

副本

平成 22 年 (ワ) 第 591 号 MOX 燃料使用差止請求事件

原告 石丸ハツミ外 129 名

被告 九州電力株式会社

準備書面 20

平成 26 年 9 月 11 日

佐賀地方裁判所 民事部 合議 2 係 御中

被告訴訟代理人弁護士

堤

克



同

山

内

喜



同

松

崎

隆



同

齐

藤

芳

朗



同

永

原

豪



同

熊

谷

善

昭



同

池

田

早

織



< 目 次 >

第 1	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 燃料における燃料棒内圧評価の概要	3 頁
2	燃料棒内圧設計基準値の設定について	4 頁
(1)	燃料に関する設計基準	4 頁
(2)	燃料棒内圧に関する設計基準	6 頁
(3)	FINE コードによる計算	6 頁
(4)	本件 MOX 燃料の燃料棒内圧設計基準値の設定	9 頁
3	燃料棒内圧評価値の評価について	11 頁
4	原告らの主張に対する反論	12 頁
(1)	MOX ペレットの体積変化に関する評価について	12 頁
(2)	設置変更許可申請と輸入燃料体検査申請の内圧評価結果が異なる理由	20 頁
(3)	図 3-8 (FP ガス放出率の予測・実測) のベズナウ炉データの評価	22 頁
(4)	初期ヘリウム加圧量の低減について	24 頁
(5)	被告の内圧評価で用いたプルトニウム組成について	25 頁
(6)	「安全余裕が 1%しかない」との主張について	34 頁
第 2	ギャップ再開により重大な事故が発生する具体的な危険性はないこと	
1	ギャップ再開が生じてもペレット溶融に至らないこと	34 頁
(1)	ペレットの温度上昇は極めて緩やかであること	34 頁
(2)	ペレットの溶融には約 700℃～800℃の温度上昇が必要であること	38 頁
(3)	結論	39 頁
2	ペレット溶融が生じても被覆管の溶融に至らないこと	40 頁
3	被覆管の損傷が生じても炉心の著しい損傷までには至らないこと	40 頁
4	原子炉容器の破壊に至ることはないこと	41 頁
第 3	使用済 MOX 燃料によって健康被害・環境被害が生じることはないこと	
1	使用済 MOX 燃料の超長期保管における安全性	41 頁
2	使用済燃料ピットからの漏えい防止	45 頁
3	原子炉等規制法・環境基本法違反はないこと	47 頁
(1)	原子炉等規制法違反は存しないこと	47 頁
(2)	環境基本法違反は存しないこと	47 頁
第 4	結語	48 頁

第 1 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 燃料における燃料棒内圧評価の概要

(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、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ない【乙 B20-5「輸入燃料体検査申請書（2-50 頁）」】。

(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」という下限値である【小鶴証人 24 項，乙 B43「小鶴陳述書」6 頁】。

「燃料棒内圧設計基準値」を求めるにあたっては、通常の燃料仕様を前提に燃料棒設計コード（FINE コード）で計算すると、ギャップ再開は起きないため、ギャップ再開を強制的に発生させるよう、FINE コードによる計算の初期条件として、仮想的に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 1 の青い白丸）を求めた【小鶴証人 25 項，乙 B43「小鶴陳述書」6 頁】。

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」（19.7MPa・図 1 の青丸）とした【小鶴証人 26 項，乙 B43「小鶴陳述書」6 頁】。

(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」という最大値である【小鶴証人 27 項，乙 B43「小鶴陳述書」6 頁】。

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 1 の赤い白丸）を求めた。

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」（19.5MPa・図 1 の赤丸）とした【小鶴証人 13～14 項，乙 B43「小鶴陳述書」6 頁】。

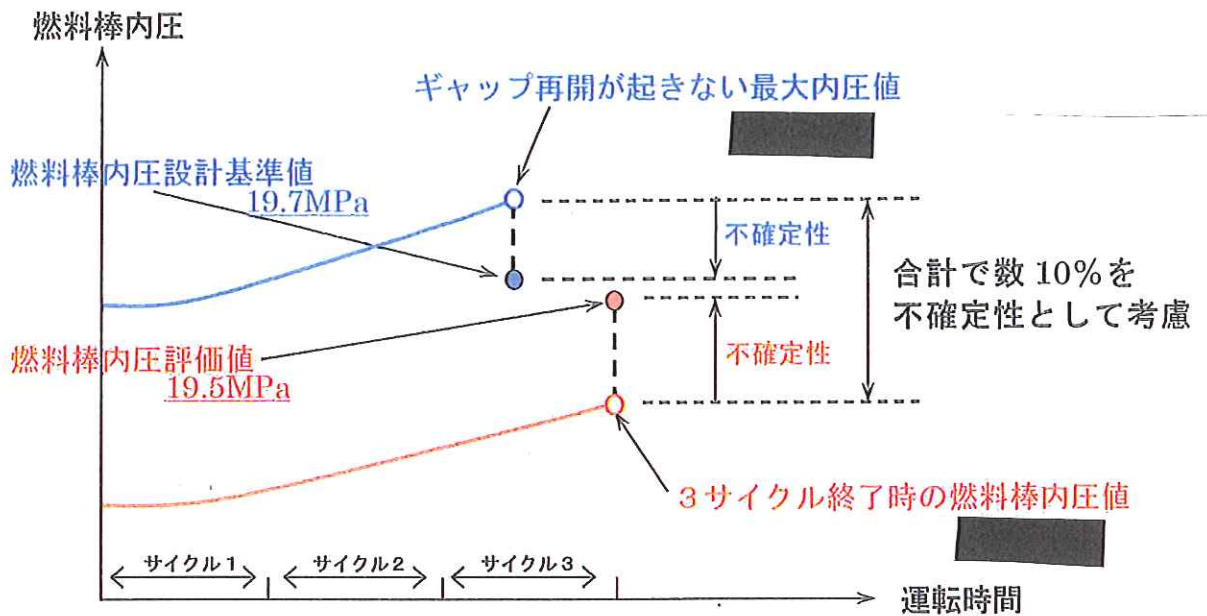


図1 本件 MOX 燃料の燃料棒内圧評価結果

- (4) 以上の結果について、被告は国の審査を受け、合格している【乙 B20-5「輸入燃料体検査申請書 (2-50 頁)」, 乙 B18・乙 B19「輸入燃料体検査合格書」】。

以下では、被告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、詳しく述べる。

2 燃料棒内圧設計基準値の設定について

(1) 燃料に関する設計基準

燃料の設計については、法令及び安全審査指針類に設計要求事項が規定されており、被告はこれらに従って設計している（表1）（これらの指針等における設計の考え方や判断基準等を MOX 燃料に適用することが妥当であることは「軽水炉 MOX 報告書」に示されている【乙 A2/955 頁/軽水炉 MOX 報告書「3.3 熱・機械設計について」】）。

具体的な燃料設計基準については、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化状態に対して、燃料の健全性が維持できるように、燃料棒の構造設計、核設計及び熱水力設計の三つについて設定されており、このうち、燃料棒の構造設計基準については、「17×17 燃料報告書」及び「燃料設計手法報告書」に規定されている（表2）。

表 1 燃料の設計に関する法令及び安全審査指針類

名 称
○発電用原子力設備に関する技術基準を定める省令 (昭和 40 年 6 月 15 日通商産業省令第 62 号)
○発電用核燃料物質に関する技術基準を定める省令 (昭和 40 年 6 月 15 日通商産業省令第 63 号)
○発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針 (平成 2 年 8 月 30 日原子力安全委員会決定)
○加圧水型原子炉に用いられる 17 行 17 列型の燃料集合体について (昭和 51 年 2 月 16 日原子炉安全専門審査会)
○発電用軽水型原子炉の燃料設計手法について (昭和 63 年 5 月 12 日原子力安全委員会了承)

表 2 燃料棒の構造設計基準

項 目	設計基準
①燃料棒内圧	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 ¹ 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。 【乙 A2/905 頁/燃料設計手法報告書「3.検討結果」 3.2.1】
②燃料中心温度	燃料最高温度は二酸化ウランの溶融点未満であること。 【乙 A2/1305 頁/17×17 燃料報告書「II.17×17 型燃料集合体の設計」 2.2-1(1)】
③燃料被覆管 応力	燃料被覆管にかかる応力はジルカロイ-4 の耐力以下であること。 【乙 A2/1305 頁/17×17 燃料報告書「II.17×17 型燃料集合体の設計」 2.2-1(3)】
④燃料被覆管歪	燃料被覆管に生ずる円周方向引張歪の変化量は各過渡変化に対し 1% を超えないこと。 【乙 A2/1305 頁/17×17 燃料報告書「II.17×17 型燃料集合体の設計」 2.2-1(4)】
⑤周期的な 燃料被覆管歪	燃料被覆管の累積疲労サイクル数は設計疲労寿命を超えないこと。 【乙 A2/1305 頁/17×17 燃料報告書「II.17×17 型燃料集合体の設計」 2.2-1(5)】

¹ クリープ変形：比較的低い弾性領域応力を長時間受けて、徐々に燃料被覆管が変形する現象。

本件 MOX 燃料は、玄海 3 号機への採用に当たり上記の基準を満足するよう設計した上で、第 1 回製造分（16 体）及び第 2 回製造分（20 体）についてそれぞれ輸入燃料体検査申請を行い、検査に合格したものである【乙 B18・乙 B19「輸入燃料体検査合格書」】。

(2) 燃料棒内圧に関する設計基準

燃料棒の構造設計基準のうち、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る【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る【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²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。

(3) FINE コードによる計算

ア 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

² 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。

を意味する【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³」「スエリング⁴」「核分裂生成ガス（以下、「FP ガス」という）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る（図 2）。

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ある。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る【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⁵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おり、ヘリウム生成量についてはウラン燃料の 3 倍として取り込んでいる【乙 B10-3「三菱 PWR4 ループプラント装荷 MOX 燃料機械設計」11 頁】。

