

女川原子力発電所 1 号炉審査資料	
資料番号	01-DP-018(改2)
提出年月日	令和2年2月5日

女川原子力発電所 1 号発電用原子炉
1 号炉使用済燃料プール水全喪失時の
評価について

令和2年2月
東北電力株式会社

目 次

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評価…………… 1
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…………… 5
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…………… 10

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評価

1. 1 評価条件

使用済燃料プールの保有水が全喪失した場合であっても、崩壊熱量が小さいときには、露出した燃料が、空気の自然対流により冷却維持が可能と考えられる。

評価条件として、平成29年4月1日時点の崩壊熱を想定し、使用済燃料プール水が全て喪失していると仮定し、使用済燃料の発熱は、原子炉建家内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ものとする。

使用済燃料プール水が全て喪失し、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。次に、原子炉建家内空気が最も発熱量が大きい燃料の下部から流入した際の燃料出口での空気温度を崩壊熱より評価し、その空気温度とするために必要となる燃料被覆管温度を、熱伝達を考慮することにより評価を行う（図1）。

なお、本評価モデルでは、ヒートシンクは原子炉建家の天井のみとしており、建家からの放熱の観点からは保守的な設定としている。また、原子炉建家の換気は考慮せず、密閉状態を想定している。燃料への空気の流路は、チャンネルボックスの断面を実効的な流路と考え、チャンネルボックスと使用済燃料貯蔵ラック間の領域は無視する保守的な設定としている。評価条件を表1に示す。

燃料健全性評価に用いたパラメータ（内表面熱伝達率、コンクリートの熱伝導率、外面熱伝達率）の考え方について、別紙1に示す。また、相当外気温度における太陽の輻射熱の考慮について、別紙2に示す。

1. 2 評価結果

燃料被覆管温度評価結果を表2に示す。燃料は室内空気の自然対流により冷却され、1号炉での燃料被覆管温度は最高でも約287℃以下に保たれる。これらの燃料被覆管温度では、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^[1]。建家内空気温度評価の保守性について、別紙3に示す。

また、燃料被覆管温度を287℃とした条件において、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たクリープ歪の評価を行った。この結果、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、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%^[2]を十分下回っていることから、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。

以上のことから、使用済燃料プールの保有水が全て喪失しても、燃料被覆管温度は約287℃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。

表 1 評価条件

計算手順	入力パラメータ	値	根拠
原子炉建家からの放熱計算 (建家内空気温度計算)	使用済燃料の総発熱量	165kW	・ S F P に貯蔵されている使用済燃料 821 体の総発熱量 (平成 29 年 4 月 1 日時点) ・ O R I G E N 2 にて崩壊熱を計算
	天井面積		伝熱面積として建家の全天井面積を設定
	内表面熱伝達係数	$9W/(m^2 \cdot K)$	建築分野で標準的に用いられる値を設定[3]
	天井コンクリートの厚さ		建物図面より設定
	コンクリートの熱伝導率	$2.6W/(m \cdot K)$	コンクリートの一般的な物性値を設定[4]
	外表面熱伝達係数	$23W/(m^2 \cdot K)$	建築分野で標準的に用いられる値を設定[3]
	相当外気温度	60℃	太陽の輻射効果を考慮して設定[5]
自然対流熱伝達の計算 (燃料集合体出口空気温度計算)	燃料集合体 1 体の発熱量	0.374kW	・ S F P に貯蔵されている使用済燃料 821 体のうち燃料集合体 1 体の発熱量の最大値 (平成 29 年 4 月 1 日時点) ・ O R I G E N 2 にて崩壊熱を計算
	流路面積		ラックセル内のチャンネルボックス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		流路面積と摩擦損失計算用濡れぶち長さより算出
	局所圧力損失係数		燃料集合体内の局所圧力損失係数として、下部タイプレート、スパーサ (7 個) 及び上部タイプレートの局所圧力損失係数の合計値に余裕を見て、計算流路全体の係数として設定
燃料被覆管表面温度計算	熱の等価直径		流路面積と伝熱計算用濡れぶち長さより算出
	発熱長さ		燃料棒有効長を設定
	ピーキングファクタ	2.6	直近の運転サイクル中の最大値 (実績値) を設定

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表2 1号炉 燃料被覆管温度・クリープ歪

項目	1号炉	備考
燃料被覆管温度 (°C)	約 287	・平成 29 年 4 月 1 日時点 ^{※1} での評価
クリープ歪 (%) ^{※2}	約 0.1	・平成 29 年 4 月 1 日時点 ^{※1} での評価

※1 全燃料は使用済燃料プールに貯蔵された状態

※2 BWRの未照射燃料被覆管クリープ式^[6]を用いてクリープ歪を評価。当該クリープ式は、8×8燃料を試供材とした実験結果に基づき導出されたものだが、8×8燃料と9×9燃料は共に被覆管材質がジルカロイ-2であり、燃料被覆管肉厚が異なるものの、当該式は、被覆管周方向応力を変数とする関数であることから、同様に扱うことができる

(参考文献)

- [1] “Air Oxidation Kinetics for Zr-Based Alloys”, Argonne National Laboratory, NUREG/CR-6846 ANL-03/32
- [2] 「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
- [3] 「最新建築環境工学」田中俊六 他共著, 井上書院
- [4] 「コンクリート標準示方書」土木学会
- [5] 「空気調和・衛生工学便覧第13版 3 空気調和設備設計篇」空気調和・衛生工学会編
- [6] 「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

(1号炉)

