる。 FEMAXI-6 で扱える履歴点は最大で 1,000 点である。そこで本研究では、なるべく実際の照射履歴の重要な変動を反映するように rod-10、rod-11 それぞれ 539 点、538 点の履歴点を抽出した。2 本の試験燃料棒について、基本的には同一時刻のデータを抽出したが、抽出されたデータ中に数箇所、明らかに異常な履歴点(出力は高いが、燃料中心温度が室温近傍になっている履歴点)があったため、これらは抽出対象外とした。

TFDB から抽出した rod-10 と rod-11 の平均線出力密度の燃焼度推移を Fig. 3.3 (rod-10: 実線、rod-11: 破線)に示す。照射開始初期の 350W/cm 前後から末期の 300W/cm 前後に緩やかに出力が低下している。HWR- 605^{19} には約 10GWd/tUO2において power ramp 試験を実施したと記述されているが、出力履歴には、それ以外にも約 2、3、6GWd/tUO2において power ramp のような出力変動が見られる。

2 本の試験燃料棒はいずれもペレットスタック有効長が 20cm 程度と短く、照射有効長が約 2m の炉心の中央付近に装荷されており、試験燃料棒の軸方向出力分布はほぼ平坦で、照射期間中の変動は無視できると考えられる。そこで、本研究では Fig. 3.4 に示すように、試験燃料

棒を 5 つの軸方向セグメントに分割し、照射期間中一定の軸方向相対出力分布を仮定して解析を行った。出力分布は HWR-605¹⁷に掲載されている代表的な軸方向熱中性子東分布に比例すると仮定した。尚、rod-10 は上端セグメントだけが中空ペレットで、残りの燃料スタックは中実ペレットから構成されていることを考慮して、出力分布を与えている。

3.2 IFA-514 rod-1

IFA-514 照射試験は、軽水炉用 MOX 燃料の照射特性を把握することを目的として、1979 年から 1988 年にかけて実施され、その成果は 2006 年に JAEA technology 18 にまとめられている。燃料棒の仕様は 8×8 BWR 燃料棒に準じ、MOX ペレットの PuO_2 富化度は 5.8 wt%であった。照射リグ中にはペレット形状(中実/中空)や表面粗さ(研磨/未研磨)をパラメータとした 6 本の燃料棒が装荷され、平均 45 GWd/t までの炉内挙動データ(被覆管伸び、燃料スタック伸び、燃料中心温度、燃料棒内圧)が得られた。これらの試験燃料棒のうち、rod-1 は唯一、燃料中心温度と内圧の炉内変化が同時に測定された試験燃料棒である。

3.2.1 燃料棒の仕様及び照射条件

Rod-1 の主要な製造時の仕様と、IFA-514 での照射条件を Table 3.2 に示す。MOX ペレットは当時の核燃料サイクル開発機構(現在の日本原子力研究開発機構)が高速実験炉常陽から回収した PuO_2 を湿式で再処理して製造したものである $^{18)}$ 。燃料スタックは下端を除いて中実ペレットから構成されており、燃料スタック下端には熱電対を挿入するための中空ペレットがあり、照射中の燃料中心温度が測定された。一方、燃料スタック上端には IFA-597.4 の試験燃料棒と同様に照射中の燃料棒内圧を測定するための圧力計が装備されている。

IFA-514 照射リグ中の試験燃料棒と各測定器は Fig. 3.5 に示すように配置されている。本研究で対象とするのはこのうち、燃料スタック上端に内圧測定器、下端に熱電対(燃料中心温度の測定)が装備されている rod-1 である。熱中性子東の検出器 ND1, 4, 5, 6 の軸方向位置は燃料スタック下端からそれぞれ 213, 531, 849, 1167mm となっている。

3.2.2 出力履歴の抽出

出力履歴には、IFA-597.4 の場合と同様に、なるべく実際の照射履歴の重要な変動を反映するように 678 点の履歴点を抽出した。抽出した rod-1 の平均線出力密度の燃焼推移を Fig. 3.6 に示す。約 24GWd/tMOX まで 300W/cm 前後の高い線出力で燃焼しており、全燃焼期間を通じてゼロ出力から高出力レベルへの出力上昇と下降を頻繁に繰り返していることが分かる。

尚、Fig. 3.6 に示したのは FEMAXI-6 による解析のために抽出した 678 点の履歴点のみであり、実際にはさらに頻繁な出力の上昇と下降が繰り返されていた。Fig. 3.7 に実際の出力履歴の記録(実線と塗潰し記号)と本研究に用いた抽出された履歴(破線と白抜き記号)を燃焼度5から6GWd/tMOXの範囲で比較して示す。解析では特に燃料ふるまいに対して影響の大きい高出力時の履歴を再現することに重点を置き、多くの出力下降時の履歴は省略した。

IFA-514 rod-1 は有効長が約 1.4m と比較的に長く、軸方向の出力分布や燃焼期間中の軸方向 出力分布の変動も解析で考慮する必要がある。但し、rod-1 の出力として測定されているのは、 燃料棒平均線出力密度 (ALHR1)、熱電対位置(HRTF1)での線出力密度、最大線出力密度 (PLH1) の 3 種類のデータのみである。一方、3.2.1 項でも記述したように、軸方向熱中性子 東分布は燃料スタック下端から 213mm (ND1), 531mm (ND4), 849mm (ND5), 1167mm (ND6)の高 さで測定されている。FEMAXI-6による解析ではこれらの情報を参考に、Fig. 3.8に示すように、 rod-1 を軸方向に 4つのセグメントに分割した。各セグメントの線出力密度 (LHR1, LHR2, LHR3, LHR4) は、各セグメントの長さを L1, L2, L3, L4, 全セグメントの合計長さを L とするとき、 以下のように評価し、解析に用いた。

第1セグメント LHR1=HRTF1

第 2 セグメント LHR2=ALHR1×ND4/ND_Ave

第3セグメント LHR3= ALHR1×ND5/ND Ave

第 4 セグメント LHR4= {ALHR1×L−(L1×LHR1+L2×LHR2+L3×LHR3)} /L4 ここで、

平均中性子東 ND_Ave=(ND1+ND4+ND5+ND6)/4 とした。

この評価では、検証の対象となる燃料中心温度に特に大きく影響する測定位置(第一セグメント)における線出力密度には HRTF1 値を用いている。一方、第 2 から第 4 セグメントの線出力密度は燃料棒平均線出力密度が測定値と等しくなるように推定したが、これらの推定による誤差が本研究の検証対象である燃料中心温度と燃料棒内圧の解析結果に及ぼす影響は小さいと考えられる。

解析に用いた軸方向出力分布を例として燃料棒平均燃焼度が 4798、16947、36300 MWd/tMOX の場合について Fig. 3.9 に示す。出力分布は照射期間中やや上部ピークの傾向があったようである。照射時に得られた最大線出力密度 (PLH1) と平均線出力密度 (ALHR1) の比として算出した軸方向ピーキング係数を、解析に用いた 678 の履歴点について Fig.3.10 に示す。ゼロ出力に近い履歴点では測定誤差のためにピーキング係数が大きく変動しているように見えるが、出力運転中のピーキング係数は概ね 1.2 から 1.3 の範囲で推移している。

3.3 ペレット内径方向出力分布

ペレット内の径方向出力分布は燃料温度や FP ガス放出に影響するが、実験では測定されていない。そこで本研究では、軽水炉高燃焼燃料におけるアイソトープ生成と消滅の燃焼解析を行う三群中性子反応計算コード PLUTON を用いて、ペレット内径方向出力分布を評価した。本コードには HBWR の照射条件が内蔵されており燃焼度 83GWd/tU まで実験データと検証済みである。20

2.1 項で既述したように、FEMAXI-6 の解析ではペレットを 36 層の等体積リング要素に分割し、それぞれのリング要素について、入力で燃焼度を指定して出力密度を与える。一方 PLUTON の解析では、燃焼度ステップを指定して、ペレットは 36 層の等体積リング要素に分割されるが、出力密度(核分裂割合)は要素間の合計 37 ノードについて得られる。そこで本研究では、PLUTON の解析に用いる燃焼度ステップは 500MWd/tHM とする一方で、FEMAXI-6 でペレット径方向出力分布を指定する燃焼度は 10GWd/tHM までは 1GWd/tHM 毎

に、それ以上の燃焼度については 10GWd/tHM 毎とした。また、FEMAXI-6 の入力で与える 各リング要素の出力密度は、その要素の両端にあるノードの出力密度 (PLUTON の解析結果) の平均値とした。

Figure 3.11 に、IFA-597.4 rod-10 の FEMAXI-6 の解析に用いたペレット径方向出力分布を示す。MOX 燃料に含まれるプルトニウムの熱中性子自己遮へい効果が強いため、0GWd/tHMではペレット外周部の出力が高く、ペレット中心部の出力が低いが、燃焼が進むにつれてペレット中心部の出力が高くなる。IFA-597.4 rod-10 の燃料スタックには中実ペレットと中空ペレットが混在するため、2.1 項で既述したように、入力では中実ペレットについてのみ径方向出力分布を指定する。

Figure 3.12 に IFA-597.4 rod-11 の FEMAXI-6 の解析に用いたペレット径方向出力分布を示す。出力分布は rod-10 と同様であるが、燃料スタックは中空ペレットのみから構成される。 IFA-514 rod-1 の燃料スタックは IFA-597.4 rod-10 と同様に中実ペレットと中空ペレットから構成され、径方向出力分布も Fig. 3.13 に示すように同様であるが、より高燃焼度 (80GWd/tHM) まで入力を指定した。約 60GWd/tHM以上の高燃焼度になるとペレットの径方向出力分布はペレット外周部を除いてほとんど一様になっている。

