

2020年5月8日

関西電力株式会社

## 大飯発電所 1 号炉及び 2 号炉の使用済燃料の評価等について

### 1. はじめに

大飯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（平成30年10月1日）」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。）」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、大飯発電所 1 号炉及び 2 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、大飯発電所 1 号炉及び 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、使用済燃料ピット（1号及び2号炉共用）には、1号炉の使用済燃料 323 体と 2号炉の使用済燃料 306 体、合わせて 629 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 55GWd/t 以下、原子炉停止日は 1 号炉が平成 23 年 7 月 16 日、2 号炉が平成 23 年 12 月 16 日、評価時点は平成 30 年 3 月 31 日である。

これら使用済燃料の総発熱量は、632kW 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 30 年 3 月 31 日時点）は、以下に示す

とおりである。

- ・ 最大発熱量 約 1.22kW (平均発熱量 約 0.90kW)

### 3. 使用済燃料の健全性評価について (資料 1 参照)

使用済燃料ピット (1号及び2号炉共用) は、1号及び2号炉共用施設であるため、評価は、1号炉及び2号炉として実施する。

使用済燃料ピット (1号及び2号炉共用) には、最終サイクル<sup>※</sup>で取り出した使用済燃料を含む貯蔵容量の上限である 704 体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、1号炉及び2号炉の使用済燃料の燃料被覆管表面温度は、約 379°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 0.7%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。

※：原子炉停止日  
1号炉 平成23年 7月16日  
2号炉 平成23年12月16日

### 4. 未臨界性の評価について (資料 2 参照)

使用済燃料ピット (1号及び2号炉共用) には、635 体 (新燃料 76 体及び予備新燃料領域 6 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、使用済燃料ピット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、不確定性を考慮した実効増倍率は最大で 0.958 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)

使用済燃料ピット (1号及び2号炉共用) 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、集落側の (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 1.1 μ Sv/h であった。

## 6. 結論

使用済燃料を使用済燃料ピットにおいて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は 379°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、大飯 1 号炉及び 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）

- 添付資料 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
- 添付資料 2. 使用済燃料ピット水大規模漏えい時の未臨界性の評価について
- 添付資料 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への放射線被ばくの影響について

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. 発電所に貯蔵中の1号炉及び2号炉の使用済燃料

使用済燃料ピット（1号及び2号炉共用）には、貯蔵容量の上限である704体の燃料が貯蔵されているものとして評価を行う。

これらの使用済燃料の最高燃焼度制限は55GWd/t以下、原子炉停止日は1号炉が平成23年7月16日、2号炉が平成23年12月16日、評価時点は平成30年3月31日である。

これら使用済燃料の総発熱量は、632kW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30年3月31日時点）は、以下に示すとおりである。

- ・ 最大発熱量 約1.22kW（平均発熱量 約0.90kW）

## 3. 燃料被覆管表面温度の計算

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の表面温度について、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すべ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、建屋内空気及び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。

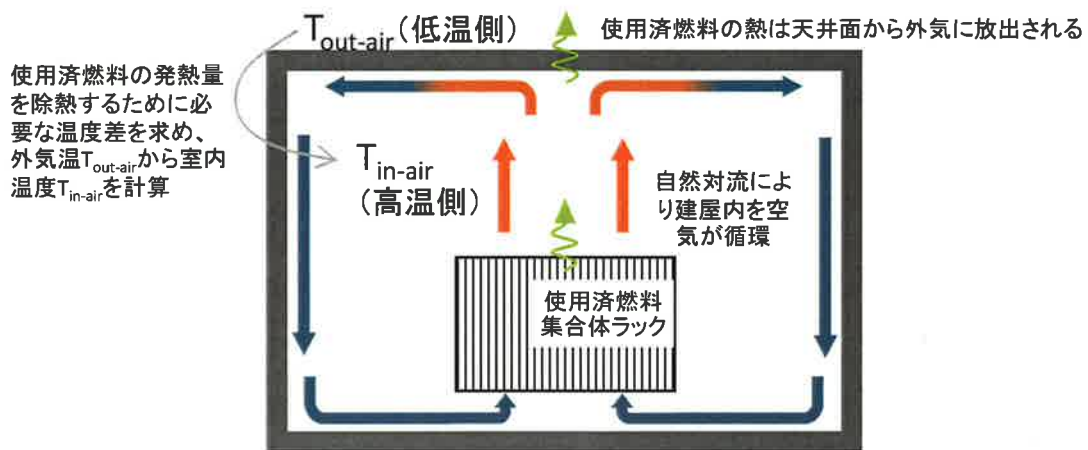
○計算に用いた主要な入力パラメータは、第4表のとおりである。

(2) 計算結果

使用済燃料の健全性評価の手順としては、a. 建屋からの放熱計算、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より燃料被覆管表面温度を求める。

a. 建屋からの放熱計算

使用済燃料ピット水がすべて喪失し、使用済燃料の発熱による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建屋内空気温度を求める。建屋からの放熱モデルを第1図に示す。



第1図 建屋からの放熱

定常状態にある場合の建屋天井の壁を通して伝わる熱流束  $q''_{\text{roof}}$  は、

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

$Q_{\text{total}}$  : 使用済燃料の総発熱量 (W)

$A_{\text{roof}}$  : 天井面積 (m<sup>2</sup>)

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。

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

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

$h$  : 熱通過率 (W/m<sup>2</sup>K)

$T_{in-air}$  : 室内温度 (°C)

$T_{out-air}$  : 外気温度 (°C)<sup>\*1</sup>

※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。

$h_1$  : 内表面熱伝達率 (W/m<sup>2</sup>K)

$h_2$  : 外表面熱伝達率 (W/m<sup>2</sup>K)

$t_{con}$  : 天井のコンクリート厚さ (m)

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

[2] 式及び [3] 式より、

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

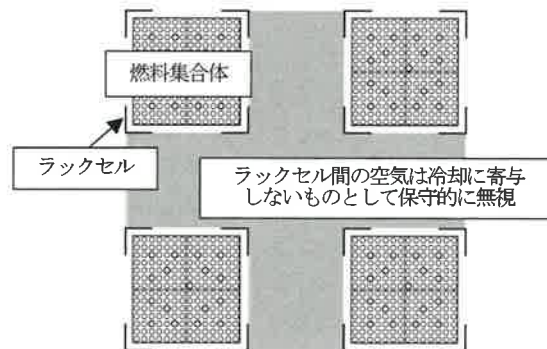
よって、室内温度として、外気温度を境界条件とした建屋内空気温度を求めると、第1表のとおりとなる。

