

福島第二原子力発電所
1号，2号，3号及び4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10月
東京電力ホールディングス株式会社

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について	- 1 -
1.1.	評価条件	- 1 -
1.2.	評価結果	- 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	- 8 -
2.1.	評価の概要	- 8 -
2.2.	評価条件	- 9 -
2.3.	評価基準	- 12 -
2.4.	評価結果	- 13 -
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	- 18 -
3.1.	評価の概要	- 18 -
3.2.	前提条件	- 18 -
3.3.	評価条件	- 18 -
3.4.	評価結果	- 19 -
3.5.	直接線の扱いについて	- 19 -
別紙 1	燃料健全性評価に用いたパラメータの考え方について	- 22 -
別紙 2	相当外気温度における太陽の輻射熱の考慮について	- 28 -
別紙 3	原子炉建屋（家）内空気温度評価の保守性について	- 32 -
別紙 4	廃止措置計画認可申請書の記載の適正化について	- 33 -

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

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、空気自然対流により露出した燃料の冷却維持が可能と考えられる。

評価条件として、令和2年2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、原子炉建屋（家）内空気並びに原子炉建屋（家）の天井及び燃料取替床以上の側壁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屋（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、原子炉建屋（家）内空気の最高温度を求める。次に、原子炉建屋（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表面温度を、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屋（家）の天井及び燃料取替床以上の側壁のみとしており、原子炉建屋（家）からの放熱の観点からは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（内表面熱伝達係数、コンクリートの熱伝導率、外表面熱伝達係数）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

1号、2号、3号及び4号炉の燃料被覆管表面温度評価結果を表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、2号、3号及び4号炉のうち1号炉での燃料被覆管表面温度が最も高く、最高でも322℃以下に保たれる。

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℃程度と評価され、表 2 の結果には影響しない。また、燃料中心温度と燃料被覆管表面温度の差は 1℃未満であり、燃料溶融に至ることはない。

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]。原子炉建屋（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 322℃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 322℃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 (1 / 3)

計算手順	入力パラメータ	値				根拠
		1号炉	2号炉	3号炉	4号炉	
原子炉建屋 (家)からの 放熱計算(原子 炉建屋 (家)内空気 温度計算)	使用済燃料の総発 熱量 Q_{total}	約 429 kW	約 431 kW	約 398 kW	約 382 kW	各号炉の使用済燃料プールに貯蔵 されている使用済燃料の崩壊熱の 合計をORIGEN2.2にて計算 (令和2年2月1日時点)
	天井の伝熱面面積 A_{roof}					天井面積を設定
	燃料取替床以上の 側壁の面積 A_{wall}					燃料取替床以上の原子炉建屋(家) 側壁面積を設定
	天井の内表面熱伝 達係数 h_{1roof}	9 W/(m ² ・K)				建築分野で標準的に用いられる値 を設定(対流及び輻射による熱伝達 を考慮) ^[3]
	燃料取替床以上の 側壁の内表面熱伝 達係数 h_{1wall}	4.6 W/(m ² ・K)				建築分野で標準的に用いられる値 を設定(輻射による熱伝達のみを考 慮) ^[3]
	天井コンクリート の厚さ t_{roof}					建屋(家)図面より設定
	燃料取替床以上の 側壁コンクリート の厚さ t_{wall}					建屋(家)図面より設定

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表1 評価条件 (2 / 3)

計算手順	入力パラメータ	値				根拠
		1号炉	2号炉	3号炉	4号炉	
原子炉建屋 (家)からの 放熱計算 (原 子炉建屋 (家)内空気 温度計算)	天井コンクリートの熱伝導率 λ_{roof}	0.472 W/(m・K)				軽量コンクリートの一般的な物性値を参照して設定 ^[4]
	燃料取替床以上の側壁コンクリートの熱伝導率 λ_{wall}	0.472 W/(m・K)	2.56 W/(m・K)			軽量コンクリート又は普通コンクリートの一般的な物性値を参照して設定 ^[4]
	天井外表面熱伝達係数 h_{2roof}	14.7 W/(m ² ・K)				建築分野で標準的に用いられている値を設定 ^[3]
	燃料取替床以上の側壁の外表面熱伝達係数 h_{2wall}	14.7 W/(m ² ・K)				建築分野で標準的に用いられている値を設定 ^[3]
	外気温度 $T_{out-air}$	45 °C				各時刻における外気温度に太陽輻射効果を考慮した相当外気温度について1日平均の最大値を設定
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 Q	約 321 W	約 335 W	約 319 W	約 313 W	各号炉の使用済燃料プールに貯蔵されている使用済燃料のうち、燃料集合体1体当たりの最大の崩壊熱をORIGEN2.2にて計算 (令和2年2月1日時点)
	摩擦損失計算用流路面積 A					チャンネルボックスに囲まれる面積 - (燃料棒+ウォータ・ロッド)に囲まれる面積

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 評価条件 (3 / 3)

計算手順	入力パラメータ	値				根拠
		1号炉	2号炉	3号炉	4号炉	
自然対流熱伝達の計算 (燃料集合体出口空気温度計算)	流れの等価直径 d_{ef}					$d_{ef} = 4A/L_f$ (A と摩擦損失計算用濡れ縁長さ L_f より算出)
	局所圧力損失係数 ζ					単相での燃料集合体局所圧損係数 ($=k$ (下部タイププレート) $+k$ (スペーサ) $\times 7+k$ (上部タイププレート)) を基に計算流路全体の局所圧損係数を設定
燃料被覆管表面温度計算	伝熱計算用流路面積 A'					チャンネルボックスに囲まれる面積
	熱の等価直径 d_{eh}					$d_{eh} = 4A'/L_h$ (A' と伝熱計算用濡れ縁長さ L_h より算出)
	発熱長さ L					燃料棒有効長を設定
	ピーキング係数 PF	2.30	2.34	2.46	2.29	最大線出力密度と炉心平均線出力密度の比を設定

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 燃料被覆管表面温度及びクリープ歪

項目	1号炉	2号炉	3号炉	4号炉	備考
燃料被覆管 表面温度 (°C)	約 322	約 305	約 277	約 259	令和2年2月1日 時点での評価 ^{※1}
クリープ歪 (%) ^{※2}	約 0.1	約 0.1 ^{※2}	約 0.1 ^{※2}	約 0.1 ^{※2}	令和2年2月1日 時点での評価 ^{※1}

※1：全ての燃料が各号炉の使用済燃料プールに貯蔵された状態。

※2：燃料被覆管表面温度が 320°Cを下回る場合は 320°Cとして評価した。

(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，一般社団法人 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

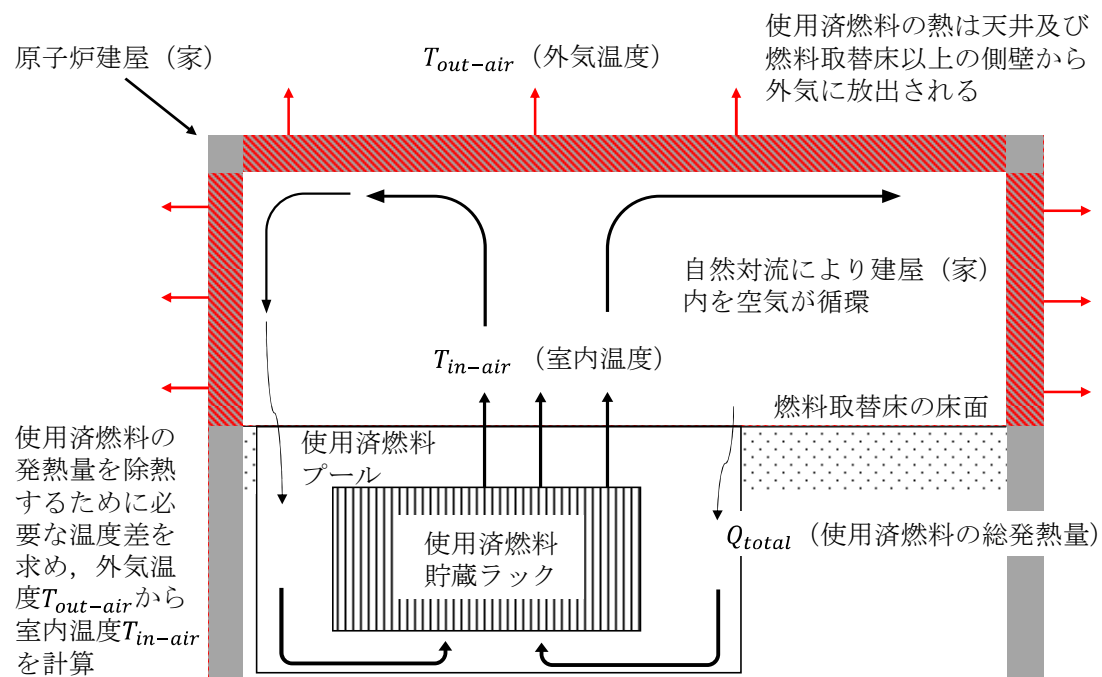


図1 評価モデル

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

燃料集合体が貯蔵された使用済燃料プールにおいて、使用済燃料プール水が沸騰や喪失した場合を想定し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 $0.0\sim 1.0\text{g/cm}^3$ まで変化させた条件で実効増倍率の評価を行う。評価の概要を図2及び図3に示す。

