

東海第二発電所
ペDESTALでの物理現象発生を想定した場合の
格納容器の健全性維持に対する対応方針

平成29年4月21日

日本原子力発電株式会社

本資料のうち、は商業機密又は核物質防護上の観点から公開できません。

目次

1. 本事象で対象とする評価	3
2. 東海第二発電所(Mark-II型格納容器)の特徴	4
3. RPV破損後の事象進展	5
4. RPV破損後のペDESTALに要求される機能	6
5. ペDESTAL機能確保のための対応方針	7
6. 対応方針の具体化	11
7. まとめ	15

1. 本資料で対象とする評価

(1) MCCI評価

「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置，構造及び設備の基準に関する規則の解釈」(以下「規則の解釈」)第37条[重大事故等の拡大の防止等]で，「溶融炉心・コンクリート相互作用」の評価要求

⇒ コンクリート侵食を考慮したペDESTALの健全性を評価

(2) FCI評価

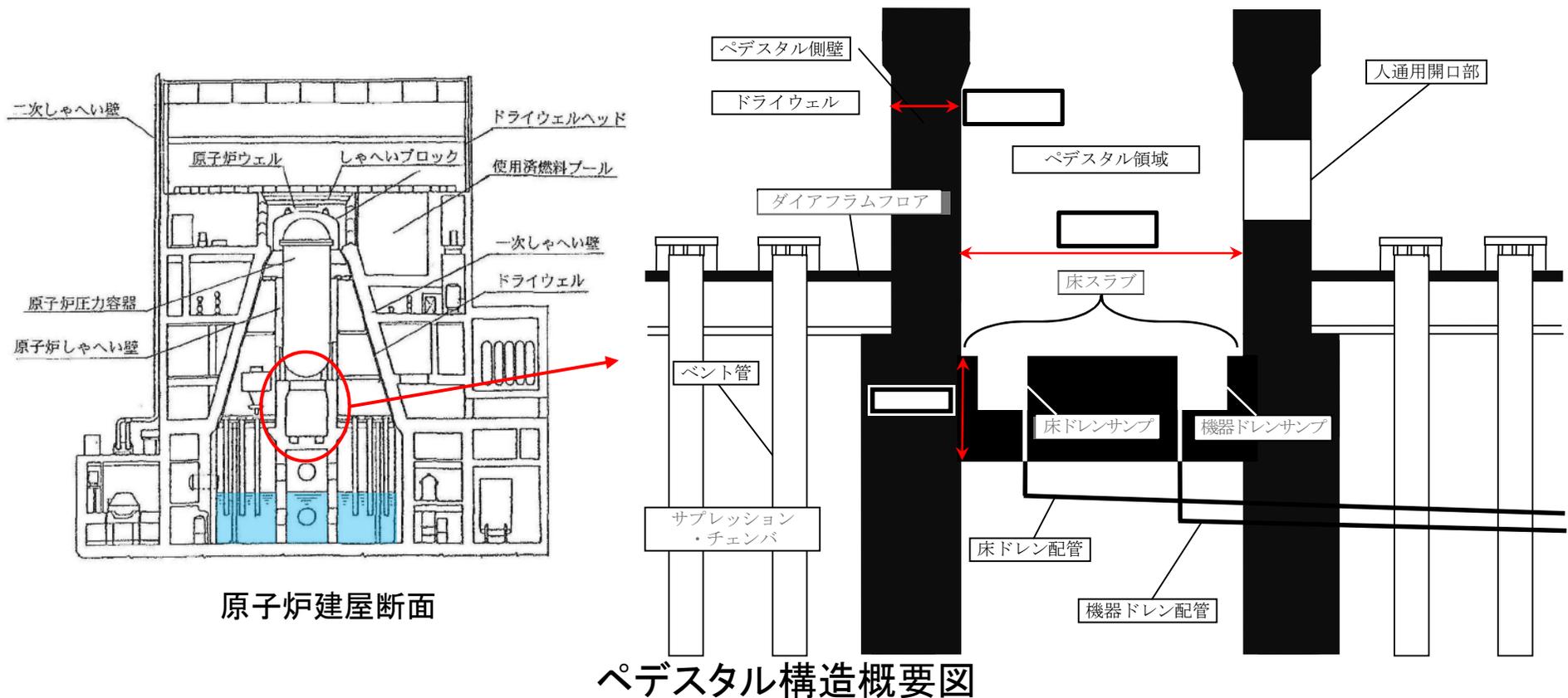
「規則の解釈」第37条[重大事故等の拡大の防止等]で，「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」の評価要求

⇒ 水蒸気発生(溶融炉心－冷却材接触に起因)による急激な圧力上昇(圧カスパイク)に対し，格納容器健全性確保を評価(有効性評価で実施)

⇒ 実機では，原子炉圧力容器(以下「RPV」)外での大規模な水蒸気爆発(Steam Explosion: SE)の発生可能性は十分に小さいが，BWRは，ペDESTALのRPV支持機能喪失が格納容器健全性に影響するため，SEの発生を想定したペDESTAL健全性を評価

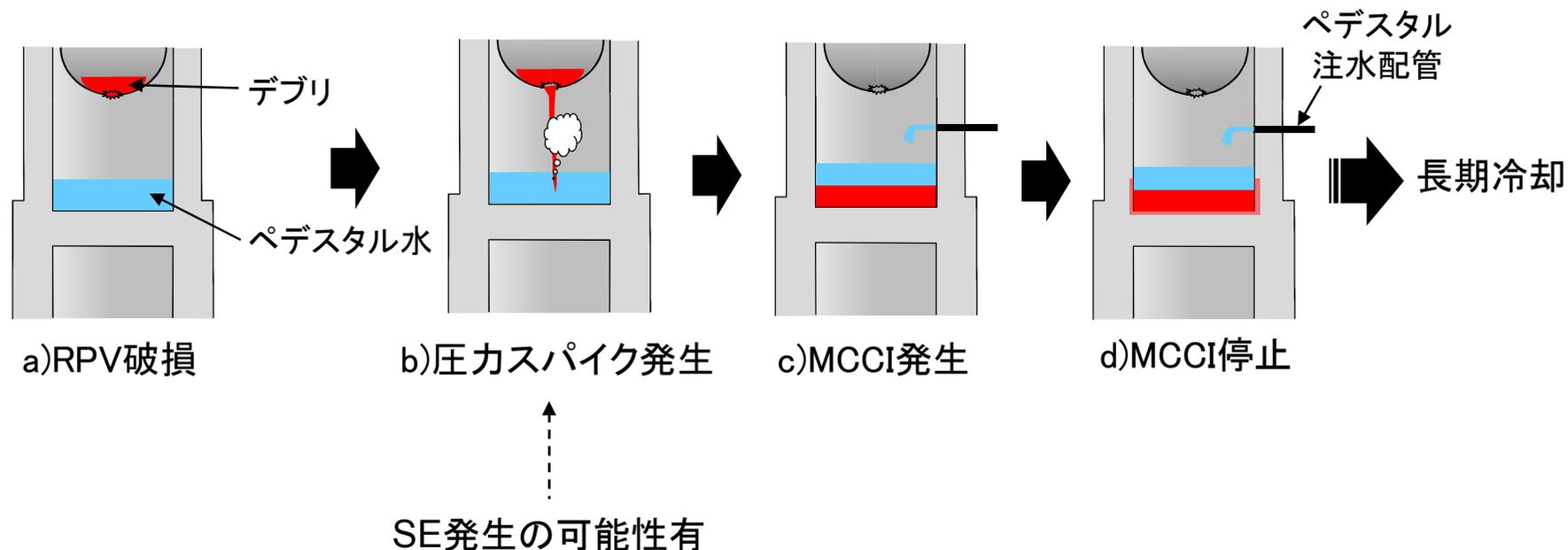
2. 東海第二発電所 (Mark-II 型格納容器) の特徴

- ・ペDESTルの床スラブ及びダイアフラムフロアの下部に、サブプレッション・プール (以下「S/P」) を内包するサブプレッション・チェンバが存在
- ・床スラブにドレンサンプが存在
- ・ペDESTル側壁, 床スラブが鉄筋コンクリート製



3. RPV破損後の事象進展

- a)設計基準事故対処設備に加え，重大事故等対処設備による原子炉注水機能喪失を仮定すると，RPV破損
- b)RPV破損後，ペDESTAL水とデブリ接触による圧カスパイク発生
可能性は十分に小さいが，圧カスパイクに代わりSE発生の可能性有
- c)デブリは床スラブ上に堆積し，ペDESTAL側壁，床スラブのコンクリートを侵食
- d)ペDESTALへの注水継続によりデブリは冷却され，MCCI停止



4. RPV破損後のペDESTALに要求される機能

「規則の解釈」第37条[重大事故等の拡大の防止等]2-3で、「(i) 溶融炉心による侵食によって、原子炉格納容器の構造部材の支持機能が喪失しないこと及び溶融炉心が適切に冷却されること」の要求

＜要求される機能＞

- ① 原子炉格納容器の構造部材の支持機能が喪失しないこと
デブリによるコンクリートの侵食, 熱影響によりRPV支持機能が喪失
→RPVが転倒し格納容器本体へ接触する等, 格納容器健全性に影響の可能性
⇒ **RPV支持機能の要求**

- ② 溶融炉心が適切に冷却されること
デブリが床スラブを貫通しS/Pに落下
→S/P水を取り込む系統(残留熱除去系, 代替循環冷却系等)へ影響
→溶融炉心が適切に冷却されない可能性
⇒ **床スラブでのデブリ保持機能の要求**

床スラブでのデブリ保持機能確保により, デブリがS/Pに落下した場合の下記影響も防止可能

▶ベント実施時のS/Pにおけるスクラビング効果への影響

▶S/P底部のライナ損傷に伴う, 格納容器の閉じ込め機能の健全性への影響

5. ペDESTAL機能確保のための対応方針(1/4)

(1) 基本的考え方

- ①RPV破損後の格納容器の健全性確保のため、格納容器への負荷が低減され、事故収束の確実性が向上する方策を採用

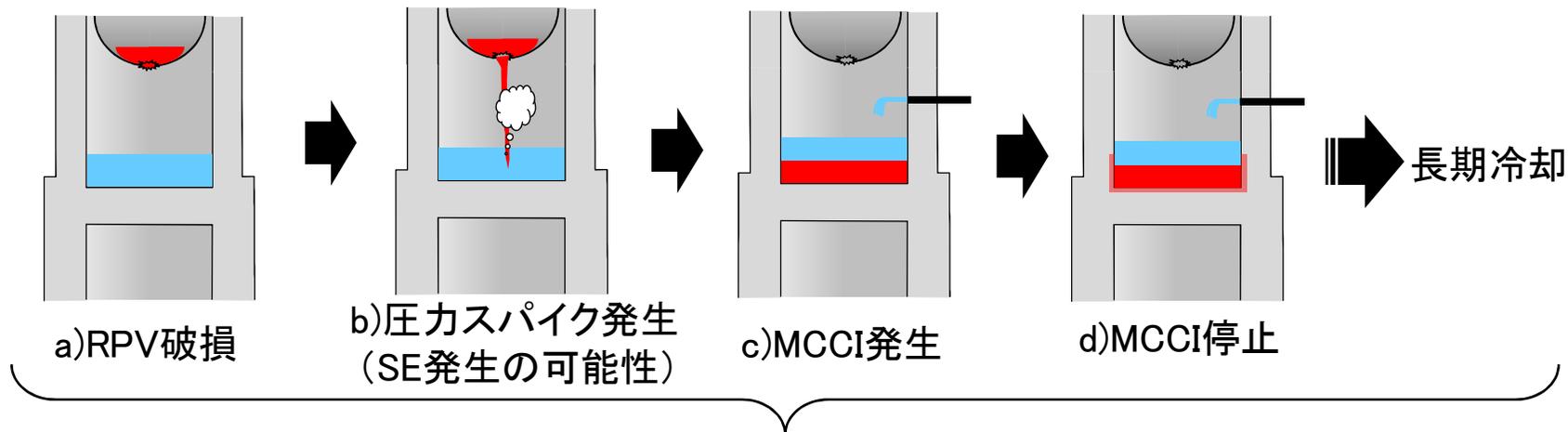
- ②MCCIは、RPV破損を想定すると必ず発生する現象であることを踏まえ、
 - ・その影響を抑制し、裕度をもってペDESTALの機能が確保できる方策を採用
 - ・上記方策を踏まえ、MCCI時のペDESTALの機能確保を確認

- ③SEは、RPV破損を想定しても、発生可能性は十分に小さい現象であることを踏まえ、
 - ・①②の検討を前提にした上で、SEの影響を抑制できる方策を採用
 - ・SEの発生を想定し、ペDESTALの機能確保を確認
 - ・ペDESTALの機能が確保されない場合は、機能確保のための方策を採用

5. ペDESTAL機能確保のための対応方針(2/4)

(2) 事故収束の確実性向上

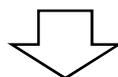
目的: RPV破損後の格納容器への負荷低減



格納容器への負荷を低減し、SA時の事故収束の確実性を向上するため、RPV破損後の水による冷却を維持(デブリの冠水状態を維持)

<低減できる格納容器への負荷>

デブリ露出による過温(高温ガス発生, 輻射熱等), デブリヒートアップによる過温,
注水開始の不確かさによる過温



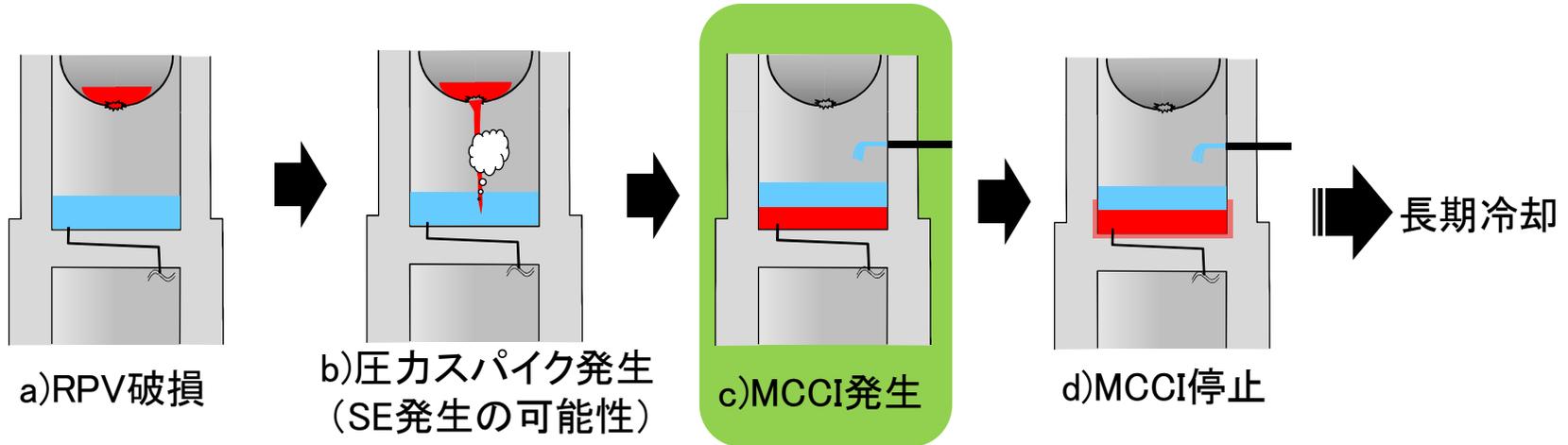
対応方針

デブリ落下～注水開始: デブリ落下前に一定の水位を確保し, デブリの冠水状態を維持
注水開始～ : ペDESTAL注水によりデブリの冠水状態を維持

5. ペDESTAL機能確保のための対応方針(3/4)

(3)MCCI時の影響抑制

目的:MCCI時のペDESTALのRPV支持機能・床スラブでのデブリ保持機能の確保



対応方針

<RPV支持機能>

- ・側壁の侵食抑制
- ・側壁への熱影響抑制

<床スラブでのデブリ保持機能>

- ・床スラブの侵食抑制
- ・床スラブへの熱影響抑制

- ・床スラブの局所的な侵食抑制

- ・ペDESTAL内サンプからS/Pへのデブリ移行防止

方策なしでもペDESTALの機能確保の可能性はあるが、侵食量大, 温度高【添付1】

耐侵食性を有する
コリウムシールド設置

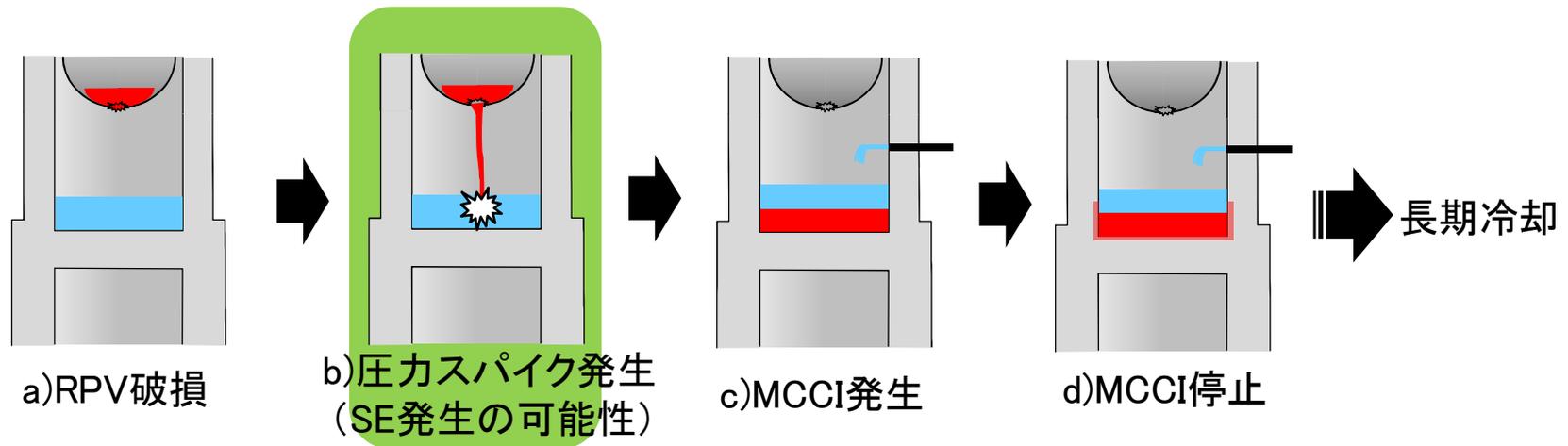
床スラブ平坦化

デブリ凝固のための
排水流路形状変更

5. ペDESTAL機能確保のための対応方針(4/4)

(4) SE時の影響抑制

目的: SEの発生を想定した場合のペDESTALのRPV支持機能・床スラブでのデブリ保持機能の確保



対応方針

<RPV支持機能・床スラブでのデブリ保持機能>

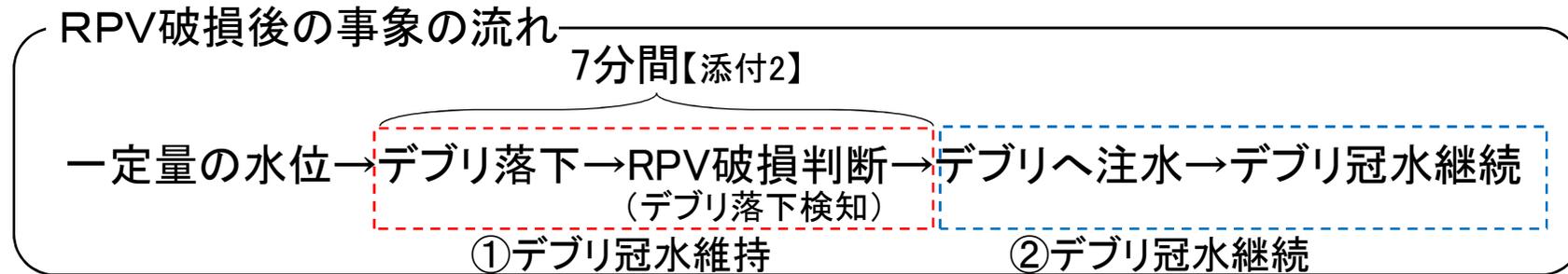
・SE発生を想定した場合のペDESTAL構造物への影響を抑制

デブリ落下から注水開始までデブリ冠水を維持可能な範囲で、RPV破損時の水位を低減

・水位低減を考慮してもペDESTALの機能が確保されない場合は、機能確保のための方策を採用

6. 対応方針の具体化(1/4)

