

令和 2年 6月17日  
東北電力株式会社

女川原子力発電所1号炉の廃止措置計画認可に伴う冷却告示への対応について

1. 女川1号炉の使用済燃料の評価について

令和2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く。

- (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主な反映事項について

- (1) EAL31の項目削除

以上

(添付資料)

女川原子力発電所1号炉の使用済燃料の評価等について

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## 女川原子力発電所1号炉の使用済燃料の評価等について

### 1. はじめに

女川原子力発電所の原子力事業者防災業務計画は、「原子力災害対策指針（令和2年2月5日改正）」の緊急時活動レベル（EAL）の枠組みに基づき、「1. 沸騰水型軽水炉（実用発電用のものに限り、＜中略＞）に係る原子炉施設（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。）」及び「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。」に係るEALを設定、計画し、提出している。

一方、女川原子力発電所1号炉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、女川原子力発電所1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、1号炉の使用済燃料貯蔵設備（以下「使用済燃料プール」という。）内には、821体の使用済燃料が貯蔵されており、この状態での評価を行う。

貯蔵場所	貯蔵体数	備考
1号炉 使用済燃料プール	821体	・評価は左記の貯蔵体数で実施 ・左記に加え、新燃料を40体貯蔵中

これらの使用済燃料の平均燃焼度は約32,400Mwd/t、原子炉停止日は平成23年3月11日である。

また、これら使用済燃料の総発熱量は 165kW であり、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 29 年 4 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 0.374kW（平均発熱量 約 0.201kW）

### 3. 使用済燃料の健全性評価について（資料 1 参照）

1 号炉の使用済燃料プールに貯蔵している使用済燃料のうち、最も発熱量が高い燃料集合体を対象として、使用済燃料プール水が全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、1 号炉の燃料集合体の燃料被覆管表面温度は、最高でも 287 °C 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プール水が全て喪失した後の空気中での酸化減肉を考慮しても、燃料被覆管のクリープ歪は 1 年後においても約 0.1% であり、クリープ変形による破損は発生せず燃料集合体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）

1 号炉の使用済燃料プールには、現在、使用済燃料（821 体）及び新燃料（40 体）が貯蔵されている。貯蔵ラック内の燃料集合体の配置において、使用済燃料プールの水密度が低い蒸気条件においても臨界を防止できることを確認するため、使用済燃料プール全体の水密度を一様に 0.0~1.0g/cm<sup>3</sup> 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、実効増倍率は不確定性を考慮しても最大で 0.934 であり、水密度が減少する事象が生じた場合でも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）

使用済燃料プール内の使用済燃料の全放射能強度を考慮し、使用済燃料プールの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周辺公衆の実効線量を評価した結果、約 7.7 μSv/h であった。

### 6. 結論

使用済燃料を使用済燃料プールにおいて貯蔵している間において、使用済燃料プール水が全て喪失しても、燃料被覆管表面温度は 287°C 以下に保たれ、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、1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. 使用済燃料プール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. 使用済燃料プール水大規模漏えい時の未臨界性の評価について
- 資料3. 使用済燃料プール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

## 使用済燃料プール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プールに貯蔵している間において、使用済燃料プール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. 貯蔵中の使用済燃料

現在、1号炉の使用済燃料プール内には、821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平均燃焼度は約 32,400MWd/t、原子炉停止日は平成 23年3月11日、評価時点は平成 29年4月1日である。

これら使用済燃料の総発熱量は 165kW、貯蔵中の燃料集合体1体当たりの最大発熱量及び平均発熱量は、それぞれ以下に示すとおりである。

- ・最大発熱量 0.374kW （平均発熱量 約 0.201kW）

## 3. 燃料被覆管表面温度の計算

使用済燃料プールの冷却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行った。

主な計算条件、計算結果等を以下に示す。

## (1) 主な計算条件

- 使用済燃料プールの冷却水は全て喪失していると仮定する。
- 原子炉建家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、原子炉建家内の空気及び原子炉建家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、表4のとおりである。

## (2) 計算結果

使用済燃料の健全性の評価手順としては、a. 原子炉建家からの放熱計算、b. 自然対流熱伝達の計算、c. 燃料被覆管表面温度計算の順序で、使用済燃料からの発熱量により燃料被覆管表面温度を求める。

### a. 原子炉建家からの放熱計算

使用済燃料プールの冷却水が全て喪失し、使用済燃料の発熱による原子炉建家内の室内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、原子炉建家内空気の最高温度を求める。原子炉建家からの放熱モデルを図1に示す。

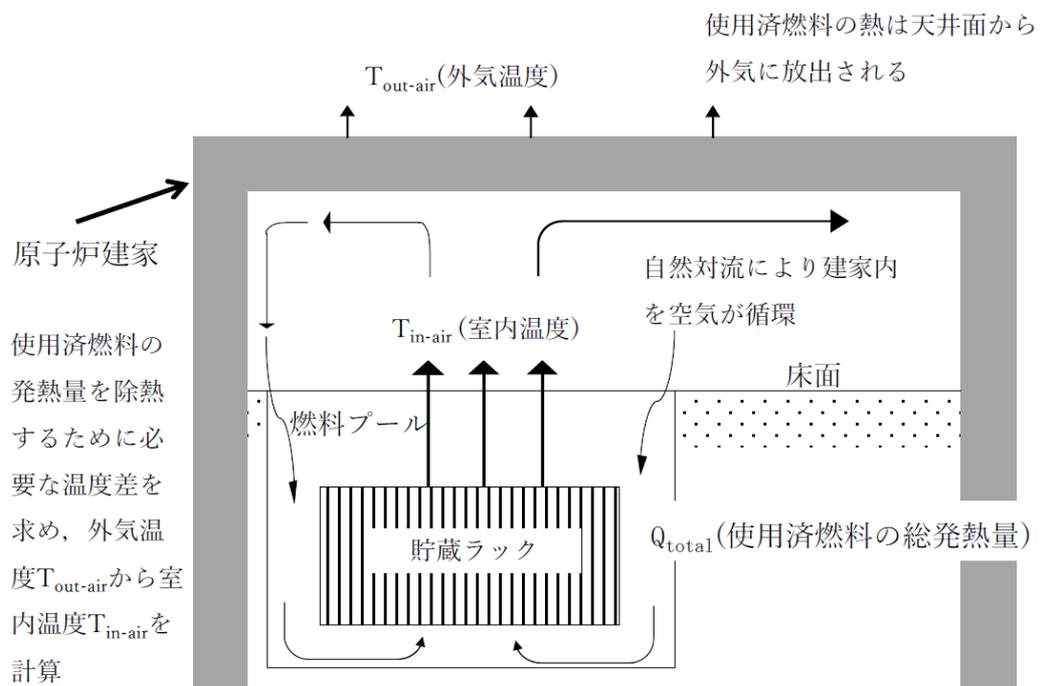


図1 原子炉建家からの放熱

定常状態にある場合の原子炉建家天井の壁を通して伝わる熱流束  $q''$  は,

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

$Q_{\text{total}}$  : 使用済燃料の総発熱量 (kW)

