

Doc. No. MA035A-RC-B01 Rev.1

2020年11月25日

日立造船株式会社

補足説明資料 1-4

Hitz-B52 型の除熱設計に関する説明資料

## 目 次

1. 設計方針-----	1
2. 除熱設計-----	2
3. 参考文献-----	5
別紙 1 除熱解析のモデル化及び解析条件について	
別添 1 形態係数の算出過程	

## 1. 設計方針

Hitz-B52 型は、使用済燃料の健全性及び基本的安全機能を有する金属キャスク構成部材の健全性を維持するために、使用済燃料の崩壊熱を適切に除去する設計とする。具体的な設計方針は次のとおりである。

- ・ 燃料被覆管の温度を、設計貯蔵期間を通じて燃料被覆管のクリープ破損及び燃料被覆管の機械的特性の低下を防止する観点から制限される値以下に維持できる設計とする。
- ・ 金属キャスクの温度を、基本的安全機能を維持する観点から制限される値以下に維持できる設計とする。

## 2. 除熱設計

### (1) 除熱機能に関する構造

Hitz-B52 型は、使用済燃料の崩壊熱を熱伝導、放射、対流により Hitz-B52 型の外表面に伝え、周囲の空気等に伝達する。Hitz-B52 型の構造図を図 1 に示す。Hitz-B52 型は、除熱のために以下の設計上の配慮を行っている。

- a. 金属キャスクの内部には、強度部材のコンパートメント（炭素鋼）、サポートプレート（ステンレス鋼）及び熱伝導率の高い伝熱部材（アルミニウム合金）で構成されたバスケットを設け、その中に使用済燃料を収納する。
- b. コンパートメント間には中性子吸収材として、ほう素添加アルミニウム (B-Al) を配置する。
- c. 金属キャスクの内部には、熱伝導の高いヘリウムガスを充填する。
- d. 側部の中性子遮蔽材（熱伝導率の低い樹脂）の内部には、銅製の伝熱フィンを設け、熱伝導性能を向上させる。

### (2) 設計基準

Hitz-B52 型の除熱機能の設計基準を表 1 に示す。

### (3) 解析モデル及び解析条件

Hitz-B52 型の除熱評価は、図 2 に示す除熱解析フローに従って行う。

#### a. 使用済燃料の仕様

Hitz-B52 型に収納される使用済燃料の仕様を表 2 に示す。燃料被覆管の温度評価に当たっては、高燃焼度 8×8 燃料及び新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料と、新型 8×8 燃料の燃料被覆管の制限温度が異なるため、それぞれ除熱評価を行う。

#### b. 使用済燃料の崩壊熱量設定

使用済燃料の崩壊熱量は、表 2 に示す使用済燃料集合体の種類、燃焼度、濃縮度、冷却期間等の条件及び表 3 の軸方向燃焼度分布を基に燃焼計算コード ORIGEN2 を使用して求める。使用済燃料の崩壊熱量の計算に用いる計算条件及び結果を表 4 に示す。

除熱解析に使用する金属キャスク 1 基当たりの崩壊熱量（以下「設計崩壊熱量」という。）は、使用済燃料の軸方向燃焼度分布を考慮して次式のとおりに設定した。（図 4 参照。）

[設計崩壊熱量] = [使用済燃料 (平均燃焼度\*1) 1体当たりの崩壊熱量 (軸方向燃焼度分布を考慮\*2)] × 1.05\*3 × [収納体数]

注記\*1: 平均燃焼度とは、金属キャスク 1 基当たりに収納される使用済燃料に対する燃焼度の平均値を表す。

\*2: 使用済燃料の軸方向燃焼度の平均値に対する燃焼度の比 (ピーキングファクター (以下「PF」という。)) を用いて考慮する。PF は、収納する使用済燃料の軸方向燃焼度分布を包絡するように設定している。

\*3: ORIGEN2 コードの計算結果に 5%の保守性を考慮する。

高燃焼度 8×8 燃料、新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料及び新型 8×8 燃料を収納した場合、平均燃焼度はそれぞれ 43,000MWd/t、38,000MWd/t 及び 35,000MWd/t 以下であり、高燃焼度 8×8 燃料を収納した時の崩壊熱量が新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料及び新型 8×8 燃料を収納した時の崩壊熱量を上回るため、除熱評価は高燃焼度 8×8 燃料に対して実施する。したがって、Hitz-B52 型 1 基当たりの設計崩壊熱量を以下のとおり設定した。

[設計崩壊熱量] = 0.2947 (kW/体) × 1.05 × 52 (体) = 16.1 (kW)

ただし、新型 8×8 燃料の設計基準値が高燃焼度 8×8 燃料及び新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料と異なることから、別途新型 8×8 燃料での設計崩壊熱量を用いて、使用済燃料温度に対する除熱評価を実施する。したがって、新型 8×8 燃料を収納した場合の Hitz-B52 型 1 基当たりの設計崩壊熱量を以下のとおり設定した。

[設計崩壊熱量] = 0.1866 (kW/体) × 1.05 × 52 (体) = 10.2 (kW)

(新型 8×8 燃料を収納した場合)

c. 燃料集合体の収納位置条件

Hitz-B52 型の燃料集合体の収納位置条件を図 3 に示す。

d. 解析モデル

除熱解析は伝熱解析コード ABAQUS を用いて行う。金属キャスクの除熱評価は、Hitz-B52 型の実形状を基に軸方向断面に二次元軸対称でモデル化し、径方向断面に軸方向のサポートプレート間の半ピッチ分を三次元でモデル化する。燃料被覆管温度評価に当たっては、燃料集合体径方向断面形状を二次元でモデ

ル化する。

使用した解析モデルは以下の 3 つである。

- ・ 金属キャスク除熱解析モデル
  - ① 軸方向全体モデル（以下「全体モデル」という。）
  - ② 径方向半ピッチ輪切りモデル（以下「輪切りモデル」という。）
- ・ 燃料被覆管除熱解析モデル
  - ③ 燃料集合体モデル

各解析モデルの形状図及び要素分割図を図 5～図 11 に示す。また、モデル化の方法を別紙 1 に示す。

各解析モデルで評価する部位は次のとおりである。

- ① 全体モデル : 胴、底板、金属ガスケット、中性子遮蔽材（側部、蓋部、底部）、蓋部、トラニオン、蓋部ボルト
- ② 輪切りモデル : バスケット、胴、中性子遮蔽材（側部）、外筒、伝熱部材、伝熱フィン
- ③ 燃料集合体モデル : 燃料被覆管

全体モデル解析では、平均燃焼度の使用済燃料が 52 体収納されている条件（発熱量の総量が設計崩壊熱量となる）とした。輪切りモデル解析では、中央部の 32 体の使用済燃料は最高燃焼度の崩壊熱量とし、発熱量の総量が設計崩壊熱量となるように周辺部の発熱量を調整した。新型 8×8 燃料を収納する場合、中央部の 24 体の使用済燃料は平均燃焼度の崩壊熱量とし、周辺部の 28 体を最高燃焼度の崩壊熱量とした。燃料集合体モデル解析では最高燃焼度の崩壊熱量を用いた。

#### e. 境界条件

Hitz-B52 型周囲の環境として、以下の条件を用いる。

- ・ 貯蔵姿勢 : たて置き
- ・ 周囲温度 : 45°C
- ・ 貯蔵建屋壁面温度 : 65°C
- ・ 貯蔵建屋壁面放射率 : 0.8

#### (4) 除熱解析結果

Hitz-B52 型の除熱解析結果を表 5 及び図 12～図 16 に示す。

評価の結果、燃料被覆管の温度及び Hitz-B52 型各部位の温度は表 1 に示す設計基準値を満足しており、Hitz-B52 型は、使用済燃料の崩壊熱を適切に除去する設計となっていることを確認した。

### 3. 参考文献

- (1) 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 (AESJ-SC-F002:2010)」、(一社) 日本原子力学会、(2010年7月)
- (2) (一社) 日本機械学会「発電用原子力設備規格 材料規格 (2012年版及び2013年追補) (JSME S NJ1-2012/2013)」、(一社) 日本機械学会、(2013年12月)
- (3) “NS-4-FR Fire Resistant Neutron and/or Gamma Shielding Material”, BISCO PRODUCTS, INC., 6/23/86
- (4) (一財) 電力中央研究所、「使用済核燃料貯蔵の基礎」、ERC 出版、(2014)
- (5) 「アルミニウムハンドブック」、(一社) 日本アルミニウム協会、(2007)

表 1 除熱機能の設計基準

対象部位		設計基準値 (°C)	設計基準値の考え方
燃料被覆管	新型 8×8 燃料	200 <sup>(1)</sup>	燃料被覆管の累積クリープ量が 1%を超えない温度、照射硬化回復現象により燃料被覆管の機械的性質が著しく低下しない温度及び水素化物の再配向による燃料被覆管の機械的特性の低下が生じない温度及び燃料被覆管のフープ応力が 70MPa 以下となる温度以下とした。
	高燃焼度 8×8 燃料 新型 8×8 ジルコニウム ライナ燃料	300 <sup>(1)</sup>	
金属キャスク	胴(底板)、外筒及び 二次蓋	375 <sup>(2)</sup>	基本的安全機能及び構造強度の維持が必要な構成部材は、健全性が維持できる温度以下とした。 なお、金属ガスケットの設計基準値については参考文献(4)の長期密封性能評価の結果を基に安全側に設定した。
	一次蓋及びトランゾン	425 <sup>(2)</sup>	
	中性子遮蔽材 (樹脂)	149 <sup>(3)</sup>	
	金属ガスケット	130 <sup>(4)</sup>	
	伝熱部材	370 <sup>(5)</sup>	
	伝熱フィン	200 <sup>(2)</sup>	
	中性子吸収材 (B-Al)	370 <sup>(5)</sup>	
コンパートメント及び 蓋部ボルト	350 <sup>(2)</sup>		

△1

△1



表 2 使用済燃料の仕様

項目		仕様		
種類		新型 8×8 燃料	新型 8×8 ジルコニウム ライナ燃料	高燃焼度 8×8 燃料
形状	集合体幅 (mm)	約 134		
	全長 (mm)	約 4470 又は約 4350		
質量 (kg)		約 270 又は約 260		
初期濃縮度 (wt%)		2.70	2.90	3.30
最高燃焼度 (MWd/t)		40,000	40,000	50,000
平均燃焼度 (MWd/t)		35,000	38,000	43,000
最短冷却期間 (年)		25	18	15
収納体数 (体)		52		

表 3 使用済燃料の軸方向燃焼度分布

項目	新型 8×8 燃料		新型 8×8 ジルコニウム ライナ燃料		高燃焼度 8×8 燃料	
	ノード*1	PF*2	ノード*1	PF*2	ノード*1	PF*2
最高燃焼度 (MWd/t)	40,000		40,000		50,000	
平均燃焼度 (MWd/t)	35,000		38,000		43,000	
軸方向燃焼度分布	(上部)					
	(下部)					

注記\*1：ノードは燃料有効部を軸方向に  したものである。

\*2：ピーキングファクター。

表 4 使用済燃料の崩壊熱量計算条件及び結果

項目			新型 8×8 燃料	新型 8×8 ジルコニウム ライナ燃料		高燃焼度 8×8 燃料		
最高燃焼度 (MWd/t)			40,000	40,000		50,000		
平均燃焼度 (MWd/t)			35,000	38,000		43,000		
比出力 (MW/t)			25.3	25.3		26.0		
照射 期間 (日)	使用済燃料 集合体	最高燃焼度	1,582	1,582		1,924		
		平均燃焼度	1,384	1,502		1,654		
濃縮度 (wt%)			2.70	2.90		3.30		
冷却期間 (年)			25	18		15		
ウラン質量 (kg)			176	178		175		
軸方向燃焼度分布			ノード	PF	ノード	PF	ノード	
			(上部)					
			(下部)					
			(下部)					
計算 結果	使用済燃料 1体当たりの 崩壊熱量(PF 考慮)(W)	最高燃焼度	224.0	258.9		374.3		
		平均燃焼度	186.6	240.2		294.7		
収納体数 (体)			52					
設計崩壊熱量 (kW)			10.2	13.2		16.1		

表 5 除熱解析結果

対象となる部位		評価結果 (°C)	設計基準値 (°C)
燃料 被覆管*1	新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料 高燃焼度 8×8 燃料	255	300
	新型 8×8 燃料	<u>176</u>	200
金属 キャスク	胴	123	375
	底板	145	375
	外筒	112	375
	一次蓋	119	425
	二次蓋	87	375
	一次蓋ボルト	97	350
	二次蓋ボルト	88	350
	中性子遮蔽材 (蓋部、底部、側部)	129	149
	金属ガスケット	95	130
	コンパートメント	236	350
	中性子吸収材 (B-Al)	236	<u>370</u>
	伝熱部材	146	<u>370</u>
	伝熱フィン	117	200
	トラニオン	121	425

注記\*1：燃料棒の最高温度とした。なお、燃料棒には二酸化ウラン、ヘリウムガス及びジルカロイの体積割合を考慮して均質化した物性値を使用している。

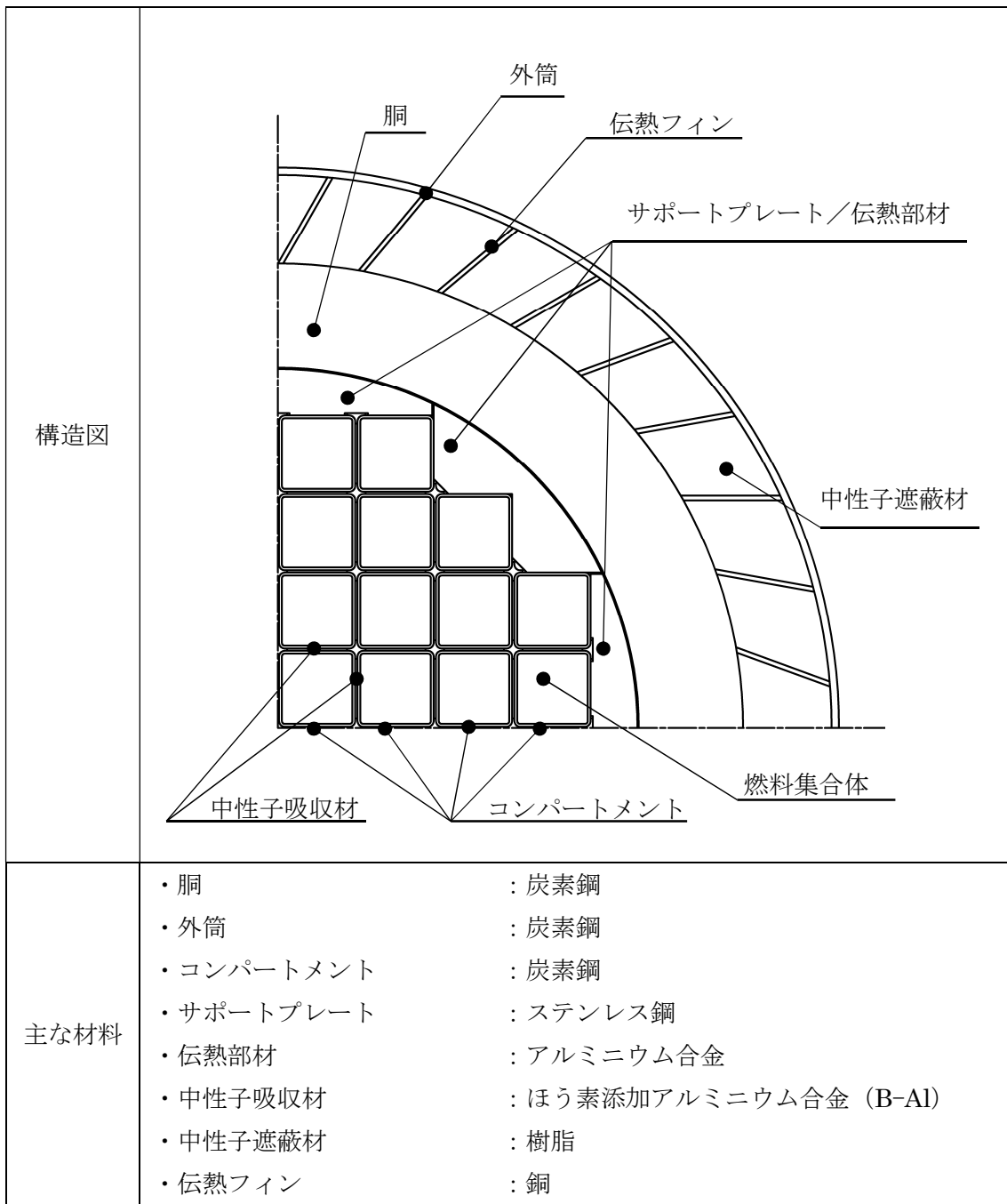


図1 Hitz-B52型の構造図

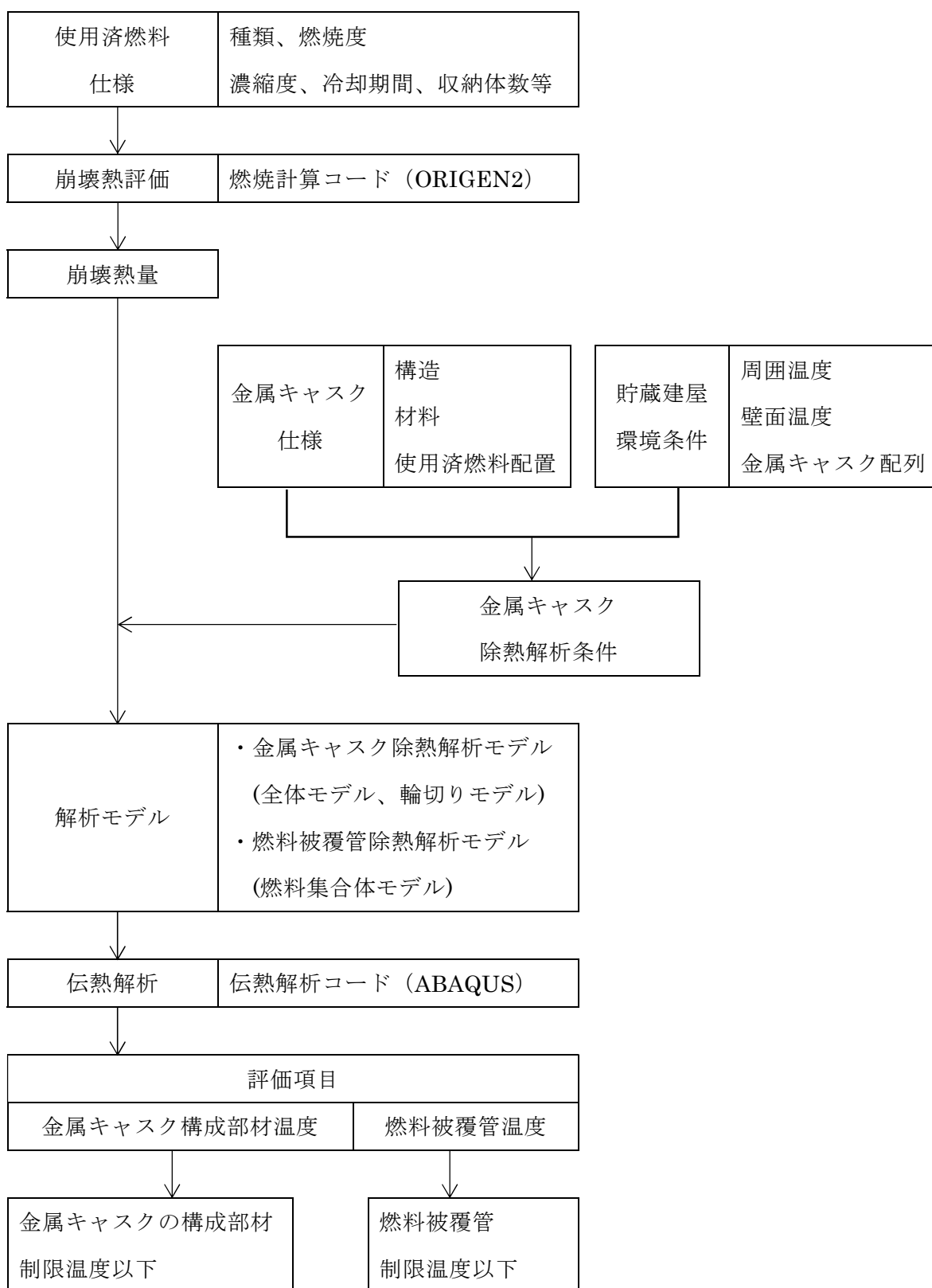
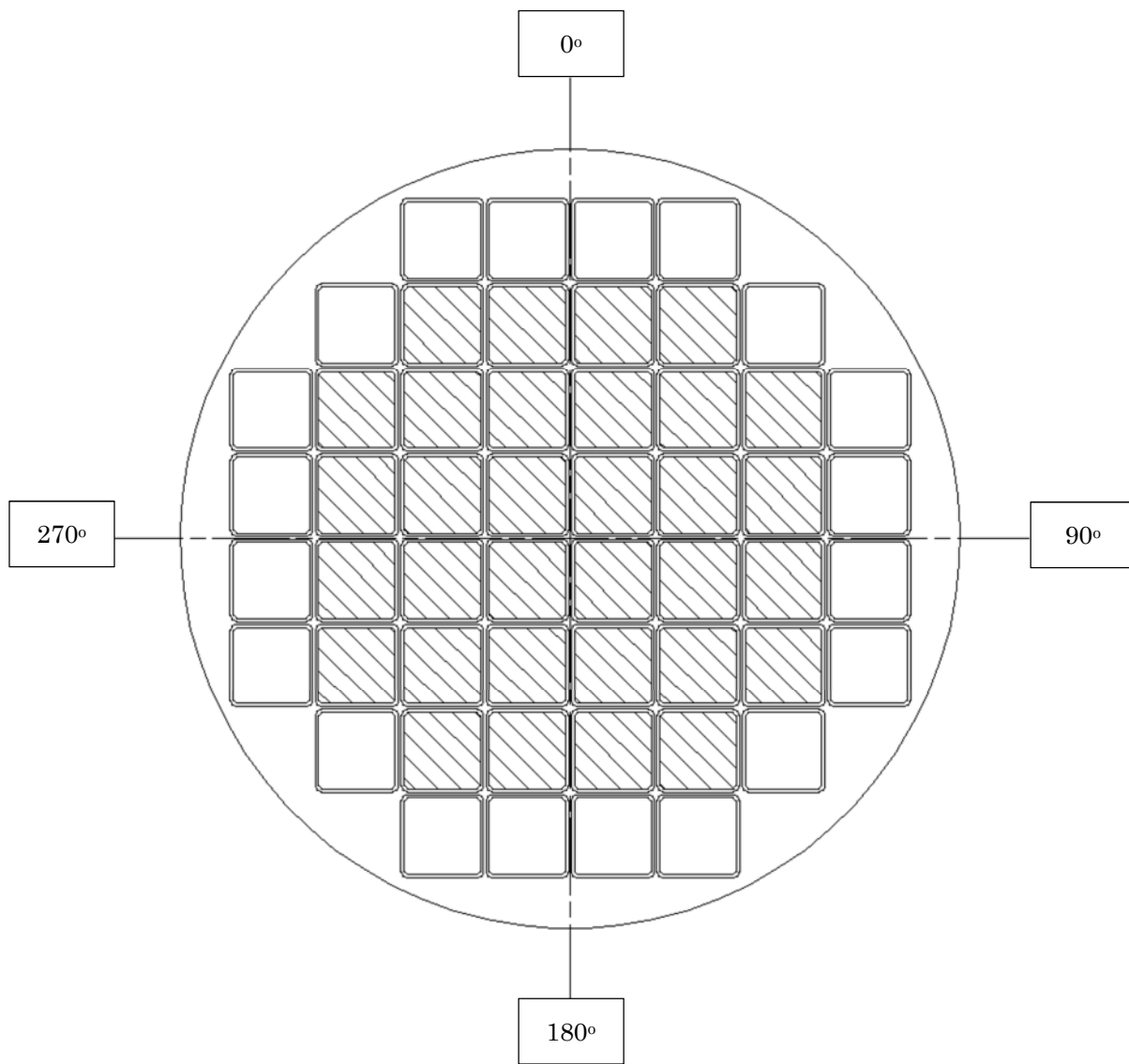


図2 除熱解析フロー





-  : 最高燃焼度以下の使用済燃料集合体収納位置
-  : 平均燃焼度以下の使用済燃料集合体収納位置

図3 除熱解析における使用済燃料の収納位置条件 (1/2)  
 (高燃焼度 8×8 燃料のみを収納する場合)

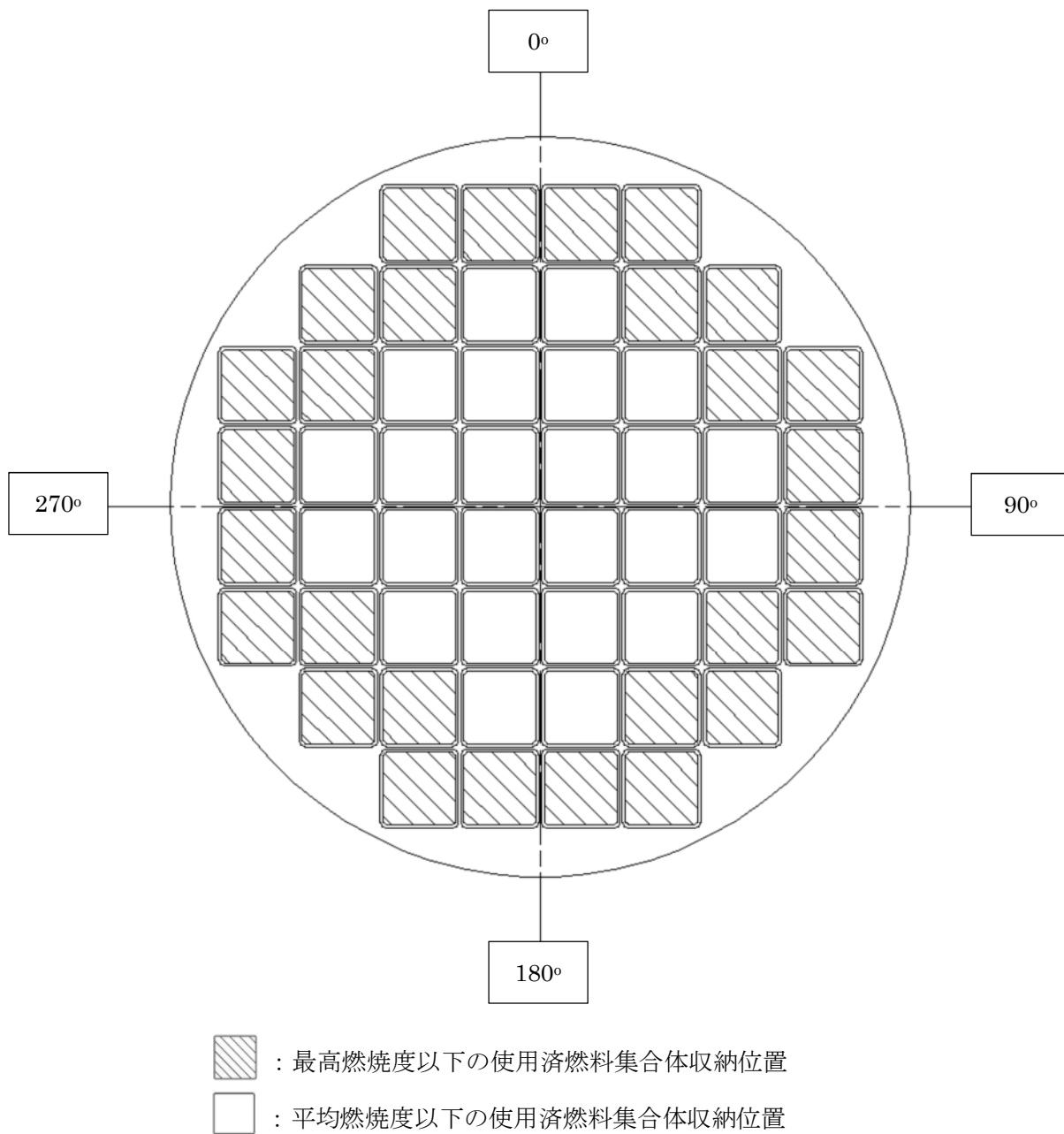


図3 除熱解析における使用済燃料の収納位置条件 (2/2)  
 (新型8×8燃料のみを収納する場合)