³ 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。

⁴ 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。

⁵ FP ガス放出率：生成した FP ガスのうち、ペレット外に放出されたものの割合。

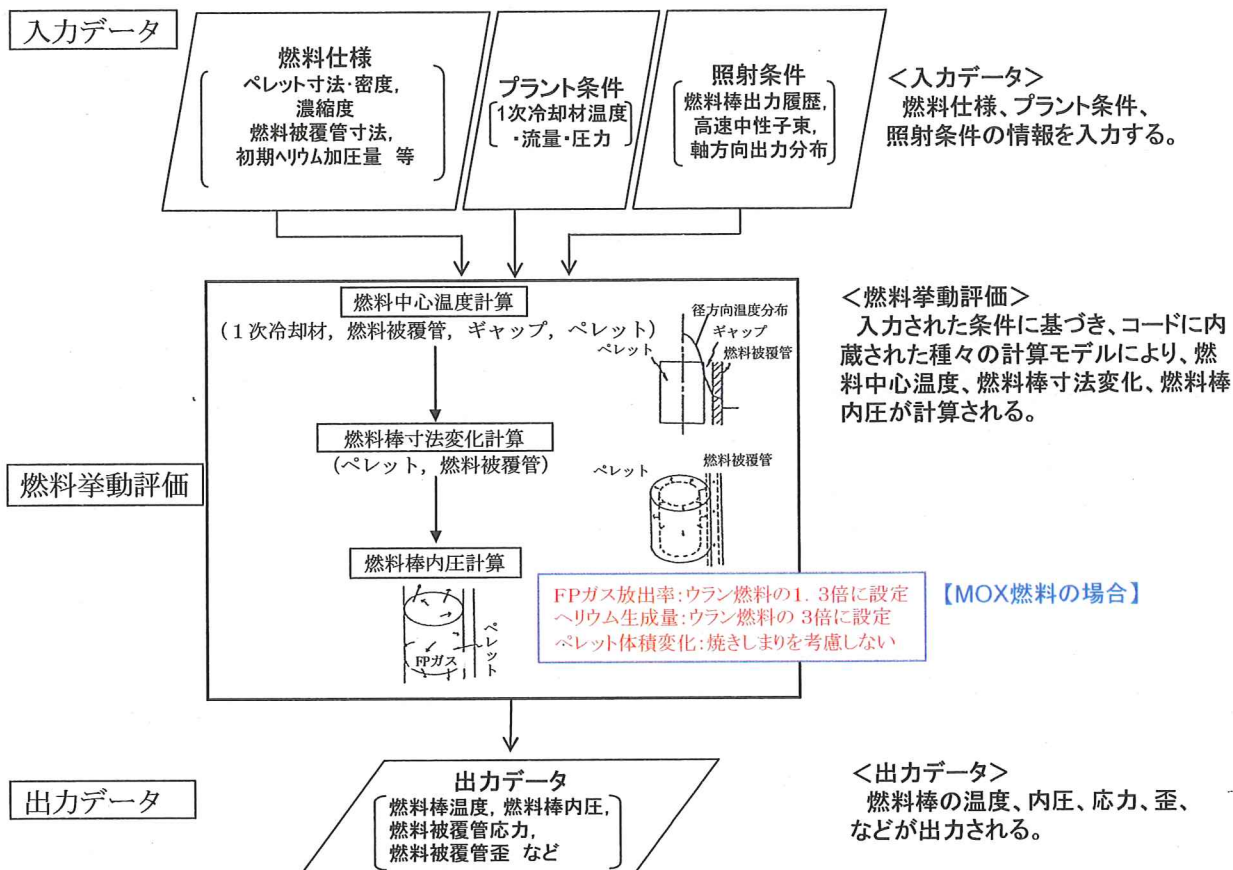


図2 FINEコードの計算の流れ

イ 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、繰り返し計算を行う（図3）【乙B43「小鶴陳述書」10頁】。

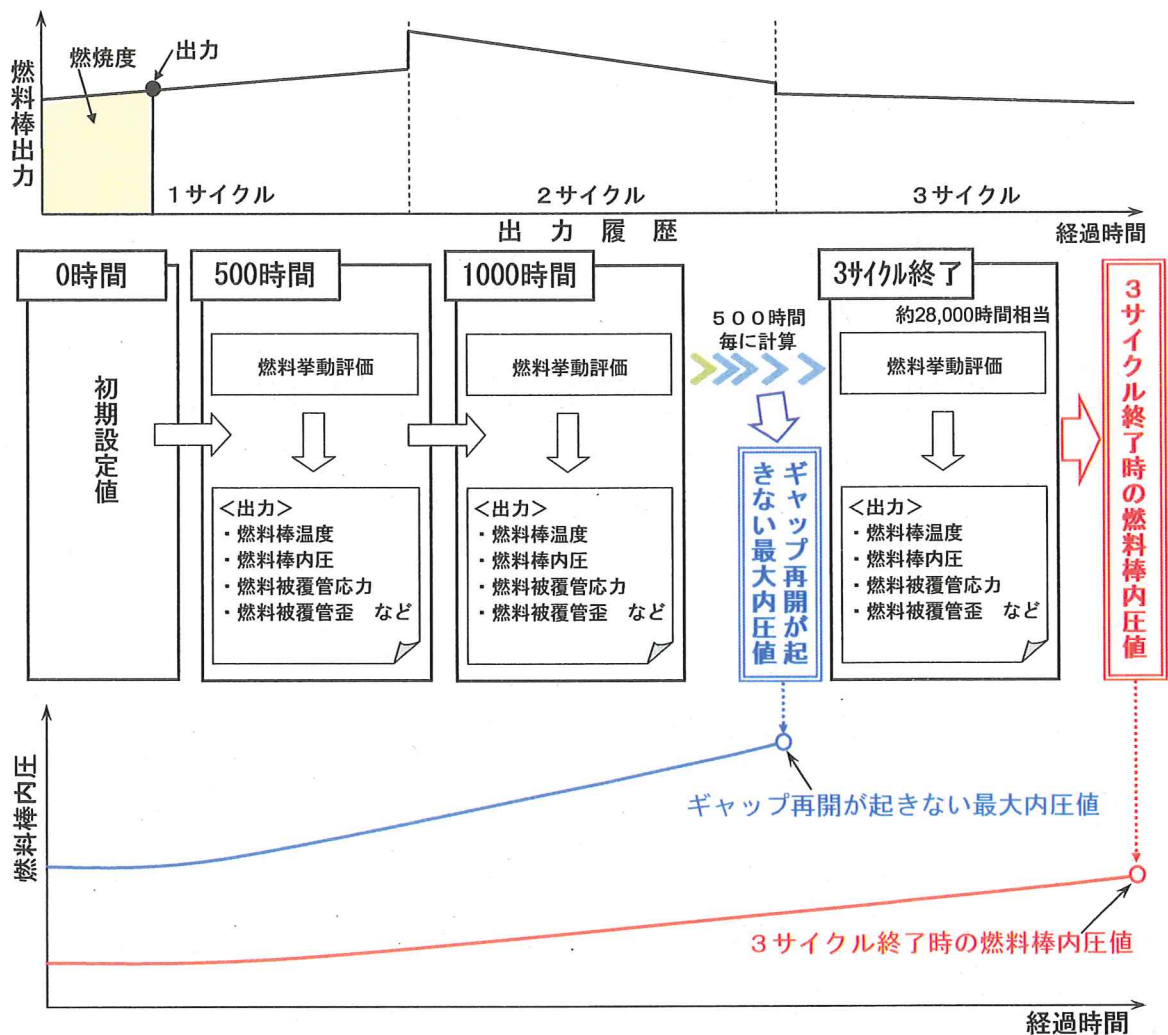


図3 FINEコードを用いて3サイクル終了時の燃料棒内圧を求める計算（イメージ例）

(4) 本件 MOX 燃料の燃料棒内圧設計基準値の設定

ア 被告は、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、但し初期ヘリウム加圧量に関しては仮想的に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た（図4）【小鶴証人 25 項、乙 B43「小鶴陳述書」11 頁】。

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 [] である【乙 B43「小鶴陳述書」11頁】。

次に、この「ギャップ再開が起きない最大内圧値」 [] 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」を設定した【乙 B20-5「輸入燃料体検査申請書（2-50頁）」、乙 B43「小鶴陳述書」11頁】（図1）。

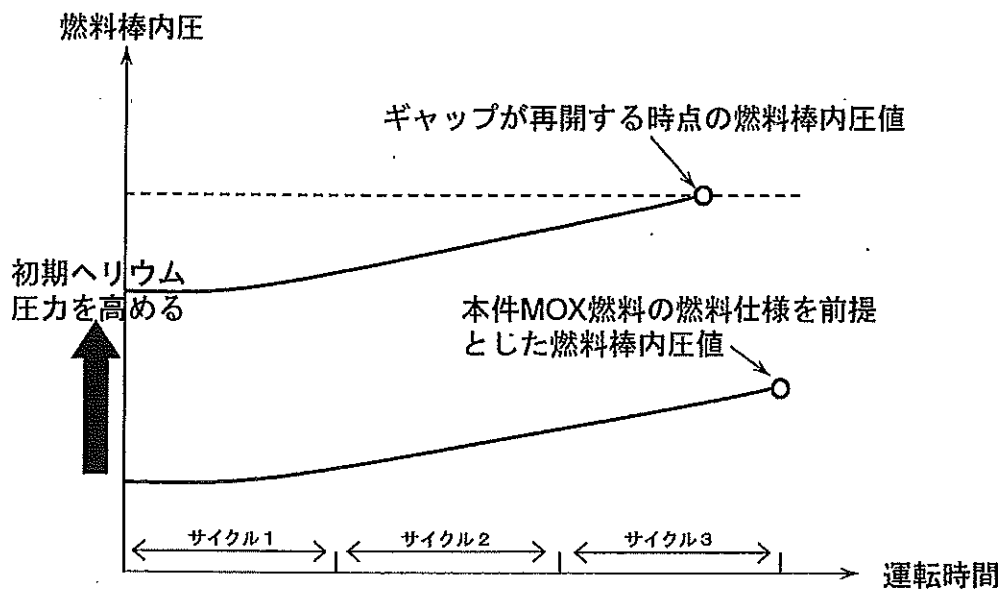


図4 燃料棒内圧基準値の設定（イメージ図）

イ 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」がある【乙 B43「小鶴陳述書」11頁】。

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るが、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る。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」として考慮した【乙 B43「小鶴陳述書」12頁】。

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る。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、「製造公差に起因する不確定性」として考慮した【乙 B43「小

鶴陳述書」12頁】。

ウ 以上のように、被告は、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た。

3 燃料棒内圧評価値の評価について

被告は、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」を算出した【小鶴証人 13 項、乙 B43「小鶴陳述書」18 頁】。

燃料仕様のうち「プルトニウム組成」については、被告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った。また、照射条件のうち「出力履歴」については、いずれの組成のプルトニウムを用いた燃料棒についても、出力が最も高くなる低組成のプルトニウムを用いた燃料棒の出力履歴を前提として評価を行った (出力履歴のイメージは図 5)【乙 B43「小鶴陳述書」18 頁】。

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 ██████████ であった。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」を求めた【乙 B20-5「輸入燃料体検査申請書 (2-50 頁)」, 乙 B43「小鶴陳述書」18 頁】。

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おり、ギャップ再開は生じない。被告は、これらの結果をもって、国の審査を受け、合格した【乙 B20-5「輸入燃料体検査申請書 (2-50 頁)」, 乙 B18・乙 B19「輸入燃料体検査合格書」】。

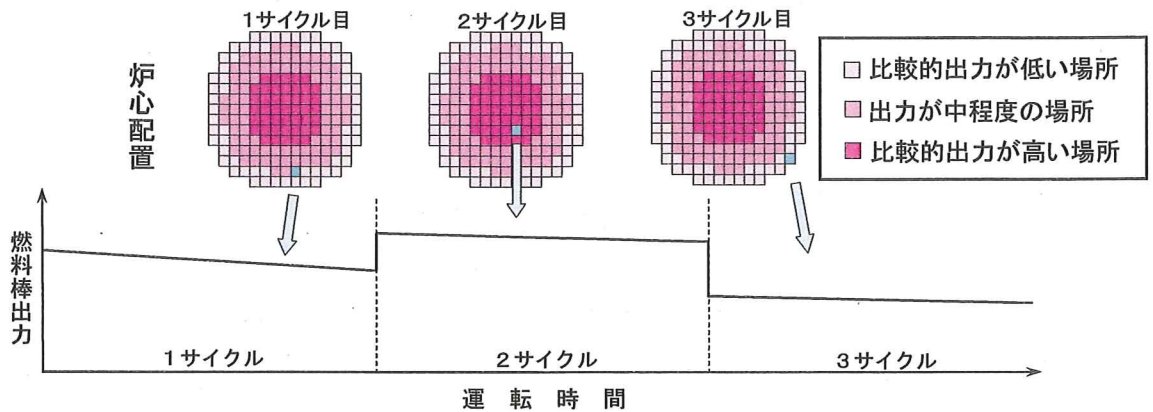


図5 燃料棒出力履歴のイメージ図

4 原告らの主張に対する反論

(1) MOX ペレットの体積変化に関する評価について

ア 体積変化に関する被告の評価手法

(ア) 被告は、MOX ペレットの体積変化について、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た【小鶴証人 67～69 項、乙 B43「小鶴陳述書」12 頁】。

