

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3.2.1</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>原子炉水位が有効燃料棒頂部を下回り、炉心損傷に至るような状況では、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）内の気相温度は飽和蒸気温度を大きく超える。高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（以下「DCH」という。）を防止するためには、その様な環境下でも逃がし安全弁（以下「SRV」という。）を開保持し、RPV内の圧力を2MPa以下の低圧に維持する必要がある。</p> <p>図1に示すとおり、SRVは本体部と補助作動装置から構成されている。「4.本体部の温度上昇による影響」に示すとおり、本体部では温度上昇は問題にならないが、補助作動装置の温度が上昇すると、電磁弁又はピストンのシール部が熱によって損傷し、SRVの機能維持に影響を及ぼす恐れがある。</p> <p>SRVについては以下の環境条件における機能維持を確認している。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・171℃において3時間継続の後160℃において3時間継続</li> </ul> <p>ここでは、炉心損傷後、DCH防止のために原子炉の減圧を継続している環境下で想定されるSRVの温度を評価し、上記の条件と比較することで、SRVの健全性を評価する。</p> <p>1. 評価方法</p> <p>MAAP解析によって得られたDCH対応シナリオでのRPV内気相温度とドライウェル内気相温度を環境温度条件として、三次元熱</p>	<p style="text-align: right;">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>1. はじめに</p> <p>原子炉水位が燃料有効長頂部を下回り、炉心損傷に至るような状況では、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）内に高温の過熱蒸気が発生する。高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（以下「DCH」という。）を防止するためには、その様な環境下でも逃がし安全弁（以下「SRV」という。）を開保持し、RPV内の圧力を2.0MPa[gage]以下の低圧に維持する必要がある。</p> <p>SRVは本体と補助作動装置から構成されているが、補助作動装置の温度が上昇すると、電磁弁又はピストンのシール部が熱によって損傷し、SRVの開保持機能に影響を及ぼすおそれがある。</p> <p>ここでは、炉心損傷後、DCH防止のために原子炉の減圧を継続する環境下においても、SRVの開保持機能が損なわれないことを評価する。</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>このため、解析コードMAAPによるDCH有効性評価解析より得られた環境温度条件を入力として、3次元熱流動解析コード（STAR-CCM+）によりSRVの温度を評価し、SRV環境試験</p>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.2.1</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>原子炉水位が燃料棒有効長頂部を下回り、炉心損傷に至るような状況では、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）内の気相温度は飽和蒸気温度を大きく超える。高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（以下「DCH」という。）を防止するためには、その様な環境下でも逃がし安全弁（以下「SRV」という。）を開保持し、RPV内の圧力を2MPa以下の低圧に維持する必要がある。</p> <p>図1から図3に示すとおり、SRVは本体部と電磁弁、空気シリンダからなる補助作動装置から構成されている。「4.本体部の温度上昇による影響」に示すとおり、本体部では温度上昇は問題にならないが、補助作動装置の温度が上昇すると、電磁弁又はピストンのシール部が熱によって損傷し、SRVの機能維持に影響を及ぼすおそれがある。</p> <p>SRVについては以下の環境条件における機能維持を確認している。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・171℃において3時間継続の後160℃において3時間継続</li> </ul> <p>ここでは、SRVの環境条件を厳しく評価する観点から、格納容器代替スプレイ系（可搬型）による格納容器スプレイに期待しない場合を仮定し、事象発生からRPV破損直前までの約5.4時間においてDCH防止のために原子炉の減圧を継続している環境下で想定されるSRVの温度を評価し、上記の条件と比較することで、SRVの健全性を評価する。</p> <p>1. 評価方法</p> <p>MAAP解析によって得られたDCH対応シナリオでのRPV内気相温度とドライウェル（以下「D/W」という。）内気相温度</p>	<p>・資料構成の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉および柏崎6/7は、補足説明資料にて説明。</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>流動解析コード (STAR-CCM+) により, SRV の温度を評価した。</p> <p>三次元熱流動解析では, <u>RPV の温度条件が厳しくなる評価点を設定し定常解析を実施した。また, RPV 破損直前にはRPV 内の気相温度が急激に上昇することから, これに追従するSRV の温度上昇をより現実的に評価するため, RPV 内の気相温度が急激に上昇する時間幅に対する非定常解析を実施した。</u></p> <p>2. 評価条件 (1) 温度条件</p> <p>図2, 3 にRPV 内気相平均温度とドライウェル内気相平均温度のMAAP 解析結果を示す。MAAP の解析結果を踏まえ, 表1 及び以下に示すとおり, 2 通りの評価条件を設定した。</p> <p>① 事象発生から6 時間後までの範囲を代表する温度条件として, 同範囲内でのRPV 内気相平均温度とドライウェル内気相平均温度のそれぞれについて最も厳しい温度を適用した温度条件。定常解析によって評価する。</p>	<p><u>の温度条件に包含されることを確認することで, 重大事故時においてもSRVの開保持機能が維持されることを確認する。</u></p> <p>なお, 3次元熱流動解析は保守的な温度条件を設定した定常解析にて実施するが, 下部プレナムへの熔融炉心の落下に伴いRPV内の気相温度が急激に上昇する期間に対しては, SRVの温度上昇をより現実的に評価するため非定常解析を実施する。</p> <p>3. 評価条件 (1) 温度条件</p> <p>第3図及び第4図に, MAAP解析結果のRPV内気相平均温度及びドライウェル内気相平均温度を示す。このMAAP解析結果を踏まえ, 以下に示す2通りの温度条件を設定する。第1表に評価条件を示す。</p> <p>・温度条件① (定常解析)</p> <p><u>RPV内気相温度については, 事象発生から下部プレナムへの熔融炉心移行中の期間を代表する温度条件として, この期間における最高温度を考慮し512℃を設定する。</u></p> <p>また, <u>ドライウェル内気相温度については, 手順に従い実施する代替循環冷却系による格納容器除熱操作(格納容器スプレイの冷却効果)を考慮することとし, 格納容器除熱を開始した以降, RPV破損までの最高温度を考慮し53℃を設定する。なお, 格納容器除熱を開始するまでの初期のドライウェル内気相温度は53℃よりも高い80℃程度で推移するが, この期間におけるRPV内気相温度は定常解析の温度条件である512℃より十分に低いことから, SRV開保持機能維持の観点で, 初期のドライウェル内気相温度の影響は, RPV内気相温度条件の保守性に包含される。</u></p>	<p>を環境温度条件として, 三次元熱流動解析コード (STAR-CCM+) により, SRV の温度を評価した。</p> <p>三次元熱流動解析では, <u>RPV内気相温度とD/W内気相温度の温度条件が厳しくなる評価点を2点設けて定常解析を実施した。</u></p> <p>2. 評価条件 (1) 温度条件</p> <p>図4 にRPV内気相温度及びD/W内気相温度のMAAP解析結果を示す。MAAP解析結果を踏まえ, 以下に示すとおり評価条件を設定した。</p> <p>① <u>事象発生からRPV破損直前までの範囲を代表する温度条件として, 同範囲内でのRPV内気相温度が最も厳しい温度を適用し, 定常解析によって評価する。</u></p> <p>② <u>事象発生からRPV破損直前までの範囲を代表する温度条件として, 同範囲内でのD/W内気相温度が最も厳しい温度を適用し, 定常解析によって評価する。</u></p>	<p>備考</p> <p>・解析条件の相違 【柏崎6/7, 東海第二】 島根2号炉は定常解析にて評価。</p> <p>・解析条件の相違 【柏崎6/7, 東海第二】 島根2号炉は事象発生からRPV破損直前までを定常解析にて評価。</p> <p>・解析条件の相違 【東海第二】 島根2号炉は残留熱代替除去系による格納容器除熱効果(PCVスプレイによる冷却効果)に期待しない条件で評価。</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 <u>RPV 破損直前のRPV 内の気相温度の急激な上昇を考慮した温度条件として、RPV 内の気相温度が急激に上昇する時間幅でのRPV 内の気相温度の変化とドライウェル内気相平均温度の最も厳しい温度を適用した温度条件。非定常解析によって評価する。</u></p> <p>(2) 評価モデル 自動減圧 (以下「ADS」という。) 機能付きのSRV の中で、電磁弁やピストンのシール部の温度条件が厳しい弁を評価する観点から、電磁弁の設置角度が排気管に最も近い弁を評価対象弁とした。また、<u>図4.5</u> のように開状態と閉状態を交互に並べた形でモデル化し</p>	<p>・ <u>温度条件② (非定常解析)</u> <u>下部プレナムへの熔融炉心移行に伴うRPV内の気相温度の急激な上昇を考慮した温度条件として、温度条件①で設定した期間以降のRPV内気相温度の最高値到達までの温度条件として、512℃から586℃の温度履歴を設定する。</u> <u>また、ドライウェル内気相温度については、温度条件①と同様に53℃を設定する。</u></p> <p>(2) 評価部位 SRV (<u>自動減圧機能</u>) の開保持には、電磁弁コイルを励磁することで、補助作動装置のピストン部へ窒素を供給し、SRV本体スプリングの閉止力を上回る駆動力を発生させ、ピストンを押し上げた状態とする必要がある。SRVの開保持機能維持の観点では、高温影響を受けやすい以下の部位について評価する必要がある。 ①電磁弁 (下部コイルハウジング) 電磁弁のコイルは熱容量が小さく、高温影響を受けやすい。電磁弁のコイルが熱によって損傷した場合、電磁弁のコイルが消磁することで、補助作動装置のピストンへの窒素供給が遮断されるとともに、流路が排気側へ切り替わることから、ピストンを押し上げていた窒素が排出され、SRV本体スプリングの閉止力によってSRV (<u>自動減圧機能</u>) が閉止する。このため、電磁弁を評価の対象とするが、その中でも高温配管に近く、最も温度が高くなりやすい下部コイルハウジングの温度を評価する。 ②ピストン (シール部) ピストンのシール部にはフッ素ゴム製のOリングが用いており、高温影響を受けやすい。ピストンのシール部が熱によって損傷した場合、シール部よりピストンを押し上げていた窒素が排出され、SRV本体スプリングの閉止力によってSRV (<u>自動減圧機能</u>) が閉止する。このため、ピストンの温度を評価する。</p> <p>(3) 評価モデル <u>SRV (自動減圧機能) が最も近く隣接するバルブB及びバルブHを含む範囲をモデル化する。実際の事故対応では互いに離れた位置のSRV2個を開操作する手順とするが、電磁弁及びピストンのシール部の温度条件を厳しく評価する観点より、本評価では、隣接</u></p>	<p>(2) 評価部位 SRVの開保持には、電磁弁コイルを励磁することで、補助作動装置のピストン部へ窒素を供給し、SRV本体スプリングの閉止力を上回る駆動力を発生させ、ピストンを押し上げた状態とする必要がある。SRVの開保持機能維持の観点では、高温影響を受けやすい以下の部位について評価する必要がある。 ①電磁弁 (下部コイルハウジング) 電磁弁のコイルは熱容量が小さく、高温影響を受けやすい。電磁弁のコイルが熱によって損傷した場合、電磁弁のコイルが消磁することで、補助作動装置のピストンへの窒素供給が遮断されるとともに、流路が排気側へ切り替わることから、ピストンを押し上げていた窒素が排出され、SRV本体スプリングの閉止力によってSRVが閉止する。このため、電磁弁を評価の対象とするが、その中でも高温配管に近く、最も温度が高くなりやすい下部コイルハウジングの温度を評価する。 ②ピストン (シール部) ピストンのシール部にはフッ素ゴム製のOリングを用いており、高温影響を受けやすい。ピストンのシール部が熱によって損傷した場合、シール部よりピストンを押し上げていた窒素が排出され、SRV本体スプリングの閉止力によってSRVが閉止する。このため、ピストンの温度を評価する。</p> <p>(3) 評価モデル <u>SRVの中で、電磁弁やピストンのシール部の温度条件が厳しい弁を評価する観点から、電磁弁の設置角度が排気管に最も近い弁を評価対象弁とした。また、<u>図5</u>及び<u>図6</u>のように開状態と閉状態を交互に並べた形でモデル化している。実機では離れた位置のSRV</u></p>	<p>・ 解析条件の相違 <b>【柏崎6/7, 東海第二】</b> 島根2号炉は定常解析にて評価。</p> <p>・ 設備設計の相違 <b>【柏崎6/7, 東海第二】</b> 島根2号炉は全SRVを対象に評価する。 (柏崎6/7は、電磁弁とピストン (シール部) を評価することを「(2) 評価モデル」で説明)</p> <p>・ 設備設計の相違 <b>【柏崎6/7, 東海第二】</b> 島根2号炉は全SRVを対象に評価する。</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>ている。実機では離れた位置のSRV2 個を操作するが、解析では評価体系の側面を周期境界としており、保守的に1 個おきに開動作するモデルとしている。</p> <p>3. 評価結果</p> <p>評価結果を表2 及び図6,7 に示す。</p> <p>事象発生から6 時間後までの範囲を代表する温度条件として設定した①の温度条件では、補助作動装置の電磁弁及びピストンのシール部の温度は160℃を約10℃下回った。また、RPV 破損直前のRPV 内の気相温度の急激な上昇を考慮した②の温度条件では、補助作動装置の電磁弁及びピストンのシール部の温度は160℃を約10℃下回った。</p> <p>SRV に対する機能確認試験では、初期の熱負荷として、171℃を与えており、この試験実績を踏まえると、DCH 防止のために原子炉減圧を継続している状況下でもSRV の機能を維持可能<sup>※</sup>である。①は最も厳しい温度を設定して実施した定常解析であり、実際にSRV が経験する温度は更に低い値になるものと考えられる。</p> <p>以上のとおり、炉心損傷後、DCH 防止のために原子炉の減圧を継続している状況を想定した環境下でも、SRV の機能を維持できると考える。</p> <p>※ SRV は、「171℃において3 時間継続の後160℃において3 時間継続」という環境条件での機能維持が試験によって確認されている。この初期の熱負荷(171℃において3 時間継続)をアレニウス則に基づき160℃の熱負荷に換算すると、160℃において約4.6 時間継続となり、これを後段の試験時間と合計すると約7.6 時間は機能維持が可能となる。</p>	<p>した2個を同時に開状態とする評価モデルとする。第5図にSRV配置図及びモデル化範囲を、第6図にモデル図及び断面メッシュ図を示す。</p> <p>4. 評価結果</p> <p>評価結果を表2及び図7から図9に示す。</p> <p>事象発生から下部プレナムへの熔融炉心移行中の期間を代表する温度条件を適用した温度条件①の定常解析では、下部コイルハウジングの最高温度はバルブBの約120℃、ピストン部の最高温度はバルブBの約124℃であり、SRV環境試験温度である160℃を下回る。また、下部プレナムへの熔融炉心移行に伴うRPV内の気相温度の急激な上昇を考慮した温度条件②の非定常解析では、下部コイルハウジングの最高温度はバルブBの約124℃、ピストン部の最高温度はバルブBの約124℃であり、SRV環境試験温度である160℃を下回る。</p> <p>なお、SRV環境試験では、160℃以上の温度条件において6時間の機能維持が確認されている。</p> <p>この試験の初期の温度条件として171℃を与えていることを踏まえると、160℃以下の温度条件では約7.6時間の機能維持が可能<sup>※</sup>であると考えられる。したがって、逃がし安全弁(自動減圧機能)の開保持機能が要求される、事象発生から原子炉圧力容器破損までの時間(約4.5時間)に対して、十分な余裕がある。</p> <p>以上のとおり、炉心損傷後、DCH防止のために原子炉の減圧を継続している状況を想定した環境下でも、SRV開保持機能は維持されることが考えられる。</p> <p>※ SRVは、「171℃において3時間継続の後、160℃において3時間継続(合計6時間)」という環境条件での機能維持がSRV環境試験によって確認されている。この初期の熱負荷(171℃において3時間継続)をアレニウス則に基づき、160℃の熱負荷に換算すると、160℃において約4.6時間継続となり、これを後段の試験時間と合計すると約7.6時間は機能維持が可能となる。</p>	<p>2 個を操作することを基本とするが、解析では評価体系の側面を周期境界としており、保守的に1 個おきに開動作するモデルとしている。</p> <p>3. 評価結果</p> <p>評価結果を表2 及び図7 及び図8 に示す。</p> <p>事象発生からRPV破損直前までの範囲でRPV内気相温度が最も厳しい温度を適用した①の温度条件では、補助作動装置の電磁弁及びピストンのシール部の温度は160℃を約20℃下回った。また、①と同範囲でD/W内気相温度が最も厳しい温度を適用した②の温度条件では、補助作動装置の電磁弁及びピストンのシール部の温度は160℃を約20℃下回った。</p> <p>なお、SRV環境試験では、160℃以上の温度条件において6時間の機能維持が確認されている。</p> <p>SRVに対する機能確認試験では、初期の熱負荷として171℃を与えており、この試験実績を踏まえると、DCH防止のために原子炉減圧を継続している状況下でもSRVの機能を継続可能である。①、②は厳しい温度を設定して実施した定常解析であり、実際にSRVが経験する温度は更に低い値になるものと考えられる。</p> <p>以上のとおり、炉心損傷後、DCH防止のために原子炉の減圧を継続している状況を想定した環境下でも、SRVの機能を維持できると考える。</p>	<p>備考</p> <p>・解析条件及び解析結果の相違</p> <p>【柏崎6/7, 東海第二】</p> <p>島根2号炉は定常解析にて評価。</p> <p>・解析条件の相違</p> <p>【柏崎6/7, 東海第二】</p> <p>島根2号炉は定常解析にて評価。また、RPV破損までが5.4時間であり、共研にて健全性が確認されている171℃×3時間+160℃×3時間の温度条件を下回る約140℃であったため、アレニウス則の適用は不要。</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>4. 本体部の温度上昇による影響</p> <p>閉状態のSRV が強制開するためには、補助作動装置の駆動力がSRV 本体の抵抗力を上回る必要がある。SRV 本体の抵抗力に対する温度上昇の影響は表3 のとおり、いずれも温度上昇によって強制開の妨げとなることはない。</p> <p style="text-align: right;"><u>以上</u></p>	<p>5. 本体部の温度上昇による影響</p> <p><u>前述のとおり、重大事故時においてもSRVの開保持機能は維持されるが、ここではSRV強制開機能に対する温度上昇の影響について評価する。</u></p> <p>閉状態のSRVを強制開とするためには、補助作動装置の駆動力がSRV本体の閉止力を上回る必要がある。第3表に温度上昇の影響を示す。SRV本体の閉止力に対する温度上昇の影響は、いずれも強制開の妨げとなることはない。</p>	<p>4. 本体部の温度上昇による影響</p> <p>閉状態のSRVが強制開するためには、補助作動装置の駆動力がSRV本体の抵抗力を上回る必要がある。SRV本体の抵抗力に対する温度上昇の影響は表3のとおり、いずれも温度上昇によって抵抗力が低下するよう設計上配慮されており、温度上昇が強制開の妨げとなることはない。</p> <p style="text-align: right;"><u>以上</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><b>第1表 三次元熱流動解析での温度条件 (逃がし安全弁開)</b></p> <table border="1"> <thead> <tr> <th></th> <th>温度条件①【定常解析】 (事象発生から6時間後までの範囲を代表する温度条件)</th> <th>温度条件②【非定常解析】 (RPV 破損直前の RPV 内の気相温度の急激な上昇を考慮した温度条件)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>RPV 内気相平均温度</td> <td>約 589℃</td> <td>約 510℃→約 626℃</td> </tr> <tr> <td>ドライウエル内気相平均温度</td> <td>約 111℃</td> <td>約 116℃</td> </tr> </tbody> </table>		温度条件①【定常解析】 (事象発生から6時間後までの範囲を代表する温度条件)	温度条件②【非定常解析】 (RPV 破損直前の RPV 内の気相温度の急激な上昇を考慮した温度条件)	RPV 内気相平均温度	約 589℃	約 510℃→約 626℃	ドライウエル内気相平均温度	約 111℃	約 116℃	<p><b>第1表 3次元熱流動解析での温度条件</b></p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>温度条件①【定常解析】</th> <th>温度条件②【非定常解析】</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>RPV内気相平均温度</td> <td>512℃</td> <td>512℃→586℃</td> </tr> <tr> <td>ドライウエル内気相平均温度</td> <td>53℃</td> <td>53℃</td> </tr> </tbody> </table>	項目	温度条件①【定常解析】	温度条件②【非定常解析】	RPV内気相平均温度	512℃	512℃→586℃	ドライウエル内気相平均温度	53℃	53℃	<p><b>表1 三次元熱流動解析での温度条件</b></p> <table border="1"> <thead> <tr> <th></th> <th>温度条件①【定常解析】 (事象発生から溶融炉心落下直前までのRPV内気相平均温度が最高となる温度条件)</th> <th>温度条件②【定常解析】 (事象発生から溶融炉心落下直前までのD/W内気相平均温度が最高となる温度条件)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>RPV内気相温度</td> <td>約 521℃</td> <td>約 469℃</td> </tr> <tr> <td>D/W内気相温度</td> <td>約 85℃</td> <td>約 90℃</td> </tr> </tbody> </table>		温度条件①【定常解析】 (事象発生から溶融炉心落下直前までのRPV内気相平均温度が最高となる温度条件)	温度条件②【定常解析】 (事象発生から溶融炉心落下直前までのD/W内気相平均温度が最高となる温度条件)	RPV内気相温度	約 521℃	約 469℃	D/W内気相温度	約 85℃	約 90℃	<p>・解析条件の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】</p>										
	温度条件①【定常解析】 (事象発生から6時間後までの範囲を代表する温度条件)	温度条件②【非定常解析】 (RPV 破損直前の RPV 内の気相温度の急激な上昇を考慮した温度条件)																																						
RPV 内気相平均温度	約 589℃	約 510℃→約 626℃																																						
ドライウエル内気相平均温度	約 111℃	約 116℃																																						
項目	温度条件①【定常解析】	温度条件②【非定常解析】																																						
RPV内気相平均温度	512℃	512℃→586℃																																						
ドライウエル内気相平均温度	53℃	53℃																																						
	温度条件①【定常解析】 (事象発生から溶融炉心落下直前までのRPV内気相平均温度が最高となる温度条件)	温度条件②【定常解析】 (事象発生から溶融炉心落下直前までのD/W内気相平均温度が最高となる温度条件)																																						
RPV内気相温度	約 521℃	約 469℃																																						
D/W内気相温度	約 85℃	約 90℃																																						
<p><b>第2表 三次元熱流動解析での評価結果 (逃がし安全弁開)</b></p> <table border="1"> <thead> <tr> <th></th> <th>温度条件①【定常解析】 (事象発生から6時間後までの範囲を代表する温度条件)</th> <th>温度条件②【非定常解析】 (RPV 破損直前の RPV 内の気相温度の急激な上昇を考慮した温度条件)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>下部コイルハウジング最高温度*</td> <td>約 150℃</td> <td>約 150℃</td> </tr> <tr> <td>ピストン部最高温度</td> <td>約 149℃</td> <td>約 147℃</td> </tr> </tbody> </table> <p>※ADS 機能付電磁弁設置位置</p>		温度条件①【定常解析】 (事象発生から6時間後までの範囲を代表する温度条件)	温度条件②【非定常解析】 (RPV 破損直前の RPV 内の気相温度の急激な上昇を考慮した温度条件)	下部コイルハウジング最高温度*	約 150℃	約 150℃	ピストン部最高温度	約 149℃	約 147℃	<p><b>第2表 3次元熱流動解析での評価結果</b></p> <table border="1"> <thead> <tr> <th rowspan="2">項目</th> <th colspan="2">温度条件①【定常解析】</th> <th colspan="2">温度条件②【非定常解析】</th> </tr> <tr> <th>バルブB</th> <th>バルブH</th> <th>バルブB</th> <th>バルブH</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>下部コイルハウジング最高温度</td> <td>約 120℃</td> <td>約 112℃</td> <td>約 124℃</td> <td>約 116℃</td> </tr> <tr> <td>ピストン部最高温度</td> <td>約 124℃</td> <td>約 113℃</td> <td>約 124℃</td> <td>約 113℃</td> </tr> </tbody> </table>	項目	温度条件①【定常解析】		温度条件②【非定常解析】		バルブB	バルブH	バルブB	バルブH	下部コイルハウジング最高温度	約 120℃	約 112℃	約 124℃	約 116℃	ピストン部最高温度	約 124℃	約 113℃	約 124℃	約 113℃	<p><b>表2 三次元熱流動解析での評価結果</b></p> <table border="1"> <thead> <tr> <th></th> <th>温度条件①【定常解析】 (事象発生から溶融炉心落下直前までのRPV内気相平均温度が最高となる温度条件)</th> <th>温度条件②【定常解析】 (事象発生から溶融炉心落下直前までのD/W内気相平均温度が最高となる温度条件)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>下部コイルハウジング最高温度*</td> <td>約 141℃</td> <td>約 136℃</td> </tr> <tr> <td>ピストン部最高温度</td> <td>約 136℃</td> <td>約 132℃</td> </tr> </tbody> </table> <p>※電磁弁設置位置</p>		温度条件①【定常解析】 (事象発生から溶融炉心落下直前までのRPV内気相平均温度が最高となる温度条件)	温度条件②【定常解析】 (事象発生から溶融炉心落下直前までのD/W内気相平均温度が最高となる温度条件)	下部コイルハウジング最高温度*	約 141℃	約 136℃	ピストン部最高温度	約 136℃	約 132℃	<p>・解析結果の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】</p>
	温度条件①【定常解析】 (事象発生から6時間後までの範囲を代表する温度条件)	温度条件②【非定常解析】 (RPV 破損直前の RPV 内の気相温度の急激な上昇を考慮した温度条件)																																						
下部コイルハウジング最高温度*	約 150℃	約 150℃																																						
ピストン部最高温度	約 149℃	約 147℃																																						
項目	温度条件①【定常解析】		温度条件②【非定常解析】																																					
	バルブB	バルブH	バルブB	バルブH																																				
下部コイルハウジング最高温度	約 120℃	約 112℃	約 124℃	約 116℃																																				
ピストン部最高温度	約 124℃	約 113℃	約 124℃	約 113℃																																				
	温度条件①【定常解析】 (事象発生から溶融炉心落下直前までのRPV内気相平均温度が最高となる温度条件)	温度条件②【定常解析】 (事象発生から溶融炉心落下直前までのD/W内気相平均温度が最高となる温度条件)																																						
下部コイルハウジング最高温度*	約 141℃	約 136℃																																						
ピストン部最高温度	約 136℃	約 132℃																																						
<p><b>第3表 SRV本体の抵抗力に対する温度上昇の影響</b></p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>温度上昇の影響</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>SRV スプリング閉止力</td> <td>温度上昇に伴い、低下する方向にある。また、補助作動装置の駆動力はスプリング閉止力に対して十分な力量を有している。</td> </tr> <tr> <td>弁棒・アジャスタリング摺動抵抗</td> <td>主蒸気流路から離れた位置にあり、温度上昇幅は小さく、SRV 強制開機能には影響を及ぼさない。</td> </tr> <tr> <td>弁棒・ネッキブッシュ摺動抵抗</td> <td>主蒸気流路とはベローズを介しており過渡的な熱影響を受けがたく、仮に熱影響を受けたとしても、表1のRPV内気相平均温度程度であれば、元々の隙間があるため、ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。</td> </tr> <tr> <td>バランスピストン・ブッシュ摺動抵抗</td> <td>主蒸気流路とはベローズを介しており過渡的な熱影響を受けがたく、仮に熱影響を受けたとしても、表1のRPV内気相平均温度程度であれば、元々の隙間があるため、ブッシュによる弁棒拘束は発生しない。</td> </tr> <tr> <td>弁体(ガイド部)・ガイド摺動抵抗</td> <td>主蒸気温度上昇に伴い拡大するため、温度上昇に伴うガイドによる弁体拘束は発生しない。</td> </tr> </tbody> </table>	項目	温度上昇の影響	SRV スプリング閉止力	温度上昇に伴い、低下する方向にある。また、補助作動装置の駆動力はスプリング閉止力に対して十分な力量を有している。	弁棒・アジャスタリング摺動抵抗	主蒸気流路から離れた位置にあり、温度上昇幅は小さく、SRV 強制開機能には影響を及ぼさない。	弁棒・ネッキブッシュ摺動抵抗	主蒸気流路とはベローズを介しており過渡的な熱影響を受けがたく、仮に熱影響を受けたとしても、表1のRPV内気相平均温度程度であれば、元々の隙間があるため、ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。	バランスピストン・ブッシュ摺動抵抗	主蒸気流路とはベローズを介しており過渡的な熱影響を受けがたく、仮に熱影響を受けたとしても、表1のRPV内気相平均温度程度であれば、元々の隙間があるため、ブッシュによる弁棒拘束は発生しない。	弁体(ガイド部)・ガイド摺動抵抗	主蒸気温度上昇に伴い拡大するため、温度上昇に伴うガイドによる弁体拘束は発生しない。	<p><b>第3表 SRV本体の抵抗力に対する温度上昇の影響</b></p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>温度上昇の影響</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>SRV スプリング閉止力</td> <td>温度上昇に伴い、低下する方向にある。また、補助作動装置はスプリング閉止力に対して十分な駆動力を有している。</td> </tr> <tr> <td>弁棒・アジャスタリング摺動抵抗</td> <td>主蒸気流路から離れた位置にあり、温度上昇幅は小さく、SRV 強制開機能には影響を及ぼさない。</td> </tr> <tr> <td>弁棒・ネッキブッシュ摺動抵抗</td> <td>弁棒は SUS431、ネッキブッシュはニッケルブロンズと、入熱時に隙間が拡大する材料の組合せとなっており、ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。</td> </tr> <tr> <td>バランスピストン・ブッシュ摺動抵抗</td> <td>バランスピストンは SUS403、ブッシュはニッケルブロンズと、入熱時に隙間が拡大する材料の組合せとなっており、ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。</td> </tr> <tr> <td>弁体(ガイド部)・ガイド摺動抵抗</td> <td>主蒸気温度上昇に伴い拡大するため、温度上昇に伴うガイドによる弁体拘束は発生しない。</td> </tr> </tbody> </table>	項目	温度上昇の影響	SRV スプリング閉止力	温度上昇に伴い、低下する方向にある。また、補助作動装置はスプリング閉止力に対して十分な駆動力を有している。	弁棒・アジャスタリング摺動抵抗	主蒸気流路から離れた位置にあり、温度上昇幅は小さく、SRV 強制開機能には影響を及ぼさない。	弁棒・ネッキブッシュ摺動抵抗	弁棒は SUS431、ネッキブッシュはニッケルブロンズと、入熱時に隙間が拡大する材料の組合せとなっており、ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。	バランスピストン・ブッシュ摺動抵抗	バランスピストンは SUS403、ブッシュはニッケルブロンズと、入熱時に隙間が拡大する材料の組合せとなっており、ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。	弁体(ガイド部)・ガイド摺動抵抗	主蒸気温度上昇に伴い拡大するため、温度上昇に伴うガイドによる弁体拘束は発生しない。	<p><b>表3 SRV本体の抵抗力に対する温度上昇の影響</b></p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>温度上昇の影響</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>SRV スプリング閉止力</td> <td>温度上昇に伴い、低下する方向にある。また、補助作動装置の駆動力はスプリング閉止力に対して十分な力量を有している。</td> </tr> <tr> <td>弁棒・アジャスタリング摺動抵抗</td> <td>主蒸気流路から離れた位置にあり、温度上昇幅は小さく、SRV 強制開機能には影響を及ぼさない。</td> </tr> <tr> <td>弁棒・ネッキブッシュ摺動抵抗</td> <td>弁棒は [ ]、ネッキブッシュは [ ] と、入熱時に隙間が拡大する材料の組み合わせとなっており、ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。</td> </tr> <tr> <td>バランスピストン・ブッシュ摺動抵抗</td> <td>バランスピストンは [ ]、ブッシュは [ ] と、入熱時に隙間が拡大する材料の組み合わせとなっており、ブッシュによる弁棒拘束は発生しない。</td> </tr> <tr> <td>弁体ソケット・弁体ガイド摺動抵抗</td> <td>主蒸気温度上昇に伴い拡大するため、温度上昇に伴うガイドによる弁体拘束は発生しない。</td> </tr> </tbody> </table>	項目	温度上昇の影響	SRV スプリング閉止力	温度上昇に伴い、低下する方向にある。また、補助作動装置の駆動力はスプリング閉止力に対して十分な力量を有している。	弁棒・アジャスタリング摺動抵抗	主蒸気流路から離れた位置にあり、温度上昇幅は小さく、SRV 強制開機能には影響を及ぼさない。	弁棒・ネッキブッシュ摺動抵抗	弁棒は [ ]、ネッキブッシュは [ ] と、入熱時に隙間が拡大する材料の組み合わせとなっており、ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。	バランスピストン・ブッシュ摺動抵抗	バランスピストンは [ ]、ブッシュは [ ] と、入熱時に隙間が拡大する材料の組み合わせとなっており、ブッシュによる弁棒拘束は発生しない。	弁体ソケット・弁体ガイド摺動抵抗	主蒸気温度上昇に伴い拡大するため、温度上昇に伴うガイドによる弁体拘束は発生しない。		
項目	温度上昇の影響																																							
SRV スプリング閉止力	温度上昇に伴い、低下する方向にある。また、補助作動装置の駆動力はスプリング閉止力に対して十分な力量を有している。																																							
弁棒・アジャスタリング摺動抵抗	主蒸気流路から離れた位置にあり、温度上昇幅は小さく、SRV 強制開機能には影響を及ぼさない。																																							
弁棒・ネッキブッシュ摺動抵抗	主蒸気流路とはベローズを介しており過渡的な熱影響を受けがたく、仮に熱影響を受けたとしても、表1のRPV内気相平均温度程度であれば、元々の隙間があるため、ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。																																							
バランスピストン・ブッシュ摺動抵抗	主蒸気流路とはベローズを介しており過渡的な熱影響を受けがたく、仮に熱影響を受けたとしても、表1のRPV内気相平均温度程度であれば、元々の隙間があるため、ブッシュによる弁棒拘束は発生しない。																																							
弁体(ガイド部)・ガイド摺動抵抗	主蒸気温度上昇に伴い拡大するため、温度上昇に伴うガイドによる弁体拘束は発生しない。																																							
項目	温度上昇の影響																																							
SRV スプリング閉止力	温度上昇に伴い、低下する方向にある。また、補助作動装置はスプリング閉止力に対して十分な駆動力を有している。																																							
弁棒・アジャスタリング摺動抵抗	主蒸気流路から離れた位置にあり、温度上昇幅は小さく、SRV 強制開機能には影響を及ぼさない。																																							
弁棒・ネッキブッシュ摺動抵抗	弁棒は SUS431、ネッキブッシュはニッケルブロンズと、入熱時に隙間が拡大する材料の組合せとなっており、ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。																																							
バランスピストン・ブッシュ摺動抵抗	バランスピストンは SUS403、ブッシュはニッケルブロンズと、入熱時に隙間が拡大する材料の組合せとなっており、ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。																																							
弁体(ガイド部)・ガイド摺動抵抗	主蒸気温度上昇に伴い拡大するため、温度上昇に伴うガイドによる弁体拘束は発生しない。																																							
項目	温度上昇の影響																																							
SRV スプリング閉止力	温度上昇に伴い、低下する方向にある。また、補助作動装置の駆動力はスプリング閉止力に対して十分な力量を有している。																																							
弁棒・アジャスタリング摺動抵抗	主蒸気流路から離れた位置にあり、温度上昇幅は小さく、SRV 強制開機能には影響を及ぼさない。																																							
弁棒・ネッキブッシュ摺動抵抗	弁棒は [ ]、ネッキブッシュは [ ] と、入熱時に隙間が拡大する材料の組み合わせとなっており、ネッキブッシュによる弁棒拘束は発生しない。																																							
バランスピストン・ブッシュ摺動抵抗	バランスピストンは [ ]、ブッシュは [ ] と、入熱時に隙間が拡大する材料の組み合わせとなっており、ブッシュによる弁棒拘束は発生しない。																																							
弁体ソケット・弁体ガイド摺動抵抗	主蒸気温度上昇に伴い拡大するため、温度上昇に伴うガイドによる弁体拘束は発生しない。																																							

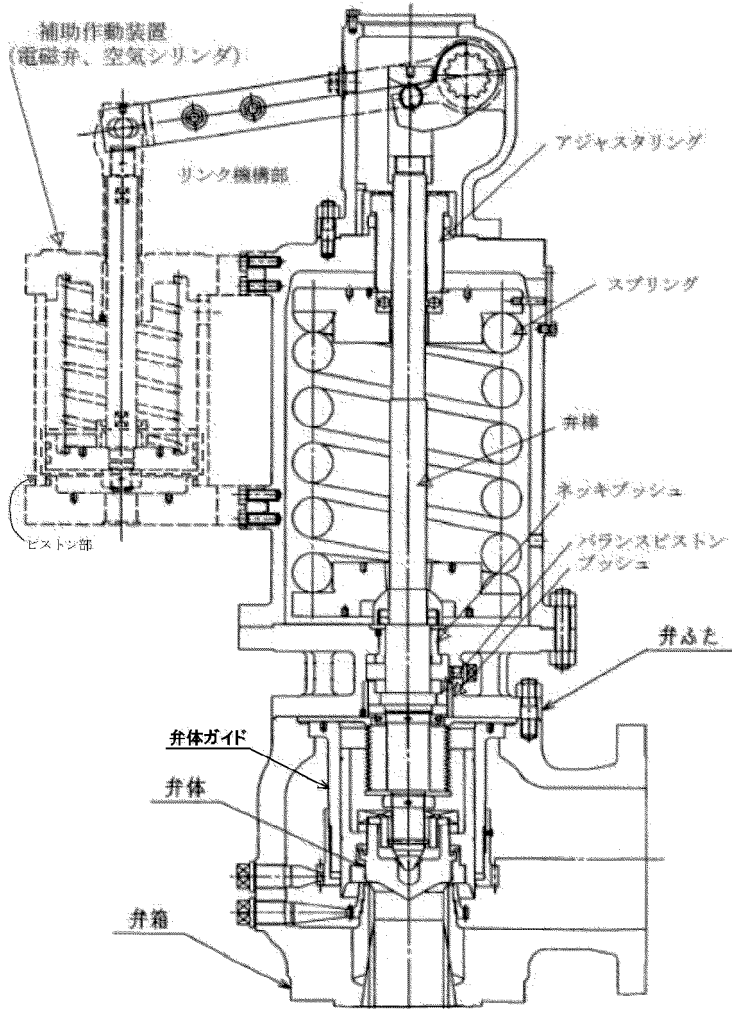
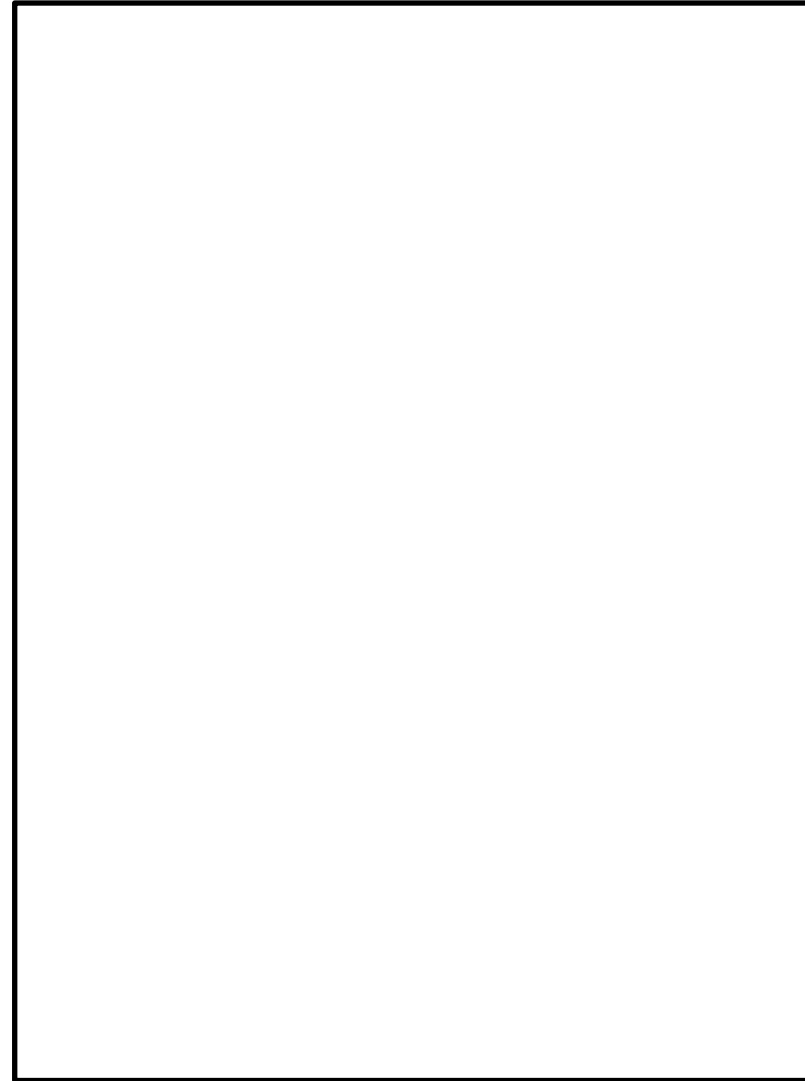


図1a SRV構造図 (断面図)



第1図 SRV構成図 (開状態)

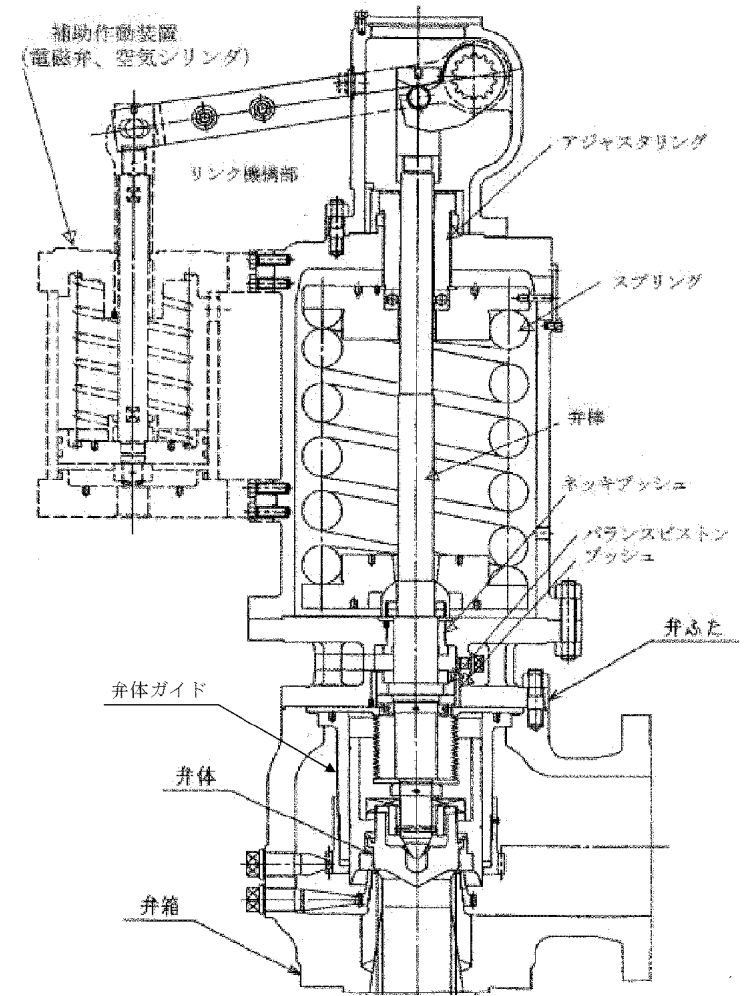


図1 SRV構成図

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
<div data-bbox="240 218 834 810" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="332 831 718 873" data-label="Caption"> <p>図1b SRV構造図 (側面図詳細)</p> </div> <div data-bbox="219 879 851 1404" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="332 1415 718 1457" data-label="Caption"> <p>図1c SRV構造図 (平面図詳細)</p> </div>	<div data-bbox="961 1415 1709 1860" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1154 1862 1516 1904" data-label="Caption"> <p>第2図 SRV環境試験条件</p> </div>	<div data-bbox="1804 210 2451 785" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1908 787 2341 829" data-label="Caption"> <p>図2 SRV構造図 (側面図詳細)</p> </div> <div data-bbox="1804 884 2451 1230" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1908 1234 2341 1276" data-label="Caption"> <p>図3 SRV構造図 (平面図詳細)</p> </div>	

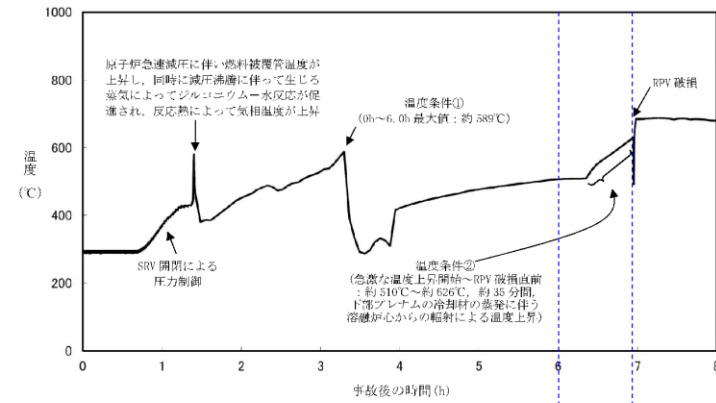


図2 RPV内気相平均温度の推移

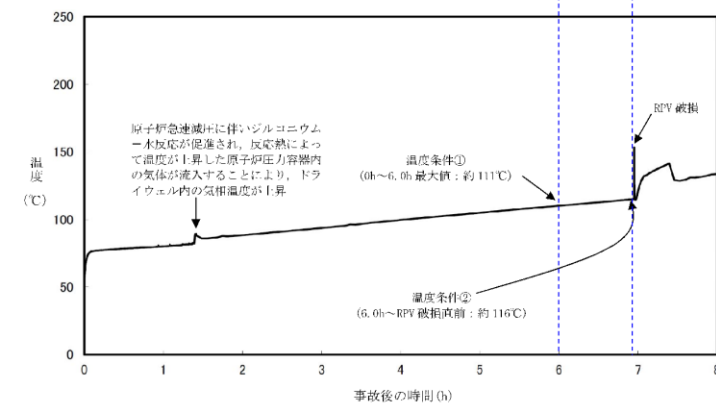
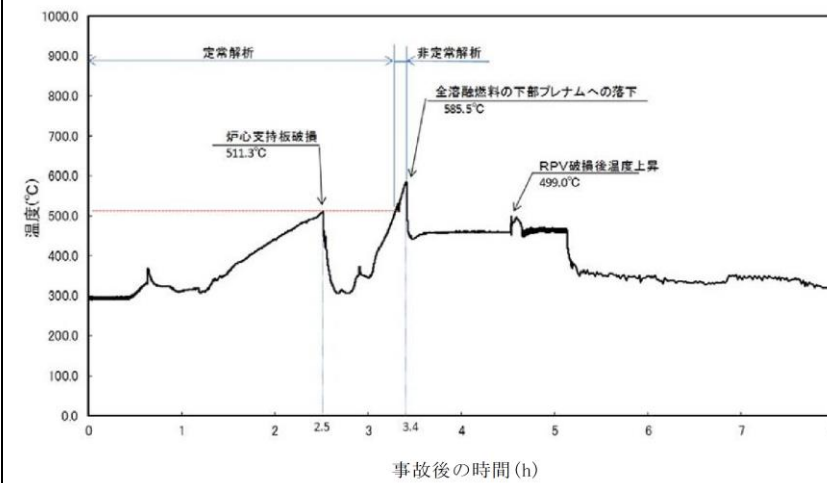
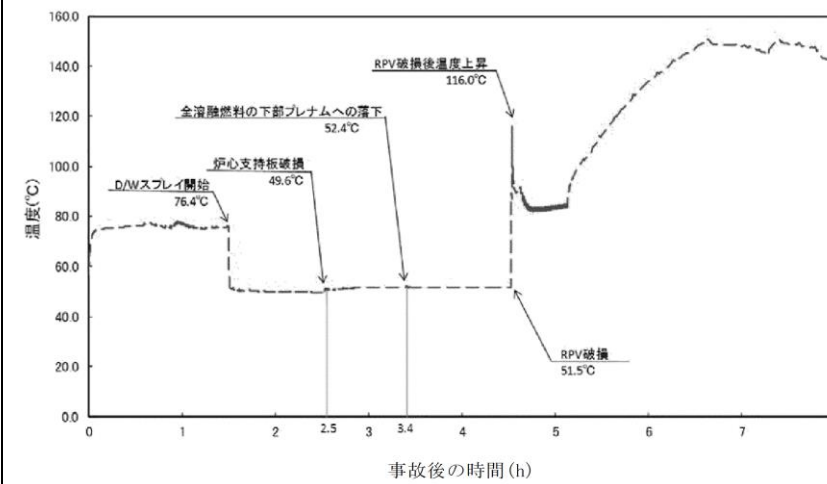


図3 ドライウェル内気相平均温度の推移



第3図 原子炉压力容器内気相平均温度の推移



第4図 ドライウェル内気相平均温度の推移

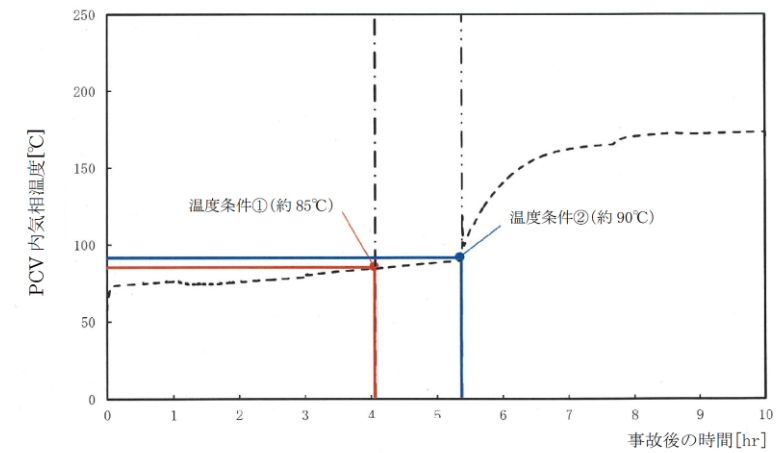
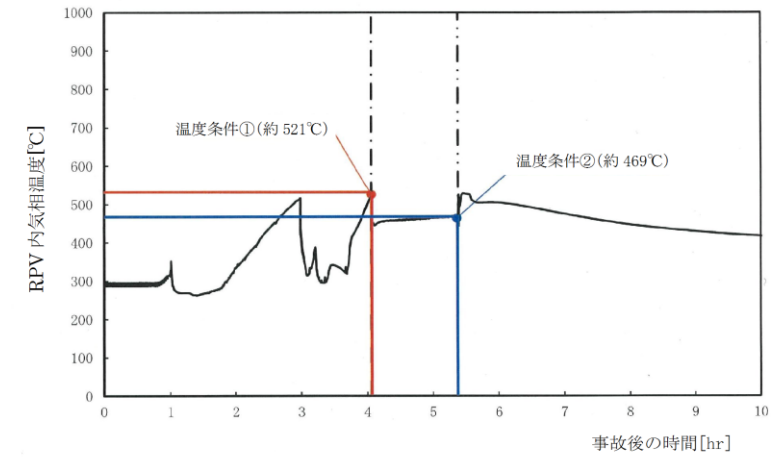


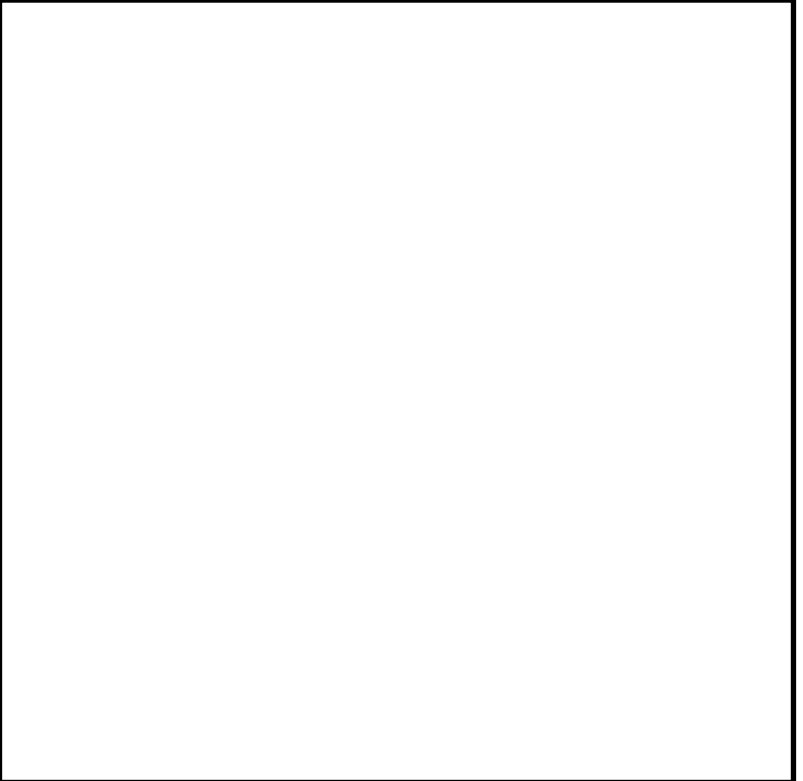


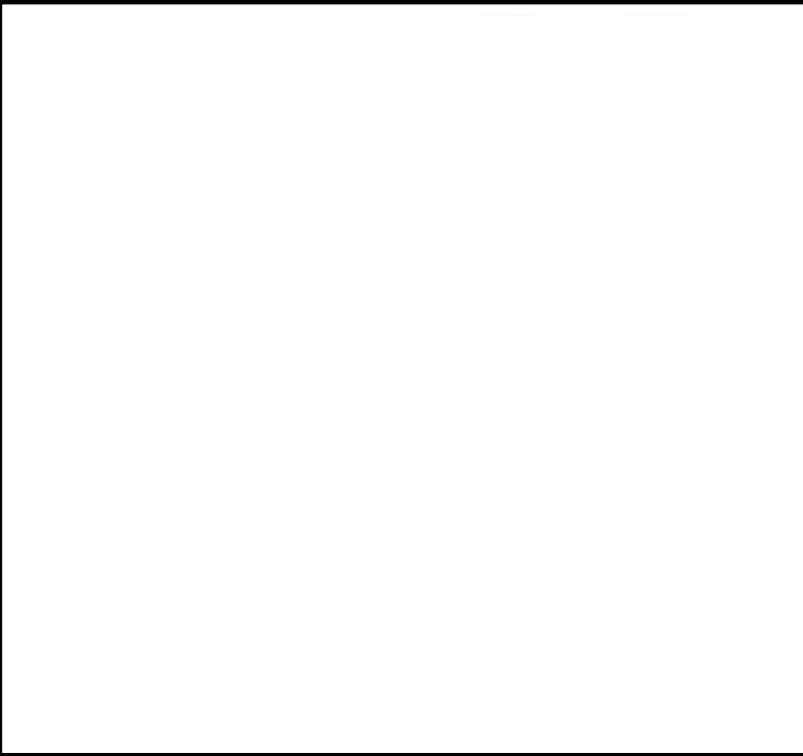
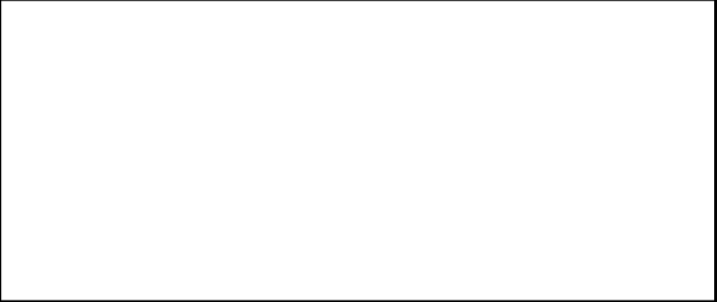



図4 RPV内平均気相温度及びD/W内平均気相温度の推移

・評価条件の相違  
【柏崎6/7, 東海第二】

・評価条件の相違  
【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 data-bbox="365 842 736 869">図4 モデル化範囲と境界条件</p>	 <p data-bbox="1121 842 1561 869">第5図 SRV 配置図及びモデル化範囲</p>	 <p data-bbox="1952 842 2323 869">図5 モデル化範囲と境界条件</p>	
 <p data-bbox="344 1425 736 1453">図5 モデル図と断面メッシュ図</p>	 <p data-bbox="1115 1425 1561 1453">第6図 モデル図及び断面メッシュ図</p>	 <p data-bbox="1941 1425 2332 1453">図6 モデル図と断面メッシュ図</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 data-bbox="350 617 706 646">図6 解析結果 (温度条件①)</p>	 <p data-bbox="1077 617 1584 646">第7図 定常解析結果 (温度条件①バルブB)</p>	 <p data-bbox="1754 978 2525 1052">図7 解析結果 (温度条件①: R P V内気相温度 521℃, P C V内気相温度 85℃)</p>	
 <p data-bbox="350 1062 706 1092">図7 解析結果 (温度条件②)</p>	 <p data-bbox="1077 1062 1584 1092">第8図 定常解析結果 (温度条件①バルブH)</p>	 <p data-bbox="1754 1824 2525 1898">図8 解析結果 (温度条件②: R P V内気相温度 469℃, P C V内気相温度 90℃)</p>	
	 <p data-bbox="1219 1413 1457 1434">下部コイルハウジング最高温度</p>  <p data-bbox="1264 1785 1412 1806">ピストン部最高温度</p> <p data-bbox="1101 1824 1561 1854">第9図 非定常解析結果 (温度条件②)</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;">添付資料3.2.1 別添1</p> <p><u>格納容器スプレイを実施した場合の逃がし安全弁の温度</u></p> <p>添付資料3.2.1 の評価では、原子炉の減圧を継続している状況での格納容器スプレイを実施していないが、これを実施することで、逃がし安全弁の温度の大幅な低下に期待できる。このため、初期水張り等の格納容器への注水は可能なものの、原子炉に注水できない状況下では、格納容器内の温度・圧力を緩和する観点から、あらかじめ格納容器（ドライウエル）スプレイを実施する手順とする。ここでは、代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器スプレイに期待した場合の逃がし安全弁の温度を示す。</p> <p><u>1. 評価方法</u></p> <p>格納容器スプレイを実施していない場合（添付資料3.2.1）と同じ。</p> <p><u>2. 評価条件</u></p> <p><u>(1) 温度条件</u></p> <p>図1,2 に原子炉圧力容器内気相平均温度とドライウエル内気相平均温度のMAAP 解析結果を示す。MAAP の解析結果を踏まえ、表1 及び以下に示すとおり、2 点の評価条件を設定した。</p> <p>① 事象発生から6 時間後までの範囲を代表する温度条件として、格納容器スプレイ及び下部ドライウエル初期水張り開始前を考慮した温度条件</p> <p>② 6 時間後から熔融炉心落下直前までを代表する温度条件として原子炉圧力容器破損直前の原子炉圧力容器内の気相温度の急激な上昇を考慮した温度条件</p> <p><u>(2) 評価モデル</u></p> <p>格納容器スプレイを実施していない場合と同じ。</p> <p><u>3. 評価結果</u></p> <p>評価結果を表2 及び図3,4 に示す。いずれの温度条件でも、補助作動装置の電磁弁及びピストンのシール部の温度は160℃を下回った。</p> <p>以上のとおり、炉心損傷後、DCH 防止のために原子炉の減圧を継続している状況を想定した環境下で格納容器スプレイを実施する場合、SRV の温度が大幅に低減されること確認した。</p> <p style="text-align: right;">以上</p>			<p>・評価方針の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2 号炉は、<b>厳しい環境条件である格納容器スプレイを実施しない場合の評価において、SRV の機能維持を確認していることから、格納容器スプレイを実施した場合の温度評価は実施していない。</b></p>

表1 三次元熱流動解析での温度条件 (逃がし安全弁開)

	温度条件①【定常解析】 (事象発生から6時間後までの 範囲を代表する温度条件)	温度条件②【非定常解析】 (RPV破損直前のRPV内の気相温度の急 激な上昇を考慮した温度条件)
原子炉圧力容器内 気相平均温度	約649℃	約532℃→約649℃
ドライウェル内 気相平均温度	約97℃	約84℃

表2 二次元熱流動解析での評価結果 (逃がし安全弁開)

	温度条件① (事象発生から6時間後までの 範囲を代表する温度条件)	温度条件② (RPV破損直前のRPV内の気相温度 の急激な上昇を考慮した温度条件)
下部コイルハウジング 最高温度*	約145℃	約121℃
ピストン部最高温度	約148℃	約123℃

\*ADS機能付電磁弁設置位置

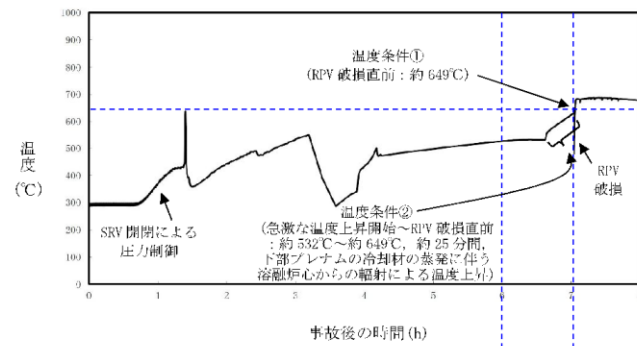


図1 原子炉圧力容器内気相平均温度の推移

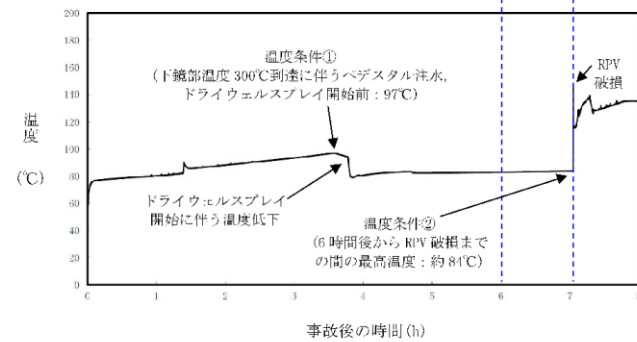


図2 ドライウェル内気相平均温度の推移

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="181 212 926 558" style="border: 1px solid black; height: 165px; width: 251px;"></div> <div data-bbox="350 569 706 604" style="text-align: center;">図3 解析結果 (温度条件①)</div> <div data-bbox="181 674 926 999" style="border: 1px solid black; height: 155px; width: 251px;"></div> <div data-bbox="350 1010 706 1045" style="text-align: center;">図4 解析結果 (温度条件②)</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3.2.3</p> <p>格納容器破損モード「DCH」, 「FCI」及び「MCCI」の評価事故シーケンスの位置付け</p> <p>格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱 (DCH)」, 「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用 (FCI)」及び「溶融炉心・コンクリート相互作用 (MCCI)」については, 各プラント損傷状態 (PDS) に対応する各重要事故シーケンス及び「雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)」の評価事故シーケンスへの重大事故等対策の有効性評価の結果等から, 重大事故等対処設備に期待する場合, 炉心損傷あるいは炉心下部プレナムへの溶融炉心移行までに事象の進展を停止し, これらの現象の発生を防止することが出来る。</p> <p>しかしながら, 格納容器破損モード「DCH」, 「FCI」及び「MCCI」は, 「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈」(以下「解釈」という。) 第37条2-1(a)において, 「必ず想定する格納容器破損モード」として定められている。このため, 今回の評価では重大事故等対処設備の一部に期待しないものとして, 各物理化学現象に伴う格納容器破損が懸念される状態に至る評価事故シーケンスを設定している。</p> <p>一方, 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)」については, 事故シーケンス選定のプロセスにおいて, 国内外の先進的な対策と同等な対策を講じても炉心損傷を防止できない事故シーケンスとして抽出された, 「<u>大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失</u>」を評価事故シーケンスとして選定し, 重大事故等対策の有効性を評価している。</p> <p>以上のとおり, 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)」は重大事故等対策に期待して評価し, 解釈第37条2-3(a)～(c)の評価項目に対する重大事故等対策の有効性を評価しており, 格納容器破損モード「DCH」, 「FCI」及び「MCCI」は, 評価を成立させるために, 重大事故等対処設備の一部に期待しないものとして, 解釈第37条2-3(d), (e), (i)の評価項目に対する重大事故等対策の有効性を評価している。</p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p style="text-align: center;">資料なし</p>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.2.2</p> <p>格納容器破損モード「DCH」, 「FCI」及び「MCCI」の評価事故シーケンスの位置づけ</p> <p>格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱 (DCH)」, 「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用 (FCI)」及び「溶融炉心・コンクリート相互作用 (MCCI)」については, 各プラント損傷状態 (PDS) に対応する各重要事故シーケンス及び「雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)」の評価事故シーケンスへの重大事故等防止対策の有効性評価の結果等から, 重大事故等対処設備に期待する場合, 炉心損傷あるいは炉心下部プレナムへの溶融炉心移行までに事象の進展を停止し, これらの現象の発生を防止することができる。</p> <p>しかしながら, 格納容器破損モード「DCH」, 「FCI」及び「MCCI」は, 「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈」(以下, 「解釈」という。) 第37条2-1(a)において, 「必ず想定する格納容器破損モード」として定められている。このため, 今回の評価では重大事故等対処設備の一部に期待しないものとして, 各物理化学現象に伴う格納容器破損が懸念される状態に至る評価事故シーケンスを設定している。</p> <p>一方, 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)」については, 事故シーケンス選定のプロセスにおいて, 国内外の先進的な対策と同等な対策を講じても炉心損傷を防止できない事故シーケンスとして抽出された, 「<u>冷却材喪失 (大破断LOCA)+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失</u>」を評価事故シーケンスとして選定し, 重大事故等対策の有効性を評価している。</p> <p>以上のとおり, 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)」は重大事故等対策に期待して評価し, 解釈第37条2-3(a)～(c)の評価項目に対する重大事故等対策の有効性を評価しており, 格納容器破損モード「DCH」, 「FCI」及び「MCCI」は, 評価を成立させるために, 重大事故等対処設備の一部に期待しないものとして, 解釈第37条2-3(d), (e), (i)の評価項目に対する重大事故等対策の有効性を評価している。</p> <p style="text-align: right;">以上</p>	