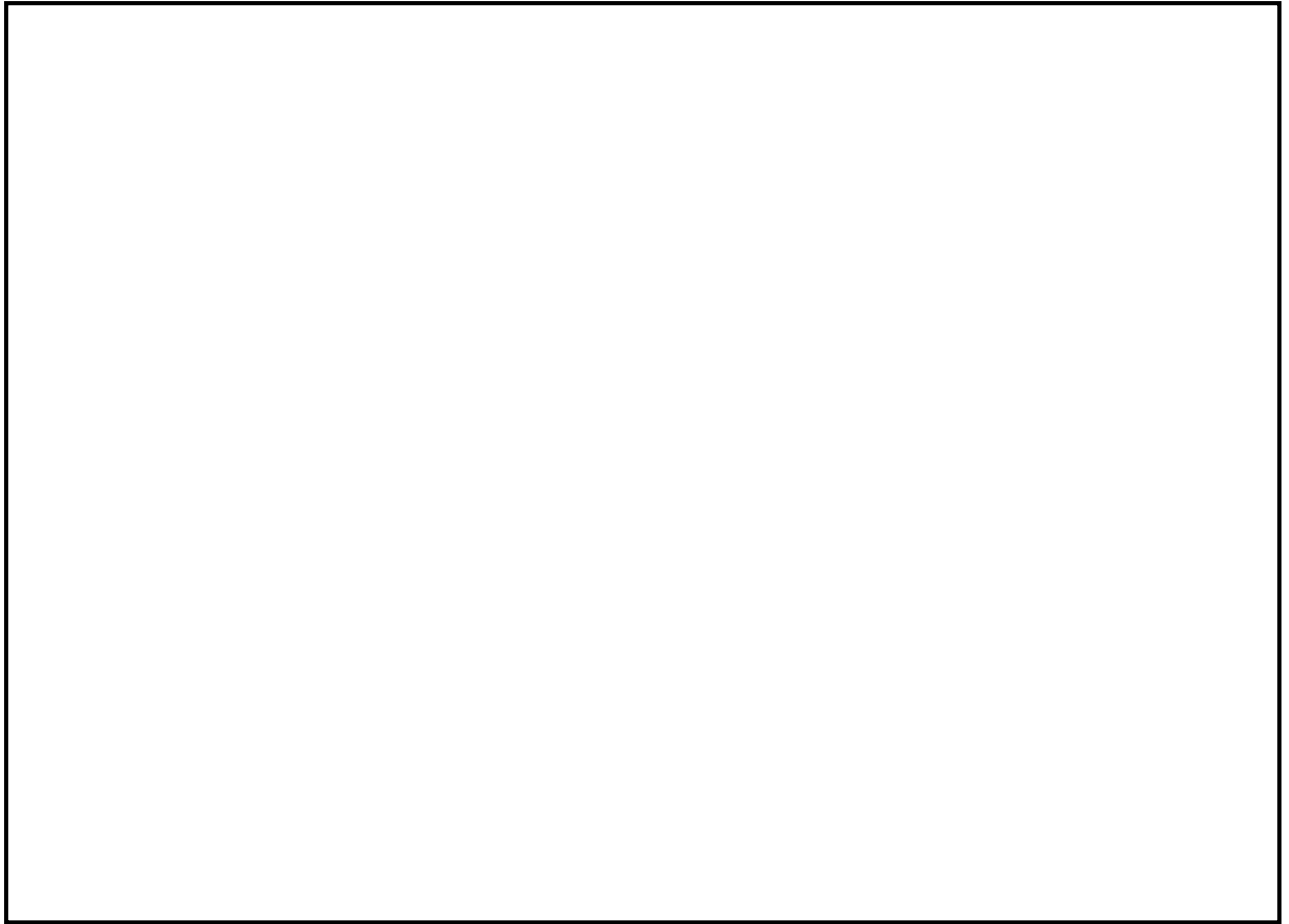


図 4 Hitz-B52 型に収納する使用済燃料の設計崩壊熱量軸方向分布

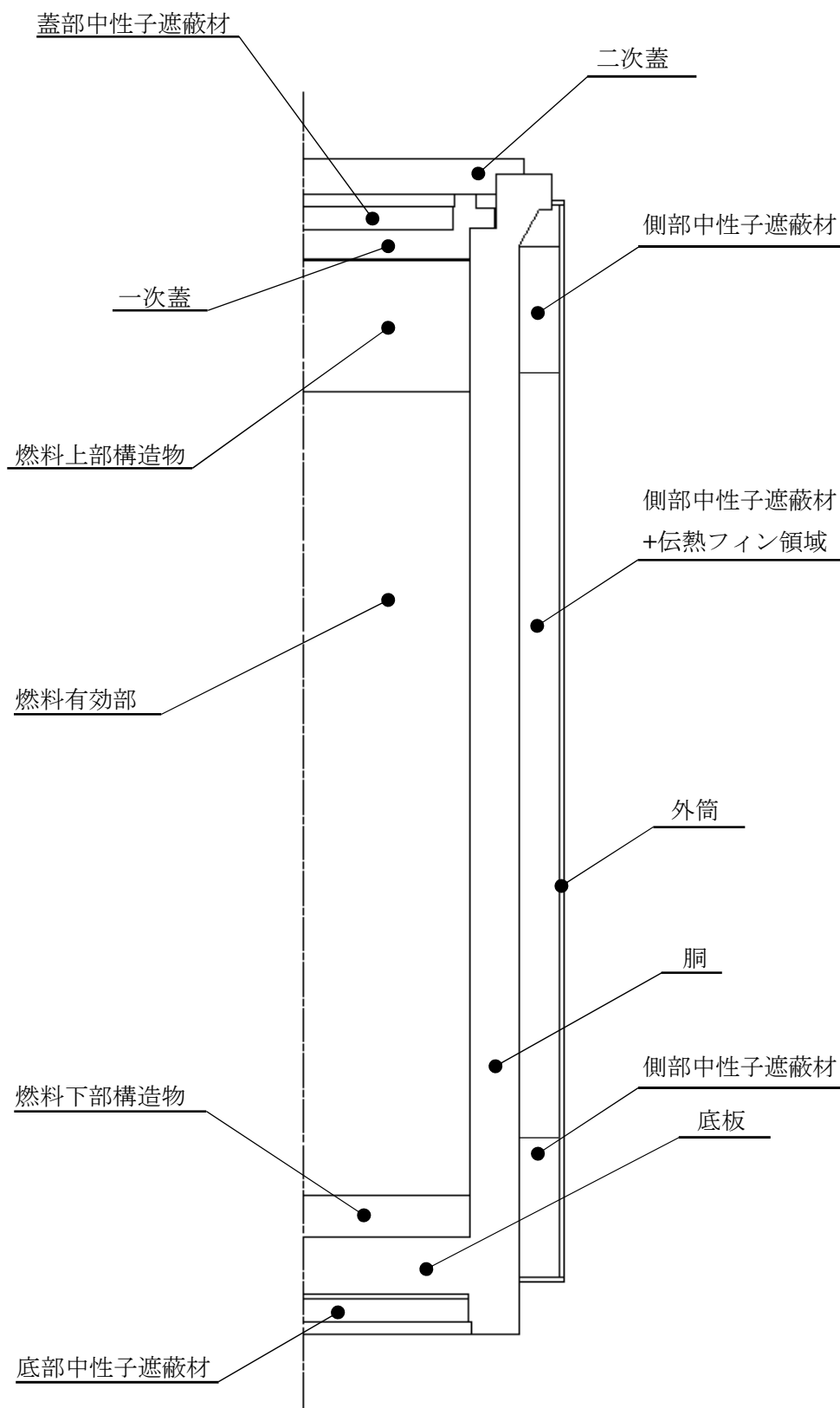


図5 全体モデル形状図

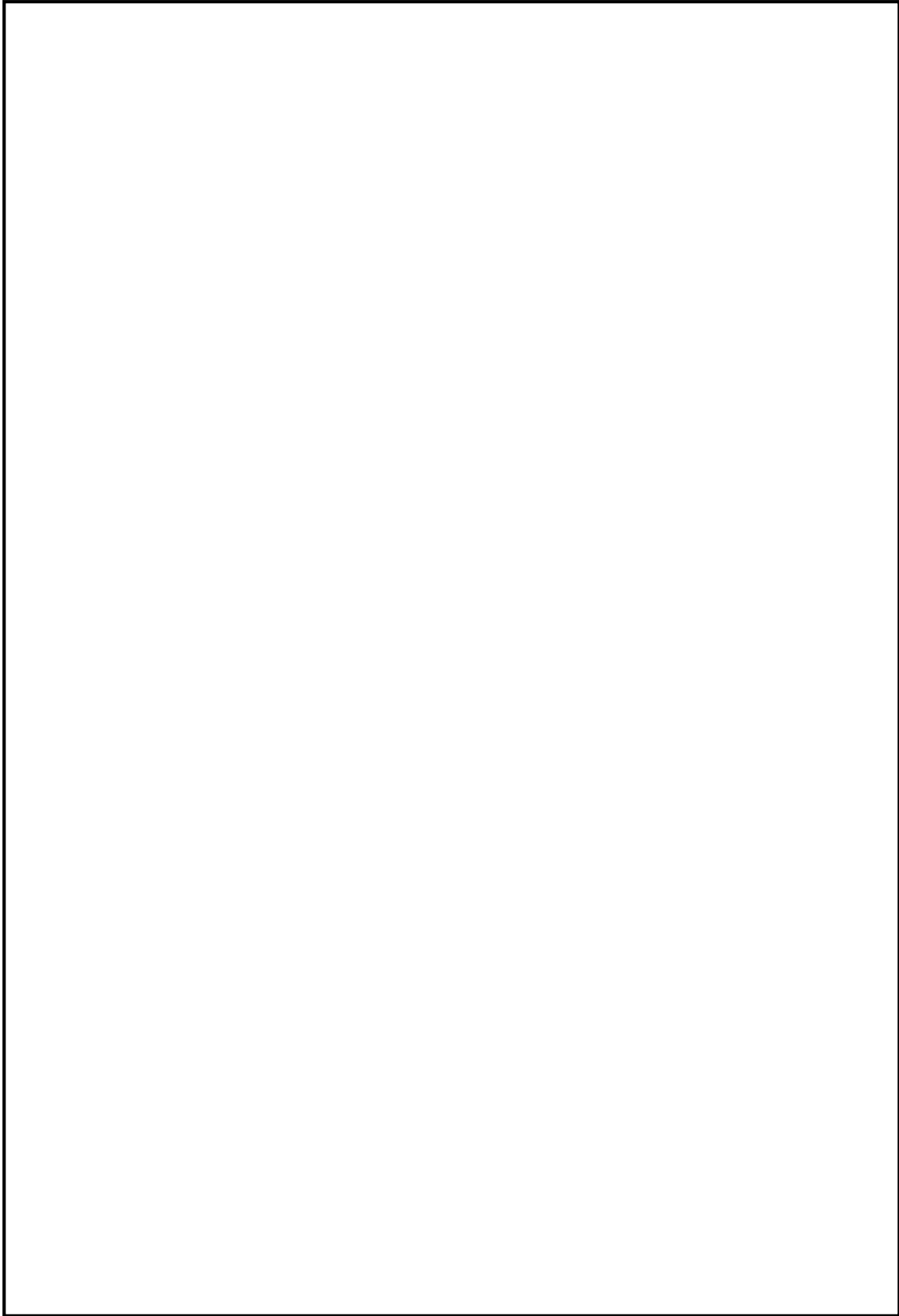


図 6 全体モデル要素分割図

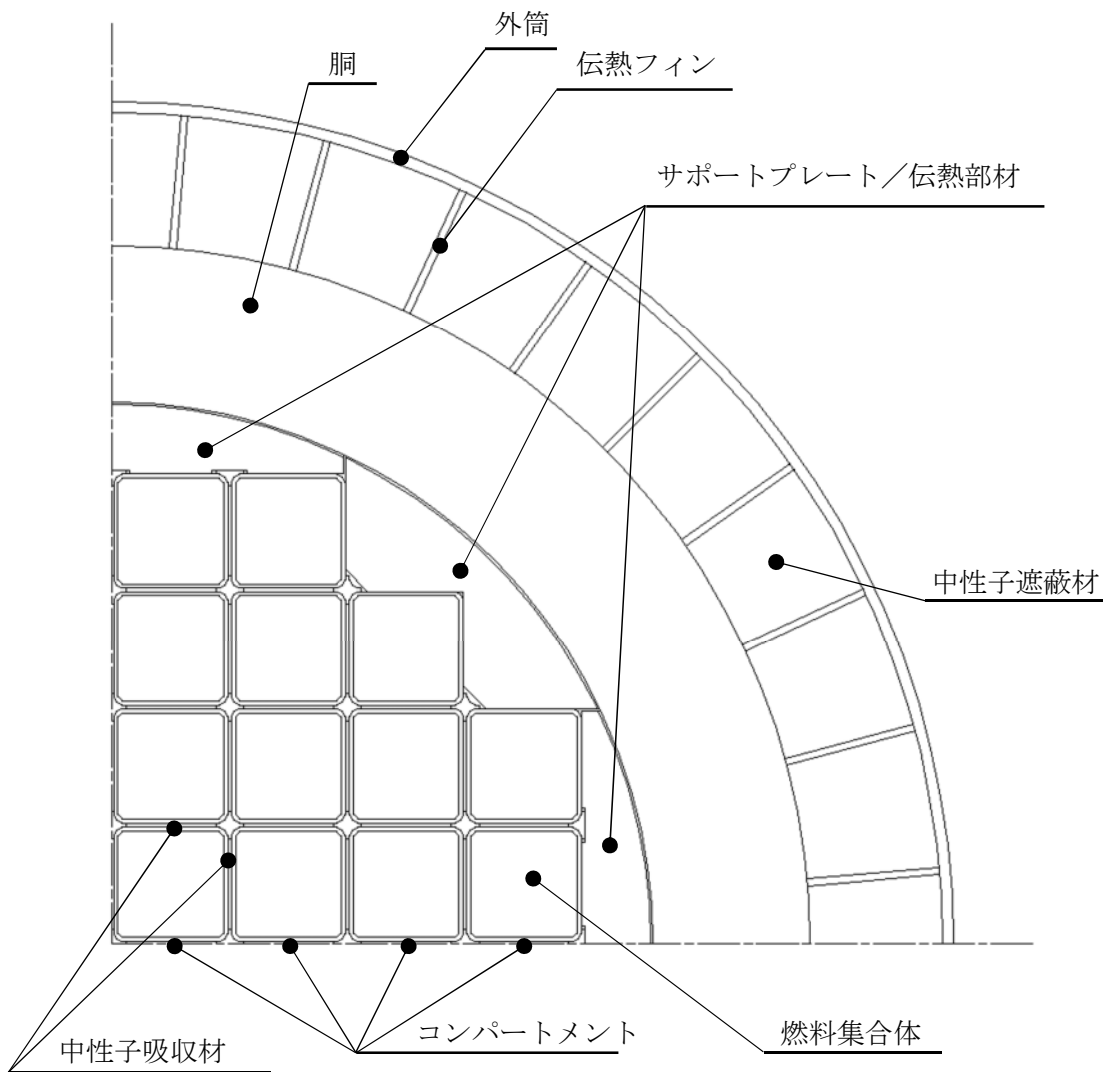


図 7 輪切りモデル形状図

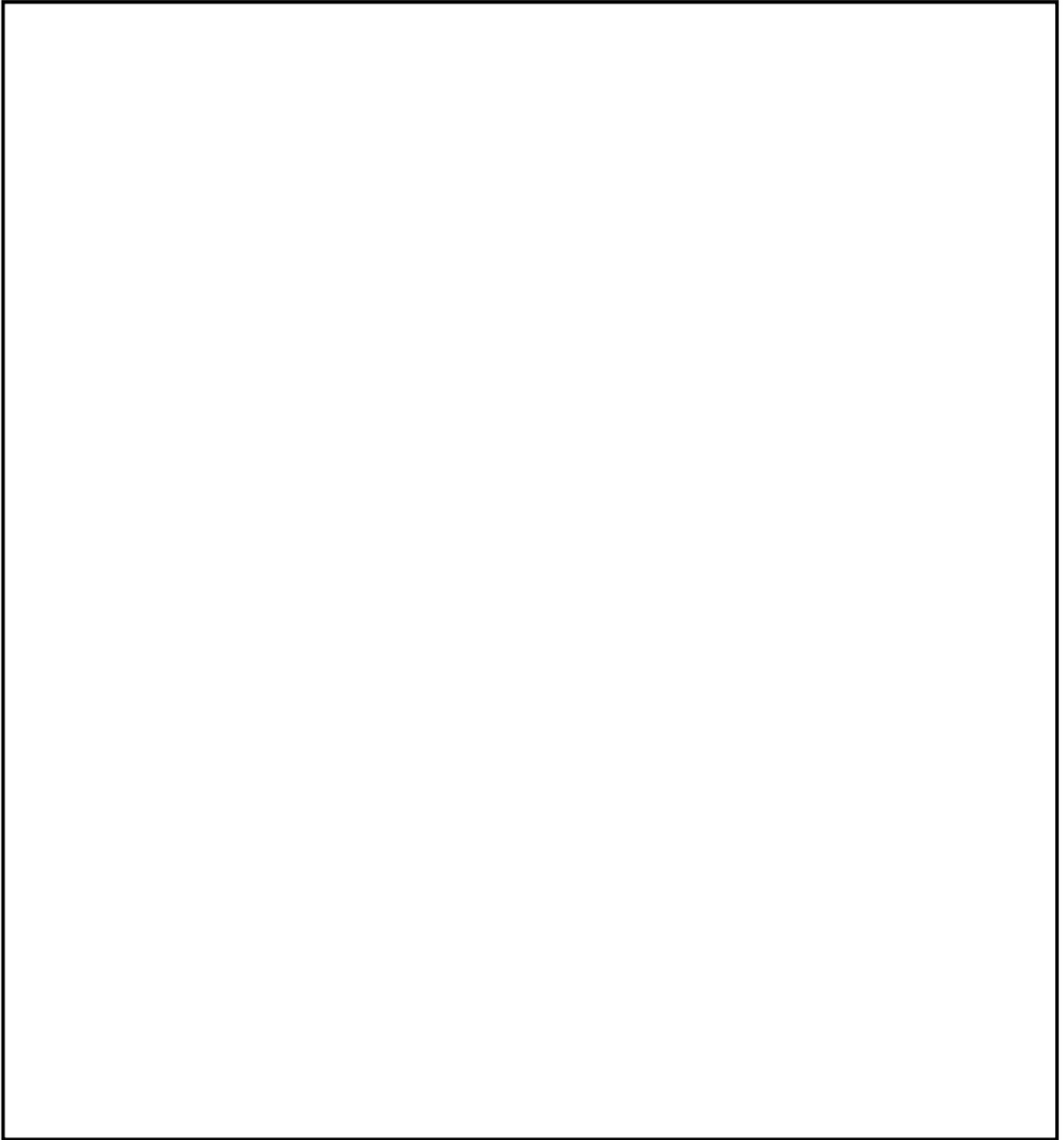
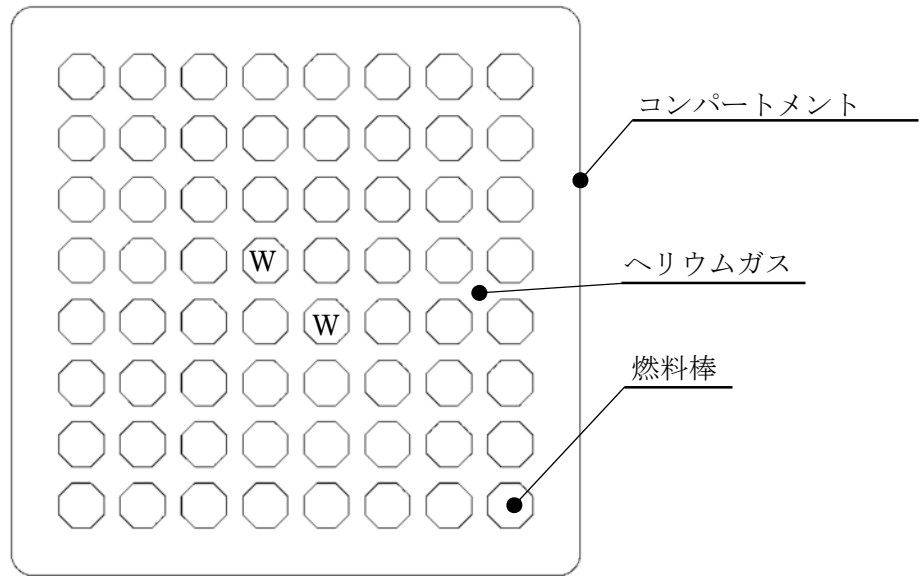
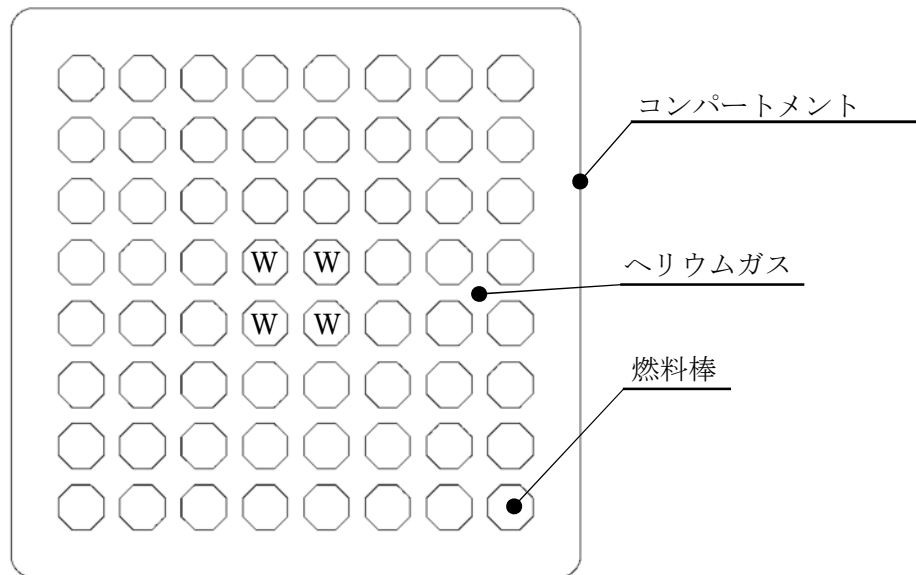


図 8 輪切りモデル要素分割図



注記：W はウォーターロッドであり、発熱はない。

図 9 燃料集合体モデル形状図  
(新型 8×8 燃料、新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料の場合)



注記：W はウォーターロッドであり、発熱はない。

図 10 燃料集合体モデル形状図  
(高燃焼度 8×8 燃料の場合)

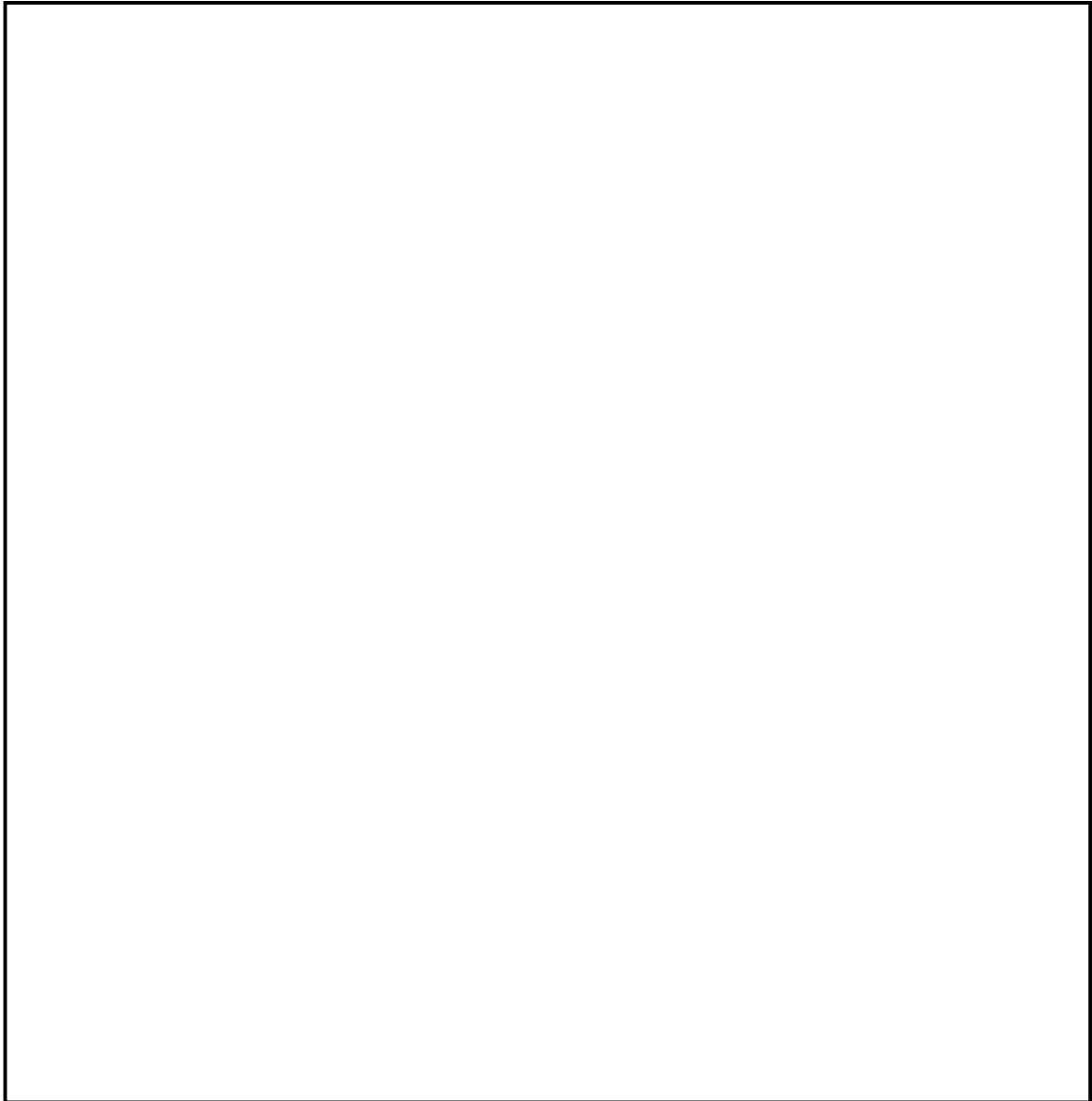


図 11 燃料集合体モデル要素分割図

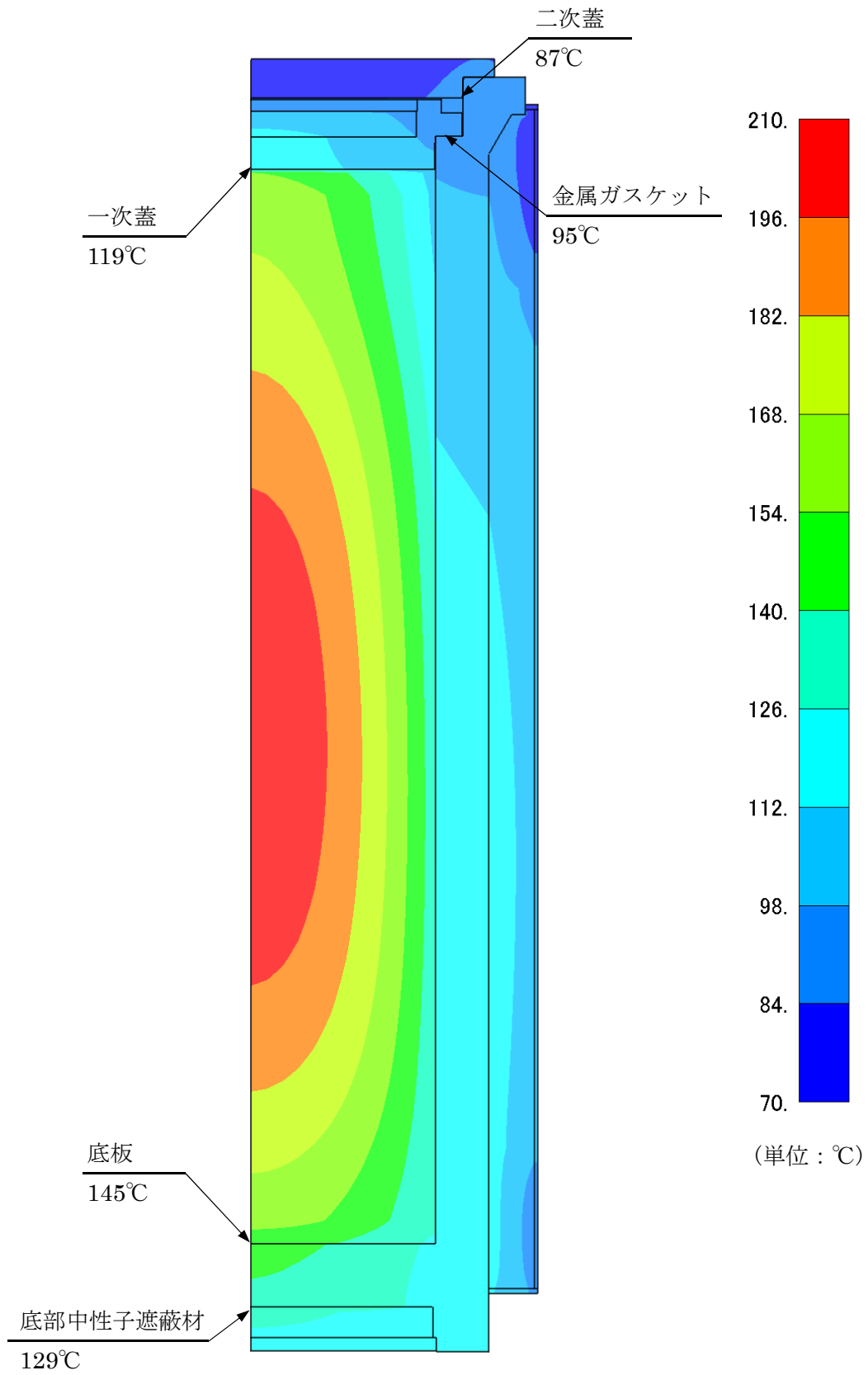


図 12 除熱解析結果 (全体モデル)