福島第二原子力発電所の使用済燃料プールでは、ボロン添加ステンレス鋼製ラックを使用している。これらのラックでは、ボロンによる中性子吸収効果が大きく中性子は減速不足の状態となっているため、水密度が大きいほうが実効増倍率は大きくなる。従って、プール水の沸騰や喪失により水密度が小さくなれば実効増倍率は減少すると考えられる。

本評価では、モンテカルロ法に基づく3次元多群輸送計算コードSCALEシステムを用いる。当発電所は1号炉から4号炉の使用済燃料プールを共用化しているため、評価にあたっては1号及び2号炉の燃料（C格子燃料）並びに3号及び4号炉の燃料（S格子燃料）を考慮する。また、1号及び3号炉並びに2号及び4号炉のラックの仕様はそれぞれ共通となっている。解析条件については、炉心装荷状態での無限増倍率が1.30となる燃料集合体のモデルバンドルを設定し、プール水温、ラック板厚、ラックセル間ピッチ、ボロン添加率、ラックセル内燃料配置それぞれについて評価結果が最も厳しくなる状態で評価する。また、モンテカルロ計算手法に特有な統計誤差を考慮するため、実効増倍率に標準偏差の3倍を加える。

評価の結果、実効増倍率が最も厳しくなるのは冠水状態（水密度 1.0g/cm^3 ）の0.940（1号及び3号炉）、0.929（2号及び4号炉）で評価基準0.95以下となり、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。

2.2. 評価条件

評価条件を表3にまとめる。また、評価条件の設定の考え方を以下に記載する
[1][2]。

(1) 燃料条件

使用済燃料貯蔵ラックの未臨界性評価に用いる燃料集合体の条件については、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、炉心装荷状態での無限増倍率が未燃焼の状態で1.30となるモデルバンドルを設定する。

モデルバンドルの断面形状は、水対ウラン比が大きい9×9燃料(A型)の上部断面を用いる。これは、ボロン添加ステンレス鋼製ラックの場合、ボロンによる中性子吸収効果が大きく中性子は減速不足の状態となっているため、水対ウラン比が大きいモデルバンドルを用いたほうが、ラック体系における中性子の減速不足状態が緩和され、実効増倍率が高く評価されるためである。

ここで、1号及び2号炉の燃料(C格子燃料)と、3号及び4号炉の燃料(S格子燃料)の燃料条件をそれぞれ設定する。

(2) ラックの寸法条件

ラックの寸法条件については、実効増倍率が最も大きくなるようラックの製造公差を組み合わせた寸法を用いる。ラックの製造公差としては、ラック板厚、ラックセル間ピッチ、ラックセル内幅がある。ここで、ラック板厚、ラックセル間ピッチ、ラックセル内幅は互いに従属するパラメータであり、2つが決まると残りのパラメータの設定範囲は制約を受ける。

① 1号及び3号炉のボロン添加ステンレス鋼製ラック¹

・ ラック板厚

製造公差を考慮して下限値を設定する。これは、中性子吸収材であるボロンの量が少なくなり、実効増倍率は大きくなるためである。

・ ラックセル間ピッチ

製造公差を考慮して下限値を設定する。これは、ピッチを小さくすると水ギャップが小さくなりその領域での熱中性子束が小さくなるため、ボロンに吸収される熱中性子が減少し実効増倍率は大きくなるためである。

・ ラックセル内幅

上述のとおり決定されたラック板厚、ラックセル間ピッチに適合する範囲内で、製造公差を考慮して上限値を設定する。これは、内幅を大きくすると、角管外の水ギャップが小さくなりその領域での熱中性子束が小さくなるため、ボロンに吸収される熱中性子が減少し実効増倍率は大きくなるためである。

② 2号及び4号炉のボロン添加ステンレス鋼製ラック²

・ ラック板厚

製造公差を考慮して下限値を設定する。これは、中性子吸収材で

¹ 1号及び3号炉のボロン添加ステンレス鋼製ラックは、角管を縦横に配列しこれらを補強板により束ねた構造となっており、隣接する角管の間には水ギャップが存在している。ここで、角管部分に燃料集合体1体を貯蔵する。

² 2号及び4号炉のボロン添加ステンレス鋼製ラックは、角管を市松模様に配列し角管のコーナー部同士を溶接して連結した構造となっている。ここで、角管又は角管及び外周の板で囲まれた角形部分に燃料集合体1体を貯蔵する。

あるボロンの量が少なくなり、実効増倍率は大きくなるためである。

- ラックセル間ピッチ

製造公差を考慮して下限値を設定する。これは、ピッチを小さくすると水ギャップが小さくなりその領域での熱中性子束が小さくなるため、ボロンに吸収される熱中性子が減少し実効増倍率は大きくなるためである。また、ラック自体が小さくなり中性子吸収材であるボロンの量が減るため、実効増倍率は大きくなるためである。

- ラックセル内幅

上述のとおり決定されたラック板厚、ラックセル間ピッチに適合する範囲内で、製造公差を考慮して下限値を設定する。これは、内幅を小さくすると、上述のラックセル間ピッチを小さくする場合と同様に実効増倍率は大きくなるためである。

(3) ボロン添加率

ボロン添加ステンレス鋼製ラックのボロン添加率を変化させた場合、ボロン添加率が小さいほど実効増倍率は大きくなるため、製造範囲の下限値を設定する。

(4) ラック内燃料配置

燃料集合体をラックセル内の中央に配置する。これは、中央配置と偏心配置を比較すると、偏心により核分裂性物質が強吸収体のボロンに接近して反応度が低下する効果の方が、核分裂性物質集中による反応度上昇の効果より大きいため、中央配置の方が実効増倍率は大きくなるためである。

(5) 計算体系（境界条件）

図 2 及び図 3 に示すとおり，計算体系については，ラックセル内に燃料集合体 1 体を配置した体系を単位格子とし，保守的に鉛直方向は無限長，水平方向はラックセルの単位格子が無限に繰り返す配置とした。

(6) プール水温度及び水密度

ボロン添加ステンレス鋼製ラックの場合，ボロンによる中性子吸収効果が大きく中性子は減速不足の状態となっているため，水密度の大きい低温側で減速効果が大きくなり未臨界性が厳しくなる。従って，プール水温度として，水の密度が最大となり実効増倍率が最も大きくなる 4℃を評価条件とする。その上で，使用済燃料プール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う。

2.3. 評価基準

「臨界安全ハンドブック」^[3]においては，モンテカルロコードを用いた場合には，計算された実効増倍率の平均値に標準偏差の 3 倍の値を加えた値を推定臨界下限増倍率又は 0.95 と比較し，未臨界を判定するとされている。これを参考として，本評価における評価基準は，モンテカルロ計算に伴う統計誤差を考慮し標準偏差の 3 倍の値を加えた上で，実効増倍率が 0.95 以下になることとしている。

ここで，未臨界性評価においては，使用済燃料貯蔵ラックの製造公差や燃料配置の不確かさを考慮して実効増倍率が厳しくなるよう保守的な評価条件としている。また，燃料条件についても，炉心装荷状態の無限増倍率が 1.30 となる包絡的なモデルバンドルの設定や，無限体系による保守的な評価条件としている。

2.4. 評価結果

評価結果を図2及び図3に示す。実効増倍率が最も厳しくなるのは冠水状態（水密度 1.0g/cm^3 ）の0.940（1号及び3号炉）、0.929（2号及び4号炉）であり、水密度の減少とともに実効増倍率は減少することを確認した。また、評価基準0.95以下となることを確認した。表4に、冠水状態（水密度 1.0g/cm^3 ）における実効増倍率の値を、モンテカルロ計算に伴う統計誤差と合わせて示す。

