

表 2.2-1(1) 燃料中心最高温度評価結果 (A型燃料)

燃 料	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)
二酸化ウラン燃料	59.1	0	約2,220	<	2,580
	43.1		約1,800		
ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	44.3	10,000	約2,040	<	2,440
	33.4		約1,680		

表 2.2-1(2) 燃料中心最高温度評価結果 (B型燃料)

燃 料	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)
二酸化ウラン燃料	59.1	0	約2,170	<	2,580
	43.1		約1,750		
ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	44.3	15,000	約1,900	<	2,430
	33.4	25,000	約1,540		2,400

表 2.2-2(1) 燃料棒内圧評価結果 (A型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
通常運転時期 寿命末期	二酸化ウラン燃料	0.71	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.56		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-2(2) 燃料棒内圧評価結果 (B型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
通常運転時期 寿命末期	二酸化ウラン燃料	0.72	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.59		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-3(1) 被覆管応力評価結果 (A型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
運転時の 異常な過渡変化時	二酸化ウラン燃料	0.87	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.69		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-3(2) 被覆管応力評価結果 (B型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
運転時の 異常な過渡変化時	二酸化ウラン燃料	0.75	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.67		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-4(1) 被覆管引張歪評価結果 (A型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
運 転 時 の 異常な過渡変化時	二酸化ウラン燃料	0.39	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.33		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-4(2) 被覆管引張歪評価結果 (B型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
運 転 時 の 異常な過渡変化時	二酸化ウラン燃料	0.26	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.22		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-5 被覆管累積疲労評価における応力サイクル数

過渡条件の分類	繰り返し回数
起動・停止 (冷態←→温態)	4回/年
負荷追従を含む運転時出力変化 (0%←→100%)	520回/年
異常な過渡変化における原子炉トリップ (0%←→過渡)	32回/年

表 2.2-6(1) 被覆管累積疲労評価結果 (A型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
寿 命 末 期	二酸化ウラン燃料	0.35	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.16		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-6(2) 被覆管累積疲労評価結果 (B型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
寿 命 末 期	二酸化ウラン燃料	0.27	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.25		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

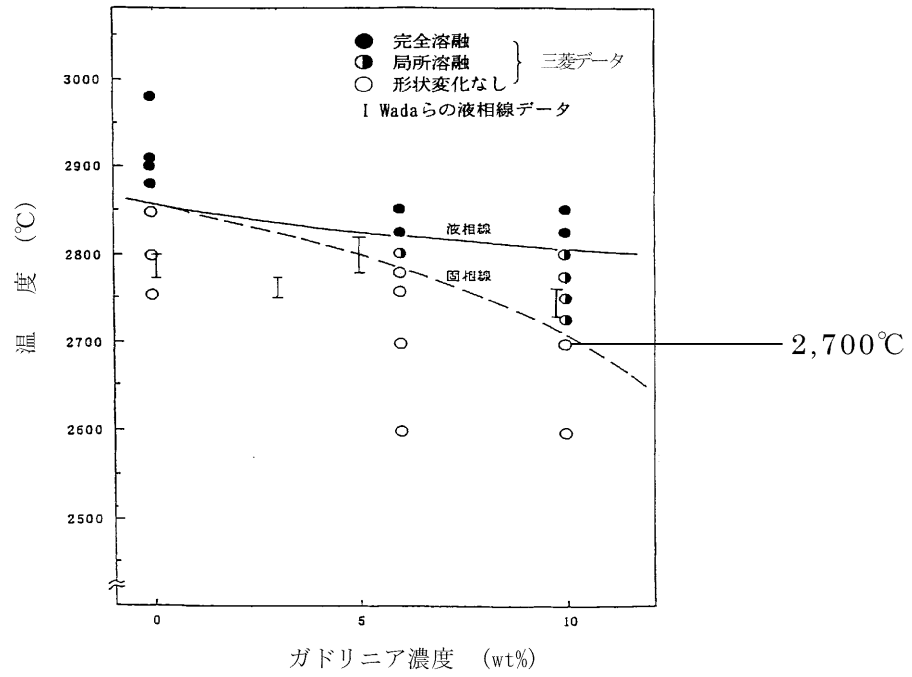


図 2.1-1(1) ガドリニア入り二酸化ウランの溶融点 (三菱)

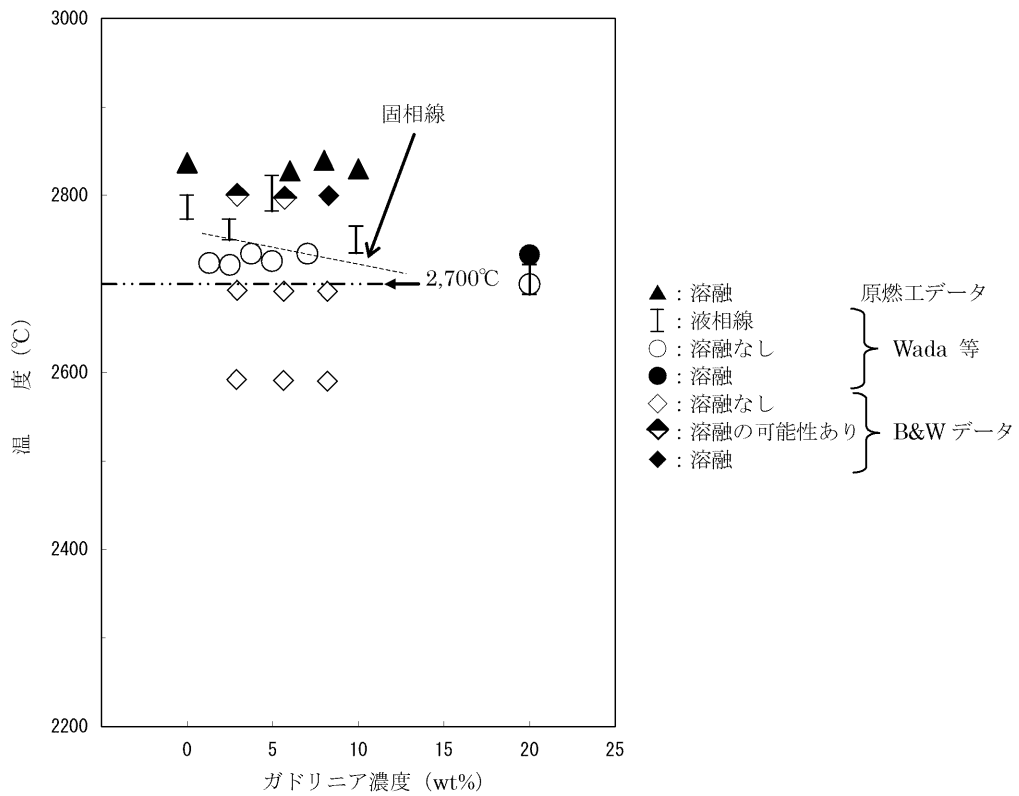


図 2.1-1(2) ガドリニア入り二酸化ウランの溶融点 (原燃工)

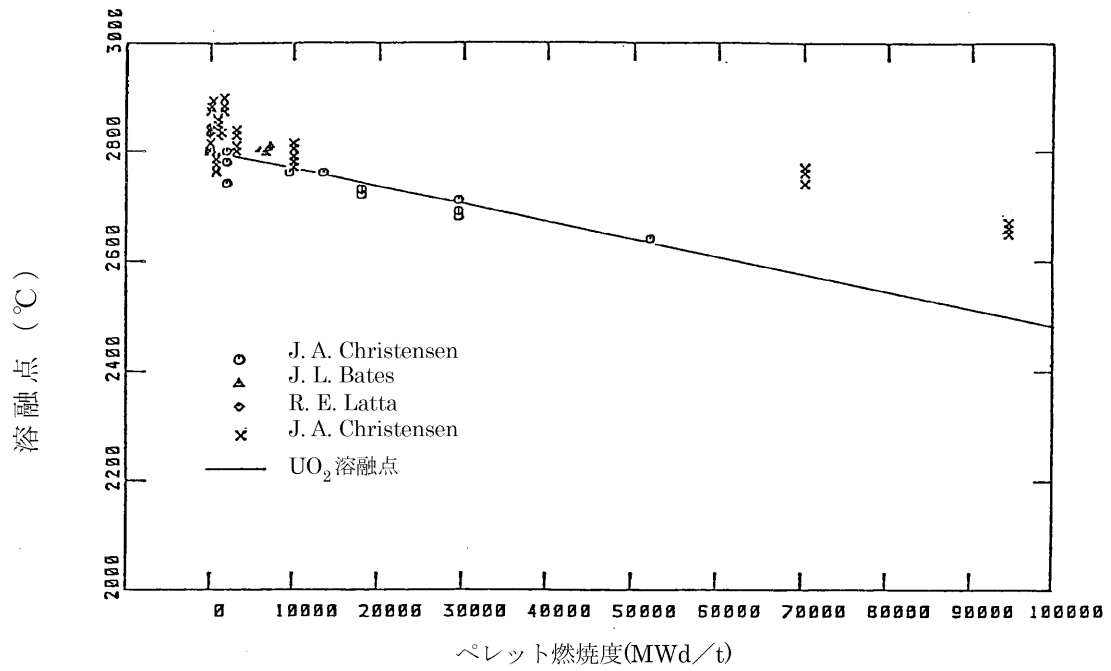


図 2.1-2 二酸化ウランの溶融点の燃焼に伴う変化

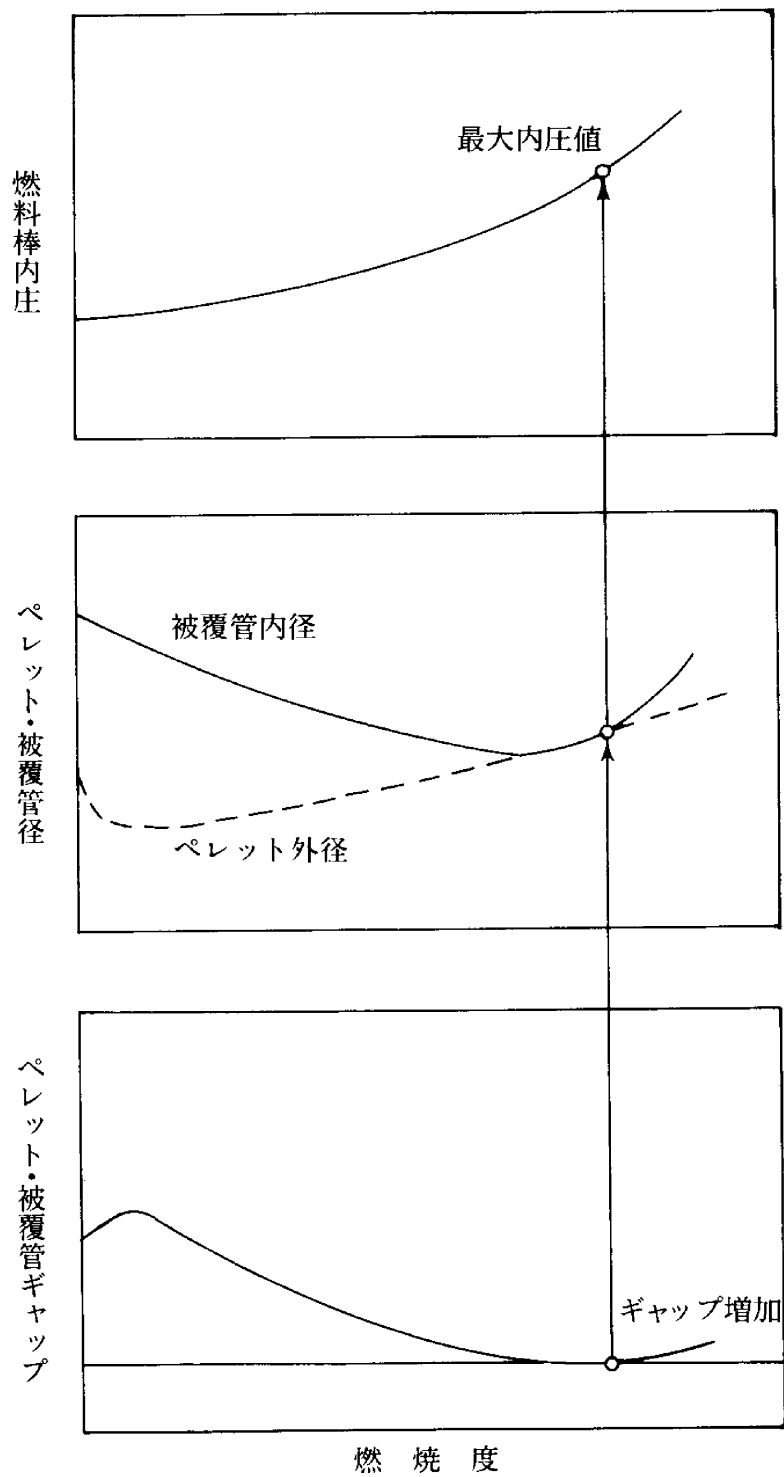


図 2.1-3 限界内圧の求め方

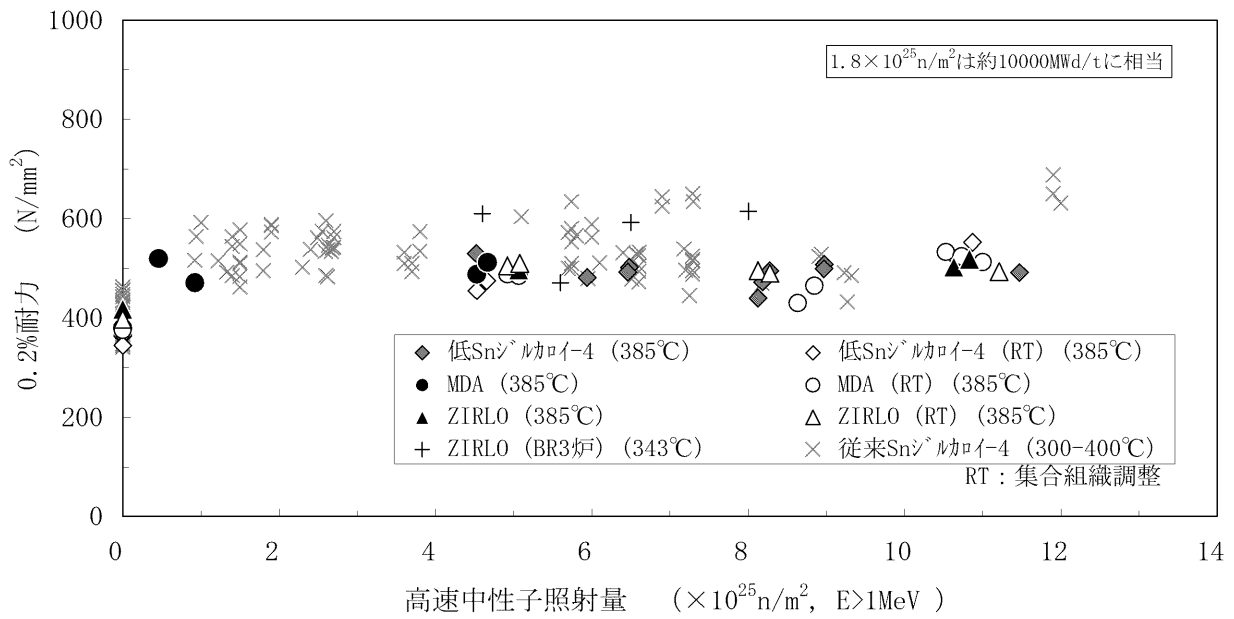


図 2.1-4(1) 改良被覆管 (MDA及びZIRLO) の耐力

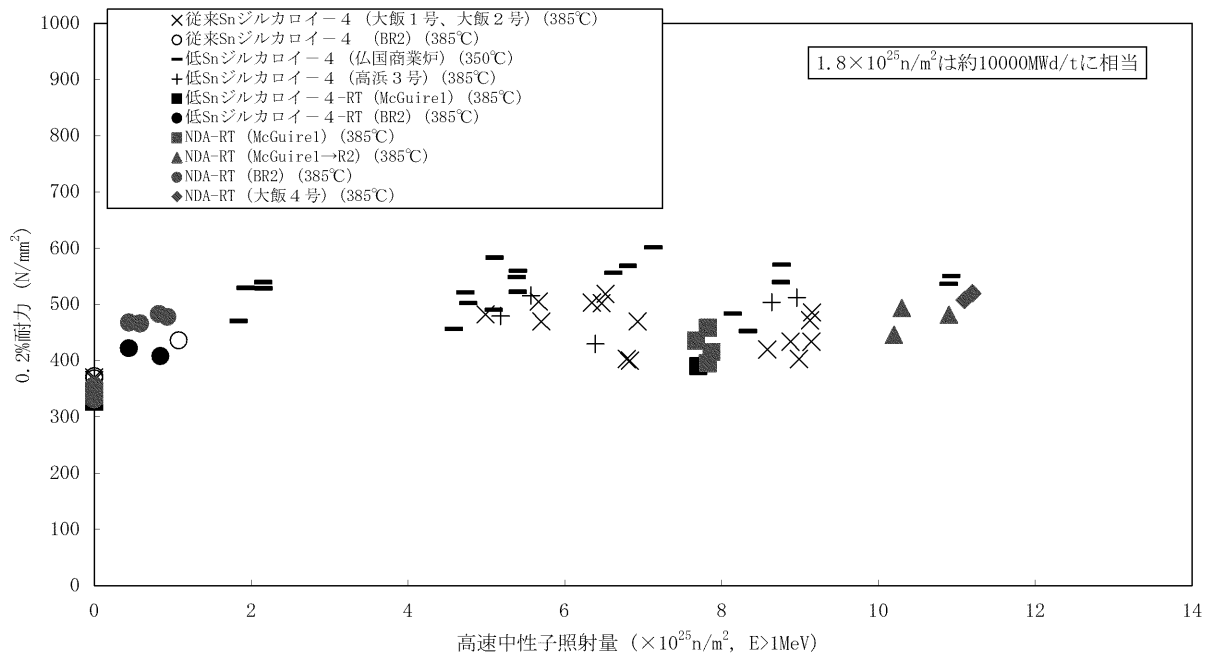


図 2.1-4(2) 改良被覆管 (NDA) の耐力

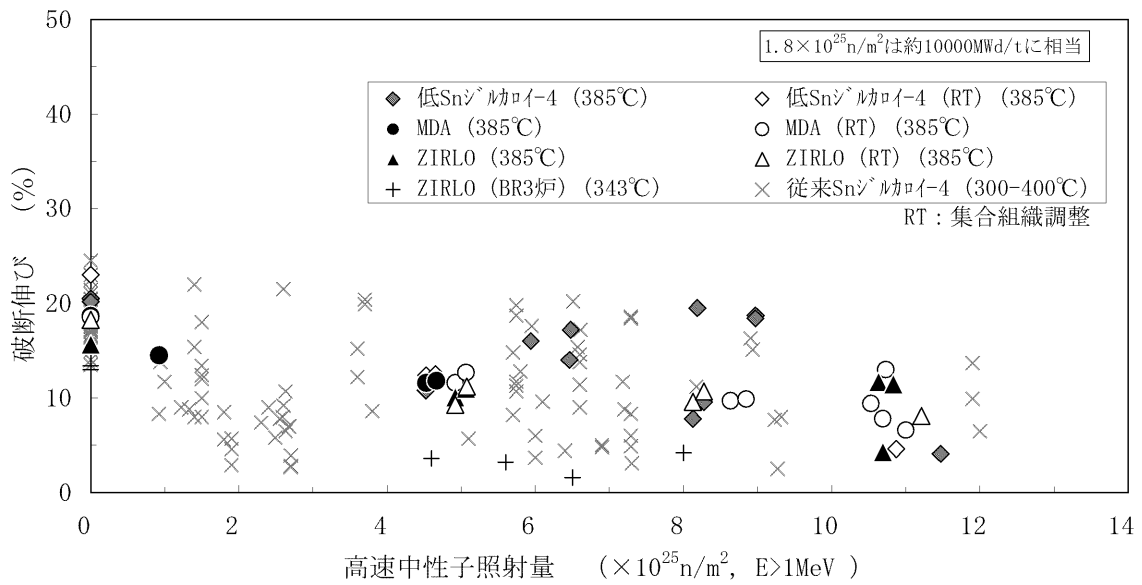


図 2.1-5(1) 改良被覆管 (MDA及びZIRLO) の延性

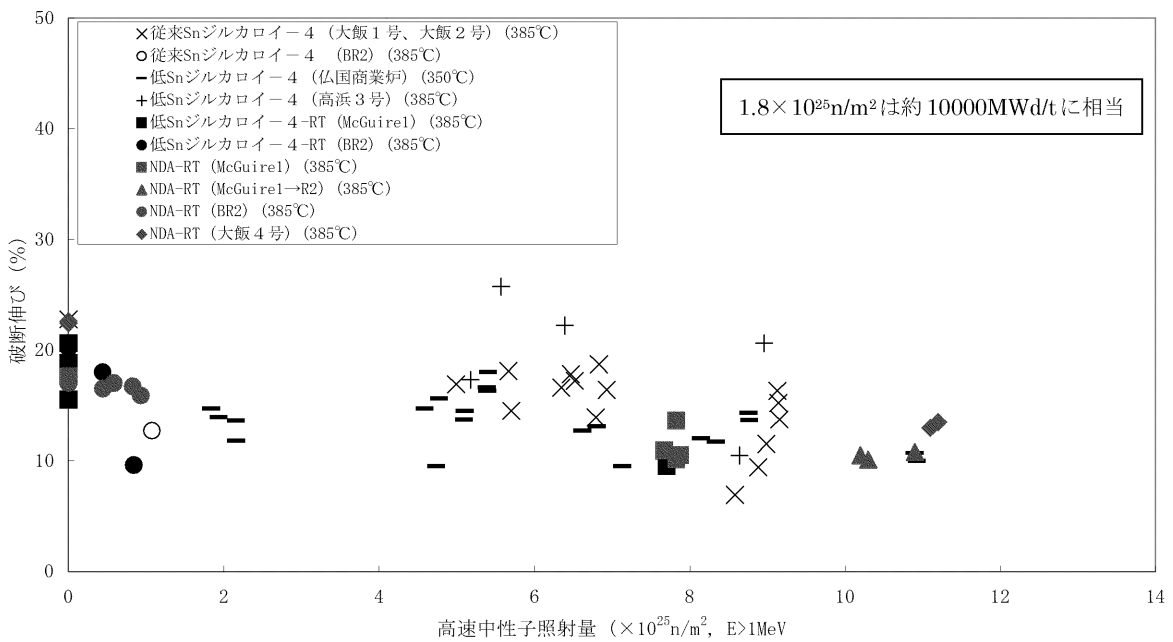


図 2.1-5(2) 改良被覆管 (NDA) の延性

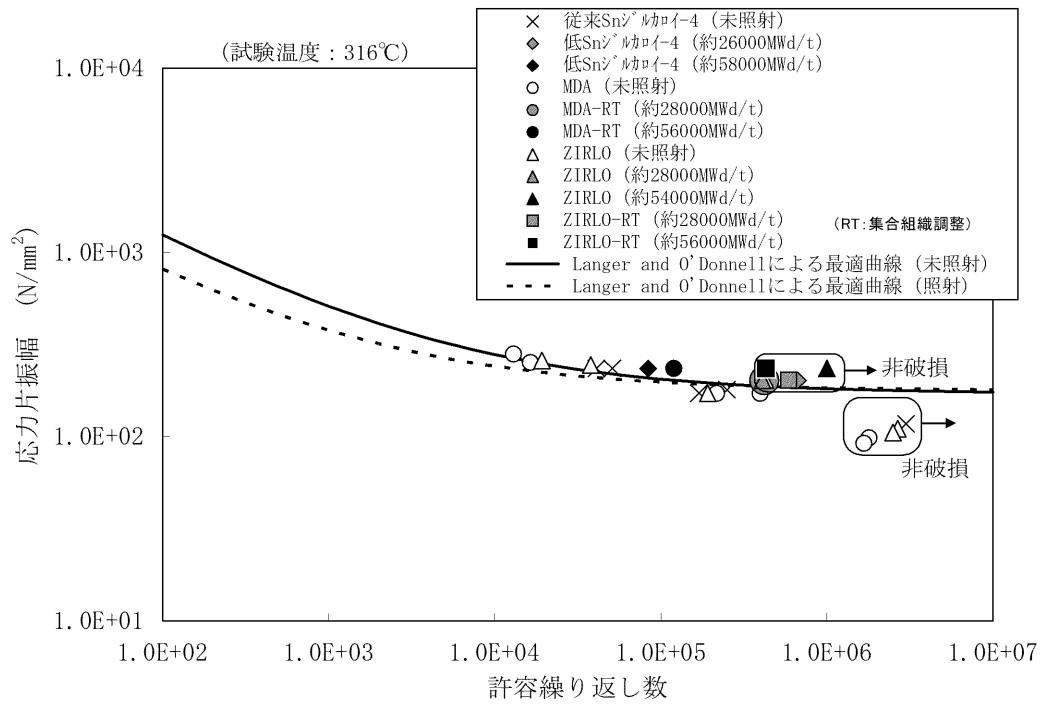


図 2.1-6(1) 改良被覆管 (MDA及びZIRLO) の疲労強度

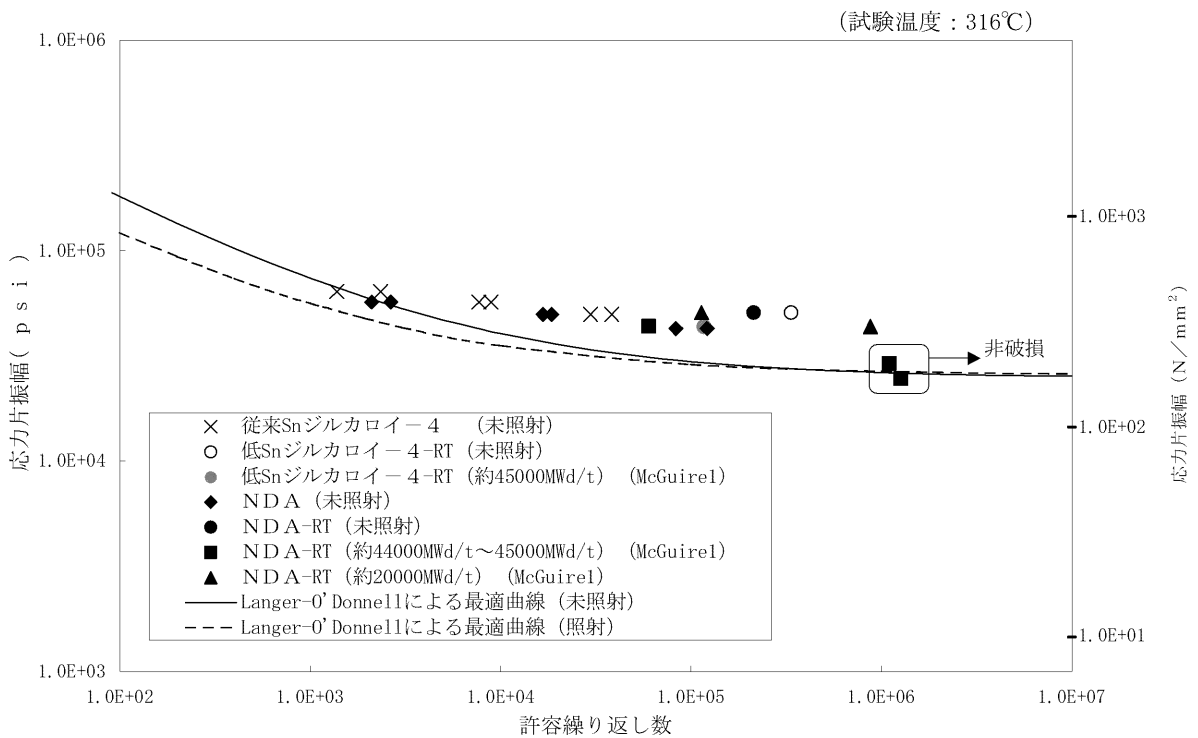


図 2.1-6(2) 改良被覆管 (NDA) の疲労強度

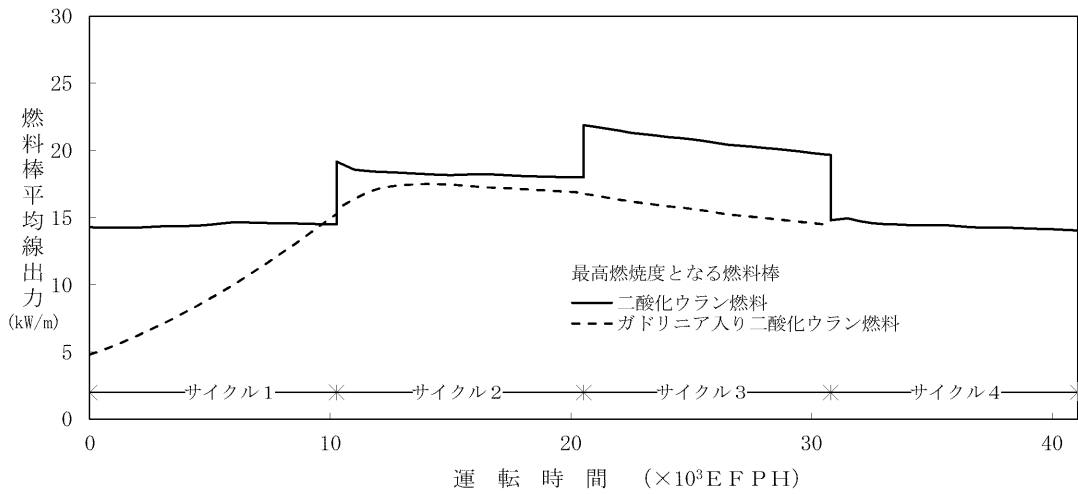
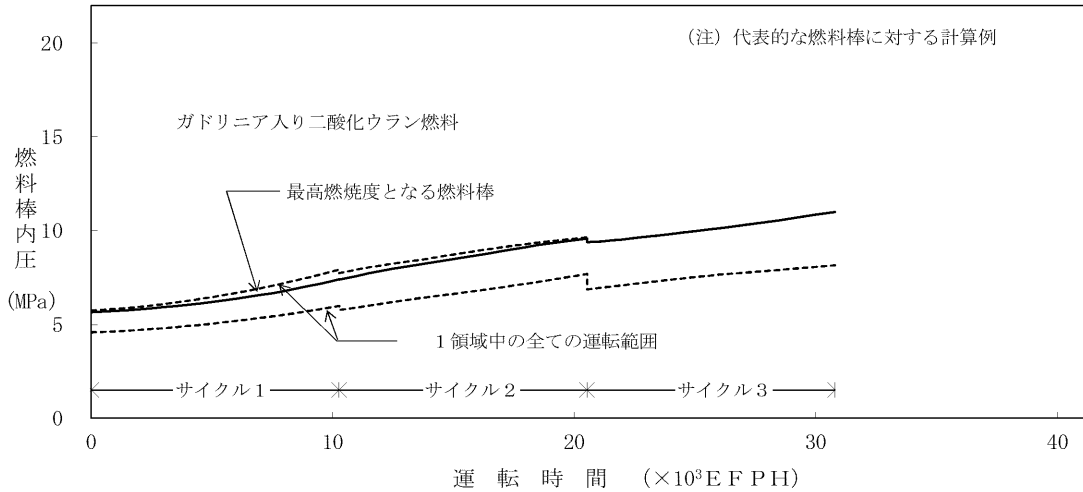
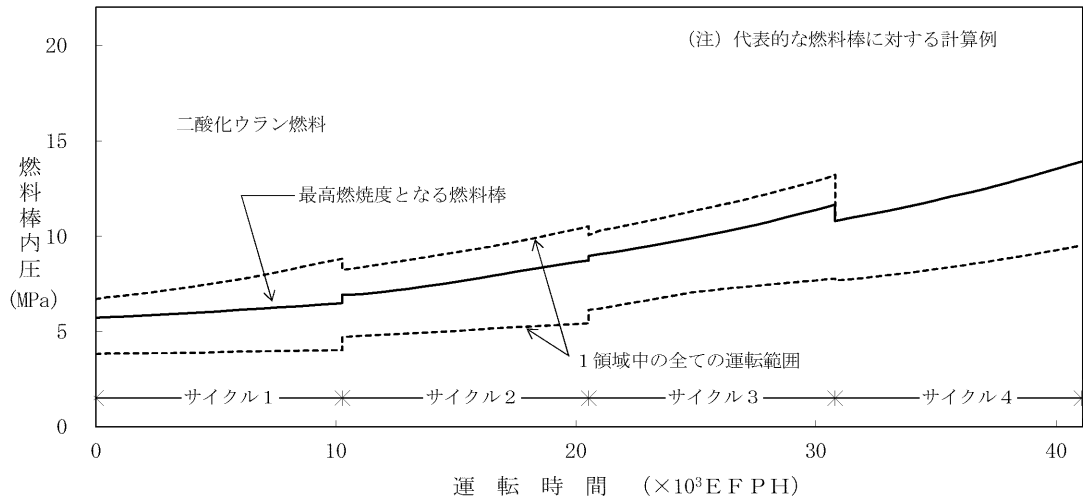


図 2.2-1(1) 燃料棒内圧の燃焼度変化 (A型燃料)