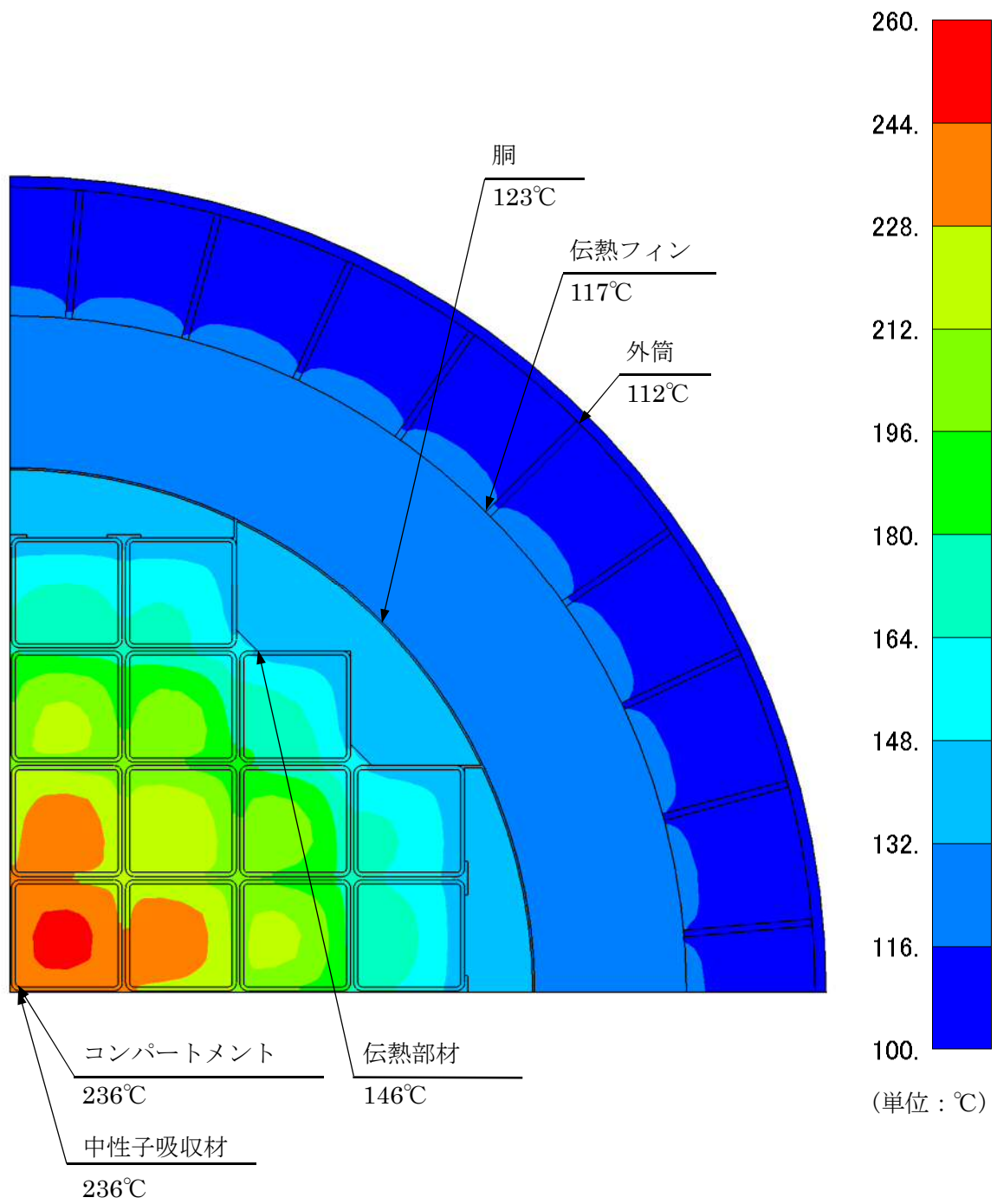


図 13 除熱解析結果 (輪切りモデル) (高燃焼度 8×8 燃料) /伝熱部材断面

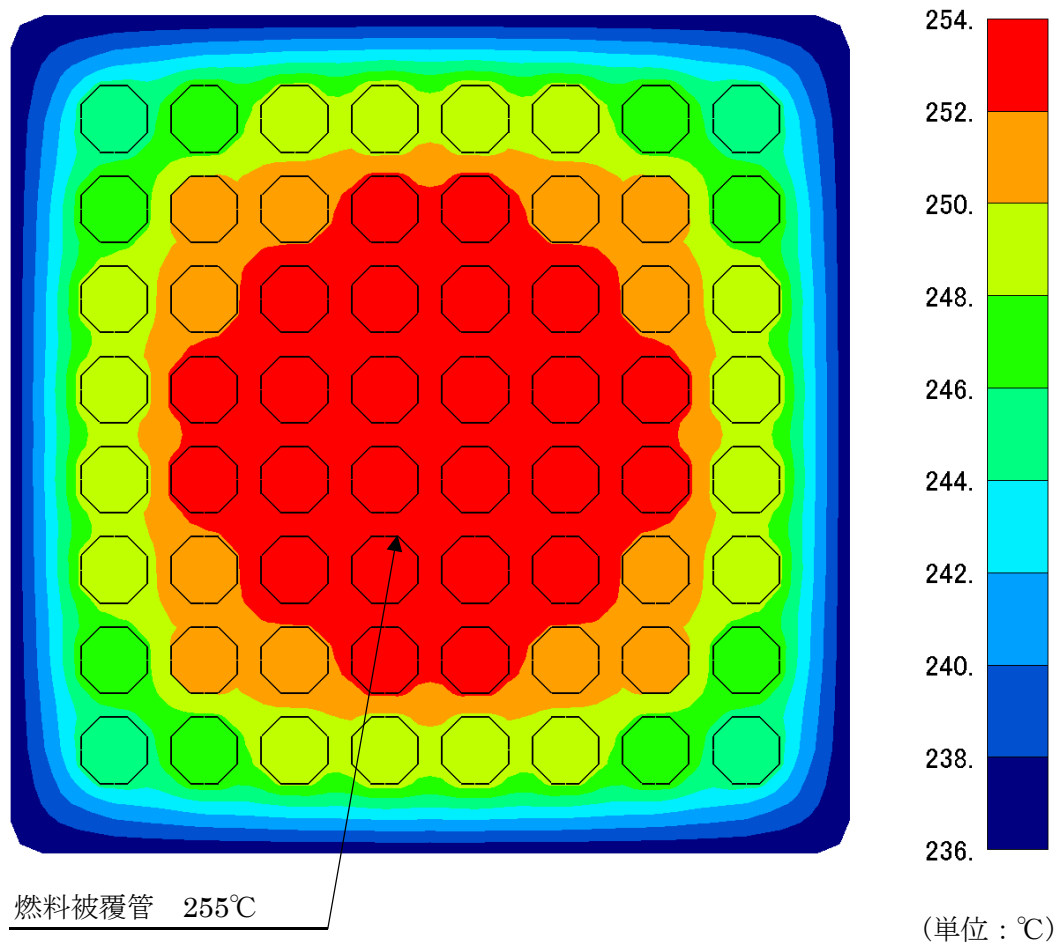
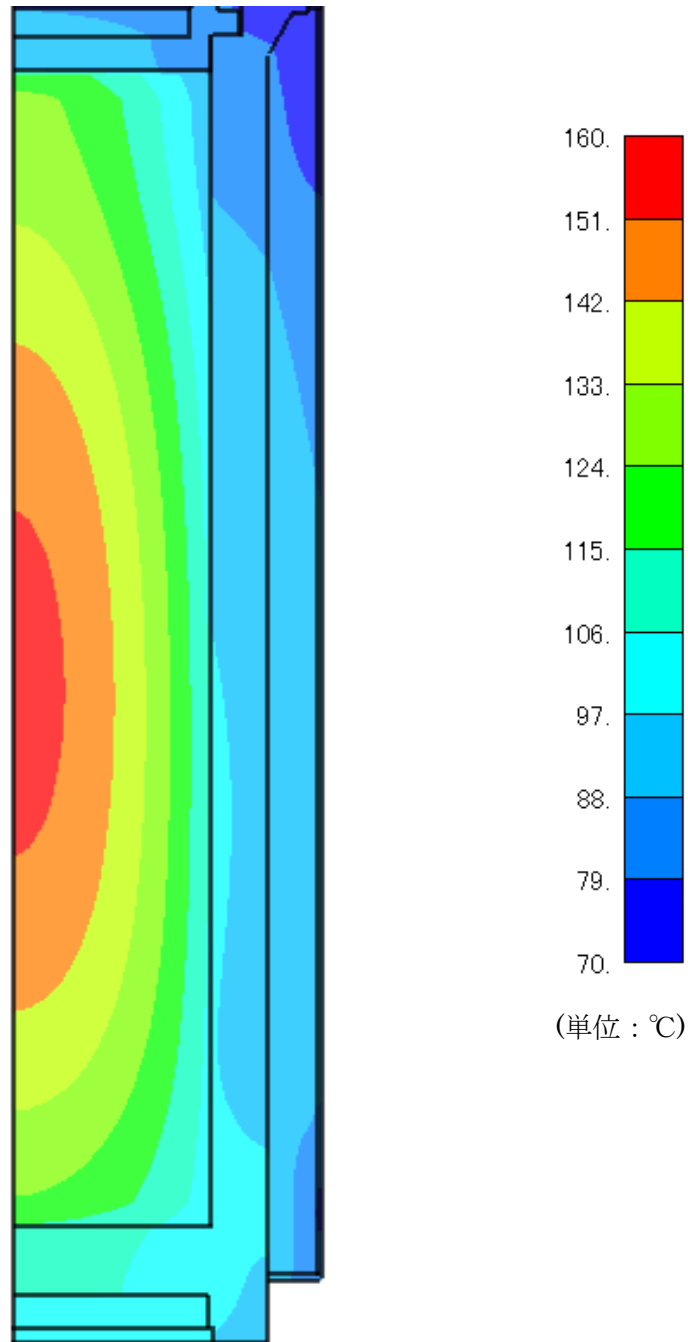


図 14 除熱解析結果 (燃料集合体モデル) (高燃焼度 8×8 燃料)



1

図 15 除熱解析結果 (全体モデル) (新型 8×8 燃料)

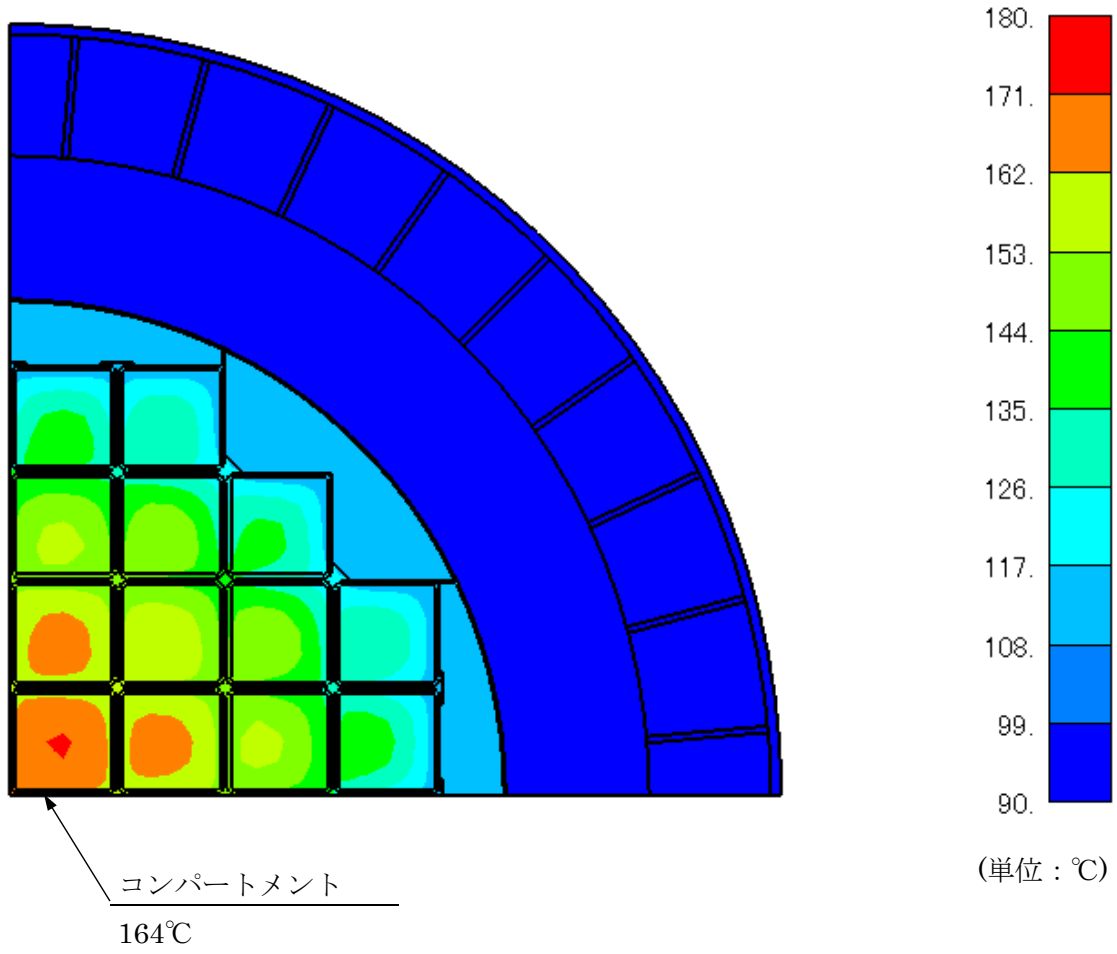


図 16 除熱解析結果 (輪切りモデル) (新型 8×8 燃料) /伝熱部材断面

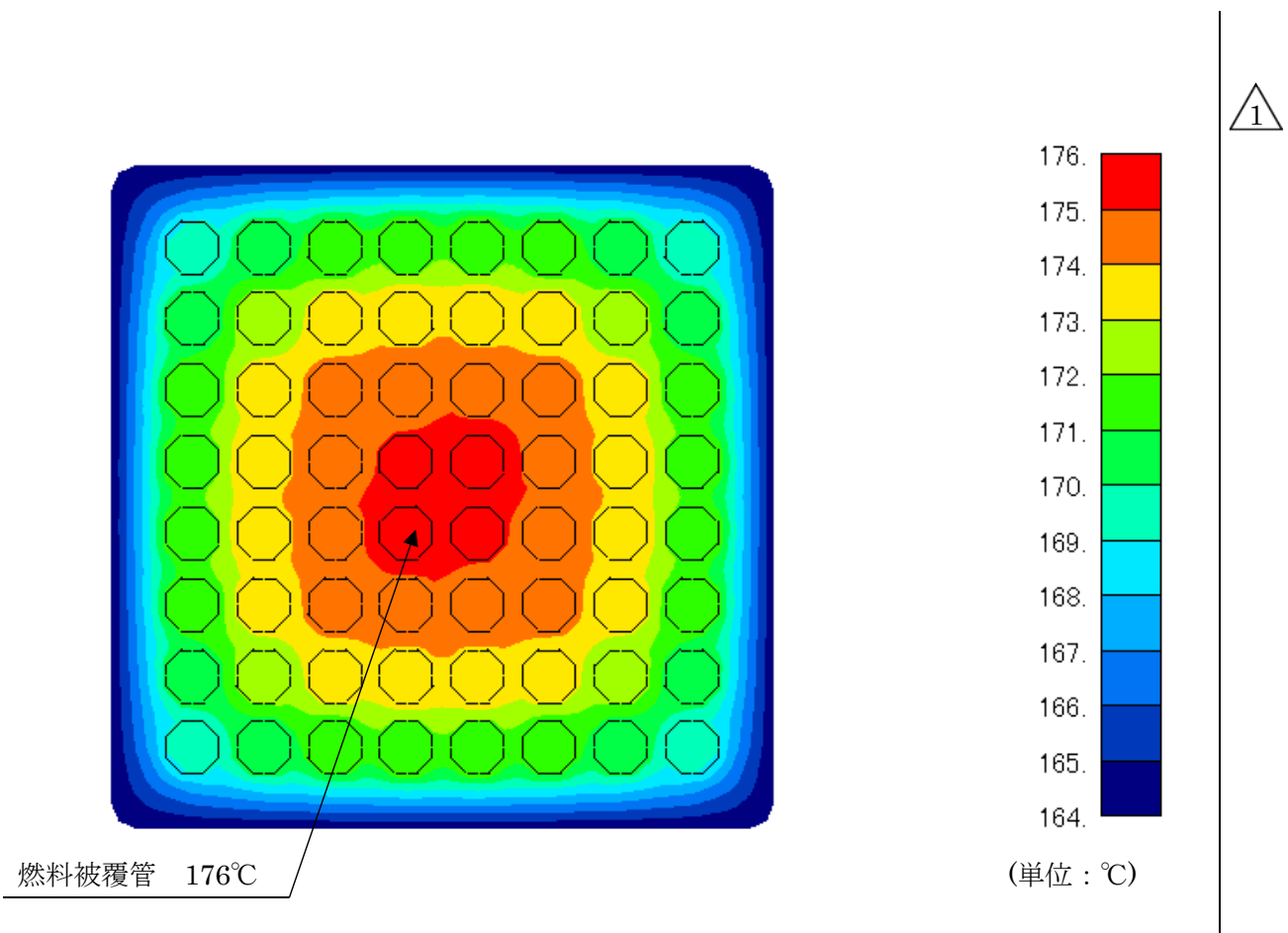


図 17 除熱解析結果 (燃料集合体モデル) (新型 8×8 燃料)

## 除熱解析のモデル化及び解析条件について

### 1. 伝熱形態について

Hitz-B52 型の伝熱形態を別紙 1-1 図に示す。

使用済燃料から発生した崩壊熱は、主に胴内に充填されたヘリウムガスの熱伝導と放射によりコンパートメントに伝えられ、さらにコンパートメントの熱伝導により伝熱部材およびサポートプレートに伝えられる。このコンパートメントと伝熱部材は別部材であり溶接による接合をしないため隙間があるものと考え、の接触熱抵抗層を設定し、その間はガスの熱伝導及び放射による伝熱が行われるものとする。

使用済燃料からコンパートメントに伝えられた崩壊熱は、コンパートメントの熱伝導により、軸方向にも伝えられる。コンパートメントから伝熱部材及びサポートプレートに伝わった崩壊熱は、半径方向だけでなく軸方向へも伝熱が行われる。コンパートメントの外側に伝熱部材及びサポートプレートが軸方向に交互に配置されており、それぞれの部材間は径方向と同じく接触熱抵抗層を設定していることから、伝熱部材内の熱伝導により伝えられた熱は、接触熱抵抗層の間のガスの熱伝導及び放射によって、サポートプレートに伝熱が行われる。サポートプレートからは同様に接触熱抵抗層を介して、伝熱部材への伝熱が行われる。

また、コンパートメント間には中性子吸収材(B-AL)が存在するが、中性子吸収材は最小寸法としてコンパートメント-中性子吸収材間に隙間を設定する。中性子吸収材周辺部はヘリウムガスで囲まれているものとし、ヘリウムガスの熱伝導及び放射により半径方向及び軸方向に伝熱が行われるものとする。

そして、伝熱部材／サポートプレートに伝えられた熱は、バスケットと胴の隙間に充填されているヘリウムガスの熱伝導及び放射により胴内面に伝えられる。続いて、胴内面に伝えられた熱は、熱伝導により金属キャスク表面に伝えられ、放射と空気の自然対流により金属キャスク周囲の大気に拡散される。なお、側部中性子遮蔽材領域では、主に銅製の伝熱フィンの熱伝導により熱が伝えられる。伝熱フィンはとしているため、は最小寸法としてこの接続をモデルに反映し、溶接で接続した箇所以外は伝熱フィンと胴及び伝熱フィンと外筒の隙間にを設定し、その熱伝導を考慮している。

なお、胴内面、側部中性子遮蔽材、伝熱フィン及び外筒では径方向だけでなく軸方向にも熱伝導が行われる。

### 2. 除熱解析のモデル化及び解析条件

除熱解析は、Hitz-B52 型の実形状を基に軸方向断面を二次元軸対称でモデル化し、径方向断面を軸方向のサポートプレート間の半ピッチ分について三次元でモデル化し、さ

らに燃料集合体の実形状を基に径方向断面に二次元でモデル化し、有限要素法解析コード ABAQUS を用いて行った。使用した除熱解析モデルは以下の 3 つである。

- ・ 金属キャスク除熱解析モデル
  - ① 軸方向全体モデル（以下「全体モデル」という。）
  - ② 径方向半ピッチ輪切りモデル（以下「輪切りモデル」という。）
- ・ 燃料被覆管除熱解析モデル
  - ③ 燃料集合体モデル

これら 3 つの除熱解析モデルの入出力フローを別紙 1-2 図に示す。予備解析にて燃料均質化領域の径方向熱伝導率を設定し、この条件にて本解析を行う。また、解析に使用する物性値を別紙 1-1 表に、予備解析で求めた均質化領域の物性値を別紙 1-2 表に、Hitzeb52 型外表面の熱伝達率を別紙 1-3 表に、解析に使用する放射率を別紙 1-4 表に示す。

各解析モデルの概要及び解析条件を以下に示す。

#### (1) 全体モデル

全体モデルは、金属キャスク全体を二次元の軸対称体としてモデル化したものであり、蓋部及び底部の温度を評価するためのモデルである。全体モデルの形状図を別紙 1-3 図に示す。

全体モデルは二次元軸対称モデルであるため、収納物である使用済燃料及びバスケットを均質化して等価熱伝導率を設定した。側部中性子遮蔽材及び伝熱フィンに関しても、これらを均質化して等価熱伝導率を設定した。以下で、これらモデル化の詳細を述べる。

##### a. 燃料均質化領域の熱伝導率

##### (i) 径方向

使用済燃料及びバスケットが収納される領域（以下「燃料均質化領域」という。）の径方向熱伝導率は、内部発熱を伴う円柱の場合の評価式(1)を用いて計算した<sup>(1)</sup>。

$$\lambda_{r1} = \frac{q \cdot R^2}{4(T_1 - T_2)} \quad (1)$$

ここで、 $\lambda_{r1}$  : 燃料均質化領域の径方向等価熱伝導率 (W/(m・K))

$q$  : 単位体積発熱量 (W/m<sup>3</sup>)

$R$  : 燃料均質化領域外半径 (m)

$T_1$  : 燃料均質化領域最高温度 (K)

$T_2$  : 燃料均質化領域外面平均温度(K)

輪切りモデルで軸方向を断熱条件とし、周囲環境温度を $-75^{\circ}\text{C}$ 、 $-25^{\circ}\text{C}$ 、 $38^{\circ}\text{C}$ 、 $100^{\circ}\text{C}$ 、

200°C、300°C、400°C、500°Cとした8ケースの予備解析により  $T_1$  及び  $T_2$  を求め、式(1)を用いて温度依存性のある  $\lambda_{r1}$  を設定した。なお、各ケースで求められる  $\lambda_{r1}$  の代表温度は、 $T_1$  と  $T_2$  の平均値とした。

(ii) 軸方向

燃料均質化領域の軸方向熱伝導率は、構成部材の体積割合を考慮して式(2)により計算した。

$$\lambda = \frac{\sum(V_i \cdot \lambda_i)}{V} \quad (2)$$

ここで、 $\lambda$  : 等価熱伝導率 (W/(m・K))

$V_i$  : 各構成部材の体積 (m<sup>3</sup>)

$\lambda_i$  : 各構成部材の熱伝導率 (W/(m・K))

$V$  : 均質化した領域の体積 (m<sup>3</sup>)

b. 側部中性子遮蔽材領域の熱伝導率

(i) 径方向

側部中性子遮蔽材及び伝熱フィンのある領域(以下「側部中性子遮蔽材領域」という。)の径方向熱伝導率は、熱通過を伴う中空の多層円筒の場合の評価式(3)(4)を用いて計算した<sup>(1)</sup>。

$$Q = 2\pi K \times (T_3 - T_4) \quad (3)$$

$$\frac{1}{K} = \frac{\ln(R_2/R_1)}{\lambda_1} + \frac{\ln(R_3/R_2)}{\lambda_{r2}} + \frac{\ln(R_4/R_3)}{\lambda_2} \quad (4)$$

ここで、 $\lambda_{r2}$  : 側部中性子遮蔽材領域の径方向等価熱伝導率 (W/(m・K))

$\lambda_1$  : 胴の熱伝導率 (W/(m・K))

$\lambda_2$  : 外筒の熱伝導率 (W/(m・K))

$K$  : 熱通過率 (W/(m・K))

$Q$  : 軸方向単位長さ当たりの発熱量 (W/m)

$R_1$  : 胴内面の半径 (m)

$R_2$  : 胴外面の半径 (m)

$R_3$  : 外筒内面の半径 (m)

$R_4$  : 外筒外面の半径 (m)



$T_3$  : 胴内面の平均温度 (K)

$T_4$  : 外筒外面の平均温度 (K)

輪切りモデルで軸方向を断熱条件とし、周囲環境温度を $-75^{\circ}\text{C}$ 、 $-25^{\circ}\text{C}$ 、 $38^{\circ}\text{C}$ 、 $100^{\circ}\text{C}$ 、 $200^{\circ}\text{C}$ 、 $300^{\circ}\text{C}$ 、 $400^{\circ}\text{C}$ 、 $500^{\circ}\text{C}$ とした8ケースの予備解析により $T_3$ 及び $T_4$ を求め、式(3)(4)を用いて温度依存性のある $\lambda_{r2}$ を設定した。なお、各ケースで求められる $\lambda_{r2}$ の代表温度は、 $T_3$ と $T_4$ の平均値とした。

(ii) 軸方向

側部中性子遮蔽材領域の軸方向熱伝導率は、構成部材の体積割合を考慮して式(2)により計算した。

c. 解析条件

発熱条件として、軸方向の発熱分布を考慮した設計崩壊熱量となるように燃料有効部の発熱密度を設定した。

全体モデルの外部境界条件を別紙1-5表に示す。周囲温度を $45^{\circ}\text{C}$ 、貯蔵建屋壁面温度を $65^{\circ}\text{C}$ とし、周囲空気への自然対流熱伝達及び貯蔵建屋壁面への放射による放熱を考慮した。なお、金属キャスク底面から貯蔵架台への伝熱は保守的に断熱とした。

## (2) 輪切りモデル

輪切りモデルは、燃料集合体が最高温度となる金属キャスクの径方向断面をモデル化したものであり、中性子遮蔽材（側部）、胴、バスケット等の温度を評価するためのモデルである。バスケットの構造を別紙 1-4 図に示す。伝熱部材の断面が軸方向に変化するため、サポートプレート間のピッチの半分を三次元でモデル化した。輪切りモデルの形状図を別紙 1-5 図に示す。

燃料集合体は均質化して等価熱伝導率を設定した。以下で、これらモデル化の詳細を述べる。

### a. 燃料集合体領域の熱伝導率

#### (i) 径方向

燃料集合体が収納されるコンパートメント内面より内側の領域（以下「燃料集合体領域」という。）の径方向の熱伝導率は、円柱形状の内部発熱体の伝熱基礎式を基に正方形角柱形状に当てはめた以下の評価式(5)を用いて計算した。

$$\lambda_f = \frac{qW^2}{K(T_5 - T_6)} \quad (5)$$

ここで、 $\lambda_f$  : 燃料集合体領域の径方向等価熱伝導率 (W/(m・K))

