

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
格納容器の健全性について

平成29年4月14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. はじめに	3
2. 東海第二発電所(Mark-II型格納容器)の特徴	4
3. 原子炉圧力容器破損後の事象進展	5
4. RPV破損後のペDESTALに要求される機能	6
5. MCCI対策	7
6. MCCI, SEを考慮したペDESTAL水位の運用について	9
7. 論点について	10
8. MCCI/SE評価で考慮する荷重等及び許容限界について	13
9. MCCI対策に係る各種評価について	14
10. SEの発生を想定した場合の評価について	24

【補足事項】

資料中の(暫定)の記載は、ペDESTALの水位制限対策を考慮しないプラント挙動解析結果等に基づく暫定値であり、今後修正予定

1. はじめに

(1) 本資料で対象とする評価について

① MCCI評価

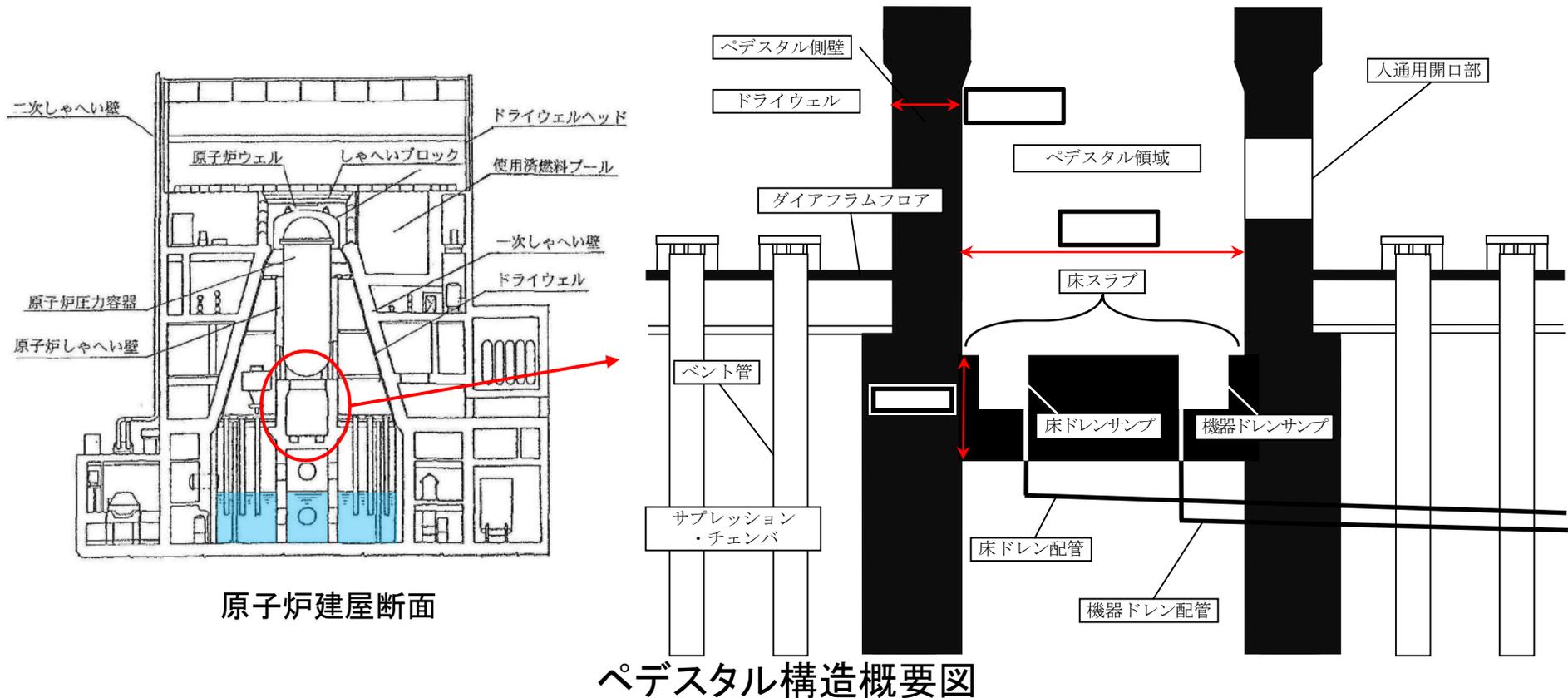
- ・ 「「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置，構造及び設備の基準に関する規則の解釈」第37条（重大事故等の拡大の防止等）において，格納容器破損防止対策の有効性評価の中で必ず想定する格納容器破損モードとして「溶融炉心・コンクリート相互作用」の評価が求められている。
⇒ コンクリート浸食によるペDESTALの健全性への影響評価を実施

② FCI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」第37条（重大事故等の拡大の防止等）において，格納容器破損防止対策の有効性評価の中で必ず想定する格納容器破損モードとして「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」の評価が求められている。
⇒ 溶融炉心から冷却材への伝熱による水蒸気発生に伴う急激な圧力上昇（圧カスパイク）に対しては，有効性評価において格納容器の健全性が確保されることを評価
⇒ 実機においては，大規模な原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）外での水蒸気爆発（Steam Explosion，以下「SE」という。）の発生可能性は十分に小さいと考えられるが，BWRはRPVをペDESTALで支持する構造となっており，RPV支持機能喪失が格納容器の健全性に影響を与えることから，SEの発生を想定した場合のペDESTALの健全性への影響評価を実施

2. 東海第二発電所 (Mark-II 型格納容器) の特徴

- ・ペDESTAL領域の底にある床スラブ及びダイアフラムフロアの下部には、サプレッション・プールを内包するサプレッション・チェンバの空間が存在
- ・多数のベント管が、ドライウエルからダイアフラムフロアを貫通してサプレッション・チェンバ側のサプレッション・プール内まで延伸
- ・床スラブにドレンサンプが存在
- ・ペDESTAL側壁及び床スラブは鉄筋コンクリート製



3. 原子炉圧力容器破損後の事象進展

(1) 事象進展

- ・RPV破損後，ペDESTAL水とデブリの接触による圧カスパイクが発生
- ・デブリは床スラブ上に堆積し，床面及び側壁のコンクリートを浸食
- ・ペDESTALへの注水継続によりデブリは冷却され，MCCIが停止
- ・可能性は極めて低いですが，b)に代わってSEが発生する場合がある

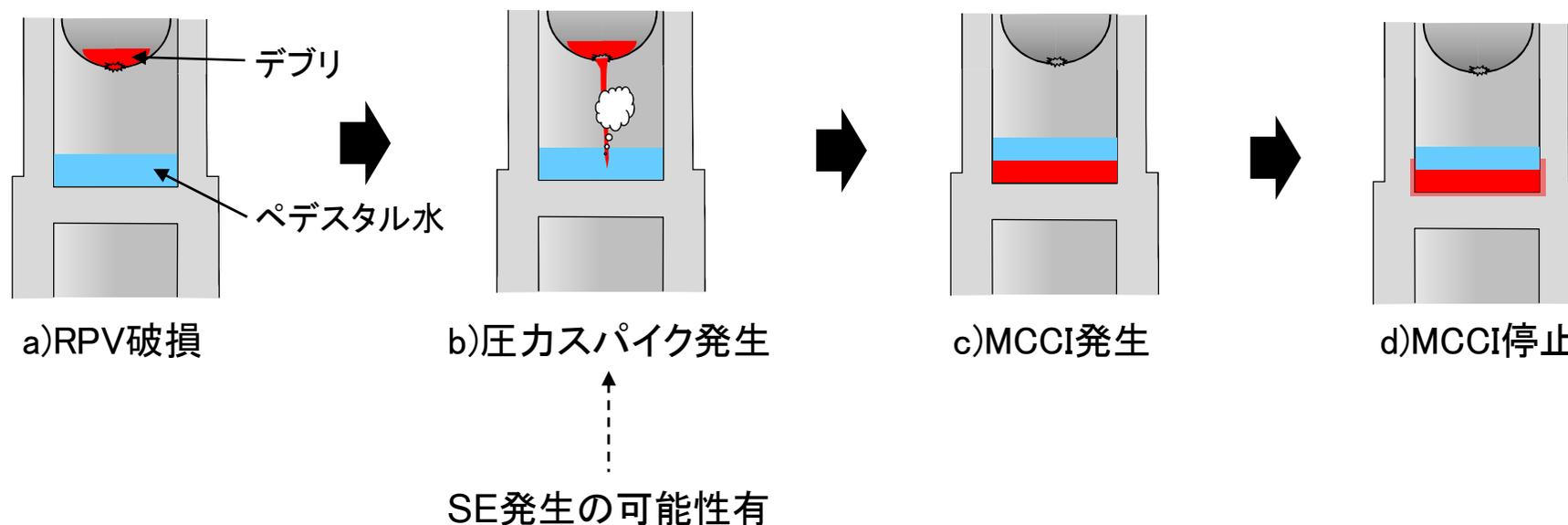


図 事象進展

4. RPV破損後のペDESTALに要求される機能

(1) 規則における要求

- ・「「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」第37条(重大事故等の拡大の防止等) 2-3において、「(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」が要求されている

① 原子炉格納容器の構造部材の支持機能について

- ・コンクリート浸食によってRPV支持機能が喪失した場合、配管破断や転倒したRPVの格納容器本体への接触等により格納容器の健全性に影響がある
- ⇒ **格納容器健全性確保のためRPV支持機能を要求**

② 溶融炉心が適切に冷却されることについて

- ・デブリが床スラブを貫通し、サブプレッション・プールに落下した場合、下記のような影響が考えられるため、溶融炉心が適切に冷却されない恐れがある

➢ サプレッション・プール水を取り込む系統(残留熱除去系、代替循環冷却系等)への影響

⇒ **床スラブでのデブリ保持機能を要求**

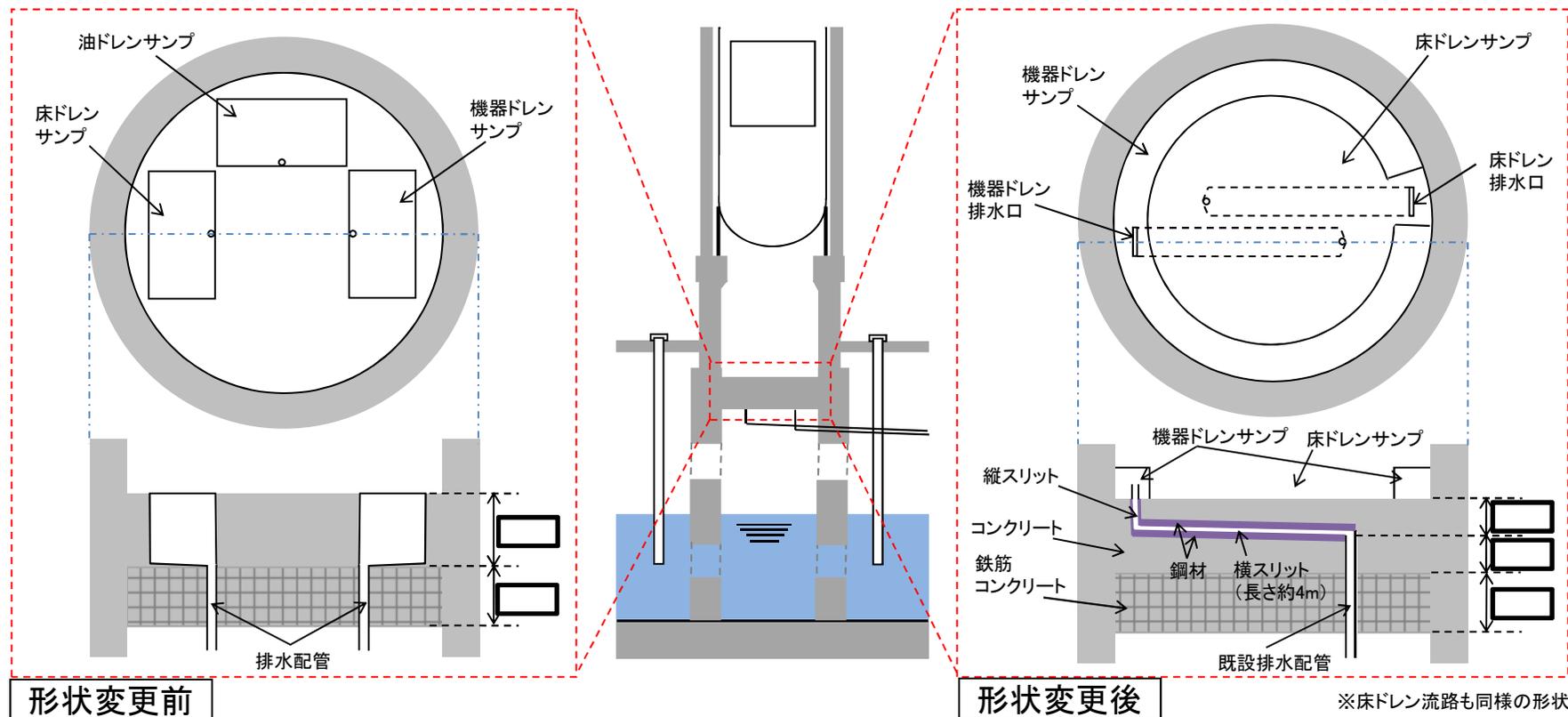
床スラブでのデブリ保持機能を要求することにより、デブリが床スラブを貫通し、サブプレッション・プールに落下した場合の下記影響についても、防止することが可能

➢ ベント実施時のサブプレッション・プールにおけるスクラビング効果への影響

➢ サプレッション・プール底部のライナが損傷し、格納容器の閉じ込め機能の健全性への影響

5. MCCI対策(1/2) 床スラブの形状変更

- ▶ 局所的なデブリの堆積及びコンクリート浸食を防止するため、サンパ形状の変更により床スラブを平坦化(コンクリート床は平坦化し、その上に鋼製のサンパを設置)
- ▶ サンパの排水流路を鋼材によるスリット状とすることで、溶融デブリが流入した場合にも冷却・凝固を促進し、デブリを平坦化した床スラブ上で保持
- ▶ サンパの排水流路は、通常運転中の原子炉冷却材漏えい検知に必要な排水流量を確保
⇒ 流路内圧損を考慮した流量評価により、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



6. MCCI, SEを考慮したペDESTAL水位の運用について

(1) ペDESTAL水位設定の考え方

- ・MCCIによるペDESTAL壁, 床への浸食及び熱的影響は, コリウムシールドで防止
- ・万が一のSE発生時の影響緩和のため, ペDESTAL内の水位を極力低くする。

→実運用においては, ペDESTAL内の水位は, 約20cmで運用する。

解析では, この水位を考慮し, 結果が保守側となるよう設定する。(SE評価: >20cm, MCCI評価<20cm)

(2) ペDESTALの水位制御について

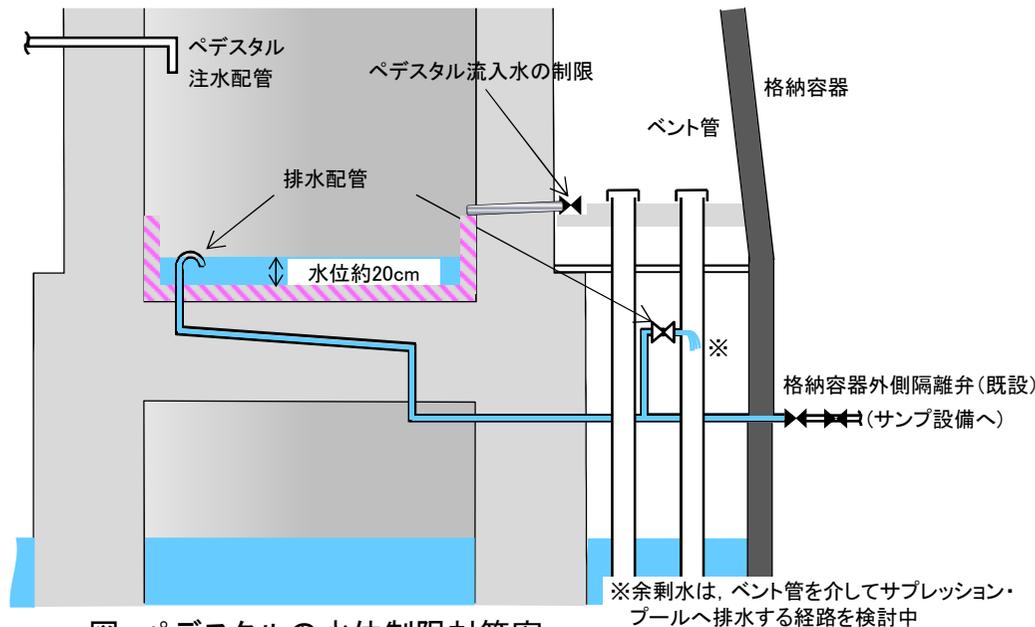


図 ペDESTALの水位制限対策案

【ペDESTAL内水位の制御イメージ】

ペDESTAL内の排水配管入口を床から約20cm位置に設置

①通常運転時

床ドレンとして, 排水配管高さを超えた水をペDESTAL外に排出

②事故時

- ・ペDESTALへの水流入を弁により遮断
- ・ペDESTALに流入した水は, デブリ落下までに排水配管高さまで排水
- ・RPV破損検知後は, ペDESTAL水の状態を監視しながらペDESTAL注水を実施(添付1)

7. 論点について(1/3)

(1) MCCI対策の妥当性について

- ・東海第二発電所では、ペDESTALでのMCCIにより以下の影響が考えられる
 - 床スラブに存在するドレンサンプ内にデブリが堆積し、局所的に浸食が継続
 - デブリが平坦に堆積した場合でも、ある程度の浸食及びデブリから構造材への熱影響が発生
- ・これらの浸食及び熱影響を緩和するため、MCCI対策(床スラブを平坦化及びコリウムシールドの設置)を講じることとしているが、これらのMCCI対策に係る各種評価によりペDESTALの健全性への影響評価を実施し、MCCI対策の妥当性確認が必要

【要求される機能に基づく確認項目】

- ① RPV支持機能
 - デブリによる浸食、熱影響を考慮した上で、ペDESTALがRPVを支持できること
- ② 床スラブでのデブリ保持機能
 - デブリによる浸食、熱影響を考慮した上で、床スラブ上でデブリを保持できること
 - デブリが床スラブの横スリットを通じてペDESTAL外に流出しないこと

上記に加え、ペDESTAL内の水位を極力低くする運用を採用するため、気中に露出したデブリによる格納容器等への熱影響についても評価する。

⇒資料9において評価の内容を説明

7. 論点について(2/3)

(2) SE発生を想定した場合のペDESTALの健全性について

- ・東海第二発電所のペDESTAL側壁及び床スラブは鉄筋コンクリート製であることを考慮した上で、ペDESTALでのSE発生を想定した場合のペDESTALの健全性への影響評価が必要
- ・評価の結果、ペDESTALの健全性が確保されない場合は、健全性を確保するための対策の妥当性確認が必要

【要求される機能に基づく確認項目】

① RPV支持機能

- SE後のペDESTAL側壁における変形状態や損傷状態を考慮した上で、ペDESTALがRPVを支持できること

② 床スラブでのデブリ保持機能

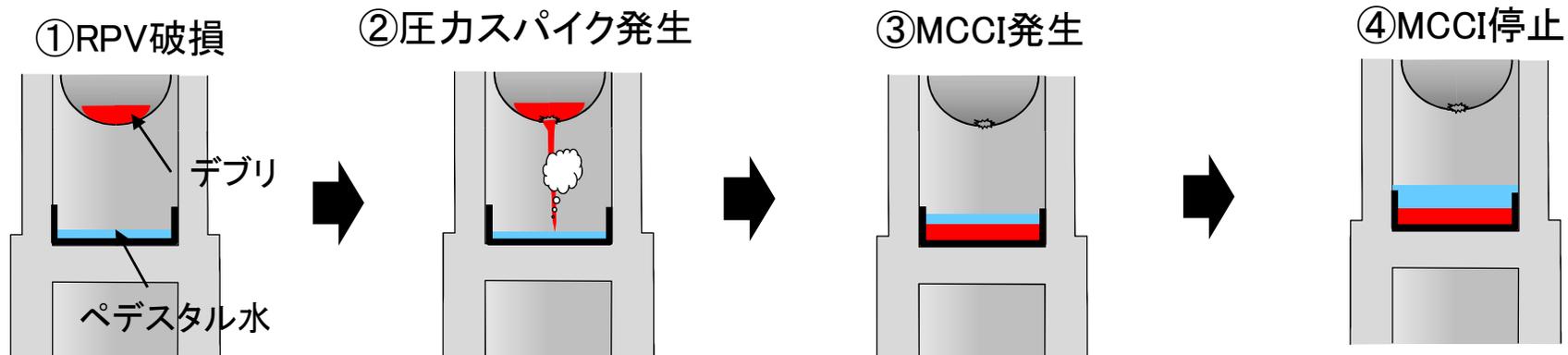
- SE後の床スラブにおける変形状態や損傷状態を考慮した上で、床スラブ上でデブリを保持できること

上記に加え、SE発生時の影響緩和のためのペDESTAL水位を極力低くする運用の実現性及びMCCI対策として採用したコリウムシールドのSE時の健全性についても評価する。

⇒資料10において評価の内容を説明

7. 論点について(3/3)

(3) 全体評価の流れ及び主要な論点



万が一のSE発生時の影響についても評価

主要な論点	記載箇所
ペDESTアル水位管理	6(2)
RPV保持機能	10(6)
デブリ保持機能	10(6)
コリウムシールド健全性	10(7)

主要な論点	記載箇所
RPV保持機能	9(5) ①~③
デブリ保持機能	9(5) ①~②④⑤
露出デブリの影響	9(5)⑥
熱応力影響	追而

8. MCCI／SE評価で考慮する荷重等及び許容限界について

MCCI又はSEに対してRPV支持機能及びデブリ保持機能が維持されることを確認するための構造評価において、考慮する荷重等及び許容限界を示す

【考慮する荷重等】

①MCCI	②SE発生を想定した場合
<ul style="list-style-type: none">・ペDESTAL躯体荷重・RPV荷重※・原子炉しゃへい壁荷重・デブリ荷重・浸食影響・デブリによる熱影響	<ul style="list-style-type: none">・ペDESTAL躯体荷重・RPV荷重※・原子炉しゃへい壁荷重・デブリ荷重・SEによる動的荷重

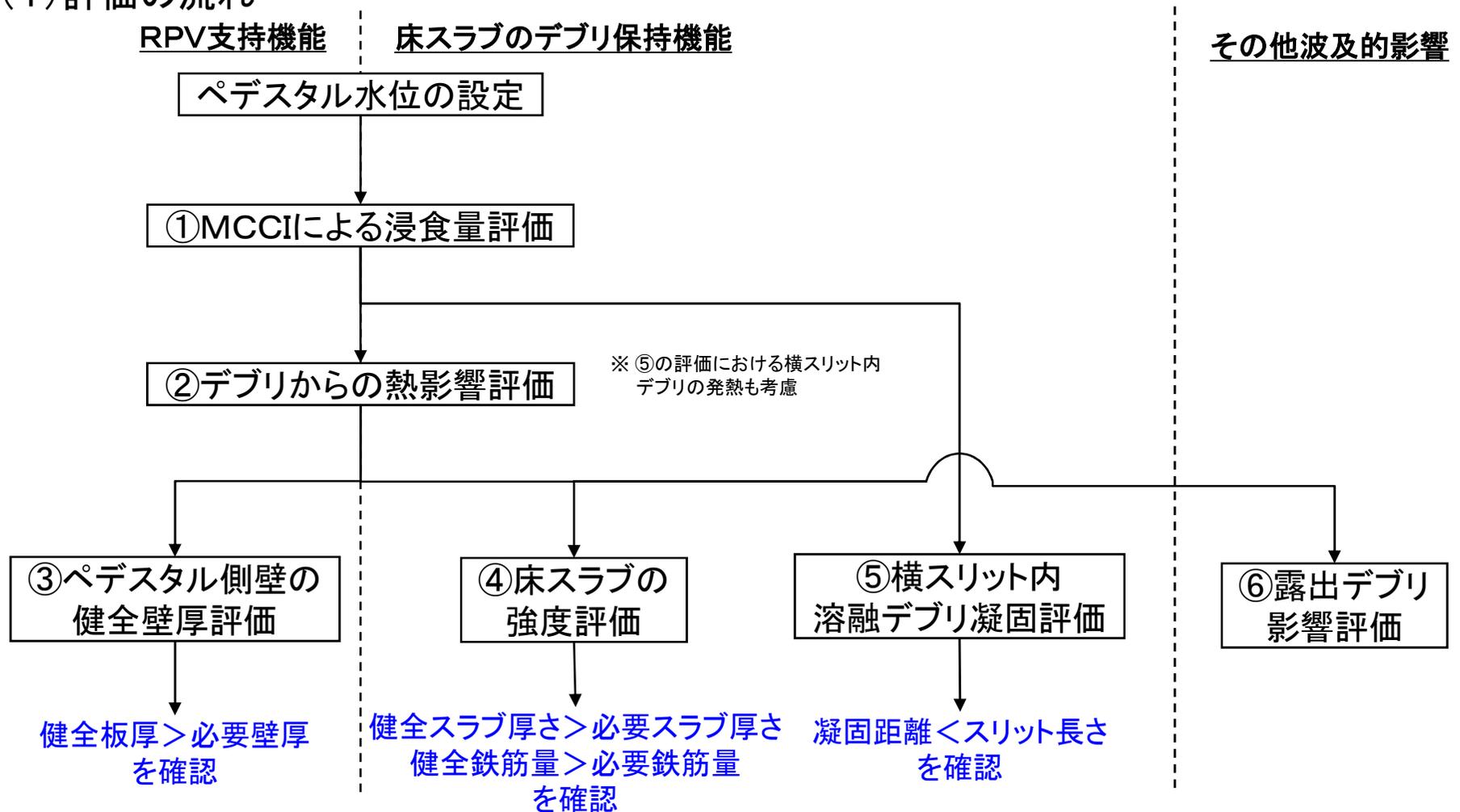
※：炉内構造物を含む。なお、炉内構造物のうちデブリとなる分は、RPV破損後にペDESTALに移行することにより荷重から除かれるが、本評価においては保守的にデブリ分も荷重として考慮する

【許容限界】

- ・ 炉心損傷防止に失敗し重大事故の発生を想定する防護レベルにおいて、必要な安全機能が損なわれないことを確認する観点から、本評価では終局限界(変形・強度)を適用する。

9. MCCI対策に係る各種評価について(1/10)

(1) 評価の流れ



上記3項目を確認し、MCCI時のペDESTALに要求される機能確保を確認する

9. MCCI対策に係る各種評価について(2/10)

(5) 評価条件／結果

①MCCIによる浸食量評価(MAAPコードにて評価)

➤ 評価条件

【ベースケース】

- ・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
- ・デブリからプール水への限界熱流束: 800kW/m^2 (圧力依存あり) ※1
- ・RPV破損時ペDESTAL水位: 0cm

※1: 実験等の知見に基づき設定(添付2)

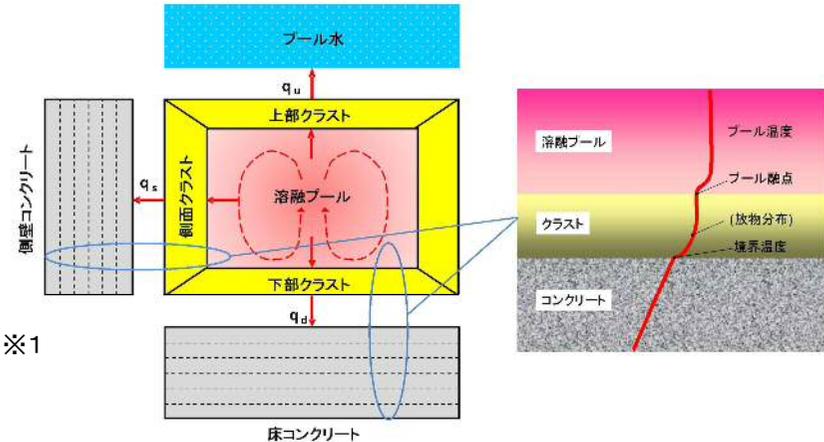
【保守的ケース(不確かさ考慮)】

- ・対象シーケンス: 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
- ・デブリからプール水への限界熱流束: 800kW/m^2 (圧力依存なし) ※2
- ・RPV破損時ペDESTAL水位: 0cm

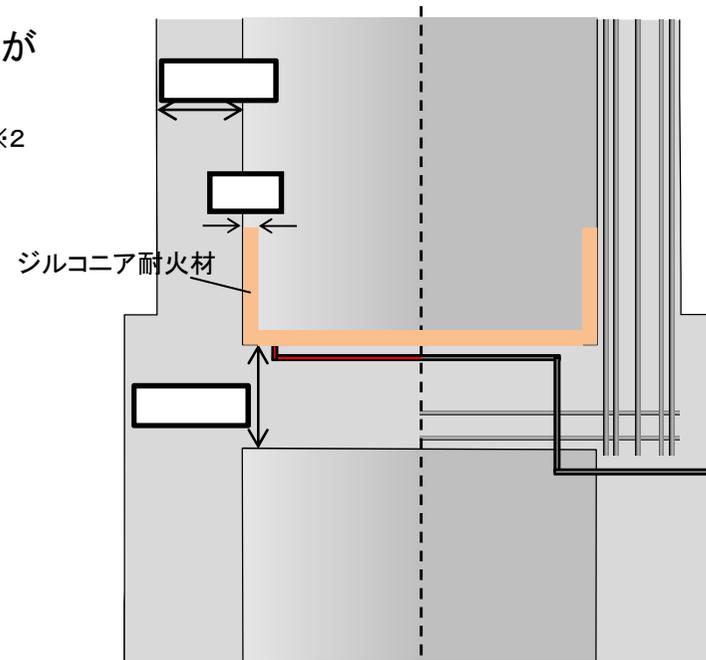
※2: 浸食の不均一性等の影響を考慮して設定

➤ 評価結果

	ペDESTAL側壁の浸食量	床スラブの浸食量
ベースケース	約0cm	約0cm
保守的ケース	約0cm	約0cm



MAAPの浸食評価モデル



浸食範囲(イメージ図)

9. MCCI対策に係る各種評価について(3/10)

(5) 評価条件／結果

② デブリからの熱影響評価(ABAQUSコードにて評価)(1/2)

➤ 評価条件(添付3)

- ・MAAP解析結果における浸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条件とし、ペDESTALを二次元モデル化したFEM解析により構造物の温度変化を評価
- ・デブリの崩壊熱を厳しくする観点から、LOCA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、保守的に浸食量が最大となる解析ケースを使用(側壁浸食量として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、浸食量を0cmとして評価※
- ・横スリット部の温度評価は、浸食量が最大となる場合と0cmの場合の両方で評価

※: 浸食量が小さいと、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いため、鉄筋コンクリート部の温度が高くなる傾向

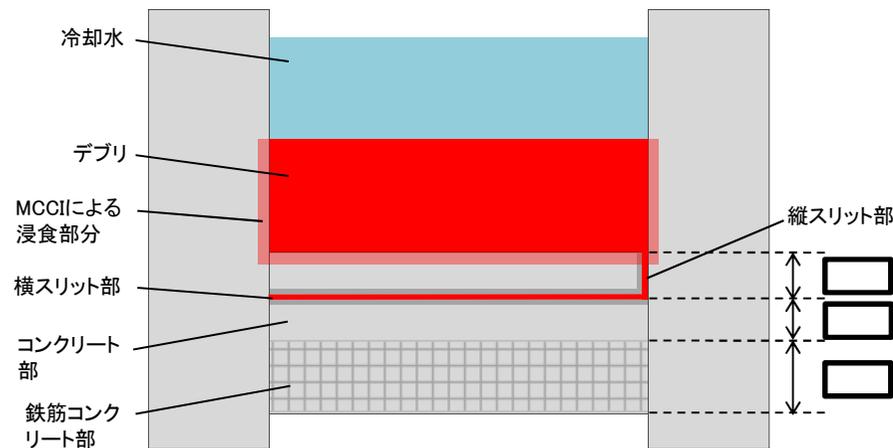


図: 熱影響評価モデル

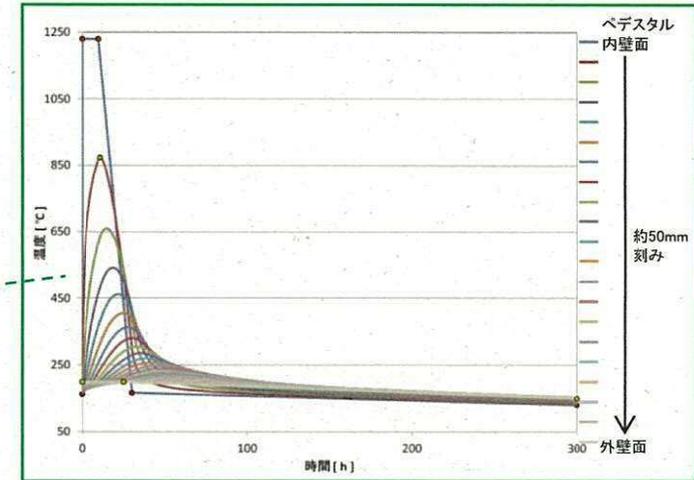
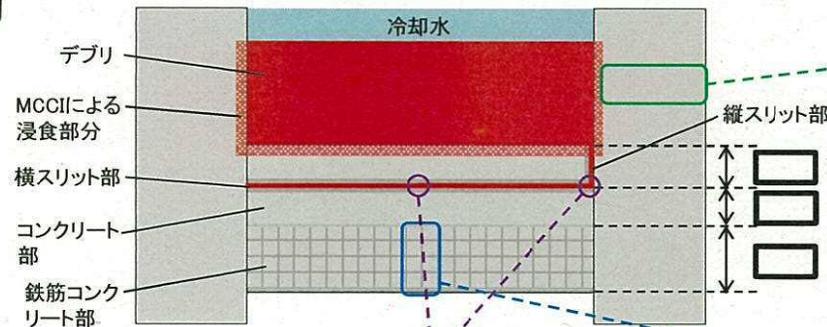
9. MCCI対策に係る各種評価について(4/10)

(5) 評価条件/結果

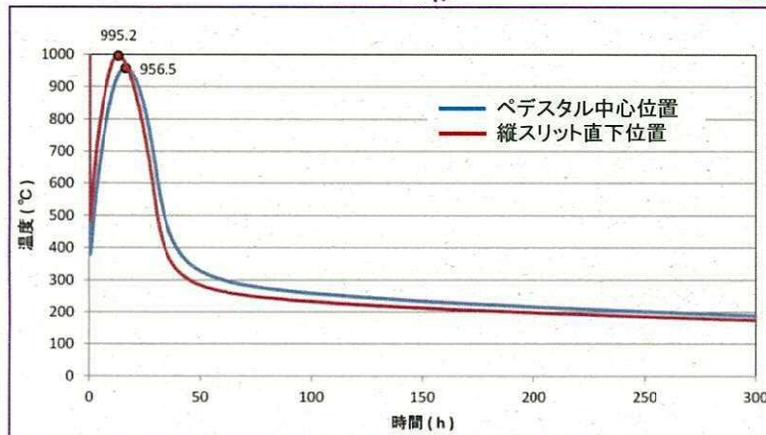
② デブリからの熱影響評価 (ABAQUSコードにて評価) (2/2)

➤ 評価結果 (添付3)

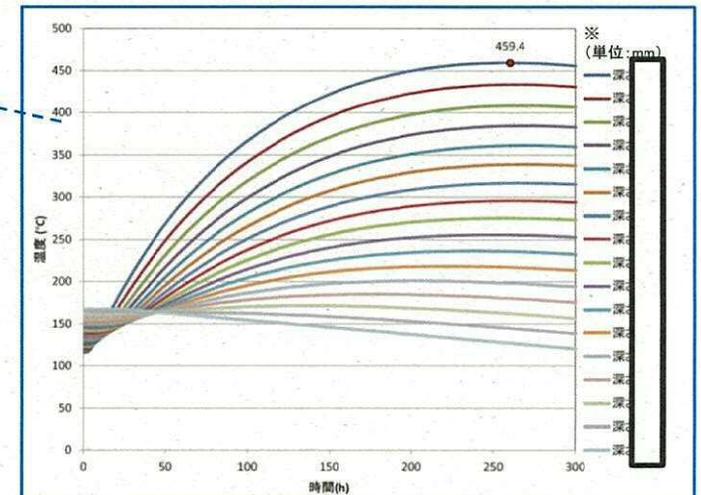
- ・横スリット内温度(最大約995°C(暫定))については, デブリの固相線温度(1700°C程度)を下回っており, デブリが再熔融しないことを確認
- ・側壁部の径方向及び床部の高さ方向の時刻歴最大温度を, 「③ペデスタル側壁の健全壁厚評価」及び「④ペデスタル床面の強度評価」へ入力



側壁部温度変化(暫定)



横スリット内温度変化(暫定)



床部温度変化(暫定)

※:鉄筋コンクリート部
上端からの深さ

9. MCCI対策に係る各種評価について(5/10)

(5) 評価条件／結果

③ペDESTAL側壁の健全壁厚評価(②の結果を基に評価)

➤ 評価条件

- ・RPV等の重量はペDESTAL側壁に圧縮荷重として掛かることから、コンクリートを対象
- ・ペDESTAL側壁の径方向温度分布評価結果を基に、径方向のコンクリート強度劣化度合いを考慮し、MCCI浸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

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 $\kappa_c(T)$	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

- 注1) 様々な種類の骨材を用いた国内コンクリートに対するデータに基づき圧縮強度残存比を設定している耐火性ガイドブックを採用
- 注2) 実機ペDESTALコンクリートのW/B(水結合材比)は0.4であり、高温時より加熱冷却後の提案値の方が厳しい条件となる



ペDESTAL 内壁 ペDESTAL中心からの距離(m) ペDESTAL 外壁

- ・②の結果における側壁での径方向各厚さの温度に対して包絡温度を設定
- ・各厚さ部分の包絡温度に対する圧縮強度残存比より、等価壁厚を計算

➤ 評価結果

- ・等価壁厚: 約674mm※1(暫定※2)は、RPV支持に必要な壁厚: 約192mm(添付4)を上回る
- ・RPV支持機能は確保される

※1: Eurocodeの圧縮強度残存比を用いて評価した場合、等価壁厚は約752mm
 ※2: 別途評価中の格納容器雰囲気温度等の条件を保守的にした暫定結果

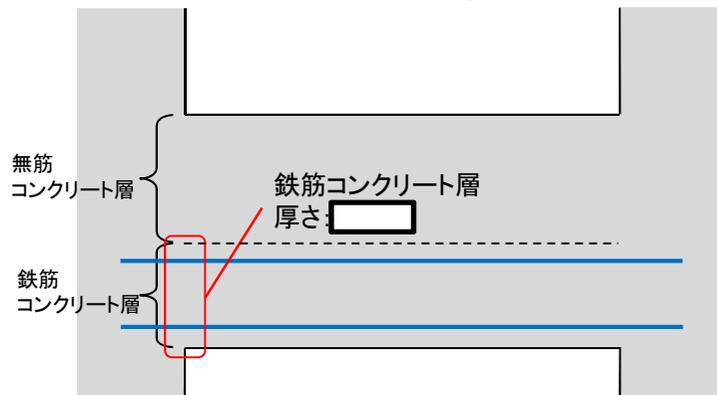
9. MCCI対策に係る各種評価について(6/10)