$A_{\text{roof}}$  : 天井面積 ( $\text{m}^2$ )

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。

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

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

$h$  : 熱伝達係数 ( $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ )

$T_{\text{in-air}}$  : 室内温度 (K) (原子炉建家内空気温度)

$T_{\text{out-air}}$  : 外気温度 (K) ※1

※1 : 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表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。

$h_1$  : 天井壁内表面熱伝達係数 ( $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ )

$h_2$  : 天井壁外表面熱伝達係数 ( $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ )

$t_{\text{con}}$  : 天井のコンクリート厚さ (m)

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

[2], [3]より,

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

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建家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建家内空気温度

(単位：℃)

室内温度 $T_{in-air}$
85

b. 自然対流熱伝達の計算

燃料集合体は図2に示すとおり、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、ラックセル内のチャンネルボックスの正方形断面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係数を求める。

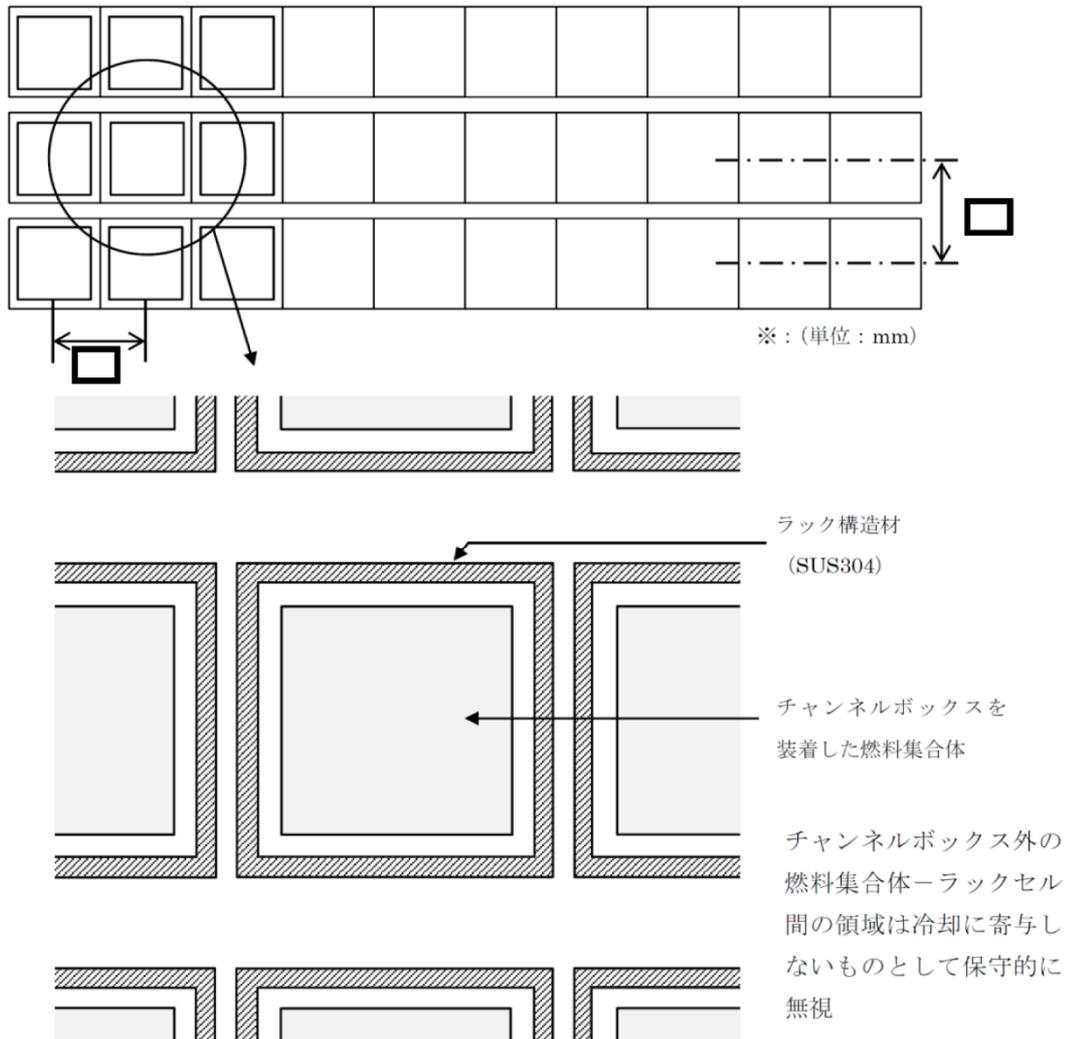


図2 貯蔵ラック内での燃料集合体配置

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

ラック下部は、使用済燃料プール底面に直接設置されている。

使用済燃料プール底面の空気はラック下部（高さ ）の複数の孔から取り入れられ、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、燃料集合体の冷却は空気流量を一定として、図3のとおり、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）。

