

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉審査資料	
資料番号	KK67-0036 改35
提出年月日	平成29年4月10日

## 柏崎刈羽原子力発電所 6号及び7号炉

重大事故等対策の有効性評価について  
(補足説明資料)

平成29年4月

東京電力ホールディングス株式会社

#### 40.ドライウェルサンプへの熔融炉心流入防止対策に期待した場合の 熔融炉心・コンクリート相互作用の影響について

##### 1. サンプに対する熔融炉心・コンクリート相互作用の考慮の必要性

原子炉格納容器下部の床面には、格納容器内で発生した廃液の収集のために、図 1-1、図 1-2 のとおり高電導度廃液サンプと低電導度廃液サンプが設置されている。

熔融炉心の落下時及び落下後の挙動には不確かさが大きいと考えられるが、これまでの知見を参照し、基本的には速やかに床面に拡がり、一様な厚さで堆積するものとして取り扱うこととしている。

この様に取り扱う場合、熔融炉心がサンプ内に流入することを考慮する必要があるが、サンプは底部と鋼製ライナまでの距離が約 20cm と近く、原子炉格納容器下部床面を掘り下げた形状となっているため、原子炉格納容器下部床面よりも熔融炉心が厚く堆積する可能性があることから、熔融炉心・コンクリート相互作用(以下、「MCCI」という。)による原子炉格納容器バウンダリ(鋼製ライナ)の損傷リスクが高くなると考えられる。

これらの理由から、以下の 2. の通りにサンプにおける MCCI への対策を検討し、3. の通り、コリウムシールドの設置等によりサンプへの流入を防止することとした。また 4. の通り、コリウムシールドに期待する場合の原子炉格納容器下部における MCCI の影響評価を実施した。



図 1-1 格納容器の構造図(ABWR, RCCV 型格納容器)



図 1-2 ドライウェルサンプルの配置(7号炉の例)

## 2. サンプにおける MCCI 対策の必要性

### (1) サンプにおける MCCI 対策が必要と考える理由

炉心損傷後、原子炉圧力容器内で十分な冷却が行われず、熔融炉心が原子炉圧力容器の底部から落下した場合、原子炉格納容器下部での熔融炉心の挙動には不確かさがあり、原子炉格納容器下部の端に位置するサンプに流入するか否かは不確かさが大きいと考える。また、初期水張りをしていることから水中を進む間に熔融炉心が固化し、空隙が生じて、空隙から浸入した水によって除熱される等、緩和側に働く要因もいくつか考えられる。

しかしながら、上記の緩和要因を定量的に見込むことは困難なため、保守的な評価体系でサンプ流入時の影響を評価する。

#### a. 評価体系

- ・ MAAP コードでは、サンプのような直方体の形状を模擬できないため、床面積をサンプの床面積に合わせた円柱で模擬した。サンプの床面積は 6 号炉と 7 号炉を比較して、サンプ越流時の流入量が多く、サンプ床面積が小さく上面から水への除熱量が少なくなる 7 号炉で代表させた。サンプ侵食量の評価体系を図 2-1 に示す。
- ・ 熔融炉心の堆積厚さは、サンプ深さの 1.4 m に、下部ドライウェル床面に均一に拡がってサンプの熔融炉心の上に堆積する高さ 0.5 m を加えた 1.9 m とした。

#### b. 評価条件

- ・ 評価ケース 2-1：有効性評価「熔融炉心・コンクリート相互作用」における熔融炉心落下時刻の崩壊熱(事象発生から約 7 時間後)及び格納容器圧力への依存性を考慮した上面熱流束を用いた評価。
- ・ 評価ケース 2-2：事象発生から 6 時間後の崩壊熱及び 800kW/m<sup>2</sup> 一定の上面熱流束を用いた評価。

#### c. 評価結果

- ・ 評価ケース 2-1：図 2-2 に示す通り、サンプの侵食量は床面で約 0.13m であり、鋼製ライナの損傷には至らないことを確認した。
- ・ 評価ケース 2-2 ではサンプの侵食量は床面で約 0.78m であり、鋼製ライナに到達することを確認した。

以上の通り、崩壊熱及び上面熱流束を保守的に考慮しており、熔融炉心の落下量、水中落下後の挙動にも不確かさがあると考えられる状態の評価結果であるが、鋼製ライナの損傷を防止できない評価結果が得られたことを考慮し、サンプにおける MCCI 対策を講じることとした。

### (2) コリウムシールドの選定理由

これまでは、サンプの位置や水中落下後の挙動の不確かさ、評価条件の保守性等を考慮し、当初は鋼製ライナの損傷に至るまでの侵食がサンプにおいて生じる状態は想定していなかったものの、現象の不確かさを踏まえ、サンプの防護のための自主対策としてコリウムシールドを設置していた。

対策の検討に際しては、サンプ及びサンプポンプ等の既存の設備の機能を阻害しない観点で検討を実施した。図 2-3 にサンプ内の構造を示す。サンプポンプの吸込みがサンプの底部から約 0.23m の高さであり、ファンネルからの流入口がサンプの底部から約 0.35m の位置にある等、サンプの底部付近には様々な機器、構造物があることを考慮し、サンプの防護のための対策としてコリウムシールドを選定した。

機器、構造物の設置高さを見直し、サンプの底上げを行う等、大規模な工事を伴う対策を講じることは、技術的には不可能ではないと考えるが、既に設置しているコリウムシールドであっても、サンプの防護の観点で十分な性能を有していると考え、コリウムシールドを重大事故等緩和設備に位置付けることとした。

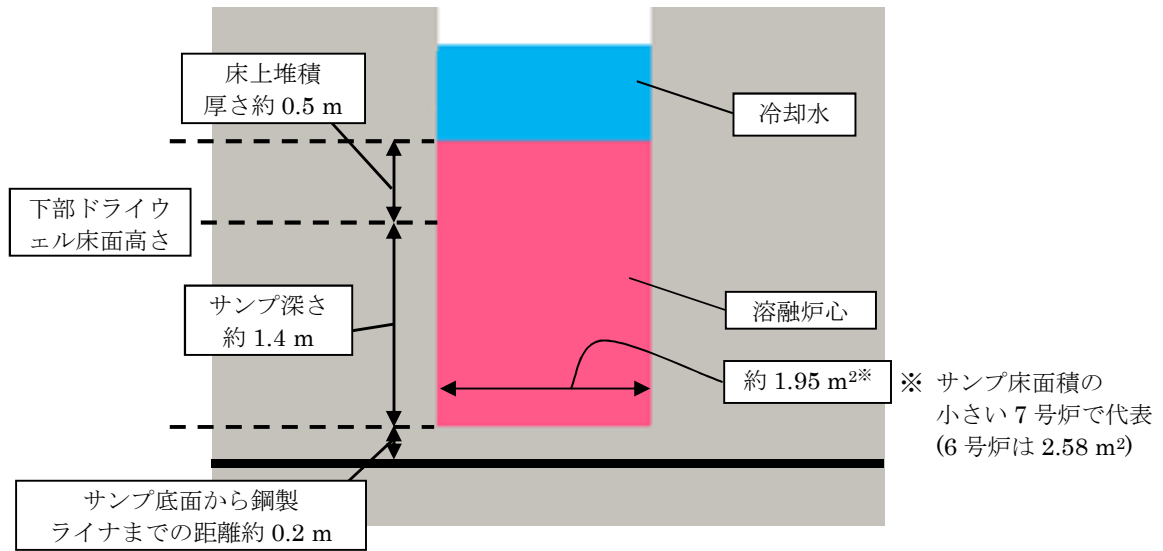


図 2-1 サンプル領域の解析体系(円柱で模擬)

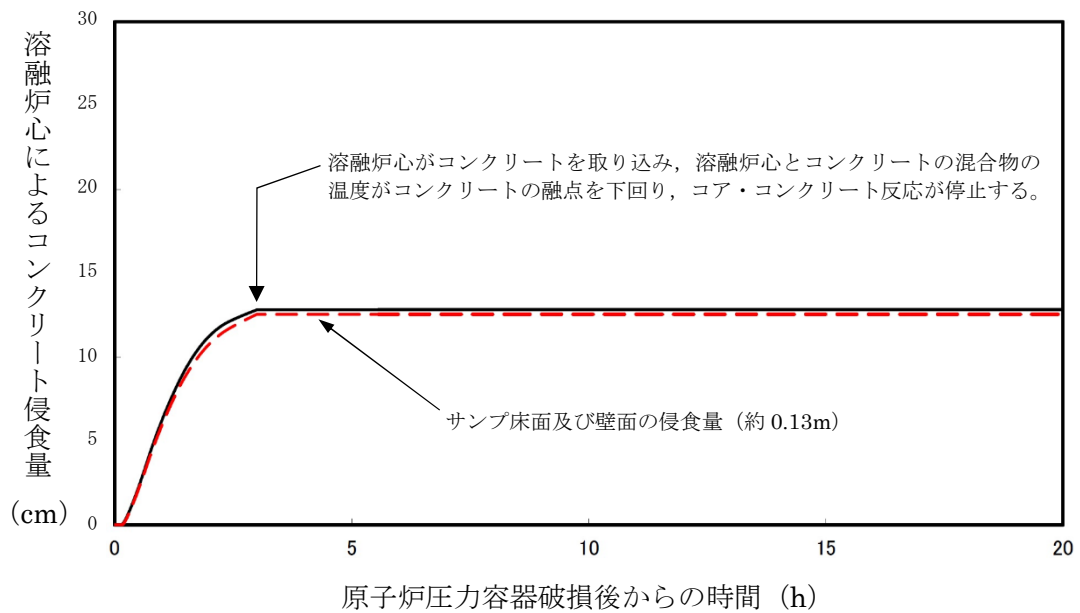


図 2-2 サンプル床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース 2-1)

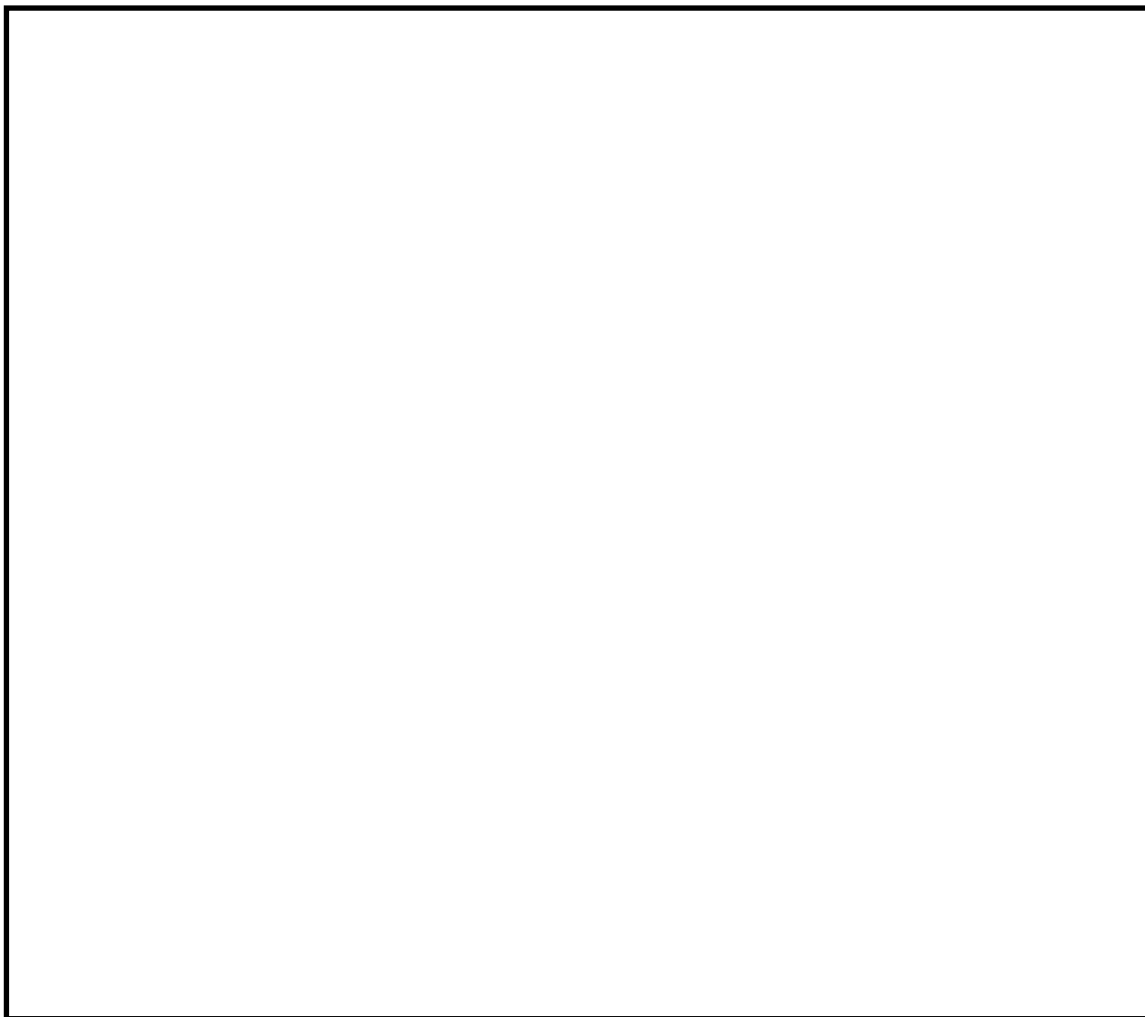


図 2-3 サンプの構造図(側面図, 7号炉高電導度廃液サンプ)

### 3. 設備の概要

#### 3.1 設置目的

炉心損傷後に原子炉圧力容器底部が破損し、原子炉格納容器下部ドライウエルへの熔融炉心の落下に至り、落下してきた熔融炉心がドライウエル高電導度廃液サンプ及びドライウエル低電導度廃液サンプ(以下、「ドライウエルサンプ」という。)内に流入する場合、ドライウエルサンプ底面から原子炉格納容器バウンダリである鋼製ライナまでの距離が小さいことから、サンプ底面コンクリートの侵食により熔融炉心が鋼製ライナに接触し、原子炉格納容器のバウンダリ機能が損なわれるおそれがある。ドライウエルサンプへの熔融炉心の流入を防ぎ、かつ原子炉格納容器下部注水設備と合わせて、サンプ底面のコンクリートの侵食を抑制し、熔融炉心が原子炉格納容器バウンダリに接触することを防止するために、原子炉格納容器下部にコリウムシールドを設置する。



図 3-1 コリウムシールド外観 (7号炉)

表 3-1 コリウムシールド仕様

	6号炉	7号炉
耐熱材	ジルコニア (ZrO <sub>2</sub> )	
耐熱材融点	2677°C	
高さ		
厚さ		
スリット長さ		
耐震性	S s 機能維持	