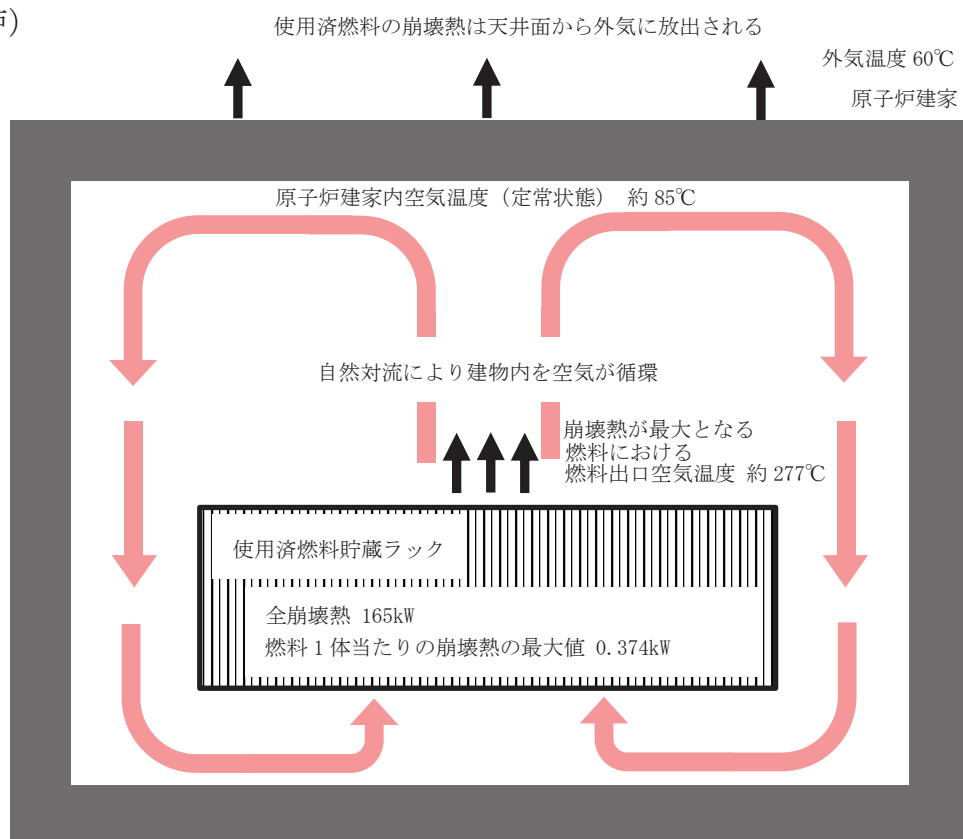


図1 評価モデル

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

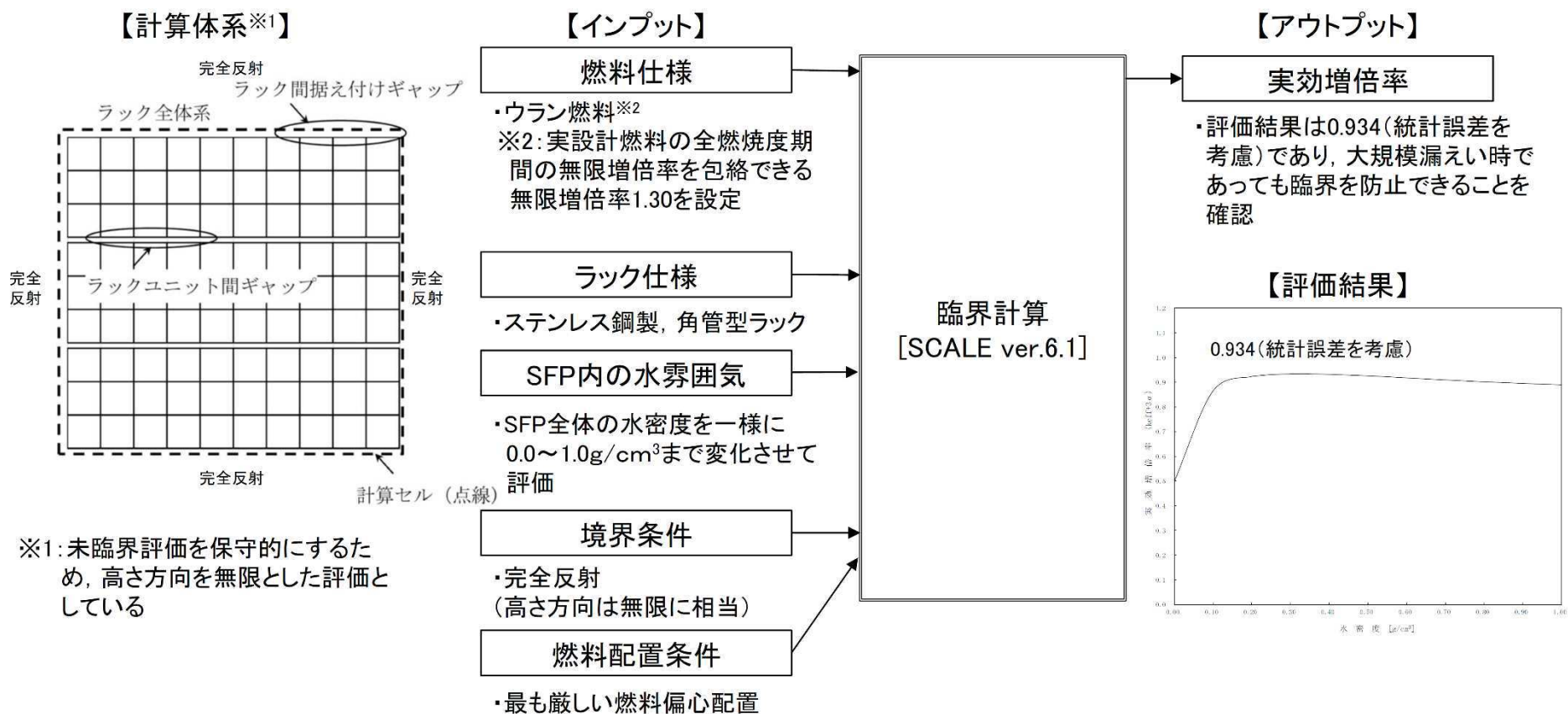
2. 1 評価の概要

使用済燃料プール水が沸騰や喪失した場合を想定し、燃料仕様やラック仕様等をインプットとした SCALE コードで実効増倍率を評価し、臨界を防止できることを確認した。評価の概要及びパラメータの根拠を図 2 及び表 3 に示す。また、平成 30 年 12 月 21 日時点の使用済燃料貯蔵ラックの配置状況を図 3 に示す。

また、未臨界評価の計算体系の考え方について別紙 4 に示す。

2. 2 未臨界性評価の不確定性について

未臨界評価においては、使用済燃料貯蔵ラックの製造公差、使用済燃料貯蔵ラック内燃料偏心等の不確定性を考慮して保守的な評価を実施している。モンテカルロ計算による実効増倍率評価結果の統計誤差と使用済燃料貯蔵ラック内燃料偏心等の不確定性を考慮した実効増倍率を表 4-1 に示す。また、使用済燃料貯蔵ラックの製造公差、使用済燃料貯蔵ラック内燃料偏心等保守的に設定した条件の影響について、表 4-2 に示す。



