

2020年5月19日
九州電力株式会社

玄海原子力発電所2号機 廃止措置計画認可に伴う冷却告示への対応について

1 玄海2号機の使用済燃料の評価について

2020年3月18日認可の廃止措置計画のうち使用済燃料に係る以下の内容について説明させていただきます。

- (1) 使用済燃料の健全性評価
- (2) 未臨界性の評価
- (3) 周辺公衆への放射線被ばくの影響

2 冷却告示を踏まえた原子力事業者防災業務計画への反映事項について

- (1) EAL31の項目削除
- (2) ERS S 伝送項目の見直し
 - ・対象を放射線測定情報及び気象観測情報とする。
 - ・使用済燃料ピット関連項目の伝送計画の見直し

以上

(添付資料)

玄海原子力発電所2号炉の使用済燃料の評価等について

玄海原子力発電所2号炉の使用済燃料の評価等について

1 はじめに

玄海原子力発電所の原子力事業者防災業務計画では、「原子力災害対策指針」の緊急時活動レベル（EAL）の枠組みに基づき、「2. 加圧水型軽水炉（実用発電用のものに限る。）に係る原子炉の運転等のための施設（当該施設が炉規法第43条の3の6第1項第4号の基準に適合しない場合又は原子炉容器内に照射済燃料集合体が存在しない場合を除く。）」、「5. 実用発電用原子炉（東京電力株式会社福島第一原子力発電所原子炉施設のうち、1号炉、2号炉、3号炉及び4号炉を除く。）に係る原子炉の運転等のための施設（炉規法第43条の3の6第1項第4号の基準に適合しないものに限る。）であって、使用済燃料貯蔵槽内にのみ照射済燃料集合体が存在する施設であって照射済燃料集合体が十分な期間にわたり冷却されたものとして原子力規制委員会が定めたもの及び使用済燃料貯蔵槽内に照射済燃料集合体が存在しない施設以外のもの」及び「9. 原子炉の運転等のための施設（1. から8. までに掲げるものを除く。）」に係るEALを設定、計画し、提出している。

一方、玄海原子力発電所2号炉（以下、「玄海2号炉」という。）の使用済燃料は十分な期間冷却され、EALの枠組み「9. 原子炉の運転等のための施設（1. から8. までに掲げるものを除く。）」に該当する状態にあると考えている。

本資料は、玄海2号炉が「9. 原子炉の運転等のための施設（1. から8. までに掲げるものを除く。）」に該当する状態にあることを示すため、まとめた資料である。

2 貯蔵中の使用済燃料

現在、玄海2号炉の使用済燃料ピットには、254体の使用済燃料が貯蔵されている。

これらの使用済燃料の最高燃焼度制限は55,000MWd/t以下、原子炉停止日は平成23年1月29日、評価時点は平成27年12月1日である。

これら使用済燃料の総発熱量は、196kWであり、貯蔵中の使用済燃料1体当たりの最大発熱量及び平均発熱量（平成27年12月1日時点）は、それぞれ以下に示すとおりである。

- ・ 最大発熱量 約1.08kW（平均発熱量 約0.77kW）

3 使用済燃料の健全性評価について（資料1参照）

玄海2号炉の使用済燃料ピットにおける使用済燃料の貯蔵状況を踏まえ、使用済燃料ピット水がすべて喪失した場合における燃料被覆管表面温度の評価を行った。

評価の結果、玄海2号炉の使用済燃料の燃料被覆管表面温度は、最高でも300℃以下である。この燃料被覆管表面温度においては、原子炉運転中の酸化減肉及び使用済燃料ピット水がすべて喪失した後の空気中での酸化減肉を考慮したとしても、燃料被覆管のクリープ歪は1年後においても約0.04%であり、クリープ変形による破断は発生せず、使用済燃料の健全性は保たれる。

4 未臨界性の評価について（資料2参照）

玄海2号炉の使用済燃料ピットには、282体（新燃料28体を含む）の燃料が貯蔵されているものとして、使用済燃料ピット水大規模漏えい時の未臨界性の評価を行った。未臨界性評価は、現在の燃料配置において、使用済燃料ピットの水密度についていかなる条件においても臨界を防止できることを確認するため、使用済燃料ピット全体の水密度を一様に0.0～1.0g/cm³まで変化させた条件で実効増倍率の評価を行った。

評価の結果、不確定性を考慮した実効増倍率は最大で0.914となり、臨界を防止できることを確認した。

5 周辺公衆への放射線被ばくの影響について（資料3参照）

玄海2号炉使用済燃料ピットの使用済燃料の全放射能強度を考慮し、使用済燃料ピット冷却水がすべて喪失した状態を想定して、海側方位を除いた敷地等境界上の評価地点におけるスカイシャイン線による実効線量を評価した結果は2.7μSv/hであった。

6 結論

玄海2号炉の使用済燃料を使用済燃料ピットに貯蔵している間において、使用済燃料ピット水が全て喪失しても、燃料被覆管表面温度の上昇による燃料の健全性に影響はなく、臨界を防止できると評価でき、また、使用済燃料からのスカイシャイン線による周辺公衆への放射線被ばくの影響も小さいことから、玄海2号炉については、「原子力災害対策指針」のEALの枠組み「9. 原子炉の運転等のための施設（1. から8. までに掲げるものを除く。）」における照射済燃料集合体が十分な期間冷却されたものに該当すると考える。

以上

（添付資料）

資料1 使用済燃料ピット水大規模漏えい時の使用済燃料の健全性について

資料2 使用済燃料ピット水大規模漏えい時の未臨界性評価について

資料3 使用済燃料ピット水大規模漏えい時の使用済燃料からのスカイシャイン線による周辺公衆の放射線被ばくへの影響について

本資料のうち、 は商業機密又は核物質防護上の観点から公開できません。

使用済燃料ピット水大規模漏えい時の使用済燃料の健全性について

1. はじめに

本資料は、使用済燃料を使用済燃料貯蔵設備に貯蔵している間において、使用済燃料貯蔵設備から冷却水が大量に漏えいする事象を考慮しても、燃料被覆管表面温度の上昇が燃料の健全性に影響を与えることはないことを説明するものである。

2. 玄海原子力発電所 2 号炉に貯蔵中の使用済燃料

玄海 2 号炉の使用済燃料ピットには、玄海 2 号炉の使用済燃料が 254 体貯蔵されている。

これらの使用済燃料の最高燃焼度制限は 55,000MWd/t 以下、原子炉停止日は平成 23 年 1 月 29 日、評価時点は平成 27 年 12 月 1 日である。

これら使用済燃料の総発熱量は、196kW であり、貯蔵中の使用済燃料 1 体当たりの最大発熱量及び平均発熱量（平成 27 年 12 月 1 日時点）は、それぞれ以下に示すとおりである。

- ・ 最大発熱量 1.08kW（平均発熱量 約 0.77kW）

3. 燃料被覆管表面温度の計算

使用済燃料ピット水が全て喪失した場合における使用済燃料の健全性について、評価を実施した。

主な計算条件、計算結果等を以下に示す。

(1) 主な計算条件

- 使用済燃料ピット水は全て喪失していると仮定する。
- 原子炉補助建屋は健全だが換気は考慮しない（密閉状態）。
- 使用済燃料からの発熱は、原子炉補助建屋内空気及び原子炉補助建屋の天井を通して外気に放熱されることにより除熱される。
- 計算に用いた主要な入力パラメータは、添付資料1のとおりである。

(2) 計算結果

使用済燃料の健全性評価の手順としては、①原子炉補助建屋からの放熱計算、②自然対流熱伝達の計算、③燃料被覆管表面温度計算の順序で、使用済燃料集合体からの発熱量より燃料被覆管表面温度を求める。

① 原子炉補助建屋からの放熱計算

使用済燃料ピット水が全て喪失し、使用済燃料の発熱による原子炉補助建屋内の空気温度が定常状態となる場合において、外気温度を境界条件として原子炉補助建屋内空気温度を求める。原子炉補助建屋からの放熱モデルを図1に示す。

