

参考表2 燃料棒設計コードでの反映事項（B型） [5/6]

計算手法	FPACコード	高燃焼度用FPACコード
燃料棒内圧	<p>燃料棒内圧は、燃料棒内のガス量、燃料棒空隙体積及び温度から計算される。</p> <p>[FPガス放出] 低温度領域で支配的となる反跳（リコイル）及びたき出し（ロックアウト）によるペレットからのFPガス放出、中高温領域で支配的となる拡散メカニズムによるペレットからのFPガス放出を下式に示すように考慮。</p> $\frac{df(t)}{dt} = \alpha \cdot K \cdot g(t)$ <p>$f(t)$: 時間tにおけるFPガス放出量 α : 定数 K : 温度、燃焼度、オープンポロシティに依存する関数 $g(t)$: 時間tにおける粒界上のFPガス濃度</p> $K = K_1 \cdot K_2 \cdot K_3$ $K_1 = f_1(T)$ $K_2 = f_2(Bu, T)$ $K_3 = f_3(P_{op}, Bu)$ <p>T : 温度 Bu : 燃焼度 P_{op} : 初期オープンポロシティの割合</p>	<p>・燃焼によるペレット熱伝導率の低下を考慮して計算されるペレット温度に対して、FPガス放出が妥当な結果を与えるよう温度及び燃焼度に依存するFPガス放出モデルを設定（左欄の式のK_1、K_2中の定数について見直し）。</p>
被覆管応力	<p>被覆管応力は、内外圧差やペレット-被覆管相互作用による応力及び熱応力から計算される。応力評価では、これらに別途求まる水力振動による応力を加えて評価する。</p> <p>[内外圧差及び接触圧による応力] 内外圧差による応力は、一様な内外圧を受ける厚肉円筒公式を用いて計算される。また、接触圧による応力は焼きばめの式を用いて計算される。</p> <p>[熱応力] 被覆管内の半径方向温度分布を用いて円筒の熱応力式により計算される。</p> <p>[水力振動による応力] 流水中の燃料棒の振動・振幅を表す実験式より求まる燃料棒たわみ量をもとに、たわみの式を用いて計算される。</p>	<p>・有限要素法を用いて計算される。</p> <p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p>

参考表2 燃料棒設計コードでの反映事項（B型） [6/6]

計算手法	FPACコード	高燃焼度用FPACコード
被覆管腐食 水素吸収	<p>[被覆管腐食] 被覆管腐食量は、下式に示すように、腐食の初期段階では時間の立方則、遷移点到達以降は時間の線型則に従うとして計算される。</p> <p>遷移領域前</p> $\left(\frac{dS}{dt}\right) = \frac{A}{S^2} \cdot \exp\left(-\frac{Q_1}{R \cdot T}\right)$ <p>遷移領域後</p> $\left(\frac{dS}{dt}\right) = C \cdot H \cdot \exp\left(-\frac{Q_2}{R \cdot T}\right)$ <p>S : 被覆管酸化膜 t : 時間 Q_1, Q_2 : 遷移点前後の活性化エネルギー R : 気体定数 T : 酸化膜-金属境界温度 A : 定数 C : 高速中性子束の関数 H : 酸化膜厚さの関数</p>	<p>・改良被覆管（NDA）の特性（低Snジルカロイ-4製被覆管の腐食速度に対し約20%減）を反映。低Snジルカロイ-4製被覆管について計算値が実測値と良く一致するよう下式のC及びHを見直すとともに、下式の定数に腐食速度低減効果を考慮した改良被覆管の腐食量予測式を追加。</p> <p>遷移領域前</p> $\left(\frac{dS}{dt}\right) = \frac{A}{S^2} \cdot \exp\left(-\frac{Q_1}{R \cdot T}\right)$ <p>遷移領域後</p> $\left(\frac{dS}{dt}\right) = B \cdot C \cdot H \cdot \exp\left(-\frac{Q_2}{R \cdot T}\right)$ <p>S : 被覆管酸化膜 t : 時間 Q_1, Q_2 : 遷移点前後の活性化エネルギー R : 気体定数 T : 酸化膜-金属境界温度 A : 定数 B : 定数 C : 高速中性子束の関数 H : 酸化膜厚さの関数</p>
	<p>[水素吸収量] 被覆管水素吸収量は、上記で計算される腐食量に対して水素吸収率16%を用いて計算される。</p>	<p>・改良被覆管（NDA）の特性を反映（ジルカロイ-4製被覆管の水素吸収率と同等であるが、照射データ拡充に伴い、被覆管腐食量が増加するに従い水素吸収率が小さくなることから、水素吸収率は被覆管腐食量に応じて設定）。</p>

高燃焼度燃料装荷炉心の
核設計について
(動特性含む)

目 次

1. 概 要	15 条-別添 2-1
2. 核設計方針	15 条-別添 2-2
3. ステップ 2 燃料の核設計	15 条-別添 2-3
3.1 ウラン 235 濃縮度	15 条-別添 2-3
3.2 ガドリニア入り二酸化ウラン燃料の仕様	15 条-別添 2-3
4. 炉心特性	15 条-別添 2-8
4.1 高燃焼度化に伴う炉心特性への影響	15 条-別添 2-8
4.2 ステップ 2 燃料装荷炉心の核設計条件	15 条-別添 2-9
4.3 ステップ 2 燃料装荷炉心の炉心特性評価結果	15 条-別添 2-9
4.4 ステップ 2 燃料装荷炉心の動特性評価結果	15 条-別添 2-12
5. まとめ	15 条-別添 2-32

1. 概 要

玄海原子力発電所4号炉では、使用済燃料発生量低減の観点から、燃料集合体最高燃焼度が48,000MWd/tである現行の高燃焼度燃料（以下「ステップ1燃料」という。）に代わり、燃料集合体最高燃焼度を55,000MWd/tへ引き上げた高燃焼度燃料（以下「ステップ2燃料」という。）を取替燃料として採用することとしている。

ステップ2燃料では、ウラン235濃縮度の上昇、ペレット密度の上昇及び燃焼度の上昇に伴う照射燃料の組成変化により、中性子スペクトルの硬化や燃料間の反応度差の拡大等が生じる。

ステップ2燃料を装荷したサイクル以降の炉心（以下「ステップ2燃料装荷炉心」という。）の核設計では、これらの影響を考慮して、ステップ2燃料を使用した代表的な取替炉心について炉心特性を評価し、ステップ2燃料装荷炉心の成立性を確認する。

本資料は、玄海原子力発電所4号炉ステップ2燃料装荷炉心の核設計についてまとめたものである。

2. 核設計方針

原子炉を安全かつ安定に制御することを目的として、以下の方針に基づき設計を行う。

- (1) 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、原子炉施設の各設備の保護動作とあいまって燃料の健全性を確保できる炉心特性を有すること。(出力分布)
- (2) 原子炉制御設備により炉心を連続的に、かつ、安定に制御できるとともに、最大反応度値を有する制御棒クラスタ 1 本が全引抜状態であっても、常に炉心を臨界未満にすることができること。
(反応度制御)
- (3) 通常の運転制御を行うのに十分な負の反応度効果を有すること。
(反応度フィードバック特性)

また、原子炉の動特性においては、定格出力の15%以上での設計上考慮する外乱(設計負荷変化)に対し十分な減衰性を持って安定性を維持できる設計を行う。

3. ステップ2燃料の核設計

3.1 ウラン 235 濃縮度

ステップ2燃料のウラン235濃縮度は、燃料集合体最高燃焼度を55,000MWd/tに引き上げることを考慮して、約4.8wt%以下とする。

これにより、燃料取替体数は現行の約68体から約60体に約1割低減される。

3.2 ガドリニア入り二酸化ウラン燃料の仕様

ステップ2燃料装荷炉心では、新燃料と照射燃料の反応度差が拡大し、水平方向出力分布を平坦化しにくくなることから、以下のとおり現行のガドリニア入り二酸化ウラン燃料*1より反応度抑制効果を大きくしたガドリニア入り二酸化ウラン燃料を採用する。

3.2.1 ガドリニア濃度及びガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒本数

ガドリニア濃度及びガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒本数については、サイクル初期において照射燃料と未照射のガドリニア入り二酸化ウラン燃料の反応度差を小さくすること、またサイクルを通じて安定した反応度抑制効果を得ることを考慮している。

ガドリニア濃度及びガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒本数の組合せによる、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料の中性子増倍係数の燃焼度による変化を評価した結果を図3-1に示すが、ガドリニア濃度及びガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒本数により反応度抑制効果が変わることがわかる。

以上のこと及び炉心運用の柔軟性を高める観点から、ステップ2燃料のガドリニア入り二酸化ウラン燃料のガドリニア濃度を約10wt%以下、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒本

*1 ガドリニア濃度約6wt%、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒本数16本、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒のウラン235濃縮度約2.6wt%

数を24本又は16本とする。

3.2.2 ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒の配置

ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒は、燃料集合体内の出力分布をできるだけ平坦化するように、燃料集合体内の出力ピーキングが生じやすい位置に分散させて配置する。

ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒の配置を図3-2に示す。

3.2.3 ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒のウラン235濃縮度

ガドリニアをウラン燃料に添加すると、ペレット熱伝導率及び溶融点が低下する。また、その低下度合いは、ガドリニア濃度が高いほど大きい。そのため、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒の燃料中心温度を二酸化ウラン燃料棒より低くすることを目的として、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒のウラン235濃縮度を二酸化ウラン燃料棒より低下させ最大線出力密度を低くする設計とする。

ガドリニア濃度約10wt%のガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒のウラン235濃縮度を1.6wt%低下させて約3.2wt%とした場合の燃料中心温度と線出力密度の関係を図3-3に示す。これより、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒の最大線出力密度は二酸化ウラン燃料棒よりも低く抑えられ、その結果、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒の燃料中心温度は二酸化ウラン燃料棒よりも低くなる。

以上のことから、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒のウラン235濃縮度は、二酸化ウラン燃料棒より1.6wt%低下させて約3.2wt%以下とする。

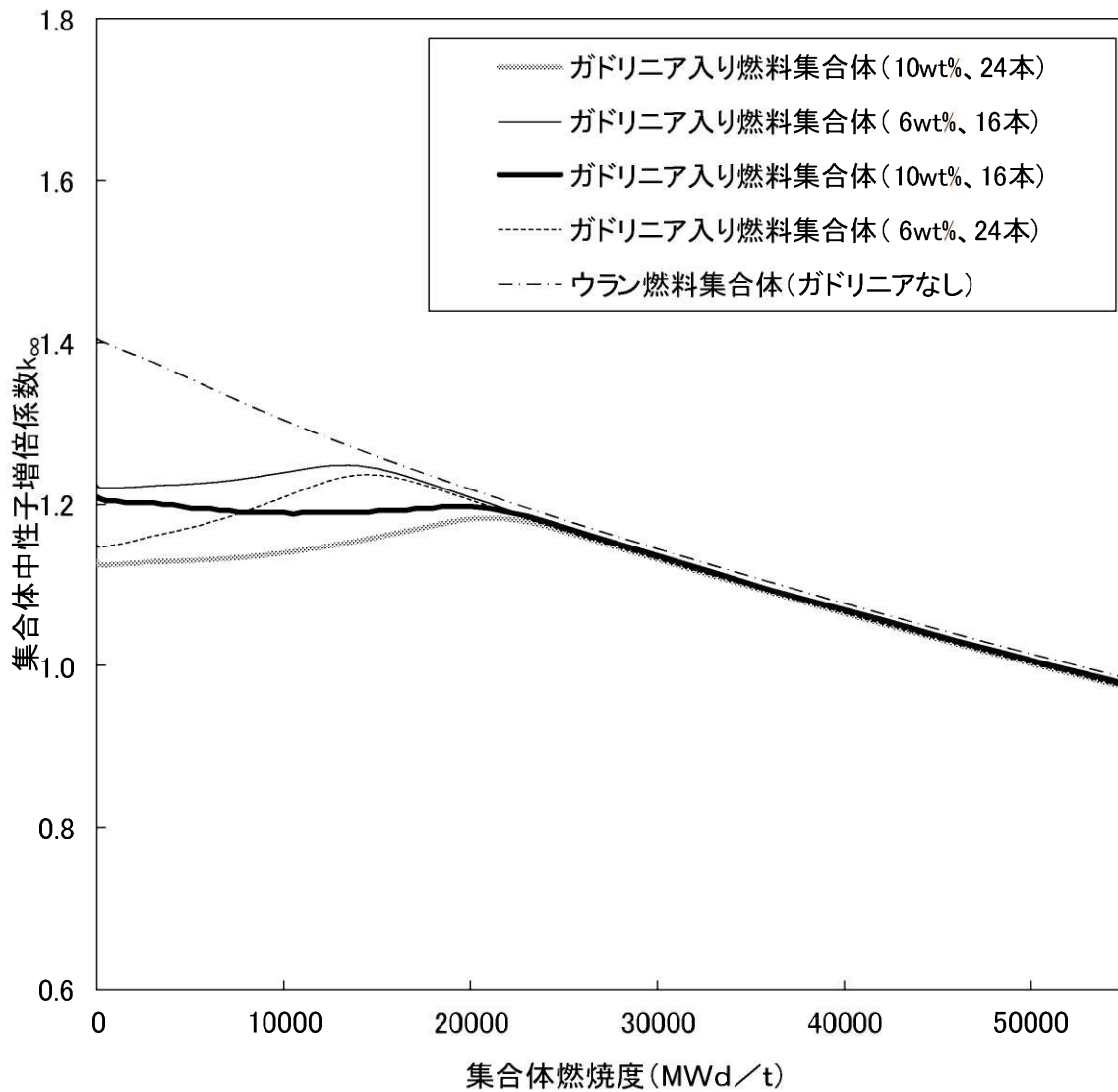
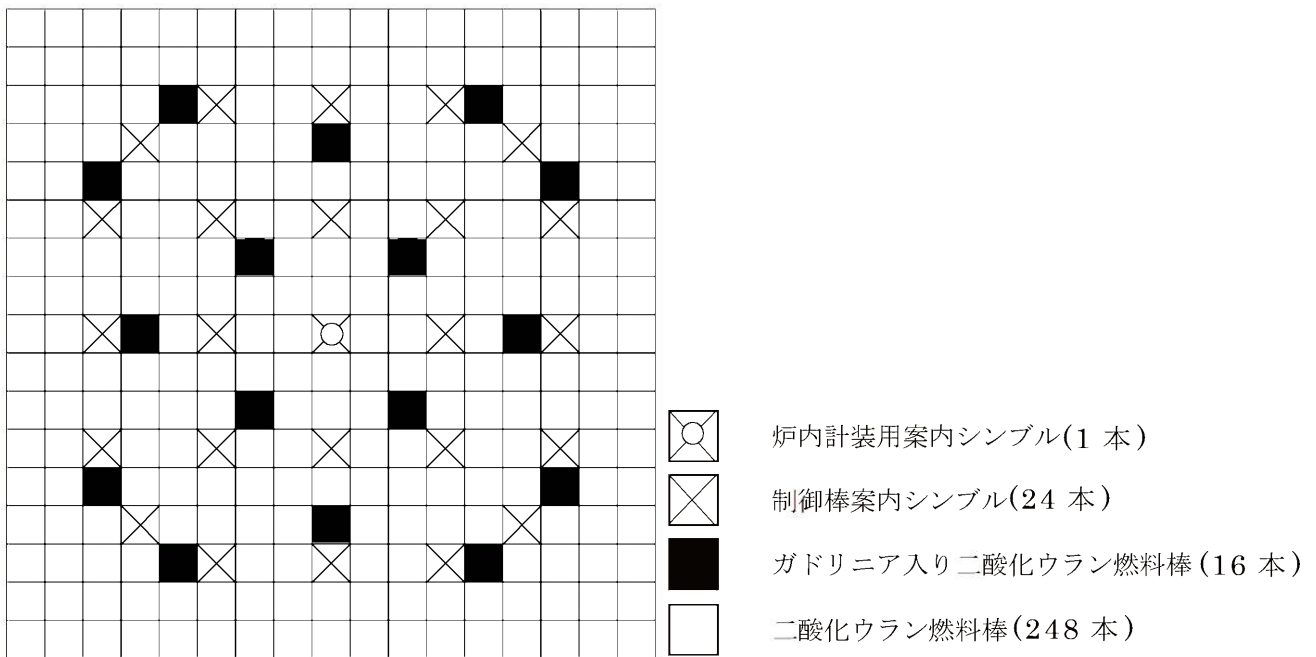


図3-1 燃焼に伴う集合体中性子増倍係数の変化

二酸化ウラン燃料棒ウラン濃縮度4.8wt%
 ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒ウラン濃縮度3.2wt%

ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒：16本



ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒：24本

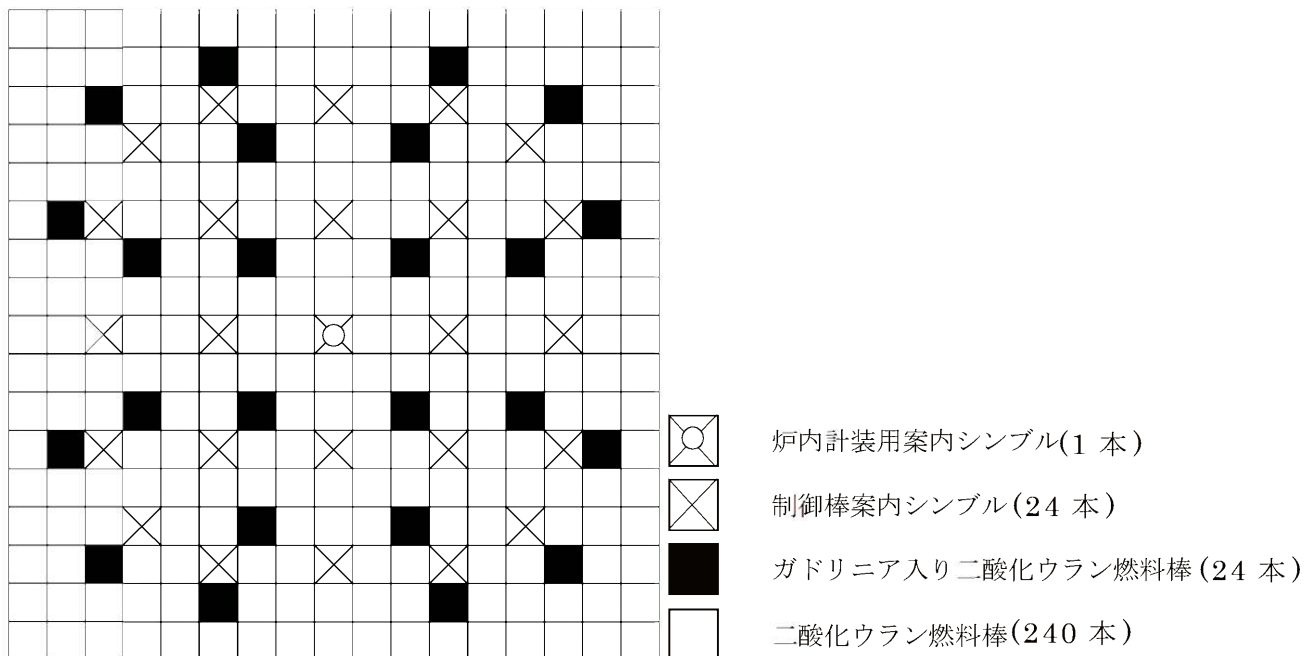


図3-2 燃料集合体内ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒の配置

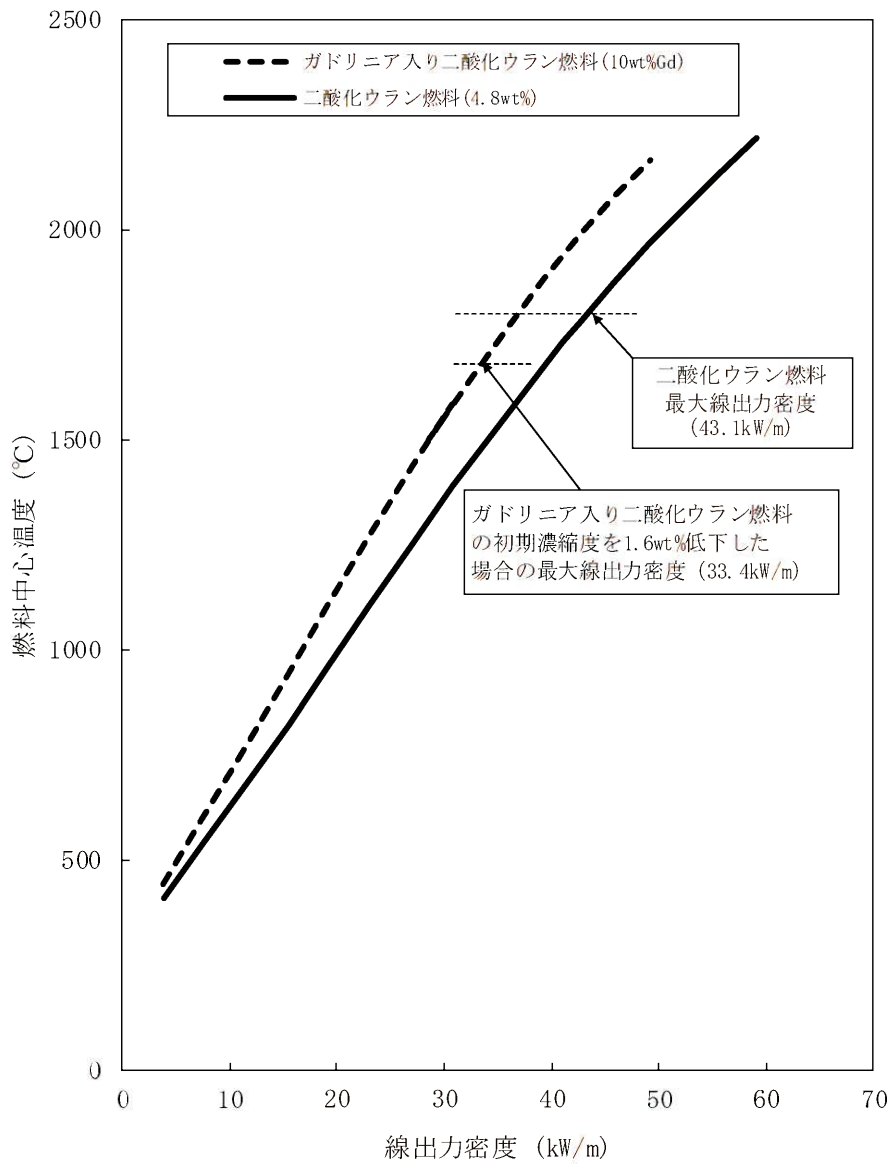


図3-3 線出力密度と燃料中心温度の関係

4. 炉心特性

4.1 高燃焼度化に伴う炉心特性への影響

ステップ2燃料装荷炉心では、ウラン235濃縮度をステップ1燃料の約4.1wt%～約3.4wt%から約4.8wt%以下に変更すること、ペレット密度を二酸化ウラン燃料については理論密度の約95%から約97%に、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料については理論密度の約95%から約96%に変更すること、及び燃焼度の上昇に伴い照射燃料の組成が変化することにより、図4-1に示すとおり

- ・中性子スペクトルの硬化
- ・燃料間の反応度差の拡大

等の現象が炉心特性に影響を与える。

4.1.1 出力分布への影響

ステップ2燃料装荷炉心では、照射燃料と新燃料の反応度差が拡大することにより、水平方向出力分布が平坦化しにくくなる。

4.1.2 反応度制御への影響

ステップ2燃料装荷炉心では、中性子スペクトルの硬化に伴い、制御棒クラスタ及びほう素の反応度値が低下する。

4.1.3 反応度フィードバック特性への影響

ステップ2燃料装荷炉心では、中性子スペクトルの硬化等に伴い、減速材温度係数及びドップラ係数が影響を受けるが、その影響は小さい。

一方、ほう素値の低下により、サイクル初期の余剰反応度を抑制するためのほう素濃度が上昇した場合には、減速材温度係数を正側にする効果がある。

4.2 ステップ2燃料装荷炉心の核設計条件

ステップ2燃料装荷炉心においては、上記の影響を考慮して核設計を行う。ステップ2燃料装荷炉心の核設計値をステップ1燃料装荷炉心と比較して表4-1に示す。

ステップ2燃料装荷炉心の核設計には、従来の1、2次元核設計手法に代わり、3次元核設計手法に基づくPHOENIX-P/ANCコードシステム*2又は改良NULIFシステム*3を使用する。

4.3 ステップ2燃料装荷炉心の炉心特性評価結果

ステップ2燃料装荷炉心における出力分布、反応度制御、反応度フィードバック特性及び取替炉心の安全性確認項目*4についての評価結果は以下のとおりである。

評価は、平衡炉心及び標準的な取出燃料の他に1サイクル照射燃料を8体余分に取り出す事態を想定した予定外取出炉心を対象に行っている。これらの炉心の燃料取替方式及び各炉心の燃料装荷パターンを表4-2並びに図4-2及び図4-3に示す。

なお、ステップ2燃料装荷炉心においては、表4-3に示すとおり取替炉心の安全性確認項目の内、一部の安全解析使用値を変更し、その妥当性は安全解析により確認する。

4.3.1 出力分布

通常運転時の水平方向出力分布（水平方向ピーキング係数 F_{XY}^N ）は、燃料装荷パターンの工夫、又は必要に応じてガドリニア入り二酸化ウラン燃料あるいはバーナブルポイズンを使用することにより、平坦化を図る。ステップ2燃料装荷炉心では、反応度抑制効果を高めたガドリニア入り二酸化ウラン燃

*2 「三菱 PWR の新核設計手法と信頼性」 MAPI-1087 改 6、三菱重工業、平成 16 年

*3 「PWR 核設計手法と信頼性(改良 NULIF システム)」 NFK-8102、原子燃料工業、平成 7 年

*4 取替炉心の安全性を示す重要なパラメータとして、「取替炉心検討会報告書」（原子炉安全専門審査会 昭和 52 年 5 月）において選定された 11 項目

料を使用することにより、表4-4に示すとおり F_{XY}^N 及び最大線出力密度を安全解析使用値の範囲内にできる。

通常運転時の軸方向出力分布は、従来どおりアキシャルオフセット*5を適正な範囲に保つ運転法（アキシャルオフセット一定値制御運転）を採用することにより大きく歪むことはない。これにより、水平方向出力ピーキング係数を制限することとあいまって、通常運転時の二酸化ウラン燃料棒の最大線出力密度は、表4-4に示すとおり、 $41.5\text{kW}/\text{m}$ 以下（ペレット焼きしまり効果を含まない。）に保たれる。なお、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒の最大線出力密度は、ウラン235濃縮度を二酸化ウラン燃料棒より1.6wt%下げていることから、 $32.2\text{kW}/\text{m}$ 以下（ペレット焼きしまり効果を含まない。）に保たれる。

なお、運転時の異常な過渡変化時には、プラント各系統の機能とあいまって、燃料の許容設計限界を超えることがないことを、安全解析により確認する。

4.3.2 反応度制御

ステップ2燃料装荷炉心の制御棒クラスタ及びほう素濃度調整による反応度制御能力はそれぞれ約 $0.05\Delta K/K$ 、 $0.18\Delta K/K$ 以上有している。

中性子スペクトルの硬化により制御棒価値が低下するが、表4-5に示すとおり、現状の制御棒クラスタにより、 $0.016\Delta K/K$ 以上の反応度停止余裕を確保している。

同様に、ほう素価値も低下するが、現状の化学体積制御設備によるほう酸注入により、原子炉停止時のほう素濃度をステップ1燃料装荷炉心より上昇させることで低温状態でも炉

*5 アキシャルオフセットは、炉外中性子束検出器信号の上半分(ϕ_t)及び下半分(ϕ_b)を用いて、次式で定義する。アキシャルオフセット= $(\phi_t - \phi_b)/(\phi_t + \phi_b)$

心を臨界未満に維持しており、反応度停止余裕は $0.010\Delta K/K$ 以上確保している。

定格出力運転中、全引抜位置から制御棒クラスタ1本が落下した場合の負の最大添加反応度及び出力分布の歪み、制御棒クラスタ飛出し時の添加反応度及び出力分布の歪み、並びに制御棒クラスタ引抜きによる最大反応度添加率については、表4-6、表4-7及び表4-8に示すとおり、いずれも安全解析使用値の範囲内である。

4.3.3 反応度フィードバック特性

ステップ2燃料装荷炉心では、反応度抑制効果を大きくしたガドリニア入り二酸化ウラン燃料を採用することにより、サイクル初期のほう素濃度を抑制でき、減速材温度係数を負に保つことができる。表4-9に示すとおり、減速材温度係数及びドップラ係数は負となっていることから、ステップ1燃料装荷炉心と同様に負の反応度効果を有している。

4.3.4 取替炉心の安全性確認項目

上記で確認した項目を含め、平衡炉心及び予定外取出炉心について取替炉心の安全性確認項目の評価結果を表4-10に示す。いずれの炉心についても、取替炉心の安全性確認項目の評価結果は、安全解析使用値の範囲内にある。

4.3.5 その他（移行炉心の炉心特性）

ステップ1燃料装荷炉心からの移行炉心においては、ウラン²³⁵濃縮度が低いステップ1燃料との混在となり、炉心平均ウラン²³⁵濃縮度が平衡炉心よりわずかに低くなる。炉心平均ウラン²³⁵濃縮度が低くなると、中性子スペクトルが軟らかくなり、炉心の平均的な特性であるほう素や制御棒の中性子吸収

効果は大きくなる傾向にあるとともに、減速材温度係数等の反応度係数も影響を受ける。

一方、出力ピーキング係数のような炉心の局所的な特性については、燃料装荷パターンに大きく依存する。移行炉心に対する取替炉心の安全性確認項目を評価した結果は、いずれも安全解析使用値の範囲内にあることを確認している。

以上より、ステップ1燃料装荷炉心からの移行炉心も含めて、ステップ2燃料装荷炉心の成立性を確認した。

4.4 ステップ2燃料装荷炉心の動特性評価結果

ステップ2燃料の導入に伴い、動特性に影響を及ぼす炉心特性の変化には、減速材温度係数、ドップラ出力係数などの変化がある。これらの炉心特性の変化が動特性に与える影響を確認するため、原子炉出力、1次冷却材平均温度及び原子炉圧力の挙動について、±10%ステップ状負荷変化、±5%/min ランプ状負荷変化及び急激な負荷減少の各設計負荷変化に対する動特性解析を実施した。

4.4.1 設計条件

原子炉がトリップすることなく、十分な減衰性を持って安定性を維持する負荷変化可能な範囲として、以下の設計負荷変化を設計条件としている。

- (1) ±10%ステップ状負荷変化
(定格出力の15%から100%の範囲内)
- (2) ±5%/minのランプ状負荷変化
(定格出力の15%から100%の範囲内)
- (3) 急激な負荷減少
(タービンバイパス (約40%容量) 制御系併用)

これを受けて、以下の条件にて動特性解析を行っている。

- (1) 10%ステップ状負荷減少 (100%→90%)
- (2) 10%ステップ状負荷増加 (90%→100%)
- (3) 5%/minランプ状負荷増加 (15%→100%)
- (4) 5%/minランプ状負荷減少 (100%→15%)
- (5) 50%ステップ状負荷減少 (100%→50%)

4.4.2 解析条件

原子炉の固有の自己制御性については、炉心が急速な固有の出力抑制効果をもたらす反応度フィードバック特性を持つように、ドップラ係数は負であり、かつ、高温出力運転状態で減速材温度係数は負となるように設計される。

代表的な炉物理定数の変動範囲は、表 4-11 のとおりとなる。

負荷増加については、原子炉トリップ点までの余裕をみるという点で原子炉出力のオーバーシュートが生じやすい減速材温度係数の絶対値が最小(サイクル初期に相当)の条件を選び、負荷減少については、減速材温度係数の絶対値が最大(サイクル末期に相当)の条件を選び、反応度フィードバック特性の広い変動範囲でのプラント挙動を示すことにより、運転期間を通じた動特性を評価することとしている。

以上から各負荷変化時の解析条件は表 4-12 のとおりとしている。

また、プラント動特性の応答解析は、加圧水型原子力プラントの動特性を模擬した計算コード MARVEL により解析を行っている。

4.4.3 解析結果

玄海 4 号炉の原子炉出力、1次冷却材温度、原子炉圧力の動特性解析結果を図 4-4～図 4-8に示す。

この結果から、設計負荷変化に対して、原子炉制御設備を含めた原子炉系の応答は安定であり、十分な減衰性を持って新たな平衡負荷に相当した値に制御されることを確認している。

表4-1 核設計値比較表

炉心	ステップ1燃料 装荷炉心	ステップ2燃料 装荷炉心
有効高さ	約3.66m	同 左
等価直径	約3.37m	同 左
減速材／ウラン体積比（低温時）	約3.4～約3.6	同 左
燃料集合体数	193	同 左
燃料集合体中の燃料棒配列	17×17	同 左
燃料集合体中の燃料棒本数	264	同 左
濃縮度		
二酸化ウラン燃料棒	約4.1wt%～ 約3.4wt%	約4.8wt%以下
ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒	約2.6wt%～ 約1.9wt%	約3.2wt%以下
ガドリニア濃度	約6wt%	約10wt%以下
取替燃料集合体平均燃焼度 （平衡炉心）	約44,000MWd/t	約50,000MWd/t
熱水路係数（定格出力時）		
$F_Q (Z)$	2.32×K(Z)以下 （ペレット焼きしまり効果を含まない。）	同 左
$F_{\Delta H}^N$	1.60以下	1.64以下
線出力密度		
定格出力時平均	約17.9kW/m	同 左
定格出力時最大	41.5kW/m （ペレット焼きしまり効果を含まない。）	同 左
ガドリニア入り二酸化ウラン燃料	33.2kW/m	32.2kW/m （ペレット焼きしまり効果を含まない。）

	ステップ1燃料 装荷炉心	ステップ2燃料 装荷炉心
実効増倍率（取替炉心サイクル初期）		
燃料取替停止（全制御棒クラスタ挿入）	0.95（約2,000ppm）	同左（約2,200ppm）
低温停止（全制御棒クラスタ引抜き）	0.99（約2,100ppm）	同左（約2,100ppm）
高温停止（全制御棒クラスタ引抜き）	0.98（約2,100ppm）	同左（約2,200ppm）
高温全出力（全制御棒クラスタ引抜き）	1.00（約1,700ppm）	同左（約1,700ppm）
高温全出力（全制御棒クラスタ引抜き） 〔キセノン、サマリウム平衡〕	1.00（約1,300ppm）	同左（約1,300ppm）

反応度制御能力

制御棒クラスタ 〔最大反応度値を有する制御 棒クラスタ1本挿入不能時〕	約0.06 $\Delta K/K$	約0.05 $\Delta K/K$
ほう素濃度調整	0.18 $\Delta K/K$ 以上 （約2,500ppm）	同左 （約3,100ppm）
バーナブルポイズン（サイクル初期）	約0.08 $\Delta K/K$ 以下	同左

反応度係数

減速材温度係数（ $10^{-4}(\Delta K/K)/^{\circ}C$ ） （減速材温度係数は、高温出力運転状態では負である。）	+0.8 \sim -9.4	同左
ドップラ係数（ $10^{-5}(\Delta K/K)/^{\circ}C$ ）	-1.8 \sim -5.2	同左
ボイド係数（ $10^{-3}(\Delta K/K)/\%$ ボイド）	+0.7 \sim -3.1	同左
圧力係数（ $10^{-4}(\Delta K/K)/(MPa)$ ）	+8.2 \sim -0.5	同左
減速材密度係数（ $(\Delta K/K)/(g/cm^3)$ ）	+0.51 \sim 0	同左

実効遅発中性子割合と即発中性子寿命

実効遅発中性子割合（%）	0.75 \sim 0.44	同左
即発中性子寿命（ μsec ）	20 \sim 11	20 \sim 9

表4-2 燃料取替方式

領域		サイクル	第Nサイクル (平衡炉心)	第(N+1)サイクル (予定外取出炉心)	
燃料 集 合 体 装 荷 体 数	第(M-3)領域	A 4.8wt%(Gd 入り) (注)			
		B 4.8wt%	13		
	第(M-2)領域	A 4.8wt%(Gd 入り) (注)	32		
		B 4.8wt%	28	13	
	第(M-1)領域	A 4.8wt%(Gd 入り) (注)	32	32	
		B 4.8wt%	28	28	
	第 M 領域	A 4.8wt%(Gd 入り) (注)	32	32	
		B 4.8wt%	28	20	
	第(M+1)領域	A 4.8wt%(Gd 入り) (注)		40	
		B 4.8wt%		28	
	サイクル燃焼度 (MWd/t)			15,500	15,500

(注) 3.2wt% ²³⁵U - 10wt% Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料棒を 24 本含む。

表4-3 取替炉心の安全性確認項目で安全解析使用値を変更した項目

安全性確認項目		安全解析使用値		
		単位	ステップ1 燃料装荷炉心	ステップ2 燃料装荷炉心
燃料集合体最高燃焼度		MWd/t	48,000	55,000
F_{XY}^N		—	1.48	1.52
制御棒飛出し時	F_Q	BOC, HFP	—	7.0
		EOC, HFP	—	6.8
	飛出し 制御棒価値	EOC, HFP	% $\Delta K/K$	0.18

(注) BOC：サイクル初期、EOC：サイクル末期
HFP：高温全出力

表4-4 F_{XY}^N 及び最大線出力密度評価結果

炉心	F_{XY}^N	最大線出力密度
平衡炉心	1.43	35.3kW/m
予定外取出炉心	1.43	36.7kW/m
安全解析使用値	$\leq 1.52^*$	$\leq 41.5kW/m$

※安全解析使用値変更 (1.48→1.52)

表4-5 反応度停止余裕評価結果

反応度停止余裕安全解析使用値： $\geq 1.60\% \Delta K/K$

	平 衡 炉 心 サイクル末期	予定外取出炉心 サイクル末期
1. 所要制御反応度	約 2.81% $\Delta K/K$	約 2.77% $\Delta K/K$
出力欠損	約 2.76% $\Delta K/K$	約 2.72% $\Delta K/K$
ボイド減少	約 0.05% $\Delta K/K$	約 0.05% $\Delta K/K$
2. 制御棒クラスタの反応度 ^(注)	約 4.60% $\Delta K/K$	約 4.42% $\Delta K/K$
3. 反応度停止余裕	約 1.79% $\Delta K/K$	約 1.65% $\Delta K/K$

(注) 制御棒クラスタのバンク D が挿入限界まで挿入されている状態から、最大反応度値を有する制御棒クラスタ 1 本が全引抜位置のまま挿入できないものとし、他の制御棒クラスタを全挿入させて反応度を求め、さらに、設計裕度 10%を差し引いた値。

表4-6 制御棒クラスタ落下時の落下制御棒値及び $F_{\Delta H}^N$ 評価結果

炉 心	落下制御棒値	$F_{\Delta H}^N$
平衡炉心	0.15% $\Delta K/K$	1.65
予定外取出炉心	0.14% $\Delta K/K$	1.67
安全解析使用値	$\leq 0.25\% \Delta K/K$	≤ 1.87

表4-7 制御棒飛出し時の飛出し制御棒価値及びF_Q評価結果

(1) サイクル初期高温零出力

炉 心	飛出し制御棒価値	F _Q
平衡炉心	0.32%△K/K	7.5
予定外取出炉心	0.51%△K/K	9.6
安全解析使用値	≤0.66%△K/K	≤15

(2) サイクル初期高温全出力

炉 心	飛出し制御棒価値	F _Q
平衡炉心	0.02%△K/K	2.1
予定外取出炉心	0.02%△K/K	2.2
安全解析使用値	≤0.12%△K/K	≤5.0 ^{※1}

※1安全解析使用値変更 (7.0→5.0)

(3) サイクル末期高温零出力

炉 心	飛出し制御棒価値	F _Q
平衡炉心	0.66%△K/K	17
予定外取出炉心	0.65%△K/K	18
安全解析使用値	≤0.87%△K/K	≤25

(4) サイクル末期高温全出力

炉 心	飛出し制御棒価値	F _Q
平衡炉心	0.03%△K/K	2.2
予定外取出炉心	0.03%△K/K	2.3
安全解析使用値	≤0.12%△K/K ^{※2}	≤5.0 ^{※3}

※2安全解析使用値変更 (0.18→0.12) ※3安全解析使用値変更 (6.8→5.0)

表4-8 最大反応度添加率評価結果

単位： $10^{-5}(\Delta K/K)/s$

炉心	最大反応度添加率
平衡炉心	34
予定外取出炉心	31
安全解析使用値	≤ 75

表4-9 減速材温度係数及びドップラ係数評価結果

単位： $10^{-5}(\Delta K/K)/^{\circ}C$

炉心	減速材温度係数	ドップラ係数
平衡炉心	-68 ~ -6.8	-3.4 ~ -2.5
予定外取出炉心	-67 ~ -9.6	-3.4 ~ -2.5
安全解析使用値	-94 ~ +8	-5.2 ~ -1.8

表4-10 取替炉心の安全性確認項目評価結果

項 目		単 位	安全解析使用値	第 N サイクル (平衡炉心)	第(N+1)サイクル (予定外取出炉心)	
反応度停止余裕 (サイクル末期)		% $\Delta K / K$	≥ 1.6	1.79	1.65	
最大線出力密度 (注1)		kW / m	≤ 41.5	35.3	36.7	
燃料集合体最高燃焼度		MWd / t	$\leq 55,000$ (注4)	54,700	54,800	
F_{XY}^N		—	≤ 1.52 (注4)	1.43	1.43	
減速材温度係数 $\frac{\delta \rho}{\delta T_m}$		$10^{-5}(\Delta K / K) / ^\circ C$	-94 ~ +8	-68 ~ -6.8	-67 ~ -9.6	
ドップラ係数 $\frac{\delta \rho}{\delta T_f}$		$10^{-5}(\Delta K / K) / ^\circ C$	-5.2 ~ -1.8	-3.4 ~ -2.5	-3.4 ~ -2.5	
制 御 棒 落 下 時	落下制御棒価値	% $\Delta K / K$	≤ 0.25	0.15	0.14	
	$F_{\Delta H}^N$	—	≤ 1.87	1.65	1.67	
制 御 棒 飛 出 し 時 F _Q	サイクル 初 期	HZP (注2)	—	≤ 15	7.5	9.6
		HFP (注3)	—	≤ 5.0 (注4)	2.1	2.2
	サイクル 末 期	HZP	—	≤ 25	17	18
		HFP	—	≤ 5.0 (注4)	2.2	2.3
飛 出 し 制 御 棒 価 値	サイクル 初 期	HZP	% $\Delta K / K$	≤ 0.66	0.32	0.51
		HFP	% $\Delta K / K$	≤ 0.12	0.02	0.02
	サイクル 末 期	HZP	% $\Delta K / K$	≤ 0.87	0.66	0.65
		HFP	% $\Delta K / K$	≤ 0.12 (注4)	0.03	0.03
最大反応度添加率		$10^{-5}(\Delta K / K) / s$	≤ 75	34	31	

(注1) ペレット焼きしまり効果を含まない。

(注2) HZP : 高温零出力時

(注3) HFP : 高温全出力時

(注4) 安全解析使用値変更

表4-11 炉物理定数の変動範囲

	ステップ2燃料 装荷炉心	ステップ1燃料 装荷炉心
減速材温度係数 ($\times 10^{-5} \Delta K / K / ^\circ C$)	-68~-6.8	-68~-3.2
ドップラ出力係数 ($\times 10^{-5} \Delta K / K / \%出力$)	-9.9~-9.6	-9.9~-9.5

表4-12 主要動特性解析条件

ケース	減速材温度係数 ($\times 10^{-5} \Delta K / K / ^\circ C$)	ドップラ出力係数 ($\times 10^{-5} \Delta K / K / \%出力$)
10%ステップ状 負荷減少	可変(-68~-65)	-9.6
10%ステップ状 負荷増加	可変(-3~0)	-9.9
5%/minランプ状 負荷増加	可変(-3~0)	-9.9
5%/minランプ状 負荷減少	可変(-68~-65)	-9.6
50%ステップ状 負荷減少	可変(-68~-65)	-9.6

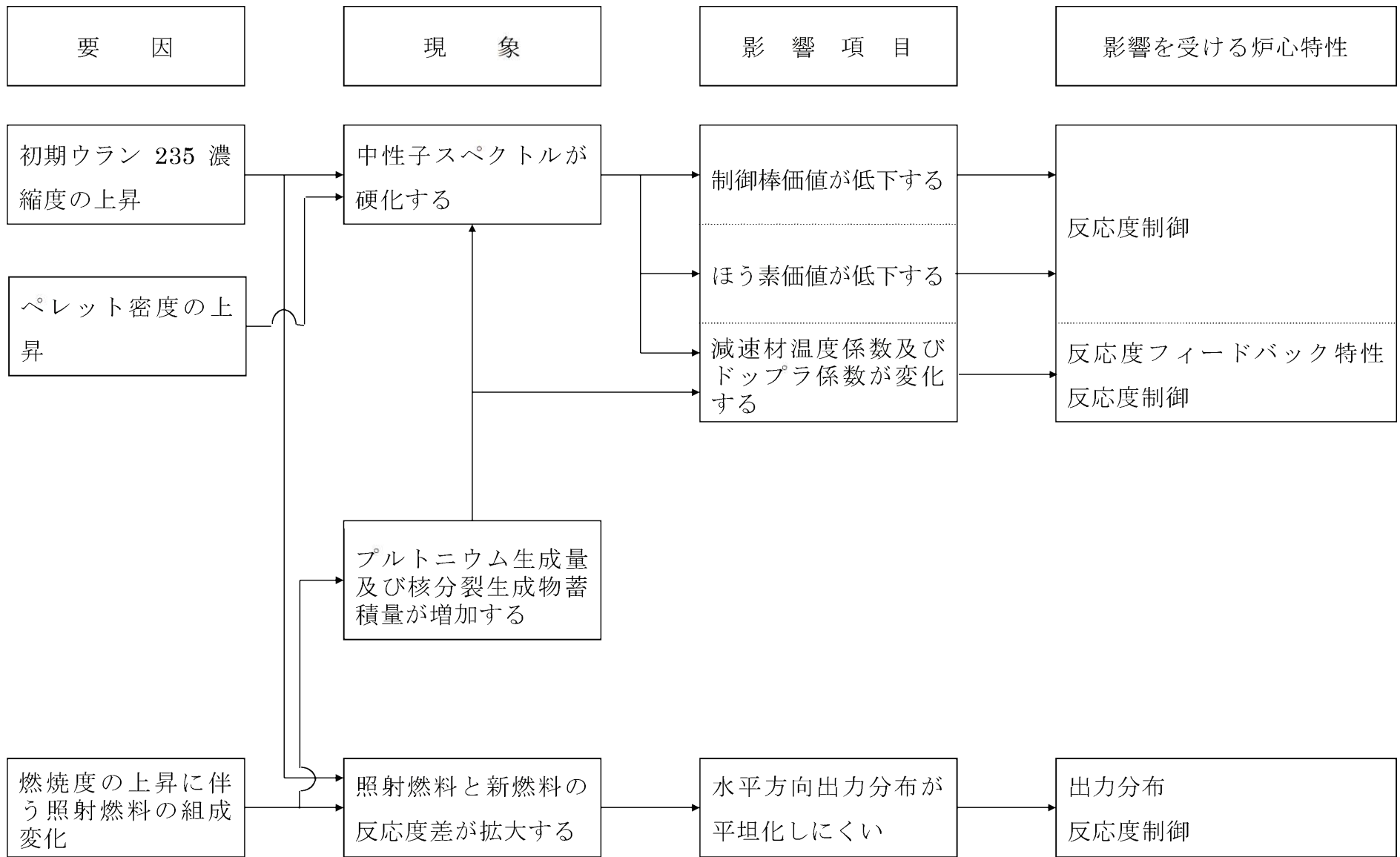
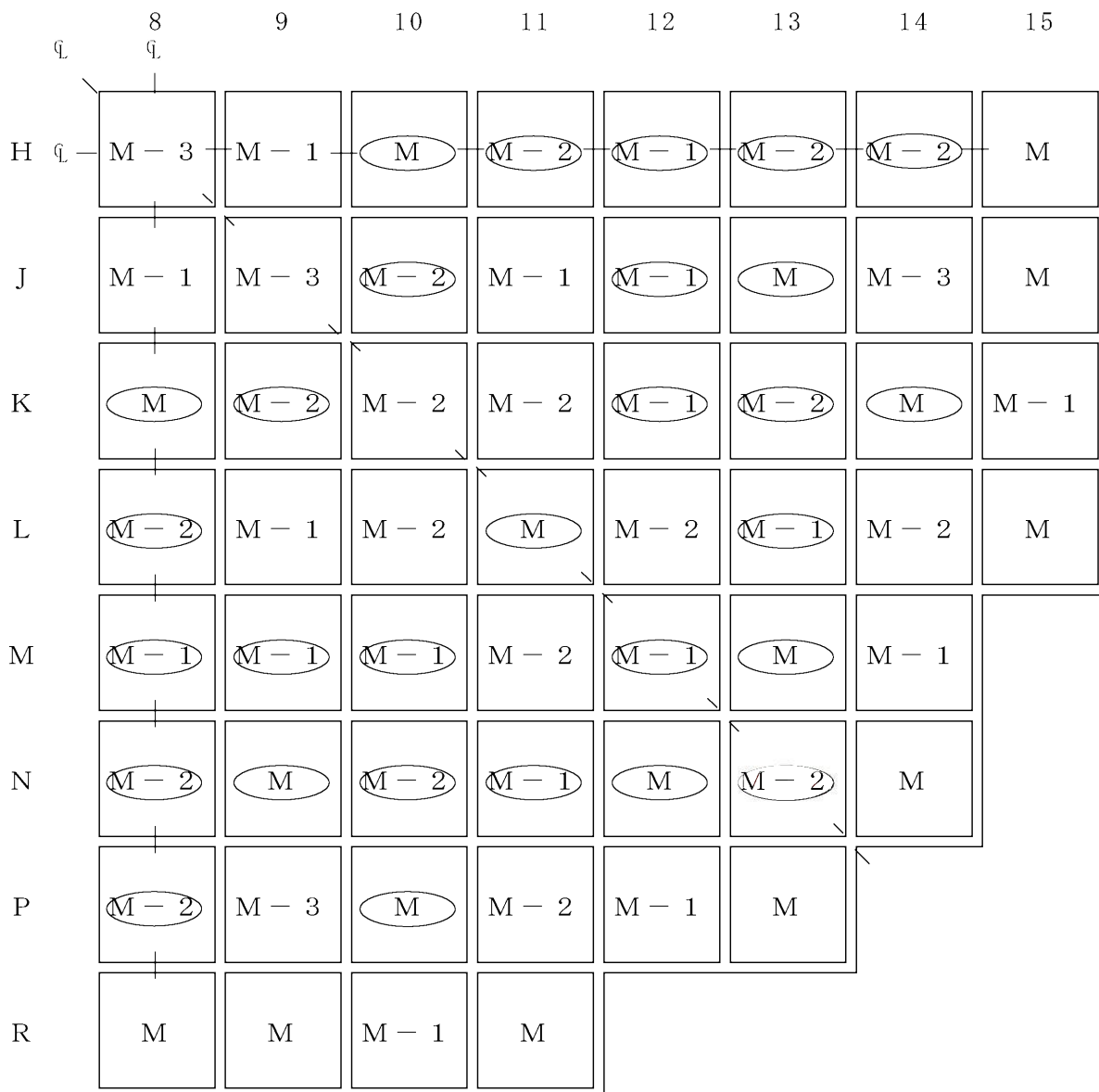


図4-1 高燃焼度化による影響

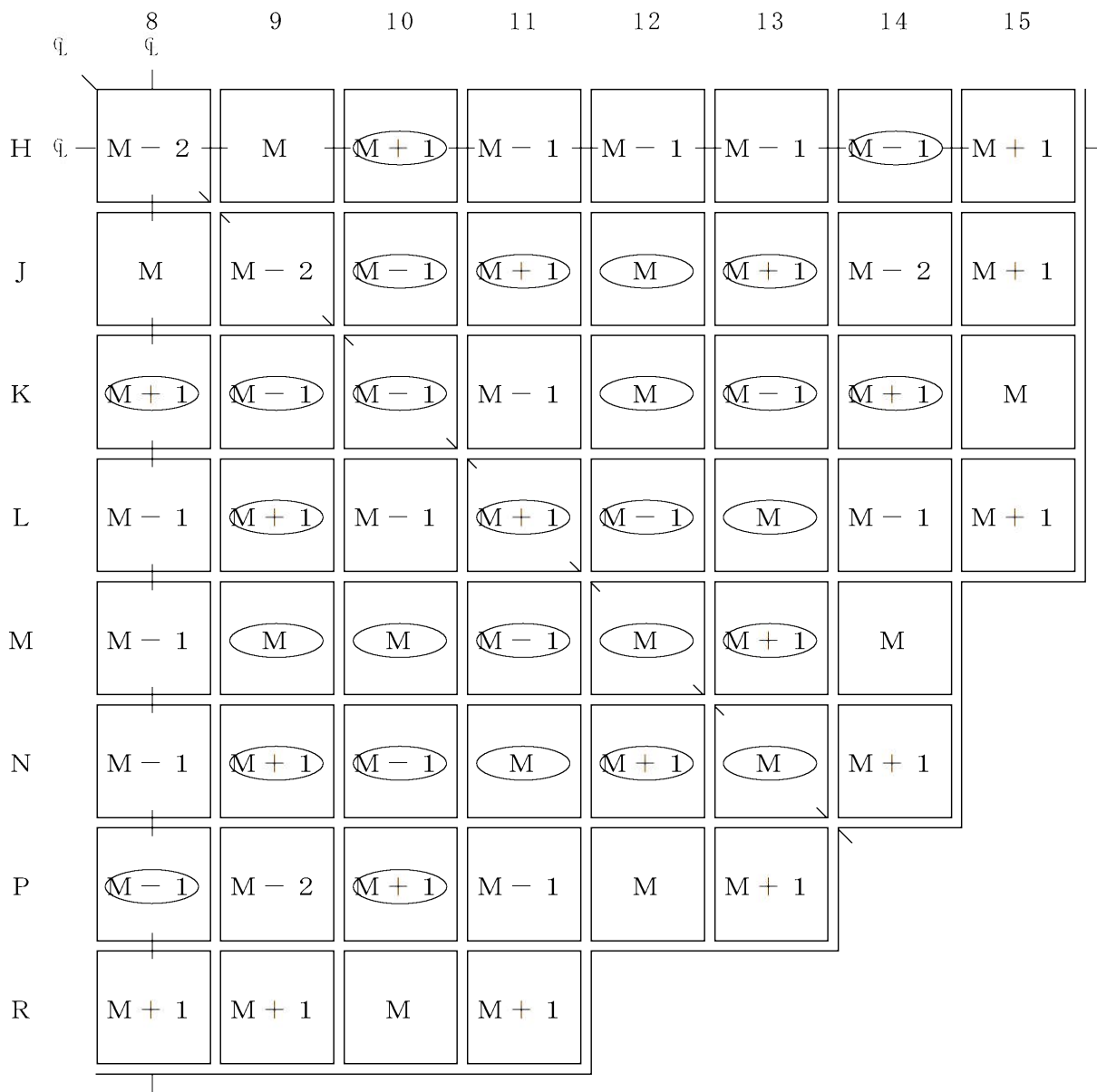


- M-3 : 第 (M-3) B 領域燃料 (4.8wt% 13 体)
- M-2 : 第 (M-2) A 領域燃料 (4.8wt% (Gd 入り) 32 体) *
- M-2 : 第 (M-2) B 領域燃料 (4.8wt% 28 体)
- M-1 : 第 (M-1) A 領域燃料 (4.8wt% (Gd 入り) 32 体) *
- M-1 : 第 (M-1) B 領域燃料 (4.8wt% 28 体)
- M : 第 M A 領域燃料 (4.8wt% (Gd 入り) 32 体) *
- M : 第 M B 領域燃料 (4.8wt% 28 体)

注) M、M は新燃料

*) 3.2wt% ²³⁵U - 10wt% Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料棒 24 本を含む

図4-2 燃料装荷パターン (平衡炉心)



- M - 2 : 第 (M - 2) B 領域燃料 (4.8wt% 13 体)
 - M - 1 : 第 (M - 1) A 領域燃料 (4.8wt% (Gd 入り) 32 体) *
 - M - 1 : 第 (M - 1) B 領域燃料 (4.8wt% 28 体)
 - M : 第 M A 領域燃料 (4.8wt% (Gd 入り) 32 体) *
 - M : 第 M B 領域燃料 (4.8wt% 20 体)
 - M + 1 : 第 (M + 1) A 領域燃料 (4.8wt% (Gd 入り) 40 体) *
 - M + 1 : 第 (M + 1) B 領域燃料 (4.8wt% 28 体)
- 注) M + 1、M + 1 は新燃料

*) 3.2wt% ²³⁵U - 10wt% Gd₂O₃ 入り UO₂ 燃料棒 24 本を含む

図 4-3 燃料装荷パターン (予定外取出炉心)

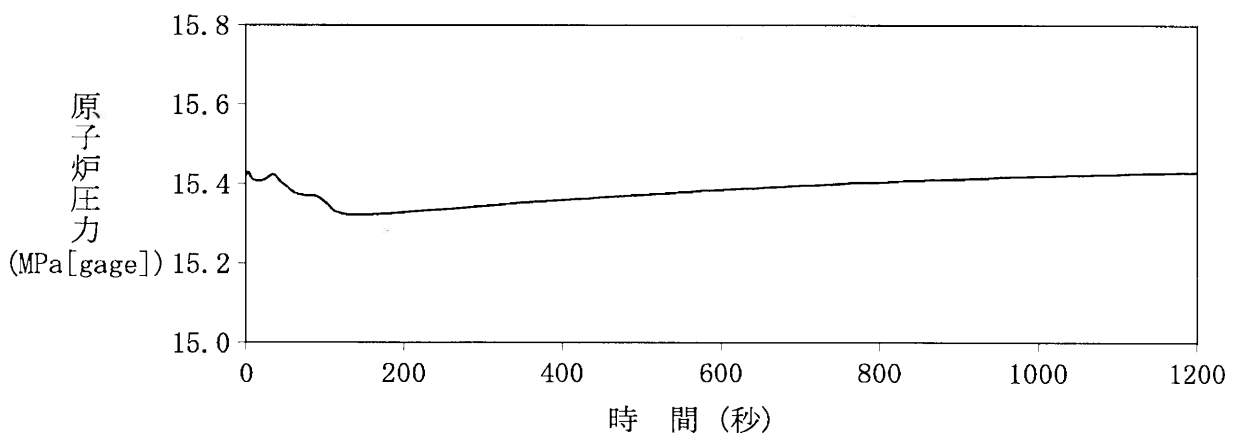
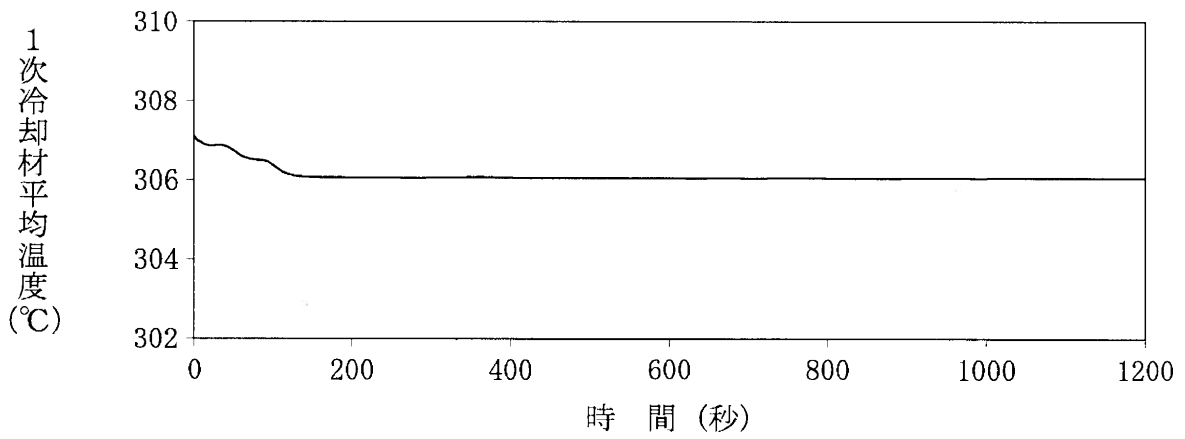
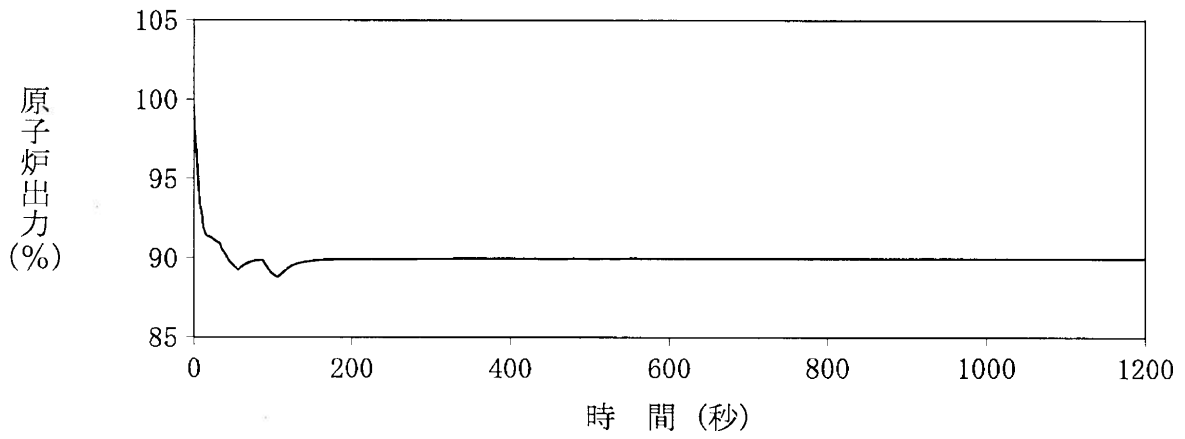


図4-4 10%ステップ状負荷減少の場合 (100%→90%)