(5) 評価条件／結果

④ペDESTAL床面のせん断強度評価(②の結果を基に評価)

➤ 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※1
- ・床スラブの高さ方向温度分布評価結果を基に、鉄筋コンクリート層のコンクリート強度劣化度合いを考慮し、健全なコンクリートとしてみなせる等価板厚を評価



- ・②の結果における床スラブの鉄筋コンクリート層での高さ方向各厚さの温度に対して包絡温度を設定※2
- ・各厚さ部分の包絡温度に対する強度低下係数より、等価厚さを計算



鉄筋コンクリート層上端 鉄筋コンクリート層上端からの深さ(m) 鉄筋コンクリート層下端

➤ 評価結果

- ・床スラブの等価板厚: 約616mm※3 (暫定)
- ・デブリ等の重量保持に必要なスラブ厚さ(約)を上回る(添付5)
- ・せん断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: Eurocodeの圧縮強度残存比を用いて評価した場合、等価板厚は約680mm

- ※1: 保守的に無筋コンクリート層及び鉄筋によるせん断応力負担は考慮せず
- ※2: せん断応力はスラブ端部に作用するが、保守的に高めの温度となるペDESTAL中心部の温度に対して設定

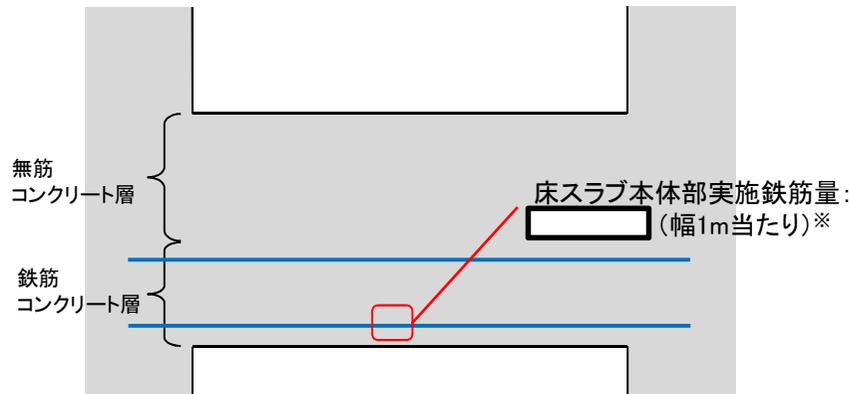
9. MCCI対策に係る各種評価について(7/10)

(5) 評価条件／結果

④ペDESTAL床面の曲げ強度評価(②の結果を基に評価)

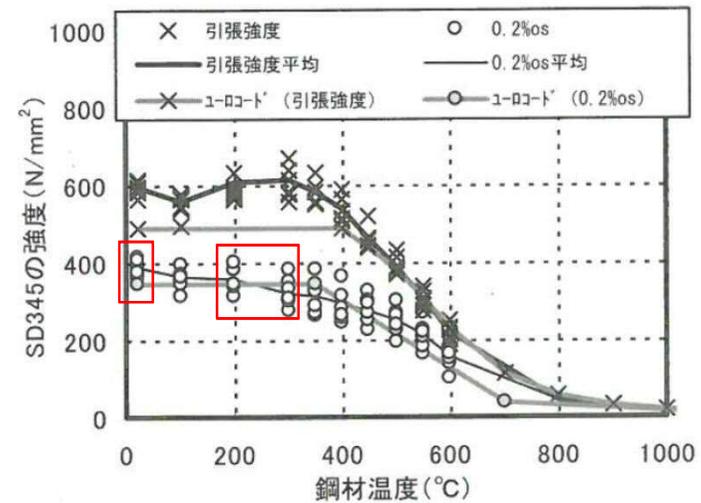
➤ 評価条件

- ・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
- ・床スラブの高さ方向温度分布評価結果を基に、鉄筋強度劣化度合いを考慮し、健全な鉄筋としてみなせる鉄筋量を評価



- ・②の結果より、鉄筋コンクリート部の下端筋位置では、最大220°C(暫定)程度まで温度が上昇
- ・この時、鉄筋の耐力は常温時の8~6割程度に低下すると仮定(右図)
⇒保守的に、鉄筋全体に対して4割の強度低下を考慮※1

※1: Eurocodeの場合、220°C程度では強度低下は生じない



(c) SD345 の高温時強度^{1), 4), 5), 9)}

出典: 日本建築学会, 構造材料の耐火性ガイドブック, 2009

➤ 評価結果

- ・床スラブ本体部の鉄筋量: $\square \times 0.6 = \text{約} \square \text{ mm}^2$ (暫定) (幅1m当たり)※2
- ・デブリ等の重量保持に必要な鉄筋量(約 $\square \text{ mm}^2$ (幅1m当たり))を上回る(添付5)
- ・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

※2: 床スラブ本体部での曲げ応力を主に負担するのは高さ80cmの鉄筋コンクリート部のうち下40cmの範囲となることから、床スラブ本体部の鉄筋量は下40cmの範囲の鉄筋量を記載

9. MCCI対策に係る各種評価について(8/10)

(5) 評価条件／結果

⑤床スラブ内の横スリット内溶融デブリ凝固評価(EPRI試験結果及びFlemingsモデルを用いて評価)

➤ 評価条件

- ・MAAP解析結果における溶融デブリ物性値(液相・固相線温度, 溶融潜熱, 熱伝導率等)や流路形状等を使用

➤ 評価方法

- ・EPRIによる溶融アルミナの凝固試験結果との比較
- ・Flemingsモデル(溶融合金の流路内での凝固評価モデル)を基に, 溶融デブリの横スリット内での流動距離を評価

➤ 評価結果

- ・溶融物条件や流路条件の差異を総合的に勘案し, 東海第二のスリット条件でもEPRI試験結果の流動距離(79cm)と大きな相違は生じないと判断
- ・Flemingsモデルを用いた評価の結果, 溶融デブリの横スリット内での流動距離は約1.7m(暫定)

⇒溶融デブリは横スリット(長さ約4m)の範囲内で凝固することを確認(添付6)

また, ②の結果より, 床スラブ上に堆積したデブリからの熱影響を考慮しても, スリット内で凝固したデブリは再溶融には至らないことを確認

⇒床スラブでのデブリ保持機能は確保される

9. MCCI対策に係る各種評価について(9/10)

(5) 評価条件／結果

⑥ 露出デブリ影響評価(添付7)

➤ 評価方法

(1) 格納容器壁面の温度上昇評価

- ・デブリ露出によるペDESTAL内高温ガスからD/W壁面への伝熱を考慮し、D/W壁面温度上昇を計算により評価

(2) ペDESTALの温度上昇評価

- ・露出デブリによるペDESTAL内高温ガスから上部コリウムシールドへの伝熱及び露出デブリによる輻射熱伝達を考慮し、上部コリウムシールドの温度をMAAPにより評価。上部コリウムシールドの温度を基に、上部コンクリートの温度を分析。

➤ 評価条件

(1) 格納容器壁面の温度上昇評価

- ・ガスとしてベースケースを100%窒素、保守的なケースとして100%飽和蒸気とした場合の自然対流熱伝達係数、ペDESTAL内ガス温度、D/W壁面(鋼板)の物性データ等を使用

(2) ペDESTALの温度上昇評価

- ・デブリ及び構造材の放射率、ジルコニア耐火材の物性データ等を使用

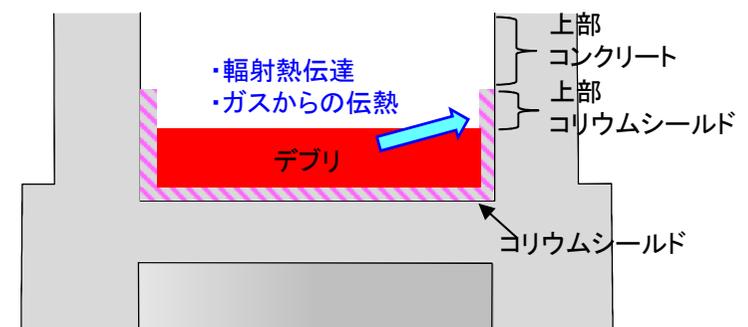
➤ 評価結果

(1) 格納容器壁面の温度上昇評価

- ・ベースケース及び保守的なケースにおける、ペDESTAL注水開始時点でのD/W壁面温度は、それぞれ約146℃及び約148℃であり、格納容器限界温度の200℃を十分下回る

(2) ペDESTALの温度上昇評価

- ・上部コンクリートの温度は最大で400℃程度であり、大きな温度上昇範囲は表面のごく一部



評価体系イメージ

⇒デブリが露出する期間において、格納容器の健全性に影響はない

9. MCCI対策に係る各種評価について(10/10)

(6)まとめ

➤ MCCI時のRPV支持機能について

- ・MCCIによる浸食及びデブリからの熱影響を考慮した場合の健全なコンクリートとしてみなせるペDESTAL側壁の壁厚は、RPV支持に必要な壁厚よりも厚い。
⇒ペDESTAL側壁によるRPV支持機能は確保される

➤ MCCI時の床スラブでのデブリ保持機能について

- ・せん断応力に関して、デブリ等の重量保持に必要な床スラブ厚さよりも、デブリからの熱影響を考慮した場合に健全なコンクリートとしてみなせる床スラブ厚さの方が大きい。
- ・曲げ応力に関して、デブリ等の重量保持に必要な鉄筋量よりも、デブリからの熱影響を考慮した場合に健全な鉄筋としてみなせる鉄筋量の方が多い。
- ・溶融デブリは横スリット内で凝固し、サブプレッション・チェンバ側へ移行することはない。
⇒床スラブでのデブリ保持機能は確保される

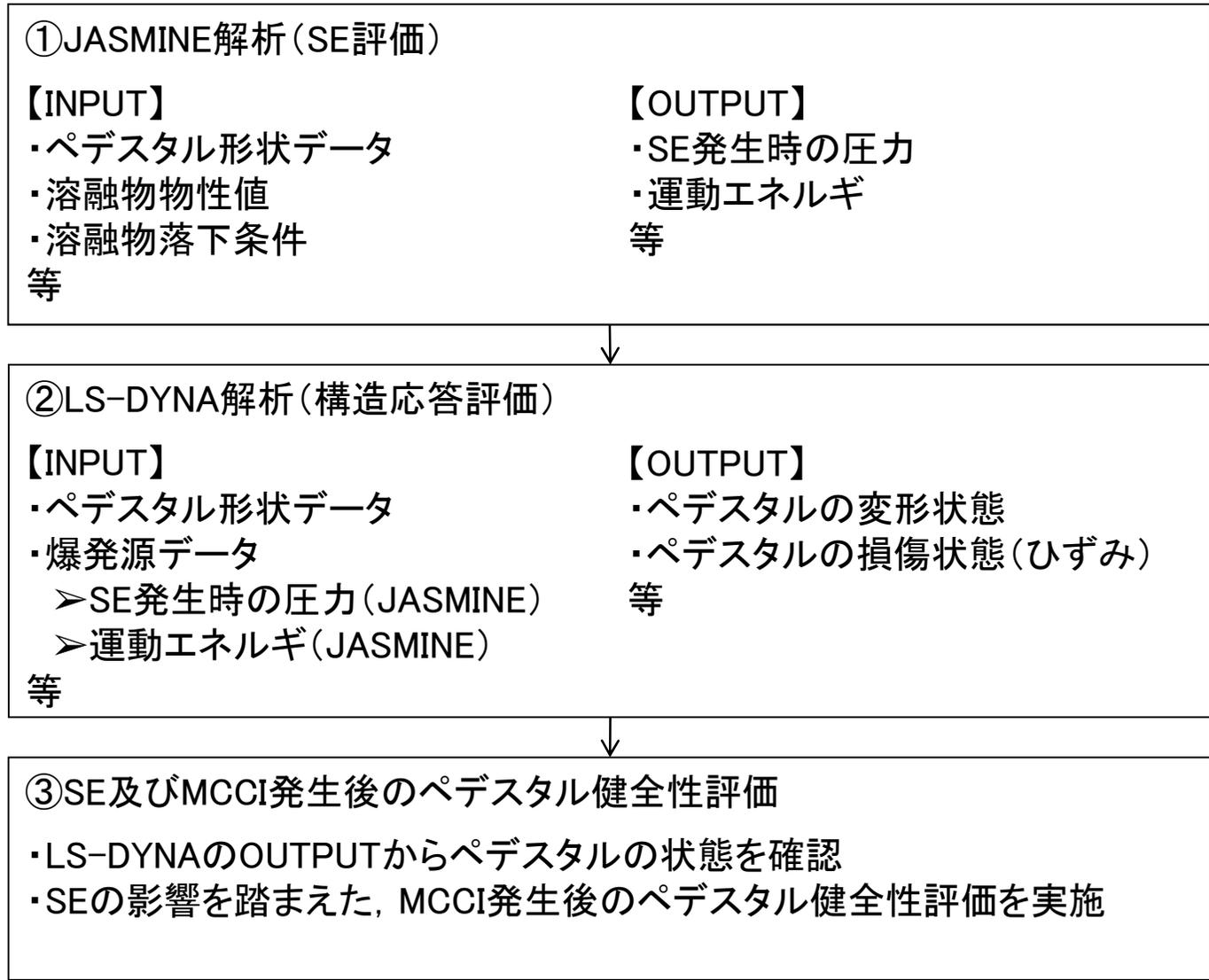
➤ その他波及的影響

- ・露出デブリの影響を考慮しても、格納容器健全性に影響を与えないことを確認した。

MCCIが発生した場合でも、RPV破損後のペDESTALに要求される機能は維持される

10. SEの発生を想定した場合の評価について(1/14)

(1) 評価の流れ



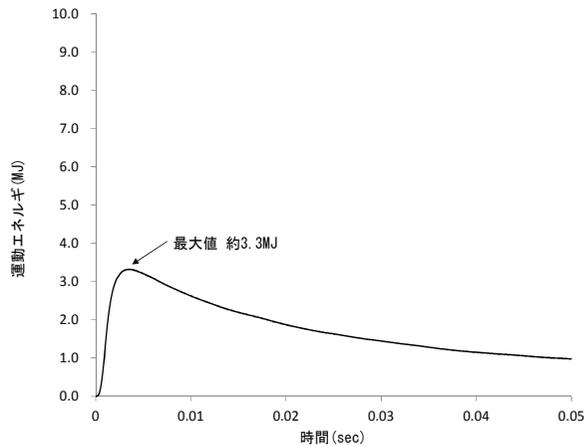
10. SEの発生を想定した場合の評価について(2/14)

(2) JASMINE解析の主要な入力条件

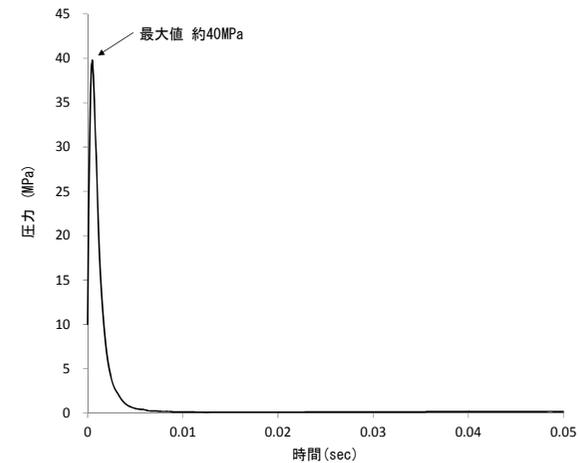
- JASMINE解析の入力条件は代表的な水蒸気爆発実験を最適に再現するために設定した入力値をベースとし、保守性も考慮した設定としている。(添付8)
- ペDESTAL水位は、運用値20cmを考慮し、評価上はSEの影響がより大きい1mと設定した。(添付9)

入力	値(定義)	備考
メルト放出速度		MAAP解析に基づくRPV破損時の溶融燃料流入速度の最大値を設定
メルト放出口径		RPV底部の貫通部で最も口径の大きいCRDチューブ径0.15mを保守的に丸めて <input type="text"/> を設定
ペDESTAL水深	1m	ペDESTAL水位制限対策より設置(排水管入口高さ:1m)
トリガリング位置	ペDESTAL中心, 底から0.2m	爆発に関与し得る融体の質量が最大に近く、爆発の強度が大きくなりやすい条件を設定
トリガリングタイミング	粗混合融体質量の 最初のピークとなる時刻	水蒸気爆発により発生する運動エネルギーが最も大きくなると考えられる条件として設定
粗混合時液滴径		大規模FCI実験結果(FARO,COTELS等)の粒径分布から代表粒子径として設定

(3) JASMINE解析の結果



流体運動エネルギーの時間的推移

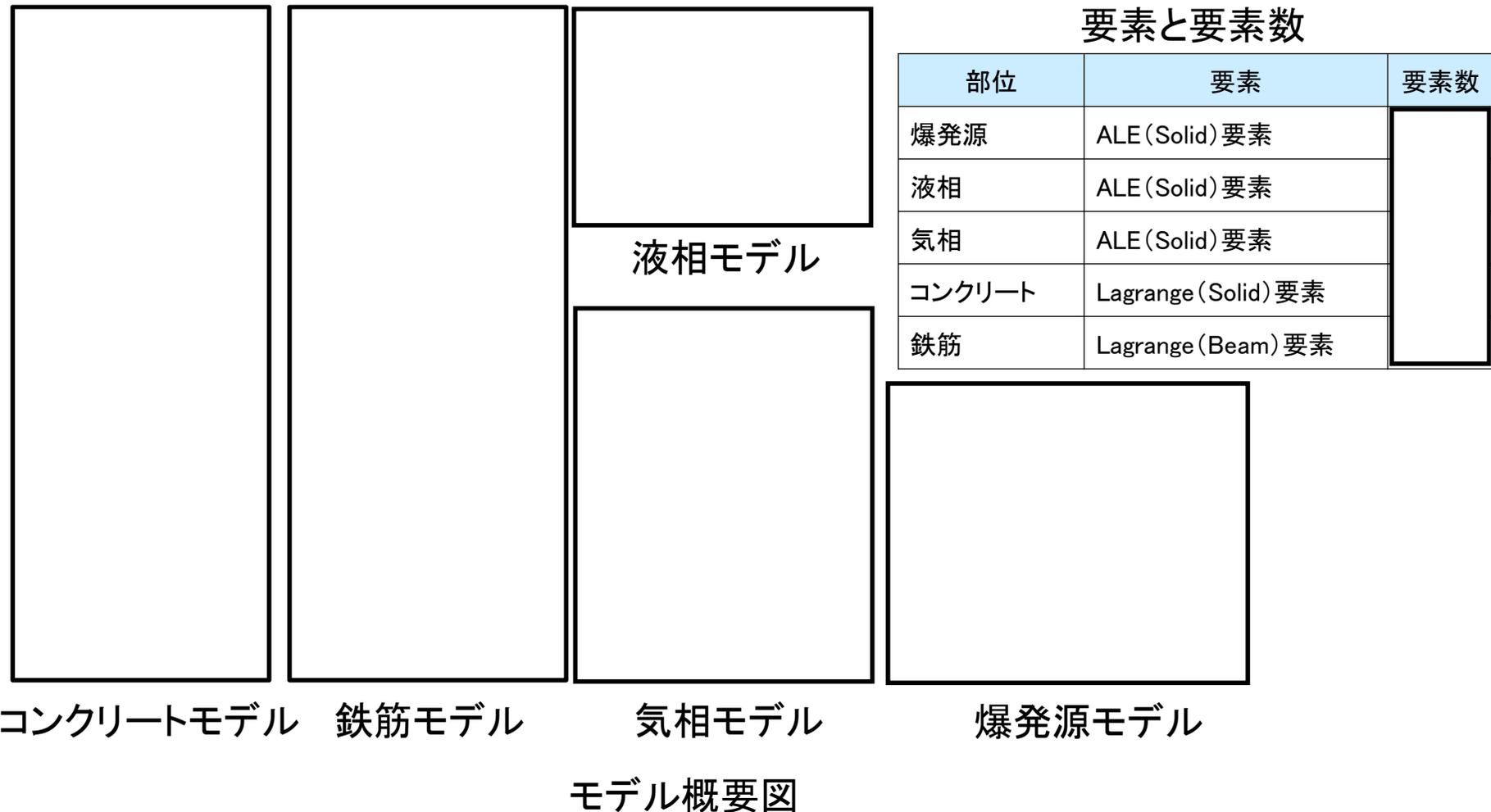


爆発源圧力の時間的推移

10. SEの発生を想定した場合の評価について(3/14)

(4)LS-DYNA解析モデル

- ペDESTALの支持機能評価のため、汎用有限解析コードLS-DYNAにより、コンクリートや鉄筋を三次元モデルを用いた1/2体系でモデル化(詳細は添付10参照)



10. SEの発生を想定した場合の評価について(4/14)

(5)爆発源の設定方法

- 爆発源モデルの設定方法は以下のとおり
 - 爆発源の初期形状
JASMINEコードでの爆発源仕様に基づき半径, 軸方向高さと設定
 - エネルギー及び圧力の設定
LS-DYNAコードの解析結果としての流体運動エネルギー及び爆発源圧力が, JASMIN Eコードの解析結果としての運動エネルギー及び爆発源圧力を包絡するよう調整

<input type="text"/>	<input type="text"/>	爆発源条件		
		項目	値	設定根拠
		初期半径	<input type="text"/>	JASMINEコードで模擬する爆発源仕様に基づき設定
		初期軸方向高さ		
最大圧力	<input type="text"/>	JASMINEコード解析結果を包絡するよう調整		
流体の運動エネルギー				

流体の運動エネルギー

爆発源の圧力

10. SEの発生を想定した場合の評価について(5/14)

(6) LS-DYNA解析によるSE時のペDESTAL構造評価

- 以下にSE時のペDESTAL構造評価項目を示す。

<SE時のペDESTAL構造評価項目>

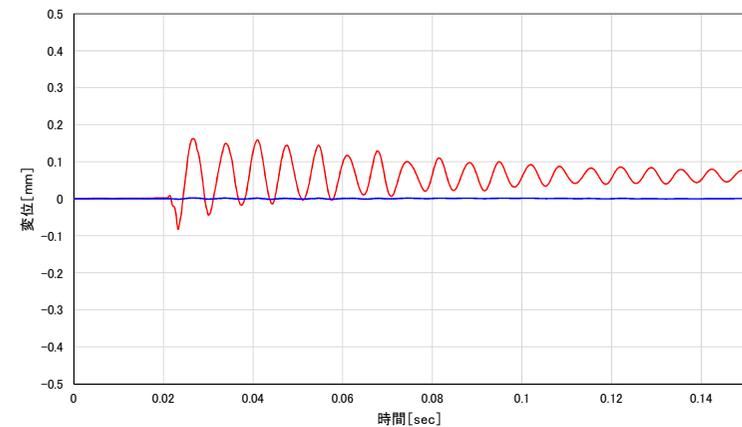
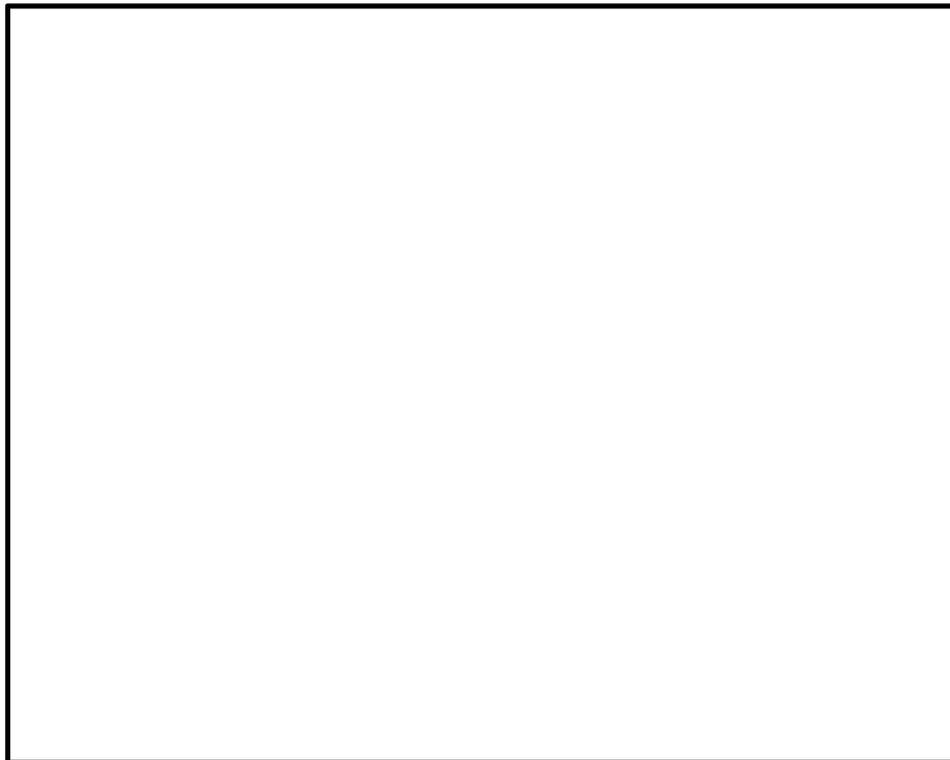
部位		評価項目	
RPV 支持機能 :側壁	コンクリート	変位	SEによる変位幅が時間とともに増大しない(SE後の進行性の崩壊がない)。
		せん断	発生するせん断応力度がせん断終局応力度を超えない。
		圧縮ひずみ	RPV支持機能に影響を及ぼす圧壊(最小主ひずみ0.003)が発生しない。
	鉄筋	引張	発生する軸ひずみは終局ひずみ(0.005)を超えない。
デブリ 保持機能 :床スラブ	コンクリート	変位	SEによる変位幅が時間とともに増大しない(進行性の崩壊がない)。
		せん断	発生するせん断応力がせん断終局応力度を超えない。
		圧縮ひずみ	デブリ保持機能に影響を及ぼす圧壊(最小主ひずみ0.003)が発生しない。
	鉄筋	引張	発生する軸ひずみは終局ひずみ(0.005)を超えない。

10. SEの発生を想定した場合の評価について(6/14)

(6) LS-DYNA解析によるSE時のペDESTAL構造評価

①ペDESTAL側壁の変位

- 以下にペDESTAL側壁部(内側)の変位の時刻歴を示す。
- 最大変位は約0.16mmにとどまり, 変位幅は増大しない(SE後の進行性の崩壊がない)。



— X方向変位 — Y方向変位

<変位時刻歴>

※:X方向変位…奥行方向の変位, Y方向変位…水平方向の変位

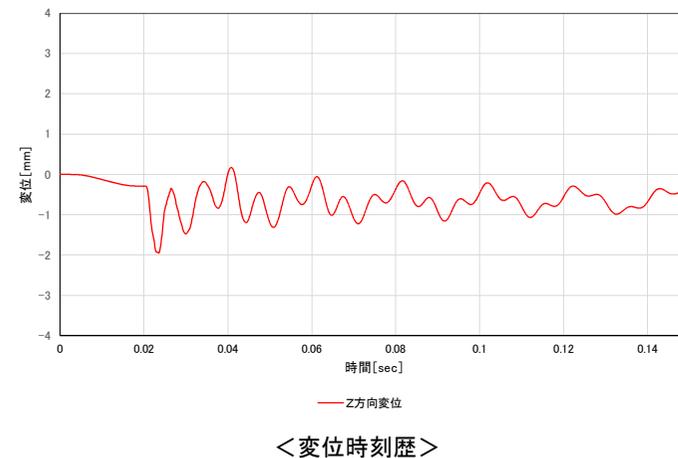
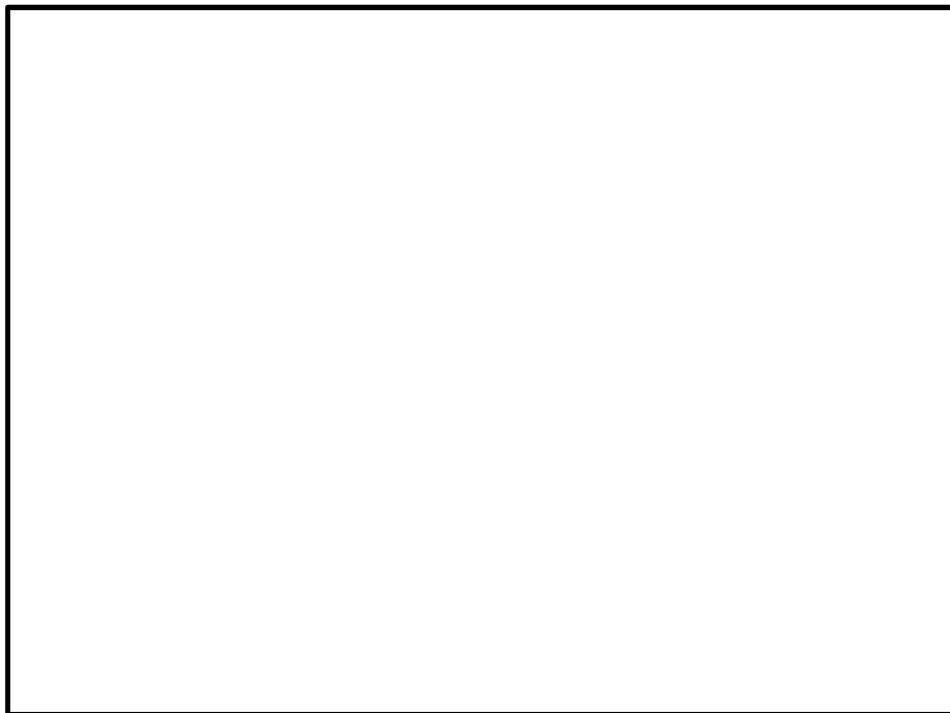
図 ペDESTAL側壁の変位量時刻歴

10. SEの発生を想定した場合の評価について(7/14)

(6) LS-DYNA解析によるSE時のペDESTAL構造評価

②ペDESTAL床スラブの変位(たわみ量)

- 以下にペDESTAL床スラブ(下面中心)における変位の時刻歴を示す。
- 最大変位は約2.0mmにとどまり、変位幅は増大しない(SE後の進行性の崩壊がない)。



※:Z方向変位…高さ方向の変位

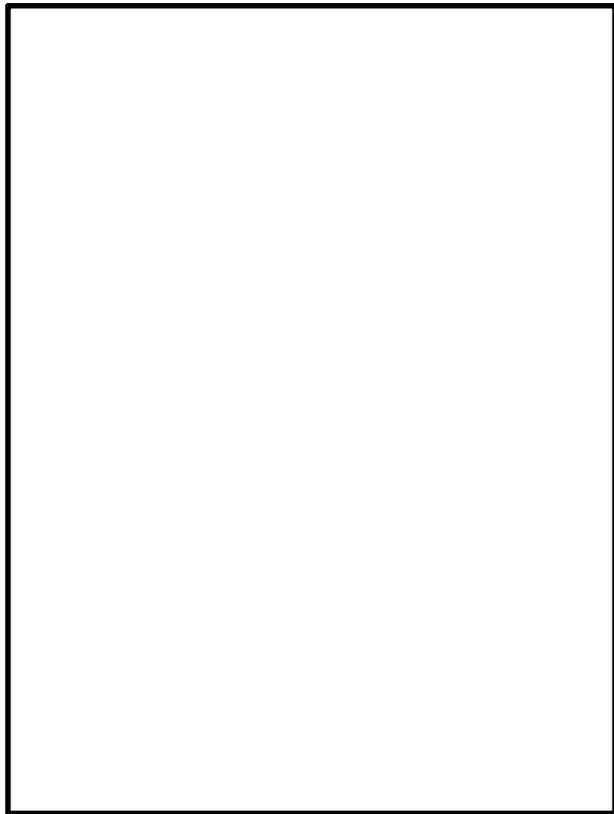
図 ペDESTAL床スラブの変位時刻歴

10. SEの発生を想定した場合の評価について(8/14)

(6) LS-DYNA解析によるSE時のペDESTAL構造評価

③ペDESTAL側壁の面外せん断

- 以下にペDESTAL側壁基部の面外せん断評価結果を示す。
- 発生するせん断応力度は短期許容応力度を下回ることから、終局せん断応力度を下回る。



箇所	発生応力度 [N/mm ²]	判断基準※ [N/mm ²]	判定
上部	1.00	1.07	可
下部	0.85	1.07	可

※:ここでは、保守的に鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説の短期許容応力度を用いる

図 ペDESTAL側壁の面外せん断評価結果

10. SEの発生を想定した場合の評価について(9/14)

(6) LS-DYNA解析によるSE時のペDESTAL構造評価

④ペDESTALコンクリートの圧縮ひずみ

- 以下にペDESTAL側壁及び床スラブのコンクリート圧壊評価結果を示す。
- 圧力作用面におけるひずみの判断基準0.003※を上回る箇所(図中赤色部)は、床スラブ上面の僅かな範囲にとどまる。また、側壁部には圧壊が生じていない。

※:コンクリート製原子炉格納容器規格(JSME S NE1-2003)荷重状態IVのコンクリートひずみ

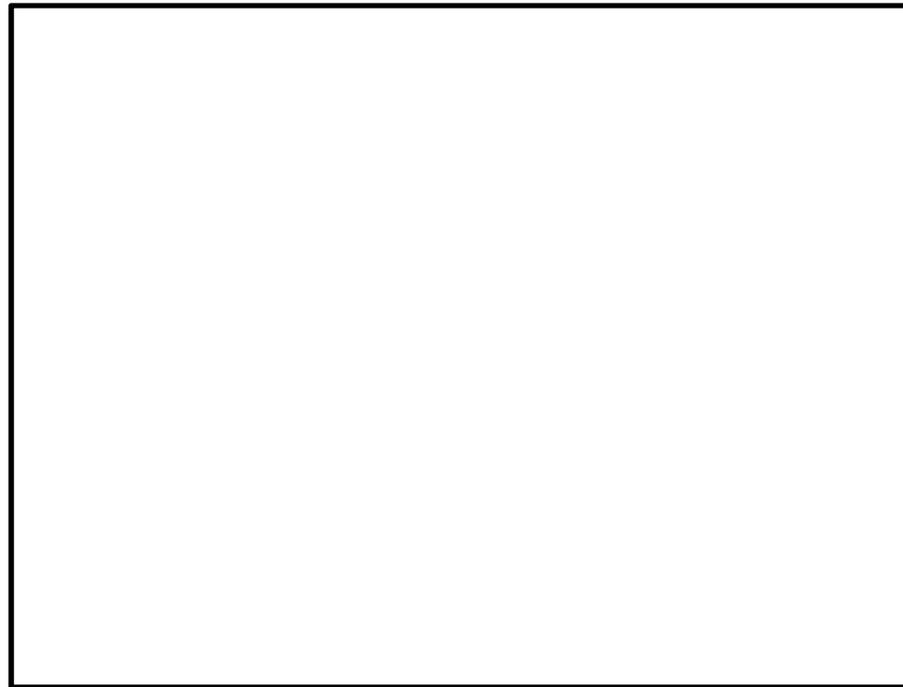


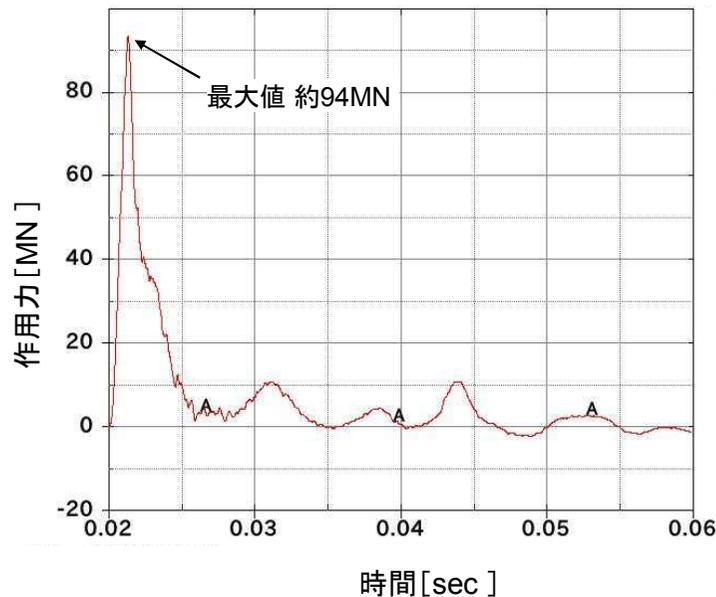
図 ペDESTALコンクリートの圧壊評価結果

10. SEの発生を想定した場合の評価について(10/14)

(6) LS-DYNA解析によるSE時のペDESTAL構造評価

⑤ペDESTAL床スラブの面外せん断

- 以下にペDESTAL床スラブの面外せん断評価結果を示す。
- ペDESTAL床スラブ全面に作用する力の最大値は約94MNであり、床スラブに対して発生するせん断応力度はせん断終局応力度を下回る。



箇所	発生応力度 [N/mm ²]	判断基準 [N/mm ²]	判定
床スラブ	2.70※1	3.09※2	可

※1: 床スラブ全面に作用する力をせん断断面積(約 $3.49 \times 10^7 \text{mm}^2$)で除して求めた面外せん断応力度

※2: 国交省ほか「建築物の構造関係技術基準解説書」に基づく終局せん断応力度に、ひずみ速度効果を考慮したコンクリート強度の増倍率を乗じた値(添付11参照)

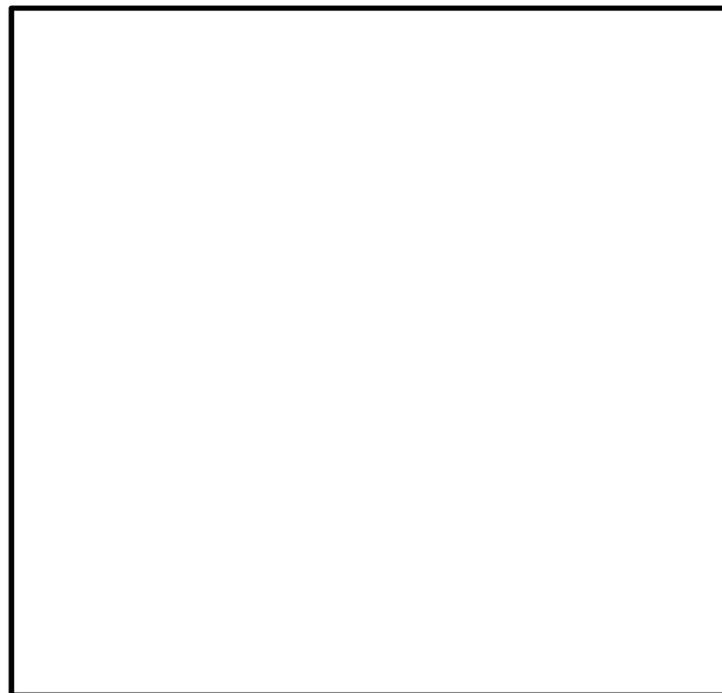
図 ペDESTAL床スラブの面外せん断評価結果

10. SEの発生を想定した場合の評価について(11/14)

(6) LS-DYNA解析によるSE時のペDESTAL構造評価

⑥ペDESTAL鉄筋の引張(軸ひずみ及び軸応力)

- 以下にペDESTAL鉄筋の軸ひずみ及び軸応力を示す。
- ペDESTAL側壁及び床スラブの鉄筋に発生する軸ひずみは終局ひずみ(荷重状態IV許容値)を下回る。また、軸応力は短期許容応力度を下回る。