第1表 外気温度を境界条件とした建屋内空気温度

室内温度 $T_{in-air}$ (°C)
177

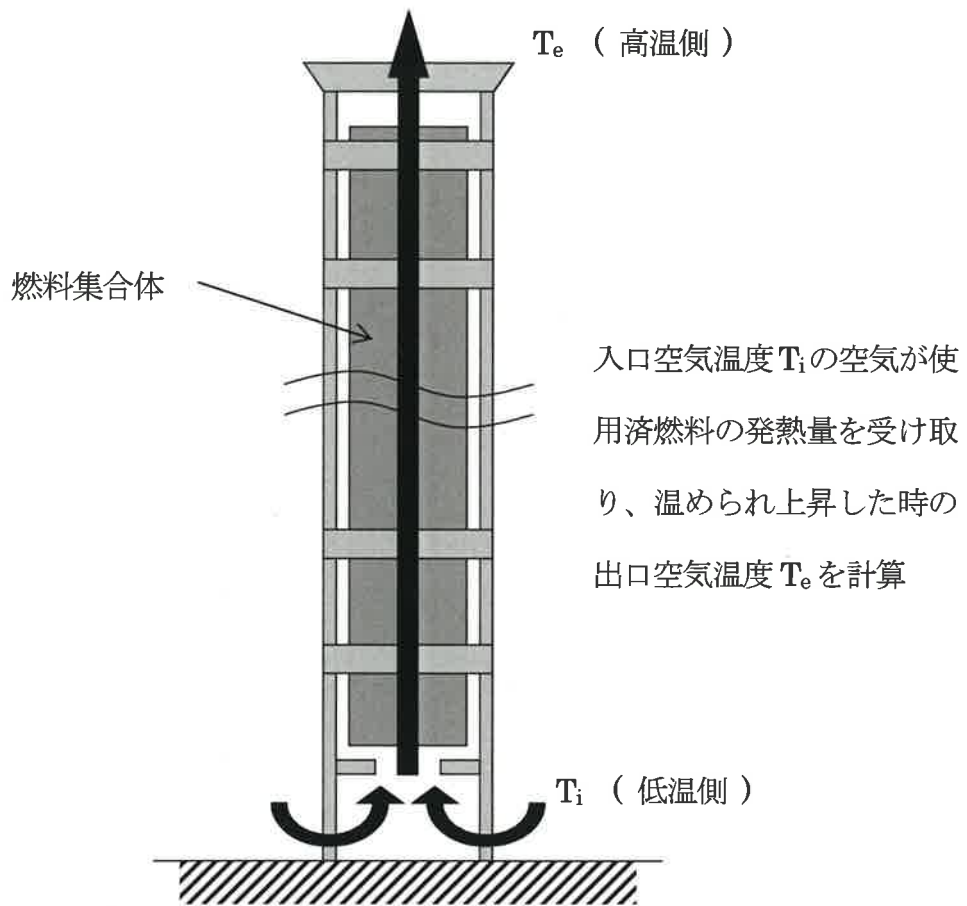
b. 自然対流熱伝達の計算

燃料集合体は、第2図に示すとおり、  m 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。



第2図 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少なくとも約  m 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、第3図のとおり、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、すべ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）。



第3図 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)
$\rho$	: 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)
$\beta$	: 体膨張係数	(1/K)
$g$	: 重力加速度	( $m/s^2$ )
$T_e$	: 出口空気温度	( $^{\circ}C$ )
$T_i$	: 入口空気温度	( $^{\circ}C$ )
$T_a$	: 燃料集合体中間の空気温度	( $^{\circ}C$ )
$h_a$	: 燃料集合体中間の被覆管表面熱伝達率	(W/ $m^2K$ )
$\nu$	: 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、

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

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

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

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、

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

摩擦損失係数の  $\lambda$  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)によって、出口空気温度  $T_e$  は第2表のような結果になる。

なお、入口空気温度  $T_i$  は、a. で計算した建屋内空気温度 (室内温度  $T_{in-air}$ ) とする。

第2表 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(kW)	出口空気温度 T <sub>e</sub> (°C)
1.22	371

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、熱伝達率  $h_a$  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、

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

また、1号炉及び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、

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

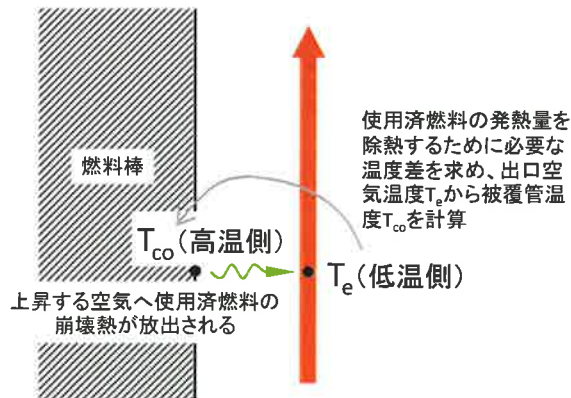
燃料被覆管の表面温度を  $T_{co}$  とすると、

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

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、第4図のとおり、燃料被覆管の表面温度  $T_{co}$  は、出口空気温度  $T_e$  よりも  $q''/h_a$  (°C) 上昇することになる。



第4図 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、第3表のとおり、最高でも約 379°C 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すべ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°C 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°C 上昇する程度である。

第3表 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)
8	371	379

#### 4. 燃料被覆管クリープ歪の評価

使用済燃料ピット水がすべて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について評価を実施した。

評価条件、評価手法及び評価結果を以下に示す。

##### (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：379℃
- 燃料被覆管周方向応力 $\sigma$ ：138MPa

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

p：燃料棒内圧（=15.5MPa：1号炉及び2号炉設置許可申請書上の炉心における内圧評価が最大で14.0MPaであることを踏まえ、燃料棒内圧を1次冷却材圧力と同等と設定。）

$$D：被覆管平均径\left(=\frac{D_0+D_I}{2}=8.855\text{mm}\right)$$

$D_0$ ：被覆管外径(=9.35mm)<sup>※2</sup>

$D_I$ ：被覆管内径(=8.36mm)

t：被覆管肉厚(=0.50mm)<sup>※2</sup>

※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气中での酸化（1年間の酸化量を考慮）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（138MPa）は、未照射の燃料被覆管の降伏応力（約300MPa<sup>※3</sup>）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

文献[3][4]で示される以下のPWRの使用済燃料被覆管クリープ式を用いて、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（燃料棒内圧及び被覆管減肉）に含まれる保守性により、以下の計算式に係る不確かさ<sup>\*4</sup>は既に評価結果に包含されている。

※4：文献[4]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1.55倍することとされている。

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

低応力二次クリープ速度(1/h)：

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

高応力二次クリープ速度(1/h)：

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

飽和一次クリープ歪(-)：

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

ここで、

t : 時間 (h)

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

$\sigma$  : 周方向応力 (MPa)

R : 気体定数 (J/(mol · K))  $R = 8.3144$  (J / 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、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0.7%であり、クリープ歪の制限値である1%[4]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、燃料健全性が維持される。

## 5. 結論

使用済燃料ピット水がすべて喪失し、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自然対流により冷却される。

1号炉及び2号炉の使用済燃料は、原子炉停止以降、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約379℃以下に保たれる。

なお、1号炉及び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、約379℃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[5]。

上記の燃料被覆管表面温度（約379℃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（約379℃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0.7%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すべて喪失しても、燃料被覆管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。