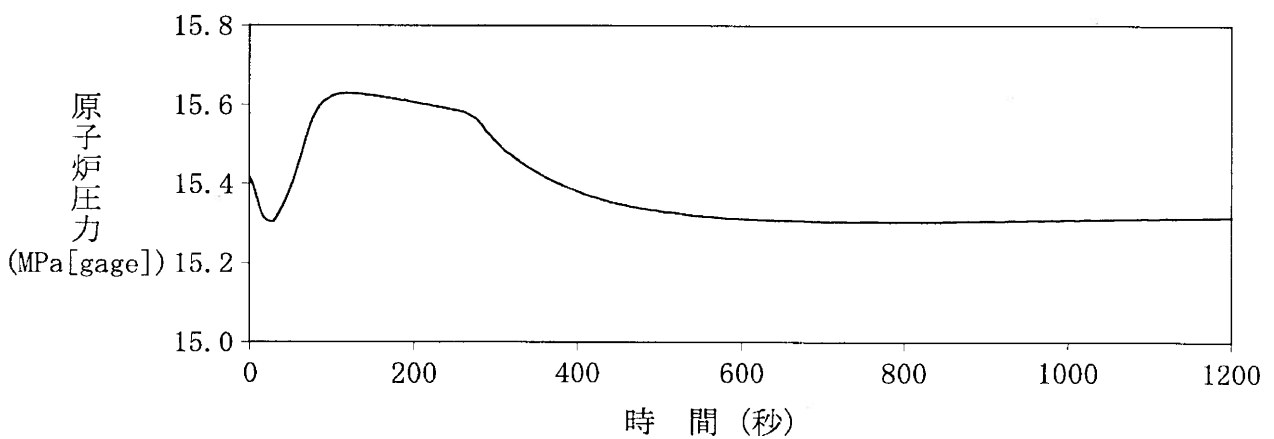
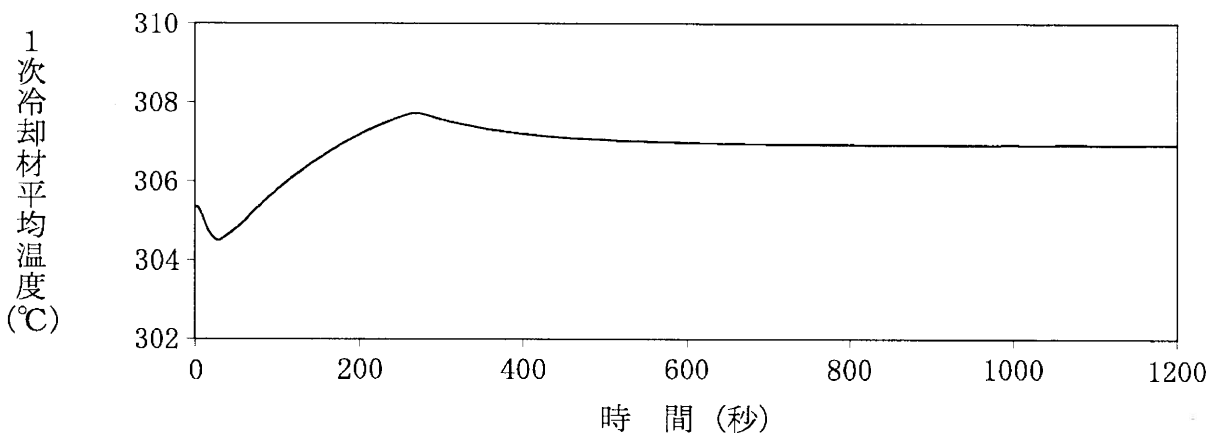
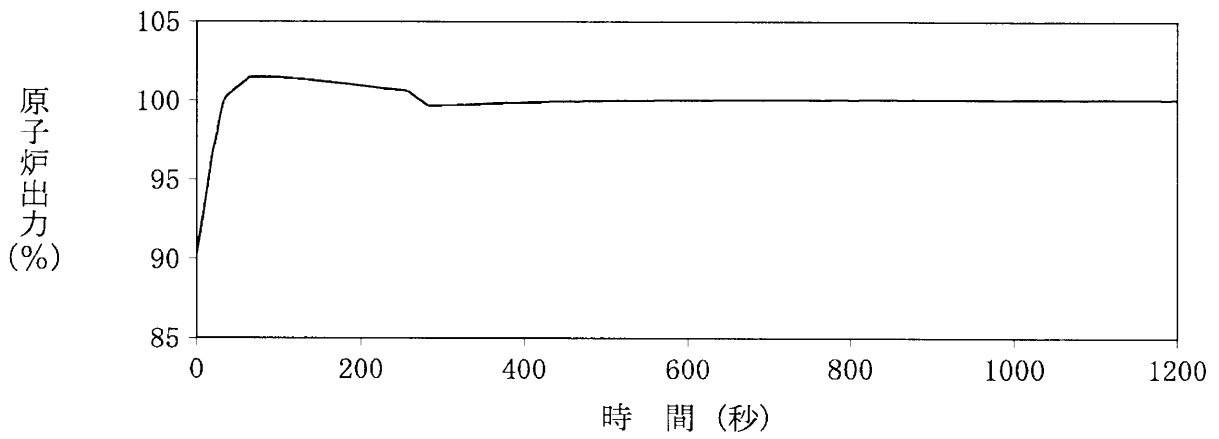


図4-5 10%ステップ状負荷増加の場合 (90%→100%)

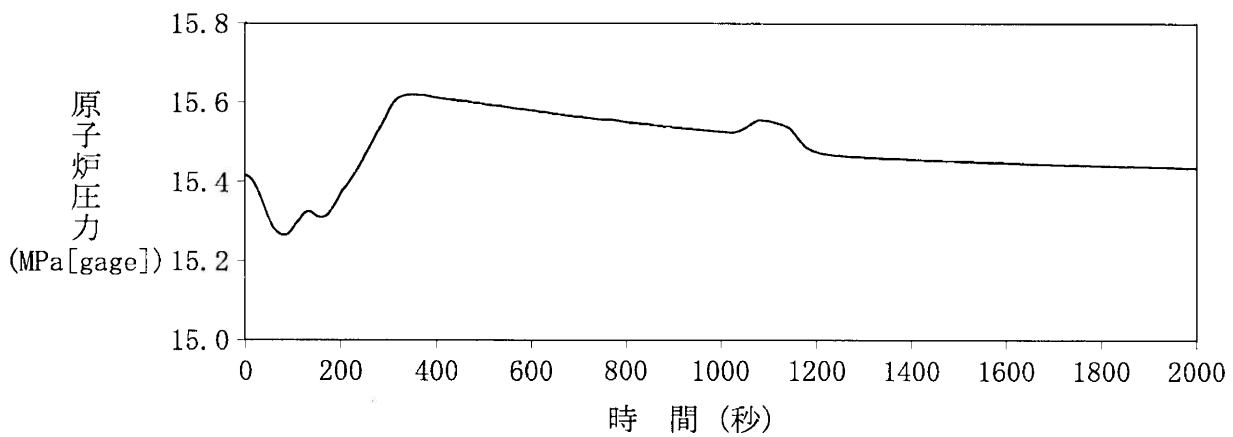
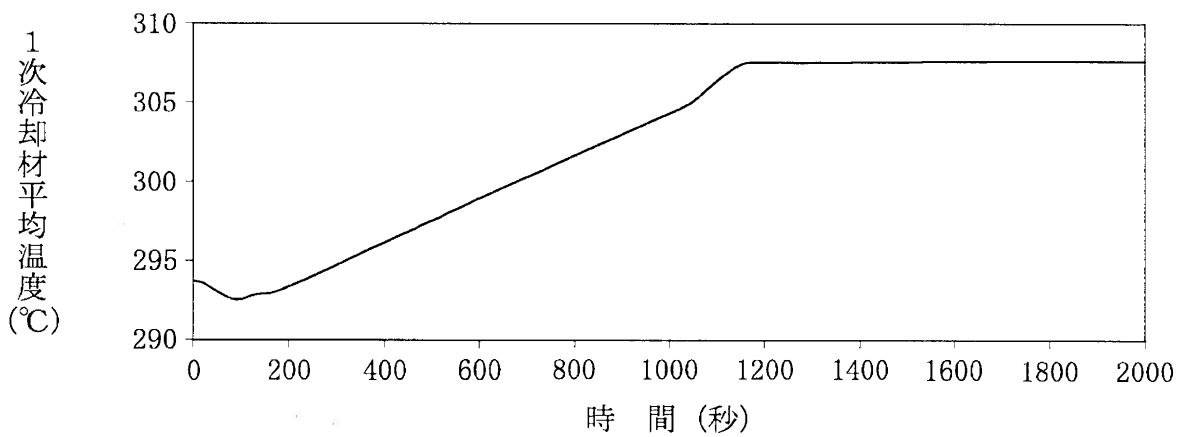
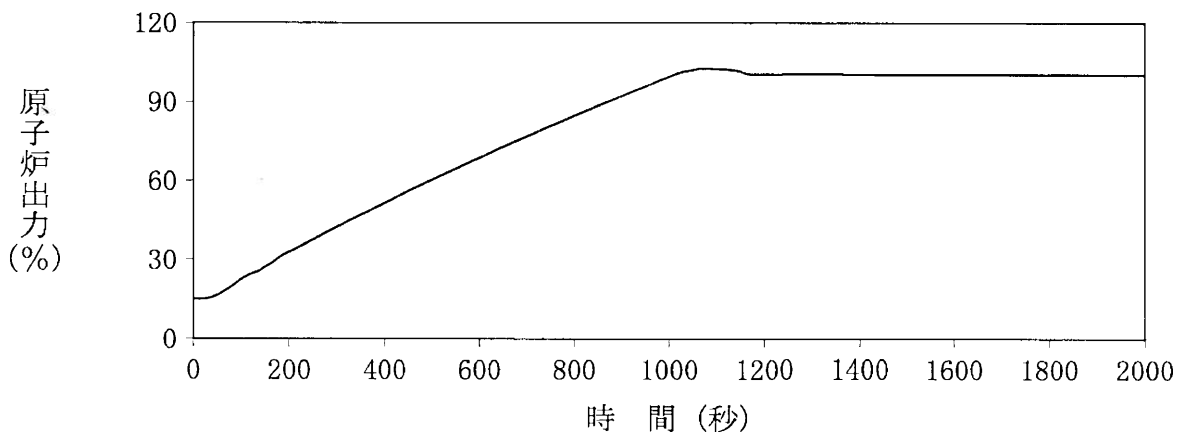


図4-6 5%/minランプ状負荷増加の場合 (15%→100%)

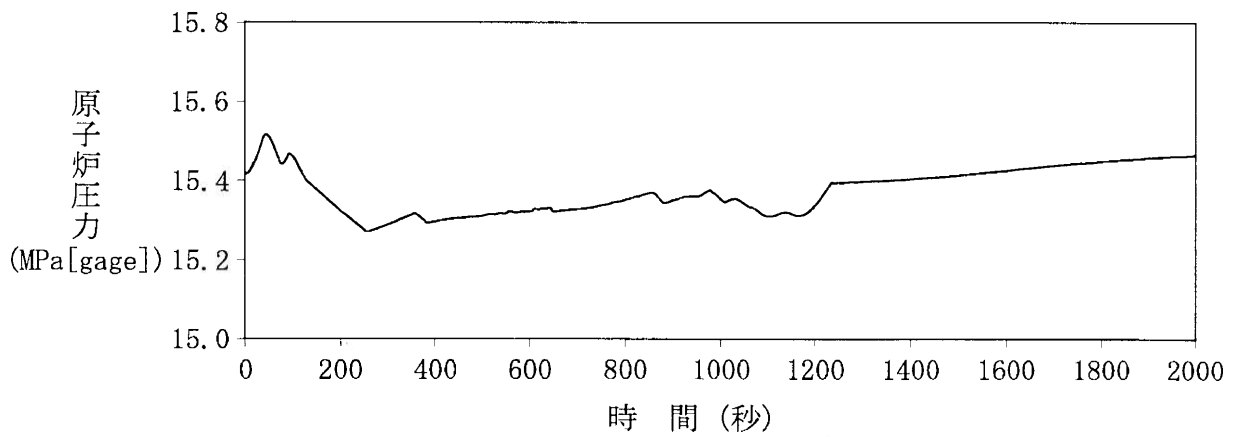
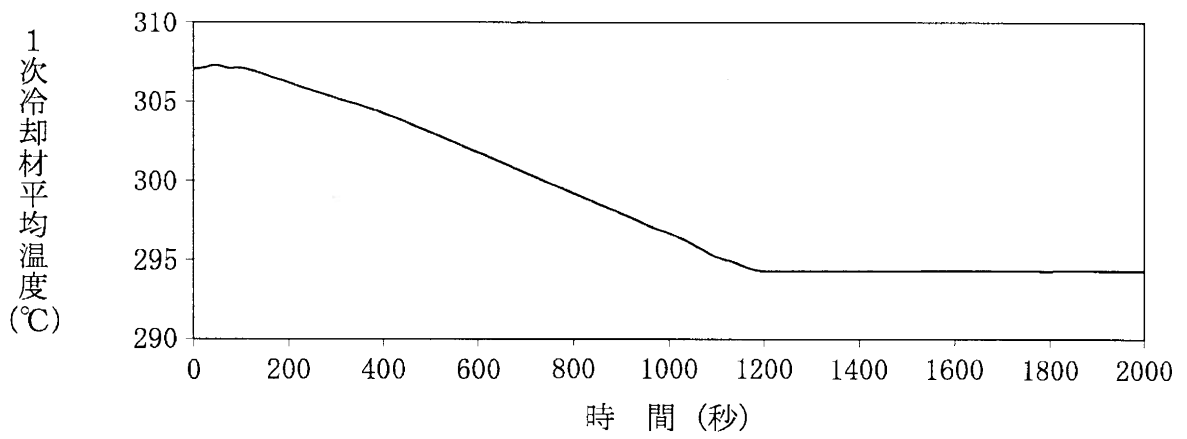
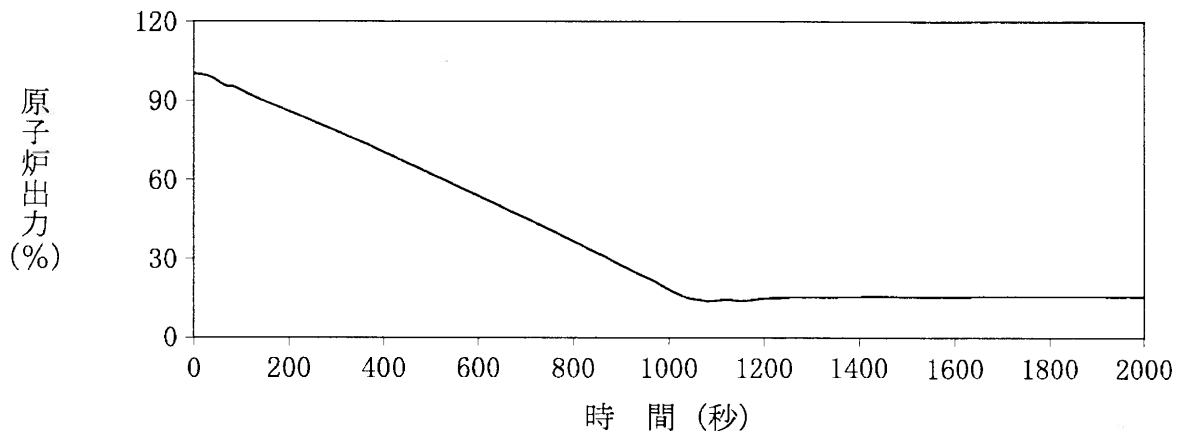


図4-7 5%/minランプ状負荷減少の場合 (100%→15%)

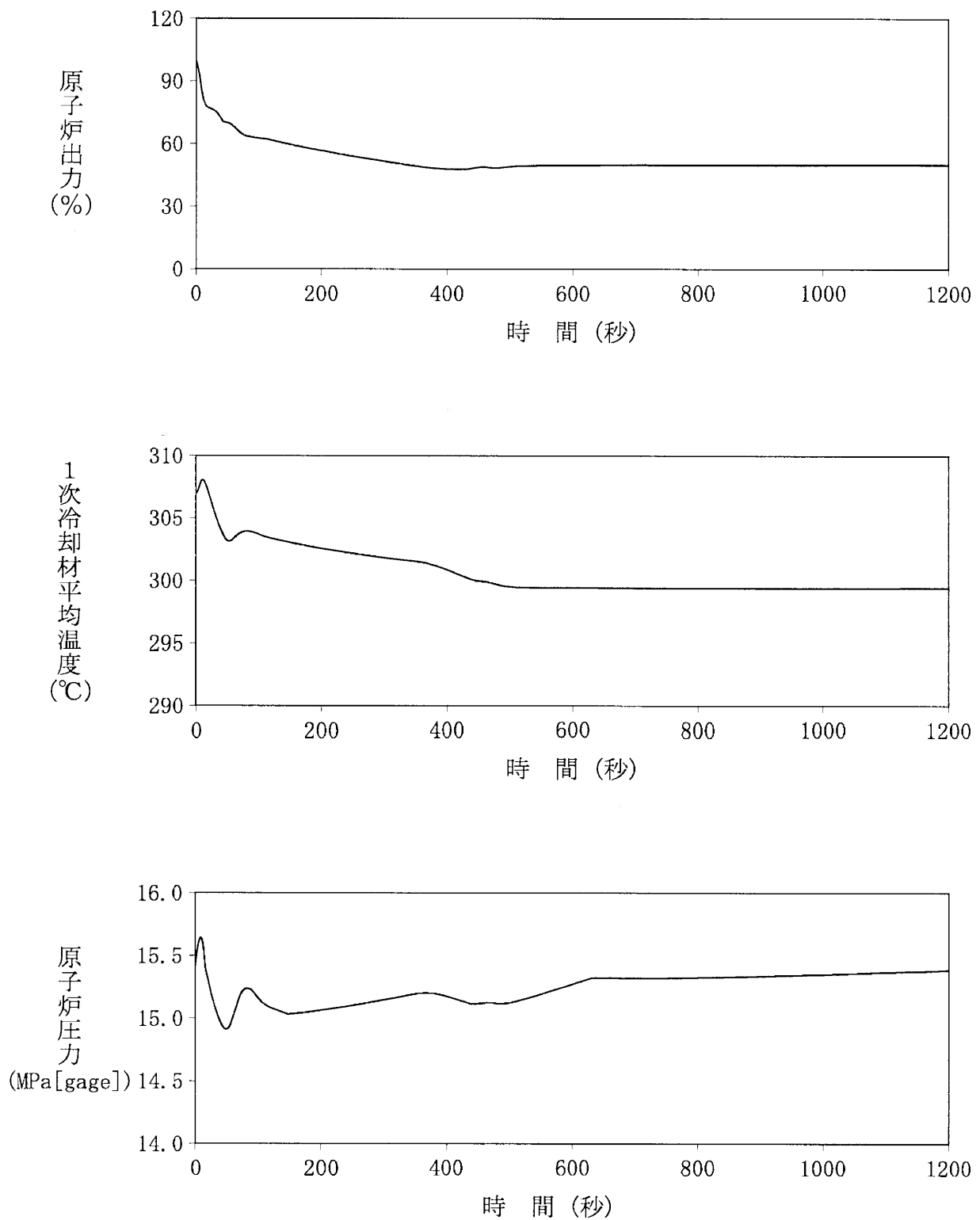


図4-8 50%ステップ状負荷減少の場合 (100%→50%)

5. まとめ

玄海原子力発電所4号炉で採用を計画しているステップ2燃料装荷炉心について、出力分布、反応度制御、反応度フィードバック等の炉心特性評価結果から、ステップ2燃料装荷炉心の核設計が要求事項を満足するものであることを確認した。

また、ステップ2燃料装荷炉心の動特性評価結果から、設計負荷変化に対して、原子炉制御設備を含めた原子炉系の応答は安定であり、十分な減衰性を持って安定性を維持できることを確認した。

高燃焼度燃料装荷炉心の
熱水力設計について

目 次

1. 概 要	15 条-別添 3-1
2. 熱水力設計方針	15 条-別添 3-2
3. ステップ 2 燃料装荷炉心における DNBR 評価	15 条-別添 3-3
3.1 DNBR の評価手法	15 条-別添 3-3
3.2 改良統計的熱設計手法の実機への適用	15 条-別添 3-4
3.3 最小 DNBR 評価結果	15 条-別添 3-10
4. ステップ 2 燃料装荷炉心における燃料温度評価 ...	15 条-別添 3-23
4.1 燃料中心最高温度の制限値	15 条-別添 3-23
4.2 燃料中心温度の評価結果	15 条-別添 3-23
5. ステップ 2 燃料装荷炉心の熱水力設計値	15 条-別添 3-27
6. まとめ	15 条-別添 3-29

1. 概 要

玄海原子力発電所4号炉では、使用済燃料発生量低減の観点から、燃料集合体最高燃焼度が48,000MWd/tである現行の高燃焼度燃料（以下、「ステップ1燃料」という。）に代わり、燃料集合体最高燃焼度を55,000MWd/tへ引き上げた高燃焼度燃料（以下、「ステップ2燃料」という。）を取替燃料として採用することとしている。

ステップ2燃料を装荷したサイクル以降の炉心（以下、「ステップ2燃料装荷炉心」という。）の熱水力設計においては、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における最小DNBR^{*1}及び燃料中心最高温度を確認する。なお、DNBR評価には改良統計的熱設計手法を適用する。

本資料は、玄海原子力発電所4号炉ステップ2燃料装荷炉心の熱水力設計についてまとめたものである。

^{*1} DNBR：沸騰熱伝達の過程において核沸騰からの離脱が起こるときの熱流束と実際の熱流束との比。Departure from Nucleate Boiling Ratio

2. 熱水力設計方針

熱水力設計は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、燃料の健全性を確保するため、以下の方針の下に行う。

- ① 最小DNBRは、許容限界値以上である設計とする。
- ② 燃料中心最高温度は、二酸化ウラン及びガドリニア入り二酸化ウランそれぞれの溶融点未満となる設計とする。

3. ステップ2燃料装荷炉心におけるDNBR評価

3.1 DNBRの評価手法

DNBRはDNB熱流束と実際の熱流束との比であり、この評価には、実際の熱流束に対応するものとして設計出力分布を用い、DNB熱流束は冷却材条件に応じてDNB相関式により求める。

DNB相関式に入力される炉心内局所冷却材条件は、THINCコード又は改良COBRA-3Cコードによるサブチャンネル解析により求める。

DNB相関式としては、主にMIRC-1相関式又はNFI-1相関式を使用しているが、これらの相関式を用いるDNBR評価には、「発電用加圧水型原子炉の炉心熱設計評価指針」（原子力安全委員会平成12年8月28日一部改訂）（以下、「熱設計評価指針」という。）において妥当性が認められている改良統計的熱設計手法を適用する。

なお、MIRC-1相関式及びNFI-1相関式は、それぞれTHINCコード及び改良COBRA-3Cコードとの組合せで使用し、以降これらのDNB相関式に関する記述は、すべてこれらのサブチャンネル解析コードとの組合せを指すものとする。

図3-1に改良統計的熱設計手法によるDNBR評価の流れを示す。改良統計的熱設計手法では、DNB相関式の不確定性を表す確率分布と入力パラメータの不確定性に基づく最小DNBRの確率分布を一括して統計的に取り扱った確率分布に基づき、最小DNBRの許容限界値を設定する。そして、実際のプラントパラメータに基づいて求めたDNBR最確値を最小DNBRの評価値として、この値が通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において最小DNBRの許容限界値以上であることを確認する。

なお、運転時の異常な過渡変化時に、炉心圧力がMIRC-1相関式及びNFI-1相関式の適用下限圧力9.8MPa未満に低下する事象に関しては、DNB相関式としてW-3相関式を使用する。その場合、

DNBR評価は主要な設計パラメータの解析コードへの入力値として保守的に選定した固定値を用いて実施する。

3.2 改良統計的熱設計手法の実機への適用

最小DNBRの評価に改良統計的熱設計手法を用いて行う場合には、熱設計評価指針において、以下の項目を満足していることが求められている。

- ① DNB相関式の不確定性を表す確率分布の設定が妥当に行われていること。
- ② 統計的に取り扱う入力パラメータの不確定性を表す確率分布の設定が妥当に行われていること。
- ③ DNB相関式の不確定性を表す確率分布と入力パラメータの不確定性に基づく最小DNBRの確率分布を一括して統計的に取り扱った確率分布の評価結果に基づき、最小DNBRの許容限界値の設定が妥当に行われていること。

3.2.1 DNB相関式の不確定性を表す確率分布

DNB相関式の不確定性を表す確率分布 (M/P^{*2} の確率分布) については、熱設計評価指針に示された M/P の確率分布 (95 × 95 基準を満たす DNBR が 1.17 である 平均値 1.0、標準偏差 0.0883 の正規分布。以下、「熱設計評価指針の分布」という。) を適用する。

熱設計評価指針の分布は、ステップ1燃料 (A型燃料及びB型燃料) に対する MIRC-1 相関式及び NFI-1 相関式の不確定性を包絡するように設定されており、これらの燃料に対する適用性が熱設計評価指針において認められている。

ステップ2燃料は、従来のニッケル・クロム・鉄合金を材料

*2 M/P : DNB 試験において測定された熱流束 (M) と DNB 相関式により予測される DNB 熱流束 (P) の比。

とする支持格子（以下、「インコネルグリッド」という。）に代わり、ジルカロイ-4を材料とする支持格子（以下、「ジルカロイグリッド」という。）を採用している。これに対する熱設計評価指針の分布の適用性については、ジルカロイグリッド燃料を模擬したDNB試験結果を両相関式により解析した結果に基づき、以下のとおり確認した。

ジルカロイグリッド燃料を模擬したDNB試験によるDNB熱流束の測定値とDNB相関式による予測値を比較して図3-2及び図3-3に示す。

この試験結果を統計処理して得られる95×95基準を満たすDNBRを表3-1に示す。同表には、B型ジルカロイグリッド燃料のDNB試験データをMIRC-1相関式で解析した結果及びA型ジルカロイグリッド燃料のDNB試験データをNFI-1相関式で解析した結果もあわせて示す。両相関式ともに、いずれの燃料形式に対しても95×95基準を満たすDNBRは1.17を下回っている。

したがって、ジルカロイグリッド燃料に対しても、両相関式の不確定性を示す確率分布として、95×95基準を満たすDNBRが1.17となる熱設計評価指針の分布を適用することは、DNB相関式の不確定性をより保守的に与えることとなり、妥当である。

3.2.2 入力パラメータの不確定性を表す確率分布

改良統計的熱設計手法を適用したDNBRの評価において使用する入力パラメータ及びその統計的取扱いの考え方については、熱設計評価指針に示されたとおりであり、これらを表3-2に示す。

(1) 統計的に取り扱う入力パラメータ

統計的に取り扱う入力パラメータのうち、ステップ2燃料

(ジルカロイグリッド燃料)の採用に伴い核的エンタルピ上昇熱水路係数($F_{\Delta H}^N$)の確率分布を見直す。炉心バイパス流量については、表3-3に示すとおり、ステップ2燃料として採用するジルカロイグリッドの圧力損失係数*3が従来のインコネルグリッドに比べて若干大きいため、制御棒案内シンプルを通る炉心バイパス流量が従来の約1.9%から約2.0%に増加するが、炉心バイパス流量の最確値及び標準偏差(不確定性)はステップ1燃料装荷炉心の値が採用できる。なお、それ以外の統計的に取り扱う入力パラメータについては、従来の統計的熱設計手法での取扱いと同一とする。

- a. 核的エンタルピ上昇熱水路係数($F_{\Delta H}^N$)(水平方向出力分布)
ステップ2燃料装荷炉心では、燃焼燃料と新燃料の反応度差が拡大することにより、水平方向出力分布が平坦化しにくくなる。このため、炉心設計の柔軟性を確保する観点から、DNBR評価に用いる $F_{\Delta H}^N$ 最確値を1.54から1.58に変更する。

表3-4に、熱設計評価指針に定められた手法に基づき評価したステップ2燃料装荷炉心の統計的に取り扱う入力パラメータの最確値及び標準偏差の設定値を示す。これらは、95%以上の信頼度をもって各パラメータの不確定性を表わせるように設定している。

(2) 固定値として取り扱う入力パラメータ

固定値として取り扱う入力パラメータのうち、ステップ2燃料装荷炉心では、ステップ2燃料の採用に伴い、軸方向ピーキ

*3 流体が流路を流れるときの流れの抵抗を表す係数

ング係数 (F_Z^N) 及び熱拡散係数*4 (TDC) を見直し、いずれも最小DNBRの評価の結果が厳しくなるように選定した。なお、それ以外の固定値として取り扱う入力パラメータについては、従来の統計的熱設計手法での取扱いと同一とする。

a. 軸方向ピーキング係数 (F_Z^N) (軸方向出力分布)

燃料の高燃焼度化に伴い、サイクル末期では炉心中央部の燃焼が進み炉心上部の出力が高くなる傾向にあることから、DNBR評価が厳しくなる可能性がある。

このためDNBR評価に用いる軸方向出力分布については、通常運転時に現れる様々な軸方向出力分布によるDNBRを包絡して評価することができるよう、従来使用していた最大と平均の比が1.55であるコサイン分布から、最大と平均の比が1.62であるコサイン分布に変更する。

b. 熱拡散係数 (TDC)

ステップ2燃料(ジルカロイグリッド燃料)のTDCは、ステップ1燃料(インコネルグリッド燃料)と異なるため、TDCの測定を行った。DNBR評価では、従来の使用値0.045から、第3-5表に示すTDC実験の測定値を統計処理して得られる95×95下限値0.026に変更する。これにより、ステップ1燃料及びステップ2燃料(各A型燃料とB型燃料の2タイプ)の全てを包絡して取り扱うことができる。

3.2.3 最小DNBRの許容限界値の設定

3.2.1に述べたM/Pの確率分布及び3.2.2に述べた入力パラメータの統計的取扱いに基づき、以下のとおりDNBR設計限界値及びDNBペナルティを評価し、最小DNBRの許容限界値

*4 水路間の乱流混合による熱移動量を表す係数。(TDC : Thermal Diffusion Coefficient)

を設定する。

(1) DNBR設計限界値の評価

DNBR設計限界値は、改良統計的熱設計手法を適用する運転時の異常な過渡変化や事故の各事象における炉心冷却材条件を考慮した代表的な条件として、熱設計評価指針で規定されているDNB設計限界評価条件において評価する。

相関式ごとに求めたDNBR設計限界値を表3-6に示す。DNBR設計限界値は炉心冷却材条件により若干の差があるため、最大の値を与えるものをDNBR設計限界値とし、MIRC-1相関式に対し1.24、NFI-1相関式に対しては1.25となる。

(2) DNBペナルティの評価

改良統計的熱設計手法の実機への適用において考慮すべきDNBペナルティ（燃料棒曲がり及び混在によるDNBペナルティ）については、熱設計評価指針で規定されている手法に基づいて、以下のとおり評価する。

a. 燃料棒曲がりによるDNBペナルティ

燃料棒間隔の閉塞割合実績を基に実績データを包絡する値を用いて、保守的に曲がり量が最も大きくなるステップ2燃料の燃料寿命末期（燃料集合体燃焼度55,000MWd/t）における95%確率上限の燃料棒曲がり量（ギャップ閉塞割合 ΔC_{95} ）を評価する。評価結果を表3-7に示す。

ここで、燃料棒曲がりによるDNBペナルティの評価には、A型燃料とB型燃料の ΔC_{95} 評価結果のうち、値の大きい方を使用する。

包絡的に求めた ΔC_{95} 評価結果に基づき、熱設計評価指針に記載された評価手法に従い、燃料棒曲がりによるDNBペナルティを求める。

燃料棒曲がり量（ギャップ閉塞割合）とDNBペナルティの関係を図3-4に示すが、これより、燃料寿命末期の95%確率の燃料棒曲がり量（ ΔC_{95} ）によるDNBペナルティ（ δ_{95} ）は4.2%となる。

b. 混在によるDNBペナルティ

ステップ2燃料装荷炉心においては、ステップ1燃料とステップ2燃料（各A型燃料及びB型燃料の2タイプ）の混在を考慮する。燃料型式ごとのグリッド圧力損失係数の値を表3-8に示す。混在する燃料間では、グリッド圧力損失係数差が約9%程度であるが、混在によるDNBペナルティの評価では、保守的に約14%のグリッド圧力損失係数差を考慮する。

包絡的かつ保守的に定めた圧力損失係数差に基づき、熱設計評価指針に記載された評価手法に従って、混在によるDNBペナルティを評価する。

その結果、混在によるDNBペナルティは、MIRC-1相関式に対し6.5%、NFI-1相関式に対して5.8%となる。

(3) 最小DNBRの許容限界値の設定

上記(1)及び(2)の評価に基づき、最小DNBRの許容限界値を設定した結果を表3-9に示す。

DNBR設計限界値(①)に対し、燃料棒曲がりによるDNBペナルティ(②)及び混在によるDNBペナルティ(③)のための余裕を考慮した値(①/(1-②-③))をMIRC-1相関式及びNFI-1相関式それぞれに対して求める。

ここでDNBR設計限界値(①)及び燃料棒曲がりによるDNBペナルティ(②)は、ステップ1燃料及びステップ2燃料（各A型燃料及びB型燃料の2タイプ）を包絡する値であり、また、混在によるDNBペナルティ(③)はこれらの燃料の圧力損失係数

差を包絡する混在炉心のDNBペナルティとして保守的に評価していることから、上記の値(①/(1-②-③))はいずれの燃料及びその混在に対しても適用可能である。

最小DNBRの許容限界値は、ここで挙げた全ての燃料及びDNB関連式の組合せに対して適用できる値として、保守的に1.42に設定した。

3.3 最小 DNBR 評価結果

定格出力運転時の最小DNBRは、統計的に取り扱う入力パラメータについては表3-4に示す最確値を用い、統計的に取り扱わない入力パラメータについては評価結果が厳しくなるように保守的に選定した固定値を用いて求める。定格出力運転時の最小DNBRを評価した結果2.19となり、最小DNBRの許容限界値1.42に対して十分な余裕が確保されている。

なお、運転時の異常な過渡変化時については、別途安全解析により最小DNBRが許容限界値以上であることを確認する。その際、W-3関連式を使用する評価では、入力パラメータとして保守的に選定した固定値を用い、最小DNBRの許容限界値は1.30とする。

表 3-1 DNB 相関式の M/P
(ジルカロイグリッド燃料)

相関式及び燃料型式		M/P 平均値	M/P 標準偏差	95×95 基準を 満たす DNBR*1
MIRC-1	A型ジルカロイグリッド燃料	1.029	0.077	1.13
	B型ジルカロイグリッド燃料	1.104	0.097	1.08
NFI-1	A型ジルカロイグリッド燃料	1.035	0.071	1.11
	B型ジルカロイグリッド燃料	1.086	0.087	1.08
評価に使用する確率分布 (熱設計評価指針の分布)		1.0	0.0883	1.17

*1 1/(M/P)の確率分布の95×95上限値

表 3-2 最小 DNBR の評価に使用する入力パラメータの統計的取扱いの有無

入力パラメータ	統計的取扱いの有無	備 考
(1) 運転状態に関連したパラメータ ・ 1次冷却材流量 ・ 炉心バイパス流量 ・ 炉心入口流量分布 ・ 原子炉出力 ・ 1次冷却材平均温度 ・ 炉心圧力	○ ○ × ○ ○ ○	流動試験により炉心入口で流量分布が存在することは確認されている。安全側に高温集合体の入口流量を平均値より低下させ固定値として用いる。
(2) 核熱パラメータ ・ 核的エンタルピ上昇熱水路係数 ($F_{\Delta H}^N$) ・ 軸方向ピーキング係数 (F_z^N) ・ 熱拡散係数(TDC)	○ × ×	軸方向出力分布は制御棒挿入位置、キセノン分布により種々の形を取り得る。よって、 F_z^N 一定のコサイン分布を用いる。安全側に固定値として用いる。
(3) 製作誤差に基づくパラメータ ・ エンタルピ上昇に関する工学的熱水路係数 ($F_{\Delta H,1}^E$)	○	ペレット直径、密度、濃縮度の製作公差の影響を考慮。
(4) その他 ・ 流路面積 ・ グリッド圧力損失係数	× ×	燃料棒の曲がりによるペナルティは別途考慮するので高温水路に対するピッチ減少は考えない。 DNBRへの感度は小さく固定値として用いる。

表 3-3 炉心バイパス流量最確値と不確定性

	最 確 値		不 確 定 性
	ステップ1燃料 装荷炉心	ステップ2燃料 装荷炉心	
① 原子炉容器上部ふた部へ向かう流れ	1.6%	1.6%	0.3%
② 制御棒案内シンプルを通る流れ	1.9%	2.0%	0.7%
③ 原子炉容器と炉心槽の間隙を経て原子炉容器出口ノズルに至る流れ	0.2%	0.2%	0.2%
④ 炉心バッフルと炉心槽の間を通る流れ	0.4%	0.4%	0.1%
合 計	4.1%	4.2%	0.8% ^{*1}
DNBR評価用	4.5% ^{*2}	4.5% ^{*2}	1.0% ^{*2}

*1 不確定性の合計は、各バイパス流量の不確定性の二乗和平均をとっている。

*2 DNBR評価用バイパス流量の最確値及び不確定性は、合計値を基に保守的に設定している。

表 3-4 統計的に取り扱う入力パラメータの最確値及び標準偏差の設定について

パラメータ	最 確 値	標準偏差 (σ)	具体的取扱い
1 次冷却材流量	定格流量を使用	流量測定誤差に基づいて設定	最確値 = 80,400m ³ /h $\sigma = 2.0 / \sqrt{3}\%$ (最確値 $\pm 2.0\%$ の一様分布)
炉心バイパス流量	各バイパス流路の定格寸法及び各部圧力損失に基づいて設定	各バイパス流路の寸法公差及び各部圧力損失の不確定性による影響を考慮して設定	最確値 = 4.5% $\sigma = 1.0 / \sqrt{3}\%$ (最確値 $\pm 1.0\%$ の一様分布)
原子炉出力	定格値を使用	熱出力校正誤差に基づいて設定	最確値 = 3,411MW $\sigma = 2.0 / \sqrt{3}\%$ (最確値 $\pm 2.0\%$ の一様分布)
1 次冷却材平均温度	定格値を使用	温度測定誤差及び制御系による影響を考慮して設定	最確値 = 307.1°C $\sigma = 2.2 / \sqrt{3}\%$ (最確値 $\pm 2.2\%$ の一様分布)
炉心圧力	炉心部分の圧力評価値に基づいて設定	圧力測定誤差及び制御系による影響を考慮して設定	最確値 = 15.6MPa[gage] $\sigma = 0.21 / \sqrt{3}\%$ (最確値 $\pm 0.21\%$ の一様分布)
核的エンタルピー上昇熱水路係数 ($F_{\Delta H}^N$)	核設計上の上限値に基づいて設定	実炉心及び臨界実験装置での測定結果を用いた誤差評価に基づいて設定	最確値 = <u>1.58</u> $\sigma = 4.0 / 1.645\%$ (正規分布)
エンタルピー上昇に関する工学的熱水路係数 ($F_{\Delta H,1}^E$)	1.0 を使用	燃料の製造実績及び公差を考慮して設定	最確値 = 1.0 $\sigma = 0.02 / 1.645$ (正規分布)

下線部：本申請における変更箇所

表 3-5 TDC 測定値

	ステップ1燃料 (インコネルグリッド燃料)			ステップ2燃料 (ジルカロイグリッド燃料)		
	平均値	標準 偏差	95×95 下限値	平均値	標準 偏差	95×95 下限値
A型燃料	0.059	0.007	0.045	0.030	0.002	0.026
B型燃料	0.062	0.007	0.048	0.064	0.005	0.054

表 3-6 DNBR 設計限界値評価結果

(1) MIRC-1 相関式による評価

DNB設計限界評価条件	DNBR設計限界値 (DNBR _{DL})
① 以下の条件で、炉心入口温度を上昇させてDNB設計限界となる条件 原子炉圧力16.7MPa [gagel]、原子炉出力120% 原子炉圧力16.7MPa [gagel]、原子炉出力 80% 原子炉圧力11.8MPa [gagel]、原子炉出力120% 原子炉圧力11.8MPa [gagel]、原子炉出力100%	1.23 1.23 1.23 1.22
② 定格条件より1次冷却材流量のみを減少させ、DNB設計限界となる条件	1.24
③ 定格条件より $F_{\Delta H}^N$ のみを増加させ、DNB設計限界となる条件	1.24
最大値	1.24

(2) NFI-1 相関式による評価

DNB設計限界評価条件	DNBR設計限界値 (DNBR _{DL})
① 以下の条件で、炉心入口温度を上昇させてDNB設計限界となる条件 原子炉圧力16.7MPa [gagel]、原子炉出力120% 原子炉圧力16.7MPa [gagel]、原子炉出力 80% 原子炉圧力11.8MPa [gagel]、原子炉出力120% 原子炉圧力11.8MPa [gagel]、原子炉出力100%	1.23 1.24 1.22 1.22
② 定格条件より1次冷却材流量のみを減少させ、DNB設計限界となる条件	1.25
③ 定格条件より $F_{\Delta H}^N$ のみを増加させ、DNB設計限界となる条件	1.24
最大値	1.25

表 3-7 ギャップ閉塞割合 ΔC_{95} 評価結果

	A型燃料	B型燃料	包絡値
ギャップ閉塞割合 ΔC_{95}			

表 3-8 グリッド圧力損失係数

	A型燃料	B型燃料
ステップ1燃料		
ステップ2燃料		
混在による 圧力損失係数差	約9%	

[- - - -]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

表 3-9 最小 DNBR の許容限界値評価結果

	MIRC-1 相関式	NFI-1 相関式
DNBR 設計限界値 ①	1.24	1.25
燃料棒曲がりによる DNBペナルティ ②	4.2%	
混在による DNBペナルティ ^(注1) ③	6.5%	5.8%
① / (1 - ② - ③)	1.39	1.39
最小 DNBR の 許容限界値設定値	1.42	

(注1) 熱設計評価指針に基づき、最小 DNBR が最小 DNBR の許容限界値と一致する条件で算出した値

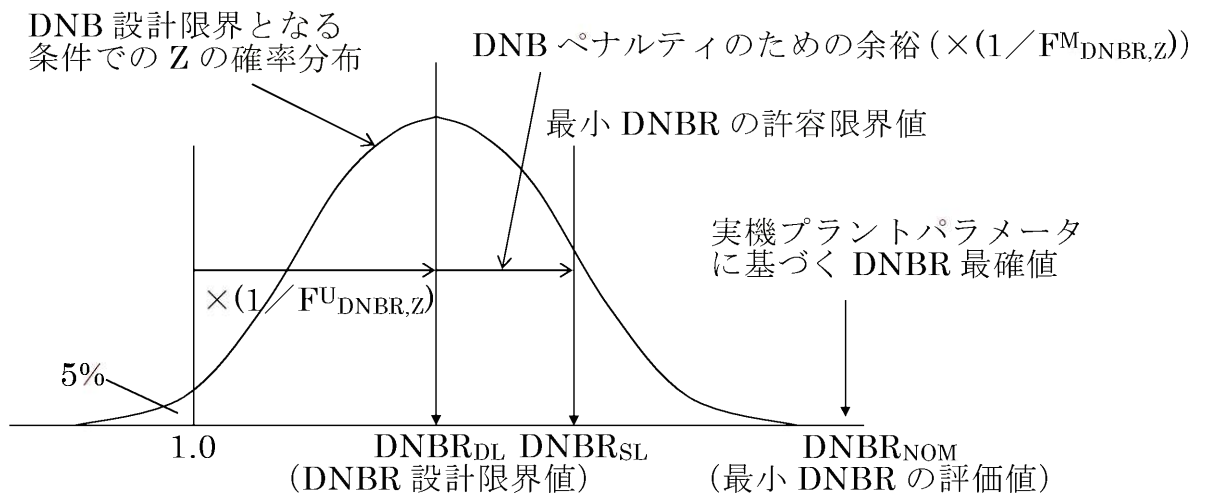
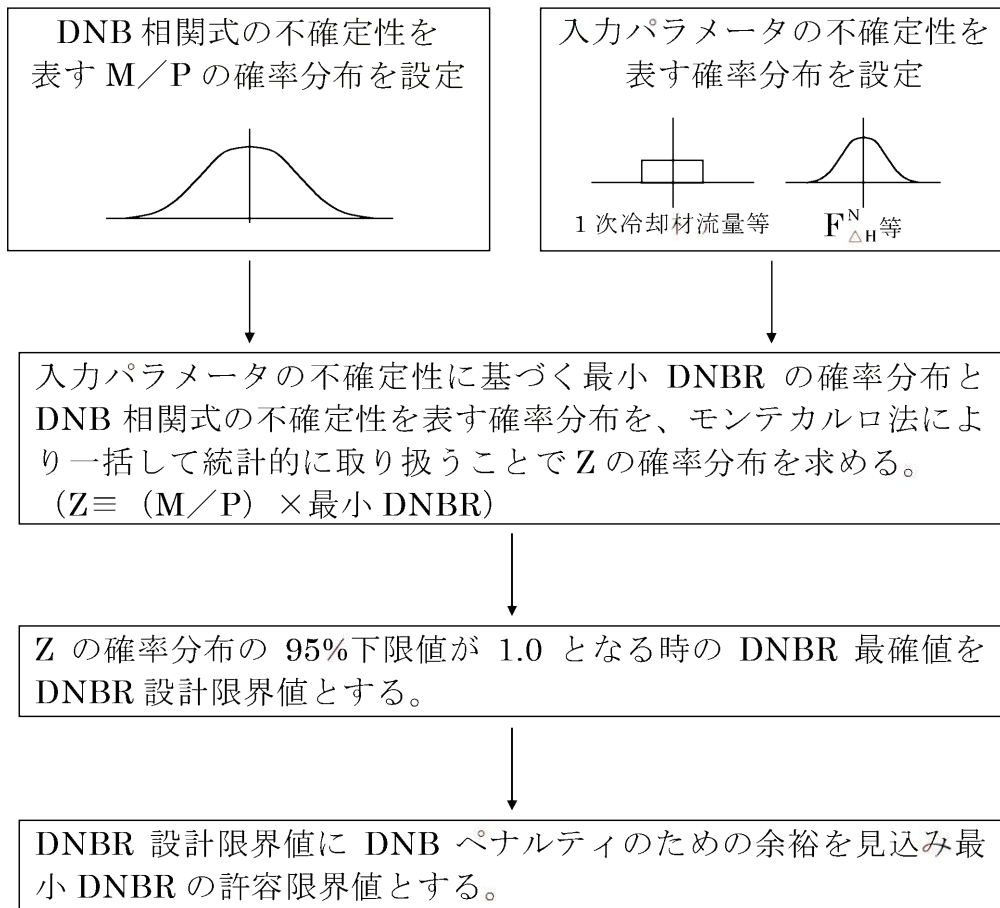


図 3-1 改良統計的熱設計手法による DNBR 評価の流れ

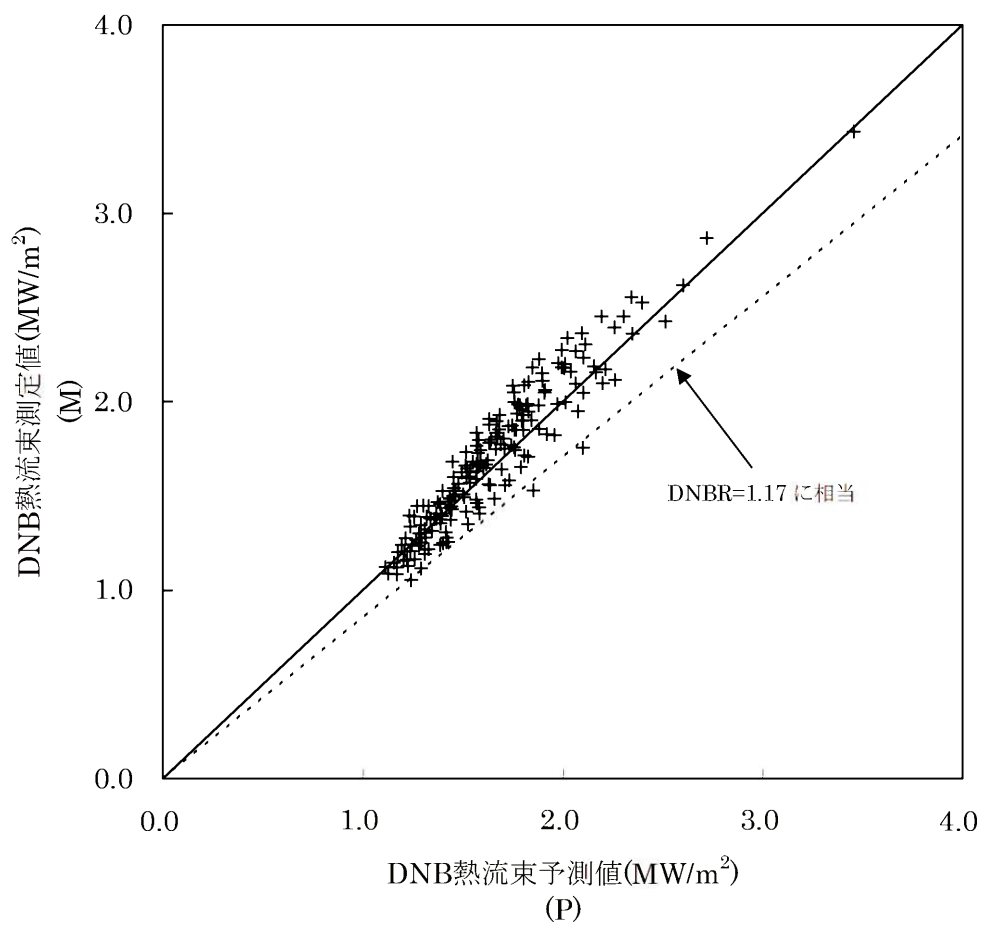


図 3-2 DNB 熱流束の測定値と予測値の比較
(A 型ジルカロイグリッド燃料、MIRC-1 相関式)

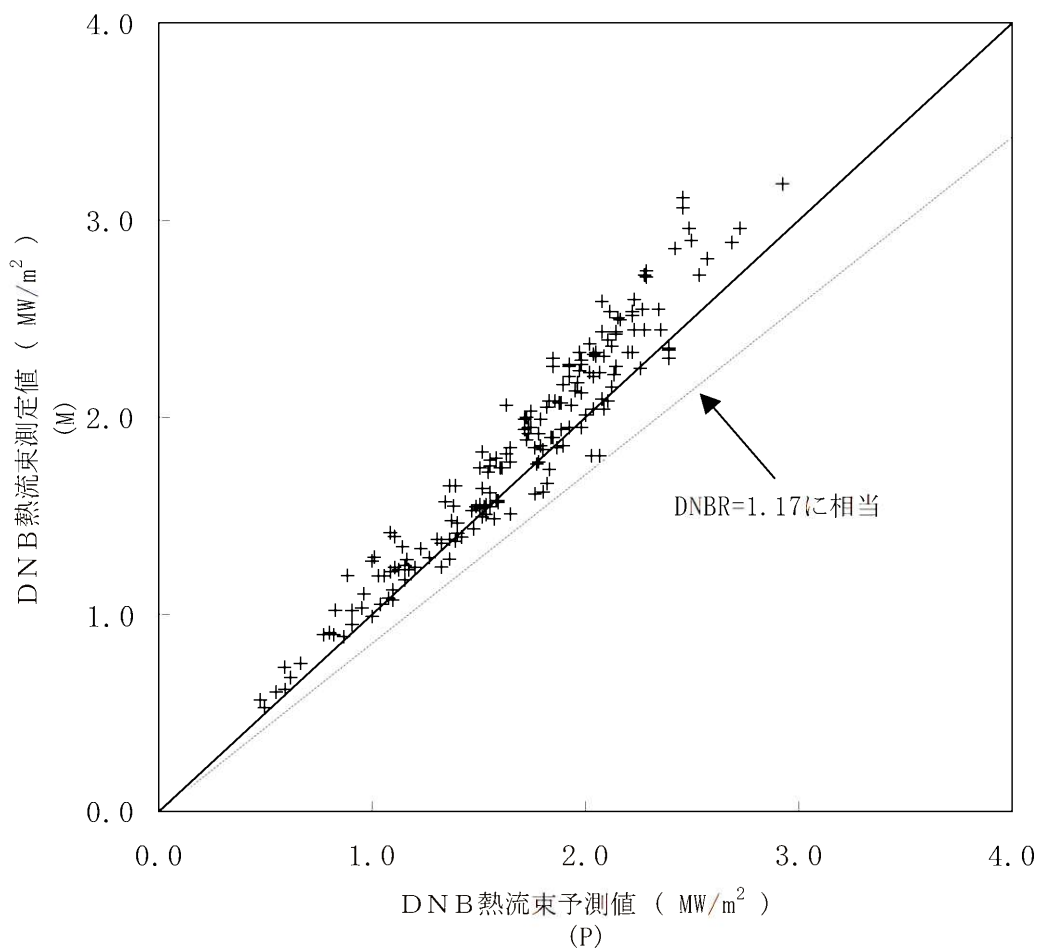


図 3-3 DNB 熱流束の測定値と予測値の比較
(B 型ジルカロイグリッド燃料、NFI-1 相関式)

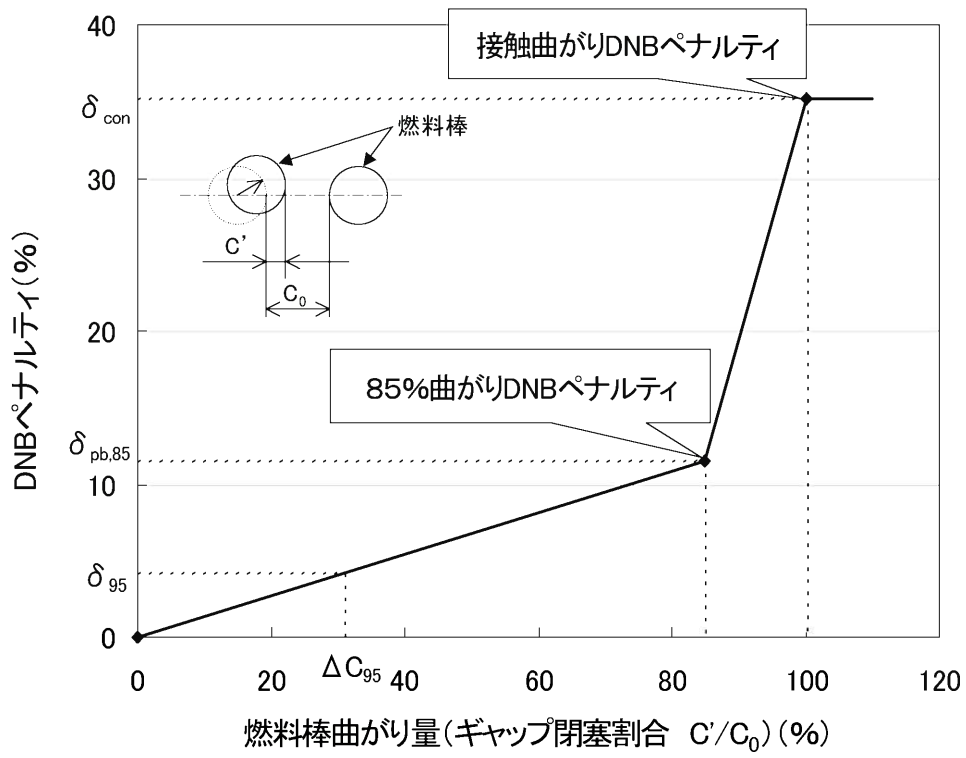


図 3-4 燃料棒曲がりによる DNB ペナルティと曲がり量の関係

4. ステップ2燃料装荷炉心における燃料温度評価

ステップ2燃料装荷炉心においては、ステップ1燃料の混在も考慮し、ステップ1燃料及びステップ2燃料を対象に以下のとおり燃料中心温度を評価する。なお、評価は「燃料の機械設計について」において使用されている燃料棒設計コードを用いる。

4.1 燃料中心最高温度の制限値

二酸化ウランの溶融点は、実験結果を基に未照射二酸化ウランでは約2,800℃、燃焼に伴う溶融点の低下は10,000MWd/t当たり32℃とし、燃焼度71,000MWd/tでは約2,570℃とする。燃料中心最高温度の解析上の制限値は、計算モデルの不確定性及び燃料の製造公差を考慮して、未照射燃料では2,580℃、燃焼に伴う溶融点の低下を10,000MWd/t当たり32℃とし、燃焼度71,000MWd/tでは2,350℃とする。

ガドリニア入り二酸化ウランの溶融点は、高濃度ガドリニア入りペレットの採用に伴う溶融点の低下を考慮し、未照射燃料に対して約2,700℃、燃焼に伴う溶融点の低下は10,000MWd/t当たり32℃とする。ガドリニア入り二酸化ウラン燃料の燃料中心最高温度の解析上の制限値は、溶融点の燃焼に伴う低下、計算モデルの不確定性及び製造公差を考慮して、未照射燃料では2,480℃、燃料中心温度が最高となる燃焼度10,000MWd/tでは2,440℃とする。

4.2 燃料中心温度の評価結果

ステップ1燃料及びステップ2燃料の燃料中心温度の評価結果を、二酸化ウラン燃料について表4-1に、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料について表4-2に示す。

二酸化ウラン燃料の中心温度の評価が最も厳しくなるのは、いずれの燃料の場合も燃料中心温度が最高となり、かつ、燃料中心温度とその制限値との差が最も小さくなる燃料寿命初期であるが、ペレット初期密度が理論密度の約95%であるステップ1燃料の場合

合がわずかに厳しい結果となる。この場合の燃料中心温度の制限値は $2,570^{\circ}\text{C}$ *⁵であるが、定格出力時の最大線出力密度における燃料中心最高温度は約 $1,830^{\circ}\text{C}$ 、また運転時の異常な過渡変化時の最大線出力密度における燃料中心最高温度は約 $2,270^{\circ}\text{C}$ であり、いずれも制限値を下回っている。

ガドリニア入り二酸化ウラン燃料の中心温度の評価結果が最も厳しくなるのは、いずれの燃料の場合も燃料中心温度が最高となり、かつ、燃料中心温度とその制限値との差が最も小さくなる燃焼度約 $10,000\text{MWd}/\text{t}$ であるが、ガドリニア濃度が約 $10\text{wt}\%$ であるステップ2燃料の場合がわずかに厳しい結果となる。この場合の燃料中心温度の制限値は $2,440^{\circ}\text{C}$ であるが、定格出力時の最大線出力密度における燃料中心最高温度は約 $1,680^{\circ}\text{C}$ 、また運転時の異常な過渡変化時の最大線出力密度における燃料中心最高温度は約 $2,040^{\circ}\text{C}$ であり、いずれも制限値を下回っている。

*⁵ ステップ1燃料に対する制限値は、不確定性が 200°C であることから燃焼度 $1,200\text{MWd}/\text{t}$ 時には $2,590^{\circ}\text{C}$ となるが、便宜上ステップ2燃料の不確定性 220°C を用い、 $2,570^{\circ}\text{C}$ としている。

表 4-1(1) 二酸化ウラン燃料の中心温度評価結果 (A 型燃料)

燃料の種類	線出力密度 (kW/m)	燃焼度 (MWd/t)	燃料中心最高温度 (°C)	判定	制限値 (°C)
ステップ1燃料	43.1 (定格出力時)	1,200	約1,830	<	2,570*
	59.1 (異常な過渡時)	1,200	約2,270	<	
ステップ2燃料	43.1 (定格出力時)	0	約1,800	<	2,580
	59.1 (異常な過渡時)	0	約2,220	<	

(注) ペレット初期密度は、ステップ1燃料で理論密度の約95%、ステップ2燃料で理論密度の約97%である。

* ステップ1に対する制限値は、不確実性が200°Cであることから燃焼度1,200MWd/t時においては2,590°Cとなるが、便宜上ステップ2燃料の不確実性220°Cを用い、2,570°Cとしている。

表 4-1(2) 二酸化ウラン燃料の中心温度評価結果 (B 型燃料)

燃料の種類	線出力密度 (kW/m)	燃焼度 (MWd/t)	燃料中心最高温度 (°C)	判定	制限値 (°C)
ステップ1燃料	43.1 (定格出力時)	0	約1,810	<	2,580*
	59.1 (異常な過渡時)	0	約2,230	<	
ステップ2燃料	43.1 (定格出力時)	0	約1,750	<	2,580
	59.1 (異常な過渡時)	0	約2,170	<	

(注) ペレット初期密度は、ステップ1燃料で理論密度の約95%、ステップ2燃料で理論密度の約97%である。

* ステップ1に対する制限値は、不確実性が200°Cであることから燃焼度0MWd/t時においては2,600°Cとなるが、便宜上ステップ2燃料の不確実性220°Cを用い、2,580°Cとしている。

表 4-2(1) ガドリニア入り二酸化ウラン燃料の中心温度評価結果 (A 型燃料)

燃料の種類	線出力密度 (kW/m)	燃焼度 (MWd/t)	燃料中心最高温度 (°C)	判定	制限値 (°C)
ステップ1燃料	33.4 (定格出力時)	10,000	約1,610	<	2,440*
	44.3 (異常な過渡時)		約1,960	<	
ステップ2燃料	33.4 (定格出力時)		約1,680	<	2,440
	44.3 (異常な過渡時)		約2,040	<	

(注) ステップ1燃料のペレット初期密度は理論密度の約95%、ガドリニア濃度は約6wt%である。

ステップ2燃料のペレット初期密度は理論密度の約96%、ガドリニア濃度は約10wt%である。

* ステップ1燃料に対する制限値は、ガドリニア濃度が6wt%であり、不確定性が200°Cであることから燃焼度10,000MWd/t時においては2,490°Cとなるが、便宜上ステップ2燃料の制限値を用い、2,440°Cとしている。

表 4-2(2) ガドリニア入り二酸化ウラン燃料の中心温度評価結果 (B 型燃料)

燃料の種類	線出力密度 (kW/m)	燃焼度 (MWd/t)	燃料中心最高温度 (°C)	判定	制限値 (°C)
ステップ1燃料	33.4 (定格出力時)	25,000	約1,460	<	2,400*
	44.3 (異常な過渡時)	15,000	約1,810	<	2,430*
ステップ2燃料	33.4 (定格出力時)	25,000	約1,540	<	2,400
	44.3 (異常な過渡時)	15,000	約1,900	<	2,430

(注) ステップ1燃料のペレット初期密度は理論密度の約95%、ガドリニア濃度は約6wt%である。

ステップ2燃料のペレット初期密度は理論密度の約96%、ガドリニア濃度は約10wt%である。

* ステップ1燃料に対する制限値は、ガドリニア濃度が6wt%であり、不確定性が200°Cであることから燃焼度25,000MWd/t時及び15,000MWd/t時においては2,450°C及び2,480°Cとなるが、便宜上ステップ2燃料の制限値を用い、2,400°C及び2,430°Cとしている。