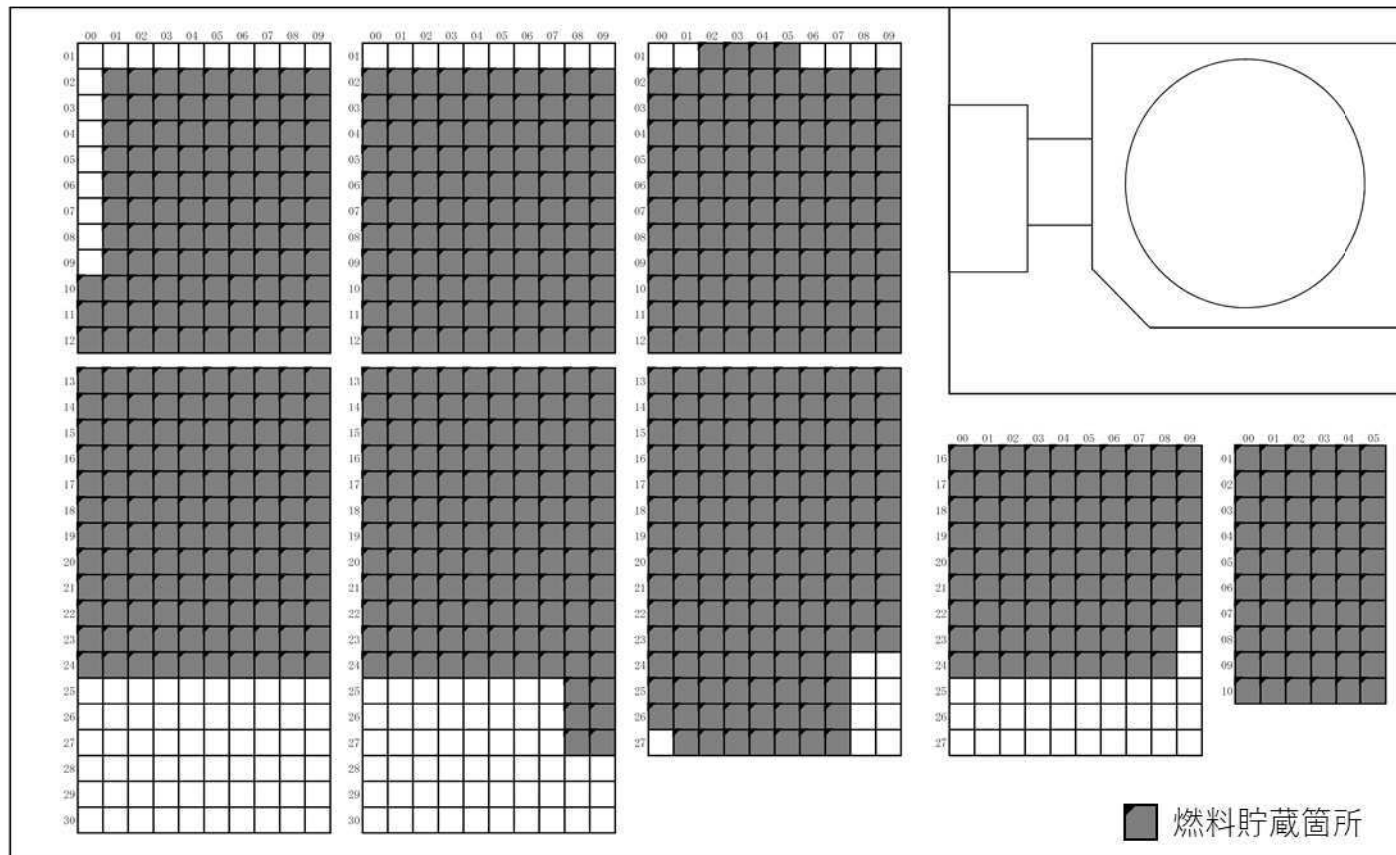
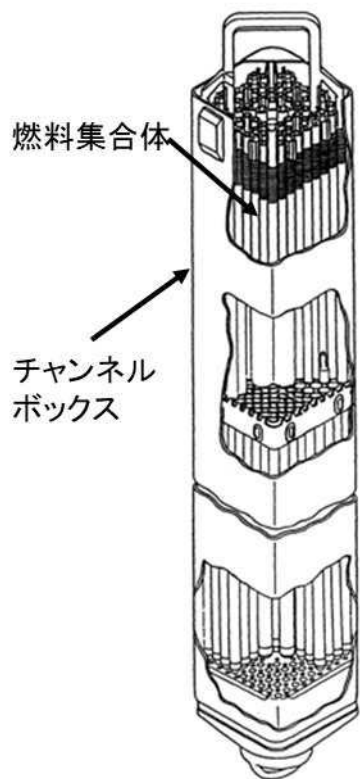
※1: 未臨界評価を保守的にするため, 高さ方向を無限とした評価としている

図2 評価概要

表3 パラメータの根拠

	パラメータ	計算条件	設定根拠
燃料仕様	(燃料種類)	ウラン燃料	実設計燃料の全燃焼度期間の無限増倍率を包絡できる無限増倍率1.30を設定
ラック仕様	材料	ステンレス鋼	—
	厚さ		未臨界性評価上厳しくなるように、製造公差を考慮して下限値を設定
	内のり		未臨界性評価上厳しくなるように、製造公差を考慮して上限値を設定
	中心間距離		未臨界性評価上厳しくなるように、製造公差を考慮して下限値を設定
	ラック内燃料偏心	ラック中央に向かって偏心	未臨界性評価上厳しくなるような偏心配置を調査して設定
SFP内水分雰囲気密度		0.0~1.0g/cm ³	いかなる密度条件においても臨界を防止できることの確認として設定
境界条件	上面, 下部	完全反射	高さ方向は無限長, 側面はラック単位が無限に繰り返す配置に相当するため, 未臨界性評価上厳しくなる
	側面		

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



燃料集合体及びチャンネルボックス

使用済燃料プール内の状況

図3 使用済燃料及び使用済燃料貯蔵ラックの概要

表 4 - 1 統計誤差

実効増倍率		
実効増倍率	$\pm \sigma^{※1}$	実効増倍率 + 3 σ
0.934	0.00019	0.934

※1 統計誤差

表 4 - 2 ラック製造公差等の実効増倍率評価に与える不確定性

臨界計算上の不確定性評価項目	不確定性
厚さ	
内のり	
中心間距離	
ラック内燃料偏心	

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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

3. 1 評価の概要

1号炉原子炉建家内の使用済燃料プールの冷却水が全て喪失した場合を想定して、敷地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率を評価した。

3. 2 前提条件

評価の前提条件は以下のとおりとする。

- ・1号炉原子炉建家内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。
- ・使用済燃料プール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。
- ・評価は燃料集合体から放出される γ 線を線源として実施する。

3. 3 評価条件

評価条件は以下のとおりとする。

- ・使用済燃料集合体の健全性は維持される。
- ・線源となる貯蔵中の使用済燃料は、燃焼度及び冷却年数を保守的に設定し、燃料は全数保管していることとする。
- ・使用済燃料プール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。
- ・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しない。
- ・評価モデルは、実際の使用済燃料貯蔵ラック配置を包絡する形状を想定し、そ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するモデルとする。
- ・評価は、海側方位を除いた敷地境界上で、1号炉原子炉建家内の使用済燃料プールからの距離が最も短く、実効線量率が最大となる地点について実施する。
- ・線源強度の設定条件を表5、評価地点の条件を表6に示す。
- ・評価モデルを図5に示す。

3. 4 評価結果^{※1※2}

敷地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率は約7.7 μ Sv/hとなり、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^{※3}ことから、周辺公衆の放射線被ばくへの影響は小さい。

- ※1：中性子線による線量率は、使用済燃料近傍において γ 線による線量率に比べ4桁以上小さいため評価結果には影響しない。
- ※2：燃料集合体の上部構造物は、線源としての効果もあるが、燃料有効部からの放射線を遮蔽する効果の方が大きく、敷地境界上の評価地点における線量率が1割程度小さくなるため考慮していない。
- ※3：敷地境界上における被ばく線量が事故時の線量目標である5 mSvに達するまで約27日間の期間がある。