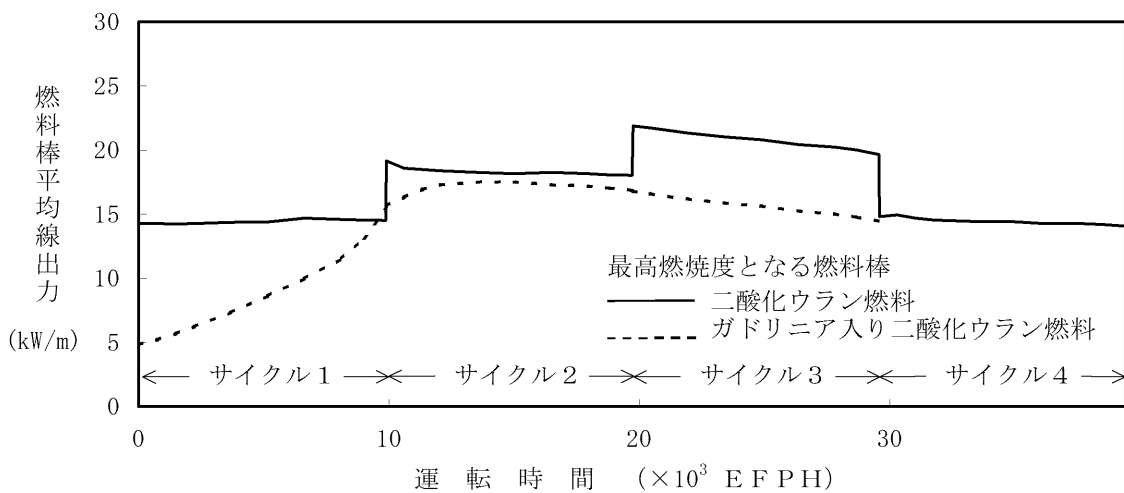
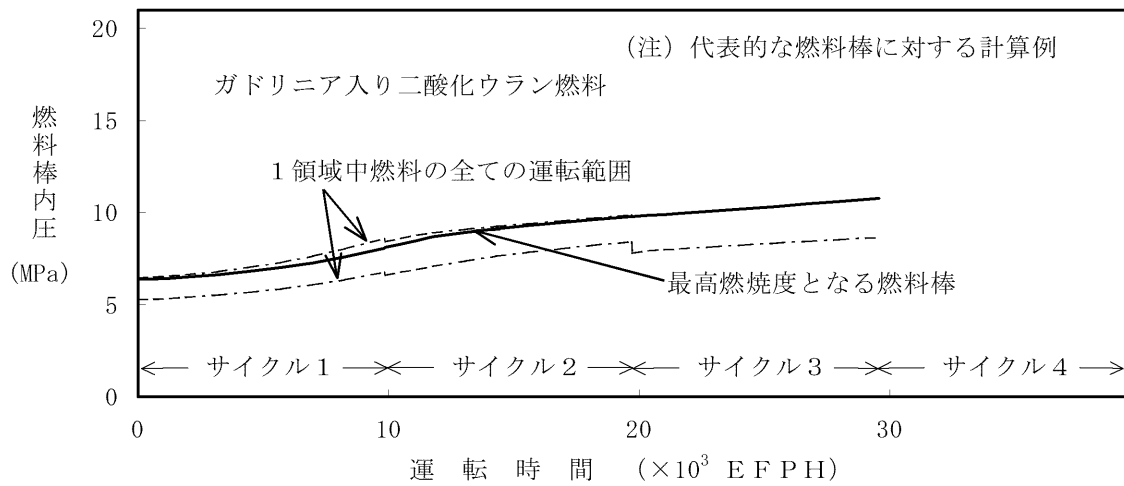
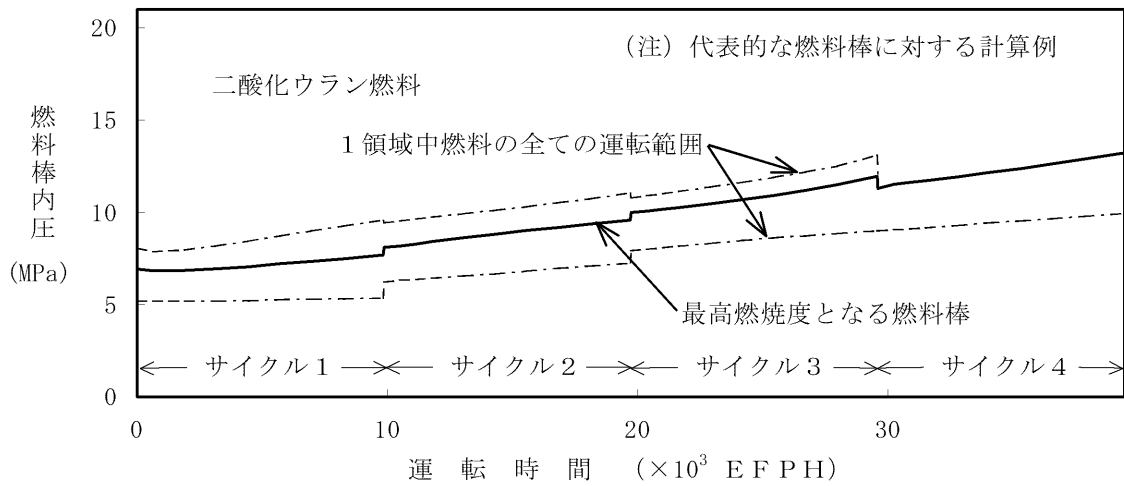


図 2.2-1(2) 燃料棒内圧の燃焼度変化 (B型燃料)

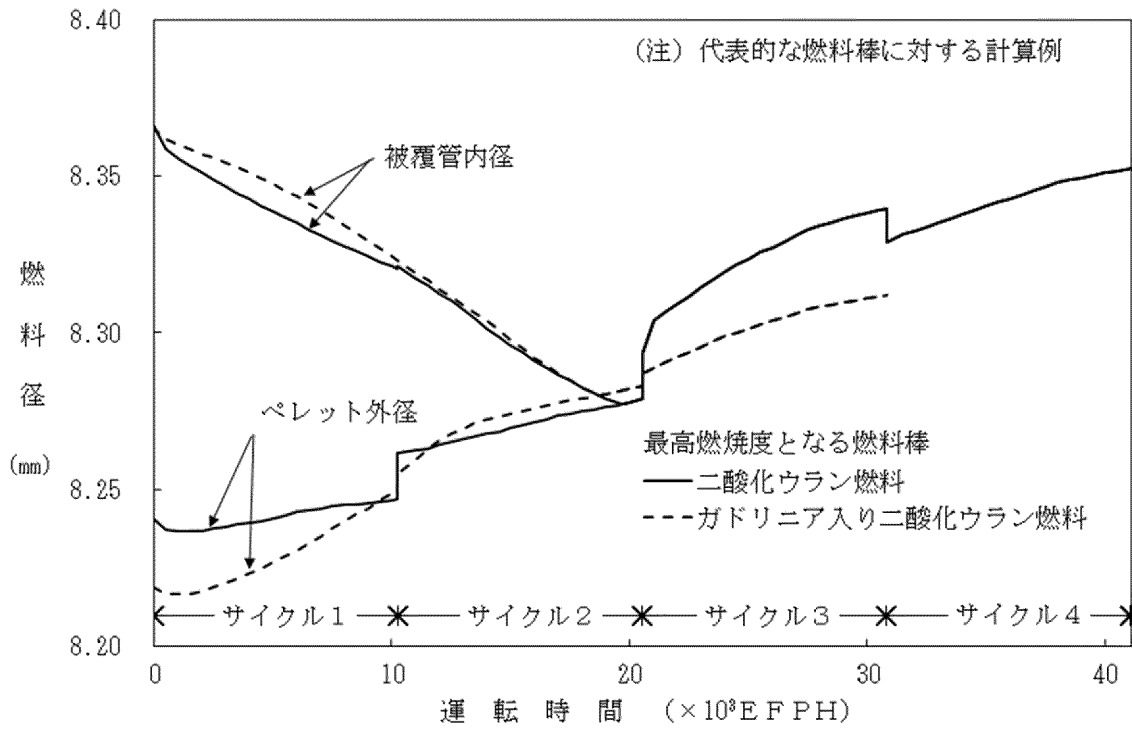


図 2.2-2(1) 燃料径の燃焼度変化 (A型燃料)

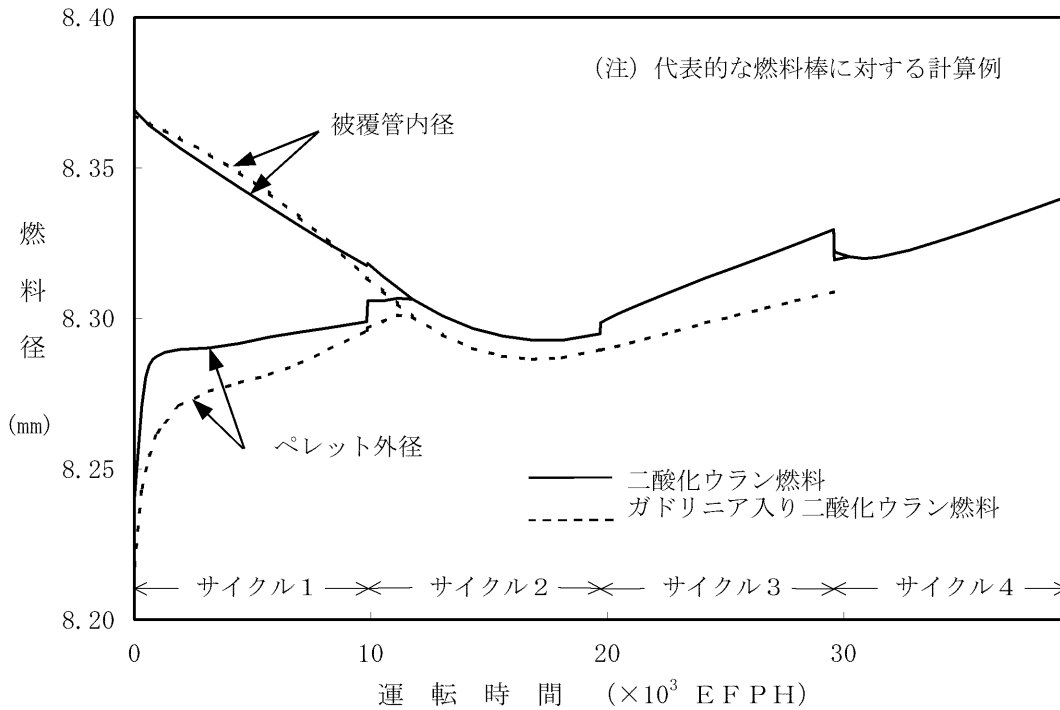


図 2.2-2(2) 燃料径の燃焼度変化 (B型燃料)

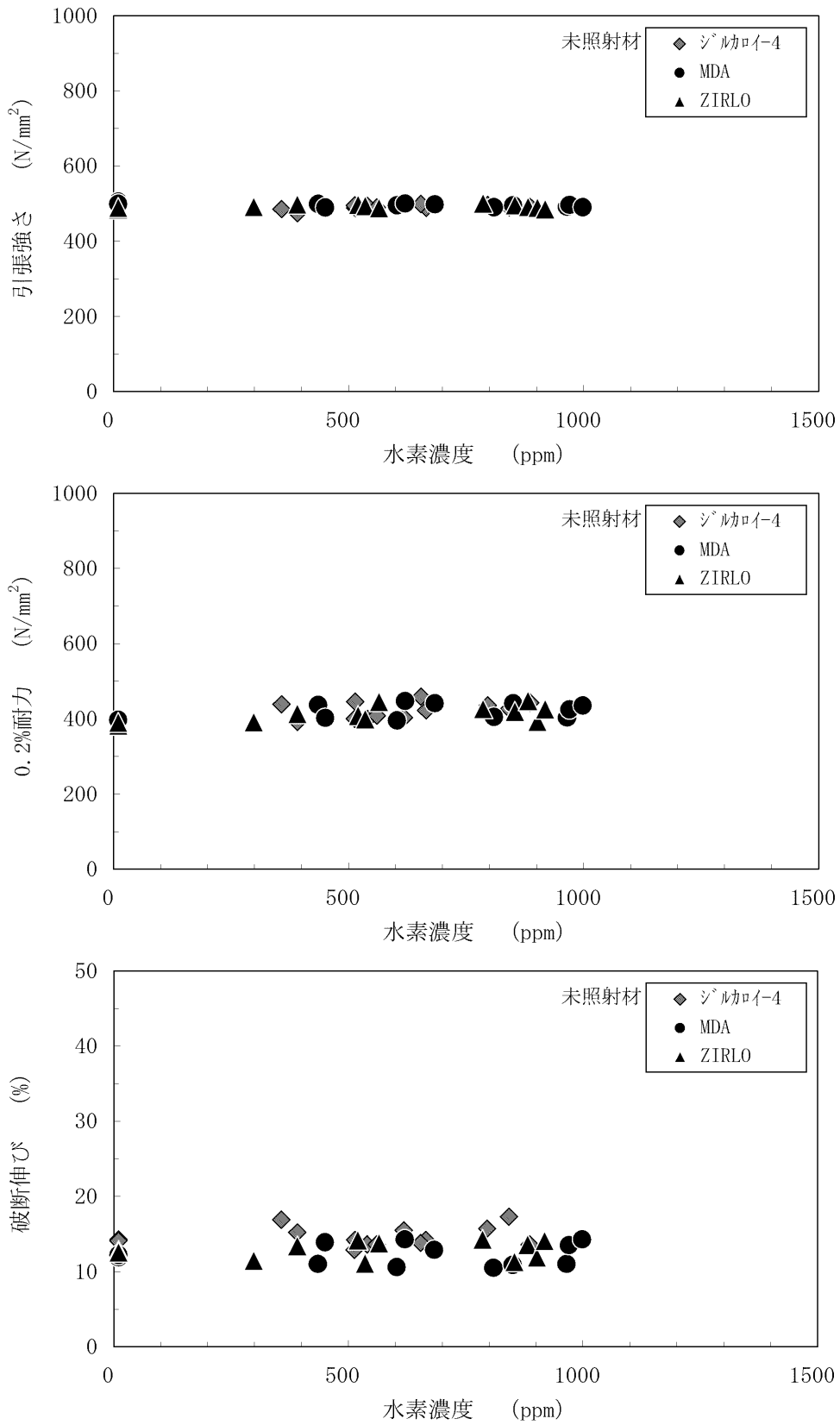


図 2.2-3(1) 未照射改良被覆管 (MDA及びZIRLO) の機械的特性と水素吸収量 (水素濃度) の関係

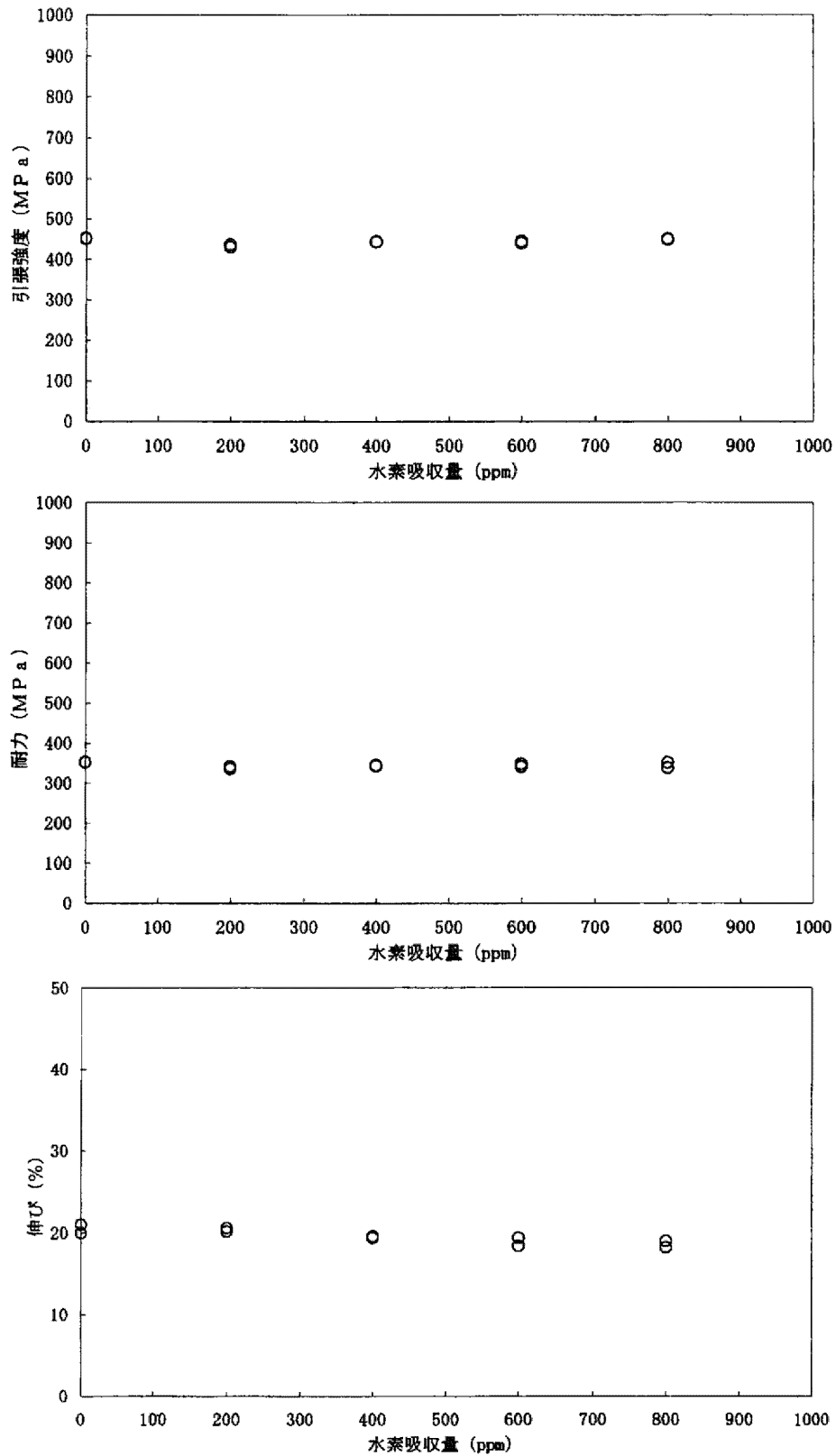


図 2.2-3(2) 未照射改良被覆管 (NDA) の機械的特性と水素吸収量の関係

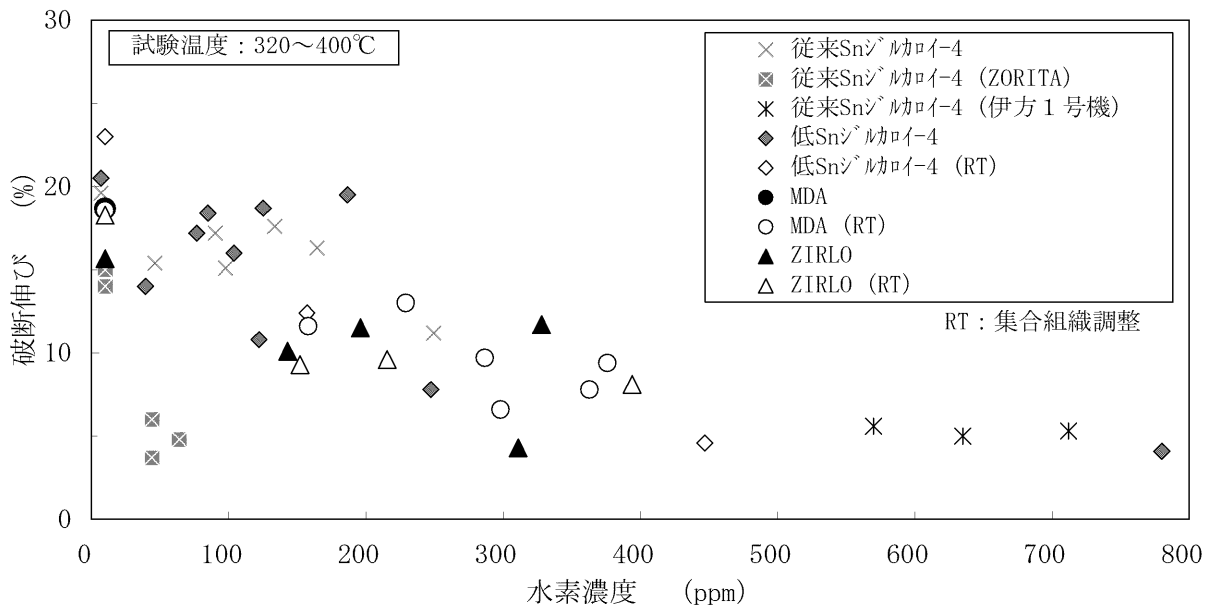


図 2.2-4(1) 改良被覆管 (MDA及びZIRLO) の破断伸びと水素吸収量 (水素濃度) の関係

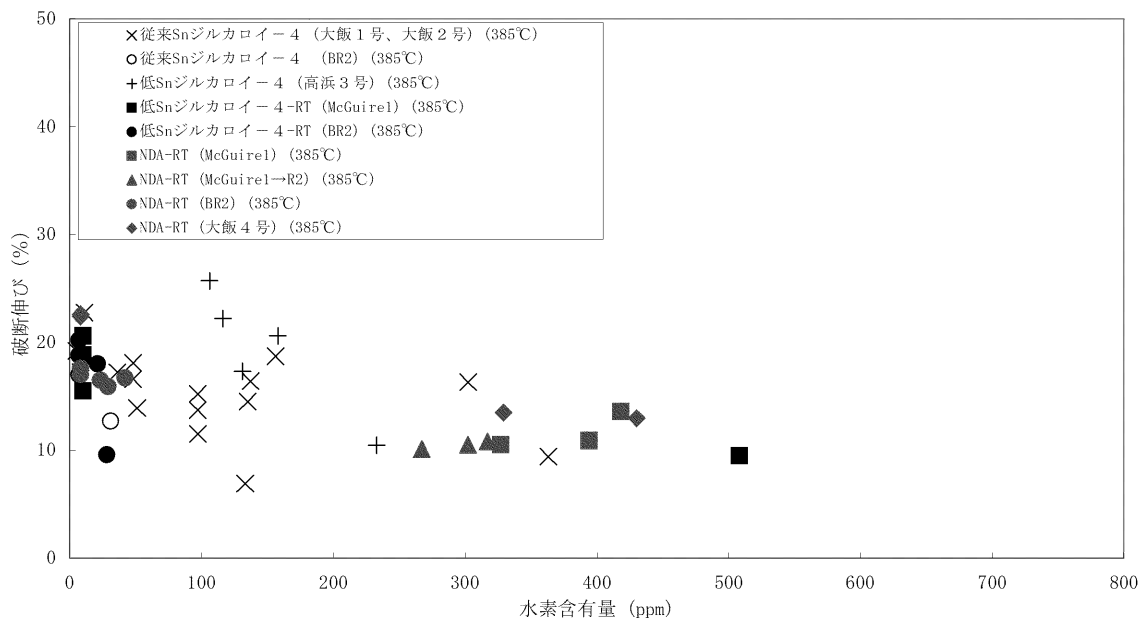


図 2.2-4(2) 改良被覆管 (NDA) の破断伸びと水素吸収量の関係

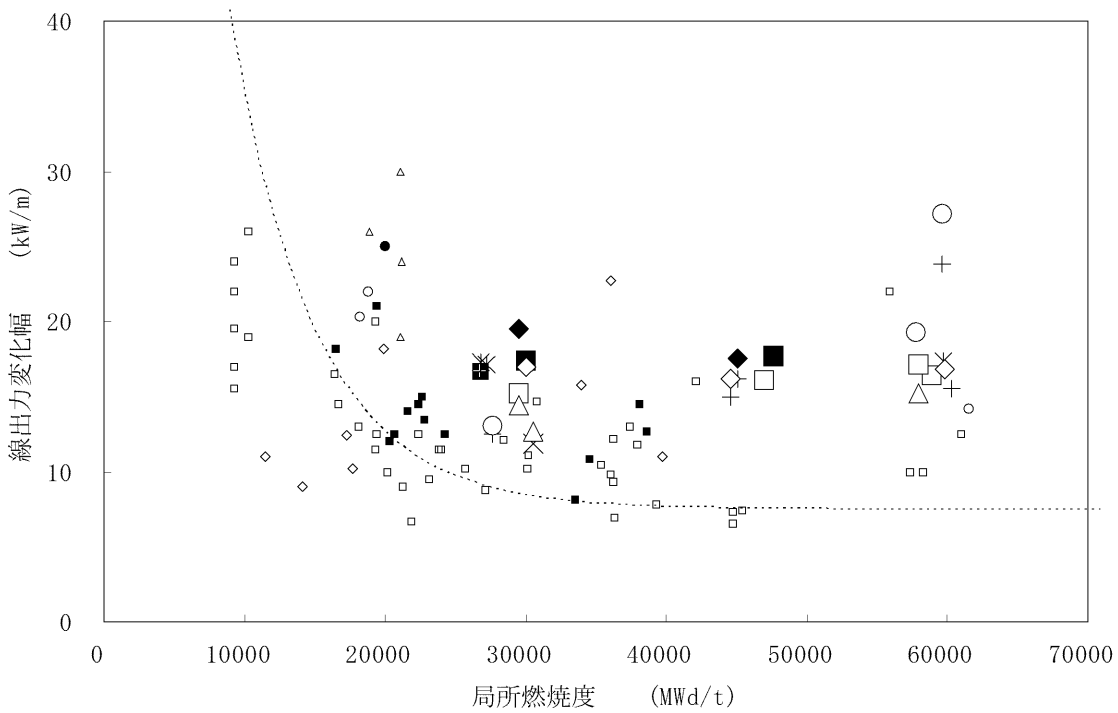
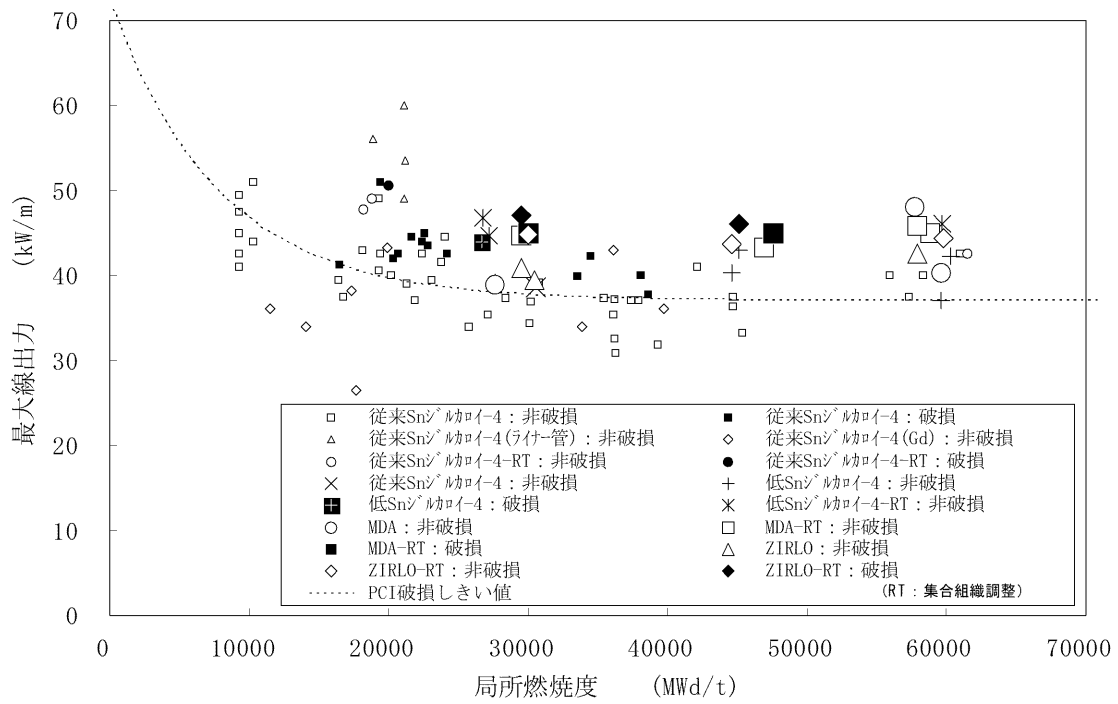


図2.2-5(1) 改良被覆管 (MDA及びZIRLO) の耐PCI性

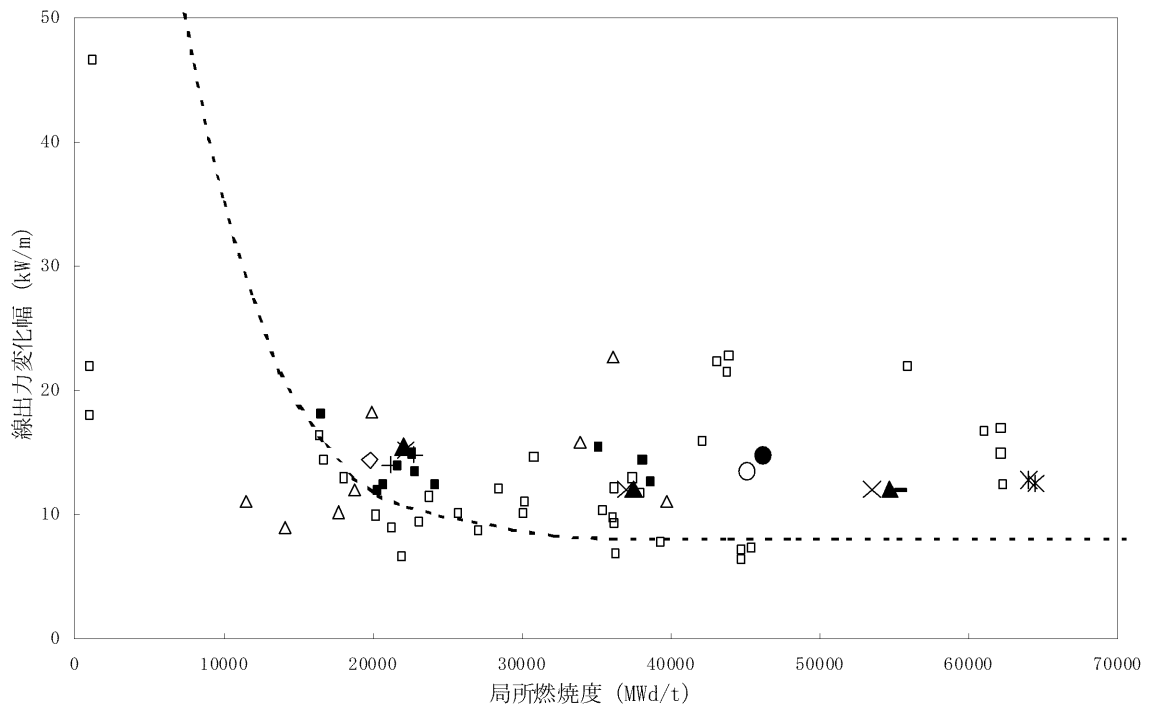
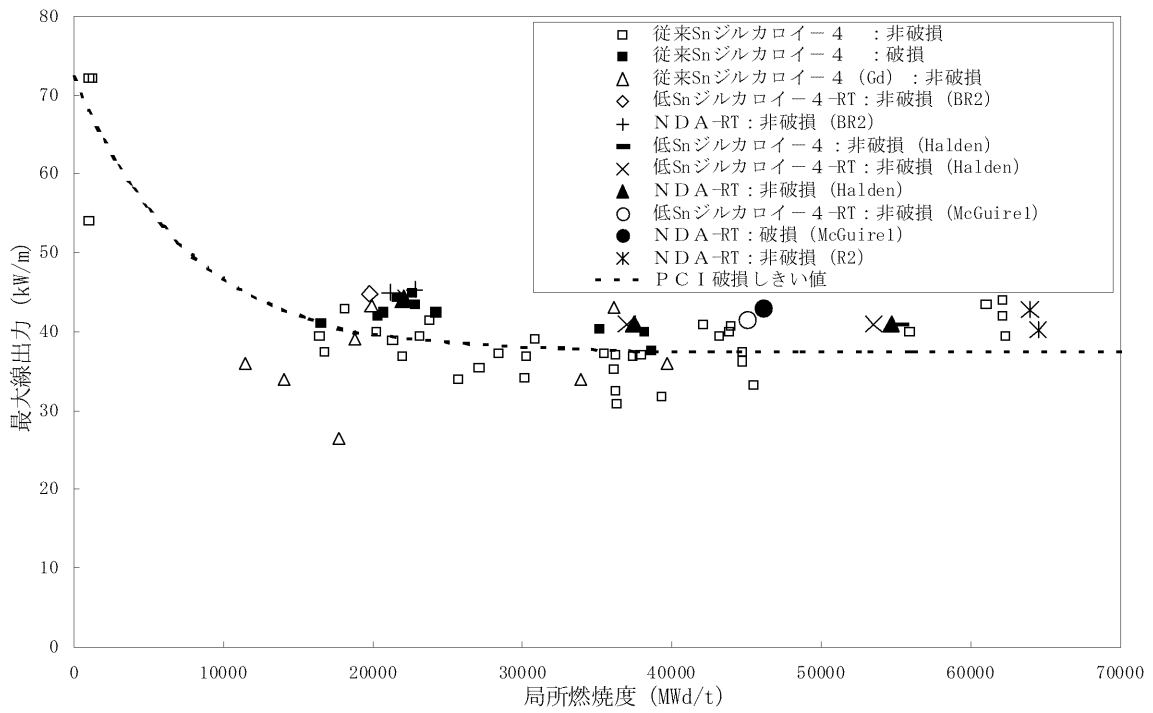


図2.2-5(2) 改良被覆管 (NDA) の耐PCI性

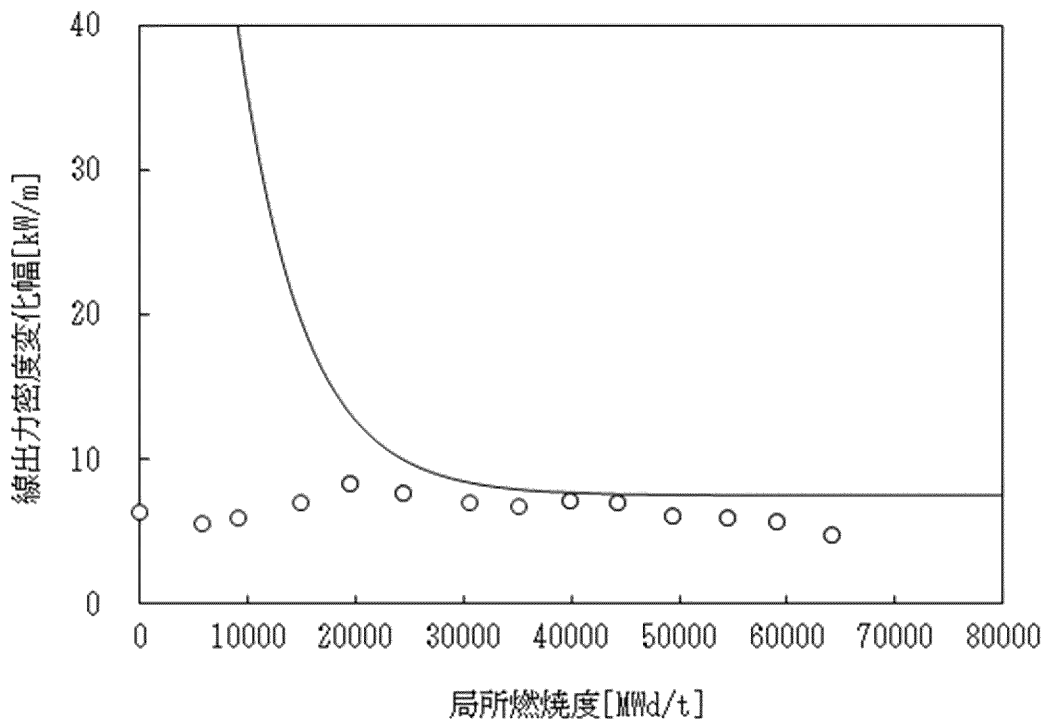
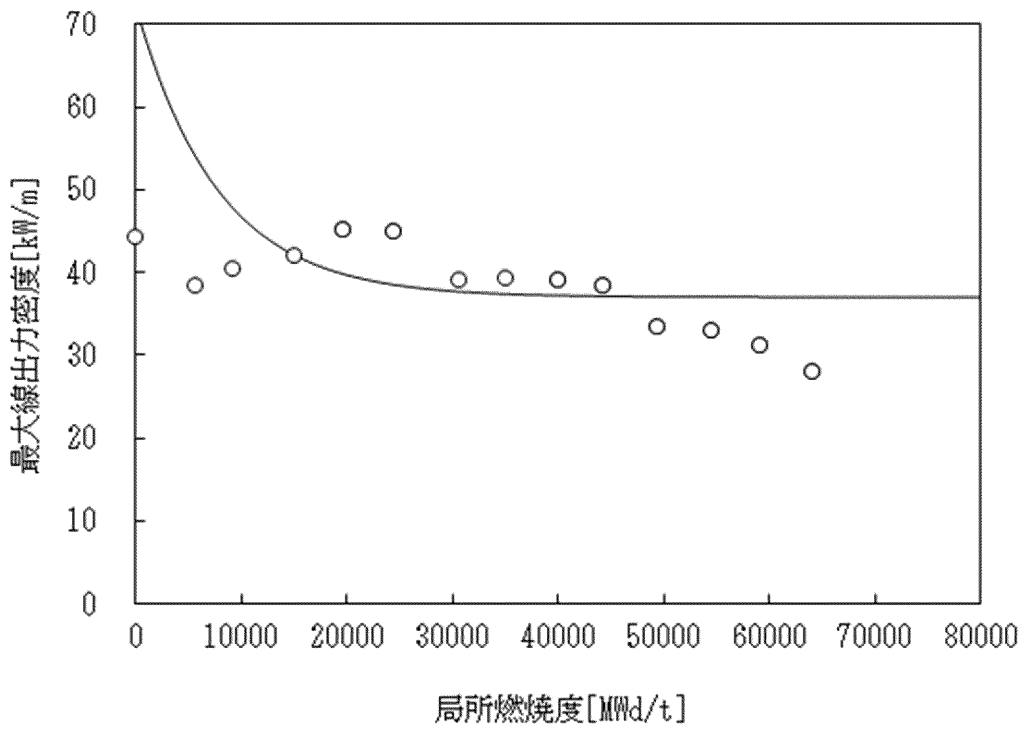