第4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	入力パラメータ	値	根拠	
a. 建屋からの 放熱計算	使用済燃料の総発熱量 $Q_{total}$	632kW	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 $A_{roof}$	<input type="text"/> m <sup>2</sup>	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 <sup>2</sup> K	建築分野で標準的に用いられる値を設定 [7]	
	天井コンクリートの厚さ $t_{con}$	<input type="text"/> m	建屋図面より設定	
	コンクリートの熱伝導率 $\lambda_{con}$	2.6W/mK	コンクリートの一般的な物性値を設定 [8]	
	外表面熱伝達率 $h_2$	23W/m <sup>2</sup> K	建築分野で標準的に用いられる値を設定 [7]	
	外気温度 $T_{out-air}$	80℃	太陽の輻射効果を考慮して設定 [7]	
	b. 自然対流 熱伝達計算	燃料集合体1体の発熱量 $Q$	1.22kW	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 $A$	0.036m <sup>2</sup>	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 $d_{ef}$	$d_{ef}=4 \times A / L_f = 0.016m$	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 $\zeta$		<input type="text"/>	混合羽根付支持格子の圧損係数に基づき設定	
c. 燃料被覆管 表面温度 計算	熱の等価直径 $d_{eh}$	$d_{eh}=4 \times A / L_h = 0.018m$	A と伝熱計算用濡れぶち長さ $L_h$ より算出	
	発熱長さ $L$	3.648m	燃料棒有効長を設定	
	ピーキングファクタ PF	2.02	直近の運転サイクル中の最大値(実績値)を設定	



## 【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] 「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）
- [4] 「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」（平成22年7月 社団法人日本原子力学会）
- [5] “Air Oxidation Kinetics for Zr-Based Alloys”, Argonne National Laboratory, NUREG/CR-6846 ANL-03/32
- [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）
- [7] 「最新建築環境工学」田中俊六 他共著、井上書院
- [8] 「コンクリート標準示方書」土木学会

## 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、燃料配置及び制御棒配置において、使用済燃料ピット全体の水密度を一様に  $0.0\sim 1.0\text{g/cm}^3$  まで変化させた条件で評価を実施する。

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システムを用いる。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。計算フローを第1図に示す。

## 3. 計算方法

## (1) 計算体系

計算体系は、垂直方向、水平方向共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すべ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。水平方向では、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300mmの水反射を仮定する。未臨界性評価の計算体系を第2図～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の燃料は、約4.10wt%に濃縮度公差を見込み  wt%とし、最高燃焼度55GWd/tの燃料は、約4.80wt%に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. 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 ( 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。
- e. 制御棒クラスタが挿入されている燃料は、制御棒クラスタの中性子吸収効果を考慮する。
- f. 制御棒クラスタ有効長さは、中性子吸収効果を少なくするため燃料有効長に掛かる長さの下限値 ( mm) とする。

以下の計算条件は公称値を使用し、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。

- g. ラックの中心間距離
- h. ラックの内のみ

- 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）

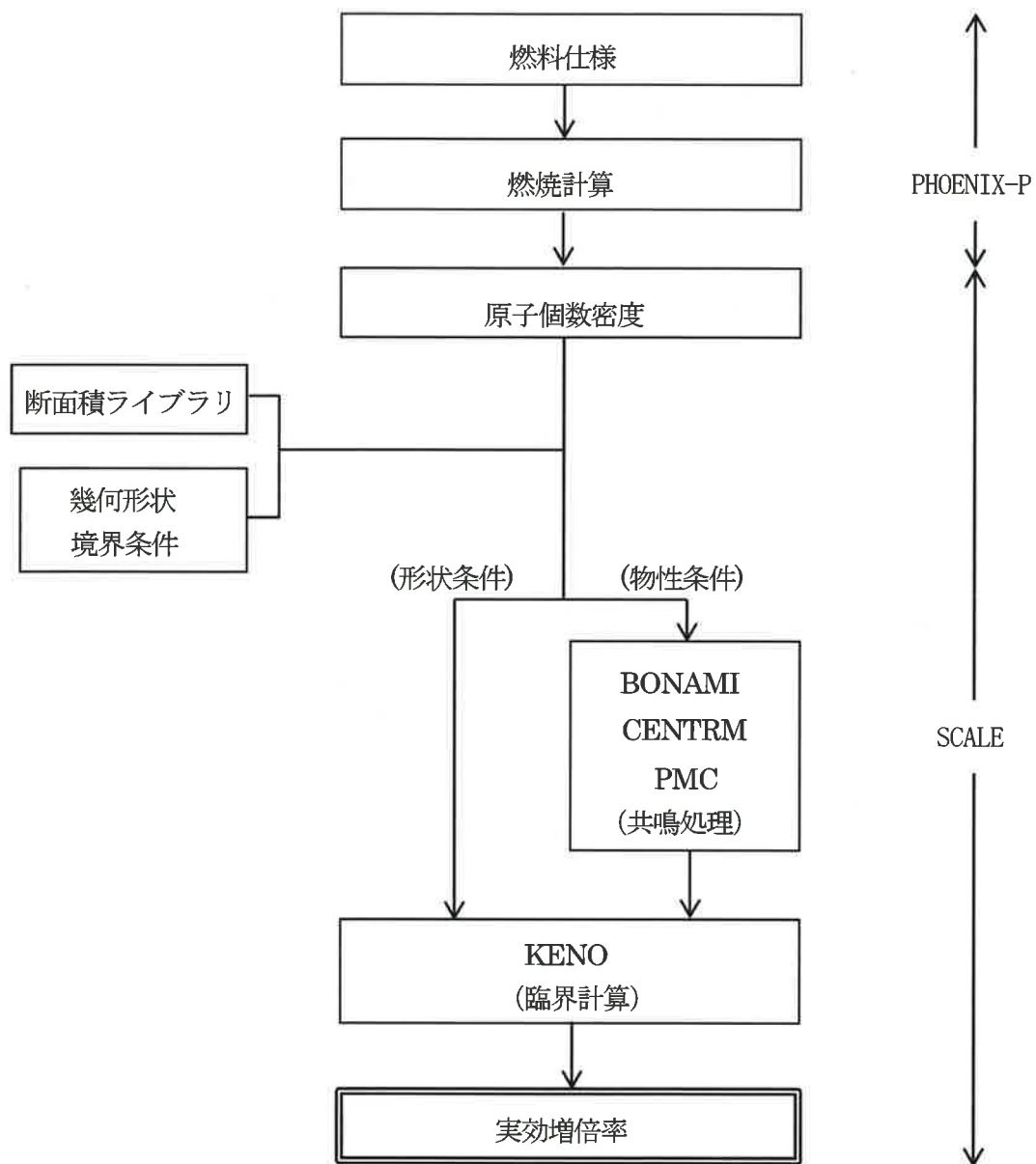
本計算における計算条件を第1表に、不確定性評価の考え方及び評価結果について別紙1に示す。