MOX ペレットの体積変化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あり【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)】、FINE コードにおいて MOX ペレットの体積変化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【乙 A2/965～966 頁/軽水炉 MOX 報告書「(付録 1) 燃料設計手法について」(3)】。

(イ) 被告は、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」とを比較した。

その結果、図 6 のとおり「実測値」と「予測値」は概ね一致したが、若干のばらつきはあった【乙 B43「小鶴陳述書」13 頁】。

(ロ) 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た【小鶴証人 73~75 項, 乙 B43「小鶴陳述書」13 頁】。

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 7），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る。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」と同等以上となり，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，図 6 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）ことを確認した（図 8）【小鶴証人 77~81 項, 乙 B43「小鶴陳述書」13 頁】。

- (エ) このように，被告は，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たが，同一の計算モデルにおける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ある【乙 B45「三菱重工の意見書」，乙 B50「三菱重工の意見書 (2)」，乙 B43「小鶴陳述書」13 頁】。

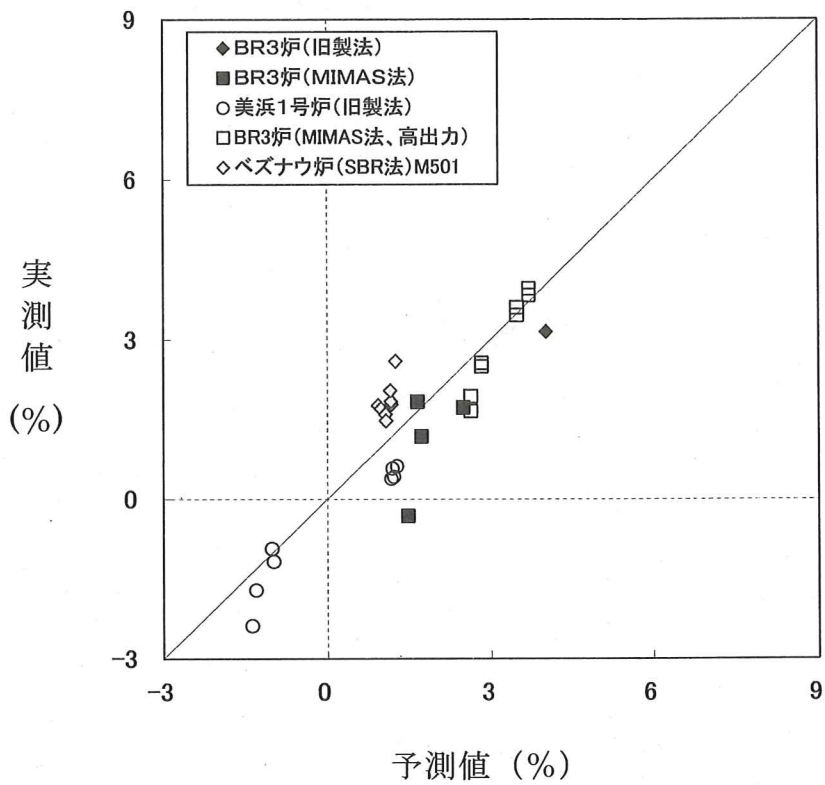


図6 ペレット体積変化の実測値と予測値の比較

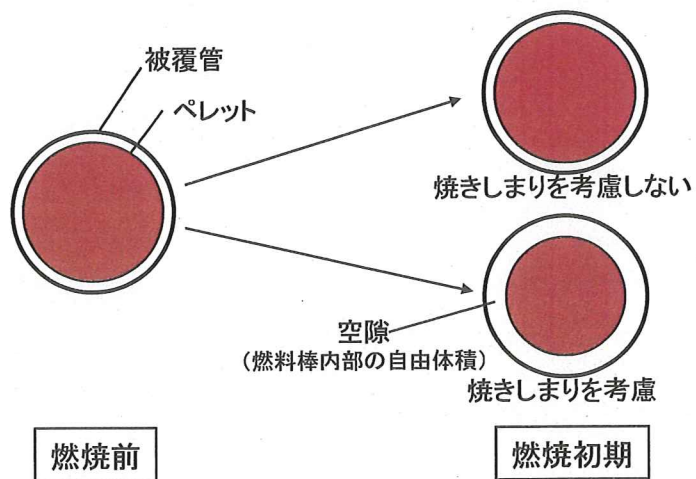


図7 焼きしまり考慮の有無による空隙の変化 (燃料棒断面イメージ)

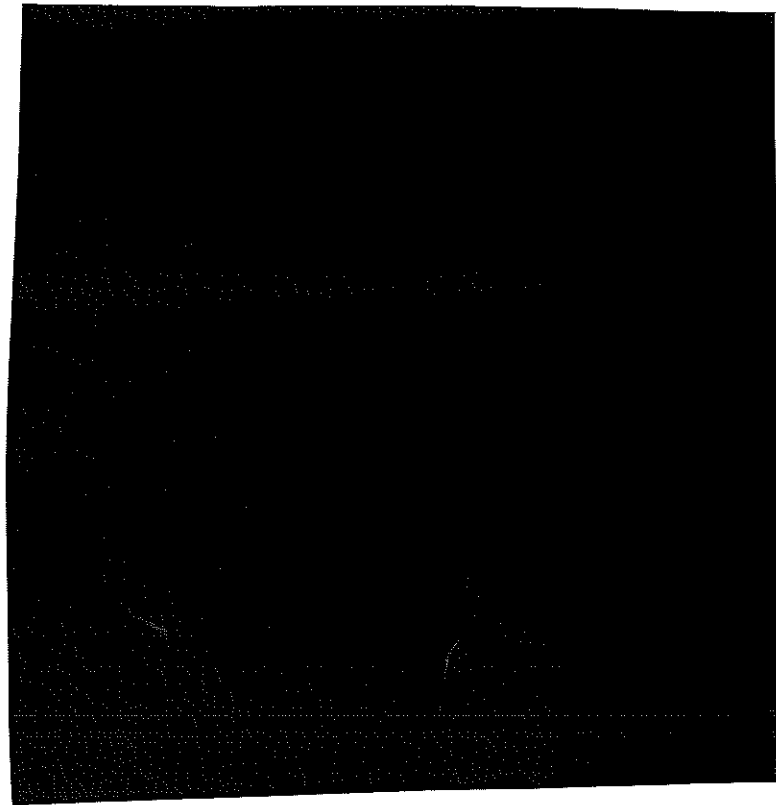


図8 焼きしまりを考慮しない場合のペレット体積変化の
実測値と予測値の比較

※ 焼きしまりを考慮した場合（図6）と比べ、予測値が大きくなり、予測値はいずれも実測値と同等以上になっている（なお、当然のことであるが実測値は図6と同一である）。

イ 原告らの主張に対する反論

(7) 原告らは、①設置変更許可申請書の第3.2.6(4)図(図9)から、「元MOX」の経過時間(EFPH)ごとのペレット径 $Z(x)$ を求め、②輸入燃料体検査申請書1-18頁の図3-3(2)(図10)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、それよりペレット径を求めてそれぞれ $d_U(x)$ 、 $d_M(x)$ とし、その比を $R(x)=d_M(x)/d_U(x)$ と定義し、③この比を「元MOX」のペレット径に掛けて、「修正MOX」のペレット径として $Z_M(x)=Z(x)R(x)$ と定義し、微分によって速度 $V_M(x)=dZ_M(x)/dx$ を導き、④内圧 $P_i(x)$ だけによる速度 $V_i(x)$ を定義し、2つの曲線 $y=V_i(x)$ と、 $y=V_M(x)$ の交点によってギャップ時点を求めている【原告「第九準備書面」6頁】。

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(従って、ペレットの膨張する速度が被覆管の膨張する速度よりも遅くなるタイミングが、ウランよりも早くなる)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」(甲85「小山陳述書」9頁では「55.8日前」とされている)になるとしている。

(イ) この点、原告らは、上記②に関し、図3-3(2)からMOXペレットとウランペレットの密度の比を算出するにあたって、(i)図3-3(2)の各プロットの座標(x座標:燃焼度、y座標:密度)を読み取り、(ii)これを最小2乗法で2次式(x:燃焼度、y:密度)とした上で、(iii)2次式におけるxの単位を燃焼度(MWd/t)から経過時間(10^3 EFPH)に変換している(原告ら小山証人によると「燃焼度62,000MWd/tが $29.44 \cdot 10^3$ EFPHに対応し、比例関係にあるものとみなして変換した⁶⁾」とのこと)【甲69-2「小山意見書」5頁、小山証人45~51項・70~71項】が、燃焼度(MWd/t)を経過時間(10^3 EFPH)⁷⁾に置き換えることはできない(図12)【小鶴証人106

⁶⁾ 図10の一番右端の○、図9の折れ線の右端をそれぞれ物差しで計って、62,000、29.44という数字を算出したとのこと。運転末期のウランペレットとMOXペレットの3サイクル終了後の直径の差について原告ら小山証人は、0.02ミリという「ナイーブな対象を扱っている」といいつつ【甲69-2「小山意見書」3頁】、その計算方法は極めていい加減である。

⁷⁾ 経過時間(EFPH)は、原子炉としての定格出力を前提とした単位である【乙B51「三菱重工の意見書(3)」】ところ、原告らは、原子炉・燃料棒・ペレット毎にそれぞれの「EFPH」が存在すると誤解しているようである【小山証人61~62項】が、本(イ)では「当該ペレットが燃焼された時間の長さ」を示すものとして議論を進めており、原告らの誤解は(イ)における当方主張には影響しない。

項・403～406 項，乙 B43「小鶴陳述書」15～16 頁】。

すなわち、「ペレットの燃焼度＝ペレットの出力×ペレットの燃焼時間」との関係にあり，例えば，図 1 1 に示す①と②は，ペレットの燃焼度は同一であるが，ペレットの出力が異なるため，ペレットの燃焼時間は異なる（ある燃焼度に到達するための所要時間について，出力が大きければ短く，出力が小さければ長くなることは当然である）【小鶴証人 107～110 項・399～402 項，乙 B43「小鶴陳述書」16 頁】。

