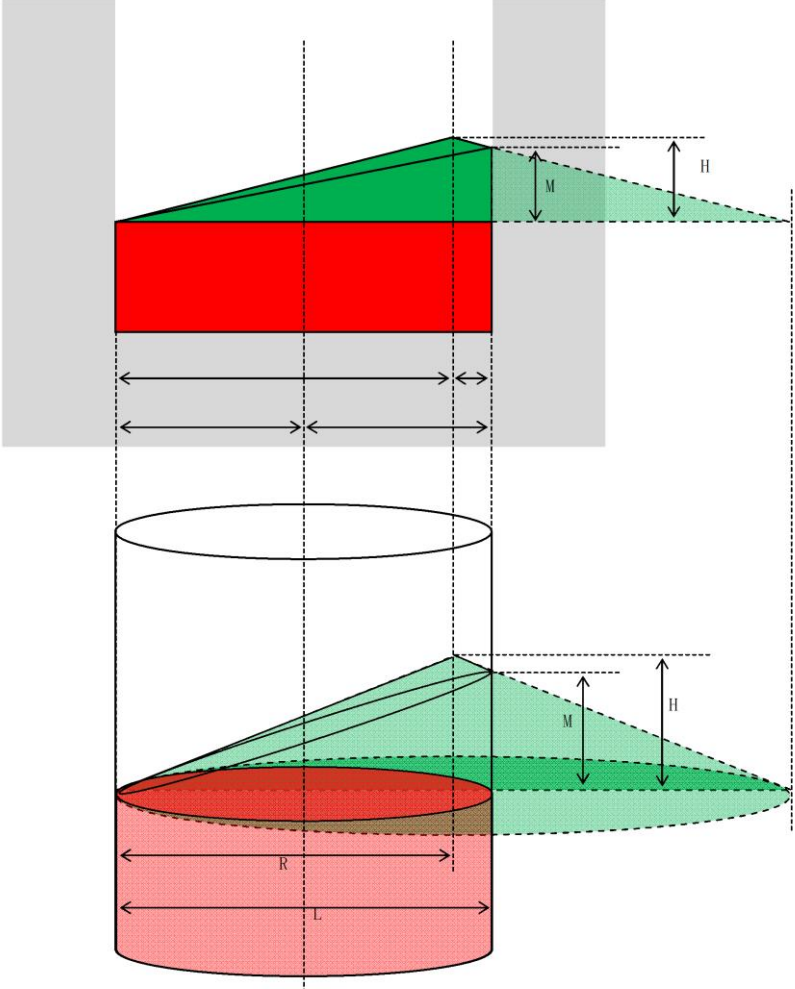


柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
		<p style="text-align: right;">別紙</p> <p style="text-align: center;"><u>デブリが原子炉圧力容器の偏心位置から落下し 円錐状に堆積した場合のデブリ堆積高さの計算方法について</u></p> <p>仮に、熔融炉心が原子炉圧力容器の中心軸から偏心した位置から落下し、粒子化して円錐状に堆積した場合のデブリ堆積高さの計算方法を以下に示す。</p> <p>1. 評価条件</p> <p>今回評価ケースの評価条件を以下に示す。</p> <ul style="list-style-type: none"> • 原子炉格納容器下部床面積直径： <input type="text"/> m • 円錐状デブリ頂点から原子炉格納容器下部壁面までの水平距離：<input type="text"/> m (最外周の制御棒駆動機構位置から原子炉格納容器下部壁面までの水平距離) • 円錐状デブリのアスペクト比： 高さ：直径 = 1：14 (PULiMSの実験にて確認されているアスペクト比1：14～1：18のうち、保守的に設定) • 原子炉格納容器下部の構造物等（CRD交換装置等）が熔融した場合のデブリ増加を考慮したデブリ堆積高さ：<input type="text"/> m • 粒子化割合：0.38 • 粒子化状デブリのポロシティ：0.50 (PULiMS実験の知見(0.29～0.37)及びMAAPコード説明書のデブリ除熱量検討で想定している範囲(0.26～0.48)から保守的に設定) <p>2. 評価方法</p> <p>(1) デブリ全体の体積</p> <p>原子炉格納容器下部構造物等が熔融し、デブリが粒子化割合[0.38]で粒子化すると仮定した場合、粒子化したデブリ体積Vは以下の式で求められる。</p> $V = h \times A_p \times (\Phi_{ent} \div (1 - P) + (1 - \Phi_{ent})) \quad (1)$ <p>A_p：原子炉格納容器下部床面積 <input type="text"/> [m²] h：原子炉格納容器下部の構造物等が熔融した場合のデブリ増加を考慮したデブリ堆積高さ <input type="text"/> [m] Φ_{ent}：粒子化割合 0.38 [-] P：ポロシティ 0.50 [-]</p>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
		<p>(2)円錐部分 (別図1 緑部分)</p> <p>円錐状デブリのアスペクト比を, 高さ:直径=1:14 (高さ:半径=1:7) と想定すると, その堆積高さは式(2)により計算できる。</p> $H_{lcn} = \frac{R}{7} \quad (2)$ <p>H_{lcn} : 円錐部分の高さ[m] R : 円錐部分の半径 [m] (原子炉格納容器下部床面直径) - (円錐状デブリ頂点から内壁までの距離) = [] - [] = [])</p> <p>(3)円柱部分 (別図1 赤部分)</p> <p>円柱部分の高さの計算に当たっては, 同部分の体積を求める必要がある。この体積は, 全体の体積から円錐部分の体積を除くことで得られるため, まずは円錐部分の体積を計算する。</p> <p>① 円錐部分の体積の計算</p> <p>別図1のように, 円錐部分(緑部分)を上下に分割することを考える。</p> <p>このとき, 下部分は, 原子炉格納容器下部床を底面積とする高さ M の円柱を斜めに二等分した形状となるため, その体積は式(3)により計算できる。</p> $V_{Blcn} = A_p \times M \div 2 \quad (3)$ <p>V_{Blcn} : 円錐部分の下側の体積[m³] A_p : 原子炉格納容器下部底面積 [m²] M : 円錐部分の下側の高さ[m]</p> <p>(2)で求めた円錐高さ, 円錐頂点から原子炉格納容器下部壁面までの水平距離及び円錐のアスペクト比より計算)</p> <p>また, 上部分は, 半径 R, 高さ H_{lcn} の円錐を, 高さ M の位置から反対側へ斜めに切り取った形状となり, その体積は, 式(4)により計算できる。</p> $V_{tlm} = \frac{\pi}{3} \times R^2 \times H_{lcn} \times \left\{ \frac{k-m}{\sqrt{k^2-m^2}} \right\}^3 \quad (4)$	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
		<p> V_{ilm} : 円錐部分の上側の体積[m³] R : 円錐部分の半径 <input type="text"/> [m] H_{lcn} : 円錐部分の高さ[m] M : 円錐部分の下側の高さ[m] L : 原子炉格納容器下部の直径 <input type="text"/> [m] </p> <p> ② 円柱部分の体積の計算 円柱部分(別図1 赤部分)の体積は、デブリ全体体積Vから、①で求めた円錐部分の体積を差し引いたものとなり、式(5)により計算できる。 </p> $V_{lcy} = V - (V_{Blcn} + V_{ilm}) \quad (5)$ <p> V_{lcy} : 円柱部分の体積[m³] V : デブリ全体体積[m³] V_{Blcn} : 円錐部分の下側の体積[m³] V_{ilm} : 円錐部分の上側の体積[m³] </p> <p> ③ 円柱部分の高さの計算 ②で求めた円柱部分の体積及び原子炉格納容器下部底面積より、円柱部分の高さは式(6)により計算できる。 </p> $H_{lcy} = \frac{V_{lcy}}{A_p} \quad (6)$ <p> H_{lcy} : 円柱部分の高さ[m] V_{lcy} : 円柱部分の体積[m³] A_p : 原子炉格納容器下部底面積 <input type="text"/> [m²] </p> <p> 以上、(2)から(3)で求めた各部分高さ(H_{lcn}, H_{lcy})を合計することで、デブリ全体の堆積高さが計算される。 </p> <p> 3. 評価の保守性について 本評価は、下記の点で保守性を有している。 </p> <ul style="list-style-type: none"> ・ R P V破損及びデブリ落下位置が中心軸から外れた場合、R P Vの曲率を考慮すると、偏心位置でのデブリ落下量は減少すると考えられるが、本評価では保守的に偏心位置から全量が落下したものとしている。 ・ 熔融炉心の落下後、MCCIにより原子炉格納容器下部壁面を侵食し、原子炉格納容器下部床面の半径は大きくなると、 	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
		<p data-bbox="1804 210 2502 373">デブリ堆積高さは小さくなると考えられる。デブリ堆積高さを保守的に評価するため、原子炉格納容器下部壁面の侵食による原子炉格納容器下部床面の半径の拡大は考慮していない。</p>  <p data-bbox="1789 1375 2448 1407">別図1 偏心位置における円錐状のデブリ堆積状態の例</p>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>35. <u>大LOCAシナリオ想定と異なる事象について</u></p>	<p style="text-align: right;"><u>添付資料 1. 5. 2</u></p> <p><u>有効性評価におけるLOCA時の破断位置及び破断面積設定の考え方について</u></p> <p><u>重大事故等対策の有効性評価においてLOCAを想定する事故シーケンスの破断位置及び破断面積の設定の考え方は、以下のとおり。</u></p> <p>1. <u>運転中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故</u></p> <p>(1) <u>LOCA時注水機能喪失</u></p> <p>a. <u>破断位置</u></p> <p><u>燃料被覆管破裂が発生しない範囲の破断面積（約 3.7cm²）を考慮し、気相部配管、シュラウド外の液相部配管及びシュラウド内の液相部配管の各配管（第1表）について、流出量の観点からそれぞれ最も低い位置に存在する配管で破断が発生した場合の感度解析を実施した。</u></p> <p><u>その結果、第2表に示すとおり、気相部配管の破断を想定した場合は、シュラウド内外の液相部配管に破断を想定した場合と比較して、燃料被覆管最高温度が低くなる。また、液相部配管についてはシュラウド内外で燃料被覆管温度及び事象進展に有意な差はない。</u></p> <p><u>したがって、「LOCA時注水機能喪失」で想定する破断位置は、格納容器破損防止対策の有効性評価（雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損））での想定との整合も考慮し、原子炉冷却材圧力バウンダリに接続する配管の中で最大口径である再循環系配管（出口ノズル）を設定した。</u></p>	<p>25. <u>大破断LOCAシナリオ想定と異なる事象について</u></p>	<p>・記載箇所の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉は、「LOCA時注水機能喪失」における配管破断箇所の選定及び破断面積等に関して、添付資料 1. 5. 2 及び添付資料 2. 6. 1 に記載している。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考										
	<p data-bbox="1032 300 1617 331" style="text-align: center;">第1表 代表的な原子炉圧力容器に接続する配管</p> <div data-bbox="943 346 1706 997" style="border: 1px solid black; height: 310px; width: 257px; margin: 10px auto;"></div> <p data-bbox="1121 1062 1528 1094" style="text-align: center;">第2表 破断位置の感度解析結果</p> <table border="1" data-bbox="943 1104 1697 1318"> <thead> <tr> <th>破断位置</th> <th>破断面積</th> <th>燃料被覆管 最高温度</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>①主蒸気系配管 (出口ノズル) (気相部配管)</td> <td rowspan="3" style="text-align: center;">約 3.7 cm²</td> <td>約 338℃</td> </tr> <tr> <td>②再循環系配管 (出口ノズル) (シュラウド外の液相部配管)</td> <td>約 616℃</td> </tr> <tr> <td>③底部ドレン配管 (出口ノズル) (シュラウド内の液相部配管)</td> <td>約 617℃</td> </tr> </tbody> </table>	破断位置	破断面積	燃料被覆管 最高温度	①主蒸気系配管 (出口ノズル) (気相部配管)	約 3.7 cm ²	約 338℃	②再循環系配管 (出口ノズル) (シュラウド外の液相部配管)	約 616℃	③底部ドレン配管 (出口ノズル) (シュラウド内の液相部配管)	約 617℃		<p data-bbox="2531 254 2742 285">・記載箇所の相違</p> <p data-bbox="2531 300 2674 331">【東海第二】</p> <p data-bbox="2531 346 2807 646">島根2号炉は、「L O C A時注水機能喪失」における配管破断箇所の選定及び破断面積等に関して、添付資料 1.5.2 及び添付資料 2.6.1 に記載している。</p>
破断位置	破断面積	燃料被覆管 最高温度											
①主蒸気系配管 (出口ノズル) (気相部配管)	約 3.7 cm ²	約 338℃											
②再循環系配管 (出口ノズル) (シュラウド外の液相部配管)		約 616℃											
③底部ドレン配管 (出口ノズル) (シュラウド内の液相部配管)		約 617℃											

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考									
	<p><u>b. 破断面積</u></p> <p><u>炉心損傷防止対策の有効性を確認する上で、燃料被覆管の破裂発生を防止可能な範囲で「LOCA時注水機能喪失」の事象進展の特徴を代表できる破断面積約 3.7cm² (0.004ft²) を設定した。</u></p> <p><u>また、第3表に示すとおり、破断面積の感度解析を実施し、再循環系配管（シュラウド外の液相部配管）の破断について、破断面積約9.5cm²までは燃料被覆管破裂が発生しないことを確認している。</u></p> <p><u>破断面積が約9.5cm²を超え、炉心損傷（一定以上の燃料被覆管の破裂を含む。）に至る場合については、「3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」にて確認する。</u></p> <p style="text-align: center;"><u>第3表 破断面積の感度解析結果</u></p> <table border="1" data-bbox="946 936 1703 1035"> <thead> <tr> <th>破断位置</th> <th>破断面積</th> <th>破裂の有無</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>再循環系配管（出口ノズル）</td> <td>約9.5 cm²</td> <td>無</td> </tr> <tr> <td>（シュラウド外の液相部配管）</td> <td>約9.6 cm²</td> <td>有</td> </tr> </tbody> </table>	破断位置	破断面積	破裂の有無	再循環系配管（出口ノズル）	約9.5 cm ²	無	（シュラウド外の液相部配管）	約9.6 cm ²	有		<p>・記載箇所の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉は、「LOCA時注水機能喪失」における配管破断箇所の選定及び破断面積等に関して、添付資料1.5.2及び添付資料2.6.1に記載している。</p>
破断位置	破断面積	破裂の有無										
再循環系配管（出口ノズル）	約9.5 cm ²	無										
（シュラウド外の液相部配管）	約9.6 cm ²	有										

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>有効性評価「格納容器過圧・過温破損」シナリオにおいて想定する破断箇所は、原子炉圧力容器内の保有水量を厳しく評価するため、<u>残留熱除去系の原子炉圧力容器側吸込配管</u>を想定している。</p> <p>この想定と異なる箇所が破断した場合、又は破断規模が異なった場合においても対応操作は変わらない。また、破断箇所の特定ができない場合でも同様に対応操作が変わることはない。</p> <p>しかし、対応操作は変わらないものの、以下の事象を想定すると、解析評価通りに原子炉圧力容器内のパラメータが推移しないことが考えられる。</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. 原子炉圧力容器注水流量計の指示通りに注水されていない場合 2. 原子炉圧力容器下部ドレン配管からの漏えいが重畳した場合 <p>「格納容器過圧・過温破損」シナリオにおいては、中央制御室における流量指示計を基に原子炉圧力容器内の水位を推定する手段を用いるため、原子炉への注水量が不足した場合や破断口からの蒸気による流出以外の漏えいが重畳した場合には、推定手段による対応が困難となる。</p>	<p>2. 重大事故</p> <p>(1) <u>雰囲気気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温)</u></p> <p>a. <u>破断位置</u></p> <p><u>破断位置は以下の理由から再循環系配管 (出口ノズル) を想定している。(第1図参照)</u></p> <p>(a) <u>LOCA事象は、破断面積が大きいほど原子炉水位低下及び炉心溶融までの事故進展が早く、格納容器破損防止対策を講じるための余裕時間が厳しくなるため、配管面積が大きいものを選定する。(第1表参照)</u></p> <p><u>なお、気相部配管の破断及び液相部配管 (シュラウド内及びシュラウド外) の破断を原子炉水位低下及び炉心溶融までの時間で比較した場合、液相部配管の破断の方が厳しいことから、配管位置が低く、配管面積が大きい再循環系配管 (出口ノズル) を想定する。</u></p> <p>(b) <u>再循環系配管 (出口ノズル) 以外の配管破断を想定した場合の影響は以下のとおり。</u></p> <p>① <u>再循環系配管 (ジェットポンプノズル) での破断を想定した場合、ジェットポンプノズルに比べて面積の大きい再循環系配管 (出口ノズル) から破断口に向かう流路に圧力損失を生じさせる再循環系ポンプがあるため、破断流量は再循環系配管 (出口ノズル) より少なくなる。原子炉圧力容器内の水温は出口ノズルとジェットポンプノズルで差異はなく、また、再循環系ポンプを通過する場合にはポンプ入熱により温度上昇するが、破断流量が低下する影響が大きいことから、ポンプ入熱を考慮しても格納容器内の圧力上昇及び温度上昇への影響は再循環系配管 (出口ノズル) よりも小さくなる。また、残留熱除去系配管 (注水ノズル) 等のその他のシュラウド外液相配管については、再循環系配管 (出口ノズル) より配管口径が小さく接続部高さも高いため、破断流量は再循環系配管 (出口ノズル) より少なくなり、格納容器内の圧力上昇及び温度上昇への影響は再循環系配管 (出口ノズル) よりも小さくなる*。そのため、格納容器内の圧力上昇及び温度上昇に対して厳しくなる再循環系配管 (出口ノズル) を想定する。</u></p> <p>※ MAA P解析上、初期状態において残留熱除去</p>	<p>有効性評価「格納容器過圧・過温破損」シナリオにおいて想定する破断箇所は、原子炉圧力容器内の保有水量を厳しく評価するため、<u>再循環配管 (出口ノズル)</u> を想定している。</p> <p>この想定と異なる箇所が破断した場合、又は破断規模が異なった場合においても対応操作は変わらない。また、破断箇所の特定ができない場合でも同様に対応操作が変わることはない。</p> <p>しかし、対応操作は変わらないものの、以下の事象を想定すると、解析評価通りに原子炉圧力容器内のパラメータが推移しないことが考えられる。</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. 原子炉圧力容器注水流量計の指示通りに注水されていない場合 2. 原子炉圧力容器下部ドレン配管からの漏えいが重畳した場合 <p>「格納容器過圧・過温破損」シナリオにおいては、中央制御室における流量指示計を基に原子炉圧力容器内の水位を推定する手段を用いるため、原子炉への注水量が不足した場合や破断口からの蒸気による流出以外の漏えいが重畳した場合には、推定手段による対応が困難となる。</p>	<p>・解析条件の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>型式の相違により破断を想定する配管が異なる。</p> <p>・記載方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>記載表現は異なるものの、島根2号炉においても、再循環配管 (出口ノズル) と異なる箇所が破断した場合の影響について、考察を記載している。</p>

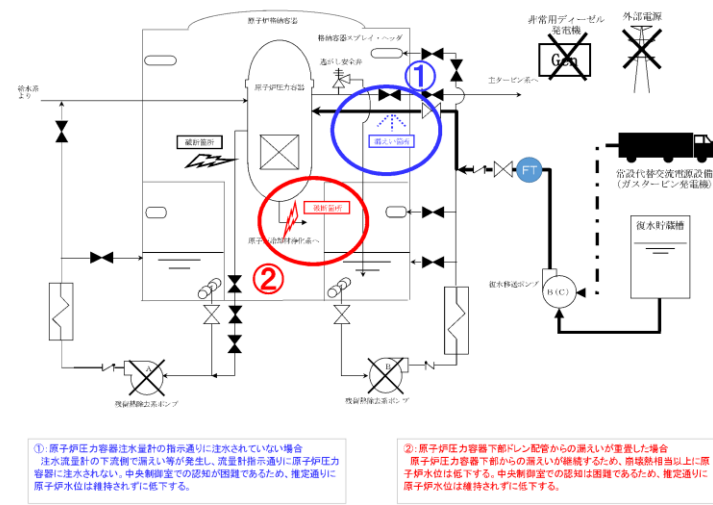
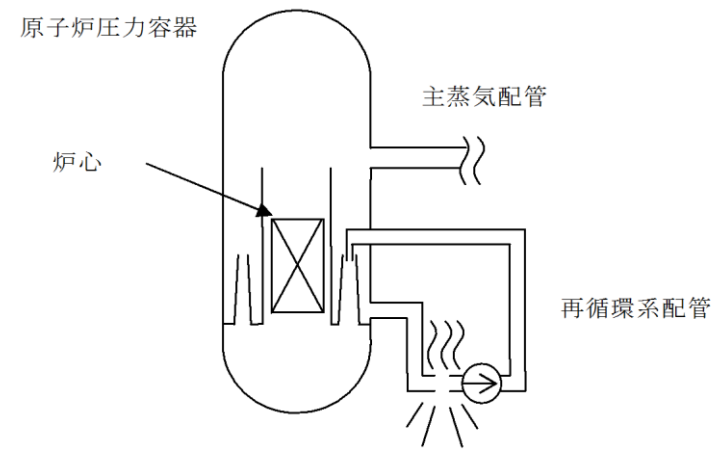


図 「格納容器過圧・過温破損」シナリオ解析上で想定していない漏えい事象

系配管（注水ノズル）等が接続しているシュラウド内領域は他の領域より 10℃程度水温が高いが、LOCA事象発生後初期の事象進展としては破断流量が大きくなる再循環系配管（出口ノズル）の方が厳しくなる。

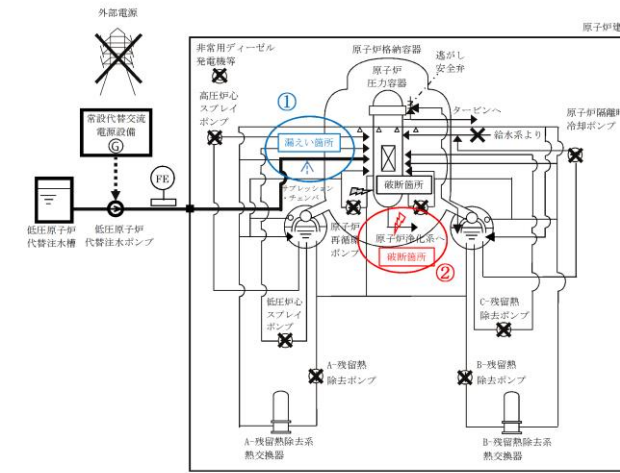
② 大口径配管ではないが、再循環系配管（出口ノズル）より下部にほう酸水注入系配管及び底部ドレン配管があり、炉心冠水後も継続して原子炉圧力容器から格納容器内への流出が継続し、サブプレッション・プールの水位上昇を早めることとなる。本影響については、c. において述べる。



第1図 再循環系配管（出口ノズル）破断の概要

b. 破断面積

破断面積を大きくすると、原子炉からの冷却材漏えい量が多くなり、格納容器へのエネルギー放出が多くなることから、再循環系ポンプ吸込配管の両端破断 (0.29m²) を想定する。



①: 原子炉圧力容器注水流量計の指示通りに注水されていない場合
注水流量計の下流側で漏えい等が発生し、流量計指示通りに原子炉圧力容器に注水されない。中央制御室での認知が困難であるため、推定通りに原子炉水位は維持されずに低下する。

②: 原子炉圧力容器下部ドレン配管からの漏えいが重畳した場合
原子炉圧力容器下部からの漏えいが継続するため、崩壊熱相当以上に原子炉水位は低下する。中央制御室での認知は困難であるため、推定通りに原子炉水位は維持されずに低下する。

図 「格納容器過圧・過温破損」シナリオ解析上で想定していない漏えい事象

・設備設計の相違
【柏崎6/7, 東海第二】
系統構成の相違。

・設備設計の相違
【東海第二】
島根2号炉は、再循環配管（出口ノズル）の両端破断 (0.21m²) を想定している。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>この様に解析上想定していない事象が発生した場合、推定以上に原子炉水位は低下し炉心は露出することになる。炉心露出が継続し、損傷炉心の冷却が損なわれるとリロケーションに至る。中央制御室では原子炉压力容器下鏡部温度によりリロケーションを確認することが可能であり、推定手段による原子炉水位維持が成立していないことを把握し、<u>格納容器下部への初期水張り操作と共に格納容器破損防止の対応を実施する。</u>これは「DCH, FCI, MCCI」シナリオで示している通りである。</p> <p>実際には、原子炉压力容器下鏡部温度計以外にも原子炉压力容器中部、上部に複数の温度計が設置されており、それらが健全であれば、それらの温度と原子炉圧力計により飽和蒸気温度を超えていることをもって、炉心露出による過熱状態にあり炉心の冠水に失敗していると判断することも可能である。これにより、リロケーション発生前に推定手段による原子炉水位維持が成立していないことを把握することが期待できる。推定手段による原子炉水位維持が成立しないため、他に取り得る手段としては原子炉注水と格納容器スプレイを異なる残留熱除去系ラインを使用して原子炉注水を途切れることなく実施する手段がある。例えば、<u>残留熱除去系 (A) ライン</u>を使用して原子炉注水を実施し、<u>残留熱除去系 (B) ライン</u>を使用して格納容器スプレイを実施することである。また、<u>代替循環冷却系</u>に切替えることにより外部水源からの流入を抑制し、原子炉压力容器及び格納容器の除熱を実施する手段をとることも可能である。</p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p><u>c. ほう酸水注入系配管及び底部ドレン配管からのLOCAについて</u></p> <p><u>格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」における起因事象は、原子炉内の保有水量の減少及び炉心のヒートアップを厳しく見積もる観点から、再循環系ポンプ配管の両端破断を選定した。</u></p> <p><u>一方、再循環系ポンプ配管のような大口径配管は存在しないが、炉心位置よりも下部に存在する配管もある。このような配管は原子炉压力容器内の保有水量及び炉心のヒートアップの観点からは厳しくないが、炉心冠水過程において、破断箇所から漏えいした冷却材はペDESTAL（ドライウエル部）へ流入し続けるため、当該配管が破断した場合についても考慮する必要がある。しかしながら、全般的に静的な過圧・過温という観点では、今回選定した再循環系ポンプ配管の両端破断のシナリオより格納容器圧力・温度は緩慢に推移するため、ほう酸水注入系配管及び底部ドレン配管の破断は、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温）として想定した再循環系ポンプ配管の両端破断シナリオに包絡される事象となる。</u></p>	<p>この様に解析上想定していない事象が発生した場合、推定以上に原子炉水位は低下し炉心は露出することになる。炉心露出が継続し、損傷炉心の冷却が損なわれるとリロケーションに至る。中央制御室では原子炉压力容器下鏡部温度によりリロケーションを確認することが可能であり、推定手段による原子炉水位維持が成立していないことを把握し、<u>原子炉格納容器下部への初期水張り操作と共に格納容器破損防止の対応を実施する。</u>これは「DCH, FCI, MCCI」シナリオで示しているとおりである。</p> <p>実際には、原子炉压力容器下鏡部温度計以外にも原子炉压力容器中部、上部に複数の温度計が設置されており、それらが健全であれば、それらの温度と原子炉圧力計により飽和蒸気温度を超えていることをもって、炉心露出による過熱状態にあり炉心の冠水に失敗していると判断することも可能である。これにより、リロケーション発生前に推定手段による原子炉水位維持が成立していないことを把握することが期待できる。推定手段による原子炉水位維持が成立しないため、他に取り得る手段としては原子炉注水と格納容器スプレイを異なる残留熱除去系ラインを使用して原子炉注水を途切れることなく実施する手段がある。例えば、<u>A-残留熱除去系 (A) ライン</u>を使用して原子炉注水を実施し、<u>B-残留熱除去系 (B) ライン</u>を使用して格納容器スプレイを実施することである。また、<u>残留熱代替除去系</u>に切替えることにより外部水源からの流入を抑制し、原子炉压力容器及び原子炉格納容器の除熱を実施する手段をとることも可能である。</p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p>・記載方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>記載表現は異なるものの、島根2号炉においても、再循環配管（出口ノズル）と異なる箇所が破断した場合の影響について、考察を記載している。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>36. ADS 自動起動阻止操作の失敗による評価結果への影響(参考評価)</p> <p>1. はじめに</p> <p>自動減圧系は、<u>ドライウエル圧力高(13.7 kPa)信号が発生し、原子炉水位低(レベル1)信号が発生すると自動起動信号が発信され、発信から30秒の時間遅れの後、高圧炉心注水ポンプ又は低圧注水ポンプの吐出圧力が確立している場合に作動する。</u></p> <p>自動減圧系の作動によって急激に原子炉圧力容器が減圧された場合、<u>高圧炉心注水系、低圧注水系によって、炉心に大量の低温の水が注入される。</u>これは、制御棒等による未臨界が確保されていない原子炉に対しては、炉心のボイドの潰れに伴う急激な出力上昇をもたらす可能性がある。</p> <p>この急激な出力上昇を防ぐために、原子炉スクラム失敗時に自動減圧系の自動起動を阻止するための起動阻止スイッチを設けており、<u>手順書の整備及び継続的な訓練を実施している。</u>これを考慮し、「<u>解析コード説明資料(TRACG)における今回の申請において示した解析ケース(以下「ベースケース」という。)</u>」において示した解析では運転員による自動減圧系の自動起動を阻止する操作に期待している。</p> <p>ここでは自動減圧系の自動起動を阻止する操作に失敗した場合の影響を確認するため、TRACG(REDY/SCAT では減圧挙動^{※1}を取り扱うことができないため)を用いて感度解析を実施した。なお、TRACG コードはREDY コードで取り扱うことができない中性子束振動現象を評価し、評価結果を参照するために用いたコードである。本評価はこの目的に照らして実施したものではないため、本評価はあくまで参考評価の位置付けである。</p>	<p>15 ADS 自動起動阻止操作の失敗による評価結果への影響(参考評価)</p> <p>1. はじめに</p> <p>自動減圧系は、<u>ドライウエル圧力高 (13.7kPa [gage]) 信号及び原子炉水位異常低下 (レベル1) 信号の発信から120秒の時間遅れの後、低圧炉心スプレイ系又は残留熱除去系 (低圧注水系) のポンプ吐出圧力が確立している場合に作動し、逃がし安全弁7個を開放することで原子炉を急速減圧する。</u></p> <p>自動減圧系の作動によって原子炉が急速減圧された場合、高圧炉心スプレイ系、低圧炉心スプレイ系及び残留熱除去系 (低圧注水系) により、炉心に大量の低温水が注入される。これは、制御棒等による未臨界が確保されていない原子炉に対して、炉心のボイドの急激な潰れに伴う急激な出力上昇をもたらすこととなる。</p> <p>この急激な出力上昇を防ぐために、原子炉スクラム失敗時には、自動減圧系の自動起動を阻止するためのスイッチを設けるとともに、手順書を整備し、継続的な訓練を実施している。これを考慮し、「原子炉停止機能喪失」の有効性評価では、運転員による自動減圧系の自動起動を阻止する操作に期待している。</p> <p>ここでは、自動減圧系の自動起動を阻止する操作に失敗した場合の影響を確認するため、TRACG (REDYでは減圧挙動^{※1}を取り扱うことができないため)を用いて感度解析を実施した。なお、TRACGコードはREDYコードで取り扱うことができない中性子束振動現象を評価し、評価結果を参照するために用いたコードである。本評価はこの目的に照らして実施したものではないため、本評価はあくまで参考評価の位置付けである。</p> <p>※：低圧状態における修正Shumway 相関式の適用性 TRACGに組み込まれているリウエット相関式である、修正Shumway相関式は、試験データベースの圧力範囲が0.4MPa～9MPaとされている (TRACG Model Description (NEDO-32176) 6.6.7章参照)。よって、修正Shumway相関式は、ADS自動起動阻止失敗時に原子炉圧力が減圧された低圧状態 (0.5MPa～0.6MPa程度) においても適用可能であり、かつ最小安定膜沸</p>	<p>26. ADS 自動起動阻止操作の失敗による評価結果への影響(参考評価)</p> <p>1. はじめに</p> <p>自動減圧系は、<u>格納容器圧力高(13.7kPa[gage])信号及び原子炉水位低(レベル1)信号の発生から120秒の時間遅れ後に作動する。</u></p> <p>自動減圧系の作動によって急激に原子炉が減圧された場合、<u>高圧炉心スプレイ系、低圧炉心スプレイ系及び残留熱除去系 (低圧注水系) により、炉心に大量の低温水が注入される。</u>これは、制御棒等による未臨界が確保されていない原子炉に対しては、炉心のボイドの急激な潰れに伴う急激な出力上昇をもたらすこととなる。</p> <p>この急激な出力上昇を防ぐために、原子炉スクラム失敗時には自動減圧系の自動起動を阻止するためのスイッチを設けるとともに、手順書を整備し、継続的な訓練を実施している。これを考慮し、「原子炉停止機能喪失」の有効性評価では、運転員による自動減圧系の自動起動を阻止する操作に期待している。</p> <p>ここでは、自動減圧系の自動起動阻止操作に失敗した場合の影響を確認するため、TRACG (REDYでは減圧挙動^{※1}を取り扱うことができないため)を用いて感度解析を実施した。なお、TRACGコードはREDYコードで取り扱うことができない中性子束振動現象を評価し、評価結果を参照するために用いたコードである。本評価はこの目的に照らして実施したものではないため、本評価はあくまで参考評価の位置付けである。</p>	<p>備考</p> <p>・設備設計の相違 【柏崎6/7、東海第二】 島根2号炉は、ADS信号に低圧ECCSのスタンバイの条件は入っていない。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>2. 評価条件</p> <p><u>自動減圧系の自動起動を阻止する操作に失敗すること以外</u>の条件はベースケースの評価条件と同じである。</p> <p>3. 評価結果</p> <p>評価結果を図1 から図7 に示す。評価結果のまとめを表1 に示す。また、参考までに「反応度投入事象に関する評価指針」に照らした評価結果を表2 に示す^{※1}。</p> <p>事象発生後約440 秒で自動減圧系が作動することにより原子炉圧力が徐々に低下し、高圧炉心注水系流量が増加するとともに約610 秒から低圧炉心注水系により注水される。その後、約650 秒で原子炉水位がL8 に到達し、原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心注水系が停止する。</p> <p>しかしながら、低圧炉心注水系による注水は継続され、炉心内のボイド率が低下し、正の反応度が投入されることにより、約830 秒付近で出力上昇が発生する。</p> <p>ただし、ボイド及びドップラフィードバックによる出力抑制、原子炉圧力上昇による低圧炉心注水系の停止により出力は低下する。このとき急激な出力増加により沸騰遷移が生じ、燃料被覆管最高温度は約570℃まで上昇する結果となる。また、低圧炉心注水系による注水の際の全反応度の最大値は約0.98\$である。</p> <p>その後、原子炉圧力の再低下に伴い低圧炉心注水系により再度注水され、約1330 秒付近から出力が増加するが、ボロン注入により負の反応度投入が進んでいるため出力上昇は約830 秒付近の出力上昇より抑えられる結果となる。</p> <p style="text-align: right;">以上</p> <p>※1：低圧状態における修正Shumway相関式の適用性 TRACGに組み込まれているリウエット相関式である、修正Shumway相関式は、試験データベースの圧力範囲が0.4～9</p>	<p><u>騰温度を保守側（低め）に予測する。</u></p> <p>2. 評価条件</p> <p><u>自動減圧系の自動起動を阻止する操作に失敗すること以外</u>は、ベースケースと同じ評価条件である。この場合、<u>残留熱除去系は原子炉注水に使用することから、残留熱除去系（サブプレッション・プール冷却系）には期待しないこととする。</u></p> <p>3. 評価結果</p> <p>評価結果を第1図から第7図に示す。評価結果のまとめを第1表に示す。</p> <p><u>事象発生後約400秒で自動減圧系が作動することにより原子炉圧力が低下し、高圧炉心スプレイ系の注水流量が増加するとともに約550秒から低圧炉心スプレイ系、約590秒から残留熱除去系（低圧注水系）による注水が開始される。これに伴い炉内のボイド率が低下することで、正の反応度が投入され、約600秒、約1,000秒付近で原子炉出力が上昇する。その後、ボイド及びドップラフィードバックによる負の反応度印加及び原子炉圧力の上昇に伴う原子炉注水流量の減少により原子炉出力は低下する。</u></p> <p><u>燃料被覆管最高温度は、約660秒後に約590℃まで上昇する。また、全反応度が最大となるのは約590秒時点で約1\$である。</u></p> <p><u>以降は、低圧炉心スプレイ系等の注水に伴う原子炉出力の上昇及び原子炉圧力上昇により原子炉注水流量が減少することに伴う原子炉出力の低下を繰り返すが、ほう酸水注入系による炉心へのほう酸水注入により徐々に原子炉出力が低下する傾向となる。</u></p>	<p>2. 評価条件</p> <p><u>本評価における事象想定は、初期炉心流量を85%とすること、自動減圧系の自動起動阻止操作失敗を想定すること以外</u>は、有効性評価と同じである。</p> <p>3. 評価結果</p> <p>評価結果を図1 から図7 に示す。評価結果のまとめを表1 に示す。また、参考までに「反応度投入事象に関する評価指針」に照らした評価結果を表2 に示す。^{※2}</p> <p>事象発生から約8.4分後に原子炉水位が原子炉水位低（レベル1）に到達し、それから120秒後の事象発生から10.4分後に自動減圧系が作動する。自動減圧系が作動することにより、高圧炉心スプレイ系流量が増加する。その後、更に原子炉は減圧され、事象発生から約14.2分後に低圧炉心スプレイ系、約15.0分後から低圧注水系による注水が始まる。低圧炉心スプレイ系、低圧注水系による注水により炉内のボイド率が低下し、正の反応度が投入されることにより原子炉出力は上昇する。</p> <p>しかしながら、ボイド及びドップラフィードバックによる出力抑制、原子炉圧力上昇による低圧炉心スプレイ系、<u>低圧注水系停止により原子炉出力は低下する。このときの急激な出力上昇により燃料被覆管温度は最大1,015℃まで上昇する結果となる。また、この過程における全反応度の最大値は約1.02\$である。</u></p> <p>※1：低圧状態における修正Shumway相関式の適用性 TRACGに組み込まれているリウエット相関式である、修正Shumway相関式は、試験データベース</p>	<p>備考</p> <p>・解析条件の相違 【柏崎6/7、東海第二】 島根2号炉は初期炉心流量85%、柏崎6/7は初期炉心流量100%、東海第二は初期炉心流量85%としている。</p> <p>・解析結果の相違 【柏崎6/7、東海第二】</p> <p>・解析結果の相違 【柏崎6/7、東海第二】</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																																																						
<p>MPaとされている (TRACG Model Description (NEDO-32176) 6.6.7章参照)。よって、修正Shumway相関式は、ADS自動起動阻止失敗時に原子炉圧力が減圧された低圧状態(0.5～0.6MPa程度)においても適用可能とされており、かつ、最小安定膜沸騰温度を保守側(低め)に予測する。</p> <p>※2: 「反応度投入事象に関する評価指針」で示される判断基準(燃料エンタルピ)は、室温・大気圧・自然対流の冷却水中における単一の標準燃料に対するNSRR実験に基づくものであり、今回のような運転中でかつ急速な減圧に伴い反応度が投入される事象とは想定している事象が大きく異なるが、投入される反応度の大きさを把握するために参考として示すものである。</p>	<p>第1表 ADS自動起動阻止操作の失敗を考慮した場合の評価項目への影響</p> <table border="1" data-bbox="952 976 1688 1182"> <thead> <tr> <th>評価項目</th> <th>解析結果 (TRACG参考解析)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>燃料被覆管温度 (°C)</td> <td>約 590</td> </tr> <tr> <td>燃料被覆管の酸化量 (%)</td> <td>— (評価せず)</td> </tr> <tr> <td>原子炉冷却材バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])</td> <td>約 8.09</td> </tr> <tr> <td>原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])</td> <td>約 0.37^{*1}</td> </tr> <tr> <td>原子炉格納容器バウンダリの温度 (サブプレッション・プール水温度 (°C))</td> <td>約 137^{*1}</td> </tr> </tbody> </table> <p>※1 1,500秒時点での値</p>	評価項目	解析結果 (TRACG参考解析)	燃料被覆管温度 (°C)	約 590	燃料被覆管の酸化量 (%)	— (評価せず)	原子炉冷却材バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約 8.09	原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約 0.37 ^{*1}	原子炉格納容器バウンダリの温度 (サブプレッション・プール水温度 (°C))	約 137 ^{*1}	<p>の圧力範囲が0.4～9MPaとされている (TRACG Model Description (NEDO-32176) 6.6.7章参照)。よって、修正Shumway相関式は、ADS自動起動阻止失敗時に原子炉圧力が減圧された低圧状態(0.5～0.6MPa程度)においても適用可能とされており、かつ、最小安定膜沸騰温度を保守側(低め)に予測する。</p> <p>※2: 「反応度投入事象に関する評価指針」で示される判断基準(燃料エンタルピ)は、室温・大気圧・自然対流の冷却水中における単一の標準燃料に対するNSRR実験に基づくものであり、今回のような運転中でかつ急速な減圧に伴い反応度が投入される事象とは想定している事象が大きく異なるが、投入される反応度の大きさを把握するために参考として示すものである。</p>	<p>備考</p>																																										
評価項目	解析結果 (TRACG参考解析)																																																								
燃料被覆管温度 (°C)	約 590																																																								
燃料被覆管の酸化量 (%)	— (評価せず)																																																								
原子炉冷却材バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約 8.09																																																								
原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約 0.37 ^{*1}																																																								
原子炉格納容器バウンダリの温度 (サブプレッション・プール水温度 (°C))	約 137 ^{*1}																																																								
<p>表1 ADS自動起動阻止操作の失敗を考慮した場合の判断基準への影響</p> <table border="1" data-bbox="160 989 878 1344"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>解析結果 (TRACG)</th> <th>判断基準</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>自動減圧系の自動起動を阻止する操作</td> <td>失敗</td> <td>—</td> </tr> <tr> <td>燃料被覆管最高温度 (°C)</td> <td>約 570</td> <td>1,200°C以下</td> </tr> <tr> <td>燃料被覆管の酸化量 (%)</td> <td>— (評価せず)</td> <td>酸化反応が著しくなる前の被覆管厚さの15%以下</td> </tr> <tr> <td>原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])</td> <td>約 8.52</td> <td>10.34 MPa[gage] (最高使用圧力の1.2倍)を下回る</td> </tr> <tr> <td>原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])</td> <td>約0.30^{*1}</td> <td>0.62 MPa[gage] (限界圧力)を下回る</td> </tr> <tr> <td>原子炉格納容器バウンダリの温度 (サブプレッション・チェンバ・プール水温 (°C))</td> <td>約130^{*1}</td> <td>200°C (限界温度)を下回る</td> </tr> </tbody> </table> <p>※1: 1500秒時点での値</p>	項目	解析結果 (TRACG)	判断基準	自動減圧系の自動起動を阻止する操作	失敗	—	燃料被覆管最高温度 (°C)	約 570	1,200°C以下	燃料被覆管の酸化量 (%)	— (評価せず)	酸化反応が著しくなる前の被覆管厚さの15%以下	原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約 8.52	10.34 MPa[gage] (最高使用圧力の1.2倍)を下回る	原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約0.30 ^{*1}	0.62 MPa[gage] (限界圧力)を下回る	原子炉格納容器バウンダリの温度 (サブプレッション・チェンバ・プール水温 (°C))	約130 ^{*1}	200°C (限界温度)を下回る	<p>表1 ADS自動起動阻止操作の失敗を考慮した場合の評価項目への影響</p> <table border="1" data-bbox="952 976 1688 1182"> <thead> <tr> <th>評価項目</th> <th>解析結果 (TRACG参考解析)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>燃料被覆管温度 (°C)</td> <td>約 590</td> </tr> <tr> <td>燃料被覆管の酸化量 (%)</td> <td>— (評価せず)</td> </tr> <tr> <td>原子炉冷却材バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])</td> <td>約 8.09</td> </tr> <tr> <td>原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])</td> <td>約 0.37^{*1}</td> </tr> <tr> <td>原子炉格納容器バウンダリの温度 (サブプレッション・プール水温度 (°C))</td> <td>約 137^{*1}</td> </tr> </tbody> </table> <p>※1 1,500秒時点での値</p>	評価項目	解析結果 (TRACG参考解析)	燃料被覆管温度 (°C)	約 590	燃料被覆管の酸化量 (%)	— (評価せず)	原子炉冷却材バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約 8.09	原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約 0.37 ^{*1}	原子炉格納容器バウンダリの温度 (サブプレッション・プール水温度 (°C))	約 137 ^{*1}	<p>表1 ADS自動起動阻止操作の失敗を考慮した場合の評価項目への影響</p> <table border="1" data-bbox="1786 982 2457 1398"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>解析結果 (TRACG)</th> <th>判断基準</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>自動減圧系の自動起動を阻止する操作</td> <td>失敗</td> <td>—</td> </tr> <tr> <td>燃料被覆管最高温度 (°C)</td> <td>約 1,015</td> <td>1,200°C以下</td> </tr> <tr> <td>燃料被覆管の酸化量 (%)</td> <td>— (評価せず)</td> <td>15%以下</td> </tr> <tr> <td>原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力の最大値 (MPa[gage])</td> <td>約 8.54</td> <td>10.34MPa[gage] (最高使用圧力1.2倍)未滿</td> </tr> <tr> <td>原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力の最大値 (kPa[gage])</td> <td>約 161^{*3}</td> <td>853kPa[gage] (限界圧力)未滿</td> </tr> <tr> <td>原子炉格納容器バウンダリにかかる温度の最大値 (サブプレッション・プール水温度 (°C))</td> <td>約 108^{*3}</td> <td>200°C (限界温度)未滿</td> </tr> </tbody> </table> <p>※3: 1200秒時点での値</p>	項目	解析結果 (TRACG)	判断基準	自動減圧系の自動起動を阻止する操作	失敗	—	燃料被覆管最高温度 (°C)	約 1,015	1,200°C以下	燃料被覆管の酸化量 (%)	— (評価せず)	15%以下	原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力の最大値 (MPa[gage])	約 8.54	10.34MPa[gage] (最高使用圧力1.2倍)未滿	原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力の最大値 (kPa[gage])	約 161 ^{*3}	853kPa[gage] (限界圧力)未滿	原子炉格納容器バウンダリにかかる温度の最大値 (サブプレッション・プール水温度 (°C))	約 108 ^{*3}	200°C (限界温度)未滿	<p>・解析結果の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】</p>
項目	解析結果 (TRACG)	判断基準																																																							
自動減圧系の自動起動を阻止する操作	失敗	—																																																							
燃料被覆管最高温度 (°C)	約 570	1,200°C以下																																																							
燃料被覆管の酸化量 (%)	— (評価せず)	酸化反応が著しくなる前の被覆管厚さの15%以下																																																							
原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約 8.52	10.34 MPa[gage] (最高使用圧力の1.2倍)を下回る																																																							
原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約0.30 ^{*1}	0.62 MPa[gage] (限界圧力)を下回る																																																							
原子炉格納容器バウンダリの温度 (サブプレッション・チェンバ・プール水温 (°C))	約130 ^{*1}	200°C (限界温度)を下回る																																																							
評価項目	解析結果 (TRACG参考解析)																																																								
燃料被覆管温度 (°C)	約 590																																																								
燃料被覆管の酸化量 (%)	— (評価せず)																																																								
原子炉冷却材バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約 8.09																																																								
原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約 0.37 ^{*1}																																																								
原子炉格納容器バウンダリの温度 (サブプレッション・プール水温度 (°C))	約 137 ^{*1}																																																								
項目	解析結果 (TRACG)	判断基準																																																							
自動減圧系の自動起動を阻止する操作	失敗	—																																																							
燃料被覆管最高温度 (°C)	約 1,015	1,200°C以下																																																							
燃料被覆管の酸化量 (%)	— (評価せず)	15%以下																																																							
原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力の最大値 (MPa[gage])	約 8.54	10.34MPa[gage] (最高使用圧力1.2倍)未滿																																																							
原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力の最大値 (kPa[gage])	約 161 ^{*3}	853kPa[gage] (限界圧力)未滿																																																							
原子炉格納容器バウンダリにかかる温度の最大値 (サブプレッション・プール水温度 (°C))	約 108 ^{*3}	200°C (限界温度)未滿																																																							
<p>表2 「反応度投入事象に関する評価指針」に照らした評価結果</p> <table border="1" data-bbox="160 1608 878 1709"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>解析結果 (TRACG)</th> <th>判断基準</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>燃料エンタルピ (cal/g・UO₂)</td> <td>約 109^{*1}</td> <td>230^{*2}</td> </tr> </tbody> </table> <p>※1: ADS 作動後のLPFL注入による出力上昇時の最大値 ※2: 燃料エンタルピの最大値</p>	項目	解析結果 (TRACG)	判断基準	燃料エンタルピ (cal/g・UO ₂)	約 109 ^{*1}	230 ^{*2}	<p>表2 「反応度投入事象に関する評価指針」に照らした評価結果</p> <table border="1" data-bbox="952 1608 1688 1709"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>解析結果 (TRACG)</th> <th>判断基準</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>燃料エンタルピ (cal/g・UO₂)</td> <td>約 109^{*1}</td> <td>230^{*2}</td> </tr> </tbody> </table> <p>※1: ADS 作動後のLPFL注入による出力上昇時の最大値 ※2: 燃料エンタルピの最大値</p>	項目	解析結果 (TRACG)	判断基準	燃料エンタルピ (cal/g・UO ₂)	約 109 ^{*1}	230 ^{*2}	<p>表2 「反応度投入事象に関する評価指針」に照らした評価結果</p> <table border="1" data-bbox="1739 1650 2475 1751"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>解析結果 (TRACG)</th> <th>判断基準</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>燃料エンタルピ (cal/g・UO₂)</td> <td>115^{*4}</td> <td>230^{*5}</td> </tr> </tbody> </table> <p>※4: ADS作動後における出力上昇時の最大値 ※5: 燃料エンタルピの最大値</p>	項目	解析結果 (TRACG)	判断基準	燃料エンタルピ (cal/g・UO ₂)	115 ^{*4}	230 ^{*5}	<p>・解析結果の相違 【柏崎 6/7】</p>																																				
項目	解析結果 (TRACG)	判断基準																																																							
燃料エンタルピ (cal/g・UO ₂)	約 109 ^{*1}	230 ^{*2}																																																							
項目	解析結果 (TRACG)	判断基準																																																							
燃料エンタルピ (cal/g・UO ₂)	約 109 ^{*1}	230 ^{*2}																																																							
項目	解析結果 (TRACG)	判断基準																																																							
燃料エンタルピ (cal/g・UO ₂)	115 ^{*4}	230 ^{*5}																																																							

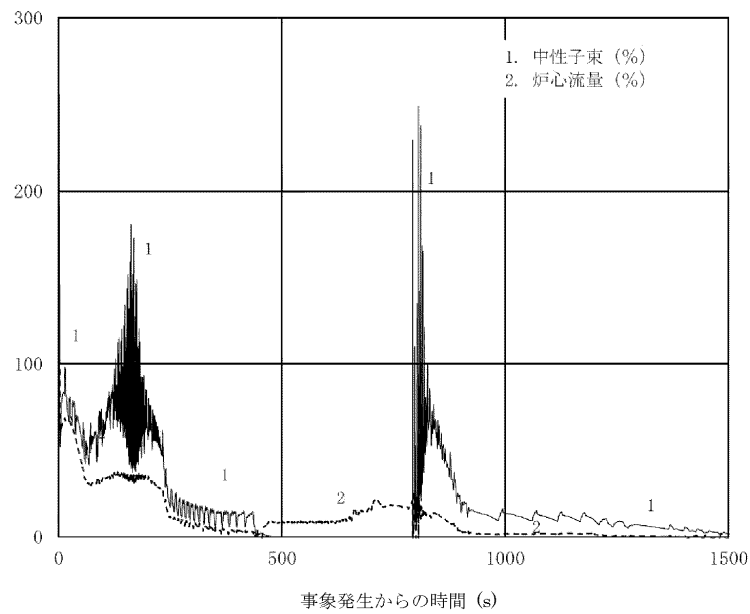


図1 中性子束, 炉心流量の時間変化(事象発生から1500 秒後まで)

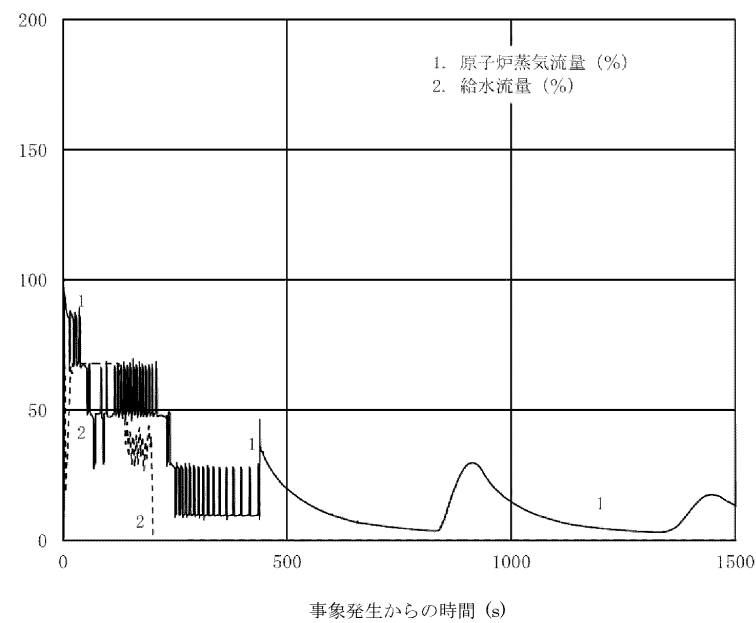
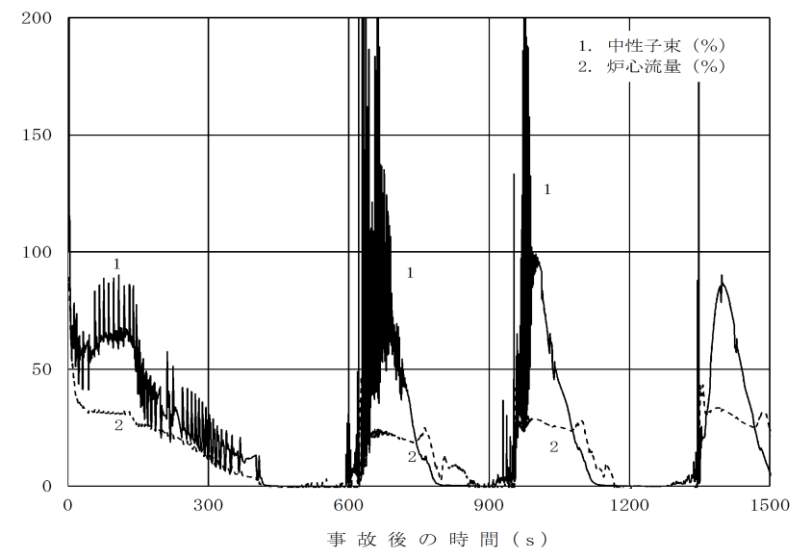
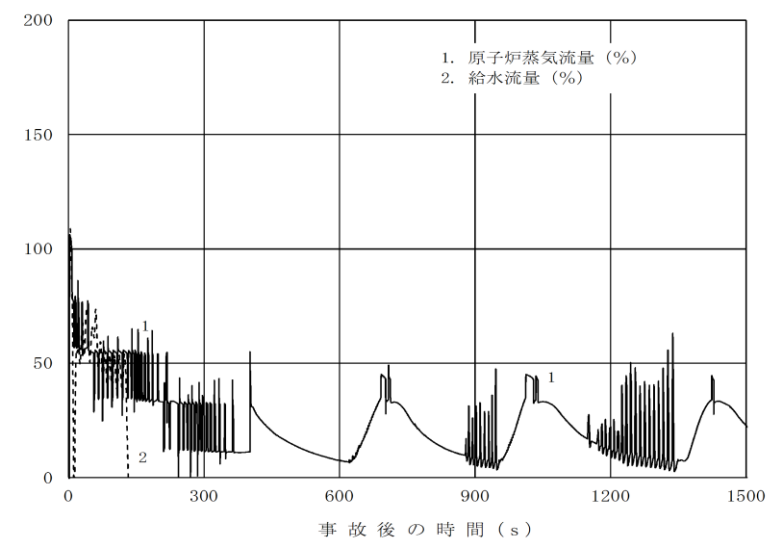


図2 原子炉蒸気流量, 給水流量の時間変化(事象発生から1500 秒後まで)



第1図 中性子束, 炉心流量の時間変化(事象発生から1,500 秒後まで)



第2図 原子炉蒸気流量, 給水流量の時間変化(事象発生から1,500 秒後まで)

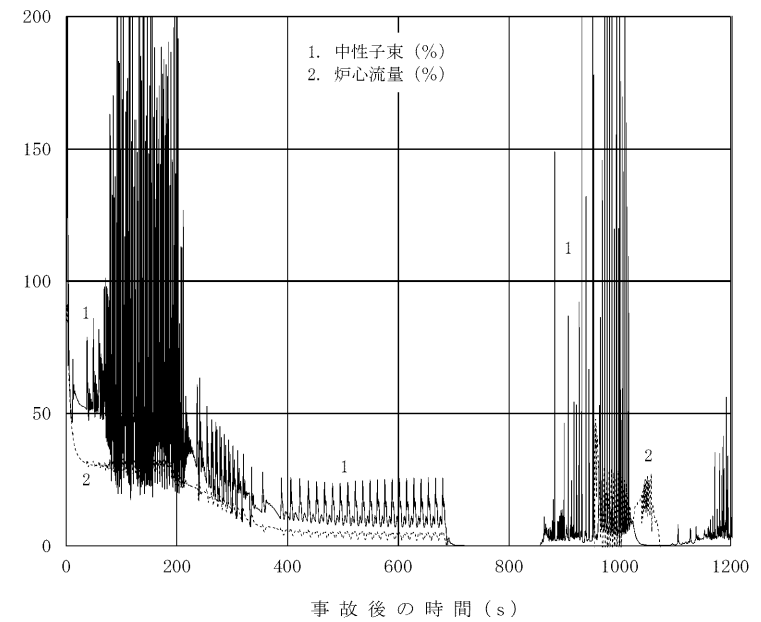


図1 中性子束, 炉心流量の時間変化(事象発生から1200 秒まで)

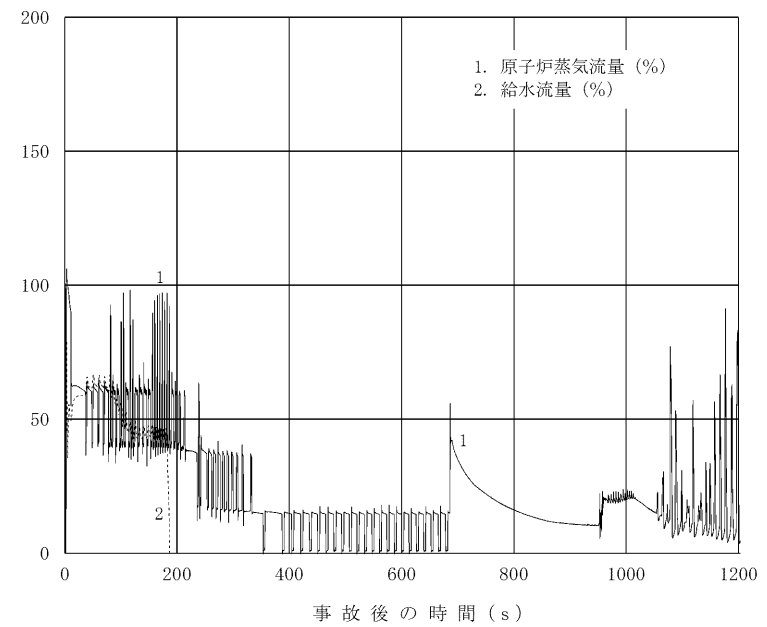


図2 原子炉蒸気流量, 給水流量の時間変化(事象発生から1200 秒まで)

・解析結果の相違
【柏崎 6/7, 東海第二】

・解析結果の相違
【柏崎 6/7, 東海第二】

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)

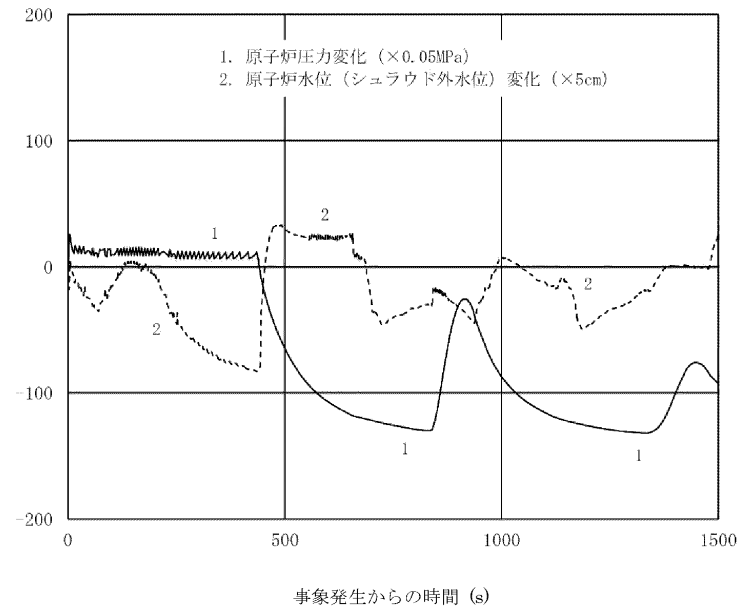


図3 原子炉圧力, 原子炉水位(シュラウド外水位)の時間変化
(事象発生から1500 秒後まで)

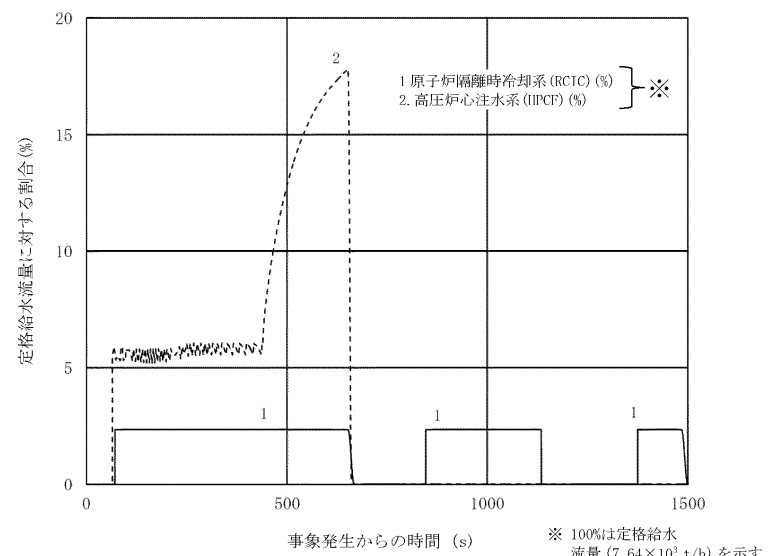
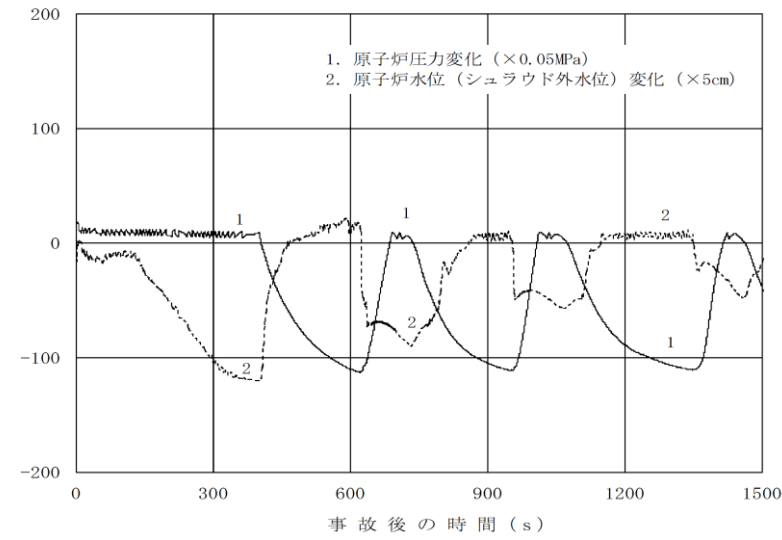
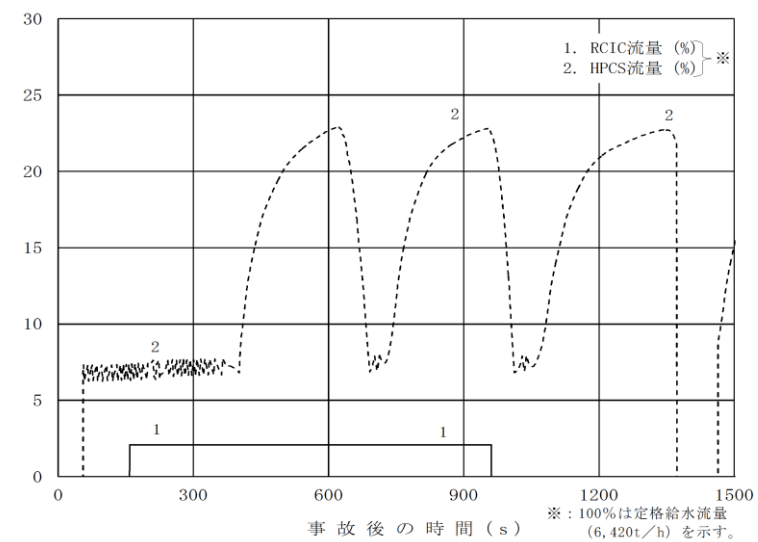


図4 原子炉隔離時冷却系, 高圧炉心注水系の流量の時間変化
(事象発生から1500 秒後まで)

東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)



第3図 原子炉圧力, 原子炉水位(シュラウド外水位)の時間変化
(事象発生から1,500 秒後まで)



第4図 原子炉隔離時冷却系, 高圧炉心スプレイ系の流量の時間変化
(事象発生から1,500 秒後まで)

島根原子力発電所 2号炉

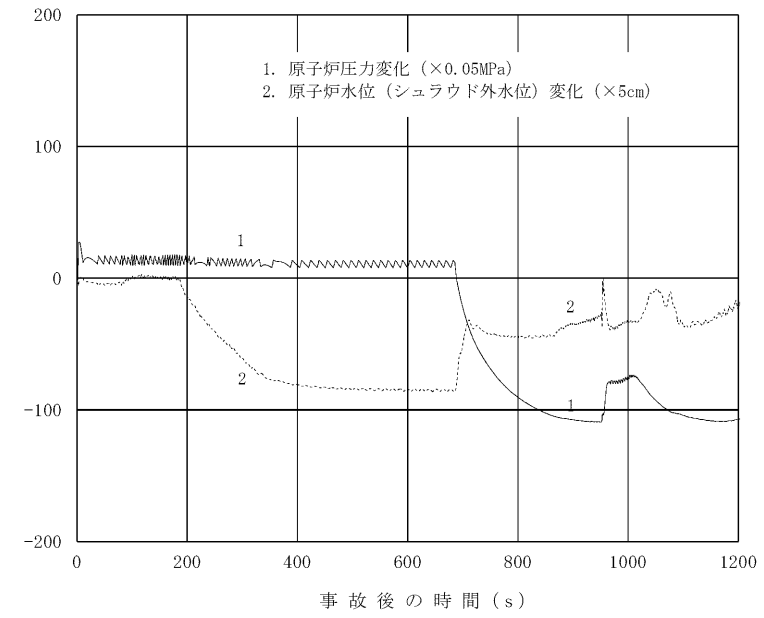


図3 原子炉圧力, 原子炉水位(シュラウド外水位)の時間変化
(事象発生から1200 秒まで)

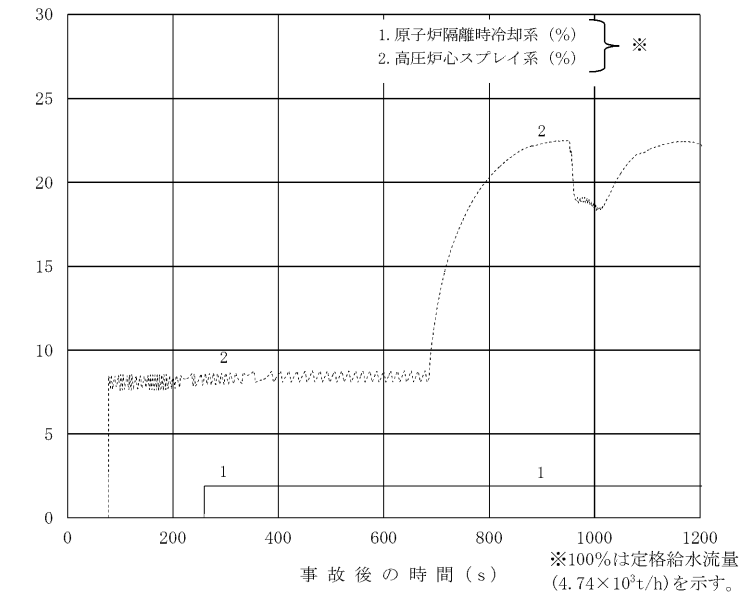


図4 原子炉隔離時冷却系, 高圧炉心スプレイ系の流量の時間変化
(事象発生から1200 秒まで)

備考

・解析結果の相違
【柏崎6/7, 東海第二】

・解析結果の相違
【柏崎6/7, 東海第二】

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)

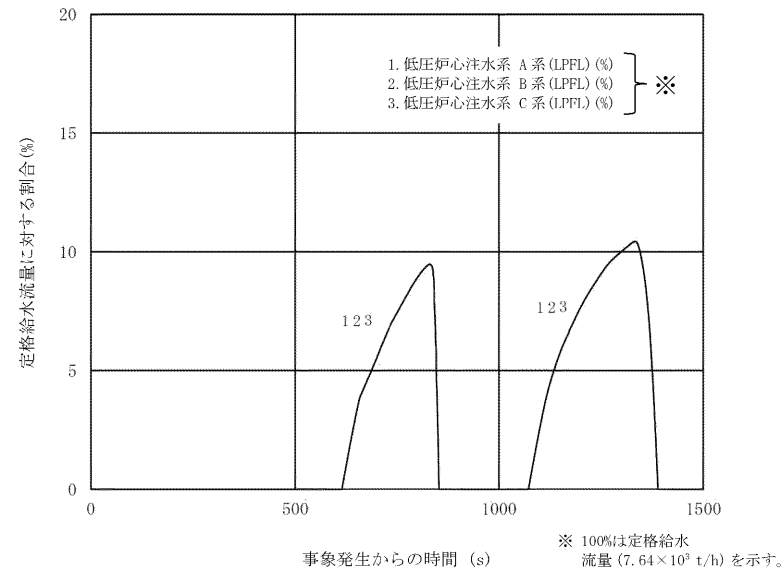


図5 低圧炉心注水系(LPFL)の流量の時間変化(事象発生から1500秒後まで)

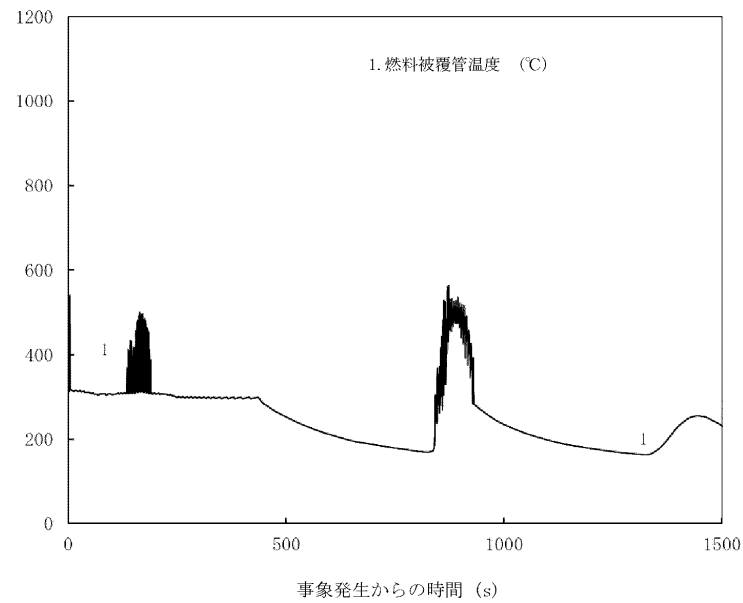
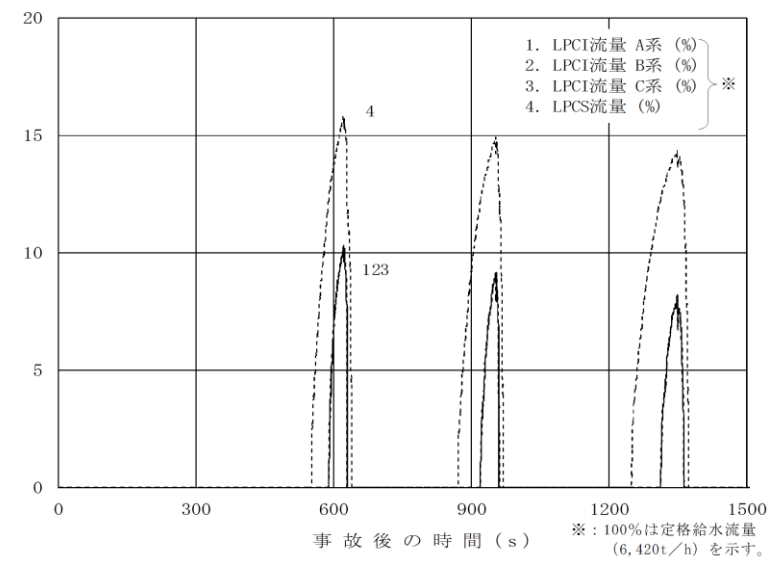
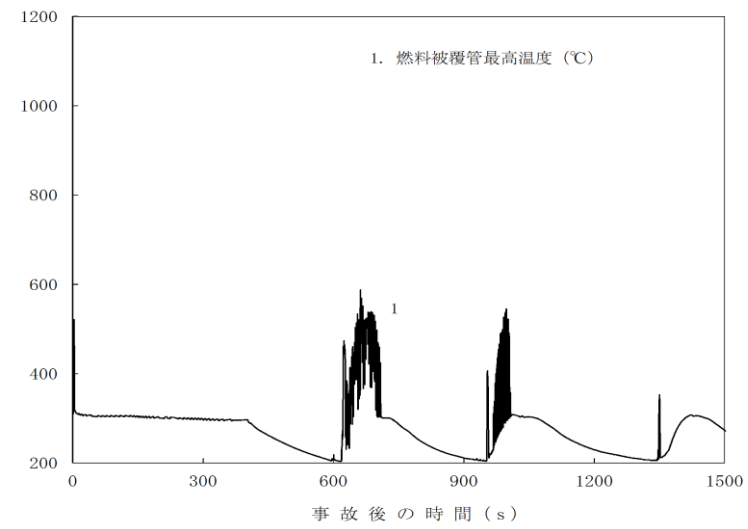


図6 燃料被覆管温度の時間変化(事象発生から1500秒後まで)

東海第二発電所 (2018. 9. 12版)



第5図 低圧炉心スプレイ系、残留熱除去系(低圧注水系)の流量の時間変化(事象発生から1,500秒後まで)



第6図 燃料被覆管温度の時間変化(事象発生から1,500秒後まで)