なお、実効増倍率が最も厳しくなる冠水状態において、2号及び4号炉に比べて1号及び3号炉の使用済燃料貯蔵ラックにおける実効増倍率が大きくなる傾向を示しているのは、表3の評価条件にて示したとおり、

ためと考えられる。

（参考文献）

- [1] 「ボロン添加ステンレス鋼製使用済燃料貯蔵ラックの未臨界性評価について」（株式会社東芝，TLR-051，1998年5月）
- [2] 「ボロン添加ステンレス鋼製使用済燃料貯蔵ラックの未臨界性評価について」（株式会社日立製作所，HLR-046，1998年2月）
- [3] 「臨界安全ハンドブック第2版」（日本原子力研究所，JAERI1340，1999年3月）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表3 パラメータの設定根拠

パラメータ		解析条件 1/3号炉	解析条件 2/4号炉	設定根拠
燃料 仕様	(燃料種類)	ウラン燃料 (9×9 (A型) 燃料上部断面)		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	ボロン添加ステンレス鋼		—
	ラック板厚			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
	ラックセル 間ピッチ			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
	ラックセル 内幅			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 (1/3号炉) 又は下限値 (2/4号炉) を設定
	ボロン添加 率			未臨界性評価上厳しくなるように、製造範囲の下限値を設定
ラック内燃料配置		ラックセル内中央配置		未臨界性評価上厳しくなるように、ラック内の配置を設定
境界 条件	上面, 下面	完全反射		鉛直方向は無限長, 水平方向はラックセルの単位格子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			
プール水温, 水密度		4℃, 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

表4 実効増倍率及び統計誤差

		実効増倍率 ^{※1}		
		実効増倍率	$\pm \sigma$ ^{※2}	実効増倍率 + 3σ ^{※3}
1号及び 3号炉	C格子 燃料			0.940
	S格子 燃料			0.934
2号及び 4号炉	C格子 燃料			0.929
	S格子 燃料			0.928