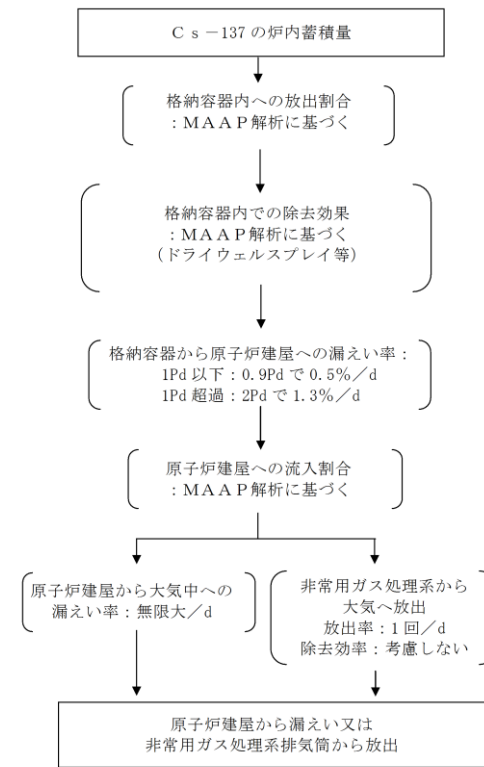
<p>柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017.12.20版)</p>	<p>東海第二発電所 (2018.9.12版)</p>	<p>島根原子力発電所 2号炉</p>	<p>備考</p>
<p style="text-align: right;">添付資料3.2.2</p> <p><u>原子炉建屋から大気中への放射性物質の漏えい量について</u></p> <p>本格納容器破損モードの重大事故等対策の有効性評価では、厳しい事象を想定した場合でも、原子炉格納容器が破損することなく安定状態に至る結果が得られている。この評価結果に照らして原子炉建屋から大気中への放射性物質の漏えい量を考える。</p> <p><u>本格納容器破損防止対策の有効性評価では、非常用ディーゼル発電機からの電源供給により非常用ガス処理系が起動し、事象発生から原子炉建屋の設計負圧が維持されていることを想定している。</u></p> <p>本格納容器破損モードの重大事故等対策の有効性評価では原子炉格納容器の閉じ込め機能は健全であると評価していることから、原子炉格納容器から多量の水蒸気が原子炉建屋に漏えいすることは無く、漏えいした水蒸気は原子炉建屋内で凝縮されることから、原子炉建屋空間部が加圧されることはないと考えられる。また、原子炉建屋内の換気空調系は停止しているため、原子炉建屋内空間部と外気との圧力差が生じにくく、原子炉建屋内外での空気のやりとりは殆どないものと考えられる。さらに、原子炉格納容器内から原子炉建屋に漏えいした粒子状放射性物質は、原子炉建屋内での重力沈降や水蒸気の凝縮に伴い、原子炉建屋内に沈着するものと考えられる。</p> <p>これらのことから、原子炉格納容器の健全性が維持されており、<u>原子炉区域・タービン区域換気空調系が停止している場合は、原子炉格納容器から原子炉建屋内に漏えいした放射性物質は、原子炉建屋内で時間減衰し、また、原子炉建屋内で除去されるため、大気中へは殆ど放出されないものと考えられる。</u></p>	<p style="text-align: right;">添付資料3.2.5</p> <p><u>原子炉建屋から大気中へ漏えいするCs-137の漏えい量評価について</u></p> <p>本資料では、「<u>原子炉建屋から大気中へ漏えいするCs-137の放出量評価について</u>」を示す。</p> <p>なお、本評価では、<u>原子炉建屋ガス処理系（非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系で構成）が起動するまでの間、格納容器から原子炉建屋に漏えいした放射性物質は、瞬時に原子炉建屋から大気中へ漏えいするものとして、放出量を保守的に評価しているが、下記のとおり、格納容器の健全性が維持されており、原子炉建屋の換気空調系が停止している場合は、格納容器から原子炉建屋に漏えいした放射性物質の一部は、原子炉建屋内で沈着又は時間減衰するため、大気中への放出量は本評価結果より少なくなると考えられる。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・<u>格納容器が健全な場合、格納容器内の放射性物質は、格納容器圧力に応じて原子炉建屋へ漏えいするものとしている。漏えいした放射性物質の一部は、原子炉建屋内での重力沈降等に伴い、原子炉建屋内に沈着すると考えられる。</u></li> <li>・<u>原子炉建屋内の換気空調系が停止している場合、原子炉建屋内外における圧力差が生じにくく、原子炉建屋内外での空気のやりとりは多くないと考えられるため、漏えいした放射性物質の一部は原子炉建屋内に滞留し、時間減衰すると考えられる。</u></li> </ul>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.2.3</p> <p><u>原子炉建物から大気中への放射性物質の漏えい量について（高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）</u></p> <p>本格納容器破損モードの重大事故等対策の有効性評価では、厳しい事象を想定した場合でも、原子炉格納容器が破損することなく安定状態に至る結果が得られている。この評価結果に照らして原子炉建物から大気中への放射性物質の漏えい量を考える。</p> <p><u>格納容器破損防止対策の有効性評価では、通常運転時に用いている原子炉建物原子炉棟内の換気系が全交流動力電源喪失により停止し、交流電源が回復した後に非常用ガス処理系が起動する状況を想定している。ここで、原子炉建物原子炉棟内の換気系の停止から非常用ガス処理系が起動するまでの時間遅れを考慮し、非常用ガス処理系によって原子炉建物原子炉棟の設計負圧が達成されるまで事象発生から70分かかると想定している。</u></p> <p>本格納容器破損モードの重大事故等対策の有効性評価では原子炉格納容器の閉じ込め機能は健全であると評価していることから、原子炉格納容器から漏えいした水蒸気は原子炉建物内で凝縮され、<u>原子炉建物空間部が加圧されることはないと考えられる。また、原子炉建物原子炉棟内の換気系は停止しているため、原子炉建物内空間部と外気との圧力差が生じにくく、原子炉建物内外での空気のやりとりは殆どないものと考えられる。さらに、原子炉格納容器内から原子炉建物に漏えいした粒子状放射性物質は、原子炉建物内での重力沈降や水蒸気の凝縮に伴い、原子炉建物内に沈着するものと考えられる。</u></p> <p>これらのことから、原子炉格納容器の健全性が維持されており、<u>原子炉建物原子炉棟内の換気系が停止している場合は、原子炉格納容器から原子炉建物内に漏えいした放射性物質は、原子炉建物内で時間減衰し、また、原子炉建物内で除去されるため、大気中へは殆ど放出されないものと考えられる。</u></p> <p><u>本評価では、上述の状況に係わらず、非常用ガス処理系が起動し、原子炉建物原子炉棟の設計負圧が達成されるまでの間、原子炉格納容器から原子炉建物に漏えいした放射性物質は、保守的に全量原子炉建物から大気中へ漏えいすることを想定した場合の放出量を示す。</u></p>	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・解析条件の相違</li> <li>【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、本シナリオの評価においてSBOの重畳を考慮している。</li> <li>・解析条件の相違</li> <li>【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、本シナリオの評価において、SBOの重畳を考慮してい</li> </ul>

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. 評価条件</p> <p>(1) 本格納容器破損モードの評価事故シーケンスである「<u>過渡事象+高圧注水失敗+原子炉減圧失敗+炉心損傷後の原子炉減圧失敗(+DCH発生)</u>」について評価する。</p> <p>(2) 原子炉格納容器からの漏えい量は、MAAP解析上で原子炉格納容器内圧力に応じて漏えい率が変化するものとし、開口面積は以下のように設定する。(添付資料3.1.2.6参照)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・1Pd以下 : 0.9Pd で0.4%/日相当</li> <li>・1~2Pd : 2.0Pd で1.3%/日相当</li> </ul> <p>なお、エアロゾル粒子は格納容器外に放出される前に貫通部内で捕集されることが実験的に確認されていることから格納容器の漏えい孔におけるエアロゾルの捕集の効果が期待できるが、本評価では保守的に考慮しないこととする。</p>	<p>1. 評価条件</p> <p>放出量評価条件を第1表, 大気中への放出過程及び概略図を第1図及び第2図に示す。</p> <p>第1表 放出量評価条件 (1/2)</p> <table border="1" data-bbox="1092 388 1584 1102"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>評価条件</th> <th>選定理由</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>評価事象</td> <td>「過渡事象+高圧炉心冷却失敗+手動減圧失敗+炉心損傷後の手動減圧失敗+DCH」(全交流動力電源喪失の重量を考慮)</td> <td>-</td> </tr> <tr> <td>炉心熱出力</td> <td>3,293MW</td> <td>定格熱出力</td> </tr> <tr> <td>運転時間</td> <td>1サイクル当たり10,000時間(416日)</td> <td>1サイクル13ヶ月(395日)を考慮して設定</td> </tr> <tr> <td>取替炉心の燃料装荷割合</td> <td>1サイクル:0.229 2サイクル:0.229 3サイクル:0.229 4サイクル:0.229 5サイクル:0.084</td> <td>取替炉心の燃料装荷割合に基づき設定</td> </tr> <tr> <td>炉内蓄積量(Cs-137)</td> <td>約4.36×10<sup>17</sup>Bq</td> <td>「単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq/MW)×3,293MW(定格熱出力)」(単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq/MW)は、BWR共通条件として、東海第二と同じ装荷燃料(9×9燃料(A型))、上記の運転時間及び取替炉心の燃料装荷割合で算出したA-BWRのサイクル末期の値<sup>※</sup>を使用)</td> </tr> <tr> <td>放出開始時間</td> <td>格納容器漏えい:事象発生直後</td> <td>MAAP解析結果</td> </tr> <tr> <td>格納容器内への放出割合</td> <td>約0.73</td> <td>MAAP解析結果</td> </tr> <tr> <td>格納容器の漏えい孔における捕集効果</td> <td>考慮しない</td> <td>保守的に設定</td> </tr> <tr> <td>格納容器内での除去効果</td> <td>ジョン・プール及びベデスタル(ドライウエル部)水プールでのスクラビング並びにドライウエルスプレイ</td> <td>MAAPのFP挙動モデル</td> </tr> <tr> <td>格納容器内dH制御の効果</td> <td>考慮しない</td> <td>サブプレッション・プール水dH制御設備は、重大事故等対処設備と位置付けていないため、保守的に設定</td> </tr> </tbody> </table> <p>※ 東海第二発電所(BWR5)に比べて炉心比出力が大きく、単位熱出力当たりの炉内蓄積量を保守的に評価するA-BWRの値を使用。</p>	項目	評価条件	選定理由	評価事象	「過渡事象+高圧炉心冷却失敗+手動減圧失敗+炉心損傷後の手動減圧失敗+DCH」(全交流動力電源喪失の重量を考慮)	-	炉心熱出力	3,293MW	定格熱出力	運転時間	1サイクル当たり10,000時間(416日)	1サイクル13ヶ月(395日)を考慮して設定	取替炉心の燃料装荷割合	1サイクル:0.229 2サイクル:0.229 3サイクル:0.229 4サイクル:0.229 5サイクル:0.084	取替炉心の燃料装荷割合に基づき設定	炉内蓄積量(Cs-137)	約4.36×10 <sup>17</sup> Bq	「単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq/MW)×3,293MW(定格熱出力)」(単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq/MW)は、BWR共通条件として、東海第二と同じ装荷燃料(9×9燃料(A型))、上記の運転時間及び取替炉心の燃料装荷割合で算出したA-BWRのサイクル末期の値 <sup>※</sup> を使用)	放出開始時間	格納容器漏えい:事象発生直後	MAAP解析結果	格納容器内への放出割合	約0.73	MAAP解析結果	格納容器の漏えい孔における捕集効果	考慮しない	保守的に設定	格納容器内での除去効果	ジョン・プール及びベデスタル(ドライウエル部)水プールでのスクラビング並びにドライウエルスプレイ	MAAPのFP挙動モデル	格納容器内dH制御の効果	考慮しない	サブプレッション・プール水dH制御設備は、重大事故等対処設備と位置付けていないため、保守的に設定	<p>1. 評価条件</p> <p>(1) 本格納容器破損モードの評価事故シーケンスである「<u>過渡事象+高圧炉心冷却失敗+原子炉減圧失敗+炉心損傷後の原子炉減圧失敗+原子炉注水失敗+DCH発生</u>」について評価する。</p> <p>(2) 原子炉格納容器からの漏えい量は、MAAP解析上で原子炉格納容器圧力に応じて漏えい率が変化するものとし、開口面積は以下のように設定する。(添付資料3.1.2.5参照)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・1Pd以下 : 0.9Pd で0.5%/日相当</li> <li>・1~2Pd : 2.0Pd で1.3%/日相当</li> </ul> <p>(3) エアロゾル粒子は原子炉格納容器外に放出される前に貫通部内で捕集されることが実験的に確認されていることから原子炉格納容器の漏えい孔におけるエアロゾルの捕集の効果を考慮して評価する(DF=10)。</p>	<p>る。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・設計漏洩率の相違【柏崎6/7】</li> <li>・解析条件の相違【柏崎6/7, 東海第二】</li> </ul> <p>①島根2号炉は、最確条件として格納容器貫通部の捕集効果を考慮した評価としている。</p>
項目	評価条件	選定理由																																		
評価事象	「過渡事象+高圧炉心冷却失敗+手動減圧失敗+炉心損傷後の手動減圧失敗+DCH」(全交流動力電源喪失の重量を考慮)	-																																		
炉心熱出力	3,293MW	定格熱出力																																		
運転時間	1サイクル当たり10,000時間(416日)	1サイクル13ヶ月(395日)を考慮して設定																																		
取替炉心の燃料装荷割合	1サイクル:0.229 2サイクル:0.229 3サイクル:0.229 4サイクル:0.229 5サイクル:0.084	取替炉心の燃料装荷割合に基づき設定																																		
炉内蓄積量(Cs-137)	約4.36×10 <sup>17</sup> Bq	「単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq/MW)×3,293MW(定格熱出力)」(単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq/MW)は、BWR共通条件として、東海第二と同じ装荷燃料(9×9燃料(A型))、上記の運転時間及び取替炉心の燃料装荷割合で算出したA-BWRのサイクル末期の値 <sup>※</sup> を使用)																																		
放出開始時間	格納容器漏えい:事象発生直後	MAAP解析結果																																		
格納容器内への放出割合	約0.73	MAAP解析結果																																		
格納容器の漏えい孔における捕集効果	考慮しない	保守的に設定																																		
格納容器内での除去効果	ジョン・プール及びベデスタル(ドライウエル部)水プールでのスクラビング並びにドライウエルスプレイ	MAAPのFP挙動モデル																																		
格納容器内dH制御の効果	考慮しない	サブプレッション・プール水dH制御設備は、重大事故等対処設備と位置付けていないため、保守的に設定																																		
<p>(3) <u>非常用ガス処理系による原子炉建屋の設計負圧が維持されていることを想定し、本評価では設計換気率0.5回/日相当を考慮する。</u></p>	<p>第1表 放出量評価条件 (2/2)</p> <table border="1" data-bbox="1092 1249 1584 1879"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>評価条件</th> <th>選定理由</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>格納容器から原子炉建屋への漏えい率</td> <td>1Pd以下:0.9Pdで0.5%/d 1Pd超過:2Pdで1.3%/d</td> <td>MAAP解析にて格納容器の開口面積を設定し格納容器圧力に応じて漏えい率が変化するものとし、格納容器の設計漏えい率(0.9Pdで0.5%/d)及びAECの式等に基づき設定(添付資料3.1.2.5参照)</td> </tr> <tr> <td>格納容器から原子炉建屋への漏えい割合</td> <td>Cs1類:約2.07×10<sup>-7</sup> CsOH類:約6.17×10<sup>-8</sup></td> <td>MAAP解析結果</td> </tr> <tr> <td>原子炉建屋から大気への漏えい率(非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動前)</td> <td>無限大/d(地上放出) (格納容器から原子炉建屋へ漏えいした放射性物質は、瞬時に大気へ漏えいするものとして評価)</td> <td>保守的に設定</td> </tr> <tr> <td>非常用ガス処理系から大気への放出率(非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動後)</td> <td>1回/d(排気筒放出)</td> <td>設計値に基づき設定(非常用ガス処理系のファン容量)</td> </tr> <tr> <td>非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動時間</td> <td>事象発生から2時間後</td> <td>起動操作時間(115分)+負圧達成時間(5分)(起動に伴い原子炉建屋原子炉建屋内は負圧になるが、保守的に負圧達成時間として5分を想定)</td> </tr> <tr> <td>非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系のフィルタ除去効率</td> <td>考慮しない</td> <td>保守的に設定</td> </tr> <tr> <td>ブローアウトパネルの開閉状態</td> <td>閉状態</td> <td>原子炉建屋原子炉建屋内の急激な圧力上昇等によるブローアウトパネルの開放がないため</td> </tr> </tbody> </table>	項目	評価条件	選定理由	格納容器から原子炉建屋への漏えい率	1Pd以下:0.9Pdで0.5%/d 1Pd超過:2Pdで1.3%/d	MAAP解析にて格納容器の開口面積を設定し格納容器圧力に応じて漏えい率が変化するものとし、格納容器の設計漏えい率(0.9Pdで0.5%/d)及びAECの式等に基づき設定(添付資料3.1.2.5参照)	格納容器から原子炉建屋への漏えい割合	Cs1類:約2.07×10 <sup>-7</sup> CsOH類:約6.17×10 <sup>-8</sup>	MAAP解析結果	原子炉建屋から大気への漏えい率(非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動前)	無限大/d(地上放出) (格納容器から原子炉建屋へ漏えいした放射性物質は、瞬時に大気へ漏えいするものとして評価)	保守的に設定	非常用ガス処理系から大気への放出率(非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動後)	1回/d(排気筒放出)	設計値に基づき設定(非常用ガス処理系のファン容量)	非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動時間	事象発生から2時間後	起動操作時間(115分)+負圧達成時間(5分)(起動に伴い原子炉建屋原子炉建屋内は負圧になるが、保守的に負圧達成時間として5分を想定)	非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系のフィルタ除去効率	考慮しない	保守的に設定	ブローアウトパネルの開閉状態	閉状態	原子炉建屋原子炉建屋内の急激な圧力上昇等によるブローアウトパネルの開放がないため	<p>(4) <u>原子炉建物から大気中への放射性物質の漏えいについては、非常用ガス処理系により負圧が達成される事象発生70分後までは原子炉建物原子炉棟内の放射性物質の保持機能に期待しないこととし(換気率無限)、非常用ガス処理系により設計負圧を達成した後は設計換気率1回/日相当を考慮する。</u></p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・解析条件の相違【柏崎6/7】</li> </ul> <p>島根2号炉は、本シナリオの評価において、SBOの重量を考慮している。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・運用の相違【東海第二】</li> </ul> <p>②島根2号炉は、非常用ガス処理系の起動操作時間(60分)+負圧達成時間(10分)を想定して設定。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・設計換気率の相違【柏崎6/7】</li> </ul>									
項目	評価条件	選定理由																																		
格納容器から原子炉建屋への漏えい率	1Pd以下:0.9Pdで0.5%/d 1Pd超過:2Pdで1.3%/d	MAAP解析にて格納容器の開口面積を設定し格納容器圧力に応じて漏えい率が変化するものとし、格納容器の設計漏えい率(0.9Pdで0.5%/d)及びAECの式等に基づき設定(添付資料3.1.2.5参照)																																		
格納容器から原子炉建屋への漏えい割合	Cs1類:約2.07×10 <sup>-7</sup> CsOH類:約6.17×10 <sup>-8</sup>	MAAP解析結果																																		
原子炉建屋から大気への漏えい率(非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動前)	無限大/d(地上放出) (格納容器から原子炉建屋へ漏えいした放射性物質は、瞬時に大気へ漏えいするものとして評価)	保守的に設定																																		
非常用ガス処理系から大気への放出率(非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動後)	1回/d(排気筒放出)	設計値に基づき設定(非常用ガス処理系のファン容量)																																		
非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動時間	事象発生から2時間後	起動操作時間(115分)+負圧達成時間(5分)(起動に伴い原子炉建屋原子炉建屋内は負圧になるが、保守的に負圧達成時間として5分を想定)																																		
非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系のフィルタ除去効率	考慮しない	保守的に設定																																		
ブローアウトパネルの開閉状態	閉状態	原子炉建屋原子炉建屋内の急激な圧力上昇等によるブローアウトパネルの開放がないため																																		

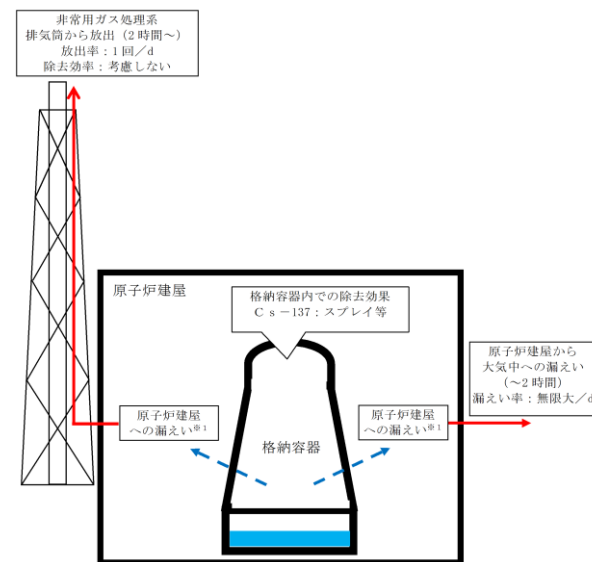
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(4) 非常用ガス処理系はフィルタを通して原子炉区域内の空気を外気に放出するためフィルタの放射性物質の除去性能に期待できるが、本評価では保守的に期待しないこととする (DF=1)。</p> <p>(5) 原子炉建屋内での放射エネルギーの時間減衰は考慮せず、また、原子炉建屋内での粒子状物質の除去効果は保守的に考慮しない。</p>		<p>(5) 非常用ガス処理系はフィルタを通して原子炉建物原子炉棟内の空気を外気に放出するためフィルタの放射性物質の除去性能に期待できるが、本評価では保守的に期待しないこととする (DF = 1)。</p> <p>(6) 原子炉建物内での放射エネルギーの時間減衰は考慮せず、また、原子炉建物内での粒子状物質の除去効果は保守的に考慮しない。</p>	



・記載方針の相違  
【東海第二】



第1図 Cs-137の大気放出過程



※1 格納容器から原子炉建屋への漏えい率  
1Pd以下: 0.9Pdで0.5%/d, 1Pd超過: 2Pdで1.3%/d

大気への放出経路	0h	▼2h※2	▼19h	168h▼
原子炉建屋から大気中への漏えい				
非常用ガス処理系排気筒から放出				

※2 非常用ガス処理系の起動により原子炉建屋原子炉内は負圧となるため、事象発生2時間以降は原子炉建屋から大気中への漏えいはなくなる。

第2図 大気放出過程概略図 (イメージ)



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、事象発生7日間以降の影響を確認するため、事象発生30日間、100日間における環境へのCs-137の放出量を確認している。</p> <p>事象発生後30日間及び100日間での放出量においても100TBqを下回る。</p>	<p><u>動減圧機能</u>を介してサプレッション・プールへ移行した後、<u>格納容器気相部へ放出されるため、サプレッション・プールにおいてスクラビングによる除去効果を受ける。</u></p> <p>また、<u>事象発生7日間以降の影響を確認するため評価した、事象発生30日間、100日間における大気中へのCs-137の漏えい量は、約<math>3.4 \times 10^{-2}</math>TBq(事象発生30日間)及び約<math>3.9 \times 10^{-2}</math>TBq(事象発生100日間)であり、いずれの場合においても100TBqを下回っている。</u></p> <p><u>なお、事象発生7日以降の長期解析においては、事象発生約53日後<sup>*</sup>に格納容器内水素燃焼防止の観点で格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱(以下「格納容器ベント」という。)を実施し、事象発生100日まで格納容器ベントを継続しているが、格納容器の除熱機能、格納容器への窒素注入機能及び格納容器内の可燃性ガスの濃度制御系機能が確保できた場合には、格納容器ベントを停止する運用とする。</u></p> <p><u>※ 第3.2-28図に示す格納容器圧力の推移では、格納容器の圧力を高く評価するために格納容器からの漏えいを考慮していないが、約53日後に酸素濃度が4.3vol%に到達し格納容器ベントを実施している</u></p>	<p>なお、事象発生7日間以降の影響を確認するため、事象発生30日間、100日間における環境へのCs-137の放出量を確認している。</p> <p>事象発生後30日間及び100日間での放出量においても100TBqを下回る。</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】 島根2号炉は、事象発生100日までに酸素濃度がベント基準に至らないことから、格納容器ベントを実施していない。</p>																						
<p>表1 <u>原子炉建屋から大気中への放射性物質(Cs-137)の漏えい量</u> (単位:TBq)</p> <table border="1" data-bbox="163 1291 914 1396"> <thead> <tr> <th></th> <th>漏えい量(7日間)</th> <th>漏えい量(30日間)</th> <th>漏えい量(100日間)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱</td> <td>約2.5</td> <td>約2.6</td> <td>約2.6</td> </tr> </tbody> </table>		漏えい量(7日間)	漏えい量(30日間)	漏えい量(100日間)	高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	約2.5	約2.6	約2.6	<p>第2表 <u>大気中へのCs-137の漏えい量</u></p> <table border="1" data-bbox="958 1291 1724 1396"> <thead> <tr> <th>事象発生7日間</th> <th>事象発生30日間</th> <th>事象発生100日間</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>約<math>3.2 \times 10^{-2}</math>TBq</td> <td>約<math>3.4 \times 10^{-2}</math>TBq</td> <td>約<math>3.9 \times 10^{-2}</math>TBq<sup>*</sup></td> </tr> </tbody> </table> <p>※ <u>格納容器圧力逃がし装置から大気中への放出量を含む(事象発生約53日後から事象発生100日まで格納容器ベント実施)</u></p>	事象発生7日間	事象発生30日間	事象発生100日間	約 $3.2 \times 10^{-2}$ TBq	約 $3.4 \times 10^{-2}$ TBq	約 $3.9 \times 10^{-2}$ TBq <sup>*</sup>	<p>表1 <u>原子炉建物から大気中への放射性物質(Cs-137)の漏えい量</u></p> <table border="1" data-bbox="1754 1281 2531 1407"> <thead> <tr> <th></th> <th>漏えい量(7日間)</th> <th>漏えい量(30日間)</th> <th>漏えい量(100日間)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱</td> <td>約0.56</td> <td>約0.57</td> <td>約0.58<sup>*</sup></td> </tr> </tbody> </table> <p>※ <u>格納容器フィルタベント系から大気中への放出量を含む(事象発生約81日後から100日まで格納容器ベント実施)</u> 以上</p>		漏えい量(7日間)	漏えい量(30日間)	漏えい量(100日間)	高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	約0.56	約0.57	約0.58 <sup>*</sup>	<p>・解析結果の相違 【柏崎6/7】 島根2号炉は、格納容器漏えい時のエアロゾル捕集効果(DF10)を考慮したこと等により、格納容器漏えい起因の放出が減少している。 【東海第二】 島根2号炉は、格納容器圧力が高めに推移するため、格納容器漏えい起因の放出が増加している。</p>
	漏えい量(7日間)	漏えい量(30日間)	漏えい量(100日間)																						
高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	約2.5	約2.6	約2.6																						
事象発生7日間	事象発生30日間	事象発生100日間																							
約 $3.2 \times 10^{-2}$ TBq	約 $3.4 \times 10^{-2}$ TBq	約 $3.9 \times 10^{-2}$ TBq <sup>*</sup>																							
	漏えい量(7日間)	漏えい量(30日間)	漏えい量(100日間)																						
高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	約0.56	約0.57	約0.58 <sup>*</sup>																						

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="955 212 1724 331"><u>第3表 原子炉压力容器から格納容器へのCs-137の放出割合及びペDESTAL (ドライウエル部) に移行したデブリ内に含まれるCs-137の割合</u></p> <table border="1" data-bbox="973 363 1706 491"> <thead> <tr> <th data-bbox="973 363 1338 443">原子炉压力容器から格納容器へのCs-137の放出割合*</th> <th data-bbox="1338 363 1706 443">ペDESTAL (ドライウエル部) に移行したデブリ内に含まれるCs-137の割合</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td data-bbox="973 443 1338 491">約0.73</td> <td data-bbox="1338 443 1706 491">約0.03</td> </tr> </tbody> </table> <p data-bbox="973 527 1724 558">※ <u>原子炉压力容器から格納容器への放出経路は以下のとおり。</u></p> <ul data-bbox="1032 573 1724 695" style="list-style-type: none"> <li>• <u>原子炉压力容器から逃がし安全弁 (自動減圧機能) を介したサブプレッション・プールへの放出</u></li> <li>• <u>原子炉压力容器破損箇所から格納容器気相部への放出</u></li> </ul>	原子炉压力容器から格納容器へのCs-137の放出割合*	ペDESTAL (ドライウエル部) に移行したデブリ内に含まれるCs-137の割合	約0.73	約0.03		<p data-bbox="2555 212 2763 285">・ 記載方針の相違 【東海第二】</p>
原子炉压力容器から格納容器へのCs-137の放出割合*	ペDESTAL (ドライウエル部) に移行したデブリ内に含まれるCs-137の割合						
約0.73	約0.03						



































表3 運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕(高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)(4/4)

項目	運転員等操作時間に与える影響		評価項目となるパラメータに与える影響	操作時間余裕	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱
	運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱							
運転員等操作時間に与える影響	運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	操作時間余裕	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱
運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱

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3 運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕(高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)(4/5)

項目	運転員等操作時間に与える影響		評価項目となるパラメータに与える影響	操作時間余裕	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱
	運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱							
運転員等操作時間に与える影響	運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	操作時間余裕	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱
運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	格納容器雰囲気直接加熱	運転員等操作時間に与える影響	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱



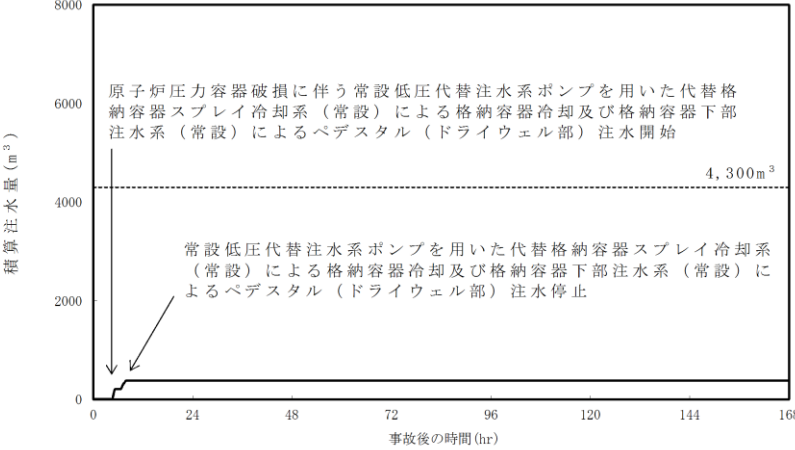
第3表 運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータとなるパラメータに与える影響及び操作時間余裕(3/3)

項目	解析条件(操作条件)の不確かさ		運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	操作時間余裕	訓練実績等
	解析条件	条件設定の考え方				
運転員等 燃料給油操作	可搬式蒸気供給装置を用いた格納容器内への蒸気注入操作	格納容器内蒸気供給装置の稼働率を想定しているが、解析条件では稼働率が4.0%以下に設定されている。運転員が稼働率を4.0%以上に設定する観点で設定	格納容器内への蒸気注入の蒸気発生から約167分後に、可搬式蒸気供給装置の稼働率が3.5%以下に低下することから、運転員が稼働率を4.0%以上に設定する可能性は非常に小さい。	格納容器内への蒸気注入の蒸気発生から約167分後に、可搬式蒸気供給装置の稼働率が3.5%以下に低下することから、運転員が稼働率を4.0%以上に設定する可能性は非常に小さい。	格納容器内への蒸気注入の蒸気発生から約167分後に、可搬式蒸気供給装置の稼働率が3.5%以下に低下することから、運転員が稼働率を4.0%以上に設定する可能性は非常に小さい。	格納容器内への蒸気注入の蒸気発生から約167分後に、可搬式蒸気供給装置の稼働率が3.5%以下に低下することから、運転員が稼働率を4.0%以上に設定する可能性は非常に小さい。
	タンクローリによる燃料給油操作	可搬式蒸気供給装置への燃料給油操作は、解析条件では想定しているが、燃料給油の成立や運転に必要な各機器の稼働率を踏まえて設定	可搬式蒸気供給装置への燃料給油操作は、運転員が燃料給油の成立や運転に必要な各機器の稼働率を踏まえて設定	可搬式蒸気供給装置への燃料給油操作は、運転員が燃料給油の成立や運転に必要な各機器の稼働率を踏まえて設定	可搬式蒸気供給装置への燃料給油操作は、運転員が燃料給油の成立や運転に必要な各機器の稼働率を踏まえて設定	可搬式蒸気供給装置への燃料給油操作は、運転員が燃料給油の成立や運転に必要な各機器の稼働率を踏まえて設定

表3 運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕(高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)(5/5)

項目	解析条件(操作条件)の不確かさ		運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	操作時間余裕	訓練実績等
	解析条件	条件設定の考え方				
可搬式蒸気供給装置による格納容器内への蒸気注入	可搬式蒸気供給装置の稼働率を想定しているが、解析条件では稼働率が4.0%以下に設定されている。運転員が稼働率を4.0%以上に設定する可能性は非常に小さい。	可搬式蒸気供給装置の稼働率を想定しているが、解析条件では稼働率が4.0%以下に設定されている。運転員が稼働率を4.0%以上に設定する可能性は非常に小さい。	可搬式蒸気供給装置の稼働率が3.5%以下に低下することから、運転員が稼働率を4.0%以上に設定する可能性は非常に小さい。	可搬式蒸気供給装置の稼働率が3.5%以下に低下することから、運転員が稼働率を4.0%以上に設定する可能性は非常に小さい。	可搬式蒸気供給装置の稼働率が3.5%以下に低下することから、運転員が稼働率を4.0%以上に設定する可能性は非常に小さい。	可搬式蒸気供給装置の稼働率が3.5%以下に低下することから、運転員が稼働率を4.0%以上に設定する可能性は非常に小さい。
	燃料給油操作	燃料給油の成立や運転に必要な各機器の稼働率を踏まえて設定	燃料給油の成立や運転に必要な各機器の稼働率を踏まえて設定	燃料給油の成立や運転に必要な各機器の稼働率を踏まえて設定	燃料給油の成立や運転に必要な各機器の稼働率を踏まえて設定	燃料給油の成立や運転に必要な各機器の稼働率を踏まえて設定

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 日間における水源の対応について(高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)</p> <p>○水源                      復水貯蔵槽水量：約1,700m<sup>3</sup>                      淡水貯水池：約18,000m<sup>3</sup></p> <p>○水使用パターン                      ①格納容器下部注水                      原子炉圧力容器下部注水が300℃に到達した時点で開始(90m<sup>3</sup>/hで2時間)                      原子炉圧力容器破損後は崩壊熱相当で注水。                      ②代替格納容器スプレイ冷却系(常設)による格納容器スプレイ開始(70m<sup>3</sup>/h)。                      原子炉圧力容器破損以降、465kPa[gage]に到達以降は130m<sup>3</sup>/h以上で注水。                      ③淡水貯水池から復水貯蔵槽への移送</p> <p>○時間評価(右上图)                      事象発生12時間後から可搬型代替注水ポンプ(A-2機)4台を用いて130m<sup>3</sup>/hで淡水貯水池の水を復水貯蔵槽へ給水する。                      事象発生12時間までは復水貯蔵槽を水源として格納容器下部注水及び格納容器スプレイを実施するため、復水貯蔵槽水量は減少する。事象発生12時間後から復水貯蔵槽への補給を開始するため、水量の減少割合は低下する。事象発生約20.5時間後以降は、サブプレッジョン・チェンバのプール水を水源とした代替循環冷却系の運転を実施することにより水量の減少は停止する。</p> <p>○水源評価結果                      時間評価の結果から復水貯蔵槽が枯渇することはない。また、7日間の対応を考慮すると、6号及び7号炉のそれぞれで約2,700m<sup>3</sup>必要となる。6号及び7号炉の同時被災を考慮すると、約5,400m<sup>3</sup>必要とされる。各号炉の復水貯蔵槽に約1,700m<sup>3</sup>及び淡水貯水池に約18,000m<sup>3</sup>の水を保有することから、6号及び7号炉の同時被災を考慮した場合も必要水量を確保可能であり、安定して冷却を継続することが可能である</p>	<p>添付資料 3.2.11</p> <p>7 日間における水源の対応について                      (高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)</p> <p>1. 水源に関する評価                      ① 淡水源 (有効水量)                      ・代替淡水貯槽：約4,300m<sup>3</sup></p> <p>2. 水使用パターン                      ① 常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系(常設)による格納容器冷却                      原子炉圧力容器破損後、代替淡水貯槽を水源とした常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系(常設)による格納容器冷却を実施する。格納容器圧力が低下傾向に転じた後は、格納容器圧力0.465MPa[gage]到達で冷却開始、0.400MPa[gage]で停止の操作を継続する。                      ② 常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系(常設)によるペDESTAL(ドライウエル部)注水                      原子炉圧力容器破損後、代替淡水貯槽を水源とした常設低圧代替注水系ポンプを用いた格納容器下部注水系(常設)によるペDESTAL(ドライウエル部)注水を実施する。その後、ペDESTAL(ドライウエル部)に落下した溶融炉心を冠水維持させるため、格納容器下部水位2.25m以下でペDESTAL(ドライウエル部)注水を開始、2.75m到達で停止の操作を継続する。</p> <p>3. 時間評価                      格納容器冷却等によって、代替淡水貯槽の水量は減少する。事象発生90分後までに代替循環冷却系による格納容器除熱を実施し、代替格納容器スプレイ冷却系(常設)による格納容器冷却等を停止するため、代替淡水貯槽の水量の減少は停止する。この間の代替淡水貯槽の使用水量は合計約380m<sup>3</sup>である。</p>	<p>添付資料 3.2.5</p> <p>7 日間における水源の対応について(高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)</p> <p>○水源                      輪谷貯水槽(西1/西2)※：約7,000m<sup>3</sup>(約3,500m<sup>3</sup>×2)                      ※設置許可基準規則56条【解釈】1b)項を満足するための代替淡水源(措置)</p> <p>○水使用パターン                      ①格納容器代替スプレイ系(可搬型)によるペDESTAL注水                      原子炉圧力容器下部注水が300℃に到達した時点で開始し、ペDESTAL水位2.4m(注水量225m<sup>3</sup>)到達後停止                      ②ペDESTAL代替注水系(可搬型)によるペDESTAL注水                      原子炉圧力容器破損以降、崩壊熱相当に余裕を見た量で注水</p> <p>○時間評価                      事象発生12時間までは輪谷貯水槽(西1/西2)を水源としてペDESTAL注水を実施するため、輪谷貯水槽(西1/西2)水位は減少する。事象発生後約10時間後から、サブプレッジョン・チェンバのプール水を水源とした残留熱代替除去系の運転を実施する。</p> <p>○水源評価結果                      時間評価の結果から輪谷貯水槽(西1/西2)が枯渇することはない。また、7日間の対応を考慮すると、約600m<sup>3</sup>必要となり、十分に水量を確保しているため対応可能である。                      225m<sup>3</sup>+ (55m<sup>3</sup>/h×4.6h) + (35m<sup>3</sup>/h×2h) ≒ 600m<sup>3</sup></p>	<p>・運用の相違                      【柏崎6/7,東海第二】                      島根2号炉は可搬型設備によりペDESTAL注水を実施する。</p> <p>・評価結果の相違                      【柏崎6/7,東海第二】</p> <p>・解析条件の相違                      【柏崎6/7】                      島根2号炉は、事象発生後から必要な可搬型設備を準備し、使用することを想定。</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="964 336 1706 399">原子炉圧力容器破損に伴う常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却及び格納容器下部注水系（常設）によるペダスタル（ドライウエル部）注水開始</p> <p data-bbox="964 483 1706 546">常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却及び格納容器下部注水系（常設）によるペダスタル（ドライウエル部）注水停止</p> <p data-bbox="964 409 1706 441">4,300m<sup>3</sup></p> <p data-bbox="964 661 1706 682">事故後の時間(hr)</p> <p data-bbox="1098 703 1558 787">第1図 外部水源による積算注水量 (高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱)</p> <p data-bbox="934 840 1706 1008">4. 水源評価結果 時間評価の結果から、7日間の対応において合計約380m<sup>3</sup>の水が必要となるが、代替淡水貯槽に約4,300m<sup>3</sup>の水を保有することから必要水量を確保している。このため、安定して冷却を継続することが可能である。</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

7日間における燃料の対応について (高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)

添付資料 3.2.6

時系列	合計	判定
7日間における燃料の対応について (高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)	7日間の軽油消費量 約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	7号炉軽油タンク容量は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。
6号炉軽油タンク容量は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	7日間の軽油消費量 約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	6号炉軽油タンク容量は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。
1号炉軽油タンク容量は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	7日間の軽油消費量 約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	1号炉軽油タンク容量は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。
2号炉軽油タンク容量は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	7日間の軽油消費量 約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	2号炉軽油タンク容量は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。
3号炉軽油タンク容量は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	7日間の軽油消費量 約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	3号炉軽油タンク容量は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。
4号炉軽油タンク容量は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	7日間の軽油消費量 約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	4号炉軽油タンク容量は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。
5号炉軽油タンク容量は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	7日間の軽油消費量 約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	5号炉軽油タンク容量は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。
1〜7号炉軽油タンク容量及びガス・ガス・ガス・ガス・ガス・ガス・ガスの合計は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	7日間の軽油消費量 約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。	1〜7号炉軽油タンク容量及びガス・ガス・ガス・ガス・ガス・ガス・ガスの合計は約1,029kL (※3)であり、7日間対応可能。

※1 事故発生直後〜事故発生後7日間  
 ※2 非常用ディーゼル発電機3台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※3 事故発生直後〜事故発生後7日間  
 ※4 非常用ディーゼル発電機3台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※5 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※6 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※7 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※8 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※9 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※10 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※11 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※12 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※13 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※14 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※15 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※16 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※17 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※18 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※19 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※20 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※21 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※22 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※23 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※24 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※25 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※26 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※27 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※28 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※29 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※30 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※31 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※32 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)  
 ※33 非常用ディーゼル発電機2台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定)

7日間における燃料の対応について (高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)

保守的に全ての設備が、事象発生直後から7日間燃料を消費するものとして評価する。

時系列	合計	判定
常設代替高圧電源装置 5台起動 (燃料消費率は保守的に定格出力運転時を想定) 420.0L/h (燃料消費率) × 168h (運転時間) × 5台 (運転台数) = 約352.8kL	7日間の軽油消費量 約352.8kL	軽油貯蔵タンクの容量は約800kLであり、7日間対応可能
窒素供給装置用電源車 1台起動 (格納容器内への窒素注入) 110.0L/h (燃料消費率) × 168h (運転時間) × 1台 (運転台数) = 約18.5kL	7日間の軽油消費量 約18.5kL	可搬型設備用軽油タンクの容量は約210kLであり、7日間対応可能
緊急時対策用発電機 1台起動 (燃料消費率は保守的に定格出力運転時を想定) 41L/h (燃料消費率) × 168h (運転時間) × 1台 (運転台数) = 約70.0kL	7日間の軽油消費量 約70.0kL	緊急時対策用発電機燃料油貯蔵タンクの容量は約75kLであり、7日間の対応可能

添付資料 3.2.12

7日間における燃料の対応について (高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)

保守的にすべての設備が、事象発生直後から7日間燃料を消費するものとして評価する。

時系列	合計	判定
大量送水車 1台起動 0.0652m³/h × 24h × 7日 × 1台 = 10.9536m³	7日間の軽油消費量 約71m³	非常用ディーゼル発電機燃料貯蔵タンク等の容量は約730m³であり、7日間対応可能
大型送水ポンプ車 1台起動 0.31m³/h × 24h × 7日 × 1台 = 52.08m³		
可搬型窒素供給装置 1台起動 0.036 m³/h × 24h × 7日 × 1台 = 6.048m³	7日間の軽油消費量 約352m³	ガスタービン発電機用軽油タンクの容量は約450m³であり、7日間対応可能
ガスタービン発電機 1台起動 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 2.09m³/h × 24h × 7日 × 1台 = 351.12m³		
緊急時対策用発電機 1台 0.0469 m³/h × 24h × 7日 × 1台 = 7.8792m³	7日間の軽油消費量 約8m³	緊急時対策用燃料地下タンクの容量は約45m³であり、7日間対応可能

・設備設計の相違  
**【柏崎 6/7】**  
 島根 2号炉は、緊急時対策用発電機用の燃料タンクを有している。また、モニタリングポストは非常用交流電源設備又は常設代替交流電源設備による電源供給が可能である。

・評価結果の相違  
**【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>資料なし</p>	<p>添付資料 3.2.13</p> <p><b>常設代替交流電源設備の負荷</b> (<u>高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱</u>)</p> <p>主要負荷リスト 【電源設備:常設代替高压電源装置】</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>起動順序</th> <th>主要機器名称</th> <th>負荷容量 (kW)</th> <th>負荷起動時の最大負荷容量 (kW)</th> <th>定常時の連続最大負荷容量 (kW)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>①</td> <td>緊急用母線自動起動負荷 ・緊急用直流125V充電器 ・その他必要な負荷</td> <td>約 120 約 97</td> <td>約 245</td> <td>約 217</td> </tr> <tr> <td>②</td> <td>常設低圧代替注水ポンプ</td> <td>約 190</td> <td>約 702</td> <td>約 407</td> </tr> <tr> <td>③</td> <td>常設低圧代替注水ポンプ</td> <td>約 190</td> <td>約 892</td> <td>約 597</td> </tr> <tr> <td>④</td> <td>緊急用海水ポンプ その他必要な負荷</td> <td>約 510 約 4</td> <td>約 1,579</td> <td>約 1,111</td> </tr> <tr> <td>⑤</td> <td>代替凝縮冷却系ポンプ</td> <td>約 140</td> <td>約 1,468</td> <td>約 1,251</td> </tr> <tr> <td>⑥</td> <td>非常用母線 2 C 自動起動負荷 ・直流125V充電器 A ・非常用照明※ ・120/240V併用主母線盤 2 A ・その他必要な負荷 ・その他不要な負荷※</td> <td>約 79 約 198 約 134 約 14 約 234</td> <td>約 1,833</td> <td>約 1,820</td> </tr> <tr> <td>⑦</td> <td>非常用母線 2 D 自動起動負荷 ・直流125V充電器 B ・非常用照明※ ・120/240V併用主母線盤 2 B ・その他必要な負荷 ・その他不要な負荷※</td> <td>約 60 約 86 約 134 約 135</td> <td>約 2,240</td> <td>約 2,235</td> </tr> <tr> <td>⑧</td> <td>非常用ガス再循環系排風機 非常用ガス処理系排風機 その他必要な負荷 停止負荷</td> <td>約 55 約 8 約 95 約 -52</td> <td>約 2,529</td> <td>約 2,341</td> </tr> <tr> <td>⑨</td> <td>中央制御室換気系空調和機ファン 中央制御室換気系フィルタ系ファン その他必要な負荷</td> <td>約 45 約 8 約 183</td> <td>約 2,918</td> <td>約 2,577</td> </tr> <tr> <td>⑩</td> <td>蓄電池室排気ファン その他必要な負荷</td> <td>約 8 約 154</td> <td>約 3,131</td> <td>約 2,739</td> </tr> <tr> <td>⑪</td> <td>代替燃料プール冷却系ポンプ</td> <td>約 30</td> <td>約 2,848</td> <td>約 2,769</td> </tr> </tbody> </table> <p>負荷容量 (kW) 経過時間 (h)</p> <p>※1 常設代替高压電源装置定格出力運転時の容量 (1,380kW×運転台数=最大容量)          ※2 常設代替高压電源装置定格出力運転時の80%の容量 (1,380kW×0.8×運転台数=連続定格容量)          ※3 非常用母線の負荷への給電に伴い、負荷容量が増加するため、常設代替高压電源装置を3台追加起動する          ※4 有効性評価で期待していないが電源供給される不要な負荷</p>	起動順序	主要機器名称	負荷容量 (kW)	負荷起動時の最大負荷容量 (kW)	定常時の連続最大負荷容量 (kW)	①	緊急用母線自動起動負荷 ・緊急用直流125V充電器 ・その他必要な負荷	約 120 約 97	約 245	約 217	②	常設低圧代替注水ポンプ	約 190	約 702	約 407	③	常設低圧代替注水ポンプ	約 190	約 892	約 597	④	緊急用海水ポンプ その他必要な負荷	約 510 約 4	約 1,579	約 1,111	⑤	代替凝縮冷却系ポンプ	約 140	約 1,468	約 1,251	⑥	非常用母線 2 C 自動起動負荷 ・直流125V充電器 A ・非常用照明※ ・120/240V併用主母線盤 2 A ・その他必要な負荷 ・その他不要な負荷※	約 79 約 198 約 134 約 14 約 234	約 1,833	約 1,820	⑦	非常用母線 2 D 自動起動負荷 ・直流125V充電器 B ・非常用照明※ ・120/240V併用主母線盤 2 B ・その他必要な負荷 ・その他不要な負荷※	約 60 約 86 約 134 約 135	約 2,240	約 2,235	⑧	非常用ガス再循環系排風機 非常用ガス処理系排風機 その他必要な負荷 停止負荷	約 55 約 8 約 95 約 -52	約 2,529	約 2,341	⑨	中央制御室換気系空調和機ファン 中央制御室換気系フィルタ系ファン その他必要な負荷	約 45 約 8 約 183	約 2,918	約 2,577	⑩	蓄電池室排気ファン その他必要な負荷	約 8 約 154	約 3,131	約 2,739	⑪	代替燃料プール冷却系ポンプ	約 30	約 2,848	約 2,769	<p>添付資料 3.2.7</p> <p><b>常設代替交流電源設備の負荷 (高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)</b></p> <p>主要負荷リスト 電源設備:ガスタービン発電機 定格出力:4,800kW</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>起動順序</th> <th>主要機器</th> <th>負荷容量 (kW)</th> <th>負荷起動時の最大負荷容量 (kW)</th> <th>定常時の最大負荷容量 (kW)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>①</td> <td>ガスタービン発電機付帯設備</td> <td>約 111</td> <td>約 300</td> <td>約 111</td> </tr> <tr> <td>②</td> <td>代替所内電気設備負荷 (自動投入負荷)</td> <td>約 18</td> <td>約 129</td> <td>約 129</td> </tr> <tr> <td>③</td> <td>充電器, 非常用照明, 非常用ガス処理系, モニタリング・ポスト他 (D系高压母線自動投入負荷)</td> <td>約 518</td> <td>約 713</td> <td>約 647</td> </tr> <tr> <td>④</td> <td>格納容器水素濃度 (SA), 格納容器酸素濃度 (SA) 監視設備</td> <td>約 20</td> <td>約 667</td> <td>約 667</td> </tr> <tr> <td>⑤</td> <td>B-中央制御室送風機</td> <td>約 180</td> <td>約 1,062</td> <td>約 847</td> </tr> <tr> <td>⑥</td> <td>B-中央制御室非常用再循環送風機</td> <td>約 30</td> <td>約 939</td> <td>約 877</td> </tr> <tr> <td>⑦</td> <td>B-中央制御室冷凍機</td> <td>約 300</td> <td>約 1,379</td> <td>約 1,177</td> </tr> <tr> <td>⑧</td> <td>充電器, 非常用照明, 非常用ガス処理系他 (C系高压母線自動投入負荷)</td> <td>約 359</td> <td>約 1,598</td> <td>約 1,536</td> </tr> <tr> <td>⑨</td> <td>A-淡水ポンプ (移動式代替熱交換設備)</td> <td>約 110</td> <td>約 1,706</td> <td>約 1,646</td> </tr> <tr> <td>⑩</td> <td>B-淡水ポンプ (移動式代替熱交換設備)</td> <td>約 110</td> <td>約 1,816</td> <td>約 1,756</td> </tr> <tr> <td>⑪</td> <td>残留熱代替除去ポンプ</td> <td>約 75</td> <td>約 2,022</td> <td>約 1,831</td> </tr> <tr> <td>⑫</td> <td>B-燃料プール冷却水ポンプ</td> <td>約 110</td> <td>約 2,006</td> <td>約 1,941</td> </tr> </tbody> </table> <p>出力 (kW) 経過時間 (h)</p> <p>常設代替交流電源設備の負荷積算イメージ</p>	起動順序	主要機器	負荷容量 (kW)	負荷起動時の最大負荷容量 (kW)	定常時の最大負荷容量 (kW)	①	ガスタービン発電機付帯設備	約 111	約 300	約 111	②	代替所内電気設備負荷 (自動投入負荷)	約 18	約 129	約 129	③	充電器, 非常用照明, 非常用ガス処理系, モニタリング・ポスト他 (D系高压母線自動投入負荷)	約 518	約 713	約 647	④	格納容器水素濃度 (SA), 格納容器酸素濃度 (SA) 監視設備	約 20	約 667	約 667	⑤	B-中央制御室送風機	約 180	約 1,062	約 847	⑥	B-中央制御室非常用再循環送風機	約 30	約 939	約 877	⑦	B-中央制御室冷凍機	約 300	約 1,379	約 1,177	⑧	充電器, 非常用照明, 非常用ガス処理系他 (C系高压母線自動投入負荷)	約 359	約 1,598	約 1,536	⑨	A-淡水ポンプ (移動式代替熱交換設備)	約 110	約 1,706	約 1,646	⑩	B-淡水ポンプ (移動式代替熱交換設備)	約 110	約 1,816	約 1,756	⑪	残留熱代替除去ポンプ	約 75	約 2,022	約 1,831	⑫	B-燃料プール冷却水ポンプ	約 110	約 2,006	約 1,941	<p>・解析条件の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、必要負荷に対して常設代替交流電源設備にて電源供給を行う。</p> <p>・設備設計の相違 【東海第二】 常設代替交流電源設備から電源供給が必要となる負荷が異なる。</p>
起動順序	主要機器名称	負荷容量 (kW)	負荷起動時の最大負荷容量 (kW)	定常時の連続最大負荷容量 (kW)																																																																																																																												
①	緊急用母線自動起動負荷 ・緊急用直流125V充電器 ・その他必要な負荷	約 120 約 97	約 245	約 217																																																																																																																												
②	常設低圧代替注水ポンプ	約 190	約 702	約 407																																																																																																																												
③	常設低圧代替注水ポンプ	約 190	約 892	約 597																																																																																																																												
④	緊急用海水ポンプ その他必要な負荷	約 510 約 4	約 1,579	約 1,111																																																																																																																												
⑤	代替凝縮冷却系ポンプ	約 140	約 1,468	約 1,251																																																																																																																												
⑥	非常用母線 2 C 自動起動負荷 ・直流125V充電器 A ・非常用照明※ ・120/240V併用主母線盤 2 A ・その他必要な負荷 ・その他不要な負荷※	約 79 約 198 約 134 約 14 約 234	約 1,833	約 1,820																																																																																																																												
⑦	非常用母線 2 D 自動起動負荷 ・直流125V充電器 B ・非常用照明※ ・120/240V併用主母線盤 2 B ・その他必要な負荷 ・その他不要な負荷※	約 60 約 86 約 134 約 135	約 2,240	約 2,235																																																																																																																												
⑧	非常用ガス再循環系排風機 非常用ガス処理系排風機 その他必要な負荷 停止負荷	約 55 約 8 約 95 約 -52	約 2,529	約 2,341																																																																																																																												
⑨	中央制御室換気系空調和機ファン 中央制御室換気系フィルタ系ファン その他必要な負荷	約 45 約 8 約 183	約 2,918	約 2,577																																																																																																																												
⑩	蓄電池室排気ファン その他必要な負荷	約 8 約 154	約 3,131	約 2,739																																																																																																																												
⑪	代替燃料プール冷却系ポンプ	約 30	約 2,848	約 2,769																																																																																																																												
起動順序	主要機器	負荷容量 (kW)	負荷起動時の最大負荷容量 (kW)	定常時の最大負荷容量 (kW)																																																																																																																												
①	ガスタービン発電機付帯設備	約 111	約 300	約 111																																																																																																																												
②	代替所内電気設備負荷 (自動投入負荷)	約 18	約 129	約 129																																																																																																																												
③	充電器, 非常用照明, 非常用ガス処理系, モニタリング・ポスト他 (D系高压母線自動投入負荷)	約 518	約 713	約 647																																																																																																																												
④	格納容器水素濃度 (SA), 格納容器酸素濃度 (SA) 監視設備	約 20	約 667	約 667																																																																																																																												
⑤	B-中央制御室送風機	約 180	約 1,062	約 847																																																																																																																												
⑥	B-中央制御室非常用再循環送風機	約 30	約 939	約 877																																																																																																																												
⑦	B-中央制御室冷凍機	約 300	約 1,379	約 1,177																																																																																																																												
⑧	充電器, 非常用照明, 非常用ガス処理系他 (C系高压母線自動投入負荷)	約 359	約 1,598	約 1,536																																																																																																																												
⑨	A-淡水ポンプ (移動式代替熱交換設備)	約 110	約 1,706	約 1,646																																																																																																																												
⑩	B-淡水ポンプ (移動式代替熱交換設備)	約 110	約 1,816	約 1,756																																																																																																																												
⑪	残留熱代替除去ポンプ	約 75	約 2,022	約 1,831																																																																																																																												
⑫	B-燃料プール冷却水ポンプ	約 110	約 2,006	約 1,941																																																																																																																												