島根原子力発電所 2号炉

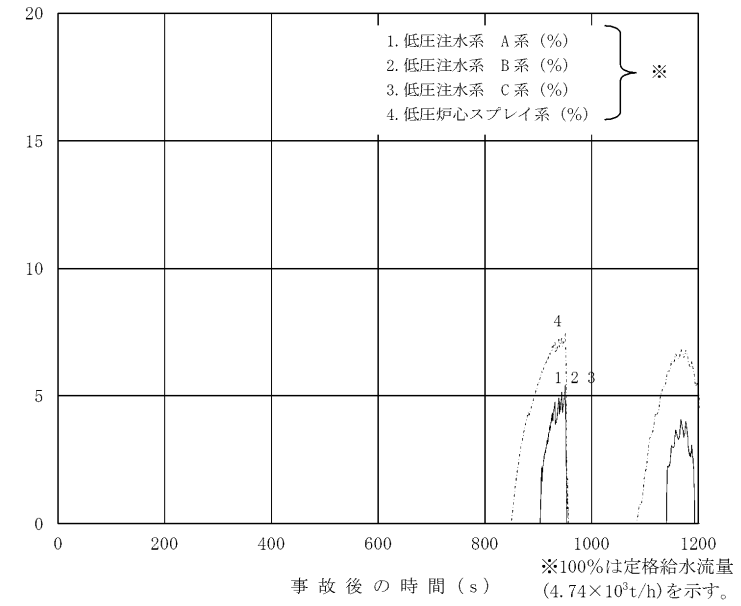


図5 低圧炉心スプレイ系、低圧注水系の流量の時間変化(事象発生から1200秒まで)

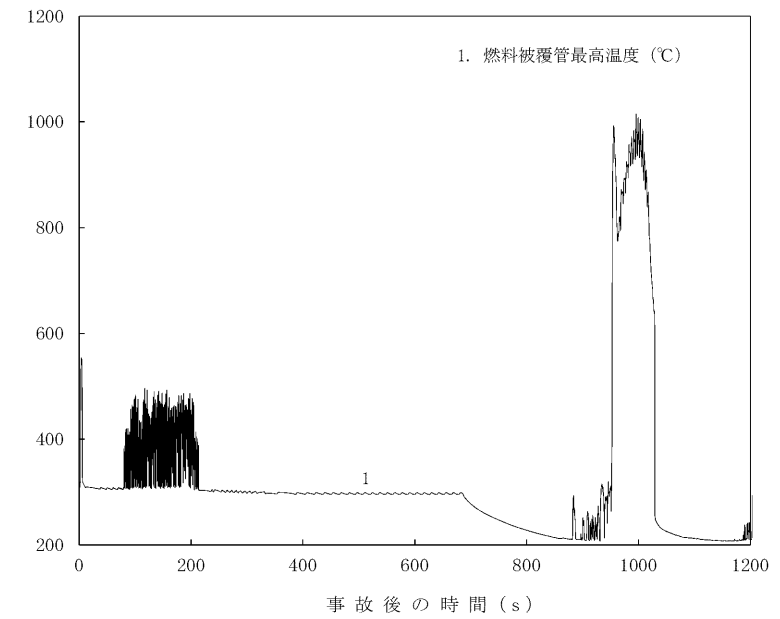


図6 燃料被覆管温度の時間変化(事象発生から1200秒まで)

備考

・解析結果の相違
【柏崎6/7, 東海第二】

・解析結果の相違
【柏崎6/7, 東海第二】

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)

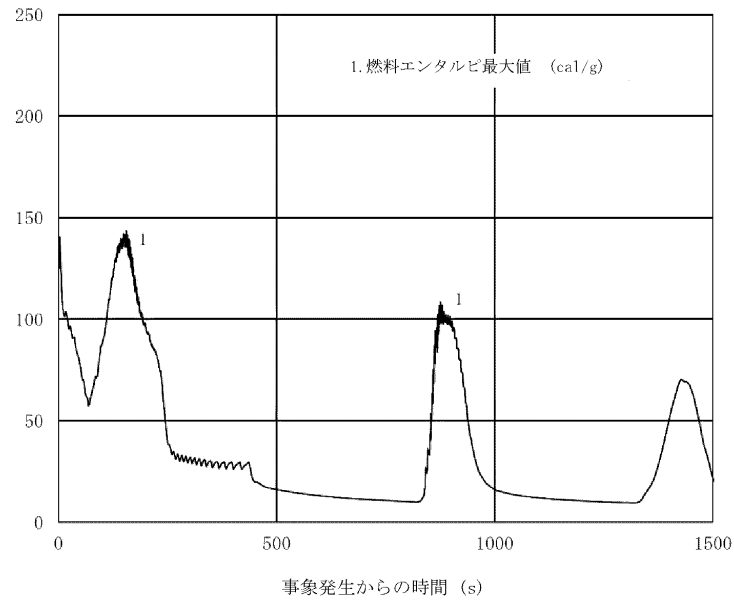


図7 炉内の燃料エンタルピー最大値の時間変化
(事象発生から1500 秒後まで)

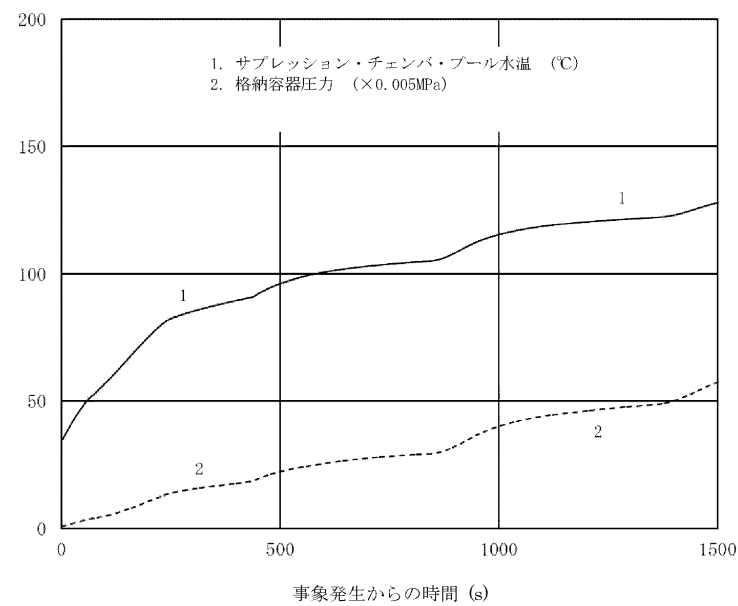
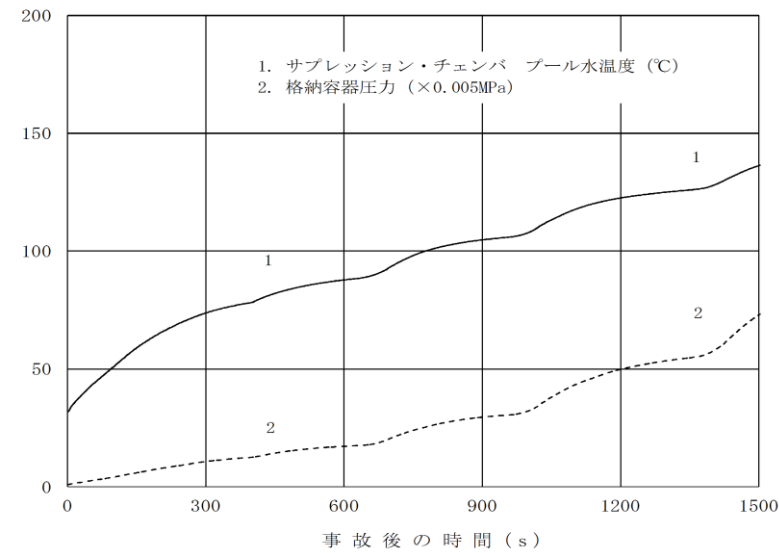


図8 サプレッション・チェンバ・プール水温、格納容器圧力の時間変化(事象発生から1500 秒後まで)

東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)



第7図 サプレッション・プールの水温、格納容器圧力の時間変化 (事象発生から 1,500 秒後まで)

島根原子力発電所 2号炉

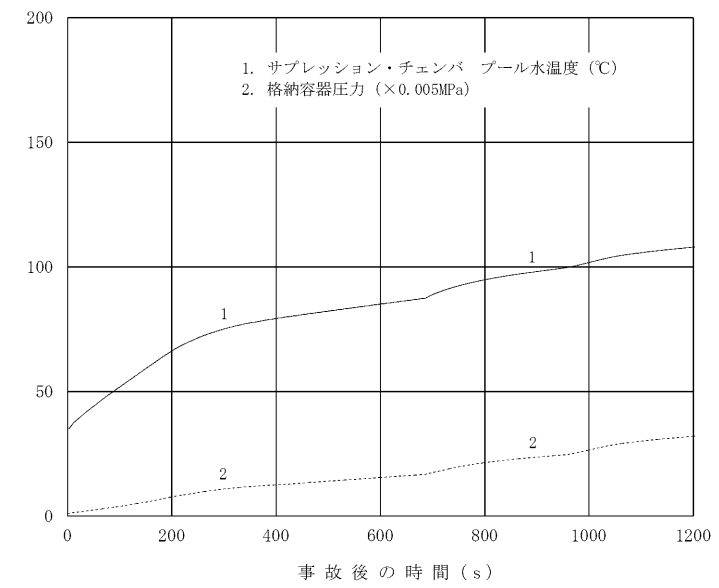


図7 サプレッション・プール水温度、格納容器圧力の時間変化 (事象発生から 1200 秒まで)

備考

・解析結果の相違
【柏崎 6/7, 東海第二】

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>37. ドライウェルサンプへの溶融炉心流入防止対策に期待した場合の溶融炉心・コンクリート相互作用の影響について</p> <p>1. サンプに対する溶融炉心・コンクリート相互作用の考慮の必要性</p> <p><u>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(HCWサンプ)と低電導度廃液サンプ(LCWサンプ)が設置されている。</u></p> <p><u>溶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。</u></p> <p><u>このように取り扱う場合、溶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溶融炉心が厚く堆積する可能性があることから、溶融炉心・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。</u></p> <p>これらの理由から、以下の2. のとおりにサンプにおけるMCCIへの対策を検討し、3. のとおり、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. のとおり、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。</p>		<p>27. ドライウェルサンプへの溶融炉心流入防止対策に期待した場合の溶融炉心・コンクリート相互作用の影響について</p> <p>1. サンプに対する溶融炉心・コンクリート相互作用の考慮の必要性</p> <p><u>原子炉格納容器内には、原子炉格納容器内で発生した廃液を集水し、ポンプによって原子炉格納容器外へ移送するためにドライウェル機器ドレンサンプおよびドライウェル床ドレンサンプ(以下「ドライウェルサンプ」という。)が図1-1、図1-2のとおり配置されており、原子炉格納容器下部床とドライウェルサンプはドレン配管にて接続されている。</u></p> <p><u>溶融炉心が原子炉格納容器下部に落下する場合には、原子炉格納容器下部注水により水位が形成されており、溶融炉心の冷却が促進し粘性が増加することから、原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心がドレン配管を通じてドライウェルサンプに流入する可能性は低いと考えられるものの、溶融炉心がドライウェルサンプ内に流入することを考慮すると、ドライウェルサンプ壁面と圧力容器ペDESTAL(外側鋼板)との距離はコンクリートを介して [] であり、またドライウェルサンプ床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も [] と近いことから、溶融炉心・コンクリート相互作用(以下「MCCI」という。)による原子炉圧力容器の支持機能及び格納容器バウンダリの健全性が損なわれる恐れがある。</u></p> <p>これらの理由から、以下の2. のとおりドライウェルサンプにおけるMCCIへの対策を検討し、3. のとおり、コリウムシールドの設置によりドライウェルサンプへの流入を防止することとした。また4. のとおり、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。</p>	<p>・設備設計の相違</p> <p>【柏崎6/7】</p> <p>ドライウェルサンプ位置および構造の相違。</p>

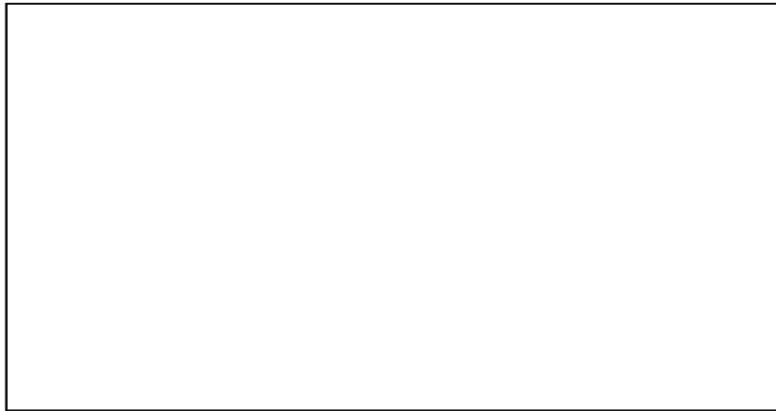


図 1-1 格納容器の構造図(ABWR, RCCV 型格納容器)



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、溶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溶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溶融

【比較のため、「添付資料3.5.3」の一部を記載】

東海第二発電所では、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）破損時にペDESTAL（ドライウェル部）（以下「ペDESTAL」という。）に落下した溶融炉心が、ペDESTALに設置された格納容器ドレンサンプの排水流路を通じてサブプレッション・チェンバへ移行することを防止するため、排水流路の形状を変更することとしている。

RPV破損時には、ペDESTAL内の水により格納容器ドレン

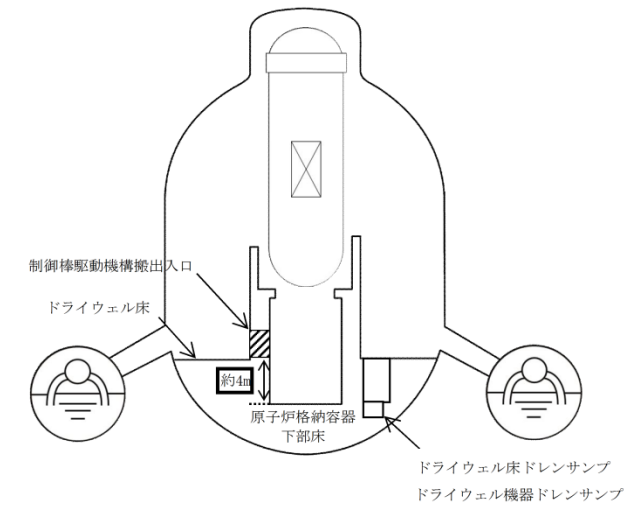


図 1-1 原子炉格納容器の構造図

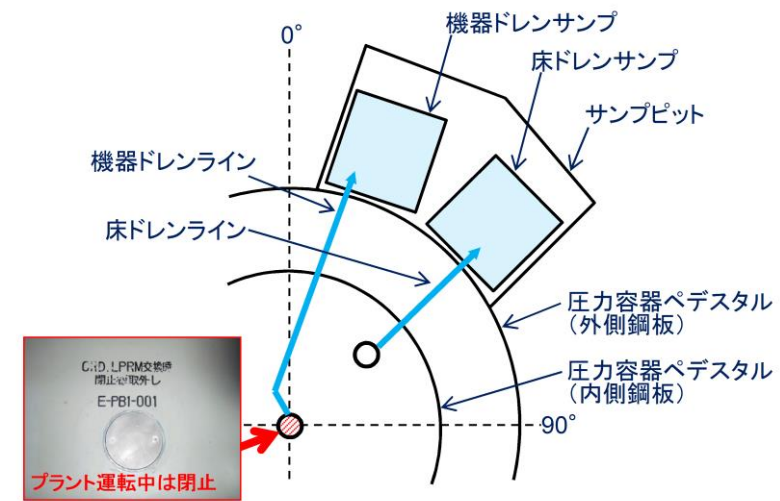


図 1-2 ドライウェルサンプの配置

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、溶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溶融炉心の挙動には不確かさがあり、ドレン配管を通じて溶融炉心がドライウェル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、原子炉圧力容器破損時には、原子炉格納容器下部への

・設備設計の相違
【柏崎 6/7, 東海第二】
格納容器構造の相違。

・記載方針の相違

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>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。</u></p> <p>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、<u>保守的な評価体系でサンプ流入時の影響を評価する。</u></p> <p>a. 評価体系</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ <u>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、サンプへのデブリ流量に対して、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。</u> ・ <u>溶融炉心の堆積厚さは、サンプ深さの1.4mに、下部ドライウエル床面に均一に拡がってサンプの溶融炉心の上に堆積する高さ約0.5mを加えた約1.9mとした。</u> <p>b. 評価条件</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ <u>評価ケース2-1：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。</u> ・ <u>評価ケース2-2：事象発生から6時間後の崩壊熱及び800kW/m²一定の上面熱流束を用いた評価。</u> <p>c. 評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ <u>評価ケース2-1：図2-2に示すとおり、サンプの侵食量は約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。</u> ・ <u>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。</u> <p><u>以上のとおり、崩壊熱及び上面熱流束を保守的に考慮しており、溶融炉心の落下量、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</u></p>	<p><u>サンプの排水流路は水で満たされていることから、溶融炉心が排水流路に流入する際には、流路内から水や水蒸気の対向流が生じる。また、溶融炉心が格納容器ドレンサンプの排水口に到達するまでの温度低下及び粘性増加を考慮すると、現実的には溶融炉心の排水流路への流入はごく限定的と考えられる。</u></p> <p>しかしながら、<u>溶融炉心の落下時及び落下後の挙動は不確かさがあることから、溶融炉心の排水流路への流入を想定した場合でも溶融炉心が横スリット内で凝固停止しサブプレッション・チェンバ側へ移行しないことを、MAAP計算結果を基に評価し、スリット状排水流路の有効性を確認した。</u></p>	<p><u>初期水張りによって、ドレン配管は水で満たされていることから、溶融炉心がドレン配管に流入する際には、流路内から水や水蒸気の対向流が生じる。また、溶融炉心がドライウエルサンプの排水口に到達するまでの温度低下及び粘性増加を考慮すると、現実的には溶融炉心のドレン配管への流入はごく限定的と考えられる。</u></p> <p>しかしながら、上記のような緩和要因を定量的に見込むことは困難なため、<u>溶融炉心のドレン配管内への流入を想定した場合のドレン配管内での溶融炉心の凝固距離について、MAAP結果をもとに評価し、ドライウエルサンプへの流入可能性について評価した。</u></p>	<p>【柏崎6/7】 島根2号炉および東海第二では、溶融炉心のドレン配管の流入の可能性に対する考察を記載。</p> <p>・評価方針の相違</p> <p>【柏崎6/7】 島根2号炉および東海第二では、溶融炉心がドレン配管へ流入した場合の凝固距離を評価。一方、柏崎6/7では、原子炉格納容器下部の床面にサンプが設置されていることから、溶融炉心のサンプ流入時の影響について、MAAPコードを用いたMCCI評価を実施している。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>【比較のため, 3.2 (6)を記載】</p> <p>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溶融炉心 (Al_2O_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, ドレン配管内での溶融炉心の凝固距離について評価を行う。</p> <p>a. EPRI/FAI試験の概要</p> <p>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, 模擬溶融炉心である溶融したAl_2O_3が生成される。模擬溶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Al_2O_3とで成層化が起こる。密度差からAl_2O_3は鉄より上層にあることにより, Al_2O_3によりセメント製のキャップが溶融し, Al_2O_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, 溶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, 模擬溶融炉心の流動距離 (凝固距離) は0.79mであった。</p>	<p>2. 既往の試験結果に基づく評価</p> <p><u>配管等の流路内における溶融炉心の流動・凝固挙動に係る試験として, 米国EPRI及びFAIにより実施された炉心溶融時のRPV下部プレナム貫通部の挙動に係る試験がある。[1]この試験では, R P V下部プレナム及びドレン配管 (内径 5cm) を模擬した試験体に模擬コリウムとしてAl_2O_3を流入させ, その流動挙動を確認している。</u></p> <p><u>第2図に試験装置の概要図を示す。</u></p> <p><u>試験の結果, 配管内でのAl_2O_3の流動距離は最大でも79cm程度となっており, 配管の破断は生じていない。</u></p> <p><u>また, 配管内での水平方向の流速は最大でも約0.2m/sと推定されており, 流路形状に基づきベルヌーイ則により計算される流速よりも1/10から1/100小さい結果となっている。これは, 模擬ドレン配管内における水の存在により, 模擬コリウムの流動が著しく抑制されたためと推定されている。</u></p> <p><u>第1表に, EPRI試験条件と東二の排水流路における条件の比較を示す。</u></p> <p><u>EPRI試験では, 模擬コリウムとしてAl_2O_3を用いており, その体積当たりの溶融潜熱は約4.41×10^9 J/m³と計算される。これに対して, 東海第二発電所の溶融炉心の場合, 溶融潜熱に加えて液相線温度から固相線温度までの顕熱を考慮しても, 体積当たりの凝固までの放出熱量は[]と計算され, Al_2O_3と同等であることが分かる。</u></p> <p><u>また, 東海第二の溶融炉心の熱伝導率はAl_2O_3に比べて大きいことに加え, 格納容器ドレンサンプの排水流路はスリット形状とし周囲にSUS材を配置することから, 実機条件の方が溶融炉心の冷却が進みやすいと考えられる。</u></p> <p><u>一方, 東海第二の溶融炉心はAl_2O_3に比べて動粘度が小さ</u></p>	<p>(2) 溶融炉心の凝固評価</p> <p>a. EPRI/FAI試験の概要</p> <p>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溶融炉心 (Al_2O_3) を流入させる試験を行っており, 同試験の試験体系が, 比較的, 島根2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, ドレン配管内での溶融炉心の凝固距離について評価を行う。</p> <p>図2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, 模擬溶融炉心である溶融したAl_2O_3が生成される。模擬溶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Al_2O_3とで成層化が起こる。密度差からAl_2O_3は鉄より上層にあることにより, Al_2O_3によりセメント製のキャップが溶融し, Al_2O_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, 溶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, 模擬溶融炉心の流動距離 (凝固距離) は0.79mであった。</p>	<p>・記載方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>東海第二ではEPRI試験条件と東二の排水流路における条件を比較し, 溶融炉心が横スリットの範囲内で凝固停止することが示されている。</p>

いことや堆積ヘッドが大きくなっていることから、E P R I 試験条件に対して流路内での流入速度が速くなることが考えられる。しかし、流速が大きくなると、熔融炉心とS U S材間の対流熱伝達率が大きくなり熔融炉心の冷却率が大きくなることから、流動距離は流速の増加に対して単純に線形には増加しない。

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

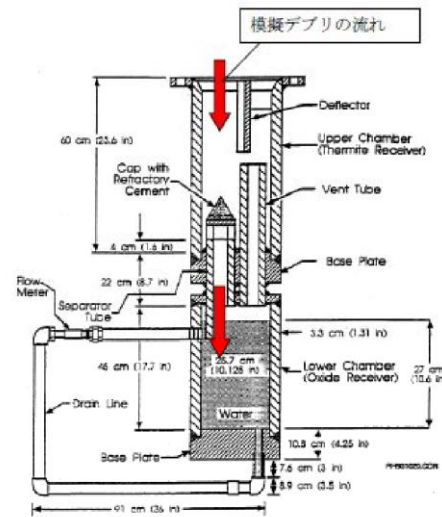
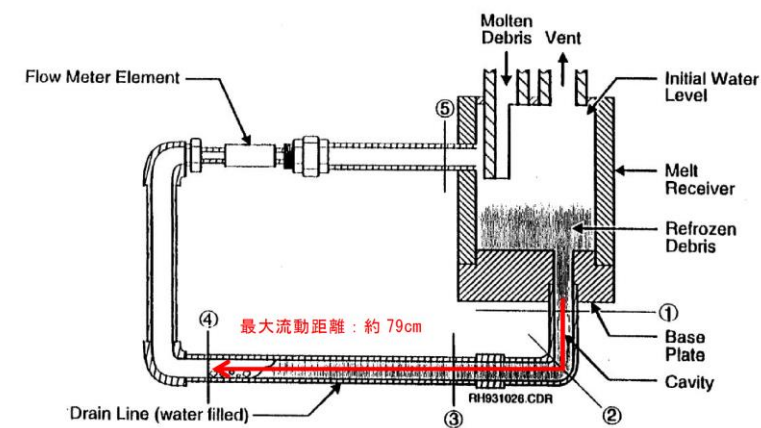
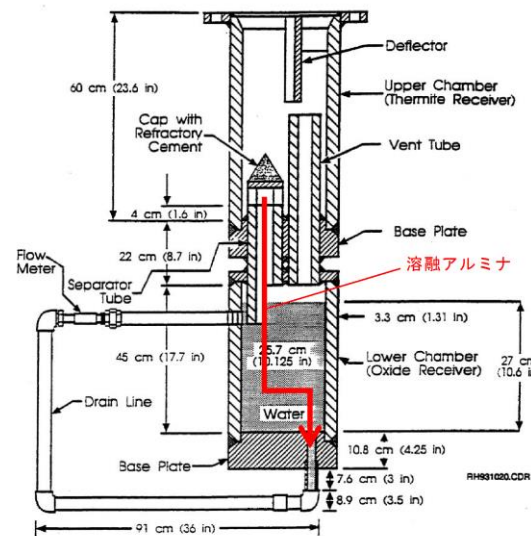


図3-13 EPR I 試験装置概要



第2図 E P R I / F A I による試験装置

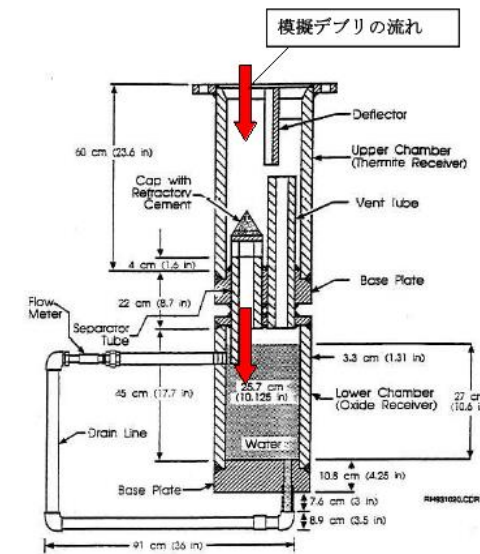


図2 E P R I 試験装置概要

第1表 E P R I 試験条件と東海第二実機条件の比較

項目	E P R I 試験条件 [1]	東海第二実機条件		流動距離への影響の比較
		A 1 2 O 3	溶融炉心	
溶融物				
融点 (°C)	2,047			凝固までに必要な除熱量は同程度。 (A 1 2 O 3 は溶融潜熱のみ, 溶融炉心は液相線温度から固相線温度までの顕熱と溶融潜熱を考慮) 溶融炉心の方が, 冷却が進みやすい。 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) スリット形状では流路壁面との接触面積が大きいく, 冷却が進みやすい。
密度 (kg / m ³)	3,800			
比熱 (J / kgK)	1,300			
溶融潜熱 (J / kg)	1.16 × 10 ⁶			
体積当たりの凝固までの放出熱量 (J / m ³)	約 4.41 × 10 ⁹			
熱伝導率 (W / mK)	7.5			
粘性係数 (Pa · s)	0.003		0.004*2	
動粘性係数 (m ² / s)	7.9 × 10 ⁻⁷			
全量堆積時の水平流路までのヘッド (m)	0.3			
流路構造	配管		スリット状 (S U S 材被覆)	
流路内径	5cm			

※1 M A A P 解析 (T Q U V シーケンス) における R P V 破損時の値

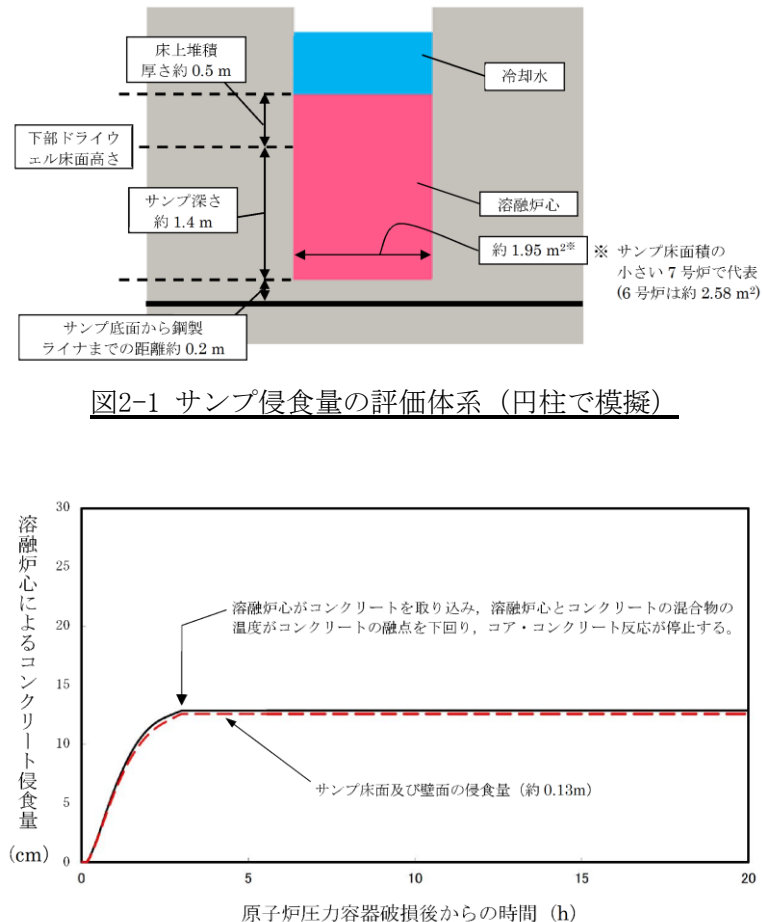
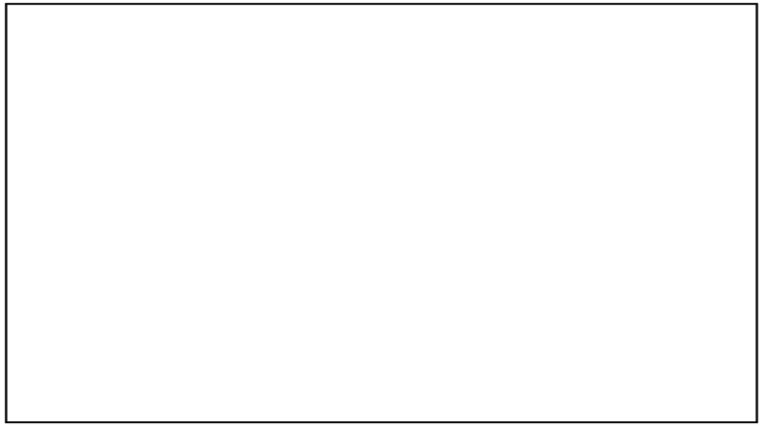

※2 M A T P R O における U O 2 の値 [2]

・記載方針の相違
【東海第二】
島根2号炉および柏崎6/7では, 2.(2) b. の「ドレン配管内での溶融炉心の凝固距離について」において凝固距離の評価を記載している。

【こけきで】

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>b. ドレン配管内での溶融炉心の凝固距離について</p> <p>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。</p> <p>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。Al₂O₃の溶融潜熱(h_{fs}=1.16×10⁶J/kg)に密度(ρ=3800kg/m³)を乗じると、流動停止までの保有熱量は4408MJ/m³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。</p> $h_{db} = \{(T_d - T_{sol})C_p + h_{fs}\}$ <p>ここで、h_{db}: 溶融炉心の流動停止までの顕熱と溶融潜熱の和(J), T_d: 溶融炉心温度(°C), T_{sol}: 溶融炉心固相線温度(°C), C_p: 溶融炉心比熱(J/kg°C), h_{fs}: 溶融炉心溶融潜熱(J/kg)である。</p> <p>このとき、h_{db}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[]となり、Al₂O₃の約[]倍となる。</p> <p>また、ドレン配管(80A)の配管直径(d_f)を8cmと仮定すると、EPRI/FAI試験のドレンラインd_{tes}(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。</p> $L = L_{tes} \times d_f / d_{tes} \times (h_{db} \rho_{db}) / (h_{al} \rho_{al})$ <p>ここで、L: ドレン配管内の溶融炉心流動距離(凝固距離), L_{tes}: EPRI/FAI試験の流動距離, tes: 配管直径比, (h_{db} ρ_{db}) / (h_{al} ρ_{al}): 流動停止までの保有熱量比である。</p> <p>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。</p>		<p>b. ドレン配管内での溶融炉心の凝固距離について</p> <p>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。</p> <p>表1に評価に使用する溶融炉心の物性値を示す。Al₂O₃の溶融潜熱(h_{fs}=1.16×10⁶J/kg)に密度(ρ=3,800kg/m³)を乗じると、Al₂O₃の流動停止までの保有熱量は4,408MJ/m³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。</p> $h_{db} = \{(T_d - T_{sol})C_p + h_{fs}\}$ <p>ここで、h_{db}: 溶融炉心の流動停止までの顕熱と溶融潜熱の和(J/kg)</p> <p>T_d: 溶融炉心温度(°C) T_{sol}: 溶融炉心固相線温度(°C) C_p: 溶融炉心比熱(J/kg°C) h_{fs}: 溶融炉心溶融潜熱(J/kg)</p> <p>である。</p> <p>このとき、h_{db}は[]となり、密度を乗じ、流動停止までの保有熱量とすると[]となり、Al₂O₃の[]倍となる。</p> <p>また、ドレン配管(80A)の配管直径(d_f)を8cmと仮定すると、EPRI/FAI試験のドレンラインd_{tes}(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。</p> $L = L_{tes} \times \frac{d_f}{d_{tes}} \times \frac{h_{db} \rho_{db}}{h_{al} \rho_{al}}$ <p>ここで、L: ドレン配管内の溶融炉心流動距離(凝固距離) L_{tes}: EPRI/FAI試験の流動距離 $\frac{d_f}{d_{tes}}$: 配管直径比 $\frac{h_{db} \rho_{db}}{h_{al} \rho_{al}}$: 流動停止までの保有熱量比</p> <p>である。</p> <p>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。</p>	<p>・記載方針の相違 【東海第二】 東海第二では、格納容器ドレンサンプ排水流路における凝固停止評価結果が1.に記載されている。</p> <p>・評価結果の相違 【柏崎6/7】 評価に適用する溶融炉心物性等による差異。</p> <p>・評価結果の相違 【柏崎6/7】 評価に適用する溶融炉心物性等による差異。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>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。</p> <p>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※</p> <div data-bbox="181 533 905 772" style="border: 1px solid black; height: 114px; width: 244px;"></div> <p>※溶融炉心物性値については、MAAP解析における、原子炉圧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。</p> <p>【ここまで】</p> <p>(2) コリウムシールドの選定理由</p> <p>これまでは、<u>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。</u></p> <p>対策の検討に際しては、<u>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0.15mの高さにあり、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。</u></p> <p><u>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。</u></p>		<p>ファンネルからドライウェルサンプへと繋がるドレン配管長は、最短でも [] 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-1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 [] であり、ドライウェルサンプに溶融炉心が流入することはない。</p> <p>表1 評価に使用する溶融炉心物性値※</p> <div data-bbox="1765 516 2475 751" style="border: 1px solid black; height: 112px; width: 239px;"></div> <p>※ 溶融炉心物性値については、MAAP解析における、原子炉圧力容器破損直前の下部プレナム内の物性値を使用した。</p> <p>(3) コリウムシールドの選定理由</p> <p><u>(2)の評価結果では、原子炉格納容器下部注水によって溶融デブリはドレン配管内で止まるが、溶融デブリの凝固距離には不確かさがあると考えられることから、ドライウェルサンプへの溶融炉心流入防止対策を講じることとした。</u></p> <p>対策の検討に際しては、<u>ドレン配管内における冷却を促進し、溶融炉心を早期に固化・停止させるために、溶融デブリ流速の減速、流路を縮小する等の対策も考えられたが、漏えい検知機能といった既存の設備の機能を阻害しない観点及び施工性の観点で検討を実施し、ドレン配管入口までの流路を延長する対策としてコリウムシールドを選定した。</u></p>	<p>・設備設計の相違 【柏崎6/7】 ドレン配管長の差異。</p> <p>・評価結果の相違 【柏崎6/7】 MAAP解析における溶融物性値の差異。</p> <p>・設計方針の相違 【柏崎6/7】 島根2号炉においても、溶融デブリの冷却性や凝固距離の不確かさを考慮して、コリウムシールドを対策として選定しているが、設備の相違により記載が異なる。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
 <p>図2-1 サンプ侵食量の評価体系 (円柱で模擬)</p>  <p>図2-2 サンプ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)</p>  <p>図 2-3 サンプの構造図(側面図, 7号炉低電導度廃液サンプ)</p> <p>3. 設備の概要</p>			<p>・評価方針の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>柏崎 6/7 では、溶融炉心のサンプ流入時の影響について、MAAPコードを用いたMCCI評価が実施されている。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																																																
<p>3.1 設置目的</p> <p>炉心損傷後に原子炉圧力容器底部が破損し、<u>原子炉格納容器下部ドライウエルへの溶融炉心の落下に至り、落下してきた溶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溶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溶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、溶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。</u></p> <div data-bbox="181 840 911 1228" style="border: 1px solid black; height: 185px; width: 246px;"></div> <p style="text-align: center;">図3-1 コリウムシールド外観 (7号炉)</p> <p style="text-align: center;">表 3-1 コリウムシールド仕様</p> <table border="1" data-bbox="157 1423 917 1675"> <thead> <tr> <th colspan="2"></th> <th>6号炉</th> <th>7号炉</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td colspan="2">耐熱材材質 (サンプ防護材, 犠牲材)</td> <td colspan="2">ジルコニア (ZrO₂)</td> </tr> <tr> <td colspan="2">耐熱材融点</td> <td colspan="2">2677℃</td> </tr> <tr> <td colspan="2">高さ</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td rowspan="2">厚さ</td> <td>サンプ防護材</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>犠牲材</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td colspan="2">スリット長さ</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td colspan="2">耐震性</td> <td colspan="2">S s 機能維持</td> </tr> </tbody> </table>			6号炉	7号炉	耐熱材材質 (サンプ防護材, 犠牲材)		ジルコニア (ZrO ₂)		耐熱材融点		2677℃		高さ				厚さ	サンプ防護材			犠牲材			スリット長さ				耐震性		S s 機能維持			<p>3. 設備の概要</p> <p>3.1 設置目的</p> <p>炉心損傷後に原子炉圧力容器底部が破損し、<u>原子炉格納容器下部への溶融炉心の落下に至り、落下してきた溶融炉心がドレン配管を通じ、ドライウエルサンプ内に流入する場合、サンプピット壁面は原子炉圧力容器支持のための外側鋼板が露出しており、ドライウエルサンプ壁面と外側鋼板との距離も近く、またドライウエルサンプ床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も近いことから、コンクリート侵食によって原子炉圧力容器の支持機能及び原子炉格納容器のバウンダリの健全性が損なわれる恐れがある。ドライウエルサンプへの溶融炉心の流入を抑制し、溶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。</u></p> <div data-bbox="1932 877 2303 1325" style="border: 1px solid black; height: 213px; width: 125px;"></div> <p style="text-align: center;">図 3 コリウムシールド外観</p> <p style="text-align: center;">表 2 コリウムシールド仕様</p> <table border="1" data-bbox="1739 1478 2496 1717"> <thead> <tr> <th colspan="2"></th> <th>ジルコニア (ZrO₂)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="3">耐熱材材質</td> <td>シールド材</td> <td rowspan="3" style="border: 2px solid black;"></td> </tr> <tr> <td>目地材</td> </tr> <tr> <td>ライニング材</td> </tr> <tr> <td colspan="2">耐熱材融点</td> <td rowspan="3" style="border: 2px solid black;"></td> </tr> <tr> <td rowspan="2">寸法</td> <td>シールド材厚さ</td> </tr> <tr> <td>水路 (スリット部) 長さ</td> </tr> <tr> <td colspan="2">耐震性</td> <td></td> </tr> </tbody> </table>			ジルコニア (ZrO ₂)	耐熱材材質	シールド材		目地材	ライニング材	耐熱材融点			寸法	シールド材厚さ	水路 (スリット部) 長さ	耐震性			<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> ・設備設計の相違 <p>【柏崎 6/7】</p> <p>設備や格納容器構造の相違により、想定される損傷箇所が異なるため、記載が異なる。</p>
		6号炉	7号炉																																																
耐熱材材質 (サンプ防護材, 犠牲材)		ジルコニア (ZrO ₂)																																																	
耐熱材融点		2677℃																																																	
高さ																																																			
厚さ	サンプ防護材																																																		
	犠牲材																																																		
スリット長さ																																																			
耐震性		S s 機能維持																																																	
		ジルコニア (ZrO ₂)																																																	
耐熱材材質	シールド材																																																		
	目地材																																																		
	ライニング材																																																		
耐熱材融点																																																			
寸法	シールド材厚さ																																																		
	水路 (スリット部) 長さ																																																		
耐震性																																																			

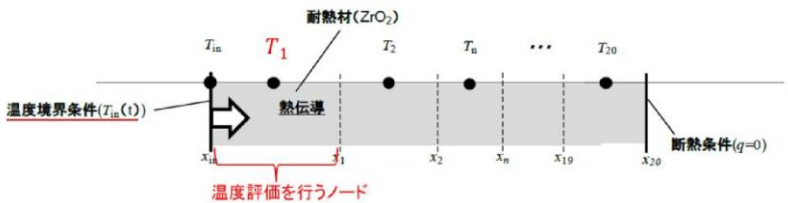

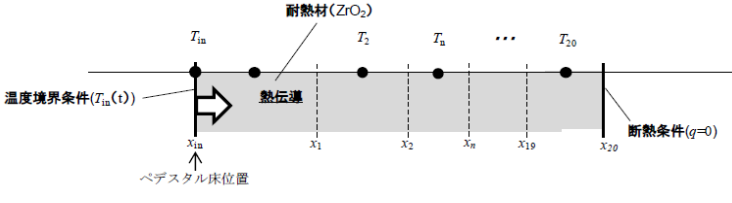
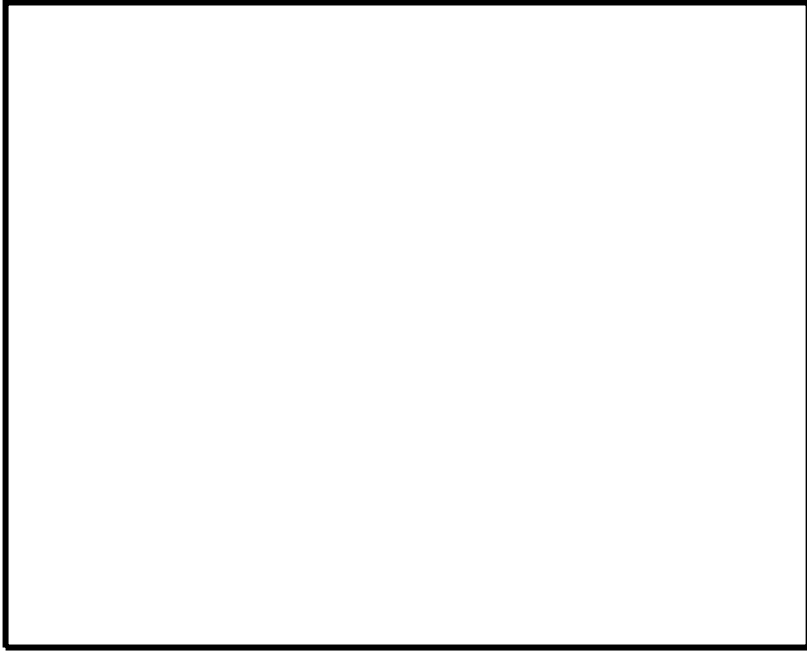
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>3.2 コリウムシールド構造</p> <p>(1) コリウムシールド設計条件</p> <p>a. 想定する事故シナリオ</p> <p>コリウムシールドを設計するための前提条件となる事故シナリオは以下のとおり。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ TQUV (過渡事象後の低圧での炉心冷却失敗) 及び原子炉注水失敗を想定 (有効性評価におけるMCCIシナリオと同様) ・ 原子炉圧力容器破損前の<u>原子炉格納容器下部注水 (水張高さ2m) は成功</u>、その後も注水は継続実施 <p>MAAP 解析結果またシュラウド下部の構造から、溶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、溶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溶融炉心はそのほとんどが垂直に落下し<u>原子炉格納容器下部</u>に到達。その後、<u>原子炉格納容器下部床面</u>を水平方向に拡散し、<u>ドライウェルサンプ</u>へ流入すると想定される。溶融炉心の総量は <input type="text"/> と想定。</p> <p>表 3-2 溶融炉心組成内訳</p> <div data-bbox="172 1339 893 1707" style="border: 1px solid black; height: 175px; width: 243px;"></div> <p>b. コリウムシールド設計要求事項</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 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) 		<p>3.2 コリウムシールド構造</p> <p>(1) コリウムシールド設計条件</p> <p>a. 想定する事故シナリオ</p> <p>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。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 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<u>原子炉格納容器下部注水により1mの水位が形成されているものとし</u>、その後も注水は継続実施 <p>MAAP 解析結果またはシュラウド下部の構造から、溶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、溶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溶融炉心はそのほとんどが垂直に落下し<u>原子炉格納容器下部床面</u>に到達。その後、<u>原子炉格納容器下部床面</u>を水平方向に拡散し、<u>ファンネル</u>に流入すると想定される。溶融炉心の総量は <input type="text"/> と想定。</p> <p>表 3 溶融炉心組成内訳</p> <div data-bbox="1777 1318 2460 1701" style="border: 1px solid black; height: 182px; width: 230px;"></div> <p>b. コリウムシールド設計要求事項</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 崩壊熱レベル: 事故後約5.4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5時間相当とする。 (ジルコニウム-水反応熱も考慮) 	<p>・ 評価方針の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉のコリウムシールドの設計条件として、保守性を考慮し、初期の水張り高さを1mとしている。</p> <p>・ 設備設計の相違 【柏崎 6/7】</p> <p>・ 解析結果の相違 【柏崎 6/7】</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>・床面積 : <u>コリウムシールド設置による床面積減少分を考慮し, 74 m²とする。(7号炉の値。6号炉は60 m²)</u></p> <p>・溶融炉心質量: 原子炉圧力容器内の主要設備 (表3-2に記載) の溶融を考慮し, []とする。</p> <p>・溶融炉心初期温度: MAAP解析における, 原子炉圧力容器が破損し, 溶融炉心が<u>原子炉格納容器下部に落下した直後の温度</u>, []とする。</p> <p>・溶融炉心除熱量: 有効性評価よりも保守的な, []とする。</p> <p>・初期水張条件: 原子炉圧力容器破損前から<u>原子炉格納容器下部に注水を行うことを考慮し, 高さ2m</u>とする。</p> <p>(2) コリウムシールド基本構造</p> <p>コリウムシールドの外形及び基本構造を<u>図3-2, 図3-3</u>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, <u>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。</u></p> <p>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 (ZrO₂) を選定した。ジルコニア (ZrO₂) 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 (ZrO₂) 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 (<u>別紙-1 参照</u>)。</p>		<p>・床面積 : <u>コリウムシールド設置後の原子炉格納容器下部の溶融デブリ拡がり面積を可能な限り減少させないように, 原子炉格納容器下部全体を覆う構造とし, []とする。</u></p> <p>・溶融炉心質量 : 原子炉圧力容器内の主要設備 (表3に記載) の溶融を考慮し, []とする。</p> <p>・溶融炉心初期温度: MAAP解析における, 原子炉圧力容器が破損し, 溶融炉心が<u>原子炉格納容器下部に落下した直後の温度</u>, []とする。</p> <p>・溶融炉心除熱量 : 有効性評価よりも保守的な, []とする。</p> <p>・初期水張条件 : 原子力圧力容器破損前から<u>原子炉格納容器下部に注水を行うことを考慮し, MCC I の観点から保守性を持たせた高さ1m</u>とする。</p> <p>(2) コリウムシールド基本構造</p> <p>コリウムシールドの外形及び基本構造を<u>図4</u>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, <u>原子炉格納容器下部床面全体を覆う構造とする。なお, コリウムシールドの下部には, 矩形流路 (スリット) を設置する。</u></p> <p>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 (ZrO₂) を選定した。ジルコニア (ZrO₂) 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 (ZrO₂) 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 (<u>別紙-3 参照</u>)。</p>	<p>・設計方針の相違 【柏崎 6/7】 コリウムシールドの形状の差異による記載の相違</p> <p>・評価方針の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉は, コリウムシールドの設計条件として, 保守性を考慮し, 初期の水張り高さを1mとしている。</p> <p>・設計方針の相違 【柏崎 6/7】 コリウムシールドの形状の差異による記載の相違。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="172 220 893 583" style="border: 1px solid black; height: 173px; width: 243px; margin-bottom: 10px;"></div> <p data-bbox="290 615 759 646">図 3-2 コリウムシールド外形 (7 号炉)</p> <div data-bbox="172 667 893 1031" style="border: 1px solid black; height: 173px; width: 243px; margin-bottom: 10px;"></div> <p data-bbox="270 1062 780 1094">図 3-3 コリウムシールド基本構造 (7 号炉)</p> <p data-bbox="157 1150 626 1182">(3) コリウムシールド各部寸法 (7号炉)</p> <p data-bbox="181 1199 448 1230">a. 堰の高さについて</p> <p data-bbox="172 1241 899 1587">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、原子炉压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、溶融炉心が原子炉压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。</p> $H_d = \frac{\frac{m_d}{\rho_d} + \frac{m_m}{\rho_{SUS}} + V_s}{A_{pd}}$ <p data-bbox="172 1734 899 1902">ここで、H_d : 溶融炉心堆積高さ[m], m_d : 溶融炉心総量[kg], ρ_d : 溶融炉心密度[kg/m³], m_m : 原子炉压力容器の下部に存在する機器重量[kg], ρ_{SUS} : SUS密度[kg/m³], 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</p>		<div data-bbox="1736 210 2496 579" style="border: 1px solid black; height: 176px; width: 256px; margin-bottom: 10px;"></div> <p data-bbox="1893 615 2392 646">図 4 コリウムシールド外形及び基本構造</p> <p data-bbox="1745 1150 2131 1182">(3) コリウムシールド各部寸法</p>	<p data-bbox="2531 1199 2739 1230">・設計方針の相違</p> <p data-bbox="2531 1241 2674 1272">【柏崎 6/7】</p> <p data-bbox="2531 1283 2813 1545">島根 2 号炉のコリウムシールドは、原子炉格納容器下部床面全体を覆う構造であるため、堰の高さについては記載していない。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>たペDESTAL床面積[m²], V_s: 溶融炉心に埋没する耐熱材容積[m³]とする。</p> <p>上記の式に各値を代入した結果を表3-3に示す。ただし、 $m_d = \text{[]}$, $\rho_d = \text{[]}$, $m_m = \text{[]}$, $\rho_{SUS} = \text{[]}$, $A_{pd} = \text{[]}$, $V_s = \text{[]}$とする。</p> <p>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の、溶融炉心の堆積高さは、 <u>となる。</u></p> <p>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、<u>コリウムシールドの堰の高さをとする。</u></p> <p>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]</p> <div data-bbox="178 1020 893 1402" style="border: 1px solid black; height: 180px; width: 100%;"></div> <p>b. 床防護部寸法について <u>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[]とする。従って、床防護部の寸法をコンクリート侵食量[]に余裕をみて[]とする。</u></p>			<p>・設計方針の相違 【柏崎 6/7】 島根 2 号炉のコリウムシールドは、原子炉格納容器下部床面全体を覆う構造であるため、床防護寸法については記載していない。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="281 210 816 556" data-label="Diagram"> </div> <div data-bbox="385 567 712 598" data-label="Caption"> <p>図 3-4 床面侵食イメージ図</p> </div> <div data-bbox="178 619 905 997" data-label="Figure"> </div> <div data-bbox="326 1018 771 1050" data-label="Caption"> <p>図 3-5 コンクリート侵食量評価結果</p> </div> <div data-bbox="163 1102 504 1144" data-label="Section-Header"> <p>c. 壁防護部寸法について</p> </div> <div data-bbox="163 1144 905 1459" data-label="Text"> <p>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熔融炉心により侵食され、熔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。</p> </div> <div data-bbox="163 1501 534 1543" data-label="Section-Header"> <p>d. 耐熱材基本構成について</p> </div> <div data-bbox="163 1543 905 1858" data-label="Text"> <p>図3-3に示すとおり耐熱材は熔融炉心との接触に伴う熱衝撃対策として二層構造（サンプル防護材：厚さ [] + 犠牲材：厚さ []）とし、ジルコニア製の耐熱モルタルにて互いを接着する。サンプル防護材の厚さについては、耐熱材厚さ方向の熱伝導評価により、熔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。</p> </div> <div data-bbox="192 1858 905 1900" data-label="Text"> <p>ジルコニア融点については、ジルコニア単体の融点は2677℃</p> </div>		<div data-bbox="1751 1501 2122 1543" data-label="Section-Header"> <p>a. 耐熱材基本構成について</p> </div> <div data-bbox="1751 1543 2507 1816" data-label="Text"> <p>耐熱材は熔融炉心との接触に伴う熱衝撃対策として二層構造（サンプル防護材：厚さ [] + 犠牲材：厚さ []）とし、 [] にて互いに接着する。サンプル防護材の厚さについては、耐熱材厚さ方向の熱伝導評価により、熔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。</p> </div> <div data-bbox="1780 1858 2507 1900" data-label="Text"> <p>ジルコニア融点については、ジルコニア単体の融点は []</p> </div>	<p>・設計方針の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉のコリウムシールドは、原子炉格納容器下部床面全体を覆う構造であるため、壁防護寸法については記載していない。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>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/m²)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。</p> <p>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、サンプル防護材の厚さは[]とする。</p> <p>※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。</p>  <p>図 3-6 解析モデル</p>  <p>図 3-7 溶融炉心温度変化 (温度境界条件 $T_{in}(t)$)</p> <p>※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</p>	<p>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、2,100℃とした。一般に$UO_2 - ZrO_2$の共晶温度は約 2,500℃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 6 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/m² (圧力依存あり))よりも保守的な値[]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。</p> <p>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、サンプル防護材の厚さは[]とする。</p> <p>※別紙-3 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。</p>  <p>図 5 解析モデル</p>  <p>図 6 溶融炉心温度変化 (温度境界条件 $T_{in}(t)$)</p> <p>※実線：MAAP 解析結果，破線：解析結果を包絡する評価用温度を表す</p>		

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="166 264 893 636" style="border: 1px solid black; height: 177px; width: 245px;"></div> <p data-bbox="284 659 789 688">図 3-8 デブリと接触するノードの温度変化</p> <p data-bbox="172 747 899 869">犠牲材については、あくまでも熱衝撃を吸収するためのもの（熱衝撃による割れを許容するもの）であることから、耐熱材製造上の最小厚さ（）とする。</p> <p data-bbox="172 884 899 957">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。</p> <p data-bbox="172 1108 899 1272">なお、模擬溶融炉心によるジルコニア耐熱材の侵食挙動に係る実験として、欧州委員会のプロジェクトとして実施された CIT (Corium Interactions and Thermochemistry) 実験^{[1][2]}がある。</p> <p data-bbox="172 1287 899 1896">CIT実験において、溶融炉心中の酸化鉄含有量が大きい場合に、酸化鉄とジルコニアとの共晶反応により、ジルコニアの融点よりも低い温度でジルコニア耐熱材が溶融、侵食されたことが報告されている。実機における溶融炉心中の酸化鉄の割合は、<u>3%程度*</u>と小さいことから、実機においてジルコニア耐熱材の融点が大幅に下がることはないと考えられるが、ここでは CIT実験の各実験条件の中でも比較的実機に近い条件である CIT-9実験（模擬溶融炉心中の酸化鉄の割合：30.5%）及び、更に模擬溶融炉心中の酸化鉄の割合が高く、より共晶反応の影響が大きいと考えられる CIT-11実験（模擬溶融炉心中の酸化鉄の割合：81.0%）の結果を基に、侵食量を評価する。CIT-9実験では、模擬溶融炉心を2080℃から2474℃まで段階的に昇温し、各段階においてジルコニア耐熱材の侵食が確認されており、その最大侵食速度は0.18mm/minであった。一方、CIT-11実験におい</p>	<p data-bbox="952 522 1605 552">【比較のため、「添付資料3.5.1 別添3」の一部を記載】</p> <p data-bbox="943 615 1709 957">解析コードMAAPによる侵食量評価では、溶融炉心中のZrによるZrO₂耐熱材の還元反応を考慮し、耐熱材侵食試験結果に基づき侵食開始温度を保守的に2,100℃と設定した上で、溶融炉心によるコリウムシールドの侵食が生じないことを確認している。しかし、溶融炉心には少量ながらその他の金属酸化物も含まれており、これらの影響によってZrO₂耐熱材が侵食される可能性も考えられるため、関連する既往実験の知見を考慮した場合のコリウムシールドの侵食量について検討する。</p> <p data-bbox="943 1062 1234 1092">1. CIT実験について</p> <p data-bbox="967 1106 1709 1228">模擬溶融炉心によるZrO₂耐熱材の侵食挙動に係る実験として、欧州委員会のプロジェクトとして実施されたCIT実験^{[1][2]}がある。</p> <p data-bbox="967 1287 1709 1497">CIT実験では、第1図に示すような試験装置によって、模擬溶融炉心とZrO₂耐熱材を最長10時間程度接触させ、模擬溶融炉心の表面温度（ZrO₂耐熱材との界面温度）と侵食深さの推移が測定された。そのうち、CIT-9及びCIT-11では実機の条件に近い組成のZrO₂耐熱材が用いられている。</p> <p data-bbox="967 1512 1709 1896">CIT-9における入力エネルギー及び模擬溶融炉心表面温度とZrO₂耐熱材の侵食深さの推移を第2図及び第3図に示す。耐熱材の最終的な侵食深さは22.5mm、最大の侵食速度は0.18mm/minと報告されている。実験において、模擬溶融炉心は誘導加熱により2,080℃から2,474℃まで段階的に昇温されたが、出力を一定に維持し模擬溶融炉心の昇温を停止すると、耐熱材の侵食は一定の深さまで進んだ後に停止する挙動が確認されている。また、CIT-11における模擬溶融炉心表面温度とZrO₂耐熱材の侵食深さの推移を第4図に示す。最終的な侵食深さは</p>	<div data-bbox="1748 247 2504 646" style="border: 1px solid black; height: 190px; width: 255px;"></div> <p data-bbox="1896 659 2401 688">図 7 デブリと接触するノードの温度変化</p> <p data-bbox="1760 747 2502 869">犠牲材については、あくまでも熱衝撃を吸収するためのもの（熱衝撃による割れを許容するもの）であることから、耐熱材製造上の最小厚さ（）とする。</p> <p data-bbox="1760 884 2502 957">また、耐熱材は鋼製のライニングプレート（）にて覆う構造とした。</p> <p data-bbox="1760 1108 2502 1272">なお、模擬溶融炉心によるジルコニア耐熱材の侵食挙動に係る実験として、欧州委員会のプロジェクトとして実施されたCIT実験 (Corium Interactions and Thermochemistry) ^{[1][2]}がある。</p> <p data-bbox="1760 1287 2502 1896">CIT実験において、溶融炉心中の酸化鉄含有量が大きい場合に、酸化鉄とジルコニアとの共晶反応により、ジルコニアの融点よりも低い温度でジルコニア耐熱材が溶融、侵食されたことが報告されている。実機における溶融炉心中の酸化鉄の割合は、<u>4%程度*</u>と小さいことから、実機においてジルコニア耐熱材の融点が大幅に下がることはないと考えられるが、ここでは CIT実験の各実験条件の中でも比較的実機に近い条件である CIT-9実験（模擬溶融炉心中の酸化鉄の割合：30.5%）及び、更に模擬溶融炉心中の酸化鉄の割合が高く、より共晶反応の影響が大きいと考えられる CIT-11 実験（模擬溶融炉心中の酸化鉄の割合：81.0%）の結果を基に、侵食量を評価する。CIT-9実験では、模擬溶融炉心を2,080℃から2,474℃まで段階的に昇温し、各段階においてジルコニア耐熱材の侵食が確認されており、その最大侵食速度は0.18mm/minであった。一方、C</p>	<p data-bbox="2540 1465 2739 1539">・解析結果の相違 【柏崎 6/7】</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>て確認されたジルコニア耐熱材の侵食開始温度は1825℃であった。</p> <p>侵食評価においては、溶融炉心温度がCIT-11実験でのジルコニア耐熱材の侵食開始温度である1825℃より更に低い1800℃となるまで、ジルコニア耐熱材が0.18mm/minの侵食速度で侵食されると仮定する。図3-7より、溶融炉心温度が1800℃となるまでの時間は約3時間であることから、侵食量は約0.033mとなる。</p> <p>したがって、溶融炉心中の酸化鉄が局所的に存在しジルコニア耐熱材が侵食されたとしても、侵食量はコリウムシールドの耐熱材厚さ□ (サンプル防護材：□+犠牲材：□) を十分に下回るため、コリウムシールドの機能に影響はない。</p> <p>※RPV破損時点での溶融炉心中の酸化鉄割合 (MAAP解析結果より)</p> <p>なお、コリウムシールドのZrO₂耐熱材ブロック間やアンカボルト周囲の隙間には、耐熱材ブロックと同成分の不定形耐火物とモルタルバインダ (主成分：ケイ酸ナトリウム) を混練し</p>	<p>39.5mm、最大の侵食速度は0.28mm/minと報告されており、CIT-9と同様に出力を一定に維持すると侵食が停止する挙動が確認されている。</p> <p>【ここまで】</p> <p>【比較のため、「添付資料3.5.1 別添3」の一部を記載】</p> <p>3. 実機における溶融炉心中の金属酸化物によるZrO₂耐熱材の侵食</p> <p>CIT-9及びCIT-11実験は、ともに実機の酸化鉄の割合を大きく上回っているが、ここでは実機の酸化鉄の割合により近いCIT-9実験に基づき、溶融炉心中の金属酸化物によるZrO₂耐熱材の侵食量について考察する。</p> <p>実機のMAAP解析結果によれば、溶融炉心とコリウムシールドの接触面の最高温度は約2,000℃となっている。CIT-9実験では、これを上回る2,080℃において約4mmの侵食が見られているが、その侵食量は時間とともに増加する傾向にはない結果となっている。ただし、この挙動は実験容器が外部から冷却されていたことに起因することが示唆されており、外部冷却がない場合には侵食が継続的に生じる可能性がある。</p> <p>仮に実機において溶融炉心中の金属酸化物による侵食が継続的に生じる可能性を考慮し、RPV破損時点から溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度が1,800℃^{※3}を下回るまでの約3時間、CIT-9実験で確認された最大侵食速度である0.18mm/minで侵食が進んだと仮定した場合でも、侵食量は約33mmとなる。</p> <p>※3 溶融炉心中の酸化鉄による侵食がより生じやすい条件と考えられるCIT-11実験にて、ZrO₂耐熱材の侵食が開始している温度 (第4図)</p> <p>したがって、<u>万二</u>溶融炉心中の酸化鉄が局所的に存在し耐熱材が侵食されたとしても、侵食量はコリウムシールド厚さ15cmを十分下回る。</p> <p>なお、コリウムシールドのZrO₂耐熱材ブロック間やアンカボルト周囲の隙間には、耐熱材ブロックと同成分の不定形耐火物とモルタルバインダ (主成分：ケイ酸ナトリウム) を混練し</p>	<p>I T-11 実験において確認されたジルコニア耐熱材の侵食開始温度は1,825℃であった。</p> <p>侵食評価においては、溶融炉心温度がCIT-11実験でのジルコニア耐熱材の侵食開始温度である1,825℃より更に低い1,800℃となるまで、ジルコニア耐熱材が0.18mm/minの侵食速度で侵食されると仮定する。図6より、溶融炉心温度が1,800℃となるまでの時間は約3.7~7.8時間であることから、侵食量は約0.085mとなる。</p> <p>したがって、溶融炉心中の酸化鉄が局所的に存在しジルコニア耐熱材が侵食されたとしても、侵食量はコリウムシールドの耐熱材厚さ□ (サンプル防護材：厚さ□+犠牲材：厚さ□) を十分に下回るため、コリウムシールドの機能に影響はない。</p> <p>※RPV破損時点での溶融炉心中の酸化鉄割合 (MAAP解析結果より)</p> <p>なお、コリウムシールドのZrO₂耐熱材ブロック間やアンカボルト周囲の隙間には、耐熱材ブロックと同成分の不定形耐火物とモルタルバインダ (主成分：ケイ酸ナトリウム) を混練し</p>	<p>備考</p> <p>・解析結果の相違</p> <p>【柏崎6/7、東海第二】 設備の構造や評価条件の差異により、1,800℃となるまでの時間および侵食量が異なる。</p> <p>・設備設計の相違</p> <p>【柏崎6/7】 島根2号炉および東</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>e. スリット部の構造について</p> <p><u>ドライウエ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、ドライウエ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、ドライウエル高電導度廃液サンプへの漏えい水の流入量が 1gpm (0. 228m³/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への有意な流入経路とならないことを確認する。</u></p> <p>(i) スリット内の溶融炉心凝固評価について</p> <p>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。</p> <p>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、<u>最大でも</u> <input type="text"/> <u>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</u> <input type="text"/> <u>とする。</u></p>	<p>たモルタルを目地材として用いる。(第5図)。このモルタルは、耐熱材ブロックと同等のZrO₂含有率を有するものを用いるとともに、常温で固化し、固化後は周囲のZrO₂耐熱材と結合して耐熱材ブロックと同等の性能を発揮するため、溶融炉心による選択的な侵食は生じない。また、仮にモルタルの溶融を想定する場合においても、モルタルの大半を占めるZrO₂は溶融せず、モルタルバインダのみが溶融すると考えられるため、耐火材ブロックに生じる間隙は極めて僅かであること、及びコリウムシールドへの伝熱によって溶融炉心は表面がクラスト化し流動性が低下することから、耐火材ブロックに生じる間隙へ選択的に侵入するとは考え難く、コリウムシールドの健全性に影響を与えることはないと考ええる。</p> <p>【ここまで】</p>	<p><u>たモルタルを目地材として用いる。このモルタルは、耐熱材ブロックと同等のZrO₂含有率を有するものを用いるとともに、常温で固化し、固化後は周囲のZrO₂耐熱材と結合して耐熱材ブロックと同等の性能を発揮するため、溶融炉心による選択的な侵食は生じない。また、仮にモルタルの溶融を想定する場合においても、モルタルの大半を占めるZrO₂は溶融せず、モルタルバインダのみが溶融すると考えられるため、耐火材ブロックに生じる間隙は極めて僅かであること、及びコリウムシールドへの伝熱によって溶融炉心は表面がクラスト化し流動性が低下することから、耐火材ブロックに生じる間隙へ選択的に侵入するとは考え難く、コリウムシールドの健全性に影響を与えることはないと考ええる。</u></p> <p>b. スリット部の構造について</p> <p><u>原子炉格納容器下部床面に設置するコリウムシールドについては、床ドレン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、床ドレンサンプへの漏えい水の流入量が 1 gpm (0. 228m³/h) 以上となるように設定する。同時に、スリット内の溶融炉心が構造物への伝熱によりドレン配管に流入する前に凝固し、水路を閉塞することを確認する。</u></p> <p>(i) スリット内の溶融炉心凝固評価について</p> <p>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、水は存在しないものとして評価を行った。</p> <p>凝固評価に用いたモデルを表4に、各モデルでの凝固評価結果を表5に示す。モデルの違いにより溶融炉心の凝固評価に多少の差異があるものの、<u>高さ</u> <input type="text"/> <u>のスリットであれば溶融炉心の流動距離は最大でも</u> <input type="text"/> <u>であることから、溶融炉心の凝固距離に余裕を見込んで、スリット長さを</u> <input type="text"/> <u>以上とする。</u></p>	<p>海第二では、コリウムシールドのZrO₂耐熱材ブロック間やアンカボルト周囲の隙間のモルタルに対する検討を実施している。</p> <p>・設備設計の相違 【柏崎 6/7】</p> <p>・記載方針の相違 【柏崎 6/7】</p> <p>・解析結果の相違 【柏崎 6/7】</p> <p>設備設計の違いによる溶融炉心の凝固距離</p>

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
	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	・米国 NRC に認可されたモデル ・US-ABWR は本モデルに基づき標準設計認証を取得
	円管内での溶融デブリの流動距離を評価するモデル	・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 ・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
	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	・溶融デブリに対する凝固評価には使用実績なし ・鋳造分野で使用されている

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)

(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、漏えい検出に必要となる流量との比較を行う。

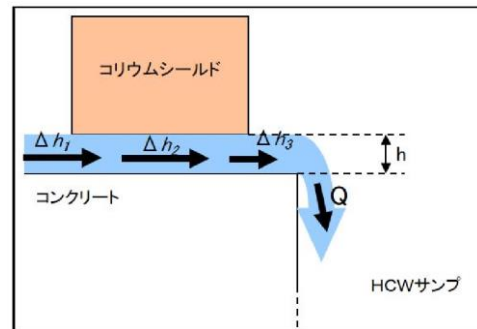


図3-9 スリット部流路概念

入口圧損 (Δh_1)、流路圧損 (Δh_2)、出口圧損 (Δh_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。

表 4 デブリ凝固評価モデル比較

評価モデル	概要	適用実績
	平行平板間の溶融デブリが凝固し流路が平衡することを想定したモデル	・米国 NRC に認可されたモデル ・US-ABWR は本モデルに基づき標準設計認証を取得
	円管内での溶融デブリの流動距離を評価するモデル	・MAAP のRPV 下部プレナムにおける核計装配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。 ・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。
	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	・溶融デブリに対する凝固評価には使用実績なし ・鋳造分野で使用されている。

表 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)

(ii) 漏えい検出機能への影響について

コリウムシールドは原子炉格納容器下部床面全面に設置することから、1 gpm の漏えい水がスリットを流れる際の損失水頭がコリウムシールド厚さ未満であれば、漏えい検出機能への影響はない。

従って、スリット通過時の損失水頭＝コリウムシールド厚さとなる場合のスリット通過後の流量を求め、漏えい検出に必要となる流量 1 gpm (0.228m³/h) との比較を行う。

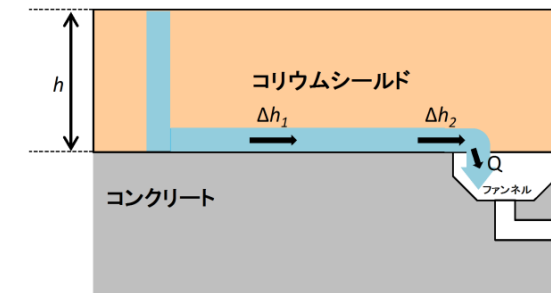


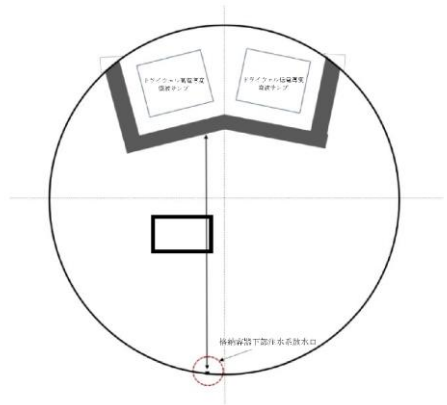
図 8 スリット部流路概念

スリット流路の圧損 (Δh_1)、出口圧損 (Δh_2) 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。

および必要となるスリット長さが異なる。

・設備設計の相違
【柏崎 6/7】
設備設計の違いによる漏えい検出の評価モデルの差異。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>$h = \Delta h_1 + \Delta h_2 + \Delta h_3$</p> <p>上式の各項を展開し, $h =$ <input type="text"/> (スリット高さ), またスリット幅: <input type="text"/> とするとスリット通過後の流量 (Q) は</p> <p>$Q =$ <input type="text"/> (スリット1ヶ所あたり)</p> <p>となり, 漏えい検出に必要となる流量 (1gpm (0.228m³/h)) を上回る。</p> <p>従って, <u>ドライウェル高電導度廃液サンプ</u>の漏えい検出機能に影響はない。</p> <p>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 <input type="text"/>, 幅 <input type="text"/>, 長さ <input type="text"/> のスリットを <input type="text"/>ヶ所, 更に床面から0.01mの高さに, 高さ<input type="text"/>, 幅<input type="text"/>, 長さ<input type="text"/>のスリットを<input type="text"/>ヶ所設置する。</p> <p>(4) <u>コリウムシールドと原子炉圧力容器との離隔距離</u></p> <p><u>炉心溶融事故発生時の原子炉圧力容器の破損個所として, 原子炉圧力容器下鏡中央部が想定される。原子炉圧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圧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。</u></p> <div data-bbox="184 1438 887 1795" style="border: 1px solid black; height: 170px; width: 237px;"></div> <p>図3-10 原子炉圧力容器中心からの離隔距離 (7号炉)</p>		<p>$h = \Delta h_1 + \Delta h_2$</p> <p>上式の各項を展開し, $h =$ <input type="text"/> (コリウムシールド厚さ), またスリット幅: <input type="text"/> とすると, スリット通過後の流量 (Q) は,</p> <p>$Q =$ <input type="text"/> (スリット1ヶ所あたり)</p> <p>となり, 漏えい検出に必要となる流量 (1gpm (0.228m³/h)) を上回る。</p> <p>従って, <u>ドライウェルサンプ</u>の漏えい検出機能に影響はない。</p> <p>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, 高さ<input type="text"/>, 幅<input type="text"/>, 長さ<input type="text"/>以上のスリットを4ヶ所設置する。</p> <p><u>以下にスリット部断面の概略図を示す。</u></p> <div data-bbox="1736 823 2502 1010" style="border: 1px solid black; height: 89px; width: 258px;"></div> <p>図9 スリット部断面概略図</p> <p>(iii) <u>原子炉格納容器下部壁面と水路(スリット部)の離隔距離</u></p> <p><u>原子炉格納容器下部壁面にはコリウムシールドを設置しないため, 壁面からのコンクリート侵食が想定される。原子炉格納容器下部壁面の侵食箇所がスリット流路内へのデブリの有意な流入経路とならないように, スリット部は壁から離して設置する。壁からの離隔距離については, 既存のファンネルの壁面までの長さ<input type="text"/>を考慮した上で, 構造上配置可能な範囲において, できる限り壁面から離れた配置とする。</u></p>	<p>備考</p> <p>・設備設計の相違 【柏崎 6/7】 設備設計の違いによる記載方針の相違。</p> <p>・設備設計の相違 【柏崎 6/7】 設備設計の違いによる離隔距離の考慮方法の差異。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(5) コリウムシールド設置に伴う悪影響の有無</p> <p>a. <u>原子炉格納容器下部注水系への悪影響の有無</u> 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 <input type="text"/> 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。</p>  <p>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</p> <p>(6) <u>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</u> 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</p>		<p>(4) コリウムシールド設置に伴う悪影響の有無 コリウムシールドの設置により設計基準事故対処設備及び他の重大事故等対処設備に対し影響を及ぼす可能性があることから、コリウムシールドの設置による悪影響の有無について確認を行った。</p> <p>a. <u>原子炉格納容器の閉じ込め機能への悪影響の有無</u> コリウムシールド設置に伴う追加重量、圧力容器ペDESTAL基礎ボルトの発生荷重（モーメント）の増加率は小さく耐震性への影響は軽微であり、またコンクリート侵食及び非凝縮性ガスの発生を抑制することから、原子炉格納容器の閉じ込め機能への悪影響はない。</p> <p>b. <u>原子炉格納容器下部注水系への悪影響の有無</u> 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の注水口が設置されているが、コリウムシールド設置による既存の床面からの底上げによる干渉影響はなく、原子炉格納容器下部注水の機能を阻害することはない。</p> <p>なお、原子炉格納容器下部注水の注水口は大量の溶融デブリ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の機能が喪失することはない。</p>	<p>・記載方針の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、コリウムシールド設置に伴う格納容器閉じ込め機能への影響の考察を記載。</p> <p>・設備設計の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、コリウムシールドを原子炉格納容器下部床全面に敷設しているため、注水口とコリウムシールドの水平距離は記載していない。</p> <p>・設備設計の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、コリウムシールドを原子炉格納容器下部床全面に</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>及びドレン配管の敷設状況について図3-12に示す。</p> <p><u>機器ファンネルからドライウェルサンプ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. ドレン配管内での熔融炉心の凝固距離について」及び別紙-2に示すとおり、ドレン配管内の熔融炉心の凝固距離は最大でも約2.7mと、ドライウェルサンプに熔融炉心が流入することはない。しかしながら、ドレン配管内の熔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。</u></p> <p><u>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。</u></p> <div data-bbox="290 764 780 1079" style="border: 1px solid black; width: 165px; height: 150px; margin: 10px auto;"></div> <p>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)</p> <p>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 (Al_2O_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。</p> <p>a. EPRI/FAI試験の概要</p> <p>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Al_2O_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Al_2O_3とで成層化が起こる。密度差からAl_2O_3は鉄より上層にあることにより、Al_2O_3によりセメント製のキャップが熔融し、Al_2O_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</p>			<p>敷設し、機器ファンネルからのサンプへの熔融炉心の流入を防止できるため、本評価を実施していない。</p> <p>・記載箇所の相違 【柏崎6/7】 島根2号炉については、EPRI/FAI試験の概要を2.(2)a.に記載している。</p>