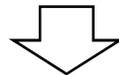
(1) 事故収束の確実性向上



① デブリ冠水維持

ペDESTAL注水開始までの不確定性を考慮しても、冠水維持できる水位を評価【添付3】

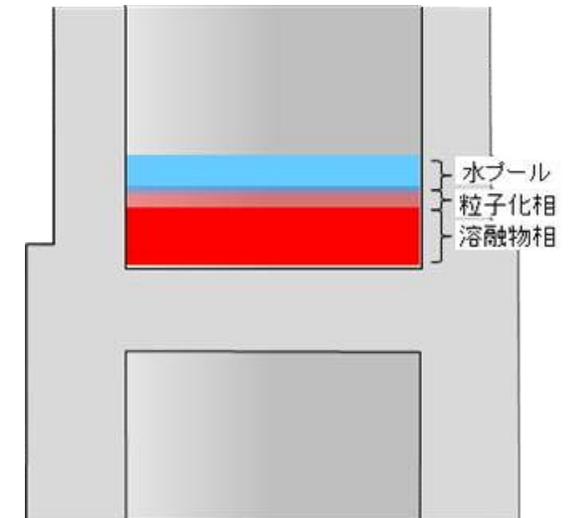
- 水深1mの場合、7分間の水位低下を考慮してもデブリ冠水維持
- デブリ落下から注水開始まで倍程度の時間を要した場合でも、裕度をもって冠水維持可能



デブリ冠水を維持できる水位: RPV破損時約1m以上
(デブリ水中に落下時の粒子化による冷却促進効果も期待可能)

② デブリ冠水継続

- デブリ冠水を維持可能なペDESTAL注水流量を確保



デブリ堆積と水プールの状態

6. 対応方針の具体化(2/4)

(2) MCCI時の影響抑制(1/2)【添付4,5,6】

<コリウムシールド設置>

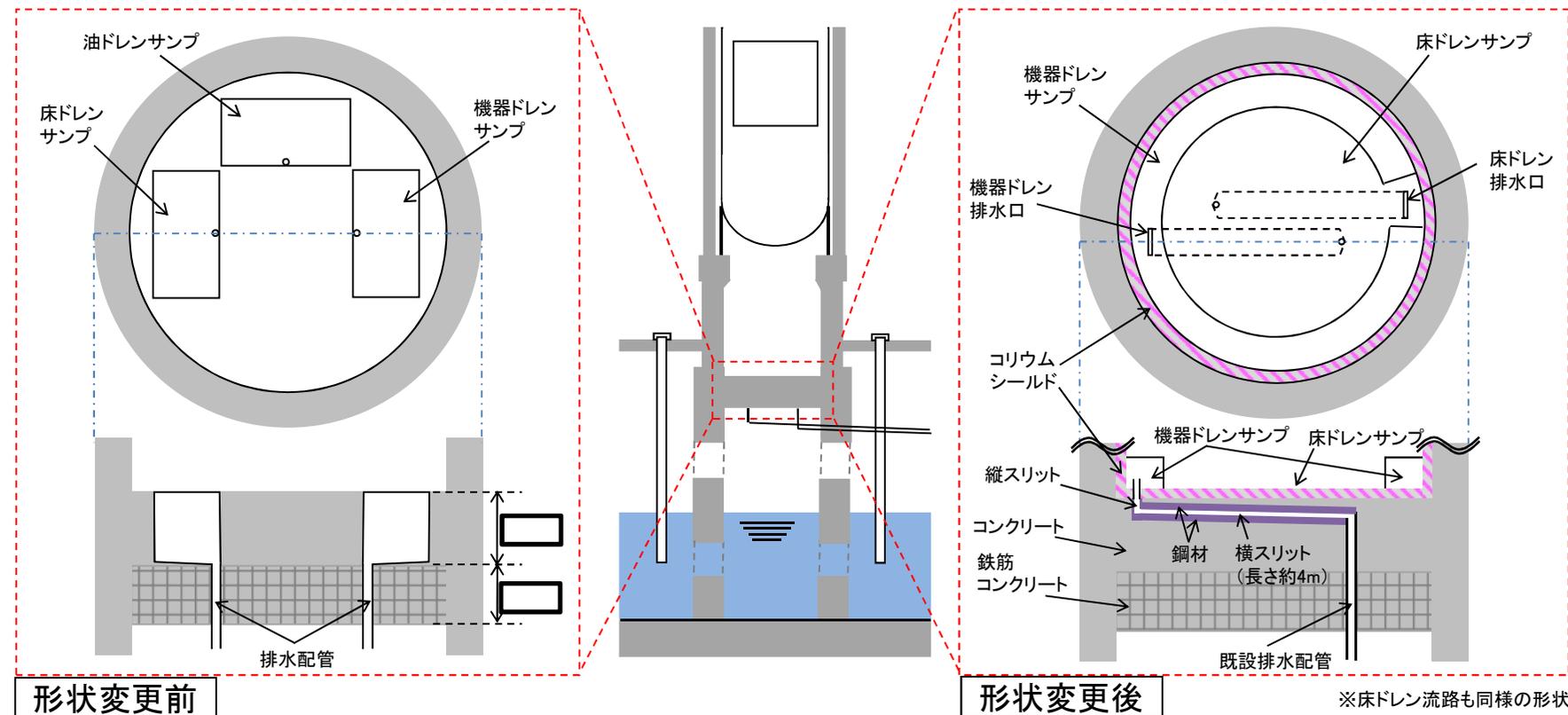
ペデスタル内に耐侵食性に優れたジルコニア(ZrO_2)製コリウムシールドを設置

<床スラブ平坦化>

床スラブを平坦化し、平坦化した床スラブ上に鋼製の床・機器ドレンサンプ設置

<デブリ凝固のための排水流路形状変更>

サンプの排水流路を鋼材によるスリット形状に変更



6. 対応方針の具体化(3/4)

(2) MCCI時の影響抑制(2/2)

<ペDESTALの侵食量, 熱影響評価>

➤ 評価条件

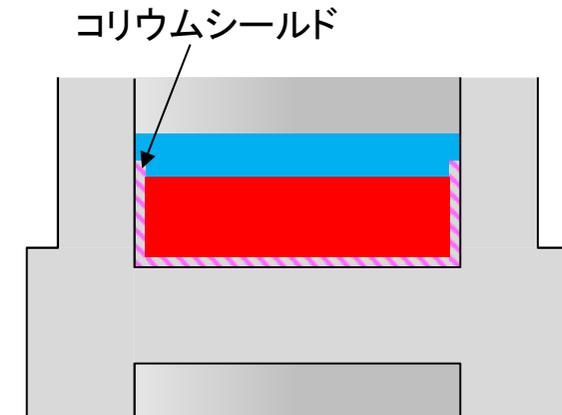
- ・対象シーケンス: 過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し, RPV破損
- ・デブリから水への限界熱流束: $800\text{kW}/\text{m}^2$ 一定 (侵食の不均一性等の影響を考慮した保守的設定)
- ・コリウムシールド厚さ:
- ・RPV破損時のペDESTAL水位: 0m (コリウムシールドの効果を確認するため保守的に設定)

➤ 評価結果

- ・コリウムシールド, ペDESTAL: 侵食なし
- ・ペDESTAL表面の最高温度:
コリウムシールドなしの場合に比して 700°C 以上低減

<排水流路内でのデブリ凝固評価>

排水流路内で, デブリは凝固する見通し【添付7】



コリウムシールド設置概念

- ・コリウムシールド設置により, ペDESTALの侵食量・熱影響を大幅低減可能な見通し
- 排水流路のスリット化により, デブリは流路内で凝固する見通し
- ・これら方策により, MCCI時のペDESTAL機能は確保可能な見通し

6. 対応方針の具体化(4/4)

(3) SE時の影響抑制

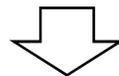
<SE評価方法>

- ・デブリ冷却(冠水状態)維持可能な最低水位から, RPV破損時の水位を1mにて評価【添付8】
- ・SE解析コードJASMINE及び汎用有限要素解析コードLS-DYNAにより, SE時のペDESTALの構造応答を解析

<ペDESTAL機能確保評価>

ペDESTAL機能確保に関して評価すべき項目について, 判断基準を満足する見込み

機能	部位	評価項目	判断基準
RPV デブリ 支持機能 保持機能	コンクリート	変位	SE後に変形量が時間とともに増大しない
		せん断	発生するせん断応力度がせん断終局強度を超過しない
		圧縮ひずみ	ペDESTAL機能に影響を及ぼす範囲の圧壊が発生しない
	鉄筋	引張	発生する軸ひずみが終局ひずみを超過しない



RPV破損時の水位約1mにおいて, SE時のペDESTALの機能を確保可能な見通し

7. まとめ

RPV破損後の事故収束の確実性向上, MCCI及びSE時のRPV支持機能及び床スラブでのデブリ保持機能確保の観点から, 以下の具体的対応を行う方針とする

<事故収束の確実性向上>

- ・RPV破損時のペDESTAL水位を約1mとし, デブリの冠水状態を維持する

<MCCI時の影響抑制>

裕度をもってペDESTALの機能を確保する観点から, 以下の方策をとる

- ・ペDESTALにコリウムシールドを設置
- ・ペDESTALの床スラブを平坦化
- ・ペDESTAL排水流路をスリット形状に変更

これらの方策により, MCCI時のペDESTALの機能を確保可能な見通し

<SE時の影響抑制>

- ・RPV破損時の水位約1mにおいて, SE時のペDESTALの機能を確保可能な見通し

添付 1. コリウムシールドを敷設しない場合のMCCI評価

コリウムシールドを敷設しない場合のMCCIに対するペDESTAL健全性について評価結果を示す。

1. MCCIによる侵食量評価

SA解析コードMAAPにて評価したMCCIによる侵食量評価を示す。

(1) 評価条件

有効性評価で想定しているケース（ベースケース）と，不確かさを考慮したケース（保守的ケース）を評価する。評価条件を表1に示す。

表1 侵食量評価条件

項目	ベースケース	保守的ケース
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し，RPVが破損するシーケンス	大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し，RPVが破損するシーケンス
デブリから水プールへの熱流束	800kW/m ² (圧力依存性あり)	800kW/m ² (一定*)
ペDESTAL水位	1m	

※ 侵食の不均一性等の影響を考慮して設定

(2) 評価結果

評価結果を表2に示す。

表2 侵食量評価結果

項目	ベースケース	保守的ケース
ペDESTAL側壁侵食量	約6cm	約42cm
床スラブ侵食量	約6cm	約48cm

2. デブリからの熱影響評価

デブリから熱影響によるペDESTAL側壁及び床スラブの温度を評価し、コンクリート及び鉄筋の高温による強度低下を考慮した上で、側壁ペDESTALにおけるR P V支持機能及び床スラブによるデブリ保持機能が確保されることを確認する。

2.1 ペDESTAL側壁及び床スラブの温度評価

F E M解析コードA B A Q U Sにて評価した高温デブリによる側壁及び床スラブへの温度評価結果を示す（詳細は別紙1）。

(1) 評価条件

- ・M A A P解析結果における侵食量並びに床スラブ上のデブリ及び横スリット内デブリの温度変化等を入力
- ・デブリの崩壊熱を厳しくする観点から、L O C Aシーケンスを選定
- ・側壁部の温度評価は、健全な壁厚を小さくする観点から、保守的に侵食量が最大となる解析ケースを使用（側壁侵食量として45cmを設定）
- ・床スラブの温度評価は、鉄筋コンクリート部の温度を厳しくする観点から、侵食量を0cm^{*}として評価
- ・横スリット部の温度評価は、侵食量が最大となる場合と0cmの場合の両方で評価

※ 侵食量が小さいと、スリット内デブリから冷却水及び冷却水によりクエンチしたデブリまでの距離が長く、スリット内デブリの崩壊熱が除熱されにくいため、鉄筋コンクリート部の温度が高くなる傾向

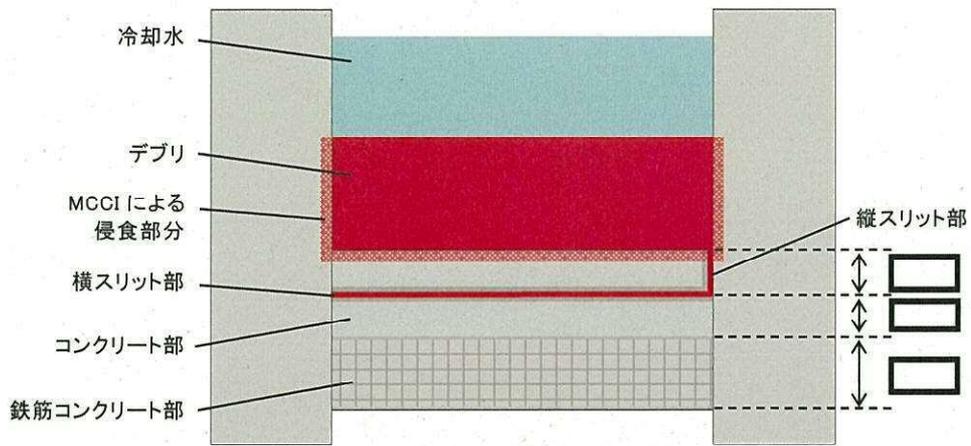


図1 熱影響評価モデル

(2) 評価結果

横スリット内温度変化，側壁部温度変化，床スラブ部温度変化の結果を図2に示す。横スリット内温度(最大約995℃)は，デブリの固相線温度(約1,700℃)を下回っており，デブリの再溶融はない。

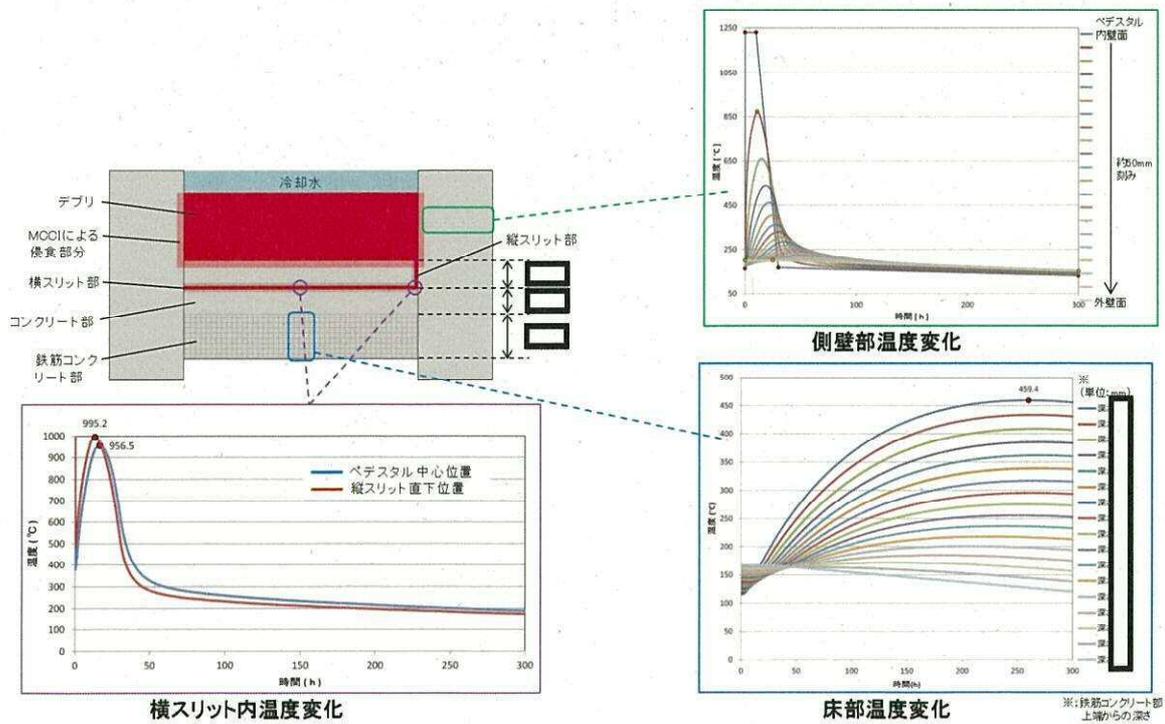


図2 熱影響評価結果

2.2 ペデスタル側壁の健全壁厚評価

「2.1 ペデスタル側壁及び床スラブの温度評価」の結果に基づき、ペデスタル側壁の健全壁厚評価し、R P Vを支持するために必要な壁厚と比較する。

(1) 評価条件

- ・ R P V等の重量はペデスタル側壁に圧縮荷重としてかかることから、コンクリートを対象として評価し、鉄筋については考慮しない
- ・ ペデスタル側壁の径方向温度分布評価結果に基づき、表3を参照し径方向のコンクリート強度劣化度合いを考慮し、M C C I 侵食後の残存壁厚に対し健全なコンクリートとしてみなせる等価壁厚を評価
- ・ 「2.1 ペデスタル側壁及び床スラブの温度評価」の評価結果における側壁での径方向各厚さの温度に対して、図3のとおり包絡温度を設定
- ・ 各厚さ部分の包絡温度に対する圧縮強度残存比より、等価厚さを計算

表3 コンクリート強度の低下割合

表 3.1.3.1.3 圧縮強度残存比の提案値

コンクリート温度 T, Tr(°C)	高温時		加熱冷却後
	Eurocode	提案値 $\kappa_{cs}(T)$	提案値 $\kappa_{cs}(Tr)$
20	1	1.00	1.00
100	0.95	0.80	0.94
200	0.90	$0.33 \times W/B + 0.76$	0.87
300	0.85	$0.36 \times W/B + 0.71$	0.80
400	0.75	$0.45 \times W/B + 0.56$	0.64
500	0.60	$0.39 \times W/B + 0.41$	0.48
600	0.45	$0.47 \times W/B + 0.20$	0.32
700	0.30	$0.44 \times W/B + 0.11$	0.16
800	0.15	0.15	0

出典：日本建築学会，構造材料の耐火性ガイドブック，2009

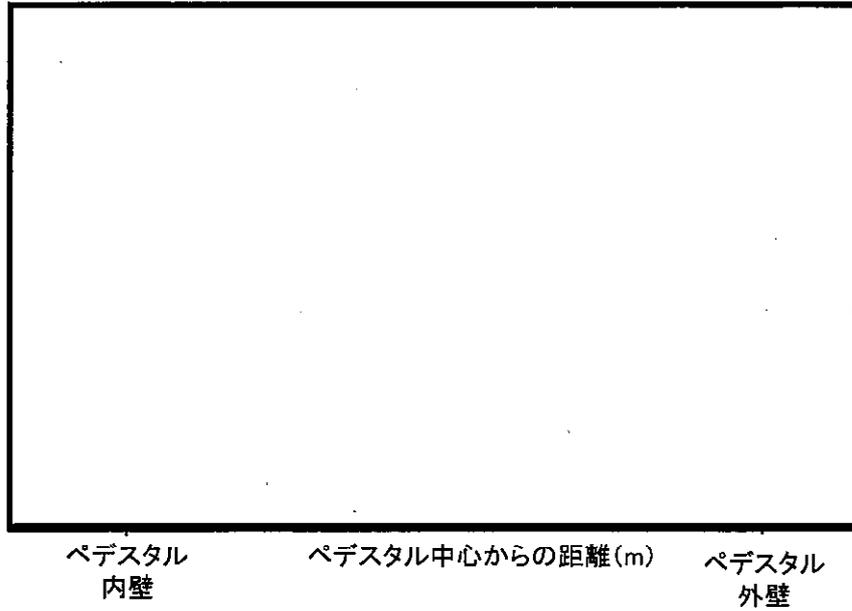


図3 包絡温度の設定

(2) 評価結果

等価壁厚は約674mmとなり、R P V支持に必要な壁厚約192mm(別紙2)を上回るため、R P V支持機能は確保される。

2.3 ペDESTAL床面のせん断強度評価

「2.1 ペDESTAL側壁及び床スラブの温度評価」の結果を用いて、ペDESTAL床面のせん断強度評価を実施し、床スラブ上でのデブリ保持機能が確保されることを確認する。

(1) 評価条件

- ・デブリ等の重量によるせん断応力は床スラブにせん断荷重として掛かることから、コンクリートを対象にせん断応力を評価し、鉄筋については考慮しない。
- ・「2.1 ペDESTAL側壁及び床スラブの温度評価」の評価結果における床スラブの高さ方向の温度に対して図4のとおりに包絡温度を設定
- ・「2.2 ペDESTAL側壁の健全壁厚評価」と同様にコンクリート強度劣化度合いを考慮し等価厚さを評価