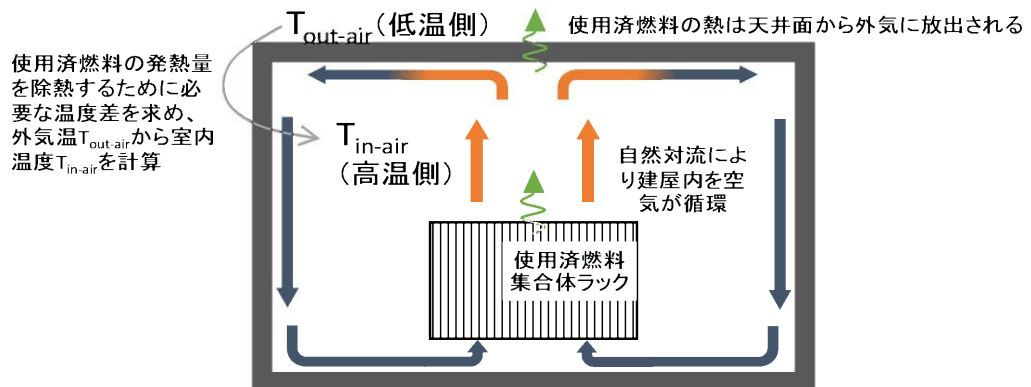


図1 原子炉補助建屋からの放熱

定常状態にある場合の原子炉補助建屋天井の壁を通して伝わる熱流束 q''_{roof} は、

$$q''_{\text{roof}} = Q_{\text{total}} / A_{\text{roof}} \quad [1]$$

Q_{total} : 使用済燃料の総発熱量 (W)

A_{roof} : 天井面積 (m^2)

このとき、ニュートンの冷却法則により表される熱伝達式は以下のようになる。

$$q''_{\text{roof}} = h (T_{\text{in-air}} - T_{\text{out-air}}) \quad [2]$$

$$1/h = \{1/h_1 + t_{\text{con}}/\lambda_{\text{con}} + 1/h_2\} \quad [3]$$

h : 熱通過率 ($\text{W}/\text{m}^2 \text{K}$)

$T_{\text{in-air}}$: 室内温度 ($^{\circ}\text{C}$)

$T_{\text{out-air}}$: 外気温度 ($^{\circ}\text{C}$) ※

※ 太陽の輻射熱を考慮し、保守的に夏場の日中における天井壁の外面温度が継続するものとして、同温度を相当外気温度とする。

h_1 : 内表面熱伝達率 ($\text{W}/\text{m}^2 \text{K}$)

h_2 : 外表面熱伝達率 ($\text{W}/\text{m}^2 \text{K}$)

t_{con} : 天井のコンクリート厚さ (m)

λ_{con} : コンクリートの熱伝導率 ($\text{W}/\text{m K}$)

[2]式及び[3]式より、

$$T_{\text{in-air}} = q''_{\text{roof}} \{1/h_1 + t_{\text{con}}/\lambda_{\text{con}} + 1/h_2\} + T_{\text{out-air}} \quad (^{\circ}\text{C}) \quad [4]$$

よって、室内温度として、外気温度を境界条件とした原子炉補助建屋内空気温度を求めると、表1のとおりとなる。

表1 外気温度を境界条件とした原子炉補助建屋内空気温度

室内温度 $T_{\text{in-air}}$ ($^{\circ}\text{C}$)
137

② 自然対流熱伝達の計算

燃料集合体は、図 2 に示すとおり、 \square 間隔の格子ピッチが確保された状態で貯蔵されているが、ここでは保守的に燃料ラックセル間の領域は無視し、ラックセルの正方形断面内の流路を実効的な流路と考え、自然対流による空気の流速と燃料被覆管表面の熱伝達率を求める。

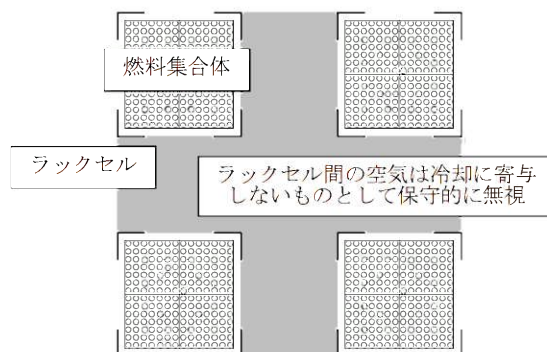


図 2 使用済燃料ピット内での燃料集合体配置

ラック下部の底板は、使用済燃料ピット底面から約 \square 上方に 4 本の L 型アンクルで支えられた構造で設置されている。ラック底板には孔が設けられており、使用済燃料ピット底面の空気はラックに貯蔵された各燃料集合体に供給される。本手法では、図 3 のとおり、空気の横流れ現象を保守的に無視し、燃料集合体の冷却は空気流量を一定として、全てが燃料集合体下部から流入する前提としている（一点近似）。

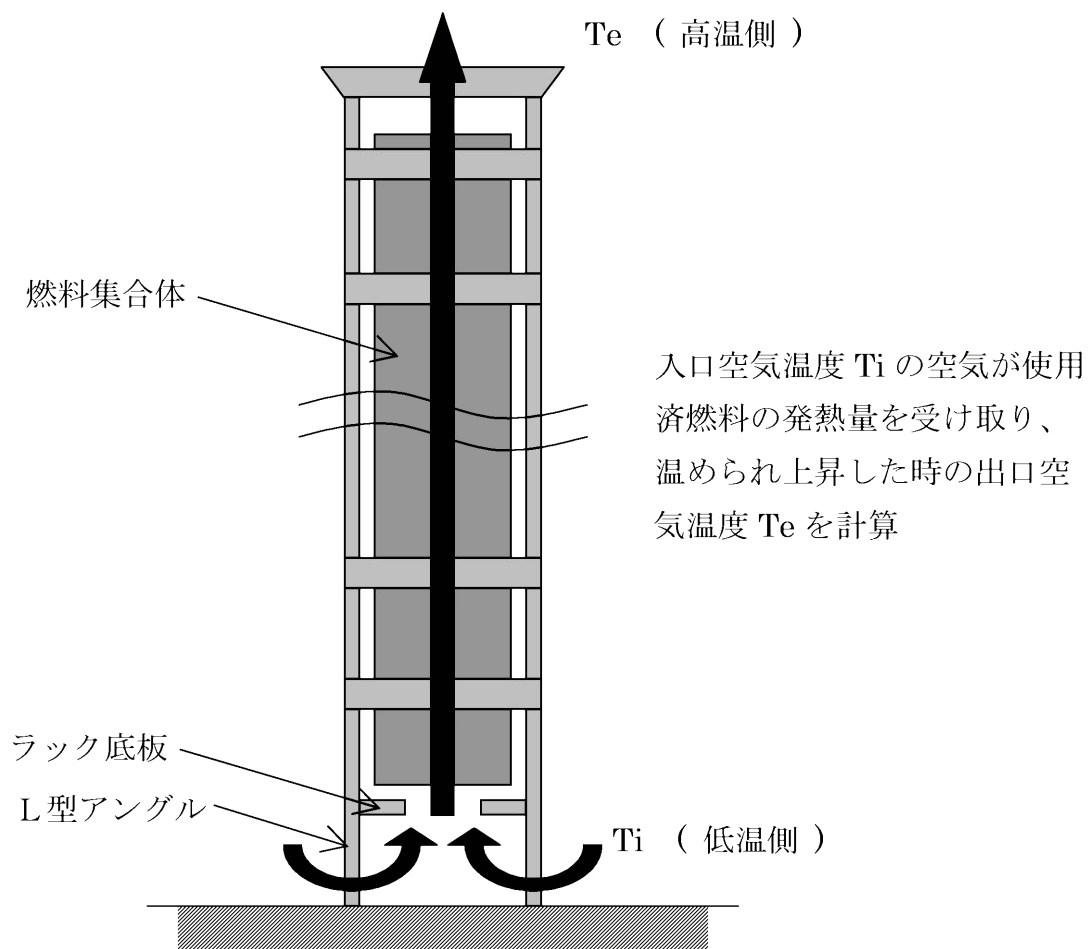


図3 燃料集合体内温度上昇の計算

Q :	燃料集合体 1 体の発熱	(kW)	
			・・・燃料集合体の最大発熱量
A :	流路面積	(m ²)	
L _f :	摩擦損失計算用濡れぶち長さ	(m)	
L _h :	伝熱計算用濡れぶち長さ	(m)	
L :	発熱長さ	(m)	
d _{ef} :	流れの等価直径 (=4A/L _f)	(m)	
d _{eh} :	熱の等価直径 (=4A/L _h)	(m)	
ρ :	空気の密度	(kg/m ³)	
k _a :	空気の熱伝導率	(W/m K)	
u :	空気流速	(m/s)	
C _p :	定圧比熱	(kJ/kg K)	
β :	体膨張係数	(1/K)	
g :	重力加速度	(m/s ²)	
T _e :	出口空気温度	(°C)	
T _i :	入口空気温度	(°C)	
T _a :	燃料集合体中間の空気温度	(°C)	
h _a :	燃料集合体中間の被覆管表面熱伝達率 (W/m ² K)		
ν :	動粘性係数	(m ² /s)	