<鉄筋の軸応力分布>

項目	解析結果	判断基準	判定
軸ひずみ	0.00036	0.005 ※1	可
軸応力	74.5N/mm ²	345N/mm ² ※2	可 (参考)

※1:コンクリート製原子炉格納容器規格(JSME S NE1-2003)荷重状態IVの許容値

※2:鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説の短期許容応力度

図 ペDESTAL鉄筋の軸ひずみ及び軸応力評価結果

10. SEの発生を想定した場合の評価について(12/14)

(6) LS-DYNA解析によるSE時のペDESTAL構造評価(まとめ)

- 以下にSE時のペDESTAL構造評価一覧を示す。

<SE時のペDESTAL構造評価一覧>

部位		項目	評価	判定	番号
RPV 支持機能 :側壁	コンクリート	変位	最大変位は約0.16mmにとどまり, 時間とともに変位幅は増大しない (進行性の崩壊がない)	可	①
		せん断	発生するせん断応力は短期許容応力度を下回ることから, 終局せん断応力度を下回る。	可	③
		圧縮ひずみ	側壁部に圧縮ひずみは生じず, RPV支持機能に影響を与えない	可	④
	鉄筋	引張	発生する軸応力は短期許容応力度を下回り, 軸ひずみは終局ひずみを下回る	可	⑥
デブリ 保持機能 :床スラブ	コンクリート	変位	最大変位は約2.0mmにとどまり, 時間とともに変位幅は増大しない (進行性の崩壊がない)	可	②
		せん断	発生するせん断応力は終局せん断応力度を下回る	可	⑤
		圧縮ひずみ	圧縮ひずみは床スラブ上面の僅かな範囲にとどまり, デブリ保持機能に影響を与えない	可	④
	鉄筋	引張	発生する軸応力は短期許容応力度を下回り, 軸ひずみは終局ひずみを下回る	可	⑥

SE発生を仮定してもRPV支持機能及びデブリ保持機能は維持される。

9. SEの発生を想定した場合の評価について(13/14)

(7) コリウムシールドへの影響について

① コリウムシールドの設置構造

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。



② コリウムシールド部材(ジルコニア)の強度

SEによって壁面及び床面にかかる圧力荷重を考慮しても、ジルコニアの圧縮強度を上回ることはなく、コリウムシールドの健全性は維持可能



床面荷重最大位置における圧力推移



壁面荷重最大位置における圧力推移

以上から、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

10. SEの発生を想定した場合の評価について(14/14)

(8)まとめ

- SE時のRPV支持機能について
 - ・SE時において、ペDESTAL側壁のコンクリートにおける変位・せん断・圧縮ひずみ及び鉄筋の引張の評価は判断基準を満足する。
⇒ペDESTAL側壁によるRPV支持機能は確保される

- SE時の床スラブでのデブリ保持機能について
 - ・SE時において、ペDESTAL側壁のコンクリートにおける変位・せん断・圧縮ひずみ及び鉄筋の引張の評価は判断基準を満足する。
⇒床スラブでのデブリ保持機能は確保される

- コリウムシールドへの影響
 - ・SE時において、MCCI時の浸食防止・熱的影響緩和のために必要なコリウムシールドは健全性は維持され、SE後もその機能に期待することができる。

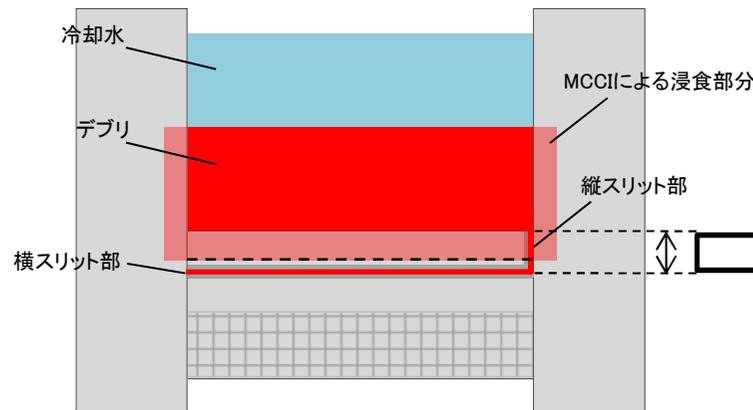
SEが発生した場合でも、RPV破損後のペDESTALに要求される機能は維持される

添付3

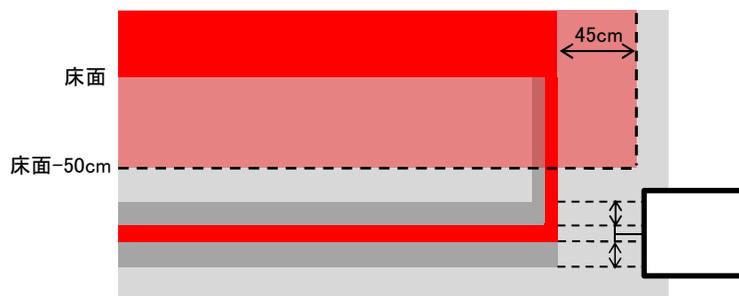
デブリからの熱影響評価方法について

1. 温度評価のモデル

- デブリの初期保有熱量及び崩壊熱を考慮した床スラブでの熱伝導解析を行い、ペDESTAL側壁及び床スラブの温度挙動並びにスリット内で凝固したデブリが再溶融しないことを確認
- 熱伝導解析は、床スラブを二次元モデル化したFEM解析により実施



(a) 全体概要図



(b) スリット部拡大図

二次元体系における非定常熱伝導の支配方程式は、次式で与えられる。

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

$$\left[\begin{array}{l} T : \text{温度}, \rho : \text{密度}, c : \text{比熱}, k_x, k_y : \text{x方向及びy方向の熱伝導率}, \\ Q : \text{物体の内部発熱量} \end{array} \right]$$

評価においては、解析体系を縦横のメッシュで区切り、上式に基づく二次元の有限要素法により各部の温度変化を計算。

2. 温度評価の条件

- ▶ ペDESTALのコンクリート浸食量は、コンクリートが浸食されない場合※¹（ベースケース）と、浸食が大きくなる場合※²（保守的ケース）の2通りとし、浸食部は初めから存在しない（浸食されている）ものと想定
- ▶ スリット内デブリの温度が高くなるよう崩壊熱を厳しくする観点から、いずれもLOCAシーケンスを選定

※¹: デブリから水への熱流束800kW/m² (圧力依存あり)

※²: デブリから水への熱流束800kW/m² (圧力依存なし)

<評価条件>

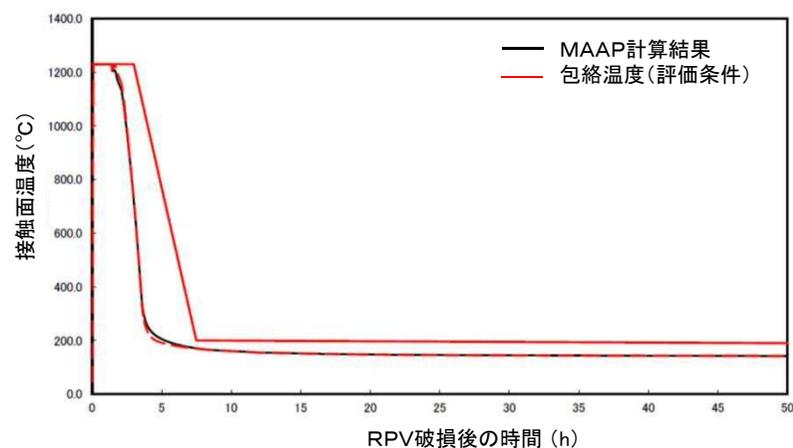
項目	値	備考
デブリ密度		MAAP計算結果(暫定) (RPV破損時の値)
デブリ熱伝導率		
デブリ比熱		
デブリ溶融潜熱		
デブリ内部発熱密度	右図参照	ANSI/ANS-5.1-1979 希ガス・揮発性FPIによる減衰を考慮
鋼材密度	温度依存	伝熱工学資料 (SUS304の値)
鋼材熱伝導率		
鋼材比熱		
コンクリート密度	2345 kg/m ³	鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 (2010)
コンクリート熱伝導率	温度依存	Eurocodeより
コンクリート比熱		
スリット内デブリ初期温度		RPV破損時の溶融デブリ温度 <input type="text"/> ; MAAP計算結果(暫定))に対し、保守的に液相線温度を設定
ペDESTAL周辺雰囲気温度	次項参照	MAAP計算結果を包絡する温度変化 曲線を設定
ペDESTAL-デブリ接触面温度		



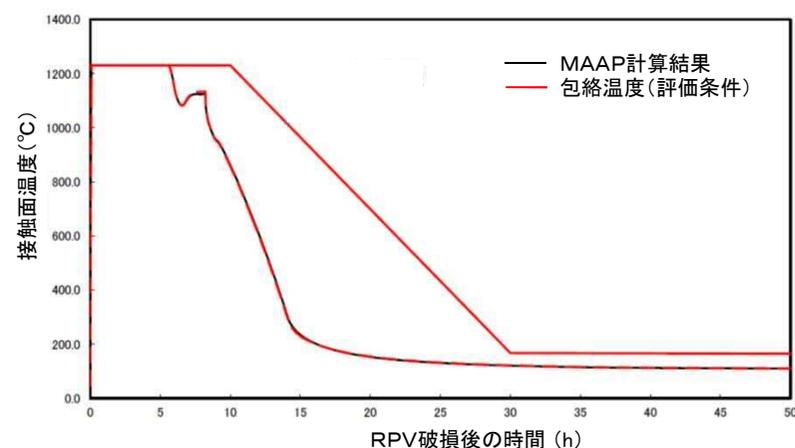
デブリ内部発熱密度の推移

2. 温度評価の条件

- ペDESTAL周辺の雰囲気温度は、MAAP計算結果を包絡する温度変化を入力
- ペDESTALとデブリの接触面温度は、ベース及び保守的ケースそれぞれのMAAP計算結果を包絡する温度変化を入力(下図)



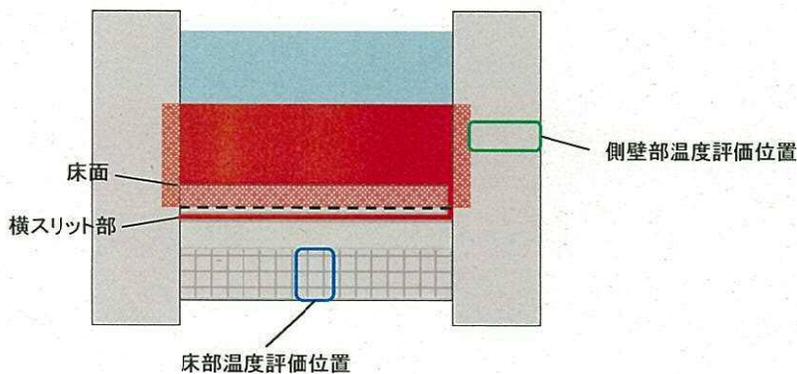
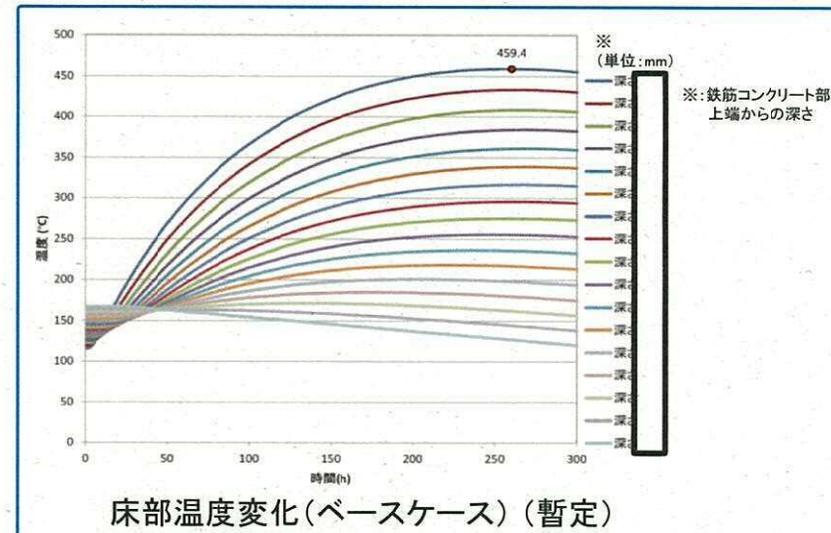
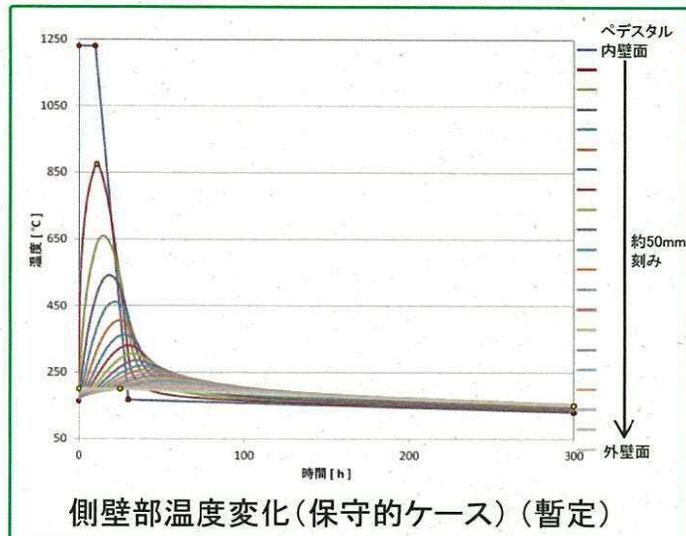
ペDESTALーデブリ接触面温度の推移(ベースケース)



ペDESTALーデブリ接触面温度の推移(保守的ケース)

3. 温度評価の結果

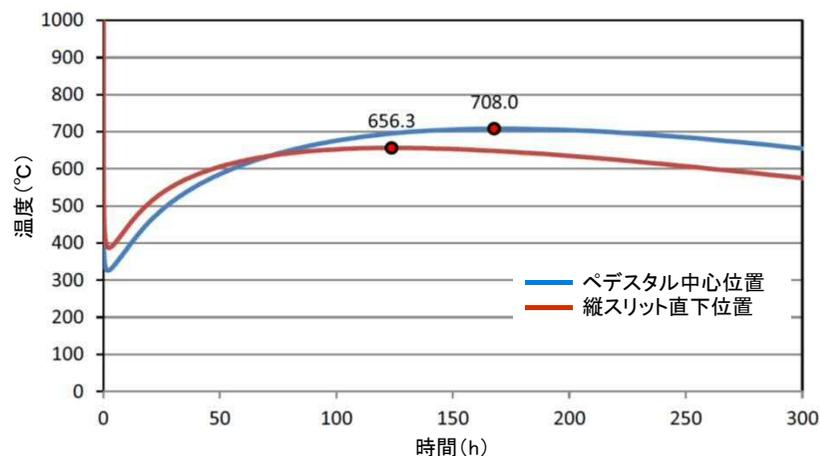
▶ペDESTAL側壁及び床スラブの温度評価結果は、下図のとおり



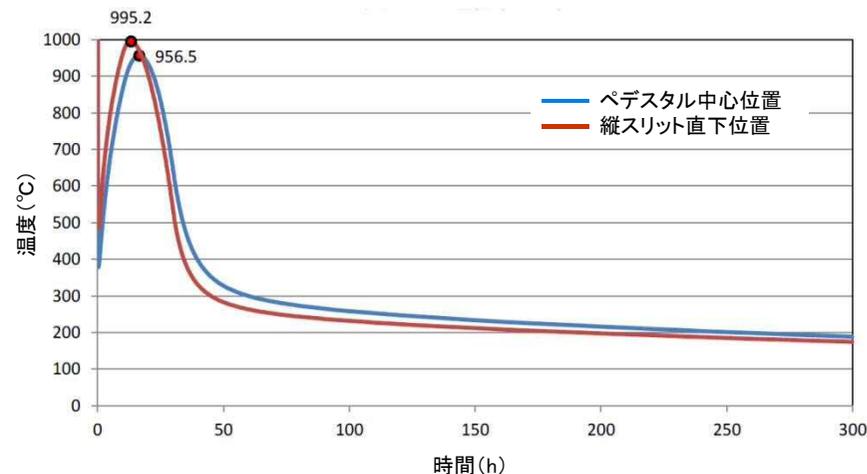
- ペDESTAL側壁の温度評価は、健全な壁厚を小さくする観点から、保守的に45cm浸食条件(側壁の浸食量は42cm)にて評価
- 床スラブの温度評価は、鉄筋コンクリート部の温度を厳しくする観点から、0cm浸食条件にて評価
- コンクリート浸食量が小さいと、スリット内デブリから冷却水への崩壊熱の除熱が進みにくく、鉄筋コンクリート部の温度が高くなる傾向

3. 温度評価の結果

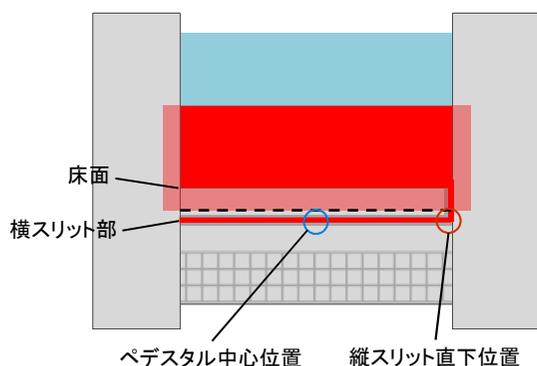
- 横スリット内デブリの最高温度は、ベースケースで約708°C(暫定)、保守的ケースで約995°C(暫定)であり、スリット内で凝固したデブリは再溶融に至らないことを確認



横スリット内デブリの温度変化(ベースケース) (暫定)



横スリット内デブリの温度変化(保守的ケース) (暫定)



- コンクリート浸食量が小さいと、床スラブ上の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、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、スリット内デブリの崩壊熱が蓄熱しやすく、長期にわたり温度が高く推移
- コンクリート浸食量が大きいと、ペDESTAL床上の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、デブリのクエンチ後は、床面方向への熱移行により、比較的短時間で温度が低下

添付4

ペDESTアル側壁のRPV支持に必要な壁厚の 評価方法について

必要壁厚の評価方法

- ・ペデスタルは、図1に示すとおり原子炉圧力容器及び遮へい壁を支持する構造物である。
- ・これらを支持するために必要となるペデスタルの最小壁厚について、図2に示す3次元FEMモデルによる自重を考慮した静的解析を行い、ペデスタル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。

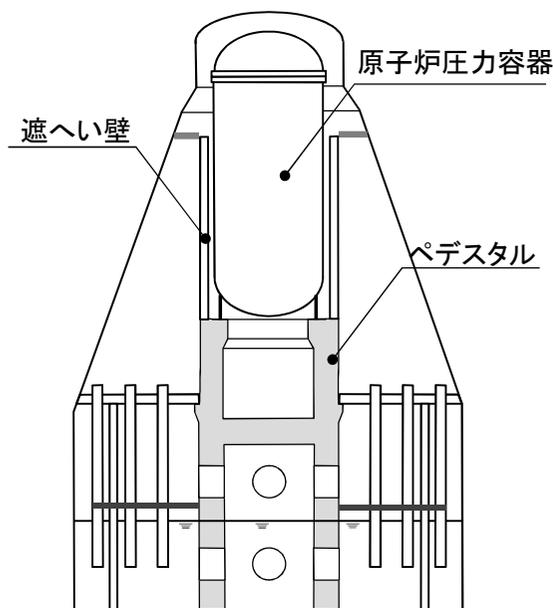


図1 ペデスタル等配置図

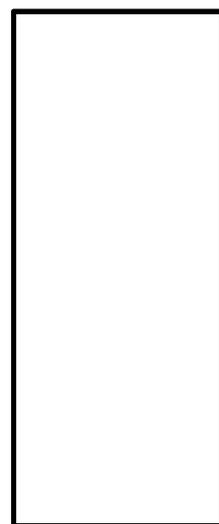


図2 3次元FEMモデル図

項目	内容
解析モデル	・3次元FEMモデル ・シェル要素
解析コード	NASTRAN
重量模擬	・原子炉圧力容器 (健全状態) ・遮へい壁

表1 必要壁厚の算定結果

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

・日本建築学会「鉄筋コンクリート構造計算規準」の耐力式を用いて、発生荷重、短期許容応力度等から必要壁厚を算出した。

$$Q = b \cdot j \cdot f_s$$

Q: 発生荷重

b: 部材の有効幅

j: 柱の応力中心間距離

$$j = d \times 7/8$$

d: 必要壁厚

f_s: 短期許容応力度(せん断)

・ここでは保守的に鉄筋を未考慮及び短期許容応力度に対する評価を実施した。

添付5

デブリ等の重量保持に必要な鉄筋量
及び床スラブ厚さの評価方法について

1. 荷重条件について

(1) 床スラブにかかる荷重について

➤ 床スラブ積載荷重: $4.17 \times 10^3 \text{kN}$

デブリ、冷却水及びペDESTAL内構造物等の総重量に保守性を考慮した重量(425ton)より、
床スラブ積載荷重 = $425 \times 9.8 \doteq 4.17 \times 10^3 \text{kN}$

➤ 床スラブ自重: $1.30 \times 10^3 \text{kN}$

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、
床スラブ自重による荷重 = $53.85 \times 24 \doteq 1.30 \times 10^3 \text{kN}$

(2) 必要な鉄筋量及び床スラブ厚さの計算に用いる荷重について

➤ せん断荷重(Q)

$$Q = 4.17 \times 10^3 + 1.30 \times 10^3 = 5.47 \times 10^3 \text{kN}$$

➤ 分布荷重(p)

ペDESTAL床面積は約 m^2 より

$$p = (5.47 \times 10^3) / \text{} \doteq \text{} \text{kN}/\text{m}^2$$

2. 必要床スラブ厚さについて

(1) 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。

$$\text{必要せん断面積} A = Q / f_s = (5.47 \times 10^3 \times 10^3) / 1.06 \doteq 5.16 \times 10^6 \text{ mm}^2$$

f_s : 日本建築学会「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」に基づくコンクリートの短期許容せん断応力度※ = 1.06 N/mm²

$$\text{必要床スラブ厚さ} = A / 2 \pi a = 5.16 \times 10^6 / (2 \pi \times \boxed{}) \doteq \boxed{}$$

$$a: \text{床スラブ半径} = \boxed{}$$

※: ここでは短期許容応力度を用いることにより保守的に評価を実施

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		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。

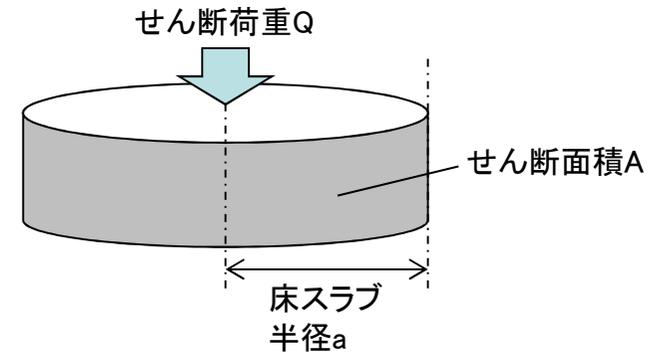


図1 鉄筋の許容応力度(日本建築学会「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」抜粋)

F_c : コンクリートの設計基準強度 約22.1 (N/mm²)

3. 必要鉄筋量について

(1) 曲げ応力による必要鉄筋量

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)は次のとおり算出される。

$$M = (3 + \nu) p \cdot a^2 / 16$$

$$= (3 + 0.2) \times \square \times \square^2 / 16 = \square \text{ kN} \cdot \text{m} / \text{m}$$

※: 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

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面の応力分布	たわみ w , w_{\max} および応力 σ , σ_{\max}
1	<p>円板, 周辺単純支持, 等分布荷重</p>	$w = \frac{p a^4}{64 D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right) \left(\frac{5 + \nu}{1 + \nu} - \frac{r^2}{a^2} \right)$ $w_{\max} = (w)_{r=0} = \frac{(5 + \nu) p a^4}{64 (1 + \nu) D} = 0.696 \frac{p a^4}{E h^3}^*$ $\sigma_r = \mp \frac{3 p a^2}{8 h^2} (3 + \nu) \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right)$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3 p a^2}{8 h^2} \left\{ (3 + \nu) - (1 + 3 \nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_{\max} = (\sigma_r)_{r=0} = (\sigma_\theta)_{r=0} = \mp \frac{3(3 + \nu) p a^2}{8 h^2} = \mp 1.24 \frac{p a^2}{h^2}^*$
2	<p>円板, 周辺固定, 等分布荷重</p>	$w = \frac{p a^4}{64 D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right)^2$ $w_{\max} = (w)_{r=0} = \frac{p a^4}{64 D} = 0.171 \frac{p a^4}{E h^3}^*$ $\sigma_r = \mp \frac{3 p a^2}{8 h^2} \left\{ (1 + \nu) - (3 + \nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3 p a^2}{8 h^2} \left\{ (1 + \nu) - (1 + 3 \nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_{\max} = (\sigma_r)_{r=a} = \pm \frac{3 p a^2}{4 h^2} = \pm 0.750 \frac{p a^2}{h^2}$

Mmax = $\sigma_{\max} \cdot Z$
 断面係数 $Z = h^2 / 6$ のため,
 $M_{\max} = \left\{ \frac{3(3 + \nu) p \cdot a^2}{8 h^2} \right\} \times \left\{ \frac{h^2}{6} \right\}$
 $= (3 + \nu) p \cdot a^2 / 16$
 p: 分布荷重
 a: 床スラブ半径 (\square)
 ν : ポアソン比 (0.2)

図2 等分布荷重を受ける円板の応力計算式(機械工学便覧 基礎編a3 材料力学を参考)

3. 必要鉄筋量について

前頁で求め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は次のとおり算出される。

$$\text{必要鉄筋量} = M / (\sigma_y \cdot d) = (\text{ } \times 10^6) / (379.5 \times \text{ }) = \text{ } \text{mm}^2$$

σ_y : 鉄筋の降伏強度の1.1倍※1 = $1.1 \times 345 = 379.5 \text{N/mm}^2$

d: 床スラブの有効せい※2 = $\text{ } \text{mm}$

※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JIS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

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。

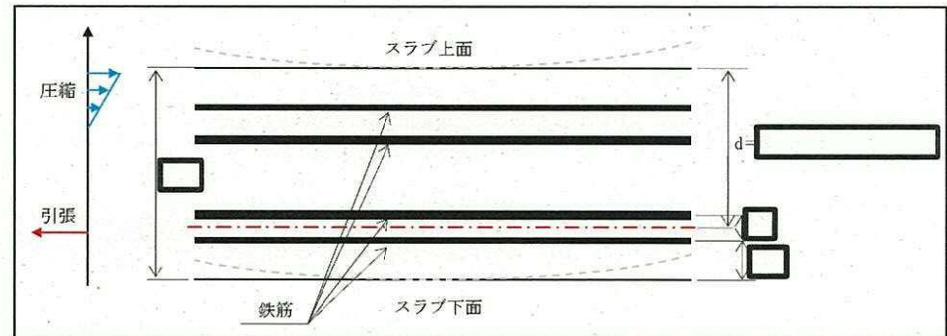


図4 断面の有効せいdの考え方

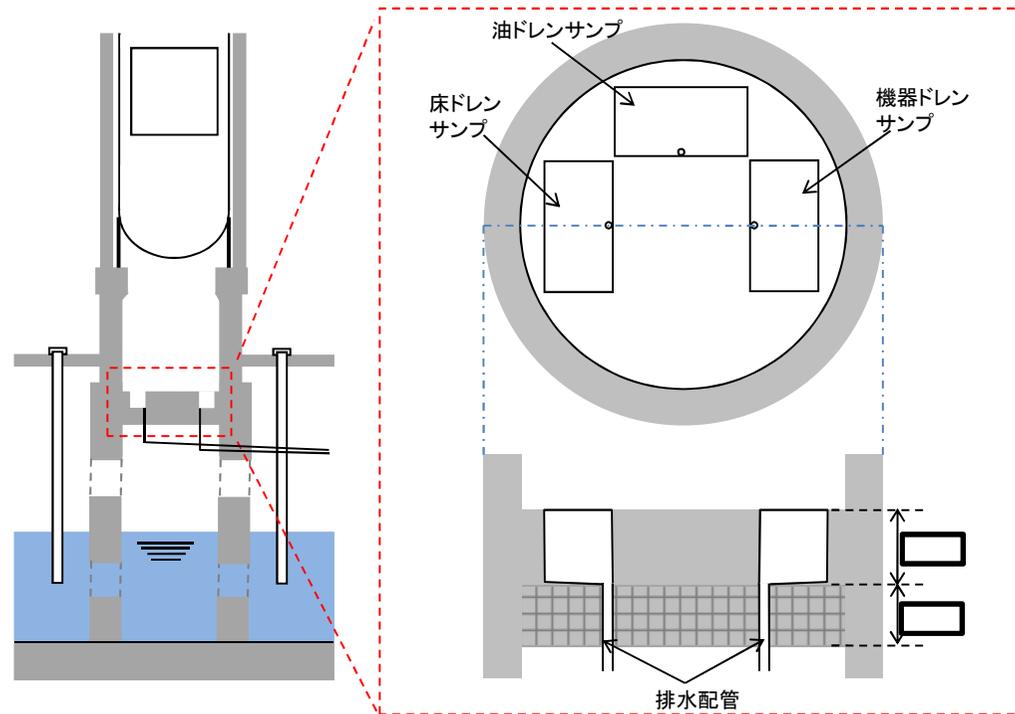
図3 鉄筋の許容応力度(日本建築学会「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」抜粋)

添付6

床スラブの横スリット内デブリ凝固評価の 詳細について

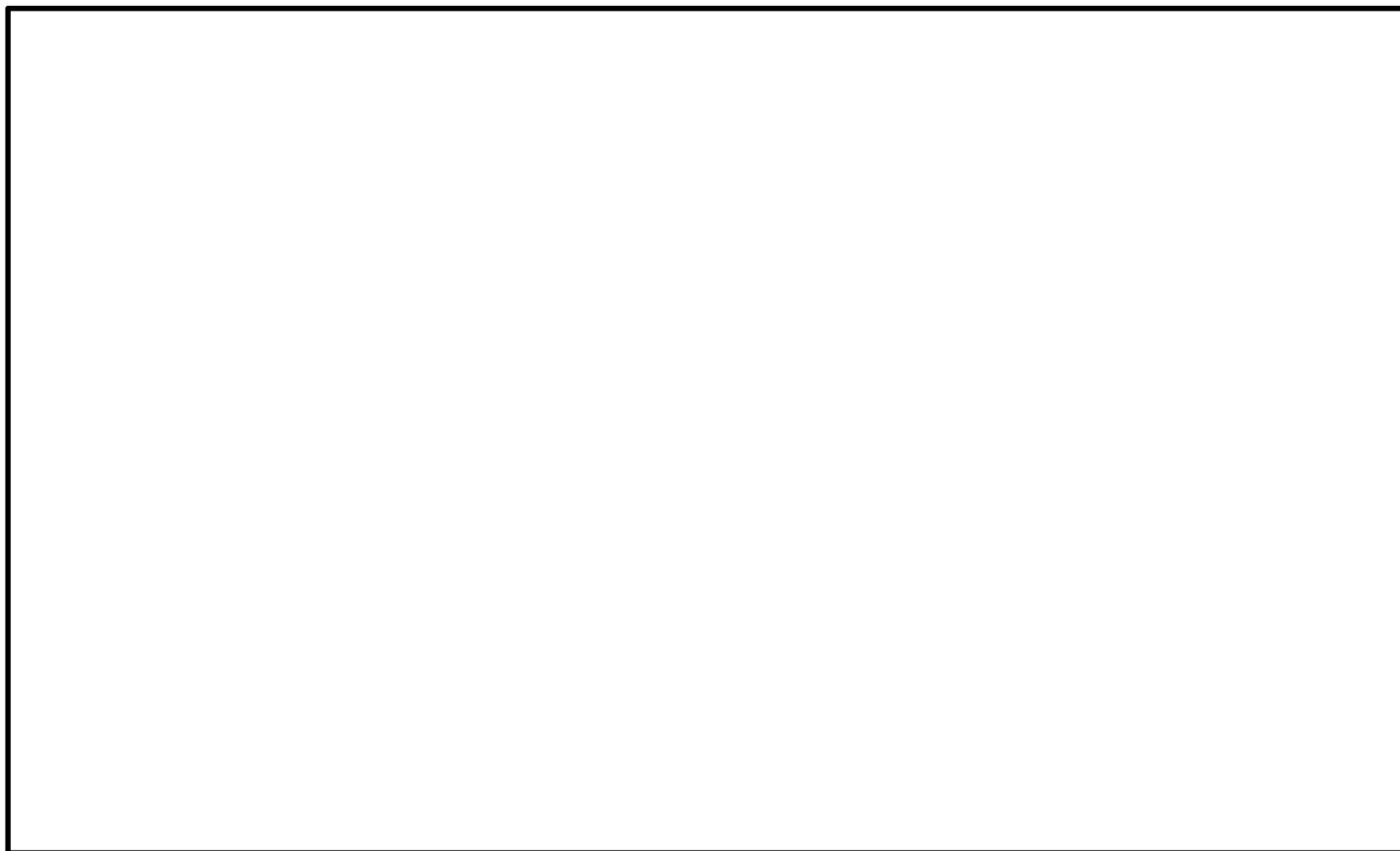
1. はじめに

- 現状の床スラブには、下図のように矩形のドレンサンプが設置されており、デブリが流入した場合に局所的なコンクリート浸食が生じる恐れがあるため、MCCI対策として床スラブの構造を変更する計画としている。



2. 床スラブの形状変更(MCCI対策)

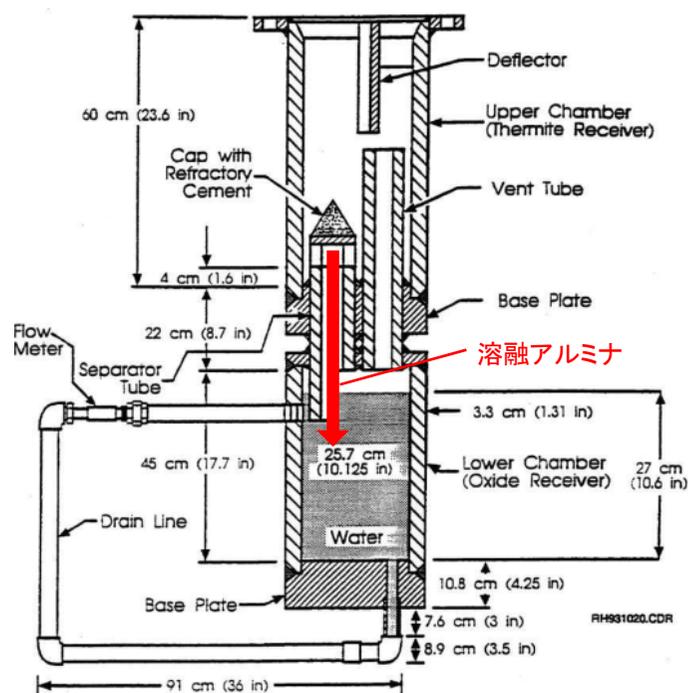
- ▶ サンプからの排水流路は、厚さ□、幅□のスリット状とし、コンクリート浸食を受けない深さまで通じる縦方向流路(縦スリット)と、溶融デブリを凝固させる横方向流路(横スリット)を介し、既設の排水配管へ接続する構成とする。
- ▶ RPV破損時には、ペDESTAL内の水により排水流路は水で満たされており、下流側はPCV隔離弁により閉塞した状態となるため、デブリの流入は限定的と考えられる。



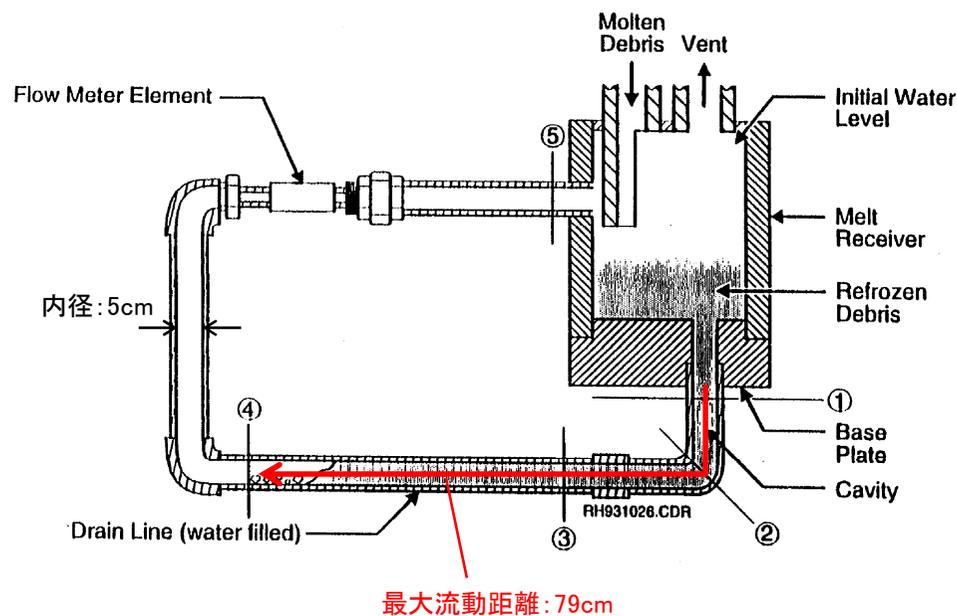
3. 溶融デブリの排水流路内での凝固評価

(1) 既往の試験結果に基づく評価

- EPRIによるアルミナを内径5cmの配管に流入させた試験¹⁾では、流動距離は最大で79cm
- 配管内でのアルミナの流速は、実験データより最大約0.2m/sと推定されており、ベルヌーイ則より得られる流速より1~2桁小さい結果
- 配管内の水の存在が、溶融物の流入挙動に大きく影響を与えたものと推定されている。



<EPRI試験装置>



<試験結果>

1) EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994

3. 溶融デブリの排水流路内での凝固評価

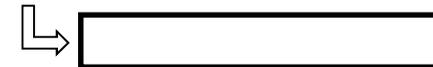
(1) 既往の試験結果に基づく評価

- EPRI試験と東海第二の条件を比較し、各種溶融物条件・流路条件から、流動への影響を総合的に評価

＜EPRI試験と東海第二での条件比較＞

項目		EPRI試験※1	東海第二※2	流動距離への影響の比較		備考		
溶融物条件	溶融物	アルミナ	デブリ	凝固までに必要な除熱量は同等程度。		アルミナは溶融潜熱のみ、デブリは潜熱に加え液相線温度から固相線温度までの顕熱を考慮。		
	融点	2047 °C						
	密度	3800 kg/m ³						
	比熱	1300 J/kgK						
	溶融潜熱	1.16 MJ/kg						
	凝固までの放出熱量(体積当たり)	4410 MJ/m ³						
	熱伝導率	7.5 W/mK					デブリの方が熱伝導率が大きく、冷却が進みやすい。	—
	動粘度	7.89 × 10 ⁻⁷ m ² /s					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)	流速が速いと対流熱伝達が大きくなり除熱が速くなるため、実際には流動距離は単純に線形には増加しない。
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、除熱が進みやすい。		—		
	流路内径	5 cm						