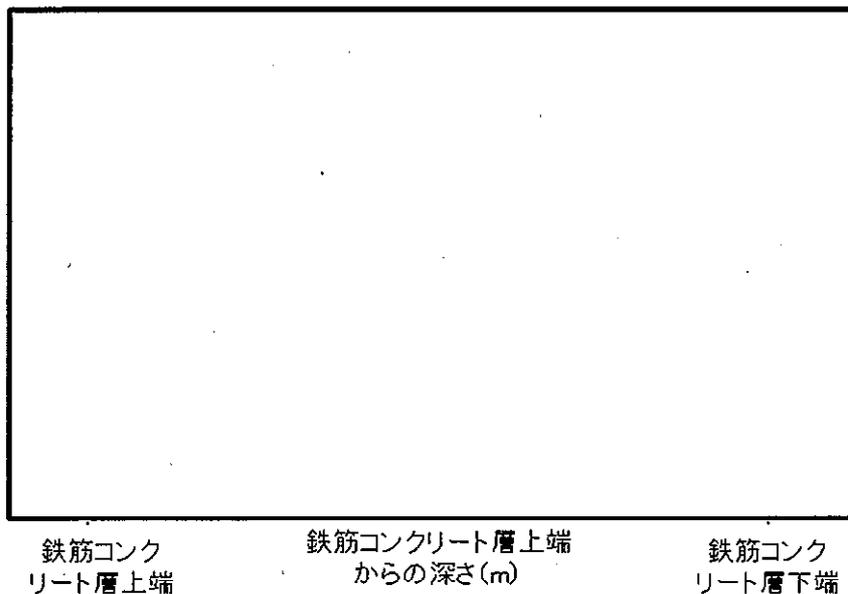


図4 包絡温度の設定

(2) 評価結果

等価厚さは約 616mm となり，デブリ等の重量保持に必要なスラブ厚さ約 mm（別紙 3）を上回るため，床スラブ上のデブリ保持機能は確保される。

2.4. ペDESTAL床面の曲げ強度評価

「2.1 ペDESTAL側壁及び床スラブの温度評価」の結果を用いて、ペDESTAL床面の曲げ強度評価を実施し、床スラブ上でのデブリ保持機能が確保されていることを確認する。

(1) 評価条件

- ・デブリ等の重量による曲げ応力は床スラブの鉄筋コンクリート部に引張荷重として掛かることから、鉄筋を対象に曲げ応力を評価し、コンクリートについては考慮しない（図5）。
- ・「2.1 ペDESTAL側壁及び床スラブの温度評価」の評価結果における床スラブの温度を参照し、図6を用いて鉄筋強度劣化度合いを考慮した健全な状態とみなせる鉄筋量を評価
- ・「2.1 ペDESTAL側壁及び床スラブの温度評価」の評価結果から、下端筋位置では最大 220℃程度まで温度上昇するため、図6を参考に強度低下割合として4割を設定

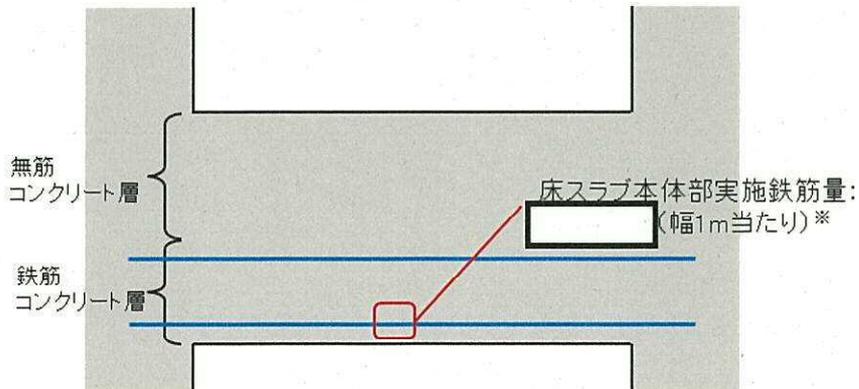


図5 床スラブの鉄筋コンクリート範囲

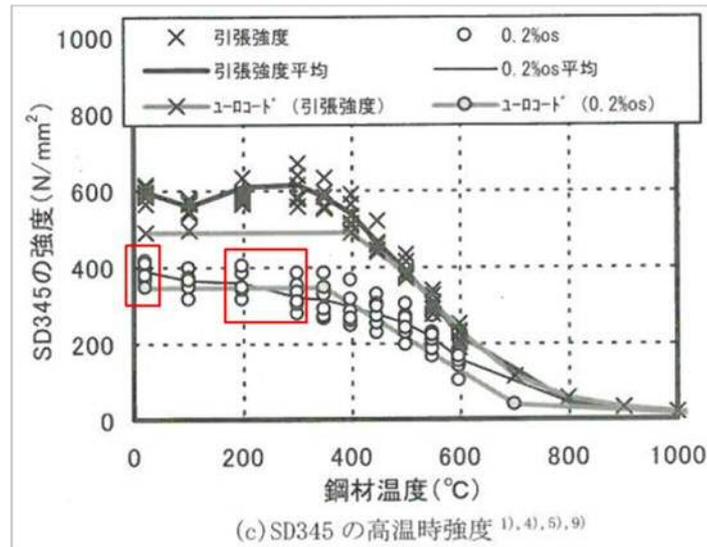


図 6 鉄筋強度の低下割合

出典：日本建築学会，構造材料の耐火性ガイドブック，2009

(2) 評価結果

- ・床スラブ本体部の幅 1m あたりの鉄筋量 mm² に対し，強度低下を考慮した鉄筋量は約 mm² となる。デブリ等の重量保持に必要な鉄筋量は幅 1m あたり約 mm² (別紙 4) であり，必要な鉄筋量を上回ることから，曲げ応力に対して床スラブ上でのデブリ保持機能は確保される。

3. まとめ

コリウムシールドを敷設しない場合のMCCIによる影響評価を実施した結果，ペDESTAL側壁によるRPV支持機能，床スラブ上のデブリ保持機能をいずれも確保される結果となる。

デブリからの熱影響評価

1. 評価方法

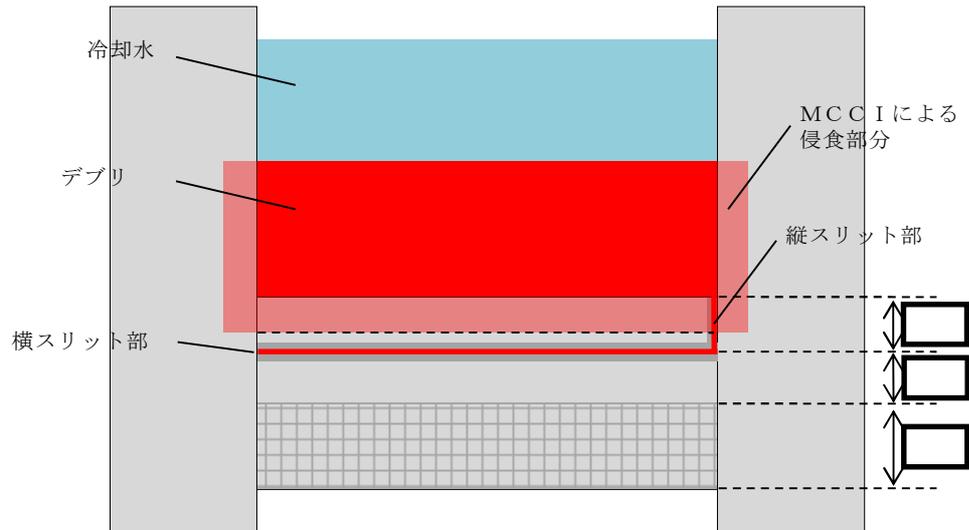
デブリからの熱影響によるペDESTAL床部の温度は、2次元体系FEM解析により評価した。図1に熱伝導解析モデルを示す。

本評価では、解析体系を縦横のメッシュで区切り、以下に示す2次元体系における非定常熱伝導の支配方程式次式に基づき、各部の温度変化を計算している。

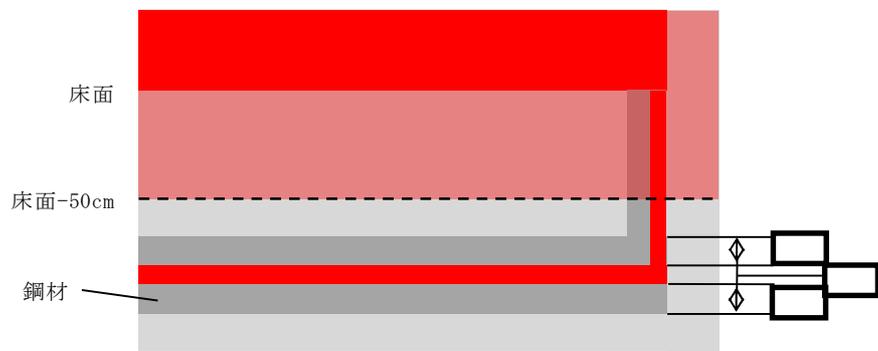
$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + Q$$

ここで、 T ：温度、 ρ ：密度、 c ：比熱、 k_x, k_y ：x方向及びy方向の熱伝導率、 Q ：物体の内部発熱量である。

ペDESTAL床上のデブリによるコンクリート侵食量は、コンクリートが侵食されない場合（ベースケース）と、侵食量が大きくなる場合（保守的ケース）の2通りとし、侵食部は初めから存在しない（侵食されている）ものと想定し評価した。



(a) 全体概要



(b) スリット部拡大

図1 熱伝導解析モデル

2. 評価条件

ペDESTAL床部の熱伝導評価に用いた条件を表1に示す。

評価の対象とする事故シーケンスは、崩壊熱が大きくなりスリット内デブリの温度を厳しくする観点から、ベースケース及び保守的ケースともに、LOCAシーケンスを選定した。

表 1 評価条件

項目	条件	備考
デブリ密度 (kg/m ³)		M A A P 計算結果 (R P V 破損時の値)
デブリ熱伝導率 (W/mK)		
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ溶融潜熱 (J/kg)		
デブリ内部発熱密度 (W/m ³)	2 図	M A A P 計算結果 (希ガス・揮発性 F P による減衰 (32%) を考慮)
鋼材密度 (kg/m ³)	温度依存 表 2	伝熱工学資料第 5 版より
鋼材熱伝導率 (W/mK)		
鋼材比熱 (J/kgK)		
コンクリート密度 (kg/m ³)	2, 345	鉄筋コンクリート構造計算規準・ 同解説 2010 より
コンクリート熱伝導率 (W/mK)	温度依存 表 3	E u r o c o d e より
コンクリート比熱 (J/kgK)		
スリット内デブリ初期温度 (°C)		R P V 破損時のデブリ平均温度 (M A A P 計算結果 <input type="text"/> °C) に対 し, 保守的に液相線温度を設定
構造材初期温度 (°C)	図 3	M A A P 計算結果を包絡する温度 変化を設定
ペDESTAL 周辺雰囲気温度 (°C)	図 4	
ペDESTAL 床-デブリ接触面 温度 (°C)	図 5, 図 6	

表 2 鋼材物性値

温度 (K)	密度 (kg/m ³)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
300	7, 920	16. 0	499
400	7, 890	16. 5	511
600	7, 810	19. 0	556
800	7, 730	22. 5	620
1, 000	7, 640	25. 7	644

表3 コンクリート物性値

温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)	温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
20	1.951	901.1	650	0.859	1,111.7
50	1.880	917.3	675	0.833	1,114.4
75	1.822	930.2	700	0.809	1,116.8
100	1.766	942.8	725	0.785	1,118.7
125	1.710	954.9	750	0.764	1,120.3
150	1.656	966.7	775	0.743	1,121.3
175	1.604	977.9	800	0.724	1,122.0
200	1.553	988.8	825	0.706	1,122.2
225	1.503	999.2	850	0.690	1,122.1
250	1.454	1,009.3	875	0.675	1,121.4
275	1.407	1,018.8	900	0.661	1,120.4
300	1.361	1,028.0	925	0.648	1,118.9
325	1.316	1,036.7	950	0.637	1,117.1
350	1.273	1,045.1	975	0.627	1,114.7
375	1.231	1,052.9	1,000	0.619	1,112.0
400	1.191	1,060.4	1,025	0.612	1,108.8
425	1.152	1,067.4	1,050	0.606	1,105.3
450	1.114	1,074.1	1,075	0.602	1,101.2
475	1.077	1,080.2	1,100	0.599	1,096.8
500	1.042	1,086.0	1,125	0.597	1,091.9
525	1.008	1,091.3	1,150	0.596	1,086.7
550	0.976	1,096.3	1,175	0.597	1,080.9
575	0.944	1,100.7	1,200	0.600	1,074.8
600	0.915	1,104.8	1,225	0.600	1,068.2
625	0.886	1,108.4	1,250	0.600	1,061.3



図2 デブリ内部発熱密度

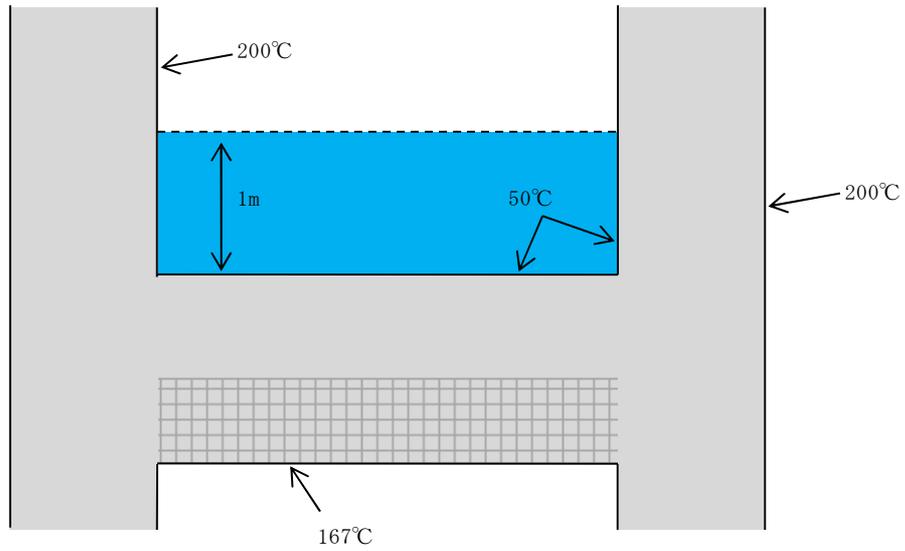


図3 構造材の初期温度条件

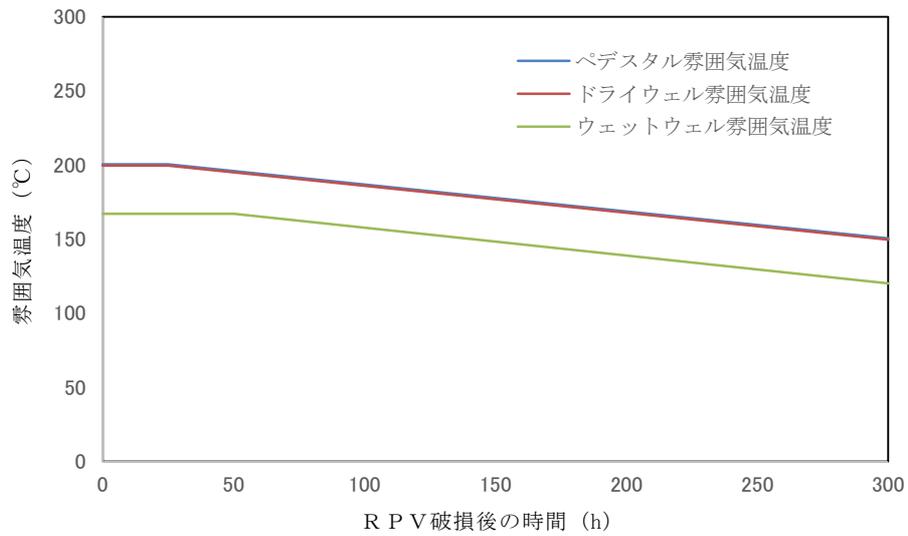


図4 ペデスタル周辺雰囲気温度

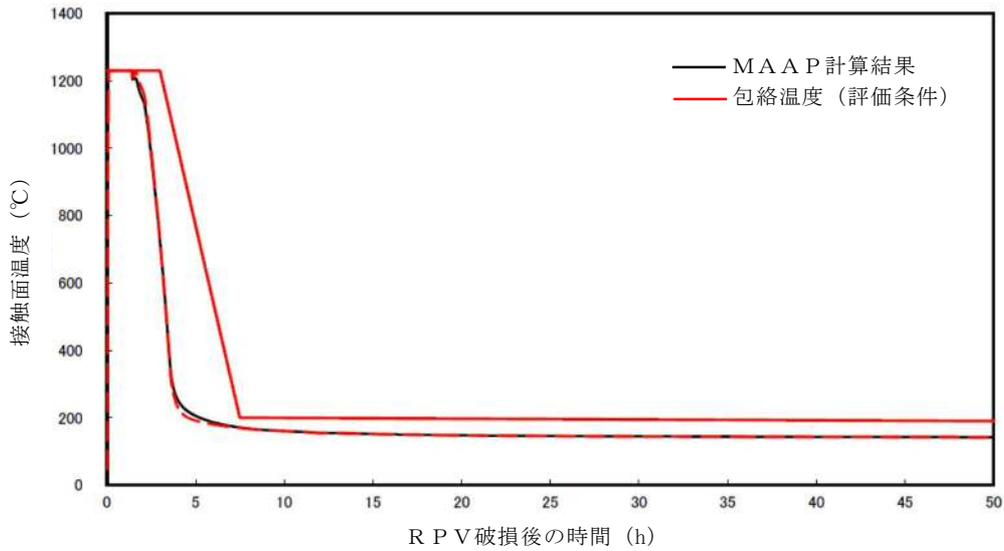


図5 ペDESTAL床-溶融炉心接触面温度 (ベースケース)

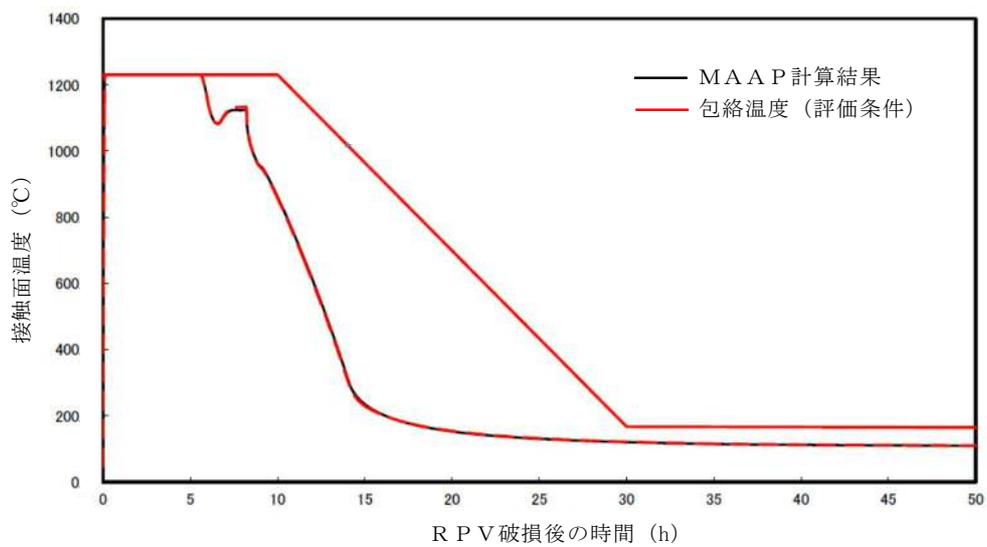


図6 ペDESTAL床-溶融炉心接触面温度 (保守的ケース)

3. 評価結果

図7に温度評価点の位置を示す。また、図8及び図9にベースケース及び保守的ケースの横スリット部の温度変化をそれぞれ示す。

横スリット部の最高温度は、ベースケースで約708°C、保守的ケースで約995°Cであり、スリット内で凝固したデブリは再溶融する温度に至らないこと

を確認した。

図 8 より、ベースケースではペDESTAL床面上に堆積するデブリからの熱影響が小さく初期の温度上昇は見られないが、堆積デブリのクエンチ後のペDESTAL床面方向への熱移行が小さくなるため、スリット部に崩壊熱が蓄熱しやすく、長期にわたり温度が高く推移する結果となっている。