流れている空気への伝熱より、

$$Q = \rho u C_p (T_e - T_i) A \quad [5]$$

空気に働く浮力を F_B とすると、

$$F_B = \rho g \beta (T_a - T_i) L A \quad [6]$$

燃料集合体表面に働く摩擦力 F_τ は、管摩擦係数を λ 、局所圧力損失を ζ として

$$F_\tau = \frac{1}{2} \rho u^2 \left(\frac{\lambda L}{d_{ef}} + \zeta \right) A \quad [7]$$

燃料集合体中間の空気温度は、入口と出口の平均で与えられるため、

$$T_a = \frac{1}{2}(T_i + T_e) \quad [8]$$

[6]式と[7]式はつりあっている状態で流れるため、次式が得られる。

$$\left(\frac{\lambda L}{d_{ef}} + \zeta\right) u^2 = g\beta(T_e - T_i)L \quad [9]$$

上式に[5]式を代入して整理すると、

$$u = \left(\frac{Qg\beta L}{\rho C_p A \left(\frac{\lambda L}{d_{ef}} + \zeta \right)} \right)^{1/3} \quad [10]$$

摩擦損失係数の λ は、層流域($Re < 2,300$)なら次式で与えられる。

$$\lambda = \frac{64}{Re} \quad [11]$$

$$Re = \frac{ud_{ef}}{\nu} \quad [12]$$

上記の条件で収束計算を行うと、燃料集合体の発熱量(最大発熱量) Q によって、出口空気温度 T_e は表 2 のような結果になる。なお、入口空気温度 T_i は、①で計算した建屋内空気温度 (室内温度 T_{in-air}) とする。

表 2 燃料集合体の最大発熱量と出口空気温度

燃料集合体の最大発熱量 $Q(\text{kW})$	出口空気温度 $T_e (\text{°C})$
1.08	282

③ 燃料被覆管表面温度計算

管内層流における気体单相の Nu 数(熱流束一定)を、

$$Nu = 4.36 = \frac{h_a d_{ch}}{k_a} \quad [13]$$

として、熱伝達率 h_a は、

$$h_a = \frac{k_a}{d_{ch}} \times 4.36 \quad [14]$$

のように求められる。

燃料集合体 1 体の発熱量 Q (W) から、

$$q'' = \frac{Q}{L_h L} \quad (\text{W/m}^2) \quad [15]$$

また、玄海 2 号炉における直近の運転サイクル中のピーキングファクタ最大値を PF として、

$$q' = q'' \times PF \quad (\text{W/m}^2) \quad [16]$$

燃料被覆管の表面温度を T_{co} とすると、

$$q' = h_a (T_{co} - T_a) \quad [17]$$

燃料集合体中間の空気温度 T_a の代わりに保守側に出口空気温度 T_e を用いて評価すると、

$$T_{co} = T_e + q' / h_a \quad (^\circ\text{C}) \quad [18]$$

すなわち、図 4 のとおり、燃料被覆管の表面温度 T_{co} は、出口空気温度 T_e よりも q' / h_a ($^\circ\text{C}$) 上昇することになる。

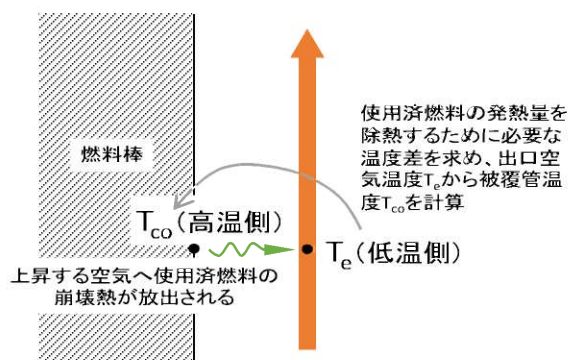


図 4 燃料被覆管表面温度の計算

燃料集合体の入口空気温度 T_i が保守側に原子炉補助建屋天井の温度 T_{in-air} に等しいとして計算した出口空気温度 T_e と燃料集合体の最大発熱量 Q の計算結果から、燃料被覆管表面温度 T_{co} は、表 3 のとおりとなり、最高でも約 294℃となる。

なお、原子炉運転中の酸化及び使用済燃料ピット水が全て喪失した後の空気中での酸化により被覆管表面に生成した酸化皮膜内での温度上昇は 0.01℃程度であり、評価上影響しない。また、燃料中心温度は、燃料被覆管表面温度よりも 1℃上昇する程度である。

表 3 燃料被覆管表面温度上昇、燃料出口空気温度及び燃料被覆管表面温度

燃料被覆管表面温度上昇 q'/h_a (°C)	出口空気温度 T_e (°C)	燃料被覆管表面温度 T_{co} (°C)
12	282	294

4. 結論

使用済燃料ピット水が全て喪失し、原子炉補助建屋は健全であるが換気系は停止している状態を仮定すると、使用済燃料は室内空気の内対流により冷却される。

玄海2号炉の使用済燃料は、原子炉停止以降、4年以上冷却されており、内対流による冷却によって、燃料被覆管表面温度は最高でも300℃以下に保たれる。

なお、玄海2号炉の燃料被覆管はジルコニウム合金を使用しているが、300℃以下においては、ジルコニウム合金の酸化反応速度は小さく、燃料被覆管の酸化反応による表面温度への影響はほとんどない。[3]

添付資料2に示すとおり、上記の燃料被覆管表面温度（300℃以下）における燃料被覆管の酸化減肉を考慮した周方向応力は、未照射の燃料被覆管の降伏応力を十分下回っている。また、上記の燃料被覆管表面温度（300℃以下）においては、酸化減肉を考慮した燃料被覆管のクリープ歪は1年後においても約0.04%であり、クリープ変形による破断は発生せず、燃料健全性に影響を与えるまでに十分な時間があり、その間に必要な措置を講じることができる。

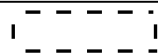
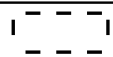
以上のことから、使用済燃料ピット水が全て喪失しても、燃料被覆管表面温度の上昇が燃料の健全性に影響を与えることはないと考える。

【参考文献】

- [1] 「原子炉の理論と解析」 JJ.ドゥデルスタット、LJ.ハミルトン著、成田正邦、藤田文行共訳、現代工学社
- [2] 「伝熱工学資料」改訂第5版、日本機械学会、丸善株式会社
- [3] “Air Oxidation Kinetics for Zr-Based Alloys” , Argonne National Laboratory, NUREG/CR-6846 ANL-03/32
- [4] 「コンクリート標準示方書」土木学会
- [5] 「最新建築環境工学」田中俊六 他共著、井上書院
- [6] 「PWRの安全解析用崩壊熱について MHI-NES-1010 改4」 (平成25年 三菱重工業株式会社)