5. ステップ2燃料装荷炉心の熱水力設計値

以上に述べた熱水力設計に基づくステップ2燃料装荷炉心の主要な熱水力設計値は、表5-1に示すとおりである。

表 5-1 熱水力設計値

	ステップ1燃料装荷炉心	ステップ2燃料装荷炉心
炉心熱出力	約3,411MW	同左
燃料棒からの熱発生割合	約97.4%	同左
1次冷却材圧力	約15.4MPa[gage]	同左
1次冷却材流量	約60.1×10 ⁶ kg/h	同左
炉心バイパス流量割合	約4.5%	同左
実効熱伝達面積	約5,550m ²	同左
原子炉容器入口1次冷却材温度	約289℃	同左
原子炉容器出口1次冷却材温度	約325℃	同左
平均出力密度	約105kW/ℓ	同左
熱流束 定格出力時平均 定格出力時最大	約599kW/m ² 約1,443kW/m ²	同左 同左
線出力密度 定格出力時平均 定格出力時最大	約17.9kW/m 43.1kW/m 34.5kW/m (ガドリニア入り二酸化ウラン燃料)	同左 同左 33.4kW/m (ガドリニア入り二酸化ウラン燃料)
熱水路係数(定格出力時) F_Q $F_{\Delta H}^N$	2.41 1.60	同左 1.64
燃料中心最高温度 定格出力時 最大線出力密度 59.1kW/m時 (ガドリニア入り二酸化ウラン燃料については39.4kW/m (ステップ1燃料装荷炉心) または44.3kW/m (ステップ2燃料装荷炉心))	約1,830℃ 約1,800℃ (ガドリニア入り二酸化ウラン燃料) 約2,270℃ 約1,990℃ (ガドリニア入り二酸化ウラン燃料)	約1,830℃ 約1,680℃ (ガドリニア入り二酸化ウラン燃料) 約2,270℃ 約2,040℃ (ガドリニア入り二酸化ウラン燃料)
最小DNBR 定格出力時 運転時の異常な過渡変化時	(統計的熱設計手法) 1.80 1.17以上 (MIRC-1関連式、 NFI-1関連式) 1.30以上 (W-3関連式)	(改良統計的熱設計手法) 2.19 1.42以上 (MIRC-1関連式、 NFI-1関連式) 同左

6. まとめ

玄海原子力発電所 4 号炉で採用を計画しているステップ 2 燃料装荷炉心について、最小 DNBR 及び燃料中心最高温度の評価結果から、ステップ 2 燃料装荷炉心の熱水力設計が所要の設計基準を満足するものであることを確認した。

16 条

燃料体等の取扱施設及び貯蔵施設

<目 次>

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性

(1) 適合性説明

2. 燃料体等の取扱施設及び貯蔵施設

別添1 使用済燃料ピットへの重量物落下について

別添2 新燃料貯蔵庫及び使用済燃料ピットの未臨界性について

別添3 使用済燃料ピットの冷却能力について

別添4 使用済燃料ピットの遮へい能力について

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性説明

(1) 適合性説明

(燃料体等の取扱施設及び貯蔵施設)

第十六条 発電用原子炉施設には、次に掲げるところにより、通常運転時に使用する燃料体又は使用済燃料（以下この条において「燃料体等」という。）の取扱施設（安全施設に係るものに限る。）を設けなければならない。

二 燃料体等が臨界に達するおそれがないものとする事。

四 使用済燃料からの放射線に対して適切な遮蔽能力を有するものとする事。

五 燃料体等の取扱中における燃料体等の落下を防止できるものとする事。

2 発電用原子炉施設には、次に掲げるところにより、燃料体等の貯蔵施設（安全施設に属するものに限る。以下この項において同じ。）を設けなければならない。

一 燃料体等の貯蔵施設は、次に掲げるものである事。

ロ 燃料体等を必要に応じて貯蔵することができる容量を有するものとする事。

ハ 燃料体等が臨界に達するおそれがないものとする事。

二 使用済燃料の貯蔵施設（キャスクを除く。）にあつては、前号に掲げるもののほか、次に掲げるものである事。

イ 使用済燃料からの放射線に対して適切な遮蔽能力を有するものとする事。

ロ 貯蔵された使用済燃料が崩壊熱により溶融しないものであつて、最終ヒートシンクへ熱を輸送できる設備及びその浄化系を有するものとする事。

ニ 燃料体等の取扱中に想定される燃料体等の落下時及び重量物の落下時においてもその機能が損なわれないものとする事。

適合のための設計方針

1 について

燃料体等の取扱設備は、下記事項を考慮した設計とする。

二 燃料取扱設備は、燃料体等を一体ずつ取り扱う構造とし、臨界を防止する設計とす

る。

四 使用済燃料の取扱設備は、取扱い時において、十分な水遮へい深さが確保される設計とするなど、放射線業務従事者の線量を合理的に達成できる限り低くする設計とする。

五 燃料取扱設備は、移送操作中の燃料体等の落下を防止するため十分な考慮を払った設計とする。

2 について

一 燃料体等の貯蔵設備は、以下のように設計する。

ロ 新燃料の貯蔵設備は、1回の燃料取替えに必要なとする燃料集合体数に十分余裕を持たせた貯蔵容量を有する設計とし、また、使用済燃料の貯蔵設備は、使用済燃料に加え、全炉心燃料及び1回の燃料取替えに必要なとする燃料集合体数に十分余裕を持たせた貯蔵容量を有する設計とする。

ハ 新燃料貯蔵庫中の新燃料ラックは、燃料集合体の間隔を十分にとり、設備容量分の燃料を収容しても実効増倍率は、0.95（解析上の不確定さを含む。）以下となる設計とする。

使用済燃料ピット中の使用済燃料ラックは、燃料集合体の間隔を十分にとり、設備容量分の燃料を収容しても実効増倍率は、0.98（解析上の不確定さを含む。）以下となる設計とする。

二 使用済燃料の貯蔵設備は以下のように設計する。

イ 使用済燃料ピットの壁面及び底部はコンクリート壁による遮へいを有し、使用済燃料の上部は十分な水深を持たせた遮へいにより、放射線業務従事者の受ける線量を合理的に達成できる限り低くする設計とする。

ロ 使用済燃料の貯蔵設備は、使用済燃料ピット水浄化冷却設備を有する設計とする。使用済燃料ピット水浄化冷却設備は、使用済燃料ピット水を冷却して、使用

済燃料ピットに貯蔵した使用済燃料からの崩壊熱を十分除去できる設計とする。
使用済燃料ピット水浄化冷却設備で除去した熱は、原子炉補機冷却水設備及び原子炉補機冷却海水設備を経て最終的な熱の逃がし場である海へ輸送できる設計とする。

また、浄化系は、使用済燃料ピット水を適切な水質に維持できる設計とする。

ニ 使用済燃料の貯蔵設備は、燃料体等の取扱中に想定される燃料体等の落下時においても使用済燃料ピット水の著しい減少を引き起こすような損傷が生じない設計とする。

2. 燃料体等の取扱施設及び貯蔵施設

別添1 使用済燃料ピットへの重量物落下について

別添2 新燃料貯蔵庫及び使用済燃料ピットの未臨界性について

別添3 使用済燃料ピットの冷却能力について

別添4 使用済燃料ピットの遮へい能力について

使用済燃料ピットへの重量物落下
について

目 次

1. 概 要
2. 使用済燃料ピットへの落下時影響評価が必要な重量物の評価フロー
3. 使用済燃料ピット周辺の設備等の抽出（評価フローⅠ）
4. 使用済燃料ピットへの落下を検討すべき重量物の抽出（評価フローⅡ）
 - 4.1 設置状況による選定
 - 4.2 落下エネルギー評価による選定
5. 落下防止の対応状況確認（評価フローⅢ）
 - 5.1 耐震評価による確認
 - 5.1 運用状況の確認
6. 重量物の評価結果

別紙1 気中落下試験によるライニング評価

別紙2 使用済燃料ピットクレーンの誤操作時における吊荷への影響について

1. 概 要

本資料は、高燃焼度燃料の使用に伴い燃料集合体の重量が増加することから、使用済燃料ピットへの落下時影響評価が必要な重量物を抽出するとともに、抽出された重量物の使用済燃料ピットへの落下時影響評価について確認したものである。

2. 使用済燃料ピットへの落下時影響評価が必要な重量物の評価フロー

燃料集合体の重量増加により使用済燃料ピットへの落下時影響評価が必要な重量物について、以下のフローにより評価した。

I. 使用済燃料ピット周辺の設備等の抽出

使用済燃料ピット周辺で使用する設備等のうち、燃料集合体の重量増加の影響を受けるものを抽出する。

II. 使用済燃料ピットへの落下を検討すべき重量物の抽出

評価フロー I で抽出した設備等の落下エネルギーと気中落下試験時の燃料集合体の落下エネルギーを比較し、使用済燃料ピットへの落下を検討すべき重量物を検討要として抽出する。

ただし、離隔のとれた設備等については、設置状況等を考慮して検討不要とする。

III. 落下防止の対応状況評価

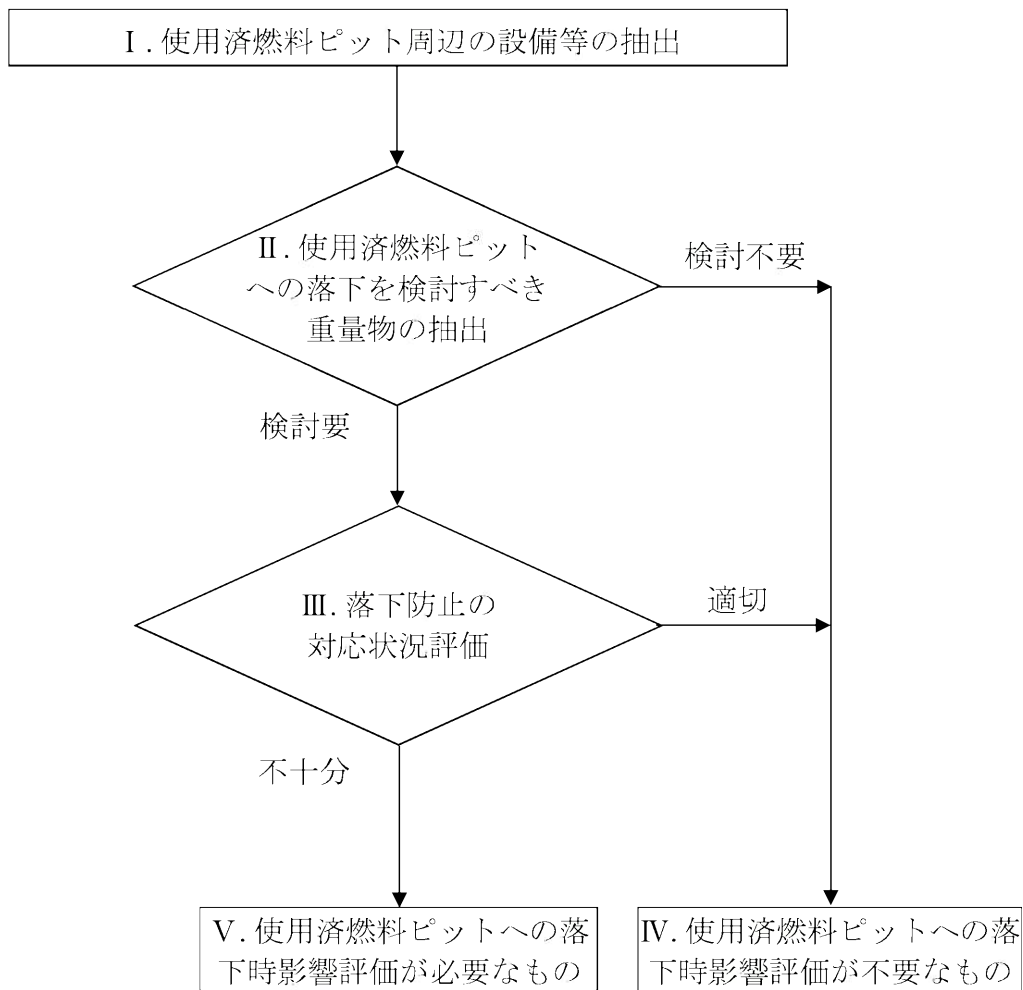
評価フロー II で使用済燃料ピットへの落下を検討すべき重量物としたものに対し、耐震安全評価、設備構造及び運用状況について適切性を評価する。

IV. 使用済燃料ピットへの落下時影響評価が不要なもの

評価フロー II で検討不要、評価フロー III で落下防止は適切としたものは、使用済燃料ピットの機能を損なう重量物ではないことから、落下時影響評価は不要とする。

V. 使用済燃料ピットへの落下時影響評価が必要な重量物

評価フロー III で落下防止が不十分とした重量物は、落下時に使用済燃料ピットの機能（使用済燃料ピットライニング健全性）を損なうおそれがあることから、使用済燃料ピットへの落下時影響評価を実施する。



第2図 使用済燃料ピットへの落下時影響評価が必要な重量物の評価

3. 使用済燃料ピット周辺の設備等の抽出（評価フローⅠ）

使用済燃料ピット周辺で使用する設備等のうち、燃料集合体重量増加の影響を受けるものを抽出する。

（１）抽出基準

使用済燃料ピット周辺（EL+11.3m）及び上部に設置されている設備や機器等のうち燃料集合体重量増加の影響を受けるもの。

（２）抽出結果

燃料集合体重量増加の影響を受けるものとして、以下の設備を抽出した。

<抽出した設備等>

- ・使用済燃料取扱工具（燃料集合体含む）
- ・新燃料取扱工具（新燃料集合体含む）

4. 使用済燃料ピットへの落下を検討すべき重量物の抽出（評価フローⅡ）

4.1 設置状況による選定

（１）選定基準

評価フローⅠで抽出した設備等のうち、使用済燃料ピットとの離隔（位置関係等）を考慮して、使用済燃料ピット内に落下するおそれのないものは検討不要とする。

（２）選定結果

使用済燃料ピット上を走行することが出来ない燃料取替棟クレーンを使用して取り扱う以下の設備は、検討不要とした。

< 検討不要の設備等 >

新燃料取扱工具（新燃料集合体含む）

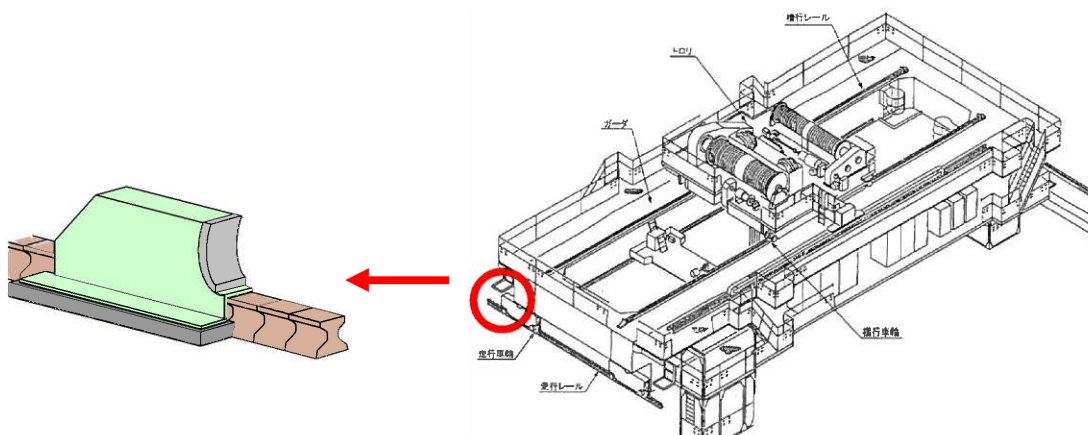
a. 燃料取扱棟クレーン

燃料取扱棟クレーンレールは、使用済燃料ピット側に一部敷設されているが、使用済燃料ピットの手前にリミットスイッチを設置し、燃料取扱棟クレーンを自動停止させる。さらに燃料取扱棟クレーン走行制限ストッパを設け、可動範囲を制限していることから、燃料取扱棟クレーンが使用済燃料ピット上を走行することは出来ない。このため、燃料取扱棟クレーンガードが使用済燃料ピット内へ落下するおそれはない。

また、燃料取扱棟クレーンは、クレーン全長よりレール支持部の間隔（開口幅）が小さいことから、クレーン本体が落下することはない。なお、ブリッジとトロリには、各４箇所（箇所）に浮上り防止装置が取り付けられているため、脱輪や浮上りをしない設計としている。

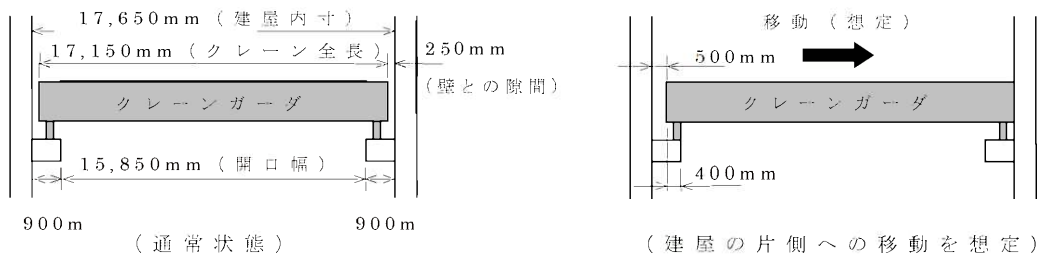


第4-2図 燃料取扱棟クレーンの可動範囲

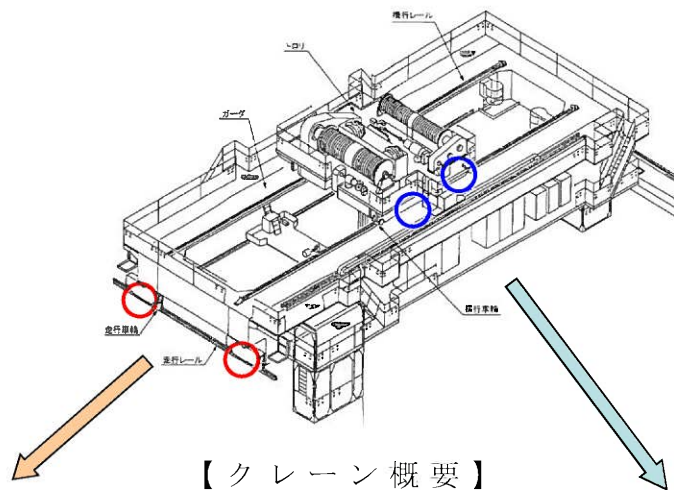


第4-3図 走行制限ストッパ概要図

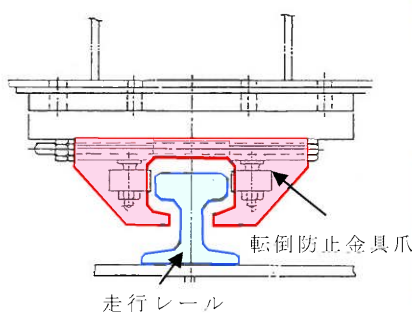
[]: 防護上の観点から公開できません。



第4-4図 燃料取扱棟クレーンの設置状況
(建屋とのクリアランス)



【浮上り防止装置（走行）】



【浮上り防止装置（横行）】

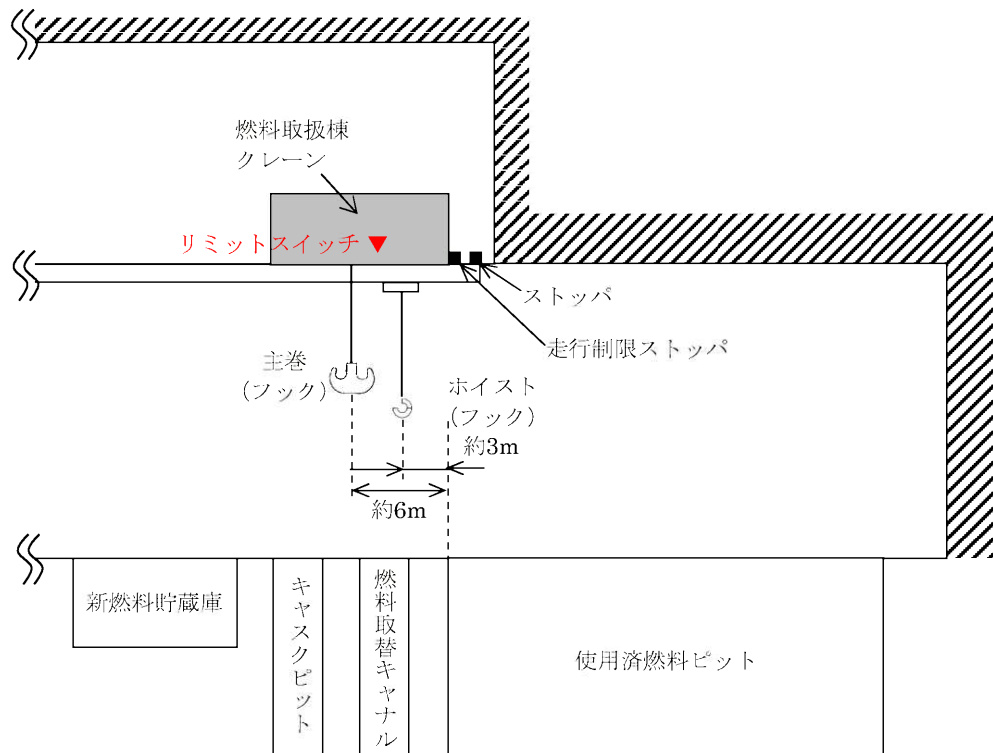
第4-5図 浮上り防止装置

b. 燃料取扱棟クレーンにて取り扱う設備

燃料取扱棟クレーンはワイヤロープ二重化、外れ止め、動力電源喪失時保持機能の落下防止構造を有しており、吊荷の落下防止を図っているうえ、リミットスイッチ及び走行制限ストッパにより燃料取扱棟クレーンの可動範囲が制限されていることから、使用済燃料ピット上に位置することではなく、使用済燃料ピット内に吊荷が落下するおそれはない。

また、走行制限ストッパ付近における燃料取扱棟クレーンの走行速度は $0.9\text{m}/\text{min}$ 程度と非常に遅く、クレーンが停止する際における吊荷の振れ幅は数センチ程度である。燃料取扱棟クレーンが最も使用済燃料ピットに接近した位置におけるクレーンのフックとピットとの水平距離は約 6m であることから、万一、クレーンが停止する際に吊荷が落下した場合においても使用済燃料ピット内に落下するおそれはない。

仮に、吊荷が落下後に移動することを想定しても、使用済燃料ピットとの間に燃料取替チャンネルがあるため、吊荷が使用済燃料ピット内に落下することはない。



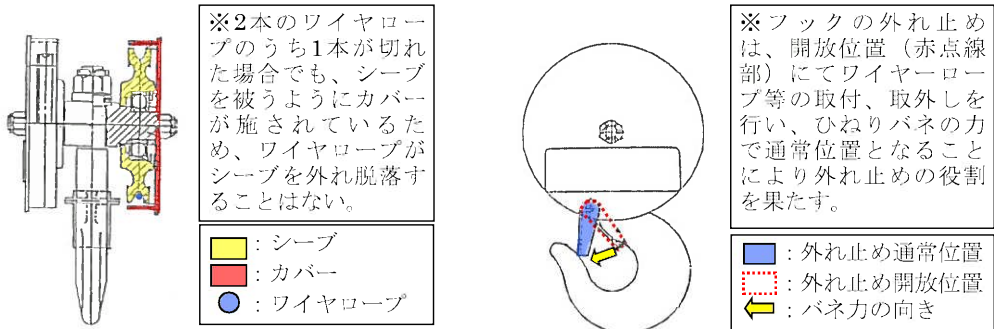
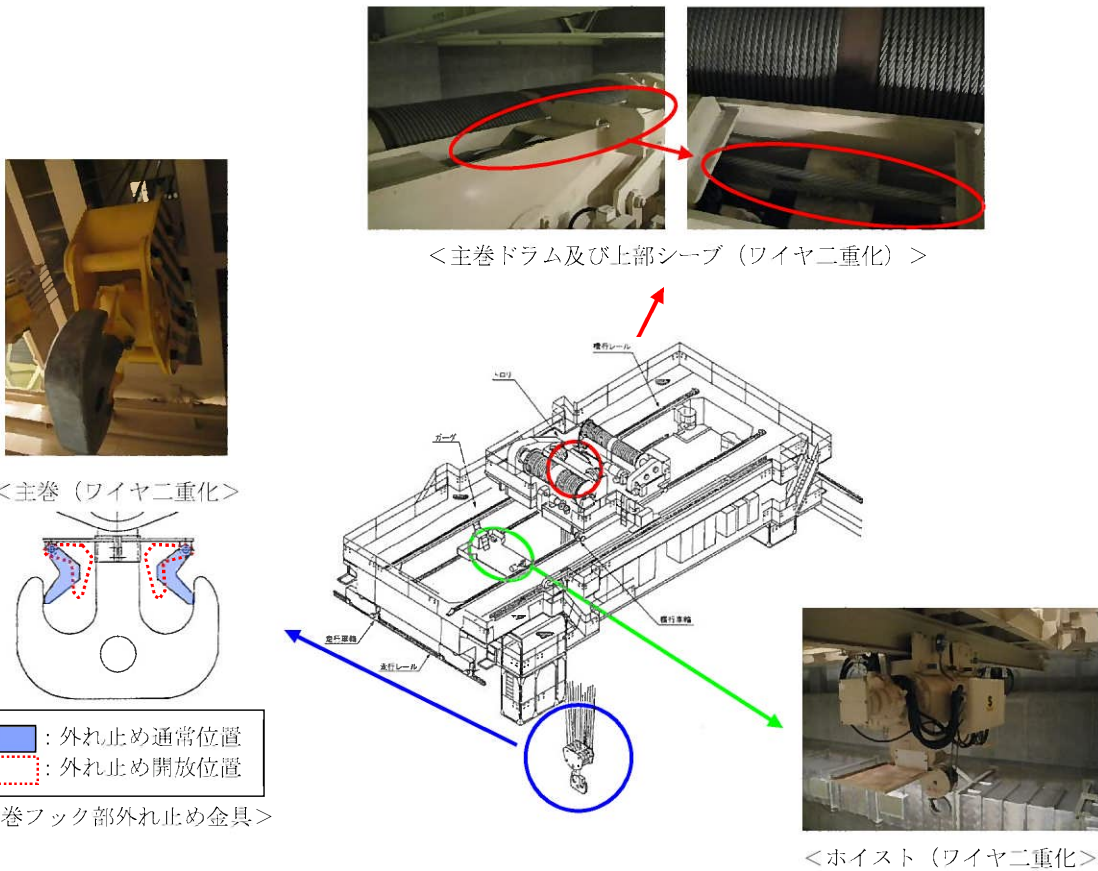
(備 考)

上図の「約 3m」及び「約 6m」については、走行制限ストップで停止した位置を示す。

第 4-6 図 燃料取扱棟クレーンと使用済燃料ピット周りの概要図

(a) 燃料取扱棟クレーン吊荷落下防止対策（ワイヤの二重化）

主巻、補巻、ホイストともにワイヤを二重化することで、万が一ワイヤが1本切れた場合でも、残りのワイヤで重量物が落下せず、安全に保持できる構造となっている。



<ワイヤ脱落防止構造>

<フック部外れ止め金具>

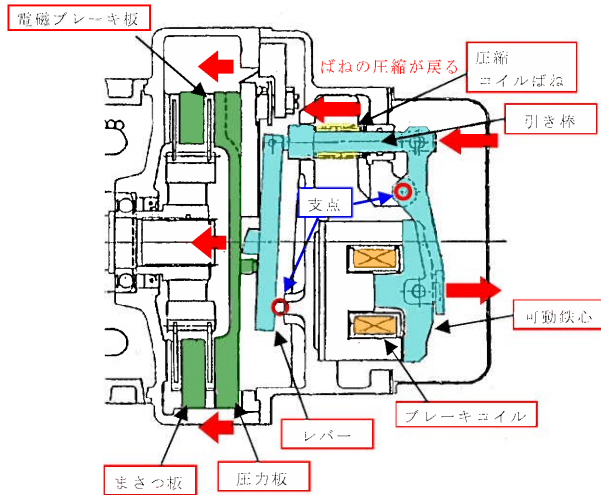
第4-7図 燃料取扱棟クレーン吊荷落下防止対策概要図

(b) 燃料取扱棟クレーンの吊荷落下防止対策

燃料取扱棟クレーンのホイストは、駆動電源喪失対策として、電源「切」にて自動的にブレーキがかかる機能を有している。

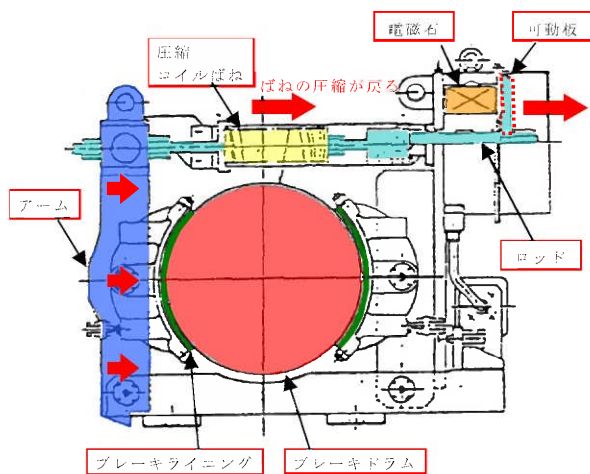
この機能については、定期事業者検査にて健全性を確認しており、検査手順は以下のとおりである。

- ・ホイストに模擬燃料集合体が吊られていることを目視により確認する。
- ・ホイストが高速域で上昇又は下降運転中に、電源盤内の **NFB** 位置を「入」→「断」とする。
- ・上記状態で、模擬燃料集合体がホイスト停止位置にて保持されていることを目視により確認する。



1. 電動機の電源が落ち、ブレーキコイル（オレンジ塗部）が非励磁となると、可動鉄心（水色塗部）との間の吸引力が喪失する。
2. 圧縮コイルばね（黄塗部）の力により可動鉄心に連結している引き棒及びレバー（水色塗部）を左に押す。
3. モータ軸に直結している電磁ブレーキ板を圧力板とまさつ板（緑塗部）が挟み込み、軸回転を拘束する。

第4-8図 非励磁時のブレーキ機能（ホイスト）



1. 電動機の電源が落ち非励磁となると電磁石（オレンジ塗部）及び可動板（点線赤枠部）との間の吸引力が喪失する。
2. 圧縮コイルばね（黄塗部）の力により可動板に連結しているロッド（水色塗部）及びアーム（青塗部）が右へ移動する。
3. ブレーキドラム（赤塗部）をブレーキライニング（緑塗部）が挟み込み、軸回転を拘束する。

第4-9図 非励磁時のブレーキ機能（主巻）

4.2 落下エネルギー評価による選定

(1) 抽出基準

評価フローⅠで抽出した設備等の落下エネルギーを算出し、気中落下試験時の模擬燃料集合体の落下エネルギー（約 39.3kJ^{※1}）以上となる設備等を抽出^{※2}する。

ただし、評価フローⅠで抽出した設備等のうち、使用済燃料ピットとの離隔（位置関係等）を考慮して、使用済燃料ピット内に落下するおそれのないものは除外する。

※1 「別紙 1 気中落下試験によるライニング評価」参照。

※2 模擬燃料集合体の落下を想定した場合でも使用済燃料ピットのライニングの健全性は確保されることが確認されていることから、模擬燃料集合体と同等の落下エネルギー（約 39.3kJ）を選定の目安とした。

(2) 抽出結果

評価フローⅡ：「検討要」としたもの

< 検討要の設備等 >

使用済燃料取扱工具（燃料集合体含む）

気中落下試験時の模擬燃料集合体の落下エネルギーと同等以上である設備等もしくは、配置上使用済燃料ピット内に落下する可能性がある設備等は、落下により使用済燃料ピットの機能を損なうおそれがある重量物として、後段の評価フローⅢで落下防止の適切性を確認する。

5. 落下防止の対応状況確認（評価フローⅢ）

評価フローⅡにおいて検討要としたものに対して、基準地震動 S_s に対する耐震安全評価を実施し、落下防止のために必要な構造強度を有していることを確認することとする。

5.1 耐震安全評価及び設備構造による確認

設備構造上の適切な落下防止措置が実施され、基準地震動 S_s に対する耐震安全評価が実施されていること。

< 検討対象設備等 >

使用済燃料取扱工具（燃料集合体含む）

a. 使用済燃料ピットクレーンの吊荷

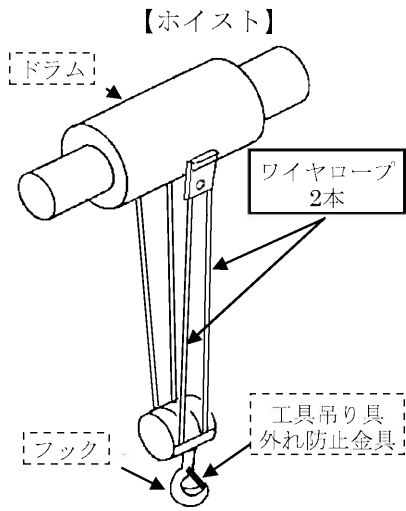
使用済燃料ピットクレーンは、使用済燃料ピット上で各種作業を行うことから、作業中の吊荷落下を防止するための措置が講じられている。

地震時においても、吊荷が落下しないことを確認するため、基準地震動 S_s における鉛直方向の応答を考慮して、落下防止措置の健全性評価を実施する。

(a) 設備構造

i. ワイヤの二重化

使用済燃料ピットクレーンのホイストについては、ワイヤを二重化することで、万が一ワイヤが 1 本切れた場合でも、残りのワイヤで重量物が落下せず、安全に保持できる構造となっている。また、フックには玉掛け用具が外れることを防止するための外れ止め金具が取り付けられている。

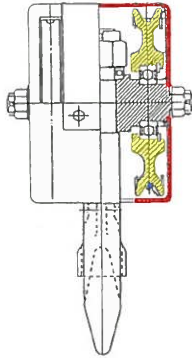


No.1 ホイスト



No.2 ホイスト

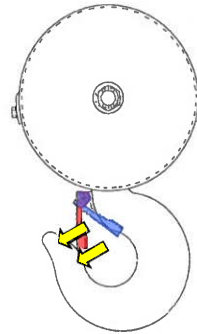
<ワイヤ脱落防止構造>



※2本のワイヤロープのうち1本が切れた場合でも、シーブを被うようにカバーが施されているため、ワイヤロープがシーブを外れ脱落することはない。

- : シーブ
- : カバー
- : ワイヤロープ

<フック部外れ止め金具>



※フックの外れ止めは、開放位置（青塗部）にてワイヤロープ等の取付、取外しを行い、ひねりバネの力で通常位置（赤塗部）となることにより外れ止めの役割を果たす。

- : 外れ止め通常位置
- : 外れ止め開放位置
- ← : バネ力の向き

第5-1図 ワイヤロープ及びフックに係る落下防止措置

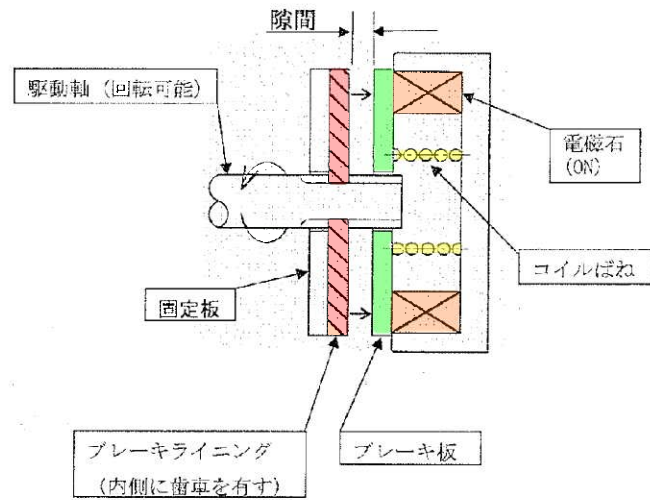
ii . 電磁ブレーキ

使用済燃料ピットクレーンの No.1 ホイスト、No.2 ホイストについては、駆動電源喪失対策として、電磁ブレーキが設置されており、SFP クレーン電源「切」にて自動的にブレーキがかかる機能を有している。

この機能については、定期事業者検査にて健全性を確認しており、検査手順は以下のとおりである。

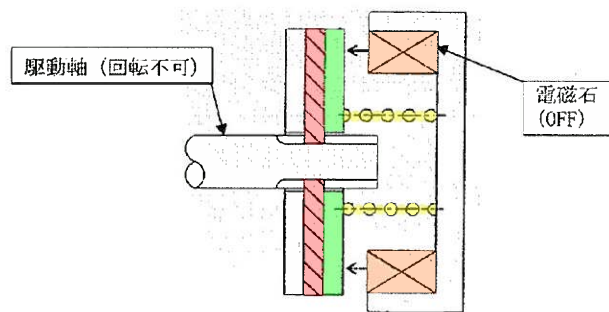
- ・ホイストに模擬燃料集合体が吊られていることを目視により確認する。
- ・ホイストが高速域で上昇又は下降運転中に、電源盤内の SFP クレーン電源の NFB 位置を「入」→「断」とする。
- ・上記状態で、模擬燃料集合体がホイスト停止位置にて保持されていることを目視により確認する。

<ホイスト運転時の状態>



ホイスト運転時は、電磁石にてブレーキ板を吸い寄せ、ブレーキライニングと固定板の間に隙間が出るため、駆動軸は回転可能な状態である。

<ホイスト停止時（電源「断」時）の状態>



ホイスト停止時は、あるいは、電源「断」時には、コイルばねの力によってブレーキライニングを介してブレーキ板を固定板に押し付け、駆動軸が回転できない状態である。

第5-2図 駆動電源喪失時の落下防止措置

(b) 耐震安全評価対象

地震により吊荷が落下する事象として、ワイヤロープやフックの破断、ブレーキのすべり等が考えられるため、これらの落下防止措置を評価対象とする。

(c) 耐震安全評価方法

吊荷を吊った状態において地震が発生した際に、ワイヤロープ、フック及びブレーキに作用する地震荷重がそれぞれの安全率を超えないことを確認する。

○ 評価条件

- ・最も重い吊荷である燃料集合体（燃料取扱工具等を含む）を吊っている状態を想定する。
- ・吊荷の固有周期は、ワイヤロープ長さにより変化し、ワイヤロープ長さが長いほど、固有周期は大きくなる。固有周期により応答加速度が変化するため、応答加速度が保守的になるようにワイヤロープ長さを設定する。

$$\text{固有周期} : T = 2\pi\sqrt{m/k} = 2\pi\sqrt{mL/nAE}$$

ここで、 m : 吊荷重量 [kg]

k : ばね定数 [N/m]

L : ワイヤロープ長さ [m]

n : ワイヤロープ本数 [—]

A : ワイヤロープ断面積 [mm^2]

E : ワイヤロープの縦弾性係数 [N/mm^2]

5.2 運用状況の確認

クレーン等安全規則等に基づく点検、安全装置の使用、有資格者作業などの要求事項による落下防止措置が実施されていること。

< 検討対象設備等 >

使用済燃料取扱工具（燃料集合体含む）

上記設備等については、クレーン等安全規則（労働省令第34号）により点検の実施や玉掛け作業は有資格者が実施することなどが規定されている。

使用済燃料ピットクレーンによる燃料集合体の移送作業においても、この規定に基づく作業前点検等を行うこととしており、クレーンや玉掛け用具の故障や不具合によって取扱工具などが使用済燃料ピット内に落下することを防止する。

定期自主（月例・年次）点検及び作業前点検内容の例を以下に示す。

- ・ワイヤロープ、フック、フックの外れ止め、浮上り防止装置、ストッパ点検
- ・リミットスイッチ及びインターロック点検
- ・作業範囲の確認及び障害物有無確認
- ・クレーン運転、玉掛けは有資格者が実施する 等

6. 重量物の評価結果

(1) 評価結果

下表に高燃焼度燃料の使用に伴い、燃料集合体重量増加の影響を受ける重量物の使用済燃料ピットへの落下時影響評価結果を示す。

第1表 使用済燃料燃料ピットへの落下時影響評価整理表

番号	評価フローⅠ 抽出物	評価フローⅡ					評価フローⅢ				落下時の影響評価
		評価① 配置	評価②			評価結果	評価③				
			重量	高さ	落下エネルギー		a. 耐震安全性	b. 設備構造	c. 運用	評価結果	
1	使用済燃料取扱工具（燃料集合体含む）	×	960kg	5m	×	×	—	○ フック外れ止め ワイヤロープ「重化 フック」 速度制限・衝撃防止	○ クレーン等 安全規則、 有資格者 作業	○	不要
2	新燃料取扱工具（新燃料集合体含む）	○	—	—	—	○	—	—	—	—	不要

【凡例の説明】

- ：次ステップの評価は不要 ×：次ステップの評価が必要
 —：対象外または評価不要

【評価フローⅡによる評価基準】

評価①：設置状況により、使用済燃料ピットへの落下が想定されない設備等は「○」、想定される場合は「×」

評価②：落下エネルギー = 39.3kJ ($668\text{kg} \times 6\text{m} \times 9.80665\text{m/s}^2$) 以上は「×」、未満は「○」

(高さは、使用済燃料ピットライニング面 (EL. - 1.15m) までの高さ)

評価結果：評価①又は評価②が「○」であれば評価結果を「○」、落下時の影響評価は「不要」とする。評価結果が「×」の場合はⅢ評価を実施する。

【評価フローⅢによる評価基準】

評価③：a.b.c.のいずれかが「○」であれば、評価結果を「○」とし、落下時の影響評価は「不要」とする。

評価結果：a.b.c.のいずれも「○」がない場合は、評価結果を「×」とし、使用済燃料ピットへの落下時の影響評価を「必要」とする。

(2) まとめ

高燃焼度燃料の使用に伴い、使用済燃料ピットへの重量物落下時の影響評価について、評価を実施した。

- ・ 評価フローⅠにおいて、使用済燃料ピット周辺で使用する設備等のうち、燃料集合体の重量増加に影響を受けるものを抽出した。
- ・ 評価フローⅡにおいて、抽出した設備に関して、使用済燃料ピットへの落下時のエネルギーが気中落下試験時の燃料集合体の落下エネルギーと同等以上である設備及び、設備の設置状況等から使用済燃料ピットへの落下を考慮する必要がある設備を抽出した。
- ・ 評価フローⅢにおいて、評価フローⅡで抽出された設備について、落下防止対応が設備構造面及び運用面で対応出来ているかの確認を行った。また、耐震安全評価による確認として、基準地震動 S_s に対して落下防止のために必要な構造強度を有していることを確認し、地震時においても使用済燃料ピット内に落下するおそれがないことを確認する。

以上の評価結果から、高燃焼度燃料の使用に伴う燃料集合体の重量増加は「使用済燃料ピットへの重量物落下時の影響評価」に影響を及ぼすことはなく、規制基準に適合していることを確認した。

気中落下試験によるライニング評価

模擬燃料集合体の気中落下試験は、実機ライニング構造を模擬した試験体上（公称板厚4.5mmのステンレス鋼板をコンクリートブロック上にライニングしたもの）に、模擬燃料集合体（668kg）を、落下高さ6mから気中条件下で、鉛直落下、鉛直落下（溶接部）及び斜め落下試験を行った。

その結果、ライニングの最大減肉量は、鉛直落下で約0.6mm、鉛直落下（溶接部）で約0.7mm及び斜め落下で約1.0mmであった。また、落下試験後のライニングに対する浸透探傷検査の結果、クラック等の有害な欠陥は認められず、燃料落下後のライニングは健全であることが確認された。

下表に落下物重量、落下高さ及び位置エネルギーをまとめる。

実機に比べ、模擬燃料集合体の気中落下試験時の位置エネルギーが大きく、落下物がライニングに衝突する際のエネルギーも大きくなることから、試験結果は安全側であると評価できる。

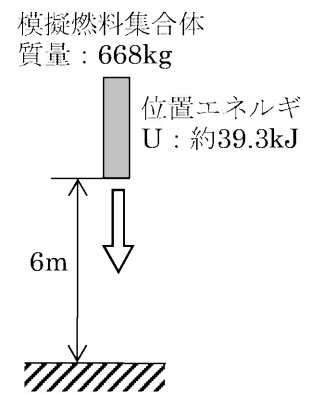


図 気中落下試験

表 落下物重量と落下高さ

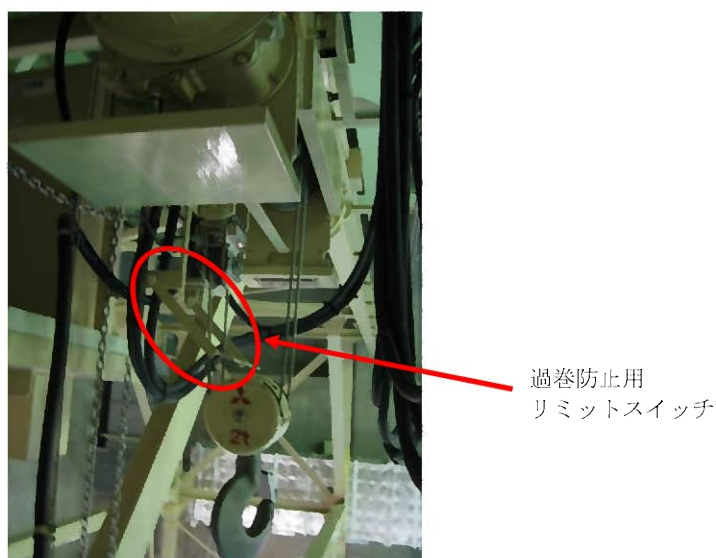
		落下物重量		落下高さ (H)	位置 エネルギー (E)	備 考
		気中 (Ma)	水中 (Mw)			
実機	17×17型 ステップ1	-	-	4.9m	-	位置エネルギー $E = g \cdot Mw \cdot H$ (ここで、 g : 重力加速度 Mw : 落下物質量 H : 落下高さ)
	17×17型 ステップ2			4.9m		
	14×14型 ステップ1			4.9m		
	14×14型 ステップ2			4.9m		
模擬燃料 集合体		668kg (気中実測値)		6m	約39.3kJ	水中重量 $Mw = Ma - \rho \cdot V$ (ここで、 Ma : 実機重量 (気中) ρ : 水密度 V : 実機体積)

[- - -] : 商業機密に係る事項のため、公開できません。

使用済燃料ピットクレーンの誤操作時における吊荷への影響について

クレーンの運転操作において、ホイストの巻き速度は2段速度となっており、操作開始時の初期速度は2.0m/min程度と非常に遅く、また、走行においても初期速度は0.6m/min程度であるため、万一誤操作を行ったとしてもクレーン運転及び停止時の吊荷の振れは数センチ程度であることから、吊荷への影響はない。また、ホイストの横行についてもチェーンブロックを手動にて操作するため、吊荷の振れは数センチ程度であることから、吊荷への影響はない。

クレーンフックについては外れ止めがついており、吊荷の振れによるクレーンフックからの脱落を防止している。また、ホイストには過巻防止用のリミットスイッチが設けられており、過巻による吊荷の落下を防止している。



第2-1図 過巻防止用リミットスイッチ

クレーン運転操作時においては、作業責任者及び玉掛け作業者が移動方向を声出して指示するとともに、クレーン操作者は操作ボタンを指差呼称にて確認して操作している。また、クレーン運転操作時には吊荷の急激な荷重変動がないことを監視している。

以上より、使用済燃料ピットクレーンの誤操作による吊荷の落下を防止するとともに、誤操作の防止に努める運用を行っていることから、誤操作により吊荷が落下するおそれはない。

新燃料貯蔵庫及び使用済燃料ピットの
未臨界性について

目 次

1. 新燃料貯蔵庫の未臨界性評価

- (1) 評価方針
- (2) 計算方法
- (3) 計算結果

2. 通常運転時（冠水状態）の使用済燃料ピットの未臨界性評価

- (1) 評価方針
- (2) 計算方法
- (3) 計算結果

別紙1 計算機プログラム（解析コード）の概要

別紙2 新燃料貯蔵庫の冠水時未臨界性評価における不確定性の考え方及び評価結果

別紙3 使用済燃料ピットの通常運転時（冠水状態）の未臨界性評価における不確定性の
考え方及び評価結果

1. 新燃料貯蔵庫の未臨界性評価

(1) 評価方針

新燃料貯蔵庫の未臨界性評価は、冠水時で実効増倍率 ≤ 0.95 （不確定性含む）、最適減速時で実効増倍率 < 1.0 （不確定性を含まず）となることを確認する。

実効増倍率の計算には、3次元モンテカルロ計算コード **KENO-VI** を内蔵した **SCALE Ver.6.0** を使用した。その計算フローを第 1.1 図に示す。なお、評価に用いる解析コードの検証及び妥当性確認等の概要については、別紙 1「計算機プログラム（解析コード）の概要」に示す。

(2) 計算方法

a. 計算体系

計算体系は垂直方向、水平方向ともに有限の体系とする。垂直方向は上下部の構造物による中性子反射効果を考慮し、燃料有効長上部は、十分な中性子の反射効果が得られる厚さ（中性子反射効果が飽和する厚さ）である **300mm** の水反射と仮定し、燃料有効長下部についても同様に、**1,000mm** のコンクリートとして評価する。

水平方向は新燃料貯蔵庫側面の構造物による中性子反射効果を考慮し、垂直方向上部と同様に **300 mm** の水反射と仮定する。

未臨界性評価の計算体系を、第 1.2 図、第 1.3 図及び第 1.4 図に示す。

b. 計算条件

評価の計算条件は以下のとおりである。

- (a) ウラン新燃料の濃縮度は、約 **4.80wt%** に余裕と濃縮度公差を見込み **[] wt%** とする。
- (b) 燃料有効長は、公称値 **3,648mm** から延長し、**3,660mm** とする。
- (c) 新燃料ラックの厚さは中性子吸収効果を少なくするため、下限値の **[] mm** とする。
- (d) 燃料は新燃料貯蔵庫では気中保管されるが、未臨界性評価においては純水密度を変化させた時の評価を行う。

以下の計算条件は公称値を使用し、正負の製作公差を未臨界性評価上厳しくなる側に不確定性として考慮するもの（以下「製作公差に基づく不確定性として考慮する計算条件」という。）である。なお、製作公差に基づく不確定性として考慮する計算条件には、ラック内での新燃料が偏る効果を含む。

(e) ラックの中心間距離

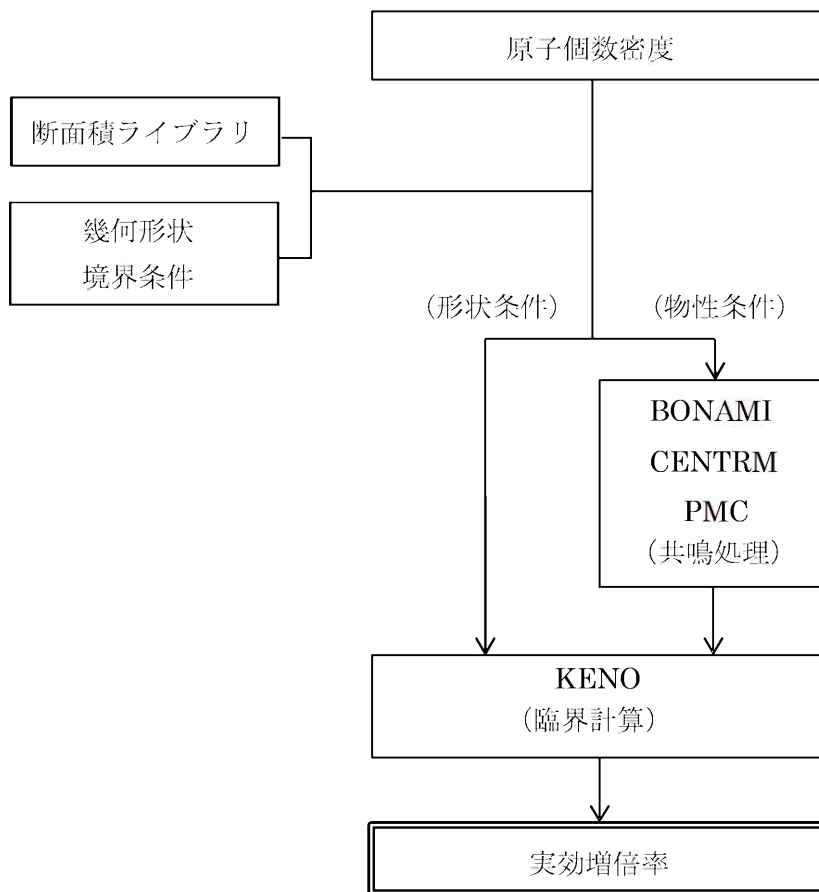
[] : 商業機密に係る事項のため、公開できません。

- (f) ラックの内径
- (g) ラック内での新燃料が偏る効果（ラック内燃料偏心）
- (h) 燃料材の直径及び密度
- (i) 燃料被覆材の内径及び外径
- (j) 燃料要素の中心間隔（燃料体外寸）

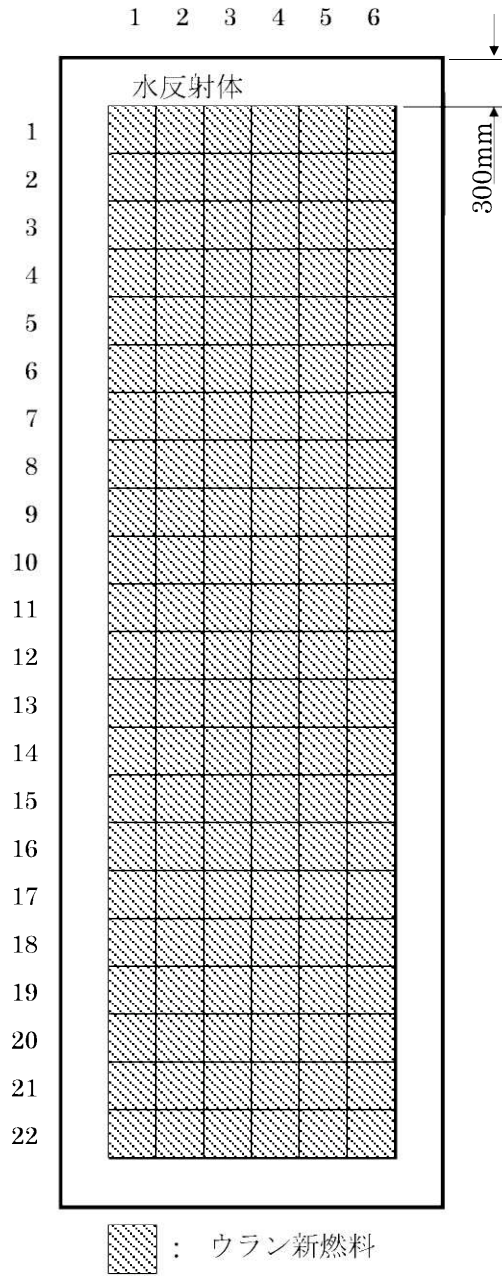
本計算における基本計算条件を第 1.1 表及び第 1.2 表に、不確定性評価の考え方及び評価結果について別紙 2 に示す。

(3) 計算結果

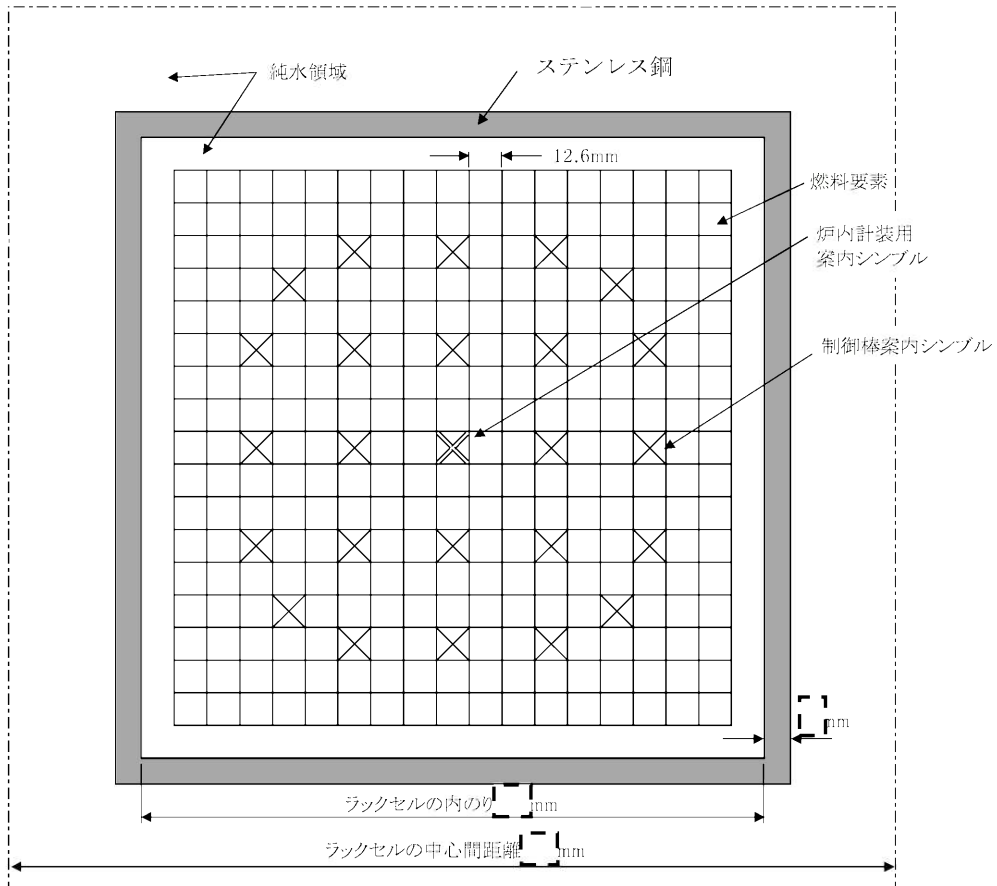
新燃料貯蔵庫の未臨界性評価結果を第 1.3 表及び第 1.5 図に示す。冠水時の実効増倍率は 0.8986 となり、これに不確定性 0.0118 を考慮しても 0.911 となり、実効増倍率 0.95 以下を満足している。また、最適減速時の実効増倍率は 0.9104 となり、実効増倍率 1.0 未満を満足している。



第 1.1 図 計算フロー

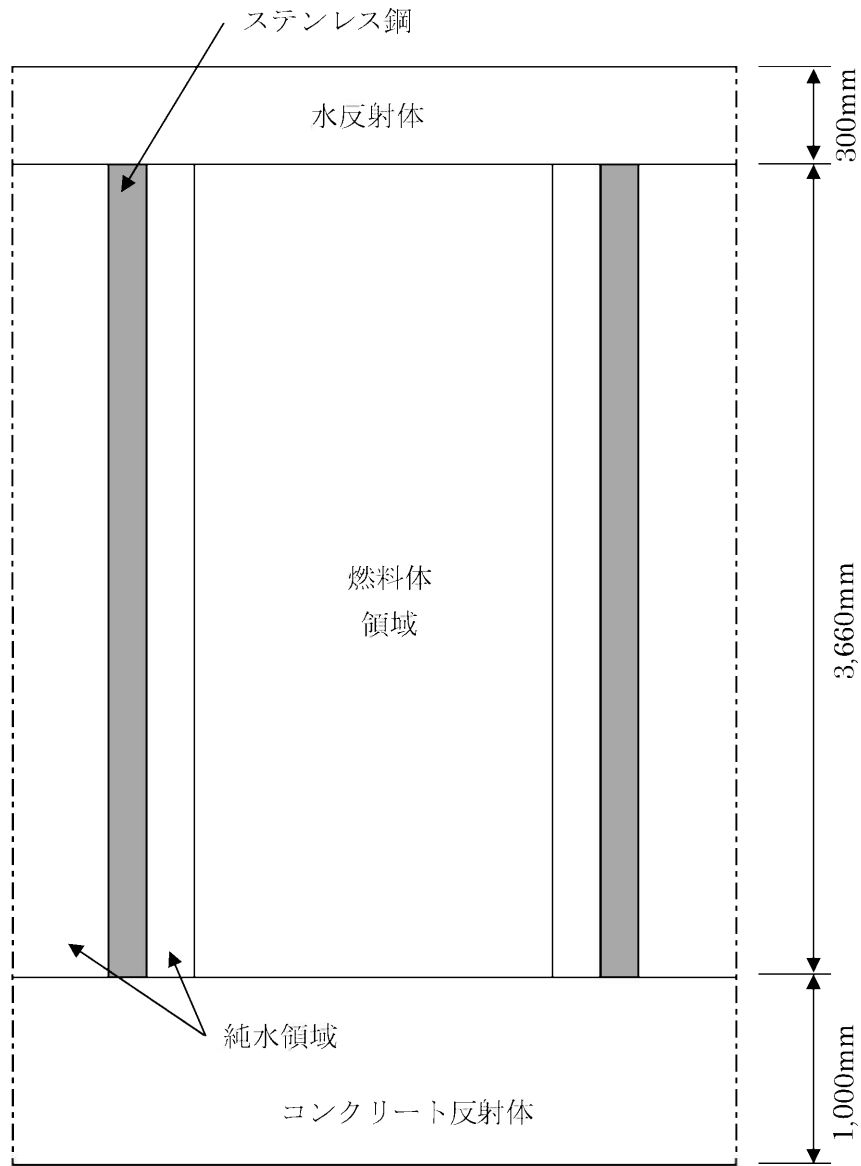


第1.2図 新燃料貯蔵庫の計算体系
(水平方向)



第1.3図 新燃料貯蔵庫の計算体系
(水平方向、燃料体部拡大)

┌───┐: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



第1.4図 新燃料貯蔵庫の計算体系
(鉛直方向)

第 1.1 表 新燃料貯蔵庫の未臨界性評価の基本計算条件（ウラン燃料仕様）

	計算条件	備 考	
燃料体	17×17 型ウラン燃料	—	
²³⁵ U 濃縮度	[]wt%	4.80wt%に余裕と濃縮度公差を見込んだ値	
燃料材密度	理論密度の 97%	(注)	
燃料材直径	8.19mm	(注)	
燃料被覆材	内径	8.36mm	(注)
	外径	9.50mm	(注)
燃料要素中心間隔	12.6mm	(注)	
燃料有効長	3,660 mm	公称値 3,648mm を延長	

(注) 製作公差に基づく不確定性として考慮する計算条件

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

第 1.2 表 新燃料貯蔵庫の未臨界性評価の基本計算条件 (ラック仕様等)

	計算条件	備考
新燃料貯蔵庫内の水分条件	純水	(注 1)
水密度	1.0g/cm ³	—
ラックタイプ	キャン型	—
ラックの中心間距離	[]mm	(注 2)
材 料	ステンレス鋼	—
厚 さ	[]mm	中性子吸収効果を少なくするため下限値を使用
内のり	[]mm×[]mm	(注 2)

