

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 原子炉压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「原子炉压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、<u>LOCA</u>，<u>長期TB</u>，<u>TBU</u> 及び <u>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「原子炉压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，溶融炉心と原子炉压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>原子炉压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</u>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。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 原子炉压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「原子炉压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、<u>LOCA</u>，<u>長期TB</u>，<u>TBU</u>，<u>TBP</u>及び<u>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「原子炉压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，溶融炉心と原子炉压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>原子炉压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）</u>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。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 原子炉压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「原子炉压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<u>LOCA</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「原子炉压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，溶融炉心と原子炉压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<u>原子炉格納容器</u>の破損に至る。</p> <p>原子炉压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</u>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。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 【柏崎 6/7, 東海第二】 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 【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>

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<u>原子炉格納容器下部</u>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<u>原子炉格納容</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>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"> ・運用の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】初期水張り深さの相違 ・解析結果の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 ・整理方針の相違 【東海第二】 <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"> ・運用の相違 【東海第二】 <p>島根 2号炉は、格納容器代替スプレイ系（可搬型）にて<u>原子炉格納容器下部</u>へ初期水張りを行い、<u>ペDESTAL</u>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 高圧溶融物放出/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<u>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</u>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 高圧溶融物放出/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<u>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</u>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、<u>格納容器</u>における格納容器各領域間の流動、炉心損傷後の<u>格納容器</u>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<u>格納容器内</u>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 高圧溶融物放出/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<u>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の手動開操作によって原子炉を減圧する手順</u>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、<u>原子炉格納容器</u>における格納容器各領域間の流動、炉心損傷後の<u>原子炉格納容器</u>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<u>原子炉格納容器内</u>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】 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、<u>原子炉格納容器下部</u>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<u>雰囲気温度</u>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"> ・解析結果の相違【柏崎 6/7, 東海第二】 ・設備設計の相違【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。 ・解析結果の相違【柏崎 6/7, 東海第二】 ・整理方針の相違【東海第二】 各格納容器破損モード

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溶融燃料－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、溶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、溶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、溶融炉心落下速度、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、溶融炉心落下速度、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溶融燃料－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、溶融炉心がペ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、溶融炉心落下速度、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、溶融炉心落下速度、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溶融燃料－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、溶融炉心が<u>原子炉格納容器下部</u>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、溶融炉心落下速度、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>溶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<u>原子炉格納容器下部</u>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<u>原子炉格納容器下部</u>への初期水張り操作があるが、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<u>原子炉格納容器下部</u>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<u>原子炉格納容器下部</u>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, 格納容器容積 (ウェットウェル) の空間部及び液相部, <u>サブプレッション・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 (サブプレッション・チェンバ)</u> 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>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, 原子炉圧力容器破損時の<u>原子炉格納容器下部</u>の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>格納容器空間体積 (サブプレッション・チェンバ)</u> の空間部及び液相部, <u>サブプレッション・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>

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で格納容器圧力の上昇は緩和されることから、</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、格納容器容積（ウェットウェル）の空間部及び液相部、<u>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、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</u>、サプレッション・プール水位、格納容器圧力並びに<u>格納容器雰囲気温度</u>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、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<u>当たり</u>、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で格納容器圧力の上昇は緩和されることから、</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>格納容器空間体積（サプレッション・チェンバ）の空間部及び液相部</u>、サプレッション・プール水位、格納容器圧力及び<u>格納容器温度</u>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、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<u>あたり</u>、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<u>原子炉格納容器下部</u>注水を実施することから外部水源の温度が<u>原子炉格納容器下部</u>のプール水温度に影響がある旨を記載。</p>

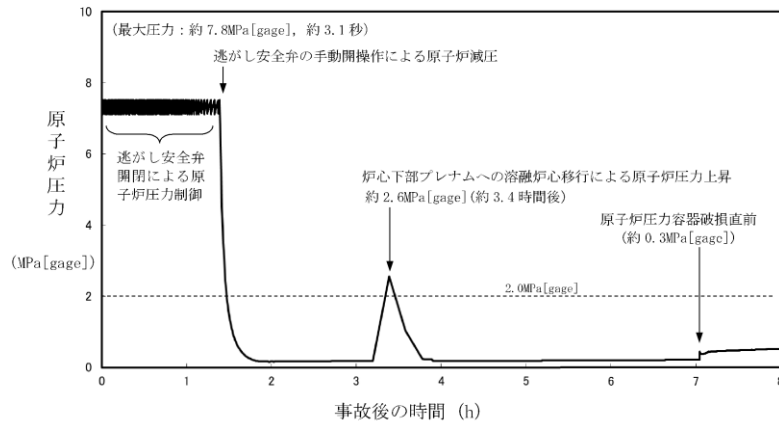
柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>を実施した。感度解析は、事故シーケンスを「大破断LOCA+ECCS注水機能喪失」とし、本評価事故シーケンスの解析条件と同様、電源の有無に係らず重大事故等対処設備による原子炉注水機能についても使用できないものと仮定した場合、原子炉圧力容器破損のタイミングが早くなることを考慮したものである。その結果、<u>第3.3.9図に示すとおり、事象発生から約6.4時間後に原子炉圧力容器破損に至り、圧力スパイクの最大値は約0.44MPa[gage]となったが、圧力スパイ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。</u></p> <p style="text-align: center;">(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>操作条件の融融炉心落下前の<u>格納容器下部注水系(常設)</u>による水張り操作は、解析上の操作時間として<u>原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達した時点</u>を設定している。運転員等操作時間に与える影響として、<u>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融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、<u>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、</u></u></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、<u>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。</u></p> <p style="text-align: center;">(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、<u>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、<u>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。</u></u></p> <p style="text-align: center;">(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<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)</u>は、解析上の操作時間として<u>原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達した時点</u>を設定している。運転員等操作時間に与える影響として、<u>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<u>原子炉格納容器下部</u>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融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、<u>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、</u></u></p>	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> ・解析結果の相違【柏崎6/7, 東海第二】 ・設備設計の相違【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。 ・解析結果の相違【柏崎6/7】

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>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<u>原子炉格納容器下部</u>への注水操作（原子炉压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"> ・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。 ・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。

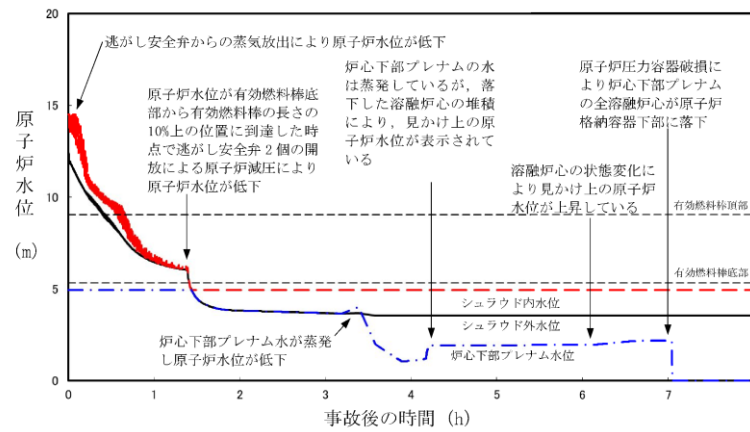
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>に示す。</p> <p>操作条件の溶融炉心落下前の格納容器下部注水系（常設）による水張り操作については、<u>原子炉压力容器下鏡部温度が300℃に到達するまでの時間は事象発生から約3.7時間あり、原子炉格納容器下部への注水操作は原子炉压力容器下鏡部温度の上昇傾向を監視しながらあらかじめ準備が可能である。また、原子炉压力容器下鏡部温度300℃到達時点での中央制御室における原子炉格納容器下部への注水操作の操作時間は約5分間である。溶融炉心落下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、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><u>なお、格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル（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><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については、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。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、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）によるペデスタル（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。原子炉压力容器破損までの時間は事象発生から約4.5時間あり、</u></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<u>原子炉格納容器下部</u>への注水操作（原子炉压力容器破損前の初期水張り）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3.1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。また、溶融炉心落下前の格納容器代替スプレイ系（可搬型）による水張りは約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。事象発生から約5.0時間後の水張りの完了から、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>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> ・運用の相違 【東海第二】 島根2号炉は、通常運転時からのペデスタル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<u>原子炉格納容器下部</u>に水張りを実施する運用としている。 ・解析結果の相違 【柏崎6/7】 ・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。

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、非常用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため、溶融炉心と</p>	<p><u>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、非常用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため、溶融炉</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機能の喪失が重畳する。このため、溶融炉心と原子炉圧力容器外</p>	<p>備考</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> <p>【柏崎 6/7, 東海第二】</p>

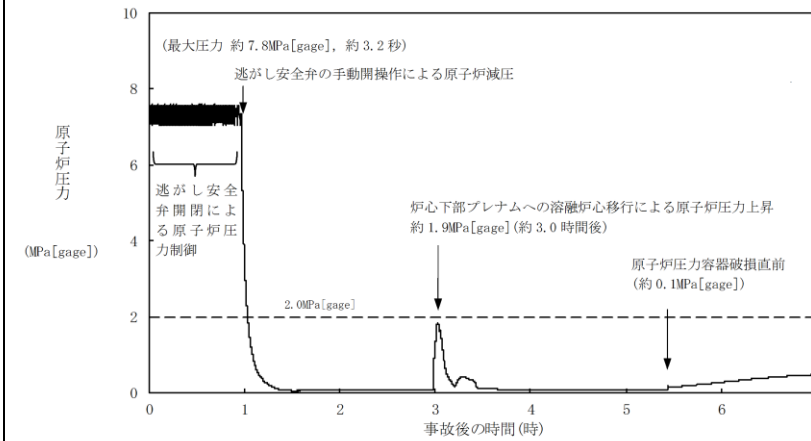
柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>原子炉圧力容器外の水が接触して一時的な圧力の急上昇が生じ、このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され原子炉格納容器の破損に至ることが特徴である。格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」に対する格納容器破損防止対策としては、<u>格納容器下部注水系(常設)</u>による<u>格納容器下部注水</u>により原子炉圧力容器破損前に<u>原子炉格納容器下部</u>へ約2mの水張りを実施する手段を整備している。</p> <p>格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料-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溶融燃料-冷却材相互作用」に対して有効である。</p>	<p>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溶融燃料-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溶融燃料-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>格納容器の限界圧力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溶融燃料-冷却材相互作用」に対して有効である。</p>	<p>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<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溶融燃料-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</u>へ2.4m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溶融燃料-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>原子炉格納容器の限界圧力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>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溶融燃料-冷却材相互作用」に対して有効である。</p>	<p>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 【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 【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>



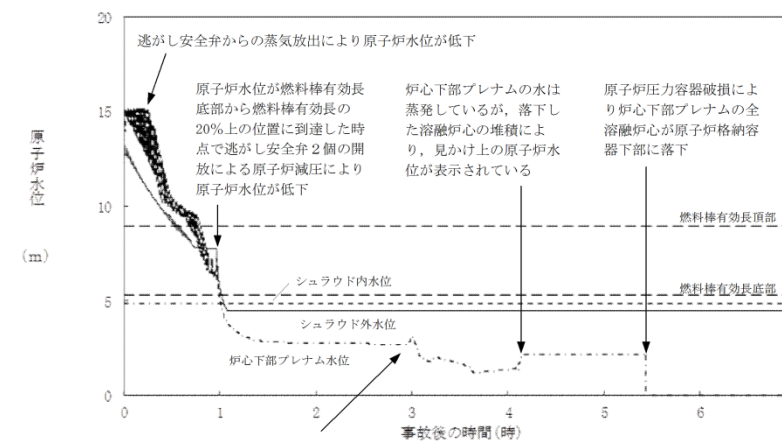
第 3.3.1 図 原子炉圧力の推移



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

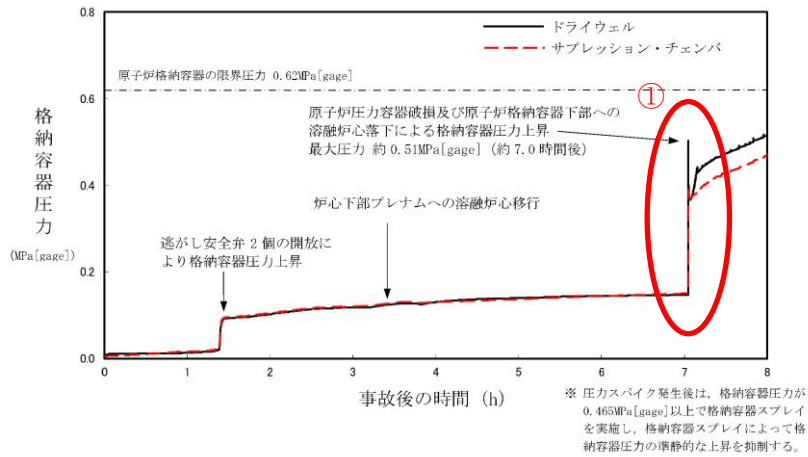


第 3.3.2-1 (2) 図 原子炉水位 (シュラウド内外水位) の推移

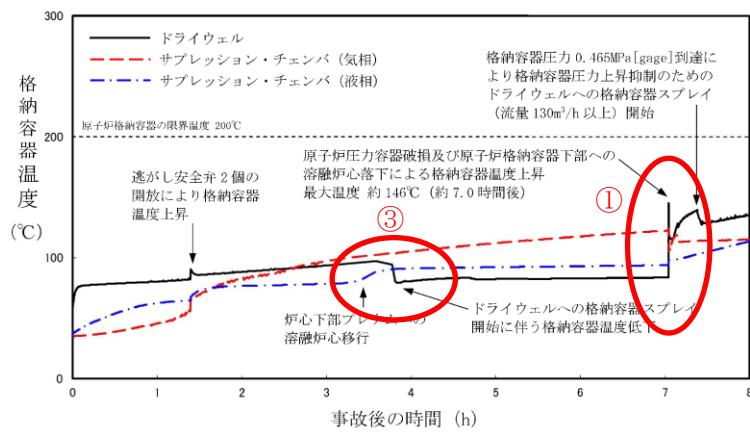
・記載方針の相違

【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)