※1: 文献1)記載値, ※2: MAAP計算結果等(暫定)(TQUVシーケンス)



＜評価結果＞

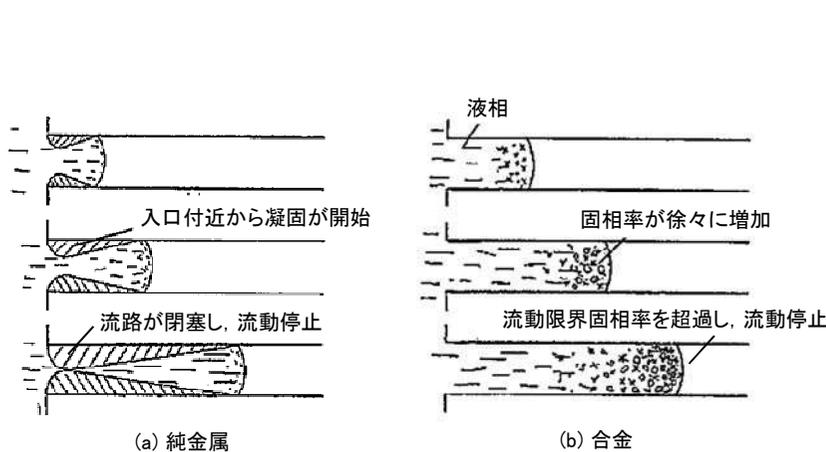
- 総合的な流動距離への影響は同程度であり、東海第二のスリット条件でもEPRI試験結果の流動距離(79cm)と大きな相違は生じないと考えられる。

1) EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994

3. 溶融デブリの排水流路内での凝固評価

(2) 流路内での溶融金属の凝固評価モデル

- 純金属のように液相線温度と固相線温度に差がない融体では、流路の入口付近において冷却され凝固したクラストが成長し、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幅のある合金等では、溶融物の先端から冷却に伴い固相率が増加し、ある固相率(流動限界固相率)から粘性が急激に大きくなることで流動が停止する。
⇒ 溶融デブリは液相線・固相線温度に差があり、こちらに該当。
- 合金の凝固挙動を対象とした評価モデルとして、Flemingsのモデル¹⁾がある。



< 溶融金属の凝固挙動の概念図 >

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

溶融物を流動停止させるための除熱量

周辺構造材への除熱率

チョーキングレンジ※を反映する係数

※: 溶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

L_{freeze} : 流動距離 (m), A : 流路断面積 (m^2), ρ : 溶融デブリ密度 (kg/m^3),
 v : 溶融デブリ流速 (m/s), f_c : 流動限界固相率 (-), H_f : 溶融デブリ溶融潜熱 (J/kg),
 C_p : 溶融デブリ比熱 (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 : 溶融デブリ温度 (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)

< Flemingsモデルの評価式 >

1) M.C.Fleming et al., An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys⁷, AFS Transactions, vol.69, 1961

3. 溶融デブリの排水流路内での凝固評価

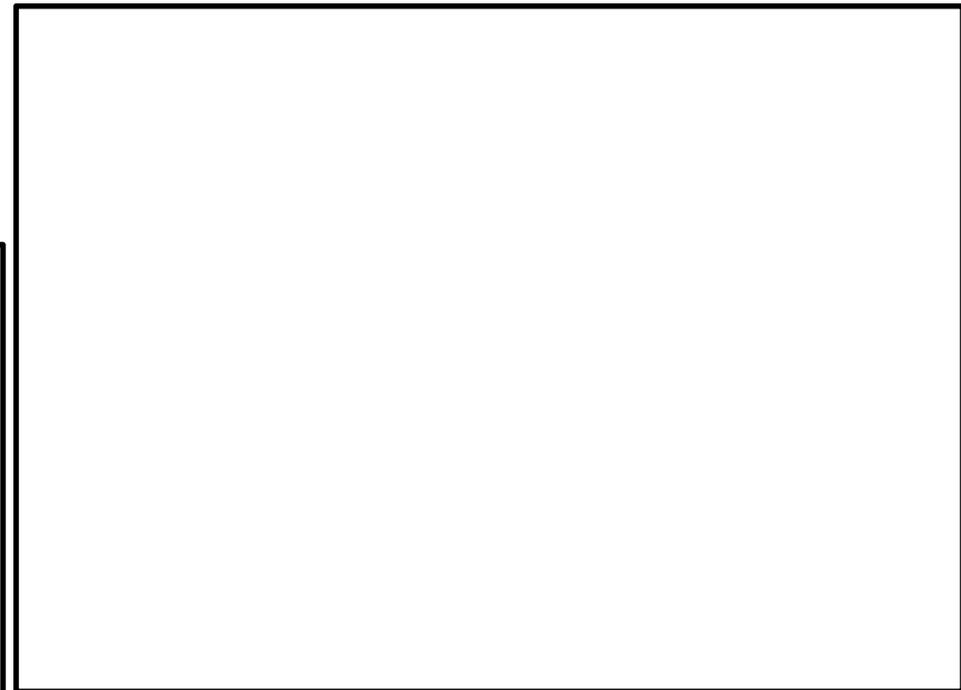
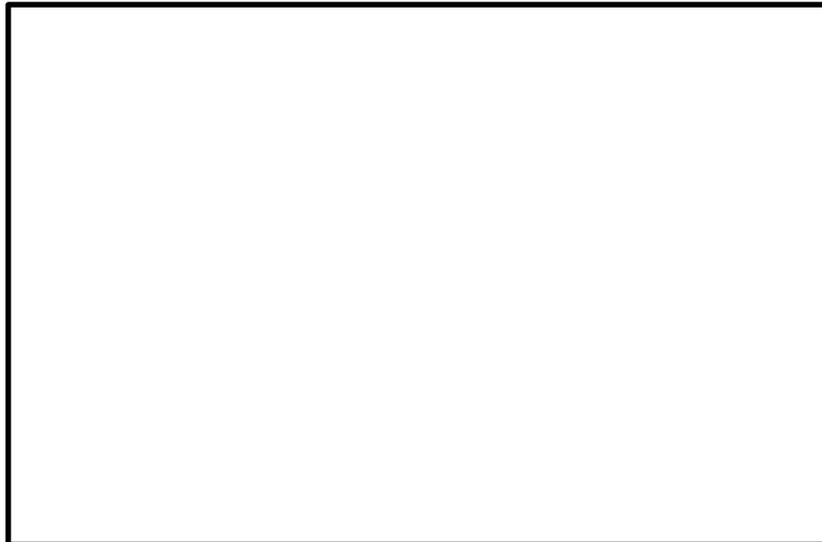
(3) 溶融金属の流路内での凝固モデルによる評価

- Flemingsモデルの評価式をもとに、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
- 溶融デブリ流速と流動停止までの除熱時間との積より流動距離を計算

Flemingsモデル評価式

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

↓ 温度変化による影響を考慮



3. 溶融デブリの排水流路内での凝固評価

(3) 溶融金属の流路内での凝固モデルによる評価

- 溶融デブリからスリットへの熱伝達率は、Sleicher-Rouseの式¹⁾より求まるヌセルト数を用いて、以下のように算出

熱伝達率

$$h = \frac{k}{d_e} Nu$$

Sleicher-Rouseの式

$$Nu_m = 5 + 0.015 Re_f^a Pr_w^b \quad (10^4 < Re < 10^6, 0.1 < Pr < 10^4)$$
$$\begin{cases} a = 0.88 - 0.24/(4 + Pr_w) \\ b = 1/3 + 0.5 \exp(-0.6 Pr_w) \end{cases}$$

$$\left(\begin{array}{l} h : \text{熱伝達率 (W/m}^2\text{K)}, k : \text{溶融デブリ熱伝導率 (W/mK)}, d_e : \text{水力等価直径 (m)}, \\ Nu : \text{ヌセルト数 (-)}, Re : \text{レイノルズ数 (-)}, Pr : \text{プラントル数 (-)} \end{array} \right)$$

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。

- ・溶融デブリの流動距離評価条件において, であり, Sleicher-Rouseの式の適用範囲内である。
- ・Sleicher-Rouseの式は円管流路を対象としたものであるが, 円管流路の方が東海第二のようなスリット状流路よりもヌセルト数は小さくなる¹⁾ため, 熱伝達率は小さくなり流動距離は保守的に長めに評価される。

- また, 構造材温度については, 下記の半無限物体における接触面温度の計算式を用いて, 溶融デブリ先端と接触した瞬間の構造材の温度上昇を考慮

$$T_w = \frac{T_d \sqrt{\rho C_p k} + T_{w0} \sqrt{\rho_w C_{pw} k_w}}{\sqrt{\rho C_p k} + \sqrt{\rho_w C_{pw} k_w}} \quad \left(\begin{array}{l} T_d, \rho, C_p, k : \text{溶融デブリの温度 (K), 密度 (kg/m}^3\text{), 比熱 (J/kgK), 熱伝導率 (W/mK)} \\ T_{w0}, \rho_w, C_{pw}, k_w : \text{構造材の初期温度 (K), 密度 (kg/m}^3\text{), 比熱 (J/kgK), 熱伝導率 (W/mK)} \end{array} \right)$$

- ・溶融デブリの先端が同じ場所で構造材と接するのはごく短時間であり, 溶融デブリからの熱影響はSUS部の端部まで到達しないため, 溶融デブリ凝固評価時には構造材を半無限平板として扱うことが可能

1) 日本機械学会, 伝熱工学資料 第4版, 1986

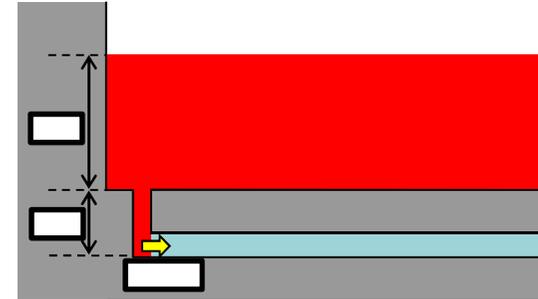
3. 溶融デブリの排水流路内での凝固評価

(3) 溶融金属の流路内での凝固モデルによる評価

<評価条件>

項目	値	備考	
溶融デブリ物性	液相線温度	MAAP計算結果(暫定) (RPV破損時の値) ※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等の観点から、TQUVシーケンスの値を使用	
	固相線温度		
	密度		
	熱伝導率		
	比熱		
	溶融潜熱		
	粘性係数		0.004 Pa・s
構造材物性	密度	伝熱工学資料 (SUS304@400Kの値)	
	熱伝導率		
	比熱		
初期温度条件	溶融デブリ初期温度	RPV破損時の溶融デブリ温度() : MAAP計算結果(暫定))に対し、保守的に液相線温度を設定	
	構造材初期温度	2Pdにおける飽和水温度	
流動条件	溶融デブリ流速	溶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設定	
	流動限界固相率	1.0	溶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	0 m	

<溶融デブリ流速の設定>



- ・溶融デブリ全量及びペDESTAL内構造物等の堆積ヘッドを考慮
- ・縦スリット部における圧損を考慮
- ・冷却水の存在による溶融デブリ流速の低下として、EPRI試験の知見(1/10~1/100)及び実機と試験の動粘度の差(約)を考慮し、保守的に1/2を考慮

<評価結果>

溶融デブリの流動距離: 約 (暫定)
 ⇒横スリット長さの範囲内で凝固することを確認
 ⇒凝固に要する時間は (暫定)程度であり、この間の崩壊熱による影響は無視し得る。

<評価の保守性>

- ・スリット内はドライ状態を前提としており、溶融デブリから水への除熱を考慮していない。
- ・流動距離の計算において溶融デブリの流速は一定としており、スリット内での速度低下を考慮していない。
- ・溶融デブリの初期温度条件は、RPV破損時のデブリ温度((暫定))に対して保守的に液相線温度((暫定))を設定している。
- ・流動限界固相率は1.0を設定しているが、溶融デブリ拡がり試験の結果では、固相率0.4~0.6程度で粘性が急激に増加するといった知見がある。¹⁾

1) M.T. Farmer, Melt Spreading Code Assessment, Modifications, and Applications to the EPR Core Catcher Design, ANL-09/10, 2009

3. 溶融デブリの排水流路内での凝固評価

(4) 凝固モデルによる流動距離評価条件の不確かさについて

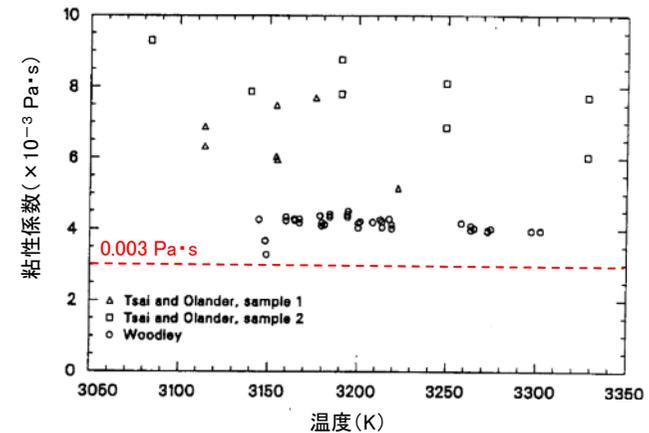
- ベースケースにおいては、溶融デブリの物性値に係る入力条件として、MAAP計算結果における溶融デブリ内平均値を使用
- これに対して、条件の不確かさとして溶融デブリ内の金属相と酸化物相の範囲を考慮
⇒各物性値について、それぞれ金属相と酸化物相から流動距離が長くなる値を選択し、影響を確認

<評価条件>

赤字で記載の数値を使用

項目	ベースケース	感度ケース		備考
		金属相	酸化物相	
溶融デブリ物性	液相線温度			MAAP計算結果(暫定) (RPV破損時の値) ※溶融潜熱については各相の値が出力されないため、溶融デブリの組成割合等に基づき算出
	固相線温度			
	密度			
	熱伝導率			
	比熱			
	溶融潜熱			
	粘性係数			
初期温度条件	溶融デブリ初期温度			ベースケースと同様に、保守的に液相線温度を設定

構造物物性値は不確かさが小さいと考えられること、構造物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、ベースケースと同様の条件を使用



<UO2の粘性係数に係る実験データ¹⁾>

(その他の主な溶融デブリ組成(ZrO₂, Zr, Fe)についても、粘性係数は0.003 Pa·sを上回ることを確認²⁾)

<評価結果>

溶融デブリの流動距離は約 (暫定) であり、横スリット長さの範囲内で凝固することを確認

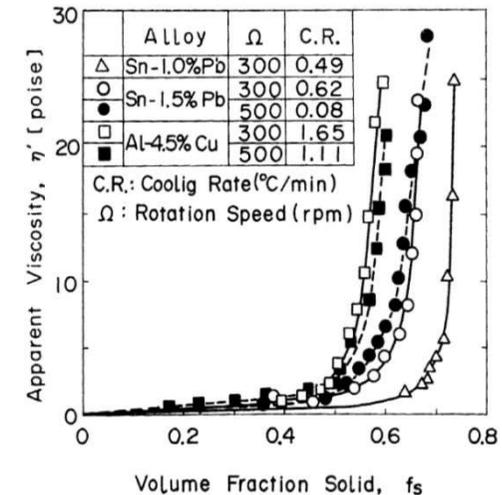
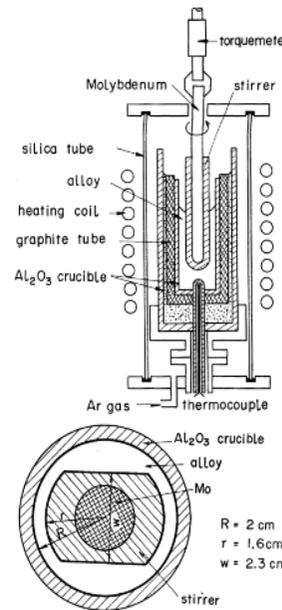
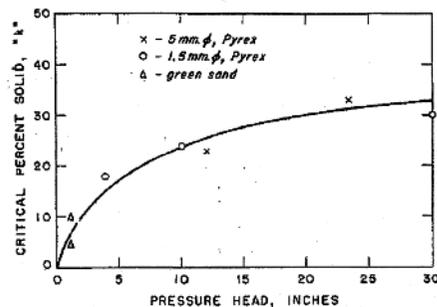
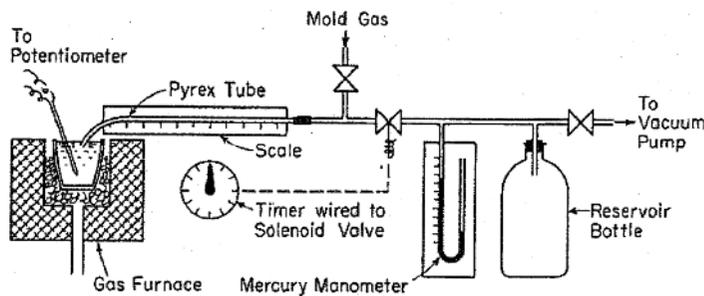
1) L.J.Siefken et al, SCDAP/RELAP5/MOD3.3 Code Manual; MATPRO –A Library of Materials Properties for Light-Water-Reactor Accident Analysis, NUREG/CR-6150, Vol.4 Rev.2, 2001

2) T.G.Theofanous et al, IN-VESSEL COOLABILITY AND RETENTION OF A CORE MELT, DOE/ID-10460 Vol.1, 1996

【添付6参考】Flemingsモデルについて(1/2)

(1) 流動限界固相率の取扱い

- Flemingらは、溶融合金 (Al95.5% - Cu4.5%) を耐熱ガラス管内に吸引した試験により、流動距離等の挙動を確認し、評価式を用いて流動限界固相率を推定しており、最大0.35程度という結果となっている。¹⁾
- 一方、渋谷らによって計測されたAl95.5% - Cu4.5%合金の流動挙動では、固相率が0.5付近から粘性が急激に増加する結果が得られている。²⁾
- 今回の凝固評価においては、流動限界固相率は保守的に1.0と設定している。



1) M.C.Fleming et al., An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFS 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

【添付6参考】Flemingsモデルについて(2/2)

(2) Flemingsモデルの東海第二スリット状排水流路への適用性

➤ 融体の凝固までの流動距離に対して支配的な要素は、融体からの必要除熱量、除熱速度及び融体の流動速度であり、Flemingsモデルでは、流路の断面積及び周長より必要除熱量や除熱速度が表現されている。

⇒ 流路断面積及び周長の変更により、流路形状を反映可能

➤ 流路の材質(表面粗さ)については評価モデル上考慮されていないが、ステンレス鋼(東二スリット条件)はガラス材(Flemingらの試験条件)より表面粗さが大きい

⇒ 表面粗さが大きいと、一般的に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デブリの流動距離は短くなる傾向と考えられる。

➡ Flemingらの試験条件と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。

<Flemingsモデルの評価式>

$$L_{freeze} = \frac{Apv(f_c H_f + C_p \Delta T)}{hS(T_d - T_w)} \left(1 + \frac{B}{2}\right), \quad B = \frac{h\sqrt{\pi\alpha_w \Delta X}}{k_w \sqrt{v}}$$

溶融物を流動停止させるための除熱量
周囲構造材への除熱率
チョーキングレンジを反映する係数

L_{freeze} : 流動距離 (m), A : 流路断面積 (m^2), ρ : 溶融デブリ密度 (kg/m^3),
 v : 溶融デブリ流速 (m/s), f_c : 流動限界固相率 (-), H_f : 溶融デブリ溶融潜熱 (J/kg),
 C_p : 溶融デブリ比熱 (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 : 溶融デブリ温度 (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)

【添付6参考】その他の凝固モデルによる評価(1/3)

(1) その他の凝固モデルによる評価及び保守性

- ▶ 純金属の凝固挙動を対象とした凝固評価モデルとして、Epsteinのモデル¹⁾(MAAPの下部プレナム貫通部閉塞モデル)や、US-ABWR DCDモデル²⁾(コリウムシールドのスリット部での凝固評価モデル)がある。
- ▶ これらのモデルを用いた場合でも、溶融デブリの流動距離は横スリット長さの範囲内で凝固することを確認した。

<評価結果>

評価モデル	評価結果 (流動距離)	備考
Epsteinモデル		Flemingsモデルによる評価と同様の条件を使用。
US-ABWR DCD モデル		RPVからの溶融デブリ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。 その他はFlemingsモデルによる評価と同様の評価条件を使用。

<評価の保守性>

- スリット内はドライ状態を前提としており、溶融デブリから水への除熱を考慮していない。
- 溶融デブリの初期温度条件は、RPV破損時の溶融デブリ温度((暫定))に対して保守的に液相線温度((暫定))を設定している。

1) EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume 1, EPRI report TR-103389, 1994

2) GE-Hitachi Nuclear Energy, ABWR Design Control Document Chapter 19 Revision 5", 25A5675AX, 2010

【添付6参考】その他の凝固モデルによる評価(2/3)

(2) Epsteinモデルについて

- EPRIは、RPV下部プレナムの核計装管を模擬した試験体に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。
- 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。

<Epsteinモデル評価式>

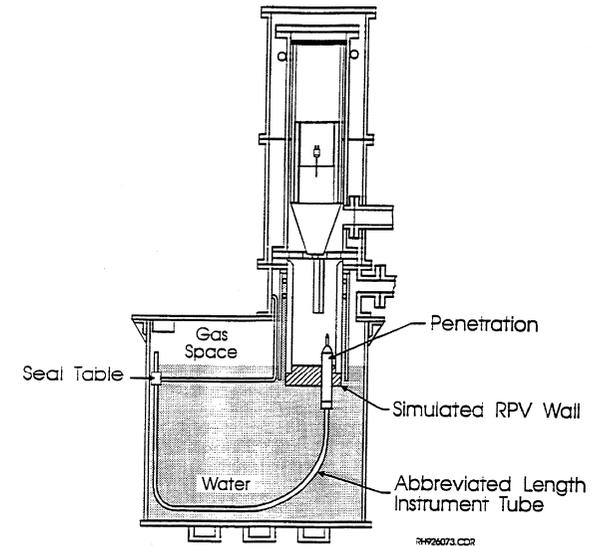
溶融物が過熱度を有する領域:

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

溶融物が過熱度を持たない領域:

$$X_s = 0.155 \text{Re}^{8/11} D \left[\frac{\text{Pr}}{B} \right]^{7/11}, \quad B = \left[1 + \frac{2C_p(T_{mp} - T_w)}{\lambda} \right]^{1/2} - 1$$

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 : 溶融デブリ融融潜熱 (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 (-)



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.

【添付6参考】その他の凝固モデルによる評価(3/3)

(3) US-ABWR DCDモデルについて

- US-ABWR DCDモデルは、周辺構造材を半無限平板と見なし、一次元熱伝達計算により溶融デブリが冷却され、流路入口部でクラストが成長して流路が閉塞することを想定。
- 構造材への除熱に伴うクラストの成長により流路が閉塞するまでの時間と、その間の溶融デブリの平均流速を理論的に算出し、それらの積により流動距離を評価するモデルとなっている。
- DCD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DCDモデルによる評価の適用性を確認している。

＜US-ABWR DCDモデル評価式＞

溶融デブリ流動距離：

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

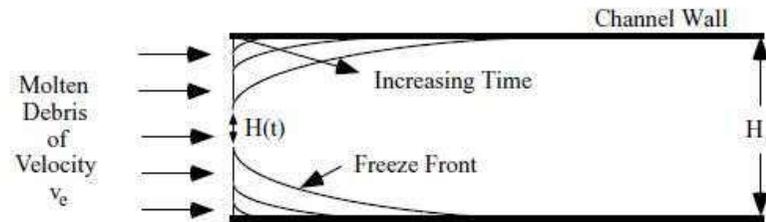
流路閉塞までの時間：

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

溶融デブリの平均流速：

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

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



＜流路内でのクラスト成長の概念図＞

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} : 下部ドライウエル床面積 (m²)

添付8

JASMINE解析条件について

1. JASMINE解析における物性値

No.	項目	物性値		備考
		数値	単位	
1	溶融点		[K]	組み込みライブラリ (jasmine.corium2) に基づく値
2	固相線温度		[K]	
3	液相線温度		[K]	
4	固相密度		[kg/m ³]	
5	液相密度		[kg/m ³]	
6	液相比熱		[J/(kg・K)]	
7	固相比熱		[J/(kg・K)]	
8	溶融潜熱		[J/kg]	
9	熱伝導率		[W/(m・K)]	
10	粘性係数		[Pa・s]	
11	表面張力		[N/m]	
12	輻射率		[—]	

2. JASMINE解析における入力条件

No.	入力	値(定義)	単位	備考
1	初期圧力	9.4×10^4	[Pa]	MAAP解析結果に基づき設定
2	プール水温	331	[K]	MAAP解析結果に基づき設定
3	落下メルト総重量	292000	[kg]	MAAP解析結果に基づき設定
4	メルトジェット温度		[K]	jasmine付属のメルトの物性値パッケージjasmine.corium2のリキダス []にMAAP解析における下部プレナム内の溶融デブリの酸化物層の過熱度としてBWR代表条件の[]を考慮した値を設定
5	メルト放出速度		[m/s]	MAAP解析に基づくRPV破損時のデブリ流入速度の最大値を設定
6	メルト放出出口径		[m]	RPV底部の貫通配管で最も口径の大きいCRDチューブ径0.15mを保守的に丸めて[]を設定
7	プール水深	1	[m]	手順上定める値
8	粗混合時液滴径		[m]	大規模FCI実験結果(FARO,COTELS等)の粒径分布から代表粒子径として設定
9	爆発後粒子径		0.00005	[m]
10	ブレークアップ係数	1.0	[—]	文献 ¹⁾ 記載のJAEAが実施した検証解析に用いられる条件を採用
11	液滴速度ファクタ	5	[—]	文献 ¹⁾ 記載のJAEAが実施した検証解析に用いられる条件を採用
12	トリガリング位置	ペDESTアル中心, 底から0.2m	[m]	トリガ位置には底部から軸方向1セル目を選定。これは爆発に関与し得る融体の質量が最大に近く、爆発の強度が大きくなりやすい条件を選定したものである。

1) K.Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, July 2008.

2. JASMINE解析における入力条件

No.	入力	値(定義)	単位	備考
13	トリガリングタイミング	粗混合融体質量の最初のピークとなる時刻	[sec]	水蒸気爆発により発生する運動エネルギーが最も大きくなると考えられる条件として設定
14	トリガ閾値	5×10^5	[Pa]	マニュアルによるトリガ圧力の設定範囲500kPa-10MPaより、500kPaを設定
15	フラグメンテーションモデル	Caracharios(1983)モデル	[-]	-
16	フラグメンテーション条件	粒子温度の平均温度が融点以上	[-]	-
17	フラグメンテーション係数	0.35	[-]	文献 ¹⁾ 記載のJAEAが実施した検証解析に用いられる条件を採用
18	フラグメンテーション時間	1×10^{-3}	[sec]	文献 ¹⁾ 記載のJAEAが実施した検証解析に用いられる条件を採用
19	蒸発に用いられるエネルギー割合	融体の寄与:0.02 フラグメント放熱の寄与:0.7	[-]	文献 ¹⁾ 記載のJAEAが実施した検証解析に用いられる条件を採用
20	フラグメンテーションにおけるボイド緩和係数	ボイド率0.3~0.75でカットオフ	[-]	文献 ¹⁾ 記載のJAEAが実施した検証解析に用いられる条件を採用
21	トリガ点圧力	1×10^7	[Pa]	ピーク圧力よりも低くかつトリガ閾値圧力500kPaよりも十分大きい圧力として設定
22	トリガ点ガス割合	粗混合解析結果の引き継ぎ	[-]	トリガ気相割合は、粗混合解析の結果に基づきトリガ発生時点でのトリガセルでの気相割合を設定
23	トリガ点ガス温度	1000	[K]	文献 ¹⁾ 記載のJAEAが実施した検証解析に用いられる条件を採用

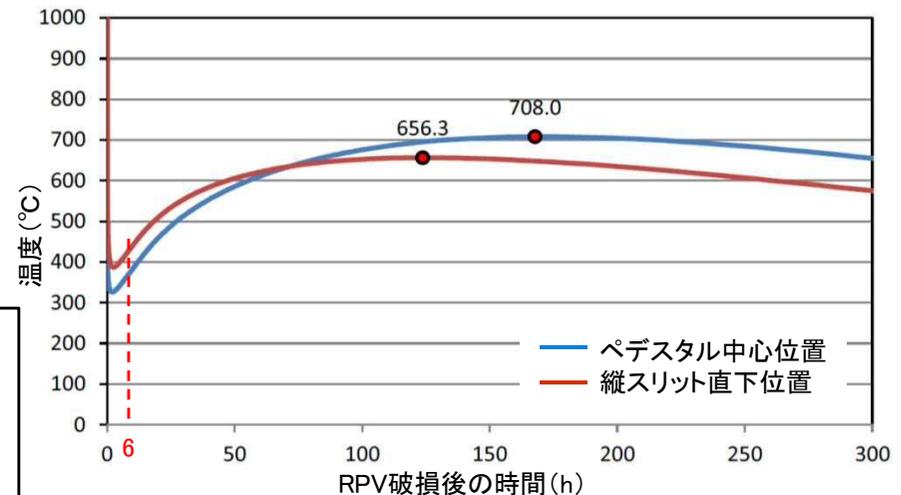
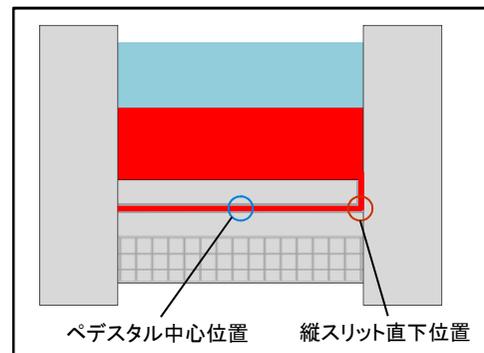
1) K.Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, July 2008.

添付13

スリット内デブリのMCCIへの影響について

添付13. スリット内デブリのMCCIへの影響について

- 排水流路のスリット部は薄板形状とするため、仮に横スリット全体にデブリが流入したとしても、その体積は[]程度、質量は[]程度(スリット1本当たり)となり、RPVから落下する全デブリ量(約[])の0.06%未満と極めて小さい
- また、熱影響評価の結果より、スリット内デブリのエネルギーによる温度上昇は比較的緩やかであるため、MCCIが継続する期間(RPV破損後6時間程度)において、スリット内デブリによる熱影響がMCCI浸食に与える影響は軽微であると考えられる
- 今後、MCCIによる浸食が継続する期間(RPV破損後6時間程度)における、ペDESTAL床上的のデブリから下面コンクリートへの伝熱量と、スリット内デブリによる保有熱及び崩壊熱量を比較し、後者の影響が軽微であることを定量的に確認する



横スリット内の温度変化(0cm浸食)(暫定)

添付14

デブリ粒子化割合について

添付14. デブリ粒子化割合について

(1) 粒子化割合の評価

- 水位1mのペDESTAL水に溶融デブリが落下した場合の粒子化割合を, Ricou-Spalding相関式^[1]を用いて評価

【評価条件】

項目	設定値	設定根拠
ペDESTAL水位	1m	対策後の水位
デブリ密度	<input type="text"/>	MAAP計算結果
初期デブリジェット径	0.15m	CRD案内管径
エントレインメント係数	<input type="text"/>	MAAP推奨範囲の最確値

【評価式】

$$\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,0}^2 - d_{dj}^2}{d_{dj,0}^2} \dots \textcircled{1}$$

$$d_{dj} = d_{dj,0} - 2E_0 \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool} \dots \textcircled{2}$$

- Φ_{ent} : 粒子化割合 [-]
- E_0 : エントレインメント係数 [-]
- Δh_{pool} : プール水深 [m]
- d_{dj} : プール底部におけるデブリジェット径 [m]
- $d_{dj,0}$: 水面におけるデブリジェット径 [m]
- P_{dj} : ジェット密度 [kg/m³]
- P_w : 水密度 [kg/m³]

【評価結果】

- 破損口のアブレーションによるデブリジェット径の拡がり及び気相部落下時のデブリジェット径の減少を考慮した場合の, デブリ全量落下後の粒子化割合は約17.1%

[1] Ricou, F. P., and Spalding, D. B., 1961, "Measurements of Entrainment of Axisymmetrical Turbulent Jets," Journal of Fluid Mechanics, Vol. 11, pp. 21-32.

添付14. デブリ粒子化割合について

(2) 堆積高さの評価

【評価条件】

① 粒子化相

- (1)の評価で算出した粒子状デブリの堆積を考慮する
- ポロシティとして, PULiMS実験^[2]の結果(0.29~0.37)から保守的に0.50と設定

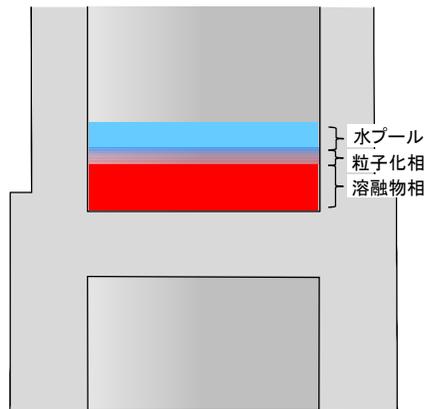
② 溶融物相

- 粒子化していないデブリに加え, ペDESTAL内の構造物 \square がすべて溶融したと仮定

③ ペDESTAL全面(床面積: \square)に一様に堆積すると仮定

【評価結果】

- 堆積高さ: 約1.55m
- 水プール水深: 約0.79m



- デブリやペDESTAL内の構造物等の溶融物は比重が重いので下部に堆積し, その上に粒子状デブリが堆積
- ペDESTAL水は上面に水プールとして堆積するとともに, 粒子状デブリの間隙に浸入
- 実機のような大規模体系ではデブリから水プールへの除熱を阻害するような大規模クラストは生成せず, クラックへの浸水等により除熱量を確保可能
- MAAP解析結果から, RPV破損によるデブリ落下からRPV破損後のペDESTALへの注水開始までの期間における水位低下量は約36cm(暫定)であり, デブリの冠水が維持されることを確認

[2] A. Konovalenko, et al., Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-coolant Interaction, NUTHOS-9, September 2012

添付 1. デブリの断続的落下を考慮したペDESTAL水位管理について

1. はじめに

有効性評価においては、R P V破損時には短時間でデブリ全量が一度にペDESTALへ落下するものと想定し、R P V破損を検知した後は格納容器下部注水系（常設）を用いたペDESTALへの連続注水によりデブリを冷却することとしている。しかし、R P Vからのデブリの落下が複数回に分けて生じる可能性を考慮すると、デブリの一部が落下した時点でペDESTALへの連続注水を開始した場合には、R P V内に残存したデブリが落下する時点でペDESTAL内にサブクール度が大きい深い水プールが形成され大規模な水蒸気爆発が生じる恐れがある。

したがって、R P V破損後もペDESTALの水位を管理することにより、R P V破損後にデブリが断続的に落下する場合においてもサブクール度の大きい深い水プールの形成を防止し、大規模な水蒸気爆発の発生を防止する。

2. ペDESTALの水位管理

デブリの断続的落下を考慮した場合にも大規模な水蒸気爆発の発生を防止するため、図 1(a)のようにペDESTAL内に計器を設置し、図 1(b)のような手順でペDESTAL内の水位を管理する。計器の用途及び具体的な水位管理方法を以下に示すとともに、水位管理のイメージを図 2 に示す。

2.1 計器の用途

水位計、温度計兼デブリ検知器及び気相部温度計の用途は以下のとおり。なお、同じ高さには 90° 毎に計 4 つの計器を設置することにより、デブリの影響等による単一の計器故障による誤操作を防止する設計とする。

(1) 水位計

水位計については，R P V破損後のデブリが堆積していない高さの水位計におけるペDESTAL水位の監視に使用する。

(2) 温度計兼デブリ検知器

温度計兼デブリ検知器については，R P V破損後に，デブリが堆積していない高さの温度計兼デブリ検知器におけるペDESTAL水温（飽和状態かどうか）の監視に使用する。また，測温抵抗体タイプの温度計を使用することにより，温度計がデブリと接触し溶融した際に指示低下することをもって，当該高さまでデブリが堆積したことの検知を行う。

(3) 気相部温度計

気相部温度計については，R P V破損後にデブリが露出した場合における気相部の温度上昇を検知し，デブリ冷却のためのペDESTAL注水の判断に使用する。

2.2 水位管理方法

(1) 通常運転中からR P V破損前（図2-①）

ペDESTALの水位は，ドレン水の排水可能な最低水位として，約20cmに維持される。

(2) デブリ部分落下時（図2-②，③）

R P V破損前のペDESTAL水位は約20cmであるため，例えば10cm堆積分のデブリ落下時には約30cmまで水位が上昇し，約20cm高さの温度計兼デブリ検知器によりペDESTAL水温が監視可能である。このように，ペDESTAL温度計を20cm毎に設置することで，どのようなデブリの堆積高さにおいても，いずれかの温度計兼デブリ検知器によりペDESTAL水温が監視可能とする。

以上より，温度計兼デブリ検知器によりペDESTAL水温を監視し，ド

ライウエル圧力に対する飽和温度に到達した場合には、飽和温度近傍を維持した範囲で間欠的にペDESTAL注水を実施する。具体的には、既往の水蒸気爆発に係る実験においては、水のサブクール度が10K以下の条件では自発的トリガリングが発生していないことから、水のサブクール度を10K以下に維持することを目安として、ペDESTALへの間欠注水を実施する。

(3) デブリ多量落下時（図2-④）

約80cm高さまでのデブリの堆積を検知した場合には、人通用開口部（約295cm）まで連続的に注水を行った場合でも、デブリの保有熱によりペDESTAL水はサブクール状態に至らない（別紙参照）と考えられるため、人通用開口部付近（約290cm）まで連続注水を実施する。