图 2.2-6 PCI 评估结果

3. 燃料集合体の健全性

3.1 設計方針

ステップ2燃料集合体は、原子炉安全専門審査会内規「加圧水型原子炉に用いられる17行17列型の燃料集合体について（昭和51年2月16日）」に記載されている考え方にに基づき、燃料集合体の骨格を形成する制御棒案内シンプル、支持格子、上部ノズル及び下部ノズル並びにこれらの部材の接合部分について、種々の荷重に対してその健全性が保持され、周囲の炉心構造物の機能に影響を与えないように、以下の2つの設計基準を満足するよう設計する。

(1) 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時の強度

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化状態において生ずる静的荷重及び繰り返し荷重に対する応力は、原則として、ASME Section IIIに基づいて評価する。

(2) 輸送及び取扱時の強度

輸送及び取扱時の荷重に対して、6G（Gは重力加速度を示す）の荷重で著しい変形が生じないこと。

3.2 設計評価

ステップ2燃料集合体は、基本構造がステップ1燃料集合体と同等であり、その健全性を確保するため従来と同様、実験、有限要素法構造解析等に基づき、以下の点を考慮して設計する。

(1) 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時の強度

原子炉内における使用期間中、通常運転時には燃料集合体の各構成部品に水力的揚力、浮力、上部ノズル押えばね力及び燃料集合体自重が働き、運転時の異常な過渡変化時には、これらに加

えてスクラム時の衝撃荷重が働く。

ステップ2燃料集合体は、これらの荷重に対する健全性に問題ない設計とする。

なお、上記荷重はステップ1燃料集合体に対するものと同程度であること、またステップ2燃料集合体の基本構造がステップ1燃料集合体と同等であることから、ステップ2燃料集合体はステップ1燃料集合体と同様、その健全性に問題ない設計とすることができる。

(2) 輸送及び取扱い時の強度

ステップ2燃料集合体は、輸送及び取扱い時の設計荷重6Gに対する健全性に問題ない設計とする。

なお、設計荷重はステップ1燃料集合体に対するものと同程度であること、またステップ2燃料集合体の基本構造がステップ1燃料集合体と同等であることから、輸送及び取扱い時についても、ステップ2燃料集合体はステップ1燃料集合体と同様、その健全性に問題ない設計とすることができる。また、この設計荷重6Gは、輸送時の最大荷重が輸送容器に装備したショック指示計又は加速度計により6G以下であることを確認すること、また燃料取扱い時の最大荷重は使用されるクレーンの特性で決まり、3G～4G程度であることから、燃料集合体としての機能は保持される。

(3) その他の設計上の考慮事項

上述の考慮事項の他に高燃焼度化に伴う影響を考慮する主要事項について以下に示す。

a. 燃料集合体の寸法変化

燃料集合体は、制御棒案内シンプルの照射成長に加え、燃料棒の伸びと制御棒案内シンプルの照射成長の差及び支持格子

の燃料棒拘束力に応じて制御棒案内シンプルに加わる引張力による照射クリープ変形により、燃焼度の増加とともに伸びる。また、燃料棒とノズルの間隙は、燃料棒伸びが燃料集合体伸びより大きいことから、燃焼度の増加とともに減少する。

ステップ2燃料集合体は、寿命末期において燃料集合体と炉心板並びに燃料棒とノズルが干渉しないよう十分な間隙を確保した設計とする。

b. 燃料棒曲がり

燃料棒曲がりは、燃料棒と燃料集合体の伸びの差により、支持格子の燃料棒拘束力に応じた圧縮力が燃料棒に作用するため発生する。

ステップ2燃料集合体は、過度な燃料棒曲がりが生じないよう支持格子の燃料棒拘束力等を適切な設計とする。

c. 燃料棒の流動振動によるフレットニング摩耗

燃料寿命中に生じる燃料棒の流動振動の振幅は、燃料棒が支持格子により保持されているため小さい。この支持格子の燃料棒拘束力は、燃料棒曲がりが過大とならないこと、輸送及び取扱い時に燃料棒の移動がないこと並びにフレットニング摩耗が過大とならないことを考慮して設計している。

ステップ2燃料集合体においても、燃料棒の流動振動による過度なフレットニング摩耗が生じないよう支持格子の燃料棒拘束力等を適切な設計とする。

d. 支持格子の位置ずれ

A型燃料集合体の中間部支持格子は制御棒案内シンプルに固定されているため、燃料集合体伸びに応じて移動するが、燃料集合体伸びは比較的小さく、移動した支持格子が隣接する支持格子と過大な位置ずれを起こすことはない。

一方、B型燃料集合体の中間部支持格子はフローティング型となっており、燃料棒伸びに応じて移動することから、支持格子の移動量は比較的大きく、移動した支持格子が隣接する支持格子と過大な位置ずれを起こした場合、1次冷却材の横流れが発生し、燃料棒の流動振動を増加させる可能性がある。

このため、B型のステップ2燃料集合体の中間部支持格子は、B型燃料集合体及びA型燃料集合体との隣接を考慮し、これら隣接する燃料集合体の中間部支持格子と燃焼期間を通じて重なり合った状態となる設計とする。

e. ジルカロイ-4製部材の腐食

ステップ2燃料集合体に用いられるジルカロイ-4製部材（制御棒案内シングル及び中間部支持格子）は、被覆管と同様、炉内滞在中に腐食するものの、非発熱体であることから、被覆管に比べ腐食量は少なくなる。

国内外商業炉にて照射された制御棒案内シングルの酸化膜厚さ及び水素吸収量をそれぞれ図3.2-1及び図3.2-2に示す。制御棒案内シングルの酸化膜厚さは、制御棒案内シングル肉厚に対して十分小さく、また水素吸収量も小さい。中間部支持格子は制御棒案内シングルと同じ材料であり温度条件も同等であることから、制御棒案内シングルと同様な腐食特性を示すと考えられる。

なお、照射データを取得した制御棒案内シングルは従来Snジルカロイ-4製であるが、現在のステップ1燃料ではより耐食性に優れた低Snジルカロイ-4製制御棒案内シングルを用いており、ステップ2燃料でも引き続きこれを使用する。

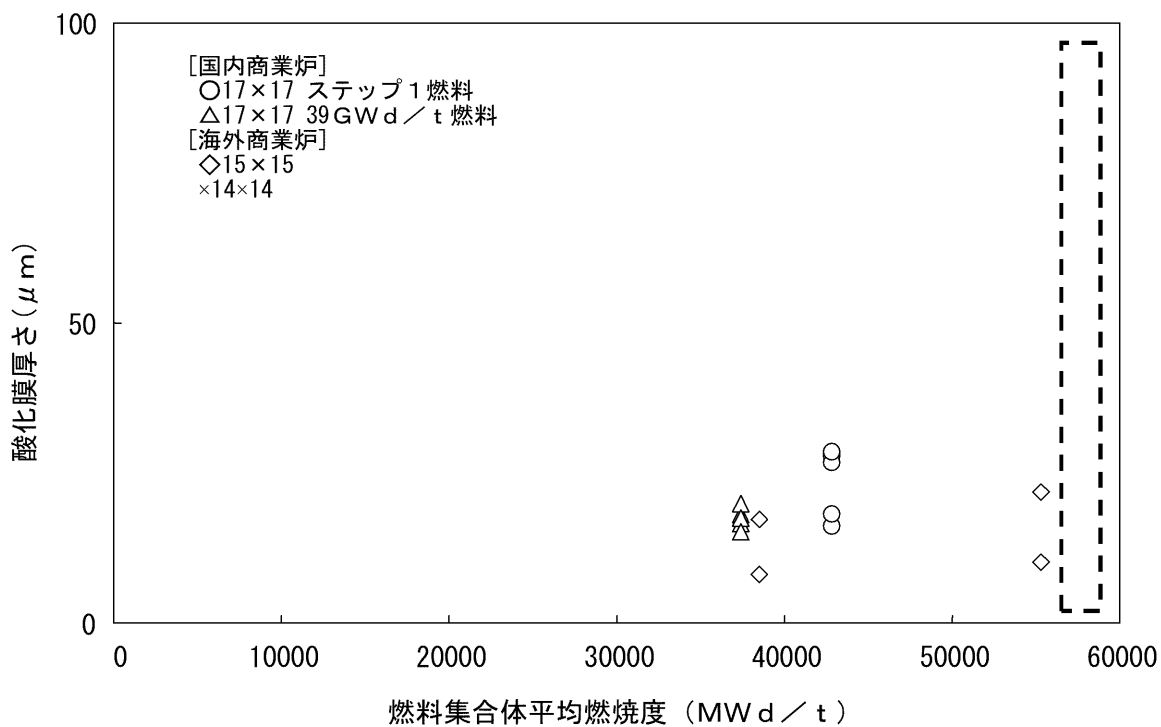


図3.2-1 制御棒案内シンプルの酸化膜厚さ

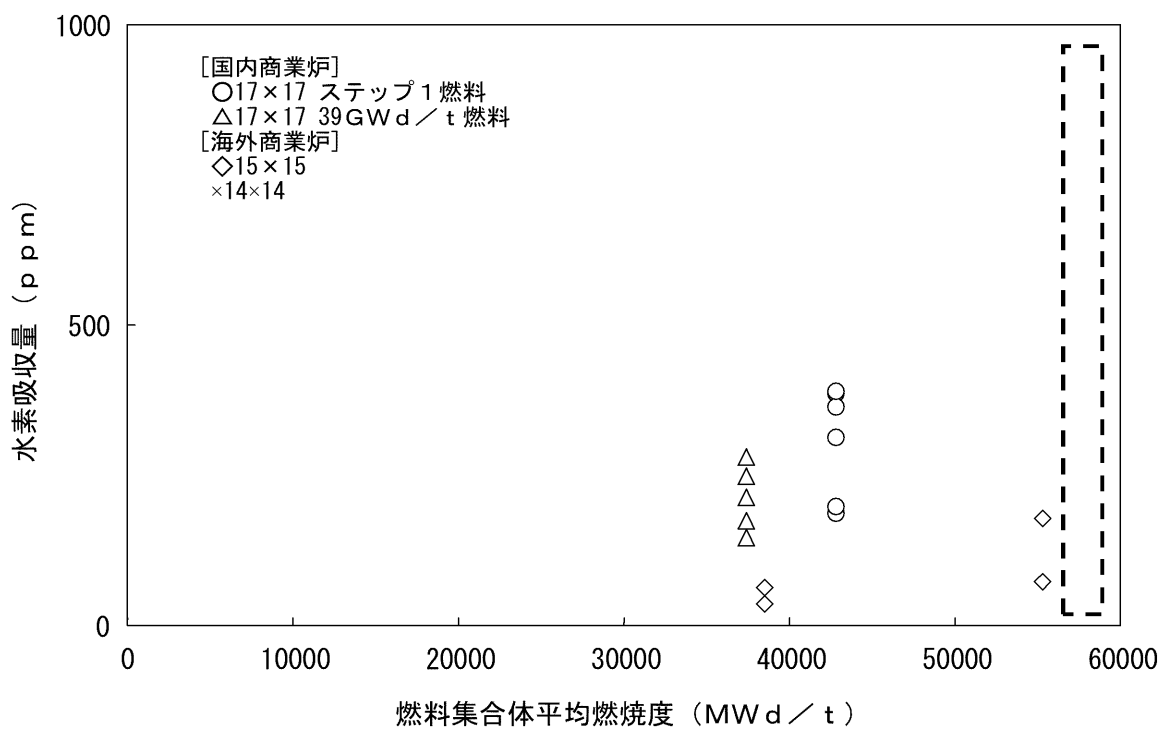


図3.2-2 制御棒案内シンプルの水素吸収量

[- - -]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

4. 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燃料について、改良被覆管等の特性を踏まえた健全性評価の結果から、ステップ2燃料の機械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。

燃料棒設計コードについて

ステップ 1 燃料及びステップ 2 先行照射燃料の燃料棒健全性評価は、燃料棒設計コード（A 型燃料は「FINE コード」、B 型燃料は「FPAC コード」）を用いて実施されている。

ステップ 2 燃料の燃料棒健全性評価は、この FINE コード及び FPAC コードに以下の主な追加・変更を行った燃料棒設計コード（A 型燃料は「高燃焼度用 FINE コード」、B 型燃料は「高燃焼度用 FPAC コード」）を用いて実施されている。

- ・改良被覆管の腐食量、水素吸収量、炉内クリープ変形及び照射成長を評価できる機能を追加。
- ・ペレット熱伝導率のガドリニア濃度増加に伴う低下割合を変更。
- ・燃焼度増加に伴い低下するようペレット熱伝導率を変更。

（追加・変更点の一覧は表 1 参照）

両コードの実証性は、表 2 に示す改良被覆管及び高濃度ガドリニア入り二酸化ウランペレットを含む高燃焼度までの照射データに基づき確認されている。両コードの実証データのうち、国内外の試験炉及び PWR 商業炉で照射された燃料棒の代表的な出力履歴をステップ 2 燃料装荷平衡炉心において最高燃焼度となる燃料棒の出力履歴とともに図 1 に示す。両コードの実証データは、ステップ 2 燃料の燃料集合体最高燃焼度 55,000MWd/t（燃料棒最高燃焼度で約 61,000MWd/t）を包絡する燃焼度範囲にあり、またペレットからの FP ガス放出及び燃料棒内圧変化のように出力履歴に影響を受ける照射挙動を考えた場合でも、ステップ 2 燃料の炉内照射にて想定される線出力と同程度またはそれよりも高い線出力範囲の履歴となっている。したがって、表 2 に示す実証データは、両コードのステップ 2 燃料健全性評価への適用を考える上で妥当なものである。

個別の照射挙動項目について両コードによる計算値と実測値との比較を図 2～10 に示すが、これらの図より両コードの実証性を以下のとおり確認した。

(1) 燃料中心温度（二酸化ウラン燃料及びガドリニア入り二酸化ウラン燃料）

二酸化ウラン燃料及びガドリニア入り二酸化ウラン燃料に対する中心温度の計算値と実測値の比較をそれぞれ図 2 及び図 3 に示す。これらの図に示す実測値は、高燃焼度に至るまでの各燃焼度における値であり、また図 3 には高濃度ガドリニア入り二酸化ウラン燃料データが含まれており、両コードによる計算値は、実測値を良く再現している。

(2) FP ガス放出率及び燃料棒内圧

FP ガス放出率及び燃料棒内圧の計算値と実測値の比較をそれぞれ図 4 及び図 5 に示す。これらの図には、燃料棒内圧の観点から厳しくなる高燃焼度データ及び高濃度ガドリニア入り二酸化ウラン燃料データが含まれており、両コードによる計算値は、実測値を良く再現している。

(3) ペレット体積変化

ペレットは、燃焼に伴い燃焼初期の焼きしまりによる体積減少とその後支配的となるスエリングによる体積増加という挙動を示す。ペレット体積変化の計算値と実測値の比較を図 6 に示す。同図には、高燃焼度データ及び高濃度ガドリニア入り二酸化ウラン燃料データが含まれており、両コードによる計算値は、実測値を良く再現している。

(4) 燃料棒外径変化

燃焼に伴う燃料棒外径変化の計算値と実測値の比較を図 7 に示す。同図には、ペレットと改良被覆管が接触するまでのデータ、すなわち改良被覆管の燃焼に伴う炉内クリープ変形に関するデータが含まれており、両コードによる計算値は、実測値を良く再現している。

(5) 燃料棒伸び

燃料棒伸びの計算値と実測値の比較を図 8 に示す。同図には、高燃焼度に至るまでの各燃焼度における改良被覆管の照射データが含まれており、両コ

ードによる計算値は、実測値を良く再現している。

(6) 被覆管腐食量及び水素吸収量

被覆管腐食量及び水素吸収量の計算値と実測値の比較をそれぞれ図 9 及び図 10 に示す。これらの図には、高燃焼度に至るまでの各燃焼度における改良被覆管の照射データが含まれている。両コードによる計算値は、実測値に対して同等もしくは若干過大な値となっているが、これは被覆管腐食評価上安全側の評価結果を与えることとなる。

表 1(1) 高燃焼度用 FINE コードにおける追加・変更点

計算項目	挙動評価モデル	高燃焼度用 FINE コードにおける追加・変更点		
燃料温度	1次冷却材温度	変更なし		
	被覆管温度	変更なし		
	ペレット-被覆管ギャップ温度	変更なし		
	ペレット内温度分布	ペレット熱伝導率式を変更 <ul style="list-style-type: none"> ・ 燃焼に伴う低下 ・ ガドリニア添加による低下割合 ・ リム組織の形成 ペレット密度補正式を変更		
燃料棒寸法変化	ペレット熱膨張	変更なし		
	ペレット焼きしまり	変更なし		
	ペレットスエリング	変更なし		
	被覆管熱膨張及び弾性変形	変更なし		
	被覆管クリープ変形	[従来 Sn/低 Sn ジルコイ-4]	[MDA/ZIRLO] 定数を調整した評価式を追加	
	被覆管照射成長	変更なし		
燃料棒内圧	FP ガス放出	FP ガス放出評価式を変更 <ul style="list-style-type: none"> ・ ペレット熱伝導率の変更に伴う評価式の定数を変更 ・ リム組織の形成 		
被覆管応力	内外圧差及び接触圧による応力、熱応力	変更なし		
被覆管腐食及び水素吸収	被覆管腐食	[従来 Sn ジルコイ-4] 変更なし	[低 Sn ジルコイ-4] 水素吸収率の変更に伴い評価式の定数を変更	[MDA/ZIRLO] 定数を調整した評価式を追加
	水素吸収量	[従来 Sn ジルコイ-4] 変更なし	[低 Sn ジルコイ-4、MDA/ZIRLO] データベース拡充に伴い水素吸収率を変更 (MDA/ZIRLO の水素吸収率は低 Sn ジルコイ-4 と同等)	

表 1(2) 高燃焼度用 FPAC コードにおける追加・変更点

計算項目	挙動評価モデル	高燃焼度用 FPAC コードにおける追加・変更点		
燃料温度	1次冷却材温度	変更なし		
	被覆管温度	変更なし		
	ペレット-被覆管ギャップ温度	ギャップ熱伝達係数を変更		
	ペレット内温度分布	ペレット熱伝導率式を変更 ・ 燃焼に伴う低下 ・ ガドリニア添加による低下割合		
燃料棒寸法変化	ペレット熱膨張	変更なし		
	ペレット焼きしまり	変更なし		
	ペレットスエリング	固体 FP スエリングの燃焼度依存性を変更		
	ペレットリロケーション	ペレットと被覆管接触後のペレット剛性を変更		
	被覆管熱膨張及び弾性変形	変更なし		
	被覆管クリープ変形	[従来 Sn ジルコイ-4] 変更なし	[低 Sn ジルコイ-4、NDA] データベース拡充に伴い評価式の定数を変更 (NDA のクリープ変形は低 Sn ジルコイ-4 と同等)	
	被覆管照射成長		[低 Sn ジルコイ-4] データベース拡充に伴い評価式の定数を変更	[NDA] 定数を調整した評価式を追加
燃料棒内圧	FP ガス放出	FP ガス放出評価式を変更 ・ ペレット熱伝導率の変更に伴う評価式の定数を変更		
被覆管応力	内外圧差及び接触圧による応力	有限要素法を用いた計算に変更		
	熱応力	変更なし		
被覆管腐食及び水素吸収	被覆管腐食	[従来 Sn ジルコイ-4] 変更なし	[低 Sn ジルコイ-4] データベース拡充に伴い評価式の関数を変更	[NDA] 定数を調整した評価式を追加
	水素吸収量	[従来 Sn/低 Sn ジルコイ-4、NDA] データベース拡充に伴い水素吸収率を変更 (NDA の水素吸収率は従来 Sn/低 Sn ジルコイ-4 と同等)		

表2(1) 燃料棒設計コードの実証データ（高燃焼度用 FINEコード）

照射炉	燃料型式	本数	被覆材	ペレット	ペレット初期密度 (%TD)	燃料棒平均燃焼度 (MWd/t)	燃料棒平均線出力密度 (kW/m)	実証項目					備考		
								燃料中心温度	FPガス放出率・燃料棒内圧	ペレット体積変化	燃料棒寸法変化	被覆管食量・水素吸収量			
試験炉	Halden, R2, Saxton	17×17	54	ジルカロイ-4	UO ₂ 10wt% Gd	92~95	~29,000	~30*1	○		-	-	-	*1: 出力変動が大きいため Halden データは含まない	高燃焼度化ステップ2先行照射 燃料安全審査当時のデータ
国内商業炉	美浜2号機、美浜3号機、大飯1号機、大飯2号機、高浜3号機、玄海1号機、伊方1号機	14×14 15×15 17×17	76	ジルカロイ-4	UO ₂ 6wt% Gd	94~95	~50,000	~24	-	○					
海外商業炉	Zion, Surry, Zorita, Trojan, Farley, North Anna 1, BR3	14×14 15×15 17×17	302	ジルカロイ-4	UO ₂ 3~10wt% Gd	93~97	~62,000	~32	-		○	○	○		
試験炉	Halden, BR2, R2	17×17 細径	16	ジルカロイ MDA	UO ₂ 6~8wt% Gd	94~98	~86,000	~20*2	○	○	○	○	-	*2: 出力変動が大きいため Halden データは含まない	上記からの追加データ
	Halden	ディスク	7	-	UO ₂ 10wt% Gd	96~97	~80,000*3	-	-	-	○	-	-	*3: ペレット燃焼度	
国内商業炉	美浜3号機、高浜3号機、大飯2号機、大飯4号機	15×15 17×17	292	ジルカロイ-4 MDA ZIRLO	UO ₂ 6wt% Gd	95	~46,000	~21	-						
海外商業炉	Vandellos 2*5 North Anna 1, BR3*5	17×17	330	ジルカロイ-4 MDA ZIRLO	UO ₂ 10wt% Gd	95	~65,000*4	~30	-	○	○	○	○	*4: セグメント燃料棒燃焼度を含む *5: 一部R2にて継続照射	

表2(2) 燃料棒設計コードの実証データ（高燃焼度用FPACコード）

照射炉		燃料型式	本数	被覆材	ペレット	ペレット初期密度(%TD)	燃料棒平均燃焼度(GWd/t)	燃料棒平均線出力密度(kW/m)	実証項目					備考	
									燃料中心温度	FPガス放出率・燃料棒内圧	ペレット体積変化	燃料棒寸法変化	被覆管食量・水素吸収量		
試験炉	Halden、Oak Ridge、DR3、R2	17×17	17	ジルカロイ	UO ₂ 10wt% Gd	90~98	~17	~28	○		-				高燃焼度ステップ2先行照射燃料安全審査当時のデータ
国内商業炉	伊方1号機、大飯1号機、大飯2号機	14×14 17×17	21	ジルカロイ-4	UO ₂ 6wt% Gd	95	~48	~24	-	○		○			
海外商業炉	BR3、Zorita、Oconee、Obrigheim、Graveline	14×14 15×15 17×17	181	ジルカロイ-4	UO ₂ 3~10wt% Gd	93~96	~69	~40	-		○		○		
試験炉	Halden、DR3、BR2、Osiris、Siloe、R2	16×16 17×17 細径	37	ジルカロイ NDA	UO ₂ 5~10wt% Gd	94~97	~87	~37	○						上記からの追加データ
国内商業炉	大飯2号機、大飯3号機、大飯4号機、高浜3号機	17×17	455	ジルカロイ-4 NDA	UO ₂ 6~10wt% Gd	95~96	~57	~23	-	○	○	○	○		
海外商業炉	McGuire1、Goesgen、海外商業炉A 海外商業炉B	15×15 17×17	155	ジルカロイ-4 NDA	UO ₂	95~97	~51	~28	-						

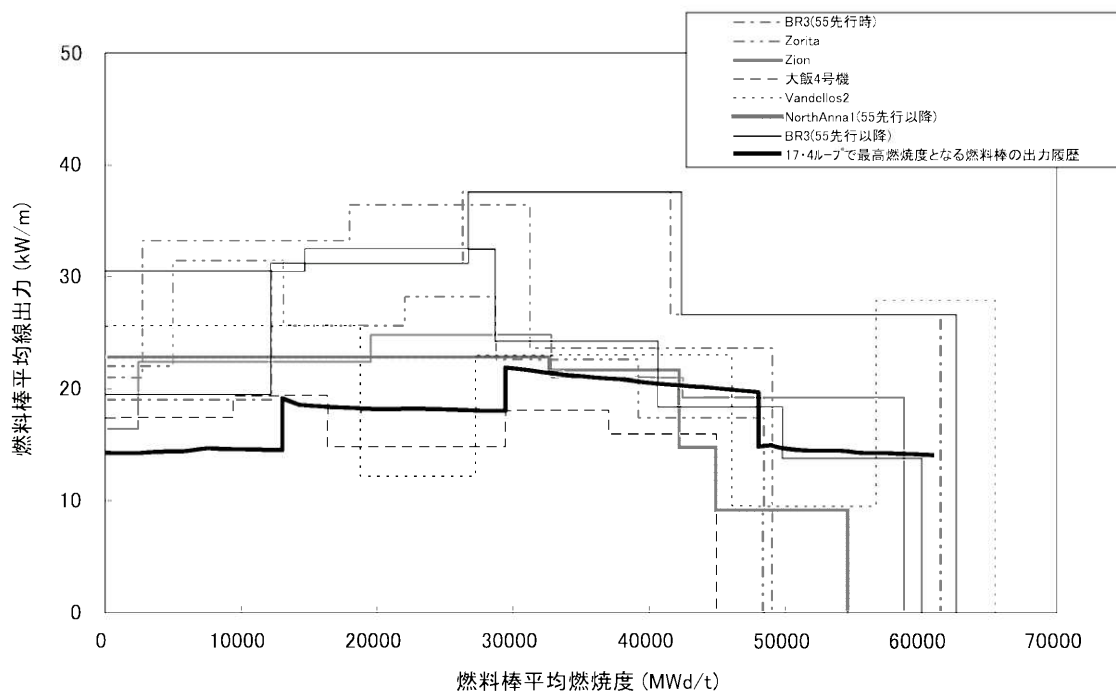


図 1(1) ステップ 2 燃料評価に対する高燃焼度用 FINE コード
実証データの出力履歴

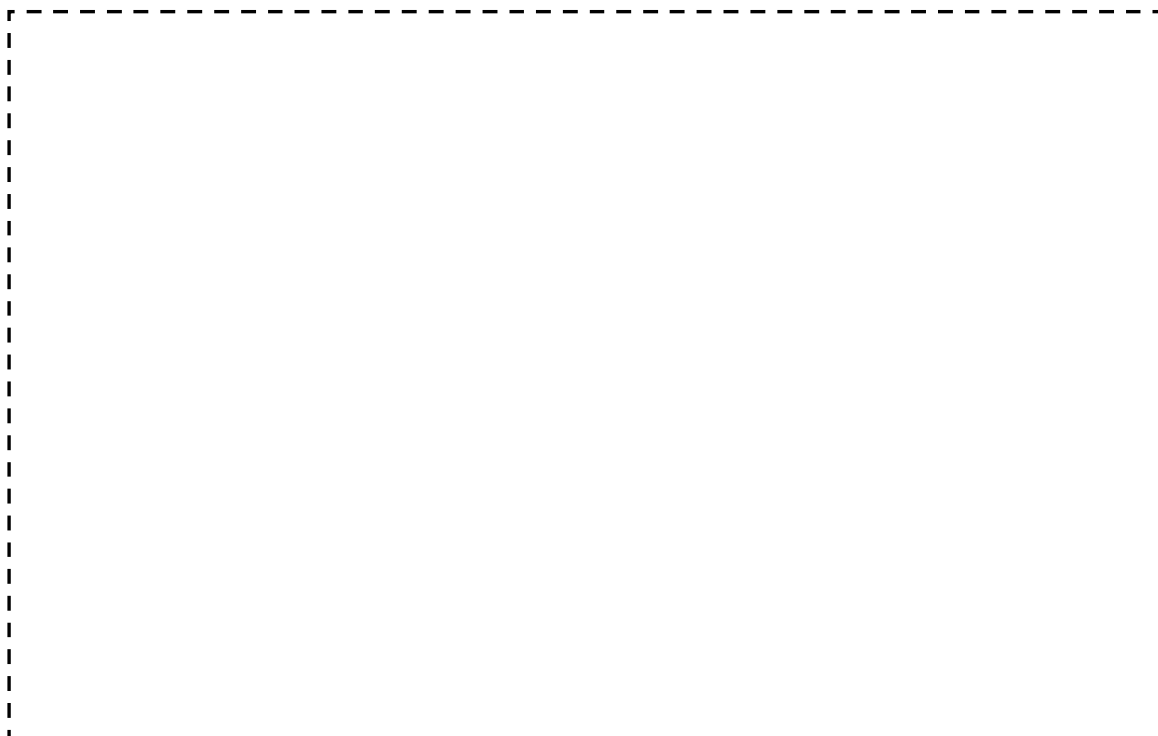


図 1(2) ステップ 2 燃料評価に対する高燃焼度用 FPAC コード
実証データの出力履歴

┌───┐: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

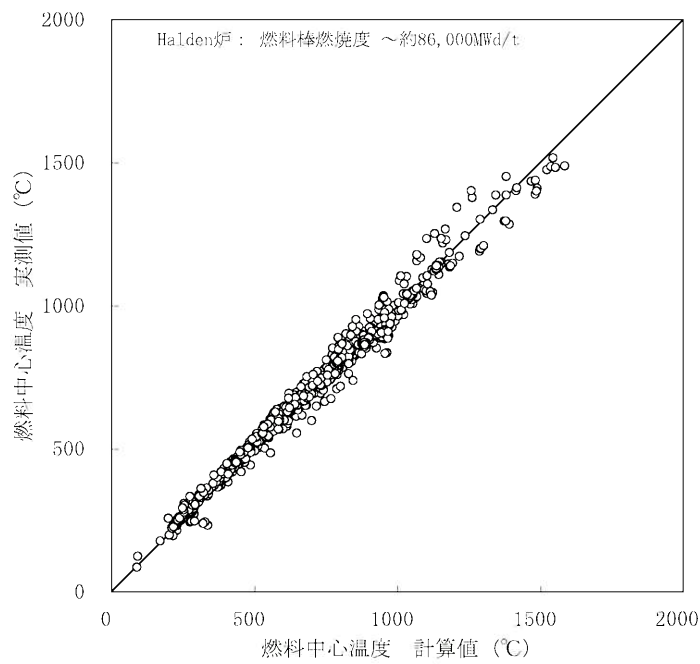


図 2(1) 二酸化ウラン燃料の中心温度の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

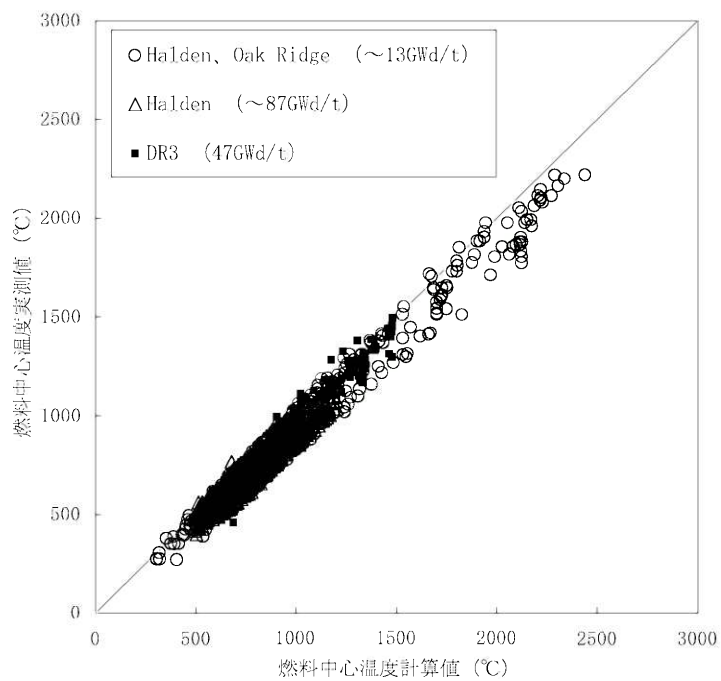


図 2(2) 二酸化ウラン燃料の中心温度の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

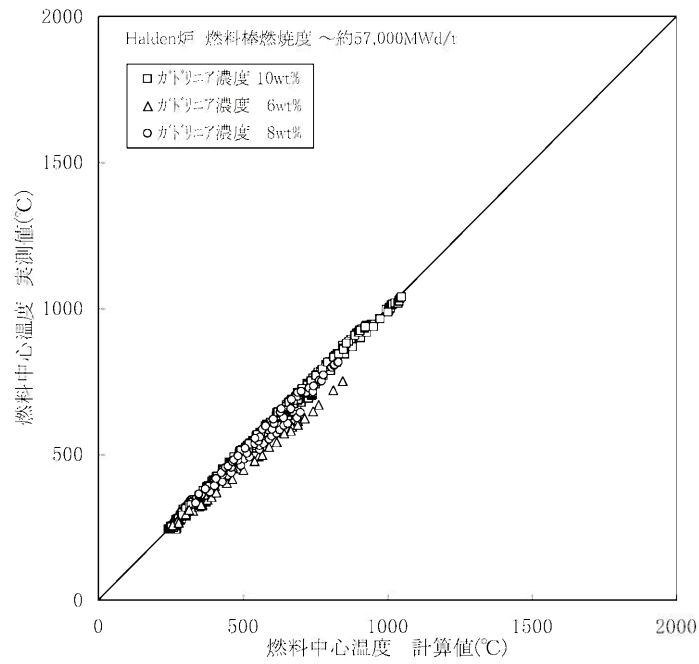


図3(1) ガドリニア入り二酸化ウラン燃料中心温度の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

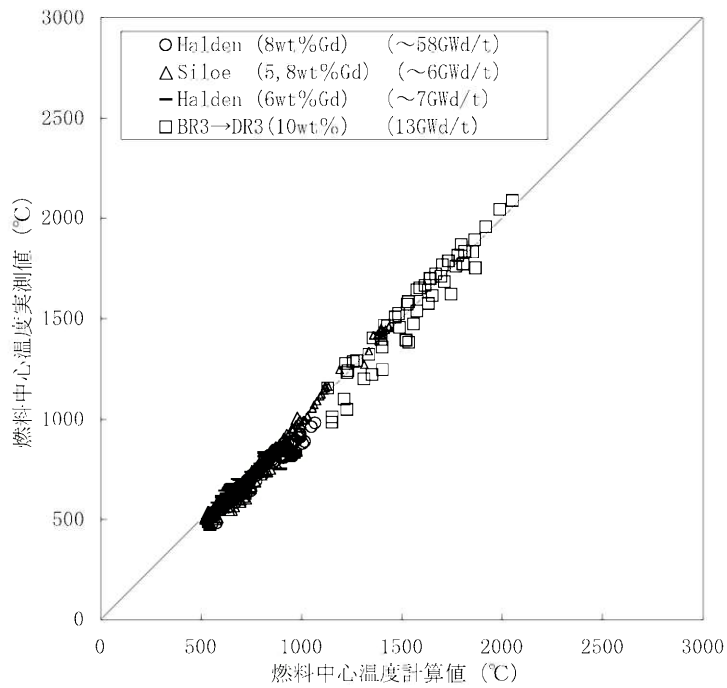


図3(2) ガドリニア入り二酸化ウラン燃料中心温度の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

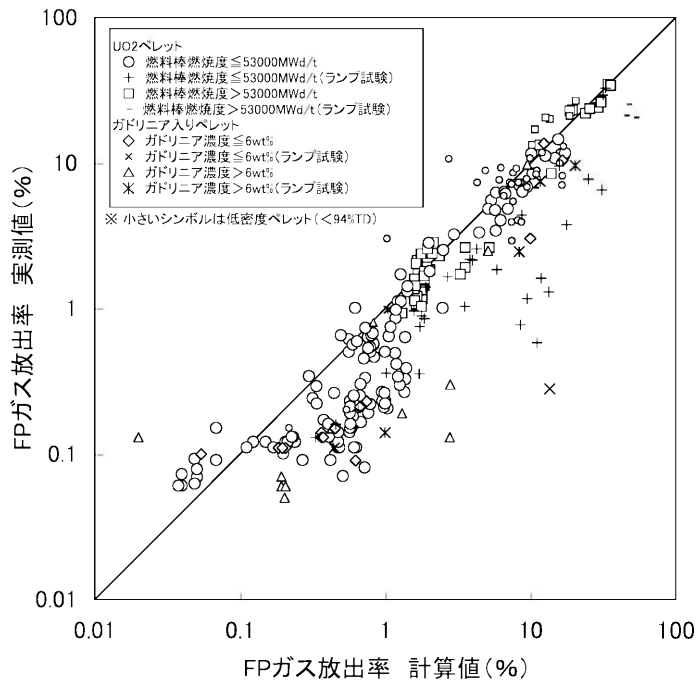


図 4(1) FP ガス放出率の計算値と実測値の比較
 (高燃焼度用 FINE コード)