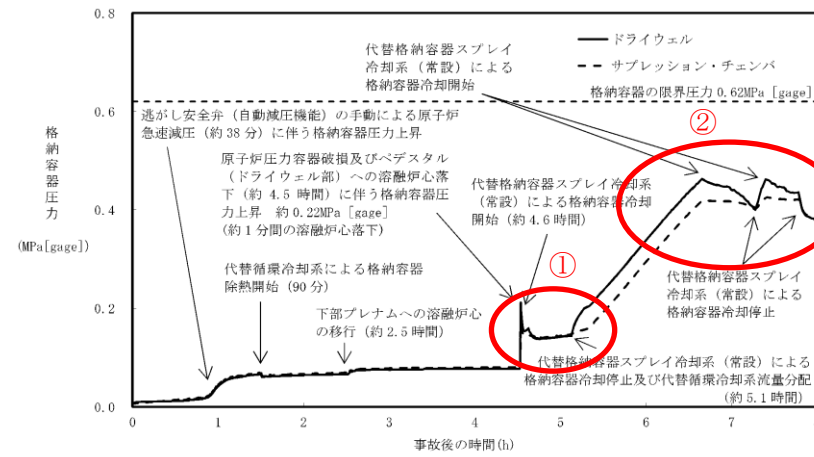
【東海第二】
 島根 2 号炉は、事象進展の説明に必要な図面を再掲しているが、東海第二では本項で確認する評価項目に関連するもののみ記載している。なお、3 プラントとも、原子炉水位 (シュラウド内外水位) の推移は「3.2 DCH」に記載しており差異理由等は DCH 側に記載。(柏崎 6/7: 第 3.2.8 図, 島根 2 号炉: 第 3.2.2-1 (2) 図)



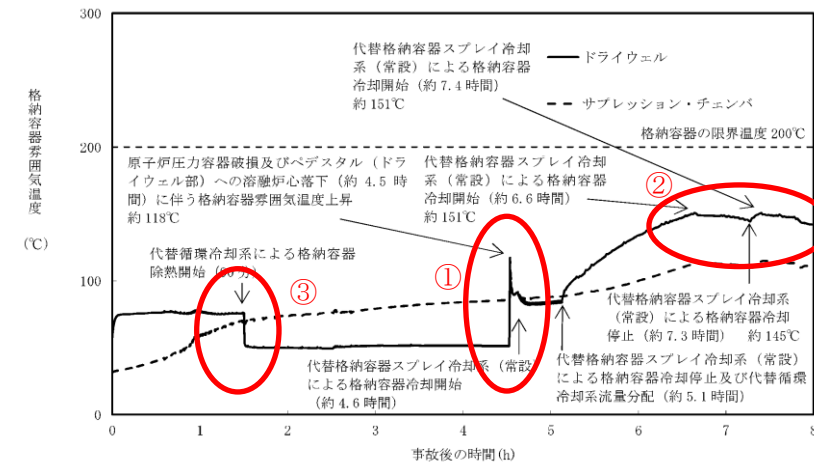
第 3.3.3 図 格納容器圧力の推移



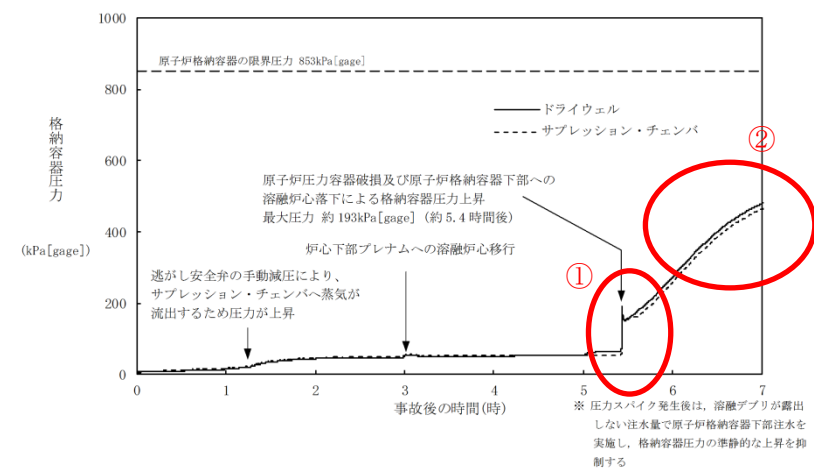
第 3.3.4 図 格納容器温度の推移



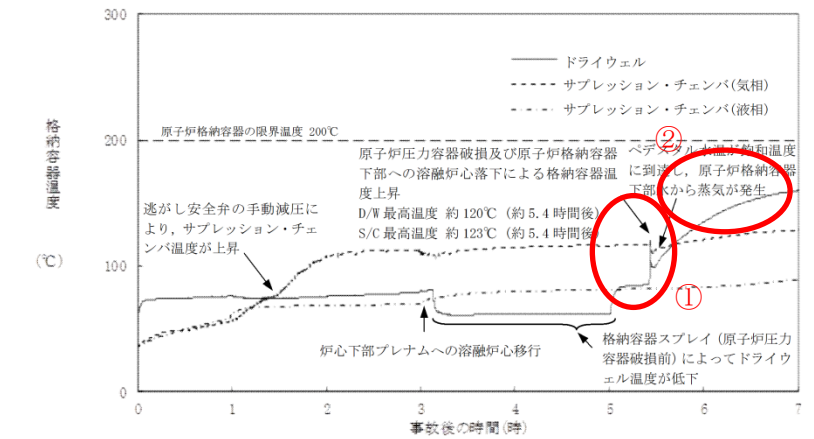
第 3.3-1 図 格納容器圧力の推移



第 3.3-2 図 格納容器雰囲気温度の推移

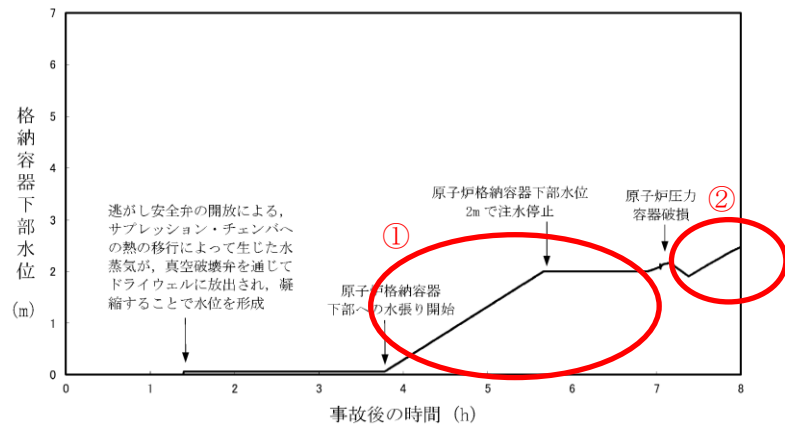


第 3.3.2-1(3) 図 格納容器圧力の推移

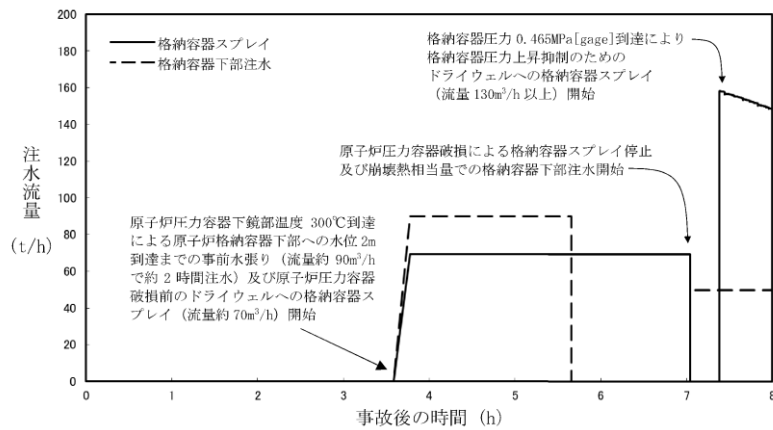


第 3.3.2-1(4) 図 格納容器温度の推移

・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。
【柏崎 6/7, 東海第二】
 ③島根 2号炉は、原子炉圧力容器破損前における環境緩和のための格納容器スプレイを実施しないため格納容器温度は低下しないが、柏崎 6/7 及び東海第二は、原子炉圧力容器破損前にスプレイを実施することによることから、格納容器温度が低下している。

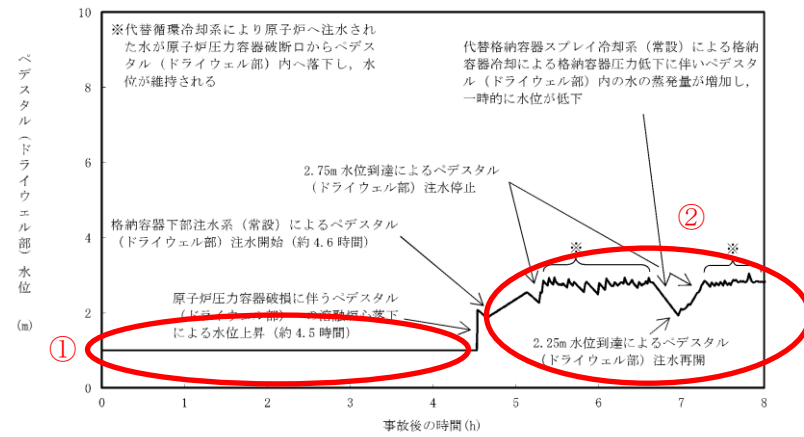


第 3.3.5 図 格納容器下部水位の推移

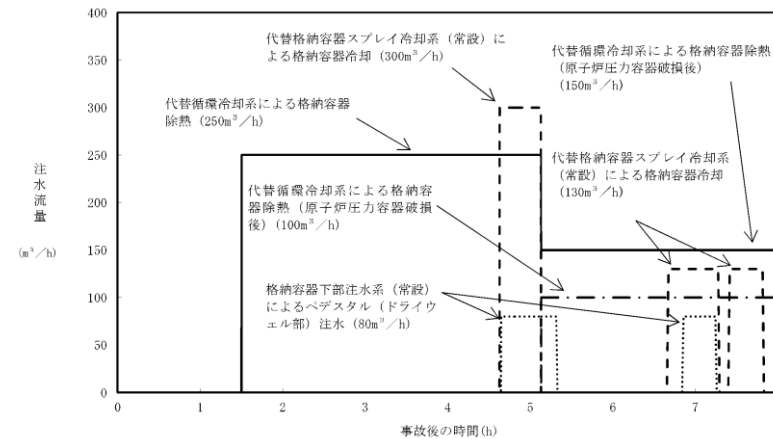


第 3.3.6 図 注水流量の推移

【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】

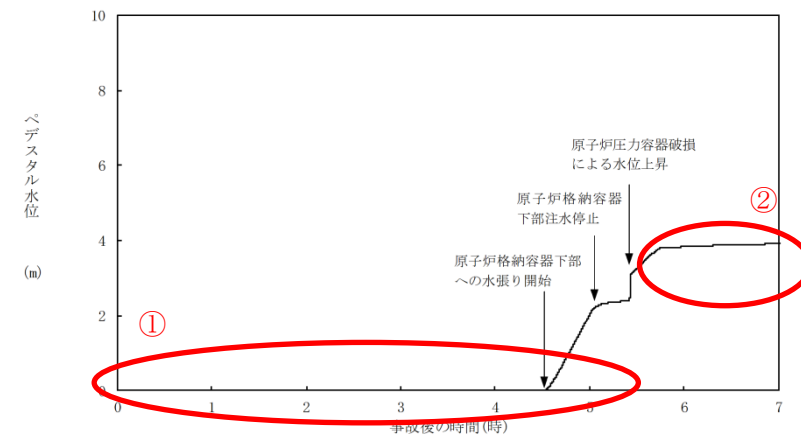


第 3.2-18 図 ペDESTAL (ドライウエル部) の水位の推移 (~8 時間)

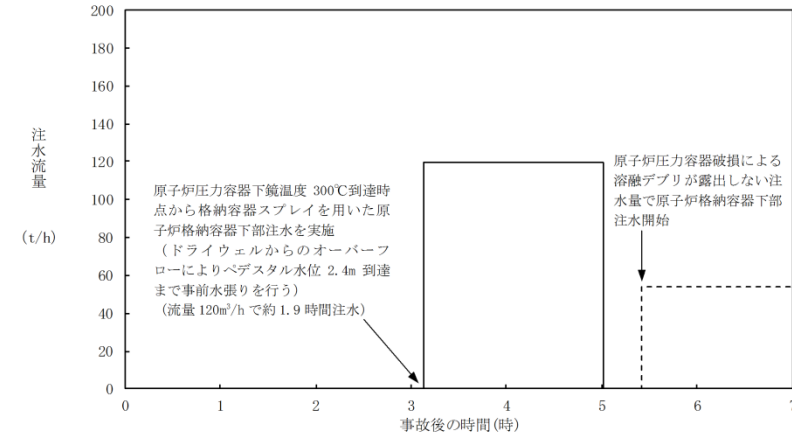


第 3.2-16 図 注水流量の推移 (~8 時間)

【ここまで】



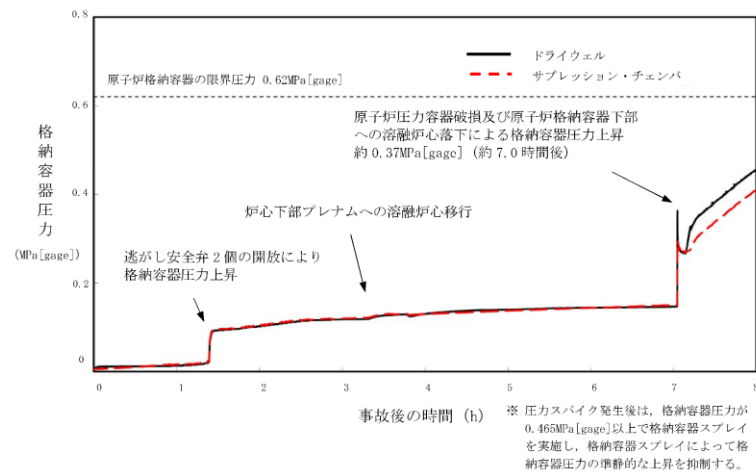
第 3.3.2-1(5) 図 ペDESTAL 水位の推移



第 3.3.2-1(6) 図 注水流量の推移

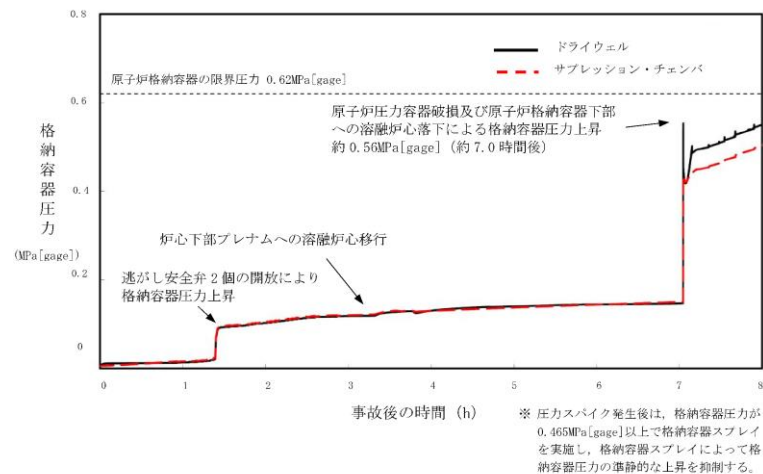
・解析結果の相違
【東海第二】
①島根 2号炉及び柏崎 6/7 では、事故時に原子炉圧力容器破損の徴候により原子炉格納容器下部へ初期水張りを行う運用としているが、東海第二では通常運転中から原子炉格納容器下部に水プールが形成されていることによる差異。
②溶融炉心落下後の溶融炉心の冷却を維持するため、東海第二ではドライウエル水位にて水位管理するが、島根 2号炉及び柏崎 6/7 では、崩壊熱相当の注水を実施することによる挙動の差異。