Table 3.1 Specifications and test conditions for IFA-597.4 rod-10 and rod-11

	Rod-10	Rod-11
Pellet type	MIMAS-MOX	-
Pellet length (mm)	10.7	10.5
Rod average discharge burnup (GWd/tMOX)	13.4	14.3
Pellet density (g/cm³)	10.54	←
Enrichment fissile Pu (wt%)	6.07	←
Pellet diameter	8.04	←
Pellet grain size (µm)	4.3-6.6	←
Dishing	Both ends	←
Dishing depth / diameter (mm)	0.26 / 5.12	←
Drilled center hole diameter (mm)	1.8	←
Active fuel length (mm)	224	220
Annular / solid stack lengths (mm)	45.5 / 178.7	220.6 / 0
Filler gas pressure (He MPa)	0.50	←
Cladding material	Zry-4	←
Cladding outer diameter / thickness (mm)	9.50 / 0.64	←
Total free volume (cm ³)	$3.0^{*)}$	3.3 *)
Coolant pressure (MPa)	3.4	←
Instruments (upper / lower)	TF / PF	←

^{*)} Private communication

TF, temperature of fuel (Pellet centerline temperature);

PF, pressure of fuel (fuel rod internal pressure)

Table 3.2 Specifications and test conditions for IFA-514 rod-1 $\,$

	IFA-514 rod-1
Pellet type	JAEA-MOX
Pellet length (mm)	10.0
Rod average discharge burnup (GWd/tMOX)	40.5
Pellet density (%TD)	93.61
Enrichment fissile Pu (wt%)	4.64
Pellet diameter	10.55
Pellet grain size (µm)	$5^{*)}$
Dishing	None
Dishing depth / diameter (mm)	-
Drilled center hole diameter (mm)	1.98
Active fuel length (mm)	1379.6
Annular / solid stack lengths (mm)	227.5 / 1152.1
Filler gas pressure (He MPa)	0.10
Cladding material	Zry-2
Cladding outer diameter / thickness (mm)	12.53 / 0.86
Plenum free volume (cm³)	$7.6^{*)}$
Coolant pressure (MPa)	3.4
Instruments (upper / lower)	PF/FF

^{*)} Private communication

TF, temperature of fuel (Pellet centerline temperature);

PF, pressure of fuel (fuel rod internal pressure)

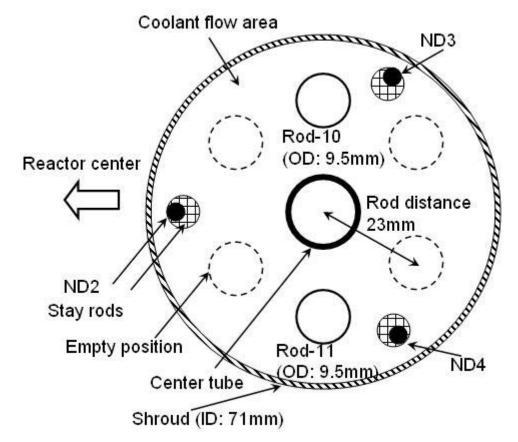


Fig. 3.1 Radial view of IFA-597.4

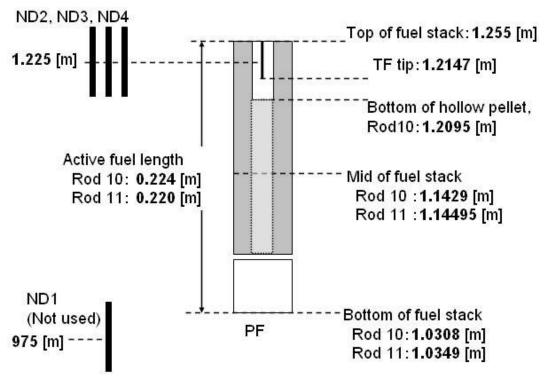


Fig. 3.2 Axial view of IFA-597.4

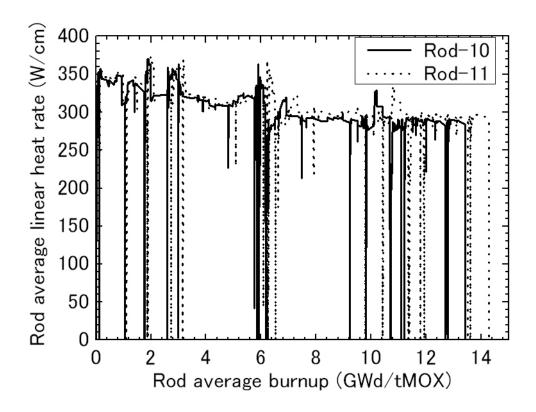


Fig. 3.3 Power histories of IFA-597.4 rod-10 and rod-11 for FEMAXI-6

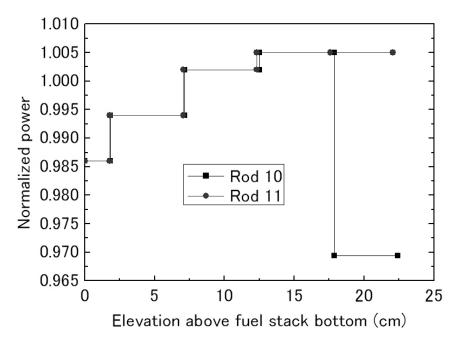
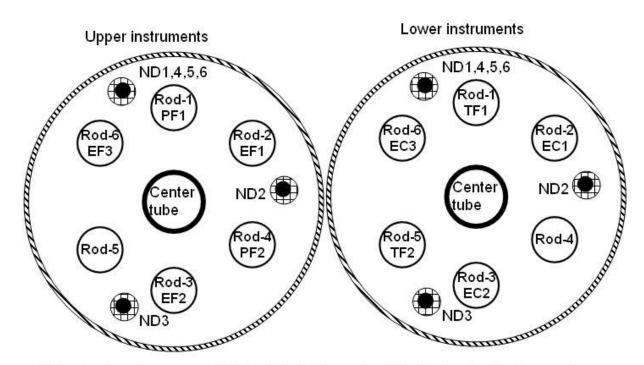


Fig. 3.4 Axial power distributions for IFA-597.4 analyses



PF, rod internal pressure; EF, fuel stack elongation; TF, fuel centerline temperature; EC, cladding elongation; ND, neutron detector

Fig. 3.5 Radial view of IFA-514

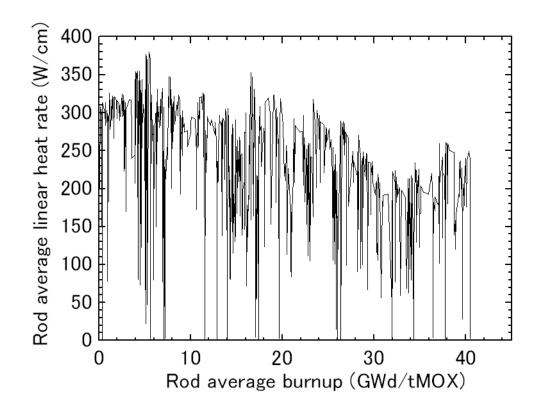


Fig. 3.6 Power histories of IFA-514 rod-1 for FEMAXI-6

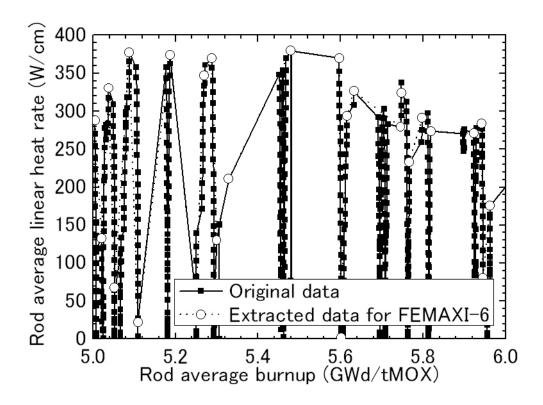


Fig. 3.7 Comparison of original and extracted power histories for IFA-514 rod-1 (5.0-6.0GWd/tMOX)