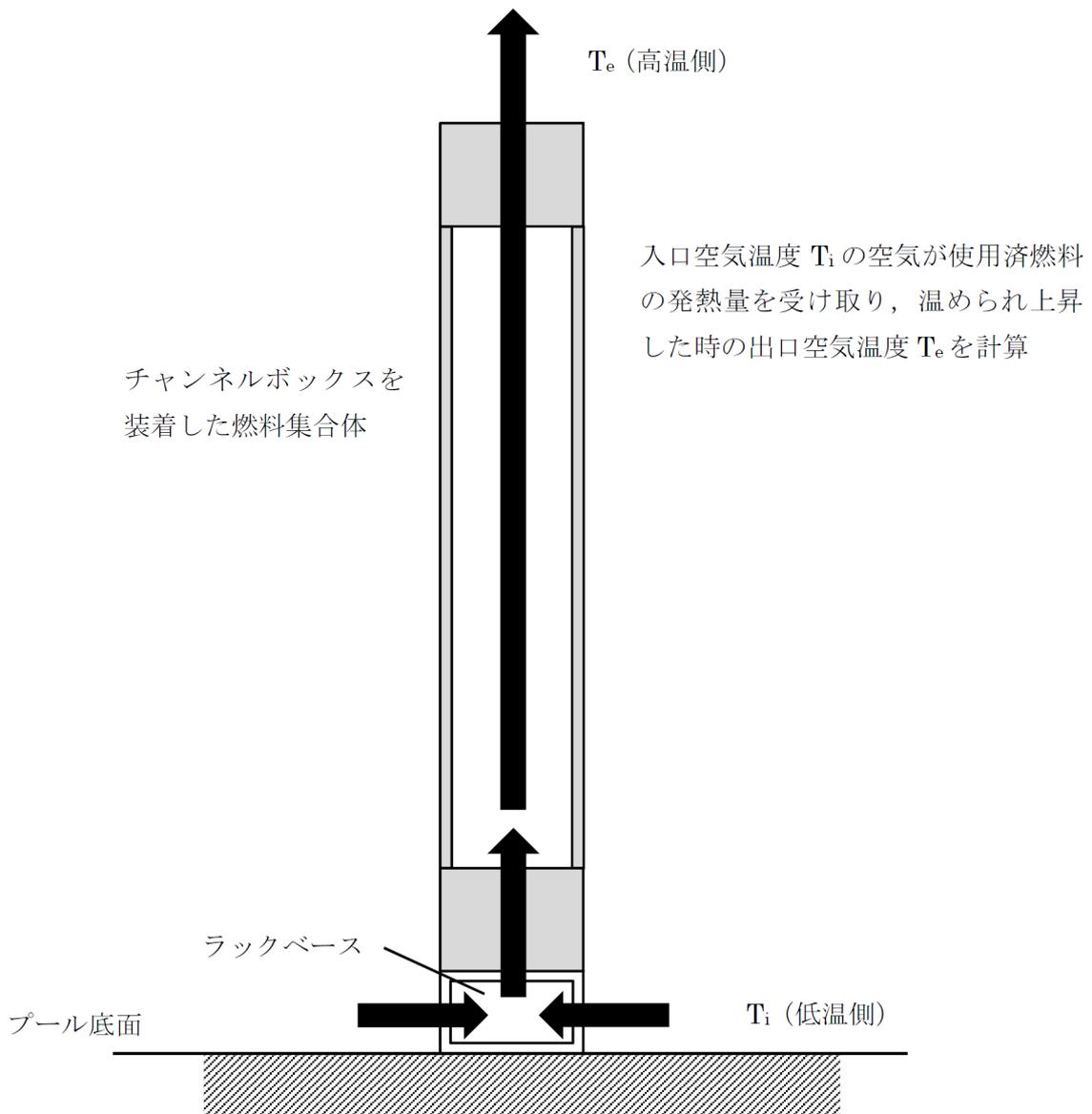


図3 燃料集合体内温度上昇の計算（イメージ図）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

$Q$ : 燃料集合体 1 体の発熱 (W) (燃料集合体の最大発熱量)

$A$ : 流路面積 ( $\text{m}^2$ )

$L_f$ : 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)

空気の燃料集合体内の流れを一点近似で考える。

$\rho$ : 空気の密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )

$k_a$ : 空気の熱伝導率 ( $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ )

$u$ : 空気流速 ( $\text{m}/\text{s}$ )

$C_p$ : 定圧比熱 ( $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ )

$\beta$ : 体膨張係数 ( $1/\text{K}$ )

$g$ : 重力加速度 ( $\text{m}/\text{s}^2$ )

$T_e$ : 出口空気温度 (K)

$T_i$ : 入口空気温度 (K)

$T_a$ : 燃料集合体中間の空気温度 (K)

$h_a$ : 燃料集合体中間の空気熱伝達係数 ( $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ )

$\nu$ : 動粘性係数 ( $\text{m}^2/\text{s}$ )

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,

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

燃料集合体表面に働く摩擦力 $F_\tau$ は, 管摩擦係数を $\lambda$ , 局所圧力損失を $\zeta$ として,

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

燃料集合体中心部の空気温度 $T_a$ 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,

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

管摩擦係数の $\lambda$ は, 層流域 ( $Re < 2,300$ ) なら次式で与えられる。

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

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

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、a. で計算した建家内空気温度（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 (W)	出口空気温度 $T_e$ (°C)
374	277