【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。



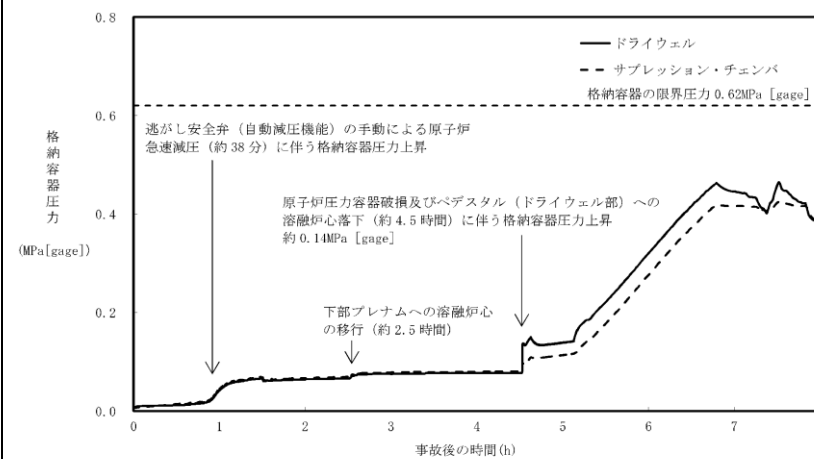
第3.3.7 図 格納容器圧力の推移

(感度解析ケース (エントレインメント係数最小値))

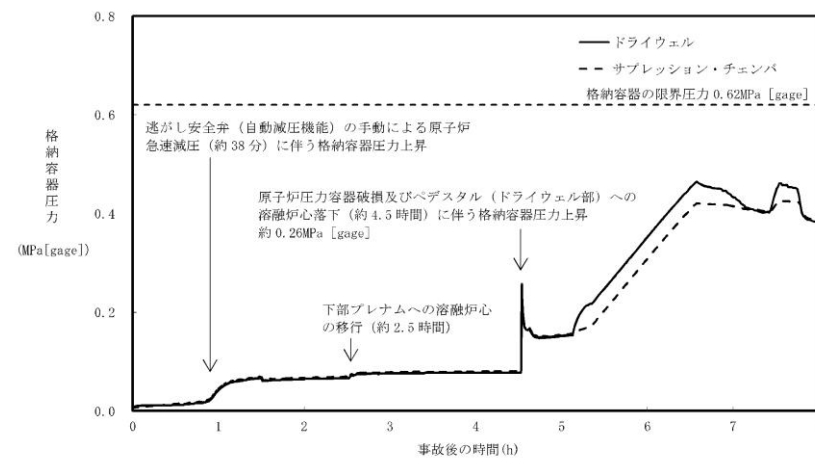


第3.3.8 図 格納容器圧力の推移

(感度解析ケース (エントレインメント係数最大値))

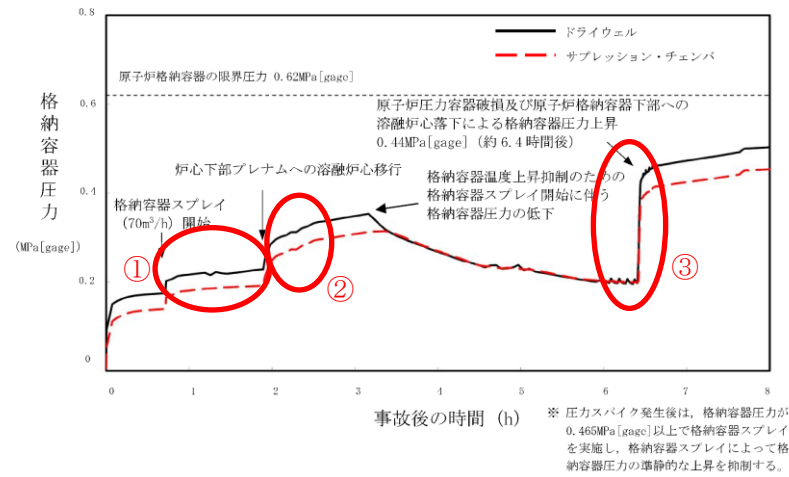


第3.3-3 図 エントレインメント係数を最小値とした場合の格納容器圧力の推移

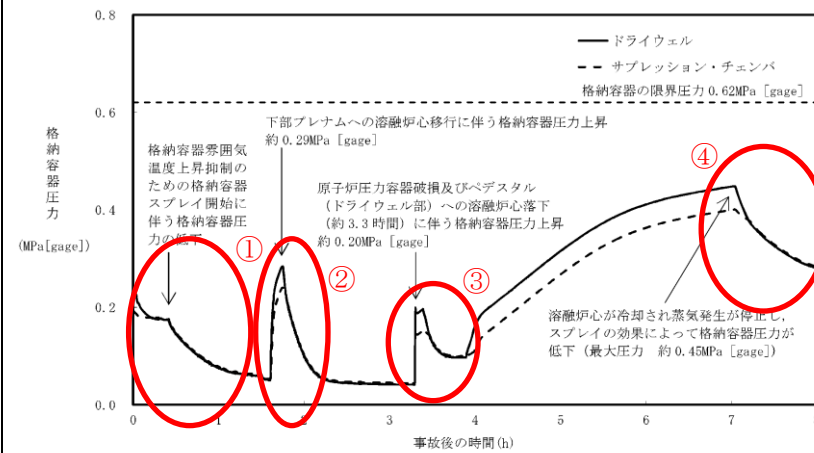


第3.3-4 図 エントレインメント係数を最大値とした場合の格納容器圧力の推移

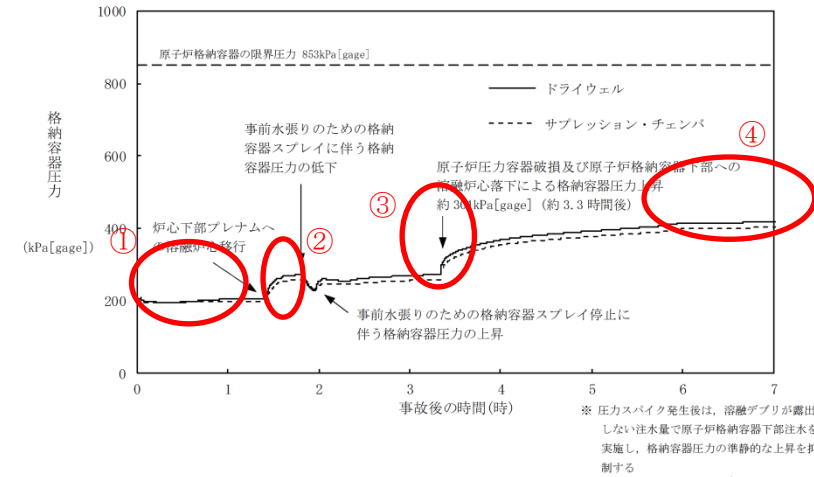
・記載方針の相違
【柏崎6/7, 東海第二】
 島根2号炉は、BWR プラント安全審査資料「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」において、BWR-5 Mark-I 改良型格納容器プラントに対して、エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとした感度解析を実施し、原子炉圧力容器外 FCI により生じる圧カスパイクへの感度が小さいことを確認していることから、個別プラントでの感度解析は実施していない。



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</p> <p>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</p> <p>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物が破損され、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。</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</p> <p>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>	

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UO₂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UO₂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UO₂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^[1]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50m³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UO₂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^[1])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UO₂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>【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>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^{[2][3][4]}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UO₂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, UO₂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, UO₂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, UO₂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UO₂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"> ・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。 ・UO₂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。UO₂混合物の方が一般的に過熱度は小さく, UO₂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。UO₂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。 <p><u>2.3 FARO試験</u></p> <p>FARO試験^{[3][5]}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"> <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> <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> <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> <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> <p><u>2.4 C O T E L S試験</u></p> <p><u>C O T E L S^[6]試験では、模擬熔融物として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。熔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、熔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"> <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> <u>・プールに落下した熔融コリウムは、ほとんどがプール水中で粒子化した。</u> <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> 		

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^[7]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>ZrO₂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、UO₂-ZrO₂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"> ・<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> ・<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> <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"> ・(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、UO₂-ZrO₂ 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> ・(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> ・(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> <p><u>(2) フェーズ 2</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・(実験) <u>80%UO₂-20%ZrO₂ コリウムは、70%UO₂-30%ZrO₂ 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> ・(実験) <u>UO₂-ZrO₂ 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> ・(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> ・(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、UO₂ 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> <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溶融物を用いた 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、UO₂ 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。UO₂ 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溶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 UO₂ 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(UO₂-ZrO₂)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^[9]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^[8]。</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、UO₂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、UO₂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UO₂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、UO₂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 UO₂ 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 UO₂/ZrO₂ 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^[1]

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 ₂ O ₃	20	0.10	289	1.0	No	Yes	-
	STX003	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	292	1.0	No	Yes	-
	STX005	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	300	1.0	No	Yes	-
	STX009	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	289	1.0	No	Yes	-
	STX016	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	295	0.9	No	Yes	0.86
	STX017	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	286	0.9	No	Yes	0.66
	STX018	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	283	0.9	No	Yes	3.33
	STX001	Fe-Al ₂ O ₃	10	0.10	293	1.0	No	No	-
	STX010	Fe-Al ₂ O ₃	10	0.10	297	1.0	No	Yes	-
	STX013	Fe-Al ₂ O ₃	10	0.10	284	1.0	No	No	-
	STX014	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	372	1.0	No	No	-
	STX008	Fe-Al ₂ O ₃	20	1.60	288	1.0	No	No	-
	STX012	Fe-Al ₂ O ₃	20	1.60	290	1.0	No	No	-
	STX015	Fe-Al ₂ O ₃	20	1.00	282	1.0	No	No	-
	STX006	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	298	1.0	No	No	-
	STX011	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	290	1.0	No	Yes	-
	STX019	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	281	0.9	No	Yes	5.67
	STX020	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	281	1.0	No	No	-
	STX021	Fe-Al ₂ O ₃	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 ₂ -20wt%ZrO ₂	3.0	3,063	0.1	22	1.08	No	No	—
	K33	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	3.2	3,063	0.1	75	1.08	No	No	—
	K35	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	3.1	3,023	0.1	10	1.08	Yes	No	—
	K36	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	3.0	3,025	0.1	79	1.08	Yes	No	—
	K37	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	3.2	3,018	0.1	77	1.11	Yes	No	—
	K45	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	3.1	3,106	0.1	4	1.14	Yes	No	—
	K46	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	5.4	3,086	0.1	83	1.11	Yes	Yes	—
	K47	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	5.4	3,023	0.1	82	1.11	Yes	No	—
K52	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	2.6	3,133	0.2	102	1.11	Yes	Yes	0.02	
K53	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	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^[3]

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 ₂ -20wt%ZrO ₂	18	2,923	5	0	0.87	No	No	-
	L-08	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	44	3,023	5.8	12	1.00	No	No	-
	L-11	77wt%U ₂ -19wt%ZrO ₂ -4wt%Zr	151	2,823	5	2	2.00	No	No	-
	L-14	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	125	3,123	5	0	2.05	No	No	-
	L-19	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	157	3,073	5	1	1.10	No	No	-
	L-20	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	96	3,173	2	0	1.97	No	No	-
	L-24	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	177	3,023	0.5	0	2.02	No	No	-
	L-27	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	117	3,023	0.5	1	1.47	No	No	-
	L-28	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	175	3,052	0.5	1	1.44	No	No	-
	L-29	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	39	3,070	0.2	97	1.48	No	No	-
	L-31	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	92	2,990	0.2	104	1.45	No	No	-
	L-33	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	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^[6]

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 ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	56.3	0.20	0	0.4	No	No	-
	A4	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	27.0	0.30	8	0.4	No	No	-
	A5	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	55.4	0.25	12	0.4	No	No	-
	A6	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	53.1	0.21	21	0.4	No	No	-
	A8	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	47.7	0.45	24	0.4	No	No	-
	A9	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	57.1	0.21	0	0.9	No	No	-
	A10	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	55.0	0.47	21	0.4	No	No	-
	A11	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -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^{[9][10]}