以上

表 燃料健全性評価における主要な入力パラメータの値と根拠

計算手順	主要な入力パラメータ	値	根拠
① 建屋からの放熱計算	使用済燃料の総発熱量 Q_{total}	196kW	日本原子力学会推奨値及び ORIGEN2 にて崩壊熱を計算 [6]
	天井面積 A_{roof}		伝熱面積として建屋の全天井面積を設定
	内表面熱伝達率 h_1	9W/m ² K	建築分野で標準的に用いられる値を設定 [5]
	天井コンクリートの厚さ t_{con}		建屋図面より設定
	コンクリートの熱伝導率 λ_{con}	2.6W/m K	コンクリートの一般的な物性値を設定 [4]
	外表面熱伝達率 h_2	23W/m ² K	建築分野で標準的に用いられる値を設定 [5]
	外気温度 $T_{out-air}$	70℃	太陽の輻射効果を考慮して設定 [5]
② 自然対流熱伝達計算	燃料集合体 1 体の発熱量 Q	1.08kW	日本原子力学会推奨値及び ORIGEN2 にて崩壊熱を計算 [6]
	流路面積 A	0.032m ²	ラックセルの正方形断面内の流路を実効的な流路と設定
	流れの等価直径 d_{ef}	$d_{ef} = 4 \times A / L_f = 0.019m$	A と摩擦損失計算用濡れぶち長さ L_f より算出
	局所圧力損失 ζ	30	混合羽根付支持格子の圧損係数に基づき設定
③ 燃料被覆管表面温度計算	熱の等価直径 d_{eh}	$d_{eh} = 4 \times A / L_h = 0.021m$	A と伝熱計算用濡れぶち長さ L_h より算出
	発熱長さ L	3.642m	燃料棒有効長を設定
	ヒーティングファクタ PF	1.94	直近の運転サイクル中の最大値(実績値)を設定

玄海2号炉 クリープ歪の評価について

1. はじめに

玄海2号炉の使用済燃料ピット水が喪失し、燃料被覆管温度が上昇した状態におけるクリープ歪を以下のとおり評価し、燃料健全性が維持されることを確認した。

2. クリープ歪評価

(1) 評価条件

評価条件を以下のとおり設定する。

燃料被覆管温度：294℃

燃料被覆管周方向応力 σ ：153MPa

$$\sigma = \frac{pD}{2t}$$

p：燃料棒内圧（=16.4MPa：保守的にステップ2燃料の設置許可申請書上の炉心における内圧評価値と同等と設定。）※1

D：被覆管平均径（= $\frac{D_o + D_i}{2}$ =10.02mm）

D_o：被覆管外径（=10.56mm）※2

D_i：被覆管内径（=9.48mm）

t：被覆管肉厚（=0.54mm）※2

※1 燃料棒より発生する崩壊熱の差により、燃料棒内のガス温度は、運転中の炉心にある時よりも使用済燃料ピット水喪失時のほうが低いと考えられ、燃料棒内圧についても炉心における燃料棒内圧よりも低下していると考えられるが、保守的に炉心における燃料棒内圧の評価値とした。

※2 運転中の炉心における酸化及び使用済燃料ピット水が喪失した空気中の酸化（1年後の酸化量を考慮）による13%の被覆管減肉量を考慮。

なお、上記の燃料被覆管周方向応力（153MPa）は、未照射の燃料被覆管の降伏応力（約300MPa※3）を十分に下回っている。

※3 保守的に未照射の燃料被覆管の降伏応力とした。

(2) 評価手法

PWR の使用済燃料被覆管クリープ式[7][8]を用いて、1年後におけるクリープ歪を評価する。

なお、以下の式の適用範囲に、今回の評価において想定される温度範囲、応力の範囲は含まれており、当該評価モデル式の適用は可能と判断した。

また、(1) の評価条件（燃料棒内圧、燃料被覆管減肉等）に含まれる保守性により、以下の計算式に係る不確かさ^{*4}は評価結果に包含される。

※4 文献[8]においては、以下の式の評価式の不確かさを考慮して、評価式から得られる値を 1.55 倍することとされている。

全クリープ歪 (—) : $\epsilon = \epsilon_p^s + \dot{\epsilon} \cdot t$ ただし、 $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_L + \dot{\epsilon}_H$

低応力側の2次クリープ速度 (1/h) :

$$\dot{\epsilon}_L = 4.04 \times 10^1 \cdot \left(\frac{E}{T}\right) \cdot \left(\frac{\sigma}{E}\right)^{0.48} \cdot \exp\left(-\frac{1.099 \times 10^5}{RT}\right)$$

高応力側の2次クリープ速度 (1/h) :

$$\dot{\epsilon}_H = 2.50 \times 10^{35} \cdot \left(\frac{E}{T}\right) \cdot \left(\frac{\sigma}{E}\right)^{7.39} \cdot \exp\left(-\frac{2.977 \times 10^5}{RT}\right)$$

飽和1次クリープ歪 (—) :

$$\epsilon_p^s = 6.58 \times 10^4 \cdot \left(\frac{E}{T}\right) \cdot \left(\frac{\sigma}{E}\right)^{1.29} \cdot \exp\left(-\frac{7.720 \times 10^4}{RT}\right)$$

ここで、 t : 時間 (h)

E : 被覆管ヤング率 (MPa) : $E = 1.148 \times 10^5 - 59.9 \times T$

σ : 燃料被覆管の周方向応力 (MPa)

T : 燃料被覆管の絶対温度 (K)

R : 気体定数 (J/mol · K) : $R = 8.3144$ (J/mol · K)

(3) 評価結果

原子炉運転中の酸化減肉及び使用済燃料ピット水が全て喪失した後の空気中の酸化減肉を考慮したとしても、上記評価条件での燃料被覆管のクリープ歪は1年後においても約0.04%であり、クリープ歪の制限値である1%[8]を下回っており、ピット水が喪失してから1年後においてもクリープ変形による破断は発生せず、燃料健全性は維持される。

【参考文献】

- [7] 「04-基炉報-0001 平成15年度 リサイクル燃料資源貯蔵施設安全解析コード改良試験(燃料の長期安全性に関する試験最終成果報告書)」(平成16年6月 独立行政法人原子力安全基盤機構)
- [8] 「使用済燃料中間貯蔵施設用金属キャスクの安全設計及び検査基準：2010」(2010年7月 一般社団法人 日本原子力学会)

以 上

使用済燃料ピット水大規模漏えい時の未臨界性評価について

1. はじめに

本資料は、燃料体又は使用済燃料（以下「燃料体等」という）を使用済燃料ピットに貯蔵している間において、使用済燃料ピットから冷却水が大量に漏えいする事象を考慮しても、使用済燃料ピットにおける燃料体等の臨界を防止できることを説明するものである。

2. 評価の基本方針

使用済燃料ピット水大規模漏えい時の未臨界性評価は、臨界にならないよう配慮したラック形状及び燃料配置において、いかなる水密度条件においても臨界を防止できることを確認するため、使用済燃料ピット全体の水密度を一様に $0.0 \sim 1.0 \text{ g/cm}^3$ まで変化させた条件で実施する。

なお、解析に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モンテカルロ法に基づく 3 次元多群輸送計算コードであり、米国内及び日本国内の臨界安全評価に広く使用されている SCALE システムを用い、燃料の燃焼計算には、2 次元輸送計算コードであり、日本国内の PWR 炉心管理に広く使用されている PHOENIX-P を用いる。解析フロー図を第 1 図に示す。

3. 計算方法

(1) 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。貯蔵する燃料は、各燃料の濃縮度及び燃焼度に応じて設定した領域で貯蔵可能な最も反応度の高い燃料を当該領域の全てのラックへ貯蔵することを想定する。また、垂直方向では、上下部の構造物による中性子反射効果を考慮し、燃料有効長上部は低水密度状態においても、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 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。

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 図、第 3 図及び第 4 図に示す。

(2) 計算条件

評価の計算条件は以下のとおり、貯蔵される燃料仕様の範囲内で未臨界性評価上厳しい結果を与えるように設定している。

- (a) 燃料の初期濃縮度は、最高燃焼度 48GWd/t の燃料（以下「48GWd/t ウラン燃料」という。）は、約 4.10wt%に濃縮度公差を見込み ± 0.05 wt%とし、最高燃焼度 55GWd/t の燃料（以下「55 GWd/t ウラン燃料」という。）は、約 4.80wt%に濃縮度公差を見込み ± 0.05 wt%とする。
- (b) 燃料有効長は、公称値 3,642mm から延長し、3,660 mm とする。
- (c) 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 ± 1 mm とする。
- (d) 使用済燃料ピット内の水は純水とし、残存しているほう素は考慮しない。

以下の基本設計条件は公称値を使用するが、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（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。）。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。

- (e) ラックの中心間距離
- (f) ラックの内径
- (g) ラック内での燃料体等が偏る効果（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）