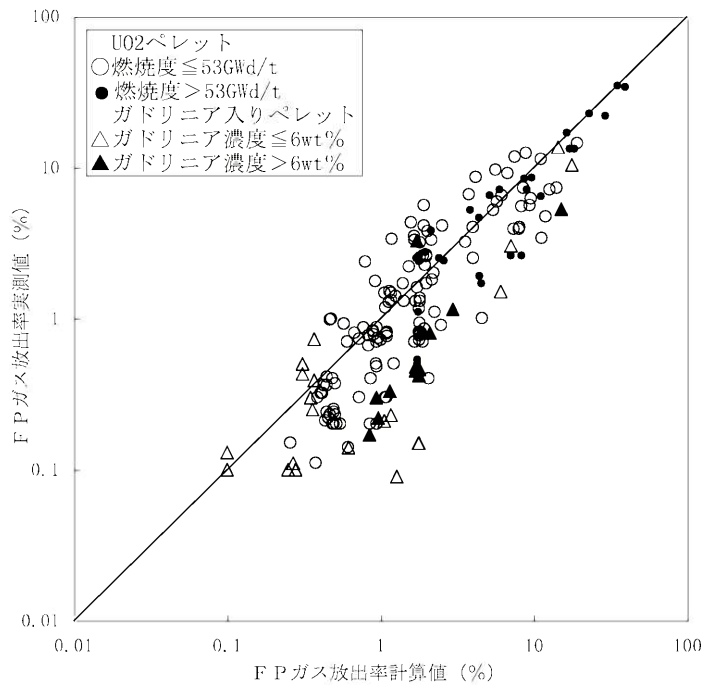


図 4(2) FP ガス放出率の計算値と実測値の比較
 (高燃焼度用 FPAC コード)

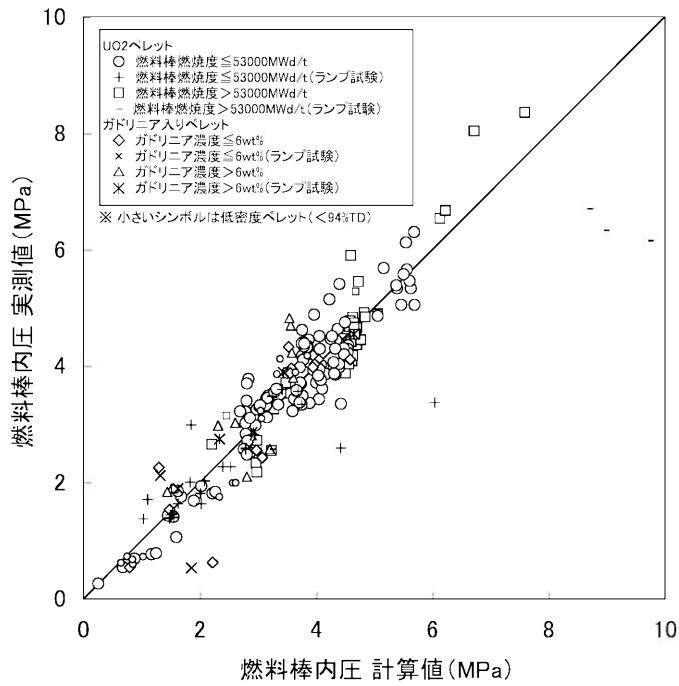


図 5(1) 燃料棒内圧の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

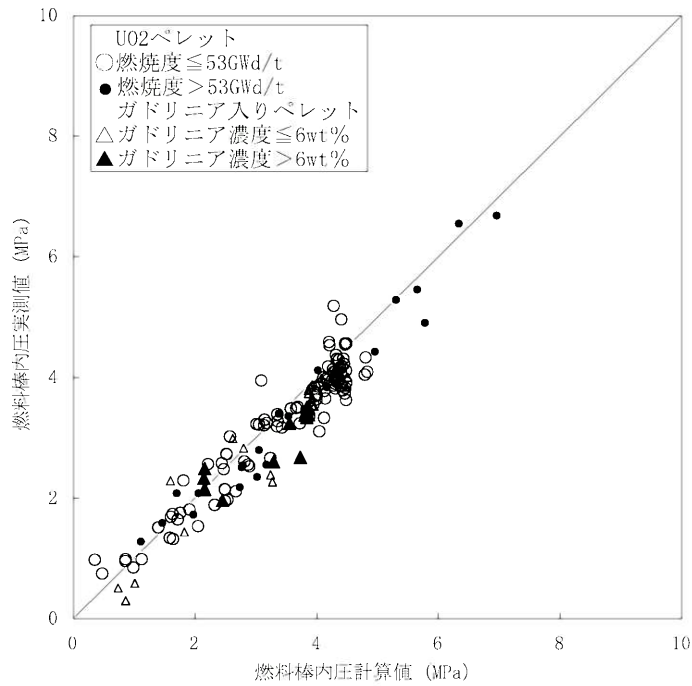


図 5(2) 燃料棒内圧の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

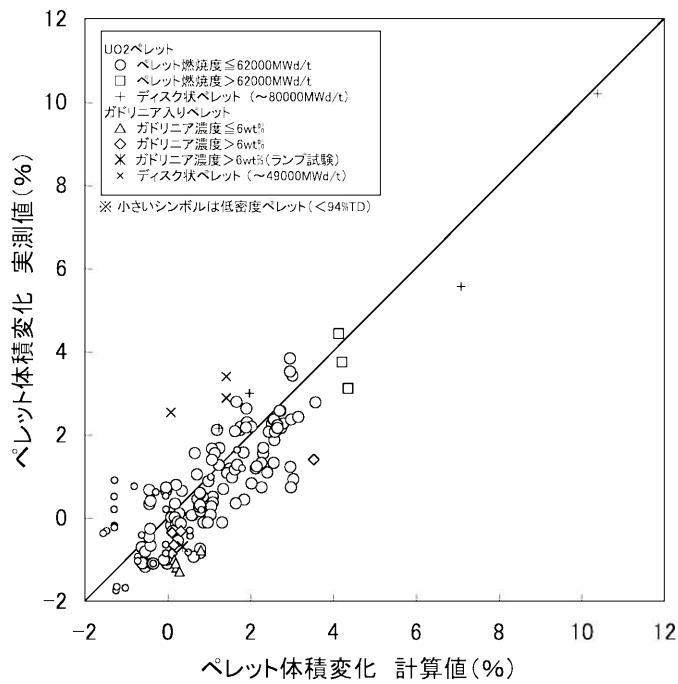


図 6(1) ペレット体積変化の計算値と実測値の比較
 (高燃焼度用 FINE コード)

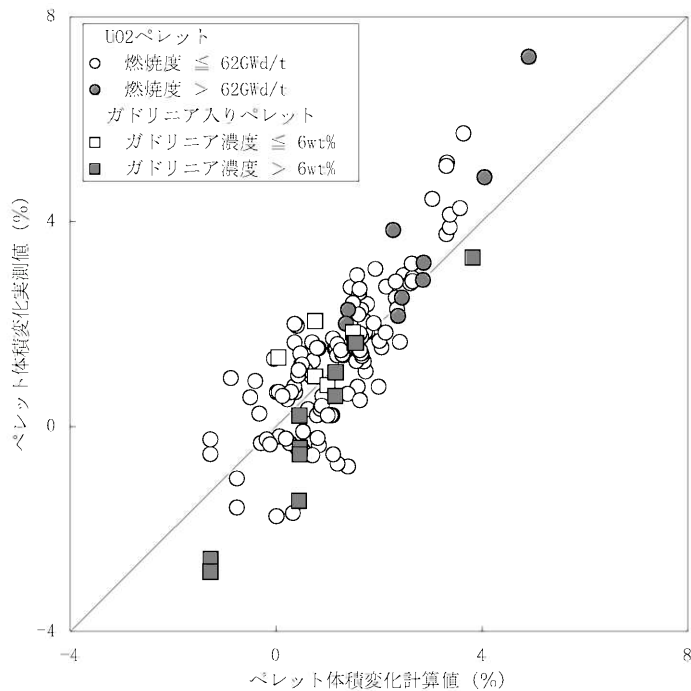


図 6(2) ペレット体積変化の計算値と実測値の比較
 (高燃焼度用 FPAC コード)

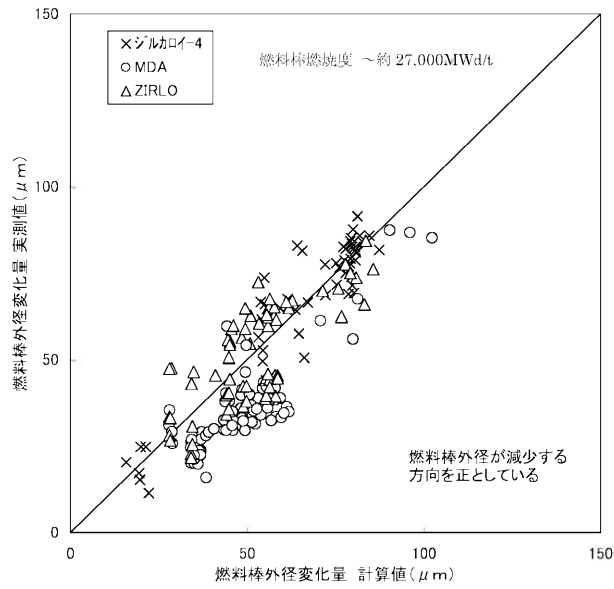


図 7(1) 燃料棒外径変化の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

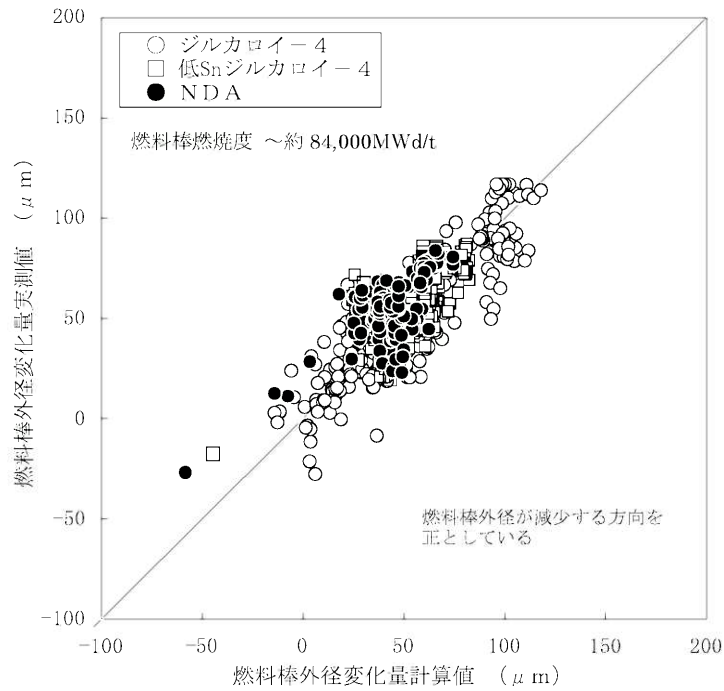


図 7(2) 燃料棒外径変化の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

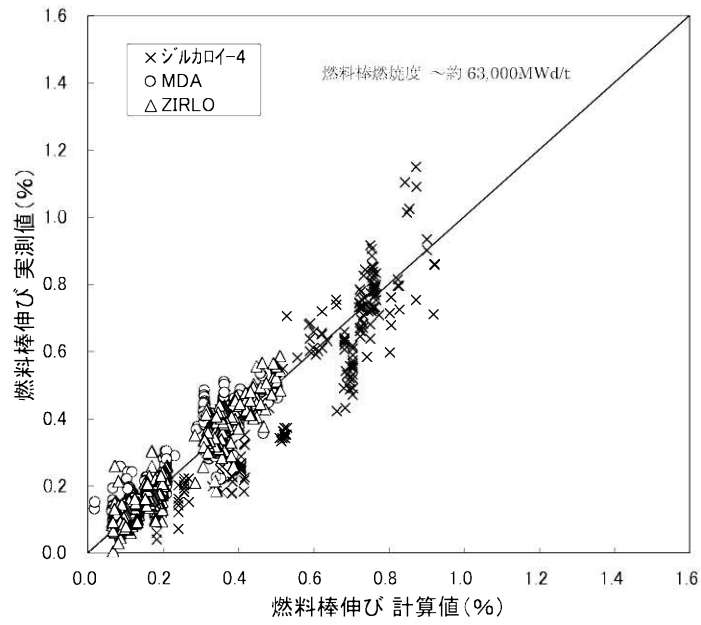


図 8(1) 燃料棒伸びの計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

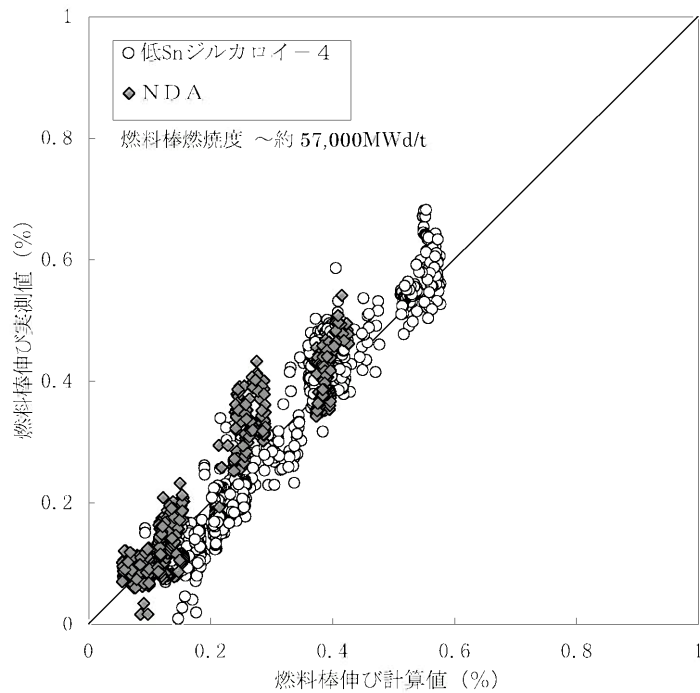


図 8(2) 燃料棒伸びの計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

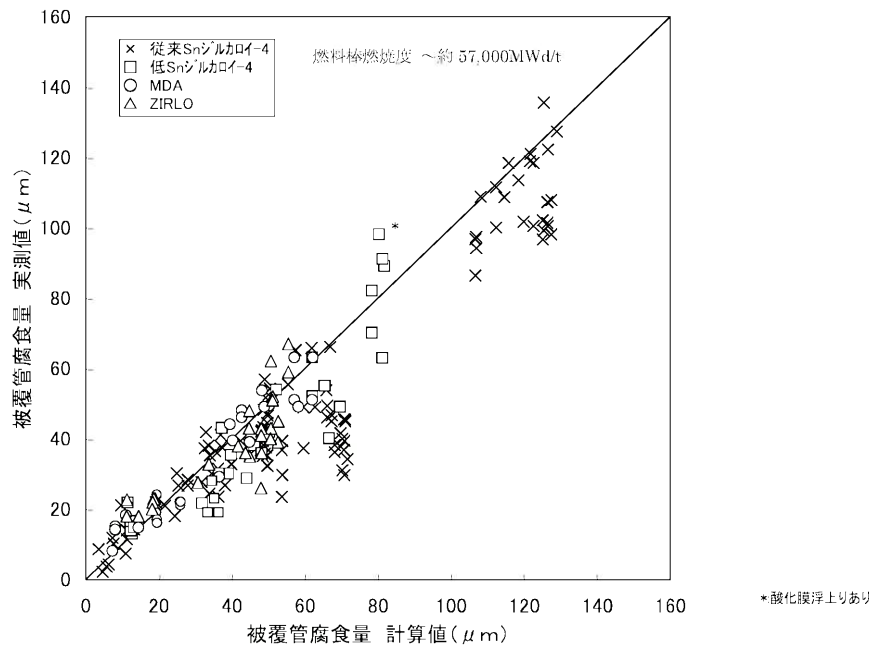


図 9(1) 被覆管腐食量の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

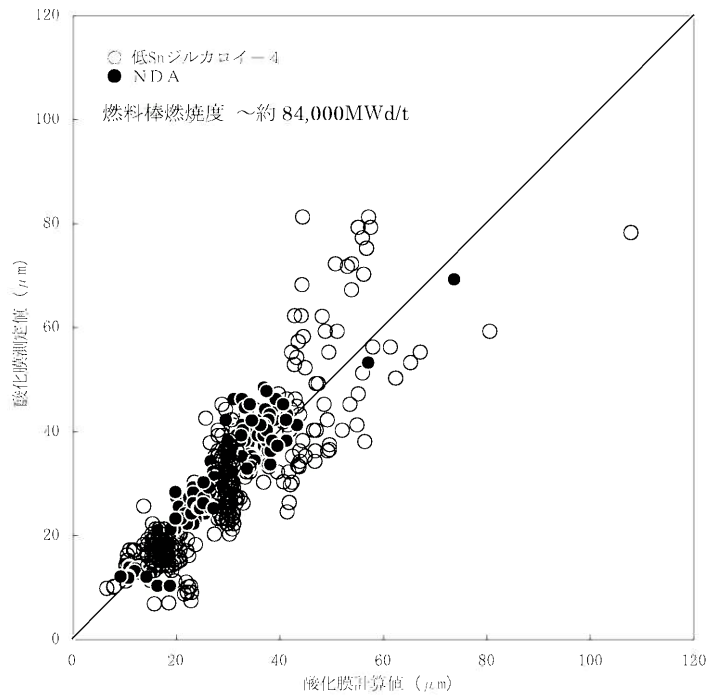


図 9(2) 被覆管腐食量の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

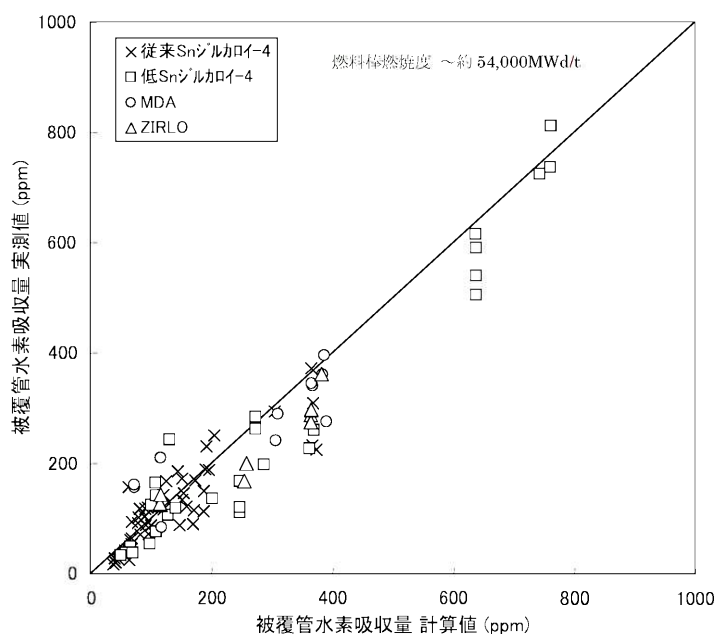


図 10(1) 被覆管水素吸収量の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

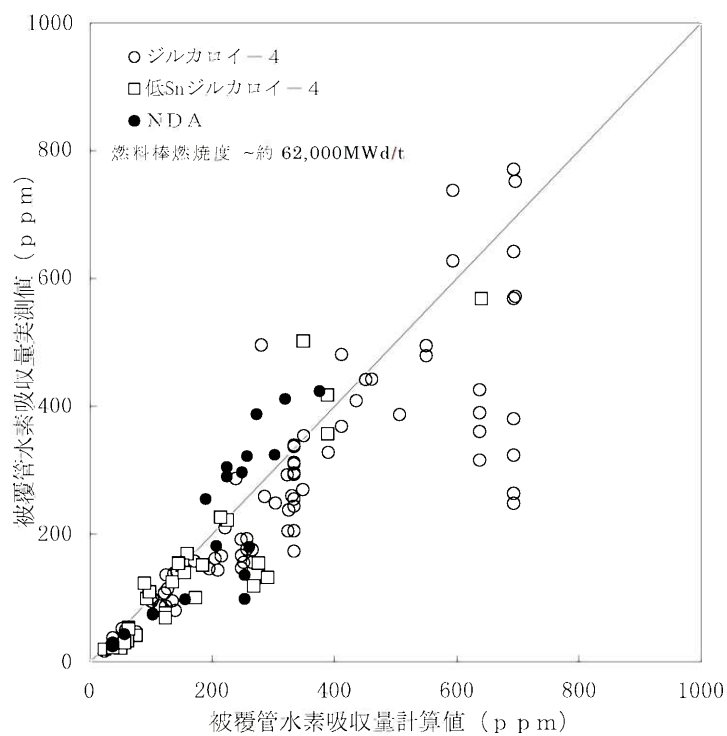


図 10(2) 被覆管水素吸収量の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

燃料棒設計コードでの考慮事項

高燃焼度用 FINE コード及び高燃焼度用 FPAC コードは、従来の FINE コード及び FPAC コードに改良被覆管等の特性及びペレット照射挙動に関する最近の知見を反映したものである。高燃焼度用 FINE コード及び高燃焼度用 FPAC コードにおける考慮事項を FINE コード及び FPAC コードと比較して参考表 1 および参考表 2 にそれぞれ示す。

参考表1 燃料棒設計コードでの反映事項（A型） [1/6]

計算手法	FINEコード	高燃焼度用FINEコード
燃 料 温 度	<p>燃料温度は、1次冷却材温度、被覆管温度、ペレット被覆管ギャップ温度差及びペレット内温度の順に計算される。</p> <p>[1次冷却材温度] 燃料棒下端からの1次冷却材エンタルピ上昇をもとに計算される。</p> <p>[被覆管温度] 局所沸騰のない場合はDittus-Boelterの式、局所沸騰がある場合はThomの式を用いて計算される。</p> <p>[ペレット被覆管ギャップ温度差] ギャップ内のガスの熱伝達及びペレットと被覆管の接触による熱伝達を考慮したギャップ熱伝達係数を用いて計算される。</p>	<p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p>

参考表1 燃料棒設計コードでの反映事項（A型） [2/6]

計算手法	FINEコード	高燃焼度用FINEコード
燃料温度 (続 き)	<p>[ペレット内温度分布] ペレット熱伝導率とペレット内径方向出力分布をもとに計算される。</p> <p><ペレット熱伝導率></p> $k_{95} = \frac{1}{A + B \cdot T} + C \cdot T^3$ <p> k_{95} : 密度95%TDの熱伝導率 T : 温度 A, B, C : 定数(ウランペレット及びガドリニウム濃度に応じたガドリニア入り二酸化ウランペレットごとに設定) </p> <p>※95%TD以外の密度の場合には下記のMaxwell-Eukenの式により密度補正を行う。</p> $k_{\rho} = \frac{\rho}{100 + \beta(100 - \rho)}$ $\times \frac{100 + 0.5(100 - 95)}{95} \cdot k_{95}$ <p> k_{ρ} : 密度ρ (%TD) の熱伝導率 β : 定数 =0.5 ($\rho \geq 95\%$TD) =1.0 ($\rho < 95\%$TD) </p>	<p>(同 左)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ハルデンプロジェクト推奨モデルを参考に、ペレット熱伝導率の燃焼に伴う低下を反映するように変更(熱伝導率式中の①の項)。 ・ガドリニア入りペレット熱伝導率について、ガドリニア添加による低下割合を最新データに基づき見直す(熱伝導率式中の②の係数にガドリニア添加の寄与を考慮)。 $k_{95} = \frac{1}{A + \alpha \cdot w + \beta \cdot Bu + B \cdot T} + C \cdot T^3$ <p style="text-align: center;"> ② ① </p> <p> k_{95} : 密度95%TDの熱伝導率 T : 温度 α, β : 定数 w : ガドリニウム濃度 Bu : 燃焼度 A, B, C : 定数(ガドリニウム濃度に依存せず左欄のウランペレットの場合に同じ) </p> <p>※予測精度向上のため95%TD以外の密度の場合には下記のBakkerの式により密度補正を行うように変更。</p> $\frac{k}{k_{100}} = (1 - p)^n$ <p> p : 気孔率、$n=1.7$ k : 気孔率pの時の熱伝導率 k_{100} : 100%理論密度(気孔率0%)の時の熱伝導率 </p>

参考表1 燃料棒設計コードでの反映事項（A型） [3/6]

計算手法	FINEコード	高燃焼度用FINEコード
燃料温度 (続 き)		<p>・高燃焼度時にペレット外周部に形成される高気孔率組織（リム組織）幅を以下の式*で与える。</p> $W = \sqrt{391.4(Bu - Bo)}$ $Bu \geq Bo \text{ (MW d / kgM)}$ <p> <i>W</i> : リム幅 <i>Bo</i> : リム組織形成しきい燃焼度 <i>Bu</i> : 燃焼度 </p> <p>上記のリム組織部分について、高気孔率化（～約15%）に伴うペレット熱伝導率への影響を保守的に評価するために、前述のBakkerの式により、リム組織部分の熱伝導率を補正する。</p>

* : HBEP (High Burnup Effects Program) 国際プログラムでの結果に対する Barner らの研究成果を参考としている。

J.O.Barner et al., "Relationship between Microstructure and Fission Gas Release in High burnup UO₂ Fuel with Emphasis on the RIM Region", ANS Topical Meeting, April 1991, Avignon, France

参考表1 燃料棒設計コードでの反映事項（A型） [4/6]

計算手法	FINEコード	高燃焼度用FINEコード
<p>燃料棒 寸法変化</p>	<p>ペレットの寸法変化は、熱膨張及び燃焼に伴う焼きしまりやスエリングを考慮して計算される。被覆管の寸法変化は、熱膨張、弾性変形、クリープ変形等を考慮して計算される。</p> <p>[ペレット熱膨張] 炉外試験データに基づく式により計算される。</p> <p>[ペレット焼きしまり] 照射後試験データに基づく式により計算される。</p> <p>[ペレットスエリング] 固体FPスエリングとFPガススエリングを考慮し、照射後試験データに基づく式により計算される。</p> <p>[被覆管熱膨張及び弾性変形] 炉外試験データに基づく式により計算される。</p> <p>[被覆管クリープ変形] 炉外試験データ及び照射後試験データに基づく下式により計算される。</p> $\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_{th}(T, \varepsilon_{th}, \sigma) + \dot{\varepsilon}_{irr}(\phi, \sigma) + \dot{\varepsilon}_{growth}(\phi_t)$ <p>$\dot{\varepsilon}$: 炉内での全クリープ歪速度 $\dot{\varepsilon}_{th}$: 熱的に生じる炉外クリープ歪速度 $\dot{\varepsilon}_{irr}$: 照射によるクリープ歪速度 $\dot{\varepsilon}_{growth}$: 被覆管照射成長に伴う周方向歪速度 T, σ, ϕ, ϕ_t : 温度、応力、高速中性子束、高速中性子照射量</p> <p>[被覆管照射成長] 照射後試験データに基づく下式により計算される。</p> $\Delta l_{growth} = A \cdot (\phi_t)^B$ <p>Δl_{growth} : 被覆管照射成長 ϕ : 高速中性子照射量 A, B : 定数</p>	<p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>・改良被覆管 (MDA、ZIRLO®) の特性を反映し定数を調整した評価式を追加。左欄の式の右辺の各項は、応力、歪、温度または照射量の関数となっており、これから得られる変化量が照射後試験データと整合するよう関数内の係数を再設定し、結果として改良被覆管のクリープ量がジルカロイ-4製被覆管に対して約50%となるようにする。</p> <p>・改良被覆管 (MDA、ZIRLO®) の特性を反映し、定数を調整した評価式を追加。照射後試験データと整合するように左欄の式の定数を設定し、結果として改良被覆管の照射成長がジルカロイ-4製被覆管に対して約50%となるようにする。</p>

参考表1 燃料棒設計コードでの反映事項（A型） [5/6]

計算手法	FINEコード	高燃焼度用FINEコード
<p>燃料棒内圧</p>	<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（$R_{低温度}$）、並びに中高温度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（$R_{中高温度}$）を下式に示すように考慮。</p> <p>全放出率R</p> $R = R_{低温度} + R_{中高温度}$ $= \sum \Delta R_{低温度} + \sum \Delta R_{中高温度}$ <p>微小時間間隔Δtにおいて</p> $\Delta R_{低温度} = \left(\frac{S}{V}\right) \cdot Bu \cdot P$ $\Delta R_{中高温度} = K_D \cdot (C - C^*) \cdot \Delta t$ <p style="text-align: center;">($C \geq C^*$の場合)</p> $= 0 \quad (C < C^* \text{の場合})$ <p>(S/V) : 実効比表面積 (燃焼度、ペレット表面—中心温度差の関数) Bu : 燃焼度 P : FPガス生成量 K_D : 単位時間当たりのFPガス放出割合 (温度、燃焼度の関数) C : 結晶粒内でのFPガス濃度 C^* : 結晶粒界上に蓄積できる最大FPガス濃度 (温度の関数)</p>	<p>・ 燃焼に伴うペレット熱伝導率の低下の反映に伴って評価されるペレット温度に対して、中高温度領域からのFPガス放出（$R_{中高温度}$）を従来と同程度とするようにC^*を変更。</p> <p>・ 燃焼に伴うペレット熱伝導率の低下及びペレット外周部における高気孔率組織（リム組織）の形成を考慮し、低温度領域からのFPガス放出（$R_{低温度}$）について、リコイル・ロックアウトによる放出を実効比表面積（S/V）を小さくすることにより少なくし、その分を高燃焼度化に伴ってペレット外周部に形成されるリム組織からのFPガス放出として扱い、$R_{低温度}$を従来と同程度とするように変更。</p> $\text{旧}R_{低温度} \div \text{新}R_{低温度} = R_{リコイル・ロックアウト} + R_{リム}$
<p>被覆管応力</p>	<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>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p>

参考表1 燃料棒設計コードでの反映事項（A型） [6/6]

計算手法	FINEコード	高燃焼度用FINEコード
被覆管腐食 水素吸収	<p>[被覆管腐食]</p> <p>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> $Z = \left[A_1 \cdot t \cdot \exp\left(-\frac{Q_1}{R \cdot T}\right) \right]^{1/3} \quad (Z < Z_1)$ $= A_2 \cdot (t - t_1) \cdot \exp\left(-\frac{Q_2}{R \cdot T}\right) + Z_1 \quad (Z_1 \leq Z < Z_2)$ $= A_3 \cdot (t - t_2) \cdot \exp\left(-\frac{Q_2}{R \cdot T}\right) + Z_2 \quad (Z_2 \leq Z)$ <p> Z : 被覆管酸化膜 Z_1 : 被覆管酸化膜第1遷移点 Z_2 : 被覆管酸化膜第2遷移点 t : 時間 t_1 : 第1遷移点到達時間 t_2 : 第2遷移点到達時間 Q_1, Q_2 : 第1遷移点前後の活性化エネルギー R : 気体定数 A_1, A_2, A_3 : 定数 T : 酸化膜-金属境界温度 </p>	<p>・改良被覆管（MDA、ZIRLO）の特性を反映し、左欄の式の各定数A_1、A_2及びA_3に腐食速度低減効果を考慮した腐食量評価式を追加。</p> <p>改良被覆管は、炉外試験より従来Snジルカロイ-4製被覆管に対し腐食速度約30%減とし、左欄の式の各定数A_1、A_2及びA_3を従来値の約70%に設定。</p> <p>また、後述する水素吸収率の変更に伴い、低Snジルカロイ-4製被覆管及び改良被覆管の酸化膜第2遷移点Z_2を従来より小さい値へ変更。</p>
	<p>[水素吸収量]</p> <p>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12%を用いて計算される。</p>	<p>・低Snジルカロイ-4製被覆管及び改良被覆管（MDA、ZIRLO）について、データベース拡充に伴い水素吸収率を15%に設定。</p>