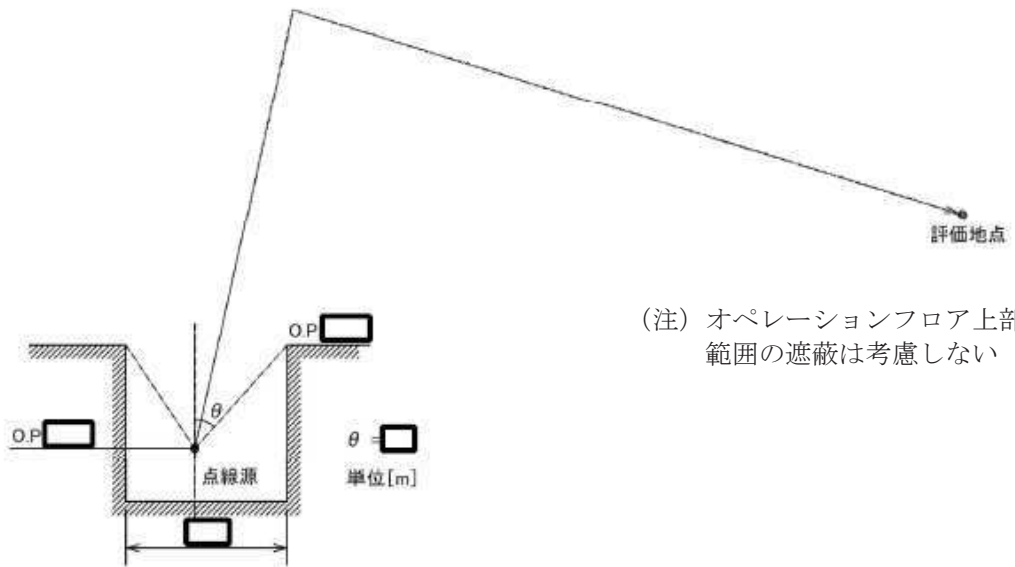
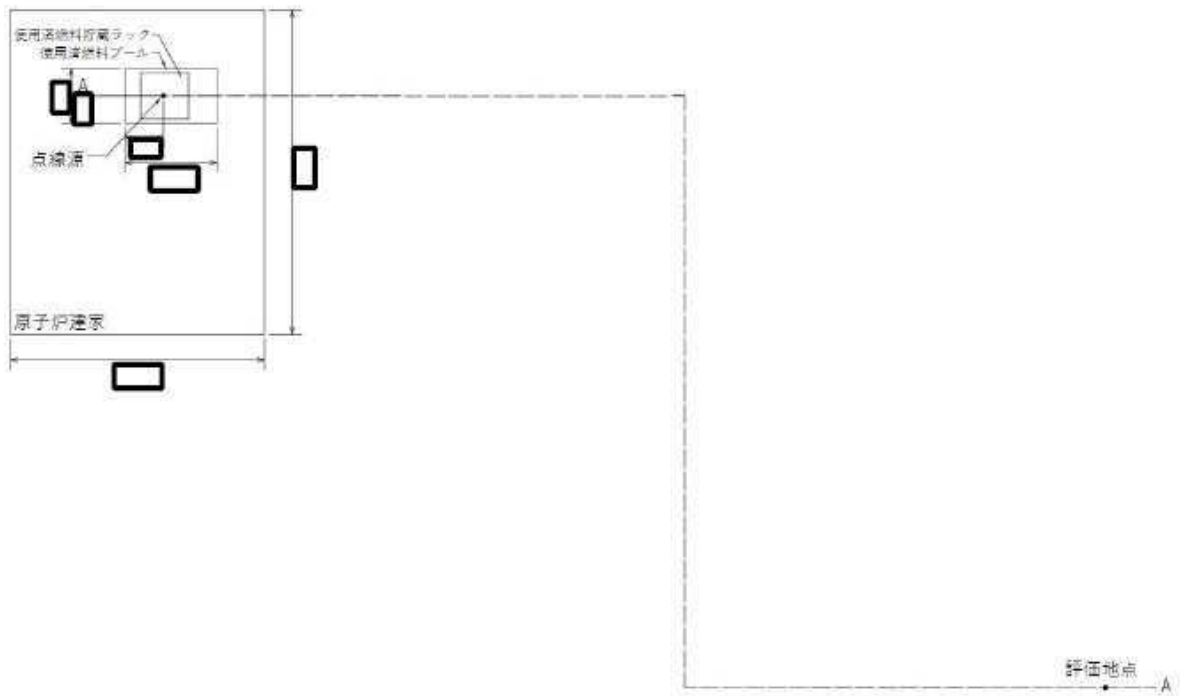
表5 線源強度の設定条件

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6 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5 評価モデル^{※4}

※4：線源の位置は、使用済燃料貯蔵ラック中央に点線源として想定する。
点線源の高さは、保守的に使用済燃料有効部上端高さに配置する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. 5 直接線の考慮が不要であることの理由について

使用済燃料の上端は、使用済燃料プールの設置されている原子炉建家のオペレーションフロアから約7m下にあり、使用済燃料プール壁面等の周囲構造物は健全で遮蔽する効果は維持されることから、直接線の影響は無視できるとしている。

なお、添付書類六追補で評価している周辺公衆に対するスカイシャイン線による線量評価と同地点の直接線の実効線量を、使用済燃料プール壁面等の周囲構造物による遮蔽を考慮して評価を行った。

a. 直接線による実効線量の評価条件

- ・線源強度および評価地点の条件は、スカイシャイン線評価と同様に、表5および表6の条件にて算出した。
- ・使用済燃料プール壁面等の周囲構造物による遮蔽を考慮し、評価地点における直接線による実効線量を評価した。
- ・使用済燃料プール壁面等の周囲構造物による遮蔽は、工認に記載のコンクリート厚さとして、使用済燃料プール壁面のコンクリート厚さは2.1m、原子炉建家外壁は0.6mとした。
- ・直接線の評価に当たっては、実績のあるQAD-CGGP2Rコードを使用した。

b. 評価結果

直接線による実効線量は約 $1.5 \times 10^{-10} \mu\text{Sv/h}$ となり、スカイシャイン線による実効線量の約 $7.7 \mu\text{Sv/h}$ と比べ十分に小さいことから、直接線の考慮は不要である。

燃料健全性評価に用いたパラメータの考え方について

1. はじめに

廃止段階の試験研究炉・実用発電用原子炉の使用済燃料プールに保管している使用済燃料の健全性評価については、使用済燃料プールの水が喪失した場合の建家内空気温度を評価し、その温度が1年間継続した場合に、熱によるクリープ歪によって損傷が発生しないことを評価することで、燃料の健全性に影響がないことを確認している。

評価を実施するにあたって、外気温度や建家の放熱面積等のプラント毎に設定する数値を現実的に起こりえない厳しい条件を設定している。これら厳しく設定したプラント固有のパラメータと、各種の文献から引用した値を組み合わせることで評価を実施することにより、建家内の空気温度を保守的に評価している。以下に建家内の空気温度の評価方法及びその保守性について示し、その後、コンクリートの熱伝導率、内表面熱伝達率及び外表面熱伝達率の考え方を示す。

2. 建家内の空気温度の評価方法

建家内空気温度(T_{in-air})は、①使用済燃料の総発熱量(Q_{total})、②天井面積(A_{roof})、③内表面/外表面熱伝達率(h_1/h_2)、④コンクリート熱伝導率(λ_{con})、⑤相当外気温度($T_{out-air}$)など様々なパラメータを組み合わせることで評価している。

$$\begin{aligned} \text{(評価式)} \quad T_{in-air} &= q'' (1/h_1 + t_{con}/\lambda_{con} + 1/h_2) + T_{out-air} \quad (^\circ\text{C}) \\ q'' &= Q_{total}/A_{roof} \end{aligned}$$

評価においては、保守的に実施するため、以下のパラメータを厳しく想定している。

- ・相当外気温度：文献データ^[1]を基に一般化された「実効温度差」を室温（設計室温の40℃を採用）に加算し、これを相当外気温度としている。この相当外気温度が1年間昼夜問わず継続すると仮定^{※1}

※1 実際は季節・昼夜による気温変動が想定されるが、保守的にこれらの効果を見逃している。外気温が高くなるほど燃料被覆管温度は高くなる。

- ・天井面積：使用済燃料プールが設置されている建家から外気の放熱を、使用済燃料プール直上の天井面からだけに限定^{※2}

※2 実際は建家の壁面や底面からの放熱が想定されるが、保守的にこれらの効果を見逃している。放熱面積が限定されるほど建家内からの放熱量が減少するため、燃料被覆管温度が高くなる。

3. コンクリートの熱伝導率の考え方

コンクリートの熱伝導率は、コンクリートの一般的な物性値である $2.6\text{W}/(\text{m}\cdot\text{k})$ を使用している。以下に現実的な評価条件におけるコンクリートの温度の評価を示し、同物性値を使用することの妥当性を示す。