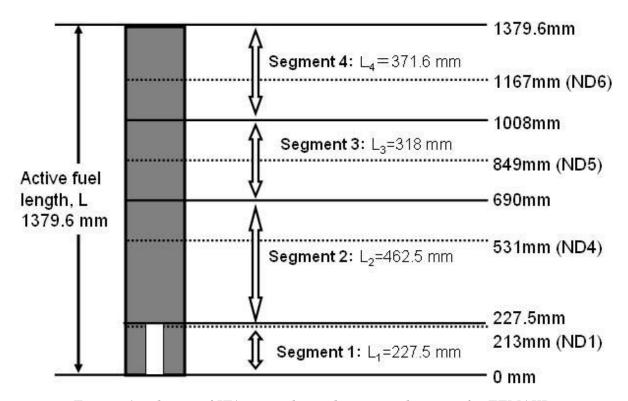


Fig. 3.8 Axial view of IFA-514 rod-1 and segment divisions for FEMAXI-6

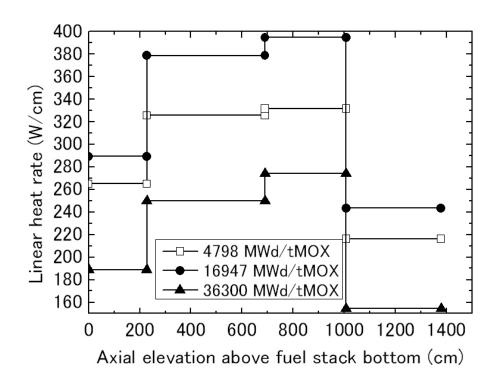


Fig. 3.9 Example of axial power distributions for IFA-514 rod-1 analysis

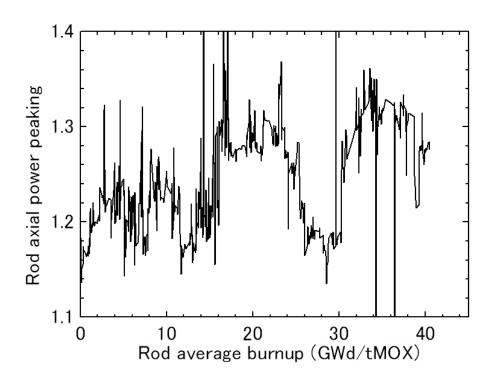


Fig.3.10 Axial power peaking for IFA-514 rod-1 analysis

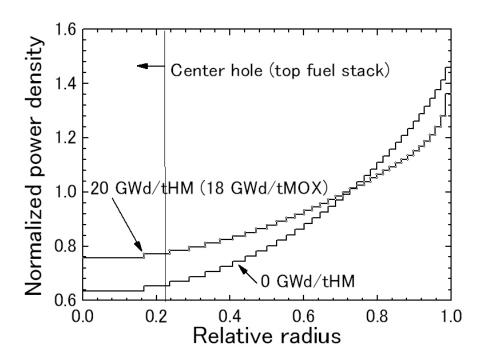


Fig. 3.11 Pellet radial power distributions for IFA-597.4 rod-10

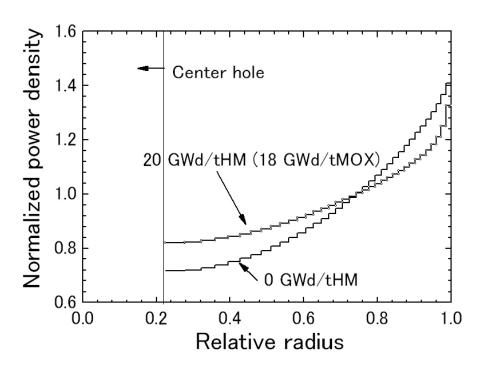


Fig. 3.12 Pellet radial power distributions for IFA-597.4 rod-11

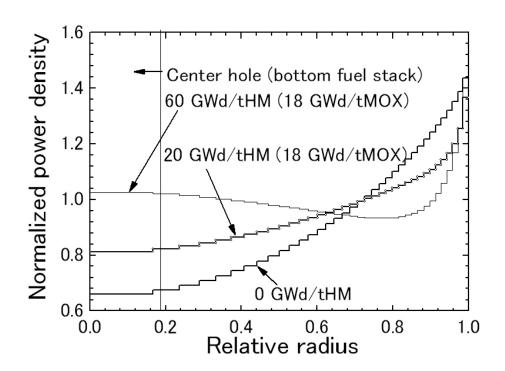


Fig. 3.13 Pellet radial power distributions for IFA-514 rod-1

4. 解析結果と測定結果の比較検討

本章では標準解析ケースといくつかの感度解析ケースの結果を実験の測定値と比較検討する。 尚、標準解析ケースとは、2章で示したモデル等の標準値を採用したケースである。標準解析 ケースと感度解析ケースに用いた主要なモデル及びパラメータの値を Table 4.1 にまとめる。

4.1 IFA-597.4 rod-10

4.1.1 標準解析ケース

実験で測定された燃料棒プレナム圧力(内圧)の燃焼度推移を実線と白抜き記号で Fig. 4.1 に示す。測定値は BOL から約 5GWd/tMOX まで低下している。この低下量はペレットの焼きしまりによる燃料棒内の自由空間の増大だけでは説明ができず、初期に封入されていた He ガスの一部がペレットに吸収されたためと考えられる。約 10GWd/tMOX 以降では、プレナム圧力測定値が顕著に上昇しており、照射末期の FP ガス放出率は約 6%と推定される。

一方、同様に Fig. 4.1 に示した解析結果では、いずれのケースでも測定されたような照射初期の内圧低下を予測できていない。これは、FEMAXI-6 には上述したような、ペレットによる封入ガスの吸収モデルが無いためである。また、標準解析ケースでは、照射期間を通してほとんど FP ガス放出を予測せず、プレナム圧力の上昇量も小さい。

実験でプレナム圧力と同時に測定された燃料中心温度の燃焼度推移を実線と自抜きの記号で Fig. 4.2 に示す。尚、ここでは照射による熱電対の起電力の低下を補正した後の値を示した。また、Fig. 4.2 中には一般的な UO_2 燃料の FP ガス放出 (FP ガス放出率>1%) の目安として広く参照されている Vitanza curve 21,22 を破線で書き入れた。照射されていたほとんどの期間、測定値は Vitanza curve より 100K以上低く、全照射期間にわたって Vitanza curve を下回っている。 IFA-597.4 の軸方向出力分布は 3.1.2 節で既述の通りほぼ平坦で、さらに熱電対が挿入されていた中空ペレットとそれ以外の中実ペレットの出力差を考慮しても、熱電対挿入位置に対する軸方向出力ピーク位置の出力密度は 3 から 4%程度高い程度と推定される。従って、照射期間中、全燃料スタック長にわたって、ほとんどの燃料中心温度は Vitanza curve を下回って推移していたと推定されるが、実際には約 10GWd/tMOX 以上の燃焼度で顕著な FP ガス放出によるプレナム圧力上昇が測定されている。

一方、同様に Fig. 4.2 に実線で示した標準解析ケースの結果は、約 6GWd/tMOX まで燃料中心温度をやや過大評価し、それ以上の燃焼度では過小評価していることが分かる。これらの予測誤差の原因としては、それぞれペレット焼きしまり量の過大評価と FP ガス放出率の過小評価の可能性が考えられる。ペレットの焼きしまり量を過大評価すると、燃焼初期のギャップ幅を過大評価し、ギャップ熱伝達の過小評価、燃料温度の過大評価をもたらす。また、FP ガス放出率を過小評価すると、ギャップガスの熱伝導率を過大評価し、ギャップ熱伝達の過大評価、燃料温度の過小評価をもたらす。

4.1.2 FGR 閾値の影響

2.7 節では、White-Tucker-Speight のモデル ¹⁴⁻¹⁶に基づく FEMAXI-6 の FGR モデルを簡単に示した。すなわち、拡散と掃き出しによってペレット粒界に到達した FP ガスバブルは周囲

の圧縮応力と平衡しながら成長し、FP ガス蓄積量 (粒界面積当たりの濃度) がある飽和量 (FGR 閾値) に達すると、放出されるというモデルである。このモデルは一般的な UO_2 燃料の照射経験から得られたものであるが、MOX燃料についても同様なメカニズムで FP ガスが放出されると考えられる。但し、一般的な UO_2 燃料の照射経験から最適化されたパラメータを用いると、MOX燃料の FP ガス放出を正確に予測できない可能性がある。そこで、本研究では現在の FGR モデルで予測される FP ガス放出率を調節する一つの手段として、粒界ガスバブルの飽和量に係数を乗じて感度解析を行った。

Figure 4.1 には粒界ガスバブルの飽和量に係数 0.35 を乗じて、FP ガス放出を促進した解析ケース(FGR threshold level×0.35)の結果も示した。この係数は、プレナム圧力の計算値が測定値と比較的に良く一致するように調節して決めた。ここで、Dens. and swell. model A と記したのは、ペレットの焼きしまりスエリングモデルに標準の model A を用いたケースであり、Dens. and swell. model B と記したのは model B を用いたケースである(Table 4.1 参照)。いずれのケースでも、感度解析結果は標準解析結果に比べて測定値と良く一致している。これらのケースでは、2.7(2)で説明したガスバブルの成長と連結によって、Fig. 4.3 に示すように約10GWd/tMOX から顕著な FP ガス放出率の上昇を予測しており、その結果、プレナム圧力が上昇している。

同様に、FP ガス放出を促進した解析ケースの燃料中心温度の計算値(実線)を測定値(実線と白抜き記号)と比較して Fig. 4.4 に示す。いずれの焼きしまりスエリングモデルを用いたケースでも、実験において FP ガス放出が顕著となる約 10GWd/tMOX 以上の燃焼度で計算値は測定値と良く一致している。すなわち、標準解析ケースに比べて、FP ガス放出が促進された影響により、ギャップガスの熱伝導率が低下し、ギャップ熱伝達率が低下した結果、燃料温度の予測結果が高くなり、測定値と良く一致した。標準解析ケース及び FP ガス放出を促進した解析ケースのギャップ熱伝達率の燃焼推移を Fig. 4.5 に示す。標準解析ケースでは約1GWd/tMOX 以上の燃焼度では、ペレットのスエリングによるギャップ幅減少により、ギャップ熱伝達率が上昇している。一方、FP ガス放出を促進した解析ケース (FGR threshold level $\times 0.35$) では、FP ガス放出が顕著となる約 10GWd/tMOX 以上の燃焼度ではギャップ熱伝達率が低下している。

4.1.3 焼きしまりスエリングの影響

Figure 4.4 に示したように、約 6GWd/tMOX 以下では、焼きしまりスエリングモデルに標準の model A (最大焼きしまり量 1.0vol%)を用いたケースよりも、model B (最大焼きしまり量 0.5vol%)を用いたケースの方が燃料中心温度の計算値は測定値と良く一致している。すなわち model B では標準解析ケースに比べて、焼きしまり量が減少した影響により、ギャップ幅が減少し、Fig. 4.5 に示したようにギャップ熱伝達率が高く推移している。その結果、燃料温度の予測結果が低くなり、測定値と良く一致した。

実際の MOX ペレットの焼きしまり量も 0.5 から 1.0vol%程度の範囲で異なることは十分に 考えられる。FP ガス放出を促進して、プレナム圧力上昇をある程度良く予測できているとき、 焼きしまりスエリングモデルに model B を用いると、照射中のほとんどの期間、燃料中心温度

