

陳 述 書

小 鶴 章 人

第1 経歴

私は、昭和56年4月に九州電力株式会社（以下、「当社」といいます）に入社後、現在に至るまで30数年にわたり一貫して原子力発電所に関する業務に携わってきました。入社後、玄海原子力発電所で運転に関する業務に従事し、その後、本店原子力管理部等で主に玄海原子力発電所の安全性向上のための原子力発電所の運用面の改善や設備の更新など保守に関する業務を行いました。具体的には蒸気発生器の取替えなど大型機器更新計画や国の許認可審査対応業務などを行いました。

平成14年7月からは玄海原子力発電所の安全管理第一課長として現場での安全管理（放射線管理・化学管理）業務に従事した後、本店原子力建設部の安全審査グループ長として原子力発電所の原子炉設置変更許可申請業務などを行いました。

平成21年7月からは玄海原子力発電所の安全品質保証第二統括室長として、発電所長を補佐し、発電所における保安、品質保証活動の統括に関する業務に従事した後、平成24年2月から現在に至るまで、原子力訴訟の技術担当である発電本部の原子力技術支援グループ長として本件訴訟に携わってきました。

第2 原子力発電所の安全性について

- 1 原子力発電所における発電は、①原子炉容器内でペレットに含まれるウランやプルトニウムが核分裂し、②核分裂で生じた熱エネルギーを、燃料被覆管を通じて1次冷却材に伝え、1次冷却材を加熱し、③1次冷却材を介して熱エネルギーを蒸気発生器へ送り、蒸気を発生させ、④発生した蒸気をタービンに導いてタービンを回転させ、タービンにより駆動される発電機で発電する、という流れで行います。
- 2 ペレットは、高温で焼き固めたセラミックであり、核分裂生成物（以下、「FP」といいます）の大部分を閉じ込めることができます。また、気体状のFPの一部はペレット外に放出されますが、ペレットは燃料被覆管に密封されており、燃料被覆管内に閉じ込めることができます。

この点、燃料の構造に関しては、安全設計審査指針等に基づき、原子炉内での使用期間中を通じ、燃料棒の内外圧差、燃料棒及び他の材料の照射、負荷の変化により起こる圧力・温度の変化、化学的効果、静的・動的荷重、ペレットの変形、燃料棒内封入ガスの組成の変化等を考慮して、健全性を失う

ことがない設計としており、燃料棒としては、①燃料棒内圧、②燃料中心温度、③燃料被覆管応力、④燃料被覆管歪、⑤周期的な燃料被覆管歪の5つの項目について設計基準（構造設計基準といいます）が設定されています（図1）。

今回、争点とされている「①燃料棒内圧」の設計基準については「発電用軽水型原子炉の燃料設計手法について」（以下、「燃料設計手法報告書」といいます）に規定されており、燃料棒の内圧は、通常運転時において燃料被覆管の外向きのクリープ変形によりペレットと燃料被覆管のギャップが増加する圧力を超えないこととされています。

具体的には、サーマルフィードバックによる燃料温度の過大な上昇を防止するため、その発端であるギャップ再開を回避することが求められています（図2）。

これらの設計基準は、ウラン燃料も MOX 燃料も同様です。三菱が設計・製造したウラン燃料は、1972年の美浜1号機以降、2013年度末までに燃料集合体約2万本、燃料棒約450万本の製造実績があります（図3）が、構造設計基準5項目に起因する損傷事例は一切ありません。こうしたウラン燃料の実績からも、MOX燃料の信頼性が十分に高いことが分かります。

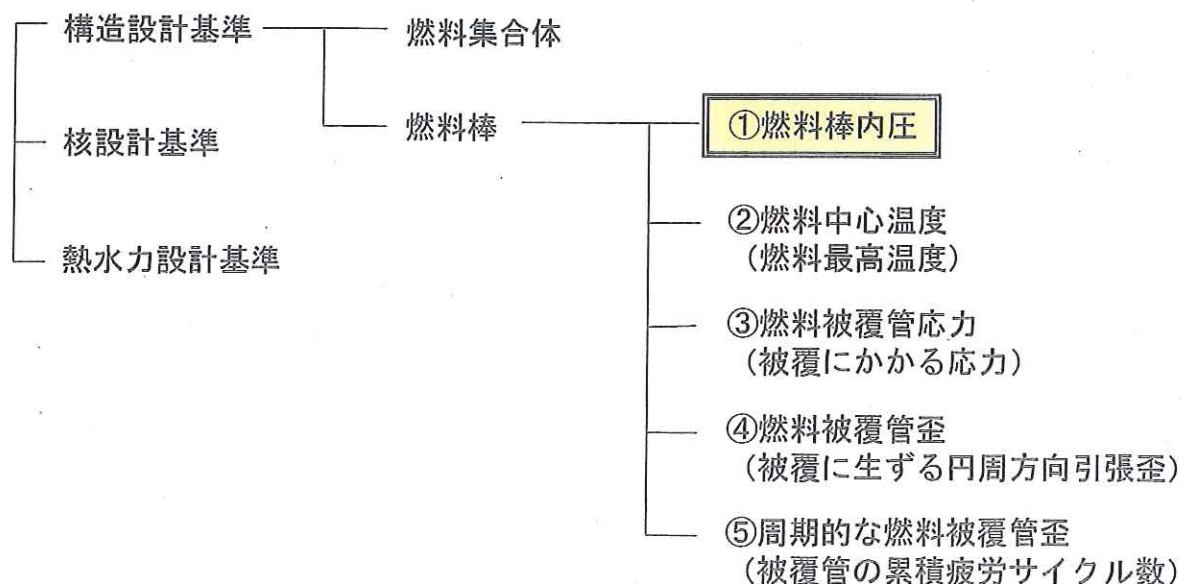


図1 燃料の設計における要求事項

設計要求

原子炉安全基準専門部会報告書

「発電用軽水型原子炉の燃料設計手法について」

【PWR燃料棒内圧基準】

➤ 燃料棒の内圧は、通常運転時において燃料被覆管の外向きクリープ変形によりペレットと燃料被覆管のギャップが増加する圧力を超えないこと。

【サーマルフィードバックが起こる可能性の防止】

ギャップが開くことによりギャップコンダクタンスが低下し燃料温度が上昇すると、更にFPガスが放出され内圧が上昇し、その結果更にギャップが広がるといったいわゆるサーマルフィードバックを起こす可能性がある。このような状態での燃料使用は、燃料温度の過大な上昇を招くこととなる。燃料棒内圧設計基準値は、サーマルフィードバックを避けるために設けられている。

サーマルフィードバックによる燃料温度の過大な上昇防止



ギャップ再開を回避

Ⓐ 燃料棒内圧評価値 ≤ Ⓑ 燃料棒内圧設計基準値

➤ 燃料棒設計計算コードを用いて Ⓐ、Ⓑ をそれぞれ計算し、ギャップ再開を回避できること (Ⓐ ≤ Ⓑ) を確認することとされている。

図2 燃料棒内圧に関する設計基準の概要

製造体数（累積）

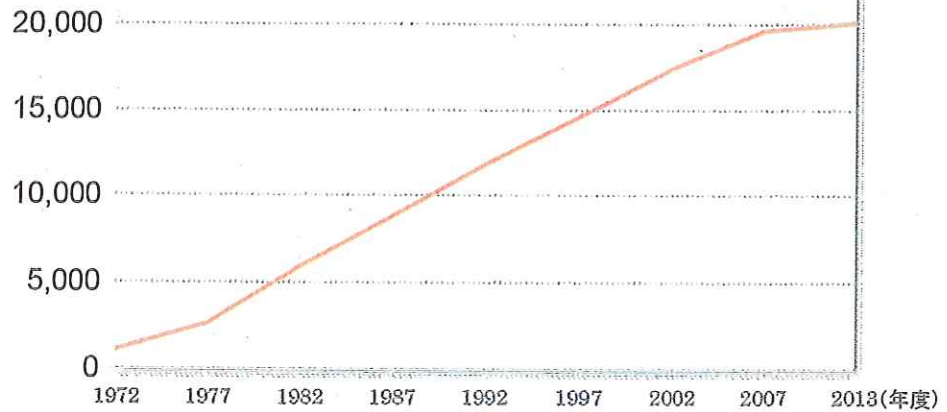


図3 燃料集合体製造実績

3 また、燃料については、ペレット及び燃料被覆管が上記のように FP を閉じ込める機能を有するだけでなく、燃料集合体が原子炉容器内に収納されていることから、放射性物質が燃料被覆管から 1 次冷却材中に漏れ出したとしても、厚い鋼製の原子炉容器及び一次冷却材配管が防壁となり、放射性物質は閉じ込められますし、原子炉格納容器も防壁となって放射性物質が漏れ出ることを防止しています（図 4）。

以上のように、燃料自体の信頼性が高いことはもちろん、燃料に何らかの問題が発生したと仮定しても、そこから原告らが主張するような重大な事故に発展するわけではありません。

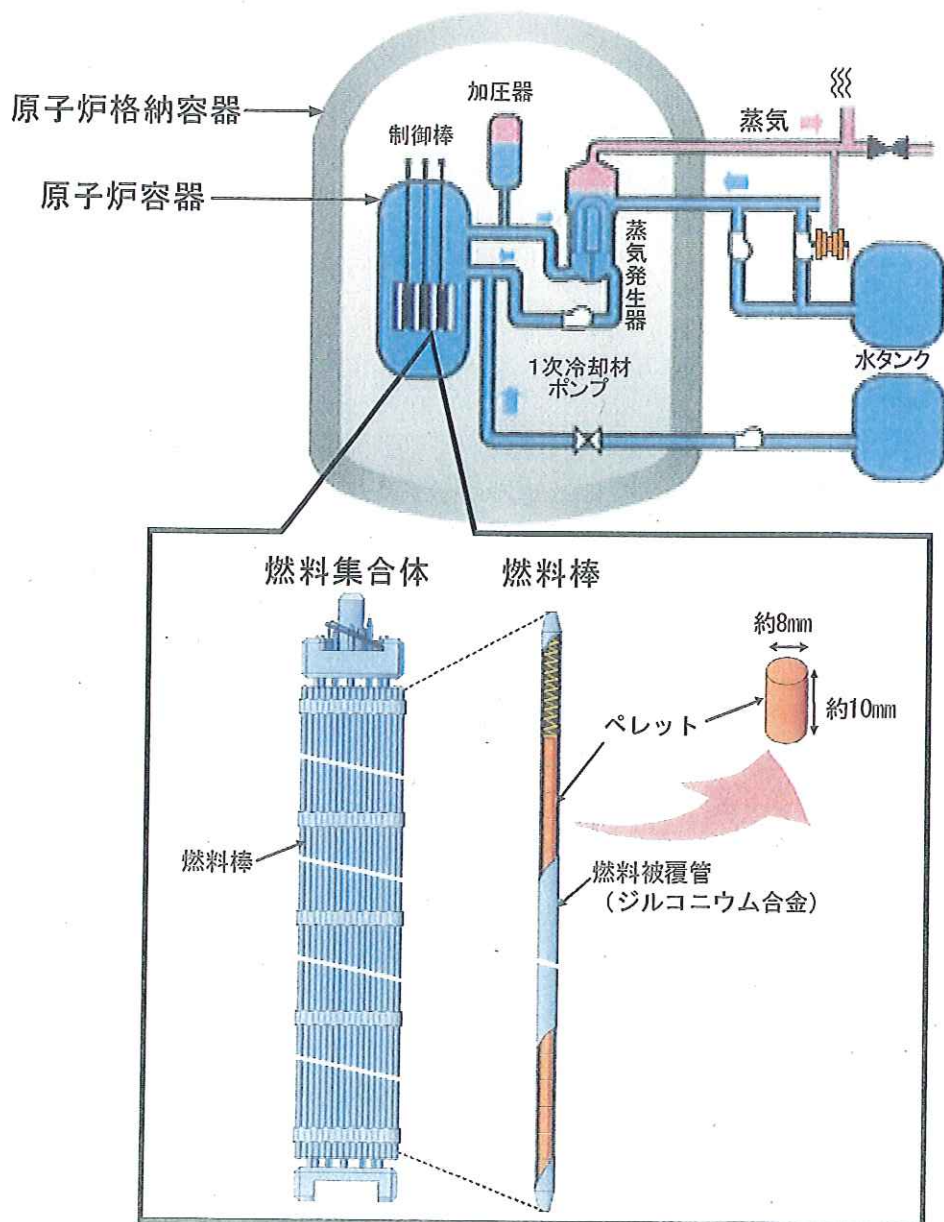


図 4 原子力発電所の概念図

第3 本件 MOX 燃料においてギャップ再開は起こらないこと

- 1 本件 MOX 燃料については、輸入燃料体検査申請に際して実施した燃料棒内圧評価において、燃料棒内圧評価値が燃料棒内圧設計基準値を上回らないことを確認しておりますので、本件 MOX 燃料棒の内圧が、ギャップが増加する内圧まで高まることはなく、ギャップ再開が起きる危険性はありません。
- 2 燃料棒内圧設計基準値は、「これよりも低い内圧値でペレットと燃料被覆管のギャップが増加することはない」という下限値です。

通常の燃料仕様を前提にしますと、ギャップ再開は起きませんので、ギャップ再開を強制的に発生させるよう、燃料棒設計コード (FINE コード) による計算の初期条件として、あえて初期ヘリウム圧力を高く設定し、内圧を高めた上で、ギャップが増加する時点の燃料棒内圧値を求め、「ギャップ再開が起きない最大内圧値」(図5の青い白丸)を求めました。

そして、この「ギャップ再開が起きない最大内圧値」から、さらに厳しい制限値となるよう、不確定性を差し引いて低くした値を「燃料棒内圧設計基準値」(図5の青丸)としました。