### 3.2 コリウムシールド構造

#### (1) コリウムシールド設計条件

##### a. 想定する事故シナリオ

コリウムシールドを設計するための前提条件となる事故シナリオは以下のとおり。

- ・ TQUV（過渡事象後の低圧での炉心冷却失敗）及び原子炉注水失敗を想定（有効性評価における MCCI シナリオと同様）
- ・ 原子炉圧力容器破損前の原子炉格納容器下部注水（水張高さ 2m）は成功、その後も注水は継続実施

MAAP 解析結果またシュラウド下部の構造から、熔融した炉心は直下の炉心支持板を損傷し、下部プレナムに落下、それに伴い原子炉圧力容器下鏡の中央部（炉底部）における熱的な損傷が大きくなり、原子炉圧力容器が破損、熔融炉心が原子炉圧力容器外に流出（落下）すると想定される。原子炉圧力容器から落下した熔融炉心はそのほとんどが垂直に落下し原子炉格納容器下部に到達。その後、原子炉格納容器下部床面を水平方向に拡散し、ドライウェルサンプへ流入すると想定される。熔融炉心の総量は  と想定。

表 3-2 熔融炉心組成内訳


##### b. コリウムシールド設計要求事項

- ・ 崩壊熱レベル : 事故後約 7 時間後に原子炉圧力容器が破損することを考慮し、事故後 6 時間相当とする。(ジルコニウム-水反応熱も考慮)
- ・ 床面積 : コリウムシールド設置による床面積減少分を考慮し、74m<sup>2</sup>とする。(7号炉の値。6号炉は 60m<sup>2</sup>)
- ・ 熔融炉心質量 : 原子炉圧力容器内の主要設備（表 3-2 に記載）の熔融を考慮し、とする。
- ・ 熔融炉心初期温度 : MAAP 解析における、原子炉圧力容器が破損し、熔融炉心が原子炉格納容器下部に落下した直後の温度、とする。
- ・ 熔融炉心除熱量 : 有効性評価よりも保守的な、とする。
- ・ 初期水張条件 : 原子炉圧力容器破損前から原子炉格納容器下部に注水を行うことを考慮し、高さ 2m とする。

## (2) コリウムシールド基本構造

コリウムシールドの外形及び基本構造を図 3-2, 図 3-3 に示す。コリウムシールドは溶融炉心のドライウェルサンプへの流入を防ぐため、ドライウェルサンプを囲うように設置する。また、コリウムシールドはドライウェルサンプへの溶融炉心流入を防ぐための「堰」と原子炉格納容器下部床面コンクリート侵食を防ぐための「床防護部」、及び原子炉格納容器下部壁面コンクリート侵食を防ぐための「壁防護部」により構成され、耐熱材を鋼製の補強フレームにて支持する構造とする。

なお、耐熱材材質としては溶融炉心落下時に熱的に損傷しないことに加え、溶融炉心による化学的侵食(共晶反応, 酸化還元反応, 合金化等)まで考慮し、ジルコニア ( $ZrO_2$ ) を選定した。ジルコニア ( $ZrO_2$ ) 耐熱材については、国内外の鉄鋼業界において十分な導入実績があり、かつ、既往の研究において、ジルコニア ( $ZrO_2$ ) 耐熱材が高い耐熱性・耐侵食性を持つことが確認されている(別紙 - 1 参照)。



図 3-2 コリウムシールド外形 (7号炉)

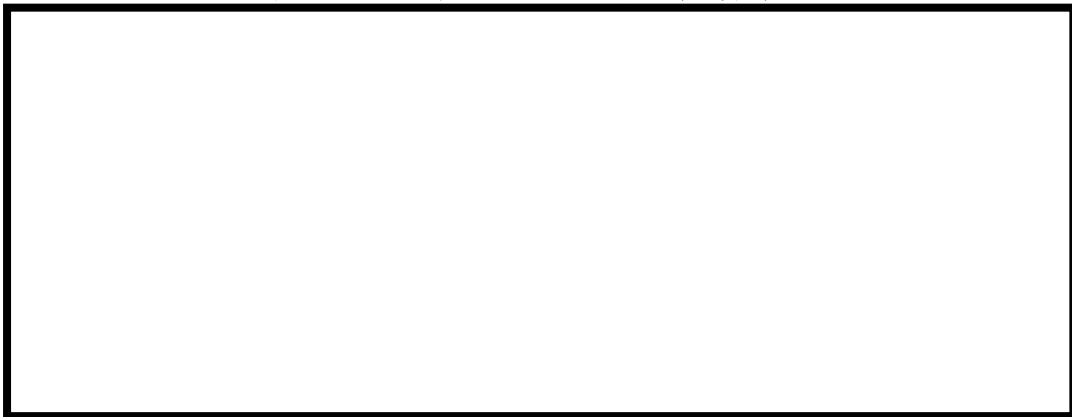


図 3-3 コリウムシールド基本構造 (7号炉)

## (3) コリウムシールド各部寸法 (7号炉)

### a. 堰の高さについて

原子炉格納容器下部に落下する溶融炉心の総量は  と想定しており、落下した溶融炉心がコリウムシールドを乗り越えてドライウェルサンプに流入することがないように、堰の高さを決定する。溶融炉心の組成は表 3-2 のとおりであるが、原子炉圧力容器の下部には制御棒駆動機構等の既設設備が存在しており、溶融炉心が原子

炉圧力容器から流出した際には、既設設備の一部が溶融し、溶融炉心の総量が増加する可能性がある。溶融炉心の堆積高さの算出式を以下に示す。

$$H_d = \frac{\frac{m_d}{\rho_d} + \frac{m_m}{\rho_{SUS}} + V_s}{A_{pd}}$$

ここで、 $H_d$ : 溶融炉心堆積高さ[m]、 $m_d$ : 溶融炉心総量[kg]、 $\rho_d$ : 溶融炉心密度[kg/m<sup>3</sup>]、 $m_m$ : 原子炉圧力容器の下部に存在する機器重量[kg]、 $\rho_{SUS}$ : SUS密度[kg]、 $A_{pd}$ : コリウムシールド及びコリウムシールドに囲われる部分の面積を除いたペDESTAL床面積[m<sup>2</sup>]、 $V_s$ : 溶融炉心に埋没する耐熱材容積[m<sup>3</sup>]とする。

上記の式に各値を代入した結果を表 3-3 に示す。ただし、 $m_d = \square$ 、 $\rho_d = \square$ 、 $m_m = \square$ 、 $\rho_{SUS} = \square$ 、 $A_{pd} = \square$ 、 $V_s = \square$ とする。

表 3-3 より、制御棒駆動機構等、原子炉格納容器の下部に存在する主要設備が溶融した場合、溶融炉心の堆積高さは、 $\square$ となる。

なお、溶融炉心の粘性が非常に小さく、落下経路に存在する原子炉圧力容器下部の既設設備に長時間接触する可能性は低いと考えられること、また、原子炉格納容器下部には原子炉圧力容器破損前に水張りがされており、かつ継続的に注水されていることにより、落下した溶融炉心は冷却され、原子炉格納容器の下部に存在する主要設備が全て溶融する可能性は低いと考えられることから、コリウムシールドの堰の高さを $\square$ とする。

表 3-3 溶融する構造物の量に対する溶融炉心堆積高さ [m]

--

b. 床防護部寸法について

溶融炉心が原子炉格納容器下部床コンクリートを侵食する場合、コリウムシールドと床面との間に間隙が発生する。その間隙から、溶融炉心が補強フレームのアンカーボルトに接触し損傷させること、及びドライウェルサンプへの溶融炉心の流入を防止するため、コリウムシールドには床防護部を設ける。床面の水平方向の侵食量は、MAAP解析による原子炉格納容器下部壁面の侵食量と同じく $\square$ とする。従って、床防護部の寸法をコンクリート侵食量 $\square$ に余裕をみて $\square$ とする。

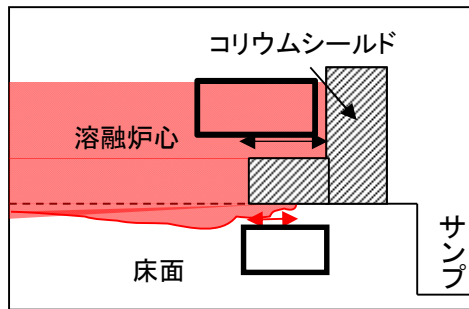


図 3-4 床面侵食イメージ図



図 3-5 コンクリート侵食量評価結果

c. 壁防護部寸法について

原子炉格納容器下部壁面コンクリートについても、床面コンクリートと同様に溶融炉心により侵食され、溶融炉心のドライウェルサンプルへの流入経路となる可能性がある。よって、原子炉格納容器下部壁面コンクリート防護のためにコリウムシールドに壁防護部を設ける。原子炉格納容器下部壁面の侵食量は [ ] であることから、壁防護部の寸法はコンクリート侵食量に余裕をみて [ ] とする。

d. 耐熱材基本構成について

図 3-3 に示すとおり耐熱材は [ ] 二層構造 [ ] としている。 [ ] の厚さについては、耐熱材厚さ方向の熱伝導評価により、溶融炉心と接触する部分の温度時間変化を求め、最高温度が耐熱材材質であるジルコニアの融点を超えない厚さとする。

ジルコニア融点については、ジルコニア単体の融点は 2677℃であるが、共晶反応及び酸化還元反応・合金化反応により融点が下がることを考慮し、2100℃とした。一般に  $UO_2 - ZrO_2$  の共晶温度は約 2500℃であることが知られており、 $UO_2 - ZrO_2$  の共晶温度を考慮しても十分に低い融点を設定している。また、耐熱材の熱伝導評価においては保守的に、図 3-7 に示すとおり溶融炉心と接触する耐熱材表面の温度として、溶融炉心初期温度を上回る [ ] を初期条件として与えている。加えて、溶融炉心の水への除熱量を、有効性評価にて用いている値 (800kW/m<sup>2</sup>) よりも小さい [ ] とすることで、溶融炉心が高温である時間が長くなり、より侵食量が増える評価条件としてい

る。

なお、評価結果から耐熱材の侵食量は [ ] 以下であるが、コリウムシールド設計においては耐熱材の厚さに十分な余裕※を見込み、 [ ] の厚さは [ ] とする。

※別紙-1 に示す過去の侵食試験時の試験時間と実機条件の相違も考慮した。

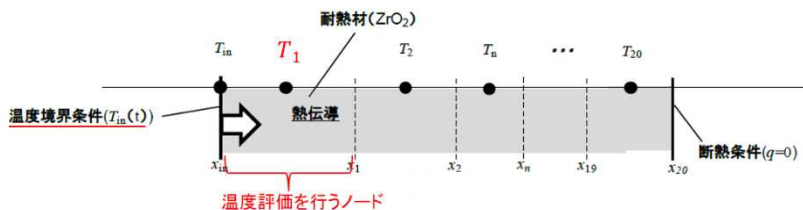


図 3-6 解析モデル



図 3-7 熔融炉心温度変化 (温度境界条件  $T_{in}(t)$ )

※破線：MAAP 解析結果，実線：解析結果を包絡する評価用温度を表す



図 3-8 デブリと接触するノードの温度変化

[ ]

また、定期検査時の取外・取付を鑑み、耐熱材は鋼製のカバープレート ([ ]) にて覆う構造とした。

e. スリット部の構造について

ドライウェル高電導度廃液サンプの前に設置するコリウムシールドについては、ドライウェル高電導度廃液サンプの漏えい検出機能を維持するため、コリウムシールド下部 (床面との間) にスリットを設置する。スリット寸法については、ドライウェル高

電導度廃液サンプルへの漏えい水の流入量が 1gpm (0.228m<sup>3</sup>/h) 以上となるように設定する。同時に、スリットが溶融炉心のサンプルへの有意な流入経路とならないことを確認する。

(i) スリット内の溶融炉心凝固評価について

溶融炉心のスリット内凝固評価は実溶融炉心を用いた試験による確認が困難であることから、複数の評価モデルで凝固評価を実施し、各々の結果を包絡するようにスリット長さを決定する。なお、凝固評価においては、事前注水成功によりスリット内に水が存在すると考えられるものの、スリット部が非常に狭隘であることから、水は存在しないものとして評価を行った。

凝固評価に用いたモデルを表 3-4 に、各モデルでの凝固評価結果を表 3-5 に示す。モデルの違いにより溶融炉心の凝固評価結果に多少の差異があるものの、最大でも  あれば溶融炉心はスリット内で凝固することから、溶融炉心の凝固距離に余裕を見込んで、スリット長さを  とする。

表 3-4 デブリ凝固評価モデル比較

評価モデル	概要	適用実績
<input type="text"/>	平行平板間で溶融デブリが凝固し流路が閉塞することを想定したモデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・米国 NRC に認可されたモデル</li> <li>・US-ABWR は本モデルに基づき標準設計認証を取得</li> </ul>
<input type="text"/>	円管内での溶融デブリの流動距離を評価するモデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・MAAP の RPV 下部プレナムにおける核計装管等の貫通部配管でのデブリ凝固評価に用いられている</li> <li>・EPRI によって行われた模擬デブリの凝固試験結果と、本モデルの評価結果とが、おおよそ一致していることが確認されている</li> </ul>
<input type="text"/>	流路周長全体を伝熱面とし、壁面への伝熱を評価するモデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・溶融デブリに対する凝固評価には使用実績なし</li> <li>・鋳造分野で使用されている</li> </ul>

表 3-5 スリット内デブリ凝固評価結果

評価モデル	流動距離 (凝固するまでの距離)
<input type="text"/>	<input type="text"/>
<input type="text"/>	<input type="text"/>
<input type="text"/>	<input type="text"/>

(ii) 漏えい検出機能への影響について

原子炉格納容器下部床面には勾配が無く、床面全体に漏えい水が広がった時点で初めてドライウェル高電導度廃液サンプルに流入し、漏えいが検出されることから、漏えい水の水位がスリット高さ未満であれば、スリット部通過に伴う圧損が発生せず、コリウムシールドの有無に関わらず漏えい検出機能への影響はない。

従って、漏えい水の水位＝スリット高さとなる場合のスリット通過後の流量を求め、漏えい検出に必要な流量との比較を行う。

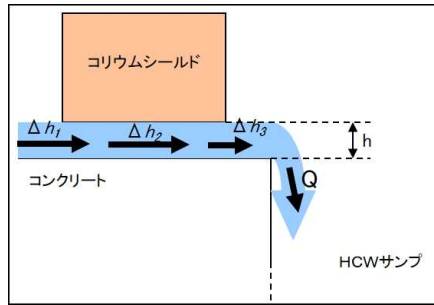


図 3-9 スリット部流路概念

入口圧損 ( $\Delta h_1$ )，流路圧損 ( $\Delta h_2$ )，出口圧損 ( $\Delta h_3$ ) とするとスリット部全体の圧損 ( $h$ ) は以下の式で表される。

$$h = \Delta h_1 + \Delta h_2 + \Delta h_3$$

上式の各項を展開し， $h =$   (スリット高さ)，またスリット幅： とするとスリット通過後の流量 ( $Q$ ) は

$$Q =$$
  (スリット 1 ヶ所あたり)