一方、図 9 より、保守的ケースではペDESTAL床面上に堆積するデブリからの熱影響により初期の温度上昇が大きくなるが、堆積デブリのクエンチ後は、ペDESTAL床面方向への熱移行により比較的短時間で温度が低下する結果となっている。

また、図 10 に保守的ケースにおけるペDESTAL側壁の温度変化を、図 11 にベースケースにおけるペDESTAL床部鉄筋コンクリート部の温度変化をそれぞれ示す。

ペDESTAL側壁の最高温度は、デブリ接触面ではコンクリートの融点となっており、外側にいくにつれ低くなっている。また、鉄筋コンクリート部の最高温度は、上端部で約 459℃となっている。

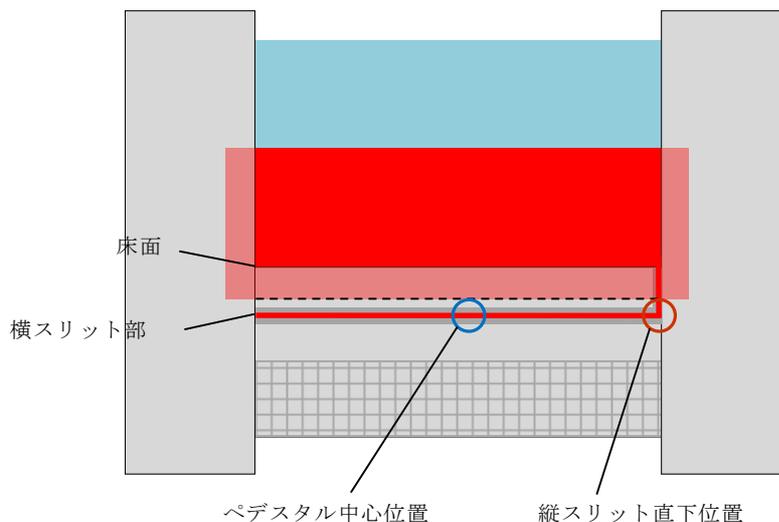


図 8 横スリット部温度評価位置

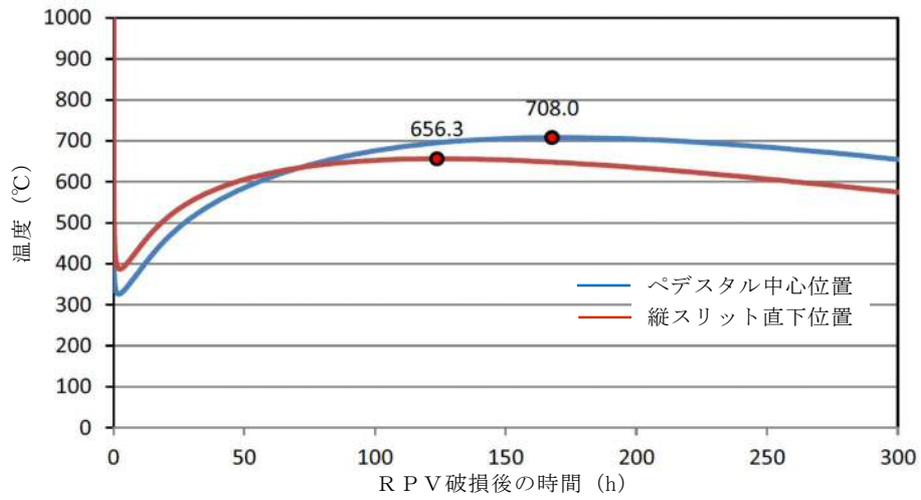


図 8 横スリット部の温度変化 (ベースケース)

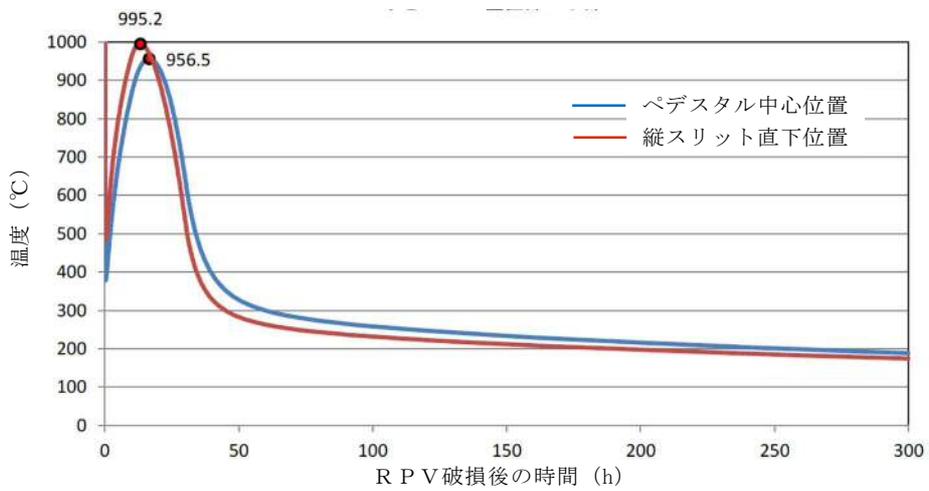


図 9 横スリット部の温度変化 (保守的ケース)

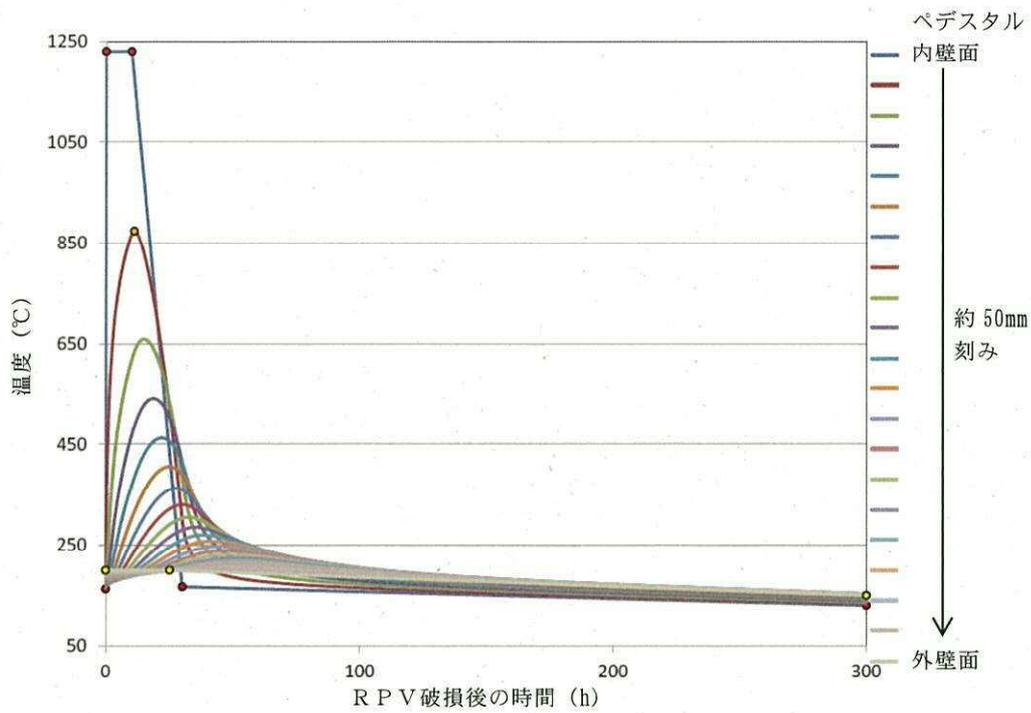


図 10 ペDESTAL側壁の温度変化（保守的ケース）

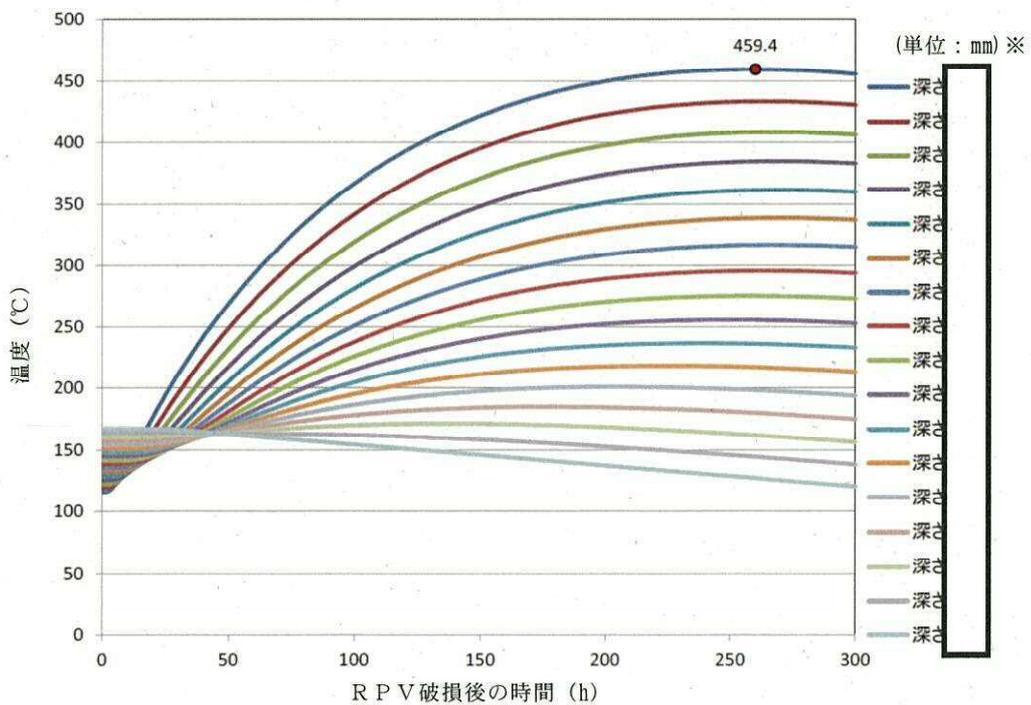


図 11 鉄筋コンクリート部の温度変化（ベースケース）

※：鉄筋コンクリート部上端からの深さ

ペDESTAL側壁コンクリートのR P V支持に必要な壁厚評価

ペDESTALは、図 1 に示すとおり R P V 及び遮へい壁を支持する構造である。これらを支持するために必要となるペDESTALの最小壁厚について、F E M解析コード N A S T R A N を用い、図 2 に示す 3 次元 F E M モデルによる自重を考慮した静的解析を行い、ペDESTAL側壁に生じる荷重から算出を行った。必要壁厚の算定は、解析から得られた発生荷重に対して、強度部材として鉄筋を未考慮とすること及びコンクリートの短期許容応力度を用いることにより保守的に算定した。表 1 に必要壁厚の算定結果を示す。

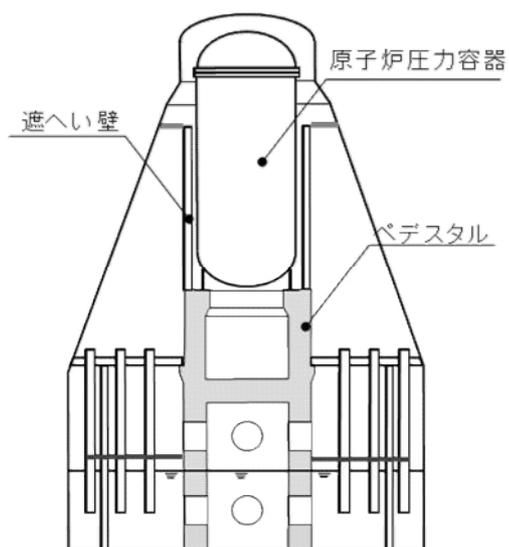


図 1 ペDESTAL等配置図

図 2 3次元FEMモデル

表 1 必要壁厚の算定結果

発生荷重 (せん断)	短期許容応力度	必要壁厚
約 178kN/m	約 1.06N/mm ²	約 192mm

床スラブコンクリートのデブリ保持に必要な床スラブ厚さ評価

床スラブに係る荷重を評価し，コンクリートの許容限界から必要床スラブ厚さを算出する。なお，本評価における許容限界は，終局限界に対して保守的な短期許容応力度を用いる。

1. 床スラブ荷重

床スラブ荷重として，床スラブ自重及びデブリ等の床スラブ積載荷重を評価する。

(1) 床スラブ自重

床スラブ自重は

- ・床スラブのコンクリート体積：約 53.85m^3
- ・鉄筋コンクリートの単位体積重量： $24\text{kN}/\text{m}^3$

より，床スラブ積載荷重は約 $1.30 \times 10^3\text{kN}$ となる。

(2) 床スラブ積載荷重

床スラブ積載荷重は，デブリ，冷却水及びペデスタル内構造物等の総重量を保守的に切り上げた値として 425ton を使用し，約 $4.17 \times 10^3\text{kN}$ となる。

以上から，床スラブ荷重として約 $5.47 \times 10^3\text{kN}$ を用いる。

2. せん断応力による必要床スラブ厚さ

床スラブ端部の必要厚さは次のとおり算出される（図 1）。

必要せん断面積＝床スラブ荷重／短期許容せん断応力度

必要床スラブ厚さ＝必要せん断面積／床スラブ円周長

短期許容せん断応力度として「日本建築学会 鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説」(図2)に基づき 1.06N/mm^2 を使用すると、必要床スラブ厚さは約 mm と算定される。

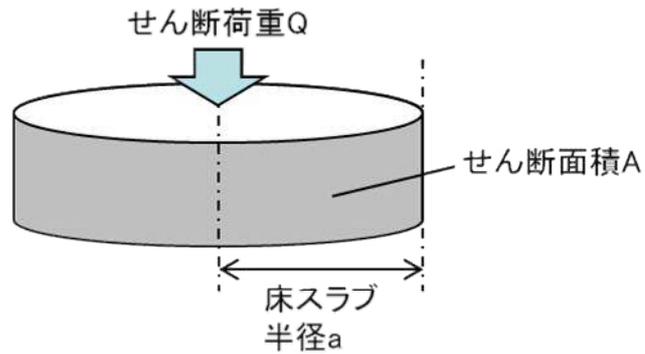


図1 床スラブのせん断荷重

表 6.1 コンクリートの許容応力度 (N/mm²)

	長 期			短 期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
普通コンクリート			$\frac{1}{30} F_c$ かつ $(0.49 + \frac{1}{100} F_c)$ 以下			
軽量コンクリート 1種および2種	$\frac{1}{3} F_c$	—	普通コンクリートに対する値の0.9倍	長期に対する値の2倍	—	長期に対する値の1.5倍

[注] F_c は、コンクリートの設計基準強度 (N/mm²) を表す。

F_c : コンクリートの設計基準強度 約22.1 (N/mm²)

図2 鉄筋の許容応力度

床スラブ鉄筋のデブリ保持に必要な鉄筋量評価

床スラブに係る荷重を評価し、鉄筋の終局曲げ強度から曲げ応力に対する必要鉄筋量を算出する。

1. 床スラブ荷重

床スラブ荷重は別紙 3 と同様に約 $5.47 \times 10^3 \text{ kN}$ を用いる。

分布荷重は床スラブ荷重を床面積で除した値であり約 kN/m^2 となる。

2. 曲げ応力による必要鉄筋量

「機械工学便覧 基礎編 a3 材料力学」(図 1) に基づき、等分布荷重を受ける周辺単純支持の円板に作用するモーメント M を以下のとおり算出する。

$$M = (3 + \nu) \cdot p \cdot a^2 / 16 = \text{約 } \text{ kN} \cdot \text{m/m}$$

ここで、

ν : ポアソン比 0.2

p : 分布荷重

a : 床スラブ半径

表 5・1 円板のたわみと曲げ応力 (その1)
 (図中○印は最大応力を示す。応力式の複号は、上が上面、下が下面を表す。ln は自然対数、*印はポアソン比 $\nu=0.3$ のときの値を表す)

No.	荷重状態とたわみ形および下表面の応力分布	たわみ w , w_{max} および応力 σ , σ_{max}
1	円板, 周辺単純支持, 等分布荷重 	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right) \left(\frac{5+\nu}{1+\nu} - \frac{r^2}{a^2}\right)$ $w_{max} = (w)_{r=0} = \frac{(5+\nu)pa^4}{64(1+\nu)D} = 0.696 \frac{pa^4}{Eh^3} *$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} (3+\nu) \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right)$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (3+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ <div style="border: 1px solid red; padding: 2px; display: inline-block;"> $\sigma_{max} = (\sigma_r)_{r=0} = (\sigma_\theta)_{r=0} = \mp \frac{3(3+\nu)pa^2}{8h^2} = \mp 1.24 \frac{pa^2}{h^2} *$ </div>
2	円板, 周辺固定, 等分布荷重 	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right)^2$ $w_{max} = (w)_{r=0} = \frac{pa^4}{64D} = 0.171 \frac{pa^4}{Eh^3} *$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (3+\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_{max} = (\sigma_r)_{r=0} = \pm \frac{3pa^2}{4h^2} = \pm 0.750 \frac{pa^2}{h^2} *$ <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-top: 10px;"> $M_{max} = \sigma_{max} \cdot Z$ $\text{断面係数 } Z = I^2 / 6 \text{ のため,}$ $M_{max} = \{3(3+\nu)p \cdot a^2 / 8h^2\} \times \{I^2 / 6\}$ $= (3+\nu)p \cdot a^2 / 16$ </div>

高温による影響を考慮した場合でも、床スラブの周辺固定が完全に失われることはないが、保守的に周辺単純支持条件での評価を実施

図 1 等分布荷重を受ける円板の応力計算式

算出したモーメント及び「建築物の構造関係技術規準解説書」に基づく終局曲げ強度算出式より、床スラブ本体部の幅 1m 当たりの必要鉄筋量を算出する。

必要鉄筋量 = $M / (\sigma_y \cdot d) = \text{約} \boxed{} \text{ mm}^2$

ここで、

σ_y : 鉄筋の降伏強度 (図 3) の 1.1 倍^{*1} = $\boxed{} \text{ N/mm}^2$

d : 床スラブの有効せい^{*2} = $\boxed{} \text{ mm}$

※1 国土交通省ほか「建築物の構造関係技術規準解説書」では、終局強度算出にあたり J I S 規格品の鉄筋の基準強度を 1.1 倍以下の数値とすることができるとされている

※2 圧縮縁から引張側鉄筋の重心までの距離 (図 4)

表 6.2 鉄筋の許容応力度 (N/mm²)

	長 期		短 期	
	引張および圧縮	せん断補強	引張および圧縮	せん断補強
SR 235	155	155	235	235
SR 295	155	195	295	295
SD 295A および B	195	195	295	295
SD 345	215 (*195)	195	345	345
SD 390	215 (*195)	195	390	390
SD 490	215 (*195)	195	490	490
溶接金網	195	195	**295	295

[注] *D 29 以上の太さの鉄筋に対しては () 内の数値とする。
 **スラブ筋として引張鉄筋に用いる場合に限る。

図 3 鉄筋の許容応力度

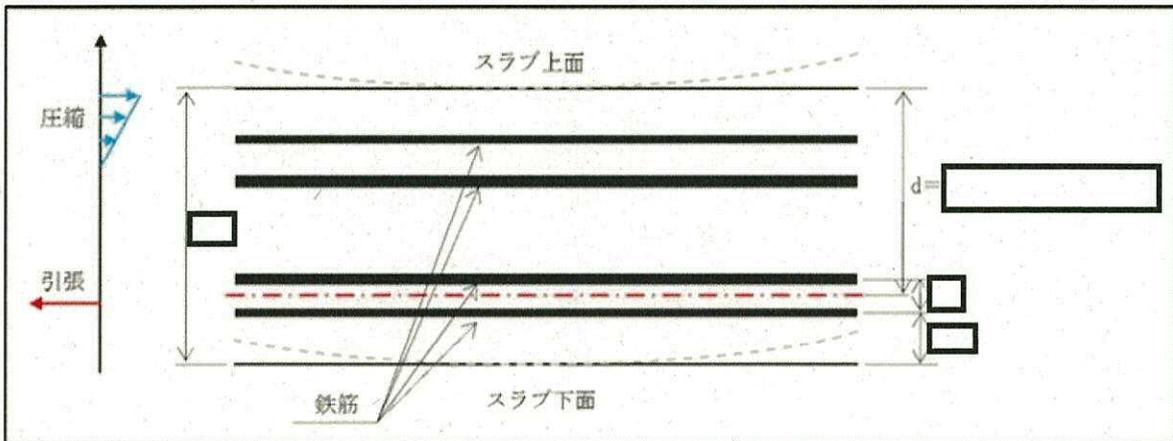


図 4 有効せいの考え方

添付 2. 原子炉圧力容器破損後の注水開始時間について

原子炉圧力容器破損の判断は、非常時運転手順書Ⅲ及びアクシデントマネジメントガイドに従い、下記の判断基準を用いる。

(1) 以下の複数のパラメータの変化傾向を確認することにより判断する。

【破損判断パラメータ（破損により変化するパラメータ）】

- ・原子炉圧力の「低下」（過渡事象時のみ）
- ・ドライウェル圧力の「上昇」
- ・ペDESTAL（ドライウェル部）雰囲気温度の「上昇」

【破損徴候パラメータ（破損の徴候を検知するパラメータ）】

- ・原子炉水位の「低下（喪失）」
- ・制御棒位置の指示値の「喪失数増加」
- ・原子炉圧力容器下鏡部温度の指示値の「喪失数増加」

(2) (1) の判断に加え、次の判定条件により判断の確度を上げる。

- ・過渡事象起因時

「原子炉圧力とドライウェル圧力の差圧が 250kPa 以下」

かつ

「ペDESTAL（ドライウェル部）雰囲気温度が飽和温度以上」

- ・LOCA事象起因時

「ペDESTAL（ドライウェル部）雰囲気温度が飽和温度以上」

かつ

「サプレッション・プール水温度が 5℃以上上昇」

又は

「ペDESTAL（ドライウェル部）雰囲気温度が 200℃以上」

有効性評価においては、これらの判断パラメータに基づく原子炉压力容器破損の判断に係る時間として5分を想定し、代替格納容器スプレイ冷却系(常設)の操作時間1分、格納容器下部注水系(常設)の操作時間1分を加え、原子炉压力容器破損から7分後にペDESTALへの注水を開始すると設定している。また、ペDESTAL内の水位管理等のために設置する計器を用いることで、原子炉压力容器破損の判断に係る時間は更に短縮されるものと考えられるため、実際の注水開始時間は更に早くなるものと考えられる。