- 3 燃料棒内圧評価値は、「炉心内のいずれの燃料棒においても、これよりも高い内圧値とはならない」という上限値です。

FINE コードを使って、炉心の中で最も内圧が高くなる代表的な燃料棒における、「3 サイクル終了時の燃料棒内圧値」(図5の赤い白丸)を求めました。

この「3 サイクル終了時の燃料棒内圧値」に、さらに厳しい評価となるよう、不確定性を加えて高くした値を「燃料棒内圧評価値」(図5の赤丸)としました。

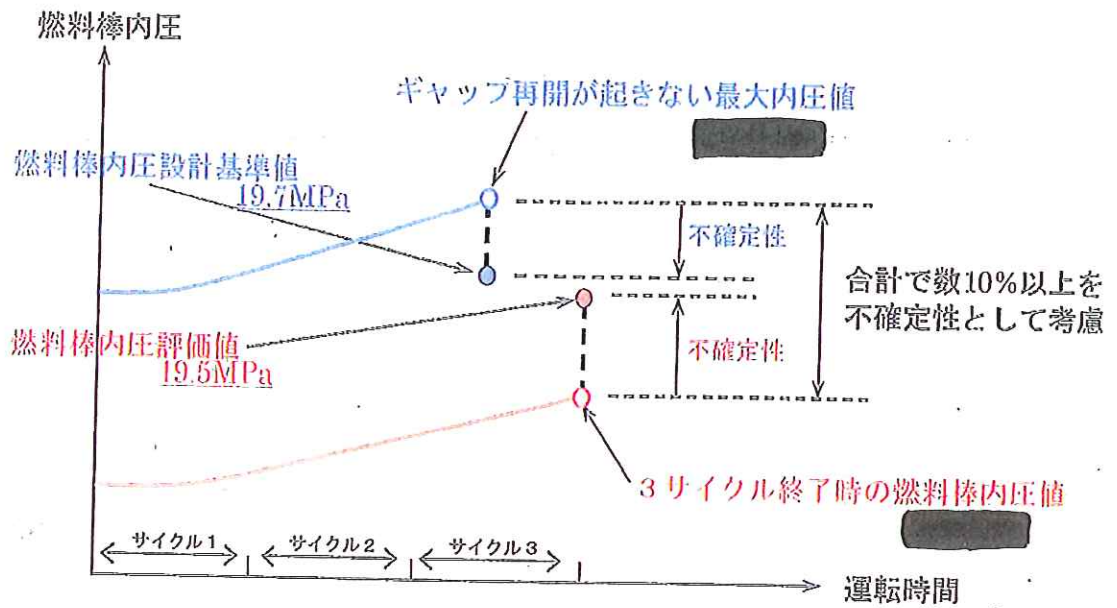


図5 本件 MOX 燃料の燃料棒内圧評価結果

4 以下では、当社が行った燃料棒内圧設計基準値の設定および燃料棒内圧評価値の評価について、詳しく述べたいと思います。

第4 燃料棒内圧設計基準値の設定について

1 燃料棒内圧に関する設計基準

燃料棒内圧に関しては、「燃料設計手法報告書」において、サーマルフィードバックの発生を防止するために、「燃料棒の内圧は、通常運転時において燃料被覆管の外向きのクリープ変形によりペレットと燃料被覆管のギャップが増加する圧力を超えないこと」という設計基準が定められています【乙A2「原子力安全委員会指針集」/905頁/燃料設計手法報告書「3.検討結果」3.2.1】。

そして、燃料設計手法報告書では、燃料棒内圧設計基準値を、以下の①～③の方法により求めることとされています【乙A2/908・909頁/燃料設計手法報告書「(付録2) PWR 燃料設計手法」1.(1),(2)】。

① 解析条件

評価対象の燃料棒仕様に対して実際の炉心運用で考えられる燃料棒出力履歴のうち燃料棒内圧が厳しくなる複数の燃料棒出力履歴を用いる。

② ギャップが増加しない最大内圧

燃料棒設計コードによるペレットと燃料被覆管のギャップ変化の解析結果からギャップが増加する(あるいは一旦閉じたギャップが開く)時点を求め、この時の燃料棒内圧を最大内圧値とする。

③ 燃料棒内圧設計基準値の設定

上記②の方法で求めた各出力履歴に対する最大内圧値の下限を包絡する内圧値を設定し、更に解析における不確定性(設計コードの不確定性及び製造公差に起因する不確定性)を考慮して、これを燃料棒内圧設計基準値とする。

2 FINE コードによる計算

- (1) 上記の「燃料棒設計コード」とは、三菱製燃料の場合は FINE コードを意味します【乙 A2/911 頁/燃料設計手法報告書「(付録 2) PWR 燃料設計手法」参考文献(4)、乙 B1-3「MAPI-1019 改 1 三菱 PWR の燃料設計計算コードの概要」(1 頁)】。

FINE コードは、ウラン燃料の燃料棒設計に用いるために開発されたもので、燃料の燃焼に伴う様々な挙動(ペレットにおける「焼きしまり¹⁾」「スエリング²⁾」「核分裂生成ガス(以下、「FP ガス」といいます)及びヘリウムガスの生成及び放出」、燃料被覆管における「熱膨張」「クリープ変形」「弾性変形」などをモデル化したものであり、(a)燃料仕様(ペレットの寸法・密度、濃縮度、初期ヘリウム加圧量など)、(b)プラント条件(1次冷却材の温度・流量・圧力)及び(c)照射条件(燃料棒出力履歴など)を入力すると、これらの入力条件下における燃料棒内圧やペレット・燃料被覆管ギャップなどが算出されます(図 6)。

FINE コードはウラン燃料の設計において十分な使用実績があり、この FINE コードに MOX 燃料の特性を適切に取り込むことにより、MOX 燃料についてもウラン燃料と同様に挙動を評価することが可能です。このような FINE コードを MOX 燃料の評価に用いることについては原子力安全委員会によって妥当性が確認されています【乙 A2/955 頁/軽水炉 MOX 報告書「3. 3 熱・機械設計について」】。

MOX 燃料の特性として、例えば、FP ガス放出率についてはウラン燃料の 1.3 倍として FINE コードに取り込んでいますし、ヘリウム生成量につ

¹⁾ 焼きしまり：燃焼の初期段階において、わずかながらペレットの体積が減少する現象。

²⁾ スエリング：核分裂により発生した気体状及び固体状の FP がペレット内に蓄積することにより、ペレットの体積が増大する現象。

いてはウラン燃料の3倍として取り込んでいます。

また、後述するように、内圧評価においてはペレットの体積変化に関しては、焼きしまりを考慮しないこととして、厳しい計算結果が算出されるようにしています。

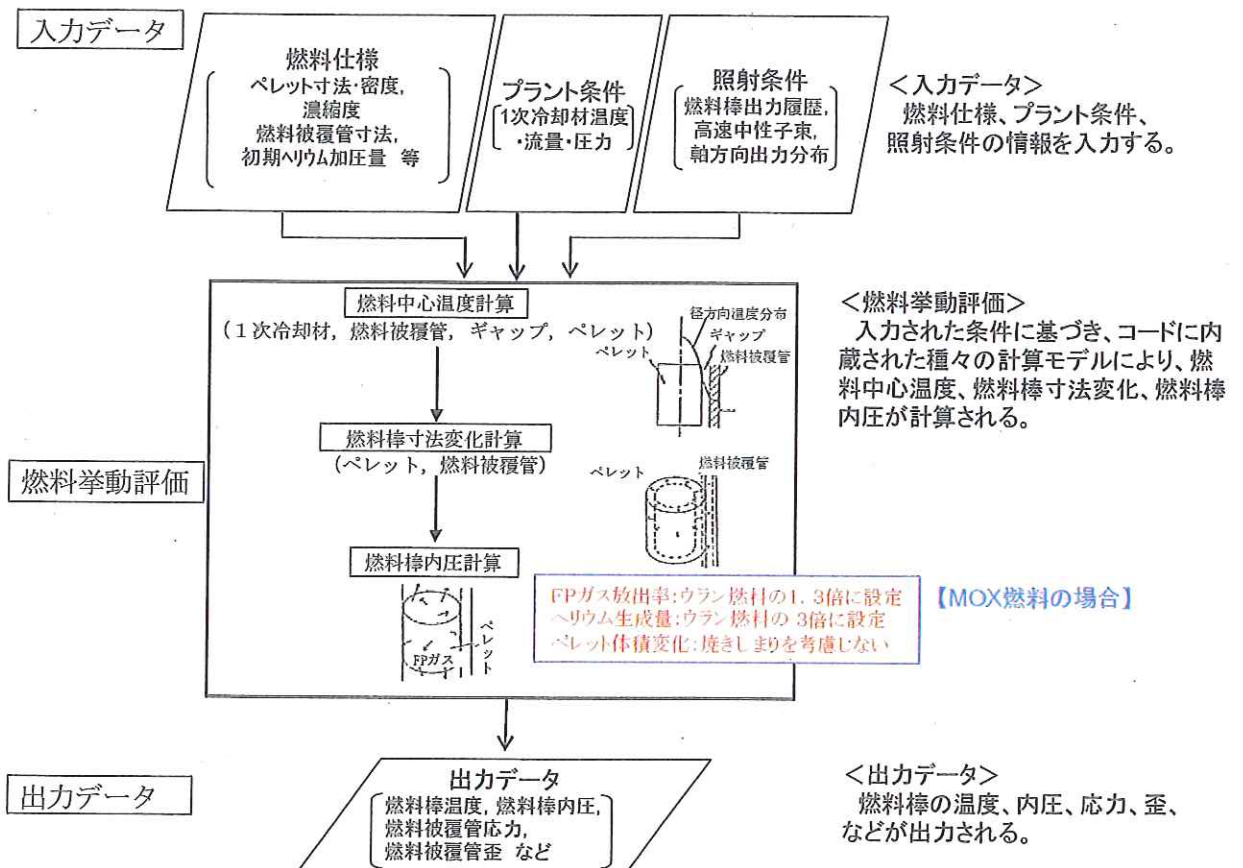


図6 FINEコードの計算の流れ

(2) FINE コードによる計算は、ある一定間隔毎における燃料の挙動を求めるものであり、燃焼を開始した時点から3サイクル終了時までの間について、所定の時間幅（例えば500時間）毎に数十回（約60回）程度、繰り返し計算を行います（図7）。

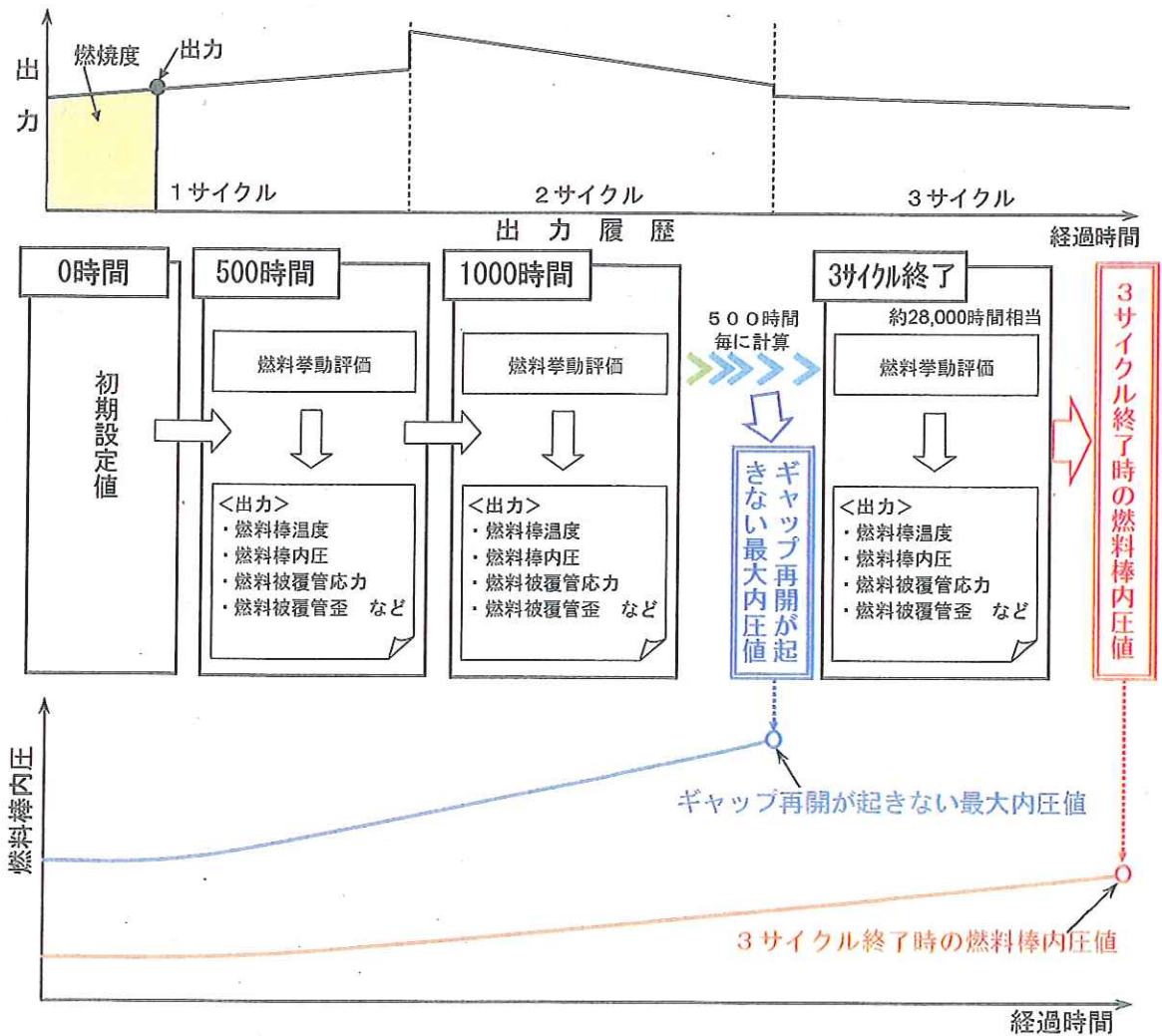


図7 FINEコードを用いて3サイクル終了時の燃料棒内圧を求める計算（イメージ例）

3 本件 MOX 燃料の燃料棒内圧設計基準値の設定

(1) 当社は、上記に従い、FINE コードを使って、本件 MOX 燃料の燃料仕様を前提として、仮想的に初期ヘリウム加圧量を高くすることにより、内圧を高くした場合の計算を行い、このときのペレットと被覆管のギャップの変化を解析し、その解析結果から、ギャップが再開する時点の燃料棒内圧値を求めました（図 8）。

こうした計算を複数の出力履歴を用いて行い、ギャップが再開する時点の燃料棒内圧値のなかで、最も低い圧力を「ギャップ再開が起きない最大内圧値」としました。この「ギャップ再開が起きない最大内圧値」は四捨五入して [REDACTED] です。

次に、この「ギャップ再開が起きない最大内圧値」 [REDACTED] から、解析における不確定性（設計コードの不確定性及び製造公差に起因する不確定性）を差し引き、本件 MOX 燃料の燃料棒内圧設計基準値「19.7MPa」を設定しました【乙 B20-5「輸入燃料体検査申請書（2-50 頁）」】（図 5）。