$q$  : 軸方向燃焼度の最大領域における単位体積発熱量 (W/m<sup>3</sup>)

$W$  : 燃料集合体領域外径寸法 (m)

$K$  : 係数 (-)

$T_5$  : 燃料被覆管最高温度 (K)

$T_6$  : コンパートメント内面温度 (K)

燃料集合体モデルで軸方向を断熱条件とし、コンパートメント内面温度を 38℃、100℃、200℃、300℃、400℃、500℃、600℃、700℃、800℃とした 9 ケースの予備解析により  $T_5$  を求め、式(5)から温度依存性のある  $\lambda_f$  を設定した。なお、各ケースで求められる  $\lambda_f$  の代表温度は、 $T_5$  と  $T_6$  の平均値とした。

#### (ii) 軸方向

燃料集合体領域の軸方向の熱伝導率は、構成部材の体積割合を考慮して式(2)により計算した。

b. コンパートメント、サポートプレート、伝熱部材及びこれらの接合部の熱伝導率  
中性子吸収材をはさんだコンパートメント間の接合部には炭素鋼のスペーサーが、格子の外周にはサポートプレートおよび伝熱部材が配置される。コンパートメント、サポートプレート、伝熱部材及びこれらの接合部をモデル化し、熱伝導率を設定した。

c. 軸方向への熱移動

輪切りモデルでは、軸方向への熱移動がモデル化されないため実際より高温の結果を与える。そこで、全体モデルによる解析結果を用いて、以下の方法で軸方向への熱移動を考慮した。

(i) 胴内の軸方向熱移動

全体モデル解析における胴内(燃料集合体領域から胴内面)の軸方向への熱移動量と一致するように、胴内面に吸熱を与えた。このとき、胴内面の平均温度が全体モデルの燃料有効部が最高温度となる径方向断面における温度と一致するように吸熱量を調整した。したがって、輪切りモデルにおける胴内の温度は全体モデルより保守的な温度となる。

(ii) 胴内面～外筒外面の軸方向熱移動

全体モデル解析における胴内面から外筒外面の軸方向への熱移動量と一致するように、外筒外面に吸熱を与えた。このとき、外筒外面の平均温度が全体モデルの燃料有効部が最高温度となる径方向断面における温度と一致するように吸熱量を調整した。したがって、輪切りモデルにおける胴内面から外筒外面の温度は全体モデルより保守的な温度となる。

軸方向への熱移動に関する概念を別紙 1-6 図に示す。

輪切りモデルに設定した発熱条件を別紙 1-6 表に、軸方向への熱移動量を別紙 1-7 表に示す。

d. 解析条件

輪切りモデルの外部環境条件を別紙 1-8 表に示す。周囲温度を 45°C、貯蔵建屋壁面温度を 65°C とし、周囲空気への自然対流熱伝達及び貯蔵建屋壁面への放射による放熱を考慮した。

### (3) 燃料集合体モデル

燃料集合体モデルは、燃料集合体の実形状を基に径方向断面を二次元でモデル化したものであり、燃料被覆管の温度を評価するためのものである。燃料集合体モデルの形状図を別紙 1-7 図に示す。

燃料棒は均質化して等価熱伝導率を設定した。以下で、これらモデル化の詳細を述べる。

#### a. 燃料棒の熱伝導率

燃料棒の熱伝導率は、二酸化ウラン、ヘリウムガス及びジルカロイの体積割合を考慮して、式(2)により計算した。

#### b. 解析条件

発熱条件として、最高燃焼度燃料の PF 最大領域の崩壊熱量に相当する発熱密度を設定した。また、伝熱形態として熱伝導及び放射を考慮し、軸方向への伝熱を無視し断熱とした。境界条件は、輪切りモデル解析で最高温度となるコンパートメント内面の温度を設定した。

#### c. 放射計算の手法

燃料棒の中心節点及びコンパートメント内面の節点に別紙 1-8 図に示すとおり放射連続要素を設定し、6 種類の放射接続を考慮した(別紙 1-9 図、別紙 1-10 図、別紙 1-11 図)。この 6 種類の放射における熱移動は、ABAQUS コードにより式(6)(7)にて考慮される。この式の入力条件となる燃料棒表面積、形態係数及び放射率は、別紙 1-9 表に示す値を用いた。なお、同表に示すとおり放射計算に使用する燃料棒の表面積は、解析モデルとは異なり実燃料棒の表面積を設定した。

$$Q = F_i \cdot \sigma \cdot A (T_a^4 - T_b^4) \quad (6)$$

$$F_i = \frac{F_{ab}}{\frac{1}{\varepsilon_a} + \frac{1}{\varepsilon_b} - 1} \quad (7)$$

ここで、 $Q$  : 放射熱移動量 (W)

$F_i$  : 総括放射係数 (-)

$\sigma$  : ステファン・ボルツマン係数 ((W・m<sup>2</sup>)/K<sup>4</sup>)

$A$  : 燃料棒表面積 (m<sup>2</sup>)

$T_a$  : 燃料棒 a の温度 (K)

$T_b$  : 燃料棒 b またはコンパートメントの温度 (K)

- $F_{ab}$  : 燃料棒 a から燃料棒 b またはコンパートメントへの形態係数 (-)
- $\varepsilon_a$  : 燃料棒 a の放射率 (-)
- $\varepsilon_b$  : 燃料棒 b またはコンパートメントの放射率 (-)

### 3. 参考文献

- (1) (一社) 日本機械学会、「伝熱ハンドブック」(1993)
- (2) (一社) 日本機械学会、「伝熱工学資料 改訂第4版」(2003)
- (3) (一財) 原子力発電技術機構、「平成12年度 リサイクル燃料資源貯蔵技術確証試験(金属キャスク貯蔵技術確証試験) 報告書、(平成13年3月)
- (4) M. Amaya, et al., “Thermal conductivities of irradiated UO<sub>2</sub> and (U, Gd) O<sub>2</sub> pellets”, Journal of Nuclear Materials 300 (2002)
- (5) D. L. Hagrman, et al., “MATPRO-VERSION 11 (REVISION 2) A HANDBOOK OF MATERIALS PROPERTIES FOR USE IN THE ANALYSIS OF LIGHT WATER REACTOR FUEL ROD BEHAVIOR”, NUREG/CR-0479 TREE-1280, Rev.2 R3 and R4 (1981)
- (6) (一社) 日本原子力学会、日本原子力学会標準「使用済燃料・混合酸化物新燃料・高レベル放射性廃棄物輸送容器の安全設計及び検査基準:2013 (AESJ-SC-F006:2013)」、(2014年11月)
- (7) カロス出版株式会社、「アルミニウム表面機能化便覧」(2008)
- (8) (一社) 日本機械学会、「伝熱工学資料 改訂第3版」(1975)
- (9) J. R. Howell, et al., “Thermal Radiation Heat Transfer”, Fifth Edition, (2010)
- (10) 機械技術研究所、機械技術研究所所報 Vol. 35, No.6 (1981)

別紙 1-1 表 材料の物性値

構成部材	材料	温度 (°C)	熱伝導率 (W/(m・K))
胴(底板) 外筒 二次蓋 コンパートメント	炭素鋼*1	26.85	43.0
		226.85	38.6
		526.85	27.7
一次蓋 サポートプレート	ステンレス鋼*1	26.85	16.0
		126.85	16.5
		326.85	19.0
		526.85	22.5
蓋部中性子遮蔽材 底部中性子遮蔽材 側部中性子遮蔽材	樹脂*2	—	0.98
伝熱部材	アルミニウム合金*1	26.85	237
		326.85	232
		526.85	220
中性子吸収材	ほう素添加 アルミニウム合金*5	24	139
		101	144
		201	146
		300	146
伝熱フィン	銅*1	26.85	398
		326.85	383
		526.85	371
使用済燃料	二酸化ウラン*3	—	2.0
	ジルカロイ*4	26.85	12.7
		366.85	17.0
内部気体	ヘリウム*1	26.85	0.1527
		126.85	0.1882
		226.85	0.2212
		326.85	0.2523
周囲気体	空気*1	26.85	0.02614
		126.85	0.03305
		226.85	0.03951

注記\*1：参考文献(2)参照。

\*2：参考文献(3)参照。

\*3：参考文献(4)参照。

\*4：参考文献(5)参照。

\*5：メーカー提供データ

別紙 1-2 表 均質化領域の物性値(1/2)

解析 モデル	均質化領域		温度 (°C)	熱伝導率 (W/(m・K))		
				径方向	軸方向	
全体 モデル	燃料 上部 構造物	燃料均質化領域*1 (バスケット上部プレート部)				
		燃料均質化領域*1 (燃料ハンドル部+バスケット 上部プレート部)				
		燃料均質化領域*1 (燃料ハンドル部+コンパー トメント等*2)				
		燃料均質化領域*1 (燃料グリッド部+コンパー トメント等*2)				
		燃料均質化領域*1 (燃料上部プレナム部+コン パートメント等*2)				
	燃料 有効部	燃料均質化領域*1 (燃料有効部+コンパートメ ント等*2)				
	燃料 下部 構造物	燃料均質化領域*1 (燃料下部タイプレート部+ コンパートメント等*2)				
		燃料均質化領域*1 (燃料下部タイプレート部+ バスケット底部プレート部)				
		側部中性子遮蔽材領域*3				

注記\*1：使用済燃料及びバスケットが収納される領域

\*2：コンパートメント、スペーサー、中性子吸収材、サポートプレート、クランプ、  
ストッパー、伝熱部材

\*3：側部中性子遮蔽材及び伝熱フィンのある領域



別紙 1-2 表 均質化領域の物性値(2/2)

解析 モデル	均質化領域	温度 (°C)	熱伝導率 (W/(m・K))	
			径方向	軸方向
輪切り モデル	燃料集合体領域*4			
燃料 集合体 モデル	燃料棒			

注記\*4：燃料集合体が収納されるコンパートメント内面より内側の領域

別紙 1-3 表 Hitz-B52 型外表面の熱伝達率

部位	形状	境界膜温度		熱伝達率*1 (W/(m <sup>2</sup> ・K))
		(K)	(°C)	
金属キャスク外表面 (側面)	垂直平板	293.15	20	$1.55 \times \Delta T^{1/3}$
		373.15	100	$1.31 \times \Delta T^{1/3}$
		473.15	200	$1.11 \times \Delta T^{1/3}$
金属キャスク外表面 (上面)	上向き水平平板	293.15	20	$1.57 \times \Delta T^{1/3}$
		373.15	100	$1.32 \times \Delta T^{1/3}$
		473.15	200	$1.12 \times \Delta T^{1/3}$
金属キャスク外表面 (下部端板)	下向き水平平板	293.15	20	$0.880 \times \Delta T^{1/5}$
		373.15	100	$0.860 \times \Delta T^{1/5}$
		473.15	200	$0.841 \times \Delta T^{1/5}$

注記\*1：熱伝達率は下記の式を用いて計算する。

$$h = 0.129\lambda \left( \frac{g\beta\Delta T}{\nu^2} \times P_r \right)^{1/3} \quad (\text{垂直平板})^{(6)}$$

$$h = 0.13\lambda \left( \frac{g\beta\Delta T}{\nu^2} \times P_r \right)^{1/3} \quad (\text{上向き水平平板})^{(6)}$$

$$h = 0.6 \frac{\lambda}{D} \left( \frac{g\beta\Delta T}{\nu^2} \times D^3 \times P_r \right)^{1/5} \quad (\text{下向き水平平板})^{(6)}$$

ここで、h : 熱伝達率 (W/(m<sup>2</sup>・K))

λ : 熱伝導率 (W/(m・K))

g : 重力加速度 (=9.80665 (m/s<sup>2</sup>))

β : 体積膨張係数 (1/K)

ΔT : 周囲空気と金属キャスク外表面の温度差 (K)

ν : 動粘性係数 (m<sup>2</sup>/s)

P<sub>r</sub> : プラントル数 (-)

D : 代表長さ (m)

別紙 1-4 表 材料の放射率

構成部材	材料	放射率
胴 (内面) 二次蓋 (下面)	炭素鋼+アルミ溶射	0.5 <sup>*1</sup>
一次蓋 (上面) 蓋部中性子遮蔽材カバー(上面) サポートプレート	ステンレス鋼	0.15 <sup>*2</sup>
コンパートメント	炭素鋼+ニッケルめっき	0.11 <sup>*3</sup>
中性子吸収材	ほう素添加アルミニウム合金 +温水による酸化被膜	0.652 <sup>*4</sup>
伝熱部材	アルミニウム合金 +アルマイト処理	0.652 <sup>*4</sup>
燃料被覆管	ジルカロイ	0.8 <sup>*5</sup>
外筒 (外表面) 胴 (外表面) 二次蓋 (外表面) 貯蔵建屋壁面	塗装	0.8 <sup>*6</sup>

注記\*1：参考文献(7)参照。

\*2：参考文献(8)参照。

\*3：参考文献(9)参照。

\*4：参考文献(10)参照。

\*5：参考文献(5)参照。

\*6：参考文献(2)参照。

別紙 1-5 表 全体モデルの境界条件

項目	境界条件
周囲温度(°C)	45
貯蔵建屋壁面温度(°C)	65
貯蔵建屋壁面放射率	0.8
金属キャスク表面放射率	0.8
金属キャスク側面から 貯蔵建屋内面への形態係数	0.237 <sup>*1</sup>
金属キャスク表面熱伝達率 (側面、上面、下部端板)	別紙 1-3 表による
底部熱移動	断熱

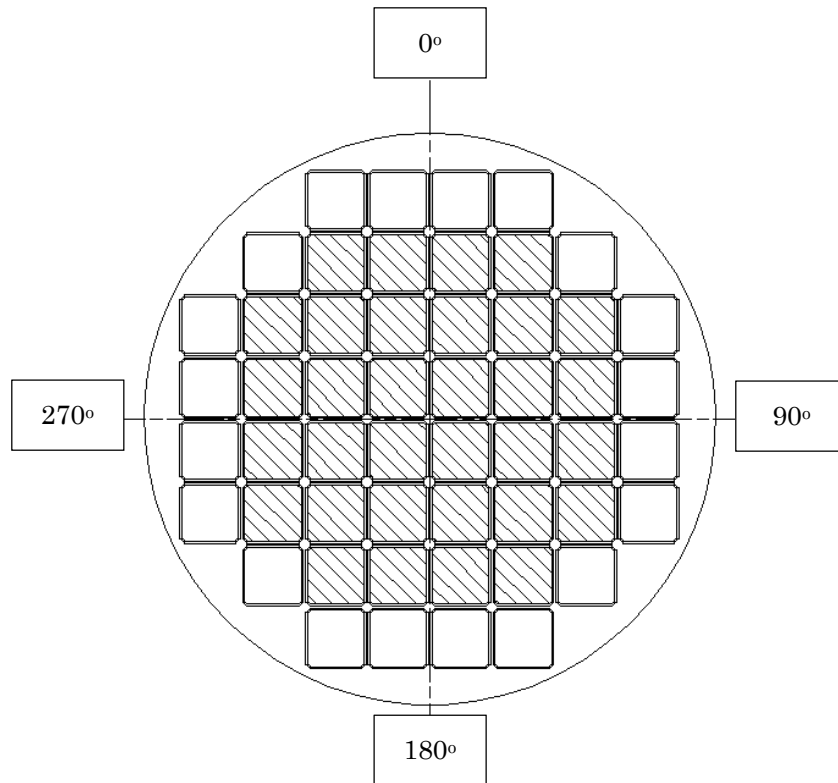
注記\*1：金属キャスク配列ピッチ寸法 3.5m から算出される値。算出過程は別添 1 参照。

別紙 1-6 表 輪切りモデルの発熱条件(高燃焼度 8×8 燃料)

対象	収納体数	発熱量 (kW) *1	
		対象領域の合計	燃料集合体領域 1 体当たり
中央に収納される使用済燃料	32	14.3	0.446
外周に収納される使用済燃料	20	3.9	0.193
合計	52	18.1 *2	—

注記\*1：輪切りモデルの評価対象断面である PF 最大領域  の発熱量を、燃料有効長(3708 mm)あたりに換算した値。なお、表中の値は端数処理した値であるため、合計値が一致しない場合がある。

\*2：輪切りモデルの評価対象断面は PF 最大領域であり、発熱量の合計値は設計発熱量 (高燃焼度 8×8 燃料：16.1kW)を上回る。



: 最高燃焼度以下の使用済燃料集合体収納位置

: 平均燃焼度以下の使用済燃料集合体収納位置

別紙 1-7 表 輪切りモデルにおける軸方向への熱移動量

部位	軸方向への熱移動量 (kW) *1	
	高燃焼度 8×8 燃料	新型 8×8 燃料
中央に収納される 使用済燃料 (32 体)	0	0
外側に収納される 使用済燃料 (20 体)	0	0
胴	4.6	4.2
外筒	1.7	1.1

1

注記\*1：輪切りモデルの評価対象断面である PF 最大領域  の熱移動量を燃料有効長 (3708mm) 当たりに換算した値。

別紙 1-8 表 輪切りモデルの境界条件

項目	境界条件
周囲温度 (°C)	45
貯蔵建屋壁面温度 (°C)	65
貯蔵建屋壁面放射率	0.8
金属キャスク表面放射率	0.8
金属キャスク表面から貯蔵建屋内壁面への 形態係数	0.237*1
金属キャスク表面熱伝達率 (側面)	別紙 1-3 表による。

注記\*1：金属キャスク配列ピッチ寸法 3.5m から算出される値。算出過程は別添 1 参照。

別紙 1-9 表 燃料集合体モデルにおける放射計算入力条件

No.	接続ケース*1			燃料棒の 表面積*3 (mm <sup>2</sup> /mm)	形態係数	放射率	
	記号	燃料棒 a	燃料棒 b 格子*2b			燃料棒 a	燃料棒 b 格子*2b*7
1	F12	燃料棒 1	燃料棒 2		0.127*4	0.8	0.8
2	F13	燃料棒 1	燃料棒 3		0.0857*5	0.8	0.8
3	F14	燃料棒 1	燃料棒 4		0.0163*5	0.8	0.8
4	F16	燃料棒 1	格子 6		0.373*6	0.8	0.11
5	F27	燃料棒 2	格子 7		0.312*6	0.8	0.11
6	F38	燃料棒 3	格子 8		0.0187*6	0.8	0.11

注記\*1：別紙 1-8 図参照。

\*2：格子はコンパートメント。

\*3：単位長さ(1mm)当たりの燃料棒の表面積 (燃料棒外径  mm)

\*4：平行に配置された円柱 A<sub>1</sub>、A<sub>2</sub> 間の放射形態係数の式より算出。

$$F_{12} = F_{21} = \frac{1}{\pi} \left( \sqrt{X^2 - 1} + \sin^{-1} \left( \frac{1}{X} \right) - X \right)$$

ここで、

$$X = 1 + \frac{s}{2r} = \text{$$

したがって

$$F_{12} = F_{21} = \text{} = 0.127$$

\*5：ABAQUS コードにより算出。

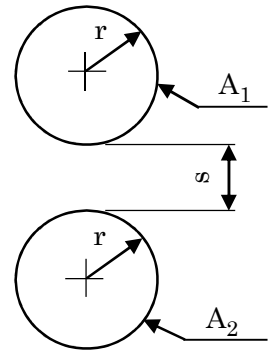
\*6：下式より算出。

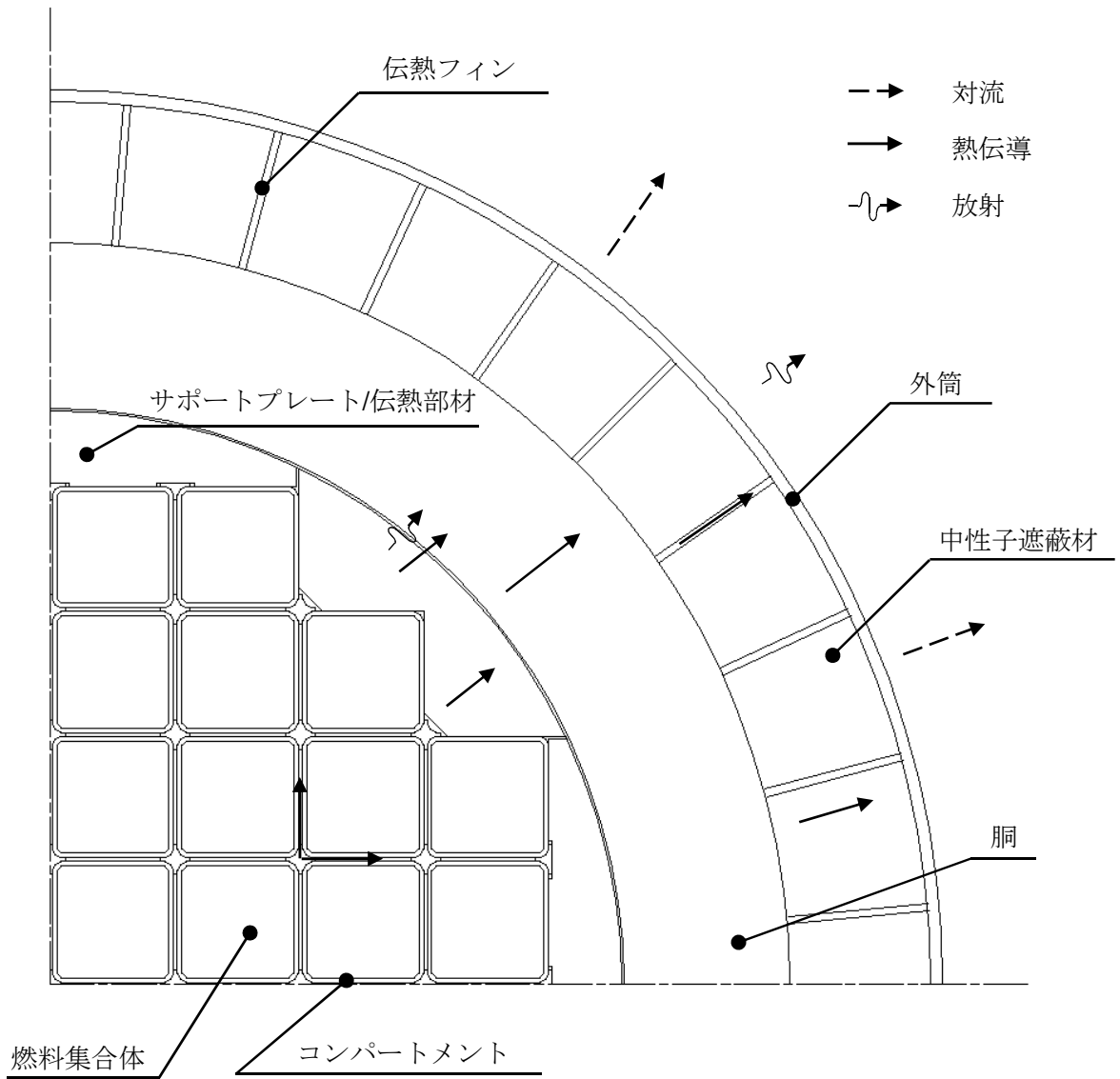
$$F_{16} = F_{61} = \frac{180^\circ}{360^\circ} - F_{12} = 0.5 - 0.127 = 0.373 \quad (\text{別紙 1-9 図参照})$$

$$F_{27} = F_{72} = \frac{135^\circ}{360^\circ} - \frac{F_{21}}{2} = 0.375 - \frac{0.127}{2} = 0.312 \quad (\text{別紙 1-10 図参照})$$

$$\begin{aligned} F_{38} = F_{83} &= \frac{45^\circ}{360^\circ} - \frac{F_{32}}{2} - \frac{F_{31}}{2} \\ &= 0.125 - \frac{0.127}{2} - \frac{0.0857}{2} = 0.0187 \end{aligned} \quad (\text{別紙 1-11 図参照})$$

\*7：ジルカロイの放射率として参考文献(5)より 0.8 とした。





別紙 1-1 図 Hitachi-B52 型の伝熱形態 (1/5)

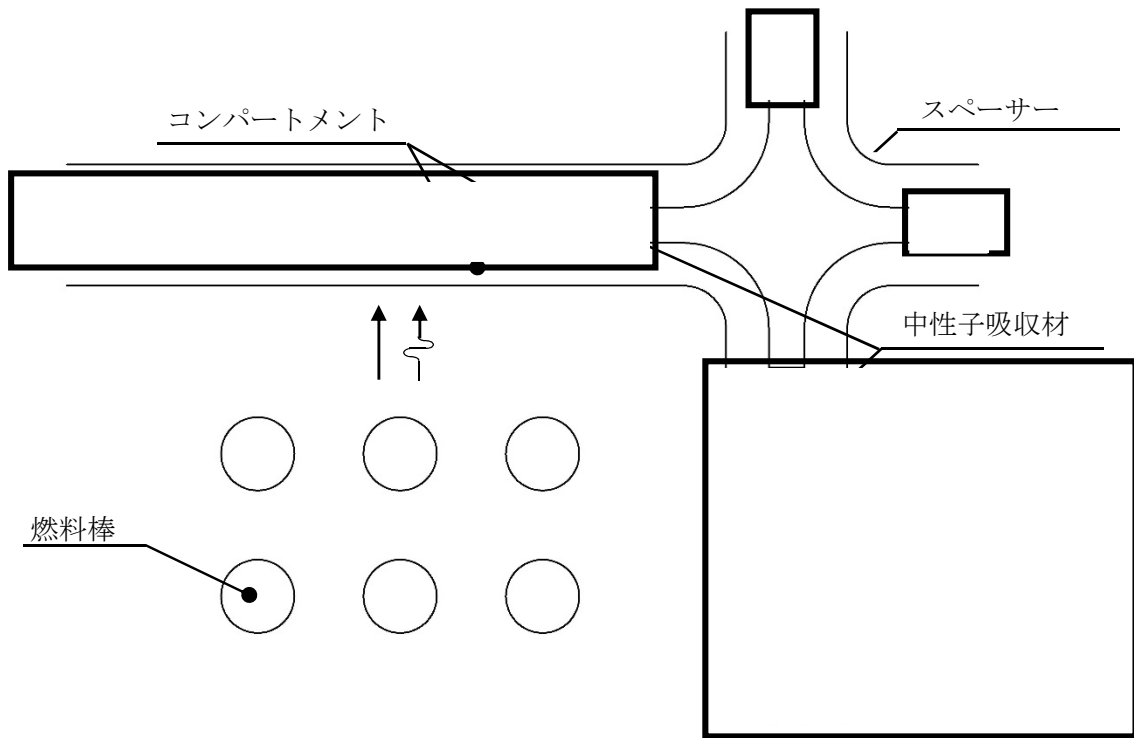
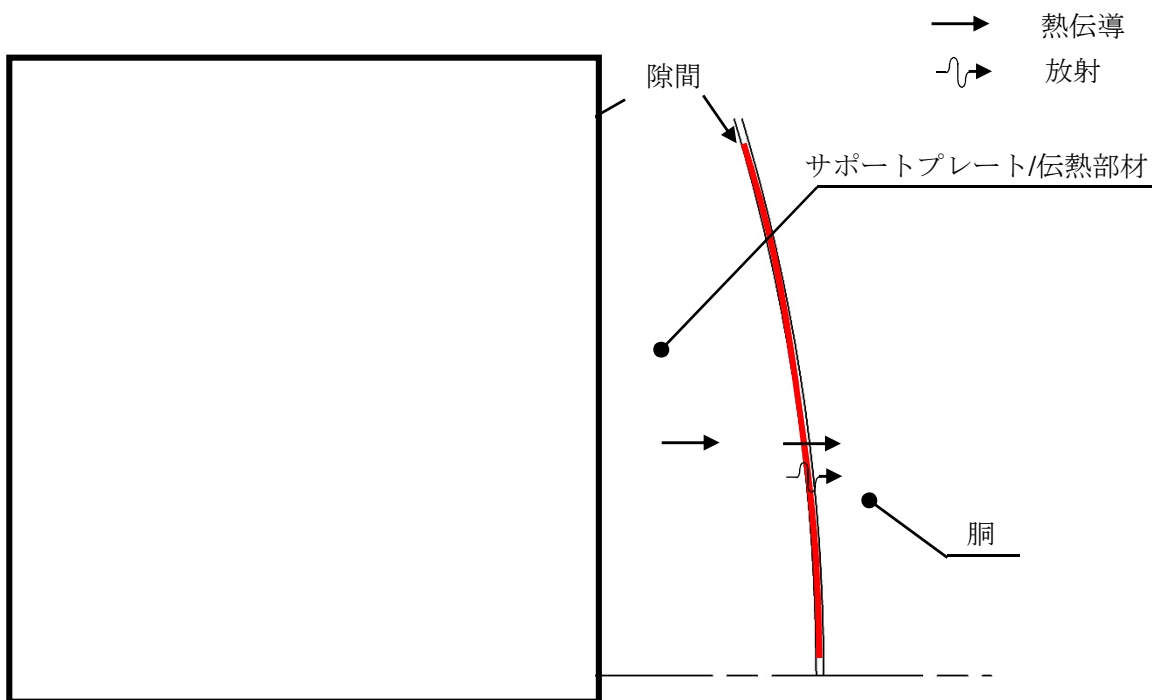
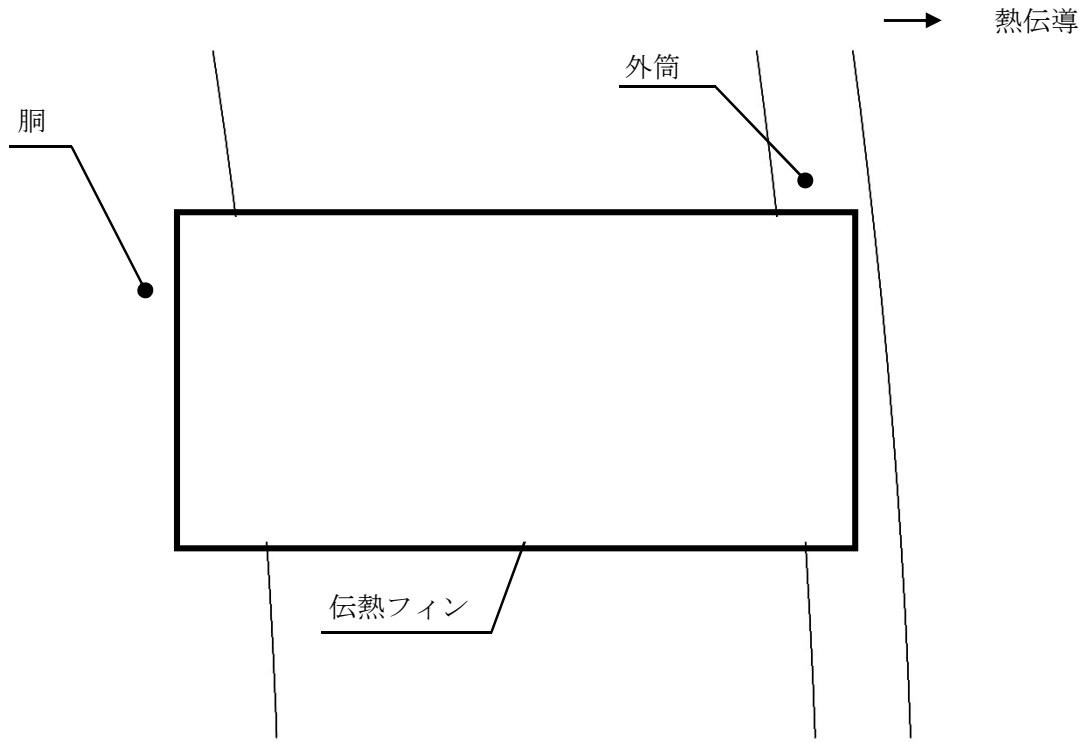