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 ₂ -1wt%Zr	5	>3,373	0.1	365	0.67	-	Steam Spike	-
	2	99wt%ZrO ₂ -1wt%Zr	5.5	>3,373	0.1	365	0.67	-	No	-
	3	99wt%ZrO ₂ -1wt%Zr	4.88	>3,373	0.1	323	0.67	-	No	-
	4	99wt%ZrO ₂ -1wt%Zr	4.2	>3,373	0.1	292	0.67	-	Yes	-
	5	98.5wt%ZrO ₂ -1.5wt%Zr	2.9	3,373	0.1	337	0.67	-	Yes	-
	9	70wt%U ₂ -30wt%ZrO ₂	4.3	3,200	0.1	296	0.90	-	No	-
	10	70wt%U ₂ -30wt%ZrO ₂	8.7	3,800	0.117	298	0.67	-	Yes	-
	11	70wt%U ₂ -30wt%ZrO ₂	9.2	>3,800	0.111	296	0.67	-	No	-
	12	70wt%U ₂ -30wt%ZrO ₂	8.4	3,800	0.11	293	0.67	-	Yes	-
	13	70wt%U ₂ -30wt%ZrO ₂	7.7	2,600 ^(注1)	0.108	292	0.67	-	Yes	0.40
	14	70wt%U ₂ -30wt%ZrO ₂	6.5	3,000 ^(注2)	0.105	285	0.67	-	Yes	-
	17	70wt%U ₂ -30wt%ZrO ₂							No	-
	18	78wt%U ₂ -22wt%ZrO ₂	9.1						-	-
	21	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	17.0	3,000	0.110	298	1.30	No	No	-
	22	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	17.0	2,900	0.110	297	1.30	No	No	-
	23	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	17.0	3,600	0.110	293	1.30	No	No	-
	24	ZrO ₂	9.5	3,600	0.110	288	0.67	No	Yes	-
	25	70wt%U ₂ -30wt%ZrO ₂	15.0	3,500	0.110	287	0.67	No	Steam Spike	-
	26	80wt%U ₂ -20wt%ZrO ₂	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 ₂ -50wt%ZrO ₂	11.5					-	No	-
	32	87wt%UO ₂ -13wt%ZrO ₂						-	No	-
	34	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	10.5	~3,000		341	0.67	Yes	Yes	0.63
	35	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	8	~3,000	0.110	334	1.30	Yes	Yes	0.21
	36	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	5.3	~3,000		305	0.95	Yes	Yes	0.50
	37	78wt%UO ₂ -22wt%ZrO ₂	8.1	~3,000	0.104	313	0.95	Yes	Yes	0.01
	38	78wt%UO ₂ -22wt%ZrO ₂	5.3	~3,000	0.105	288	1.30	-	No	-
	39	78wt%UO ₂ -22wt%ZrO ₂	3.4	~3,000	0.106	285	1.30	-	No	-
	40	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	11.1	~3,000	0.312	287	1.30	-	No	-
	49	62.3wt%UO ₂ -15wt%ZrO ₂ -11.7wt%Zr-11wt%Fe	15.96	2,730 (3,360)					-	-
	50	59.5wt%UO ₂ -18wt%ZrO ₂ -11.9wt%Zr-10.6wt%Fe	14.46						-	-
	51	60.5wt%UO ₂ -16.7wt%ZrO ₂ -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 ₂ -16wt%ZrO ₂ -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^[13]

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 ₂ -26.6wt%ZrO ₂	15.4	~3,000	0.4	301	1.0	Yes	Yes	0.12
	TS-2	68wt%UO ₂ -32wt%ZrO ₂	12.5	3,063	0.2	334	1.0	Yes	Yes	0.28
	TS-3	71wt%UO ₂ -29wt%ZrO ₂	15.9	3,107	0.2	331	1.0	Yes	Yes	0.22
	TS-4	81wt%UO ₂ -19wt%ZrO ₂	14.3	3,011	0.2	333	1.0	Yes	Yes	0.35
	TS-5	76wt%UO ₂ -18.3wt%ZrO ₂ -5wt%Zr	17.9	2,940	0.2	337	1.0	Yes	Steam Spike	0.06
	TS-6	73.3wt%UO ₂ -18.5wt%ZrO ₂ -4.9wt%Fe ₂ O ₃ -3.3wt%FP	9.3	2,910	0.2	338	1.0	Yes	Yes	0.66
	KS-1	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	2.4	2,969	0.4	302	1.1	Yes	Yes	0.10
	KS-2	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	3.9	3,049	0.2	333	1.1	Yes	Yes	0.08
	KS-3	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	0.8	2,850	-	332	1.1	Yes	-(注1)	-(注1)
	KS-4	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	2.3	2,958	0.2	332	1.1	Yes	Yes	0.18
	KS-5	80.1wt%UO ₂ -11.4wt%ZrO ₂ -8.5wt%Zr	1.7	2,864	0.2	327	1.1	Yes	Energetic event ^(注2)	-(注2)
	KS-6	73wt%UO ₂ -20.4wt%ZrO ₂ -4.1wt%Fe ₂ O ₃ -2.5wt%FP	1.7	2,853	0.2	340	1.1	Yes	Yes	~0

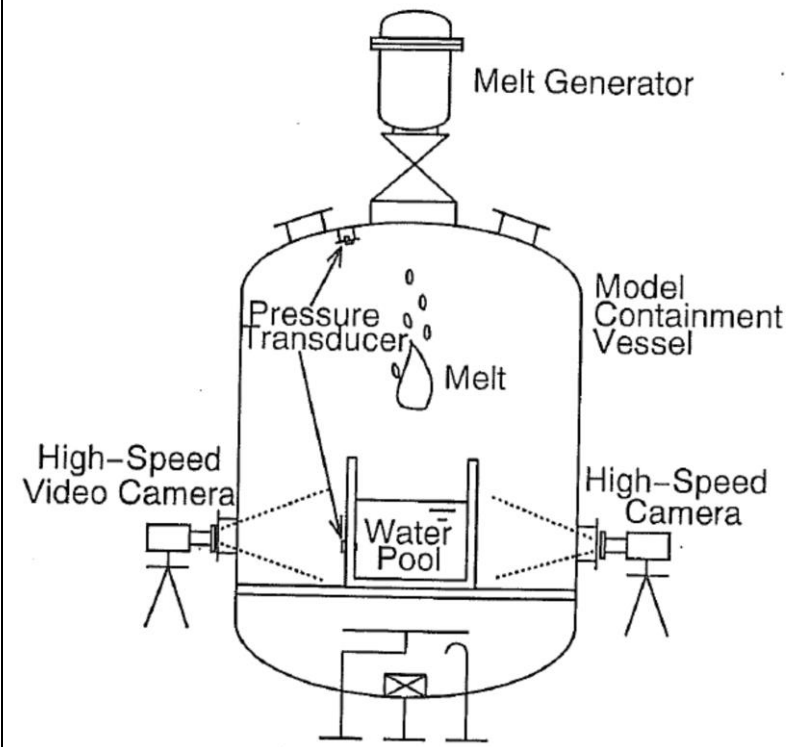
(注1) 実験失敗
(注2) 計測失敗

第7表 TROI試験と実機条件の比較

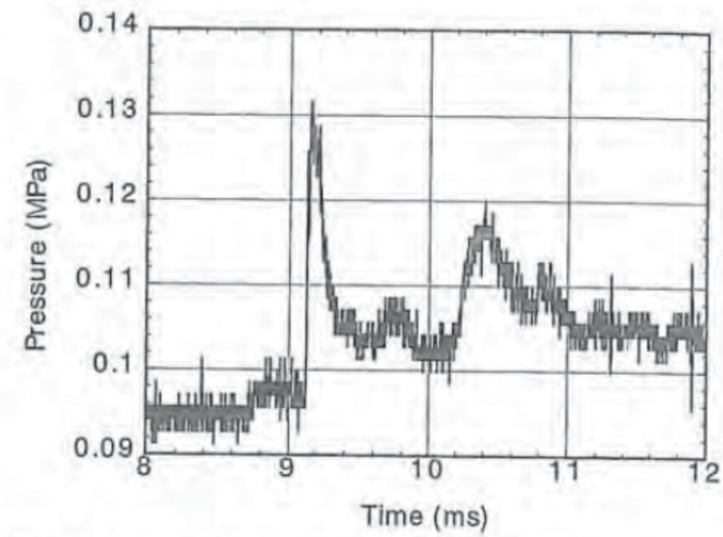
試験ケース	溶融物温度 (過熱度) ^(注1)	溶融 ジェット径	水深	粒子化割合 ^(注2)	水蒸気爆発
TROI-10	3,800K (900K)	6.5cm	0.67m	約60%	Yes
TROI-12	3,800K (900K)	6.5cm	0.67m	約60%	Yes
TROI-23	3,600K (700K)	7.4cm	1.30m	約80%	No
TROI-25	3,500K (600K)	8.0cm	0.67m	約50%	Steam Spike
実機条件	約2,650K (約140K)	約4~15cm	1m	約35~90%	-

(注1) 試験条件の過熱度はUO₂/ZrO₂の相図^[14]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

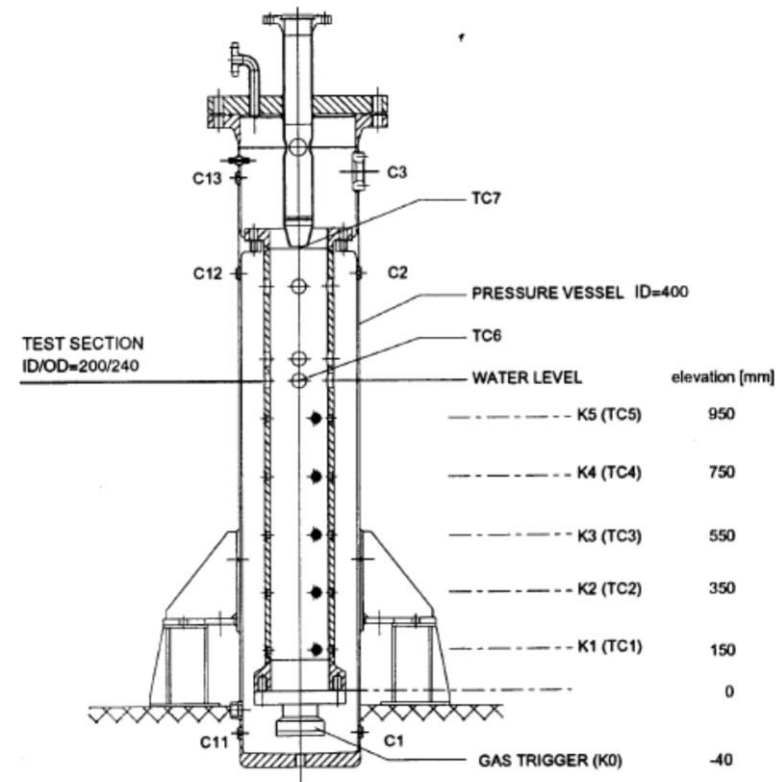
(注2) Ricou-Spalding相関式(第11図)による概算評価値



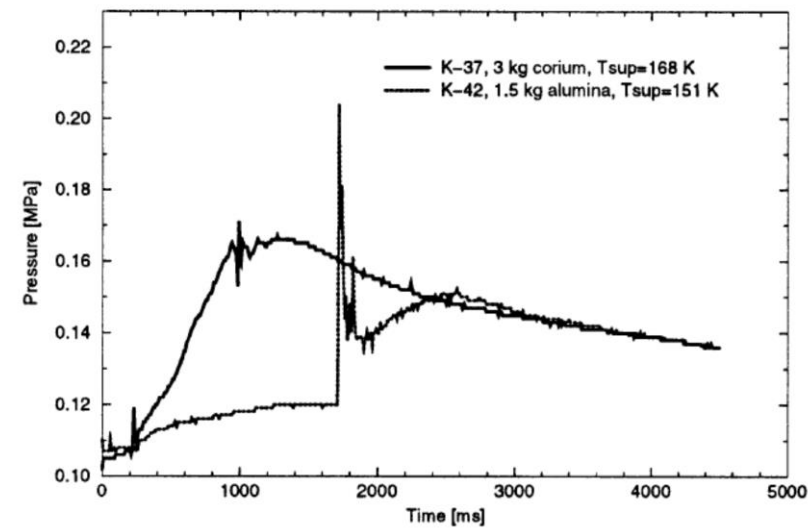
第1図 ALPHA試験装置の概要



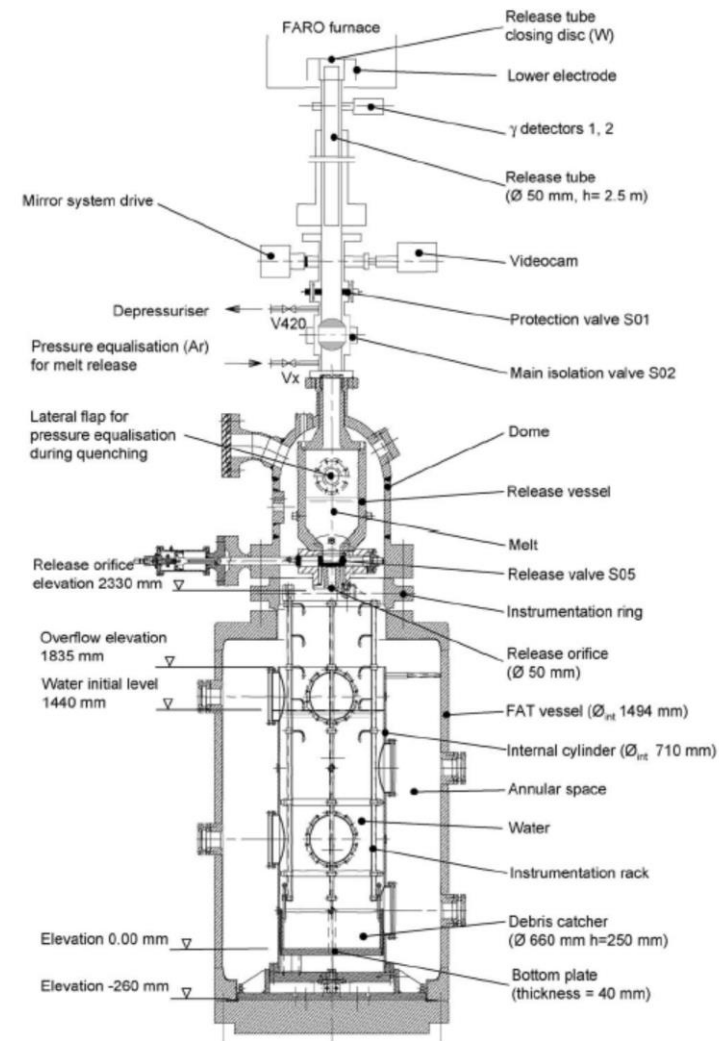
第2図 ALPHA試験の圧力変化の例 (STX016)