となり，漏えい検出に必要なとなる流量 (1gpm (0.228m<sup>3</sup>/h)) を上回る。

従って，ドライウェル高電導度廃液サンプの漏えい検出機能に影響はない。

なお，スリット設置にあたっては，スリットが何らかの原因で閉塞することを鑑み，床面レベルに高さ，幅，長さのスリットをヶ所，更に床面からの高さに，高さ，幅，長さのスリットをヶ所設置する。

#### (4) コリウムシールドと原子炉压力容器との離隔距離

炉心溶融事故発生時の原子炉压力容器の破損個所として，原子炉压力容器下鏡中央部が想定される。原子炉压力容器の中心からコリウムシールドまでは約 3.2m，ドライウェルサンプまでは約 3.7m 離れていることから原子炉压力容器から流出した溶融炉心がドライウェルサンプに直接流入することはないと考えている。



図 3-10 原子炉压力容器中心からの離隔距離 (7 号炉)

(5) コリウムシールド設置に伴う悪影響の有無

a. 原子炉格納容器下部注水系への悪影響の有無

コリウムシールドが設置される原子炉格納容器下部には原子炉格納容器下部注水系の注水口が設置されているが、注水口とコリウムシールド設置位置とは水平距離で  離隔されていることから、原子炉格納容器下部注水系の機能を阻害することはない。

なお、原子炉格納容器下部注水系の注水口は大量の溶融炉心が直接接触しない様に設置されていることから、溶融炉心により原子炉格納容器下部注水系の機能が喪失することはない。

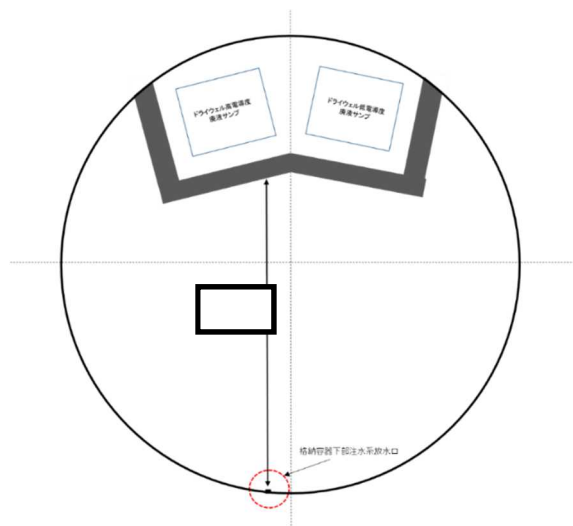


図 3-11 コリウムシールドと原子炉格納容器下部注水系注水口との設置位置概要図

(6) 機器ファンネルからサンプルへの溶融炉心の流入について

7号炉原子炉格納容器下部床面には機器ファンネルが存在し、溶融炉心が原子炉格納容器下部床面に堆積した場合には、溶融炉心の堆積高さが機器ファンネル高さを超えることから、機器ファンネルに溶融炉心が流入する。機器ファンネルの位置及びドレン配管の敷設状況について図 3-12 に示す。

機器ファンネルからドライウェルサンプルへと繋がるドレン配管は、最短でも約 3.6m 以上の配管長を有しており、かつ b. ドレン配管内での溶融炉心の凝固距離について 及び別紙 - 2 に示すとおり、ドレン配管内の溶融炉心の凝固距離は最大でも約  と、ドライウェルサンプルに溶融炉心が流入することはない。しかしながら、ドレン配管内の溶融炉心の凝固挙動の不確かさを考慮し、ドライウェルサンプルまでのドレン配管長が 5m 以下の機器ファンネルについては、コンクリート等により閉止を行う。

なお、6号炉原子炉格納容器下部床面には機器ファンネルが存在しない。





図 3-12 機器ファンネル配置及びドレン配管敷設状況 (7号炉)

EPRI (Electric Power Research Institute) 及び FAI (FAUSKE & ASSOCIATE, LLC) が、下部プレナムを模擬した試験体に模擬熔融炉心 ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) を流入させる試験を行っている。同試験の試験体系が、比較的、7号炉のドレン配管 (80A) に近い体系となっていることから、その試験結果に基づき、ドレン配管内での熔融炉心の凝固距離について評価を行う。

a. EPRI/FAI 試験の概要

図 3-13 に試験装置概要を示す。酸化鉄とアルミニウムによるテルミット反応により、模擬熔融炉心である熔融した  $\text{Al}_2\text{O}_3$  が生成される。模擬熔融炉心はテルミットレシーバに流入し、密度差により鉄と  $\text{Al}_2\text{O}_3$  とで成層化が起こる。密度差から  $\text{Al}_2\text{O}_3$  は鉄より上層にあることにより、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  によりセメント製のキャップが熔融し、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  のみ Lower Chamber に移行する。このとき、Lower Chamber 及びドレン配管は水で満たされており、熔融炉心が原子炉格納容器下部へと落下してくる際の実機の条件と類似している。試験の結果、模擬熔融炉心の流動距離 (凝固距離) は 0.79m であった。

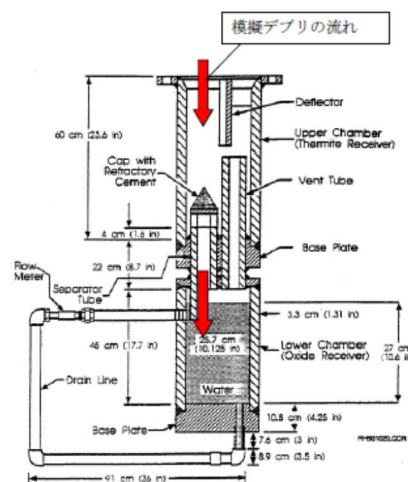


図 3-13 EPRI 試験装置概要

b. ドレン配管内での溶融炉心の凝固距離について

ドレン配管内の溶融炉心の溶融凝固特性は流入する溶融炉心の保有熱量と、配管外部への放熱量に依存するものと考えられる。そこで、ドレン配管体系について、溶融炉心の物性の違いも考慮して、溶融炉心の保有熱量及び配管外への放熱量（配管系に依存）の比率に基づき流動距離を推定する。

表 3-6 に評価に使用する溶融炉心とコンクリートの物性値を示す。Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の溶融潜熱（h<sub>fs</sub>=1.16×10<sup>6</sup>J/kg）に密度（ρ=3800kg/m<sup>3</sup>）を乗じると、流動停止までの保有熱量は4408MJ/m<sup>3</sup>となる。一方、溶融炉心の流動停止までの保有熱量は顕熱と溶融潜熱の和として次式で表される。

$$h_{ab} = \{ (T_d - T_{sol})C_p + h_{fs} \}$$

ここで、h<sub>ab</sub>:溶融炉心の流動停止までの顕熱と溶融潜熱の和(J), T<sub>d</sub>:溶融炉心温度(°C), T<sub>sol</sub>:溶融炉心固相線温度(°C), C<sub>p</sub>:溶融炉心比熱(J/kg°C), h<sub>fs</sub>:溶融炉心溶融潜熱(J/kg)である。

このとき、h<sub>ab</sub>は約 [ ] となり、密度を乗じ、流動停止までの保有熱量とすると約 [ ] となり、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>の約 [ ] 倍となる。

また、ドレン配管（80A）の配管直径(d<sub>f</sub>)を8cmと仮定すると、EPRI/FAI試験のドレンライン d<sub>tes</sub>（5cm）より、配管径の比は約1.6倍である。配管径の比、保有熱量比を用いて、ドレン配管内の溶融炉心流動距離（凝固距離）を次の様に評価する。

$$L = L_{tes} \times d_f/d_{tes} \times (h_{ab} \rho_{db}) / (h_{al} \rho_{al})$$

ここで、L:ドレン配管内の溶融炉心流動距離（凝固距離）、L<sub>tes</sub>:EPRI/FAI試験の流動距離、d<sub>f</sub>/d<sub>tes</sub>:配管直径比、(h<sub>ab</sub> ρ<sub>db</sub>) / (h<sub>al</sub> ρ<sub>al</sub>):流動停止までの保有熱量比である。

EPRI/FAI試験の流動距離0.79mを基に、上記式によってドレン配管内の溶融炉心の凝固距離を評価すると、凝固距離は [ ] となる。

機器ファンネルからドライウェルサンプまでのドレン配管長は、最短でも約3.6m以上であることから、機器ファンネルに流入した溶融炉心は、ドレン配管内で凝固するため、ドライウェルサンプ内に到達することはないと考えられる。

表 3-6 評価に使用する溶融炉心物性値及びコンクリート物性値\*


※溶融炉心物性値については、MAAP 解析における、原子炉压力容器破損直前の下部プレナム内の物性値を使用した。また、コンクリート物性値については、原子炉格納容器のコンクリートの密度とし、また、既往の研究（NURREG/CR-2282）より融点及び溶融潜熱を引用した。

(7) 6号炉コリウムシールドの構造について

6号炉のコリウムシールドについても、上述の7号炉コリウムシールドと同様の設計方針に基づき、設計を行った。号炉間の既設設備の差異により、6号炉コリウムシールドと7号炉コリウムシールドとでは一部形状が異なる。なお、使用している耐熱材材質に変更はなし。6号炉コリウムシールド外形を図3-14に示す。

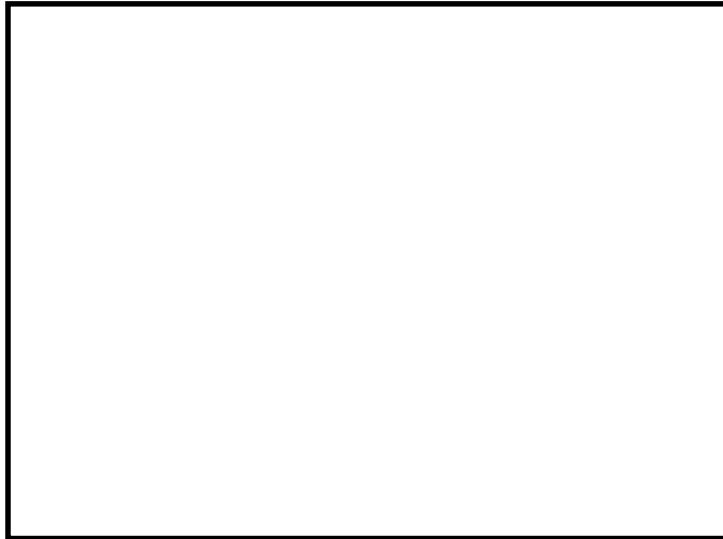


図 3-14 コリウムシールド外形図 (6号炉)

## 耐熱材と模擬熔融炉心との相互作用試験結果について

原子炉の過酷事故において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、熔融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。熔融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点で且つ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては $\square$ 、 $\square$ 、 $\text{ZrO}_2$ 等が挙げられる。模擬熔融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。

以下に熔融 Zr 及び模擬熔融炉心 ( $\text{UO}_2\text{-ZrO}_2\text{-Zr}$ ) による耐熱材侵食試験の概要について示す。

## 1. 熔融 Zr による耐熱材侵食試験

## 1-1. 試験方法

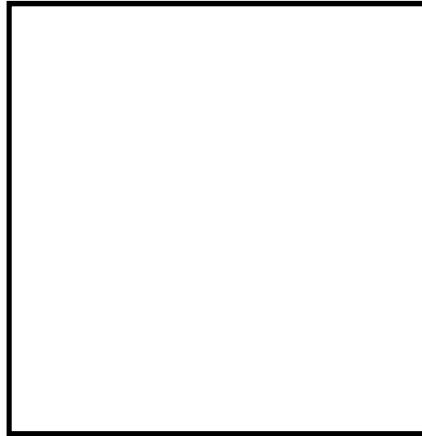
耐熱材には $\square$ 、 $\square$ 、 $\text{ZrO}_2$ の多孔質材料を用いた。模擬熔融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする(図別-1)。これらを電気炉で加熱し、 $\square$ の所定温度にして金属を溶かす。熔融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、熔融炉心の主な構成材料として、BWRで使用される $\text{UO}_2$ 、Zr、 $\text{ZrO}_2$ 、Fe等が想定されるが、試験においては、金属成分は2種類の組成 $\square$ とした。



図別 - 1 試験体系

## 1-2. 試験結果

図別-2に金属組成が $\square$ における試験後の耐熱材試験片の断面写真を示す。いずれの耐熱材においても、金属組成のZr量に応じて侵食量は増加した。また、金属組成によらず侵食量は $\square > \square > \text{ZrO}_2$ となり、 $\text{ZrO}_2$ 、 $\square$ 、 $\square$ の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。



図別 - 2 試験後の断面写真

## 2. 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験

### 2-1. 試験方法

製のもつばに、製のもつばを挿入し、もつば内に円柱状に加工した  $ZrO_2$  耐熱材と模擬熔融炉心 を所定の重量分装荷した。模擬熔融炉心の組成は として。

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



図別 - 3 試験体系

### 2-2. 試験結果

模擬熔融炉心の で、 , 目標温度での保持を行った。

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



図別 - 4 試験温度推移

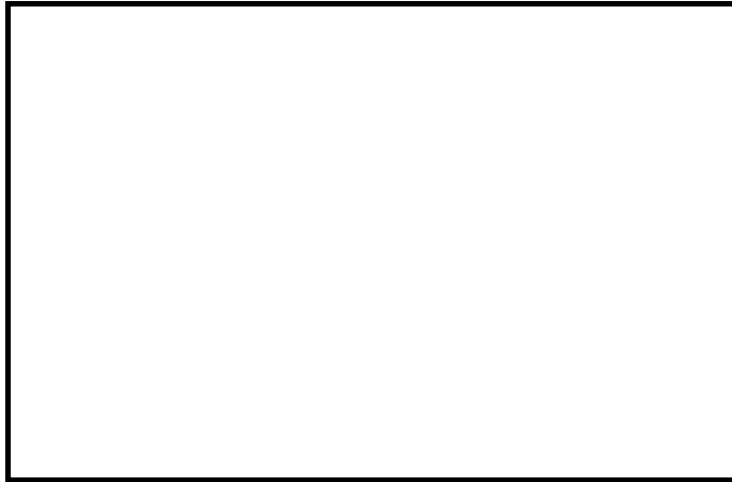


図別 - 5 試験後の断面写真

### 3. 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験

#### 3-1. 試験方法

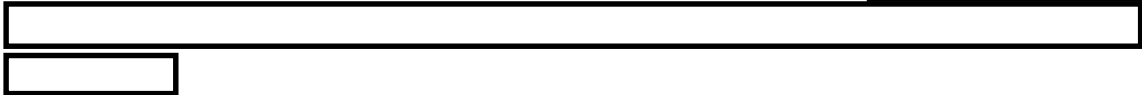
耐熱材に熔融炉心が接触した際の短期的な相互作用を確認するため、ZrO<sub>2</sub> 耐熱材の上に模擬熔融炉心を落下させ、耐熱材の侵食深さの測定、耐熱材侵食性状や模擬熔融炉心の固化性状の分析などを実施した。模擬熔融炉心の組成は [ ] [ ] とした。ZrO<sub>2</sub> 耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電気炉により加熱した模擬熔融炉心を ZrO<sub>2</sub> 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対により ZrO<sub>2</sub> 耐熱材の温度を測定した。