#### 4. 発電所に貯蔵中の1号炉及び2号炉の燃料

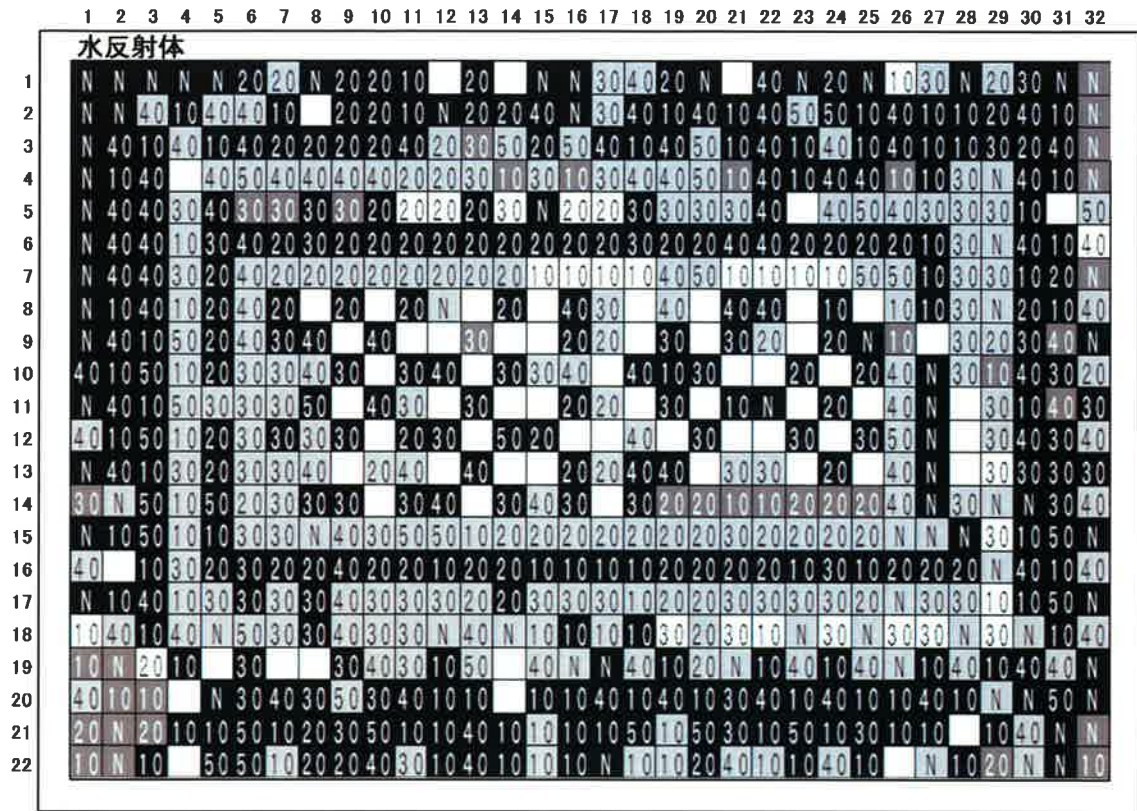
使用済燃料ピット（1号及び2号炉共用）内には、635体（新燃料76体及び予備新燃料領域6体を含む）の燃料が貯蔵されているものとして未臨界性評価を行う。

#### 5. 計算結果

使用済燃料ピット（1号及び2号炉共用）に対する大規模漏えい時の未臨界性評価結果を第2表及び第5図に示す。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。実効増倍率は最も厳しくなる低水密度状態（水密度  $0.12\text{g/cm}^3$ ）で最大の  $0.9424$  となり、これに不確定性  $0.0154$  を考慮しても  $0.958$  となり、臨界を防止できる。