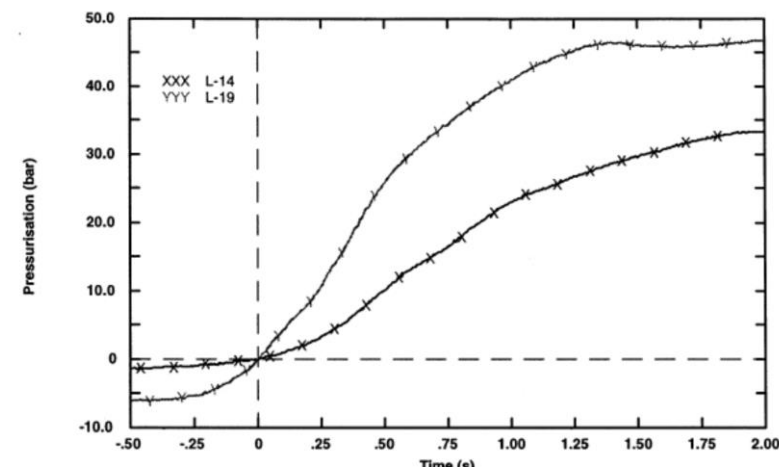
第3図 KROTOS試験装置の概要



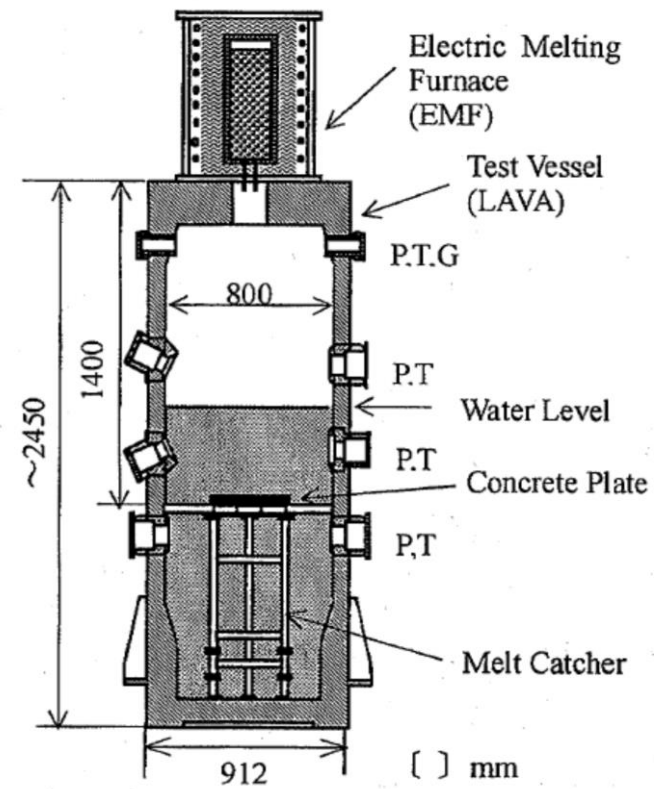
第4図 KROTOS試験の代表的圧力変化の例 (K37, K42)



第5図 FARO試験装置の概要

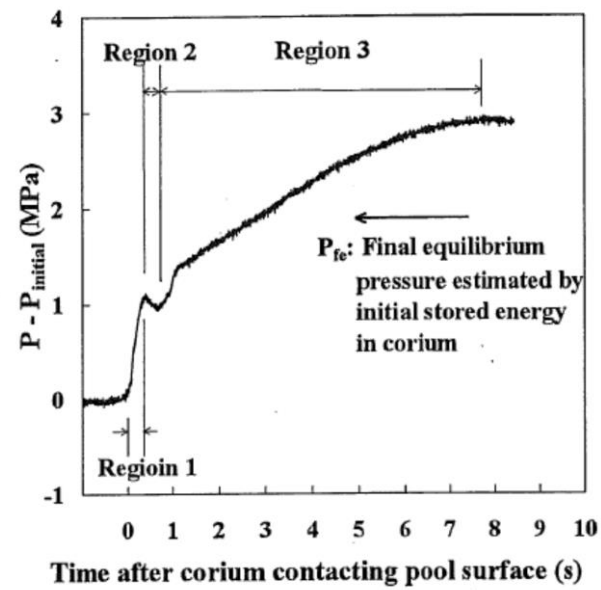


第6図 FARO試験の圧力変化の例 (L-14, L-19)

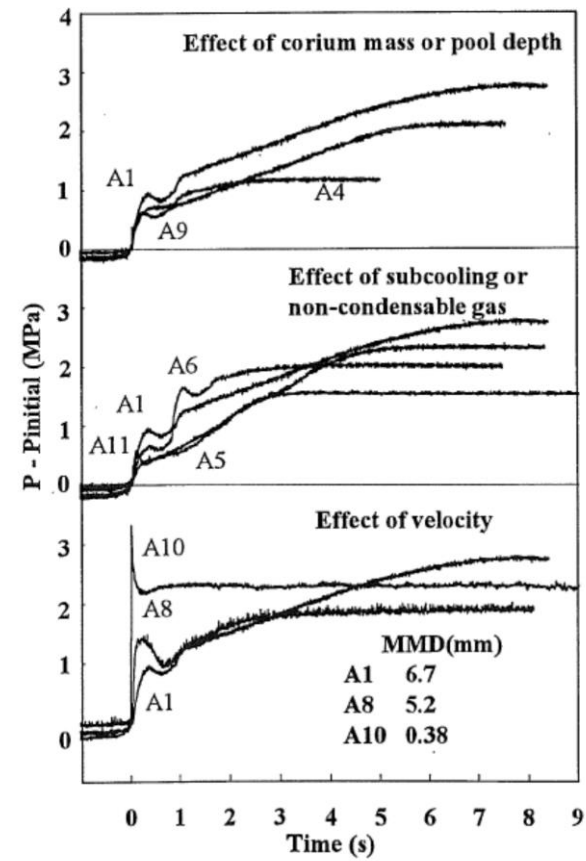


P: Pressure, T: Temperature,
G: Gas sampling line

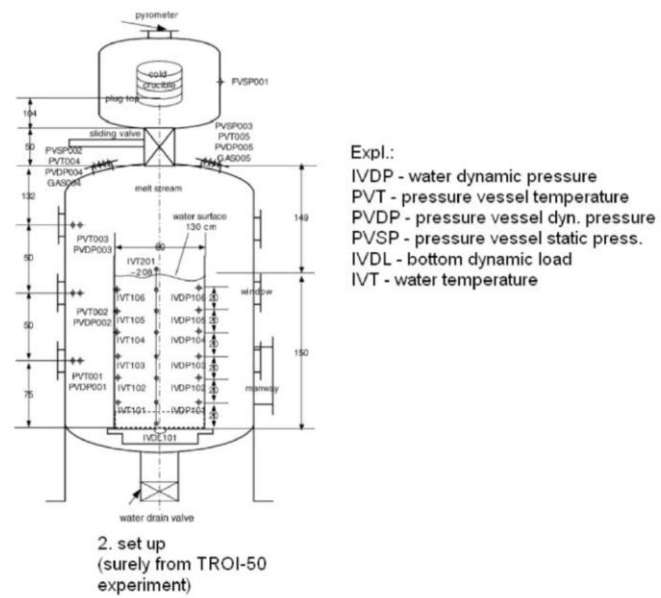
第7図 COTELS試験装置の概要



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 785" 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>熔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、ここでは熔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>熔融炉心(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、サブプレッション・チェンバへデブリが落下し、サブプレッション・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>熔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<u>熔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。</u></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>なお、これらの解析コードにおいて、<u>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、<u>原子炉格納容器下部</u>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<u>原子炉格納容器下部</u>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 $3,000\mu$ 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 $5,000\mu$ 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 $3.09\text{N}/\text{mm}^2$、下部側壁で $2.65\text{N}/\text{mm}^2$ 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 $3,000\mu$ 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 $5,000\mu$ を超えないこととする。</u></p>		<p>・設備設計の相違 【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。</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>ペDESTAL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/mm²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。</p> <p>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。</p> <p>【比較のため、「添付資料3.3.3」の一部を記載】</p> <p>3. 解析結果</p> <p>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。</p> <p>水蒸気爆発の発生を想定した場合にペDESTAL(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>【ここまで】</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>【柏崎6/7、東海第二】</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>【柏崎6/7】</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 $3,000\mu$ 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 184μ であり、CCV規格に基づく許容ひずみ $5,000\mu$ 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 $0.93\text{N}/\text{mm}^2$ 及び下部約 $0.77\text{N}/\text{mm}^2$ 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、$3.09\text{N}/\text{mm}^2$ 及び $2.65\text{N}/\text{mm}^2$ 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 $3,000\mu$ 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 364μ であり、CCV規格に基づく許容ひずみ $5,000\mu$ 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 $3.70\text{N}/\text{mm}^2$ であり、終局面外せん断応力度 $4.33\text{N}/\text{mm}^2$ を超えない。</p>		<p>・解析結果の相違</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><u>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。</u></p> <p style="text-align: right;">以上</p>	

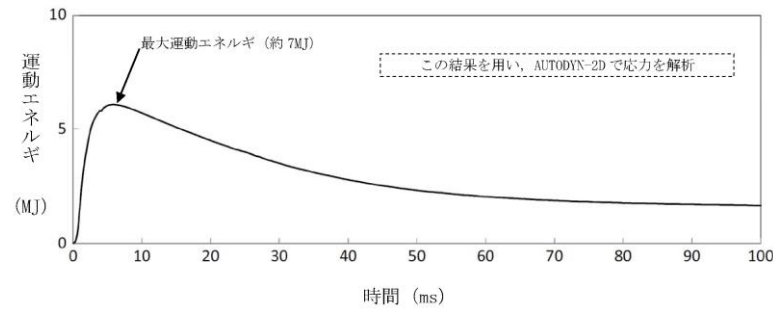


図1 水蒸気爆発によるエネルギーの推移^{※1}

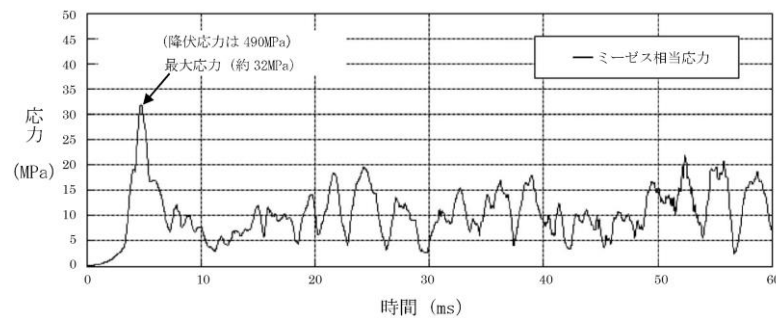


図2 原子炉格納容器下部内側鋼板の応力の推移^{※1}

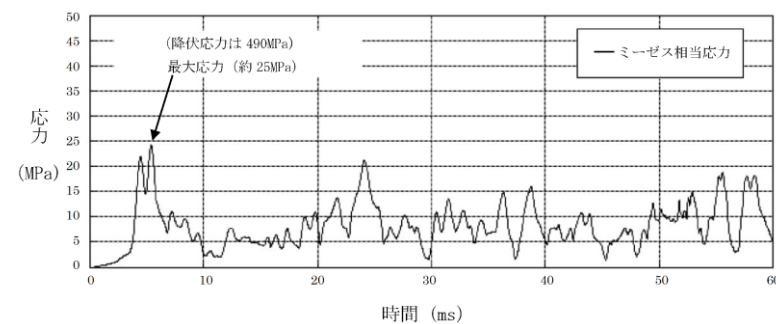
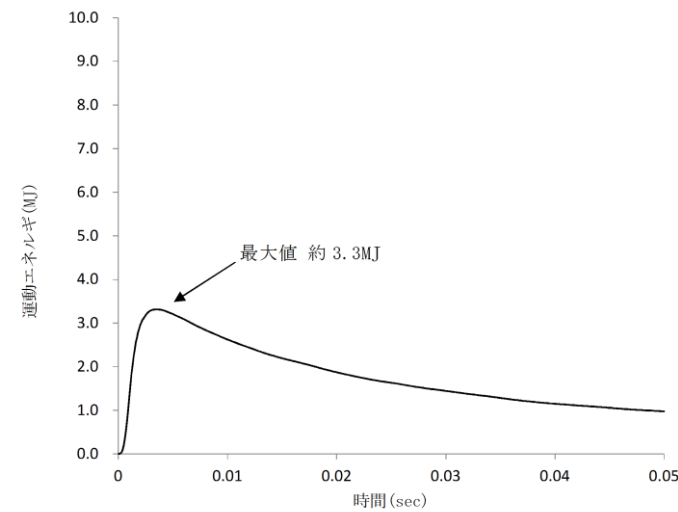