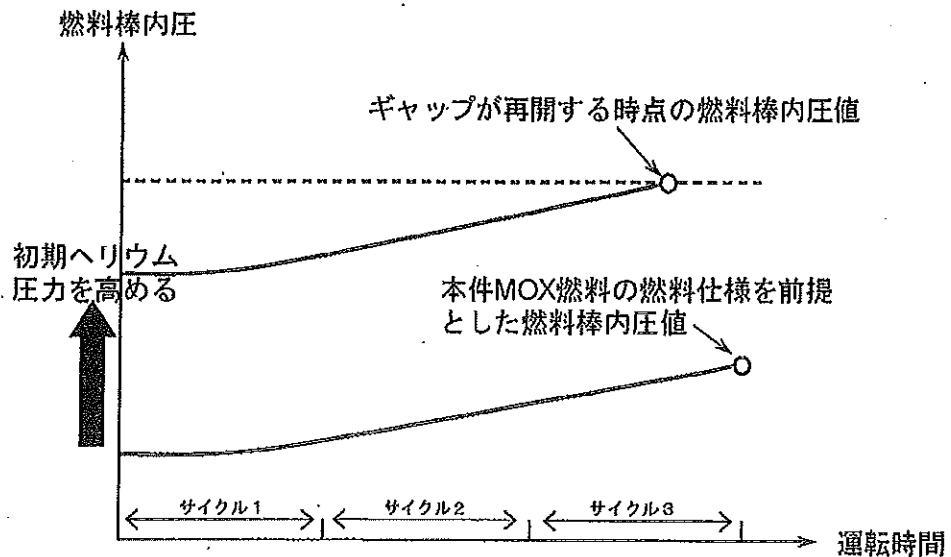


図 8 燃料棒内圧基準値の設定（イメージ図）

(2) ここで、「不確定性」には、主に「設計コードの不確定性」と「製造公差に起因する不確定性」があります。

まず、「設計コードの不確定性」について、FINE コードは、燃料のふるまいを模擬した複数の計算モデルで構成されていますが、これらの計算モデルによって算出される「予測値」と、実際の原子炉における実証データである「実測値」の間にはバラつきがあります。そのため、この「予測値」と「実測値」の差について内圧評価への影響を算出し、「設計コードの不確定性」として考慮しています。

また、内圧評価の際に FINE コードに「燃料仕様」として入力した燃料の寸法等の値（公称値）と実際に製造される燃料の寸法等とは差があり得ます。そのため、実際の燃料と公称値の差について内圧評価への影響を算出し、「製造公差³に起因する不確定性」として考慮しています。

(3) 以上のように、当社は、燃料設計手法報告書に記載の方法に従って、燃料棒内圧設計基準値を設定しています。

第5 MOX ペレットのスエリング（体積膨張）について

1 MOX 燃料の特性の取り込み

上述のとおり、FINE コードの適用にあたっては、ウラン燃料用の FINE コードに MOX 燃料の特性を適切に取り込むことが必要ですが、当社は、

- ① MOX 燃料におけるウラン燃料との特性の違いについて、必要に応じてウラン燃料用の FINE コードの計算モデルに反映し、
- ② ①において設定した計算モデルの妥当性について、「予測値」と「実測値」の比較により確認し、
- ③ ②における「予測値」と「実測値」のばらつきについて、評価に取り込んだ上で、MOX 燃料の設計を行っています。

2 体積変化についての評価

この点、MOX ペレットの体積変化については、ウランペレットと概ね同等とみて、ウラン燃料と同一の計算モデルを使用しました（①）。MOX ペレットのスエリング（体積膨張）がウランペレットと同等であることは一般的に定着した見解です【乙 A2/964～966 頁/軽水炉 MOX 報告書「(付録 1) 燃料設計手法について」(1)(3)】し、FINE コードにおいて MOX ペレットのスエリング（体積膨張）についてウラン燃料と比べて特別な考慮はしないことについては、原子力安全委員会により妥当性が確認されていることでもあります【乙 A

³ 製造公差：実際に製造される燃料の寸法等には、燃料の製作上の許容範囲がある。

2/965～966頁／軽水炉 MOX 報告書「(付録 1) 燃料設計手法について」(3)】。

次に、当社は、同一の計算モデルを使用することの妥当性に関して、「美浜 1 号炉」、「BR3 炉」及び「ベズナウ炉」の実測値と、当該実測値が得られた際の条件を同一の計算モデルを使用した FINE コードに入力して算出した「予測値」とを比較しました。その結果は、図 9 のとおりであり、ばらつきは存するものの、計算モデルを修正すべき程の大きなばらつきではありませんでした (②)。

そして、この「実測値」と「予測値」とのばらつきについては、MOX ペレットの体積変化に関する計算モデルにおいて「焼きしまり」を考慮しないこととすることで、内圧評価に包含させました (③)。すなわち、「焼きしまり」を考慮しないことによって、ペレットと被覆管との空隙(燃料棒内部の自由体積)が燃焼初期から「焼きしまり」を考慮したものより小さくなり(図 10)、燃料棒内圧は燃焼初期の時点から高まり、高い状態のまま推移するため、3 サイクル末期における燃料棒内圧評価値は厳しくなります。そして、本件 MOX 燃料においては、「焼きしまり」を考慮しない計算モデルを使用した場合、「予測値」がいずれも「実測値」と同等以下となる(プロットが図 9 における 45 度の線以下に位置する)ことが確認できたため、この「焼きしまり」を考慮しない計算モデルを使用することによって、②のばらつきが内圧評価に包含される(つまり「実測値」よりも厳しい結果が算出されるような計算モデルである)ことを確認しました(図 11)。

このように、当社は、MOX ペレットの体積変化について、一旦はウラン燃料と同一の計算モデルを適用しましたが、実測値と予測値のばらつきを評価に取り込むため、計算モデルについて「焼きしまり」を考慮しないこととし、「焼きしまり」を考慮しない計算モデルを用いて、本件 MOX 燃料の内圧評価を行ったのです。

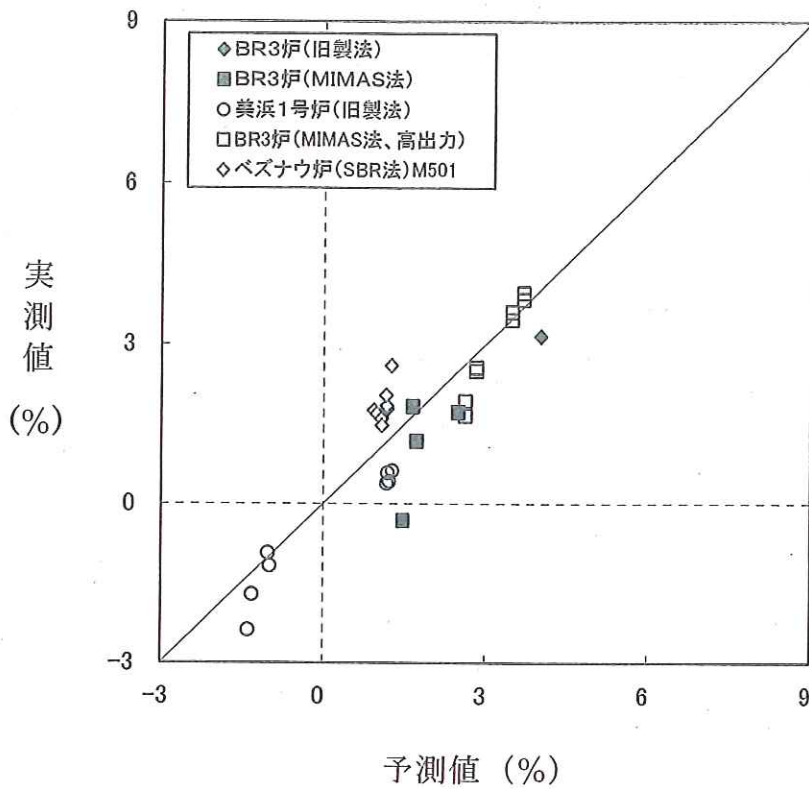


図9 ペレット体積変化の実測値と予測値の比較

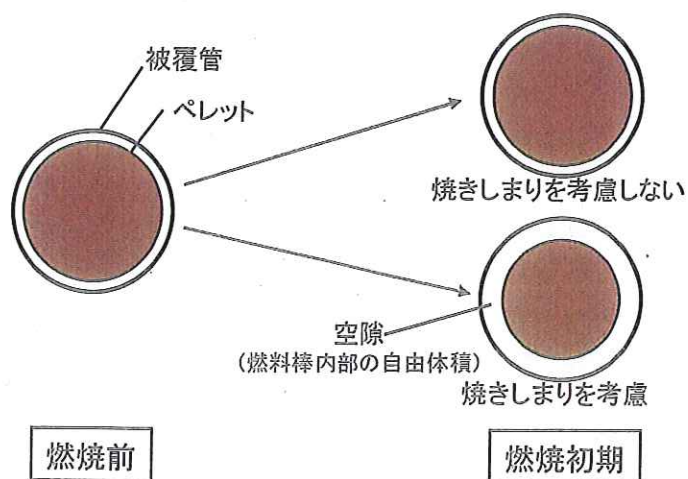


図10 燃焼しまり考慮の有無による空隙の変化 (燃料棒断面イメージ)

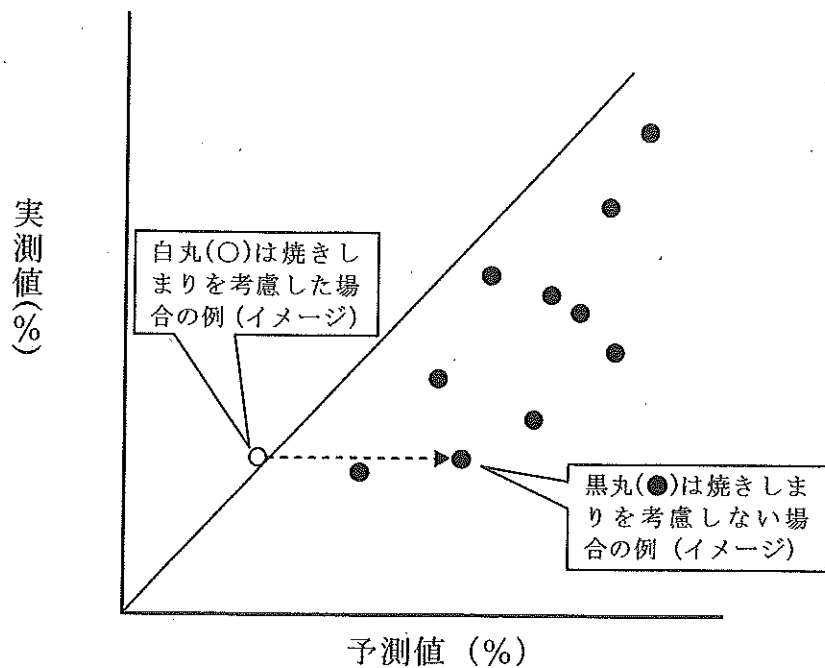


図 1 1 焼きしまりを考慮しない場合のペレット体積変化の実測値と予測値の比較 (イメージ)

3 原告らの主張について (図 3-3(2)の意味合い)

原告らは、MOX ペレット及び二酸化ウランペレットの密度変化に関する輸入燃料体検査申請書 1-18 頁の図 3-3(2) (本陳述書 17 頁に引用) のデータから、MOX ペレットとウランペレットの「密度」の比を読み取って、当社の評価結果から推測したウランペレット径にその「密度」の比を掛け合わせることで MOX ペレットの径を求め、MOX ペレット及びウランペレットの膨張する速度を求めています。

この結果、MOX ペレットの膨張する速度がウランペレットの膨張する速度より遅いことから、ウラン燃料より MOX 燃料のほうがギャップ再開時期は早くなり、MOX 燃料のギャップ再開時期が「運転末期の 54.2 日前」になるとしています。

この点、ペレットの密度 (重量÷体積) は、燃焼に伴って体積が変化することによって変化しますが、密度の変化の仕方は燃料の初期密度によって異なります。燃料の初期密度が同一であれば、ペレット燃焼度⁴に応じた密度の

⁴ 燃焼度：ここでは、ペレットの燃焼度を表す。なお、ペレットの燃焼度の他に、炉心平均の燃焼度、燃料棒の燃焼度等がある。

値を想定し得ますが、図 3-3(2)の各プロットについては、初期密度が明らかではありませんので、燃料のギャップ再開時期の算出に使えるような「ペレット燃焼度に応じた密度の値」は求まりません。

また、原告らは、図 3-3(2)より読み取った個別のペレットの「燃焼度」を原子炉の「経過時間」(EFPH)にそのまま置き換えて計算を行い、結果として、ギャップ再開時期が「運転末期の 54.2 日前」などと主張していますが、燃焼度を経過時間にそのまま置き換えることはできません(図 1 2)。すなわち、「ペレットの燃焼度=ペレットの出力×経過時間」との関係にあり、例えば、図 1 2 に示す①と②の燃焼度は同一ですが、ペレットの出力が異なり、原子炉の経過時間は異なります。各々のペレットは、原子炉の中で装荷場所が異なることから、ペレット出力も異なるため、ペレット燃焼度を原子炉の経過時間 (EFPH) にそのまま置き換えることはできないのです。

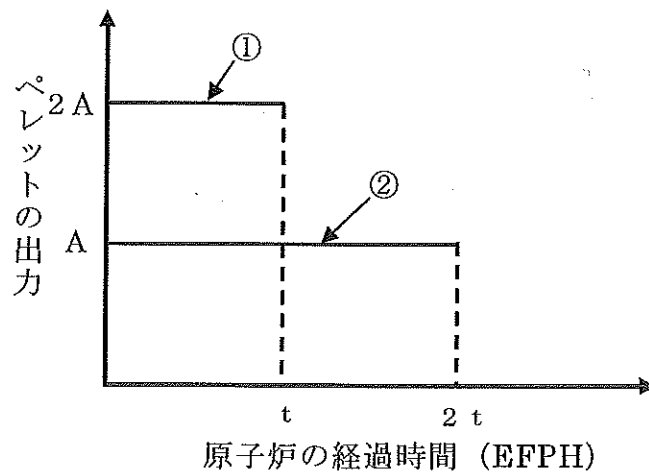
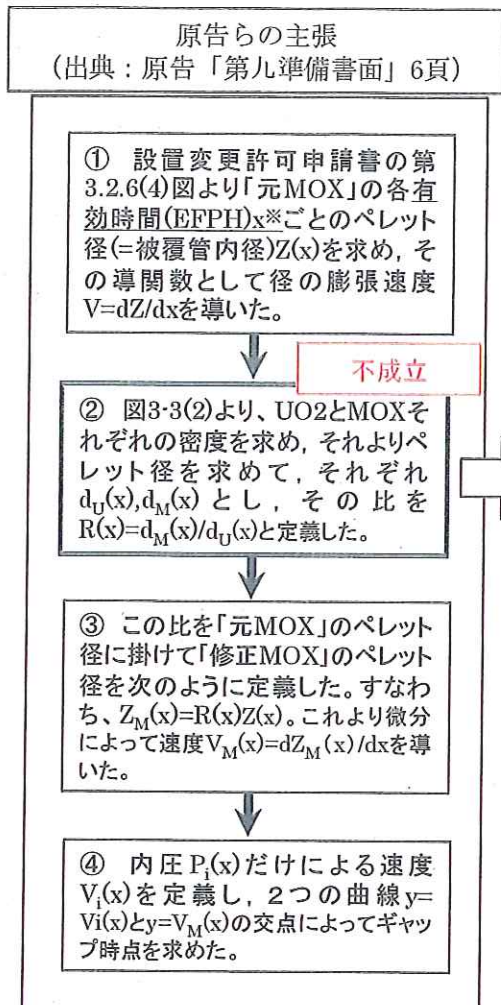