※1：実効増倍率が最も大きくなるプール水温4℃，水密度1.0g/cm³の値

※2：モンテカルロ計算に伴う統計誤差

※3：小数点第4位を切上げた値

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

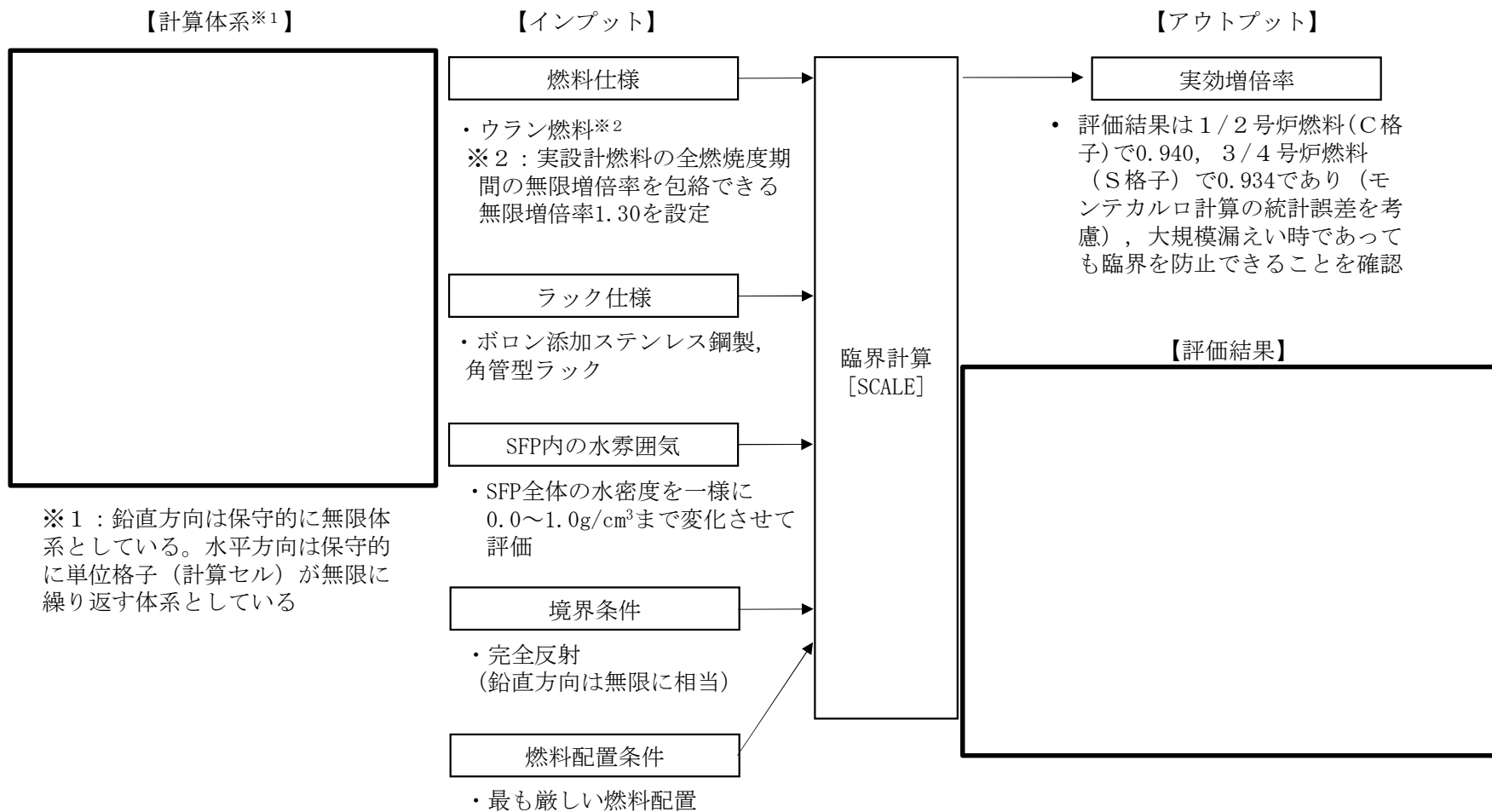


図2 評価概要（1号及び3号炉）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

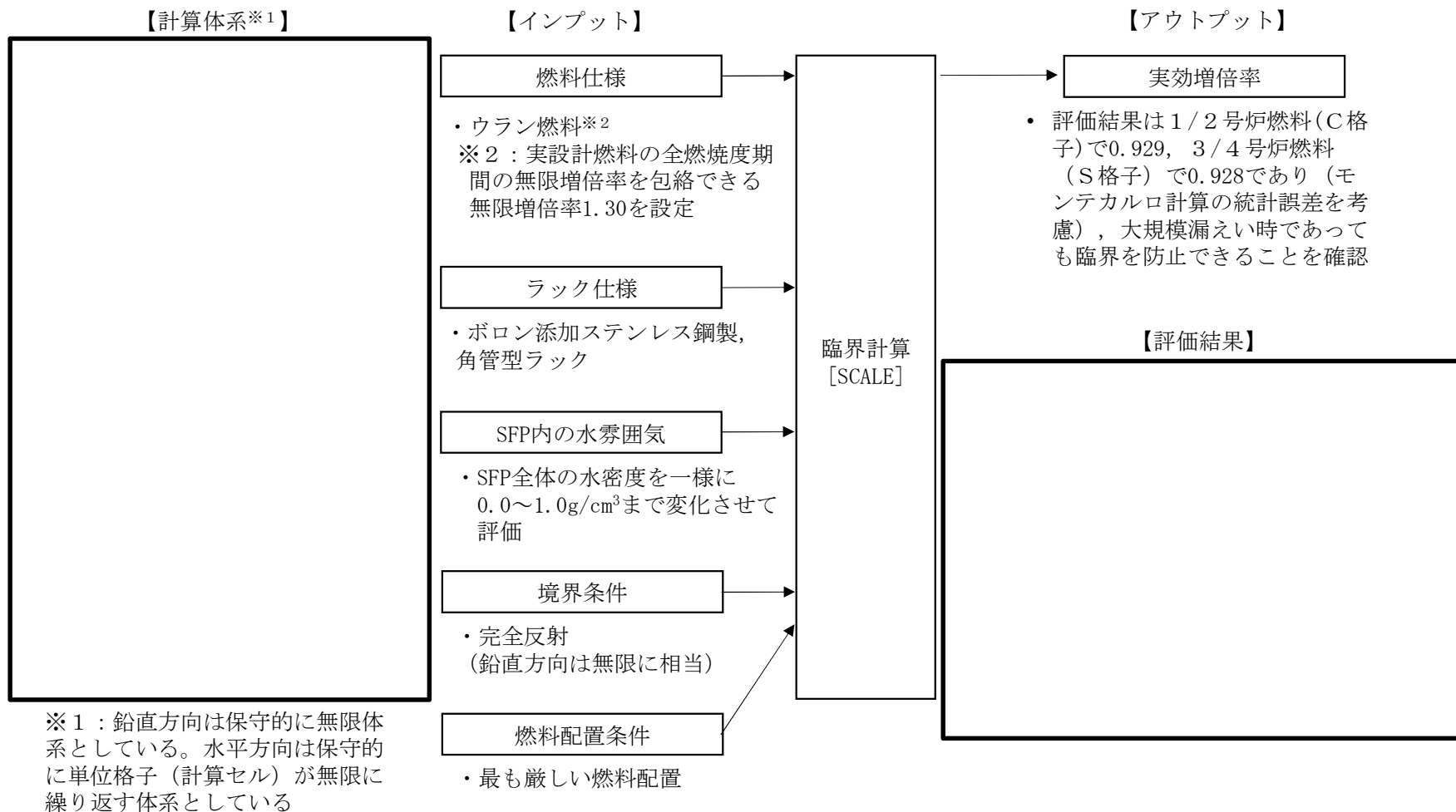


図3 評価概要（2号及び4号炉）

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

原子炉建屋（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を評価した。

3.2. 前提条件

評価の前提条件として、原子炉建屋（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。ただし、使用済燃料プール壁面等の周囲の構造部は健全であり、使用済燃料から放射線を遮蔽する効果は維持されるものとする。

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及び使用済制御棒は、燃焼度、照射量及び冷却年数を保守的に設定し、使用済燃料は各号炉の使用済燃料プールに貯蔵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。
- 放射線が散乱する燃料取替床以上の範囲についても原子炉建屋（家）の遮蔽効果を考慮する。
- 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する。
- 評価は、海側方位を除いた敷地境界上で、各原子炉建屋（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に、評価地点の条件を表6に、評価結果を表7にそれぞれ示す。
- 1号、2号、3号及び4号炉の評価地点の概略を図4に示す。

3.4. 評価結果

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は、1号炉が最大で、約 $42\mu\text{Sv/h}$ 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に確保できる^{※1}ことから、周辺公衆の放射線被ばくの影響は小さい。

※1：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 5mSv に達するまで最小でも4日間の期間がある。

3.5. 直接線の扱いについて

直接線及びスカイシャイン線の評価に当たっては、実績のあるMCNPコードを使用しているが、MCNPコードの特性として、スカイシャイン線と同時に直接線も評価されるため、直接線による実効線量は表7の結果に含まれている。

表5 線源強度の設定条件

		1号炉	2号炉	3号炉	4号炉
使用済燃料	仕様	9×9燃料			
	燃料条件	55 GWd/t		50 GWd/t	
	冷却期間	約9年			
	貯蔵体数	2,334体	2,402体	2,360体	2,436体
使用済制御 棒(ボロン・ カーバイト 型)	照射条件	1.5 snvt			
	冷却期間	約9～30 年	約9～35 年	約9～30 年	約9～35 年
	貯蔵体数	36体	77体	54体	92体
使用済制御 棒(ハフニウ ム型)	照射条件	5.5 snvt		5.0 snvt	
	冷却期間	10～30年			
	貯蔵体数	64体	66体	57体	65体

表6 評価地点の条件

(単位：m)

	1号炉	2号炉	3号炉	4号炉
敷地境界評価地点 O.P.	5.5	5.5	11.5	11.5
使用済燃料プール中心 からの距離	400	550	630	490

表7 評価結果

項目	1号炉	2号炉	3号炉	4号炉
実効線量 (μ Sv/h)	約42	約6.9	約2.3	約14

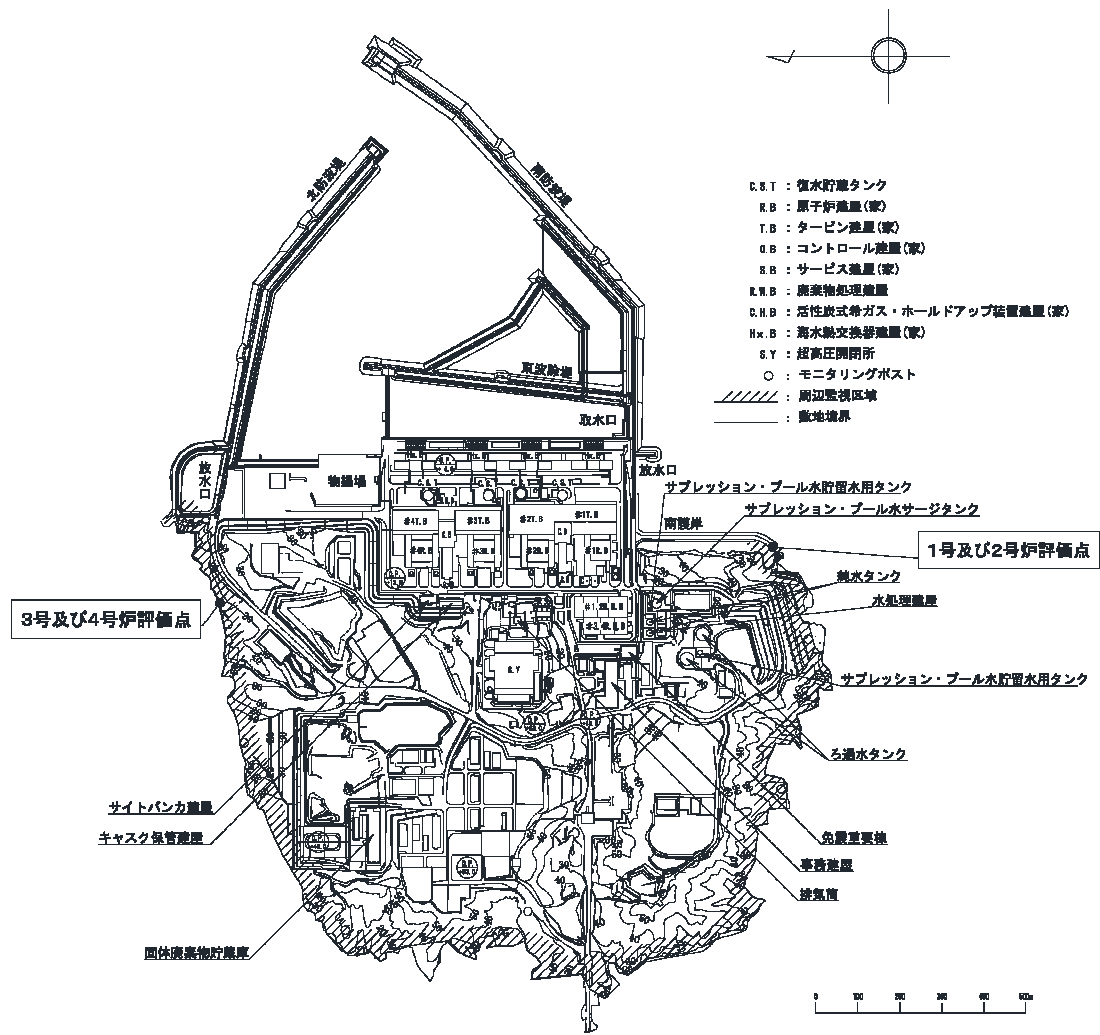


図4 1号, 2号, 3号及び4号炉の評価地点の概略

別紙 1 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

廃止措置段階の実用発電用原子炉の使用済燃料プールに貯蔵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原子炉建屋（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。

評価を実施するに当たって、外気温度や原子炉建屋（家）の伝熱面面積等のプラント毎に設定する数値として厳しい条件を設定している。これらの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、原子炉建屋（家）内の空気温度を保守的に評価している。以下に原子炉建屋（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、内表面熱伝達係数及び外表面熱伝達係数の考え方を示す。

2. 原子炉建屋（家）内空気温度の評価方法

原子炉建屋（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／燃料取替床以上の側壁の伝熱面面積(A_{roof}/A_{wall})、③天井／燃料取替床以上の側壁の内表面熱伝達係数(h_{1roof}/h_{1wall})、④天井／燃料取替床以上の側壁の外表面熱伝達係数(h_{2roof}/h_{2wall})、⑤天井／燃料取替床以上の側壁のコンクリート熱伝導率($\lambda_{roof}/\lambda_{wall}$)、⑥外気温度($T_{out-air}$)、⑦天井／燃料取替床以上の側壁コンクリートの厚さ(t_{roof}/t_{wall})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。