図 3-3(2)の各プロットについて，各ペレットが辿ってきた出力が全て同一で，かつ，当該出力が一定であったのであれば，ペレット燃焼度と燃焼時間は正比例関係にある（つまり，関係式「ペレットの燃焼度＝ペレットの出力×ペレットの燃焼時間」において，「ペレットの出力」を定数とみなせる）ため，ある 1 つのプロットの燃焼度と燃焼時間の関係（原告ら小山証人のいうところの，燃焼度 62,000MWD/t が $29.44 \cdot 10^3$ EFPH に対応するという関係）を利用して，全てのプロットの燃焼度を燃焼時間に置き換えることも可能である。しかしながら，各ペレットがどのような出力履歴を辿ってきたかは一切不明であり【小山証人 64 項】，また，ペレットの出力は配置によって異なり【小山証人 63 項】，サイクル毎にペレットの配置は入れ替わるのであるから，各ペレットの出力が全て同一であったとは考えられず，出力が一定であったとも考えられない。

以上のように，燃焼度を経過時間（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。

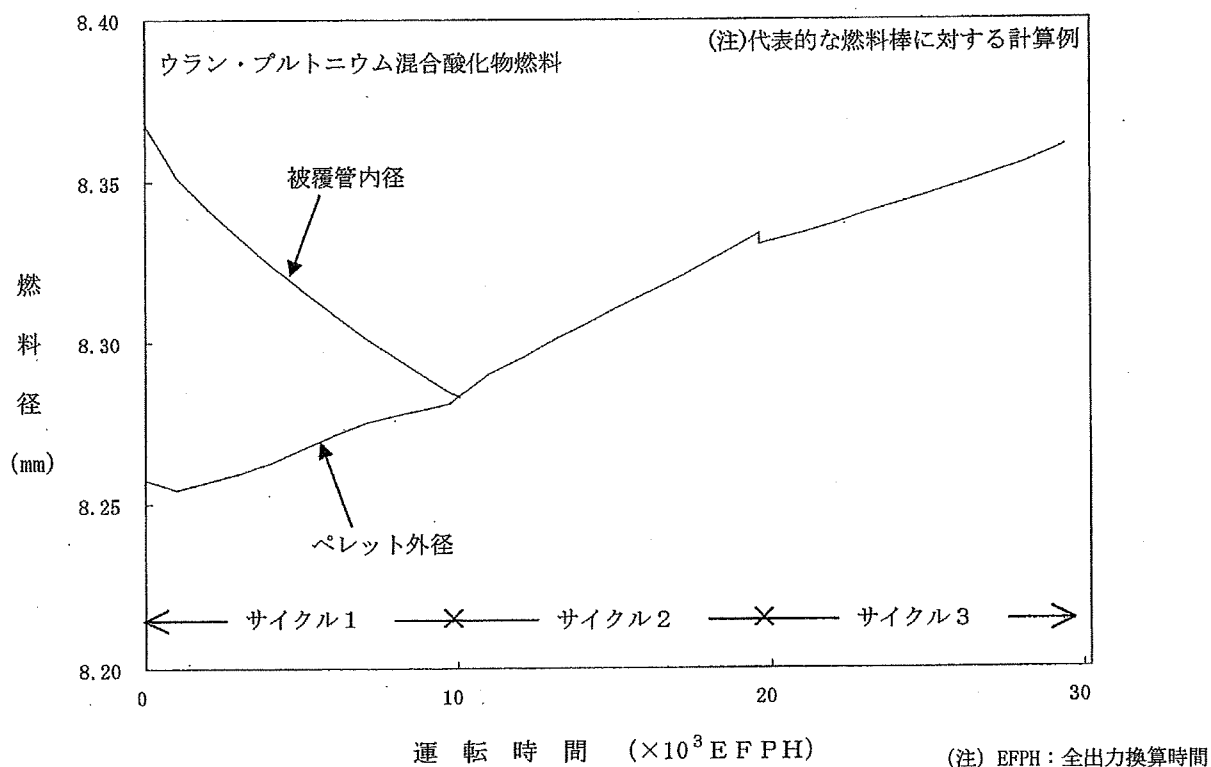
- (ウ) また，図 3-3(2)の各プロットについては，密度変化に影響を及ぼす初期密度などのペレットの仕様や出力履歴が一切明らかでなく，図 3-3(2)から密度変化について厳密な評価を行うことは不可能である【小山証人 72～74 項，小鶴証人 104～105 項，乙 B43「小鶴陳述書」16 頁】。

原告ら小山証人も認めるように，原告らの議論はあくまでも「統計的な評価」に過ぎない【小山証人 20 項，75～80 項】のであり，これを本件 MOX 燃料に適用してギャップ再開時期を求めること自体に，無理がある。

- (エ) 以上のとおり，原告らの主張は成り立たない。

なお，被告は，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ない。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あるため、具体的な評価に使用することはできない【小鶴証人 94～101 項, 乙 B43「小鶴陳述書」18 頁】。



第3.2.6(4)図 燃料径の燃焼度変化 (ウラン・プルトニウム混合酸化物燃料) (3号炉)
(文献(1)、(37)のモデルで計算)

図9 設置変更許可申請書の第3.2.6(4)図

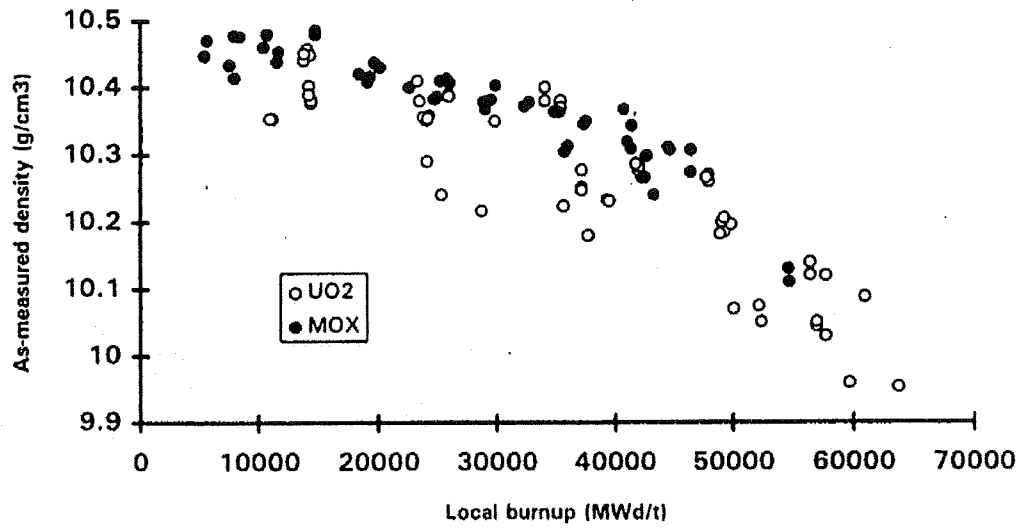


図 3-3 (2) MOX 及び二酸化ウランペレットの密度変化⁽²⁰⁾

図 1 0 MOX 及び二酸化ウランペレットの密度変化 (図 3-3(2))

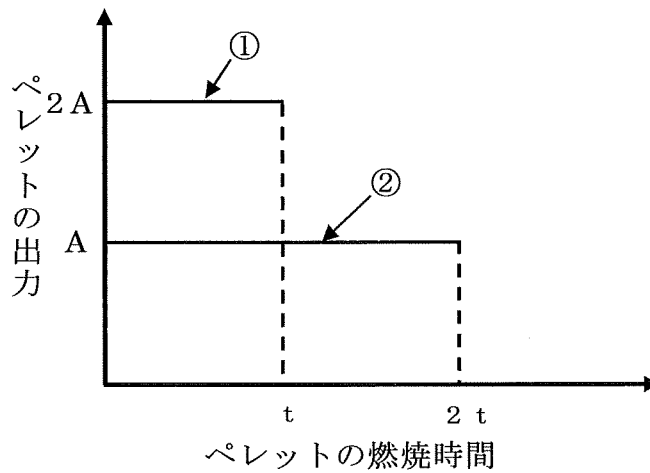
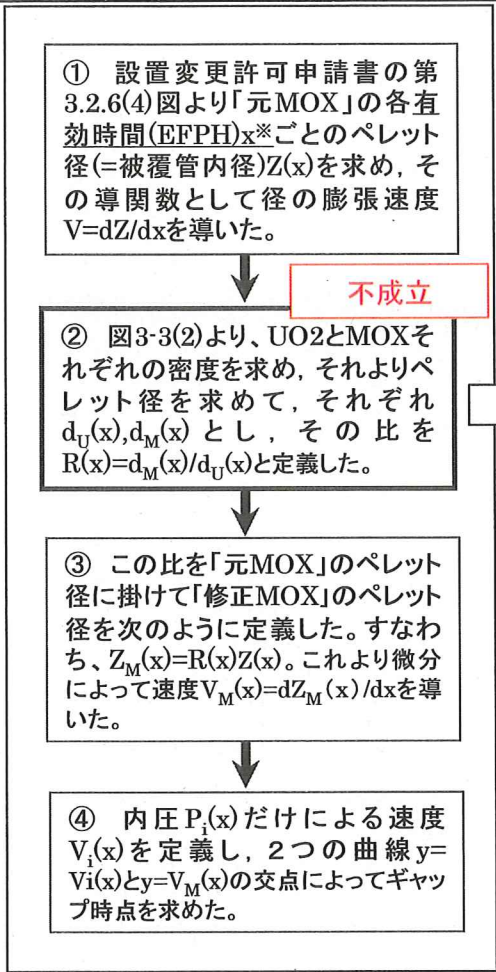


図 1 1 同一燃焼度におけるペレット出力とペレットの燃焼時間の関係 (例)

※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、ペレットの燃焼時間は①の場合の 2 倍の $2t$ となる。

原告らの主張
(出典：原告「第九準備書面」6頁)