(注 1) 通常運転時における新燃料貯蔵庫内の燃料は気中保管されるが、未臨界性評価においては保守的に純水密度を変化させた時の評価を行う。

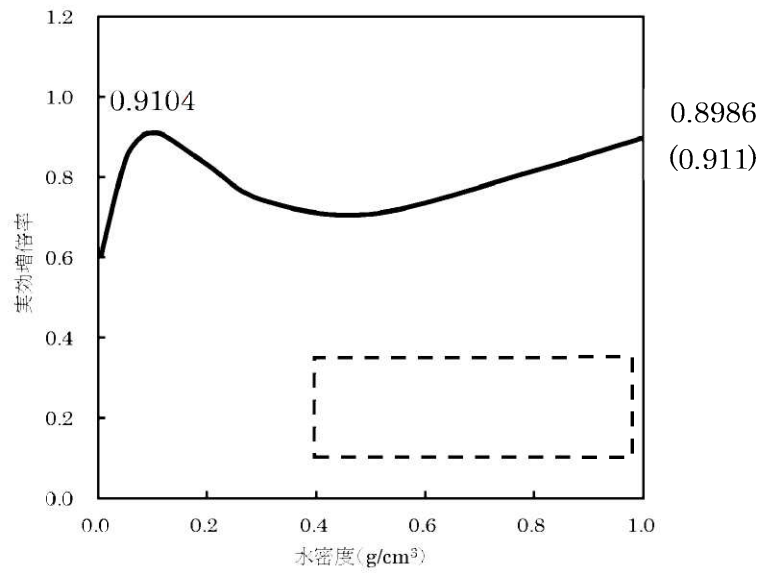
(注 2) 製作公差に基づく不確定性として考慮する計算条件

第 1.3 表 新燃料貯蔵庫の未臨界性評価結果

		評価結果	評価基準
実効増倍率	冠水時 ^(注)	0.911 (0.8986)	≤0.95
	最適減速時	0.9104	<1.0

(注) 不確定性を含む。()内は不確定性を含まない値。

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



() 内は不確定性を含む値

第1.5図 未臨界性評価結果 (新燃料貯蔵庫)

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

2. 通常運転時（冠水状態）の使用済燃料ピットの未臨界性評価

(1) 評価方針

使用済燃料ピットは、通常運転時において冠水状態が確保されることにより、使用済燃料ピットの冷却及び放射線の遮蔽が維持される。

通常運転時（冠水状態）の未臨界性評価は、使用済燃料ピット内に燃料が満たされた場合の純水冠水状態で実効増倍率の計算を行い、臨界に達することのないことを確認する。

実効増倍率の計算には、新燃料貯蔵庫の未臨界性評価と同様に 3次元モンテカルロ計算コード KENO-VI を内蔵した SCALE Ver.6.0 を使用した。

なお、燃料取扱時においては、燃料体等を 1 体ずつ取り扱うため、臨界に達するおそれはない。

(2) 計算方法

a. 計算体系

計算体系は垂直方向、水平方向ともに有限の体系とする。評価対象ピットは、最も貯蔵容量の大きい A ピット（768 体）とする。また、垂直方向は上下部の構造物による中性子反射効果を考慮し、燃料有効長上部は、十分な中性子の反射効果が得られる厚さ（中性子反射効果が飽和する厚さ）である 300mm の水反射と仮定し、燃料有効長下部についても同様に、1,000mm のコンクリートとして評価する。

水平方向はピット側面の構造物による中性子反射効果を考慮し、垂直方向上部と同様に 300 mm の水反射と仮定する。

未臨界性評価の計算体系を、第 2.1 図、第 2.2 図及び第 2.3 図に示す。

b. 計算条件

評価の計算条件は以下のとおりである。

- (a) 燃料は全て新燃料として評価する。
- (b) ウラン新燃料の濃縮度は、約 4.80wt% に余裕と濃縮度公差を見込み [] wt% とする。なお、玄海 4 号炉の使用済燃料ピットは共用化により玄海 1/2 号炉の 14×14 型ウラン燃料も貯蔵されるが、反応度の最も高い 17×17 型ウラン燃料を評価対象とする。
- (c) 燃料有効長は、公称値 3,648mm から延長し、3,660mm とする。
- (d) 使用済燃料ラックセルの材料であるボロン添加ステンレス鋼のボロン添加量は公差の下限値である 0.50wt% とする。
- (e) 使用済燃料ラックの厚さは中性子吸収効果を少なくするため、下限値の [] mm とする。
- (f) 使用済燃料ピット内の水は純水とし、溶存しているほう素は考慮しない。

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

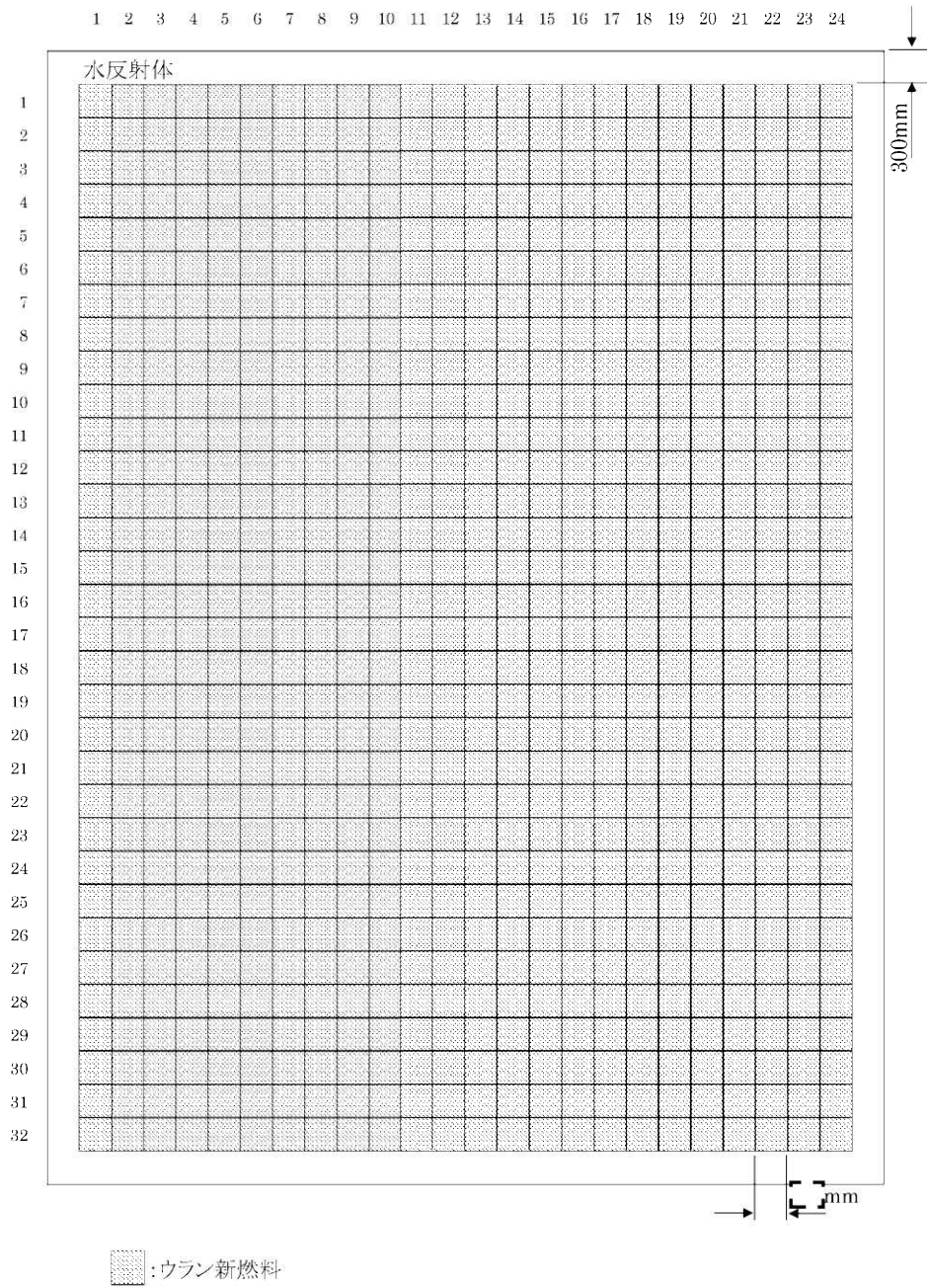
以下の計算条件は公称値を使用し、正負の製作公差を未臨界性評価上厳しくなる側に不確定性として考慮するもの（以下「製作公差に基づく不確定性として考慮する計算条件」という。）である。なお、製作公差に基づく不確定性として考慮する計算条件には、ラック内での燃料体等が偏る効果を含む。

- (g) ラックの中心間距離
- (h) ラックの内径
- (i) ラック内での燃料体等が偏る効果（ラック内燃料偏心）
- (j) 燃料材の直径及び密度
- (k) 燃料被覆材の内径及び外径
- (l) 燃料要素の中心間隔（燃料体外寸）

本計算における基本計算条件を第 2.1 表及び第 2.2 表に、不確定性評価の考え方及び評価結果について別紙 3 に示す。

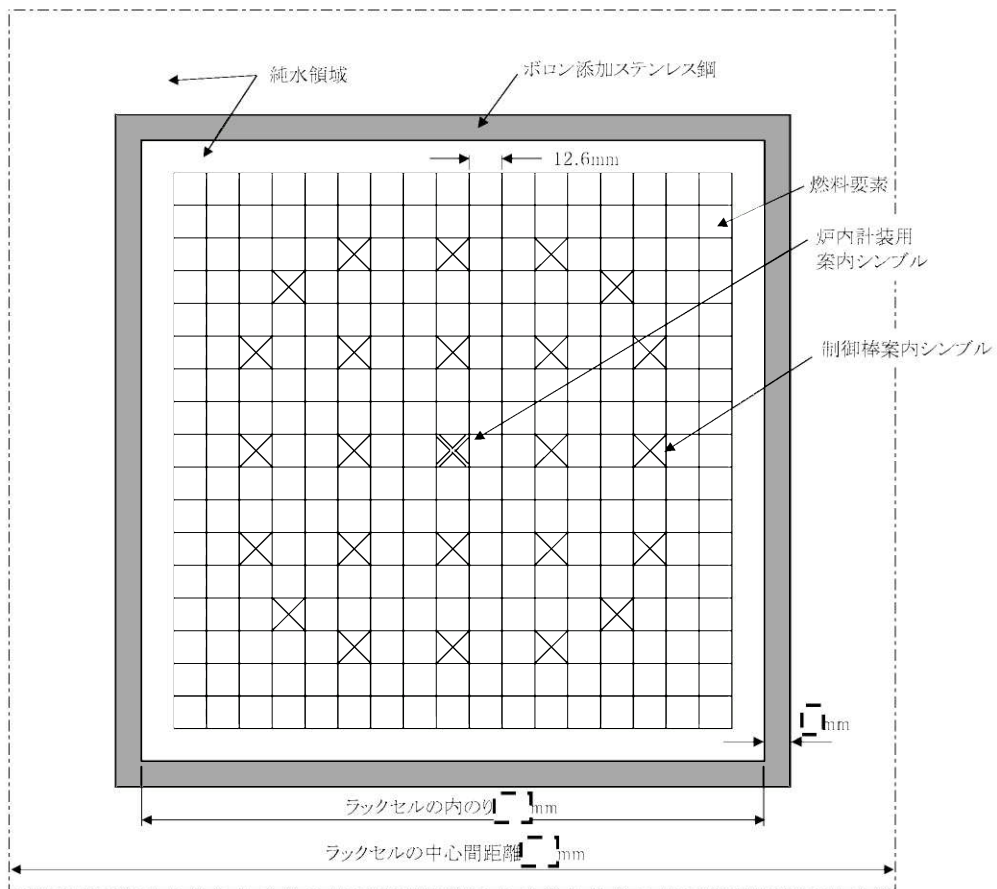
(3) 計算結果

使用済燃料ピットの未臨界性評価結果を第 2.3 表に示す。実効増倍率は 0.9190 となり、これに不確定性 0.0190 を考慮しても 0.939 となり、実効増倍率 0.98 以下を満足している。



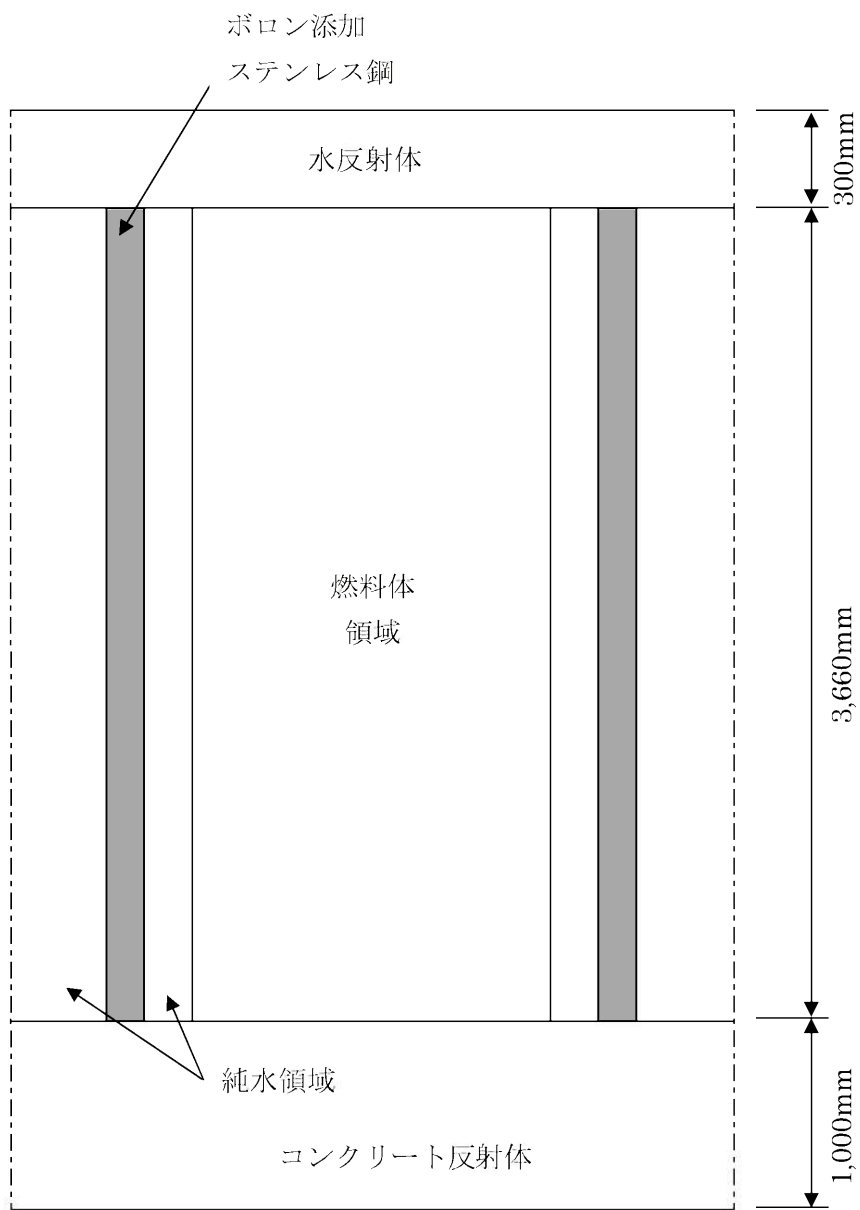
第 2.1 図 通常運転時（冠水状態）の使用済燃料ピットの未臨界性評価の計算体系
（水平方向、A ピット全体）

□: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



第 2.2 図 通常運転時（冠水状態）の使用済燃料ピットの未臨界性評価の計算体系
（水平方向、燃料体部拡大）

：商業機密に係る事項のため、公開できません。



第 2.3 図 通常運転時（冠水状態）の使用済燃料ピットの未臨界性評価の計算体系（垂直方向）

第 2.1 表 使用済燃料ピットの未臨界性評価の基本計算条件（ウラン燃料仕様）

	計算条件	備 考
燃料体	17×17 型ウラン燃料	(注 1)
²³⁵ U 濃縮度	□□□□ wt%	4.80wt%に余裕と濃縮度公差を見込んだ値
燃料材密度	理論密度の 97%	(注 2)
燃料材直径	8.19mm	(注 2)
燃料被覆材	内径 外径	(注 2) (注 2)
燃料要素中心間隔	12.6mm	(注 2)
燃料有効長	3,660 mm	公称値 3,648mm を延長

(注 1) 玄海 4 号炉の使用済燃料ピットには、共用化により玄海 1/2 号炉の 14×14 型ウラン燃料も貯蔵されるが、反応度の最も高い 17×17 型ウラン燃料を対象とする。

(注 2) 製作公差に基づく不確定性として考慮する計算条件

□□□□: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

第 2.2 表 通常運転時（冠水状態）の使用済燃料ピットの未臨界性評価の基本計算条件（ラック仕様等）

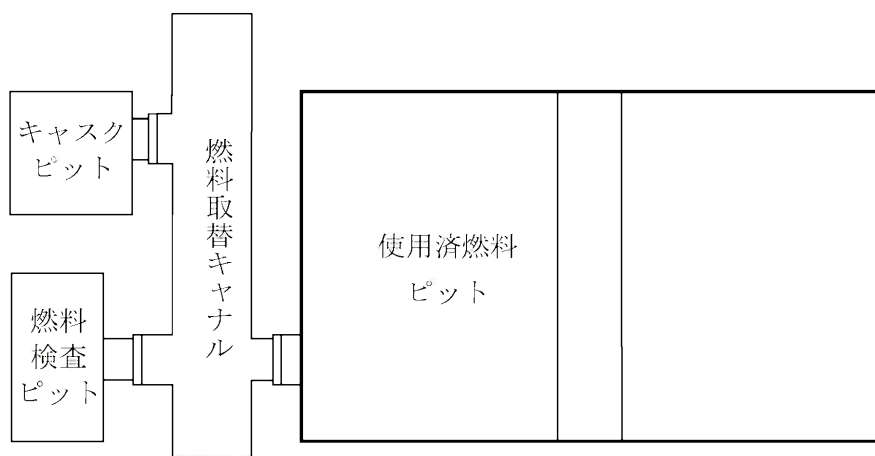
	計算条件	備考
使用済燃料ピット内の水分条件	純水	溶存しているほう素は考慮しない
水密度	1.0g/cm ³	—
ラックタイプ	キャン型	—
ラックの中心間距離	[]mm	(注)
材 料	ボロン添加ステンレス鋼	—
厚 さ	[]mm	中性子吸収効果を少なくするため下限値を使用
内のり	[]mm×[]mm	(注)

(注) 製作公差に基づく不確定性として考慮する計算条件

第 2.3 表 通常運転時（冠水状態）の使用済燃料ピットの未臨界性評価結果

	評価結果 ^(注)	評価基準
実効増倍率	0.939 (0.9190)	≤0.98

(注) 不確定性を含む。()内は不確定性を含まない値。



第 2.4 図 使用済燃料ピット配置図

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

計算機プログラム（解析コード）の概要

1. はじめに

本説明書は、燃料貯蔵設備の未臨界性評価において使用した解析コードについて説明するものである。

2. 解析コードの概要

2.1 SCALE

項目 \ コード名	SCALE
開発機関	米国オークリッジ国立研究所(ORNL)
開発時期	2009 年
使用したバージョン	6.0
使用目的	燃料貯蔵設備の未臨界性評価
コード概要	米国オークリッジ国立研究所（ORNL）により米国原子力規制委員会（NRC）の原子力関連許認可評価用に作成された公開コードシステムであり、臨界計算コードが整備されている。本解析では臨界計算の CSAS6 モジュールを用い、モンテカルロコードとして KENO-VI、断面積ライブラリは ENDF/B-VI ベースの 238 群ライブラリを使用している。
検証(Verification)及び妥当性確認(Validation)	<p>今回の解析は、モンテカルロコードを用いた燃料貯蔵設備の未臨界性評価である。</p> <p>【検証(Verification)】 本解析コードの検証の内容は以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・コードに付属のサンプル問題を実行し、解析解があらかじめ準備された参照解を再現することを確認している。 ・本コードの運用環境について、開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。 <p>【妥当性確認(Validation)】 本解析コードの妥当性確認の内容は以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ OECD/NEA によりまとめられた臨界実験ベンチマーク集 (INTERNATIONAL HANDBOOK OF EVALUATED CRITICALITY SAFETY BENCHMARK EXPERIMENTS September 2010 Edition (OECD/NEA)) に登録されている臨界実験から、国内 PWR の新燃料貯蔵庫、使用済燃料ピット仕様

<p>検証(Verification)及び妥当性確認(Validation)</p>	<p>及び燃料仕様等を考慮して選定した 147 ケースのベンチマーク解析を実施している。ベンチマーク解析結果と臨界実験の実効増倍率は概ね一致しており、その差はほぼ正規分布となることを確認している。また、ベンチマーク解析の実効増倍率が特定のピット仕様や燃料仕様に依存する傾向もない。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ベンチマーク解析において、軽水減速体系の臨界実験データ及びボロン添加ステンレス板を含む体系の臨界実験データ、更に MOX 燃料を用いた臨界実験データを使用した解析結果から、臨界計算に考慮すべき平均誤差及びその不確かさを適切に評価している。
--	---

2.1.1 SCALE の解析手法について

(1) 概要

SCALE は、米国オークリッジ国立研究所(ORNL)により米国原子力規制委員会(NRC)の原子力関連許認可評価用に作成された公開コードシステムであり、臨界計算コードが整備されている。本解析では臨界計算の CSAS6 モジュールを用い、モンテカルロ法に基づく 3 次元輸送計算コードとして KENO-VI、断面積ライブラリは、ENDF/B-VIIベースの 238 群ライブラリを使用している。

(2) 特徴

- ① 米国 NRC により認証された標準解析コードであり、国内外の臨界解析の分野で幅広く使用されている。
- ② 燃料及び構造材の材質組成と幾何形状を与えることにより、断面積作成から実効増倍率評価まで一連の解析を実行できる。
- ③ 3 次元輸送計算コードであり、複雑な幾何形状における臨界計算が可能である。

(3) 解析手法

本解析で用いた臨界計算の CSAS6 モジュールについて、以下に示す。

(3)-1 BONAMI

BONAMI コードは、バックグラウンド断面積と領域の温度から、自己遮蔽因子を内挿し、多群実効断面積を作成する。BONAMI コードは、非分離共鳴エネルギー領域に適用する。作成された多群実効断面積は、CENTRM コードにおける中性子スペクトル計算に使用される。

(3)-2 CENTRM

CENTRM コードは、セル形状をモデル化して連続エネルギーの中性子スペクトルを求

める。CENTRM コードは、分離共鳴エネルギー領域に適用する。

(3)–3 PMC

PMC コードは、CENTRM コードにより作成された連続エネルギーの中性子スペクトルを用いて連続エネルギーの断面積を多群に縮約し、分離共鳴エネルギー領域の多群実効断面積を作成し、BONAMI で評価された非分離共鳴エネルギー領域の多群実効断面積と組み合わせる。

(3)–4 KENO-VI

KENO-VI は、ORNL で開発された多群モンテカルロ臨界計算コードであり、複雑な体系の中性子増倍率の計算を行うことができる。

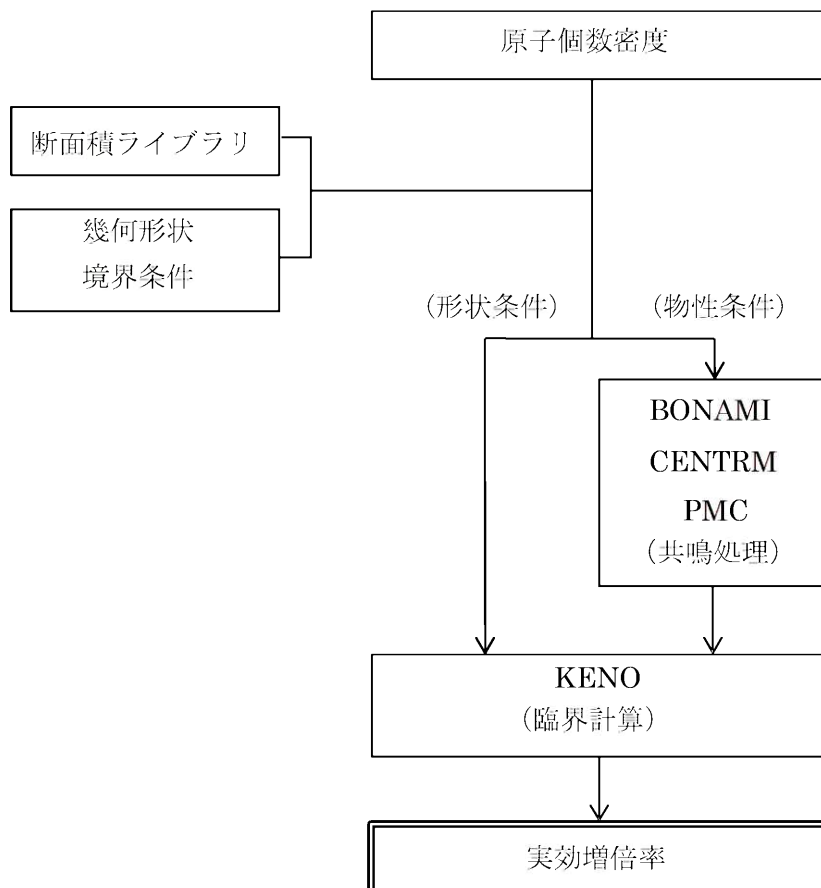
本コードでは、体系内の一つ一つの中性子の振舞いを追跡し、核分裂によって発生する中性子数 F 、吸収されて消滅する中性子数 A 、体系から漏えいする中性子数 L を評価し、次式により実効増倍率 k_{eff} を算出する。

$$k_{eff} = \frac{F}{A + L}$$

(4) 解析フローチャート

本計算機コードの解析フローチャートを第1図に示す。

なお、今回の解析で使用する **SCALE** の機能は、臨界計算であるため、第1図の解析フローチャートは、臨界計算の **CSAS6** モジュールについて記載している。



第1図 解析フローチャート

(5) 検証(Verification)及び妥当性確認(Validation)

(5)‑1 バージョン・使用目的

今回の解析に用いた解析コード(SCALE)のバージョン、件名及び解析方法を第1表に示す。本解析に係る検証及び妥当性確認の内容を(5)‑2及び(5)‑3に示す。

第1表 使用件名

解析 No.	使用バージョン	件名
1	6.0	燃料貯蔵設備の未臨界性評価

(5)‑2 検証(Verification)

コードに付属のサンプル問題を実行し、解析解があらかじめ準備された参照解を再現することを確認した。また、本コードの運用環境について、開発機関から提示された要件を満足していることを確認した。

(5)‑3 妥当性確認(Validation)

OECD/NEAによりまとめられた臨界実験ベンチマーク集(「INTERNATIONAL HANDBOOK OF EVALUATED CRITICALITY SAFETY BENCHMARK EXPERIMENTS」September 2010 Edition (OECD/NEA))に登録されている臨界実験から選定した147ケースのベンチマーク解析(以下「ベンチマーク解析」という。)を実施した。ベンチマーク解析を行うにあたっては、国内PWRの燃料貯蔵設備及び燃料仕様のパラメータ範囲を包含する範囲を整理し、臨界実験を選定した。選定した結果を第2表に示す。

ベンチマーク解析の結果得られた実効増倍率及び標準偏差並びに各実験の実効増倍率測定値及び実験誤差を用いて、ラック体系の未臨界性評価に用いるSCALE6.0システムの平均誤差($1-k_c$)及び不確かさ(Δk_c)をウラン燃料を対象とした場合とMOX燃料を対象とした場合のそれぞれについて導出した結果を第3表に示す。表に示すとおり、ウラン燃料を対象とした場合のSCALE6.0システムの平均誤差は0.0007、不確かさは0.0065であり、MOX燃料を対象とした場合のSCALE6.0システムの平均誤差は0.0013、不確かさは0.0104となった。

上記のベンチマーク解析結果と臨界実験の実効増倍率は概ね一致しており、その差はほぼ正規分布となることを確認している。また、ベンチマーク解析結果の実効増倍率が特定のピット仕様や燃料仕様に依存する傾向もないため、本コードを使用済燃料貯蔵設備の未臨界性評価に用いることは妥当である。

第2表 選定したパラメータ範囲（製作公差を含まない）

項目	単位	燃料貯蔵設備及び燃料仕様の パラメータ範囲		選定した臨界実験の パラメータ範囲		
		MIN	MAX	MIN	MAX	
燃料	ウラン燃料 ²³⁵ U濃縮度	wt%	1.60	4.80	[]	[]
	MOX燃料 Pu含有率	wt%	5.5	10.9	[]	[]
	燃料材径	mm	8.19	9.29	[]	[]
	燃料要素径	mm	9.5	10.72	[]	[]
	被覆材 材質	—	ジルコニウム合金		[]	
	燃料要素ピッチ	mm	12.6	14.3	[]	[]
	燃料体内の減速材体積 ／燃料体積	—	1.88	2.00	[]	[]
	燃料要素 配列条件	—	正方配列		[]	
体系条件	—	燃料体配列体系		[]		
減速材	減速材	—	無／軽水		[]	
	減速材密度	g/cm ³	0	約 1.0	[]	[]
	減速材中の ほう素濃度	ppm	0	4400 以上	[]	[]
ラックセル	ラックセル材質	—	無／SUS／B-SUS		[]	
	SUS製ラックセル のほう素添加量	wt%	0	1.05	[]	[]
反射体	反射体 材質	—	軽水 ／コンクリート		[]	

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

第3表 SCALE6.0 システムの平均誤差及び不確かさ

条件	計算コード	SCALE6.0 システム (KENO-VI)	
	断面積ライブラリ	ENDF/B-VII 238 群	
	対象燃料	ウラン燃料	MOX 燃料
	ベンチマークケース数	[]	[]
評価 結果	平均誤差($1-k_e$)	0.0007	0.0013
	加重平均実効増倍率 ($\overline{k_{eff}}$)	0.9993	0.9987
	不確かさ($\Delta k_e = U \times S_p$)	0.0065	0.0104
	信頼係数(U) ^(注1)	[]	[]
	$\overline{k_{eff}}$ の不確かさ (S_p)	[]	[]

(注1) ベンチマーク解析ケース数に対する 95%信頼度・95%確率での信頼係数

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

新燃料貯蔵庫の冠水時未臨界性評価における不確定性の考え方及び評価結果

玄海 4 号炉新燃料貯蔵庫で、冠水時の未臨界性評価において考慮すべき不確定性として考えられるのは、以下のとおりである。

- ① 冠水時を想定した解析モデルに係る不確定性
- ② 臨界計算上の不確定性（計算コードに係る不確定性）
- ③ 製作公差に基づく不確定性（ラック内での新燃料が偏る効果を含む）

上記のうち、「①冠水時を想定した解析モデルに係る不確定性」として考える項目は、新燃料貯蔵庫内のほう素濃度条件及びピットの構造物条件が挙げられる。









新燃料貯蔵庫内の水は純水として評価し、ほう素は考慮しない。また、上下部及び側面の構造物による中性子反射効果を考慮し、燃料有効長上部は、十分な中性子反射効果が得られる厚さ（中性子反射効果が飽和する厚さ）である 300 mm の水反射と仮定し、燃料有効長下部についても同様に、1,000 mm のコンクリートとして評価する。側面も上部と同様に 300 mm の水反射と仮定する。以上より、①に係る不確定性については、新燃料貯蔵庫で冠水時を想定した際に現実的に生じうる状態を十分に包絡できる設定としている。

一方で、「②臨界計算上の不確定性（計算コードに係る不確定性）」については、別紙 1 「計算機プログラム（解析コード）の概要」に示されるとおり、新燃料貯蔵庫仕様及び燃料仕様等を考慮して選定した臨界実験に対して、ベンチマーク解析を実施し、臨界計算に考慮すべき平均誤差、及び標準偏差を適切に評価し、不確定性として考慮する。

また「③製作公差に基づく不確定性（ラック内での燃料体等が偏る効果を含む）」については、燃料製作公差、ラック製作公差及びラックセル内での新燃料の偏りについて考慮する。

上記より、玄海 4 号炉の新燃料貯蔵庫で冠水時に考慮すべき不確定性は②及び③であり、不確定性の合計 (ϵ) は、上述の各項目の独立性のもと、二乗和平方根により求める。SCALE システムを用いた未臨界性評価に考慮すべき不確定性は第 1-1 表に示すとおり 0.0118 となる。

第1-1表 玄海4号炉新燃料貯蔵庫の冠水時未臨界性評価における
不確定性評価結果（水密度 1.0g/cm³）

臨界計算上の不確定性評価項目				不確定性	
計算コードの 不確定性	平均誤差		δk	0.0007 ^(注1)	
	95%信頼度×95%確率		ϵ_c	0.0065 ^(注2)	
				不確定性	入力値 ^(注3)
製作公差に基づく 不確定性	計算体系を第 1-1図に示 す。	ラックの内り公差	ϵ_w	0.0039	 mm
		燃料製作公差	ϵ_r	0.0066	—
		—燃料材直径	ϵ_d	0.0026	 mm
		—燃料材密度	ϵ_l	0.0037	 %
		—被覆材内径	ϵ_{er}	0.0024	 mm
		—被覆材外径	ϵ_{ed}	0.0037	 mm
	—燃料体外寸	ϵ_a	0.0020	 mm	
	計算体系を第 1-2、1-3 図に示す。	ラックの中心間距離公差	ϵ_p	0.0023	 mm
ラック内燃料偏心		ϵ_f	0.0039		
統計誤差			σ	0.0005	
不確定性合計 ^(注4)			ϵ	0.0118	


(注1) 国際的に臨界実験データを評価収集している OECD/NEA による INTERNATIONAL HANDBOOK OF EVALUATED CRITICALITY SAFETY BENCHMARK EXPERIMENTS に登録されているウラン燃料に係る臨界実験を対象に SCALE6.0 システムのベンチマーク解析を実施して得られる加重平均実効増倍率の平均誤差。

(注2) 上記の臨界実験を対象に SCALE6.0 システムのベンチマーク解析を実施して得られる加重平均実効増倍率の不確かさ（95%信頼度×95%確率での信頼係数を考慮）。

(注3) 正負の製作公差のうち未臨界性評価上厳しくなる側の値を入力値とした。

(注4) 設計上の不確定性（ ϵ ）については、以下のとおり評価する。

- ・ 計算上の不確定性のうち平均誤差（ δk ）は、評価値のバイアスとして別に考慮する。
- ・ 計算上の不確定性のうち 95%信頼度×95%確率（ ϵ_c ）は、臨界実験ベンチマーク解析による評価値の平均値からのばらつきであり、コードへの入力条件である製作等に関わる不確定性とは独立である。
- ・ 製作等に関わる不確定性（ ϵ_p 、 ϵ_f 、 ϵ_w 、 ϵ_r ）はそれぞれ独立である。
これらのうち互いに独立である ϵ_c 、 ϵ_p 、 ϵ_f 、 ϵ_w 、 ϵ_r を二乗和の平方根で処理し、これに δk を加える。なお、ANSI/ANS-8.17(2004)において、互いに独立な不確定性を二乗

: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

和の平方根で処理してよいことが示されている。

評価上の不確定性は、上記に基づき下式より求めた不確定性合計 (e) を考慮する。

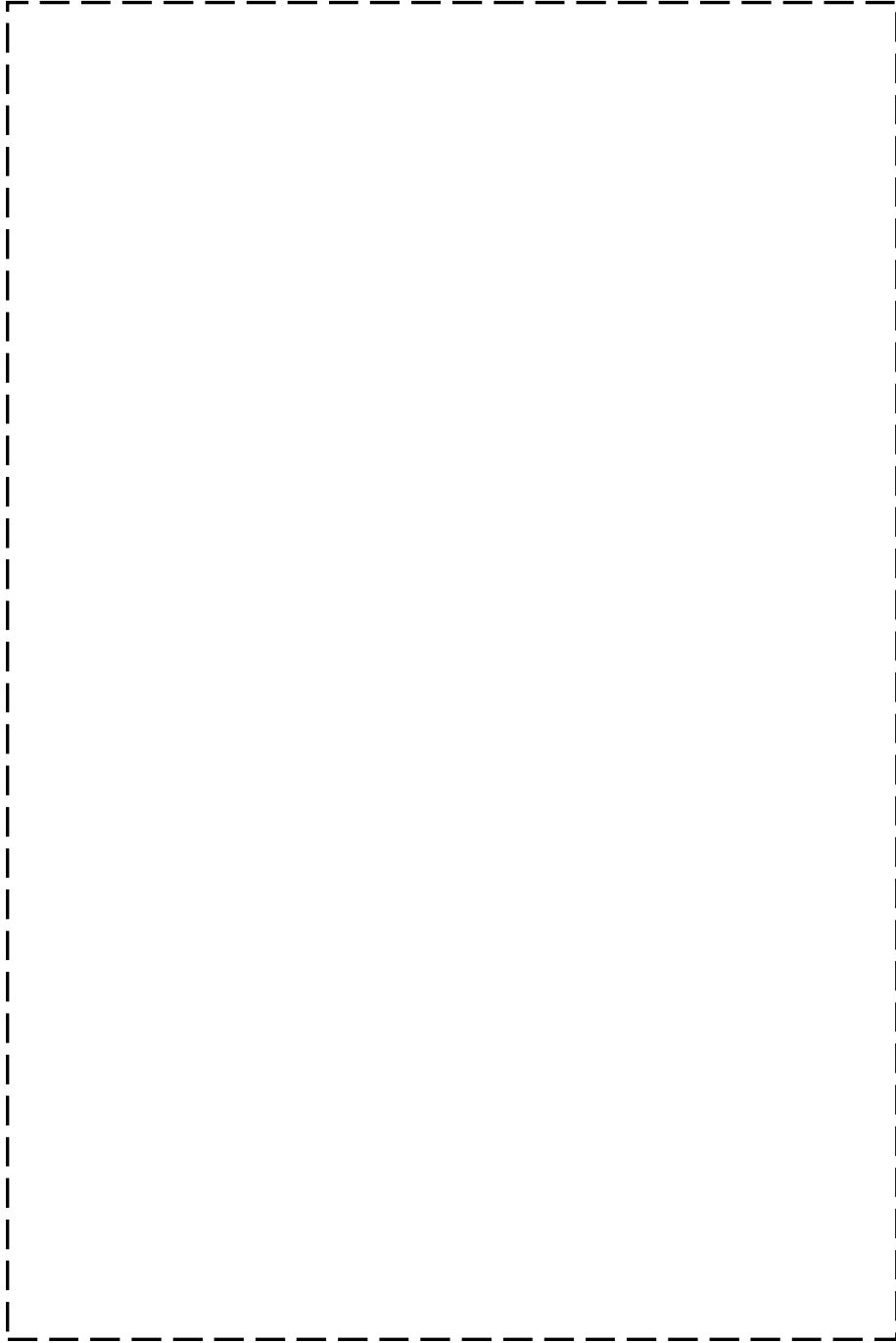


[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



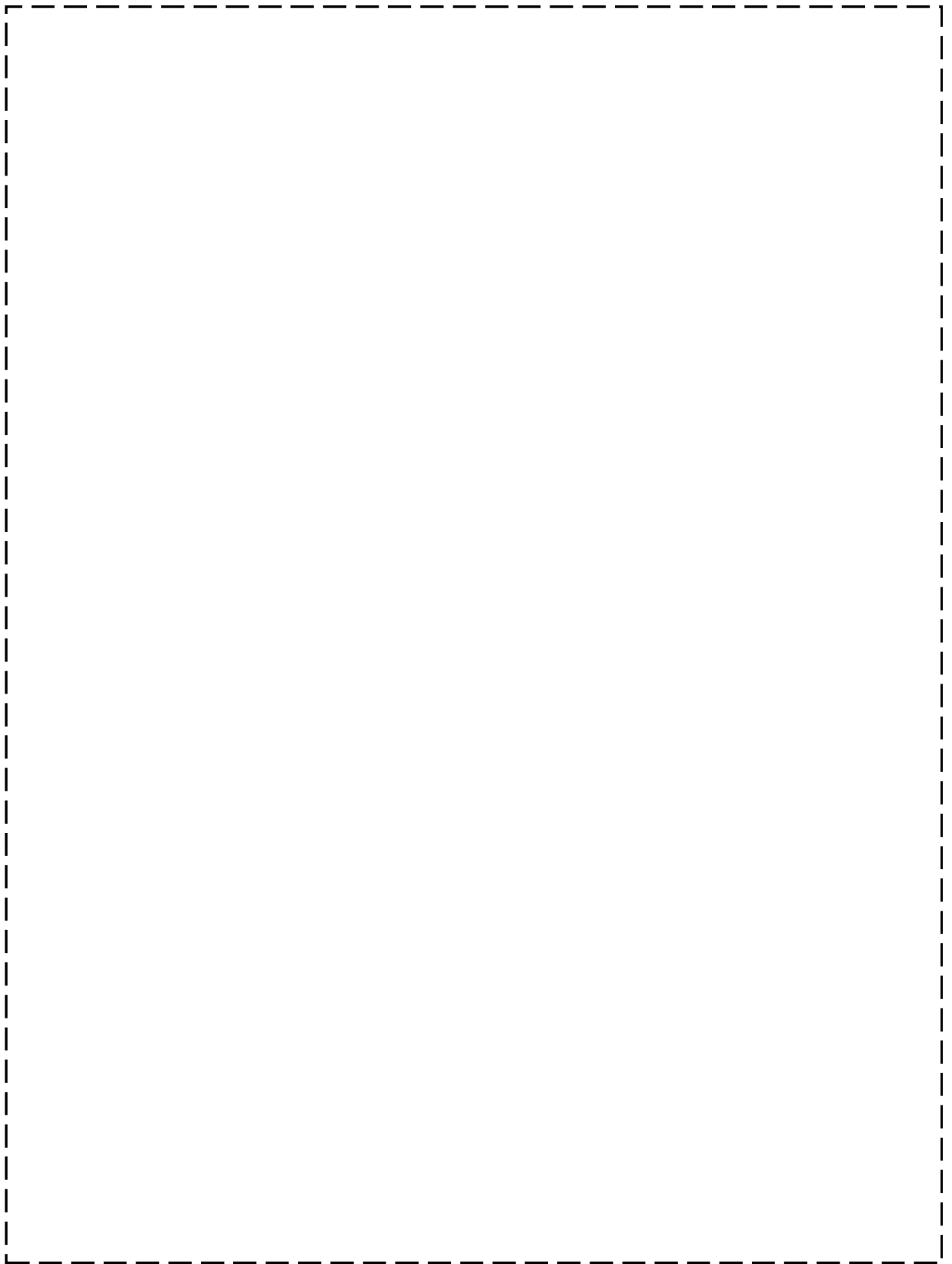
第 1-1 図 製作公差に基づく不確定性評価の計算体系

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



第 1-2 図 製作公差に基づく不確定性評価の計算体系

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



第1-3図 ラックセル内での燃料偏心モデル

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

使用済燃料ピットの通常運転時（冠水状態）
未臨界性評価における不確定性の考え方及び評価結果

玄海 4 号炉の使用済燃料ピットで、通常運転時（冠水状態）の未臨界性評価において考慮すべき不確定性として考えられるのは、以下のとおりである。

- ① 通常運転時（冠水状態）を想定した解析モデルに係る不確定性
- ② 臨界計算上の不確定性（計算コードに係る不確定性）
- ③ 製作公差に基づく不確定性（ラック内での燃料体等が偏る効果を含む）

上記のうち、「①通常運転時（冠水状態）を想定した解析モデルに係る不確定性」として考える項目は、使用済燃料ピット内の水分雰囲気、ほう素濃度条件及びピットの構造物条件が挙げられる。

ピット内の水は純水として評価し、ほう素は考慮しない。また、上下部及び側面の構造物による中性子反射効果を考慮し、燃料有効長上部は、十分な中性子反射効果が得られる厚さ（中性子反射効果が飽和する厚さ）である 300 mm の水反射と仮定し、燃料有効長下部についても同様に、1,000 mm のコンクリートとして評価する。側面も上部と同様に 300 mm の水反射と仮定する。以上より、①に係る不確定性については、使用済燃料ピットで通常運転時（冠水状態）を想定した際に現実的に生じうる状態を十分に包絡できる設定としている。

一方で、「②臨界計算上の不確定性（計算コードに係る不確定性）」については、別紙 1 「計算機プログラム（解析コード）の概要」に示されるとおり、使用済燃料ピット仕様及び燃料仕様等を考慮して選定した臨界実験に対して、ベンチマーク解析を実施し、臨界計算に考慮すべき平均誤差、及び標準偏差を適切に評価し、不確定性として考慮する。

また「③製作公差に基づく不確定性（ラック内での燃料体等が偏る効果を含む）」については、燃料製作公差、ラック製作公差及びラックセル内での燃料体等の偏りについて考慮する。

上記より、玄海 4 号炉の使用済燃料ピットで通常運転時（冠水状態）に考慮すべき不確定性は②及び③であり、不確定性の合計（ e ）は、上述の各項目の独立性のもと、二乗和平方根により求める。SCALE システムを用いた未臨界性評価に考慮すべき不確定性は第 2-1 表に示すとおり 0.0190 となる。

第2-1表 玄海4号炉通常運転時（冠水状態）の未臨界性評価における
不確定性評価結果（水密度 1.0g/cm³）

臨界計算上の不確定性評価項目			不確定性		
計算コードの 不確定性	平均誤差		δk	0.0007 ^(注1)	
	95%信頼度×95%確率		ϵ_c	0.0065 ^(注2)	
			不確定性	入力値 ^(注3)	
製作公差に基づく 不確定性	計算体系を第 2-1図に示 す。	ラックの中心間距離公差	ϵ_p	0.0137	[]mm
		ラックの内り公差	ϵ_w	0.0072	[]mm
		燃料製作公差	ϵ_r	0.0068	—
		—燃料材直径	ϵ_d	0.0023	[]mm
		—燃料材密度	ϵ_l	0.0032	[]%
		—被覆材内径	ϵ_{cr}	0.0023	[]mm
		—被覆材外径	ϵ_{cd}	0.0041	[]mm
	—燃料体外寸	ϵ_a	0.0030	[]mm	
	計算体系を第 2-2図に示 す。	ラック内燃料偏心	ϵ_f	0.0023 ^(注4)	—
統計誤差			σ	0.0005	
不確定性合計 ^(注5)			ϵ	0.0190	

(注1) 国際的に臨界実験データを評価収集している OECD/NEA による INTERNATIONAL HANDBOOK OF EVALUATED CRITICALITY SAFETY BENCHMARK EXPERIMENTS に登録されているウラン燃料に係る臨界実験を対象に SCALE6.0 システムのベンチマーク解析を実施して得られる加重平均実効増倍率の平均誤差。

(注2) 上記の臨界実験を対象に SCALE6.0 システムのベンチマーク解析を実施して得られる加重平均実効増倍率の不確かさ（95%信頼度×95%確率での信頼係数を考慮）。

(注3) 正負の製作公差のうち未臨界性評価上厳しくなる側の値を入力値とした。

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

(注4) [] ラックセル内での燃料体の偏心モデル (第2-3、2-4、2-5 図) での [] での評価結果。なお、評価結果は下表のとおり。

ラックセル内での燃料体偏心による不確定性評価結果

解析モデル	不確定性評価結果
[]	[]
[]	[]
[]	[]

(注5) 設計上の不確定性 (ϵ) については、以下のとおり評価する。

- ・ 計算上の不確定性のうち平均誤差 (δk) は、評価値のバイアスとして別に考慮する。
- ・ 計算上の不確定性のうち 95%信頼度×95%確率 (ϵ_c) は、臨界実験ベンチマーク解析による評価値の平均値からのばらつきであり、コードへの入力条件である製作等に関わる不確定性とは独立である。
- ・ 製作等に関わる不確定性 (ϵ_p 、 ϵ_f 、 ϵ_w 、 ϵ_r) はそれぞれ独立である。
これらのうち互いに独立である ϵ_c 、 ϵ_p 、 ϵ_f 、 ϵ_w 、 ϵ_r を二乗和の平方根で処理し、これに δk を加える。なお、ANSI/ANS-8.17(2004)において、互いに独立な不確定性を二乗和の平方根で処理してよいことが示されている。

評価上の不確定性は、上記に基づき下式より求めた不確定性合計 (ϵ) を考慮する。

[]

[] : 商業機密に係る事項のため、公開できません。



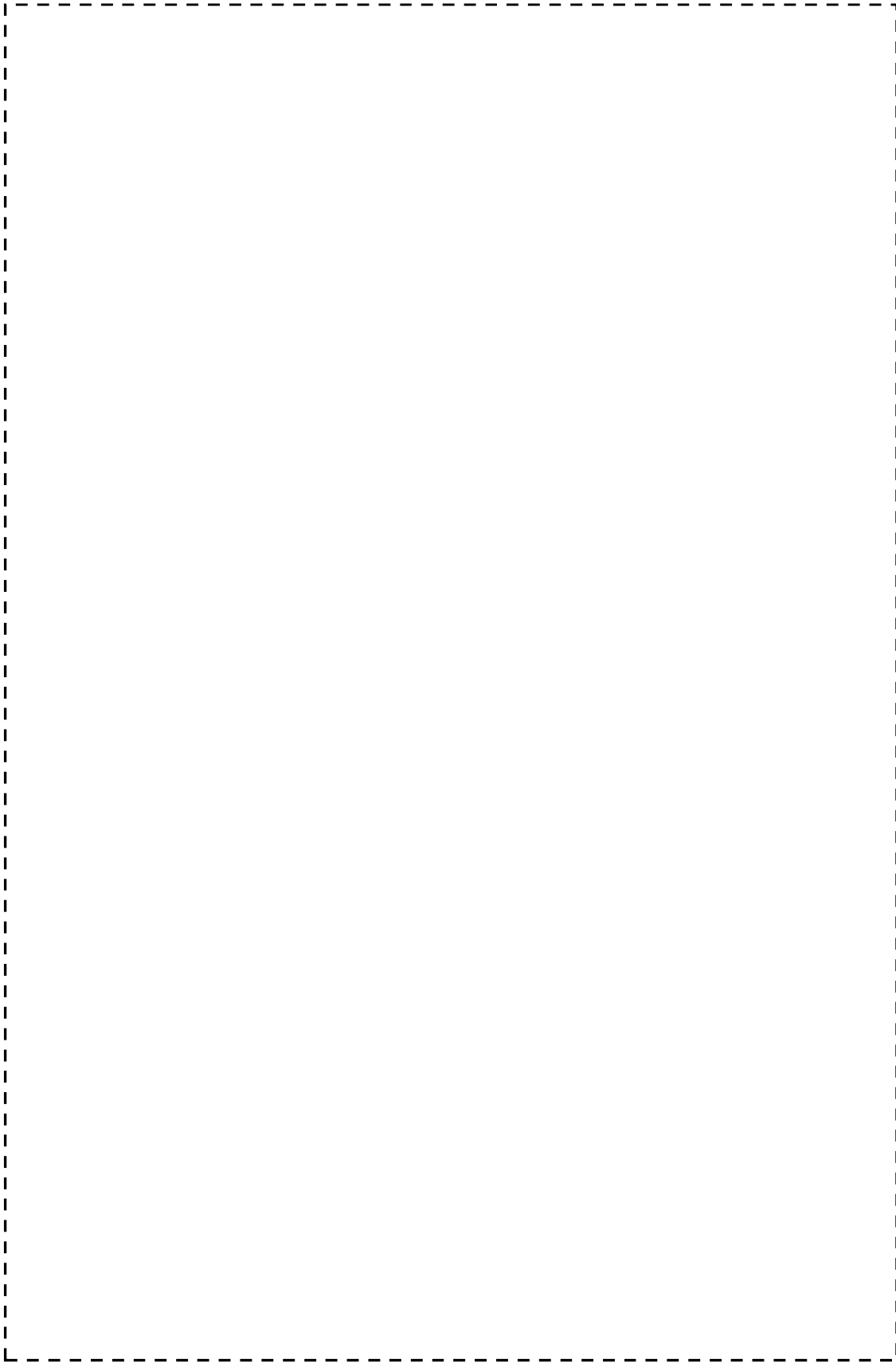
第 2-1 図 製作公差に基づく不確定性評価の計算体系

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



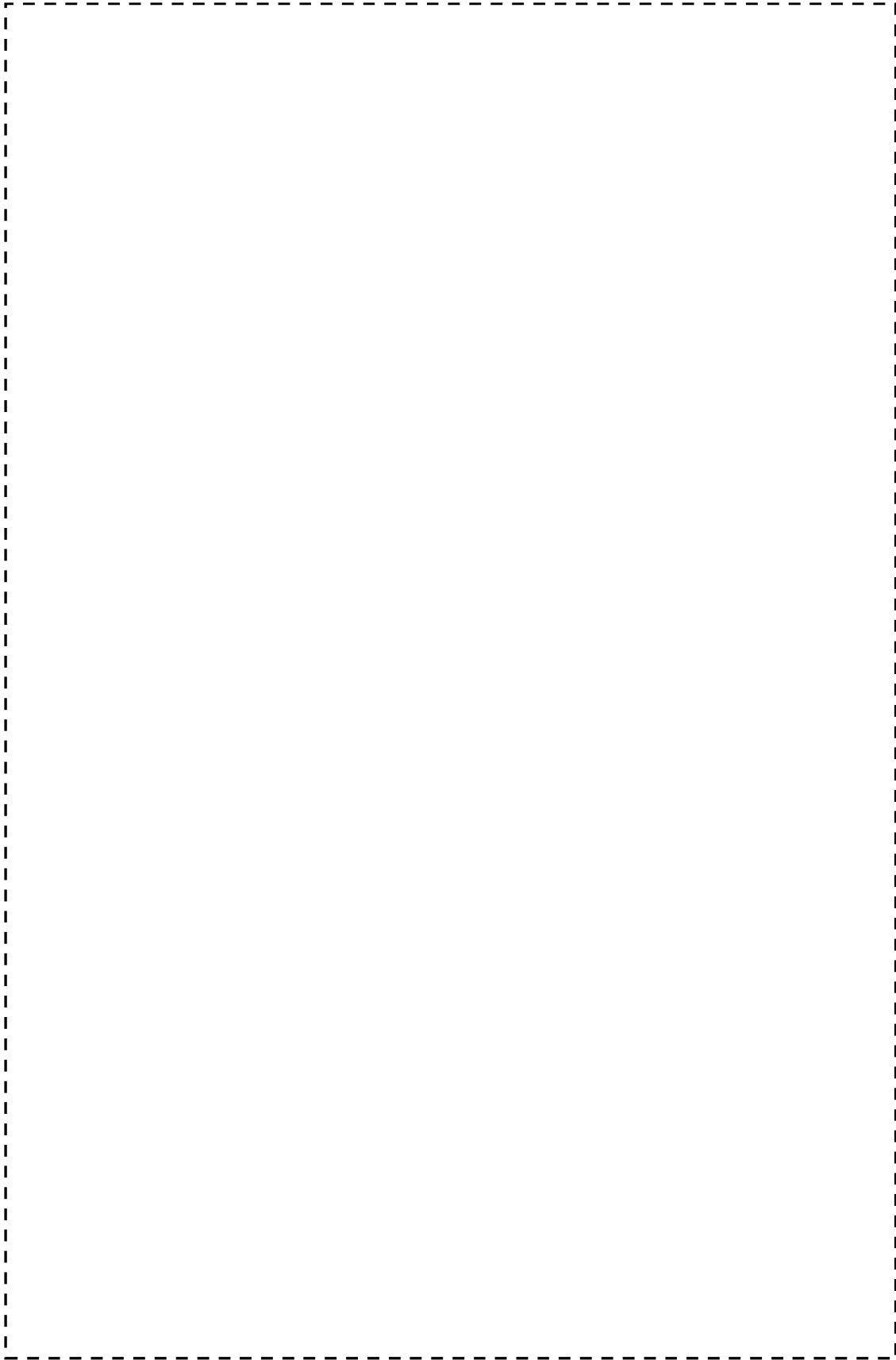
第 2-2 図 製作公差に基づく不確定性評価の計算体系

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



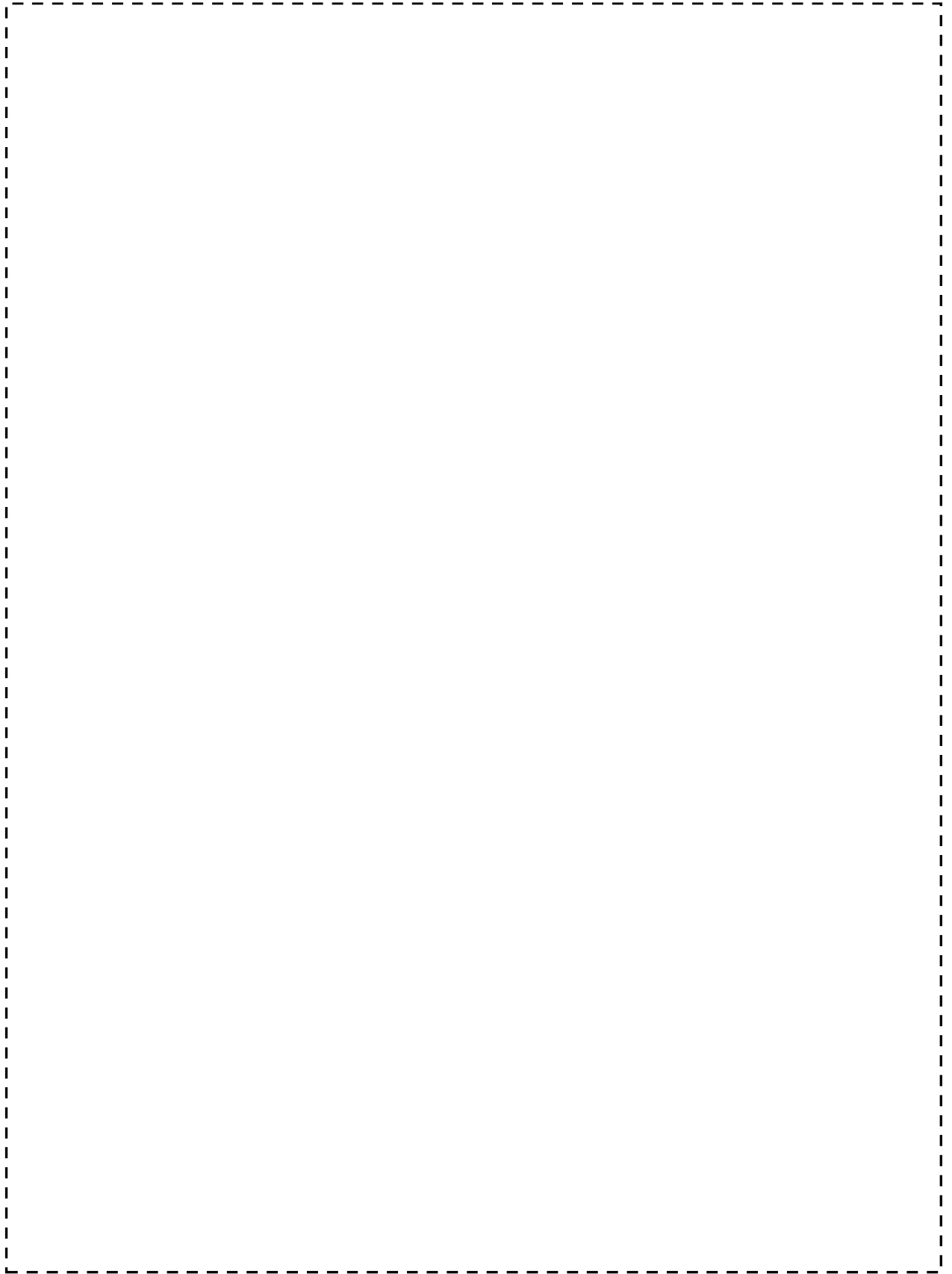
第 2-3 図 ラックセル内での燃料偏心モデル []

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



第2-4図 ラックセル内での燃料偏心モデル

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



第 2-5 図 ラックセル内での燃料偏心モデル

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

使用済燃料ピットの通常運転時（冠水状態）の未臨界性評価にかかる補足説明資料

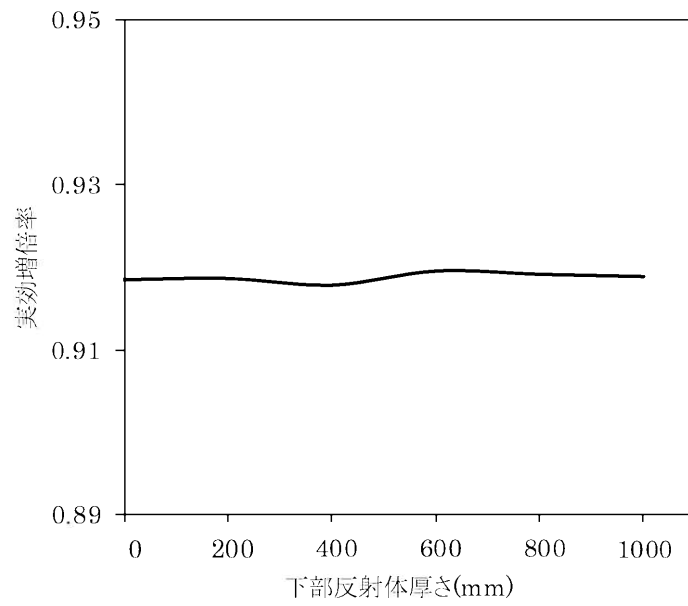
1. 使用済燃料ピットの通常運転時（冠水状態）の未臨界性評価における燃料体等上下部の計算体系設定の考え方

通常運転時（冠水状態）の未臨界性評価における燃料体上下部の計算体系は、有限の体系とし、以下のとおり設定している。

通常運転時（冠水状態）の燃料有効長上下部付近は冠水状態となっており、十分な中性子の反射効果が得られる厚さ（中性子の反射効果が飽和する厚さ）となる反射体を仮定して解析を実施している。

具体的には、燃料体等の上下部構造物、ラックの支持脚等及び使用済燃料ピット下部コンクリートのライニングは SUS 材で構成されており、上記で考慮した反射体と比較して反射効果は小さく、中性子吸収材として働くため計算体系上は無視している。

その上で、上部については、臨界安全ハンドブック第 2 版（JAERI-1340 日本原子力研究所 1999.3）において、20cm 以上の厚さがあれば十分な反射体厚さ（その厚さの反射体を考慮した場合の実効増倍率と厚さ無限大の反射体を考慮した場合の実効増倍率がほぼ同等となる場合の反射体厚さ（実効増倍率が同等となる場合とは、両者の実効増倍率の差が厚さ無限大の反射体を考慮した場合の実効増倍率に対して $10^{-3}\Delta k/k$ 以下となる厚さ））であるとされており、これを包絡する値として厚さ 300mm の水反射体としている。また、下部については、厚さ 1,000mm のコンクリート反射体とした。厚さ 1,000mm のコンクリート反射体の妥当性については、玄海 4 号炉の使用済燃料ピットにおける通常運転時（冠水状態）の未臨界性評価を実施した評価モデル（水密度 $1.0g/cm^3$ ）での下部コンクリートの感度評価結果（第 1 図）により、下部コンクリートは十分な厚さが設定されていることを確認している。