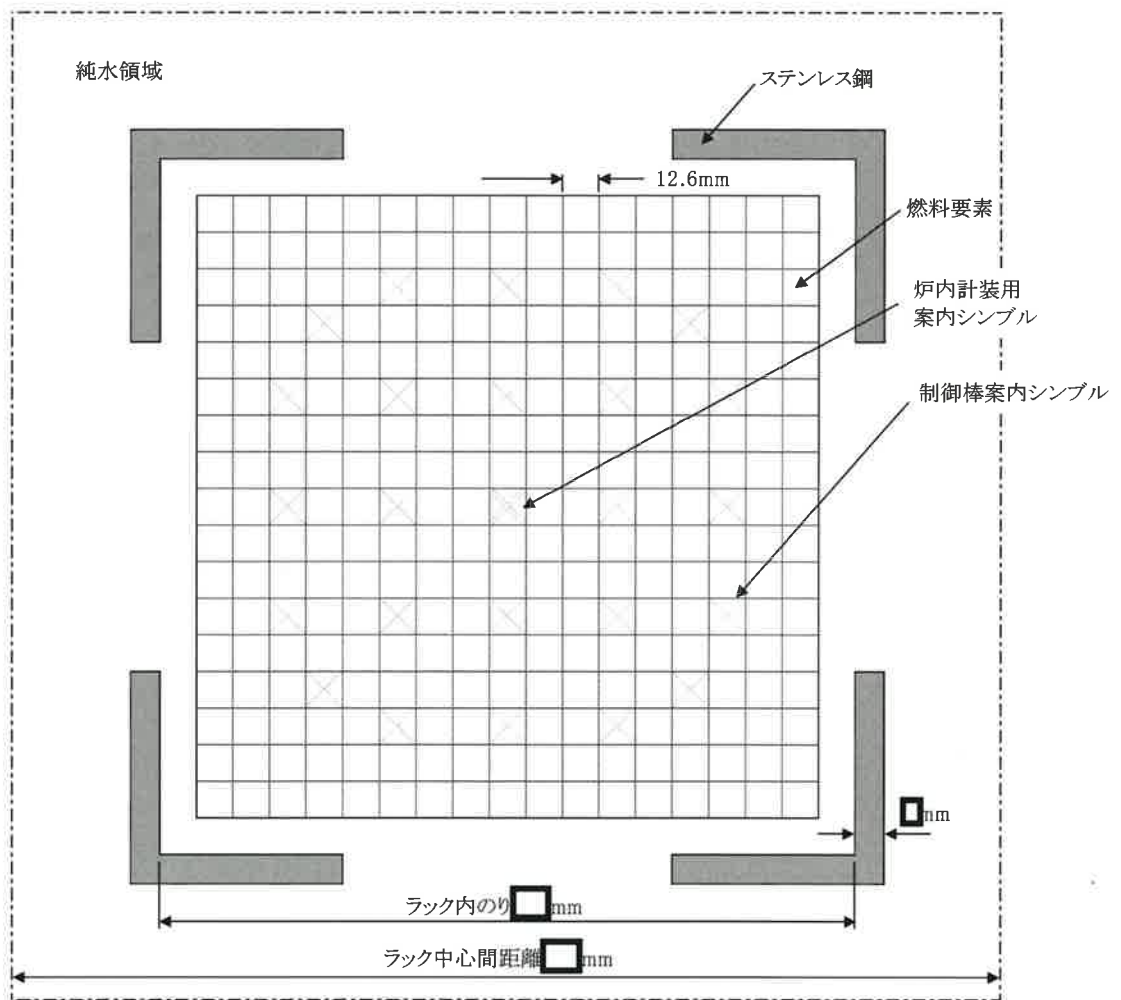
第1図 計算フロー



- |   |   |
|---|---|
| <b>N</b> 55Gwd/t ウラン新燃料                 | <b>N</b> 制御棒クラスタ + 55Gwd/t ウラン新燃料                 |
| <b>10</b> 55Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 10Gwd/t) | <b>10</b> 制御棒クラスタ + 55Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 10Gwd/t) |
| <b>20</b> 55Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 20Gwd/t) | <b>20</b> 制御棒クラスタ + 55Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 20Gwd/t) |
| <b>30</b> 55Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 30Gwd/t) | <b>30</b> 制御棒クラスタ + 55Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 30Gwd/t) |
| <b>40</b> 55Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 40Gwd/t) | <b>40</b> 制御棒クラスタ + 55Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 40Gwd/t) |
| <b>50</b> 55Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 50Gwd/t) | <b>50</b> 制御棒クラスタ + 55Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 50Gwd/t) |
| <b>N</b> 48Gwd/t ウラン新燃料                 | <b>10</b> 制御棒クラスタ + 48Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 10Gwd/t) |
| <b>10</b> 48Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 10Gwd/t) | <b>20</b> 制御棒クラスタ + 48Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 20Gwd/t) |
| <b>20</b> 48Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 20Gwd/t) | <b>30</b> 制御棒クラスタ + 48Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 30Gwd/t) |
| <b>30</b> 48Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 30Gwd/t) | <b>40</b> 制御棒クラスタ + 48Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 40Gwd/t) |
| <b>40</b> 48Gwd/t ウラン燃焼燃料 (燃焼度 40Gwd/t) | <input type="checkbox"/> 空ラック                     |

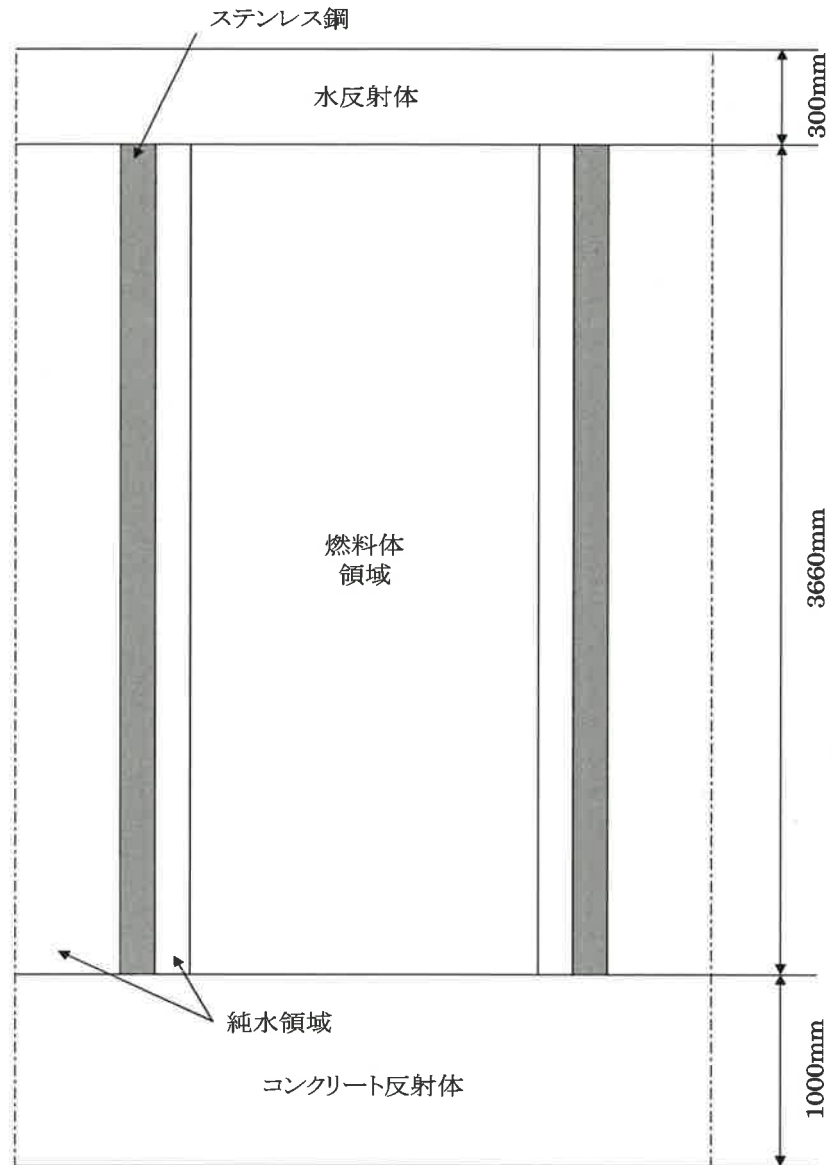
※各領域には、燃焼度が設定条件以上で、かつ濃縮度が設定条件以下の燃料を貯蔵できる。  
 ※制御棒クラスタの中性子吸収効果を考慮している領域には、制御棒クラスタが挿入されている燃料を貯蔵する。

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）

（燃料体部拡大図）



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 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条件

	計算条件		備考
	17×17型 55GWd/t ウラン燃料	17×17型 48GWd/t ウラン燃料	
(燃料体)			—
燃料 <sup>235</sup> U濃縮度	□ wt%	□ wt%	55GWd/t 燃料は4.80wt% に濃縮度公差を見込んだ値 48GWd/t 燃料は4.10wt% に濃縮度公差を見込んだ値
燃料材密度	理論密度の 97%	理論密度の 95%	(注1)
燃料材直径	8.19mm		(注1)
燃料被覆材	内径	8.36mm	(注1)
	外径	9.50mm	(注1)
燃料要素中心間隔	12.6mm		(注1)
燃料有効長	3,660mm		公称値3,648mmを延長
(ラック)	—		—
ラックタイプ	アングル型		—
ラックの中心間距離	□ mm × □ mm		(注1)
材 料	ステンレス鋼		—
厚 さ	□ mm		(注2)
内のり	□ mm × □ mm		(注1)
(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
密度	0.0~1.0 g/cm <sup>3</sup>		—
(制御棒クラスタ)	—		—
制御材	銀-インジウム-カドミウム 合金		—
クラスタ有効長さ	□ mm		(注3)