3. 1 建家天井内面温度(T_1)の算出方法

<算出式>

$$T_1 = T_{\text{in-air}} - q''_{\text{roof}} / h_1$$

ここで、建家内空気温度($T_{\text{in-air}}$)は、下記のように①使用済燃料の総発熱量(Q_{total})、②天井/側壁伝熱面積($A_{\text{roof}}/A_{\text{wall}}$)、③内表面/外表面熱伝達率(h_1/h_2)、④コンクリート熱伝導率(λ_{con})、⑤相当外気温度($T_{\text{out-air}}$)、⑥天井/側壁厚さ($t_{\text{roof}}/t_{\text{wall}}$)などのパラメータを組み合わせて評価。

<算出式>

$$T_{\text{in-air}} = Q_{\text{total}} / (K_{\text{roof}} \times A_{\text{roof}} + K_{\text{wall}} \times A_{\text{wall}}) + T_{\text{out-air}} (\text{°C})$$

$$K_{\text{roof}} = 1 / (1/h_1 + t_{\text{roof}}/\lambda_{\text{con}} + 1/h_2)$$

$$K_{\text{wall}} = 1 / (1/h_1 + t_{\text{wall}}/\lambda_{\text{con}} + 1/h_2)$$

K_{roof} と K_{wall} は、天井と側壁における建家内面から外面の熱通過率を示す。

$$q''_{\text{roof}} = K_{\text{roof}} (T_{\text{in-air}} - T_{\text{out-air}})$$

3. 2 現実的なパラメータの設定及びコンクリート温度の評価結果

入力パラメータのうち、伝熱面積については、外気に接する側壁を考慮すると となる。

相当外気温度^{※3}については、過去10年のデータにおいて、1日平均値のうち最も高い値である 38°C を想定する。

※3 太陽の輻射熱を考慮した温度。燃料健全性の評価は1年間におけるクリープ歪量を評価するため、1日平均値のうち最も高い値を想定することは保守的な想定となる

以上より、建家天井(コンクリート)の温度を評価すると 45°C となる。従って、本評価においてコンクリート熱伝導率 ($2.6\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$) を設定することは妥当と考えられる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

4. 内表面熱伝達率及び外表面熱伝達率の考え方

内表面熱伝達率及び外表面熱伝達率は、文献^[2]に基づき、一般的に用いられている値を使用している。外表面熱伝達率の対流熱伝達率については、風速の設定が必要となるが、本評価においては風速 3 m/s を想定している。以下に内表面熱伝達率及び外表面熱伝達率の考え方、風速設定の妥当性について示す。

4. 1 内表面熱伝達率及び外表面熱伝達率の設定の考え方

本評価において内表面熱伝達率及び外表面熱伝達率は、建築環境工学の文献に基づき、一般的に用いられている以下の値を設定している。

- ・内表面熱伝達率 $9 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) = 4.6$ (放射熱伝達率) + 4.4 (対流熱伝達率 [無風])
- ・外表面熱伝達率 $23 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) = 5.1$ (放射熱伝達率)
+ 17.9 (対流熱伝達率 [風速 3 m/s])

4. 2 外表面熱伝達率における対流熱伝達率設定のための風速の考え方

外表面熱伝達率の対流熱伝達率については、屋外であることから風速 3 m/s の強制対流条件とした伝熱工学の式 (ユルゲスの式) を用いて算出している。風速 3 m/s を前提として算出した値を用いることについては以下の点から妥当である。

- ・女川原子力発電所の風速データのうち、過去 10 年間での最小年平均風速は図 1 に示すとおり、地上高 10m で約 1.7 m/s である。女川 1 号炉原子炉建家天井面は地上高約 47m であり、文献^[3]に基づき計算すると年平均風速は約 3 m/s と想定され同等である
- ・風速が変化したとしても建家温度が変動するまでには時間遅れが発生し、この間に風速も変化するため、短時間の風速の変化の影響は限定的である
- ・仮に風速が 2 m/s もしくは 1 m/s になったとしても、建家温度に与える影響は 2℃ もしくは 6℃ 上昇する程度であり、表 1 に示すとおり申請書に記載の建家内空気温度評価が有する保守性に包絡される

2015年風速データ（採取場所：地上高10m）

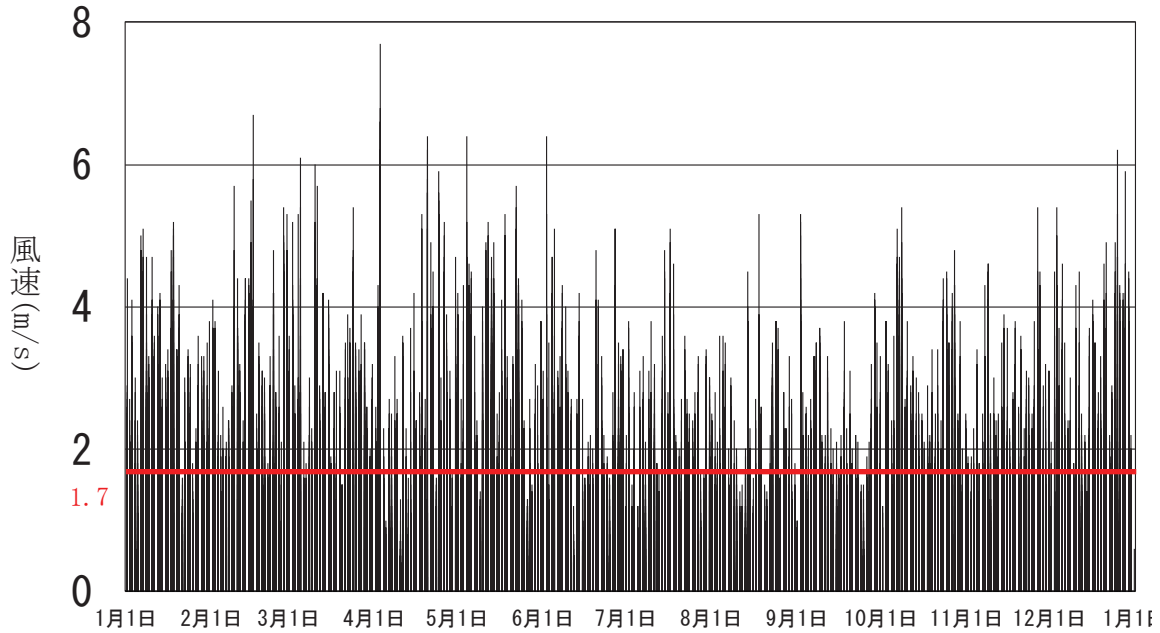


図1 2015年風速データ（採取場所：地上高10m）

表1 パラメータの変動に対する建家内空気温度の感度

	パラメータ	ケース別検討用評価			申請書評価
		①相当外気温度、伝熱面積をより現実に近い条件に見直した評価	②ケース①の条件から風速を2m/sに変更した評価	③ケース①の条件から風速を1m/sに変更した評価	
原子炉建家からの放熱計算 (建家内空気温度計算)	総発熱量 Q_{total}	165 kW(821体)	165 kW(821体)	165 kW(821体)	165 kW(821体)
	天井面積 A_{roof}	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
	内表面熱伝達率 h_1	9 W/(m ² ·K)	9 W/(m ² ·K)	9 W/(m ² ·K)	9 W/(m ² ·K)
	天井コンクリート厚さ t_{con}	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
	壁面面積	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	—
	コンクリート熱伝導率 λ_{con}	2.6 W/(m·K)	2.6 W/(m·K)	2.6 W/(m·K)	2.6 W/(m·K)
	外表面熱伝達率 h_2	23 W/(m ² ·K) (風速3m/sを前提)	18.7 W/(m ² ·K) (風速2m/s)	14.7 W/(m ² ·K) (風速1m/s)	23 W/(m ² ·K) (風速3m/sを前提)
	相当外気温度 $T_{out-air}$	38 °C (10年間の1日平均値のうち最も高い値・風速3m/sを前提)	40 °C (10年間の1日平均値のうち最も高い値・風速2m/s)	43 °C (10年間の1日平均値のうち最も高い値・風速1m/s)	60 °C (設計室温に実効温度差の文献値を加え保守的に丸めた値)
建家天井温度評価結果(天井内面)	—	約 45 °C	約 47 °C	約 51 °C	約 72 °C
建家内空気温度評価結果	—	約 52 °C	約 54 °C	約 58 °C	約 85 °C