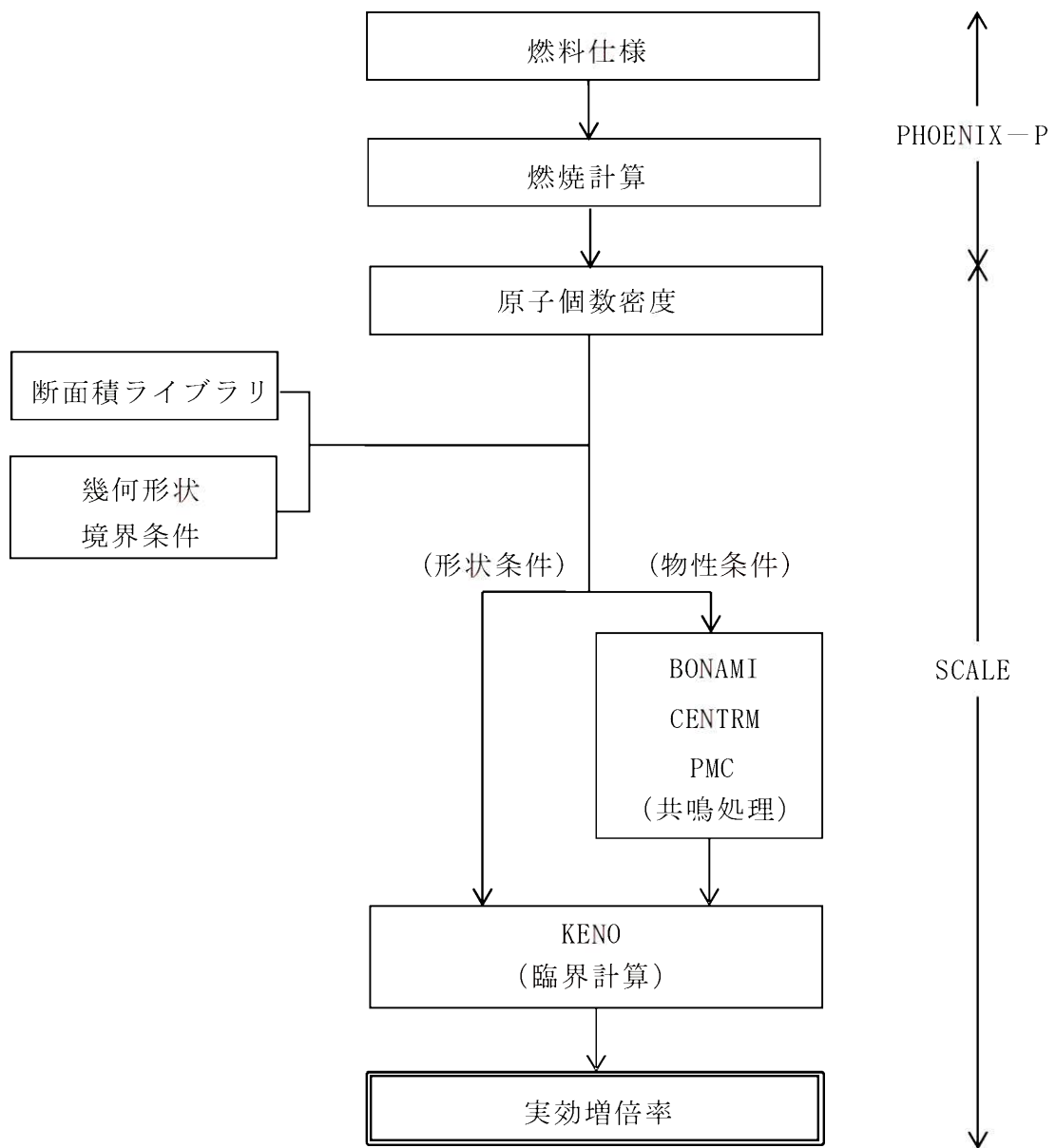
本計算における基本計算条件を第1表及び第2表に、不確定性評価の考え方及び評価結果について添付資料1に示す。

4. 玄海2号炉の燃料

玄海2号炉の使用済燃料ピット内には、燃料が282体（新燃料28体を含む）貯蔵されているものとして、未臨界性評価を行う。

5. 計算結果

使用済燃料ピットの未臨界性評価結果を第3表に示す。第5図のとおり、純水冠水状態から水密度の減少に伴い低水密度領域で実効増倍率に極大値が生じるものの、実効増倍率が最大となるのは冠水状態（水密度 1.0g/cm^3 ）である。実効増倍率は最も厳しくなる冠水状態（水密度 1.0g/cm^3 ）で0.8997となり、これに不確定性0.0142を考慮しても0.914となり、臨界を防止できる。