※ 「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。

左記②のステップの具体的な流れ

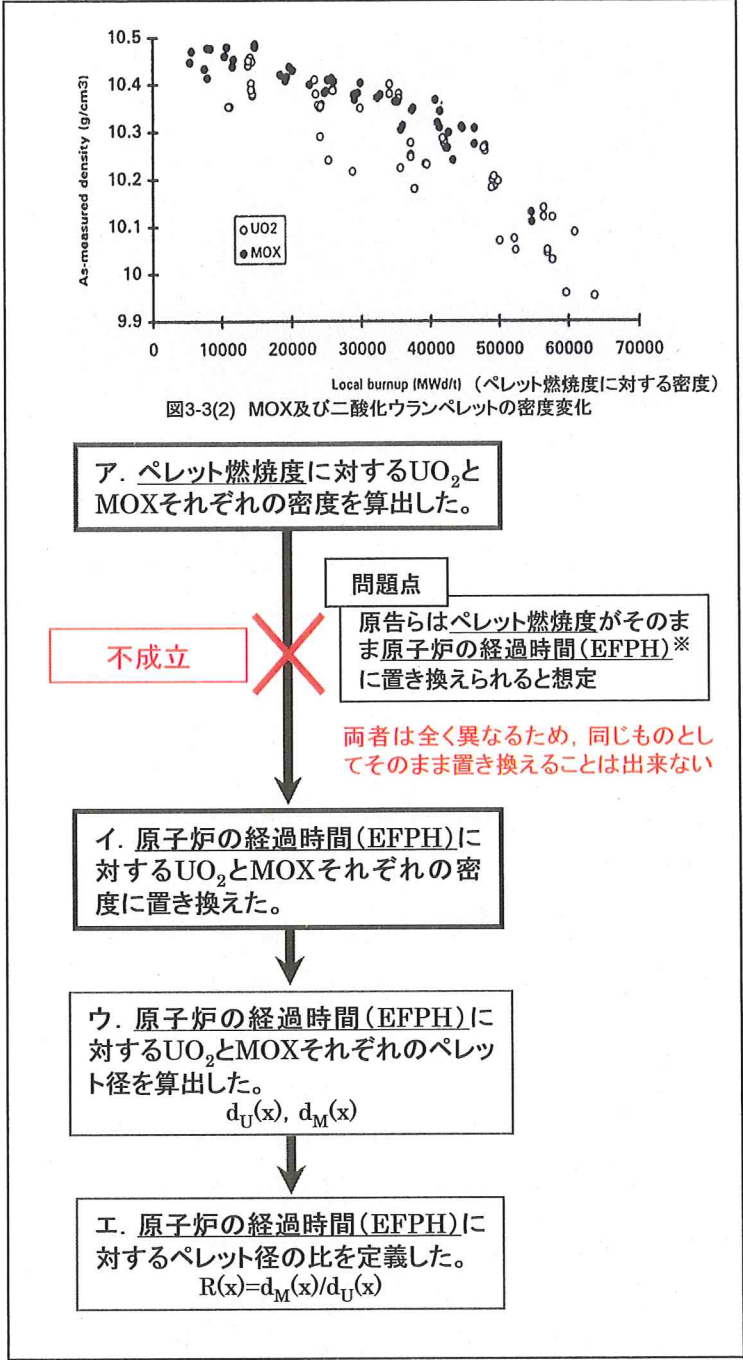


図12 原告らのギャップ再開時点に関する主張

(2) 設置変更許可申請と輸入燃料体検査申請の内圧評価結果が異なる理由
ア 燃料棒内圧設計基準値の相違について

- (ア) 設置変更許可申請では「約 19.0MPa～約 19.7MPa」とした【乙 B9-1-9「玄海原子力発電所原子炉設置変更許可申請書（8-3-13 頁）」】が、輸入燃料体検査申請では「19.7MPa」とした【乙 B20-5「輸入燃料体検査申請書（2-50 頁）」】。
- (イ) 設置変更許可申請の段階では、三菱重工製 MOX 燃料（燃料棒内圧設計基準値 19.7MPa）と原子燃料工業製 MOX 燃料（燃料棒内圧設計基準値 19.0MPa）のいずれも採用できるよう幅をもたせていたが、輸入燃料体検査申請の段階では、三菱重工製 MOX 燃料の採用が決まったためである。

原告らが主張するような恣意的な調整を行ったわけではない。

イ 燃料棒内圧評価値の相違について

- (ア) 設置変更許可申請では、代表組成の計算例（内圧評価値 16.2MPa）について記載し【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】、輸入燃料体検査申請では、代表組成の燃料棒内圧評価値（19.5MPa）について記載した【乙 B20-5「輸入燃料体検査申請書（2-50 頁）」】。
- (イ) このように両者の記載が異なる理由は、設置変更許可申請では、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たのに対し、輸入燃料体検査申請では、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である【乙 B43「小鶴陳述書」19～20 頁】。

すなわち、設置変更許可申請では、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ところ【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／表 4-4「燃料棒内圧評価結果」】、高組成（81.60%）が 13.8MPa、代表組成（67.50%）が 16.2MPa、低組成（63.77%）が 19.5MPa となった（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【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）」】ことから算定できる）。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設置変更許可申請書に記載したものである。

これに対して、輸入燃料体検査申請の際には、取替炉心ごとに出力が変動する可能性を踏まえた上で、安全側の評価を行うため、仮定的に、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ところ【乙 B20-9「輸入燃料体検査申請書添付書類二」/2-39 頁】、高組成 (81.60%) が 19.0MPa、代表組成 (67.50%) が 19.5MPa、低組成 (63.77%) が 19.3MPa、核分裂性プルトニウム割合 55.00%が 18.9MPa となった【乙 B43「小鶴陳述書」19 頁】。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たものである。

原告らが主張するような不当な評価ではない。

(3) 図 3-8 (FP ガス放出率の予測・実測) のベズナウ炉データの評価

ア 原告らの主張に対する反論

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プロットの予測値と実測値との比率 (約 2.24 倍) を基に、被告が想定した FP ガス放出率が約 2.24 倍に増えると主張している (図 1 3)。

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あるが、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る。

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 割程度短いところ、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る【乙 B43「小鶴陳述書」20 頁】。

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 割程度低いため、ベズナウ炉の方が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る【乙 B43「小鶴陳述書」20 頁】。

更に、本件プロットを読み取ると、FP ガスの放出率が約 3% (つまり、核分裂により生成した FP ガスに対して、ペレット外に放出された FP ガスが約 3%) と低く、燃料棒の出力も低いデータであることが分かるが、FP ガスの放出率の絶対値が低いと、少しのばらつきでも倍数 (実測値と予測値との比) に置き換えると大きくなる【小鶴証人 113~114 項】。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、ギャップ再開が生じるおそれは存しない領域である【小鶴証人 119~120 項】。

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ない【乙 B43「小鶴陳述書」21 頁】。

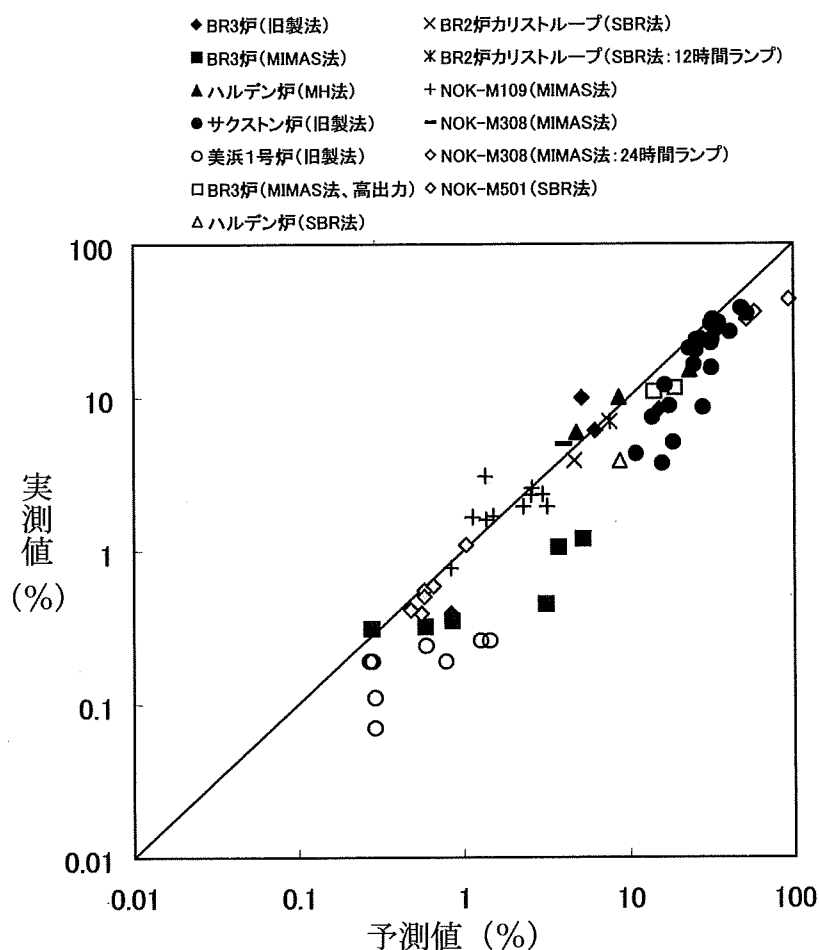


図 1 3 FP ガス放出率の実測値と予測値の比較 (「図 3-8」)
 【乙 B20-9「輸入燃料体検査申請書」2-30 頁】

イ 被告の評価におけるベズナウ炉データの考慮

被告は、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んだ。

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る【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 B10-10「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】。

このように被告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得ない。

(4) 初期ヘリウム加圧量の低減について

ア 初期ヘリウム加圧量の設定について

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、自由に設定できる【小鶴証人 239 項，乙 B43「小鶴陳述書」22 頁】。

このことは、設置変更許可申請書にも記載している。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」と記載している【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）】。

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想定さ

れていたものであり、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について、原告らが主張するような不当性はない【乙 B43「小鶴陳述書」22頁】。

イ クリープコラプスが生じる恐れはないこと

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ない。

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るし【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る(被告準備書面 16 (4頁) 図 1 参照)【乙 B20-9「輸入燃料体検査申請書 (2-74頁)」、乙 B43「小鶴陳述書」22～23頁】。

さらに、③燃料棒の外圧は一定であるところ(約 158kg/cm^2 (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ため、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ないところ、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ない【乙 B43「小鶴陳述書」23頁】。

以上より、本件 MOX 燃料において、原告らが主張するようなクリープコラプスが起きるおそれはない。

(5) 被告の内圧評価で用いたプルトニウム組成について

ア プルトニウム組成と内圧の関係

(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るが、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ある【乙 B43「小鶴陳述書」23頁】。

そして、以下で述べるとおり、被告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る【乙 B43「小鶴陳述書」23頁】。

(イ) 前提として、出力については、プルトニウム含有率⁸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）方が高くなる（但し、プルトニウム含有率にはペレット最大で13%という制限がある）【乙B43「小鶴陳述書」23頁】。

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）方が高くなる【乙B43「小鶴陳述書」23頁】。

(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、被告は、MOX燃料の反応度⁹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る（図14）【乙B43「小鶴陳述書」23頁】。

⁸ 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%）。

⁹ 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。

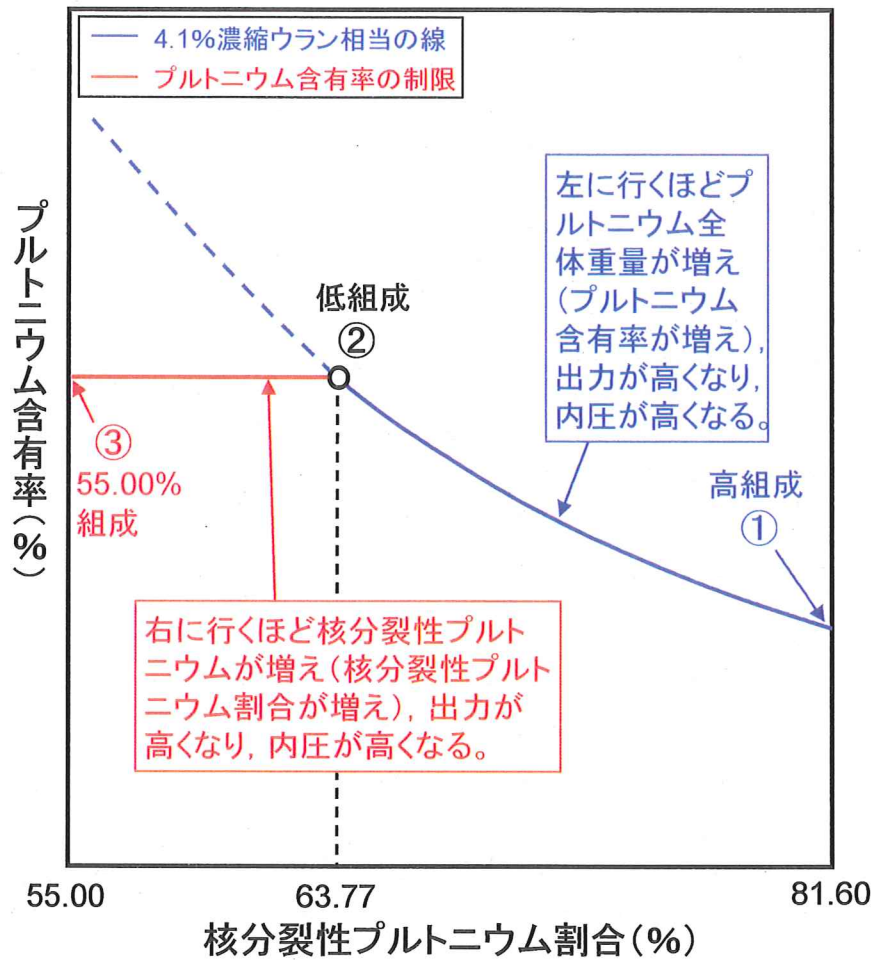


図 1 4 MOX 燃料に含まれる核分裂性プルトニウム割合とプルトニウム含有率の関係 (イメージ図) (集合体平均)