添付 3. R P V 破損時のデブリの冠水評価について

1. はじめに

R P V 破損により落下したデブリは事前に水張りされていたペDESTAL の水中に落下し、冠水する。その後、R P V 破損から 7 分後に格納容器下部注水系（常設）を用いた格納容器下部注水を実施することとしているが、7 分の間に水が蒸発することから、デブリの冠水状態の評価を実施する。

また、ポロシテイが冠水状態に与える影響についても評価した。

2. デブリ冠水評価

ポロシテイを考慮したデブリ堆積高さ $H_{\text{debr i}}$ は式(1)で評価する。

$$H_{\text{debr i}} = (V_m \times (1 - \Phi_{\text{ent}}) + V_s + V_m \times \Phi_{\text{ent}} \div (1 - P)) \div S_f \quad (1)$$

V_m : 溶融物体積 []

V_s : ペDESTAL 内構造物堆積 [] (別添 1 参照)

Φ_{ent} : 粒子化割合 [0.171*]

P : ポロシテイ [0.5]

S_f : 床面積 []

※ : Ricou-Spalding 相関式に基づく評価結果

また、粒子化したデブリの間隙に冷却水が浸入するため、デブリの冠水維持評価の観点から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 $H_{\text{pool-ent}}$ について式(2)で評価する。

$$H_{\text{pool-ent}} = H_{\text{pool}} - (V_m \times \Phi_{\text{ent}} \div (1 - P) \times P \div S_f) \quad (2)$$

H_{pool} : 水プール初期水深 [1m]

ポロシティについて、PULIMS実験の知見(0.29~0.37)から保守的に0.5を採用した場合、式(1)からデブリ堆積高さ H_{debris} は約1.55mとなる。また、式(2)から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 $H_{pool-ent}$ は約0.79mとなる。

MAAPコードを用いた有効性評価の結果(デブリから水プールへの熱流束を $800\text{kW}/\text{m}^2$ (圧力依存性あり)と設定)から、RPV破損によるデブリ落下から格納容器下部注水開始までのペDESTAL水プールの水位低下量は約36cmであり、デブリの冠水は維持される。

3. ポロシティが冠水評価に与える影響

水位低下量評価にポロシティの効果を考慮していないことから、その影響を評価した。

粒子状デブリベッドのドライアウト熱流束に関する相関式であるLipinskii-ODモデルでは、ポロシティの増加によってドライアウト熱流束が上昇する結果が得られており、図1においてポロシティ0.48の場合、ドライアウト熱流束は、約 $3,300\text{kW}/\text{m}^2$ となる。これは、水位低下量評価で、デブリから水プールへの熱流束として設定している $800\text{kW}/\text{m}^2$ と比較して大きな値となるが、ポロシティを形成するデブリの粒子化割合は約17%と小さく、粒子化したデブリはクエンチしていることから、ポロシティによるドライアウト熱流束増加の影響は小さい。

よって、ポロシティを考慮しても水位低下量評価への影響は小さく、冠水評価に影響はない。

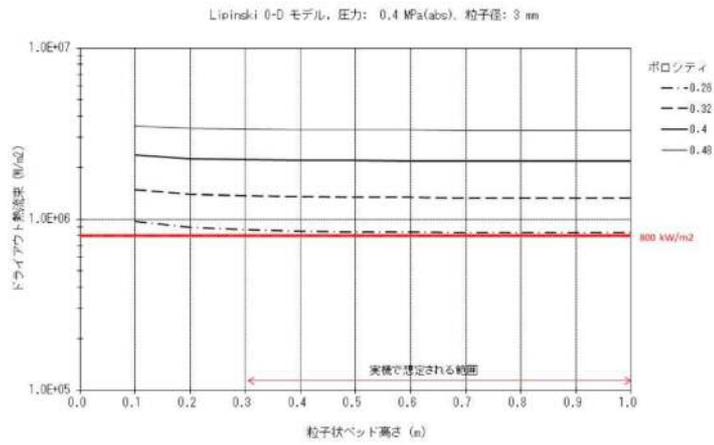


図1 粒子状ベッド高さとドライアウト熱流束の関係

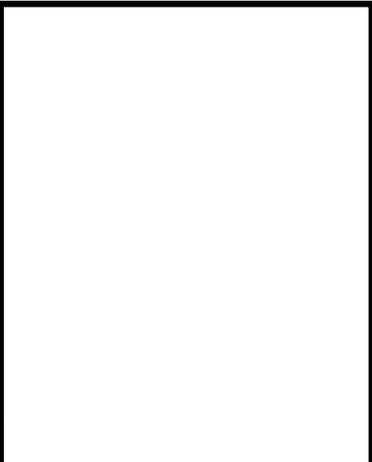
デブリとして考慮するペデスタル内構造物について

デブリ堆積高さの計算においては、表 1 に示すペデスタル内構造物の総体積を保守的に切り上げ、として考慮した。構造物の一例として、ターンテーブルの写真を図 1 に示す。

なお、ペデスタル内構造物の総体積の算出に当たっては、以下のとおり一部保守的な条件としている。

- ・一部のサポート類やケーブル類等についてはデブリ堆積高さより高いペデスタル壁面に設置されており、デブリになる可能性は低いが、デブリ量を多く見積もる観点からデブリとして考慮する構造物に含めている
- ・ケーブル類等については、今後撤去予定の構造物も含めている

表1 デブリとして考慮したペデスタル内構造物

構造物	体積 m ³
ターンテーブル	
CRDハウジング (9本) ※	
CRD機構 (9本) ※	
CRDハウジングサポート	
ターンテーブル動力機構	
ドレン配管	
床・機器ドレンサンプ構造	
サポート類	
その他 (ケーブル類等)	
合計	

※：MAAP解析結果におけるRPV破損口径の最大値より、デブリとなり得る最大本数として9本を設定 (図 2)

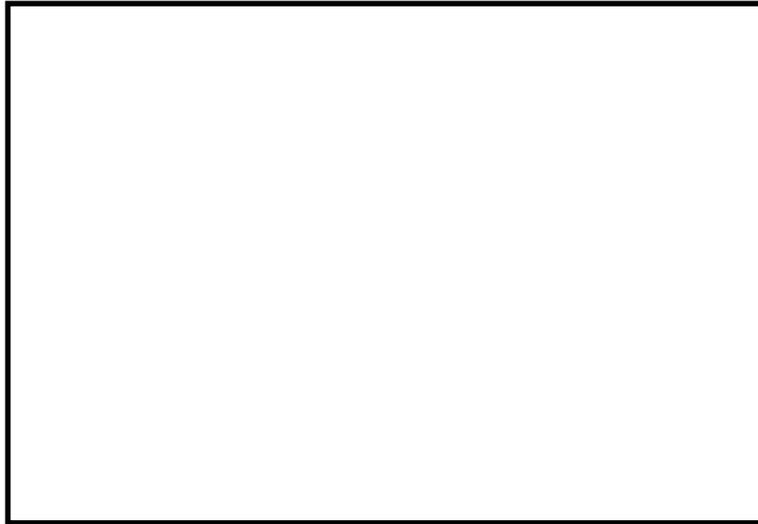


図1 ターンテーブルの現場写真

(溶融炉心の落下部及びその周囲のみが溶融しデブリに加わると考えられるため、評価においては一辺1mの正方形の範囲が溶融すると想定)

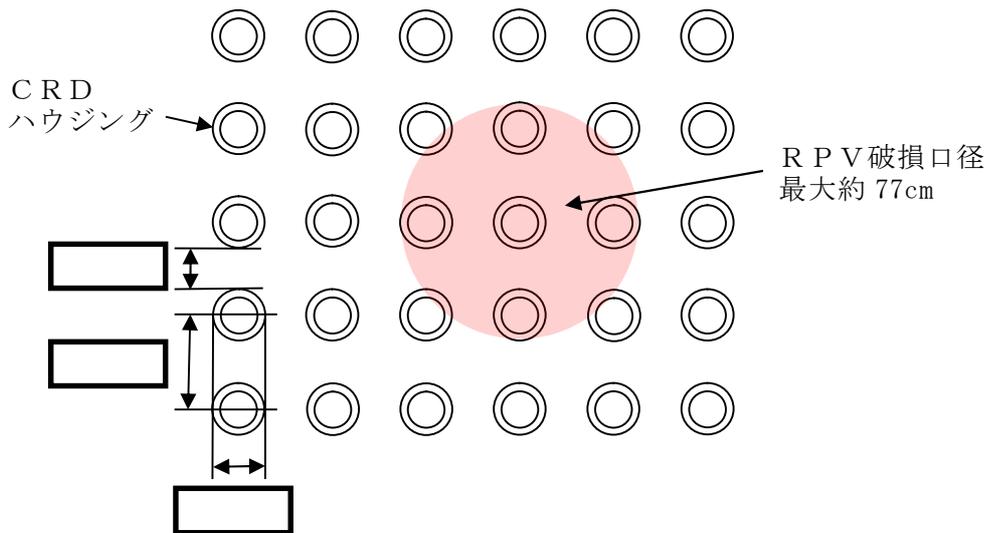


図2 CRD配置とRPV破損口径の関係

添付 4. コリウムシールド材料の選定について

原子炉の過酷事故において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、溶融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。溶融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては、、、 ZrO_2 等が挙げられる。模擬溶融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。

以下に溶融 Zr 及び模擬溶融炉心(UO_2-ZrO_2-Zr)による耐熱材侵食試験の概要について示す。この結果より、コリウムシールド材料として ZrO_2 を選定した。

1. 溶融 Zr による耐熱材侵食試験

1.1 試験方法

耐熱材には、、 ZrO_2 の多孔質材料を用いた。模擬溶融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする(図1)。これらを電気炉で加熱し、 $2,000^{\circ}C \sim 2,200^{\circ}C$ の所定温度にして金属を溶かす。溶融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、溶融炉心の主な構成材料として、BWRで使用される UO_2 、 Zr 、 ZrO_2 、 Fe 等が想定されるが、試験においては、金属成分は2種類の組成(①100mol% Zr 、②50mol% $Zr-50mol\%Fe$)とした。

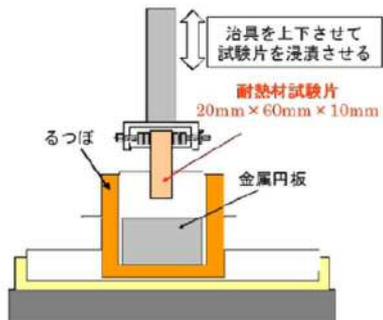


図1 試験体系

1.2 試験結果

図2に金属組成が100mol% Zr における試験後の耐熱材試験片の断面写真を示す。いずれの耐熱材においても、金属組成の Zr 量に応じて侵食量は増加した。また、金属組成によらず侵食量は > > ZrO_2 となり、 ZrO_2 、、 の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。



図2 試験後の断面写真

2. 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験

2.1 試験方法

高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工した ZrO_2 耐熱材と模擬熔融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬熔融炉心の組成は $UO_2 - ZrO_2 - Zr$: 30mol% - 30mol% - 40mol% とした。

同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬熔融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬熔融炉心の温度が、目標温度範囲 (2,000°C ~ 2,100°C) に入るように温度制御を行った。温度保持時間は 10 分とした。

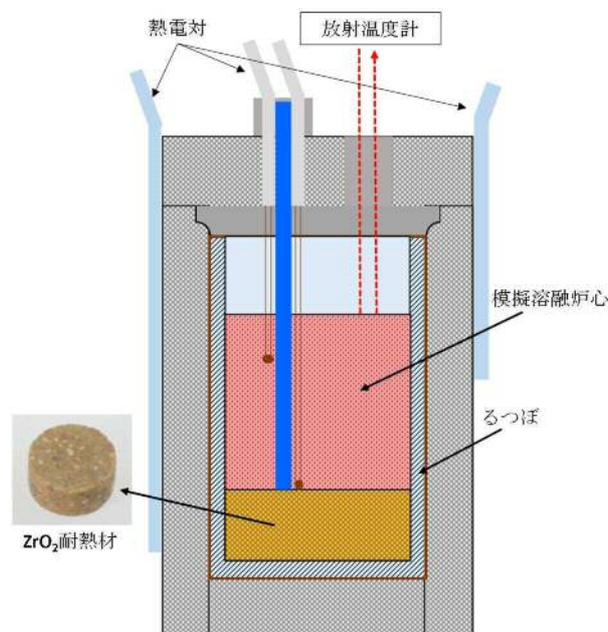


図 3 試験体系

2.2 試験結果

試験温度の推移を図 4 に示す。試験においては 2,000°C ~ 2,050°C の範囲で、約 10 分程度温度が保持されている事を確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を図 5 に示す。 ZrO_2 耐熱材の厚さが試験前から変わっていないことから、模擬熔融炉心による ZrO_2 耐熱材の有意な侵食が無いことが分かる。

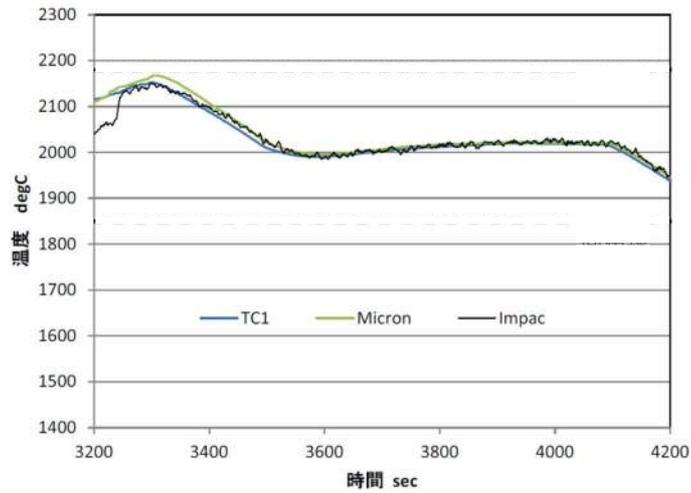


図 4 試験温度推移



図 5 試験後の断面写真

3. 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験

3.1 試験方法

耐熱材に熔融炉心が接触した際の短期的な相互作用を確認するため、ZrO₂耐熱材の上に模擬熔融炉心を落下させ、耐熱材の侵食深さの測定、耐熱材侵食性状や模擬熔融炉心の固化性状の分析などを実施した。模擬熔融炉心の組成はUO₂-ZrO₂-Zr : 30mol%-30mol%-40mol%とした。Zr

O_2 耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電気炉により加熱した模擬熔融炉心を ZrO_2 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対により ZrO_2 耐熱材の温度を測定した。

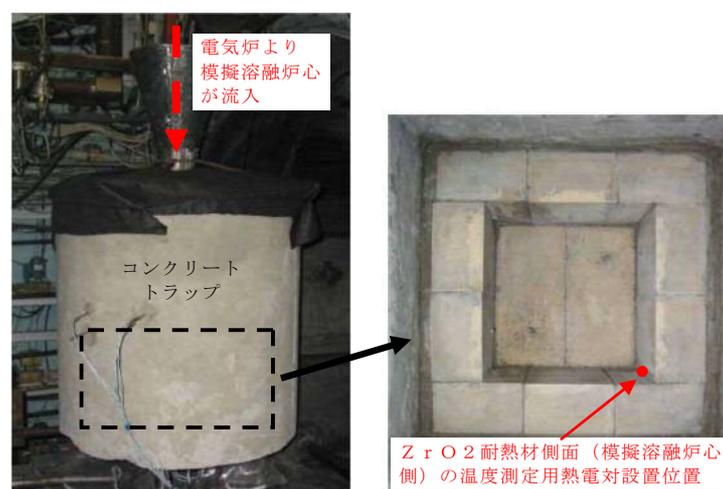


図 6 試験装置

3.2 試験結果

試験温度推移を図 7 に示す。 ZrO_2 耐熱材側面（模擬熔融炉心側）の温度を測定する熱電対が模擬熔融炉心落下直後に最高温度約 $2,450^\circ\text{C}$ を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は $2,450^\circ\text{C}$ 以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を図 8 に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約 1cm が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び、耐熱材の割れは確認されなかった。

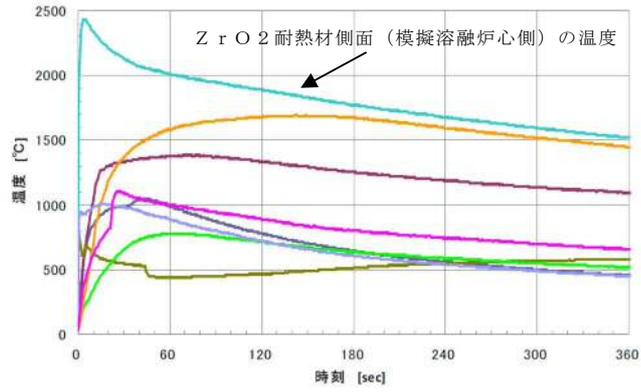


図 7 試験温度推移



図 8 試験後の断面写真



図 9 耐熱材表面の成分分析結果

一般に、 ZrO_2 には還元雰囲気では高温に暴露されると材料中に酸素欠損が起こり、変色する特性があることが知られている。試験においては、計測された模擬熔融炉心の温度が $2,450^{\circ}C$ 以上と高温であり、かつ模擬熔融炉心中には金属 Zr が存在することから、模擬熔融炉心中の金属 Zr によって ZrO_2 耐熱材の表面で還元反応が起こり、酸素欠損が生じたと推測される。しかしながら、黒色部についてX線分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化が確認されなかったことから、欠損した酸素の量は微量であり、 ZrO_2 耐熱材の耐熱性能に影響はないと考えられる(図9)。

なお、事故時においては、ペDESTALに事前注水がなされているため、ペDESTALに落下してきた熔融炉心中に残存する未酸化の金属 Zr は、水との反応によって酸化されると想定される。MAAP解析の結果から、ペDESTALに落下してきた熔融炉心は、 $2,000^{\circ}C$ を超える高い温度でコリウムシールドと数十分接触する可能性があるが、上述のとおり、熔融炉心中の金属 Zr は酸化されていると考えられることから、事故時に熔融炉心がコリウムシールドと接触したとしても、 ZrO_2 耐熱材の表面が還元されることによる影響は軽微であると考えられる。

4. まとめ

上記試験結果から、熔融炉心に対して高い耐性を有している ZrO_2 耐熱材を、コリウムシールドに用いる材料として選定した。

※本試験は、中部電力(株)、東北電力(株)、東京電力ホールディングス(株)、北陸電力(株)、中国電力(株)、日本原子力発電(株)、電源開発(株)、(一財)エネルギー総合工学研究所、(株)東芝、日立GEニュークリア・エナジー(株)が実施した共同研究の成果の一部である。