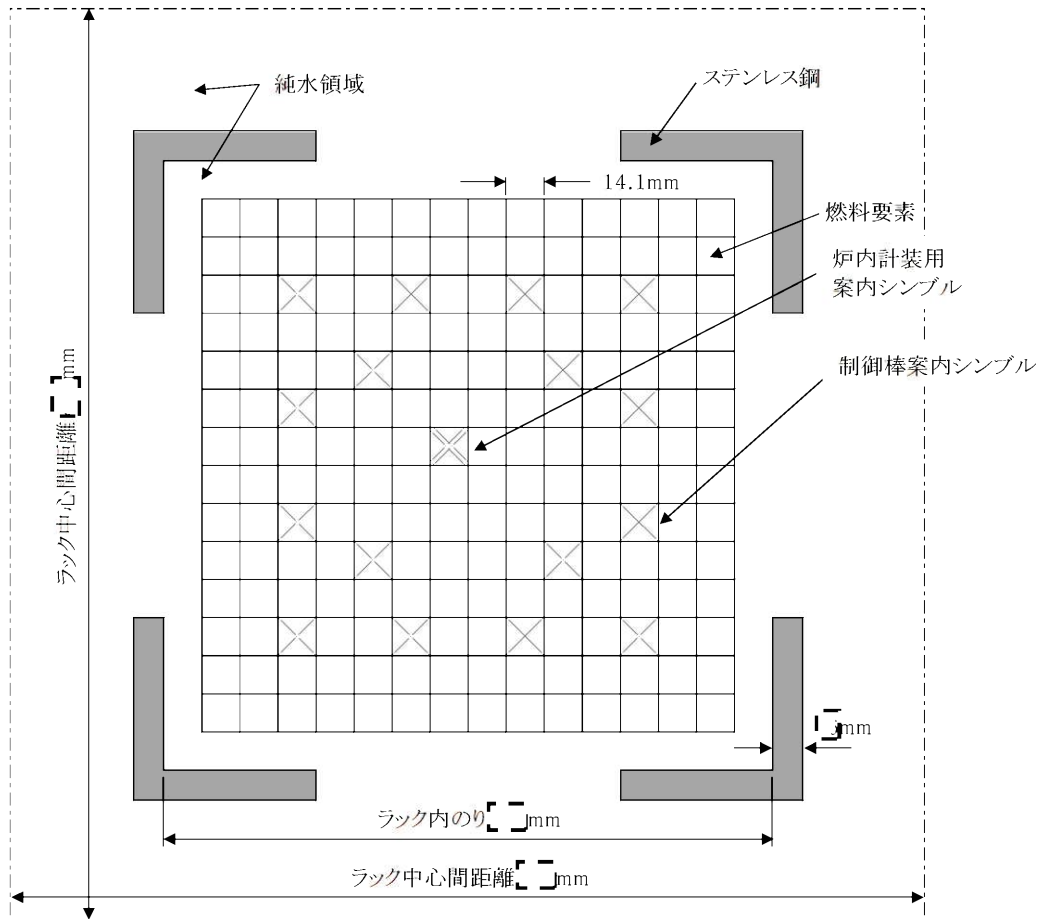
第1図 解析フロー

1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22 23 24 25 26 27

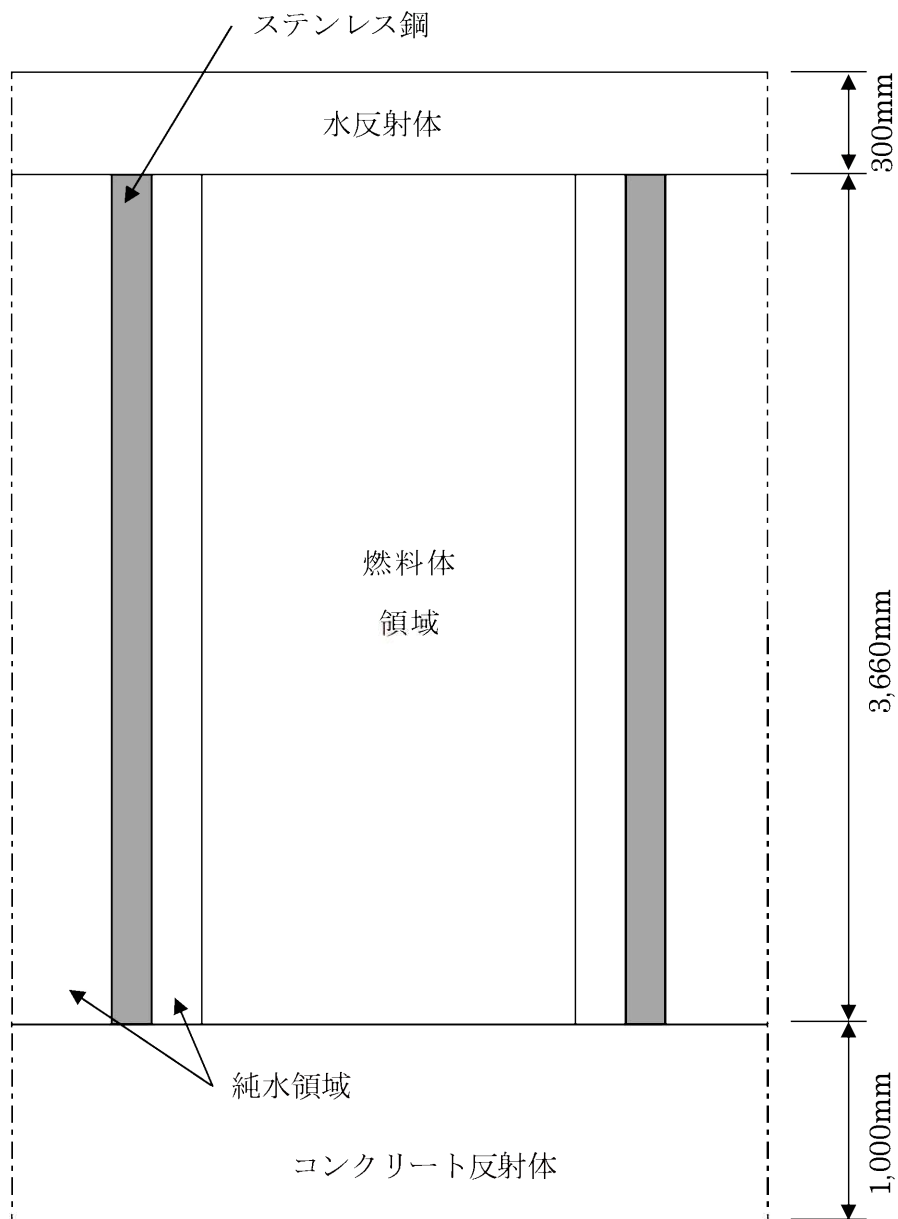
水反射体																												
1																												
2		20	20	30	40	40	40	40	40	30	40	30	30	30	30	30	30	10	10	10	10	10						
3		20	20	30	40	40	40	40	40	40	30	30	30	30	30	30	10		10		10							
4		30	30		40	40		40	40	40	40		40	30	30		30	30	10		10							
5		30	30		40	40		40	40	40	40	40	40	30		30	30	10		10		10						
6		30	30		30	40		40			40	40	40	40	30		30	30	10		10		10					
7		30	30	40	40	40		40		40	40	40	40	30		30	30	10		10		10						
8		30	30	40				40	40	40		40	40	40	30		30	30	10		10		10					
9		30	30	30	30	40		40	40	40	40	40	40	30	30		30	30	10		10		0	0	0	0	0	
10		30	30	30	40	40	30	30	40	40	30	40	40	30	30		30	30	10		10		0		0			
11		30	30	30	40	40	40	40	40		40	40	40	40	30		30	30	10		10		0		0		0	
12			30		40	30	30	40	40	40	40	40	40	30	30		30	30	10		10		0		0		0	
13			30	30		40			40	40	40	40	40	30	30		30	30	10		10		0		0		0	
14			30	30		40	40	40	40	40	40	40	40	30	30		30	30	10		10		0		0		0	
15			30	30	30	30	30	40	40	40	40	40	40	30	30		30		10		10		0		0		0	
16				20	40	40	40	40	40	40	40	40	40	30	30	10	30	10	10	10	10	10	0	0	0	0	0	0

- 10 : 48GWd/tウラン燃料(10GWd/t) 6 体
- 20 : 48GWd/tウラン燃料(20GWd/t) 5 体
- 30 : 48GWd/tウラン燃料(30GWd/t) 78 体
- 40 : 48GWd/tウラン燃料(40GWd/t) 109 体
- 0 : 55GWd/tウラン燃料(0GWd/t) 28 体
- 10 : 55GWd/tウラン燃料(10GWd/t) 36 体
- 30 : 55GWd/tウラン燃料(30GWd/t) 20 体

第2図 使用済燃料ピット水大規模漏えい時の未臨界性評価の計算体系
(水平方向)



第3図 使用済燃料ピット水大規模漏えい時の未臨界性評価の計算体系
(水平方向、燃料体部拡大)



第4図 使用済燃料ピット水大規模漏えい時の未臨界性評価の計算体系（垂直方向）

第1表 未臨界性評価の基本計算条件（燃料仕様）

	計算条件	備考	
燃料体	14×14 型ウラン燃料（48 GWd/t ウラン燃料、55 GWd/t ウラン燃料）	—	
²³⁵ U 濃縮度	48GWd/t ウラン燃料： [] wt%	4.10wt%に濃縮度公差を見込んだ値	
	55GWd/t ウラン燃料： [] wt%	4.80wt%に濃縮度公差を見込んだ値	
燃料材密度	48GWd/t ウラン燃料： 理論密度の95%	(注)	
	55GWd/t ウラン燃料： 理論密度の97%		
燃料材直径	9.29mm	(注)	
燃料被覆材	内径	9.48mm	(注)
	外径	10.72mm	(注)
燃料要素中心間隔	14.1mm	(注)	
燃料有効長	3,660 mm	公称値 3,642mm 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

第2表 使用済燃料ピット水大規模漏えい時の未臨界性評価の基本計算条件
(ピット仕様等)

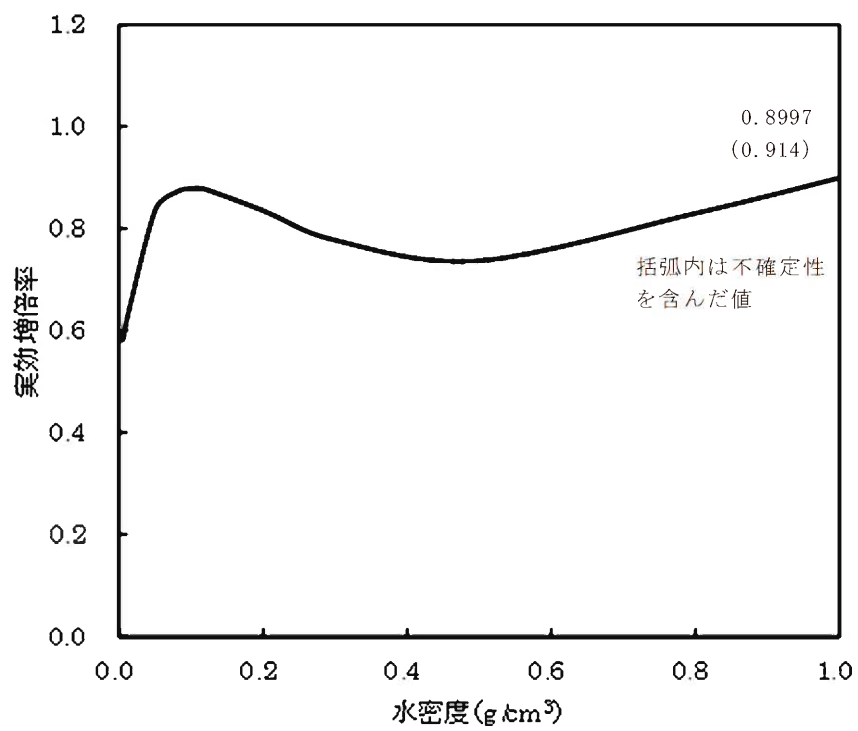
	計算条件	備考
使用済燃料ピット内の水分条件	純水	残存しているほう素は考慮しない
水密度	0.0~1.0g/cm ³	—
ラックタイプ	アングル型	—
ラックの中心間距離	$\boxed{} \text{ mm} \times \boxed{} \text{ mm}$	(注)
材 料	ステンレス鋼	—
厚 さ	$\boxed{} \text{ mm}$	中性子吸収効果を少なくするため下限値を使用
内のり	$\boxed{} \text{ mm} \times \boxed{} \text{ mm}$	(注)