第1図 玄海4号炉 SFPにおける下部コンクリート厚さの感度評価結果
(通常運転時(冠水状態))

変更前後の使用済燃料ピット未臨界性評価における評価条件について

玄海 4 号炉の使用済燃料ピット未臨界性評価にあたり、変更前後の評価条件の比較を第 1 表に示す。

第 1 表 玄海 4 号炉使用済燃料ピット未臨界性評価の評価条件

申請時期		変更前	変更後
項目			
16 条 (D B)	燃料及び計算体系	ウラン新燃料 (^{235}U 濃縮度 : [] wt%、燃料材密度 : 理論密度の 95%) のみの無限配列体系	ウラン新燃料 (^{235}U 濃縮度 : [] wt%、燃料材密度 : 理論密度の 97%) のみの有限配列体系
	計算コード	LEOPARD (無次元多群輸送計算コード : 核定数算出) HIDRA (2 次元 2 群拡散計算コード)	SCALE (3 次元モンテカルロ計算コード)
54 条 (S A)	燃料及び計算体系	ウラン新燃料 (^{235}U 濃縮度 : [] wt%、燃料材密度 : 理論密度の 95%) のみの有限配列体系	ウラン新燃料 (^{235}U 濃縮度 : [] wt%、燃料材密度 : 理論密度の 97%) のみの有限配列体系
	計算コード	SCALE (3 次元モンテカルロ計算コード)	SCALE (3 次元モンテカルロ計算コード)

[] : 商業機密に係る事項のため、公開できません。

使用済燃料ピットの冷却能力について

目 次

1. 概 要
 2. 評価基準
 3. 使用済燃料ピット内の使用済燃料による熱負荷及び使用済燃料ピット水平平均温度の評価方法
 - (1) 熱負荷の算出条件及び結果
 - (2) 使用済燃料ピット水平平均温度の計算方法及び結果
 4. 評価結果
- 別紙1 評価基準温度の設定の考え方
- 別紙2 評価コードの概要

1. 概 要

今回、玄海原子力発電所 4 号炉の高燃焼度燃料の導入を計画している。これにより、崩壊熱の評価内容が変更となることから、玄海原子力発電所 4 号炉の冷却能力を評価し、新規制基準への適合状況について確認した。

2. 評価基準

使用済燃料ピット水平平均温度は、想定される最大の熱負荷（崩壊熱）を考慮しても、通常運転時で52℃以下、使用済燃料ピットポンプ1台運転時でも65℃以下とする。これらの温度設定の考え方については、別紙1に示す。

なお、熱負荷の算出にあたっては、FP^{*})崩壊熱を日本原子力学会（AESJ）推奨値を使用して求め、アクチニド核種の崩壊熱をORIGEN2コードにより求めた。評価コードの概要については、別紙2に示す。

*）FP：Fission Products（核分裂生成物）

3. 使用済燃料ピット内の使用済燃料による熱負荷及び使用済燃料ピット水平平均温度の評価方法

(1) 熱負荷の算出条件及び結果

4号炉使用済燃料ピット内の使用済燃料による熱負荷は、以下の条件とする。

- ・使用済燃料ピットの熱負荷としては、燃料取替えのために4号炉の原子炉から使用済燃料ピットに取り出した燃料（3/3炉心分）から発生する崩壊熱と、過去の燃料取替えで取り出された燃料から、使用済燃料ピットの共用条件を踏まえ、崩壊熱の高い順に使用済燃料ピットが満杯になるまで貯蔵した13サイクル分（13/3炉心分）の使用済燃料並びに1号炉及び2号炉から移送されてきた使用済燃料（1号炉：7/3炉心分、2号炉：5/3炉心分）から発生する崩壊熱の合計値を想定する。使用済燃料の崩壊熱の評価条件として、崩壊熱が高くなるように燃料取出し直後の状態を考慮する。
- ・4号炉の施設定期検査ごとに1/3炉心分が使用済燃料ピットに取り出されるものとする。また、1号炉からは3年冷却の使用済燃料、2号炉からは5年冷却の使用済燃料が14ヶ月毎に1/3炉心分の頻度で移送されるものとする。
- ・4号炉の1サイクルの運転時間は13ヶ月とするが、燃料集合体の燃焼度は、保守的に設計上の最高燃焼度である55,000 MWd/tとする。また、1号炉及び2号炉から移送される使用済燃料についても、1サイクルの運転時間は13ヶ月とするが、燃料集合体の燃焼度は、設計上の最高燃焼度である55,000 MWd/tとする。
- ・原子炉を停止してから使用済燃料ピットへの使用済燃料の取出しが完了する

までの期間は、(施設) 定期検査の主要工程及び実績を踏まえ、8.5日とする。

- ・ 停止期間は、実績を踏まえて保守的に30日とする。

上記条件に基づく4号炉の使用済燃料ピット内の使用済燃料による熱負荷(崩壊熱)を第1表に示す。また、使用済燃料ピット水浄化冷却設備系統を第1図及び第2図に示す。

これより、使用済燃料ピット内の使用済燃料による熱負荷の合計が 10.794×10^3 kWであるため、この熱負荷を同じ熱交換能力を持つ2基の使用済燃料ピット冷却器で除熱するのに必要な冷却能力は、 5.397×10^3 (kW/基) 以上となる。

(2) 使用済燃料ピット水平均温度の計算方法及び結果

(1)にて算出した熱負荷を使用済燃料ピット冷却器2基で冷却したときの使用済燃料ピット水平均温度は、次式により求める。

$$T_p = T_{ccw} + \frac{Q \times 3,600}{p \times C \times W} \dots \dots \dots \text{式①}$$

T_p : 使用済燃料ピット水平均温度 (°C)

T_{ccw} : 原子炉補機冷却水温度 (= 31.1°C)

Q : 使用済燃料ピット冷却器 1 基当たりの熱負荷 (kW)

(= 崩壊熱合計 $10.794 \times 10^3 \text{ kW} \div$ 冷却器 2 基)

$$= 5.397 \times 10^3 \text{ kW} / \text{基}$$

W : 使用済燃料ピット冷却器の使用済燃料ピット水側流量 (kg/h)

通常運転時 $= 640 \times 10^3 \text{ kg} / \text{h} / \text{基}$

使用済燃料ピットポンプ 1 台運転時 $= 320 \times 10^3 \text{ kg} / \text{h} / \text{基}$

p : 使用済燃料ピット冷却器の上記使用済燃料ピット水側流量での温度効率 (-)

通常運転時 $=$ []

使用済燃料ピットポンプ 1 台運転時 $=$ []

C : 冷却水の比熱 (= 4.187 kJ/kg・°C)

式①にそれぞれの値を代入すれば、使用済燃料ピット水平均温度を求めることができる。

・通常運転時

$$T_p = T_{ccw} + \frac{Q \times 3,600}{p \times C \times W} = 31.1 + \frac{5.397 \times 10^3 \times 3,600}{[] \times 4.187 \times 640 \times 10^3} \doteq 48.8^\circ\text{C}$$

・使用済燃料ピットポンプ 1 台運転時

$$T_p = T_{ccw} + \frac{Q \times 3,600}{p \times C \times W} = 31.1 + \frac{5.397 \times 10^3 \times 3,600}{[] \times 4.187 \times 320 \times 10^3} \doteq 55.3^\circ\text{C}$$

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

以上より、通常運転時の使用済燃料ピット水平平均温度は48.8℃、使用済燃料ピットポンプ1台運転時の使用済燃料ピット水平平均温度は55.3℃となる。

参考として、使用済燃料ピット水平平均温度の評価に用いた前回申請値と今回申請値の比較を第2表に示す。

4. 評価結果

玄海原子力発電所4号炉の高燃焼度燃料の導入により、崩壊熱の評価内容が変更となるが、通常運転時及び使用済燃料ピットポンプ1台運転時の使用済燃料ピット水平均温度は第3表のとおりで評価基準温度を満足しており、崩壊熱により燃料体等が溶融することはない。

なお、通常運転時の使用済燃料ピット水平均温度の評価基準温度（52℃）は、使用済燃料ピット周辺での作業環境上支障のない温度として設定されたものである。

また、使用済燃料ピットポンプ1台運転時の使用済燃料ピット水平均温度の評価基準温度（65℃）は、コンクリートの健全性確保の観点から設定されたものである。今回の評価結果（55.3℃）は基準を満足しており、崩壊熱により燃料体等が溶融することはない。

以上より、設計基準対象施設としての使用済燃料の冷却能力について、新規制基準に適合していることを確認した。

なお、4号炉使用済燃料ピット負荷増加前後の原子炉補機冷却水供給温度を第4表に示す。

第1表 燃料取出スキーム（4号炉）停止時

取出し燃料	玄海4号機											
	玄海4号機 燃料				玄海1号機 燃料				玄海2号機 燃料			
	冷却期間	運転時間 (hr)	燃料体数 (体)	崩壊熱 (MW)	冷却期間	運転時間 (hr)	燃料体数 (体)	崩壊熱 (MW)	冷却期間	運転時間 (hr)	燃料体数 (体)	崩壊熱 (MW)
13サイクル冷却済												
12サイクル冷却済												
11サイクル冷却済												
10サイクル冷却済												
9サイクル冷却済												
8サイクル冷却済												
7サイクル冷却済												
6サイクル冷却済												
5サイクル冷却済												
4サイクル冷却済												
3サイクル冷却済												
2サイクル冷却済												
1サイクル冷却済												
今回取出し分												
今回取出し分												
今回取出し分												

貯蔵燃料体数総計(体)	1505
崩壊熱合計(MW)	10.794

16 条-別添 3-7

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

第2表 使用済燃料ピット水平平均温度の評価に使用したパラメータの比較について

4号炉使用済燃料ピット水平平均温度評価条件		前回申請値 (新規制基準適合)	今回申請値 (高燃焼度燃料)
T_{ccw}	: 原子炉補機冷却水温度	= 31.1℃	= 31.1℃
Q	: 崩壊熱合計	= $10.496 \times 10^3 \text{ kW}$	= $10.794 \times 10^3 \text{ kW}$
Q	: 使用済燃料ピット冷却器1基当たりの熱負荷		
	通常運転時		
Q_1	: 既設A使用済燃料ピット冷却器の熱負荷	= $5.248 \times 10^3 \text{ kW}$	= $5.397 \times 10^3 \text{ kW}$
Q_2	: 既設B使用済燃料ピット冷却器の熱負荷	= $5.248 \times 10^3 \text{ kW}$	= $5.397 \times 10^3 \text{ kW}$
	使用済燃料ピットポンプ1台運転時		
Q_1	: 既設A使用済燃料ピット冷却器の熱負荷	= $5.248 \times 10^3 \text{ kW}$	= $5.397 \times 10^3 \text{ kW}$
Q_2	: 既設B使用済燃料ピット冷却器の熱負荷	= $5.248 \times 10^3 \text{ kW}$	= $5.397 \times 10^3 \text{ kW}$
W_1	: 既設A使用済燃料ピット冷却器の使用済燃料ピット水側流量		
	通常運転時	= $640 \times 10^3 \text{ kg/h}$	= $640 \times 10^3 \text{ kg/h}$
	使用済燃料ピットポンプ1台運転時	= $320 \times 10^3 \text{ kg/h}$	= $320 \times 10^3 \text{ kg/h}$
W_2	: 既設B使用済燃料ピット冷却器の使用済燃料ピット水側流量		
	通常運転時	= $640 \times 10^3 \text{ kg/h}$	= $640 \times 10^3 \text{ kg/h}$
	使用済燃料ピットポンプ1台運転時	= $320 \times 10^3 \text{ kg/h}$	= $320 \times 10^3 \text{ kg/h}$
P_1	: 既設A使用済燃料ピット冷却器温度効率		
	通常運転時	= []	= []
	使用済燃料ピットポンプ1台運転時	= []	= []
P_2	: 既設B使用済燃料ピット冷却器温度効率		
	通常運転時	= []	= []
	使用済燃料ピットポンプ1台運転時	= []	= []
C	: 冷却水の比熱	= $4.187 \text{ kJ/kg}\cdot\text{°C}$	= $4.187 \text{ kJ/kg}\cdot\text{°C}$
T_p	: 使用済燃料ピット水平平均温度		
	通常運転時	= 48.3℃	= 48.8℃
	使用済燃料ピットポンプ1台運転時	= 54.6℃	= 55.3℃

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

第3表 4号炉使用済燃料ピット水平均温度の評価結果

	評価結果 (°C)		評価基準温度 (°C)
	変更前	変更後	
通常運転時*1)	48.3	48.8	≤ 52
使用済燃料ピットポンプ 1台運転時*2)	54.6	55.3	≤ 65

* 1) 使用済燃料ピットポンプ2台運転、使用済燃料ピット冷却器2基通水。

* 2) 使用済燃料ピットポンプ1台運転、使用済燃料ピット冷却器2基通水。

第4表 4号炉使用済燃料ピット負荷増加前後の原子炉補機冷却水供給温度

項目	変更前	変更後
CCW冷却器全熱負荷 (MW)	[]*3)	[]*3)
SFP冷却器全熱負荷 (MW)	10.496 (全負荷の約77%)	10.794 (全負荷の約77%)
CCW冷却器全流量負荷 (m ³ /h)	1,909	1,909
SFP冷却器全流量負荷 (m ³ /h)	1,300 (全負荷の約68%)	1,300 (全負荷の約68%)
CCW供給温度 (°C) *1), *2)	31.1	31.1

* 1) 海水温度は設計温度29.5°Cである。

* 2) 原子炉補機冷却水ポンプ及び原子炉補機冷却水冷却器の運転台数はそれぞれ2台、2基である。

* 3) 設置許可申請の伝熱容量の記載値は、約19.2MWである。

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



第 1 図 4 号炉使用済燃料ピット水浄化冷却設備系統図

(使用済燃料ピットポンプ 2 台運転、使用済燃料ピット冷却器 2 基通水時)

〔 〕 : 商業機密に係る事項のため、公開できません。



第 2 図 4 号炉使用済燃料ピット水浄化冷却設備系統図
(使用済燃料ピットポンプ 1 台運転、使用済燃料ピット冷却器 2 基通水時)

: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

評価基準温度の設定の考え方

1. 2系統運転時における基準温度52℃について

52℃は作業環境上支障のない温度として設定されているものである。国内初期PWRプラントにおいては49℃を採用していたが、BWRプラントにおいて52℃が採用されていること、また、作業環境上支障のない温度としては49℃と52℃で有意な差がないことから、最近のプラントにおいては52℃を採用している。

2. ポンプ1台運転時における基準温度65℃について

65℃はコンクリートの健全性確保の観点から設定しているものである。国内初期PWRプラントにおいては、ASME Sec. III div. 2に基づくWH社自主基準の66℃（150° Fを換算した値）を温度制限値として定めていた。

その後、ASME Sec. III div. 2に基づいて、150° Fを安全側に換算した65℃に温度制限値を変更している。なお、この温度制限値は、「発電用原子力設備規格 コンクリート製原子炉格納容器規格（2003年版）JSME S NE1-2003」（日本機械学会）CVE-3412で使用されているコンクリートの温度制限値と同じ値である。

評価コードの概要

アクチノイド核種の崩壊熱評価に使用する「ORIGEN2」の概要を下表に示す。

項目 \ コード名	ORIGEN2
開発機関	米国オークリッジ国立研究所 (ORNL)
開発時期	1980 年
使用したバージョン	2.1 (AUG 1, 1991)
使用目的	使用済燃料貯蔵槽の崩壊熱評価
コードの概要	<p>本計算機コードは、使用済燃料等の核種生成量、崩壊熱量ならびに中性子及びガンマ線の線源強度を評価するために ORNL で開発され公開された燃焼計算コードであり、原子力発電所施設、再処理施設、廃棄物処理施設等幅広く設計に利用されている。</p> <p>また、国内の最新の使用済燃料についての評価精度向上を目指し、日本原子力研究所シグマ委員会核種生成量評価ワーキンググループにおいて JENDL3.2 核データセットに基づく ORIGEN2 用ライブラリ ORLIBJ32 が作成され、1999 年及び 2000 年に公開されている。崩壊熱評価には本ライブラリを使用した。</p>
検証 (Verification) 及び 妥当性確認 (Validation)	<p>使用済燃料貯蔵槽の崩壊熱を、ORIGEN2コードを使用して評価している。</p> <p>【検証 (Verification)】 本解析コードの検証の内容は次のとおりである。 ・ 計算機能が適正であることは、コード配布時に同梱されたサンプル問題の再現により確認している。 ・ 本コードの運用環境について、開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。 ・ ORIGEN2 コードは、燃焼計算によって得られた核種生成量から崩壊熱等を評価するコードであり、計算に必要な主な条件は燃料組成、照射条件、核データライブラリである。これら評価条件が与えられれば崩壊熱評価は可能であり、ORIGEN2 コードは設計基準事象及び設計拡張事象における崩壊熱評価に適用可能である。</p> <p>【妥当性確認 (Validation)】 本解析コードの妥当性確認の内容は次のとおりである。</p>

	<ul style="list-style-type: none"> ・ 米国原子力学会（ANS）の Nuclear Technology vol.62（1983年9月）の「ORIGEN2 : A Versatile Computer Code for Calculating the Nuclide Compositions and Characteristics of Nuclear Materials」において、ANS 標準崩壊熱との比較、及び、使用済燃料中のウラン、プルトニウム、アメリシウムなどの組成の実測値との比較により妥当性の確認を行っている。 ・ 日本原子力研究所シグマ委員会にて開発された ORLIBJ32 ライブラリについては、「JENDL-3.2 に基づく ORIGEN2 用ライブラリ : ORLIBJ32」JAERI-Data/Code 99-003(1999.2)及び「JENDL-3.2 に基づく軽水炉 MOX 燃料用 ORIGEN2 ライブラリ」JAERI-Data/Code 2000-036(2000.11)において、核種生成量について照射後試験結果と、ORIGEN2 コードによる計算値を比較することで妥当性の確認を行っている。 ・ 三菱重工業（株）においては「PWR の安全解析用崩壊熱について」MHI-NES-1010 改4（平成 25 年 7 月）において、照射後試験により得られたアクチニド生成量実測値と ORIGEN2 コードによる計算値の比較により崩壊熱誤差を評価し、ORIGEN2 コードによるアクチニド崩壊熱計算値を 1.2 倍することで実測値が包絡されることの確認を行っている。 ・ 今回の使用済燃料貯蔵槽の崩壊熱評価は上記妥当性確認内容と合致しており、ORIGEN2 コードの使用は妥当である。
--	---

使用済燃料ピットの遮へい能力について

目 次

1. 概 要

2. 遮蔽設計に設計用線源強度を用いることの妥当性について

3. まとめ

別紙1 計算機プログラム（解析コード）の概要

1. 概要

今回、玄海4号炉に高燃焼度燃料を導入することに伴い貯蔵される燃料集合体の変更となることから、初設計より使用している設計用線源強度が、使用済燃料ピットの水面及び遮蔽壁線量率の観点で、高燃焼度燃料を包含することを確認することで、燃料体等の取扱施設及び貯蔵施設の遮蔽への影響がないことを確認する。

2. 遮蔽設計に設計用線源強度を用いることの妥当性について

設計用線源強度は国内PWRプラントの遮へい設計に当初工認より使用している線源強度である。設計用線源強度とORIGEN2コードで算出した55GWd/t燃料の線源強度を表1に示す。線源強度は高エネルギー側については設計用線源強度の方が高くなっており、低エネルギー側については55GWd/t燃料の方が高くなっている。

しかし、遮へいコンクリート中では、低エネルギーガンマ線は高エネルギーガンマ線に比べ急激に減衰するため、低エネルギーガンマ線の遮へいへの影響は少ない。使用済燃料ピットのコンクリート中線量率を比較すると、線量率に対する寄与は高エネルギー側の方が大きくなる。そのため、設計用線源強度を用いた線量率の方が各種燃料の線源強度を用いた線量率より高くなる。

設計用線源強度及び55GWd/t燃料の線源強度を用いてSPAN-SLABコードで使用済燃料ピットの水面及び遮蔽壁線量率計算を実施した結果を第2.1～2.3表に示す。また、計算モデルを第1図及び第2図に示す。第2.1～2.3表に示す通り、設計用線源強度の各線量率は、55GWd/t燃料の線源強度の各線量率を包含している。したがって、高燃焼度燃料を導入後の遮蔽設計に設計用線源強度を用いることが妥当である。

3. まとめ

設計用線源強度と55GWd/t燃料の線源強度を用いた使用済燃料ピットの水面及び遮蔽壁線量率を比較し、設計用線源強度の各線量率が55GWd/t燃料の線源強度の各線量率を包含することを確認することで、高燃焼度燃料導入後も遮蔽設計に設計用線源強度を用いることが妥当であり、燃料体等の取扱施設及び貯蔵施設の遮蔽への影響がないことを確認した。

第1表 使用済燃料の線源強度（原子炉停止後100時間（約4日））

エネルギー (MeV)	設計用線源強度 (MeV/(cm ³ ・s))	55GWd/t線源強度 (MeV/(cm ³ ・s))

第2.1表 使用済燃料取扱時の水面線量率

評価点（水厚）	線量率比率 ^{注)}	評価基準
HWL (343cm)	0.71	≤ 1.00
NWL (334cm)	0.72	
LWL (325cm)	0.73	

第2.2表 使用済燃料保管時の水面線量率

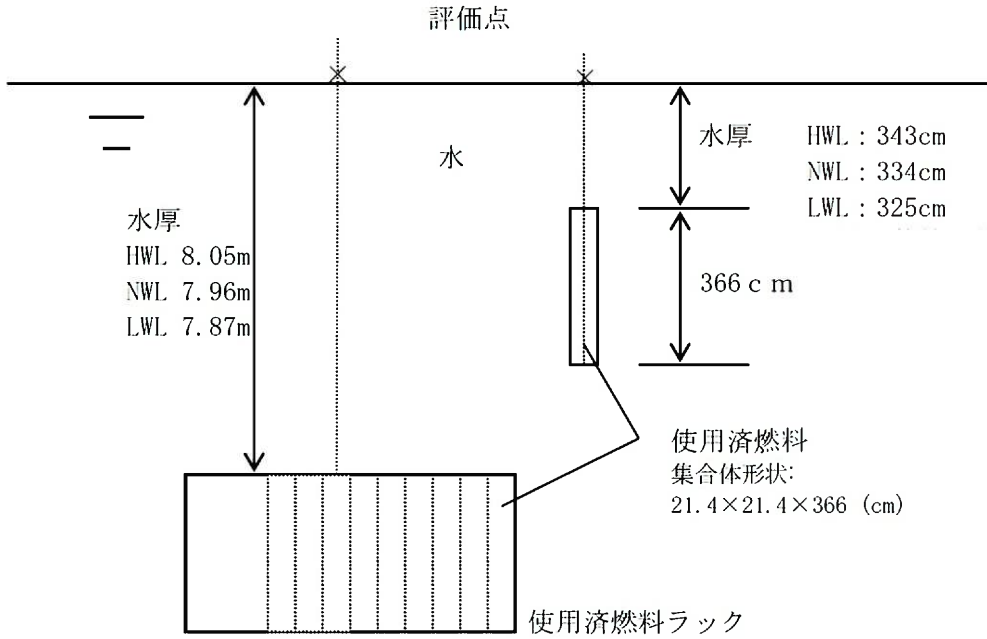
評価点（水厚）	線量率比率 ^{注)}	評価基準
HWL (805cm)	0.22	≤ 1.00
NWL (796cm)	0.22	
LWL (787cm)	0.21	

第2.3表 使用済燃料ピット壁外面の線量率

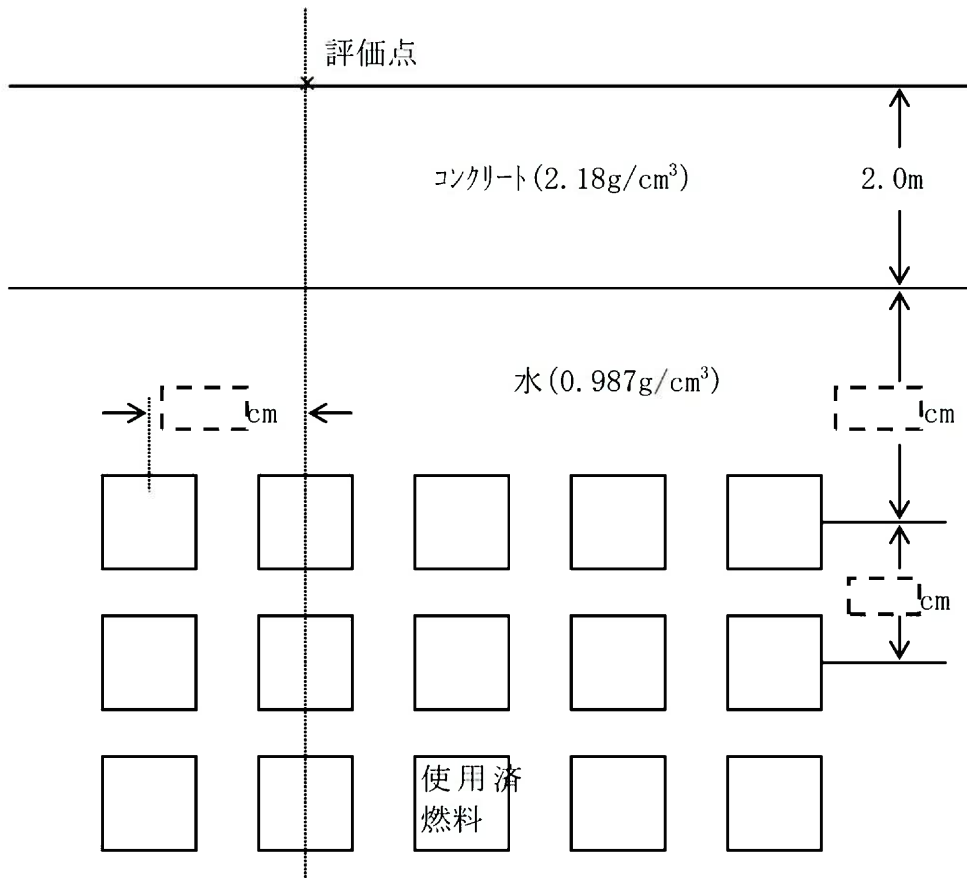
評価点（壁厚）	線量率比率 ^{注)}	評価基準
200cm	0.51	≤ 1.00

注) 線量率比率 = $\frac{55\text{GWd/t燃料の線源強度を用いた遮へい壁線量率}}{\text{設計用線源強度を用いた遮へい壁線量率}}$

[- - -]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



第1図 使用済燃料ピットの水面線量率の計算モデル



第2図 使用済燃料ピットの壁外面線量率の計算モデル

[- - -]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

計算機プログラム（解析コード）の概要

線量率評価に使用する「SPAN-SLAB」の概要を下表に示す。

項目 \ コード名	SPAN/SPAN-SLAB
開発機関	米国 Westinghouse 社及び三菱重工業（株）
開発時期	1977 年
使用したバージョン	Ver. 90m
使用目的	遮へい計算 (使用済燃料貯蔵ピット内の使用済燃料集合体からの直接線計算(SPAN-SLAB))
コードの概要	点減衰核積分法による 3 次元円筒形状(SPAN)/直方体形状(SPAN-SLAB)の遮へい解析コードであり、ガンマ線の線量(直接線量)を計算する。
検証(Verification)及び 妥当性確認(Validation)	<p>使用済燃料貯蔵ピット内の使用済燃料集合体からの直接線計算(SPAN-SLAB) について、点減衰核積分法を用いた SPAN/SPAN-SLAB コードを使用して実施している。</p> <p>【検証 (Verification)】 本解析コードの検証の内容は、以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 計算機能が適正であることは、後述する妥当性確認の中で確認している。 ・ 本コードの運用環境について、開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。 ・ SPAN/SPAN-SLAB コードは、線量率評価を実施するコードであり、計算に必要な主な条件は線源条件、遮へい体条件である。これら評価条件が与えられれば線量率評価は可能であり、SPAN/SPAN-SLAB コードは設計基準事故時及び重大事故等時における線量評価に適用可能である。 <p>【妥当性確認 (Validation)】 本解析コードの妥当性確認の内容は、以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ ^{60}Co円筒線源による測定実験(“Spatial Distribution of Gamma-Rays from a Cylindrical ^{60}Co Source,” Journal of Nuclear Science and Technology, 1967) の結果と計算値を比較した結果、概ね一致している。 ・ ANSが提案したガンマ線のベンチマーク問題の解析が、

	<p>日本原子力学会速中性子遮蔽専門研究委員会の遮蔽設計法ワーキンググループと旧原研炉物理委員会の遮蔽専門部会の作業として遂行され、その成果報告（「放射性廃棄物施設を模擬したガンマ線問題に対する遮蔽設計手法の評価」船舶技術研究所報告（昭和58年11月））が公表されている。同報告には、種々の点減衰核積分法に基づく計算の比較が他機関によるSPANコードの結果も含めて掲載されており、他コードと比較して妥当な結果が得られている。</p> <ul style="list-style-type: none">・ 上記の実験結果との対比及びベンチマークについての詳細は、「SPANコードの概要」MAPI-1049改3、「SPAN-SLABコードの概要」MAPI-1050改3（共に平成14年、三菱重工業株式会社）に示されている。・ 上記妥当性確認では、遮へい体透過後のガンマ線の線量率の実験値とSPANコードによる計算値を比較している。・ 今回の中央制御室における事故時直接線量計算及び使用済燃料貯蔵ピット内の使用済燃料集合体からの直接線計算では、上記妥当性確認における実験体系と同様に、ガンマ線の中央制御室遮へい等の遮へい体透過後の線量率を計算する。・ 今回の中央制御室における事故時直接線量計算及び使用済燃料貯蔵ピット内の使用済燃料集合体からの直接線計算は、上記妥当性確認内容と合致している。・ また、「原子力発電所放射線遮へい設計規程」（JEAC4615-2008）では、事故時の外部遮へい及び中央制御室遮へいのための点減衰核積分コード/散乱線計算コードとして、SPANコード、SCATTERINGコード、QADコードが、燃料移送遮へいのための点減衰核積分コードとして、SPAN-SLABが挙げられている。
--	--

25 条

反応度制御系統及び原子炉停止系統

<目 次>

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性

(1) 適合性説明

2. 反応度制御系統及び原子炉停止系統

(別添1) 高燃焼度燃料の使用に伴う反応度停止系統及び原子炉停止系統への影響について

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性説明

(1) 適合性説明

(反応度制御系統及び原子炉停止系統)

第二十五条 発電用原子炉施設には、反応度制御系統（原子炉停止系統を含み、安全施設に係るものに限る。次項において同じ。）を設けなければならない。

2 反応度制御系統は、計画的な出力変化に伴う反応度変化を燃料要素の許容損傷限界を超えることなく制御できる能力を有し、かつ、次に掲げるものでなければならない。

一 制御棒、液体制御材その他反応度を制御するものによる二以上の独立した系統を有するものとする。

二 通常運転時の高温状態において、二以上の独立した系統がそれぞれ発電用原子炉を未臨界に移行し、及び未臨界を維持できるものであり、かつ、運転時の異常な過渡変化時の高温状態においても反応度制御系統のうち少なくとも一つは、燃料要素の許容損傷限界を超えることなく発電用原子炉を未臨界に移行し、及び未臨界を維持できること。この場合において、非常用炉心冷却設備その他の発電用原子炉施設の安全性を損なうおそれがある場合に作動する設備の作動に伴って注入される液体制御材による反応度値を加えることができる。

三 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における低温状態において、反応度制御系統のうち少なくとも一つは、発電用原子炉を未臨界に移行し、及び未臨界を維持できること。

四 一次冷却材喪失その他の設計基準事故時において、反応度制御系統のうち少なくとも一つは、発電用原子炉を未臨界へ移行することができ、かつ、少なくとも一つは、発電用原子炉を未臨界に維持できること。この場合において、非常用炉心冷却設備その他の発電用原子炉施設の安全性を損なうおそれがある場合に作動する設備の作動に伴って注入される液体制御材による反応度値を加えることができる。

五 制御棒を用いる場合にあっては、反応度値の最も大きな制御棒一本が固着した場合においても前三号の規定に適合すること。

3 制御棒の最大反応度値及び反応度添加率は、想定される反応度投入事象（発電

用原子炉に反応度が異常に投入される事象をいう。) に対して原子炉冷却材圧力バウンダリを破損せず、かつ、炉心の冷却機能を損なうような炉心、炉心支持構造物及び原子炉圧力容器内部構造物の損壊を起こさないものでなければならない。

適合のための設計方針

1 について

反応度制御系統としては、制御棒クラスタの位置を制御することによって反応度を制御する制御棒制御系と、1次冷却材中のほう素濃度を調整することによって反応度を制御する化学体積制御設備の原理の異なる2つの系統を設け、通常運転時に生じることが予想される反応度変化を制御するのに十分な反応度制御能力を有する設計とする。

2 について

反応度制御系統のうち、制御棒制御系は主として負荷変動及び零出力から全出力までの反応度変化を制御し、化学体積制御設備はキセノン濃度変化、高温状態から低温状態までの1次冷却材温度変化及び燃料の燃焼に伴う反応度変化を制御する設計とし、両者の組合せによって所要の運転状態に維持できる設計とする。

制御棒制御系は、制御棒クラスタの炉心への挿入により、高温運転状態から速やかに炉心を高温状態で未臨界にすることができる設計とする。

化学体積制御設備は、燃料の燃焼、キセノン濃度変化、高温状態から低温状態までの温度変化等による比較的緩やかな反応度変化の制御に使用するが、全制御棒クラスタが挿入不能の場合でも、炉心を高温運転状態から高温状態で未臨界にし、その状態を維持できる設計とする。

反応度制御系統は、計画的な出力変化に伴う反応度変化を燃料要素の許容損傷限界を超えることなく制御できる能力を有する設計とする。さらに、反応度制御系統は以下の能力を有する設計とする。

一 反応度制御系統は、制御棒制御系による制御棒クラスタの炉心への挿入と、化学体積制御設備による1次冷却材中へのほう酸注入の原理の異なる2つの独立した系統を設ける。

二 反応度制御系統に含まれる独立した系統の1つである制御棒制御系による反応度制御は、制御棒クラスタの炉心への挿入により、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において燃料要素の許容損傷限界を超えることなく、高温状態で炉心を未臨界にできる設計とする。

また、化学体積制御設備による反応度制御は、1次冷却材中へのほう酸注入により、キセノン濃度変化に対しても高温状態で十分未臨界を維持できる設計とする。

原子炉運転中は、所要の反応度停止余裕を確保するため、制御棒クラスタの位置が挿入限界を超えないことを監視する。

なお、「2次冷却系の異常な減圧」のように炉心が冷却されるような運転時の異常な過渡変化時には、原子炉トリップ信号による制御棒クラスタの炉心への挿入に加えて、非常用炉心冷却設備による1次冷却材中へのほう酸注入により炉心を未臨界にでき、かつ、運転時の異常な過渡変化後において未臨界を維持できる設計とする。

三 反応度制御系統に含まれる独立した系統の1つである化学体積制御設備による反応度制御は、1次冷却材中へのほう酸注入により、キセノン濃度変化に伴う反応度変化及び高温状態から低温状態までの反応度変化を制御し、低温状態で炉心を未臨界に維持できる設計とする。

四 反応度制御系統に含まれる独立した系統の1つである制御棒制御系は、1次冷却材の喪失その他の設計基準事故時において、原子炉トリップ信号により制御棒クラスタを炉心に挿入することにより、高温状態において炉心を未臨界にできる設計とする。

また、反応度制御系統に含まれる独立した系統の1つである化学体積制御設備は、キセノン濃度変化及び1次冷却材温度変化による反応度変化がある場合には、1次冷却材中へのほう酸注入により炉心を未臨界に維持できる設計とする。

なお、「主蒸気管破断」のように炉心が冷却されるような設計基準事故時には、原子炉トリップ信号による制御棒クラスタの炉心への挿入に加えて、非常用炉心冷却設備による1次冷却材中へのほう酸注入により炉心を未臨界にでき、かつ、設計基準事故後において未臨界を維持できる設計とする。

五 制御棒クラスタは、最も反応度価値の大きい制御棒クラスタ1本が、全引抜位置のまま挿入できないときでも、高温状態で十分な反応度停止余裕を有して炉心を未臨界にできる設計とする。さらに、低温状態でも化学体積制御設備によるほう酸注入により、十分な反応度停止余裕を有して炉心を未臨界に維持できる設計とする。

3 について

反応度が大きく、かつ、急激に投入される事象として「制御棒飛び出し」があるが、零出力から全出力間の制御棒クラスタの挿入限界を設定することにより、制御棒クラスタの位置を制限し、制御棒クラスタ1本が飛び出した場合でも過大な反応度が添加されない設計とする。

また、反応度が急激に投入される事象として「原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き」があるが、この場合には制御棒クラスタの引抜最大速度を制限することにより、過度の反応度添加率とならない設計とする。

さらに、これら反応度投入事象に対しては「出力領域中性子束高」等による原子炉トリップ信号を設け、燃料材の最大エンタルピや原子炉圧力が顕著に上昇する前に、発電用原子炉を自動的に停止し、過渡状態を早く終結させることにより、原子炉冷却材圧力バウンダリを破損せず、また、炉心冷却を損なうような炉心及び炉

内構造物の破壊を生じない設計とする。

2. 反応度制御系統及び原子炉停止系統

別添 1 高燃焼度燃料の使用に伴う反応度停止系統及び原子炉停止系統への影響について

高燃焼度燃料の使用に伴う
反応度制御系統及び原子炉停止系統への
影響について

目 次

1. はじめに 25 条-別添 1-1
2. ステップ 2 燃料使用に伴う反応度制御系統及び原子炉停止系統の設備影響について 25 条-別添 1-2
3. ステップ 2 燃料使用に伴う反応度制御系統及び原子炉停止系統の設備対応について 25 条-別添 1-4
 - (1) 制御棒クラスタの反応度制御能力について 25 条-別添 1-4
 - (2) ほう素の反応度制御能力について 25 条-別添 1-4

1. はじめに

玄海原子力発電所 4 号炉では使用済燃料の発生量を低減するため、燃料集合体最高燃焼度を 48,000MWd/t とする現行の高燃焼度燃料（以下「ステップ 1 燃料」という。）に代わり、燃料集合体最高燃焼度を 55,000MWd/t に引き上げた高燃焼度燃料（以下「ステップ 2 燃料」という。）を使用することとしている。

本資料は、ステップ 2 燃料の使用に伴い、反応度制御系統及び原子炉停止系統の設備に対する影響評価を行ったものである。

なお、反応度制御系統及び原子炉停止系統の反応度制御に対する影響評価は、「15 条 炉心等」において説明する。

2. ステップ 2 燃料使用に伴う反応度制御系統及び原子炉停止系統の設備影響について

ステップ 2 燃料装荷炉心では、燃料の初期ウラン 235 濃縮度を約 4.1wt% から約 4.8wt% まで上昇させること（濃縮度の上昇）及び燃料集合体最高燃焼度を 48,000MWd/t から 55,000MWd/t まで上昇させること（燃焼度の上昇）等に伴い、以下の観点から反応度制御系統及び原子炉停止系統の設備に与える影響を評価する必要がある。

- ・ 制御棒クラスタの反応度制御能力
- ・ ほう素の反応度制御能力

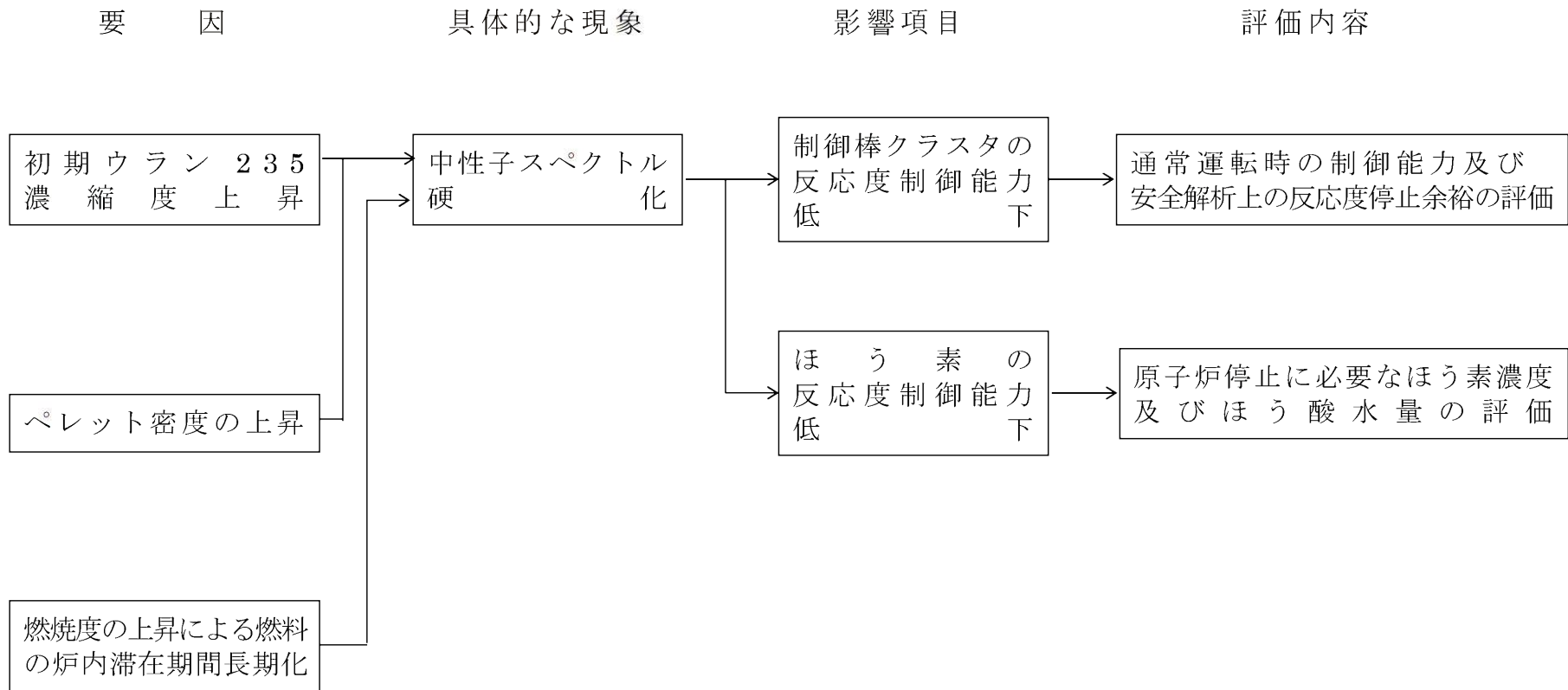
具体的には、濃縮度及びペレット密度の上昇に伴い、ウラン 235 量が増加するとともに、燃料の高燃焼度化によりプルトニウムや核分裂生成物といった熱中性子吸収物質が増加するため、原子炉内の熱中性子束が低下する（中性子スペクトルの硬化）。この結果、制御棒クラスタや 1 次冷却材中のほう素が吸収する熱中性子量が減少し、制御棒クラスタ及びほう素の制御能力が低下する。

このため、ステップ 2 燃料の使用に際しては、

- ・ 通常運転時の制御能力及び安全解析上の反応度停止余裕
- ・ 原子炉停止に必要なほう素濃度及びほう酸水量

に対する評価を実施し設備影響を検討する。

ステップ 2 燃料の使用に伴う反応度制御系統及び原子炉停止系統の設備影響検討フローを第 2-1 図に示す。



第2-1図 ステップ2燃料使用に伴う反応度制御系統及び原子炉停止系統の設備影響

3. ステップ 2 燃料使用に伴う反応度制御系統及び原子炉停止系統の設備対応について

(1) 制御棒クラスタの反応度制御能力について

ステップ 2 燃料の使用に伴う中性子スペクトルの硬化の結果、制御棒クラスタが吸収する熱中性子量が減少し、制御棒クラスタの反応度値が低下する。

ステップ 2 燃料を使用しても、現状の設備で所定の反応度停止余裕（ $1.6\% \Delta K/K$ 以上）を確保でき問題ない。

反応度停止余裕の評価結果を第 3-1 表に示す。

(2) ほう素の反応度制御能力について

ステップ 2 燃料の使用に伴う中性子スペクトル硬化の結果、1 次冷却材中のほう素が吸収する熱中性子量が減少し、ほう素の反応度値が低下する。

a. 出力運転時

安全上必要なほう酸水量は、現行のほう酸タンク容量で確保可能であり問題ない。

安全上必要なほう酸水量の評価結果及びほう酸タンクの容量を第 3-2 表に示す。

b. 異常な過渡変化及び事故時

異常な過渡変化及び事故時については、燃料取替用水ピットのほう素濃度を高める（ $2,500 \rightarrow 3,100 \text{ppm}$ ）ことで対応する。

なお、ほう素濃度の設定においては、主に以下の事象

- ・燃料取替停止時の未臨界性確保
- ・原子炉冷却材喪失時の未臨界性確保
- ・ほう素の異常な希釈（プラント起動）時の対応操作時間余裕の確保

を設計要求として決定した。

c. 燃料取替時

燃料取替時においては、1 次冷却材中のほう素濃度を燃料取

替用水タンクのほう酸水と同じほう素濃度まで高めた上で燃料取替作業を行う。ステップ 2 燃料使用により、燃料取替用水タンクのほう素濃度を高める（2,500→3,100ppm）ため、燃料取替時に必要となるほう酸水量が増加する。

この燃料取替時に必要なほう酸水量については、現状のほう酸タンクの貯蔵量では不足するが、ほう酸回収系の運用を効率的に行うことにより、不足する貯蔵容量は、運用管理において十分対応可能である。なお、安全上要求されるほう酸水量は、現行のほう酸タンクで確保可能であることから、現状の設備で問題ない。

燃料取替時に必要なほう酸水量の評価結果を第 3-3 表に示す。

第 3-1 表 反応度停止余裕の評価結果（平衡炉心）

	評価結果	安全解析上の 反応度停止余裕
反応度停止余裕 (% $\Delta K / K$)	1.79	≥ 1.60

第 3-2 表 安全上必要なほう酸水量の評価結果*1)

ほう酸タンク 有効容量 (m^3)	安全上必要な ほう酸水量*2) (m^3)	全制御棒クラスタ 挿入不能時に必要な ほう酸水量 (m^3) [参考]
約 225		

*1) ほう素濃度は 7,000ppm

*2) 「高温臨界未満の状態からキセノン崩壊及び原子炉冷却材温度変化による反応度添加を補償しつつ、低温臨界未満状態を達成し、かつ、維持する」のに必要なほう酸水量。

第 3-3 表 燃料取替時に必要なほう酸水量の評価結果*1)

ほう酸タンク有効容量 (m^3)	燃料取替時に必要な ほう酸水量*2) (m^3)
約 225	

*1) ほう素濃度は 7,000ppm

*2) 安全上必要なほう酸水量 + 燃料取替停止に必要なほう酸水量

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

反応度制御系統の役割について

炉心の反応度制御は、制御棒制御系による制御棒クラスタ（以下、「制御棒」という）の挿入／引き抜き操作と化学体積制御設備による1次冷却材中のほう素濃度調整（以下ほう素濃度調整という）の原理の異なる二つの方法により行う。

制御棒の役割は、通常運転時の出力変化、ほう素濃度変化、1次冷却材温度変化及びキセノン濃度変化にともなう反応度変化を制御し、さらに原子炉を十分速く高温全出力から高温状態にする際の反応度変化を制御することである。

一方、ほう素濃度調整の役割は、高温状態から低温状態までの1次冷却材温度変化による反応度変化、キセノン濃度の変化による反応度変化及び燃料の燃焼による反応度変化など、比較的緩やかな反応度変化を制御することである。

原子炉の起動から停止、さらに運転時の異常な過渡変化や事故時の停止において、二つの反応度制御系統がどのように使い分けられるかを表1に示す。

これらの反応度制御系統のうち、ほう素濃度調整能力を確保するための安全上必要なほう酸水量（以下、「安全上必要なほう酸水量」という）は、以下の設置許可基準に適合するように決めている。

第二十五条 反応度制御系統及び原子炉停止系統

第2項第二号

通常運転時の高温状態において、二以上の独立した系統がそれぞれ発電用原子炉を未臨界に移行し、及び未臨界を維持できるものであり、かつ、運転時の異常な過渡変化時の高温状態においても反応度制御系統のうち少なくとも一つは、燃料要素の許容損傷限界を超えることなく発電用原子炉を未臨界に移行し、及び未臨界を維持できること。この場合において、非常用炉心冷却設備その他の発電用原子炉施設の安全性を損なうおそれがある場合に作動する設備の作動に伴って注入される液体制御材による反応度価値を加えることができる。

【設計の対応】

高温全出力からの高温状態は、制御棒で制御することを基本としている。そのため、最も反応度価値の大きい制御棒1本が全引抜位置のまま挿入できないときでも、その他の制御棒を全て挿入することにより高温状態で未臨界に移行でき、キセノン崩壊により反応度が添加されるまでの期間、高温状態で臨界未満を維持できるように設計している。

第2項第三号

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における低温状態において、反

応度制御系統のうち少なくとも一つは、発電用原子炉を未臨界に移行し、及び未臨界を維持できること。

【設計の対応】

高温状態から低温状態及び低温状態の維持は、ほう素濃度調整による。高温状態までは制御棒で移行するとして、キセノン崩壊による反応度が添加され始める高温状態から低温状態までの反応度変化を制御し、未臨界を維持するのに必要なほう酸水量を、安全上必要なほう酸水量として設定している。

さらに、全制御棒が挿入不能の場合でも、ほう素濃度調整だけで高温全出力から低温状態で未臨界にし、その状態を維持するのに必要なほう酸水量を確保することとしている。

運転状態毎の反応度制御系統の役割を表 1 に整理した。

表 1 の 部分が、安全上必要なほう酸水量設定の条件であり、備考欄に必要なほう酸水量算定の条件を記載している。

表 1 反応度制御システムの役割について

運転状態		炉心状態		反応度制御設備		備考
		自	至	化学体積制御設備	制御棒	
通常 運転時	起動時	高温停止	高温停止	—	高温零出力時挿入限界以上まで引き抜く	
		高温停止	臨界近傍	希釈	—	・通常の抽出流量の範囲で希釈
		臨界近傍	臨界 高温零出力	—	臨界になるまで引き抜く	
		高温零出力	定格出力	希釈／濃縮	引抜き／挿入	・CAOC 運転適用し、両者併用
	出力運転時 燃焼度補償	定格出力	定格出力	希釈	—	・通常の抽出流量の範囲で希釈可能（希釈率はおおよそ下記） BOC EOC 0.3m ³ /d 35 m ³ /d
	出力運転時 負荷変化時	負荷変化前	負荷変化後	希釈／濃縮	引抜き／挿入	・CAOC 運転適用し、両者併用
	停止時	定格出力	高温停止	—	挿入（通常の停止は制御バンクのみ挿入）	・通常運転の停止時には、全制御棒挿入（1本固着）を必要はない
		高温停止（維持）	高温停止（維持）	濃縮	挿入したまま	・濃縮速度>Xe 消滅速度
		高温停止	低温停止	濃縮	挿入したまま	・濃縮速度>Xe 消滅・冷却速度 ・通常の停止であり、必要ほう酸水量は安全上必要なほう酸水量に包絡される
		低温停止	燃料取替停止	濃縮	全制御棒挿入状態とする	・ほう酸水量確保 1400→3100ppm
異常な 過渡変化 及び 事故	原子炉トリップ(過冷却事象以外)	事象発生前	未臨界状態	—	全制御棒挿入*	* 最大効果制御棒 1本全引き抜き固着を仮定
	原子炉トリップ(過冷却事象)	事象発生前	未臨界状態	濃縮*	同上	* ほう素添加は ECCS のほう素添加機能に期待
	事象終結後	高温停止	低温停止	濃縮	同上	・ほう酸水量確保 0→1400ppm (81.6m ³) ・濃縮速度>Xe 消滅・冷却速度
停止時 (制御棒の挿入が期待できない場合)	定格出力	低温停止	濃縮	— (全制御棒引抜き状態を仮定)	・ほう酸水量確保 0→1800ppm (107.6m ³)	

(注) 1. 表中 は、安全上必要なほう酸水量設定の条件である。

2. 備考欄中 () 内の体積は、必要ほう酸水量を表す。

1 次冷却材中のほう素濃度上昇に伴う設備への影響について

ほう素濃度の上昇に伴い、1 サイクル中に使用されるほう酸水量が増加するため、ほう酸水の貯蔵設備、処理設備等の容量について影響評価を行い、問題がないことを確認した。表 1 にほう酸関連機器の設備仕様及び影響評価結果を示す。

表 1(1/2) ほう酸関連機器の設備仕様及び影響評価結果

名称	仕様	仕様根拠	ほう素濃度上昇に伴う影響及び対応	評価
ほう酸タンク	<u>120 m³×2 基</u>	低温停止に必要なほう酸水及び燃料取替停止操作に必要なほう酸水を貯蔵できる容量とする。	低温停止に必要な安全上要求されるほう酸水量（設置許可基準第二十五条に示される、未臨界への移行、及び未臨界の維持に必要なほう酸水量）は <u>120 m³</u> であり、このほう酸水量は、化学体積制御設備のほう酸注入系（原子炉停止系）に属するほう酸タンクの現状設備で対応可能である。	○
冷却材貯蔵タンク	<u>390 m³×3 基</u> (2 ユニット)	炉心サイクルの約 80% の状態から低温停止及び再起動に伴う抽出水が受け入れられる容量とする。	炉心サイクルの約 80% における低温停止及び再起動に伴う抽出量は約 <u>390 m³</u> であり、現状設備で対応可能である。	○
ほう酸回収装置	<u>6.8 m³/hr×2 基</u> (2 ユニット)	通常運転中の抽出水を処理する。	燃焼度補償に伴う 1 日当たりの抽出水量への影響は小さく、現状設備で対応可能である。	○
1 次系純水タンク	<u>400 m³×2 基</u> (2 ユニット)	炉心サイクルの約 80% の状態から、低温停止及び再起動に必要な 1 次系純水を 1 次系純水タンクに確保できる容量とする。	炉心サイクルの約 80% における低温停止及び再起動に伴う補給水は <u>400 m³</u> であり、現状設備で対応可能である。	○

設備仕様のうち、 部は本文、添付書類 8 記載事項。

 部は、添付書類 8 記載事項。

 : 商業機密に係る事項のため、公開できません。

表 1(2/2) ほう酸関連機器の設備仕様及び影響評価結果

名称	仕様	仕様根拠	ほう素濃度上昇に伴う影響及び対応	評価
ほう酸回収装置脱塩塔	2 m ³ ×2 基 (2 ユニット)	1 炉心サイクルの処理水中のリチウム除去及びイオン状の放射性物質を浄化する。	基底負荷運転及びプラント起動停止操作に伴う抽出水は現状に比べ若干増加するが必要樹脂量は [] m ³ であり、現状設備で対応可能である。	○
冷却材混床式脱塩塔	0.85 m ³ ×2 基	1 炉心サイクルを通じて抽出ラインを流れる 1 次冷却材中の I を浄化できる容量とする。	必要樹脂量は約 [] m ³ であり、現状設備で対応可能である。	○
冷却材陽イオン脱塩塔	0.57 m ³ ×1 基	1 炉心サイクルを通じて 1 次冷却材中の pH 調整のためのリチウム除去運転ができる容量とする。	必要樹脂量は約 [] m ³ であり、現状設備で対応可能である。	○
よう素除去薬品タンク	15.2 m ³ ×1 基	事故時の再循環サンプルでの pH を 8.5 以上とするのに必要となる 30wt% の NaOH を貯蔵できる容量とする。	本タンクの水位設定値を変更することで、現状設備で対応可能である。	○
燃料取替用水ピット	ほう素濃度 3100ppm 以上	安全注入用水及び燃料取替用水を貯蔵する。	燃料取替停止時のほう素濃度は 3100ppm であるが、建屋内配置であり、0℃でのほう酸溶解度は 4700ppm であることからほう酸析出の問題はない。	○
燃料取替用水補助タンク	ほう素濃度 3100ppm 以上	燃料取替用水キャナル等への補給ならびに水抜き時の受け入れ。	同上	○
蓄圧タンク	ほう素濃度 3100ppm 以上	安全注入用水を貯蔵する。	同上	○

設備仕様のうち、 部は本文、添付書類 8 記載事項。

 部は、添付書類 8 記載事項。

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

ほう素濃度上昇に伴うほう酸析出について

ステップ2 燃料導入により、燃料取替停止時のほう素濃度が 3,100ppm となる。

図1に示すほう酸濃度溶解度曲線から、0℃で析出するほう素濃度は約 4,700ppm であり、燃料取替用水ピット（設定温度：20℃）、蓄圧タンク（設定温度 21℃から 49℃）においては、ほう酸析出は生じない。

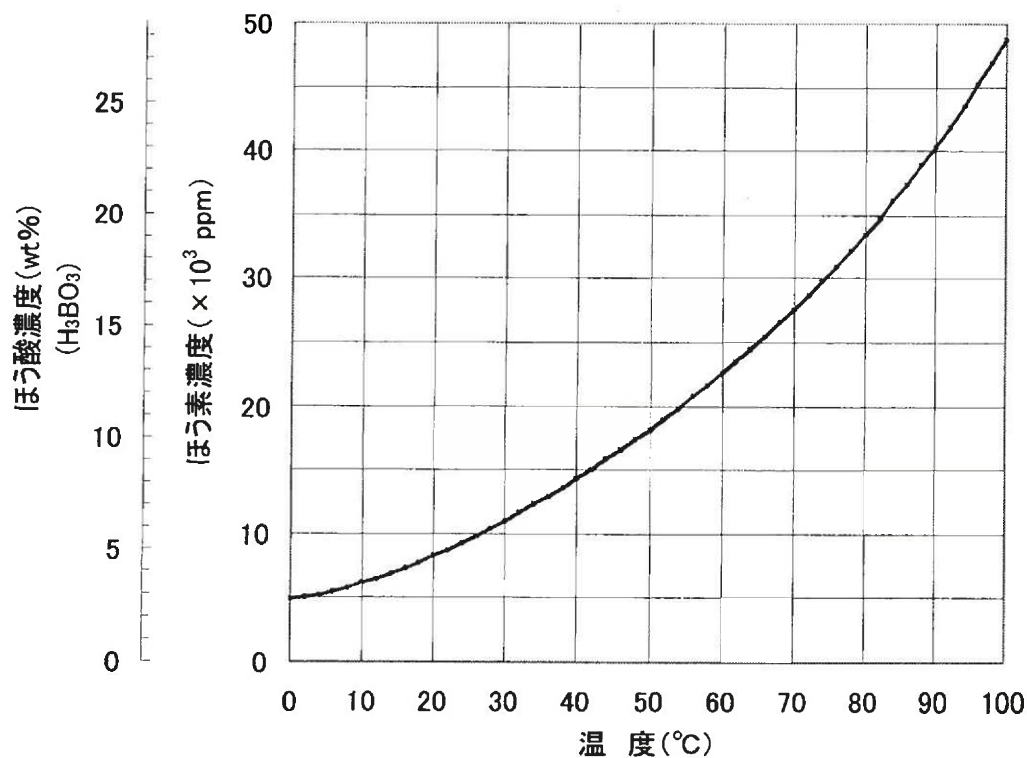


図1 ほう酸溶解度曲線

燃料取替用水ピットのほう素濃度の根拠について

工学的安全施設である燃料取替用水ピットのほう素濃度の設定に際しては、安全評価の観点からは、主に以下の事象評価を設計要求とする他、玄海3号炉との設備共有の観点を考慮にして、ほう素濃度を決定した。

- ①燃料取替停止時の未臨界性の確保
- ②原子炉冷却材喪失（LOCA）時の未臨界性確保
- ③ほう素の異常な希釈（プラント起動時）時の対応操作時間の余裕の確保

1. 各設計要求に基づくほう素濃度設定の考え方

①燃料取替停止時の未臨界性確保

サイクル初期、低温停止、制御棒全挿入、Xeなしの状態でも5%未臨界を確保できるようにする。

また、対象炉心としては、ステップ2燃料を装荷した平衡炉心の他、移行炉心、予定外炉心も考慮する。

②原子炉冷却材喪失（LOCA）時の未臨界性確保

LOCA後の長期冷却において、1次冷却系、燃料取替用水ピット及び蓄圧タンクのほう酸水が均一に混合するとして、そのほう素濃度が臨界ほう素濃度を上回るようにする。

③ほう素の異常な希釈（プラント起動時）時の対応操作時間の余裕の確保

起動時に燃料取替用水ピットのほう素濃度と同一の状態から希釈が始まるとするが、その場合に事象の検知から希釈停止操作開始までの時間を10分、さらに、機器の停止に要する時間を20秒（=0.33分）として、安全評価指針に適合するように10.33分以上を満足する初期ほう素濃度とする。

上述の評価から各設計要求に基づくほう素濃度は、下表のとおりとなる。

	ほう素濃度 (ppm)	
	今回	現行
①燃料取替停止時の未臨界性確保	2,600	2,350
②原子炉冷却材喪失（LOCA）時の未臨界性確保	2,650	2,450
③ほう素の異常な希釈（プラント起動時）時の対応操作時間の余裕の確保	2,700	2,400

2. 燃料取替用水ピットほう素濃度の決定

燃料取替用水ピットのほう素濃度は、1. で評価した要求値に対して余裕を確保しつつ、玄海3号炉との設備共有の観点から下表のとおり決定した。

	ほう素濃度 (ppm)	
	今回	現行
燃料取替用水ピット	3,100	2,500

27 条

放射性廃棄物の処理施設

<目 次>

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性

(1) 適合性説明

2. 放射性廃棄物の処理施設

2.1 平常運転時における発電所周辺の一般公衆の受ける線量評価について

(別添1) 放出放射エネルギーについて

(別添2) 一般公衆の受ける実効線量について

(別添3) 安全解析に使用する気象資料等の変更について

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性説明

(1) 適合性説明

(放射性廃棄物の処理施設)

第二十七条 工場等には、次に掲げるところにより、通常運転時において放射性廃棄物（実用炉規則第二条第二項第二号に規定する放射性廃棄物をいう。以下同じ。）を処理する施設（安全施設に係るものに限る。以下この条において同じ。）を設けなければならない。

- 一 周辺監視区域の外の空气中及び周辺監視区域の境界における水中の放射性物質の濃度を十分に低減できるよう、発電用原子炉施設において発生する放射性廃棄物を処理する能力を有するものとする。

適合のための設計方針

- 一 放射性気体廃棄物処理設備の設計に際しては、原子力発電所の運転に伴い周辺環境に放出する放射性気体廃棄物による発電所周辺の一般公衆の被ばく線量を合理的に達成できる限り低く保つ設計とし、「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に関する指針」（昭和50年5月13日原子力安全委員会決定）を満足する設計とする。