c. 燃料被覆管表面温度計算

管内層流における気体単相のNu数（熱流束一定）を、

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

として、熱伝達係数 $h_a$ は、

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

のように求められる。

燃料集合体1体の発熱量 $Q$ (W)から、

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

また、ピーキング係数の最大値をPFとして、

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

燃料被覆管の表面温度を $T_{co}$ とすると、図4のとおり、

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

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、

$$T_{co} = T_e + q''/h_a(K) \quad [18]$$

すなわち、燃料被覆管の表面は、空気温度よりも $q''/h_a$  (°C) 上昇することになる。

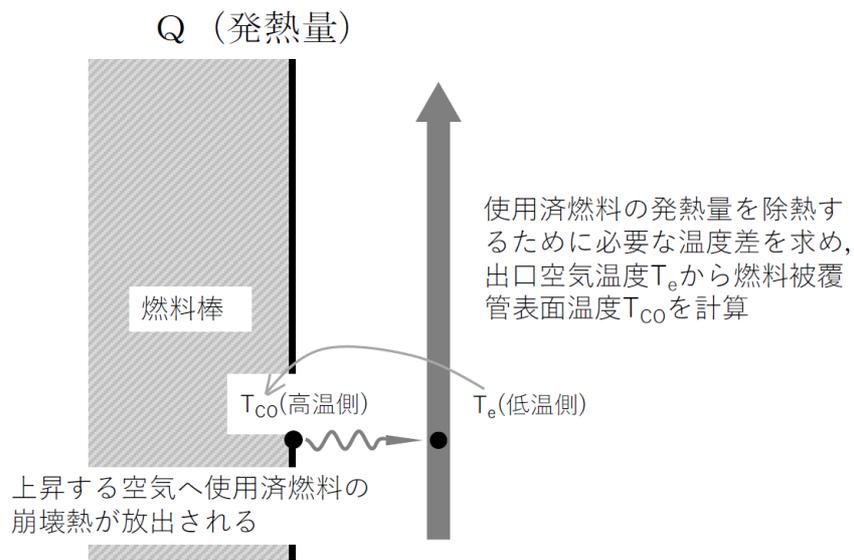


図 4 燃料被覆管温度の計算

図 4 のとおり、燃料集合体の入口空気温度 $T_i$ は、保守側に原子炉建家内温度 (室内温度)  $T_{in-air}$  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、 $287^\circ\text{C}$ となる。

なお、原子炉運転中の酸化及び使用済燃料プール水が全て喪失した後の空気中での酸化により生成した酸化皮膜内での温度上昇については、 $0.01^\circ\text{C}$ 程度であり評価上影響しない。また、燃料中心温度も  $287^\circ\text{C}$  (燃料被覆管表面温度よりも  $0.2^\circ\text{C}$  上昇する程度) であることから、燃料ペレットも溶融することはない。

表3 燃料被覆管表面最大温度上昇, 出口空気温度及び燃料被覆管表面温度  
(単位: °C)

燃料被覆管表面最大温度上昇 $q'' / h_a$	出口空気温度 $T_e$	燃料被覆管表面温度 $T_{co}$
10	277	287

#### 4. 結論

使用済燃料プールの冷却水が全て喪失し, 原子炉建家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自然対流により冷却される。

1号炉の使用済燃料は, 原子炉停止以降, 約6年以上冷却されており, 自然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287°C以下に保たれる。

287°C以下では, ジルコニウム合金である燃料被覆管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]。

「5. 使用済燃料のクリープ歪評価について」に示すとおり, 燃料被覆管表面温度を320°Cとした場合における燃料被覆管の酸化減肉を考慮した燃料被覆管周方向応力は,  であり, 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, 5. に示すとおり, この燃料被覆管表面温度では, 原子炉運転中の酸化減肉及び使用済燃料プール水が全て喪失した後の空気中での酸化減肉を考慮しても, 燃料被覆管のクリープ歪は1年後においても約0.1%であり, クリープ変形による破損は発生せず, 燃料健全性に影響が生じる前に必要な措置を講じることができる。

以上のことから, 使用済燃料プールの冷却水が全て喪失しても燃料被覆管

表面温度は 287°C以下に保たれ、酸化反応が促進されることはなく、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られる。

**【参考文献】**

- [1] 「原子炉の理論と解析」 JJ. ドウデルスタット, 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 4 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

表 4 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 原子炉建家からの放熱計算	使用済燃料の総発熱量 $Q_{total}$	165kW	ORIGEN 2にて崩壊熱を計算(平成 29 年 4 月 1 日時点)
	天井面積 $A_{roof}$	[ ]	伝熱面積として全天井面積を設定
	天井壁内表面熱伝達係数 $h_1$	$9W/(m^2 \cdot K)$	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 $t_{con}$	[ ]	建物図面より設定
	コンクリートの熱伝導率 $\lambda_{con}$	$2.6W/(m \cdot K)$	コンクリートの一般的な物性値を設定 [4]
	天井壁外表面熱伝達係数 $h_2$	$23W/(m^2 \cdot K)$	建築分野で標準的に用いられる値を設定 [5]
② 自然対流熱伝達の計算	外気温度 $T_{out-air}$	$60^{\circ}C$	相当外気温度として $60^{\circ}C$ と設定 (外気温度約 $40^{\circ}C$ +太陽の輻射効果約 $20^{\circ}C$ )
	燃料集合体 1 体の発熱量 $Q$	$0.374kW$	ORIGEN 2にて崩壊熱を計算(平成 29 年 4 月 1 日時点)
	流路面積 $A$	[ ]	チャンネルボックスに囲まれる面積 - (燃料棒+ウオータチャンネル) に囲まれる面積
	流れの等価直径 $d_{ef}$	[ ]	$d_{ef}=4 \times A / L_r$ ( $A$ と摩擦損失計算用濡れ縁長さ $L_r$ より算出)
	局所圧力損失係数 $\zeta$	[ ]	単相での燃料集合体局所圧損係数 (= $k$ (下部タイプレート) + $k$ (スパーサ) $\times 7 + k$ (上部タイプレート)) を基に計算流路全体の局所圧損係数を設定
	③ 燃料被覆管表面温度計算	熱の等価直径 $d_{eh}$	[ ]
発熱長さ $L$		[ ]	燃料棒有効長を設定
ピーキング係数 PF		2.6	最大線出力密度と炉心平均線出力密度の比を設定

注：根拠欄の [ ] は引用した参考文献の番号を記載

## 5. 使用済燃料のクリープ歪評価について

1号炉の使用済燃料プールから冷却水が全て喪失し、燃料被覆管表面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。

### (1) 評価条件

評価条件を以下のとおり設定した。

○燃料被覆管表面温度：287℃

○燃料被覆管周方向応力  $\sigma$  :

$$P = \frac{T_i}{T'_i} p \quad [1]$$

$$\sigma = \frac{P \times D}{2t} \quad [2]$$

P：評価に用いる燃料棒内圧 (MPa)

p：運転時の燃料棒内圧 (MPa) (；原子炉設置許可申請書記載値 (運転中末期) に保守性を持たせた値)

$T_i$ ：評価に用いる燃料被覆管表面温度 (K) (=593.15K<sup>\*1</sup>)

$T'_i$ ：寿命末期の燃料被覆管表面温度 (K)

D：燃料被覆管平均径 (mm) (燃料被覆管外径及び内径の平均) (= )<sup>\*2</sup>

t：燃料被覆管肉厚 (ライナ厚さを除く) (mm) ()<sup>\*2</sup>

\*1 評価式の適用温度の下限值を設定した。

\*2 原子炉運転中の酸化減肉量 (約 10%) を考慮した。

### (2) 評価手法

BWRの未照射燃料被覆管クリープ式 [6], [7] を用いて、使用済燃料プ

ール水が全て喪失した後の空気中での燃料被覆管の1年後におけるクリープ歪を評価する。評価に当たっては、上記の原子炉運転中の酸化減肉のほか、使用済燃料プール水喪失以降の気中酸化による減肉の影響（1年後の酸化減肉量は約2%）も考慮する。