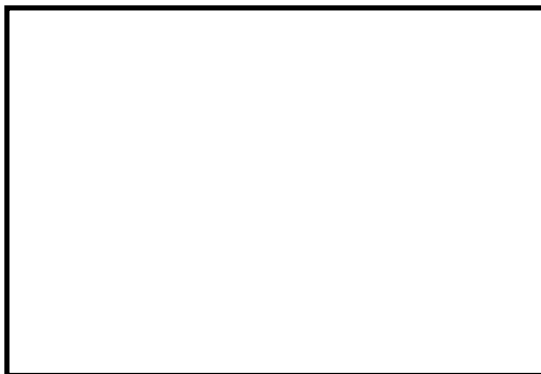
図別 - 6 試験装置

### 3 - 2. 試験結果

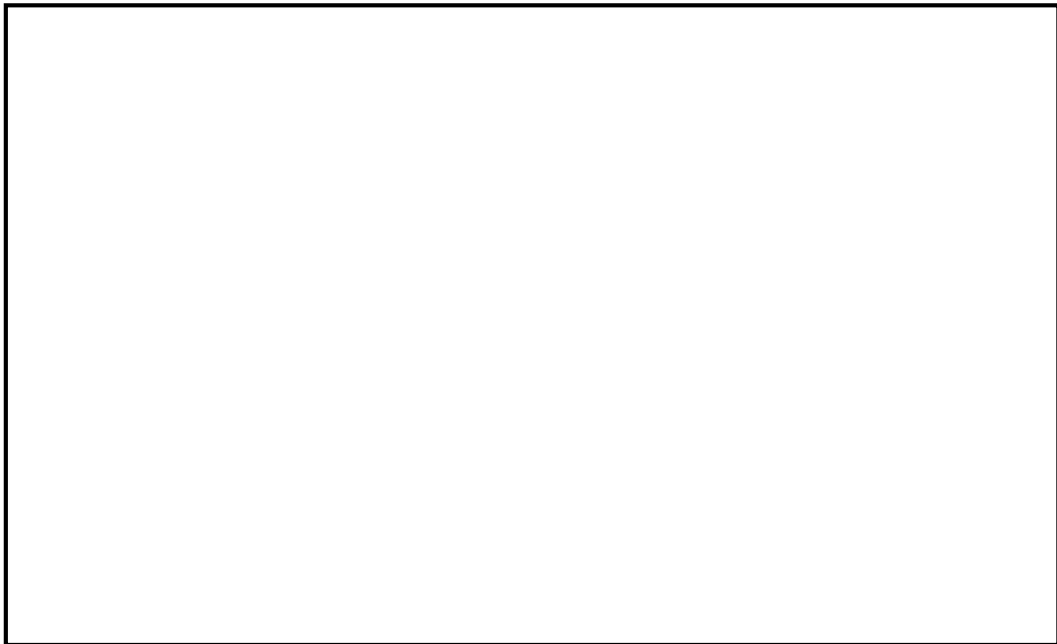
試験温度推移を図別 - 7 に示す。 $ZrO_2$  耐熱材側面（模擬熔融炉心側）の温度を測定する熱電対が模擬熔融炉心落下直後に最高温度約 [ ] を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は [ ] 以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を図別 - 8 に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約 [ ] が [ ]



図別 - 7 試験温度推移



図別 - 8 試験後の断面写真



図別-9 耐熱材表面の成分分析結果

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

なお、事故時においては、格納容器下部に事前注水がなされているため、格納容器下部に落下してきた熔融炉心中に残存する未酸化の金属  $Zr$  は、水との反応によって酸化されると想定される。MAAP 解析の結果から、格納容器下部に落下してきた熔融炉心は、 $2000^{\circ}C$  を超える高い温度でコリウムシールドと数十分接触する可能性があるが、上述のとおり、熔融炉心中の金属  $Zr$  は酸化されていると考えられることから、事故時に熔融炉心がコリウムシールドと接触したとしても、 $ZrO_2$  耐熱材の表面が還元されることによる影響は軽微であると考えられる。

以上により、事故時においては  $ZrO_2$  耐熱材の表面が還元されにくく、また還元による影響は軽微であると考えられるが、コリウムシールドの設計においては、耐熱材を [ ] と [ ] の二層構造としていることに加え、さらに [ ] は、解析により求めた侵食量 [ ] に十分な余裕を見込んだ厚さとしていることから、高温状態の熔融炉心との接触に伴う悪影響を考慮した設計としている。

#### 4. まとめ

以上により、 $ZrO_2$  耐熱材が熔融炉心に対して高い耐性を有していることが分かった。

以 上

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



#### 4. コリウムシールドに期待した場合の評価

##### (1) 格納容器下部床面の評価(溶融炉心が一様に広がる場合)

コリウムシールドに期待する場合、コリウムシールドを考慮しない場合に比べて溶融炉心が広がる原子炉格納容器下部の床面の面積が狭まることから、原子炉格納容器上部の面積も減少する。このため、原子炉格納容器上部からの除熱量が減少し、原子炉格納容器下部の床面における侵食量が増加することが考えられることから、以下のケースについて侵食量の評価した。

##### a. 評価体系

- ・ MAAP コードでは、コリウムシールド設置後ような複雑な床面の形状を模擬できないため、原子炉格納容器下部の床面積全体からコリウムシールドで囲まれる部分の面積を除いた面積を底面積とした円柱で模擬した。
- ・ 評価体系(円柱)の底面積はコリウムシールドで囲まれる部分が広く、評価体系(円柱)の底面積が小さい 6 号炉で代表させ、 $62.0\text{m}^2$ とした。

##### b. 評価条件

- ・ 評価ケース 4-1：有効性評価「溶融炉心・コンクリート相互作用」における溶融炉心落下時刻の崩壊熱(事象発生から約 7 時間後)及び格納容器圧力への依存性を考慮した上面熱流束を用いた評価。
- ・ 評価ケース 4-2：事象発生から 7 時間後の崩壊熱及び  $800\text{kW/m}^2$  一定の上面熱流束を用いた評価。

##### c. 評価結果

- ・ 評価ケース 4-1：図 4-1 に示す通り、原子炉格納容器下部床面の侵食量は約  $0.01\text{m}$  であり、鋼製ライナの損傷には至ることは無く、原子炉格納容器下部壁面の侵食量は約  $0.01\text{m}$  であり、外側鋼板の損傷に至ることは無いことを確認した。
- ・ 評価ケース 4-2：図 4-2 に示す通り、原子炉格納容器下部床面の侵食量は約  $0.08\text{m}$  であり、鋼製ライナの損傷には至ることは無く、原子炉格納容器下部壁面の侵食量は約  $0.07\text{m}$  であり、外側鋼板の損傷に至ることは無いことを確認した。

##### (2) 格納容器下部床面の評価(溶融炉心が均一に広がらない場合)

原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心について、評価モデルでは床面に一様に広がるものとして扱っているが、その挙動には不確かさがあると考えられ、溶融炉心が均一に広がらない場合も考えられる。この場合の MCCI の影響を確認するため、以下のケースについて侵食量の評価した。

##### a. 評価体系

- ・ 溶融炉心が広がらないことを想定した最も極端なケースとして、水中に落下した溶融炉心は水中で広がらず、初期水張り水深と同じ高さの円柱になるものとした。
- ・ 溶融炉心が中心から外れた位置で円柱を形成した場合を想定し、溶融炉心の側面がコンクリートの壁で囲まれた体系を設定した。

- ・ 評価体系(円柱)の高さは2m(初期水張り高さ)、底面積は約22m<sup>2</sup>(原子炉格納容器下部床面積の約1/4)し、評価体系(円柱)の上面から水によって除熱されるものとした。ただし、上面からの除熱量は評価体系(円柱)上面の面積に側面の面積を加えた値とした。これは、溶融炉心が拡がらない場合に仮に溶融炉心の一部が壁面に接触しても、側面の大部分は水に接触していると考えられるためである。

b. 評価条件

- ・ 評価ケース4-3:有効性評価「溶融炉心・コンクリート相互作用」における溶融炉心落下時刻の崩壊熱(事象発生から約7時間後)及び格納容器圧力への依存性を考慮した上面熱流束を用いた評価。

c. 評価結果

- ・ 評価ケース4-3:図4-3に示す通り、原子炉格納容器下部床面の侵食量は約0.01m、鋼製ライナの損傷には至ることは無く、壁面の侵食量は約0.01mであり、外側鋼板の侵食に至ることは無く、原子炉格納容器の支持機能を維持できることを確認した。

(3) 溶融炉心の一部がコリウムシールドを越えて、サンプルに流入する場合の影響

原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心はコリウムシールドによってせき止められ、あるいはファンネルの途中で固化することにより、多量にサンプルに流入することは無いと考える。細粒化された溶融炉心が水中に浮遊することにより、僅かな量がコリウムシールドの内側に移行することは考えられるが、細粒化された溶融炉心は周囲の水によって十分に冷却されていると考えられることから、仮に僅かな量の細粒化された溶融炉心がサンプルに移行しても、サンプル床面を有意に侵食するものではないと考える。

ただし、溶融炉心に対し、ポロシティを見込んだ場合、溶融炉心の一部がコリウムシールドを越えて、サンプルに流入することが考えられることから、以下のようにサンプル床面の侵食量を評価した。

a. 評価体系

- ・ MAAPコードでは、サンプルのような直方体の形状を模擬できないため、床面積をサンプルの床面積に合わせた円柱で模擬した。
- ・ サンプルへの流入量を考慮する上で必要となる格納容器下部のモデル(コリウムシールド設置位置、コリウムシールド高さ、サンプルの形状)は、6号炉と7号炉を比較して、サンプル越流時の流入量が多く、サンプル床面積が小さく上面から水への除熱量が少なくなる7号炉で代表させた。

b. 評価条件

- ・ ポロシティ評価範囲

MAAPコードにおける不確かさの範囲と同様に、ポロシティを0.26(面心立方格子、最稠密)、0.32(体心立方格子)、0.4(MAAP標準値)、0.48(単純立方格子)の範囲を想定する。ポロシティについては、概ね0.3以上と報告されているが、ポロシティに対する侵食量の感度を確認する観点から、ポロシティの最小値について、本評価では仮想的に0.26を設定した。なお、粒子化割合の評価にはRicou-Spalding相関式を用い、

エントレインメント係数は MAAP 推奨値  とした。この評価結果をもとに、本評価における粒子化割合は 63% とした。

・ 崩熱熱及び上面熱流束

事象発生から 7 時間後の崩壊熱、ポロシティ及び格納容器圧力への依存性を考慮した上面熱流束を用いた評価を行う。上面熱流束は、図 4-4 の Lipinski 0-D モデルを用いたドライアウト熱流束をもとに表 4-1 の通りに設定した。Lipinski 0-D モデルについては別紙 4 に詳細を示す。

・ 溶融炉心の堆積厚さの設定

各ポロシティを用いた場合の下部ドライウエルでの溶融炉心の堆積高さ(コリウムシールドに囲まれた床面積を除いた場合)は表 4-1 の通りとなる。これを踏まえ、各ポロシティを用いた場合のサンプル内への溶融炉心の流入量を以下の通りに考慮し、表 4-1 の通りにサンプル内での溶融炉心の堆積高さを設定した。

(i) コリウムシールドの高さ以上に堆積し、コリウムシールドの内側に流入するものと見なす溶融炉心の量がサンプルの体積未満の場合

ポロシティが 0.26 及び 0.32 のケースでは、コリウムシールドの高さ以上に堆積する溶融炉心の量がサンプル 2 つ分の容量(サンプル床面積の小さい 7 号炉で代表)未満であることから、二つのサンプルに均一に溶融炉心が流入すると想定し、堆積厚さをそれぞれ約 0.7m、約 1.4m とした。

(ii) コリウムシールドの高さ以上に堆積し、コリウムシールドの内側に流入するものと見なす溶融炉心の量がサンプルの体積以上の場合

ポロシティが 0.4 及び 0.48 のケースでは、溶融炉心の流入量がサンプル 2 つ分(サンプル床面積の小さい 7 号炉で代表)の容量を大きく上回る。溶融炉心がコリウムシールドの内側のサンプル外の領域にも堆積するため、サンプル及びコリウムシールドの内側のサンプル外の領域に堆積した場合の堆積高さを用いてサンプル床面の侵食量評価を行った。

c. 評価結果

・ 表 4-2 に示す通り、サンプル床面の侵食量は最大約 0.05m であり、鋼製ライナの損傷には至ることは無く、サンプル壁面の侵食量は最大約 0.05m であり、外側鋼板の損傷に至ることは無いことを確認した。

(4) 溶融物の落下量を保守的に考慮する場合の影響

原子炉格納容器下部に溶融炉心と共に落下し得る構造物については表 3-3 に整理しており、原子炉圧力容器内の構造物のみならず CRD 交換機や原子炉圧力容器外の全ての CRD ハウジング等を考慮しても、落下した溶融物のポロシティが 0 の場合はコリウムシールドを越えない設計としている。

落下した溶融物の量を十分保守的に設定している前提ではあるが、ここでポロシティを考慮する場合、溶融物の一部はサンプルの内側に流入すると考えられる。このため、溶融物の落下量に対するサンプル床面の侵食量の感度を確認する観点から、以下のようにサンプル床面の侵食量を評価した。

a. 評価体系

- ・ MAAP コードでは、サンプルのような直方体の形状を模擬できないため、床面積をサンプルの床面積に合わせた円柱で模擬した。
- ・ サンプルへの流入量を考慮する上で必要となる格納容器下部のモデル(コリウムシールド設置位置, コリウムシールド高さ, サンプルの形状)は, 6号炉と7号炉を比較して, 7号炉のコンクリート侵食量の方が多いことを確認し, 7号炉で代表させた。

b. 評価条件

- ・ 本評価では落下した溶融物の量を保守的に設定するものとし, 他のパラメータについて, 評価結果に与える影響の大きなパラメータについてはノミナル条件に近いと考える値とした。評価条件の設定の考え方を表 4-3 に示す。