+2 °C
+6 °C
27 °C以上の差

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(参考文献)

- [1] 「空気調和・衛生工学便覧第 13 版 3 空気調和設備設計篇」, 空気調和・衛生工学会編
- [2] 「最新建築環境工学」田中俊六 他共著 井上書院
- [3] 「ビル風の基礎知識」風工学研究所 鹿島出版会

相当外気温度における太陽の輻射熱の考慮について

相当外気温度は、文献データ^[1]を基に日射の影響を考慮して一般化された「実効温度差」を用い、これを建家室温に加算した値を設定している。このため、日射量の影響は考慮しているが、そのデータは使用していない。以下に相当外気温度の評価方法について示す。

<算出式>

$$\begin{aligned} \text{相当外気温度} &= \text{実効温度差} + \text{建家室温} \\ \text{実効温度差 (11℃)}^{*1} &= \text{文献記載の実効温度差 (25℃}^{*2}) \\ &\quad + \{ \text{想定室温 (26℃)} - \text{建家室温} \} \\ \text{建家室温 (40℃)} &= \text{空調設計室温} \end{aligned}$$

以上より、相当外気温度は以下のように評価される。

$$\begin{aligned} \text{相当外気温度} &= 11℃ + 40℃ \\ &= 51℃ \end{aligned}$$

本評価における相当外気温度は、51℃を切上げ、保守的に60℃としている。

※1 文献データが想定する室内温度と本評価の建家内温度の差異を考慮し補正

※2 実効温度差の決定には女川原子力発電所より気温の高い東京の夏季冷房用データを使用し、当該データのうち建家天井に相当するタイプⅢ・水平方位についての実効温度差の最大値(25℃)を採用している。なお、水平方位の実効温度差はその他の方位より保守的である

(参考文献)

- [1] 「空気調和・衛生工学便覧第13版 3 空気調和設備設計篇」, 空気調和・衛生工学会編

建家内空気温度評価の保守性について

1. 建家内空気温度評価の保守性の概要

図 1 に建家内空気温度評価の保守性について示す。

建家内空気温度については、申請値を 85℃としている。これに対して、伝熱面積及び相当外気温度の 1 日平均の最大値を想定した場合、52℃となる。さらに、仮に風速を 3 m/s から 1 m/s に低下させた場合、58℃、床・ラック下部を考慮した中心部の温度上昇を加味したとしても、63℃となり、申請値 85℃に対して 22℃程度の差がある。

また、更なる保守性として、建家換気の考慮、伝熱面積への床面等の追加などがある。

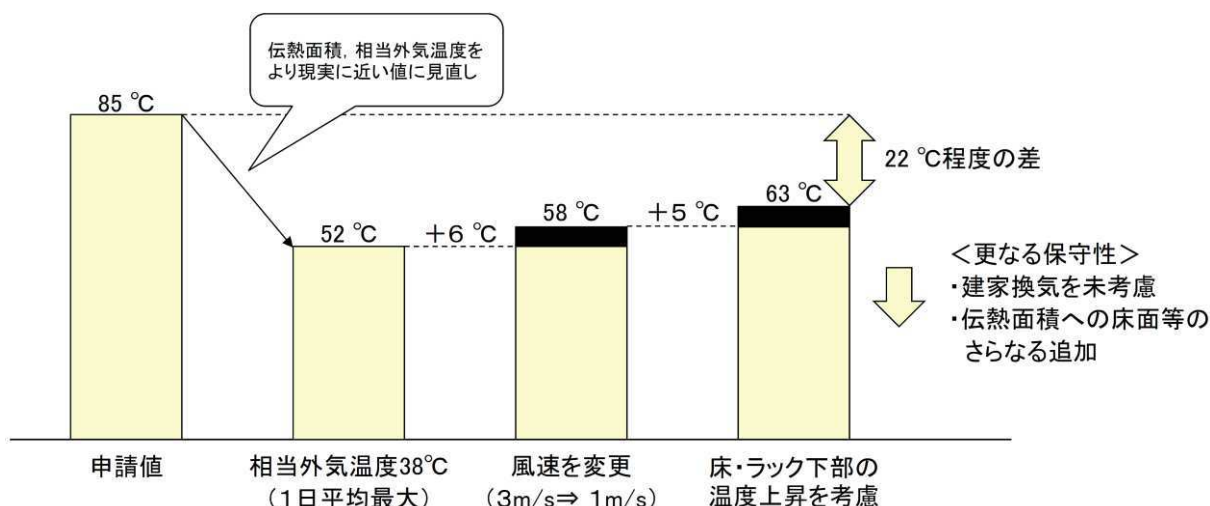


図 1 建家内空気温度評価の保守性について

2. 床・ラック下部を考慮したSFP中心部の温度上昇の想定について

SFP最外周から流入した空気がSFP中央部に達するまでに、床・ラック下部から加熱される場合の温度上昇を概算した。評価の概要を図2に示す。

2. 1 評価の前提

- ・床面及びラック構造物は、燃料集合体からの放射及び熱伝導により加熱されることから、空気への対流熱伝達における伝熱面と想定する
- ・床・ラック下部の熱流束は保守的に燃料発熱部と同じと仮定する（放射・熱伝導を介して熱が伝わる段階で温度差がついているため、現実には燃料棒表面の熱流束を超えることはなく、床からの除熱も考慮していないため十分保守的）
- ・床・ラック下部の表面積は伝熱面全体の2%以下であることから、発熱量の2%が空気に伝熱すると想定する

評価に使用する数値を以下に示す。

- ・平均的な燃料集合体の発熱量
：201W（総発熱量165kW÷821体=0.201kW）
- ・燃料集合体1体当たりの燃料発熱部の燃料棒の伝熱面積
： m²
- ・燃料集合体1体当たりに占める床・ラック下部の伝熱面積
： m²
- ・燃料集合体1体当たりの総伝熱面積に占める床・ラック下部の伝熱面積割合
： ÷ (+) = 2%
- ・床面付近を通過する空気が燃料集合体1体から受け取る熱量
：201W×2%=4W
- ・燃料集合体内を上昇する空気の質量流量は平均的な発熱量の燃料集合体に対する浮力と抵抗の釣り合いから算出（申請書温度条件）
： $\dot{m}=2.3 \times 10^{-3} \text{kg/s}$ (0.25m/s)
- ・空気の比熱（申請書温度条件^[1]）
： $C_p=1010 \text{J/kg} \cdot \text{K}$