なお、以下の計算式に係る不確かさ<sup>\*3</sup>は、「(1) 評価条件」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包含されている。

\*3：文献〔6〕においては、以下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1.43倍することとされている。

クリープ歪（－）：

$$\varepsilon = \varepsilon_p^s(1 - \exp(-\beta(\varepsilon_s \cdot t)^{0.61})) + \varepsilon_s \cdot t \quad [3]$$

二次クリープ速度（1/h）：

$$\varepsilon_s = 2.1 \times 10^9 \cdot \left(\frac{E}{T}\right) \cdot \exp\left(\frac{2880\sigma_\theta}{E}\right) \cdot \exp\left(-\frac{53600}{RT}\right) \quad [4]$$

飽和一次クリープ歪（－）：

$$\varepsilon_p^s = 5.0 \times 10^{-10} \cdot \exp(0.0428T) \cdot (\varepsilon_s)^{0.00543T-2.603} \quad [5]$$

（ただし、 $\varepsilon_p^s \leq 0.06$ ）

$$\beta = 2.24 \times 10^{10} \cdot \exp(-0.0275T) \cdot \exp\left(-1200\left(\frac{\sigma_\theta}{E}\right)\right) \quad [6]$$

ここで、

t：時間（h）

E：ヤング率（kg/mm<sup>2</sup>）

$\sigma_{\theta}$  : 周方向応力 (kg/mm<sup>2</sup>)

R : 気体定数 (cal/(mol・K))

T : 絶対温度 (K)

### (3) 評価結果

原子炉運転中の酸化減肉及び使用済燃料プール水が全て喪失した後の空气中での酸化減肉を考慮した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0.1%である。この結果は燃料被覆管の健全性を確認するためのクリープ歪の制限値1%〔6〕を十分下回っており、使用済燃料プール水が喪失してから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。

また、今回の評価において想定される温度、応力の範囲は、「(2) 評価手法」の評価式の適用範囲に含まれており、当該評価モデル式の適用は可能と判断した。

#### 【参考文献】

〔6〕「日本原子力学会標準 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，社団法人 日本原子力学会

〔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）

## 使用済燃料プール水大規模漏えい時の未臨界性の評価について

1号炉の使用済燃料プールでは、ステンレス鋼製使用済燃料貯蔵ラックに燃料が貯蔵されている。

臨界設計については新燃料及びいかなる燃焼度の燃料を貯蔵しても十分安全側の評価を得るように、炉心装荷時の無限増倍率として 1.30 を仮定している。また、プール水温、ラック製造公差、ラックセル間ピッチ（ラックセル内幅）、ラックセル内燃料配置それぞれについて最も結果が厳しくなる状態で評価している（表 1、図 1）。

仮に使用済燃料プール水が沸騰や喪失した場合を想定し、使用済燃料プールの水密度が減少した場合を考えると、ラックセル内で中性子を減速する効果が減少し、実効増倍率を低下させる効果がある一方で、ラックセル間では水及びラックセルによる中性子を吸収する効果が減少するため、隣接ラックへの中性子の流れ込みが強くなり、実効増倍率を増加させる効果が生じる。

低水密度状態を想定した場合の使用済燃料プールの実効増倍率は上記の 2 つの効果のバランスにより決定されるため、ラックの材質・ピッチの組み合わせによっては通常の冠水状態と比較して未臨界性評価結果が厳しくなる可能性がある。

そこで、1号炉の使用済燃料プールにおいて水密度を一様に  $0.0 \sim 1.0 \text{g/cm}^3$  と変化させて実効増倍率を計算した。

解析結果を図 2 に示す。

実効増倍率が最も厳しくなるのは 90 体ラックの低水密度状態（水密度  $0.33 \text{g/cm}^3$ ）の  $0.934^{*1}$  であり、水密度が減少する事象が生じた場合でも未臨界は維持されることを確認した。

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システムを用いた。

解析フロー図を図3に示す。

※1：不確定性として標準偏差の3倍（ $3\sigma$ ）を考慮した値

なお、モンテカルロ法では、手法に特有な計算誤差が現れてくる。臨界安全ハンドブックでは、「モンテカルロ法により計算する場合には平均中性子増倍率に標準偏差の3倍（ $3\sigma$ ）を加える」としている。