参考表2 燃料棒設計コードでの反映事項（B型） [1/6]

計算手法	FPACコード	高燃焼度用FPACコード
燃料温度	<p>燃料温度は、1次冷却材温度、被覆管温度、ペレット被覆管ギャップ温度差及びペレット内温度の順に計算される。</p> <p>[1次冷却材温度] 燃料棒下端からの1次冷却材エンタルピ上昇をもとに計算される。</p> <p>[被覆管温度] 局所沸騰のない場合Dittus-Boelterの式、局所沸騰がある場合はThomの式を用いて計算される。</p> <p>[ペレット被覆管ギャップ温度差] ギャップ内のガスの熱伝達及びペレットと被覆管の接触による熱伝達等を考慮したギャップ熱伝達係数を用いて計算される。</p> $hg_{gap} = \frac{Km}{\theta \cdot y + G} + hr + hs$ <p>hg_{gap} : 熱伝達係数 Km : 混合ガスの熱伝導率 θ : 定数 y : 径方向ギャップ G : 温度飛躍距離 hr : 輻射による熱伝達係数 hs : ペレット-被覆管接触による熱伝達係数</p> $hs = \alpha \cdot p$ <p>α : 熱伝達圧力係数 (温度の関数) p : ペレット-被覆管接触圧</p>	<p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>・予測精度向上のためギャップ熱伝達係数を見直し。</p> $hg_{gap} = \frac{Km}{\alpha \cdot y + \beta \cdot G} + hr + hs$ <p>hg_{gap} : 熱伝達係数 Km : 混合ガスの熱伝導率 (ガスの熱伝導率について見直し) y : 径方向ギャップ G : 温度飛躍距離 α, β : 定数 hr : 輻射による熱伝達係数 hs : ペレット-被覆管接触による熱伝達係数</p> $hs = K_{mean} \cdot f$ $K_{mean} = \frac{2kc \cdot kp}{kc + kp}$ <p>f : ペレット表面粗さ、被覆管表面粗さ、接触圧及び被覆管硬度の関数 kc : 被覆管熱伝導率 kp : ペレット熱伝導率</p>

参考表2 燃料棒設計コードでの反映事項（B型） [2/6]

計算手法	FPACコード	高燃焼度用FPACコード
燃料温度 (続 き)	<p>[ペレット内温度分布] ペレット熱伝導率とペレット内径方向出力分布をもとに計算される。</p> <p><ペレット熱伝導率></p> $k_{95} = A + \frac{1}{\underbrace{B + C \cdot T}_{K_0}} + \underbrace{D \cdot T^3}_{K_1}$ <p>k_{95} : 密度95%TDの熱伝導率 T : 温度 A, B, C, D : 定数 (ガドリニア濃度に応じて設定)</p> <p>※95%TD以外の密度の場合には下記のSchulzの式により密度補正を行う。</p> $k_{\rho} = k_{95} \cdot \left(\frac{1-p}{1-p_{95}} \right)^{\alpha}$ <p>k_{ρ} : 密度ρの熱伝導率 p : 気孔率 p_{95} : 密度95%TDの気孔率 (=0.05) α : 定数 (1.5を使用)</p>	$k_{95} = (K_0 / x) \cdot \arctan(x) + K_1$ $x = \left(\sum_i (D_i \cdot y_i^{1/2}) + D_{irr} \cdot y_{irr}^{1/2} \right) \cdot K_0^{1/2}$ <p>k_{95} : 密度95%TDの熱伝導率 i : 元素i (FP、Gd) D_i : 元素iの係数 (温度の関数) D_{irr} : 照射欠陥項の係数 (温度の関数) y_i : 元素iの固溶濃度 y_{irr} : 照射欠陥濃度 (燃焼度の関数)</p> <p>※K_0及びK_1中の定数A、B、C及びDはガドリニア濃度に依存せず、左欄のウランペレットの場合と同じ。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・炉内照射済みペレット及び模擬FP固溶ペレットの熱伝導率データをもとにペレット熱伝導率の燃焼に伴う低下を反映。 ・ガドリニア入りペレット熱伝導率について、ガドリニア添加による低下割合を最新データに基づき見直し。

参考表2 燃料棒設計コードでの反映事項（B型） [3/6]

計算手法	FPACコード	高燃焼度用FPACコード
<p>燃料棒 寸法変化</p>	<p>ペレットの寸法変化は、熱膨張及び燃焼に伴う焼きしまりやスエリング等を考慮して計算される。被覆管の寸法変化は、熱膨張、弾性変形、クリープ変形等を考慮して計算される。</p> <p>[ペレット熱膨張] 炉外試験データに基づく式により計算される。</p> <p>[ペレット焼きしまり] 炉外試験データに基づく式により計算される。</p> <p>[ペレットスエリング] 固体FPスエリングとFPガススエリングを考慮し、照射後試験データに基づく下式により計算される。</p> $\begin{aligned} & \text{(ペレットスエリング)} \\ & = \text{(固体FPスエリング)} \\ & \quad + \text{(FPガススエリング)} \end{aligned}$ <p>[ペレットリロケーション] ペレット割れによるペレット径増加及びペレットと被覆管の接触後のペレット径減少を照射後試験データに基づく下式により考慮。</p> <p>ペレットと被覆管の接触によるリロケーション歪の変化</p> $\varepsilon_{reloc}^{new} = f \cdot \varepsilon_{reloc}^{old}$ <p>$\varepsilon_{reloc}^{new}$: 現ステップにおけるリロケーション歪 $\varepsilon_{reloc}^{old}$: 前ステップにおけるリロケーション歪 f : ペレットと被覆管の接触圧及びリロケーション歪の関数</p> <p>[被覆管熱膨張及び弾性変形] 炉外試験データに基づく式により計算される。</p>	<p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>・照射データ拡充に伴い固体FPスエリングの燃焼度依存性について、照射後試験データと整合するように下式の定数を設定。</p> <p>(ペレットスエリング) = $A \cdot$ (固体FPスエリング) + (FPガススエリング) A: 定数</p> <p>・照射データ拡充に伴いペレットと被覆管の接触後のペレット剛性を見直し。 (ペレットと被覆管の接触によるリロケーション歪の変化を接触応力とペレットの剛性 (ヤング率) から求める。)</p> $\varepsilon_{reloc}^{new} = \varepsilon_{reloc}^{old} - \Delta\sigma_c / E$ <p>$\varepsilon_{reloc}^{new}$: 現ステップにおけるリロケーション歪 $\varepsilon_{reloc}^{old}$: 前ステップにおけるリロケーション歪 $\Delta\sigma_c$: ペレットと被覆管の接触応力の変化量 E : ヤング率 (リロケーション歪の関数)</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） [4/6]

計算手法	FPACコード	高燃焼度用FPACコード
燃料棒 寸法変化 (続 き)	<p>[被覆管クリープ変形] 炉外試験データ及び照射後試験データに基づく下式により計算される。</p> $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{th}(T, \sigma, t) + \dot{\epsilon}_{irr}(\phi, \sigma)$ <p> $\dot{\epsilon}$: 炉内での全クリープ歪速度 $\dot{\epsilon}_{th}$: 熱的に生じる炉外クリープ歪速度 $\dot{\epsilon}_{irr}$: 照射によるクリープ歪速度 T, σ, t, ϕ : 温度、応力、時間、高速中性子束 </p> <p>[被覆管照射成長] 照射後試験データに基づく下式により計算される。</p> $\epsilon_{growth} = f_1 + f_2$ <p> ϵ_{growth} : 被覆管照射成長 f_1, f_2 : 高速中性子照射量の関数 </p>	<p>・改良被覆管（NDA）の特性（低Snジルカロイ-4製被覆管と同等）を反映。照射後試験データと整合するように下式の定数を設定し、改良被覆管のクリープ式として追加。</p> $\dot{\epsilon} = A \cdot \{ \dot{\epsilon}_{th}(T, \sigma, t) + \dot{\epsilon}_{irr}(\phi, \sigma) \}$ <p> $\dot{\epsilon}$: 炉内での全クリープ歪速度 $\dot{\epsilon}_{th}$: 熱的に生じる炉外クリープ歪速度 $\dot{\epsilon}_{irr}$: 照射によるクリープ歪速度 T, σ, t, ϕ : 温度、応力、時間、高速中性子束 A : 定数 </p> <p>・改良被覆管（NDA）の特性（低Snジルカロイ-4製被覆管に対し約30%減）を反映。照射後試験データと整合するように下式の定数を設定し、改良被覆管の照射成長式として追加。</p> $\epsilon_{growth} = A \cdot f_1 + B \cdot f_2$ <p> ϵ_{growth} : 被覆管照射成長 f_1, f_2 : 高速中性子照射量の関数 A, B : 定数 </p>

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]</p> <p>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]</p> <p>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。

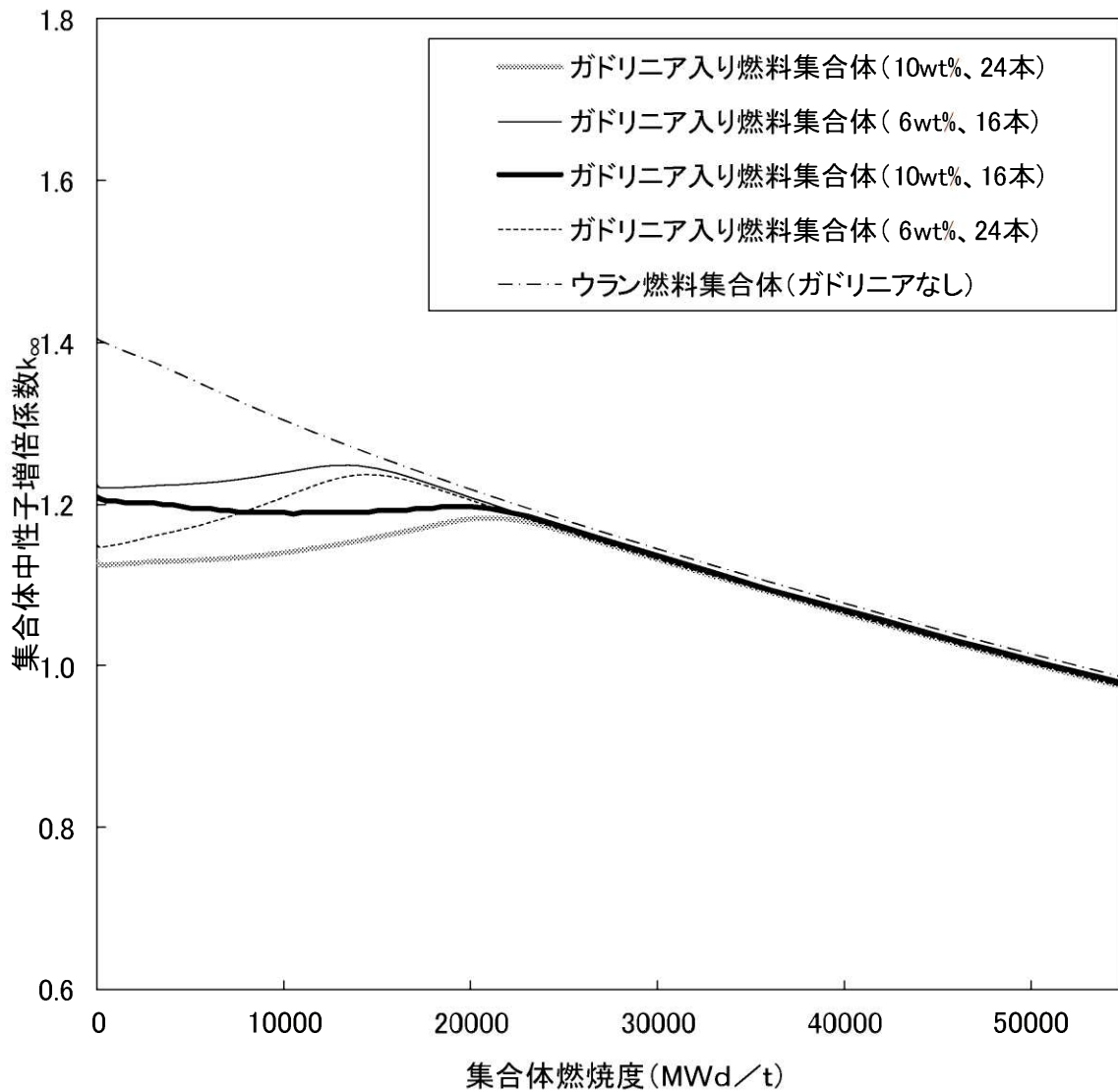
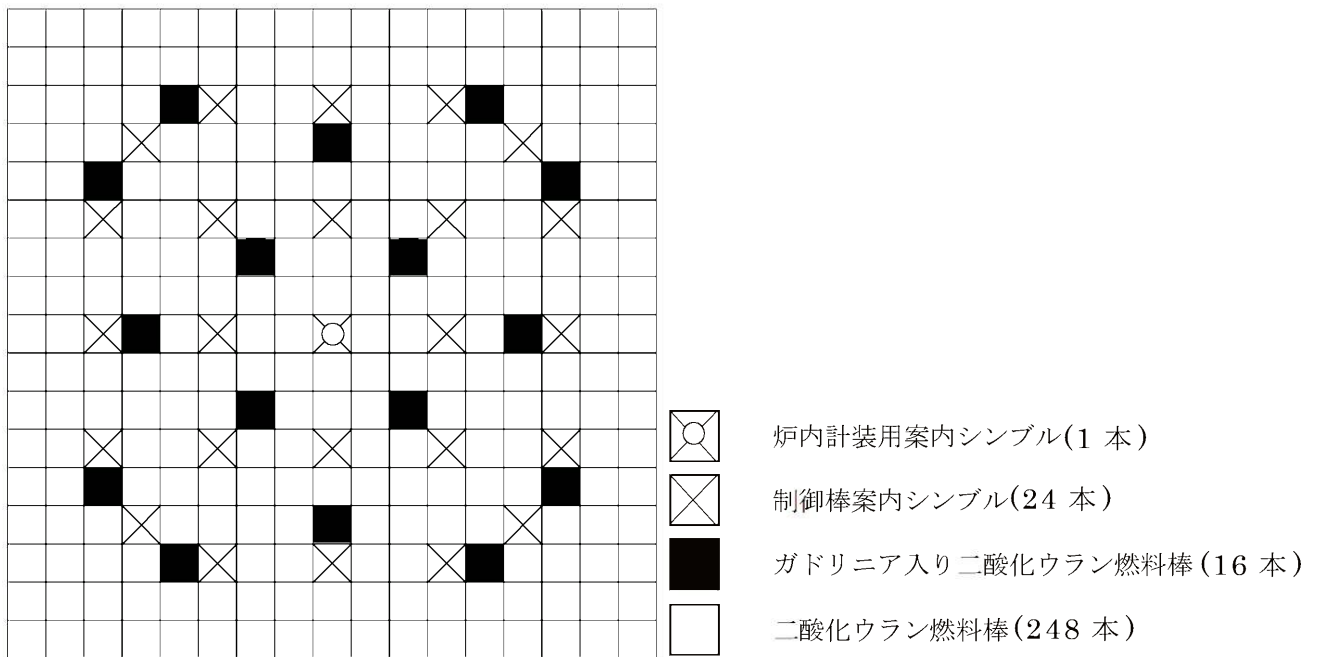


図3-1 燃焼に伴う集合体中性子増倍係数の変化

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

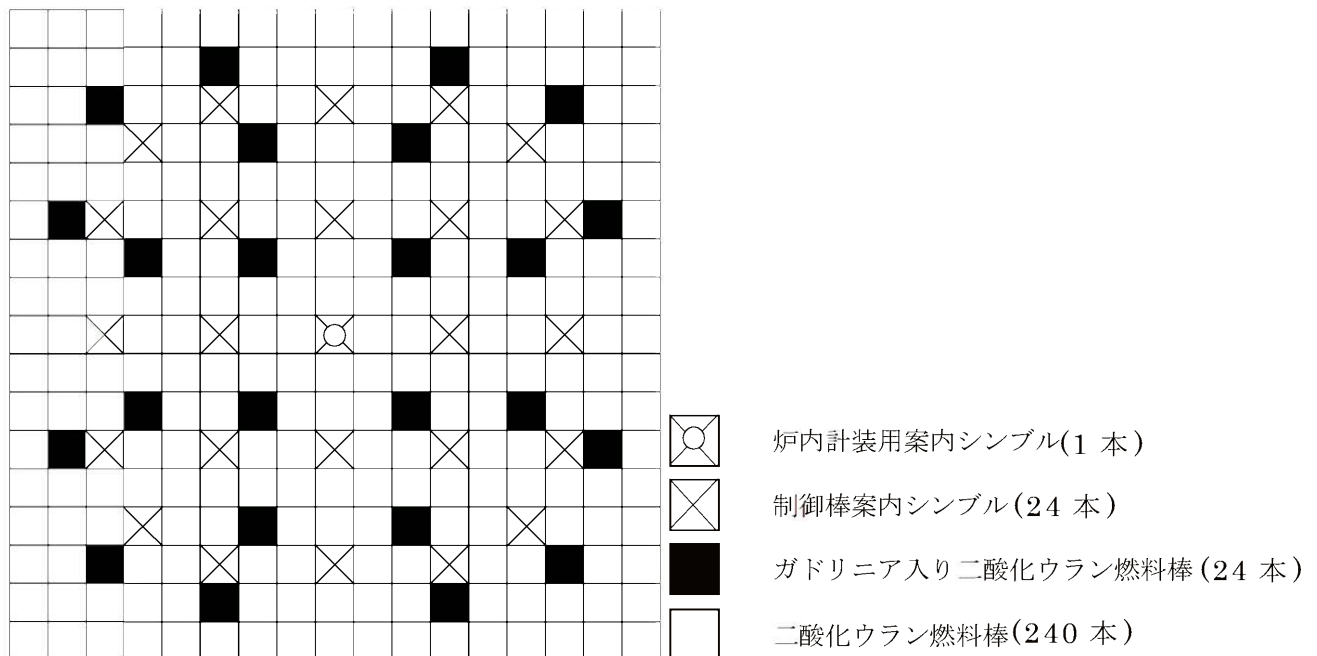


図3-2 燃料集合体内ガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒の配置

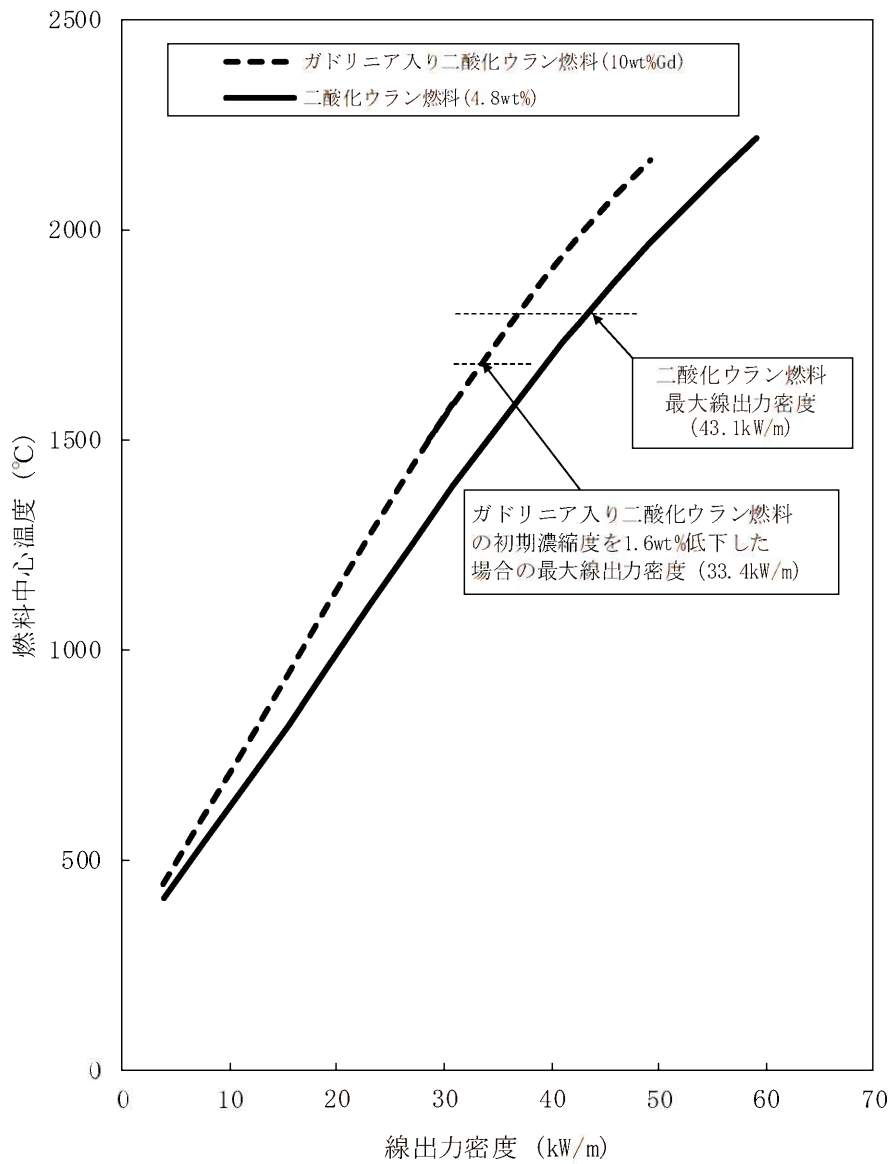


図3-3 線出力密度と燃料中心温度の関係

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、 41.5kW/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、 32.2kW/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% ^{235}U - 10wt% Gd_2O_3 入り UO_2 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

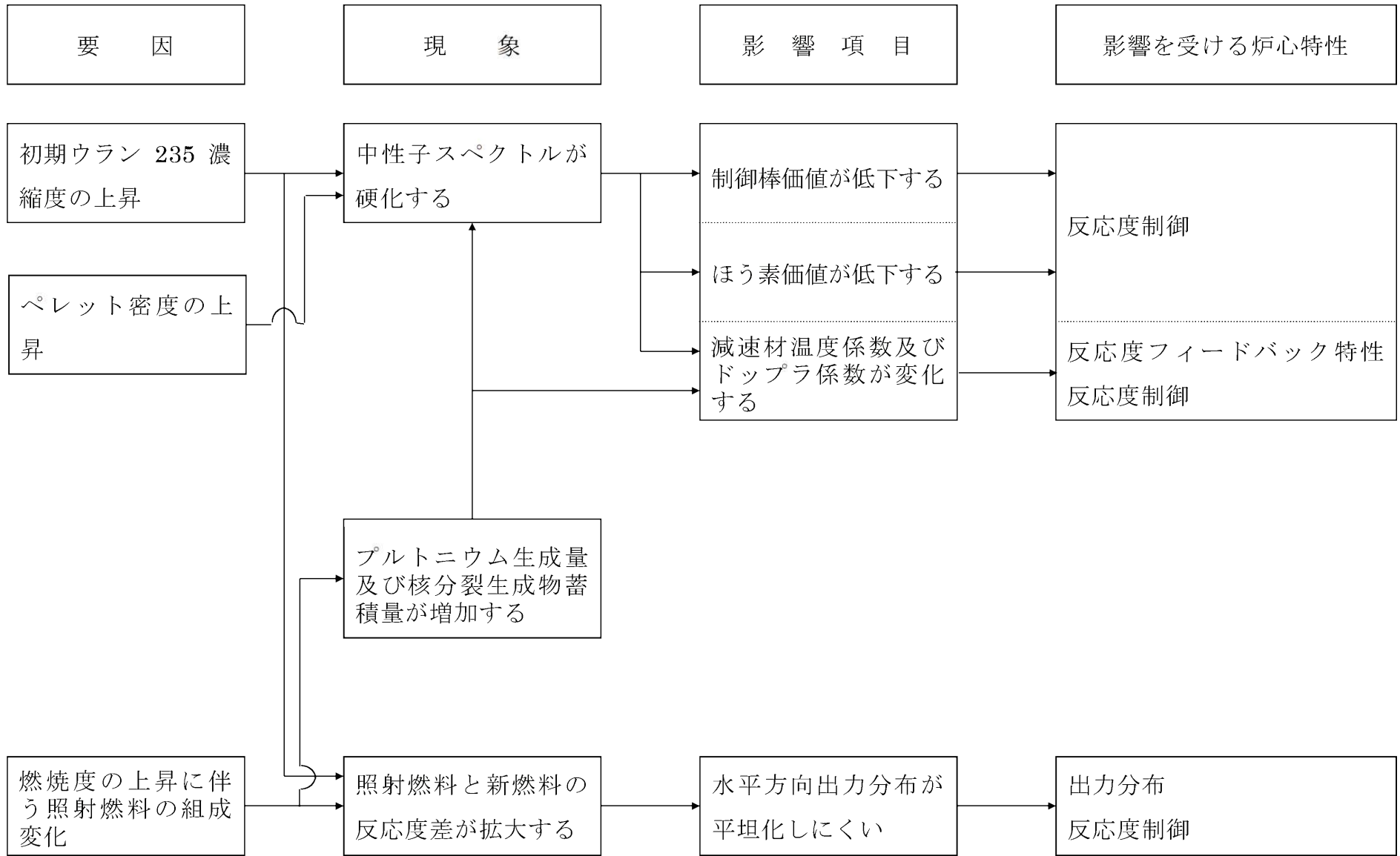
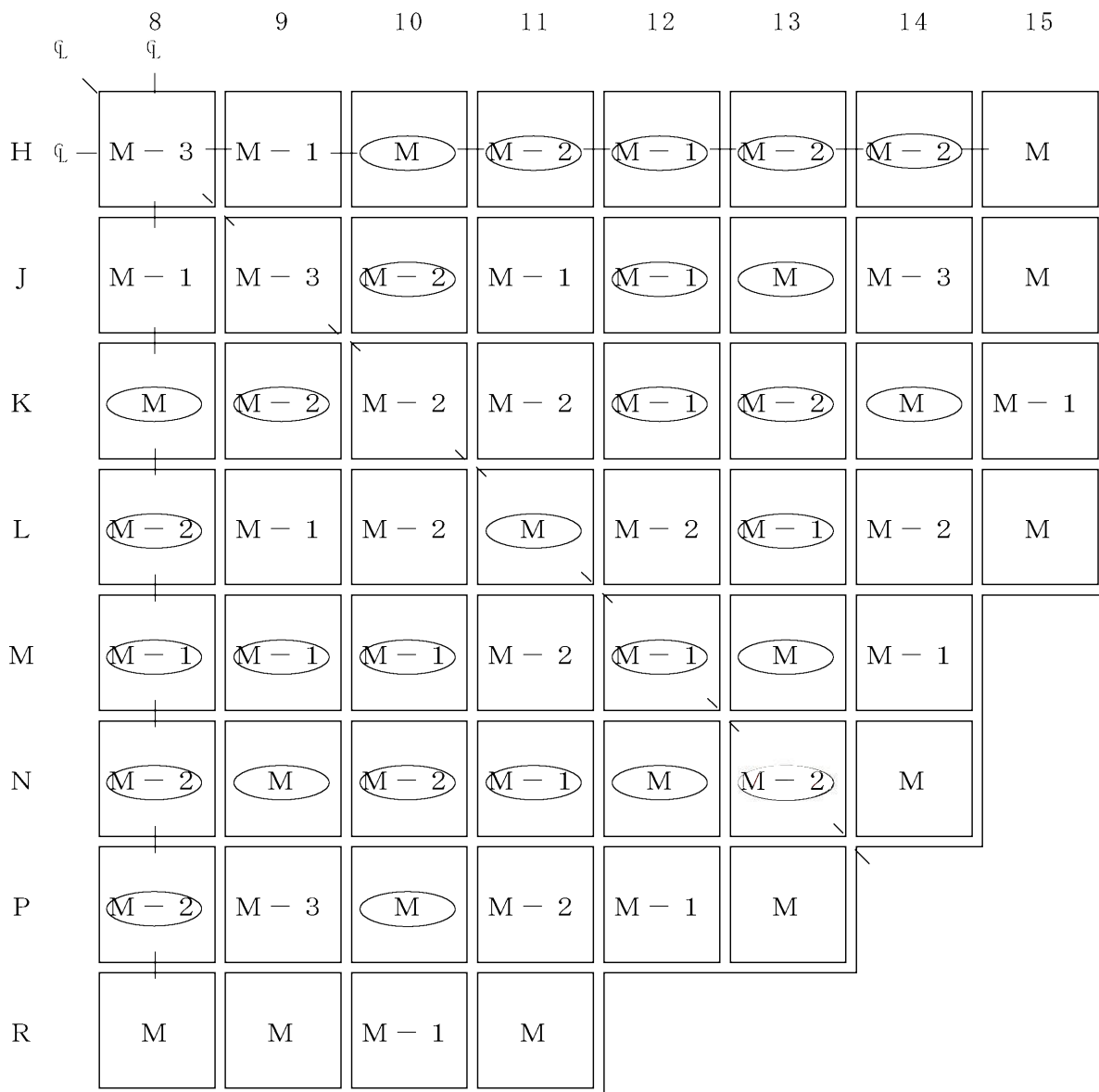


図4-1 高燃焼度化による影響



- 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)

	8	9	10	11	12	13	14	15
H	M-2	M	(M+1)	M-1	M-1	M-1	(M-1)	M+1
J	M	M-2	(M-1)	(M+1)	(M)	(M+1)	M-2	M+1
K	(M+1)	(M-1)	(M-1)	M-1	(M)	(M-1)	(M+1)	M
L	M-1	(M+1)	M-1	(M+1)	(M-1)	(M)	M-1	M+1
M	M-1	(M)	(M)	(M-1)	(M)	(M+1)	M	
N	M-1	(M+1)	(M-1)	(M)	(M+1)	(M)	M+1	
P	(M-1)	M-2	(M+1)	M-1	M	M+1		
R	M+1	M+1	M	M+1				

- 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)

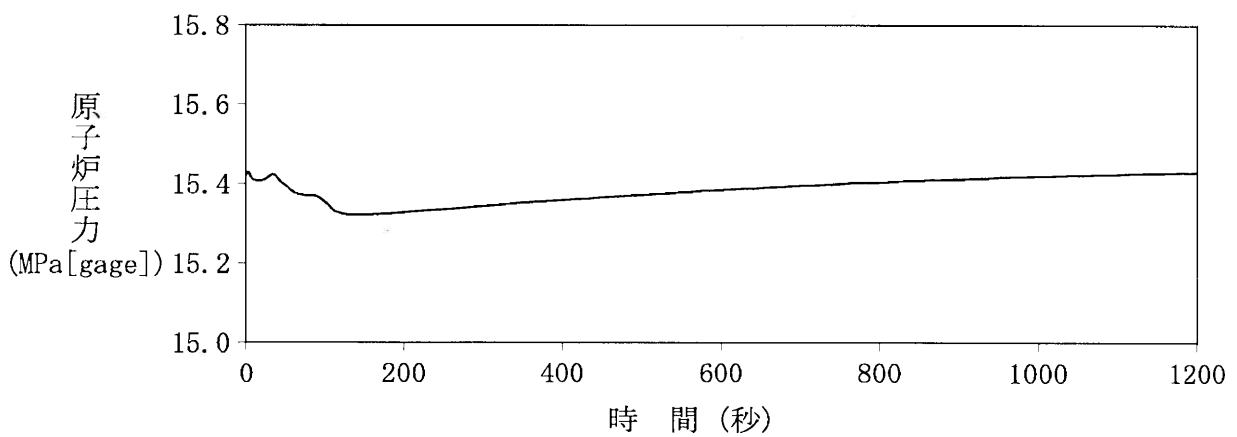
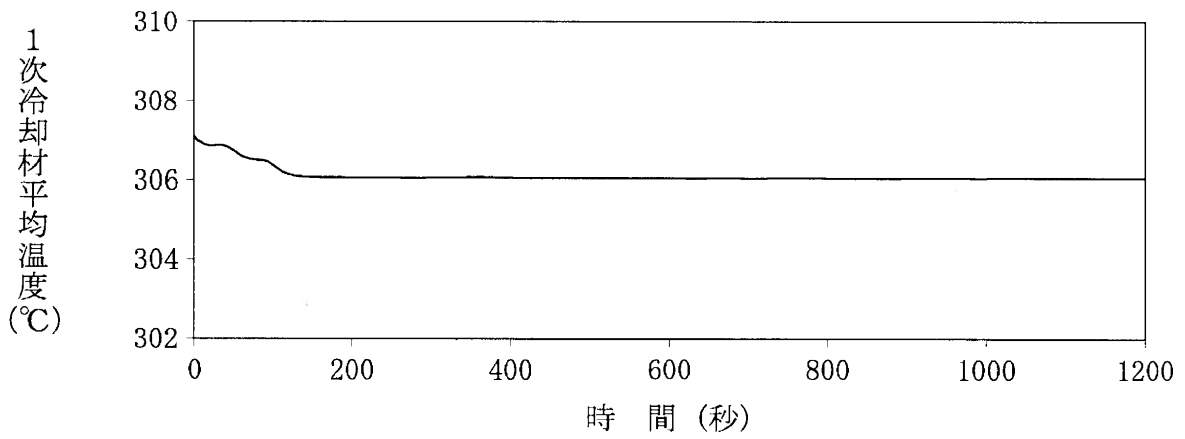
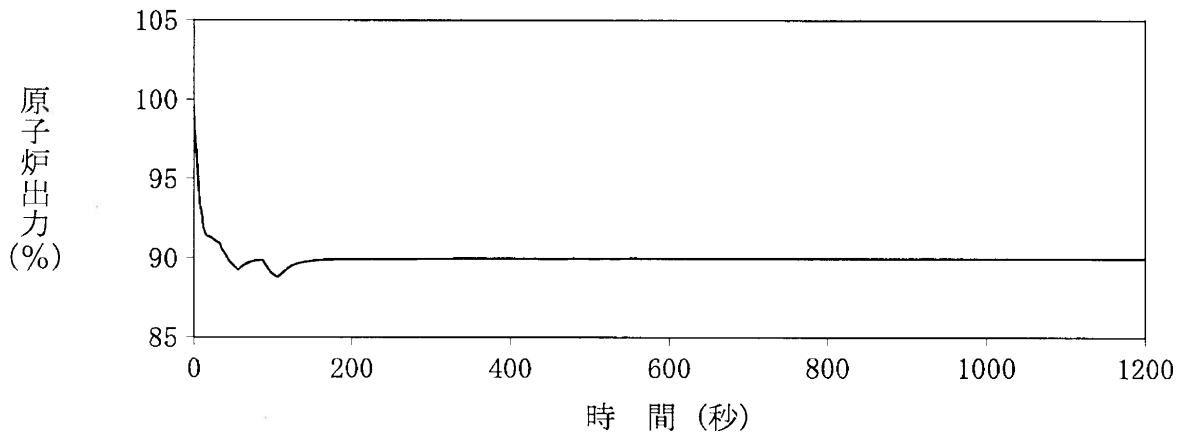