2. 2 温度上昇の計算方法

SFP内に平均的な崩壊熱の燃料が一様に保管されていると仮定し、保管燃料が10×15ラックの全てに保管されているモデルを対象として最外周から流入する空気が中心部の燃料入口に達するまでの温度上昇を以下の手順で評価（表1及び図3参照）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(1) 最外周から i 列目の質量流量 m_i は、燃料集合体 1 体当たりの空気の質量流量を $\dot{m}=2.3 \times 10^{-3} \text{kg/s}$ とし以下のとおり算出

$$\dot{m}_i = \dot{m}(10-2i)(15-2i)$$

(2) 最外周から i 列目を通過する際に、床およびラック下部から受け取る熱量 \dot{Q}_i は燃料集合体 1 体あたり $\dot{Q}=4 \text{W}$ とし以下のとおり算出

$$\dot{Q}_i = \dot{Q}\{2 \times (10-2i) + 2 \times (15-2i) - 4\}$$

(3) この時の温度上昇は、空気の比熱を $C_p=1010 \text{J/kg} \cdot \text{K}$ とし算出

$$\Delta T_i = \dot{Q}_i / \dot{m}_i C_p$$

(4) 上記の温度上昇分を $i=0 \sim 4$ まで足し合わせることで中心部の燃料入口温度を求める

$$\Delta T = \sum_{i=0}^4 \Delta T_i$$

2. 3 結論

中心部の燃料集合体に到達する空気の温度上昇は保守的な申請書条件で評価しても約 5°C となり、この程度の温度上昇は申請書評価の保守性に十分に包絡される。

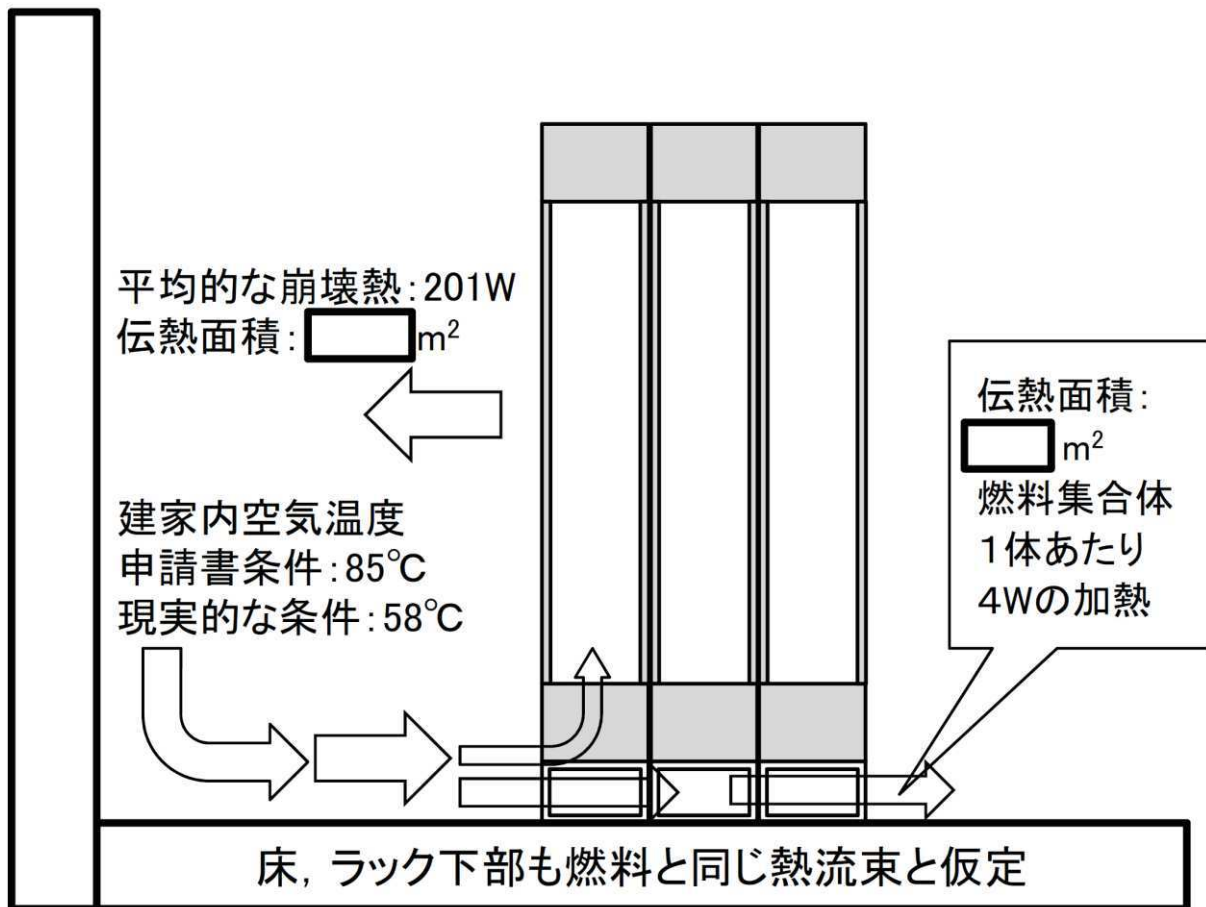


図2 燃料集合体 1 体当たりの加熱イメージ

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表1 温度上昇計算結果

	質量流量の計算に使う燃料集集体数	質量流量(kg/s)	伝熱量計算に使う燃料集集体数	空気への伝熱量(W)	温度上昇(°C)
最外周(i=0)	$10 \times 15 = 150$	$2.3 \times 10^{-3} \times 150 = 0.35$	46	$4 \times 46 = 184$	$184 / 1010 / 0.35 = 0.52$
1周内側(i=1)	$8 \times 13 = 104$	$2.3 \times 10^{-3} \times 104 = 0.24$	38	$4 \times 38 = 152$	$152 / 1010 / 0.24 = 0.63$
2周内側(i=2)	$6 \times 11 = 66$	$2.3 \times 10^{-3} \times 66 = 0.15$	30	$4 \times 30 = 120$	$120 / 1010 / 0.15 = 0.79$
3周内側(i=3)	$4 \times 9 = 36$	$2.3 \times 10^{-3} \times 36 = 0.08$	22	$4 \times 22 = 88$	$88 / 1010 / 0.08 = 1.09$
最内周(i=4)	$2 \times 7 = 14$	$2.3 \times 10^{-3} \times 14 = 0.03$	14	$4 \times 14 = 56$	$56 / 1010 / 0.03 = 1.85$
合計			150		4.88

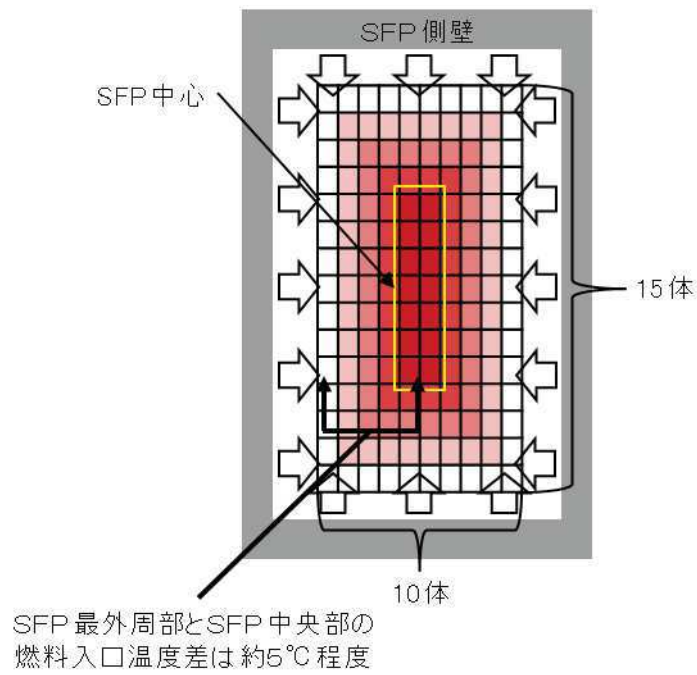


図3 SFP内の温度上昇イメージ

(参考文献)