図 1 2 同一燃焼度におけるペレット出力と原子炉の経過時間 (EFPH) の関係 (例)

※①の出力が②の出力の 2 倍であるとき、①の燃焼度は $2A \times t$ である。②の燃焼度が①と同じ $2At$ である場合には、原子炉の経過時間は①の場合の 2 倍の $2t$ となる。



※ 「原子炉の経過時間(EFPH)」は、原告らの計算の流れにある「有効時間(EFPH)_x」に相当する。

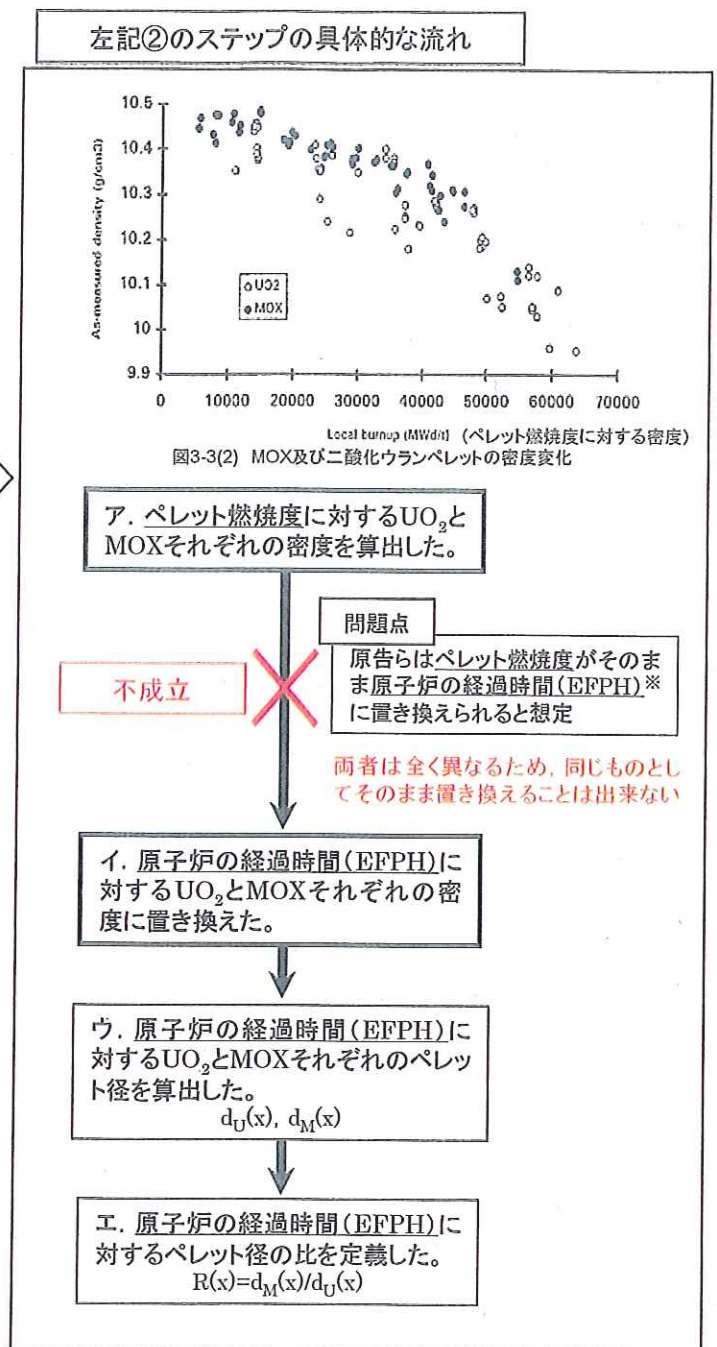


図13 原告らのギャップ再開時点に関する主張

以上のように、図 3-3(2)の各ペレットの初期密度が同一であると仮定してペレット燃焼度に対する「密度」を求めることができるとしても、ペレット燃焼度を原子炉経過時間 (EFPH) にそのまま置き換えることはできず、この置き換えを前提とした原告らによるギャップ再開時期の主張は全く成立しないものです。

なお、当社は、図 3-3(2)について、「MOX ペレットのスエリング (体積膨張) はウランペレットと概ね同等である」と判断する際に補足的に使用したものに過ぎず、本件 MOX 燃料の内圧評価において図 3-3(2)のデータを具体的に用いたことは一切ありません。図 3-3(2)の示すデータは、上述のように様々な前提条件が分からないデータですので、具体的な評価に使用することはできないのです。原告らはこの点を誤解しています。

第 6 燃料棒内圧評価値の評価について

1 本件 MOX 燃料の燃料棒内圧評価値の評価

当社は、輸入燃料体検査申請における本件 MOX 燃料の燃料棒内圧評価値の評価にあたって、まず、FINE コードを用いて、本件 MOX 燃料の燃料仕様を前提として、照射条件などの入力条件を設定して解析し、「3 サイクル終了時の燃料棒内圧値」を算出しました。

燃料仕様のうち「プルトニウム組成」については、当社が実際に調達し得る MOX 燃料のプルトニウム組成が 55.00%~81.60%の範囲内のものであるため、高組成 (81.60%)・代表組成 (67.50%)・低組成 (63.77%)・核分裂性プルトニウム割合 55.00%の各組成を前提として評価を行いました。また、照射条件のうち「出力履歴」については、いずれの組成についても出力が最も高くなる低組成のプルトニウムの出力履歴を前提として評価を行いました (出力履歴のイメージは図 1 4)。

その結果、3 サイクル終了時の燃料棒内圧値は、代表組成のものが最も高く [] でした。これを基に、解析における不確定性 (設計コードの不確定性及び製造公差に起因する不確定性) を加えて、燃料棒内圧評価値「19.5MPa」を求めました【乙 B20-5】。

上述したとおり、本件 MOX 燃料の燃料棒内圧設計基準値は「19.7MPa」であり、燃料棒内圧評価値はこれを下回っていますので、ギャップ再開は生じません。当社は、これらの結果をもって、国の審査を受けました【乙 B20-5】。

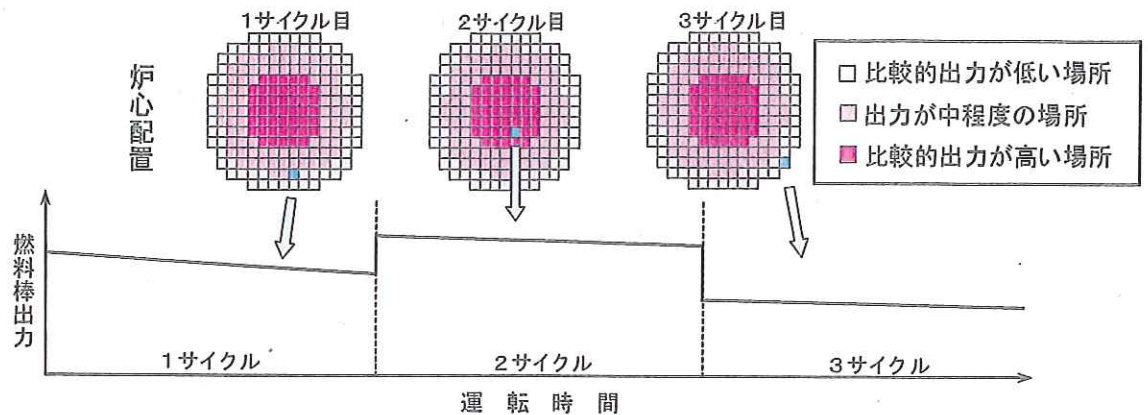


図 1 4 燃料棒出力履歴のイメージ図

2 設置変更許可申請の際の内圧評価結果が異なる理由

- (1) 当社は、原子炉設置変更許可申請の際には、高組成 (81.60%)・代表組成 (67.50%)・低組成 (63.77%) の 3 パターンについて内圧評価値を求めたところ、高組成が 13.8MPa、代表組成が 16.2MPa、低組成が 19.5MPa という結果になりました。これらの数値は、燃料棒内圧設計基準値が 19.7MPa であったのに対して、設計比 (内圧評価値を燃料棒内圧設計基準値で割った比率) が高組成 0.70、代表組成 0.82、低組成 0.99 であったことから分かります【乙 B9-1-10「玄海原子力発電所原子炉設置変更許可申請書 (3号原子炉施設の変更) (8-3-57 頁)」/参考文献 (37)、乙 B10-8「MHI-NES-1030 改 1 三菱 PWR4 ループプラント装荷 MOX 燃料機械設計 (41 頁)」】。

原子炉設置変更許可申請の燃料棒内圧評価においては、標準的な平衡炉心を設定し、各組成に応じた個別の出力履歴を用いて評価を行ったものであり【乙 B-9-1-10、乙 B10-8/表 4-4「燃料棒内圧評価結果」】、当社は、このうち代表組成の計算例について、代表的なものとして原子炉設置変更許可申請書の第 3.2.5(4)図に記載しました【甲 1「玄海原子力発電所の原子炉設置変更許可申請書」8-3-92 頁】。

- (2) これに対して、輸入燃料体検査申請の際には、高組成 (81.60%)・代表組成 (67.50%)・低組成 (63.77%)・核分裂性プルトニウム割合 55.00% の 4 パターンについて内圧評価値を求めたところ、高組成が 19.0MPa、代表組成が 19.5MPa、低組成が 19.3MPa、核分裂性プルトニウム割合 55.00% が 18.9MPa という結果でした。

輸入燃料体検査申請の燃料棒内圧評価においては、取替炉心ごとに出力が変動する可能性を踏まえた上で、仮定的に安全側の評価を行うため、内圧評価値が最も高くなる低組成の出力履歴を基に設定した共通の出力履歴を用いて評価を行ったものであり【乙 B20-9「輸入燃料体検査申請書添付書類二」/2-39頁】，当社は，このうち最も高い値を示した代表組成の内圧評価値について，燃料棒内圧評価結果として輸入燃料体検査申請書に記載しました【乙 B20-5】。

- (3) 以上のとおり，原子炉設置変更許可申請書では，代表組成の MOX 燃料について，代表組成の出力履歴を用いて評価を行った結果を記載しており，輸入燃料体検査申請書では，代表組成の MOX 燃料について，低組成の出力履歴を基に設定した出力履歴を用いて厳しい評価を行った結果を記載したため，両者の記載が異なることとなったのです。

3 原告らの主張について（図 3-8 のベズナウ炉データの意味合い）

- (1) 原告らは，輸入燃料体検査申請書の図 3-8（FP ガス放出率の実測値と予測値の比較）のプロットのうち，実測値と予測値の乖離が最も大きい本件プロットの予測値と実測値との比率（約 2.24 倍）を基に，当社が想定した FP ガス放出率が約 2.24 倍に増えると主張しています。

この点，本件プロットは，北東スイス電力ベズナウ炉のデータですが，同炉における燃料は，玄海 3 号機の燃料棒内圧評価に用いた条件と比べ，仕様及び照射条件が全く異なります。

例えば，燃料有効長さは，ベズナウ炉が約 3.0m であるのに対して，玄海 3 号機が約 3.7m であり，ベズナウ炉の方が 2 割程度短いですが，燃料棒長さが短いと，出力が低い燃料棒端部の割合が相対的に大きくなり，FP ガス放出のばらつきが大きくなります。

また，燃料棒出力（炉心平均線出力）は，ベズナウ炉が 16.7kW/m であるのに対し，玄海 3 号機が 17.9 kW/m であり，ベズナウ炉の方が 1 割程度低く，燃料棒の出力が低くなり，FP ガス放出のばらつきが大きくなります。

更に，本件プロットを読み取ると，FP ガスの放出率が約 3%と低く，燃料棒の出力も低いデータであることが分かり，FP ガス放出のばらつきが大きくなったものと思われれます。加えて，本件プロットのように FP ガスの放出率が約 3%程度と低い条件においては，相当する燃料棒内圧は低く，仮に玄海 3 号機において同様の大きなばらつきを考慮したとしても，燃料棒内圧が問題となることはありません。

以上のように、FP ガス放出率に影響を与える仕様及び照射条件が全く異なる以上、ベズナウ炉のデータは統計的価値を有するにすぎず、ベズナウ炉の FP ガス放出率に関する評価結果を玄海 3 号機に直接当てはめることはできません。