放射性液体廃棄物処理設備の設計に際しては、原子力発電所の運転に伴い周辺環境に放出する放射性液体廃棄物による発電所周辺の一般公衆の被ばく線量を合理的に達成できる限り低く保つ設計とし、「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に関する指針」（昭和50年5月13日原子力安全委員会決定）を満足する設計とする。

2. 放射性廃棄物の処理施設

2.1 平常運転時における発電所周辺の一般公衆の受ける線量評価について

2.1.1 概要

燃料集合体最高燃焼度が 55,000MWd/t の高燃焼度燃料（以下「ステップ 2 燃料」という。）の使用に伴い、「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に関する指針」（以下「線量目標値に関する指針」という。）及び「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に対する評価指針」（以下「線量目標値に対する評価指針」という。）に基づき、1号、2号、3号及び4号炉の平常運転時における発電所周辺の一般公衆の受ける線量評価を行った。

また、安全解析に使用する気象条件として、1981年1月から1981年12月の気象資料から、2016年1月から2016年12月の1年間にわたり敷地において観測された気象資料に変更した。このため、当該気象資料について「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」（以下「気象指針」という。）に基づき、代表性の確認を行い、気象資料の統計処理によって得られた風向別出現頻度、風向別大気安定度別風速逆数の総和及び平均を用いた。

2.1.2 評価方法

平常運転時における年間の気体及び液体廃棄物中の放出放射エネルギー並びに一般公衆の受ける実効線量について、線量目標値に対する評価指針及び気象指針に基づき、以下に示す評価を行った。

(1) 気体廃棄物中の放出放射エネルギー

- a. 活性炭式希ガスホールドアップ装置からの放出量
- b. 原子炉停止時の原子炉格納容器換気による放出量
- c. 原子炉格納容器減圧時の排気による放出量
- d. 原子炉補助建屋の換気による放出量
- e. 定期検査時のよう素の放出量

(2) 液体廃棄物中の放出放射エネルギー

(3) 一般公衆の受ける実効線量

- a. 気体廃棄物中の希ガスの γ 線に起因する実効線量
- b. 液体廃棄物中の放射性物質による実効線量
- c. よう素による実効線量

2.1.3 評価条件の変更

今回の申請における評価条件の主な変更内容は以下のとおりである。

(1) ステップ2燃料の使用に伴う変更

ステップ2燃料の使用に伴うほう素濃度の上昇、及び炉心平均熱中性子束の減少等を考慮し、評価条件を設定した。放出放射エネルギーの主な評価条件を表2.1-1に示す。

(2) 安全解析に使用する気象資料の変更

玄海原子力発電所の設置変更許可申請書で用いている1981年の気象資料から、2016年の気象資料に変更し、気象指針に基づいて計算した統計処理によって得られた風向別大気安定度別風速逆数の総和及び平均、風向別出現頻度を用いた。

(3) 牧草作付範囲の最新化

牧草作付範囲の概要を図2.1-1に示す。発電所周辺の状況を確認し、被ばく評価に使用する牧草作付範囲を設定した。

(4) 排気筒有効高さの変更

敷地の造成等の影響を確認するため、「日本原子力学会標準 発電用原子炉施設の安全解析における放出源の有効高さを求めるための風洞実験実施基準：2009」に基づき風洞実験を実施し、排気筒有効高さを確認した。平常運転時の線量評価に用いる排気筒有効高さを表2.1-2に示す。

表 2.1-1 放出放射エネルギーの主な計算条件（4号炉）

項目	現行	今回	変更理由
炉心熱出力 (MWt)	3,411	同左	—
燃料被覆管欠陥率 (%)	1	同左	—
年間原子炉運転時間 (日) (年間稼働率) (%)	292 (80)	同左	—
1次冷却材保有量 (g)	2.49×10^8	同左	—
浄化系流量 (g/s)	4.69×10^3	同左	—
ほう酸回収装置で処理される 1次冷却材抽出水量 (g/y)	2.68×10^9	3.16×10^9	停止時の1次冷却材 中ほう素濃度上昇の ため変更
炉心平均熱中性子束 (n / (cm ² ・s))	4.7×10^{13}	3.8×10^{13}	ステップ2燃料の使用 に伴う変更

表 2.1-2 平常運転時の線量評価に用いる排気筒有効高さ

計算地点 の方位	ユニット	各地点での排気筒有効高さ (m)	
		周辺監視区域境界外	敷地境界外
N N E	1	50	50
	2	45	45
N E	1	55	55
	2	45	45
	3	50	50
	4	45	45
E N E	1	50	50
	2	30	30
	3	45	45
	4	50	50
E	1	25	35
	2	25	25
	3	40	40
	4	55	60
E S E	1	25	30
	2	25	30
	3	50	55
	4	40	45
S E	1	25	30
	2	25	30
	3	70	70
	4	65	70
S S E	1	40	45
	2	30	35
	3	55	55
	4	55	55
S	1	35	35
	2	35	35
	3	60	60
	4	65	65
S S W	1	45	50
	2	35	35

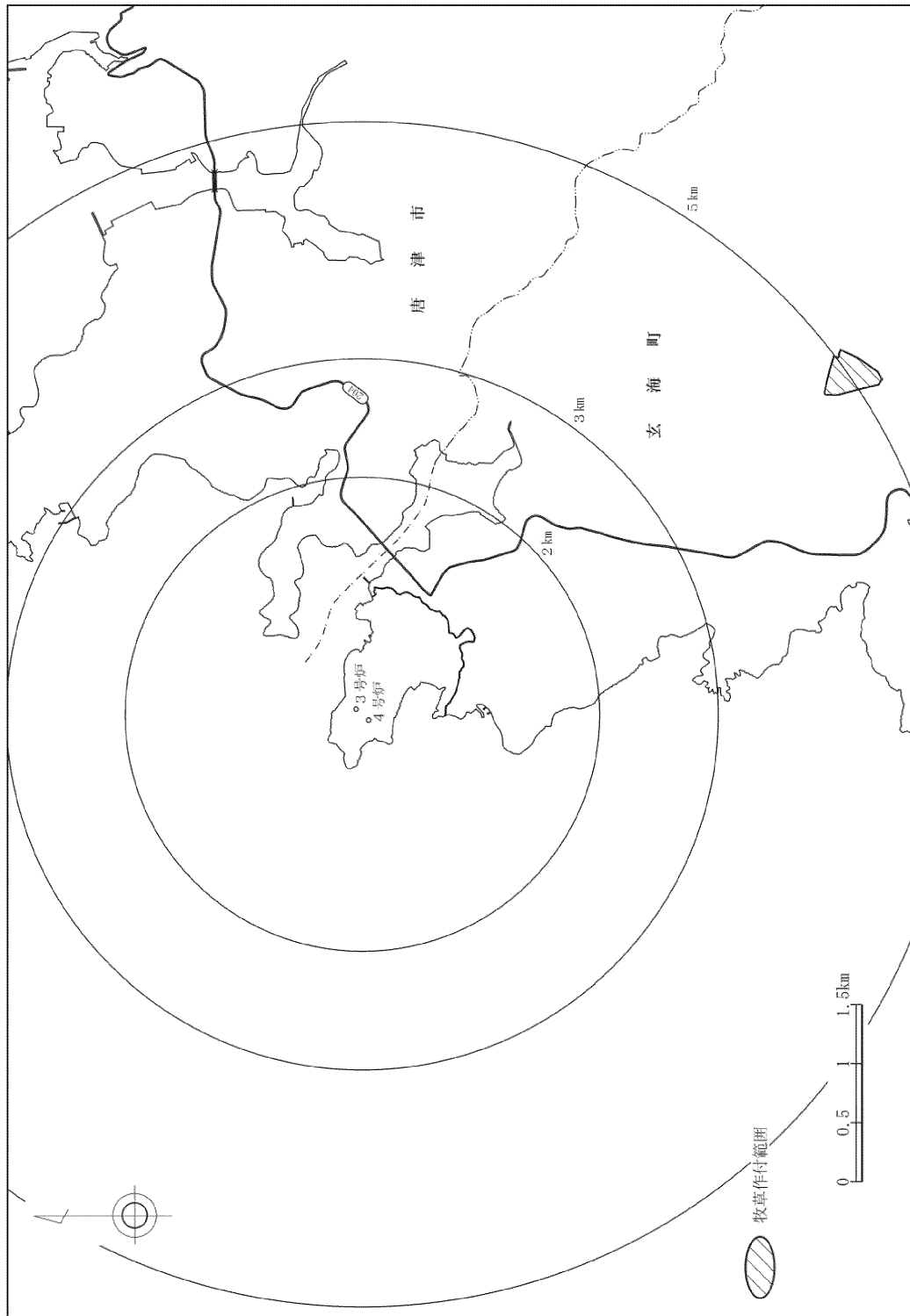


図 2.1-1 牧草作付範囲の概要

2.1.4 評価結果

(1) 気体廃棄物中の放出放射エネルギー

気体廃棄物中の希ガス及びよう素の放出放射エネルギーをそれぞれ表 2.1-3 及び表 2.1-4 に示す。燃料取替停止時ほう素濃度の上昇に伴う 1 次冷却材抽出水量の増加及び 1 次冷却材中放射能濃度の減少により、放出量がわずかに変更となる。

(2) 液体廃棄物中の放出放射エネルギー

液体廃棄物中の年間推定放射エネルギー等を表 2.1-5 に示す。燃料取替停止時ほう素濃度等が変更となり、液体廃棄物の年間推定放出量が、表 2.1-5 のとおり変更となる。なお、線量評価に当たっては、従来と同様に年間 3.7×10^{10} Bq/炉を用いる。

(3) 一般公衆の受ける実効線量

一般公衆の受ける実効線量の評価結果を表 2.1-6 に示す。平常運転時の一般公衆の受ける実効線量は年間約 $7.8 \mu\text{Sv}$ から年間約 $7.7 \mu\text{Sv}$ に変更となるが、線量目標値に関する指針に示される線量目標値の年間 $50 \mu\text{Sv}$ を満足している。

表 2.1-3 希ガスの放出量（4号炉）

項 目	放出量(Bq/y)	
	現行	今回
活性炭式希ガスホールドアップ装置からの排気	2.8×10^{14}	2.9×10^{14}
原子炉停止時の原子炉格納容器換気	2.7×10^{13}	2.6×10^{13}
原子炉格納容器減圧時の排気	1.0×10^{13}	1.0×10^{13}
原子炉補助建屋等の換気	2.0×10^{14}	2.0×10^{14}
合 計	5.2×10^{14}	5.2×10^{14}

表 2.1-4 よう素の放出量（4号炉）

項 目		放出量(Bq/y)	
		現行	今回
原子炉停止時の原子炉格納容器換気	I-131	5.4×10^8	5.4×10^8
	I-133	6.4×10^8	6.4×10^8
原子炉格納容器減圧時の排気	I-131	1.5×10^9	1.5×10^9
	I-133	3.2×10^8	3.2×10^8
原子炉補助建屋等の換気	I-131	1.0×10^{10}	1.0×10^{10}
	I-133	1.7×10^{10}	1.7×10^{10}
定期検査時のよう素 131	I-131	3.0×10^9	3.0×10^9
	I-133	—	—
合 計	I-131	1.5×10^{10}	1.5×10^{10}
	I-133	1.8×10^{10}	1.8×10^{10}

表 2.1-5 液体廃棄物の年間推定放出量等（3号及び4号炉合算）

項 目	現 行	今 回
廃液量	16,900m ³	17,400m ³
年間推定放出量	8.5×10 ⁹ Bq	8.4×10 ⁹ Bq
線量評価に用いる放出量	7.4×10 ¹⁰ Bq	同左

表 2.1-6 平常時実効線量評価結果（1号、2号、3号及び4号炉合算）
 (μSv/y)

	現行	今回
気体廃棄物中の希ガスによる 実効線量	約 2.5	約 2.8
液体廃棄物中の放射性物質 (よう素除く)による実効線量	約 2.8	約 2.8
よう素による実効線量	約 2.5	約 2.1
合 計	約 7.8	約 7.7
線量目標値	50	

別添 1

放出放射エネルギーについて

目 次

1. 放出放射エネルギーについて	27 条-別添 1-1
1.1 気体廃棄物中の放出放射エネルギー	27 条-別添 1-1
1.1.1 1 次冷却材中の希ガス及びヨウ素の濃度	27 条-別添 1-1
1.1.2 希ガス及びヨウ素の年間放出量	27 条-別添 1-3
(1) 活性炭式希ガスホールドアップ装置からの放出量	27 条-別添 1-3
(2) 原子炉停止時の原子炉格納容器換気による放出量	27 条-別添 1-4
(3) 原子炉格納容器減圧時の排気による放出量	27 条-別添 1-5
(4) 原子炉補助建屋の換気による放出量	27 条-別添 1-6
(5) 定期検査時のヨウ素の放出量	27 条-別添 1-7
1.2 液体廃棄物中の放出放射エネルギー	27 条-別添 1-10
1.3 トリチウムの放出放射エネルギー	27 条-別添 1-12
(1) トリチウムの年間推定放出量	27 条-別添 1-12

1. 放出放射エネルギーについて

1.1 気体廃棄物中の放出放射エネルギー

気体廃棄物中の主な放射性物質は、1次冷却材中に含まれる核分裂生成物のうちの放射性希ガス（以下「希ガス」という。）及び放射性よう素（以下「よう素」という。）であるため、これらの放射性物質に着目して年間放出量の計算を行う。

1.1.1 1次冷却材中の希ガス及びよう素の濃度

1次冷却材中の希ガス及びよう素の濃度は燃料被覆管欠陥率を1%と想定し、燃料から1次冷却材中に漏出するものとして①式を用いて計算する。

$$A_{wi} = \frac{A_{ci} \cdot v_i}{W_m \cdot \alpha_i \cdot t} \cdot \left\{ t - \frac{1}{\alpha_i} \cdot (1 - e^{-\alpha_i \cdot t}) \right\} \dots\dots\dots ①$$

ただし、

$$\alpha_i = \lambda_i + \frac{W_p}{W_m} \cdot \left\{ \frac{(DF_i - 1)}{DF_i} + FS_i \right\} + \frac{W_B}{W_m}$$

$$A_{ci} = \frac{\lambda_i \cdot F \cdot Y_i / 100}{\lambda_i + v_i + \sigma_i \cdot \phi}$$

$$F = 3.2 \times 10^{16} \cdot P \cdot \frac{f}{100} \quad (\text{fissions/s})$$

ここに、

- A_{wi} : 核種 i の 1 次冷却材中の濃度 (Bq/g)
- A_{ci} : 被覆管欠陥燃料棒内の核種 i の量 (Bq)
- v_i : 核種 i の逃散率係数 (s^{-1})
- W_m : 1 次冷却材保有量 (g)
- α_i : 核種 i の除去定数 (s^{-1})
- t : 年間原子炉運転時間 (s)
- λ_i : 核種 i の崩壊定数 (s^{-1})
- W_p : 浄化系流量 (g/s)
- DF_i : 核種 i の浄化系の除染係数
- FS_i : 核種 i のストリッピング係数
- W_B : ほう酸回収装置で処理される抽出 1 次冷却材の年間平均流量 (g/s)
- Y_i : 核種 i の核分裂収率 (%)

σ_i	: 核種 i の熱中性子断面積 (Xe-135についての み考慮する。)	(cm^2)
ϕ	: 炉心平均熱中性子束	($\text{n}/(\text{cm}^2 \cdot \text{s})$)
P	: 炉心熱出力	(MWt)
f	: 燃料被覆管欠陥率	(%)

1次冷却材中の希ガス及びヨウ素の濃度を表 1.1-1 に示す。

ステップ2燃料の使用に伴うほう素価値の低下により、燃料取替停止時等のほう素濃度が上昇するため、起動・停止時のほう素濃度調整に伴う1次冷却材抽出水量が増加する。(W_B : $1.06 \times 10^2 \rightarrow 1.25 \times 10^2 \text{g/s}$)

また、燃料の濃縮度が高くなるため炉心平均熱中性子束は減少する。(ϕ : $4.70 \times 10^{13} \rightarrow 3.80 \times 10^{13} \text{ n}/(\text{cm}^2 \cdot \text{s})$)

1次冷却材中の希ガス及びヨウ素の放射能濃度は、1次冷却材抽出水量が増加するため若干減少するが、Xe-135の放射能濃度は炉心平均熱中性子束が減少したことにより、中性子吸収による消滅効果が低減されるため増加する。

1.1.2 希ガス及びよう素の年間放出量

(1) 活性炭式希ガスホールドアップ装置からの放出量

活性炭式希ガスホールドアップ装置から放出される希ガスの放出量は、ほう酸回収装置で処理される1次冷却材抽出水及び1次系機器ドレンに含まれる希ガス並びに低温停止時における脱ガス操作中の1次冷却材に含まれる希ガスが、活性炭式希ガスホールドアップ装置に移行し、活性炭式希ガスホールドアップ装置で減衰された後に放出されるものとして②式を用いて計算する。

$$Q_{GDTi} = A_{wi} \cdot (k \cdot W_e + W_d + n_d \cdot W_m) \cdot e^{-\lambda_i \cdot t_g} \dots\dots\dots ②$$

ここに、

- Q_{GDTi} : ガス減衰タンク又は活性炭式希ガスホールドアップ装置から放出される核種 i の量 (Bq/y)
- t_g : ガス減衰タンク又は活性炭式希ガスホールドアップ装置の保持時間 (s)
- k : 抽出操作に伴う1次冷却材濃度の平均希釈率
- W_e : ほう酸回収装置で処理される1次冷却材抽出水量 (g/y)
- W_d : ほう酸回収装置で処理される1次系機器ドレン量 (g/y)
- n_d : 低温停止時における1次冷却材の脱ガス回数 (y^{-1})

(2) 原子炉停止時の原子炉格納容器換気による放出量

原子炉停止時の原子炉格納容器換気により放出される希ガス及びよう素の放出量は、機器、弁等から原子炉格納容器内に漏えいした1次冷却材中の希ガス及びよう素が空気中に移行し、換気系から放出されるものとして、1次冷却材の漏えい率、漏えい1次冷却材中に含まれる希ガス及びよう素が空気中に移行する割合等を考慮して③式を用いて計算する。

$$Q_{cvi} = n \cdot \frac{\beta_i}{\lambda_i + \gamma_i} \cdot \{1 - e^{-(\lambda_i + \gamma_i) \cdot t_f}\} + \frac{\beta_i}{\lambda_i} \cdot \{(1 - e^{-\lambda_i \cdot T}) \cdot e^{-(\lambda_i + \gamma_i) \cdot t_f}\} \dots\dots\dots ③$$

ただし、

$$\beta_i = A_{wi} \cdot L_1 \cdot P_{1i}$$

$$\gamma_i = \frac{V_R}{V_{CV}} \cdot \eta_i \cdot M$$

ここに、

- Q_{cvi} : 核種 i の原子炉停止時の原子炉格納容器換気による放出量 (Bq/y)
- n : 原子炉停止時の原子炉格納容器換気回数 (y^{-1})
- t_f : 格納容器空気浄化装置運転時間 (s)
- T : 原子炉停止時の原子炉格納容器換気の間隔 (s)
- L_1 : 原子炉格納容器内1次冷却材漏えい率 (g/s)
- P_{1i} : 原子炉格納容器内で漏えい1次冷却材中の核種 i が空気中に移行する割合
- V_R : 格納容器空気浄化装置容量 (m^3/s)
- V_{CV} : 原子炉格納容器自由体積 (m^3)
- η_i : 格納容器空気浄化装置の核種 i に対するよう素フィルタの捕集効率
- M : 格納容器空気浄化装置の混合効率

(3) 原子炉格納容器減圧時の排気による放出量

原子炉格納容器減圧時の排気により放出される希ガス及びよう素の放出量は、(2)と同様の考え方で、原子炉格納容器内に漏えいした1次冷却材中の希ガス及びよう素が空気中に移行し、減圧時に放出されるものとして④式を用いて計算する。

$$Q_{CVDi} = \frac{\beta_i \cdot V_p}{\lambda_i \cdot T \cdot V_{cv}} \cdot (1 - \eta_{Di}) \cdot \left\{ T - \frac{1}{\lambda_i} (1 - e^{-\lambda_i \cdot T}) \right\} \dots\dots\dots ④$$

ここに、

- Q_{CVDi} : 核種 i の原子炉格納容器減圧時の排気による放出量 (Bq/y)
- V_p : 原子炉格納容器減圧時の排気量 (m³/y)
- η_{Di} : 原子炉格納容器減圧時排気ラインの核種 i に対するよう素フィルタの捕集効率

(4) 原子炉補助建屋の換気による放出量

原子炉補助建屋の換気により放出される希ガス及びよう素の放出量は、(2)と同様の考え方で、原子炉補助建屋に漏えいした1次冷却材中の希ガス及びよう素が空気中に移行し、換気系より放出されるものとして⑤式を用いて計算する。

$$Q_{ABi} = A_{wi} \cdot L_2 \cdot P_{2i} \cdot t \dots\dots\dots ⑤$$

ここに、

- Q_{ABi} : 核種 i の原子炉補助建屋等の換気による放出量 (Bq/y)
- L_2 : 原子炉補助建屋等への1次冷却材漏えい率 (g/s)
- P_{2i} : 原子炉補助建屋等で漏えい1次冷却材中の核種 i が空気中に移行する割合

(5) 定期検査時のよう素の放出量

定期検査時に放出されるよう素の放出量は、1次冷却材中に含まれるよう素のうち、I-131が機器の補修に伴って放出されるものと考え、(2)、(3)及び(4)で求めたI-131の年間放出量の4分の1が定期検査時に放出されるものとして⑥式を用いて計算する。

$$Q_{I-131} = (Q_{CVI-131} + Q_{CVDI-131} + Q_{ABI-131}) \times \frac{1}{4}$$

..... ⑥

ここに、

- Q_{I-131} : 定期検査時に放出されるよう素131の量 (Bq/y)
- $Q_{CVI-131}$: 原子炉停止時に原子炉格納容器換気により放出されるよう素131の量 (Bq/y)
- $Q_{CVDI-131}$: 原子炉格納容器減圧時の排気により放出されるよう素131の量 (Bq/y)
- $Q_{ABI-131}$: 原子炉補助建屋等の換気により放出されるよう素131の量 (Bq/y)

希ガス及びよう素の年間放出量を表 1.1-2 に示す。

(1) 活性炭式希ガスホールドアップ装置からの放出量については、1次冷却材中放射能濃度の減少よりも、1次冷却材抽出水量が増加した効果が大きいことによって増加する。

その他の経路（(2) 原子炉停止時の原子炉格納容器換気による放出量、(3) 原子炉格納容器減圧時の排気による放出量、(4) 原子炉補助建屋の換気による放出量、(5) 定期検査時のよう素の放出量）からの放出放射エネルギーは1次冷却材中放射能濃度に比例して減少する。

表 1.1-1 1次冷却材中の希ガス及びヨウ素の濃度（4号炉）

(単位：Bq/g)

核種	現行	今回
Kr-85m	7.68×10^4	7.67×10^4
Kr-85	5.34×10^4	4.60×10^4
Kr-87	4.43×10^4	4.43×10^4
Kr-88	1.32×10^5	1.32×10^5
Xe-131m	7.82×10^4	7.39×10^4
Xe-133m	1.12×10^5	1.11×10^5
Xe-133	8.09×10^6	7.83×10^6
Xe-135m	4.01×10^3	4.01×10^3
Xe-135	1.10×10^5	1.31×10^5
Xe-138	2.14×10^4	2.14×10^4
I-131	8.67×10^4	8.63×10^4
I-133	1.44×10^5	1.44×10^5

表 1.1-2 希ガス及びよう素の放出量（4号炉）（Bq/y）

項目 核種	活性炭式希ガスホルド アップ装置からの排気		原子炉停止時の 原子炉格納容器換気		原子炉格納容器 減圧時の排気		原子炉補助建屋 の換気		合計	
	現行	今回	現行	今回	現行	今回	現行	今回	現行	今回
Kr-85m	2.1×10 ¹⁰	2.3×10 ¹⁰	8.3×10 ⁹	8.3×10 ⁹	3.7×10 ⁹	3.7×10 ⁹	1.8×10 ¹²	1.8×10 ¹²	1.8×10 ¹²	1.8×10 ¹²
Kr-85	1.9×10 ¹⁴	1.8×10 ¹⁴	1.6×10 ¹²	1.3×10 ¹²	3.5×10 ¹¹	3.0×10 ¹¹	1.2×10 ¹²	1.1×10 ¹²	1.9×10 ¹⁴	1.8×10 ¹⁴
Kr-87	～0	～0	1.4×10 ⁹	1.4×10 ⁹	6.0×10 ⁸	6.0×10 ⁸	1.0×10 ¹²	1.0×10 ¹²	1.0×10 ¹²	1.0×10 ¹²
Kr-88	1.2×10 ⁸	1.4×10 ⁸	8.9×10 ⁹	8.9×10 ⁹	3.9×10 ⁹	3.9×10 ⁹	3.1×10 ¹²	3.1×10 ¹²	3.1×10 ¹²	3.1×10 ¹²
Xe-131m	2.0×10 ¹³	2.1×10 ¹³	5.3×10 ¹¹	5.0×10 ¹¹	1.8×10 ¹¹	1.7×10 ¹¹	1.8×10 ¹²	1.7×10 ¹²	2.2×10 ¹³	2.4×10 ¹³
Xe-133m	3.7×10 ⁸	4.2×10 ⁸	1.5×10 ¹¹	1.4×10 ¹¹	6.2×10 ¹⁰	6.1×10 ¹⁰	2.6×10 ¹²	2.6×10 ¹²	2.8×10 ¹²	2.8×10 ¹²
Xe-133	7.7×10 ¹³	8.5×10 ¹³	2.5×10 ¹³	2.4×10 ¹³	9.9×10 ¹²	9.5×10 ¹²	1.9×10 ¹⁴	1.8×10 ¹⁴	3.0×10 ¹⁴	3.0×10 ¹⁴
Xe-135m	～0	～0	2.5×10 ⁷	2.5×10 ⁷	1.1×10 ⁷	1.1×10 ⁷	9.4×10 ¹⁰	9.4×10 ¹⁰	9.4×10 ¹⁰	9.4×10 ¹⁰
Xe-135	～0	～0	2.4×10 ¹⁰	2.9×10 ¹⁰	1.1×10 ¹⁰	1.3×10 ¹⁰	2.6×10 ¹²	3.1×10 ¹²	2.6×10 ¹²	3.1×10 ¹²
Xe-138	～0	～0	1.2×10 ⁸	1.2×10 ⁸	5.4×10 ⁷	5.4×10 ⁷	5.0×10 ¹¹	5.0×10 ¹¹	5.0×10 ¹¹	5.0×10 ¹¹
放出量合計	2.8×10 ¹⁴	2.9×10 ¹⁴	2.7×10 ¹³	2.6×10 ¹³	1.0×10 ¹³	1.0×10 ¹³	2.0×10 ¹⁴	2.0×10 ¹⁴	5.2×10 ¹⁴	5.2×10 ¹⁴

項目 核種	原子炉停止時の 原子炉格納容器換気		原子炉格納容器 減圧時の排気		原子炉補助建屋 の換気		定期検査時の よう素131		合計	
	現行	今回	現行	今回	現行	今回	現行	今回	現行	今回
I-131	5.4×10 ⁸	5.4×10 ⁸	1.5×10 ⁹	1.5×10 ⁹	1.0×10 ¹⁰	1.0×10 ¹⁰	3.0×10 ⁹	3.0×10 ⁹	1.5×10 ¹⁰	1.5×10 ¹⁰
I-133	6.4×10 ⁸	6.4×10 ⁸	3.2×10 ⁸	3.2×10 ⁸	1.7×10 ¹⁰	1.7×10 ¹⁰	—	—	1.8×10 ¹⁰	1.8×10 ¹⁰

1.2 液体廃棄物の放出量について

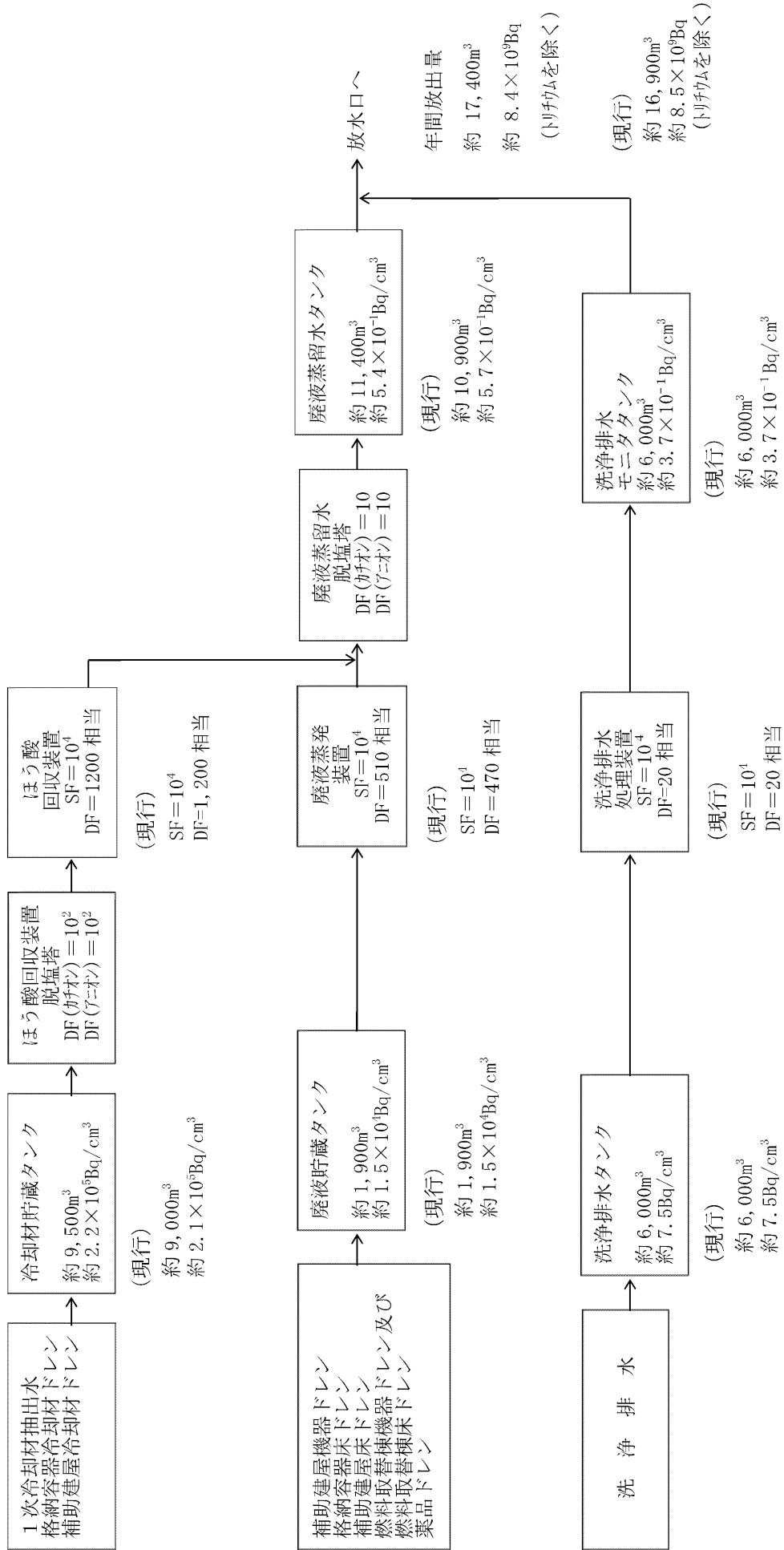
ステップ2燃料の使用により、抽出水量が増加するため、ほう酸回収装置での処理量が増加し、廃液量が増加する。

また、燃料が高燃焼度化されると燃料の炉内滞在時間が長期化するため、炉内の長半減期核種の蓄積量が増加する。

一方、ステップ2燃料の使用による燃料取替停止時等のほう素濃度上昇により、ドレン等処理廃液のほう素濃度も上昇する。ほう酸回収装置及び廃液蒸発装置(以下「蒸発装置」という。)では、濃縮水のほう素濃度が制限されるため、濃縮倍率が低下し、濃縮水の放射能濃度は低下する。これに伴い、蒸留水の放射能濃度は濃縮水の放射能濃度に比例して低下し、蒸発装置に流入する処理廃液と蒸留水の放射能濃度比である除染係数(DF)が上昇する。

液体廃棄物の年間推定放出量とその放射性物質の濃度(3号及び4号炉合算)を図1.2-1に示す。結果として、抽出水量の増加に伴い廃液量は増加するものの、燃料取替停止時等のほう素濃度上昇に伴う蒸発装置濃縮倍率の低下による蒸留水放射能濃度の低下の影響が大きいため、年間推定放出量は減少する。

なお、実効線量の計算に用いる液体廃棄物の年間放出量は、現行がステップ2燃料の使用による影響を包絡していることから、現行どおり、トリチウムを除いて、1号、2号、3号及び4号各炉で 3.7×10^{10} Bq/yとしている。



(注) SF : 出口濃度に対する濃縮液又は濃縮廃液濃度の比
 DF : 出口濃度に対する入口濃度の比

図 1.2-1 液体廃棄物の年間推定放出量とその放射性物質の濃度 (3号及び4号炉合算)

1.3 トリチウムの放出量について

(1) トリチウムの年間推定放出量

トリチウムの放出量は、原子炉の年間運転時間を 2.52×10^7 秒 (292 日間) とし、その間に以下の過程で生成するトリチウムが放出されるとして推定した。その結果を、表 1.3-1 に示す。

- a. 燃料棒内における原子核 3 分裂で生成したトリチウムの 10%
- b. 1 次冷却材中のほう素の中性子反応により生成したトリチウムの全量
- c. 1 次冷却材中のリチウムの中性子反応により生成したトリチウムの全量
- d. 1 次冷却材中の重水素の中性子反応により生成したトリチウムの全量

表 1.3-1 トリチウムの年間推定放出量

(単位：Bq/y)

生成過程	放出量
燃料棒内における原子核 3 分裂 (生成量の 10%)	3.9×10^{13}
1 次冷却材中のほう素の中性子反応	2.7×10^{13}
1 次冷却材中のリチウム中性子反応	5.4×10^{12}
1 次冷却材中の重水素の中性子反応	8.7×10^{10}
合 計	7.1×10^{13}

別添 2

一般公衆の受ける実効線量について

目 次

1. 一般公衆の受ける実効線量について	27 条-別添 2-1
1.1 気体廃棄物中の希ガスの γ 線に起因する実効線量	27 条-別添 2-1
1.2 液体廃棄物中の放射性物質による実効線量	27 条-別添 2-4
1.3 よう素による実効線量	27 条-別添 2-5
(1) 気体廃棄物中のよう素による実効線量	27 条-別添 2-5
(2) 液体廃棄物中のよう素による実効線量	27 条-別添 2-5
(3) 気体廃棄物中及び液体廃棄物中のよう素を同時に 摂取する場合の実効線量	27 条-別添 2-5
2. 実効線量評価結果について	27 条-別添 2-6

1. 一般公衆の受ける実効線量について

1.1 気体廃棄物中の希ガスの γ 線による実効線量

気体廃棄物中の希ガスの γ 線による実効線量の計算は、線量目標値に対する評価指針に従い、放射性雲からの γ 線による外部被ばくを対象に行った。

計算に当たっては、希ガスの年間放出量及び γ 線の実効エネルギー並びに気象条件を用いた。

実効線量の計算は、将来の集落の形成を考慮し、3号原子炉を中心として16方位に分割したうちの陸側7方位の敷地等境界外について行い、希ガスの γ 線による実効線量が最大となる地点の線量を求めた。線量の計算に当たっては、玄海1号、2号、3号及び4号炉からの寄与を合計した。敷地等境界外における希ガスの γ 線による年間実効線量（1号、2号、3号及び4号炉合算）を表1.1-1に示す。希ガスの γ 線による実効線量が最大となる地点は、3号炉心から北東方向約780mの地点あり、その実効線量は年間約 $2.8\mu\text{Sv}$ である。

また、3号原子炉を中心として16方位の周辺監視区域境界外について、希ガスの γ 線による実効線量が最大となる地点での線量を求めた。周辺監視区域境界外における希ガスの γ 線による年間実効線量（1号、2号、3号及び4号炉合算）を表1.1-2に示す。陸側7方位の周辺監視区域境界外で希ガスの γ 線による実効線量が最大となるのは3号炉心から東南東方向約640m地点であり、その実効線量は年間約 $5.2\mu\text{Sv}$ である。

表 1.1-1 敷地等境界外における希ガスの γ 線による
 年間実効線量(1号、2号、3号及び4号炉合算)
 (単位： $\mu\text{Sv}/\text{y}$)

評価地点 の方位	3号炉心から敷地等 境界までの距離 (m)	γ 線による実効線量	
		現行	今回
NE [注]	780	2.3	2.8
ENE [注]	940	2.2	2.6
E	970	2.5	2.7
ESE	1,030	2.4	2.5
SE	1,010	2.3	1.6
SSE	860	2.1	2.1
S	740	2.4	2.6

[注] 北東及び東北東方向の対岸

表 1.1-2 周辺監視区域境界外における希ガスの γ 線による
年間実効線量(1号、2号、3号及び4号炉合算)

(単位： $\mu\text{Sv}/\text{y}$)

	評価地点 の方位	3号炉心から周辺監視 区域境界までの距離 (m)	γ 線による実効線量	
			現行	今回
陸 側 評 価 地 点	N E [注]	780	2.3	2.8
	E N E [注]	940	2.9	2.9
	E	780	4.2	4.3
	E S E	640	5.1	5.2
	S E	820	4.2	3.1
	S S E	740	2.9	2.9
	S	710	2.8	2.9
参 考 地 点	S S W	330	7.6	10.5
	S W	270	7.0	10.7
	W S W	270	4.9	7.9
	W	310	3.8	5.7
	W N W	320	3.3	4.7
	N W	240	4.7	5.7
	N N W	200	5.2	6.2
	N	140	6.7	7.8
	N N E	120	6.5	7.9

[注] 北東及び東北東方向の対岸

1.2 液体廃棄物中の放射性物質による実効線量

液体廃棄物中の放射性物質（よう素を除く。）による実効線量の計算は、線量目標値に対する評価指針に従い、放射性物質の海産物を介して人体に摂取される内部被ばくを対象に行った。

海水中の放射性物質濃度は、液体廃棄物の年間放出量を従来と同様、トリチウムを除き玄海1号、2号、3号及び4号炉各炉約 3.7×10^{10} Bq、トリチウムについては玄海3号及び4号炉各炉約 7.4×10^{13} Bq、玄海1号及び2号炉各炉約 3.7×10^{13} Bqとし、年間の復水器冷却水等の量で除した放水口における濃度のいずれか大きい方とした。

また、液体廃棄物中の放射性物質の核種組成は、線量目標値に対する評価指針に示された値を使用した。

液体廃棄物中の放射性物質による実効線量は、年間約 $2.8 \mu\text{Sv}$ である。

1.3 よう素による実効線量

よう素による実効線量の計算は、線量目標値に対する評価指針に従い、気体廃棄物中及び液体廃棄物中のよう素に着目し、これらが吸入、葉菜、牛乳及び海産物を介して、成人、幼児及び乳児にそれぞれ摂取される場合の内部被ばくを対象に行った。

(1) 気体廃棄物中のよう素による実効線量

気体廃棄物中のよう素の吸入摂取による実効線量の計算は、将来の集落の形成を考慮し、3号原子炉を中心として16方位に分割したうちの陸側7方位の敷地等境界外について、よう素の年平均地上空気中濃度が最大となる地点の線量を求めた。

葉菜摂取による実効線量の計算は、食物連鎖を考慮し、3号原子炉を中心として16方位に分割したうちの陸側7方位の敷地境界外について、よう素の年平均地上空気中濃度が最大となる地点の線量を求めた。

牛乳摂取による実効線量の計算は、食物連鎖を考慮し、現存する牧草地のうちで年平均地上空気中濃度が最大となる地点の線量を求めた。

気体廃棄物中のよう素の吸入摂取、葉菜摂取及び牛乳摂取（1号、2号、3号及び4号炉合算）による実効線量の合計値は幼児が最大となり、年間約 $1.8\mu\text{Sv}$ である。

(2) 液体廃棄物中のよう素による実効線量

液体廃棄物中のよう素による実効線量が最大となるのは、海藻類を摂取する場合の幼児及び乳児であり、年間約 $0.4\mu\text{Sv}$ である。

(3) 気体廃棄物中及び液体廃棄物中のよう素を同時に摂取する場合の実効線量

気体廃棄物中及び液体廃棄物中のよう素を同時に摂取する場合の実効線量が最大となるのは、海藻類を摂取しない場合の幼児であり、年間約 $2.1\mu\text{Sv}$ である。

よう素による実効線量が最大となるのは、気体廃棄物及び液体廃棄物中のよう素を同時に摂取する場合で海藻類を摂取しない場合の幼児であり、年間約 $2.1\mu\text{Sv}$ である。

2. 実効線量評価結果について

実効線量評価結果（1号、2号、3号及び4号炉合算）を表2-1に示す。敷地等境界外における気体廃棄物中の希ガスの γ 線による実効線量、液体廃棄物中の放射性物質（よう素を除く。）による実効線量及びよう素による実効線量は、それぞれ年間約 $2.8\mu\text{Sv}$ 、年間約 $2.8\mu\text{Sv}$ 及び年間約 $2.1\mu\text{Sv}$ となり、合計は年間約 $7.7\mu\text{Sv}$ である。

この値は、線量目標値に関する指針に示される線量目標値の年間 $50\mu\text{Sv}$ を下回る。

表 2-1 平常時実効線量評価結果（1号、2号、3号及び4号炉合算）
 (μSv/y)

項 目			現行*1	今回	
希ガス			2.5	2.8	
液 体*2			2.8	2.8	
よう素	気 体		成人	0.8	0.7
			幼児	2.2	1.8
			乳児	1.7	1.4
	液 体*2	海藻を摂取 する場合	成人	0.2	0.2
			幼児	0.4	0.4
			乳児	0.4	0.4
		海藻を摂取 しない場合	成人	0.1	0.1
			幼児	0.3	0.3
			乳児	0.2	0.2
	気体及び 液体*2	海藻を摂取 する場合	成人	0.2	0.2
			幼児	0.5	0.5
			乳児	0.7	0.6
		海藻を摂取 しない場合	成人	0.9	0.8
			幼児	2.5	2.1
乳児			1.9	1.6	
合 計*3			7.8	7.7	
判断基準			50		

2.5 よう素による実効線量の最大値

*1：現行の評価値は、玄海原子力発電所における最新評価値（平成 17 年 9 月許可）

*2：液体廃棄物による実効線量は、1号炉及び2号炉の値

*3：実効線量の合計値は、希ガスによる実効線量、液体による実効線量及びよう素による実効線量の最大値の合計

安全解析に使用する気象資料等の
変更について

目 次

1. 気象資料の変更について	27 条-別添 3-1
1.1 気象資料の代表性	27 条-別添 3-2
(1) 検定方法	27 条-別添 3-2
(2) 検定結果	27 条-別添 3-2
2. 牧草作付範囲の最新化	27 条-別添 3-8
3. 排気筒有効高さの変更について	27 条-別添 3-10
4. 平常運転時の線量評価への影響について	27 条-別添 3-12
4.1 希ガスの γ 線による実効線量	27 条-別添 3-12
4.2 気体廃棄物中のよう素による実効線量	27 条-別添 3-13

1. 気象資料の変更について

安全解析に使用している気象資料については、定期的に発電所敷地で観測された至近の風向及び風速のデータを用いて異常年検定を行い、長期間の気象状態に対する代表性を確認している。

また、異常年検定の結果、代表性を有していると言い難い場合は、被ばく評価に及ぼす影響を確認し、その影響が有意でないことを確認している。

上記のとおり、安全解析に使用している気象資料の代表性及び被ばく評価に及ぼす影響については定期的に確認していることから、安全解析に使用している気象資料の見直しについては、被ばく評価の変更を伴う設置変更許可申請の際に検討を行うこととしている。

玄海原子力発電所については、安全解析に使用する気象資料は 1981 年の資料を使用しているが、至近の発電所敷地で観測されたデータと比較すると、代表性を有しているとは言い難い状況となっている。そのため、今回の被ばく評価の変更を伴う設置変更許可申請に伴い、安全解析に使用する気象資料を、長期間の気象状態に対して代表性が確認されている 2016 年の資料に見直すこととした。

1.1 気象資料の代表性

敷地において観測した 2016 年 1 月から 2016 年 12 月までの 1 年間の気象資料による解析を行うに当たり、この 1 年間の気象資料が長期間の気象状態を代表しているかどうかの検討を行った結果、代表性があると判断した。以下に検定方法及び検定結果を示す。

(1) 検定方法

a. 検定に用いた観測記録

気象資料の代表性を確認するにあたり、標高 37m の観測点及び排気筒高さ付近を代表する標高 70m の観測記録を用いて検定を行った。

b. データ統計期間

統計年：2010 年 1 月～2015 年 12 月
2017 年 1 月～2020 年 12 月 (10 年間)

検定年：2016 年 1 月～2016 年 12 月 (1 年間)

c. 検定方法

異常年かどうか、F 分布検定により検定を行った。

(2) 検定結果

表 1.1-1 に検定結果を示す。また、標高 37m での棄却検定表(風向別出現頻度)及び(風速階級別出現頻度)を表 1.2-2 及び表 1.2-3 に、標高 70m での棄却検定表を表 1.2-4 及び表 1.2-5 に示す。

標高 37m 及び 70m での観測点いずれも、有意水準(危険率) 5%で棄却された項目が 0 個であることから検定年が十分長期間の気象状態を代表していると判断される。

表 1.1-1 異常年検定結果

	観測項目	検定結果
観測点 A (標高 37m)	風向別出現頻度	棄却項目 なし
	風速階級別出現頻度	棄却項目 なし
観測点 B (標高 70m)	風向別出現頻度	棄却項目 なし
	風速階級別出現頻度	棄却項目 なし

表1.1-2 棄却檢定表 (風向出現頻度) (標高37m)

觀測場所：玄海觀測所A点 (標高37m、地上高10m) (%)

統計年 風向	2010	2011	2012	2013	2014	2015	2017	2018	2019	2020	平均値	檢定年 2016	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	4.91	4.78	4.28	3.32	3.67	3.14	2.35	2.03	2.05	2.00	3.25	2.91	5.95	0.55	○
NNE	4.50	4.07	2.69	2.44	3.09	3.63	2.37	2.71	2.75	2.52	3.08	3.45	4.83	1.33	○
NE	11.68	9.84	13.30	10.44	14.17	15.51	9.25	12.80	12.89	11.72	12.16	14.81	16.82	7.50	○
ENE	4.69	6.61	11.39	7.98	10.08	9.84	10.65	10.99	11.51	10.27	9.40	11.25	14.75	4.05	○
E	8.20	7.73	7.07	6.41	6.96	8.26	5.63	6.83	6.82	7.09	7.10	6.49	8.99	5.21	○
ESE	6.56	5.79	6.16	4.89	5.95	6.30	5.51	6.63	6.38	6.43	6.06	5.87	7.34	4.78	○
SE	7.53	5.22	4.90	5.27	4.31	4.25	4.26	5.28	4.90	4.77	5.07	4.34	7.33	2.81	○
SSE	6.32	5.10	4.48	4.44	5.70	5.26	5.57	5.82	4.90	4.65	5.22	5.31	6.70	3.74	○
S	4.61	4.43	3.66	3.44	4.72	5.36	5.02	4.70	4.27	4.33	4.45	5.07	5.82	3.08	○
SSW	2.51	2.84	2.66	2.99	3.88	3.43	2.73	2.75	2.51	3.29	2.96	2.49	4.01	1.91	○
SW	7.32	7.16	5.98	10.67	4.41	2.60	3.61	3.00	3.18	4.07	5.20	2.81	11.27	-0.87	○
WSW	3.11	3.59	3.58	5.02	4.46	3.83	5.74	4.25	4.91	6.04	4.45	4.86	6.74	2.16	○
W	9.97	8.72	8.65	11.29	9.39	10.55	12.29	12.33	13.62	14.47	11.13	11.52	15.93	6.33	○
WNW	10.10	11.41	9.06	9.98	7.09	8.76	9.82	7.43	6.13	7.14	8.69	7.87	12.69	4.69	○
NW	3.86	5.73	6.09	4.43	4.10	4.16	5.07	4.67	4.10	4.31	4.65	3.92	6.42	2.88	○
NNW	1.27	1.54	1.92	1.54	1.83	2.00	2.45	3.14	3.00	2.62	2.13	2.64	3.65	0.61	○
CALM	2.84	5.45	4.12	5.42	6.20	3.13	7.69	4.64	6.08	4.29	4.99	4.39	8.50	1.48	○

表1.1-3 棄却檢定表 (風速出現頻度) (標高37m)

觀測場所：玄海觀測所A点 (標高37m、地上高10m) (%)

統計年 風速	2010	2011	2012	2013	2014	2015	2017	2018	2019	2020	平均値	檢定年 2016	棄却限界(5%)		判定
													上限	下限	
0.0~0.4	2.84	5.45	4.12	5.42	6.20	3.13	7.69	4.64	6.08	4.29	4.99	4.39	8.50	1.48	○
0.5~1.4	31.41	33.03	30.96	31.91	31.10	31.18	29.73	34.15	35.55	31.91	32.09	30.23	36.14	28.04	○
1.5~2.4	30.90	26.16	26.21	23.66	25.60	25.12	24.32	25.61	22.85	25.18	25.56	26.05	30.69	20.43	○
2.5~3.4	15.08	14.65	16.67	14.77	14.45	15.97	13.17	12.61	13.76	14.60	14.57	14.66	17.43	11.71	○
3.5~4.4	7.62	7.74	8.46	8.68	8.43	9.50	8.82	7.96	7.63	8.31	8.32	8.23	9.74	6.90	○
4.5~5.4	3.77	4.46	4.37	5.19	4.70	5.14	5.27	4.56	4.43	4.81	4.67	5.42	5.75	3.59	○
5.5~6.4	2.65	2.90	2.76	2.96	2.86	2.59	3.14	2.84	2.59	3.17	2.85	3.25	3.34	2.36	○
6.5~7.4	1.80	2.34	1.71	2.22	1.87	1.59	2.04	1.75	2.02	2.25	1.96	1.87	2.56	1.36	○
7.5~8.4	1.22	1.38	1.45	1.98	1.31	1.47	1.36	1.42	1.57	1.40	1.46	1.10	1.95	0.97	○
8.5~9.4	0.91	0.97	1.21	1.14	1.14	1.29	1.21	1.11	1.29	1.07	1.13	1.13	1.42	0.84	○
9.5~	1.79	0.93	2.06	2.06	2.35	3.02	3.24	3.36	2.23	2.99	2.40	3.68	4.19	0.61	○

表1.1-4 棄却檢定表 (風向出現頻度) (標高70m)

觀測場所：玄海觀測所B点 (標高70m、地上高45m) (%)

統計年 風向	2010	2011	2012	2013	2014	2015	2017	2018	2019	2020	平均値	檢定年 2016	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	4.64	5.01	4.41	3.67	4.62	3.62	4.13	4.30	4.37	4.05	4.28	3.91	5.30	3.26	○
NNE	5.67	6.16	5.75	5.04	5.33	5.65	5.28	5.74	7.52	5.83	5.80	6.00	7.42	4.18	○
NE	15.57	14.37	17.97	14.15	18.84	17.11	11.98	16.56	16.55	15.17	15.83	16.58	20.61	11.05	○
ENE	7.11	7.65	9.58	7.41	9.40	11.11	10.67	9.75	8.72	8.49	8.99	11.17	12.20	5.78	○
E	5.88	5.65	6.08	5.65	5.72	7.09	4.53	5.77	5.47	6.03	5.79	5.74	7.28	4.30	○
ESE	2.80	2.53	2.48	1.88	2.83	3.02	2.58	3.41	3.03	3.14	2.77	3.04	3.78	1.76	○
SE	3.18	2.12	2.80	2.28	2.49	2.36	1.95	2.37	2.52	2.16	2.42	2.52	3.26	1.58	○
SSE	4.54	3.69	3.84	3.40	3.65	3.80	4.13	4.52	4.52	4.39	4.05	4.56	5.05	3.05	○
S	10.53	9.42	8.57	9.23	9.34	7.70	8.99	7.96	8.73	8.86	8.93	8.12	10.81	7.05	○
SSW	5.56	5.94	4.77	7.49	5.78	6.03	7.89	6.59	6.34	6.94	6.33	5.76	8.53	4.13	○
SW	7.00	7.06	5.16	8.91	6.60	5.43	7.23	5.77	5.85	6.81	6.58	5.73	9.18	3.98	○
WSW	4.15	4.44	3.97	4.98	4.71	4.02	5.34	4.15	4.57	4.67	4.50	4.71	5.55	3.45	○
W	8.32	9.29	7.90	11.33	6.71	8.57	7.50	7.61	8.72	9.58	8.55	7.69	11.63	5.47	○
WNW	7.39	7.09	7.20	7.34	5.74	6.97	7.89	7.35	5.15	6.86	6.90	7.13	8.86	4.94	○
NW	3.52	4.30	3.90	3.02	3.84	3.53	4.02	2.87	2.52	2.83	3.44	2.67	4.85	2.03	○
NNW	2.26	3.43	3.65	2.84	2.86	2.92	4.29	3.74	3.83	3.53	3.34	3.52	4.76	1.92	○
CALM	1.88	1.85	1.96	1.37	1.54	1.07	1.59	1.54	1.60	0.65	1.51	1.16	2.45	0.57	○

表1.1-5 棄却檢定表 (風速出現頻度) (標高70m)

觀測場所：玄海觀測所B点 (標高70m、地上高45m) (%)

統計年 風速	2010	2011	2012	2013	2014	2015	2017	2018	2019	2020	平均値	檢定年 2016	棄却限界(5%)		判定
													上限	下限	
0.0~0.4	1.88	1.85	1.96	1.37	1.54	1.07	1.59	1.54	1.60	0.65	1.51	1.16	2.45	0.57	○
0.5~1.4	7.59	6.81	6.28	7.62	6.30	7.43	5.99	7.25	7.94	6.13	6.93	7.87	8.63	5.23	○
1.5~2.4	11.88	10.69	10.75	10.36	9.95	11.88	10.51	12.65	11.43	10.02	11.01	12.41	13.15	8.87	○
2.5~3.4	14.92	14.23	14.61	13.89	13.46	14.88	14.51	14.72	14.14	13.28	14.26	14.24	15.62	12.90	○
3.5~4.4	14.31	14.61	13.17	13.95	14.61	14.45	15.83	13.78	14.68	14.66	14.41	14.03	16.06	12.76	○
4.5~5.4	10.91	11.98	12.31	12.34	13.70	12.39	12.72	11.55	12.16	13.45	12.35	11.29	14.29	10.41	○
5.5~6.4	8.51	9.58	10.31	9.53	10.49	8.78	10.66	9.10	9.72	11.32	9.80	9.72	11.90	7.70	○
6.5~7.4	7.28	7.66	8.08	7.98	7.70	7.60	7.92	6.68	7.27	8.13	7.63	8.21	8.69	6.57	○
7.5~8.4	5.51	6.20	6.01	6.25	6.05	5.90	5.93	5.52	6.26	6.23	5.99	5.85	6.65	5.33	○
8.5~9.4	4.53	4.53	4.82	4.62	4.51	4.38	4.22	4.12	5.43	4.91	4.61	3.91	5.50	3.72	○
9.5~	12.67	11.86	11.69	12.09	11.68	11.25	10.11	13.09	9.36	11.21	11.50	11.30	14.13	8.87	○

2. 牧草作付範囲の最新化

現行及び今回の牧草作付範囲を図 2-1 及び図 2-2 に示す。発電所周辺の状況を確認し、被ばく評価に使用する牧草作付範囲を設定した。

牧草作付範囲までの距離（3号炉中心）を表 2-1 に示す。

表 2-1 牧草作付範囲までの距離（3号炉中心）
(m)

評価地点 の方位	牧草作付範囲までの距離	
	現行	今回
N E [注]	<u>2,900</u>	二
E N E	-	-
E	<u>4,300</u>	二
E S E	-	-
S E	<u>3,700</u>	<u>4,700</u>
S S E	-	-
S	-	-

[注] 北東方向の対岸

下線は現行と今回で変更となった距離。

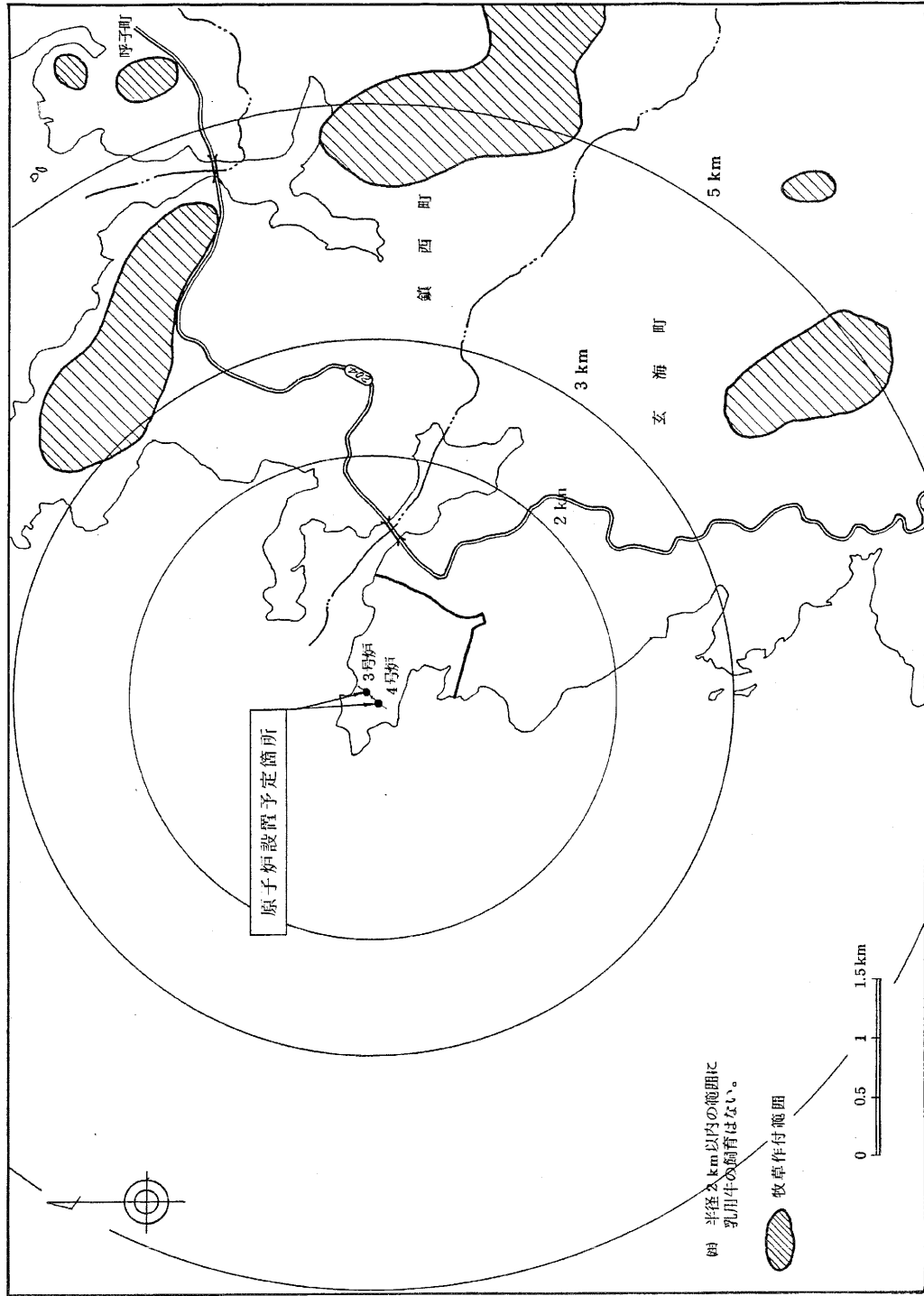


図 2-1 牧草作付範囲（現行）

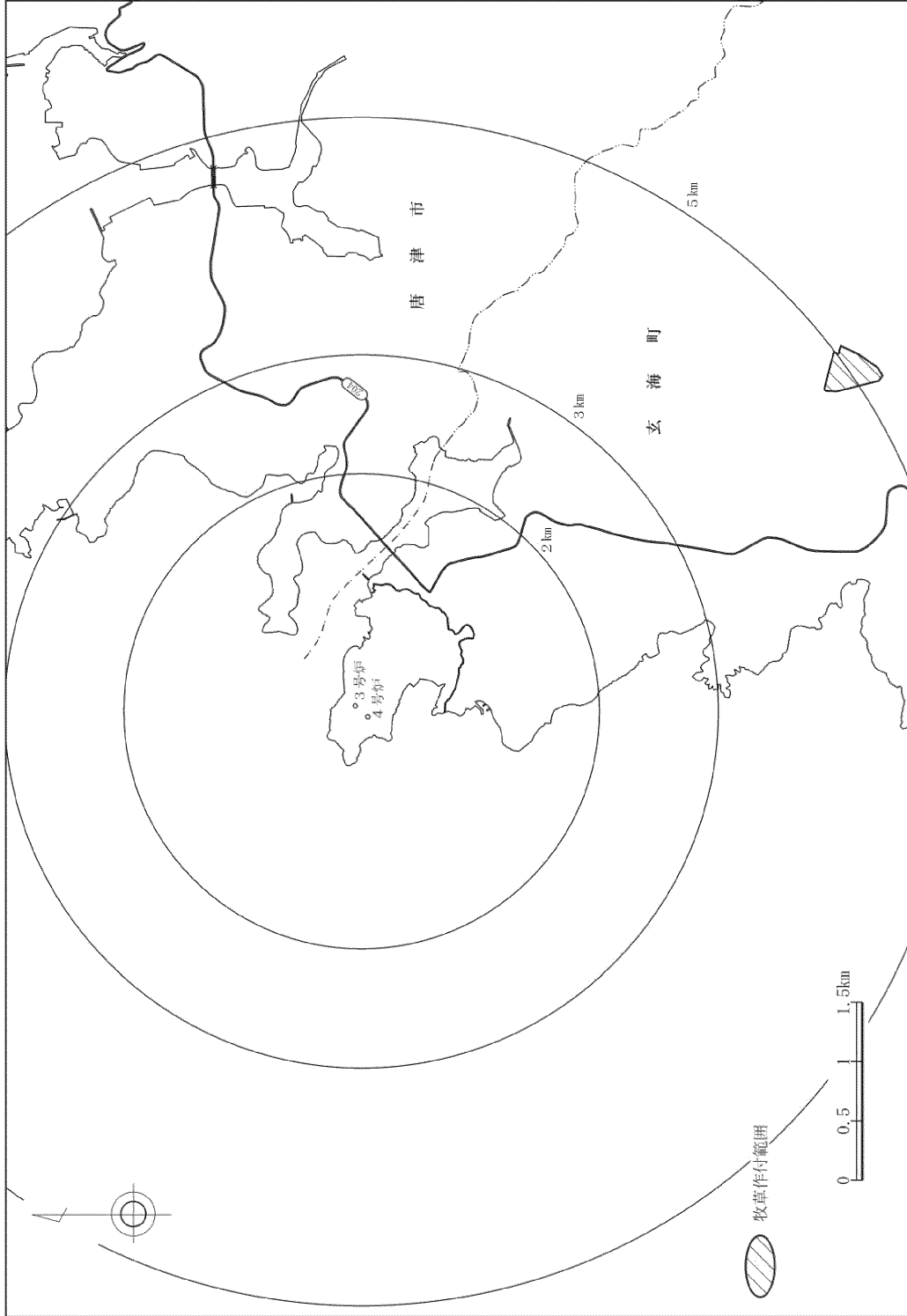


图 2-2 牧草作付範圍 (今回)