添付 5. ZrO₂耐熱材の侵食開始温度の設定について

ZrO₂耐熱材の侵食量評価においては、耐熱材の侵食開始温度として 2,100°Cを設定している。その設定の考え方を以下に示す。

ZrO₂単体での融点は約 2,700°Cであるが、熔融炉心に含まれる Zr 等の金属との化学反応により、ZrO₂耐熱材の侵食開始温度は 2,700°Cより低下する。

これに対して、化学反応による耐熱材の侵食影響を確認するため、ZrO₂試験片の各種熔融金属への浸透試験が実施されており、熔融金属中の Zr の割合が大きいくほど耐熱材の侵食量が大きくなる傾向が確認されている。

図 1*に、極めて耐熱材の侵食が大きくなる 100mol% Zr の条件で実施された侵食試験後の ZrO₂耐熱材試験片の断面写真を示す。試験結果より、2,150°C以上の条件では数分で耐熱材試験片が大きく侵食されているのに対し、2,100°Cでは 30 分保持した場合でもほとんど侵食されていない。

なお、本試験は 100mol% Zr という極めて厳しい条件で実施されているが、実機における熔融炉心では、UO₂、SUS及び金属-水反応で生成された ZrO₂等が含まれるため、100mol% Zr という条件は考え難く、ZrO₂耐熱材は試験条件より侵食されにくくなると考えられる。

以上より、ZrO₂耐熱材の侵食量評価においては、極めて厳しい試験条件でも侵食量がわずかであった 2,100°Cを侵食開始温度として設定した。

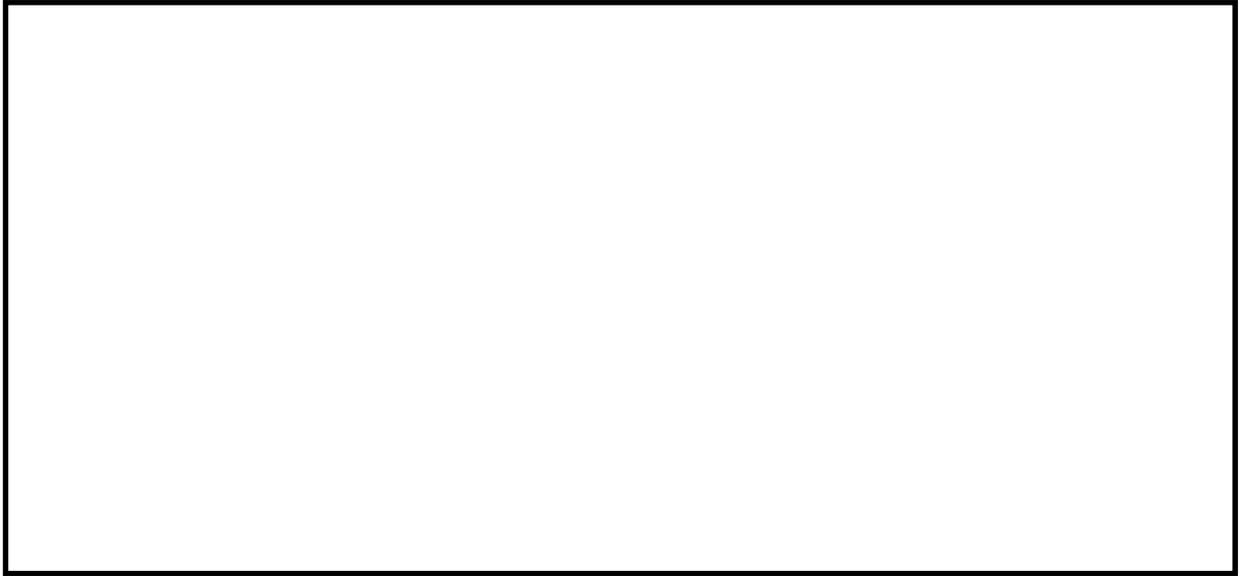


図 1 試験後の断面写真

※本図は、中部電力(株)、東北電力(株)、東京電力ホールディングス(株)、北陸電力(株)、中国電力(株)、日本原子力発電(株)、電源開発(株)、(一財)エネルギー総合工学研究所、(株)東芝、日立 GE ニュークリア・エナジー(株)が実施した共同研究の成果の一部である。

添付 6. ペDESTALの侵食抑制及び温度影響抑制対策の成立性について

東海第二発電所では、デブリによるペDESTAL構造材への侵食影響及び熱影響を抑制し、また、デブリの局所的な堆積・侵食及びサプレッションチェンバへの移行を防止するため、ペDESTAL内にコリウムシールドを設置するとともに、ドレンサンプの形状を変更しスリット状の排水流路を設けることとしている。図 1 に対策の概要を示す。

コリウムシールドは図 2 のように、ブロック状に形成したジルコニア耐火材を組み合わせて敷設し、アンカやライナ等により固定することで設置可能である。

ペDESTAL内ドレンサンプの排水流路は、通常運転中の原子炉冷却材漏えい検知に必要なとなるが、排水流路の一部をスリット状とした場合でも、漏えい検知に必要な排水流量（保安規定要求値：床ドレン流量 $0.23\text{m}^3/\text{h}$ 並びに機器ドレン及び床ドレン流量の合計値 $5.93\text{m}^3/\text{h}$ ）以上の流量を有することを確認している。

また、上記対策の実施に当たり、作業員の放射線被ばくの観点からも工事成立性を見通しを得ている。

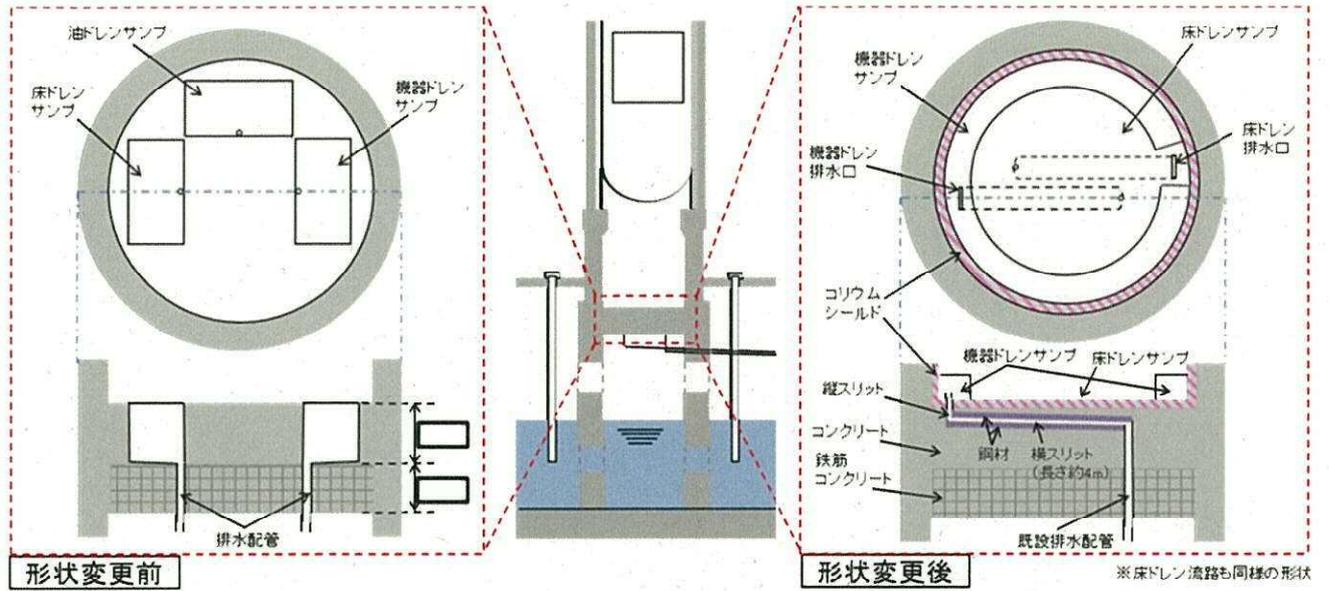


図1 ペDESTAL構造変更の概要



図2 コリウムシールドの敷設概念図

添付 7. 溶融デブリの排水流路内での凝固停止評価について

東海第二発電所では、R P V破損時にペDESTALに落下した溶融デブリが、ペDESTALに設置された格納容器ドレンサンプの排水流路を通じてS / Cへ移行することを防止するため、排水流路の形状を変更することとしている。

R P V破損時には、ペDESTAL水張り水により格納容器ドレンサンプの排水流路は水で満たされていることから、溶融デブリが排水流路に流入する際には、流路内から水や水蒸気の対向流が生じる。また、溶融デブリが格納容器ドレンサンプの排水口に到達するまでの温度低下及び粘性増加を考慮すると、現実的には溶融デブリの排水流路への流入はごく限定的と考えられる。

しかしながら、溶融デブリの落下時及び落下後の挙動は不確かさがあることから、溶融デブリの排水流路への流入を想定した場合でも溶融デブリが横スリット内で凝固停止しS / C側へ移行しないことを、MAAP既計算結果をもとに評価し、スリット状排水流路の有効性を確認した。

1. 格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更

図 1 に、格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更の概要図を示す。

各ドレンサンプからの排水流路は、ペDESTAL床面に堆積する溶融デブリによる熱影響を抑制するコンクリート深さまで通じる縦方向の流路（縦スリット）と、流入した溶融デブリを凝固させる横方向の流路（横スリット）を介し、既設の格納容器ドレンサンプ排水配管へ接続する構成とする。

また、縦スリット及び横スリットは薄い中空平板型（幅  [内径]、厚さ  [内径]）の形状とし、周囲を鋼材とすることで、流入した溶融デブリの冷却及び凝固停止を促進させる設計とする。

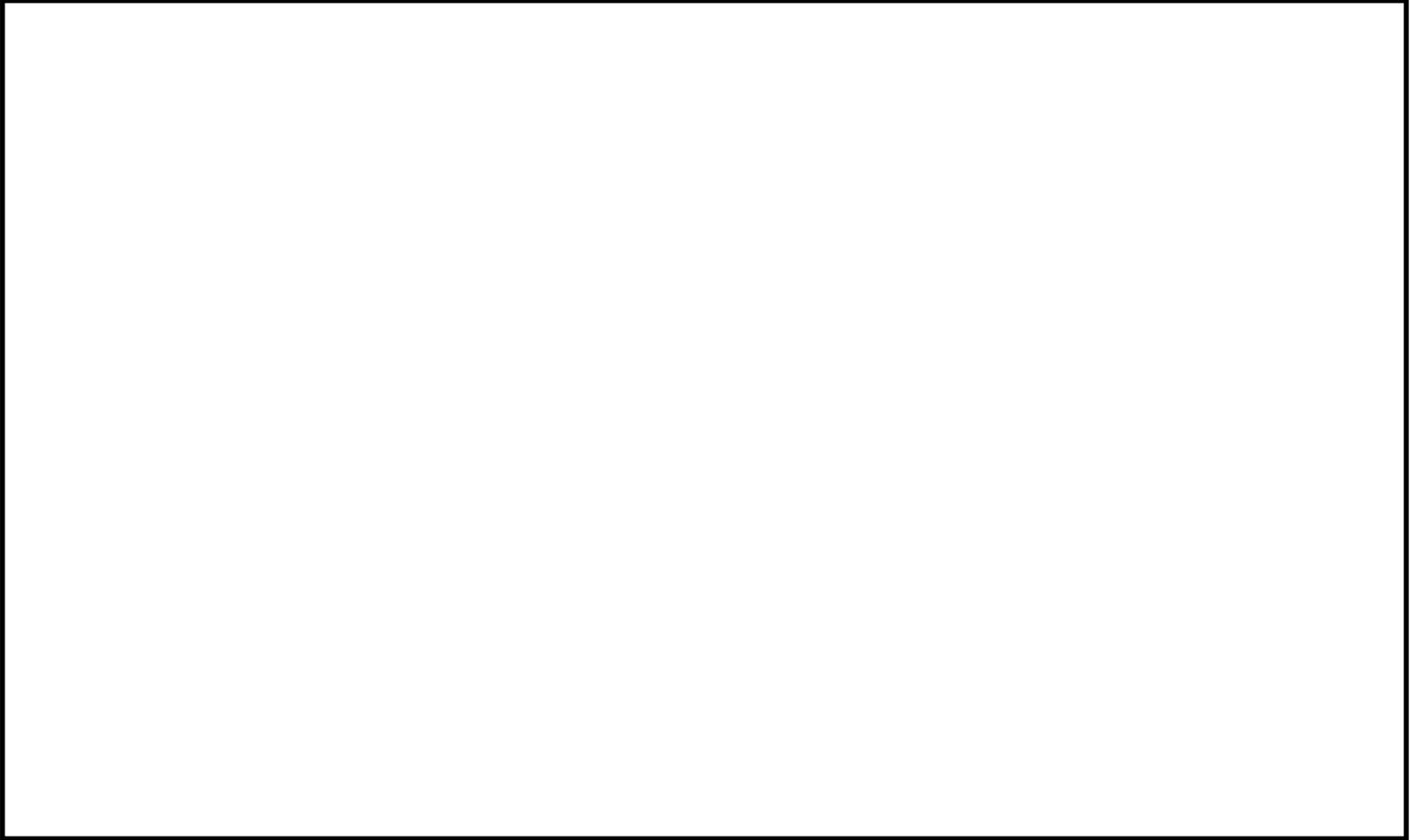


図 1 格納容器ドレンサンプル排水流路の形状変更

2. 既往の試験結果に基づく評価

配管等の流路内における熔融デブリの流動・凝固挙動に係る試験として、米国E P R I及びF A Iにより実施されたデブリ熔融時のR P V下部プレナム貫通部の挙動に係る試験がある。^[1]この試験では、R P V下部プレナム及びドレン配管（内径 5cm）を模擬した試験体に模擬コリウムとしてA l₂O₃を流入させ、その流動挙動を確認している。図2に試験装置の概要図を示す。

試験の結果、配管内でのA l₂O₃の流動距離は最大でも 79cm 程度となっており、配管の破断は生じていない。また、配管内での水平方向の流速は最大でも約 0.2m/s と推定されており、流路形状に基づきベルヌーイ則により計算される流速よりも 1～2桁小さい結果となっている。これは、模擬ドレン配管内における水の存在により、模擬コリウムの流動が著しく抑制されたためと推定されている。

表1に、E P R I試験条件と東二の排水流路における条件の比較を示す。

E P R I試験では、模擬コリウムとしてA l₂O₃を用いており、その体積当たりの熔融潜熱は約 $4.41 \times 10^9 \text{ J/m}^3$ と計算される。これに対して、東海第二の熔融デブリの場合、熔融潜熱に加えて液相線温度から固相線温度までの顕熱を考慮しても、体積当たりの凝固までの放出エネルギーは約 と計算され、A l₂O₃と同等であることが分かる。

また、東海第二の熔融デブリの熱伝導率はA l₂O₃に比べて大きいことに加え、格納容器ドレンサンプの排水流路はスリット形状とし周囲に鋼材を配置することから、実機条件の方が熔融デブリの冷却が進みやすいと考えられる。

一方、東海第二の熔融デブリはA l₂O₃に比べて動粘度が小さいことや堆積ヘッドが大きくなっていることから、E P R I試験条件に対して流路内の流入速度が速くなることが考えられる。しかし、流速が大きくなると、溶

融デブリと鋼材間の対流熱伝達率が大きくなり溶融デブリの冷却率が大きくなることから、流動距離は流速の増加に対して単純に線形には増加しない。

以上より、E P R I 試験条件と実機条件の差を勘案しても、総合的な流動距離への影響は同程度であることから、東海第二のスリット条件でもE P R I 試験結果の流動距離（約 79cm）を大きく上回ることは考えにくく、溶融デブリは横スリット（約 ）の範囲内で凝固するものと考えられる。

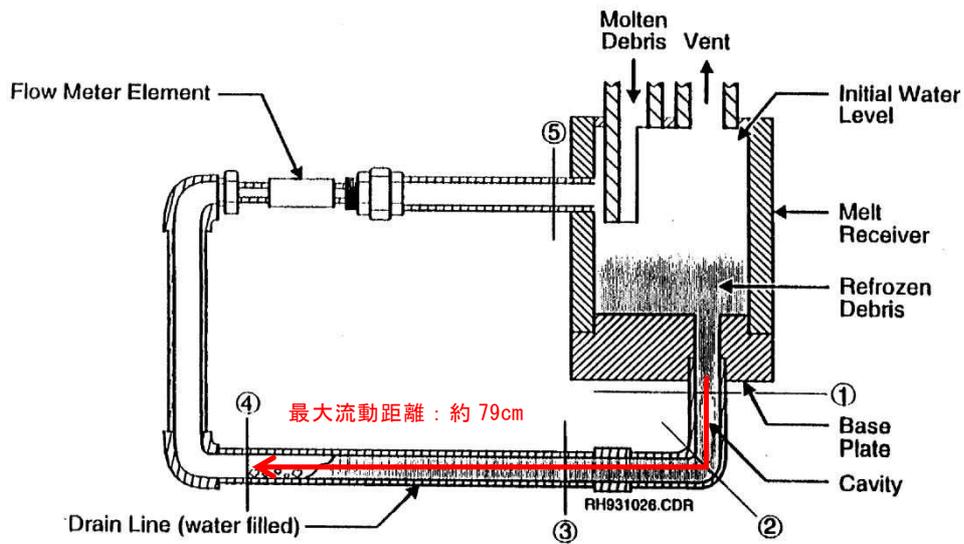
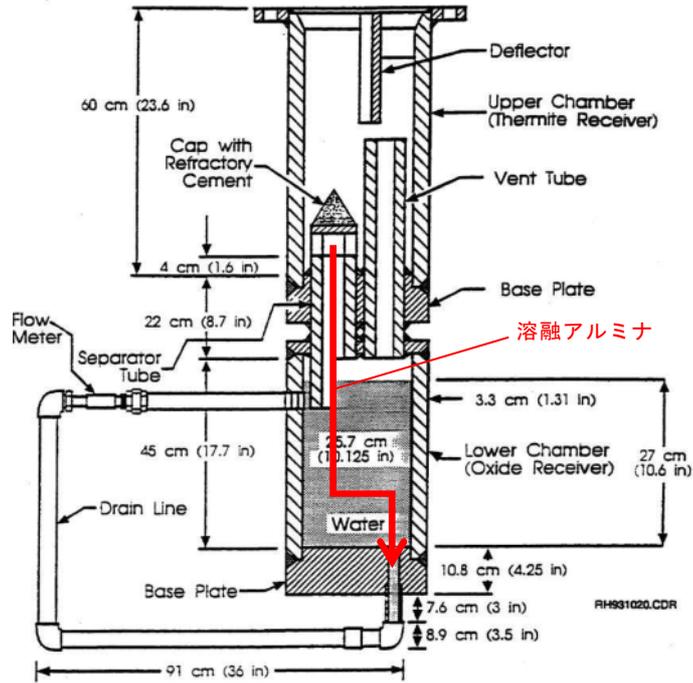


図2 EPRI/FAIによる試験装置

表1 E P R I 試験条件と東海第二実機条件の比較

項目		E P R I 試験条件 ^[1]	東海第二 実機条件	流動距離への影響の比較	
溶融物 条件	溶融物	A l ₂ O ₃	溶融デブリ	凝固までに必要な除熱量は同程度。 (A l ₂ O ₃ は溶融潜熱のみ、溶融デブリは液相線温度から固相線温度までの顕熱と溶融潜熱を考慮)	
	融点 (°C)	2047			
	密度 (kg/m ³)	3800			
	比熱 (J/kgK)	1300			
	溶融潜熱 (MJ/kg)	1.16			
	体積当たりの凝固までの放出熱量 (MJ/m ³)	4410			
	熱伝導率 (W/mK)	7.5			
	粘性係数 (Pa・s)	0.003	0.004 ^{*2}		
	動粘性係数 (m ² /s)	7.89×10 ⁻⁷			
全量堆積時の水平流路までのヘッド (m)	0.3		東二条件の方が溶融物の流速が速くなる傾向。 (ヘッドは1/2乗で流速に寄与)		
流路 条件	流路構造	配管	スリット状 (鋼材被覆)	スリット形状では流路壁面との接触面積が大きく、冷却が進みやすい。	
	流路内径	5cm			

※1 : M A A P解析 (T Q U Vシーケンス) におけるR P V破損時の値
(ペDESTAL事前水張り水位を2.2mとした場合の値)

※2 : M A T P R OにおけるU O₂の値^[2]