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る【乙 B43「小鶴陳述書」25 頁】。

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る (図 1 5)【小鶴証人 29~30 項, 乙 B43「小鶴陳述書」25 頁】。

(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、内圧も最大となる（図15）【小鶴証人31～33項、乙B43「小鶴陳述書」25頁】。

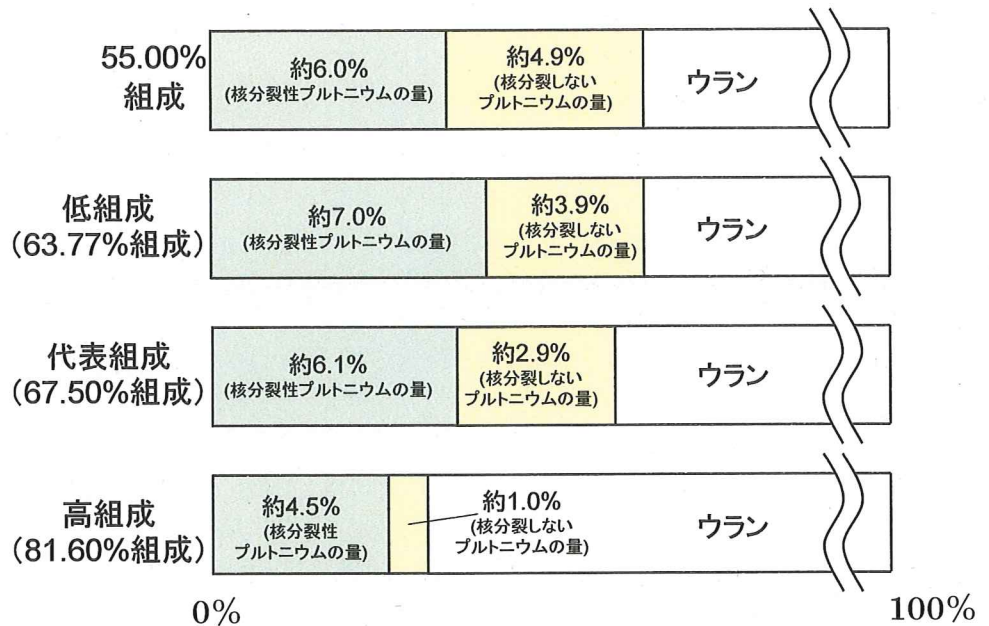


図15 ペレット全体重量に対するプルトニウムの割合（集合体平均）

(オ) 以上のように、被告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る【小鶴証人34項、乙B43「小鶴陳述書」25頁】。

イ 反応度と出力の関係

原告らは、図16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」と主張している。

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ない。

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）を示すものであり、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する。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する。

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17に示す。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る。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、出力は低くなる。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、出力が高くなる。これに対して、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るため、サイクル1の方が、サイクル2よりも高い。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、ということである。このように反応度と出力は異なる【乙B43「小鶴陳述書」26頁】。

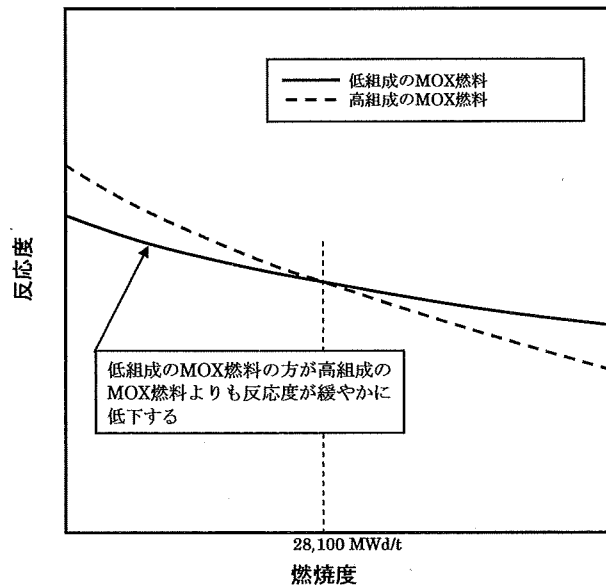


図16 燃焼に伴う反応度のイメージ図

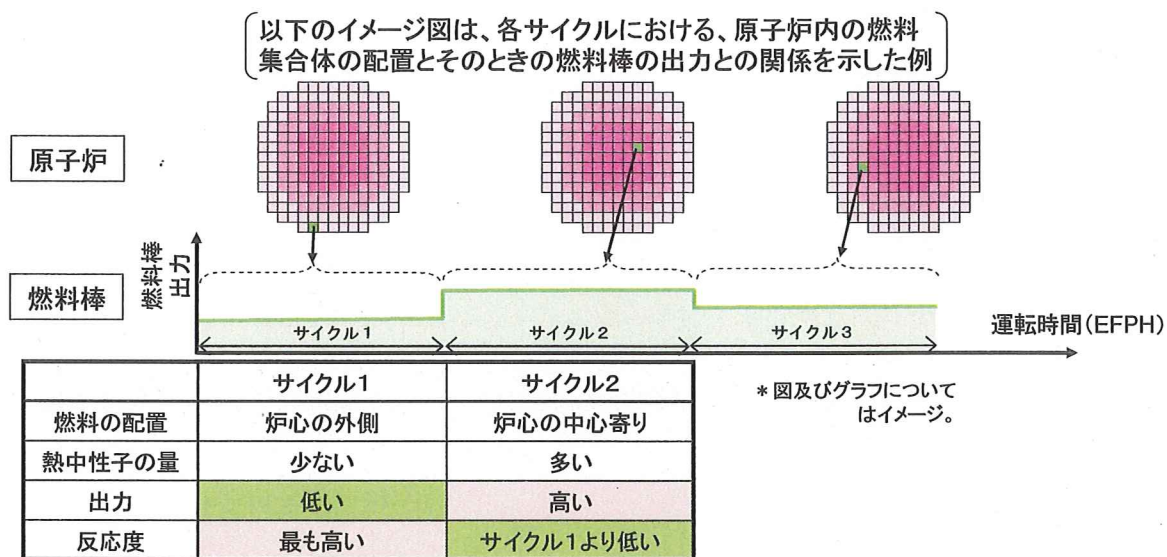


図 1 7 各サイクルにおける原子炉内の燃料集合体の配置とそのときの燃料棒の出力と反応度との関係（イメージ）

ウ 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、被告は、輸入燃料体検査申請における燃料棒内圧評価について、安全側の評価を行うため、仮定的に、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。

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、輸入燃料体検査申請書には、代表組成の評価結果を記載した。

この場合、出力履歴が同一であるため、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）によることになるが、代表組成が最も高い内圧評価値となった理由は、以下のとおりである【小鶴証人 42～44 項、乙 B43「小鶴陳述書」27～29 頁】。

(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、熱中性子吸収性の影響が支配的であったためである【乙 B43「小鶴陳述書」27～28 頁】。

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

低組成ほど高いが、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る。そして、ペレット中心部の発熱量（燃料中心温度）が低下し（図18）、FPガスの運動エネルギーが減少して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る。

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ある。

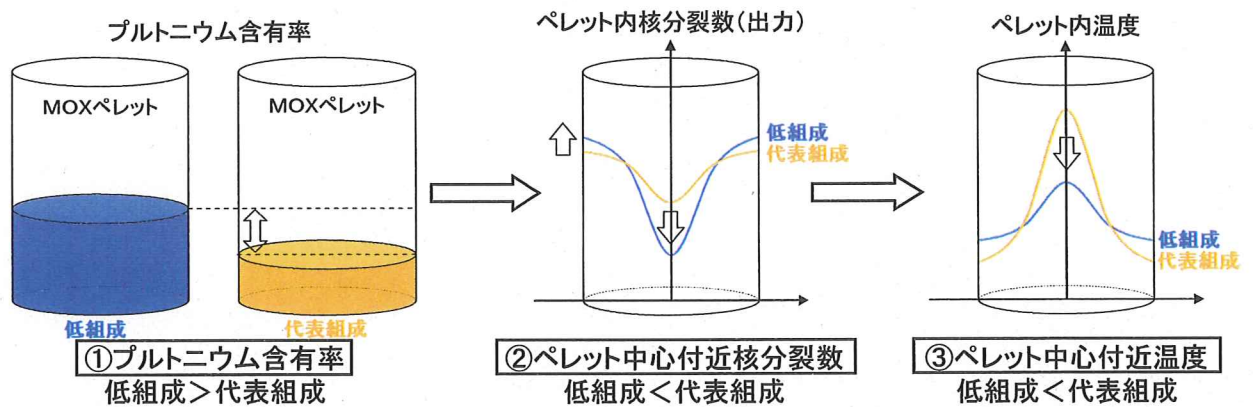


図18 低組成と代表組成における熱中性子吸収性のふるまい

(ウ) 高組成の内圧評価値より代表組成の内圧評価値が高くなった理由

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ある【乙B43「小鶴陳述書」29頁】。

すなわち、熱伝導率は、プルトニウム含有率が高い代表組成の方が低いところ、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する（図19）。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て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る。