[1] 「伝熱工学資料」，改定第5版

未臨界評価の計算体系の考え方について

本評価においては、計算体系を無限体系としている。計算体系を有限体系とした場合、中性子の漏れを考慮することになるが、無限体系においては、中性子の漏れが無い条件での評価を行うこととなり、保守的な評価結果となる。

本評価の計算モデルは、図 1 に示す使用済燃料貯蔵ラックを設定し、周囲での境界条件を完全反射（高さ方向は無限に相当）と設定することで中性子の漏れが無い保守的な条件としており、燃料集合体、使用済燃料貯蔵ラックの幾何学形状及び配置を模擬したラック全体系とし、プール全体をモデル化することよりも、保守的な計算モデルとなっている。

また、プール内には複数のラックが設置されているが、端部のラックに着目すると、ラックの外側に広い水領域が存在する。この影響を考慮するため、仮想的に水密度を $1\text{g}/\text{cm}^3$ より大きく設定し、中性子の減速の影響を大きくした場合についても図 2 に示す通り、実効増倍率は単調に減少することから最適減速条件から離れるため、本計算体系での評価は妥当である。

なお、本計算モデルにおいては、使用済燃料貯蔵ラックと隣の使用済燃料貯蔵ラックの中間が計算モデルの境界となるように設定することで、実設計の使用済燃料貯蔵ラック間距離を反映している。

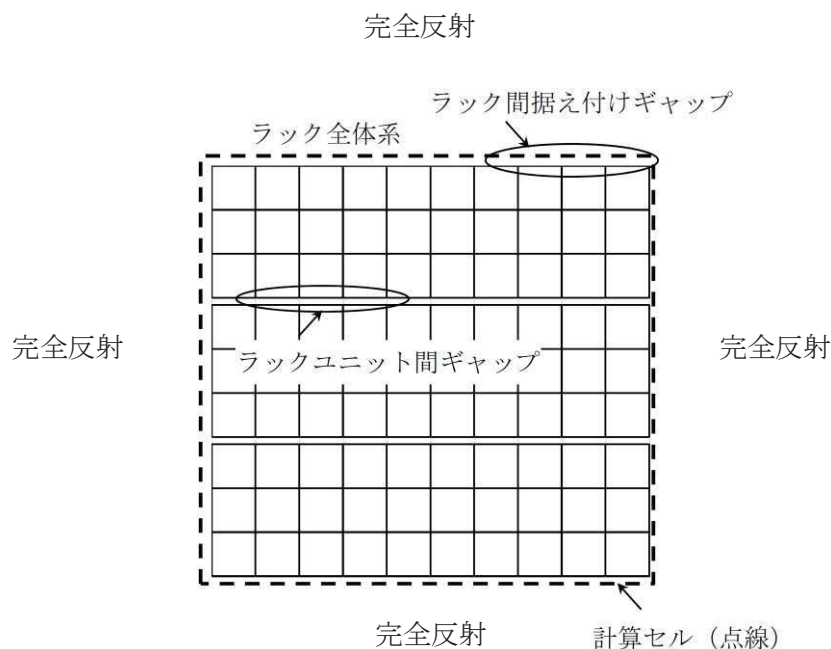


図 1 計算体系

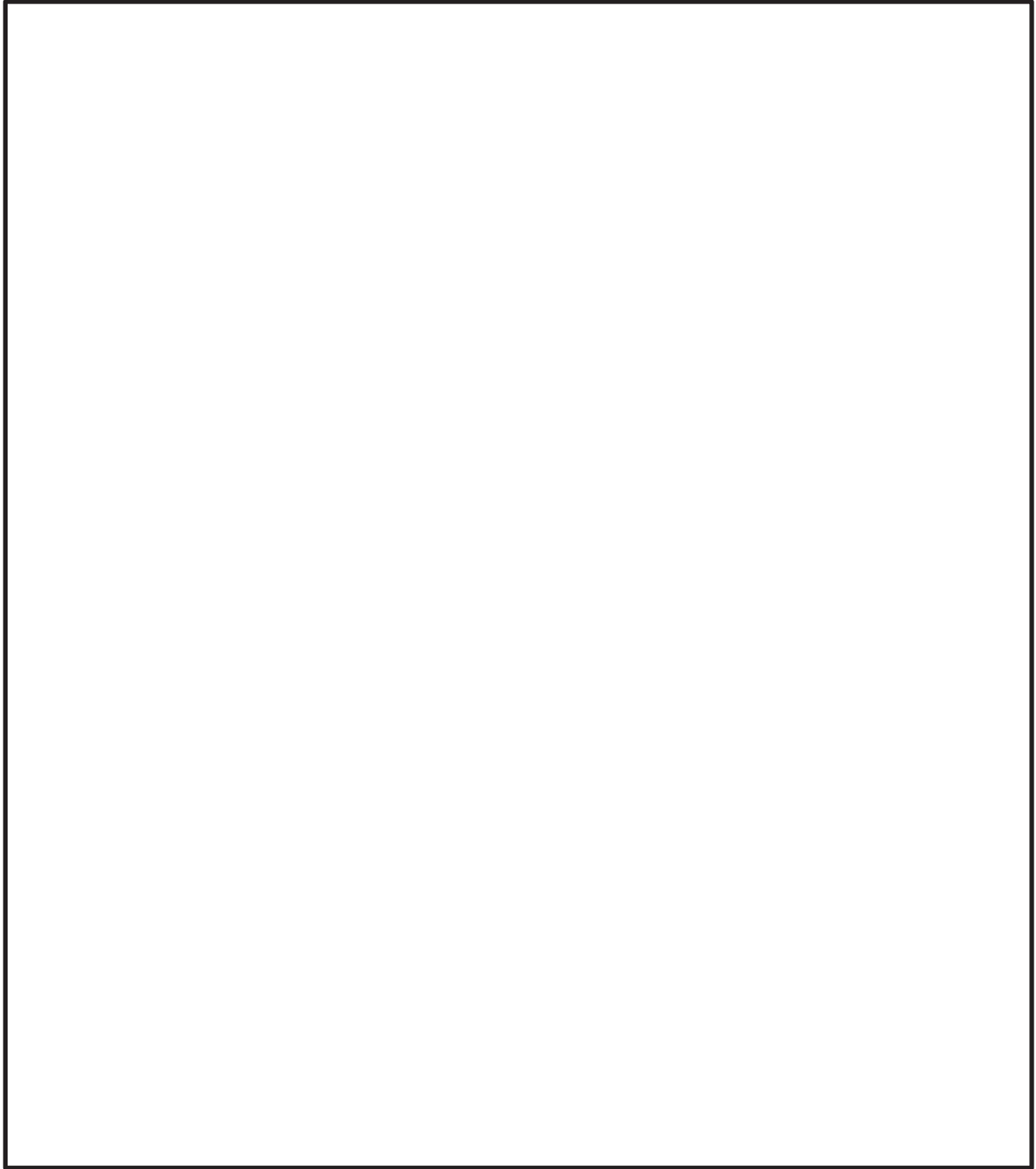


図2 中性子の減速の影響を大きくした場合の影響

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。