の予測誤差を 50K以内にできた。

4.2 IFA-597.4 rod-11

4.2.1 標準解析ケース

実験で測定されたプレナム圧力の燃焼度推移を実線と自抜きの記号で Fig. 4.6 に示す。 Rod-10 のケースと同様に、測定値は BOL から約 5 GWd/tMOX まで低下しており、初期に封入されていた He ガスの一部がペレットに吸収されたためと考えられる。約 10 GWd/tMOX 以降では、プレナム圧力測定値が顕著に上昇しており、照射末期の FP ガス放出率は約 7%と推定される。一方、解析結果は、rod-10 のケースと同様に、照射初期の内圧低下は予測できておらず、照射期間を通してほとんど FP ガス放出を予測せず、プレナム圧力の上昇量も小さい。

燃料中心温度の燃焼度推移の測定値 (実線と白抜き記号) と計算値 (実線)、及び Vitanza curve (破線) $^{21,22)}$ を Fig. 4.7 に示す。Rod-10 のケースと同様に、rod-11 でも照射期間中、全燃料スタック長にわたって、ほとんどの燃料中心温度は FP ガス放出 (FP ガス放出率>1%) の目安となる Vitanza curve を下回って推移していたと推定されるが、実際には約 10GWd/tMOX 以上の燃焼度で顕著な FP ガス放出によるプレナム圧力上昇が測定されている。また、解析結果は約 6GWd/tMOX まで燃料中心温度をやや過大評価し、それ以上の燃焼度では過小評価しており、rod-10 のケースと同様に、ペレットの焼きしまり量の過大評価と FP ガス放出率の過小評価が原因と考えられる。

4.2.2 FGR 閾値の影響

前項で示したように、標準解析ケースの結果と測定値の間には、rod-10 で見られたものと同様な関係が見られる。そこで rod-10 の感度解析と同様に、粒界ガスバブルの飽和量に係数を乗じて FP ガス放出を促進した感度解析を行い、プレナム圧力の計算値が測定値と比較的に良く一致するように、係数を調節した。Figure 4.6 には粒界ガスバブルの飽和量に係数 0.37 を乗じた解析(FGR threshold level $\times 0.37$)の結果を、rod-10 のケースと同様に、焼きしまりスエリングモデルに model A と model B を用いたケースについて示した。いずれのケースでも Fig. 4.8 に示したように、約 10GWd/tMOX 以上の燃焼度で顕著な FP ガス放出が予測されており、プレナム圧力の計算値は標準解析ケースの結果に比べて測定値と良く一致している。

FP ガス放出を促進した解析ケースの燃料中心温度の計算値を測定値と比較して Fig. 4.9 に示す。Rod-10 のケースと同様に、約 10GWd/tMOX 以上の燃焼度で標準解析ケースに比べて、測定値と良く一致しており、Fig. 4.10 に示すように FP ガス放出によるギャップ熱伝達率の低下のためと考えられる。

4.2.3 焼きしまりスエリングの影響

約 6GWd/tMOX 以下の燃焼度では、rod-10 のケースと同様に、焼きしまり量がギャップ熱 伝達率に及ぼす影響が大きく(Fig. 4.10)、燃料中心温度の予測結果に影響している(Fig. 4.9)。 Rod-11 のケースも rod-10 のケースと同様に、ペレットの最大焼きしまり量を 0.5vol%とする と、約 6GWd/tMOX 以下の燃焼度における燃料中心温度の計算値は測定値と良く一致している。

FP ガス放出を促進して、プレナム圧力上昇をある程度良く予測できているとき、このケースでは焼きしまりスエリングモデルに model B を用いると、照射中のほとんどの期間、燃料中心温度の予測誤差を 50 K 以内にできた。

Table 3.1 に示したように rod-10 及び rod-11 の熱電対が挿入されているペレットの仕様は、ペレット長がわずかに異なる以外は同じである。また、両試験燃料棒の照射条件はほぼ等しい(同一照射リグで照射され、出力履歴も Fig. 3.3 に示したように同様)ことから、焼きしまり量は同程度であった可能性が高い。

4.3 IFA514 rod-1

4.3.1 標準解析ケース

実験で測定されたプレナム圧力の燃焼推移を白抜きの記号で Fig. 4.11 に示す。約 15 GWd/tMOX まで内圧はあまり上昇しておらず、FP ガス放出がほとんど無かったことが分かる。一方、約 15 GWd/tMOX 以上の燃焼度では、顕著な FP ガス放出のために内圧が上昇している。照射中のプレナム圧力(on power)は約 20 GWd/tMOX までしか正しく測定できていない。これはプレナム圧力が、内圧計が測定できる上限の約 2.7 MPa 以上に達してしまったためである。一方、炉停止 hot standby 時のプレナム圧力はガス温度が低いために照射中に比べて低く、約 33 GWd/tMOX まで正しく測定されている。

同様に、測定された燃料中心温度の燃焼推移を実線と白抜きの記号で Fig. 4.12 に示す。約6 及び 8GWd/tMOX において測定値は FP ガス放出 (FP ガス放出率>1%) の目安となる Vitanza curve (実線) を明らかに上回っている。Figure 3.9 及び 3.10 にも示したように、本試験燃料棒は照射中の軸方向出力ピーキングが高かったため、約6 から 8GWd/tMOX にかけて燃料スタック中のほとんどのペレットの中心温度は Vitanza curve を上回っていたはずである。しかし、Fig. 4.11 に示したように、FP ガス放出による顕著な内圧上昇は約 15GWd/tMOX 以下では測定されていない。

一方、標準解析ケースでは、約 3GWd/tMOX において突然大きなプレナム圧力及び燃料温度の上昇を予測している(Fig. 4.11、Fig. 4.12)。これは Fig. 4.13 の細い実線に示すように、約 3GWd/tMOX において FP ガス放出率の急上昇を予測した結果、Fig. 4.14 に実線で示すように、ギャップ熱伝達率が急低下したことが原因と考えられる。標準解析ケースでは、約 3GWd/tMOX において FP ガス放出を予測して以降、ギャップ熱伝達率の低下、燃料温度上昇、さらなる FP ガス放出と続く正のサーマルフィードバックによって被覆管のリフトオフ(ペレットー被覆管のギャップの拡大が進行すること)に至っているが、実際にはそのような現象は起きていない。

4.3.2 FGR 閾値の影響

前項に示したように標準解析ケースでは、FP ガス放出が顕著となる燃焼度を過小評価したために、それ以降の燃料ふるまいを正しく予測できていない。そこで IFA-597.4 の感度解析と同様に、粒界ガスバブルの飽和量に係数を乗じて FP ガス放出を抑制した感度解析を行った。 Figure 4.15 に実線及び点線で示すように、粒界ガスバブルの飽和量に係数 8.0 を乗じた解析

(FGR threshold level×8.0) の結果は約20GWd/tMOX以下では測定値と良く一致するが、それ以上の燃焼度では過大評価になっている。

そこで、燃料温度計算に影響する誤差要因のうち FP ガス放出の予測誤差による影響を最小化するため、FP ガス放出率を調節した解析(FGR adjusted)を行った。この解析には、粒界ガスバブルの飽和量に係数 10.0 を乗じた上で、燃料の平均 FP ガス放出率を調節する手段として、2.5.2 項に示したペレットのリロケーションを変化させるオプション(PCIR モデル)を用いた。すなわち、燃料温度予測の検証対象としている、実験において熱電対が挿入されている燃料スタック下端に対応するセグメント(以下、着目セグメントと呼ぶ)を除いて、それ以外の燃料セグメント(以下、非着目セグメントと呼ぶ)のリロケーション量を適当な燃焼度で調節した。これにより、非着目セグメントのギャップ熱伝達率を調節して、燃料温度を調節し、燃料平均の FP ガス放出率を調節して、プレナム圧力の計算値が測定値と一致するようにした。このようにして、FP ガス放出率を調節した解析により得られたプレナム圧力の計算値は測定値と良く一致している(Fig. 4.15)。

上述のように FP ガス放出率を調節した上で、ペレットの焼きしまりスエリングモデルに model A 及び model B を用いたケースの燃料中心温度の計算値(実線及び破線)を測定値(実線と白抜きの記号)と比較して Fig. 4.16 に示す。いずれの感度解析ケースで得られた計算値も、標準解析ケース(Fig. 4.12)に比べて、測定値に近くなっている。Figure 4.14 には標準解析ケースと同じ焼きしまりスエリングモデルの model A を用いて、FP ガス放出率を調節した解析ケースのギャップ熱伝達率も破線で示した。標準解析ケースでは、約 3GWd/tMOX における FP ガス放出によってギャップ熱伝達率が著しく低下しているが、FP ガス放出率を調節したケースでは、そのような低下は無い。しかし、感度解析ケースにおいても、Fig. 4.16 に示したように、約 5 から 35GWd/tMOX において明らかに燃料中心温度は過大評価しており、その原因は本項で検討した FP ガス放出率の予測誤差によるギャップ熱伝達率の誤差以外にあることが分かる。

4.3.3 焼きしまりスエリングの影響

前項で示したように、FP ガス放出率を調節した感度解析ケースの燃料中心温度の計算値は 約 5GWd/tMOX 以下、及び約 35GWd/tMOX 以上では比較的に良く測定値と一致している。また、これらの燃焼度範囲では焼きしまりスエリングモデルの違い($model\ A$ 及び $model\ B$)に よって、燃料中心温度の計算値に有意な差が見られ、これらの燃焼度範囲の燃料中心温度の予測誤差は焼きしまりスエリングモデルの誤差に起因していると考えることができる。

しかし、約5から35GWd/tMOXの燃焼度範囲では、計算値と測定値の差は最大で300K程度にまで達しており、このような大きな差に比べて、異なる焼きしまりスエリングモデルによる計算値間の差は小さい。よって、この燃焼度範囲の大きな予測誤差の原因は、ペレットの焼きしまりスエリングモデルの誤差以外にあることが分かり、その原因の可能性の一つを次項に挙げる。