図 6-1 Hit-B52 型の伝熱形態 (2/5)

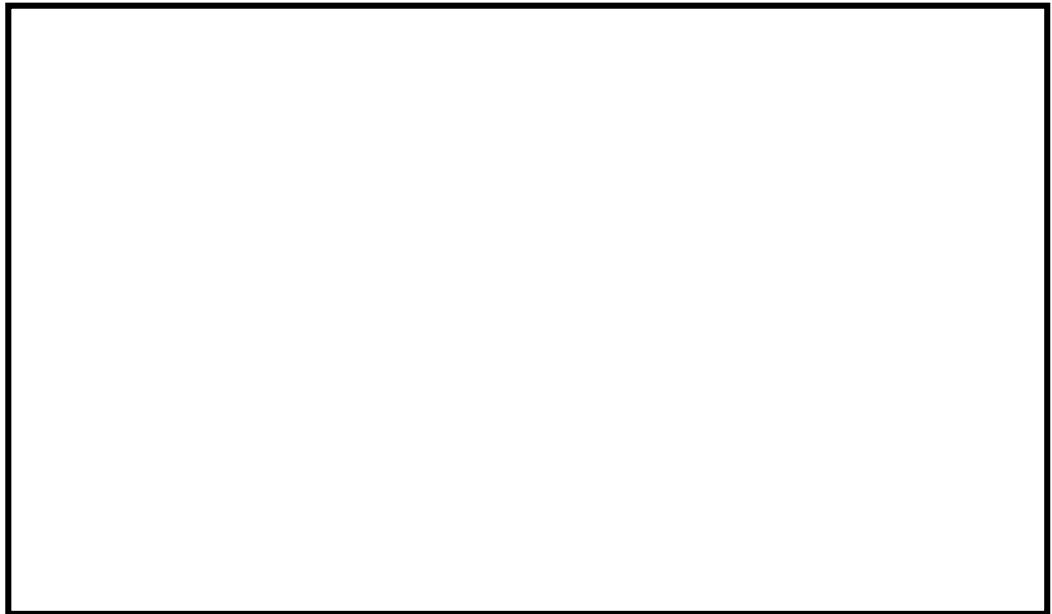


別紙 1-1 図 Hit-B52 型の伝熱形態 (3/5)



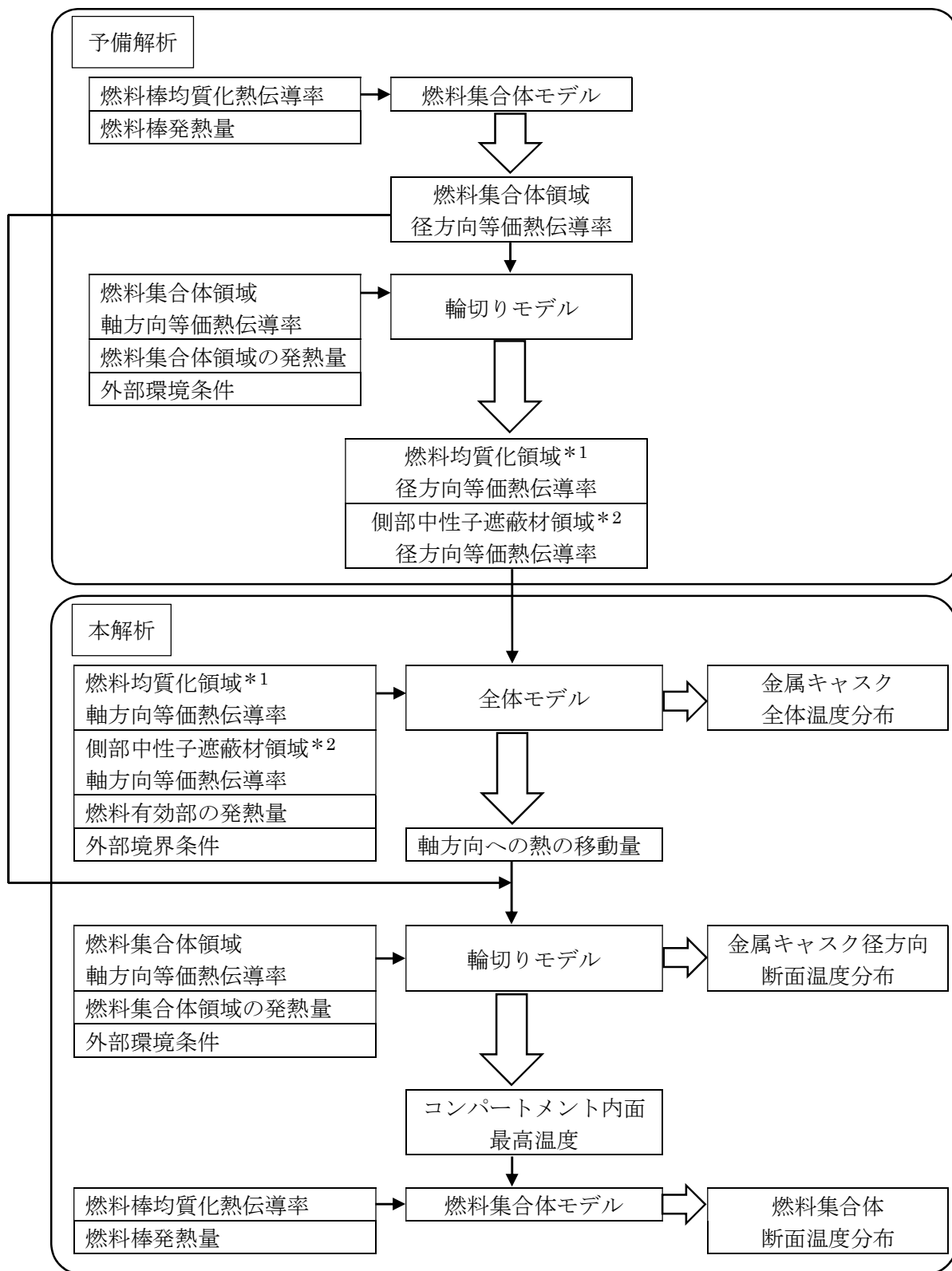


別紙 1-1 図 Hitz-B52 型の伝熱形態 (4/5)



※軸方向のみの熱の移動を示す。

別紙 1-1 図 Hitz-B52 型の伝熱形態 (5/5)



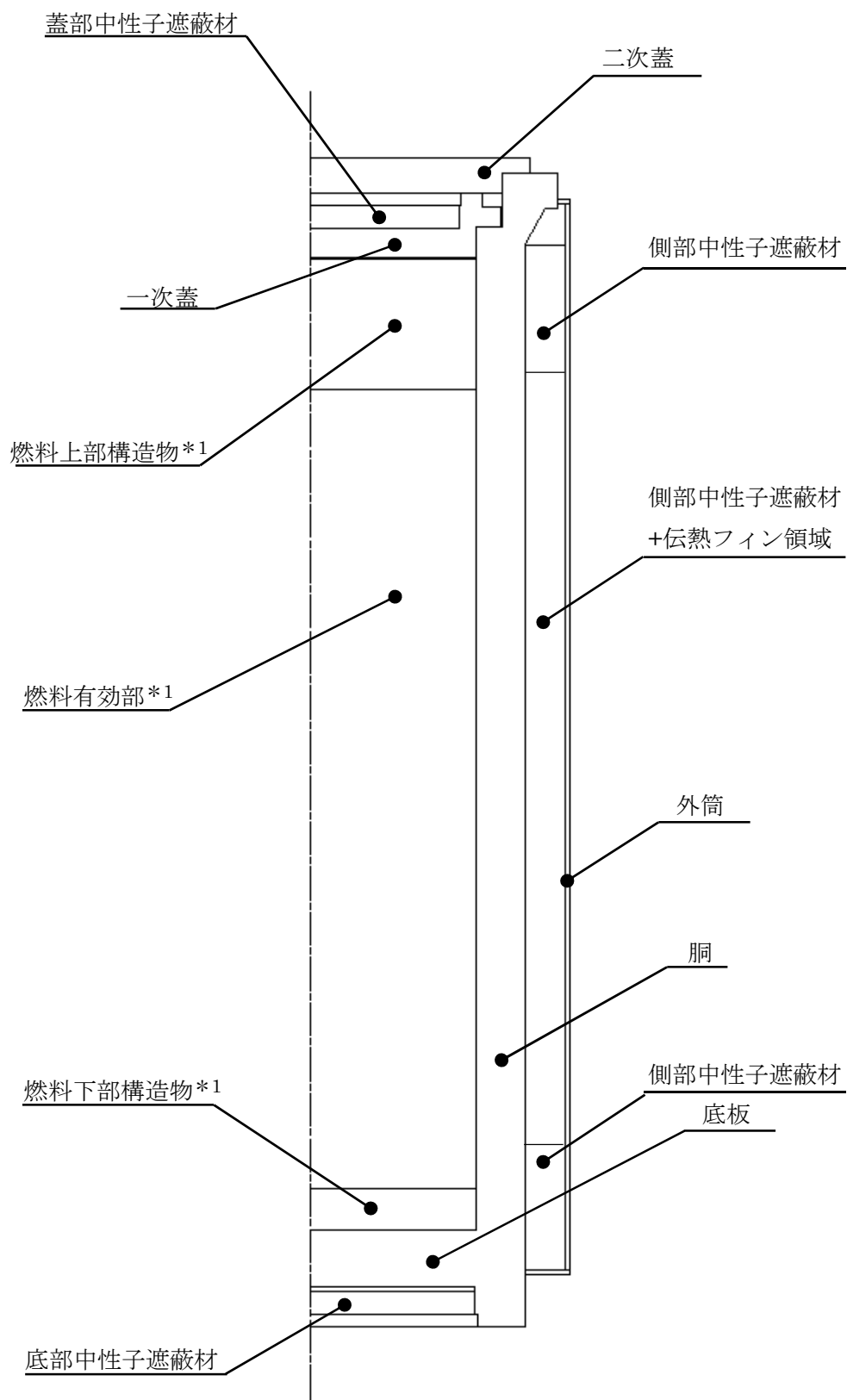
注記\*1：使用済燃料及びバスケットが収納される領域

\*2：側部中性子遮蔽材領域及び伝熱フィンのある領域

→：解析モデルへのインプット

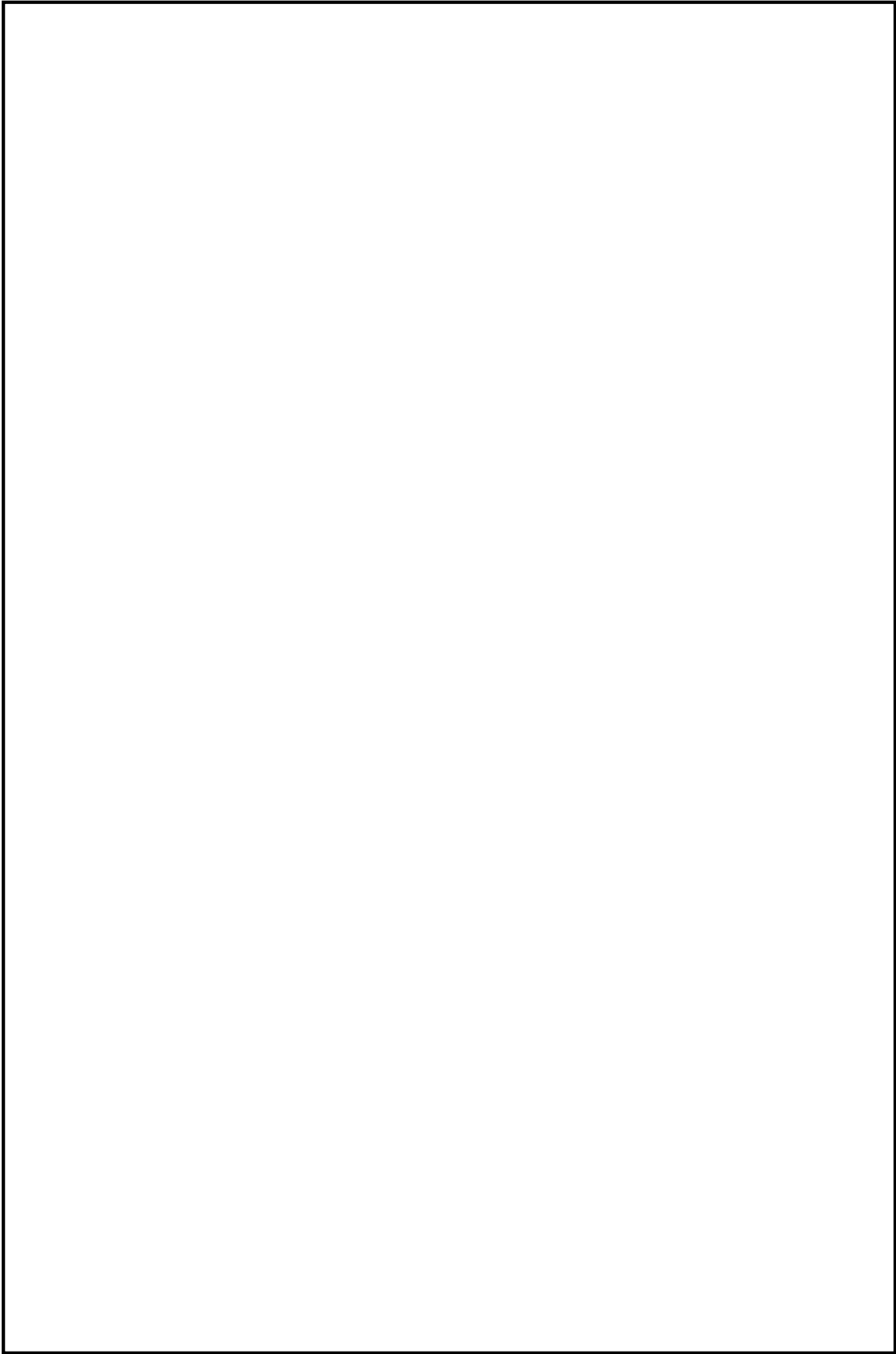
⇨：解析モデルからのアウトプット

別紙 1-2 図 除熱解析モデルの入出力フロー図

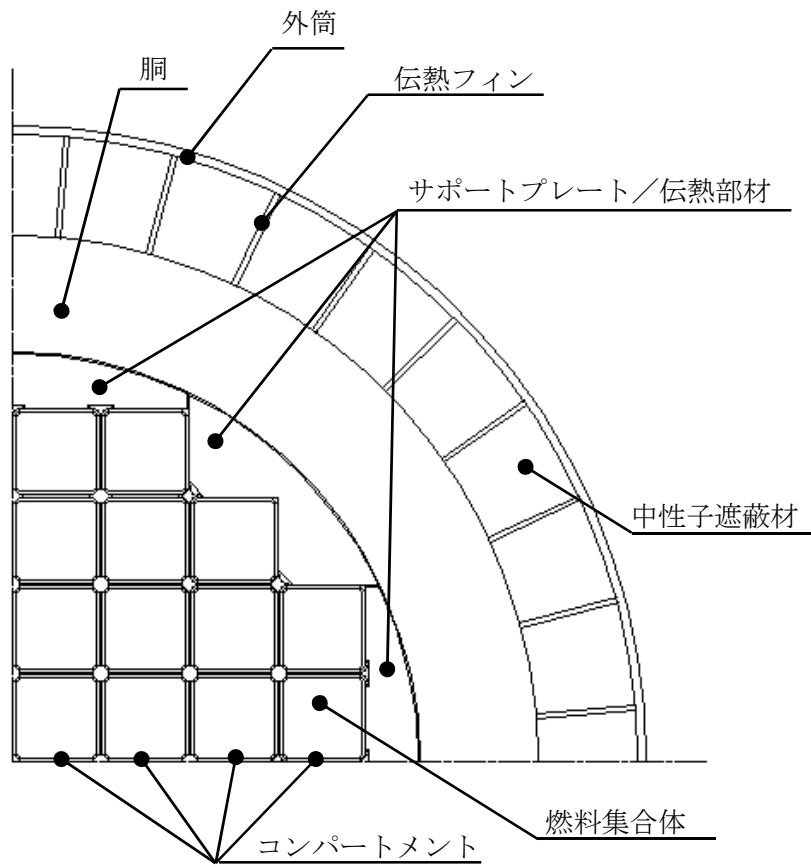


注記\*1：燃料均質化領域

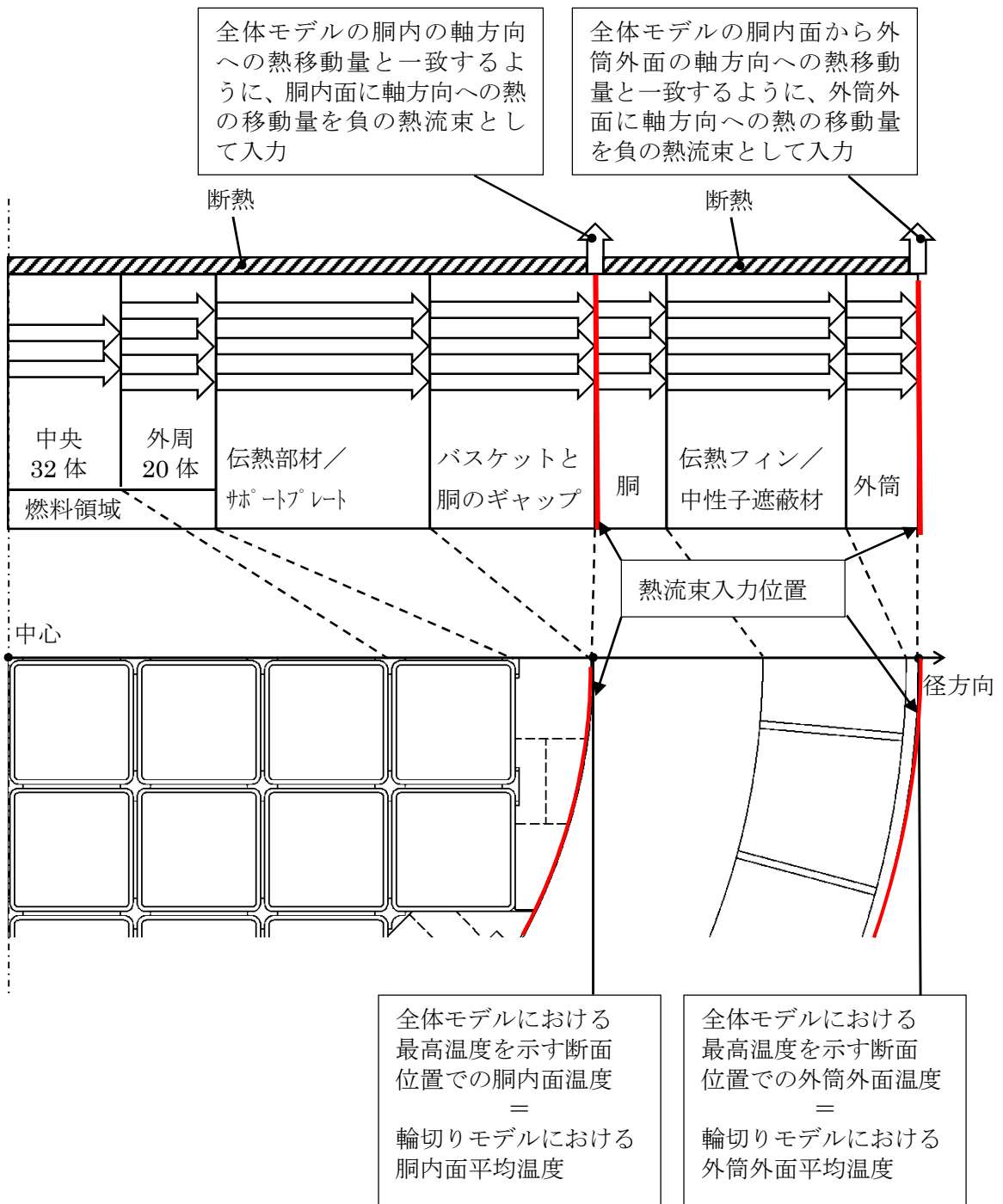
別紙 1-3 図 全体モデル形状図



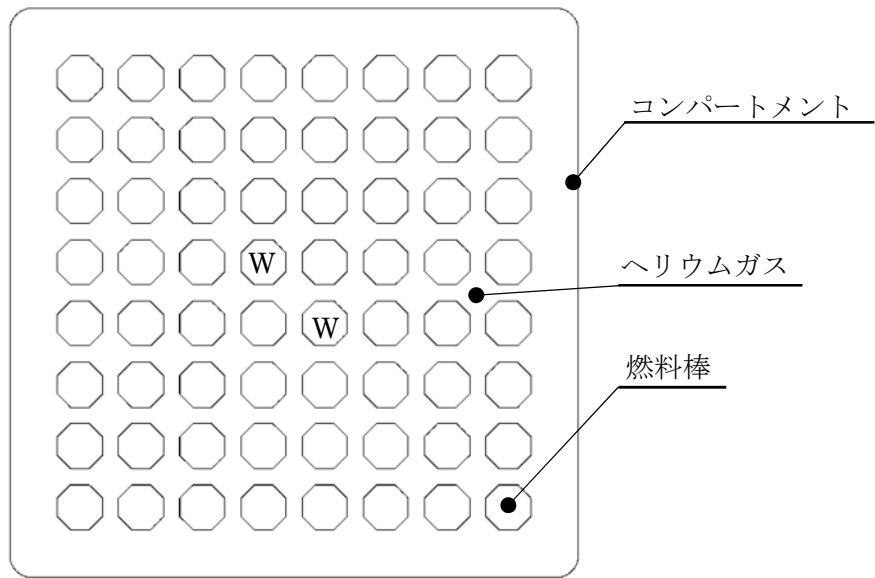
別紙 1-4 図 バスケットの構造



別紙 1-5 図 輪切りモデル形状図

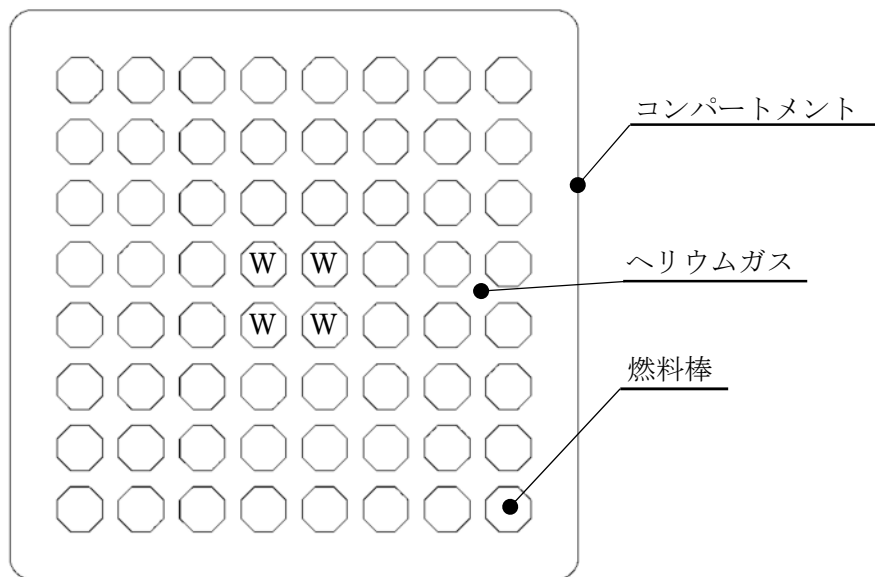


別紙 1-6 図 輪切りモデルの軸方向熱移動モデル化概念図



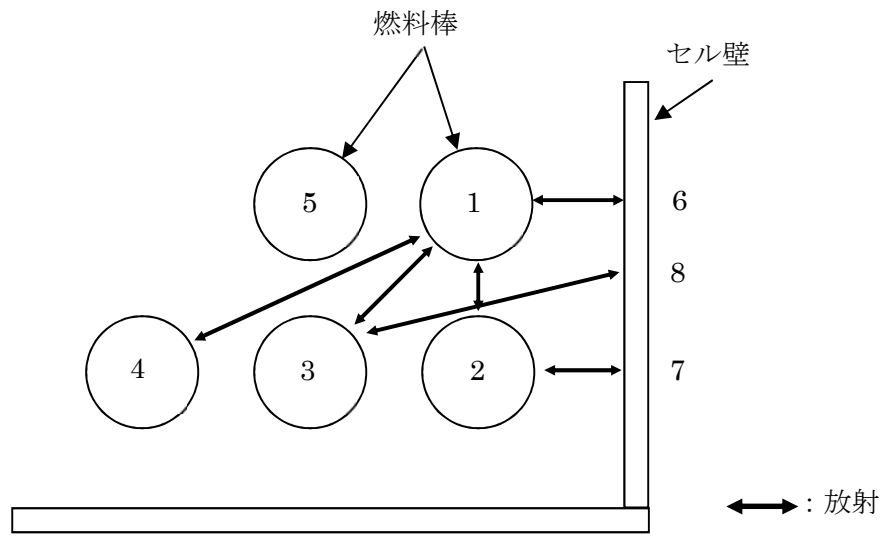
注記：W はウォーターロッドであり、発熱はない。

別紙 1-7 図 燃料集合体モデル形状図(1/2)  
(新型 8×8 燃料、新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料の場合)