(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3表 使用済燃料ピット水大規模漏えい時の未臨界性評価結果

	評価結果 ^(注)
実効増倍率	0.914 (0.8997)

(注) 不確定性を含む。()内は不確定性を含まない値。



第5図 実効増倍率と水密度の関係

大規模漏えい時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

玄海 2 号炉の使用済燃料ピットで、大規模漏えい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 大規模漏えい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大規模漏えいを想定した解析モデルに係る不確定性」として考えうる項目は、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。

ピット内の水分雰囲気については、蒸気条件の想定として、使用済燃料ピット全体の水密度を一様に $0.0\sim 1.0\text{g}/\text{cm}^3$ まで変化させ、ピット内の水は純水として評価し、残存している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、燃料有効長上部は低水密度状態においても、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大規模漏えい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、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内での燃料体等の偏りについて考慮する。

上記より、玄海 2 号炉の使用済燃料ピットで大規模漏えい時に考慮すべき不

確定性は②及び③であり、これらを評価した結果、不確定性の合計は第 1 表に示すとおり 0.0142 となる。

第1表 玄海2号炉 大規模漏えい時の未臨界性評価における不確定性評価結果（水密度 1.00g/cm³）

臨界計算上の不確定性評価結果項目				不確定性	
計算コードの不確定性	平均誤差		δk	0.0013 (注1)	
	95%信頼度×95%確率		ϵ_c	0.0104 (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図に示す。(注4)	ラックの内のり公差	ϵ_w	0.0023	
		燃料製作公差	ϵ_r	0.0051	—
		—燃料材直径	ϵ_d	(0.0017)	
		—燃料材密度	ϵ_l	(0.0028)	
		—被覆材内径	ϵ_{cr}	(0.0013)	
		—被覆材外径	ϵ_{cd}	(0.0028)	
		—燃料体外寸	ϵ_a	(0.0024)	
	計算体系を第2図に示す。	ラックの中心間距離公差	ϵ_p	0.0022 (注5)	
		ラック内燃料偏心	ϵ_f	0.0045 (注6)	—
統計誤差			σ	0.0005	
不確定性合計 (注7)			ϵ	0.0142	

(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 MOX 燃料（燃焼燃料を含む体系の評価においては、ウラン燃料または燃焼燃料と同様にプルトニウムを含む MOX

燃料に対する不確定性のうち、評価結果が厳しくなる MOX 燃料に対する不確定性を使用する。)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) []

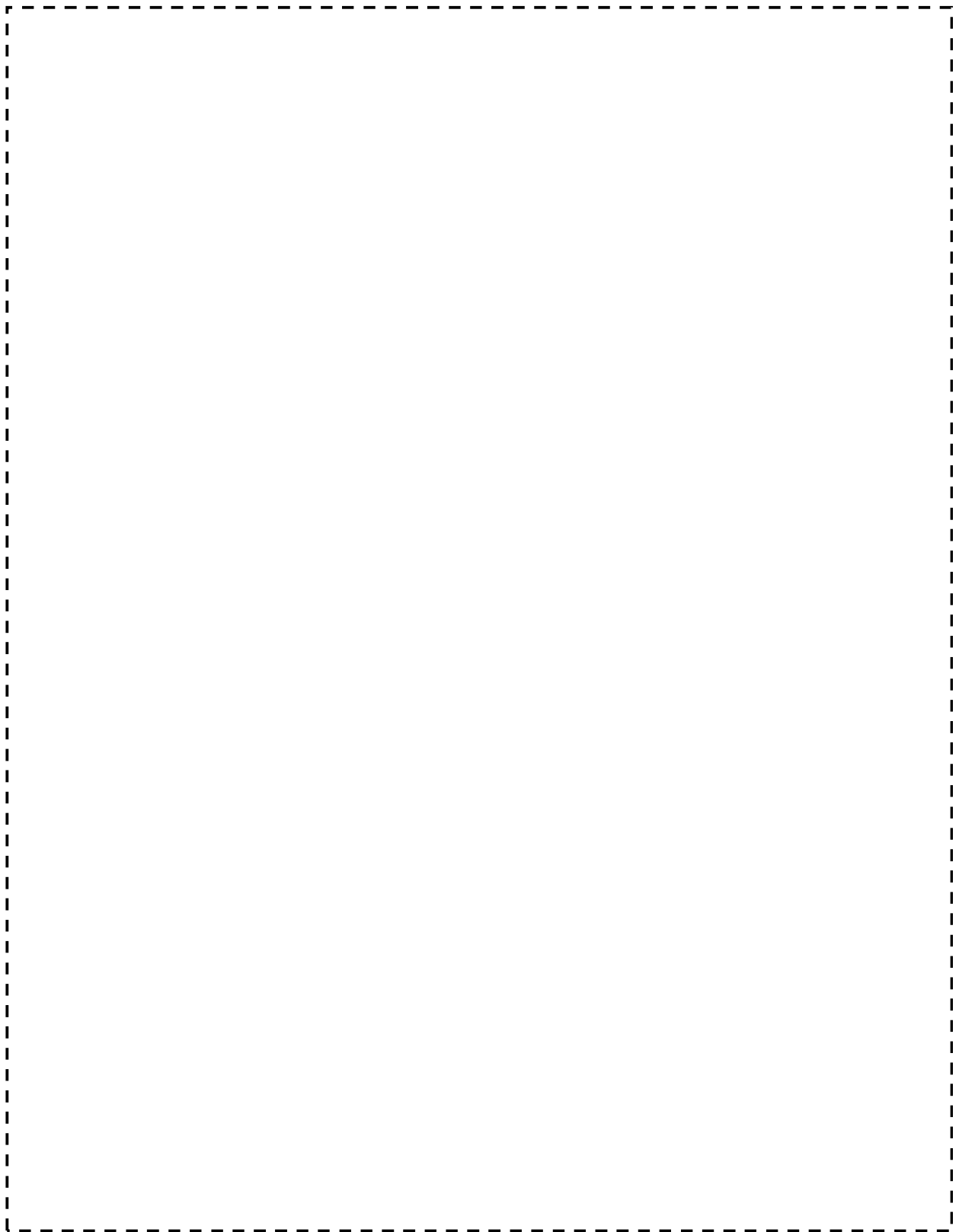
(注 5) 未臨界性評価にはラック間隔が []を使用する。

(注 6) []

(注 7) []



第1図 製作公差に基づく不確定性評価の計算体系



使用済燃料ピット水大規模漏えい時の使用済燃料からのスカイシャイン線による 周辺公衆の放射線被ばくへの影響について

1. 想定事象

玄海原子力発電所2号炉の使用済燃料ピット（以下「SFP」という。）において、冷却水が全て喪失した場合を想定する。ただし、SFPのある原子炉補助建屋及びSFP壁面等の周囲構造物は健全であり、使用済燃料からの放射線を遮へいする効果は維持されるとして、露出された使用済燃料からのスカイシャイン線による敷地及び地役権設定地域等の境界（以下「敷地等境界」という）上の評価地点における実効線量を評価する。

なお、SFP中の燃料は地表面よりも低い位置に貯蔵されており、周囲の土壤が遮へい効果を有していることから、使用済燃料からの直接線による実効線量は無視することができるため、スカイシャイン線のみ評価する。

2. 評価条件

2. 1 線源の条件

SFP冷却水が全喪失した場合の燃料集合体の健全性は維持されるものとし、使用済燃料集合体の線源強度をORIGEN2コードにて表1の条件にて算出した。線源となる貯蔵中の使用済燃料は、燃焼履歴及び冷却年数を考慮する。