実線・・設備運用又は体制等の相違（設計方針の相違）  
 波線・・記載表現、設備名称の相違（実質的な相違なし）

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>3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用</p> <p>3.3.1 格納容器破損モードの特徴，格納容器破損防止対策</p> <p>(1) 格納容器破損モード内のプラント損傷状態</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に至る可能性のあるプラント損傷状態は、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり，TQUV，TQUX、LOCA，<u>長期TB，TBU及びTBP</u>である。</p> <p>(2) 格納容器破損モードの特徴及び格納容器破損防止対策の基本的考え方</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では，発電用原子炉の運転中に運転時の異常な過渡変化，原子炉冷却材喪失事故（LOCA）又は全交流動力電源喪失が発生するとともに，非常用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため，緩和措置がとられない場合には，溶融炉心と原子炉圧力容器外の水が接触して一時的な格納容器圧力の急上昇が生じ，このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され原子炉格納容器の破損に至る。</p> <p>原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による水蒸気爆発事象については，これまでに実ウランを用いて種々の実験が行われている。水蒸気爆発は，溶融炉心が水中に落下し，細粒化して分散する際に蒸気膜を形成し，そこに何らかの外乱が加わることによって蒸気膜が崩壊した際に，瞬時の圧力伝播を生じ，大きなエネルギーを発生させる事象である。細粒化した溶融炉心を覆う蒸気膜には安定性があり，何らかの外乱がなければ蒸気膜の崩壊は起こりにくいという知見が実験等により得られている。<u>原子炉格納容器下部に張られた水は準静的であり，外乱が加わる要素は考えにくい。</u>このことから，実機において水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと考えられる。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.3.1, 3.3.2)</p> <p>また，水蒸気爆発とは別に，溶融炉心から原子炉冷却材への伝熱によって水蒸気が発生することに伴う急激な格納容器</p>	<p>3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用</p> <p>3.3.1 格納容器破損モードの特徴，格納容器破損防止対策</p> <p>(1) 格納容器破損モード内のプラント損傷状態</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に至る可能性のあるプラント損傷状態は、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり，TQUV，TQUX、LOCA，<u>長期TB，TBU，TBP及びTBD</u>である。</p> <p>(2) 格納容器破損モードの特徴及び格納容器破損防止対策の基本的考え方</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では，発電用原子炉の運転中に運転時の異常な過渡変化，原子炉冷却材喪失事故（LOCA）又は全交流動力電源喪失が発生するとともに，非常用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため，緩和措置がとられない場合には，溶融炉心と原子炉圧力容器外の水が接触して一時的な格納容器圧力の急上昇が生じ，このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され格納容器の破損に至る。</p> <p>原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による水蒸気爆発事象については，これまでに実ウランを用いて種々の実験が行われている。水蒸気爆発は，溶融炉心が水中に落下し，細粒化して分散する際に蒸気膜を形成し，そこに何らかの外乱が加わることによって蒸気膜が崩壊した際に，瞬時の圧力伝播を生じ，大きなエネルギーを発生させる事象である。細粒化した溶融炉心を覆う蒸気膜には安定性があり，何らかの外乱がなければ蒸気膜の崩壊は起こりにくいという知見が実験等により得られている。<u>ペDESTAL（ドライウエル部）に張られた水は準静的であり，外乱が加わる要素は考えにくい。</u>このことから，実機において水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと考えられる。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.3.1, 3.3.2, 3.3.3, 3.3.4, 3.3.5)</p> <p>また，水蒸気爆発とは別に，溶融炉心から原子炉冷却材への伝熱によって水蒸気が発生することに伴う急激な格納容器</p>	<p>3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用</p> <p>3.3.1 格納容器破損モードの特徴，格納容器破損防止対策</p> <p>(1) 格納容器破損モード内のプラント損傷状態</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に至る可能性のあるプラント損傷状態は、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり，TQUV，TQUX及びLOCAである。</p> <p>(2) 格納容器破損モードの特徴及び格納容器破損防止対策の基本的考え方</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では，発電用原子炉の運転中に運転時の異常な過渡変化，原子炉冷却材喪失事故（LOCA）が発生するとともに，非常用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため，緩和措置がとられない場合には，溶融炉心と原子炉圧力容器外の水が接触して一時的な格納容器圧力の急上昇が生じ，このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され原子炉格納容器の破損に至る。</p> <p>原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による水蒸気爆発事象については，これまでに実ウランを用いて種々の実験が行われている。水蒸気爆発は，溶融炉心が水中に落下し，細粒化して分散する際に蒸気膜を形成し，そこに何らかの外乱が加わることによって蒸気膜が崩壊した際に，瞬時の圧力伝播を生じ，大きなエネルギーを発生させる事象である。細粒化した溶融炉心を覆う蒸気膜には安定性があり，何らかの外乱がなければ蒸気膜の崩壊は起こりにくいという知見が実験等により得られている。<u>原子炉格納容器下部に張られた水は準静的であり，外乱が加わる要素は考えにくい。</u>このことから，実機において水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと考えられる。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.3.1, 3.3.2)</p> <p>また，水蒸気爆発とは別に，溶融炉心から原子炉冷却材への伝熱によって水蒸気が発生することに伴う急激な格納容器</p>	<p>備考</p> <p>・評価条件の相違  <b>【柏崎 6/7, 東海第二】</b>                  PRA により抽出されるプラント損傷状態の相違。</p> <p>・評価条件の相違  <b>【柏崎 6/7, 東海第二】</b>                  PRA により抽出される事故シーケンスの相違。</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>圧力の上昇（以下「圧カスパイク」という。）が発生する。</p> <p>上記のとおり、現実的には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ことから、本評価では、圧カスパイクについてその影響を評価する。</p> <p>したがって、本格納容器破損モードでは、原子炉格納容器を冷却及び除熱し、溶融炉心から原子炉格納容器下部の水への伝熱による、水蒸気発生に伴う格納容器圧力の上昇を抑制することにより、原子炉格納容器の破損を防止する。</p> <p>また、溶融炉心の落下後は、<u>格納容器下部注水系（常設）</u>によって溶融炉心を冷却するとともに、<u>代替格納容器スプレイ冷却系（常設）</u>による原子炉格納容器冷却を実施する。その後、<u>代替循環冷却系又は格納容器圧力逃がし装置</u>によって原子炉格納容器の圧力及び温度を低下させる。</p> <p>なお、本格納容器破損モードの有効性評価を実施する上では、重大事故等対処設備による原子炉注水機能についても使用できないものと仮定し、原子炉圧力容器破損に至るものとする。</p> <p>(3) 格納容器破損防止対策</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料—冷却材相互作用」で想定される事故シーケンスでは、<u>原子炉格納容器下部</u>への溶融炉心落下を想定する。この状況では、<u>原子炉格納容器下部</u>における「溶融炉心・コンクリート相互作用」を緩和する観点から、溶融炉心落下前に<u>格納容器下部注水系（常設）</u>による原子炉格納容器下部への水張りを行うことから、溶融炉心落下時には<u>原子炉格納容器下部</u>に水が張られた状態を想定する。なお、この水張り深さは、「原子炉圧力容</p>	<p>圧力の上昇（以下「圧カスパイク」という。）が発生する。</p> <p>上記のとおり、現実的には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ことから、本評価では、圧カスパイクについてその影響を評価する。</p> <p>したがって、本格納容器破損モードでは、<u>格納容器</u>を冷却及び除熱し、溶融炉心から<u>ペDESTAL（ドライウエル部）</u>の水への伝熱による、水蒸気発生に伴う格納容器圧力の上昇を抑制することにより、<u>格納容器</u>の破損を防止する。</p> <p>また、溶融炉心の落下後は、<u>格納容器下部注水系（常設）</u>によって溶融炉心を冷却するとともに、<u>代替格納容器スプレイ冷却系（常設）</u>による格納容器冷却を実施する。その後、<u>代替循環冷却系又は格納容器圧力逃がし装置</u>によって格納容器の圧力及び<u>雰囲気温度</u>を低下させる。</p> <p>さらに、<u>格納容器内</u>における水素燃焼を防止するため、<u>格納容器内</u>の水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に至るまでに、<u>格納容器内</u>へ窒素を注入することによって、<u>格納容器</u>の破損を防止する。</p> <p>なお、本格納容器破損モードの有効性評価を実施する上では、<u>原子炉圧力容器破損までは重大事故等対処設備による原子炉注水機能についても使用できないものと仮定し、原子炉圧力容器破損に至るものとする。</u>一方、<u>本格納容器破損モードに対しては、原子炉圧力容器破損後の格納容器破損防止のための重大事故等対策の有効性についても評価するため、原子炉圧力容器破損後は重大事故等対策に係る手順に基づきプラント状態を評価することとする。</u>したがって本評価では、<u>原子炉圧力容器破損後も原子炉圧力容器内に残存する放射性物質の冷却のために原子炉に注水する対策及び手順を整備することから、これを考慮した有効性評価を実施することとする。</u></p> <p>(3) 格納容器破損防止対策</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料—冷却材相互作用」で想定される事故シーケンスでは、<u>ペDESTAL（ドライウエル部）</u>への溶融炉心落下を想定する。この状況では、<u>ペDESTAL（ドライウエル部）</u>には通常運転時から約1mの水位が形成されており、<u>ペDESTAL（ドライウエル部）</u>における「溶融炉心・コンクリート相互作用」を緩和する観点から、溶融炉心落下前に<u>格納容器下部注水系（常設）</u>による<u>ペDESTAL（ドライウエル部）</u>水位の確保を行うことから、</p>	<p>圧力の上昇（以下「圧カスパイク」という。）が発生する。</p> <p>上記のとおり、現実的には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ことから、本評価では、圧カスパイクについてその影響を評価する。</p> <p>したがって、本格納容器破損モードでは、<u>原子炉格納容器</u>を冷却及び除熱し、溶融炉心から<u>原子炉格納容器下部</u>の水への伝熱による、水蒸気発生に伴う格納容器圧力の上昇を抑制することにより、<u>原子炉格納容器</u>の破損を防止する。</p> <p>また、溶融炉心の落下後は、<u>ペDESTAL代替注水系（可搬型）</u>によって溶融炉心の冷却を実施する。その後、<u>残留熱代替除去系又は格納容器フィルタベント系</u>によって<u>原子炉格納容器</u>の圧力及び温度を低下させる。</p> <p>さらに、<u>原子炉格納容器内</u>における水素燃焼を防止するため、<u>原子炉格納容器内</u>の水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に至るまでに、<u>原子炉格納容器内</u>へ窒素を注入することによって、<u>原子炉格納容器</u>の破損を防止する。</p> <p>なお、本格納容器破損モードの有効性評価を実施する上では、重大事故等対処設備による原子炉注水機能についても使用できないものと仮定し、原子炉圧力容器破損に至るものとする。</p> <p>(3) 格納容器破損防止対策</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料—冷却材相互作用」で想定される事故シーケンスでは、<u>原子炉格納容器下部</u>への溶融炉心落下を想定する。この状況では、<u>原子炉格納容器下部</u>における「溶融炉心・コンクリート相互作用」を緩和する観点から、溶融炉心落下前に<u>格納容器代替スプレイ系（可搬型）</u>による原子炉格納容器下部への水張りを行うことから、溶融炉心落下時には<u>原子炉格納容器下部</u>に水が張られた状態を想定する。なお、この水張り深さは、「原子炉</p>	<p>備考</p> <p>・解析条件の相違 【柏崎6/7,東海第二】</p> <p>・運用の相違 【柏崎6/7】 島根2号炉は、可燃性ガス濃度の制御はSA設備である可搬式窒素供給装置による窒素封入を実施することとしている。</p> <p>・解析条件の相違 【東海第二】 島根2号炉は、シナリオの想定として、原子炉圧力容器破損後も原子炉圧力容器内を冷却するための原子炉注水が実施できないものとしている。</p> <p>・運用の相違 【東海第二】 島根2号炉は、事故時に原子炉圧力容器破損の徴候により原子炉格納容</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>器外の溶融燃料-冷却材相互作用」に伴う圧力スパイクの発生を仮定した場合の影響を小さく抑えつつ、「溶融炉心・コンクリート相互作用」の緩和効果に期待できる深さを考慮して約2mとしている。</p> <p>また、その後の格納容器圧力及び温度の上昇を抑制する観点から、<u>代替格納容器スプレイ冷却系（常設）</u>による原子炉格納容器冷却手段及び<u>代替循環冷却系</u>による原子炉格納容器除熱手段又は<u>格納容器圧力逃がし装置</u>による原子炉格納容器除熱手段を整備する。なお、これらの原子炉圧力容器破損以降の格納容器過圧・過温に対応する手順及び重大事故等対策は「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）」と同じである。</p> <p>本格納容器破損モードに至るまでの事象進展への対応、本格納容器破損モードによる原子炉格納容器の破損防止及び原子炉格納容器の破損を防止した以降の対応を含めた一連の重大事故等対策の概要は、「3.2 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」の3.2.1(3)のa.からj.に示している。このうち、本格納容器破損モードに対する重大事故等対策は、「3.2 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」の3.2.1(3)に示すg.及びh.である。なお、g.の<u>原子炉格納容器下部</u>への注水は、<u>原子炉格納容器下部</u>における「溶融炉心・コンクリート相互作用」を緩和する観点から実施するものであるが、<u>原子炉格納容器下部</u>に溶融炉心が落下した際の「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」への影響も考慮して<u>原子炉格納容器下部</u>への注水量及び<u>原子炉格納容器下部</u>の水位を定めていることから、本格納容器破損モードの対策として整理した。</p> <p>(添付資料 3.3.3)</p>	<p>溶融炉心落下時には<u>ペDESTAL（ドライウエル部）</u>に水が張られた状態を想定する。なお、この<u>水位</u>は、「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」に伴う圧力スパイクの発生を仮定した場合の影響を小さく抑えつつ、「溶融炉心・コンクリート相互作用」の緩和効果に期待できる深さを考慮して1mとしている。</p> <p>また、その後の格納容器圧力及び<u>雰囲気温度</u>の上昇を抑制する観点から、<u>代替格納容器スプレイ冷却系（常設）</u>による格納容器冷却手段、<u>緊急用海水系による冷却水（海水）の確保手段</u>及び<u>代替循環冷却系による格納容器除熱手段</u>又は<u>格納容器圧力逃がし装置</u>による<u>格納容器除熱手段</u>を整備し、<u>長期的な格納容器内酸素濃度の上昇を抑制する観点から、可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入手段を整備する。</u></p> <p>本格納容器破損モードに至るまでの事象進展への対応、本格納容器破損モードによる格納容器の破損防止及び格納容器の破損を防止した以降の対応を含めた一連の重大事故等対策の概要は、「3.2 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」の3.2.1(3)のa.からq.に示している。このうち、本格納容器破損モードに対する重大事故等対策は、「3.2 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」の3.2.1(3)に示すi.及びk.である。なお、i.の<u>格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL（ドライウエル部）水位の確保</u>は、<u>ペDESTAL（ドライウエル部）</u>における「溶融炉心・コンクリート相互作用」を緩和する観点から実施するものであるが、<u>ペDESTAL（ドライウエル部）</u>に溶融炉心が落下した際の「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」への影響も考慮して<u>ペDESTAL（ドライウエル部）</u>の水位を定めていることから、本格納容器破損モードの対策として整理した。</p>	<p>圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」に伴う圧力スパイクの発生を仮定した場合の影響を小さく抑えつつ、「溶融炉心・コンクリート相互作用」の緩和効果に期待できる深さを考慮して2.4mとしている。</p> <p>また、その後の格納容器圧力及び<u>温度</u>の上昇を抑制する観点から、<u>残留熱代替除去系</u>による<u>原子炉格納容器除熱手段</u>又は<u>格納容器フィルタベント系</u>による<u>原子炉格納容器除熱手段</u>を整備する。なお、これらの原子炉圧力容器破損以降の格納容器過圧・過温に対応する手順及び重大事故等対策は「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）」と同じである。</p> <p>本格納容器破損モードに至るまでの事象進展への対応、本格納容器破損モードによる原子炉格納容器の破損防止及び原子炉格納容器の破損を防止した以降の対応を含めた一連の重大事故等対策の概要は、「3.2 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」の3.2.1(3)のa.からk.に示している。このうち、本格納容器破損モードに対する重大事故等対策は、「3.2 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」の3.2.1(3)に示すg.及びh.である。なお、g.の<u>原子炉格納容器下部</u>への注水は、<u>原子炉格納容器下部</u>における「溶融炉心・コンクリート相互作用」を緩和する観点から実施するものであるが、<u>原子炉格納容器下部</u>に溶融炉心が落下した際の「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」への影響も考慮して<u>原子炉格納容器下部</u>への注水量及び<u>ペDESTAL</u>水位を定めていることから、本格納容器破損モードの対策として整理した。</p> <p>(添付資料 3.3.3)</p>	<p>器下部に水張りをする運用としている。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・運用の相違</li> <li>【柏崎 6/7, 東海第二】初期水張り深さの相違</li> <li>・解析結果の相違</li> <li>【柏崎 6/7, 東海第二】</li> <li>・整理方針の相違</li> <li>【東海第二】</li> </ul> <p>島根 2 号炉は、原子炉圧力容器破損以降のマネジメントは「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）」に記載の対応と同じである旨を記載している。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・運用の相違</li> <li>【東海第二】</li> </ul> <p>島根 2 号炉は、格納容器代替スプレイ系（可搬型）にて原子炉格納容器下部へ初期水張りを行い、ペDESTAL水位に応じて停止する手順としている。</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>本格納容器破損モードに至るまでの事象進展への対応、本格納容器破損モードによる原子炉格納容器の破損防止及び原子炉格納容器の破損を防止した以降の対応を含めた一連の重大事故等対策の概略系統図は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に示す第 3.2.1 図から第 3.2.4 図である。このうち、本格納容器破損モードの重大事故等対策の概略系統図は第 3.2.2 図及び第 3.2.3 図である。本格納容器破損モードに対応する手順及び必要な要員と作業項目は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。</p> <p>3.3.2 格納容器破損防止対策の有効性評価 (1) 有効性評価の方法</p> <p>本格納容器破損モードを評価する上で選定した評価事故シーケンスは、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり、プラント損傷状態を TQUV とし、事象進展が早く炉心損傷までの時間余裕の観点で厳しい過渡事象を起因事象とし、逃がし安全弁再閉失敗を含まない、「<u>過渡事象＋高圧注水失敗＋低圧注水失敗＋損傷炉心冷却失敗（＋FCI 発生）</u>」である。ここで、逃がし安全弁再閉失敗を含まない事故シーケンスとした理由は、プラント損傷状態が TQUV であるため、事故対応に及ぼす逃がし安全弁再閉の成否の影響は小さいと考え、発生頻度の観点で大きい事故シーケンスを選定したためである。</p> <p>また、「1.2.2.1(3)c. 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に示すとおり、プラント損傷状態の選定では、水蒸気爆発に対する条件設定の厳しさを考慮し、溶融炉心の内部エネルギーの観点でより厳しいと考えられる TQUV を選定した。一方、プラント損傷状態を LOCA とする場合、事象発生直後から原子炉冷却材が原子炉格納容器内に流出するため原子炉圧力容器破損までの時間が短くなる。この時の圧カスパイクへの影響については、解析条件のうち初期条件の不確かさとして評価する。</p>	<p>本格納容器破損モードに至るまでの事象進展への対応、本格納容器破損モードによる格納容器の破損防止及び格納容器の破損を防止した以降の対応を含めた一連の重大事故等対策の概略系統図は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に示す第 3.2-1 図である。このうち、本格納容器破損モードの重大事故等対策の概略系統図は第 3.2-1 図 (2/5) 及び第 3.2-1 図 (3/5) である。本格納容器破損モードに対応する手順及び必要な要員と作業項目は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。</p> <p>3.3.2 格納容器破損防止対策の有効性評価 (1) 有効性評価の方法</p> <p>本格納容器破損モードを評価する上で選定した評価事故シーケンスは、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり、プラント損傷状態を TQUV とし、事象進展が早く炉心損傷までの時間余裕の観点で厳しい過渡事象を起因事象とし、逃がし安全弁再閉失敗を含まない、「<u>過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗＋損傷炉心冷却失敗（＋FCI（ペDESTAL））</u>」である。ここで、逃がし安全弁再閉失敗を含まない事故シーケンスとした理由は、プラント損傷状態が TQUV であるため、事故対応に及ぼす逃がし安全弁再閉の成否の影響は小さいと考え、発生頻度の観点で大きい事故シーケンスを選定したためである。</p> <p>また、「1.2.2.1(3)c. 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に示すとおり、プラント損傷状態の選定では、水蒸気爆発に対する条件設定の厳しさを考慮し、溶融炉心の内部エネルギーの観点でより厳しいと考えられる TQUV を選定した。一方、プラント損傷状態を LOCA とする場合、事象発生直後から原子炉冷却材が格納容器内に流出するため原子炉圧力容器破損までの時間が短くなる。このときの圧カスパイクへの影響については、解析条件のうち事故条件の不確かさとして評価する。</p> <p>さらに、本評価事故シーケンスにおいては、電源の復旧、注水機能の確保等、必要となる事故対処設備が多く、格納容器への注水・除熱を実施するまでの対応時間を厳しく評価す</p>	<p>本格納容器破損モードに至るまでの事象進展への対応、本格納容器破損モードによる原子炉格納容器の破損防止及び原子炉格納容器の破損を防止した以降の対応を含めた一連の重大事故等対策の概略系統図は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に示す第 3.2.1-1(1) 図から第 3.2.1-1(4) 図である。このうち、本格納容器破損モードの重大事故等対策の概略系統図は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に示す第 3.2.1-1(2) 図及び第 3.2.1-1(3) 図である。本格納容器破損モードに対応する手順及び必要な要員と作業項目は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。</p> <p>3.3.2 格納容器破損防止対策の有効性評価 (1) 有効性評価の方法</p> <p>本格納容器破損モードを評価する上で選定した評価事故シーケンスは、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり、プラント損傷状態を TQUV とし、事象進展が早く炉心損傷までの時間余裕の観点で厳しい過渡事象を起因事象とし、逃がし安全弁再閉失敗を含まない、「<u>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＋FCI 発生</u>」である。ここで、逃がし安全弁再閉失敗を含まない事故シーケンスとした理由は、プラント損傷状態が TQUV であるため、事故対応に及ぼす逃がし安全弁再閉の成否の影響は小さいと考え、発生頻度の観点で大きい事故シーケンスを選定したためである。</p> <p>また、「1.2.2.1(3)c. 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に示すとおり、プラント損傷状態の選定では、水蒸気爆発に対する条件設定の厳しさを考慮し、溶融炉心の内部エネルギーの観点でより厳しいと考えられる TQUV を選定した。一方、プラント損傷状態を LOCA とする場合、事象発生直後から原子炉冷却材が原子炉格納容器内に流出するため原子炉圧力容器破損までの時間が短くなる。この時の圧カスパイクへの影響については、解析条件のうち初期条件の不確かさとして評価する。</p> <p>さらに、本評価事故シーケンスにおいては、電源の復旧、注水機能の確保等、必要となる事故対処設備が多く、<u>原子炉格納容器への注水・除熱を実施するまでの対応時間を厳しく</u></p>	<p>備考</p> <p>・解析条件の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、本シナ</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、本評価事故シーケンスは、「3.2 高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」において有効性を評価したシーケンスと同様のシーケンスである。本格納容器破損モード及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」ではプラント損傷状態をTQUVとし、「3.2 高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」ではプラント損傷状態をTQUXとしており、異なるプラント損傷状態を選定している。しかしながら、どちらのプラント損傷状態であっても原子炉水位が有効燃料棒底部から有効燃料棒の長さの10%上の位置に到達した時点で逃がし安全弁の手動開操作によって原子炉を減圧する手順であり、原子炉減圧以降も、溶融炉心の挙動に従って一連の流れで生じる各格納容器破損モードを、定められた一連の手順に従って防止することとなる。このことから、これらの格納容器破損モードについては同様のシーケンスで評価する。</p> <p>本評価事故シーケンスでは、炉心における崩壊熱、燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形、沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流、炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション、構造材との熱伝達、原子炉圧力容器破損、原子炉格納容器における格納容器各領域間の流動、炉心損傷後の原子炉格納容器における原子炉圧力容器外FCI（溶融炉心細粒化）並びに原子炉圧力容器外FCI（デブリ粒子熱伝達）が重要現象となる。</p> <p>よって、これらの現象を適切に評価することが可能であり、原子炉圧力容器内及び原子炉格納容器内の熱水力モデルを備え、かつ、炉心損傷後のシビアアクシデント特有の溶融炉心挙動に関するモデルを有するシビアアクシデント総合解析コードMAAPにより格納容器圧力等の過渡応答を求める。</p> <p>また、解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、本評価事故シーケンスにおける運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を評価する。</p> <p>(2) 有効性評価の条件</p>	<p>る観点から、全交流動力電源喪失の重畳を考慮する。</p> <p>なお、本評価事故シーケンスは、「3.2 高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」において有効性を評価したシーケンスと同様のシーケンスである。本格納容器破損モード及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」ではプラント損傷状態をTQUVとし、「3.2 高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」ではプラント損傷状態をTQUXとしており、異なるプラント損傷状態を選定している。しかしながら、どちらのプラント損傷状態であっても原子炉水位が燃料有効長底部から燃料有効長の20%上の位置に到達した時点で逃がし安全弁（自動減圧機能）の手動開操作によって原子炉を減圧する手順であり、原子炉減圧以降も、溶融炉心の挙動に従って一連の流れで生じる各格納容器破損モードを、定められた一連の手順に従って防止することとなる。このことから、これらの格納容器破損モードについては同様のシーケンスで評価する。</p> <p>本評価事故シーケンスでは、炉心における崩壊熱、燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形、沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流、炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション、構造材との熱伝達及び原子炉圧力容器破損、格納容器における格納容器各領域間の流動、炉心損傷後の格納容器における原子炉圧力容器外FCI（溶融炉心細粒化）並びに原子炉圧力容器外FCI（デブリ粒子熱伝達）が重要現象となる。</p> <p>よって、これらの現象を適切に評価することが可能であり、原子炉圧力容器内及び格納容器内の熱水力モデルを備え、かつ、炉心損傷後のシビアアクシデント特有の溶融炉心挙動に関するモデルを有するシビアアクシデント総合解析コードMAAPにより格納容器圧力等の過渡応答を求める。</p> <p>また、解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、本評価事故シーケンスにおける運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を評価する。</p> <p>(2) 有効性評価の条件</p>	<p>評価する観点から、全交流動力電源喪失の重畳を考慮する。</p> <p>なお、本評価事故シーケンスは、「3.2 高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」において有効性を評価したシーケンスと同様のシーケンスである。本格納容器破損モード及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」ではプラント損傷状態をTQUVとし、「3.2 高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」ではプラント損傷状態をTQUXとしており、異なるプラント状態を選定している。しかしながら、どちらのプラント損傷状態であっても原子炉水位が燃料棒有効長底部から燃料棒有効長の20%上の位置に到達した時点で逃がし安全弁（自動減圧機能付き）の手動開操作によって原子炉を減圧する手順であり、原子炉減圧以降も、溶融炉心の挙動に従って一連の流れで生じる各格納容器破損モードを、定められた一連の手順に従って防止することとなる。このことから、これらの格納容器破損モードについては同様のシーケンスで評価する。</p> <p>本評価事故シーケンスでは、炉心における崩壊熱、燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形、沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流、炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション、構造材との熱伝達、原子炉圧力容器破損、原子炉格納容器における格納容器各領域間の流動、炉心損傷後の原子炉格納容器における原子炉圧力容器外FCI（溶融炉心細粒化）並びに原子炉圧力容器外FCI（デブリ粒子熱伝達）が重要現象となる。</p> <p>よって、これらの現象を適切に評価することが可能であり、原子炉圧力容器内及び原子炉格納容器内の熱水力モデルを備え、かつ、炉心損傷後のシビアアクシデント特有の溶融炉心挙動に関するモデルを有するシビアアクシデント総合解析コードMAAPにより格納容器圧力等の過渡応答を求める。</p> <p>また、解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、本評価事故シーケンスにおける運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を評価する。</p> <p>(2) 有効性評価の条件</p>	<p>リオの評価において全交流動力電源喪失の重畳を考慮する。</p> <p>・解析結果の相違【柏崎6/7】</p> <p>ジルコニウム-水反応が著しくなる前に減圧するという考え方は同じではあるが、感度解析結果の差異により、島根2号炉は、BAF+20%で原子炉減圧を実施する。</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>本評価事故シーケンスの有効性評価の条件は、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の条件と同じである。</p> <p>(3) 有効性評価の結果</p> <p>本評価事故シーケンスにおける原子炉圧力及び原子炉水位(シュラウド内外水位)の推移を第3.3.1図及び第3.3.2図に、格納容器圧力、格納容器温度、原子炉格納容器下部の水位及び注水流量の推移を第3.3.3図から第3.3.6図に示す。</p> <p>a. 事象進展</p> <p>事象進展は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。</p> <p>b. 評価項目等</p> <p>圧力スパイクによって原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力の最大値は、<u>約0.51MPa[gage]</u>に抑えられる。原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力は、原子炉格納容器の限界圧力<u>0.62MPa[gage]</u>を下回るため、原子炉格納容器バウンダリの機能は維持される。</p> <p>圧力スパイクによって原子炉格納容器バウンダリにかかる温度の最大値は、<u>約146℃</u>に抑えられる。原子炉格納容器バウンダリにかかる温度は、原子炉格納容器の限界温度の200℃を下回るため、原子炉格納容器バウンダリの機能は維持される。</p> <p>本評価では、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(5)の評価項目について、格納容器圧力をパラメータとして対策の有効性を確認した。なお、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(4)及び(8)の評価項目の評価結果については「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」にて評価項目を満足することを確認している。また、<u>原子炉格納容器下部</u>に落下した溶融炉心及び原子炉格納容器の安定状態維持については「3.5溶融炉心・コンクリート相互作用」にて確認している。</p>	<p>本評価事故シーケンスの有効性評価の条件は、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の条件と同じである。</p> <p>(3) 有効性評価の結果</p> <p>本評価事故シーケンスにおける格納容器圧力及び格納容器雰囲気温度の推移を第3.3-1図及び第3.3-2図に示す。</p> <p>a. 事象進展</p> <p>事象進展は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。</p> <p>b. 評価項目等</p> <p>圧力スパイク(約1分間の溶融炉心落下)によって格納容器バウンダリにかかる圧力の最大値は、<u>約0.22MPa [gage]</u>に抑えられる。格納容器バウンダリにかかる圧力は、格納容器の限界圧力<u>0.62MPa [gage]</u>を下回るため、格納容器バウンダリの機能は維持される。</p> <p>圧力スパイクによって格納容器バウンダリにかかる温度の最大値は、<u>約118℃</u>に抑えられる。格納容器バウンダリにかかる温度は、格納容器の限界温度の200℃を下回るため、格納容器バウンダリの機能は維持される。</p> <p>本評価では、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(5)の評価項目について、格納容器圧力をパラメータとして対策の有効性を確認した。なお、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(4)及び(8)の評価項目の評価結果については「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」にて評価項目を満足することを確認している。また、<u>原子炉圧力容器が破損する場合における「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」</u>に示す(1)から(3)、(6)、(7)の評価項目の評価結果並びにペDESTAL(ドライウェル部)</p>	<p>本評価事故シーケンスの有効性評価の条件は、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の条件と同じである。</p> <p>(3) 有効性評価の結果</p> <p>本評価事故シーケンスにおける原子炉圧力及び原子炉水位(シュラウド内外水位)の推移を第3.3.2-1(1)図及び第3.3.2-1(2)図に、格納容器圧力、格納容器温度、ペDESTAL水位及び注水流量の推移を第3.3.2-1(3)図から第3.3.2-1(6)図に示す。</p> <p>a. 事象進展</p> <p>事象進展は「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。</p> <p>b. 評価項目等</p> <p>圧力スパイクによって原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力の最大値は、<u>約193kPa[gage]</u>に抑えられる。原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力は、原子炉格納容器の限界圧力<u>853kPa[gage]</u>を下回るため、原子炉格納容器バウンダリの機能は維持される。</p> <p>圧力スパイクによって原子炉格納容器バウンダリにかかる温度の最大値は、<u>約123℃</u>に抑えられる。原子炉格納容器バウンダリにかかる温度は、原子炉格納容器の限界温度の200℃を下回るため、原子炉格納容器バウンダリの機能は維持される。</p> <p>本評価では、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(5)の評価項目について、格納容器圧力をパラメータとして対策の有効性を確認した。なお、「1.2.2.2 有効性を確認するための評価項目の設定」に示す(4)及び(8)の評価項目の評価結果については「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」及び「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」にて評価項目を満足することを確認している。また、<u>原子炉格納容器下部</u>に落下した溶融炉心及び原子炉格納容器の安定状態維持については「3.5溶融炉心・コンクリート相互作用」にて確認している。</p>	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・解析結果の相違【柏崎 6/7, 東海第二】</li> <li>・設備設計の相違【柏崎 6/7, 東海第二】</li> <li>島根 2 号炉 (Mark-I 改) と柏崎 6/7 (ABWR), 東海第二 (Mark-II) の最高使用圧力の相違。</li> <li>・解析結果の相違【柏崎 6/7, 東海第二】</li> <li>・整理方針の相違【東海第二】</li> <li>各格納容器破損モード</li> </ul>

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>(添付資料 3. 5. 1)</p> <p>3. 3. 3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価</p> <p>解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を評価するものとする。</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」では、重大事故等対処設備を含む全ての原子炉注水機能が喪失して炉心損傷及び原子炉圧力容器破損に至り、熔融炉心が原子炉格納容器下部の水中に落下して大きいエネルギーを発生することが特徴である。</p> <p>また、不確かさの影響を確認する運転員等操作は、<u>事象発生から12 時間程度までの短時間に期待する操作及び事象進展に有意な影響を与えると考えられる操作として、熔融炉心落下前の格納容器下部注水（常設）による水張り操作とする。</u></p> <p>本評価事故シーケンスの有効性評価における現象の不確かさとしては、熔融炉心落下速度、細粒化量、プール水とデブリ粒子の伝熱が挙げられる。</p> <p><u>本評価事故シーケンスの評価では、熔融炉心落下速度、細粒化量の不確かさに対してエントレインメント係数を変化させた場合の影響評価を実施する。</u></p> <p><u>なお、プール水とデブリ粒子の伝熱の不確かさに対してデブリ粒子径を変化させた場合の本格納容器破損モードに対する影響は小さいことを確認している。</u></p> <p><u>エントレインメント係数を変化させた場合の影響評価の結果、運転員等操作時間に与える影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響は小さいことを確認している。</u></p>	<p>(添付資料3. 2. 8)</p> <p>3. 3. 3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価</p> <p>解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を評価するものとする。</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」では、重大事故等対処設備を含む全ての原子炉注水機能が喪失して炉心損傷及び原子炉圧力容器破損に至り、熔融炉心がペDESTAL（ドライウエル部）の水中に落下して大きいエネルギーを発生することが特徴である。</p> <p>また、不確かさの影響を確認する運転員等操作は、事象進展に有意な影響を与えると考えられる操作として、<u>緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び代替循環冷却系による格納容器除熱操作とする。</u></p> <p>本評価事故シーケンスの有効性評価における現象の不確かさとしては、熔融炉心落下速度、細粒化量及びプール水とデブリ粒子の伝熱が挙げられる。</p> <p><u>本評価事故シーケンスの評価では、熔融炉心落下速度、細粒化量の不確かさに対して、エントレインメント係数を変化させた場合の影響評価を実施する。なお、プール水とデブリ粒子の伝熱の不確かさに対してデブリ粒子径を変化させた場合の本格納容器破損モードに対する影響は小さいことを確認している。</u></p> <p><u>エントレインメント係数を変化させた場合の影響評価の結果、運転員等操作時間に与える影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響は小さいことを確認している。</u></p>	<p>(添付資料 3. 5. 1)</p> <p>3. 3. 3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価</p> <p>解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を評価するものとする。</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」では、重大事故等対処設備を含むすべての原子炉注水機能が喪失して炉心損傷及び原子炉圧力容器破損に至り、熔融炉心が原子炉格納容器下部の水中に落下して大きいエネルギーを発生することが特徴である。</p> <p>また、不確かさの影響を確認する運転員等操作は、事象進展に有意な影響を与えると考えられる操作として、<u>格納容器代替スプレイ系（可搬型）による原子炉格納容器下部への注水操作（原子炉圧力容器破損前の初期水張り）とする。</u></p> <p>本評価事故シーケンスの有効性評価における現象の不確かさとしては、熔融炉心落下速度、細粒化量、プール水とデブリ粒子の伝熱が挙げられる。</p> <p><u>熔融炉心落下速度及び細粒化量の不確かさに対して、エントレインメント係数を変化させた場合並びにプール水とデブリ粒子の伝熱の不確かさに対してデブリ粒子径を変化させた場合の本格納容器破損モードに対する影響は小さいことを確認している。</u></p>	<p>で確認対象とする評価項目の相違。</p> <p>・記載方針の相違</p> <p>【柏崎 6/7, 東海第二】</p> <p>島根 2号炉は、事象発生から 12 時間までの操作ではなく、FCI 等の物理現象に対する対策のみ記載し、その操作の不確かさについての影響を確認している。</p> <p>・記載方針の相違</p> <p>【柏崎 6/7, 東海第二】</p> <p>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、BWR-5 Mark-I 改良型格納容器プラントに対して、エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとした感度解</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>なお、これまでのFCI 実験の知見からは、一部の二酸化ウラン混合物を用いて実機条件よりも高い溶融物温度の条件のもとで実施された実験においてトリガなしで水蒸気爆発が発生している例が報告されているが、実機で想定される程度の溶融物の温度において実施された実験においてトリガなしで水蒸気爆発が発生している例は確認されていないことから、実機条件においては原子炉格納容器の損傷に至る大規模な原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用の発生の可能性は低いと推定される。</p> <p>(1) 解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価</p> <p>本評価事故シーケンスにおいて不確かさの影響評価を行う重要現象とは、「1.7 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価方針」に示すとおりであり、それらの不確かさの影響評価は以下のとおりである。</p> <p>a. 運転員等操作時間に与える影響</p> <p>炉心における燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形の不確かさとして、炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI 事故についての再現性及びCOR A 実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、炉心溶融開始時間及び炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間に対する感度は数分程度であり、影響は小さいことを確認している。</p> <p>本評価事故シーケンスでは、<u>原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達した時点で原子炉格納容器下部への初期水張り操作を実施するが、炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間の不確かさは小さく、炉心下部プレナムへ溶融炉心が移行した際の原子炉圧力容器下鏡部温度の上昇は急峻であることから、原子炉圧力容器下鏡部温度を操作開始の起点としている原子炉格納容器下部への初期水張り操作に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。</u></p> <p>炉心における沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変</p>	<p>なお、これまでのFCI 実験の知見からは、一部の二酸化ウラン混合物を用いて実機条件よりも高い溶融物温度の条件の下で実施された実験においてトリガなしで水蒸気爆発が発生している例が報告されているが、実機で想定される程度の溶融物の温度において実施された実験においてトリガなしで水蒸気爆発が発生している例は確認されていないことから、実機条件においては格納容器の損傷に至る大規模な原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用の発生の可能性は低いと推定される。</p> <p>(1) 解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価</p> <p>本評価事故シーケンスにおいて不確かさの影響評価を行う重要現象とは、「1.7 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価方針」に示すとおりであり、それらの不確かさの影響評価は以下のとおりである。</p> <p>a. 運転員等操作時間に与える影響</p> <p>炉心における燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形の不確かさとして、炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI 事故についての再現性及びCOR A 実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、炉心溶融開始時間及び炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間に対する感度は数分程度であり、影響は小さいことを確認している。</p> <p>本評価事故シーケンスでは、<u>原子炉圧力容器温度（下鏡部）を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。</u></p> <p>炉心における沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変</p>	<p>なお、これまでのFCI 実験の知見からは、一部の二酸化ウラン混合物を用いて実機条件よりも高い溶融物温度の条件のもとで実施された実験においてトリガなしで水蒸気爆発が発生している例が報告されているが、実機で想定される程度の溶融物の温度において実施された実験においてトリガなしで水蒸気爆発が発生している例は確認されていないことから、実機条件においては原子炉格納容器の損傷に至る大規模な原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用の発生の可能性は低いと推定される。</p> <p>(1) 解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価</p> <p>本評価事故シーケンスにおいて不確かさの影響評価を行う重要現象とは、「1.7 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価方針」に示すとおりであり、それらの不確かさの影響評価は以下のとおりである。</p> <p>a. 運転員等操作時間に与える影響</p> <p>炉心における燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形の不確かさとして、炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI 事故についての再現性及びCOR A 実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、炉心溶融開始時間及び炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間に対する感度は数分程度であり、影響は小さいことを確認している。</p> <p>本評価事故シーケンスでは、<u>原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達した時点で原子炉格納容器下部への初期水張り操作を実施するが、炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間の不確かさは小さく、炉心下部プレナムへ溶融炉心が移行した際の原子炉圧力容器下鏡部温度の上昇は急峻であることから、原子炉圧力容器下鏡部温度を操作開始の起点としている原子炉格納容器下部への初期水張り操作に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。</u></p> <p>炉心における沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変</p>	<p>析を実施し、原子炉圧力容器外 FCI により生じる圧力スパイクへの感度が小さいことを確認している。</p> <p>・運用の相違 【東海第二】 島根 2号炉は、原子炉圧力容器下鏡部温度 300℃到達にて原子炉格納容器下部への注水操作を実施するため、不確かさの影響を記載している。</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>化)・対向流の不確かさとして、炉心モデル(炉心水位計算モデル)は、原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が保守的であるものの、その差異は小さいことを確認していることから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。</p> <p>原子炉格納容器における格納容器各領域間の流動の不確かさとして、格納容器モデル(格納容器の熱水力モデル)はHDR実験解析では区画によって格納容器温度を十数℃程度、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向を確認しているが、BWRの格納容器内の区画とは異なる等、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの解析で確認された不確かさは小さくなるものと推定される。しかし、全体としては格納容器圧力及び温度の傾向を適切に再現できており、また、格納容器圧力及び温度を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション及び構造材との熱伝達の不確かさとして、溶融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。リロケーションの影響を受ける可能性がある操作としては、<u>原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達した時点での原子炉格納容器下部への初期水張り操作</u>があるが、炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間の不確かさは小さく、炉心下部プレナムへ溶融炉心が移行した際の<u>原子炉圧力容器下鏡部温度の上昇は急峻であることから、原子炉圧力容器下鏡部温度を操作開始の起点としている原子炉格納容器下部への初期水張り操作に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。</u></p> <p>炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器破損の不確かさとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としている</p>	<p>化)・対向流の不確かさとして、炉心モデル(炉心水位計算モデル)は、原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が大きく、解析コードSAFERに対して保守的であるものの、その差異は小さいことを確認していることから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。</p> <p><u>格納容器</u>における格納容器各領域間の流動の不確かさとして、格納容器モデル(格納容器の熱水力モデル)はHDR実験解析では区画によって<u>格納容器雰囲気温度</u>を十数℃程度、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向を確認しているが、BWRの格納容器内の区画とは異なる等、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの解析で確認された不確かさは小さくなるものと推定される。しかし、全体としては格納容器圧力及び<u>雰囲気温度</u>の傾向を適切に再現できており、また、格納容器圧力及び<u>雰囲気温度</u>を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション及び構造材との熱伝達の不確かさとして、溶融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。<u>本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器温度(下鏡部)を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。</u></p> <p>炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器破損の不確かさとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としている</p>	<p>化)・対向流の不確かさとして、炉心モデル(炉心水位計算モデル)は、原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFERの評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAPの評価結果の方が大きく、<u>解析コードSAFERに対して保守的であるものの、その差異は小さいことを確認していることから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。</u></p> <p><u>原子炉格納容器</u>における格納容器各領域間の流動の不確かさとして、格納容器モデル(原子炉格納容器の熱水力モデル)はHDR実験解析では区画によって<u>格納容器温度</u>を十数℃程度、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向を確認しているが、BWRの格納容器内の区画とは異なる等、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの解析で確認された不確かさは小さくなるものと推定される。しかし、全体としては格納容器圧力及び<u>温度</u>の傾向を適切に再現できており、また、格納容器圧力及び<u>温度</u>を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション及び構造材との熱伝達の不確かさとして、溶融炉心の挙動モデルはTMI事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認している。<u>リロケーションの影響を受ける可能性がある操作としては、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達した時点での原子炉格納容器下部への初期水張り操作</u>があるが、<u>炉心下部プレナムへの溶融炉心移行の開始時間の不確かさは小さく、炉心下部プレナムへ溶融炉心が移行した際の原子炉圧力容器下鏡部温度の上昇は急峻であることから、原子炉圧力容器下鏡部温度を操作開始の起点としている原子炉格納容器下部への初期水張り操作に係る運転員等操作時間に与える影響は小さい。</u></p> <p>炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器破損の不確かさとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損を操作開始の起点としている</p>	<p>備考</p> <p>・運用の相違 【東海第二】 島根2号炉は、原子炉圧力容器下鏡部温度300℃到達にて原子炉格納容器下部への注水操作を実施するため、不確かさの影響を記載している。</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>運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>炉心損傷後の原子炉格納容器における溶融燃料-冷却材相互作用の不確かさとして、溶融炉心の細粒化モデルにおけるエントレインメント係数及びデブリ粒子径の感度解析により原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクに与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクを起点とした運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.3.4)</p> <p>b. 評価項目となるパラメータに与える影響</p> <p>炉心における燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形の不確かさとして、炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI 事故についての再現性及びCOR A 実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、格納容器圧力挙動への影響は小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>炉心における沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流の不確かさとして、炉心モデル（炉心水位計算モデル）は、原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFER の評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAP の評価結果の方が保守的であるものの、その差異は小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>原子炉格納容器における格納容器各領域間の流動の不確かさとして、格納容器モデル（格納容器の熱水力モデル）はHDR 実験解析では区画によって格納容器温度を十数℃程度、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向を確認しているが、BWR の格納容器内の区画とは異なる等、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの解析で確認された不確かさは小さくなるものと推定される。しかし、全体としては格納容器圧力及び温度の傾向を適切</p>	<p>運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>炉心損傷後の格納容器における溶融燃料-冷却材相互作用の不確かさとして、溶融炉心の細粒化モデルにおけるエントレインメント係数及びデブリ粒子径の感度解析により原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクに与える影響は小さいことを確認している。</p> <p>本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクを起点とした運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.3.6)</p> <p>b. 評価項目となるパラメータに与える影響</p> <p>炉心における燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形の不確かさとして、炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI 事故についての再現性及びCOR A 実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、格納容器圧力挙動への影響は小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>炉心における沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流の不確かさとして、炉心モデル（炉心水位計算モデル）は、原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFER の評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAP の評価結果の方が大きく、解析コードSAFER に対して保守的であるものの、その差異は小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>格納容器における格納容器各領域間の流動の不確かさとして、格納容器モデル（格納容器の熱水力モデル）はHDR 実験解析では区画によって格納容器雰囲気温度を十数℃程度、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向を確認しているが、BWR の格納容器内の区画とは異なる等、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの解析で確認された不確かさは小さくなるものと推定される。しかし、全体としては格納容器圧力及び雰囲気温</p>	<p>運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>炉心損傷後の原子炉格納容器における溶融燃料-冷却材相互作用の不確かさとして、溶融炉心の細粒化モデルにおけるエントレインメント係数及びデブリ粒子径の感度解析により原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクに与える影響は小さいことを確認している。本評価事故シーケンスでは、原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクを起点とした運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料3.3.4)</p> <p>b. 評価項目となるパラメータに与える影響</p> <p>炉心における燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形の不確かさとして、炉心ヒートアップに関するモデルは、TMI 事故についての再現性及びCOR A 実験についての再現性を確認している。炉心ヒートアップの感度解析（ジルコニウム-水反応速度の係数についての感度解析）では、格納容器圧力挙動への影響は小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>炉心における沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流の不確かさとして、炉心モデル（炉心水位計算モデル）は、原子炉水位挙動について原子炉圧力容器内のモデルが精緻である解析コードSAFER の評価結果との比較により水位低下幅は解析コードMAAP の評価結果の方が大きく、解析コードSAFER に対して保守的であるものの、その差異は小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>原子炉格納容器における格納容器各領域間の流動の不確かさとして、格納容器モデル（原子炉格納容器の熱水力モデル）はHDR 実験解析では区画によって格納容器温度を十数℃程度、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向を確認しているが、BWR の格納容器内の区画とは異なる等、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの解析で確認された不確かさは小さくなるものと推定される。しかし、全体としては格納容器圧力及び温度の</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>に再現できていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション及び構造材との熱伝達の不確かさとして、熔融炉心の挙動モデルはTMI 事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認しており、原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用による格納容器圧力上昇に与える影響はほぼないことから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。</p> <p>炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器破損の不確かさとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ（しきい値）に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認しているが、原子炉圧力容器破損（事象発生から約7 時間後）に対して早まる時間は僅かであることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>炉心損傷後の原子炉格納容器における熔融燃料-冷却材相互作用の不確かさとして、<u>エントレインメント係数について感度解析を行った結果、第3.3.7 図及び第3.3.8 図に示すとおり、エントレインメント係数を変化させた場合においても原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクに与える影響は小さいことを確認している</u>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い。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.3.4, 3.3.5)</p> <p>(2) 解析条件の不確かさの影響評価 a. 初期条件, 事故条件及び重大事故等対策に関連する機器</p>	<p>度の傾向を適切に再現できていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション及び構造材との熱伝達の不確かさとして、熔融炉心の挙動モデルはTMI 事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認しており、原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用による格納容器圧力上昇に与える影響はほぼないことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器破損の不確かさとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ（しきい値）に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認しているが、原子炉圧力容器破損（事象発生から約4.5 時間後）に対して早まる時間は僅かであることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>炉心損傷後の格納容器における熔融燃料-冷却材相互作用の不確かさとして、<u>熔融炉心の細粒化モデルにおけるエントレインメント係数及びデブリ粒子径の感度解析により、BWR 5, Mark-I 改良型格納容器プラントにおいて、原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクに与える影響は小さいことを確認している。BWR 5, Mark-II 型格納容器プラントである東海第二発電所においても原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクに与える影響を確認するため、最も感度のあるエントレインメント係数について感度解析を行った結果、第3.3-3 図及び第3.3-4 図に示すとおり、エントレインメント係数を変化させた場合においても原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクに与える影響は小さいことを確認している</u>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い。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.3.6, 3.3.7)</p> <p>(2) 解析条件の不確かさの影響評価 a. 初期条件, 事故条件及び重大事故等対策に関連する機器</p>	<p>傾向を適切に再現できていることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>炉心損傷後の原子炉圧力容器におけるリロケーション及び構造材との熱伝達の不確かさとして、熔融炉心の挙動モデルはTMI 事故についての再現性を確認している。また、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により原子炉圧力容器破損時間に与える影響は小さいことを確認しており、原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用による格納容器圧力上昇に与える影響はほぼないことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>炉心損傷後の原子炉圧力容器における原子炉圧力容器破損の不確かさとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ（しきい値）に関する感度解析により最大ひずみを低下させた場合に原子炉圧力容器破損時間が早まることを確認しているが、原子炉圧力容器破損（事象発生から約5.4時間後）に対して早まる時間はわずかであることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>炉心損傷後の原子炉格納容器における熔融燃料-冷却材相互作用の不確かさとして、エントレインメント係数及びデブリ粒子径の感度解析により、原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用による圧力スパイクに与える影響は小さいことを確認していることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料3.3.4, 3.3.5)</p> <p>(2) 解析条件の不確かさの影響評価 a. 初期条件, 事故条件及び重大事故等対策に関連する機器</p>	<p>備考</p> <p>・解析結果の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】</p> <p>・記載方針の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 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、BWR-5 Mark-I 改良型格納容器プラントに対して、エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとした感度解析を実施し、原子炉圧力容器外 FCI により生じる圧力スパイクへの感度は小さいことを確認している。</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>条件</p> <p>初期条件, 事故条件及び重大事故等対策に関連する機器条件は, <u>第3.2.2表</u>に示すとおりであり, それらの条件設定を設計値等, 最確条件とした場合の影響を評価する。また, 解析条件の設定に当たっては, 評価項目となるパラメータに対する余裕が小さくなるような設定があることから, その中で事象進展に有意な影響を与えると考えられる項目に関する影響評価の結果を以下に示す。</p> <p>(a) 運転員等操作時間に与える影響</p> <p>初期条件の原子炉停止後の崩壊熱は, 解析条件の燃焼度 33Gwd/t に対応したものとしており, その最確条件は平均的燃焼度約 30Gwd/t であり, 解析条件の不確かさとして, 最確条件とした場合は, 解析条件で設定している崩壊熱よりも小さくなるため, 発生する蒸気量は少なくなり, 原子炉圧力容器破損に至るまでの事象進展は緩和されるが, 操作手順 (<u>原子炉圧力容器下鏡部温度</u>に応じて<u>原子炉格納容器下部</u>への初期水張り操作を実施すること) に変わりはないことから, 運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>初期条件の外部水源の温度は, 解析条件の <u>50℃ (事象開始 12 時間以降は 45℃, 事象開始 24 時間以降は 40℃)</u> に対して最確条件は約 <u>35℃~約 50℃</u> であり, 解析条件の不確かさとして, 最確条件とした場合は, <u>原子炉格納容器下部</u>への注水温度が低くなり, 原子炉圧力容器破損時の<u>原子炉格納容器下部</u>プール水温度が低くなるが, 注水温度を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから, 運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>初期条件の原子炉圧力, 原子炉水位, 炉心流量, <u>格納容器容積 (ウェットウェル) の空間部及び液相部, サプレッション・チェンバ・プール水位</u>, 格納容器圧力及び格納容器温度は, 解析条件の不確かさとして, ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが, 事象進展に与える影響は小さいことから, 運転員等操作時間に与える影響は小さい。</p> <p>事故条件の起因事象は, 解析条件の不確かさとして, 大破断 LOCA を考慮した場合, 原子炉冷却材の放出量が増加することにより原子炉圧力容器破損に至るまでの事象</p>	<p>条件</p> <p>初期条件, 事故条件及び重大事故等対策に関連する機器条件は, <u>第3.2-2表</u>に示すとおりであり, それらの条件設定を設計値等, 最確条件とした場合の影響を評価する。また, 解析条件の設定に当たっては, 評価項目となるパラメータに対する余裕が小さくなるような設定があることから, その中で事象進展に有意な影響を与えると考えられる項目に関する影響評価の結果を以下に示す。</p> <p>(a) 運転員等操作時間に与える影響</p> <p>初期条件の原子炉停止後の崩壊熱は, 解析条件の燃焼度 33Gwd/t に対応したものとしており, その最確条件は平均的燃焼度約 <u>31Gwd/t</u> であり, 解析条件の不確かさとして, 最確条件とした場合は, 解析条件で設定している崩壊熱よりも小さくなるため, 発生する蒸気量は少なくなり, 原子炉圧力容器破損に至るまでの事象進展は緩和されるが, <u>原子炉圧力容器温度 (下鏡部)</u> を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから, 運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>初期条件の外部水源の温度は, 解析条件の 35℃ に対して最確条件は <u>35℃以下</u> であり, 解析条件の不確かさとして, 最確条件とした場合は, <u>ペDESTAL (ドライウェル部)</u> への注水温度が低くなるが, 注水温度を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから, 運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>初期条件の原子炉圧力, 原子炉水位, 炉心流量, <u>格納容器体積 (サプレッション・チェンバ) の空間部及び液相部, サプレッション・プール水位</u>, 格納容器圧力及び格納容器雰囲気温度は, 解析条件の不確かさとして, ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが, 事象進展に与える影響は小さいことから, 運転員等操作時間に与える影響は小さい。</p> <p>事故条件の起因事象は, 解析条件の不確かさとして, 大破断 LOCA を考慮した場合, 原子炉冷却材の放出量が増加することにより原子炉圧力容器破損に至るまでの</p>	<p>条件</p> <p>初期条件, 事故条件及び重大事故等対策に関連する機器条件は, <u>第3.2.2-1表</u>に示すとおりであり, それらの条件設定を設計値等, 最確条件とした場合の影響を評価する。また, 解析条件の設定に当たっては, 評価項目となるパラメータに対する余裕が小さくなるような設定があることから, その中で事象進展に有意な影響を与えると考えられる項目に関する影響評価の結果を以下に示す。</p> <p>(a) 運転員等操作時間に与える影響</p> <p>初期条件の原子炉停止後の崩壊熱は, 解析条件の燃焼度 33Gwd/t に対応したものとしており, その最確条件は平均的燃焼度約 <u>30Gwd/t</u> であり, 解析条件の不確かさとして, 最確条件とした場合は, 解析条件で設定している崩壊熱よりも小さくなるため, 発生する蒸気量は少なくなり, 原子炉圧力容器破損に至るまでの事象進展は緩和されるが, 操作手順 (<u>原子炉圧力容器下鏡温度</u>に応じて<u>原子炉格納容器下部</u>への初期水張り操作を実施すること) に変わりはないことから, 運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>初期条件の外部水源の温度は, 解析条件の <u>35℃</u> に対して最確条件は <u>31℃以下</u> であり, 解析条件の不確かさとして, 最確条件とした場合は, <u>原子炉格納容器下部</u>への注水温度が低くなり, <u>原子炉圧力容器破損時の原子炉格納容器下部のプール水温度が低くなるが</u>, 注水温度を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから, 運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>初期条件の原子炉圧力, 原子炉水位, 炉心流量, <u>サプレッション・プール水位</u>, 格納容器圧力及び格納容器温度は, 解析条件の不確かさとして, ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが, 事象進展に与える影響は小さいことから, 運転員等操作時間に与える影響は小さい。</p> <p>事故条件の起因事象は, 解析条件の不確かさとして, 大破断 LOCA を考慮した場合, 原子炉冷却材の放出量が増加することにより原子炉圧力容器破損に至るまでの</p>	<p>備考</p> <p>・実績値の相違 【東海第二】 島根 2 号炉の最確条件を記載。</p> <p>・実績値の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 島根 2 号炉の最確条件を記載。</p> <p>・整理方針の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 島根 2 号炉は, サプレッション・チェンバの空間部及び液相部のゆらぎを, サプレッション・プール水位のゆらぎで代表させていることから, 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>進展は早まるが、<u>操作手順（原子炉压力容器下鏡部温度に応じて原子炉格納容器下部への初期水張りを実施すること）</u>に変わりはないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>(添付資料 3.3.4, 3.3.6)</p> <p>(b) 評価項目となるパラメータに与える影響</p> <p>初期条件の原子炉停止後の崩壊熱は、解析条件の燃焼度 33Gwd/t に対応したものとしており、その最確条件は平均的燃焼度約 30Gwd/t であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、解析条件で設定している崩壊熱よりも小さくなるため、溶融炉心の持つエネルギーが小さくなることから、評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。</p> <p>初期条件の外部水源の温度は、解析条件の <u>50℃（事象開始 12 時間以降は 45℃、事象開始 24 時間以降は 40℃）</u> に対して最確条件は約 35℃～約 50℃であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、<u>原子炉格納容器下部への注水温度が低くなり、原子炉压力容器破損時の原子炉格納容器下部プール水温度が低くなるが、原子炉格納容器下部プール水温度が低い場合は、顕熱によるエネルギーの吸収量が多くなり、潜熱で吸収するエネルギーが相対的に減少し、圧力スパイクに寄与する水蒸気発生量が低下することから、評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。</u></p> <p>初期条件の原子炉圧力、原子炉水位、炉心流量、<u>格納容器容積（ウェットウェル）の空間部及び液相部、サプレッション・チェンバ・プール水位、格納容器圧力及び格納容器温度は、</u>解析条件の不確かさとして、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、事象進展に与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>事故条件の起因事象は、原子炉压力容器への給水はできないものとして給水流量の全喪失を設定している。事故条件について、原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による圧力スパイクを評価するにあたり、溶融炉心落下時の崩壊熱の影響を確認する観点から感度解析</p>	<p>事象進展は早まるが、<u>原子炉压力容器温度（下鏡部）を操作開始の起点としている運転員等操作はないことから、</u>運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>(添付資料 3.3.6, 3.3.8)</p> <p>(b) 評価項目となるパラメータに与える影響</p> <p>初期条件の原子炉停止後の崩壊熱は、解析条件の燃焼度 33Gwd/t に対応したものとしており、その最確条件は平均的燃焼度約 31Gwd/t であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、解析条件で設定している崩壊熱よりも小さくなるため、溶融炉心の持つエネルギーが小さくなることから、評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。</p> <p>初期条件の外部水源の温度は、解析条件の 35℃に対して最確条件は <u>35℃以下</u>であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、<u>ペDESTAL（ドライウエル部）への注水温度が低くなるが、ペDESTAL（ドライウエル部）には通常運転時から約 1m の水位が形成されていることから外部水源の温度がペDESTAL（ドライウエル部）のプール水に与える影響はなく、</u>評価項目となるパラメータに対する影響はない。</p> <p>初期条件の原子炉圧力、原子炉水位、炉心流量、<u>格納容器体積（サプレッション・チェンバ）の空間部及び液相部、サプレッション・プール水位、格納容器圧力並びに格納容器雰囲気温度は、</u>解析条件の不確かさとして、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、事象進展に与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>事故条件の起因事象は、原子炉压力容器への給水はできないものとして給水流量の全喪失を設定している。事故条件について、原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による圧力スパイクを評価するにあたり、溶融炉心落下時の崩壊熱の影響を確認する観点から感度解析</p>	<p>事象進展は早まるが、<u>操作手順（原子炉压力容器下鏡温度に応じて原子炉格納容器下部への初期水張りを実施すること）</u>に変わりはないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。</p> <p>(添付資料 3.3.4, 3.3.5)</p> <p>(b) 評価項目となるパラメータに与える影響</p> <p>初期条件の原子炉停止後の崩壊熱は、解析条件の燃焼度 33Gwd/t に対応したものとしており、その最確条件は平均的燃焼度約 30Gwd/t であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、解析条件で設定している崩壊熱よりも小さくなるため、溶融炉心の持つエネルギーが小さくなることから、評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。</p> <p>初期条件の外部水源の温度は、解析条件の <u>35℃</u> に対して最確条件は <u>31℃以下</u>であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、<u>原子炉格納容器下部への注水温度が低くなり、原子炉压力容器破損時の原子炉格納容器下部のプール水温度が低くなるが、原子炉格納容器下部のプール水温度が低い場合は、顕熱によるエネルギーの吸収量が多くなり、潜熱で吸収するエネルギーが相対的に減少し、圧力スパイクに寄与する水蒸気発生量が低下することから、</u>評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。</p> <p>初期条件の原子炉圧力、原子炉水位、炉心流量、<u>サプレッション・プール水位、格納容器圧力及び格納容器温度は、</u>解析条件の不確かさとして、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、事象進展に与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>事故条件の起因事象は、原子炉压力容器への給水はできないものとして給水流量の全喪失を設定している。事故条件について、原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による圧力スパイクを評価するにあたり、溶融炉心落下時の崩壊熱の影響を確認する観点から感度解析</p>	<p>・運用の相違 【東海第二】</p> <p>・実績値の相違 【東海第二】 島根 2 号炉の最確条件を記載。</p> <p>・実績値の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 島根 2 号炉の最確条件を記載。</p> <p>・運用の相違 【東海第二】 島根 2 号炉は、原子炉压力容器下鏡温度 300℃到達で屋外貯蔵槽水源による原子炉格納容器下部注水を実施することから外部水源の温度が原子炉格納容器下部のプール水温度に影響がある旨を記載。</p> <p>・整理方針の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 島根 2 号炉は、<u>サプレッション・チェンバの空間部及び液相部のゆらぎを、サプレッション・プール水位のゆらぎで代表させていることから、記載していない。</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>を実施した。感度解析は、事故シーケンスを「大破断LOCA+ECCS注水機能喪失」とし、本評価事故シーケンスの解析条件と同様、電源の有無に係らず重大事故等対処設備による原子炉注水機能についても使用できないものと仮定した場合、原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなることを考慮したものである。その結果、第3.3.9図に示すとおり、事象発生から約6.4時間後に原子炉圧力容器破損に至り、圧力スパイクの最大値は約0.44MPa[gage]となったが、圧力スパイクの最大値は本評価の結果と同程度であり、原子炉格納容器の限界圧力0.62MPa[gage]以下であることから、評価項目を満足する。</p> <p>(添付資料3.3.4, 3.3.6)</p> <p>b. 操作条件</p> <p>操作条件の不確かさとして、操作の不確かさを「認知」、「要員配置」、「移動」、「操作所要時間」、「他の並列操作有無」及び「操作の確実さ」の6要因に分類し、これらの要因が運転員等操作時間に与える影響を評価する。また、運転員等操作時間に与える影響が評価項目となるパラメータに与える影響を評価し、評価結果を以下に示す。</p> <p>(a) 運転員等操作時間に与える影響</p> <p>操作条件の溶融炉心落下前の格納容器下部注水系（常設）による水張り操作は、解析上の操作時間として原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達した時点を設定している。運転員等操作時間に与える影響として、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達するまでに事象発生から約3.7時間の時間余裕があり、また、原子炉格納容器下部の水張り操作は原子炉圧力容器下鏡部温度を監視しながら溶融炉心の炉心下部プレナムへの移行を判断し、水張り操作を実施するため、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であり、操作開始時間に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響も小さい。当該操作は、解析コード及び解析条件（操作条件を除く）の不確かさにより操作開始時間は遅れる可能性があるが、中央制御室の運転員とは別に現場操作を行う運転員（現場）を配置しており、また、他の並列操作を加味して操作の所要時間を算定していることから、</p>	<p>を実施した。感度解析は、事故シーケンスを「大破断LOCA+注水機能喪失」とし、本評価事故シーケンスの解析条件と同様、電源の有無に係らず重大事故等対処設備による原子炉注水機能についても使用できないものと仮定した場合、原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなることを考慮したものである。その結果、第3.3-5図に示すとおり、事象発生から約3.3時間後に原子炉圧力容器破損に至り、圧力スパイクの最大値は約0.20MPa[gage]となったが、圧力スパイクの最大値は本評価の結果と同程度であり、格納容器の限界圧力0.62MPa[gage]以下であることから、評価項目を満足する。</p> <p>(添付資料3.3.6, 3.3.8)</p> <p>b. 操作条件</p> <p>操作条件の不確かさとして、操作の不確かさを「認知」、「要員配置」、「移動」、「操作所要時間」、「他の並列操作有無」及び「操作の確実さ」の6要因に分類し、これらの要因が運転員等操作時間に与える影響を評価する。また、運転員等操作時間に与える影響が評価項目となるパラメータに与える影響を評価し、評価結果を以下に示す。</p> <p>(a) 運転員等操作時間に与える影響</p>	<p>を実施した。感度解析は、事故シーケンスを「大破断LOCA+ECCS注水機能喪失」とし、本評価事故シーケンスの解析条件と同様、電源の有無に係らず重大事故等対処設備による原子炉注水機能についても使用できないものと仮定した場合、原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなることを考慮したものである。その結果、第3.3.3-1(1)図に示すとおり、事象発生から約3.3時間後に原子炉圧力容器破損に至り、圧力スパイクの最大値は約301kPa[gage]であり、圧力スパイクの最大値は本評価の結果より高くなるものの、原子炉格納容器の限界圧力853kPa[gage]以下であることから、評価項目を満足する。</p> <p>(添付資料3.3.4, 3.3.5)</p> <p>b. 操作条件</p> <p>操作条件の不確かさとして、操作の不確かさを「認知」、「要員配置」、「移動」、「操作所要時間」、「他の並列操作有無」及び「操作の確実さ」の6要因に分類し、これらの要因が運転員等操作時間に与える影響を評価する。また、運転員等操作時間に与える影響が評価項目となるパラメータに与える影響を評価し、評価結果を以下に示す。</p> <p>(a) 運転員等操作時間に与える影響</p> <p>操作条件の格納容器代替スプレイ系（可搬型）による原子炉格納容器下部への注水操作（原子炉圧力容器破損前の初期水張り）は、解析上の操作時間として原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達した時点を設定している。運転員等操作時間に与える影響として、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達するまでに事象発生から約3.1時間の時間余裕があり、また、格納容器代替スプレイ系（可搬型）による原子炉格納容器下部への注水操作は原子炉圧力容器下鏡部温度を監視しながら溶融炉心の炉心下部プレナムへの移行を判断し、水張り操作を実施するため、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であり、操作開始時間に与える影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響も小さい。当該操作は、解析コード及び解析条件（操作条件を除く）の不確かさにより操作開始時間は遅れる可能性があるが、当該操作に対応する運転員、対策要員に他の並列操作はなく、また、</p>	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・解析結果の相違【柏崎6/7,東海第二】</li> <li>・設備設計の相違【柏崎6/7,東海第二】</li> </ul> <p>島根2号炉（Mark-I改）と柏崎6/7（ABWR）、東海第二（Mark-II）の最高使用圧力の相違。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・解析結果の相違【柏崎6/7】</li> </ul>

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>他の操作に与える影響はない。 (添付資料 3.3.4)</p> <p>(b) 評価項目となるパラメータに与える影響 操作条件の溶融炉心落下前の格納容器下部注水系（常設）による水張り操作は、運転員等操作時間に与える影響として、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 (添付資料 3.3.4)</p> <p>(3) 操作時間余裕の把握 操作開始時間の遅れによる影響度合いを把握する観点から、評価項目となるパラメータに対して、対策の有効性が確認できる範囲内での操作時間余裕を確認し、その結果を以下</p>	<p><u>操作条件の緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び代替循環冷却系による格納容器除熱操作は、事象発生 90 分後に開始することとしているが、余裕時間を含めて設定されているため操作の不確かさが操作開始時間に与える影響は小さい。また、本操作の操作開始時間は、緊急用海水系の準備期間を考慮して設定したものであり、緊急用海水系の操作開始時間が早まれば、本操作の操作時間も早まる可能性があり、代替循環冷却系の運転開始時間も早まるが、その他の操作と並列して実施する場合でも、順次実施し所定の時間までに操作を完了できることから影響はない。</u> (添付資料 3.3.6)</p> <p>(b) 評価項目となるパラメータに与える影響</p> <p><u>操作条件の緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び代替循環冷却系による格納容器減圧及び除熱操作は、緊急用海水系の操作開始時間が早まった場合には、本操作も早まる可能性があり、格納容器圧力及び雰囲気温度を早期に低下させる可能性があることから、評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。</u> (添付資料 3.3.6)</p> <p>(3) 操作時間余裕の把握 操作開始時間の遅れによる影響度合いを把握する観点から、評価項目となるパラメータに対して、対策の有効性が確認できる範囲内での操作時間余裕を確認し、その結果を以下</p>	<p><u>現場操作における評価上の所要時間には余裕を見込んで算定していることから、他の操作に与える影響はない。</u> (添付資料3.3.4)</p> <p>(b) 評価項目となるパラメータに与える影響 操作条件の格納容器代替スプレイ系（可搬型）による原子炉格納容器下部への注水操作（原子炉圧力容器破損前の初期水張り）は、運転員等操作時間に与える影響として、実態の操作開始時間は解析上の設定とほぼ同等であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。 (添付資料3.3.4)</p> <p>(3) 操作時間余裕の把握 操作開始時間の遅れによる影響度合いを把握する観点から、評価項目となるパラメータに対して、対策の有効性が確認できる範囲内での操作時間余裕を確認し、その結果を以下</p>	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・運用の相違 【東海第二】 島根 2 号炉は、FCI 等の物理現象に対する対策のみを対象とし、その操作の不確かさについての影響を記載することとしており、残留熱代替除去系による格納容器除熱に対して影響を与える操作とはしていない。</li> <li>・記載方針の相違 【東海第二】 島根 2 号炉は、FCI 等の物理現象に対する対策のみを対象とし、その操作の不確かさについての影響を記載することとしており、残留熱代替除去系による格納容器除熱操作は記載していない。</li> </ul>

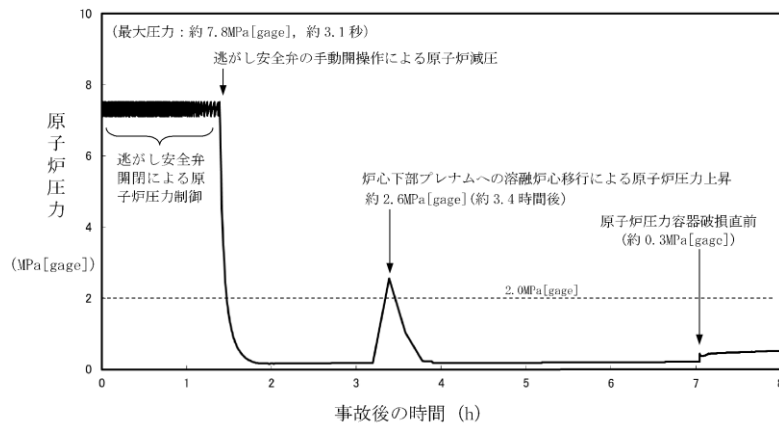


柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>に示す。</p> <p>操作条件の溶融炉心落下前の格納容器下部注水系（常設）による水張り操作については、<u>原子炉压力容器下鏡部温度が300℃に到達するまでの時間は事象発生から約3.7時間あり、原子炉格納容器下部への注水操作は原子炉压力容器下鏡部温度の上昇傾向を監視しながらあらかじめ準備が可能である。</u>また、<u>原子炉压力容器下鏡部温度300℃到達時点での中央制御室における原子炉格納容器下部への注水操作の操作時間は約5分間である。</u>溶融炉心落下前の格納容器下部注水系（常設）による水張りは約2時間で完了することから、水張りを事象発生から約3.7時間後に開始すると、事象発生から約5.7時間後に水張りが完了する。事象発生から約5.7時間後の水張りの完了から、事象発生から約7.0時間後の原子炉压力容器破損までの時間を考慮すると、<u>原子炉格納容器下部への注水操作は操作遅れに対して1時間程度の時間余裕がある。</u> (添付資料3.3.4)</p>	<p>に示す。</p> <p>なお、<u>格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL（ドライウエル部）水位の確保操作については解析上考慮しない操作であるが、「原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」の影響を小さく抑える観点を踏まえ操作時間余裕を確認する。</u></p> <p>操作条件の緊急用海水系による冷却水（海水）の確保操作及び代替循環冷却系による格納容器除熱操作については、<u>格納容器除熱開始までの時間は事象発生から90分あり、準備時間が確保できるため、時間余裕がある。</u>なお、本操作が大幅に遅れるような事態になった場合でも、<u>原子炉压力容器破損に至るまでの時間は事象発生から約4.5時間であり、約3時間の時間余裕がある。</u></p> <p><u>格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL（ドライウエル部）水位の確保操作については、事象発生から90分後の代替循環冷却系による格納容器除熱操作実施後に行う。</u>原子</p>	<p>に示す。</p> <p>操作条件の格納容器代替スプレイ系（可搬型）による原子炉格納容器下部への注水操作（<u>原子炉压力容器破損前の初期水張り</u>）については、<u>原子炉压力容器下鏡部温度が300℃に到達するまでに事象発生から約3.1時間の時間余裕があり、原子炉格納容器下部への注水準備として、すべての非常用炉心冷却系等の機能喪失や早期の電源回復不能確認を含む状況判断をした後に開始し、所要時間は約2.5時間で完了する。</u>その後、<u>ペDESTAL水位2.4mまでの注水は約1.9時間で完了することから、水張りを原子炉压力容器下鏡部温度300℃到達時点である事象発生から約3.1時間後に開始すると、事象発生から約5.0時間後に水張りが完了する。</u>事象発生から約5.0時間後の水張りの完了から、<u>事象発生から約5.4時間後の原子炉压力容器破損までの時間を考慮すると、原子炉格納容器下部への注水操作は操作遅れに対して0.4時間程度の時間余裕がある。</u> (添付資料3.3.4)</p>	<p>・運用の相違 【東海第二】 島根2号炉は、通常運転時からのペDESTAL水位確保操作はなく、事故時の原子炉压力容器破損の徴候により原子炉格納容器下部に水張りを実施する運用としている。</p> <p>・解析結果の相違 【柏崎6/7】</p> <p>・記載方針の相違 【東海第二】 島根2号炉は、FCI等の物理現象に対する対策のみを対象とし、その操作の不確かさについての影響を記載することとしている。</p>