図4-4 10%ステップ状負荷減少の場合 (100%→90%)

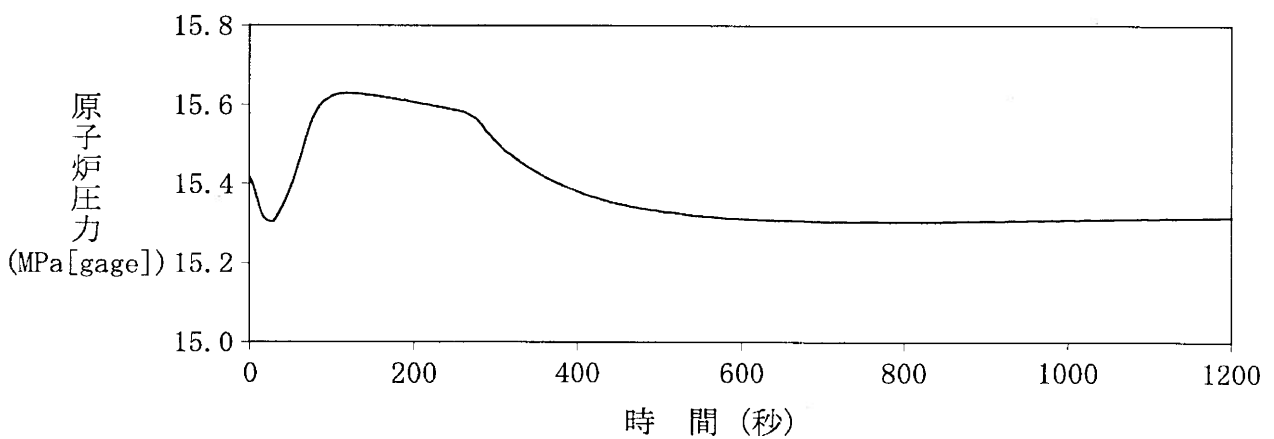
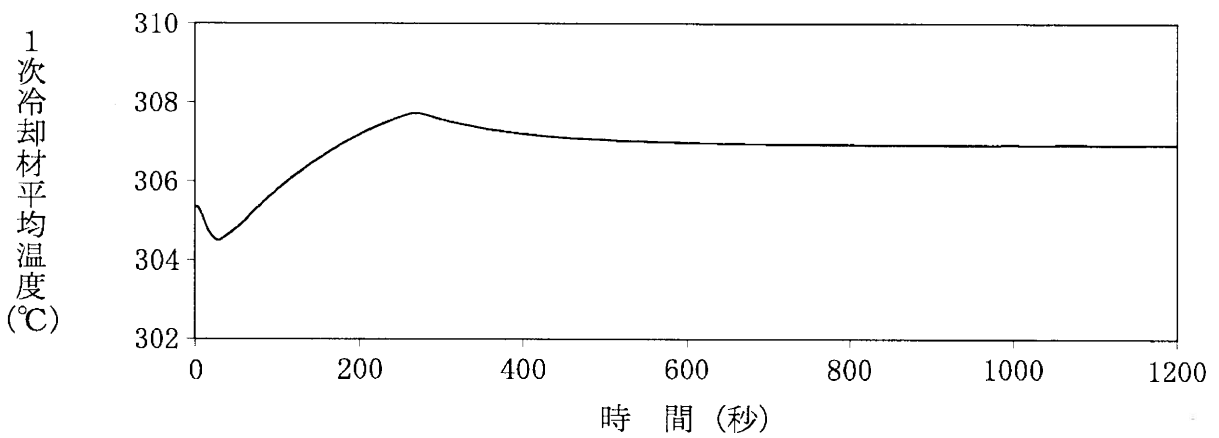
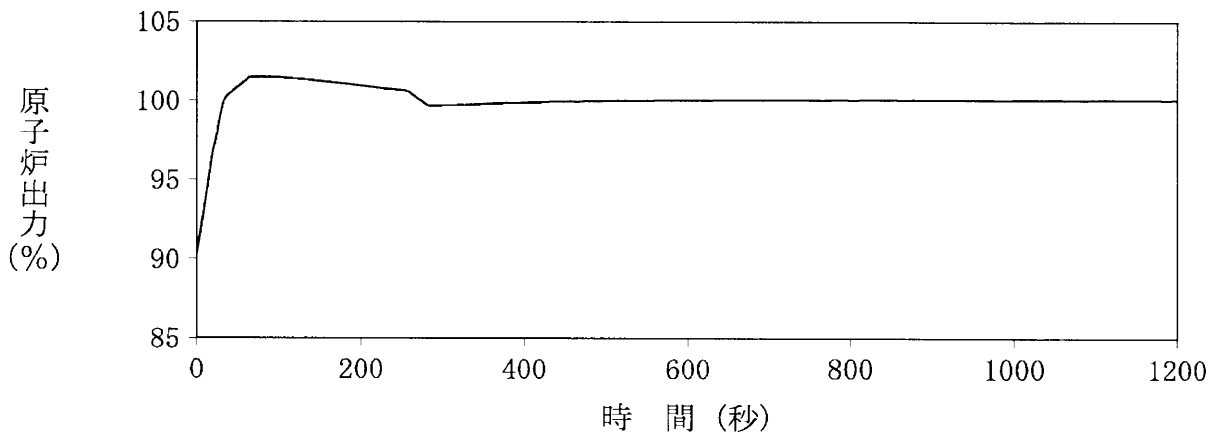


図4-5 10%ステップ状負荷増加の場合 (90%→100%)

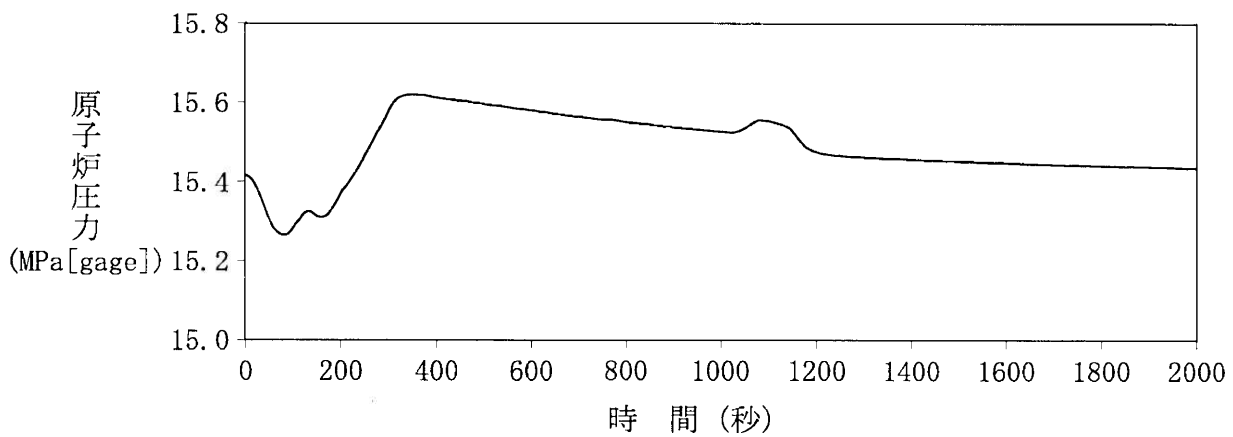
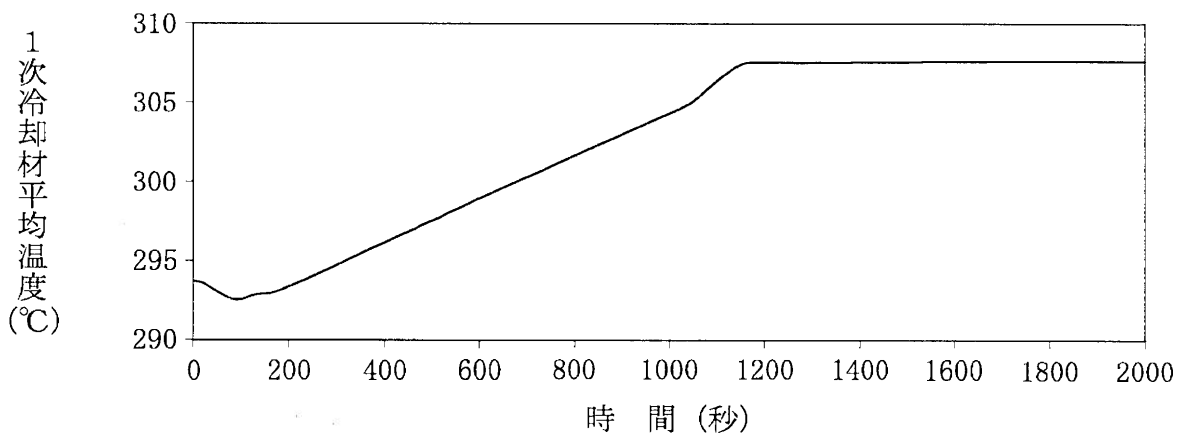
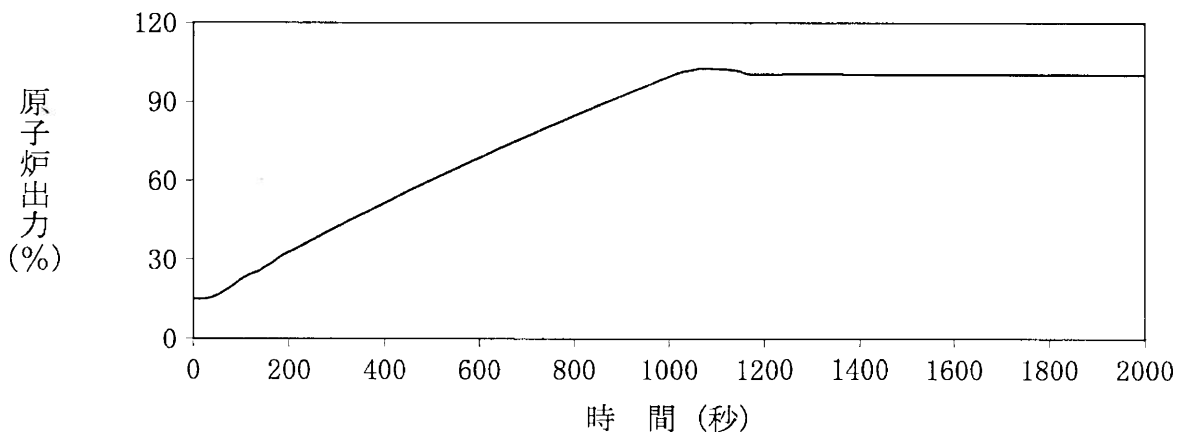


図4-6 5%/minランプ状負荷増加の場合 (15%→100%)

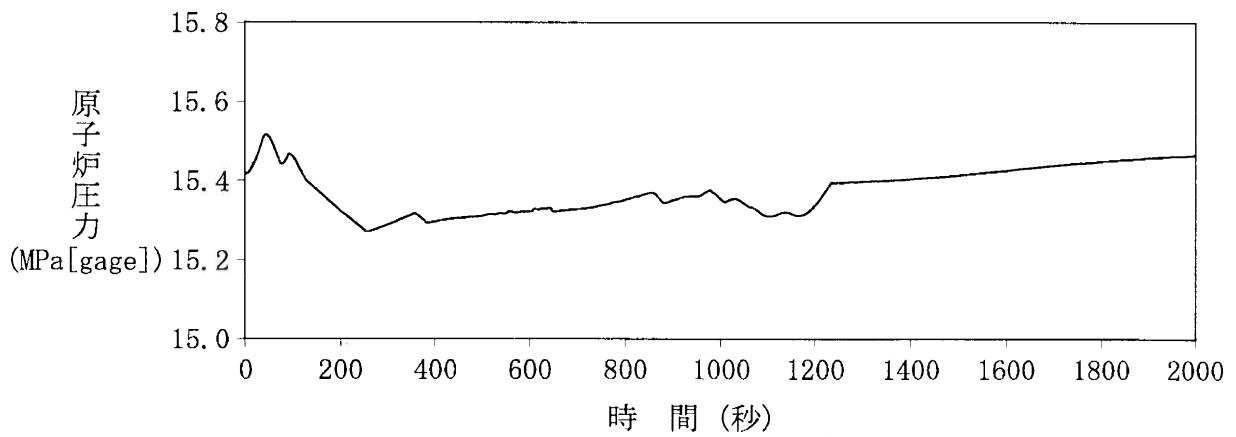
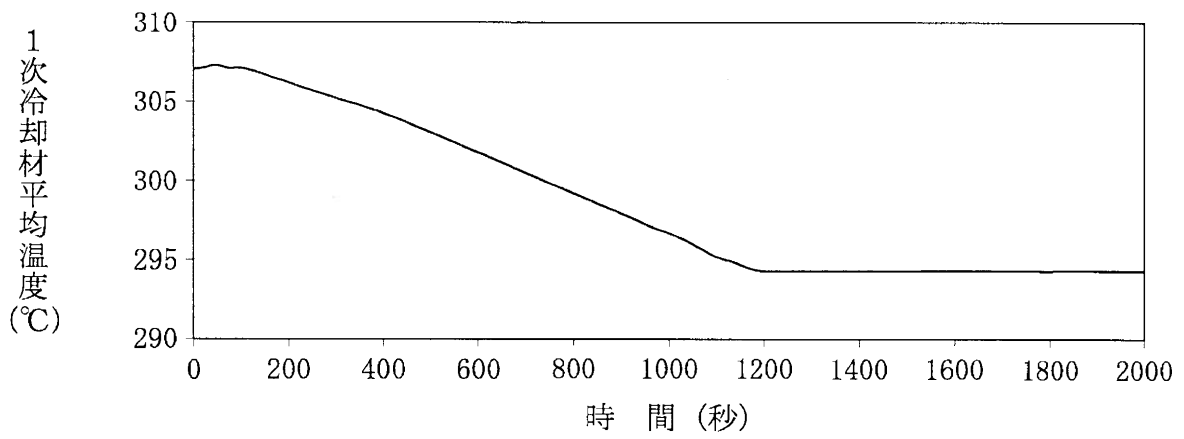
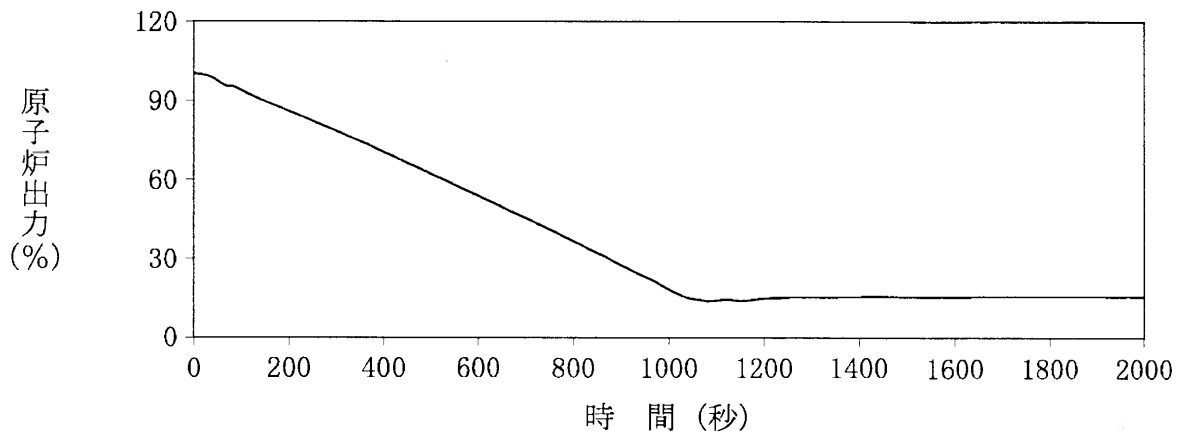


図4-7 5%/minランプ状負荷減少の場合 (100%→15%)

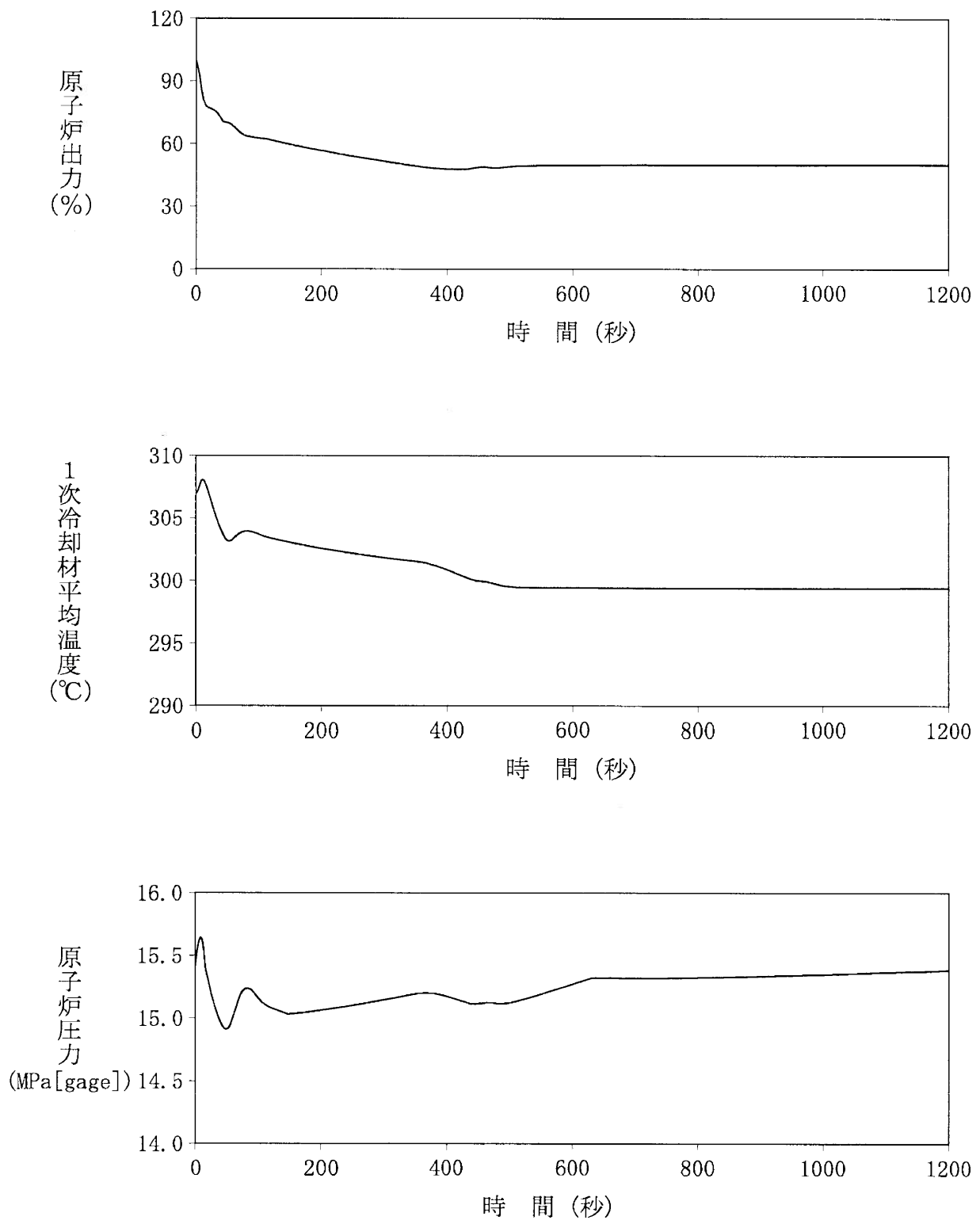


図4-8 50%ステップ状負荷減少の場合 (100%→50%)

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相関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相関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
<p>(1) 運転状態に関連したパラメータ</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 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 ○ 		<p>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。</p>
<p>(2) 核熱パラメータ</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 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) × 		<p>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。</p>
<p>(3) 製作誤差に基づくパラメータ</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ エンタルピ上昇に関する工学的熱水路係数 ($F_{\Delta H,1}^E$) ○ 		<p>ペレット直径、密度、濃縮度の製作公差の影響を考慮。</p>
<p>(4) その他</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 流路面積 × ・ グリッド圧力損失係数 × 		<p>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。</p>

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

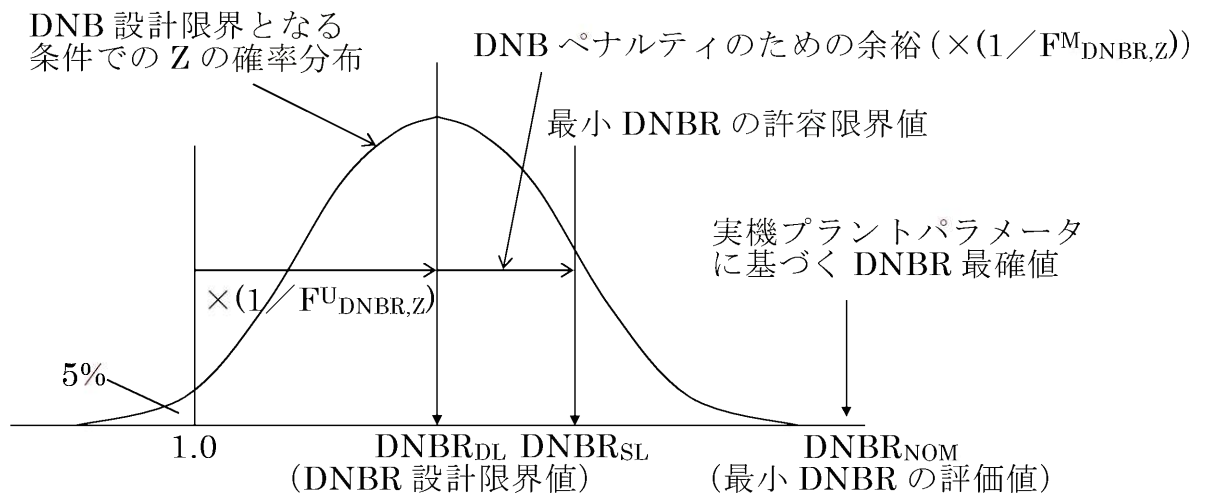
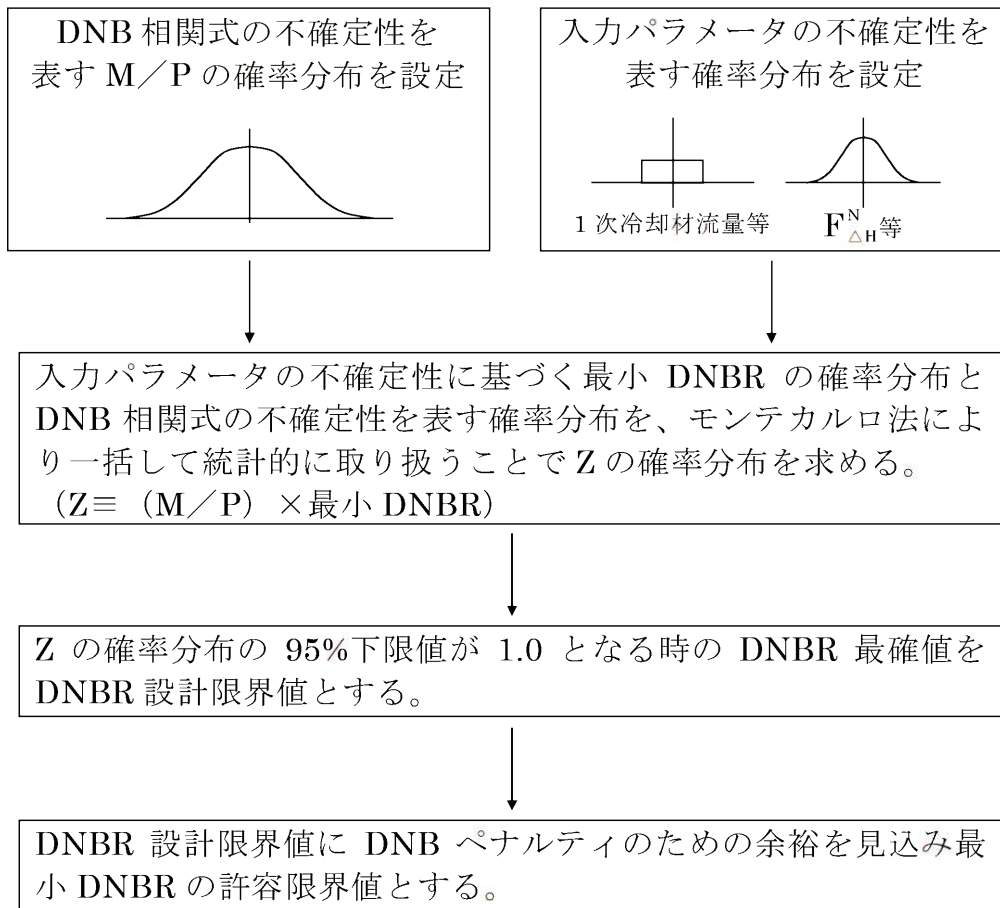


図 3-1 改良統計的熱設計手法による DNBR 評価の流れ

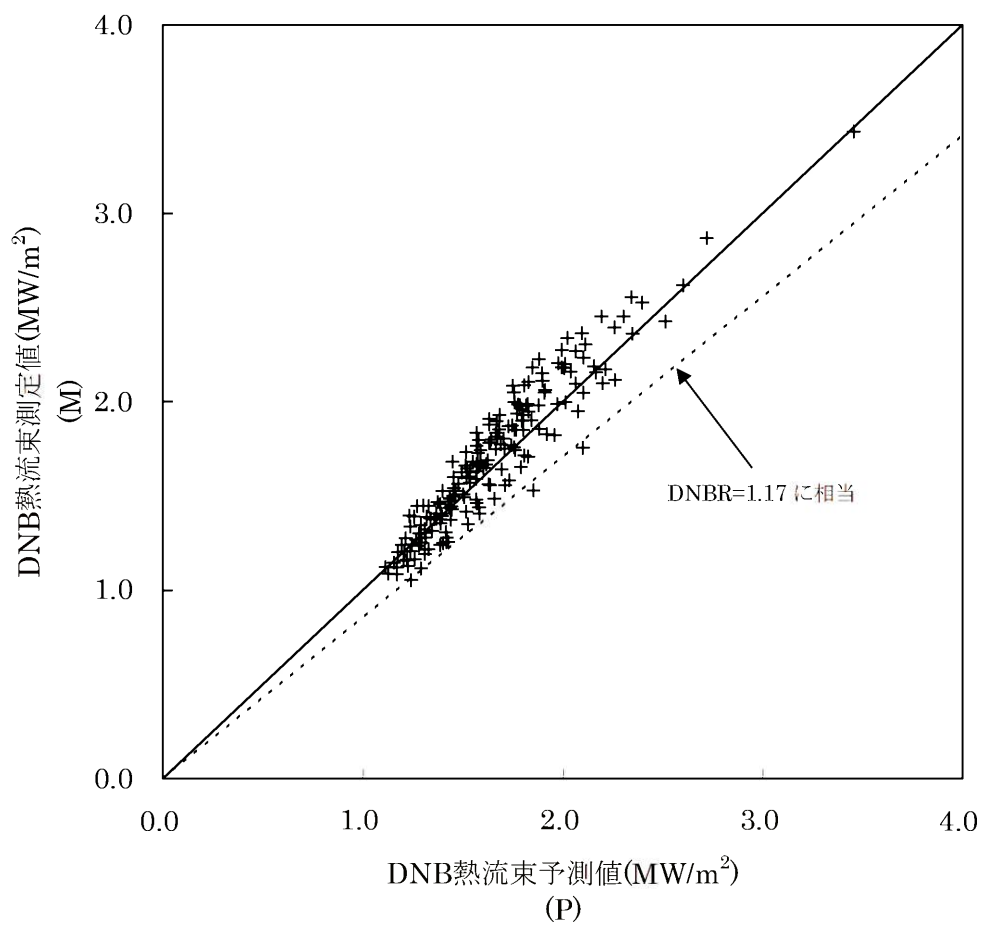


図 3-2 DNB 熱流束の測定値と予測値の比較
(A 型ジルカロイグリッド燃料、MIRC-1 相関式)

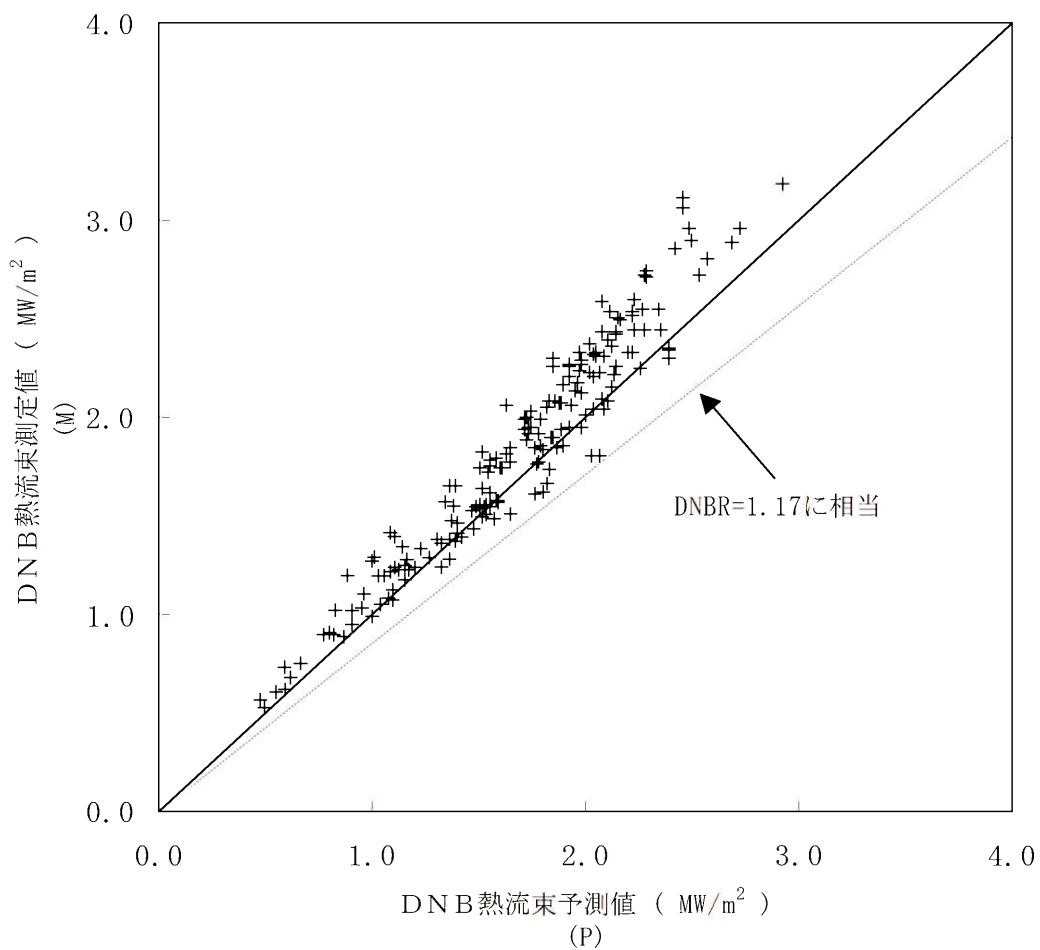


図 3-3 DNB 熱流束の測定値と予測値の比較
(B 型ジルカロイグリッド燃料、NFI-1 相関式)

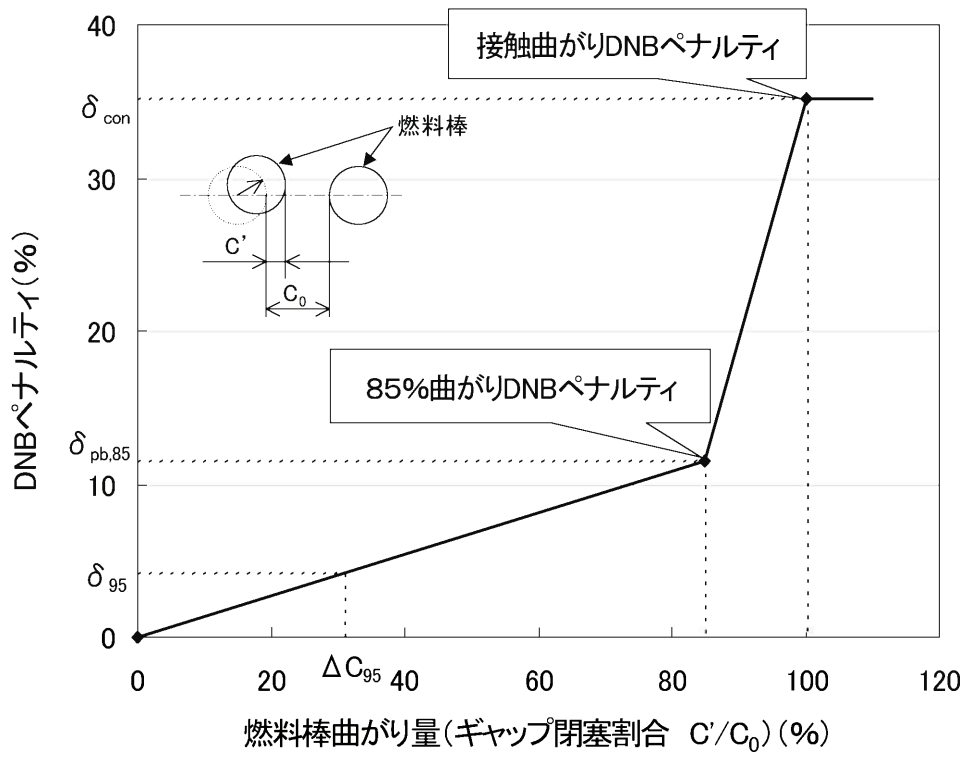


図 3-4 燃料棒曲がりによる DNB ペナルティと曲がり量の関係

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 $10,000\text{MWd/t}$ 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 $1,200\text{MWd/t}$ 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