図3 原子炉格納容器下部外側鋼板の応力の推移^{※1}

【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】

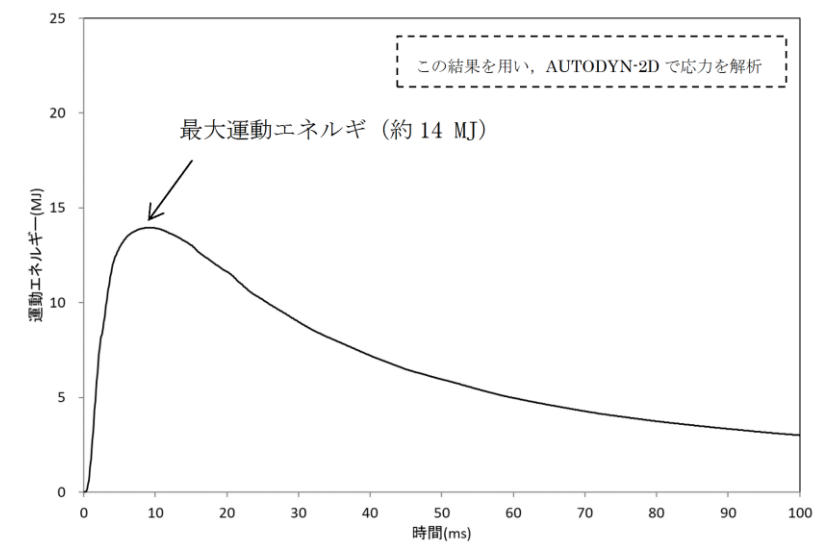


図1 水蒸気爆発によるエネルギーの推移^{※1}

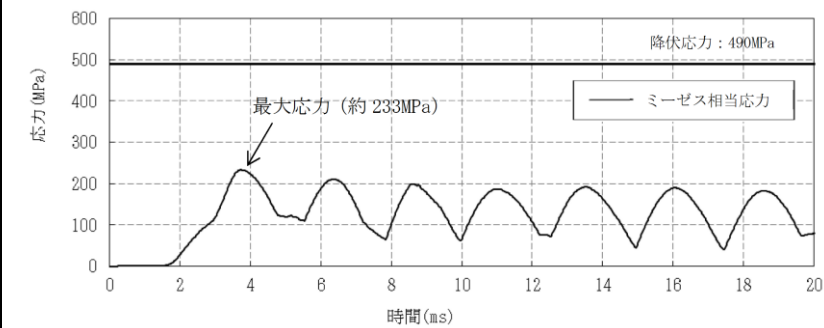


図2 原子炉格納容器下部内側鋼板の応力の推移^{※1}

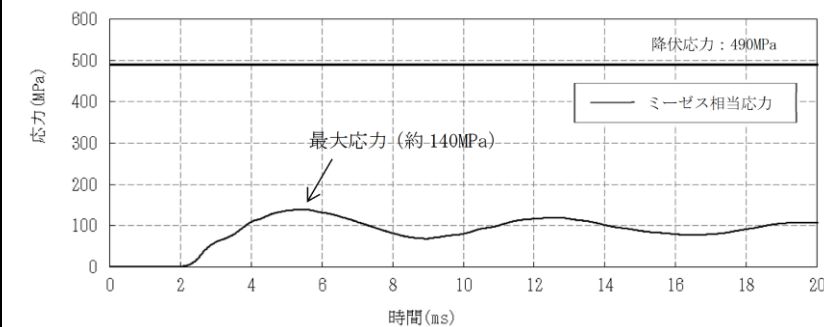


図3 原子炉格納容器下部外側鋼板の応力の推移^{※1}

・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。

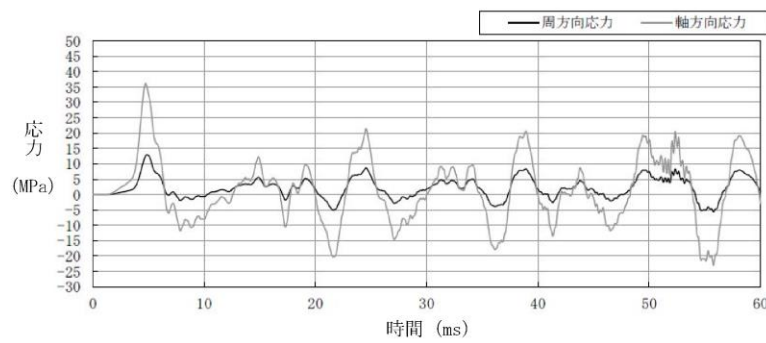


図4 内側鋼板の周方向及び軸方向応力の推移※1

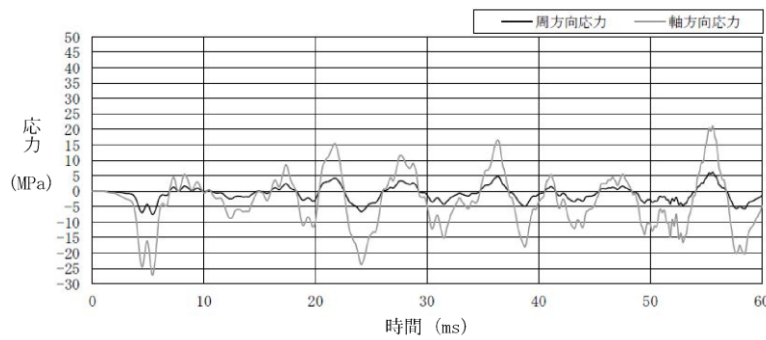


図5 外側鋼板の周方向及び軸方向応力の推移※1

※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。

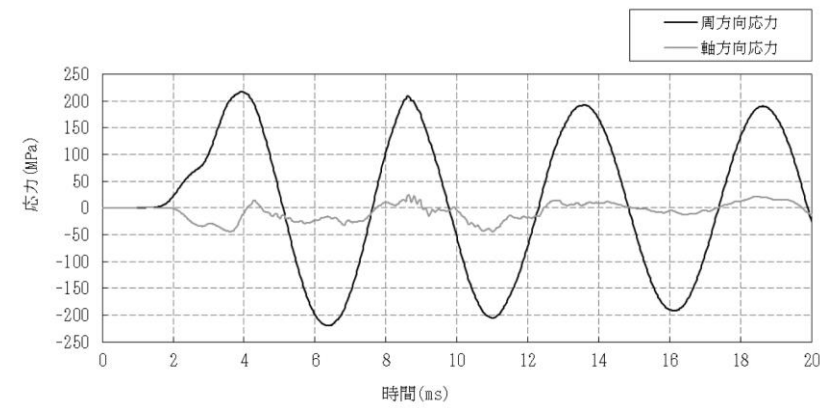


図4 内側鋼板の周方向及び軸方向応力の推移※1

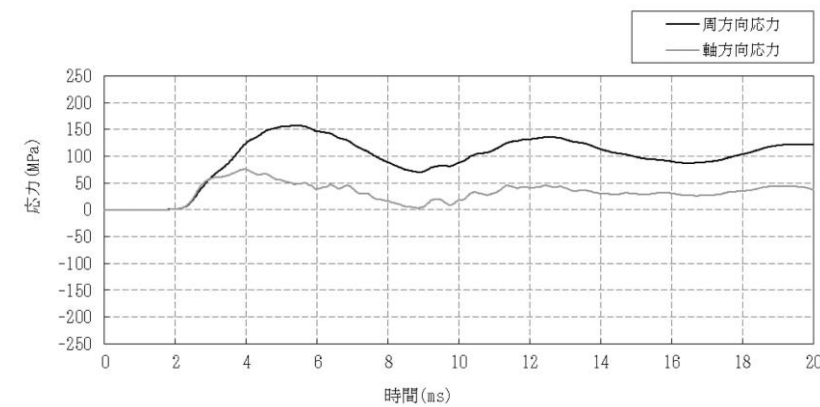


図5 外側鋼板の周方向及び軸方向応力の推移※1

※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DESTアル水深	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
	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
JASMIN E	爆発計算時の微粒子径	50 μm	FARO, KROTOS 等の各種試験結果におけるデブリ粒径分布をもとに設定
	溶融燃料-冷却材相互作用による発生エネルギー	JASMIN E 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DESTアル水深	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
JASMIN E	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	溶融炉心-冷却材相互作用による発生エネルギー	JASMIN E 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DESTアル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 μ) が生じない	C C V 規格 CVE-3511.2
		面外せん断	終局面外せん断応力度 (上部側壁: 3.09 N/mm ² , 下部側壁 2.65N/mm ²) 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 μ) 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 μ) が生じない	C C V 規格 CVE-3511.2
		面外せん断	終局面外せん断応力度 (4.33N/mm ²) 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 μ) 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。

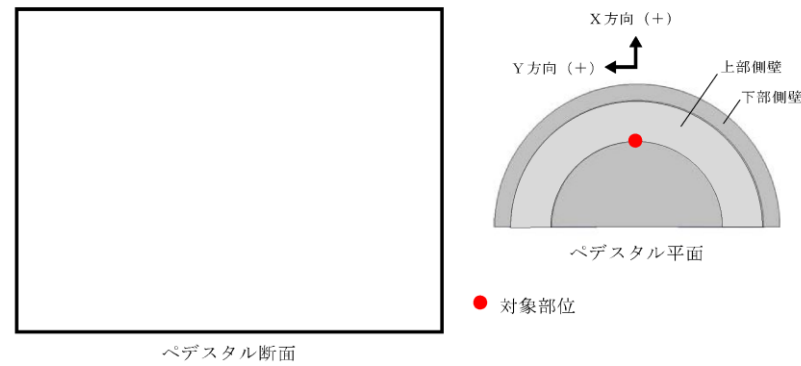
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																				
	<p style="text-align: center;"><u>第2表 側壁の面外せん断に対する評価結果</u></p> <table border="1" data-bbox="952 302 1703 464"> <thead> <tr> <th>評価部位</th> <th>発生応力度</th> <th>判断基準</th> <th>評価*</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>側壁上部</td> <td>約 0.93 N/mm²</td> <td>3.09 N/mm²</td> <td>○</td> </tr> <tr> <td>側壁下部</td> <td>約 0.77 N/mm²</td> <td>2.65 N/mm²</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/mm²</td> <td>4.33 N/mm²</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 ²	3.09 N/mm ²	○	側壁下部	約 0.77 N/mm ²	2.65 N/mm ²	○	評価部位	発生応力度	判断基準	評価*	床スラブ	約 3.70 N/mm ²	4.33 N/mm ²	○		<p>・評価条件の相違</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 ²	3.09 N/mm ²	○																				
側壁下部	約 0.77 N/mm ²	2.65 N/mm ²	○																				
評価部位	発生応力度	判断基準	評価*																				
床スラブ	約 3.70 N/mm ²	4.33 N/mm ²	○																				

第4表 ペDESTAL構造健全性評価の評価結果のまとめ

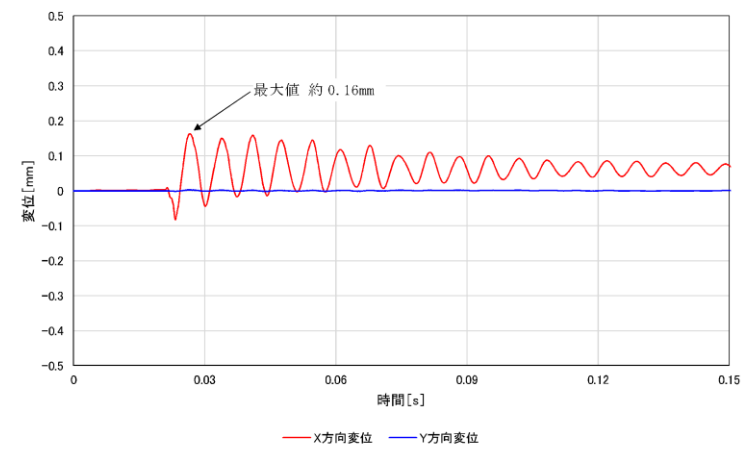
機能	評価部位	項目	判断基準	解析結果	評価*
R P V 支持機能	側壁	変位	変位が増大せず, S E 後の構造物の進行性の崩壊がない	変位は増大しない	○
		圧縮ひずみ	機能に影響を及ぼす範囲の圧壊 (3,000 μ) が生じない	圧壊は側壁に生じない	○
	鉄筋	面外せん断	終局面外せん断応力度 (上部側壁 : 3.09N/mm ² , 下部側壁 2.65N/mm ²) を超えない	上部側壁 : 約 0.93N/mm ² 下部側壁 : 約 0.77N/mm ²	○
		引張ひずみ	許容ひずみ (5,000 μ) を超えない	約 184 μ	○
デアリ保持機能	コンクリート	変位	変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

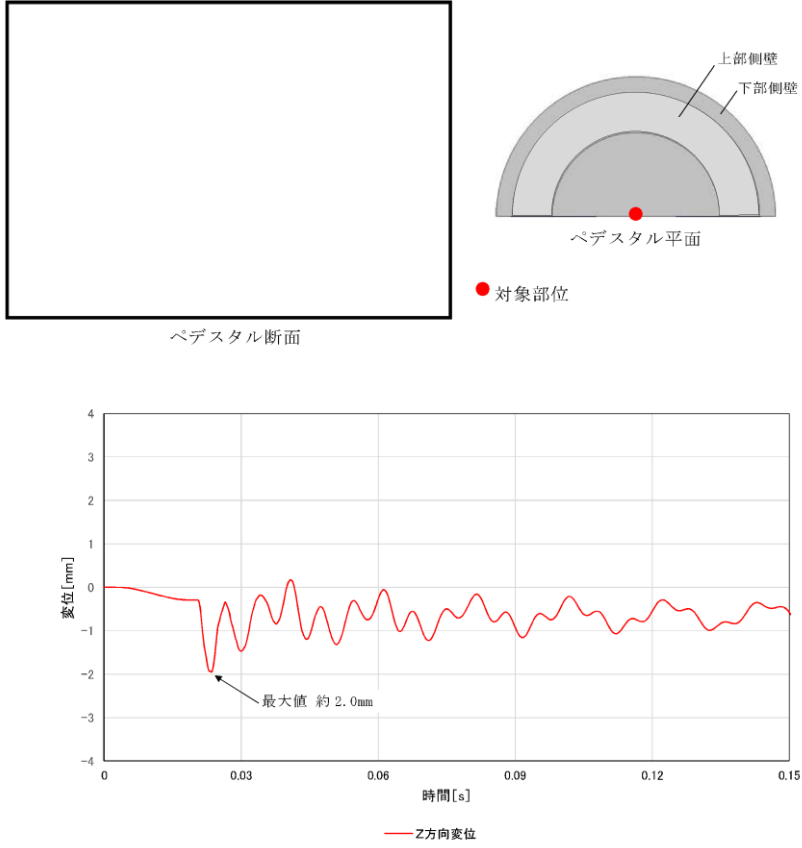


ペDESTAL断面



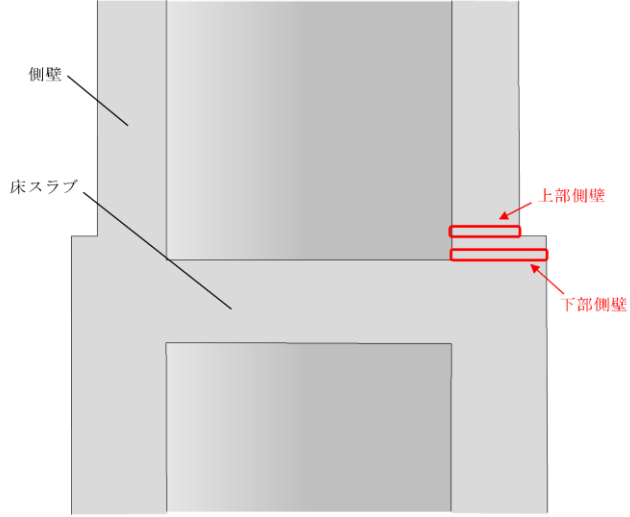
第1図 ペDESTAL側壁の半径方向変位時刻歴

・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 コンクリートの最小主ひずみ（圧縮ひずみ）分布</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 鉄筋の軸ひずみ分布</p> </div>		<p>・評価条件の相違</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>τ_H : 終局面外せん断応力度 (N/mm²)</p> <p>$p_{t\theta}$: 円周方向主筋の鉄筋比 (-)</p> <p>f_y : 鉄筋の許容引張応力度 (N/mm²)</p> <p>β : 次の計算式により計算した値 $\beta = r/t$</p> <p>r : シェル部の胴の厚さの中心までの半径 (mm)</p> <p>t : 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>$p_{t\theta}$: 円周方向主筋の鉄筋比</td> <td></td> </tr> <tr> <td>f_y : 鉄筋の許容引張応力度</td> <td>345N/mm²</td> </tr> <tr> <td>r : シェル部の胴の厚さの中心までの半径</td> <td></td> </tr> <tr> <td>t : シェル部の胴の厚さ</td> <td></td> </tr> <tr> <td rowspan="4">下部側壁</td> <td>$p_{t\theta}$: 円周方向主筋の鉄筋比</td> <td></td> </tr> <tr> <td>f_y : 鉄筋の許容引張応力度</td> <td>345N/mm²</td> </tr> <tr> <td>r : シェル部の胴の厚さの中心までの半径</td> <td></td> </tr> <tr> <td>t : 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/mm²、下部側壁で 2.65N/mm²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 ²	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 ²	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>【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>
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 ²																						
	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 ²																						
	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 1463 827">第1図 算定対象部位</p>		