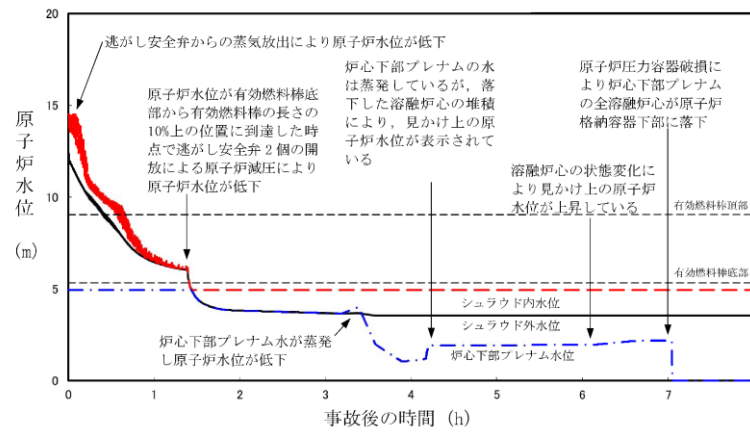


柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(4) まとめ</p> <p>解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を確認した。その結果、解析コード及び解析条件の不確かさが運転員等操作時間に与える影響等を考慮した場合においても、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。このほか、評価項目となるパラメータに対して、対策の有効性が確認できる範囲内において、操作時間には時間余裕がある。</p> <p>3.3.4 必要な要員及び資源の評価</p> <p>本評価事故シーケンスは、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じであることから、必要な要員及び資源の評価は「3.2.4 必要な要員及び資源の評価」と同じである。</p> <p>3.3.5 結論</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では、運転時の異常な過渡変化、原子炉冷却材喪失事故（LOCA）又は全交流動力電源喪失が発生するとともに、非常用炉</p>	<p><u>炉圧力容器破損までの時間は事象発生から約 4.5 時間あり、操作時間は約 24 分間であることから、操作完了後の排水時間 5 分を考慮しても、操作遅れに対して約 2.5 時間程度の時間余裕がある。</u></p> <p>(添付資料 3.3.6)</p> <p>(4) まとめ</p> <p>解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を確認した。その結果、解析コード及び解析条件の不確かさが運転員等操作時間に与える影響等を考慮した場合においても、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。このほか、評価項目となるパラメータに対して、対策の有効性が確認できる範囲内において、操作時間には時間余裕がある。</p> <p><u>なお、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」において、原子炉圧力容器破損後の原子炉注水を考慮しない場合の影響について感度解析を実施しており、評価項目となるパラメータに対する影響は小さいことを確認している。</u></p> <p>(添付資料 3.2.10)</p> <p>3.3.4 必要な要員及び資源の評価</p> <p>本評価事故シーケンスは、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じであることから、必要な要員及び資源の評価は「3.2.4 必要な要員及び資源の評価」と同じである。</p> <p>3.3.5 結論</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では、運転時の異常な過渡変化、原子炉冷却材喪失事故（LOCA）又は全交流動力電源喪失が発生するとともに、非常</p>	<p>(4) まとめ</p> <p>解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価の範囲として、運転員等操作時間に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕を確認した。その結果、解析コード及び解析条件の不確かさが運転員等操作時間に与える影響等を考慮した場合においても、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。このほか、評価項目となるパラメータに対して、対策の有効性が確認できる範囲内において、操作時間には時間余裕がある。</p> <p>3.3.4 必要な要員及び資源の評価</p> <p>本評価事故シーケンスは、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じであることから、必要な要員及び資源の評価は「3.2.4 必要な要員及び資源の評価」と同じである。</p> <p>3.3.5 結論</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では、運転時の異常な過渡変化又は原子炉冷却材喪失事故（LOCA）が発生するとともに、非常用炉心冷却系等の安全</p>	<p>・解析条件の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根 2号炉は、原子炉圧力容器破損後の原子炉注水を想定していないが、東海第二では、原子炉圧力容器破損後、原子炉圧力容器内の冷却を考慮し、代替循環冷却系による原子炉注水を行うものとしているため、原子炉注水を考慮しない場合の感度解析を実施している。</p> <p>・評価条件の相違</p>

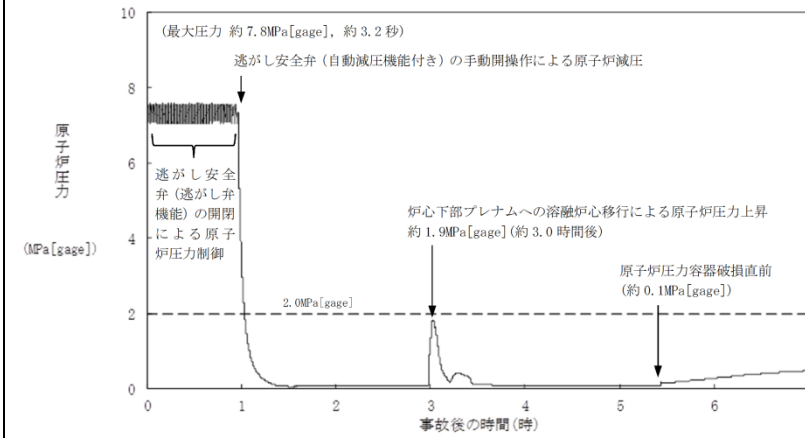
柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため、熔融炉心と原子炉圧力容器外の水が接触して一時的な圧力の急上昇が生じ、このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され原子炉格納容器の破損に至ることが特徴である。格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」に対する格納容器破損防止対策としては、<u>格納容器下部注水系（常設）</u>による<u>格納容器下部注水</u>により原子炉圧力容器破損前に<u>原子炉格納容器下部へ約2m</u>の水張りを実施する手段を整備している。</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」の評価事故シーケンス「<u>過渡事象＋高圧注水失敗＋低圧注水失敗＋損傷炉心冷却失敗（＋FCI発生）</u>」について、有効性評価を行った。</p> <p>上記の場合には、水蒸気発生によって圧力スパイクが発生するが、原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力は、原子炉格納容器の限界圧力 <u>0.62MPa [gage]</u> を下回るため、原子炉格納容器バウンダリの機能は維持できる。また、安定状態を維持できる。</p> <p>(添付資料 3.5.1)</p> <p>解析コード及び解析条件の不確かさについて確認した結果、運転員等操作時間に与える影響及び評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。また、対策の有効性が確認できる範囲内において、操作時間余裕について確認した結果、操作が遅れた場合でも一定の余裕がある。</p> <p>重大事故等対策時に必要な要員は、運転員及び緊急時対策要員にて確保可能である。また、必要な水源、燃料及び電源を供給可能である。</p> <p>以上のことから、<u>格納容器下部注水系（常設）</u>による<u>原子炉格納容器下部</u>への注水等の格納容器破損防止対策は、選定した評価事故シーケンスに対して有効であることが確認でき、格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」に対して有効である。</p>	<p>用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため、熔融炉心と原子炉圧力容器外の水が接触して一時的な<u>格納容器圧力</u>の急上昇が生じ、このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され<u>格納容器</u>の破損に至ることが特徴である。格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」に対する格納容器破損防止対策としては、<u>格納容器下部注水系（常設）</u>による<u>ペDESTAL（ドライウエル部）注水</u>により原子炉圧力容器破損前に<u>ペDESTAL（ドライウエル部）の水位1m</u>を確保する手段を整備している。</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」の評価事故シーケンス「<u>過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋低圧炉心冷却失敗＋損傷炉心冷却失敗（＋FCI（ペDESTAL））</u>」について、有効性評価を行った。</p> <p>上記の場合には、水蒸気発生によって圧力スパイクが発生するが、<u>格納容器バウンダリ</u>にかかる圧力は、<u>格納容器</u>の限界圧力 <u>0.62MPa [gage]</u> を下回るため、<u>格納容器バウンダリ</u>の機能は維持できる。また、安定状態を維持できる。</p> <p>解析コード及び解析条件の不確かさについて確認した結果、運転員等操作時間に与える影響及び評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。また、対策の有効性が確認できる範囲内において、操作時間余裕について確認した結果、操作が遅れた場合でも一定の余裕がある。</p> <p>重大事故等対策時に必要な要員は、<u>災害対策要員</u>にて確保可能である。また、必要な水源、燃料及び電源を供給可能である。</p> <p>以上のことから、<u>格納容器下部注水系（常設）</u>による<u>ペDESTAL（ドライウエル部）水位の確保</u>等の格納容器破損防止対策は、選定した評価事故シーケンスに対して有効であることが確認でき、格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」に対して有効である。</p>	<p>機能の喪失が重畳する。このため、熔融炉心と原子炉圧力容器外の水が接触して一時的な<u>圧力</u>の急上昇が生じ、このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され<u>原子炉格納容器</u>の破損に至ることが特徴である。格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」に対する格納容器破損防止対策としては、<u>格納容器代替スプレイ系（可搬型）</u>による<u>原子炉格納容器下部注水</u>により原子炉圧力容器破損前に<u>原子炉格納容器下部へ2.4m</u>の水張りを実施する手段を整備している。</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」の評価事故シーケンス「<u>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＋FCI発生</u>」について、有効性評価を行った。</p> <p>上記の場合には、水蒸気発生によって圧力スパイクが発生するが、<u>原子炉格納容器バウンダリ</u>にかかる圧力は、<u>原子炉格納容器</u>の限界圧力 <u>853kPa [gage]</u> を下回るため、<u>原子炉格納容器バウンダリ</u>の機能は維持できる。また、安定状態を維持できる。</p> <p>(添付資料 3.5.1)</p> <p>解析コード及び解析条件の不確かさについて確認した結果、運転員等操作時間に与える影響及び評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。また、対策の有効性が確認できる範囲内において、操作時間余裕について確認した結果、操作が遅れた場合でも一定の余裕がある。</p> <p>重大事故等対策時に必要な要員は、<u>運転員及び緊急時対策要員</u>にて確保可能である。また、必要な水源、燃料及び電源を供給可能である。</p> <p>以上のことから、<u>格納容器代替スプレイ系（可搬型）</u>による<u>原子炉格納容器下部</u>への注水等の格納容器破損防止対策は、選定した評価事故シーケンスに対して有効であることが確認でき、格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」に対して有効である。</p>	<p>【柏崎 6/7, 東海第二】 PRA により抽出される事故シーケンスの相違。</p> <p>・運用の相違</p> <p>【柏崎 6/7, 東海第二】 初期水張り深さの相違。</p> <p>・設備設計の相違</p> <p>【柏崎 6/7, 東海第二】 島根 2 号炉（Mark-I 改）と柏崎 6/7（ABWR）、東海第二（Mark-II）の最高使用圧力の相違。</p>



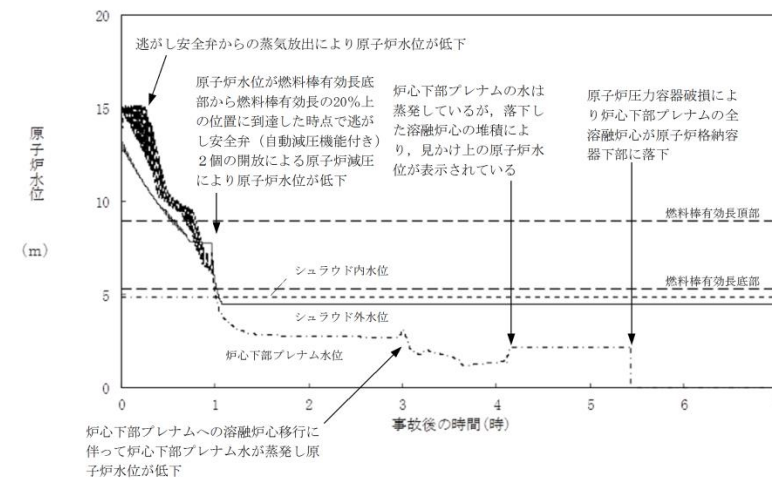
第 3.3.1 図 原子炉圧力の推移



第 3.3.2 図 原子炉水位 (シュラウド内外水位) の推移



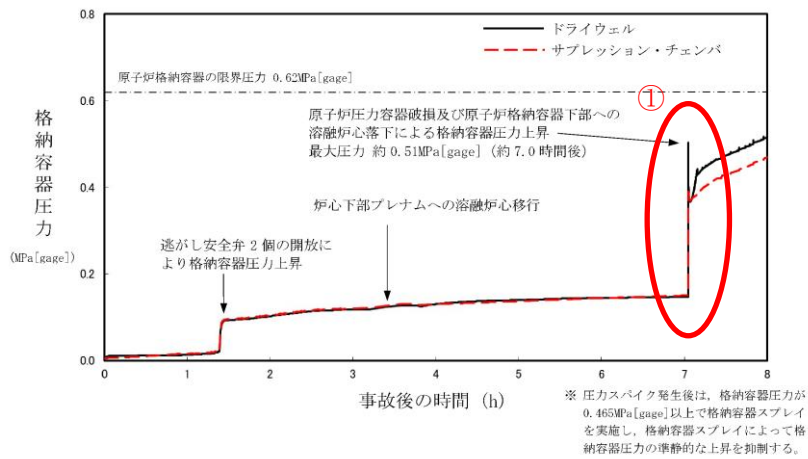
第 3.3.2-1(1) 図 原子炉圧力の推移



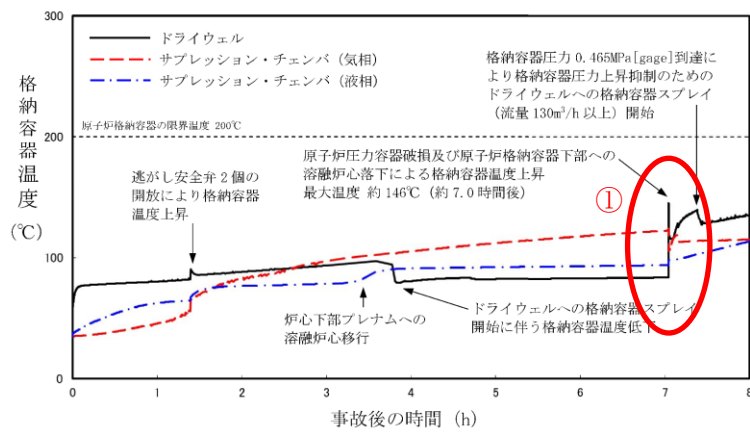
第 3.3.2-1(2) 図 原子炉水位 (シュラウド内外水位) の推移

・記載方針の相違  
**【東海第二】**  
 島根 2 号炉は、事象進展の説明に必要な図面を再掲しているが、東海第二では本項で確認する評価項目に関連するもののみ記載している。なお、3 プラントとも、原子炉圧力の推移は「3.2 DCH」に記載しており差異理由等は DCH 側に記載。(柏崎 6/7: 第 3.2.7 図, 島根 2 号炉: 第 3.2.2-1(1) 図)

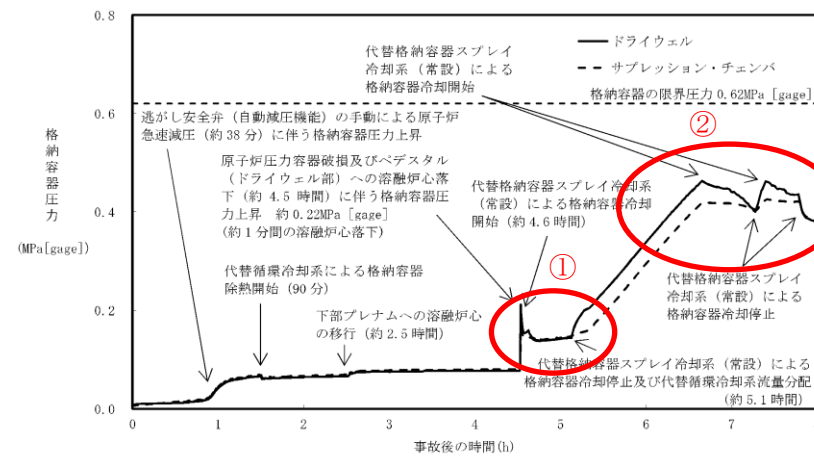
**【東海第二】**  
 島根 2 号炉は、事象進展の説明に必要な図面を再掲しているが、東海第二では本項で確認する評価項目に関連するもののみ記載している。なお、3 プラントとも、原子炉水位 (シュラウド内外水位) の推移は「3.2 DCH」に記載しており差異理由等は DCH 側に記載。(柏崎 6/7: 第 3.2.8 図, 島根 2 号炉: 第 3.2.2-1(2) 図)



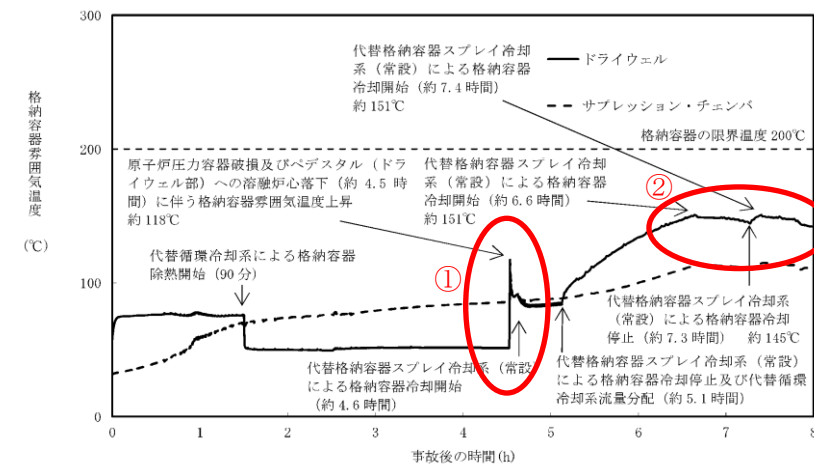
第 3.3.3 図 格納容器圧力の推移



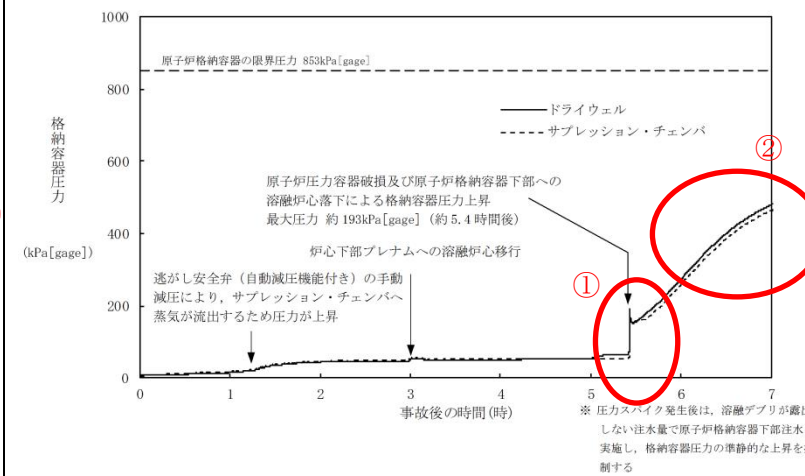
第 3.3.4 図 格納容器温度の推移



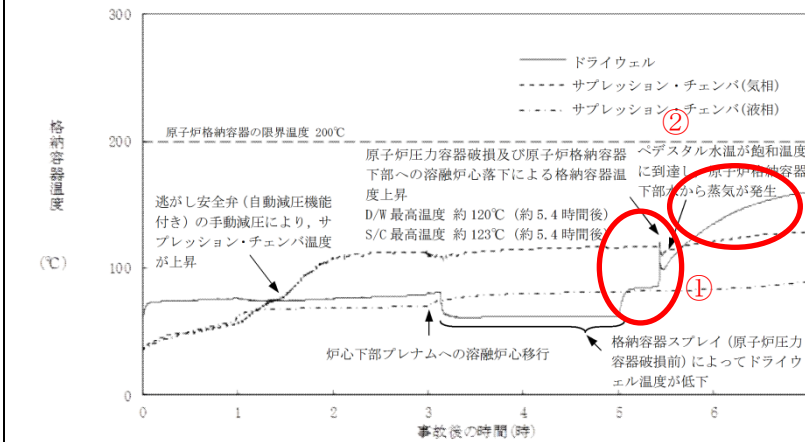
第 3.3-1 図 格納容器圧力の推移



第 3.3-2 図 格納容器雰囲気温度の推移



第 3.3.2-1(3) 図 格納容器圧力の推移



第 3.3.2-1(4) 図 格納容器温度の推移

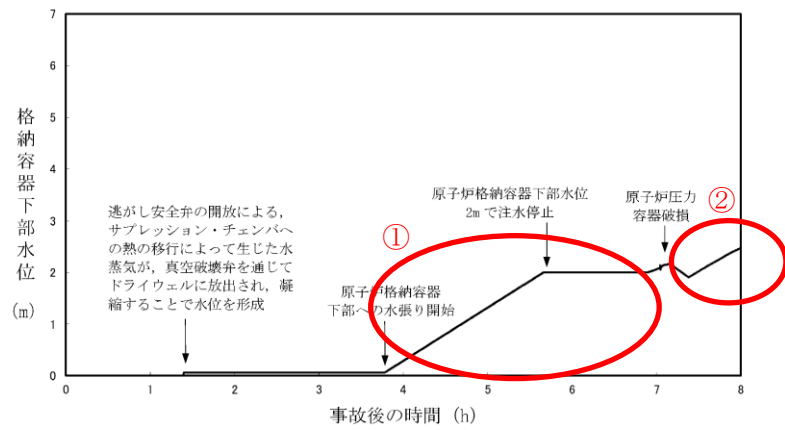
・解析結果の相違

【東海第二】

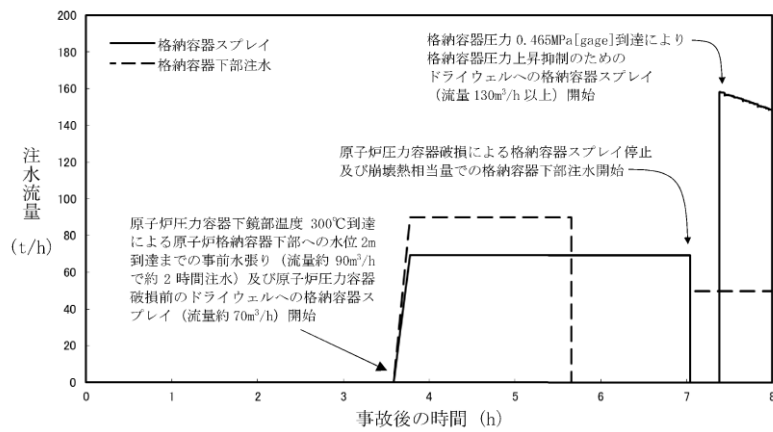
①島根 2号炉は、原子炉圧力容器破損直後は格納容器スプレイを実施しないため、圧力スパイク後は緩やかに圧力及び温度が上昇するが、東海第二は原子炉圧力容器破損と同時に格納容器スプレイを実施するため原子炉圧力容器破損直後に格納容器圧力及び温度が低下している。

②島根 2号炉は、残留熱代替除去系の運転開始前に格納容器スプレイの実施基準に到達しないが、東海第二では格納容器スプレイの実施基準に到達し、格納容器スプレイを実施するため格納容器圧力及び温度が変動している。



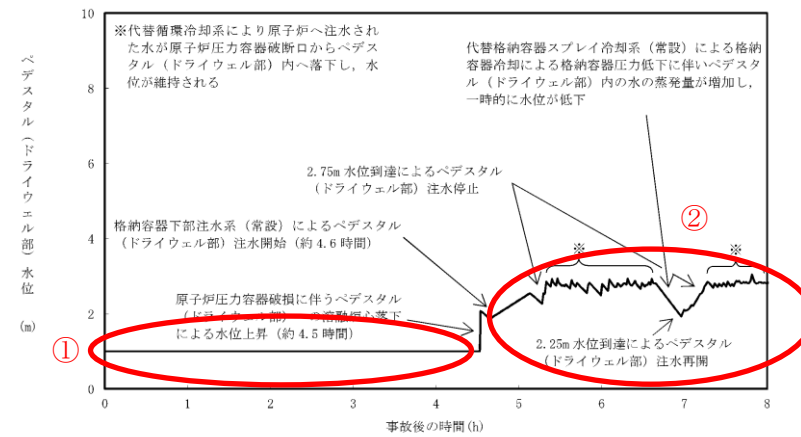


第 3.3.5 図 格納容器下部水位の推移

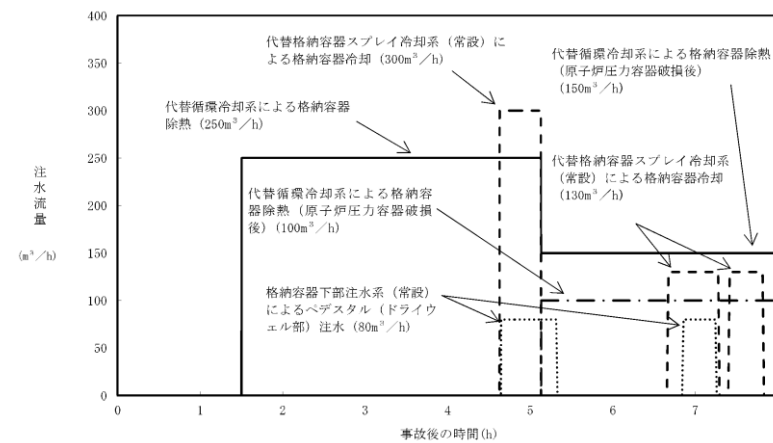


第 3.3.6 図 注水流量の推移

【比較のため、「3.2 高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」の一部を記載】

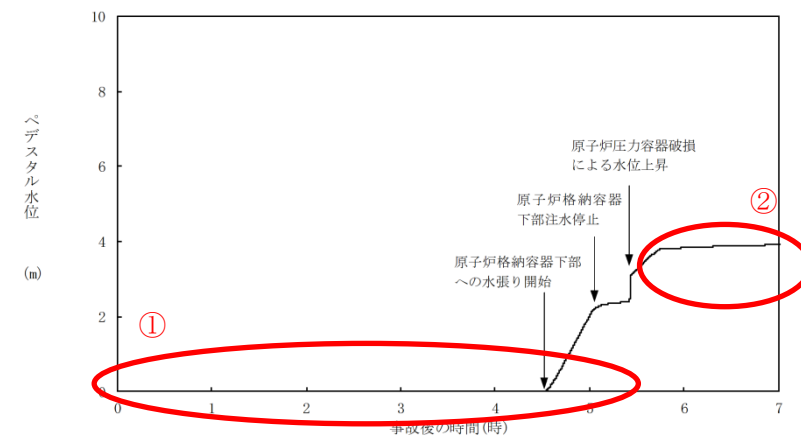


第 3.2-18 図 ペDESTAL (ドライウエル部) の水位の推移 (~8 時間)

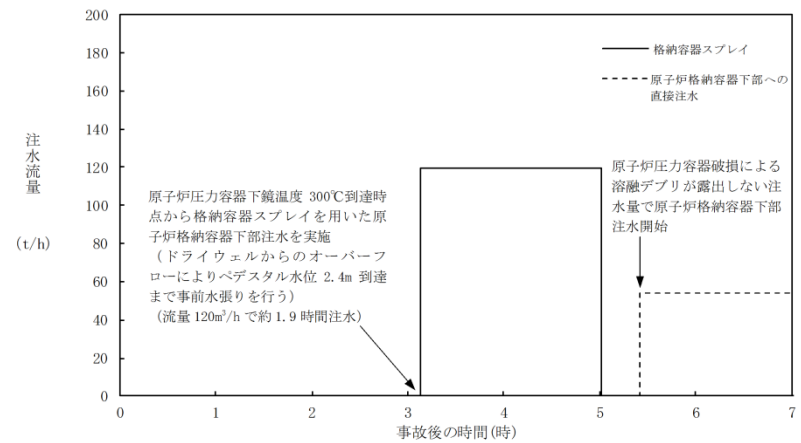


第 3.2-16 図 注水流量の推移 (~8 時間)

【ここまで】



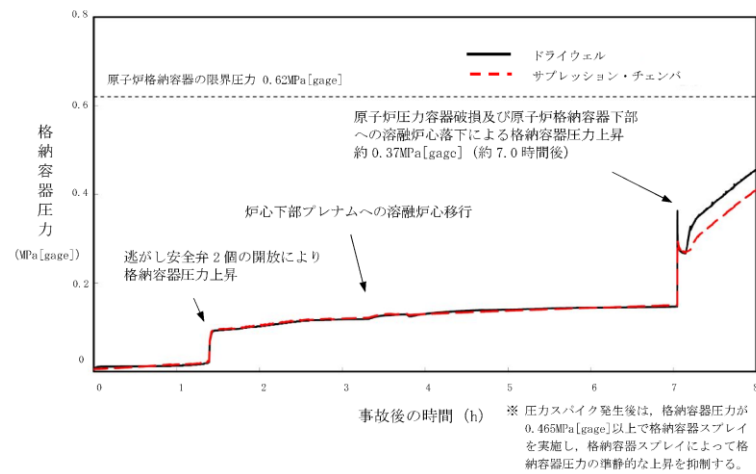
第 3.3.2-1(5) 図 ペDESTAL 水位の推移



第 3.3.2-1(6) 図 注水流量の推移

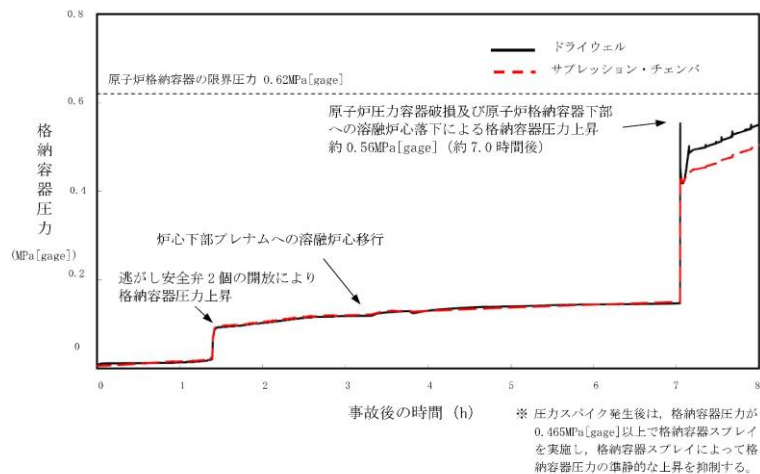
・解析結果の相違  
**【東海第二】**  
 ①島根 2 号炉及び柏崎 6/7 では、事故時に原子炉圧力容器破損の徴候により原子炉格納容器下部へ初期水張りを行う運用としているが、東海第二では通常運転中から原子炉格納容器下部に水プールが形成されていることによる差異。  
 ②溶融炉心落下後の溶融炉心の冷却を維持するため、東海第二ではドライウエル水位にて水位管理するが、島根 2 号炉及び柏崎 6/7 では、崩壊熱相当の注水を実施することによる挙動の差異。

**【柏崎 6/7, 東海第二】**  
 マネジメントの差異による注水流量及び継続時間の差異。



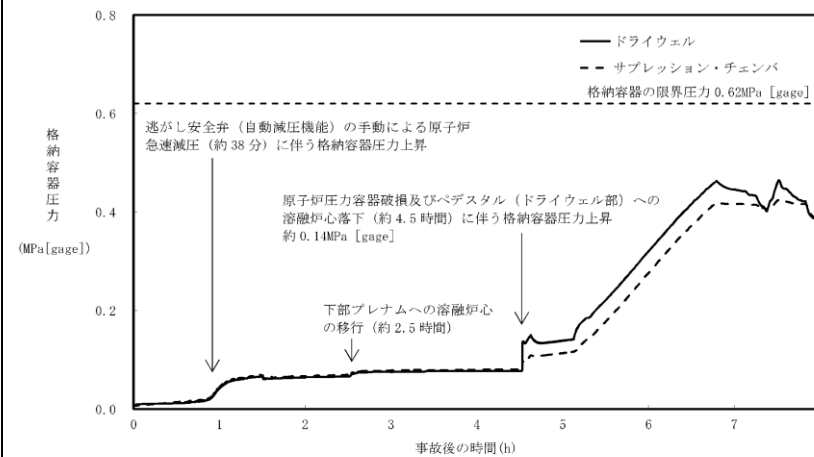
第3.3.7 図 格納容器圧力の推移

(感度解析ケース (エントレインメント係数最小値))

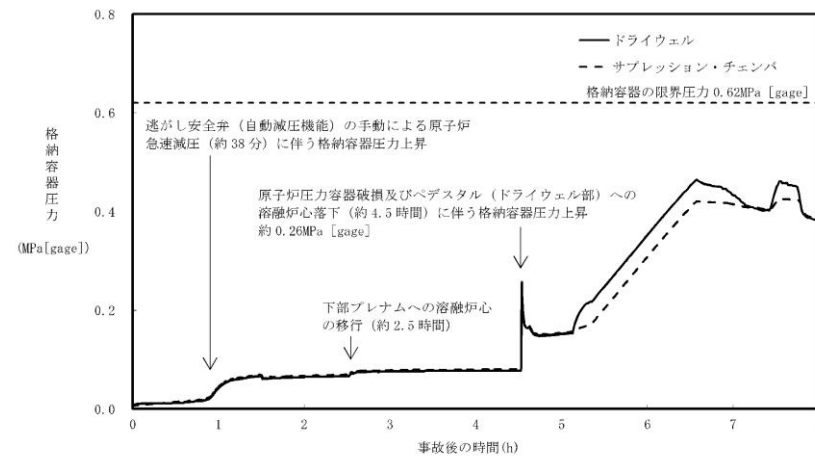


第3.3.8 図 格納容器圧力の推移

(感度解析ケース (エントレインメント係数最大値))

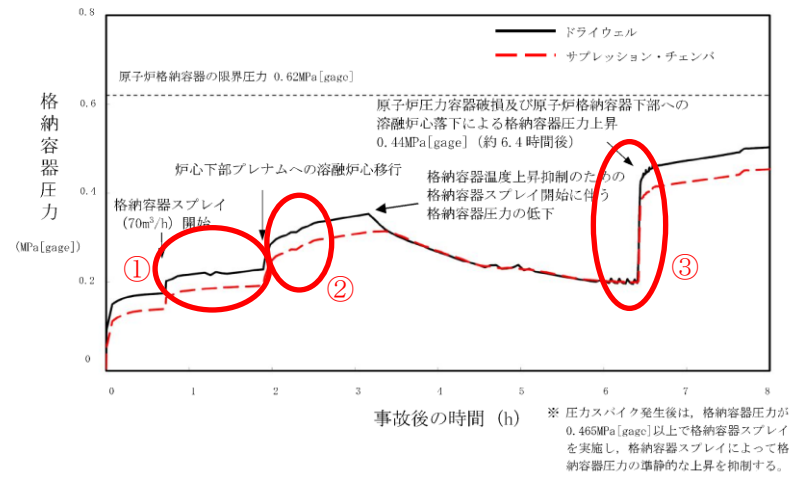


第 3.3-3 図 エントレインメント係数を最小値とした場合の格納容器圧力の推移

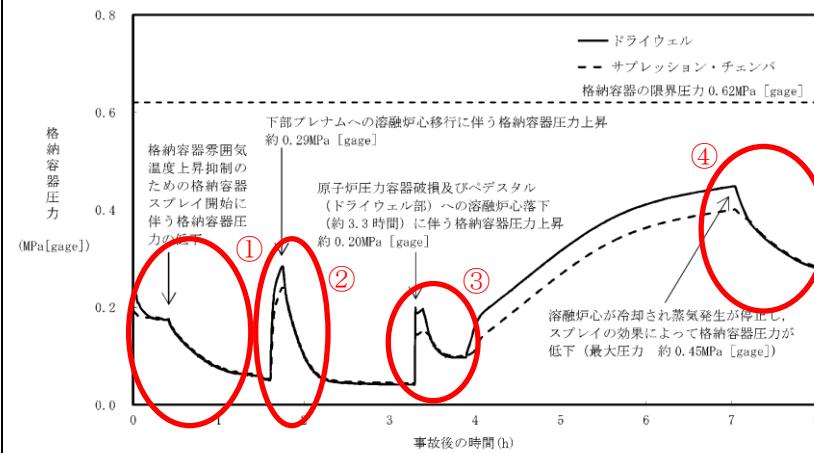


第 3.3-4 図 エントレインメント係数を最大値とした場合の格納容器圧力の推移

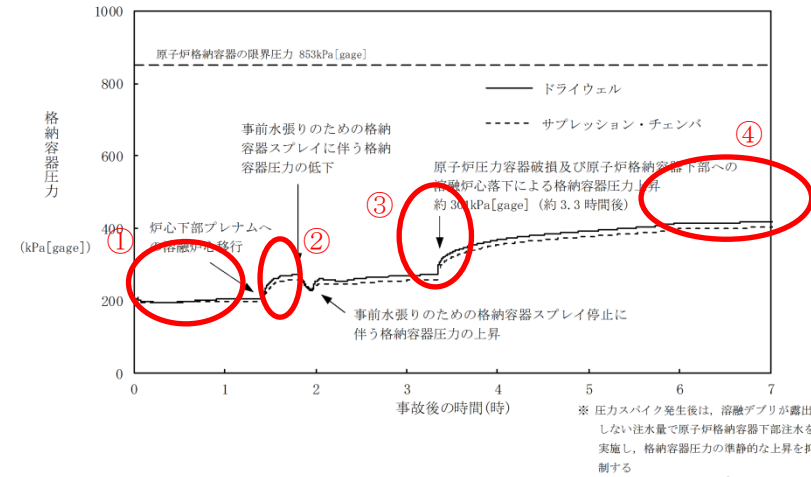
・記載方針の相違  
**【柏崎 6/7, 東海第二】**  
 島根 2 号炉は、BWR プラント安全審査資料「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」において、BWR-5 Mark-I 改良型格納容器プラントに対して、エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとした感度解析を実施し、原子炉圧力容器外 FCI により生じる圧カスパイクへの感度が小さいことを確認していることから、個別プラントでの感度解析は実施していない。



第 3.3.9 図 格納容器圧力の推移  
(大破断 LOCA+ECCS 注水機能喪失)



第 3.3-5 図 起因事象を LOCA とした場合の  
格納容器圧力の推移



第 3.3.3-1(1) 図 格納容器圧力の推移  
(大破断 LOCA+ECCS 機能喪失)

・解析結果の相違  
**【柏崎 6/7, 東海第二】**  
 ①島根 2号炉は、事象初期に格納容器スプレイの実施基準に到達しないが、柏崎 6/7 及び東海第二は格納容器スプレイの実施基準に到達することによる相違。  
**【東海第二】**  
 ②東海第二 (Mark II) は、島根 2号炉 (Mark I 改) に対し、出力当たりの格納容器体積が小さいため、下部プレナムへの熔融炉心移行時の圧力スパイクが大きい。  
**【柏崎 6/7, 東海第二】**  
 ③島根 2号炉は、大破断 LOCA が発生する場合、原子炉冷却材圧力バウンダリからの原子炉冷却材の放出によって、格納容器圧力が上昇することに加え、原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなり、原子力圧力容器破損時の格納容器圧力がベースケースに対して高くなるため、感度解析の方がピーク圧力が高い。柏崎 6/7 及び東海第二では大破断 LOCA 発生後に格納容器スプレイを実施していることから、感度解析の方がピーク圧力が低い。  
**【東海第二】**

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	〔参考〕 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島根2号炉は、残留熱代替除去系の運転開始前に格納容器スプレイ実施基準に到達しないが、東海第二では格納容器スプレイの実施基準に到達し、スプレイを実施するため格納容器圧力が変動している。</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 style="text-align: right;">添付資料 3.3.1</p> <p>原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用に関する知見の整理</p> <p>1. 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用の概要                      炉心損傷後、溶融燃料と冷却材が接触すると、一時的な圧力の急上昇が生じる可能性がある。このときに発生するエネルギーが大きいと構造物が破壊され原子炉格納容器が破損する場合がある。溶融炉心と冷却材との接触及びそれに伴って引き起こされる現象のことを「溶融燃料－冷却材相互作用 (FCI)」と呼ぶ。また、FCIのうち、溶融炉心が水中に落下した際に溶融炉心の周囲に形成される蒸気膜が、何らかの外乱によって崩壊した際に瞬時の圧力伝播を生じ、大きなエネルギーを発生させる事象を「水蒸気爆発」と呼び、溶融炉心から原子炉冷却材への伝熱によって水蒸気が発生することに伴う急激な格納容器圧力の上昇を「圧カスパイク」と呼ぶ。</p> <p>原子炉圧力容器底部から溶融炉心が流出し、原子炉格納容器下部で冷却材と接触することで発生するFCIを「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用 (炉外FCI)」と呼ぶ。これまでの研究では、炉外FCIにおける水蒸気爆発現象を以下のような段階的な過程によって説明するモデルが提唱されている。</p> <p>① 原子炉圧力容器から落下する溶融炉心 (デブリジェット) が冷却材中に落下する。冷却材と接触した溶融炉心は、その界面の不安定性により細粒化して冷却材中に分散する (エントレイン)。細粒化した溶融炉心 (以下「デブリ粒子」と称す。) は、蒸気膜に覆われた状態で膜沸騰を伴う冷却材との混合状態となる (粗混合)。</p> <p>② さらに、自発的もしくは外部からの圧力パルス等の外乱により、膜沸騰が不安定化し (トリガリング)、デブリ粒子と冷却材が直接接触する。</p> <p>③ デブリ粒子と冷却材の直接接触により、急速な熱の移動が発生し、急速な蒸気発生・溶融炉心の微細化により、さらにデブリ粒子と冷却材の接触を促進し (伝播)、蒸気発生を促進する。この蒸気発生により圧力波が発生する。</p> <p>④ 発生した圧力波が通過した後の高温高圧領域 (元々は粗混合</p>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.3.1</p> <p>原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用 (炉外FCI) に関する知見の整理について</p> <p>1. 炉外FCIの概要  <u>炉外FCIは、溶融炉心が原子炉圧力容器の破損口から放出された際に、溶融炉心と原子炉圧力容器外の冷却材が接触して一時的な圧力の急上昇が生じる事象である。このときに発生するエネルギーが大きいと原子炉支持構造材が破損され、格納容器が破損する可能性がある。この圧力上昇については激しい水蒸気発生による場合 (圧カスパイク) に加え、水蒸気爆発によって衝撃波が生じる場合が考えられるが、これまでの知見から、水蒸気爆発の発生の可能性は極めて低いと考えられている。</u></p>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.3.1</p> <p>原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用に関する知見の整理</p> <p>1. 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用の概要  <u>炉心損傷後、溶融燃料と冷却材が接触すると、一時的な圧力の急上昇が生じる可能性がある。このときに発生するエネルギーが大きいと構造物が破壊され原子炉格納容器が破損する場合がある。溶融炉心と冷却材との接触及びそれに伴って引き起こされる現象のことを「溶融燃料－冷却材相互作用 (FCI)」と呼ぶ。また、FCIのうち、溶融炉心が水中に落下した際に溶融炉心の周囲に形成される蒸気膜が、何らかの外乱によって崩壊した際に瞬時の圧力伝播を生じ、大きなエネルギーを発生させる事象を「水蒸気爆発」と呼び、溶融炉心から原子炉冷却材への伝熱によって水蒸気が発生することに伴う急激な格納容器圧力の上昇を「圧カスパイク」と呼ぶ。</u></p> <p>原子炉圧力容器底部から溶融炉心が流出し、原子炉格納容器下部で冷却材と接触することで発生するFCIを「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用 (炉外FCI)」と呼ぶ。これまでの研究では、炉外FCIにおける水蒸気爆発現象を以下のような段階的な過程によって説明するモデルが提唱されている。</p> <p>① 原子炉圧力容器から落下する溶融炉心 (デブリジェット) が冷却材中に落下する。冷却材と接触した溶融炉心は、その界面の不安定性により細粒化して冷却材中に分散する (エントレイン)。細粒化した溶融炉心 (以下「デブリ粒子」と称す。) は、蒸気膜に覆われた状態で膜沸騰を伴う冷却材との混合状態となる (粗混合)。</p> <p>② さらに、自発的もしくは外部からの圧力パルス等の外乱により、膜沸騰が不安定化し (トリガリング)、デブリ粒子と冷却材が直接接触する。</p> <p>③ デブリ粒子と冷却材の直接接触により、急速な熱の移動が発生し、急速な蒸気発生・溶融炉心の微細化により、さらにデブリ粒子と冷却材の接触を促進し (伝播)、蒸気発生を促進する。この蒸気発生により圧力波が発生する。</p> <p>④ 発生した圧力波が通過した後の高温高圧領域 (元々は粗混合</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>領域)の膨張により運動エネルギーが発生し、構造材を破壊する要因となる。</p> <p>水蒸気爆発が発生するためには、トリガリングが働く必要があり、さらにデブリ粒子と冷却材の接触が瞬時に粗混合領域全体に伝播する必要がある。水蒸気爆発に至らない場合でも、急速な蒸気発生による圧力上昇(圧カスパイク)が発生する。</p> <p>2. 水蒸気爆発が発生する可能性について</p> <p>これまでの代表的なFCIの実験として、JRC イスプラ研究所で実施されたFARO 実験、KROTOS 実験、(旧)原子力発電技術機構で実施されたCOTELS 実験、韓国原子力研究所で実施されたTROI 実験等がある。これらの実験ではUO<sub>2</sub>混合物と模擬溶融物としてアルミナ等を用いている。</p> <p>これまでの代表的なFCIの実験から得られた知見については、付録3「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」第5部MAAPの添付2「溶融炉心と冷却材の相互作用について」に示した。これまでのUO<sub>2</sub>混合物を用いた実験では、KROTOS 実験及びTROI 実験の一部の実験ケースにおいて、水蒸気爆発の発生が報告されている。</p> <p>このうち、KROTOS 実験は、溶融炉心が水中に落下している時に容器の底から圧縮ガスを供給し、膜沸騰を強制的に不安定化させて(外部トリガを与えて)いるため、実機で起こるとは考えられない条件で実験した結果であるが、機械的エネルギーへの変換効率は最大でも0.05%程度であり大規模な水蒸気爆発に至っていない。また、外部トリガを与えた場合でも水蒸気爆発に至らなかったケースが複数確認されている。</p>	<p><u>FCIに関するこれまでの知見の概要を次に整理する。</u></p> <p>2. <u>過去の知見の整理</u></p> <p><u>過去に実施された代表的なFCIの実験研究として、(旧)日本原子力研究所で実施されたALPHA試験、JRCイスプラ研究所で実施されたKROTOS試験、FARO試験、(旧)原子力発電技術機構で実施されたCOTELS試験、韓国原子力研究所(KAERI)で実施されたTROI試験及びSERENA試験がある。これらの試験では模擬溶融物としてUO<sub>2</sub>混合物を用いた試験とアルミナ等を用いた試験がある。各試験の試験条件及び試験結果については、以下に示すとおりである。</u></p> <p>2.1 <u>ALPHA試験</u></p> <p><u>ALPHA試験<sup>[1]</sup>では、テルミット反応による酸化アルミニウムと鉄からなる模擬溶融物を用いた実験が実施されている。ALPHA試験装置の概要を第1図に示す。試験容器は、内径3.9m、高さ5.7m、容積50m<sup>3</sup>である。模擬格納容器に設置した冷却水プールに高温溶融物を落下させ、水蒸気爆発に関する特性データを計測する試験装置である。ALPHA試験結果のまとめを第1表に示す。高雰囲気圧力(STX008, STX012, STX015)、サブクール度が小さい場合(STX014)は、水蒸気爆発の発生が抑制される試験結</u></p>	<p>領域)の膨張により運動エネルギーが発生し、構造材を破壊する要因となる。</p> <p>水蒸気爆発が発生するためには、トリガリングが働く必要があり、さらにデブリ粒子と冷却材の接触が瞬時に粗混合領域全体に伝播する必要がある。水蒸気爆発に至らない場合でも、急速な蒸気発生による圧力上昇(圧カスパイク)が発生する。</p> <p>2. <u>水蒸気爆発が発生する可能性について</u></p> <p><u>これまでの代表的なFCIの実験として、JRCイスプラ研究所で実施されたFARO実験、KROTOS実験、(旧)原子力発電技術機構で実施されたCOTELS実験、韓国原子力研究所で実施されたTROI実験等がある。これらの実験ではUO<sub>2</sub>混合物と模擬溶融物としてアルミナ等を用いている。</u></p> <p><u>これまでの代表的なFCIの実験から得られた知見については、解析コード(MAAPコード<sup>[1]</sup>)の「添付2 溶融炉心と冷却材の相互作用について」に示されている。これまでのUO<sub>2</sub>混合物を用いた実験では、KROTOS実験及びTROI実験の一部の実験ケースにおいて、水蒸気爆発の発生が報告されている。</u></p> <p>このうち、KROTOS実験は、溶融炉心が水中に落下している時に容器の底から圧縮ガスを供給し、膜沸騰を強制的に不安定化させて(外部トリガを与えて)いるため、実機で起こるとは考えられない条件で実験した結果であるが、機械的エネルギーへの変換効率は最大でも0.05%程度であり大規模な水蒸気爆発に至っていない。また、外部トリガを与えた場合でも水蒸気爆発に至らなかったケースが複数確認されている。</p>	<p>・記載方針の相違</p> <p><b>【東海第二】</b></p> <p>島根2号炉は、過去に実施された代表的なFCIの実験の概要については、MAAPコード説明資料を引用している。</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>果が知見として得られている。溶融物を半減させた 3 ケース (STX001, STX010, STX013) のうち, 2 ケース (STX001, STX013) では, 水蒸気爆発が発生していない。また, 水蒸気爆発のエネルギー変換効率は, 1~6%程度となっている。ALPHA試験の代表的試験 (STX016) の圧力変化の例を第 2 図に示す。</p> <p><u>2.2 KROTOS試験</u></p> <p>KROTOS試験<sup>[2][3][4]</sup>では, FARO試験が大型試験装置であるのに対して小型の試験装置であるが, 主に低圧・サブクール水を条件として試験を実施している。KROTOS試験装置の概要を第 3 図に示す。KROTOS試験の代表的試験 (K37, K42) の圧力変化の例を第 4 図に示す。KROTOS試験では模擬コリウムとしてUO<sub>2</sub>混合物を用いた試験とアルミナを用いた試験を実施している。KROTOS試験結果のまとめを第 2 表に示す。アルミナ試験では, サブクール度が大きい試験ケース (K38, K40, K42, K43, K49) では, 外部トリガ無しで水蒸気爆発が発生しているが, サブクール度が小さい試験ケース (K41, K44, K50, K51) では, 外部トリガ無しでは水蒸気爆発は発生していない。一方, UO<sub>2</sub>混合物試験では, サブクール度に依らず外部トリガ無しでは水蒸気爆発は発生していない。また, UO<sub>2</sub>混合物試験でも外部トリガありでは水蒸気爆発が発生している (K46, K52, K53) が, これらのケースはサブクール度が大きい試験ケースである。また, UO<sub>2</sub>混合物試験の水蒸気爆発のエネルギー変換効率は, アルミナ試験の水蒸気爆発に比較して低い結果となっている。アルミナ試験とUO<sub>2</sub>混合物の相違については, 以下のように考察されている。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・アルミナはプール水面近傍でブレイクアップし, 粗混合時に粒子が半径方向に拡がり, 水蒸気爆発の伝播がしやすくなった可能性がある。</li> <li>・UO<sub>2</sub>混合物試験では, 外部トリガ無しでは水蒸気爆発は発生していない。UO<sub>2</sub>混合物の方が一般的に過熱度は小さく, UO<sub>2</sub>混合物の粒子表面が水と接触した直後に表面が固化しやすく, これが水蒸気爆発の発生を抑制した可能性がある。UO<sub>2</sub>混合物試験では水素が発生し, これにより蒸気膜の崩壊による水蒸気爆発の発生を抑制した可能性がある。</li> </ul> <p><u>2.3 FARO試験</u></p> <p>FARO試験<sup>[3][5]</sup>では, 酸化物コリウム及び金属Zrを含むコ</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>リウムが用いられ、多くの試験は高圧・飽和水条件で実施されているが、低圧・サブクール水条件の試験も実施されている。F A R O試験装置の概要を第 5 図に示す。F A R O試験結果のまとめを第 3 表に示す。また、圧力変化の例としてL-14 とL-19 の圧力挙動を第 6 図に示す。F A R O試験のいずれの試験ケースでも水蒸気爆発は発生していない。F A R O試験で得られた主な知見は以下のとおりである。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <li><u>・高圧・飽和水試験、低圧・サブクール試験の何れにおいても水蒸気爆発は発生していない。</u></li> <li><u>・高圧・飽和水の酸化コリウム試験の場合は一部が粒子化し、一部はパンケーキ状でプール底部に堆積した。高圧・飽和水のコリウムに金属Z r成分を含んだ試験及び低圧・サブクール試験では全てのコリウムは粒子化した。</u></li> <li><u>・粒子の質量中央径は比較的大きかったが、試験条件(初期圧力、水深、コリウム落下速度、サブクール度)に依存していない。</u></li> <li><u>・金属Z rを含めた試験ケース(L-11)では、金属Z rの酸化により、金属Z rを含めない試験ケース(L-14)よりも圧力上昇が大きくなる。</u></li> </ul> <p><u>2.4 C O T E L S試験</u></p> <p><u>C O T E L S<sup>[6]</sup>試験では、模擬溶融物としてU O 2 - Z r - Z r O 2 - S S混合物を用いており、コリウムに金属成分が含まれている。C O T E L S試験装置の概要を第 7 図に示す。C O T E L S試験結果のまとめを第 4 表に示す。C O T E L S試験の代表的な試験ケース(A1)の圧力挙動を第 8 図、各試験ケースの圧力変化を第 9 図に示す。溶融混合物がプール水に接触した直後(Region 1)は急激な圧力上昇となる。その後、サブクール水では蒸気凝縮が発生し、一時的に圧力が減少する(Region 2)が、溶融混合物からの熱伝達による蒸気発生により、準定常的な状態まで徐々に圧力が上昇する(Region 3)。C O T E L S試験で得られた主な知見は、以下のとおりである。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <li><u>・サブクール度が大きいケースも含めて、全ての試験での水蒸気爆発は発生していない。</u></li> <li><u>・プールに落下した溶融コリウムは、ほとんどがプール水中で粒子化した。</u></li> <li><u>・粒子径は、コリウム落下速度の大きいケースを除いて、質量中央径で 6mm 程度である。コリウム落下速度の大きいケースの粒子径は小さくなっている。</u></li> </ul>		



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>コリウム落下速度の大きいケースで、粒子径が小さく初期圧力上昇幅も大きくなる傾向がある。また、準定常的な状態での圧力は、溶融物量が多く、サブクール度が小さく、プール水量が少ない程高くなる傾向である。</u></p> <p><u>2.5 TRO I 試験</u></p> <p><u>TRO I 試験<sup>[7]</sup>は、韓国原子力研究所 (KAERI) で実施されている試験であり、2007 年から 2012 年までは、KROTOS 試験とともにOECD/NEAのSERENAプロジェクトとして実施された試験である。TRO I 試験装置の概要を第 10 図に示す。TRO I 試験条件と試験結果のまとめを第 5 表に示す。</u></p> <p><u>ZrO<sub>2</sub>を用いた試験では外部トリガリングを与えていないが、圧力スパイクや水蒸気爆発が発生した試験がある。一方、UO<sub>2</sub>-ZrO<sub>2</sub>の混合物を用いた試験では、異なった条件による内部トリガリングを発生させるため又は外部トリガリングによる水蒸気爆発時の発生エネルギーを変えるため、混合物の割合、水深、混合物量等の様々な条件による試験を実施し、数ケースでは水蒸気爆発が発生している。TRO I 試験で得られた主な知見は以下のとおりである。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・<u>自発的な水蒸気爆発が生じた試験は、融点を大きく上回る過熱度を溶融物に対して与えるなどの実機と異なる条件であり、その他の試験では自発的な水蒸気爆発は生じていない。</u></li> <li>・<u>水深が深い場合 (130cm) では、内部トリガリングによる水蒸気爆発は発生していない。水深が深いことにより、溶融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり、溶融物粒子が固化しやすい状況となる。このため、溶融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングの可能性は低減する可能性がある[8]。</u></li> </ul> <p><u>2.6 SERENA 試験</u></p> <p><u>SERENA 試験は、OECD/NEA 主導のもと実施されている試験であり、2001 年から 2006 年にかけて実施されたフェーズ 1 と、2007 年から 2012 年にかけて実施されたフェーズ 2 に分かれている。フェーズ 1 では既存の試験に対する再現解析が行われた。また、フェーズ 2 ではKROTOS 及びTRO I 装置を使用した試験と、その再現解析が行われた。さらに、両フェーズにおいて実機原子炉を想定した解析が行われた。フェーズ 2 で行われた試験の試験条件及び試験結果を表 6 に示す。SERENA 試</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>TROI 実験については、No. 10, 12, 13 及び 14 実験において、</p>	<p>験で得られた知見は以下のとおりである。</p> <p><u>(1) フェーズ 1</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・(解析) <u>解析コードはアルミナを用いた試験によって調整されており、UO<sub>2</sub>-ZrO<sub>2</sub> コリウムの爆発による機械的エネルギー変換効率を過大評価する傾向にある。</u></li> <li>・(解析) <u>予測される炉内水蒸気爆発の最大荷重は原子炉压力容器の破損強度と比べて十分小さい。</u></li> <li>・(解析) <u>予測される炉外水蒸気爆発の最大荷重は格納容器に影響を与える可能性があるが、解析コードの不確かさとばらつきが大きく、その程度を推定することは難しい。</u></li> </ul> <p><u>(2) フェーズ 2</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・(実験) <u>80%UO<sub>2</sub>-20%ZrO<sub>2</sub> コリウムは、70%UO<sub>2</sub>-30%ZrO<sub>2</sub> コリウムに比べてやや爆発のエネルギーが大きい。これは、フェーズ 1 の結果と逆の傾向であり、更に考察が必要。</u></li> <li>・(実験) <u>UO<sub>2</sub>-ZrO<sub>2</sub> のみで構成されるコリウムは、アルミナと比べて爆発のエネルギーは小さい。</u></li> <li>・(実験) <u>コリウムの組成に酸化物以外 (金属の単体など) が含まれる場合について、酸化と水素生成による影響は定量化できなかった。</u></li> <li>・(実験) <u>全ての観測された爆発の機械的エネルギー変換率は、従来観測されていたエネルギー変換効率と同様に、比較的小さい。これは、UO<sub>2</sub> の密度が高いために熔融コリウムの粒子径が小さくなり、固化が促進されて水蒸気爆発への寄与が小さくなったことと、粗混合段階のボイド率が上昇して爆発のエネルギーを低減したことによると推測されている。</u></li> </ul> <p><u>3. FCI 実験の知見の整理</u></p> <p><u>前項で示した FCI 実験の知見を整理し、原子炉压力容器外水蒸気爆発の可能性について考察する。</u></p> <p><u>酸化アルミニウムと鉄からなる模擬熔融物を用いた ALPHA 試験及びアルミナを用いた KROTOS 試験では、外部トリガ無しで水蒸気爆発が発生しているが、UO<sub>2</sub> を用いた KROTOS, FARO, COTELS 試験では外部トリガ無しでは水蒸気爆発は発生していない。UO<sub>2</sub> 混合物では一般的に過熱度が小さいため、粗混合粒子表面が早期に固化し、蒸気膜が崩壊しても熔融物の微細化が起きにくく、水蒸気爆発の発生が抑制されるためと考えられる。</u></p> <p><u>TROI 試験では UO<sub>2</sub> 混合物を用いた場合でもトリガ無しで</u></p>	<p>TROI 実験については、No. 10, 12, 13 及び 14 実験において、</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>外部トリガがない条件で水蒸気爆発が観測されている。しかしながら、TRO I 実験で用いた溶融物の過熱度が実機条件の過熱度(300K程度)に比べてかなり高いことが水蒸気爆発の発生に至った理由と考えられ、実機条件に近い溶融物温度では水蒸気爆発の発生可能性は小さいと考えられる。また、自発的に水蒸気爆発が発生したとされるNo.13のエネルギー変換効率は0.4%であり、KROTOS 実験の例よりは大きくなるが、1%を下回る小さいものである。なお、溶融物の温度を含め、実機を模擬した溶融物を用いた実験の中で水蒸気爆発が観測された例は、いずれも外部トリガがある条件で実施されたものである。</p>	<p>水蒸気爆発が発生している例(TROI-10, 12, 13, 14)が報告されている。TRO I-10, 12は、溶融物温度が3,800K程度の高い温度での試験条件である。また、TRO I-13, 14の溶融物温度は、それぞれ2,600K, 3,000Kであるが、TRO I-13では、温度計測に問題があり実際には3,500K以上と推測されている。また、TRO I-14では、二つの温度計が異なる最高温度(4,000K, 3,200K)を示しており、温度計測の不確かさが大きいとされている。以上を踏まえると、TRO I 試験の溶融物温度はかなり高い試験条件と考えられ、他の試験で想定しているような実機条件に近い溶融物温度では水蒸気爆発の発生可能性は十分小さいと考えられる。</p> <p>TROI 試験と実機条件の比較を検討するために、模擬溶融物にコリウム(UO<sub>2</sub>-ZrO<sub>2</sub>)を用いたTRO I-10, 12, 23, 25と実機条件の比較を第7表に示す。この表では、第11図に示すRi cou-Spalding式による粒子化割合<sup>[9]</sup>の概算値を示している。溶融物温度が高く過熱度が大きいTRO I-10, 12では、自発的水蒸気爆発が観測されている。これに対して、溶融物温度が高く過熱度が大きい水深が1.3mと深いTRO I-23では、水蒸気爆発は発生していない。これは、水深が深いことにより、溶融物粒子が底部に到着するまでの沈降時間が長くなり、溶融物粒子が固化しやすいため、溶融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングを抑制したと考えられる<sup>[8]</sup>。</p> <p>水蒸気爆発が発生したTRO I-10, 12の粒子化割合は約60%であるが、水深がより深いTRO I-23では、粒子化割合が約80%と比較的大きい値となっており、底部に到達する前に固化する溶融物粒子が比較的多いと考えられる。一方、水深及び粒子化割合はTRO I-10, 12と同程度であるが、溶融物温度がやや低いTRO I-25では、蒸気発生による圧力上昇(Steam Spike)は生じているが、水蒸気爆発は発生していない。溶融物温度が低い場合、過熱度が小さく粒子が固化しやすいため、水蒸気爆発が抑制されたものと考えられる。</p> <p>実機条件では、溶融ジェットの初期直径は計装配管口径(約4cm)～制御棒駆動機構ハウジングの直径(約15cm)程度と想定されるが、ペDESTAL(ドライウェル部)注水対策により水深は1mとなる。これより、粒子化割合は約35%～90%となるが、溶融物温度が約2,650K以下と水蒸気爆発が発生したTRO I 試験よりも十分低いと考えられ、大規模な水蒸気爆発の発生の可能性は十分小さいと考えられる。</p> <p>また、いくつかのTRO I 試験では水蒸気爆発が発生したとき</p>	<p>外部トリガがない条件で水蒸気爆発が観測されている。しかしながら、TRO I 実験で用いた溶融物の過熱度が実機条件の過熱度(300K程度)に比べてかなり高いことが水蒸気爆発の発生に至った理由と考えられ、実機条件に近い溶融物温度では水蒸気爆発の発生可能性は小さいと考えられる。また、自発的に水蒸気爆発が発生したとされるNo.13のエネルギー変換効率は0.4%であり、KROTOS 実験の例よりは大きくなるが、1%を下回る小さいものである。なお、溶融物の温度を含め、実機を模擬した溶融物を用いた実験の中で水蒸気爆発が観測された例は、いずれも外部トリガがある条件で実施されたものである。</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>上述のとおり、溶融物の温度を含め、実機を模擬した溶融物を用いた FCI 実験において水蒸気爆発が発生したケースでは、水蒸気爆発のトリガは粗混合粒子の周囲に形成される蒸気膜の崩壊に起因すると考えられており、上述の実験で用いられたトリガ装置は蒸気膜を不安定化させる効果があると考えられるが、一方、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ない。</p>	<p>の機械的エネルギー変換効率が報告されている(第5表)。これらの中で自発的に水蒸気爆発が発生したとされる TROI-13 の機械的エネルギー変換効率は 0.4%である。これは、ALPHA試験(第1表)やKROTOS試験(第2表)で観測されているように、アルミナによる金属模擬溶融物試験の値に対して比較的小さい値となっている。</p> <p>また、KROTOS試験(K46, K52, K53)では、UO<sub>2</sub>混合物を用いた試験でも外部トリガを与えた場合は水蒸気爆発が観測されているが、これらの試験ケースはサブクール度が大きい試験ケースである(K46のサブクール度:83K, K52のサブクール度:102K, K53のサブクール度:122K)。したがって、サブクール度が大きい場合には、UO<sub>2</sub>混合物を用いた場合でも、水蒸気爆発の可能性が高くなることが考えられる。これは、サブクール度が大きい場合には、粗混合粒子の蒸気膜の安定度が低下し、蒸気膜の崩壊が発生しやすいことが要因と考えられる。</p> <p>しかし、KROTOS試験のK52, K53と同程度の高サブクール度の条件であるFARO試験のL-31(サブクール度:104K), L-33(サブクール度:124K)では、水蒸気爆発が発生していない。これらの試験のUO<sub>2</sub>混合物量は、KROTOS試験が数kgであるのに対して100kg程度であり、より実機条件に近い。</p> <p>また、COTELS試験の高サブクール試験(A11)でも水蒸気爆発は発生していない。COTELS試験は、BWRの原子炉圧力容器外FCIを模擬した試験であり、溶融物に圧力容器内の構造物を想定したステンレススチールを含んでいる。また、溶融物量も50kg程度であり、KROTOS試験よりも実機条件に近い。</p> <p>以上より、UO<sub>2</sub>混合物の溶融物量が少ないKROTOS試験では、水蒸気爆発が発生しているが、溶融物量が多くより実機体系に近い大規模試験であるFARO試験、COTELS試験では、水蒸気爆発は発生していない。</p> <p>FCI試験では、水蒸気爆発のトリガを発生させるために、高圧ガスを封入した装置(KROTOS試験では最高20MPaのガスを封入可能な装置)を用いている。水蒸気爆発のトリガは粗混合粒子の周囲に形成される蒸気膜の崩壊に起因すると考えられており、トリガ装置により圧力パルスを生じさせ蒸気膜を不安定化させる効果があると考えられる。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ない。また、溶融物がプール底部に接触することでトリガ要因となることが考えられるが、BWRの原子炉圧力容器外FCIを模擬</p>	<p>上述のとおり、溶融物の温度を含め、実機を模擬した溶融物を用いたFCI実験において水蒸気爆発が発生したケースでは、水蒸気爆発のトリガは粗混合粒子の周囲に形成される蒸気膜の崩壊に起因すると考えられており、上述の実験で用いられたトリガ装置は蒸気膜を不安定化させる効果があると考えられるが、一方、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>以上のことから、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、原子炉格納容器健全性に与える影響はないと考える。</p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p>したCOTELS試験の試験装置では、BWRのペDESTAL底部と同様に平板コンクリートを模擬した試験装置としており、実機条件と同様であるが水蒸気爆発は観測されていない。</p> <p>また、実機条件では、水深が試験条件よりも深くなる可能性があるが、水深が深いことにより、溶融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり、溶融物粒子が固化しやすい状況となる。このため、溶融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングのリスクは低減する可能性がある。</p> <p>以上より、BWRの実機条件において水蒸気爆発のトリガとなる特段の要因は考えられないため、実機条件でも水蒸気爆発の発生リスクは十分小さいと考えられる。</p> <p>上記の試験条件と実機条件の検討より、実機においては、格納容器の損傷に至る大規模な原子炉圧力容器外水蒸気爆発の可能性は十分に小さいと考えられる。</p> <p>4. 参考文献</p> <p>[1]N. Yamano, Y. Maruyama, T. Kudo, A. Hidaka, J. Sugimoto, <u>Phenomenological studies on melt-coolant interactions in the ALPHA program</u>, Nucl. Eng. Des. 155 369-389, 1995</p> <p>[2]I. Huhtiniemi, D. Mgallon, H. Hohmann, <u>Results of recent KROTOS FCI tests : alumina versus corium melts</u>, Nucl. Eng. Des. 189 379-389, 1999</p> <p>[3]D. Magllon, <u>Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments</u>, Nucl. Eng. Des. 236 1998-2009, 2006</p> <p>[4]H. S. Park, R. Chapman, M. L. Corradini, <u>Vapor Explosions in a One-Dimensional Large-Scale Geometry With Simulant Melts</u>, NUREG/CR-6623, 1999</p> <p>[5]D. Magallon, et al, <u>Lessons learn from FARO/TERMOS corium melt quenching experiments</u>, Nucl. Eng. Des. 189 223-238, 1999</p> <p>[6]M. Kato, H. Nagasaka, <u>COTELS Fuel Coolant Interaction Tests under Ex-Vessel Conditions</u>, JAERI-Conf 2000-015, 2000</p> <p>[7]V. Tyrpekl, <u>Material effect in the fuel - coolant interaction : structural characterization and solidification mechanism</u>, 2012</p> <p>[8]J. H. Kim, et al, <u>The Influence of Variations in the Water Depth and Melt Composition on a Spontaneous Steam Explosion</u></p>	<p>以上のことから、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、原子炉格納容器健全性に与える影響はないと考える。</p> <p>3. 参考文献</p> <p>[1]「沸騰水型原子力発電所 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(MAAP)について」, 東芝エネルギーシステムズ株式会社, TLR-094, 日立GEニュークリア・エナジー株式会社, HLR-123, 平成 30 年 5 月</p>	<p>・記載方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根 2 号炉は、過去に実施された代表的な FCI の実験の概要については、MAAPコード説明資料を引用している。</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><u>in the TROI Experiments, Proceedings of ICAPP' 04</u></p> <p>[9] (財) 原子力安全研究協会, 「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」, 平成 13 年 7 月</p> <p>[10] M. Kato, et al, <u>Fuel Coolant Interaction Tests using UO<sub>2</sub> Corium under Ex-vessel Conditions</u>, JAERI-Conf 99-005, 1999.</p> <p>[11] J. H. Song, <u>Fuel Coolant Interaction Experiments in TROI using a UO<sub>2</sub>/ZrO<sub>2</sub> mixture</u>, Nucl. Eng. Des., 222, 1-15, 2003</p> <p>[12] J. H. Kim, <u>Results of the Triggered Steam Explosion from the TROI Experiment</u>, Nucl. Tech., Vol. 158 378-395, 2007</p> <p>[13] NEA/CSNI/R, <u>OECD/SERENA Project Report Summary and Conclusions</u>, 2015</p> <p>[14] NUCLEA Nuclear Thermodynamic Database, Version 2005-01</p>	<p style="text-align: center;">以 上</p>	