(評価式)

$$T_{in-air} = \frac{Q_{total}}{K_{roof}A_{roof} + K_{wall}A_{wall}} + T_{out-air} \quad (1)$$

ここで、

$$K_{roof} = \frac{1}{\frac{1}{h_{1roof}} + \frac{t_{roof}}{\lambda_{roof}} + \frac{1}{h_{2roof}}} \quad (2)$$

$$K_{wall} = \frac{1}{\frac{1}{h_{1wall}} + \frac{t_{wall}}{\lambda_{wall}} + \frac{1}{h_{2wall}}} \quad (3)$$

K_{roof} 及び K_{wall} は、それぞれ天井及び燃料取替床以上の側壁における原子炉建屋（家）内面から外面への熱通過率を示す。

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^{※1}:福島第二原子力発電所で観測した気象データを基に算出し、過去 10 年間のデータにおいて、1 日平均値のうち最も高い値を設定している。この相当外気温度が 1 年間季節問わず継続すると仮定^{※2}
 - ※ 1 : 太陽の輻射熱を考慮した温度。燃料健全性の評価は 1 年間におけるクリッ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。
 - ※ 2 : 実際は季節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。相当外気温度が高くなるほど燃料被覆管表面温度は高くなる。
- ・ 伝熱面面積: 使用済燃料プールが設置されている原子炉建屋（家）から外気への放熱を、天井及び燃料取替床以上の側壁面からのみに限定^{※3}
 - ※ 3 : 実際は原子炉建屋（家）の底面や使用済燃料プール壁面や底面からの

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原子炉建屋（家）内からの放熱量が減少するため、燃料被覆管表面温度が高くなる。

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、一般的な物性値として普通コンクリートでは $2.56 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ ，軽量コンクリートでは $0.472 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 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. 原子炉建屋（家）天井及び燃料取替床以上の側壁内面温度の算出方法

<算出式>

$$T_{1roof} = T_{in-air} - q''_{roof}/h_{1roof} \quad (4)$$

$$T_{1wall} = T_{in-air} - q''_{wall}/h_{1wall} \quad (5)$$

ここで、 T_{1roof} 及び T_{1wall} は、それぞれ原子炉建屋（家）天井及び燃料取替床以上の側壁の内面温度を示す。原子炉建屋（家）内空気温度 (T_{in-air})，天井／燃料取替床以上の側壁の内表面熱伝達係数 (h_{1roof}/h_{1wall})，天井／燃料取替床以上の側壁をそれぞれ通して伝わる熱流束 (q''_{roof}/q''_{wall}) は、申請書と同じ値を用いて評価する。

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

相当外気温度については、過去 10 年のデータにおいて、1 年平均値のうち最も高い値である 23°C を想定する。

以上より、1 号炉における原子炉建屋（家）天井及び燃料取替床以上の側壁の

コンクリートの温度を評価すると、1号炉においてそれぞれ76℃、75℃となる。従って、コンクリート熱伝導率(0.472 W/(m・K))を設定することは妥当と考えられる。

4. 内表面熱伝達係数及び外表面熱伝達係数の考え方

内表面熱伝達係数及び外表面熱伝達係数は、文献^{[1][2]}に基づき、一般的に用いられている値を使用している。外表面熱伝達係数の対流熱伝達係数については、風速の設定が必要となるが、本評価においては保守的に風速1 m/sを想定している。以下に内表面熱伝達係数及び外表面熱伝達係数の考え方、風速設定の妥当性について示す。

4.1. 内表面熱伝達係数及び外表面熱伝達係数の設定の考え方

本評価において内表面熱伝達係数及び外表面熱伝達係数は、文献^[1]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。

- ・ 内表面熱伝達係数^{*4} $9 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) = 4.6$ (放射熱伝達係数) + 4.4 (対流熱伝達係数 [無風])

※4: 燃料取替床以上の側壁の内表面熱伝達係数については、放射熱伝達係数 $4.6 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ のみを考慮し、対流による熱伝達は保守的に無視している。

- ・ 外表面熱伝達係数 $14.7 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) = 5.1$ (放射熱伝達係数) + 9.6 (対流熱伝達係数 [風速1 m/s])

4.2. 外表面熱伝達係数における対流熱伝達係数設定のための風速の考え方

原子炉建屋(家)天井及び燃料取替床以上の側壁における外表面熱伝達係数の対流熱伝達係数については、屋外であることから風速1 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 1 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。

- 福島第二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 5 に示すとおり、地上高 10m で約 1.8m/s である。原子炉建屋（家）天井面は 1 号炉で地上高約 57m、2 号、3 号及び 4 号炉で約 58m であり、また原子炉建屋（家）燃料取替床は 1 号、2 号、3 号及び 4 号炉で地上高約 51m である。文献^[3]に基づき計算すると、天井面及び燃料取替床相当の地上高さでの年平均風速は約 2～3 m/s と想定される。
- 現実的な風速値よりも小さい値を設定することにより、原子炉建屋（家）外表面の熱伝達係数は小さくなり、原子炉建屋（家）内からの放熱量は減少するため、燃料被覆管表面温度は高くなる。
- 風速が変化したとしても原子炉建屋（家）内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。

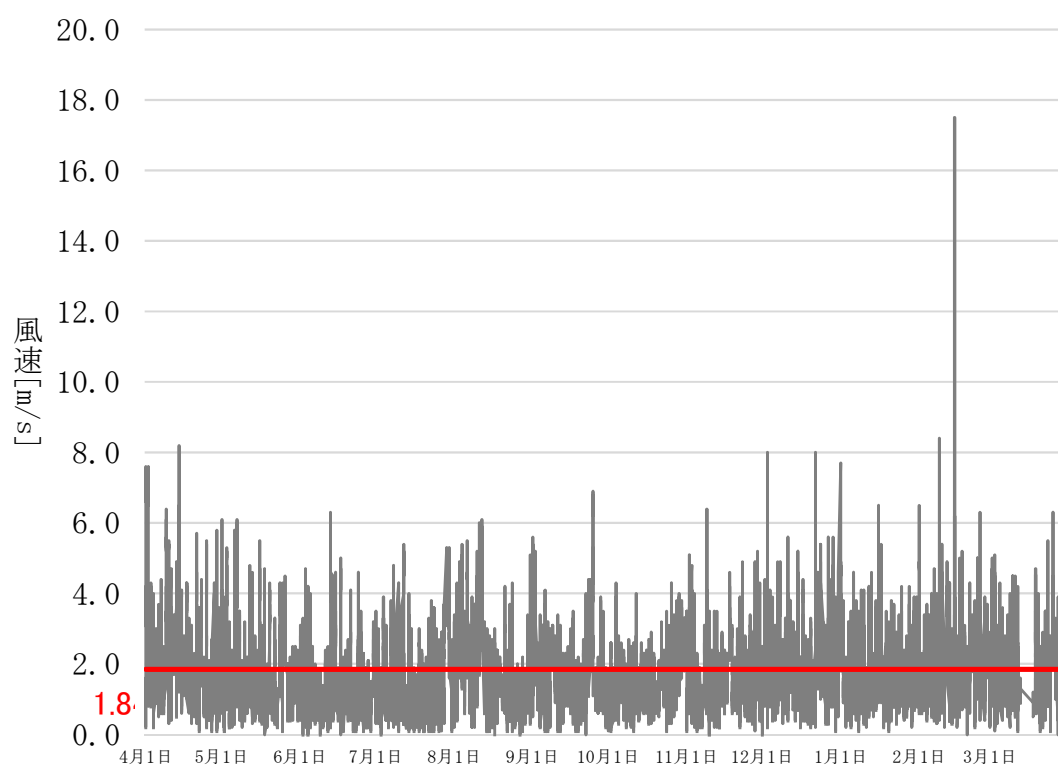


図5 2010年度風速データ (採取場所: 地上高 10m)

(参考文献)

- [1] 「最新建築環境工学」田中俊六 他共著 井上書院
- [2] 「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
- [3] 「ビル風の基礎知識」風工学研究所 鹿島出版会

別紙 2 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 $T_{out-air}$ は、以下の算出式に基づき、福島第二原子力発電所で観測された過去 10 年間（2009 年 4 月 1 日から 2019 年 3 月 31 日）の外気温度及び日射量のデータを用いて評価している。