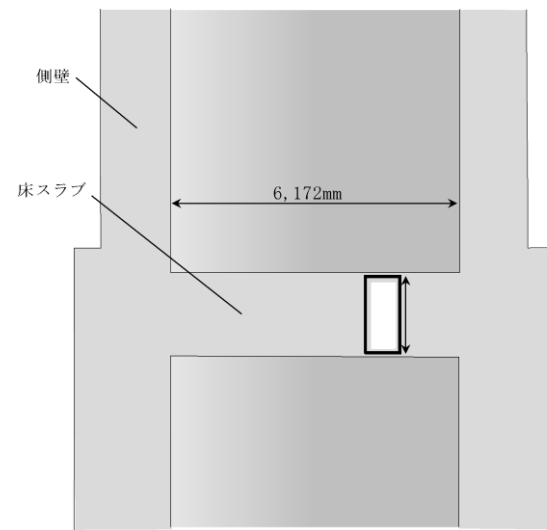
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p style="text-align: right;">別添 2</p> <p style="text-align: center;"><u>床スラブの終局面外せん断応力度</u></p> <p>1. 算定条件</p> <p>SE時の床スラブのせん断力に対する検討は、コンクリート標準示方書〔構造性能照査編〕に基づき、終局限界状態に至らないことを確認する。評価対象となる床スラブの形状は円盤形であり、SEによる分布荷重を受ける。</p> <p>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>$\beta_a = \sqrt[4]{1/d}$ ただし、$\beta_p > 1.5$ となる場合は 1.5 とする</p> <p>$\beta_p = \sqrt[3]{100p_w}$ ただし、$\beta_p > 1.5$ となる場合は 1.5 とする</p> $\beta_a = \frac{5}{1+(a/d)^2}$ <p>f'_{cd} : コンクリートの設計圧縮強度 (N/mm²) d : 有効せい (m) p_w : 引張鉄筋比 (-) a/d : せん断スパン比 (-) b_w : 腹部の幅 (mm) γ_b : 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>【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																		
	<table border="1" data-bbox="1018 216 1685 646"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>数値</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>f'_{cd} : コンクリートの設計圧縮強度</td> <td>32.86N/mm²</td> </tr> <tr> <td>コンクリートの設計基準強度</td> <td>22.06N/mm²</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>p_w : 引張鉄筋比</td> <td></td> </tr> <tr> <td>a/d : せん断スパン比</td> <td>0.43</td> </tr> <tr> <td>b_w : 腹部の幅</td> <td></td> </tr> <tr> <td>γ_b : 部材係数</td> <td>1.3</td> </tr> </tbody> </table> <p data-bbox="1041 657 1175 682">※ 次項参照</p> <p data-bbox="943 751 1314 777">2. 圧縮強度動的増倍率の算定</p> <p data-bbox="967 800 1715 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 1203 1715 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 $30s^{-1}$ 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="943 1497 1032 1522">ここで、</p> $\alpha_s = \frac{1}{5 + 9f_{cm}/f_{cm0}}$ <p data-bbox="952 1654 1685 1822"> $f_{c,imp}$: 衝撃時の圧縮強度 f_{cm} : 圧縮強度 = $225kg/cm^2 \times 0.0980665 \approx 22.06$ MPa f_{cm0} : 10MPa $\dot{\epsilon}_c$: ひずみ速度* = $0.5 s^{-1}$ $\dot{\epsilon}_{c0}$: $30 \times 10^{-6} s^{-1}$ </p> <p data-bbox="1071 1864 1694 1906">※ 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 ²	コンクリートの設計基準強度	22.06N/mm ²	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		γ_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 ²																				
コンクリートの設計基準強度	22.06N/mm ²																				
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																					
γ_b : 部材係数	1.3																				

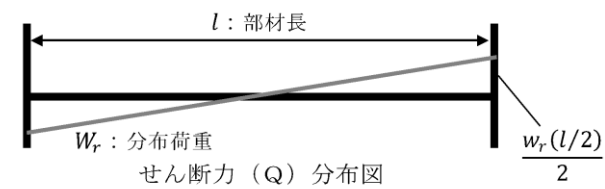
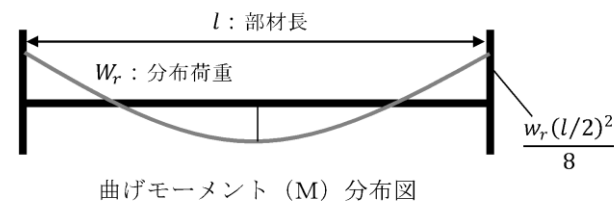
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>以上より、圧縮強度の動的増倍率は1.49となる。</p> <p>3. 算定結果</p> <p>ディープビームの設計せん断耐力V_{cda}は、約6,078 kNとなり、終局面外せん断応力度として4.33 N/mm²となる。</p>		

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>

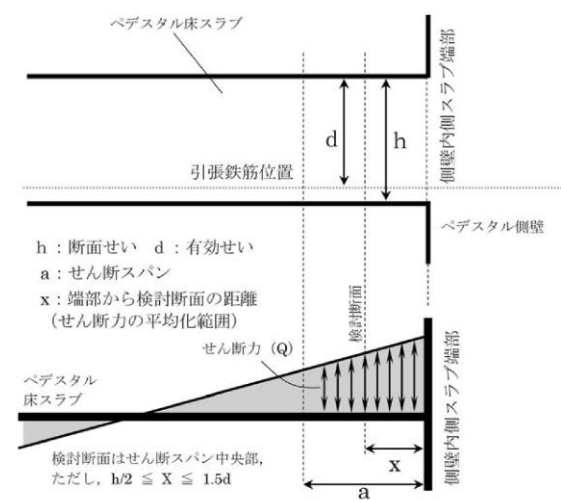
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考											
	<p>ん断力とした。第 4 図に、解析モデルにおける床スラブ検討範囲 (L S - D Y N A 解析結果の評価におけるせん断力の抽出範囲) を示す。</p> <p>(2) 側壁の検討範囲</p> <p>第 5 図に側壁検討範囲を示す。ペDESTALの側壁は EL. 12.184m にて上部と下部の二階層に分けられている設計である。S E 発生時の水張高さであるペDESTAL床面高さ 1m までの側壁に直接動的荷重が加わることから、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 τ_{yz} 応力成分に相当するせん断応力度 ($\tau_{yz} (1, 1) \sim \tau_{yz} (1, j)$) 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 ($\sum_{i=1}^j Q_{(1, i)}$) に 1 列目のせん断断面積 ($\sum_{i=1}^j A_{(1, i)}$) で除して、スラブ端部 1 列目の面外せん断応力度 (τ_1) を算定する。したがって、k 列目の面外せん断応力度 (τ_k) は、$\tau_k = \sum_{i=1}^j Q_{(k, i)} / \sum_{i=1}^j A_{(k, i)}$ で表すことができる。次に、列毎の面外せん断応力度 ($\tau_1 \sim \tau_k$) 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/mm²</td> </tr> <tr> <td>下部</td> <td>約 0.77 N/mm²</td> </tr> <tr> <td colspan="2">床スラブ</td> <td>約 3.70 N/mm²</td> </tr> </tbody> </table>	評価対象部位		発生応力度	側壁	上部	約 0.93 N/mm ²	下部	約 0.77 N/mm ²	床スラブ		約 3.70 N/mm ²		
評価対象部位		発生応力度												
側壁	上部	約 0.93 N/mm ²												
	下部	約 0.77 N/mm ²												
床スラブ		約 3.70 N/mm ²												



第1図 ペDESTALの床スラブの形状寸法



第2図 曲げモーメント及びせん断力分布の関係



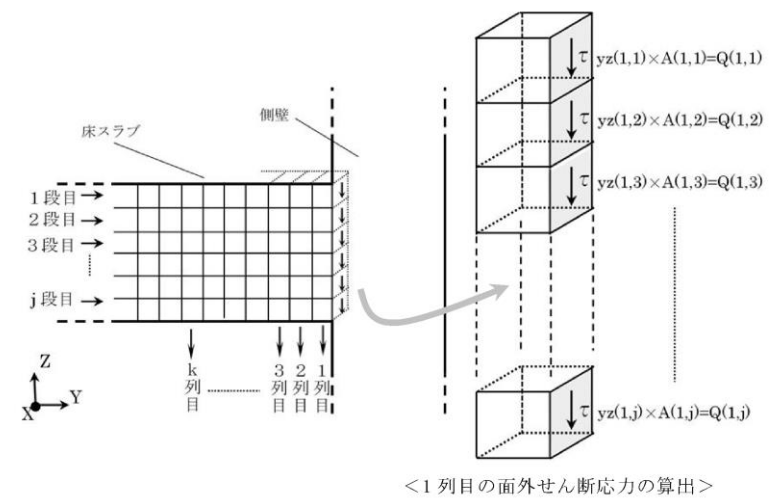
第3図 床スラブの形状及び発生するせん断力分布の概念



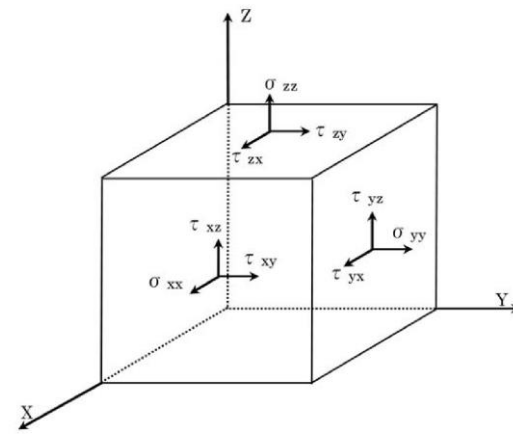
第4図 床スラブ部解析モデルにおける面外せん断力の検討範囲



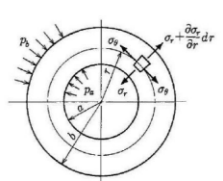
第5図 側壁部解析モデルにおける面外せん断力の検討範囲

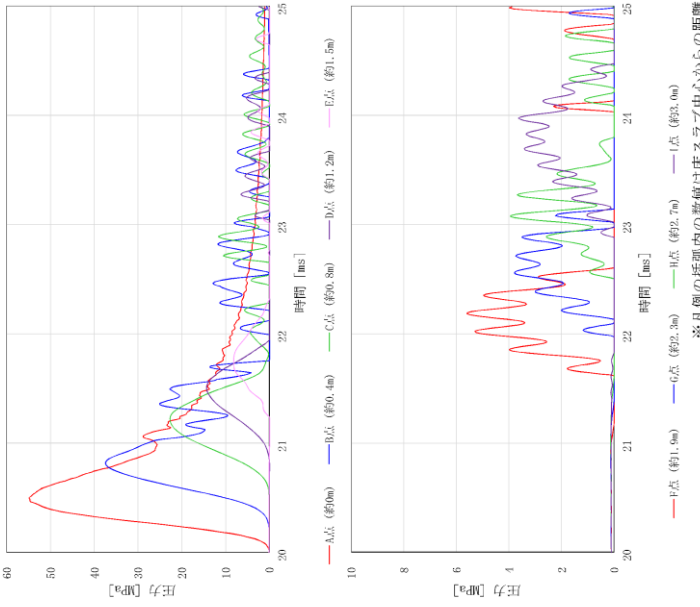


第6図 床スラブ端部躯体形状概念図



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/mm²であり、解析結果の約0.77N/mm²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;"> $\sigma_r = -\frac{k^2/R^2 - 1}{k^2 - 1} P_a$ <p>ここで、</p> <p>k : b/a により計算した値</p> <p>R : r/a により計算した値</p> <p>a : 内半径 (mm) …3,086mm</p> <p>b : 外半径 (mm) … <input type="text"/></p> <p>r : 半径方向の座標 (mm) … <input type="text"/> (下部側壁の壁厚中心)</p> <p>P_a : 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 443 1555 1016" style="text-align: center;"> <p>※凡例の括弧内の数値は床面からの高さ</p> </div> <div data-bbox="1656 789 1694 1209" style="text-align: center;"> <p>第2図 側壁に作用する圧力の分布</p> </div>		

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<div data-bbox="1032 1045 1614 1663" 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) — 側壁方向応力 (瞬時)</p> </div> <p data-bbox="1644 701 1691 1318" style="text-align: center;">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 (W_{cr}) 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。 $W_{cr} = \int_0^{l_{cr}} (\varepsilon_s - \varepsilon_c) dx \cdots (1)$ ここで、 l_{cr} : ひび割れ間隔 $\varepsilon_s - \varepsilon_c$: 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>

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;">$W_{cr} = 1.1k_1k_2k_3\{4c + 0.7(C_s - \emptyset)\}\left(\frac{\sigma_{se}}{E_s} + \varepsilon'_{csd}\right) \cdots (2)$</p> <p>ここで、</p> <p>$k_1$: 鉄筋の表面形状がひび割れ幅に及ぼす影響を表す係数 (—)</p> <p>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</p> $k_2 = \frac{15}{f'_c + 20} + 0.7 \cdots (3)$ <p>f'_c : コンクリートの圧縮強度 (N/mm²)</p> <p>k_3 : 引張鋼材の段数の影響を表す係数で (4) 式による</p> $k_3 = \frac{5(n+2)}{7n+8} \cdots (4)$ <p>n : 引張鋼材の段数 (—)</p> <p>c : かぶり (mm)</p> <p>C_s : 鋼材の中心間隔 (mm)</p> <p>\emptyset : 鋼材径 (mm)</p> <p>σ_{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/mm²)</p> <p>E_s : 鉄筋のヤング係数 (N/mm²)</p> <p>ε'_{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 (—)</p> <p>(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。</p> $W_{cr} = l_{cr} \left(\frac{\sigma_{se}}{E_s} + \varepsilon'_{csd} \right) \cdots (5)$ <p>各項目の数値を下表に示す。</p> <table border="1" data-bbox="994 1291 1676 1753"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>数値</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>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)</td> <td>1.0</td> </tr> <tr> <td>f'_c : コンクリートの圧縮強度</td> <td>22.06 N/mm²</td> </tr> <tr> <td>n : 引張鋼材の段数</td> <td rowspan="4" style="border: 2px solid black;"></td> </tr> <tr> <td>c : かぶり</td> </tr> <tr> <td>C_s : 鋼材の中心間隔</td> </tr> <tr> <td>\emptyset : 鋼材径</td> </tr> <tr> <td>E_s : 鉄筋のヤング係数</td> <td>2.05×10^5 N/mm²</td> </tr> <tr> <td>ε'_{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</td> <td>150×10^{-6}</td> </tr> </tbody> </table> <p>(2) 算定結果</p> <p>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</p>	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 ²	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	2.05×10^5 N/mm ²	ε'_{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	150×10^{-6}		
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 ²																	
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	2.05×10^5 N/mm ²																	
ε'_{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	150×10^{-6}																	