第1表 ALPHA試験の主要な試験条件及び試験結果<sup>[1]</sup>

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー 変換効率 (%)
ALPHA	STX002	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	0.10	289	1.0	No	Yes	-
	STX003	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	0.10	292	1.0	No	Yes	-
	STX005	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	0.10	300	1.0	No	Yes	-
	STX009	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	0.10	289	1.0	No	Yes	-
	STX016	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	0.10	295	0.9	No	Yes	0.86
	STX017	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	0.10	286	0.9	No	Yes	0.66
	STX018	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	0.10	283	0.9	No	Yes	3.33
	STX001	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	10	0.10	293	1.0	No	No	-
	STX010	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	10	0.10	297	1.0	No	Yes	-
	STX013	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	10	0.10	284	1.0	No	No	-
	STX014	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	0.10	372	1.0	No	No	-
	STX008	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	1.60	288	1.0	No	No	-
	STX012	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	1.60	290	1.0	No	No	-
	STX015	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	1.00	282	1.0	No	No	-
	STX006	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	0.10	298	1.0	No	No	-
	STX011	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	0.10	290	1.0	No	Yes	-
	STX019	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	0.10	281	0.9	No	Yes	5.67
	STX020	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	0.10	281	1.0	No	No	-
	STX021	Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	20	0.10	281	0.9	No	Yes	4.05

第2表 KROTOS試験の主要な試験条件及び試験結果 [2] [3] [4]

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
KROTOS	K38	Alumina	1.5	2,665	0.1	79	1.11	No	Yes	1.45
	K40	Alumina	1.5	3,073	0.1	83	1.11	No	Yes	0.9
	K41	Alumina	1.4	3,073	0.1	5	1.11	No	No	—
	K42	Alumina	1.5	2,465	0.1	80	1.11	No	Yes	1.9
	K43	Alumina	1.5	2,625	0.21	100	1.11	No	Yes	1.3
	K44	Alumina	1.5	2,673	0.1	10	1.11	Yes	Yes	2.6
	K49	Alumina	1.5	2,688	0.37	120	1.11	No	Yes	2.2
	K50	Alumina	1.7	2,473	0.1	13	1.11	No	No	—
	K51	Alumina	1.7	2,748	0.1	5	1.11	No	No	—
	K32	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	3.0	3,063	0.1	22	1.08	No	No	—
	K33	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	3.2	3,063	0.1	75	1.08	No	No	—
	K35	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	3.1	3,023	0.1	10	1.08	Yes	No	—
	K36	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	3.0	3,025	0.1	79	1.08	Yes	No	—
	K37	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	3.2	3,018	0.1	77	1.11	Yes	No	—
	K45	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	3.1	3,106	0.1	4	1.14	Yes	No	—
	K46	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	5.4	3,086	0.1	83	1.11	Yes	Yes	—
	K47	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	5.4	3,023	0.1	82	1.11	Yes	No	—
	K52	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	2.6	3,133	0.2	102	1.11	Yes	Yes	0.02
	K53	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	3.6	3,129	0.36	122	1.11	Yes	Yes	0.05



第3表 FARO試験の主要な試験条件及び試験結果<sup>[3]</sup>

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
FARO	L-06	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	18	2,923	5	0	0.87	No	No	-
	L-08	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	44	3,023	5.8	12	1.00	No	No	-
	L-11	77wt%U <sub>2</sub> -19wt%ZrO <sub>2</sub> -4wt%Zr	151	2,823	5	2	2.00	No	No	-
	L-14	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	125	3,123	5	0	2.05	No	No	-
	L-19	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	157	3,073	5	1	1.10	No	No	-
	L-20	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	96	3,173	2	0	1.97	No	No	-
	L-24	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	177	3,023	0.5	0	2.02	No	No	-
	L-27	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	117	3,023	0.5	1	1.47	No	No	-
	L-28	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	175	3,052	0.5	1	1.44	No	No	-
	L-29	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	39	3,070	0.2	97	1.48	No	No	-
	L-31	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	92	2,990	0.2	104	1.45	No	No	-
	L-33	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	100	3,070	0.4	124	1.60	Yes	No	-

第4表 COTELS試験の主要な試験条件及び試験結果<sup>[6]</sup>

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
COTELS	A1	55wt%UO <sub>2</sub> -25wt%Zr-5wt%ZrO <sub>2</sub> -15wt%SS	56.3	0.20	0	0.4	No	No	-
	A4	55wt%UO <sub>2</sub> -25wt%Zr-5wt%ZrO <sub>2</sub> -15wt%SS	27.0	0.30	8	0.4	No	No	-
	A5	55wt%UO <sub>2</sub> -25wt%Zr-5wt%ZrO <sub>2</sub> -15wt%SS	55.4	0.25	12	0.4	No	No	-
	A6	55wt%UO <sub>2</sub> -25wt%Zr-5wt%ZrO <sub>2</sub> -15wt%SS	53.1	0.21	21	0.4	No	No	-
	A8	55wt%UO <sub>2</sub> -25wt%Zr-5wt%ZrO <sub>2</sub> -15wt%SS	47.7	0.45	24	0.4	No	No	-
	A9	55wt%UO <sub>2</sub> -25wt%Zr-5wt%ZrO <sub>2</sub> -15wt%SS	57.1	0.21	0	0.9	No	No	-
	A10	55wt%UO <sub>2</sub> -25wt%Zr-5wt%ZrO <sub>2</sub> -15wt%SS	55.0	0.47	21	0.4	No	No	-
	A11	55wt%UO <sub>2</sub> -25wt%Zr-5wt%ZrO <sub>2</sub> -15wt%SS	53.0	0.27	86	0.8	No	No	-

(注) 溶融物温度は 3000～3100K と見積もられている<sup>[9][10]</sup>

第5表 TROI試験の主要な試験条件及び試験結果 (1/2) [7][8][11][12]

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
TROI	1	99wt%ZrO <sub>2</sub> -1wt%Zr	5	>3,373	0.1	365	0.67	—	Steam Spike	—
	2	99wt%ZrO <sub>2</sub> -1wt%Zr	5.5	>3,373	0.1	365	0.67	—	No	—
	3	99wt%ZrO <sub>2</sub> -1wt%Zr	4.88	>3,373	0.1	323	0.67	—	No	—
	4	99wt%ZrO <sub>2</sub> -1wt%Zr	4.2	>3,373	0.1	292	0.67	—	Yes	—
	5	98.5wt%ZrO <sub>2</sub> -1.5wt%Zr	2.9	3,373	0.1	337	0.67	—	Yes	—
	9	70wt%U <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	4.3	3,200	0.1	296	0.90	—	No	—
	10	70wt%U <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	8.7	3,800	0.117	298	0.67	—	Yes	—
	11	70wt%U <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	9.2	>3,800	0.111	296	0.67	—	No	—
	12	70wt%U <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	8.4	3,800	0.11	293	0.67	—	Yes	—
	13	70wt%U <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	7.7	2,600 <sup>(注1)</sup>	0.108	292	0.67	—	Yes	0.40
	14	70wt%U <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	6.5	3,000 <sup>(注2)</sup>	0.105	285	0.67	—	Yes	—
	17	70wt%U <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>							No	—
	18	78wt%U <sub>2</sub> -22wt%ZrO <sub>2</sub>	9.1						—	—
	21	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	17.0	3,000	0.110	298	1.30	No	No	—
	22	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	17.0	2,900	0.110	297	1.30	No	No	—
	23	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	17.0	3,600	0.110	293	1.30	No	No	—
	24	ZrO <sub>2</sub>	9.5	3,600	0.110	288	0.67	No	Yes	—
	25	70wt%U <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	15.0	3,500	0.110	287	0.67	No	Steam Spike	—
	26	80wt%U <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	17.0	3,300	0.106	283	0.67	No	Steam Spike	—

(注1) 参考文献[11]によれば温度計測に問題があり、実際には3,500K以上と推測されている。

(注2) 参考文献[11]によれば二つの温度計が異なる最高温度(4,000K, 3,200K)を示しており、計測の不確かさが大きいとされている。

第5表 TROI試験の主要な試験条件及び試験結果 (2/2) [7][8][11][12]

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー交換効率 (%)
TROI	29	50wt%UO <sub>2</sub> -50wt%ZrO <sub>2</sub>	11.5					-	No	-
	32	87wt%UO <sub>2</sub> -13wt%ZrO <sub>2</sub>						-	No	-
	34	70wt%UO <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	10.5	~3,000		341	0.67	Yes	Yes	0.63
	35	70wt%UO <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	8	~3,000	0.110	334	1.30	Yes	Yes	0.21
	36	70wt%UO <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	5.3	~3,000		305	0.95	Yes	Yes	0.50
	37	78wt%UO <sub>2</sub> -22wt%ZrO <sub>2</sub>	8.1	~3,000	0.104	313	0.95	Yes	Yes	0.01
	38	78wt%UO <sub>2</sub> -22wt%ZrO <sub>2</sub>	5.3	~3,000	0.105	288	1.30	-	No	-
	39	78wt%UO <sub>2</sub> -22wt%ZrO <sub>2</sub>	3.4	~3,000	0.106	285	1.30	-	No	-
	40	70wt%UO <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	11.1	~3,000	0.312	287	1.30	-	No	-
	49	62.3wt%UO <sub>2</sub> -15wt%ZrO <sub>2</sub> -11.7wt%Zr-11wt%Fe	15.96	2,730 (3,360)				-	-	-
	50	59.5wt%UO <sub>2</sub> -18wt%ZrO <sub>2</sub> -11.9wt%Zr-10.6wt%Fe	14.46					-	-	-
	51	60.5wt%UO <sub>2</sub> -16.7wt%ZrO <sub>2</sub> -12.1wt%Zr-10.7wt%Fe	6.3 (14.2 load)	2,695 (3,420)	0.115	294	1.30	Yes	Yes	-
52	61wt%UO <sub>2</sub> -16wt%ZrO <sub>2</sub> -12wt%Zr-11wt%Fe	8.6 (14.1 load)	2,650	0.116	285	1.30	Yes	Steam Spike	-	

(注1) 参考文献[11]によれば温度計測に問題があり、実際には3,500K以上と推測されている。

(注2) 参考文献[11]によれば二つの温度計が異なる最高温度(4,000K, 3,200K)を示しており、計測の不確かさが大きいとされている。

第6表 SERENA試験 (フェーズ2) の主要な試験条件及び試験結果<sup>[13]</sup>

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
SERENA (TRO1/KROTOS)	TS-1	73.4wt%UO <sub>2</sub> -26.6wt%ZrO <sub>2</sub>	15.4	~3,000	0.4	301	1.0	Yes	Yes	0.12
	TS-2	68wt%UO <sub>2</sub> -32wt%ZrO <sub>2</sub>	12.5	3,063	0.2	334	1.0	Yes	Yes	0.28
	TS-3	71wt%UO <sub>2</sub> -29wt%ZrO <sub>2</sub>	15.9	3,107	0.2	331	1.0	Yes	Yes	0.22
	TS-4	81wt%UO <sub>2</sub> -19wt%ZrO <sub>2</sub>	14.3	3,011	0.2	333	1.0	Yes	Yes	0.35
	TS-5	76wt%UO <sub>2</sub> -18.3wt%ZrO <sub>2</sub> -5wt%Zr	17.9	2,940	0.2	337	1.0	Yes	Steam Spike	0.06
	TS-6	73.3wt%UO <sub>2</sub> -18.5wt%ZrO <sub>2</sub> -4.9wt%Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -3.3wt%FP	9.3	2,910	0.2	338	1.0	Yes	Yes	0.66
	KS-1	70wt%UO <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	2.4	2,969	0.4	302	1.1	Yes	Yes	0.10
	KS-2	70wt%UO <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	3.9	3,049	0.2	333	1.1	Yes	Yes	0.08
	KS-3	70wt%UO <sub>2</sub> -30wt%ZrO <sub>2</sub>	0.8	2,850	-	332	1.1	Yes	-(注1)	-(注1)
	KS-4	80wt%UO <sub>2</sub> -20wt%ZrO <sub>2</sub>	2.3	2,958	0.2	332	1.1	Yes	Yes	0.18
	KS-5	80.1wt%UO <sub>2</sub> -11.4wt%ZrO <sub>2</sub> -8.5wt%Zr	1.7	2,864	0.2	327	1.1	Yes	Energetic event <sup>(注2)</sup>	-(注2)
	KS-6	73wt%UO <sub>2</sub> -20.4wt%ZrO <sub>2</sub> -4.1wt%Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -2.5wt%FP	1.7	2,853	0.2	340	1.1	Yes	Yes	~0

(注1) 実験失敗  
(注2) 計測失敗

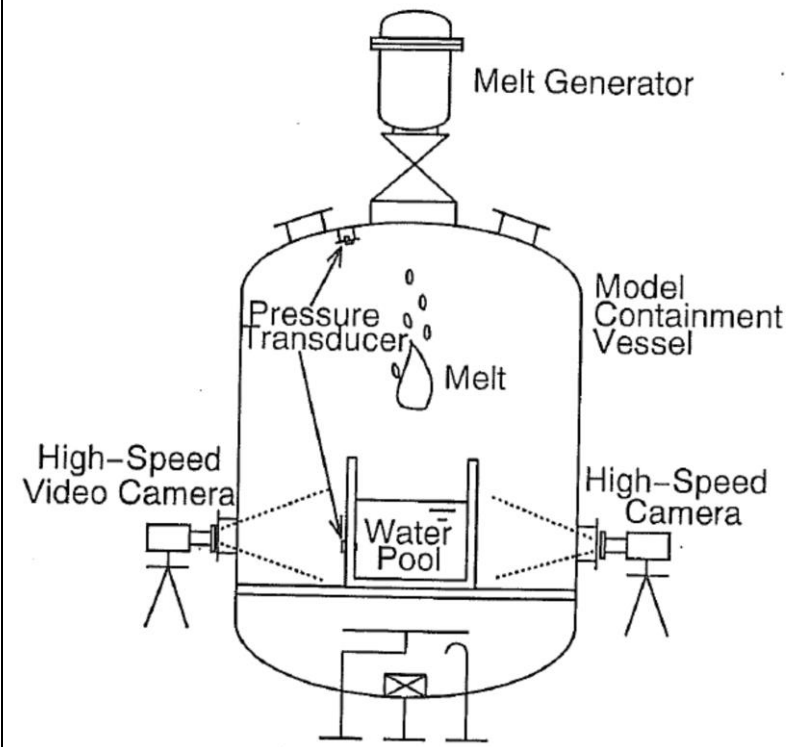


第7表 TROI試験と実機条件の比較

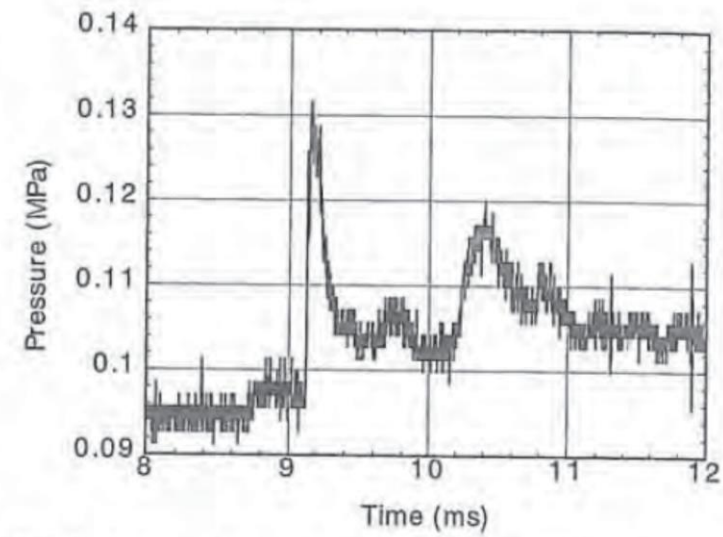
試験ケース	溶融物温度 (過熱度) (注1)	溶融 ジェット径	水深	粒子化割合(注2)	水蒸気爆発
TROI-10	3,800K (900K)	6.5cm	0.67m	約60%	Yes
TROI-12	3,800K (900K)	6.5cm	0.67m	約60%	Yes
TROI-23	3,600K (700K)	7.4cm	1.30m	約80%	No
TROI-25	3,500K (600K)	8.0cm	0.67m	約50%	Steam Spike
実機条件	約2,650K (約140K)	約4~15cm	1m	約35~90%	-

(注1) 試験条件の過熱度は  $UO_2/ZrO_2$  の相図<sup>[14]</sup>より固相線温度を約2,900Kとした場合の概算値  
 実機条件の過熱度は事故解析結果による下部プレナム部の溶融物(酸化物質)の過熱度の概算値

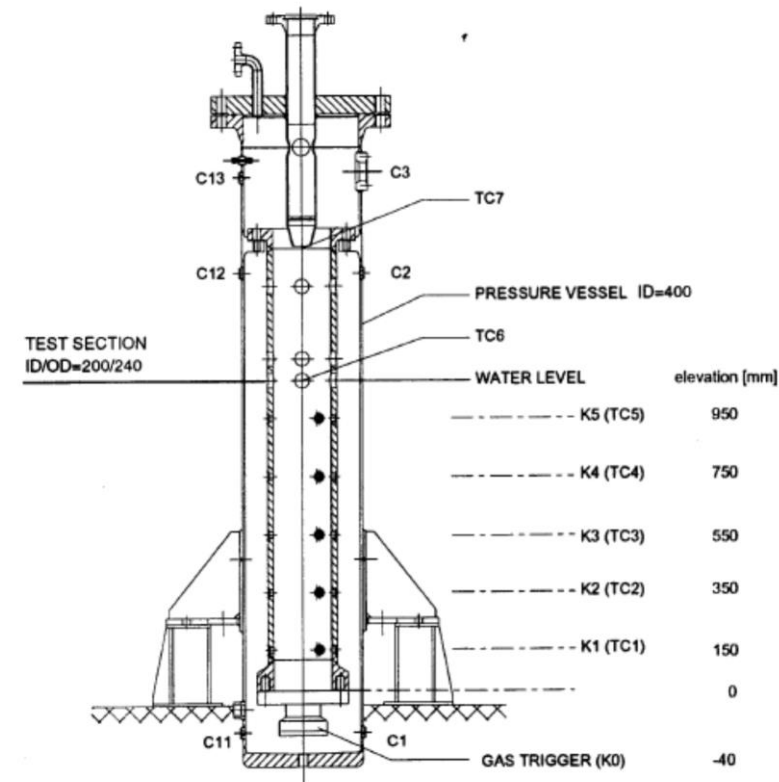
(注2) Ricou-Spalding 相関式(第11図)による概算評価値



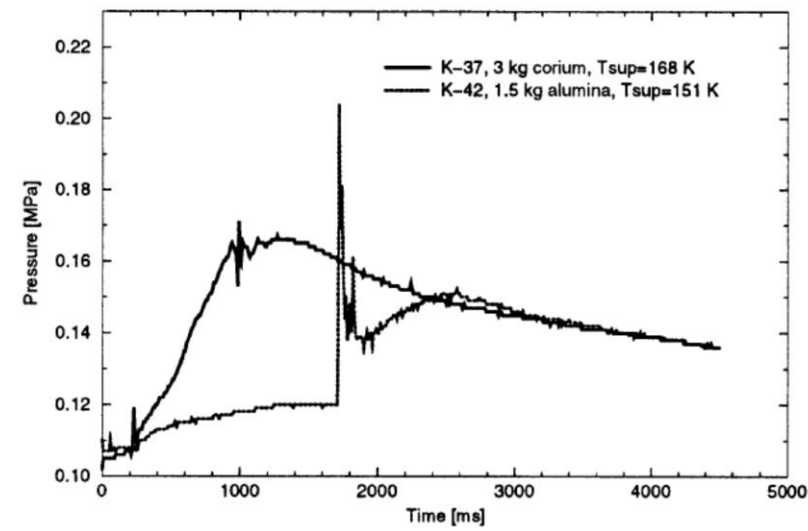
第1図 ALPHA試験装置の概要



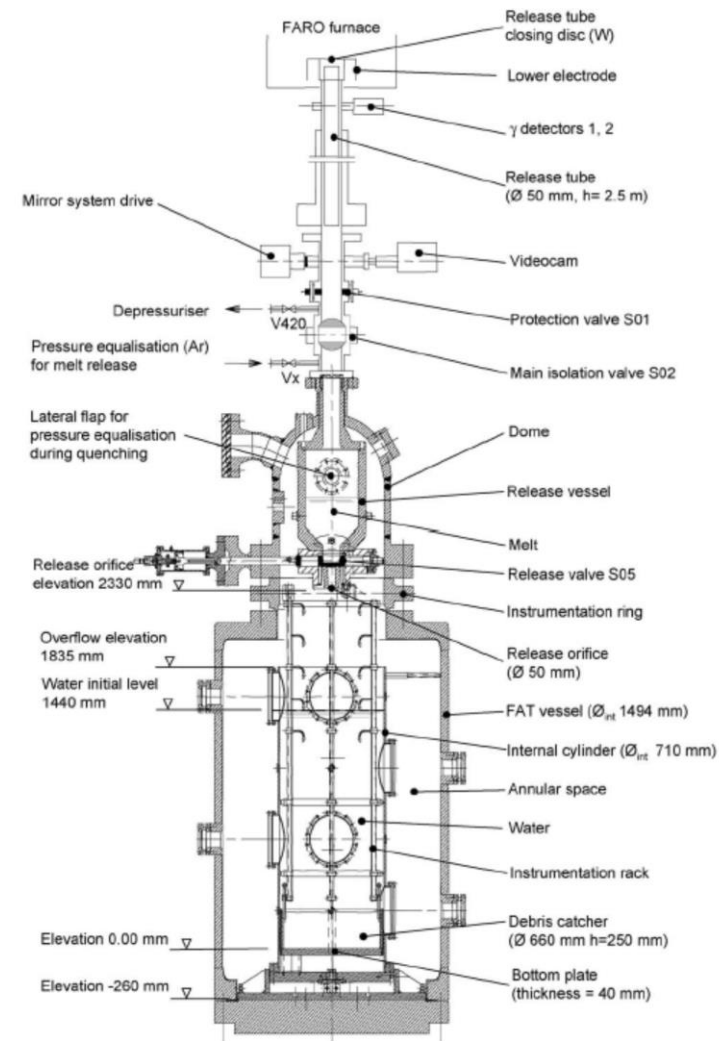
第2図 ALPHA試験の圧力変化の例 (STX016)



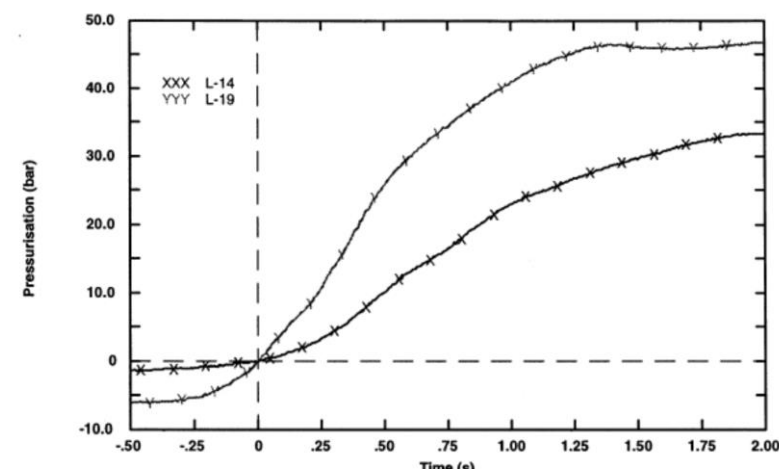
第3図 KROTOS試験装置の概要



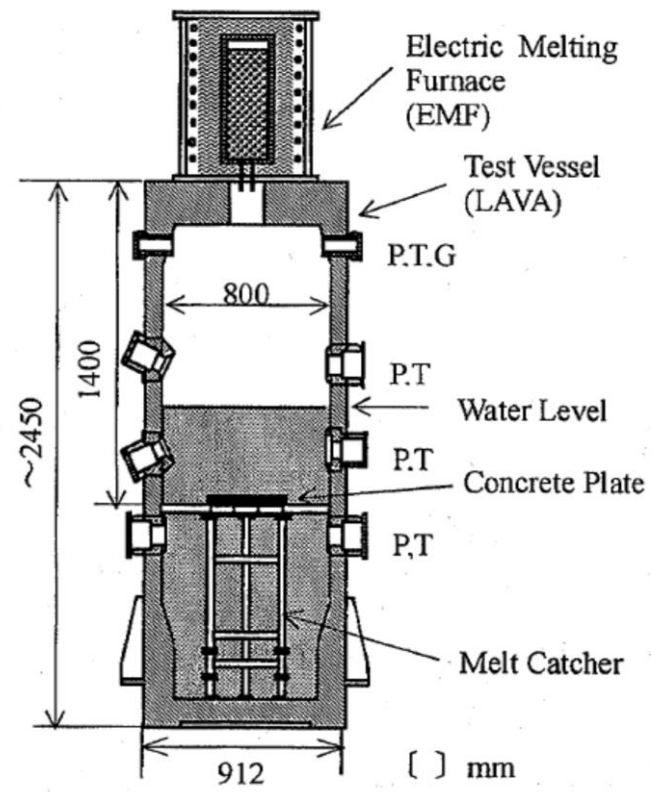
第4図 KROTOS試験の代表的圧力変化の例 (K37, K42)



第5図 FARO試験装置の概要

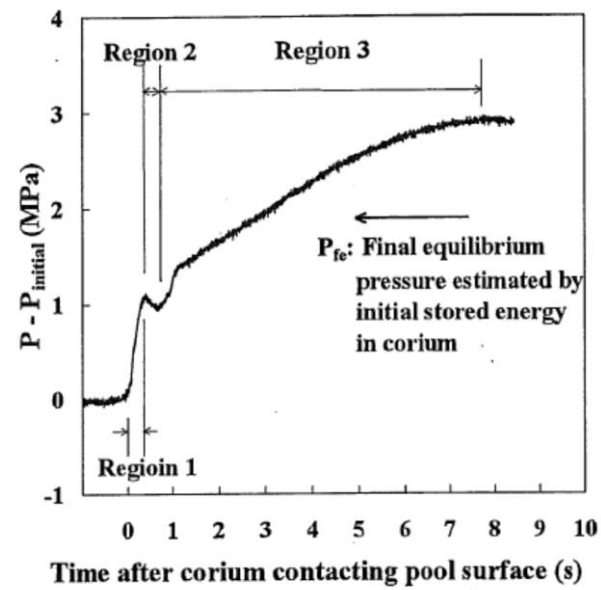


第6図 FARO試験の圧力変化の例 (L-14, L-19)



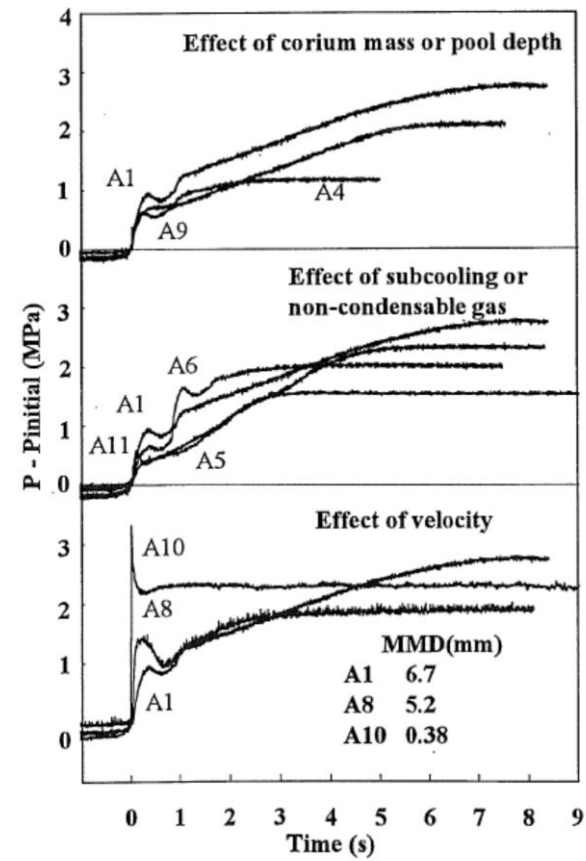
P: Pressure, T: Temperature,  
G: Gas sampling line

第7図 COTELS試験装置の概要

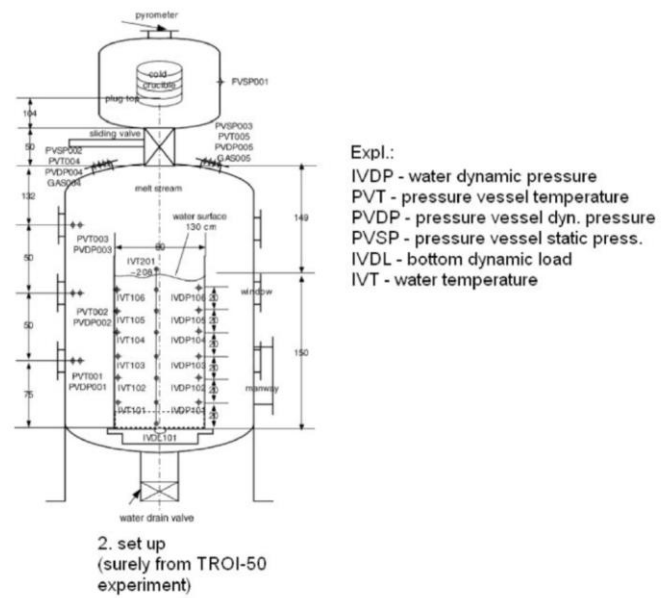


第8図 COTELS試験の圧力変化の例 (A1)





第9図 COTELS試験の各試験ケースの圧力変化



第10図 TROI試験装置の概要

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="952 218 1700 680" style="border: 1px solid black; height: 220px; width: 252px; margin-bottom: 10px;"></div> <p data-bbox="1003 705 1650 781" style="text-align: center;"> <u>第11図 Ricou-Spalding 相関式による 粒子化割合のマップ</u> </p>		

まとめ資料比較表 [有効性評価 添付資料 3.3.2]

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 3.3.2</p> <p>水蒸気爆発の発生を仮定した場合の原子炉格納容器の健全性への影響評価</p> <p>1. 評価の目的</p> <p>水蒸気爆発現象は、粗混合、トリガリング、拡大伝播といった段階的な過程によって説明するモデルが提唱されており、これらを全て満たさなければ大規模な水蒸気爆発は発生しないと考えられている。</p> <p>溶融炉心が原子炉圧力容器の破損口から落下した際に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、水蒸気爆発が発生した場合についても考慮し、原子炉格納容器の健全性に対する影響を確認しておくことは、原子炉格納容器下部への水張り等の格納容器破損防止対策の適切性を確認する上でも有益な参考情報になると考える。このため、ここでは溶融炉心落下時の水蒸気爆発の発生を仮定し、水蒸気爆発が生じた際の原子炉格納容器の健全性を評価した。</p>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.3.2</p> <p>水蒸気爆発の発生を想定した場合の格納容器の健全性への影響評価</p> <p>1. 評価目的</p> <p><u>溶融炉心(以下「デブリ」という。)が原子炉圧力容器(以下「RPV」という。)の破損口から落下した際に水蒸気爆発(以下「SE」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。しかしながら、SEが発生した場合を考慮し、格納容器の健全性に対する影響を確認しておくことは格納容器下部への水張り等の格納容器破損防止対策の適切性を確認する上でも有益な参考情報になると考える。このため、ここではデブリ落下時のSE発生を想定し、その際の格納容器の健全性を評価する。</u></p> <p>2. 評価方針</p> <p><u>東海第二発電所のペDESTALは鉄筋コンクリート造の上下層円筒部の中間に床スラブを有する構造であり、デブリ落下時にSEが発生した場合、ペDESTALの側壁(上下層円筒部)及び床スラブに過大な圧力が作用する。</u></p> <p><u>ペDESTALの側壁はRPV支持機能を分担している。SE発生の影響により、ペDESTALの側壁が損傷し、RPV支持機能が喪失した場合には、RPVが転倒し格納容器本体へ接触する等により、格納容器の健全性が損なわれるおそれがある。</u></p> <p><u>また、ペDESTALの床スラブは、RPV破損時に落下するデブリをペDESTAL(ドライウェル部)で保持する機能を分担している。SE発生の影響により、ペDESTALの床スラブが損傷し、デブリ保持機能が喪失した場合には、サプレッション・チェンバへデブリが落下し、サプレッション・チェンバを水源とする系統(残留熱除去系、代替循環冷却系)に影響を及ぼし、格納容器の冷却ができなくなることで格納容器の健全性が損なわれるおそれがある。</u></p> <p><u>以上を踏まえ、SE発生時の格納容器の健全性を評価するため、</u></p>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.3.2</p> <p>水蒸気爆発の発生を仮定した場合の原子炉格納容器の健全性への影響評価</p> <p>1. 評価の目的</p> <p>水蒸気爆発現象は、粗混合、トリガリング、拡大伝播といった段階的な過程によって説明するモデルが提唱されており、これらをすべて満たさなければ大規模な水蒸気爆発は発生しないと考えられている。</p> <p>溶融炉心が原子炉圧力容器の破損口から落下した際に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、水蒸気爆発が発生した場合についても考慮し、原子炉格納容器の健全性に対する影響を確認しておくことは、原子炉格納容器下部への水張り等の格納容器破損防止対策の適切性を確認する上でも有益な参考情報になると考える。このため、ここでは溶融炉心落下時の水蒸気爆発の発生を仮定し、水蒸気爆発が生じた際の原子炉格納容器の健全性を評価した。</p>	<p>・記載方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉は、過去に実施された代表的なFCIの実験から得られた知見について記載している。</p> <p>・評価方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>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、構造の違いにより評価方法が異なる。</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>2. 評価に用いた解析コード等</p> <p>水蒸気爆発の影響を評価するにあたっては、<u>溶融燃料-冷却材相互作用</u>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>これらの解析コードに対して構築した評価モデル及び入力の詳細は添付資料 1.5.1 の(3)に示している。溶融炉心の物性値は JASMINE コードに付属している溶融コリウム模擬のライブラリから、デブリ物性値が実機条件に近いと考えられるライブラリを用いた。また、これらの解析コードへの入力条件の一部は、シビアアクシデント総合解析コード MAAP を用いて評価した、「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」の評価結果を用いた。</p> <p>(添付資料 1.5.1)</p> <p>3. 評価条件</p> <p>主要解析条件を表 1 に示す。MAAP による解析の結果から溶融炉心は原子炉圧力容器底部の中央から落下するものとし、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 <u>2m</u> の水張りが実施されているものとした。</p> <p>なお、応力評価の対象としている<u>内側及び外側鋼板(厚さ 30mm)</u>の降伏応力は約 490MPa である。</p>	<p><u>SE が発生した場合のペDESTAL の構造健全性を評価し、ペDESTAL の R P V 支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認する。</u></p> <p>3. 評価方法</p> <p>(1) 評価条件</p> <p><u>SE の影響を評価するにあたっては、SE 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 SE 解析コード J A S M I N E 及び汎用有限要素解析コード L S - D Y N A を用いてペDESTAL の構造健全性を評価する。</u></p> <p><u>本評価に適用する J A S M I N E コードの解析条件及び解析結果の詳細を添付資料 3.3.3 に示す。また、L S - D Y N A コードの評価モデル及び入力の詳細を添付資料 3.3.4 に示す。</u></p> <p><u>なお、これらの解析コードにおいて、ペDESTAL (ドライウェル部) の水位は 1m とし、コリウムシールドは模擬しない条件とする。</u></p>	<p>2. 評価に用いた解析コード等</p> <p><u>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</u>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 J A S M I N E、<u>構造応答解析コード A U T O D Y N - 2 D</u>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>これらの解析コードに対して構築した評価モデル及び入力の詳細は添付資料 1.5.1 の(3)に示している。溶融炉心の物性値は J A S M I N E コードに付属している溶融コリウム模擬のライブラリから、デブリ物性値が実機条件に近いと考えられるライブラリを用いた。また、これらの解析コードへの入力条件の一部は、シビアアクシデント総合解析コード MAAP を用いて評価した、「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」の評価結果を用いた。</p> <p>(添付資料 1.5.1)</p> <p>3. 評価条件</p> <p>主要解析条件を表 1 に示す。MAAP による解析の結果から溶融炉心は原子炉圧力容器底部の中央から落下するものとし、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 <u>2.4m</u> の水張りが実施されているものとした。</p> <p>なお、応力評価の対象としている<u>内側鋼板(厚さ 32mm) 及び外側鋼板(厚さ 38mm)</u>の降伏応力は約 490MPa である。</p>	<p>・評価条件の相違</p> <p>【東海第二】 東海第二では、鉄筋コンクリート製格納容器であり、鉄筋構造をモデル化するために、LS-DYNA-3D が用いられている。一方、島根 2 号炉および柏崎 6/7 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 が用いられている。</p> <p>・運用の相違</p> <p>【柏崎 6/7, 東海第二】 島根 2 号において、マネジメントで想定する水張り水位を評価条件に設定。</p> <p>・設備設計の相違</p> <p>【柏崎 6/7】 内側および外側鋼板厚さの相違。</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>(2) <u>判断基準</u>  <u>炉心損傷防止に失敗し、重大事故時を想定する防護レベルにおいて、格納容器の健全性維持に必要な安全機能であるRPV支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認する観点から、本評価では構造物が終局限界状態に至らないことを確認するための判断基準を設定する。</u>  <u>第1表にペDESTAL構造健全性評価の判断基準を示す。</u></p> <p><u>a. 側壁 (RPV支持機能)</u>  <u>ペDESTALの側壁は上下層円筒構造であることから、同様な円筒形状の構築物の設計規格が示されている、発電用原子力設備規格コンクリート製原子炉格納容器規格((社)日本機械学会, 2003) (以下「CCV規格」という。)を準用して判断基準を設定する。</u>  <u>コンクリートの圧縮ひずみについては、CCV規格 CVE-3511.2 荷重状態IVのシェル部コンクリートの許容ひずみである <math>3,000\mu</math> を基準として、RPV支持機能に影響を及ぼす範囲の圧壊が生じないこととする。鉄筋の引張ひずみについては、CCV規格 CVE-3511.2 荷重状態IVの鉄筋の許容ひずみである <math>5,000\mu</math> を超えないこととする。SE時に発生する面外方向のせん断については、CCV規格 CVE-3514.2 荷重状態IVにおける終局面外せん断応力度を設定し、上部側壁で <math>3.09\text{N}/\text{mm}^2</math>、下部側壁で <math>2.65\text{N}/\text{mm}^2</math> を超えないこととする。別添1に終局面外せん断応力度の算定過程を示す。</u>  <u>また、SEは爆発事象であり衝撃荷重が問題となることから、建築物の耐衝撃設計の考え方((社)日本建築学会, 2015)) (以下「AIJ耐衝撃設計の考え方」という。)において進行性崩壊回避の考え方が示されていることを参考に、構造物の崩壊に対する健全性を確認する観点より、SEによる側壁の変位が増大しないことを確認することとする。</u></p> <p><u>b. 床スラブ (デブリ保持機能)</u>  <u>コンクリートの圧縮ひずみについては、側壁と同様にCCV規格を準用することとし、荷重状態IVのコンクリートの許容ひずみである <math>3,000\mu</math> を基準として、デブリ保持機能に影響を及ぼす範囲の圧壊が生じないこととする。鉄筋についても側壁と同様に荷重状態IVの鉄筋の許容ひずみである <math>5,000\mu</math> を超えないこととする。</u></p>		<p>・設備設計の相違  <b>【東海第二】</b>          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、構造の違いにより評価の判断条件が異なる。</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>4. 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1、図2及び図3に示す。また、参考として、内側鋼板の周方向及び軸方向応力の推移を図4に示す。外側鋼板の周方向及び軸方向応力の推移を図5に示す。</p> <p>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かかる応力は約32MPa、外側鋼板にかかる応力は約25MPa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。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><u>ペデスタルは上下層円筒部の中間に円盤形の床スラブを有する構造であるが、この構造に対する面外せん断の判断基準設定に当たり、CCV規格には適した規定がないことから、コンクリート標準示方書〔構造性能照査編〕(社)土木学会、2002)) (以下「コンクリート標準示方書〔構造性能照査編〕」という。)に基づく終局面外せん断応力度を設定し、4.33N/mm<sup>2</sup>を超えないこととした。別添2に終局面外せん断応力度の算定過程を示す。</u></p> <p><u>また、側壁と同様に、A I J耐衝撃設計の考え方を参考に、構造物の崩壊に対する健全性を確認する観点より、SEによる床スラブの変位(たわみ量)が増大しないことを確認することとする。</u></p> <p><b>【比較のため、「添付資料3.3.3」の一部を記載】</b></p> <p>3. 解析結果</p> <p><u>第3図に水蒸気爆発に伴う運動エネルギーの推移を示す。</u></p> <p>水蒸気爆発の発生を想定した場合にペデスタル(ドライウエル部)の水に伝達される運動エネルギーの最大値は約3.3MJである。</p> <p><b>【ここまで】</b></p>	<p>4. 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1、図2及び図3に示す。また、参考として、内側鋼板の周方向及び軸方向応力の推移を図4に示す。外側鋼板の周方向及び軸方向応力の推移を図5に示す。</p> <p>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の水に伝達される運動エネルギーの最大値は、約14MJ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約233MPa、外側鋼板にかかる応力は約140MPa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。なお、構造上、原子炉格納容器下部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>・解析結果の相違</p> <p><b>【柏崎6/7、東海第二】</b></p> <p>島根2号炉の方が、柏崎6/7、東海第二と比較して水蒸気爆発で発生する運動エネルギーが大きいこと、鋼板の応力が大きくなると考えられる。</p> <p><b>【柏崎6/7】</b></p> <p>原子炉格納容器下部直径が島根2号炉の方が小さく、発生源(ガスバグ)と鋼板の距離が近いこと、さらに応力が大きくなると考えられる。</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>(1) 側壁 (RPV支持機能)</u></p> <p><u>a. 側壁の変位</u></p> <p>第 1 図に側壁の半径方向変位時刻歴を示す。最大変位はX方向で約0.16mmにとどまり、変位は増大していないことから、SE後の構造物の進行性の崩壊はない。</p> <p><u>b. コンクリートの圧縮ひずみ</u></p> <p>第 3 図に最小主ひずみ (圧縮ひずみ) 分布を示す。側壁にはCCV規格に基づく許容ひずみ <math>3,000\mu</math> を超える部位は生じないことから、機能に影響を及ぼす圧壊は生じない。</p> <p><u>c. 鉄筋の引張ひずみ</u></p> <p>第 4 図に鉄筋の軸ひずみ (引張ひずみ) 分布を示す。側壁の鉄筋に発生する軸ひずみは約 <math>184\mu</math> であり、CCV規格に基づく許容ひずみ <math>5,000\mu</math> を超えない。</p> <p><u>d. 側壁の面外せん断</u></p> <p>第 2 表に側壁の面外せん断評価結果を示す。発生するせん断応力度は上部約 <math>0.93\text{N}/\text{mm}^2</math> 及び下部約 <math>0.77\text{N}/\text{mm}^2</math> であり、それぞれのCCV規格に基づく終局面外せん断応力度である、<math>3.09\text{N}/\text{mm}^2</math> 及び <math>2.65\text{N}/\text{mm}^2</math> を超えない。</p> <p><u>(2) 床スラブ (デブリ保持機能)</u></p> <p><u>a. 床スラブの変位 (たわみ量)</u></p> <p>第 2 図に床スラブの鉛直方向変位の時刻歴を示す。最大変位は約 2.0mm とどまり、変位は増大していないことから、SE後の構造物の進行性の崩壊はない。</p> <p><u>b. コンクリートの圧縮ひずみ</u></p> <p>第 3 図に示したとおり、CCV規格に基づく許容ひずみ <math>3,000\mu</math> を超える部位は、床スラブ上面の僅かな範囲にとどまることから、機能に影響を及ぼす圧壊は生じない。</p> <p><u>c. 鉄筋の引張ひずみ</u></p> <p>第 4 図に示したとおり、床スラブの鉄筋に発生する軸ひずみは約 <math>364\mu</math> であり、CCV規格に基づく許容ひずみ <math>5,000\mu</math> を超えない。</p> <p><u>d. 床スラブの面外せん断</u></p> <p>第 3 表に床スラブの面外せん断に対する評価結果を示す。発生するせん断応力度は約 <math>3.70\text{N}/\text{mm}^2</math> であり、終局面外せん断応力度 <math>4.33\text{N}/\text{mm}^2</math> を超えない。</p>		<p>・解析結果の相違</p> <p><b>【東海第二】</b></p> <p>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、構造の違いにより評価結果および評価の判断条件が異なる。</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>以上の結果から、水蒸気爆発の発生を想定した場合であっても、原子炉圧力容器の支持機能は維持され格納容器の健全性に支障がないことから、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 style="text-align: right;">以上</p>	<p><u>第4表にペDESTAL構造健全性評価の評価結果のまとめを示す。</u></p> <p>5. <u>まとめ</u></p> <p><u>SE解析コードJASMIN E, 汎用有限要素解析コードLS-DYNAにより, SEの発生を想定した場合の格納容器健全性への影響を評価した。その結果, SE時のペDESTAL (ドライウエル部) 床面及び壁面に発生する応力やひずみは判断基準を満足し, SE後においても変位の増大はないことから, ペDESTALに要求されるRPV支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認した。したがって, SEの発生を想定した場合であっても, 格納容器の健全性は維持される。</u></p>	<p>以上の結果から、水蒸気爆発の発生を想定した場合であっても、原子炉圧力容器の支持機能は維持され格納容器の健全性に支障がないことから、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 style="text-align: right;">以上</p>	

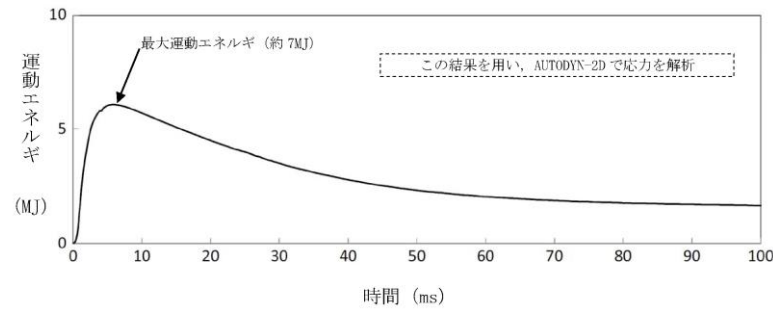


図1 水蒸気爆発によるエネルギーの推移<sup>※1</sup>

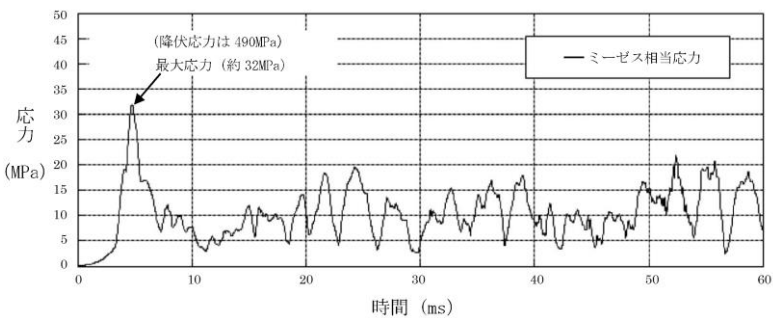


図2 原子炉格納容器下部内側鋼板の応力の推移<sup>※1</sup>

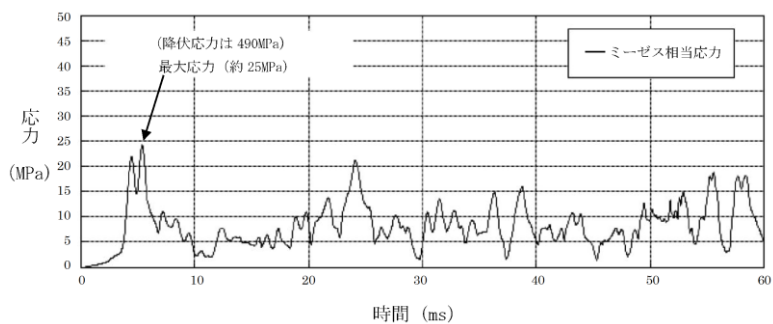
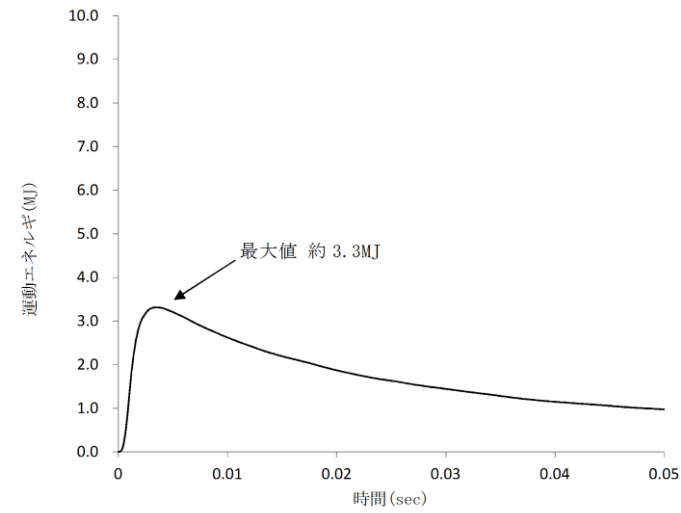


図3 原子炉格納容器下部外側鋼板の応力の推移<sup>※1</sup>

【比較のため、「添付資料 3.3.3」の一部を記載】



第3図 水蒸気爆発による運動エネルギーの推移

【ここまで】

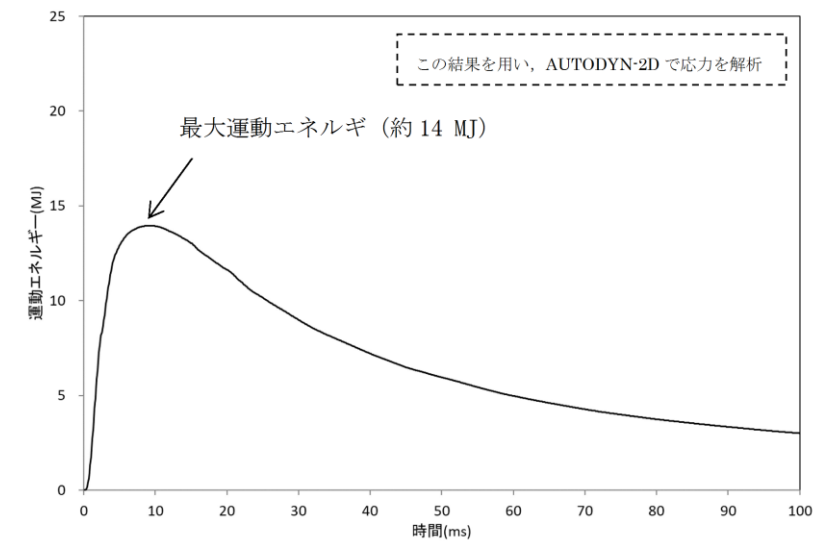


図1 水蒸気爆発によるエネルギーの推移<sup>※1</sup>

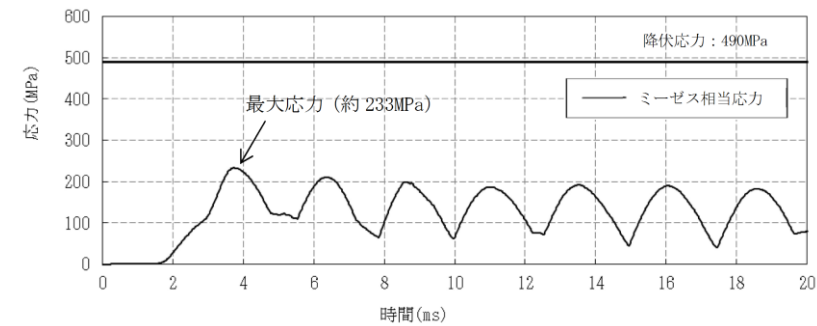


図2 原子炉格納容器下部内側鋼板の応力の推移<sup>※1</sup>

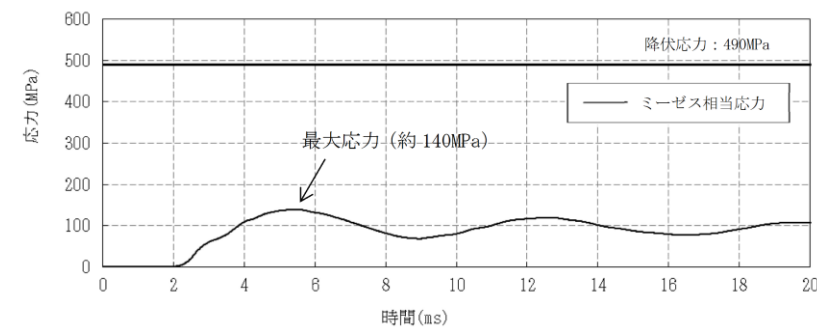


図3 原子炉格納容器下部外側鋼板の応力の推移<sup>※1</sup>

・解析結果の相違  
【柏崎 6/7, 東海第二】  
ペDESTAL水深や粗  
混合量等の違いによる  
差異。

【柏崎 6/7】  
島根 2号炉の方が、  
柏崎 6/7 と比較して水  
蒸気爆発で発生する運  
動エネルギーが大き  
いため、鋼板の応力が大き  
くなると考えられる。  
また、原子炉格納容器下  
部直径が島根 2号炉の  
方が小さく、発生源 (ガ  
スバグ) と鋼板の距離が  
近いため、さらに応力が  
大きくなると考えられ  
る。

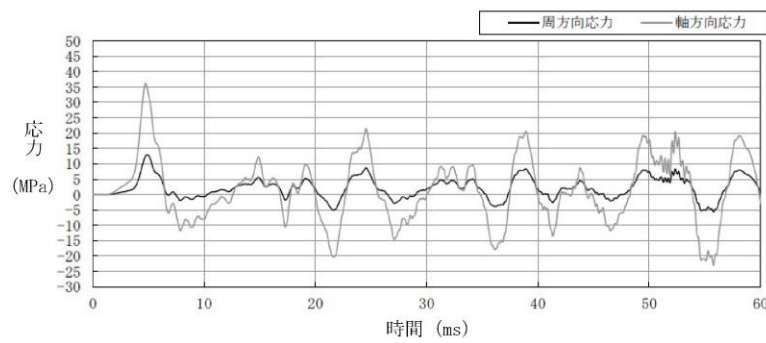


図4 内側鋼板の周方向及び軸方向応力の推移※1

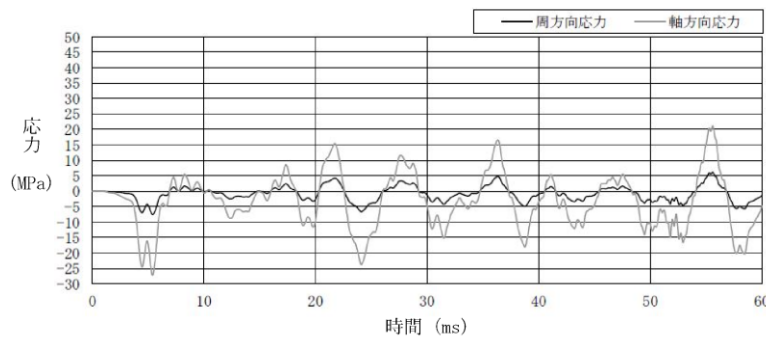


図5 外側鋼板の周方向及び軸方向応力の推移※1

※1 JASMIN E によって評価した水蒸気爆発による運動エネルギー (図1) 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2~5) を評価している。このため、図1と図2~5の時刻歴は一致しない。

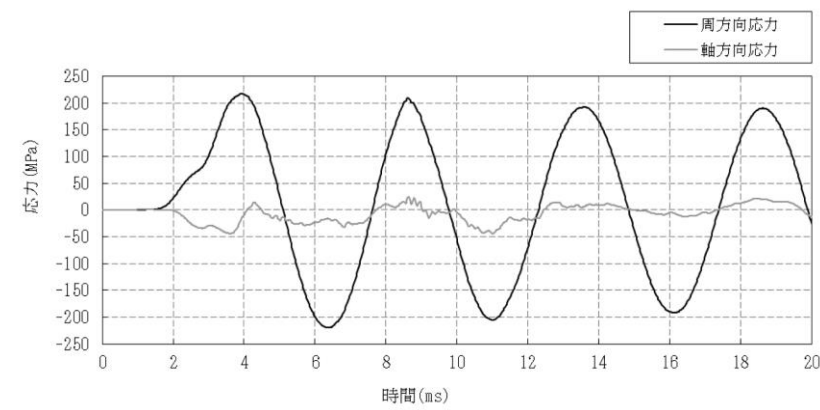


図4 内側鋼板の周方向及び軸方向応力の推移※1

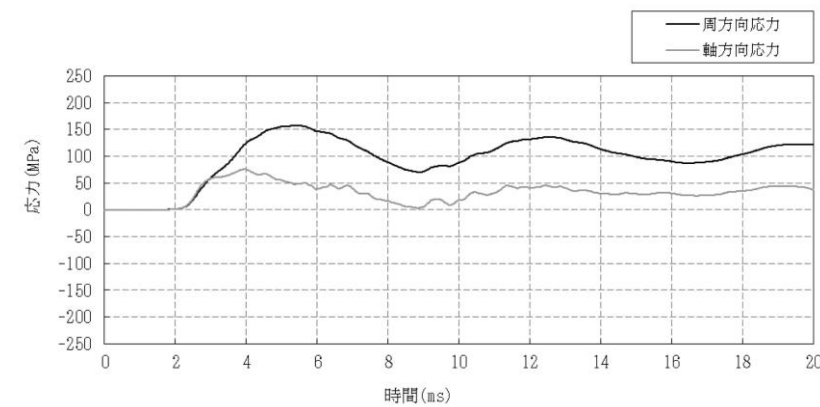


図5 外側鋼板の周方向及び軸方向応力の推移※1

※1 JASMIN E によって評価した水蒸気爆発による運動エネルギー (図1) 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2~5) を評価している。このため、図1と図2~5の時刻歴は一致しない。

・解析結果の相違  
**【柏崎 6/7】**  
 島根 2号炉の方が、柏崎 6/7 と比較して水蒸気爆発で発生する運動エネルギーが大きいため、鋼板の応力が大きくなると考えられる。また、原子炉格納容器下部直径が島根 2号炉の方が小さく、発生源 (ガスバグ) と鋼板の距離が近いため、さらに応力が大きくなると考えられる。



表1 主要解析条件 (原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用 (水蒸気爆発の評価))

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
	ペDESTAL水水深	2m	溶融炉心-コネ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	50℃	外部水源の水温として設定
JASMLNE	粗混合粒子径	4mm	FARO 試験結果におけるデブリ粒径分布をもとに設定
	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
AUTODYN-2D	溶融燃料-冷却材相互作用による発生エネルギー	JASMLNE の解析結果をもとに設定	-

※「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」と重複する条件を除く。

表1 主要解析条件 (原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用 (水蒸気爆発の評価))

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
	ペDESTAL水水深	2. 4m	溶融炉心-コネ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
JASMLNE	粗混合粒子径	4 mm	FARO 試験結果におけるデブリ粒径分布をもとに設定
	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
AUTODYN-2D	溶融炉心-冷却材相互作用による発生エネルギー	JASMLNE の解析結果をもとに設定	-

※「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」と重複する条件を除く。

・解析条件の相違  
**【柏崎 6/7】**  
 ペDESTAL水水深および水温の差異。

第1表 ペDESTAL構造健全性評価の判断基準

機能	評価部位	項目	判断基準	準用規格等
R P V 支持機能	側壁	変位	変位が増大せず, S E 後の構造物の進行性の崩壊がない	A I J 耐衝撃設計の考え方
		圧縮ひずみ	機能に影響を及ぼす範囲の圧壊 (3,000 $\mu$ ) が生じない	C C V 規格 CVE-3511.2
	鉄筋	面外せん断	終局面外せん断応力度 (上部側壁: 3.09 N/mm <sup>2</sup> , 下部側壁 2.65N/mm <sup>2</sup> ) を超えない	C C V 規格 CVE-3514.2
		引張ひずみ	許容ひずみ (5,000 $\mu$ ) を超えない	C C V 規格 CVE-3511.2
デブリ保持機能	床スラブ	変位	変位が増大せず, S E 後の構造物の進行性の崩壊がない	A I J 耐衝撃設計の考え方
		圧縮ひずみ	機能に影響を及ぼす範囲の圧壊 (3,000 $\mu$ ) が生じない	C C V 規格 CVE-3511.2
	鉄筋	面外せん断	終局面外せん断応力度 (4.33N/mm <sup>2</sup> ) を超えない	コンクリート標準示方書 [構造性能照査編]
		引張ひずみ	許容ひずみ (5,000 $\mu$ ) を超えない	C C V 規格 CVE-3511.2

・評価条件の相違  
**【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, 構造の違いにより評価の判断条件が異なる。

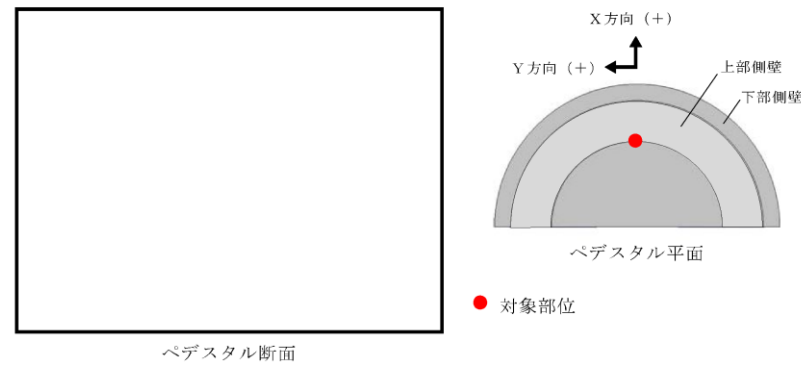
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																				
	<p style="text-align: center;"><u>第2表 側壁の面外せん断に対する評価結果</u></p> <table border="1" data-bbox="952 302 1703 464"> <thead> <tr> <th>評価部位</th> <th>発生応力度</th> <th>判断基準</th> <th>評価*</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>側壁上部</td> <td>約 0.93 N/mm<sup>2</sup></td> <td>3.09 N/mm<sup>2</sup></td> <td>○</td> </tr> <tr> <td>側壁下部</td> <td>約 0.77 N/mm<sup>2</sup></td> <td>2.65 N/mm<sup>2</sup></td> <td>○</td> </tr> </tbody> </table> <p>※ 「○」 解析結果の発生応力度が判断基準を満足する</p> <p style="text-align: center;"><u>第3表 床スラブの面外せん断に対する評価結果</u></p> <table border="1" data-bbox="952 621 1703 730"> <thead> <tr> <th>評価部位</th> <th>発生応力度</th> <th>判断基準</th> <th>評価*</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>床スラブ</td> <td>約 3.70 N/mm<sup>2</sup></td> <td>4.33 N/mm<sup>2</sup></td> <td>○</td> </tr> </tbody> </table> <p>※ 「○」 解析結果の発生応力度が判断基準を満足する</p>	評価部位	発生応力度	判断基準	評価*	側壁上部	約 0.93 N/mm <sup>2</sup>	3.09 N/mm <sup>2</sup>	○	側壁下部	約 0.77 N/mm <sup>2</sup>	2.65 N/mm <sup>2</sup>	○	評価部位	発生応力度	判断基準	評価*	床スラブ	約 3.70 N/mm <sup>2</sup>	4.33 N/mm <sup>2</sup>	○		<p>・評価条件の相違</p> <p><b>【東海第二】</b></p> <p>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、構造の違いにより評価結果および評価の判断条件が異なる。</p>
評価部位	発生応力度	判断基準	評価*																				
側壁上部	約 0.93 N/mm <sup>2</sup>	3.09 N/mm <sup>2</sup>	○																				
側壁下部	約 0.77 N/mm <sup>2</sup>	2.65 N/mm <sup>2</sup>	○																				
評価部位	発生応力度	判断基準	評価*																				
床スラブ	約 3.70 N/mm <sup>2</sup>	4.33 N/mm <sup>2</sup>	○																				