・ ポロシティ評価範囲

文献値等において, ポロシティは現実的には 0.3 以上と報告されていることを踏まえ, 0.32(体心立方格子の値)とした。なお, 粒子化割合の評価には Ricou-Spalding 相関式を用い, エントレインメント係数は MAAP 推奨値  とした。この評価結果をもとに, 本評価における粒子化割合は 63%とした。

・ 崩壊熱及び上面熱流束

事象発生から 7 時間後の崩壊熱, ポロシティ及び格納容器圧力への依存性を考慮した上面熱流束を用いた評価を行う。上面熱流束は, 図 4-4 の Lipinski 0-D モデルを用いたドライアウト熱流束をもとに表 4-3 の通りに設定した。

・ 溶融炉心の堆積厚さの設定

表 4-4 に示す通り, ポロシティ及び落下物量の想定から, 溶融炉心がコリウムシールド内を埋め, 更に格納容器下部全体に堆積する高さ(格納容器下部床面から約 0.66m(サンプル床面から約 2.06m))とした。

c. 評価結果

- ・ 表 4-5 に示す通り, サンプル床面の侵食量は約 0.09m であり, 鋼製ライナの損傷に至ることは無く, サンプル壁面の侵食量は約 0.09m であり, 外側鋼板の損傷に至ることは無いことを確認した。

(5) 溶融炉心落下位置が原子炉圧力容器底部中心から径方向に偏る場合の想定

溶融炉心が圧力容器底部のどの位置から落下するかについては不確かさがあるが, 基本的には圧力容器底部の中心及びその近傍に配置されており圧力容器底部を貫通する構造部材である CRDハウジングからの落下を想定している。原子炉圧力容器破損後に原子炉格納容器下部に落下する溶融炉心が, 原子炉格納容器下部のサンプルに流入することを防止する目的でコリウムシールドを設置しているが, その堰の設置位置は図 4-5, 図 4-6 に示す通り, CRDハウジングの最外周の位置よりも格納容器下部の壁面寄りとしており, CRDハウジングの最外周を溶融炉心の落下位置として想定しても, 原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心はコリウムシールドによってせき止められるものとする。

溶融炉心の拡がりについては「解析コード MAAP 説明資料 添付 3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について 付録 4 溶融物の拡がり実験」において参照した知見から、格納容器下部に落下した溶融炉心は数分程度で格納容器下部に拡がり、また、ANL の実験では、デブリベッドが均一化することに要した時間が 2～3 分程度であったことも踏まえると、格納容器下部に落下した溶融炉心は短時間で格納容器下部に均一に拡がるものとする。

しかしながら、コリウムシールド近傍に落下した場合、一時的に偏って高く堆積することにより、溶融炉心が格納容器下部に拡がる前にコリウムシールドを越えてサンプルに流入する可能性が考えられる。

偏って堆積する場合、堆積物の形状には不確かさがあり、モデル化することは困難である。このため、堆積物の形状の不確かさについては、ポロシティを極めて保守的に設定し、堆積物全体の堆積高さを高く評価した上で、多くの溶融炉心がコリウムシールドの内側に流入する評価で代表させるものとする。

流入する溶融炉心の状態を考えると、水中に落下した溶融炉心は一部が細粒化して冷却され、細粒化された密度の低い溶融炉心は落下した溶融炉心の上部に集まるものと考えられる。このため、コリウムシールドを越えてサンプルに流入すると考えられる溶融炉心の状態は、細粒化され、冷却、固化された、ポロシティが高く密度の低い状態と考えられる。

表 4-1 に示す、ポロシティを 0.48 とした評価は、格納容器下部での堆積高さが高く、多くの溶融炉心がコリウムシールドの内側に流入した結果、コリウムシールドの内外が同じ堆積高さとなっている。この場合であっても、表 4-2 に示す通り、床面及び平面の侵食量は約 0.00m であることから、堆積の形状の不確かさを包絡させる観点で多量の溶融炉心の流入を考慮しても、多量の溶融炉心がサンプルに流入する場合には、ポロシティの高い溶融炉心がサンプルに流入するため、高い水への除熱量(上面熱流束)に期待できると考えられることから、サンプルの損傷は防止できるものとする。

表 4-1 ポロシティへの依存性を考慮した場合の上面熱流束の設定と溶融炉心の堆積高さ

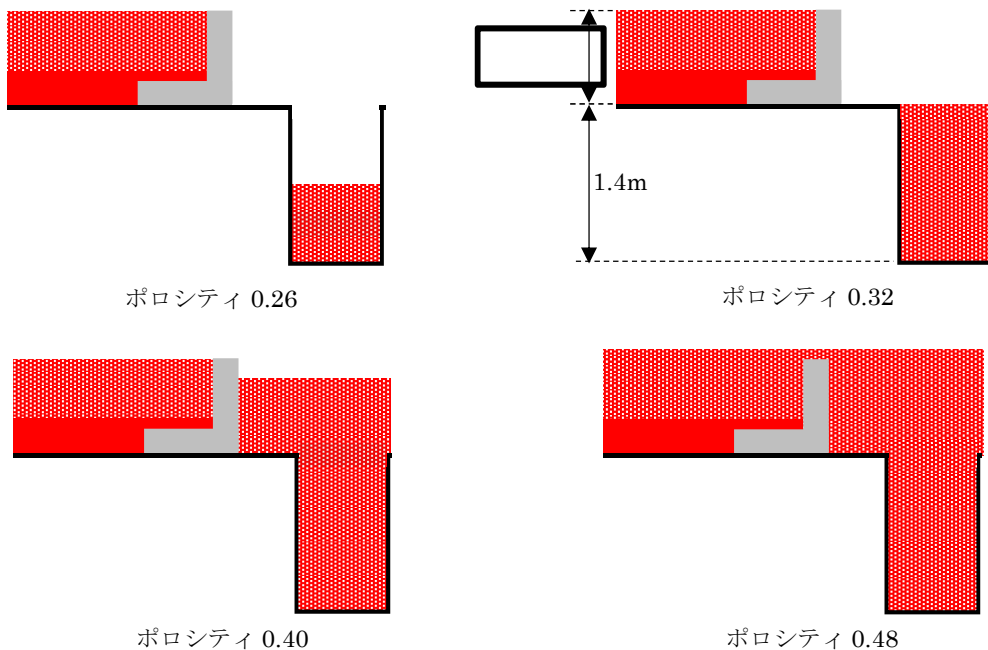
ポロシティ	0.26	0.32	0.40	0.48
上面熱流束(格納容器圧力依存性を考慮)(kW/m <sup>2</sup> )	図 4-4 参照			
	800 <sup>※2</sup>	1300 <sup>※2</sup>	2200 <sup>※2</sup>	3300 <sup>※2</sup>
下部ドライウエル <sup>※1</sup> での溶融炉心の堆積高さ(m)	約 0.68	約 0.73	約 0.80	約 0.89
越流する溶融炉心の体積(m <sup>3</sup> )	約 2.6	約 5.8	約 11	約 18
サンプル床面からの堆積高さ(m)	約 0.7	約 1.4	約 1.8	約 2.1

※1 コリウムシールドに囲まれた床面積を除き、コリウムシールドの内側への流入を考慮しない場合の堆積高さ

※2 (参考)格納容器圧力 0.4MPa[abs]における値

表 4-2 溶融炉心がサンプルに流入する場合の侵食量評価結果

ポロシティ	0.26	0.32	0.40	0.48
サンプル床面侵食量(m)	約 0.05	約 0.03	約 0.01	約 0.00
サンプル壁面侵食量(m)	約 0.05	約 0.03	約 0.01	約 0.00



- 粒子化<sup>※</sup>せず、格納容器下部に到達した溶融炉心
- 粒子化<sup>※</sup>した溶融炉心

※粒子化割合の評価には Ricou-Spalding 相関式を用い、エントレインメント係数は MAAP 推奨値   とした。この評価により、本評価における粒子化割合は 63%とした。

ポロシティ別のコリウムシールド越流量のイメージ

表 4-3 侵食量評価に影響する評価条件と設定の考え方、保守性の整理(溶融物の落下量を保守的に考慮する場合)

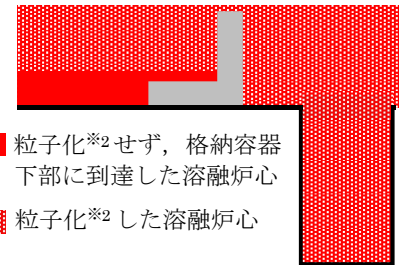
侵食量に影響する評価条件	設定値	考え方	保守性
溶融物の量		炉心及び炉内構造物、圧力容器内外の CRD ハウジング、CRD 交換機が落下する想定。圧力容器外の構造物は溶融物とはせず、発熱密度を下げない扱いとしている。ポロシティ 0 の場合に落下物の高さはコリウムシールド高さと同じになる。	大きな保守性を有していると考える。 炉心及び炉内構造物のみならず、圧力容器外の CRD ハウジング全てや CRD 交換機も落下する想定には保守性があると考える。
崩壊熱	事象発生から 7 時間後の値	原子炉への注水に期待しない場合、格納容器下部への溶融炉心落下に至る時刻が最も早いプラント損傷状態である LOCA の溶融炉心落下時刻を保守的に切り上げた値。	崩壊熱曲線自体に保守性があるものの、ベースケースと同じ落下時刻を設定値としており、ノミナル条件と考える。
初期水張り	2m	KK6/7 の運用手順と同じ。	ノミナル条件と考える。 KK6/7 の運用手順と同じ。
エントレインメント係数		解析コード MAAP 推奨値であり、有効性評価のベースケースに用いている値と同じ。(Ricou - Spalding 相関式を用いた評価により、粒子化割合は 0.63 と評価される。)	ノミナル条件と考える。
粒子化した溶融物のポロシティ	0.32	文献により、ポロシティは概ね 0.3 以上と報告されていることから、体心立方格子の値である 0.32 を設定。	下限値(現実的に厳しめの値)と考える。*1
上面熱流束(水への除熱量)	図 4-4 参照	格納容器圧力依存性を考慮し、ポロシティ 0.32 における熱流束を Lipinski0-D モデルを用いて評価	ノミナル条件と考える。

表 4-4 溶融炉心の堆積高さ(溶融物の落下量を保守的に考慮する場合)

サンプル床面からの堆積高さ(m)	約 2.06
------------------	--------

表 4-5 溶融物の落下量を保守的に考慮する場合の侵食量評価結果\*3

サンプル床面侵食量(m)	約 0.09
サンプル壁面侵食量(m)	約 0.09



- 粒子化\*2せず、格納容器下部に到達した溶融炉心
- 粒子化\*2した溶融炉心

コリウムシールド越流量のイメージ

- ※1 ポロシティの値については、文献では概ね 0.3 以上と報告されており、0.4 を超える値も報告されている。本評価で想定している、一旦落下し堆積した溶融物の上部から粒子化した溶融物がコリウムシールドの堰を超えて流入する状況を考える場合、格納容器下部に堆積している溶融炉心には上下に密度差が生じており、その上部の粒子化した溶融炉心のポロシティは溶融物全体の中では大きな値をとると考えると、サンプルに流入した溶融物のポロシティは文献値よりも大きな値になる可能性が考えられる。
- ※3 本評価結果は各種感度解析の中でサンプルの侵食量が最も大きく、サンプル床面侵食部下端からライナまでの距離は 0.11m である。侵食には至らないが、溶融炉心からの熱がライナに伝わることでの影響を確認したところ、ライナの到達温度は 500℃未満であり、融点約 1530℃に対して低い値であることから溶融には至らず、上下両側からコンクリートによって固定されている構造であることから、熱膨張の観点でも影響は無いものとする。

- ※2 粒子化割合の評価には Ricou-Spalding 相関式を用い、エントレインメント係数は MAAP 推奨値  とした。この評価により、本評価における粒子化割合は 63%とした。

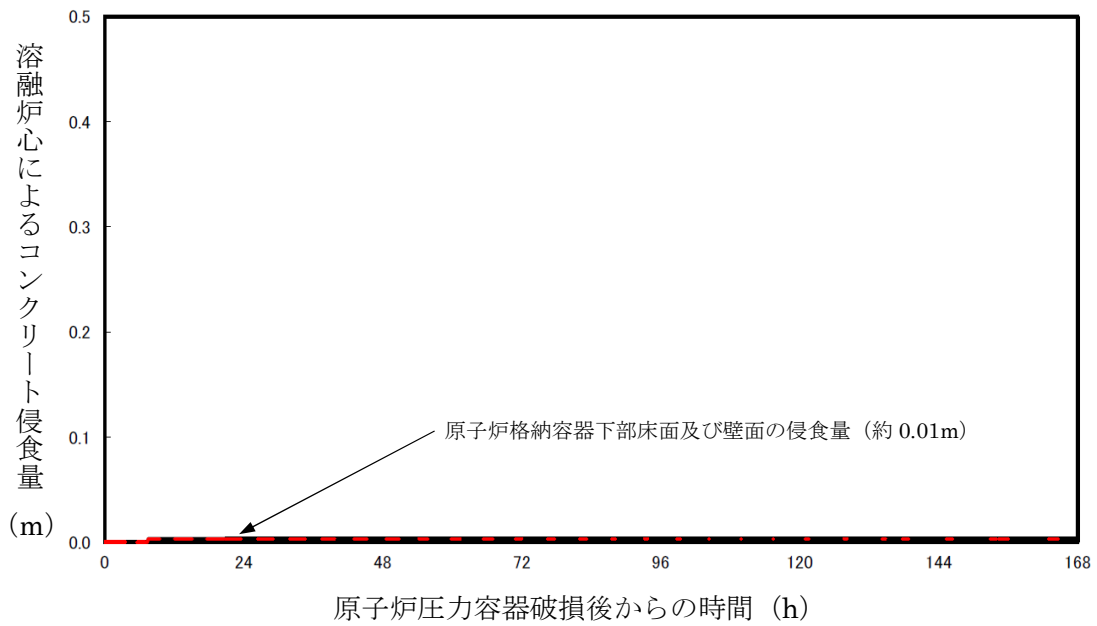


図 4-1 原子炉格納容器下部床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース 4-1)