(注1) 製作公差に基づく不確定性として考慮する計算条件

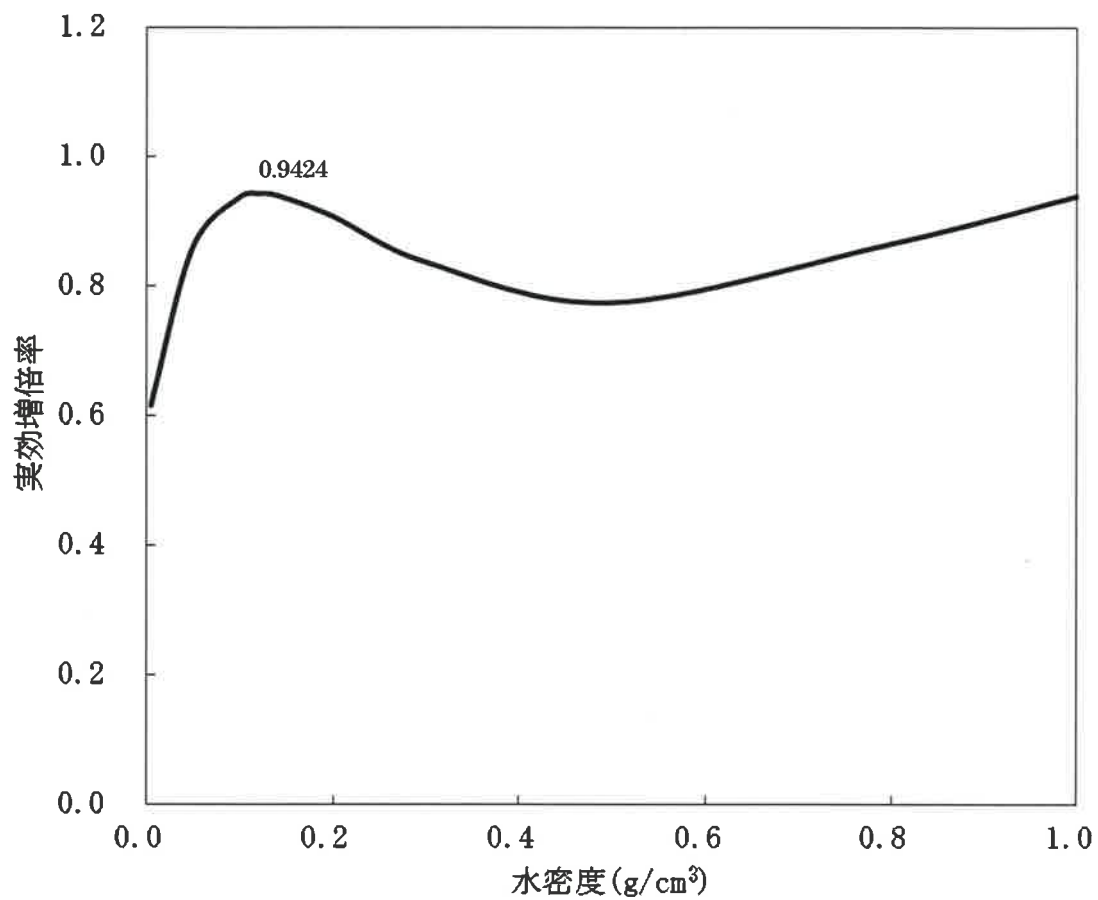
(注2) 中性子吸収効果を少なくするため下限値を使用

(注3) 中性子吸収効果を少なくするため燃料有効長に掛かる長さの下限値を使用

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結果

	評価結果 <sup>(注)</sup>
実効増倍率	0.958 (0.9424)

(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評価の考え方及び評価結果

使用済燃料ピット（1号及び2号炉共用）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使用済燃料ピットの構造物条件が挙げられる。

使用済燃料ピット内の水分雰囲気については、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、使用済燃料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  $300\text{mm}$  の水反射と仮定し、燃料有効長下部についても同様に、 $1,000\text{mm}$  のコンクリートとして評価する。側面も上部と同様に  $300\text{mm}$  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、すべて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、使用済燃料ピット（1号及び2号炉共用）で、大規模漏えい時に考慮すべき不確定性は②、③に係る不確定性であり、これら进行评估した結果、不確定性の合計は第1表に示すとおり、実効増倍率が最も厳しくなる低水密度状態（水密度  $0.12\text{g/cm}^3$ ）で0.0154となる。

第1表 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

(最適減速状態 (水密度 0.12 g/cm<sup>3</sup>) の場合)

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		$\delta k$	0.0013 <sup>(注1)</sup>	
	95%信頼度×95%確率		$\epsilon_c$	0.0104 <sup>(注2)</sup>	
			不確定性	入力値 <sup>(注3)</sup>	
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)	ラックの内り公差	$\epsilon_w$	0.0026	<input type="text"/> mm
		燃料製作公差	$\epsilon_r$	0.0069	—
		—燃料材直径	$\epsilon_d$	(0.0030)	<input type="text"/> mm
		—燃料材密度	$\epsilon_l$	(0.0049)	<input type="text"/> %
		—被覆材内径	$\epsilon_{cr}$	(0.0023)	<input type="text"/> mm
		—被覆材外径	$\epsilon_{cd}$	(0.0023)	<input type="text"/> mm
		—燃料体外寸	$\epsilon_a$	(0.0021)	<input type="text"/> mm
	計算体系 を第2図に 示す。	ラックの中心間距離公差	$\epsilon_p$	0.0037 <sup>(注5)</sup>	<input type="text"/> mm
		ラック内燃料偏心	$\epsilon_f$	0.0043 <sup>(注6)</sup>	—
統計誤差			$\sigma$	0.0006	
不確定性合計 <sup>(注7)</sup>			$\epsilon$	0.0154	

(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、ウラン燃料又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 SCALE 6.0 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 SCALE 6.0 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)。