(4) ペDESTAL満水時

人通用開口部付近（約290cm）まで注水後は、約290cm及び約240cmの高さの水位計を用いて間欠注水を行い、ペDESTAL水位を一定範囲に維持する。

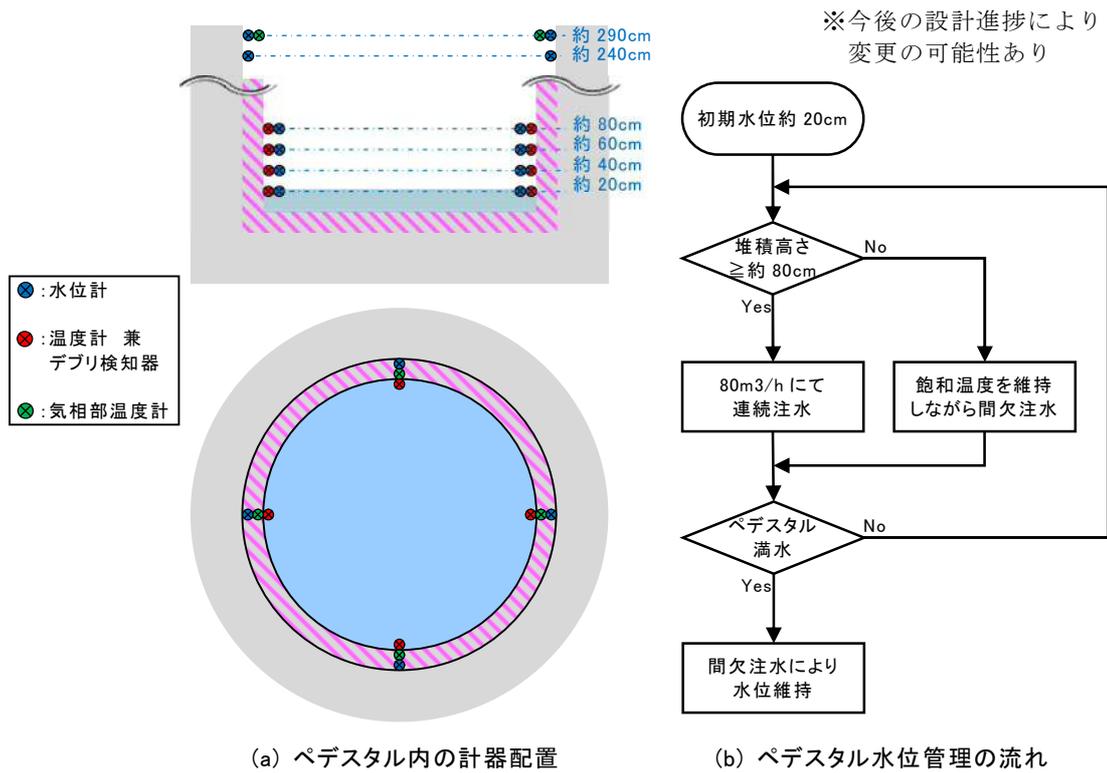


図1 ペDESTAL内の計器配置及び水位管理手順

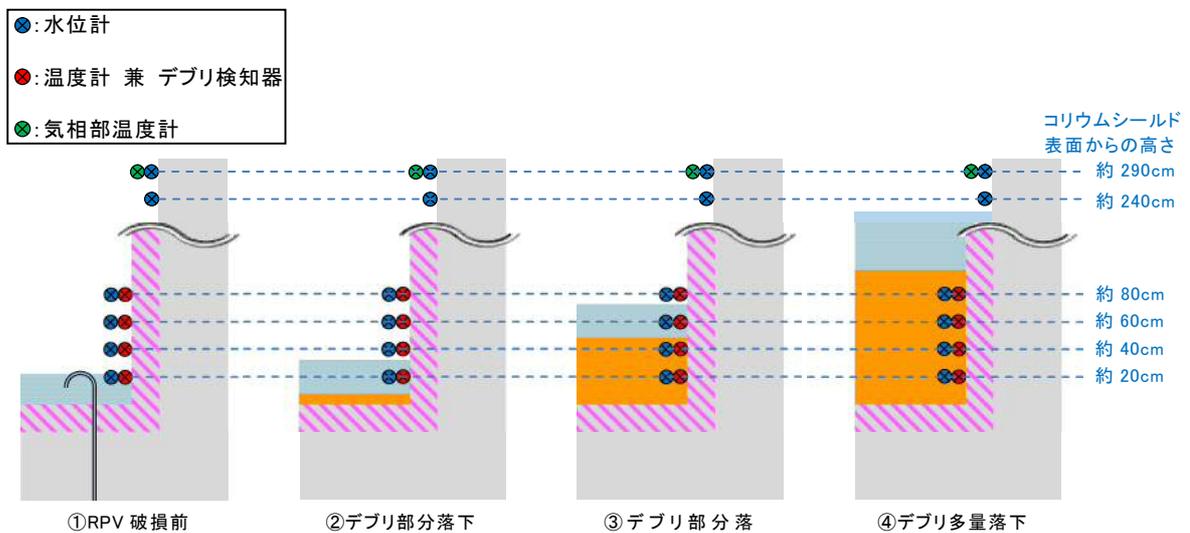


図2 ペDESTAL水位管理のイメージ

デブリの保有熱とペDESTAL水の飽和について

大規模な水蒸気爆発を防止するためのペDESTAL水位管理においては、ペDESTALに約 80cm の高さまでデブリが堆積した場合には、ペDESTAL満水まで連続的に注水を行った場合でもデブリの保有熱によりペDESTAL水はサブクール状態に至らないと評価し、ペDESTAL満水まで連続注水を実施することとしている。その考え方を以下に示す。

1. 評価条件

本評価では、RPVから落下するデブリの保有熱と、ペDESTAL水が飽和温度に至るために必要となる熱量を比較することで、ペDESTAL内に堆積したデブリによりペDESTAL水が十分飽和温度に至ることを確認する。

デブリの評価条件を表 1 に、ペDESTAL内水の評価条件を表 2 に示す。

表 1 デブリの評価条件

項目	値	備考
デブリ密度 (kg/m ³)		MAAP 計算結果 (RPV 破損時の値) を丸めた値
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ溶融潜熱 (J/kg)		
デブリ初期温度 (°C)		
デブリ冷却後温度 (°C)	1000	デブリ保有熱を小さ目に評価する観点から、高めに設定
デブリ堆積半径 (m)		コリウムシールド内径
デブリ堆積高さ (m)	0.8	評価の前提条件

表2 ペデスタル水の評価条件

項目	値	備考
ペデスタル水密度 (kg/m ³)	1000	概略値を使用
ペデスタル水比熱 (J/kgK)	4180	
ペデスタル水初期温度 (°C)	35	外部水源温度
ペデスタル水飽和温度 (°C)	120	R P V破損時のD/W圧力(約 0.2 MPa)における飽和温度
ペデスタル水半径 (m)		ペデスタル内径(水量を多く見積もるため、コリウムシールドは無視)
ペデスタル水高さ (m)		ペデスタル床面から開口部までの高さ(水量を多く見積もるため、コリウムシールド及びデブリは無視)

2. 評価結果

表1の条件より、ペデスタル(コリウムシールド内)に80cmのデブリが堆積した場合、その重量は約170tonであり、初期温度2100°Cから1000°Cまで冷却される間に放出される保有熱(顕熱及び潜熱)は、約 1.41×10^{11} Jとなる。

これに対して、表2の条件より、ペデスタル満水に相当する水は約90tonであり、これを初期温度35°Cから飽和温度120°Cまで上昇させるために必要となる熱量は、約 3.20×10^{10} Jとなる。

よって、約80cmまでデブリが堆積した場合には、デブリの保有熱はペデスタル満水相当の水を飽和温度まで温度上昇させるために必要な熱量を十分上回っていることから、ペデスタル満水まで連続的に注水を行った場合でもペデスタル水はサブクール状態に至らず、大規模な水蒸気爆発は生じないと考えられる。

添付 2. M C C I 浸食量評価におけるデブリから プール水への限界熱流束について

M C C I による浸食量評価（ベースケース）においては、ペDESTALに落下したデブリから上面プール水への限界熱流束を $800\text{kW}/\text{m}^2$ （圧力依存あり）と設定している。この限界熱流束は、ペDESTALへの事前水張りの有無に関わらず同様と考えており、以下にその設定の考え方を示す。

1. 限界熱流束の設定の考え方

重大事故時の有効性評価においては、デブリから上面水プールへの限界熱流束を K u t a t e l a d z e 相関式により計算しており、相関式中の係数は、米国サンディア国立研究所（S N L）で実施された S W I S S 実験において報告されている溶融物から水プールへの熱流束 $800\text{kW}/\text{m}^2$ に相当する値を設定している。

S W I S S 実験における実験装置の概要と溶融物から水プールへの熱流束の実験結果をそれぞれ図 1 及び図 2 に示す^[1]。S W I S S 実験は以下の特徴を有している。

- ・溶融物の上面へ注水を行う”事前水張りなし”状態に相当する実験である
- ・溶融物の上面に安定なハードクラストが形成され下部の溶融物との間に空洞が生じたことが報告されており、溶融物から水への熱流束が制限されコンクリート浸食が継続する結果となっているが、図 2 より「POWER OFF」と記された期間以外はほぼ $800\text{kW}/\text{m}^2$ の熱流束が得られている

また、米国アルゴンヌ国立研究所（A N L）で実施された S S W I C S 実験では、溶融物上面への注水（事前水張りなし）により形成したクラストの機械的強度を評価した結果、実機規模ではクラストは自重により破損し下部

の溶融物と接触する可能性が高いことが示されている。図 3 及び図 4 に、S S W I C S 実験におけるクラスト強度測定装置の概要とクラスト強度測定結果をそれぞれ示す^[2]。この S S W I C S 実験の知見より、“事前水張りなし”の場合であっても、実機では溶融物の上面に安定なハードクラストは形成されず、クラストに生じる亀裂から冷却水が内部に浸入することで、デブリの冷却は促進されるものと考えられる。また、“事前水張りあり”の場合には、水プール中を落下する際のデブリの冷却・粒子化の影響により、“事前水張りなし”の場合よりも安定したハードクラスト形成の発生可能性は更に減り、より一層デブリの冷却は促進されるものと考えられる。

以上の S W I S S 実験及び S S W I C S 実験の知見より、実機においては、ペDESTALへの事前水張りの有無に関わらず、デブリから上面プール水への限界熱流束を $800\text{kW}/\text{m}^2$ と設定することは妥当と考える。

なお、K u t a t e l a d z e 相関式は水平面から飽和水へのプール沸騰（自然対流条件下の沸騰）における限界熱流束の整理式であり、気相部圧力が上昇すると蒸気の密度が増加することで限界熱流束が増加する傾向になるため、M C C I による浸食量評価（ベースケース）においては、格納容器圧力に依存して限界熱流束が変動する「圧力依存あり」条件を適用している。

2. その他の実験の限界熱流束の設定に対する考察

デブリの上面へ注水を行う”事前水張りなし”状態に相当し、デブリの上面に安定なハードクラストが形成され下部のデブリとの間に空洞が生じたその他の実験としては、W E T C O R 実験、M A C E 実験及び C C I 実験がある。デブリから水プールへの熱流束の観点から、それぞれの実験の特徴を以下にまとめる。

(1) W E T C O R 実験

クラストを通して水へ伝熱した熱流束は、溶融部存在時には $520 \pm 130 \text{ kW/m}^2$ 、全体固化後は $250 \pm 80 \text{ kW/m}^2$ 及び $200 \pm 80 \text{ kW/m}^2$ と報告されている。

なお、 $520 \pm 130 \text{ kW/m}^2$ の熱流束を測定する前に溶融物への入熱は停止していることから、この熱流束は限界熱流束に達しておらず、実際の限界熱流束は更に高い値になると考えられる。

(2) MACE 実験

a. M0 実験

水へ伝熱した熱流束は、注水開始直後は $4,000 \text{ kW/m}^2$ と大きくなっているが、その後約 30 分で安定したクラストが形成したと想定される状況では、熱流束は平均すると 700 kW/m^2 程度で推移し、その後徐々に低下して最終的に 150 kW/m^2 となっている。

なお、安定クラストが形成した場合の熱流束は 700 kW/m^2 程度であるが、クラストが破損する場合の熱流束は更に上昇すると考えられる。

b. M1 b 実験

水へ伝熱した熱流束は、注水開始直後は $4,000 \text{ kW/m}^2$ と大きくなっているが、その後約 30 分でクラストが形成したと想定される状況では、熱流束は 500 kW/m^2 程度まで低下し、その後も低下を続けて最終的には溶融物への入熱と同等の熱流束となっている。

なお、クラストが形成した場合の熱流束は 500 kW/m^2 程度であるが、クラストが破損する場合の熱流束は更に上昇すると考えられる。

c. M3 b 実験及び M4 実験

水へ伝熱した熱流束は、注水開始直後はそれぞれ $2,000 \text{ kW/m}^2$ 及び $4,000 \text{ kW/m}^2$ と大きくなっているが、安定クラストが形成しクラストと溶融物が分離したと想定される状況では、熱流束は 500 kW/m^2 未満に低

下し、最終的には溶融物への入熱と同等の熱流束となっている。

なお、M0実験及びM1b実験と同様に、クラストが破損する場合の熱流束は更に上昇すると考えられる。

(3) CCI実験

水へ伝熱した熱流束は、注水開始直後はCCI-1, 3（ガス発生が少ない玄武岩系コンクリートの場合）で $1,000\text{kW}/\text{m}^2$ 程度、CCI-2（コンクリート分解時にガス発生量が多い石灰岩系コンクリートの場合）で $3,000\text{kW}/\text{m}^2$ 程度である。クラストが形成される注水後15分～25分は、石灰岩系コンクリートを使用したCCI-2では $650\text{kW}/\text{m}^2$ 、玄武岩系コンクリートを使用したCCI-1, 3では $250\text{kW}/\text{m}^2$ 及び $500\text{kW}/\text{m}^2$ となっている。また、CCI-1ではクラスト破損時に $3,000\text{kW}/\text{m}^2$ を超える熱流束が発生している。

なお、クラストが形成した場合の熱流束は、 $650\text{kW}/\text{m}^2$ （CCI-2）、 $250\text{kW}/\text{m}^2$ 及び 500kW （CCI-1, 3）であるが、CCI-1でのクラスト破損時の熱流束データからも、クラストが破損する場合の熱流束は更に上昇すると考えられる。

以上のとおり、WETCOR実験、MACE実験及びCCI実験では水へ伝熱した熱流束が $800\text{kW}/\text{m}^2$ を下回る場合も存在するが、実機においてはデブリ上に安定クラストは形成されず、クラストに生じる亀裂から冷却水が内部に浸入することでデブリの冷却が促進されるものと考えられ、限界熱流束は1. に示したSWISS実験の $800\text{kW}/\text{m}^2$ を上回ると考えられる。

以上のことから、SWISS実験以外の実験の知見を考慮しても、MCCIの浸食量評価（ベースケース）においてデブリから上面水プールへの限界熱流束を $800\text{kW}/\text{m}^2$ （圧力依存あり）と設定することは妥当であると考えられる。

3. ZrO₂耐熱材を採用した場合の限界熱流束への影響について

ZrO₂耐熱材を採用する場合の限界熱流束への影響について以下にまとめる。

- ・ S S W I C S 実験の知見から、溶融物のコンクリート含有率の増加により上面プール水への限界熱流束が低下することが確認されている。
- ・ S S W I C S 実験, W E T C O R 実験, M A C E 実験及び C C I 実験（以下「各実験」という）では、溶融物にある程度のコンクリートが取り込まれた段階で注水及び熱流束の測定が行われているため、報告された熱流束はコンクリートの取り込みによる限界熱流束低下の影響が考慮された値と考えられる。
- ・ Z r O₂耐熱材を採用する場合は、デブリ中へのコンクリート取り込みがないことから、この観点での限界熱流束低下の影響はない。

したがって、ZrO₂耐熱材の採用は、上記1. 2. にて述べた「実機において確保できる限界熱流束 800kW/m²（圧力依存あり）」の不確かさをより低減するものと考えられ、ZrO₂耐熱材採用時においても、上面水プールへの限界熱流束を 800kW/m²（圧力依存あり）と設定することは妥当と考えられる。

なお、ZrO₂耐熱材の浸食量評価（保守的ケース）では、デブリから上面プール水への限界熱流束や浸食の不均一性等の不確かさの影響を考慮し、限界熱流束を 800kW/m²（圧力依存なし）とした場合について感度解析を実施することとする。

参考文献

- [1] R. E. Blose, et al., “SWISS: Sustained Heated Metallic Melt/Concrete Interactions With Overlying Water Pools”, NUREG/CR-4727 (1987).
- [2] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI-2 Project Final Report Rev.1-Final”, OECD/MCCI-2010-TR07 (2010).

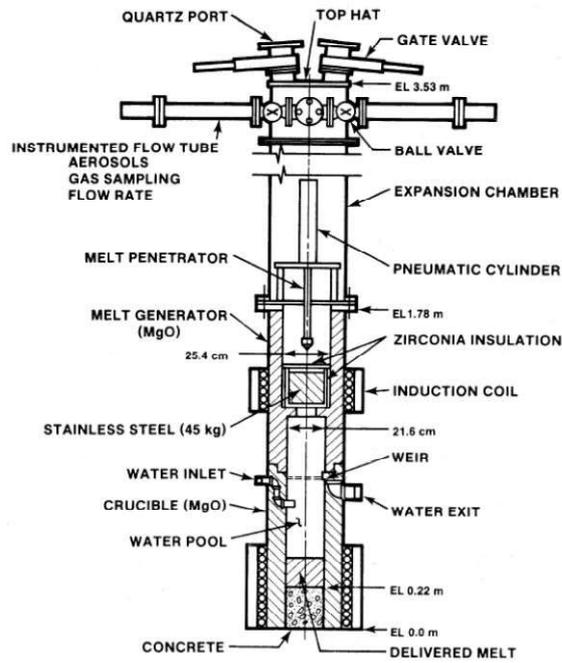


図1 SWISS実験装置の概要^[1]

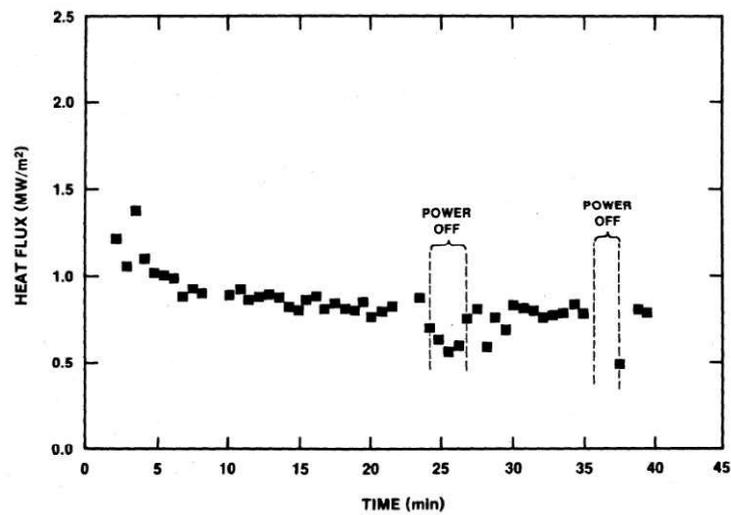


図2 SWISS実験の溶融物から水プールへの熱流束^[1]

図中「POWER OFF」と記された期間は溶融物への加熱が停止しており、溶融物の温度低下に伴って熱流束が低下しているが、その他の期間においてはほぼ $800\text{kW}/\text{m}^2$ の熱流束が得られている。

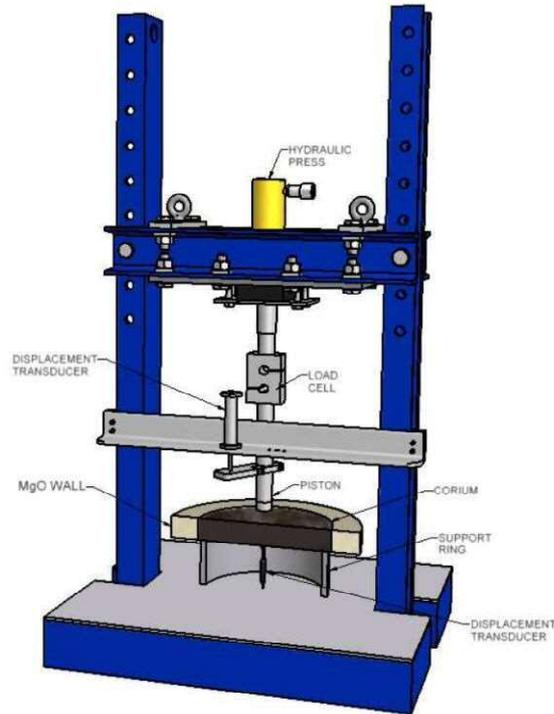


図3 OECD/MCCI 実験における低温クラスト強度測定装置 [2]

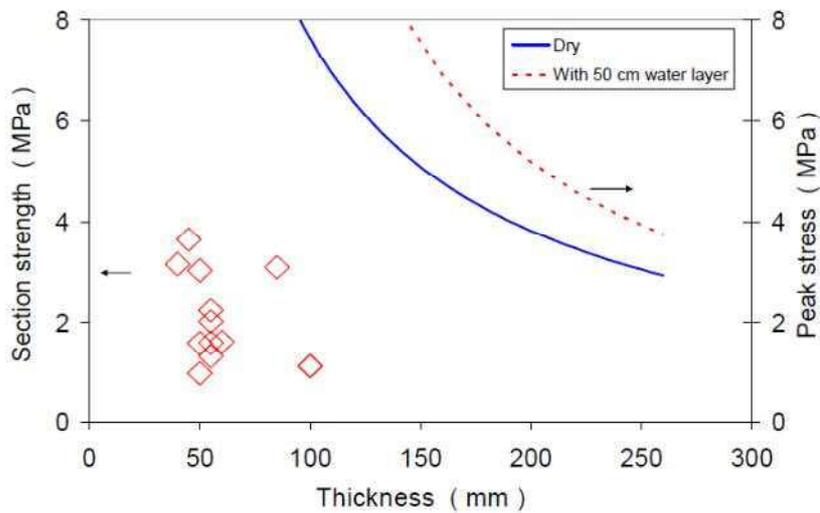


図4 クラスト強度測定結果 [2]

文献[2]の一部の和約

測定されたクラスト強度より、実機規模（直径 6m）のクラストの自重を支持するためには 200～300mm のクラスト厚さが必要（図中青線）であり、実機規模においてクラストは自重を支持できず破損すると考えられる。

添付 7. デブリの露出による格納容器への影響について

1. はじめに

R P V破損時には、運転員操作により速やかに格納容器スプレイ及びペデスタル注水操作を実施することとしている。しかし、水蒸気爆発の発生防止の観点からR P V破損前のペデスタル内への事前水張りを実施しない場合には、R P V破損後からペデスタル注水実施までの間、ペデスタルへ落下したデブリはペデスタル床上で気中に露出した状態となる。この場合でも、デブリ露出の影響により格納容器の健全性が損なわれないことを、以下のとおり確認した。

2. 評価方法

2.1 D/W壁面の温度上昇評価

ペデスタル内において露出したデブリにより高温となったペデスタル内のガス（以下、「ガス」という。）がペデスタルからドライウェル（以下、「D/W」という。）へ流出することを想定し、ガスからの伝熱によるD/W壁面の温度上昇の影響を評価する。

ここでは、ガスからそのヒートシンクとなるD/W壁面への伝熱として自然対流熱伝達を想定し、初期のガス温度とD/W壁面温度との温度差による熱伝達が保守的に継続すると想定した場合のD/W壁面温度上昇を計算により評価する。

この場合のD/W壁面への熱流束は以下の式(1)で与えられる。

$$q = h(T_g - T_w) \quad \dots \dots \dots (1)$$

q : ガスからD/W壁面への熱流束 (W/m^2) ,

h : 自然対流熱伝達係数 (W/m^2K) ,

T_g : ガス温度 (K) , T_w : D/W壁面温度 (K)

東海第二発電所の格納容器は鋼製であり、ドライウェル鋼板（以下、「鋼板」という。）の熱伝導率は大きいことから、D/W壁面の温度は厚さ方向でほぼ一様であると考えられる。このとき、D/W壁面の温度上昇幅は、熱流束と鋼板の物性値より、式(2)により求めることができる。

$$\Delta T = \frac{qt}{c_p \rho l} \quad \dots \dots \dots (2)$$

ΔT : 温度上昇幅 (K) , t : R P V破損後の経過時間 (s) ,

c_p : 鋼板の比熱 ($J/kg \cdot K$) , ρ : 鋼板の密度 (kg/m^3) ,

l : 鋼板の厚さ (m)

なお、ペDESTALに堆積したデブリの表面からペDESTALの人通用開口部を介してD/W壁面に直線的に繋がる範囲が存在するため、デブリが露出した状態では輻射熱伝達による影響も考えられる。ただし、直線的に繋がる範囲に邪魔板を設置する等の対策を講じることとするため、ここでは輻射熱伝達による影響は考慮しない。

2.2 上部コンクリートの温度上昇評価

評価体系図を図1に示す。

デブリと接触していない範囲のペDESTAL内のコンクリート（以下、「上部コンクリート」という。）は、ガスからの伝熱に加え露出したデブリからの輻射による温度上昇が考えられることから、この温度上昇の影響について評価する。

なお、MAAPコードでは、輻射熱伝達及びガスからの伝熱を考慮して

デブリと接触していない範囲のコリウムシールド（以下、「上部コリウムシールド」という。）の温度を評価しているが、複数のヒートシンクに対して温度を評価できず上部コンクリートの温度を評価できないことから、MAAPコードで評価した上部コリウムシールドの温度を基に上部コンクリートの温度について分析する。

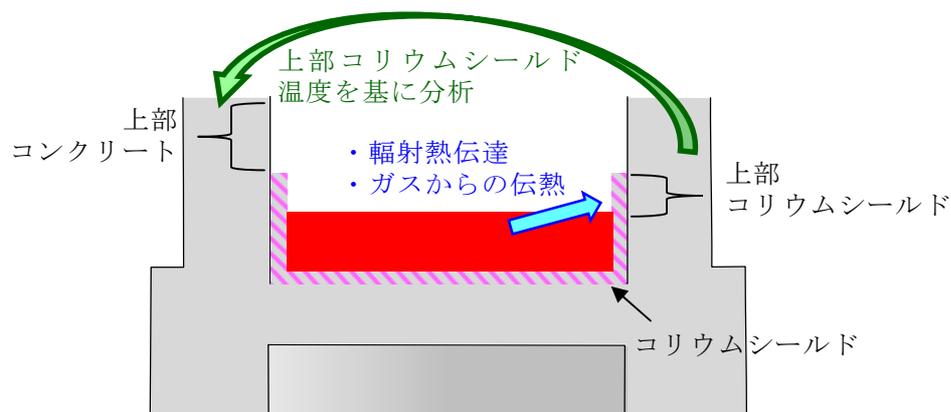


図1 上部コンクリート評価体系イメージ

放射熱伝達による熱流束は以下の式(3)で与えられる。

$$q = (1/(1/\varepsilon_i + 1/\varepsilon_w - 1))\sigma(T_i^4 - T_w^4) \dots \dots \dots (3)$$

q : 放射熱伝達の熱流束 (W/m²)

ε_i : デブリ表面の放射率(-), ε_w : 上部コリウムシールドの放射率(-)

σ : ステファンボルツマン係数 : 5.67×10^{-8} (W/m²・K⁴)

T_i : デブリ表面温度 (K) , T_w : 初期上部コリウムシールド温度 (K)

また、ガスからの伝熱による熱流束は式(1)の T_w を D/W壁面温度から上部コリウムシールド温度に置き換え、MAAPコードにより時間ステップ毎に計算される。

以上の放射熱伝達とガスからの伝熱による熱流束の合計値を境界条件とし、ヒートシンクの厚さ方向の伝熱を計算している。上部コリウムシールド

ドの温度上昇は、この計算により算出される。

3. 評価条件

3.1 D/W壁面温度の評価条件

R P V破損後のD/W壁面温度の評価条件を表1に示す。

ガス温度は、コリウムシールドあり、事前水張りなし条件でのM A A P解析における、R P V破損7分間のペDESTAL内ガス温度を包絡するよう設定した。実際は、ペDESTAL開口部を出たガスは、D/W壁面に到達するまでの拡散等による温度低下が考えられるが、本評価では保守的にペDESTAL内ガス温度を包絡する設定とした。

D/W壁面初期温度は、ペDESTAL内の雰囲気に蒸気が含まれる場合、蒸気の凝縮により短時間でD/W圧力の飽和温度まで上昇する可能性がある。そのため、初期D/W壁面温度は保守的にD/W圧力の飽和温度相当とした。具体的には、R P V破損直後から注水開始までのD/W圧力は、概ね0.2~0.3MPa(abs)の範囲であるので、ここでは保守的に0.3MPaとし、その飽和温度である134°Cを初期D/W壁面温度とした。

自然対流熱伝達係数については、M A A P解析によるR P V破損直後のD/W雰囲気において窒素が70~80%の分圧を占めているため、窒素100%雰囲気として鉛直平板の実験式で評価した値を基に決定した。また、保守的な評価として、自然対流熱伝達係数が大きい飽和蒸気が100%である場合についても評価を実施した。この結果に基づき、自然対流熱伝達係数は、窒素に対して $10.8\text{W}/\text{m}^2\text{K}$ 、飽和蒸気に対して $12.4\text{W}/\text{m}^2\text{K}$ とした(別添1参照)。

鋼板の物性値については、伝熱工学資料の一般的な炭素鋼の値を使用した。

表 1 D/W壁面温度の評価条件

項目	値	備考
ガス温度 T_g	400°C	MAAP解析におけるペDESTALからの流出ガス温度を包絡
D/W圧力	0.3MPa(abs)	R P V破損から注水開始までの圧力 0.2~0.3 MPa(abs) の上限
D/W壁面初期温度 T_w	134°C	0.3MPa(abs)の飽和温度
R P V破損から注水開始までの時間	7分	事故時対応手順より
自然対流熱伝達係数 h	10.8, 12.4 W/m ² ·K	窒素及び飽和蒸気に対する値 (別添 1 参照)
鋼板の比熱 c_p	473J/kg·K	伝熱工学資料第5版 ^[1] における軟鋼の300°Cの値
鋼板の密度 ρ	7860kg/m ³	同上
鋼板の厚さ l	0.028m	設計値

3.2 上部コリウムシールド温度の評価条件

MAAPコードにて上部コリウムシールド温度を評価する際の主な評価条件を以下に示す。

(1) 輻射熱伝達

デブリ表面の放射率については、図 2 に記載の UO₂/MOX 燃料の放射率から FEMISS prediction を包絡する 0.85 と設定する。

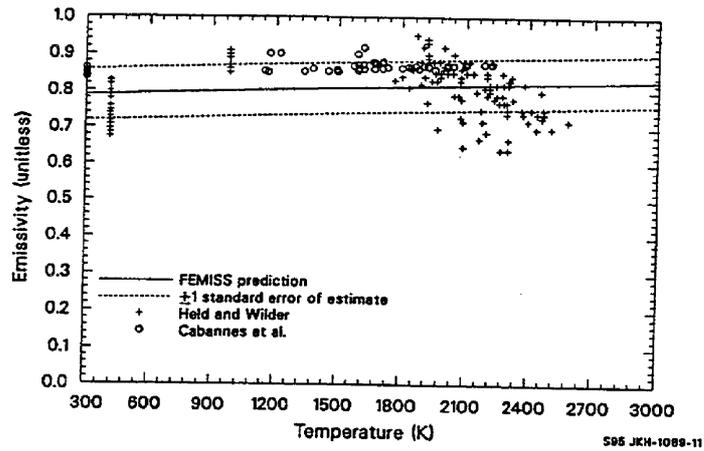


Figure 2-11. Emissivity data and corresponding FEMISS predictions.

図2 UO₂/MOX燃料の放射率^[2]

上部コリウムシールドの放射率については、コリウムシールドの表面にステンレス製のカバーを設置することから、コリウムシールド壁面の放射率としては、厳しめの想定としてステンレス鋼が酸化した場合の放射率データ（0.6~0.8）を基に保守的に0.85と設定した。

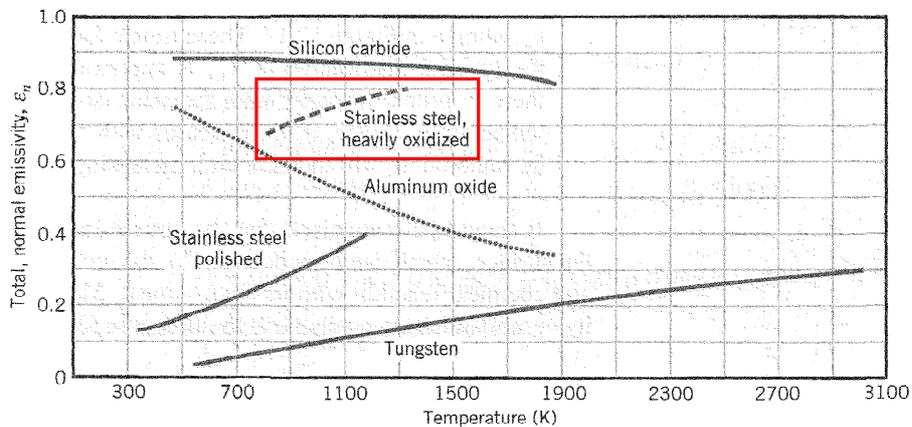


FIGURE 12.18 Temperature dependence of the total, normal emissivity ϵ_n of selected materials.

図3 酸化ステンレス鋼の放射率^[3]

初期上部コリウムシールド温度については、RPV破損時点でのMAAPコードでの計算値であり、デブリ表面温度、上部コリウムシールド

温度については、MAAPコードにて時間ステップ毎に計算している。

(2) ガスからの伝達

初期上部コリウムシールド温度については、RPV破損時点でのMAAPコードでの計算値であり、ガス温度、自然対流熱伝達係数については、MAAPコードにて時間ステップ毎に計算している。

比熱、密度については、コリウムシールドの材料であるジルコニア耐火材の値を使用している。

4. 評価結果

4.1 D/W壁面温度の評価結果

評価結果を表2に示す。自然対流熱伝達係数をD/W内雰囲気窒素ガスの場合の値である $10.8(\text{W}/\text{m}^2\text{K})$ とした場合、7分間での温度上昇幅は約 12°C となった。また、自然対流熱伝達係数をD/W内雰囲気が飽和蒸気の場合の値である $12.4(\text{W}/\text{m}^2\text{K})$ とした場合、7分間での温度上昇幅は約 14°C となった。

表2 D/W壁面温度の評価結果

評価ガス	窒素	飽和蒸気
D/W壁面熱流束(W/m^2)	2870	3300
7分間鋼板温度上昇幅($^\circ\text{C}$)	12	14

RPV破損後7分時点でのD/W壁面温度は、窒素及び飽和蒸気の自然対流熱伝達係数とした場合、それぞれ約 $146^\circ\text{C}(=134^\circ\text{C}+12^\circ\text{C})$ 及び約 $148^\circ\text{C}(=134^\circ\text{C}+14^\circ\text{C})$ であり、格納容器の限界温度の 200°C を十分下回ることを確認した。

4.2 上部コリウムシールド温度の評価結果

評価結果を図4に示す。図4では、上部コリウムシールドの厚さを20cmとし、深さ方向に4cm刻みで5分割したノードそれぞれの温度履歴を示している。最も温度が高いノードである上部コリウムシールド表面でも最高温度は400℃程度である。

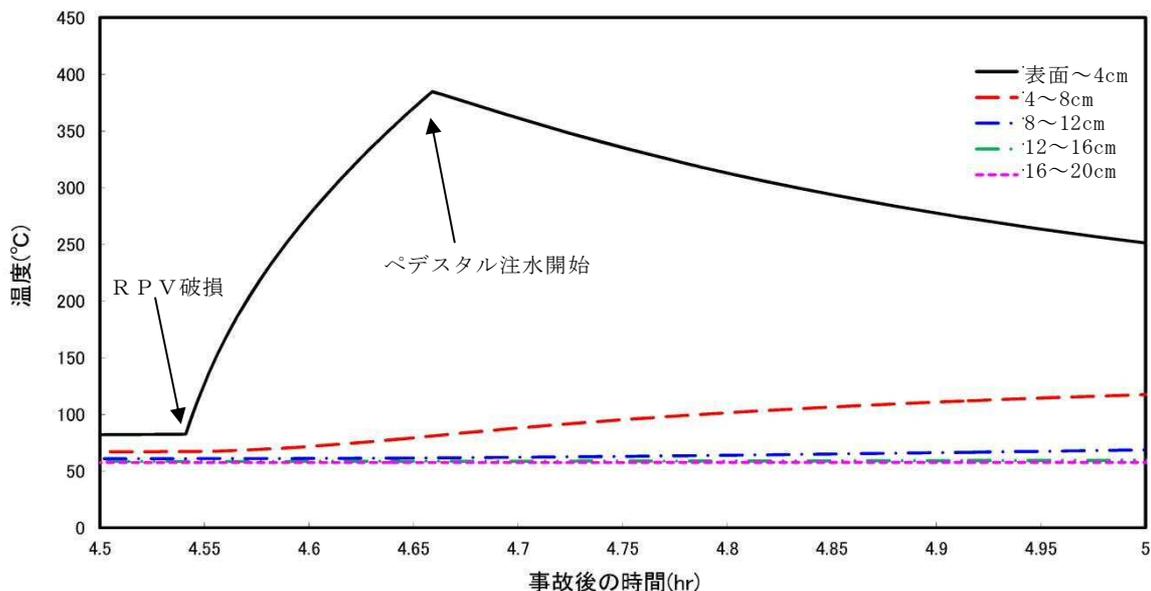


図4 上部コリウムシールド温度の解析結果

4.3 上部コンクリート温度について

ここでは、4.2で述べた上部コリウムシールドの温度を基に、上部コンクリートの温度について分析する。

輻射熱伝達とガスからの伝達を比較すると、熱流束が温度差の4乗に比例する輻射熱伝達の方が支配的であり、熱移行する先の構造材が変わった場合に輻射熱伝達による熱流束に寄与するパラメータとしては、式(3)における ε_w ：上部コンクリートの放射率及び T_w ：初期上部コンクリート温度がある。

上部コンクリートの放射率については、上部コンクリート表面には鋼材

が設置されており、厳しめの想定として図5の酸化鋼の放射率(0.8程度)を考慮した場合でも、上部コリウムシールドの温度評価に用いた放射率(0.85)を適用することは妥当と考えられる。

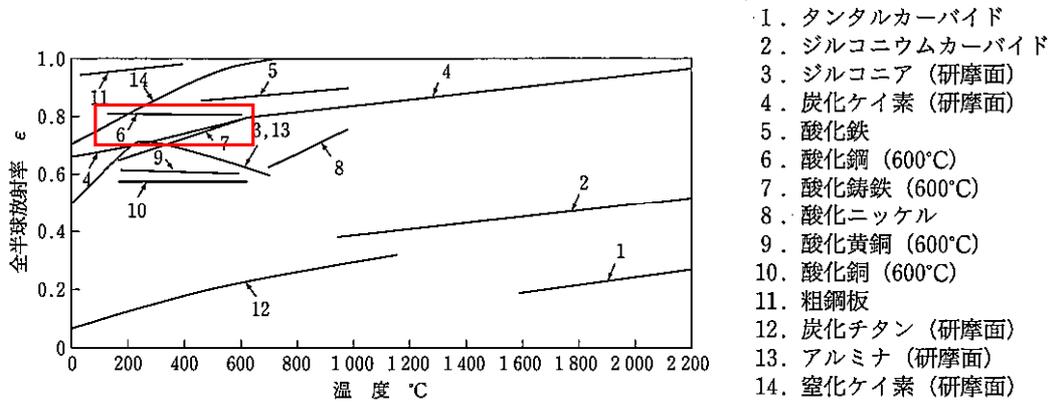


図5 酸化鋼の放射率^[3]

初期上部コンクリート温度については、初期上部コリウムシールド温度と大差ないと考えられることから、MAAPコードによるRPV破損時点での上部コリウムシールド温度を適用することは妥当と考えられる。

以上より、上部コンクリートの温度は、上部コリウムシールドの温度と同程度になると考えられる。この場合、図4よりデブリ露出時における上部コンクリート温度上昇範囲は表面のごく一部であること、この温度上昇範囲はペDESTAL注水開始後に温度が低下することを確認した。

5. まとめ

RPV破損前の事前注水の対応を実施しない場合において、RPV破損から注水開始までの7分間にペDESTAL内からD/W空間部へ流出するガスからの伝熱によるD/W壁面の熱影響を検討した。その結果、鉛直平板の体系における実験公式により概算した窒素、飽和蒸気の熱伝達係数を使用した場合でも、鋼板の温度は格納容器の限界温度の200°Cを十分下回り、格納容器

の健全性に影響ないことを確認した。

さらに、MAAPコードにより評価した上部コリウムシールドの温度を基に上部コンクリートの温度を分析した結果、最高温度は400℃程度であり表面のごく一部にとどまること、ペDESTAL注水開始後に温度が低下することから、格納容器の健全性に影響ないことを確認した。

以上より、RPV破損後からペDESTAL注水実施までの間、デブリが露出した場合において、格納容器の健全性に影響がないことを確認した。

- [1] 日本機械学会, 「伝熱工学資料 改訂第5版」, (2009)
- [2] L. J. Siefken et al., SCDAP/RELAP5/MOD3.3 Code Manual MATPRO-A Library of Material Properties for Light-Water-Reactor Accident Analysis, NUREG/CR-6150, Vol. 4, Rev. 2, INEL-96/0422, 2000.
- [3] Fundamentals of Heat and Mass Transfer, SIXTH EDITION.