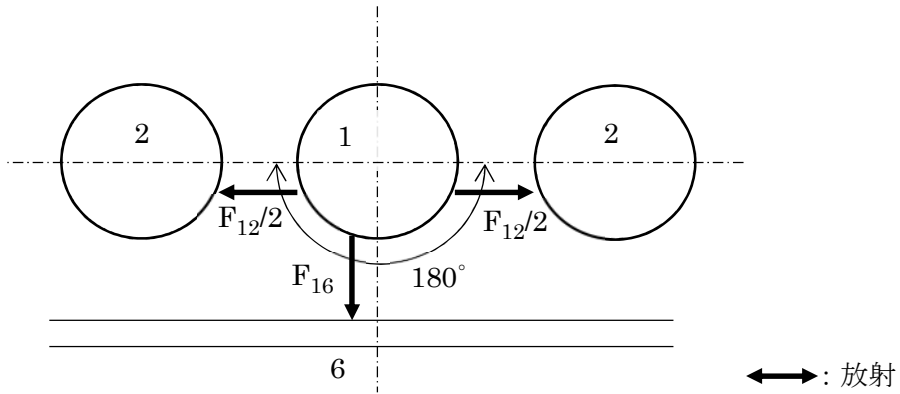


注記：W はウォーターロッドであり、発熱はない。

別紙 1-7 図 燃料集合体モデル形状図(2/2)  
(高燃焼度 8×8 燃料の場合)

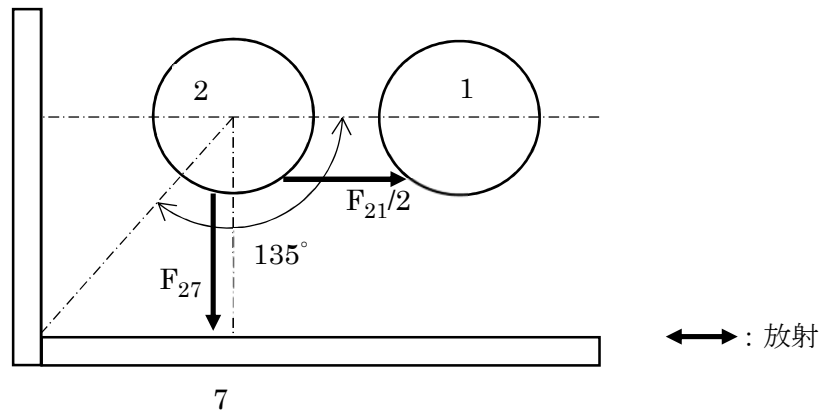


別紙 1-8 図 燃料集合体モデルの放射接続の種類

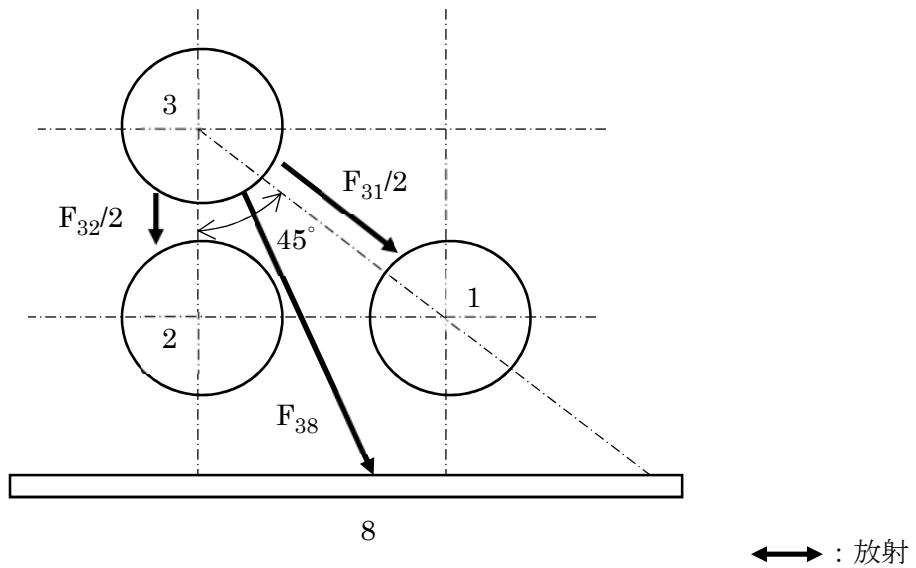


別紙 1-9 図 燃料棒 1-コンパートメント 6 間の形態係数算出モデル





別紙 1-10 図 燃料棒 2-コンパートメント 7 間の形態係数算出モデル



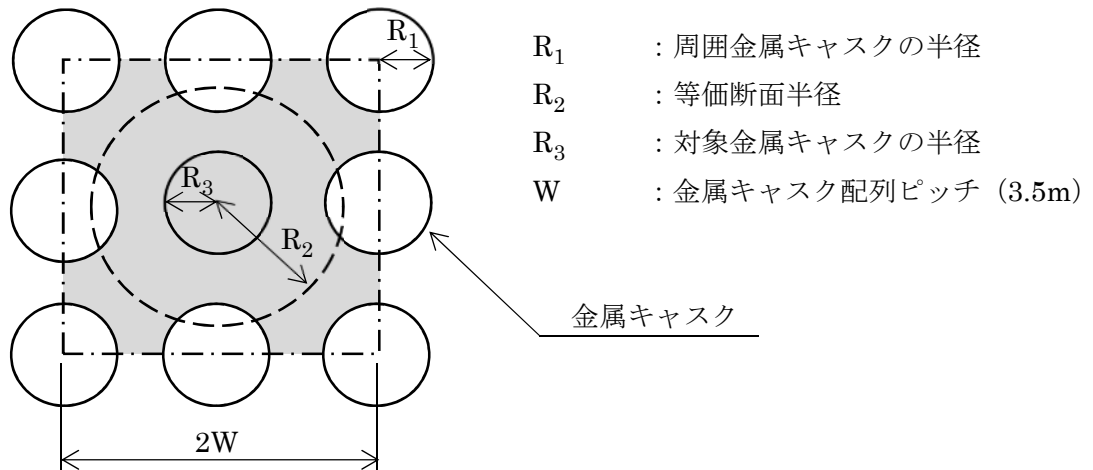
別紙 1-11 図 燃料棒 3-コンパートメント 8 間の形態係数算出モデル

## 形態係数の算出過程

「別紙 1-5 表 全体モデルの境界条件」及び「別紙 1-8 表 輪切りモデルの境界条件」において設定している金属キャスク側面から貯蔵建屋壁面への形態係数は、金属キャスク側面から貯蔵建屋の天井及び床面への形態係数として求めた。以下に、この形態係数の算出過程を示す。

はじめに、別添 1-1 図の金属キャスクの貯蔵位置に示すように、中心に配置された対象キャスクの周囲のキャスクで囲まれた空間（一辺が  $2W$  の正方形の空間）のうち、周囲のキャスクを除く面積（別添 1-1 図の灰色のエリア）の等価断面半径  $R_2$  を式(1)で求めた。

$$R_2 = \sqrt{\frac{4W^2}{\pi} - 3R_1^2} \quad (1)$$



別添 1-1 図 金属キャスクの貯蔵位置

金属キャスク側面から貯蔵建屋壁面への形態係数は、日本原子力学会標準「使用済燃料・混合酸化物新燃料・高レベル放射性廃棄物輸送容器の安全設計及び検査標準：2013」の附属書 AT に基づき、円環フィン形状の形態係数を求める式から算出した。算出式及び各放射面の定義をそれぞれ式(2)から式(5)及び別添 1-2 図に示す。ここで、金属キャスク長さを  $L$  とし、 $b$  に  $R_3$  を、 $a$  に  $R_2$  を、 $c$  に  $L$  を代入して、2 面から 3 面への形態係数  $F_{23}$  を求めた。形態係数の算出条件及び結果を別添 1-1 表に示す。

以上より、「別紙 1-5 表 全体モデルの境界条件」及び「別紙 1-8 表 輪切りモデルの境界条件」において設定している金属キャスク側面から貯蔵建屋壁面への形態係数は、別添 1-1 表の 2 面から 3 面への形態係数  $F_{23}$  の 0.237 である。

$$A_n \cdot F_{nk} = A_k \cdot F_{kn}$$

$$\sum_n F_{kn} = 1.0 \quad (2)$$

$$n = 1, 2, 3, \dots, M$$

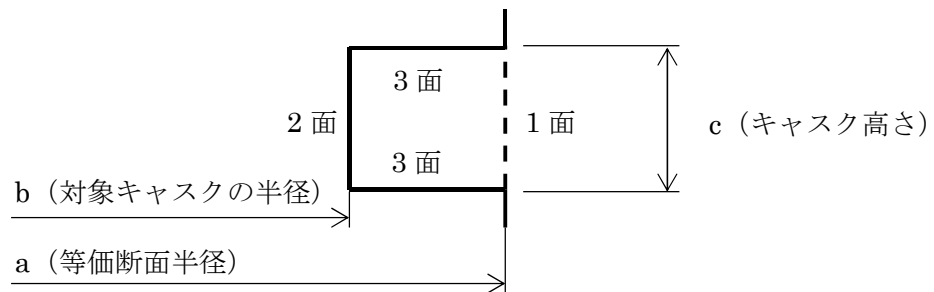
ここで、 $A_n$  : n面の面積 (m<sup>2</sup>)  
 $F_{kn}$  : k面よりn面への形態係数 (-)

$$F_{12} = \frac{1}{X} - \frac{1}{\pi X} \left[ \cos^{-1} \left( \frac{B}{A} \right) - \frac{1}{2Y} \left\{ \sqrt{(A+2)^2 - (2X)^2} \cos^{-1} \left( \frac{B}{XA} \right) + B \sin^{-1} \left( \frac{1}{X} \right) - \frac{\pi A}{2} \right\} \right] \quad (3)$$

$$F_{11} = 1 - \frac{1}{X} + \frac{2}{\pi X} \tan^{-1} \left( \frac{2\sqrt{X^2 - 1}}{Y} \right) - \frac{Y}{2\pi X} \left[ \frac{\sqrt{4X^2 + Y^2}}{Y} \sin^{-1} \left\{ \frac{4(X^2 - 1) + (Y^2/X^2)(X^2 - 2)}{Y^2 + 4(X^2 - 1)} \right\} - \sin^{-1} \left( \frac{X^2 - 2}{X^2} \right) + \frac{\pi}{2} \left( \frac{\sqrt{4X^2 + Y^2}}{Y} - 1 \right) \right] \quad (4)$$

$$F_{13} = 1 - F_{12} - F_{11} \quad (5)$$

ここで、 $X = a / b$   
 $Y = c / b$   
 $A = X^2 + Y^2 - 1$   
 $B = Y^2 - X^2 + 1$



別添 1-2 図 各放射面の定義

別添 1-1 表 形態係数の算出条件及び結果

算出条件	形状 (m)	$R_1$	1.325
		a ( $R_2$ )	3.214
		b ( $R_3$ )	1.205
		c (L)	5.607
		W	3.500
	係数 (-)	X	2.667
		Y	4.653
		A	27.77
B		15.54	
算出結果	形状係数 (-)	$F_{12}$	0.286
		$F_{21}$	0.763
		$F_{23}$	0.237

Doc. No. MA035A-RC-B02-1 Rev.3

2020年11月25日

日立造船株式会社

使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請（Hitz-B52型）

質問管理表に対する回答（除熱関連）（その1）

番号	項目	質問日	コメント内容
2	除熱	2018/9/26	<p>【補足説明資料 1-4 Hitz-B52 型の除熱設計に関する説明資料】(Doc.No.MA035A-RC-B01Rev.0) (平成 30 年 9 月 26 日説明資料)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ P.3「ORIGEN2 コードの計算結果に 5%の保守性を考慮する」とあるがその設定根拠を説明すること。</li> </ul>

(回答)

1. ORIGEN2 コードの保守性について

“Decay Heat Measurements and Predictions of BWR Spent Fuel”, NP-4619 Research Project 2406-2, Topical Report, June 1996, EPRI (1996)<sup>1)</sup> (以下「NP-4619」とする) では、ORIGEN2 コードにより得られた崩壊熱の予測値と、カロリーメータを用いて 11 体の BWR 燃料集合体について得られた発熱量の測定値とを比較し、以下の結果より ORIGEN2 コードは BWR 燃料集合体の崩壊熱を予測するための良い手段であることが示されている。

- ・ 同じ燃料(CZ205)での崩壊熱量の 12 回の計測結果からデータの再現性を評価した。計測日の差異を 1 日当たりの崩壊熱量で補正した結果、平均崩壊熱量 314.2Watt、標準偏差が 13.4Watt (±4.3%) であることを確認し、保守的に標準偏差を±15Watt としている。
- ・ 燃料(CZ259)は絶対値の差異がもっとも大きいですが、これは燃焼計算において ORIGEN2 による崩壊熱量の整理に関して、総燃焼度を用いて各サイクルの燃焼度を補正する方法 (Form 30 Report)、もう一つは各サイクル燃焼度を用いる方法 (Cycle Summary) の二つの方法が使われたことに起因すると思われる。
- ・ 崩壊熱量計測値と予測値の比較を図 2-1 及び図 2-2 に示す。それぞれの予測値と測定値との間の相違についての標準偏差は、±17.3Watt と±14.2Watt となることから、前述の燃料(CZ205)の再現性と比較して、標準偏差について大きな差異が生じていない。
- ・ ~~崩壊熱は、カロリーメータの測定誤差 (±15Watt) の範囲で、ORIGEN2 により予測することが出来る。(図 2-2 (文献 Figure 4-2) 参照。)~~
- ・ ~~カロリーメータの測定上の誤差は、熱量によらず±15Watt である。したがって崩壊熱が 300Watt 以上の場合は、予測値の確度は 5%以下となる。~~

3

## 2. 結論

引用した文献によれば、熱量測定における再現性の評価において対象とした燃料集合体 (CZ205) の崩壊熱量が約 300kW であり、このときの標準偏差が±15Wat となること、ORGEN2 の崩壊熱量計算は、測定値と同等の不確かさの範囲で予測することができるとしている。

Hitz-B52 型に収納する使用済燃料の全崩壊熱量は 300Watt を上回っており、ORIGEN2 の解析結果の確度は 5%以下となるため、計算結果に 5%の保守性を見込むものとした。

## 3. 参考文献

- 1) “Decay Heat Measurements and Predictions of BWR Spent Fuel”, NP-4619 Research Project 2406-2, Topical Report, June 1996, EPRI (1996)

表 2-1 CZ205 計測結果

Table 3-3  
REPORTED CALORIMETER MEASUREMENTS OF CZ205

Measurement	1984 Date	Measured Decay Heat (Watts)	Decay Heat <sup>a</sup> Adjusted to December 22, 1984
1	9/24	324.0	295.5
2	10/4	361.5	336.2
3	10/8	343.5	319.5
4	10/9	353.2	329.5
5	10/23	331.8	312.6
6	10/24	338.7	319.8
7	10/29	327.5	310.2
8	11/2	313.1	297.1
9	11/05	311.4	296.3
10	12/06	314.0	308.9
11	12/12	331.0	328.0
12	12/22	317.1	317.1
Average			314.2
Standard Deviation			±13.4 <sup>b</sup>
Percent Standard Deviation			±4.3

<sup>a</sup>Adjusted by using ORIGEN2 predicted daily decay rate.

<sup>b</sup>Depends on what day measurements were adjusted to. A value of ±15 watts is a conservative average value.

\* 同じ燃料(CZ205)での崩壊熱量の 12 回の計測結果からデータの再現性を評価した。  
標準偏差が 13.4Watt (±4.3%) であることを確認した。



表 2-2 計測結果と ORIGEN2 による予測値との比較

Table 4-1  
MEASURED AND PREDICTED DECAY HEAT

Assembly ID	Meas. Date	Meas. Decay Heat (Watt)	Pred. Decay Heat (Watt)	Pred. Meas.	Difference <sup>a</sup> Pred. (Watt)	Average Difference (Watt)
DN212	10/3/84	31.2	29.7	0.94	1.5	-4.3
DN212	10/18/84	19.5	29.7	1.52	-10.2	
CZ102	9/25/84	62.3	83.5	1.34	-21.2	-16.5
CZ102	12/14/84	70.4	82.2	1.17	-11.8	
CZ205	9/24/84	324.0	329.5	1.02	-5.5	12.3
CZ205	10/4/84	361.5	326.6	0.90	34.9	
CZ205	10/8/84	343.5	325.1	0.95	18.4	
CZ205	10/9/84	353.2	324.8	0.92	28.4	
CZ205	10/23/84	331.8	320.6	0.97	11.2	
CZ205	10/24/84	338.7	320.3	0.95	18.4	
CZ205	10/29/84	327.5	319.1	0.97	8.4	
CZ205	11/2/84	313.1	318.5	1.02	-5.4	
CZ205	11/5/84	311.4	317.0	1.02	-5.6	
CZ205	12/6/84	314.0	308.2	0.98	5.8	
CZ205	12/12/84	331.2	306.5	0.93	24.7	-15.6
CZ205	12/22/84	317.1	303.6	0.96	13.5	
CZ209	10/28/84	279.5	295.1	1.06	-15.6	-20.6
CZ259	10/29/84	247.6	293.3	1.18	-45.7	
CZ259	12/20/84	288.5	284.0	0.98	4.5	11.4
CZ331	9/24/84	162.8	161.8	0.99	1.0	
CZ331	12/21/84	180.1	158.3	0.88	21.8	-0.7
CZ369	10/25/84	347.6	348.3	1.00	-0.7	
CZ429	10/26/84	385.6	375.4	0.97	10.2	10.2
CZ515	9/25/84	294.0	288.4	0.98	5.6	9.5
CZ515	10/26/84	296.0	282.7	0.95	13.3	
CZ526	10/1/84	395.4	384.2	0.97	11.2	11.2
CZ528	10/26/84	297.6	282.5	0.95	15.1	15.1

<sup>a</sup>Measured-predicted values.

4-2

\*結果は図 2-1 (文献 Figure 4-1) に示される。

表 2-3 Form30 と Cycle Summary の燃焼度

Table 4-2  
FORM 30 AND CYCLE SUMMARY FINAL BURNUP VALUES

Assembly	Form 30 Burnup (GWD/MTU)	Cycle Summary Burnup (GWD/MTU)	Ratio of Form 30 to Cycle Summary	Disch. Cycle	Out <sup>a</sup> Cycles
DN212		5.28		1	0
CZ102	11.667	10.733	1.09	2	0
CZ331	21.332	22.336	0.96	3	0
CZ259	26.466	23.930	1.11	6	0
CZ209	25.383	25.056	1.01	7	4,5
CZ515	27.737	26.728	1.04	6	3,4
CZ528	25.715	26.748	0.96	6	3,4
CZ205	25.344	25.793	0.98	7	4,5
CZ369	26.576	25.680	1.03	7	4,5
CZ429	27.641	27.586	1.00	7	4,5
CZ526	27.596	27.511	1.00	7	4,5

<sup>a</sup>Fuel assembly was not in the reactor during these operating cycles.

\* Form30 の最終の燃焼度は、Cycle Summary EOC 燃焼度に Form30 の最終の燃焼度と Cycle Summary の最終の燃焼度の比を掛けることによって Cycle Summary EOC 燃焼度を調整するために使われる。その割合が表 2-3 (文献 Table 4-2) に示されている。

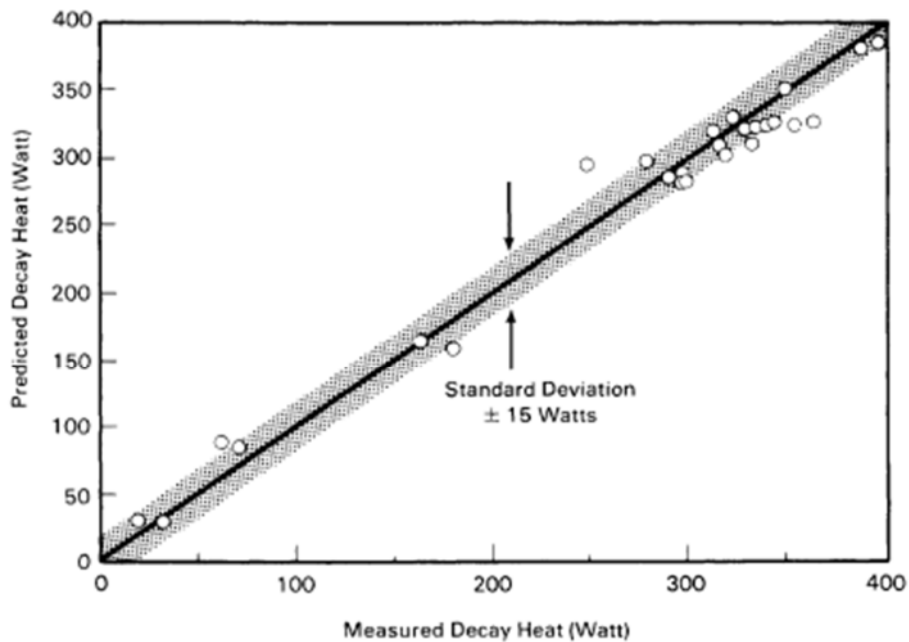


Figure 4-1. Comparison of Decay Heat Predictions Using Form 30 Adjusted Cycle Summary Burnup Values with Calorimetry Measurements

図 2-1 崩壊熱量の計測値と予測値の比較 (Form30 による補正有り)

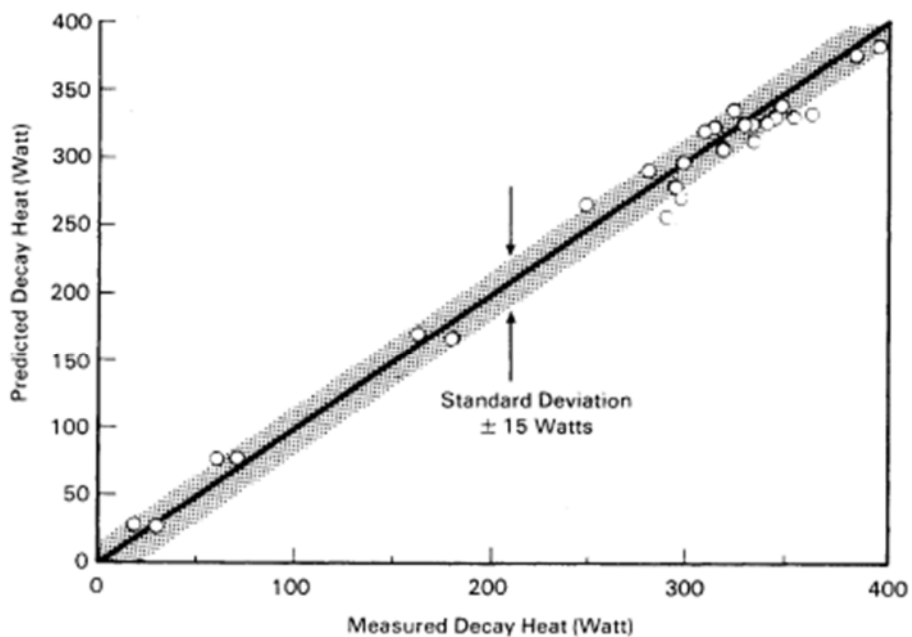


Figure 4-2. Comparison of Decay Heat Predictions Using Only Cycle Summary Burnup Values with Calorimetry Measurements

図 2-2 崩壊熱量の計測値と予測値の比較 (Cycle Summary)

\* Cycle Summary による崩壊熱量の計測値と予測値の比較の結果、標準偏差が±14.2Wattとなり、述の燃料(CZ205)の再現性と比較して、大きな差異が生じていない。

番号	項目	質問日	コメント内容
3	除熱	2018/9/26	<p>【補足説明資料 1-4 Hitz-B52 型の除熱設計に関する説明資料】(Doc.No.MA035A-RC-B01Rev.0) (平成 30 年 9 月 26 日説明資料)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ P.4 の 2.(4) の除熱解析結果について、集合体モデルがチャンネルボックス有り及び無しの場合の評価結果を示すとともに、どちらの評価結果であるかを記すこと。</li> </ul>
15	除熱	2018/9/26	<p>【補足説明資料 1-4 Hitz-B52 型の除熱設計に関する説明資料】(Doc.No.MA035A-RC-B01Rev.0) (平成 30 年 9 月 26 日説明資料)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ チャンネルボックスが有り無しの場合の集合体内の温度分布計算について、解析条件と結果を説明すること (コンパートメントの放射率の根拠を含む)。</li> </ul>

(回答) -2018/12/5 回答済み

#### 1. チャンネルボックス有無の解析概要

本解析では、チャンネルボックス (以下「CB」という。) のモデル化の有無をパラメータとし、燃料被覆管の最高温度を比較することによって保守性を確認した。

解析条件を 2 項に、解析結果を 3 項に示し、4 項で CB の有無による解析結果を比較、検証した。

#### 2. 解析条件

##### (1) 解析モデル

解析モデルを図 3-1 に示す。CB をモデル化し、CB 有りの場合はそのモデル化領域に CB 材質 (ジルカロイ) の物性値を用い、一方 CB 無しの場合にはガス (ヘリウム) の物性値を用いて解析を実施した。

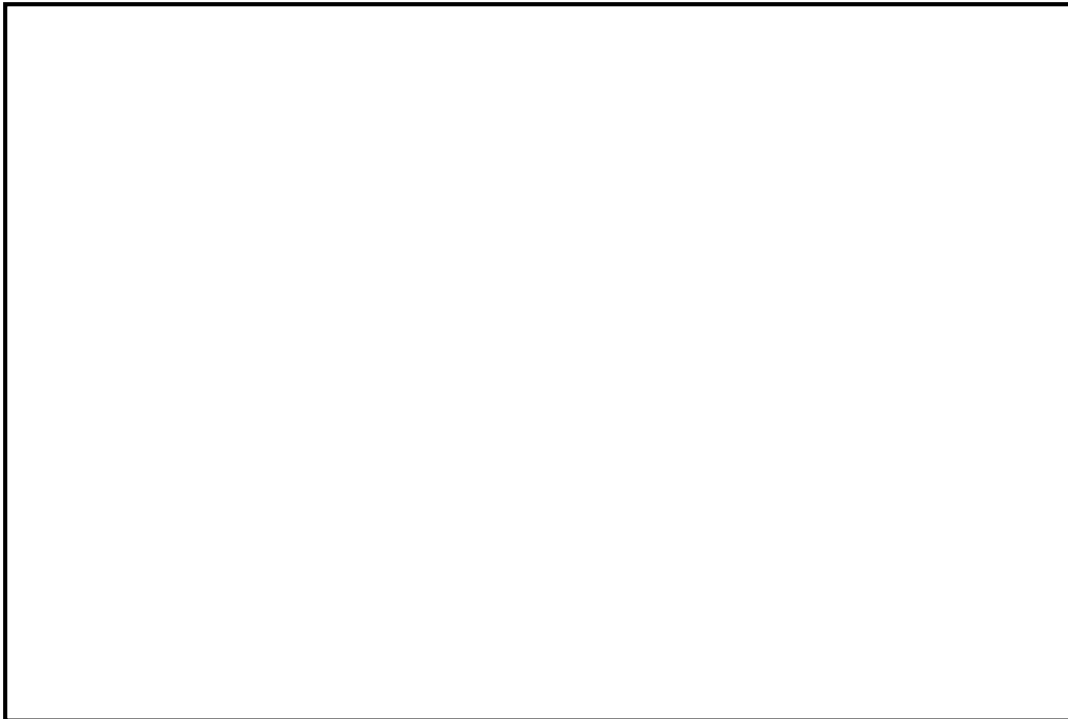


図 3-1 燃料集合体モデル形状図（高燃焼度 8×8 燃料）

(2) 解析条件

解析条件は貯蔵時と同様とする。なおコンパートメントの放射率について、コンパートメントはニッケルメッキを施すため、“Thermal Radiation Heat Transfer” Fifth Edition<sup>1)</sup>の Appendix B、Table B.1（表 3-1）に示される電気ニッケルメッキ（Electroplated on iron, not polished）の値 0.11 を使用した。