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。

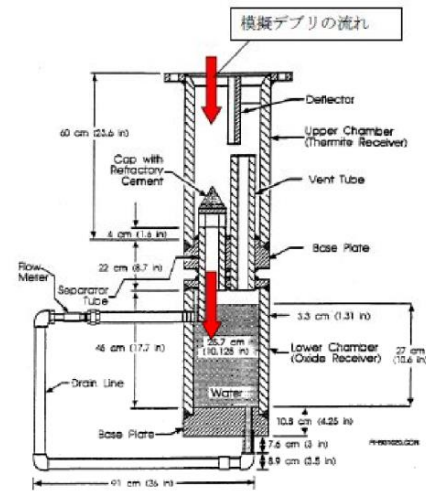


図3-13 EPRI 試験装置概要

b. ドレン配管内での熔融炉心の凝固距離について

ドレン配管内の熔融炉心の熔融凝固特性は流入する熔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、熔融炉心の物性の違いも考慮して、熔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に評価に使用する熔融炉心とコンクリートの物性値を示す。Al₂O₃の熔融潜熱 (h_{fs}=1.16×10⁶J/kg) に密度 (ρ=3800kg/m³) を乗じると、流動停止までの保有熱量は4408MJ/m³となる。一方、熔融炉心の流動停止までの保有熱量は顕熱と熔融潜熱の和として次式で表される。

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

ここで、h_{db}：熔融炉心の流動停止までの顕熱と熔融潜熱の和(J)、T_d：熔融炉心温度(°C)、T_{sol}：熔融炉心固相線温度(°C)、C_p：熔融炉心比熱(J/kg°C)、h_{fs}：熔融炉心熔融潜熱(J/kg)である。

このとき、h_{db}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□□となり、Al₂O₃の約□□倍となる。

また、ドレン配管(80A)の配管直径(d_f)を8cmと仮定すると、EPRI/FAI試験のドレンラインd_{tes}(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、ドレン配管内の熔融炉心流動距離（凝固距離）を次の様に評価する。

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

・記載箇所の相違
【柏崎6/7】
島根2号炉では、熔融炉心の凝固距離を2.(2)のb.に記載。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>ここで、L：ドレン配管内の溶融炉心流動距離（凝固距離）， L_{tes}：EPRI/FAI試験の流動距離，d_f/d_{tes}：配管直径比，$(h_{db} \rho_{db})$ $/ (h_{al} \rho_{al})$：流動停止までの保有熱量比である。</p> <p>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。</p> <p><u>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。</u></p> <p>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※</p>  <p>※溶融炉心物性値については，MAAP 解析における，原子炉圧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。</p> <p><u>(7) 6号炉コリウムシールドの構造について</u> <u>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図を図3-14に示す。</u></p>  <p>図3-14 コリウムシールド外形図（6号炉）</p>			<p>・申請号炉数の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉は，単号炉申請である。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>参考文献</p> <p>[1] D. Lopukh et al., “New Experimental Results On The Interaction Of Molten Corium With Core Catcher Material” , ICONE-8179, (2000).</p> <p>[2] J. M. Seiler, K. Froment, “Material Effects On Multiphase Phenomena In Late Phases Of Severe Accidents Of Nuclear Reactors” , Multiphase Science and technology, Vol. 12, No. 2, pp. 117-257, (2000).</p>			

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 - 1</p> <p><u>耐熱材と模擬熔融炉心との相互作用試験結果について</u></p> <p>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、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。</p> <p>以下に熔融Zr 及び模擬熔融炉心 (UO_2-ZrO_2-Zr) による耐熱材侵食試験の概要について示す。</p> <p>1. 熔融Zr による耐熱材侵食試験</p> <p>1-1. 試験方法</p> <p>耐熱材には <input type="text"/> <input type="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、$2000^{\circ}C \sim 2200^{\circ}C$ 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 UO_2, Zr, ZrO_2, Fe 等が想定されるが、試験においては、金属成分は $100mol\%Zr$ とした。</p> <div data-bbox="409 1329 712 1585" data-label="Image"> </div> <p style="text-align: center;">図別 - 1 試験体系</p> <p>1-2. 試験結果</p> <p>図別 - 2 に金属組成が $100mol\%Zr$ における試験後の耐熱材試験片の断面写真を示す。いずれの耐熱材においても、金属組成の Zr 量に応じて侵食量は増加した。また、金属組成によらず侵食量は <input type="text"/> > <input type="text"/> > ZrO_2 となり、ZrO_2, <input type="text"/>, <input type="text"/> の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。</p>			<p>・記載箇所の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2号炉は、コリウムシールド材料の選定について別紙-3 に記載。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="433 212 655 464" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="379 478 706 510" data-label="Caption"> <p>図別 - 2 試験後の断面写真</p> </div> <div data-bbox="172 525 647 556" data-label="Section-Header"> <p>2. 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験</p> </div> <div data-bbox="172 569 388 600" data-label="Section-Header"> <p>2-1. 試験方法</p> </div> <div data-bbox="172 613 923 737" data-label="Text"> <p>高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工したZrO₂耐熱材と模擬熔融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬熔融炉心の組成はUO₂-ZrO₂-Zr : 30mol%-30mol%-40mol%とした。</p> </div> <div data-bbox="172 747 923 1003" data-label="Text"> <p>同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬熔融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬熔融炉心の温度が、目標温度範囲 (2000℃～2100℃) 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。試験体系を図別-3 に示す。</p> </div> <div data-bbox="427 1024 661 1268" data-label="Diagram"> </div> <div data-bbox="433 1285 655 1316" data-label="Caption"> <p>図別 - 3 試験体系</p> </div> <div data-bbox="172 1331 388 1362" data-label="Section-Header"> <p>2-2. 試験結果</p> </div> <div data-bbox="172 1375 923 1587" data-label="Text"> <p>試験温度の推移を図別 - 4 に示す。試験においては2000℃～2050℃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。ZrO₂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ZrO₂耐熱材の有意な侵食が無いことが分かる。</p> </div> <div data-bbox="365 1598 730 1856" data-label="Figure"> </div> <div data-bbox="409 1871 676 1902" data-label="Caption"> <p>図別 - 4 試験温度推移</p> </div>			

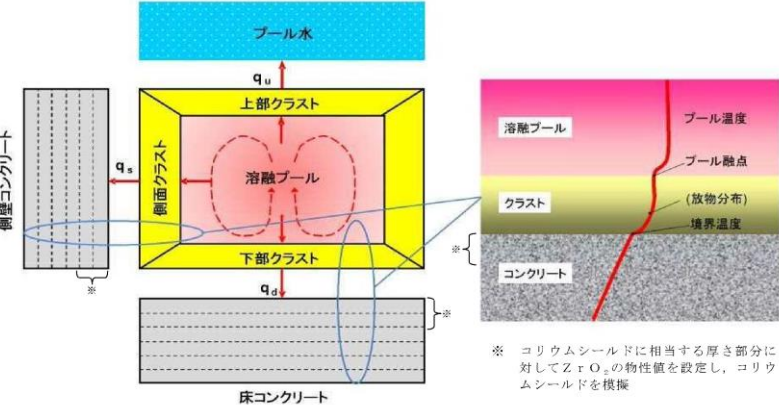
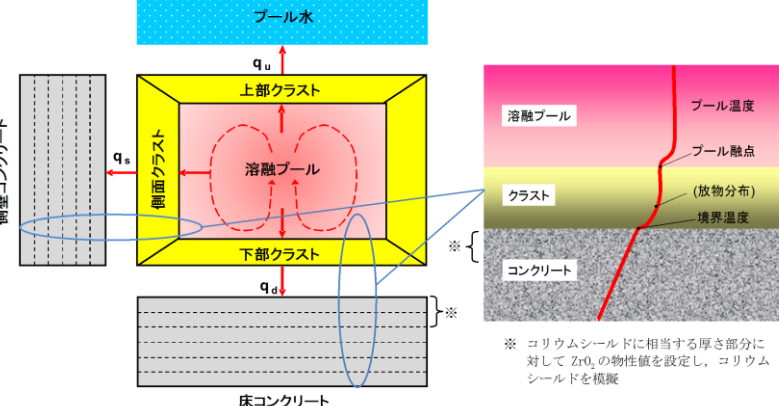
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="329 218 762 499" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="379 522 706 554" data-label="Caption"> <p>図別 - 5 試験後の断面写真</p> </div> <div data-bbox="172 613 623 644" data-label="Section-Header"> <p>3. 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験</p> </div> <div data-bbox="172 657 388 688" data-label="Section-Header"> <p>3-1. 試験方法</p> </div> <div data-bbox="172 701 923 1094" data-label="Text"> <p>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_2 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UO_2-ZrO_2-Zr : 30mol%-30mol%-40mol%とした。ZrO_2 耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電気炉により加熱した模擬熔融炉心をZrO_2 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対によりZrO_2 耐熱材の温度を測定した。試験装置を図別-6 に示す。</p> </div> <div data-bbox="305 1121 777 1434" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="433 1463 655 1495" data-label="Caption"> <p>図別 - 6 試験装置</p> </div> <div data-bbox="172 1509 388 1541" data-label="Section-Header"> <p>3-2. 試験結果</p> </div> <div data-bbox="172 1554 923 1902" data-label="Text"> <p>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$2450^{\circ}C$を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は$2450^{\circ}C$以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を図別 - 8 に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約1cm が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び、耐熱材の割れは確認されなかった。</p> </div>			

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="302 218 777 508" data-label="Figure"> </div> <div data-bbox="409 520 676 554" data-label="Caption"> <p>図別 - 7 試験温度推移</p> </div> <div data-bbox="332 579 759 856" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="385 877 712 911" data-label="Caption"> <p>図別 - 8 試験後の断面写真</p> </div> <div data-bbox="296 928 795 1407" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="338 1419 753 1453" data-label="Caption"> <p>図別-9 耐熱材表面の成分分析結果</p> </div> <div data-bbox="172 1465 926 1896" data-label="Text"> <p>一般に、ZrO_2 には還元雰囲気中で高温に曝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$2450^{\circ}C$以上と高温であり、かつ模擬熔融炉心中には金属Zrが存在することから、模擬熔融炉心中の金属ZrによってZrO_2 耐熱材の表面で還元反応が起こり、酸素欠損が生じたと推測される。しかしながら、黒色部についてX線回折分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化が確認されなかったことから、欠損した酸素の量は微量であり、ZrO_2 耐熱材の耐熱性能に影響はないと考えられる（図別-9 参照）。</p> </div>			

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>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の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℃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、ZrO₂ 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。</p> <p>4. まとめ</p> <p>以上により、ZrO₂ 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。</p> <p>なお、実際の事故状況においては上述のとおり、ZrO₂ 耐熱材の表面が還元されにくく、還元による影響は軽微であると考えられる。また、本試験において黒色化が確認されたZrO₂耐熱材はX線回折分析の結果から、その組成は大きく変化していないと考えられる。一方で、ZrO₂ 耐熱材の機械的強度の変化の有無等については、本試験において十分なデータ採取がなされていないことから、コリウムシールドの実設計においては、耐熱材構造をサンプル防護材（厚さ：□□□）と、サンプル防護材に直接熔融炉心が接触することを防ぐ犠牲材（厚さ：□□□）との二層構造としていることに加え、サンプル防護材の厚さは、解析により求めた侵食量□□□に十分な余裕を見込んだ厚さ□□□とすることにより、高温状態の熔融炉心とコリウムシールドとの接触に伴う悪影響を考慮した保守的な設計としている。</p> <p style="text-align: right;">以上</p> <p>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。</p>			

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>4. コリウムシールドに期待した場合の評価</p>	<p>【比較のため、「添付資料3.5.1」の一部を記載】</p> <p>格納容器破損モード「<u>熔融炉心・コンクリート相互作用</u>」に対する重大事故等対処設備であるコリウムシールドについて、解析コードにおける取扱いを示すとともに、解析コード及び解析条件の不確かさの影響について整理する。</p> <p>1. 解析コードにおけるコリウムシールドの取扱いについて</p> <p>解析コードMAAPにおける、<u>熔融炉心・コンクリート相互作用</u>（以下「MCCI」という。）伝熱モデルでは、熔融炉心-コンクリート間の伝熱、クラストの伝熱と厚さ、上部クラスト-水プール間熱伝達が考慮されている。ここでは、コリウムシールド模擬に伴う設定の変更点及び評価モデルの適用性について示す。</p> <p>(1) コリウムシールドの模擬について</p> <p>解析コードMAAPにおけるMCCI伝熱モデルの概念図を第1図に示す。解析コードMAAPによる侵食量評価では、本モデルのうちコンクリートの物性値として設定されている以下のパラメータについてZrO_2の物性値を固定値で設定し、コリウムシールドを模擬している。なお、通常のコリウムシールド評価モデルではコンクリート表面に存在するライナを考慮しているが、コリウムシールドの模擬に当たってはライナの物性値についてもコリウムシールド耐熱材のものを設定し、ライナを考慮しないモデルとしている。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・侵食開始温度 ・密度 ・比熱 ・熱伝導率 ・熔融潜熱 <p>侵食開始温度については、化学反応等による侵食開始温度低下を考慮した保守的な設定としている（別添1）。また、落下した熔融炉心とコリウムシールド間の接触面温度は侵食開始温度未満であることから、コリウムシールドの侵食は発生しない。なお、解析上はコリウムシールドの厚さを考慮し、コリウムシールド裏面にはコンクリートが配置されたモデル^{*1}として評価を実施しているが、コンクリート-コリウムシールド間の伝熱において接触熱抵抗は考慮していない。</p>	<p>4. コリウムシールドに期待した場合の評価</p> <p>コリウムシールドについて、解析コードにおける取扱いを示すとともに、解析コード及び解析条件の不確かさの影響を確認するため、<u>原子炉格納容器下部におけるコリウムシールド及びコンクリート侵食量を評価した。</u></p> <p>(1) 解析コードにおけるコリウムシールドの取扱いについて</p> <p>MAAPコードにおけるMCCI伝熱モデルでは、熔融炉心-コンクリート間の伝熱、クラストの伝熱と厚さ、上部クラスト-水プール間熱伝達が考慮されている。ここでは、コリウムシールド模擬に伴う設定の変更点及び評価モデルの適用性について示す。</p> <p>a. コリウムシールドの模擬について</p> <p>MAAPコードにおけるMCCI伝熱モデルの概念図を図10に示す。MAAPコードによる侵食量評価では、本モデルのうち、コンクリートの物性値として設定されている以下のパラメータについて、ZrO_2の物性値を固定値で設定し、コリウムシールドを模擬している。なお、通常のコリウムシールド評価モデルではコンクリート表面に存在するライナを考慮しているが、コリウムシールドの模擬に当たってはライナの物性値についてもコリウムシールド耐熱材のものを設定し、ライナを考慮しないモデルとしている。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・侵食開始温度 ・密度 ・比熱 ・熱伝導率 ・熔融潜熱 <p>侵食開始温度については、化学反応等による侵食開始温度低下を考慮した保守的な設定としている。また、落下した熔融炉心とコリウムシールド間の接触面温度は侵食開始温度未満であることから、コリウムシールドの侵食は発生しない。なお、解析上はコリウムシールド厚さを考慮し、コリウムシールド裏面にはコンクリートが配置されたモデルとして評価を実施しているが、コンクリート-コリウムシールド間の伝熱において接触熱抵抗は考慮していない。</p>	<p>・設備設計の相違</p> <p>【柏崎6/7】</p> <p>島根2号炉および東海第二では、MAAPコードを用いてコリウムシールドに期待した場合の評価を実施していることから、評価方法の概要について記載。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>以上のとおり、<u>解析コード</u>MAAPにおいてコリウムシールドを適切に模擬している。</p> <p>※1 <u>ペDESTAL (ドライウエル部) 壁面, 床のコンクリートとドライウエル, サプレッション・チェンバ雰囲気との伝熱についても考慮している。</u></p> <p>(2) 溶融炉心-コリウムシールド間の伝熱</p> <p>溶融炉心-コリウムシールド間の伝熱は、溶融炉心-コンクリート間の伝熱と同様のモデルを用いている。溶融プールからクラスト、クラストから構造材への伝熱は以下の式で評価され、(1)で示した構造材の物性値等による影響を受けずにクラスト内の熱量が全て構造材に移行する扱いとなっており、壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっている。なお、伝熱を受けた構造材の温度上昇は、構造材の熱伝導率等の物性にに基づき計算され、種々の実験により得られたコリウムシールド耐熱材の物性値を適切に入力することで、適切に計算される。</p> <p>床方向の熱流束 $q_d = h_d (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cd}$ $h_d = h_{d0}(1 - f_s)^n$</p> <p>壁方向の熱流束 $q_s = h_s (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cs}$ $h_s = h_{s0}(1 - f_s)^n$</p> <p>ここで、</p> <p>q_d, q_s : 床方向及び側面方向の熱流束 [W/m²] h_d, h_s : 溶融プールからクラスト層への対流熱伝達係数 [W/m²K] h_{d0}, h_{s0} : 溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数 [W/m²K] f_s : 固化割合 [-] n : 固化効果項の指数 [-] T_f : 溶融プールの温度 [K] $T_{F,m}$: デブリ融点 [K] q_v : 体積発熱率 [W/m³] X_{cd}, X_{cs} : 床面及び壁面のクラスト厚さ [m]</p> <p>(3) クラストの厚さ</p> <p>床面及び壁面のクラスト厚さ評価モデルでは、溶融プールからの伝熱及び構造材への伝熱によりクラスト厚さの変化率</p>	<p>以上のとおり、<u>MAAPコード</u>においてコリウムシールドを適切に模擬している。</p> <p>b. 溶融炉心-コリウムシールド間の伝熱</p> <p>溶融炉心-コリウムシールド間の伝熱は、溶融炉心-コンクリート間の伝熱と同様のモデルを用いている。溶融プールからクラスト、クラストから構造材への伝熱は以下の式で評価され、<u>a.</u>で示した構造材の物性値等による影響を受けずにクラスト内の熱量が全て構造材に移行する扱いとなっており、壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっている。なお、伝熱を受けた構造材の温度上昇は、構造材の熱伝導率等の物性にに基づき計算され、種々の実験により得られたコリウムシールド耐熱材の物性値を適切に入力することで、適切に計算される。</p> <p>床方向の熱流束 $q_d = h_d (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cd}$ $h_d = h_{d0}(1 - f_s)^n$</p> <p>壁方向の熱流束 $q_s = h_s (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cs}$ $h_s = h_{s0}(1 - f_s)^n$</p> <p>ここで、</p> <p>q_d, q_s : 床方面及び側面方向の熱流束 [W/m²] h_d, h_s : 溶融プールからクラスト層への対流熱伝達係数 [W/m²K] h_{d0}, h_{s0} : 溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数 [W/m²K] f_s : 固化割合 [-] n : 固化効果項の指数 [-] T_f : 溶融プールの温度 [K] $T_{F,m}$: デブリ融点 [K] q_v : 体積発熱率 [W/m³] X_{cd}, X_{cs} : 床面及び壁面のクラスト厚さ [m]</p> <p>c. クラストの厚さ</p> <p>床面及び壁面のクラスト厚さ評価モデルでは、溶融プールからの伝熱及び構造材への伝熱によりクラスト厚さの変化率</p>	<p>・設備設計の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>ペDESTAL構造の相違。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>を計算しており、壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっているため、コリウムシールドにも適用可能である。なお、クラスト-コリウムシールド接触面温度は、(1)に記載のとおり ZrO_2 の物性値を基に計算されることから、クラストの厚さを評価するにあたり ZrO_2 の物性値が考慮されている。</p> $q = 2k_F(T_{F,m} - T_i)/x_c$ <p>ここで、</p> <p>q : 床方向又は側面方向の熱流束 [W/m²] k_F : デブリ熱伝導率 [W/mK] $T_{F,m}$: デブリ融点 [K] T_i : クラスト-コリウムシールド接触面温度*2 [K] x_c : 床面又は壁面のクラスト厚さ [m]</p> <p>※2 コリウムシールドの表面温度と同値であり、クラストからの伝熱量及び入力したコリウムシールドの物性値に基づいて適切に計算されている。</p>  <p>第1図 解析コードMAAPにおけるMCC I 伝熱モデル</p>	<p>を計算しており、壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっているため、コリウムシールドにも適用可能である。なお、クラスト-コリウムシールド接触面温度は、a.に記載のとおり ZrO_2 の物性値を基に計算されることから、クラストの厚さを評価するにあたり ZrO_2 の物性値が考慮されている。</p> $q = 2k_F(T_{F,m} - T_i)/x_c$ <p>ここで、</p> <p>q : 床方面又は側面方向の熱流束 [W/m²] k_F : デブリ熱伝導率 [W/mK] $T_{F,m}$: デブリ融点 [K] T_i : クラスト-コリウムシールド接触面温度*1 [K] x_c : 床面又は壁面のクラスト厚さ [m]</p> <p>※1 コリウムシールドの表面温度と同値であり、クラストからの伝熱量及び入力したコリウムシールドの物性値に基づいて適切に計算されている。</p>  <p>図10 MAAPコードのMCC I 伝熱モデル</p>	<p>備考</p> <p>・設備設計の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉および東海第二では、解析コードにおける不確かさ要因を整理。</p>
	<p>2. 解析コードにおける不確かさの影響</p> <p>(1) 不確かさの整理</p> <p>解析コードにおける、コリウムシールドを考慮したMCC I 過程毎の不確かさ要因を整理する。BWRプラント安全審査資料「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」において、MCC Iは以下の過程で段階的に推移することが示されているが、コリウムシールドを考慮してもこの過程に変わりはない。</p> <ul style="list-style-type: none"> 原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程 	<p>(2) 解析コードにおける不確かさの影響</p> <p>(i) 不確かさの整理</p> <p>解析コードにおける、コリウムシールドを考慮したMCC I 過程毎の不確かさ要因を整理する。BWRプラント安全審査資料「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」において、MCC Iは以下の過程で段階的に推移することが示されているが、コリウムシールドを考慮してもこの過程に変わりはない。</p> <ul style="list-style-type: none"> 原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程 	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>・ 溶融物の落下・堆積過程</p> <p>・ MCC I 進行と注水によるデブリ冷却過程</p> <p><u>ただし、「MCC I 進行と注水によるデブリ冷却過程」においては、MCC I 現象の影響因子として溶融炉心からのコリウムシールドを介したコンクリートへの伝熱を考慮する必要がある。ここで、MCC I 伝熱モデルでは固定値の物性を設定することから、コリウムシールドを介した伝熱の感度解析パラメータとして、コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性が想定される。第2図にMCC Iにおける不確かさに関する流れ図を示す。</u></p> <p>MCC I 現象の影響因子より抽出された感度解析パラメータに対して、感度解析の要否を整理する。MCC I 評価の不確かさに関する評価結果を第1表に示す。</p> <p>エントレインメント係数について、感度解析より溶融炉心の細粒化割合がコンクリート侵食に与える感度は小さいことを確認している。また、このことは、エントレインメント係数の不確かさにより溶融炉心の細粒化割合が変化した場合でも溶融炉心の温度に対する感度は小さいことを示しており、コリウムシールド侵食に与える感度についても同様に小さいと考えられることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さく、コリウムシールドを考慮した感度解析は不要である。</p> <p>溶融炉心の拡がりについて、溶融炉心の拡がりが増えたと想定した場合は、種々の不均一な堆積形状を考慮しても、<u>拡がりが増えたと想定した場合、種々の不均一な堆積形状を考慮しても、拡がりが増えたと想定されないペデスタル（ドライウェル部）への均一な堆積形状の方が溶融炉心と水の伝熱面積が大きくなり、溶融炉心が冷却される傾向となる。拡がりが増えたと想定されない均一な堆積形状の場合、溶融炉心落下時点における溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度はコリウムシールドの侵食開始温度を下回っており、また、溶融炉心への注水によって溶融炉心は継続的に冷却されることから、溶融炉心の拡がりが増えたと想定した場合においても、コリウムシールド及びコ</u></p>	<p>・ 溶融物の落下・堆積過程</p> <p>・ MCC I 進行と注水によるデブリ冷却過程</p> <p>MCC I 現象の影響因子より抽出された感度解析パラメータに対して、感度解析の要否を整理する。MCC I 評価の不確かさに関する評価結果を表6に示す。</p> <p>エントレインメント係数について、感度解析より溶融炉心の細粒化割合がコンクリート侵食に与える感度は小さいことを確認している。また、このことは、エントレインメント係数の不確かさにより溶融炉心の細粒化割合が変化した場合でも溶融炉心の温度に対する感度は小さいことを示しており、コリウムシールド侵食に与える感度についても同様に小さいと考えられることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さく、コリウムシールドを考慮した感度解析は不要である。</p> <p>溶融炉心の拡がりについて、溶融炉心の拡がりが増えたと想定した場合は、種々の不均一な堆積形状を考慮しても、<u>拡がりが増えたと想定されない原子炉格納容器下部への均一な堆積形状の方が溶融炉心と水の伝熱面積が大きくなり、溶融炉心が冷却される傾向となる。原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心については、「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」（以下「ベースケース」という）の有効性評価では、床面に一様に広がる評価モデルとして扱っているが、堆積形状の不確かさが想定されるため、プラントの形状や事前水張りの深さを踏まえて、拡がりが増えたと想定された感度解析により、影響を確認する。</u></p>	<p>・ 評価方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉は、格納容器構造の観点から、コリウムシールドを介した熱伝達の不確かさが格納容器の機能の健全性へ与える影響は小さいと判断し、コリウムシールドの伝熱に対する感度解析は実施していない。（島根2号炉の原子炉格納容器下部床面から格納容器ライナまでのコンクリート厚さは約4m）</p> <p>・ 評価方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉は、原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心の拡がり</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p><u>ンクリートの侵食への影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はないことから、コリウムシールドを考慮した感度解析は不要である。</u></p> <p>上面熱流束係数及び溶融プールクラスト間の熱伝達係数について、溶融炉心・コンクリート相互作用への影響を確認する観点で実施したエントレインメント係数、上面熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を踏まえ、<u>解析コードMAAPによりコリウムシールド及びコンクリート侵食量について支配的な溶融炉心からプールへの熱流束を対象に感度解析を行い、影響を確認する。【感度解析①】</u></p> <p>また、侵食の異方性について、コンクリート侵食の異方性については溶融炉心からプール水への熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認されており、コリウムシールドは侵食開始温度に到達していないことより同様に影響が小さいと考えられるため、上記の溶融炉心からプールへの熱流束を対象にした感度解析により、影響を確認する。<u>【感度解析①】</u></p> <p><u>コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性について、解析コードMAAPにおけるMCCI伝熱モデルでは、固定値の物性を設定することから、不確かさが想定される。このため、感度解析により伝熱物性値（熱伝導率、比熱）の温度依存性の影響を確認する。【感度解析②】</u></p>	<p>上面熱流束係数及び溶融プールクラスト間の熱伝達係数について、溶融炉心・コンクリート相互作用への影響を確認する観点で実施したエントレインメント係数、上面熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を踏まえ、<u>MAAPコードによりコリウムシールド及びコンクリート侵食量について支配的な溶融炉心からプールへの熱流束を対象に感度解析を行い、影響を確認する。</u></p> <p>また、侵食の異方性について、コンクリート侵食の異方性については溶融炉心からプール水への熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認されており、コリウムシールドは侵食開始温度に到達していないことより同様に影響が小さいと考えられるため、上記の溶融炉心からプールへの熱流束を対象にした感度解析により、影響を確認する。</p>	<p>面積に対する感度解析を実施。</p> <p>・評価方針の相違 【東海第二】 島根2号炉では、コリウムシールドを介した熱伝達の不確かさが格納容器の機能の健全性へ与える影響は小さいと判断し、コリウムシールドの伝熱に対する感度解析は実施していない。</p>

第1表 コリウムシールドを考慮した場合のMCCI評価の不確かさに関する整理結果

MCCI現象への影響因子	不確かさ要因	有効性評価の取扱い	解析コード安全審査資料*における感度解析の取扱い	東海第二発電所におけるコリウムシールドを考慮した取扱い
下部ヘッド破損モード	破損部位 破損口侵食拡大	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の初期瞬時破損機構へのシフトの同時破損を想定し、破損口径の拡大を考慮	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の貫通部の破損を想定し、破損口径の拡大も考慮しているため、感度解析不要	同左
溶融炉心落下量	原子炉圧力容器内溶融進展	全炉心相当を想定	全炉心相当の最も厳しい落下量を想定しているため、感度解析不要	同左
溶融炉心の粒子化	プール水深	ベダスタルの注水開始条件及び注水流量について、手前量固定に準じた操作を想定	解析モデルパラメータではないため、感度解析不要	同左
	エントレインメント係数	実験解析を元に、粒子化割合を少ない側に評価する値を使用	エントレインメント係数に不確かさがあるため、解析コードMAAPの不確かさ範囲内(FARO実験解析に基づく)で感度解析を要	左記の感度解析により、溶融炉心の細粒化割合がコングリゲート現象に与える感度が小さいことを確認しており、溶融炉心の細粒化割合が溶融炉心温度に対する感度は小さく考えられることから感度解析不要
溶融炉心の拡がり	溶融炉心ジェット径	破損口径に対応した径を考慮	最も大きい径を想定して、粒子化割合を小さくし、水に落下した際のエアリアクエーション量を小さくして、最も小さい径の扱いをしているため、感度解析不要	同左
	水による拡がり抑制	拡がりの知見から、全面に拡がることを想定し、均一増殖モデルを使用	溶融炉心の拡がりを抑制した場合は、水蒸気発生等の個別プラントの状態を踏まえた感度解析等の取扱いを行うことが必要	溶融炉心の拡がりが抑制される場合は、溶融炉心と水の伝熱面積が大きくなり、溶融炉心が冷却される傾向となる。拡がりが抑制されない場合、溶融炉心帯下脚点における溶融炉心とコリウムシールド後部熱伝導率はコリウムシールドの厚み毎毎温度を下げつつあり、また、注水により溶融炉心は断熱的に冷却されることから、浸食への影響は小さく、感度解析不要
デブリから水への熱伝達	デブリ上面の性状	粒子状デブリの熱伝達として、現実的な範囲内で保守側の想定をして、大気圧状態で800kPaとして圧力依存性を考慮	粒径やポロシティの不確かさを考慮して、下限の熱伝達率に対して感度解析を実施	【感度解析①】(コングリゲートの種類と同じ) 溶融炉心・コングリゲート相互作用への影響の観点で、エントレインメント係数、上面熱伝達率からデブリからコリウムシールドへの熱伝達係数を評価することにより、コリウムシールド及びコリウムシールドの熱伝達率への影響を評価する観点で、コリウムシールド及びコリウムシールドの熱伝達率を考慮
コリウムシールドを介した熱伝達	伝熱物性値の温度依存性	コリウムシールド侵食開始温度における物性値を考慮	—	【感度解析②】(デブリから水への熱伝達と同じ) コリウムシールドの伝熱物性値には温度依存性があることを踏まえ、コリウムシールド及びコリウムシールドの熱伝達率を考慮
コングリゲート種類(玄武岩系コングリゲートの異方性)の異方性	壁方向と床方向の熱分配	溶融プールが完全な柱相の場合の対流伝達係数として、壁方向クワラストを使用	床方向と壁方向の侵食の異方性を見るため、C C I-3 実験で確認された熱分配比率を想定して、感度解析を実施	【感度解析③】(コングリゲートの種類と同じ) 溶融炉心・コングリゲート相互作用への影響の観点で、コリウムシールドの熱伝達率を考慮し、コリウムシールドの熱伝達率を評価することにより、コリウムシールド及びコリウムシールドの熱伝達率への影響を評価する観点で、コリウムシールド及びコリウムシールドの熱伝達率を考慮
	溶融炉心の粒子化	溶融炉心を元に、粒子化割合を少ない側に評価する値を使用	最も大きい径を想定して、粒子化割合を小さくし、水に落下した際のエアリアクエーション量を小さくして、最も小さい径の扱いをしているため、感度解析不要	【感度解析④】(コングリゲートの種類と同じ) 溶融炉心・コングリゲート相互作用への影響の観点で、コリウムシールドの熱伝達率を考慮し、コリウムシールドの熱伝達率を評価することにより、コリウムシールド及びコリウムシールドの熱伝達率への影響を評価する観点で、コリウムシールド及びコリウムシールドの熱伝達率を考慮

* BWRプラント安全審査資料「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」

表6 コリウムシールドを考慮した場合のMCCI評価の不確かさに関する整理結果

MCCI現象への影響因子	不確かさ因子	有効性評価の取扱い	解析コード安全審査資料*における感度解析の取扱い	島根原子力発電所2号炉におけるコリウムシールドを考慮した取扱い
下部ヘッド破損モード	破損部位 破損口侵食拡大	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の初期瞬時破損機構へのシフトの同時破損を想定し、破損口径の拡大を考慮	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の貫通部の破損を想定し、破損口径の拡大も考慮しているため、感度解析不要	同左
溶融炉心落下量	原子炉圧力容器内溶融進展	全炉心相当を想定	全炉心相当の最も厳しい落下量を想定しているため、感度解析不要	同左
	プール水深	原子炉格納容器下部への注水開始条件及び注水流量について、手前量固定に準じた操作を想定	解析モデルパラメータではないため、感度解析不要	同左
溶融炉心の拡がり	エントレインメント係数	実験解析を元に、粒子化割合を少ない側に評価する値を使用	エントレインメント係数に不確かさがあるため、MAAPコードの不確かさ範囲内(FARO実験解析に基づく)で感度解析を実施	左記の感度解析により、溶融炉心の粒子化割合がコングリゲート現象に与える感度が小さいことを確認しており、コリウムシールド後部熱伝達率はコリウムシールドの厚み毎毎温度を下げつつあり、また、注水により溶融炉心は断熱的に冷却されることから、浸食への影響は小さく、感度解析不要
	溶融炉心ジェット径	破損口径に対応した径を考慮	最も大きい径を想定して、粒子化割合を小さくし、水に落下した際のエアリアクエーション量を小さくして、最も小さい径の扱いをしているため、感度解析不要	同左
溶融炉心の拡がり	水による拡がり抑制	拡がりの知見から、全面に拡がることを想定し、均一増殖モデルを使用	溶融炉心の拡がりを抑制した場合は、水蒸気発生等の個別プラントの状態を踏まえた感度解析等の取扱いを行うことが必要	同左
	デブリ上面の性状	粒子状デブリの熱伝達として、現実的な範囲内で保守側の想定をして、大気圧状態で800kPaとして圧力依存性を考慮	粒径やポロシティの不確かさを考慮して、下限の熱伝達率に対して感度解析を実施	【感度解析①】(コングリゲートの種類と同じ) 溶融炉心・コングリゲート相互作用への影響の観点で、コリウムシールドの熱伝達率を考慮し、コリウムシールドの熱伝達率を評価することにより、コリウムシールド及びコリウムシールドの熱伝達率への影響を評価する観点で、コリウムシールド及びコリウムシールドの熱伝達率を考慮
デブリから水への熱伝達	壁方向と床方向の熱分配	溶融プールが完全な柱相の場合の対流伝達係数として、壁方向クワラストを使用	床方向と壁方向の侵食の異方性を見るため、C C I-3 実験で確認された熱分配比率を想定して、感度解析を実施	【感度解析②】(デブリから水への熱伝達と同じ) コリウムシールドの伝熱物性値には温度依存性があることを踏まえ、コリウムシールド及びコリウムシールドの熱伝達率を考慮
	溶融炉心の粒子化	溶融炉心を元に、粒子化割合を少ない側に評価する値を使用	最も大きい径を想定して、粒子化割合を小さくし、水に落下した際のエアリアクエーション量を小さくして、最も小さい径の扱いをしているため、感度解析不要	【感度解析③】(コングリゲートの種類と同じ) 溶融炉心・コングリゲート相互作用への影響の観点で、コリウムシールドの熱伝達率を考慮し、コリウムシールドの熱伝達率を評価することにより、コリウムシールド及びコリウムシールドの熱伝達率への影響を評価する観点で、コリウムシールド及びコリウムシールドの熱伝達率を考慮

* BWRプラント安全審査資料「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」

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>【比較のため、記載を並び替え】</p> <p>(2) 格納容器下部床面の評価(溶融炉心が均一に拡がらない場合)</p> <p>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拡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、溶融炉心が均一に拡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を評価した。</p> <p>a. 評価体系</p> <ul style="list-style-type: none"> 溶融炉心が拡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拡がらず、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22m²(原子炉格納容器下部床面積の約1/4)とし、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。 <p>b. 評価条件</p> <ul style="list-style-type: none"> 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。 <p>c. 評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> 評価ケース4-3：図4-3に示すとおり、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 	<p>(2) 感度解析</p>	<p>(ii) 感度解析</p> <p>ベースケースの条件設定に対し、「(i) 不確かさの整理」で整理した不確かさ要因について、コリウムシールド及びコンクリート侵食量に対する感度を確認した。</p> <p>a. 溶融炉心の拡がりを抑制する場合の感度解析</p> <p>(a) 評価条件</p> <ul style="list-style-type: none"> 溶融炉心が拡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拡がらず、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2.4m(初期水張り高さ)、底面積は約11m²(原子炉格納容器下部床面積の約2/5)とし、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、円柱の側面部分も水に接していることを想定し、上面からの除熱量は円柱上面の面積に側面の面積を加えた値とした。 <p>(b) 評価結果</p> <p>評価結果を図12に示す。評価の結果、原子炉格納容器下部のプール水中に落下した溶融炉心とコリウムシールドの接触</p>	<p>・評価方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉および柏崎6/7では、原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心の拡がり面積に対する感度解析を実施。</p> <p>・評価条件の相違</p> <p>【柏崎6/7】</p> <p>島根2号炉における初期水張り高さ、原子炉格納容器下部底面積、MAAP解析結果に基づいて評価を実施。</p> <p>・評価結果の相違</p> <p>【柏崎6/7】</p> <p>評価条件に基づく解</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>ことは無く、<u>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。</u></p> <p>【ここまで】</p> <p>(1) <u>格納容器下部床面の評価(溶融炉心が一様に広がる場合)</u> <u>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を評価した。</u></p> <p>a. <u>評価体系</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>MAAPコードでは、コリウムシールド設置後の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。</u> ・<u>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、62.0m²とした。</u> <p>b. <u>評価条件</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>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。</u> ・<u>評価ケース4-2：事象発生から約7時間後の崩壊熱及び800kW/m²一定の上面熱流束を用いた評価。</u> 	<p>a. <u>溶融炉心上面熱流束の感度解析【感度解析①】</u></p> <p>(a) <u>解析条件</u></p> <p><u>解析条件を第2表に示す。溶融炉心から水プールへの熱流束については、上面熱流束の不確かさを考慮した800kW/m²(一定)とする。また、対象シーケンスは、事象進展が早く、崩壊熱が大きくなり、侵食を厳しくする観点で「大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス」とする。</u></p>	<p><u>面温度は2,100℃未満であり、コリウムシールドを設置することにより、溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリートの侵食が生じない。このため、原子炉圧力容器の支持機能を維持できることを確認した。</u></p> <p>b. <u>溶融炉心上面熱流束の感度解析</u></p> <p>(a) <u>評価条件</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>原子炉格納容器下部に落下した後の上面熱流束をベースケースから変更し、800kW/m²(一定)とする。これは、K u t a t e l a d z e型の水平平板限界熱流束相関式において大気圧状態を想定した場合、溶融炉心からプール水への熱流束が800kW/m²程度であることを考慮し、保守的に設定した値である。なお、ベースケースでは溶融炉心からプール水への熱流束を800kW/m²(圧力依存有り)としている。ベースケースにおける原子炉圧力容器破損後の格納容器圧力は、約0.2MPa[gage]以上で制御されていることから、ベースケースにおける溶融炉心からプール水への熱流束は、約1,300kW/m²</u> 	<p>析結果の相違。</p> <p>・<u>評価方針の相違</u></p> <p>【柏崎6/7】</p> <p>島根2号炉は、溶融炉心が一様に広がる場合をベースケースで評価しており、コリウムシールドを原子炉格納容器下部床全面に敷設しているため、溶融炉心が一様に広がる場合の拡がり床面積には影響しない。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>c. 評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> 評価ケース4-1: 図4-1に示すとおり, 原子炉格納容器下部床面の侵食量は約0.01m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0.01m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に示すとおり, 原子炉格納容器下部床面の侵食量は約0.08m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0.07m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。 <p>(2) 格納容器下部床面の評価(溶融炉心が均一に拡がらない場合)</p> <p>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拡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, 溶融炉心が均一に拡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を評価した。</p> <p>a. 評価体系</p> <ul style="list-style-type: none"> 溶融炉心が拡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拡がらず, 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22m²(原子炉格納容器下部床面積の約1/4)とし, 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。 <p>b. 評価条件</p> <ul style="list-style-type: none"> 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 	<p>(b) 解析結果</p> <p>評価結果を第3表に示す。ペDESTALのプール水中に落下した溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度は2,100℃未満であり, コリウムシールドを設置することにより, 溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリートの侵食が生じない。このため, 原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。</p>	<p>(格納容器圧力約0.2MPa[gage]において) 以上となる。</p> <p>(b) 評価結果</p> <p>評価結果を図13に示す。評価の結果, 原子炉格納容器下部のプール水中に落下した溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度は2,100℃未満であり, コンクリート侵食量は床面で0cm, 壁面で約13cmに抑えられており, 原子炉圧力容器の支持機能を維持できることを確認した。</p>	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> 解析結果の相違【柏崎6/7, 東海第二】 設備や評価条件等の違いによる解析結果の相違。 記載箇所の相違【柏崎6/7】 島根2号炉では, 溶融炉心の拡がり面積に対する感度解析を4.(3)a.に記載。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>を用いた評価。</p> <p>c. 評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> 評価ケース4-3：図4-3に示すとおり，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。 <p><u>(3) 熔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</u></p> <p>原子炉格納容器下部に落下した熔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。細粒化された熔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，細粒化された熔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熔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。</p> <p>ただし，熔融炉心に対し，ポロシティを見込んだ場合，熔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。</p> <p>a. 評価体系</p> <ul style="list-style-type: none"> 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。 <p>b. 評価条件</p> <ul style="list-style-type: none"> ポロシティ評価範囲 <p>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</p>			<p>・設備設計の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2号炉のコリウムシールドは，原子炉格納容器下部床面全体を覆う構造であり，ここでは，柏崎 6/7の構造に依存した評価が実施されている。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>イ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 <input type="text"/> 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。</p> <ul style="list-style-type: none"> 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4-1 のとおりに設定した。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ェ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 のとおりととなる。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とおりに考慮し、表4-1 のとおりにサンプル内での溶融炉心の堆積高さを設定した。 <ul style="list-style-type: none"> (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 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、堆積厚さを約0.7m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0.32, 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。 <p>c. 評価結果</p>			

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>・表4-2 に示すとおり, サンプ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。</p> <p><u>(4) 溶融物の落下量を保守的に考慮する場合の影響</u></p> <p>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交換装置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。</p> <p>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床面の侵食量の感度を検証する観点から, 以下のようにサンプ床面の侵食量を評価した。</p> <p>a. 評価体系</p> <ul style="list-style-type: none"> ・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ためを確認し, 7号炉で代表させた。 <p>b. 評価条件</p> <ul style="list-style-type: none"> ・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は, 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 <p>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 <input type="text"/> 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。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・崩壊熱及び上面熱流束 			<ul style="list-style-type: none"> ・設備設計の相違 <p>【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2 号炉のコリウムシールドは, 原子炉格納容器下部床面全体を覆う構造であり, ここでは, 柏崎 6/7 の構造に依存した評価が実施されている。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>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 のとおりに設定した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 溶融炉心の堆積厚さの設定 <p>表4-4 に示すとおり, 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。</p> <p>c. 評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 表4-5 に示すとおり, 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。 <p><u>(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</u></p> <p>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 に示すとおり, 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。</p> <p>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。</p> <p>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</p>			<ul style="list-style-type: none"> ・ 設備設計の相違 <p>【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2 号炉のコリウムシールドは, 原子炉格納容器下部床面全体を覆う構造であり, ここでは, 柏崎 6/7 の構造に依存した評価が実施されている。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>的に偏って高く堆積することにより、熔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。</p> <p>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、多くの熔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。</p> <p>流入する熔融炉心の状態を考えると、水中に落下した熔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熔融炉心は落下した熔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熔融炉心の状態は、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。</p> <p>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、多くの熔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 に示すとおり、床面及び壁面の侵食量は0m 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熔融炉心の流入を考慮しても、多量の熔融炉心がサンプルに流入する場合には、ポロシティの高い熔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。</p>	<p><u>b. 伝熱物性値温度依存性の感度解析【感度解析②】</u></p> <p><u>コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性の影響については、「4. コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析」において、コリウムシールドの侵食が生じた場合の影響と併せて確認する。なお、伝熱物性値の温度依存性の取扱いが可能な汎用有限解析コードにて評価した場合においても、ペデスタル(ドライウェル部)のコンクリートが侵食されないことを確認している(別添2)。</u></p>		<p>・評価方針の相違【東海第二】</p> <p>島根2号炉では、コリウムシールドを介した熱伝達の不確かさが格納容器の機能の健全性へ与える影響は小さいと判断し、コリウムシールドの伝熱に対する感度解析は実施していない。</p>

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

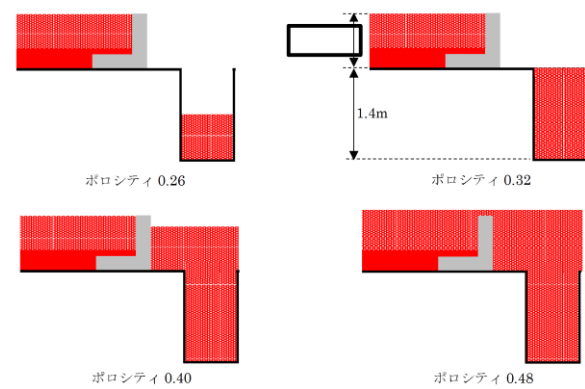
ポロシティ	0.26	0.32	0.40	0.48
上面熱流束(格納容器圧力依存性を考慮)(kW/m ²)	図 4-4 参照			
	800 ^{※2}	1300 ^{※2}	2200 ^{※2}	3300 ^{※2}
下部ドライウエル ^{※1} での溶融炉心の堆積高さ(m)	約 0.68	約 0.73	約 0.80	約 0.89
越流する溶融炉心の体積(m ³)	約 2.6	約 5.8	約 11	約 18
サンプル床面からの堆積高さ(m)	約 0.7	約 1.4	約 1.8	約 2.1

※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	0
サンプル壁面侵食量(m)	約 0.05	約 0.03	約 0.01	0



■ 粒子化[※]せず、格納容器下部に到達した溶融炉心
 ■ 粒子化[※]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。ボロシティ0の場合に落下物の高さはコリウムシールド高さと同一になる。	大きな保守性を有していると考ええる。炉心及び炉内構造物のみならず、圧力容器外の CRD ハウジング全てで CRD 交換機も落下する想定には保守性があると考ええる。
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、ベースケースと同一落下時刻を設定値としており、リミナル条件と考ええる。
初期水張り	2m	KK67の運用手順と同じ。	リミナル条件と考ええる。
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 63% と評価される。)	KK67の運用手順と同じ。リミナル条件と考ええる。
粒子化した溶融物のボロシティ	0.32	文献により、ボロシティは概ね 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、ボロシティ 0.32 における熱流束を Lapinski0-D モデルを用いて評価	リミナル条件と考ええる。

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)

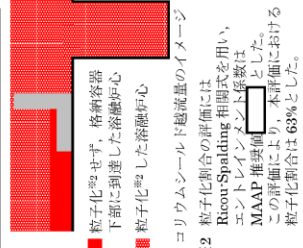
サンプル床面からの堆積高さ(m)	約 2.06
------------------	--------

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

*1 ボ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壁を越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ボロシティは溶融物全体の中では大きな値をとると考えられると、サンプルに流入した溶融物のボ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、サンプル床面侵食下部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°C 未満であり、融点約 1530°C に対しても影響は無いものと考ええる。



コリウムシールド越え量のイメージ
*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 推奨値としてこの評価により、本評価における粒子化割合は 63% とした。

3. 解析条件における不確かさの影響

解析コード MAAP における MCC I 評価では、コリウムシールドを考慮した機器条件として、以下の条件を設定している。

- ・コリウムシールド耐熱材の種類
- ・コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度
- ・ペDESTAL (ドライウェル部) 床面積

これらは全て最確条件と同様の設定であることから、不確かさの影響はない。解析コード MAAP の解析条件を第 4 表に示す。

(3) 解析条件における不確かさの影響

解析コード MAAP における MCC I 評価では、コリウムシールドを考慮した機器条件として、以下の条件を設定している。

- ・コリウムシールド耐熱材の種類
- ・コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度
- ・原子炉格納容器下部床面積

これらは全て最確条件と同様の設定であることから、不確かさの影響はない。解析コード MAAP の解析条件を表 7 に示す。なお、MCC I 伝熱モデルにおいて、コリウムシールド耐熱材の二層構造(サンプル防護材+犠牲材)のうち、サンプル防護材の厚さ部分に対して ZrO_2 の物性値を設定している。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考															
	<p>4. <u>コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析</u></p> <p>熔融炉心中の金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出により、コリウムシールドが侵食される可能性があるが、既往の実験にて確認された侵食速度を仮定した場合、コリウムシールドの侵食量は約 33mm となる（別添 3）。コリウムシールドの厚みが減少した場合、コリウムシールド外表面のペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートへの伝熱量が大きくなることから、この影響を感度解析により確認する。また、前述のとおり、解析コードMAAPではZrO₂の物性値を固定値で設定するモデルであることから、伝熱物性値の温度依存性の不確かさの影響についても併せて確認する。</p> <p>(1) 解析条件</p> <p>解析条件を第 5 表に示す。コリウムシールドの厚さは、コリウムシールドの設計値に対して、既往実験に基づく侵食量の約 33mm を考慮し、保守性を見込んだ値として 110mm を設定する。なお、コリウムシールドの侵食によるペDESTAL（ドライウエル部）床面積の拡大は保守的に考慮しない。</p> <p>また、解析コードMAAPにおけるコリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性の不確かさを考慮し、ペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートの温度を厳しく評価する観点で、常温時のZrO₂の伝熱物性値を設定する。</p> <p>対象シーケンスは、事象進展が早く、崩壊熱が大きくなり、ペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリート侵食を厳しく評価する観点で「大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス」とする。</p> <p>(2) 解析結果</p> <p>解析結果を第 6 表に示す。また、ベースケース及び感度解析ケースのコリウムシールド温度の推移及びコンクリート温</p>	<p>表 7 解析コードMAAP解析条件</p> <table border="1" data-bbox="1774 260 2469 459"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>解析条件</th> <th>最確条件</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>コリウムシールド耐熱材の種類</td> <td>ジルコニア耐熱材</td> <td>ジルコニア耐熱材</td> </tr> <tr> <td>コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度</td> <td>2,100℃ ※1</td> <td>2,100℃ ※1</td> </tr> <tr> <td>原子炉格納容器下部床面積</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>コリウムシールド厚さ</td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table> <p>※1 ZrO₂耐熱材の100mol%Zrによる侵食試験結果に基づき設定</p>	項目	解析条件	最確条件	コリウムシールド耐熱材の種類	ジルコニア耐熱材	ジルコニア耐熱材	コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度	2,100℃ ※1	2,100℃ ※1	原子炉格納容器下部床面積			コリウムシールド厚さ			<p>・評価方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉では、コリウムシールドを介した熱伝達の不確かさが格納容器の機能の健全性へ与える影響は小さいと判断し、コリウムシールドの伝熱に対する感度解析は実施していない。</p>
項目	解析条件	最確条件																
コリウムシールド耐熱材の種類	ジルコニア耐熱材	ジルコニア耐熱材																
コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度	2,100℃ ※1	2,100℃ ※1																
原子炉格納容器下部床面積																		
コリウムシールド厚さ																		

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																								
	<p>度の推移を第3図から第6図、クラスト厚さの推移（上下方向）を第7図に示す。コリウムシールド内表面温度の最高値は約1,860℃にとどまり、コリウムシールドの侵食開始温度である2,100℃を下回ることから、コリウムシールドの侵食は溶融炉心中の金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出で生じた状態から進行しない。また、コリウムシールド外表面と接するペDESTAL（ドライウェル部）コンクリートの温度の最高値は約728℃にとどまり、コンクリートの侵食開始温度である約1,230℃を下回ることから、コンクリートは侵食されない。このため、コリウムシールドが溶融炉心中の金属酸化物により侵食された場合においても、コリウムシールドを介した伝熱の不確かさが、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>なお、本評価においては、コンクリートの表面温度を厳しく評価する観点から、コンクリート-コリウムシールド間の接触熱抵抗は考慮していない。接触熱抵抗を考慮した場合には、溶融炉心からペDESTAL（ドライウェル部）コンクリートへの熱通過率が小さくなり、溶融炉心及びコリウムシールドの温度挙動に影響を与えることが考えられるが、溶融炉心はペDESTAL（ドライウェル部）のプール水に落下した直後に2,100℃未満となること、また、溶融炉心から上面水へは崩壊熱以上の除熱がされ溶融炉心の温度は2,100℃未満を維持することから、コリウムシールドの侵食は生じず、温度挙動への影響は軽微であると考えられる。</p> <p>第2表 解析条件（溶融炉心上面熱流束）【感度解析①】</p> <table border="1" data-bbox="952 1394 1691 1793"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>ベースケース</th> <th>感度ケース</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>対象シーケンス</td> <td>過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス</td> <td>大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス</td> </tr> <tr> <td>溶融炉心から水プールへの限界熱流束</td> <td>800kW/m² (圧力依存性あり)</td> <td>800kW/m² (一定*1)</td> </tr> <tr> <td>ペDESTAL初期水位</td> <td colspan="2">1m</td> </tr> <tr> <td>ペDESTAL注水</td> <td colspan="2">RPV破損7分後から80m³/h</td> </tr> <tr> <td>コリウムシールド厚さ</td> <td colspan="2">15cm</td> </tr> <tr> <td>コリウムシールド侵食開始温度</td> <td colspan="2">2,100℃*2</td> </tr> <tr> <td>RPV破損時の溶融炉心温度</td> <td colspan="2">MAAP解析結果に基づく</td> </tr> </tbody> </table> <p>*1 侵食の不均一性等の影響を考慮して設定 *2 ZrO₂耐熱材の100mol%Zrによる侵食試験結果に基づき設定（別添1）</p>	項目	ベースケース	感度ケース	対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	溶融炉心から水プールへの限界熱流束	800kW/m ² (圧力依存性あり)	800kW/m ² (一定*1)	ペDESTAL初期水位	1m		ペDESTAL注水	RPV破損7分後から80m ³ /h		コリウムシールド厚さ	15cm		コリウムシールド侵食開始温度	2,100℃*2		RPV破損時の溶融炉心温度	MAAP解析結果に基づく			
項目	ベースケース	感度ケース																									
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス																									
溶融炉心から水プールへの限界熱流束	800kW/m ² (圧力依存性あり)	800kW/m ² (一定*1)																									
ペDESTAL初期水位	1m																										
ペDESTAL注水	RPV破損7分後から80m ³ /h																										
コリウムシールド厚さ	15cm																										
コリウムシールド侵食開始温度	2,100℃*2																										
RPV破損時の溶融炉心温度	MAAP解析結果に基づく																										

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																																																						
	<p>第3表 解析結果 (熔融炉心上面熱流束) 【感度解析①】</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>ベースケース</th> <th>感度ケース</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>コリウムシールド侵食量 (壁面及び床面)</td> <td>侵食なし</td> <td>侵食なし</td> </tr> <tr> <td>ペDESTAL (ドライウエル部) コンクリート侵食量 (壁面及び床面)</td> <td>侵食なし</td> <td>侵食なし</td> </tr> </tbody> </table> <p>第4表 解析コードMAAP解析条件</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>解析条件</th> <th>最確条件</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>コリウムシールド耐熱材の種類</td> <td>ジルコニア耐火材</td> <td>ジルコニア耐火材</td> </tr> <tr> <td>コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度</td> <td>2,100℃</td> <td>2,100℃</td> </tr> <tr> <td>ペDESTAL (ドライウエル部)床面積</td> <td>コリウムシールドを考慮</td> <td>コリウムシールドを考慮</td> </tr> </tbody> </table> <p>第5表 解析条件 (伝熱物性値及びコリウムシールド侵食) 【感度解析②】</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>ベースケース</th> <th>感度ケース</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>対象シーケンス</td> <td>過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス</td> <td>大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス</td> </tr> <tr> <td>コリウムシールド厚さ</td> <td>15cm</td> <td>11cm ※1</td> </tr> <tr> <td>コリウムシールド熱伝導率</td> <td>☐ ※2</td> <td>☐ ※3</td> </tr> <tr> <td>コリウムシールド比熱</td> <td>☐ ※2</td> <td>☐ ※3</td> </tr> <tr> <td>コリウムシールド侵食開始温度</td> <td colspan="2">2,100℃※4</td> </tr> <tr> <td>ペDESTAL (ドライウエル部)床面積</td> <td colspan="2">27.08m²</td> </tr> <tr> <td>ペDESTAL初期水位</td> <td colspan="2">1m</td> </tr> </tbody> </table> <p>※1 熔融炉心中の金属酸化物による侵食を仮定した厚さとして設定 (別添3) ※2 ZrO₂耐熱材の侵食開始温度における伝熱物性として設定 ※3 ZrO₂耐熱材の常温における伝熱物性として設定 ※4 ZrO₂耐熱材の100mol%Zrによる侵食試験結果に基づき設定 (別添1)</p> <p>第6表 解析結果 (伝熱物性値及びコリウムシールド侵食) 【感度解析②】</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>ベースケース</th> <th>感度ケース</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>コリウムシールド侵食量 (壁面及び床面)</td> <td>侵食なし</td> <td>侵食なし</td> </tr> <tr> <td>ペDESTAL (ドライウエル部) コンクリート侵食量 (壁面及び床面)</td> <td>侵食なし</td> <td>侵食なし</td> </tr> </tbody> </table>	項目	ベースケース	感度ケース	コリウムシールド侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし	ペDESTAL (ドライウエル部) コンクリート侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし	項目	解析条件	最確条件	コリウムシールド耐熱材の種類	ジルコニア耐火材	ジルコニア耐火材	コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度	2,100℃	2,100℃	ペDESTAL (ドライウエル部)床面積	コリウムシールドを考慮	コリウムシールドを考慮	項目	ベースケース	感度ケース	対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	コリウムシールド厚さ	15cm	11cm ※1	コリウムシールド熱伝導率	☐ ※2	☐ ※3	コリウムシールド比熱	☐ ※2	☐ ※3	コリウムシールド侵食開始温度	2,100℃※4		ペDESTAL (ドライウエル部)床面積	27.08m ²		ペDESTAL初期水位	1m		項目	ベースケース	感度ケース	コリウムシールド侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし	ペDESTAL (ドライウエル部) コンクリート侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし		
項目	ベースケース	感度ケース																																																							
コリウムシールド侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし																																																							
ペDESTAL (ドライウエル部) コンクリート侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし																																																							
項目	解析条件	最確条件																																																							
コリウムシールド耐熱材の種類	ジルコニア耐火材	ジルコニア耐火材																																																							
コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度	2,100℃	2,100℃																																																							
ペDESTAL (ドライウエル部)床面積	コリウムシールドを考慮	コリウムシールドを考慮																																																							
項目	ベースケース	感度ケース																																																							
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス																																																							
コリウムシールド厚さ	15cm	11cm ※1																																																							
コリウムシールド熱伝導率	☐ ※2	☐ ※3																																																							
コリウムシールド比熱	☐ ※2	☐ ※3																																																							
コリウムシールド侵食開始温度	2,100℃※4																																																								
ペDESTAL (ドライウエル部)床面積	27.08m ²																																																								
ペDESTAL初期水位	1m																																																								
項目	ベースケース	感度ケース																																																							
コリウムシールド侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし																																																							
ペDESTAL (ドライウエル部) コンクリート侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし																																																							

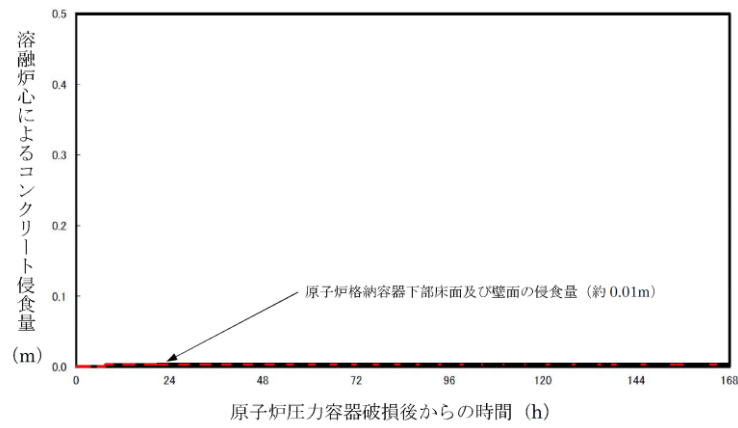


図4-1 原子炉格納容器下部床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース4-1)

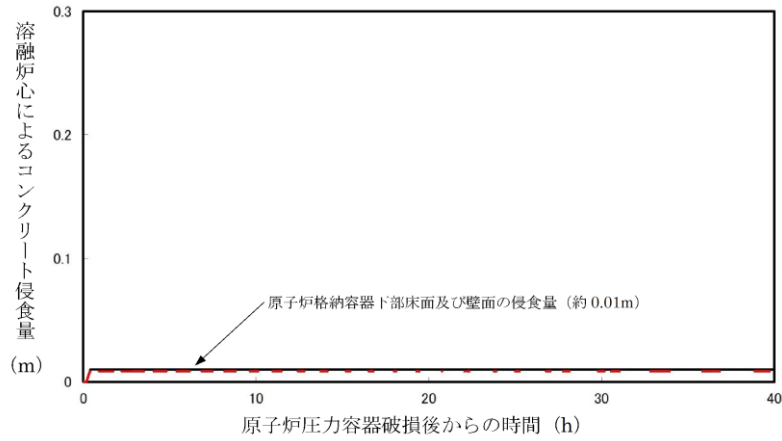


図4-3 原子炉格納容器下部床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース4-3)

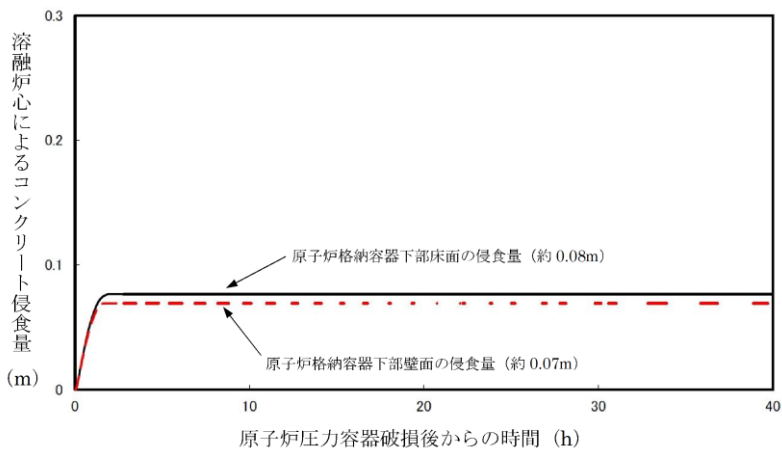
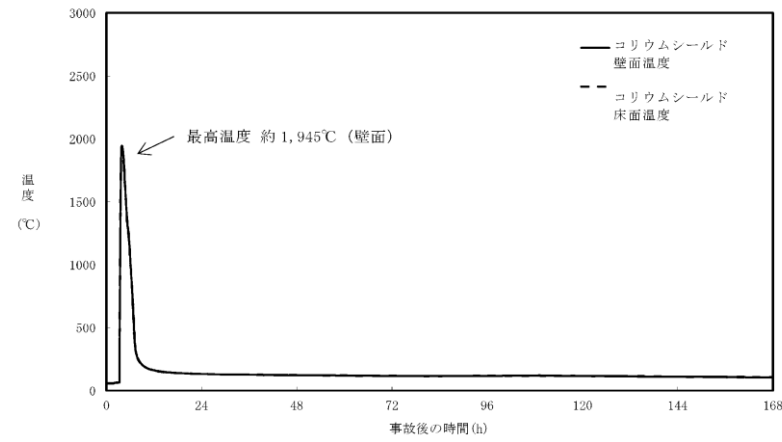


図4-2 原子炉格納容器下部床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(評価ケース4-2)



第3図 コリウムシールド内表面温度の推移(ベースケース)

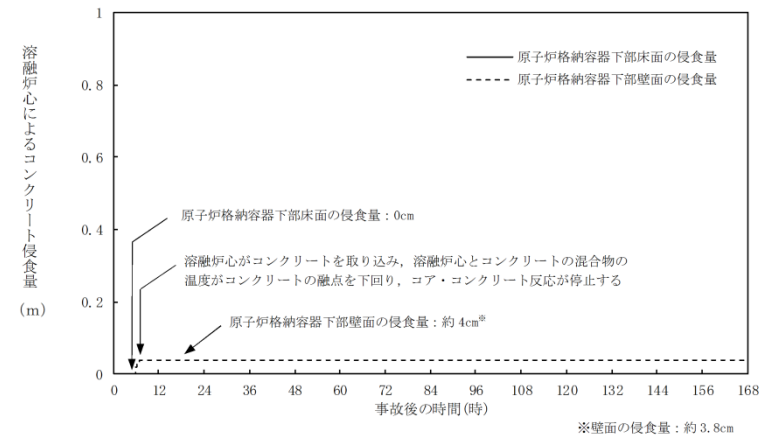


図11 原子炉格納容器下部床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(ベースケース)

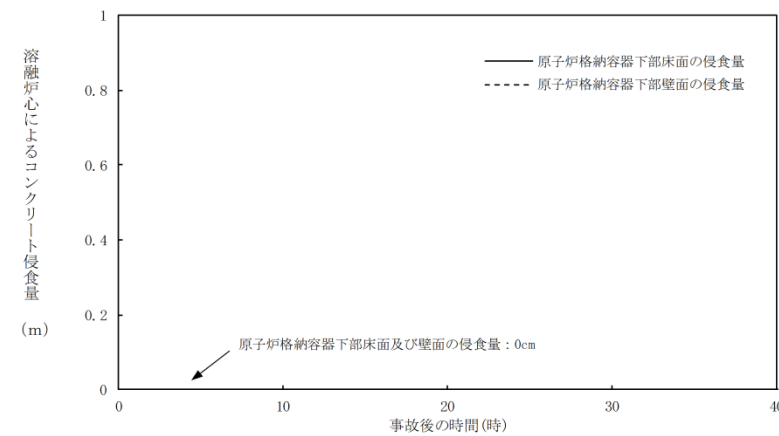


図12 原子炉格納容器下部床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(溶融炉心の拡がりを抑制する場合)

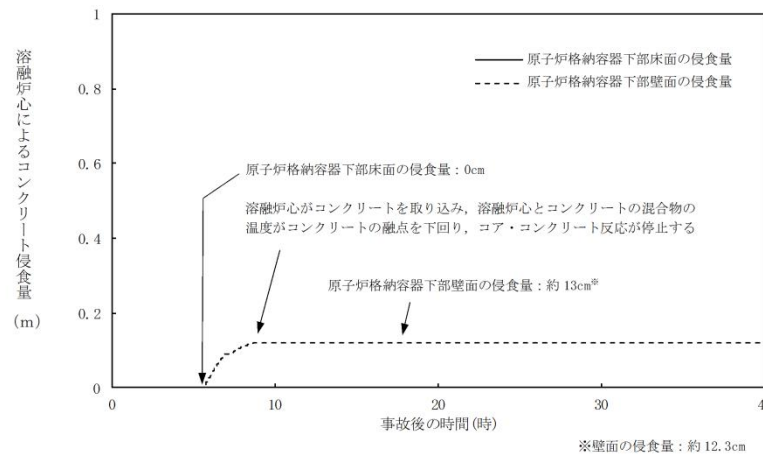


図13 原子炉格納容器下部床面及び壁面のコンクリート侵食量の推移(溶融炉心からプール水への熱流束を保守的に考慮する場合)

・解析結果の相違
【柏崎 6/7】
島根 2号炉は、柏崎 6/7 に比べて、溶融炉心の拡がり面積(原子炉格納容器下部床面積)が小さいため、壁面侵食量が大きくなる。

・解析結果の相違
【柏崎 6/7】
島根 2号では、拡がりを抑制した場合の方が溶融炉心と水との伝熱面積が大きくなり、除熱量が大きくなることで、コンクリート侵食は生じていない。

・解析結果の相違
【柏崎 6/7】
ベースケースよりも、コンクリート侵食量が増加しており、島根 2号炉と柏崎 6/7 で同様の傾向となっている。

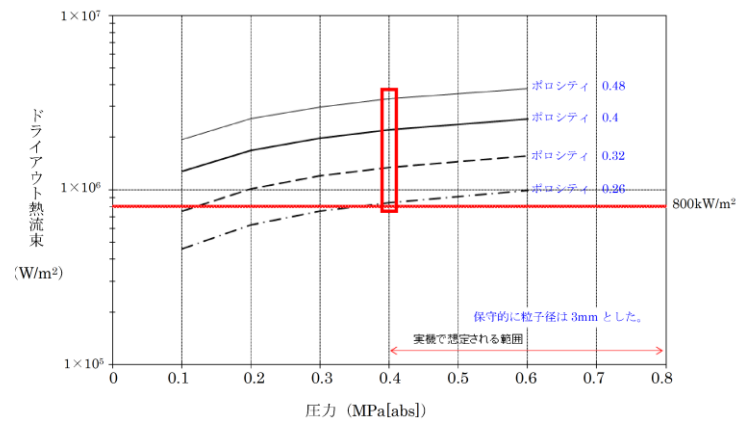


図4-4 Lipinski 0-D モデルを用いたドライアウト熱流束



(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

・設備設計の相違
【柏崎 6/7】
 柏崎 6/7 では、熔融炉心の一部がコリウムシールドを超えてサンプルに流入する場合の評価が実施されており、Lipinski0-D モデルに基づいてドライアウト熱流束が設定されている。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: center;"><u>(6号炉)</u></p> <div style="border: 1px solid black; width: 230px; height: 220px; margin: 10px auto;"></div> <p style="text-align: center;">(a) 側面図</p> <div style="border: 1px solid black; width: 230px; height: 220px; margin: 10px auto;"></div> <p style="text-align: center;">(b) 上面図</p> <p><u>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</u></p> <p style="text-align: center;"><u>(7号炉)</u></p>			

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="240 218 831 949" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="240 1024 831 1755" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="160 1772 902 1860" data-label="Caption"> <p>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)</p> </div>			

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>5. まとめ</p> <p><u>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。</u></p> <p><u>また、溶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。</u></p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p>5. まとめ</p> <p><u>解析コードMAAPではコリウムシールドを適切に模擬しており、溶融炉心-コリウムシールド間の伝熱モデルはコリウムシールドに適用可能である。</u></p> <p><u>コリウムシールドを考慮した解析コードの不確かさを踏まえた感度解析により、原子炉圧力容器の支持機能を維持でき、不確かさの影響は小さいことを確認した。また、コリウムシールドを考慮した解析条件は最確条件と同様であり、不確かさはない。</u></p> <p><u>さらに、コリウムシールドが溶融炉心中の金属酸化物により侵食される可能性を考慮した感度解析により、コリウムシールド外表面と接するコンクリートは侵食されないことを確認した。</u></p> <p>【ここまで】</p>	<p>(4) まとめ</p> <p><u>MAAPコードではコリウムシールドを適切に模擬しており、溶融炉心-コリウムシールド間の伝熱モデルはコリウムシールドに適用可能である。</u></p> <p><u>コリウムシールドを考慮した解析コードの不確かさを踏まえた感度解析により、原子炉圧力容器の支持機能を維持でき、不確かさの影響は小さいことを確認した。また、コリウムシールドを考慮した解析条件は最確条件と同様であり、不確かさはない。</u></p> <p>5. まとめ</p> <p><u>コリウムシールドの設置によって、SA時に原子炉格納容器下部に落下したデブリがスリット内でファンネルに到達する前に凝固することで、ドライウェルサンプへのデブリ流入を防止するとともに、原子炉格納容器下部床面及び壁面における侵食量が抑制されることで原子炉圧力容器の支持機能に影響を及ぼすことなく、MCCIのリスクを低減できることを確認した。</u></p> <p>参考文献</p> <p>[1] <u>D.Lopukh et al., “New Experimental Results On The Interaction Of Molten Corium With Core Catcher Material”, ICONE-8179, (2000).</u></p> <p>[2] <u>J.M.Seiler, K.Froment, “Material Effects On Multiphase Phenomena In Late Phases Of Severe Accidents Of Nuclear Reactors”, Multiphase Science and technology, Vol.12, No.2, pp.117-257, (2000).</u></p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p>・評価方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉では、コリウムシールドを介した熱伝達の不確かさが格納容器の機能の健全性へ与える影響は小さいと判断し、コリウムシールドの侵食等の感度解析は実施していない。</p> <p>・記載方針の相違</p> <p>【柏崎6/7】</p> <p>設備および評価方針の違いによるまとめの相違。</p>