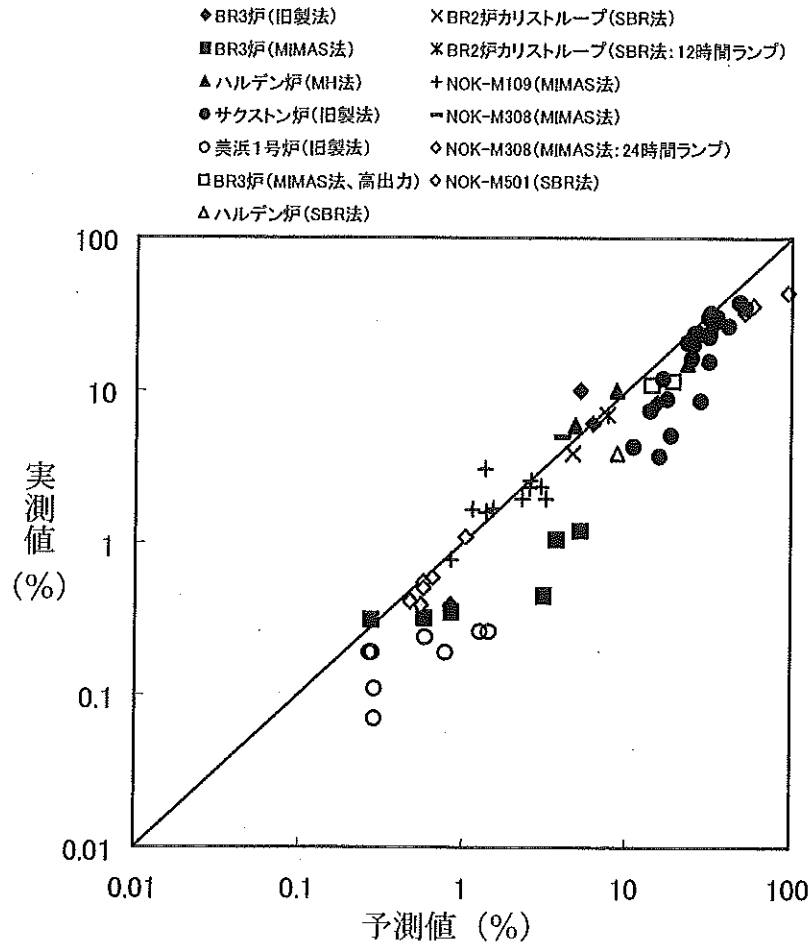


図 3 - 8 FP ガス放出率の実測値と予測値の比較
 【「輸入燃料体検査申請書」2-30 頁】

(2) 当社は、FP ガス放出率について、MOX 燃料はウラン燃料の 1.3 倍であるとして FINE コードの計算モデルに取り込みました。

そして、FINE コードの妥当性を確認する際には上記ベズナウ炉のデータについても考慮しており、また、ベズナウ炉に関する予測値と実測値の

ばらつきについては燃料棒内圧評価における不確定性として考慮し、国の審査により妥当性が確認されています【乙 B9-1-10, 乙 B10 - 10「MHI-NES-1030 改 1 三菱 PWR 4 ループプラント装荷 MOX 燃料機械設計」/11,19 頁, 甲 19 の 1 「発電用軽水型原子炉施設に用いられる混合酸化物燃料について」に係る追加データ等の整理について】。

このように当社は他の多数のデータと同様に上記ベズナウ炉のデータについても考慮して評価しているのであり、そのような評価結果に対して、統計的価値しか有しない同炉のデータを単独で直接適用して評価結果を修正すべき合理性などありません。

4 初期ヘリウム加圧量の低減について

- (1) 初期ヘリウム加圧量は、燃料被覆管が外圧に押されてつぶれることを防止できる量から、ペレット・被覆管のギャップが増加する圧力を超えない量の範囲内において、自由に設定できます。

このことは、設置変更許可申請書にも記載しています。すなわち、加圧量の上限については、「初期加圧量の設定に当たっては、燃料棒内圧が、通常運転時において、被覆管の外向きのクリープ変形によりペレットと被覆管のギャップが増加する圧力を超えないように考慮している」と記載し、加圧量の下限については、「被覆管の 1 次冷却材定格運転圧力による圧縮応力及びクリープを低減するため、燃料棒にヘリウムを加圧充てんする。このヘリウム加圧及びペレットの焼きしまりへの考慮により、燃料寿命中、被覆管にコラプスが起こることはない」と記載しています【乙 B9-1-27: 玄海原子力発電所原子炉設置変更許可申請書（3号原子炉施設の変更）(8-3-7 頁)】。

このように、上記の範囲内での初期ヘリウム加圧量を増減することは当然に予定されていたものであり、当社が輸入燃料体検査申請時点で設置変更許可申請時よりも低減したことは、何ら不当ではありません。

- (2) そして、本件 MOX 燃料の初期ヘリウム加圧量において、クリープコラプスが起こることはありません。

なぜなら、①本件 MOX 燃料と同程度 (20bar (2MPa)) のヘリウムを加圧した MOX 燃料が海外でクリープコラプスが発生することなく健全に照射された実績があります【乙 B38 D. Haas, "STATUS OF THE PRIMO MOX FUEL RESEARCH AND DEVELOPMENT PROGRAMME" International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Avignon, April, 1991】、また、②本件 MOX 燃料よりも初期ヘリウム加圧量の低いウラン燃料についても特異な外径変化

は観察されず、クリープコラプスが発生しなかったという実績もあります
(被告準備書面 16 (4 頁) 図 1 参照)【乙 B20-9/2-74 頁】。

さらに、③燃料棒の外圧は一定であるところ(約 158kg/cm²(15.5MPa)),
燃焼に伴って被覆管内の FP ガスの量が増えて内圧が高まっていくので、
燃焼初期に被覆管が押しつぶされなければ、その後も被覆管が押しつぶさ
れることはあり得ませんが、これまでの実績において、本件 MOX 燃料の
被覆管が押しつぶされる事象は発生していません。

以上より、本件 MOX 燃料においてクリープコラプスが起きるおそれ
はないといえます。

5 当社の行ったプルトニウム組成 3 パターンの評価について

(1) 内圧が最大となるのは「低組成」であること

ア 燃料棒内圧に影響を与える要因としては、出力、熱伝導率及び熱中性
子吸収性がありますが、出力は、燃料棒内圧に対し他の要因と比較にな
らないほど大きな影響を与える要因です。

そして、以下で述べるとおり、当社が実際に調達し得る MOX 燃料の
プルトニウム組成 (55.00%~81.60%) においては、低組成 (63.77%)
が最も出力が高く、従って内圧も最大となります。

イ 前提として、出力については、プルトニウム含有率⁵が高い (つまり混
合するプルトニウムの全体重量が大きい) 方が高くなります (但し、プ
ルトニウム含有率にはペレット最大で 13% という制限があります)。

また、プルトニウム含有率が同じ場合には、核分裂性プルトニウム割
合が高い (つまり混合するプルトニウムのうち核分裂性プルトニウムの
割合が高い) 方が高くなります。

ウ 低組成より核分裂性プルトニウム割合が高い組成 (63.77%~81.60%)
において、当社は、MOX 燃料の反応度⁶を約 4.1%濃縮ウラン相当とし
ているため、核分裂性プルトニウム割合に応じて、混合するプルトニウ
ムの量を調整しています (図 15)。

⁵ プルトニウム含有率：MOX 燃料に含まれるウラン、プルトニウムの合計質量に対するプルト
ニウム質量の割合 (単位：wt%)。

⁶ 反応度：燃料が核分裂するための能力 (燃えやすさ) を示すもの。

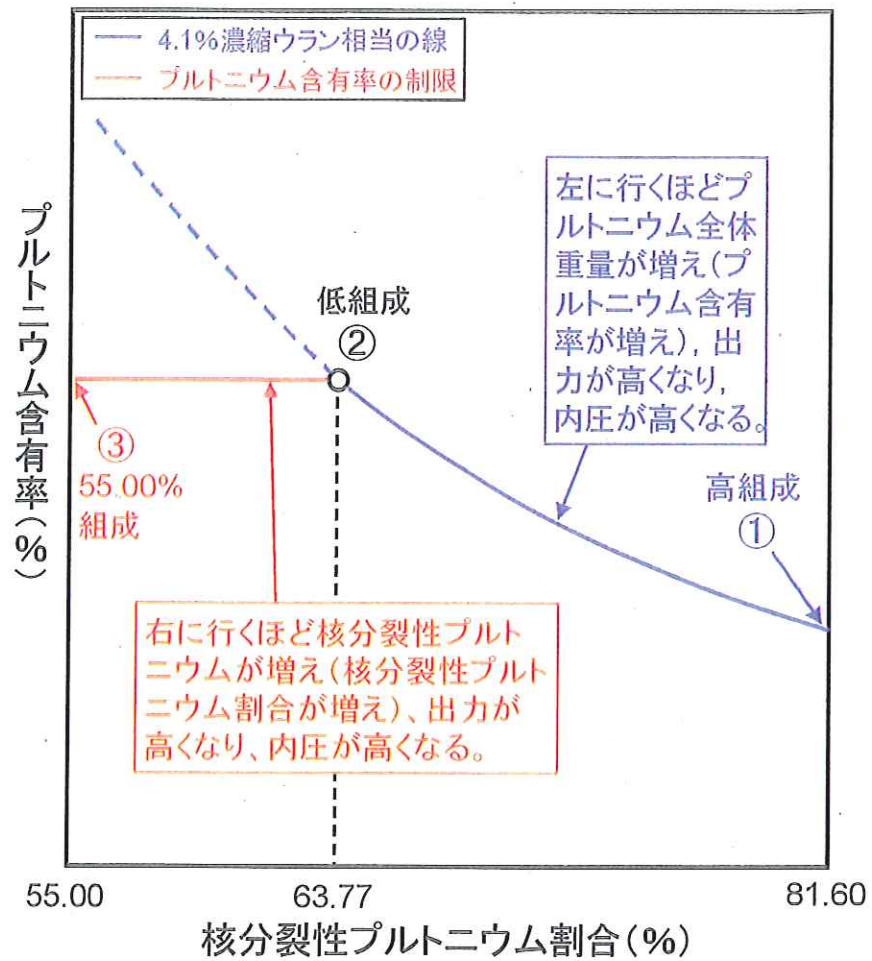


図 15 MOX 燃料に含まれる核分裂性プルトニウム割合とプルトニウム含有率の関係 (イメージ図) (集合体平均)

すなわち、核分裂性プルトニウム割合が減ると、その分燃焼しにくくなるため、核分裂性プルトニウム割合の低いプルトニウムを利用する場合には、混合するプルトニウムの全体重量を多くする必要があります。

その結果、低組成より核分裂性プルトニウム割合が高い組成（63.77%～81.60%）においては、プルトニウム含有率は低組成が最も高くなり、出力も高くなって内圧が最大となります。

エ 低組成より核分裂性プルトニウム割合が低い組成（55.00%～63.77%）において、プルトニウム含有率は上限に達しており同一であるため、核分裂性プルトニウム割合が最も高い低組成において出力が最も高くなり、内圧も最大となります（図16）。

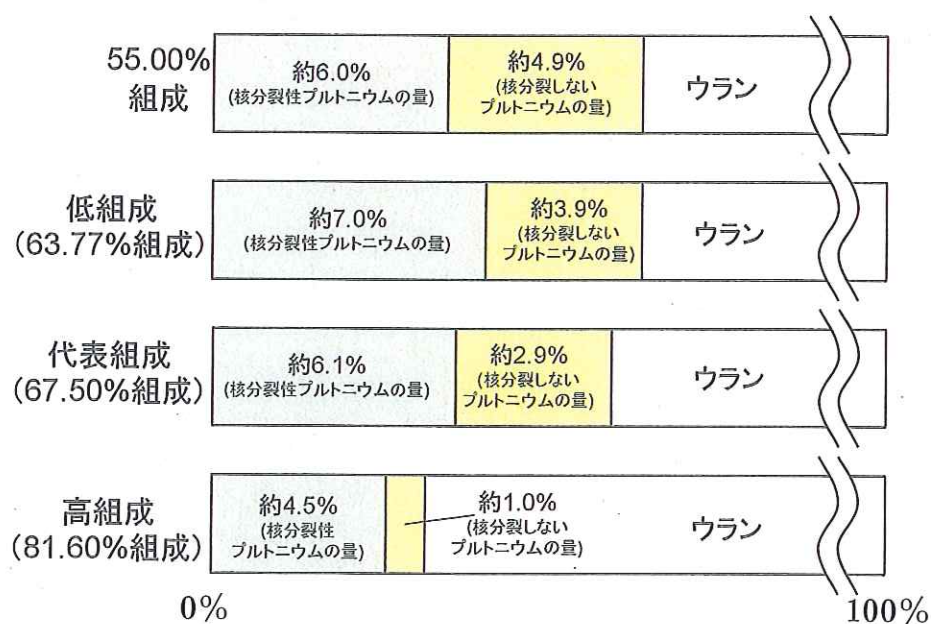


図16 ペレット全体重量に対するプルトニウムの割合（集合体平均）

オ 以上のように、当社が実際に調達し得る MOX 燃料のプルトニウム組成（55.00%～81.60%）においては、低組成（63.77%）において内圧が最大となります。

(2) 反応度と出力の関係

なお、原告らは、図17について、「燃焼度が 28,000Mwd/t までは高組

成の方が反応度が高いので、全体的に低組成の方が出力が高いといえない」と主張しています。

しかしながら、反応度と出力では定義が異なり、反応度の大小関係が、そのまま出力の大小関係に当てはまるわけではありません。

すなわち、反応度は燃料が核分裂するための能力（燃えやすさ）を示すもので、燃料に含まれる核分裂性物質及び非核分裂性物質の量に依存します。一方、出力は燃料が核分裂により放出するエネルギーを示すもので、大まかに、核分裂性物質の量と、燃料付近に存在する熱中性子の量の積に比例します。

各サイクルにおける原子炉内の燃料集合体の配置とそのときの燃料棒の出力の関係の例を図18に示します。この例では、燃焼初期、つまりサイクル1においては、炉心の外側に配置し、サイクル2においては、炉心の中心寄りに配置しています。サイクル1で配置した炉心の外側は熱中性子の量が少なく、出力は低くなります。これに対して、サイクル2で配置した炉心の中心寄りには、熱中性子の量が多く、出力が高くなります。ここで、反応度については、燃焼初期が最も高く、その後燃焼が進むにつれて低くなりますので、サイクル1の方が、サイクル2よりも反応度が高いということになります。つまり、サイクル1は反応度は高いが出力は低い、サイクル2は反応度は低いが出力は高い、ということです。このように反応度と出力は異なります。