貯蔵時の条件にてコンパートメント内面の境界温度を変化させ、それぞれの燃料被覆管の最高温度を求めた。

表 3-1 各材質の放射率

Appendix B

875

TABLE B.1 (CONTINUED)  
Normal-Total Emissivity

Metal	Surface Temperature, <sup>a</sup> °F (K)	$\epsilon_n$
Monel:		
Polished	100 (310)	0.17
Oxidized at 1100°F	1000 (810)	0.45
Nickel:		
Electrolytic	100–500 (310–530)	0.04–0.06
Technically pure, polished	440–710 (500–650)	0.07–0.087
Electroplated on iron, not polished	68 (293)	0.11
Plate oxidized at 1100°F	390–1110 (470–870)	0.37–0.48
Nickel oxide	1200–2300 (920–1530)	0.59–0.86
Platinum:		
Electrolytic	500–1000 (530–810)	0.06–0.10
Polished plate	440–1160 (500–900)	0.054–0.104
Silver, polished	100–1000 (310–810)	0.01–0.03
Stainless steel:		
Type 304 foil (1 mil)	80 (300)	0.05
Inconel X foil (1 mil)	80 (300)	0.10
Inconel X, polished	–300–900 (90–760)	0.19–0.20
Inconel B, polished	–300–900 (90–760)	0.19–0.22
Type 301, polished	75 (297)	0.16
Type 310, smooth	1500 (1090)	0.39
Type 316, polished	400–1900 (480–1310)	0.24–0.31
Steel:		
Polished sheet	–300–0 (90–273)	0.07–0.08
Polished sheet	0–300 (273–420)	0.08–0.14
Mild steel, polished	500–1200 (530–920)	0.27–0.31
Sheet with skin due to rolling	70 (295)	0.66
Sheet with rough oxide layer	70 (295)	0.81
Tantalum		
Foil	2500–5000 (1640–3030)	0.2–0.3
Foil	80 (300)	0.05
Tin:		
Polished sheet	93 (310)	0.05
Bright tinned iron	76 (298)	0.043–0.064
Tungsten:		
Polished	80 (300)	0.03
Clean	100–1000 (310–810)	0.03–0.08
Filament	80 (300)	0.032
Filament	6000 (3590)	0.39
Zinc:		
Polished	100–1000 (310–810)	0.02–0.05
Galvanized sheet, fairly bright	100 (310)	0.23
Gray oxidized	70 (295)	0.23–0.28

(continued)

(3) 解析ケース

解析ケースを表 3-2 に示す。

表 3-2 解析ケース

事象	ケース番号	CBの有無	境界温度 [°C]
貯蔵時	1-1	無	200
	1-2	無	250
	1-3	無	300
	1-4	無	350
	2-1	有	200
	2-2	有	250
	2-3	有	300
	2-4	有	350

3. 解析結果

解析結果を図 3-2 に示す。

CB 無し	CB 有り
Case1-1 : 境界温度 200℃	Case2-1 : 境界温度 200℃
最高温度 : 220℃	最高温度 : 217℃
Case1-2 : 境界温度 250℃	Case2-2 : 境界温度 250℃
最高温度 : 268℃	最高温度 : 265℃

図 3-2 解析結果 (1/2)



CB無し	CB有り
Case1-3 : 境界温度 300℃	Case2-3 : 境界温度 300℃
最高温度 : 316℃	最高温度 : 313℃
Case1-4 : 境界温度 350℃	Case2-4 : 境界温度 350℃
最高温度 : 364℃	最高温度 : 362℃

図 3-2 解析結果 (2/2)

#### 4. 考察

CBの有無による解析結果については、全てのケースでCB無しのほうが燃料被覆管の最高温度が高くなった。これはCBの有無によって、燃料被覆管とコンパートメント間の熱伝達に下記の差異が生じるためと考えられる。

- ・ 熱伝導率はヘリウムガスよりCB（ジルカロイ）のほうが優れることから、CB有りの場合のほうが除熱性は良くなる。
- ・ 燃料被覆管からコンパートメントまでの熱伝達においては、コンパートメントに比べてCBの放射率が大きいため、CB有りのほうが燃料被覆管からCB位置までの温度低下が小さくなる。

したがってCB無しのほうが燃料集合体モデルの熱解析上は保守的となることから、全てのケースでCBはモデル化しない。

#### 5. 参考文献

- (1) John R. Howell, et al., “Thermal Radiation Heat Transfer” Fifth Edition, CRC Press, 2010

番号	項目	質問日	コメント内容
5	除熱	2018/9/26	<p>【補足説明資料 1-4 Hitz-B52 型の除熱設計に関する説明資料】(Doc.No.MA035A-RC-B01Rev.0) (平成 30 年 9 月 26 日説明資料)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ P.19 の「図 8 輪切りモデル要素分割図」において、Z 軸方向の除熱解析結果を説明すること。</li> </ul>

(回答) - 2019/9/2 回答済み

### 1. 輪切りモデルでの除熱解析結果 (Z 軸方向)

輪切りモデルは、燃料集合体が最高温度となる金属キャスクの径方向断面（燃料有効長部の中央断面）をモデル化したものであり、側部中性子遮蔽材、胴、バスケット等の温度を評価するためのモデルである。伝熱部材の断面が軸方向に変化することから軸方向のサポートプレート間の半ピッチ分について三次元でモデル化している。

補足説明資料 1-4 Hitz-B52 型の除熱設計に関する説明資料、図 13 で除熱解析結果（輪切りモデル）を示しているが、輪切りモデルの Z 方向斜め上方の視点での解析結果を図 5-1 及び図 5-2 に示す。

図 5-1 及び図 5-2 に示されたとおり、輪切りモデルの Z 方向での温度差に有意な差はみられない。

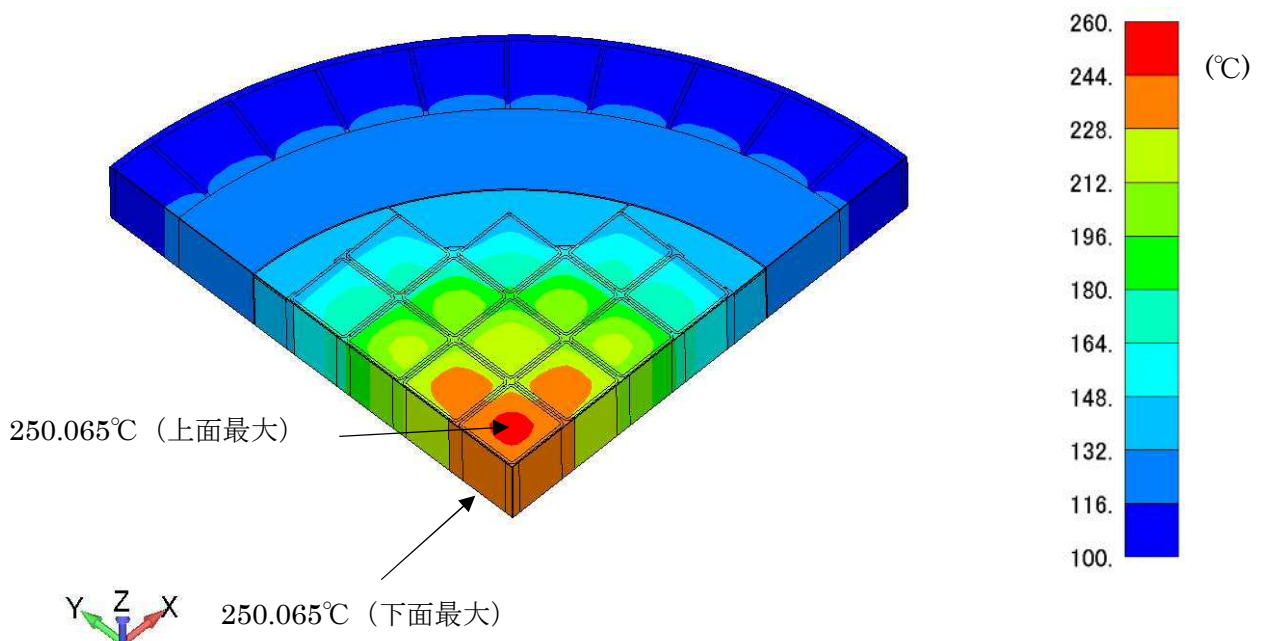


図 5-1 除熱解析結果 (輪切りモデル)

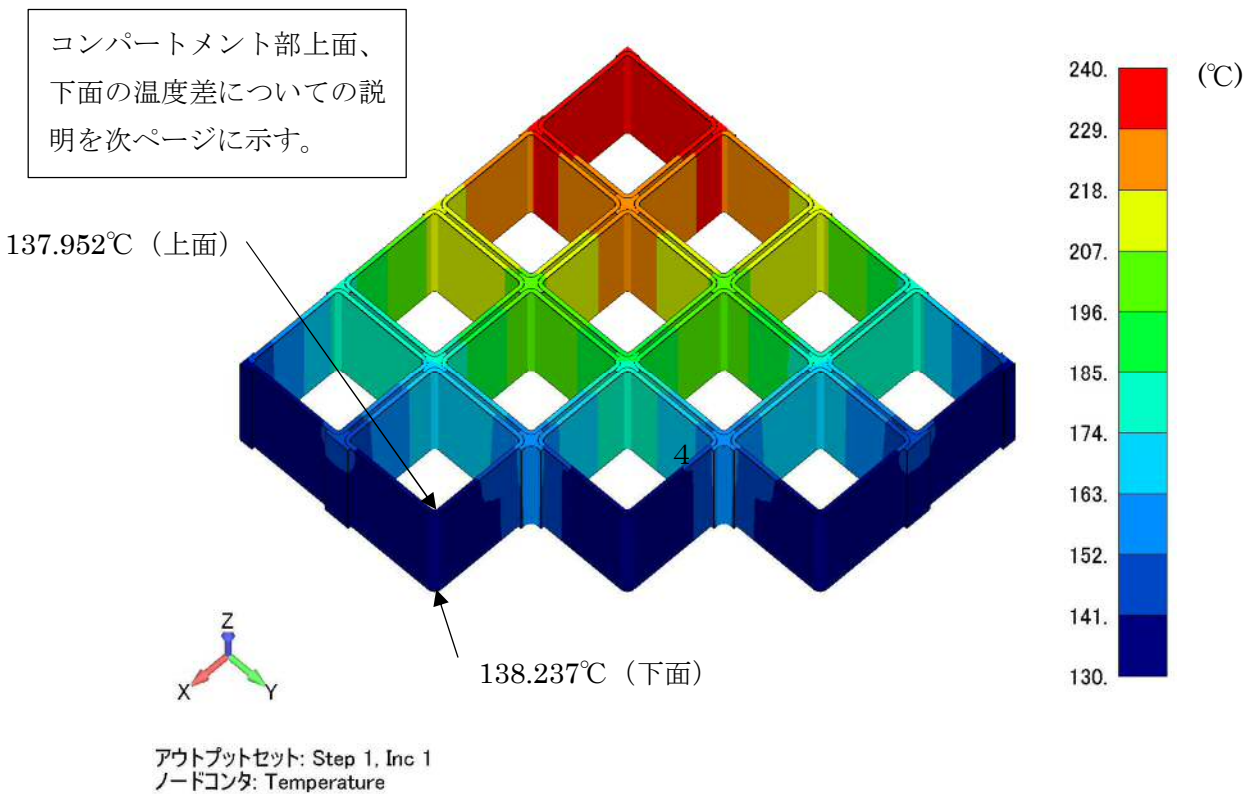
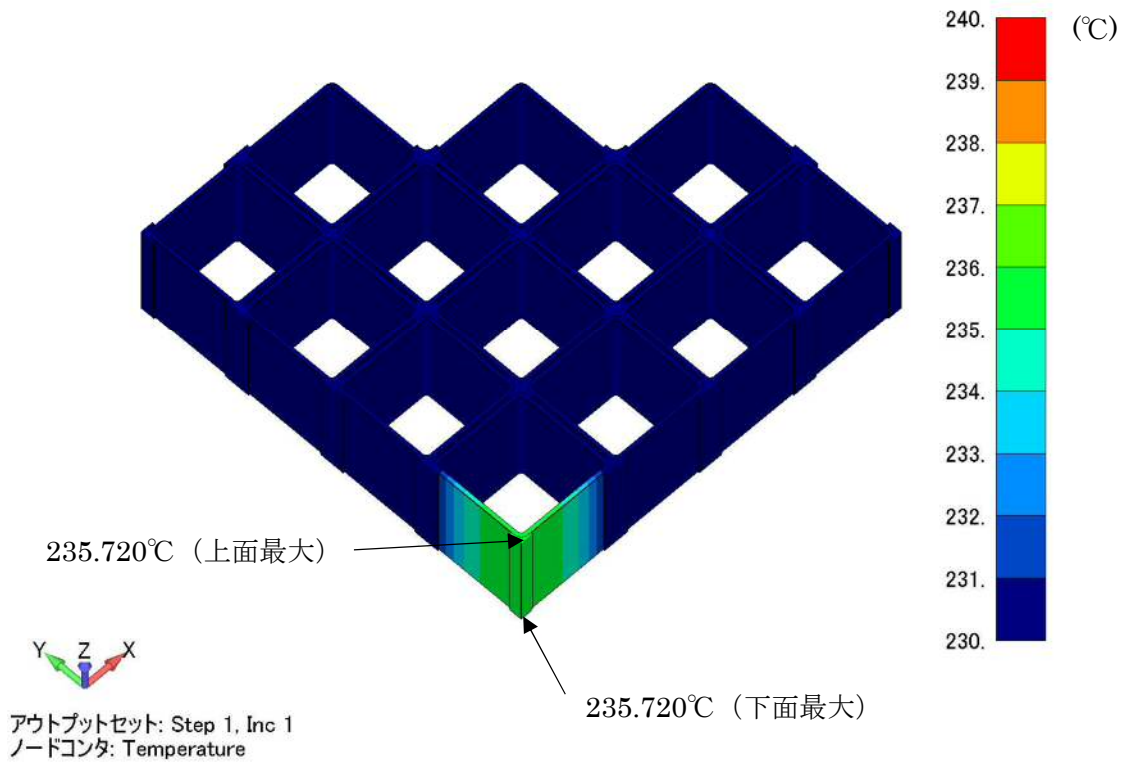


図 5-2 除熱解析結果 (輪切りモデル) /コンパートメント、スペーサー

## 2. コンパートメント上面下面の温度差について

解析モデルの構造として、束となっているコンパートメント部の容器外周側には、上部にサポートプレートがあり、 伝熱部材(アルミニウム合金)が配置されている。この伝熱部材は、  
 切り欠かれており、解析モデルではこの部分を  として設定している。さらにアルミブロック  が設けられている。

この解析モデル図を図 5-3 及び図 5-4 に示す。

バスケット部は回答 No.19 にて説明しているとおり、容器内面部のみで軸方向に熱を逃がしており、そこ以外では上下ともに断熱の条件で解析を実施している。この束となっているコンパートメント部は軸方向で同じ形状であることから、このコンパートメント部の容器中心側では、温度差はほぼ等しくなっている。

一方、図 5-2 で温度を確認したコンパートメント部の容器外周側の近くでは、  
 の切り欠き部があり、内部ガスの物性値を設定している。このように軸方向で構造の違いが有り、伝熱性能に差が生じていることから、その影響により図 5-2 に示すようなわずかな温度差が生じている。

このコンパートメント部を含めた伝熱部材の温度分布を図 5-5 に示す。またコンパートメント部及びサポートプレートの温度分布を図 5-6 に示す。

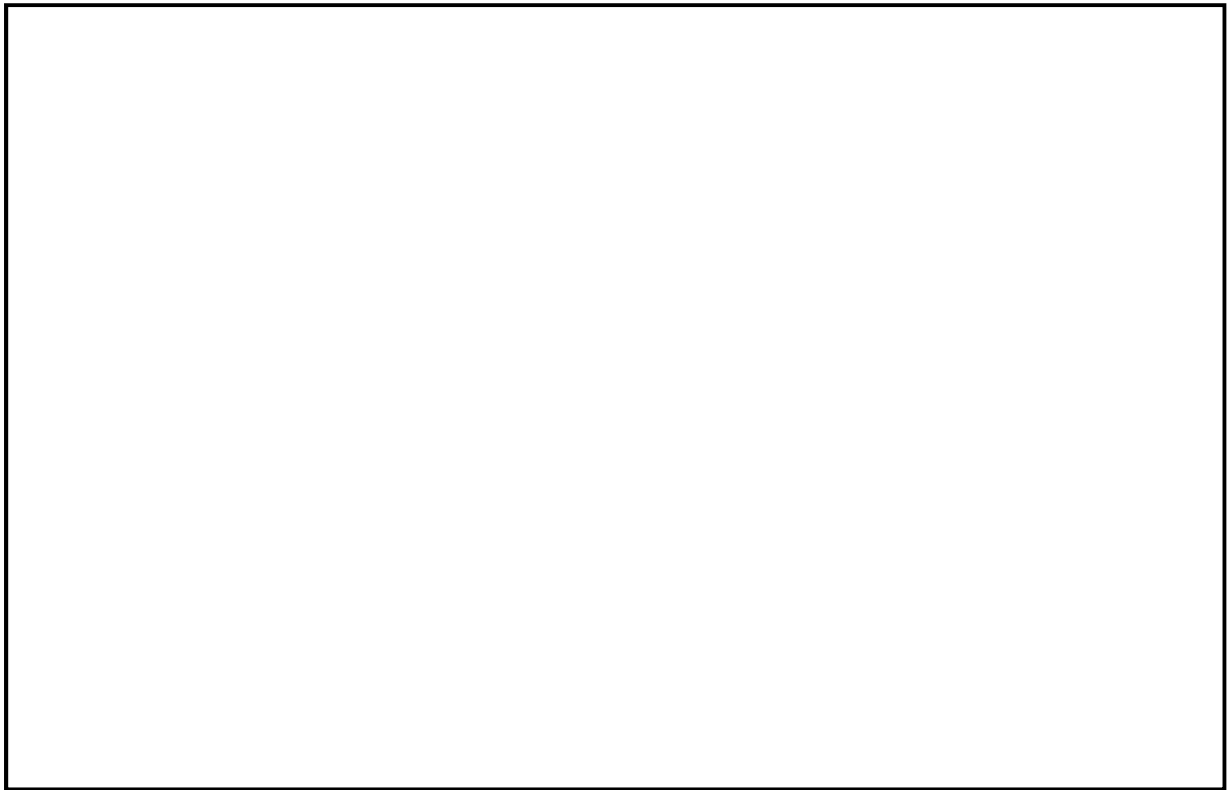


図 5-3 バスケットの構造(1/2) (サポートプレート無し)

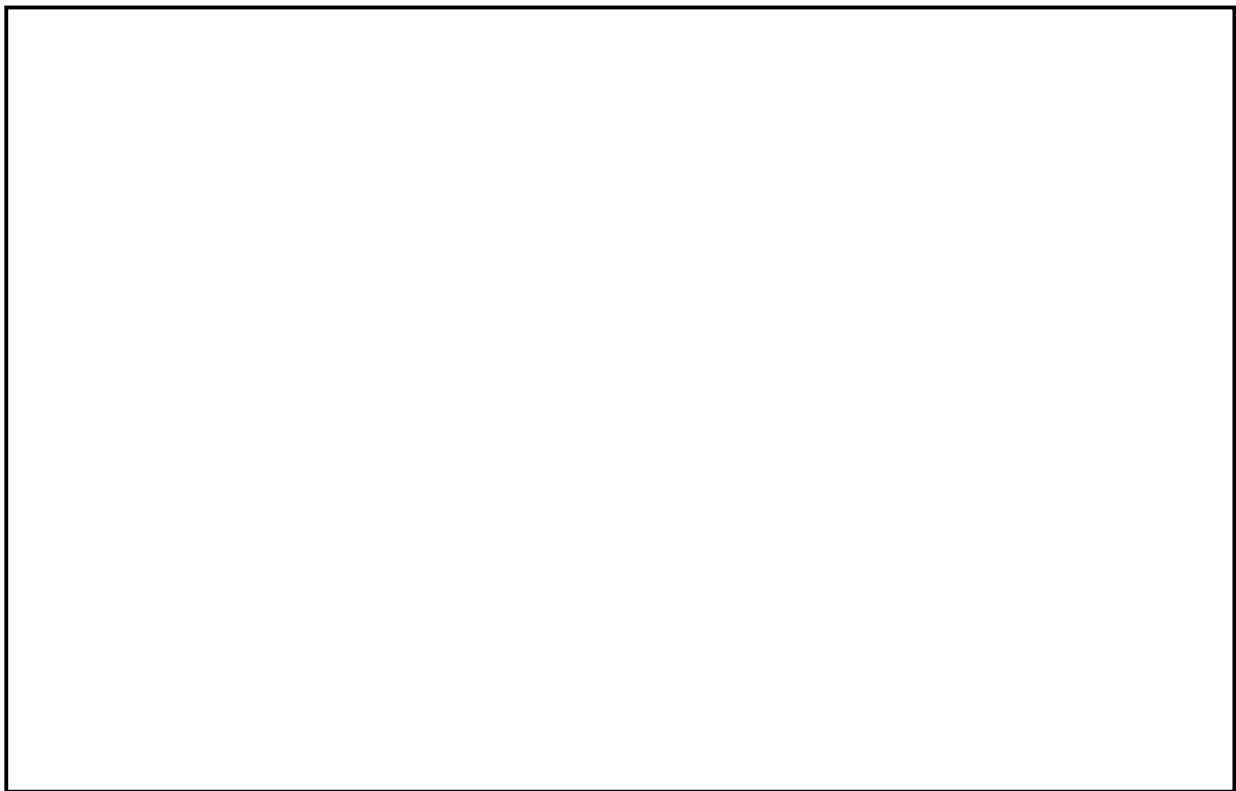


図 5-4 バスケットの構造(2/2) (サポートプレート有り)

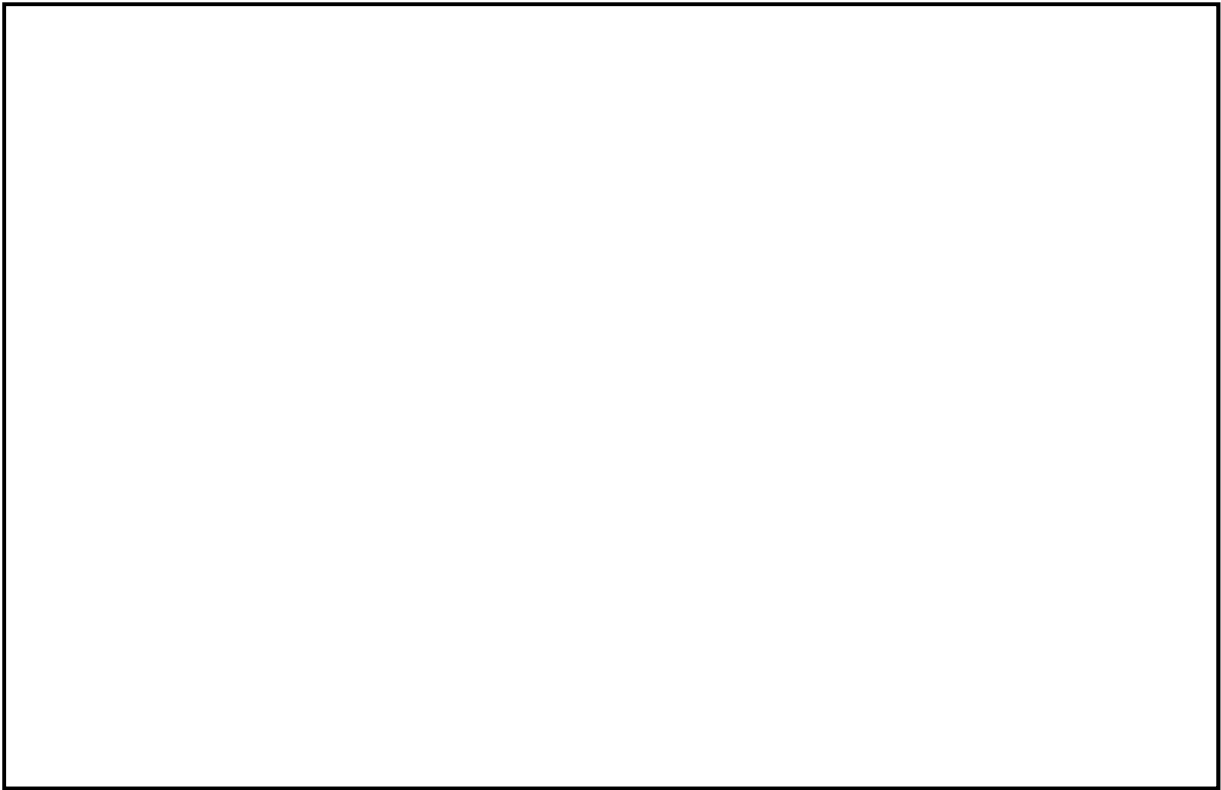


図 5-5 コンパートメント部を含めた伝熱部材の温度分布

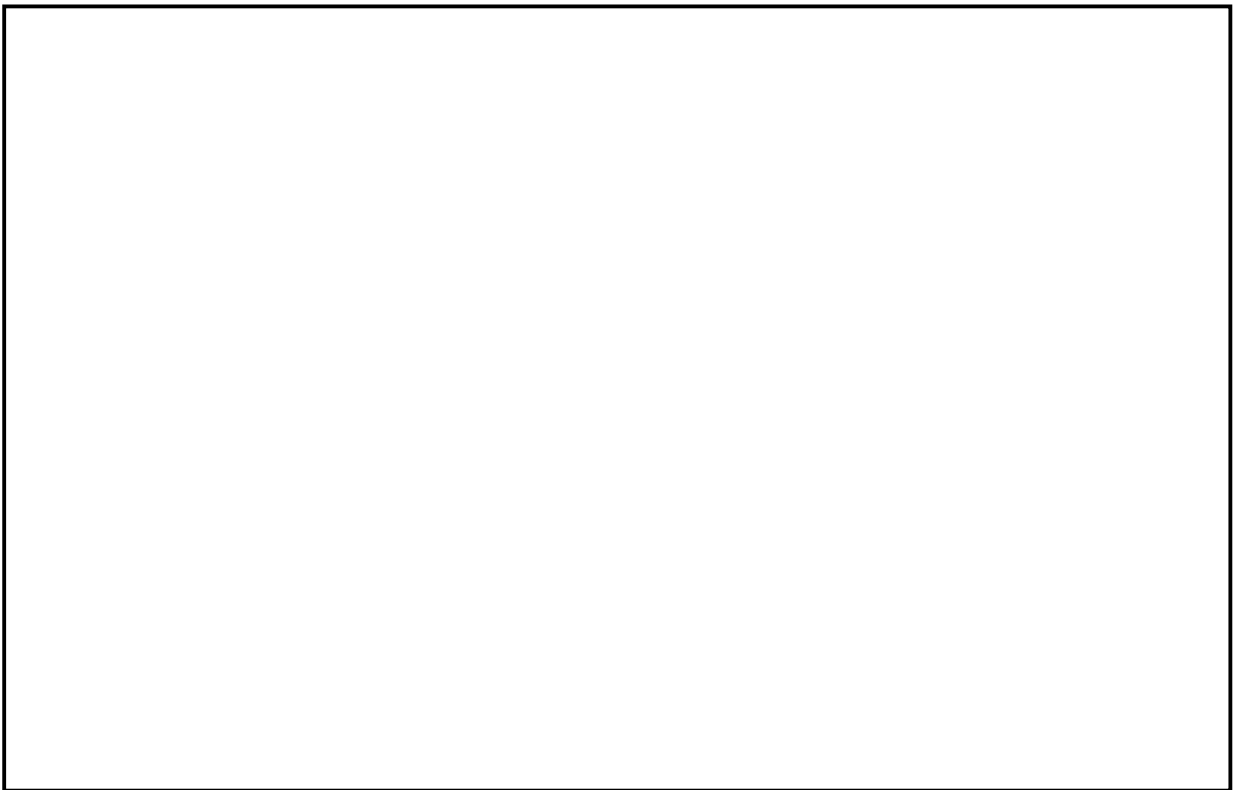


図 5-6 コンパートメント部及びサポートプレートの温度分布

番号	項目	質問日	コメント内容
6	除熱	2018/9/26	<p>【補足説明資料 1-4 Hitz-B52 型の除熱設計に関する説明資料】(Doc.No.MA035A-RC-B01Rev.0) (平成 30 年 9 月 26 日説明資料)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ バスケットは多くの部材で構成されていることから、バスケット領域については、各部材間の伝熱パスがわかるよう記載を充実すること。</li> </ul>

(回答) -2019/9/2 回答済み

#### 1. 除熱解析の伝熱パス

補足説明資料 1-4 Hitz-B52 型の除熱設計に関する説明資料 別紙 1、1 項の伝熱形態に関して、以下に詳細を示す。(アンダーライン部に説明資料の追加箇所を示す。)

使用済燃料から発生した崩壊熱は、主に胴内に充填されたヘリウムガスの熱伝導と放射によりコンパートメントに伝えられ、さらにコンパートメントの熱伝導により伝熱部材及びサポートプレートに伝えられる。このコンパートメントと伝熱部材は別部材であり溶接による接合をしないため隙間があるものと考え、        の接触熱抵抗層を設定し、その間はガスの熱伝導及び放射による伝熱が行われるものとする。

使用済燃料からコンパートメントに伝えられた崩壊熱は、コンパートメントの熱伝導により、軸方向にも伝えられる。コンパートメントから伝熱部材及びサポートプレートに伝わった崩壊熱は、半径方向だけでなく軸方向へも伝熱が行われる。コンパートメントの外側に伝熱部材及びサポートプレートが軸方向に交互に配置されており、それぞれの部材間は径方向と同じく接触熱抵抗層を設定していることから、伝熱部材内の熱伝導により伝えられた熱は、接触熱抵抗層の間のガスの熱伝導及び放射によって、サポートプレートに伝熱が行われる。サポートプレートからは同様に接触熱抵抗層を介して、伝熱部材への伝熱が行われる。