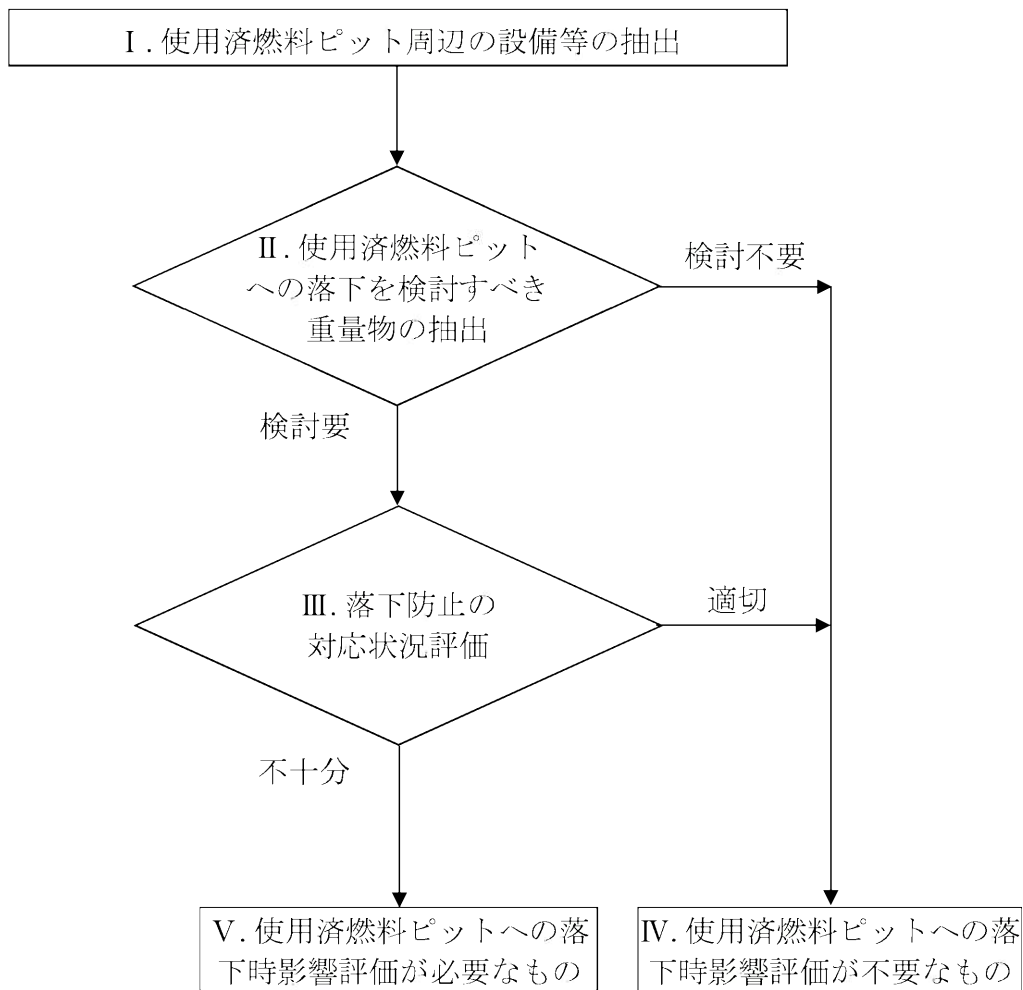
評価フロー II で使用済燃料ピットへの落下を検討すべき重量物としたものに対し、耐震安全評価、設備構造及び運用状況について適切性を評価する。

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）

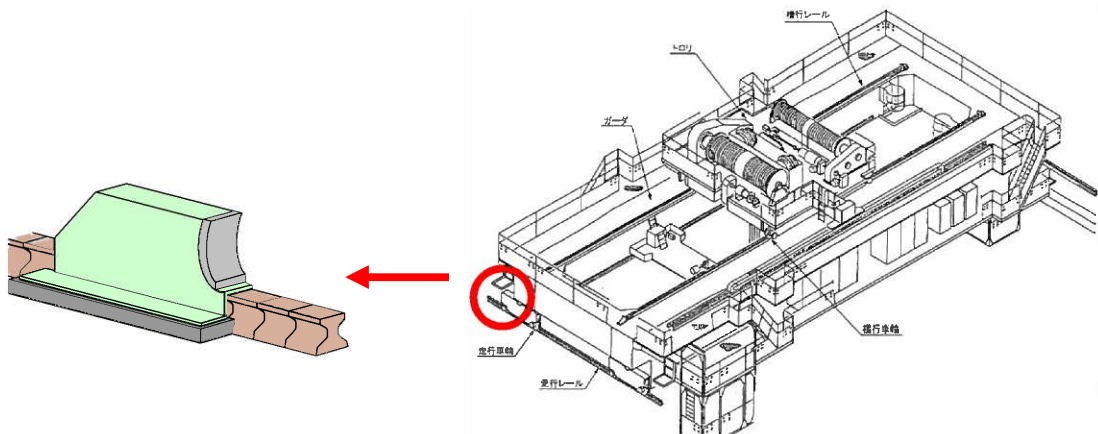
a. 燃料取扱棟クレーン

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。

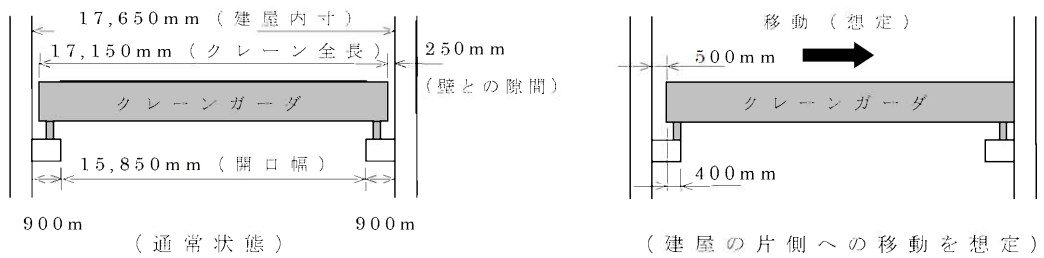


第4-2図 燃料取扱棟クレーンの可動範囲

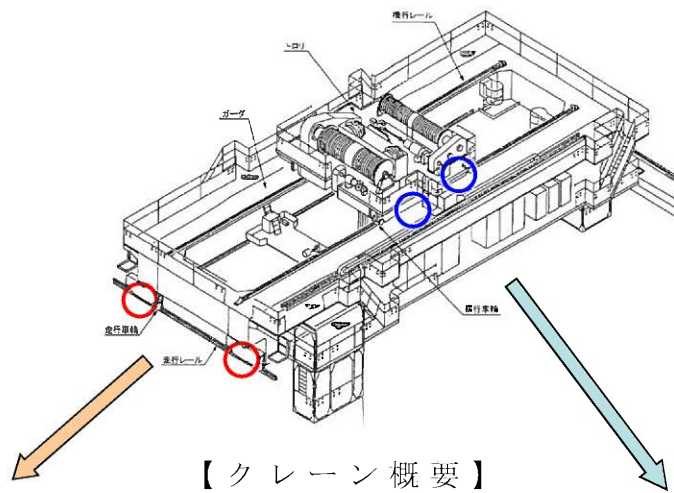


第4-3図 走行制限ストッパ概要図

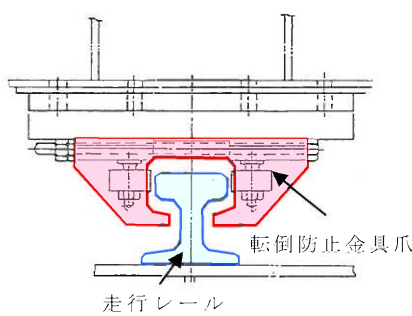
[]: 防護上の観点から公開できません。



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）】

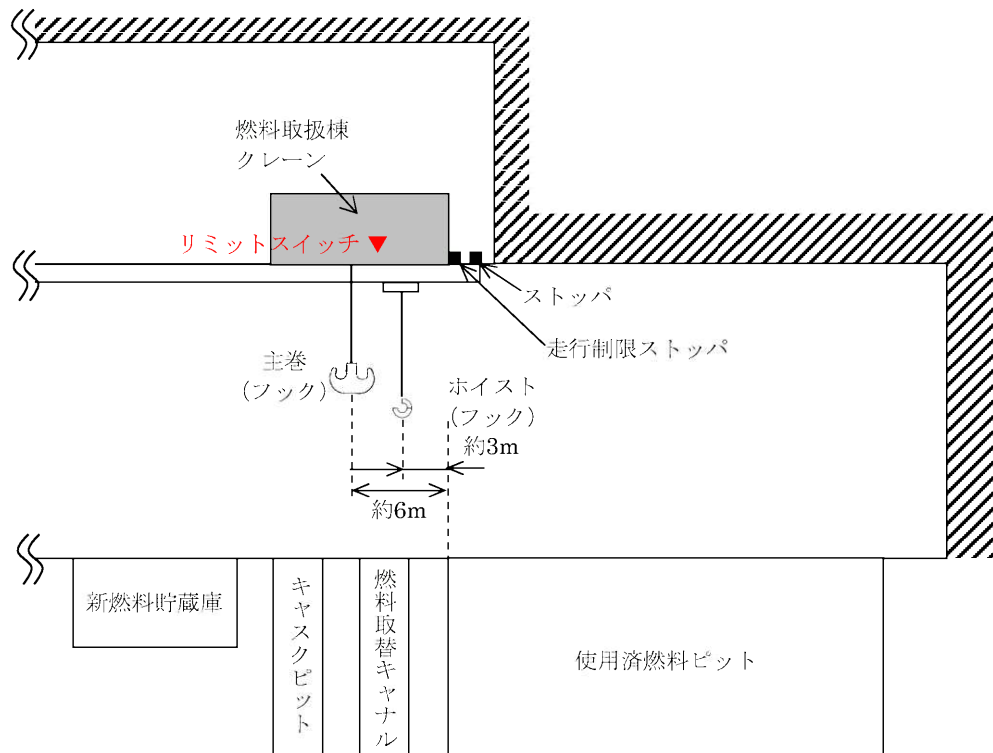
第4-5図 浮上り防止装置

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。



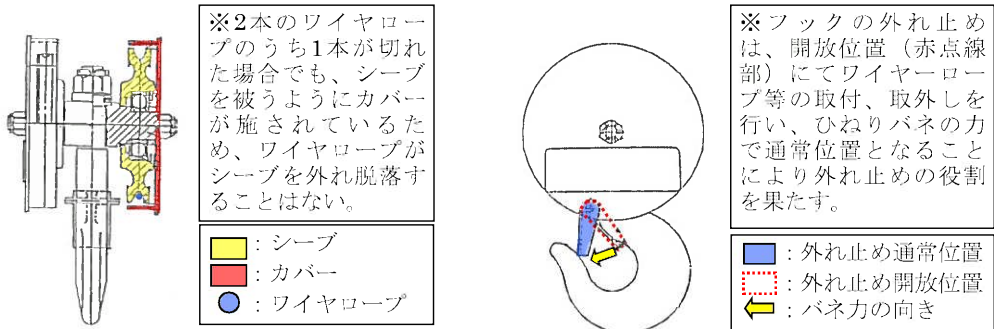
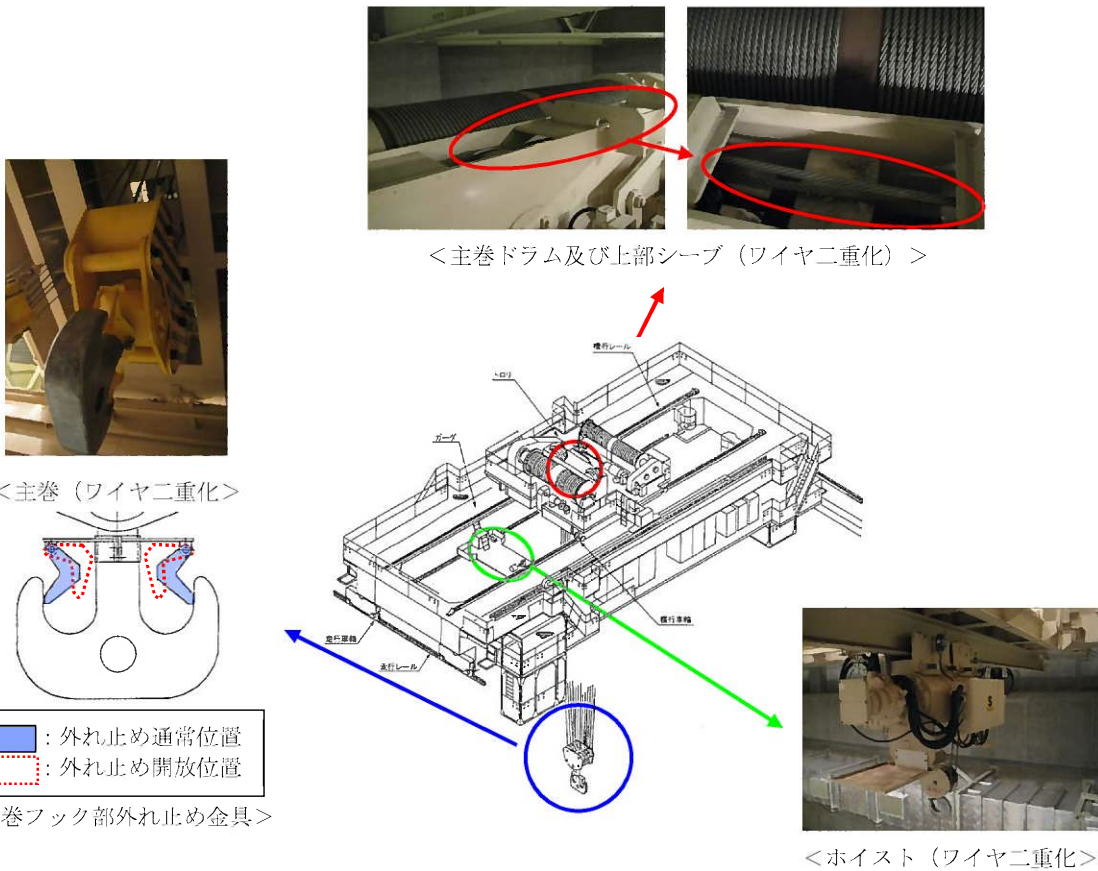
(備 考)

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>

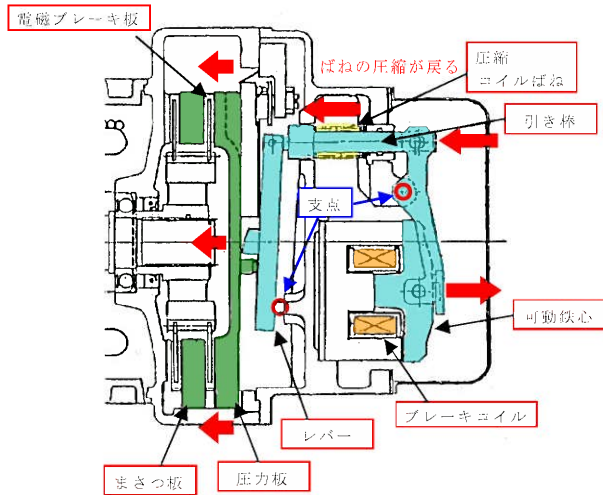
第4-7図 燃料取扱棟クレーン吊荷落下防止対策概要図

(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。

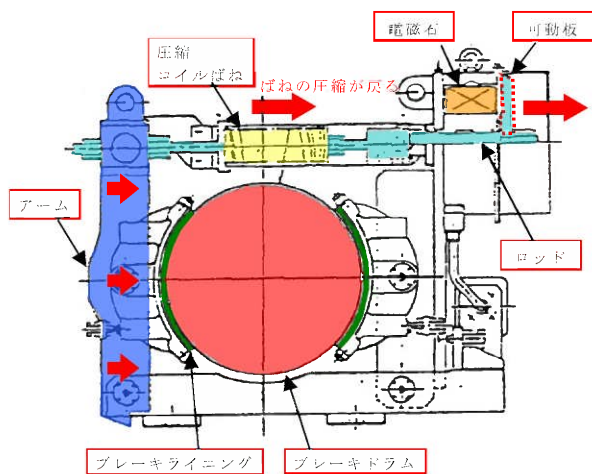
この機能については、定期事業者検査にて健全性を確認しており、検査手順は以下のとおりである。

- ・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

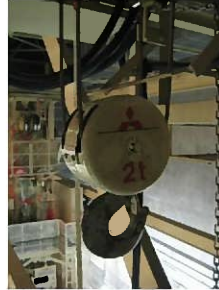
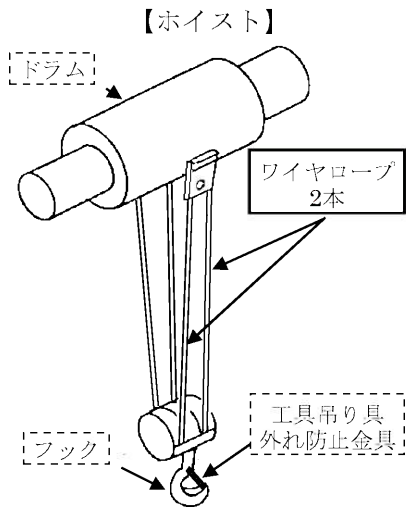
使用済燃料ピットクレーンは、使用済燃料ピット上で各種作業を行うことから、作業中の吊荷落下を防止するための措置が講じられている。

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。

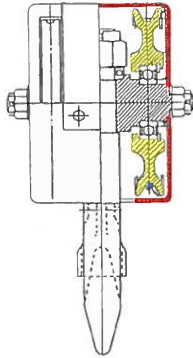


No.1 ホイスト



No.2 ホイスト

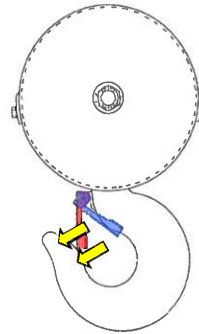
<ワイヤ脱落防止構造>



※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

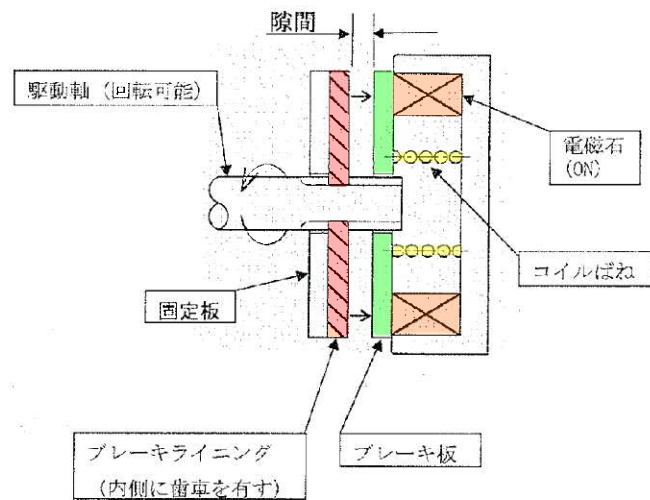
ii . 電磁ブレーキ

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。

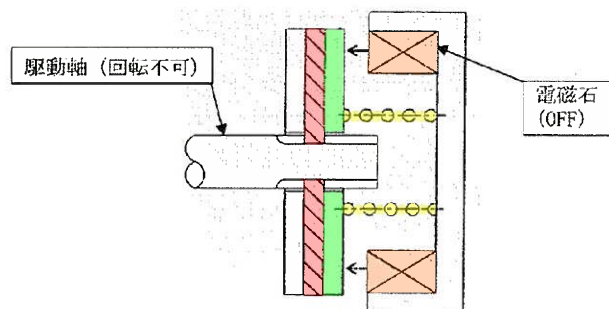
- ・ホイストに模擬燃料集合体が吊られていることを目視により確認する。
- ・ホイストが高速域で上昇又は下降運転中に、電源盤内の SFP クレーン電源の NFB 位置を「入」→「断」とする。
- ・上記状態で、模擬燃料集合体がホイスト停止位置にて保持されていることを目視により確認する。

<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来るため、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。

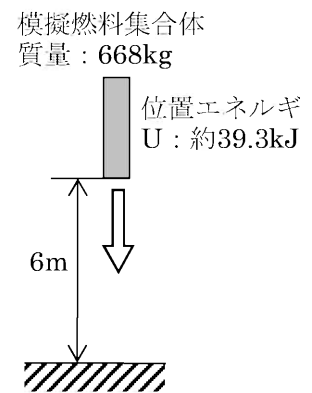


図 気中落下試験

表 落下物重量と落下高さ

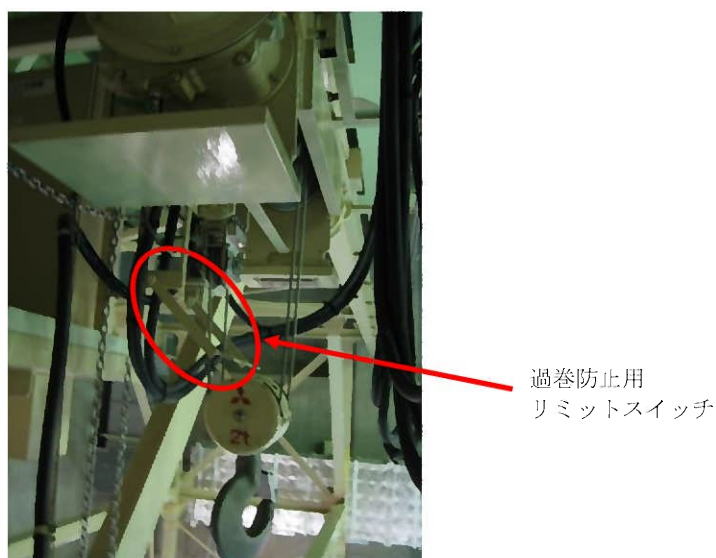
		落下物重量		落下高さ (H)	位置 エネルギー (E)	備 考
		気中 (Ma)	水中 (Mw)			
実機	17×17型 ステップ1			4.9m		位置エネルギー $E = g \cdot Mw \cdot H$ (ここで、 g : 重力加速度 Mw : 落下物質量 H : 落下高さ)
	17×17型 ステップ2			4.9m		
	14×14型 ステップ1			4.9m		
	14×14型 ステップ2			4.9m		
模擬燃料 集合体		668kg (気中実測値)		6m	約39.3kJ	水中重量 $Mw = Ma - \rho \cdot V$ (ここで、 Ma : 実機重量 (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

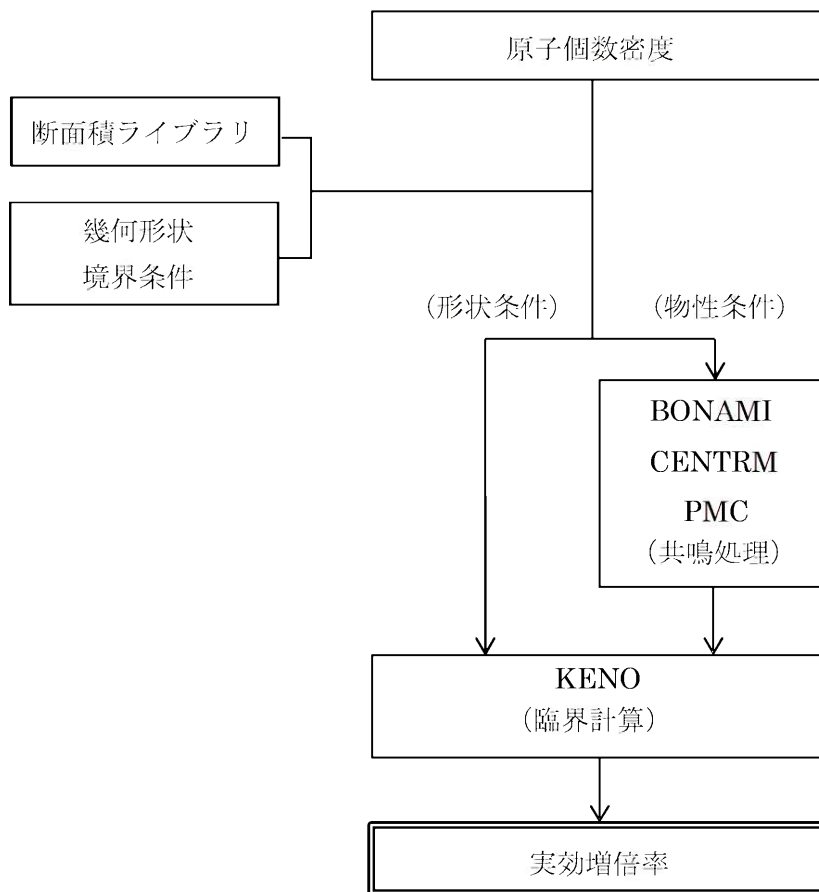
[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

- (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）

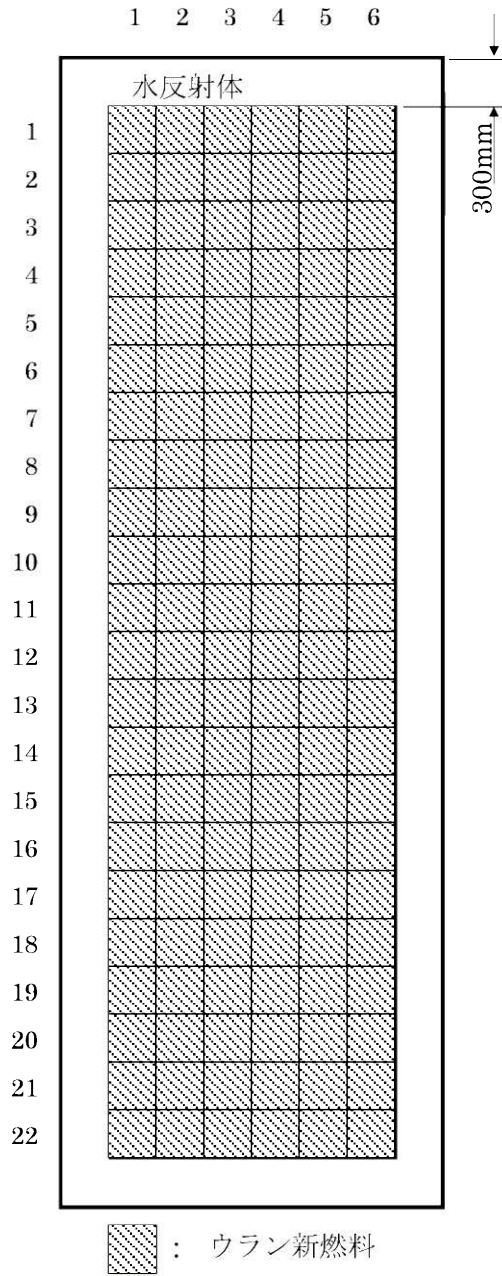
本計算における基本計算条件を第 1.1 表及び第 1.2 表に、不確定性評価の考え方及び評価結果について別紙 2 に示す。

(3) 計算結果

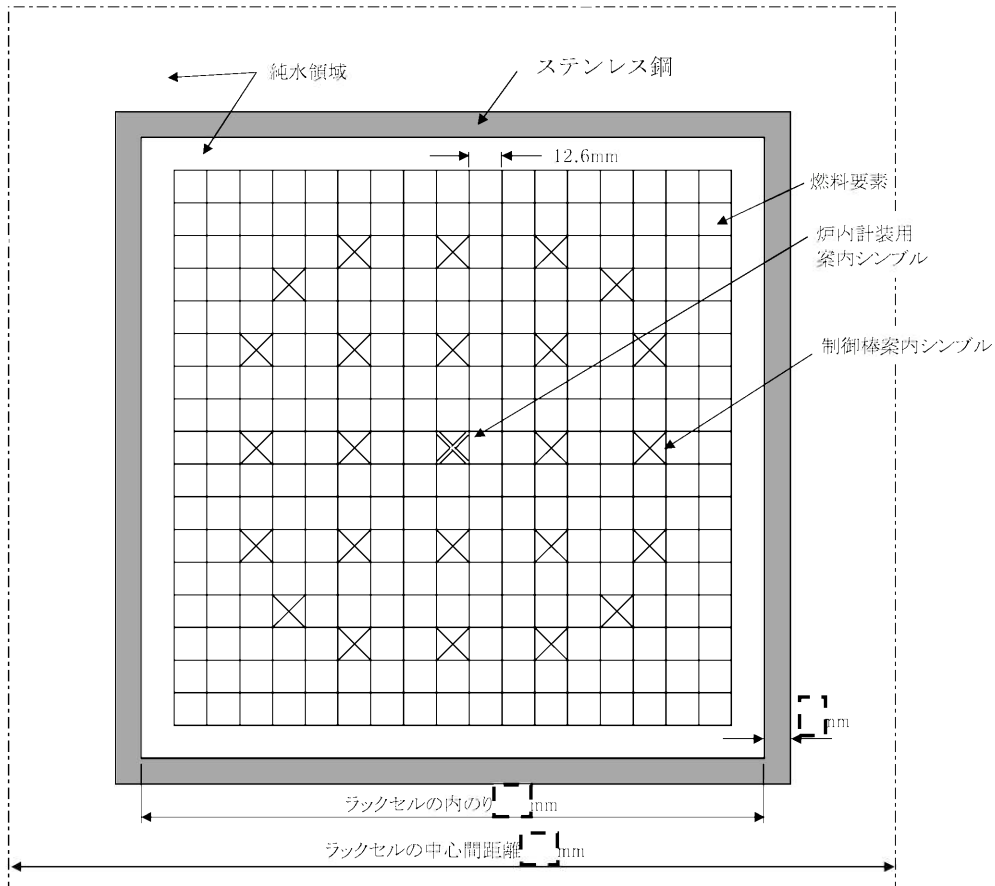
新燃料貯蔵庫の未臨界性評価結果を第 1.3 表及び第 1.5 図に示す。冠水時の実効増倍率は 0.8986 となり、これに不確定性 0.0118 を考慮しても 0.911 となり、実効増倍率 0.95 以下を満足している。また、最適減速時の実効増倍率は 0.9104 となり、実効増倍率 1.0 未満を満足している。



第 1.1 図 計算フロー

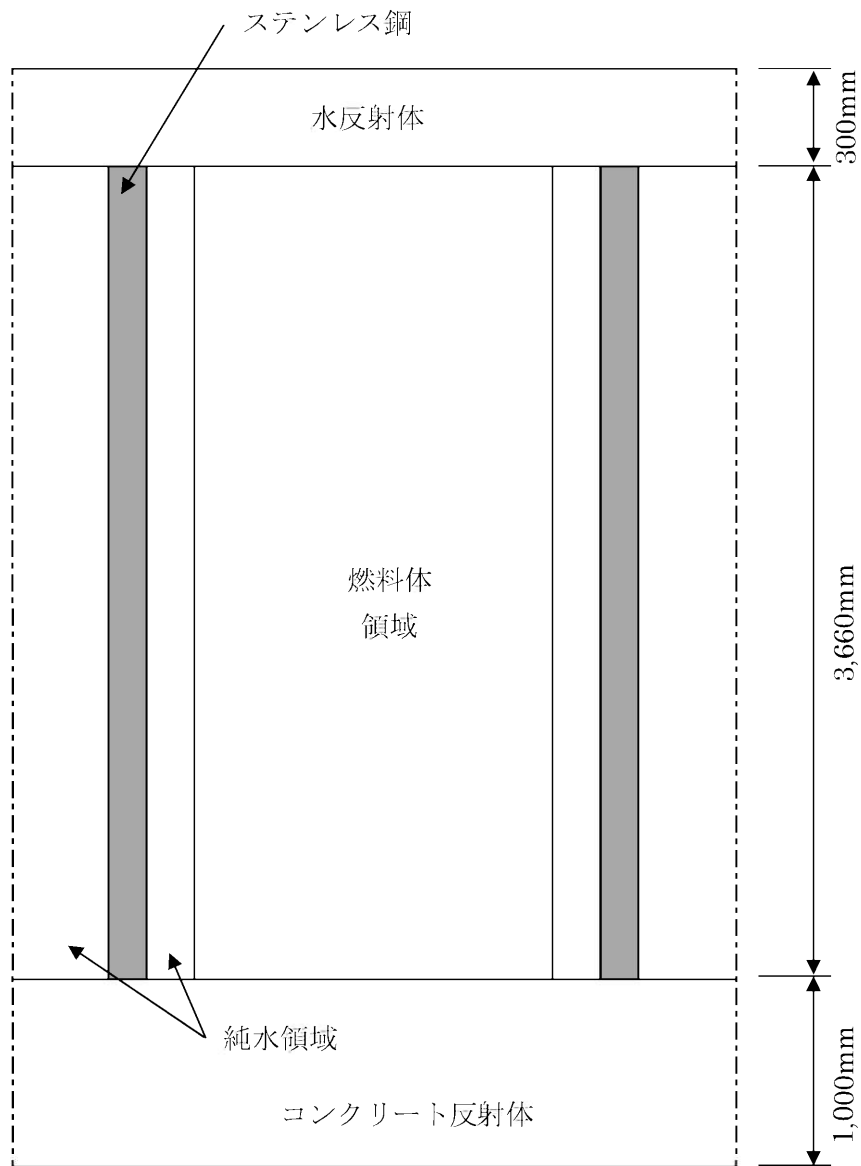


第1.2図 新燃料貯蔵庫の計算体系
(水平方向)



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
	外径	9.50mm
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。