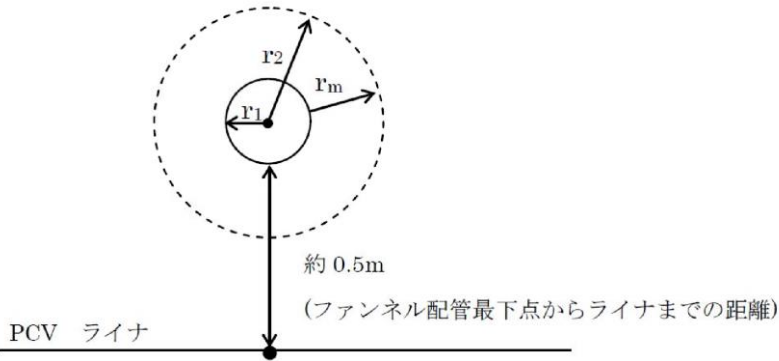
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙-2</p> <p>KK7下部D/Wドレン配管内の凝固評価に関するEPRI/FAI試験の適用性について</p> <p>1. EPRI/FAI試験とKK7のファンネルの体系の比較</p> <p>EPRI/FAI試験の適用性を検討するにあたり、KK7の下部D/Wサンプルと体系を比較するため、<u>溶融物条件を表別2-1に</u>、<u>流路構造を表別2-2に</u>比較する。</p> <p><u>表別2-1のとおり</u>、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、動粘性係数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。</p> <p><u>表別2-2に流路構造を比較する</u>。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、<u>限界固相率1のとき約2.63倍</u>、<u>限界固相率0.64のとき約1.72倍</u>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。</p> <p>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。</p> <p>2. EPRI/FAI試験の適用性</p> <p>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。</p> <p>Flemingsモデルではデブリの流動距離はデブリの保有熱量、</p>		<p style="text-align: right;">別紙-1</p> <p>NS2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</p> <p>1. EPRI/FAI試験とNS2のファンネルの体系の比較</p> <p>EPRI/FAI試験の適用性を検討するにあたり、NS2の下部D/Wサンプルと体系を比較するため、<u>溶融物条件を表別1-1に</u>、<u>流路構造を表別1-2に</u>比較する。</p> <p><u>表別1-1のとおり</u>、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(平均)、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(酸化物)について流動距離を評価する。</p> <p><u>表別1-2に流路構造を比較する</u>。EPRI/FAI試験の配管径50mmに対し、NS2のファンネル口径は78mm(80A)であり、配管断面積比はNS2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(酸化物)のケースにおいて、<u>限界固相率1のとき約2.04倍</u>、<u>限界固相率0.64のとき約1.27倍</u>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NS2の方が約1.56倍大きい。</p> <p>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、NS2では約1.04m(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、NS2では耐熱材上面から配管水平部まで約0.94m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、NS2で約2m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、NS2で約6.3m/sとなる。</p> <p>2. EPRI/FAI試験の適用性</p> <p>EPRI/FAIの試験をNS2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。</p> <p>Flemingsモデルではデブリの流動距離はデブリの保有</p>	<p>・評価結果の相違【柏崎6/7】</p> <p>島根2号炉におけるデブリ物性値等による相違。</p> <p>・評価結果の相違【柏崎6/7】</p>

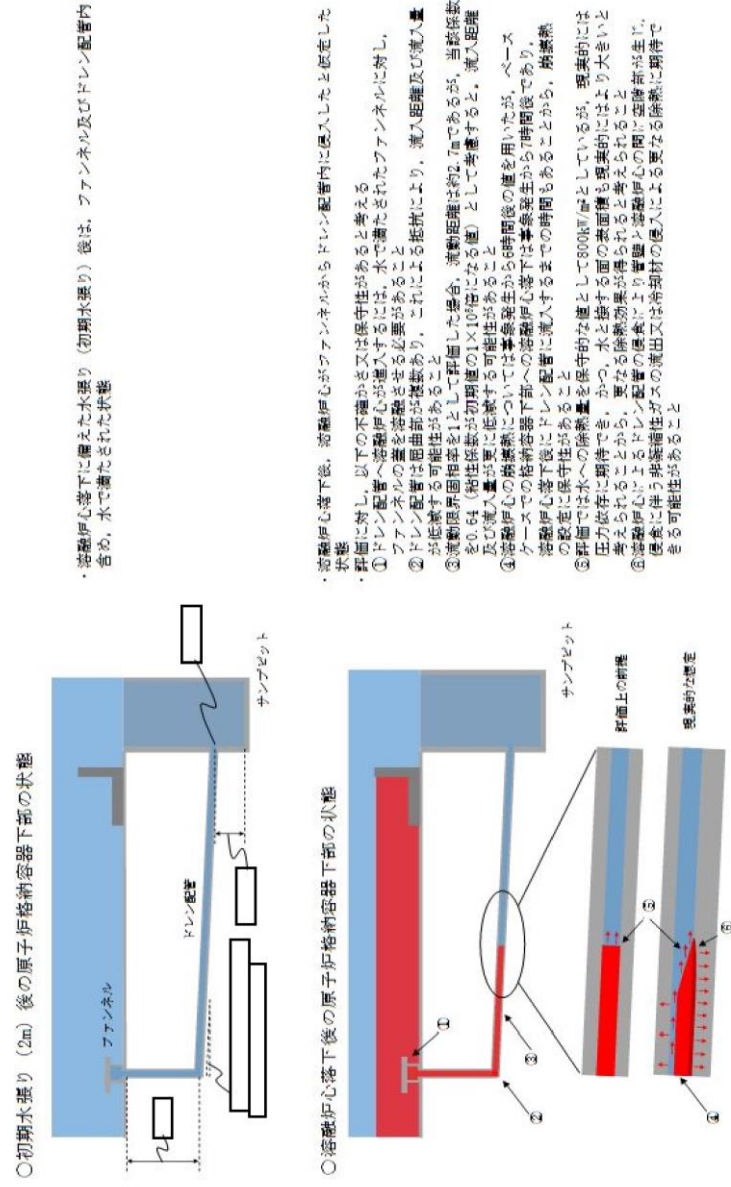
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>デブリからの除熱量，デブリの流速の関係から計算されている。このため，これらの要素についてEPRI/FAIの試験条件とKK7での評価条件の比をとり，EPRI/FAIの試験結果をKK7のファンネルに適用した場合の評価を行う。</p> <p>この場合，KK7のファンネルでのデブリの流動距離(L_{KK7})は次の式で表現できると考えられる。</p> $L_{K7} = L_{FAI} \times \frac{d_{K7}}{d_{FAI}} \times \frac{h_{K7} \rho_{K7}}{h_{FAI} \rho_{FAI}} \times \frac{v_{K7}}{v_{FAI}}$ <p>ここで，</p> $\frac{d_{K7}}{d_{FAI}} : \text{配管直径比}$ $\frac{h_{K7} \rho_{K7}}{h_{FAI} \rho_{FAI}} : \text{凝固までの蓄熱量比}$ $\frac{v_{K7}}{v_{FAI}} : \text{デブリの速度比}$ <p>であり，上式に基づいてデブリの流動距離 (L_{KK7}) を求めると，</p> $L_{K7} = 0.79 \times 1.56 \times 1.08 \times 2 = 2.7 \text{ (m)}$ <p>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1×10⁵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。</p> <p>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</p>		<p>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NS2での評価条件の比をとり，EPRI/FAIの試験結果をNS2のファンネルに適用した場合の評価を行う。</p> <p>この場合，NS2のファンネルでのデブリの流動距離 (L_{NS2}) は次の式で表現できると考えられる。</p> $L_{NS2} = L_{FAI} \times \frac{d_{NS2}}{d_{FAI}} \times \frac{h_{NS2} \rho_{NS2}}{h_{FAI} \rho_{FAI}} \times \frac{v_{NS2}}{v_{FAI}}$ <p>ここで，</p> $\frac{d_{NS2}}{d_{FAI}} : \text{配管直径比}$ $\frac{h_{NS2} \rho_{NS2}}{h_{FAI} \rho_{FAI}} : \text{凝固までの蓄熱量比}$ $\frac{v_{NS2}}{v_{FAI}} : \text{デブリの速度比}$ <p>であり，上式に基づいてデブリの流動距離 (L_{NS2}) を求めると，</p> $L_{NS2} = 0.79 \times 1.56 \times \boxed{} \times 2.1 = \boxed{} \text{ (m)}$ <p>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1×10⁵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。</p> <p>EPRI/FAI試験とNS2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，NS2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</p>	<p>備考</p> <p>・評価結果の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉におけるデブリ物性値等による相違。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																																																																																																																																																																																						
<p>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。</p> <p>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。</p> <p style="text-align: right;">以上</p>		<p>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NS2のスケールに適用する評価は、流動距離を長く見積もる、保守的な扱いになると考える。</p> <p>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。</p> <p style="text-align: right;">以上</p>	備考																																																																																																																																																																																						
<p style="text-align: center;">表別2-1 溶融物条件の比較</p> <table border="1" data-bbox="154 760 908 1171"> <thead> <tr> <th rowspan="2">項目</th> <th rowspan="2">EPRI 試験 アルミナ</th> <th colspan="4">K-7</th> </tr> <tr> <th colspan="2">溶融デブリ (平均)</th> <th colspan="2">溶融デブリ (酸化物)^{※1}</th> <th colspan="2">溶融デブリ (金属)^{※2}</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>過熱度 (K)</td> <td>100</td> <td colspan="2">39</td> <td colspan="2">-60</td> <td colspan="2">164</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">融点 (°C)</td> <td rowspan="2">2047</td> <td>液相線</td> <td>2200</td> <td>液相線</td> <td>2412</td> <td>液相線</td> <td>1482</td> </tr> <tr> <td>固相線</td> <td>1591</td> <td>固相線</td> <td>2063</td> <td>固相線</td> <td>1415</td> </tr> <tr> <td>密度 (kg/m³)</td> <td>3800</td> <td colspan="2">8082</td> <td colspan="2">8162</td> <td colspan="2">7723</td> </tr> <tr> <td>比熱 (kJ/kgK)</td> <td>1.3</td> <td colspan="2">0.54</td> <td colspan="2">0.51</td> <td colspan="2">0.682</td> </tr> <tr> <td>溶融潜熱 (kJ/kg)</td> <td>1160</td> <td colspan="2">303</td> <td colspan="2">310</td> <td colspan="2">280</td> </tr> <tr> <td>熱伝導率 (W/mK)</td> <td>7.5</td> <td colspan="2">14</td> <td colspan="2">8</td> <td colspan="2">35</td> </tr> <tr> <td>粘性係数 (Pa・s)</td> <td>0.003</td> <td colspan="2">0.0033-0.0076</td> <td colspan="2">0.0033-0.0076</td> <td colspan="2">0.004-0.0062</td> </tr> <tr> <td>動粘性係数 (m²/s)</td> <td>7.89×10⁻⁷</td> <td colspan="2">4.08×10⁻⁷ - 9.40×10⁻⁷</td> <td colspan="2">4.04×10⁻⁷ - 9.31×10⁻⁷</td> <td colspan="2">5.17×10⁻⁷ - 8.02×10⁻⁷</td> </tr> <tr> <td>凝固までの蓄熱量 (MJ/m³) (限界固相率=1.0)</td> <td>4902</td> <td colspan="2">5277</td> <td colspan="2">3734</td> <td colspan="2">3380</td> </tr> <tr> <td>凝固までの蓄熱量 (MJ/m³) (限界固相率=0.64)</td> <td>-</td> <td colspan="2">3438</td> <td colspan="2">2299</td> <td colspan="2">2474</td> </tr> <tr> <td>凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1.0)</td> <td>1</td> <td colspan="2">1.08</td> <td colspan="2">0.77</td> <td colspan="2">0.69</td> </tr> <tr> <td>凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)</td> <td>1</td> <td colspan="2">0.71</td> <td colspan="2">0.47</td> <td colspan="2">0.51</td> </tr> </tbody> </table> <p>※1 酸化物 : UO₂, Zr, ZrO₂ ※2 金属 : SUS 成分</p>	項目	EPRI 試験 アルミナ	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}		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 ³)	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 ² /s)	7.89×10 ⁻⁷	4.08×10 ⁻⁷ - 9.40×10 ⁻⁷		4.04×10 ⁻⁷ - 9.31×10 ⁻⁷		5.17×10 ⁻⁷ - 8.02×10 ⁻⁷		凝固までの蓄熱量 (MJ/m ³) (限界固相率=1.0)	4902	5277		3734		3380		凝固までの蓄熱量 (MJ/m ³) (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			<p style="text-align: center;">表別 1-1 溶融物条件の比較</p> <table border="1" data-bbox="1745 760 2487 1121"> <thead> <tr> <th rowspan="2">項目</th> <th rowspan="2">EPRI 試験 アルミナ</th> <th colspan="3">NS-2</th> </tr> <tr> <th>溶融デブリ (平均)</th> <th>溶融デブリ (酸化物)^{※1}</th> <th>溶融デブリ (金属)^{※2}</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>過熱度 (K)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>融点 (°C)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>密度 (kg/m³)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>比熱 (kJ/kgK)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>溶融潜熱 (kJ/kg)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>熱伝導率 (W/mK)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>粘性係数 (Pa・s)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>動粘性係数 (m²/s)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>凝固までの蓄熱量 (MJ/m³) (限界固相率=1.0)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>凝固までの蓄熱量 (MJ/m³) (限界固相率=0.64)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1.0)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table> <p>※1 酸化物 : UO₂, Zr, ZrO₂ ※2 金属 : SUS成分</p>	項目	EPRI 試験 アルミナ	NS-2			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)					融点 (°C)					密度 (kg/m ³)					比熱 (kJ/kgK)					溶融潜熱 (kJ/kg)					熱伝導率 (W/mK)					粘性係数 (Pa・s)					動粘性係数 (m ² /s)					凝固までの蓄熱量 (MJ/m ³) (限界固相率=1.0)					凝固までの蓄熱量 (MJ/m ³) (限界固相率=0.64)					凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1.0)					凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)					<p>・評価結果の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉におけるデブリ物性値等による相違。</p>
項目			EPRI 試験 アルミナ	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}																																																																																																																																																																																			
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 ³)	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 ² /s)	7.89×10 ⁻⁷	4.08×10 ⁻⁷ - 9.40×10 ⁻⁷		4.04×10 ⁻⁷ - 9.31×10 ⁻⁷		5.17×10 ⁻⁷ - 8.02×10 ⁻⁷																																																																																																																																																																																			
凝固までの蓄熱量 (MJ/m ³) (限界固相率=1.0)	4902	5277		3734		3380																																																																																																																																																																																			
凝固までの蓄熱量 (MJ/m ³) (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																																																																																																																																																																																			
項目	EPRI 試験 アルミナ	NS-2																																																																																																																																																																																							
		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)																																																																																																																																																																																									
融点 (°C)																																																																																																																																																																																									
密度 (kg/m ³)																																																																																																																																																																																									
比熱 (kJ/kgK)																																																																																																																																																																																									
溶融潜熱 (kJ/kg)																																																																																																																																																																																									
熱伝導率 (W/mK)																																																																																																																																																																																									
粘性係数 (Pa・s)																																																																																																																																																																																									
動粘性係数 (m ² /s)																																																																																																																																																																																									
凝固までの蓄熱量 (MJ/m ³) (限界固相率=1.0)																																																																																																																																																																																									
凝固までの蓄熱量 (MJ/m ³) (限界固相率=0.64)																																																																																																																																																																																									
凝固までの蓄熱量比 1 (限界固相率=1.0)																																																																																																																																																																																									
凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)																																																																																																																																																																																									
<p style="text-align: center;">表別2-2 流路構造の比較</p> <table border="1" data-bbox="166 1335 878 1713"> <thead> <tr> <th rowspan="2">項目</th> <th rowspan="2">EPRI 試験 アルミナ</th> <th colspan="3">K-7</th> </tr> <tr> <th>溶融デブリ (平均)</th> <th>溶融デブリ (酸化物)</th> <th>溶融デブリ (金属)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>流路構造比較</td> <td></td> <td colspan="3">円管</td> </tr> <tr> <td>流路内径 (m)</td> <td>0.05 (50A)</td> <td colspan="3">0.078 (80A)</td> </tr> <tr> <td>断面積比</td> <td>1</td> <td colspan="3">2.44</td> </tr> <tr> <td>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)</td> <td>1</td> <td>2.63</td> <td>1.86</td> <td>1.69</td> </tr> <tr> <td>単位長さあたりの凝固までの蓄熱量 2 (限界固相率=0.64)</td> <td>1</td> <td>1.73</td> <td>1.14</td> <td>1.24</td> </tr> <tr> <td>単位長さあたりの伝熱面積比</td> <td>1</td> <td colspan="3">1.56</td> </tr> <tr> <td>床面から配管水平部までの深さ (m)</td> <td>0.273</td> <td colspan="3">0.972</td> </tr> <tr> <td>デブリ堆積高さ (m)</td> <td>0.18</td> <td colspan="3">0.56</td> </tr> <tr> <td>ヘッドから計算される流速 (m/s)</td> <td>2.99</td> <td colspan="3">5.49</td> </tr> <tr> <td>流速の実測値 (m/s)</td> <td>0.03 (平均) ~0.19 (最大)</td> <td colspan="3">-</td> </tr> <tr> <td>デブリの流動距離 (m)</td> <td>~0.79</td> <td colspan="3">2.7</td> </tr> </tbody> </table>	項目	EPRI 試験 アルミナ	K-7			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	2.7				<p style="text-align: center;">表別 1-2 流路構造の比較</p> <table border="1" data-bbox="1745 1327 2487 1717"> <thead> <tr> <th rowspan="2">項目</th> <th rowspan="2">EPRI 試験 アルミナ</th> <th colspan="3">NS-2</th> </tr> <tr> <th>溶融デブリ (平均)</th> <th>溶融デブリ (酸化物)</th> <th>溶融デブリ (金属)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>流路構造比較</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>流路内径 (m)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>断面積比</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>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)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>単位長さあたりの凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>単位長さあたりの伝熱面積比</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>床面から配管水平部までの深さ (m)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>デブリ堆積高さ (m)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>ヘッドから計算される流速 (m/s)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>流速の実測値 (m/s)</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>デブリの流動距離 (m)</td> <td>~0.79</td> <td></td> <td></td> <td>-</td> </tr> </tbody> </table>	項目	EPRI 試験 アルミナ	NS-2			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					流路内径 (m)					断面積比					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)					単位長さあたりの凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)					単位長さあたりの伝熱面積比					床面から配管水平部までの深さ (m)					デブリ堆積高さ (m)					ヘッドから計算される流速 (m/s)					流速の実測値 (m/s)					デブリの流動距離 (m)	~0.79			-	<p>・評価結果の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉における設備形状等による相違。</p>																																																								
項目			EPRI 試験 アルミナ	K-7																																																																																																																																																																																					
	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	2.7																																																																																																																																																																																							
項目	EPRI 試験 アルミナ	NS-2																																																																																																																																																																																							
		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																																																																																																																																																																																									
流路内径 (m)																																																																																																																																																																																									
断面積比																																																																																																																																																																																									
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)																																																																																																																																																																																									
単位長さあたりの凝固までの蓄熱量比 2 (限界固相率=0.64)																																																																																																																																																																																									
単位長さあたりの伝熱面積比																																																																																																																																																																																									
床面から配管水平部までの深さ (m)																																																																																																																																																																																									
デブリ堆積高さ (m)																																																																																																																																																																																									
ヘッドから計算される流速 (m/s)																																																																																																																																																																																									
流速の実測値 (m/s)																																																																																																																																																																																									
デブリの流動距離 (m)	~0.79			-																																																																																																																																																																																					

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙3</p> <p><u>溶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)</u></p> <p>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。</p> <p>a. 評価体系</p> <ul style="list-style-type: none"> ファンネル内に流入した溶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。 <p>b. 評価条件</p> <ul style="list-style-type: none"> 溶融炉心の流動距離(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。 崩壊熱は事象発生から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800kW/m² 一定とした。 <p>c. 評価結果</p> <ul style="list-style-type: none"> 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) <p>d. 評価の保守性について</p> <p>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. のとおり、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)</p> <ul style="list-style-type: none"> 流入量、流入距離の観点 <p>流入量については別紙2 に示すとおり、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約2.7m であり、流動限界固相率を0.64(粘性係数が初期値の1×10⁵ 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</p>			<p>・設備設計の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>島根2号炉は、コリウムシールドを原子炉格納容器下部床全面に敷設し、機器ファンネルへの溶融炉心の侵入を防止している。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>のと考える。(別図3-2 中③参照)</p> <ul style="list-style-type: none"> 流入経路の影響 <p>原子炉压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、原子炉压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)</p> <p>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)</p> 崩壊熱 <p>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熔融炉心落下時刻は事象発生後の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熔融炉心が格納容器下部の端に到達し、ファンネルの蓋を熔融させ、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)</p> 除熱の形態 <p>水への熱流束については、保守的に800kW/m² 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)</p> <p>また、ドレン配管に浸入した熔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熔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。ドレン配管内での熔融炉心・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熔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)</p> 更なる感度解析の確認結果 			

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>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約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。</p>  <p>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</p> <p>d. コンクリート侵食時に発生する非凝縮性ガスの挙動</p> <ul style="list-style-type: none"> 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、ドレン配管を3.6m とした場合、 $3.6 \times (0.122 - 0.04)^2 \times \pi = 0.14 \text{ m}^3$ となる。この侵食によってコンクリートに含まれるCO2 が全て気体として放出されると仮定すると、 質量 : $0.14 \times 2300 \times 0.015 = \text{約} 5 \text{ kg}$ 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MCCI 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。 <p>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1400kg 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。</p> <p style="text-align: right;">以上</p> 			



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

別紙4

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⁽¹¹⁾

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⁽¹⁹⁾⁽²⁶⁾

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

ここで、

U : 見掛け流速

κ : 層流での浸透率

η : 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⁽²⁵⁾。

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

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

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

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

上述の関係をを用いと、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。

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

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

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

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

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

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 ϵ に該当する。

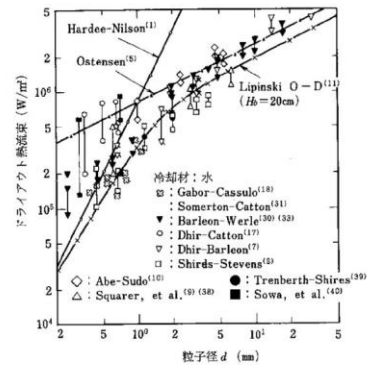
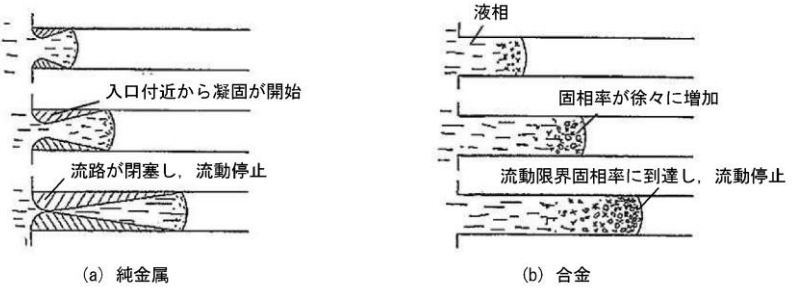
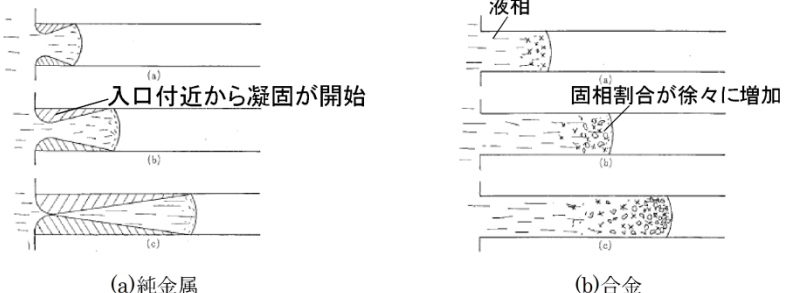
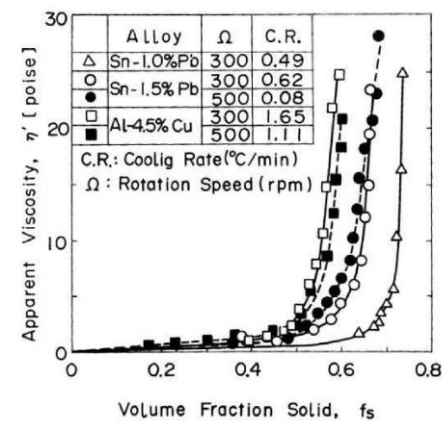


図 8-6 冷却材が水の場合の理論式・半実験式と実験結果との比較

・記載方針の相違
【柏崎 6/7】
柏崎 6/7 号では、溶融炉心の一部がコリウムシールドを超えてサンプルに流入する場合の評価が実施されており、Lipinski0-D モデルに基づいてドライアウト熱流束が設定されている。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>【比較のため、「添付資料 3.5.3」の一部を記載】</p> <p>3. 熔融金属の凝固モデルによる評価</p> <p>3.1 熔融金属の流路内での凝固挙動</p> <p>第3図に、流路内における熔融金属の凝固挙動の概念図を示す。</p> <p>純金属や共晶温度の合金では、第3図(a)のように流路の入口付近から固化クラストが成長し流路が閉塞することで、流動が停止する。</p> <p>一方、液相線温度と固相線温度に差がある合金では、第3図(b)のように熔融物の先端から温度低下とともに固相率が増加し、流動限界固相率を超えたときに流動を停止する。これは、第4図に示すように、固相率の増加とともに粘性が増加するためである。</p> <p>熔融炉心については、液相線温度 <input type="text"/> に対して固相線温度が <input type="text"/> (MAAP計算結果) と差があることから、合金の凝固挙動を示すものと考えられる。</p>  <p>第3図 流路内での熔融金属の凝固挙動の概念図</p>	<p style="text-align: right;">別紙-2</p> <p style="text-align: center;"><u>コリウムシールドスリット内での凝固停止評価について</u></p> <p>コリウムシールドスリット内におけるデブリ凝固評価結果を示す。</p> <p>1. 熔融金属の流路内での凝固挙動</p> <p>図別 2-1 に、流路内における熔融金属の凝固挙動の概念図を示す。</p> <p>純金属や共晶温度の合金では、図別 2-1(a)のように流路の入口付近から固化クラストが成長し流路が閉塞することで、流動が停止する。</p> <p>一方、液相線温度と固相線温度に差がある合金では、図別 2-1(b)のように熔融物の先端から温度低下とともに固相率が増加し、流動限界固相率を超えたときに流動を停止する。これは、図別 2-2 に示すように、固相率の増加とともに粘性が増加するためである。</p> <p>熔融炉心のスリット内凝固評価は、実熔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た。</p>  <p>図別 2-1 流路内での熔融金属の凝固挙動の概念図</p>	<p>・評価方針の相違 【東海第二】</p>



第4図 溶融合金における固相率と見かけの粘性の関係^[3]

3.2 評価方法

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

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

【比較のため、「(参考) その他の凝固モデルによる評価」を記載

○ US-ABWR DCDモデルの概要^[1]

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

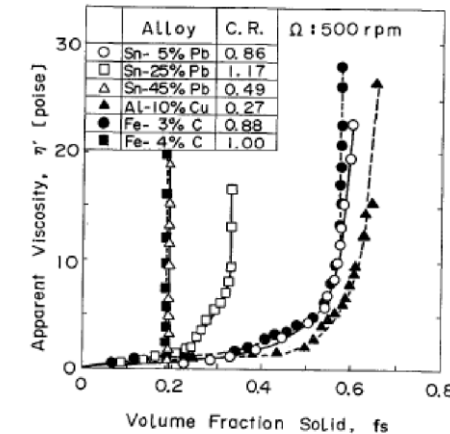
本モデルは純金属の凝固挙動を想定し、流路の入口付近において周辺の構造材への熱伝導によりクラストが成長し流路が閉塞するものとしている。

DCDモデルの評価式を以下に示す。

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

ここで、

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



図別 2-2 溶融金属の固相率割合と粘性の関係^[1]

2. 評価方法

純金属の流路内での凝固モデルとしては、US-ABWR DCDモデル、Epsteinモデル (MAAPの下部プレナム貫通部閉塞モデル) を使用し、合金の流路内での凝固モデルとしては、Flemingsモデルを使用する。

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

2.1 純金属モデル

a. US-ABWR DCDモデル^[2]

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

DCDモデルの評価式を以下に示す。流動距離は流動停止までの平均速度と流動停止までの平均時間の積で求められる。

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

ここで、

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

・ 記載方針の相違
【東海第二】
一部記載は異なるが、内容は同等である。

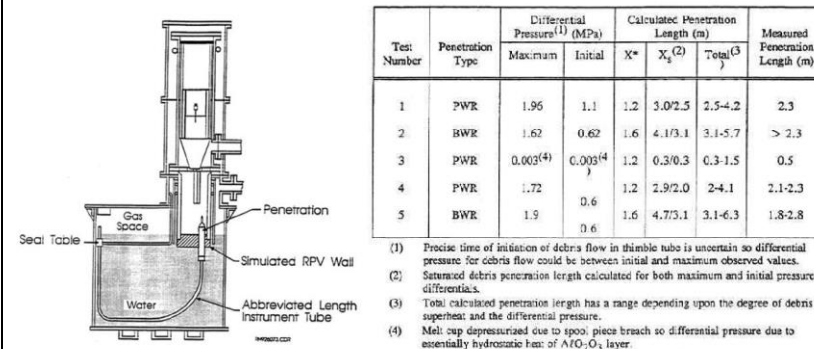
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p style="text-align: center;"> $\bar{v} = \frac{\frac{2}{3}a_0\sqrt{t} - \frac{a_0 b'_0}{H_0} t}{1 + \frac{4b'_0}{3H_0}\sqrt{t}} \quad (3)$ </p> <p style="text-align: center;"> $a_0 = \sqrt{\frac{2gm_{ves}}{\rho_{cm}A_{ld}}} \quad b'_0 = \frac{2k_w(T_s - T_i)}{\rho_{cm}(h_{lh} + c_p\Delta T)\sqrt{\pi\alpha_w}} \quad (4)$ </p> <p>であり、各パラメータは以下のとおりである。</p> <p>L_{freeze} : 流動距離 (m), $\bar{v}(t)$: 溶融炉心の流路内平均流速 (m/s), t_{freeze} : 凝固完了時間 (s), H_0 : スリット高さ (m), ρ_{cm} : 溶融炉心密度 (kg/m³), h_{lh} : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg), C_p : 溶融炉心比熱 (J/kgK), ΔT : 溶融炉心過熱度 (K), α_w : 構造材熱拡散率 (m²/s), k_w : 構造材熱伝導率 (W/mK),</p>	<p>US-ABWR DCDでは、入口流速は以下のように表わされている。</p> <p style="text-align: center;"> $v_e(t) = \sqrt{\frac{2gm_{ves}t}{\rho_{cm}A_{ld}}} \quad (3)$ </p> <p>しかしながら、原子炉格納容器下部床面よりも下部にスリットが設置されるため、縦スリット内のヘッドh_0を考慮し以下のようにする必要がある。</p> <p style="text-align: center;"> $v_e(t) = \sqrt{2g\left(\frac{m_{ves}}{\rho_{cm}A_{ld}}t + h_0\right)} \quad (4)$ </p> <p>この場合、DCDモデルの評価で使用される平均流速において、初期ヘッドh_0による項が追加され、以下のように修正される。</p> <p style="text-align: center;"> $v_e(t) = \frac{\frac{2}{3}a_0\sqrt{t} + \sqrt{2gh_0} - \frac{a_0b_0}{H_0}t - \frac{4b_0\sqrt{2gh_0}}{3H_0}\sqrt{t}}{\left(1 + \frac{4b_0}{3H_0}\sqrt{t}\right)} \quad (5)$ </p> <p>ここで、</p> <p style="text-align: center;"> $a_0 = \sqrt{\frac{2gm_{ves}}{\rho_{cm}A_{ld}}} \quad (6)$ </p> <p style="text-align: center;"> $b_0 = \sqrt{\frac{2k_f(T_{f,m} - T_s)}{\rho_{cm}h_{lh}}} \quad (7)$ </p> <p>溶融炉心が過熱度を持つ場合、b_0は以下の式を使用する。過熱度がない場合、$b_0 = b'_0$となる。</p> <p style="text-align: center;"> $b'_0 = \frac{2k_f(T_s - T_i)}{\rho_{cm}(h_{lh} + c_p\Delta T)\sqrt{\pi\alpha_w}} \quad (8)$ </p> <p>であり、各パラメータは以下のとおりである。</p> <p>L_{freeze} : 流動距離 (m), $\bar{v}(t)$: 平均流速 (m/s), t_{freeze} : 凝固完了時間 (s), ρ_{cm} : 溶融デブリ密度 (kg/m³), C_p : 溶融デブリ比熱 (J/kgK), ΔT : 過熱度 (K), H_0 : スリット高さ (m), h_0 : 縦スリット部高さ (m), α_w :</p>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>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/s^2), \dot{m}_{ves} : R P Vからの熔融炉心落下率 (kg/s), A_{ld} : 下部ドライウエル床面積 (m^2)</p> <p>D C D ^[1] においては, 過去に実施された関連試験に係る文献を参照し, それらの試験結果よりD C Dモデルによる評価の適用性を確認している。</p> <p>○Epstein モデルの概要 ^{[2] [3]}</p> <p>Epstein モデルは, M A A PコードのR P V下部プレナム貫通部閉塞計算に使用されているモデルであり, D C Dモデルと同様に流路の入口付近からの閉塞が想定されている。</p> <p>Epstein モデルの評価式を以下に示す。熔融炉心の総流動距離は(5)式と(6)式の和で求められる。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・熔融炉心が過熱度を有する領域での流動距離 $X^* = \frac{D}{2f} \ln \left(\frac{T_0 - T_{mp}}{T^* - T_{mp}} \right) \quad (5)$ <ul style="list-style-type: none"> ・熔融炉心の過熱度がない領域での流動距離 $X_s = 0.155 Re^{8/11} D \left[\frac{Pr}{B} \right]^{7/11} \quad (6)$ <p>ここで,</p> $B = \left[1 + \frac{2C_p(T_{mp} - T_w)}{\lambda} \right]^{1/2} - 1 \quad (7)$ <p>であり, 各パラメータは以下のとおりである。</p> <p>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 : 熔融炉心熔融潜熱 (J/kg), C_p : 熔融炉心比熱 (J/kgK), T_0 : 熔融炉心初期温度 (K), T_{mp} : 熔融炉心融点 (K), T_w : 構造材初期温度 (K), T^* : 熔融炉心凝固開始温度 (推定値) (K), f : 摩擦係数 (-)</p>	<p>構造材熱拡散率 (m^2/s), k_w : 構造材熱伝達率 (w/mK), k_f : デブリ熱伝導率 (w/mK), T_s : 接触面温度 (K), T_i : 構造材初期温度 (K), $T_{f,m}$: 熔融デブリ温度 (K), g : 重力加速度 (m/s^2), \dot{m}_{ves} : R P Vからのデブリ落下率 (kg/s), A_{ld} : 下部ドライウエル床面積 (m^2)</p> <p>b. E p s t e i nモデル^{[3] [4]}</p> <p>E p s t e i nモデルは, M A A PコードのR P V下部プレナム貫通部閉塞計算に使用されているモデルであり, D C Dモデルと同様に流路の入口付近からの閉塞が想定されている。</p> <p>E p s t e i nモデルの評価式を以下に示す。熔融炉心の総流動距離は式(9)と式(10)の和で求められる。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・熔融炉心が過熱度を有する領域での流動距離 $X = \frac{D}{2f} \ln \left(\frac{T_0 - T_{mp}}{T^{**} - T_{mp}} \right) \quad (9)$ <ul style="list-style-type: none"> ・熔融炉心が過熱度のない領域での流動距離 $X_s = 0.155 Re^{8/11} D \left[\frac{Pr}{B} \right]^{7/11} \quad (10)$ <p>ここで,</p> $B = \left[1 + \frac{2C_p(T_{mp} - T_w)}{\lambda} \right]^{1/2} - 1 \quad (11)$ <p>であり, 各パラメータは以下のとおりである。</p> <p>X : 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 : 熔融潜熱 (J/kg) C_p : 熔融デブリ比熱 (J/kgK), T_0 : デブリ初期温度 (K), T_{mp} : デブリ融点 (K), T_w : 構造材初期温度 (K), T^{**} : デブリ凝固開始温度 (推定値) (K), f : 摩擦係数 (-)</p>	<p>備考</p> <p>・記載方針の相違 【東海第二】 一部記載は異なるが、内容は同等である。</p>

なお、 $T^* - T_{mp}$ はE P R I レポート^[3]を基に10Kとする。

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

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



第1図 E P R I 試験装置及び試験結果

参考文献

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

【ここまで】

(1) Flemings モデルの評価式

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

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

2.2 合金モデル

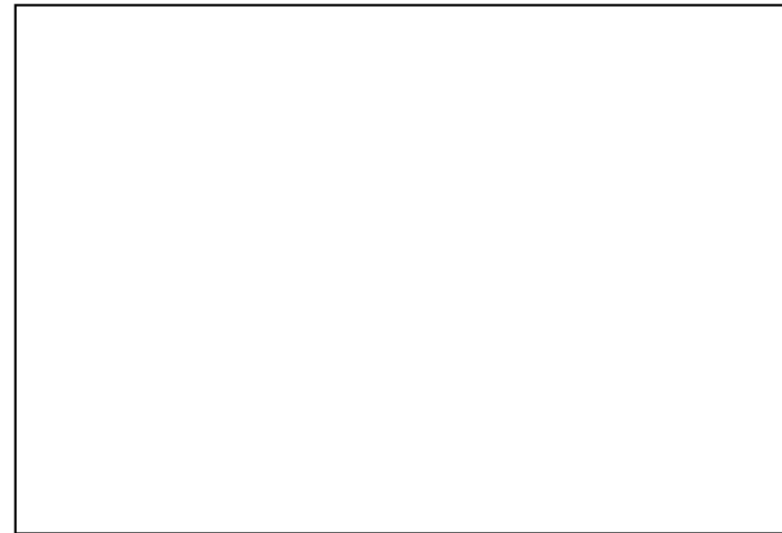
(1) Flemings モデルの評価式^[5]

Flemings モデルは式(12)のように表され、流路を流れる溶融物が保有するエネルギーと周囲の構造材への除熱速度をもとに、溶融物が凝固するまでに必要なエネルギーが除去されるまでの流動距離を評価できるモデルとなっている。

・記載方針の相違
【東海第二】
 一部記載は異なるが、内容は同等である。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	$L_{freeze} = \frac{A\rho v(f_c H_f + C_p \Delta T)}{hS(T_d - T_w)} \left(1 + \frac{B}{2}\right) \quad (1)$ <p>ここで,</p> $B = \frac{h\sqrt{\pi\alpha_w\Delta X}}{k_w\sqrt{v}} \quad (2)$ <p>であり, 各パラメータの内容は以下のとおりである。 L_{freeze}: 流動距離 (m), A: 流路断面積 (m^2), ρ: 熔融炉心密度 (kg/m^3), v: 熔融炉心流速 (m/s), f_c: 流動限界固相率 (-), H_f: 熔融炉心熔融潜熱 (J/kg), C_p: 熔融炉心比熱 (J/kgK), ΔT: 初期温度と凝固温度の差 (K), h: 熱伝達率 (W/m^2K), S: 流路周長 (m), T_d: 熔融炉心温度 (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)</p> <p>※ 熔融物先端でどの程度の長さが流動限界固相率を超えると流動が停止するかを定義する定数</p> <p>(2) 熱伝達係数の計算 熔融炉心とスリット構造材間の熱伝達係数hは, 熔融炉心の熱伝導率k, 水力等価直径d_e及びSleicher-Rouseの式^[5]より求まるヌセルト数Nuを用いて, 下式により算出する。</p> $h = \frac{k}{d_e} Nu \quad (3)$ <p>Sleicher-Rouseの式</p> $Nu_m = 5 + 0.015 Re_f^a Pr_w^b \quad (4)$ $\begin{cases} a = 0.88 - \frac{0.24}{4 + Pr_w} \\ b = \frac{1}{3} + 0.5 \exp(-0.6 Pr_w) \end{cases}$ <p>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。</p>	$L_{freeze} = \frac{A\rho v(f_c H_f + C_p \Delta T)}{hS(T_d - T_w)} \left(1 + \frac{B}{2}\right) \quad (12)$ <p>ここで,</p> $B = \frac{h\sqrt{\pi\alpha_w\Delta X}}{k_w\sqrt{v}} \quad (13)$ <p>であり, 各パラメータの内容は以下のとおりである。 L_{freeze}: 流動距離 (m), A: 流路断面積 (m^2), ρ: 熔融デブリ密度 (kg/m^3), v: 熔融デブリ流速 (m/s), f_c: 流動限界固相率 (-), H_f: 熔融デブリ熔融潜熱 (J/kg), C_p: 熔融デブリ比熱 (J/kgK), ΔT: 初期温度と凝固温度の差 (K), h: 熱伝達率 (W/m^2K), S: 流路周長 (m), T_d: 熔融デブリ温度 (K), T_w: 構造材温度 (K), α_w: 構造材熱拡散率 (m^2/s), ΔX: チョーキングレンジ※ (m), k_w: 構造材熱伝導率 (w/mK)</p> <p>※: 熔融物先端でどの程度の長さが流動限界固相率を超えると流動が停止するかを定義する定数</p> <p>(2) 熱伝達係数の計算 熔融デブリとスリット構造材間の熱伝達係数hは, 熔融デブリの熱伝導率k, 水力等価直径d_e及びSleicher-Rouseの式^[6]又はGnielinskiの式^[5]より求まるヌセルト数Nuを用いて, 下式により算出する。</p> $h = \frac{k}{d_e} Nu \quad (14)$ <p>Sleicher-Rouseの式</p> $Nu = 5 + 0.015 Re_f^a Pr_w^b \quad (15)$ $a = 0.88 - \frac{0.24}{4 + Pr_w} \quad (16)$ $b = \frac{1}{3} + 0.5 \exp(-0.6 Pr_w) \quad (17)$ <p>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する。 また, レイノルズ数が $3000 < Re < 10^6$, $0.5 < Pr < 2000$ の範囲については次式 (Gnielinskiの式)</p>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(3) 熔融炉心の温度低下の考慮</p> <p>(1)式から直接的に流動距離を計算すると、流路内を進行する間の熔融炉心の温度低下が考慮されず、熔融炉心から構造材への熱伝達速度が過大評価されることにより、流動距離が短く評価されることが考えられる。</p> <p>今回の評価では、Flemings の評価式を基に、流動に伴う熔融炉心の温度低下を考慮した上で、熔融炉心先端が流動停止する固相率に至るまでの除熱時間を算出し、熔融炉心の流速との積により流動距離を計算した。評価の概要を第5図に示す。</p> <div data-bbox="955 1163 1691 1890" style="border: 1px solid black; height: 346px; width: 248px; margin-top: 10px;"></div>	$Nu = \frac{(f/2)(Re-1000)Pr}{1+12.7\sqrt{f/2}(Pr^{2/3}-1)} \quad (18)$ <p>ここで、f は管摩擦係数であり、</p> $f = (3.64 \log_{10}(Re) - 3.28)^{-2} \quad (19)$ <p>と与えられる。</p> <p>Sleicher-Rouse の式, Gnielinski の式が共に適用範囲内となる場合は、ヌセルト数が小さい方を採用する。</p> <p>(3) 熔融デブリの温度低下の考慮</p> <p>式 (12) から直接的に流動距離を計算すると、流路内を進行する間のデブリの温度低下が考慮されず、熔融炉心から構造材への熱伝達速度が過大評価されることにより、流動距離が短く評価されることが考えられる。</p> <p>今回の評価では、Flemings の評価式をもとに、流動に伴うデブリの温度低下を考慮した上で、熔融炉心先端が流動停止する固相率に至るまでの除熱時間を算出し、熔融炉心の流速との積により流動距離を計算した。</p> <p>まず、初期にデブリが保有する流動停止までの熱量は、固相線温度 T_{sol} を基準として</p> $Q_0 = \{C_p(T_{d0} - T_{sol}) + H_f\} f_c m_d \quad (20)$ <p>となる。デブリが Δt の時間に Δx の距離流動したときの除熱量は、</p> $Q_{rm}^p = hS\Delta x (T_d^p - T_w^p) \left(\frac{1}{1 + \frac{B}{2}} \right) \Delta t \quad (21)$ <p>であり、Δx 流動後のデブリの保有熱量及び温度は、</p> $Q_d^{p+1} = Q_d^p - Q_{rm}^p \quad (22)$ $T_d^{p+1} = \frac{Q_d^{p+1}}{C_f m_d} + T_{sol} \quad (23)$ <p>となる。ここで、C_f は熔融潜熱を考慮した熔融デブリの換算比熱であり、以下のように表わされる。</p>	



第5図 溶融炉心流動距離の評価イメージ図

3.3 評価条件

横スリット内での溶融炉心凝固評価に用いた条件を第2表に示す。

溶融炉心の物性については、MAAP計算結果におけるRPV破損時の溶融炉心物性値を用いる。なお、流動距離が長くなるよう溶融炉心の保有エネルギーを大きく設定する観点から、TQUVシーケンスの値を設定する。

$$C_f = C_p + \frac{H_f}{T_{liq} - T_{sol}} \quad (24)$$

各パラメータの内容は以下のとおりである。

Q_0 : 流動停止するために除去が必要なエネルギー (J) , T_{d0} : デブリ初期温度 (K) , T_{sol} : デブリ固相線温度 (K) ,
 T_{liq} : デブリ液相線温度 (K) , m_d : デブリ質量 (kg) ,
 Q_{rm} : タイムステップ毎の除熱量 (J) , Δx : タイムステップ毎の流動距離 (m) , Δt : タイムステップ (s)

以上より、デブリの凝固までの保有エネルギー Q_d が0になるまでの時間が得られ、溶融デブリの流速との積により、溶融デブリの流動距離が計算される。

3. 評価条件

コリウムシールド内での溶融デブリ凝固評価に用いた条件を表別2-1に示す。

溶融炉心の物性については、MAAPで使用されているRPV破損直前の下部プレナムの物性値を用いる。

表別 2-1 評価条件

構造材温度	
溶融炉心初期温度	
SUS 密度	
SUS 熱伝導率	
SUS 比熱	
溶融炉心液相線温度	
溶融炉心固相線温度	
デブリ密度	
デブリ比熱	
デブリ熱伝導率	
デブリ溶融潜熱	
デブリ粘性係数	

※ 格納容器設計圧力の2倍 (853kPa (gage)) における水の飽和温度

Flemingモデル固有の変数を表別2-2に示す。

・評価方針の相違
【東海第二】
 島根2号炉は、大破断LOCAケースも想定している。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考								
	<p><u>溶融炉心の流速については、溶融炉心全量に加えペDESTAL内構造物等がペDESTAL内に堆積した場合の堆積高さ□と、横スリット下端までの高低差□の合計□をヘッドとして考慮した場合、溶融炉心の流速は約□となる。これに対し、スリット内の冷却水の存在による溶融炉心の流速の低下として、EPR I 試験の知見 (1/10 から 1/100) 及び実機溶融炉心とEPR I 試験の溶融アルミナの動粘度の差 (約 1.6 倍) を考慮し、保守的に1/2を考慮した□を設定する。</u></p> <p>流動限界固相率及びチョーキングレンジについては、既往の溶融炉心拡がり試験においては固相率が 0.4~0.6 程度で粘性が急激に増加するといった知見^[6]があるが、チョーキングレンジには明確な知見がないことから、溶融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くものと仮定し、流動限界固相率を 1.0、チョーキングレンジを 0m と設定する。</p> <p>【比較のため、記載を並び替え】</p> <p>溶融炉心の流速については、溶融炉心全量に加えペDESTAL内構造物等がペDESTAL内に堆積した場合の堆積高さ□と、横スリット下端までの高低差□の合計□をヘッドとして考慮した場合、溶融炉心の流速は約□となる。これに対し、スリット内の冷却水の存在による溶融炉心の流速の低下として、EPR I 試験の知見 (1/10 から 1/100) 及び実機溶融炉心とEPR I 試験の溶融アルミナの動粘度の差 (約 1.6 倍) を考慮し、保守的に1/2を考慮した□を設定する。</p> <p>【ここまで】</p>	<p>流動限界固相率及びチョーキングレンジについては、既往の溶融炉心拡がり試験においては固相率が 0.4~0.6 程度で粘性が急激に増加するといった知見^[7]があるが、チョーキングレンジには明確な知見がないことから、溶融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くものと仮定し、流動限界固相率を 1.0、チョーキングレンジを 0m と設定する。</p> <p>表別 2-2 Fleming sモデル固有の変数</p> <table border="1" data-bbox="1765 919 2472 1014"> <tr> <td>流動限界固相率(fc)</td> <td>1.0</td> </tr> <tr> <td>チョーキングレンジ (ΔX) (m)</td> <td>0</td> </tr> </table> <p>また、スリットの寸法を表別 2-3 に示す。</p> <p>表別 2-3 スリット形状</p> <table border="1" data-bbox="1765 1146 2472 1241"> <tr> <td>スリット高さ</td> <td>□</td> </tr> <tr> <td>流路幅</td> <td>□</td> </tr> </table> <p>表別 2-4 に流入速度関連パラメータを示す。</p> <p>溶融炉心の流速については、溶融炉心全量に加え原子炉格納容器下部の構造物等が原子炉格納容器下部に堆積した場合の堆積高さ 約 1m と、<u>コリウムシールド設置時の既存の床面からの底上げ高さ□の合計□をヘッドとして考慮した場合、溶融炉心の流速は□となる。これに対し、保守的にこの値を切り上げて□を設定する。</u></p> <p>US-ABWR DCDモデルでは、<u>デブリ落下率がパラメータとなっている。デブリ落下率は破損孔径をCRD一本相当としたものを基に設定している。</u></p>	流動限界固相率(fc)	1.0	チョーキングレンジ (ΔX) (m)	0	スリット高さ	□	流路幅	□	<p>・記載方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根 2号炉は, Fleming sモデル固有の変数とスリット形状についても記載。</p>
流動限界固相率(fc)	1.0										
チョーキングレンジ (ΔX) (m)	0										
スリット高さ	□										
流路幅	□										

第2表 評価条件

項目	条件	備考
横スリット流路形状		設計値
流路高さ (cm)		MAA P計算結果 (RPV破損時の値)
流路幅 (cm)		流動距離が長くなるよう溶融炉心の保有エネルギーを大きく設定する観点から、TQUVシナシエンスの値を使用
液相融温度 (°C)		MAA P P計算結果 (100KにおけるSUS304の値)
固相融温度 (°C)		RPV破損時の溶融炉心平均温度 (保守的に液相融温度を設定)
密度 (kg/m ³)		溶融炉心等の堆積量、スリット形状、スリット内冷却水の存在を考慮し、保守的に設定
熱伝導率 (W/mK)		溶融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くと仮定し設定
比熱 (J/kgK)		
溶解潜熱 (J/kg)		
粘性係数 (Pa・s)	0.004	MATPROにおける溶融UO ₂ の値(2)
密度 (kg/m ³)	7,890	伝熱工学資料
熱伝導率 (W/mK)	16.5	(100KにおけるSUS304の値)
比熱 (J/kgK)	511	
溶融炉心初期温度 (°C)		MAA P P計算結果
構造材初期温度 (°C)	167	保守的に限界圧力での飽和水温度を設定
溶融炉心流速 (m/s)		
流動限界固相率 (-)	1.0	
チャージャーレンジ (m)	0	

3.4 評価結果

3.3 に示した条件に基づく評価の結果、溶融炉心の流動距離は約1.0mとなり、横スリットの長さ () の範囲内で凝固停止することを確認した。また、凝固に要する時間は 程度であり、この間の溶融炉心の崩壊熱による影響は無視し得る。

なお、第2表の評価条件において、溶融炉心のレイノルズ数及びプラントル数はそれぞれ $Re \approx 1.3 \times 10^5$ 及び $Pr \approx 0.14$ であり、(4)式の Sleicher-Rouse の式の適用範囲内である。

表別 2-4 流入速度関連パラメータ

デブリ落下率 (kg/s)	
D C Dモデル評価時の初期ヘッド (m)	
デブリ流入速度 (m/s)	

4. 評価結果

3. に示した条件に基づく各モデルにおける評価結果を表別 2-5 ～表別 2-7 に示す。溶融炉心の流動距離は最大でも となり、スリット長さ の範囲内で凝固停止することを確認した。また、スリット内での上下面からの除熱 (デブリから耐熱材への熱伝導) がデブリ体積発熱量よりも大幅に上回るため、比較的短時間でデブリが凝固するスリット内の凝固においては、この間の溶融デブリの崩壊熱による影響は無視し得る。

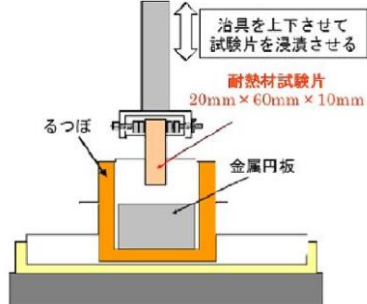
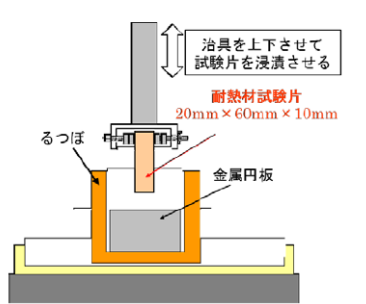
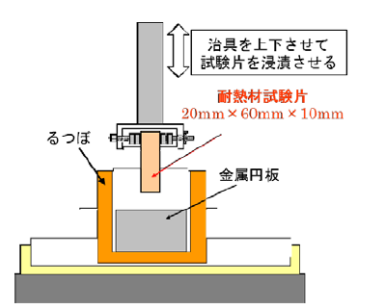
表別 2-5 US-ABWR D C Dモデル評価

デブリ落下率 (kg/s)	流動距離 (m)	
	T Q U V ケース	大破断 L O C A ケース

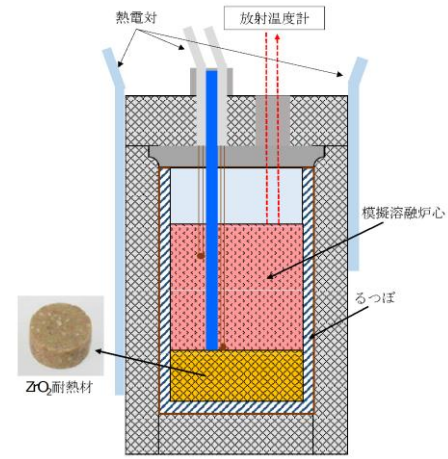
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																
	<p>3.5 評価における保守性について</p> <p>本評価は、以下のような点で保守性を有すると考えられる。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・本評価は流路内がドライな状態を前提としているが、実際にはスリット内は水で満たされた状態であり、溶融炉心から水への除熱等により流動距離はより短くなると考えられる。 ・流動距離の計算において、溶融炉心の流速は流動停止まで一定としており、<u>縦スリット及び横スリット内</u>での圧損や粘性増加に伴う速度低下を考慮していない。 ・<u>横スリット</u>へ流入する溶融炉心の初期温度は、RPV破損時の溶融炉心平均温度 () に対し保守的に液相線温度 () を設定しているが、溶融炉心がペDESTAL床面を拡がる間や<u>縦スリット</u>を通過する間の除熱を考慮すると、実際にはより温度は低下し、またそれに伴い溶融炉心の粘性は増加すると考えられる。 ・流動限界固相率は1.0を設定しているが、既往の溶融炉心拡がり試験においては、固相率が0.4~0.6程度で粘性が急激に増加するといった知見^[6]がある。 <p>3.6 評価条件の不確かさによる影響について</p> <p><u>第2表の評価条件において、溶融炉心の物性値条件についてはMAAP計算結果における溶融炉心の組成平均値を用いている。</u></p> <p><u>これに対して、スリットに流入する溶融炉心の物性は不確かさを有すると考えられることから、評価条件の不確かさとしてMAAP計算結果のうち溶融炉心内の金属相及び酸化物相の物性値を参照し、評価結果への影響を検討する。なお、第2表の評価条件において、構造材物性値は不確かさが小さいと考えら</u></p>	<p>表別 2-6 Epsteinモデル評価</p> <table border="1" data-bbox="1736 247 2499 388"> <thead> <tr> <th rowspan="2">流入速度 (kg/s)</th> <th colspan="2">流動距離 (m)</th> </tr> <tr> <th>TQUVケース</th> <th>大破断LOCAケース</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table> <p>表別 2-7 Flemingsモデル評価</p> <table border="1" data-bbox="1736 478 2499 619"> <thead> <tr> <th rowspan="2">流入速度 (kg/s)</th> <th colspan="2">流動距離 (m)</th> </tr> <tr> <th>TQUVケース</th> <th>大破断LOCAケース</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table> <p>5. 評価における保守性について</p> <p>本評価は、以下のような点で保守性を有すると考えられる。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・本評価は流路内がドライな状態を前提としているが、実際にはスリット内は水で満たされた状態であり、溶融炉心から水への除熱等により流動距離は短くなると考えられる。 ・流動距離の計算において、溶融炉心の流速は流動停止まで一定としており、<u>スリット内</u>での圧損や粘性増加に伴う速度低下を考慮していない。 ・<u>スリット内</u>へ流入する溶融炉心の初期温度は、RPV破損時の溶融炉心平均温度に対し保守的に液相線温度 () を設定しているが、溶融炉心が原子炉格納容器下部床面に拡がる間や<u>スリット内</u>を通過する間の除熱を考慮すると、実際にはより温度は低下し、またそれに伴い溶融炉心の粘性は増加すると考えられる。 ・流動限界固相率は1.0を設定しているが、既往の溶融炉心拡がり試験においては、固相率が0.4~0.6程度で粘性が急激に増加するといった知見^[7]がある。 	流入速度 (kg/s)	流動距離 (m)		TQUVケース	大破断LOCAケース				流入速度 (kg/s)	流動距離 (m)		TQUVケース	大破断LOCAケース				<p>備考</p> <p>・評価方針の相違【東海第二】</p>
流入速度 (kg/s)	流動距離 (m)																		
	TQUVケース	大破断LOCAケース																	
流入速度 (kg/s)	流動距離 (m)																		
	TQUVケース	大破断LOCAケース																	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																		
	<p><u>れること、構造材初期温度及び熔融炉心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、評価結果に対する不確かさの影響は小さいと考えられる。</u></p> <p><u>第3表に、MAAP計算結果における熔融炉心の組成平均、金属相及び酸化物相のそれぞれの物性値を示す。各物性値から計算される熔融炉心が凝固するまでの体積当たりの放出熱量を比較すると、組成平均の物性値を用いた場合が最も大きく、熔融炉心の凝固までの流動距離が最も長くなる事が分かる。</u></p> <p><u>したがって、熔融炉心の物性値の不確かさを考慮した場合でも、熔融炉心は横スリットの長さ()の範囲内で凝固停止すると考えられる。</u></p> <p style="text-align: center;">第3表 熔融炉心の物性値の比較</p> <table border="1" data-bbox="952 793 1700 1043"> <thead> <tr> <th colspan="2">項目</th> <th>組成平均</th> <th>金属相</th> <th>酸化物相</th> <th>備考</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="6">熔融炉心物性</td> <td>液相線温度 (°C)</td> <td rowspan="6"></td> <td rowspan="6"></td> <td rowspan="6"></td> <td rowspan="5">MAAP計算結果 (RPV破損時の値)</td> </tr> <tr> <td>固相線温度 (°C)</td> </tr> <tr> <td>密度 (kg/m³)</td> </tr> <tr> <td>比熱 (J/kgK)</td> </tr> <tr> <td>熔融潜熱 (J/kg)</td> </tr> <tr> <td>体積当たりの凝固までの放出熱量 (J/m³)</td> <td>計算値</td> </tr> </tbody> </table>	項目		組成平均	金属相	酸化物相	備考	熔融炉心物性	液相線温度 (°C)				MAAP計算結果 (RPV破損時の値)	固相線温度 (°C)	密度 (kg/m ³)	比熱 (J/kgK)	熔融潜熱 (J/kg)	体積当たりの凝固までの放出熱量 (J/m ³)	計算値	<p>6. まとめ</p> <p><u>熔融デブリのスリット内凝固評価を実施した。熔融デブリのスリット内凝固評価は、実デブリを用いた試験による確認が困難であるため、別法による確認として、純金属と合金のそれぞれのモデルで評価を実施した。その結果、保守的な条件として評価したとして、スリット幅()、スリット高さ()とすれば、熔融デブリの流動距離は()であり、流路長さ()であれば、スリットに流入した熔融デブリは十分に凝固することを確認した。</u></p>	<p>・記載方針の相違</p> <p>【東海第二】 島根2号炉は、まとめを記載。</p>
項目		組成平均	金属相	酸化物相	備考																
熔融炉心物性	液相線温度 (°C)				MAAP計算結果 (RPV破損時の値)																
	固相線温度 (°C)																				
	密度 (kg/m ³)																				
	比熱 (J/kgK)																				
	熔融潜熱 (J/kg)																				
	体積当たりの凝固までの放出熱量 (J/m ³)				計算値																

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>4. 参考文献</p> <p>[1] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994</p> <p>[2] 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</p> <p>[3] 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</p> <p>[4] M.C.Fleming et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFC Transactions, vol.69, 1961</p> <p>[5] 日本機械学会, 伝熱工学資料 第4版, 1986</p> <p>[6] M.T. Farmer, Melt Spreading Code Assessment, Modifications, and Applications to the EPR Core Catcher Design, ANL-09/10, 2009</p>	<p>7. 参考文献</p> <p>[1] 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</p> <p>[2] GE-Hitachi Nuclear Energy Americas LLC, ABWR Design Control Document, United States Nuclear Regulatory Commission, 2010</p> <p>[3] M.Epstein et al., Freezing-Controlled Penetration of a Saturated Liquid Into a Cold Tube, Journal of Heat Transfer, Vol.99, 1977</p> <p>[4] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994</p> <p>[5] M.C.Fleming et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFC Transactions, vol.69, 1961</p> <p>[6] 日本機械学会, 伝熱工学資料 第5版, 2009</p> <p>[7] M.T. Farmer, Melt Spreading Code Assessment, Modifications, and Applications to the EPR Core Catcher Design, ANL-09/10, 2009</p>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>【比較のため、「別紙-1」を記載】</p> <p style="text-align: right;">別紙-1</p> <p style="text-align: center;">耐熱材と模擬溶融炉心との相互作用試験結果について</p> <p>原子炉の過酷事故において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、溶融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。溶融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては、<input type="text"/> <input type="text"/> ZrO₂ 等が挙げられる。模擬溶融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。</p> <p>以下に溶融Zr 及び模擬溶融炉心 (UO₂-ZrO₂-Zr) による耐熱材侵食試験の概要について示す。</p> <p>1. 溶融Zr による耐熱材侵食試験</p> <p>1-1. 試験方法</p> <p>耐熱材には<input type="text"/> <input type="text"/> ZrO₂ の多孔質材料を用いた。模擬溶融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする(図別-1)。これらを電気炉で加熱し、2000℃～2200℃の所定温度にして金属を溶かす。溶融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、溶融炉心の主な構成材料として、BWRで使用されるUO₂, Zr, ZrO₂, Fe 等が想定されるが、試験においては、金属成分は100mol%Zr とした。</p>  <p style="text-align: center;">図別-1 試験体系</p>	<p>【比較のため、「添付資料3.2.15」を記載】</p> <p style="text-align: center;">コリウムシールド材料の選定について</p> <p>原子炉の過酷事故において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、溶融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。溶融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては、<input type="text"/>, <input type="text"/>, ZrO₂ 等が挙げられる。模擬溶融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。</p> <p>以下に溶融Zr 及び模擬溶融炉心 (UO₂-ZrO₂-Zr) による耐熱材侵食試験の概要について示す。この結果より、コリウムシールド材料としてZrO₂を選定した。</p> <p>1. 溶融Zr による耐熱材侵食試験</p> <p>1.1 試験方法</p> <p>耐熱材には<input type="text"/>, <input type="text"/>, ZrO₂ の多孔質材料を用いた。模擬溶融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする(第1図)。これらを電気炉で加熱し、2,000℃～2,200℃の所定温度にして金属を溶かす。溶融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、溶融炉心の主な構成材料として、BWRで使用されるUO₂, Zr, ZrO₂, Fe 等が想定されるが、試験においては、金属成分は100mol%Zr とした。</p>  <p style="text-align: center;">第1図 試験体系</p>	<p style="text-align: right;">別紙-3</p> <p style="text-align: center;">コリウムシールド材料の選定について</p> <p>原子炉の過酷事故において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、溶融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。溶融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては、<input type="text"/>, <input type="text"/>, ZrO₂ 等が挙げられる。模擬溶融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。</p> <p>以下に溶融Zr 及び模擬溶融炉心 (UO₂-ZrO₂-Zr) による耐熱材侵食試験の概要について示す。この結果より、コリウムシールド材料としてZrO₂を選定した。</p> <p>1. 溶融Zr による耐熱材侵食試験</p> <p>1.1 試験方法</p> <p>耐熱材には<input type="text"/>, <input type="text"/>, ZrO₂ の多孔質材料を用いた。模擬溶融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする(図別3-1)。これらを電気炉で加熱し、2,000℃～2,200℃の所定温度にして金属を溶かす。溶融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、溶融炉心の主な構成材料として、BWRで使用されるUO₂, Zr, ZrO₂, Fe 等が想定されるが、試験においては、金属成分は100mol%Zr とした。</p>  <p style="text-align: center;">図別3-1 試験体系</p>	

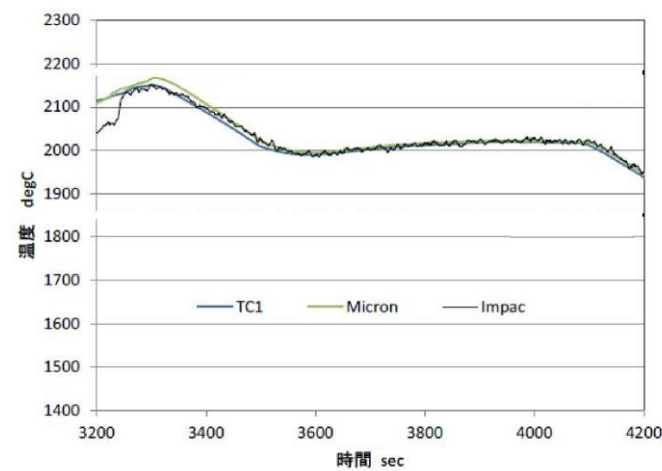
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>1-2. 試験結果</p> <p>図別-2 に金属組成が100mol%Zr における試験後の耐熱材試験片の断面写真を示す。いずれの耐熱材においても、金属組成のZr 量に応じて侵食量は増加した。また、金属組成によらず侵食量は <input type="text"/> > <input type="text"/> > ZrO₂ となり、ZrO₂, <input type="text"/>, <input type="text"/> の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。</p> <div data-bbox="371 478 718 869" style="border: 1px solid black; width: 117px; height: 186px; margin: 10px auto;"></div> <p style="text-align: center;">図別-2 試験後の断面写真</p> <p>2. 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験</p> <p>2-1. 試験方法</p> <p>高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工したZrO₂耐熱材と模擬熔融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬熔融炉心の組成はUO₂-ZrO₂-Zr : 30mol%-30mol%-40mol%とした。</p> <p>同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬熔融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬熔融炉心の温度が、目標温度範囲 (2000℃～2100℃) 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。試験体系を図別-3 に示す。</p>	<p>1.2 試験結果</p> <p>第2図に金属組成が 100mol% Z r 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 Z r 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 <input type="text"/> > <input type="text"/> > Z r O₂ となり、 Z r O₂, <input type="text"/>, <input type="text"/> の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。</p> <div data-bbox="1166 478 1510 869" style="border: 1px solid black; width: 116px; height: 186px; margin: 10px auto;"></div> <p style="text-align: center;">第2図 試験後の断面写真</p> <p>2. 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験</p> <p>2.1 試験方法</p> <p>高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工した Z r O₂耐熱材と模擬熔融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬熔融炉心の組成はUO₂-Z r O₂-Z r : 30mol%-30mol%-40mol%とした。</p> <p>同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬熔融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬熔融炉心の温度が、目標温度範囲 (2, 000℃～2, 100℃) 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。</p>	<p>1.2 試験結果</p> <p>図別 3-2 に金属組成が 100mol% Z r 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 Z r 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 <input type="text"/> > <input type="text"/> > Z r O₂ となり、 Z r O₂, <input type="text"/> の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。</p> <div data-bbox="1754 428 2326 877" style="border: 1px solid black; width: 193px; height: 214px; margin: 10px auto;"></div> <p style="text-align: center;">図別3-2 試験後の断面写真</p> <p>2. 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験</p> <p>2.1 試験方法</p> <p>高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工した Z r O₂耐熱材と模擬熔融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬熔融炉心の組成はUO₂-Z r O₂-Z r : 30mol%-30mol%-40mol%とした。</p> <p>同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬熔融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬熔融炉心の温度が、目標温度範囲 (2, 000℃～2, 100℃) 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。試験体系を図別3-3 に示す。</p>	



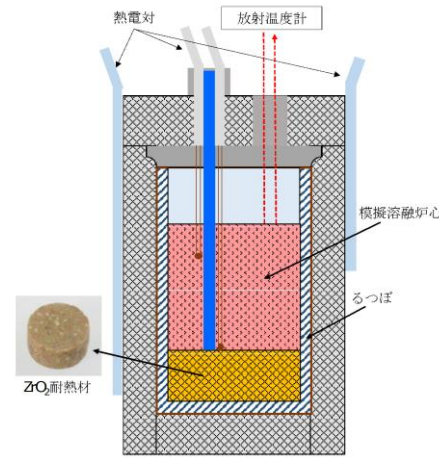
図別 - 3 試験体系

2-2. 試験結果

試験温度の推移を図別 - 4 に示す。試験においては2000℃～2050℃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。ZrO₂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ZrO₂耐熱材の有意な侵食が無いことが分かる。



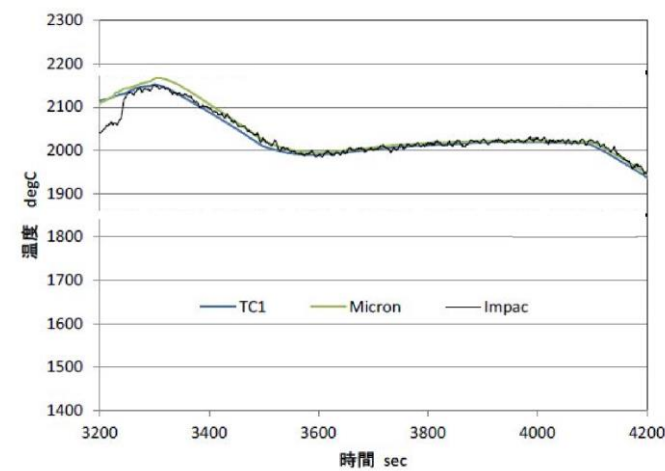
図別 - 4 試験温度推移



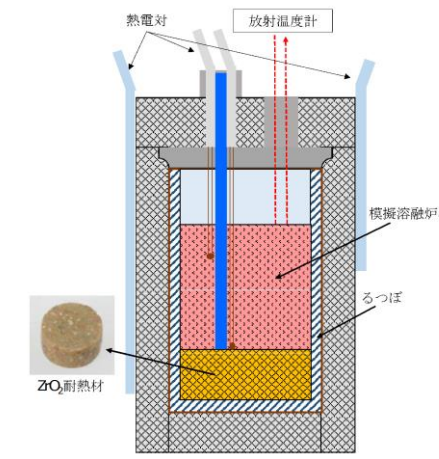
第 3 図 試験体系

2.2 試験結果

試験温度の推移を第 4 図に示す。試験においては 2,000℃～2,050℃の範囲で、約 10 分程度温度が保持されていることを確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を第 5 図に示す。ZrO₂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ZrO₂耐熱材の有意な侵食がないことが分かる。



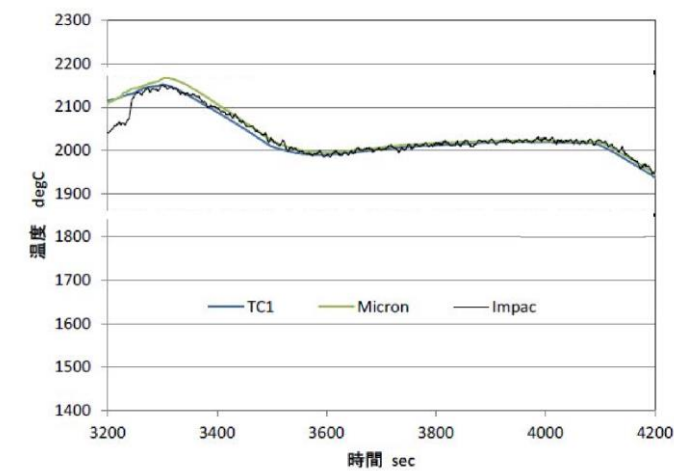
第 4 図 試験温度推移



図別 3-3 試験体系

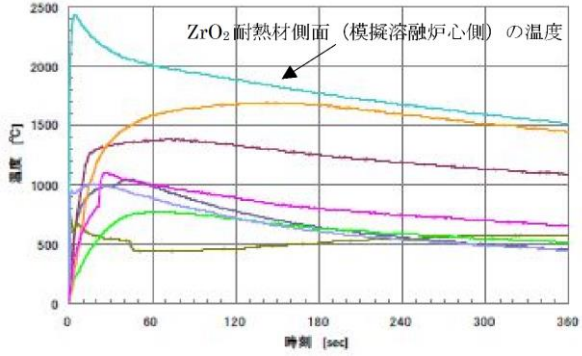
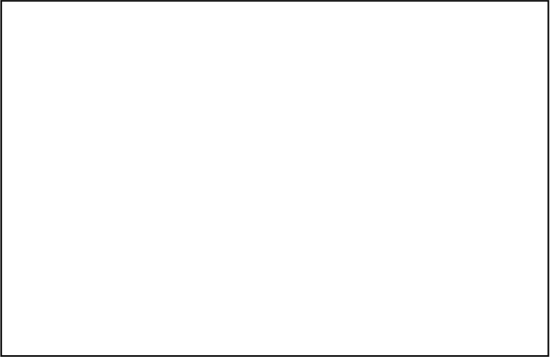
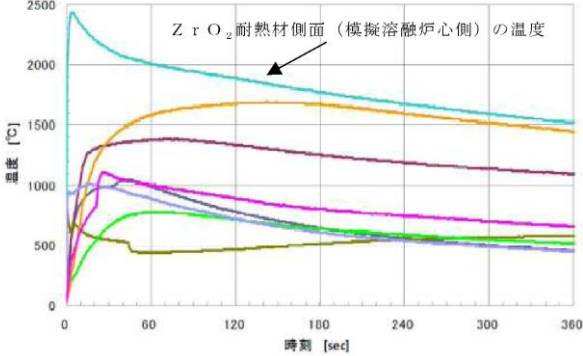
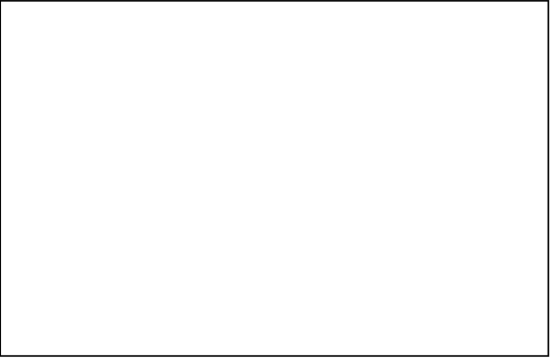
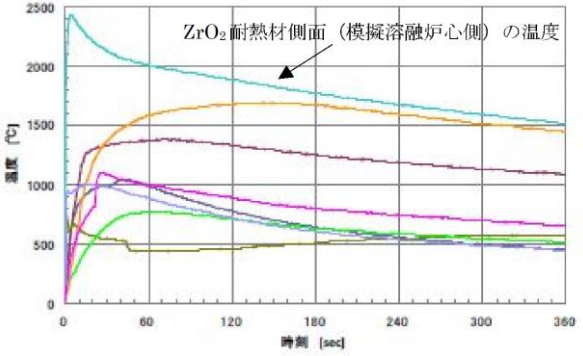

2.2 試験結果

試験温度の推移を図別 3-4 に示す。試験においては 2,000℃～2,050℃の範囲で、約 10 分程度温度が保持されていることを確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を図別 3-5 に示す。ZrO₂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ZrO₂耐熱材の有意な侵食がないことが分かる。