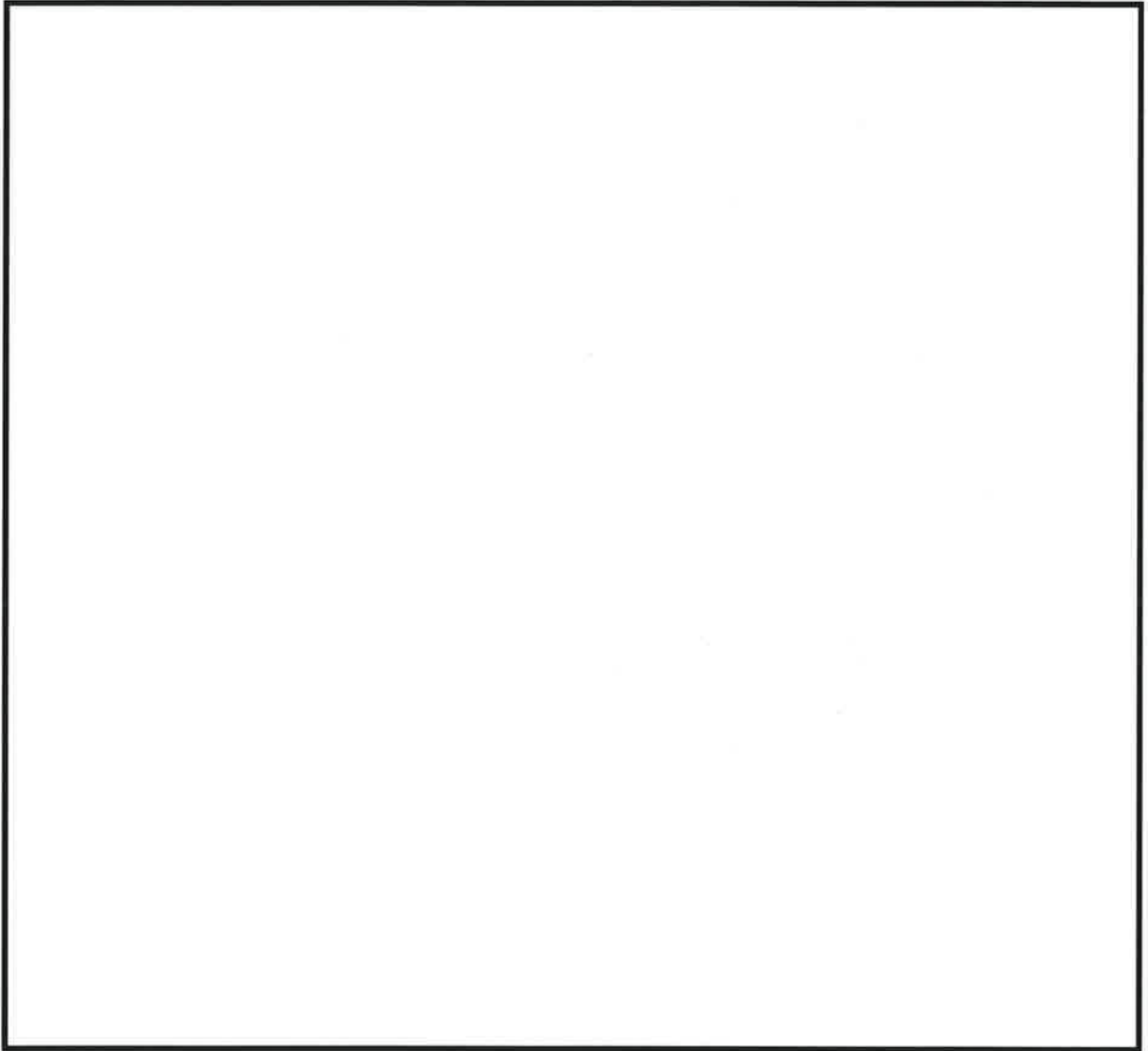
(注3) 正負の製作公差のうち未臨界性評価上厳しくなる側の値を入力値とした。

(注4)

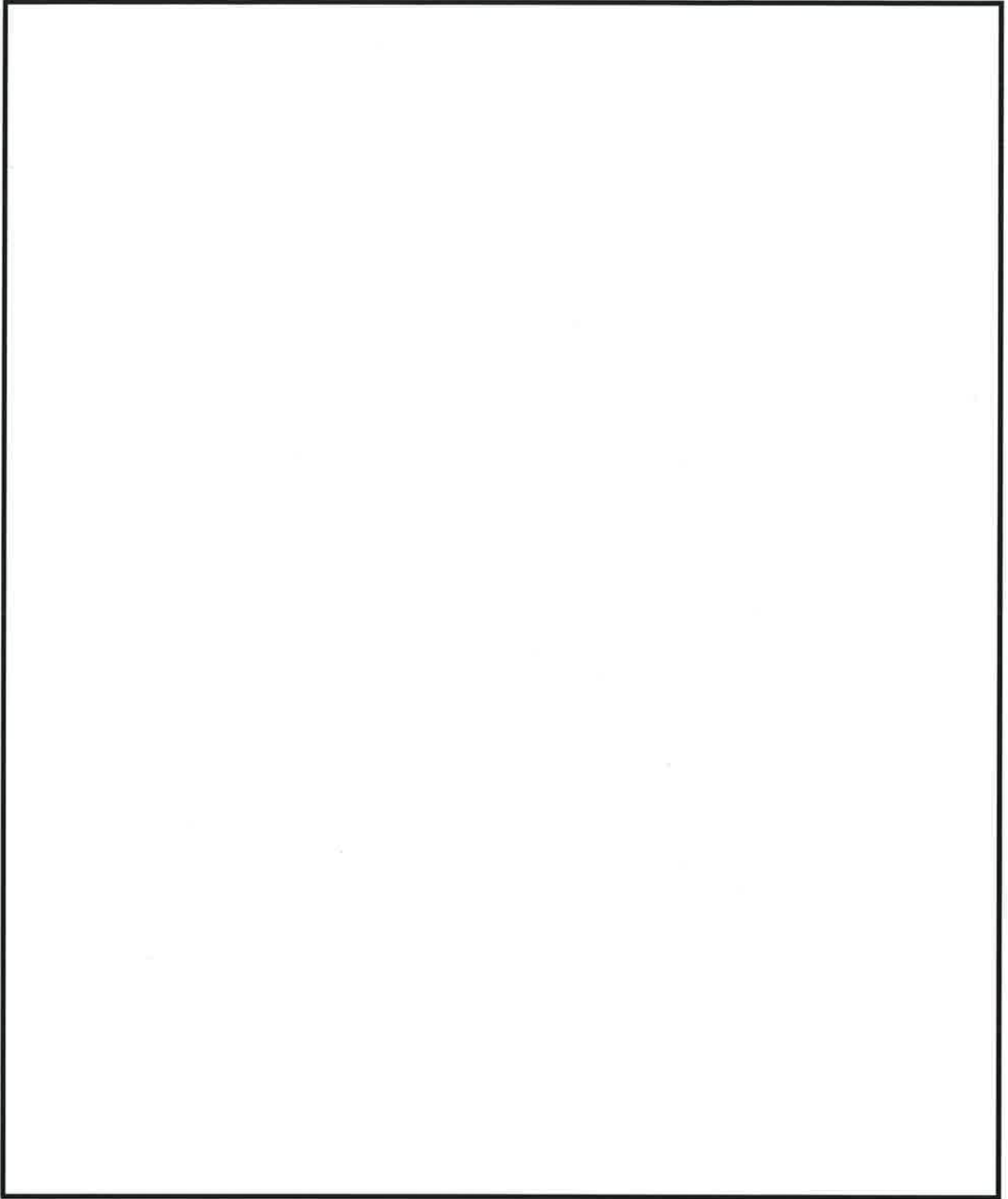
(注5) 未臨界性評価にはラック間隔が  を使用する。

(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



第2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  
周辺公衆への放射線被ばくの影響について

## 1. 想定事象

使用済燃料ピット（1号及び2号炉共用）において、冷却水がすべて喪失した場合を想定する。ただし、使用済燃料ピット（1号及び2号炉共用）のある原子炉補助建屋及び使用済燃料ピット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。

なお、使用済燃料ピット中の燃料は地表面よりも低い位置に貯蔵されており、周囲の土壌が遮蔽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。

## 2. 評価条件

### 2.1 線源の条件

使用済燃料ピット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コードにて第1表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。

スカイシャイン線量の評価モデルを第1図に示す。



使用済燃料ピット冷却水はすべ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、放射線が散乱するオペレーションフロア（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蔽効果は考慮せず、放射線の散乱領域が大きくなるよう、使用済燃料ピットの幅は長手方向の寸法を用いるとともに、使用済燃料ピット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、集落側の敷地等境界上で、使用済燃料ピット（1号及び2号炉共用）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。第2表に評価地点の評価条件、第2図に評価地点の概略図を示す。