第4表 ペDESTAL構造健全性評価の評価結果のまとめ

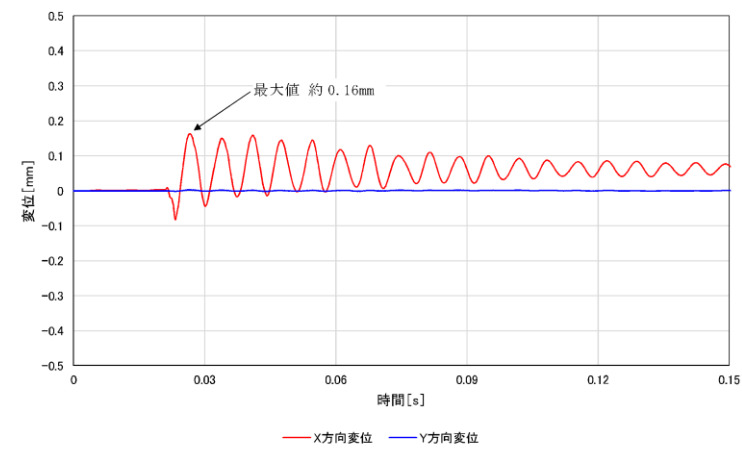
機能	評価部位	項目	判断基準	解析結果	評価*
R P V 支持機能	側壁	変位	変位が増大せず, S E 後の構造物の進行性の崩壊がない	変位は増大しない	○
		圧縮ひずみ	機能に影響を及ぼす範囲の圧壊 (3,000 μ) が生じない	圧壊は側壁に生じない	○
	鉄筋	面外せん断	終局面外せん断応力度 (上部側壁 : 3.09N/mm <sup>2</sup> , 下部側壁 2.65N/mm <sup>2</sup> ) を超えない	上部側壁 : 約 0.93N/mm <sup>2</sup> 下部側壁 : 約 0.77N/mm <sup>2</sup>	○
		引張ひずみ	許容ひずみ (5,000 μ) を超えない	約 184 μ	○
デアリ保持機能	コンクリート	変位	変位が増大せず, S E 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	圧壊は床スラブ上面の 僅かな範囲にとどまる	○
	鉄筋	面外せん断	終局面外せん断応力度 (4.33N/mm <sup>2</sup> ) を超えない	約 3.70N/mm <sup>2</sup>	○
		引張ひずみ	許容ひずみ (5,000 μ) を超えない	約 364 μ	○

※ 「○」解析結果が判断基準を満足する

・評価条件の相違  
**【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, 構造の違いにより評価結果および評価の判断条件が異なる。



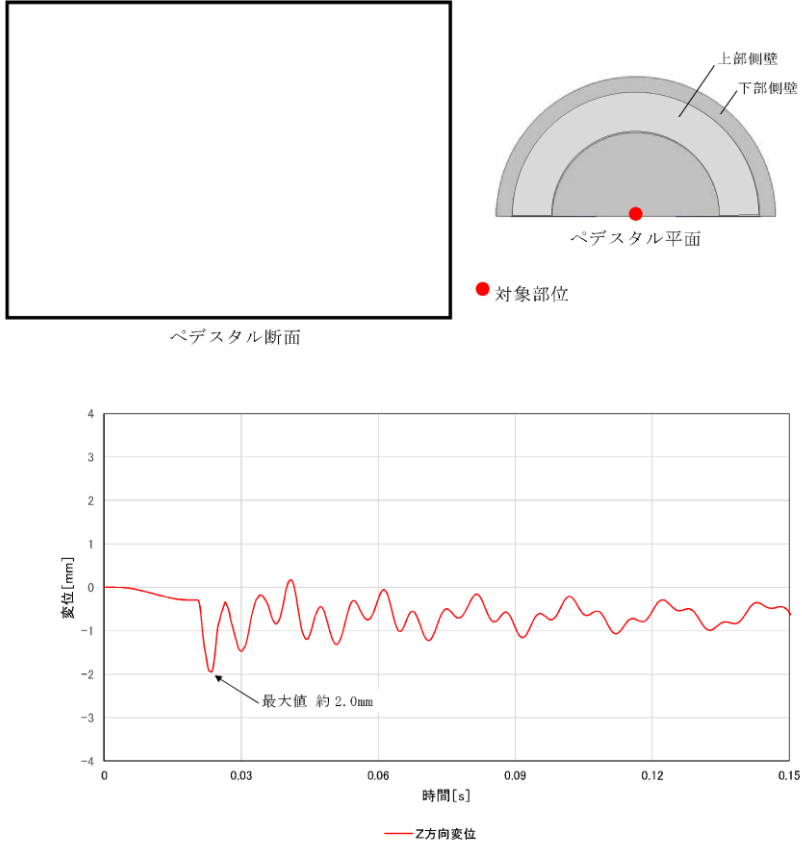
ペDESTAL断面



第1図 ペDESTAL側壁の半径方向変位時刻歴

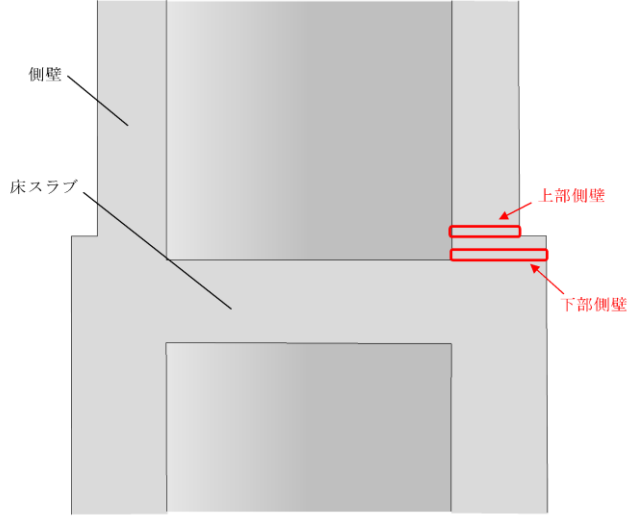
・評価条件の相違  
**【東海第二】**  
 島根2号炉は内側鋼板、外側鋼板、リブ鋼板からなる二重鋼板製ペDESTALであるのに対し、東海第二はペDESTAL側壁及び床スラブは鉄筋コンクリート製ペDESTALであることから、構造の違いにより評価結果および評価の判断条件が異なる。



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="1020 1150 1635 1182">第2図 ペDESTAL床スラブの鉛直方向変位時刻歴</p>		<p data-bbox="2534 344 2742 375">・評価条件の相違</p> <p data-bbox="2534 390 2674 422">【東海第二】</p> <p data-bbox="2534 436 2807 915">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ベDESTALであるのに対し, 東海第二はベDESTAL側壁及び床スラブは鉄筋コンクリート製ベDESTALであることから, 構造の違いにより評価結果および評価の判断条件が異なる。</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
	<div data-bbox="967 279 1679 888" data-label="Figure"> </div> <div data-bbox="982 926 1665 957" data-label="Caption"> <p>第3図 <u>コンクリートの最小主ひずみ (圧縮ひずみ) 分布</u></p> </div> <div data-bbox="967 1087 1679 1696" data-label="Figure"> </div> <div data-bbox="1154 1734 1501 1766" data-label="Caption"> <p>第4図 <u>鉄筋の軸ひずみ分布</u></p> </div>		<p>・評価条件の相違</p> <p><b>【東海第二】</b></p> <p>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、構造の違いにより評価結果および評価の判断条件が異なる。</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 style="text-align: right;">別添 1</p> <p style="text-align: center;"><u>側壁の終局面外せん断応力度</u></p> <p>1. 算定条件</p> <p>ペDESTALの側壁は、円筒形シェル構造であることから、C V規格 CVE-3514.2 荷重状態IVにおけるシェル部の終局面外せん断応力度の算定式を適用し、側壁の終局面外せん断応力度を算定する。第1図に算定対象部位を示す。</p> $\tau_H = 10p_{t\theta} \cdot f_y / (13.2\sqrt{\beta} - \beta)$ <p>ここで、</p> <p><math>\tau_H</math> : 終局面外せん断応力度 (N/mm<sup>2</sup>)</p> <p><math>p_{t\theta}</math> : 円周方向主筋の鉄筋比 (-)</p> <p><math>f_y</math> : 鉄筋の許容引張応力度 (N/mm<sup>2</sup>)</p> <p><math>\beta</math> : 次の計算式により計算した値 <math>\beta = r/t</math></p> <p><math>r</math> : シェル部の胴の厚さの中心までの半径 (mm)</p> <p><math>t</math> : シェル部の胴の厚さ (mm)</p> <p>各項目の数値を下表に示す。</p> <table border="1" data-bbox="1003 1066 1685 1495"> <thead> <tr> <th colspan="2">項目</th> <th>数値</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="4">上部側壁</td> <td><math>p_{t\theta}</math> : 円周方向主筋の鉄筋比</td> <td></td> </tr> <tr> <td><math>f_y</math> : 鉄筋の許容引張応力度</td> <td>345N/mm<sup>2</sup></td> </tr> <tr> <td><math>r</math> : シェル部の胴の厚さの中心までの半径</td> <td></td> </tr> <tr> <td><math>t</math> : シェル部の胴の厚さ</td> <td></td> </tr> <tr> <td rowspan="4">下部側壁</td> <td><math>p_{t\theta}</math> : 円周方向主筋の鉄筋比</td> <td></td> </tr> <tr> <td><math>f_y</math> : 鉄筋の許容引張応力度</td> <td>345N/mm<sup>2</sup></td> </tr> <tr> <td><math>r</math> : シェル部の胴の厚さの中心までの半径</td> <td></td> </tr> <tr> <td><math>t</math> : シェル部の胴の厚さ</td> <td></td> </tr> </tbody> </table> <p>2. 算定結果</p> <p>算定の結果、側壁の終局面外せん断応力度は上部側壁で 3.09N/mm<sup>2</sup>、下部側壁で 2.65N/mm<sup>2</sup>となる。</p>	項目		数値	上部側壁	$p_{t\theta}$ : 円周方向主筋の鉄筋比		$f_y$ : 鉄筋の許容引張応力度	345N/mm <sup>2</sup>	$r$ : シェル部の胴の厚さの中心までの半径		$t$ : シェル部の胴の厚さ		下部側壁	$p_{t\theta}$ : 円周方向主筋の鉄筋比		$f_y$ : 鉄筋の許容引張応力度	345N/mm <sup>2</sup>	$r$ : シェル部の胴の厚さの中心までの半径		$t$ : シェル部の胴の厚さ			<p>・評価方針の相違</p> <p><b>【東海第二】</b></p> <p>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、構造の違いにより評価方法が異なる。</p>
項目		数値																						
上部側壁	$p_{t\theta}$ : 円周方向主筋の鉄筋比																							
	$f_y$ : 鉄筋の許容引張応力度	345N/mm <sup>2</sup>																						
	$r$ : シェル部の胴の厚さの中心までの半径																							
	$t$ : シェル部の胴の厚さ																							
下部側壁	$p_{t\theta}$ : 円周方向主筋の鉄筋比																							
	$f_y$ : 鉄筋の許容引張応力度	345N/mm <sup>2</sup>																						
	$r$ : シェル部の胴の厚さの中心までの半径																							
	$t$ : シェル部の胴の厚さ																							

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 data-bbox="1190 793 1460 827">第1図 算定対象部位</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;">別添 2</p> <p style="text-align: center;"><u>床スラブの終局面外せん断応力度</u></p> <p>1. 算定条件</p> <p>SE時の床スラブのせん断力に対する検討は、コンクリート標準示方書〔構造性能照査編〕に基づき、終局限界状態に至らないことを確認する。評価対象となる床スラブの形状は円盤形であり、SEによる分布荷重を受ける。</p> <p>せん断に対する検討に際して、分布荷重を受ける円盤スラブの部材応力分布について、機械工学便覧を参照し、対象とする部材のせん断力の最大値が生じている断面の曲げモーメント及びせん断力と躯体の形状寸法より、せん断スパン比が1.0以下であることを確認した。一般的に、せん断スパン比が1.0以下である梁部材はディーブームと呼ばれており、本検討では、コンクリート標準示方書〔構造性能照査編〕に示されるディーブームの設計せん断耐力式を適用し、床スラブの終局面外せん断応力度を設定する。</p> $V_{cad} = \beta_a \cdot \beta_p \cdot \beta_a \cdot f_{da} \cdot b_w \cdot d / \gamma_b$ <p>ここで、</p> $f_{da} = 0.19 \sqrt{f'_{cd}} \quad (\text{N/mm}^2)$ <p><math>\beta_a = \sqrt[4]{1/d}</math>      ただし、<math>\beta_p &gt; 1.5</math> となる場合は 1.5 とする</p> <p><math>\beta_p = \sqrt[3]{100p_w}</math>      ただし、<math>\beta_p &gt; 1.5</math> となる場合は 1.5 とする</p> $\beta_a = \frac{5}{1+(a/d)^2}$ <p><math>f'_{cd}</math> : コンクリートの設計圧縮強度 (N/mm<sup>2</sup>)  d : 有効せい (m)  <math>p_w</math> : 引張鉄筋比 (-)  <math>a/d</math> : せん断スパン比 (-)  <math>b_w</math> : 腹部の幅 (mm)  <math>\gamma_b</math> : 部材係数 (-)</p> <p>各項目の数値を下表に示す。</p>		<p>・評価方針の相違</p> <p><b>【東海第二】</b></p> <p>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、構造の違いにより評価方法が異なる。</p>

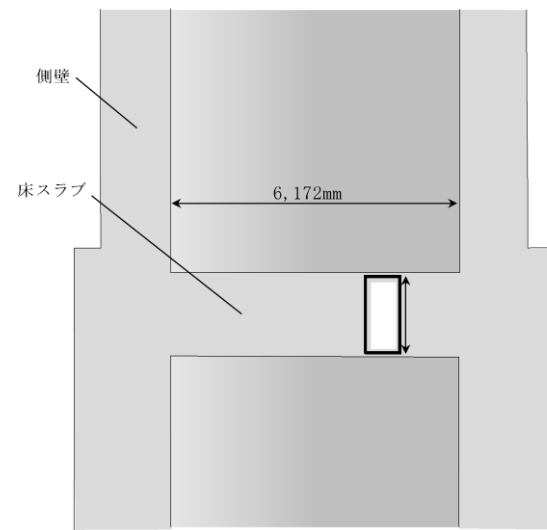


柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																		
	<table border="1" data-bbox="1018 216 1682 646"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>数値</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td><math>f'_{cd}</math> : コンクリートの設計圧縮強度</td> <td>32.86N/mm<sup>2</sup></td> </tr> <tr> <td>コンクリートの設計基準強度</td> <td>22.06N/mm<sup>2</sup></td> </tr> <tr> <td>圧縮強度動的増倍率*</td> <td>1.49</td> </tr> <tr> <td>d : 有効せい</td> <td></td> </tr> <tr> <td><math>p_w</math> : 引張鉄筋比</td> <td></td> </tr> <tr> <td><math>a/d</math> : せん断スパン比</td> <td>0.43</td> </tr> <tr> <td><math>b_w</math> : 腹部の幅</td> <td></td> </tr> <tr> <td><math>\gamma_b</math> : 部材係数</td> <td>1.3</td> </tr> </tbody> </table> <p data-bbox="1041 657 1175 680">※ 次項参照</p> <p data-bbox="940 749 1314 779">2. 圧縮強度動的増倍率の算定</p> <p data-bbox="967 795 1712 1182">一般に、コンクリートの強度、ヤング係数等の材料特性は、コンクリートに作用する荷重の載荷速度に依存する。その強度とヤング係数は、応力速度又はひずみ速度の対数に比例して増加することが明らかになっていることより、床スラブの終局面外せん断応力度算定においては、圧縮に対する材料強度にひずみ速度効果を考慮することとし、本評価ではコンクリート標準示方書 [構造性能照査編] において具体的計算方法が示されている、CEB-FIP Model Code 1990 による圧縮強度動的増倍率を設定した。</p> <p data-bbox="967 1199 1712 1360">LS-DYNAコードによるSE解析では、せん断検討範囲の床スラブのコンクリート要素が経験するひずみ速度が 30s<sup>-1</sup> 以下であるため、その範囲における CEB-FIP Model Code 1990 の圧縮強度動的増倍率の算定式を以下に示す。</p> $f_{c,imp}/f_{cm} = (\dot{\epsilon}_c/\dot{\epsilon}_{c0})^{1.026\alpha_s} \quad \text{for }  \dot{\epsilon}_c  \leq 30s^{-1}$ <p data-bbox="940 1497 1032 1526">ここで、</p> $\alpha_s = \frac{1}{5 + 9f_{cm}/f_{cm0}}$ <p data-bbox="952 1654 1682 1822"> <math>f_{c,imp}</math> : 衝撃時の圧縮強度  <math>f_{cm}</math> : 圧縮強度 = 225kg/cm<sup>2</sup> × 0.0980665 ≒ 22.06 MPa  <math>f_{cm0}</math> : 10MPa  <math>\dot{\epsilon}_c</math> : ひずみ速度* = 0.5 s<sup>-1</sup>  <math>\dot{\epsilon}_{c0}</math> : 30 × 10<sup>-6</sup> s<sup>-1</sup> </p> <p data-bbox="1071 1860 1694 1904">※ LS-DYNAコードを用いたSE解析における床スラブ端部のひずみ速度に基づき設定</p>	項目	数値	$f'_{cd}$ : コンクリートの設計圧縮強度	32.86N/mm <sup>2</sup>	コンクリートの設計基準強度	22.06N/mm <sup>2</sup>	圧縮強度動的増倍率*	1.49	d : 有効せい		$p_w$ : 引張鉄筋比		$a/d$ : せん断スパン比	0.43	$b_w$ : 腹部の幅		$\gamma_b$ : 部材係数	1.3		
項目	数値																				
$f'_{cd}$ : コンクリートの設計圧縮強度	32.86N/mm <sup>2</sup>																				
コンクリートの設計基準強度	22.06N/mm <sup>2</sup>																				
圧縮強度動的増倍率*	1.49																				
d : 有効せい																					
$p_w$ : 引張鉄筋比																					
$a/d$ : せん断スパン比	0.43																				
$b_w$ : 腹部の幅																					
$\gamma_b$ : 部材係数	1.3																				

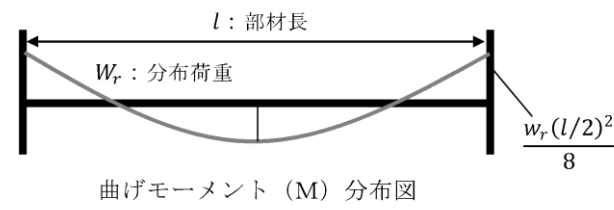
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>以上より、圧縮強度の動的増倍率は 1.49 となる。</p> <p>3. 算定結果</p> <p>ディープビームの設計せん断耐力<math>V_{cda}</math>は、約 6,078 kN となり、終局面外せん断応力度として 4.33 N/mm<sup>2</sup>となる。</p>		

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 style="text-align: right;">別添 3</p> <p style="text-align: center;"><u>SE発生時の面外せん断応力度の算定方法</u></p> <p>1. 面外せん断に対する検討範囲</p> <p>(1) 床スラブの検討範囲</p> <p>第 1 図にペDESTALの床スラブの形状寸法を示す。ペDESTALの床スラブは直径 6,172mm, 板厚 [ ] の円盤形状であり, SE時には圧力波の伝播による分布荷重を受ける。面外せん断に対する検討に際して, 分布荷重を受ける円盤スラブの部材応力分布について, 機械工学便覧の円板の応力計算式に基づき, 対象とする部材のせん断力 (Q) の最大値が生じている断面の曲げモーメント (M) 及びせん断力 (Q) によりせん断スパン比を確認した。第 2 図に曲げモーメント及びせん断力分布図を示す。せん断力の最大値が生じる断面はスラブ端部であり, 曲げモーメントとの関係を算定した結果, せん断スパン比が 1.0 以下であった。一般的にせん断スパン比が 1.0 以下である梁部材は, ディープビームと呼ばれており, 本検討では, コンクリート標準示方書 [構造性能照査編] に示されるディープビームの設計せん断耐力式に適用し, 終局限界に対する構造健全性を確認する。</p> <p>前述のとおり, 東海第二発電所のペDESTALの床スラブは, 躯体の形状, 寸法及び応力状態より, せん断スパン比が小さい構造物である。本評価に用いる検討範囲及び検討用のせん断力については, 原子力発電所耐震設計技術規程 J E A C 4601-2008 ((社) 日本電気協会, 2008) において, 主要な荷重が分布荷重又は多点荷重で, 材料非線形解析手法を用いて具体的な部材性能照査を行う場合の参考図書として記載されている原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震性能照査指針・マニュアル ((社) 土木学会, 1992) を用いて検討範囲及び検討用せん断力の設定を行った。</p> <p>第 3 図に床スラブの形状及び発生するせん断力分布の概念図を示す。検討断面の位置は側壁内側のスラブ端部からの距離 x に設定する。なお, 距離 x の上限値として有効せいの 1.5 倍, 下限値として断面せいの 1/2 倍と規定されているため, 本評価においては, 安全側に下限値となる断面せいの 1/2 倍である [ ] とし, 更に検討用のせん断力についても, スラブ端部から [ ] の位置のせん断力ではなく, 距離 x から部材端部までのせん断力分布の平均値を用いた値を検討用のせ</p>		<p>・評価方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>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, 構造の違いにより評価方法が異なる。</p>

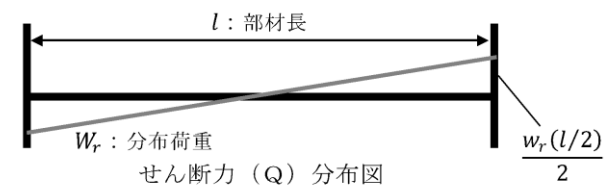
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考											
	<p>ん断力とした。第 4 図に、解析モデルにおける床スラブ検討範囲 (L S - D Y N A 解析結果の評価におけるせん断力の抽出範囲) を示す。</p> <p>(2) 側壁の検討範囲</p> <p>第 5 図に側壁検討範囲を示す。ペDESTALの側壁は EL. 12.184m にて上部と下部の二階層に分けられている設計である。S E 発生時の水張高さであるペDESTAL床面高さ 1m までの側壁に直接動的荷重が加わることから、側壁の検討断面は上部、下部のそれぞれの水の接する高さの断面とした。</p> <p>2. 面外せん断応力度の算定</p> <p>面外せん断応力度の算定について、床スラブを例に説明する。なお、側壁についても床スラブと同様に面外せん断応力度を算定している。</p> <p>第 6 図にペDESTAL床スラブ端部の躯体形状の概念を示す。また、第 7 図に直交座標系応力成分を示す。床スラブ端部 1 列目の各要素のせん断力 (Q (1, 1) ~ Q (1, j)) は、直交座標系における <math>\tau_{yz}</math> 応力成分に相当するせん断応力度 (<math>\tau_{yz}</math> (1, 1) ~ <math>\tau_{yz}</math> (1, j)) を要素毎に取り出し、要素毎のせん断断面積 (A (1, 1) ~ A (1, j)) をそれぞれ乗じることにより算定する。床スラブ端部の 1 列目の要素幅当たりの面外せん断応力度は、スラブの厚さ方向 (1~j 行目) の各要素のせん断力 (Q (1, 1) ~ Q (1, j)) を合算した値 (<math>\sum_{i=1}^j Q_{(1, i)}</math>) に 1 列目のせん断断面積 (<math>\sum_{i=1}^j A_{(1, i)}</math>) で除して、スラブ端部 1 列目の面外せん断応力度 (<math>\tau_1</math>) を算定する。したがって、k 列目の面外せん断応力度 (<math>\tau_k</math>) は、<math>\tau_k = \sum_{i=1}^j Q_{(k, i)} / \sum_{i=1}^j A_{(k, i)}</math> で表すことができる。次に、列毎の面外せん断応力度 (<math>\tau_1 \sim \tau_k</math>) に、それぞれの半径方向要素幅を乗じて合算した値を検討範囲の幅で除すことにより、検討範囲における面外せん断応力度を算定する。第 1 表に本手順により算定した S E 発生時の面外せん断応力度を示す。</p> <p>第 1 表 SE発生時の面外せん断応力度</p> <table border="1" data-bbox="1056 1692 1644 1894"> <thead> <tr> <th colspan="2">評価対象部位</th> <th>発生応力度</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="2">側壁</td> <td>上部</td> <td>約 0.93 N/mm<sup>2</sup></td> </tr> <tr> <td>下部</td> <td>約 0.77 N/mm<sup>2</sup></td> </tr> <tr> <td colspan="2">床スラブ</td> <td>約 3.70 N/mm<sup>2</sup></td> </tr> </tbody> </table>	評価対象部位		発生応力度	側壁	上部	約 0.93 N/mm <sup>2</sup>	下部	約 0.77 N/mm <sup>2</sup>	床スラブ		約 3.70 N/mm <sup>2</sup>		
評価対象部位		発生応力度												
側壁	上部	約 0.93 N/mm <sup>2</sup>												
	下部	約 0.77 N/mm <sup>2</sup>												
床スラブ		約 3.70 N/mm <sup>2</sup>												



第1図 ペDESTALの床スラBの形状寸法

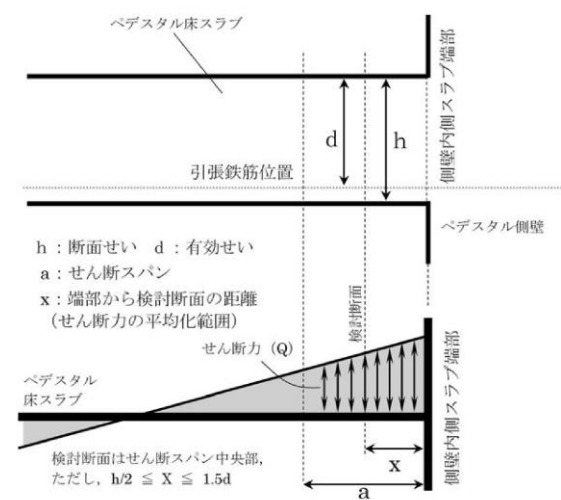


曲げモーメント (M) 分布図



せん断力 (Q) 分布図

第2図 曲げモーメント及びせん断力分布の関係



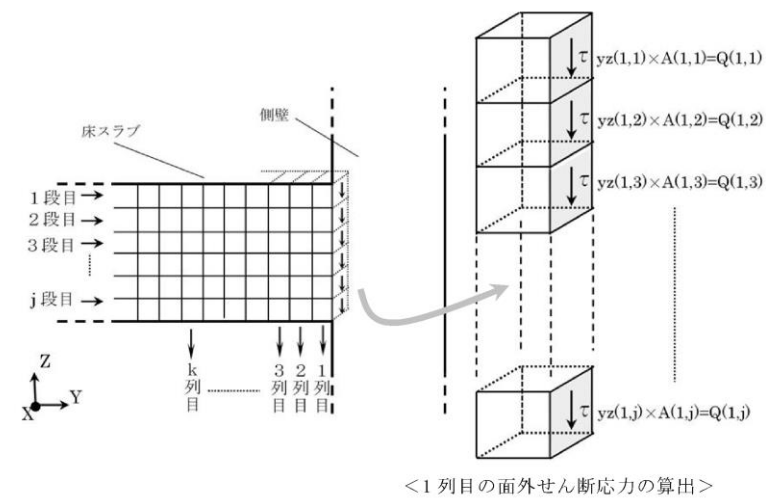
第3図 床スラBの形状及び発生するせん断力分布の概念



第4図 床スラブ部解析モデルにおける面外せん断力の検討範囲

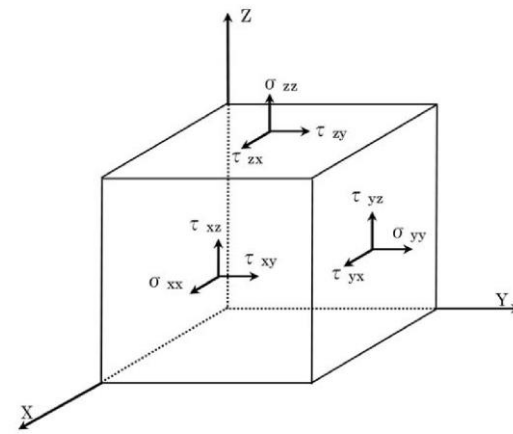


第5図 側壁部解析モデルにおける面外せん断力の検討範囲

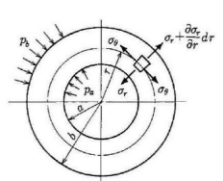


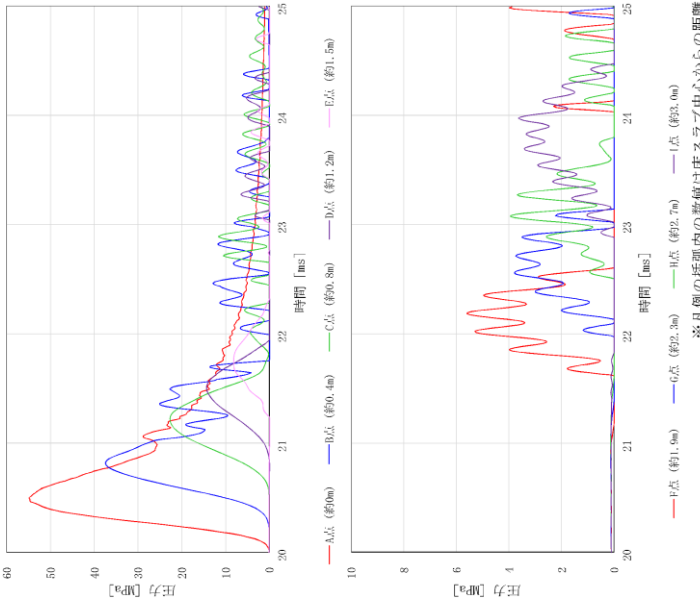
第6図 床スラブ端部躯体形状概念図





第7図 直交座標系応力成分

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;">別添 4</p> <p style="text-align: center;"><u>ペDESTALに作用する圧力について</u></p> <p>1. ペDESTAL躯体に作用する圧力の分布</p> <p>水蒸気爆発は、溶融デブリが水中に落下し、融体が膜沸騰状態で分散混合することで粗混合領域が形成され、さらに、この粗混合領域においてトリガリングが発生することで、融体の細粒化、急速放熱に伴い圧力波が粗混合領域内を伝播し、この相互作用の結果、高圧領域（爆発源）が形成される事象である。ペDESTAL中心でSEが発生すると、高圧領域より生じた圧力波は、水中で減衰（距離減衰）しながら側壁の方向へ進行する。</p> <p>第1図及び第2図にLS-DYNA解析におけるペDESTAL躯体に作用する圧力の分布を示す。LS-DYNA解析では、床スラブには最高約55MPa、側壁には最高約4MPaの圧力が作用する。</p> <p>なお、LS-DYNAにおける爆発源の調整の結果、側壁及び床スラブの力積がSE解析コードJASMINの解析結果を包絡していることを確認している。（添付資料3.3.4別添）</p> <p>2. 手計算との発生応力の比較</p> <p>ペDESTAL躯体に作用する圧力より材料力学に基づく手計算手法を用いて求めたコンクリートの応力と、LS-DYNA解析におけるコンクリートの応力を比較した。</p> <p>第3図に手計算及び解析結果の応力比較を示す。下部側壁に作用する圧力の平均値（最高約2MPa）より機械工学便覧に示されている内圧を受ける円筒の弾性応力算定式にて求めた面外方向応力の平均値は最大約0.70N/mm<sup>2</sup>であり、解析結果の約0.77N/mm<sup>2</sup>と比較して両者はよく一致している。したがって、LS-DYNA解析では構造物の応答が適切に評価されている。</p> <div style="display: flex; align-items: flex-start;"> <div style="flex: 1;"> <math display="block">\sigma_r = -\frac{k^2/R^2 - 1}{k^2 - 1} P_a</math> <p>ここで、</p> <p><math>k</math> : <math>b/a</math> により計算した値</p> <p><math>R</math> : <math>r/a</math> により計算した値</p> <p><math>a</math> : 内半径 (mm) …3,086mm</p> <p><math>b</math> : 外半径 (mm) … <input type="text"/></p> <p><math>r</math> : 半径方向の座標 (mm) … <input type="text"/> (下部側壁の壁厚中心)</p> <p><math>P_a</math> : 内圧 (MPa)</p> </div> <div style="flex: 1; text-align: center;">  <p>図6・9 内外圧を受ける円筒 (機械工学便覧 基礎編 a3 材料力学)</p> </div> </div>		<p>・評価方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>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、構造の違いにより評価方法が異なる。</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 style="text-align: center;">第1図 床スラブに作用する圧力の分布</p> <p style="text-align: center;">※凡例の括弧内の数値は床スラブ中心からの距離</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="1041 1024 1605 1625" style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 100%;"></div> <div data-bbox="1199 445 1555 1016" style="text-align: center;"> <p>圧力 [MPa]</p> <p>時間 [ms]</p> <p>— A点 (0.7m) — B点 (0.3m) — C点 (0.5m) — D点 (0.7m) — E点 (1.0m)</p> <p>※凡例の括弧内の数値は床面からの高さ</p> </div>	<p style="text-align: center;">第2図 側壁に作用する圧力の分布</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="1035 1045 1614 1661" style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 100%;"></div> <div data-bbox="1210 457 1555 1045" style="text-align: center;"> <p>— 下部側壁に作用する圧力 (平均) — 側壁方向応力 (平均値) — 側壁方向応力 (瞬時)</p> </div>		
<p>第3図 手計算及び解析結果の応力比較 (下部側壁)</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;">別添 5</p> <p><u>SE後のコンクリートの残留ひび割れの影響 (参考)</u></p> <p>1. はじめに 東海第二発電所では、SEによって残留熱除去系及び代替循環冷却系の水源となるサプレッション・チェンバに大量のデブリが移行するような経路が形成されないことを確認するため、SEによってペDESTALの構造が終局状態に至らないことを評価し、RPV支持機能及びデブリ保持機能が維持されることを確認している。しかしながら、SEによって躯体に生じた残留ひび割れより、デブリの冷却水がペDESTALの外へ漏えいすることも考えられることから、デブリ冷却性の観点で残留ひび割れからの漏水影響を検討する。</p> <p>2. 残留ひび割れ幅の算定 (1) 算定方法 LS-DYNAコードによるSE解析終了時刻における鉄筋の軸方向の引張応力状態により、コンクリート標準示方書 [設計編] ((社) 土木学会, 2012)) (以下「コンクリート標準示方書 [設計編]」) という。) のひび割れ幅の算定式を用いてペDESTAL躯体の残留ひび割れ幅を算定する。 鉄筋コンクリート部材に曲げモーメントが作用した場合、曲げモーメントの増加と共にひび割れが発生し、その本数が増加することでひび割れ間隔が小さくなっていく。しかし、曲げモーメントがある程度以上大きくなると、新たなひび割れが発生しない状態となる。このとき、鉄筋コンクリートのひび割れ幅 (<math>W_{cr}</math>) は、一般的に (1) 式で表すことができ、鉄筋コンクリートのひび割れ間隔に、ひび割れ間のコンクリートと鉄筋のひずみ差を乗じた値として与えられることになる。 <math display="block">W_{cr} = \int_0^{l_{cr}} (\varepsilon_s - \varepsilon_c) dx \cdots (1)</math> ここで、 <math>l_{cr}</math> : ひび割れ間隔 <math>\varepsilon_s - \varepsilon_c</math> : 鉄筋とコンクリートのひずみ差  これを基に、コンクリート標準示方書 [設計編] では、鉄筋のかぶりや鋼材の表面形状等を考慮し、(2) 式のように示されている。</p>		<p>・評価方針の相違 【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、構造の違いにより評価方法が異なる。</p>



$$W_{cr} = 1.1k_1k_2k_3\{4c + 0.7(C_s - \emptyset)\} \left( \frac{\sigma_{se}}{E_s} + \varepsilon'_{csd} \right) \dots (2)$$

ここで、

- $k_1$  : 鉄筋の表面形状がひび割れ幅に及ぼす影響を表す係数 (-)
- $k_2$  : コンクリートの品質がひび割れ幅に及ぼす影響を表す係数で (3) 式による  

$$k_2 = \frac{15}{f'_c + 20} + 0.7 \dots (3)$$
- $f'_c$  : コンクリートの圧縮強度 (N/mm<sup>2</sup>)
- $k_3$  : 引張鋼材の段数の影響を表す係数で (4) 式による  

$$k_3 = \frac{5(n+2)}{7n+8} \dots (4)$$
- $n$  : 引張鋼材の段数 (-)
- $c$  : かぶり (mm)
- $C_s$  : 鋼材の中心間隔 (mm)
- $\emptyset$  : 鋼材径 (mm)
- $\sigma_{se}$  : 鋼材位置のコンクリートの応力が 0 の状態からの鉄筋応力度の増加量 (N/mm<sup>2</sup>)
- $E_s$  : 鉄筋のヤング係数 (N/mm<sup>2</sup>)
- $\varepsilon'_{csd}$  : コンクリートの収縮及びクリープ等によるひび割れ幅の増加を考慮するための数値 (-)

(1) 式及び (2) 式より SE によりベDESTAL 躯体に生じる残留ひび割れ幅 ( $W_{cr}$ ) を算出する。

$$W_{cr} = l_{cr} \left( \frac{\sigma_{se}}{E_s} + \varepsilon'_{csd} \right) \dots (5)$$

各項目の数値を下表に示す。

項目	数値
$k_1$ : 鉄筋の表面形状がひび割れ幅に及ぼす影響を表す係数 (異形鉄筋)	1.0
$f'_c$ : コンクリートの圧縮強度	22.06 N/mm <sup>2</sup>
$n$ : 引張鋼材の段数	
$c$ : かぶり	
$C_s$ : 鋼材の中心間隔	
$\emptyset$ : 鋼材径	
$E_s$ : 鉄筋のヤング係数	$2.05 \times 10^5$ N/mm <sup>2</sup>
$\varepsilon'_{csd}$ : コンクリートの収縮及びクリープ等によるひび割れ幅の増加を考慮するための数値	$150 \times 10^{-6}$

(2) 算定結果

第 1 図に側壁部及び床スラブ部での残留ひび割れ幅を示

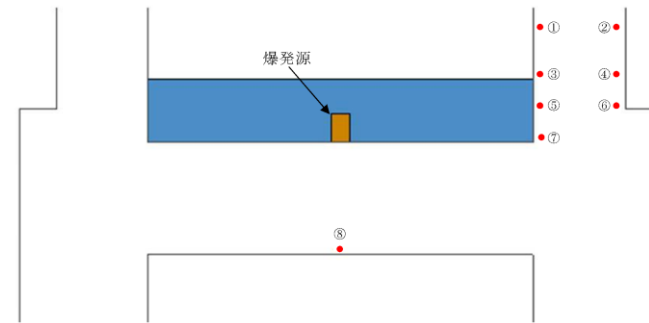
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>す。解析終了時刻における鉄筋の軸方向引張応力状態に基づき算定した各鉄筋位置における残留ひび割れ幅の最大値は側壁部で約 0.05mm, 床スラブ部 (最下段鉄筋) で約 0.13mm である。</p> <p>3. SE後の残留ひび割れによる漏水影響の検討</p> <p>(1) ペDESTAL 躯体の応力状態を考慮した漏水影響の検討</p> <p>残留ひび割れによる漏水影響が表れやすいと考えられる床スラブを対象に, ペDESTAL 躯体の応力状態より漏水影響について検討する。</p> <p>第2図に鉄筋の応力-ひずみ関係を示す。解析終了時刻における床スラブ下端鉄筋の1段目の軸方向の引張ひずみは <math>200\mu</math> 程度である。これは, 鉄筋の応力-ひずみ関係で表現した場合, ほぼ初期状態に当たる長期許容応力度 (<math>195\text{N}/\text{mm}^2</math>) の <math>1/5</math> に相当する応力レベルであり, 床スラブ下端側に作用する引張応力に対する強度は損なわれていない。</p> <p>第3図に床スラブ断面応力状態を示す。SE後にはデブリ自重等の荷重が作用した状態となることから, 構造的に床スラブ断面内では中立軸を境に鉄筋が配置される床スラブ下端側に引張応力が作用するが, 床スラブ上端側ではひび割れを閉鎖させる方向の圧縮応力が作用する。また, SE後においても, ペDESTAL (ドライウエル部) へ落下したデブリによって床スラブの上端側のコンクリートが加熱されることで, 圧縮応力が作用した状態となる。</p> <p>以上のことより, ペDESTAL 躯体の応力状態を考慮すると, 実機においてSE後の残留ひび割れが生じた場合においても, 漏水量は相当小さい値になると考えられる。</p> <p>(2) 既往の知見を踏まえた漏水影響の検討</p> <p>「コンクリートのひび割れ調査, 補修・補強指針—2009—」において, 建築物を対象とした漏水実験や実構造物における実態調査がまとめられている。この中で坂本他の検討<sup>*1</sup>では, 10cm~26cm までの板厚による実験を行っており, 板厚が厚くなる方が漏水に対して有利であり, 26cm では漏水が生じるひび割れ幅は 0.2mm 以上であったと報告されている。これに対して, 実機ペDESTALの側壁 (厚さ: 上部 <input type="text"/>, 下部 <input type="text"/>) 及び床スラブ (厚さ: <input type="text"/>) は, 26cm 以上の板厚を有している。</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>また、一般に、ひび割れ幅が 0.2mm 未満であれば、水質による目詰まりやひび割れ内部のコンクリートの水和反応による固形物の析出等により、漏水流量が時間とともに減少する<sup>※2</sup>ことが分かっている。</p> <p>※1 コンクリート壁体のひびわれと漏水の関係について (その2) (日本建築学会大会学術講演便概集, 昭和55年9月)</p> <p>※2 沈埋トンネル側壁のひび割れからの漏水と自癒効果の確認実験 (コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.1 1995)</p> <p>(3) MCC I 影響抑制対策施工に伴う漏水影響の低減効果について MCC I 影響抑制対策であるコリウムシールドの設置に伴い、水密性確保の観点でペDESTAL 躯体とコリウムシールドの間を SUS 製ライナでライニングする計画としている。このため、デブリが落下した以降の状態においても、SUS 製ライナが残留ひび割れからの漏水影響低減に寄与すると考えられる。</p> <p>4. 残留ひび割れからの漏水を仮定したデブリ冷却性への影響評価 前述のとおり、ペDESTAL 躯体の応力状態や既往の知見等を考慮すると、実機において残留ひび割れから漏えいが発生した場合においても、漏水量は相当小さくなると考えられるが、ここでは残留ひび割れからの漏水を仮定した場合のデブリ冷却性への影響について定量的に検討する。</p> <p>(1) 漏水量の評価 漏水量は「コンクリートのひび割れ調査、補修・補強指針-2009-付：ひび割れの調査と補修・補強事例 (社団法人日本コンクリート工学協会)」における漏水量の算定式に基づき、残留ひび割れ幅に対する漏水量を評価する。なお、本評価における算定条件は漏水量を多く見積もる観点で保守的な設定とする。</p> <p>【漏水量算定式】</p> $Q = \frac{C_w \cdot L \cdot w^3 \cdot \Delta p}{12\nu \cdot t}$ <p>ここで、 Q : 漏水量 (mm<sup>3</sup>/s)</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> <math>C_w</math> : 低減係数 (—)  <math>L</math> : ひび割れ長さ (mm)  <math>w</math> : ひび割れ幅 (mm)  <math>\Delta p</math> : 作用圧力 (N/mm<sup>2</sup>)  <math>\nu</math> : 水の粘性係数 (Ns/mm<sup>2</sup>)  <math>t</math> : 部材の厚さ (ひび割れ深さ) (mm) </p> <p>項目の数値を下表に示す。</p> <table border="1" data-bbox="973 510 1679 1041"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>数値</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td><math>C_w</math> : 低減係数<sup>*1</sup></td> <td>0.01</td> </tr> <tr> <td><math>L</math> : ひび割れ長さ<sup>*2</sup></td> <td>上部側壁 : 112,000mm 下部側壁 : 27,000mm 床スラブ : 74,000mm</td> </tr> <tr> <td><math>w</math> : ひび割れ幅<sup>*3</sup></td> <td>側壁 : 0.05mm 床スラブ : 0.13mm</td> </tr> <tr> <td><math>\Delta p</math> : 作用圧力<sup>*4</sup></td> <td>0.25 N/mm<sup>2</sup></td> </tr> <tr> <td><math>\nu</math> : 水の粘性係数<sup>*5</sup></td> <td><math>1.82 \times 10^{-10}</math> Ns/mm<sup>2</sup></td> </tr> <tr> <td><math>t</math> : 部材の厚さ (ひび割れ深さ)</td> <td></td> </tr> </tbody> </table> <p> <sup>*1</sup> 構造体の壁厚さ1mの実験結果(「沈埋トンネル側壁のひび割れからの漏水と自癒効果実験」コンクリート工学年次論文報告集 vol.17 No.1 1995)に基づく値  <sup>*2</sup> コンクリート標準示方書〔設計編〕の算定式にて評価したひび割れ間隔及びペDESTAL躯体寸法に基づき設定したひび割れ長さ  <sup>*3</sup> L S-D Y N A解析結果に基づき算定した床スラブ及び側壁の残留ひび割れ幅の最大値  <sup>*4</sup> デブリ全量落下後に人通用開口部高さまで水張りされた状態(床面より約3m高さ)での床スラブ上面での水頭圧, 及びR P V破損後のドライウエール・サブプレッション・チェンバ差圧を考慮した圧力(側壁部の漏水量算定においても, 保守的に同じ作用圧力を適用)  <sup>*5</sup> R P V破損後のサブプレッション・チェンバ温度に基づき150℃の値を設定 </p> <p>(2) 漏水量の算定結果</p> <p>上記の条件にて求めた漏水量は, 側壁部で約 0.05m<sup>3</sup>/h, 床スラブで約 0.38m<sup>3</sup>/h となり, 合計約 0.43m<sup>3</sup>/h である。</p> <p>(3) 漏水量に対するデブリ冷却性への影響評価</p> <p>算定した床スラブ及び側壁の漏水量は合計で約 0.43m<sup>3</sup>/h であるが, これに対して格納容器下部注水系(常設)にて80m<sup>3</sup>/hのペDESTAL注水が可能である。したがって, 万が一S E後のコンクリートの残留ひび割れによる漏水が生じた場合においても, 漏水量を十分に上回る注水量を確保できることから, デブリ冷却性への影響はない。</p>	項目	数値	$C_w$ : 低減係数 <sup>*1</sup>	0.01	$L$ : ひび割れ長さ <sup>*2</sup>	上部側壁 : 112,000mm 下部側壁 : 27,000mm 床スラブ : 74,000mm	$w$ : ひび割れ幅 <sup>*3</sup>	側壁 : 0.05mm 床スラブ : 0.13mm	$\Delta p$ : 作用圧力 <sup>*4</sup>	0.25 N/mm <sup>2</sup>	$\nu$ : 水の粘性係数 <sup>*5</sup>	$1.82 \times 10^{-10}$ Ns/mm <sup>2</sup>	$t$ : 部材の厚さ (ひび割れ深さ)			
項目	数値																
$C_w$ : 低減係数 <sup>*1</sup>	0.01																
$L$ : ひび割れ長さ <sup>*2</sup>	上部側壁 : 112,000mm 下部側壁 : 27,000mm 床スラブ : 74,000mm																
$w$ : ひび割れ幅 <sup>*3</sup>	側壁 : 0.05mm 床スラブ : 0.13mm																
$\Delta p$ : 作用圧力 <sup>*4</sup>	0.25 N/mm <sup>2</sup>																
$\nu$ : 水の粘性係数 <sup>*5</sup>	$1.82 \times 10^{-10}$ Ns/mm <sup>2</sup>																
$t$ : 部材の厚さ (ひび割れ深さ)																	

5. まとめ

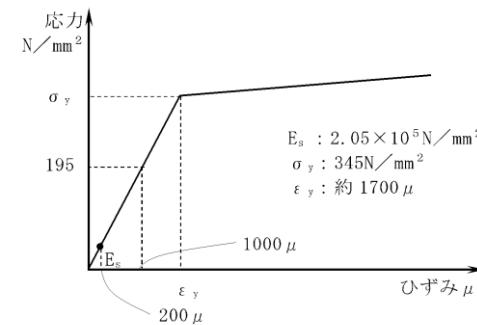
LS-DYNAコードの解析結果に基づきペDESTAL躯体に発生する残留ひび割れ幅は側壁部で約0.05mm, 床スラブ部で約0.13mmであることを評価した。これに対して, ペDESTAL躯体の応力状態, 既往の知見等を考慮すると残留ひび割れからの漏水量は相当小さくなると考えられる。さらに, 残留ひび割れからの漏水を仮定して保守的に評価した漏水量約0.43m<sup>3</sup>/hに対して, ペDESTALの床面に落下したデブリを冷却するための格納容器下部注水系(常設)は80m<sup>3</sup>/hで注水可能であることから, 万が一SE後の残留ひび割れによる漏水が生じた場合においても, ペDESTALの床面に落下したデブリを十分に冷却することが可能である。



	要素番号	残留ひび割れ幅 <sup>※</sup>
①	B699530	約0.04 mm
②	B678799	約0.04 mm
③	B696183	約0.04 mm
④	B704282	約0.04 mm
⑤	B703078	約0.04 mm
⑥	B704112	約0.04 mm
⑦	B696021	約0.05 mm
⑧	B601447	約0.13 mm

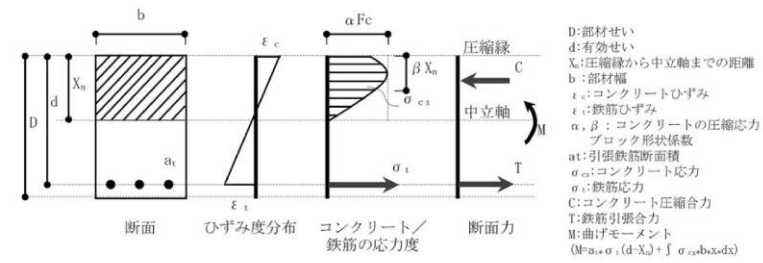
※ 解析終了時刻における鉄筋の軸方向引張応力より算定

第1図 側壁部及び床スラブ部の鉄筋位置における残留ひび割れ幅



第2図 鉄筋の応力-ひずみ関係とSE後の鉄筋の応力レベル

(SD345 鉄筋)



第3図 床スラブ断面応力状態



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;">別添 6</p> <p><u>ペDESTALの対策施工に伴う床スラブの強度維持について</u></p> <p>SEが発生した場合のLS-DYNAコードによるペDESTAL構造健全性評価では、ペDESTAL全体のコンクリートを一体としてモデル化している。一方で、実機では、MCCI対策であるスリット状排水流路の施工等のため、床スラブ上部の既存コンクリートを研り、スリット等を設置した上で再度コンクリートを打継ぐこととなる。そこで、コンクリート打継ぎに当たっては、コンクリートを研る前と同等の強度を維持することとする。</p> <p>ここでは、床スラブの強度維持の方針、必要鉄筋量の評価、施工の成立性及び施工による影響の有無について説明する。</p> <p>1. 床スラブの強度維持の方針</p> <p>対策後のペDESTAL概要図を第1図に示す。施工後においても、施工前と同等の強度を維持し、ペDESTAL全体のコンクリートを一体としてモデル化したLS-DYNAコードによるペDESTAL構造健全性評価を適用可能とするための必要な事項及び対応方針は、以下のとおりである(第2図)。</p> <p>① 必要事項:打継ぎコンクリートと既存コンクリート間は、 施工前と同様に荷重が伝達されること 対応方針:施工前と同様に荷重伝達するため、鉄筋を追加</p> <p>② 必要事項:打継ぎコンクリートの強度は、既存コンクリートと同等の強度を確保 対応方針:既存コンクリートと同等の設計基準強度を有するコンクリートを選定</p> <p>なお、実際の施工においては、コンクリートを打継ぎする際は境界面の打継処理をすることから、コンクリートの打継目にも一定程度の強度を有するものと考えられるが、「2. 必要鉄筋量の評価」では保守的にこの効果を考慮せず、必要な鉄筋量を評価することとする。</p> <p>2. 必要鉄筋量の評価</p> <p>施工後においても、施工前と同様に荷重を伝達する構造とするため、必要な鉄筋量を追加することとし、各種合成構造設計</p>		<p>・評価方針の相違</p> <p><b>【東海第二】</b></p> <p>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、構造の違いにより評価方法が異なる。</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>指針・同解説 ((社) 日本建築学会, 2010) (以下, 「合成指針」という。) 及び原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 ((社) 日本建築学会, 2005) (以下, 「RC-N規準」という。) に基づき算定する。また, SE評価では終局状態に至らないことを確認しているため, コンクリート強度については短期許容応力度を考慮する。さらに, SE発生時においても施工前と同様の荷重伝達を達成する観点より, LS-DYNAを用いたSE評価に基づく, コンクリートの圧縮強度動的増倍率 (1.49 倍) (別添2 参照) を考慮した設計とする。なお, コンクリートは設計上, 圧縮力とせん断力を負担するが, 圧縮力については施工前後で水蒸気爆発時の荷重伝達の様態に変わりはないことから, せん断力を対象とした必要鉄筋量を評価する。</p> <p>2.1 鉛直方向鉄筋</p> <p>(1) 接着系アンカーのせん断耐力 (□鉄筋)</p> <p>合成指針に基づき,</p> $q_a = \min[q_{a1}, q_{a2}, q_{a3}]$ $q_{a1} = \varphi_1 \cdot s\sigma_{qa} \cdot sc^a$ $q_{a2} = \varphi_2 \cdot c\sigma_{qa} \cdot sc^a$ $q_{a3} = \varphi_2 \cdot c\sigma_t \cdot A_{qc}$ <p>ここで,</p> <p><math>q_a</math> : 接着系アンカーボルト 1 本当たりの許容せん断力 (N)</p> <p><math>q_{a1}</math> : 接着系アンカーボルトのせん断強度により決まる場合のアンカーボルト 1 本当たりの許容せん断力 (N)</p> <p><math>q_{a2}</math> : 定着した躯体の支圧強度により決まる場合の接着系アンカーボルト 1 本当たりの許容せん断力 (N)</p> <p><math>q_{a3}</math> : 定着した躯体のコーン状破壊により決まる場合の接着系アンカーボルト 1 本当たりの許容せん断力 (N)</p> <p><math>\varphi_1</math> : 低減係数で短期荷重用の 1.0 を用いる。</p> <p><math>\varphi_2</math> : 低減係数で短期荷重用の 2/3 を用いる。</p> <p><math>s\sigma_{qa}</math> : 接着系アンカーボルトのせん断強度で, <math>s\sigma_{qa} = 0.7 \cdot s\sigma_y</math> とする。</p> <p><math>s\sigma_y</math> : 接着系アンカーボルトの規格降伏強度 = <math>345\text{N}/\text{mm}^2</math></p> <p><math>sc^a</math> : 接着系アンカーボルトの断面積</p> <p><math>c\sigma_{qa}</math> : コンクリートの支圧強度で, <math>c\sigma_{qa} = 0.5\sqrt{F_{cd} \cdot E_c}</math> とする。</p> <p><math>c\sigma_t</math> : コーン状破壊に対するコンクリートの引張強度で, <math>c\sigma_t = 0.31\sqrt{F_{cd}}</math> とする。</p>		

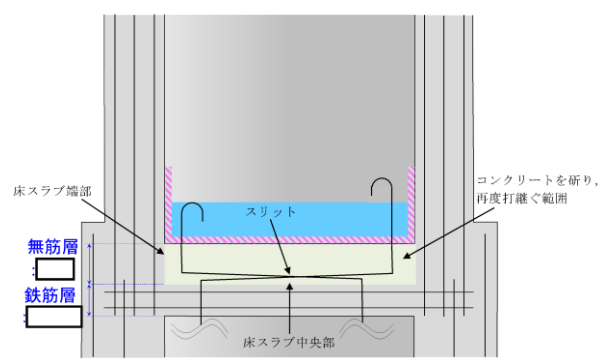
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p> <math>F_c</math> : コンクリートの設計基準強度=22.06N/mm<sup>2</sup>  <math>F_{cd}</math> : 応力状態(短期)及び圧縮強度動的増倍率(1.49倍)を考慮したコンクリートの圧縮強度=<math>F_c \times 1.5 \times 1.49 \approx 49.30\text{N/mm}^2</math>  <math>E_c</math> : コンクリートのヤング係数=<math>2.2 \times 10^4\text{N/mm}^2</math>  <math>A_{qc}</math> : せん断力に対するコーン状は界面の有効投影面積で<math>A_{qc} = 0.5\pi c^2</math>とする。(第3図)  <math>C</math> : へりあき寸法 </p> <p>以上より,  <math>q_{a1} \approx 6.92 \times 10^4\text{N}</math>  <math>q_{a2} \approx 9.95 \times 10^4\text{N}</math>  <math>q_{a3} \approx 9.12 \times 10^4\text{N}</math>  よって, <math>q_a = \min[q_{a1}, q_{a2}, q_{a3}]</math>であるため, せん断耐力<math>q_a</math>は<math>6.92 \times 10^4\text{N}</math>となる。</p> <p>(2) コンクリートの短期許容せん断応力度  RC-N規準に基づくコンクリートの短期許容応力度において, コンクリートの圧縮強度動的増倍率を考慮し,  <math>f_s = 1.5 \cdot \frac{1}{30} \cdot F_c \cdot DIF</math> かつ <math>1.5 \cdot \left(0.49 + \frac{1}{100} F_c \cdot DIF\right)</math> 以下  ここで,  <math>F_c</math> : コンクリートの設計基準強度=22.06N/mm<sup>2</sup>  <math>DIF</math> : コンクリートの圧縮強度動的増倍率=1.49</p> <p>以上より,  <math>1.5 \cdot \frac{1}{30} \cdot F_c \cdot DIF \approx 1.64\text{ N/mm}^2</math>  <math>1.5 \cdot \left(0.49 + \frac{1}{100} F_c \cdot DIF\right) \approx 1.23\text{ N/mm}^2</math></p> <p>よって, コンクリートの短期許容せん断応力度<math>f_s</math>は<math>1.23\text{N/mm}^2</math>となる。</p> <p>(3) 1m<sup>2</sup>あたりに必要な鉄筋本数  1m<sup>2</sup>あたりのコンクリートの許容せん断耐力<math>f_{sa}</math>は,  <math>f_{sa} = f_s \cdot 1000^2 = 1.23 \times 10^6\text{N}</math></p> <p>1m<sup>2</sup>あたりに配置する鉄筋の本数<math>n_a</math>は,  <math>n_a = f_{sa} / q_a \approx 17.78</math>本</p> <p>以上より, 打継ぎコンクリート部 1m<sup>2</sup>あたり <input type="text"/> 鉄筋を 18本以上配置する。</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>2.2 水平方向鉄筋</p> <p>(1) 接着系アンカーのせん断耐力 ( <input type="text"/> 鉄筋)</p> <p>合成指針に基づき,</p> $q_a = \min[q_{a1}, q_{a2}, q_{a3}]$ $q_{a1} = \varphi_1 \cdot s\sigma_{qa} \cdot scA$ $q_{a2} = \varphi_2 \cdot c\sigma_{qa} \cdot scA$ $q_{a3} = \varphi_2 \cdot c\sigma_t \cdot A_{qc}$ <p>ここで,</p> <p><math>q_a</math> : 接着系アンカーボルト 1 本当たりの許容せん断力 (N)</p> <p><math>q_{a1}</math> : 接着系アンカーボルトのせん断強度により決まる場合のアンカーボルト 1 本当たりの許容せん断力 (N)</p> <p><math>q_{a2}</math> : 定着した躯体の支圧強度により決まる場合の接着系アンカーボルト 1 本当たりの許容せん断力 (N)</p> <p><math>q_{a3}</math> : 定着した躯体のコーン状破壊により決まる場合の接着系アンカーボルト 1 本当たりの許容せん断力 (N)</p> <p><math>\varphi_1</math> : 低減係数で短期荷重用の 1.0 を用いる。</p> <p><math>\varphi_2</math> : 低減係数で短期荷重用の 2/3 を用いる。</p> <p><math>s\sigma_{qa}</math> : 接着系アンカーボルトのせん断強度で, <math>s\sigma_{qa} = 0.7 \cdot s\sigma_y</math> とする。</p> <p><math>s\sigma_y</math> : 接着系アンカーボルトの規格降伏強度 = 345N/mm<sup>2</sup></p> <p><math>scA</math> : 接着系アンカーボルトの断面積</p> <p><math>c\sigma_{qa}</math> : コンクリートの支圧強度で, <math>c\sigma_{qa} = 0.5\sqrt{F_{cd} \cdot E_c}</math> とする。</p> <p><math>c\sigma_t</math> : コーン状破壊に対するコンクリートの引張強度で, <math>c\sigma_t = 0.31\sqrt{F_{cd}}</math> とする。</p> <p><math>F_c</math> : コンクリートの設計基準強度 = 22.06N/mm<sup>2</sup></p> <p><math>F_{cd}</math> : 応力状態 (短期) 及び圧縮強度動的増倍率 (1.49 倍) を考慮したコンクリートの圧縮強度 = <math>F_c \times 1.5 \times 1.49 \doteq 49.30\text{N/mm}^2</math></p> <p><math>E_c</math> : コンクリートのヤング係数 = <math>2.2 \times 10^4\text{N/mm}^2</math></p> <p><math>A_{qc}</math> : せん断力に対するコーン状は界面の有効投影面積で <math>A_{qc} = 0.5\pi c^2</math> とする。(第 3 図)</p> <p><math>C</math> : へりあき寸法</p> <p>以上より,</p> $q_{a1} \doteq 1.22 \times 10^5\text{N}$ $q_{a2} \doteq 1.76 \times 10^5\text{N}$ $q_{a3} \doteq 5.13 \times 10^4\text{N}$ <p>よって, <math>q_a = \min[q_{a1}, q_{a2}, q_{a3}]</math> であるため, せん断耐力 <math>q_a</math> は <math>5.13 \times 10^4\text{N}</math> となる。</p>		

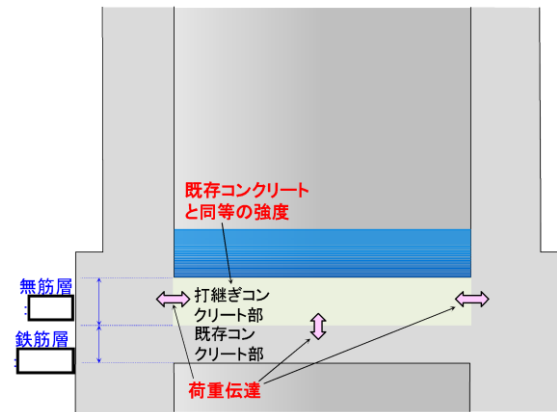
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(2) コンクリートの短期許容せん断応力度</p> <p>RC-N規準に基づくコンクリートの短期許容応力度において、コンクリートの圧縮強度動的増倍率を考慮し、</p> $f_s = 1.5 \cdot \frac{1}{30} \cdot F_c \cdot DIF \text{ かつ } 1.5 \cdot \left(0.49 + \frac{1}{100} F_c \cdot DIF\right) \text{ 以下}$ <p>ここで、</p> <p><math>F_c</math> : コンクリートの設計基準強度=22.06N/mm<sup>2</sup>  <math>DIF</math> : コンクリートの圧縮強度動的増倍率=1.49</p> <p>以上より、</p> $1.5 \cdot \frac{1}{30} \cdot F_c \cdot DIF \cong 1.64 \text{ N/mm}^2$ $1.5 \cdot \left(0.49 + \frac{1}{100} F_c \cdot DIF\right) \cong 1.23 \text{ N/mm}^2$ <p>よって、コンクリートの短期許容せん断応力度<math>f_s</math>は1.23N/mm<sup>2</sup>となる。</p> <p>(3) 1m<sup>2</sup>あたりに必要な鉄筋本数</p> <p>1m<sup>2</sup>あたりのコンクリートの短期許容せん断耐力<math>f_{sa}</math>は、</p> $f_{sa} = f_s \cdot 1000^2 = 1.23 \times 10^6 \text{ N}$ <p>1m<sup>2</sup>あたりに配置する鉄筋の本数<math>n_a</math>は、</p> $n_a = f_{sa} / q_a \cong 23.98 \text{ 本}$ <p>以上より、打継ぎコンクリート部 1m<sup>2</sup>あたり <input type="text"/> 鉄筋を 24 本以上配置する。</p> <p>2.3 施工前後でのペDESTAL構造の比較</p> <p>上記で評価した必要鉄筋量を追加した場合のペDESTAL構造を、施工前と比較して第4図に示す。</p> <p>鉛直方向鉄筋及び水平方向鉄筋の追加により、施工前と同様に荷重伝達が可能となる。また、既存コンクリートと同等の設計基準強度を有する打継ぎコンクリートを使用することで、打継ぎコンクリート部は施工前と同等の強度が確保される。なお、形状保持筋については、床スラブの強度維持ではなく、打継ぎコンクリート部の形状を保持するために追加する。</p> <p>2.4 SE評価で設定した終局面外せん断応力度への影響</p> <p>SE評価では、ペDESTALの床スラブの形状を考慮して、コンクリート標準示方書〔構造性能照査編〕に示されるディープ</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>ビームの設計せん断耐力式を適用した、終局面外せん断応力度を判断基準として設定している（別添2参照）。</p> <p>第5図に示すとおり、ディープビームの設計せん断耐力式は、部材の高さと引張側主筋との関係より、部材上面に作用する荷重の載荷点と支点を結ぶタイドアーチ的な耐荷機構（圧縮ストラット）により、せん断力に抵抗する考え方で定められている。ここで、鉛直方向鉄筋を追加することにより、施工前の一体打設コンクリートと同様に、既設コンクリートと打継ぎコンクリートの荷重伝達を行えること、さらに、水平方向鉄筋は、施工前と同等の強度を維持するために追加するが、ディープビームの設計せん断耐力式において関係しないことから、ペDESTALの対策施工後においても、SE評価で用いた床スラブの終局面外せん断応力度に変更はない。</p> <p>3. 施工の成立性</p> <p>①鉛直鉄筋（<input type="text"/>）の埋込長は、床スラブの既設鉄筋深さまで到達しないことから、鉛直鉄筋の削孔は可能である。また、ペDESTAL側壁の既設鉄筋の最小ピッチは<input type="text"/>mm程度であり、床スラブ端部に追加する水平方向鉄筋（<input type="text"/>）の削孔径より十分大きいため、削孔は可能である。</p> <p>②ペDESTALに鉄筋用の削孔をする際は、ハンマードリルで穴を開ける。ハンマードリルは鉄筋を切断しないため、鉄筋の誤切断を回避可能である。</p> <p>③ペDESTAL側壁については、既設鉄筋ピッチを確認するため、一部は表面の鉄筋まで研り出し、既設鉄筋位置を目視にて確認して削孔位置を決める。</p> <p>④鉄筋の施工管理として、削孔後の穴を清掃し異物を除去する。その後掘削深さを確認し、規定範囲であることを確認する。規定の深さまで削孔出来なかった穴が存在する場合は、規定範囲の穴と識別表示する。</p> <p>⑤使用する接着材（セメント系アンカー）の施工手順に基づいて注入し、所定の長さまで鉄筋を挿入する。</p> <p>⑦接着材（セメント系アンカー）が固まった後、穴をコンクリートで埋め戻す。</p> <p>以上のとおり、既存のコンクリートに鉄筋を追加するための削孔は可能であり、工事の内容は一般建築の耐震補強で広く用いられているものであるため、施工の成立性に問題はない。</p>		