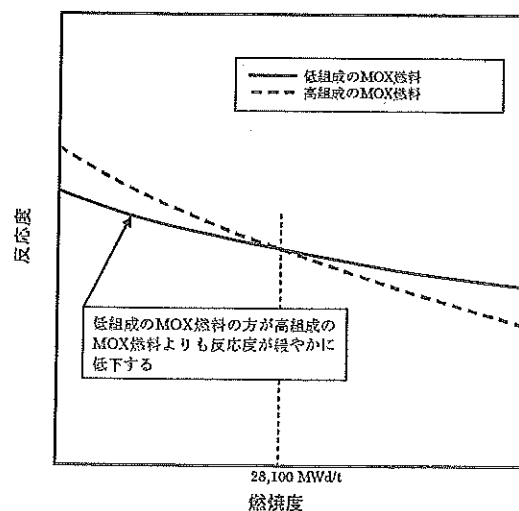


図17 燃焼に伴う反応度のイメージ図

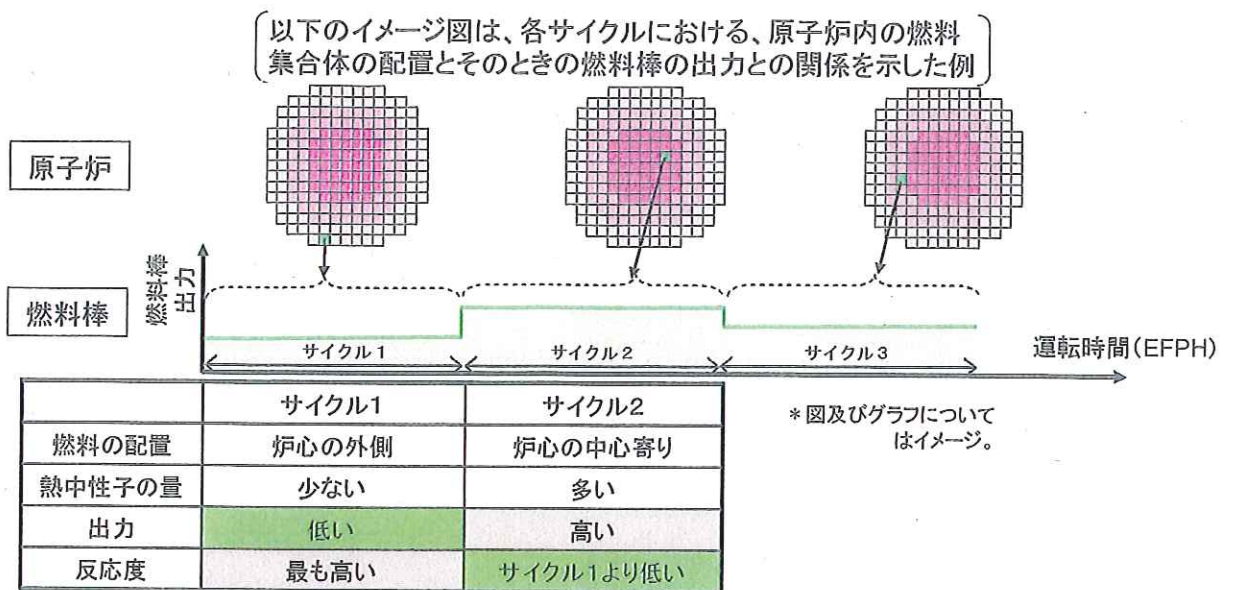


図 1 8 各サイクルにおける原子炉内の燃料集合体の配置とそのときの燃料棒の出力と反応度との関係（イメージ）

(3) 輸入燃料体検査申請における燃料棒内圧評価について

ア 燃料棒内圧評価の結果

上述のように、当社は、輸入燃料体検査申請における燃料棒内圧評価について、仮定的に安全側の評価を行うため、全ての組成について、低組成のプルトニウムを利用した MOX 燃料の出力を基に設定した出力履歴を用いて、評価を行いました。

その結果、高組成が 19.0MPa、代表組成が 19.5MPa、低組成が 19.3MPa、核分裂性プルトニウム割合 55.00%が 18.9MPaとなりました。

この場合、出力履歴が同一ですので、各組成の燃料棒内圧評価値は、出力以外の要因（熱中性子吸収性と熱伝導率の影響のバランス）によることとなります。

イ 代表組成の内圧評価値が低組成の内圧評価値より高くなった理由

低組成（19.3MPa）より代表組成（19.5MPa）の方が高くなったのは、熱中性子吸収性と熱伝導率のうち、ペレット表面での熱中性子吸収性の影響が支配的であったためです。

すなわち、熱中性子吸収性については、プルトニウム含有率の高い低組成ほど高く、熱中性子をペレット表面で吸収しやすくなります。熱中性子吸収性が高くなると、ペレットの表面付近で吸収される中性子が多

くなり、ペレットの表面付近を通過してペレット中心部に至る中性子が少なくなるため、ペレット表面付近に比べ、ペレット中心部の核分裂反応が少なくなります。そして、ペレット中心部の核分裂反応が少なくなると、ペレット中心部の発熱量が低下し、燃料中心温度が低下します(図19)。燃料中心温度が低下すると、ペレット中心部において、FPガスの運動エネルギーが減少し、熱拡散が小さくなり、ペレット外へのFPガスの放出が減り、その結果、代表組成燃料に比べ、低組成燃料の内圧が低くなります。

以上の理由から、代表組成の燃料棒内圧評価値が低組成の燃料棒内圧評価値を上回る結果となったものです。

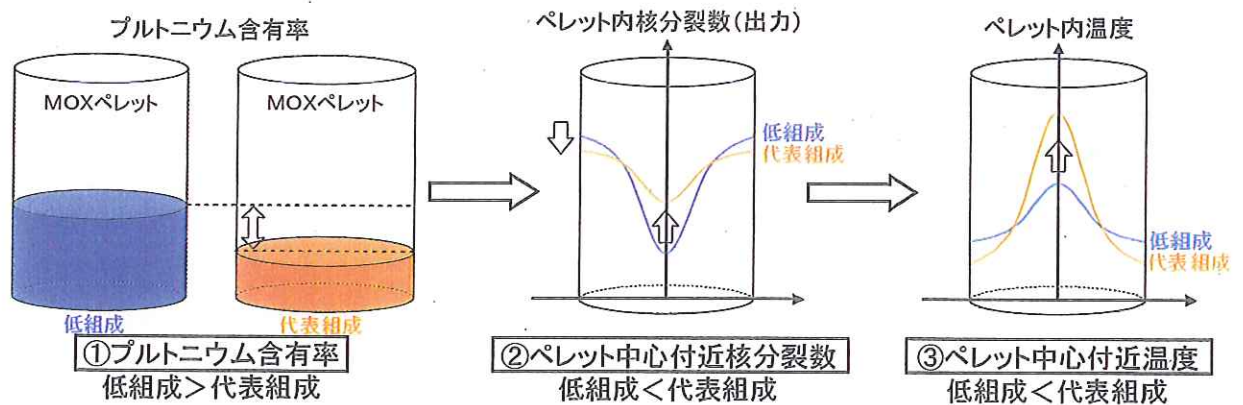


図19 低組成と代表組成における熱中性子吸収性のふるまい

ウ 高組成の内圧評価値より代表組成の内圧評価値が高い理由

高組成 (19.0MPa) より代表組成 (19.5MPa) の方が燃料棒内圧評価値が高くなったのは、熱中性子吸収性より熱伝導率の影響が支配的であったためです。

すなわち、熱伝導率は、ペレット内における熱の伝わり易さを表し、プルトニウム含有率が高いほど熱伝導率は減少するところ、代表組成と高組成とでは、代表組成の方がプルトニウム含有率が高いため、熱伝導率は低くなります。そして、熱伝導率が減少するほど、冷却水によってペレットから除去される熱量が減少し、ペレット中心温度は上昇します (図20)。中心温度が上昇すると、ペレット中心部において、FPガスの運動エネルギーが増加し、熱拡散が大きくなり、ペレット外へのFPガスの放出量も増加することから、高組成に比べ、代表組成の内圧が高くなります。

以上の理由により、代表組成の燃料棒内圧評価値が高組成の燃料棒内圧評価値を上回る結果となったものです。

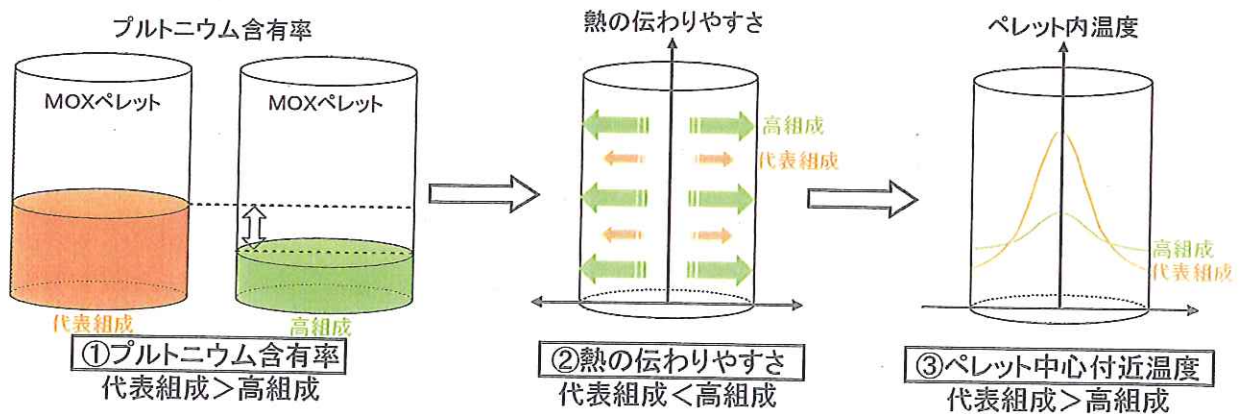


図20 代表組成と高組成における熱伝導率のふるまい

エ 各組成に応じた出力履歴を用いた場合の内圧評価値

上述のように，輸入燃料体検査申請における燃料棒内圧評価は，全ての組成について，低組成のプルトニウムを利用した MOX 燃料の出力を基に設定した出力履歴を用いて，評価を行ったものですが，各組成に応じた出力履歴を用いた場合の内圧評価値は，高組成が 13.0MPa，代表組成が 16.2MPa，低組成が 19.3MPa です（図 2 1）。

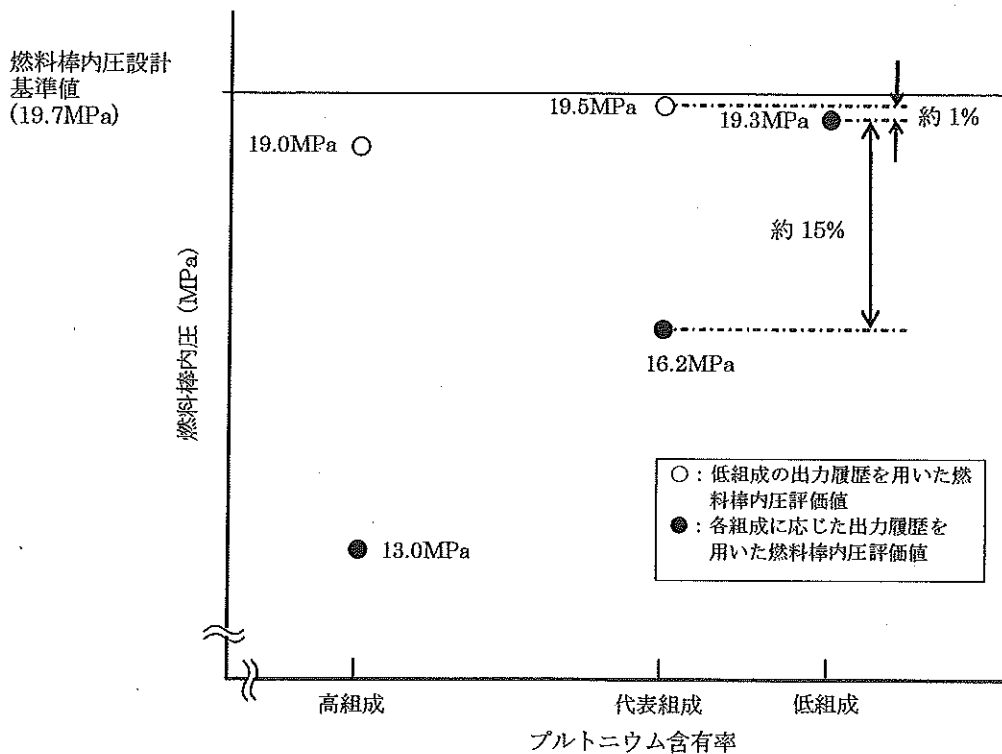


図 2 1 燃料棒内圧評価値の比較

低組成の出力を基に設定した出力履歴を用いた場合と，各組成に応じた出力履歴を用いた場合とで，高組成及び代表組成の内圧評価値が大きく異なることから，燃料棒内圧に最も大きな影響を与える要因が出力履歴であることが分かります。

また，各組成に応じた出力履歴を用いた場合の内圧評価値こそが，本来の適正な燃料棒内圧評価値ですが，上記で述べたとおり，低組成の内圧評価値が最大となります。

(4) まとめ

以上のとおり、輸入燃料体検査申請における燃料棒内圧評価は、仮定的に安全側に評価するために、全ての組成について低組成の出力を基に設定した出力履歴を用いたことによって、低組成よりも代表組成の場合に内圧が最も高くなる結果となりましたが、実際に調達し得る MOX 燃料のプルトニウム組成 (55.00%~81.60%) において、最も出力が高く、内圧が最大となるのは低組成のプルトニウムを使った MOX 燃料です。

従って、実際の MOX 燃料の内圧評価値が、低組成のプルトニウムを前提とした燃料棒内圧評価値を上回る可能性はなく、十分な評価を行っています。

なお、原告らは、燃料棒内圧設計基準値が「19.7MPa」で、燃料棒内圧評価値が「19.5MPa」であることについて「安全余裕が1%しかない」などと主張しています。しかしながら、上述したように、本件 MOX 燃料について FINE コードを用いて算出した値は、それぞれ「ギャップ再開が起きない最大内圧値」が [REDACTED] 「3 サイクル終了時の燃料棒内圧」が [REDACTED] であり、それに合計で数 10%以上の「不確定性」を考慮したために「19.7MPa」と「19.5MPa」という値になっています。つまり、「19.7MPa」と「19.5MPa」という値は既に数 10%以上の幅を見込んである値なので、安全余裕が 1%しかないということではありません。

第7 ギャップ再開により重大な事故が発生する具体的危険性について

1 ギャップ再開から事態は進展しないこと

(1) ギャップ再開が起きないこと

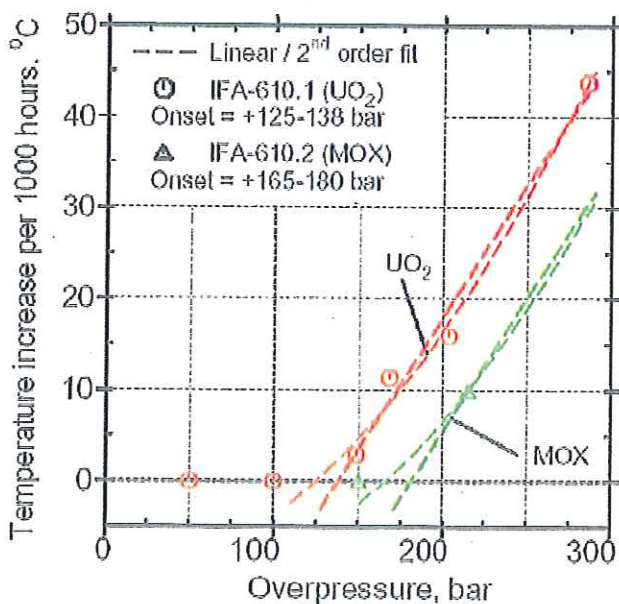
上述したとおり、本件 MOX 燃料については、燃料棒内圧評価値が燃料棒内圧設計基準値を超えない設計としており、そもそもギャップ再開は起こりません。