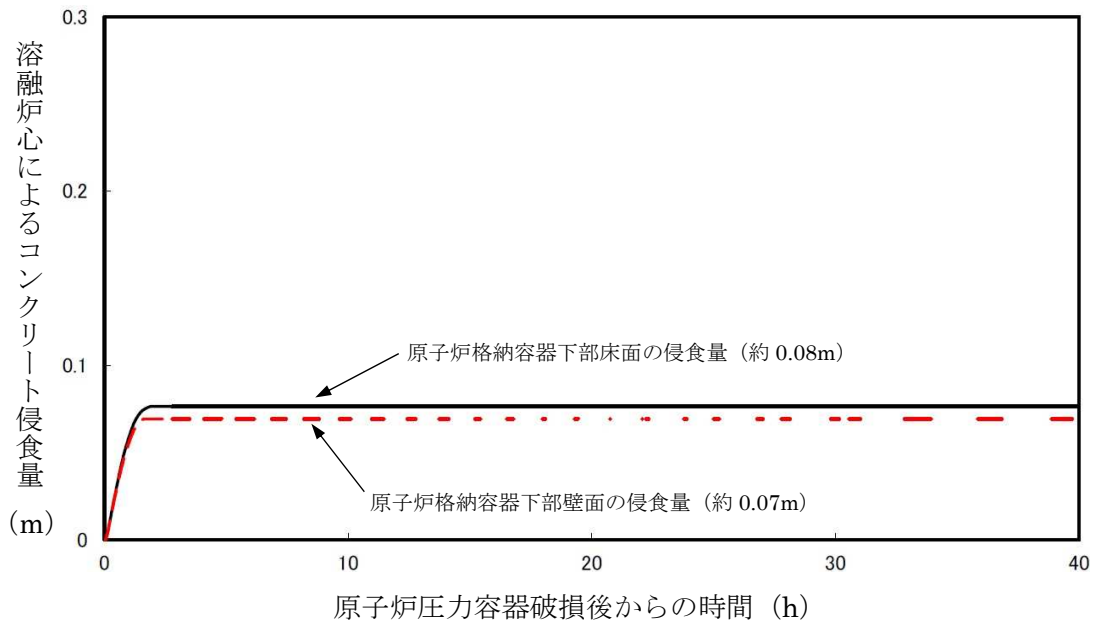


図 4-2 原子炉格納容器下部床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース 4-2)



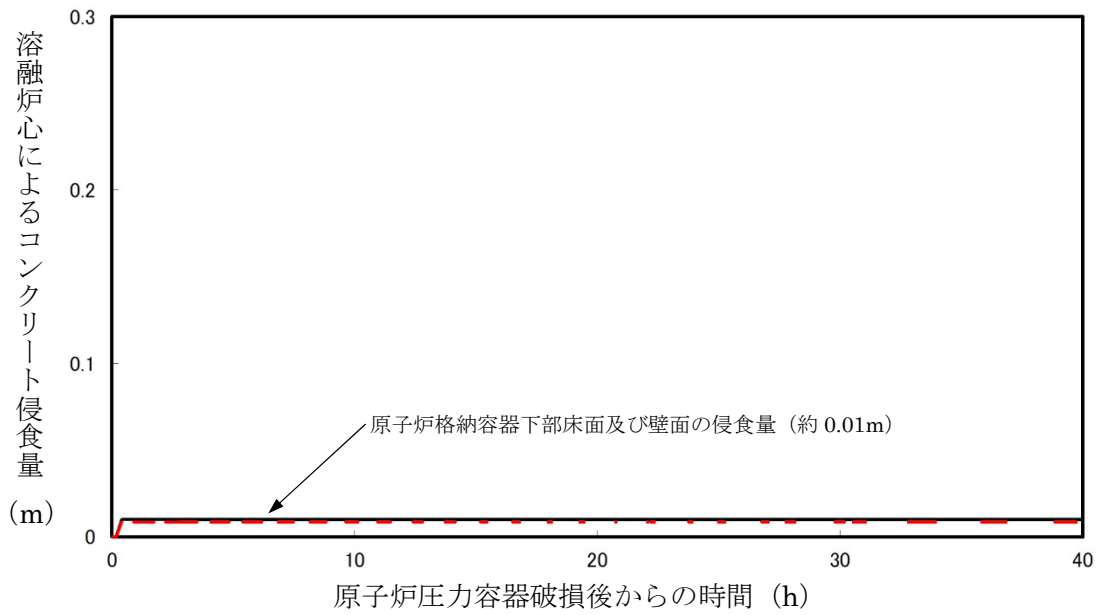


図 4-3 原子炉格納容器下部床面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース 4-3)

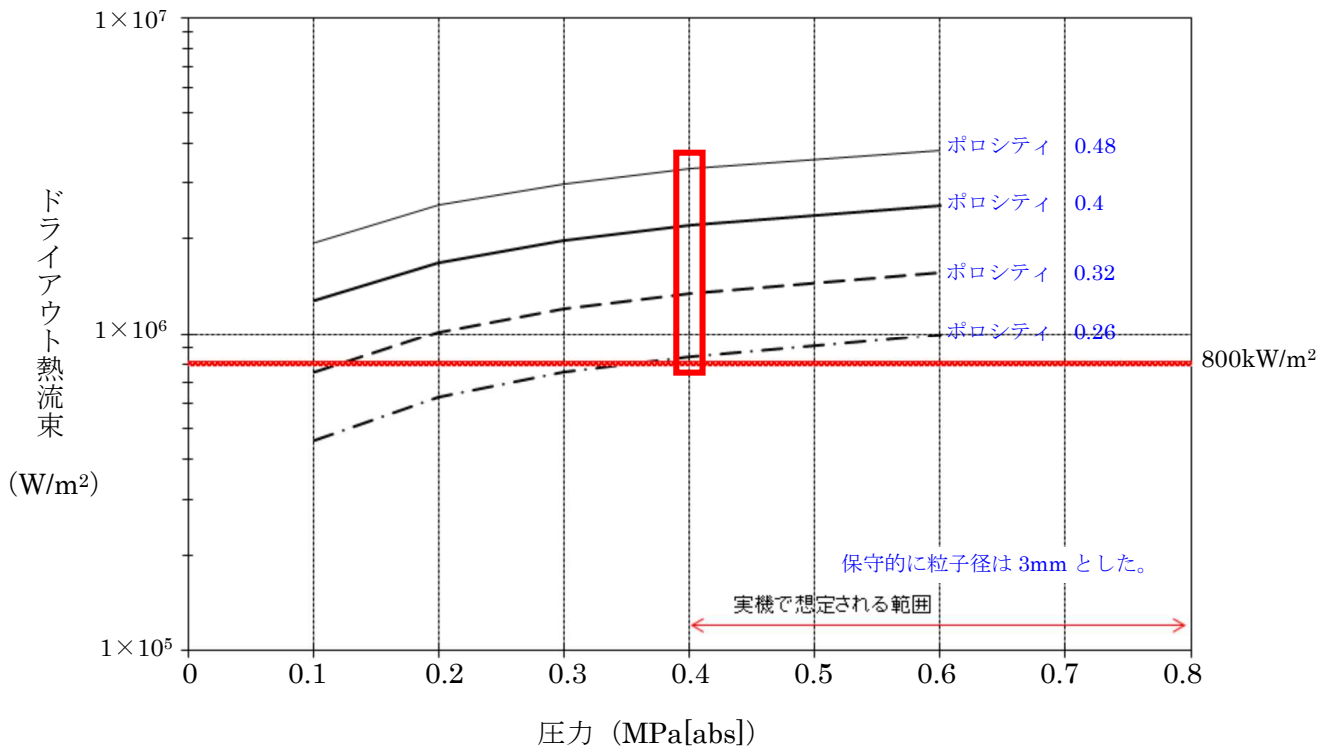
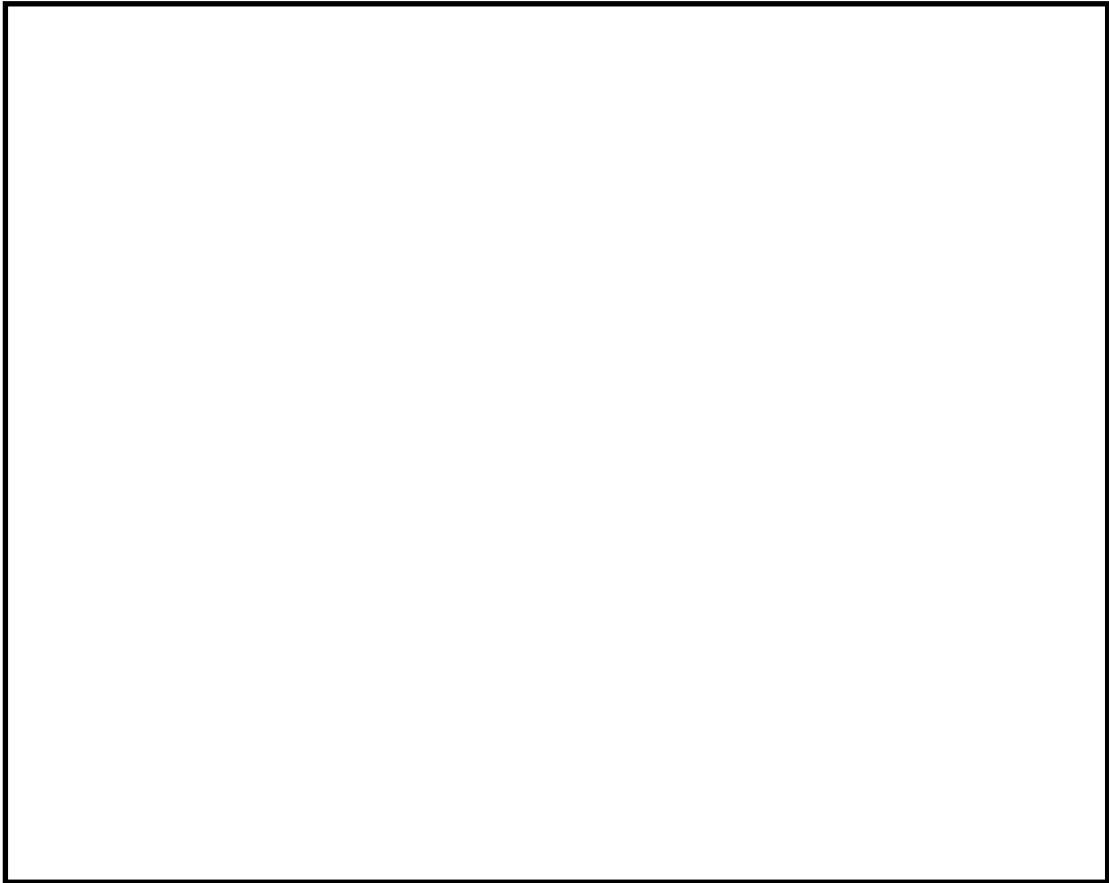
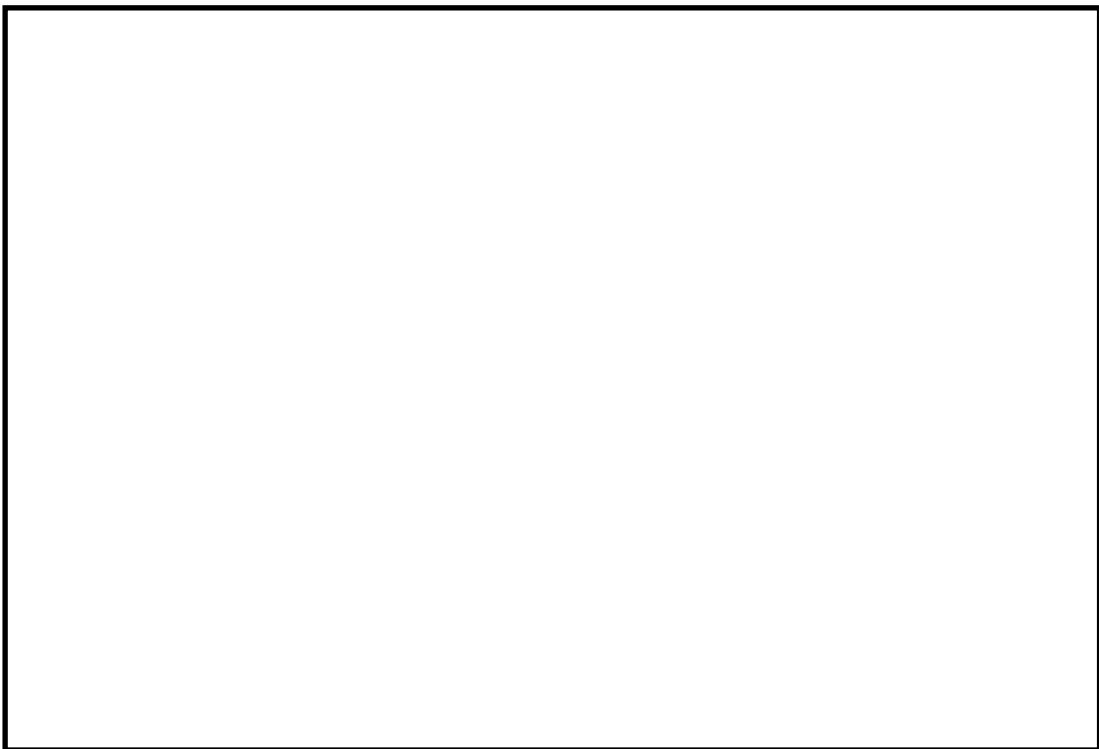