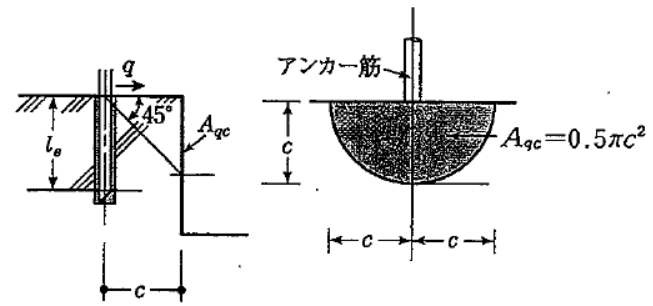


柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>4. 削孔箇所の強度</p> <p>床スラブへの鉄筋追加に伴い、既存コンクリートを削孔することになるが、削孔部には耐環境性に優れ、コンクリートよりも付着強度や圧縮強度に優れた接着材や、コンクリートよりも強度・剛性の高い鉄筋を埋め込み、その上でコンクリートを充てんする。この接合部の引張強度は、鉄筋の降伏点以上の強度が得られることから、削孔箇所は施工前と同等以上の強度が確保される。</p> <p>また、接着材としては、耐放射線に優れた無機系（セメント）であり、かつ、200℃においても強度に影響ないものを使用する。また、鉄筋についても放射線影響及び 200℃における強度低下はなく、シビアアクシデント時に施工箇所の強度が低下することはない。</p> <p>以上より、施工による構造強度への悪影響はなく、既存の耐震評価への影響もない。</p> <p>5. まとめ</p> <p>MCC I 対策として床スラブのコンクリートを研り、打継ぐ際、鉄筋を追加すること等により、施工前と同等の強度を維持するため、施工後においてもペDESTAL 全体のコンクリートを一体としてモデル化した LS-DYNA コードによるペDESTAL 構造健全性評価を適用可能である。また、鉄筋の追加等により床スラブの強度は施工前と同等以上になるため、施工前の床スラブ全体の終局面外せん断応力度 (<math>4.33\text{N/mm}^2</math>) は施工後においても確保される。</p> <p>また、既設鉄筋の配置を考慮しても、鉄筋追加のための削孔等の施工は可能である。さらに、削孔箇所は施工前と同等以上の強度が確保され、シビアアクシデント時に強度が低下することはない。</p> 		

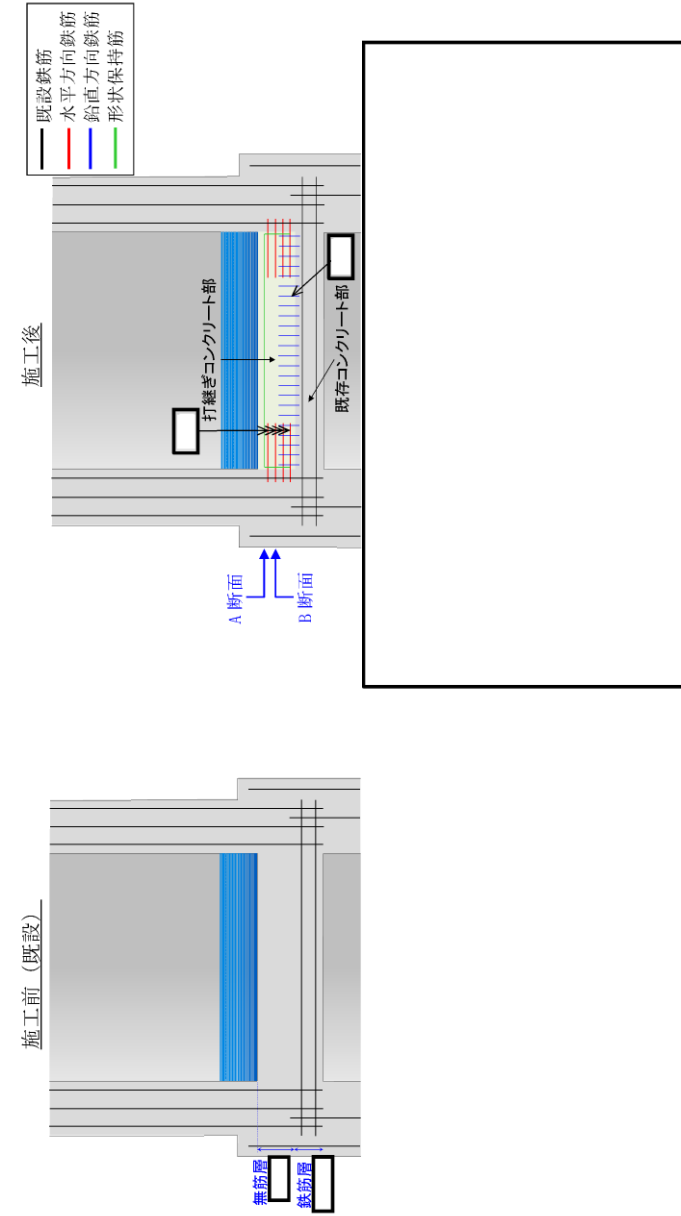
第1図 対策後のペDESTAL概要図



第2図 ペDESTALでの荷重伝達



第3図 側面の有効投影面積



※今後の設計進捗により、詳細については安全裕度を低下させない範囲で変更となる可能性がある。

第4図 施工前後でのペデスタル構造の比較



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 3.3.3</p> <p style="text-align: center;">原子炉格納容器下部への水張り実施の適切性</p> <p>炉心の溶融が進展し、溶融炉心が原子炉圧力容器底部から流出するような場合には、原子炉格納容器内で発生する種々の現象の発生を防止あるいは影響を緩和することで、<u>格納容器</u>の破損を防止することが重要なマネジメントとなる。原子炉圧力容器の外において発生する現象のうち、溶融炉心・コンクリート相互作用（以下「MCCI」という。）に対してはその影響緩和の手段として、<u>格納容器下部ドライウエル</u>への溶融炉心落下前の水張り（以下「初期水張り」という。）が有効な対策となる。一方、初期水張りによって、原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用（以下「FCI」という。）による急激な水蒸気発生に伴う<u>格納容器</u>内圧力の急激な上昇（以下「圧力スパイク」という。）が生じるほか、実機条件における大規模な水蒸気爆発の発生の可能性は低いと推定されるものの、水蒸気爆発が発生する可能性も考慮に入れる必要がある。初期水張りの水深によって想定される影響の程度は変化すると考えられることから、初期水張りを実施する場合には、両者の影響を考慮して水位を決定する必要がある。以下に初期水張りにおける水位設定の考え方を示す。</p> <p>1. <u>格納容器下部ドライウエル</u>への水張りの FCI に対する影響 FCI として生じる主な現象は、圧力スパイクである。 圧力スパイクは、水深が深い場合、顕熱によるエネルギーの吸収量が多くなり、潜熱で吸収するエネルギーが相対的に減少し、水蒸気発生量が低下することで、ピークが低くなる可能性がある一方、溶融炉心の粗混合量が多くなり、細粒化した粒子から水への伝熱量が多くなることで、ピークが高くなる可能性もある。 なお、FCI として生じる現象としては水蒸気爆発も挙げられるが、水蒸気爆発については、UO<sub>2</sub>主体の溶融物が水中に落下した場合に水蒸気爆発が発生した実験例は<u>僅か</u>であること及び、水蒸気爆発が発生した実験は、外部トリガを意図的に与えた場合、または溶融物の温度が溶融炉心の温度を上回る程の極端に大きな過熱度で実験した場合に限られることを確認している。</p>		<p style="text-align: right;">添付資料 3.3.3</p> <p style="text-align: center;">原子炉格納容器下部への水張り実施の適切性</p> <p>炉心の溶融が進展し、溶融炉心が原子炉圧力容器底部から流出するような場合には、原子炉格納容器内で発生する種々の現象の発生を防止あるいは影響を緩和することで、<u>原子炉格納容器</u>の破損を防止することが重要なマネジメントとなる。原子炉圧力容器の外において発生する現象のうち、溶融炉心・コンクリート相互作用（以下「MCCI」という。）に対してはその影響緩和の手段として、<u>原子炉格納容器下部</u>への溶融炉心落下前の水張り（以下「初期水張り」という。）が有効な対策となる。一方、初期水張りによって、原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用（以下「FCI」という。）による急激な水蒸気発生に伴う<u>原子炉格納容器</u>内圧力の急激な上昇（以下「圧力スパイク」という。）が生じるほか、実機条件における大規模な水蒸気爆発の発生の可能性は低いと推定されるものの、水蒸気爆発が発生する可能性も考慮に入れる必要がある。初期水張りの水深によって想定される影響の程度は変化すると考えられることから、初期水張りを実施する場合には、両者の影響を考慮して水位を決定する必要がある。以下に初期水張りにおける水位設定の考え方を示す。</p> <p>1. <u>原子炉格納容器下部</u>への水張りの FCI に対する影響 FCI として生じる主な現象は、圧力スパイクである。 圧力スパイクは、水深が深い場合、顕熱によるエネルギーの吸収量が多くなり、潜熱で吸収するエネルギーが相対的に減少し、水蒸気発生量が低下することで、ピークが低くなる可能性がある一方、溶融炉心の粗混合量が多くなり、細粒化した粒子から水への伝熱量が多くなることで、ピークが高くなる可能性もある。 なお、FCI として生じる現象としては水蒸気爆発も挙げられるが、水蒸気爆発については、UO<sub>2</sub>主体の溶融物が水中に落下した場合に水蒸気爆発が発生した実験例は<u>わずか</u>であること及び、水蒸気爆発が発生した実験は、外部トリガを意図的に与えた場合、又は溶融物の温度が溶融炉心の温度を上回る程の極端に大きな過熱度で実験した場合に限られることを確認してい</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>[1-4] また、水深 1.3m 以上の条件下での水蒸気爆発の発生は報告されておらず、実機条件に近い多くの溶融物量を落下させた実験でも水蒸気爆発の発生は報告されていない。[2, 5, 6] これらを考慮すると、実機で水蒸気爆発が生じる可能性は小さいと考える。しかしながら、仮に水蒸気爆発が発生した場合を想定すると、水深が深い方が粗混合が促進され、発生するエネルギーが大きくなることから、構造壁への衝撃荷重が大きくなると考えられる。</p> <p>2. <u>格納容器下部ドライウエルへの水張りの MCCI に対する影響</u>  <u>格納容器下部ドライウエルへの初期水張りに失敗し、溶融炉心落下後に注水を開始した場合、これまでの知見</u>[7-16]からは、溶融炉心上部にクラストが形成され、溶融炉心の冷却が阻害される可能性が考えられる。</p> <p>一方、初期水張りを実施することで、溶融物落下時に溶融炉心が粒子化されるため、クラストの形成によるデブリ内部への熱の閉じ込めを抑制することができ、デブリ上面からの除熱と落下時の溶融炉心の急速な冷却(デブリクエンチ)に期待できる。[5, 6, 17]</p> <p>3. 初期水張りの水位について  (1) 水位の設定  1. 及び 2. に示したとおり、初期水張りの水位は、FCI の水蒸気爆発による<u>格納容器</u>への影響の観点では低い方が良く、MCCI による<u>格納容器</u>への影響の観点では高い方が良い。<u>ABWR においては、従来の炉型に比較して格納容器下部ドライウエルの床面積が広い</u>ため、溶融炉心が広がった際に溶融炉心上面からの除</p>		<p>[1-4] また、水深 1.3m 以上の条件下での水蒸気爆発の発生は報告されておらず、実機条件に近い多くの溶融物量を落下させた実験でも水蒸気爆発の発生は報告されていない。[2, 5, 6] これらを考慮すると、実機で水蒸気爆発が生じる可能性は小さいと考える。しかしながら、仮に水蒸気爆発が発生した場合を想定すると、水深が深い方が粗混合が促進され、発生するエネルギーが大きくなることから、構造壁への衝撃荷重が大きくなると考えられる。</p> <p>2. <u>原子炉格納容器下部への水張りの MCCI に対する影響</u>  <u>原子炉格納容器下部への初期水張りに失敗し、溶融炉心落下後に注水を開始した場合、これまでの知見</u>[7-16]からは、溶融炉心上部にクラストが形成され、溶融炉心の冷却が阻害される可能性が考えられる。</p> <p>一方、初期水張りを実施することで、溶融物落下時に溶融炉心が粒子化されるため、クラストの形成によるデブリ内部への熱の閉じ込めを抑制することができ、デブリ上面からの除熱と落下時の溶融炉心の急速な冷却(デブリクエンチ)に期待できる。[5, 6, 17]</p> <p>3. <u>原子炉格納容器下部への水張りの DCH に対する影響</u>  DCH に対する格納容器破損防止対策として原子炉の減圧を継続している状況で格納容器スプレイを実施した場合、格納容器の温度が低下し、逃がし安全弁の環境条件の緩和に期待できる。ただし、島根 2 号炉のような Mark-I 改良型格納容器では、スプレイ水が原子炉格納容器下部に流入しペDESTAL 水位が上昇することで、水蒸気爆発が発生した場合の影響が大きくなることから、そのリスクを踏まえた上で、原子炉格納容器下部への注水操作(原子炉圧力容器破損前の初期水張り)においてペDESTAL 水位を適切に管理する必要がある。</p> <p>4. 初期水張りの水位について  (1) 水位の設定  1. 及び 2. に示したとおり、初期水張りの水位は、FCI の水蒸気爆発による<u>原子炉格納容器</u>への影響の観点では低い方が良く、MCCI による<u>原子炉格納容器</u>への影響の観点では高い方が良い。なお、添付資料 3.3.1「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用に関する知見の整理」で確認したよう</p>	<p>・設備設計の相違  【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>熱に寄与する面積が大きく、また、溶融炉心が格納容器下部に落下した際の堆積高さが低い</u>ため、MCCI が緩和され易いという特徴がある。</p> <p>以上を踏まえ、<u>6号及び7号炉</u>においては、FCI の圧力スパイクを考慮しても原子炉格納容器バウンダリの機能が維持され、MCCI 緩和のための溶融炉心の粒子化の効果に期待でき、さらにFCI の水蒸気爆発が発生した場合の影響を小さく抑えることができる水位として、初期水張り水位を <u>2m</u> に設定している。初期水張り水位 <u>2m</u> における FCI, MCCI の影響や、水張りの実施可能性については、FCI, MCCI 各事象の有効性評価で示したとおり、問題がないものとする。</p> <p>(2) 水位の設定根拠</p> <p>a. FCI の影響の観点</p> <p>1. に示したとおり、実機では水蒸気爆発が発生する可能性は小さい。しかしながら、仮にFCI による水蒸気爆発の発生を前提とした場合、<u>格納容器下部ドライウエル</u>の水位について、水位が高い方が溶融炉心の細粒化割合が大きくなる傾向がある。この場合、細粒化した粒子から水への伝熱量が多くなるので、水蒸気爆発に伴い<u>格納容器下部ドライウエル</u>に与えられる荷重は大きくなる。このことから、<u>格納容器下部ドライウエル</u>の水深が <u>2m</u> より深い場合の影響を評価し、問題がないことを確認している。この詳細は4. に示す。</p>		<p><u>に、水蒸気爆発が発生する可能性は小さいものと考えられるのに対し、原子炉格納容器下部に溶融炉心が落下するとMCCI は発生するため、MCCI の影響緩和を考慮する必要がある</u>が、島根2号炉の原子炉格納容器下部床面には、<u>溶融炉心に対して耐侵食性を有するジルコニア耐熱材を材料とするコリウムシールドを設置しているため、MCCI による原子炉格納容器下部のコンクリート侵食を抑制できるという特徴がある。</u></p> <p>以上を踏まえ、<u>島根2号炉</u>においては、FCI の圧力スパイクを考慮しても原子炉格納容器バウンダリの機能が維持され、MCCI 緩和のための溶融炉心の粒子化の効果に期待でき、さらにFCI の水蒸気爆発が発生した場合の影響を小さく抑えることができる水位として、初期水張り水位を <u>2.4m (コリウムシールド上面からの水位)</u> に設定している。初期水張り水位 <u>2.4m</u> における FCI, MCCI の影響や、水張りの実施可能性については、FCI, MCCI 各事象の有効性評価で示したとおり、問題がないものとする。</p> <p>(2) 水位の設定根拠</p> <p>a. FCI の影響の観点</p> <p>(i) 水蒸気爆発</p> <p>1. に示したとおり、実機では水蒸気爆発が発生する可能性は小さい。しかしながら、仮にFCI による水蒸気爆発の発生を前提とした場合、<u>ペDESTAL</u>水位について、水位が高い方が溶融炉心の細粒化割合が大きくなる傾向がある。この場合、細粒化した粒子から水への伝熱量が多くなるので、水蒸気爆発に伴い<u>原子炉格納容器下部</u>に与えられる荷重は大きくなる。このことから、<u>原子炉格納容器下部</u>の水深が <u>2.4m</u> より深い<u>約 3.8m</u> の場合の影響を評価し、問題がないことを確認している。(詳細は別添参照。)</p> <p>水蒸気爆発が発生した際の気相部の挙動については、J A S M I N Eコードを用い、添付資料 3.3.2 の評価条件 (初期水張り水位 2.4m) における、原子炉格納容器下部の空間部での格納容器圧力を評価した。評価結果を図1に示す。水蒸気爆発時の粗混合粒子の細粒化と伝熱により、爆発源の膨張に伴う圧力波が伝播する。圧力波は減衰するため、原子炉圧力容器底部に到達する時点では 0.30MPa[abs]以下となる。0.30MPa 程度の圧力波によって原子炉圧力容器が損傷に至る</p>	<p>島根2号炉では、原子炉格納容器下部におけるMCCI の影響抑制にコリウムシールドを期待している。</p> <p>・運用の相違 【柏崎6/7】 初期水張り深さの相違。</p> <p>・運用の相違 【柏崎6/7】 初期水張り深さの相違。</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>ことは想定し難いことから、圧力波による原子炉圧力容器への影響は無視できる程度と考える。原子炉格納容器への影響については、原子炉格納容器の構造上、原子炉格納容器下部において発生した圧力波が減衰されないまま原子炉格納容器上部に到達することは考えにくい、仮に 0.30MPa 程度の圧力波が原子炉格納容器上部の壁面に到達しても、原子炉格納容器の限界圧力 (853kPa[gage]) 未満であることから、原子炉格納容器が破損に至ることはない。</p> <p>また、初期水張りの水位が上昇すると、水面から原子炉圧力容器の底部までの距離が短くなる。原子炉格納容器下部で水蒸気爆発が発生した場合には、発生した水蒸気によって水塊がピストン状に押し上げられ、水塊が原子炉圧力容器の底部に衝突する可能性が考えられるが、水面と原子炉圧力容器の底部の距離が短くなることにより、衝突の可能性が高くなる懸念される。</p> <p>水塊による水位上昇は、主に原子炉格納容器下部の径Dと初期水位H<sub>0</sub>のアスペクト比 (H<sub>0</sub>/D) によって整理できる。<sup>[19]</sup>初期水張り水位 2.4m の場合、アスペクト比が約 0.42 となることから、水塊の上昇を含む最大水位は約 2.4m となる。また、初期水張り水位約 3.8m の場合、アスペクト比が約 0.66 となることから、水塊の上昇を含む最大水位は約 7.2m となる。水位約 3.8m の場合、水塊はコリウムシールド上面から約 7.2m まで上昇する可能性があるが、この高さはコリウムシールド上面から原子炉圧力容器の底部までの高さである約 9.5m よりも低いことから、水塊が原子炉圧力容器の底部に衝突することはなく、水塊による衝撃により、原子炉格納容器の支持機能の健全性に与える影響はない。</p> <p>(ii) 圧カスパイク</p> <p>初期水張り水位約 3.8m のときの格納容器圧力の評価結果を図 2 に示す。原子炉圧力容器が破損して、熔融炉心が原子炉格納容器下部の水中に落下する際に圧カスパイクが生じているが、圧カスパイクのピーク圧力は約 216kPa[gage]であり、水位 2.4m の場合の約 193kPa[gage]よりも高くなっているが、原子炉格納容器の限界圧力 853kPa[gage]を下回るため、原子炉格納容器バウンダリの機能は維持される。</p> <p>なお、この理由としては、初期水張り水位の上昇によって原子炉格納容器下部の水量が多くなり、熔融炉心の粗混合量</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>b. MCCI の影響の観点</p> <p><u>初期水張りの水深に応じて溶融炉心の一部が水中で粒子化し、急速冷却されることを考慮した上で、粒子化しなかった溶融炉心によって形成される連続層の高さを評価し、この連続層の冷却性の観点から、初期水張りの水深の妥当性を確認した。評価条件を以下に示す。なお、本評価はコリウムシールド設置前の格納容器下部床面積 (約 88m<sup>2</sup>) に基づき評価を行っている。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・<u>溶融炉心の水中での粒子化割合の評価には、MAAP コードにも用いられている Ricou- Spalding 相関式<sup>[18]</sup>を用いた。</u></li> <li>・<u>原子炉圧力容器の破損形態は制御棒駆動機構ハウジング 1 本の逸出を想定し、溶融物流出に伴う破損口の拡大を考慮した溶融炉心流出質量速度とした。</u></li> <li>・<u>粒子化した溶融炉心が連続層の上部に堆積した状態である、粒子状ベッドの冷却性については、Lipinski 0-D モデルを使用して評価している。粒子状ベッドのドライアウト熱流束と堆積したコリウムが床に均一に広がったと仮定した場合の崩壊熱除去に必要な熱流束 (図 1 参照) を比較すると、粒子状ベッドのドライアウト熱流束 (0.8MW/m<sup>2</sup> 以上) は崩壊熱除去に必要な熱流束 (全炉心落下で約 0.36MW/m<sup>2</sup>) よりも十分に大きく、粒子状ベッドの冷却可能性は極めて高いことから、連続層から水への崩壊熱除去を妨げないものとした。</u></li> <li>・<u>落下した溶融炉心は格納容器下部床上を拡がると思われるが、これまでの実験データを元にした解析<sup>[19]</sup>によると、有効性評価で想定している制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定すると、ABWR (ペDESTAL半径約 5.3m) で床上に水がある場合でも、床全面に溶融物が拡がること示されていることから、溶融炉心の拡がり面積を格</u></li> </ul>		<p>が増加し、水への伝熱量が増加したために、圧カスパイク評価は厳しくなったものと考えられる。</p> <p>以上の結果から、ペDESTAL水位を現状の初期水張り水位である 2.4m 以上に上昇させた場合であっても、FCI によって原子炉格納容器が破損に至るおそれはないと考える。</p> <p>b. MCCI の影響の観点</p>	<p>・評価方針の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>柏崎 6/7 では、ハードクラストが形成され、水がコリウム内に全く浸入しない条件でのデブリの連続層高さを目安に、初期水張り水深を決定している。</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><u>納容器下部床全面とした。</u></p> <p><u>また、初期水張りの水位を決定する上での設定目安は以下のとおりとした。</u></p> <p><u>・連続層が安定クラストとなり、水が連続層内に浸入せず、連続層の熱伝導が除熱の律速条件になると仮定して評価したところ、連続層厚さ 15cm までは、連続層が安定クラスト化していても連続層上面からの除熱によってコンクリートを分解温度以下に維持できる (MCCI の進展を防止可能) という結果 (図 2 参照) が得られたため、連続層厚さが 15cm となる水深を初期水張りの設定目安とした。</u></p> <p><u>上記の評価条件を元に、水張り水深と熔融炉心落下量をパラメータとして、連続層堆積高さを評価した。評価結果を図 3 に示す。</u></p> <p><u>評価結果を上記の初期水張りの水位の設定目安に照らすと、初期水張りの水位が 2m 程度の場合、熔融炉心落下量が全炉心 70%であれば連続層の高さを 15cm 以下にすることができ、初期水張りの水位が 3m 程度の場合、熔融炉心落下量が全炉心 100%の場合でも連続層の高さが 15cm 以下になることを確認した。</u></p> <p><u>以上の結果を考慮し、手順上、初期水張りの水位は 2m としている。コリウムシールドの設置により格納容器下部の面積が小さくなっていること及び有効性評価では、熔融炉心が全量落下するものとして評価していることにより上記の評価結果より厳しくなる可能性があるものの、落下割合には不確かさがあることや熔融炉心落下後には崩壊熱相当の注水を実施する手順としていること及び実機スケールではクラストへの水の浸入に期待できるという知見を踏まえ、初期水張りの水位を 2m としている。また、2m の初期水張りは、事象発生から熔融炉心落下までの時間余裕の中で十分に対応可能な操作である。</u></p>		<p><u>原子炉压力容器の下部から熔融炉心が落下するまでに、原子炉格納容器下部に熔融炉心の冷却に十分な水位及び水量を確保することによって、熔融炉心が落下時に粒子化され、粒子ベッドとして堆積することにより、デブリ冷却性の向上が</u></p>	<p>・評価方針の相違 【柏崎 6/7】 島根 2 号炉は、冷却材プールにデブリが落下</p>

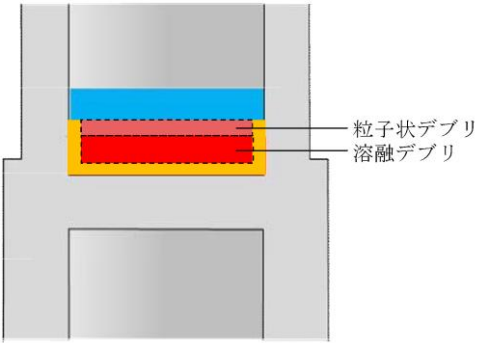
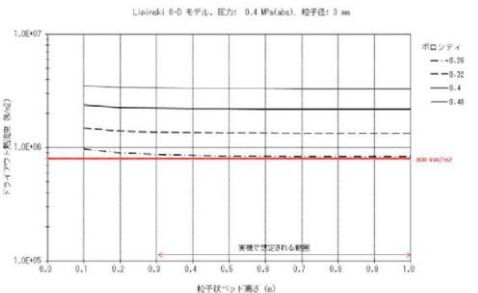
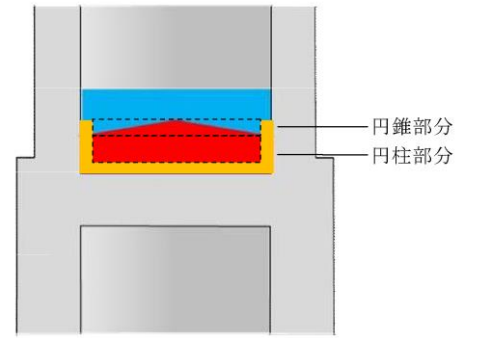
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>【比較のため、「添付資料 3. 2. 14」の一部を記載】</p> <p>2. 評価対象事故シーケンス</p> <p>R P V破損する有効性評価の評価事故シーケンスとして、過渡事象時に注水機能が喪失する事象 (以下「過渡事象」という。) を選定している。ここでは、有効性評価のベースケースとなる過渡事象について、デブリの冠水状態の評価を実施する。</p>	<p>期待される。</p> <p>島根原子力発電所2号炉では、「3. 5 熔融炉心・コンクリート相互作用」に示すとおり、全炉心に相当する量が熔融炉心として原子炉格納容器下部に落下し、落下した熔融炉心は原子炉格納容器下部に一樣に広がるものとしており、この場合の堆積高さは約1mとなる。しかしながら、デブリ堆積高さの不確かさとしてデブリ粒子化等の影響が考えられることから、これらの不確かさを考慮したデブリ堆積高さの評価を実施し、初期水張りの水深の妥当性<sup>※1</sup>を確認した。</p> <p>※1 デブリが水面から露出する状態の悪影響として以下が考えられることから、熔融炉心の落下後において、デブリの冠水状態を維持することを確認する。</p> <p>① F P放出に関する悪影響</p> <p>水面から露出した部分のデブリは冷却されにくく高温状態を維持するため、その下に堆積するデブリの除熱も悪くなり、デブリの平均温度が上昇する。この結果、高温のデブリからのF P放出が継続する。また水面から露出しているデブリから放出されたF Pについては、水中で除去される効果を期待できないことから、原子炉格納容器へのF P放出量が増加する。</p> <p>② 格納容器過温に対する悪影響</p> <p>水面から露出した部分のデブリは高温状態を維持するため、輻射や対流によりペDESTAL雰囲気や格納容器バウンダリを直接加熱する要因となる。この結果、原子炉格納容器の健全性に影響を与える可能性がある。</p> <p>③ M C C I に対する悪影響</p> <p>水面から露出した部分のデブリは高温状態を維持するため、その下に堆積するデブリの除熱も悪くなり、デブリの平均温度が上昇する。この結果、原子炉格納容器下部床面のコリウムシールドやコンクリートの侵食量が増加し、原子炉格納容器の健全性に影響を与える可能性がある。</p>	<p>した際の粒子化によるデブリ堆積高さへの影響を踏まえた上で、初期水張り水深の妥当性を確認している。</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>また、起因事象をLOCAとした場合には事象進展が異なることから、RPV破損時間が早くなる大破断LOCA時に注水機能が喪失する事象（以下「LOCA事象」という。）についても、同様にデブリの冠水状態の評価を実施する。</p> <p>3. デブリ冠水評価</p> <p>デブリの堆積形状を第1図に示す。ポロシティを考慮したデブリ堆積高さ <math>H_{debris}</math> は式(1)で評価する。</p> $H_{debris} = (V_m \times (1 - \Phi_{ent}) + V_s + V_m \times \Phi_{ent} \div (1 - P)) \div S_{fz} \quad (1)$ <p><math>V_m</math> : 熔融物体積[約 36m<sup>3</sup>]  <math>V_s</math> : ペDESTAL内構造物体積[約 4m<sup>3</sup>] (別添1参照)</p> <p><math>\Phi_{ent}</math> : Ricou-Spalding 相関式に基づく粒子化割合[0.173] (別添2参照)  P : ポロシティ[0.5] 既往実験の知見から保守的に設定 (別添3参照)</p> <p><math>S_{fz}</math> : コリウムシールドの設置を考慮した床面積[約 27.08m<sup>2</sup>]</p> <p>また、粒子化したデブリの間隙に冷却水が浸入するため、デブリの冠水維持評価の観点から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 <math>H_{pool-ent}</math> について式(2)で評価する。ここで、デブリ堆積範囲より上の領域にはコリウムシールドが敷設されていないものとする。</p> $H_{pool-ent} = (H_{pool} - (V_m \times \Phi_{ent} \div (1 - P) \times P \div S_{fz})) \times (S_{fz} / S_f) \quad (2)$ <p><math>H_{pool}</math> : 水プール初期水深[1m]  <math>S_f</math> : コリウムシールドが設置されていない範囲の断面積[約 29.92m<sup>2</sup>]</p> <p>式(1)からデブリ堆積高さ <math>H_{debris}</math> は約 1.71m となる。また、式(2)から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 <math>H_{pool-ent}</math> は約 0.69m となる。</p> <p>解析コードMAAPを用いた有効性評価の結果(デブリから</p>	<p>(a) デブリ冠水評価</p> <p>デブリの堆積形状を図3に示す。ポロシティを考慮したデブリ堆積高さ <math>H_{debris}</math> は式(1)で評価する。</p> $H_{debris} = H_0 \times (1 - \phi_{ent}) + H_s + H_0 \times \phi_{ent} \div (1 - P) \quad \text{式(1)}$ <p>ここで、  <math>H_0</math> : 初期デブリ高さ[1.039m]  <math>H_s</math> : 原子炉格納容器下部の構造物分のデブリ堆積高さ[0.17m]  <math>\Phi_{ent}</math> : Ricou-Spalding 相関式<sup>[18]</sup>に基づく粒子化割合(0.38)  P : ポロシティ[0.5] 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> <p>また、粒子化したデブリの間隙に冷却水が浸入するため、デブリの冠水維持評価の観点から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 <math>H_{pool-ent}</math> について式(2)で評価する。</p> $H_{pool-ent} = H_{pool} - (H_0 \times \phi_{ent} \div (1 - P) \times P) \quad \text{式(2)}$ <p>ここで、  <math>H_{pool}</math> : 水プール初期水深[2.4m]  <math>H_0</math> : 初期デブリ高さ[1.039m]  <math>\Phi_{ent}</math> : Ricou-Spalding 相関式に基づく粒子化割合(0.38)  P : ポロシティ[0.5]</p> <p>式(1)からデブリ堆積高さは、約 1.6m となる。また、式(2)から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 <math>H_{pool-ent}</math> は約 2.005m となる。</p> <p>MAAPコードを用いた有効性評価の結果(デブリから水</p>	<p>備考</p> <p>・解析結果の相違【東海第二】</p> <p>・設備設計の相違【東海第二】  島根2号炉は、原子炉格納容器下部壁面にコリウムシールドが敷設されていない。</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>水プールへの限界熱流束を <math>800\text{kW}/\text{m}^2</math> (圧力依存性あり) と設定) から、RPV破損によるデブリ落下からペDESTAL注水開始までの7分間におけるペDESTAL水位低下量は、過渡事象の場合は約0.34m、LOCA事象の場合は約0.44mであり、デブリの冠水は維持される。なお、RPV破損時点からデブリ露出までの時間は、過渡事象の場合で約21分間、LOCA事象の場合で約15分間であることから、ペDESTAL注水の開始が遅れた場合でも一定時間冠水維持することが可能である。</p> <p><b>【ここまで】</b></p> <p><b>【比較のため、「添付資料3.2.14」の一部を記載】</b></p> <p>5. <u>デブリ堆積形状の不確かさ評価 (別添4参照)</u></p> <p>水プール水位に対してデブリ落下量が多く粒子化割合が小さいことから、落下したデブリは均一に堆積すると考えられる。ここでは、デブリが均一に堆積しない場合にデブリ冠水維持に与える影響について評価する (第3図)。</p> <p>PULiMS実験において確認されたデブリ堆積高さと同様距離のアスペクト比を適用してデブリ堆積形状を山状と想定し、均一化した場合と比較して堆積高さが高くなり、露出までの水深が低くなる場合の評価を実施した結果、水プール水位は約0.56mとなった。水プールとの接触面積増加の影響を考慮した場合における水位低下量は、過渡事象の場合は約0.32m、LOCA事象の場合は約0.41mであり、デブリの冠水が維持されることを確認した。</p> <p><b>【ここまで】</b></p> <p>6. <u>機器ドレンサンプが溶融しない場合の不確かさ評価 (別添5参照)</u></p> <p>ペDESTAL内に設置された機器ドレンサンプは、デブリ落下時には溶融しデブリに取り込まれることで溶融デブリとして堆積すると考えられる。ここでは、機器ドレンサンプが溶融しないと仮定した場合にデブリ冠水維持に与える影響について評価する。</p>	<p><u>プールへの限界熱流束を <math>800\text{kW}/\text{m}^2</math> (圧力依存性あり) と設定) から、原子炉圧力容器破損後の原子炉格納容器下部注水が実施されず、溶融炉心落下前に張られた水が溶融炉心の崩壊熱及びジルコニウム-水反応による発熱により蒸発し、デブリが露出するまでの時間は、過渡起因事象の場合で原子炉圧力容器破損時点から約1.4時間後、LOCA起因事象の場合で原子炉圧力容器破損時点から約0.58時間後であることから、粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深条件であって、原子炉格納容器下部注水の開始が遅れた場合でも一定時間冠水維持することが可能であることを確認した。</u></p> <p>(b) <u>デブリ堆積形状の不確かさ評価</u></p> <p>水プール水位に対してデブリ落下量が多く粒子化割合が小さいことから、落下したデブリは均一に堆積すると考えられる。ここでは、デブリが均一に堆積しない場合の堆積高さについて評価する。</p> <p>PULiMS実験において確認されたデブリ堆積高さと同様距離のアスペクト比を適用し、デブリ堆積形状を山状と想定すると、均一化した場合と比較して堆積高さが高くなる。</p>	<p>・解析結果の相違 <b>【東海第二】</b></p> <p>・評価方針の相違 <b>【柏崎6/7】</b></p> <p>島根2号炉は、コリウムシールドによるMCCI抑制に期待しており、また初期水張りの開始から溶融炉心が落下する時点までには十分な時間余裕があることから、水位が低い場合を仮定した評価は実施していない。</p> <p>・設備設計の相違 <b>【東海第二】</b></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>新設する機器ドレンサンプの体積を既設と同等として評価した結果、水プール水位は約 0.58m となった。水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.34m, LOCA事象の場合は約 0.44m であり、デブリの冠水が維持されることを確認した。</u></p> <p>7. まとめ</p> <p><u>以上の評価から、過渡事象及びLOCA事象いずれにおいても、RPV破損から7分の間において、デブリの冠水状態が維持されることを確認した。</u></p>  <p>第1図 デブリ堆積形状</p>  <p>第2図 粒子状ベッド高さとドライアウト熱流束の関係</p>  <p>第3図 デブリ堆積形状 (不確かさ考慮)</p> <p><b>【ここまで】</b></p>		<p>・記載箇所の相違 【東海第二】 島根2号炉は、図3に記載。</p> <p>・評価方針の相違 【東海第二】</p> <p>・記載箇所の相違 【東海第二】 島根2号炉は、図4に記載。</p>

【比較のため、「添付資料 3.2.14 別添 4」を記載】

3. デブリの拡がりに関する不確かさ評価

これまでの知見によれば、溶融物は床全面に拡がると想定され、粒子状ベッドについても短期間で均一化される。よって、デブリの拡がりに関する不確かさはなく、コリウムシールド高さ等の設計は、均一化されていることを前提としたもので問題ないと考えているが、デブリの堆積高さに対して厳しい評価を実施し影響を確認する観点から、PULiMS実験において確認されたデブリ堆積高さ<sup>と</sup>拡がり距離のアスペクト比を適用し、均一化した場合と比較して堆積高さが高くなる場合の評価を行う。PULiMS実験は溶融物を水中に落下した実験であり、溶融物と粒子状デブリベッドを含めたデブリ全体としての堆積高さに関する知見として適用できるものである。

(1) アスペクト比

PULiMS実験のうち、溶融物量が比較的大きい E4 実験において、平均堆積高さ 41mm に対して、拡がり距離は 740mm×560mm となっている (第 2 図、第 2 表)。アスペクト比としては 1:18~1:14 程度となっており、おおよそ 1:16 程度の拡がり挙動を示している。デブリ堆積高さの評価としては、ポロシティやペダスタル内構造物量等の保守的な設定をしているため、不確かさ評価として考慮するアスペクト比としては、実験結果に基づく平均的な値として 1:16 を適用し評価を行う。

第 2 表 PULiMS 実験条件と結果

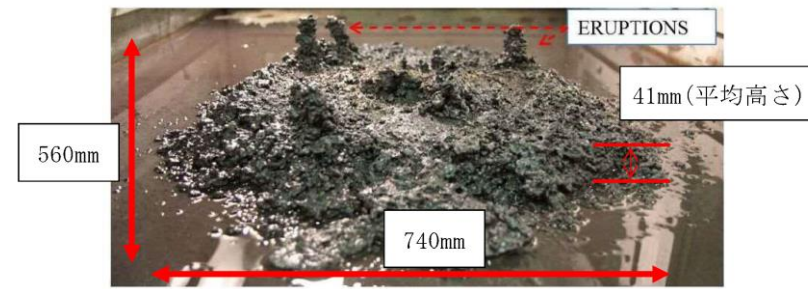
Table 1. PULiMS-E test matrix with initial conditions.

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

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

Parameter	Exploratory PULiMS tests			
	E1	E3	E4	E5
Melt release time, (sec)	10	15	12	~8.7
Total size x × y, mm	460x440	~750x750	740x560	-
Cake size x × y, mm	~430x320	~750x750	711x471	~400x420
Max debris height, mm	93	unknown	106	50
Area averaged debris bed height, mm	31	~30	30	22
Volume averaged debris bed height, mm	50	unknown	41	28
Debris height under injection point, mm	48	unknown	50	39
Total area occupied by cake, m <sup>2</sup>	0.14	~0.44	0.50	0.14
Measured particulate debris mass, kg	~4	unknown	2.9	-
Measured particulate debris mass fraction, %	~20%	unknown	~6.8%	-
Solidified cake mass, kg	~20	unknown	39.5	13.6
Measured debris bed volume, L	~4.2	unknown	8.9	~3.1
Estimated total cake porosity	0.29	-	0.36	0.37
Symmetry of the spread	non-sym.	unknown	non-sym.	symmetric
Steam explosion	no	yes	no	yes
Cake formation	cake	no cake	cake	cake
Measured melt superheat, °C	136	206	70	300
Measured melt superheat in the pool, °C	121	77	48	90
Estimated loss of melt superheat due to jet interaction with coolant, °C	15	129	22	210

・記載箇所の相違  
【東海第二】



第2図 PULiMS実験結果 (E4)

(2) 堆積高さ評価

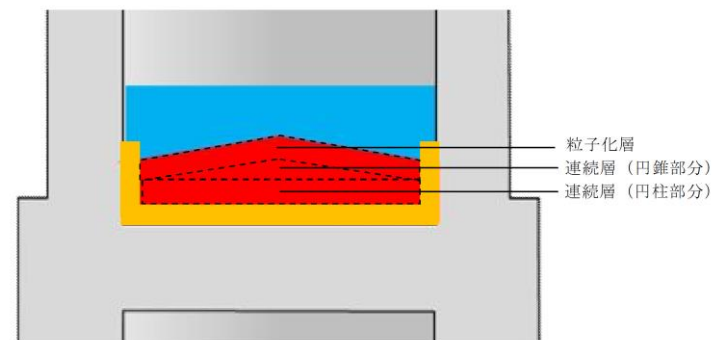
デブリ堆積高さの評価でのベースケース\* (添付資料 3.2.16 参照) の堆積高さに対してアスペクト比を考慮した場合のデブリの堆積形状として、第3図のように連続層については円柱上に円錐が堆積した形状とし、その上に粒子化層が一様に堆積する形状を仮定する。

連続層の円錐部分については、堆積高さが最大となるのは床全面に拡がった場合であることから、コリウムシールド厚さを考慮したペDESTAL直径 5.872m にアスペクト比を考慮すると、頂点部分の堆積高さは約 0.37m となる。円柱部分については、連続層デブリのうち円錐部分の体積を除いたものとなるため、堆積高さは約 1.09m となる。

粒子化層については、連続層の上に一様に堆積すると仮定するため、堆積高さは約 0.36m となる。

以上から、デブリの堆積高さは、連続層と粒子化層の体積高さの合計となることから、約 1.81m となる。

※ 炉外溶融物体積：3m<sup>3</sup>、ポロシティ：0.35 を設定



第3図 デブリ堆積形状 (アスペクト比考慮)

b. (a) の堆積高さに対して、アスペクト比を考慮した場合のデブリの堆積形状として、図4のように、連続層については、円柱状に堆積した形状とし、その上に粒子状デブリが円錐状に堆積する形状を仮定する。ここで、アスペクト比は、PULiMS試験で得られた1:14を想定する\*<sup>2</sup>。これを元に初期水張り水位 2.4m における堆積高さを計算した結果、デブリ堆積高さは約 1.9m であり、粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深  $H_{pool-ent}$  は約 1.7m となることから、デブリは冠水される。計算方法は以下のとおりである。

- ・連続層の円錐部分については、堆積高さが最大となるのは床全面に拡がった場合であることから、原子炉格納容器下部直径 5.745m にアスペクト比を考慮すると、頂点部分の堆積高さは約 0.42m となる。
- ・円柱部分については、連続層のうち、円錐部分の体積を除いたものとして求める。
- ・粒子状デブリについては、連続層の上に一様に堆積すると仮定して求める。
- ・デブリ堆積高さは上述の連続層と粒子状デブリの堆積高さの合計となる。

・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>また、柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉について、「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」に示すとおり、コリウムシールド設置後の格納容器下部の面積がより小さくなる6号炉の設計をもとにした格納容器下部の床面積において MCCI</p>	<p>(3) <u>デブリの冠水維持に対する評価</u>  <u>粒子化割合0.173のデブリ量に対してポロシティ0.35で全ての間隙に浸水していると仮定した場合、円錐部分の頂部から水面までの水深は約0.56mである。また、円錐状に堆積することで水プールとの接触面積が増え、蒸発量が増加するが、一様に堆積した場合の水プールとの接触面積からの増加割合は1%未満であり、蒸発量に対して有意な影響を与えない。有効性評価のMAAP結果に基づく、RPV破損によるデブリ落下から格納容器下部注水までの期間における水位低下量は、過渡事象の場合は約0.31m、LOCA事象の場合は約0.40mであり、蒸発量の増加として保守的に1%を見込んだ場合でも、水位低下量は、過渡事象の場合は約0.32m、LOCA事象の場合は約0.41mとなるため、デブリの冠水は維持される。</u></p> <p><b>【ここまで】</b></p> <p><b>【比較のため、「添付資料3.2.14 別添4」の一部を再掲】</b></p> <p>(1) アスペクト比  PULiMS実験のうち、溶融物量が比較的大きいE4実験において、平均堆積高さ41mmに対して、拡がり距離は740mm×560mmとなっている(第2図, 第2表)。アスペクト比としては1:18~1:14程度となっており、<u>おおよそ1:16程度の拡がり挙動を示している。デブリ堆積高さの評価としては、ポロシティやペDESTAL内構造物量等の保守的な設定をしているため、不確かさ評価として考慮するアスペクト比としては、実験結果に基づく平均的な値として1:16を適用し評価を行う。</u></p> <p><b>【ここまで】</b></p>	<p>なお、<u>デブリ堆積形状が山状の場合、均一化した場合と比較して溶融炉心上部水プールとの伝熱面積が増加して、水位低下が早くなる可能性があるが、伝熱面積の増加分は1%程度である。したがって、伝熱面積の増加によるペDESTAL水位変化への影響は小さく、デブリ露出までの時間への影響は小さい。</u></p> <p>※2 PULiMS実験のうち、溶融物量が比較的大きいE4実験において、平均堆積高さ41mmに対して、拡がり距離は740mm×560mmとなっている(表1, 図5)。アスペクト比としては1:18~1:14となっており、<u>デブリ堆積高さの評価としては、保守的に、1:14を適用し評価を行う。</u></p> <p><u>PULiMS実験は溶融物を水中に落下した実験であり、連続層と粒子状デブリを含めたデブリ全体としての体積高さに関する知見として適用できるものである。連続層と粒子状デブリを含めた全体を1:14とするため、本評価では円柱状に堆積した連続層の上に粒子状デブリが円錐状に堆積する形状を仮定する。</u></p> <p>以上の結果から、<u>デブリ堆積高さの不確かさを考慮しても、初期水張り水位2.4mにおいてデブリ冠水が達成できることを確認した。</u></p>	<p>・評価条件の相違  <b>【東海第二】</b></p> <p>・評価条件の相違  <b>【東海第二】</b>  島根2号炉は、冠水評価の観点からデブリ堆積高さを保守的に評価している。</p> <p>・設備設計の相違  <b>【柏崎6/7】</b>  柏崎6/7は、6号炉と7号炉の差異を踏まえ</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>による侵食量の評価を行っている。また、MCCI に対して保守的な評価条件を設定した上で、初期水張りの有効性を感度解析によって確認している。初期水張りの水位を <u>2m</u> とした場合について、<u>溶融炉心は全量落下するものとし、上面熱流束を格納容器圧力への依存性を考慮しない800kW/m<sup>2</sup>一定とした場合であっても、MCCI による侵食量は数 cm (床面約 9cm, 壁面約 8cm) であり、初期水張りが遅れた場合を想定し、初期水張りの水位を 1m とした場合であっても MCCI による侵食量は数 cm (床面約 12cm, 壁面約 11cm) に留まることを確認していることから、現状の初期水張りの水位の設定に問題はないものとする。感度解析の結果を図 4 に示す。</u></p> <p>c. まとめ</p> <p>FCI については、これまでの試験結果から、実機において格納容器の破損に至るような大規模な原子炉圧力容器外での水蒸気爆発の発生の可能性は小さいと考える。また、FCI の発生を前提とした評価においても、<u>格納容器下部ドライウエルの構造損傷に伴う格納容器の破損には至らず、また、十分な余裕があることを確認しており、格納容器下部への初期水張りの有無及びその水位が、格納容器の健全性に影響を与えるものではないと判断している。</u></p> <p>上記を踏まえ、<u>格納容器下部ドライウエルに溶融炉心が落下する状況に対しては、格納容器下部ドライウエルに 2m の初期水張りまで注水を実施する運用としている。</u></p>		<p>また、MCCI に対して保守的な評価条件を設定したうえで、初期水張りの有効性を感度解析によって確認している。初期水張りの水位を <u>2.4m</u> とした場合について、<u>溶融炉心は全量落下するものとし、<u>デブリから水プールへの限界熱流束を格納容器圧力への依存性を考慮しない800kW/m<sup>2</sup>一定とした場合であっても、MCCI による侵食量は数 cm (デブリから水プールへの限界熱流束を800kW/m<sup>2</sup> (圧力依存あり) と設定した場合、床面 0 cm, 壁面約 4 cm であるのに対し、800kW/m<sup>2</sup> 一定と設定した場合は、床面 0 cm, 壁面約 13cm) に留まることを確認していることから、現状の初期水張り水位の設定に問題はないものとする。感度解析の結果を図 6 に示す。</u></u></p> <p>c. まとめ</p> <p>FCI については、これまでの試験結果から、実機において<u>原子炉格納容器の破損に至るような大規模な原子炉圧力容器外での水蒸気爆発の発生の可能性は小さいと考える。なお、FCI の発生を前提とした評価においても、原子炉格納容器下部の構造損傷に伴う原子炉格納容器の破損には至らず、十分な余裕があることを確認しており、その水位が原子炉格納容器の健全性に影響を与えるものではないと判断している。また、溶融炉心の粒子化の効果等による MCCI の影響緩和にも期待できる。</u></p> <p>上記を踏まえ、<u>原子炉格納容器下部に溶融炉心が落下する状況に対しては、原子炉格納容器下部に 2.4m の初期水張りまで注水を実施する運用としている。</u></p>	<p>た記載としている。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・評価方針の相違【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、コリウムシールドによる MCCI 抑制に期待しており、また初期水張りの開始から溶融炉心が落下する時点までには十分な時間余裕があることから、水位が低い場合を仮定した評価は実施していない。</li> <li>・記載方針の相違【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、溶融炉心が落下する時点で、原子炉格納容器下部に溶融炉心の冷却に十分な水位及び水量を確保するための原子炉格納容器下部注水手段を整備しており、溶融炉心の粒子化の効果等による MCCI の影響緩和に期待できるものとしている。</li> <li>・運用の相違【柏崎 6/7】 初期水張り深さの相違。</li> </ul>



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>格納容器下部の水位上昇の影響</u></p> <p><u>事故対応の中で格納容器スプレイを実施すると、リターンラインを通じたサブプレッション・チェンバ・プールからの流入やベント管を通じた流入によって冷却材が格納容器下部ドライウエルに流れ込み、下部ドライウエル水位を上昇させる場合がある。ここでは、FCIの有効性評価で設定した原子炉圧力容器破損に至るシナリオにおいて、格納容器下部ドライウエルへの初期水張りの水位が上昇していた場合を想定し、その際のFCIへの影響を評価した。</u></p> <p>a. <u>熔融炉心落下前の下部ドライウエル水位上昇の可能性</u></p> <p><u>熔融炉心落下前の格納容器下部ドライウエルへの初期水張りの他に格納容器下部ドライウエルの水位を増加させる要因としては、格納容器スプレイによる冷却材が格納容器下部ドライウエル壁面の連通孔とベント管の間から流入する場合が考えられる。連通孔とベント管は、その間に隙間があるものの、上下に連続して設置されているため、格納容器スプレイによる冷却材は、基本的には連通孔からベント管に流れ落ちると考えられるが、仮に格納容器スプレイの水が全て格納容器下部ドライウエルに流入したとしても、今回の申請において示した解析ケースにおいて、格納容器下部ドライウエルに形成される水位は4m以下である。ただし、初期水張り操作による注水と格納容器スプレイの水の流入を合わせて形成される格納容器下部水位が2mに到達した時点で格納容器下部ドライウエルへの初期水張り操作を停止するものとした。</u></p> <p><u>また、LOCAを伴う場合には、破断口から流出した冷却材が格納容器下部ドライウエルに流入する可能性、及び、格納容器スプレイによる冷却材の流入の可能性が考えられるが、LOCAによって原子炉圧力容器から流出する冷却材は飽和蒸気であり、サブクール度が小さい。このため、LOCAによって流出した冷却材によって水位が形成された格納容器下部ドライウエルでの水蒸気爆発の発生を仮定しても、発生する運動エネルギーは小さいものと考えられる。</u></p> <p>b. <u>評価条件</u></p> <p><u>熔融炉心が格納容器下部ドライウエルに落下する前に、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た。この水位は上記「a. 熔融炉心落下前の下部</u></p>			<p>・記載箇所の相違 【柏崎6/7】 島根2号炉は、別添に記載</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
<p><u>ドライウエル水位上昇の可能性」に照らして十分に高いと考える。その他の解析条件は、添付資料 3.3.2 において設定した評価条件と同様とした。</u></p> <p>c. 評価結果</p> <p><u>圧カスパイクに加え、水蒸気爆発による影響についても評価を実施した。以下にその結果を示す。</u></p> <p>(1) 圧カスパイク</p> <p><u>格納容器圧力の評価結果を図 9 に示す。原子炉圧力容器が破損して、溶融炉心が格納容器下部ドライウエルの水中に落下する際に圧カスパイクが生じているが、圧カスパイクのピーク圧力は約 0.26MPa であり、水位 2m の場合の約 0.51MPa よりも低くなっている。</u></p> <p><u>この理由としては、初期水張り水位の上昇によって格納容器下部ドライウエルの水量が多くなり、溶融炉心の粗混含量が増加し、水への伝熱量が増加したものの、落下した溶融炉心の周囲のサブクール状態の水量が増加したことによる効果が、溶融炉心落下時の水温上昇とそれに伴う蒸気発生を緩和する側に作用し、ピーク圧力が抑制された可能性が考えられる。</u></p> <p>(2) 水蒸気爆発</p> <p><u>水蒸気爆発によって格納容器下部の水に伝達される運動エネルギーの評価結果を図 5 に示す。最大値は約 16MJ であり、水位 2m の場合 (約 7MJ) と比べて約 2 倍に増加している。</u></p> <p><u>このエネルギーを入力とした応力の解析結果を図 6 及び図 7 に示す。格納容器下部ドライウエルの内側鋼板の最大応力は約 278MPa であり、水位 2m の場合の約 32MPa と比べて約 9 倍に増加している。また、格納容器下部ドライウエルの外側鋼板の最大応力は約 168MPa であり、水位 2m の場合の約 25MPa と比べて約 7 倍に増加している。格納容器下部ドライウエルの内側鋼板の降伏応力 (490MPa) を十分に下回っており、格納容器破損に至るおそれはないと考える。</u></p> <p><u>また、初期水張りの水位が上昇すると、水面から原子炉圧力容器の底部までの距離が短くなる。格納容器下部ドライウエルで水蒸気爆発が発生した場合には、発生した水蒸気によって水塊がピストン状に押し上げられ、水塊が原子</u></p>			<p>・記載箇所の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2 号炉は、「(2) 水位の設定根拠」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
<p><u>炉圧力容器の底部に衝突する可能性が考えられるが、水面と原子炉圧力容器の底部の距離が短くなることにより、衝突の可能性が高くなることが懸念される。</u></p> <p><u>水塊による水位上昇は、主にペDESTALの径, Dと初期水位, <math>H_0</math>のアスペクト比 (<math>H_0/D</math>) によって整理できる。<sup>[20]</sup> 初期水張り水位 2m の場合、アスペクト比が約 0.19 となることから、水塊の上昇を含む最大水位は約 2m となる。また、初期水張り水位 7m の場合、アスペクト比が約 0.66 となることから、水塊の上昇を含む最大水位は約 11.2m となる。水位 7m の場合、水塊は格納容器下部ドライウエル床面から約 11.2m まで上昇する可能性があるが、この高さは格納容器下部ドライウエル床面から原子炉圧力容器の底部までの高さである約 11.5m よりも低いことから、水塊が原子炉圧力容器の底部に衝突することはない。水塊による衝撃により、原子炉格納容器の支持機能の健全性に与える影響はない。</u></p> <p><u>水蒸気爆発が発生した際の気相部の挙動については、JASMINE コードを用い、添付資料 3.3.2 の評価条件（初期水張り水位 2m）における、原子炉格納容器下部の空間部での格納容器圧力を評価した。評価結果を図 8 に示す。水蒸気爆発時の粗混合粒子の細粒化と伝熱により、爆発源の膨張に伴う圧力波が伝播する。圧力波は減衰するため、原子炉圧力容器底部に到達する時点では 0.30MPa[abs]以下となる。0.30MPa 程度の圧力波によって原子炉圧力容器が損傷に至ることは想定し難いことから、圧力波による原子炉圧力容器への影響は無視できる程度と考える。原子炉格納容器への影響については、原子炉格納容器の構造上、原子炉格納容器下部において発生した圧力波が減衰されないまま原子炉格納容器上部に到達することは考えにくい。仮に 0.30MPa 程度の圧力波が原子炉圧力容器上部の壁面に到達しても、原子炉格納容器の限界圧力 (0.62MPa[gage]) 未満であることから、原子炉格納容器が破損に至ることはない。</u></p> <p><u>以上の結果から、格納容器下部ドライウエルの水位を現状の初期水張りの水位である 2m 以上に上昇させた場合であっても、FCI によって格納容器が破損に至るおそれはないと考える。このことから事故対応におけるドライウエルスプレイ等の運転操作に対して、FCI の観点からの制約は生じない。</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>5. 結論</p> <p><u>柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉</u>においては, FCI が発生した場合の影響を低減しつつ, 溶融炉心の粒子化の効果等による MCCI の影響緩和を期待できる水位として, 初期水張り水位を <u>2m</u> に設定している。また, <u>事故対応におけるドライウェルスプレイ等の運転操作により, 格納容器下部ドライウエルの水位が上昇した場合であっても格納容器が破損に至るおそれはない。</u></p> <p style="text-align: right;">以上</p>		<p>5. 結論</p> <p><u>島根原子力発電所 2号炉</u>においては, FCI が発生した場合の影響を低減しつつ, 溶融炉心の粒子化の効果等による MCCI の影響緩和を期待できる水位として, 初期水張り水位を <u>2.4m</u> に設定している。また, <u>ペDESTAL水位が上昇した場合であっても原子炉格納容器が破損に至るおそれはない。</u></p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p>備考</p> <p>・運用の相違 【柏崎 6/7】 初期水張り深さの相違。</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>参考文献</p> <p>[1] V. Tyrpekl, Material effect in the nuclear fuel - coolant interaction : structural characterization of the steam explosion debris and solidification mechanism, 2012</p> <p>[2] J.H.Kim, et al, The Influence of Variations in the Water Depth and Melt Composition on a Spontaneous Steam Explosion in the TROI Experiments, Proceedings of ICAPP' 04</p> <p>[3] J.H. Song, Fuel Coolant Interaction Experiments in TROI using a UO<sub>2</sub>/ZrO<sub>2</sub> mixture, Nucl.Eng.Design. 222, 1-15, 2003</p> <p>[4] J.H. Kim, Results of the Triggered Steam Explosions from the TROI Experiment, Nucl. Tech.,Vol.158 378-395, 2007</p> <p>[5] D.Magallon, "Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments," Nucl. Eng.Design, 236 1998-2009, 2006</p> <p>[6] M. Kato, H. Nagasaka, "COTELS Fuel Coolant Interaction Tests under Ex-Vessel Conditions," JAERI-Conf 2000-015, 2000</p> <p>[7] (財) 原子力発電技術機構 (NUPEC), 「重要構造物安全評価 (原子炉格納容器信頼性実証事業) に関する総括報告書」2003</p> <p>[8] B. R. Sehgal, et al., "ACE Project Phase C&amp;D : ACE/MCCI and MACE Tests", NUREG/CP-0119, Vol.2, 1991</p> <p>[9] R. E. Blose, et al., "SWISS: Sustained Heated Metallic Melt/Concrete Interactions With Overlying Water Pools," NUREG/CR-4727, 1987</p> <p>[10] R. E. Blose, et al., "Core-Concrete Interactions with Overlying Water Pools - The WETCOR-1 Test," NUREG/CR-5907, 1993</p> <p>[11] M. T. Farmer, et al., "Status of Large Scale MACE Core Coolability Experiments", Proc. OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany, 1999</p> <p>[12] M. T. Farmer, et al., "Corium Coolability under Ex-Vessel Accident Conditions for LWRs," Nuc. Eng. and Technol., 41, 5, 2009</p> <p>[13] M. T. Farmer, et al., "OECD MCCI Project 2-D Core Concrete Interaction (CCI) Tests : Final Report," OECD/MCCI-2005-TR05, 2006</p>		<p>参考文献</p> <p>[1] V. Tyrpekl, Material effect in the nuclear fuel - coolant interaction : structural characterization of the steam explosion debris and solidification mechanism, 2012</p> <p>[2] J.H.Kim, et al, The Influence of Variations in the Water Depth and Melt Composition on a Spontaneous Steam Explosion in the TROI Experiments, Proceedings of ICAPP' 04</p> <p>[3] J.H. Song, Fuel Coolant Interaction Experiments in TROI using a UO<sub>2</sub>/ZrO<sub>2</sub> mixture, Nucl. Eng. Design. 222, 1-15, 2003</p> <p>[4] J.H. Kim, Results of the Triggered Steam Explosions from the TROI Experiment, Nucl, Tech., Vol.158 378-395, 2007</p> <p>[5] D.Magallon, "Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments," Nucl. Eng.Design, 236 1998-2009, 2006</p> <p>[6] M. Kato, H. Nagasaka, "COTELS Fuel Coolant Interaction Tests under Ex-Vessel Conditions," JAERI-Conf 2000-015, 2000</p> <p>[7] (財) 原子力発電技術機構 (NUPEC), 「重要構造物安全評価 (原子炉格納容器信頼性実証事業) に関する総括報告書」2003</p> <p>[8] B. R. Sehgal, et al., "ACE Project Phase C&amp;D : ACE/MCCI and MACE Tests", NUREG/CR-0119, Vol.2, 1991</p> <p>[9] R. E. Blose, et al., "SWISS: Sustained Heated Metallic Melt/Concrete Interactions With Overlying Water Pools," NUREG/CR-4727, 1987</p> <p>[10] R. E. Blose, et al., "Core-Concrete Interactions with Overlying Water Pools - The WETCOR-1 Test," NUREG/CR-5907, 1993</p> <p>[11] M. T. Farmer, et al. "Status of Large Scale MACE Core Coolability Experiments", Proc. OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany, 1999</p> <p>[12] M. T. Farmer, et al., "Corium Coolability under Ex-Vessel Accident Conditions for LWRs," Nuc. Eng. and Technol., 41, 5, 2009</p> <p>[13] M. T. Farmer, et al., "OECD MCCI Project 2-D Core Concrete Interaction (CCI) Tests : Final Report," OECD/MCCI-2005-TR05, 2006</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>[14] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI Project Final Report,” OECD/MCCI-2005-TR06, 2006</p> <p>[15] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI-2 Project Final Report,” OECD/MCCI-2010-TR07, 2010</p> <p>[16] H. Nagasaka, et al., “COTELS Project (3): Ex-vessel Debris Cooling Tests,” OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany, 1999</p> <p>[17] A. Karbojian, et al., “A scoping study of debris bed formation in the DEFOR test facility,” Nucl. Eng. Design 239 1653- 1659, 2009</p> <p>[18] F. B. Ricou, D. B. Spalding, “Measurements of Entrainment by Axisymmetrical Turbulent Jets,” Journal of Fluid Mechanics, Vol. 11, pp. 21-32, 1961</p> <p>[19] <u>中島 他, SAMPSON コードによる ABWR 格納容器ペダスタル上の炉心デブリの 3 次元拡がり評価, 日本原子力学会「2013 年秋の大会」H12, 2013 年 9 月</u></p> <p>[20] 稲坂 他「軽水炉のシビアアクシデント時における気泡急成長による水撃力の研究」, 海上技術安全研究報告書 第 4 巻 第 3 号, p. 323-343, 2004.</p>		<p>[14] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI Project Final Report,” OECD/MCCI-2005-TR06, 2006</p> <p>[15] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI-2 Project Final Report,” OECD/MCCI-2010-TR07, 2010</p> <p>[16] H. Nagasaka, et al., “COTELS Project (3): Ex-vessel Debris Cooling Tests,” OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany, 1999</p> <p>[17] A. Karbojian, et al., “A scoping study of debris bed formation in the DEFOR test facility,” Nucl. Eng. Design 239 1653- 1659, 2009</p> <p>[18] F. B. Ricou, D. B. Spalding, “Measurements of Entrainment by Axisymmetrical Turbulent Jets,” Journal of Fluid Mechanics, Vol. 11, pp. 21-32, 1961</p> <p>[19] 稲坂 他「軽水炉のシビアアクシデント時における気泡急成長による水撃力の研究」, 海上技術安全研究報告書 第 4 巻 第 3 号, p. 323-343, 2004.</p> <p>[20] <u>A. Konovalenko et al., Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-coolant Interaction, NUTHOS-9, Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, 2012.</u></p>	<p>・評価方針の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2 号炉は, 初期水張り水深に対する評価方法が柏崎 6/7 と異なることから, 参考文献が異なる。</p>