2. 2 計算モデル

上部開口部以外における直接線の影響は無視できることから、鉛直上方向に放出されるガンマ線のスカイシャインによる影響について評価した。

スカイシャイン線の評価に当たっては、実績のあるSCATTERINGコードを使用した。

スカイシャイン計算モデルを図1に示す。

SFP冷却水は全て喪失しているものとし、水遮へいの効果は見込まない。また、放射線が散乱する運転床（以下「O/F」という。）上部の範囲については原子炉補助建屋等の遮へい効果は考慮せず、放射線の散乱角が大きくなるよう、SFPの幅は対角線長さの寸法を用いるとともに、SFP中央の燃料集合体上端高さに点線源を配置した保守的なモデルとした。

2. 3 評価地点

スカイシャイン線による実効線量の評価は、海側方位を除いた敷地等境界上で、2号炉SFPからの距離がもっとも短く、実効線量が最大となる地点について実施する。表2に評価地点の評価条件、図2に評価地点の概略図を示す。

3. 使用済燃料ピットからのスカイシャイン線による実効線量評価結果

2号炉SFPの使用済燃料の全放射能強度を考慮し、SFP冷却水が全て喪失した状態を想定して、スカイシャイン線による一般公衆の実効線量を評価した結果、評価地点において $2.7\mu\text{Sv/h}$ であり、保安規定に基づき整備している体制に従いSFPに注水する等の措置を講じる時間を十分確保できることから、周辺公衆の放射線被ばくへの影響は小さい。

表1 線源強度の設定条件

条件	2号炉
燃料仕様	14×14型燃料
燃焼条件	13.88～55.50GWd/t
冷却条件	8～15年冷却
貯蔵体数	254体

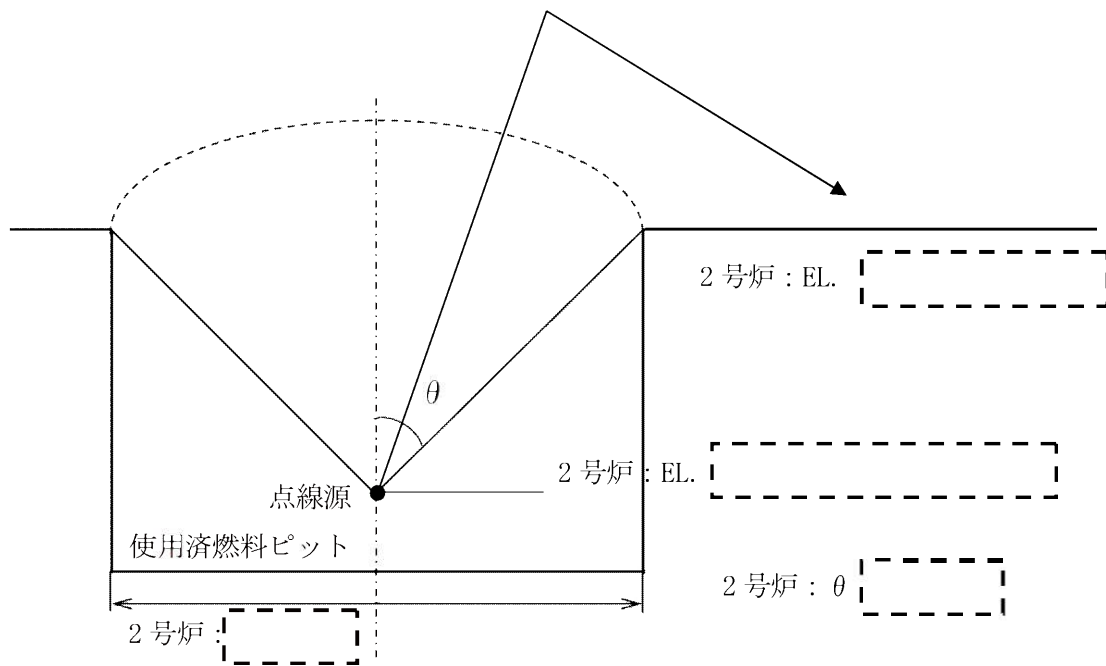


図1 評価モデル

表2 評価地点の評価条件

評価点	評価点 EL.	距離
敷地等境界評価地点	2号炉 S F P から +26m	570m

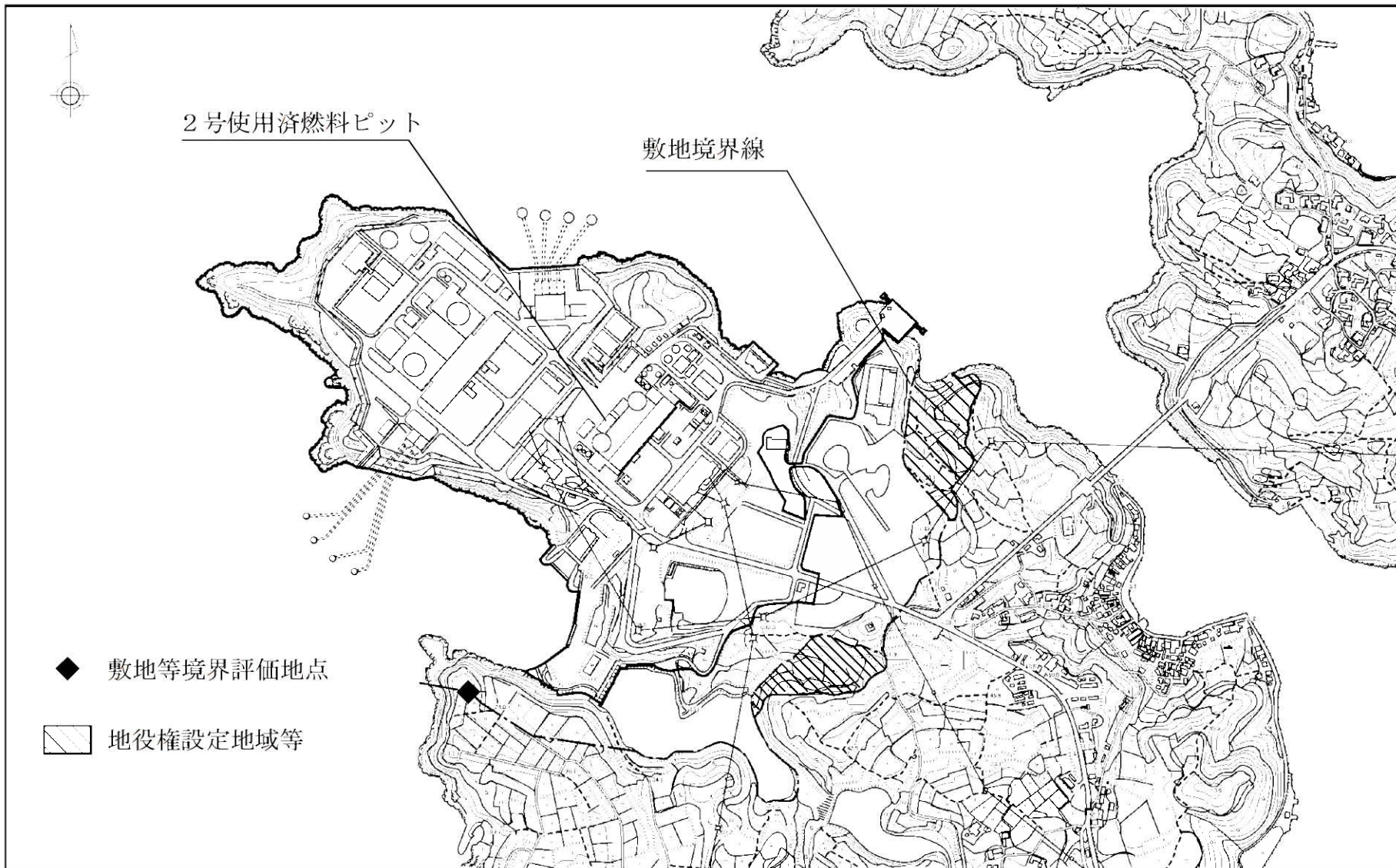


図2 評価地点の概略図