3. 溶融金属の凝固モデルによる評価

3.1 溶融金属の流路内での凝固挙動

図3に、流路内における溶融金属の凝固挙動の概念図を示す。

純金属や共晶温度の合金では、図3(a)のように流路の入口付近から固化クラストが成長し流路が閉塞することで、流動が停止する。

一方、液相線温度と固相線温度に差がある合金では、図3(b)のように溶融物の先端から温度低下とともに固相率が増加し、流動限界固相率を超えたときに流動を停止する。これは、図4に示すように、固相率の増加とともに粘性が増加するためである。

溶融デブリについては、液相線温度 に対して固相線温度が (MAAP計算結果) と差があることから、合金の凝固挙動を示すものと考えられる。

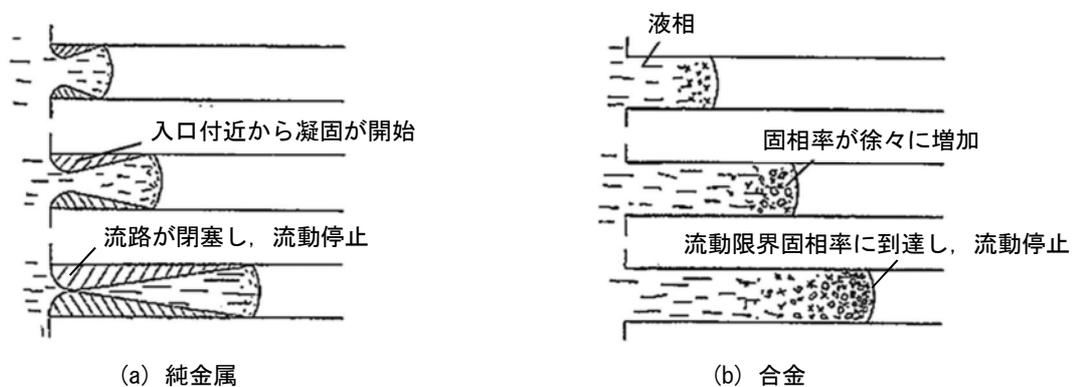


図3 流路内での溶融金属の凝固挙動の概念図

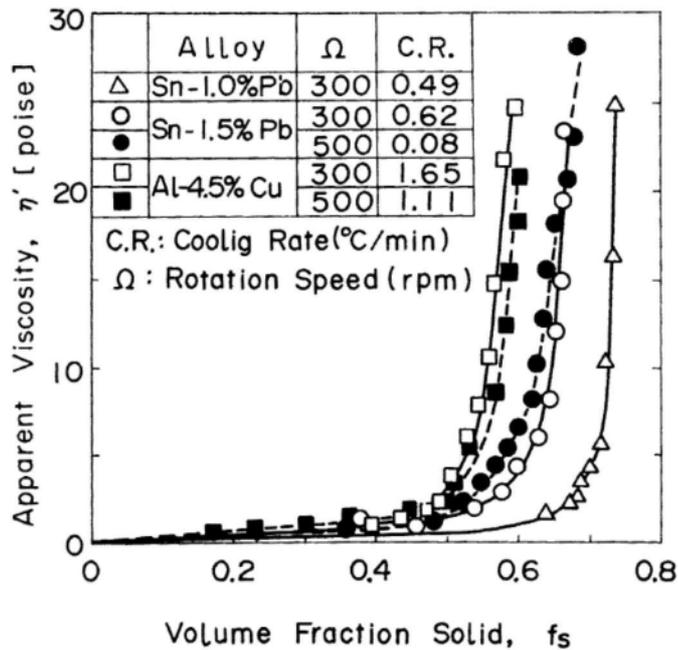


図4 溶融合金における固相率と見かけの粘性の関係^[3]

3.2 評価方法

溶融合金の流路内での流動距離を評価するモデルとして、Fleming のモデル^[4]があり、このモデルを用いて溶融デブリの横スリット内での流動距離の評価を行った。その内容を以下に示す。

なお、本凝固評価モデルは流路内に水が存在しないドライ状態を前提としていることから、実機条件に対して十分保守的な評価となると考えられる。

(1) Flemings モデルの評価式

Flemings モデルは(1)式のように表され、流路を流れる溶融物が保有するエネルギーと周囲の構造材への除熱速度をもとに、溶融物が凝固するまでに必要なエネルギーが除去されるまでの流動距離を評価するモデルとなっている。

$$L_{freeze} = \frac{A\rho v(f_c H_f + C_p \Delta T)}{hS(T_d - T_w)} \left(1 + \frac{B}{2}\right) \quad (1)$$

ここで、

$$B = \frac{h\sqrt{\pi\alpha_w\Delta X}}{k_w\sqrt{v}} \quad (2)$$

であり、各パラメータの内容は以下のとおりである。

L_{freeze} : 流動距離 (m), A : 流路断面積 (m^2), ρ : 熔融デブリ密度 (kg/m^3), v : 熔融デブリ流速 (m/s), f_c : 流動限界固相率 (-), H_f : 熔融デブリ融解潜熱 (J/kg), C_p : 熔融デブリ比熱 (J/kgK), ΔT : 初期温度と凝固温度の差 (K), h : 熱伝達率 (W/m^2K), S : 流路周長 (m), T_d : 熔融デブリ温度 (K), T_w : 構造材温度 (K), α_w : 構造材熱拡散率 (m^2/s), ΔX : チョーキングレンジ※ (m), k_w : 構造材熱伝導率 (W/mK)

※ : 熔融物先端でどの程度の長さが流動限界固相率を超えると流動が停止するかを定義する定数

(2) 熱伝達係数の計算

熔融デブリとスリット構造材間の熱伝達係数 h は、熔融デブリの熱伝導率 k 、水力等価直径 d_e 及び Sleicher-Rouse の式^[5] より求まるヌセルト数 Nu を用いて、下式により算出する。

$$h = \frac{k}{d_e} Nu \quad (3)$$

Sleicher-Rouse の式

$$Nu_m = 5 + 0.015 Re_f^a Pr_w^b \quad (4)$$

$$\left(10^4 < Re < 10^6, 0.1 < Pr < 10^4 \right)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} a = 0.88 - \frac{0.24}{4 + Pr_w} \\ b = \frac{1}{3} + 0.5 \exp(-0.6 Pr_w) \end{array} \right.$$

添字はそれぞれ、m : 混合平均温度、f : 膜温度、w 壁温における物性値を表す。ただし本評価では、物性値は温度によらず一定と仮定している。

(3) 溶融デブリの温度低下の考慮

(1)式をそのまま用いると、溶融デブリの温度低下が考慮されず流動距離が短く評価されることが考えられる。

今回の評価では、Flemings の評価式をもとに、流動に伴う溶融デブリの温度低下を考慮した上で、溶融デブリ先端が流動停止する固相率に至るまでの除熱時間を算出し、溶融デブリの流速との積により流動距離を計算した。評価の概要を図 5 に示す。

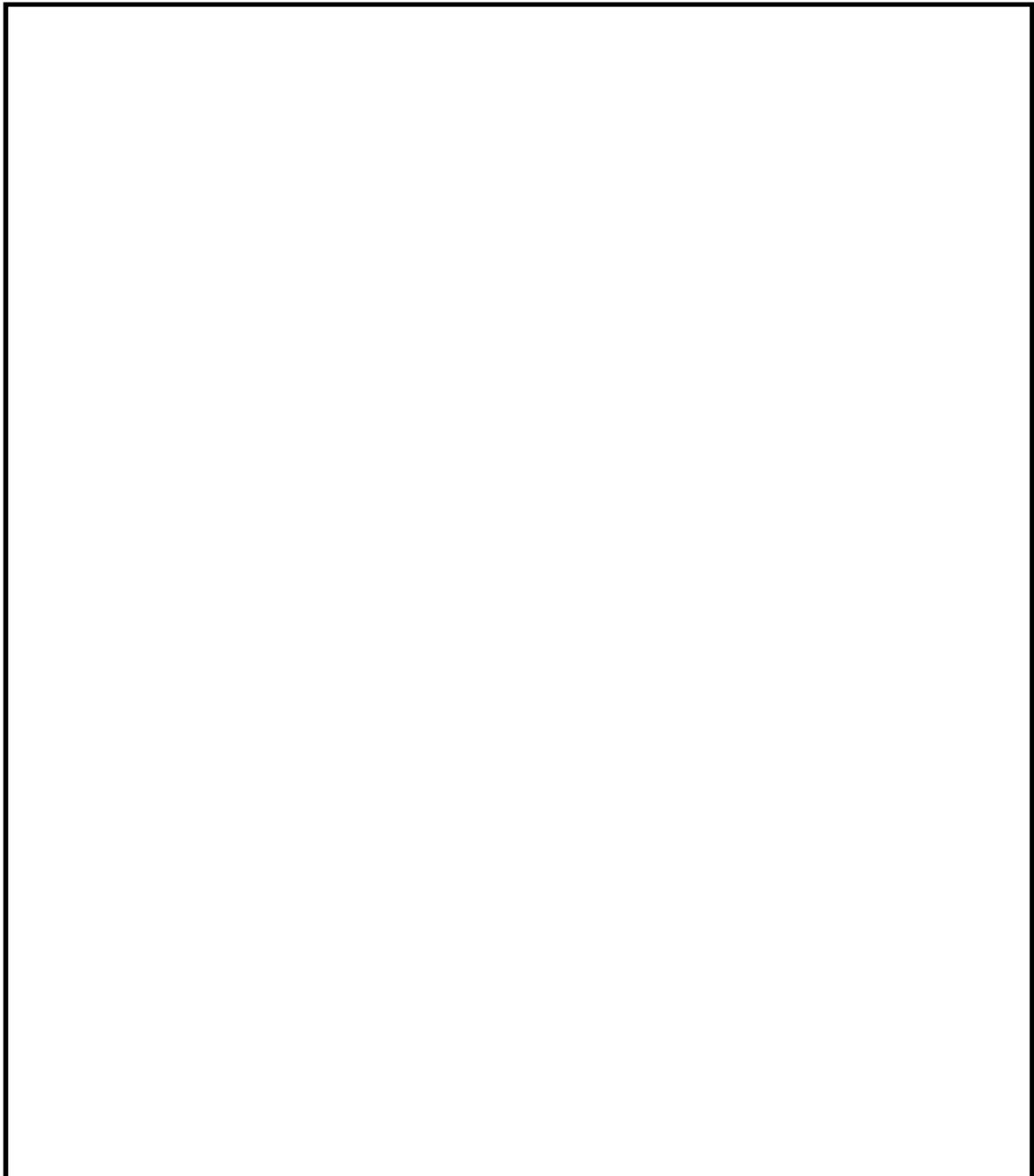




図5 溶融デブリ流動距離の評価イメージ図

(4) 構造材温度の設定

構造材温度 T_w^p については、溶融デブリとの接触による温度上昇を以下のように考慮することで、溶融デブリからの除熱量を保守的に評価するよう設定した。

流動している溶融デブリの先端と各位置の構造材壁面との接触はごく短期間であるため、接触した瞬間の接触面温度は溶融デブリと構造材壁面を半無限固体と見なすことで以下により得られる。

$$T_w^p = \frac{\sqrt{\rho C_p k_d} T_d^p + \sqrt{\rho_w C_w k_w} T_{w0}}{\sqrt{\rho C_p k_d} + \sqrt{\rho_w C_w k_w}} \quad (10)$$

ここで、各パラメータの内容は以下のとおりである。

k_d : 溶融デブリ熱伝導率 (W/mK), ρ_w : 構造材密度 (kg/m^3), C_w : 構造材比熱 (J/kgK), T_{w0} : 構造材初期温度 (K)

3.3 評価条件

横スリット内での溶融デブリ凝固評価に用いた条件を表2に示す。

溶融デブリの物性については、MAAP計算結果におけるRPV破損時の

溶融デブリ物性値を用いる。なお、流動距離が長くなるよう溶融デブリの保有エネルギーを大きく設定する観点から、T Q U Vシーケンスの値を設定する。

溶融デブリの流速については、溶融デブリ全量及びペDESTAL内構造物等の堆積高さ約□と、横スリット下端までの高低差約□の合計□をヘッドとし、縦スリットでの圧損を考慮した場合、溶融デブリの流速は約□□となる。これに対し、スリット内の冷却水の存在による溶融デブリの流速の低下として、E P R I試験の知見（1～2桁）及び実機溶融デブリとE P R I試験の溶融アルミナの動粘度の差（約1.6倍）を考慮し、保守的に1/2を考慮した□□を設定する。

流動限界固相率及びチョーキングレンジについては、既往の溶融デブリ拡がり試験においては固相率が0.4～0.6程度で粘性が急激に増加するといった知見^[6]があるが、チョーキングレンジには明確な知見がないことから、溶融デブリ先端が完全に凝固するまで流動が続くものと仮定し、流動限界固相率を1.0、チョーキングレンジを0mと設定する。

表 2 評価条件

項目		条件	備考	
横スリット流路形状	流路高さ (cm)	[]	設計値	
	流路幅 (cm)			
熔融デブリ物性	液相線温度 (°C)		[]	M A A P 計算結果* (R P V 破損時の値)
	固相線温度 (°C)			
	密度 (kg/m ³)			
	熱伝導率 (W/mK)			流動距離が長くなるよう熔融デブリの保有エネルギーを大きく設定する観点から、T Q U V シーケンスの値を使用
	比熱 (J/kgK)			
	熔融潜熱 (kJ/kg)			
	粘性係数 (Pa・s)	0.004	M A T P R O における熔融U O ₂ の値 ^[2]	
構造材物性	密度 (kg/m ³)	7890	伝熱工学資料 (300K におけるS U S 304 の値)	
	熱伝導率 (W/mK)	16.5		
	比熱 (J/kgK)	511		
初期温度条件	熔融デブリ初期温度 (°C)	[]	R P V 破損時の熔融デブリ平均温度 ([]: M A A P 計算結果) に対し、保守的に液相線温度を設定	
	構造材初期温度 (°C)	167	保守的に限界圧力での飽和水温度を設定	
熔融デブリ流動条件	熔融デブリ流速 (m/s)	[]	熔融デブリ等の堆積量、スリット形状、スリット内冷却水の存在を考慮し、保守的に設定	
	流動限界固相率 (-)	1.0	熔融デブリ先端が完全に凝固するまで流動が続くと仮定し設定	
	チョーキングレンジ (m)	0		

※：ペDESTAL事前水張り水位を2.2mとした場合の値

3.4 評価結果

3.3 に示した条件に基づく評価の結果、熔融デブリの流動距離は約 1.7m となり、横スリットの長さ(約) の範囲内で凝固することを確認した。また、凝固に要する時間は 程度であり、この間の熔融デブリの崩壊熱による影響は無視し得る。

なお、表 2 の評価条件において、熔融デブリのレイノルズ数及びプラントル数はそれぞれ $Re \doteq$ 及び $Pr \doteq$ であり、(4) 式の Sleicher-Rouse の式の適用範囲内である。

3.5 評価における保守性について

本評価は、以下のような点で保守性を有すると考えられる。

- ・本評価は流路内がドライな状態を前提としているが、実際にはスリット内は水で満たされた状態であり、熔融デブリから水への除熱等により流動距離はより短くなると考えられる。
- ・流動距離の計算において、熔融デブリの流速は流動停止まで一定としており、横スリット内での速度低下を考慮していない。
- ・横スリットへ流入する熔融デブリの初期温度は、RPV 破損時の熔融デブリ平均温度 () に対し保守的に液相線温度 () を設定しているが、熔融デブリがペデスタル床面を拡がる間や縦スリットを通過する間の除熱を考慮すると、実際にはより温度は低下し、またそれに伴い熔融デブリの粘性は増加すると考えられる。
- ・流動限界固相率は 1.0 を設定しているが、既往の熔融デブリ拡がり試験においては、固相率が 0.4~0.6 程度で粘性が急激に増加するといった知見^[6]がある。

3.6 評価条件の不確かさによる影響について

表2の評価条件において、溶融デブリの物性値条件についてはMAAP計算結果における溶融デブリの組成平均値を用いている。

これに対して、スリットに流入する溶融デブリの物性値は不確かさを有すると考えられることから、評価条件の不確かさとして、MAAP計算結果のうち溶融デブリ内の金属相及び酸化物相の範囲を考慮して、各物性値について流動距離が長くなる値をそれぞれ選択し、評価結果への影響を確認する。

不確かさを考慮した流動距離評価条件を表3に示す。なお、構造材物性値は不確かさが小さいと考えられること、構造材初期温度及び溶融デブリ流動条件は十分な保守性を見込み設定していることから、表2と同様の条件を使用した。

この場合でも、評価の結果溶融デブリの流動距離は約□□となり、横スリットの長さ（約□□）の範囲内で凝固することを確認した。

表 3 不確かさを考慮した評価条件

項目		ベースケース	感度ケース (太字の数値を使用)		備考
			金属相	酸化物相	
溶融デブリ物性	液相線温度 (°C)				M A A P 計算結果※ (R P V 破損時の値)
	固相線温度 (°C)				
	密度 (kg/m ³)				
	熱伝導率 (W/mK)				
	比熱 (J/kgK)				
	溶融潜熱 (kJ/kg)	0.004			M A T P R O 記載の実験データの最小値として設定 (図 6 参照)
粘性係数 (Pa・s)	0.003				
初期温度条件	溶融デブリ初期温度 (°C)				ベースケースと同様に、保守的に液相線温度を設定

※：ペDESTAL 事前水張り水位を 2.2m とした場合の値

Flemings モデルの適用性について

Fleming らは、図 1 のような試験装置を用いて溶融合金（A l 95.5% - C u 4.5%）を耐熱ガラス管内に吸引した試験により溶融物の流動距離等の挙動を確認し、その結果をもとに Flemings モデルを用いて流動限界固相率を推定しており、最大 0.35 程度という結果を得ている^[1]。

一方、渋谷らは、図 2 のような試験装置により A l 95.5% - C u 4.5% 合金の流動性を確認し、固相率が 0.5 付近から粘性が急激に増加する結果となっており^[2]、両者を比較すると A l - C u 合金が流動性を失う固相率の評価結果は 0.15 程度の差異がある。

しかし、今回の溶融デブリの流動距離評価においては、溶融デブリ先端が完全に凝固するまで流動が続くものと保守的に仮定し、流動限界固相率を 1.0 と設定していることから、上記の要因により流動距離が過小評価されることはないと考えられる。

溶融物の凝固までの流動距離に対して支配的な要素は、溶融物からの必要除熱量、除熱速度及び溶融物の流動速度であり、Flemings モデルでは、流路断面積 A 及び流路周長 S により必要除熱量や除熱速度が表現されている。したがって、これらのパラメータを適切に変更することにより、スリット状の流路形状についても評価に反映可能である。

また、流路の材質（表面粗さ）についてはモデル上考慮されていないが、一般にステンレス鋼（東海第二の排水スリット条件）はガラス材（Fleming らの試験条件）より表面粗さが大きく、内部流体の乱れが促進され熱伝達率が大きくなるため、Fleming らの試験条件よりも溶融物の流動距離は短くなる傾向と

考えられる。

以上より，Fleming らの試験条件と東海第二実機条件の差を考慮しても，Flemings モデルは適用可能と考えられる。

参考文献

- [1] M.C.Fleming et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFC Transactions, vol.69, 1961
- [2] 渋谷 他, "固相・液相共存下における鉄および非鉄合金のみかけの粘性の測定結果", 鉄と鋼, 第66年, 第10号, 1980