図別 3-4 試験温度推移

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="246 212 845 600" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="379 615 706 646" data-label="Caption"> <p>図別 - 5 試験後の断面写真</p> </div> <div data-bbox="172 703 623 737" data-label="Section-Header"> <p>3. 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験</p> </div> <div data-bbox="172 747 388 781" data-label="Section-Header"> <p>3-1. 試験方法</p> </div> <div data-bbox="166 791 923 1184" data-label="Text"> <p>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_2 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$UO_2-ZrO_2-Zr : 30mol\%-30mol\%-40mol\%$とした。$ZrO_2$ 耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電気炉により加熱した模擬熔融炉心をZrO_2 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対によりZrO_2 耐熱材の温度を測定した。試験装置を図別-6 に示す。</p> </div> <div data-bbox="222 1247 857 1665" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="430 1688 655 1722" data-label="Caption"> <p>図別 - 6 試験装置</p> </div> <div data-bbox="172 1778 388 1812" data-label="Section-Header"> <p>3-2. 試験結果</p> </div> <div data-bbox="166 1822 923 1900" data-label="Text"> <p>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</p> </div>	<div data-bbox="1056 212 1656 600" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1160 615 1486 646" data-label="Caption"> <p>第 5 図 試験後の断面写真</p> </div> <div data-bbox="931 703 1391 737" data-label="Section-Header"> <p>3. 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験</p> </div> <div data-bbox="931 747 1107 781" data-label="Section-Header"> <p>3.1 試験方法</p> </div> <div data-bbox="964 791 1715 1184" data-label="Text"> <p>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_2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$UO_2-ZrO_2-Zr : 30mol\%-30mol\%-40mol\%$とした。$ZrO_2$耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電気炉により加熱した模擬熔融炉心をZrO_2耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対によりZrO_2耐熱材の温度を測定した。</p> </div> <div data-bbox="1012 1247 1632 1665" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1210 1688 1436 1722" data-label="Caption"> <p>第 6 図 試験装置</p> </div> <div data-bbox="931 1778 1107 1812" data-label="Section-Header"> <p>3.2 試験結果</p> </div> <div data-bbox="958 1822 1715 1900" data-label="Text"> <p>試験温度推移を第 7 図に示す。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</p> </div>	<div data-bbox="1837 212 2421 600" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1938 615 2288 646" data-label="Caption"> <p>図別 3-5 試験後の断面写真</p> </div> <div data-bbox="1724 703 2184 737" data-label="Section-Header"> <p>3. 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験</p> </div> <div data-bbox="1724 747 1899 781" data-label="Section-Header"> <p>3.1 試験方法</p> </div> <div data-bbox="1745 791 2504 1184" data-label="Text"> <p>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_2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$UO_2-ZrO_2-Zr : 30mol\%-30mol\%-40mol\%$とした。$ZrO_2$耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電気炉により加熱した模擬熔融炉心をZrO_2耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対によりZrO_2耐熱材の温度を測定した。試験装置を図別3-6 に示す。</p> </div> <div data-bbox="1798 1247 2421 1665" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1991 1688 2237 1722" data-label="Caption"> <p>図別 3-6 試験装置</p> </div> <div data-bbox="1724 1778 1899 1812" data-label="Section-Header"> <p>3.2 試験結果</p> </div> <div data-bbox="1745 1822 2504 1900" data-label="Text"> <p>試験温度推移を図別 3-7 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</p> </div>	

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>高温度約2450℃を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は2450℃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1cmが黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び、耐熱材の割れは確認されなかった。</p>  <p>図別-7 試験温度推移</p>  <p>図別-8 試験後の断面写真</p> <p>一般に、ZrO_2には還元雰囲気中で高温に曝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2450℃以上と高温であり、かつ模擬熔融炉心中には金属Zrが存在することから、模擬熔融炉心中の金属ZrによってZrO_2耐熱材の表面で還元反応が起こり、酸素欠損が生じたと推測される。しかしながら、黒色部についてX線回折分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化が確認されなかったことから、欠損した酸素の量は微量であり、ZrO_2耐熱材の耐熱性能に影響はないと考えられる(図別-9参照)。</p>	<p>高温度約 2,450℃を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は 2,450℃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第8図に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約1cmが黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び耐熱材の割れは確認されなかった。</p>  <p>第8図 試験温度推移</p>  <p>第8図 試験後の断面写真</p> <p>一般に、ZrO_2には還元雰囲気中で高温に曝露されると材料中に酸素欠損が起こり、変色する特性があることが知られている。試験においては、計測された模擬熔融炉心の温度が 2,450℃以上と高温であり、かつ模擬熔融炉心中には金属Zrが存在することから、模擬熔融炉心中の金属ZrによってZrO_2耐熱材の表面で還元反応が起こり、酸素欠損が生じたと推測される。しかしながら、黒色部についてX線回折分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化が確認されなかったことから、欠損した酸素の量は微量であり、ZrO_2耐熱材の耐熱性能に影響はないと考えられる(第9図)。</p>	<p>最高温度約 2,450℃を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は 2,450℃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3-8に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約1cmが黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び耐熱材の割れは確認されなかった。</p>  <p>図別3-7 試験温度推移</p>  <p>図別3-8 試験後の断面写真</p> <p>一般に、ZrO_2には還元雰囲気中で高温に曝露されると材料中に酸素欠損が起こり、変色する特性があることが知られている。試験においては、計測された模擬熔融炉心の温度が 2,450℃以上と高温であり、かつ模擬熔融炉心中には金属Zrが存在することから、模擬熔融炉心中の金属ZrによってZrO_2耐熱材の表面で還元反応が起こり、酸素欠損が生じたと推測される。しかしながら、黒色部についてX線回折分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化が確認されなかったことから、欠損した酸素の量は微量であり、ZrO_2耐熱材の耐熱性能に影響はないと考えられる(図別3-9)。</p>	

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>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℃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、ZrO₂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。</p>  <p>図別-9 耐熱材表面の成分分析結果</p> <p>4. まとめ 以上により、ZrO₂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。 なお、実際の事故状況においては上述のとおり、<u>ZrO₂耐熱材の表面が還元されにくく、還元による影響は軽微であると考えられる。また、本試験において黒色化が確認されたZrO₂耐熱材はX線回折分析の結果から、その組成は大きく変化していないと考えられる。一方で、ZrO₂耐熱材の機械的強度の変化の有無等については、本試験において十分なデータ採取がなされていないことから、コリウムシールドの実設計においては、耐熱材構</u></p>	<p>なお、ペDESTAL（ドライウェル部）には水プールが存在するため、ペDESTAL（ドライウェル部）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、ペDESTAL（ドライウェル部）に落下してきた熔融炉心は、2,000℃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、ZrO₂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。</p>  <p>第9図 耐熱材表面の成分分析結果</p> <p>4. まとめ 上記試験結果から、熔融炉心に対して高い耐性を有しているZrO₂（ジルコニア）耐熱材を、コリウムシールドに用いる材料として選定した。</p>	<p>なお、原子炉格納容器下部には水プールが存在するため、原子炉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、原子炉格納容器下部に落下してきた熔融炉心は、2,000℃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、ZrO₂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。</p>  <p>図別3-9 耐熱材表面の成分分析結果</p> <p>4. まとめ 上記試験結果から、熔融炉心に対して高い耐性を有している<u>ZrO₂（ジルコニア）耐熱材を、コリウムシールドに用いる材料として選定した。</u></p>	<p>備考</p> <p>・記載方針の相違 【柏崎6/7】</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>造をサンプル防護材(厚さ: [])と、サンプル防護材に直接溶融炉心が接触することを防ぐ犠牲材(厚さ: [])との二層構造としていることに加え、サンプル防護材の厚さは、解析により求めた侵食量[]に十分な余裕を見込んだ厚さ[]とすることにより、高温状態の溶融炉心とコリウムシールドとの接触に伴う悪影響を考慮した保守的な設計としている。</u></p> <p style="text-align: right;">以上</p> <p>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。</p> <p>【ここまで】</p>	<p>※ 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。</p> <p>【ここまで】</p>	<p>※ 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。</p>	

39. 原子炉圧力容器表面温度の設置箇所

No.	機器番号	機器名称	計測範囲
1	BE1-TE012A	原子炉圧力容器上蓋表温度	0~300℃
2	BE1-TE012B	原子炉圧力容器上蓋裏面温度	0~300℃
3	BE1-TE012C	原子炉圧力容器上蓋フランジ温度	0~300℃
4	BE1-TE013A	原子炉圧力容器上蓋フランジ温度	0~300℃
5	BE1-TE013A	原子炉圧力容器フランジスタッドボルト温度	0~300℃
6	BE1-TE013B	原子炉圧力容器フランジスタッドボルト温度	0~300℃
7	BE1-TE014A	原子炉圧力容器フランジ温度	0~300℃
8	BE1-TE014B	原子炉圧力容器フランジ温度	0~300℃
9	BE1-TE014C	原子炉圧力容器フランジ温度	0~300℃
10	BE1-TE014A	原子炉圧力容器フランジ下部温度	0~300℃
11	BE1-TE014B	原子炉圧力容器フランジ下部温度	0~300℃
12	BE1-TE014C	原子炉圧力容器フランジ下部温度	0~300℃
13	BE1-TE018D	給水ノズルA温度	0~300℃
14	BE1-TE018E	給水ノズルA温度	0~300℃
15	BE1-TE018F	給水ノズルA温度	0~300℃
16	BE1-TE018G	給水ノズルA温度	0~300℃
17	BE1-TE018H	原子炉圧力容器下蓋上温度	0~350℃
18	BE1-TE018J	原子炉圧力容器下蓋上温度	0~300℃
19	BE1-TE018K	原子炉圧力容器下蓋上温度	0~300℃
20	BE1-TE018L	原子炉圧力容器下蓋下温度	0~300℃
21	BE1-TE018M	原子炉圧力容器下蓋下温度	0~300℃
22	BE1-TE018N	原子炉圧力容器下蓋下温度	0~300℃
23	BE1-TE018P	原子炉圧力容器支持スカート上部温度	0~300℃
24	BE1-TE018R	原子炉圧力容器支持スカート上部温度	0~300℃
25	BE1-TE018S	原子炉圧力容器支持スカート上部温度	0~300℃
26	BE1-TE018T	原子炉圧力容器支持スカート中部温度	0~300℃
27	BE1-TE018U	原子炉圧力容器支持スカート中部温度	0~300℃
28	BE1-TE018V	原子炉圧力容器支持スカート下部温度	0~300℃
29	BE1-TE018W	原子炉圧力容器支持スカート下部温度	0~300℃
30	BE1-TE018X	原子炉圧力容器支持スカート下部温度	0~300℃
31	BE1-TE018Y	原子炉圧力容器支持スカート下部温度	0~300℃
32	BE1-TE081A	原子炉水位計凝縮機(A)温度(液相部)	0~350℃
33	BE1-TE082A	原子炉水位計凝縮機(A)温度(液相部)	0~350℃
34	BE1-TE083A	原子炉水位計凝縮機(A)温度(計装配管)	0~350℃
35	BE1-TE081B	原子炉水位計凝縮機(B)温度(液相部)	0~350℃
36	BE1-TE082B	原子炉水位計凝縮機(B)温度(液相部)	0~350℃
37	BE1-TE083B	原子炉水位計凝縮機(B)温度(計装配管)	0~350℃

No.	機器番号	機器名称	計測範囲
1	BE1-TE012A	原子炉圧力容器上蓋表温度	0~300℃
2	BE1-TE012B	原子炉圧力容器上蓋裏面温度	0~300℃
3	BE1-TE013A	原子炉圧力容器上蓋フランジ温度	0~300℃
4	BE1-TE013B	原子炉圧力容器上蓋フランジ温度	0~300℃
5	BE1-TE014A	原子炉圧力容器フランジスタッドボルト温度	0~300℃
6	BE1-TE014B	原子炉圧力容器フランジスタッドボルト温度	0~300℃
7	BE1-TE015A	原子炉圧力容器フランジ温度	0~300℃
8	BE1-TE015B	原子炉圧力容器フランジ温度	0~300℃
9	BE1-TE015C	原子炉圧力容器フランジ温度	0~300℃
10	BE1-TE018A	原子炉圧力容器フランジ下部温度	0~300℃
11	BE1-TE018B	原子炉圧力容器フランジ下部温度	0~300℃
12	BE1-TE018C	原子炉圧力容器フランジ下部温度	0~300℃
13	BE1-TE018D	給水ノズルA温度	0~300℃
14	BE1-TE018E	給水ノズルA温度	0~300℃
15	BE1-TE018F	給水ノズルA温度	0~300℃
16	BE1-TE018G	給水ノズルA温度	0~300℃
17	BE1-TE018H	原子炉圧力容器支持スカート上部温度	0~300℃
18	BE1-TE018J	原子炉圧力容器支持スカート上部温度	0~300℃
19	BE1-TE018K	原子炉圧力容器支持スカート上部温度	0~300℃
20	BE1-TE020A	原子炉圧力容器支持スカート中部温度	0~300℃
21	BE1-TE020B	原子炉圧力容器支持スカート中部温度	0~300℃
22	BE1-TE020C	原子炉圧力容器支持スカート中部温度	0~300℃
23	BE1-TE021A	原子炉圧力容器支持スカート下部温度	0~300℃
24	BE1-TE021B	原子炉圧力容器支持スカート下部温度	0~300℃
25	BE1-TE021C	原子炉圧力容器支持スカート下部温度	0~300℃
26	BE1-TE022A	原子炉圧力容器下蓋上温度	0~300℃
27	BE1-TE022B	原子炉圧力容器下蓋上温度	0~300℃
28	BE1-TE022C	原子炉圧力容器下蓋上温度	0~300℃
29	BE1-TE023A	原子炉圧力容器下蓋下温度	0~300℃
30	BE1-TE023B	原子炉圧力容器下蓋下温度	0~300℃
31	BE1-TE023C	原子炉圧力容器下蓋下温度	0~300℃
32	BE1-TE-200A-1	原子炉水位計凝縮機(A)温度(液相部)	0~350℃
33	BE1-TE-200A-2	原子炉水位計凝縮機(A)温度(液相部)	0~350℃
34	BE1-TE-200A-3	原子炉水位計凝縮機(A)温度(計装配管)	0~350℃
35	BE1-TE-200B-1	原子炉水位計凝縮機(B)温度(液相部)	0~350℃
36	BE1-TE-200B-2	原子炉水位計凝縮機(B)温度(液相部)	0~350℃
37	BE1-TE-200B-3	原子炉水位計凝縮機(B)温度(計装配管)	0~350℃

■ 重大事故等対応設備
 重大事故等対応設備以外は、常用計器(耐震性又は耐環境性等はないが、監視可能であれば原子炉施設の状態を把握することが可能な計器)

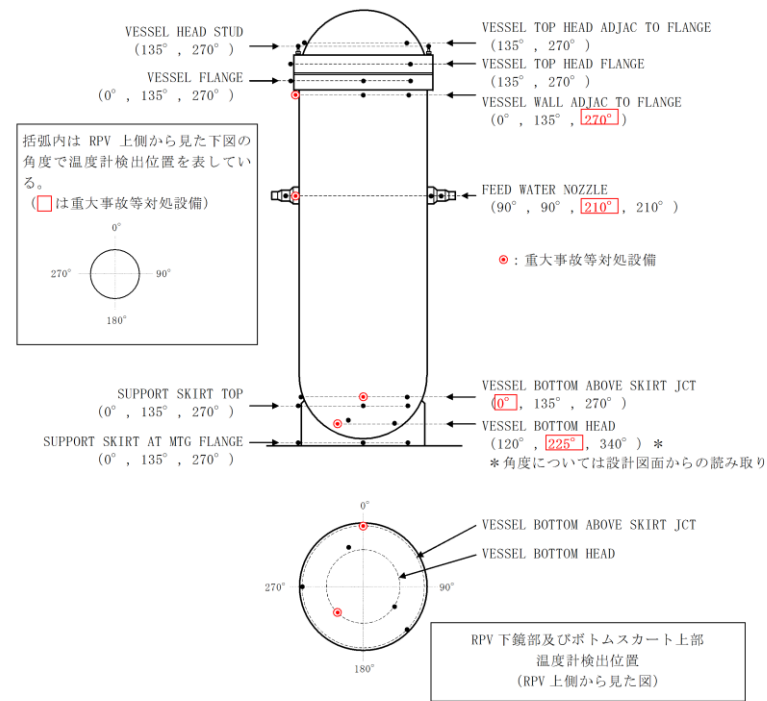
添付資料 3. 2. 2

原子炉圧力容器の破損判断について

28. 原子炉圧力容器表面温度の設置箇所

No.	機器番号	機器名称	計測範囲
1	TE298-1A-1	圧力容器円筒胴温度	0~300℃
2	TE298-1A-2	圧力容器円筒胴温度	0~300℃
3	TE298-1A-3	圧力容器円筒胴温度	0~300℃
4	TE298-1B-1	圧力容器A 給水ノズル温度	0~300℃
5	TE298-1C-1	圧力容器A 給水ノズル温度	0~300℃
6	TE298-1B-2	圧力容器B 給水ノズル温度	0~300℃
7	TE298-1C-2	圧力容器B 給水ノズル温度	0~300℃
8	TE298-1B-3	圧力容器C 給水ノズル温度	0~300℃
9	TE298-1C-3	圧力容器C 給水ノズル温度	0~300℃
10	TE298-1B-4	圧力容器D 給水ノズル温度	0~300℃
11	TE298-1C-4	圧力容器D 給水ノズル温度	0~300℃
12	TE298-1D-1	圧力容器下鏡へ温度	0~300℃
13	TE298-1D-2	圧力容器下鏡へ温度	0~300℃
14	TE298-1D-3	圧力容器下鏡へ温度	0~300℃
15	TE298-1E-1	圧力容器支持スカート上部温度	0~300℃
16	TE298-1E-2	圧力容器支持スカート上部温度	0~300℃
17	TE298-1E-3	圧力容器支持スカート上部温度	0~300℃
18	TE298-1F-1	圧力容器支持スカート下部温度	0~300℃
19	TE298-1F-2	圧力容器支持スカート下部温度	0~300℃
20	TE298-1F-3	圧力容器支持スカート下部温度	0~300℃
21	TE298-1G-1	原子炉圧力容器温度 (S A)	0~500℃
22	TE298-1G-2	原子炉圧力容器温度 (S A)	0~500℃
23	TE298-1G-3	圧力容器下鏡温度	0~300℃
24	TE298-1G-4	圧力容器下鏡底部温度	0~300℃
25	TE298-2A-1	圧力容器上蓋温度	0~300℃
26	TE298-2A-2	圧力容器上蓋温度	0~300℃
27	TE298-2B-1	圧力容器上蓋フランジ温度	0~300℃
28	TE298-2B-2	圧力容器上蓋フランジ温度	0~300℃
29	TE298-3-1	圧力容器スカートボルト温度	0~300℃
30	TE298-3-2	圧力容器スカートボルト温度	0~300℃
31	TE298-4-1	圧力容器胴体フランジ温度	0~300℃
32	TE298-4-2	圧力容器胴体フランジ温度	0~300℃
33	TE298-4-3	圧力容器胴体フランジ温度	0~300℃

■ : 重大事故等対応設備
 重大事故等対応設備以外は、常用計器(耐震性又は耐環境性等はないが、監視可能であれば原子炉施設の状態を把握することが可能な計器)



第1図 RPV温度計検出位置

第58条で重大事故等対処設備とする温度計の検出位置は代表性を考慮してRPV上部、中部、下鏡部及びボトムスカート上部各々1箇所としている。

炉心損傷が進み損傷炉心が溶融すると、炉心下部プレナムへ溶融炉心が移行する。その後、溶融炉心が下部プレナムの構造物を溶融し、炉心支持板の上にある溶融炉心が全て下部プレナムに落下するとともに、下鏡部の温度が上昇し、いずれはRPV破損に至る。このようにRPV破損前には、下部プレナムに全量の溶融炉心が落下することを考慮すると、RPV破損の徴候を検知するには下鏡部の1つの温度計で十分と考えられるが、東海第二発電所では高さ方向及び径方向ともに位置的に分散された2箇所の温度計を重大事故等対処設備とし、RPV破損徴候の検知性の向上を図っている。

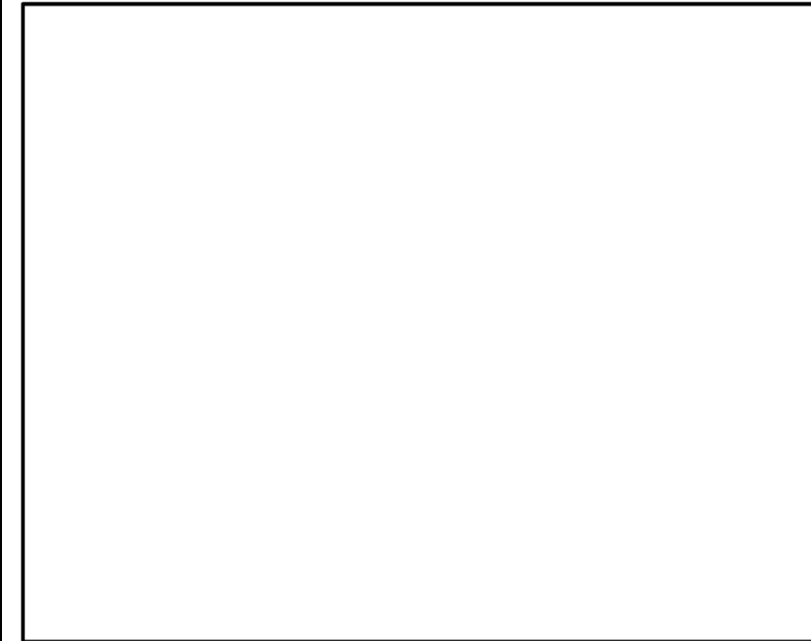


図1 原子炉压力容器表面温度の設置箇所

・設備設計の相違
【柏崎6/7, 東海第二】
設備設計の相違による設置箇所の相違。

・設備設計の相違
【柏崎6/7, 東海第二】
島根2号炉は、RPV破損の徴候を検知するには下鏡部の温度で十分と考え、下鏡部の2箇所の温度計を重大事故等対処設備としている。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>42. 逃がし安全弁(SRV)の耐環境性能の確認実績</p> <p>SRVについては、電力共同研究において設計基準事故時を想定した環境試験を実施し、その信頼性を確認している。</p> <p>試験条件を図1に示す。図1の環境試験中、SRVが正常に動作することを確認したことから、少なくとも図1に包絡される環境下ではSRVの機能は正常に維持されると考える。</p>  <p>図1 設計基準事故環境下における加速劣化試験の試験条件</p>	<p>添付資料 3. 2. 6</p> <p>高温環境下での逃がし安全弁の開保持機能維持について</p> <p>2. 評価方法</p> <p>電力共同研究「安全上重要な機器の信頼性確認に関する研究」において、設計基準事故を包含する保守的な環境条件として、「171℃において3時間継続の後、160℃において3時間継続した状態」でのSRV機能維持について確認されている(以下「SRV環境試験」という)。また、長期の機能維持の観点から、126℃において試験開始24時間後から15日後までの機能維持を確認している。第2図にSRV環境試験条件を示す。</p>  <p>第2図 SRV環境試験条件</p>	<p>29. 逃がし安全弁の耐環境性能の確認実績について</p> <p>逃がし安全弁(以下「SRV」という。)については、電力共同研究「安全上重要な機器の信頼性確認に関する研究」において設計基準事故時を想定した環境試験を実施し、その信頼性を確認している。</p> <p>試験条件を図1に示す。図1の環境試験中、SRVが正常に動作することが確認されたことから、少なくとも図1に包絡される環境下ではSRVの機能は正常に維持されると考える。</p>  <p>図1 設計基準事故環境下における加速劣化試験の試験条件⁽¹⁾</p> <p>参考文献</p> <p>(1) 電力共同研究「安全上重要な機器の信頼性確認に関する研究 平成7年度上半期(最終報告書)」</p>	<p>・記載箇所の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>東海第二では、添付資料 3. 2. 6 の該当部分を抜粋。なお、島根2号炉の添付資料 3. 2. 1 の比較表にて、東海第二の3. 2. 6 の比較表との比較を行っている。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
43. 原子炉減圧に関する各種対策及び逃がし安全弁(SRV)の耐環境性能向上に向けた今後の取り組みについて	資料なし	30. 原子炉減圧に関する各種対策及び逃がし安全弁(SRV)の耐環境性能向上に向けた今後の取り組みについて	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">【資料1】</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 20px;"> 「柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉重大事故等対処設備について(補足説明資料)」 (平成 29 年 1 月 27 日提出)抜粋 </div> <p style="text-align: center;">46-10 その他設備</p>		<p style="text-align: right;">【資料1】</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 20px;"> 島根原子力発電所2号炉 重大事故等対処設備について(補足説明資料)抜粋 </div> <p style="text-align: center;">46-10 その他設備</p>	(資料1は「重大事故等対処設備について(補足説明資料) 46-10 その他設備」の再掲であるため、重大事故等対処設備の比較表において比較を行う。)

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">【資料2】</p> <p>SRVの耐環境性能向上に向けた取り組みについて</p> <p>1. 概要</p> <p>SRVの耐環境性向上対策は、更なる安全性向上対策として設置を進めている代替SRV駆動装置に対して、SRV駆動源である高圧窒素ガスの流路となる「SRV用電磁弁」及び「SRVシリンダ」に対してシール材の改良を実施するものとする。</p> <p>代替SRV駆動装置は、HPIN系 (A/B) と独立した窒素ガスポンベ、自圧式切替弁及び配管・弁類から構成し、SRV用電磁弁の排気ポートに窒素ポンベの窒素ガスを供給することにより、電磁弁操作を不要としたSRV開操作が可能な設計とする。</p> <p>ここで、自圧式切替弁は、SRV用電磁弁の排気ポートと代替SRV駆動装置の接続部に設置し、以下の(1)通常運転時、(2)HPIN系によるSRV動作時、(3)代替SRV駆動装置によるSRV動作時に示すとおり切替操作が可能な設計とする。</p> <p>(1) 通常運転時 (SRV待機時)</p> <p>自圧式切替弁は、弁体が代替SRV駆動装置の窒素ポンベ側を閉止し、排気ポート側を原子炉格納容器内に開放することで、SRVピストンが閉操作するときの排気流路を確保する。</p> <p>(2) HPIN系によるSRV動作時</p> <p>自圧式切替弁は、排気ポート側を解放しており、SRV閉動作時のピストンからの排気を原子炉格納容器へ排気するための流路を確保する。</p> <p>(3) 代替SRV駆動装置によるSRV動作時</p> <p>自圧式切替弁は、代替SRV駆動装置の窒素ポンベ圧力によりバネ及び弁体を押し上げられることにより排気ポートを閉止し、代替SRV駆動装置の窒素ポンベからSRVピストンまでの流路を確保する。</p> <p>また、自圧式切替弁の弁体シール部は全て、無機物である膨張黒鉛シートを使用しており、重大事故等時の高温蒸気や高放射線</p>		<p style="text-align: right;">【資料2】</p> <p>SRVの耐環境性能向上に向けた取り組みについて</p> <p>1. 概要</p> <p>SRVの耐環境性向上対策は、更なる安全性向上対策として設置を進めている逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備に対して、SRV駆動源である高圧窒素ガスの流路となる「SRV用電磁弁」及び「SRVシリンダ」に対してシール材の改良を実施するものとする。</p> <p>逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備は、逃がし安全弁窒素ガス供給系と独立した窒素ガスポンベ、自圧式切替弁及び配管・弁類から構成し、SRV用電磁弁の排気ポートに窒素ガスポンベの窒素ガスを供給することにより、電磁弁操作を不要としたSRV開操作が可能な設計とする。</p> <p>ここで、自圧式切替弁をSRV用電磁弁の排気ポートと逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備の接続部に設置し、以下の(1)通常運転時、(2)逃がし安全弁窒素ガス供給系によるSRV動作時、(3)逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備によるSRV動作時に示すとおり切替操作が可能な設計とする。</p> <p>(1) 通常運転時 (SRV待機時)</p> <p>自圧式切替弁は、弁体が逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備の窒素ガスポンベ側を閉止し排気ポート側を原子炉格納容器内に開放することで、SRVピストンが閉動作するときの排気流路を確保する。</p> <p>(2) 逃がし安全弁窒素ガス供給系によるSRV動作時</p> <p>自圧式切替弁は、排気ポート側を開放しており、SRV閉動作時のピストンからの排気を原子炉格納容器へ排気するための流路を確保する。</p> <p>(3) 逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備によるSRV動作時</p> <p>自圧式切替弁は、逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備の窒素ガスポンベ圧力によりバネ及び弁体を押し上げられることにより排気ポートを閉止し、逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備の窒素ガスポンベからSRVピストンまでの流路を確保する。</p> <p>また、自圧式切替弁の弁体シール部は全て、無機物である膨張黒鉛シートを使用しており、重大事故等時の高温蒸気や</p>	

量の影響によりシール性が低下することがない設計としている。

本系統は、ADS機能なしの4個 (B21-F001D, E, K, U) へ、代替SRV駆動装置の窒素ガスポンベの窒素ガスの供給を行う設計する。

ここで、代替SRV駆動装置の系統概要図を図1に、SRV本体に対する電磁弁及び自圧式切替弁の配置図を図2に、自圧式切替弁の構造図を図3に、自圧式切替弁及び電磁弁の動作概要図を図4に示す。

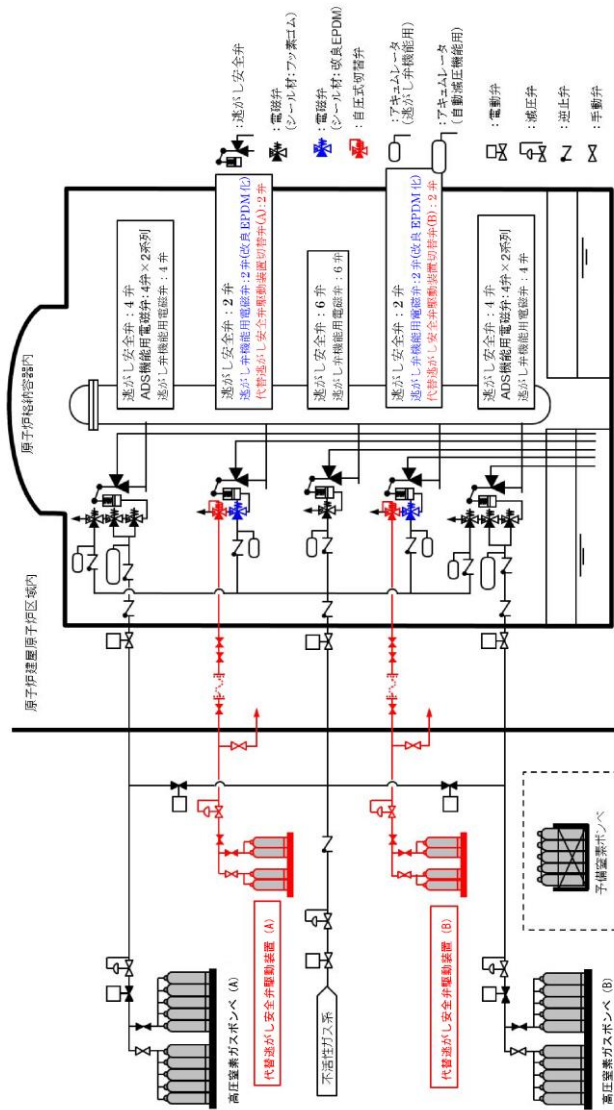


図1. 代替逃がし安全弁駆動装置の系統概要図

図1. 代替逃がし安全弁駆動装置の系統概要図

高放射線量の影響によりシール性が低下することがない設計としている。

本系統は、ADS機能がない2個へ、逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備の窒素ガスポンベの窒素ガスの供給を行う設計とする。

ここで、逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備の系統概要図を図1に、SRV本体に対する電磁弁及び自圧式切替弁の配置図を図2に、自圧式切替弁の構造図を図3に、自圧式切替弁及び電磁弁の動作概要図を図4に示す。

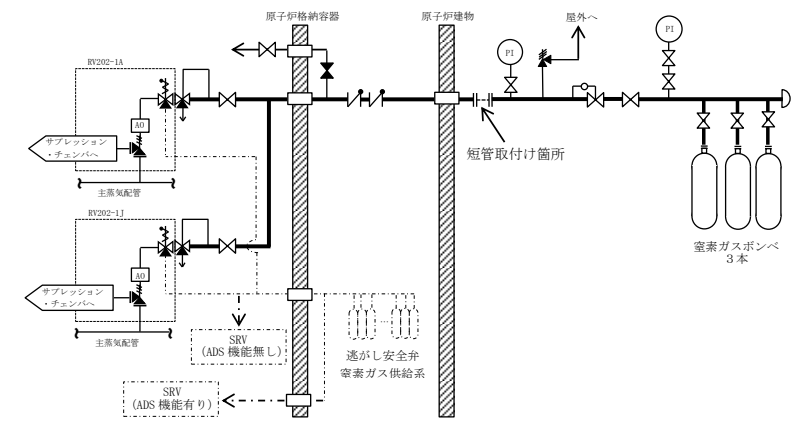


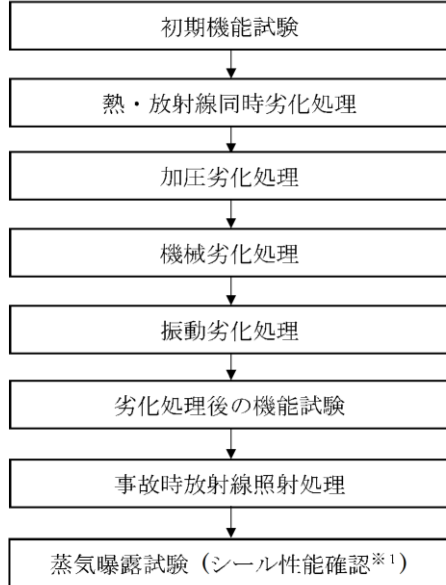
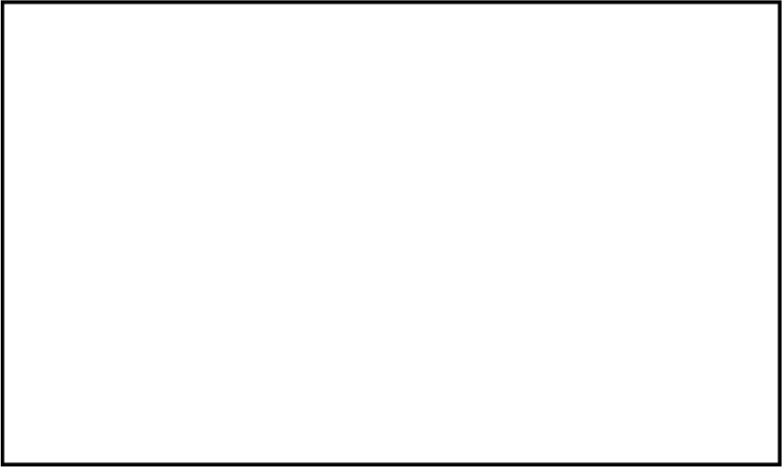
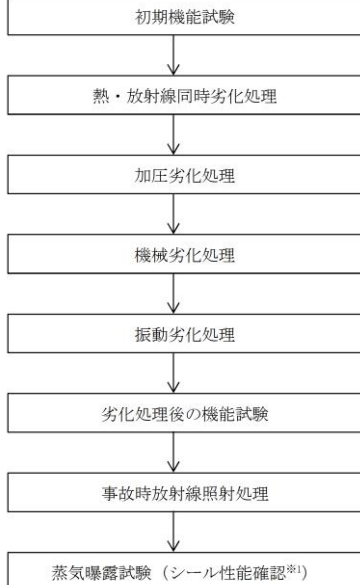
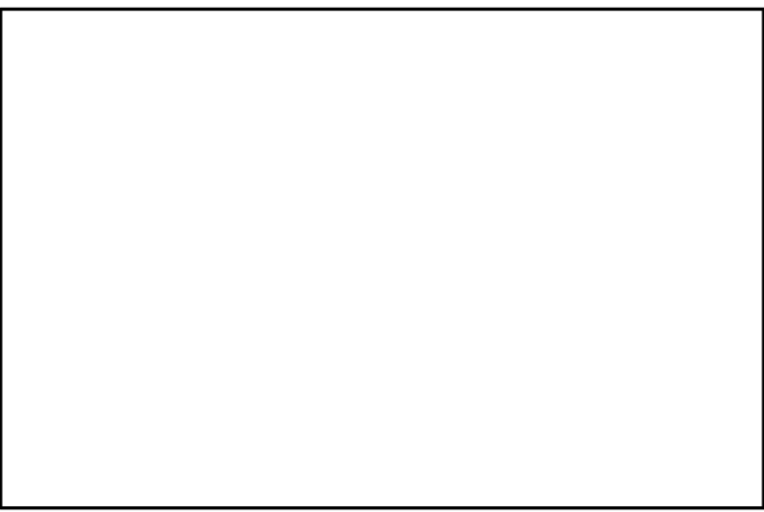
図1 逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備 系統概要図

・設備設計の相違
【柏崎6/7】
減圧に必要な弁数の相違。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="175 262 893 772" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="195 787 872 829" data-label="Caption"> <p>図2. SRV本体に対する電磁弁及び自圧式切替弁の配置図</p> </div> <div data-bbox="175 890 893 1400" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="362 1459 709 1501" data-label="Caption"> <p>図3. 自圧式切替弁の構造図</p> </div>		<div data-bbox="1748 262 2484 762" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1751 787 2487 829" data-label="Caption"> <p>図2 SRV本体に対する電磁弁及び自圧式切替弁の配置図</p> </div> <div data-bbox="1748 890 2484 1444" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1929 1459 2300 1501" data-label="Caption"> <p>図3 自圧式切替弁 構造図</p> </div>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="181 268 893 1356" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="270 1371 804 1411" data-label="Caption"> <p>図4. 自圧式切替弁及び電磁弁の動作概要図</p> </div>		<div data-bbox="1768 279 2472 1304" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1843 1371 2395 1411" data-label="Caption"> <p>図4 自圧式切替弁及び電磁弁 動作概要図</p> </div>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>2. SRV用電磁弁の耐環境性能試験結果並びに今後の方針について</p> <p>(1) 試験目的</p> <p>SRVの機能向上させるための更なる安全対策として、<u>高圧窒素ガス供給系及び代替SRV駆動装置</u>により高圧窒素ガスを供給する際に流路となるバウンダリについて、電磁弁の作動性能に影響を与えないシール部を、従来のフッ素ゴムより高温耐性が優れた改良EPDM材に変更し、高温蒸気環境下におけるシール性能を試験により確認する。</p> <p>(2) 試験体概要</p> <p>試験体であるSRV用電磁弁の概要並びに改良EPDM材の採用箇所を図5に示す。</p> <div data-bbox="172 892 905 1354" style="border: 1px solid black; height: 220px; width: 247px; margin: 10px 0;"></div> <p style="text-align: center;">図5 改良EPDM材を採用したSRV用電磁弁概要図</p>		<p>2. SRV用電磁弁の耐環境性能試験結果並びに今後の方針について</p> <p>(1) 試験目的</p> <p>SRVの機能向上させるための更なる安全対策として、<u>逃がし安全弁窒素ガス供給系及び逃がし安全弁窒素ガス代替供給設備</u>により高圧窒素ガスを供給する際に流路となるバウンダリについて、電磁弁の作動性能に影響を与えないシール部を、従来のフッ素ゴムより高温耐性が優れた改良EPDM材に変更し、高温蒸気環境下におけるシール性能を試験により確認する。</p> <p>(2) 試験体概要</p> <p>試験体であるSRV用電磁弁の概要並びに改良EPDM材の採用箇所を図5に示す。</p> <div data-bbox="1745 892 2466 1220" style="border: 1px solid black; height: 156px; width: 243px; margin: 10px 0;"></div> <p style="text-align: center;">図5 改良EPDM材を採用したSRV用電磁弁概要図</p>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(3) 試験手順及び項目 本試験で実施する試験項目を図6に示す。</p>  <p>図6 試験手順及び項目</p> <p>※1 シール性確認の判定基準</p> <ul style="list-style-type: none"> ・排気(EXH)ポート側圧力に供給(SUP)ポート側圧力の漏えいが認められないこと。 ・無励磁時の漏えい量は目標として <input type="text"/> 以下であること。 <p>(4) 蒸気曝露試験装置概要及び蒸気曝露試験条件 本試験で使用する蒸気曝露試験装置の概要を図7に示す。また、重大事故環境試験条件を表1及び蒸気曝露試験条件を図8に示す。</p>  <p>図7 蒸気曝露試験装置の概要</p>		<p>(3) 試験手順及び項目 本試験で実施する試験項目を図6に示す。</p>  <p>図6 試験手順及び項目</p> <p>※1 シール性確認の判定基準</p> <ul style="list-style-type: none"> ・排気(E X H)ポート側圧力に供給(S U P)ポート側圧力の漏えいが認められないこと。 ・無励磁時の漏えい量は目標として <input type="text"/> 以下であること。 <p>(4) 蒸気曝露試験装置概要及び蒸気曝露試験条件 本試験で使用する蒸気曝露試験装置の概要を図7に示す。また、重大事故環境試験条件を表1及び蒸気曝露試験条件を図8に示す。</p>  <p>図7 蒸気曝露試験装置の概要</p>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																																												
<p style="text-align: center;">表1 重大事故環境試験条件</p> <table border="1" data-bbox="166 262 911 451"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th colspan="2">条件</th> <th>解析結果(参考)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>時間(経過)</td> <td>0~168 時間</td> <td>168~175 時間</td> <td>0~約 7 時間^{*2}</td> </tr> <tr> <td>圧力(kPa[gage])</td> <td>710</td> <td>854</td> <td>150kPa 以下^{*3}</td> </tr> <tr> <td>温度(℃)</td> <td>171</td> <td>178</td> <td>150℃以下^{*4}</td> </tr> <tr> <td>雰囲気</td> <td>蒸気</td> <td>蒸気</td> <td>蒸気割合 12%以下^{*3}</td> </tr> <tr> <td>放射線量(MGy)</td> <td></td> <td><input type="text"/> ^{*1}</td> <td>0.1MGy 以下^{*3}</td> </tr> </tbody> </table> <p>※1：事象発生から7日間の累積放射線量を示す。</p> <p>※2：有効性評価「<u>高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱(DCH)</u>」において、<u>逃がし安全弁(SRV)の機能に期待する(原子炉圧力容器破損に至る)期間(事象発生から約7時間後まで)</u>。</p> <p>※3：有効性評価「DCH」における※2の期間の値。放射線量は※2の期間の累積値。</p> <p>※4：有効性評価「DCH」におけるSRVの温度評価(三次元熱流動解析)結果(PCVスプレイ無し。)</p> <div data-bbox="166 940 911 1390" style="border: 1px solid black; height: 200px; width: 100%;"></div> <p style="text-align: center;">図8 蒸気曝露試験条件</p>	項目	条件		解析結果(参考)	時間(経過)	0~168 時間	168~175 時間	0~約 7 時間 ^{*2}	圧力(kPa[gage])	710	854	150kPa 以下 ^{*3}	温度(℃)	171	178	150℃以下 ^{*4}	雰囲気	蒸気	蒸気	蒸気割合 12%以下 ^{*3}	放射線量(MGy)		<input type="text"/> ^{*1}	0.1MGy 以下 ^{*3}		<p style="text-align: center;">表1 重大事故環境試験条件</p> <table border="1" data-bbox="1748 262 2493 451"> <thead> <tr> <th rowspan="2">項目</th> <th colspan="2">条件</th> </tr> <tr> <th>0~168 時間</th> <th>168~175 時間</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>時間(経過)</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>圧力(kPa[gage])</td> <td>710</td> <td>854</td> </tr> <tr> <td>温度(℃)</td> <td>171</td> <td>178</td> </tr> <tr> <td>雰囲気</td> <td>蒸気</td> <td>蒸気</td> </tr> <tr> <td>放射線量(MGy)</td> <td></td> <td><input type="text"/> ^{*1}</td> </tr> </tbody> </table> <p>※1：事象発生から7日間の累積放射線量を示す。</p> <div data-bbox="1760 940 2481 1390" style="border: 1px solid black; height: 200px; width: 100%;"></div> <p style="text-align: center;">図8 蒸気曝露試験条件</p>	項目	条件		0~168 時間	168~175 時間	時間(経過)			圧力(kPa[gage])	710	854	温度(℃)	171	178	雰囲気	蒸気	蒸気	放射線量(MGy)		<input type="text"/> ^{*1}	<p>・記載方針の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>全ての有効性評価シナリオを包絡する条件で試験を行っているため、代表的なシナリオ(DCH)の解析結果を掲載しない。</p>
項目	条件		解析結果(参考)																																												
時間(経過)	0~168 時間	168~175 時間	0~約 7 時間 ^{*2}																																												
圧力(kPa[gage])	710	854	150kPa 以下 ^{*3}																																												
温度(℃)	171	178	150℃以下 ^{*4}																																												
雰囲気	蒸気	蒸気	蒸気割合 12%以下 ^{*3}																																												
放射線量(MGy)		<input type="text"/> ^{*1}	0.1MGy 以下 ^{*3}																																												
項目	条件																																														
	0~168 時間	168~175 時間																																													
時間(経過)																																															
圧力(kPa[gage])	710	854																																													
温度(℃)	171	178																																													
雰囲気	蒸気	蒸気																																													
放射線量(MGy)		<input type="text"/> ^{*1}																																													

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(5) 蒸気曝露試験並びに分解調査結果</p> <p>蒸気曝露試験の結果、蒸気曝露試験中において漏えいが確認されることはなく、分解調査の結果、僅かな変形、軟化が確認されたものの、従来の設計基準事故環境下に比べ高温蒸気に対して、より長時間(図8参照)にわたって、SRV駆動部(シリンダ)へ窒素ガスを供給する経路のシール性能が発揮され耐環境性が向上していることを確認した。</p> <p>蒸気曝露試験後のSRV用電磁弁を分解し、主弁、ピストン弁シート部及び主弁シート部Uパッキン(図5参照)シール部分について、健全品との比較調査を行った。表2にシール部分の分解調査結果(主弁シート部シール部分及び主弁シート部Uパッキンシール部分)を示す。</p> <p>外観及び寸法確認の結果、主弁シート部シール部分については、シート部が軟化してシール部分の凹部の変形が確認されたが僅かなものであった。また、従来のフッ素ゴム材を使用する主弁シート部Uパッキンについても変形が確認されたが僅かなものであった。</p> <p style="text-align: center;">表2 シール部分の分解調査結果 (主弁シート部シール部分及び主弁シート部Uパッキンシール部分)</p> <div data-bbox="172 1157 902 1669" style="border: 1px solid black; height: 244px; width: 246px; margin: 10px auto;"></div>		<p>(5) 蒸気曝露試験並びに分解調査結果</p> <p>蒸気曝露試験の結果、蒸気曝露試験中において漏えいが確認されることはなく、分解調査の結果、僅かな変形、軟化が確認されたものの、従来の設計基準事故環境下に比べ高温蒸気に対して、より長時間(図8参照)にわたって、SRV駆動部(シリンダ)へ窒素ガスを供給する経路のシール性能が発揮され耐環境性が向上していることを確認した。</p> <p>蒸気曝露試験後のSRV用電磁弁を分解し、主弁、ピストン弁シート部及び主弁シート部Uパッキン(図5参照)シール部分について、健全品との比較調査を行った。表2にシール部分の分解調査結果(主弁シート部シール部分及び主弁シート部Uパッキンシール部分)を示す。</p> <p>外観及び寸法確認の結果、主弁シート部シール部分については、シート部が軟化してシール部分の凹部の変形が確認されたが僅かなものであった。また、従来のフッ素ゴム材を使用する主弁シート部Uパッキンについても変形が確認されたが僅かなものであった。</p> <p style="text-align: center;">表2 シール部分の分解調査結果 (主弁シート部シール部分及び主弁シート部Uパッキンシール部分)</p> <div data-bbox="1745 1150 2502 1629" style="border: 1px solid black; height: 228px; width: 255px; margin: 10px auto;"></div>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(6) 今後の方針</p> <p>SRV駆動部(シリンダー)へ窒素ガスを供給する経路のシール性能が発揮されていることが確認されたことから、SRVの機能向上させるための更なる安全性向上対策として、<u>代替SRV駆動装置による駆動時の高圧窒素ガス流路となるSRV用電磁弁に対して改良EPDM材へ優先的に交換し、他のSRV用電磁弁についても計画的に交換していく。</u></p> <p>3. SRVシリンダー改良の進捗及び今後の方針について</p> <p>(1) 設計方針</p> <p>SRVシリンダーのシール部においては、熱によって損傷する恐れがあることから、高温蒸気環境下におけるシール性能を向上させることを目的として、<u>シリンダーピストンの作動に影響を与えないシール部(シリンダーOリング)</u>を、従来のフッ素ゴムより高温耐性が優れた改良EPDM材に変更する予定である。</p> <p>また、従来のフッ素ゴム材を使用するピストンの摺動部においては、ピストン全開動作時に、フッ素ゴム材のシート部(ピストンOリング)の外側に改良EPDM材のシート部(バックシートOリング)を設置することにより、ピストンOリングが機能喪失した場合においてもバックシートOリングによりシール機能を維持することが可能となる改良を実施する予定である。</p> <p>ここで、既設SRVの概要図を図9に、既設シリンダー及び改良シリンダーの概要図を図10に示す。</p> <p>なお、改良シリンダーに対しては、シリンダー単体試験、SRV組合せ試験を実施するとともに、高温蒸気環境下におけるシリンダー漏えい試験を実施している。</p>		<p>(6) 今後の方針</p> <p>SRV駆動部(シリンダ)へ窒素ガスを供給する経路のシール性能が発揮されていることが確認されたことから、SRVの機能向上させるための更なる安全性向上対策として、<u>全てのSRV用電磁弁について改良EPDM材を採用した電磁弁に交換する。</u></p> <p>3. SRVシリンダ改良の進捗及び今後の方針について</p> <p>(1) 設計方針</p> <p>SRVシリンダのシール部においては、熱によって損傷する恐れがあることから、高温蒸気環境下におけるシール性能を向上させることを目的として、<u>シリンダピストンの作動に影響を与えないシール部(シリンダOリング)</u>を、従来のフッ素ゴムより高温耐性が優れた改良EPDM材に変更する予定である。</p> <p>また、従来のフッ素ゴム材を使用するピストンの摺動部においては、ピストン全開動作時に、フッ素ゴム材のシート部(ピストンOリング)の外側に改良EPDM材のシート部(バックシートOリング)を設置することにより、ピストンOリングが機能喪失した場合においてもバックシートによりシール機能を維持することが可能となる改良を実施する予定である。</p> <p>ここで、既設シリンダの概要図を図9に、改良シリンダの概要図を図10に示す。</p> <p>なお、改良シリンダに対しては、シリンダ単体試験、SRV組合せ試験を実施するとともに、高温蒸気環境下におけるシリンダ漏えい試験を実施している。</p>	<p>備考</p> <p>・運用の相違 【柏崎 6/7】 島根2号炉は更なる安全性向上対策として、再稼働までにSRVの全ての電磁弁を交換する。</p> <p>・設備設計の相違 【柏崎 6/7】 設備仕様の相違。</p>

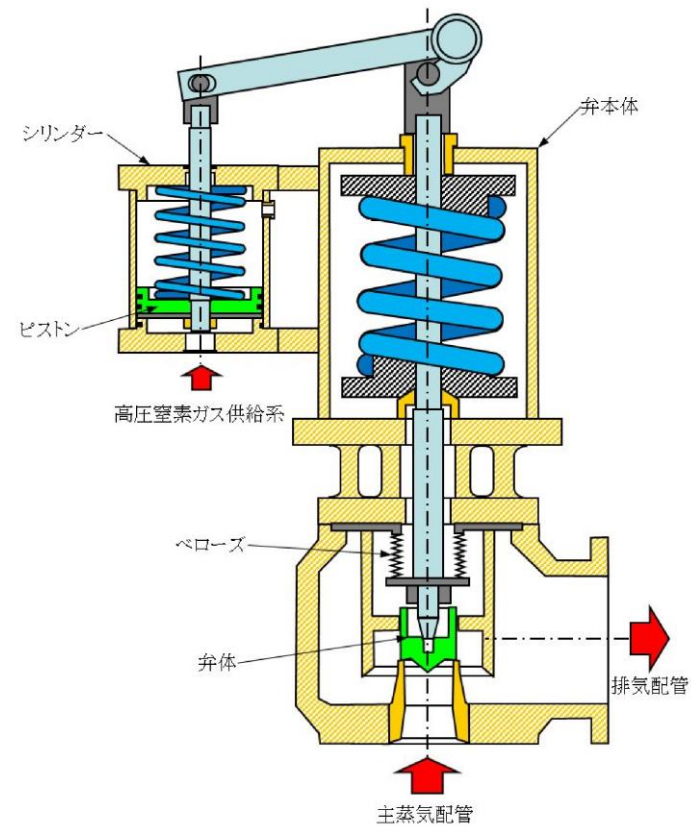


図9 既設SRVの概要図

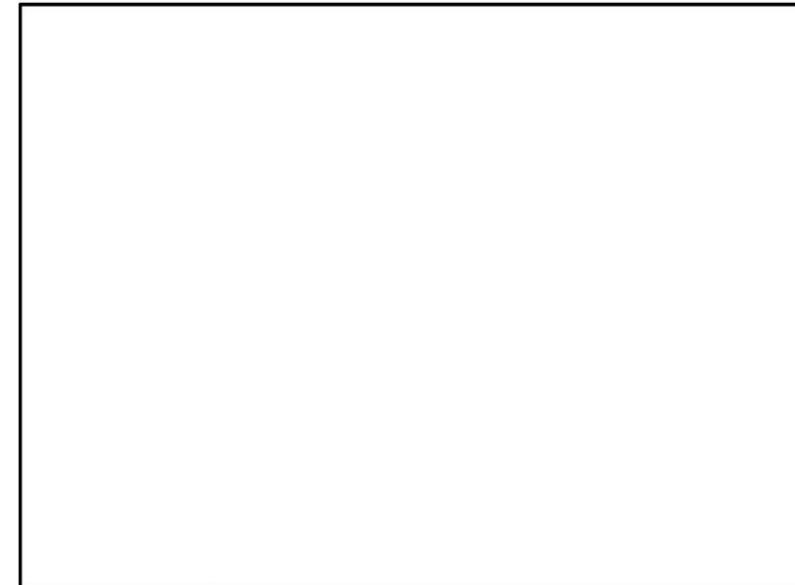


図9 既設シリンダ概要図

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)

東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)

島根原子力発電所 2号炉

備考

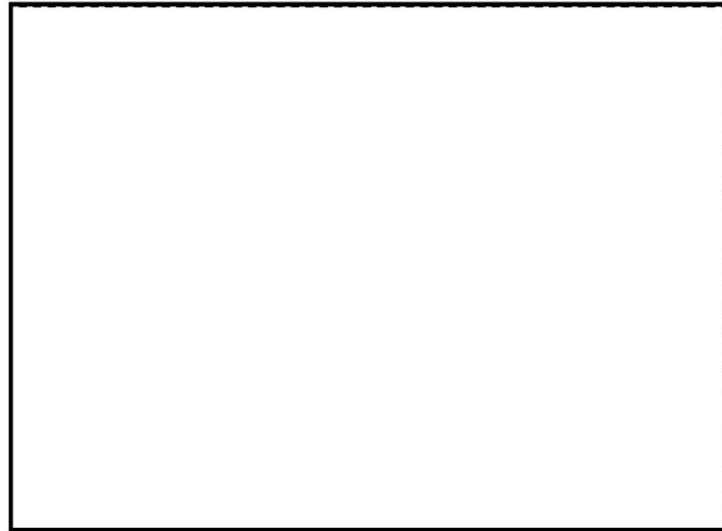
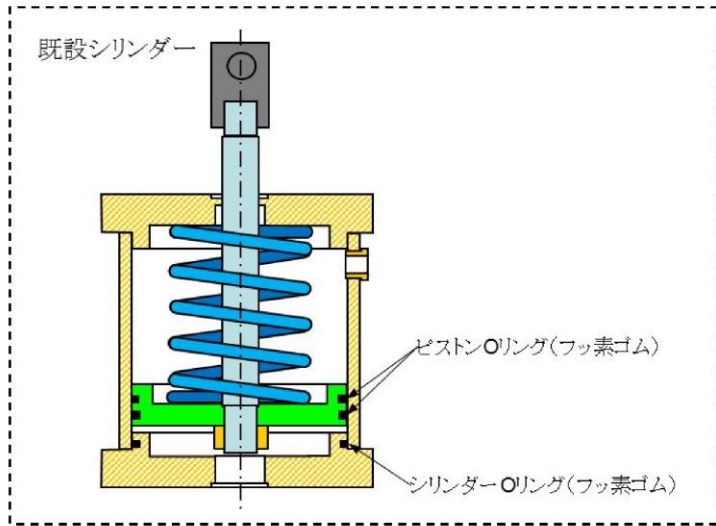


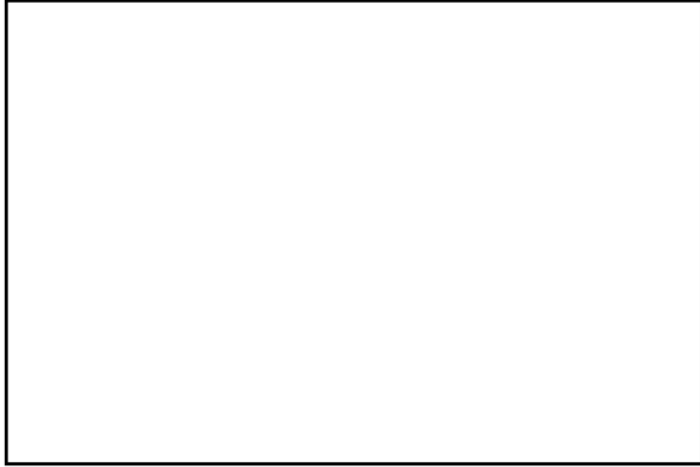
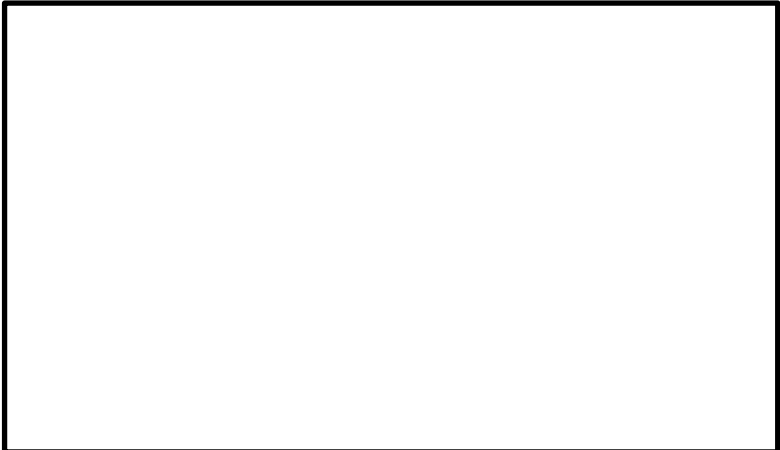
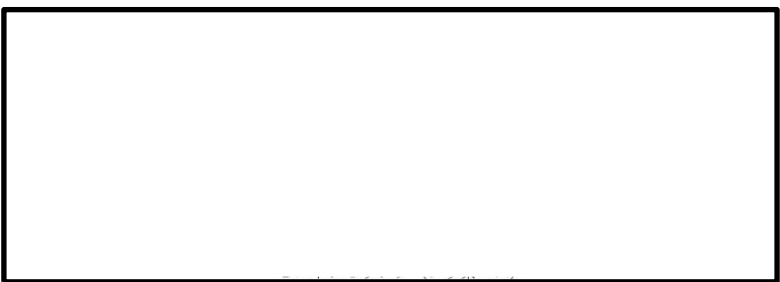
図10 既設シリンダー及び改良シリンダーの概要図



図10 改良シリンダ 概要図

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																																						
<p>(2) 健全性確認試験</p> <p>改良シリンダーの健全性確認試験として、下記の表3に示すシリンダー単体試験、SRV組合せ試験及び蒸気曝露試験(試験装置: 図11, 試験条件: 図12参照)を実施し、SRV動作に対して影響がないことの確認を実施した。</p> <p>表3. 改良シリンダーの健全性確認試験内容</p> <table border="1" data-bbox="163 814 890 1245"> <thead> <tr> <th>確認項目</th> <th>試験条件</th> <th>判定基準</th> <th>結果</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="2">シリンダー単体試験</td> <td rowspan="2">駆動部漏えい試験 駆動部作動試験</td> <td>漏えいがないこと</td> <td>良</td> </tr> <tr> <td>円滑に動作すること</td> <td>良</td> </tr> <tr> <td rowspan="3">SRV組合せ試験</td> <td rowspan="3">最小作動圧確認試験 アキュムレータ容量確認試験 作動試験 応答時間確認試験</td> <td>全開操作可能なこと</td> <td>良^{*1}</td> </tr> <tr> <td>全開操作可能なこと</td> <td>良</td> </tr> <tr> <td>5回全開操作^{*2}可能なこと</td> <td>良</td> </tr> <tr> <td>蒸気曝露試験</td> <td>漏えい試験(シリンダー単体)</td> <td>漏えいがないこと</td> <td>良</td> </tr> </tbody> </table> <p>※1: 最小作動圧力 <input type="text"/> MPa で動作可能なことを確認 ※2: 設計基準事故対処設備のECCS機能(ADS機能)としての系統設計要求事項</p>	確認項目	試験条件	判定基準	結果	シリンダー単体試験	駆動部漏えい試験 駆動部作動試験	漏えいがないこと	良	円滑に動作すること	良	SRV組合せ試験	最小作動圧確認試験 アキュムレータ容量確認試験 作動試験 応答時間確認試験	全開操作可能なこと	良 ^{*1}	全開操作可能なこと	良	5回全開操作 ^{*2} 可能なこと	良	蒸気曝露試験	漏えい試験(シリンダー単体)	漏えいがないこと	良		<p>(2) 健全性確認試験</p> <p>改良シリンダーの健全性確認試験として、放射線劣化試験後(放射線量: 約 <input type="text"/> MGy), 下記の表3に示すシリンダー単体試験、SRV組合せ試験及び蒸気曝露試験を実施し、SRV動作に対して影響がないことの確認を実施した。</p> <p>表3 改良シリンダーの健全性確認試験内容</p> <table border="1" data-bbox="1748 793 2487 1354"> <thead> <tr> <th>確認項目</th> <th>判定基準</th> <th>結果</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="2">シリンダー単体試験</td> <td>円滑に作動すること</td> <td>良</td> </tr> <tr> <td>漏えいがないこと</td> <td>良</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">SRV組合せ試験</td> <td>全開操作可能なこと</td> <td>良^{*1}</td> </tr> <tr> <td>アキュムレータ容量(<input type="text"/>L)で全開作動すること <input type="text"/>回全開操作^{*2}可能なこと 入力信号から<input type="text"/>秒以内^{*2}に全開動作可能なこと</td> <td>良</td> </tr> <tr> <td>蒸気曝露試験</td> <td>168時間連続開保持可能なこと</td> <td>良</td> </tr> </tbody> </table> <p>※1: 最小作動圧力 <input type="text"/> MPa で動作可能なことを確認 ※2: 設計基準事故対処設備のECCS機能(ADS機能)としての系統設計要求事項</p>	確認項目	判定基準	結果	シリンダー単体試験	円滑に作動すること	良	漏えいがないこと	良	SRV組合せ試験	全開操作可能なこと	良 ^{*1}	アキュムレータ容量(<input type="text"/> L)で全開作動すること <input type="text"/> 回全開操作 ^{*2} 可能なこと 入力信号から <input type="text"/> 秒以内 ^{*2} に全開動作可能なこと	良	蒸気曝露試験	168時間連続開保持可能なこと	良	
確認項目	試験条件	判定基準	結果																																						
シリンダー単体試験	駆動部漏えい試験 駆動部作動試験	漏えいがないこと	良																																						
		円滑に動作すること	良																																						
SRV組合せ試験	最小作動圧確認試験 アキュムレータ容量確認試験 作動試験 応答時間確認試験	全開操作可能なこと	良 ^{*1}																																						
		全開操作可能なこと	良																																						
		5回全開操作 ^{*2} 可能なこと	良																																						
蒸気曝露試験	漏えい試験(シリンダー単体)	漏えいがないこと	良																																						
確認項目	判定基準	結果																																							
シリンダー単体試験	円滑に作動すること	良																																							
	漏えいがないこと	良																																							
SRV組合せ試験	全開操作可能なこと	良 ^{*1}																																							
	アキュムレータ容量(<input type="text"/> L)で全開作動すること <input type="text"/> 回全開操作 ^{*2} 可能なこと 入力信号から <input type="text"/> 秒以内 ^{*2} に全開動作可能なこと	良																																							
蒸気曝露試験	168時間連続開保持可能なこと	良																																							

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="175 258 905 863" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="344 877 724 919" data-label="Caption"> <p>図11 蒸気曝露試験装置の概要</p> </div> <div data-bbox="175 980 905 1444" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="385 1459 685 1501" data-label="Caption"> <p>図12 蒸気曝露試験条件</p> </div>		<div data-bbox="1760 254 2484 940" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1923 968 2312 1010" data-label="Caption"> <p>図 11 蒸気曝露試験装置の概要</p> </div>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(3) 今後の方針</p> <p>①耐SA環境性の向上</p> <p>代替SRV駆動装置においては、SRV用電磁弁が機能喪失した場合においても、SRV用電磁弁の排気ポートから窒素ガスを供給することにより、SRV全開操作が可能な設計としていることから、改良シリンダの耐SA環境性の目標として図13に示すとおり、格納容器の限界温度・圧力を目指す設計とする。</p>  <p>図13 耐SA環境性向上の設計条件</p> <p>②DB機能に対する影響評価</p> <p>SRVシリンダの改良は、DBA時のSRV動作に影響を与える変更^{*1}となることから、今後、信頼性確認試験^{*2}を実施し、プラント運転に影響を与えないことを確認する予定である。</p> <p>※1：改良シリンダは、SRV本体に接続するシリンダ摺動部となるピストン寸法及び重量が増加する</p> <p>※2：信頼性確認試験の項目は機械劣化試験、放射線劣化試験、熱劣化試験、加振試験、耐震試験、水力学的動荷重試験、事故時放射線試験、蒸気曝露環境試験及び作動試験等となる</p> <p>③スケジュール</p> <p>改良シリンダ導入の今後のスケジュールとしては、SRV本体及び試験治工具の製作がクリチカルとなり、下記のとおり約3年を目途に進めていく予定である。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・200℃、2Pdの耐環境試験：6ヶ月 ・信頼性確認試験：36か月（供試体製作（標準納期24ヶ月）、試験（SRV開発時に行った項目を全て確認した場合：12ヶ月）） 		<p>(3) 今後の対応</p> <p>SRVシリンダの改良は、DBA時のSRV動作に影響を与える変更^{*1}となることから、今後、信頼性確認試験^{*2}を実施し、プラント運転に影響を与えないこと及び200℃／0.854MPa[gage]／168hrの環境下において開保持可能できることを確認した。試験条件を図12（緑線）に示す。また、耐環境性試験（200℃／0.854MPa[gage]／168hr）前後のシリンダピストン部の外観写真を図13に示す。</p> <p>※1：改良シリンダは、SRV本体に接続するシリンダ摺動部となるピストン寸法及び重量が増加する</p> <p>※2：信頼性確認試験の項目は機械劣化試験、放射線劣化試験、熱劣化試験、加振試験、耐震試験、水力学的動荷重試験、事故時放射線試験、蒸気曝露環境試験及び作動試験等となる</p> <p>今後は、更なる安全性向上のため改良シリンダを採用することとし、実機への導入準備が整い次第、至近のプラント停止中に設置する。</p>  <p>図12 試験条件</p>  <p>(a) 耐環境試験前 (b) 耐環境試験後</p> <p>図13 耐環境性試験前後のシリンダピストン部の外観写真</p>	<p>備考</p> <p>・資料作成時点の試験進捗による相違</p> <p>【柏崎6/7】</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																																																																																										
<p>4. シール材の健全性について</p> <p>SRV用電磁弁及びSRVシリンダのシール材をフッ素ゴムから改良EPDMへ変更することにより、シール機能の耐環境性向上について下記のとおり示す。</p> <p>① フッ素ゴム及び改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験について</p> <p>フッ素ゴム及び改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果の比較を表4に示す。</p> <p>表4の試験結果は、SRVが設置されている原子炉格納容器内における事故後7日間の累積放射線量を上回る800kGyを照射し、原子炉格納容器限界温度である200℃以上の環境に曝露した後、フッ素ゴム及び改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみを測定した結果を示している。その結果、フッ素ゴムは800kGy、乾熱、200℃の環境に3日間(72h)曝露されることで圧縮永久ひずみが [] に劣化することが予想されるのに対して、改良EPDM製シール材は800kGy、乾熱/蒸気、200℃の環境に7日間(168h)曝露されても圧縮永久ひずみは最大 [] であることが確認できている。本結果が示すとおり、改良EPDM製シール材はフッ素ゴムより耐環境性が十分高いことが確認できるため、シール機能の耐環境性向上が達成できると考えている。</p> <p>表4 シール材の圧縮永久ひずみ試験結果</p> <table border="1" data-bbox="166 1287 908 1444"> <thead> <tr> <th rowspan="2">材質</th> <th rowspan="2">放射線 累積照射量</th> <th rowspan="2">ガス性状</th> <th rowspan="2">温度</th> <th colspan="3">圧縮永久ひずみ試験*</th> </tr> <tr> <th>24h</th> <th>72h</th> <th>168h</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>フッ素ゴム</td> <td>800kGy</td> <td>乾熱</td> <td>200℃</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>改良EPDM</td> <td>800kGy</td> <td>乾熱</td> <td>200℃</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>改良EPDM</td> <td>800kGy</td> <td>乾熱</td> <td>250℃</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>改良EPDM</td> <td>800kGy</td> <td>蒸気</td> <td>200℃</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>改良EPDM</td> <td>800kGy</td> <td>蒸気</td> <td>250℃</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table> <p>※圧縮永久ひずみ試験とは、所定の圧縮率をかけ変形させた後、開放時の戻り量を評価するものである。完全に元の形状に戻った場合を0%、全く復元せずに完全に圧縮された状態のままである状態を100%としている。圧縮永久ひずみ試験結果が低い程、シール材の復元量が確保されていることを意味しておりシール機能は健全であることを示している。</p>	材質	放射線 累積照射量	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験*			24h	72h	168h	フッ素ゴム	800kGy	乾熱	200℃				改良EPDM	800kGy	乾熱	200℃				改良EPDM	800kGy	乾熱	250℃				改良EPDM	800kGy	蒸気	200℃				改良EPDM	800kGy	蒸気	250℃					<p>4. シール材の健全性について</p> <p>SRV用電磁弁及びSRVシリンダのシール材をフッ素ゴムから改良EPDMへ変更することにより、シール機能の耐環境性向上について下記のとおり示す。</p> <p>①フッ素ゴム及び改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験について</p> <p>フッ素ゴム及び改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果の比較を表4に示す。</p> <p>表4の試験結果は、SRVが設置されている原子炉格納容器内における事故後7日間の累積放射線量を上回る800kGyを照射し、原子炉格納容器限界温度である200℃以上の環境に曝露した後、フッ素ゴム及び改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみを測定した結果を示している。その結果、フッ素ゴムは800kGy、乾熱、200℃の環境に3日間(72h)曝露されることで圧縮永久ひずみが [] に劣化することが予想されるのに対して、改良EPDM製シール材は800kGy、乾熱/蒸気、200℃の環境に7日間(168h)曝露されても圧縮永久ひずみは最大 [] であることが確認できている。本結果が示すとおり、改良EPDM製シール材はフッ素ゴムより耐環境性が十分高いことが確認できるため、シール機能の耐環境性向上が達成できると考えている。</p> <p>表4 シール材の圧縮永久ひずみ試験結果</p> <table border="1" data-bbox="1745 1299 2493 1562"> <thead> <tr> <th rowspan="2">材質</th> <th rowspan="2">放射線 累積照射量</th> <th rowspan="2">ガス性状</th> <th rowspan="2">温度</th> <th colspan="3">圧縮永久ひずみ試験*</th> </tr> <tr> <th>24h</th> <th>72h</th> <th>168h</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>フッ素ゴム</td> <td>800kGy</td> <td>乾熱</td> <td>200℃</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>改良EPDM</td> <td>800kGy</td> <td>乾熱</td> <td>200℃</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>改良EPDM</td> <td>800kGy</td> <td>乾熱</td> <td>250℃</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>改良EPDM</td> <td>800kGy</td> <td>蒸気</td> <td>200℃</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>改良EPDM</td> <td>800kGy</td> <td>蒸気</td> <td>250℃</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table> <p>※圧縮永久ひずみ試験とは、所定の圧縮率をかけ変形させた後、開放時の戻り量を評価するものである。完全に元の形状に戻った場合を0%、全く復元せず完全に圧縮された状態を100%としている。圧縮永久ひずみ試験結果が低い程、シール材の復元量が確保されていることを意味しており、シール機能は健全であることを示している。</p>	材質	放射線 累積照射量	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験*			24h	72h	168h	フッ素ゴム	800kGy	乾熱	200℃				改良EPDM	800kGy	乾熱	200℃				改良EPDM	800kGy	乾熱	250℃				改良EPDM	800kGy	蒸気	200℃				改良EPDM	800kGy	蒸気	250℃				
材質					放射線 累積照射量	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験*																																																																																					
	24h	72h	168h																																																																																										
フッ素ゴム	800kGy	乾熱	200℃																																																																																										
改良EPDM	800kGy	乾熱	200℃																																																																																										
改良EPDM	800kGy	乾熱	250℃																																																																																										
改良EPDM	800kGy	蒸気	200℃																																																																																										
改良EPDM	800kGy	蒸気	250℃																																																																																										
材質	放射線 累積照射量	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験*																																																																																									
				24h	72h	168h																																																																																							
フッ素ゴム	800kGy	乾熱	200℃																																																																																										
改良EPDM	800kGy	乾熱	200℃																																																																																										
改良EPDM	800kGy	乾熱	250℃																																																																																										
改良EPDM	800kGy	蒸気	200℃																																																																																										
改良EPDM	800kGy	蒸気	250℃																																																																																										