3. 排気筒有効高さの変更

発電所内の敷地の造成等の影響を確認するため、「日本原子力学会標準 発電用原子炉施設の安全解析における放出源の有効高さを求めるための風洞実験実施基準：2009」に基づき風洞実験を実施し、排気筒有効高さを確認した。周辺監視区域境界外及び敷地境界外での排気筒有効高さをそれぞれ表 3-1 及び表 3-2 に示す。

表 3-1 周辺監視区域境界外での排気筒有効高さ

(m)

計算地点 の方位	ユニット	周辺監視区域境界外排気筒有効高さ	
		現行	今回
N E	3	90	50
	4	80	45
E N E	3	100	45
	4	80	50
E	3	55	40
	4	80	55
E S E	3	55	50
	4	50	40
S E	3	60	70
	4	60	65
S S E	3	80	55
	4	80	55
S	3	70	60
	4	90	65

表 3-2 敷地境界外での排気筒有効高さ

(m)

計算地点 の方位	ユニット	敷地境界外排気筒有効高さ	
		現行	今回
N E	3	90	50
	4	80	45
E N E	3	100	45
	4	80	50
E	3	55	40
	4	80	60
E S E	3	55	55
	4	55	45
S E	3	60	70
	4	60	70
S S E	3	80	55
	4	80	55
S	3	70	60
	4	90	65

4. 平常運転時の線量評価への影響について

気象資料等の変更により平常運転時における一般公衆の受ける実効線量が変化した主な要因として、希ガス及び気体廃棄物中のよう素による実効線量について考察する。

4.1 希ガスの γ 線による実効線量

希ガスの γ 線による実効線量が最大となる着目方位は、気象資料の変更により、EからNE（対岸）へ変更となった。変更前後における当該方位における排気筒有効高さ及び実効線量をそれぞれ表 4.1-1 及び表 4.1-2 に示す。敷地造成等の影響により、両方位とも排気筒有効高さは低くなっているため、実効線量が増加したと考えられる。また、着目方位NEの排気筒有効高さの低下幅が着目方位Eよりも大きいことから、実効線量が最大となる着目方位がNEになったと考えられる。

表 4.1-1 排気筒有効高さ (m)

着目方位	現行		今回	
	3号炉	4号炉	3号炉	4号炉
NE	90	80	50	45
E	55	80	40	60

表 4.1-2 実効線量(1号、2号、3号及び4号炉合算)

着目方位	3号炉心から敷地等境界までの距離 (m)	現行 (μ Sv/y)	今回 (μ Sv/y)
NE	780	2.3	2.8
E	970	2.5	2.7

4.2 気体廃棄物中のよう素による実効線量

気体廃棄物中のよう素の評価地点（3号炉中心）を表4.2-1に、よう素の年平均地上空気中濃度（1号、2号、3号及び4号炉合算）を表4.2-2にそれぞれ示す。気体廃棄物中のよう素の年平均地上空気中濃度が最大となる着目方位は、敷地境界、敷地等境界ともに気象資料等の変更により、ESEからEへ変更となった。これに伴い、吸入摂取及び葉菜摂取の際のよう素の年平均地上空気中濃度がわずかに上昇した。しかし、牧草作付範囲の最新化により、評価地点までの距離が遠くなったことによる牛乳摂取の際のよう素の年平均地上空気中濃度の低下の影響が大きく、気体廃棄物中のよう素による実効線量としては減少したと考えられる。

表 4.2-1 気体廃棄物中のよう素の評価地点（3号炉中心）

	評価地点			
	現行		今回	
	方位	距離(m)	方位	距離(m)
敷地等境界 (吸入)	ESE	1,030	E	970
敷地境界 (葉菜)	ESE	900	E	890
牧草地境界 (牛乳)	NE	2,900	SE	4,700

表 4.2-2 よう素の年平均地上空気中濃度
(1号、2号、3号及び4号炉合算)

	年平均地上空気中濃度(Bq/cm ³)			
	現行		今回	
	I-131	I-133	I-131	I-133
敷地等境界 (吸入)	1.06×10^{-9}	1.20×10^{-9}	1.10×10^{-9}	1.25×10^{-9}
敷地境界 (葉菜)	1.22×10^{-9}	1.38×10^{-9}	1.25×10^{-9}	1.41×10^{-9}
牧草地境界 (牛乳)	1.64×10^{-10}	1.86×10^{-10}	6.19×10^{-11}	6.90×10^{-11}

玄海原子力発電所における被ばく評価で使用した気象資料について

設置変更許可申請書において、被ばく評価の変更がある際には、その時点での代表性が確認された気象資料を使用している。玄海原子力発電所における被ばく評価にて使用した気象資料を表 1 に示す。

表 1 玄海原子力発電所における被ばく評価にて使用した気象資料

申請案件	申請年	気象資料
1号設置	1970年	1968年11月～1969年10月
3/4号増設	1982年	1981年
1/2号55G+CIR	2003年	1981年
3号MOX	2004年	1981年
4号55G	2022年	2016年

1. 安全解析に使用した気象資料について

1.1 1968年11月～1969年10月の気象資料

玄海原子力発電所1号炉の設置に係る安全審査に向けて、敷地内に気象測器を設置し、その後1年間に観測された気象資料を使用した。

1.2 1981年1月～1981年12月の気象資料

玄海原子力発電所3号炉及び4号炉の増設に係る安全審査に向けて、敷地内の別の場所に新たに気象測器を設置し、観測された1年間の気象資料を使用した。

その後、玄海原子力発電所1号炉及び2号炉のステップ2燃料の使用並びに3号炉のMOX燃料の使用に際して、被ばく評価を行うため、異常年検定によりその時点での代表性の確認を行った。その結果、1981年の気象資料が棄却されなかったことから、安全解析に使用する気象資料の変更は行っていない。

1.3 2016年1月～2016年12月の気象資料

玄海原子力発電所4号炉のステップ2燃料の使用に伴い、被ばく評価を行うため、異常年検定により代表性の確認を行った。その結果を表1.3-1に示す。1981年の気象資料の代表性が棄却されたことから、長期間の気象状態を代表する気象資料として、2016年の気象資料を安全解析に使用する。

表 1.3-1 異常年検定結果

検定年：1981 年 1 月～1981 年 12 月（1 年間）

基準年：2011 年 1 月～2020 年 12 月（10 年間）

判定：○…採択、×…棄却

項目	玄海観測所 A	玄海観測所 B	
風向 (風向別出現頻度)	N	×	○
	NNE	×	○
	NE	○	○
	ENE	×	○
	E	×	×
	ESE	×	○
	SE	○	○
	SSE	×	○
	S	×	○
	SSW	×	○
	SW	○	○
	WSW	○	○
	W	○	○
	WNW	○	×
	NW	○	×
	NNW	○	×
CALM	○	○	
風速 (風速階級別出現頻度)	0.0～0.4m/s	○	○
	0.5～1.4m/s	×	○
	1.5～2.4m/s	×	○
	2.5～3.4m/s	×	○
	3.5～4.4m/s	×	○
	4.5～5.4m/s	×	○
	5.5～6.4m/s	×	○
	6.5～7.4m/s	×	○
	7.5～8.4m/s	×	×
	8.5～9.4m/s	×	○
	9.5m/s 以上	○	○
棄却数	17	5	

玄海原子力発電所風洞実験結果の概要について

1. 実験目的

被ばく評価に使用する排気筒有効高さについて、敷地の造成等の影響を確認するため、「日本原子力学会標準 発電用原子炉施設の安全解析における放出源の有効高さを求めるための風洞実験実施基準：2009」に基づき、風洞実験を実施した。

玄海原子力発電所の風洞実験の結果を以下に示す。

2. 実施条件

2.1 風洞風速

風洞風速(U)は、一様流中で6m/sとした。

2.2 実験風向

実験風向については、事故時、平常時ともに海側方位を除く7方位について実験を行った。

2.3 風洞気流設定条件

風洞の気流は、野外の大気安定度をほぼ中立の状態とし、下記条件とした。

(1) 平均風速鉛直分布

平均風速鉛直分布を、高さの約1/7乗に比例させた。

(2) 主流方向の乱流強度

地上高度30mでの主流方向の乱流強度を約14%とした。

(3) 風速境界層厚さ

風速境界層厚さは地上高度400m以上とした。

2.4 ガス排出方式

水平にトレーサガスを放出するΓ型模型排気筒を用いた。(図2.4-1参照)

2.5 模型縮尺及び範囲

模型縮尺1/2000で、発電所風下5.3kmの範囲を再現した。(図2.5-1参照)

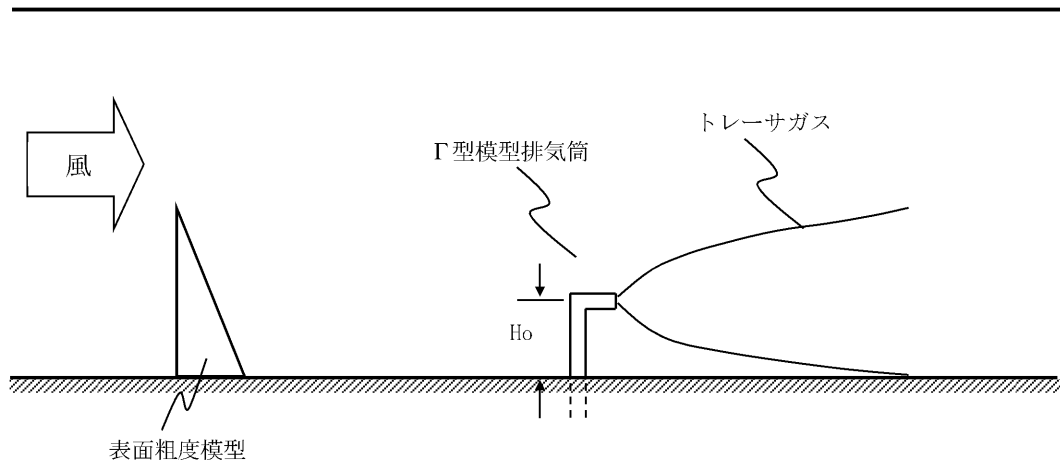


図 2.4-1 Γ型模型排気筒によるトレーサガスの放出概念図

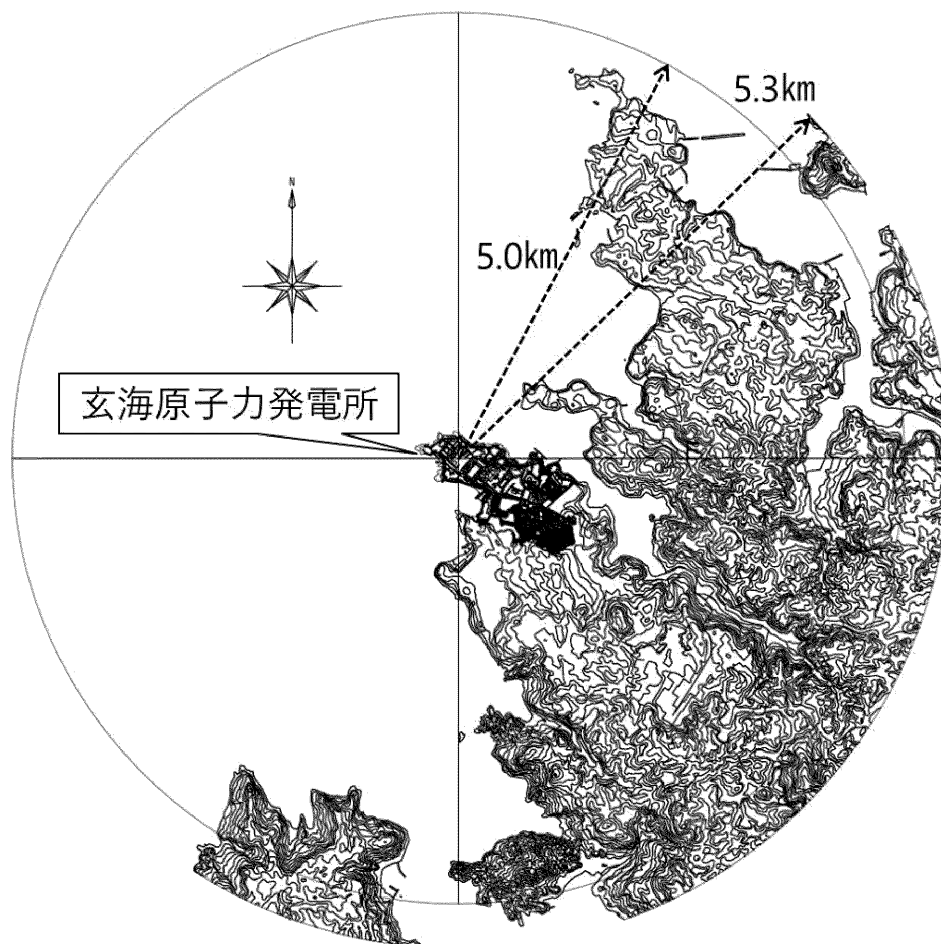


図 2.5-1 模型範囲図 (国土地理院 2 万 5000 分の 1 地形図)
(模型縮尺 1/2000)

3. 実施条件

3.1 風洞風速

(1) 気流条件測定

平地上に空間渦発生装置や地表面粗度要素（気流制御装置）を置いた状態で、高さ毎の平均風速と乱流強度を測定した。

(2) 地表濃度分布測定

模型排気筒の放出源高さを $H_0=0, 20, 40, 60, 80, 100, 150, 200, 250\text{m}$ に変化させて地表濃度分布を測定した。

(3) 大気安定度の確認

放出源高さ $H_0=0\text{m}$ でトレーサガスの鉛直方向濃度分布を排気筒風下 1km、2km、3km、4km、5km の 5 地点で測定し、この分布から鉛直方向の拡がりのパラメータ (σ_z) を解析して大気安定度を確認した。また、(2) の地表面濃度分布の測定結果より、水平方向の拡がりのパラメータ (σ_y) も解析し、大気安定度を確認した。

3.2 模型実験

平地実験にて風洞気流設定条件が満足されていることを確認した後、風洞内に地形模型を設置して、模型排気筒から放出されるトレーサガスの、地表濃度分布を測定した。

なお、トレーサガスを放出する模型排気筒の放出源高さを事故時と平常時で各々以下のとおり設定し地表濃度分布を測定した。

(1) 事故時

排気筒高さ H_s を放出源高さ H_0 として、トレーサガスを放出した。

(2) 平常時

次式で計算される放出源高さ H_0 から、トレーサガスを放出した。

$$H_0 = H_s + 3.0 \times D \times W / U = H_s + \Delta H$$

ここで、 H_s : 排気筒高さ (m)

D : 排気筒出口の内径 (m)

W : 排気速度 (m/s)

U : 風速 (m/s)

ΔH : 吹上げ高さ (m)

排気筒条件を表 3.2-1 に、放出源高さの一覧を表 3.2-2 に示す。

表 3.2-1 排気筒条件

名称	排気筒出口の口径 D(m)	排気速度 W(m/s)
3号炉排気筒	3.16	17.6
4号炉排気筒	2.26	23.5

表 3.2-2 放出源高さ

着目 方位	風速逆数 平均 (s/m)	放出源高さ H_0 (m)			
		3号炉排気筒		4号炉排気筒	
		事故時	平常時※	事故時	平常時※
N	—	—	—	—	—
NNE	—	—	—	—	—
NE	0.23	54.7	93.0	54.7	91.0
ENE	0.18	54.7	84.0	54.7	83.0
E	0.16	54.7	81.0	54.7	80.0
ESE	0.19	54.7	86.0	54.7	84.0
SE	0.30	54.7	104.0	54.7	102.0
SSE	0.27	54.7	99.0	54.7	97.0
S	0.26	54.7	98.0	54.7	96.0
SSW	—	—	—	—	—
SW	—	—	—	—	—
WSW	—	—	—	—	—
W	—	—	—	—	—
WNW	—	—	—	—	—
NW	—	—	—	—	—
NNW	—	—	—	—	—

※平常時の放出源高さは、小数点以下切り捨てとした。

4. 実験方法

4.1 風洞

拡散風洞としては図 4.1-1 に示す幅 6m×高さ 5m×長さ 30m の大型境界層風洞を使用した。

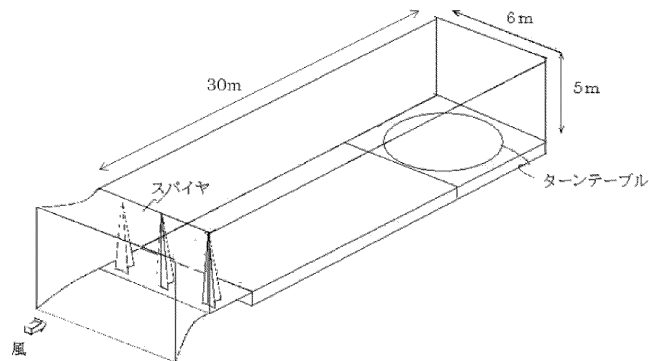


図 4.1-1 風洞実験設備概要

4.2 濃度測定

図 4.2-1 に濃度測定系の概要を示す。排気筒より放出されたトレーサガス (CH_4) は風に流されながら拡散した後、空間濃度トラバース装置に設置された底部が開いている多数のガス吸引管より低速で同時吸引され、全炭化水素分析計によって自動的に濃度分析される。ガス吸引管を各吸引点まで空間濃度トラバース装置で移動し、格子状に地表濃度を計測した。

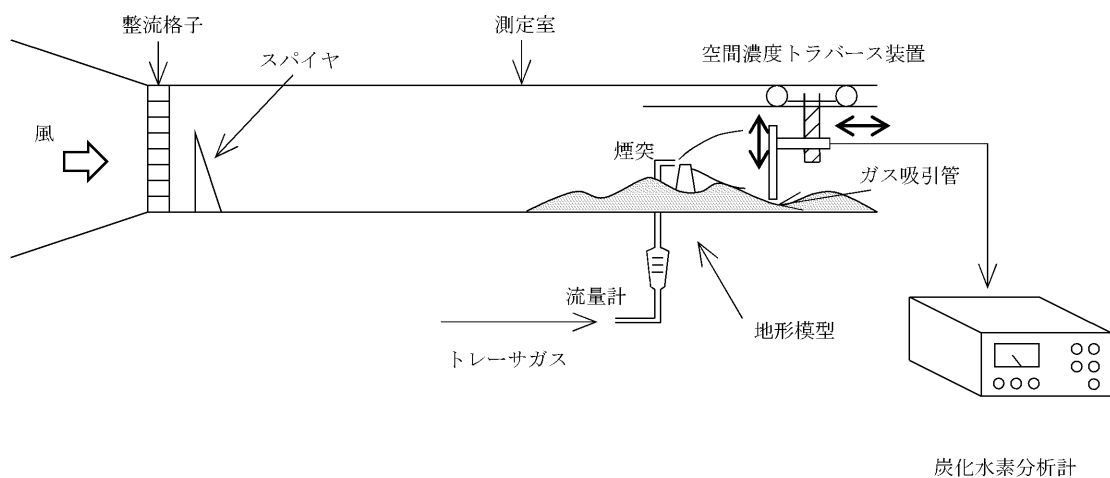


図 4.2-1 測定系概要

5. 実験結果

5.1 気流条件

(1) 風速境界層の確認

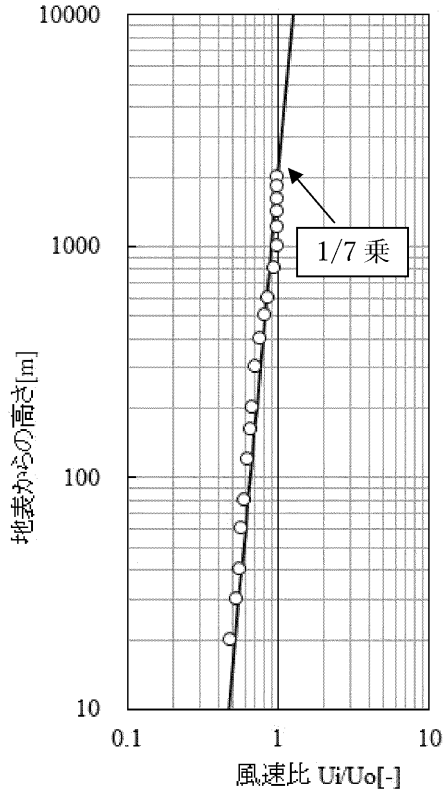
地表濃度分布の測定に先立ち、風洞内の気流条件を制御し、高度別の平均風速と乱流強度を測定した結果を図 5.1-1 に示す。この結果から、以下のとおり実施基準を満足していることが確認できた。

- a. 風速境界層内において、平均風速の鉛直分布は高さの約 1/7 乗に比例している。
- b. 風速境界層内において、地表付近(高度 30m)の主流方向乱流強度は 14% 程度に制御できている。
- c. 風速境界層厚さは、400m 以上の境界層厚さが再現できている。

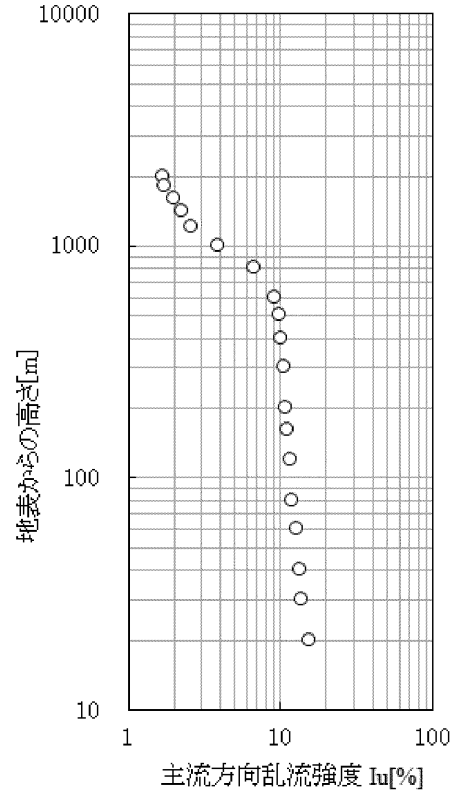
(2) 大気安定度の確認

風洞気流の水平方向の拡がりのパラメータ σ_y と鉛直方向の拡がりのパラメータ σ_z を図 5.1-2 に示す。この結果から、 σ_y 、 σ_z ともにほぼ大気安定度中立 (C~D) が再現でき、実施基準を満足していることが確認できた。図 5.1-2 a) の σ_z は放出源高さを 0m として測定した。

U_i : 各高度の風速
 U_o : 上層の風速



a) 主流方向流れ

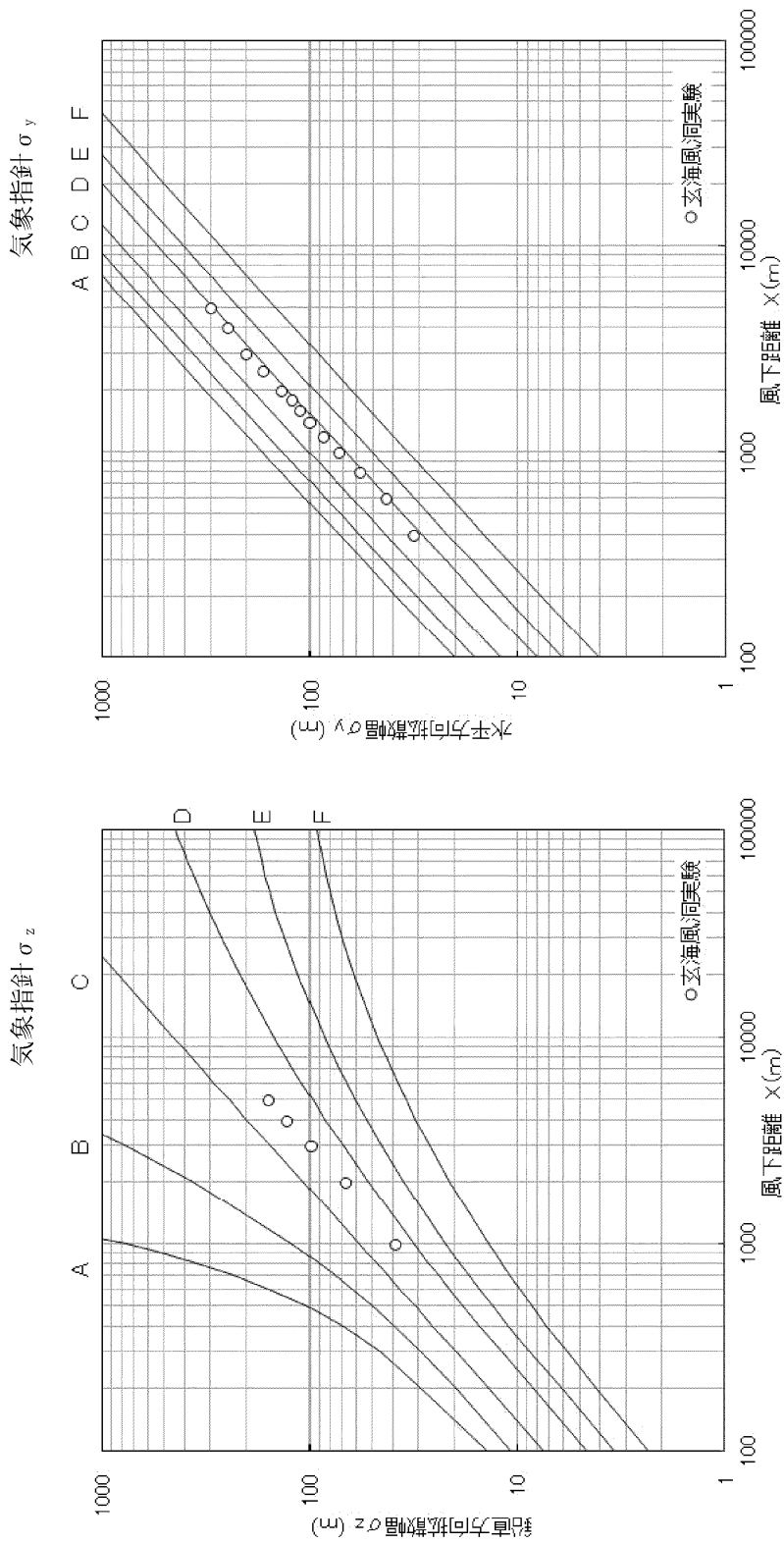


b) 主流方向乱流強度

図 5.1-1 平地気流計測結果

大気安定度分類

階級	安定度
A	強不安定
B	不安定
C	弱不安定
D	中立
E	弱安定
F	安定



a) 鉛直方向の拡がりのパラメータ
 b) 水平方向の拡がりのパラメータ

図 5.1-2 鉛直及び水平方向の拡がりのパラメータ

5.2 平地実験

平地実験で放出源高さを $H_0=0、20、40、60、80、100、150、200、250\text{m}$ と変化させ地表濃度を測定した。得られた地表濃度分布から、風下距離毎の地表濃度の最大値 UC/Q (m^{-2}) を読みとり、風下方向の地表煙軸濃度分布を求めた。

U : 上空風速 (m/s)

C : 各計測点の地表濃度 (m^3/m^3)

Q : トレーサガス放出流量 (m^3/s)

$$Q = \pi / 4 \cdot Dt^2 \cdot Vg$$

Dt : 模型排気筒の内径 (m)

Vg : トレーサガス放出速度 (m/s)

地表煙軸濃度分布を図 5.2-1 に示す。なお、図中には、実験結果にフィットさせた近似曲線を太線で記載し、放出源高さ 10m 毎の内挿曲線を細線で記載した。

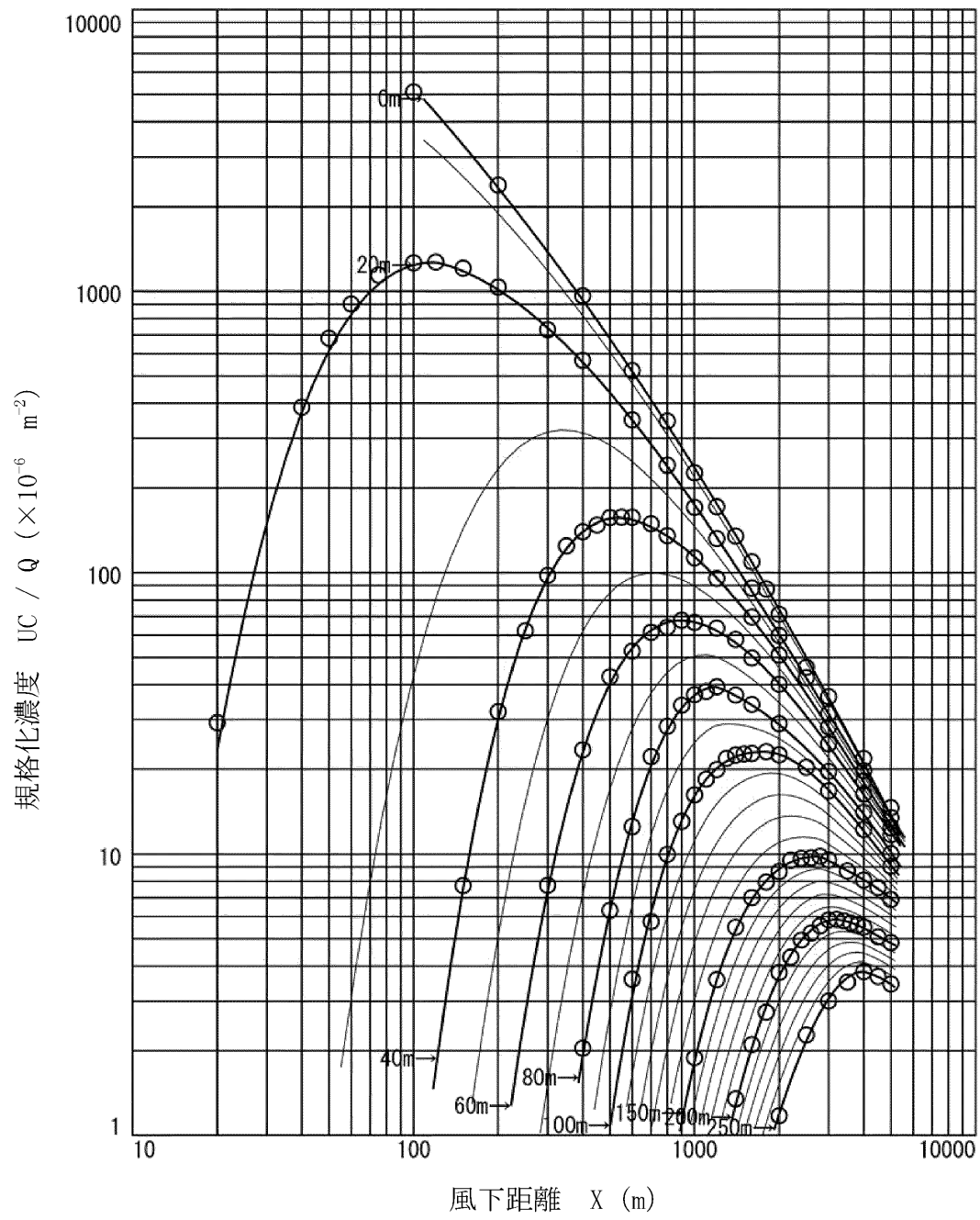


図 5.2-1 地表煙軸濃度分布

5.3 排気筒有効高さの解析結果

以下の手順により排気筒有効高さを解析した。(図 5.3-1 参照) 結果を表 5.3-1 にまとめた。

- (1) 平地にて、放出源高さ (H_0) ごとに地表濃度を計測し、それより得られた地表煙軸濃度分布をプロットする。(図 5.3-1 の①)
- (2) 次に地形での地表濃度を計測し、それより得られた地表煙軸濃度分布をプロットする。(図 5.3-1 の②)
- (3) 予め定められた評価地点以遠の地形での地表煙軸濃度分布に着目する。(図 5.3-1 の③)
- (4) 評価地点以遠で、地形での各風下距離の地表煙軸濃度 (図 5.3-1 の②) が、平地の何 m の放出源高さから放出された濃度に相当するか解析する。(図 5.3-1 の④)
- (5) 上記(4)で解析した放出源高さの内、最も低い高さを排気筒有効高さとする。(図 5.3-1 の⑤ ; この例では 120m となる)

また、模型実験での地表煙軸濃度分布の例として、平常時被ばく評価の希ガスによる実効線量が最大となる着目方位 NE (3号炉中心) の結果を図 5.3-2、4号炉の事故時被ばく評価の実効線量が最大となる着目方位 SE (4号炉中心) の結果を図 5.3-3 に示す。

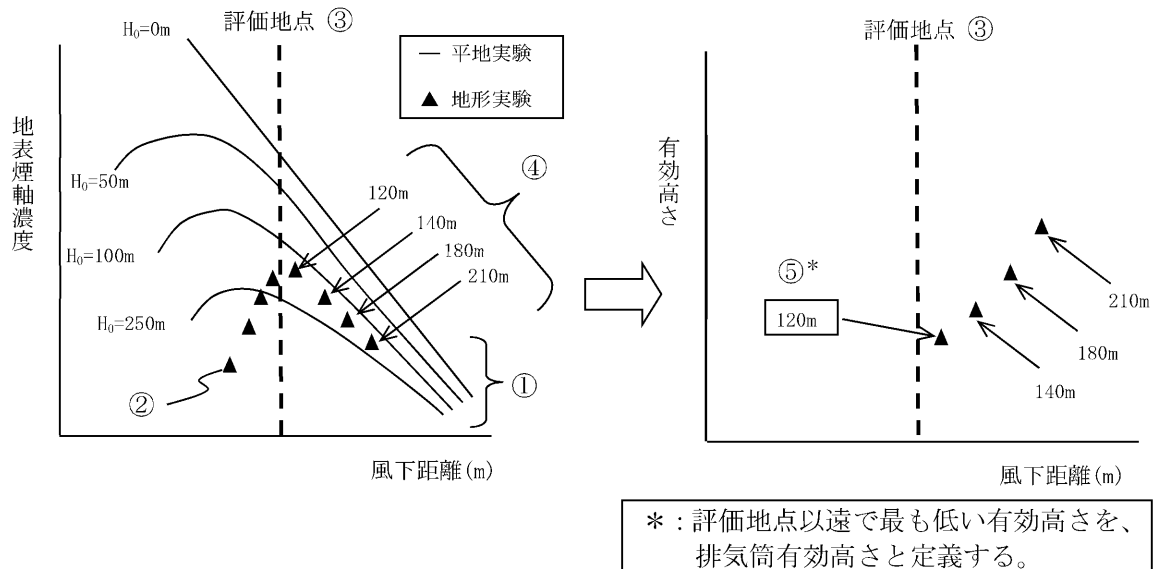


図 5.3-1 排気筒有効高さの解析例

表 5.3-1 有効高さ一覧

着目 方位	3号炉排気筒			4号炉排気筒		
	平常時		事故時	平常時		事故時
	評価 距離①	評価 距離②	評価 距離③	評価 距離①	評価 距離②	評価 距離③
N	-	-	-	-	-	-
NNE	-	-	-	-	-	-
NE	50 (780)	50 (780)	30 (780)	45 (920)	45 (920)	30 (920)
ENE	45 (940)	45 (940)	40 (940)	50 (1080)	50 (1080)	40 (1080)
E	40 (780)	40 (890)	35 (970)	55 (700)	60 (970)	55 (1050)
ESE	50 (640)	55 (900)	45 (1030)	40 (690)	45 (960)	40 (1070)
SE	70 (820)	70 (940)	45 (1010)	65 (710)	70 (930)	45 (930)
SSE	55 (740)	55 (860)	30 (860)	55 (630)	55 (680)	30 (680)
S	60 (710)	60 (740)	35 (740)	65 (520)	65 (640)	30 (640)
SSW	-	-	-	-	-	-
SW	-	-	-	-	-	-
WSW	-	-	-	-	-	-
W	-	-	-	-	-	-
WNW	-	-	-	-	-	-
NW	-	-	-	-	-	-
NNW	-	-	-	-	-	-

評価距離①は周辺監視区域境界、評価距離②は敷地境界、評価距離③は敷地等境界を示す。

上段：有効高さ 下段（ ）：評価距離 表中の単位は（m）

着目方位	NE
排気筒	3号炉
評価距離①	780m
評価距離②、③	780m

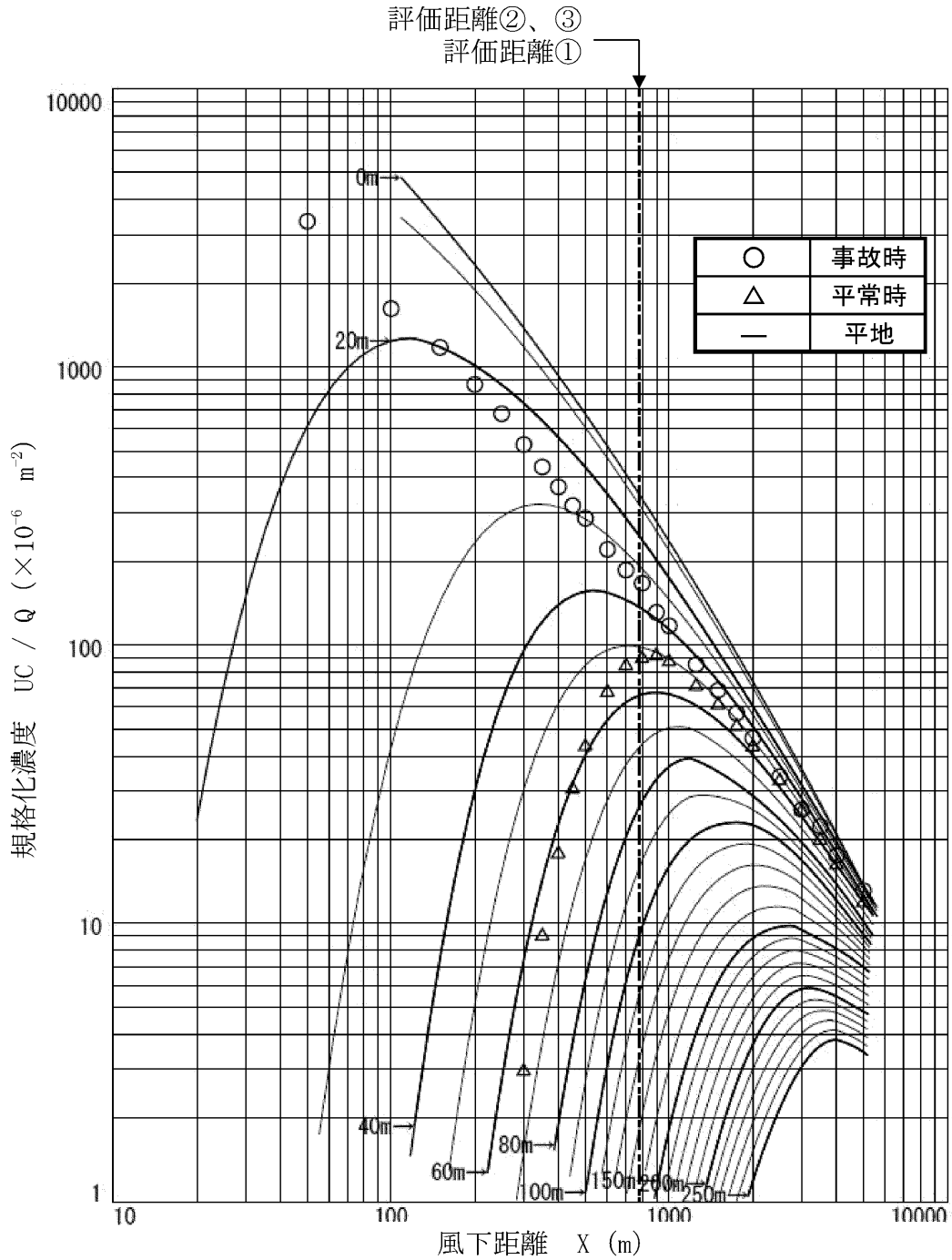


图 5.3-2 地表煙軸濃度分布 (着目方位：NE、放出源：3号炉排気筒)

着目方位	S E
排気筒	4号炉
評価距離①	710m
評価距離②、③	930m

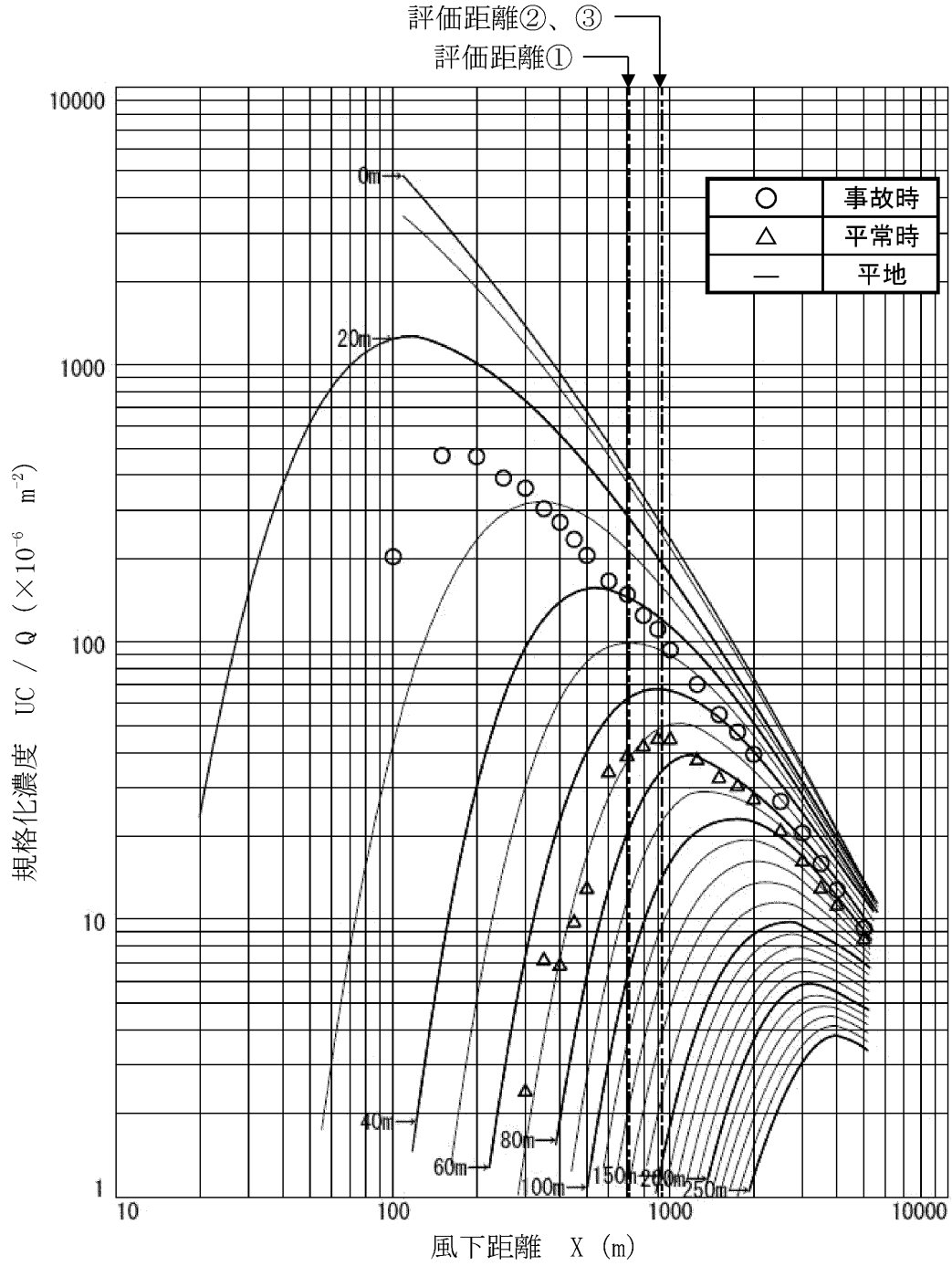


图 5.3-3 地表煙軸濃度分布 (着目方位: S E、放出源: 4号炉排気筒)

安全解析に使用している気象資料の更新について

設置許可申請書の安全解析に使用している気象資料の更新の考え方について、以下に示す。

○設置許可申請書の安全解析に使用している気象資料については、定期的に以下の確認を行っている。

- 至近 10 年間の観測記録との比較（異常年検定）を行い、敷地を代表する気象であるか（至近の気象状態と比較して同等であるか）の確認を行う。
- 異常年検定の結果において同等と判断できない場合は、気象指針の解説*を参考に最近 10 年間の相対濃度の変動を算出し、既許可の気象資料の相対濃度との比率を整理する。
- その結果において、比率が気象指針に示される変動範囲内に収まっている場合は、被ばく評価への影響は軽微であると考えられることから、設置許可申請書に使用している気象資料の更新は不要と判断している。

○既許可の気象資料（1981 年）は上記の確認の結果、更新は「不要」と判断していた。（確認結果については、玄海原子力発電所 3 号機及び 4 号機の第 1 回安全性向上評価届出書にて記載している。）

○なお、被ばく評価を見直す設置更新許可申請案件があり、かつ、異常年検定において既許可の気象資料が至近の気象状態と比較して同等と判断できない場合は、更新は「不要」と判断している場合であっても、新たな代表性のある気象資料を用いて被ばく評価を実施することとしている。

○今回の高燃焼度燃料使用に伴う申請は被ばく評価を見直す申請案件であり、かつ、異常年検定において既許可の気象資料（1981 年）が至近の気象状態と比較して同等と判断できないため、更新は「不要」と判断しているものの、被ばく評価で用いる気象資料を代表性のある 2016 年の気象資料に更新している。

※「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」の解説 X. 記載の抜粋

1. 気象現象の年変動

気象現象は、ほぼ 1 年周期でくり返されているが、年による変動も存在する。

このため、想定事故時の線量計算に用いる相対濃度についてその年変動を比較的長期にわたって調査してみると、相対濃度の平均値に対する各年の相対濃度の偏差の比は、30%以内であった。

37条

重大事故等の拡大の防止等
(有効性評価)

<目 次>

1. 基本方針
 - 1.1 要求事項に対する適合性（3号炉）
 - (1) 適合性説明
 - 1.2 要求事項に対する適合性（4号炉）
 - (1) 適合性説明

2. 重大事故等の拡大の防止等（有効性評価）
 - 2.1 概要
 - 2.2 評価事象
 - 2.3 解析上の取扱いの主な変更内容
 - 2.4 評価結果
 - 2.5 まとめ
 - (別添) 各事故の説明

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性（3号炉）

（1）適合性説明

（重大事故等の拡大の防止等）

第三十七条

- 2 発電用原子炉施設は、重大事故が発生した場合において、原子炉格納容器の破損及び工場等外への放射性物質の異常な水準の放出を防止するために必要な措置を講じたものでなければならない。
- 3 発電用原子炉施設は、重大事故に至るおそれがある事故が発生した場合において、使用済燃料貯蔵槽内の燃料体又は使用済燃料（以下「貯蔵槽内燃料体等」という。）の著しい損傷を防止するために必要な措置を講じたものでなければならない。
- 4 発電用原子炉施設は、重大事故に至るおそれがある事故が発生した場合において、運転停止中における発電用原子炉内の燃料体（以下「運転停止中原子炉内燃料体」という。）の著しい損傷を防止するために必要な措置を講じたものでなければならない。

適合のための設計方針

2 について

重大事故が発生した場合において、想定した格納容器破損モードに対して、原子炉格納容器破損及び放射性物質の発電所の外への異常な放出を防止するために必要な措置を講じる設計とする。

3 について

重大事故に至るおそれがある事故が発生した場合において、想定した事故に対して、使用済燃料ピット内に貯蔵されている燃料体等の著しい損傷を防止するために必要な措置を講じる設計とする。

4 について

重大事故に至るおそれがある事故が発生した場合において、想定した運転停止中事故シーケンスグループに対して、運転停止中における発電用原子炉内の燃料体の著しい損傷を防止するために必要な措置を講じる設計とする。

1.2 要求事項に対する適合性（4号炉）

（1）適合性説明

（重大事故等の拡大の防止等）

第三十七条 発電用原子炉施設は、重大事故に至るおそれがある事故が発生した場合において、炉心の著しい損傷を防止するために必要な措置を講じたものでなければならない。

2 発電用原子炉施設は、重大事故が発生した場合において、原子炉格納容器の破損及び工場等外への放射性物質の異常な水準の放出を防止するために必要な措置を講じたものでなければならない。

3 発電用原子炉施設は、重大事故に至るおそれがある事故が発生した場合において、使用済燃料貯蔵槽内の燃料体又は使用済燃料（以下「貯蔵槽内燃料体等」という。）の著しい損傷を防止するために必要な措置を講じたものでなければならない。

4 発電用原子炉施設は、重大事故に至るおそれがある事故が発生した場合において、運転停止中における発電用原子炉内の燃料体（以下「運転停止中原子炉内燃料体」という。）の著しい損傷を防止するために必要な措置を講じたものでなければならない。

適合のための設計方針

1 について

重大事故に至るおそれがある事故が発生した場合において、想定した事故シーケ

ンスグループに対して、炉心の著しい損傷を防止するために必要な措置を講じる設計とする。

2 について

重大事故が発生した場合において、想定した格納容器破損モードに対して、原子炉格納容器破損及び放射性物質の発電所の外への異常な放出を防止するために必要な措置を講じる設計とする。

3 について

重大事故に至るおそれがある事故が発生した場合において、想定した事故に対して、使用済燃料ピット内に貯蔵されている燃料体等の著しい損傷を防止するために必要な措置を講じる設計とする。

4 について

重大事故に至るおそれがある事故が発生した場合において、想定した運転停止中事故シーケンスグループに対して、運転停止中における発電用原子炉内の燃料体の著しい損傷を防止するために必要な措置を講じる設計とする。

2. 重大事故等の拡大の防止等（有効性評価）

2.1 概 要

本発電用原子炉施設において、「運転中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故」、「運転中の原子炉における重大事故」、「使用済燃料ピットにおける重大事故に至るおそれがある事故」及び「運転停止中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故」（以下「重大事故等」という。）が発生した場合にも、炉心の著しい損傷の防止、燃料体又は使用済燃料（以下「燃料体等」という。）の著しい損傷の防止、燃料体の著しい損傷の防止あるいは原子炉格納容器の破損及び発電所外への放射性物質の異常な水準の放出の防止に講じることとしている措置（以下「重大事故等対策」という。）が有効であることを確認している。

玄海原子力発電所 4 号炉において、燃料集合体最高燃焼度が 55,000MWd/t の高燃焼度燃料（以下「ステップ 2 燃料」という。）を使用した場合でも、重大事故等対策が引き続き有効であることを示す。

2.2 評価事象

今回の変更申請に伴い、重大事故等対策の有効性評価の条件に影響がある事象は以下のとおりである。

- (1) 重大事故
 - a. 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）
(Cs-137 の放出量評価のみ)
- (2) 使用済燃料ピットにおける重大事故に至るおそれがある事故
 - a. 想定事故 1
 - b. 想定事故 2
- (3) 運転停止中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故
 - a. 反応度の誤投入

また、今回の変更申請に伴い、重大事故等対策の有効性評価の条件に影響はないが、必要な資源の評価に影響がある事象は以下のとおりである。

- (1) 運転中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故
 - a. 全交流動力電源喪失
 - b. 原子炉停止機能喪失

なお、以下の事象については今回の申請において変更はない。

○運転中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故

- ・ 2次冷却系からの除熱機能喪失
- ・ 原子炉補機冷却機能喪失
- ・ 原子炉格納容器の除熱機能喪失
- ・ ECCS 注水機能喪失
- ・ ECCS 再循環機能喪失

- ・格納容器バイパス

○重大事故

- ・ 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）

（事象進展解析）

- ・ 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過温破損）

- ・ 高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

- ・ 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

- ・ 水素燃焼

- ・ 溶融炉心・コンクリート相互作用

○運転停止中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故

- ・ 崩壊熱除去機能喪失（余熱除去系の故障による停止時冷却機能喪失）

- ・ 全交流動力電源喪失

- ・ 原子炉冷却材の流出

2.3 解析上の取扱いの主な変更内容

今回の変更申請における解析上の取扱いの主な変更内容は以下のとおりである。

(1) 運転中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故

- a. 全交流動力電源喪失
- b. 原子炉停止機能喪失

変更内容：必要な資源（水源）の評価

(2) 重大事故

- a. 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）
(Cs-137 の放出量評価のみ)

変更内容：炉心内蓄積量

(3) 使用済燃料ピットにおける重大事故に至るおそれがある事故

- a. 想定事故 1
- b. 想定事故 2

変更内容：使用済燃料ピット崩壊熱、実効増倍率計算方法

(4) 運転停止中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故

- a. 反応度の誤投入

変更内容：初期ほう素濃度、臨界ほう素濃度

2.4 評価結果

今回の変更申請において、「2.3 解析上の取扱いの主な変更内容」を踏まえて評価した結果は以下のとおりであり、各評価項目を満足する。

(1) 運転中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故

- a. 全交流動力電源喪失
- b. 原子炉停止機能喪失

項目	必要な資源（水源）の評価
全交流動力電源喪失	事故後、16.5時間までに、復水ピット補給用水中ポンプによる復水ピットへの給水を行うことが必要。 復水ピットへの補給は、事故後約8時間以降で対応可能なことから、蒸気発生器への継続的な注水が可能。
原子炉停止機能喪失	

(2) 重大事故

- a. 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）

（Cs-137の放出量評価のみ）

項目	Cs-137の放出量
判断基準	放射性物質の総放出量は、放射性物質による環境への汚染の視点も含め、環境への影響をできるだけ小さくとどめるものであること。（<100TBq）
格納容器過圧破損 （7日間）	約5.5TBq

(3) 使用済燃料ピットにおける重大事故に至るおそれがある事故

- a. 想定事故1
- b. 想定事故2

項目	冷却停止から沸騰開始までの時間	使用済燃料ピット水位が放射線の遮へいが維持できる最低水位まで低下する時間	使用済燃料ピットへの注水を開始する時間	未臨界の維持(実効増倍率)
判断基準	<ul style="list-style-type: none"> 燃料有効長頂部が冠水していること。 放射線の遮へいが維持される水位を確保すること。 未臨界が維持されていること。 			
想定事故1	約13時間	約2.1日	7時間50分	0.939
想定事故2	約11時間	約1.3日	7時間50分	0.939

(4) 運転停止中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故

a. 反応度の誤投入

項目	燃料有効長頂部の水位維持	遮へいが維持される水位の確保	未臨界の確保
判断基準	<ul style="list-style-type: none"> 燃料有効長頂部が冠水していること。 放射線の遮へいが維持される水位を確保すること。 未臨界を確保すること 		
反応度の誤投入	炉心は満水が維持されており、燃料有効長頂部が冠水している状態であるとともに、原子炉容器ふたが閉止されている状態であることから、放射線の遮へいを維持できる。		運転員が異常状態を検知し、希釈停止を行うまでに十分な時間余裕(10分以上)があることから未臨界を確保できる。 警報発信：約68分 臨界：警報発信から約16分

2.5 まとめ

ステップ2燃料の使用に伴い、重大事故等対策が有効であることを確認するため、評価を実施した。その結果は「2.4 評価結果」に示すとおり、評価項目を満足することを確認した。

別添

各事故の説明

目 次

1. 重大事故等への対処に係る措置の有効性評価の基本的考え方
 - 1.5 有効性評価における解析の条件設定の方針 …… 37 条-別添-1.5-1
 - 1.9 参考文献 …… 37 条-別添-1.9-1
2. 運転中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故
 - 2.2 全交流動力電源喪失 …… 37 条-別添-2.2-1
 - 2.5 原子炉停止機能喪失 …… 37 条-別添-2.5-1
3. 重大事故
 - 3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）
 - 3.1.1 格納容器過圧破損 …… 37 条-別添-3.1-1
4. 使用済燃料ピットにおける重大事故に至るおそれがある事故
 - 4.1 想定事故 1 …… 37 条-別添-4.1-1
 - 4.2 想定事故 2 …… 37 条-別添-4.2-1
5. 運転停止中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故
 - 5.4 反応度の誤投入 …… 37 条-別添-5.4-1
6. 必要な要員及び資源の評価
 - 6.3 重大事故等対策に必要な水源、
燃料及び電源の評価結果 …… 37 条-別添-6.3-1

※本資料では、既許可の内容から変更となった箇所を赤枠で示す。

添付資料 目次

(1. 重大事故等への対処に係る措置の有効性評価の基本的考え方)

(1.5 有効性評価における解析の条件設定の方針)

添付資料 1.5.5 重大事故等対策の有効性評価に用いた崩壊熱の設定について

添付資料 1.5.9 使用済燃料ピットの水位低下及び遮へいに関する評価条件について

(2. 運転中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故)

(2.2 全交流動力電源喪失)

添付資料 2.2.22 燃料、水源、電源負荷評価結果について (全交流動力電源喪失)

(2.5 原子炉停止機能喪失)

添付資料 2.5.4 原子炉停止機能喪失解析に使用する炉心データの取り扱い

添付資料 2.5.12 燃料、水源評価結果について (原子炉停止機能喪失)

(3. 重大事故)

(3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損))

(3.1.1 格納容器過圧破損)

添付資料 3.1.1.7 Cs-137の大気への放出量評価

添付資料 3.1.1.9 原子炉格納容器への放射性物質の放出割合の設定について

添付資料 3.1.1.13 フィルタ除去効率の設定について

添付資料 3.1.1.19 Cs-137放出量評価の評価期間について

添付資料 3.1.1.27 Cs-137の環境への放出放射能量評価におけるアニュラス空気浄化設備起動操作の時間余裕について

(4. 使用済燃料ピットにおける重大事故に至るおそれがある事故)

(4.1 想定事故1)

添付資料 4.1.2 使用済燃料ピットの水位低下及び遮へいに関する評価について

添付資料 4.1.4 使用済燃料ピットにおける重大事故発生時の補給頻度について

添付資料 4.1.5 評価条件の不確かさの影響評価について (想定事故1)

(4.2 想定事故2)

添付資料 4.2.2 安定停止状態について

添付資料 4.2.3 評価条件の不確かさの影響評価について (想定事故2)

(5. 運転停止中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故)

(5.4 反応度の誤投入)

添付資料 5.4.2 反応度の誤投入における時間評価方法及び評価結果について

添付資料 5.4.3 重大事故等対策の有効性評価に使用する個別解析条件（反応度の誤投入）

添付資料 5.4.4 臨界ほう素濃度の設定について

添付資料 5.4.5 反応度の誤投入における警報設定値の影響について

添付資料 5.4.7 安定停止状態について

添付資料 5.4.8 評価条件の不確かさの影響評価について（反応度の誤投入）

(6. 必要な要員及び資源の評価)

(6.3 重大事故等対策に必要な水源、燃料及び電源の評価結果)

添付資料 6.3.1 燃料、水源、電源負荷評価結果について

1. 重大事故等への対処に係る措置の有効性評価の基本的考え方

1.5 有効性評価における解析の条件設定の方針

(1) 解析条件設定の考え方

有効性評価における解析の条件設定については、事象進展の不確かさを考慮して、設計値等の現実的な条件を基本としつつ、原則、有効性を確認するための評価項目に対して余裕が小さくなるような設定とするが、標準値として評価項目となるパラメータに対し有意な影響を及ぼさないことを踏まえて条件を設定する場合もある。この際、「1.4 有効性評価に使用する計算プログラム」において把握した解析コードの持つ重要現象に対する不確かさや解析条件の不確かさによって、さらに本発電用原子炉施設の有効性評価の評価項目及び運転員等操作時間に対する余裕が小さくなる可能性がある場合は、影響評価において感度解析等を行うことを前提に設定する。ただし、「(2) 共通解析条件」に示す解析条件については共通の条件として設定する。

なお、初期条件とは異常状態が発生する前の発電用原子炉施設の状態、事故条件とは重大事故等の発生原因となる機器の故障又は安全機能の喪失の状態、機器条件とは重大事故等を収束させる際に使用する重大事故等対処設備の状態、操作条件とは運転員等操作による重大事故等対処設備の操作が可能となる状態のことをいう。

また、有効性評価においては発電所内の発電用原子炉施設で重大事故等が同時に発生することも想定していることから、3号炉と4号炉で異なる解析条件を設定している場合は、両号炉の条件を記載する。

(2) 共通解析条件

操作条件については、「1.3 (5) 運転員等の操作時間に対する仮定」に示すとおり個別に解析条件を設定するが、以下に示す解析条件は、各重要事故シーケンス等においてその影響が大きく変わらないことから、共通の条件として設定する。なお、解析条件の不確かさの影響については、グループ化した事故シーケンスごとに確認する。

(添付資料1.5.1、1.5.2)

a. 運転中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故

(a) 初期条件

①初期定常運転条件

解析では、炉心熱出力の初期値として、定格値 (3,411MWt) に正の定常誤差 (定格値の+2%) を考慮した値を用いるものとする。また、1次冷却材平均温度の初期値として、定格値 (307.1°C) に正の定常誤差 (+2.2°C) を考慮した値を用いるものとする。また、1次系圧力の初期値として、定格値 (15.41MPa[gage]) に正の定常誤差

(+0.21MPa) を考慮した値を用いるものとする。

(添付資料1.5.3)

なお、事故シーケンスグループ「原子炉停止機能喪失」においては、出力抑制について減速材温度の反応度帰還効果に期待しており、これを多様化自動作動設備の作動が必要となるサイクル寿命初期の炉心運用を包絡するよう、反応度帰還の効果小さくするため、減速材温度係数の絶対値が小さめの値を設定することから、炉心熱出力、1次冷却材平均温度及び1次系圧力の初期値として定格値を用いるものとする。

(添付資料1.5.4)