自然対流熱伝達係数の設定について

D/W壁面の温度上昇を評価する際の自然対流熱伝達係数について、その設定方法を以下に示す。格納容器内における正確な自然対流熱伝達係数を求めることは困難であるため、一般的な鉛直平板の体系における実験公式より概算するものである。

1. 自然対流熱伝達係数の計算方法

格納容器内における高温ガスからD/W壁面への熱伝達係数としては、鉛直平板体系における実験式を基に計算する。

熱伝達係数は、ヌセルト数を用いて式別(1)より計算する。

$$h = \text{Nu} \frac{\lambda}{x} \quad \dots \dots \dots \quad \text{別(1)}$$

h : 自然対流熱伝達係数 (W/m²K) , Nu : ヌセルト数 (-) ,
 λ : 熱伝導率 (W/m・K) , x : 代表長さ (m)

鉛直平板の自然対流熱伝達におけるヌセルト数は、一般に式別(2)のように無次元数を用いた実験式として整理される。

$$\text{Nu} = C(\text{Gr} \cdot \text{Pr})^n \quad \dots \dots \dots \quad \text{別(2)}$$

$$\begin{cases} \text{Gr} = \frac{g\beta(T_w - T_\infty)x^3}{\nu^2} \\ \text{Pr} = \frac{c_p\eta}{\lambda} \end{cases}$$

Gr : グラスホフ数 (-) , Pr : プラントル数 (-) ,
 g : 重力加速度 (m/s²) , β : 体膨張係数 (1/K) ,
 T_w : ガス温度 (K) , T_∞ : D/W壁面温度 (K) ,
 ν : 動粘性係数 (m²/s) , c_p : 定圧比熱 (J/kg・K) ,

η : 粘性係数 (Pa・s)

ここで、定数 C 及びべき数 n については、Gr と Pr の積の値に応じて別添表 1 に示す値をとる^[1]。また、体膨張係数 β は、ガスを理想気体とみなした場合、式別(3)のように表される。

$$\beta \cong \frac{1}{T_f} \cong \frac{1}{\frac{T_w + T_\infty}{2} + 273.15} \quad \dots \dots \dots \text{別(3)}$$

T_f : 膜温度 (K)

2. 自然対流熱伝達係数の計算条件

式別(2)でヌセルト数を計算する際、MAAP解析によるRPV破損直後から格納容器スプレイ及びペDESTAL注水開始までのD/W雰囲気は、窒素が70~80%の分圧を占めているが、ここでは窒素ガスと飽和蒸気分圧がそれぞれ100%である場合の2ケースを想定する。

代表長さはD/W内のある程度大きな面を想定し、10mと仮定する。

D/W内ガス温度はMAAPコードによる解析結果を基に400℃とする。

D/W壁面温度は水蒸気の凝縮を考慮し、0.3MPa(abs)の飽和温度である134℃とする。この場合、膜温度は267℃となるので、式別(3)の計算にはこの温度を用いる。熱伝達係数は、式別(2)より、動粘性係数が小さいほど大きくなる傾向があるため、200℃と300℃の物性値のうち、動粘性係数が小さくなる200℃のものを使用して計算する。200℃と300℃の窒素の物性値をそれぞれ別添表2及び別添表3に示す。

RPV破損直後から注水開始までのD/W内圧力は、概ね0.2~0.3MPa(abs)の範囲であるが、別添表2,3に示すように、0.5MPa刻みのデータしか記載がない。したがって、窒素ガスの物性値は圧力別添表2から0.3MPa(abs)に対する値を内挿して使用した。別添表4に、窒素ガス及び飽和蒸気の内挿結果を示す。

3. 自然対流熱伝達係数の計算結果

(1) 窒素の場合

まず、グラスホフ数とプラントル数を求める。体膨張係数は式別(3)により、

$$\beta = 1/\{(134 + 400)/2 + 273.15\} \cong 0.00185(1/K)$$

となる。これを式別(2)に代入し、さらに別添表-4の物性値を適用して、グラスホフ数とプラントル数は以下となる。ここで、本ケースはガスによる過熱であるため、 T_w と T_∞ を入れ替えている。

$$\begin{aligned} Gr &= 9.80665 * 0.00185 * (400 - 134) * 10^3 / (1.17469 \times 10^{-5})^2 \\ &\cong 3.50 \times 10^{13} \end{aligned}$$

$$Pr = 1054 * 2.5055 * 10^{-5} / 0.03672 \cong 0.718$$

$$Gr \cdot Pr \cong 2.51 \times 10^{13}$$

グラホフ数とプラントル数の席が 10^9 を超えているため、式別(2)のcとnに表1における乱流支配の値を適用すると、

$$Nu = 0.1 \times (2.51 \times 10^{13})^{1/3} \cong 2930$$

が得られる。従って式別(1)より、自然対流熱伝達係数は、

$$h = 2930 \times 0.036785 / 10 \cong 10.8 \quad (W/m^2 \cdot K)$$

となる。

(2) 水蒸気の場合

窒素の場合と同様に、

$$\begin{aligned} Gr &= 9.80665 * 0.00185 * (400 - 134) * 10^3 / (0.8036 \times 10^{-5})^2 \\ &\cong 7.48 \times 10^{13} \end{aligned}$$

$$Pr = 1054 * 1.344 * 10^{-5} / 0.02865 \cong 1.06$$

$$Gr \cdot Pr \cong 7.95 \times 10^{13}$$

$$Nu = 0.1 \times (7.95 \times 10^{13})^{1/3} \cong 4300$$

$$h = 4300 \times 0.02865/10 \cong 12.4$$

4. まとめ

格納容器内圧 0.3MPa の条件において、ガスから D/W 壁面への自然対流熱伝達係数を概算した結果、窒素のケースで約 10.8 (W/m²・K) , 飽和蒸気のケースで約 12.4 (W/m²・K) となった。したがって、本文の D/W 壁面温度の評価ではこれらを使用した。

[1] 望月, 村田, 「伝熱工学の基礎」, 日新出版, (1994)

[2] 日本機械学会, 「伝熱工学資料 改訂第 5 版」, (2009)

別添表 1 実験式に対する C と n の値^[1]

Gr・Pr	C	n	備考
$10^4 - 10^9$	0.59	1/4	層流
$10^9 - 10^{13}$	0.10	1/3	乱流支配

別添表 2 窒素の 200°C における物性値^[2]

圧力 (MPa)	0.1	0.5	1
密度 (kg/m ³)	0.7118	3.554	7.093
低圧比熱 (J/kg・K)	1053	1055	1058
粘性係数 (Pa・s)	0.00002504	0.00002507	0.00002512
熱伝導率 (W/m・K)	0.03672	0.03685	0.03701
動粘性係数 (m ² /s)	3.518×10^{-5}	7.054×10^{-6}	3.541×10^{-6}
プラントル数 (-)	0.718	0.718	0.718

別添表 3 窒素の 300°C における物性値^[2]

圧力 (MPa)	0.1	0.5	1
密度 (kg/m ³)	0.5876	2.933	5.854
低圧比熱 (J/kg・K)	1070	1071	1073
粘性係数 (Pa・s)	0.00002862	0.00002865	0.00002868
熱伝導率 (W/m・K)	0.04247	0.04258	0.04271
動粘性係数 (m ² /s)	4.871×10^{-5}	9.768×10^{-6}	4.899×10^{-6}
プラントル数 (-)	0.721	0.721	0.721

別添表 4 窒素及び飽和蒸気の 0.3MPa における物性値

ガスの種類	窒素 (200℃)	飽和水蒸気 (134℃)
密度 (kg/m ³)	2.1329	1.67241
低圧比熱 (J/kg・K)	1054	2265
粘性係数 (Pa・s)	0.000025055	0.00001344
熱伝導率 (W/m・K)	0.036785	0.02865
動粘性係数 (m ² /s)	1.17469×10^{-5}	8.036×10^{-6}
プラントル数 (-)	0.718	1.063

添付 9. 低水深プールにおける水蒸気爆発について

1. はじめに

約 20cm の水深の場合には、デブリのブレイクアップジェット長さに対して水深が浅いため、デブリジェットのブレイクアップによる十分な粗混合領域が形成されず、大規模な水蒸気爆発が発生する可能性は極めて低いと考えられる。一方、PUL i MS 実験^[1]やSES 実験^[1]等の低水深プール（実験では約 20cm の水深）における水蒸気爆発に関する実験においては、ブレイクアップとは異なるメカニズムにおいて粗混合領域が発生し、小規模な水蒸気爆発の発生が確認されている。そのため、低水深プールにおける水蒸気爆発による影響について検討する。

2. 低水深プールにおける水蒸気爆発の知見

低水深プールにおける水蒸気爆発が確認された知見として、PUL i MS 実験及びSES 実験がある。PUL i MS 実験は熔融燃料の拡がり挙動を確認する観点で実施された実験であるが、6 回の実験のうち 3 回において水蒸気爆発が観測されている。また、それを受けて低水深プールにおける水蒸気爆発を確認する目的で実施されたSES 実験では、3 回の実験のうち 2 回において水蒸気爆発が観測されている。各実験装置の概要を図 1 及び図 2、実験条件を表 1、実験結果を表 2 に示す。水蒸気爆発が発生する明確なメカニズムは解明されていないが、実験の傾向としてデブリの過熱度が高くサブクール度が大きい場合に水蒸気爆発が観測されている。ただし、いずれの実験においてもエネルギーは小さいものとなっている。

機械的エネルギー変換効率については、大きな値を観測した実験（PUL i MS E 6 : 約 3.23%）がある。ジェットブレイクアップによる水蒸気爆

発（図 3）の場合は粗混合領域の増加によってトリガリングの伝播範囲も広がるため、実機体系においても実験相当の機械的エネルギー変換効率を取りうる可能性があると考えられる。一方で、低水深プールによる水蒸気爆発（図 4）の場合は水蒸気爆発の形態としてプール水中に落下した熔融デブリの表面に粗混合領域を形成するメカニズムとなっており、実機体系においても熔融デブリの表面上にのみ粗混合領域が形成されるため、空間的に広い 3 次元的な粗混合領域は形成されずその範囲は限定的となり、トリガリングの伝播範囲も実験体系と大差ないと考えられることから、実機規模における水蒸気爆発発生時のエネルギーは実験で確認されたものと同等であると考えられる。そのため、実機規模において熔融デブリの表面で同様の現象が発生したとしても、デブリの熱エネルギーに対して水蒸気爆発によって発生するエネルギーは小さく、機械的エネルギー変換効率としては小さいと考えられる。さらに、実験条件におけるデブリ量とプール水量の比率と比較して実機条件においてはデブリ量が多く、実験で観測されるようなデブリ表面に十分な粗混合領域を形成することなく、プール水のサブクール度は上昇すると考えられる。

以上から、低水深においては水蒸気爆発が発生する恐れはあるものの、その影響は軽微であると考えられる。

表 1 実験条件

Table 1. Summary of PULiMS and SES exploratory tests conditions.

		PULiMS			SES		
		E3	E5	E6	E1	E2	E3
Melt							
Mixture	-	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	ZrO ₂ -WO ₃	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	ZrO ₂ -WO ₃	ZrO ₂ -WO ₃	ZrO ₂ -WO ₃
Composition	%	eutectic	eutectic	eutectic	eutectic	eutectic	eutectic
Load mass	kg	78.1	41.2	78.1	41.27	34.40	41.27
Load liquid volume	L	10	6	10	6	5	6
Max melt temperature in the funnel	°C	1076	1531	1049	1402	1406	1420
Melt superheat in the funnel	°C	206	300	179	171	175	>189
Melt delivery							
Nozzle diameter	mm	20	20	20	20	20	30
Melt free fall height in air	mm	200	200	200	200	200	50
Water pool							
Dimensions (LxWxH)	m	2x1x0.2	2x1x0.2	2x1x0.2	1x1x0.2	1x1x0.2	1x1x0.22
Mass	kg	400	400	400	200	200	220
Temperature	°C	75	72	75	70	86	95
Subcooling	°C	25	28	25	30	14	5
Melt spreading							
Duration of release before explosion	sec	14.8	3.8	6.82	1.13	5.56	6.04
Diameter	cm	~75 – 80	~40 – 45	~40 – 45	~30 – 40	~40 – 43	43x43
Layer thickness	mm	~30	~30	~30	~5	~30	30
Steam explosion							
Steam explosion	-	yes	yes	yes	yes	yes	no

表 2 実験結果

Table 2. Summary of the experimental results.

		PULiMS			SES	
		E3	E5	E6	E1	E2
Steam explosion						
Spontaneous steam explosion		yes	yes	yes	yes	yes
Number of explosive events		2*	2*	1	2	2
Peak force	kN	-	-	546	710	170
Impulse	kN·s	4.0 – 5.1	1.1 – 2.2	3.05	1.0	0.725
Duration of the impulse	ms	-	-	10	3	10 and 5
Melt mass at the time of the explosion	kg	~72	~15	19	7.5	12
Melt thermal energy	MJ	27 – 59	16 – 23	7 – 15	8 – 11	12 – 18
Projected area of accelerated water	m ²	0.5 – 0.44	0.28 – 0.13	0.28 – 0.13	0.19 – 0.07	0.16 – 0.13
Accelerated water mass	kg	83 – 73	47 – 21	47 – 21	24 – 14	34 – 23
Impulse per area	kPa·s	9 – 15	4 – 18	11 – 24	8 – 14	3.9 – 5.8
Peak pressure	MPa	-	-	1.9 – 4.3	5.7 – 10	0.6 – 1.4
Total released kinetic energy	kJ	163 – 302	26 – 233	100 – 224	21 – 37	7.7 – 11.3
Steam explosion conversion ratio	%	0.16 – 0.66	0.06 – 0.73	0.65 – 3.23	0.19 – 0.5	0.04 – 0.09
Bottom plate characteristics						
Thickness	mm	10	10	10	NA	NA
Thermal displacement upon spreading	mm	-	-	9.23	-	-
Max amplitude of oscillations	mm	-	-	1.5	no	no
Displacement upon steam explosion	mm	-	-	10	0.3	0.15
Max residual deformation	mm	60	25	35.9	-	-

*Indirect evidences, e.g. sound and video recording.

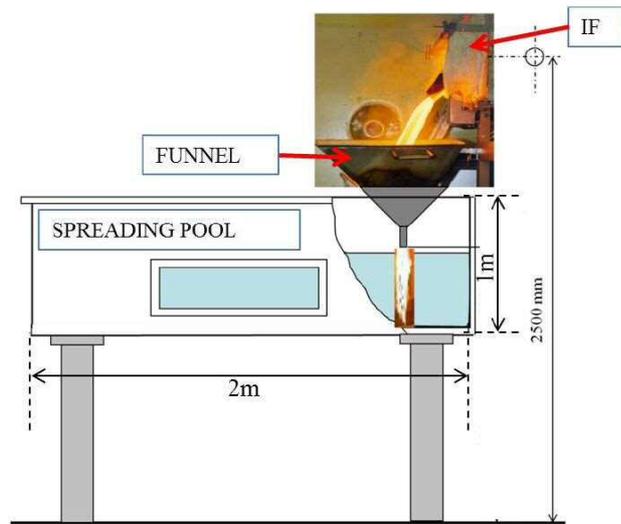


図1 PULiMS実験装置

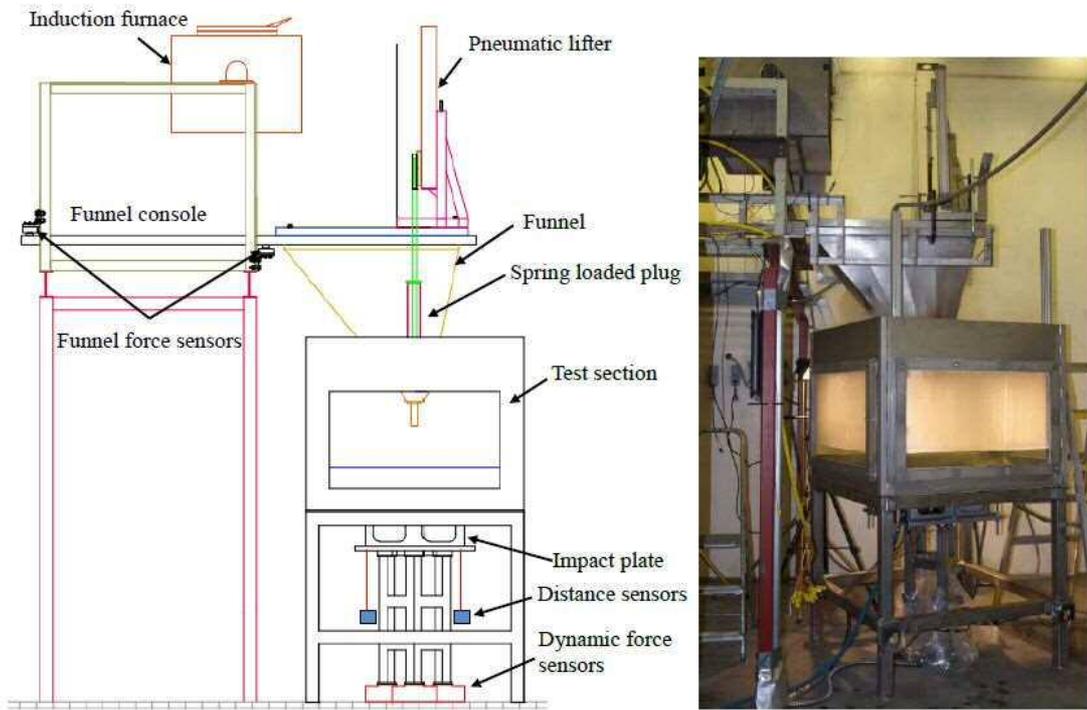


図2 SES実験装置

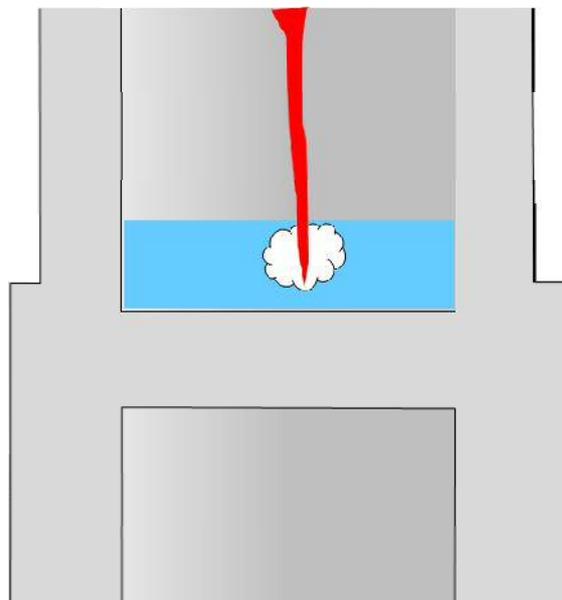


図3 ジェットブレイクアップによる粗混合領域

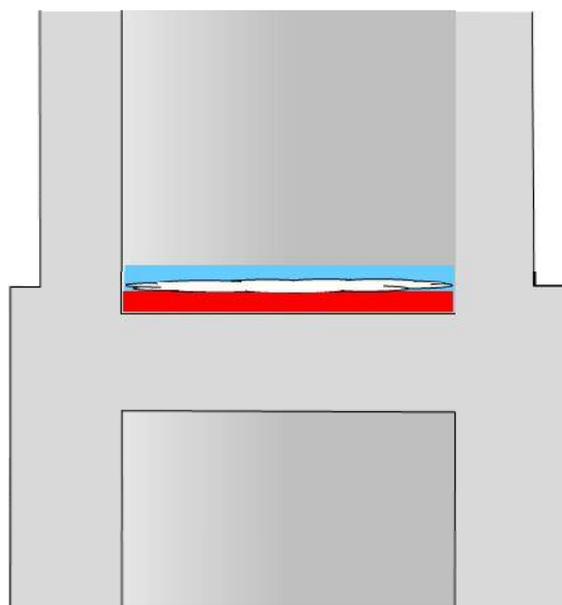


図4 低水深プールにおける粗混合領域

参考文献

- [1] P.Kudinov et al., “Investigation of Steam Explosion in Stratified Melt-Coolant Configuration”, NUTHOS10-1316, Okinawa, Japan, December 14-18, 2014

添付 10. 水蒸気爆発評価の解析モデルについて

1. はじめに

本資料は、格納容器破損防止対策に関する重大事故等対策の有効性評価において、格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に対して、水蒸気爆発（以下「SE」という。）の発生を仮定した場合の原子炉本体基礎（以下「ペDESTAL」という。）の構造評価に適用するLS-DYNAコードの解析モデルについて整理したものである。

2. 計算要素

LS-DYNAコードでは、三次元のペDESTALの構造応答の観点より、計算要素は以下のとおり設定している。

- ・ 構造材に力を伝える流体には、流体に対して移動境界を比較的容易に表せる ALE Solid 要素を用いる。
- ・ 鉄筋コンクリートのコンクリート部分には、境界面が移動又は変形してもメッシュが追従し、主として固体に適用性がある Lagrange Solid 要素を用いる。
- ・ 鉄筋コンクリートの鉄筋部分には、Lagrange 要素のうち細い棒状の固体に対して適用性がある Lagrange Beam 要素を用いる。

3. 境界条件

ペDESTALは原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）を支持する、上層円筒部と下層円筒部の間に床スラブを有する円筒形の鉄筋コンクリート構造の構築物である。

解析は三次元モデルを用いて、気相部、液相部、爆発源、コンクリート及

び鉄筋を1/2体系でモデル化している。なお、人通用開口部の下端はペDESTAL水面より2m程度上の位置であり、SEによる動的荷重は直接作用しないことから、当該モデルでは人通用開口部は模擬しない。

ペDESTALは基部の格納容器との取り合い部を介して、RPV等から作用する荷重を基礎マットに伝達する構造であることから、格納容器との取り合い部を固定境界とする。RPVは上部のスタビライザに支持されており、また、ペDESTAL外の領域にはコンクリート床（ダイアフラムフロア）等の周辺構造が存在するが、ペDESTALの変形を保守的に大きく評価する観点より、これら周辺構造物による拘束効果は考慮しない。

ペDESTALのRPV支持機能を評価する観点で、ペDESTAL上部に作用するRPV、原子炉しゃへい壁の死荷重を考慮する。

SEによってもペDESTAL床スラブのデブリ保持機能が維持されることを評価する観点より、解析時刻0秒より床スラブに対してSE発生前から生じるデブリジェットによる動的荷重を考慮する。また、保守的にSE発生後のデブリ荷重も考慮することとし、解析時刻50ミリ秒からSE発生後に生じるデブリジェットによる動的荷重、及びペDESTAL内構造物を含むデブリの死荷重を負荷する。

ペDESTALの構造概要図を図3-1に、解析モデル境界条件を図3-2に示す。また、表3-1に荷重条件を示す。

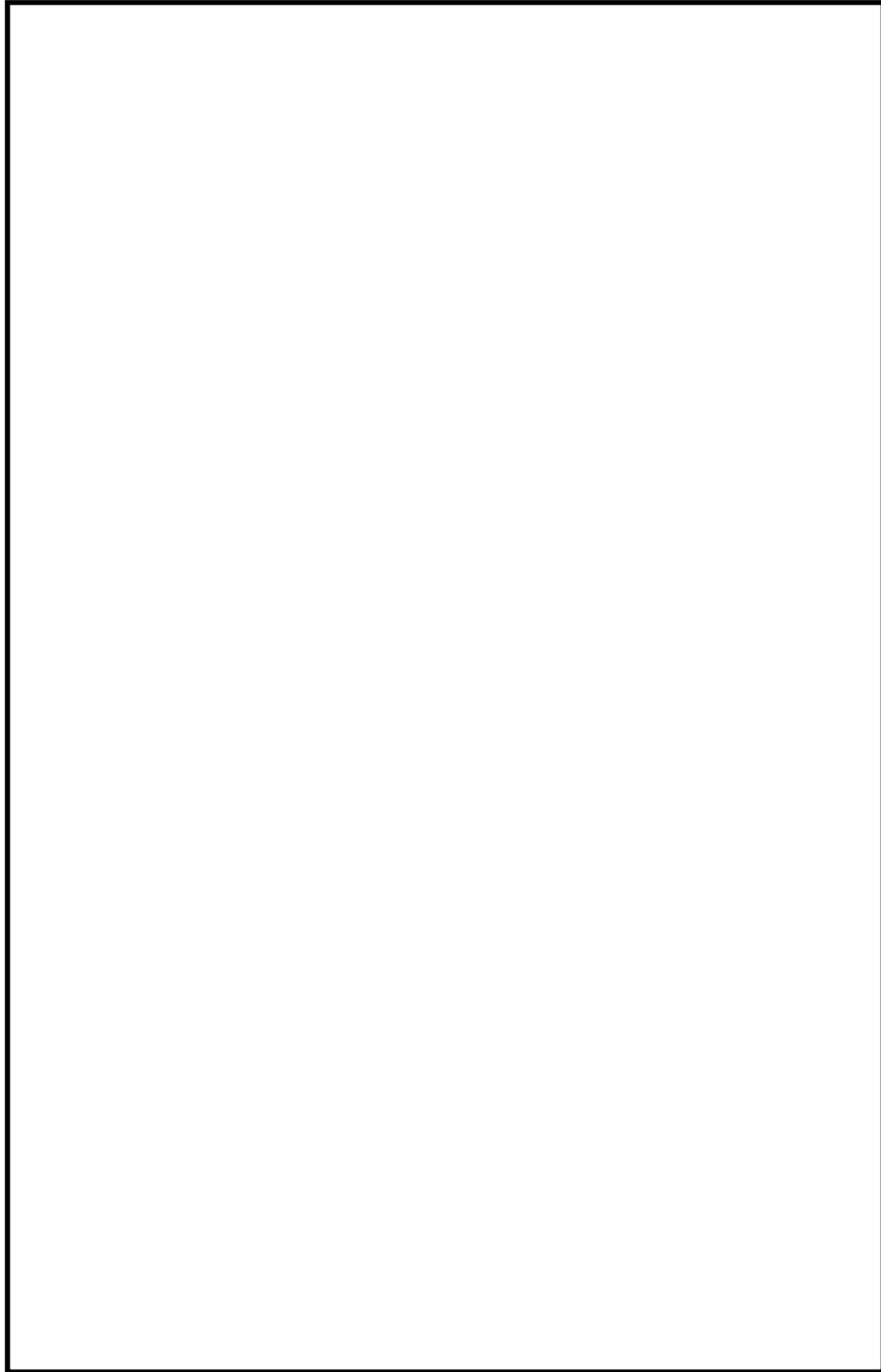


図 3-1 ペデスタル構造概要図

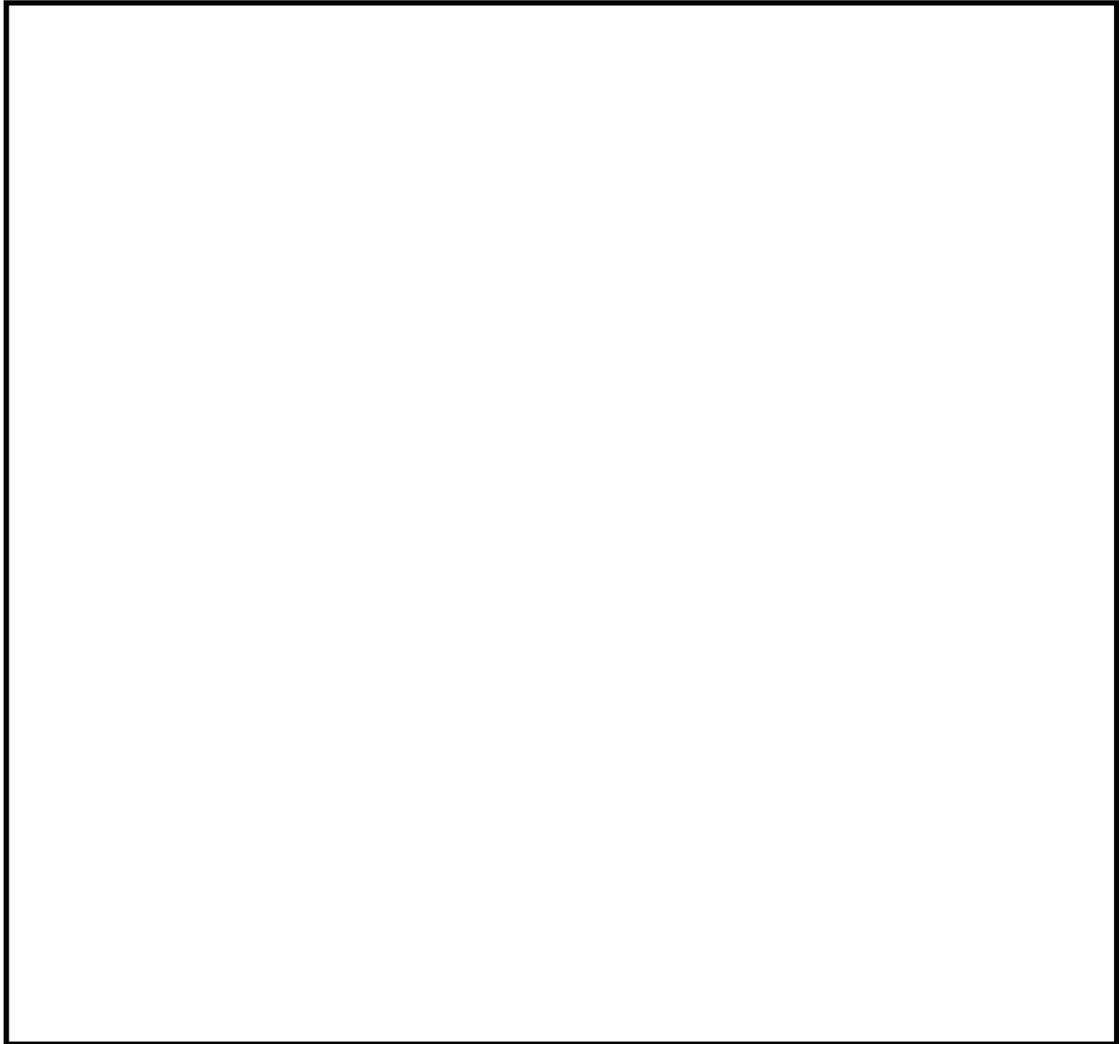


図 3-2 解析モデル境界条件

表 3-1 荷重条件

項目	値	荷重位置
R P V等死荷重	約 2.08×10^4 kN	ペデスタル上部
S E 前のデブリジェット荷重 ^{※1}	約 70kN	床スラブ中心
S E 後のデブリジェット荷重 ^{※2}	約 700kN	床スラブ中心
S E 後のデブリ死荷重	約 4.17×10^3 kN	床スラブ全面

※1 R P V破損時における破損口径を考慮した荷重条件

※2 M A A P解析におけるアブレーションを考慮した破損口径及びデブリ放出速度に基づく荷重条件

4. 材料モデル

4.1 流体モデル

流体の影響を考慮する際、特定の粒子の運動を知るより、空間に固定されたメッシュ内での流動状態や時間変化を知る方が重要である。また、構造材との連成を考慮した場合、流体は移動境界を比較的容易に表せる ALE 要素を用いるのが適当である。以下に流体要素のプロパティ一覧を示す。

表 4-1 要素プロパティ一覧

部位	要素
爆発源	ALE 要素 (Solid)
液相	ALE 要素 (Solid)
気相	ALE 要素 (Solid)

4.2 構造材モデル

構造材の変形を考慮する際、構造材メッシュの変形を考慮する必要がある。メッシュ自体の変形を考慮する場合、粒子の集まりが時間とともに、どのように動いていくか（メッシュ点がどのように動いていくか）に着目する Lagrange 要素を用いるのが適当である。

鉄筋コンクリートのコンクリート部分については、板厚が大きく、かつ、モデル中に鉄筋を含める必要があるため Lagrange (Solid) 要素を用いる。

鉄筋については、少ない要素数で解析精度が確保できる Lagrange (Beam) 要素を用いる。

以下に構造材要素のプロパティ一覧を示す。

表 4-2 要素プロパティ一覧

部位	要素
コンクリート	Lagrange (Solid) 要素
鉄筋	Lagrange (Beam) 要素

4.2.1 コンクリート

表 4-3 にコンクリートの材料特性を示す。

表 4-3 コンクリートの材料特性

項目	設定
状態方程式	非線形
構成則	R H T モデル
破壊則	R H T モデル
圧縮強度	22.065MPa (設計基準強度 225kg/cm ²)
密度	2290.98kg/m ³

本解析ではコンクリート衝撃解析での利用を想定した状態方程式，構成則，破壊則により構成される R H T モデルを用いる。

構成則は圧力，3 軸応力状態及びひずみ速度効果が考慮されており，コンクリート構造物の構造応答解析に適している。また，本モデルは，J N E S によるコンクリート製砂防ダムを模擬した検証解析^[1]が行われている。

[1] 平成 13 年度 コンクリート構造物の衝撃破壊挙動解析に係るコード整備に関する報告書，原子力発電技術機構，平成 14 年 3 月

4.2.2 鉄筋

表 4-4 に鉄筋（SD345）の材料特性を示す。

表 4-4 鉄筋（SD345）の材料特性

項目	設定
状態方程式	線形
構成則	等方硬化則
破壊則	限界相当ひずみ則
密度	
ヤング率	
ポアソン比	
降伏応力	
限界相当塑性ひずみ	

4.3 メッシュ分割

図 4-1～図 4-5 に各部のメッシュ分割について示す。ペDESTALの構造応答の観点から、爆発荷重に対する変形挙動を精度良く模擬できるよう、高さ方向及び板厚方向に十分な分割数が確保できる寸法として要素幅75mm程度で基本的な要素数を設定する。なお、LS-DYNAコードでは三次元の構造材を模擬するため、構造材の形状に即してより詳細な要素幅も考慮している。また、構造材に圧力を伝える流体（ALE 要素）のメッシュサイズは、ALE 法を用いることを考慮し、境界面における伝達ロスが生じないように構造材のメッシュサイズと同等とする。