4.3.4 リロケーションの影響

FP ガス放出率を調節した感度解析による燃料中心温度の計算値と測定値の誤差を詳しく検討するために、Fig. 4.16 に示した結果を、4.0 から 7.0 の燃焼度範囲について拡大表示し、Fig. 4.17 に示す。尚、ここでは二つの感度解析ケースのうち、焼きしまりスエリングモデルに model B を用いたケースのみを示した。 Fig. 4.17 から、5.60 GWd/tMOX までは計算値と測定値が良く一致していることが分かる。

燃焼度 5.61 GWd/tMOX において原子炉の炉停止と再起動のためと思われる急激な温度低下と再上昇が見られる。そしてその直後から、計算値は測定値を約 100 K 上回っており、その後の両者の差は燃焼度に対してほぼ不変であることが分かる。このように、急激な温度低下と上昇の後、計算値と測定値の差が不連続に大きく変化する履歴点はこの他に、燃焼度 8.84、16.56、30.41 GWd/tMOX において見られ、これらの履歴点において、同一のメカニズムによって両者の差が不連続に変化しているのではないかと考えられる。そのメカニズムとしては次のようなことが考えられる。

上述のように、計算値と測定値の差は燃焼度に対して不連続に変化しているため、燃焼度に対して連続的に変化するパラメータの寄与は除外することができる。FP ガス放出率は燃焼度に対して不連続に変化することがあるが、記述のように、感度解析において FP ガス放出率は調節されているため、ここで生じている燃料中心温度の予測誤差の要因からは排除できる。一つの可能性としては、2.5 節に示したように、急激な温度低下と上昇によってペレットに生じる大きな熱応力によって、これらの4つの履歴点においてペレットのリロケーション量が変化したのではないかと考えられる。仮にこれら4つの履歴点においてペレットのリロケーション量が変化していたのであれば、ギャップ熱伝達率は不連続に変化し、測定値とペレットのリロケーション変化を考慮しない計算値の差は不連続に変化するはずである。

2.5 節で示したように、標準解析ケースでは、照射開始直後の燃料中心温度の計算値が測定値と一致するように、初期リロケーション量を定め(IFA-514 rod-1 のケースでは 61μ m)、それ以降はギャップが閉じるまでこのリロケーション量が不変であると仮定している。そこで本研究では、上述の 4 つの履歴点における計算値と測定値の差の不連続な変化を打ち消すように、新たに追加した PCIR モデルを用いた感度解析を行った。燃焼度 8.84、16.56、 $30.41 GWd/tMOX においてリロケーション量をそれぞれ+30、+20、-26、-22 <math>\mu$ m 変化させた感度解析から得られた燃料中心温度の計算値(実線)を測定値(実線と白抜き記号)と比較して Fig. 4.18 に示す。このケースではほとんどの照射期間を通して、計算値は測定値のプラスマイナス 50K の範囲になっている。

上記のような PCIR モデルを用いた感度解析ケースのペレット-被覆管間ギャップ幅の燃焼推移を Fig. 4.19 に示す。ここで、2.5.2 項で定義した thermal gap は破線で示し、これと区別するために、通常のギャップ幅を mechanical gap として実線で示した。また、thermal gapが PCIR によって mechanical gap に対して変化する 4 つの履歴点は矢印で示した。この程度のリロケーション変化が生じることは実際にも十分に考えられる。

Table 4.1 Models and parameters for standard case and sensitivity studies

	Standard case	Sensitivity studies
Pellet thermal conductivity model	Baron ⁸⁾	←
Pellet relocation model	FEMAXI-6	←
Gap reduction by initial relocation	18-24	←
(gap %)		
Power-cycle-induced relocation change	Not considered	Considered for IFA-514
		rod-1
Densification and swelling model	FEMAXI-6 (model A)	FEMAXI-6 (model B)
Maximum densification (vol. %)	1.0	0.5
Factor for swelling rate	1.0	0.9
FGR model	White-Tucker-Speight 14-16)	←
Factor for FG inventory in grain	1.0	0.35-10
boundary		
Gap thermal conductance model	Modified Ross and	←
	Stoute ¹⁰⁾	
Others	MATPRO-9, -11	←

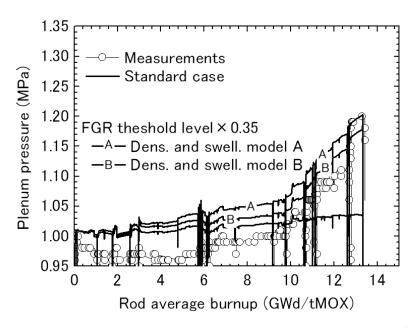


Fig. 4.1 Burnup profiles of measured and calculated plenum pressures (IFA-597.4 rod-10)

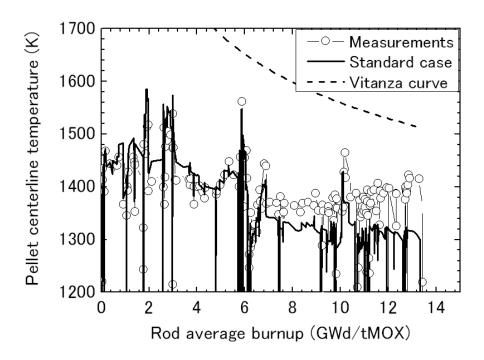


Fig. 4.2 Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and standard case result (IFA-597.4 rod-10)

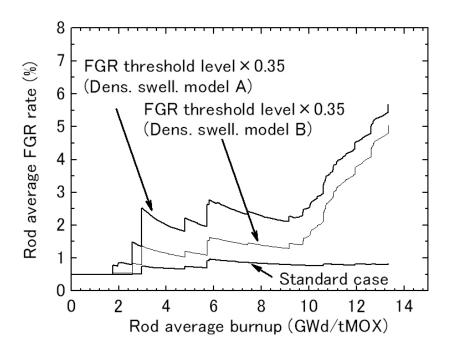


Fig. 4.3 Burnup profiles of calculated rod average FGR rates (IFA-597.4 rod-10)

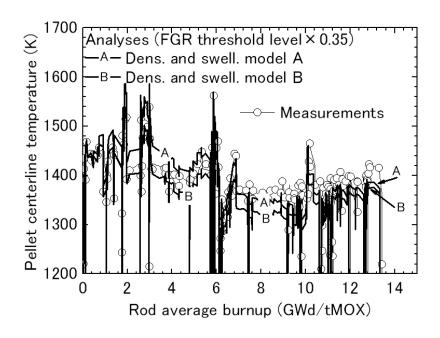


Fig. 4.4 Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and reduced FGR threshold level cases (IFA-597.4 rod-10)

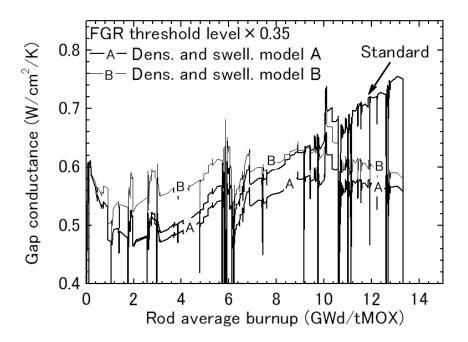


Fig. 4.5 Burnup profiles of calculated gap conductance at top fuel segment (IFA-597.4 rod-10)

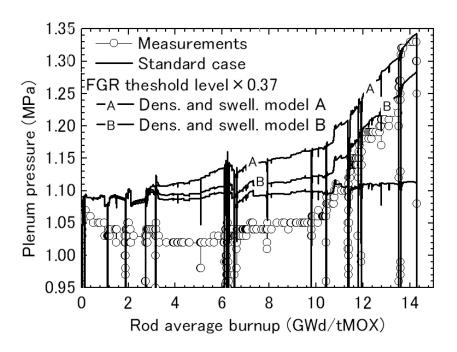


Fig. 4.6 Burnup profiles of measured and calculated plenum pressures (IFA-597.4 rod-11)

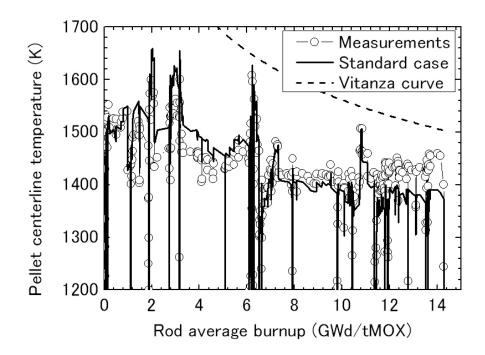


Fig. 4.7 Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and standard case result (IFA-597.4 rod-11)

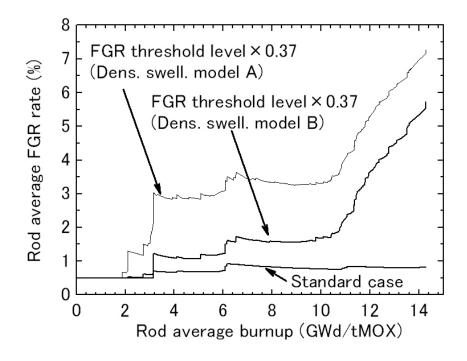


Fig. 4.8 Burnup profiles of calculated rod average FGR rates (IFA-597.4 rod-11)

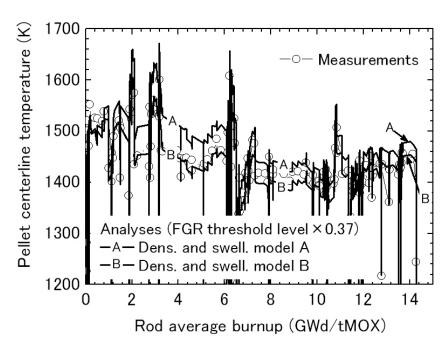


Fig. 4.9 Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and reduced FGR threshold level cases (IFA-597.4 rod-11)