② 1次冷却材流量

1次冷却材全流量は熱設計流量を用いるものとする。

③ 炉心及び燃料体

炉心及び燃料体に関する解析条件の設定を以下に示す。なお、燃料ペレット／燃料被覆管径等の炉心及び燃料形状に関する条件は設計値を用いるものとする。

i. 炉心崩壊熱

炉心崩壊熱としては、日本原子力学会の推奨値に基づく核分裂生成物の崩壊熱にアクチニドの崩壊熱を考慮した曲線⁽⁸⁾を標準値として使用する。また、使用する崩壊熱はウラン燃料及び3号炉ウラン・プルトニウム混合酸化物燃料の装荷を考慮するとともに、燃焼度が高くなるサイクル末期炉心を対象に設定し、燃料被覆管温度等に関連する、炉心の露出状況を確認する必要がある事象においては、図1.5.1に示す局所的な影響を考慮した高温点評価用崩壊熱を用い、1次系圧力等のプラント全体に関連する炉心平均挙動を評価する事象においては、図1.5.2に示す炉心の平均的な崩壊熱を表す炉心平均評価用崩壊熱を用いるものとする。なお、各事故シーケンスに用いる崩壊熱は、対策の有効性を確認する観点から、重大事故等対策の実施時間等を考慮した燃料の崩壊熱を用いるものとする。

(添付資料1.5.5)

ii. 炉心バイパス流量

熱除去に寄与しない炉心バイパス流量割合は、標準値として5.5%を用いるものとする。

iii. 核的パラメータ

即発中性子寿命、実効遅発中性子割合、減速材密度係数、ドップラ係数等の核的パラメータは、原則として炉心運用を考慮して

評価項目に対して厳しくなるよう設定するものとする。なお、減速材密度係数は標準値を用いるものとする。また、事故シーケンスグループ「原子炉停止機能喪失」における炉心動特性解析には3次元手法を用いるものとする。このため、減速材反応度帰還効果は減速材温度係数の絶対値が小さめの値となるように解析用の炉心条件を設定するものとする。ドップラ反応度帰還効果はウラン燃料を装荷した平衡炉心の特性（標準値）を用いるものとする。

④加圧器

加圧器保有水量の初期値は、標準値として60%体積を用いるものとする。

⑤蒸気発生器

蒸気発生器伝熱管施栓率は10%を考慮する。また、蒸気発生器2次側水位は設計値として44%（狭域水位スパン）を、蒸気発生器保有水量は1基当たり50tを用いるものとする。

⑥原子炉格納容器

i. 自由体積

原子炉格納容器の自由体積は、設計値に余裕を考慮した小さめの値として72,900m³を用いるものとする。

ii. ヒートシンク

原子炉格納容器のヒートシンクは、設計値に余裕を考慮した小さめの値を用いるものとする。

iii. 初期温度及び初期圧力

原子炉格納容器の初期温度は設計値として49°Cを、初期圧力は標準値として9.8kPa[gage]を用いるものとする。

⑦主要機器の形状

原子炉容器、1次冷却材ポンプ、加圧器、蒸気発生器、1次冷却材配管及び原子炉格納容器の形状に関する条件は設計値を用いるものとする。

(b) 事故条件

①原子炉冷却材喪失時の破断位置

1次冷却材配管の破断によるLOCAを想定する場合の配管の破断位置について、炉心損傷防止対策の有効性評価においては、炉心の再冠水が遅れること、破断ループに接続されたECCSの注水効果に期待できないこと等を踏まえ、設計基準事故と同様に低温側とする。

なお、事故シーケンスグループ「原子炉格納容器の除熱機能喪失」については、蒸気発生器2次側保有水の保有する熱量が、原子炉格納容器内に放出されることによる長期的な原子炉格納容器圧力の上

昇の早さの観点も踏まえて低温側とする。

(添付資料1.5.6)

(c) 重大事故等対策に関連する機器条件

①炉心及び燃料体

原子炉トリップ時の制御棒クラスタ落下による反応度の添加は、図1.5.3に示すものを用い、制御棒クラスタ落下開始から全ストロークの85%落下までの時間を2.2秒とする。

(添付資料1.5.7)

②安全保護系の設定点の作動限界値及び応答時間

- ・原子炉トリップ限界値及び応答時間として以下の値を用いるものとする。

過大温度 ΔT 高

1次冷却材平均温度等の関数 (図1.5.4参照)

(応答時間6.0秒)

原子炉圧力低

12.73MPa[gage] (応答時間2.0秒)

1次冷却材ポンプ電源電圧低

65% (定格値に対して) (応答時間1.5秒)

蒸気発生器水位低

蒸気発生器狭域水位11% (応答時間2.0秒)

- ・また、工学的安全施設作動信号のうち、ECCS作動信号の作動限界値及び応答時間として以下の値を用いるものとする。

原子炉圧力低

12.04MPa[gage] (応答時間2.0秒)

- ・なお、ECCS作動信号「原子炉圧力低」の応答時間については、事故シーケンスグループ「原子炉格納容器の除熱機能喪失」では、ECCSの作動による炉心注水がより早くなることにより、原子炉格納容器に放出されるエネルギーが増加するため、原子炉格納容器圧力及び温度を厳しくする観点、並びに「ECCS再循環機能喪失」では、ECCSの作動が早くなることにより、炉心崩壊熱がより大きい状態で再循環機能が喪失し、炉心水位の低下が早くなるため、代替再循環への切替時間を厳しくする観点を踏まえて0秒とし、その他の事故シーケンスグループは2.0秒を用いるものとする。

③原子炉制御設備

原子炉制御設備は、外乱を小さくする方向に働くことから作動しないものとする。ただし、1次系及び2次系の主要弁である加圧器

逃がし弁、主蒸気逃がし弁は過渡事象の様相に対する寄与が大きいことから、自動作動するものとする。なお、事故シーケンスグループ「格納容器バイパス」のうち「蒸気発生器伝熱管破損時に破損側蒸気発生器の隔離に失敗する事故」においては、加圧器圧力制御系、加圧器水位制御系及び給水制御系は、1次冷却材の2次系への流出を厳しくする観点から自動作動するものとする。

④ 1次系及び2次系主要弁

加圧器逃がし弁、主蒸気逃がし弁、加圧器安全弁及び主蒸気安全弁の容量は以下の値を用いるものとする。また、加圧器安全弁及び主蒸気安全弁の作動圧力については、設計値に余裕を考慮した高めの値を用いるものとする。

- ・加圧器逃がし弁容量：95t/h（1個当たり）
 - ・加圧器安全弁容量：190t/h（1個当たり）
 - ・主蒸気逃がし弁容量：定格主蒸気流量（ループ当たり）の10%
 - ・主蒸気安全弁容量：定格主蒸気流量（ループ当たり）の100%
- （添付資料1.5.8）

⑤ 1次冷却材ポンプ

1次冷却材ポンプ回転数等の1次冷却材ポンプ仕様に関する条件は設計値を用いるものとする。

⑥ 格納容器再循環ユニット

格納容器再循環ユニットは2基作動し、1基当たり、標準値である除熱特性（100℃～約168℃、約4.1MW～約11.2MW）で原子炉格納容器を除熱するものとする。

⑦ 燃料取替用水タンク（ピット）

燃料取替用水タンク（ピット）の水量は、設計値として2,100m³を用いるものとする。

b. 運転中の原子炉における重大事故

(a) 初期条件

「a. (a) 初期条件」に同じ。なお、格納容器破損モード「水素燃焼」の原子炉格納容器のヒートシンク、初期圧力は、水素濃度上昇の観点から以下の値を用いるものとする。

- ・原子炉格納容器のヒートシンクは、設計値より大きめの値を用いるものとする。
- ・原子炉格納容器の初期圧力は、0kPa[gage]を用いるものとする。

(b) 事故条件

① 原子炉冷却材喪失時の破断位置

1次冷却材配管の破断によるLOCAを想定する場合の配管の破断位置について、格納容器破損防止対策の有効性評価においてはECCS注水に期待していないこと、また、蓄圧タンクからの注水のみでは炉心冠水を維持できないことを踏まえ、早期に炉心からの蒸気が系外に放出される高温側とする。

(添付資料1.5.6)

(c) 重大事故等対策に関連する機器条件

「a.(c) 重大事故等対策に関連する機器条件」に同じ。

c. 使用済燃料ピットにおける重大事故に至るおそれがある事故

(a) 初期条件

①使用済燃料ピット崩壊熱

原子炉停止後に取り出された全炉心分の燃料体及び以前から貯蔵されている使用済燃料が、使用済燃料ピット崩壊熱が最大となるような組合せで貯蔵される場合を想定して、使用済燃料ピット崩壊熱は3号炉12.464MW、4号炉10.794MWを用いるものとする。

②事象発生前使用済燃料ピット水温

使用済燃料ピット水温の標準的な温度として40℃を用いるものとする。

③使用済燃料ピットに隣接するピットの状態

燃料取出直後の使用済燃料ピットの状態を想定して評価しており、燃料体を取り出す際には燃料取替チャンネルと燃料検査ピット並びに3号炉Aピット及びBピット、4号炉ピットの間には設置されているゲートを取り外すことから、3号炉Aピット及びBピット、4号炉ピット並びに燃料取替チャンネル及び燃料検査ピットは接続状態とする。評価においては、100℃までの温度条件が厳しくなるように3号炉Aピット及びBピット、4号炉ピットの水量を考慮するものとする。

(添付資料1.5.9)

④主要機器の形状

使用済燃料ピット等の主要機器の形状に関する条件は設計値を用いるものとする。

(b) 重大事故等対策に関連する機器条件

①放射線の遮へいが維持できる使用済燃料ピット水位

使用済燃料ピット中央水面の線量率が3号炉燃料取扱時、4号炉燃料取替時の燃料取扱棟の遮へい設計基準値(0.15mSv/h)となる水位として、燃料頂部から、3号炉約4.27m(通常運転水位(以下「NWL」という。)-約3.41m)、4号炉約4.41m(NWL-約3.27m)とする。

(添付資料1.5.9)

d. 運転停止中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故

(a) 初期条件(運転停止中事故シーケンスグループ「反応度の誤投入」を除く)

① 炉心崩壊熱

炉心崩壊熱としては、日本原子力学会の推奨値に基づく核分裂生成物の崩壊熱にアクチニドの崩壊熱を考慮した曲線⁽⁸⁾を標準値として使用する。また、使用する崩壊熱はウラン燃料及び3号炉ウラン・プルトニウム混合酸化物燃料の装荷を考慮するとともに、燃焼度が高くなるサイクル末期炉心を対象に設定し、図1.5.1に示す局所的な影響を考慮した高温点評価用崩壊熱を用いるものとする。なお、各事故シーケンスに用いる崩壊熱は、対策の有効性を確認する観点から、重大事故等対策の実施時間等を考慮した燃料の崩壊熱を用いるものとする。

(添付資料1.5.5)

② 原子炉停止後の時間

燃料取出前のミッドループ運転中の事故を想定し、そのうち、炉心露出の観点から炉心崩壊熱と1次系保有水量の最も厳しい組合せとなる1次冷却材水抜き完了時に事故が発生するものとする。したがって、定期検査工程上、原子炉停止から1次冷却材水抜き完了までの時間として考えられる最短時間に余裕をみた時間として、原子炉停止後の時間は72時間とする。

(添付資料1.5.10)

③ 1次系圧力

ミッドループ運転中は1次系を大気開放状態としていることから、1次系圧力の初期値は大気圧とする。

④ 1次冷却材高温側温度

ミッドループ運転中の運転モードにおける上限値として、1次冷却材高温側温度の初期値は93℃とする。

⑤ 1次系水位

プラント系統構成上の制約から定めているミッドループ運転中の

水位として、1次系の初期水位は原子炉容器出入口配管の中心高さを20cm上回る高さとする。

⑥ 1次系開口部

ミッドループ運転中に確保している蒸気放出経路として、1次系開口部は、加圧器安全弁が3個取り外されているものとする。

⑦ 主要機器の形状

原子炉容器、1次冷却材ポンプ、加圧器、蒸気発生器、1次冷却材配管及び原子炉格納容器の形状に関する条件は設計値を用いるものとする。

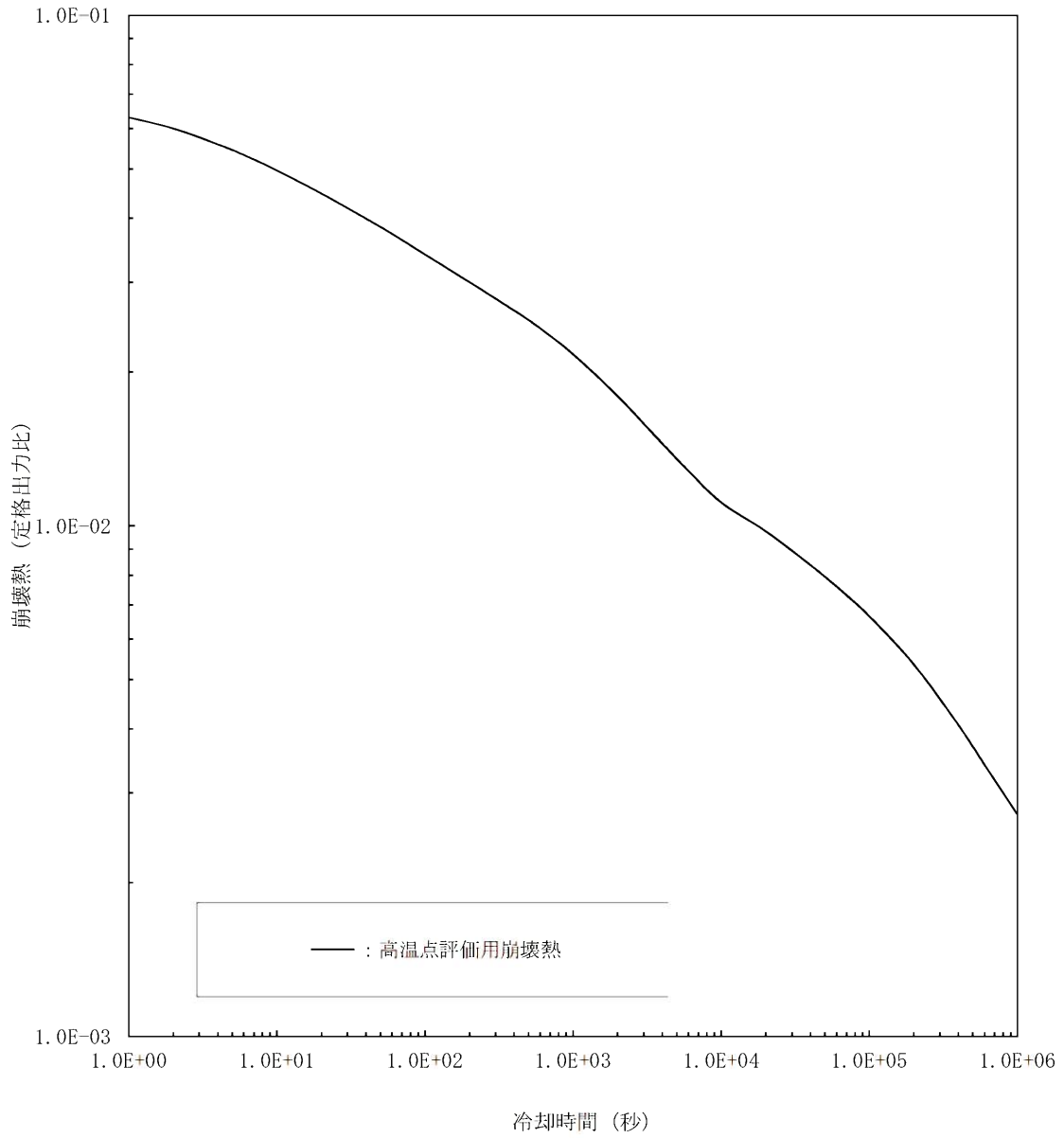


図 1.5.1 高温点評価用崩壊熱 (ウラン燃料炉心) (1 / 2)

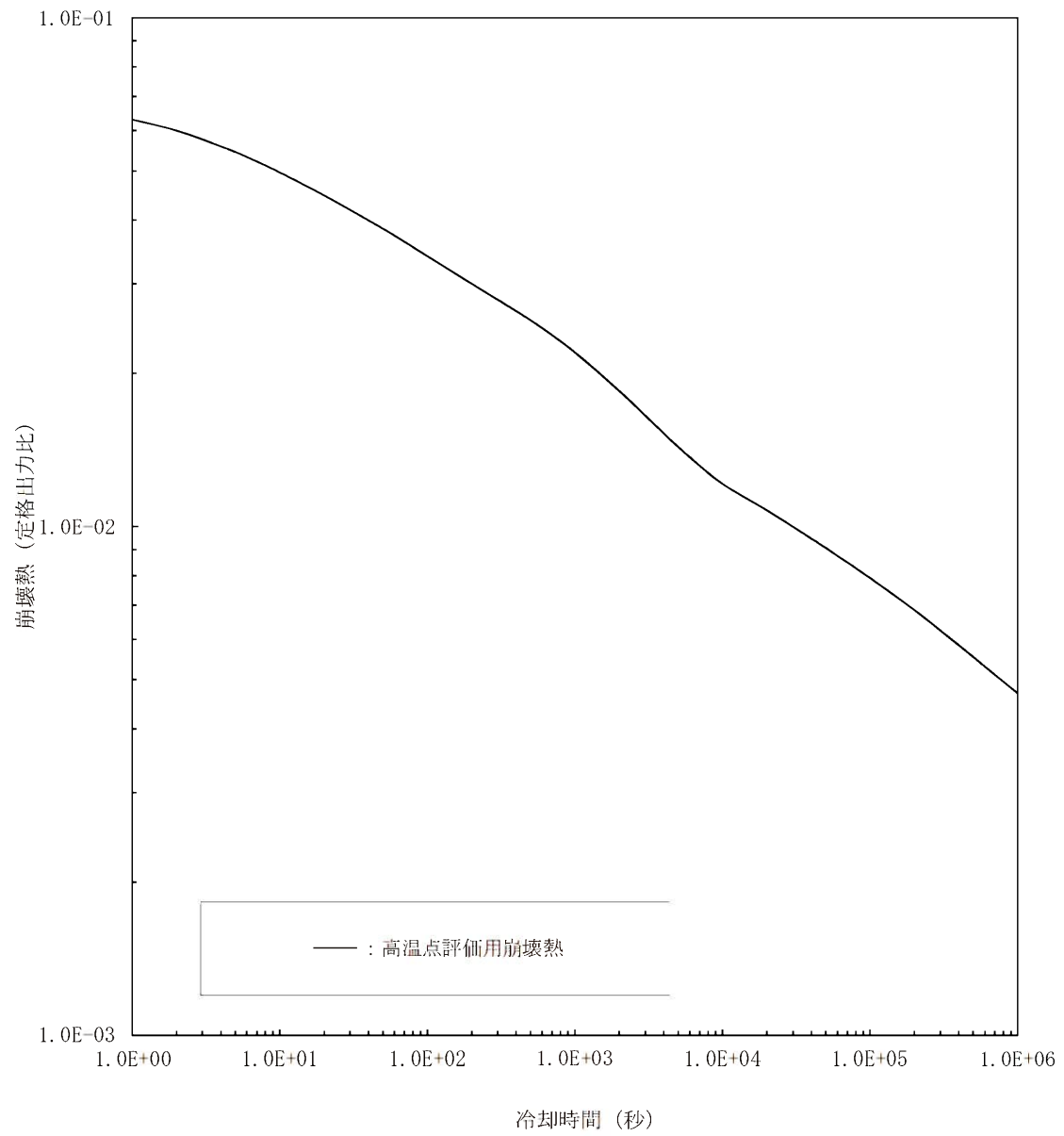


図 1.5.1 高温点評価用崩壊熱 (ウラン・プルトニウム混合酸化物燃料炉心) (2 / 2)

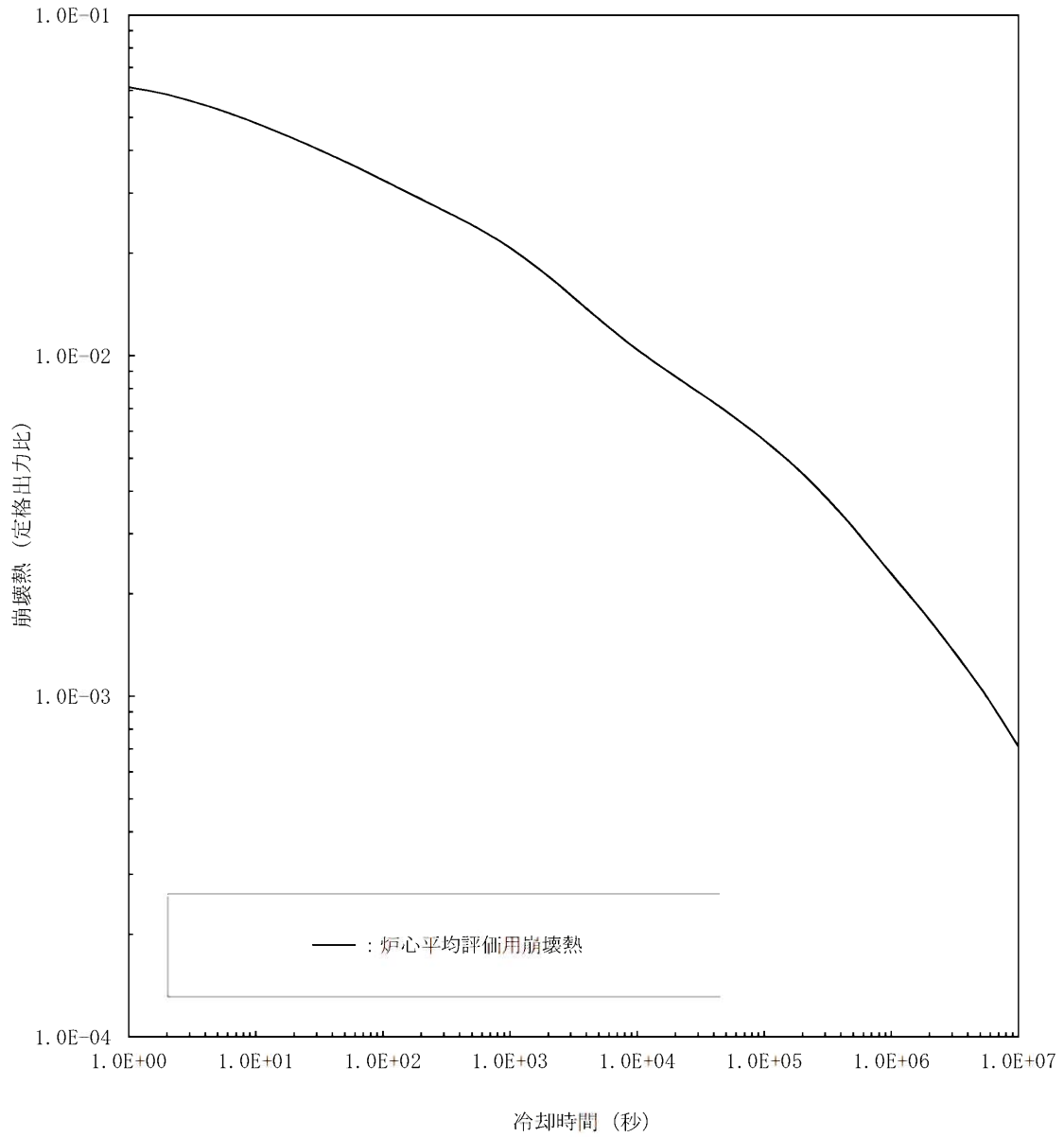


図 1.5.2 炉心平均評価用崩壊熱 (ウラン燃料炉心) (1 / 2)

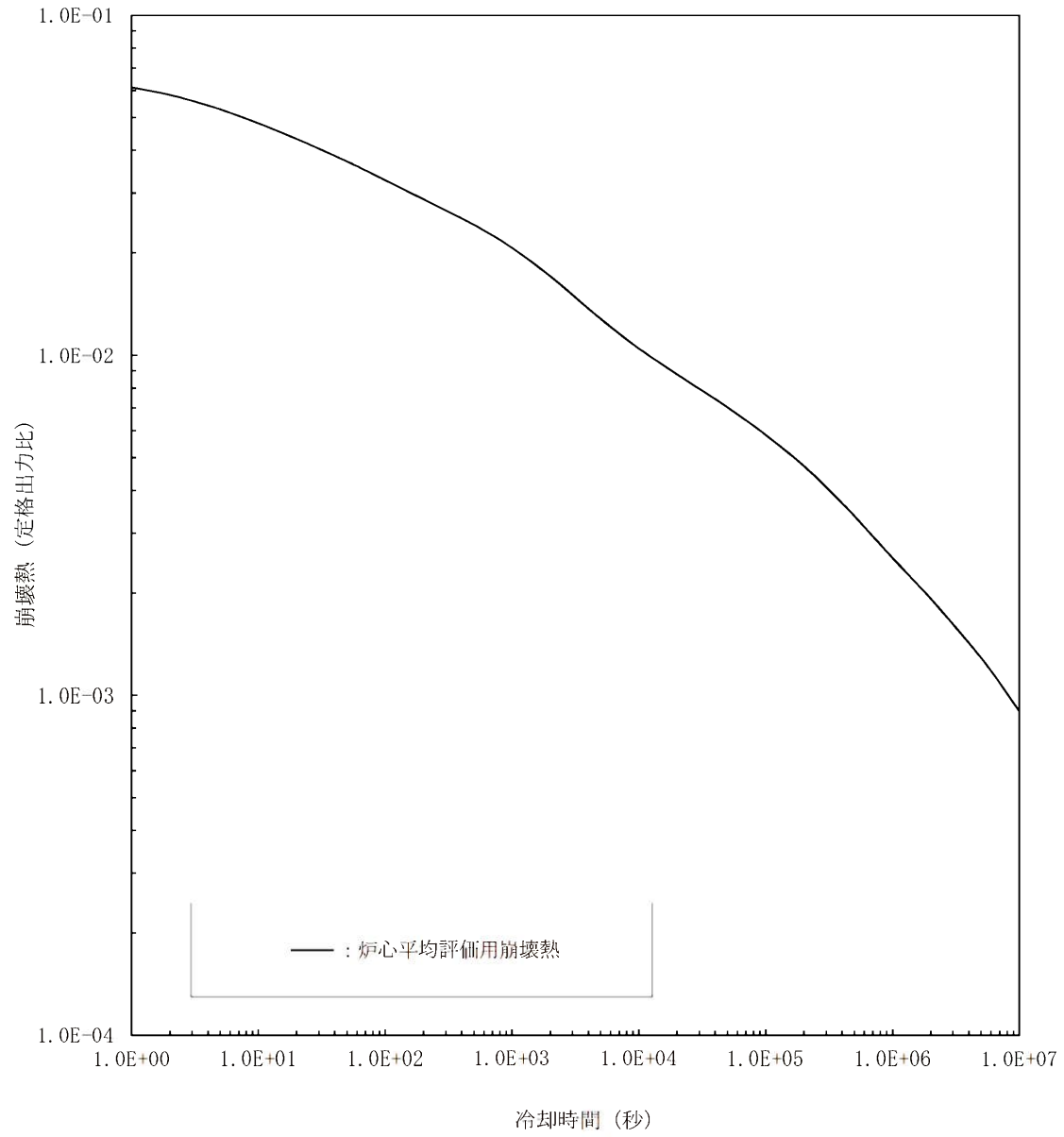


図 1.5.2 炉心平均評価用崩壊熱 (ウラン・プルトニウム混合酸化物燃料炉心) (2 / 2)

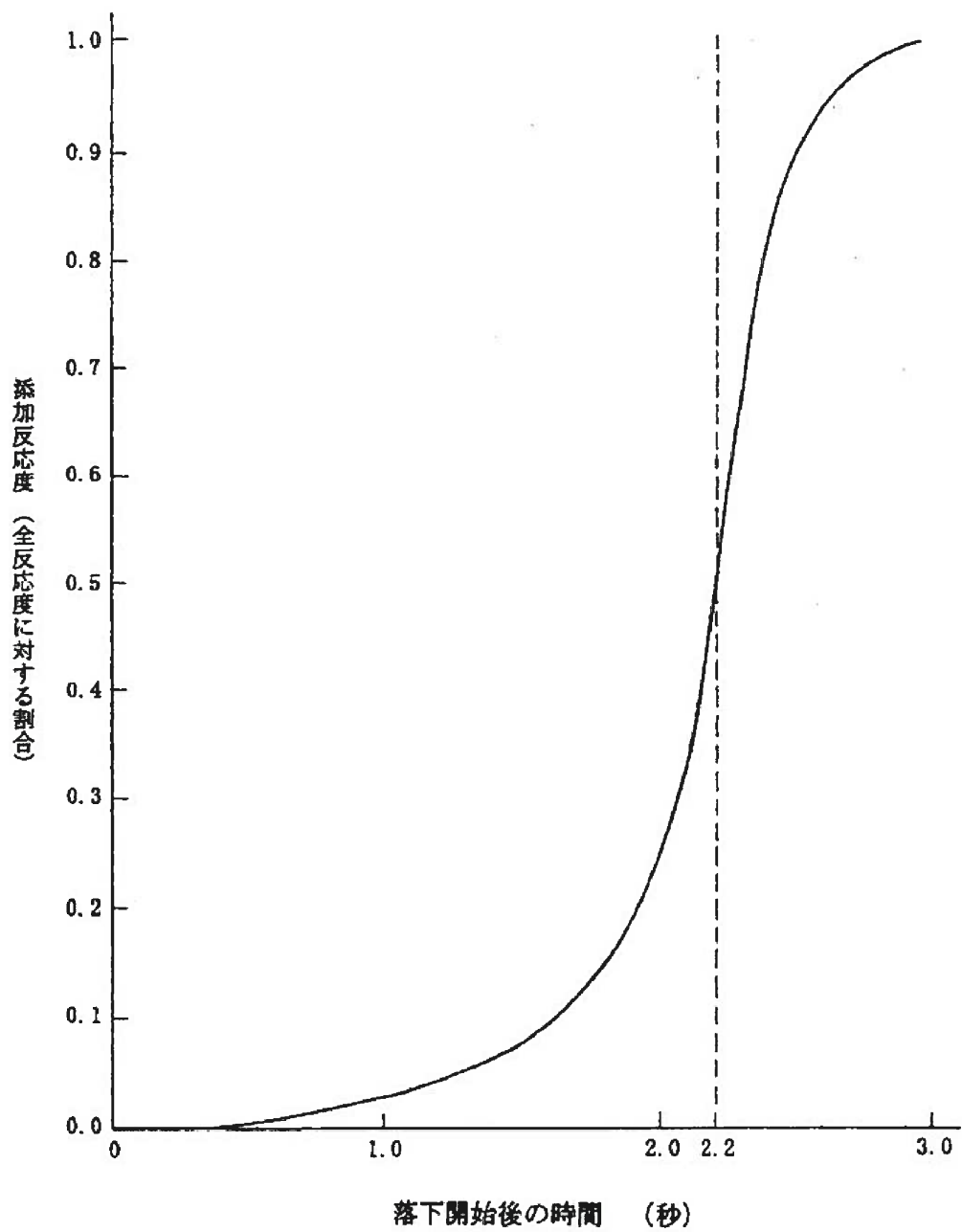


図 1.5.3 原子炉トリップ時の制御棒クラスタ挿入による反応度添加曲線

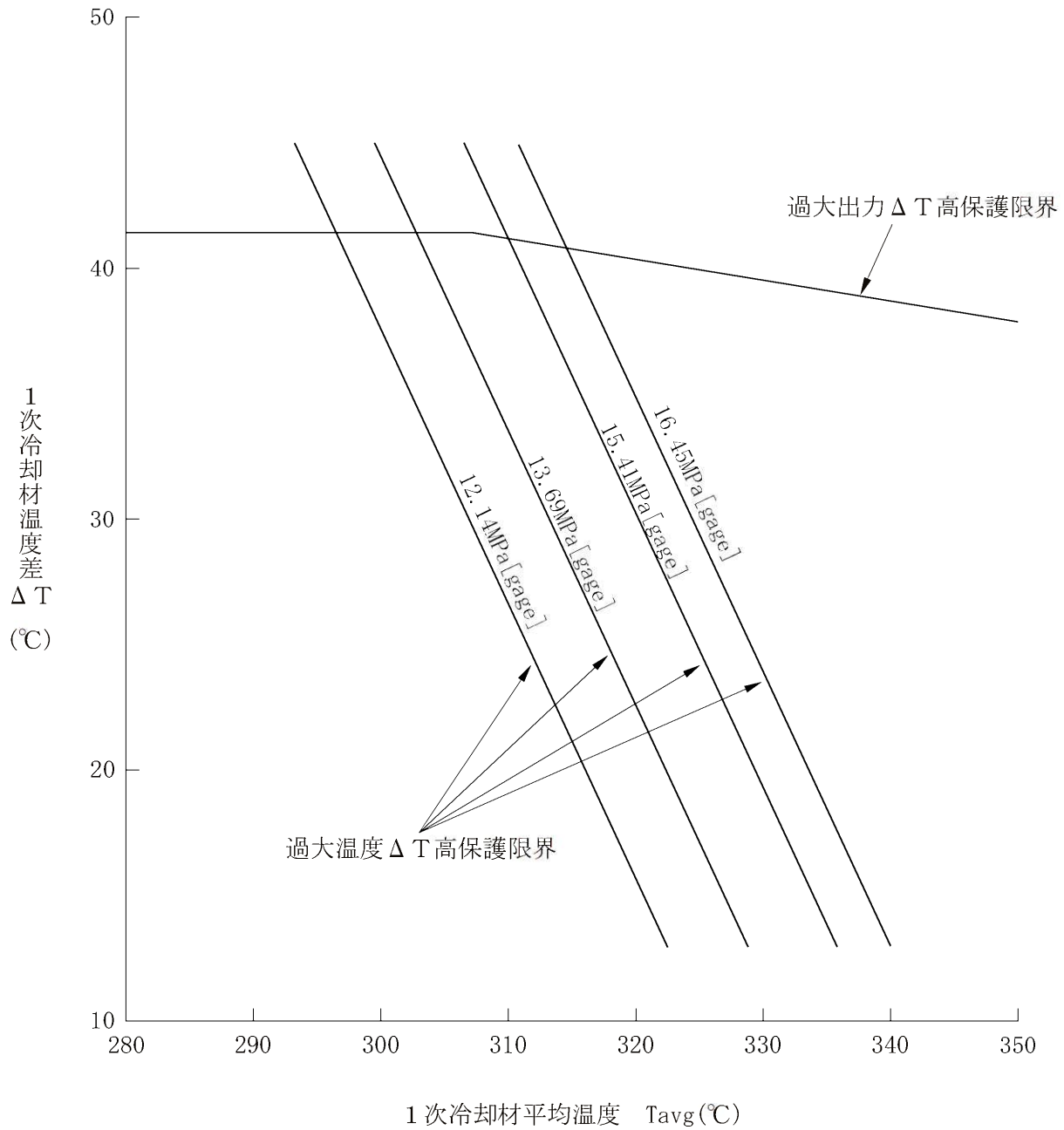


図 1.5.4 過大出力 ΔT 高及び過大温度 ΔT 高による保護限界図(代表例)

1.9 参考文献

- (1) 「三菱 PWR 炉心損傷に係る重要事故シーケンスへの M-RELAP5 コードの適用性について」
MHI-NES-1054
三菱重工業、平成 25 年
- (2) 「三菱 PWR 炉心損傷に係る重要事故シーケンスへの SPARKLE-2 コードの適用性について」
MHI-NES-1055
三菱重工業、平成 25 年
- (3) 「三菱 PWR 炉心損傷及び格納容器損傷に係る重要事故シーケンスへの MAAP コードの適用性について」
MHI-NES-1056
三菱重工業、平成 25 年
- (4) 「三菱 PWR 格納容器破損に係る重要事故シーケンスへの GOTHIC コードの適用性について」
MHI-NES-1057
三菱重工業、平成 25 年
- (5) 「三菱 PWR 非常用炉心冷却系性能評価解析方法（大破断時）」
MAPI-1035 改 8
三菱重工業、平成 11 年
- (6) 「三菱 PWR 非常用炉心冷却系性能評価感度解析」
MAPI-1063 改 2
三菱重工業、平成 2 年
- (7) 「三菱 PWR 原子炉格納容器内圧評価解析方法」
MHI-NES-1016
三菱重工業、平成 12 年
- (8) 「PWR の安全解析用崩壊熱について」
MHI-NES-1010 改 4
三菱重工業、平成 25 年

重大事故等対策の有効性評価に用いた崩壊熱の設定について

1. 重大事故等対策の有効性評価に用いた崩壊熱の設定への影響について

玄海原子力発電所4号炉では、使用済燃料発生量低減の観点から、燃料集合体最高燃焼度を55GWd/tへ引き上げた高燃焼度燃料（以下「ステップ2燃料」という。）を取替燃料として採用することとしているが、新規制基準適合性審査時の重大事故等有効性評価に用いた崩壊熱は、以下の通り集合体燃焼度制限55GWd/t対応燃料の崩壊熱まで考慮して設定していることから、ステップ2燃料導入による影響はない。

なお、新規制基準適合性審査時の重大事故等有効性評価では、ウラン燃料とMOX燃料が装荷されている玄海3号炉とウラン燃料が装荷されている玄海4号炉を対象としており、事象に応じてウラン炉心とMOX炉心の崩壊熱を使い分けて評価を実施している。玄海3号炉及び4号炉の評価条件として共通の崩壊熱を適用しており、保守的になるように、重大事故等対策の実施が早期の事象についてはウラン炉心の崩壊熱を適用し、事象進展が長期にわたる事象及び長期冷却後の燃料が評価対象の事象についてはMOX炉心の崩壊熱を適用している。

ただし、使用済燃料ピットにおける重大事故に至るおそれがある事故については、SFPに装荷される燃料を対象として崩壊熱を設定していることから評価条件を見直す。（添付資料1.5.9）

2. 重大事故等有効性評価に用いた崩壊熱について

玄海原子力発電所3号炉（48GWd/t+MOX）及び4号炉（48GWd/t）における重大事故等有効性評価に用いた炉心崩壊熱は、使用する燃料の燃料仕様を考慮したものとしている。具体的な取扱いは以下の通り。

3. 崩壊熱評価手法

核分裂生成物（FP）崩壊熱については「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針（昭和56年7月20日原子力安全委員会決定、平成4年6月11日一部改訂）」において使用が認められている日本原子力学会推奨値（不確定性（3σA）込み）を用い、アクチニド崩壊熱に関しては十分実績のあるORIGEN2コード評価値（不確定性（20%）込み）を用いている。

4. 評価用崩壊熱の設定について（ウラン炉心）

玄海原子力発電所3、4号炉における重大事故等有効性評価に用いた評価用崩壊熱としては、局所的な影響を考慮した高温点評価用崩壊熱と炉心の平均的な崩壊熱を表す炉心平均評価用崩壊熱を設定している。それぞれの設定方法を以下に示す。

（1）高温点評価用崩壊熱

① ウラン燃料崩壊熱

- ・燃料濃縮度 … 3.0wt%^{※1} (集合体燃焼度制限 48GWd/t 対応燃料)
4.0wt%^{※1} (集合体燃焼度制限 55GWd/t 対応燃料)
- ・線出力密度 … 17.1kW/m^{※2}
- ・照射履歴 … 上記線出力密度にて連続照射 (中間停止は考慮せず)
- ・評価燃焼度 … 62GWd/t (集合体燃焼度制限 48GWd/t 対応燃料)
71GWd/t (集合体燃焼度制限 55GWd/t 対応燃料)
(高温点評価で使用することを想定し、最も崩壊熱が厳しくなる燃料ペレット燃焼度制限に達するとして設定)

※1 濃縮度は低い方が、以下の効果により崩壊熱が大きくなることから、48GWd/t、55GWd/t 対応燃料のそれぞれに対して、設計拡張事象解析用崩壊熱の適用範囲の下限濃縮度 (「PWR の安全解析用崩壊熱について」MHI-NES-1010 改4 平成25年7月 三菱重工業 参照) として設定。

・U238 のインベントリが多いことから、U238 の中性子捕獲によりアクチニド核種が生成されやすい。

・評価上の中性子束が上昇し、中性子捕獲によるアクチニド核種の高次化が進む。

※2 高温点評価用崩壊熱の算出にあたっては、炉心平均線出力密度である 17.1kW/m を用いているが、高温点評価にあたっては、設計基準事象の場合の取り扱いと同様、当該崩壊熱を評価対象となる燃料棒、燃料集合体の出力で規格化した崩壊熱を使用している。(以下、高温点評価用崩壊熱に関しては同様。)

② 高温点評価用崩壊熱曲線の設定

①で求めたウラン燃料の崩壊熱計算結果を図1に示す。重大事故等有効性評価では、設計基準事象で想定した 1×10^4 秒以降の冷却期間も評価対象となるため、設計基準事象で設定した崩壊熱曲線より長い冷却期間を対象として設定する必要がある。そこで、重大事故等有効性評価に用いる解析用崩壊熱曲線は、 1×10^4 秒までは設計基準事象解析用崩壊熱と同一とし、 1×10^4 秒を超える冷却期間については、上記で評価したベースとする崩壊熱に対し、考慮されていない崩壊熱への寄与分として、燃料集合体構造材放射化発熱、燃料製造公差の崩壊熱への影響、及びプラント・燃料仕様の差異による崩壊熱増分を包含するよう 1.05 を乗じ、これらの包絡値をウラン炉心の重大事故等有効性評価の高温点評価用崩壊熱として設定した。高温点評価用崩壊熱を図1の実線に示す。

(2) 炉心平均崩壊熱

① ウラン燃料崩壊熱

- ・燃料濃縮度 … 4.1wt% (集合体燃焼度制限 48GWd/t 対応燃料)
4.8wt% (集合体燃焼度制限 55GWd/t 対応燃料)

- ・線出力密度 … 17.9kW/m
- ・照射履歴 … 上記線出力密度にて連続照射（中間停止は考慮せず）
- ・評価燃焼度 … 16,32,48GWd/t（集合体燃焼度制限 48GWd/t 対応燃料）
18,37,55GWd/t（集合体燃焼度制限 55GWd/t 対応燃料）

均等 3 バッチ取替を想定し、3 回照射燃料は全て集合体最高燃焼度制限に達するものとして、各バッチの代表燃焼度を設定

② 炉心平均崩壊熱曲線の設定

①で求めたウラン燃料崩壊熱を図 2 に示す。燃料濃縮度毎のウラン炉心の平均崩壊熱（照射回数毎の崩壊熱を平均したもの）を図 3 に示す。これらの崩壊熱に対し、更に前述の算出過程で考慮されていない崩壊熱寄与分として、燃料集合体構造材及び炉内構造物放射化発熱を包含するよう 1.02 を乗じたものを、炉心平均評価用崩壊熱として設定した。炉心平均評価用崩壊熱を図 3 の実線に示す。

（3）ウラン燃料の評価用崩壊熱設定の考え方

集合体燃焼度制限 48GWd/t 対応燃料と集合体燃焼度制限 55GWd/t 対応燃料の崩壊熱は、図 1～図 3 に示すとおりほぼ同等であり、これらの崩壊熱の差が有効性評価に与える影響は有意ではないことから、ウラン燃料の評価用崩壊熱の設定にあたっては、集合体燃焼度制限 48GWd/t 対応燃料に加えて、集合体燃焼度制限 55GWd/t 対応燃料の崩壊熱まで考慮して設定することとした。

5. 評価用崩壊熱の設定について（MOX 炉心）

玄海原子力発電所 3、4 号炉における重大事故等有効性評価に用いた評価用崩壊熱としては、局所的な影響を考慮した高温点評価用崩壊熱と、炉心の平均的な崩壊熱を表す炉心平均評価用崩壊熱を設定している。それぞれの設定方法を以下に示す。

（1）高温点評価用崩壊熱

① ウラン燃料崩壊熱

ウラン燃料崩壊熱については、4.(1)①ウラン燃料崩壊熱と同一である。

② MOX 燃料崩壊熱

MOX 燃料の Pu 組成は、再処理されるウラン燃料の初期濃縮度、取出燃焼度、冷却期間等により異なるため、安全審査等においては、代表的ないくつかの取出燃料から得られる Pu 組成を考慮している。このうち、高温点評価用崩壊熱の評価では、現実には発生しないと考えられるが、4.1wt%濃縮ウラン相当の反応度をもつ組成の中で、最も崩壊熱が大きい低 Pu 組成よりも Pu-f 割合が低く、評価上中性子束が上昇しアクチノイド核種の高次化がより進むため低 Pu 組成より崩壊熱が大きくなる通常外 Pu 組成（Pu-f 割合が 55wt%となるような Pu 組成）を用い、さらに崩壊熱に寄与の大きな Am-241 を 5 年保管相当に増加させた組成を使用した。

- ・ Pu 含有率 … 13.0wt% (Pu-f 富化度 : 6.9wt%)
 - ・ Pu 組成 … 通常外 Pu 組成 : Pu-238/Pu-239/Pu-240/Pu-241/Pu-242/Am-241
= 4.1/45.4/25.3/7.5/13.0/4.7wt%
 - ・ 線出力密度 … 17.1kW/m
 - ・ 照射履歴 … 上記線出力密度にて連続照射 (中間停止は考慮せず)
 - ・ 評価燃焼度 … 62GWd/t
- (高温点評価で使用することを想定し、最も崩壊熱が厳しくなる燃料ペレット燃焼度制限に達するとして設定)

③ 高温点評価用崩壊熱曲線の設定

①で求めたウラン燃料崩壊熱と、②で求めた MOX 燃料崩壊熱を図 4 に示す。重大事故等有効性評価では、設計基準事象で想定した 1×10^4 秒以降の冷却期間も評価対象となるため、設計基準事象で設定した崩壊熱曲線より長い冷却期間を対象として設定する必要がある。そこで、重大事故等有効性評価に用いる解析用崩壊熱曲線は、 1×10^4 秒までは設計基準事象解析用崩壊熱と同一とし、 1×10^4 秒を超える冷却期間については、上記で評価したベースとする崩壊熱に対し、考慮されていない崩壊熱への寄与分として、燃料集合体構造材放射化発熱、燃料製造公差の崩壊熱への影響、及びプラント・燃料仕様の差異による崩壊熱増分を包含するよう 1.05 を乗じ、これらの包絡値を MOX 燃料とウラン燃料が混在した炉心の重大事故等有効性評価の高温点評価用崩壊熱として設定した。高温点評価用崩壊熱を図 4 の実線に示す。

(2) 炉心平均崩壊熱

① ウラン燃料崩壊熱

- ・ 燃料濃縮度 … 4.1wt% (集合体燃焼度制限 48GWd/t 対応燃料)
 - ・ 線出力密度 … 17.9kW/m
 - ・ 照射履歴 … 上記線出力密度にて連続照射 (中間停止は考慮せず)
 - ・ 評価燃焼度 … 16,32,48GWd/t (集合体燃焼度制限 48GWd/t 対応燃料)
- (均等 3 バッチ取替を想定し、3 回照射燃料は全て集合体最高燃焼度制限に達するものとして、各バッチの代表燃焼度を設定)

② MOX 燃料崩壊熱

安全審査等において考慮されている Pu 組成うち、炉心平均評価用崩壊熱の評価では、4.1wt%濃縮ウラン相当の反応度をもつ組成の中で最も崩壊熱が大きい低 Pu 組成を使用した。評価条件を以下に示す。

- ・ Pu 含有率 … 10.9wt% (Pu-f 富化度 : 7.0wt%)
- ・ Pu 組成 … 低 Pu 組成 : Pu-238/Pu-239/Pu-240/Pu-241/Pu-242/Am-241
= 2.1/54.5/25.0/9.3/6.4/2.7wt%
- ・ 線出力密度 … 17.9kW/m
- ・ 照射履歴 … 上記線出力密度にて連続照射 (中間停止は考慮せず)

・評価燃焼度 … 15,30,45GWd/t

〔均等 3 バッチ取替を想定し、3 回照射燃料は全て集合体最高燃焼度制限に達するものとして、各バッチの代表燃焼度を設定〕

③ 炉心平均崩壊熱曲線の設定

①で求めたウラン燃料崩壊熱を図 5 に、②で求めた MOX 燃料崩壊熱を図 6 に示す。ウラン燃料の崩壊熱の平均(照射回数毎の崩壊熱を平均したもの)したウラン炉心の平均崩壊熱と、図 6 に示す MOX 燃料の崩壊熱を平均(照射回数毎の崩壊熱を平均したもの)し、続いて MOX 燃料の装荷規模を実際に想定される約 25%として(ウラン燃料 : MOX 燃料=145 体 : 48 体) 平均した MOX 炉心の平均崩壊熱を図 7 の点線及び破線で示す。これらの崩壊熱の包絡値に対し、更に前述の算出過程で考慮されていない崩壊熱寄与分として、燃料集合体構造材及び炉内構造物放射化発熱を包含するよう 1.02 を乗じたものを、MOX 炉心の炉心平均評価用崩壊熱として設定した。炉心平均評価用崩壊熱を図 7 の実線に示す。

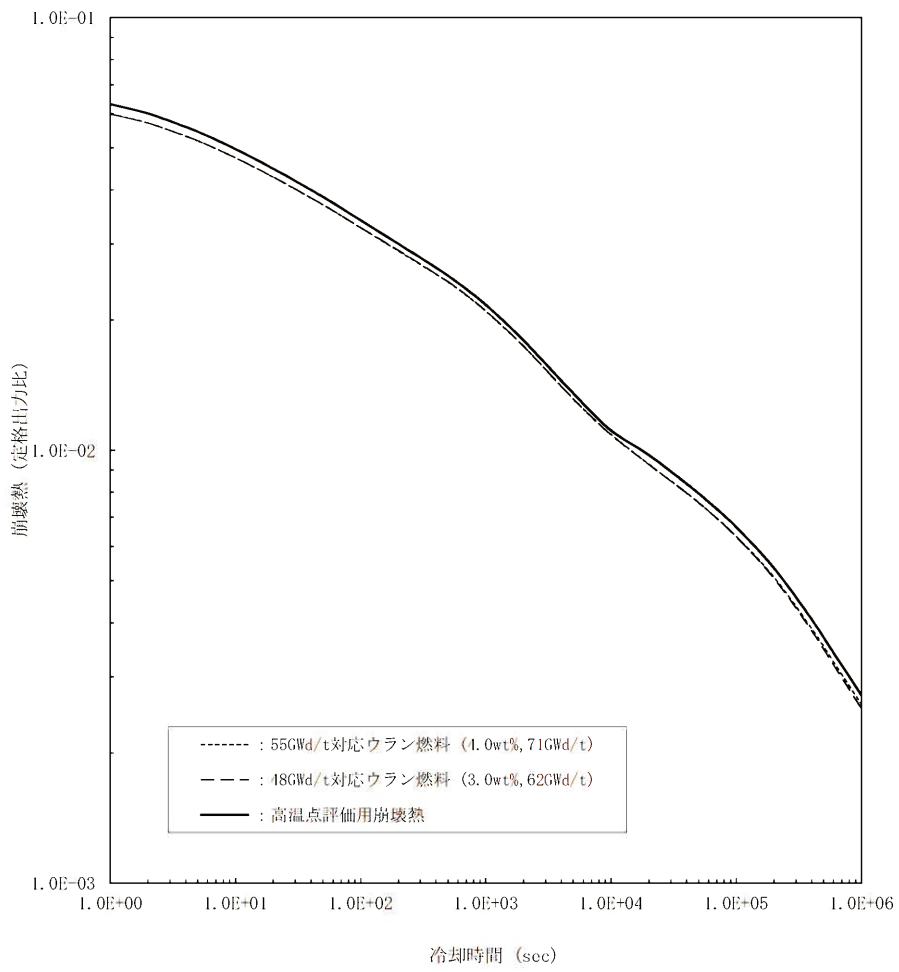


図1 ウラン炉心の高温点評価用崩壊熱

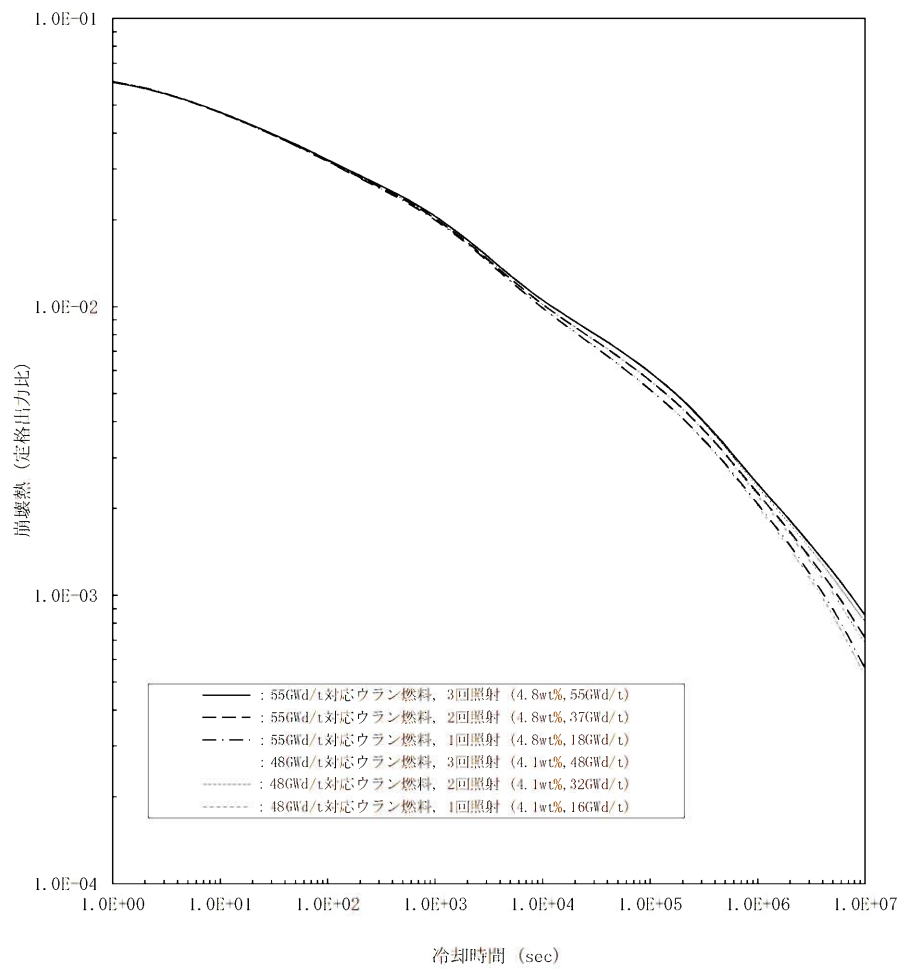


図2 ウラン燃料 照射回数毎の崩壊熱計算結果

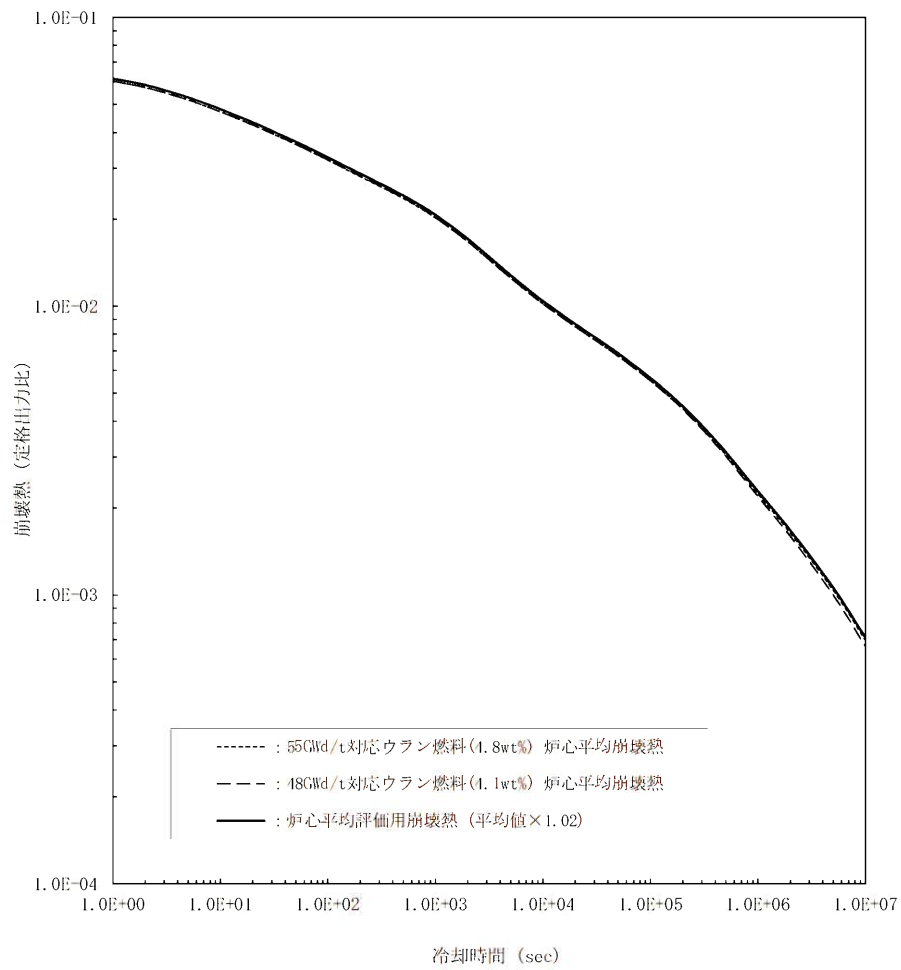


図3 ウラン炉心の炉心平均評価用崩壊熱

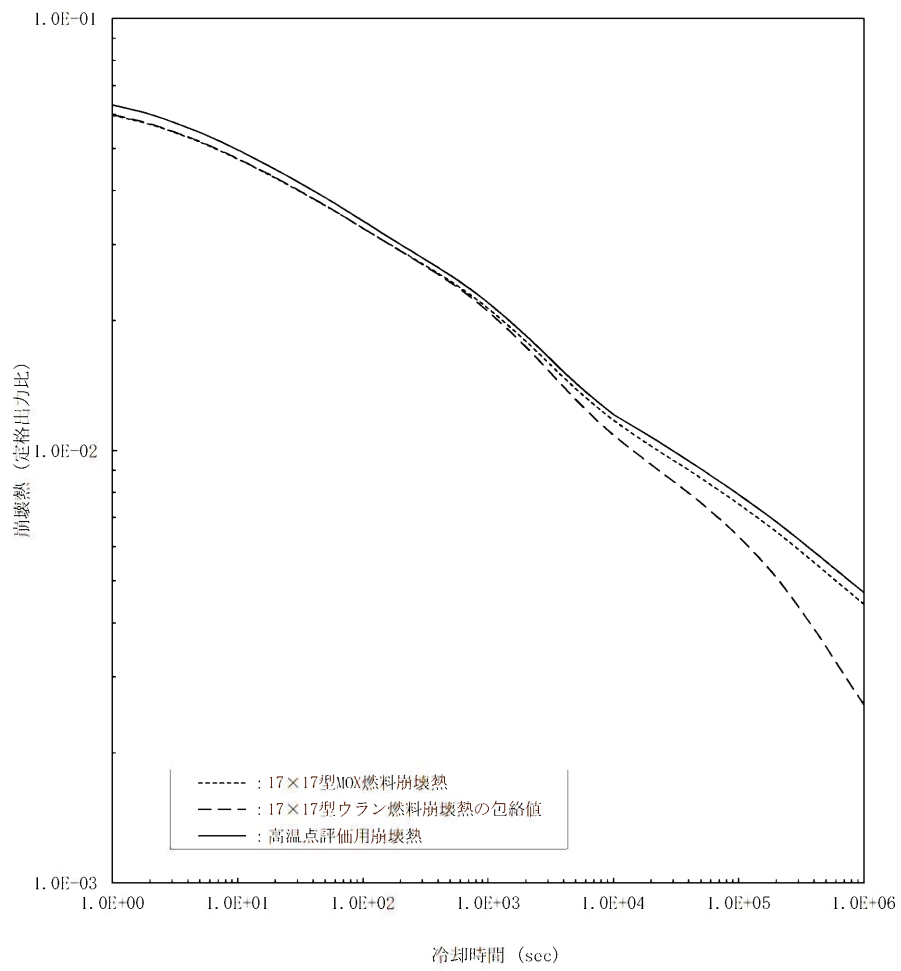


図4 MOX炉心の高温点評価用崩壊熱

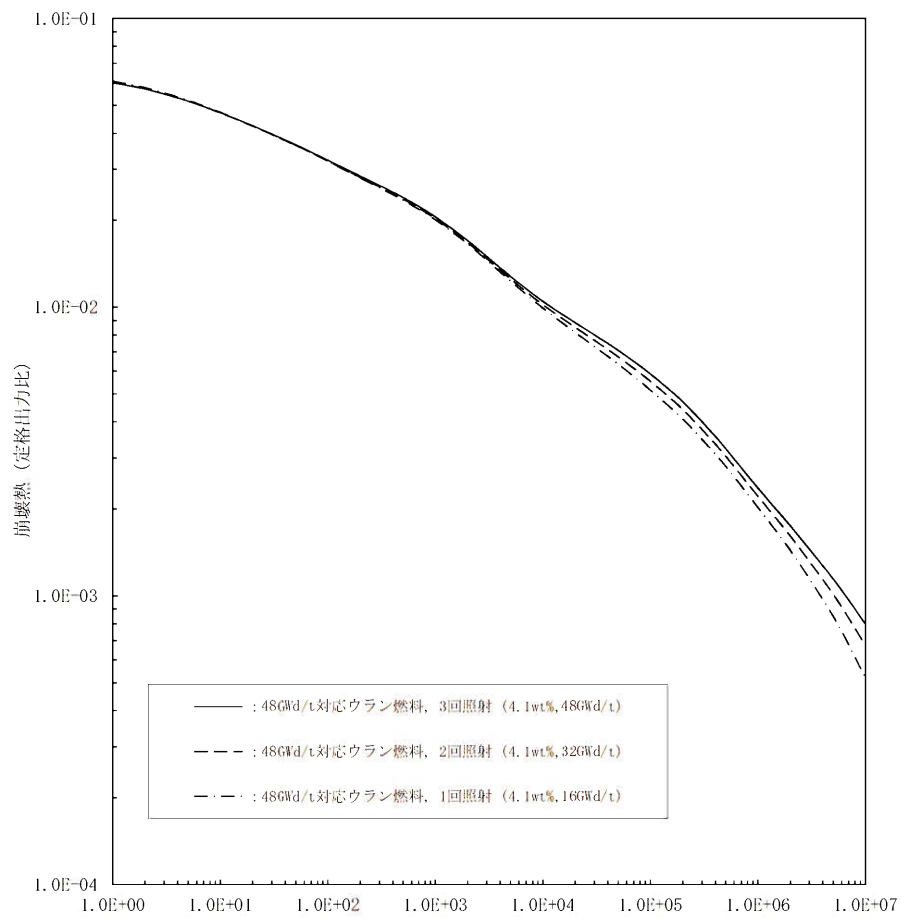


図5 ウラン燃料 照射回数毎の崩壊熱計算結果