以下に各要素のメッシュ分割図を示す。また、表 4-5 に要素分割の詳細を示す。

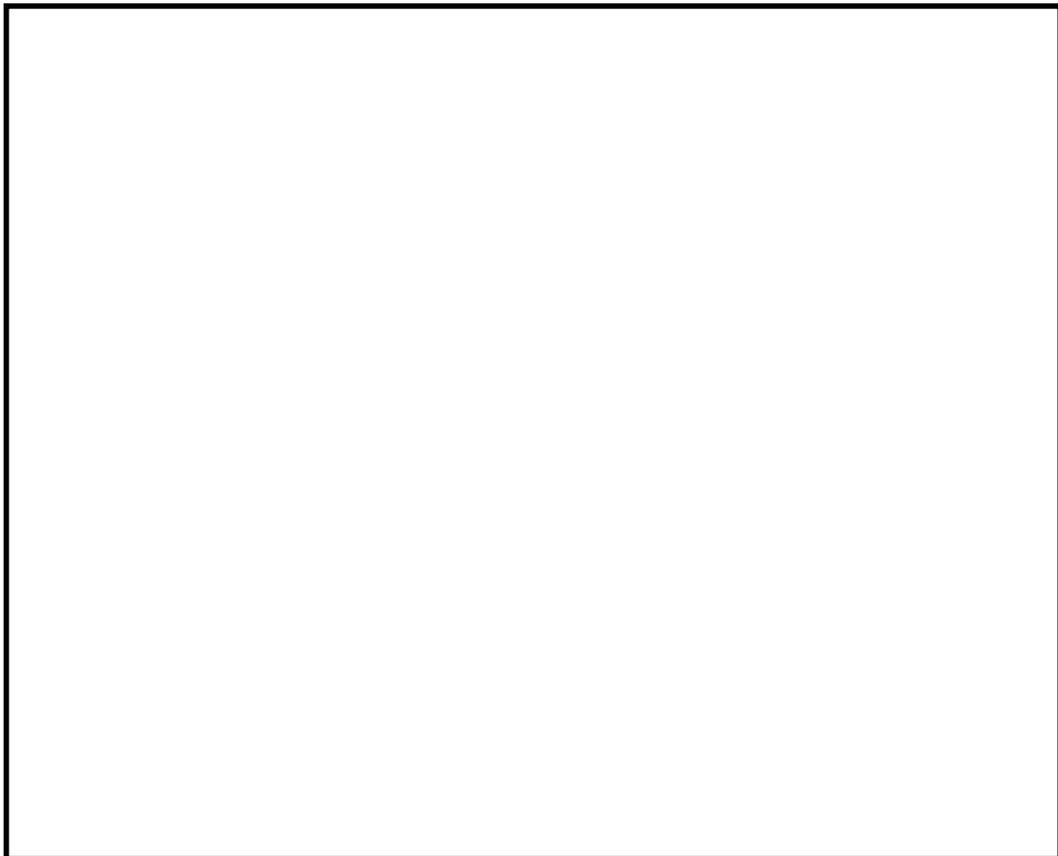


図 4-1 コンクリートのメッシュ図

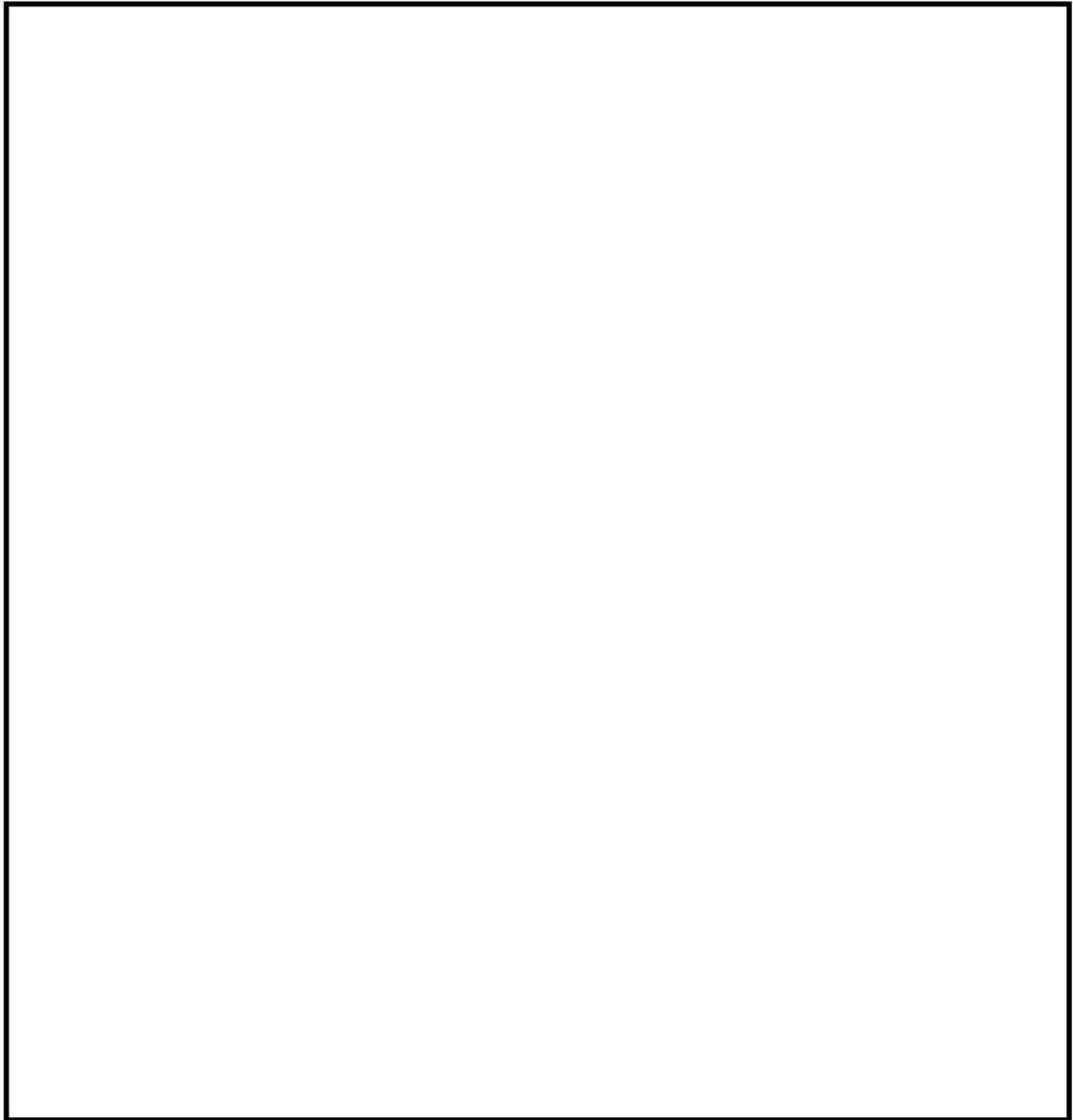


図 4-2 鉄筋のメッシュ図



図 4-3 爆発源のメッシュ図

添付 10-9



図 4-4 液相のメッシュ図

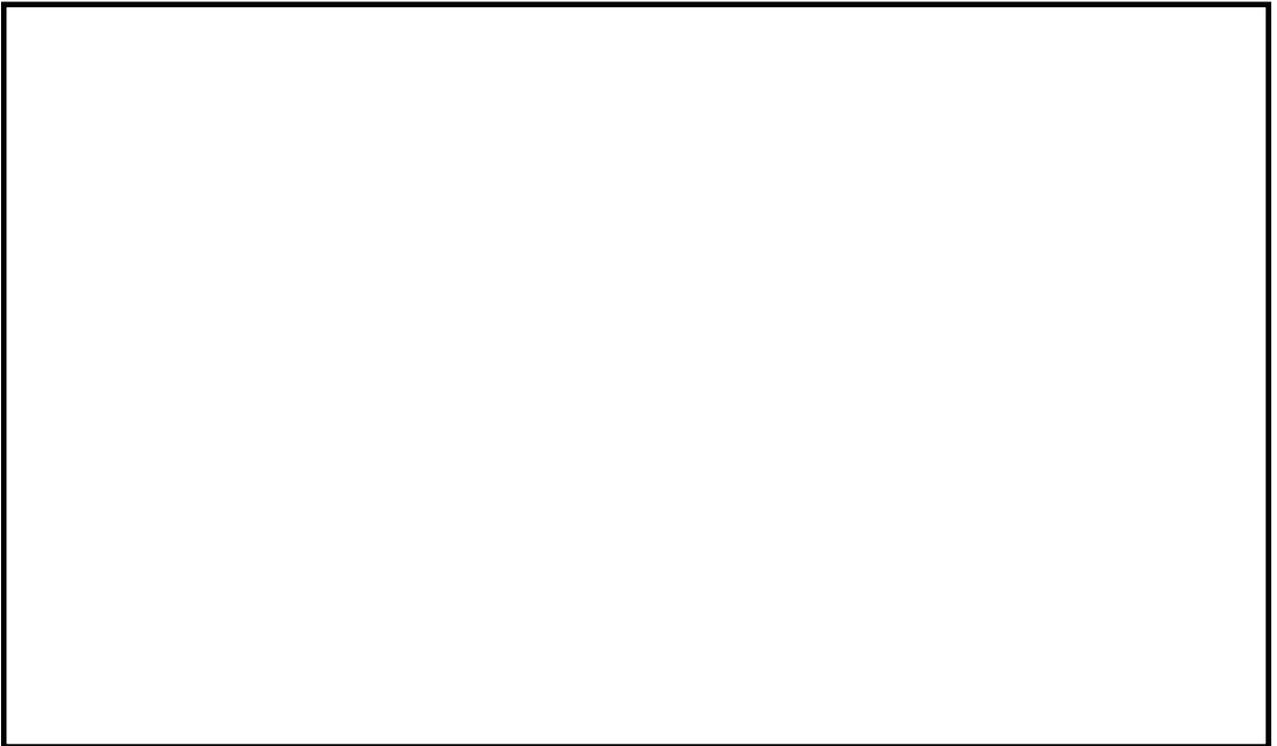


図 4-5 気相のメッシュ図

表 4-5 要素分割の詳細

部位	要素	要素数
爆発源	ALE (Solid) 要素	
液相	ALE (Solid) 要素	
気相	ALE (Solid) 要素	
コンクリート	Lagrange (Solid) 要素	
鉄筋	Lagrange (Beam) 要素	

5. 爆発源の設定方法

爆発源の初期形状は， J A S M I N E コードでの爆発源仕様に基づき半径

，軸方向高さ とする。

J A S M I N E コードの解析による流体の運動エネルギーは， L S - D Y N A コードで直接入力することはできない。このため，今回の評価では， L S - D Y N A コードの解析結果としての爆発源圧力及び流体運動エネルギーが， J A S M I N E コードの解析の爆発源圧力及び流体運動エネルギーを包絡するよう調整する。

これらの設定方法を図 5-1 に示す。また，図 5-2～図 5-4 に流体の運動エネルギー，爆発源圧力，表 5-1 に爆発源の仕様を示す。

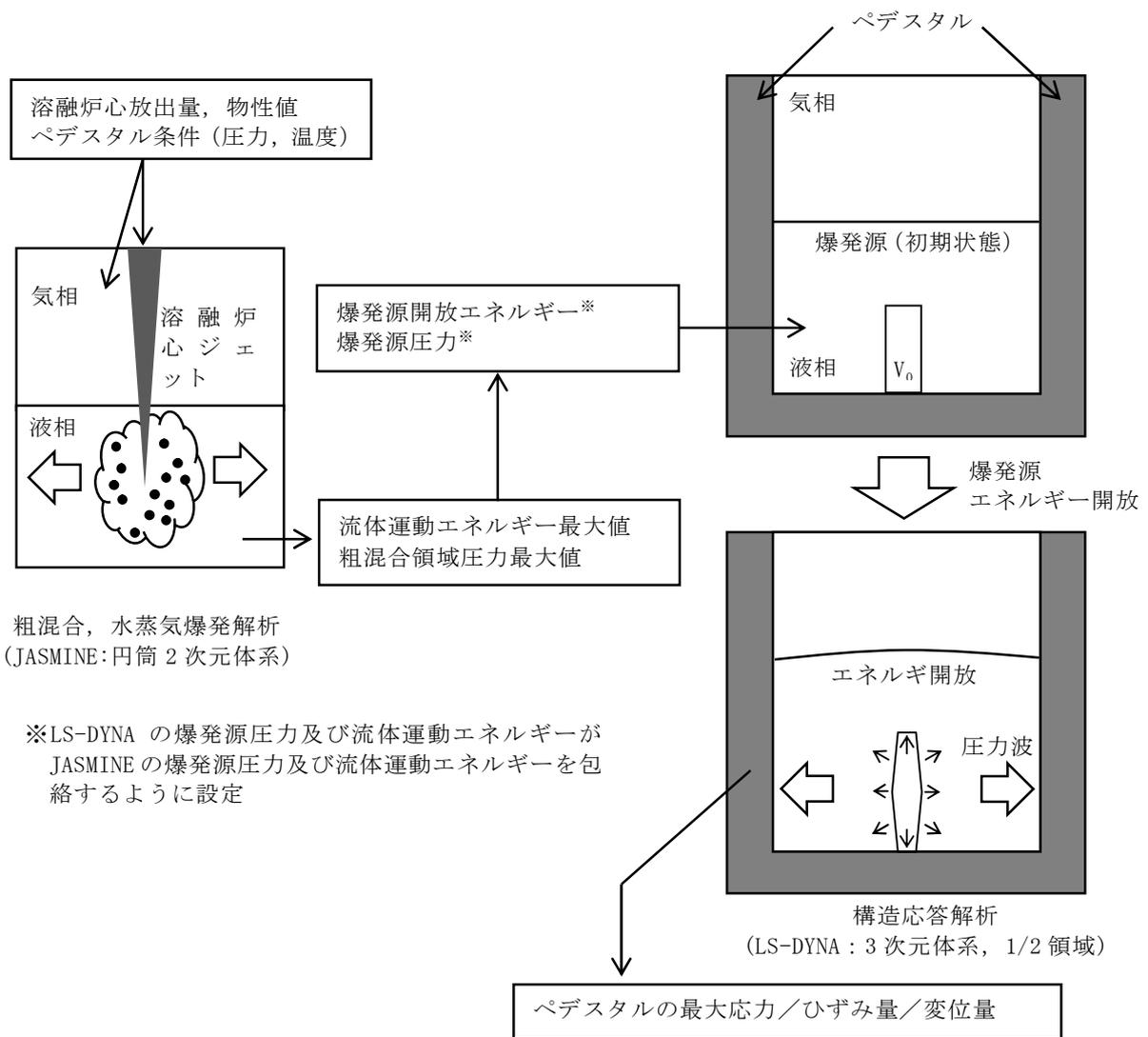


図 5-1 LS-DYNAにおける爆発源の設定方法

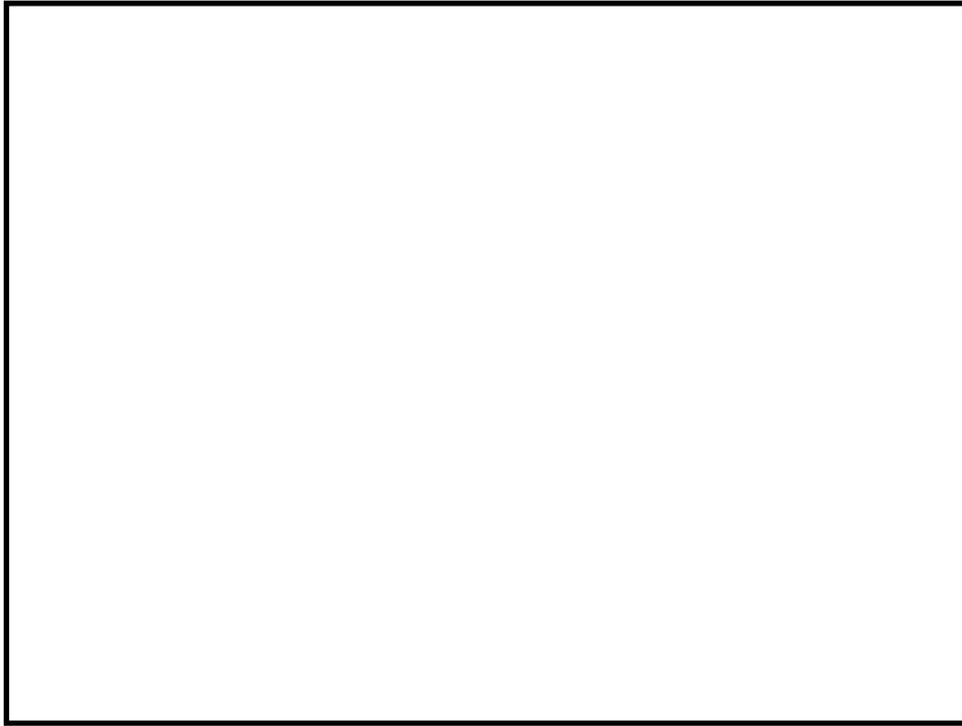


図 5-2 流体の運動エネルギー

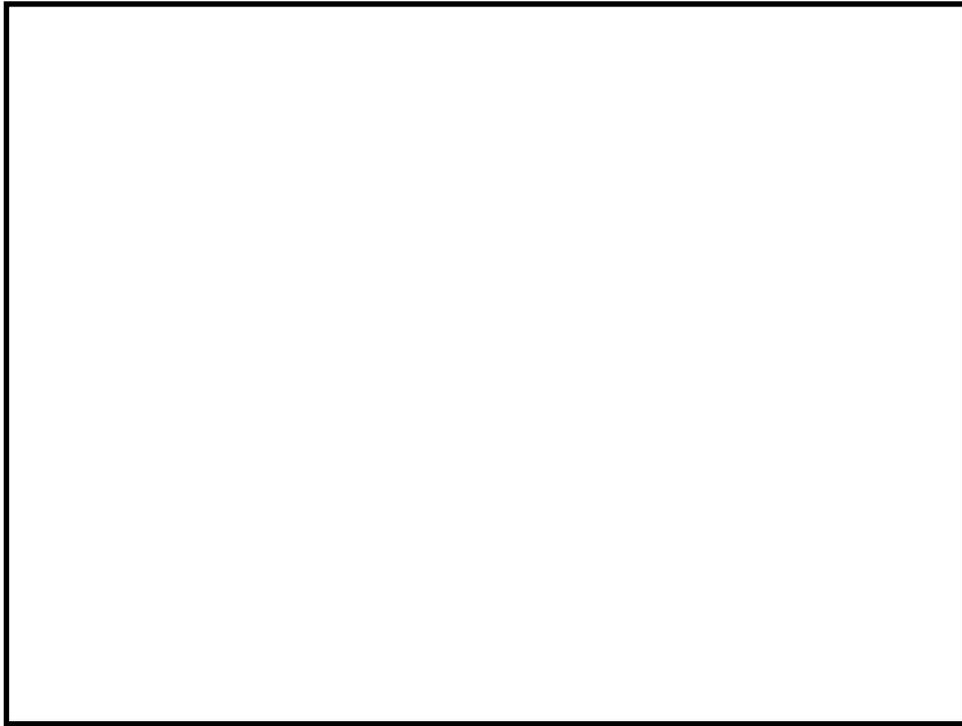


図 5-3 爆発源の圧力

表 5-1 爆発源の仕様

項目	値	設定根拠
初期半径		J A S M I N E コードで模擬する爆発源仕様に基づき設定
初期軸方向高さ		
最大圧力※		J A S M I N E コード解析結果の流体運動エネルギーの最大値を再現する値を設定
流体の運動エネルギー※		

※ 開放エネルギーの調整結果として確認される。

6. 解析フロー

図 6-1 に L S - D Y N A の解析フローを示す。

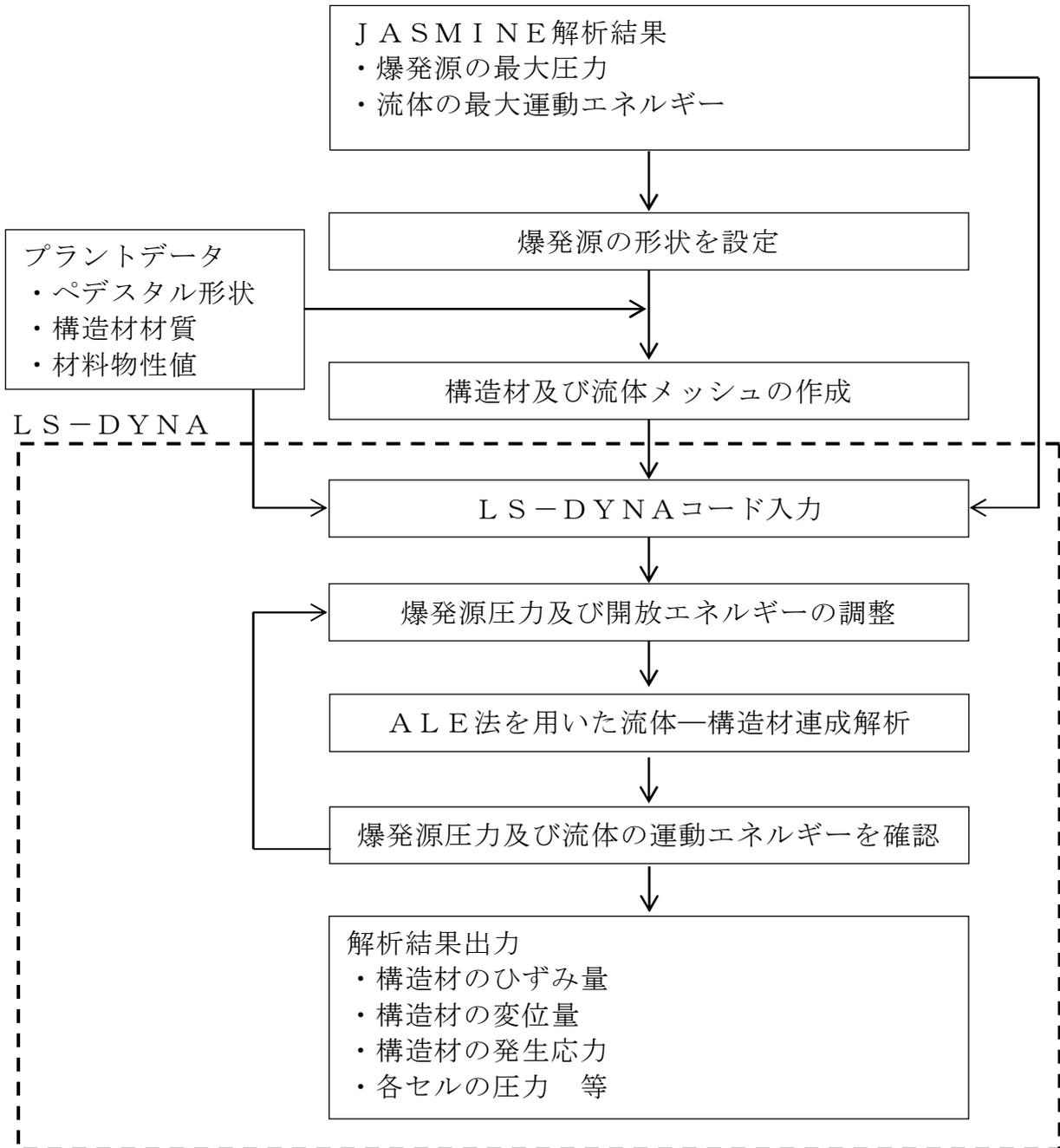


図 6-1 L S - D Y N A コード解析フロー図

7. 入出力

LS-DYNAコードの主要な入出力は図 6-1 に示した解析フロー図にも示されるとおりである。LS-DYNAコードのインプットデータは以下のとおり構成される。

- ① ペDESTAL構造物の幾何形状
- ② 各構造物に対する拘束条件
- ③ 材料の物性値
- ④ 流体及び構造材のメッシュデータ
- ⑤ 流体及び構造材の要素タイプ
- ⑥ 爆発源の形状・位置
(J A S M I N E コードの評価条件・結果に基づく)
- ⑦ 爆発源の最大圧力, エネルギー
(J A S M I N E コードによる評価結果に基づく)
- ⑧ 側壁及び床スラブの力積履歴
(J A S M I N E コードによる評価結果に基づく)

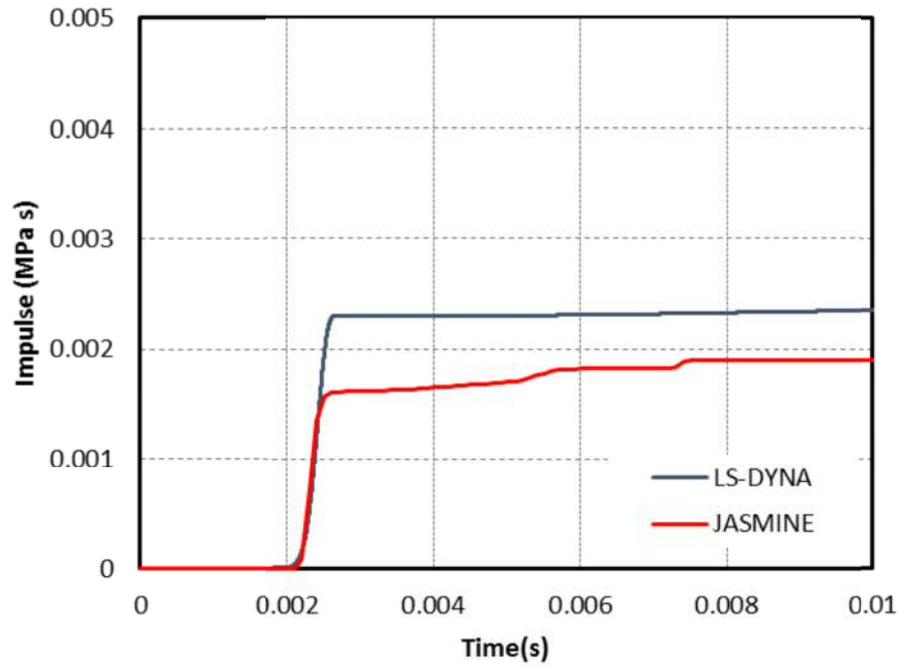
上記をインプットデータとして, 水蒸気爆発発生時の構造材衝撃荷重応答を評価し, 以下の主要なアウトプットデータを得る。

- ① 構造材のひずみ量
- ② 構造材の変位量
- ③ 構造材の発生応力
- ④ 各セルの圧力

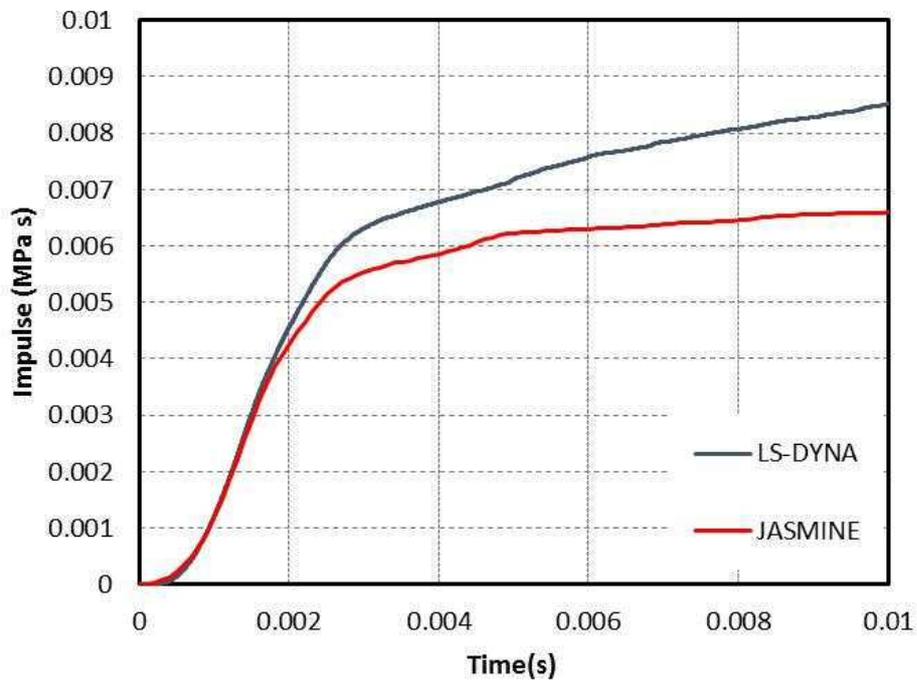
別添 1 運動エネルギーから圧力として伝わる時の考え方について

LS-DYNAコードの評価は、JASMINNEコードの解析結果に基づき設定した水蒸気爆発時の流体の運動エネルギー及び爆発源の圧力に基づいて実施している。すなわち、LS-DYNAコードの評価での水蒸気爆発時の流体運動エネルギー及び爆発源の圧力がJASMINNEコードの評価における全領域の流体運動エネルギー及び爆発源の圧力と同等となるように設定している。これは、水蒸気爆発発生時には溶融デブリからの熱エネルギーが、爆発による圧力波を介して流体側に運動エネルギーとして伝わりこれが構造材のペDESTAL壁に作用するためであり、この運動エネルギー及び爆発源の圧力を解析条件としてLS-DYNAコードの評価に引き渡すことにより、ペDESTALの構造健全性を適切に評価できると考えられるためである。

上記の考え方の妥当性を確認するために、JASMINNEコードの解析による水蒸気爆発時の壁面及び床スラブの力積履歴と、LS-DYNAコードの解析における爆発源設定時の壁面及び床スラブの力積履歴を比較した。別添図 1-1 及び別添図 1-2 に示すとおり、LS-DYNAコードの解析における壁面及び床スラブの力積履歴はJASMINNEコードの解析よりも大きく、解析条件として保守的であることが確認できる。



別添図 1-1 S Eによる側壁力積履歴の比較



別添図 1-2 S Eによる床スラブ力積履歴の比較

添付 11. ペデスタル床スラブの終局せん断強度について

水蒸気爆発時のペデスタル床スラブの終局せん断強度 Q_{su} については、建築物の構造関係技術基準解説書（2007）より、下式に基づき算定した。

$$Q_{su} = \left\{ \frac{0.068p_t^{0.23}(F_c+18)}{M/(Q \cdot d)+0.12} + \sqrt{0.85p_w \cdot \sigma_{wy}} \right\} b \cdot j \quad \dots (1)$$

ここで、

p_t :引張鉄筋比, F_c :コンクリートの圧縮に対する材料強度, M/Q :強度算定断面におけるモーメント M とせん断力 Q の比（ただし, $1 \leq M/(Q \cdot d) \leq 3$ ）, d :有効せい, p_w :せん断補強筋比, σ_{wy} :せん断補強筋の材料強度, b :梁幅, j :応力中心間距離

各パラメータの数値は、下記の表に示す。

パラメータ項目	入力値
p_t :引張鉄筋比	約 1.01%
F_c :コンクリートの圧縮に対する材料強度	約 32.8N/mm ²
コンクリートの設計基準強度	約 22.1N/mm ²
ひずみ速度依存性を考慮した圧縮強度の動的増幅率 (DIF) ※ ¹	約 1.49
$M/(Q \cdot d)$:せん断スパン比	1.00
p_w :せん断補強筋比※ ²	—
σ_{wy} :せん断補強筋の材料強度※ ²	—
b :梁幅	1000mm
j :応力中心間距離 (7/8・d)	約 1226mm

※1:別紙参照

※2:せん断補強筋は設置されていないので、評価上考慮していない。

(1) 式の計算の結果、せん断終局強度は 3.09N/mm²となる。

別紙 圧縮強度増倍率 (DIF) の算出について

床スラブのせん断終局度算定におけるコンクリートの圧縮に対する材料強度にひずみ速度効果を考慮するため、CEB-FIP Model Code 1990 を用いて圧縮強度の増倍率を設定した。

$$f_{c,imp}/f_{cm} = (\dot{\varepsilon}_c/\dot{\varepsilon}_{c0})^{1.026\alpha_s} \quad \text{for } |\dot{\varepsilon}_c| \leq 30s^{-1} \dots (1)$$

with

$$\alpha_s = \frac{1}{5 + 9f_{cm}/f_{cm0}}$$

$f_{c,imp}$: 衝撃時の圧縮強度

f_{cm} : 圧縮強度 = $225\text{kg/cm}^2 \times 0.0980665 \doteq 22.065\text{MPa}$

f_{cm0} : 10MPa

$\dot{\varepsilon}_c$: ひずみ速度* = 0.5 s^{-1}

$\dot{\varepsilon}_{c0}$: $30 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$

※ : L S - D Y N A コードを用いた水蒸気爆発解析における床スラブ端部のひずみ速度に基づき設定

(1) 式の計算の結果、圧縮強度増倍率は約 1.49 となる。

添付 12. S E後のデブリ熱影響に対するペDESTAL健全性について

1. はじめに

東海第二発電所ではM C C I対策の妥当性確認として、デブリによる熱影響を考慮しても、ペDESTALに要求されるR P V支持機能及びデブリ保持機能が維持されることを確認している。

また、実機において大規模なS Eが発生する可能性は十分に小さいと考えられるが、BWRはペDESTALによりR P Vを支持する構造であり、R P V支持機能喪失が格納容器の健全性に影響を与えるおそれがあることから、S Eによる動的荷重に対して、ペDESTALに要求される機能が維持されることを評価している。しかし、S E発生後にペDESTAL内で堆積するデブリの熱影響により、ペDESTAL鉄筋コンクリートの強度劣化が生じることから、ここではS Eによる影響及びデブリによる熱影響を考慮した場合のペDESTAL健全性について検討する。

2. S EによるペDESTALへの影響

2.1 鉄筋

鉄筋コンクリートは、コンクリートと鉄筋が一体となって外力に抵抗する構造であり、鉄筋は断面内で発生する引張応力を負担している。

R C規準^[1]における鉄筋の短期許容応力度には降伏応力が用いられているが、爆発時の鉄筋に発生する引張応力が降伏応力以下であれば、爆発荷重の除荷後の残留ひずみは生じず、鉄筋の剛性は低下しない。東海第二発電所のペDESTALに使用されている鉄筋はS D345であり降伏応力は 345N/mm^2 である。

図1にS E時の鉄筋軸応力分布を示す。引張の軸応力が最も高くなる

部位は、床スラブの中央部であり約 74.5N/mm^2 であることから、S Eにより鉄筋の剛性は低下しない。

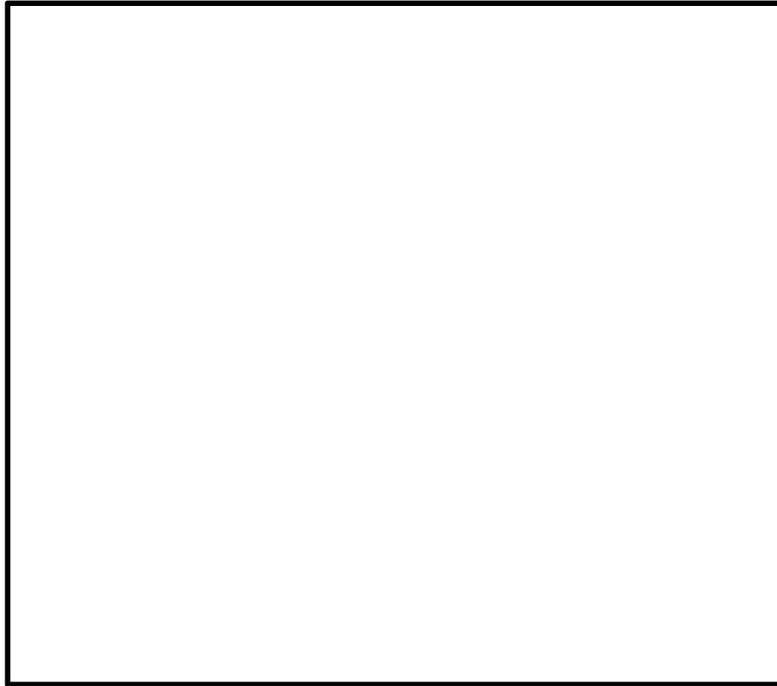


図1 S E時の鉄筋軸応力分布

2.2 コンクリート

鉄筋コンクリート構造の外力に抵抗するための一端を担うコンクリートは、断面内で発生する圧縮応力を負担している。

図2にLS-DYNAコードにおけるひずみ速度1.0でのコンクリートの応力-ひずみ関係を示す。ここで、ひずみ速度1.0はSE解析におけるひずみ速度（床スラブ中央領域の要素で50~2程度）に対して、本検討における影響範囲を広く評価する観点で設定した値である。RC規準では設計基準強度の2/3倍を短期許容応力度としており、この段階の応力においては、爆発荷重が除荷された後のコンクリートの剛性は安定している。このため、デブリ熱影響評価に影響を及ぼさないしきい値として、ひずみ速度依存性を考慮したコンクリート圧縮強度の2/3倍相当のひず

みである 790μ を設定する。

図 3 に S E 時のコンクリート最小主ひずみ分布を示す。 790μ を超える部位は床スラブ上面より厚さ方向に約 70cm の範囲にとどまる。



図 2 コンクリートの応力-ひずみ関係 (ひずみ速度 1.0)



図 3 S E 時のコンクリート最小主ひずみ分布

3. MCCI対策に係るペDESTAL熱影響評価

本体資料「9. MCCI対策に係る各種評価について」で示した、RPV支持機能及びデブリ保持機能に対する評価概要は以下のとおり。

3.1 R P V支持機能

(1) 側壁の健全壁厚評価

側壁の径方向温度分布に基づくコンクリート強度劣化を考慮した場合には、健全なコンクリートとみなせる側壁の等価壁厚は約 674mm（暫定）であり、RPV支持に必要な壁厚約 192mm（暫定）を上回ることから、RPV支持機能は維持される。

3.2 デブリ保持機能

(1) 床スラブの面外せん断評価

床スラブの高さ方向温度分布に基づくコンクリート強度劣化を考慮した場合には、健全なコンクリートとみなせる床スラブ鉄筋コンクリート層の等価板厚は約 616mm（暫定）であり、デブリ荷重によるせん断応力に対して必要な板厚約 mm を上回ることから、デブリ保持機能は維持される。

(2) 床スラブの曲げ評価

床スラブの高さ方向温度分布に基づく鉄筋の強度劣化を考慮した場合には、健全な鉄筋とみなせる床スラブ本体部の鉄筋量は約 4,256mm²（暫定）（幅 1m あたり）であり、デブリ荷重による曲げ応力に対して必要な鉄筋量約 mm²（幅 1m あたり）を上回ることから、デブリ保持機能は維持される。

4. SE影響及びデブリ熱影響を考慮したペDESTAL健全性

2. 及び 3. を踏まえ、SEによる影響及びデブリによる熱影響を考慮した場

合のペデスタル健全性について整理する。図 4 に影響評価部位を示す。

4.1 R P V 支持機能

(1) 側壁の健全壁厚評価

S E によって側壁にコンクリートの剛性低下は生じないことから、S E 後のデブリによる熱影響を考慮する場合も、M C C I 対策に係るペデスタル熱影響評価に包含される。

したがって、S E 後のデブリによる熱影響を考慮しても、R P V 支持機能は維持される。

4.2 デブリ保持機能

(1) 床スラブの面外せん断評価

S E によって床スラブコンクリート剛性が低下する範囲は床スラブ上面より厚さ方向に約 70cm にとどまり、M C C I 対策に係るペデスタル熱影響評価で対象としている床スラブ下面から 80cm の鉄筋コンクリート層は影響を受けない。このため、S E 後のデブリによる熱影響を考慮する場合も、M C C I 対策に係るペデスタル熱影響評価に包含される。

したがって、S E 後のデブリによる熱影響を考慮しても、デブリ荷重による面外せん断応力に対してデブリ保持機能は維持される。

(2) 床スラブの曲げ評価

S E によって床スラブの鉄筋の剛性低下は生じない。このため、S E 後のデブリによる熱影響を考慮する場合も、M C C I 対策に係るペデスタル熱影響評価に包含される。

したがって、S E 後のデブリによる熱影響を考慮しても、デブリ荷重に対する曲げ応力に対してデブリ保持機能は維持される。

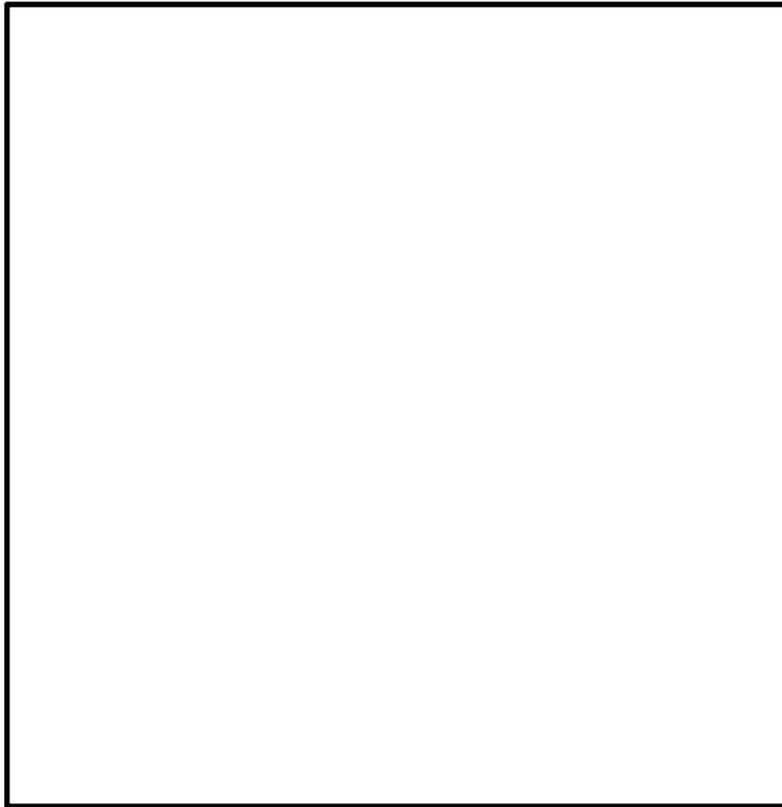


図4 影響評価部位（コンクリート最小主ひずみ分布図）

5. まとめ

SEによるペDESTALの影響範囲を考慮しても、SE後のデブリ熱影響に対するペDESTAL健全性は、MCCI対策に係るペDESTAL熱影響評価に含まれる。

したがって、SE後のデブリ熱影響に対してもペDESTALに要求される機能は維持され、ペDESTALの健全性が損なわれることはない。

参考文献

- [1] 日本建築学会，「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」（2010）

参考 S E時のコンクリート引張応力に対するペデスタルへの影響

1. はじめに

R C規準^[1]等の鉄筋コンクリートに係る設計基準では、断面内の引張応力は鉄筋で負担し、コンクリートの引張強度には期待しないこととしている。したがって、コンクリートの引張強度が部材の設計終局耐力に及ぼす影響はない。また、東海第二発電所のS E評価においては、鉄筋コンクリートの終局限界に対する検討を行い、ペデスタルに必要な機能が維持されることを確認している。

一方で、爆発現象特有の事象として、コンクリート内を伝播する衝撃波が反射することで躯体裏面で引張応力が発生し、コンクリートに引張ひずみが生じることが考えられることから、この影響に対するペデスタルの健全性について検討する。

2. S E時の引張ひずみに対するしきい値

コンクリートの引張ひずみのしきい値については、文献調査に基づき算出する。

引張軟化特性に係る論文^[2]では、粗骨材の粒径による引張軟化特性への影響を調査しており、非線形破壊力学手法に基づき粗骨材粒径対する限界開口変位を導いている。図1に示す2直線引張軟化特性モデル、図2に粗骨材粒径と限界開口変位 W_2 の関係を示す。東海第二発電所のペデスタルに使用されている粗骨材粒径は□mmであることから、これに対する限界開口変位 W_2 は0.5 mmである。また、L S - D Y N AコードによるS E評価モデルの床スラ