図 4-4 Lipinski 0-D モデルを用いたドライアウト熱流束



(a) 側面図

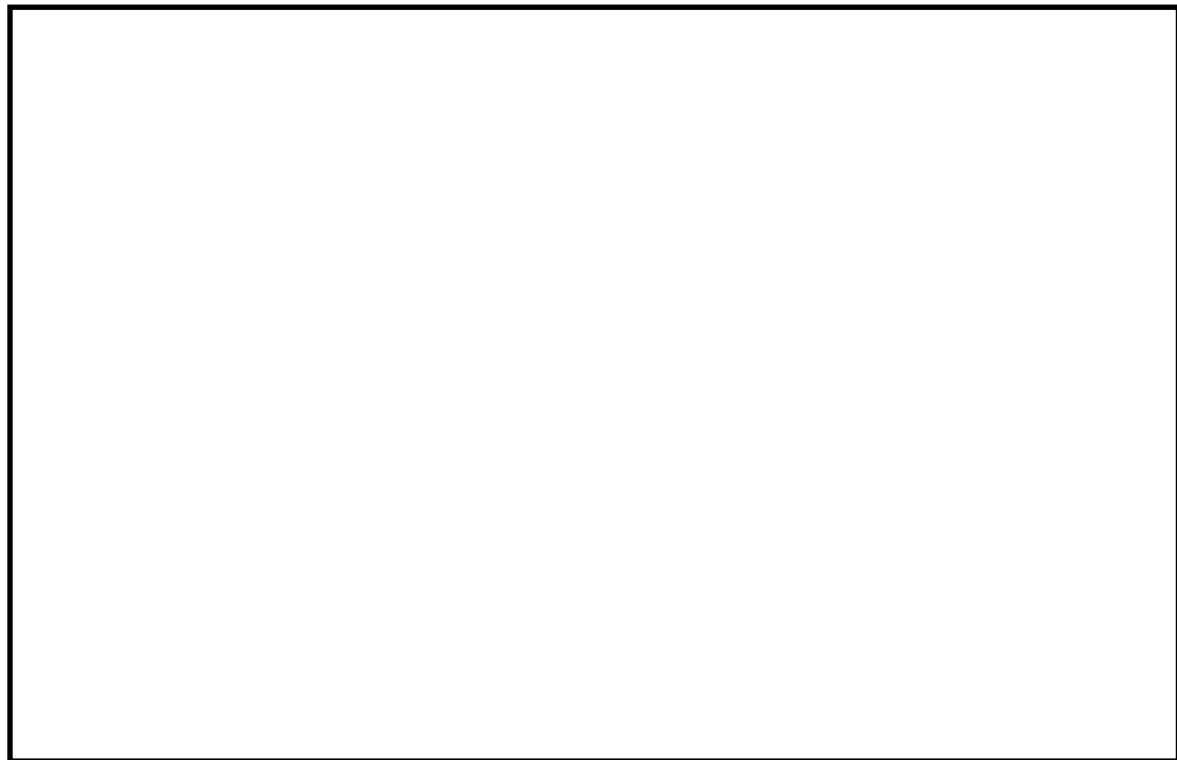


(b) 上面図

図 4-5 CRDハウジング最外周とコリウムシールドの位置関係(6号炉)



(a) 側面図



(b) 上面図

図 4-6 CRDハウジング最外周とコリウムシールドの位置関係(7号炉)

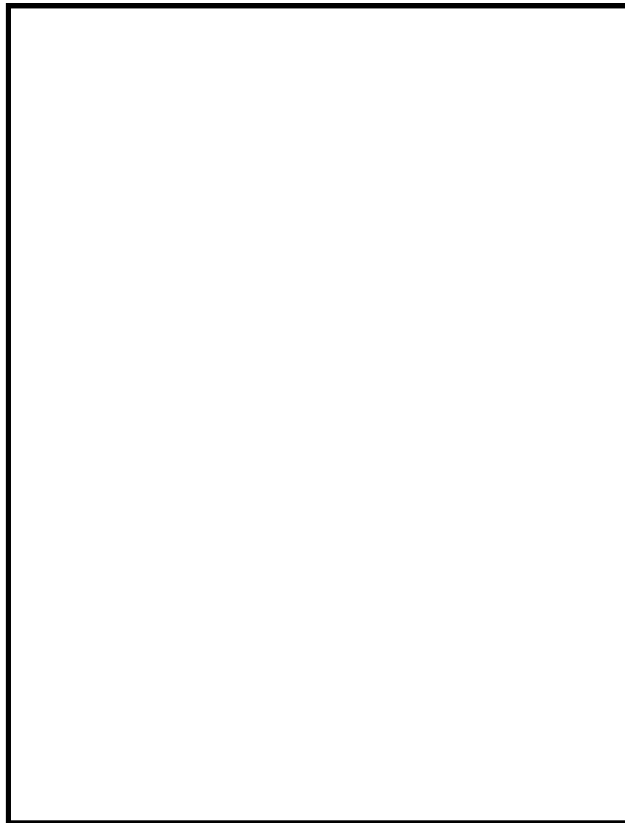
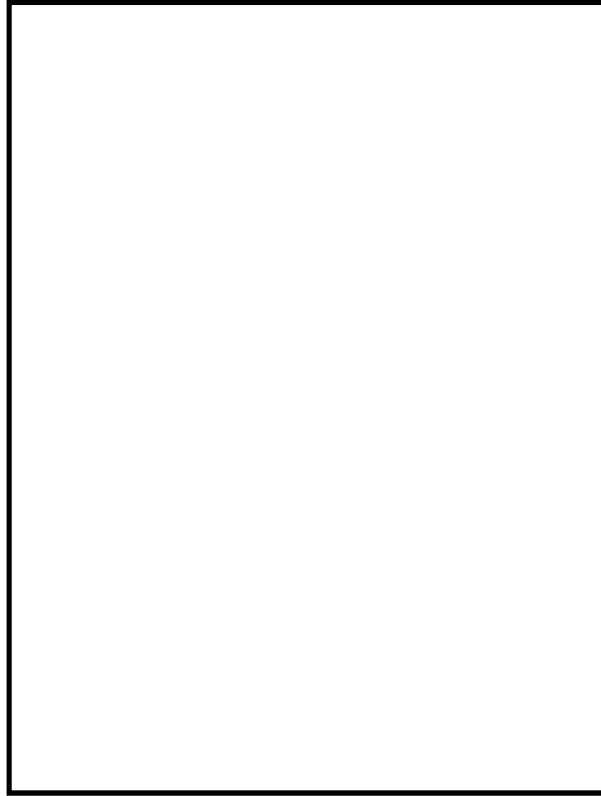


図 4-7 格納容器下部端のイメージ(格納容器底部床面から上部を撮影)

## 5. まとめ

コリウムシールドの設置後の原子炉格納容器下部の床面の侵食量は僅かであり、格納容器の支持機能に影響しないことを確認した。これにより、コリウムシールドは格納容器の支持機能に影響を及ぼすことなくサンプルでの MCCI のリスクを低減できることを確認した。このため、コリウムシールドを重大事故等緩和設備に位置付けることとした。

また、熔融炉心が原子炉格納容器下部床面において均一に拡がらない場合においても侵食量は僅かであることを確認した。

以 上

## KK7 下部 D/W ドレン配管内の凝固評価に関する EPRI/FAI 試験の適用性について

### 1. EPRI/FAI 試験と KK7 のファンネルの体系の比較

EPRI/FAI 試験の適用性を検討するにあたり、KK7 の下部 D/W サンプルと体系を比較するため、溶融物条件を表 1 に、流路構造を表 2 に比較する。

表別 2-1 の通り、EPRI/FAI 試験で用いたアルミナと、MAAP 解析結果に基づく溶融デブリ(平均)の物性を比較すると、密度・熱伝導率が異なるものの、配管内での溶融物凝固・流動特性に影響する凝固までの蓄熱量、動粘度は近い値になっている。なお、溶融デブリ(酸化物)、溶融デブリ(金属)は EPRI/FAI 試験との蓄熱量比が小さいことから、溶融デブリ(平均)について流動距離を評価する。

表別 2-2 に流路構造を比較する。EPRI/FAI 試験の配管径 50mm に対し、KK7 のファンネルの口径は 78mm(80A)であり、配管断面積比は KK7 の方が約 2.44 倍大きい。そのため、単位長さあたりの凝固までの蓄熱量比は、溶融デブリ(平均)のケースにおいて、限界固相率 1 のとき約 2.63 倍、限界固相率 0.64 のとき約 1.72 倍となる。一方で、配管径が大きくなると単位長さあたりの円管への伝熱面積(表面積)も増加するため、単位長さあたりの伝熱面積は KK7 の方が約 1.56 倍大きい。

デブリの堆積高さは、EPRI/FAI 試験で約 0.18m(試験後の観察結果)であり、KK7 では約 0.56m(MAAP 結果)である。また EPRI/FAI 試験においてベースプレートから配管水平部までの長さは約 0.27m、KK7 ではペDESTAL床面からドレン配管水平部までが最も深いケースで約 0.97m である。従って配管水平部までの堆積高さは EPRI/FAI 試験で約 0.45m、KK7 で約 1.5m である。このヘッドに基づき、ベルヌーイの式で配管入口流速を評価すると、EPRI/FAI 試験で約 3.0m/s、KK7 で約 5.5m/s となる。

### 2. EPRI/FAI 試験の適用性

EPRI/FAI の試験を KK7 のファンネルの体系に適用するにあたり、Flemings モデルの式を参考に、両者の体系の違いから流動距離を評価する。

Flemings モデルではデブリの流動距離はデブリの保有熱量、デブリからの除熱量、デブリの流速の関係から計算されている。このため、これらの要素について EPRI/FAI の試験条件と KK7 での評価条件の比をとり、EPRI/FAI の試験結果を KK7 のファンネルに適用した場合の評価を行う。

この場合、KK7 のファンネルでのデブリの流動距離( $L_{K7}$ )は次の式で表現できると考えられる。

$$L_{K7} = L_{FAI} \times \frac{d_{K7}}{d_{FAI}} \times \frac{h_{K7}\rho_{K7}}{h_{FAI}\rho_{FAI}} \times \frac{v_{K7}}{v_{FAI}}$$

ここで,

$\frac{d_{K7}}{d_{FAI}}$  : 配管直径比,

$\frac{h_{K7}\rho_{K7}}{h_{FAI}\rho_{FAI}}$  : 凝固までの蓄熱量比

$\frac{v_{K7}}{v_{FAI}}$  : デブリの速度比

であり, 上式に基づいてデブリの流動距離( $L_{K7}$ )を求めると,

$$\begin{aligned} L_{K7} &= 0.79 \times 1.56 \times 1.08 \times 2 \\ &= 2.7 \text{ (m)} \end{aligned}$$

となる。ファンネル流入から停止までの時間が短いことから, 本評価では流入中の崩壊熱は無視できるものとした。なお, この流動距離は流動限界固相率を 1 として評価している。固相率の上昇に伴い, 粘性係数はある点で急激に上昇する傾向があり, 固相率 0.64 程度で粘性係数が初期値の  $1 \times 10^4$  倍になる等, 流動限界固相率を考慮することで流動距離は更に低下するものと考えられる。

EPRI/FAI 試験と KK7 で考慮した溶融物の条件では, 溶融物の組成が EPRI/FAI 試験では単相, KK7 では混合物であり, 条件が異なっている。凝固様式の違いとして, 単相では凝固点まで温度が低下し, 溶融潜熱が奪われた段階で凝固し, 混合組成の場合は固相の割合が徐々に増加し, 流動限界固相率が 1 の場合は固相線温度まで温度が低下した時点で凝固する。なお, 現実には流動限界固相率は 1 よりも小さな値と考えられるが, 上記の評価では保守的に 1 としている。水中を流動する場合は, 単相では溶融潜熱が奪われるまでは凝固しないが, 混合組成は固相割合が増加し流動限界固相率で凝固するため, 保有熱量(凝固までの蓄熱量比)が同程度の場合, 単相の方が流動距離は長くなる。よって, EPRI/FAI 試験での単層試験の結果得られた流動距離を KK7 のスケールに適用する評価は, 流動距離を長く見積もる, 保守的な扱いとなると考える。

以上より, 本評価は EPRI/FAI の試験からデブリの保有熱量, デブリからの除熱量, デブリの流速をもとに流動距離を求める際の最大値と考える。

以 上

表別 2-1 溶融物条件の比較

項目	EPRI 試験	K-7					
		溶融デブリ (平均)		溶融デブリ (酸化物※1)		溶融デブリ (金属)※2	
溶融物	アルミナ <sup>2</sup>	溶融デブリ (平均)		溶融デブリ (酸化物※1)		溶融デブリ (金属)※2	
過熱度 (K)	100	39		-60		164	
融点 (°C)	2047	液相線	2200	液相線	2412	液相線	1482
		固相線	1591	固相線	2063	固相線	1415
密度 (kg/m <sup>3</sup> )	3800	8082		8162		7723	
比熱 (kJ/kgK)	1.3	0.54		0.51		0.682	
溶融潜熱 (kJ/kg)	1160	303		310		280	
熱伝導率 (W/mK)	7.5	14		8		35	
粘性係数 (Pa・s)	0.003	0.0033-0.0076		0.0033-0.0076		0.004-0.0062	
動粘性係数 (m <sup>2</sup> /s)	7.89×10 <sup>-7</sup>	4.08×10 <sup>-7</sup> - 9.40×10 <sup>-7</sup>		4.04×10 <sup>-7</sup> - 9.31×10 <sup>-7</sup>		5.17×10 <sup>-7</sup> - 8.02×10 <sup>-7</sup>	
凝固までの蓄熱量 (MJ/m <sup>3</sup> ) (限界固相率=1.0)	4902	5277		3734		3380	
凝固までの蓄熱量 (MJ/m <sup>3</sup> ) (限界固相率=0.64)	-	3438		2299		2474	
凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1.0)	1	1.08		0.77		0.69	
凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)	1	0.71		0.47		0.51	

※1 酸化物 : UO<sub>2</sub>, Zr, ZrO<sub>2</sub>    ※2 金属 : SUS 成分

表別 2-2 流路構造の比較

項目	EPRI 試験	K-7		
		溶融デブリ (平均)	溶融デブリ (酸化物)	溶融デブリ (金属)
溶融物	アルミナ	溶融デブリ (平均)	溶融デブリ (酸化物)	溶融デブリ (金属)
流路構造比較		円管		
流路内径 (m)	0.05 (50A)	0.078 (80A)		
断面積比	1	2.44		
単位長さあたりの 凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1.0)	1	2.63	1.86	1.69
単位長さあたりの 凝固までの蓄熱量 2 (限界固相率=0.64)	1	1.73	1.14	1.24
単位長さあたりの伝熱面積比	1	1.56		
床面から配管水平部までの深さ (m)	0.273	0.972		
デブリ堆積高さ (m)	0.18	0.56		
ヘッドから計算される流速 (m/s)	2.99	5.49		
流速の実測値 (m/s)	0.03 (平均) ~0.19 (最大)	-		
デブリの流動距離 (m)	~0.79			



### 熔融炉心ファンネル流入後のドレン配管における管壁の侵食量評価(7号炉のみ)

格納容器下部の床面にファンネルが設置されており、床下にドレン配管が設置されている号炉は7号炉のみである。このため、7号炉を想定して以下の評価を実施した。なお、6号炉では床面にファンネルが無く、ドレンは格納容器下部壁面に設置された配管を通じてサンプにドレンが集められる構造となっていることから7号炉と同様の評価は不要である。

#### a. 評価体系

- ・ ファンネル内に流入した熔融炉心を円柱で模擬し、側面はコンクリートで囲まれているものとし、両端が水によって除熱されるものとした。

#### b. 評価条件

- ・ 熔融炉心の流動距離(円柱の高さ)は、別紙 2 の評価結果を踏まえ、ファンネルからサンプまでの長さが最短の配管に合わせて 3.6m とした。
- ・ 崩熱熱は事象発生から 6 時間後の値とした。
- ・ 水への熱流束は有効性評価における不確かさ評価において保守的な値として用いている  $800\text{kW/m}^2$  一定とした。