<算出式>

$$T_{out-air} = T_{out} + q''_{sun}/h_2 \quad (6)$$

$$q''_{sun} = I \times a \quad (7)$$

ここで、

T_{out} : 福島第二原子力発電所で観測された外気温度 (°C)

q''_{sun} : 天井壁での日射吸収量 (W/m²)

h_2 : 外表面熱伝達係数 (W/(m²・K)) (=14.7)

I : 福島第二原子力発電所で観測された日射量
(W/m²)

a : 日射吸収率 (=0.8)

相当外気温度のうち、1 日平均最大値 45°C 及び 1 年平均最大値 23°C を算出した際の外気温度及び日射量のデータはそれぞれ以下の通りである。

- (1) 1 日平均最大値 45°C (2018 年 7 月 1 日) (2009 年 4 月 1 日から 2019 年 3 月 31 日のうち 1 日平均最大値)

$$\begin{aligned} T_{out-air} &= \sum \{ \text{各時刻における外気温度 (°C)} + \text{各時刻における日射量 (W/m}^2\text{)} \\ &\quad \times 0.8 / 14.7 \text{ (W/(m}^2\text{・K))} \} / 24 \text{ (h)} \\ &= 44.1^\circ\text{C} \Rightarrow 45^\circ\text{C} \end{aligned}$$

2009 年 4 月 1 日～2019 年 3 月 31 日のうち相当外気温度の 1 日平均が最大と

なる 2018 年 7 月 1 日の外気温度及び日射量のデータをそれぞれ図 6 及び図 7 に示す。

- (2) 1 年平均最大値 23℃ (2018 年度) (2009 年度から 2018 年度のうち 1 年平均最大値)

$$\begin{aligned} T_{out-air} &= \sum \{ \text{各日時における外気温度} (\text{℃}) + \text{各日時における日射量} (\text{W}/\text{m}^2) \\ &\quad \times 0.8 / 14.7 (\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})) \} / (24 (\text{h}) \times 365 (\text{d})) \\ &= 22.8 \text{℃} \Rightarrow 23 \text{℃} \end{aligned}$$