ブ中央部要素の代表長さ L は約 \square mm である。ここで、限界開口変位 W_2 を要素代表長さ L で除することで、引張ひずみのしきい値 ε を求める。すなわち、 $\varepsilon = W_2 / L = 0.01$ (10000 μ) である。

3. SE時に生じる引張ひずみに対する評価

図3にSE時のコンクリート最大主ひずみ分布を示す。側壁及び床スラブにおいて、しきい値 10000 μ を超える部位は生じない。したがって、ペデスタルに要求される機能への影響はない。

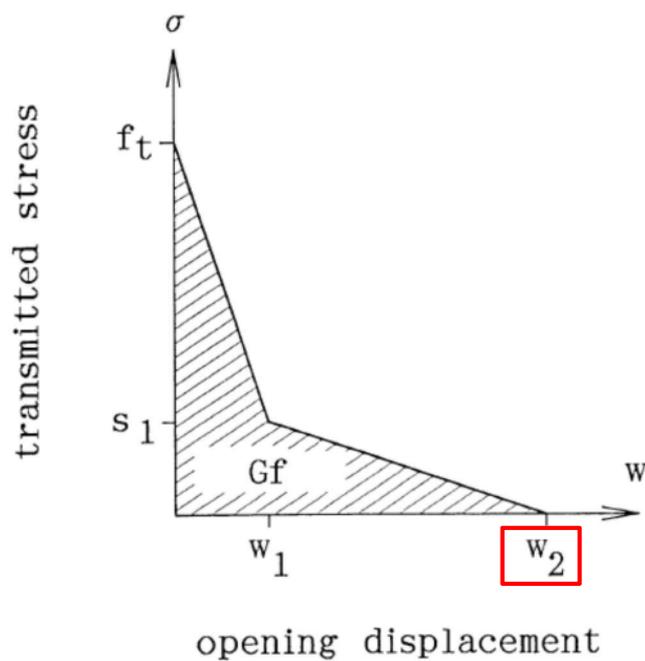


図1 2直線引張軟化モデル



図 2 粗骨材粒径と限界開口変位 W_2 の関係

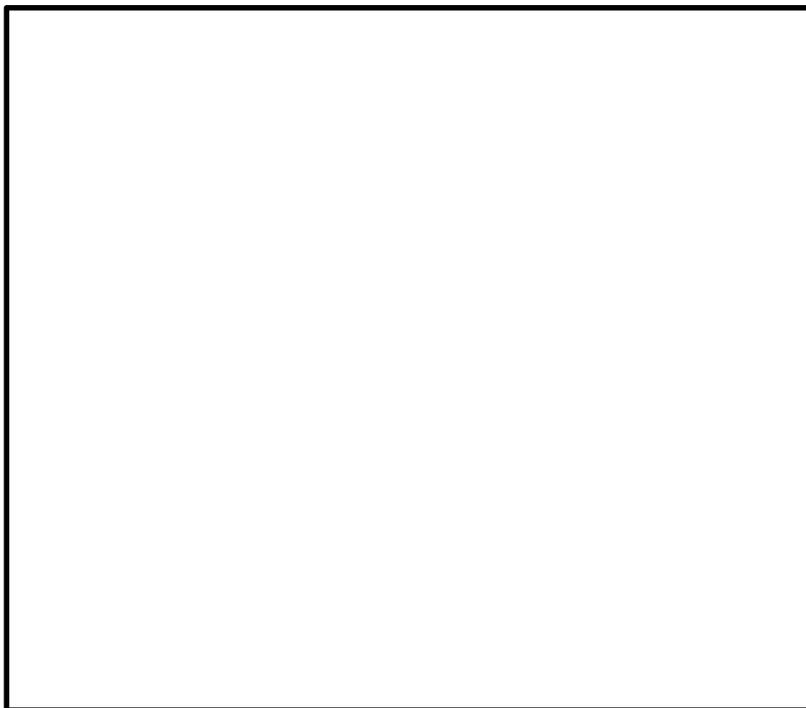


図 3 S E 時のコンクリート最大主ひずみ分布

参考文献

- [1] 日本建築学会, 「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」 (2010)
- [2] 野村ら, 「コンクリートの破壊エネルギーと引張軟化特性に及ぼす粗骨材粒径の影響」 コンクリート工学論文集, 第2巻第1号, 1991年

補足 1. デブリ堆積に対するポロシティの影響

1. はじめに

R P V破損により落下したデブリはペDESTAL内に堆積する。ペDESTAL内にはR P V破損前に 1m の水張りが実施されており、また、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し、デブリの冠水を維持するマネジメントを採用している。

堆積したデブリの冠水評価において、ポロシティの影響として、堆積高さへの影響とプール水の蒸発量への影響について評価する。

2. 堆積高さへの影響

ポロシティを考慮したデブリ堆積高さ H_{debris} は式(1)で評価する。

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

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 : ポロシティ [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、デブリの冠水位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。

有効性評価の結果から、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. プール水の蒸発量への影響

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Lipinski-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3,300kW/m²となる。これは、溶融燃料から水プールへの除熱量として設定している800kW/m²と比較して大きな値となるが、粒子化割合は約17%と少なく、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の増加の影響は少なく、溶融燃料の冷却においては粒子化していないデブリから水プールへの除熱量として800kW/m²が支配的となることから、プール水の蒸発量に与える影響はない。

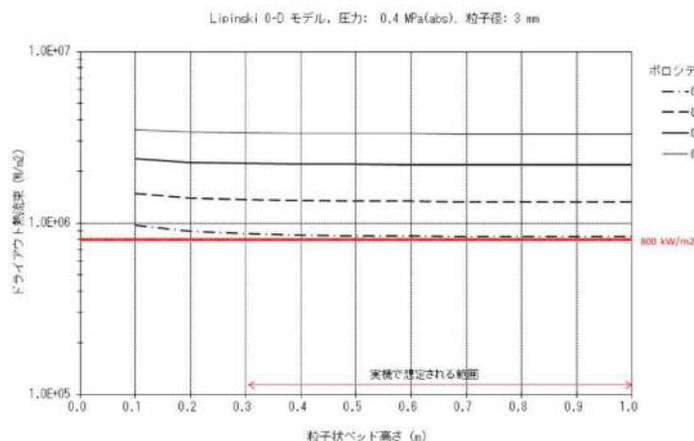


図1 粒子状ベッド高さとドライアウト熱流束の関係

デブリとして考慮するペDESTAL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DESTAL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DESTAL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DESTAL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DESTAL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)

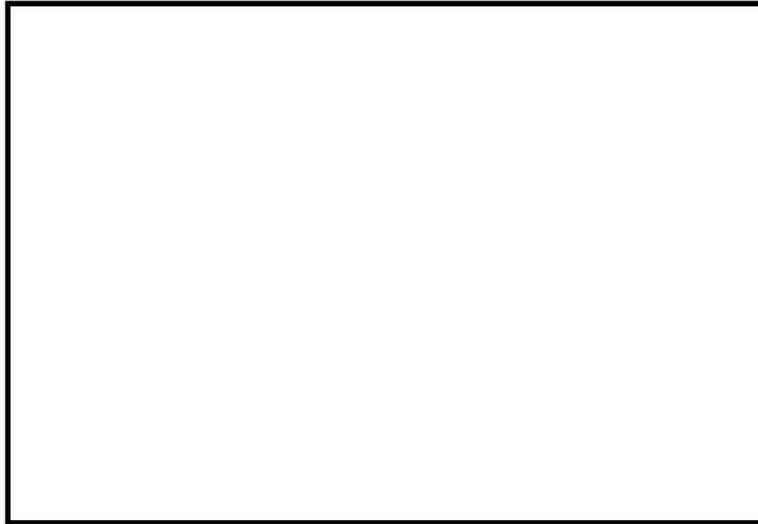


図1 ターンテーブルの現場写真

(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)

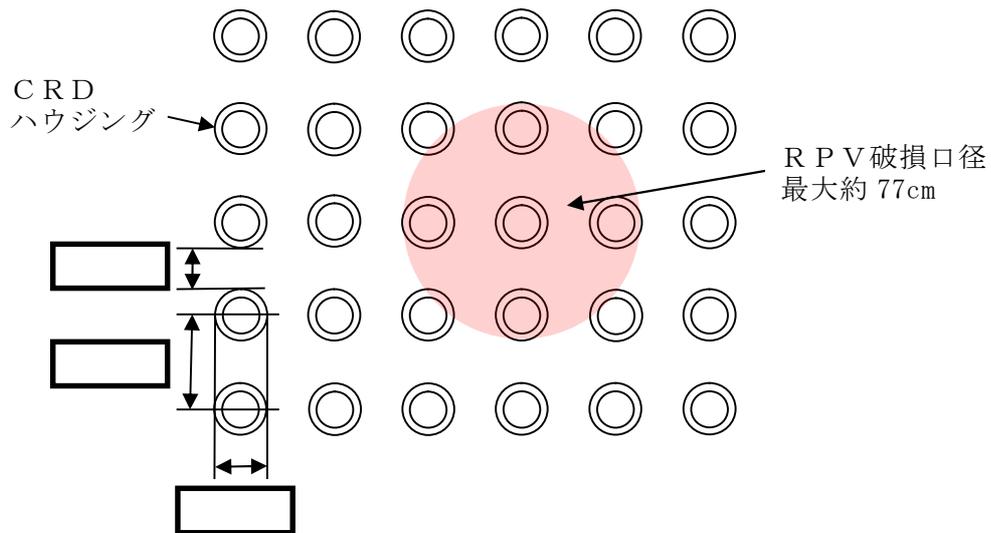
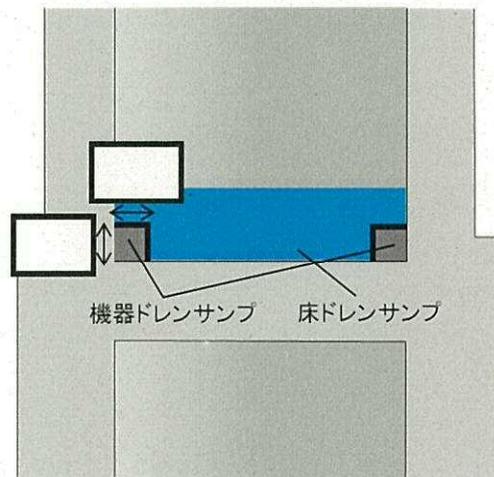


図2 CRD配置とRPV破損口径の関係

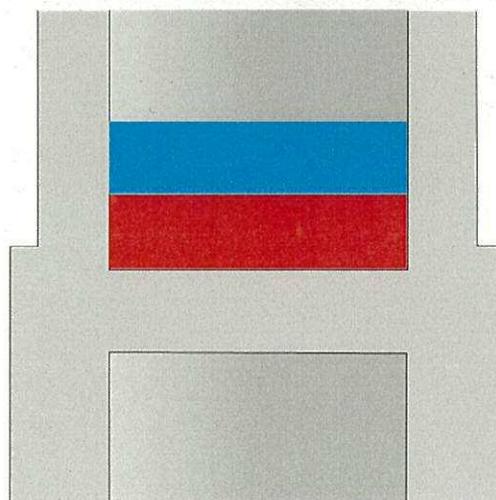
補足 2. デブリ落下時にドレン分離堰が健全な場合の影響について

1. はじめに

ペDESTAL内に機器ドレンサンプと床ドレンサンプを分離するためのドレン分離堰を設置する。高さ ，幅 の金属製を想定しており，デブリ落下時には溶融し，デブリはペDESTAL内に均一に拡がる（図 1）。ここで，デブリ落下時にドレン分離堰が溶融せず健全であると仮定した場合に，プール水深及びMCCIによる浸食量に与える影響を評価する。



(a) 通常運転時



(b) デブリ落下時

図 1 デブリ分離堰設置イメージ

2. プール水深に与える影響

ドレン分離堰がペデスタル外周に一様に設置されているとした場合、機器ドレンサンプの体積は となり、ドレン分離堰が健全な場合にデブリの堆積高さは約 0.15m 上昇する（図 2）。

また、機器ドレン水は機器ドレンサンプ内に維持されることから、デブリ上の水プール水深は約 0.15m 低下し、「補足 1. デブリ堆積に対するポロシティの影響」と同様に評価した結果、粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深は約 0.64m となる。有効性評価の結果から、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デスタル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。

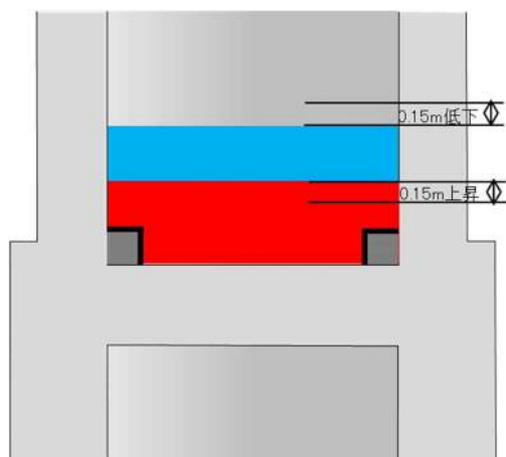


図 2 ドレン分離堰が健全な場合の堆積形状

3. MCC I による浸食量に与える影響

ドレン分離堰が溶融した場合と健全な場合において、デブリ上のプール水、ペデスタル側面及び床面コンクリート並びにドレン分離堰が、それぞれデブリと接触する面積は表 1 のとおりである。

表1 デブリとの接触面積の比較

	デブリとの接触面積	
	①ドレン分離堰が溶融した場合	②ドレン分離堰が健全な場合
デブリ上のプール水		
ペDESTAL側面及び 床面コンクリート		
ドレン分離堰		

ドレン分離堰が健全な場合（②）は、ドレン分離堰が溶融した場合（①）に比べてペDESTAL側面及び床面コンクリートの接触面積は小さくなるものの、ドレン分離堰の接触面積も合わせると、②の接触面積が大きくなる。さらに、コンクリートへの熱流束よりもドレン分離堰（ステンレス製の板であり、機器ドレンサンプ内には水が存在）への熱流束の方が大きく、デブリの下部とドレン分離堰が接触することとなるため、②は①に比べてデブリ下部の冷却がより進むと考えられる。

なお、②は一時的な期間であり、ドレン分離堰はデブリにより溶融するため、長期的な物理挙動であるMCCIによる浸食量への影響はほとんどないと考えられる。

4. まとめ

ドレン分離堰が健全な場合、デブリ上のプール水深は低下するもののデブリの冠水は維持されるとともに、MCCIによる浸食量は低減すると考えられる。以上から、ドレン分離堰が溶融せず健全な場合においても、デブリ露出や浸食量増加の観点での悪影響はないと考えられる。

補足 3. デブリの拡がりに関する不確かさについて

1. はじめに

事前水張りされたペDESTALのプール水中に落下するデブリは、一部が粒子化した後に固化し、残りが熔融状態のまま床面に到達して床面上を拡がり、固化したデブリ粒子が床上の連続層の上に堆積して粒子状ベツドを形成するものと想定される（図 1）。このようなデブリの拡がりにおいて、熔融物の拡がり距離と粒子状ベツドの堆積形状に不確かさが想定される。

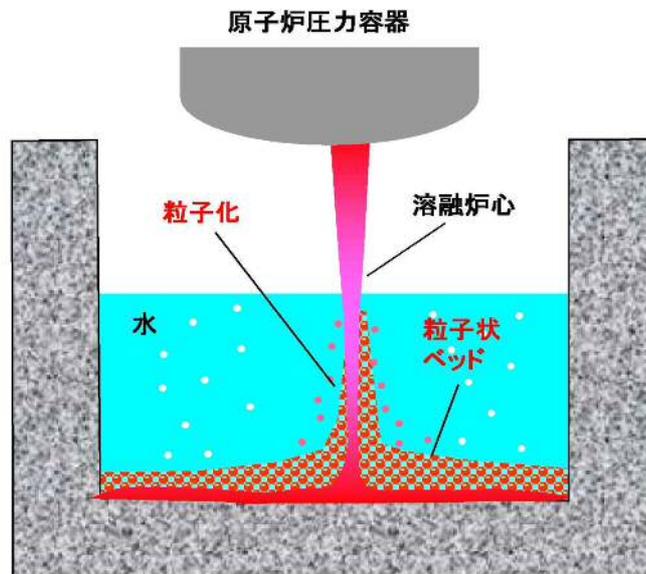


図 1 ペDESTALにおけるデブリ挙動の概念

2. デブリの拡がりに関する知見

(1) 熔融物

PULiMS 実験では、水中での熔融物の拡がり挙動が観察されるとともに、水中での熔融物の拡がり距離を求めるスケーリング則が提案されている。PULiMS 実験結果を元に妥当性が確認されているスケーリング則に、BWRの熔融炉心落下条件を適用して、水中での熔融物の拡がり距離を評価す

ると、約 18m となる（重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシ
デント解析コードについて（以下、「解析コード資料」という。） 付
録 4 (5)b 参照）。ペDESTAL半径が であることを考慮すると、
溶融炉心は床全面に広がる可能性が高いと考えられる。これは、溶融物
の拡がりに影響する因子のうち、主に溶融炉心落下流量が大きい（全炉
心相当の溶融炉心が 1 分程度で落下することを想定）ことによるものと
考えられる。PULiMS 実験条件と実機条件を比較した場合、以下の観点か
ら実機条件の方が拡がりが増進されることが考えられる（表 1）。

- ・溶融物重量の PULiMS／実機値に対して冷却材重量の PULiMS／実機値は
大きく、実機条件では相対的に溶融物量が多くなる
- ・溶融物過熱度及び比熱は実機条件の方が高く、実機において溶融物は
崩壊熱によって継続的な加熱がある
- ・サブクール度については実機条件の方が高いが、溶融物落下後にはサ
ブクール度がすぐに低下することから、拡がりに対する影響は小さい
と考えられる
- ・水深／ブレイクアップ長さについては、実機において水中でより細粒
化しにくい傾向であり、溶融物の着床時の温度は高い傾向となること
から、床面上での拡がりにおいても拡がり易い傾向となる。
- ・溶融物密度は実機条件の方が大きく、慣性による拡がり効果が大きい
- ・粘性係数については、実験と同程度か小さいものと考えられ、実機条
件ではより拡がり易いと考えられる。
- ・表面張力については不確かさが大きいパラメータであるが、表面張力
が大きいほど床面上を広がりにくくなる一方で、床面到達までの細粒
化に伴う冷却・固化が生じにくいため、床面での溶融物温度が高めに
なり拡がり易くなることから、両者の相殺により表面張力が拡がりに

与える影響は小さいと考えられる。

- ・ 輻射率については、特に実験データの不確かさ幅が大きく実験条件と実機条件の大小関係が明確ではないが、熔融物から冷却材への伝熱量と比較すると輻射の影響は相対的に小さいと考えられることから、拡がり挙動に与える影響は小さいと考えられる。
- ・ 床面熱伝達については、実機では床スラブの形状変更に合わせてペDESTAL床表面にSUS板を設置することで実験と同じ材質となるため床面熱伝達量は同等であり、また、実機解析から熔融物除熱は冷却材伝熱が支配的であることから、床面熱伝達が拡がり挙動に与える影響はない。

したがって、熔融物の拡がり距離については、不確かさを考慮しても床全面に拡がるものと想定される。

表 1 PULiMS 実験条件と実機条件の比較

分類	項目	実機条件	PULiMS (E4)	PULiMS/実機
初期条件	溶融物	UO ₂ -ZrO ₂ -SUS 等	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	-
	溶融物重量[kg]	約 300×10 ³	約 47	約 0.16×10 ⁻³
	溶融物融点[K]		1,143	-
	溶融物過熱度[K]		約 70	
	比熱[J/kg/K]		250~310	
	崩壊熱	あり	なし	-
	冷却材重量[kg]	約 30×10 ³	約 40	約 1.3×10 ⁻³
	サブクール度[K]		約 23	
溶融物冷却材中挙動	L/L _{br} (水深/ブレイクアップ長さ※) ※Taylor 相関式	約 0.08~約 0.23	0.35	約 1.5~4.4
溶融物床面上挙動	溶融物密度[kg/m ³]		7,811	
	粘性係数[Pa・s]	0.004	0.003~0.03	約 0.75~7.5
	表面張力[N/m]		0.2~0.6	
	輻射率[-]		0.4~1.0	
	床面熱伝達	SUS 材	SUS 材	-

(2) 粒子状ベッド

ANL で実施されたセルフレベリング実験では、粒子状ベッド内の沸騰による粒子の吹き上げと再堆積によるセルフレベリング効果により、2~3分程度で堆積厚さが均一化されている（解析コード資料 付録4(4) 参照）。

PDS 実験では、沸騰等の冷却水の流動による粒子状ベッドの拡散挙動の観察を行っている（別添1参照）。均一化に係る時間は、デブリ密度、ポロシティ、拡がり面積に加え、粒子状ベッドを流れる空気又は蒸気の気相流体速度に依存することが示されており、気相流体速度が相対的に

小さい PDS-E 実験では粒子状ベッドの均一化に要する時間が数分～数十分であるが、気相流体速度がより大きい PDS-C 実験では数秒～数十秒と早く均一化が進むことが確認されている。実機においては、デブリが落下した直後は高温のデブリから急激に伝熱が進むことから発生蒸気速度は十分速いものと考えられるため、落下直後に十分な均一化が進むと考えられる。

したがって、粒子状デブリベッドの堆積形状については、崩壊熱を発生するデブリ粒子では、粒子状ベッド内の継続的沸騰による粒子の攪拌によるセルフレベルング効果により、時間と共に堆積厚さが均一化することが想定される。

3. デブリの拡がりに関する不確かさ評価

これまでの知見によれば、溶融物は床全面に拡がると想定され、粒子状ベッドについても短時間で均一化される。よって、デブリの拡がりに関する不確かさはないものと考えられるが、デブリの堆積高さに対して厳しい評価を実施する観点から、PULiMS 実験において確認されたデブリ堆積高さとの拡がり距離のアスペクト比を適用し、均一化した場合と比較して堆積高さが高くなる場合の評価を行う。PULiMS 実験は溶融物を水中に落下した実験であり、溶融物と粒子状デブリベッドを含めたデブリ全体としての堆積高さに関する知見として適用できるものである。

(1) アスペクト比

PULiMS 実験のうち、溶融物量が比較的大きい E4 実験において、平均堆積高さ 41mm に対して、拡がり距離は 740mm×560mm となっている（図 2, 表 2）。アスペクト比としては 1:18～1:14 となっており、おおよそ 1:16

程度の拡がり挙動を示している。従って、アスペクト比として 1:16 を適用し評価を行う。

表 2 PULiMS 実験条件と結果

Table 1. PULiMS-E test matrix with initial conditions.

Parameter	PULiMS tests				
	E1	E2	E3	E4	E5
Melt material	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	Bi ₂ O ₃ -CaO	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	ZrO ₂ -WO ₃
Melt mass composition, %	42.64-57.36 eutectic	30-70 non-eutectic	42.64-57.36 eutectic	42.64-57.36 eutectic	15.74-84.26 eutectic
Melt jet diameter, mm	20	20	20	20	20
Jet free fall height, mm	400	400	400	400	400
Initial melt volume, L	3	3	10	6	6
Initial melt mass, kg	23.4	7.5	78.1	46.9	41.2
T _{sol} , °C	870	1027	870	870	1231
T _{liq} , °C	870	1027	870	870	1231
Melt temperature in the funnel upon pouring, °C	1006	1350	1076	940	1531
Water pool depth, mm	200	200	200	200	200
Water temperature, °C	79	78	75	77	72

Table 2. Measured and estimated properties of the debris beds in PULiMS-E tests.

Parameter	Exploratory PULiMS tests			
	E1	E3	E4	E5
Melt release time, (sec)	10	15	12	~8.7
Total size $x \times y$, mm	460x440	~750x750	740x560	-
Cake size $x \times y$, mm	~430x320	~750x750	711x471	~400x420
Max debris height, mm	93	unknown	106	50
Area averaged debris bed height, mm	31	~30	30	22
Volume averaged debris bed height, mm	50	unknown	41	28
Debris height under injection point, mm	48	unknown	50	39
Total area occupied by cake, m ²	0.14	~0.44	0.30	0.14
Measured particulate debris mass, kg	~4	unknown	2.9	-
Measured particulate debris mass fraction, %	~20%	unknown	~6.8%	-
Solidified cake mass, kg	~20	unknown	39.5	13.6
Measured debris bed volume, L	~4.2	unknown	8.9	~3.1
Estimated total cake porosity	0.29	-	0.36	0.37
Symmetry of the spread	non-sym.	unknown	non-sym.	symmetric
Steam explosion	no	yes	no	yes
Cake formation	cake	no cake	cake	cake
Measured melt superheat, °C	136	206	70	300
Measured melt superheat in the pool, °C	121	77	48	90
Estimated loss of melt superheat due to jet interaction with coolant, °C	15	129	22	210

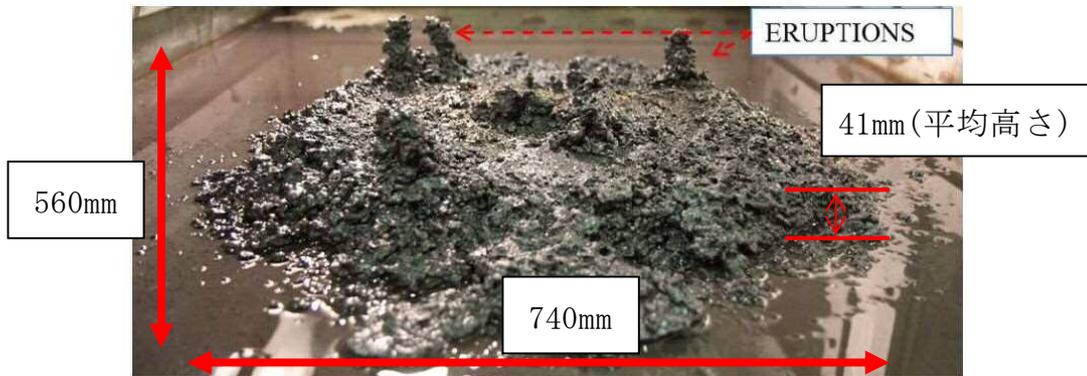


図 2 PULiMS 実験結果 (E4)

(2) 堆積高さ評価

アスペクト比を考慮した場合、デブリの堆積形状は図3のように円柱上に円錐が堆積した形状となる。円錐部分については、堆積高さが最大となるのは床全面に拡がった場合であり、ペDESTAL直径 \square にアスペクト比を考慮すると、堆積高さは約0.4mとなる。円柱部分については、円錐部分の体積を除いたデブリ全量が円柱状に堆積するため、堆積高さは約1.2mとなる。以上から、デブリの堆積高さは円錐部分の体積高さと円柱部分の体積高さの合計となることから、約1.60mとなる。

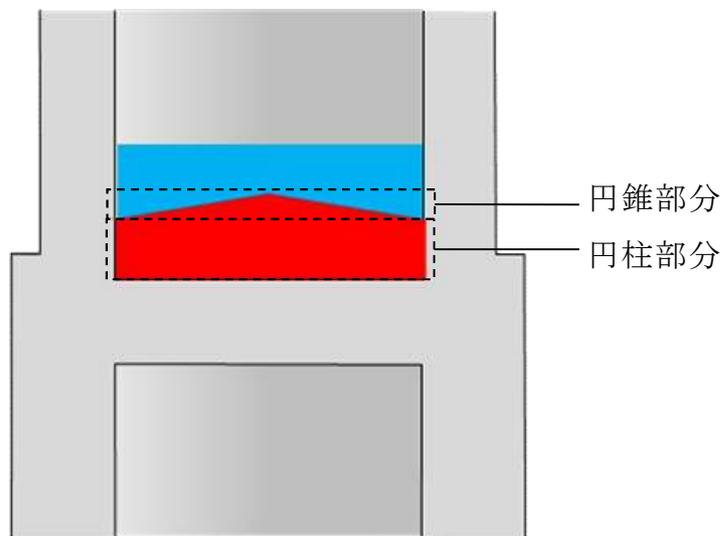


図3 デブリ堆積形状（アスペクト比考慮）

(2) デブリの冠水維持に対する評価

粒子化割合0.171のデブリ量に対してポロシティ0.5で全ての間隙に浸水していると仮定した場合、円錐部分の頂部から水面までの水深は約54cmである。また、円錐状に堆積することで水プールとの接触面積が増え、蒸発量が増加するが、一様に堆積した場合の水プールとの接触面積からの増加割合は1%未満であり、蒸発量に対して有意な影響を与えない。有効性評価（別添2参照）に基づく、RPV破損によるデブリ落下から格納容器下部注水までの期

間における水位低下量は約 36cm であり、蒸発量の増加として保守的に 1%を見込んだ場合でも水位低下量は約 37cm となるため、デブリの冠水は維持される。

PDS 実験について

1. はじめに

スウェーデン王立工科大学 (KTH) で実施された PDS 実験は、沸騰等の冷却水の流動による細粒状デブリベッドの拡散挙動について観察を行っている。

2. 実験条件

実験装置概要図を図 1 に示す。水槽の壁面に沿って粒子状デブリを堆積させ、下部に設置した注入用チャンバーから水蒸気又は空気を注入し、粒子状デブリベッドの拡散挙動を観察する。



a) 装置概要

b) PDS-C 試験

c) PDS-E7~23 試験

図 1 実験装置概要図

また、PDS 実験では種々のパラメータを感度として複数の実験が実施されている。各実験において感度として設定したパラメータを表 2 に示す。

表 2 PDS 実験におけるパラメータ設定

Group	Tests	Effect studied
A.	E2-E3; E7-E8;	Injected gas (air) flow rate influence
B.	E2-E4	Particle density and size
C.	E5-E6; E7-E9	Leading edge gas injection (turned on/off) influence
D.	E10-E12	Roughness of the spreading surface with help of friction net
E.	E12-E14	Influence of the water presence
F.	E12-E15	Mixture of particles with dissimilar morphology
G.	E18-E23	Influence of inclined spreading surface (0°-15°)
H.	E10-E11	Reproducibility tests
I.	C1-C12	Tests on PDS-C facility at high superficial velocities (up to 1.2 m/s)

3. 実験結果

(1) PDS-E 実験

実験マトリックスを表 3, 実験結果を図 2 及び図 3 に示す。PDS-E 実験における気相流体速度は最大でも 0.122m/s 程度であり, 粒子状デブリベッドの拡がりに数分~数十分の時間を要している。

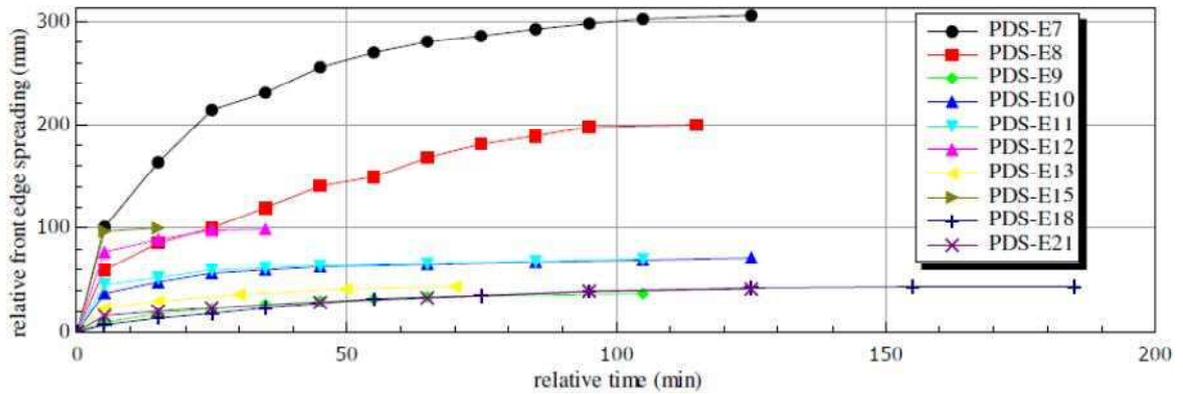


図 2 PDS-E 実験結果

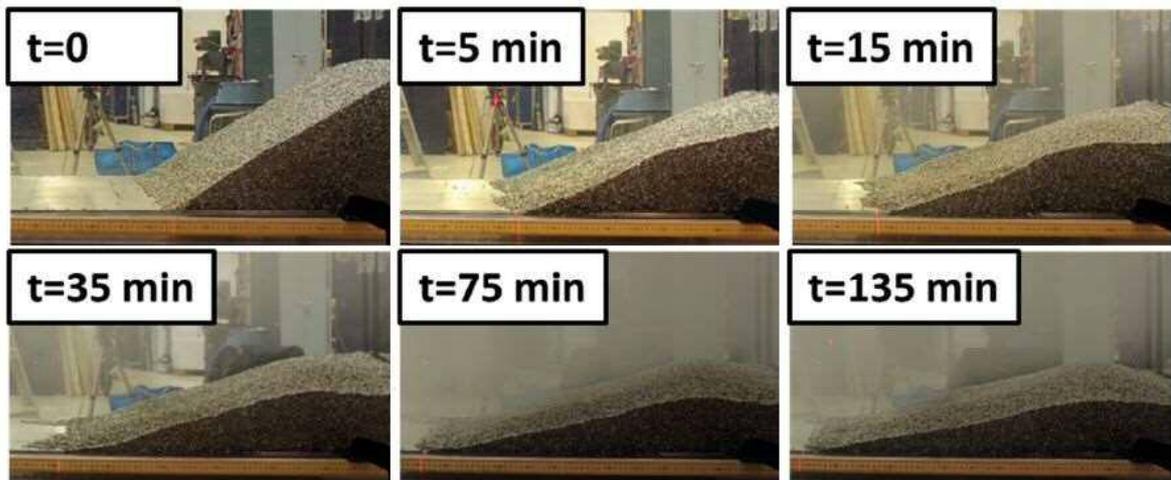


図 3 PDS-E7 実験結果

表 3 PDS-E 実験マトリックス

Test No.	Facility	Particulate debris			Total air flow rate (L/s)	Study group	Remarks*	Relative bed front propagation, (mm)	
		Material†	Mass (kg)	Volume (dm ³)				After 1h	Final
E2	PDS-1	Gravel	~13	10	2.8	A, B, F	O	130	170
E3	PDS-1	Gravel	~13	10	5.7	A, B, F	O	270	300
E4	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	B	O	70	135
E5	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	C	O	43	120
E6	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	C		12	25
E7	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	20	A, C	O	270	315
E8	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	12	A, C	O	165	205
E9	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	12	C		32	38
E10	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, H	N	65	72
E11	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, H	N	67	71
E12	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, E, F		99	99
E13	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	9	E, F		43	44
E14	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	E, F	no water	0	0
E15	PDS-2	SS cylinders	160	~37	18	F		100	100
		SS spheres	40						
E18	PDS-2	SS cylinders	181	34.6	20	D, G	N, i0	32	44
E19	PDS-2	SS cylinders	181	34.6	20	D, G	N, i10	89	89
E20	PDS-2	SS cylinders	93	17.9	20	D, G	N, i15	71	71
E21	PDS-2	SS cylinders	176	33.5	22	D, G	N, i0	33	41
E22	PDS-2	SS cyl.	122	23.3	22	D, G	N, i10	30	40
E23	PDS-2	SS cyl.	93	17.7	22	D, G	N, i15	44	57

*O=open leading edge chamber; N=friction net is used; i=inclination angle in degrees.

†SS=stainless steel.

(2) PDS-C 実験

実験マトリックスを表 4 に示す。PDS-C 実験の気相流体速度は 0.34～2.09m/s と大きく、粒子状デブリベッドの拡がりに要する時間は数秒～数百秒オーダーであり、極めて短時間で均一化される結果となっている。

表 4 PDS-C 実験マトリックス

Test No.	Initial debris bed triangle type	Air injection			Water level (cm)	Debris bed settling time (sec)	Initial air injection method
		Flow rate, Q_g (liter/s)	Superficial velocity, v_{air} (m/s)	Ratio $\frac{v_{air}}{u_{mf}}$			
C1	right	10	0.34	0.13	55	~480	Instant
C1B	right	10	0.34	0.13	45.5	~480	Gradual
C2	right	20	0.69	0.26	45.5	~390	Gradual
C3	right	30	1.04	0.39	45.5	~240	Gradual
C4	right	40	1.39	0.53	45.5	~60	Gradual
C5	right	50	1.74	0.66	45.5	~10	Gradual
C6	right	60	2.09	0.80	45.5	~2	Gradual
C7	isosceles	20	0.69	0.26	45.5	~60	Gradual
C8	isosceles	10	0.34	0.13	45.5	~130	Gradual
C9	isosceles	30	1.04	0.39	45.5	~40	Gradual
C10	isosceles	40	1.39	0.53	45.5	~6	Gradual
C11	isosceles	40	1.39	0.53	45.5	~3	Gradual
C12	isosceles	30	1.04	0.39	45.5	~4	Gradual

(3) 結論

気相流体速度が相対的に小さい PDS-E 実験では、粒子状デブリベッドの均一化に要する時間が数分~数十分に及ぶが、気相流体速度が大きい PDS-C 実験では数秒~数百秒と早く均一化が進む頃が確認されている。

実機においては、溶融炉心が落下した直後は、高温の溶融炉心から冷却材に急激に伝熱が進むことから発生蒸気速度は十分に大きいものと考えられるため、落下直後に十分な均一化が進むと期待できる。

参考文献

- [1] A. Konovalenko et al., Experimental and Analytical Study of Particulate Debris Bed Self-Leveling, NUTHOS-9, Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, 2012.
- [2] P. Kudinov et al., Investigation of Debris Bed Formation, Spreading and Coolability, NKS-287, Royal Institute of Technology, KTH, Sweden, August 2013.

主要解析条件 (RPV 破損後のデブリ冠水維持に関連するもの)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方	
解析コード	MAAP	—	
初期条件	原子炉停止後の崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979 燃焼度 33Gwd/t	崩壊熱が大きい方が原子炉水位低下及び格納容器圧力上昇の観点で厳しい設定となるため、崩壊熱が大きくなる燃焼度の高い条件として、1サイクルの運転期間(13ヶ月)に調整運転期間(約1ヶ月)を考慮した運転期間に対応する燃焼度を設定
	格納容器圧力	5kPa[gage]	格納容器圧力の観点で厳しい高めの設定として、通常運転時の圧力を包含する値を設定
	ドライウェル雰囲気温度	57℃	ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度を設定
	外部水源の温度	35℃	格納容器スプレイによる圧力抑制効果の観点で厳しい高めの水温として、年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定
	サプレッション・プール水温度	32℃	サプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる高めの水温として、保安規定の運転上の制限における上限値を設定
	熔融炉心からプール水への熱流束	800kW/m ² 相当 (圧力依存あり)	過去の知見に基づき事前水張りの効果を考慮して設定
事故条件	起因事象	給水流量の全喪失	原子炉水位低下の観点で厳しい事象を設定
機器条件	格納容器下部注水系 (常設)	RPV 破損から7分後に 80m ³ /h で注水開始 デブリクエンチ後は崩壊熱相当 の注水に変更	熔融炉心の冷却及び冠水維持に必要な注水量として設定