(2) 著しい温度上昇は生じないこと・サーマルフィードバックに進展しないこと

仮にギャップ再開が生じたとしても、直ちに冷却材への熱伝達が低下し、冷却が失われるわけではなく、燃料棒の内圧が相当高まらない限りは、ペレットの温度が有意に上昇することはなく、また更にギャップが押し広げられるサーマルフィードバックに達することはありません。

このことは、試験研究炉（ノルウェーのハルデン炉）で実施された試験の結果【乙 B33 “Fuels Research at the Halden Reactor Project –Selected Results and Plans”, 乙 B34 “Rod Overpressure/Lift-off Testing at Halden In-pile Date and Analysis”】にあらわれています。

すなわち、玄海3号機の環境（冷却材圧力及び冷却材温度）を模擬したうえで、燃料棒内にガスを入れて加圧することで、FP ガスにより内圧が上昇した状態を模擬し、その後、更なる加圧により内圧を段階的に上昇させた場合に、内圧がどの程度高まった時点でペレットの持続的な温度上昇を引き起こすのかを確認する試験が実施されたところ、燃料棒の内圧が25.5MPa(冷却材圧力である15.5MPaを10MPa上回る圧力ということで、図21では横軸（過圧量）「100bar」の時点）を上回って初めてペレットの温度が有意に上昇し始めたとの結果が出ています【乙 B33】（図22）。つまり、ギャップ再開が生じたとしても、燃料棒の内圧が相当高まらない限りは、直ちにペレットの温度が有意に上昇するわけではないということです。



縦軸:1000時間当りの温度上昇(°C)
 横軸:過圧量(bar)
 ※過圧量100barのとき、燃料棒内圧は25.5MPa
 (外圧15.5MPa+過圧量10MPa(100bar相当)=25.5MPa)

図22 ハルデン炉（ノルウェーの試験研究炉）における試験結果

ウラン燃料、MOX燃料ともに、燃料棒内圧が25.5MPaを超えた後から徐々に温度上昇がみられましたが、温度上昇の程度は、燃料棒内圧45.5MPa（図22では横軸「300bar」の時点）の条件下で1000時間あたり50℃以下でした。つまり、仮にギャップ再開が想定されるような過加圧の状態であっても、燃料ペレットの温度の著しい上昇は発生しないということです。

また、同様に燃料棒内にガスを入れて加圧し、内圧を段階的に上昇させた場合に、内圧がどの程度高まった時点で、ペレットにおける継続的なギャップ増加を引き起こすのかを確認する試験が実施されたところ、燃料棒の内圧が45.5MPaとなる状況においても、継続的なギャップの増加は生じなかったとの結果が出ています【乙B34】。つまり、ギャップ再開が生じたとしても、直ちに、更にギャップが押し広げられるサーマルフィードバックに至るわけではないということです。

(3) 燃料ペレットの溶融には至らないこと

原告らは、3.サイクル運転末期の54.2日前（原告「第十準備書面」4頁）にギャップ再開が起こると主張していますが、仮にそのような事態を想定したとしても、以下に示すとおり、燃料ペレットの溶融は考えられません。

すなわち、上述のように、ハルデン炉の試験結果では、燃料棒の内圧が45.5MPaとなる条件下でも、1000時間で50℃といった程度の時間スケールでの緩やかな温度上昇しか確認できていません。

これに対し、通常運転時より出力条件の厳しい「運転時の異常な過渡変化時」においても、燃料ペレットの制限値（燃料ペレット中心温度評価値の不確定性を考慮し、MOXの溶融点より220℃低い値を制限値としている）とペレット中心温度との差は、燃料棒の内圧が高くなる燃焼の後半で約700～800℃もあります（図23）。

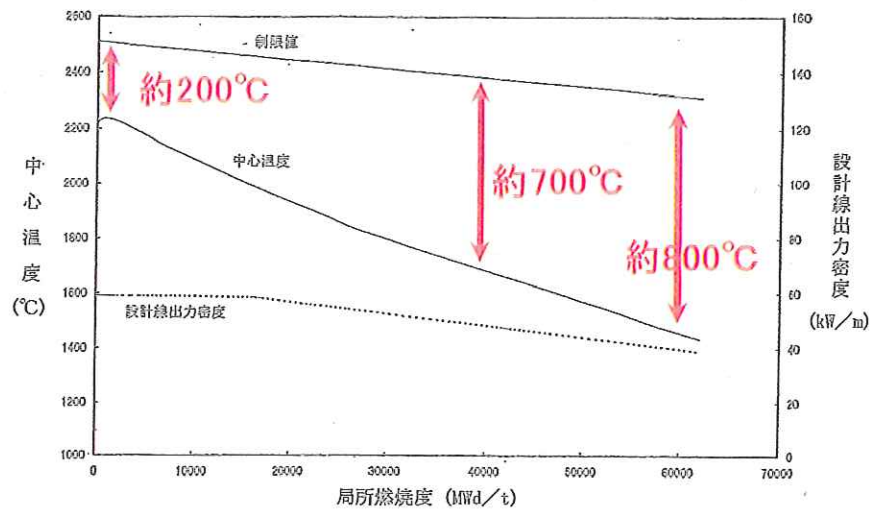


図3-16 運転時の異常な過渡変化時におけるMOX燃料中心最高温度の燃焼度依存性

図23 運転時の異常な過渡変化時におけるMOX燃料中心最高温度の燃焼度依存性

【乙 B20-9/2-49 頁・図 3-16】

すなわち、燃料が溶融を始めるには少なくとも約 700~800°Cの温度上昇が必要ということになります。

さらに、燃料は、温度が上昇すれば核分裂を抑制する特性があるので、燃料温度の上昇は緩やかになります。

以上より、燃料ペレットが溶融するには 700~800°C程度の温度上昇が必要であるところ、ハルデン炉で 1000 時間で 50°C程度しか温度上昇しなかったことを考慮すると、原告らの主張する 3 サイクル運転末期の 54.2 日前（原告「第十準備書面」4 頁）にギャップ再開が起こったとしても、その程度の時間では、到底燃料溶融につながるものではないことが分かります。

(4) ハルデン炉の試験結果の玄海3号機への妥当性について

ア 以上に関して、原告らは、ハルデン炉と玄海3号機では、条件の違いがあり、ハルデン炉でギャップ再開の内圧が高いからといって、玄海3号機でも同様の結論になるとはいえない旨主張しています。確かに条件の違いはありますが、以下で述べるように、ハルデン炉の試験結果は、玄海3号機にも妥当します。

イ まず、原告らは「ハルデン炉ではただ一本の燃料棒が設置されている」と指摘しているところ、ハルデン炉では燃料棒1本の挙動を確認してい

るに過ぎないのに対し、玄海3号機は燃料集合体を組んでいるので、挙動が異なると主張しているものと思われます。

しかし、ハルデン炉での試験内容は、⑦燃料棒内にガスを入れて加圧し、燃料棒内圧を段階的に上昇させ、どの程度の内圧でペレットの持続的な温度上昇を引き起こすのかを確認する試験と、⑧同じく燃料棒内にガスを入れて加圧し、燃料棒内圧を段階的に上昇させた場合の被覆管の燃料棒内のガスが流れる空隙（ギャップに相当するもの）を測定する試験であり、燃料棒単体か燃料集合体かどうかは、これらの試験結果に影響を与えるものではありません。

すなわち、⑦ペレットの温度上昇に関する挙動及び⑧ギャップの継続的增加に関する挙動については、燃料棒内部におけるペレットからのFPガス放出、ペレットの体積変化（熱膨張、スウェリング）、被覆管のクリープ変形が影響しますが、燃料棒の外部の環境（冷却材圧力、温度）が同じであれば、燃料棒単体か、燃料集合体かは試験結果に影響するものではありません。

ウ また、原告らは「ハルデン炉では、外部から燃料被覆管内にガスを注入し、そのガス圧のためペレット内部のFPガスがギャップにでることが抑制され、それだけペレットは膨張し、ギャップ再開を抑えるように作用する」とも指摘しています。この点、「外的にギャップに注入されたガス圧により、ペレット内部のFPガスがギャップに出ることが抑制される」ことを前提にしていますが、この前提は誤りです。

すなわち、ペレットからのガス放出には、「拡散により放出」されるものと、「核分裂によるエネルギーでペレット表面付近から直接ペレット外に放出」されるものがあります。

拡散によるFPガス放出は、ペレット内でFPガスが熱拡散により移動することによるものであって、ペレット温度が支配的であり、ペレットの外圧の影響はほとんどないと考えられます。

また、核分裂によるエネルギーでペレット表面付近から直接ペレット外に放出されるFPガスについても、ペレットの外圧の影響はほとんどないと考えられます。

当社は、上記の挙動のモデル化において、ペレットの外圧の影響を用いておらず、燃料棒内圧評価における実測値と予測値の比較により、ペレットの外圧の影響を考慮せずともFPガスの放出を適切に予測できる

ことを確認しており、ペレットからの FP ガスの放出挙動にはペレットの外圧の影響がほとんどない事が確認できています。

したがって、ハルデン炉の試験において、ペレットの外圧により FP ガスの放出が抑制されているとの原告らの指摘はあたりません。

エ 更に、原告らは、「ハルデン炉ではアルゴンガスが注入されるが、ヘリウム、アルゴン及びキセノンとクリプトンの熱伝導率には著しい差がある」と指摘しています。

この点、ハルデン炉において被覆管内に注入したアルゴンガスと、玄海 3 号機の被覆管内のガスとは元素が異なり、熱伝導率が異なることは原告らの指摘するとおりですが、アルゴンガスは、玄海 3 号機の燃料棒内のガスよりも熱伝導率が低く、ハルデン炉の試験は玄海 3 号機よりも熱が除去されにくい（つまり温度が上昇しやすい）状況で行われたものです。

すなわち、玄海 3 号機の被覆管内は、初期に加圧のために注入されたヘリウムガス（熱伝導率： $26.6 \times 10^{-2} [W/(m \cdot K)]$ 程度）と、その後ペレットから放出された FP ガス（キセノン（熱伝導率： $1.2 \times 10^{-2} [W/(m \cdot K)]$ 程度）、クリプトン（熱伝導率： $1.9 \times 10^{-2} [W/(m \cdot K)]$ 程度））及び α 線由来のヘリウムガスの混合ガスが存在しますが、燃焼が進むにつれ FP ガスの量も増えていき、3 サイクル終了時点においては、FP ガスの割合が最も高くなります（つまり熱伝導率が最も低くなります）。

ここで、3 サイクル終了時点におけるガスの組成（初期封入ヘリウムガス約 50%、FP ガス及び α 線由来のヘリウムガス約 50%（被告準備書面 2・5 頁）について、FP ガス及び α 線由来のヘリウムガスが全て最も熱伝導率が低いキセノンであると仮定したとしても、熱伝導率は $6.3 \times 10^{-2} [W/(m \cdot K)]$ 程度であり、アルゴンガスの熱伝導率（ $3.3 \times 10^{-2} [W/(m \cdot K)]$ 程度）に比べて 2 倍程度高くなります。

したがって、ハルデン炉の試験は、玄海 3 号機よりペレットからの熱が除去されにくい状況下で行われたものであり、ハルデン炉において燃料ペレットの温度が有意に上昇しなかったということは、玄海 3 号機においても当然に燃料ペレットの温度が有意に上昇することはないといえます。

オ 以上のとおり、原告らの主張するようなハルデン炉と玄海 3 号機の違いを考慮しても、玄海 3 号機においても、ハルデン炉の試験結果と同様

に、「燃料棒の内圧が相当高まらない限りは、燃料ペレットの温度は有意に上昇せず、更にギャップが押し広げられるサーマルフィードバックに至るわけではない」ことに変わりはありません。

2 燃料溶融による原子炉容器破壊の危険性について

(1) 被覆管の損傷に至らないこと

ギャップ再開によりサーマルフィードバックが起こり、さらに、燃料溶融に至る可能性がないことは上記のとおりですが、仮に燃料ペレットの溶融が始まる事態を想定しても、被覆管の損傷には至りません。

すなわち、燃料の温度は、燃料ペレットの中心が高く、ペレットの外側が低くなっていることから、燃料ペレットの溶融が起こるとすれば、ペレットの中心部分から始まります。しかし、燃料ペレット中心の溶融部分がペレット外側に流れ出ようとしても、温度の低いペレットの周りの部分と接触することによって固まってしまうため、その溶融部分が被覆管に直接接触することはありません。また、燃料ペレット全体が溶融するに至るまでには相当な時間を要する上、燃料棒の外側は冷却水に接しているため、被覆管の温度の急激な上昇はなく、被覆管の損傷に至るまでにはさらに相当な時間を要することになります。

(2) 炉心そのものが著しく損傷するまでには至らないこと

仮に燃料ペレットの溶融により被覆管の損傷が始まる事態を想定しても、炉心そのものが著しく損傷するまでには至りません。

すなわち、被覆管の損傷が生じれば、燃料棒内の放射性物質が冷却材中に漏れ出るため、連続監視している放射線モニタにより放射能の上昇を検出し、被覆管の損傷が検知されます。被覆管の損傷が検知されれば、原子炉を停止するなどの適切な対応を取ることができ、炉心そのものが著しく損傷するような重大な事故にはつながりません。

また、仮に被覆管が損傷した場合には、燃料棒内のガスが放出され、内圧は低下し、ギャップの増加は止まるので、サーマルフィードバック状態が解消され、事象は進展しなくなります。

(3) 原子炉容器の破壊に至ることはないこと

原告らは、水蒸気爆発によって燃料集合体 1 体から機械エネルギー約 9,000kJ が発生し、原子炉容器が破壊されると主張していますが、9,000kJ 程度の機械エネルギーで原子炉容器が破壊に至ることは考えられません。

原告らは、当社の設置変更許可申請書【甲1】における「原子炉容器の

吸収可能な歪エネルギー $9.4 \times 10^3 \text{ kJ}$ 」との記載を根拠としていますが、「原子炉容器の吸収可能な歪エネルギー」とは、原子炉容器の材料が塑性変形せず、応力がなくなれば元の形に戻るエネルギーを示すものであり、この値を超えると原子炉容器の変形が進み、塑性変形に至る可能性があります。このことは原子炉容器が破損することを意味しているわけではありません。