2009 年度～2018 年度のうち相当外気温度の 1 年平均が最大となる 2018 年度の外気温度及び日射量のデータをそれぞれ図 8 及び図 9 に示す。

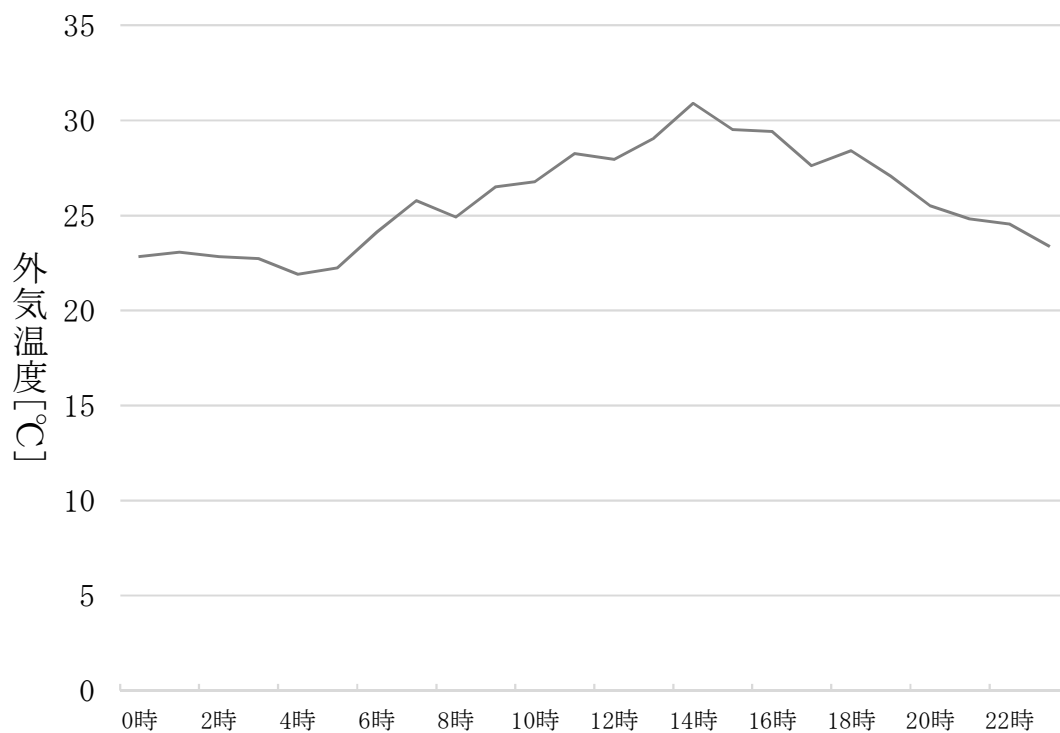


図6 2018年7月1日における外気温度データ

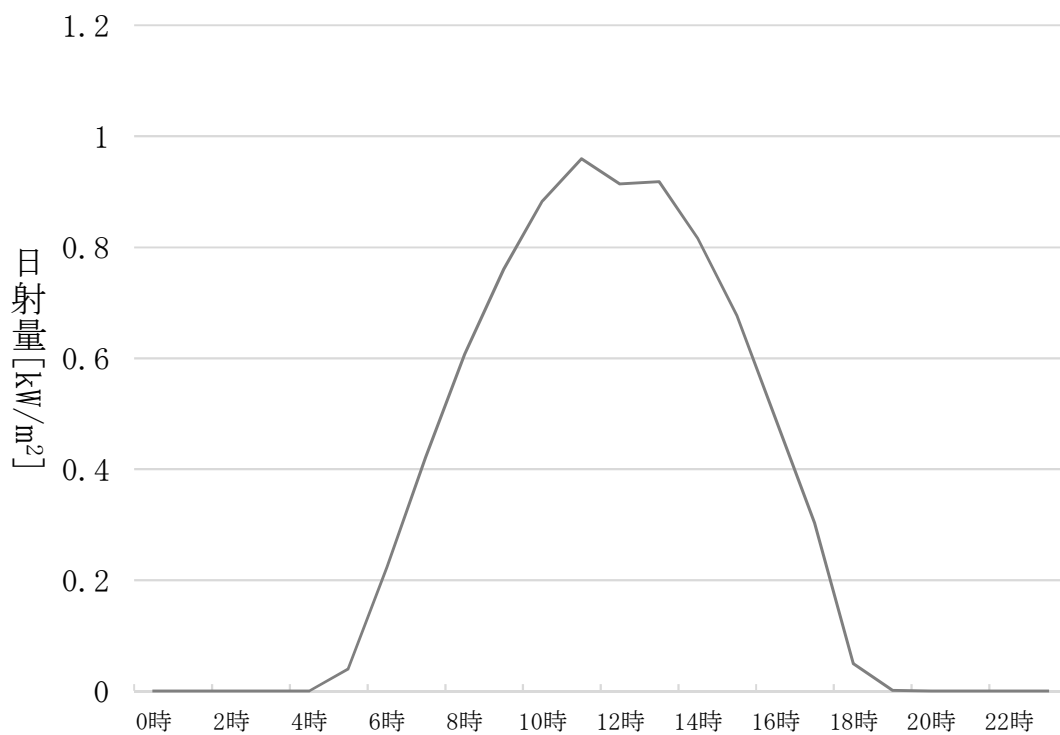


図7 2018年7月1日における日射量データ

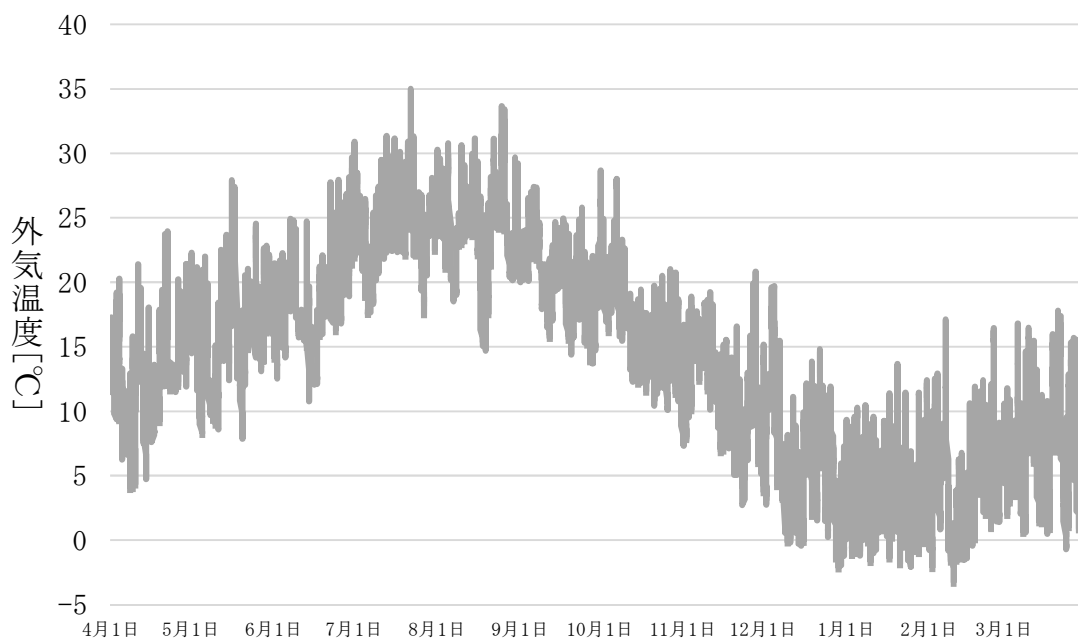


図8 2018年度における外気温度データ

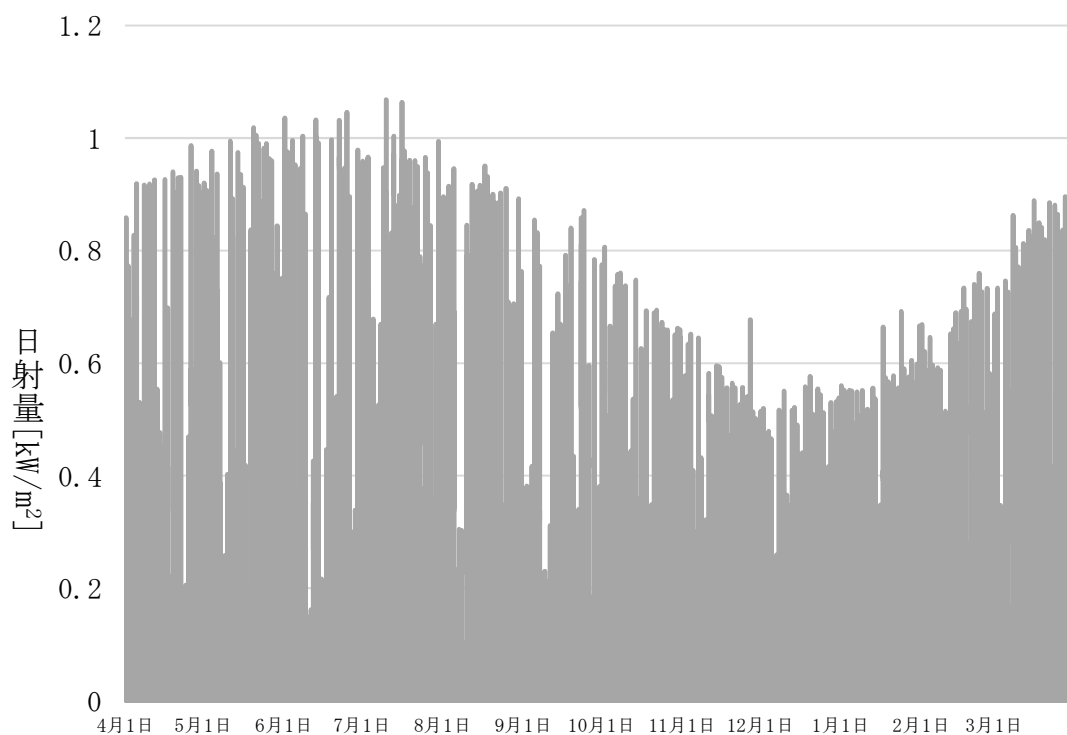


図9 2018年度における日射量データ

別紙3 原子炉建屋（家）内空気温度評価の保守性について

原子炉建屋（家）内空気温度については、申請書記載値を約 112℃（1号炉）としている。これに対して、相当外気温度を過去 10 年間の 1 年平均の最大値とした場合約 90℃となり、申請書記載値は保守性を有している。また、床・ラック下部を考慮した使用済燃料プール中心部の温度上昇を加味したとしても、その影響は申請書記載値の保守性に含まれる。

更なる保守性として、原子炉建屋天井面及び燃料取替床高さの側壁における風速値の考慮、原子炉建屋（家）の換気の考慮、床面からの伝熱の考慮等がある。

別紙 4 廃止措置計画認可申請書の記載の適正化について

廃止措置計画認可申請書（1号，2号，3号及び4号炉発電用原子炉）の添付書類六追補の「2. 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」において，一部記載が不適切であるため下記の通り修正する。なお本補正は，申請書の表記の修正であり，評価結果に影響を与えるものではない。

- ・ 燃料集合体からの熱流束の算出式(18)において，燃料集合体表面からの熱流束「 q 」と，これにピーキング係数を考慮した熱流束「 q'' 」を入れ替えて表記していた。これを修正するとともに，熱流束の記号を明確に区別するため，燃料集合体表面からの熱流束「 q'' 」を「 Q'' 」へ修正する。
- ・ 熱の等価直径「 d_{eh} 」の算出する際に使用する流路面積について，伝熱計算用の流路面積「 A' 」としてチャンネルボックスに囲まれる面積を設定し，被覆管表面の熱伝達係数を評価しているため，実際の評価条件に修正する。また，流れの等価直径「 d_{ef} 」の算出に使用する流路面積と区別するため「摩擦損失計算用流路面積 A 」へ修正する。
- ・ 熱の等価直径の値が誤記であるため，正確な値へ修正する。

表 8 福島第二原子力発電所 廃止措置計画認可申請書 補正前後比較表（1号炉の例）

頁	補正箇所	補正前	補正後	補正内容
6 追補-11	添付書類六追補 2.1.3 燃料被覆管表面温度の計算	<p>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、</p> $Nu = 4.36 = \frac{h_a d_{eh}}{k_a} \quad (15)$ <p>として、熱伝達係数h_aは、</p> $h_a = \frac{k_a}{d_{eh}} \times 4.36 \quad (16)$ <p>のように求められる。 燃料集合体1体の発熱量Q (W) から、</p> $q'' = \frac{Q}{L_h L} \quad (\text{W/m}^2) \quad (17)$ <p>また、ピーキング係数の最大値をPFとして、</p> $q'' = q'' \times PF \quad (\text{W/m}^2) \quad (18)$ <p>燃料被覆管の表面温度をT_{co} (K) とすると、第4図のとおり、</p> $q'' = h_a(T_{co} - T_a) \quad (19)$ <p>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、</p>	<p>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、</p> $Nu = 4.36 = \frac{h_a d_{eh}}{k_a} \quad (15)$ <p>として、熱伝達係数h_aは、</p> $h_a = \frac{k_a}{d_{eh}} \times 4.36 \quad (16)$ <p>のように求められる。 燃料集合体1体の発熱量Q (W) から、</p> $Q'' = \frac{Q}{L_h L} \quad (\text{W/m}^2) \quad (17)$ <p>また、ピーキング係数の最大値をPFとして、</p> $q'' = Q'' \times PF \quad (\text{W/m}^2) \quad (18)$ <p>燃料被覆管の表面温度をT_{co} (K) とすると、第4図のとおり、</p> $q'' = h_a(T_{co} - T_a) \quad (19)$ <p>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、</p>	<p>・記載の適正化。</p>

表 8 福島第二原子力発電所 廃止措置計画認可申請書 補正前後比較表 (1号炉の例)