#### c. 評価結果

- ・ 管壁の侵食量は約 0.08m となった。ドレン配管から格納容器バウンダリであるライナまでの最短距離が約 0.5m であることから、コンクリートの侵食がライナに到達することは無いことを確認した。(別図 3-1 参照)

#### d. 評価の保守性について

本評価では、種々の不確かさを包絡する観点で b. の評価を実施したが、現実的には以下の効果に期待できるものと考えられ、b. の評価には保守性があるものとする。なお、c. の通り、b. の保守的な評価条件であっても、コンクリートの侵食がライナに到達することは無い。(別図 3-2 参照)

- ・ 流入量，流入距離の観点

流入量については別紙 2 に示す通り、保守的に流動限界固相率を 1 とした場合の評価においても流動距離は 2.7m であり、流動限界固相率を 0.64(粘性係数が初期値の  $1 \times 10^4$  倍になる値)として考慮すると流入量及び流入距離は更に低減されるものとする。(別図 3-2 中③参照)

- ・ 流入経路の影響

原子炉圧力容器下部から落下した熔融炉心がファンネルに流入する際にはファンネルの蓋を熔融させる必要があるが、蓋の裏面には初期水張りによる水が張られており、蓋の表面からの熱伝達によって水が蒸発しても、蓋の裏面にはサンプ側から水が供給されることから、原子炉圧力容器下部からの熔融炉心の落下を仮定した上でも、ファンネルからの熔融炉心侵入の発生には不確かさがあるものとする。(別図 3-2 中①参照)

ドレン配管は、ファンネル流入口から数 10cm 程度垂直に落下した後、水平に曲がる構造となっており、さらに水平落下後も少なくとも数回屈曲していることから、配管の曲りによる抵抗により流入量、流入距離は低減されるものとする。(図 3-12、別図 3-2 中②参照)

- 崩壊熱

崩壊熱については事象発生から 6 時間後の崩壊熱を用いて評価したが、有効性評価のベースケースでの溶融炉心落下時刻は事象発生後 7 時間後であり、保守的な想定になっているものとする。また、格納容器下部に落下した溶融炉心が格納容器下部の端に到達し、ファンネルの蓋を溶融させ、ドレン配管に流入するまでの時間を考えると、崩壊熱については更に低減されるものとする。(別図 3-2 中④参照)

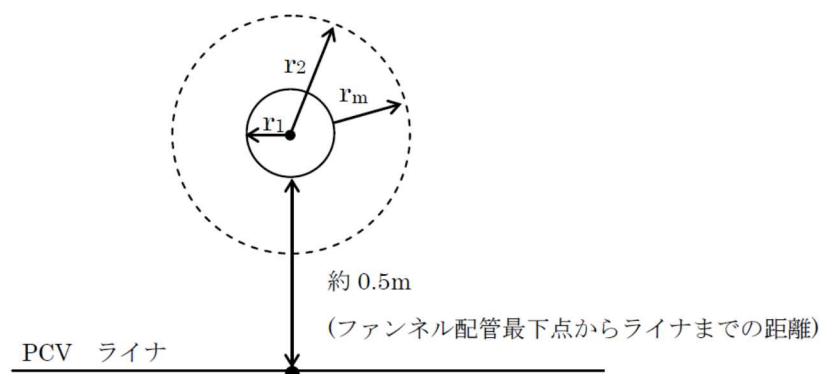
- 除熱の形態

水への熱流束については、保守的に  $800\text{kW/m}^2$  一定としているが、現実的には圧力依存性に期待できるものとする。(別図 3-2 中⑤参照)

また、ドレン配管に浸入した溶融炉心の両端からの除熱にのみ期待しているが、侵食が進展した場合、水平な配管の上部には空隙の多い領域が生じるものと考えられ、その領域への水の浸入を考慮すると更に除熱量が増大する。ドレン配管のサンプ側からは初期水張り及び溶融炉心落下後の原子炉格納容器下部への注水によって水が供給され続けるため、水が枯渇する状況は考えにくい。ドレン配管内での溶融炉心・コンクリート相互作用による非凝縮性ガスの発生及びドレン配管内への流出により、空隙部に水が侵入できない可能性が考えられるが、その場合は非凝縮性ガスによる溶融炉心からの除熱に期待できるものとする。(別図 3-2 中⑥参照)

- 更なる感度解析の確認結果

格納容器下部床下に存在する最も長いファンネルからのドレン配管は 13.2m であるが、これが溶融炉心で満たされた、本評価よりも更に極端なモデルを仮定しても、管壁の侵食量は約 0.25m に留まり、ライナまでの最短距離(約 0.5m)には余裕があることを確認している。



別図 3-1 下部ドライウェルファンネル配管評価のイメージ

d. コンクリート侵食時に発生する非凝縮性ガスの挙動

- ・ 管壁の侵食量が約 0.08m となるまでに侵食されるコンクリートの体積は、

$$3.6 \times (0.12^2 - 0.04^2) \times \pi = 0.14 \text{ m}^3$$

となる。この侵食によってコンクリートに含まれる CO<sub>2</sub> が全て気体として放出されると仮定すると、

$$\text{質量} : 0.14 \times 2300 \times 0.015 = \text{約 } 5 \text{ kg}$$

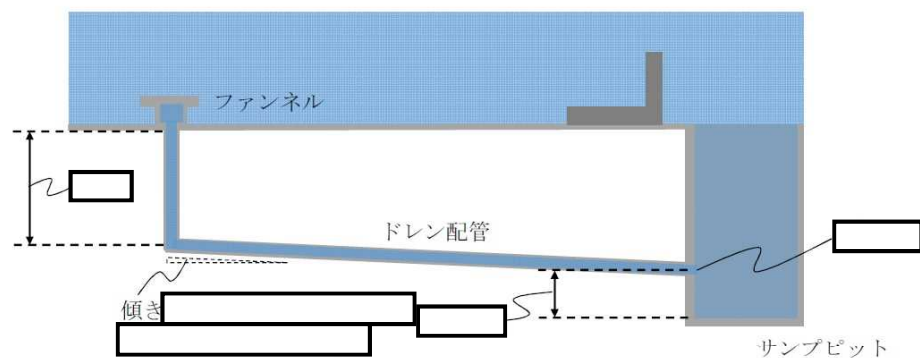
$$\text{体積} : 5 / 44 \times 22.4 = \text{約 } 2.5 \text{ Nm}^3$$

となる。また、上記の体積のコンクリートに対して溶融炉心・コンクリート相互作用が生じた場合、約 3kg の水素が発生することとなる。管内に溶融炉心が流入した後は、管内の水による冷却や侵食に伴って空隙が発生すると考えると、発生した非凝縮性ガスは管壁に沿って排出されるものと考えられる。

これらの非凝縮性ガスについては、有効性評価「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」では、ジルコニウム-水反応によって約 1370kg の水素が発生することから、上記のコンクリート侵食の評価結果を踏まえて数 kg 程度の非凝縮性ガスの発生を考慮しても、格納容器圧力及び格納容器内の気体組成に有意な影響を及ぼすものではないと考える。

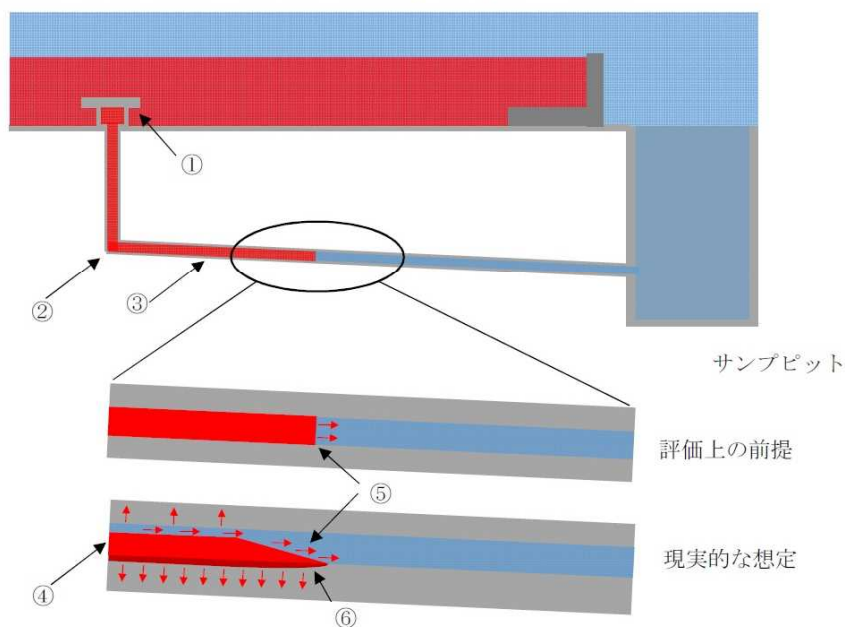
以 上

○初期水張り（2m）後の原子炉格納容器下部の状態



- ・ 溶融炉心落下に備えた水張り（初期水張り）後は、ファンネル及びドレン配管内含め、水で満たされた状態

○溶融炉心落下後の原子炉格納容器下部の状態



- ・ 溶融炉心落下後、溶融炉心がファンネルからドレン配管内に侵入したと仮定した状態
- ・ 評価に対し、以下の不確かさ又は保守性があると考える
  - ① ドレン配管へ溶融炉心が進入するには、水で満たされたファンネルに対し、ファンネルの蓋を溶融させる必要があること
  - ② ドレン配管は屈曲部が複数あり、これによる抵抗により、流入距離及び流入量が低減する可能性があること
  - ③ 流動限界固相率を1として評価した場合、流動距離は2.7mであるが、当該係数を0.64（粘性係数が初期値の $1 \times 10^4$ 倍になる値）として考慮すると、流入距離及び流入量が更に低減する可能性があること
  - ④ 溶融炉心の崩壊熱については事象発生から6時間後の値を用いたが、ベースケースでの格納容器下部への溶融炉心落下は事象発生から7時間後であり、溶融炉心落下後にドレン配管に流入するまでの時間もあることから、崩壊熱の設定に保守性があること
  - ⑤ 評価では水への除熱量を保守的な値として $800 \text{ kW/m}^2$ としているが、圧力依存に期待できかつ、水と接する面の表面積も現実的にはより大きいと考えられることから更なる除熱効果が得られると考えられること
  - ⑥ 溶融炉心によるドレン配管の侵食により管壁と溶融炉心の間に空隙部が生じ、侵食に伴う非凝縮性ガスの流出又は冷却材の侵入による更なる除熱に期待できる可能性があること

別図 3-2 下部ドライウェルファンネル配管への溶融炉心の流入のイメージ

Lipinski 0-D モデルについて (日本機械学会編「沸騰熱伝達と冷却」より抜粋)

c. Lipinskiの0-Dモデル<sup>(11)</sup>

Lipinskiは多孔質の対向二相流の気液各相で、層流及び乱流に適用できる運動量の式を、連続の式、エネルギーの式と共に連立して解いた。

連続の式

$$\rho_v U_v = \rho_l U_l \quad \dots(8.14)$$

運動量の式 (気相)

$$\rho_v U_v^2 / \eta \eta_v + \mu_v U_v / \kappa \kappa_v + \rho_v g = \Delta P_v / H_b \quad \dots(8.15)$$

運動量の式 (液相)

$$-\rho_l U_l^2 / \eta \eta_l - \mu_l U_l / \kappa \kappa_l + \rho_l g = \Delta P_l / H_b \quad \dots(8.16)$$

エネルギー式

$$\rho_v U_v \Delta h_v = \dot{Q} H_b \quad \dots(8.17)$$

圧力の釣合<sup>(15)(16)</sup>

$$\Delta P_v - \Delta P_l = \sigma(\epsilon/5\kappa)^{1/2} \quad \dots(8.18)$$

ここで、

$U$  : 見掛け流速

$\kappa$  : 層流での浸透率

$\eta$  : 乱流での浸透率

$\kappa_v, \kappa_l, \eta_v, \eta_l$  : 各々層流及び乱流での気液の比浸透率 (無次元)

でデブリベッド内の平均液体存在割合  $s$  の関数で、以下のように表わしている<sup>(15)</sup>。

$$\kappa = (d^2/180)\epsilon^3/(1-\epsilon)^2$$

$$\eta = (d/1.75)\epsilon^3/(1-\epsilon)$$

$$\kappa_v = 1 - 1.11s, \quad \kappa_l = s^3$$

$$\eta_v = (1-s)^3, \quad \eta_l = s^3$$

上述の関係を用いると、式(8.14)~式(8.18)からデブリベッド上面での熱流束  $q$  ( $=\dot{Q}H_b$ ) は下式で与えられる。

$$q = \rho_v \Delta h_v u_1 \{ 1 + (u_2/u_1)^2 \}^{1/2} - 1 \quad \dots(8.19)$$

$$u_1 = \frac{90(1-\epsilon)}{1.75d} \left\{ \frac{\mu_v}{\rho_v(1-1.11s)} + \frac{\mu_l}{\rho_l s^3} \right\} /$$

$$\left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\}$$

$$u_2 = \left[ \frac{d\epsilon^3(\rho_l - \rho_g)g}{1.75(1-\epsilon)} \left\{ 1 + \frac{6\sigma(1-\epsilon)}{\epsilon d(\rho_l - \rho_g)gH_b} \right\} / \right.$$

$$\left. \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\} \right]^{1/2}$$

ドライアウト熱流束は、式(8.19)が  $s$  ( $0 \leq s \leq 1$ ) に関して極大値をとる条件として求まる。

※ポロシティ(空隙率)は変数  $\epsilon$  に該当する。

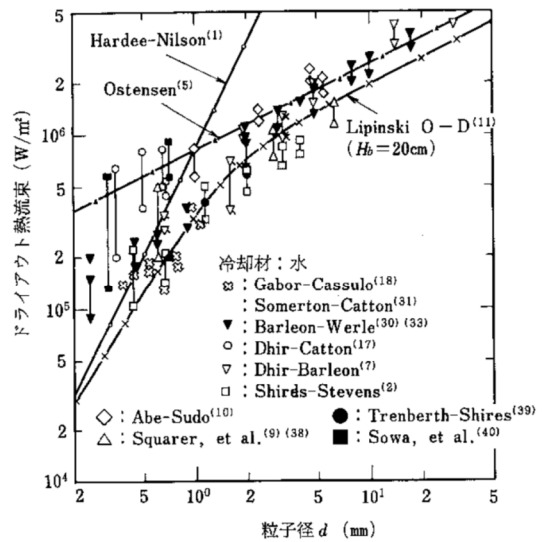


図 8.6 冷却材が水の場合の理論式・半実驗式と実験結果との比較