すなわち、原子炉容器を破損させるには、 $9,400 \text{ kJ}$ よりはるかに大きい $1,200,000 \text{ kJ}$ 程度のエネルギーが必要とされています【甲 20「蒸気爆発の動力学研究成果報告書（軽水炉の重大事故における蒸気爆発環境）」49頁】。この点、設置変更許可申請書に記載した「原子炉容器の吸収可能な歪エネルギー $9,400 \text{ kJ}$ 」とは、原子炉容器の材料が降伏点に至るまでのエネルギーのことであり、原子炉容器に吸収される歪エネルギーが $9,400 \text{ kJ}$ よりも小さければ、加わる力（応力）がなくなれば元の形に戻ります。また、原子炉容器に吸収される歪エネルギーが $9,400 \text{ kJ}$ を超えたとしても、吸収したエネルギーに応じて原子炉容器の塑性変形が生じるだけであり、原子炉容器の破損には至りません（図 2 4）。

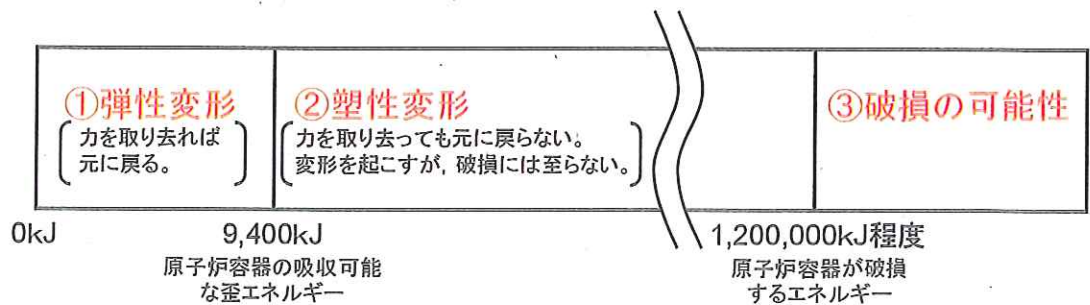


図 2 4 原子炉容器の破損に要するエネルギー（イメージ）

第8 使用済 MOX 燃料による健康被害、環境被害

1 使用済 MOX 燃料の安全性について

(1) 原告らは、①使用済み MOX 燃料は、六ヶ所再処理工場では再処理できず、地層処分できるまでに 400～500 年かかることになるのに、使用済み MOX 燃料を処理する第二再処理工場の建設どころか、具体的な処理の方策の検討すらなされていないこと、②玄海 3 号機用貯蔵ピットでは、ラック間の距離を縮めて圧縮して詰めるための工事（リラッキング）が計画されており、原子力安全委員会の指針 50 に規定される「燃料の臨界防止」の条件を満たすこととされているが、それはラックの幾何学的形状が超長期に保たれることが前提になっているところ、超長期保管の間に劣化が進んで地震で崩れるような場合の検討はなされていないこと、③イギリスの使用済み燃料貯蔵プール B30 では、腐食により燃料形状が崩れて、推測では、プール内に含まれる約 1.3 トンのプルトニウムのうち、400kg はスラッジとしてプールの底に堆積しているところ、堆積状況によっては臨界に達するおそれがあることを指摘し、使用済み MOX 燃料の超長期保管について安全性は確保されていない旨主張しています。

(2) しかし、使用済 MOX 燃料の使用済燃料ピットでの貯蔵については、基本的に使用済ウラン燃料と同様であり、適切な設備と管理により安全に貯蔵しており、また、再処理や使用済燃料ピット以外での中間貯蔵設備についても技術は既に確立しています。

以下に、その具体的な内容を説明します。

ア 使用済燃料貯蔵設備について

一定期間使用した燃料集合体（使用済燃料）は原子炉から取り出したうえで、次の再処理過程までの間は、原子力発電所内に設置された使用済燃料貯蔵設備（使用済燃料ピット）に貯蔵・管理します。

我が国では、発生する使用済燃料の数量と青森県六ヶ所村に建設中の再処理工場の年間最大処理能力とを勘案して、原子力発電所内における使用済燃料の貯蔵に加え、新たに使用済燃料を貯蔵することを目的とした中間貯蔵施設の設置に向けた検討も行われています。

こうした中、東京電力㈱及び日本原子力発電㈱では、青森県むつ市に原子力発電所の敷地外に使用済燃料を中間貯蔵する「リサイクル燃料備蓄センター」をすでに建設中です。

イ MOX 燃料の再処理施設について

六ヶ所再処理工場の重要部分に技術導入した仏国の再処理工場において、使用済 MOX 燃料を約 75t 再処理した実績があります。また、日本でも新型転換炉「ふげん」の使用済 MOX 燃料を東海再処理工場です約 29t 再処理した実績があります。このように、プルサーマルで発生する使用済 MOX 燃料は技術的に再処理可能であることが実証されています。

ウ 使用済燃料ピットの未臨界性

「安全設計審査指針」では、使用済燃料ピットの設計方針に関して「幾何学的な安全配置又はその他適切な手段により、想定されるいかなる場合でも、臨界を防止できる設計であること」が要求されています。

同指針では、MOX 燃料を貯蔵する使用済燃料ピットの未臨界性に係る具体的な判断基準が定められていないため、当社は、米国原子力学会規格 (ANSI/ANS57.2-1983) に基づき、実効増倍率⁷の判断基準を 0.98 以下と設定しました。MOX 燃料を貯蔵する使用済燃料ピットの実効増倍率の評価結果は厳しい条件を設定 (図 25) しても、0.922 であり、判断基準を下回っており、MOX 燃料が臨界になることはありません。

なお、使用済燃料ピットは、耐震性の高い構造物として設計されており、地震時にも使用済燃料を収納するラックの構造が維持され、臨界になることはありません。

⁷ 実効増倍率：燃料集合体に単位時間に発生する中性子数と、単位時間に消費される中性子数の比。実効増倍率が 1.0 未満であれば、使用済燃料ピット中で燃料集合体は臨界に達することはない。

評価条件として厳しい条件(ラック内辺及び間隔の公差, 燃料の片寄り, 燃料の製造公差等を考慮)を設定。

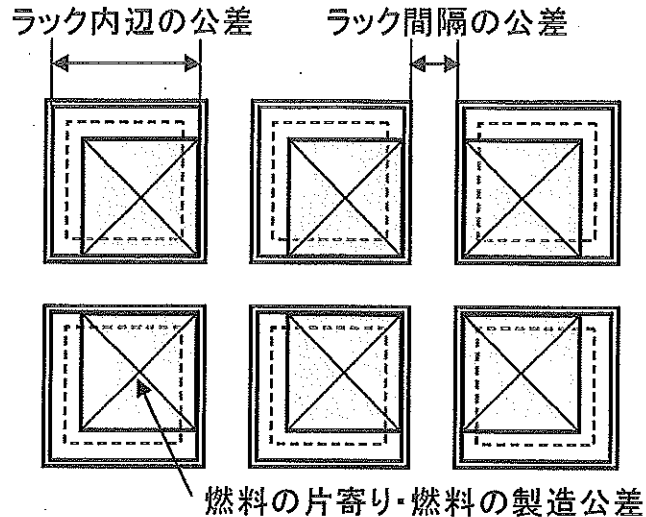


図 2 5 使用済燃料ピットの未臨界性評価上の条件例
(使用済燃料を収納するラックを上から見た図)

エ 燃料棒の耐腐食性

玄海 3 号機の燃料棒の被覆管には, 水中における腐食に強いジルコニウム合金を用いています。

また, 玄海 3 号機の使用済燃料ピットには, 水温を保つための冷却器, ピット水中の異物を分離するためのフィルタ, 溶け込んだ化学物質を吸着するための脱塩塔等から構成される浄化・冷却系統設備を備えており, 使用済燃料は, 水位・水温・水質等を適切に管理した使用済燃料ピット内で安全に貯蔵しています。

したがって, 腐食により燃料形状が崩れてしまうことはありません。原告らが主張する「イギリスの使用済み燃料貯蔵プールで腐食により燃料形状が崩れた燃料」は, マグノックス燃料⁸であり, 本件 MOX 燃料とは, 燃料被覆材が異なります。

マグノックス燃料の被覆材には, 原子炉の冷却材 (気体) である二酸

⁸ マグノックス燃料: 黒鉛減速炭酸ガス冷却炉で用いられている燃料。

化炭素⁹に対する耐腐食性（耐酸化性）に優れたマグネシウム合金（マグノックス）が用いられています。このマグネシウム合金は、水と反応するため、使用済燃料の長期間にわたる使用済燃料プールでの保管は困難とされています【乙 B40「原子力海外ニューズピックス 2012年第5号」】【乙 B41「講座・現代の金属学 材料編8 原子力材料」185頁】。

イギリスの再処理施設では、当時、マグノックス燃料を屋外貯蔵プールに貯蔵しており、また、長期間にわたり再処理が停止したため、貯蔵プールでの水中保管が通常よりも長期間となり、マグノックス燃料が貯蔵プール内で腐食したとされています【乙 B42“Sellafield Plan, First Generation Magnox Storage Pond” p.1-2】。

本件 MOX 燃料は、屋内の、水位・水温等を適切に管理した使用済燃料ピット内で安全に貯蔵されており、また水中における腐食に強いジルコニウム合金被覆管を用いていることから、マグノックス燃料のように、腐食により形状が崩れてしまうことはありません。

オ 以上のとおり、使用済 MOX 燃料については、再処理や使用済燃料ピット以外での中間貯蔵設備について技術は既に確立しており、また、適切な設備と管理により安全に貯蔵しており、使用済 MOX 燃料について、安全性は確保されているといえます。

2 玄海3号機用使用済燃料ピットからの大量漏えいの危険性について

(1) 原告らは、当社の設置変更許可申請書【甲 1】の使用済燃料ピットの項では、漏えい対策として内面をステンレス鋼板で内張りすること、漏えい検知装置を設置するとしているが【甲 1/8-6-9 頁】、アメリカのセーレム原発では、検知溝がホウ酸などで詰まったために、漏えい水が検知溝から脇にそれて地中に漏れ、5年間以上も検知できずに漏えいしていたのであるから、検知装置があっても大量漏えいが起こりうる旨主張しています。

(2) しかし、玄海3号機用使用済燃料ピットから、大量漏えいがおこり環境を汚染する危険性はありません。

ア 使用済燃料ピットの放射線防護

「安全設計審査指針」では、使用済燃料ピットの設計方針に関して「放射線防護のための適切な遮へいを有すること」が要求されています。

使用済燃料ピットは、燃料取替時、燃料移送時及び使用済燃料貯蔵時に、従業員等が安全に作業できるように、ピットの壁面及び底部には、

⁹ 黒鉛減速炭酸ガス冷却炉では、炭酸ガス（二酸化炭素）を冷却材として用いている。

コンクリート壁による遮へいを施しています（図26）。

また、使用済燃料ピット水はほう酸水で、水面から燃料集合体頂部までは十分な水深（約8m）を持たせ遮へいする設計としており、更に、使用済燃料ピットにおいて燃料集合体を取り扱う場合でも、燃料集合体頂部までの水深を3m以上確保することとしています【乙B6-1-4,12「玄海原子力発電所原子炉設置変更許可申請書（3,4号炉増設）添付書類」/8-1-79, 8-11-4頁】。

使用済燃料ピットの遮へい能力評価を実施したところ、MOX新燃料及びMOX使用済燃料を貯蔵した場合でも、放射線防護のための適切な遮へいを有していることを確認しています。

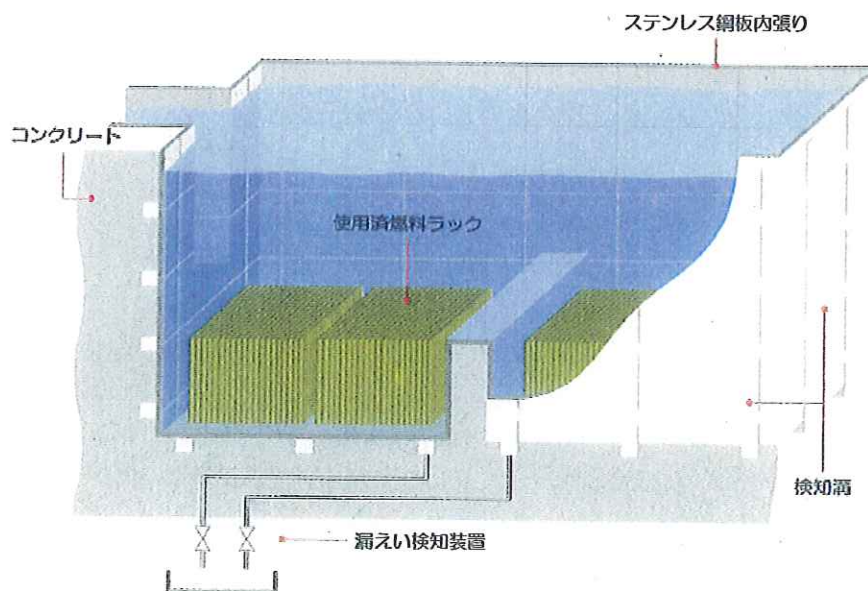


図26 使用済燃料ピット概要図

イ 使用済燃料ピットからの漏えい防止

使用済燃料ピットの壁は、水の漏えいを防ぐため、ステンレス鋼板で内張りされています（図26）。

また、玄海3号機の使用済燃料ピットにおいては、ステンレス鋼製ラックの耐腐食性や中性子による機械的強度に関する劣化は小さく、ステンレス鋼製ラックの構造健全性は確保できます。このため、ステンレス鋼製ラックの劣化が進んで、崩れるような状況は考えられません。

更に、玄海3号機においては、使用済燃料ピットから漏えいのないことを日常パトロールで1日1回確認し、万一漏えいが発生した場合にも、漏えいした液体が漏えい検知装置に集まり、外部に汚染が拡がらない構造となっています。

ウ 以上より、玄海3号機用使用済燃料ピットから、大量漏えいがおこり環境を汚染する危険性はありません。

第9 最後に

以上述べましたとおり、本件 MOX 燃料は、そもそもギャップ再開が起こらない設計としており、事故に至ることはありません。

万が一、ギャップ再開が起こることを仮定した場合でも、サーマルフィードバックには至らず、ましてや燃料ペレットの溶融に至ることはありません。

さらに、燃料ペレット中心の溶融が始まる事態を仮に想定しても、ペレット全体の溶融には相当な時間がかかり、被覆管の損傷には至りません。

さらに仮定を重ねて、燃料ペレットの溶融により被覆管の損傷が始まる事態を想定しても、被覆管に損傷が生じれば、放射線モニタによって検出され、原子炉が停止されるので、重大な事故にはつながりません。

したがって、本件 MOX 燃料を使用することにより、原告らが主張するように、炉心が著しく損傷するといった重大な事故に至ることは考えられず、本件 MOX 燃料の安全性は十分確保されているものといえます。

以上

平成26年6月18日

住所 福岡市中央区渡辺通二丁目1番82号

氏名 小鶴 章人