また、コンパートメント間は中性子吸収材(B-AL)が存在するが、中性子吸収材は最小寸法としてコンパートメント-中性子吸収材間に隙間を設定する。中性子吸収材周辺部はヘリウムガスで囲まれているものとし、ヘリウムガスの熱伝導及び放射により半径方向及び軸方向に伝熱が行われるものとする。

そして、伝熱部材/サポートプレートに伝えられた熱は、バスケットと胴の隙間に充填されているヘリウムガスの熱伝導及び放射により胴内面に伝えられる。続いて、胴内面に伝えられた熱は、熱伝導により金属キャスク表面に伝えられ、放射と空気の



自然対流により金属キャスク周囲の大気に拡散される。なお、側部中性子遮蔽材領域では、主に銅製の伝熱フィンの熱伝導により熱が伝えられる。伝熱フィンは [ ] [ ] としているため、 [ ] は最小寸法としてこの接続をモデルに反映し、溶接で接続した箇所以外は伝熱フィンと胴及び伝熱フィンと外筒の隙間に [ ] を設定し、その熱伝導を考慮している。

なお、胴内面、側部中性子遮蔽材、伝熱フィン及び外筒では径方向だけでなく軸方向にも熱伝導が行われる。

図 6-1 に上記説明を考慮した Hitz-B52 型の伝熱形態を示す。

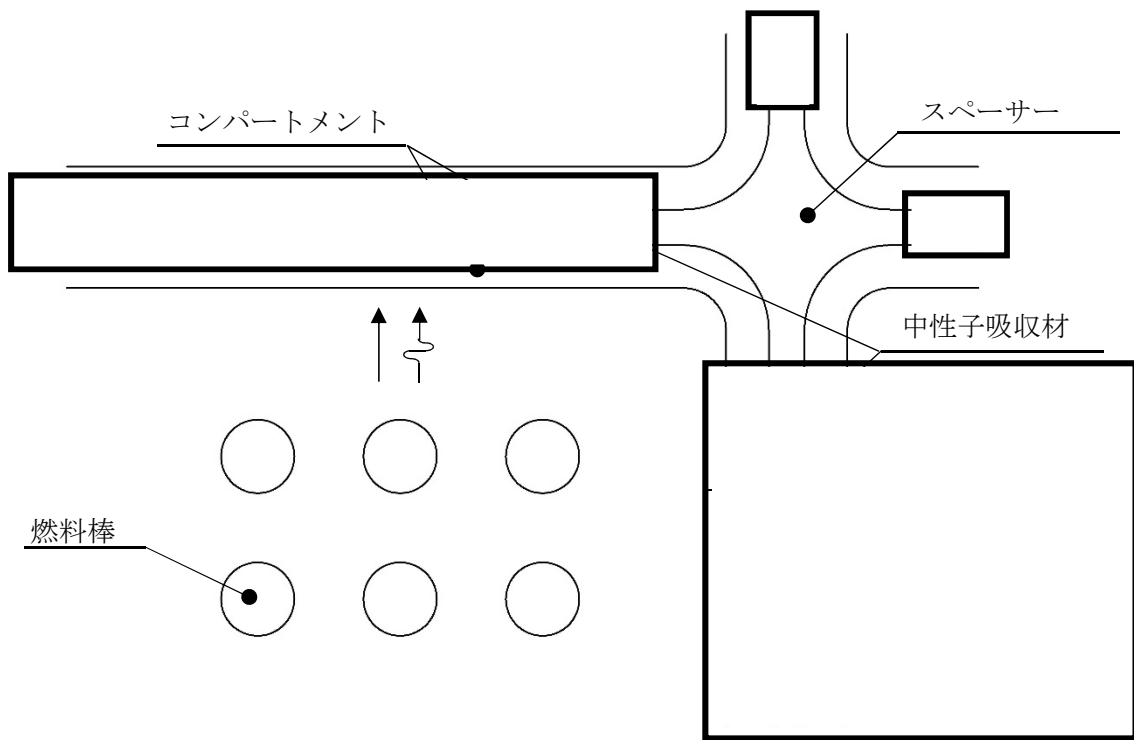


図 6-1 Hit-B52 型の伝熱形態 (1/4)

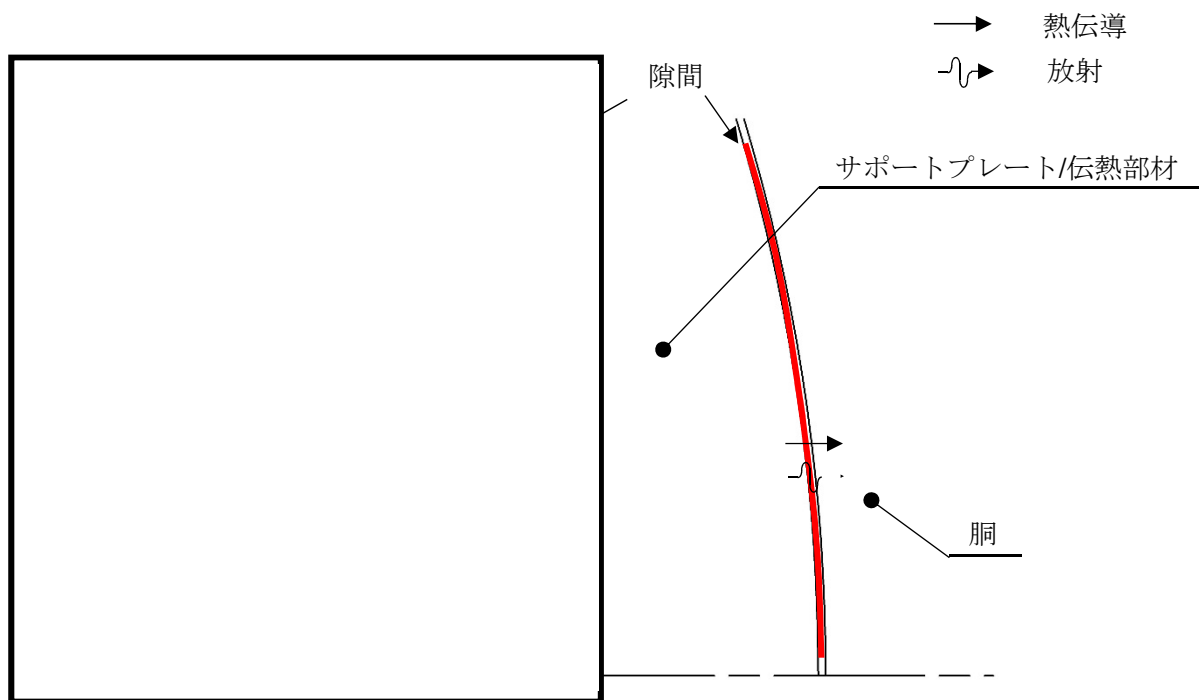


図 6-1 Hit-B52 型の伝熱形態 (2/4)

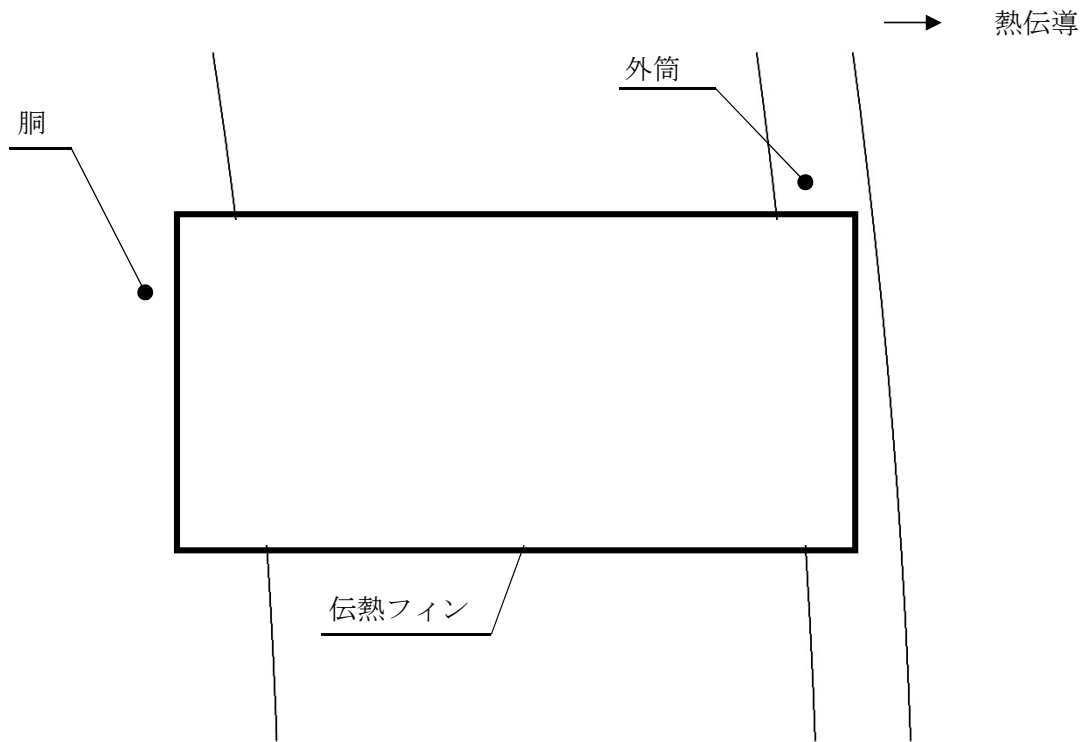


図 6-1 Hitz-B52 型の伝熱形態 (3/4)



※軸方向のみの熱の移動を示す。

図 6-1 Hitz-B52 型の伝熱形態 (4/4)

## 2. 全体モデルでの伝熱パス

全体モデルでは収納物である使用済燃料及びバスケットが収納される領域（以下「燃料均質化領域」という。）を均質化して等価熱伝導率を設定するが、この燃料均質化領域では輪切りモデルを用いた予備解析によりこの領域の最高温度と外面の平均温度を算出し、内部発熱を伴う円柱の評価式にて等価熱伝導率を求めていることから、輪切りモデルの伝熱パスが模擬されていることになる。

また側部中性子遮蔽材及び伝熱フィンのある領域（以下「側部中性子遮蔽材領域」という。）についても、燃料均質化領域と同様に、均質化部分は輪切りモデルと等価の伝熱パスが全体モデルにも模擬されていることになる。

この均質化領域を考慮した全体モデルでの伝熱パスは次のとおりとなる。

使用済燃料から発生した崩壊熱は燃料均質化領域の熱伝導により、バスケットと胴の隙間に充填されているヘリウムガスの熱伝導及び放射により胴内面に伝えられる。続いて、胴内面に伝えられた熱は、側部中性子遮蔽材領域の熱伝導により金属キャスク表面に伝えられ、放射と空気の自然対流により金属キャスク周囲の大気に拡散される。なお、燃料均質化領域及び側部中性子遮蔽材領域は、均質化により輪切りモデルで設定された伝熱パスと同等の熱伝導が模擬される。

したがって、全体モデルの伝熱形態については、本回答の1項に示した表現に含まれる。

番号	項目	質問日	コメント内容
8	除熱	2018/9/26	<p>【補足説明資料 1-4 Hitz-B52 型の除熱設計に関する説明資料】(Doc.No.MA035A-RC-B01Rev.0) (平成 30 年 9 月 26 日説明資料)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ P.7 の表 2 「使用済燃料の仕様」において、除熱解析は長尺燃料か短尺燃料かどちらで評価を行ったのか。</li> </ul>

(回答) -2018/12/5 回答済み

1. 除熱解析の燃料条件について (高燃焼度 8×8 燃料)

高燃焼度 8×8 燃料の長尺燃料及び短尺燃料の比較を表 8-1 に示す。

表 8-1 長尺燃料及び短尺燃料の比較

項目	長尺燃料	短尺燃料
燃料の種類	高燃焼度 8×8 燃料	高燃焼度 8×8 燃料
最高燃焼度	50,000MWd/t	50,000MWd/t
平均燃焼度	43,000MWd/t	40,000MWd/t
比出力	26.0MW/t	20.0MW/t
ウラン重量	175kg	172kg
冷却年数	15 年	15 年
燃料有効部長さ	3708mm	3658mm
設計崩壊熱量	12.8kW/基	11.4kW/基

なお、ピーキングファクタは長尺燃料と短尺燃料で同じ設定としている。また、短尺燃料はスツールにより燃料下端を底上げし、金属キャスクへの貯蔵時、燃料有効長部上端の位置を合わせている。

崩壊熱量の軸方向分布を図 8-1 に示す。

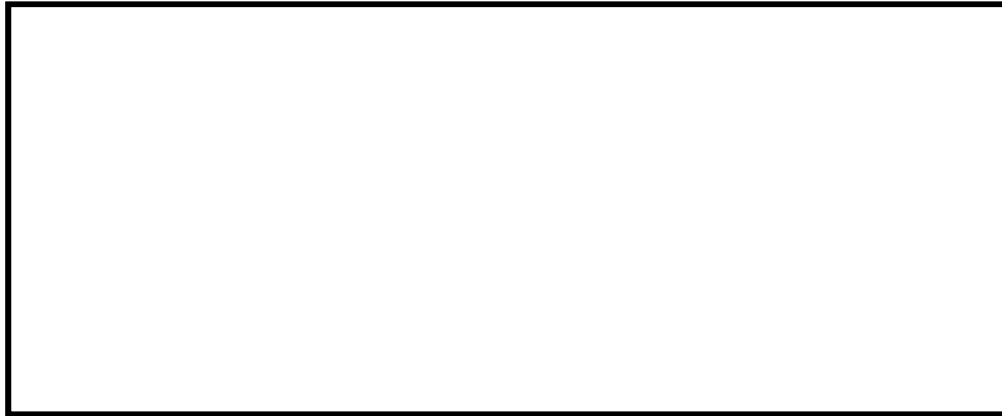


図 8-1 崩壊熱量の軸方向分布

図 8-1 に示されるとおり、崩壊熱量において長尺燃料が短尺燃料を包絡している。したがって長尺燃料の解析条件は短尺燃料の解析条件を包絡することから、長尺燃料条件を代表として除熱解析を実施した。

番号	項目	質問日	コメント内容
10	除熱	2018/9/26	【補足説明資料 1-4 Hitz-B52 型の除熱設計に関する説明資料】(Doc.No.MA035A-RC-B01Rev.0) (平成 30 年 9 月 26 日説明資料) ・ 除熱評価の保守性について説明すること。
14	除熱	2018/9/26	【補足説明資料 1-4 Hitz-B52 型の除熱設計に関する説明資料】(Doc.No.MA035A-RC-B01Rev.0) (平成 30 年 9 月 26 日説明資料) ・ キャスク内で生ずる充填ガス対流に対する考慮を説明すること。

(回答) - 2018/12/5 回答済み

除熱解析の保守性を表 10-1 に示す。なお、充填ガス対流に対する考慮についても同表に示す。

表 10-1 除熱解析の保守性

項目	内容
キャスク内充填ガスの対流	キャスク内の伝熱は、充填するヘリウムガスの熱伝導及び部材間の放射のみ考慮し、ヘリウムガスの対流熱伝達は考慮しない。
燃料集合体内部の対流	燃料集合体内部に充填されたヘリウムガスの対流熱伝達は考慮しない。
中性子遮蔽材部の空気層の対流	蓋部及び底部中性子遮蔽材部の空気層の対流熱伝達は考慮しない。
燃料軸方向の崩壊熱量分布	発熱部全域で軸方向のどの位置でも、実際の崩壊熱量よりも発熱量が高くなるように設定する。この場合、解析モデル上の全崩壊熱量は本来設定した設計崩壊熱量より大きくなる。
キャスク底部の境界条件	外部への除熱量が少なくなるよう、断熱条件とする。
部材の接触	コンパートメントと伝熱部材及びスペーサー、伝熱部材とスペーサー、バスケット底部と底板は直接の接触ではなく、 <span style="border: 1px solid black; display: inline-block; width: 1em; height: 1em; vertical-align: middle;"></span> の接触熱抵抗層を設定する。
周囲温度条件	周囲空気温度及び貯蔵建屋壁面温度は、貯蔵区域における最高温度(周囲空気温度：45℃、貯蔵建屋壁面温度：65℃)としている。
チャンネルボックス(CB)のモデル化	CB 無しモデルのほうが燃料被覆管の最高温度が高くなるため、CB はモデル化しない。詳細を質問回答 No.3 及び No.15 に示す。

番号	項目	質問日	コメント内容
17	除熱	2018/9/26	<p>【補足説明資料 1-4 Hitz-B52 型の除熱設計に関する説明資料】(Doc.No.MA035A-RC-B01Rev.0)(平成 30 年 9 月 26 日説明資料)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ P.別紙 1-9 の別紙 1-1 表「材料の物性値」中、ヘリウムの熱伝導率の出典には大気圧における値が示されているが、キャスク内圧は <math>7.0 \times 10^4 \text{Pa}</math> としている(添付書類一第 1-8 表「閉じ込め評価条件」)。保守性を鑑み、妥当性を説明すること。</li> </ul>

(回答) -2019/3/20 回答済み

1. ヘリウムの熱伝導率に対する圧力の影響について

理科年表(平成 28 年)<sup>1)</sup>によると、気体の熱伝導率は、圧力が数百 Pa より数 MPa に至る広い範囲内において、ほとんど圧力に無関係であると示されていることから、大気圧における値での評価とした。

次に気体分子運動論の観点からも、以下のとおり説明される<sup>2)</sup>。

単原子理想気体の熱伝導率  $k$  は次式で表わされる。

$$k = \frac{1}{3} \rho \cdot C_v \cdot v \cdot l$$

ここで、

$\rho$  : 気体のモル数 ( $\text{mol/m}^3$ )

$C_v$  : モル定積比熱 ( $\text{J/mol} \cdot \text{K}$ )

$v$  : 分子の平均速度 ( $\text{m/s}$ )

$l$  : 分子の平均自由行程 ( $\text{m}$ )

さらに単原子分子の理想気体を考えていることから、気体のモル数及びモル定積比熱は次のとおり表わされる。

$$\rho = \frac{n}{N_A}$$

$$C_v = \frac{3}{2} R_0 = \frac{3}{2} N_A \cdot k_B$$

ここで、

$n$  : 単位体積に含まれる分子数

$N_A$  : アボガドロ数

$k_B$  : ボルツマン定数

$R_0$  : 一般気体定数 ( $\text{J/mol} \cdot \text{K}$ )



分子直径を  $d$  とすると、気体分子運動論から分子の平均速度と平均自由行程は次のとおり表わされる。

$$v = \sqrt{\frac{8k_B \cdot T}{\pi \cdot m}}$$
$$l = \frac{1}{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot d^2 \cdot n}$$

分子量を  $M$  とすると、分子の質量は、

$$m = \frac{M}{N_A}$$

となる。上記を熱伝導率  $k$  の式に代入すると、熱伝導率  $k$  は次式で表される。

$$k = \frac{1}{d^2} \sqrt{\left(\frac{k_B}{\pi}\right)^3 \cdot N_A \cdot \frac{T}{M}}$$

上記より、単原子気体の熱伝導率は、分子量が小さく、温度が高いほど大きくなるが、圧力には依存しないことがわかる。したがって、熱伝導率は圧力による影響が無視できることから、大気圧における値での評価とした。

## 2. 参考文献

- 1) 丸善出版株式会社、「理科年表」(平成 28 年)
- 2) (一社) 機械学会、「JSME テキストシリーズ 伝熱工学」、丸善株式会社 (2005 年)、P23-24

Doc. No. MA035A-RC-B02-5 Rev.0

2020年11月25日

日立造船株式会社

使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請（Hitz-B52型）

質問管理票に対する回答（除熱関連）（その5）

番号	項目	質問日	コメント内容
18	除熱	2018/9/26	<p>【補足説明資料 1-4 Hitz-B52 型の除熱設計に関する説明資料】(Doc.No.MA035A-RC-B01Rev.0) (平成 30 年 9 月 26 日説明資料)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ P.別紙 1-13 の別紙 1-4 表「材料の放射率」中、“塗装”の放射率の出典には、塗料の放射率として 0.7 から 0.9 までの値が示されている。保守性を鑑み、0.8 としたことの妥当性を説明すること。また、別紙 1-5 表「全体モデルの境界条件」について建屋壁面とキャスク表面の放射率（輻射率）0.8 となる根拠を説明すること。</li> </ul>

(回答)

「別紙 1-4 表 材料の放射率」中の塗装の放射率 0.8 は、参考文献(1)に示された塗装の放射率 0.7~0.9 の平均値としている。その設定の根拠を以下に示す。

「1-4 表 材料の放射率」のうち、放射率 0.8 が設定されている構成部材は、外筒（外表面）、胴（外表面）、二次蓋（外表面）並びに貯蔵建屋壁面である。これら構成部材の放射率に係る文献値及び解析入力値を表 18-1 に示す。

塗装に関しては、放射率 0.7~0.9 の平均値 0.8 に設定しているが、他の文献(1)(2)(3)やメーカー資料\*1 では塗装はおおむね 0.8 以上であることから、平均値 0.8 を使用することは妥当であると考えます。

次に貯蔵建屋壁面の放射率については、想定する貯蔵建屋壁面はコンクリートとなるが、解析に適用する放射率（解析入力値）は、貯蔵建屋壁面の仕様が制約とならないように、コンクリートに比べて放射率がより小さい塗装を代表して適用することとし、塗装の放射率の平均値 0.8 とした。

次に、これらの影響を確認するため、前述の貯蔵建屋壁面の放射率をコンクリートの 0.94 とし、塗装の放射率を最小値 0.7 としたケーススタディを行った。

注記\*1：メーカー資料（スペクトリス株式会社 資料参照、  
<https://www.jp.omega.com/techref/pdf/table-total-IR-emissivity.pdf>）

表 18-1 材料の放射率

構成部材	仕様	放射率	
		文献値	解析入力値
外筒 (外表面) 胴 (外表面) 二次蓋 (外表面)	塗装	0.7~0.9 <sup>(1)</sup>	0.8
貯蔵建屋壁面	コンクリート	0.94 <sup>(1)</sup>	

塗装の放射率についてのケーススタディ及びその評価について、以下に示す。

(1) ケーススタディの概要

解析に用いた金属キャスク表面の塗装及び貯蔵建屋の放射率を変えることによる、金属キャスク表面温度への影響を確認する。

ここで、金属キャスク表面における局所的な熱流束は放射率による影響を受けないものとし、熱流速を固定とした上で、放射率を変更した場合の金属キャスク表面温度を手計算により算出する。また、評価位置を金属キャスク側面及び金属キャスク上面（二次蓋）の各面の最高温度位置（最大熱流束の発生位置）とする。

評価するケースを表 18-2 に示す。

表 18-2 計算ケース

計算ケース	部位	放射率	備考
ケース 1	キャスク表面塗装	0.80	参考文献(1) 塗装(白)の平均値(0.7~0.9)
	貯蔵建屋壁面	0.80	キャスク表面塗装と同じとした
ケース 2	キャスク表面塗装	0.70	参考文献(1) 塗装(白)の下限値(0.7~0.9)
	貯蔵建屋壁面	0.94	参考文献(1) コンクリートの値

(2) 計算式

評価に用いる計算式は以下のとおりである。

2 面間の等価放射率  $\epsilon_e = F \cdot \{1 / (1 / \epsilon_1 + 1 / \epsilon_2 + 1)\}$

放射熱流束  $q_1 = \sigma \cdot (T_1^4 - T_2^4) \cdot \epsilon_e$

境界膜温度  $T_m = (T_1 + T_3) / 2$

表面温度と周囲温度（対流）の差  $\Delta T = T_1 - T_3$

自然対流熱流束  $q_2 = h \cdot (T_1 - T_3)$

合計の熱流束  $q = q_1 + q_2$

ここで、

- $T_1$  : 金属キャスク表面温度 [K]
- $T_2$  : 周囲温度 (放射) [K]
- $T_3$  : 周囲温度 (対流) [K]
- $\epsilon_1$  : 外筒表面/キャスク上面の放射率 [-]
- $\epsilon_2$  : 貯蔵施設壁面の放射率 [-]
- $F$  : 2 面間の放射形態係数 [-]
- $\sigma$  : ステファンボルツマン定数 [ $W/(m^2 \cdot K^4)$ ]
- $h$  : 熱伝達率 [ $W/(m^2 \cdot K)$ ]

(3) 金属キャスク表面温度の計算

金属キャスク側面及び上面の表面温度の計算結果を表 18-3 及び表 18-4 に示す。

表 18-3 金属キャスク側面の温度

項目	記号	単位	計算ケース	
			ケース 1	ケース 2
金属キャスク側面(外筒)温度	$T_1$	°C	108.59	108.55
周囲温度(放射)	$T_2$	°C	65	65
周囲温度(対流)	$T_3$	°C	45	45
ステファンボルツマン定数	$\sigma$	$W/(mm^2 \cdot K^4)$	$5.6704 \times 10^{-14}$	$5.6704 \times 10^{-14}$
放射形態係数(側面)	$F$	-	0.237	0.237
外筒表面の放射率	$\epsilon_1$	-	0.80	0.70
貯蔵施設の放射率	$\epsilon_2$	-	0.80	0.94
等価放射率	$\epsilon_e$	-	0.1580	0.1588
放射熱流束	$q_1$	$W/mm^2$	$7.312 \times 10^{-5}$	$7.341 \times 10^{-5}$
境界膜温度	$T_m$	°C	76.80	76.77
表面温度と周囲温度の差	$\Delta T$	°C	63.59	63.55
熱伝達率(垂直平板面)	$h$	$W/(mm^2 \cdot K)$	$5.507 \times 10^{-6}$	$5.506 \times 10^{-6}$
自然対流熱流束	$q_2$	$W/mm^2$	$3.502 \times 10^{-4}$	$3.499 \times 10^{-4}$
合計(放射+自然対流)熱流束	$q$	$W/mm^2$	$4.233 \times 10^{-4}$	$4.233 \times 10^{-4}$

表 18-4 金属キャスク上面(二次蓋上面)の温度

項目	記号	単位	計算ケース	
			ケース 1	ケース 2
金属キャスク上面(外筒)温度	$T_1$	°C	84.03	83.98
周囲温度(放射)	$T_2$	°C	65	65
周囲温度(対流)	$T_3$	°C	45	45
ステファンボルツマン定数	$\sigma$	W/(mm <sup>2</sup> ・K <sup>4</sup> )	$5.6704 \times 10^{-14}$	$5.6704 \times 10^{-14}$
放射形態係数(上面)	F	-	1.000	1.000
外筒表面の放射率	$\varepsilon_1$	-	0.80	0.70
貯蔵施設の放射率	$\varepsilon_2$	-	0.80	0.94
等価放射率	$\varepsilon_e$	-	0.6667	0.6701
放射熱流束	$q_1$	W/mm <sup>2</sup>	$1.210 \times 10^{-4}$	$1.213 \times 10^{-4}$
境界膜温度	$T_m$	°C	64.51	64.49
表面温度と周囲温度の差	$\Delta T$	°C	39.03	38.98
熱伝達率(上向水平平板面)	h	W/(mm <sup>2</sup> ・K)	$4.854 \times 10^{-6}$	$4.852 \times 10^{-6}$
自然対流熱流束	$q_2$	W/mm <sup>2</sup>	$1.894 \times 10^{-4}$	$1.891 \times 10^{-4}$
合計(放射+自然対流)熱流束	q	W/mm <sup>2</sup>	$3.104 \times 10^{-4}$	$3.104E \times 10^{-4}$

#### (4) 評価

金属キャスク表面の放射率を 0.7、貯蔵建屋の放射率を 0.94 とした場合、解析条件（貯蔵建屋の放射率 0.8／金属キャスク塗装表面の放射率 0.8）の結果と比較して、等価放射率は若干ではあるが高くなることから、キャスク表面温度は若干低くなる。つまり、解析条件としては、金属キャスク表面は平均値としているが、貯蔵建屋の放射率を実際より低く設定し、結果として金属キャスク表面温度を高めになるように設定することで、全体として保守性が確保できていると考える。

以上より、解析条件としての金属キャスク表面の放射率 0.8 及び貯蔵建屋壁面の放射率 0.8 は妥当な設定といえる。

#### 参考文献

- (1) (一社) 日本機械学会、「伝熱工学資料 改訂第 4 版」(2003)
- (2) M. NECATI OZISIK, “Heat Transfer”, McGraw-Hill Inc. (1985), P.758
- (3) J. P. Holman, “Heat Transfer, Ninth Edition”, McGraw-Hill Inc. (2002), P.608