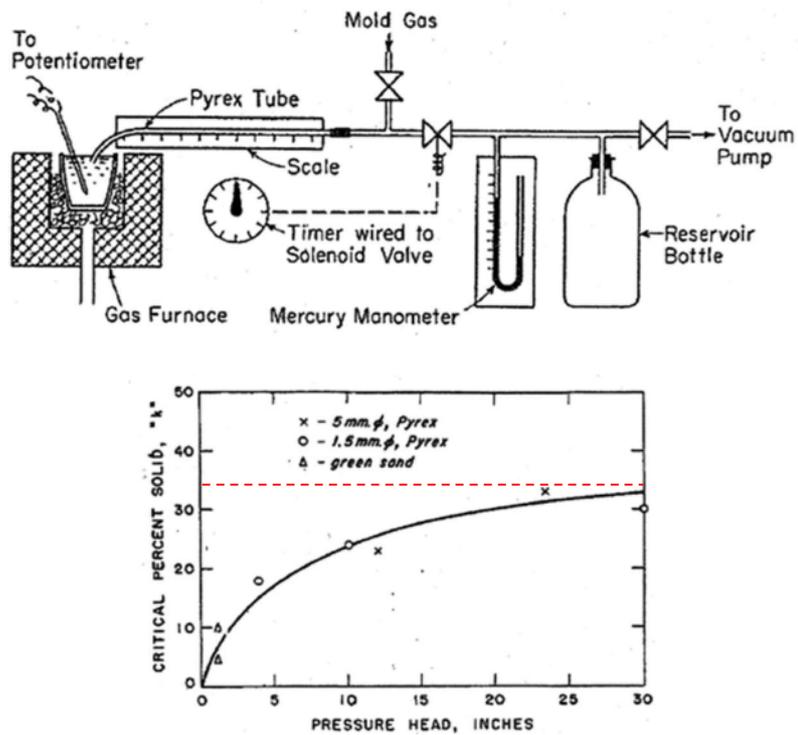


図1 Fleming らによる Al-Cu 合金の流動性確認
試験装置及び試験結果

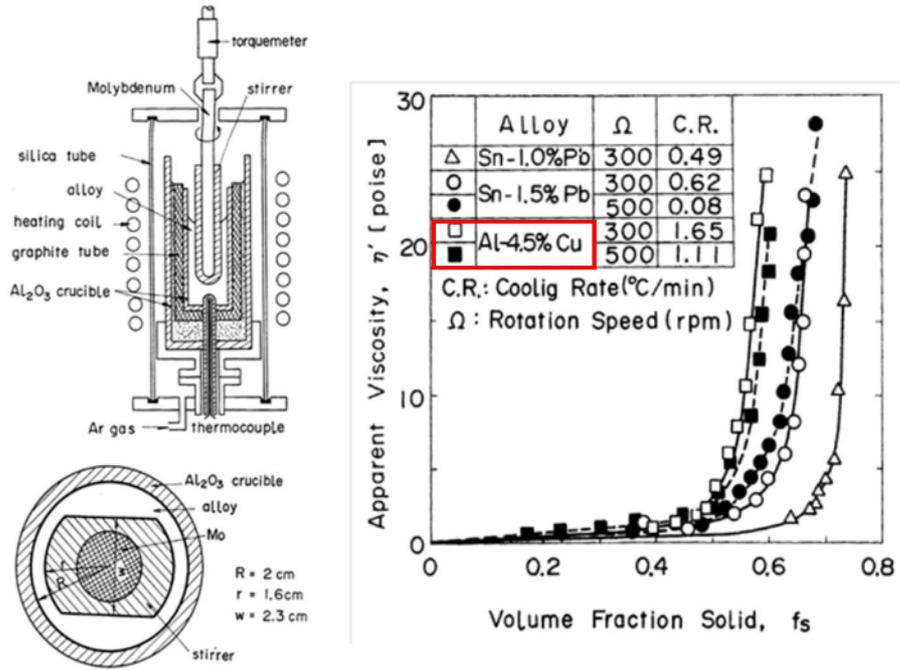


図2 渋谷らによるAl-Cu合金の流動性確認

試験装置及び試験結果

(参考) その他の凝固モデルによる評価

純金属の流路内での凝固挙動を対象とした流動距離評価モデルとして、US-ABWR DCDモデル^[1]や、Epsteinのモデル^{[2][3]}がある。

溶融デブリは液相線温度と固相線温度に差があり、合金の凝固挙動を示すものと考えられるが、これらの純金属モデルを用いた場合にも、流動距離の評価結果は表1のとおりであり、横スリットの長さ(約□)の範囲内で凝固することを確認した。

なお、US-ABWR DCDモデルでは、評価条件として溶融デブリの流速ではなくRPVからの落下率がパラメータとなっており、MAAP計算結果の最大値を包絡する値として15000kg/sを使用している。その他の評価条件としては、Flemingsモデルによる評価と同様の条件を用いている。

表1 純金属モデルによる評価結果

評価モデル	評価結果 (流動距離)	備考
US-ABWR DCDモデル	□	溶融デブリ流速の代わりにRPVからの溶融デブリ落下率15000kg/sを使用。その他はFlemingsモデルによる評価条件と同様。
Epsteinモデル		Flemingsモデルによる評価と同様の評価条件を使用。

○US-ABWR DCDモデルの概要^[1]

US-ABWR DCDモデルは、RPV下部のドライウェルサンプ周囲に設置されるコリウムシールドにおいて、ドレン水が通るためのスリット流路を対象とした溶融デブリの凝固評価モデルである。

本モデルは純金属の凝固挙動を想定し、流路の入口付近において周辺の構造材への熱伝導によりクラストが成長し流路が閉塞するものとしている。

D C Dモデルの評価式を以下に示す。

$$L_{freeze} = \bar{v}(t_{freeze}) t_{freeze} \quad (1)$$

ここで、

$$t_{freeze} = \left[\frac{H_0 \rho_{cm} (h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}}{4k_w (T_s - T_i)} \right]^2 \quad (2)$$

$$\bar{v} = \frac{\frac{2}{3} a_0 \sqrt{t} - \frac{a_0 b'_0}{H_0} t}{1 + \frac{4b'_0}{3H_0} \sqrt{t}} \quad (3)$$

$$a_0 = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm} A_{ld}}} \quad , \quad b'_0 = \frac{2k_w (T_s - T_i)}{\rho_{cm} (h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}} \quad (4)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

L_{freeze} : 流動距離 (m), $\bar{v}(t)$: 溶融デブリの流路内平均流速 (m/s), t_{freeze} : 凝固完了時間 (s), H_0 : スリット高さ (m), ρ_{cm} : 溶融デブリ密度 (kg/m³), h_{lh} : 溶融デブリ溶融潜熱 (J/kg), C_p : 溶融デブリ比熱 (J/kgK), ΔT : 溶融デブリ過熱度 (K), α_w : 構造材熱拡散率 (m²/s), k_w : 構造材熱伝導率 (W/mK), T_s : 接触面温度 (K), T_i : 構造材初期温度 (K), g : 重力加速度 (m/s²), \dot{m}_{ves} : R P Vからの溶融デブリ落下率 (kg/s), A_{ld} : 下部ドライウェル床面積 (m²)

D C D^[1]においては、過去に実施された関連試験に係る文献を参照し、それらの試験結果よりD C Dモデルによる評価の適用性を確認している。

○Epsteinモデルの概要^{[2][3]}

Epsteinモデルは、M A A PコードのR P V下部プレナム貫通部閉塞計算に使用されているモデルであり、D C Dモデルと同様に流路の入口付近からの閉塞が想定されている。

Epstein モデルの評価式を以下に示す。溶融デブリの総流動距離は(1)式と(2)式の和で求められる。

- ・溶融デブリが過熱度を有する領域での流動距離

$$X^* = \frac{D}{2f} \ln \left(\frac{T_0 - T_{mp}}{T^* - T_{mp}} \right) \quad (5)$$

- ・溶融デブリの過熱度がない領域での流動距離

$$X_s = 0.155 \text{Re}^{8/11} D \left[\frac{\text{Pr}}{B} \right]^{7/11} \quad (6)$$

ここで、

$$B = \left[1 + \frac{2C_p(T_{mp} - T_w)}{\lambda} \right]^{1/2} - 1 \quad (7)$$

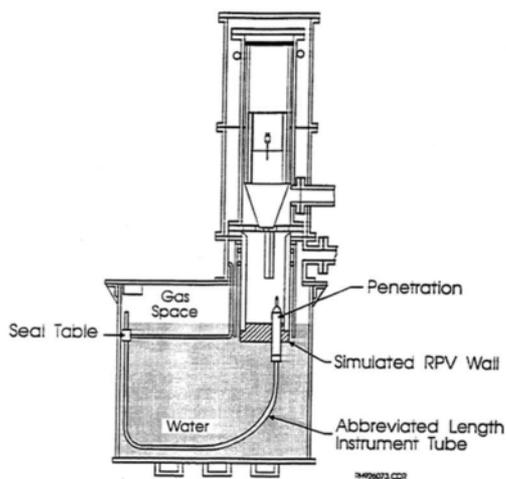
であり、各パラメータは以下のとおりである。

X^* , X_s : 流動距離 (m), Re : レイノルズ数 (-), Pr : プラントル数 (-),
 D : 水力等価直径 (m), λ : 溶融デブリ溶融潜熱 (J/kg), C_p : 溶融デブリ比熱 (J/kgK), T_0 : 溶融デブリ初期温度 (K), T_{mp} : 溶融デブリ融点 (K),
 T_w : 構造材初期温度 (K), T^* : 溶融デブリ凝固開始温度 (推定値) (K),
 f : 摩擦係数 (-)

なお、 $T^* - T_{mp}$ は E P R I レポート^[2] を基に 10K とする。

E P R I は、図 1 に示す R P V 下部プレナムの核計装管を模擬した試験体に溶融アルミナを流入させる試験を行い、Epstein モデルによる流動距離評価結果との比較を実施している。

その結果、試験結果に対して Epstein モデルによる流動距離は同等又は大きめの評価結果となっている。



Test Number	Penetration Type	Differential Pressure ⁽¹⁾ (MPa)		Calculated Penetration Length (m)			Measured Penetration Length (m)
		Maximum	Initial	X*	X _s ⁽²⁾	Total ⁽³⁾	
1	PWR	1.96	1.1	1.2	3.0/2.5	2.5-4.2	2.3
2	BWR	1.62	0.62	1.6	4.1/3.1	3.1-5.7	> 2.3
3	PWR	0.003 ⁽⁴⁾	0.003 ⁽⁴⁾	1.2	0.3/0.3	0.3-1.5	0.5
4	PWR	1.72	0.6	1.2	2.9/2.0	2-4.1	2.1-2.3
5	BWR	1.9	0.6	1.6	4.7/3.1	3.1-6.3	1.8-2.8

- (1) Precise time of initiation of debris flow in thimble tube is uncertain so differential pressure for debris flow could be between initial and maximum observed values.
- (2) Saturated debris penetration length calculated for both maximum and initial pressure differentials.
- (3) Total calculated penetration length has a range depending upon the degree of debris superheat and the differential pressure.
- (4) Melt cup depressurized due to spool piece breach so differential pressure due to essentially hydrostatic heat of Al₂O₃ layer.

図1 EPRI試験装置及び試験結果

参考文献

- [1] GE-Hitachi Nuclear Energy Americas LLC, ABWR Design Control Document, United States Nuclear Regulatory Commission, 2010
- [2] M.Epstein et al., Freezing-Controlled Penetration of a Saturated Liquid Into a Cold Tube, Journal of Heat Transfer, Vol.99, 1977
- [3] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994

添付 8. 水位管理方法について

以下の設備対策により，デブリ落下時のペDESTAL水位を 1m に維持する。

① 通常運転時

- ・床ドレンのサンプ機能としてペDESTAL内に 1m の水深を形成し，1m に立ち上げた排水配管から余剰水をサンプ設備へ排水

② 事故発生から R P V 破損まで

- ・ドライウェルからペDESTAL内への流入水（格納容器スプレイ水等）は弁閉止によって制限
- ・弁閉止前等のペDESTAL内への流入水は，R P V 破損までに排水配管からサプレッション・プールへ排水
- ・水位低下時にはペDESTAL注水配管から注水し，水位を 1m に維持

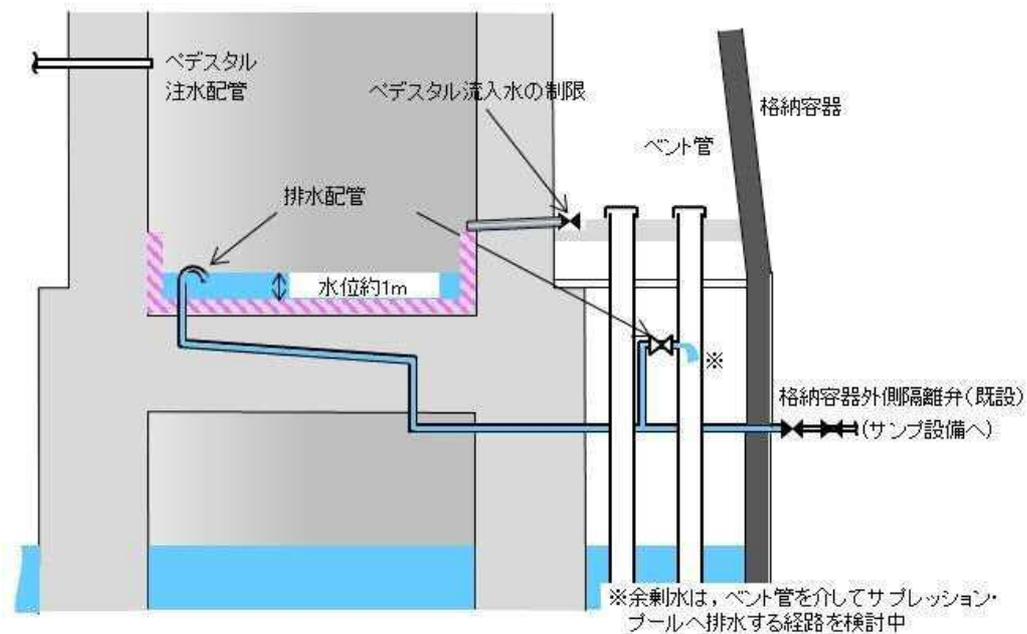


図 ペDESTAL水位制限対策案

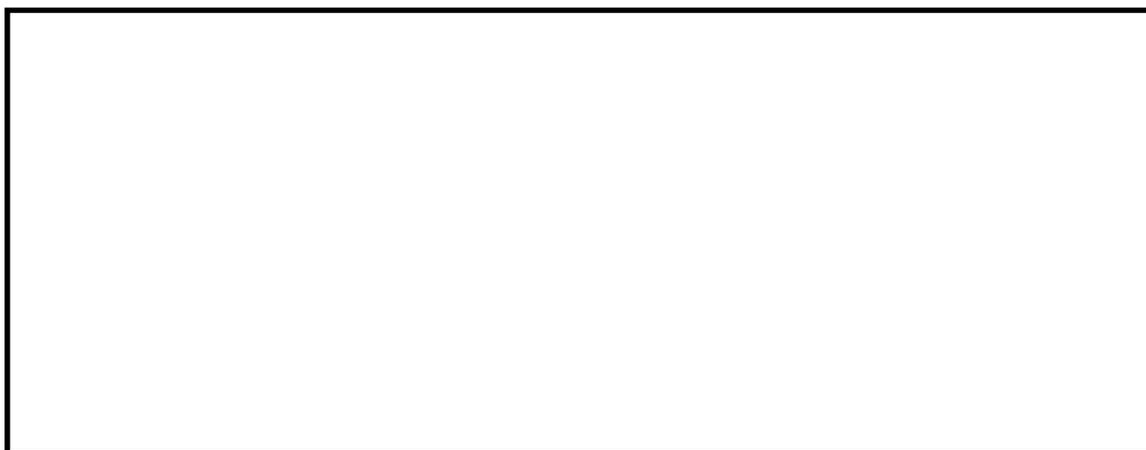
SE時のコリウムシールドへの影響

1. はじめに

MCCIによる侵食影響を緩和するための耐熱材としてペDESTAL内に敷設するジルコニア製コリウムシールドについて、SEが発生した場合の影響を評価する。

2. コリウムシールドの設置構造

コリウムシールドの設置構造を図1に示す。コリウムシールドは複数分割した部材を敷き詰める構造とし、固定用のボルトやアンカを部分的に使用することで、SE時の衝撃による周方向の荷重を分散し、SEによる破損を防止する設計とする。



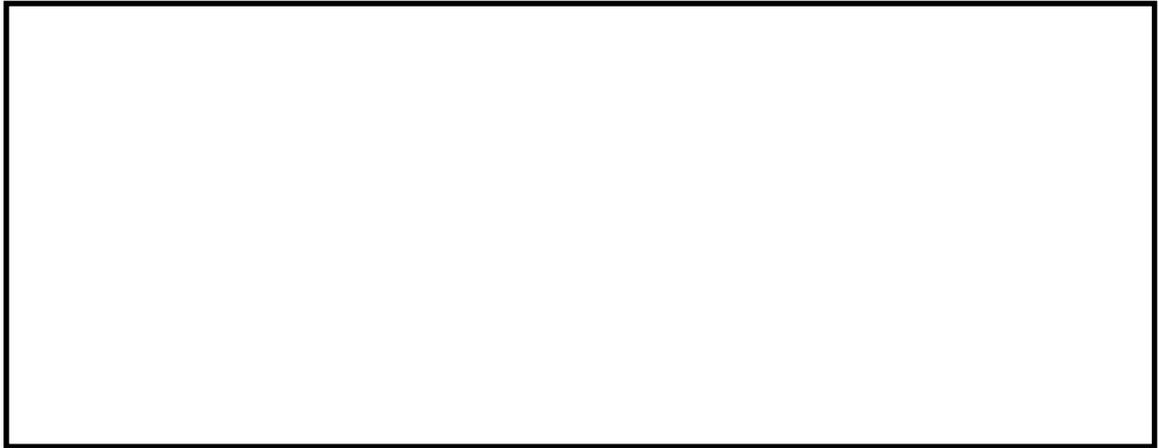
(a)側面図

(b)正面図

図1 コリウムシールド設置構造

3. コリウムシールド部材（ジルコニア）の強度

SEによってペDESTALの床面及び壁面にかかる圧力荷重は図2のとおり。
ジルコニアの圧縮強度は試験によって 以上が確認されていることから、
コリウムシールドの健全性は維持可能である。



(a) 床面荷重最大位置

(b) 壁面荷重最大位置

図2 床面及び壁面にかかる圧力荷重の推移

4. まとめ

SEの発生を想定した場合においても、コリウムシールドの健全性を維持可能である。

ジルコニアの圧縮強度について

S E 発生時のジルコニア (ZrO_2) の圧縮強度は、試験測定結果に基づき設定している。測定方法と結果を以下に示す。

1. 試験条件

(1) 供試材

耐熱材： ZrO_2 耐火材

形状：円柱状 ($\phi 25 \times 30\text{mm}$)

(2) 試験条件 (表 1, 図 1)

表 1 試験条件

試験温度	室温, 1,000°C, 1,500°C, 1,800°C, 2,000°C
試験雰囲気	室温：大気中, それ以外：アルゴン
試験速度	クロスヘッド速度 0.5mm/min
昇温速度	20°C/min
温度保持時間	試験温度到達後 10min 保持
試験片本数	4 本/条件

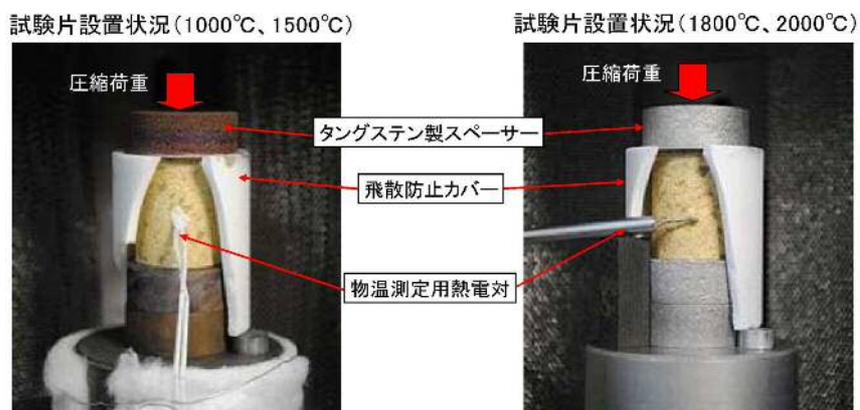


図 1 試験装置

(3) 圧縮強度の算出

圧縮強度 σ_c は下式によって算出した。

$$\sigma_c = P/S$$

P：圧縮試験時の最大荷重 [N]

S：試験片の断面積 [mm²]

2. 試験結果及び圧縮強度の設定

試験結果のうち、室温（20℃）及び 1,000℃における結果を表 2 に示す。

SE 発生時点における ZrO₂ 耐熱材温度は水プールの水温程度と考えられ、室温から 1,000℃の範囲において圧縮強度は 以上が確認されていることから、SE 発生時点で考慮する圧縮強度として を設定する。

表 2 圧縮強度試験結果（室温及び 1,000℃）

温度（℃）	圧縮強度（MPa）		
	最小	最大	平均
20			
1,000			

※本試験は、中部電力(株)、東北電力(株)、東京電力ホールディングス(株)、北陸電力(株)、中国電力(株)、日本原子力発電(株)、電源開発(株)、(一財)エネルギー総合工学研究所、(株)東芝、日立 GE ニュークリア・エネルギー(株)が実施した共同研究の成果の一部である。