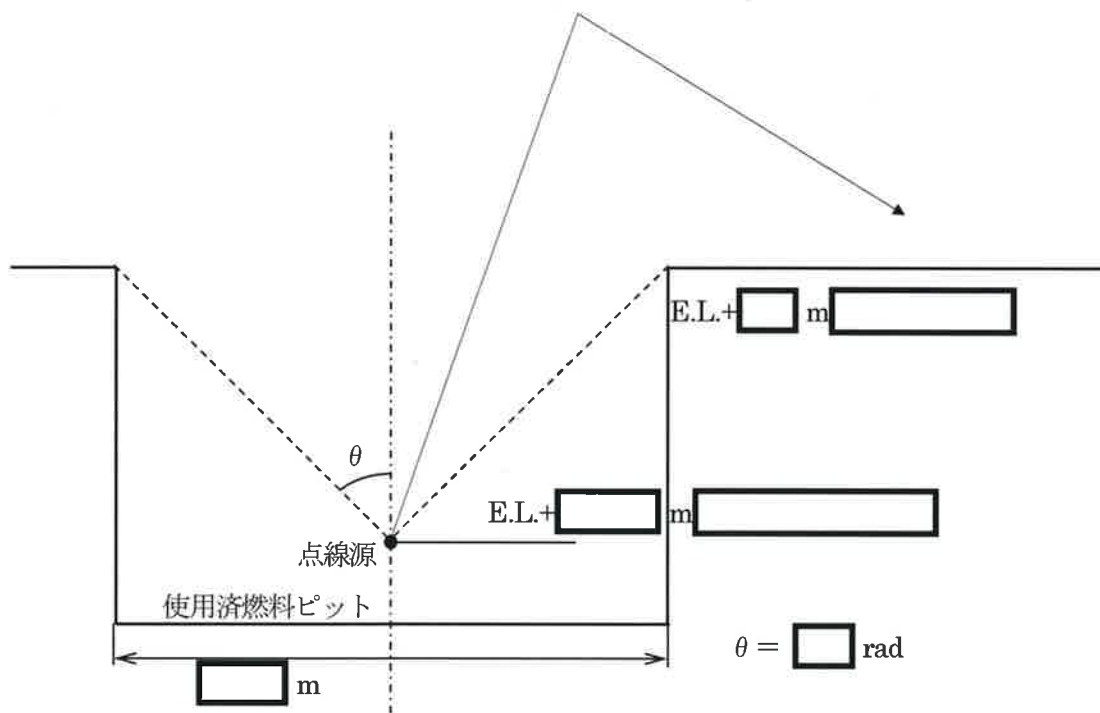
### 3. 使用済燃料ピットからのスカイシャイン線による実効線量評価結果

使用済燃料ピット（1号及び2号炉共用）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、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  $1.1 \mu\text{Sv/h}$  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ピット（1号及び2号炉共用）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、周辺公衆への放射線被ばくの影響は小さい。

第1表 線源強度の設定条件

条件	1号及び2号炉共用
燃料仕様	17×17型燃料
燃焼条件	~55GWd/t
冷却条件	6年以上冷却
貯蔵体数	704体*

※：現在3号炉及び4号炉使用済燃料ピットに貯蔵中の使用済燃料を一部含む。

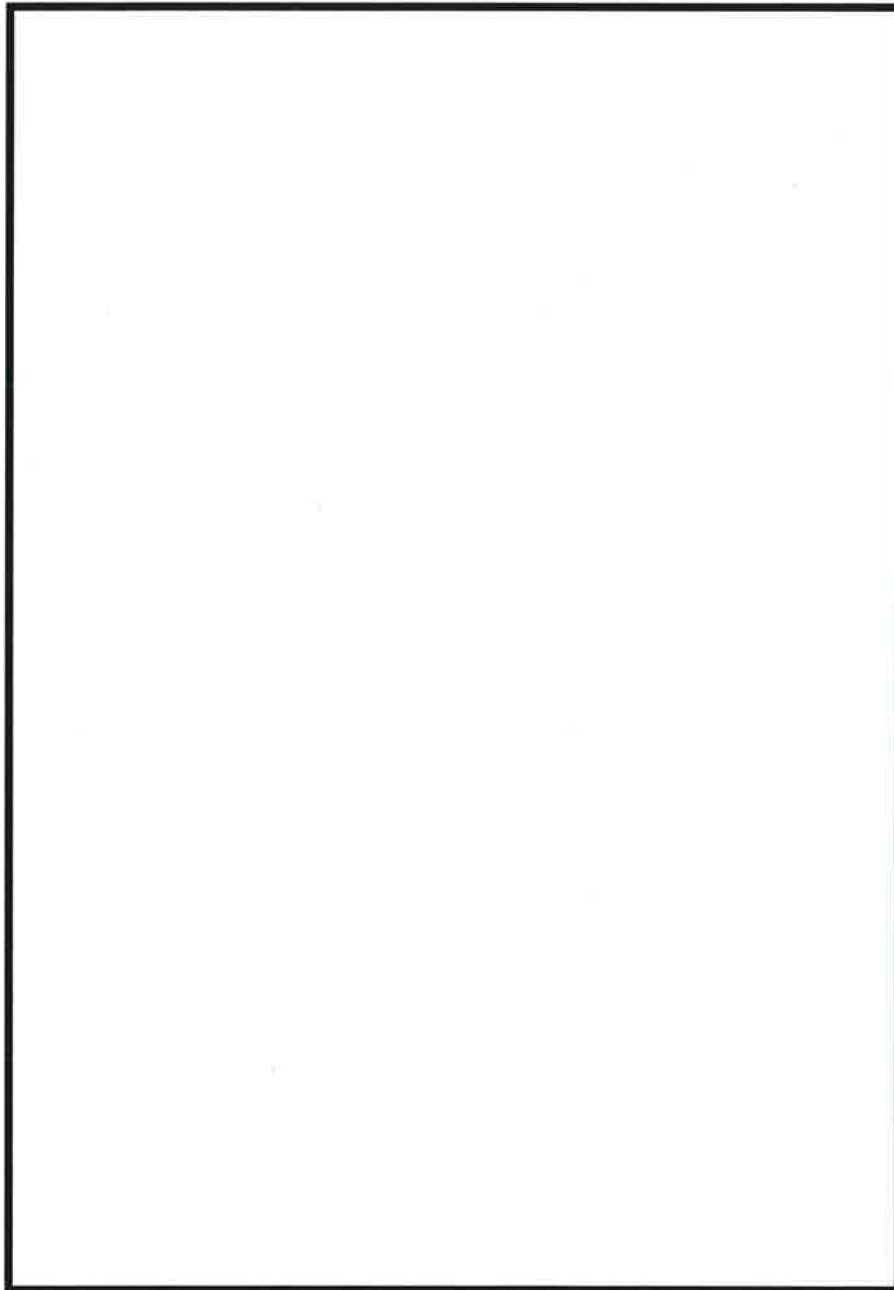


(注) O/F 上部の範囲の遮蔽は考慮しない。

第1図 評価モデル

第2表 評価地点の評価条件

評価地点		評価地点 E.L.	距離
敷地等境界評価地点 (2号炉中心から SSE 方向)	1号及び2号炉共用 原子炉補助建屋から	+40.0 m	約 750 m



第2図 評価地点の概略図