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>② 改良EPDM製シール材の性能確認試験について</p> <p>上記の①で示すシール材特性試験に加え、改良EPDM製シール材のシール機能を確認するために、小型フランジ試験装置を用いて事故環境下に曝露させ、性能確認試験を実施している。本試験は、原子炉格納容器内における事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGy、格納容器限界温度である200℃と余裕を見た250℃の環境に7日間(168h)曝露した試験体に対してHe気密性能確認試験を実施し、格納容器限界圧力2Pd(0.62MPa)を超える0.9MPa加圧時において漏えいがないことを確認した。</p> <p>なお、改良EPDM製シール材の試験の詳細を別紙-1「改良EPDMシール材の試験について(平成27年11月19日審査会合資料抜粋)」で示す。</p>		<p>②改良EPDM製シール材の性能確認試験について</p> <p>上記の①で示すシール材特性試験に加え、改良EPDM製シール材のシール機能を確認するために、小型フランジ試験装置を用いて事故環境下に曝露させ、性能確認試験を実施している。本試験は原子炉格納容器内における事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGy、格納容器限界温度である200℃と余裕を見た250℃の環境に7日間(168h)曝露した試験体に対してHe気密性能確認試験を実施し、格納容器限界圧力2Pd(0.853MPa)を超える <input type="text"/> MPa加圧時において漏えいがないことを確認した。</p> <p>なお、改良EPDM製シール材の試験の詳細を別紙-1「改良EPDMシール材の試験について」で示す。</p>	<p>・設備設計の違い</p> <p>【柏崎6/7】</p> <p>柏崎6/7(ABWR)と島根2号炉(Mark-I改)の最高使用圧力の相違。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙-1</p> <p style="text-align: center;">改良EPDMシール材の試験について</p> <p>改良EPDMシール材について、耐高温性、耐蒸気性を確認するために、800kGyのガンマ線照射を行った材料を用いて、高温曝露又は蒸気曝露を行った後、気密確認試験を実施して漏えいの有無を確認した。また、試験後の外観観察、FT-IR分析及び硬さ測定を行い、曝露後のシール材の状況を確認した。本試験に使用した試験治具寸法を図1、外観を図2に示す。シール材の断面寸法は実機の1/2とし、内側の段差1mmに加えて外側からも高温空気又は蒸気に曝露されるため、実機条件と比較して保守的な条件となると想定される。試験の詳細と結果を以下に記載する。</p> <p>①高温曝露 熱処理炉を使用して200℃、168hの高温曝露を実施した。</p> <p>②蒸気曝露 東京電力技術開発センター第二研究棟の蒸気用オートクレーブを使用して、1MPa、250℃の蒸気環境下で168時間曝露を実施した。蒸気用オートクレーブの系統図を図3に、試験体設置状況を図4に示す。</p> <p>③He気密確認試験 高温曝露及び蒸気曝露後の試験体について、Heを用いて気密試験を実施した。負荷圧力は0.3MPa、0.65MPa、0.9MPaとし、スヌープでのリーク確認と、0.3MPaは保持時間10分、0.65MPa及び0.9MPaは保持時間30分で圧力降下の有無を確認した。また、0.8mmの隙間ゲージを用いて開口変位を模擬した気密確認試験も実施した（実機1.6mm相当の変位）。試験状況を図5、6に、試験結果を表1に示す。いずれの条件下でもリーク及び圧力降下は認められなかった。</p> <p>④試験後外観観察 デジタルマイクロスコープを用いてHe気密確認試験後のシール材表面を観察した。観察結果を図7に示す。シール材表面に割れ等の顕著な劣化は認められなかった。</p>		<p style="text-align: right;">別紙-1</p> <p style="text-align: center;">改良EPDMシール材の試験について</p> <p>改良EPDMシール材について、耐高温性、耐蒸気性を確認するために、800kGyのガンマ線照射を行った材料を用いて、高温曝露又は蒸気曝露を行った後、気密確認試験を実施して漏えいの有無を確認した。また、試験後の外観観察、FT-IR分析及び硬さ測定を行い、曝露後のシール材の状況を確認した。本試験に使用した試験治具寸法を図1、外観を図2に示す。シール材の断面寸法は実機の1/2とし、内側の段差1mmに加えて外側からも高温空気又は蒸気に曝露されるため、実機条件と比較して保守的な条件となると想定される。試験の詳細と結果を以下に記載する。</p> <p>①高温曝露 熱処理炉を使用して200℃、168hの高温曝露を実施した。</p> <p>②蒸気曝露 東京電力技術開発センター第二研究棟の蒸気用オートクレーブを使用して、1MPa、250℃の蒸気環境下で168時間曝露を実施した。蒸気用オートクレーブの系統図を図3に、試験体設置状況を図4に示す。</p> <p>③He気密確認試験 高温曝露及び蒸気曝露後の試験体について、Heを用いて気密試験を実施した。負荷圧力は0.3MPa、0.65MPa、0.9MPaとし、スヌープでのリーク確認と、0.3MPaは保持時間10分、0.65MPa及び0.9MPaは保持時間30分で圧力降下の有無を確認した。また、0.8mmの隙間ゲージを用いて開口変位を模擬した気密確認試験も実施した（実機1.6mm相当の変位）。試験状況を図5、6に、試験結果を表1に示す。いずれの条件下でもリーク及び圧力降下は認められなかった。</p> <p>④試験後外観観察 デジタルマイクロスコープを用いてHe気密確認試験後のシール材表面を観察した。観察結果を図7に示す。シール材表面に割れ等の顕著な劣化は認められなかった。</p>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="172 216 908 457" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="421 474 652 514" data-label="Caption"> <p>図1 試験治具寸法</p> </div> <div data-bbox="172 621 908 863" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="341 877 730 917" data-label="Caption"> <p>図2 試験治具及びシール材外観</p> </div> <div data-bbox="172 1018 893 1495" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="326 1505 742 1545" data-label="Caption"> <p>図3 蒸気用オートクレーブ系統図</p> </div>		<div data-bbox="1754 216 2490 457" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1988 474 2246 514" data-label="Caption"> <p>図1 試験治具寸法</p> </div> <div data-bbox="1754 621 2490 863" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1905 877 2329 917" data-label="Caption"> <p>図2 試験治具及びシール材外観</p> </div> <div data-bbox="1754 1018 2481 1480" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1893 1505 2341 1545" data-label="Caption"> <p>図3 蒸気用オートクレーブ系統図</p> </div>	

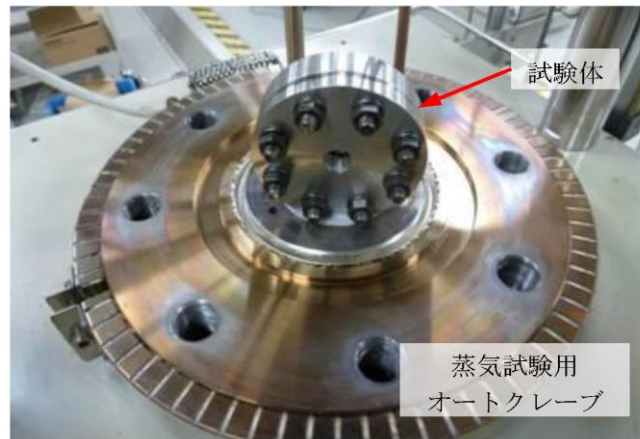


図4 蒸気曝露試験体設置状況

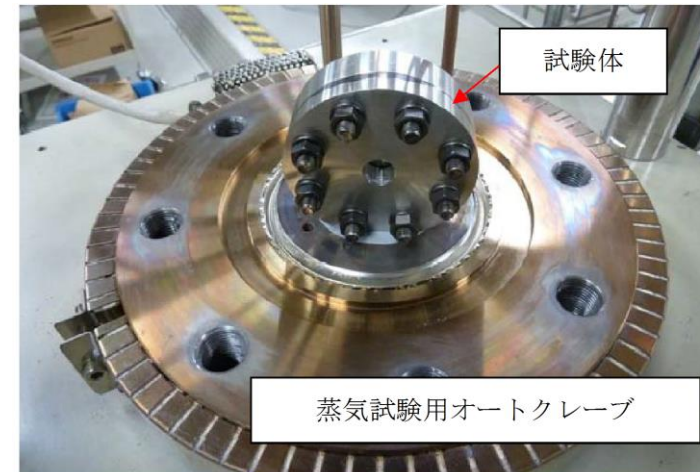


図4 蒸気曝露試験体設置状況



図6 He気密試験時開口模擬 (隙間ゲージ使用)

図5 He 気密確認試験状況

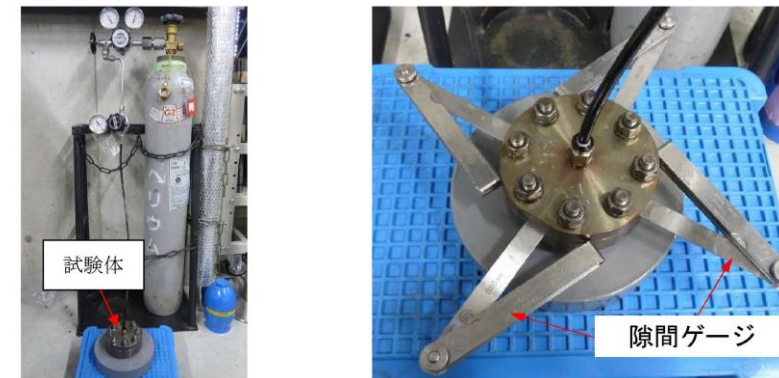


図6 He気密試験時開口模擬 (隙間ゲージ使用)

図5 He 気密確認試験状況 図6 He 気密試験時開口模擬 (隙間ゲージ使用)

表1 He気密確認試験状況

No.	曝露条件	ガンマ線照射量	変位	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱 200℃, 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気 1MPa, 250℃, 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気 1MPa, 250℃, 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

表1 He 気密試験確認状況

No.	曝露条件	γ線照射量	変位	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱 200℃, 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気 1MPa, 250℃, 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気 1MPa, 250℃, 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

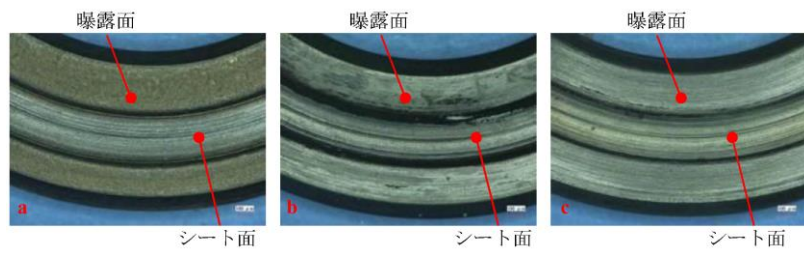


図7 試験後外観観察結果

(a: 乾熱200℃, 168h, b, c: 蒸気250℃, 168h)

⑤ FT-IR分析

試験後のシール材のFT-IR分析結果を図8, 9に示す。FT-IRは赤外線が分子結合の振動や回転運動のエネルギーとして吸収されることを利用して、試料に赤外線を照射して透過又は反射した光量を測定することにより分子構造や官能基の情報を取得可能である。高温曝露中に空気が直接接触する位置(曝露面)では、ベースポリマーの骨格に対応するピークが消失していたが、その他の分析位置、曝露条件では顕著な劣化は認められなかった。

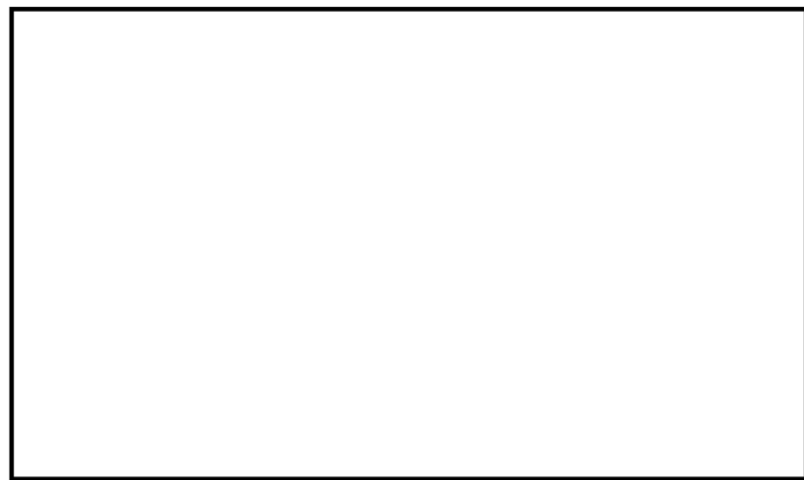


図8 FT-IR分析結果 (曝露面)

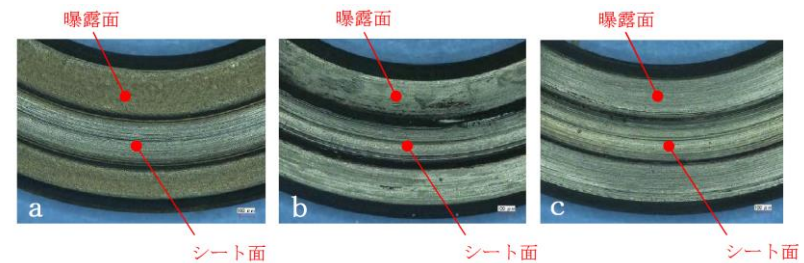


図7 試験後外観観察結果

(a: 乾熱 200℃, 168h b, c: 蒸気 250℃, 168h)

⑤ FT-IR分析

試験後のシール材のFT-IR分析結果を図8, 9に示す。FT-IRは赤外線が分子結合の振動や回転運動のエネルギーとして吸収されることを利用して、試料に赤外線を照射して透過又は反射した光量を測定することにより分子構造や官能基の情報を取得可能である。高温曝露中に空気が直接接触する位置(曝露面)では、ベースポリマーの骨格に対応するピークが消失していたが、その他の分析位置、曝露条件では顕著な劣化は認められなかった。

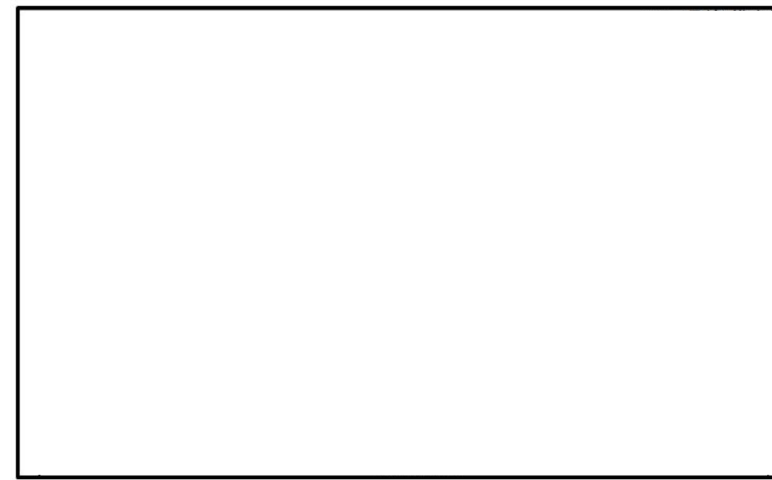


図8 FT-IR分析結果 (曝露面)



図9 FT-IR分析結果 (シート面)

⑥ 硬さ測定

試験後のシール材の硬さ測定結果を図10に示す。曝露面、シート面、裏面、断面の硬さを測定した。曝露面において、乾熱200℃、168h条件では酸化劣化によって硬さが顕著に上昇していた。その他の部位、条件では、蒸気250℃、168h条件の曝露面で若干の軟化が確認された以外、硬さは初期値近傍であり、顕著な劣化は確認されなかった。

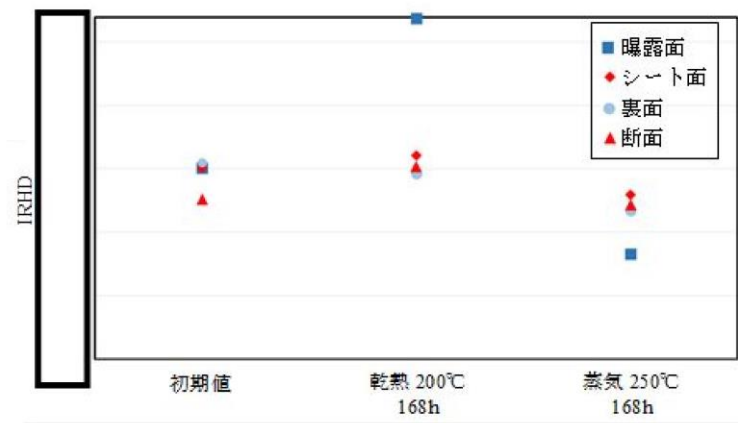


図10 硬さ測定結果

以上の試験結果から、200℃、2Pd、168hの条件下では、改良EPDMシール材を使用した場合は、圧力上昇時のフランジ部の開口を勘案しても原子炉格納容器フランジ部の気密性は保たれると考えられる。

以上



図9 FT-IR分析結果 (シート面)

⑥ 硬さ測定

試験後のシール材の硬さ測定結果を図10に示す。曝露面、シート面、裏面、断面の硬さを測定した。曝露面において、乾熱200℃、168h条件では酸化劣化によって硬さが顕著に上昇していた。その他の部位、条件では、蒸気250℃、168h条件の曝露面で若干の軟化が確認された以外、硬さは初期値近傍であり、顕著な劣化は確認されなかった。

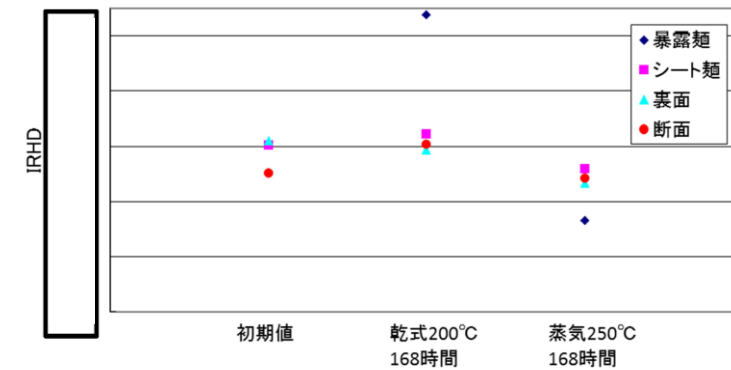


図10 硬さ測定結果

以上の試験結果から、200℃、2Pd、168hの条件下では、改良EPDMシール材を使用した場合は、圧力上昇時のフランジ部の開口を勘案しても原子炉格納容器フランジ部の気密性は保たれると考えられる。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>44. 非常用ガス処理系の使用を考慮した評価について</p> <p>柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉においては、重大事故時における現場作業の成立性を確かなものにするため、必要な対策を実施の上、以下の運用を行うこととしている。</p> <ul style="list-style-type: none"> 作業現場の放射線量の上昇の緩和のため、非常用ガス処理系を起動する 全交流電源喪失時においても屋外作業を行わずに速やかに非常用ガス処理系を使用できるよう、ガスタービン発電機を中央制御室から遠隔操作により起動する <p>ここでは、非常用ガス処理系の運転を考慮した場合の重大事故時における作業時の被ばく線量を確認した。</p> <p>なお、格納容器ベント実施に伴う現場作業の線量影響の評価条件及び評価結果の詳細は、「重大事故等対処設備について 別添資料-1 <u>原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備(格納容器圧力逃がし装置)</u> について」の別紙33に示す。</p> <p>また、中央制御室での被ばく線量については、「59条 <u>原子炉制御室(補足説明資料) 59-11 原子炉制御室の居住性に係る被ばく評価について</u>」に示す。</p> <p>1. 現場の作業環境</p> <p>現場の作業環境の評価結果を表1に示す。評価の結果、被ばく線量は最大でも約87mSvとなった。このことから、各々の現場作業は作業可能であることを確認した。</p> <p>なお、作業の評価条件及び評価結果の詳細は別紙「給油等の現場作業の線量影響について」に示す。</p>	<p>資料なし</p>	<p>31. 非常用ガス処理系の使用を考慮した評価について</p> <p>島根原子力発電所2号炉においては、重大事故時における現場作業の成立性を確かなものにするため、必要な対策を実施の上、以下の運用を行うこととしている。</p> <ul style="list-style-type: none"> 作業現場の放射線量の上昇の緩和のため、非常用ガス処理系を起動する 全交流電源喪失時においても屋外作業を行わずに速やかに非常用ガス処理系を使用できるよう、ガスタービン発電機を中央制御室から遠隔操作により起動する <p>ここでは、非常用ガス処理系の運転を考慮した場合の重大事故時における作業時の被ばく線量を確認した。</p> <p>なお、格納容器ベント実施に伴う現場作業の線量影響の評価条件及び評価結果の詳細は、「重大事故等対処設備について 別添資料-1 <u>格納容器フィルタベント系について</u>」の別紙8に示す。</p> <p>また、中央制御室での被ばく線量については、「59条 <u>運転員が原子炉制御室にとどまるための設備(補足説明資料) 59-11 原子炉制御室の居住性に係る被ばく評価について</u>」に示す。</p> <p>1. 現場の作業環境</p> <p>現場の作業環境の評価結果を表1に示す。評価の結果、被ばく線量は最大でも約53mSvとなった。このことから、各々の現場作業は作業可能であることを確認した。</p> <p>なお、作業の評価条件及び評価結果の詳細は別紙「給油等の現場作業の線量影響について」に示す。</p>	<p>備考</p> <p>・評価結果の相違【柏崎 6/7】</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																														
<p>表1 有効性評価（重大事故）で想定する主な現場作業と放射線環境</p> <table border="1" data-bbox="172 359 902 701"> <thead> <tr> <th>作業項目</th> <th>具体的な運転操作・作業内容</th> <th>放射線環境</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>復水貯蔵槽への補給</td> <td>・可搬型代替注水ポンプ（A-2級）による淡水貯水池から復水貯蔵槽への補給</td> <td>最大約63mSv</td> </tr> <tr> <td>各機器への給油</td> <td>・軽油タンクからタンクローリへの補給 ・可搬型代替注水ポンプ（A-2級）、電源車、大容量送水車（熱交換器ユニット用）への燃料給油作業</td> <td>最大約87mSv*</td> </tr> <tr> <td>常設代替交流電源設備からの受電操作</td> <td>・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（第一ガスタービン発電機） ・M/C受電確認、MCC受電</td> <td>1 mSv以下</td> </tr> <tr> <td>代替原子炉補機冷却系運転操作</td> <td>・代替原子炉補機冷却系 準備操作、運転状態監視</td> <td>最大約54mSv</td> </tr> </tbody> </table> <p>※評価結果が最大となる「<u>大容量送水車（熱交換器ユニット用）への燃料給油作業</u>」の値を示す</p>	作業項目	具体的な運転操作・作業内容	放射線環境	復水貯蔵槽への補給	・可搬型代替注水ポンプ（A-2級）による淡水貯水池から復水貯蔵槽への補給	最大約63mSv	各機器への給油	・軽油タンクからタンクローリへの補給 ・可搬型代替注水ポンプ（A-2級）、電源車、大容量送水車（熱交換器ユニット用）への燃料給油作業	最大約87mSv*	常設代替交流電源設備からの受電操作	・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（第一ガスタービン発電機） ・M/C受電確認、MCC受電	1 mSv以下	代替原子炉補機冷却系運転操作	・代替原子炉補機冷却系 準備操作、運転状態監視	最大約54mSv		<p>表1 有効性評価（重大事故）で想定する主な現場作業と放射線環境</p> <table border="1" data-bbox="1739 338 2496 1016"> <thead> <tr> <th>作業項目</th> <th>具体的な運転操作・作業内容</th> <th>放射線環境</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>低圧原子炉代替注水槽への補給準備</td> <td>・大量送水車による輪谷貯水槽から低圧原子炉代替注水槽への補給</td> <td>約 23mSv</td> </tr> <tr> <td>各機器への給油</td> <td>・ガスタービン発電機用軽油タンクからタンクローリへの補給 ・大量送水車、大型送水ポンプ車、可搬式窒素供給装置への燃料給油作業</td> <td>約 19mSv*</td> </tr> <tr> <td>常設代替交流電源設備からの受電操作</td> <td>・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（ガスタービン発電機） ・M/C受電操作、受電確認</td> <td>約 41mSv</td> </tr> <tr> <td>原子炉補機代替冷却系運転操作</td> <td>・原子炉補機代替冷却系準備操作、運転状態監視</td> <td>約 53mSv</td> </tr> </tbody> </table> <p>※格納容器フィルタベント実施後に、タンクローリから大量送水車、可搬式窒素供給装置、大型送水ポンプ車に順に給油するときの値を示す</p>	作業項目	具体的な運転操作・作業内容	放射線環境	低圧原子炉代替注水槽への補給準備	・大量送水車による輪谷貯水槽から低圧原子炉代替注水槽への補給	約 23mSv	各機器への給油	・ガスタービン発電機用軽油タンクからタンクローリへの補給 ・大量送水車、大型送水ポンプ車、可搬式窒素供給装置への燃料給油作業	約 19mSv*	常設代替交流電源設備からの受電操作	・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（ガスタービン発電機） ・M/C受電操作、受電確認	約 41mSv	原子炉補機代替冷却系運転操作	・原子炉補機代替冷却系準備操作、運転状態監視	約 53mSv	<p>・評価結果の相違【柏崎 6/7】</p>
作業項目	具体的な運転操作・作業内容	放射線環境																															
復水貯蔵槽への補給	・可搬型代替注水ポンプ（A-2級）による淡水貯水池から復水貯蔵槽への補給	最大約63mSv																															
各機器への給油	・軽油タンクからタンクローリへの補給 ・可搬型代替注水ポンプ（A-2級）、電源車、大容量送水車（熱交換器ユニット用）への燃料給油作業	最大約87mSv*																															
常設代替交流電源設備からの受電操作	・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（第一ガスタービン発電機） ・M/C受電確認、MCC受電	1 mSv以下																															
代替原子炉補機冷却系運転操作	・代替原子炉補機冷却系 準備操作、運転状態監視	最大約54mSv																															
作業項目	具体的な運転操作・作業内容	放射線環境																															
低圧原子炉代替注水槽への補給準備	・大量送水車による輪谷貯水槽から低圧原子炉代替注水槽への補給	約 23mSv																															
各機器への給油	・ガスタービン発電機用軽油タンクからタンクローリへの補給 ・大量送水車、大型送水ポンプ車、可搬式窒素供給装置への燃料給油作業	約 19mSv*																															
常設代替交流電源設備からの受電操作	・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（ガスタービン発電機） ・M/C受電操作、受電確認	約 41mSv																															
原子炉補機代替冷却系運転操作	・原子炉補機代替冷却系準備操作、運転状態監視	約 53mSv																															

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																				
<p style="text-align: right;">別紙</p> <p style="text-align: center;">給油等の現場作業の線量影響について</p> <p>重大事故時における現場作業は放射線環境下での作業となる。ここでは、有効性評価（重大事故）で想定する主な現場作業のうち、別紙表1 に示す作業について作業時の被ばく線量の評価を行った。作業の時間帯等を別紙表2 に示す。また、各現場作業における線量影響評価で採用した評価点を別紙図1 から別紙図4 に示す。</p> <p>各作業の評価時間には作業場所への往復時間を含めた。なお、移動中における線量率が作業中における線量率と異なることを考慮し、作業によっては、作業中と移動中で異なる場所を評価点と設定し評価した。線源強度や大気拡散評価等の評価条件は、「重大事故等対処設備について 別添資料-1 原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備（格納容器圧力逃がし装置）について」の別紙33 と同じとした。また、格納容器ベント実施後の作業は、7号炉にてW/W ベントを実施した場合を代表として評価した。評価結果を別紙表2 に示す。</p> <p>評価の結果、被ばく線量は最大でも約87mSv となった。このことから、各々の現場作業は作業可能であることを確認した。</p> <p style="text-align: center;"><u>別紙表1 有効性評価（重大事故）で想定する主な現場作業</u></p> <table border="1" data-bbox="172 1241 905 1583"> <thead> <tr> <th>作業項目</th> <th>具体的な運転操作・作業内容</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>復水貯蔵槽への補給</td> <td>・可搬型代替注水ポンプ（A-2 級）による淡水貯水池から復水貯蔵槽への補給</td> </tr> <tr> <td>各機器への給油</td> <td>・軽油タンクからタンクローリへの補給 ・可搬型代替注水ポンプ（A-2 級）、電源車、大容量送水車（熱交換器ユニット用）への燃料給油作業</td> </tr> <tr> <td>常設代替交流電源設備からの受電操作</td> <td>・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（第一ガスタービン発電機） ・M/C 受電確認、MCC 受電</td> </tr> <tr> <td>代替原子炉補機冷却系運転操作</td> <td>・代替原子炉補機冷却系 準備操作、運転状態監視</td> </tr> </tbody> </table>	作業項目	具体的な運転操作・作業内容	復水貯蔵槽への補給	・可搬型代替注水ポンプ（A-2 級）による淡水貯水池から復水貯蔵槽への補給	各機器への給油	・軽油タンクからタンクローリへの補給 ・可搬型代替注水ポンプ（A-2 級）、電源車、大容量送水車（熱交換器ユニット用）への燃料給油作業	常設代替交流電源設備からの受電操作	・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（第一ガスタービン発電機） ・M/C 受電確認、MCC 受電	代替原子炉補機冷却系運転操作	・代替原子炉補機冷却系 準備操作、運転状態監視		<p style="text-align: right;">別紙</p> <p style="text-align: center;">給油等の現場作業の線量影響について</p> <p>重大事故時における現場作業は放射線環境下での作業となる。ここでは、有効性評価（重大事故）で想定する主な現場作業のうち、別紙表1 に示す作業について作業時の被ばく線量の評価を行った。作業の時間帯等を別紙表2 に示す。また、各現場作業における線量影響評価で採用した評価点を別紙図1 から別紙図3 に示す。</p> <p>各作業の評価時間には作業場所への往復時間を含めた。なお、移動中における線量率が作業中における線量率と異なることを考慮し、作業によっては、作業中と移動中で異なる場所を評価点と設定し評価した。線源強度や大気拡散評価等の評価条件は、「重大事故等対処設備について 補足説明資料 59-11 原子炉制御室の居住性（炉心の著しい損傷）に係る被ばく評価について」と同じとした。また、格納容器ベント実施後の作業は、W/Wベントを実施した場合を代表として評価した。評価結果を別紙表2 に示す。</p> <p>評価の結果、被ばく線量は最大でも約53mSv となった。このことから、各々の現場作業は作業可能であることを確認した。</p> <p style="text-align: center;"><u>別紙表1 有効性評価（重大事故）で想定する主な現場作業</u></p> <table border="1" data-bbox="1739 1241 2496 1648"> <thead> <tr> <th>作業項目</th> <th>具体的な運転操作・作業内容</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>低圧原子炉代替注水槽への補給準備</td> <td>・大量送水車による輪谷貯水槽から低圧原子炉代替注水槽への補給</td> </tr> <tr> <td>各機器への給油</td> <td>・ガスタービン発電機用軽油タンクからタンクローリへの補給 ・大量送水車、大型送水ポンプ車、可搬式窒素供給装置への燃料給油作業</td> </tr> <tr> <td>常設代替交流電源設備からの受電操作</td> <td>・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（ガスタービン発電機） ・M/C 受電操作、受電確認</td> </tr> <tr> <td>原子炉補機代替冷却系運転操作</td> <td>・原子炉補機代替冷却系準備操作、運転状態監視</td> </tr> </tbody> </table>	作業項目	具体的な運転操作・作業内容	低圧原子炉代替注水槽への補給準備	・大量送水車による輪谷貯水槽から低圧原子炉代替注水槽への補給	各機器への給油	・ガスタービン発電機用軽油タンクからタンクローリへの補給 ・大量送水車、大型送水ポンプ車、可搬式窒素供給装置への燃料給油作業	常設代替交流電源設備からの受電操作	・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（ガスタービン発電機） ・M/C 受電操作、受電確認	原子炉補機代替冷却系運転操作	・原子炉補機代替冷却系準備操作、運転状態監視	<p>・評価結果の相違【柏崎 6/7】</p> <p>・設備設計の相違【柏崎 6/7】</p>
作業項目	具体的な運転操作・作業内容																						
復水貯蔵槽への補給	・可搬型代替注水ポンプ（A-2 級）による淡水貯水池から復水貯蔵槽への補給																						
各機器への給油	・軽油タンクからタンクローリへの補給 ・可搬型代替注水ポンプ（A-2 級）、電源車、大容量送水車（熱交換器ユニット用）への燃料給油作業																						
常設代替交流電源設備からの受電操作	・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（第一ガスタービン発電機） ・M/C 受電確認、MCC 受電																						
代替原子炉補機冷却系運転操作	・代替原子炉補機冷却系 準備操作、運転状態監視																						
作業項目	具体的な運転操作・作業内容																						
低圧原子炉代替注水槽への補給準備	・大量送水車による輪谷貯水槽から低圧原子炉代替注水槽への補給																						
各機器への給油	・ガスタービン発電機用軽油タンクからタンクローリへの補給 ・大量送水車、大型送水ポンプ車、可搬式窒素供給装置への燃料給油作業																						
常設代替交流電源設備からの受電操作	・常設代替交流電源設備準備操作及び運転状態確認（ガスタービン発電機） ・M/C 受電操作、受電確認																						
原子炉補機代替冷却系運転操作	・原子炉補機代替冷却系準備操作、運転状態監視																						

別紙表2 有効性評価 (重大事故) で想定する主な現場作業に伴う被ばく

	格納容器ベント実施前の作業※1			格納容器ベント実施後の作業※2	
	常設代替交流電源 設備からの受電操作 屋内	復水貯蔵槽への補給 屋外	代替原子炉補機 始動系運転操作 屋外	大容量送水車 への給油 屋外	可搬型代替注水 ポンプへの給油 屋外
移動開始時間 (事象開始後)	10分後	6時間5分後	11時間後	40時間35分後※3	40時間45分後※3
評価時間	移動, 作業 60分	移動 55分※4 作業 310分	1班: 移動 190分 作業 120分 2班: 移動 20分 作業 240分	移動 10分 作業 20分※5	移動 10分 作業 10分
被ばく線量	約 0.32mSv	約 63mSv	1班: 約 54mSv 2班: 約 49mSv	約 87mSv	約 84mSv

※1 評価に当たっては、両号炉共に代替循環冷却系を用いて事象収束に成功した場合を想定する。
 ※2 評価に当たっては、7号炉で格納容器ベント (WWベント) に至り、6号炉で代替循環冷却系を用いて事象収束に成功した場合を想定する。
 ※3 41時間後に作業完了となるように設定。「大容量送水車への給油」の作業完了時間は保守的に「可搬型代替注水ポンプへの給油」と同じとした。
 ※4 高台での作業時間5分を含む。
 ※5 技術的能力で想定する給油作業時間17分(移動時間除く)に、時間余裕3分を考慮した20分を想定する。

別紙表2 有効性評価 (重大事故) で想定する主な現場作業に伴う被ばく

	格納容器ベント実施前の作業			格納容器ベント実施後の作業	
	常設代替交流電源 設備からの受電操作 屋内	低圧原子炉代替 注水槽への補給準備 屋外	原子炉補機代替 冷却系準備操作 屋外	各機器への給油※1	
移動開始時間※2 (事象開始後)	20分後	20分後	2時間30分後	約 42.5時間後	
評価時間	作業 70分 移動 15分	作業 2時間5分 移動 35分	作業 7時間30分 移動 35分	作業 69分 移動 30分	
被ばく線量	約 41mSv	約 23mSv	約 53mSv	約 19mSv	

※1 タンクローリから大量送水車, 可搬式窒素供給装置, 大型送水ポンプ車に順に給油することを想定
 ※2 「添付資料 1.3.1 重大事故等対策の成立性確認表 (一覧)」に基づき, 移動開始時間, 評価時間を設定

・設備設計, 運用, 評価
 条件の相違
 【柏崎 6/7】

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="160 262 914 772" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="350 793 715 829" data-label="Caption"> <p>別紙図1 復水貯蔵槽への補給</p> </div> <div data-bbox="160 940 914 1451" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="181 1465 866 1501" data-label="Caption"> <p>別紙図2 代替原子炉補機冷却系運転操作 (7号炉対応時)</p> </div>		<div data-bbox="1745 275 2499 720" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1724 793 2510 871" data-label="Caption"> <p>別紙図1 低圧原子炉代替注水槽への補給, 原子炉補機代替冷却系準備操作及び各機器への給油時の線量評価点</p> </div> <div data-bbox="1745 940 2499 1535" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1923 1556 2309 1591" data-label="Caption"> <p>別紙図2 屋外移動中の評価点</p> </div>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="166 268 908 772" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="350 793 718 823" data-label="Caption"> <p>別紙図3 大容量送水車への給油</p> </div> <div data-bbox="166 936 908 1440" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="299 1514 765 1543" data-label="Caption"> <p>別紙図4 可搬型代替注水ポンプへの給油</p> </div>		<div data-bbox="1739 222 2504 743" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1774 793 2466 823" data-label="Caption"> <p>別紙図 3 常設代替交流電源設備からの受電操作の評価点</p> </div>	

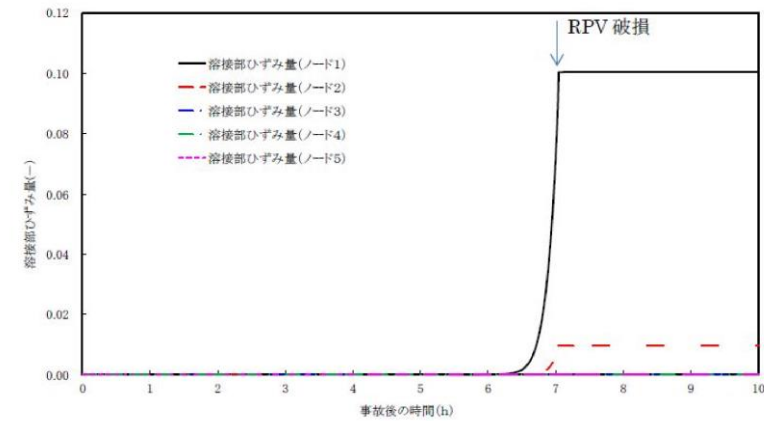
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>45. 原子炉圧力容器の破損位置について</p> <p>原子炉圧力容器の破損について、MAAP では、以下の破損モードから判定された破損モードが適用される。</p> <p>a) 下部ヘッド貫通部への溶融物流入による破損 b) 下部ヘッド貫通部の逸出 c) デブリジェットの影響による下部ヘッドの局所破損 d) 金属層による原子炉圧力容器壁の破損 e) 原子炉圧力容器のクリープ破損</p> <p>原子炉圧力容器の下部ヘッドは径方向 (5 ノード) 及び厚さ方向 (5 ノード) に分割されており、ノードごとに破損に至っているかの判定が行われる。第1 図に原子炉圧力容器下部ヘッドのノード分割の概念図を示す。</p> <p>有効性評価 (※1) においては、下部プレナムへ移行した溶融炉心の加熱により、原子炉圧力容器下部の中心部ノードの温度が最も高くなり、制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量がしきい値 (0.1) に至る原子炉圧力容器破損 (※2) が最初に発生する結果となっている。</p> <p>径方向のノードごとの制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量の推移を第2 図に、原子炉圧力容器下部ヘッド温度の推移を第3 図に示す。第2 図に示すとおり、原子炉圧力容器下部の中心ノードに該当するノード1 のひずみ量がしきい値 (0.1) に達して原子炉圧力容器破損に至っている。また、第3 図に示すとおり、ノード1 が高温を長時間維持していることが確認された。</p> <p>※1 : DCH, 炉外FCI 及びMCCI にて対象としている事故シーケンス</p>	<p>添付資料 3. 2. 17</p> <p>原子炉圧力容器の破損位置について</p> <p><u>解析コードMAAPでは、原子炉圧力容器の破損モードとして以下のものが考慮されており、解析においてはこれらの中から判定された破損モードが適用される。</u></p> <p>a) 下部ヘッド貫通部への溶融物流入による破損 b) 下部ヘッド貫通部の逸出 c) デブリジェットの影響による下部ヘッドの局所破損 d) 金属層による原子炉圧力容器壁の破損 e) 原子炉圧力容器のクリープ破損</p> <p>原子炉圧力容器の下部ヘッドは径方向 (5 ノード) 及び厚さ方向 (5 ノード) に分割されており、ノードごとに破損に至っているかの判定が行われる。第1 図に原子炉圧力容器下部ヘッドのノード分割の概念図を示す。</p> <p><u>有効性評価のうち、3.2 高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱にて対象としている事故シーケンス「<u>過渡事象＋高压炉心冷却失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧失敗 (＋DCH)</u>」(「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」の評価事故シーケンスへの対応及び事象進展と同じ) においては、下部プレナムへ移行した溶融炉心からの加熱により、原子炉圧力容器下部の中心部ノードの温度が最も高くなり、制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量がしきい値 (0.1) に至ることによる原子炉圧力容器破損 (「b) 下部ヘッド貫通部の逸出」に該当) が最初に判定される結果となっている。</u></p> <p>径方向のノードごとの制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量の推移を第2 図に、原子炉圧力容器下部ヘッド温度の推移を第3 図に示す。第2 図に示すとおり、原子炉圧力容器下部の中心ノードに該当するノード 1 のひずみ量がしきい値 (0.1) に達して原子炉圧力容器破損に至っている。また、第3 図に示すとおり、ノード1 が高温を長時間維持していることが確認された。</p>	<p>32. 原子炉圧力容器の破損位置について</p> <p>原子炉圧力容器の破損について、MAAP では、以下の破損モードから判定された破損モードが適用される。</p> <p>a) 下部ヘッド貫通部への溶融物流入による破損 b) 下部ヘッド貫通部の逸出 c) デブリジェットの影響による下部ヘッドの局所破損 d) 金属層による原子炉圧力容器壁の破損 e) 原子炉圧力容器のクリープ破損</p> <p>原子炉圧力容器の下部ヘッドは径方向 (5 ノード) 及び厚さ方向 (5 ノード) に分割されており、ノードごとに破損に至っているかの判定が行われる。図1に原子炉圧力容器下部ヘッドのノード分割の概念図を示す。</p> <p>有効性評価 (※1) においては、下部プレナムへ移行した溶融炉心の加熱により、原子炉圧力容器下部の中心部ノードの温度が最も高くなり、制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量がしきい値 (0.1) に至る原子炉圧力容器破損 (※2) が最初に発生する結果となっている。</p> <p>径方向のノードごとの制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量の推移を図2に、原子炉圧力容器下部ヘッド温度の推移を図3に示す。図2に示すとおり、原子炉圧力容器下部の中心ノードに該当するノード1 のひずみ量がしきい値 (0.1) に達して原子炉圧力容器破損に至っている。また、図3に示すとおり、ノード1 が高温を長時間維持していることが確認された。</p> <p>※1 : DCH, 炉外FCI 及びMCCI にて対象としている事故シーケンス</p>	

(過渡事象+高圧注水失敗+低圧注水失敗+損傷炉心冷却失敗)

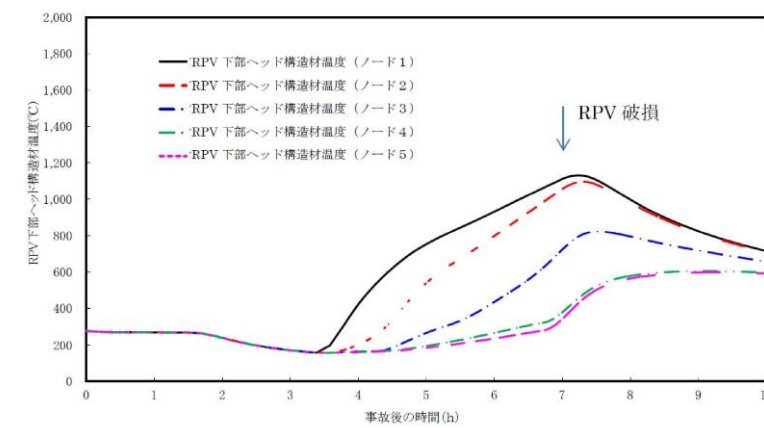
※2: 「b) 下部ヘッド貫通部の逸出」に該当



第1 図 原子炉压力容器下部ヘッドのノード分割 (概念図)



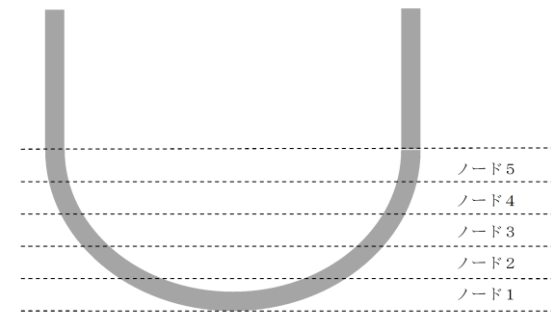
第2 図 径方向のノードごとの制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量



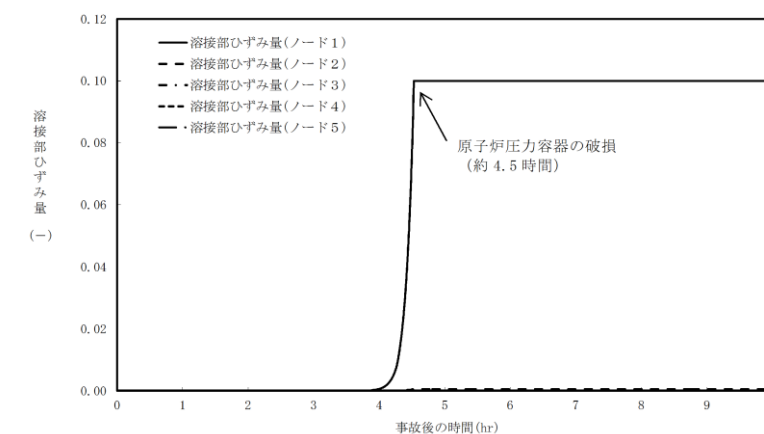
第3 図 径方向のノードごとの原子炉压力容器下部ヘッド温度

(過渡事象+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+炉心損傷後の原子炉注水 (重大事故等対策を含む) 失敗+デブリ冷却失敗)

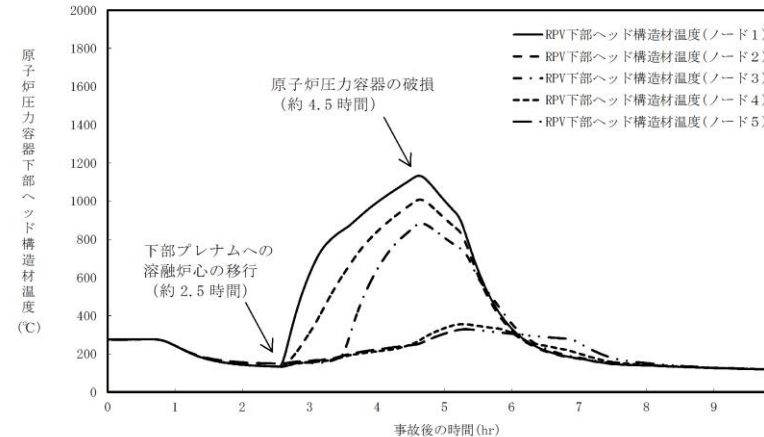
※2: 「b) 下部ヘッド貫通部の逸出」に該当



第1 図 原子炉压力容器下部ヘッドのノード分割 (概念図)



第2 図 径方向のノードごとの制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量



第3 図 径方向のノードごとの原子炉压力容器下部ヘッド温度



図1 原子炉压力容器下部ヘッドのノード分割 (概念図)

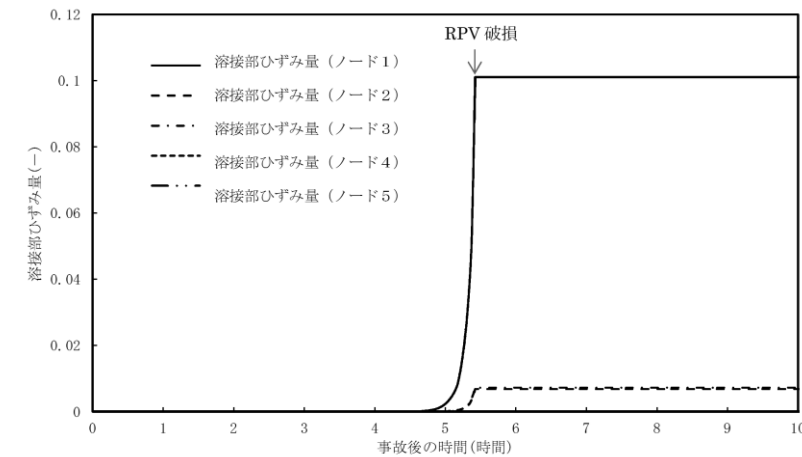


図2 径方向のノードごとの制御棒駆動機構ハウジング溶接部のひずみ量

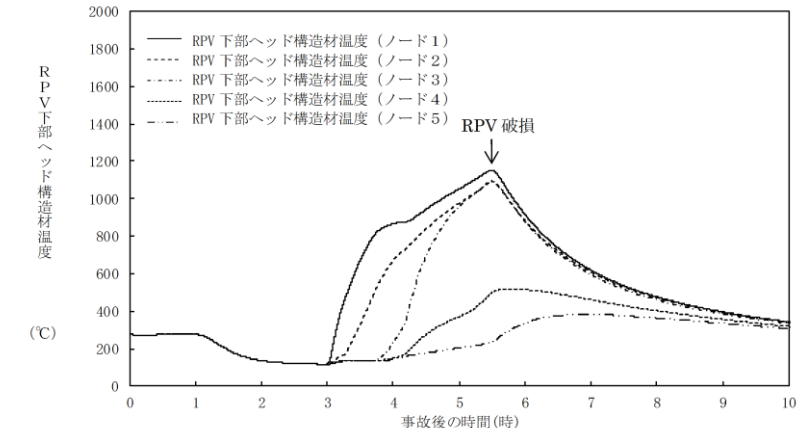


図3 径方向のノードごとの原子炉压力容器下部ヘッド温度

・解析結果の相違
【柏崎 6/7, 東海第二】
事象進展の相違によるタイミングの相違はあるものの、同様の挙動となっている。

・解析結果の相違
【柏崎 6/7, 東海第二】

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>46. 逃がし安全弁 (SRV) 出口温度計による炉心損傷の検知性について</p> <p>炉心損傷開始の判断は、<u>格納容器内雰囲気放射線レベル計</u>により行うが、逃がし安全弁 (SRV) 出口温度計による炉心損傷の検知性については以下の通り。</p> <p>1. SRV 出口温度計の設備概要</p> <p>SRV 出口温度計は、原子炉運転中にSRV からの漏えいを検出するために、SRV の吐<u>出配管</u>に設けており、測定範囲は0～300℃である。温度検出器は、SRV 本体からの熱伝導による誤検出を防ぐために、弁本体から十分離れた位置に取り付けている (図1参照)。</p> <p>2. 原子炉水位低下時の原子炉圧力容器内温度の概略挙動</p> <p>事故発生後、原子炉水位が低下する過程において、炉心が冠水した状態では、炉心部及び原子炉圧力容器ドーム部の温度は、ともに定格原子炉圧力 (7.07MPa [gage]) ないしはSRV 動作圧力 (安全弁機能の最大8.20MPa [gage]) に対応する飽和蒸気温度近傍 (約287℃～約298℃) となる。</p> <p>さらに原子炉水位が低下すると、炉心が露出した炉心部と原子炉圧力容器ドーム部は過熱蒸気雰囲気となり、温度は飽和蒸気温度を超えて上昇する。</p> <p>3. SRV 出口温度計による炉心損傷の検知性</p> <p>事故発生後、SRV による減圧を行うと、SRV 出口温度計は原子炉圧力容器ドーム部の温度に相当する温度を指示すると考えられる。</p> <p>原子炉水位の低下により炉心が露出し、原子炉圧力容器ドーム部が過熱蒸気雰囲気となっている状態でSRV を開放した場合、SRV 出口温度計の指示値は、飽和蒸気温度近傍よりも高い温度を示し、さらに過熱度が大きいと温度計の測定範囲 (300℃) を超えるため、指示値はオーバースケールになると考えられる。</p> <p>一方、炉心が露出した場合において、炉心は蒸気冷却等により健全性を維持している場合と、損傷している場合が考えられる。</p> <p>したがって、不確かさはあるものの、SRV 出口温度計のオーバースケールにより炉心損傷を検知できる可能性がある。</p>	<p>3 逃がし安全弁出口温度による炉心損傷の検知性について</p> <p>炉心損傷開始の判断は、<u>格納容器雰囲気放射線モニタ</u>により行うが、逃がし安全弁 (以下「SRV」という。) 出口温度 (排気管温度) による炉心損傷の検知性については以下のとおり。</p> <p>1. <u>SRV排気管温度</u>の計装設備概要</p> <p><u>SRV排気管温度</u>は、原子炉運転中にSRVからの漏えいを検出するために、SRVの吐<u>出配管</u>に設けており、測定範囲は0℃～300℃である。温度検出器は、SRV本体からの熱伝導による誤検出を防ぐために、弁本体から十分離れた位置に取り付けている。(第1図参照)</p> <p>2. 原子炉水位低下時の原子炉圧力容器内温度の概略挙動</p> <p>事故発生後、原子炉水位が低下する過程において、炉心が冠水した状態では、炉心部及び原子炉圧力容器ドーム部の温度は、ともに定格原子炉圧力 (6.93MPa [gage]) ないしはSRV 動作圧力 (安全弁機能の最大 8.31MPa [gage]) に対応する飽和蒸気温度近傍 (約 286℃～約 299℃) となる。</p> <p>さらに、<u>原子炉水位</u>が低下すると、炉心が露出した炉心部と原子炉圧力容器ドーム部は過熱蒸気雰囲気となり、温度は飽和蒸気温度を超えて上昇する。</p> <p>3. <u>SRV排気管温度</u>による炉心損傷の検知性</p> <p>事故発生後、SRVによる減圧を行うと、<u>SRV排気管温度</u>は原子炉圧力容器ドーム部の温度に相当する温度を指示すると考えられる。</p> <p>原子炉水位の低下により炉心が露出し、原子炉圧力容器ドーム部が過熱蒸気雰囲気となっている状態でSRVを開放した場合、<u>SRV排気管温度</u>の指示値は、飽和蒸気温度近傍よりも高い温度を示し、<u>更に</u>過熱度が大きいと温度計の測定範囲 (300℃) を超えるため、指示値はオーバースケールになると考えられる。</p> <p>一方、炉心が露出した場合において、炉心は蒸気冷却等により健全性を維持している場合と、損傷している場合が考えられる。</p> <p>したがって、不確かさはあるものの、<u>SRV排気管温度計</u>のオーバースケールにより炉心損傷を検知できる可能性がある。</p>	<p>33. 逃がし安全弁 (SRV) 出口温度計による炉心損傷の検知性について</p> <p>炉心損傷開始の判断は、<u>原子炉格納容器雰囲気放射線モニタ</u>により行うが、逃がし安全弁 (以下「SRV」という) 出口温度計による炉心損傷の検知性については以下のとおり。</p> <p>1. <u>SRV出口温度計</u>の設備概要</p> <p><u>SRV出口温度計</u>は、原子炉運転中にSRVからの漏えいを検出するために、SRVの<u>排出配管</u>に設けており、測定範囲は0～300℃である。温度検出器は、SRV本体からの熱伝導による誤検出を防ぐために、弁本体から十分離れた位置に取り付けている (図1参照)。</p> <p>2. 原子炉水位低下時の原子炉圧力容器内温度の概略挙動</p> <p>事故発生後、原子炉水位が低下する過程において、炉心が冠水した状態では、炉心部及び原子炉圧力容器ドーム部の温度は、ともに定格原子炉圧力 (6.93MPa [gage]) ないしはSRV 動作圧力 (安全弁機能の最大 8.35MPa [gage]) に対応する飽和蒸気温度近傍 (約 286℃～約 299℃) となる。</p> <p>さらに原子炉水位が低下すると、炉心が露出した炉心部と原子炉圧力容器ドーム部は過熱蒸気雰囲気となり、温度は飽和蒸気温度を超えて上昇する。</p> <p>3. <u>SRV出口温度計</u>による炉心損傷の検知性</p> <p>事故発生後、SRVによる減圧を行うと、<u>SRV出口温度計</u>は原子炉圧力容器ドーム部の温度に相当する温度を指示すると考えられる。</p> <p>原子炉水位の低下により炉心が露出し、原子炉圧力容器ドーム部が過熱蒸気雰囲気となっている状態でSRVを開放した場合、<u>SRV出口温度計</u>の指示値は、飽和蒸気温度近傍よりも高い温度を示し、<u>さらに</u>過熱度が大きいと温度計の測定範囲 (300℃) を超えるため、指示値はオーバースケールになると考えられる。</p> <p>一方、炉心が露出した場合において、炉心は蒸気冷却等により健全性を維持している場合と、損傷している場合が考えられる。</p> <p>したがって、不確かさはあるものの、<u>SRV出口温度計</u>のオーバースケールにより炉心損傷を検知できる可能性がある。</p>	<p>備考</p> <p>・設備設計の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 設備仕様の相違。</p>

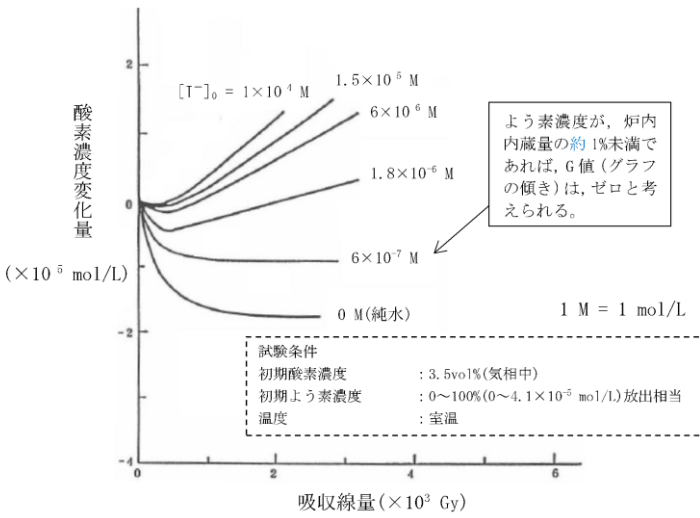
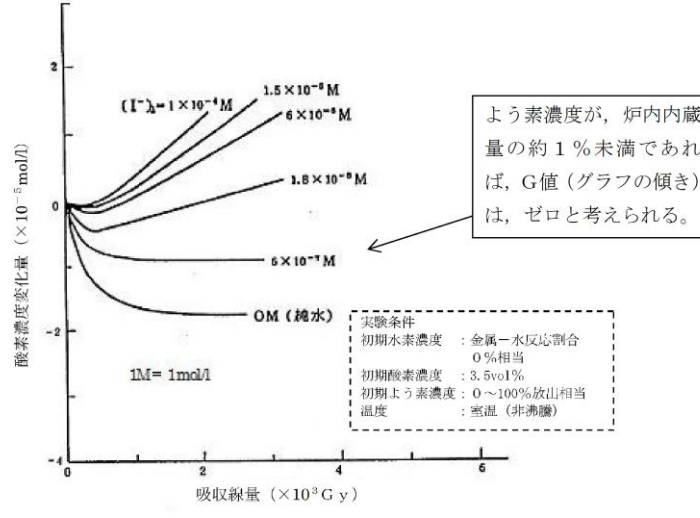
柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>4. SRV 出口温度計測と原子炉压力容器温度計測</p> <p>SRV 出口温度と原子炉压力容器温度は中央制御室にて確認可能であるが、故障等により中央制御室で確認できない場合、<u>SRV 出口温度の可搬型計測器による測定は現場盤で実施する必要がある</u>、<u>原子炉压力容器温度は中央制御室で実施可能である</u>。そのため、可搬型計測器による測定が必要になった場合は、炉心損傷確認の精度が高く、中央制御室で測定が可能な原子炉压力容器温度の測定を実施する。</p>	<p>4. <u>SRV排気管温度計測</u>と原子炉压力容器温度計測</p> <p><u>SRV排気管温度</u>と原子炉压力容器温度は中央制御室にて確認可能であるが、故障等より中央制御室で確認できない場合、<u>中央制御室</u>において可搬型計測器による測定が可能である。可搬型計測器による測定が必要になった場合は、炉心損傷確認の精度が高い原子炉压力容器温度の測定を優先する。</p>	<p>4. <u>SRV出口温度計測</u>と原子炉压力容器温度計測</p> <p><u>SRV出口温度</u>と原子炉压力容器温度は中央制御室にて確認可能であるが、故障等により中央制御室で確認できない場合、<u>その他の建物内の補助盤室</u>において可搬型計測器による測定が可能である。可搬型計測器による測定が必要になった場合は、炉心損傷確認の精度が高い原子炉压力容器温度の測定を優先する。</p>	<p>・設備設計の相違</p> <p>【柏崎6/7，東海第二】 可搬型計測器の接続場所の相違。</p>
<p>図1. SRV 出口温度計の概略設置図</p>	<p>第1図 逃がし安全弁排気管温度の概略設置図</p>	<p>図1 逃がし安全弁出口温度計の概略設置図</p>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考												
<p>48. 炉心損傷前に発生する可能性がある水素の影響について</p> <p>BWR において、炉心損傷前に原子炉格納容器内で水素を発生させ得る現象としては、原子炉格納容器内のグレーチングに含まれる亜鉛と水蒸気の反応等が考えられる。</p> <p>ここでは、<u>柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉</u>において、炉心損傷前に水素ガスが発生した場合の影響を考察する。</p> <p>1. 発生し得る水素量について</p> <p>有効性評価の添付資料3.1.2.4「原子炉格納容器内に存在する亜鉛及びアルミニウムの反応により発生する水素ガスの影響について」において、上記の現象によって、原子炉格納容器内に存在する亜鉛及びアルミニウムが全量反応した場合に、発生し得る水素ガスの量を、<u>表1</u>のとおり評価している。</p> <p style="text-align: center;"><u>表1 水素ガスの発生量</u></p> <table border="1" data-bbox="261 1661 819 1797"> <thead> <tr> <th>金属</th> <th>発生する水素の量</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>亜鉛</td> <td>約 77kg (約 850Nm³)</td> </tr> <tr> <td>アルミニウム</td> <td>約 162kg (約 1,800Nm³)</td> </tr> </tbody> </table>	金属	発生する水素の量	亜鉛	約 77kg (約 850Nm ³)	アルミニウム	約 162kg (約 1,800Nm ³)	<p style="text-align: right;">添付資料 3.1.2.10</p> <p style="text-align: center;"><u>格納容器内に存在するアルミニウム/亜鉛の反応により発生する水素の影響について</u></p> <p>1. はじめに</p> <p><u>格納容器内では配管の保温材等にアルミニウムを使用しており、サプレッション・プール水 pH制御装置により注入される水酸化ナトリウムが格納容器内に存在するアルミニウムに被水すると化学反応により水素が発生する。</u></p> <p><u>また、格納容器内のグレーチングには亜鉛メッキが施されており、亜鉛も同様に水酸化ナトリウムと反応して水素が発生する。</u></p> <p><u>以上の化学反応が、格納容器内の水素発生量及び格納容器圧力上昇に与える影響を評価する。なお、実際に水酸化ナトリウムと反応する金属は、格納容器スプレイの飛散範囲と考えられるが、保守的に格納容器内全ての亜鉛とアルミニウムが反応し、水素が発生するとして評価を行う。</u></p> <p style="text-align: center;">Al + NaOH + H₂O → NaAlO₂ + 3/2H₂ 式(a)</p> <p style="text-align: center;">Zn + NaOH + H₂O → NaHZnO₂ + H₂ 式(b)</p> <p>2. 影響評価</p> <p>(1) <u>格納容器内アルミニウム量及び亜鉛量</u></p> <p><u>格納容器内でアルミニウムを使用している構造物は配管保温材等であり、重量は約 1,027kg である。</u></p> <p><u>一方、格納容器内で亜鉛を使用している構造物はグレーチングの亜鉛メッキ等であり、重量は約 4,244kg である。</u></p> <p>(2) <u>アルミニウム及び亜鉛と水酸化ナトリウムの化学反応による水素発生量</u></p> <p><u>a. アルミニウムと水酸化ナトリウムの化学反応によって発生する水素量</u></p> <p><u>式(a)より、アルミニウム 1mol に対して水素発生量は 1.5mol であり、アルミニウムの原子量が 27、水素の原子量が 2 であるため、アルミニウム 9kg に対して水素 1kg が発</u></p>	<p>34. 炉心損傷前に発生する可能性がある水素の影響について</p> <p>BWRにおいて、炉心損傷前に原子炉格納容器内で水素を発生させ得る現象としては、原子炉格納容器内のグレーチングに含まれる亜鉛と水蒸気の反応等が考えられる。</p> <p>ここでは、<u>島根原子力発電所2号炉</u>において、炉心損傷前に水素ガスが発生した場合の影響を考察する。</p> <p>1. 発生し得る水素量について</p> <p>有効性評価の添付資料 3.1.2.3「原子炉格納容器内に存在する亜鉛及びアルミニウムの反応により発生する水素ガスの影響について」において、上記の現象によって、原子炉格納容器内に存在する亜鉛及びアルミニウムが全量反応した場合に、発生し得る水素ガスの量を、<u>表1</u>のとおり評価している。</p> <p style="text-align: center;"><u>表1 水素ガスの発生量</u></p> <table border="1" data-bbox="1774 1661 2457 1797"> <thead> <tr> <th>金属</th> <th>発生する水素の量</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>亜鉛</td> <td>約 73kg (約 803m³[normal])</td> </tr> <tr> <td>アルミニウム</td> <td>約 374kg (約 4,156m³[normal])</td> </tr> </tbody> </table>	金属	発生する水素の量	亜鉛	約 73kg (約 803m ³ [normal])	アルミニウム	約 374kg (約 4,156m ³ [normal])	<p>備考</p> <p>・評価結果の相違 【柏崎 6/7】</p>
金属	発生する水素の量														
亜鉛	約 77kg (約 850Nm ³)														
アルミニウム	約 162kg (約 1,800Nm ³)														
金属	発生する水素の量														
亜鉛	約 73kg (約 803m ³ [normal])														
アルミニウム	約 374kg (約 4,156m ³ [normal])														

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>2. 水素ガスの発生による影響について</p> <p>(1) 格納容器圧力への影響</p> <p>亜鉛及びアルミニウムにより発生する水素を考慮しても、炉心損傷前の格納容器ベント時の格納容器圧力(0.31MPa[gage])に対する寄与は約3%程度であり、有意な影響はないと考える。</p>	<p>生ずる。</p> <p>b. <u>亜鉛と水酸化ナトリウムの化学反応によって発生する水素量</u></p> <p>式(b)より、<u>亜鉛 1mol に対して水素発生量は 1mol であり、亜鉛の原子量が 65.4、水素の原子量が 2 であるため、亜鉛 32.7kg に対して水素 1kg が発生する。</u></p> <p>以上より、<u>格納容器内全てのアルミニウム及び亜鉛が水酸化ナトリウムと反応した場合、アルミニウムとの反応により約 115kg、亜鉛との反応により約 131kg の合計約 246kg の水素が発生する。</u></p> <p>3. <u>発生する水素による圧力上昇の影響</u></p> <p><u>発生する水素による格納容器圧力上昇の影響を確認するため、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温）（代替循環冷却系を使用する場合）」シーケンスにおいて、事象初期から 246kg の水素が格納容器内に存在するものと保守的に仮定し、格納容器圧力を評価した。</u></p> <p><u>第 1 図に示すとおり、格納容器スプレイによって圧力抑制することが可能である。また、90 分後に代替循環冷却系の起動によって、格納容器圧力は降下し、限界圧力 0.62MPa[gage]に到達することはない。このように、事象初期における格納容器圧力の挙動は、アルミニウム及び亜鉛の化学反応により発生する水素を考慮しない場合と大きな違いはない。これは、格納容器圧力が水蒸気の影響を大きく受けているためであると考えられる。このことから、アルミニウム及び亜鉛が水酸化ナトリウムと反応し発生する水素による格納容器圧力への有意な影響はない。また、炉心損傷前も影響は同様である。</u></p>	<p>2. 水素ガスの発生による影響について</p> <p>(1) 格納容器圧力への影響</p> <p>亜鉛及びアルミニウムにより発生する水素を考慮しても、炉心損傷前の格納容器ベント時の格納容器圧力(427kPa[gage]と仮定)に対する寄与は約 16%程度であり、有意な影響は小さいと考える。</p>	<p>・評価方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根 2 号炉は、発生する水素による圧力上昇への影響をモル分率を用いて確認している。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(2) 水素濃度への影響</p> <p>燃料棒の健全性が損なわれず、よう素が冷却材中に放出されない条件(純水)[*]において、G 値は以下のとおりとなる^[1]</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 沸騰条件 : 0.2 (H₂) / 0.1 (O₂) ・ 非沸騰条件 : 0 (H₂) / 0 (O₂) <p>炉心損傷に至らない場合、燃料がヒートアップし、炉心内での沸騰が長期間継続することはないと考えると、過渡的に短時間の沸騰が生じる可能性はあるものの、G値はほぼゼロと考えられることから、水素濃度が4vol%に至ることはないと考えられる。なお、炉心損傷に至らない場合、燃料被覆管温度は低く維持されることから、ジルコニウム-水反応による水素も実質発生しないと考えられる。</p> <p>また、炉心損傷前の格納容器ベント時の気相部のモル分率において、1. で示した水素を考慮した場合も水素のモル分率は約0.03であり、有意な影響はないと考えられる。</p> <p>(3) 酸素濃度への影響</p> <p>仮に、炉心内で沸騰状態が長期間継続し、水の放射線分解によ</p>	<p>第1図 格納容器圧力の推移</p> <p>4. 水素燃焼への影響について</p> <p>水素及び酸素の可燃限界は、水素濃度 4vol% 以上かつ酸素濃度 5vol% 以上である。BWRの格納容器内は窒素により不活性化されており、本反応では酸素の発生はないことから、本反応単独での水素の燃焼は発生しない。</p>	<p>(2) 水素濃度への影響</p> <p>燃料棒の健全性が損なわれず、よう素が原子炉冷却材中に放出されない条件(純水)[*]において、G 値は以下のとおりとなる^[1]</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 沸騰条件 : 0.2 (H₂) / 0.1 (O₂) ・ 非沸騰条件 : 0 (H₂) / 0 (O₂) <p>炉心損傷に至らない場合、燃料がヒートアップし、炉心内での沸騰が長期間継続することはないと考えると、過渡的に短時間の沸騰が生じる可能性はあるものの、G値はほぼゼロと考えられることから、水素濃度が4 vol%に至ることはないと考えられる。なお、炉心損傷に至らない場合、燃料被覆管温度は低く維持されることから、ジルコニウム-水反応による水素も実質発生しないと考えられる。</p> <p>また、炉心損傷前の格納容器ベント時の気相部のモル分率において、1. で示した水素を考慮した場合には、水素のモル分率は約0.16であるが、BWRの原子炉格納容器内は窒素ガスにより不活性化されており、亜鉛及びアルミニウムの反応では酸素ガスの発生はないことから、本反応単独での水素ガスの燃焼は発生しないものと考えられる。</p> <p>(3) 酸素濃度への影響</p> <p>炉心損傷に至らない場合、炉心内での沸騰が長期間継続することはないが、水の放射線分解による酸素濃度の上昇はないものと考えられるが、仮に、炉心内で沸騰状態が長期間継続し、水の放射</p>	<p>・ 評価結果の相違 【柏崎 6/7】</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>って炉内で発生した水素及び酸素がすべて原子炉格納容器内へ移行することを想定すると、初期酸素濃度<u>3.5vol%</u>とした場合、酸素濃度が5vol%に至る時間は事象発生約<u>20日後(492時間後)</u>であり、十分な時間余裕がある。なお、仮に格納容器圧力<u>0.31MPa[gage]</u>で格納容器ベントを行った場合は、格納容器ベントにより酸素濃度が低下する可能性があるが、これを考慮して、初期酸素濃度を<u>1.5vol%</u>とした場合は、酸素濃度が5vol%に至る時間は事象発生約<u>62日後(1,490時間後)</u>となる。</p> <p>したがって、有効性評価の炉心損傷防止シナリオにおいて、水の放射線分解により発生する水素及び酸素は、有意な影響を及ぼさないと考えられる。</p> <p>※よう素の追加放出の影響について</p> <p>炉心損傷前のシナリオでは、基本的に炉心は健全に維持されているが、仮に、設計基準事故と同程度のよう素の追加放出が発生した場合を想定する。</p> <p>設計基準事故において、追加放出されるよう素は、炉内内蔵量の0.01%未満である。</p> <p>よう素濃度を变化させた場合の吸収線量と酸素濃度の変化量の関係を図1に示す。図1より、よう素の放出量が炉内内蔵量の約1%未満(よう素濃度：6×10^{-7}mol/L)であれば、よう素が冷却材中に放出されない条件(純水)と同様にG値は、ほぼゼロと考えられる。</p> <p>このため、炉心損傷前の水素燃焼への影響を検討する観点で、設計基準事故と同程度のよう素の追加放出を考慮した場合も、非沸騰状態におけるG値はゼロと考えられる。</p>		<p>線分解によって炉内で発生した水素及び酸素がすべて原子炉格納容器内へ移行することを想定すると、初期酸素濃度<u>2.5vol%</u>とした場合、酸素濃度が5vol%に至る時間は事象発生約<u>73.5日後(1765時間後)</u>であり、十分な時間余裕がある。なお、仮に<u>炉心損傷前に格納容器ベントを行った場合は、格納容器ベントにより酸素濃度が低下する可能性があるが、これを考慮して、初期酸素濃度を1vol%</u>とした場合は、酸素濃度が5vol%に至る時間は事象発生約<u>182日後(4,371時間後)</u>となる。</p> <p>したがって、有効性評価の炉心損傷防止シナリオにおいて、水の放射線分解により発生する水素及び酸素は、有意な影響を及ぼさないと考えられる。</p> <p>※よう素の追加放出の影響について</p> <p>炉心損傷前のシナリオでは、基本的に炉心は健全に維持されているが、仮に、設計基準事故と同程度のよう素の追加放出が発生した場合を想定する。</p> <p>設計基準事故において、追加放出されるよう素は、炉内内蔵量の0.01%未満である。</p> <p>よう素濃度を变化させた場合の吸収線量と酸素濃度の変化量の関係を図1に示す。図1より、よう素の放出量が炉内内蔵量の約1%未満(よう素濃度：6×10^{-7}mol/L)であれば、よう素が原子炉冷却材中に放出されない条件(純水)と同様にG値は、ほぼゼロと考えられる。</p> <p>このため、炉心損傷前の水素燃焼への影響を検討する観点で、設計基準事故と同程度のよう素の追加放出を考慮した場合も、非沸騰状態におけるG値はゼロと考えられる。</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・評価条件の相違【柏崎 6/7】 ・評価結果の相違【柏崎 6/7】 ・評価条件の相違【柏崎 6/7】 ・評価結果の相違【柏崎 6/7】