頁	補正箇所	補正前	補正後	補正内容																																																								
6 追補-16	添付書類六追補 2. 使用済燃料プール水大規模漏えい時の使用燃料の健全性について 第4表	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 (2/2)		<ul style="list-style-type: none"> ・流路面積「A」を摩擦損失計算用の流路面積であることを追記。 ・「ウォーターチャンネル」を「ウォータ・ロッド」へ修正。 ・熱の等価直径「d_{eh}」を算出するための流路面積は、保守的な条件としてチャンネルボックスに囲まれる面積「A」を設定していることを追記。 ・熱の等価直径の値を修正。 																																																								
		<table border="1"> <thead> <tr> <th>計算手順</th> <th>主要な入力パラメータ</th> <th>値</th> <th>根拠</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="3">② 自然対流熱伝達の計算</td> <td>燃料集合体1体の発熱量 Q</td> <td>約 321 W</td> <td>ORIGEN2.2により崩壊熱を計算(令和2年2月1日時点)</td> </tr> <tr> <td>流路面積 A</td> <td><input type="text"/></td> <td>チャンネルボックスに囲まれる面積-(燃料棒+ウォーターチャンネル)に囲まれる面積</td> </tr> <tr> <td>流れの等価直径 d_{ef}</td> <td><input type="text"/></td> <td>$d_{ef} = 4A/L_f$ (Aと摩擦損失計算用濡れ縁長さL_fより算出)</td> </tr> <tr> <td rowspan="3">③ 燃料被覆管表面温度計算</td> <td>局所圧力損失係数 ζ</td> <td><input type="text"/></td> <td>単相での燃料集合体局所圧損係数(=k(下部タイププレート)+k(スペーサ)$\times 7$+k(上部タイププレート))を基に計算流路全体の局所圧損係数を設定</td> </tr> <tr> <td>熱の等価直径 d_{eh}</td> <td><input type="text"/></td> <td>$d_{eh} = 4A/L_h$ (Aと伝熱計算用濡れ縁長さL_hより算出)</td> </tr> <tr> <td>発熱長さ L</td> <td><input type="text"/></td> <td>燃料棒有効長を設定</td> </tr> <tr> <td></td> <td>ピーキング係数 PF</td> <td>2.30</td> <td>最大線出力密度と炉心平均線出力密度の比を設定</td> </tr> </tbody> </table>	計算手順		主要な入力パラメータ	値	根拠	② 自然対流熱伝達の計算	燃料集合体1体の発熱量 Q	約 321 W	ORIGEN2.2により崩壊熱を計算(令和2年2月1日時点)	流路面積 A	<input type="text"/>	チャンネルボックスに囲まれる面積-(燃料棒+ウォーターチャンネル)に囲まれる面積	流れの等価直径 d_{ef}	<input type="text"/>	$d_{ef} = 4A/L_f$ (Aと摩擦損失計算用濡れ縁長さ L_f より算出)	③ 燃料被覆管表面温度計算	局所圧力損失係数 ζ	<input type="text"/>	単相での燃料集合体局所圧損係数(= k (下部タイププレート)+ k (スペーサ) $\times 7$ + k (上部タイププレート))を基に計算流路全体の局所圧損係数を設定	熱の等価直径 d_{eh}	<input type="text"/>	$d_{eh} = 4A/L_h$ (Aと伝熱計算用濡れ縁長さ L_h より算出)	発熱長さ L	<input type="text"/>	燃料棒有効長を設定		ピーキング係数 PF	2.30	最大線出力密度と炉心平均線出力密度の比を設定	<table border="1"> <thead> <tr> <th>計算手順</th> <th>主要な入力パラメータ</th> <th>値</th> <th>根拠</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="3">② 自然対流熱伝達の計算</td> <td>燃料集合体1体の発熱量 Q</td> <td>約 321 W</td> <td>ORIGEN2.2により崩壊熱を計算(令和2年2月1日時点)</td> </tr> <tr> <td>摩擦損失計算用流路面積 A</td> <td><input type="text"/></td> <td>チャンネルボックスに囲まれる面積-(燃料棒+<u>ウォータ・ロッド</u>)に囲まれる面積</td> </tr> <tr> <td>流れの等価直径 d_{ef}</td> <td><input type="text"/></td> <td>$d_{ef} = 4A/L_f$ (Aと摩擦損失計算用濡れ縁長さL_fより算出)</td> </tr> <tr> <td rowspan="4">③ 燃料被覆管表面温度計算</td> <td>局所圧力損失係数 ζ</td> <td><input type="text"/></td> <td>単相での燃料集合体局所圧損係数(=k(下部タイププレート)+k(スペーサ)$\times 7$+k(上部タイププレート))を基に計算流路全体の局所圧損係数を設定</td> </tr> <tr> <td>伝熱計算用流路面積 A'</td> <td><input type="text"/></td> <td><u>チャンネルボックスに囲まれる面積</u></td> </tr> <tr> <td>熱の等価直径 d_{eh}</td> <td><input type="text"/></td> <td><u>$d_{eh} = 4A'/L_h$ (A'と伝熱計算用濡れ縁長さL_hより算出)</u></td> </tr> <tr> <td>発熱長さ L</td> <td><input type="text"/></td> <td>燃料棒有効長を設定</td> </tr> <tr> <td></td> <td>ピーキング係数 PF</td> <td>2.30</td> <td>最大線出力密度と炉心平均線出力密度の比を設定</td> </tr> </tbody> </table>	計算手順	主要な入力パラメータ	値	根拠	② 自然対流熱伝達の計算	燃料集合体1体の発熱量 Q	約 321 W	ORIGEN2.2により崩壊熱を計算(令和2年2月1日時点)	摩擦損失計算用流路面積 A	<input type="text"/>	チャンネルボックスに囲まれる面積-(燃料棒+ <u>ウォータ・ロッド</u>)に囲まれる面積	流れの等価直径 d_{ef}	<input type="text"/>	$d_{ef} = 4A/L_f$ (Aと摩擦損失計算用濡れ縁長さ L_f より算出)	③ 燃料被覆管表面温度計算	局所圧力損失係数 ζ	<input type="text"/>	単相での燃料集合体局所圧損係数(= k (下部タイププレート)+ k (スペーサ) $\times 7$ + k (上部タイププレート))を基に計算流路全体の局所圧損係数を設定	伝熱計算用流路面積 A'	<input type="text"/>	<u>チャンネルボックスに囲まれる面積</u>	熱の等価直径 d_{eh}	<input type="text"/>	<u>$d_{eh} = 4A'/L_h$ (A'と伝熱計算用濡れ縁長さL_hより算出)</u>	発熱長さ L	<input type="text"/>	燃料棒有効長を設定	
計算手順	主要な入力パラメータ	値	根拠																																																									
② 自然対流熱伝達の計算	燃料集合体1体の発熱量 Q	約 321 W	ORIGEN2.2により崩壊熱を計算(令和2年2月1日時点)																																																									
	流路面積 A	<input type="text"/>	チャンネルボックスに囲まれる面積-(燃料棒+ウォーターチャンネル)に囲まれる面積																																																									
	流れの等価直径 d_{ef}	<input type="text"/>	$d_{ef} = 4A/L_f$ (Aと摩擦損失計算用濡れ縁長さ L_f より算出)																																																									
③ 燃料被覆管表面温度計算	局所圧力損失係数 ζ	<input type="text"/>	単相での燃料集合体局所圧損係数(= k (下部タイププレート)+ k (スペーサ) $\times 7$ + k (上部タイププレート))を基に計算流路全体の局所圧損係数を設定																																																									
	熱の等価直径 d_{eh}	<input type="text"/>	$d_{eh} = 4A/L_h$ (Aと伝熱計算用濡れ縁長さ L_h より算出)																																																									
	発熱長さ L	<input type="text"/>	燃料棒有効長を設定																																																									
	ピーキング係数 PF	2.30	最大線出力密度と炉心平均線出力密度の比を設定																																																									
計算手順	主要な入力パラメータ	値	根拠																																																									
② 自然対流熱伝達の計算	燃料集合体1体の発熱量 Q	約 321 W	ORIGEN2.2により崩壊熱を計算(令和2年2月1日時点)																																																									
	摩擦損失計算用流路面積 A	<input type="text"/>	チャンネルボックスに囲まれる面積-(燃料棒+ <u>ウォータ・ロッド</u>)に囲まれる面積																																																									
	流れの等価直径 d_{ef}	<input type="text"/>	$d_{ef} = 4A/L_f$ (Aと摩擦損失計算用濡れ縁長さ L_f より算出)																																																									
③ 燃料被覆管表面温度計算	局所圧力損失係数 ζ	<input type="text"/>	単相での燃料集合体局所圧損係数(= k (下部タイププレート)+ k (スペーサ) $\times 7$ + k (上部タイププレート))を基に計算流路全体の局所圧損係数を設定																																																									
	伝熱計算用流路面積 A'	<input type="text"/>	<u>チャンネルボックスに囲まれる面積</u>																																																									
	熱の等価直径 d_{eh}	<input type="text"/>	<u>$d_{eh} = 4A'/L_h$ (A'と伝熱計算用濡れ縁長さL_hより算出)</u>																																																									
	発熱長さ L	<input type="text"/>	燃料棒有効長を設定																																																									
	ピーキング係数 PF	2.30	最大線出力密度と炉心平均線出力密度の比を設定																																																									

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。