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ある。

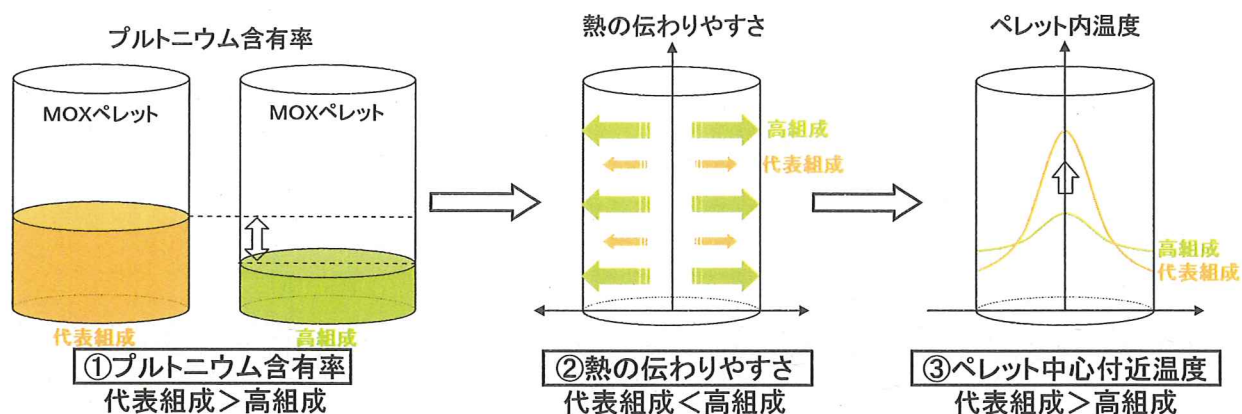


図 19 代表組成と高組成における熱伝導率のふるまい

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あるが、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 である (図 20) 【乙 B43「小鶴陳述書」30 頁】。

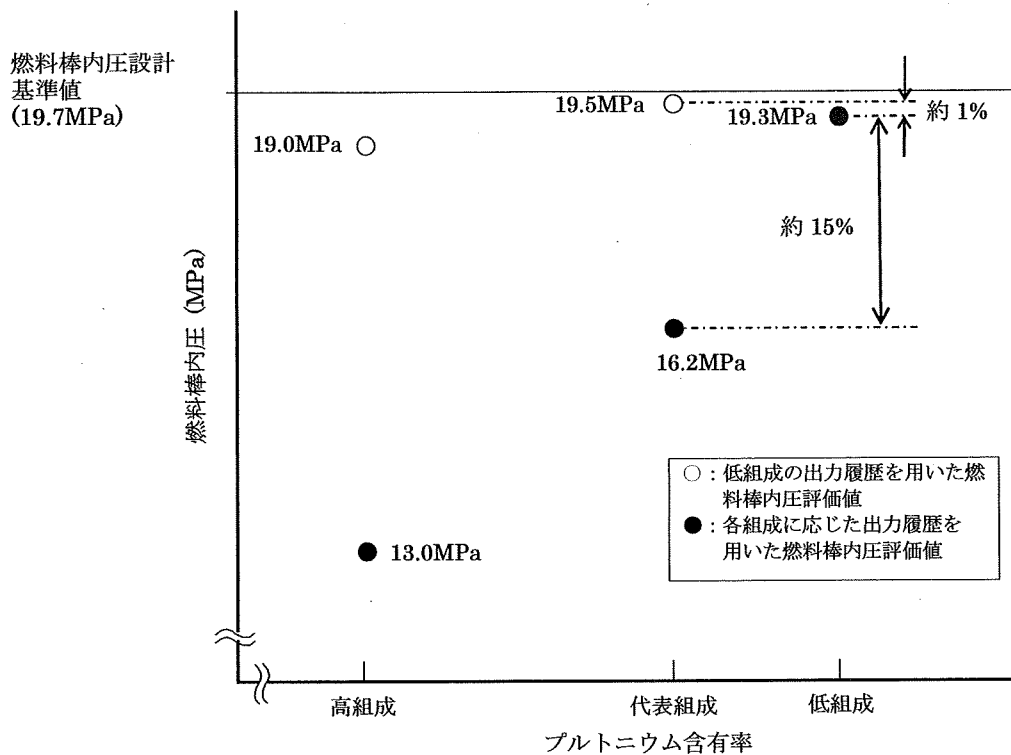


図 20 燃料棒内圧評価値の比較

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る【小鶴証人 40 項・50 項，乙 B43「小鶴陳述書」30 頁】。

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、本来の燃料棒内圧評価値であり，上記で述べたとおり，低組成の内圧評価値が最大となる【乙 B43「小鶴陳述書」30 頁】。

オ 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，安全側に評価するために，仮定的に，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ったが，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 燃料である。

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、評価としては十分である【乙 B43「小鶴陳述書」31頁】。

(6) 「安全余裕が1%しかない」との主張について

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」などと主張する。

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%の「不確定性」を考慮したために「19.7MPa」と「19.5MPa」という値になったものである。つまり、「19.7MPa」と「19.5MPa」という値は既に数 10%の幅を見込んである値であり、「安全余裕が1%しかない」ということにはならない【小鶴証人 55 項、乙 B43「小鶴陳述書」31頁】。

第2 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はないこと

1 ギャップ再開が生じてもペレット溶融に至らないこと

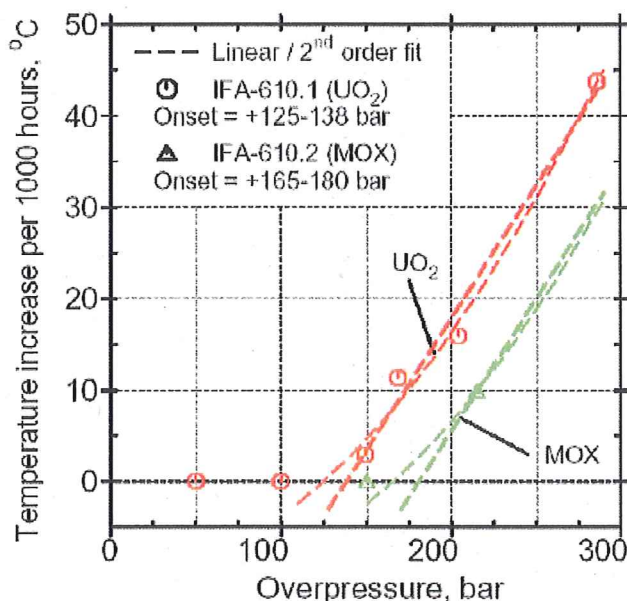
(1) ペレットの温度上昇は極めて緩やかであること

ア 温度上昇は 1000 時間で 50°C以下であること（ハルデン炉の試験結果）
上述のとおり本件 MOX 燃料においてギャップ再開が生じることはないが、仮に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、ペレットの温度が有意に上昇することはなく、また、ペレットの温度上昇も極めて緩やかである。

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”】にあらわれている。

すなわち、玄海 3 号機の環境（冷却材圧力及び冷却材温度）に相当す

る条件下で、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 2 1 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る【乙 B33】 (図 2 1)。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ある。



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 2 1 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たが、温度上昇の程度は、燃料棒内圧 45.5MPa (図 2 1 では横軸 「300bar」の時点) の条件下でも 1000 時間あたり 50°C以下であり、極めて緩やかである。

なお、原告らは、ギャップ再開後の温度上昇の速度について、何ら主

張立証しておらず、原告ら小山証人においては、かかる速度について「想定していない」旨を明言している【小山証人 89～92 項】。

イ ハルデン炉の試験結果が妥当しないとの原告らの主張について

(ア) 上記アに関して、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、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る。しかしながら、以下で述べるように、原告らの指摘はいずれも当たらず、ハルデン炉の試験結果は玄海 3 号機にも妥当する【乙 B43 「小鶴陳述書」 34～37 頁】。

(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」と指摘する。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ため、挙動が異なると主張しているものと思われる。

しかし、ハルデン炉での試験内容は、㊦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、㊧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るところ、このような燃料棒の挙動は、燃料集合体を組むことで影響を受けるものではない。

すなわち、㊦ペレットの温度上昇に関する挙動及び㊧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、スエリング）、被覆管のクリープ変形が影響するが、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ない。

以上より、原告らの指摘は当たらない。

(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 ガスがギャップに出ることが抑制され、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」とも指摘する。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るが、この前提は誤りである。

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」されるものがある。

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る。

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る。

被告は、上記の挙動のモデル化において、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る。

したがって、原告らの指摘は当たらない。

(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」と指摘する。

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あるが、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ある。

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するが、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る（つまり熱伝導率が最も低くなる）。

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 $6.3 \times 10^{-2} [\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})]$ 程度であり、アルゴンガスの熱伝導率($3.3 \times 10^{-2} [\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})]$ 程度)に比べて2倍程度高くなる。

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、温度上昇が極めて緩やかであったということは、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、温度上昇が極めて緩やかであるといえる。

(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、温度上昇の程度も極めて緩やかであると言える。

(2) ペレットの溶融には約700℃～800℃の温度上昇が必要であること

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、ペレットの制限値(この温度以下ではペレットの溶融には至らないという下限値であり、燃料ペレット中心温度評価値の不確定性を考慮し、MOX燃料の溶融点より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℃ある(図2.2)【小鶴証人60～62項、乙B43「小鶴陳述書」33頁】。

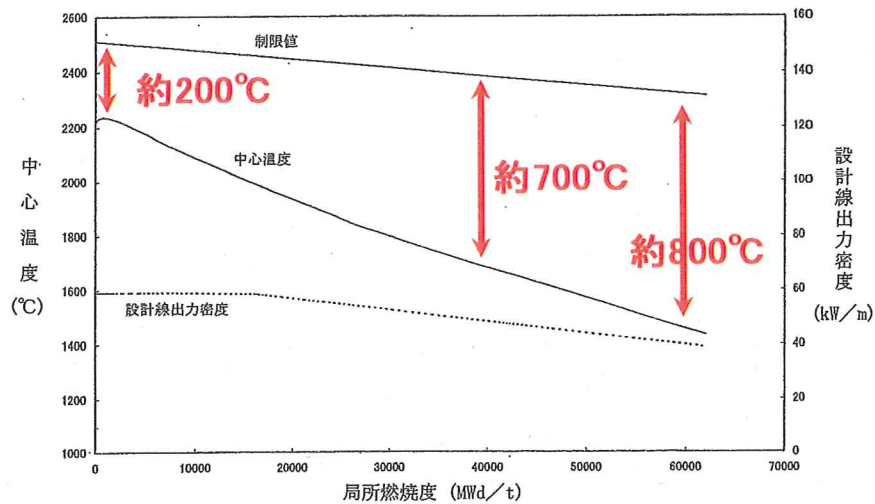


図3-16 運転時の異常な過渡変化時におけるMOX燃料中心最高温度の燃焼度依存性

図22 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】

つまり、ペレット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である。

原告らの小山証人も、ギャップ再開が起きてから、少なくとも数百度以上温度が上昇しないとペレット溶融に至らないことを認めている【小山証人102項】。

(3) 結論

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。小山証人の陳述書【甲85】では55.8日前）にギャップ再開が起こると主張しているが、上述のとおり、ペレットが溶融を始めるには少なくとも約700～800°Cの温度上昇が必要であるところ、ギャップ再開後のペレットの温度上昇は極めて緩やかで1000時間あたり50°C以下といった速度であり、ギャップ再開から1年以上を経過してもペレット溶融には至らない【小鶴証人63～64項、乙B43「小鶴陳述書」34頁】。

原告らは、ギャップ再開後の温度上昇の速度や、ペレット溶融までの機序・理由について、具体的には何ら主張立証しておらず、原告ら小山証人においては、ペレット溶融に至るか否かについて「自分には計算できる能

力はなく判断できない」旨を明言しており【小山証人 103～104 項】、ペレット溶融の危険性があるとの原告らの主張に全く根拠がないことは明らかである。

2 ペレット溶融が生じても被覆管の溶融に至らないこと

上述のとおり、ペレット溶融に至る可能性はないが、仮に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らない【乙 B43「小鶴陳述書」37頁】。