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
 <p>図1 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(よう素濃度を变化させた場合)</p> <p>3. まとめ</p> <p>炉心損傷前において、仮に原子炉格納容器内に存在する亜鉛及びアルミニウムが全量反応することを考慮しても発生する水素量は約239kgであり、炉心損傷前ベント時の格納容器圧力に有意な影響を及ぼすものではない。また、保守的に炉心内で沸騰状態が長期間継続するという仮定をおいたとしても、約20日間、可燃限界に到達することはないため、水の放射線分解により発生する水素及び酸素を考慮しても、有意な影響はないと考えられる。</p> <p>参考文献</p> <p>[1] 「事故時放射線分解に関する研究」BWR 電力共同研究 昭和63年3月</p> <p>以上</p>	 <p>図1 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(よう素濃度を变化させた場合)</p> <p>3. まとめ</p> <p>炉心損傷前において、仮に原子炉格納容器内に存在する亜鉛及びアルミニウムが全量反応することを考慮しても発生する水素量は約450kgであり、炉心損傷前ベント時の格納容器圧力に有意な影響を及ぼすものではない。また、保守的に炉心内で沸騰状態が長期間継続するという仮定をおいたとしても、約73.5日間、可燃限界に到達することはないため、水の放射線分解により発生する水素及び酸素を考慮しても、有意な影響はないと考えられる。</p> <p>参考文献</p> <p>[1] 「事故時放射線分解に関する研究」BWR 電力共同研究 昭和63年3月</p> <p>以上</p>	<p>・評価結果の相違 【柏崎6/7, 東海第二】</p> <p>・記載方針の相違 【東海第二】</p> <p>島根2号炉は、当該の文献を参照していない。</p> <p>以上</p>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>49. 溶融炉心落下位置が原子炉格納容器下部の中心軸から外れ、壁側に偏って落下した場合の影響評価</p> <p>1. 評価の目的</p> <p><u>平成29年2月の1F2原子炉格納容器下部の調査結果では、原子炉格納容器下部の中心軸から外れた位置のグレーチングの落下が確認されている。確認された範囲は原子炉格納容器下部の一部であり、原子炉格納容器下部の中心等未確認の箇所が多く、グレーチングの落下理由についても現状不明であるが、グレーチングの落下理由の可能性の1つとして、RPVから流出した溶融炉心が落下したことの影響が考えられる。</u></p>	<p>22. 溶融炉心が原子炉压力容器下部の偏心位置より落下した場合の影響評価</p> <p>1. 評価目的</p> <p>実機において、水蒸気爆発（以下「S.E」という。）が発生する可能性は、これまでの知見からも極めて低いと考えられるが、東海第二発電所では、事象の不確かさを踏まえ保守性を考慮した入力条件によるS.E評価（以下「基本ケース」という。）を実施し、万が一のS.Eの発生を想定した場合でも格納容器の健全性が損なわれないことを確認している。</p> <p>有効性評価のMAAP解析では、下部プレナムへ移行した溶融炉心（以下「デブリ」という。）による過熱で原子炉压力容器（以下「RPV」という。）下部の中心部温度が最も高くなり、その位置の制御棒駆動機構（以下「CRD」という。）ハウジング溶接部に生じるひずみによってRPV破損に至る結果となっている。このため、基本ケースの入力条件のうち、<u>メルト放出位置</u>についてはRPV下部の中心としている。また、<u>メルト放出口径</u>については、爆発規模が大きくなる条件としてCRDハウジングの逸出を想定した口径を設定している。</p> <p>しかしながら、実際に重大事故が発生した場合においては、有効性評価上期待していない原子炉注水手段の復旧等、想定とは異なる対応や事故進展の影響により、RPV下部の中心から外れた偏心位置での貫通部溶接破損によって生じたわずかな間隙からデブリ流出する等、基本ケースでの想定と異なる落下様態となることも考えられる。また、偏心位置でS.Eが発生した場合、爆発位置が基本ケースよりも側壁に近接するため、局部的に大きな動的荷重が作用する可能性がある。</p>	<p>35. 溶融炉心落下位置が原子炉格納容器下部の中心軸から外れ、壁側に偏って落下した場合の影響評価</p> <p>1. 評価の目的</p> <p>実機において、水蒸気爆発が発生する可能性は、これまでの知見からも極めて低いと考えられるが、島根2号炉では、事象の不確かさを踏まえ保守性を考慮した入力条件による水蒸気爆発評価（以下「基本ケース」という。）を実施し、万が一の水蒸気爆発の発生を想定した場合でも原子炉格納容器の健全性が損なわれないことを確認している。</p> <p>有効性評価のMAAP解析では、下部プレナムへ移行した溶融炉心による過熱で原子炉压力容器下部の中心部温度が最も高くなり、その位置の制御棒駆動機構ハウジング溶接部に生じるひずみによって原子炉压力容器破損に至る結果となっている。このため、基本ケースの入力条件のうち、<u>溶融炉心の放出口</u>については原子炉压力容器下部の中心としている。また、<u>溶融炉心の放出口径</u>については、爆発規模が大きくなる条件として制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定した口径を想定している。</p> <p>しかしながら、実際に重大事故が発生した場合においては、有効性評価上期待していない原子炉注水手段の復旧等、想定とは異なる対応や事故進展の影響により、原子炉压力容器下部の中心から外れた偏心位置での貫通部溶接破損によって生じたわずかな間隙から溶融炉心が流出する等、基本ケースでの想定と異なる落下様態となることも考えられる。また、偏心位置で水蒸気爆発が発生した場合、爆発位置が基本ケースよりも側壁に近接するため、局部的に大きな動的荷重が作用する可能性がある。</p>	<p>備考</p> <p>・評価方針の相違</p> <p>【柏崎6/7】</p> <p>島根2号炉および東海第二では現実的な評価条件で水蒸気爆発評価を実施。柏崎6/7では、現実のおよび保守的な評価条件で水蒸気爆発評価が実施されている。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>今回、確認されたグレーチングの落下位置がCRDハウジングの外周部近傍の下部であることを踏まえ、KK6/7に対して溶融炉心の落下位置がCRDハウジングの外周部に溶融炉心が落下し、水蒸気爆発の発生を仮定した場合の影響を確認した。</p> <p>2. 評価に用いた解析コード等 水蒸気爆発の影響を評価するにあたっては、溶融燃料-冷却材相互作用によって発生するエネルギー、発生エネルギーによる圧力伝播挙動及び構造応答が重要な現象となる。よって、これらの現象を適切に評価することが可能である水蒸気爆発解析コードJASMINE、構造応答解析コードAUTODYN-2Dにより圧力伝播挙動及び構造応答、格納容器圧力等の過渡応答を求める。</p> <p>3. 評価条件 主要解析条件を表1に示す。溶融炉心は原子炉圧力容器底部のCRDハウジングの外周部直下に落下するものとし、溶融炉心が原子炉圧力容器の破損口から落下する際には、溶融炉心・コンクリート相互作用の緩和策として、原子炉格納容器下部に水位2mの水張りが実施されているものとした。また、原子炉格納容器下部の水位が上昇するケースとして、原子炉格納容器下部にリターンラインまでの高さ(7m)の水位が形成されている場合の評価も実施した。構造応答解析コードAUTODYN-2Dによる評価モデルのイメージを図1に示す。図1の通り、評価モデルを溶融炉心落下位置から格納容器下部壁面までの最短距離を半径とする円筒とした。なお、粗混合過程で溶融炉心が拡がる範囲が図1に示す範囲よりも十分に小さいため、円筒の半径の差異は溶融燃料-冷却材相互作用によって発生するエネルギーに影響しないと考えられることから、水蒸気爆発解析コードJASMINEの評価モデルでは円筒の半径を狭めず実機に即したモデルとし、溶融燃料-冷却材相互作用によって発生するエネルギーを評価した。</p>	<p>ここでは、偏心位置における現実的なデブリの落下様態を想定したSEの影響を評価し、格納容器の健全性が損なわれないことを確認するとともに、基本ケースの評価の代表性を確認する。</p> <p>2. 評価方法 (1) 評価条件 解析コードは基本ケースと同様に、SE解析コードJASMINE及び汎用有限要素解析コードLS-DYNAを用いて評価した。本評価における各コードの入力条件及び評価モデルの取扱いを以下に示す。</p> <p>a. JASMINE 第1表に主要入力条件を示す。本評価の入力条件及び評価モデルは基本ケースと同様とするが、以下については現実的な条件として適用する。</p> <p>(a) <u>メルト放出口径</u> 第1図及び第2図にCRDハウジングサポート構造を示す。CRDハウジングサポートは、ペDESTAL内側の鋼板に固定された上部サポートビームにハンガーロッド等を介してグリッドプレートを接続した構造によりCRDハウジングの逸出を防</p>	<p>ここでは、偏心位置における現実的な溶融炉心の落下様態を想定した水蒸気爆発の影響を評価し、原子炉格納容器の健全性が損なわれないことを確認するとともに、基本ケースの代表性を確認する。</p> <p>2. 評価方法 (1) 評価条件 解析コードは基本ケースと同様に、水蒸気爆発解析コードJASMINE、構造応答解析コードAUTODYN-2Dを用いて評価した。本評価における各コードの入力条件及び評価モデルの取扱いを以下に示す。</p> <p>a. JASMINE 表1に主要入力条件を示す。本評価の入力条件及び評価モデルは基本ケースと同様とするが、以下については現実的な条件として適用する。</p> <p>(a) <u>溶融炉心落下量</u> 図1に制御棒駆動機構ハウジング支持金具構造を示す。制御棒駆動機構ハウジング支持金具は、原子炉本体の基礎の鋼板に固定されたサポートビームに吊り棒等を介してグリッドプレートを接続した構造により制御棒駆動機構ハウ</p>	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> ・評価コードの相違 【東海第二】 島根2号炉の原子炉格納容器下部は、周方向に規則的な構造物であるため、AUTODYN-2Dを用いた。 ・評価条件の相違 【柏崎6/7】 島根2号炉および東海第二では現実的な評価条件で水蒸気爆発評価を実施。基本ケースの評価は保守性を含んだ条件設定となっており、溶融炉心が偏心位置に落下した場合について、保守的な条件を重畳させた評価としていない。 ・記載方針の相違 【東海第二】 記載方法は異なるが、島根2号炉と東海第二

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p><u>止する設計としている。</u></p> <p><u>基本ケースでは、CRDハウジングの逸出を想定した口径</u> <u>□</u><u>を考慮しているが、上記のとおりCRDハウジングの外</u> <u>部サポートが設置されているため現実的には逸出は考えにく</u> <u>い。このため、本評価ではCRDハウジングが保持された状態</u> <u>を想定し、CRDハウジングとRPV下鏡板との間に生じる間</u> <u>隙からのメルト放出を考慮する。</u></p> <p><u>CRDハウジングとRPV下鏡板との間に生じる間隙の幅</u> <u>は、サンディア国立研究所のRPV下部ヘッド破損を模擬した</u> <u>LHF試験^[1]において、貫通部溶接の破損によって約4mmの間</u> <u>隙が生じたことを踏まえ、これと同じ間隙幅を本評価において</u> <u>仮定する。</u></p> <p><u>以上より想定したCRDハウジングとRPV下鏡板との間</u> <u>に生じる開口面積(約□)と等価な口径である□をメ</u> <u>ルト放出口径として設定する。</u></p> <p>(b) <u>粗混合時液滴径</u> 既存のFCI試験ではザウター平均粒径として0~3mm程度 と報告されていることから、基本ケースでは保守的に□を設 定しているが、本評価では現実的な条件として既往の実験から 得られている平均粒径の条件である□を設定する。</p> <p>(c) <u>トリガリングタイミング</u> 基本ケースでは、SE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である粗混合融体質量ピーク時点 としている。一方、実機条件では、高圧ガスや爆薬を用いた大 規模FCI実験のトリガ装置で発生させているような外部ト リガが与えられる状況は考えにくく、また、東海第二発電所で</p>	<p><u>ジングの溢出を防止する設計としている。</u></p> <p><u>基本ケースでは、制御棒駆動機構ハウジング1本分</u> <u>(0.15m)に流出時の溶融炉心による口径の拡大分(0.05m)</u> <u>を見込んだ口径のジェット(0.20m)を考慮しているが、上</u> <u>記のとおり制御棒駆動機構ハウジングの支持金具が設置さ</u> <u>れているため現実的には制御棒駆動機構ハウジング1本が</u> <u>瞬時に脱落することは考えにくく、溶接の薄い箇所等、僅</u> <u>かな口径から流出した溶融炉心が構造材を伝い、あるいは</u> <u>構造材によって分散され、細い径で徐々に落下する形態が</u> <u>考えられる。このため、本評価では制御棒駆動機構ハウジ</u> <u>ングと原子炉圧力容器の下鏡部との間に生じる間隙からの</u> <u>溶融炉心の放出を考慮する。</u></p> <p><u>制御棒駆動機構ハウジングと原子炉圧力容器の下鏡部と</u> <u>の間に生じる間隙の幅は、サンディア国立研究所の原子炉</u> <u>圧力容器下部ヘッド破損を模擬したLHF試験^[1]におい</u> <u>て、貫通部溶接の破損によって約4mmの間隙が生じたこと</u> <u>を踏まえ、これと同じ間隙幅を本評価において仮定する。</u></p> <p><u>以上より制御棒駆動機構ハウジングと原子炉圧力容器の</u> <u>下鏡部との間に生じる隙間幅を4mmと想定し、面積に換算</u> <u>すると約10cm²となる。この開口面積(約10cm²)と等価な</u> <u>口径である35.7mmを溶融炉心の放出口径として設定する。</u></p> <p><u>なお、島根原子力発電所2号機の制御棒駆動機構ハウジ</u> <u>ングと原子炉圧力容器の下鏡部との間の開口面積は最大でも</u> <u>約3cm²であり、10cm²に包絡される。</u></p> <p>(b) <u>粗混合粒径</u> 既存のFCI試験(FARO, COTELS等)ではザ ウター平均粒径として0~3mm程度と報告されていること から、基本ケースでは保守的に4mmを設定しているが、本 評価では現実的な条件として既往の実験から得られている 平均粒径の条件である3mmを設定する。</p> <p>(c) <u>トリガリングタイミング</u> 基本ケースでは、水蒸気爆発により発生する運動エネル ギが最も大きくなると考えられる条件である粗混合融体質 量ピーク時点としている。一方、実機条件では、高圧ガス や爆薬を用いた大規模FCI実験のトリガ装置で発生させ ているような外部トリガが与えられる状況は考えにくく、</p>	<p>で同様の評価条件が想 定されている。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>4. 評価結果</p> <p><u>原子炉格納容器下部に水位2mの水張りが実施されている場合における水蒸気爆発に伴うエネルギー、原子炉格納容器下部</u></p>	<p>は重大事故時のペDESTAL水位を1mに制限する運用とすることから、現実的にはメルトジェットがペDESTAL床面に接触する際の衝撃によりトリガリング発生する可能性が高いと考えられる。このため、本評価ではメルトジェット先端が床面に到達した時点を設定する。</p> <p>以上のとおり、本評価では一部現実的な入力条件を適用するが、実機でのSEに対して次の保守性が含まれているものと考ええる。</p> <p>第3図にRPV下部構造物配置状況を示す。JASMIN Eではメルトが放出口から直線的に自由落下し直接水プールに侵入する理想的なメルトジェットを仮定した評価モデルとなっているが、実機のRPV下部にはCRDハウジング、炉内計装ハウジング、ケーブル等が設置されており、更に下部には足場となるグレーチング等の構造物が存在する。このため、実機の重大事故においてRPV下部から流出したデブリはこれらの構造物に接触し、分散するものと想定され、RPV下部から流出したデブリが理想的なジェット形状を保ったまま直接水プールに侵入することはないと考えられる。したがって、実機の重大事故において爆発に寄与する粗混合融体質量はJASMIN Eで考慮されている粗混合融体質量よりも更に少なくなり、爆発規模は小さくなると考えられる。</p> <p><u>b. LS-DYNA</u></p> <p>第2表に爆発源仕様を、第4図に解析モデルを示す。本評価の入力条件及び評価モデルは基本ケースと同様とするが、半径方向の爆発源位置については、ペDESTAL側壁に最も近接するRPV下部最外周のCRDハウジング直下の位置とする。</p> <p>(2) 判断基準</p> <p><u>LS-DYNAによるペDESTAL構造健全性評価の判断基準は基本ケース同様とする。</u></p> <p>3. 評価結果</p> <p>(1) JASMIN E</p> <p>第3表にJASMIN E評価結果を示す。流体の運動エネルギー</p>	<p>また、島根2号炉では重大事故時のペDESTAL水位は2.4mとしていることから、現実的にはメルトジェットが原子炉格納容器下部床面に接触する際の衝撃によりトリガリングが発生する可能性が高いと考えられる。このため、本評価ではメルトジェット先端が床面に到達した時点を設定する。</p> <p>以上のとおり、本評価では一部現実的な入力条件を適用するが、実機での水蒸気爆発に対して次の保守性が含まれているものと考ええる。</p> <p>図2に原子炉格納容器下部構造物配置状況を示す。JASMIN Eでは溶融炉心が放出口から直線的に自由落下し直接水プールに侵入する理想的なメルトジェットを仮定した評価モデルとなっているが、実機の原子炉压力容器下部には制御棒駆動機構ハウジングが設置されており、更に下部にはCRD交換装置等の構造物が存在する。このため、実機の重大事故において原子炉压力容器下部から流出した溶融炉心はこれらの構造物に接触し、分散するものと想定され、原子炉压力容器下部から流出した溶融炉心が理想的なジェット形状を保ったまま直接水プールに侵入することはないと考えられる。したがって、実機の重大事故において爆発に寄与する粗混合融体質量はJASMIN Eで考慮されている粗混合融体質量よりも更に小さくなり、爆発規模は小さくなると考えられる。</p> <p><u>b. AUTODYN-2D</u></p> <p>図3に解析モデルを示す。本評価の入力条件及び評価モデルは基本ケースと同様とするが、半径方向の爆発源位置については、格納容器側壁に最も近接する原子炉压力容器下部最外周の制御棒駆動機構ハウジング直下の位置とする。</p> <p>3. 評価結果</p> <p>水蒸気爆発に伴うエネルギー、原子炉格納容器下部内側及び外側鋼板の応力の推移を図4、図5及び図6に示す。水蒸気</p>	<p>・評価コードの相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉の原子炉格納容器下部は、周方向に規則的な構造物であるため、AUTODYN-2Dを用いた。このため、島根2号炉と東海第二でペDESTAL構造健全性評価の判断基準も異なる。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>内側及び外側鋼板の応力の推移を図2, 図3 及び図4 に示す。水蒸気爆発の発生を想定した場合に原子炉格納容器下部ドライウエルの水に伝達される運動エネルギーの最大値は、約7MJである。このエネルギーを入力とし、原子炉格納容器下部内側及び外側鋼板にかかる応力を解析した結果、原子炉格納容器下部の内側鋼板に加わる応力は約98MPa、外側鋼板にかかる応力は約47MPa となった。これは内側及び外側鋼板の降伏応力を大きく下回る値であり、かつ、弾性範囲内にあることから、原子炉圧力容器の支持に支障が生じるものではない。</p> <p>また、原子炉格納容器下部に水位7m の水張りが実施されている場合における水蒸気爆発に伴うエネルギー、原子炉格納容器下部内側鋼板の相当塑性ひずみの推移及び外側鋼板の応力の推移を図5, 図6 及び図7 に示す。水蒸気爆発の発生を想定した場合に原子炉格納容器下部ドライウエルの水に伝達される運動エネルギーの最大値は、約16MJ である。このエネルギーを入力とし、原子炉格納容器下部内側及び外側鋼板にかかる応力を解析した結果、原子炉格納容器下部の内側鋼板にかかる応力は降伏応力を超えるものの、相当塑性ひずみは約0.13%、外側鋼板にかかる応力は約326MPa となった。応力評価の対象としている内側及び外側鋼板(厚さ30mm)降伏応力は約490MPa である。外側鋼板にかかる応力は降伏応力を大きく下回る値であり、かつ、弾性範囲内にあることから、原子炉圧力容器の支持に支障が生じるものではない。</p> <p>なお、構造上、原子炉格納容器下部の内側鋼板にかかる応力の方が外側鋼板にかかる応力よりも大きくなる傾向があるが、原子炉圧力容器の支持機能については原子炉格納容器下部の外側鋼板のみで維持可能である。</p> <p>以上の結果から、水位2m 及び水位7m において、水蒸気爆発の発生を想定した場合であっても、原子炉格納容器バウンダリの機能を維持できることを確認した。</p>	<p>の最大値は約1.1MJである。</p> <p>(2) LS-DYNA</p> <p>第4表にLS-DYNAによるペDESTAL構造健全性評価結果を、第5図にペDESTAL変位時刻歴、第6図にコンクリート最小主ひずみ分布、第7図に鉄筋軸ひずみ分布及び第8図にコンクリートせん断応力度を示す。LS-DYNAの解析結果はすべての項目の判断基準を満足している。よって、偏心位置でのSEによってもペDESTALに要求される機能は維持され、格納容器の健全性は損なわれることはない。</p> <p>なお、側壁及び床スラブの面外せん断応力度の検討範囲及び算定方法は基本ケースと同じである。</p>	<p>爆発の発生を想定した場合に原子炉格納容器下部の水に伝達される運動エネルギーの最大値は、約0.6MJである。このエネルギーを入力とし、原子炉格納容器下部内側及び外側鋼板にかかる応力を解析した結果、原子炉格納容器下部の内側鋼板に加わる応力は約53MPa、外側鋼板にかかる応力は約12MPa となった。これは内側及び外側鋼板の降伏応力を大きく下回る値であり、かつ、弾性範囲内にあることから、原子炉圧力容器の支持に支障が生じるものではない。</p> <p>なお、構造上、原子炉格納容器下部の内側鋼板にかかる応力の方が外側鋼板にかかる応力よりも大きくなる傾向があるが、原子炉圧力容器の支持機能については原子炉格納容器下部の外側鋼板のみで維持可能である。</p> <p>以上の結果から、現実的と考えられる評価条件において溶融炉心が偏心位置に落下して水蒸気爆発の発生を想定した場合であっても、原子炉格納容器バウンダリの機能を維持できることを確認した。</p>	<p>・評価結果の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】</p> <p>・評価条件の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉および東海第二では、現実的な水張り水位でのみの水蒸気爆発評価を実施。</p> <p>・評価条件の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、現実的な水張り水位でのみの水蒸気爆発評価を実施。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>5. <u>水蒸気爆発についての評価の保守性について</u></p> <p><u>上記の評価結果が示す通り、初期水張り水位7m の評価条件では内側鋼板が僅かに歪む結果となった。上記の結果であってもKK6/7 の格納容器下部の支持機能は十分維持されるものと考え、現状の水蒸気爆発の評価は様々な保守性を含んでいると考えており、溶融炉心落下時の溶融炉心の挙動や実機の状況を現実的に考えれば、爆発の規模はより低減されるものと考え。以下ではRPV 破損時の溶融炉心のふるまいを考慮し、本水蒸気爆発評価における評価条件の保守性について述べる。</u></p> <p><u>(1) 溶融炉心の落下高さ</u></p> <p><u>JASMINE では、RPV 破損後、溶融炉心はペDESTALに張られた初期水張りの水面まで自由落下し、プール内へ流入する評価モデルとなっている。しかしながら実機のRPV 下部にはCRD、炉内計装ハウジング、ケーブルが設置されており、更に下部にはCRD 交換機や足場となるグレーチング等の構造物が存在している(図8, 図9 参照)。実機の構造上、RPV 底部から流出した溶融炉心はこれらの構造物に接触し、分散することが自然と考えられることから、溶融炉心が直接初期水張りの水面まで落下することはないと考えられる。したがって、溶融炉心の落下を考慮する上では、少なくとも溶融炉心が一旦留まる可能性が高いCRD 交換機のターンテーブル高さ(ペDESTAL床上約5m)を考慮することが現実的と考えられる。</u></p> <p><u>水張り高さが5m 未満の場合は溶融炉心がCRD 交換機の高さで一旦停止した上で初期水張りの水面に落下することから、溶融炉心の落下速度が遅くなり、これにより粗混合量が減少することから、RPV 底部から直接初期水張りの水面に落下する場合に比べて水蒸気爆発の規模が小さくなる。水張り高さが5m 以上の場合は溶融炉心がグレーチング等の構造物に接触することでトリガリングを誘発する可能性が考えられ、この場合、爆発発生位置が高く、粗混合量が少ない状態での爆発となることから、粗混合量のピークをとるまで沈んでから爆発する場合に比べて水蒸気爆発の規模が小さくなる。</u></p> <p><u>(2) 溶融炉心の放出速度</u></p> <p><u>溶融炉心の放出速度は破損口にかかる溶融炉心の堆積圧等からMAAP4 で計算されており、8m/s が設定されている。溶融炉心の堆積圧の計算では、燃料に加えて炉内構造物が考慮されているものの、実際には燃料や構造材の一部が炉心位置</u></p>			<p>・記載方針の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>現状の水蒸気爆発評価が様々な保守性を含んでいることを鑑みて、水蒸気爆発評価の評価条件の保守性についての考察が記載されている。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>に滞留することが考えられる。</u></p> <p><u>また、端部から落下する場合、RPV 底部が半球状になっていることから、堆積圧が低下し、放出速度が緩和される可能性が考えられる。</u></p> <p><u>(3) 溶融炉心落下量</u></p> <p><u>溶融炉心のRPV 破損口からの落下の形態については、現状、CRDハウジング1本分(0.15m)に流出時の溶融炉心による口径の拡大分(0.05m)を見込んだ口径のジェット(0.20m)を考慮しているが、実際にはCRDハウジング1本が瞬時に脱落することは考えにくく、溶接の薄い箇所等、僅かな口径から流出した溶融炉心が構造材を伝い、あるいは構造材によって分散され、細い径で徐々に落下する形態が考えられる。現実的な流出箇所と流下の形態を想定する場合、粗混合量はCRDハウジング1本分の口径のジェットを想定する場合に比べて少ないものと考えられることから、水蒸気爆発の規模が小さくなる。</u></p> <p><u>下部プレナムに溶融炉心が落下した後の流出経路に関する知見としては、NUREG/CR-5582 に実験結果が示されている。NUREG-5582 では、RPV 及びRPV 底部の貫通部を模擬した圧力容器に高温の溶融炉心の模擬物質を落下させた際の圧力容器の破損の挙動を調査しており、その結果、貫通部材の抜け落ちは確認されず、圧力容器と貫通部材の間の溶接部の貫通が確認されたと報告されている。また、貫通した箇所の隙間の大きさは元々の大きさである0.2mm から約4mm まで増加したと報告されている。</u></p> <p><u>柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉のFMCRD とRPV の構造に照らすと、RPV とCRDハウジングの隙間の大きさは0.25mm であり、面積に換算すると0.6cm² となる。また、仮に隙間の大きさが4mm まで増加した場合を想定すると、面積は約10cm² となる。この様にRPV とCRDハウジングの隙間から溶融炉心が流出する場合を想定するとしても、RPV とCRDハウジングの溶接面の全周が均一に溶融し、同時に貫通して溶融炉心が下部プレナムに一斉に流出することは考えにくく、実際には溶接面の一部から流出が開始するものと考え、溶融炉心の流出の口径は更に狭まるものと考えられるため、上記の想定についても未だ保守性を有しているものと考えられる。</u></p> <p><u>(4) 溶融炉心の温度</u></p> <p><u>RPV から流出した溶融炉心は構造材を伝う間に構造材によ</u></p>			

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>って熱を奪われ、冷却される可能性が考えられる。この場合、溶融炉心はクエンチされ易くなることから、冷却効果を考慮しない場合に比べて爆発に寄与する溶融炉心の量が減少する可能性が考えられる。</u></p> <p><u>(5) トリガ位置およびタイミング</u></p> <p><u>(1)に記載の通り、初期水張り高さを5m 以上とする場合、溶融炉心は5m 高さのグレーチング等に接触した際の衝撃でトリガリングが発生する可能性が考えられる。この場合、爆発発生位置が高く、粗混合量が少ない状態での爆発となることから、粗混合量のピークをとるまで沈んでから爆発する場合に比べて水蒸気爆発の規模が小さくなる。</u></p> <p><u>初期水張り高さ7m を考える場合であっても、2m の深さで水蒸気爆発が生じると考えれば、爆発の規模としては2m 水張りの場合と同程度の結果※と考えられる。</u></p> <p><u>※ 水深7m で粗混合量のピークをとるまで沈んでから爆発する場合に発生するエネルギーは16MJ だが、2m 水張りの場合は7MJ。</u></p> <p><u>(6) 粗混合粒径</u></p> <p><u>既存のFCI 試験ではザウター平均粒径として0～3mm 程度と報告されていることから、JASMINE 解析では保守的に4mm を設定してきた。このため、現実的な条件として既往の実験から得られている平均粒径の条件である3mm を設定することが妥当と考える。これにより、溶融炉心はクエンチされ易くなることから、粒径を4mm とする場合に比べて爆発に寄与する溶融炉心の量が減少する可能性が考えられる。</u></p> <p><u>(7) 格納容器下部の水温</u></p> <p><u>評価では格納容器下部の水温を50℃としているが、実際には格納容器スプレイによってスプレイ時の水温50℃よりも高い温度の水が格納容器下部に流入する可能性が考えられる</u> <u>(有効性評価「炉外FCI」のベースケースのRPV 破損前のドライウエルの雰囲気温度は約80℃)他、サブプレッション・チェンバ・プール水位が上昇しリターンラインから水が流入する場合には、有効性評価「炉外FCI」のベースケースのサブプレッション・チェンバの水温が約100℃になっていることから、50℃より高い水温の水で格納容器下部が満たされると考えられる。</u></p> <p><u>溶融炉心がサブクールの低い水中(高温の水中)に落下する場合、落下し、分散した溶融炉心の近傍が高ボイド率となり、</u></p>			

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>衝撃力の伝播を抑制すると考えられることから、格納容器下部の水温が高い場合に水蒸気爆発に伴って発生するエネルギーは、格納容器下部の水温が低い場合に比べて小さくなるものと考えられる。</u></p> <p><u>なお、溶融炉心がサブクールの低い水中(高温の水中)に落下する場合、トリガリングが発生しにくいという知見が得られている。これはサブクールが高い水中(低温の水中)に落下した場合に比べて溶融炉心を覆う蒸気膜が安定なためと考えられている。</u></p> <p>6. <u>現実的と考えられる評価条件における影響評価</u></p> <p><u>上記5. の通り、現在の水蒸気爆発の評価条件は種々の保守性を有していると考えられることから、NUREG-5582 を参考にRPV 底部破損(溶融物流出)口径を見直す等、大きな保守性を有していると考えられるパラメータについては評価条件を見直し、水蒸気爆発による影響評価を実施した。</u></p> <p><u>(1) 評価条件(図1 及び表2 参照)</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>溶融炉心落下位置：CRD ハウジング最外周での溶融炉心の落下を想定</u> ・<u>RPV 底部破損(溶融物流出)口径：0.0357m(約10cm²)(RPV とCRD ハウジングの隙間の面積0.6cm² に余裕を見込んだ値)</u> ・<u>溶融物の放出速度：8m/s(ベースケースから変更なし。)</u> ・<u>初期水張り水位：7m</u> ・<u>トリガリング位置：格納容器下部床面から5m(グレーチング高さ)</u> ・<u>粗混合粒子径3mm</u> ・<u>初期水張り水温50℃(ベースケースから変更なし。)</u> ・<u>構造応答解析コードAUTODYN-2D による評価モデル：溶融炉心落下位置から格納容器下部壁面までの最短距離を半径とする円筒</u> <p><u>(2) 評価結果</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>運動エネルギーの最大値：1.5MJ(図10 参照)</u> ・<u>内側鋼板におけるミーゼス相当応力の最大値：70MPa(図11 参照)</u> ・<u>外側鋼板におけるミーゼス相当応力の最大値：33MPa(図12 参照)</u> 			<p>・記載方針の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>前項の水蒸気爆発評価の評価条件の保守性についての考察を踏まえ、現実的な評価条件での水蒸気爆発解析が実施されている。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>7. 評価結果の比較</p> <p><u>初期水張り水位、溶融炉心落下位置、その他評価条件を変更して実施した評価結果の比較を表3に示す。6.に示す、現実的と考えられる評価条件において溶融炉心が偏心位置に落下した場合の影響評価の結果、ベースケース(初期水張り水位2mの格納容器下部中心に溶融炉心が落下した場合について、保守的な評価条件で評価したケース)よりも格納容器下部の内側及び外側それぞれの鋼板に加わる応力が大きくなった。一方、ベースケースに対して初期水張り水位のみ7mに変更した評価結果よりは、格納容器下部の内側及び外側それぞれの鋼板に加わる応力が小さくなる結果となった。</u></p> <p>このことから、現実的と考えられる評価条件において溶融炉心が偏心位置に落下した場合の影響評価の結果は、<u>保守的な評価条件において溶融炉心が中心位置に落下した場合の評価結果に包絡されると扱うことができると考える。</u></p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p>(3) <u>基本ケース解析との比較</u></p> <p><u>第5表に基本ケース解析との比較を示す。評価対象とする項目のうち、側壁下部の面外せん断応力度及び側壁鉄筋の引張ひずみ以外は、基本ケース解析結果を下回るか、同様(変位、圧壊の範囲)である。</u></p> <p><u>側壁下部の面外せん断応力度は基本ケースの解析結果を上回っているが、判断基準である終局面外せん断応力度に対して十分な余裕がある。また、上部側壁に発生する面外せん断応力度は基本ケースの6割程度にとどまっている。</u></p> <p><u>側壁の鉄筋の引張ひずみも基本ケースの解析結果を上回っているが、判断基準の許容ひずみを十分に下回り、更に降伏応力$345\text{N}/\text{mm}^2$に対して発生応力の最大値は約$52\text{N}/\text{mm}^2$にとどまり、弾性限界に対しても十分な余裕がある。</u></p> <p><u>以上より、偏心位置における現実的なデブリの落下様態を想定したSEの影響は基本ケースに代表されるものと考えられる。</u></p>	<p>4. 評価結果の比較</p> <p><u>表2に基本ケース解析との比較を示す。現実的と考えられる評価条件において溶融炉心が偏心位置に落下した場合の影響評価の結果、基本ケースよりも原子炉格納容器下部の内側及び外側それぞれの鋼板に加わる応力が小さくなる結果となった。</u></p> <p>このことから、現実的と考えられる評価条件において溶融炉心が偏心位置に落下した場合に対しても、<u>基本ケースの評価は代表性を有していることを確認した。</u></p> <p>5. <u>FCI発生時のエネルギー低減策について</u></p> <p><u>BWRにおける原子炉压力容器外のFCIに関して、島根2号炉の審査での整理は、以下のとおりである。</u></p> <p><u>①これまでの代表的なFCIの実験で水蒸気爆発が観測された例は、外部トリガがある条件又は溶融物温度が高いものであり、実機条件ではこのようなトリガ装置で発生させているような圧力外乱となる要因は考えられず、また溶融物の過熱度は実験条件ほど高くならないと考えられることから、実機において大規模な水蒸気爆発が発生する可能性は極めて小さいと考えられる。</u></p> <p><u>②加えて、BWRの原子炉压力容器下部は、制御棒駆動機構等の様々な構造物が存在するとともに、原子炉格納容器下部床の上方にはCRD交換装置等の干渉物が存在し、発生可能性を更に低減する又は仮に発生した場合のエネルギーを小さくする要素となり得る。</u></p> <p><u>③一方で、落下後の溶融炉心冷却の際の事前の水張りに際しては、MCCIによる侵食を可能な限り低減しつつ、仮に水蒸気爆発が発生した場合のエネルギーを増加させない</u></p>	<p>・評価結果の相違</p> <p>【柏崎6/7、東海第二】 島根2号炉の基本ケースでは、保守的な評価条件が適用されており、現実的な評価条件を適用した偏心ケースの評価結果を包絡する結果となっている。</p> <p>・記載方針の相違</p> <p>【柏崎6/7】 島根2号炉および東海第二では現実的な評価条件で水蒸気爆発評価を実施。</p> <p>・記載方針の相違</p> <p>【柏崎6/7、東海第二】 島根2号炉はFCI発生時のエネルギー低減策について記載。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>4. まとめ</p> <p><u>偏心位置における現実的なデブリの落下様態を想定したS Eの影響を評価した。その結果、ペDESTAL構造健全性評価のすべて判断基準を満足し、ペDESTALに要求される機能が損なわれず、格納容器の健全性は維持されることを確認した。</u></p> <p><u>また、基本ケースとの解析結果の比較を行い、偏心位置での現実的なデブリの落下様態を想定したS Eに対しても、基本ケースの評価は代表性を有していることを確認した。</u></p> <p>参考文献</p> <p>[1] T. Y. Chu, M. M. Pilch, J. H. Bentz, J. S. Ludwigsen, W-Y Lu and L. L. Humperies, “Lower Head Failure Experiment and Analyses,” NUREG/CR-5582, SAND98-2047, 1999.</p> <p>[2] <u>General Electric Systems Technology Manual Chapter 2.1 Reactor Vessel System, USNRC HRTD, Rev 09/11</u></p>	<p><u>措置として初期水張り高さは2.4mにするなど、MCC I対策とFC I対策のバランスを踏まえた対策としている。</u></p> <p><u>④仮にペDESTAL水位が上昇した場合(約3.8m)や熔融炉心が偏心位置に落下した場合に水蒸気爆発が起きたと仮定した場合の感度解析として、水蒸気爆発解析コードJ A S M I N E, 構造応答解析コードA U T O D Y N - 2 Dにより圧力伝播挙動等を求めた結果、原子炉圧力容器の支持に支障が生じるものではない。</u></p> <p><u>上述のとおり、BWRにおける水蒸気爆発の可能性は極めて低いこと、水蒸気爆発の発生を仮定した場合でも原子炉圧力容器の支持に支障が生じるものではないことを確認しているが、水蒸気爆発により格納容器破損に至るシナリオの重要性を踏まえ、更なる安全性向上を目的として、FC I発生時のエネルギー低減策について検討を進めることとする。</u></p> <p>参考文献</p> <p>[1] T. Y. Chu, M. M. Pilch, J. H. Bentz, J. S. Ludwigsen, W-Y Lu and L. L. Humperies, “Lower Head Failure Experiment and Analyses,” NUREG/CR-5582, SAND98-2047, 1999.</p>	

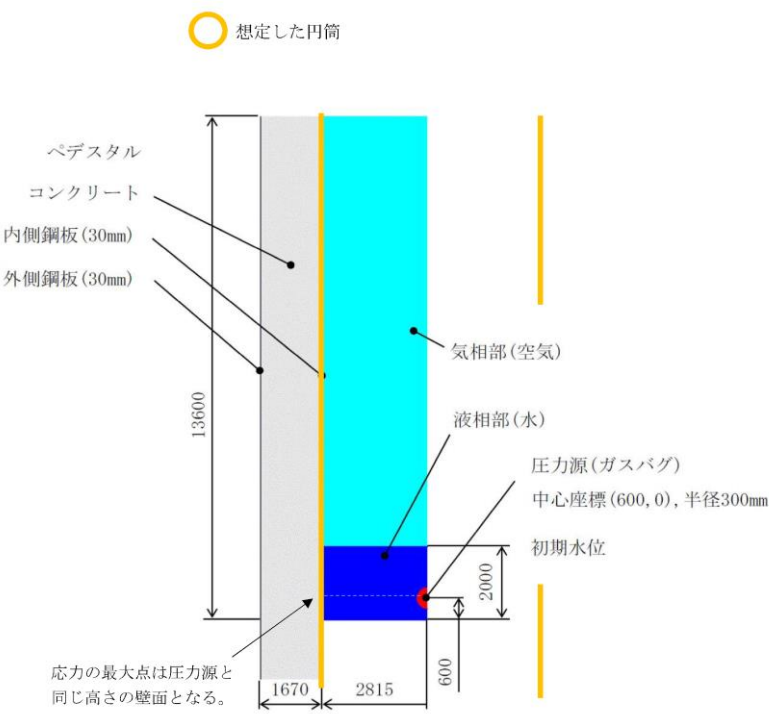
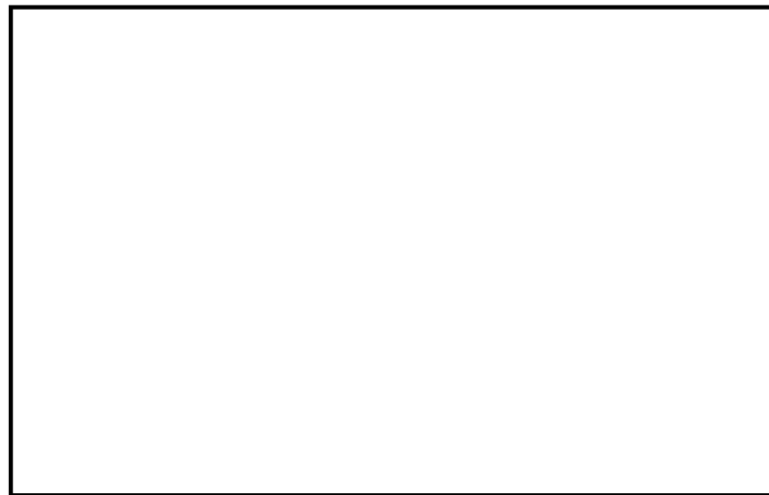


図1 構造応答解析コードAUTODYN-2D による評価モデルのイメージ

ジ

第4図 LS-DYNA解析モデル

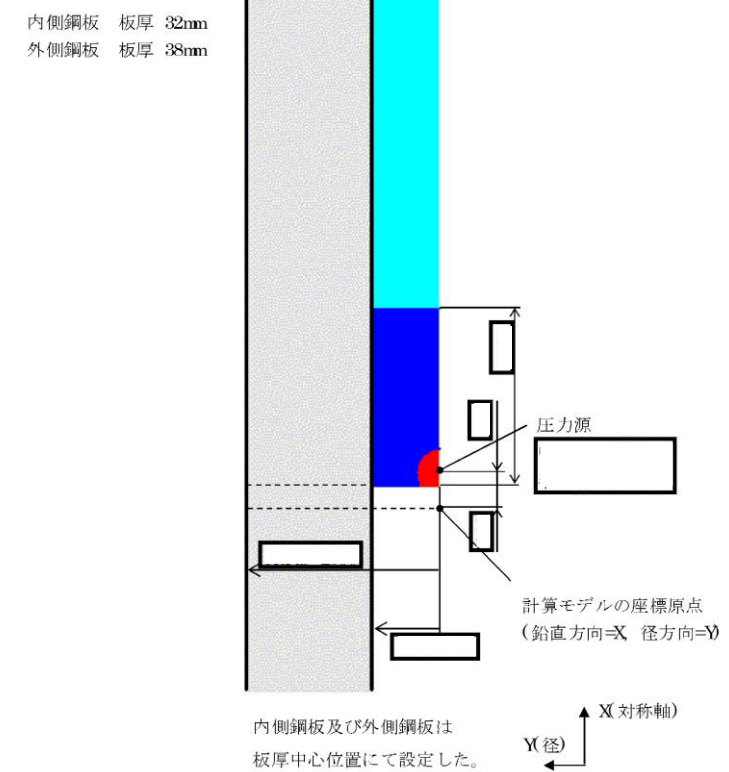
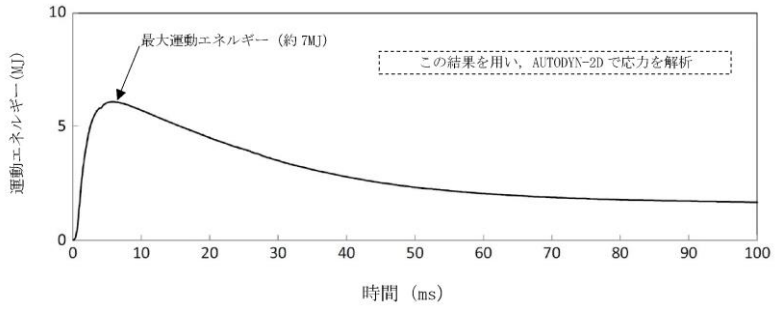
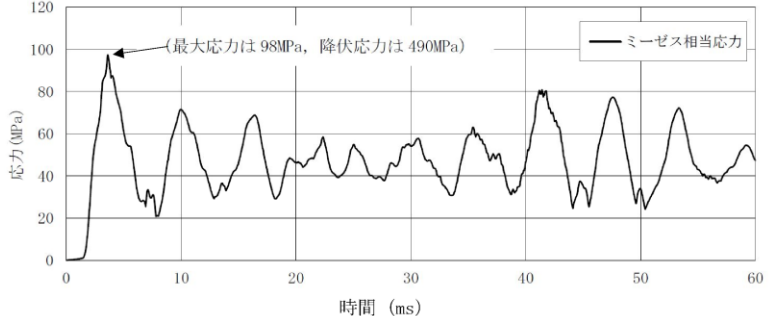
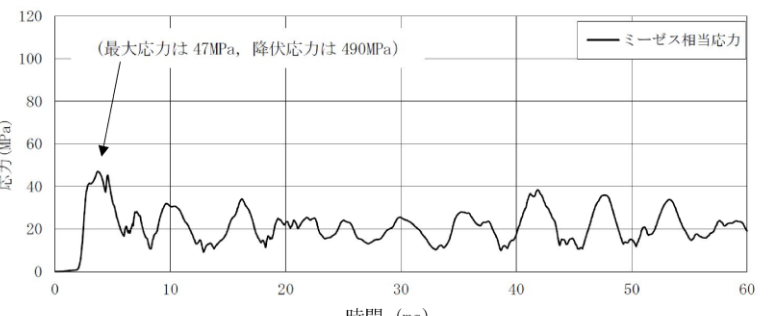
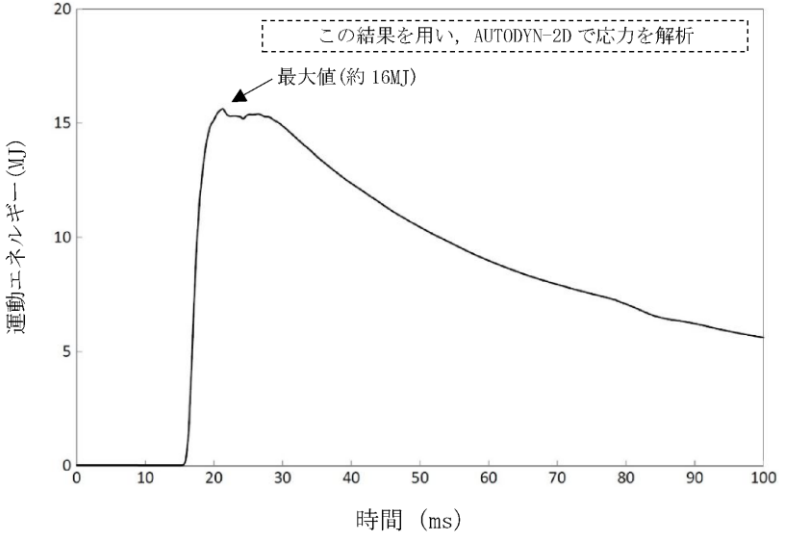
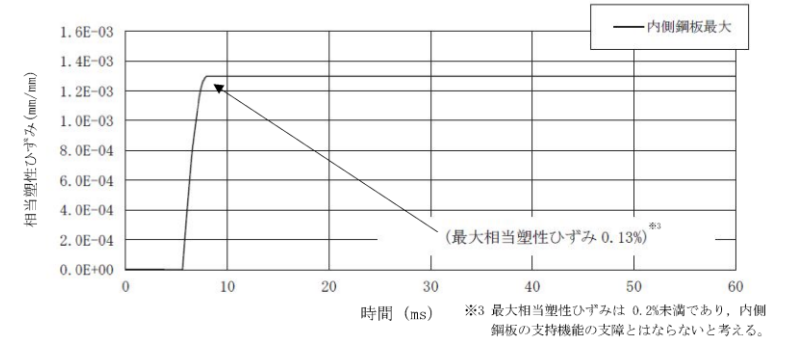
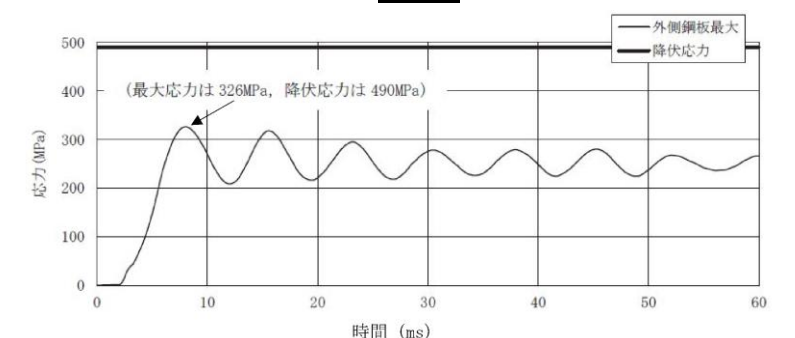
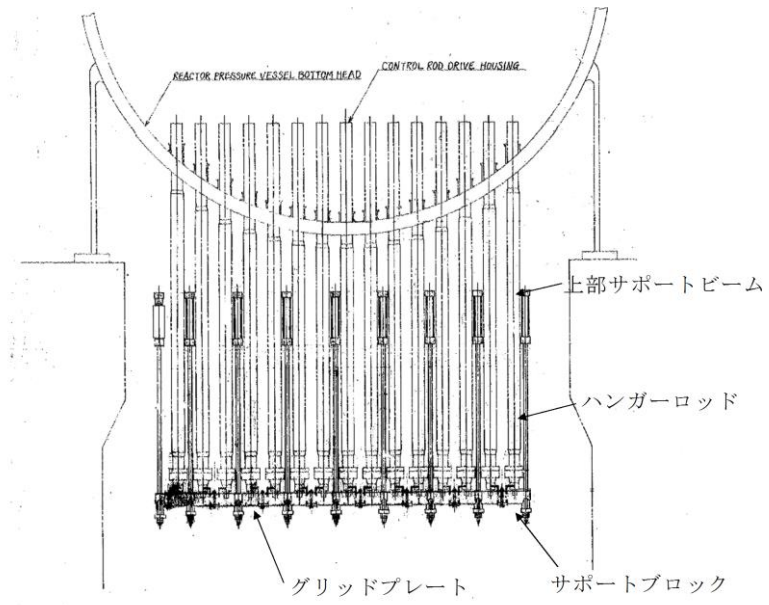


図3 偏心落下条件におけるAUTODYN-2Dコードの解析モデル

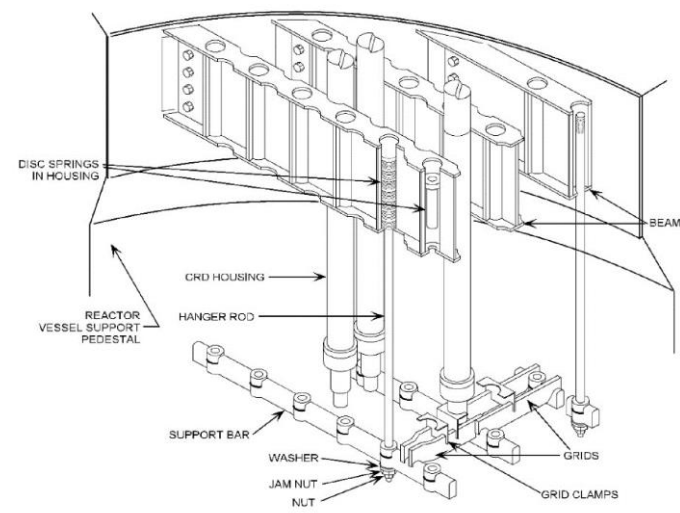
・評価モデルの相違
【柏崎 6/7】
島根 2号炉の原子炉格納容器下部の構造および溶融炉心落下位置を反映。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
 <p>運動エネルギー (MJ)</p> <p>時間 (ms)</p> <p>最大運動エネルギー (約 7MJ)</p> <p>この結果を用い、AUTODYN-2D で応力を解析</p> <p>図2 水蒸気爆発によるエネルギーの推移 (水位2m) ※1</p>  <p>応力 (MPa)</p> <p>時間 (ms)</p> <p>(最大応力は 98MPa, 降伏応力は 490MPa)</p> <p>ミーゼス相当応力</p> <p>図3 原子炉格納容器下部内側鋼板の応力の推移 (水位2m) ※1</p>  <p>応力 (MPa)</p> <p>時間 (ms)</p> <p>(最大応力は 47MPa, 降伏応力は 490MPa)</p> <p>ミーゼス相当応力</p> <p>図4 原子炉格納容器下部外側鋼板の応力の推移 (水位2m) ※1</p> <p>※1 JASMINE によって評価した水蒸気爆発による運動エネルギー(図2)の最大値をAUTODYNへの時刻0 での入力とし、格納容器下部鋼板の応力の推移(図3, 4)を評価している。このため、図2 と図3, 4 の時刻歴は一致しない。</p>			<p>・評価条件の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>柏崎 6/7 は、保守的な評価条件における水蒸気爆発評価結果を示している。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
 <p>この結果を用い、AUTODYN-2Dで応力を解析</p> <p>最大値(約16MJ)</p> <p>運動エネルギー (MJ)</p> <p>時間 (ms)</p> <p>図5 水蒸気爆発によるエネルギーの推移 (水位7m) ※2</p>  <p>内側鋼板最大</p> <p>相当塑性ひずみ (mm/mm)</p> <p>時間 (ms)</p> <p>※3 最大相当塑性ひずみは0.2%未満であり、内側鋼板の支持機能の支障とはならないと考える。</p> <p>図6 原子炉格納容器下部内側鋼板の相当塑性ひずみの推移 (水位7m) ※2</p>  <p>外側鋼板最大</p> <p>降伏応力</p> <p>応力 (MPa)</p> <p>時間 (ms)</p> <p>(最大応力は326MPa, 降伏応力は490MPa)</p> <p>図7 原子炉格納容器下部外側鋼板の応力の推移 (水位7m) ※2</p> <p>※2 JASMINE によって評価した水蒸気爆発による運動エネルギー(図5)の最大値をAUTODYNへの時刻0での入力とし、格納容器下部鋼板の応力の推移(図6, 7)を評価している。このため、図5と図6, 7の時刻歴は一致しない。</p>			<p>・評価条件の相違</p> <p>【柏崎6/7】</p> <p>柏崎6/7は、保守的な評価条件における水蒸気爆発評価結果を示している。</p>



第1図 東海第二発電所CRDハウジングサポート構造



第2図 CRDハウジングサポート構造俯瞰図 (参考) [2]

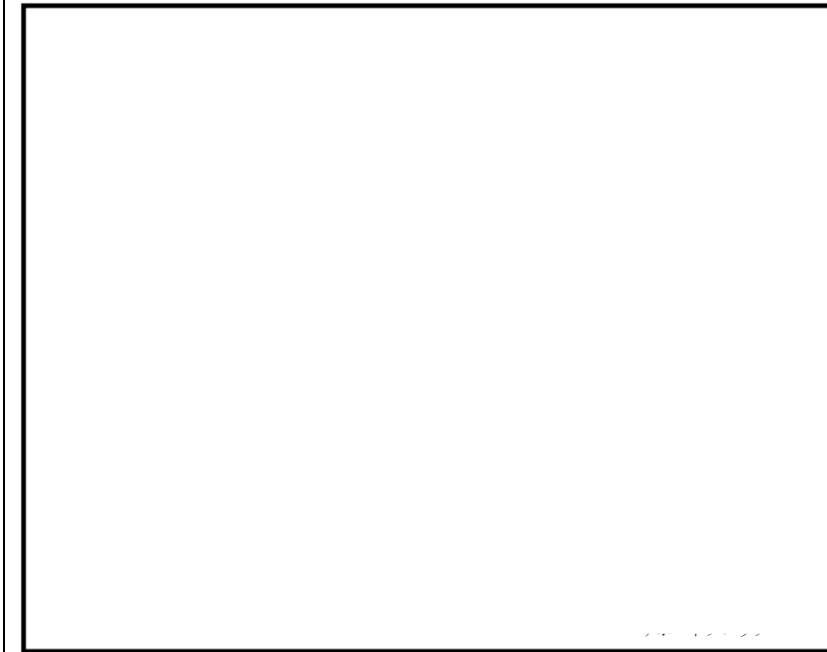


図1 制御棒駆動機構ハウジング支持金具

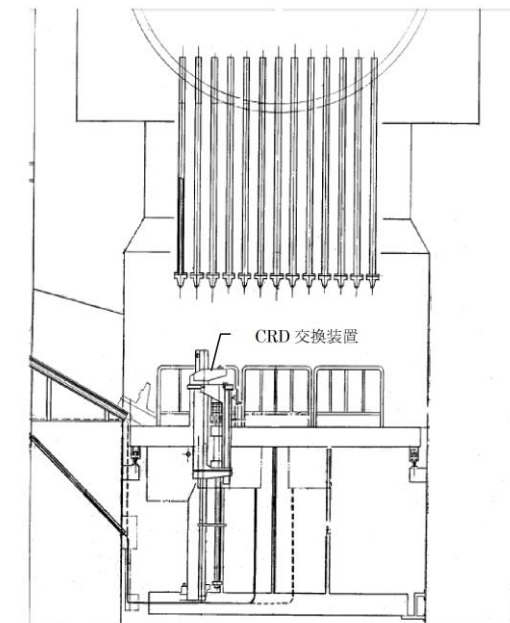


図2 原子炉格納容器下部構造物配置状況

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="160 310 893 905" data-label="Image"> </div> <p data-bbox="368 930 685 957">図8 格納容器下部の構造物</p> <div data-bbox="175 995 442 1346" data-label="Image"> </div> <p data-bbox="145 1367 483 1394">(a) 格納容器底部床面から上部を撮影</p> <div data-bbox="516 989 836 1234" data-label="Image"> </div> <p data-bbox="483 1255 836 1283">(b) グレーチングの端から中心部を撮影</p> <div data-bbox="525 1333 845 1633" data-label="Image"> </div> <p data-bbox="468 1661 908 1688">(c) グレーチング中央から上部を撮影</p> <p data-bbox="359 1782 700 1810">図9 格納容器下部のイメージ</p>	<div data-bbox="991 302 1650 688" data-label="Image"> </div> <p data-bbox="1065 705 1605 732">(1) ペDESTAL内グレーチング上部より撮影</p> <div data-bbox="961 911 1359 1220" data-label="Image"> </div> <p data-bbox="961 1241 1359 1268">(2) ペDESTAL内グレーチング下部より撮影</p> <div data-bbox="1421 890 1676 1224" data-label="Image"> </div> <p data-bbox="1397 1241 1662 1297">(3) ペDESTAL内グレーチング上部より撮影 (側壁付近)</p> <p data-bbox="1118 1362 1540 1390">第3図 R P V下部構造物配置状況</p>		

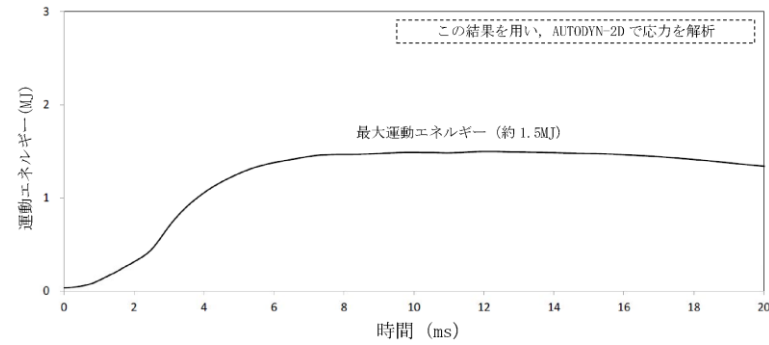


図10 水蒸気爆発によるエネルギーの推移
(偏心落下, 現実的な想定) ※5

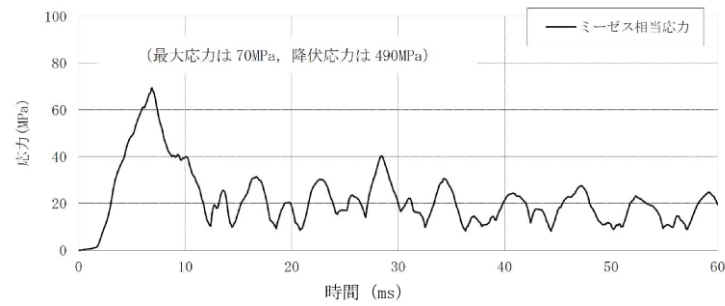


図11 原子炉格納容器下部内側鋼板の応力の推移
(偏心落下, 現実的な想定) ※5

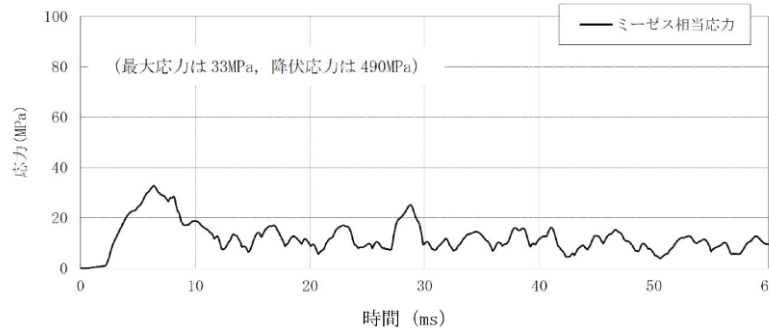


図12 原子炉格納容器下部外側鋼板の応力の推移
(偏心落下, 現実的な想定) ※5

※5 JASMINE によって評価した水蒸気爆発による運動エネルギー(図10)の最大値をAUTODYNへの時刻0での入力とし、格納容器下部鋼板の応力の推移(図11, 12)を評価している。このため、図10と図11, 12の時刻歴は一致しない。

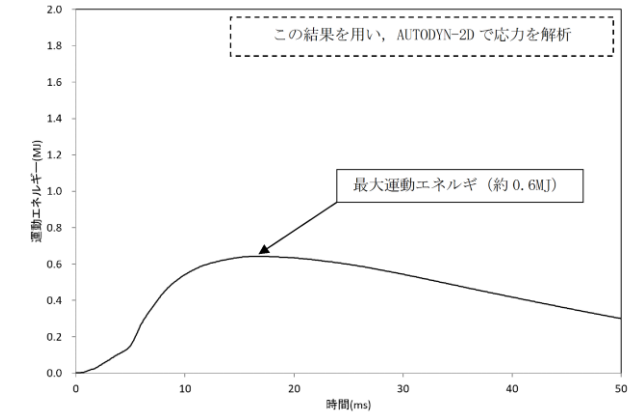


図4 水蒸気爆発によるエネルギーの推移
(偏心落下, 現実的な想定) ※

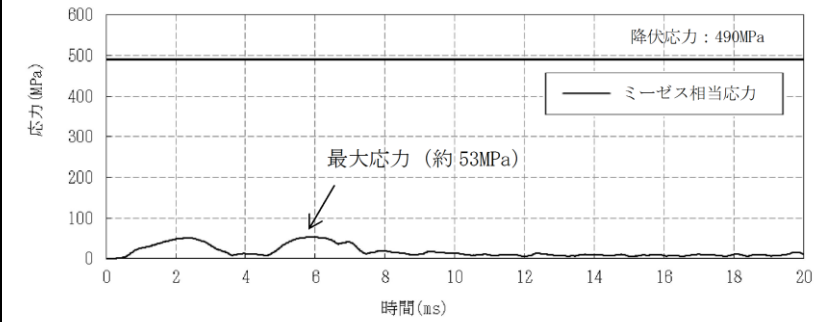


図5 原子炉格納容器下部内側鋼板の応力の推移
(偏心落下, 現実的な想定) ※

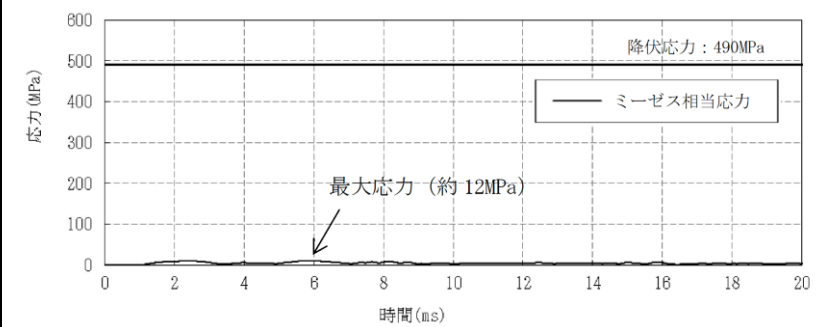


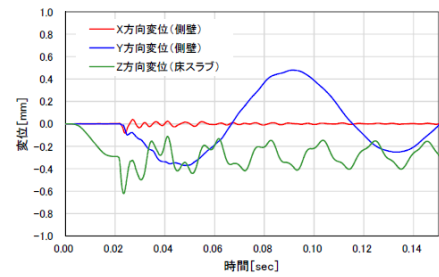
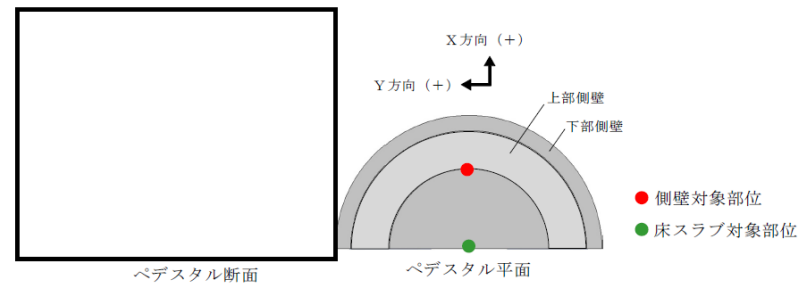
図6 原子炉格納容器下部外側鋼板の応力の推移
(偏心落下, 現実的な想定) ※

※ JASMINE によって評価した水蒸気爆発による運動エネルギー(図4)の最大値をAUTODYNへの時刻0での入力とし、原子炉格納容器下部鋼板の応力の推移(図5, 6)を評価している。このため、図4と図5, 6の時刻歴は一致しない。

・評価結果の相違
【柏崎6/7】
評価条件および原子炉格納容器下部構造の違いによる相違。

・評価結果の相違
【柏崎6/7】
評価条件および原子炉格納容器下部構造の違いによる相違。

・評価結果の相違
【柏崎6/7】
評価条件および原子炉格納容器下部構造の違いによる相違。



第5図 ペDESTAL変位の時刻歴

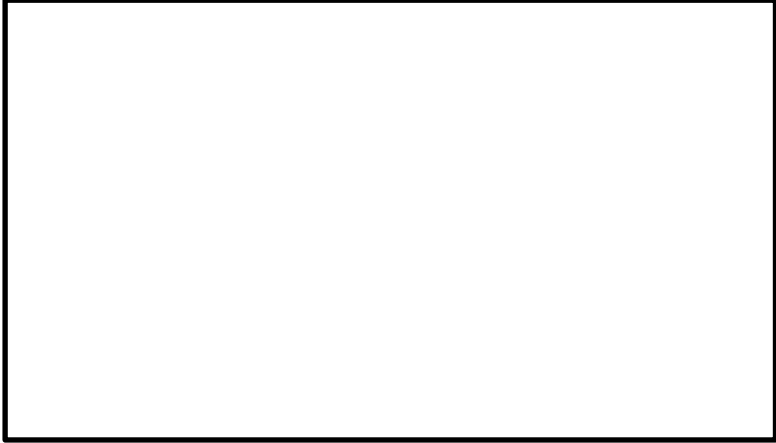


第6図 コンクリートの最小主ひずみ (圧縮ひずみ) 分布



第7図 鉄筋の軸ひずみ分布

・評価結果の相違
【東海第二】
 島根2号炉は内側鋼板、外側鋼板、リブ鋼板からなる二重鋼板製ペDESTALであるのに対し、東海第二はペDESTAL側壁及び床スラブは鉄筋コンクリート製ペDESTALであることから、構造の違いによりペDESTAL構造健全性評価の評価結果が異なる。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	 <p data-bbox="1092 745 1567 787">第8図 <u>コンクリート面外せん断応力度</u></p>		

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)		東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)		島根原子力発電所 2号炉		備考
表1 主要解析条件 (原子炉圧力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用のうち、水蒸気爆発の評価) (偏心落下及び保守的な想定による評価)						
解析コード	項目	主要解析条件	条件設定の考え方			
MAAP	原子炉圧力容器の破損径	0.2m	制御棒駆動機構ハウジング1本の外径として設定			
	ベDESTアル水深	2m	溶融炉心-コンクリート相互作用による格納容器破損防止対策として、落下した溶融炉心を微粒子化し、十分な除熱量を確保するため、予め水張りをを行うものとして手順上定めている値			
JASMINE		原子炉格納容器下部への水張りに用いる水の温度	7m	原子炉格納容器下部にリタートラインまでの高さ (7m) の水位が形成されているものとして設定		
AUTODYN-2D	溶融物の放出速度	50℃	外部水源の水温として設定			
	粗混合粒子径	8m/s	破損口にかかる溶融炉心の堆積圧等からMAAP4で計算			
	爆発計算時の微粒子径	4mm	FARO 試験結果におけるデブリ粒径分布をもとに設定			
	溶融炉心-冷却材相互作用による発生エネルギー	50 μm	FARO, KROTOS 等の各種試験結果におけるデブリ粒径分布をもとに設定			
		ベDESTアル水深2mの場合: 約 7MJ	JASMINE による解析結果をもとに設定			
		ベDESTアル水深7mの場合: 約 16MJ				
<p>・評価条件の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>保守的な水蒸気爆発評価の評価条件。</p>						

表2 主要解析条件 (原子炉圧力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用のうち、水蒸気爆発の評価) (偏心落下及び現実的な想定による評価)

解析コード	項目	主要解析条件	条件設定の考え方
-	原子炉圧力容器の破損径	0.0357m (約 10cm ²)	RPV と CRD ハウジングの隙間の面積 0.6cm ² に余裕を見込んだ値
	ペDESTAL水深	7m	原子炉格納容器下部にリターンラインまでの高さ (7m) の水位が形成されているものとして設定
	原子炉格納容器下部への水張りに用いる水の温度	50℃	外部水源の水温として設定
	溶融物の放出速度	8m/s	破損口にかかる溶融炉心の堆積圧等から MAMP4 で計算
	粗混合粒子径	3mm	既往の実験から得られている平均粒径
AUTODYN-2D	爆発計算時の微粒子径	50 μm	FARO, KROTOS 等の各種試験結果におけるデブリ粒径分布をもとに設定
	溶融炉心-冷却材相互作用による発生エネルギー	約 1.5MJ	JASMINE による解析結果をもとに設定

表1 主要解析条件 (原子炉圧力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用のうち、水蒸気爆発の評価) (偏心落下及び現実的な想定による評価)

解析コード	項目	主要解析条件	条件設定の考え方
JASMINE	原子炉圧力容器の破損径	0.0357m (約 10cm ²)	原子炉圧力容器と制御棒駆動機構ハウジングの隙間の面積 3cm ² に余裕を見込んだ値
	ペDESTAL水深	2.4m	溶融炉心-コンクリート相互作用による格納容器破損防止対策として落下した溶融炉心を微粒子化し、十分な除熱量を確保するため、あらかじめ水張りをを行うものとして手順上定めている値
	原子炉格納容器下部への水張りに用いる水の温度	35℃	外部水源の水温として設定
	溶融物の放出速度	8m/s	破損口にかかる溶融炉心の堆積圧等から MAMP4 で計算
	粗混合粒子径	3mm	既往の実験から得られている平均粒径
	爆発計算時の微粒子径	50 μm	FARO, KROTOS 等の各種試験結果におけるデブリ粒径分布をもとに設定
	トリガリングタイミング	溶融物が床面に到達した時点	現実的条件には溶融物が原子炉格納容器下部床面に接触する際の衝撃によりトリガリングが発生する可能性が高いと考慮されることから設定
	溶融炉心-冷却材相互作用による発生エネルギー	約 0.6MJ	JASMINE による解析結果をもとに設定
	爆発源の径方向位置	最外周制御棒位置下	原子炉圧力容器下部の中心から外れた偏心位置からの溶融炉心落下を想定して設定

・評価条件の相違
【柏崎 6/7】
 ペDESTAL水深, 水張りに用いる水の温度, 構造応答解析条件等の相違。

第4表 ペDESTAL構造健全性評価の評価結果 (偏心位置SE)

機能	評価部位	項目	判断基準	解析結果	評価 ^{※1}
R P V 支持機能	側壁	変位	変位が増大せず, SE後の構造物の進行性の崩壊がない	変位は増大しない	○
		圧縮ひずみ	機能に影響を及ぼす範囲の圧壊 (3,000 μ) が生じない	圧壊は側壁に生じない	○
	鉄筋	面外せん断	終局面外せん断応力度 (上部側壁: 3.09N/mm ² , 下部側壁: 2.65N/mm ²) を超えない	終局面外せん断応力度 (上部側壁: 3.09N/mm ² , 下部側壁: 2.65N/mm ²) を超えない	○
		引張ひずみ	許容ひずみ (5,000 μ) を超えない	約 249 μ	○
デブリア保持機能	コンクリート	変位	変位が増大せず, SE後の構造物の進行性の崩壊がない	変位は増大しない	○
		圧縮ひずみ	機能に影響を及ぼす範囲の圧壊 (3,000 μ) が生じない	圧壊は床スラブに生じない	○
	鉄筋	面外せん断	終局面外せん断応力度 (3.55N/mm ²) ^{※2} を超えない	約 2.13N/mm ²	○
		引張ひずみ	許容ひずみ (5,000 μ) を超えない	約 101 μ	○

※1: 「○」解析結果が判断基準を満足する

※2: 圧縮強度動的増倍率 1.0 にて算定した終局面外せん断応力度

・判断基準の相違
【東海第二】
 島根2号炉は内側鋼板, 外側鋼板, リブ鋼板からなる二重鋼板製ペDESTALであるのに対し, 東海第二はペDESTAL側壁及び床スラブは鉄筋コンクリート製ペDESTALであることから, 構造の違いによりペDESTAL構造健全性評価の判断基準が異なる。

表3 評価結果(格納容器下部内側/外側鋼板に加わるミーゼス相当応力)の比較

溶融炉心落下位置		格納容器下部中心位置		CRDハウジング最外周	
		その他の評価条件(溶融炉心落下量等)			
		保守的な想定		現実的な想定	
初期水張り 水位	2m	【ベースケース】 内側鋼板：約 32MPa 外側鋼板：約 25MPa	内側鋼板：約 98MPa 外側鋼板：約 47MPa	—	
	7m	内側鋼板：約 278MPa 外側鋼板：約 168MPa	内側鋼板：内側鋼板に加わる応力は降伏応力(490MPa)を超え、相当塑性ひずみ約0.13% ^{※6} を超える。相当塑性ひずみ約0.13% ^{※6} 外側鋼板：約 326MPa	内側鋼板：約 70MPa 外側鋼板：約 33MPa	

※6 最大相当塑性ひずみは0.2%未満であり、内側鋼板の支持機能の支障とはならないと考える。

第5表 基本ケース解析との比較

機能	評価部位	項目	解析結果		基本ケースに対する 解析結果の比
			本評価 (偏心位置)	基本ケース (中心位置)	
R P V 支持機能	側壁	変位	変位は増大しない	変位は増大しない	—
		圧縮ひずみ	圧縮は側壁に生じない	圧縮は側壁に生じない	—
		面外せん断	上部：約 0.52N/mm ² 下部：約 0.95N/mm ²	上部：約 0.93N/mm ² 下部：約 0.77N/mm ²	上部：約 0.56 下部：約 1.23
		引張ひずみ	約 249 μ	約 184 μ	約 1.35
デブリ保持機能	床スラブ	変位	変位は増大しない	変位は増大しない	—
		圧縮ひずみ	圧縮は床スラブに生じない	圧縮は床スラブ上面のわずかな範囲にとどまる	(基本ケースに対して影響範囲が軽微)
		面外せん断	約 2.13N/mm ²	約 3.70N/mm ²	約 0.58
		引張ひずみ	約 101 μ	約 364 μ	約 0.28

表2 評価結果の比較

	偏心落下時 (現実的な想定)	基本ケース
内側鋼板にかかる圧力	約 53MPa	約 233MPa
外側鋼板にかかる圧力	約 12MPa	約 140MPa

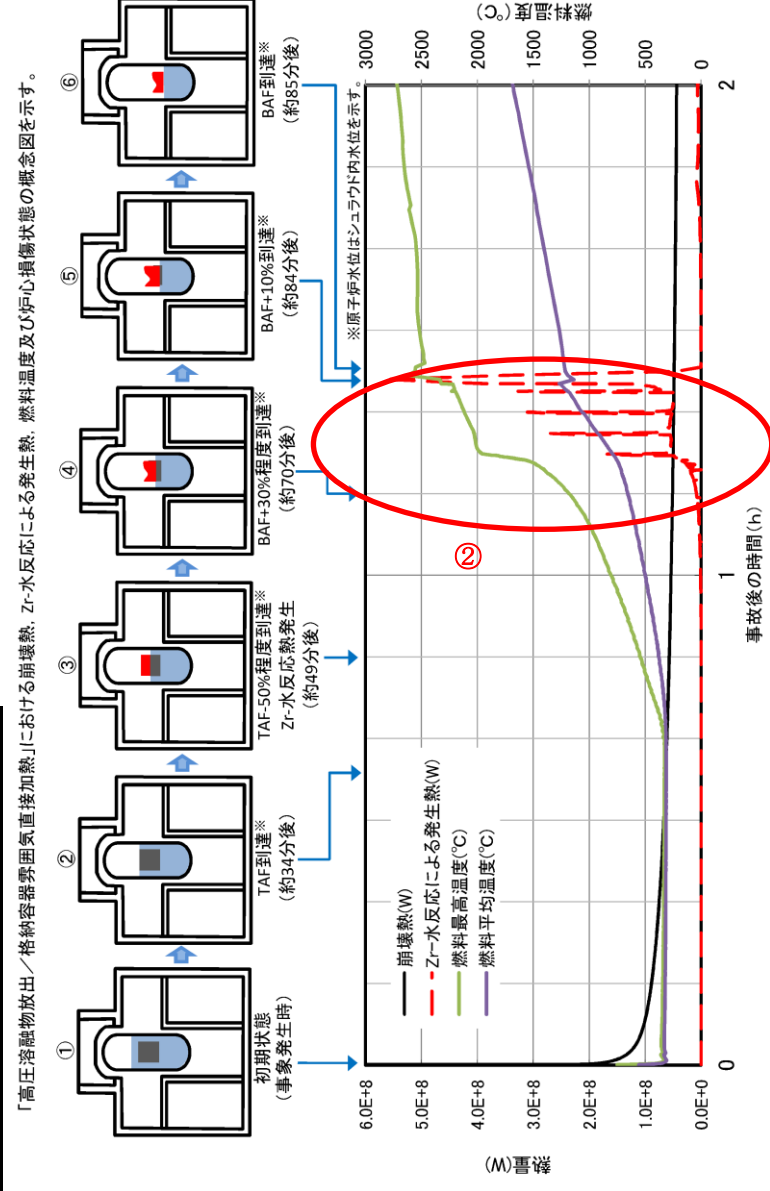
備考
・評価結果の相違
【柏崎 6/7】
島根 2号炉の基本ケースでは、保守的な評価条件が適用されており、現実的な評価条件を適用した偏心ケースの評価結果を包絡する結果となっている。