表1 貯蔵ラックの寸法（SUS304製，90体貯蔵ラック）



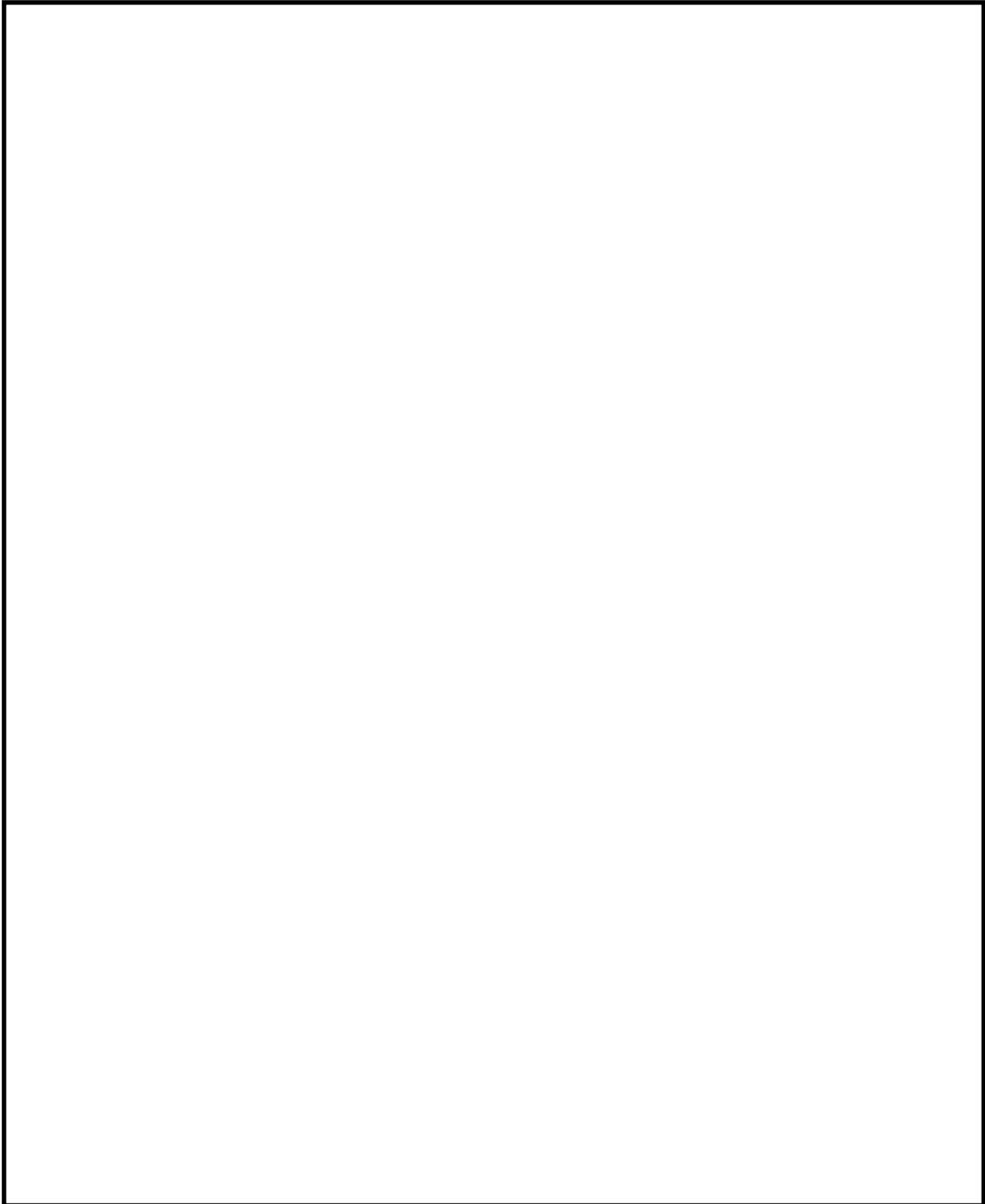


図1 貯蔵ラックの計算体系  
(90体貯蔵ラック)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

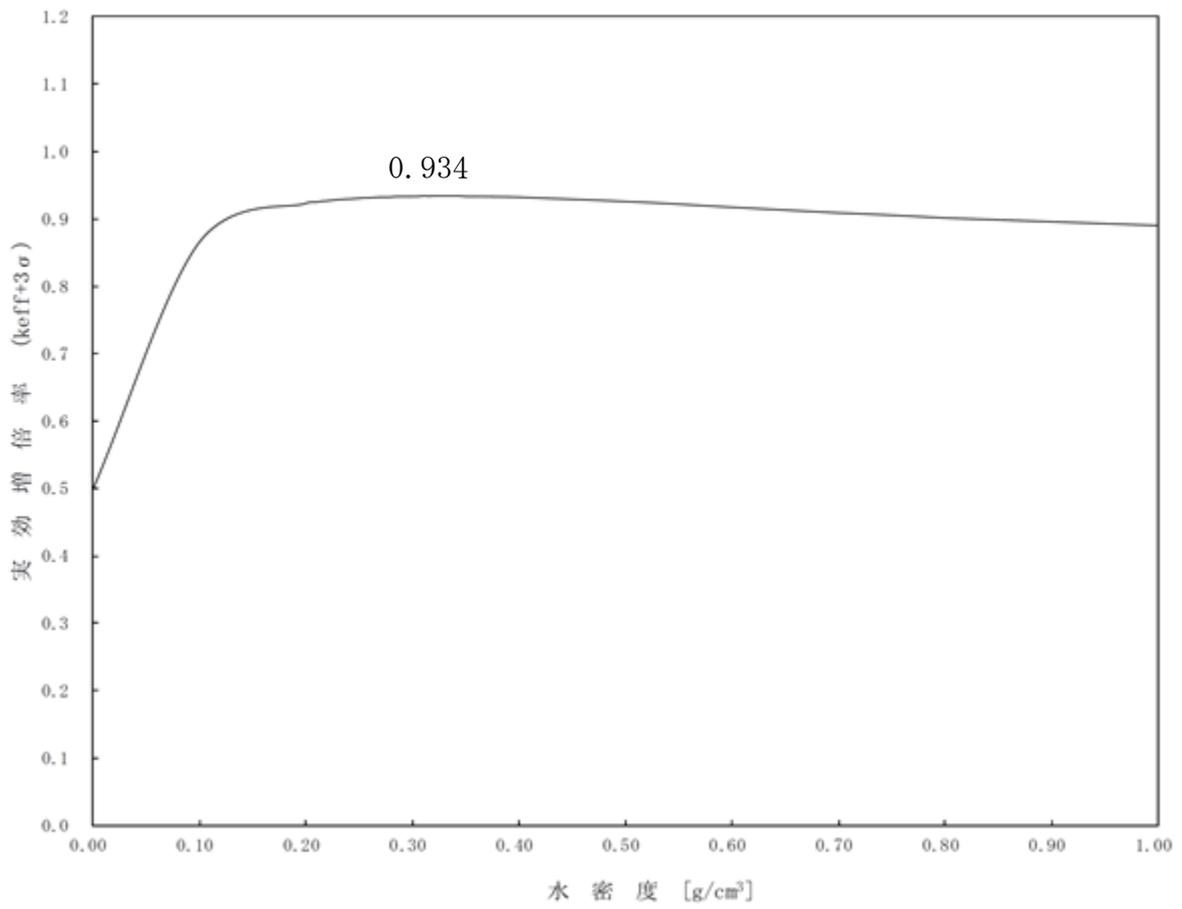


図2 実効増倍率の水密度依存性 (90体貯蔵ラック：水温100℃)