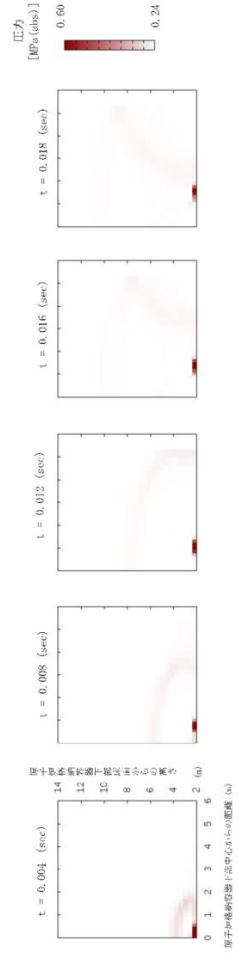


図8 水蒸気爆発が発生した際の格納容器圧力

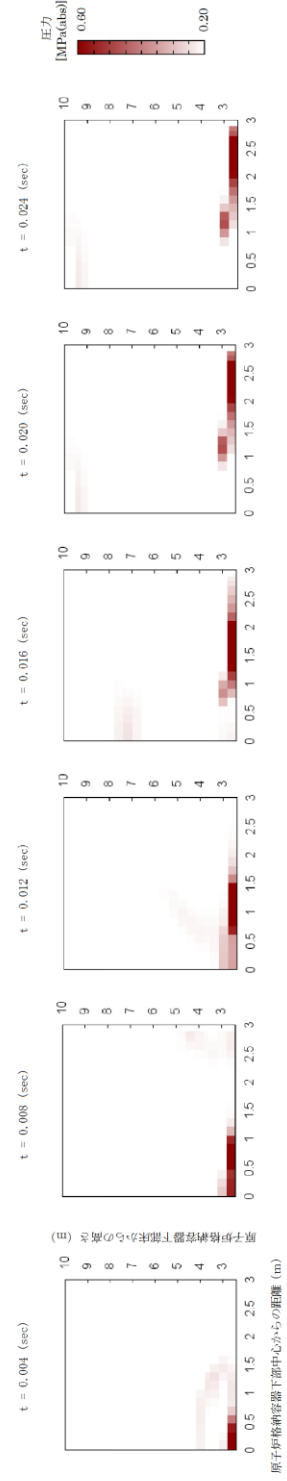


図1 水蒸気爆発が発生した際の格納容器圧力

・解析結果の相違  
【柏崎 6/7】

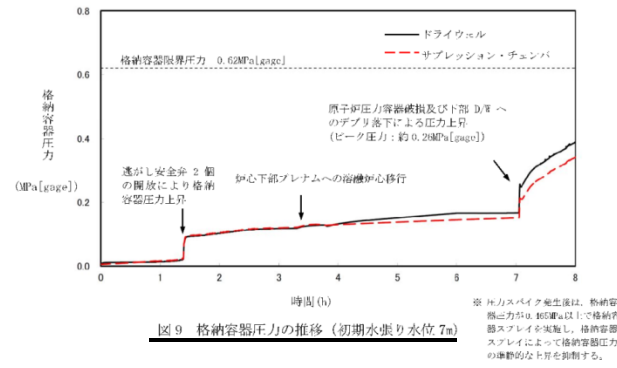


図9 格納容器圧力の推移 (初期水張り水位7m)

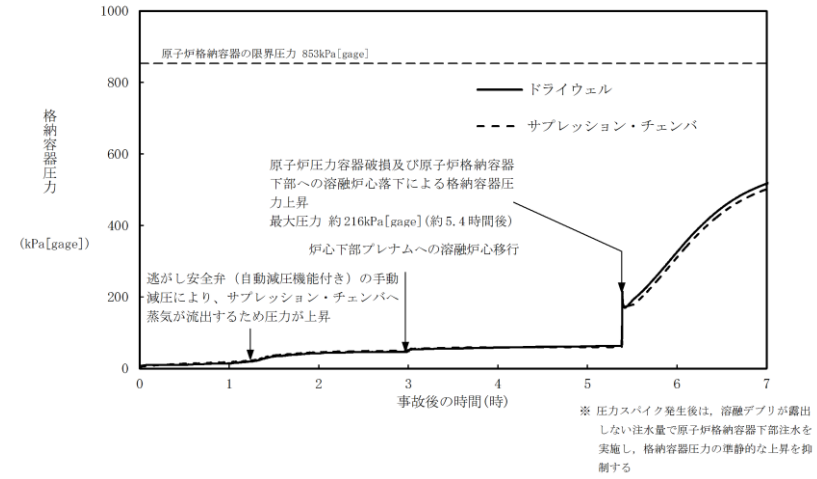
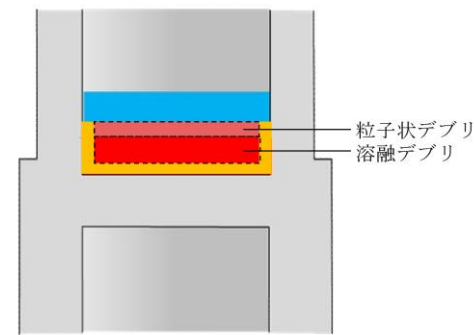


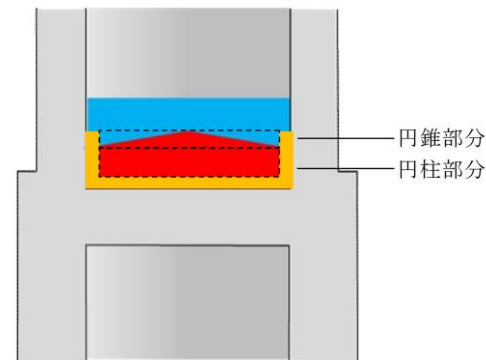
図2 格納容器圧力の推移 (初期水張り水位約3.8m)

・解析結果の相違  
【柏崎6/7】  
圧カスパイク後は緩やかに圧力が上昇しており、島根2号炉と柏崎6/7で同様の傾向となっている。

【比較のため、「添付資料3.2.14」の一部を再掲】



第1図 デブリ堆積形状



第3図 デブリ堆積形状 (不確かさ考慮)

【ここまで】



図3 デブリ堆積高さの概念図

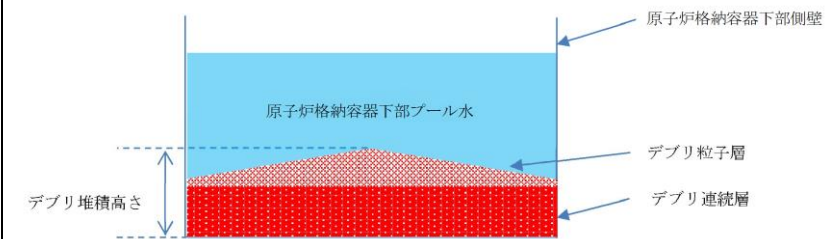
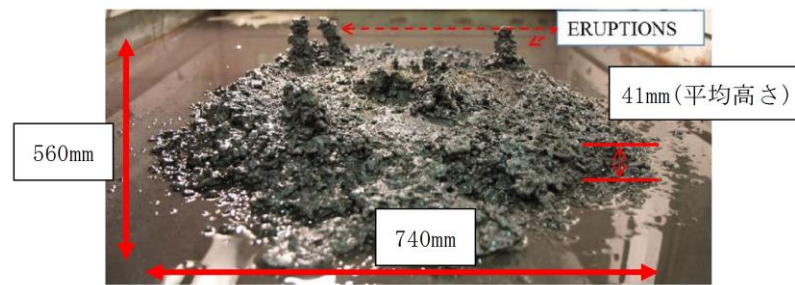


図4 デブリ堆積高さの概念図 (不確かさ考慮)

【比較のため、「添付資料 3.2.14 別添 4」の一部を再掲】



第2図 PULiMS実験結果 (E4)

第2表 PULiMS実験条件と結果

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

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

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

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

【ここまで】

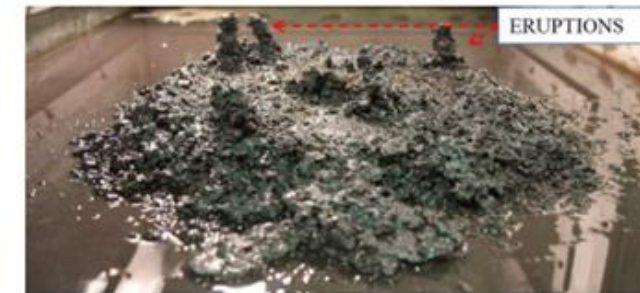


図5 PULiMS実験結果 (E4)

表1 PULiMS実験条件と結果<sup>[20]</sup>

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

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

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

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

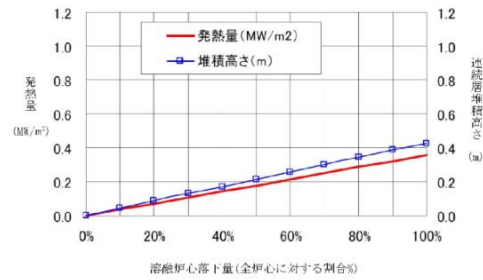
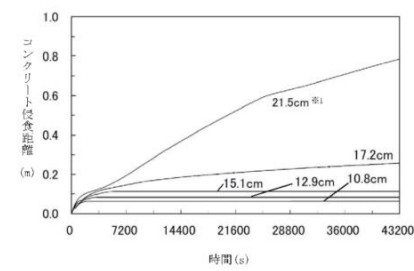


図1 格納容器下部ドライウェルへの溶融炉心落下割合に対する連続層積高さ(単位面積当たりの発熱量)



※1 溶融炉心の堆積により生じた連続層厚さ、図中の値の評価基準に付記されている値についても同じ。  
 ※2 クラスト表面は連続曲線による熱伝達を仮定、クラスト内は熱伝導による温度分布を考慮

図2 ハードクラスト形成時のコンクリート侵食評価例<sup>※</sup>

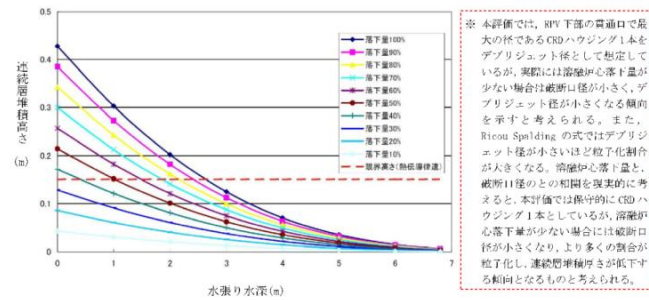
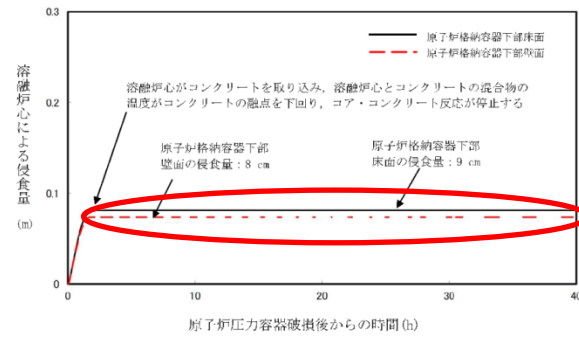


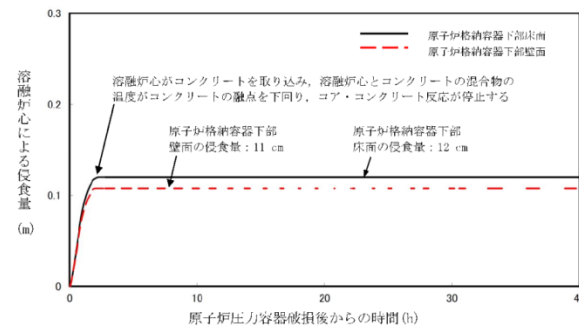
図3 水張り水深と連続層積高さの関係<sup>※</sup>

※ 本評価では、RPV下部の貫通口で最大の径であるCRDハウジング1本をデブリジェット径として想定しているが、実際には溶融炉心落下量が少ない場合は破断径が小さく、デブリジェット径が小さくなる傾向を呈すと考えられる。また、Riceu Spaldingの式ではデブリジェット径が小さいほど粒子化割合が大きくなる。溶融炉心落下量と、破断径との相関を現実的に考えると、本評価では概率的にCRDハウジング1本としているが、溶融炉心落下量が少ない場合には破断口径が小さくなり、より多くの割合が粒子化し、連続層積厚さが低下する傾向となるものと考えられる。

・評価方針の相違  
**【柏崎 6/7】**  
 柏崎 6/7 では、ハードクラストが形成され、水がコリウム内に全く浸入しない条件でのデブリの連続層高さを目安に、初期水張り水深を決定している。



(a) 初期水張り水位 2 m の場合 (溶融炉心の崩壊熱: 事象発生から 6 時間後, 上面熱流束: 800kW/m<sup>2</sup>相当 (圧力依存なし))



(b) 初期水張り水位 1 m の場合 (溶融炉心の崩壊熱: 事象発生から 6 時間後, 上面熱流束: 800kW/m<sup>2</sup>相当 (圧力依存なし))

図 4 格納容器下部壁面及び床面の侵食量の推移

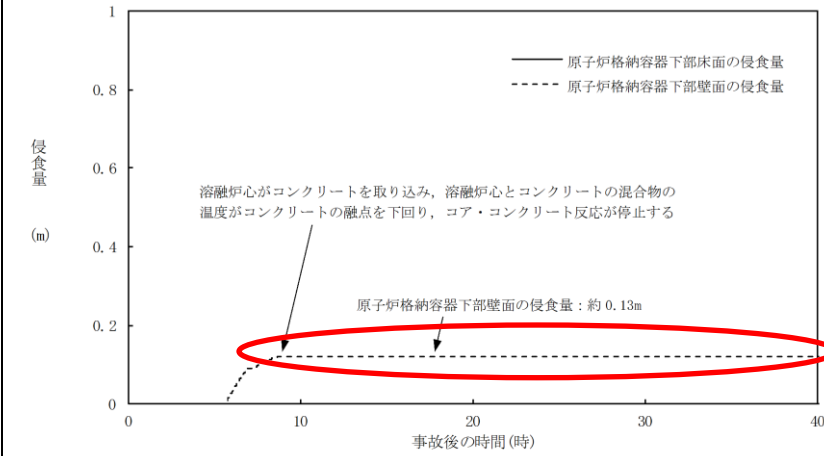


図 6 原子炉格納容器下部壁面及び床面の侵食量の推移  
(初期水張り水位 2.4m, 上面熱流束: 800kW/m<sup>2</sup>相当 (圧力依存なし))

・解析結果の相違  
【柏崎 6/7】  
島根 2号炉は、原子炉圧力容器破損以降はコリウムシールドを設置していない原子炉格納容器下部壁面にのみ、コンクリートに侵食が生じている。

・評価方針の相違  
【柏崎 6/7】  
島根 2号炉は、コリウムシールドによる MCCI 抑制に期待しており、また初期水張りの開始から溶融炉心が落下する時点までには十分な時間余裕があることから、水位が低い場合を仮定した評価は実施していない。



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;">別添</p> <p>水蒸気爆発の発生を仮定した場合の格納容器の健全性への影響評価 (原子炉格納容器下部への初期水張りの水位が上昇していた場合)</p> <p>炉心損傷後の事故対応として、原子炉格納容器下部への初期水張りの運用手順を定め、また原子炉格納容器下部及びドライウェルには、重大事故等発生時における貯水状況を把握するための計装設備を設けていることから、水位を適切に管理可能であるが、ここでは、FCIの有効性評価で設定した原子炉圧力容器破損に至るシナリオにおいて、仮に原子炉格納容器下部への初期水張りの水位が上昇していた場合に、水蒸気爆発が生じた際の原子炉格納容器の健全性を評価した。</p> <p>1. 原子炉圧力容器破損前のペDESTAL水位上昇の可能性</p> <p>格納容器スプレイによる原子炉格納容器下部への注水操作 (原子炉圧力容器破損前の初期水張り) は、スプレイ水が制御棒駆動機構搬出入口より原子炉格納容器下部に流入することによって貯水し、ペDESTAL水位計にて水位 2.4mを確認した後、注水を停止する手順としている。この流路において、原子炉格納容器内の上階フロアの床はグレーチングとなっており、スプレイ水が滞留するような機器や堰はない。制御棒駆動機構搬出入口とドライウェル床面の間には堰があるものの、ドライウェル床面に溜まった水は一様に上昇し、制御棒駆動機構搬出入口は比較的大きな開口部であることから、スプレイ水はこの開口部を通じて、遅滞なく原子炉格納容器下部に流れ込むと考えられるため、スプレイ水の原子炉格納容器内における滞留による影響は考えにくい。</p> <p>この操作においてペDESTAL水位を上昇させる要因としては、停止操作判断による時間遅れ及び操作実施後のスプレイ弁全閉までの間、原子炉格納容器下部へのスプレイ水の流入が継続することによって水位が上昇する可能性がある。しかしながら、この要因によってペDESTAL水位が上昇を続けたとしても、制御棒駆動機構搬出入口下端位置 (約 3.8m) 以上の高さとなるには、ドライウェル床面全体を拡がりながら水位が形成される必要があるため、その水位上昇は緩やかであり、実態の事故対応において大幅な時間遅れが生じることは考えにくいことか</p>	<p>・記載箇所の相違 【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>ら、制御棒駆動機構搬出入口下端位置 (約 3.8m) よりも高い水位となることはない。</p> <p>また、その他ペDESTAL水位を上昇させる要因としては、注水の停止後にドライウェルサンプに貯まったスプレイ水が、ドライウェルサンプと原子炉格納容器下部床を接続するドレン配管及びコリウムシールドスリットを通じて、ドライウェルサンプから原子炉格納容器下部に流入する場合 (以下「逆流」という。) が考えられる。ただし、この経路を通じて流入する流量は最大で約 1.5m<sup>3</sup>/h、ペDESTAL水位上昇率は約 0.06m/h であり、注水を停止した後の原子炉圧力容器破損までの逆流による水位上昇分は約 3 cm 程度であることから、FCI に対して与える影響は小さいと考える。なお、逆流を続けたとしても水頭圧の関係から、制御棒駆動機構搬出入口下端位置 (約 3.8m) よりも高い水位となることはない。</p> <p>2. 評価条件</p> <p>別表 1 に主要入力条件を示す。1. を踏まえ、溶融炉心が原子炉格納容器下部に落下する前に、原子炉格納容器下部に約 3.8m (制御棒駆動機構搬出入口下端位置) の水位が形成されているものとした。</p> <p>また、ここでは一部現実的な溶融炉心の落下様態を想定した条件 (溶融炉心落下量, 粗混合粒径, トリガリングタイミング) を適用し、その他の条件は、添付資料 3.3.2 において設定した評価条件と同様とした。</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の応力の推移を別図 1, 別図 2 及び別図 3 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の水に伝達される運動エネルギーの最大値は約 0.2MJ である。このエネルギーを入力とし、原子炉格納容器下部の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約 14MPa、外側鋼板にかかる応力は約 7MPa となった。これは原子炉格納容器下部内側及び外側鋼板の降伏応力 (490MPa) を十分に下回っており、原子炉格納容器破損に至るおそれはないと考える。</p> <p style="text-align: right;">以 上</p>	

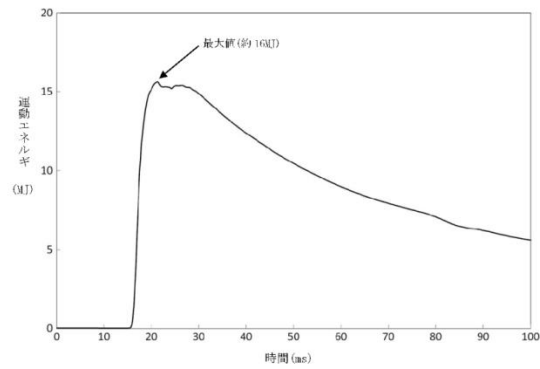


図5 水蒸気爆発によるエネルギーの変化(初期水張り水位7m) ※1

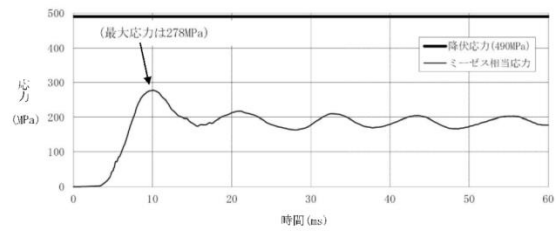


図6 水蒸気爆発による格納容器下部内側鋼板の応力の変化(初期水張り水位7m) ※1

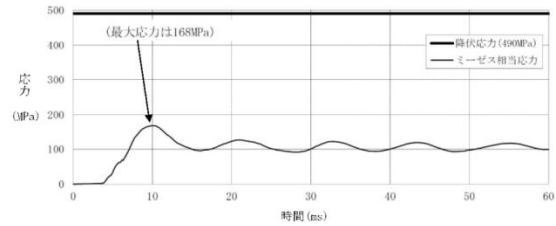
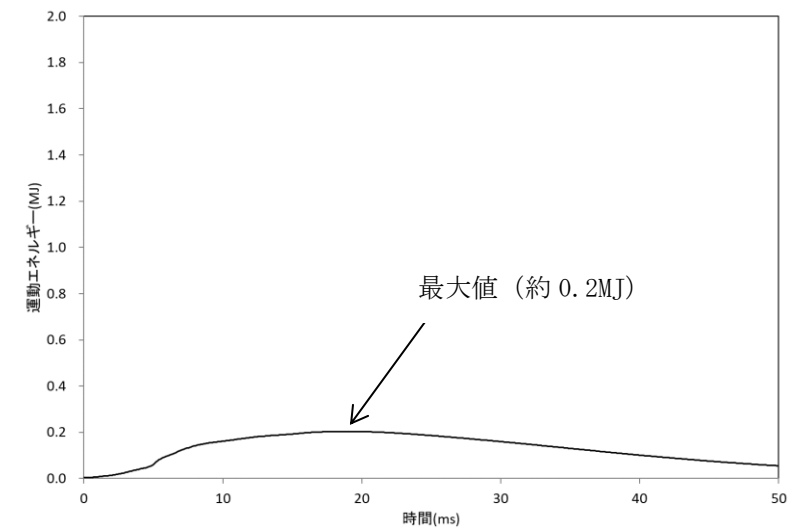
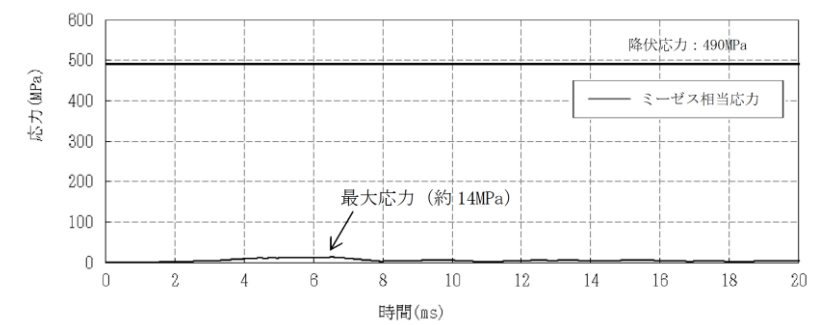


図7 水蒸気爆発による格納容器下部外側鋼板の応力の変化(初期水張り水位7m) ※1

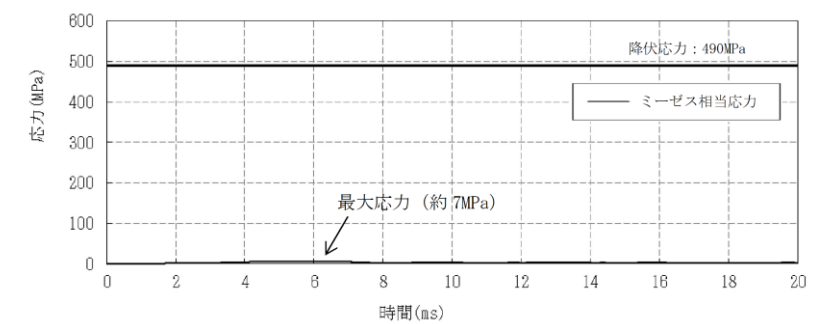
※1 JASMINNEによって評価した水蒸気爆発による運動エネルギー(図5)の最大値をAUTODYNへの時刻0での入力とし、格納容器下部鋼板の応力の推移(図6, 7)を評価している。このため、図5と図6, 7の時刻歴は一致しない。



別図1 水蒸気爆発によるエネルギーの推移(約3.8m, 現実的な想定) ※1



別図2 水蒸気爆発による原子炉格納容器下部内側鋼板の応力の変化(約3.8m, 現実的な想定) ※1



別図3 水蒸気爆発による原子炉格納容器下部外側鋼板の応力の変化(約3.8m, 現実的な想定) ※1

※1 JASMINNEによって評価した水蒸気爆発による運動エネルギー(別図1)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(別図2, 3)を評価している。このため、別図1と別図2, 3の時刻歴は一致しない。

・解析結果の相違  
【柏崎6/7】  
ペDESTAL水深や粗  
混合量等の違いによる  
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><u>別表 1 主要解析条件(原子炉压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(約 3.8m 水位及び現実的な想定による評価))</u></p> <table border="1"> <thead> <tr> <th data-bbox="1822 1581 2415 1745">解析コード</th> <th data-bbox="1822 1293 2415 1581">項目</th> <th data-bbox="1822 1035 2415 1293">主要解析条件</th> <th data-bbox="1822 373 2415 1035">条件設定の考え方</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td data-bbox="1822 1581 2415 1745">-</td> <td data-bbox="1822 1293 2415 1581">原子炉压力容器の破損径</td> <td data-bbox="1822 1035 2415 1293">0.0357m (約 10cm<sup>2</sup>)</td> <td data-bbox="1822 373 2415 1035">原子炉压力容器と制御棒駆動機構ハウジングの隙間の面積 3cm<sup>2</sup>に余裕を見込んだ値</td> </tr> <tr> <td data-bbox="1822 1581 2415 1745"></td> <td data-bbox="1822 1293 2415 1581">ペデスタル水深</td> <td data-bbox="1822 1035 2415 1293">3.794m</td> <td data-bbox="1822 373 2415 1035">原子炉格納容器下部に制御棒駆動機構搬出入口下端位置までの高さ(約 3.8m)の水位が形成されているものとして設定</td> </tr> <tr> <td data-bbox="1822 1581 2415 1745"></td> <td data-bbox="1822 1293 2415 1581">原子炉格納容器下部への水張りに用いる水の温度</td> <td data-bbox="1822 1035 2415 1293">35℃</td> <td data-bbox="1822 373 2415 1035">外部水源の水温として設定</td> </tr> <tr> <td data-bbox="1822 1581 2415 1745" rowspan="2">JASMINE</td> <td data-bbox="1822 1293 2415 1581">溶融物の放出速度</td> <td data-bbox="1822 1035 2415 1293">8m/s</td> <td data-bbox="1822 373 2415 1035">破損口にかかる溶融炉心の堆積圧等から MAAP4 で計算</td> </tr> <tr> <td data-bbox="1822 1293 2415 1581">粗混合粒子径</td> <td data-bbox="1822 1035 2415 1293">3mm</td> <td data-bbox="1822 373 2415 1035">既往の実験から得られている平均粒径</td> </tr> <tr> <td data-bbox="1822 1581 2415 1745"></td> <td data-bbox="1822 1293 2415 1581">爆発計算時の微粒子径</td> <td data-bbox="1822 1035 2415 1293">50 μm</td> <td data-bbox="1822 373 2415 1035">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</td> </tr> <tr> <td data-bbox="1822 1581 2415 1745"></td> <td data-bbox="1822 1293 2415 1581">トリガリングタイミング</td> <td data-bbox="1822 1035 2415 1293">溶融物が床面に到達した時点</td> <td data-bbox="1822 373 2415 1035">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</td> </tr> <tr> <td data-bbox="1822 1581 2415 1745">AUTODYN-2D</td> <td data-bbox="1822 1293 2415 1581">溶融炉心-冷却材相互作用による発生エネルギー</td> <td data-bbox="1822 1035 2415 1293">約 0.2MJ</td> <td data-bbox="1822 373 2415 1035">JASMINE による解析結果をもとに設定</td> </tr> </tbody> </table>	解析コード	項目	主要解析条件	条件設定の考え方	-	原子炉压力容器の破損径	0.0357m (約 10cm <sup>2</sup> )	原子炉压力容器と制御棒駆動機構ハウジングの隙間の面積 3cm <sup>2</sup> に余裕を見込んだ値		ペデスタル水深	3.794m	原子炉格納容器下部に制御棒駆動機構搬出入口下端位置までの高さ(約 3.8m)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	35℃	外部水源の水温として設定	JASMINE	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 MAAP4 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	AUTODYN-2D	溶融炉心-冷却材相互作用による発生エネルギー	約 0.2MJ	JASMINE による解析結果をもとに設定	
解析コード	項目	主要解析条件	条件設定の考え方																																			
-	原子炉压力容器の破損径	0.0357m (約 10cm <sup>2</sup> )	原子炉压力容器と制御棒駆動機構ハウジングの隙間の面積 3cm <sup>2</sup> に余裕を見込んだ値																																			
	ペデスタル水深	3.794m	原子炉格納容器下部に制御棒駆動機構搬出入口下端位置までの高さ(約 3.8m)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	35℃	外部水源の水温として設定																																			
JASMINE	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 MAAP4 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																																			
AUTODYN-2D	溶融炉心-冷却材相互作用による発生エネルギー	約 0.2MJ	JASMINE による解析結果をもとに設定																																			

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. 2. 14 別添 2」を記載】</p> <p style="text-align: right;">別添 2</p> <p style="text-align: center;">粒子化割合の算出</p> <p>粒子化割合は以下の R i c o u - S p a l d i n g 相関式により求めた。</p> $\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,0}^2 - d_{dj}^2}{d_{dj,0}^2}$ $d_{dj} = d_{dj,0} - 2E_0 \left( \frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool}$ <p>ここで、</p> <p><math>\Phi_{ent}</math> : 粒子化割合 [-]</p> <p><math>E_0</math> : エントレインメント係数 [-]</p> <p><math>\Delta H_{pool}</math> : プール水深 [m]</p> <p><math>d_{dj}</math> : プール底部におけるデブリジェット径 [m]</p> <p><math>d_{dj,0}</math> : 気相部落下を考慮した水面におけるデブリジェット径<sup>※1</sup> [m]</p> <p><math>\rho_{dj}</math> : デブリジェット密度 [kg/m<sup>3</sup>]</p> <p><math>\rho_w</math> : 水密度 [kg/m<sup>3</sup>]</p> <p>※1 解析コード MAA P による破損口径の拡大 (アブレーション) を考慮</p> <p>評価条件は以下のとおり。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・プール水深 : 1m (ペDESTAL 水位)</li> <li>・デブリジェット密度 : <input type="text"/> (MAA P 計算結果<sup>※2</sup>)</li> <li>・初期デブリジェット径 : 0.15m (CRD 案内管径)</li> </ul> <p>※2 粒子化割合を大きく見積もる観点から、デブリ密度が小さい過渡事象シーケンスの値を使用</p> <p>以上により評価した結果、粒子化割合は以下のとおり。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・エントレインメント係数 <input type="text"/> の場合 : 約 17.3% (MAA P 推奨範囲の最確値<sup>※3</sup>)</li> <li>・エントレインメント係数 <input type="text"/> の場合 : 約 22.7% (MAA P 推奨範囲の最大値<sup>※3</sup>)</li> </ul> <p>※3 MAA P コードにおけるエントレインメント係数は、F</p>	<p style="text-align: right;">別紙</p> <p style="text-align: center;">粒子化割合の算出</p> <p>R P V 破損時における流出する熔融炉心の粒子化割合を以下の R i c o u - S p a l d i n g 相関式によって評価している。本相関式は、MAA P においても実装されている。</p> $\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,0}^2 - d_{dj}^2}{d_{dj,0}^2}$ $d_{dj} = d_{dj,0} - 2E_0 \left( \frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool}$ <p>ここで、</p> <p><math>\Phi_{ent}</math> : 粒子化割合 [-]</p> <p><math>E_0</math> : エントレインメント係数 [-]</p> <p><math>\Delta H_{pool}</math> : プール水深 [m]</p> <p><math>d_{dj}</math> : プール底部におけるデブリジェット径 [m]</p> <p><math>d_{dj,0}</math> : 気相部落下を考慮した水面におけるデブリジェット径<sup>※1</sup> [m]</p> <p><math>\rho_{dj}</math> : デブリジェット密度 [kg/m<sup>3</sup>]</p> <p><math>\rho_w</math> : 水密度 [kg/m<sup>3</sup>]</p> <p>※1 解析コード MAA P による破損口径の拡大 (アブレーション) を考慮</p> <p>評価条件は以下のとおり。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・プール水深 : 2.4m (ペDESTAL 水位)</li> <li>・デブリジェット密度 : <input type="text"/> kg/m<sup>3</sup> (MAA P 計算結果<sup>※2</sup>)</li> <li>・初期デブリジェット径 : 0.20m (CRD 案内管径)</li> </ul> <p>※2 粒子化割合を大きく見積もる観点から、デブリ密度が小さい過渡事象シーケンスの値を使用</p> <p>以上により評価した結果、粒子化割合は以下のとおり。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・エントレインメント係数 <input type="text"/> の場合 : 約 29% (MAA P 推奨範囲の最確値<sup>※3</sup>)</li> <li>・エントレインメント係数 <input type="text"/> の場合 : 約 38% (MAA P 推奨範囲の最大値<sup>※3</sup>)</li> </ul> <p>※3 MAA P コードにおけるエントレインメント係数は、F</p>	<p>・解析結果の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>粒子化割合の算出について、考え方の相違はないが、MAA P の解析結果のアウトプットを用いるため、粒子化割合の数値については相違している。</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>ARO実験のベンチマーク解析の不確かさの範囲から、から [ ] である。また、不確かさの範囲のうち、およそ中間となる [ ] を推奨範囲の最確値としており、ALPHA-MJB実験の検証解析において、最確値を用いることで実験結果とよく一致する結果が得られている。</p> <p><b>【ここまで】</b></p>	<p>ARO実験のベンチマーク解析の不確かさの範囲から、 [ ] から [ ] である。また、不確かさの範囲のうち、およそ中間となる [ ] を推奨範囲の最確値としており、ALPHA-MJB実験の検証解析において、最確値を用いることで実験結果とよく一致する結果が得られている。</p>	















表2 解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに対する影響 (原子炉圧力容器外-冷却材相互作用) (2/3)

項目	解析条件 (初期条件, 事故条件及び機器条件) の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に対する影響	評価項目となるパラメータに対する影響
	解析条件	最確条件			
格納容器圧力	5.2MPa gauge (実測値)	約3MPa gauge ~約7MPa gauge (平均値)	運転員等操作時間に対する影響 運転員等操作時間の上限に与える影響は小さい。 明後、事故発生から圧力容器破損までの圧力上昇(平均)は約7時間であるのに対して、ゆらぎにより約7時間より早く約20MPaであり非常小さい。したがって、事故進展が与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、ゆらぎによる格納容器圧力の上昇に与える影響は小さい。例えば、事故発生から圧力容器破損までの圧力上昇(平均)は約7時間であるのに対して、ゆらぎにより約7時間より早く約20MPaであり非常小さい。したがって、事故進展が与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、ゆらぎによる格納容器圧力の上昇に与える影響は小さい。例えば、事故発生から圧力容器破損までの圧力上昇(平均)は約7時間であるのに対して、ゆらぎにより約7時間より早く約20MPaであり非常小さい。したがって、事故進展が与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
格納容器温度	57℃	約43℃~約62℃ (実測値)	通常運転時の格納容器温度として設定	運転員等操作時間としては原子炉圧力容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、ゆらぎによる格納容器温度の上昇に与える影響は小さい。例えば、事故発生から圧力容器破損までの圧力上昇(平均)は約7時間であるのに対して、ゆらぎにより約7時間より早く約20MPaであり非常小さい。したがって、事故進展が与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
真空破損装置	3.43MPa (ドライウエール・サブプレッジョン・チェンバース) (設計値)	3.43MPa (ドライウエール・サブプレッジョン・チェンバース) (設計値)	真空破損装置の動作値	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に与える影響は小さい。運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に与える影響は小さい。運転員等操作時間に与える影響はない。
外部水盤の温度	50℃ (事故開始12時間以降は45℃, 事故開始24時間以降は40℃)	約35℃~約50℃ (実測値)	炉内移送ポンプ/山田組を参照し、外部水盤の温度を考慮して設定	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響は小さい。
外部水盤の容量	約21,400m <sup>3</sup>	31,400m <sup>3</sup> 以上 (淡水貯水タンク+復水貯水タンク)	淡水貯水タンク及び復水貯水タンクの容量を考慮して設定	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響は小さい。
燃料の容量	約7,040tL	2,040tL以上 (格納タンク容量)	通常運転時の燃料タンクの選別を参考に設定	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響は小さい。

第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに対する影響 (2/4)

項目	解析条件 (初期条件, 事故条件及び機器条件) の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に対する影響	評価項目となるパラメータに対する影響
	解析条件	最確条件			
サブプレッジョン・プール水位	6.953m (通常運転水位-4.7cm)	約7.000m~ 約7.070m (実測値)	通常運転時のサブプレッジョン・プール水位の下限値として設定	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、ゆらぎによるサブプレッジョン・プール水位の変化は通常時の時の水位は3.300m <sup>3</sup> であるのに対して、ゆらぎ(0.087m)による水位変化は約42m <sup>3</sup> であり、その割合は初期保有水量の約1.3%と非常に小さい。したがって、事故進展に与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、ゆらぎによるサブプレッジョン・プール水位の変化は通常時の時の水位は3.300m <sup>3</sup> であるのに対して、ゆらぎ(0.087m)による水位変化は約42m <sup>3</sup> であり、その割合は初期保有水量の約1.3%と非常に小さい。したがって、事故進展に与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
サブプレッジョン・プール水温度	32℃	約15℃~約32℃ (実測値)	通常運転時のサブプレッジョン・プール水温度の上限値として設定	運転員等操作時間としては格納容器除熱操作による影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、ゆらぎによるサブプレッジョン・プール水温度の上昇に与える影響は小さい。例えば、事故発生から圧力容器破損までの圧力上昇(平均)は約7時間であるのに対して、ゆらぎにより約7時間より早く約20MPaであり非常小さい。したがって、事故進展が与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
格納容器圧力	5MPa(gauge)	約2.2 MPa(gauge)~ 約4.7MPa(gauge) (実測値)	通常運転時の格納容器圧力を包絡する値	最確条件とした場合は、解析条件で設定している格納容器圧力より低くなるため、格納容器圧力が低めに推移するが、その影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、解析条件で設定している格納容器圧力より低くなるため、格納容器圧力が低めに推移するが、その影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。
格納容器雰囲気温度	57℃	約25℃~約58℃ (実測値)	通常運転時の格納容器雰囲気温度(ドライウエール内ガス冷却装置の設計温度)として設定	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、格納容器雰囲気温度を操作開始の時点として運転員等操作時間に与える影響は小さい。	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、格納容器雰囲気温度を操作開始の時点として運転員等操作時間に与える影響は小さい。
外部水盤の温度	35℃	35℃以下	年間の気象条件変化を包絡する高めの水温度を設定	最確条件とした場合は、注水温度を操作開始の時点として運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、注水温度を操作開始の時点として運転員等操作時間に与える影響はない。
外部水盤の容量	約8,600m <sup>3</sup>	8,600m <sup>3</sup> 以上 (西側淡水貯水設備+代貯淡水貯槽)	西側淡水貯水設備及び代貯淡水貯槽の管理下限値を設定	管理下限の容量として事故発生から7日後までに必要な容量を確保しない。	管理下限の容量として事故発生から7日後までに必要な容量を確保しない。
燃料の容量	約1,010tL	1,010tL以上 (軽油貯水タンク+可稼限用燃料用軽油タンク)	軽油貯水タンク及び可稼限用燃料用軽油タンクの管理下限値を設定	管理下限の容量として事故発生から7日後までに必要な容量を確保しない。	管理下限の容量として事故発生から7日後までに必要な容量を確保しない。

表2 解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに対する影響 (原子炉圧力容器外-冷却材相互作用) (2/4)

項目	解析条件 (初期条件, 事故条件及び機器条件) の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に対する影響	評価項目となるパラメータに対する影響
	解析条件	最確条件			
真空破損装置	3.43MPa (ドライウエール・サブプレッジョン・チェンバース) (設計値)	3.43MPa (ドライウエール・サブプレッジョン・チェンバース) (設計値)	真空破損装置の設定値	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に与える影響は小さい。運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に与える影響は小さい。運転員等操作時間に与える影響はない。
サブプレッジョン・プール水位	5.81m (NML)	約5.50m~約5.60m (実測値)	通常運転時のサブプレッジョン・プール水位として設定	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、ゆらぎによるサブプレッジョン・プール水位の変化は通常時の時の水位は3.300m <sup>3</sup> であるのに対して、ゆらぎ(0.087m)による水位変化は約42m <sup>3</sup> であり、その割合は初期保有水量の約1.3%と非常に小さい。したがって、事故進展に与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。	最確条件とした場合は、ゆらぎにより解析条件に対して変動を与え得るが、ゆらぎによるサブプレッジョン・プール水位の変化は通常時の時の水位は3.300m <sup>3</sup> であるのに対して、ゆらぎ(0.087m)による水位変化は約42m <sup>3</sup> であり、その割合は初期保有水量の約1.3%と非常に小さい。したがって、事故進展に与える影響は小さいことから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
サブプレッジョン・プール水温度	35℃	約19℃~約35℃ (実測値)	通常運転時のサブプレッジョン・プール水温度の上限値として設定	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響は小さい。
格納容器圧力	5 MPa(gauge)	約1.5 MPa(gauge)~ 約7 MPa(gauge) (実測値)	通常運転時の格納容器圧力として設定	最確条件とした場合は、解析条件で設定している格納容器圧力より低くなるため、格納容器圧力が低めに推移するが、その影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、解析条件で設定している格納容器圧力より低くなるため、格納容器圧力が低めに推移するが、その影響は小さいことから、運転員等操作時間に与える影響は小さい。
格納容器温度	57℃	約45℃~約54℃ (実測値)	通常運転時の格納容器温度として設定	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響は小さい。
外部水盤の温度	35℃	31℃以下 (実測値)	炉内移送ポンプ/山田組を参照し、外部水盤の温度を考慮して設定	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響は小さい。
外部水盤の容量	7,000m <sup>3</sup>	7,000m <sup>3</sup> 以上 (合計貯水容量)	輪廊貯水タンクの容量を参考に格納条件を包絡する値を設定	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響は小さい。
燃料の容量	1,180m <sup>3</sup>	1,180m <sup>3</sup> 以上 (合計貯水容量)	燃料貯水タンクの容量を参考に格納条件を包絡する値を設定	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合は、原子炉格納容器下部への注水温度が低くなるため、本パラメータによる影響を考慮することはなく、運転員等操作時間に与える影響は小さい。





第2表 解析条件を最確条件とした場合に運転員等操作時間となるパラメータに与える影響(4/4)

項目	解析条件 (初期条件、事故条件及び機器条件) の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
	解析条件	最確条件			
機器条件	解析条件 安全弁機能 7.79 MPa[range] ~ 8.31 MPa[range] 385.2 t/h (1 個当たり) ~ 410.6 t/h (1 個当たり) (設計値)	最確条件 安全弁機能 7.79 MPa[range] ~ 8.31 MPa[range] 385.2 t/h (1 個当たり) ~ 410.6 t/h (1 個当たり)	遠がし安全弁の安全弁機能の設計値として設定	解析条件と最確条件は同様であり、事故進展に影響はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件は同様であり、事故進展に影響はないことから、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	遠がし安全弁 7.79 MPa[range] ~ 8.31 MPa[range] 385.2 t/h (1 個当たり) ~ 410.6 t/h (1 個当たり)	最確条件 安全弁機能 7.79 MPa[range] ~ 8.31 MPa[range] 385.2 t/h (1 個当たり) ~ 410.6 t/h (1 個当たり)	遠がし安全弁の設計値に基づき、蒸気流量及び原子炉圧力の関係から設定	解析条件と最確条件は同様であり、事故進展に影響はない。	解析条件と最確条件は同様であり、事故進展に影響はない。
代替循環冷却系 約 14MW (サブプレッション・プール 水温度 100℃、海水温度 32℃ において)	代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量: 約 14MW (サブプレッション・プール 水温度 100℃、海水温度 32℃ において)	格納容器圧力及び原子炉圧力の関係から必要となるスプレッド流量を考慮して設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に影響はない。	
緊急用海水系 約 14MW (サブプレッション・プール 水温度 100℃、海水温度 32℃ において)	代替循環冷却系から緊急用海水系への伝熱容量: 約 14MW (サブプレッション・プール 水温度 100℃、海水温度 32℃ において)	熱交換器の設計性能に基づき、代替循環冷却系の除熱性能を減らす観点で、過去の集積を包含する高めの海水温度を設定	最確条件とした場合には、解析条件と最確条件は同等であることから運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件とした場合には、解析条件と最確条件は同等であることから評価項目となるパラメータに与える影響はない。	

表2 解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間となるパラメータに与える影響 (原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用) (4/4)

項目	解析条件 (初期条件、事故条件及び機器条件) の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
	解析条件	最確条件			
原子炉スクラム信号	解析条件 事象発生と同時にスクラム閉止	最確条件 事象発生と同時にスクラム	事象発生と同時に原子炉スクラムするものとして設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に影響はない。
主蒸気隔離弁	事象発生と同時に閉止	原子炉水位低 (レベル 2)	主蒸気が原子炉格納容器内に保持される厳しい条件として設定	最確条件とした場合には、遠がし安全弁を通じて原子炉格納容器内に放出される蒸気量が減少することから、格納容器圧力及び炉度の上昇が速くなるが、操作手順に変わりはなく、運転員等操作時間に与える影響は小さい。	最確条件とした場合には、遠がし安全弁を通じて原子炉格納容器内に放出される蒸気量が減少することから、格納容器圧力及び炉度の上昇が速くなることから、評価項目となるパラメータに与える影響は大きい。
再循環ポンプ	事象発生と同時に停止	事象発生と同時に停止	全交流動力電源喪失によるポンプ停止を踏まえて設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に影響はない。
機器条件	遠がし安全弁 7.79 MPa[range] ~ 8.31 MPa[range] 385.2 t/h (1 個当たり) ~ 410.6 t/h (1 個当たり)	最確条件 遠がし弁機能 7.79 MPa[range] ~ 8.31 MPa[range] 385.2 t/h (1 個当たり) ~ 410.6 t/h (1 個当たり)	遠がし安全弁の設計値として設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に影響はない。
	格納容器代替スプレッド系 (可搬型)	格納容器代替スプレッド系 (可搬型)	格納容器温度及び圧力抑制に必要なスプレッド流量を考慮して設定	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に影響はない。	解析条件と最確条件は同様であることから、事故進展に影響はない。





まとめ資料比較表 [有効性評価 添付資料 3.3.5]

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 3.3.6</p> <p>プラント損傷状態をLOCAとした場合の圧カスパイクへの影響</p> <p>1. 評価の目的</p> <p>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。）では、格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用」の評価事故シーケンスのプラント損傷状態として、水蒸気爆発に対する条件設定の厳しさを考慮し、熔融炉心の内部エネルギーの観点でより厳しいと考えられるTQUVを選定しており、起因事象としては原子炉水位の低下の観点で最も厳しい給水流量の全喪失を設定している。</p> <p>一方、起因事象として大破断LOCAを仮定した場合、原子炉冷却材圧力バウンダリからの原子炉冷却材の放出によって格納容器圧力が上昇することに加え、原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなり、圧カスパイクの最大値がベースケースに比べて高い値となる可能性が考えられる。</p> <p>このため、解析条件のうち初期条件の不確かさとして、起因事象が大破断LOCAの場合の圧カスパイクへの影響を確認する。</p> <p>2. 評価条件</p> <p>ベースケースの評価条件に対する変更点は以下のとおり。この他の評価条件は、ベースケースの評価条件と同等である。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>起因事象を大破断LOCAとし、事故シーケンスを「大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失」とした。</li> <li>格納容器温度制御の観点で評価上の必要が生じたため、格納容器温度が190℃に到達した場合には流量70m<sup>3</sup>/hでのドライウェルスプレイを実施し、格納容器温度が171℃に到達した時点でドライウェルスプレイを停止するものとした。</li> </ul>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.3.8</p> <p>プラント損傷状態をLOCAとした場合の圧カスパイクへの影響</p> <p>1. 評価の目的</p> <p>ベースケースでは、格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用」の評価事故シーケンスのプラント損傷状態として、熔融炉心の内部エネルギーの観点でより厳しいと考えられるTQUVを選定しており、起因事象としては原子炉水位の低下の観点で最も厳しい給水流量の全喪失を設定している。</p> <p>一方、起因事象として大破断LOCAを仮定した場合、原子炉冷却材圧力バウンダリからの原子炉冷却材の放出によって格納容器圧力が上昇することに加え、原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなり、圧カスパイクの最大値がベースケースに比べて高い値となる可能性が考えられる。</p> <p>このため、解析条件のうち初期条件の不確かさとして、起因事象が大破断LOCAの場合の圧カスパイクへの影響を確認する。</p> <p>2. 評価条件</p> <p>ベースケースの評価条件に対する変更点は以下のとおり。この他の評価条件は、ベースケースの評価条件と同等である。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>起因事象を大破断LOCAとし、事故シーケンスを「<u>大破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+損傷炉心冷却失敗 (+FCI (ペDESTAL))</u>」とした。</li> <li>起因事象を大破断LOCAとした場合、<u>リロケーションに伴い格納容器雰囲気温度が急激に上昇するため、これに備えた運転手順に従い、事象発生25分後に代替格納容器スプレイ冷却系(常設)による格納容器冷却を130m<sup>3</sup>/hで開始し、事象発生90分後に代替循環冷却系による格納容器除熱を開始した時点で停止するものとした。</u></li> <li>リロケーション発生時には、<u>代替循環冷却系による格納容器除熱を実施している状態でも格納容器雰囲気温度が上昇するため、格納容器雰囲気温度が171℃に到達した時点で代替格納容器スプレイ冷却系(常設)による格納容器冷却を300m<sup>3</sup>/hで再開し、格納容器雰囲気温度が151℃まで低下した時点</u></li> </ul>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.3.5</p> <p>プラント損傷状態をLOCAとした場合の圧カスパイクへの影響</p> <p>1. 評価の目的</p> <p>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。）では、格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用」の評価事故シーケンスのプラント損傷状態として、<u>水蒸気爆発に対する条件設定の厳しさを考慮し、熔融炉心の内部エネルギーの観点でより厳しいと考えられるTQUV</u>を選定しており、起因事象としては原子炉水位の低下の観点で最も厳しい給水流量の全喪失を設定している。</p> <p>一方、起因事象として大破断LOCAを仮定した場合、原子炉冷却材圧力バウンダリからの原子炉冷却材の放出によって格納容器圧力が上昇することに加え、原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなり、圧カスパイクの最大値がベースケースに比べて高い値となる可能性が考えられる。</p> <p>このため、解析条件のうち初期条件の不確かさとして、起因事象が大破断LOCAの場合の圧カスパイクへの影響を確認する。</p> <p>2. 評価条件</p> <p>ベースケースの評価条件に対する変更点は以下のとおり。このほかの評価条件は、ベースケースの評価条件と同等である。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>起因事象を大破断LOCAとし、事故シーケンスを「<u>大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失</u>」とした。</li> <li>リロケーションに伴い<u>原子炉圧力容器下鏡温度が上昇するため、これに備えた運転手順に従い、原子炉圧力容器下鏡温度300℃到達後にペDESTAL代替注水系(常設)による原子炉格納容器下部への注水を200m<sup>3</sup>/hにて開始し、ペDESTAL水位が2.4mに到達していることを確認した後、原子炉格納容器下部への注水を停止するものとした。</u></li> <li>原子炉圧力容器破損後には、<u>ペDESTAL代替注水系(常設)による原子炉格納容器下部注水を実施するものとした。</u></li> </ul>	<p>備考</p> <p>・運用及び設備設計の相違 【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、本評価事故シーケンスにおいて、熔融炉心落下後から</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. 評価結果</p> <p>格納容器圧力の評価結果を図1, 格納容器温度の評価結果を図2に示す。</p> <p>事象発生から約6.4時間後に原子炉圧力容器破損に至り, 圧力スパイクのピーク値は約0.44MPa[gage]であり, 圧力スパイクのピーク値はベースケースの結果と同程度であり, 格納容器限界圧力の0.62MPa[gage]を下回るため, 原子炉格納容器バウンダリの機能は維持されることを確認した。</p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p><u>で停止するものとした。</u></p> <p>3. 評価結果</p> <p>格納容器圧力の評価結果を第1図, 格納容器雰囲気温度の評価結果を第2図に示す。</p> <p>事象発生から約3.3時間後に原子炉圧力容器破損に至り, 圧力スパイクのピーク値は約0.20MPa[gage]となるが, このピーク値はベースケースの結果より低く, 限界圧力0.62MPa[gage]を下回るため, 格納容器バウンダリの機能は維持されることを確認した。</p> <p><u>なお, 第1図及び第2図において, 原子炉圧力容器破損時のペDESTAL (ドライウエル部) の水はある程度サブクール度があるのに対し, 下部プレナムへの溶融炉心移行時の原子炉圧力容器内の水はほぼ飽和状態のため, 原子炉圧力容器破損時よりも下部プレナムへの溶融炉心移行時の方が蒸発量が多くなり, 格納容器圧力及び雰囲気温度の上昇幅が大きくなっている。</u></p>	<p>3. 評価結果</p> <p>格納容器圧力の評価結果を図1, 格納容器温度の評価結果を図2に示す。</p> <p>事象発生から約3.3時間後に原子炉圧力容器破損に至り, 溶融炉心が原子炉格納容器下部に落下した後は格納容器スプレイ(原子炉圧力容器破損後の注水)を開始することによって, 格納容器温度は低下する挙動を示している。圧力スパイクのピーク値は約301kPa[gage]であり, 圧力スパイクのピーク値はベースケースの結果より高くなるものの, 格納容器限界圧力の853kPa[gage]を下回るため, 原子炉格納容器バウンダリの機能は維持されることを確認した。</p> <p>(補足) 過渡起因事象又はLOCA事象の原子炉圧力容器破損時の各判断パラメータ挙動は下表のとおり。</p> <table border="1" data-bbox="1745 1115 2499 1396"> <thead> <tr> <th colspan="2">「過渡起因事象」時</th> <th colspan="2">「LOCA事象」時</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>原子炉圧力</td> <td>「急激な低下」 (原子炉圧力容器高圧時)</td> <td>ペDESTAL温度</td> <td>「急激な低下」※1</td> </tr> <tr> <td>ドライウエル圧力</td> <td>「急激な上昇」</td> <td>サブプレッション・プール水温度</td> <td>「急激な上昇」</td> </tr> <tr> <td>ペDESTAL温度</td> <td>「急激な上昇」</td> <td>ドライウエル水素濃度</td> <td>「上昇開始」</td> </tr> <tr> <td>ペDESTAL水温度</td> <td>「急激な上昇」又は「指示値喪失」</td> <td>ペDESTAL水温度</td> <td>「急激な上昇」又は「指示値喪失」</td> </tr> </tbody> </table> <p>※1 LOCAを起因とした事象発生時において原子炉注水が出来ない状況下においては, 原子炉圧力容器破損以前に原子炉圧力容器とドライウエルが破断口を通じて連通しているため, 炉内の過熱蒸気がドライウエルに放出される。そのため, 原子炉圧力容器破損時には一次系の高温ガスが原子炉格納容器下部に放出されない状況となり, 原子炉圧力容器破損時に原子炉格納容器下部のプール水(LOCA破断水又は事前水張り水)とデブリが触れて水蒸気が発生することで, <b>ペDESTAL温度(原子炉格納容器下部の空間部における雰囲気温度)</b>は急低下する傾向となる。</p> <p style="text-align: right;">以上</p>	「過渡起因事象」時		「LOCA事象」時		原子炉圧力	「急激な低下」 (原子炉圧力容器高圧時)	ペDESTAL温度	「急激な低下」※1	ドライウエル圧力	「急激な上昇」	サブプレッション・プール水温度	「急激な上昇」	ペDESTAL温度	「急激な上昇」	ドライウエル水素濃度	「上昇開始」	ペDESTAL水温度	「急激な上昇」又は「指示値喪失」	ペDESTAL水温度	「急激な上昇」又は「指示値喪失」	<p>残留熱代替除去系の運転開始前までの間, 格納容器スプレイ実施基準に到達しないことから, 記載していない。</p> <p>・解析結果の相違</p> <p>【柏崎6/7, 東海第二】</p> <p>島根2号炉では, 大破断LOCAが発生する場合, 原子炉冷却材圧力バウンダリからの原子炉冷却材の放出によって, 格納容器圧力が上昇することに加え, 原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなり, 原子炉圧力容器破損時の格納容器圧力がベースケースに対して高くなるため, 感度解析の方がピーク圧力が高い。柏崎6/7及び東海第二では大破断LOCA発生後に格納容器スプレイを実施していることから, 感度解析におけるピーク圧力はベースケースと同程度か, 低い結果となっている。</p>
「過渡起因事象」時		「LOCA事象」時																					
原子炉圧力	「急激な低下」 (原子炉圧力容器高圧時)	ペDESTAL温度	「急激な低下」※1																				
ドライウエル圧力	「急激な上昇」	サブプレッション・プール水温度	「急激な上昇」																				
ペDESTAL温度	「急激な上昇」	ドライウエル水素濃度	「上昇開始」																				
ペDESTAL水温度	「急激な上昇」又は「指示値喪失」	ペDESTAL水温度	「急激な上昇」又は「指示値喪失」																				

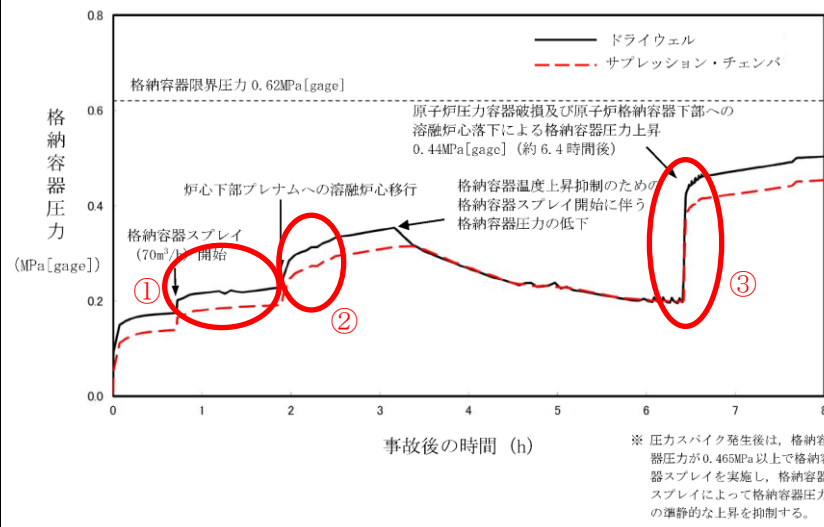
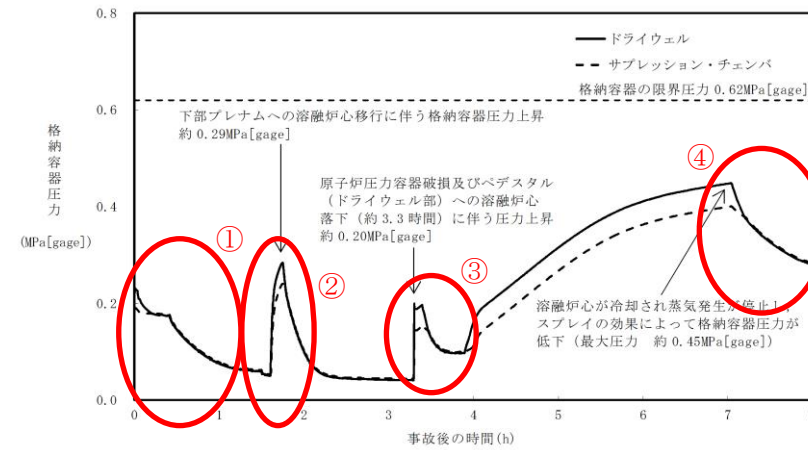


図1 格納容器圧力の推移



第1図 格納容器圧力の推移

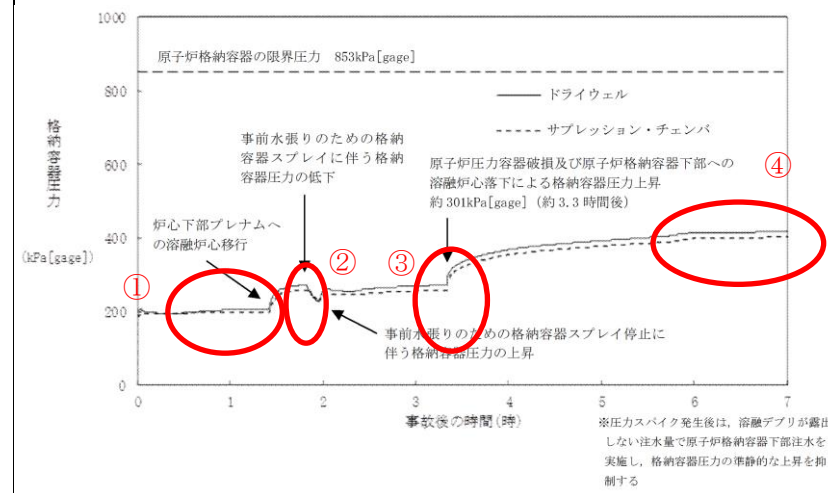


図1 格納容器圧力の推移

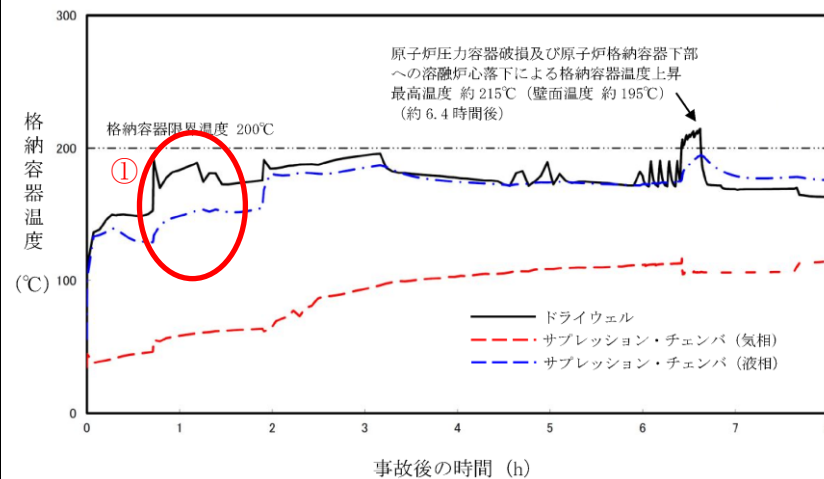
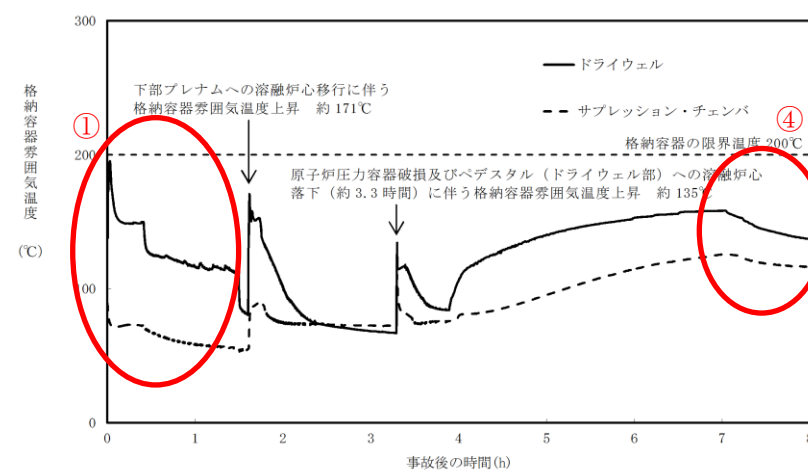


図2 格納容器気相部温度の推移



第2図 格納容器雰囲気温度の推移

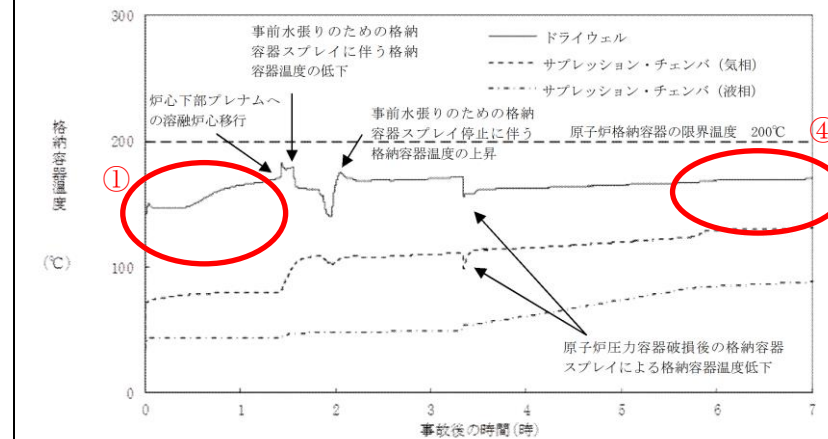


図2 格納容器気相部温度の推移

・解析結果の相違  
**【柏崎 6/7, 東海第二】**  
 ①島根 2号炉は、事象初期に格納容器スプレイの実施基準に到達しないが、柏崎 6/7 及び東海第二は格納容器スプレイの実施基準に到達することによる相違。  
**【東海第二】**  
 ②東海第二 (Mark II) は、島根 2号炉 (Mark I 改) に対し、出力当たりの格納容器体積が小さいため、下部プレナムへの溶融炉心移行時の圧カスパイクが大きい。  
**【柏崎 6/7, 東海第二】**  
 ③島根 2号炉は、大破断 LOCA が発生する場合、原子炉冷却材圧力バウンダリからの原子炉冷却材の放出によって、格納容器圧力が上昇することに加え、原子炉压力容器破損のタイミングが早くなり、原子力压力容器破損時の格納容器圧力がベースケースに対して高くなるため、感度解析の方がピーク圧力が高い。柏崎 6/7 及び東海第二では大破断 LOCA 発生後に格納容器スプレイを実施していることから、感度解析の方がピーク圧力が低い。

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>【東海第二】</p> <p>④島根2号炉は、残留熱代替除去系の運転開始前に格納容器圧力・温度制御のための格納容器スプレイの実施基準に到達しないが、東海第二では格納容器スプレイの実施基準に到達し、スプレイを実施するため格納容器圧力及び格納容器温度が変動している。</p>