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>51. 格納容器ベント時に使用するベントラインによるCs-137の放出量の差の要因等について</p> <p>「<u>柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉の重大事故等対策の有効性評価について</u>」の添付資料3.1.3.3において、<u>雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）時に</u> <u>おいて代替循環冷却系を使用しない場合における格納容器圧力逃がし装置からのCs-137の放出量について検討を行っており、サプレッション・チェンバのラインを経由した場合の放出量は約1.4×10^{-3}TBq（7日間）、ドライウエルのラインを経由した場合の放出量は約2.0TBq（7日間）と評価している。</u>また、評価に当たっては<u>格納容器圧力逃がし装置の除去効果（DF）を1000</u>としている。</p> <p>ここでは、<u>経由するベントラインによる放出量の差（約1400倍＝約2.0TBq/約1.4×10^{-3}TBq）の要因及び格納容器圧力逃がし装置の除去効果（DF）として1000を使用すること</u>についての妥当性について検討を行った。</p> <p>1. <u>経由するベントラインによる放出量の差について</u> <u>ドライウエルのラインを経由した場合（以下、「D/Wベント時」という。）とサプレッション・チェンバのラインを経由した場合（以下、「W/Wベント時」という。）とでは、格納容器ベント実施後の原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内の温度、圧力等が異なるため、格納容器ベント後のCs-137の振る舞いも異なるものとなる。このため、Cs-137の環境中への放出量の差（約1400倍）はサプレッション・プールでのスクラビングによる除去効果の違いだけに起因するものではなく、「約1400」を直接サプレッション・プールでの除去効果（DF）と見なすことはできないと考えられる。</u></p> <p><u>Cs-137の環境中への放出量の差を生む要因として、サプレッション・プールでの除去効果の違い以外では、例えば原子炉圧力容器から原子炉格納容器へのセシウムの放出量の違いが挙げられる。</u></p> <p><u>D/Wベント時はW/Wベント時よりも水頭圧分だけ炉圧が低くなるため、炉内ガスの比熱容量が小さくなり、炉内ガスが温度上昇しやすくなる^{*1}。炉内ガス温度が高いと、構造材</u></p>	<p>23 格納容器ベント時に使用するベントラインによるCs-137の放出量の差の要因等について</p> <p>「<u>東海第二発電所 重大事故等対策の有効性評価</u>」の添付資料3.1.3.4において、<u>雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）時に代替循環冷却系を使用できない場合における格納容器圧力逃がし装置からのCs-137の放出量について検討を行っており、サプレッション・チェンバのラインを経由した場合の放出量は約1.2×10^{-4}TBq（7日間）、ドライウエルのラインを経由した場合の放出量は約3.7TBq（7日間）と評価している。</u>また、評価に当たっては、<u>格納容器圧力逃がし装置の除去効果（DF）を1,000</u>としている。</p> <p>ここでは、<u>経由するベントラインによる放出量の差（約30,800倍＝約3.7TBq/約1.2×10^{-4}TBq）の要因及び格納容器圧力逃がし装置の除去効果（DF）として1,000を使用すること</u>についての妥当性について検討を行った。</p> <p>1. <u>経由するベントラインによる放出量の差について</u> <u>ドライウエルのラインを経由した場合（以下「D/Wベント時」という。）とサプレッション・チェンバのラインを経由した場合（以下「W/Wベント時」という。）とでは、格納容器ベント実施後の原子炉圧力容器及び格納容器内の温度、圧力等が異なるため、格納容器ベント後のCs-137の振る舞いも異なるものとなる。このため、Cs-137の環境中への放出量の差（約30,800倍）はサプレッション・プールでのスクラビングによる除去効果の違いだけに起因するものではなく、「約30,800」を直接サプレッション・プールでの除去効果（DF）と見なすことはできないと考えられる。</u></p> <p><u>Cs-137の環境中への放出量の差を生む要因として、サプレッション・プールでの除去効果の違い以外では、例えば原子炉圧力容器から格納容器へのセシウムの放出量の違いが挙げられる。</u></p> <p><u>D/Wベント時はW/Wベント時よりも水頭圧分だけ炉圧が低くなるため、炉内ガスの比熱容量が小さくなり、炉内ガスが温度上昇しやすくなる^{*1}。炉内ガス温度が高いと、構</u></p>	<p>36. 使用する格納容器フィルタベント系の除去効果（DF）について</p> <p>「<u>島根原子力発電所2号炉の重大事故等対策の有効性評価</u>」の添付資料3.1.3.3において、<u>雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）時に</u> <u>おいて残留熱代替除去系を使用しない場合における格納容器フィルタベント系からのCs-137の放出量について検討を行っており、サプレッション・チェンバのラインを経由した場合の放出量は約2.1×10^{-3}TBq（7日間）、ドライウエルのラインを経由した場合の放出量は約3.4TBq（7日間）と評価している。</u>また、評価に当たっては<u>格納容器フィルタベント系の除去効果（DF）を1,000</u>としている。</p> <p>ここでは、<u>格納容器フィルタベント系の除去効果（DF）として1,000を使用すること</u>についての妥当性について検討を行った。</p>	<p>備考</p> <p>・解析結果の相違 【柏崎6/7，東海第二】</p> <p>・解析結果の相違 【柏崎6/7，東海第二】 島根2号炉は、<u>経由するベントラインによる放出量の差としてはサプレッション・プールでの除去効果が主な要因となっている。</u></p>

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>に沈着したセシウムが気相部に移行しやすくなるため、原子炉格納容器への放出が多くなる^{*2}。このことが、D/W ベント時のCs-137 の放出量の評価結果を増加させている一因になっていると考えられる。</u></p> <p><u>※1 格納容器ベント実施後においては、原子炉压力容器のトップヘッドフランジは、D/W ベント時の方がW/W ベント時に比べ20~40℃程度高くなっている。</u></p> <p><u>※2 大破断LOCA 時には、炉内内蔵量の約50%のCs が原子炉压力容器から原子炉格納容器に放出されると評価しているが、D/W ベント時の方が炉内内蔵量の約0.3% (CsOH グループ：約0.29%, CsI グループ：約0.25%) だけ多く放出されると評価している。</u></p> <p>2. 使用する格納容器圧力逃がし装置の除去効果 (DF) について</p> <p><u>エアロゾル粒子に対する格納容器圧力逃がし装置の除去効果は、以下の手順で評価している。</u></p> <p><u>① 格納容器圧力逃がし装置で期待できる除去効果 (DF) を粒径ごとに実験で確認</u></p> <p><u>② フィルタ装置に流入するエアロゾル粒子の粒径分布を、MAAP 解析に基づき評価</u></p> <p><u>③ ①と②から、オーバーオール除去効果 (DF) を評価</u></p> <p><u>格納容器圧力逃がし装置による除去効果(DF=1000) は、上記の手順での評価結果に対して、サプレッション・プールのスクラビングを経た後のエアロゾル粒子の粒径分布等を考慮し、適用可能な値を設定しているものである。このため、ベントラインに流入するエアロゾル粒子に対しDF1000 を適用することは妥当であると考えられる。なお、フィルタ装置は水スクラバと金属フィルタの両方を合わせてDF=1000 を確保できる設計としており、水スクラバ単体の除去効果は大破</u></p>	<p><u>造材に沈着したセシウムが気相部に移行しやすくなるため、格納容器への放出が多くなる^{*2}。このことが、D/Wベント時のCs-137の放出量の評価結果を増加させている一因になっていると考えられる。</u></p> <p><u>※1 格納容器ベント実施後においては、原子炉压力容器のトップヘッドフランジは、D/Wベント時の方がW/Wベント時に比べ最大で30℃程度高くなっている。</u></p> <p><u>※2 大破断LOCA時には、炉内内蔵量の約37%のCsが原子炉压力容器から格納容器に放出されると評価しているが、D/Wベント時の方が炉内内蔵量の約0.7%多く放出されると評価している。</u></p> <p>2. 使用する格納容器圧力逃がし装置の除去効果 (DF) について</p> <p><u>エアロゾル粒子に対する格納容器圧力逃がし装置の除去効果については、性能検証試験 (JAVA試験) により、格納容器ベント実施中に想定される運転範囲において、DF1,000以上を満足することを確認している。</u></p> <p><u>なお、格納容器圧力逃がし装置はベンチュリスクラバ及び金属フィルタの組み合わせで DF1,000 を確保できる設計としている。(「東海第二発電所 重大事故等対処設備について 3.7 原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備【50条】の補足12を参照)</u></p>	<p>1. 使用する格納容器フィルタベント系の除去効果 (DF) について</p> <p><u>格納容器フィルタベント系のフィルタ装置は、大規模なセクター試験装置を用いて実施された性能検証試験の試験条件に包絡されるよう設計している。</u></p> <p><u>性能検証試験では、実機の想定事象における種々の試験条件 (ベントガスの圧力・温度・流量及びエアロゾル粒径・濃度等) を考慮した性能検証試験を行い、各条件において発揮される性能を確認している。</u></p> <p><u>性能検証試験結果から、島根2号炉の使用条件を包絡する範囲においてDF1,000 以上を満足することを確認しているため、ベントラインに流入するエアロゾルに対し、DF1,000 を適用することは妥当であると考えられる。</u></p> <p><u>なお、スクラバ容器はベンチュリスクラバと金属繊維フィルタの両方を合わせてDF1,000 以上を確保できる設計としており、ベンチュリスクラバ単体でもDF100 以上と評価している。(「島根原子力発電所2号炉 重大事故等対処設備について 別添資料-1 格納容器フィルタベント系について」の別紙34を参照)</u></p>	<p>備考</p> <p>・設備設計の相違 【柏崎6/7、東海第二】</p>

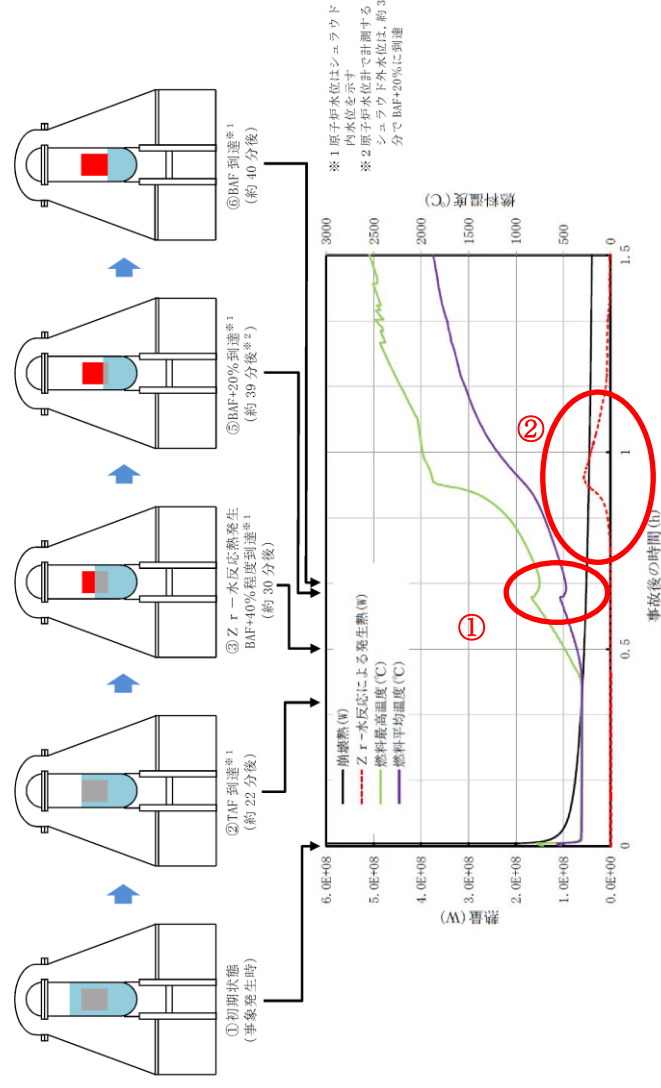
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>断LOCA(D/W ベント)時でDF=34~115 と評価している。</u></p> <p><u>(「柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉 重大事故等対処設備について 別添資料-1原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備 (格納容器圧力逃がし装置) について」の別紙30 を参照)</u></p>			

52. ジルコニウム (Zr) -水反応時の炉心損傷状態について



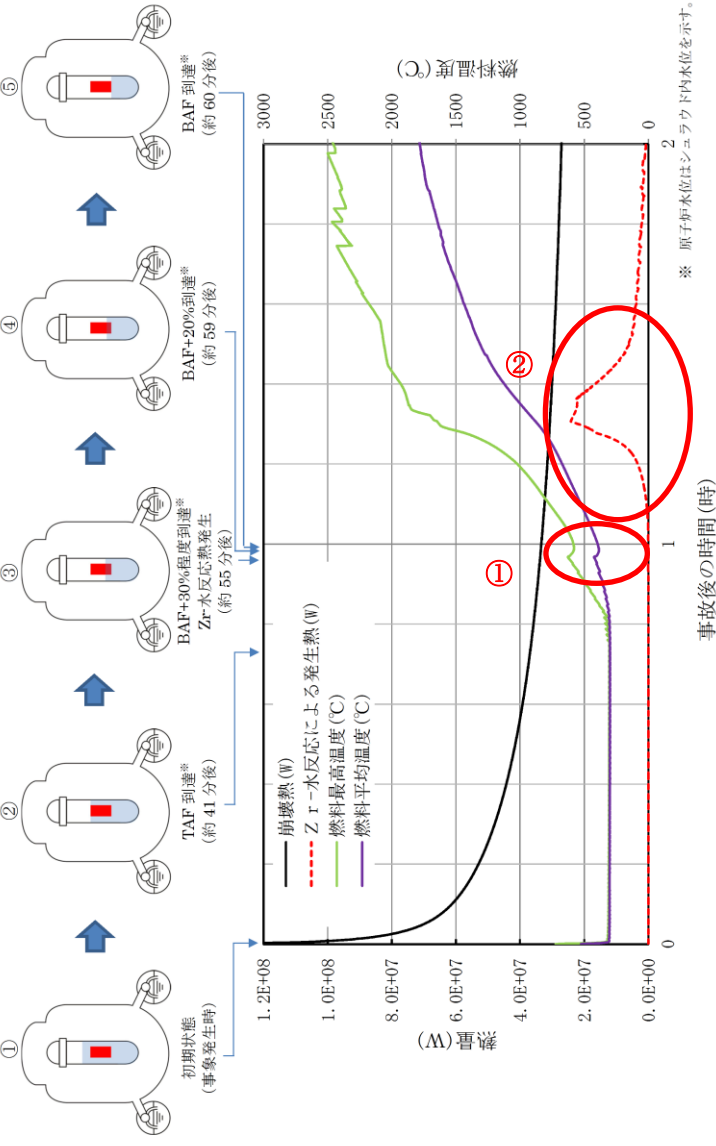
24 ジルコニウム (Zr) -水反応時の炉心損傷状態について

「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」における崩壊熱、Zr-水反応による発生熱、燃料温度及び炉心損傷状態の概念図を示す。



37. ジルコニウム (Zr)-水反応時の炉心損傷状態について

「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」における崩壊熱、Zr-水反応による発生熱、燃料温度及び炉心損傷状態の概念図を示す。



・解析結果の相違
【柏崎 6/7】
 ①島根 2号炉, 東海第二では, 崩壊熱にジルコニウム-水反応の酸化発熱反応が加わりヒートアップが加速されるが, 蒸気が炉心部へ供給されることにより燃料温度の低下が確認できる。
 ②ジルコニウム-水反応による反応熱の挙動が, 柏崎 6/7 と島根 2号炉, 東海第二で異なるが, これは減圧タイミングの差に起因すると考えられる。
 島根 2号炉は, 燃料最高温度が 1,000°Cを超えた付近でジルコニウム-水反応による反応熱が上昇しているが, 原子炉減圧後であることから, 水位低下に伴い蒸気発生量が低下し反応熱が低下する。一方, 柏崎 6/7 では燃料最高温度が 1,000°Cを超えた付近では, 原子炉が減圧されていないため, 逃がし安全弁の開閉に伴い, 蒸気流量が変化し, 反応熱が増減していると推定される。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7 号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2 号炉	備考
資料なし	<p style="text-align: right;">添付資料 4. 1. 13</p> <p><u>使用済燃料プール水の沸騰状態継続時の鉄筋コンクリートへの熱影響について</u></p> <p>1. はじめに 想定事故 1 及び想定事故 2 においては、事象発生後、<u>可搬型代替注水中型ポンプによる代替燃料プール注水系 (注水ライン)</u>を使用した<u>使用済燃料プール</u>への注水によって、<u>使用済燃料プール</u>の水位は回復・維持される。 その後、<u>残留熱除去系等の使用済燃料プール</u>の冷却機能を復旧することにより、<u>使用済燃料プール水温</u>を低下させるが、それまでの間は、<u>使用済燃料プール</u>の水温は高温状態が継続することとなるが、<u>使用済燃料プール</u>の構造材であるコンクリート及び鉄筋は、一般的に温度の上昇と共に強度及び剛性が劣化する傾向にあるとされている。 このため、<u>使用済燃料プール水の沸騰状態が長期間継続した場合の鉄筋コンクリートへの影響について</u>検討した。</p> <p>2. <u>使用済燃料プールへの沸騰状態継続の影響について</u> <u>使用済燃料プール</u>は、ステンレス鋼によりライニングされた構造となっており、重大事故等時に<u>使用済燃料プール水</u>が沸騰状態となった場合でも、代替注水設備により<u>使用済燃料プール</u>への注水が行われるため、<u>使用済燃料プール</u>はコンクリートからの水分逸散のないシール状態が維持される。第 1 表に示す文献によると、シール状態が維持されている場合は加熱温度 110℃で加熱期間 3.5 年間 (又は 2 年間) の場合でも、圧縮強度の低下傾向は認められないとされている。また、加熱による剛性についても、シール状態が維持された状態において大きな低下はないとされている。 また、鉄筋については、強度及び剛性はおおむね 200℃から 300℃までは常温時の特性を保持するとされている。 以上より、<u>使用済燃料プール水の沸騰状態が 3.5 年間継続した場合にも</u>、コンクリートの健全性は維持されるものと考えられる。</p>	<p>38. <u>燃料プール水の沸騰状態継続時の鉄筋コンクリートへの熱影響について</u></p> <p>1. はじめに 想定事故 1 及び想定事故 2 においては、事象発生後、<u>燃料プールのスプレイ系</u>を使用した<u>燃料プール</u>への注水によって、<u>燃料プール</u>の水位は回復・維持される。 その後、<u>残留熱除去系等の燃料プール</u>の冷却機能を復旧することにより、<u>燃料プール水温</u>を低下させるが、それまでの間は、<u>燃料プール</u>の水温は高温状態が継続することとなるが、<u>燃料プール</u>の構造材であるコンクリート及び鉄筋は、一般的に温度の上昇と共に強度及び剛性が劣化する傾向にあるとされている。 このため、<u>燃料プール水の沸騰状態が長期間継続した場合の鉄筋コンクリートへの影響について</u>検討した。</p> <p>2. <u>燃料プールへの沸騰状態継続の影響について</u> <u>燃料プール</u>は、ステンレス鋼によりライニングされた構造となっており、重大事故等時に<u>燃料プール水</u>が沸騰状態となった場合でも、代替注水設備により<u>燃料プール</u>への注水が行われるため、<u>燃料プール</u>はコンクリートからの水分逸散のないシール状態が維持される。表 1 に示す文献によると、シール状態が維持されている場合は加熱温度 110℃で加熱期間 3.5 年間 (又は 2 年間) の場合でも、圧縮強度の低下傾向は認められないとされている。また、加熱による剛性についても、シール状態が維持された状態において大きな低下はないとされている。 また、鉄筋については、強度及び剛性はおおむね 200℃から 300℃までは常温時の特性を保持するとされている。 以上より、<u>燃料プール水の沸騰状態が 3.5 年間継続した場合にも</u>、コンクリートの健全性は維持されるものと考えられる。</p>	

第1表 高温を受けたコンクリートの圧縮強度に関する文献

文献名 (出典)	試験条件		結果
	温度	期間	
熱影響場におけるコンクリートの劣化に関する研究 (第48回セメント技術大会講演集 1994)	110℃ 一定加熱 ^{※1}	1日～ 3.5年間 ^{※1}	シール状態の場合、圧縮強度、剛性の低下は認められない。 シール状態でない場合、圧縮強度の低下は認められないが、剛性の低下が認められる。
長期間加熱を受けたコンクリートの物性変化に関する実験的研究 (その1 実験計画と結果概要) (日本建築学会大会学術講演梗概集(中国) 1999年9月)	110℃ 一定加熱 ^{※1}	1日～ 24ヶ月 ^{※1}	シール状態の場合、圧縮強度、剛性の低下は認められない。 シール状態でない場合、圧縮強度の低下は認められないが、剛性の低下が認められる。
長期間加熱を受けたコンクリートの物性変化に関する実験的研究 (その2 普通コンクリートの力学特性試験結果) (日本建築学会大会学術講演梗概集(中国) 1999年9月)			
長期間加熱を受けたコンクリートの物性変化に関する実験的研究 (その3 耐熱コンクリートの力学特性試験結果) (日本建築学会大会学術講演梗概集(中国) 1999年9月)			

※1 文献ではこの他にも温度条件等を変えた実験も実施している

表1 高温を受けたコンクリートの圧縮強度に関する文献

文献名 (出典)	試験条件		結果
	温度	期間	
熱影響場におけるコンクリートの劣化に関する研究 (第48回セメント技術大会講演集 1994)	110℃ 一定加熱 ^{※1}	1日～ 3.5年間 ^{※1}	シール状態の場合、圧縮強度、剛性の低下は認められない。 シール状態でない場合、圧縮強度の低下は認められないが、剛性の低下が認められる。
長期間加熱を受けたコンクリートの物性変化に関する実験的研究 (その1 実験計画と結果概要) (日本建築学会大会学術講演梗概集(中国) 1999年9月)	110℃ 一定加熱 ^{※1}	1日～ 24ヶ月 ^{※1}	シール状態の場合、圧縮強度、剛性の低下は認められない。 シール状態でない場合、圧縮強度の低下は認められないが、剛性の低下が認められる。
長期間加熱を受けたコンクリートの物性変化に関する実験的研究 (その2 普通コンクリートの力学特性試験結果) (日本建築学会大会学術講演梗概集(中国) 1999年9月)			
長期間加熱を受けたコンクリートの物性変化に関する実験的研究 (その3 耐熱コンクリートの力学特性試験結果) (日本建築学会大会学術講演梗概集(中国) 1999年9月)			

※1 文献ではこの他にも温度条件等を変えた実験も実施している。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p style="text-align: right;">添付資料 1. 3. 1</p> <p>有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧について</p> <p>第 1 表～第 4 表に炉心損傷防止対策，格納容器破損防止対策，<u>使用済燃料プールの燃料損傷防止対策</u>及び運転停止中の燃料損傷防止対策の有効性評価の各重要事故シーケンス等において機能喪失を仮定した設備の一覧を示す。</p>	<p>40. 有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧について</p> <p>第 1 表～第 4 表に炉心損傷防止対策，格納容器破損防止対策，<u>燃料プールの燃料損傷防止対策</u>及び運転停止中の燃料損傷防止対策の有効性評価の各重要事故シーケンス等において機能喪失を仮定した設備の一覧を示す。</p>	

第1表 炉心損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (1/3)

事故シナリオグループ	重要事故シナリオ等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なSA設備
・高圧・低圧注水機能喪失	過渡事象(給水流量の全喪失)	高圧炉心スプレイ系	高圧代替注水系 代替循環冷却系(緊急用海水系)
	高圧炉心冷却失敗	原子炉隔離時冷却系	
	低圧炉心冷却失敗	低圧炉心スプレイ系 残留熱除去系(低圧注水系)※1	
・高圧注水・減圧機能喪失	過渡事象(給水流量の全喪失)	高圧炉心スプレイ系	高圧代替注水系
	高圧炉心冷却失敗	原子炉隔離時冷却系	
	原子炉減圧失敗	自動減圧系	
・全交流動力電源喪失(長期TB)	外部電源喪失	—	(常設代替高圧電源装置による非常 用母線の受電(～24時間))
	DG失敗	非常用ディーゼル発電機	
	HPCS失敗(蓄電池枯渇後RC IC停止)	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機	
・全交流動力電源喪失(T BD, TBU)	外部電源喪失	—	(常設代替高圧電源装置による非常 用母線の受電(～24時間))
	直流電源失敗	125V系蓄電池	
	高圧炉心冷却失敗	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機	
	—	非常用ディーゼル発電機 原子炉隔離時冷却系	

※1 残留熱除去系(低圧注水系)の機能喪失に伴い、格納容器スプレイ、サブレーション・プールの冷却、停止時冷却の機能喪失を仮定

第1表 炉心損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (1/3)

事故シナリオグループ	重要事故シナリオ等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なSA設備
高圧・低圧注水機能喪失	過渡事象(給水流量の全喪失)	—	高圧原子炉代替注水系
	高圧炉心冷却失敗	高圧炉心スプレイ系 原子炉隔離時冷却系	
	低圧炉心冷却失敗	低圧炉心スプレイ系 残留熱除去系(低圧注水モード)	
高圧注水・減圧機能喪失	過渡事象(給水流量の全喪失)	—	高圧原子炉代替注水系
	高圧炉心冷却失敗	高圧炉心スプレイ系 原子炉隔離時冷却系	
	原子炉減圧失敗	自動減圧系 手動減圧の失敗	
全交流動力電源喪失(長期TB)	全交流動力電源喪失(外部電 源喪失+DG失敗)	非常用ディーゼル発電機	常設代替交流電源設備による非 常用高圧母線の受電(～24h)
	HPCS失敗	高圧炉心スプレイ系ディーゼル 発電機	
全交流動力電源喪失(TBU)	全交流動力電源喪失(外部電 源喪失+DG失敗)	非常用ディーゼル発電機	常設代替交流電源設備による非 常用高圧母線の受電(～24h)
	高圧炉心冷却失敗	高圧炉心スプレイ系ディーゼル 発電機 原子炉隔離時冷却系	

・設備設計の相違
【東海第二】
残留熱代替除去系は炉
心損傷防止の設備として
いない

第1表 炉心損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (2/3)

事故シケケンスグループ	重要事故シケケンス等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なSA設備 (常設代替高圧電源装置による非常 用母線の受電 (~24 時間))
・全交流動力電源喪失 (TBP)	外部電源喪失	—	—
	DG失敗	非常用ディーゼル発電機	
	逃がし安全再開鎖失敗	逃がし安全弁1個開固着	
	HPCS失敗	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機	
・崩壊熱除去機能喪失 (取水機能が喪失した場合)	過渡事象 (給水流量の全喪失)	—	
	RHR失敗	残留熱除去系海水系	
	—	全交流動力電源喪失 (非常用ディーゼル発電機海水系, 高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機海水系, 外部電源喪失)	
・崩壊熱除去機能が故障した場合)	過渡事象 (給水流量の全喪失)	—	
	RHR失敗	残留熱除去系	
・原子炉停止機能喪失	過渡事象 (主蒸気隔離弁の誤閉止)	—	(代替制御棒挿入機能)
	原子炉停止失敗	原子炉自動スクラム 原子炉手動スクラム 代替制御棒挿入機能	
	—	—	

第1表 炉心損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (2/3)

事故シケケンスグループ	重要事故シケケンス等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なSA設備 (常設代替交流電源設備による非常 用高圧母線の受電 (~24h))
全交流動力電源喪失 (TBD)	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG失敗)	非常用ディーゼル発電機等	—
	直流電源喪失	115V-B系所内用蓄電池 230V系蓄電池	
	—	原子炉隔離時冷却系	
	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG失敗)	非常用ディーゼル発電機	
全交流動力電源喪失 (TBP)	SRV再開鎖失敗	逃がし安全弁1個が開固着	常設代替交流電源設備による非常 用高圧母線の受電 (~24h)
	HPCS失敗	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機	

第1表 炉心損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (2/3)

事故シケンスグループ	重要事故シケンス等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なS A設備 (常設代替高圧電源装置による非常 用母線の受電 (~24 時間))
・全交流動力電源喪失 (T B P)	外部電源喪失	-	-
	D G失敗	非常用ディーゼル発電機	
	逃がし安全再閉鎖失敗	逃がし安全弁1個閉鎖	
	H P C S失敗	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機	
・崩壊熱除去機能喪失 (取水 機能喪失した場合)	過渡事象 (給水流量の全喪失)	-	-
	R H R失敗	残留熱除去系海水系	
・崩壊熱除去機能喪失 (残 留熱除去系が故障した 場合)	-	全交流動力電源喪失 (非常用ディーゼ ル発電機海水系, 高圧炉心スプレイ系 ディーゼル発電機海水系, 外部電源喪 失)	-
	過渡事象 (給水流量の全喪失)	-	-
・原子炉停止機能喪失	R H R失敗	残留熱除去系	-
	過渡事象 (主蒸気隔離弁の誤閉 止)	-	(代替制御棒挿入機能)
	原子炉停止失敗	原子炉自動スクラム 原子炉手動スクラム 代替制御棒挿入機能	

第1表 炉心損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (3/3)

事故シケンスグループ	重要事故シケンス等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なS A設備
崩壊熱除去機能喪失 (取水機能が喪失した場合)	過渡事象 (給水流量の全喪失)	-	-
	崩壊熱除去失敗	原子炉補機海水系 原子炉補機冷却系 高圧炉心スプレイ補機冷却系 (高 圧炉心スプレイ補機海水系)	
	-	全交流動力電源喪失 (外部電源喪 失, 非常用ディーゼル発電機等)	
	過渡事象 (給水流量の全喪失)	-	
崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系が故障した場合)	崩壊熱除去失敗	残留熱除去系	-
	原子炉停止機能喪失	原子炉自動スクラム 原子炉手動スクラム	
L O C A時注水機能喪失	中破断L O C A	-	-
	高圧炉心冷却失敗	高圧炉心スプレイ系 原子炉隔離時冷却系	
	低圧炉心冷却失敗	低圧炉心スプレイ系 残留熱除去系 (低圧注水モード)	
	-	給水流量の全喪失 自動減圧系*	
	インターフェースシステムL O C A	インターフェースシステムL O C Aが発生した側の残留熱除去 系の機能喪失	
格納容器バイパス (インターフェ ースシステムL O C A)	-	給水流量の全喪失	-

※ 「実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド」を踏まえて設定

第1表 炉心損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (3/3)

事故シケケンスグループ	重要事故シケケンス等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なS A設備
・LOCA時注水機能喪失	中破断LOCA	—	高圧代替注水系
	高圧炉心冷却失敗	高圧炉心スプレイス系 原子炉隔離時冷却系	代替循環冷却系 (緊急用海水系)
・格納容器バイパス (インターフェイズシステムLOCA)	低圧炉心冷却失敗	低圧炉心スプレイス系 残留熱除去系 (低圧注水系) *1 自動減圧系	—
	—	外部電源喪失による給復水系停止	—
・津波浸水による最終ヒートシンク喪失	ISLOCA	ISLOCAの発生を想定する残留熱除去系B系 高圧炉心スプレイス系 残留熱除去系C系	—
	—	外部電源喪失による給復水系停止	—
・格納容器バイパス (インターフェイズシステムLOCA)	—	残留熱除去系海水系 非常用ディーゼル発電機海水系 高圧炉心スプレイス系ディーゼル発電機海水系	—
	—	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失)	—

*1 残留熱除去系 (低圧注水系) の機能喪失に伴い、格納容器スプレイス、サブプレッション・プール冷却、停止時冷却の機能喪失を仮定

第1表 炉心損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (3/3)

事故シケケンスグループ	重要事故シケケンス等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なS A設備
崩壊熱除去機能喪失 (取水機能が喪失した場合)	過渡事象 (給水流量の全喪失) 崩壊熱除去失敗	—	—
	—	原子炉補機海水系 原子炉補機冷却系 高圧炉心スプレイス補機冷却系 (高圧炉心スプレイス補機海水系) 全交流動力電源喪失 (外部電源喪失、非常用ディーゼル発電機等)	—
崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系が故障した場合)	過渡事象 (給水流量の全喪失) 崩壊熱除去失敗	—	—
	過渡事象 (主蒸気隔離弁閉止) 原子炉停止失敗	残留熱除去系 —	代替制御棒挿入機能
LOCA時注水機能喪失	中破断LOCA	—	—
	高圧炉心冷却失敗 低圧炉心冷却失敗	高圧炉心スプレイス系 原子炉隔離時冷却系 低圧炉心スプレイス系 残留熱除去系 (低圧注水モード) 給水流量の全喪失 自動減圧系*	—
格納容器バイパス (インターフェイズシステムLOCA)	—	—	—
	インターフェイズシステムLOCA	—	—
—	—	インターフェイズシステムLOCAが発生した側の残留熱除去系の機能喪失 給水流量の全喪失	—

* 「実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド」を踏まえて設定

・設備設計の相違
【東海第二】
残留熱代替除去系は炉心損傷防止の設備としていない

第2表 格納容器破損防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (1/2)

格納容器破損モード	重要事故シナリオ等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なS A設備
・雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却を使用する場合) ・水素燃焼	大破断 L O C A	—	格納容器下部注水系 (常設)
	高圧炉心冷却失敗	高圧炉心スプレイス系 原子炉隔離時冷却系 高圧代替注水系*3	
	低圧炉心冷却失敗	低圧炉心スプレイス系 残留熱除去系 (低圧注水系) *1 全交流動力電源喪失 (外部電源喪失) 残留熱除去系海水系*2	
	—	—	
・雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却を使用できない場合)	大破断 L O C A	—	格納容器下部注水系 (常設)
	高圧炉心冷却失敗	高圧炉心スプレイス系 原子炉隔離時冷却系 高圧代替注水系*3	
	低圧炉心冷却失敗	低圧炉心スプレイス系 残留熱除去系 (低圧注水系) 全交流動力電源喪失 (外部電源喪失) 代替循環冷却系 残留熱除去系海水系*2	
	—	—	

※1 残留熱除去系 (低圧注水系) の機能喪失に伴い、格納容器スプレイス、サブプレッション・プールの機能喪失を仮定

※2 緊急用海水系を優先して使用するため、残留熱除去系海水系の機能喪失の有無が評価に与える影響はない

※3 大破断 L O C A 発生に従属して機能喪失

第2表 格納容器破損防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧

格納容器破損モード	重要事故シナリオ等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なS A設備
雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (残留熱代替注水系を使用する場合) 水素燃焼	大破断 L O C A	—	—
	E C C S 注水機能喪失	高圧炉心スプレイス系 低圧炉心スプレイス系 残留熱除去系 (低圧注水モード) 非常用ディーゼル発電機等	
	全交流動力電源喪失	原子炉補機冷却系 (原子炉補機海水系含む)	
	—	—	残留熱代替注水系
雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (残留熱代替注水系を使用しない場合)	大破断 L O C A	—	—
	E C C S 注水機能喪失	高圧炉心スプレイス系 低圧炉心スプレイス系 残留熱除去系 (低圧注水モード) 非常用ディーゼル発電機等	
	全交流動力電源喪失	原子炉補機冷却系 (原子炉補機海水系含む)	
	—	—	
高圧溶融物放出 / 格納容器雰囲気直接加熱 原子炉圧力容器外の溶融燃料冷却材相互作用 溶融炉心・コンクリート相互作用	過渡事象 (給水流量の全喪失) 高圧炉心冷却失敗	—	低圧原子炉代替注水系 (常設) 高圧原子炉代替注水系 ペダスタル代替注水系 (常設) 残留熱代替除去系 (原子炉注水)
	低圧炉心冷却失敗	高圧炉心スプレイス系 原子炉隔離時冷却系 低圧炉心スプレイス系 残留熱除去系 (低圧注水モード) 非常用ディーゼル発電機等	
	—	—	原子炉補機冷却系 (原子炉補機海水系含む) 非常用ディーゼル発電機等 原子炉補機冷却系 (原子炉補機海水系含む)

・記載方針の相違
【東海第二】
 「安全機能の喪失に対する仮定等」には機能喪失する S A 設備は記載しない

第2表 格納容器破損防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (2/2)

格納容器破損モード	重要事象シケンス等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なS A設備
格納容器放出／格納容器 ・高圧溶融物放出／格納容器 器雰囲気直接加熱 ・原子炉圧力容器外の溶融 燃料一冷却材相互作用 ・溶融炉心・コンクリート 相互作用	過渡事象(給水流量の全喪失)	—	高圧代替注水系
	高圧炉心冷却失敗	高圧炉心スプレイス系	低圧代替注水系(常設) ※3
	低圧炉心冷却失敗	原子炉隔離時冷却系	代替循環冷却系(原子炉注水) ※3
	—	低圧炉心スプレイス系 残留熱除去系(低圧注水系) ※1 全交流動力電源喪失(外部電源喪失) 残留熱除去系海水系 ※2	

※1 残留熱除去系(低圧注水系)の機能喪失に伴い、格納容器スプレイス、サブレシジョン・プールの冷却、停止時冷却の機能喪失を仮定

※2 緊急用海水系を優先して使用するため、残留熱除去系海水系の機能喪失の有無が評価に与える影響はない

※3 原子炉圧力容器破損前

第2表 格納容器破損防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧

格納容器破損モード	重要事象シケンス等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なS A設備
雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)(残留熱代替除去系を使用する場合) 水素燃焼	大破断LOCA	—	—
	ECCS注水機能喪失	高圧炉心スプレイス系 低圧炉心スプレイス系 残留熱除去系(低圧注水モード) 非常用ディーゼル発電機等	
	全交流動力電源喪失	原子炉補機冷却系(原子炉補機海水系含む)	
	—	—	残留熱代替除去系
雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)(残留熱代替除去系を使用しない場合) 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気 気直接加熱	大破断LOCA	—	
	ECCS注水機能喪失	高圧炉心スプレイス系 低圧炉心スプレイス系 残留熱除去系(低圧注水モード) 非常用ディーゼル発電機等	
	全交流動力電源喪失	原子炉補機冷却系(原子炉補機海水系含む)	
	—	—	低圧原子炉代替注水系(常設) 高圧原子炉代替注水系 ベデスタル代替注水系(常設) 残留熱代替除去系(原子炉注水)
原子炉圧力容器外の溶融燃料一 冷却材相互作用 溶融炉心・コンクリート相互作用	過渡事象(給水流量の全喪失) 高圧炉心冷却失敗	高圧炉心スプレイス系 原子炉隔離時冷却系	
	低圧炉心冷却失敗	低圧炉心スプレイス系 残留熱除去系(低圧注水モード) 非常用ディーゼル発電機等 原子炉補機冷却系(原子炉補機海水系含む)	

第3表 使用済燃料プールの燃料損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (1/1)

想定事故	重要事故シナリオ等 冷却機能喪失及び注水機 能喪失	重要事故シナリオ等 プール水の小規模な喪失 冷却機能喪失及び注水機 能喪失	安全機能の喪失に対する仮定等 残留熱除去系 燃料プール冷却浄化系 補給水系	解析上考慮しない主なSA設備 常設低圧代替注水系ポンプによる代替燃料 プール注水系 (注水ライン) 可搬型代替注水大型ポンプによる代替燃料 プール注水系 (可搬型スプレインノズル)
想定事故 1				
想定事故 2				

第3表 燃料プールの燃料損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧

想定事故	重要事故シナリオ等 冷却機能喪失 注水機能喪失	重要事故シナリオ等 燃料プール内の水の小規模な 喪失 冷却機能喪失 注水機能喪失	安全機能の喪失に対する仮定等 燃料プール冷却系 残留熱除去系 燃料プール冷却系 残留熱除去系 復水輸送系 燃料プール補給水系	解析上考慮しない主なSA設備 燃料プールのスプレイン系 (常設ス プレインヘッド使用)
想定事故 1				
想定事故 2				

・設備設計の相違
【東海第二】

第4表 運転停止中の燃料損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧 (1/1)

事故シケンスグループ	重要事故シケンス等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なSA設備
崩壊熱除去機能喪失	残留熱除去系の故障 (RHR喪失)	-	-
	崩壊熱除去・炉心冷却失敗	運転中の残留熱除去系 (原子炉停止時冷却系)	
全交流動力電源喪失	外部電源喪失	-	-
	交流電源喪失	非常用ディーゼル発電機	
	崩壊熱除去・炉心冷却失敗	-	
原子炉冷却材の流出	-	残留熱除去系海水系	
	原子炉冷却材の流出 (RHR系統切替時のLOCA)	-	-
反応度の誤投入	崩壊熱除去・炉心冷却失敗	崩壊熱除去・炉心冷却失敗	
	反応度の誤投入	-	-

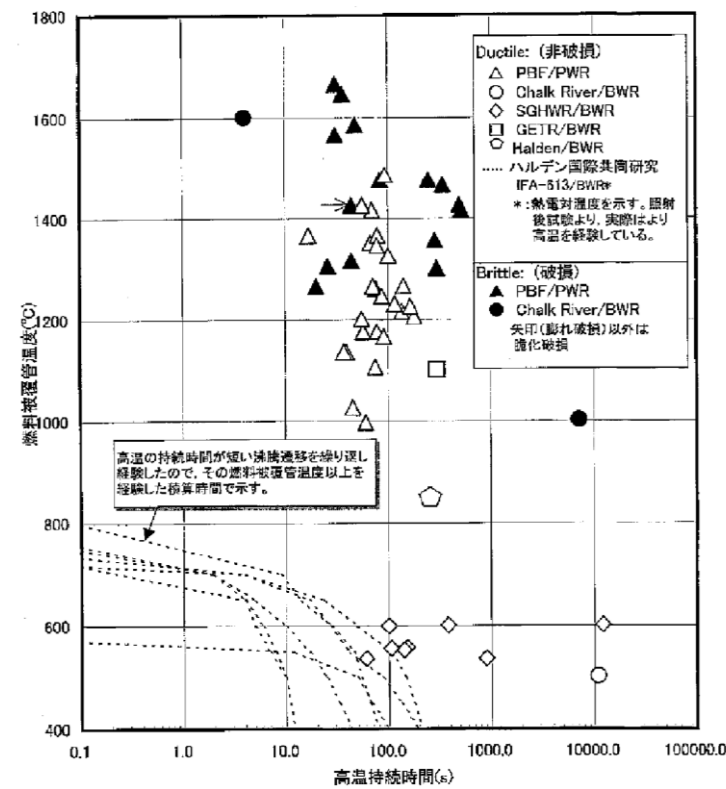
第4表 運転停止中の燃料損傷防止対策の有効性評価における機能喪失を仮定した設備一覧

事故シケンスグループ	重要事故シケンス等	安全機能の喪失に対する仮定等	解析上考慮しない主なSA設備
崩壊熱除去機能喪失	崩壊熱除去機能喪失	-	-
	崩壊熱除去・炉心冷却失敗	運転中の残留熱除去系 (原子炉停止時冷却モード)	
全交流動力電源喪失	外部電源喪失	-	-
	全交流動力電源喪失	非常用ディーゼル発電機等	
	-	原子炉補機冷却系 (原子炉補機海水系含む)	
原子炉冷却材の流出	残留熱除去系切替時の冷却材流出	-	-
	流出隔離・炉心冷却失敗	運転中の残留熱除去系 (原子炉停止時冷却モード)	
反応度の誤投入	制御棒の誤引き抜き	-	-

・設備設計の相違
【東海第二】

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
		<p>実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド(改正 平成 29年 11月 29日 原子力規制委員会決定) 抜粋</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> <p>(b) 中小破断 LOCA 時</p> <p>a) 重要事故シーケンスの例</p> <p>i. 中小破断 LOCA の発生後、「高圧注水機能及び低圧注水機能が喪失する場合」、又は「高圧注水機能及び原子炉減圧機能が喪失する場合」に、炉心の著しい損傷に至る。</p> <p>b) 主要解析条件（「2.2.2 有効性評価の共通解析条件」に記載の項目を除く。）</p> <p>i. 原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管の破断を想定する。</p> <p>ii. 高圧注水機能として IC、RCIC 及び高圧 ECCS の機能喪失を、低圧注水機能として低圧 ECCS の機能喪失を、原子炉減圧機能として自動減圧系の機能喪失を仮定する。</p> <p>iii. 原子炉冷却材バウンダリの破断口径及び破断位置は、低圧注水を行うために原子炉の減圧又は高圧注水系による炉心冷却を必要とする範囲とする。</p> <p>c) 対策例</p> <p>i. 代替注水設備等による炉心冷却機能の確保</p> <p>ii. 逃がし安全弁の手動作動による原子炉の減圧及び低圧注水によって炉心冷却機能を確保（代替注水設備の動作に原子炉の減圧が必要となる場合）</p> </div>	

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p style="text-align: right;">添付資料 1. 2. 1</p> <p>外圧支配事象における燃料被覆管の健全性について</p> <p>事故シーケンスグループ「原子炉停止機能喪失」のような外圧支配事象において高温高圧状態が継続する場合の燃料被覆管の健全性について説明する。</p> <p>1. 有効性評価結果</p> <p>原子炉停止機能喪失により燃料被覆管表面で沸騰遷移（ドライアウト）が発生し、燃料被覆管温度及び燃料被覆管にかかる圧力が上昇しリウエットする場合、燃料被覆管表面最高温度約 <u>870℃</u>、燃料被覆管外圧約 <u>8. 2MPa</u>（内外圧差：約 <u>6. 4MPa</u>）の状態が <u>20 秒</u> 程度継続する解析評価結果を得ている。</p> <p>2. 高温高圧時の燃料被覆管の健全性について</p> <p>(1) 出力ー冷却不整合時の燃料健全性について</p> <p>出力ー冷却不整合（以下「PCM」(Power Cooling Mismatch) という。) 時の燃料のふるまいについて以下のとおり整理した。</p> <p>PCMにより膜沸騰を開始した燃料被覆管は、燃料被覆管温度の上昇により 900℃以上になると、ジルコニウムー水反応が進行し、燃料被覆管表面に酸化膜が生成され、酸化の進行に伴い燃料被覆管の脆化が進行することが知られている。また、燃料被覆管温度の上昇により燃料被覆管の強度が低下し、外圧支配であることから燃料被覆管内側へのつぶれ変形が発生する可能性がある^[1]。</p> <p>PCM時の燃料破損は、沸騰遷移が生じ燃料被覆管が高温となり酸化脆化することが主な原因であり、沸騰遷移により高温を持続した場合の燃料健全性について以下に示す。</p> <p>一時的に沸騰遷移が発生しても速やかに原子炉出力が低下してリウエットする事象発生時の燃料健全性に関する炉内試験結果を第1図に示す^[2]。</p> <p>第1図より、本解析評価結果（燃料被覆管表面最高温度約 <u>870℃</u>、持続時間 <u>20 秒</u>）において、燃料被覆管は健全であると考えられる。このことは、後述の(3)のハルデン炉を用いた沸騰遷移試験からもわかる。</p> <p>なお、文献[2]、[3]において、第1図の結果等を元に沸騰遷移時の燃料健全性に関する整理及び適用の妥当性の検討が行われている。</p>	<p>45. 外圧支配事象における燃料被覆管の健全性について</p> <p>事故シーケンスグループ「原子炉停止機能喪失」のような外圧支配事象において高温高圧状態が継続する場合の燃料被覆管の健全性について説明する。</p> <p>1. 有効性評価結果</p> <p>原子炉停止機能喪失により燃料被覆管表面で沸騰遷移（ドライアウト）が発生し、燃料被覆管温度及び燃料被覆管にかかる圧力が上昇しリウエットする場合、燃料被覆管表面最高温度約 <u>818℃</u>、燃料被覆管外圧約 <u>8. 9MPa</u>（内外圧差：約 <u>7. 1MPa</u>）の状態が <u>4 秒</u> 程度継続する解析評価結果を得ている。</p> <p>2. 高温高圧時の燃料被覆管の健全性について</p> <p>(1) 出力ー冷却不整合時の燃料健全性について</p> <p>出力ー冷却不整合（以下「PCM」(Power Cooling Mismatch) という。) 時の燃料のふるまいについて以下のとおり整理した。</p> <p>PCMにより膜沸騰を開始した燃料被覆管は、燃料被覆管温度の上昇により 900℃以上になると、ジルコニウムー水反応が進行し、燃料被覆管表面に酸化膜が生成され、酸化の進行に伴い燃料被覆管の脆化が進行することが知られている。また、燃料被覆管温度の上昇により燃料被覆管の強度が低下し、外圧支配であることから燃料被覆管内側へのつぶれ変形が発生する可能性がある^[1]。</p> <p>PCM時の燃料破損は、沸騰遷移が生じ燃料被覆管が高温となり酸化脆化することが主な原因であり、沸騰遷移により高温を持続した場合の燃料健全性について以下に示す。</p> <p>一時的に沸騰遷移が発生しても速やかに原子炉出力が低下してリウエットする事象発生時の燃料健全性に関する炉内試験結果を第1図に示す^[2]。</p> <p>第1図より、本解析評価結果（燃料被覆管表面最高温度約 <u>818℃</u>、持続時間 <u>4 秒</u>）において、燃料被覆管は健全であると考えられる。このことは、後述の(3)のハルデン炉を用いた沸騰遷移試験からもわかる。</p> <p>なお、文献[2]、[3]において、第1図の結果等を元に沸騰遷移時の燃料健全性に関する整理及び適用の妥当性の検討が行われている。</p>	<p>・解析結果の相違 【東海第二】</p> <p>・解析結果の相違 【東海第二】</p>

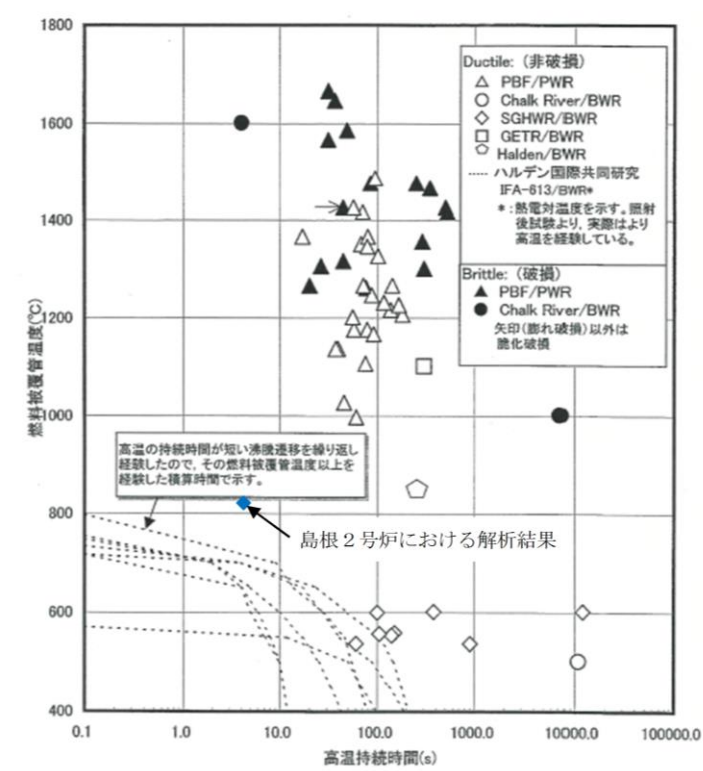


第1 図 沸騰遷移発生後の燃料健全性に関する炉内試験結果^[2]

(2) 化学量論的酸化量 (以下「ECR」という。) について

PCMの破損モードである酸化脆化に関し、本解析評価におけるECRを評価した。原子炉停止機能喪失による燃料被覆管表面での沸騰遷移の発生により燃料被覆管が高温維持された場合の9×9燃料(A型)被覆管の酸化割合について、Baker-Justの式^[4]に基づき評価した結果を、第2 図に示す。参考にCattの式^[4]に基づき評価した結果を、第2 図に示す。参考にCathcartの式^[5]に基づく評価結果も示す。

燃料被覆管表面最高温度約870℃、持続時間20秒であれば、ECRは約0.3%であり、沸騰遷移期間中に燃料被覆管母材に取り込まれる酸素の量は少なく、燃料被覆管の酸化による脆化が問題になることはない。また、この温度及び持続時間では、ECRがLOCA時の燃料被覆管脆化破損の判断基準である15%に達するまでに十分な余裕があるため、つぶれ変形が生じたとしても、燃料被覆管の健全性は維持されると考えられる。



※日本原子力学会標準「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」、炉内試験結果 に加筆

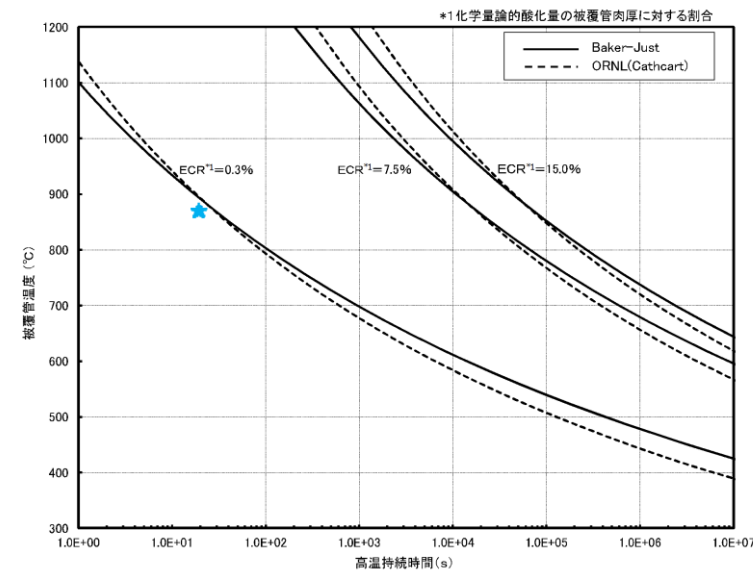
第1 図 沸騰遷移発生後の燃料健全性に関する炉内試験結果^[2]

(2) 化学量論的酸化量 (以下「ECR」という。) について

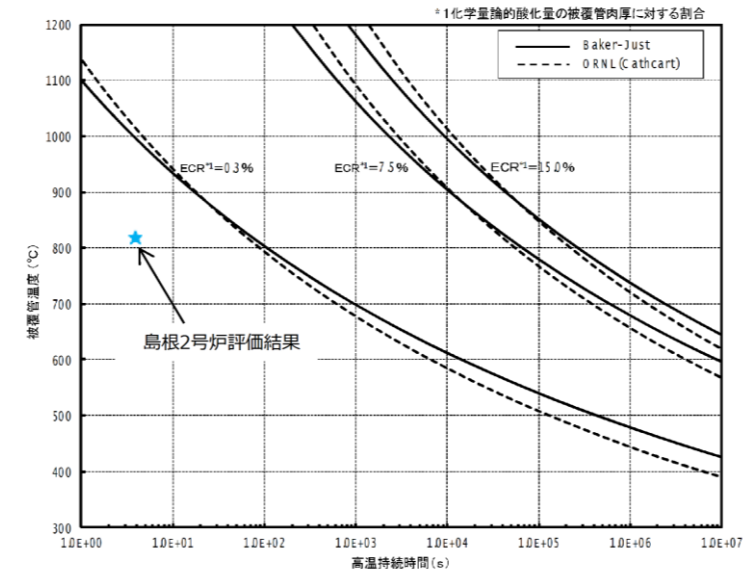
PCMの破損モードである酸化脆化に関し、本解析評価におけるECRを評価した。原子炉停止機能喪失による燃料被覆管表面での沸騰遷移の発生により燃料被覆管が高温維持された場合の9×9燃料(A型)被覆管の酸化割合について、Baker-Justの式^[4]に基づき評価した結果を、第2 図に示す。参考にCattの式^[4]に基づき評価した結果を、第2 図に示す。参考にCathcartの式^[5]に基づく評価結果も示す。

燃料被覆管表面最高温度約818℃、持続時間4秒であれば、ECRは0.1%以下であり、沸騰遷移期間中に燃料被覆管母材に取り込まれる酸素の量は少なく、燃料被覆管の酸化による脆化が問題になることはない。また、この温度及び持続時間では、ECRがLOCA時の燃料被覆管脆化破損の判断基準である15%に達するまでに十分な余裕があるため、つぶれ変形が生じたとしても、燃料被覆管の健全性は維持されると考えられる。

・解析結果の相違
【東海第二】



第2図 高温持続時間と燃料被覆管表面酸化量の関係



第2図 高温持続時間と燃料被覆管表面酸化量の関係

(3) ハルデン炉を用いた沸騰遷移試験によるつぶれ変形について本解析評価に近い条件に基づく沸騰遷移試験における燃料の変化について参考に示す。

BWR燃料の未照射燃料棒及び照射燃料棒（燃料棒燃焼度は22GWd/t～40GWd/t）を用い、高温、外圧支配時の沸騰遷移試験を行った^[6]。

〔照射条件〕

- a. 燃料被覆管表面最高温度：977℃以上（試験後の prior-β 相形成より推定）
- b. 沸騰遷移積算時間：約 49 秒^{※1}

※1 熱電対での燃料被覆管表面温度が断続的に 600℃～720℃を記録した時間の合計。ただし、熱電対先端と溶接位置の関係から、燃料被覆管表面温度の過小評価が考えられる。

照射条件の a. 及び b. を経験した試験燃料棒の燃料被覆管外観写真と直径測定結果を第3図に示す。

この試験燃料棒のドライアウト領域（燃料棒上部）（燃料被覆管外圧：約 7MPa、内外圧差：約 6.4MPa）では、燃料ペレット間の局所的なつぶれ変形（燃料ペレット間（ペレット上下端チャンファ）位置に沿った、燃料被覆管内側方向への約 20 μm～約 50 μm の食い込み）があり、燃料被覆管表面酸化膜

(3) ハルデン炉を用いた沸騰遷移試験によるつぶれ変形について本解析評価に近い条件に基づく沸騰遷移試験における燃料の変化について参考に示す。

BWR燃料の未照射燃料棒及び照射燃料棒（燃料棒燃焼度は22GWd/t～40GWd/t）を用い、高温、外圧支配時の沸騰遷移試験を行った^[6]。

〔照射条件〕

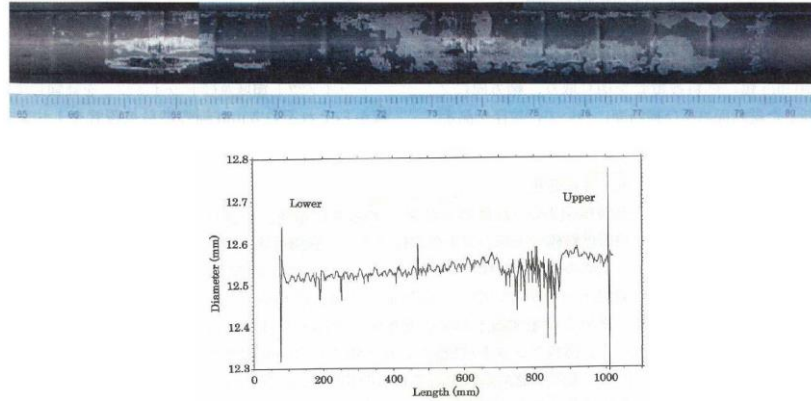
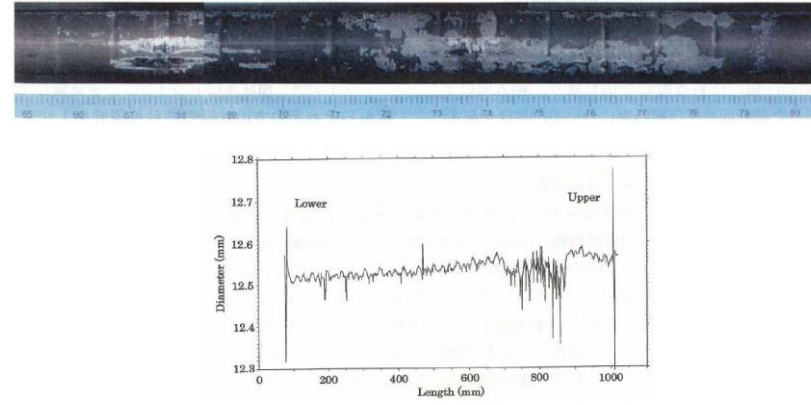
- a. 燃料被覆管表面最高温度：900℃以上（試験後の prior-β 相形成より推定）
- b. 沸騰遷移積算時間：約 49 秒^{※1}

※1 熱電対での燃料被覆管表面温度が断続的に 600℃を記録した時間の合計。ただし、熱電対先端と溶接位置の関係から、燃料被覆管表面温度の過小評価が考えられる。

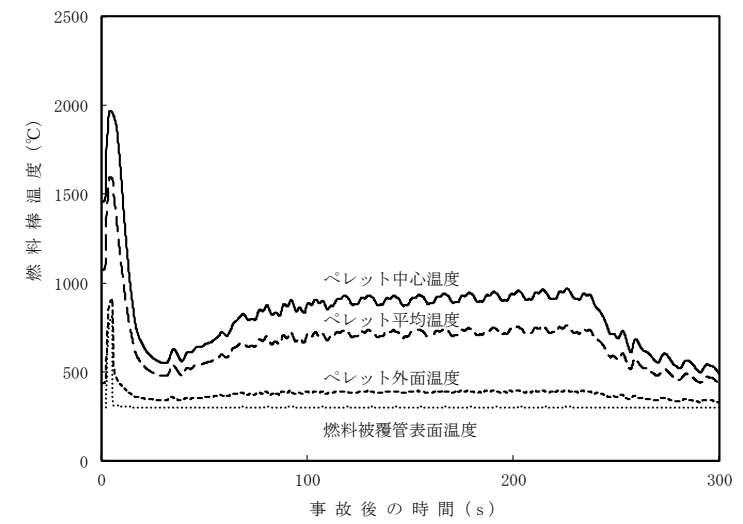
照射条件の a. 及び b. を経験した試験燃料棒の燃料被覆管外観写真と直径測定結果を第3図に示す。

この試験燃料棒のドライアウト領域（燃料棒上部）（燃料被覆管外圧：約 7MPa、内外圧差：約 6.4MPa）では、燃料ペレット間の局所的なつぶれ変形（燃料ペレット間（ペレット上下端チャンファ）位置に沿った、燃料被覆管内側方向への約 20 μm～約 50 μm の食い込み）があり、燃料被覆管表面酸化

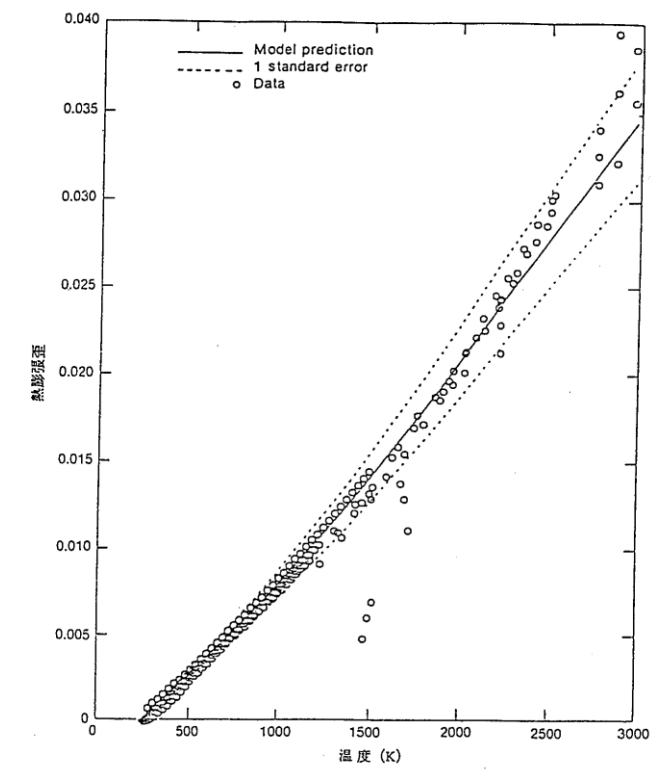
・解析結果の相違
【東海第二】

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>厚さ及び水素吸収量の僅かな増加，燃料被覆管の脆化による引張強度・延性の僅かな低下，燃料被覆管の酸化膜の剥離が見られたものの，リウエット時の熱衝撃によっても燃料棒は非破損であったとの結果が得られている。</p>  <p>第3図 試験燃料棒の燃料被覆管外観写真と直径測定結果</p> <p>上記の試験に本解析評価条件は同等と考えられ，また，現在使用している燃料棒（9×9燃料）は，より高密度のペレット採用により焼きしまりが小さくなっており，軸方向の燃料ペレット間の大きな間隙が発生し難くなっているため，燃料被覆管のつぶれ変形によって貫通破損が生じる可能性は小さいと考えられる。</p>	<p>膜厚さ及び水素吸収量の僅かな増加，燃料被覆管の脆化による引張強度・延性の僅かな低下，燃料被覆管の酸化膜の剥離が見られたものの，リウエット時の熱衝撃によっても燃料棒は非破損であったとの結果が得られている。</p>  <p>第3図 試験燃料棒の燃料被覆管外観写真と直径測定結果</p> <p>上記の試験に本解析評価条件は同等と考えられ，また，現在使用している燃料棒（9×9燃料）は，より高密度のペレット採用により焼きしまりが小さくなっており，軸方向の燃料ペレット間の大きな間隙が発生し難くなっているため，燃料被覆管のつぶれ変形によって貫通破損が生じる可能性は小さいと考えられる。</p> <p>3. ペレット-被覆管相互作用（PCI）について</p> <p>第4図に原子炉停止機能喪失の評価における燃料被覆管温度の1次ピーク発生位置での燃料棒温度の時間変化を示す。第4図に示すように，事象初期にペレット平均温度は約520℃上昇している。</p> <p>第5図にUO₂ペレットの熱膨張ひずみの温度依存性を示す。事象初期のペレット平均温度の上昇約520℃に対するペレットの熱膨張ひずみの増加は，約0.7%に相当する。したがって，ペレットの熱膨張の増加による被覆管のひずみの増加は，ペレット-被覆管機械的相互作用（PCMI）による破損に対する判断基準である被覆管1%塑性ひずみより小さいと考えられる。</p> <p>また，ペレット-被覆管化学的相互作用（PCCI）を考慮しても，出力が上昇している期間が15秒程度と短く，被覆管の応力腐食割れ（SCC）の進展による破損も生じないと考えられる。</p> <p>事象初期の出力上昇が収束した後は，ペレット平均温度は事象</p>	<p>備考</p> <p>・記載方針の相違 【東海第二】 島根2号炉は，PCIによって燃料が破損しない理由を記載している。</p>

発生前の温度より低いため、PCIが生じることはないと考えられる。

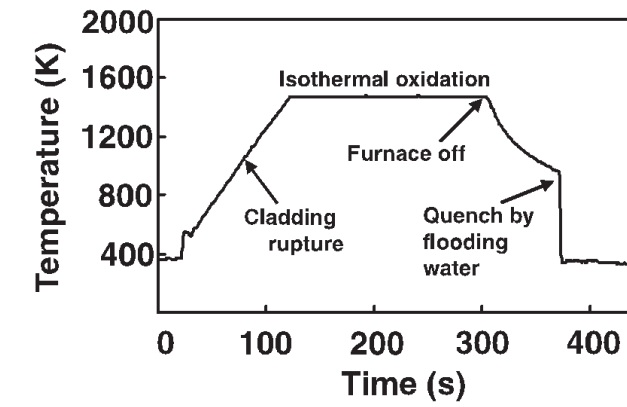


第4図 燃料棒温度の時間変化 (1次ピーク発生位置)

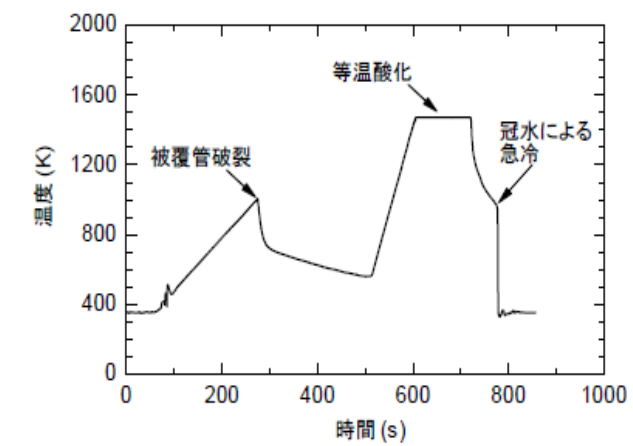


第5図 UO₂ペレットの熱膨張ひずみ^[7]

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
		<p>4. 軸方向のサーマルショックについて</p> <p>燃料の事故時健全性確認を目的に実施された、リウエット時の軸方向拘束条件下での急冷破断試験^{[8] [9] [10] [11]}の知見をもとに、島根2号炉TCシーケンスにおける軸方向のサーマルショックによる燃料破損の可能性を検討した。以下に急冷破断試験の概要を示す。</p> <p><急冷破断試験の概要></p> <p>(1) PWR^[8]</p> <ul style="list-style-type: none"> ・未照射で、ECRが約10~40%のPWR燃料棒が用いられた。 ・急冷破断試験では、試験装置(図6参照)により燃料棒の軸方向変位を完全に拘束し急冷(図7参照)により軸方向に大きな荷重を伴うサーマルショックが与えられた。 <p>(2) BWR^{[9] [10] [11]}</p> <ul style="list-style-type: none"> ・スイス・ライプシュタット炉において高燃焼度まで照射し、ECRが10~20%のBWR燃料棒(LZRT1~LZRT4)が用いられた。 ・急冷破断試験では、試験装置(図6参照)により燃料棒の軸方向変位を拘束し急冷(図8参照)により軸方向に大きな荷重を伴うサーマルショックが与えられた。 <div data-bbox="1914 1071 2315 1575" data-label="Diagram"> </div> <p>第6図 試験装置</p>	



第7図 PWR燃料の温度履歴の例



第8図 BWR燃料の温度履歴の例

<急冷破断試験結果>

(1) PWR

急冷破断試験の結果を図9に示す。ECRが10%以下の被覆管は、完全拘束条件下で約600℃の急冷によるサーマルショックを受けても健全であった。

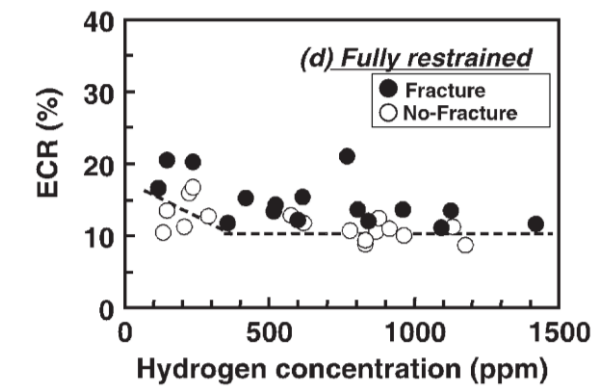


図9 PWR燃料棒の軸方向完全拘束条件下での急冷破断試験結果

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>3. まとめ 外圧支配条件の下, 燃料被覆管表面最高温度約 870°Cを 20 秒程度継続しても, 燃料は健全であると考えられる。</p> <p>4. 文献 [1] 軽水炉燃料のふるまい (平成 25 年 3 月 公益財団法人原子力安全研究協会) [2] 日本原子力学会標準「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準 : 2003」 [3] 沸騰遷移後燃料健全性評価分科会報告書 (平成 18 年 6 月 29 日 原子力安全委員会了承) [4] L. Baker, Jr. and L. C. Just, " Studies of Metal-Water</p>	<p>(2) BWR 急冷破断試験の結果を図 10 に示す。530Nの軸方向拘束力条件下で ECR を約 10%~20%としても, 被覆管の破断はなくサーマルショックを受けても燃料は健全であった。</p>  <p>第 10 図 BWR/PWR燃料棒の軸方向拘束条件下での急冷破断試験結果試験装置</p> <p>BWRでは燃料棒の軸方向移動がスペーサなどで妨げられないため, 軸方向の大きな荷重 (拘束力) が発生する可能性は小さいが, 島根 2号炉の TCシーケンスにおいて, 軸方向完全拘束条件を想定し仮にサーマルショックを受けたとしても, ECRは 0.1%以下 (図 2 参照) であり, 急冷による温度差は PWR急冷破断試験よりも低い約 510°C (図 4 参照) であるため, 燃料は健全であると考えられる。</p> <p>5. まとめ 外圧支配条件の下, 燃料被覆管表面最高温度約 818°Cを 4 秒程度継続しても, 燃料は健全であると考えられる。</p> <p>6. 文献 [1] 軽水炉燃料のふるまい (平成 25 年 3 月 公益財団法人原子力安全研究協会) [2] 日本原子力学会標準「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準 : 2003」 [3] 沸騰遷移後燃料健全性評価分科会報告書 (平成 18 年 6 月 29 日 原子力安全委員会了承) [4] L. Baker, Jr. and L. C. Just, " Studies of Metal-Water</p>	<p>備考</p> <p>・解析結果の相違 【東海第二】</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>Reactions at High Temperatures III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium- Water Reaction”, ANL-6548, May 1962</p> <p>[5] J. V. Cathcart, et al.,” Zirconium Metal-Water Oxidation Kinetics IV. Reaction Rate Studies” ORNL/NUREG-17, Aug. 1977</p> <p>[6] 小村, 原, 過渡的な沸騰遷移後のBWR燃料のふるまい(日本原子力学会和文論文誌 2[2], 387 2003)</p>	<p>Reactions at High Temperatures III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium- Water Reaction”, ANL-6548, May 1962</p> <p>[5] J. V. Cathcart, et al.,” Zirconium Metal-Water Oxidation Kinetics IV. Reaction Rate Studies” ORNL/NUREG-17, Aug. 1977</p> <p>[6] 小村, 原, 過渡的な沸騰遷移後のBWR燃料のふるまい(日本原子力学会和文論文誌 2[2], 387 2003)</p> <p>[7] 株式会社日立製作所, 沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について(MOX 燃料への適用), HLR-053 訂2, 平成11年2月</p> <p>[8] F. Nagase, T. Fuketa, ”Behavior of Pre-hydrided Zircaloy-4 Cladding under Simulated LOCA Conditions”, Journal of Nuclear Science and Technology, 42[2], 209-218 (2005)</p> <p>[9] F. Nagase, T. Chuto, T. Fuketa, ”Behavior of High Burn-up Fuel Cladding under LOCA Conditions”, Journal of Nuclear Science and Technology, 46[7], 763-769 (2009)</p> <p>[10] 「平成27年度 原子力施設等防災対策等委託費(燃料等安全高度化対策) 事業に関する報告書」, 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成28年3月</p> <p>[11] 平成28年度原子力規制庁委託成果報告書, 「原子力施設等防災対策等委託費(燃料等安全高度化対策) 事業(平成28年度分)」, 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 安全研究センター, 平成30年1月</p>	