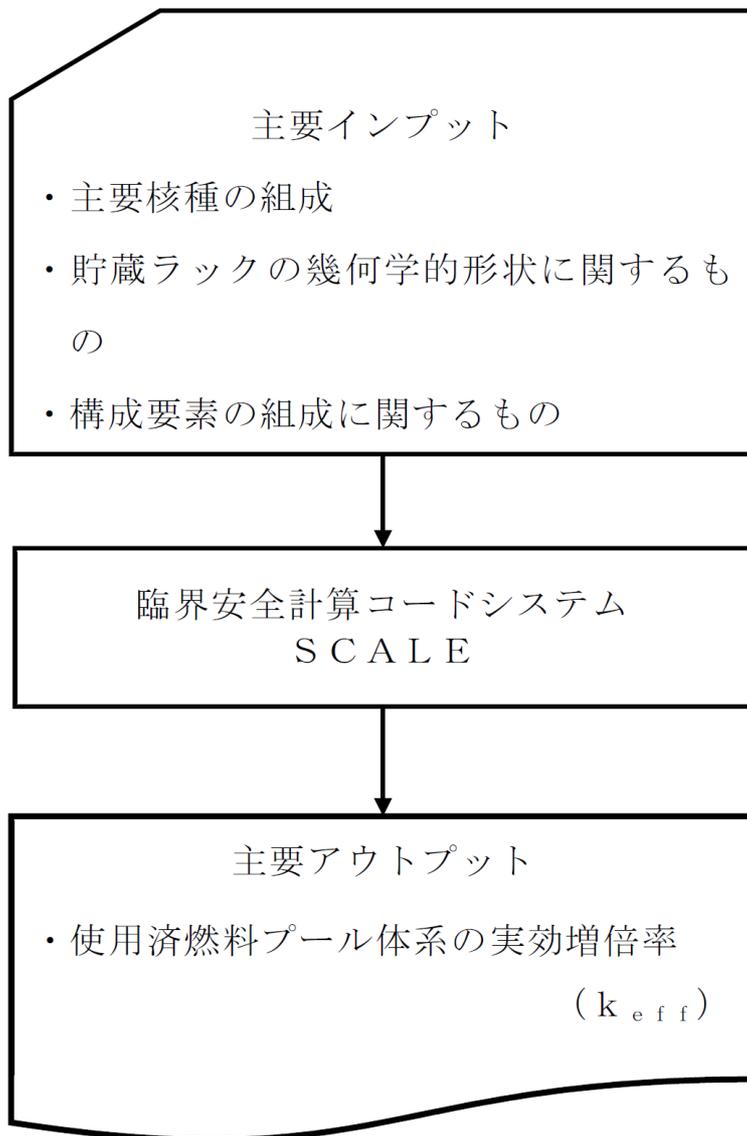


図3 解析フロー

使用済燃料プール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

1号炉の使用済燃料プールにおいて、冷却水が全て喪失した場合を想定する。ただし、使用済燃料プール壁面等の使用済燃料プール周囲の構造物は健全であり、使用済燃料からの放射線を遮蔽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境界上の評価地点における実効線量を評価する。

2. 評価条件

(1) 線源の条件

使用済燃料プールの冷却水が全て喪失した場合の使用済燃料の健全性は維持されるものとし、使用済燃料の線源強度をORIGEN 2. 2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、保守的に燃焼度及び冷却年数を設定している。

使用済燃料プールの冷却水は全て喪失しているものとし、水遮蔽の効果は見込まない。

また、実際のラック配置を包絡するラック形状とし、そこに燃料を全て保管していることを前提に評価する。

(2) 計算モデル

計算モデルでは使用済燃料プールの形状、コンクリート厚さをモデル化した。

スカイシャイン線の評価に当たっては、実績のあるQAD-CGGP 2Rコード及びG 3 3-GP 2Rコードを使用した。

スカイシャイン線の評価モデルを図1に示す。

放射線が散乱するオペレーションフロア上部の範囲については原子炉建家の遮蔽効果は考慮せず、ラック形状の中央の使用済燃料有効部上端高さ位置に点線源を配置した保守的なモデルとした。

### (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境界上で、使用済燃料プールからの距離が最も短く、実効線量が最大となる地点について実施する。表2に評価地点の条件、図2に評価地点の概略図を示す。

## 3. 使用済燃料プールからのスカイシャイン線による実効線量評価結果

使用済燃料プールの使用済燃料の全放射能強度を考慮し、使用済燃料プールの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周辺公衆の実効線量进行评估した結果、評価地点において約  $7.7 \mu\text{Sv/h}$  であり、保安規定に基づき整備している体制に従い使用済燃料プール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。