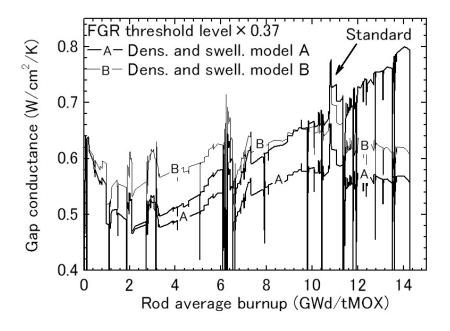


Fig. 4.10 Burnup profiles of calculated gap conductance at top fuel segment (IFA-597.4 rod-11)

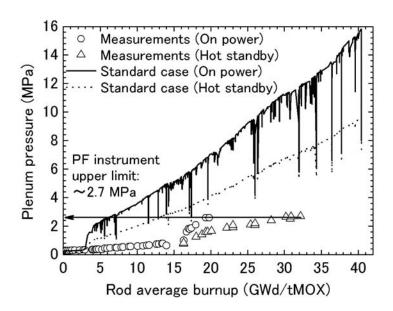


Fig. 4.11 Burnup profiles of measured and standard case calculated plenum pressures (IFA-514 rod-1)

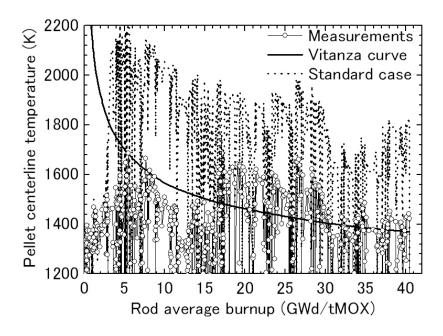


Fig. 4.12 Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and standard case result (IFA-514 rod-1)

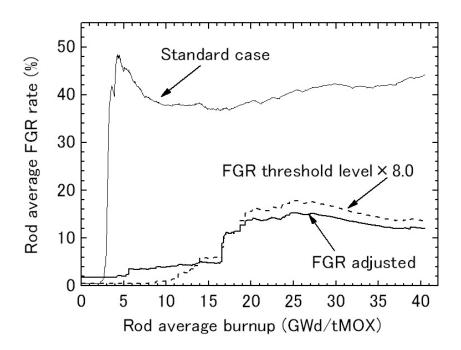


Fig. 4.13 Burnup profiles of calculated rod average FGR rates (IFA-514 rod-1)

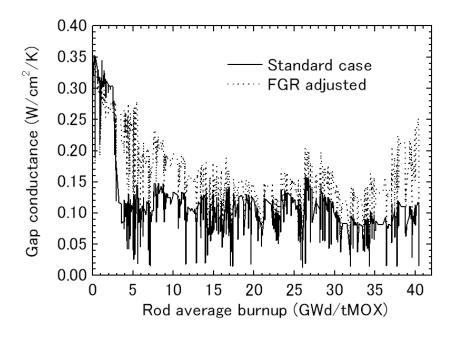


Fig. 4.14 Burnup profiles of calculated gap conductance at bottom fuel segment (IFA-514 rod-1)

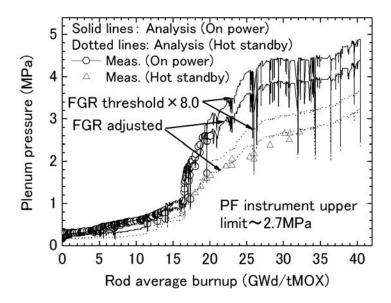


Fig. 4.15 Burnup profiles of measured plenum pressure and enhanced FGR threshold level case results (IFA-514 rod-1)

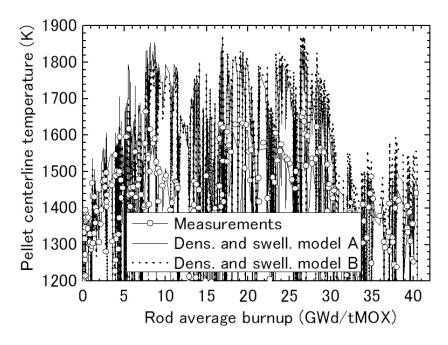


Fig. 4.16 Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and enhanced FGR threshold level case results (IFA-514 rod-1, 0 to 40 GWd/tMOX)

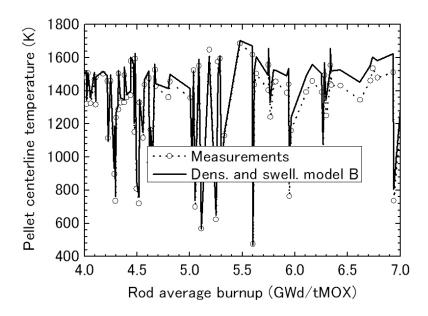


Fig. 4.17 Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and enhanced FGR threshold level case result (IFA-514 rod-1, 4 to 7 GWd/tMOX)

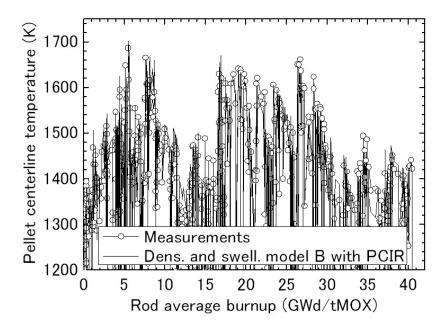


Fig. 4.18 Burnup profiles of measured pellet centerline temperatures and enhanced FGR threshold level with PCIR case result (IFA-514 rod-1)

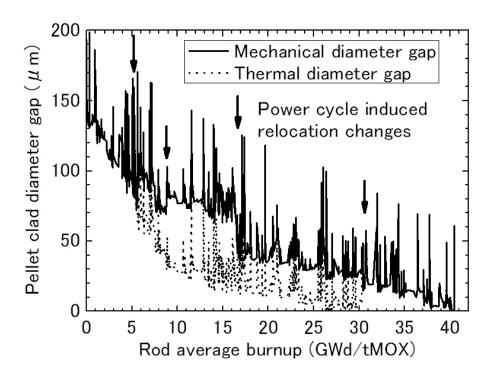


Fig. 4.19 Burnup profiles calculated pellet-clad diameter gaps with PCIR (IFA-514 rod-1)

5. 考察

本章では第4章で示した計算結果と実験により得られた測定結果の差の主要因について考察し、FEMAXI-6を用いて軽水炉 MOX 燃料のふるまいを予測するときに重要となる解析モデルや今後の課題について考察する。本考察では、特に燃料ふるまいの基礎となる燃料温度及び FP ガス放出に着目し、測定値と比較検討できた低~中燃焼度(IFA-597.4 rod-10 及び rod-11 では約 $14\mathrm{GWd/tMOX}$ まで、IFA-514 rod-1 では約 $40\mathrm{GWd/tMOX}$ まで)において支配的なパラメータに着目する。

5.1 燃料中心温度の予測誤差に主に影響したパラメータ

本研究では先ず、第2章に示した主要な標準モデル及びパラメータを採用した、標準解析ケースによって計算された燃料中心温度及びプレナム圧力を測定値と比較検討した。その結果、いずれの試験燃料棒についてもプレナム圧力の予測誤差が大きかった(Figs. 4.1, 4.6, 4.11)。これは、FP ガス放出率(Figs. 4.3, 4.8, 4.13)の予測誤差が大きかったことを示している。その結果、ギャップ熱伝達率の予測誤差(Figs. 4.5, 4.10, 4.14)が拡大し、燃料中心温度の予測誤差(Figs. 4.2, 4.7, 4.12)が拡大したと考えられる。

そこで、本研究では FP ガス放出率を調節する手段として、主に FGR モデル中の粒界ガスバブルの飽和量に係数 (0.35 から 10.0)を乗じて感度解析を行い、燃料中心温度の予測誤差を低減できることを示した(Figs. 4.4, 4.9, 4.16)。さらに、実際の燃料ペレット特性として想定される範囲で焼きしまり量 (0.5vol.%)から 1.0vol.%) 及びスエリング率(Studsvik のスエリングモデル 13 に係数 1.0 から 0.9 を乗じたスエリング率)を変化させ、燃料中心温度の予測結果に及ぼす影響を示した(Figs. 4.4, 4.9, 4.16)。また、IFA-514 rod -1 については、照射中のリロケーション量の変化を仮定することで、燃料中心温度の予測誤差が大幅に低減できることを示した(Fig. 4.18)。IFA-514 rod -1 は、炉停止と再起動のためと思われる急激な出力の低下と上昇を繰り返して照射されており、ペレットに生じる大きな熱応力によって、本研究で仮定したようなリロケーション変化が生じていたことは十分に考えられる。

以上から、燃料中心温度の予測結果に対して、特に MOX 燃料の FP ガス放出率の予測誤差 (FGR モデル) の影響が大きく、その他にリロケーションモデル、焼きしまりスエリングモデルの影響が大きかったと考えられる。これらのモデル中のパラメータ調節によって、燃料中心温度の計算値は 3 本のいずれの試験燃料棒についても測定値の上下 50K 以内にほぼ収まった (Figs. 4.4, 4.9, 4.18)。

5.2 FEMAXI-6 軽水炉 MOX 燃料ふるまいの予測能力と今後の課題

本研究では、現在の FEMAXI-6 を用いて低~中燃焼度(約 40 GWd/tMOX まで)の軽水炉 MOX 燃料ふるまいの予測をすると、特に FP ガス放出率の予測誤差が大きいことを示し、その他にもペレットのリロケーションモデル、焼きしまりスエリングモデルの影響が大きいことを示した。 FEMAXI-6 中のこれらのモデルは、一般的な UO_2 燃料の照射経験から構築され、パラメータが経験的に最適化されている。これらのモデル及びパラメータを用いて MOX 燃料ふるまいを予測するとき、以下のようなことが考えられる。