すなわち、燃料の温度は、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、ペレット溶融が起こるとすれば、ペレットの中心部分から始まることになるが、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ない。

また、ペレット全体が溶融し、溶融部分が被覆管に接触する事態を仮定したとしても、燃料棒の外側は冷却水に接し冷却されているため、被覆管の温度が急激に上昇することは考えられず、被覆管の損傷に至る可能性はない【小鶴証人 66 項、乙 B43「小鶴陳述書」37 頁】。

原告らは、被覆管の外側の冷却水が失われる機序については何ら主張立証しておらず、原告ら小山証人においては、その点について「特に証言はない」旨を明言しており【小山証人 107 項】、被覆管の溶融の危険性があるとの原告らの主張には全く根拠がない。

3 被覆管の損傷が生じても炉心の著しい損傷までには至らないこと

上述のとおり、被覆管の損傷に至る可能性はないが、仮に被覆管の損傷が始まる事態を想定しても、炉心そのものの著しい損傷には至らない【乙 B43「小鶴陳述書」37頁】。

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る。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る。

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ため、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る。

従って、仮に被覆管が損傷したとしても、炉心そのものが著しく損傷するような重大な事故に至ることはない。

4 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るが、原子炉容器を破損させるには、9,400kJ よりはるかに大きい 1,200,000kJ 程度のエネルギーが必要であり【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】、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ない。

原告らは、被告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 9.4×10^3 kJ」との記載を根拠としているが、「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ことが出来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るが、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なく、原子炉容器の破損には至らない（図 2 3）。

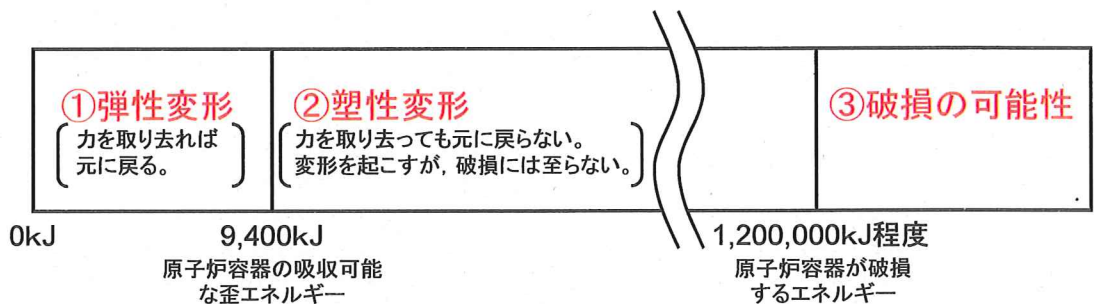


図 2 3 原子炉容器の破損に要するエネルギー（イメージ）

第 3 使用済 MOX 燃料によって健康被害・環境被害が生じることはないこと

1 使用済 MOX 燃料の超長期保管における安全性

(1) 原告らは、以下の 3 点を理由として、使用済 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する。

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。

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。

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。

(2) しかしながら、使用済MOX燃料の貯蔵については、基本的に使用済ウラン燃料と同様であり、以下のとおり、適切な設備と管理により安全に貯蔵しており、また、中間貯蔵設備についても技術は既に確立しており、原告らの指摘は当たらない【乙B43「小鶴陳述書」39～42頁】。

ア 使用済燃料貯蔵設備について

一定期間使用した使用済燃料は、原子炉から取り出したうえで、次の再処理過程までの間、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）にて貯蔵・管理する。

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、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る【乙B52「エネルギー基本計画」】。

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」をすでに建設中である。

イ MOX燃料の再処理について

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る。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ら約29t再処理した実績がある。このように、使用済MOX燃料の再処理は、技術

的に可能であることが実証されている【乙 B53「平成 22 年度プルサーマル燃料再処理確証技術開発成果報告書】】。

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」が要求されている。

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、被告は、米国原子力学会規格 (ANSI/ANS57.2-1983) に基づき、実効増倍率¹⁰の判断基準を 0.98 以下と設定した。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しても (図 2 4 : 条件例), 0.922 であり、判断基準である 0.98 を下回っており、MOX 燃料が臨界になることはない。

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、臨界になることはない。

¹⁰ 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。

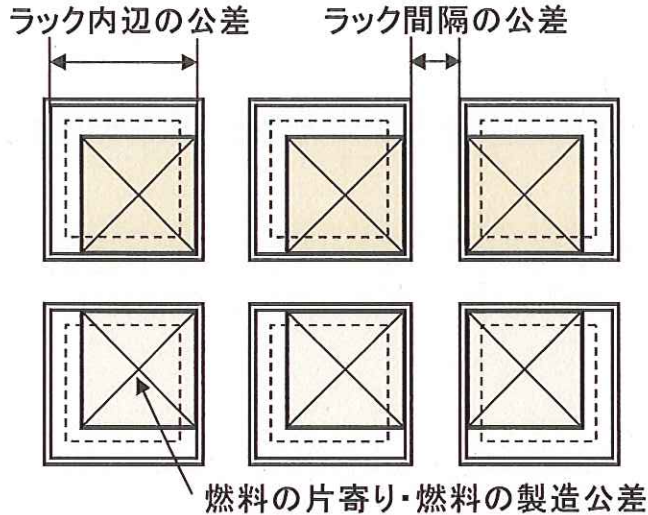


図 2 4 使用済燃料ピットの未臨界性評価上の条件例
(使用済燃料を収納するラックを上から見た図)

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る。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る。

従って、腐食により燃料形状が崩れることはない。

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¹¹であり、本件 MOX 燃料とは、燃料被覆材が異なる。

すなわち、マグノックス燃料の被覆材には、原子炉の冷却材（気体）である二酸化炭素¹²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）が用いられているが、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

¹¹ 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。

¹² 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。

管は困難とされている【乙 B40「原子力海外ニューストピックス 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る【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ない。

2 使用済燃料ピットからの漏えい防止

- (1) 原告らは、アメリカのセーレム原発において、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ことから、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る。
- (2) しかしながら、以下に述べるとおり、玄海 3 号機の使用済燃料ピットから大量漏えいが起こって環境を汚染する危険性はない【乙 B43「小鶴陳述書」42～44 頁】。

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」が要求されている。

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、コンクリート壁による遮へいを施している（図 2 5）。

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る【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る【被告準備書面 19, 乙 B14-8「工事計画認可申請参考資料 4 ウラン・プルトニウム混合酸化物燃料の使用に伴う他設備への影響について」】。

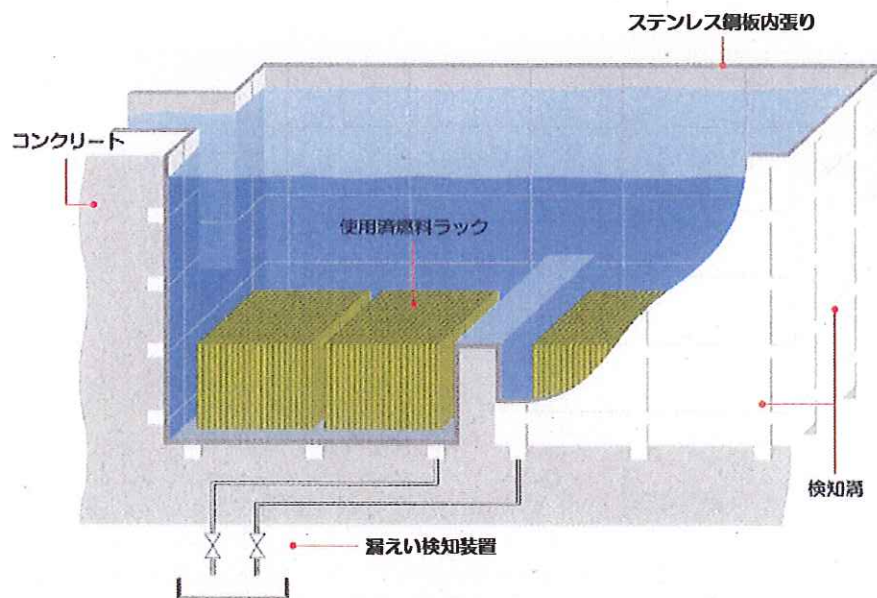


図 2 5 使用済燃料ピット概要図

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る（図 2 5）。

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る。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ない。

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る。

なお、使用済燃料ピットは、使用済燃料ピット水浄化冷却設備の取水のための配管をピットの上部に取り付け、ドレン配管等は設けない等の設計としているため、仮に使用済燃料ピット水浄化冷却設備が壊れ、そこから漏えいが発生したとしても、ピット冷却水の保有量が著しく減少

することはない（被告準備書面 1（43～44 頁）【乙 B6-1-11「玄海原子力発電所原子炉設置変更許可申請書（8-6-28 頁）」】）。

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ない。

3 原子炉等規制法・環境基本法違反はないこと

(1) 原子炉等規制法違反は存しないこと

原告らは、原子炉等規制法 23 条 2 項 8 号及び实用発電用原子炉の設置、運転等に関する規則 2 条 1 項 5 号において、原子炉設置の許可を受けようとする者は、「使用済燃料の処分の方法」として「その売渡し、貸付け、返還等の相手方及びその方法又はその廃棄の方法」を申請書に記載しなければならないとされているところ、被告の設置変更許可申請書には再処理の委託先が記載されていないため、これに違反する旨を主張する。

しかしながら、被告は、設置変更許可申請書において、「使用済燃料の処分の方法」として、国内の再処理事業者において再処理を行うことを原則とすること、再処理されるまでの間、適切に貯蔵・管理すること、燃料の炉内装荷前までに使用済燃料の貯蔵・管理について政府の確認を受けた場合、再処理の委託先については搬出前までに政府の確認を受けること等を記載し【乙 B9-1-28「玄海原子力発電所原子炉設置変更許可申請書（17 頁）」】、国から設置変更許可を受けているのであり【乙 B12「玄海原子力発電所原子炉設置変更許可証」】、原子炉等規制法違反は存しない。

(2) 環境基本法違反は存しないこと

原告らは、超長期にわたって多くの放射線を出す使用済 MOX 燃料を貯蔵することについて、臨界を完全に防止できるものではなく、漏えいにより地下水等の環境や原告らの健康が害される危険は少なくなく、環境基本法 1 条及び 3 条に違反する旨を主張する。

しかしながら、そもそも環境基本法は、「基本法」として環境保全に関する基本理念を定めたものであり、原告らが指摘する同法 1 条及び 3 条も、施策の方向性を示すプログラム規定に過ぎず、国民の具体的な権利義務を定めたものではない。従って、被告の行為が同条に違反するというようなことはそもそも観念できない。

また、上述したように、被告は使用済 MOX 燃料を適切に貯蔵・管理しており、原告らが主張するような事実も存しない。

原告らの主張は、成り立たない。

第 4 結語

以上のとおり、本件 MOX 燃料においてギャップ再開は起こらないし、ギャップ再開が起こることを仮定した場合でも、ペレットの溶融、被覆管の損傷、重大な事故には至らない。

原告らの請求は、速やかに棄却されるべきである。

以上