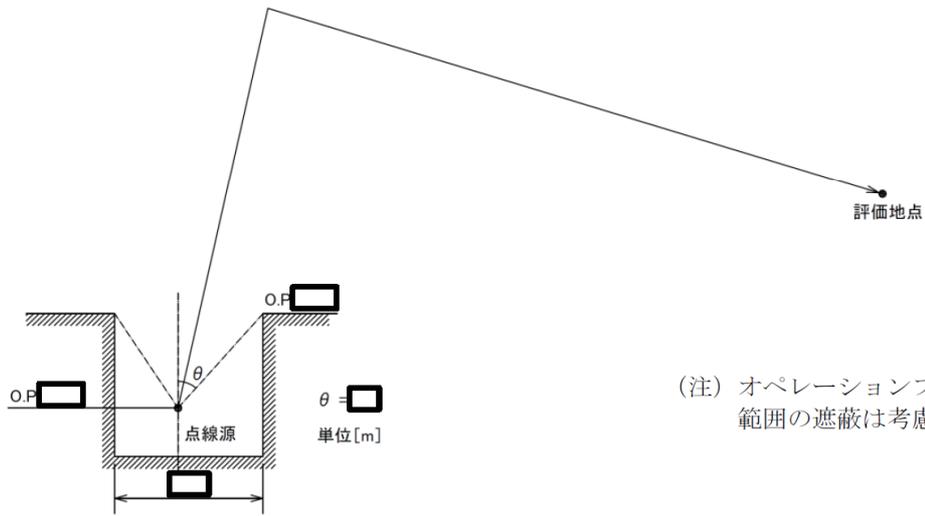
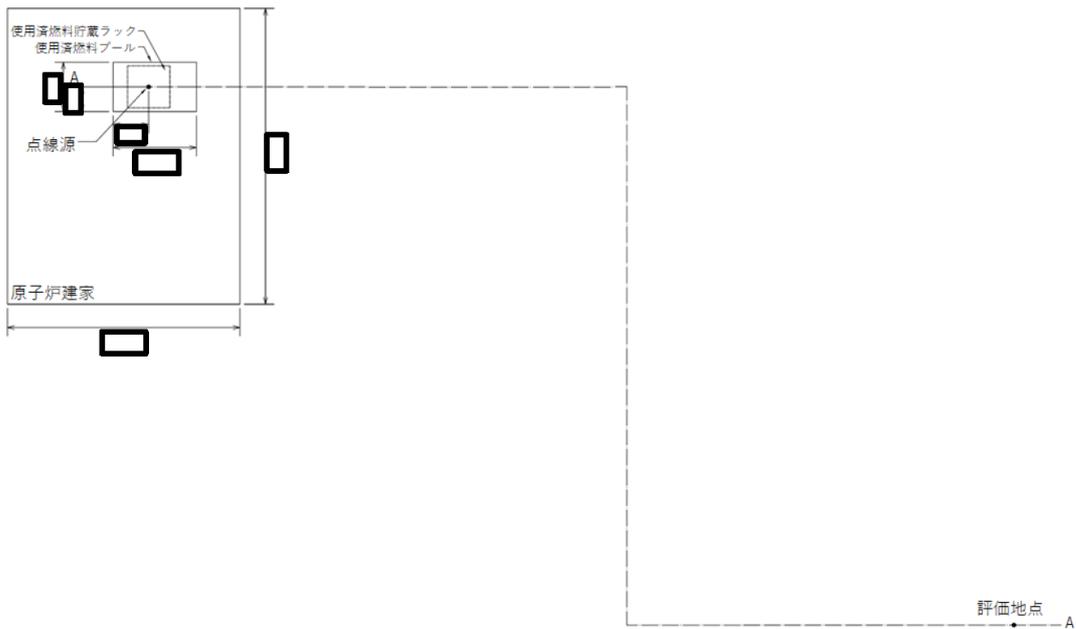
表1 線源強度の設定条件

使用済燃料仕様	9 × 9 燃料
使用済燃料燃焼条件	55GWd/t
使用済燃料冷却期間	約6年
使用済燃料貯蔵体数	1060体

表2 評価地点の条件

(単位：m)

敷地境界評価地点 O. P.	100
使用済燃料プールからの距離	660



A-A 断面図

単位：m

図1 評価モデル

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

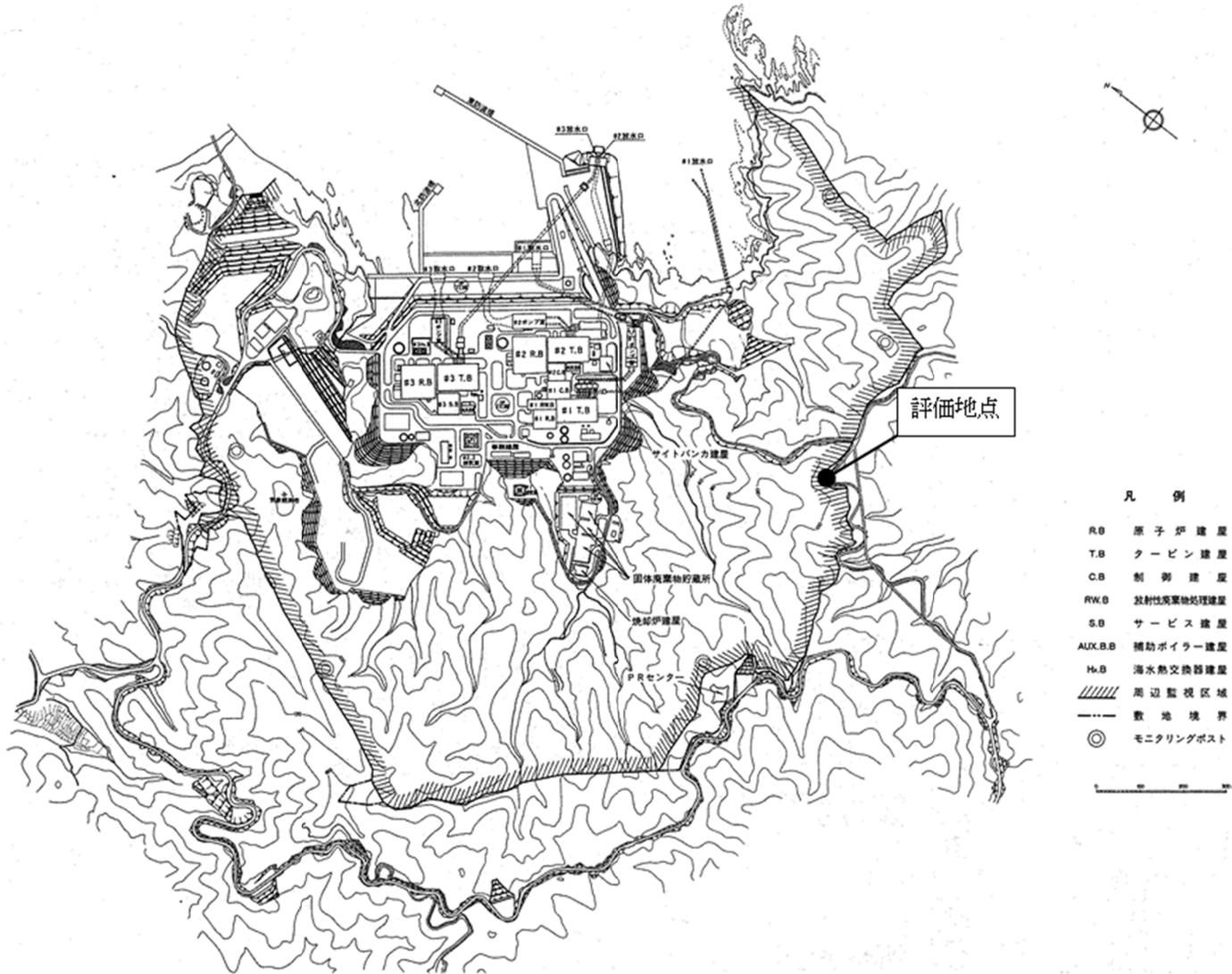


図2 評価地点の概略