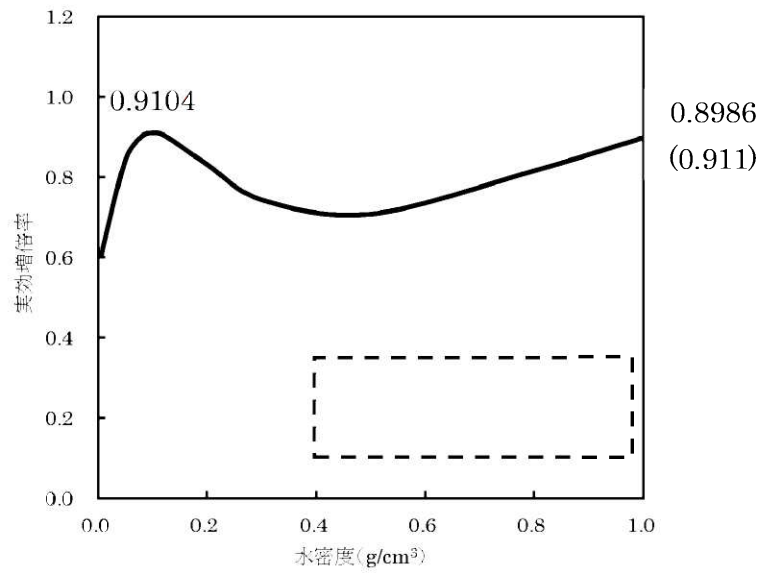
(注 2) 製作公差に基づく不確定性として考慮する計算条件

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。

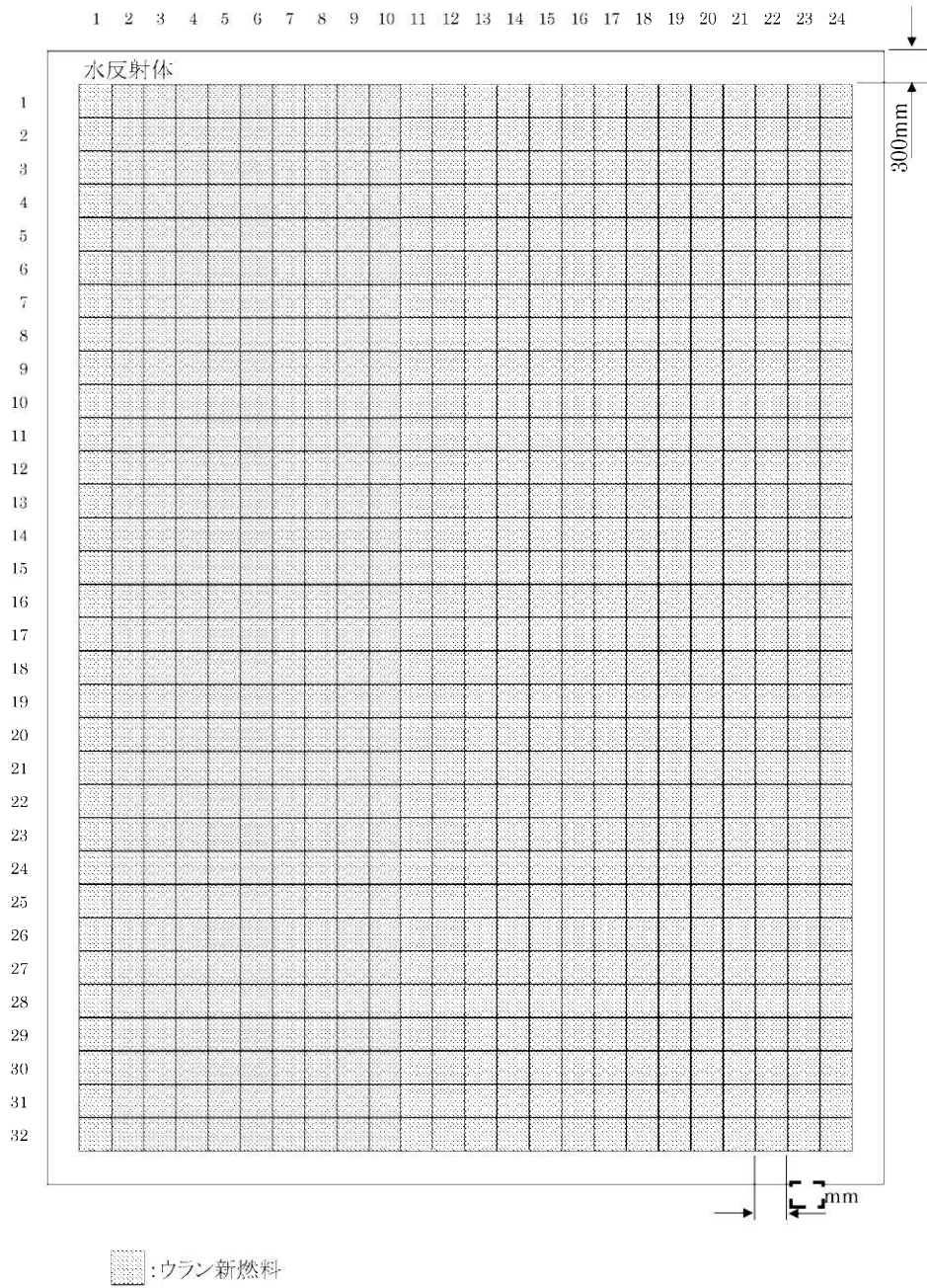
以下の計算条件は公称値を使用し、正負の製作公差を未臨界性評価上厳しくなる側に不確定性として考慮するもの（以下「製作公差に基づく不確定性として考慮する計算条件」という。）である。なお、製作公差に基づく不確定性として考慮する計算条件には、ラック内での燃料体等が偏る効果を含む。

- (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。

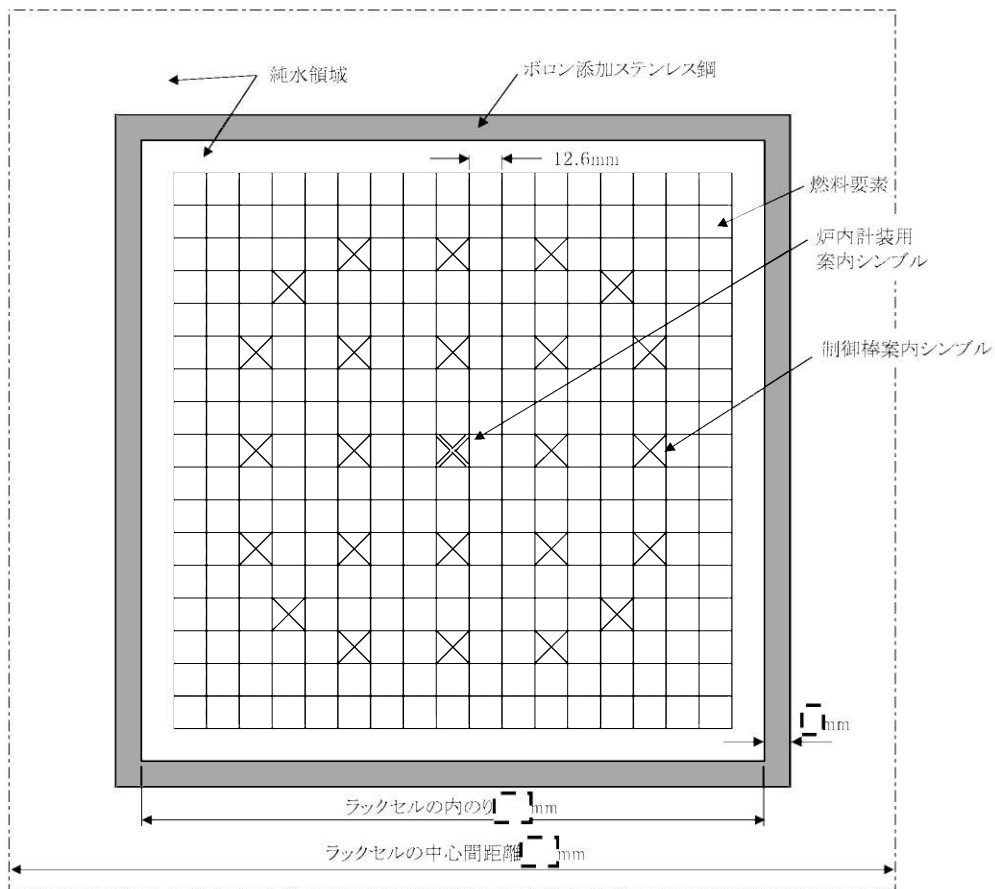
(3) 計算結果

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。



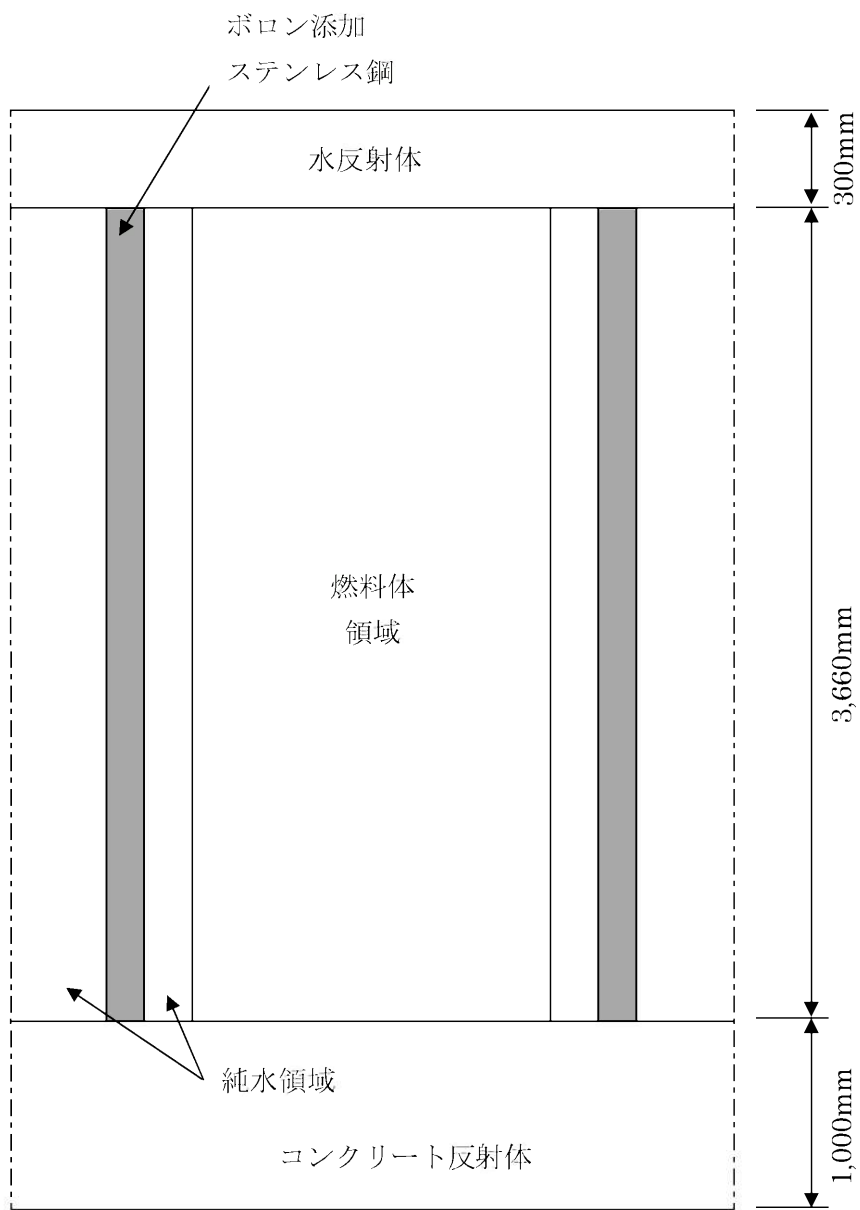
第 2.1 図 通常運転時（冠水状態）の使用済燃料ピットの未臨界性評価の計算体系
（水平方向、A ピット全体）

□: 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	8.36mm	(注 2)
燃料被覆材 外径	9.50mm	(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）

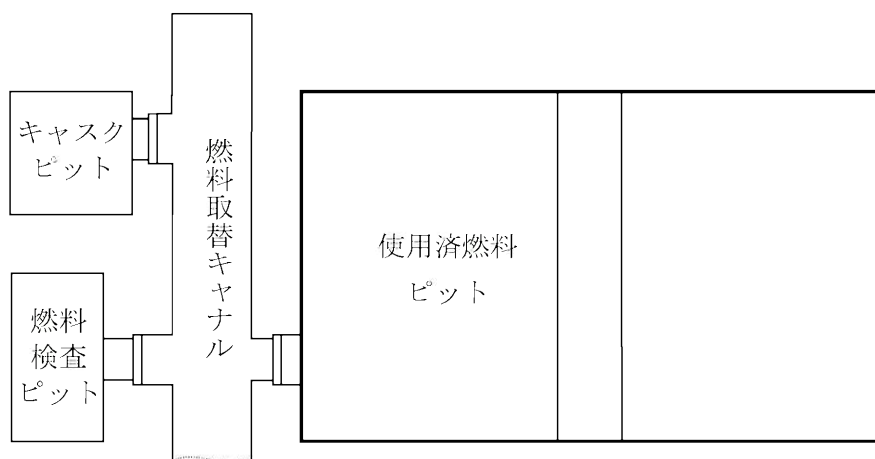
	計算条件	備考
使用済燃料ピット内の水分条件	純水	溶存しているほう素は考慮しない
水密度	1.0g/cm ³	—
ラックタイプ	キャン型	—
ラックの中心間距離	[]mm	(注)
材 料	ボロン添加ステンレス鋼	—
厚 さ	[]mm	中性子吸収効果を少なくするため下限値を使用
内のり	[]mm×[]mm	(注)

(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。

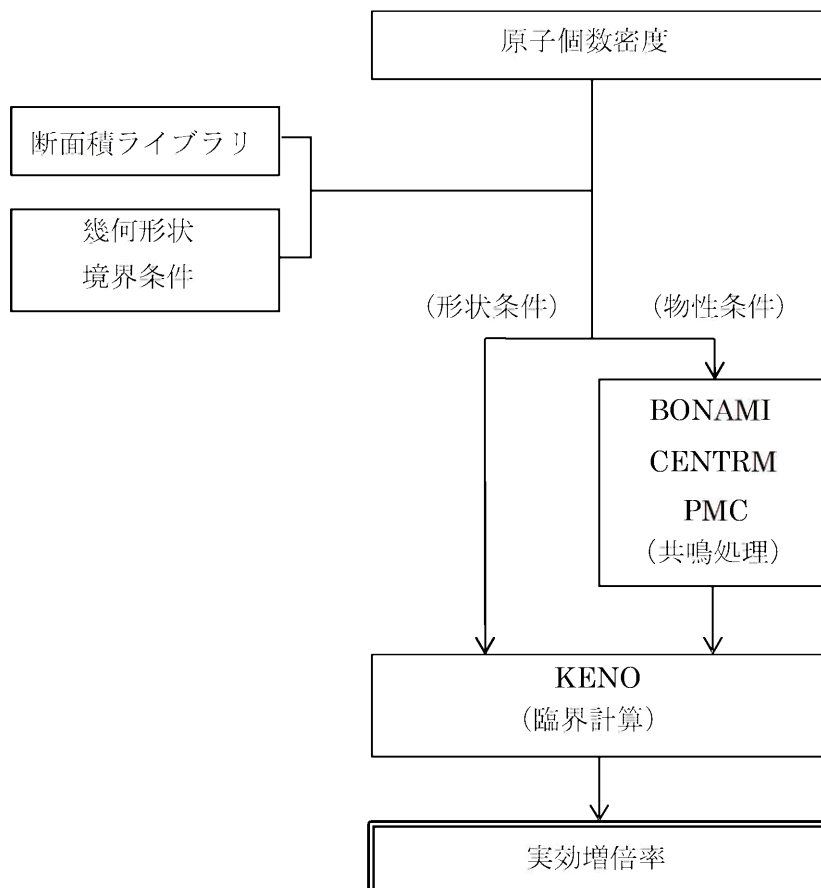
本コードでは、体系内の一つ一つの中性子の振舞いを追跡し、核分裂によって発生する中性子数 F 、吸収されて消滅する中性子数 A 、体系から漏えいする中性子数 L を評価し、次式により実効増倍率 k_{eff} を算出する。

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

(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。	ラックの内りのり公差	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
	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。

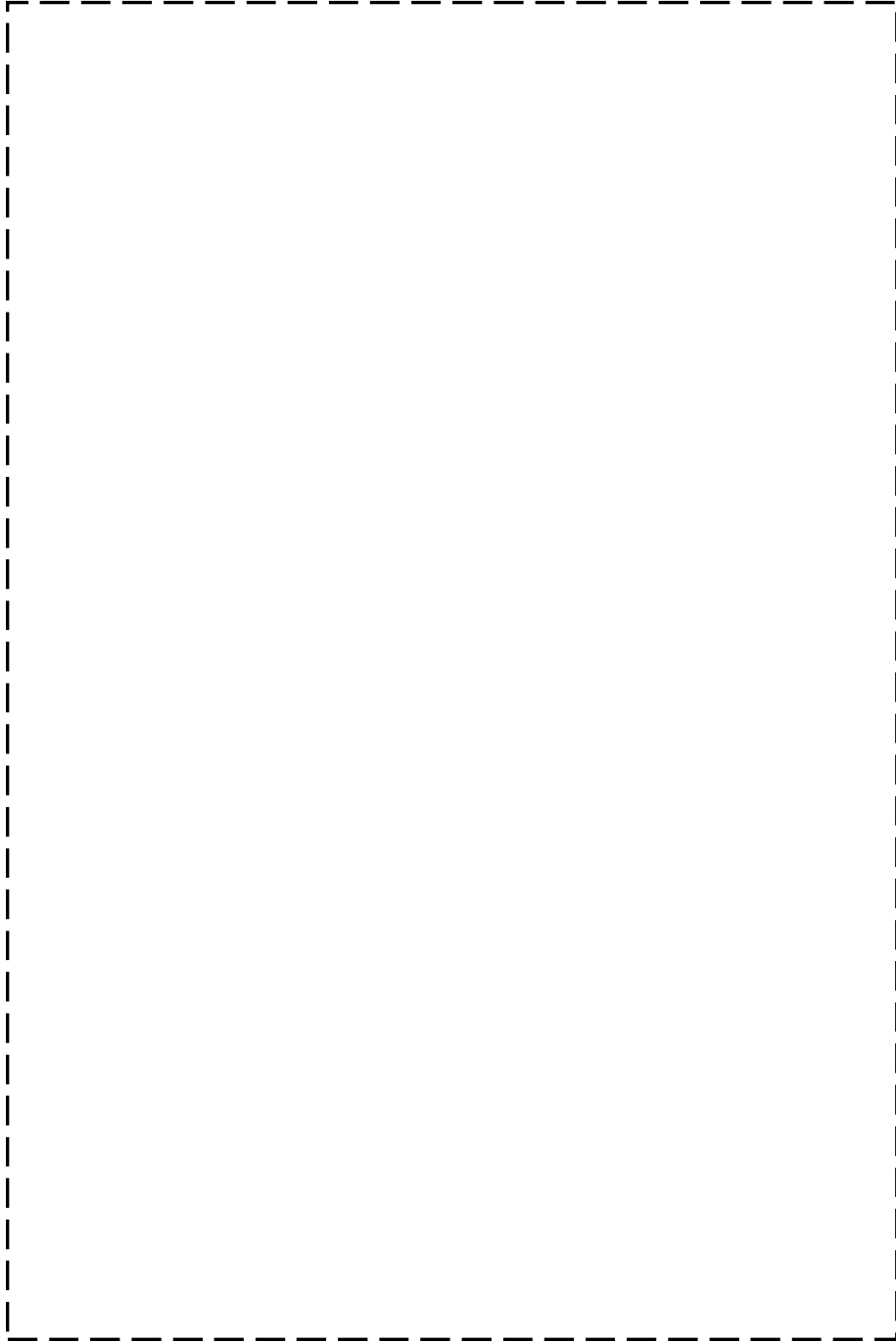


[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



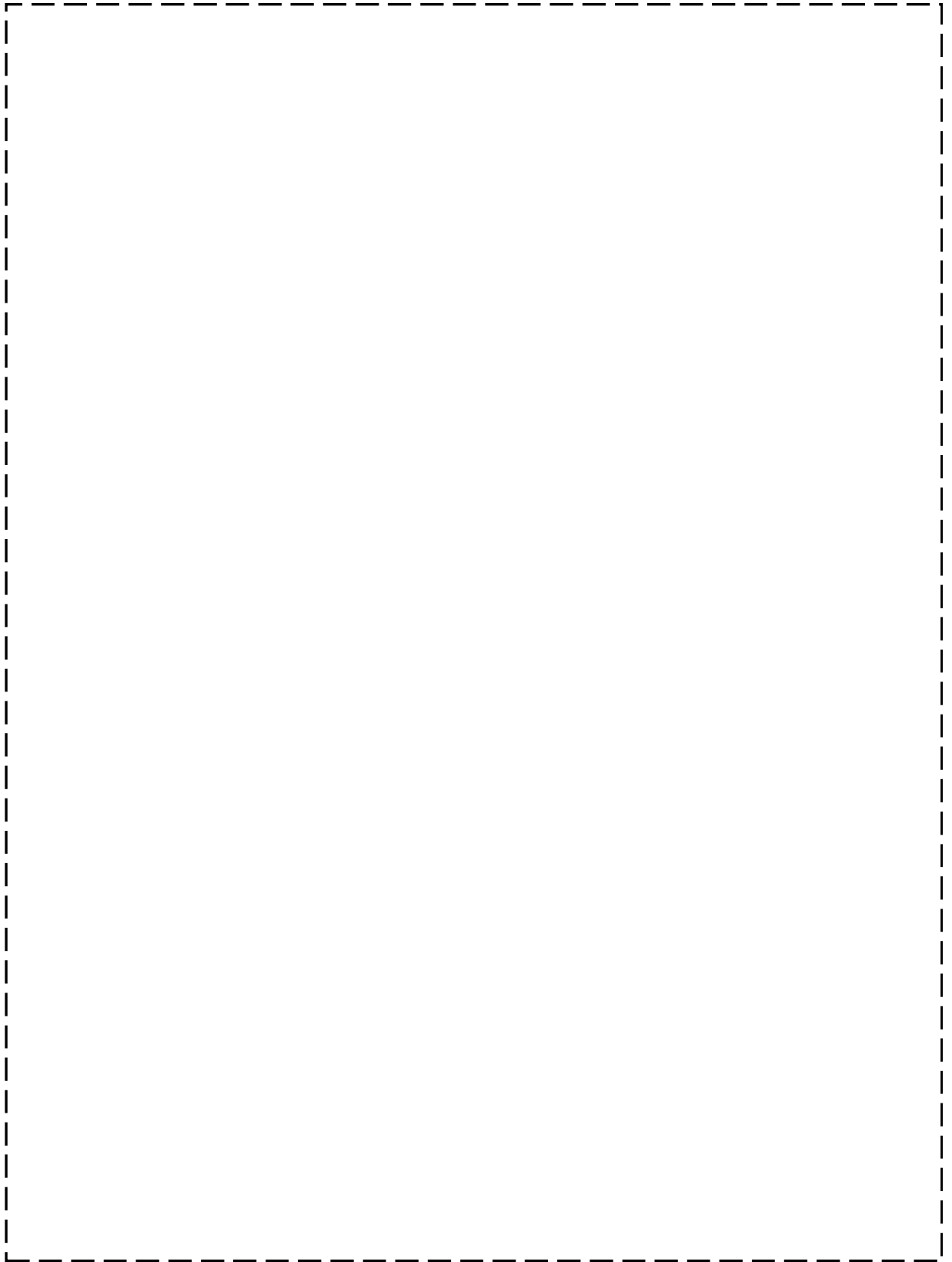
第 1-1 図 製作公差に基づく不確定性評価の計算体系

[]: 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
		ラックの内径公差	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。



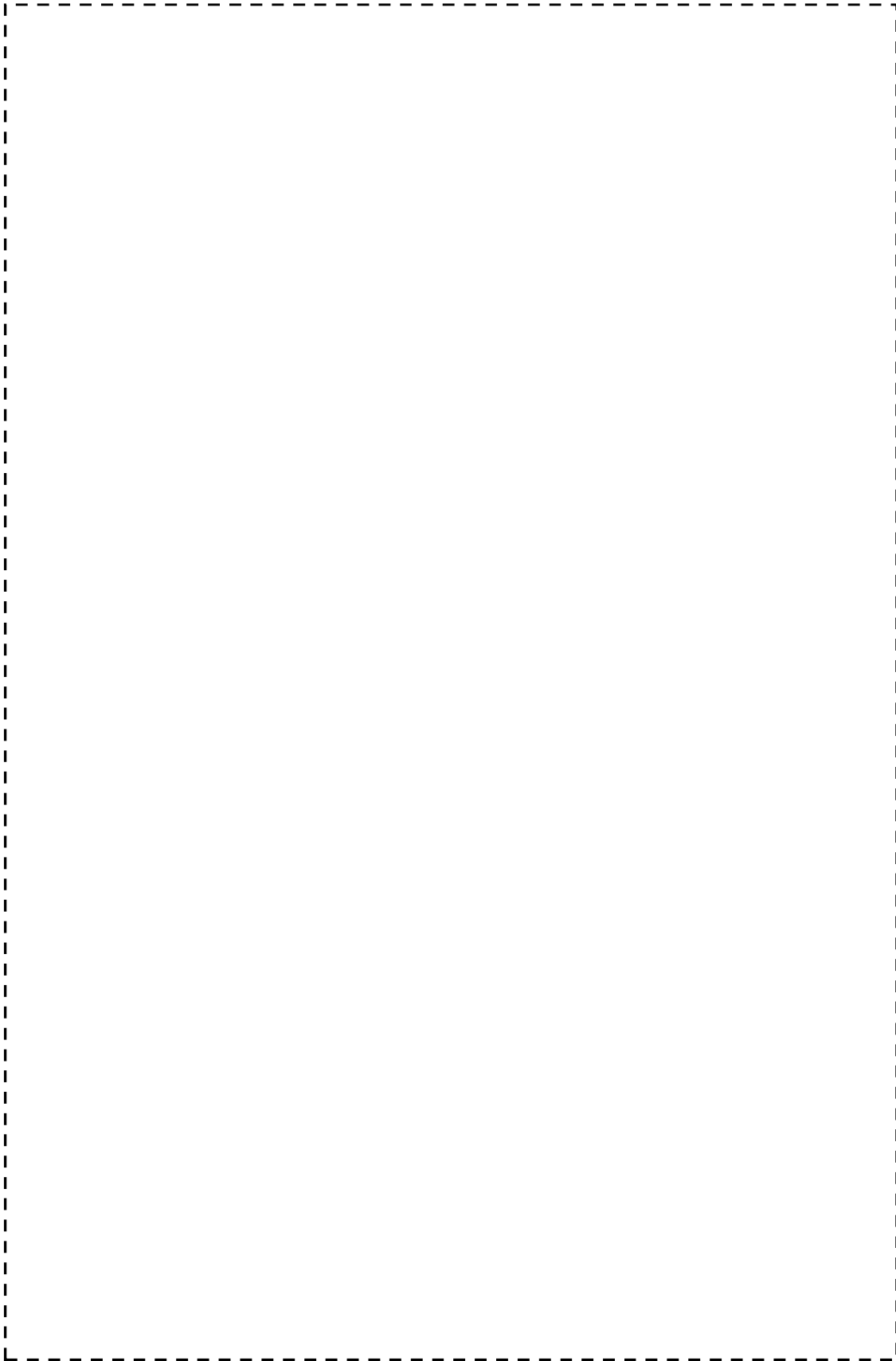
第 2-1 図 製作公差に基づく不確定性評価の計算体系

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



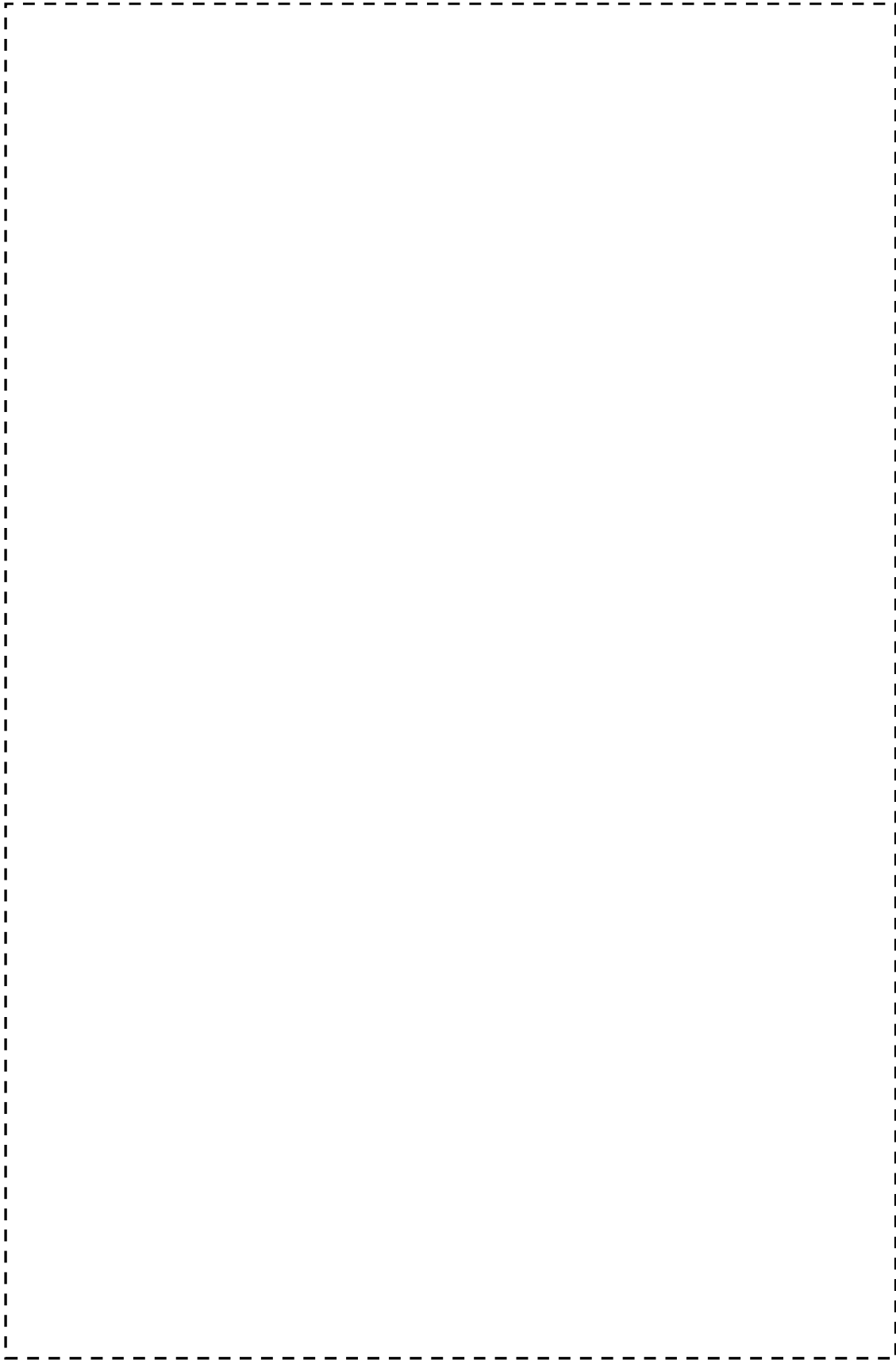
第 2-2 図 製作公差に基づく不確定性評価の計算体系

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



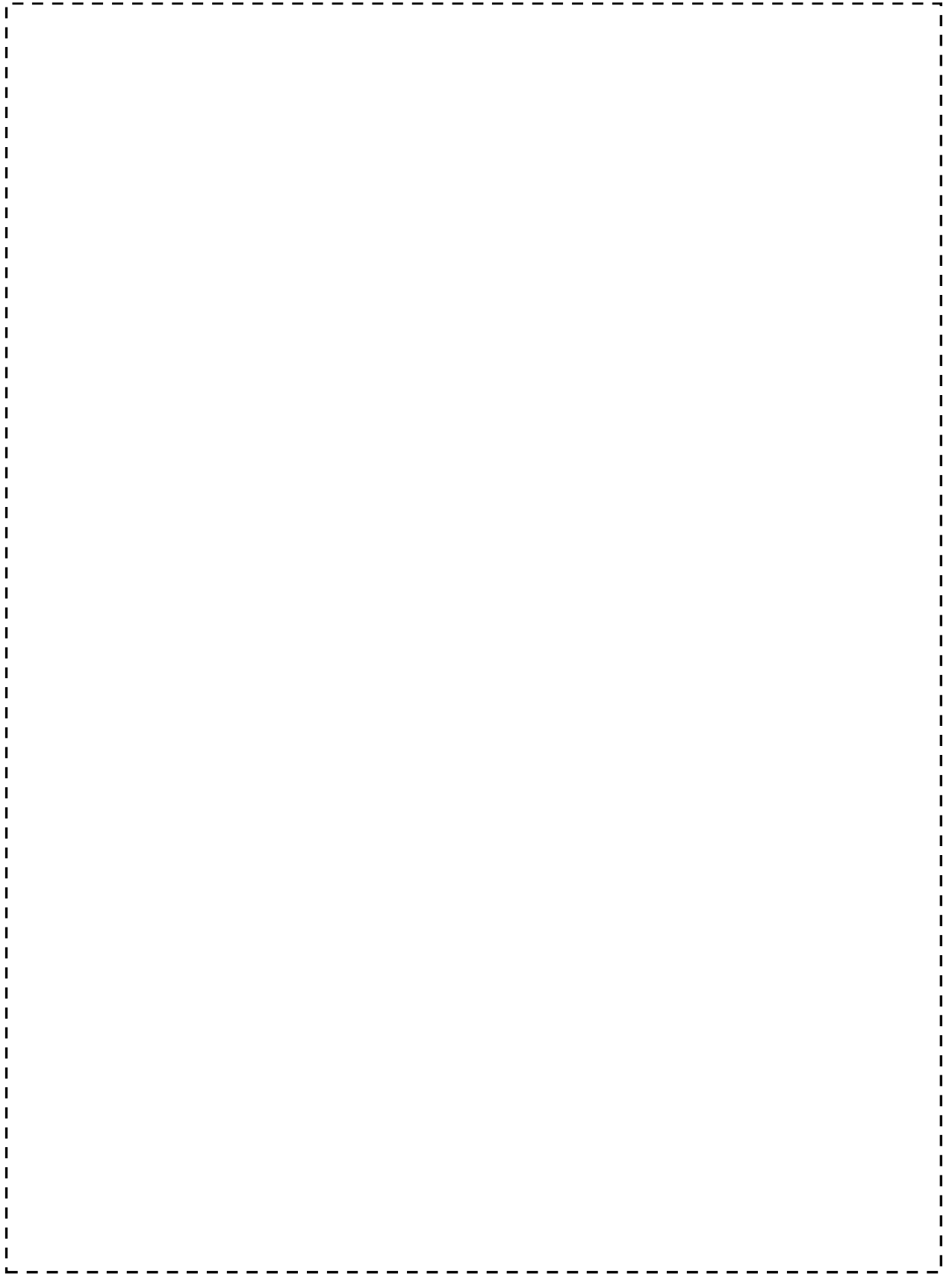
第 2-3 図 ラックセル内での燃料偏心モデル

：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

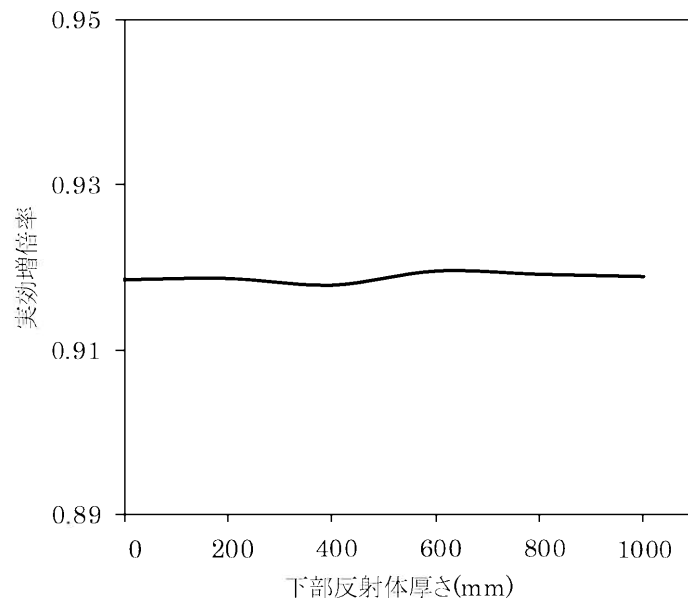
1. 使用済燃料ピットの通常運転時（冠水状態）の未臨界性評価における燃料体等上下部の計算体系設定の考え方

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 (DB)	燃料及び計算体系	ウラン新燃料(^{235}U 濃縮度： $\square\square$ 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： $\square\square$ 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 (SA)	燃料及び計算体系	ウラン新燃料(^{235}U 濃縮度： $\square\square$ 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： $\square\square$ 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)

$\square\square\square$: 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 $= \boxed{}$

使用済燃料ピットポンプ 1 台運転時 $= \boxed{}$

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

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

・ 使用済燃料ピットポンプ 1 台運転時

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

$\boxed{}$: 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°C	= 31.1°C
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°C	= 48.8°C
	使用済燃料ピットポンプ1台運転時	= 54.6°C	= 55.3°C

[]: 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。



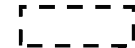
第 1 図 4 号炉使用済燃料ピット水浄化冷却設備系統図

(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。