2.7 節で示したように、MOX 燃料からの FP ガス放出のメカニズムは、粒内拡散と粒界でのバブル形成、外部への開気孔形成という点で、基本的には UO2 燃料のそれと同じはずである。本研究では、FP ガス放出率を妥当なレベルで予測する手段として、主に FGR モデル中の粒界ガスバブルの(粒界面積当たりの濃度の)飽和量に係数を乗じた。しかし、その係数の値は IFA-597.4 rod-10 及び rod-11 についてはそれぞれ 0.35、0.37 であった(すなわち、バブルから外部への FP ガス放出を大幅に促進する必要があった)のに対して、IFA-514 rod-1 では 8.0 から 10.0(すなわち、粒界蓄積量を増大して FP ガス放出を大幅に抑制する必要があった)であった。例えば、一般的な UO2ペレットに比べて MIMAS 法で作成された IFA-597.4 のペレットは FP ガスを放出しやすく、JAEA において湿式で再処理、作成された IFA-514 のペレットは FP ガスを放出しにくかったという可能性も完全には否定できないが、個々のペレット特性がこれほどまでにバラついていたとは考え難い。従って先ずは、本研究で検討した粒界ガスバブルの飽和量以外のパラメータ、あるいはそれらのパラメータの組み合わせの最適化を検討する必要があると思われる。そのためには、本研究で用いた 3 本の試験燃料棒の照射データだけでなく、より多くの照射データが必要となる。

一方、焼きしまりスエリングモデル、及びリロケーションモデルに含まれるパラメータの検討範囲は、十分に個々のペレット特性のバラつきの範囲内と考えられることから、これらのモデルを MOX 燃料ふるまいの解析に用いることは妥当であると考えられるが、最適化の余地が残っている。その際、本研究でそうであったように、IFA-514 rod-1 のように頻繁な炉停止と再起動を繰り返したような出力履歴で照射された燃料は照射中にペレットのリロケーション量が変化し、大きな影響因子となる可能性があり、それを考慮する必要がある。

6. 結論

ハルデン炉 (HBWR) で得られた 3 本の試験燃料棒の照射データ (IFA-597.4 rod-10, rod-11, IFA-514 rod-1) を用いて、軽水炉燃料ふるまい解析コード FEMAXI-6 の軽水炉 MOX 燃料ふるまい予測能力を約 40GWd/tMOX まで検証した。その結果、FP ガス放出率の予測誤差が特に大きく、その他にペレットのリロケーションモデル、焼きしまりスエリングモデルの影響が大きく、これらがギャップ熱伝達率に影響し、燃料中心温度の予測結果に及ぼす影響を定量的に明らかにした。

FEMAXI-6 中の FP ガス放出モデルは一般的な UO_2 燃料の照射経験から構築され、パラメータが経験的に最適化されている。 MOX 燃料からの FP ガス放出メカニズムは UO_2 燃料のそれと基本的には同じと考えられるが、MOX 燃料についてこれらのパラメータの最適化を検討する必要がある。そのためには、多くの照射データが必要となるが、その際、急激な変動を繰り返す出力履歴で照射された燃料は照射中にペレットのリロケーション量が変化し、大きな影響因子となる可能性があり、それを考慮する必要がある。

謝辞

本研究で必要となった実験データの情報とその取得にご協力下さった、ハルデン炉の方々、日本原子力研究開発機構の前田誠一郎氏、小澤隆之氏、菊池圭一氏、生澤佳久氏、E&E テクノサービス(株)の磯崎隆夫氏、FEMAXI-6 コード改良をサポートして下さった伊藤忠テクノソリューションズ(株)の斎藤裕明氏に感謝致します。

参考文献

- 1) S. Uchikawa, T. Okubo, T. Kugo *et al.*, "Conceptual Design of Innovative Water Reactor for Flexible Fuel Cycle (FLWR) and its Recycle Characteristics," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **44**[3], pp. 277-284 (2007).
- 2) Y. Nakano, H. Akie, T. Okubo *et al.*, "Conceptual Design Study on High Conversion Type Core of FLWR," *Proc. 2007 Int. Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2007)*, Nice, France, May 13-18, 2007, #7011 (2007).
- 3) T. Okubo, T. Iwamura, R. Takenaka *et al.*, "Design Study on Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) Core for Plutonium Multiple Recycling," *Proc. Int. Conf. on Global Environment and Advanced Nuclear Power Plant (GENES4/ANP2003)*, Kyoto, Japan, Sept. 15-19, 2003, #1145 (2003).
- 4) 岩村公道,大久保努,佐藤治,"革新的水冷却炉「低減速軽水炉」の研究開発 軽水炉技術 による核燃料サイクルの確立を目指して,"日本原子力学会誌,45[3],pp.184-189 (2003).
- 5) M. Suzuki, H. Saitou, Light Water Reactor Fuel Analysis Code FEMAXI-6 (Ver. 1), JAEA-Data/Code 2005-003, Japan Atomic Energy Agency (JAEA) (2005).
- 6) Y. Udagawa, M. Suzuki, T. Fuketa, "Analysis of MOX fuel behavior in Halden reactor by FEMAXI-6 code," J. Nucl. Sci. Technol., 44[8], pp. 1070–1080 (2007).
- 7) M. Suzuki and H. Saito: "Light Water Reactor Fuel Analysis Code FEMAXI-6 (Ver.1); Detailed Structure and User's Manual", JAEA-Data/Code 2005-003, February 2006 (2006).
- 8) D. Baron, "About the modeling of fuel thermal conductivity degradation at high-burnup accounting for recovering process with temperature," Proc. Seminar on Thermal Performance of High Burn-Up LWR Fuel, Cadarache, France, Mar. 3–6, 1998, pp. 129–143 (1998).
- 9) J. Nakamura, M. Amaya, F. Nagase *et al.*, "Thermal Conductivity Change in High Burnup MOX Fuel Pellet," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **46**[9], pp. 944-952 (2009).
- 10) A. Ross and R. Stoute, "Heat Transfer Coefficient between UO2 and Zircaloy-2," CRFD-1075, 970 (1962).
- 11) MATPRO-09, A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior, USNRC TREE NUREG-1005 (1976).
- 12) A. Hanevik, P. Arnesen, E. Rolstad et al., The Project Densification Experiment -DE-1.

- HPR173, EHPG, Sanderstolen, Norway, December 1973 (1973).
- 13) D. Schrire, A. Kindlund, P. Ekberg, Solid Swelling of LWR UO2 Fuel, HPR-349/22, OECD Halden Reactor Project (1998).
- 14) M.P.Wilson Jr., GA-1355 (1960)
- 15) M. Speight, "A Calculation on the Migration of Fission Gas in Material Exhibiting Precipitation and Re-solution of Gas Atoms under Irradiation," *Nucl. Sci. Eng.* **37**, p.180 (1969).
- 16) R. White, M. Tucker, "A new fission gas release model," J. Nucl. Mater., **118**[1], pp. 1–38 (1983).
- 17) K. Takano, The MOX Fuel Behaviour Test IFA-597.4/.5 Temperature and Pressure Data to a Burn-Up of 15MWd/kg MOX, HWR-605, OECD Halden Reactor Project (1999).
- 18) T. Ozawa, LWR MOX Fuel Irradiation Tests—HBWR Irradiation with the Instrument Rig, IFA-514/565, JAEA-Technology 2006-051, Japan Atomic Energy Agency (JAEA) (2006).
- 19) D. Haas, J. van Vliet, A. Vandergheynst, "Experience with MOX fuel," Proc. Fuel Cycle 95, San Diego, CA, USA, Apr. 2–5, 1995 (1995).
- 20) S. Lemehov and M. Suzuki, PLUTON—Three-Group Neutronic Code for Burnup Analysis of Isotope Generation and Depletion in Highly Irradiated LWR Fuel Rods, JAERI-Data/Code 2001-025, Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) (2001).
- 21) C. Vitanza, U. Graziani, N. Fordestrommen, and K. Vilpponen, *Fission Gas Release from in-pile Measurements*, Report HPR-221.10, OECD Halden Reactor Project (1978).
- 22) C. Vitanza, E. Kolstad, and C. Graziani, *Fission gas release from UO*₂ *pellet at high burnup*, ANS Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, Portland, OR, April 29 May 3, 1979 B39 (1979).

国際単位系(SI)

表 1. SI 基本単位

基本量	SI 基本)	単位
- 本半里	名称	記号
長 さ	メートル	m
質 量	キログラム	kg
時 間	秒	s
電 流	アンペア	Α
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光 度	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量			=		SI 基本単位			
加工工事					名称	記号		
面				積	平方メートル	m ²		
体				積	立法メートル	m ³		
速	さ	,	速	度	メートル毎秒	m/s		
加		速		度	メートル毎秒毎秒	m/s ²		
波				数	毎メートル	m ⁻¹		
密	度,	質	量 密	度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³		
面	積		密	度	キログラム毎平方メートル	kg/m ²		
比		体		積	立方メートル毎キログラム	m ³ /kg		
電	流		密	度	アンペア毎平方メートル	A/m ²		
磁	界	の	強	さ	アンペア毎メートル	A/m		
量	濃度	(a)	, 濃	度	モル毎立方メートル	mol/m ³		
質	量		濃	度	キログラム毎立法メートル	kg/m ³		
輝					カンデラ毎平方メートル	cd/m ²		
屈	折	r	率	(b)	(数字の) 1	1		
比	透	磁	率	(b)	(数字の) 1	1		

- (a) 量濃度 (amount concentration) は臨床化学の分野では物質濃度 (substance concentration) ともよばれる。 (b) これらば無次元量かるいは次元1をもっ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

双 5 .	固有の名称と記す	7 (1)(0		
			SI 組立単位	
組立量	to the	記号	他のSI単位による	SI基本単位による
	名称	記方	表し方	表し方
平 面 角	ラジアン ^(b)	rad	1 (p)	m/m
立 体 角	ステラジアン ^(b)	sr ^(c)	1 (b)	$m^{2/}m^2$
周 波 数	ヘルツ ^(d)	$_{ m Hz}$		s^{-1}
力	ニュートン	N		m kg s ⁻²
圧 力 , 応 力	パスカル	Pa	N/m ²	m ⁻¹ kg s ⁻²
エネルギー、仕事、熱量	ジュール	J	N m	$m^2 \text{ kg s}^{-2}$
仕事率, 工率, 放射束	ワット	W	J/s	$m^2 \text{ kg s}^{-3}$
電 荷 , 電 気 量	クーロン	С		s A
電位差 (電圧),起電力	ボルト	V	W/A	$m^2 kg s^{-3} A^{-1}$
静 電 容 量	ファラド	F	C/V	$m^{-2} kg^{-1} s^4 A^2$
	オーム	Ω	V/A	$m^2 \text{ kg s}^{-3} \text{ A}^{-2}$
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V	$m^{-2} kg^{-1} s^3 A^2$
磁東	ウエーバ	Wb	Vs	$m^2 kg s^{-2} A^{-1}$
	テスラ	Т	Wb/m ²	$kg s^{-2} A^{-1}$
	ヘンリー	Н	Wb/A	$m^2 \text{ kg s}^{-2} \text{ A}^{-2}$
セルシウス温度	セルシウス度 ^(e)	$^{\circ}$ C		K
光	ルーメン	lm	cd sr ^(c)	cd
	ルクス	lx	lm/m ²	m ⁻² cd
放射性核種の放射能 ^(f)	ベクレル ^(d)	Bq		s^{-1}
吸収線量,比エネルギー分与,	グレイ	Gy	J/kg	m ² s ⁻²
カーマ	/ - 1	dy	o/kg	m s
線量当量, 周辺線量当量, 方向	シーベルト ^(g)	G	T/I	2 -2
性線量当量,個人線量当量	シーベルト(g)	Sv	J/kg	$m^2 s^{-2}$
酸 素 活 性	カタール	kat		s ⁻¹ mol

(a)SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはや

コニーレントではない。 したリントではない。 (b)ラジアンとステラジアンは数字の1に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。 実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の1は明

実際には、使用する時には応ぎては及び客か用いられるが、管償としく無払単位としていた方である数子の「は対 示されない。 (a)測光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。 (d)へルツはは周期現象についてのみ、ベクレルは放射性技種の総計的過程についてのみ使用される。 (e)セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。セルシウス度とケルビンの 単位の大きさは同一である。したがって、温度差や温度間隔を表す数値はどちらの単位で表しても同じである。 (放射性技術の放射能(citvity referred to a radionuclide) は、しばしば誤った用語で"radioactivity"と記される。 (g)単位シーベルト (PV,2002,70,205) についてはCIPM勧告2 (CI-2002) を参照。

表4. 単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

	S	I 組立単位	
組立量	名称	記号	SI 基本単位による 表し方
粘	パスカル秒	Pa s	m ⁻¹ kg s ⁻¹
力のモーメント	ニュートンメートル	N m	m ² kg s ⁻²
表 面 張 力	ニュートン毎メートル	N/m	kg s ⁻²
	ラジアン毎秒	rad/s	m m ⁻¹ s ⁻¹ =s ⁻¹
	ラジアン毎秒毎秒	rad/s^2	m m ⁻¹ s ⁻² =s ⁻²
熱流密度,放射照度	ワット毎平方メートル	W/m ²	kg s ⁻³
熱容量、エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	m ² kg s ⁻² K ⁻¹
比熱容量, 比エントロピー		J/(kg K)	m ² s ⁻² K ⁻¹
	ジュール毎キログラム	J/kg	m ² s ⁻²
,,,, ie	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	m kg s ⁻³ K ⁻¹
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m ³	m ⁻¹ kg s ⁻²
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	m kg s ⁻³ A ⁻¹
,	クーロン毎立方メートル	C/m ³	m ⁻³ sA
	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² sA
電 束 密 度 , 電 気 変 位		C/m ²	m ⁻² sA
	ファラド毎メートル	F/m	$m^{-3} kg^{-1} s^4 A^2$
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m	m kg s ⁻² A ⁻²
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol	m ² kg s ⁻² mol ⁻¹
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)	m ² kg s ⁻² K ⁻¹ mol ⁻¹
照射線量 (X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg	kg ⁻¹ sA
吸 収 線 量 率	グレイ毎秒	Gy/s	m ² s ⁻³
放 射 強 度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m ⁴ m ⁻² kg s ⁻³ =m ² kg s ⁻³
放 射 輝 度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	$W/(m^2 sr)$	m ² m ⁻² kg s ⁻³ =kg s ⁻³
酵素活性濃度	カタール毎立方メートル	kat/m³	m ⁻³ s ⁻¹ mol

表 5 . SI 接頭語						
乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号	
10^{24}	ヨ タ	Y	10 ⁻¹	デシ	d	
10^{21}	ゼタ	Z	10 ⁻²	センチ	c	
10^{18}	エクサ	Е	10 ⁻³	₹ <u>リ</u>	m	
10^{15}	ペタ	Р	10 ⁻⁶	マイクロ	μ	
10^{12}	テラ	Т	10 ⁻⁹	ナーノ	n	
10^{9}	ギガ	G	10^{-12}	ピコ	p	
10^{6}	メガ	M	10 ⁻¹⁵	フェムト	f	
10^{3}	丰 口	k	10 ⁻¹⁸	アト	a	
10^{2}	ヘクト	h	10 ⁻²¹	ゼプト	z	
-10^{1}	デ カ	da	10 ⁻²⁴	ヨクト	У	

表6. SIに属さないが、SIと併用される単位						
名称	記号	SI 単位による値				
分	min	1 min=60s				
時	h	1h =60 min=3600 s				
目	d	1 d=24 h=86 400 s				
度	۰	1°=(π/180) rad				
分	,	1'=(1/60)°=(п/10800) rad				
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648000) rad				
ヘクタール	ha	1ha=1hm ² =10 ⁴ m ²				
リットル	L, 1	$1L=11=1dm^3=10^3cm^3=10^{-3}m^3$				
トン	t	$1t=10^3 \text{ kg}$				

表7. SIに属さないが、SIと併用される単位で、SI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称 記号 SI 単位で表される数値 電子ボル eV 1eV=1.602 176 53(14)×10⁻¹⁹J 1Da=1.660 538 86(28)×10⁻²⁷kg H. ルトン Da 統一原子質量単位 1u=1 Da u 天 文 単 位 1ua=1.495 978 706 91(6)×10¹¹m ua

表8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位						
名称	記号	SI 単位で表される数値				
バール	bar	1 bar=0.1MPa=100kPa=10 ⁵ Pa				
水銀柱ミリメートル	mmHg	1mmHg=133.322Pa				
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=100pm=10 ⁻¹⁰ m				
海里	M	1 M=1852m				
バーン	b	1 b=100fm ² =(10 ⁻¹² cm)2=10 ⁻²⁸ m ²				
ノ ッ ト	kn	1 kn=(1852/3600)m/s				
ネ ー パ	Np	CINCLOWEDAND				
ベル	В	SI単位との数値的な関係は、 対数量の定義に依存。				
デジベル	dB ∽	747711111111111111111111111111111111111				

表 9. 固有の名称をもつCGS組立単位						
名称	記号	SI 単位で表される数値				
エルグ	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J				
ダ イ ン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N				
ポアズ	P	1 P=1 dyn s cm ⁻² =0.1Pa s				
ストークス	St	1 St =1cm ² s ⁻¹ =10 ⁻⁴ m ² s ⁻¹				
スチルブ	sb	1 sb =1cd cm ⁻² =10 ⁴ cd m ⁻²				
フ ォ ト	ph	1 ph=1cd sr cm ⁻² 10 ⁴ lx				
ガル	Gal	1 Gal =1cm s ⁻² =10 ⁻² ms ⁻²				
マクスウェル	Mx	$1 \text{ Mx} = 1 \text{G cm}^2 = 10^{-8} \text{Wb}$				
ガ ウ ス	G	1 G =1Mx cm ⁻² =10 ⁻⁴ T				
エルステッド ^(c)	Oe	1 Oe ≙ (10³/4π)A m ⁻¹				

(c) 3元系のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「 🎍 」 は対応関係を示すものである。

	いその他の	の単位の例

	表10. BNに属さないでの他の年位の例						
	3	名彩	5		記号	SI 単位で表される数値	
丰	ユ		リ	ĺ	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq	
ν	ン	卜	ゲ	ン	R	$1 \text{ R} = 2.58 \times 10^{-4} \text{C/kg}$	
ラ				k	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy	
ν				A	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv	
ガ		ン		7	γ	$1 \gamma = 1 \text{ nT} = 10-9 \text{T}$	
フ	工		ル	3		1フェルミ=1 fm=10-15m	
メー	ートル	系	カラ:	ット		1メートル系カラット = 200 mg = 2×10-4kg	
卜				ル	Torr	1 Torr = (101 325/760) Pa	
標	準	大	気	圧	atm	1 atm = 101 325 Pa	
カ	П		IJ	Į	cal	1cal=4.1858J(「15℃」カロリー),4.1868J (「IT」カロリー)4.184J(「熱化学」カロリー)	
3	ク		口	ン	μ	1 μ =1μm=10 ⁻⁶ m	