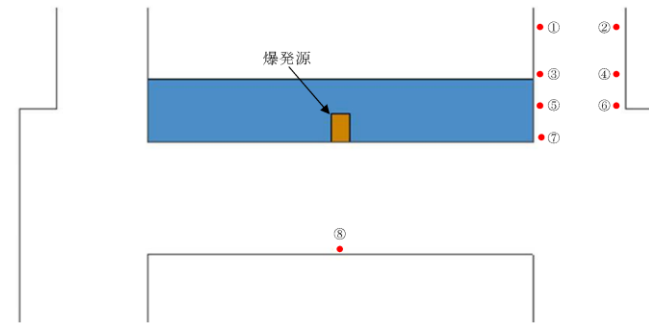
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>す。解析終了時刻における鉄筋の軸方向引張応力状態に基づき算定した各鉄筋位置における残留ひび割れ幅の最大値は側壁部で約 0.05mm, 床スラブ部 (最下段鉄筋) で約 0.13mm である。</p> <p>3. SE後の残留ひび割れによる漏水影響の検討</p> <p>(1) ペDESTAL 躯体の応力状態を考慮した漏水影響の検討</p> <p>残留ひび割れによる漏水影響が表れやすいと考えられる床スラブを対象に, ペDESTAL 躯体の応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 200μ 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 ($195\text{N}/\text{mm}^2$) の $1/5$ 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^{*1}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^{※2}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 (mm³/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> C_w : 低減係数 (—) L : ひび割れ長さ (mm) w : ひび割れ幅 (mm) Δp : 作用圧力 (N/mm²) ν : 水の粘性係数 (Ns/mm²) t : 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>C_w : 低減係数^{*1}</td> <td>0.01</td> </tr> <tr> <td>L : ひび割れ長さ^{*2}</td> <td>上部側壁 : 112,000mm 下部側壁 : 27,000mm 床スラブ : 74,000mm</td> </tr> <tr> <td>w : ひび割れ幅^{*3}</td> <td>側壁 : 0.05mm 床スラブ : 0.13mm</td> </tr> <tr> <td>Δp : 作用圧力^{*4}</td> <td>0.25 N/mm²</td> </tr> <tr> <td>ν : 水の粘性係数^{*5}</td> <td>1.82×10^{-10} Ns/mm²</td> </tr> <tr> <td>t : 部材の厚さ (ひび割れ深さ)</td> <td></td> </tr> </tbody> </table> <p> ^{*1} 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 ^{*2} 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 ^{*3} 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 ^{*4} 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) ^{*5} 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 0.05m³/h, 床スラブで約 0.38m³/h となり, 合計約 0.43m³/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 0.43m³/h であるが, これに対して格納容器下部注水系 (常設) にて 80m³/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 ^{*1}	0.01	L : ひび割れ長さ ^{*2}	上部側壁 : 112,000mm 下部側壁 : 27,000mm 床スラブ : 74,000mm	w : ひび割れ幅 ^{*3}	側壁 : 0.05mm 床スラブ : 0.13mm	Δp : 作用圧力 ^{*4}	0.25 N/mm ²	ν : 水の粘性係数 ^{*5}	1.82×10^{-10} Ns/mm ²	t : 部材の厚さ (ひび割れ深さ)			
項目	数値																
C_w : 低減係数 ^{*1}	0.01																
L : ひび割れ長さ ^{*2}	上部側壁 : 112,000mm 下部側壁 : 27,000mm 床スラブ : 74,000mm																
w : ひび割れ幅 ^{*3}	側壁 : 0.05mm 床スラブ : 0.13mm																
Δp : 作用圧力 ^{*4}	0.25 N/mm ²																
ν : 水の粘性係数 ^{*5}	1.82×10^{-10} Ns/mm ²																
t : 部材の厚さ (ひび割れ深さ)																	

5. まとめ

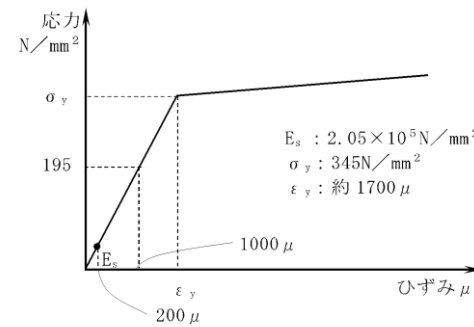
LS-DYNAコードの解析結果に基づきペDESTAL躯体に発生する残留ひび割れ幅は側壁部で約0.05mm, 床スラブ部で約0.13mmであることを評価した。これに対して, ペDESTAL躯体の応力状態, 既往の知見等を考慮すると残留ひび割れからの漏水量は相当小さくなると考えられる。さらに, 残留ひび割れからの漏水を仮定して保守的に評価した漏水量約0.43m³/hに対して, ペDESTALの床面に落下したデブリを冷却するための格納容器下部注水系(常設)は80m³/hで注水可能であることから, 万が一SE後の残留ひび割れによる漏水が生じた場合においても, ペDESTALの床面に落下したデブリを十分に冷却することが可能である。



	要素番号	残留ひび割れ幅 [※]
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

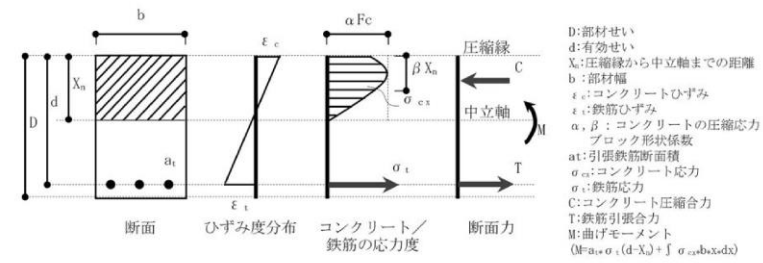
※ 解析終了時刻における鉄筋の軸方向引張応力より算定

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>【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>

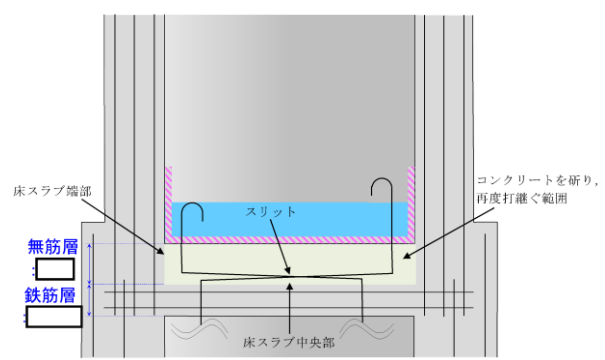
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>指針・同解説 ((社) 日本建築学会, 2010) (以下, 「合成指針」という。) 及び原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 ((社) 日本建築学会, 2005) (以下, 「RC-N規準」という。) に基づき算定する。また, SE評価では終局状態に至らないことを確認しているため, コンクリート強度については短期許容応力度を考慮する。さらに, SE発生時においても施工前と同様の荷重伝達を達成する観点より, LS-DYNAを用いた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 (<input type="checkbox"/> 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>q_a : 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>q_{a1} : 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>q_{a2} : 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>q_{a3} : 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>φ_1 : 低減係数で短期荷重用の 1.0 を用いる。</p> <p>φ_2 : 低減係数で短期荷重用の 2/3 を用いる。</p> <p>$s\sigma_{qa}$: 接着系アンカーボルトのせん断強度で, $s\sigma_{qa} = 0.7 \cdot s\sigma_y$ とする。</p> <p>$s\sigma_y$: 接着系アンカーボルトの規格降伏強度 = $345\text{N}/\text{mm}^2$</p> <p>sc^a : 接着系アンカーボルトの断面積</p> <p>$c\sigma_{qa}$: コンクリートの支圧強度で, $c\sigma_{qa} = 0.5\sqrt{F_{cd} \cdot E_c}$ とする。</p> <p>$c\sigma_t$: コーン状破壊に対するコンクリートの引張強度で, $c\sigma_t = 0.31\sqrt{F_{cd}}$ 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> F_c : コンクリートの設計基準強度=22.06N/mm² F_{cd} : 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=$F_c \times 1.5 \times 1.49 \approx 49.30\text{N/mm}^2$ E_c : コンクリートのヤング係数=$2.2 \times 10^4\text{N/mm}^2$ A_{qc} : せん断力に対するコーン状は界面の有効投影面積で$A_{qc} = 0.5\pi c^2$とする。(第3図) C : へりあき寸法 </p> <p>以上より, $q_{a1} \approx 6.92 \times 10^4\text{N}$ $q_{a2} \approx 9.95 \times 10^4\text{N}$ $q_{a3} \approx 9.12 \times 10^4\text{N}$ よって, $q_a = \min[q_{a1}, q_{a2}, q_{a3}]$であるため, せん断耐力$q_a$は$6.92 \times 10^4\text{N}$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, $f_s = 1.5 \cdot \frac{1}{30} \cdot F_c \cdot DIF$ かつ $1.5 \cdot \left(0.49 + \frac{1}{100} F_c \cdot DIF\right)$ 以下 ここで, F_c : コンクリートの設計基準強度=22.06N/mm² DIF : コンクリートの圧縮強度動的増倍率=1.49</p> <p>以上より, $1.5 \cdot \frac{1}{30} \cdot F_c \cdot DIF \approx 1.64\text{ N/mm}^2$ $1.5 \cdot \left(0.49 + \frac{1}{100} F_c \cdot DIF\right) \approx 1.23\text{ N/mm}^2$</p> <p>よって, コンクリートの短期許容せん断応力度f_sは1.23N/mm^2となる。</p> <p>(3) 1m²あたりに必要な鉄筋本数 1m²あたりのコンクリートの許容せん断耐力f_{sa}は, $f_{sa} = f_s \cdot 1000^2 = 1.23 \times 10^6\text{N}$</p> <p>1m²あたりに配置する鉄筋の本数$n_a$は, $n_a = f_{sa} / q_a \approx 17.78$本</p> <p>以上より, 打継ぎコンクリート部 1m²あたり <input type="text"/> 鉄筋を 18本以上配置する。</p>		

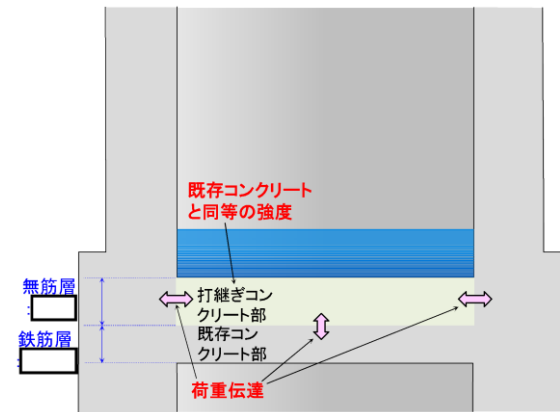
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>2.2 水平方向鉄筋</p> <p>(1) 接着系アンカーのせん断耐力 (□鉄筋)</p> <p>合成指針に基づき,</p> $q_a = \min[q_{a1}, q_{a2}, q_{a3}]$ $q_{a1} = \varphi_1 \cdot s\sigma_{qa} \cdot scA$ $q_{a2} = \varphi_2 \cdot c\sigma_{qa} \cdot scA$ $q_{a3} = \varphi_2 \cdot c\sigma_t \cdot A_{qc}$ <p>ここで,</p> <p>q_a : 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>q_{a1} : 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>q_{a2} : 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>q_{a3} : 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>φ_1 : 低減係数で短期荷重用の 1.0 を用いる。</p> <p>φ_2 : 低減係数で短期荷重用の 2/3 を用いる。</p> <p>$s\sigma_{qa}$: 接着系アンカーボルトのせん断強度で, $s\sigma_{qa} = 0.7 \cdot s\sigma_y$ とする。</p> <p>$s\sigma_y$: 接着系アンカーボルトの規格降伏強度 = 345N/mm²</p> <p>scA : 接着系アンカーボルトの断面積</p> <p>$c\sigma_{qa}$: コンクリートの支圧強度で, $c\sigma_{qa} = 0.5\sqrt{F_{cd} \cdot E_c}$ とする。</p> <p>$c\sigma_t$: コーン状破壊に対するコンクリートの引張強度で, $c\sigma_t = 0.31\sqrt{F_{cd}}$ とする。</p> <p>F_c : コンクリートの設計基準強度 = 22.06N/mm²</p> <p>F_{cd} : 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 = $F_c \times 1.5 \times 1.49 \doteq 49.30\text{N/mm}^2$</p> <p>$E_c$: コンクリートのヤング係数 = $2.2 \times 10^4\text{N/mm}^2$</p> <p>$A_{qc}$: せん断力に対するコーン状は界面の有効投影面積で $A_{qc} = 0.5\pi c^2$ とする。(第 3 図)</p> <p>C : 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, $q_a = \min[q_{a1}, q_{a2}, q_{a3}]$ であるため, せん断耐力 q_a は $5.13 \times 10^4\text{N}$ 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>F_c : コンクリートの設計基準強度=22.06N/mm² DIF : 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f_sは1.23N/mm²となる。</p> <p>(3) 1m²あたりに必要な鉄筋本数</p> <p>1m²あたりのコンクリートの短期許容せん断耐力f_{sa}は、</p> $f_{sa} = f_s \cdot 1000^2 = 1.23 \times 10^6 \text{ N}$ <p>1m²あたりに配置する鉄筋の本数n_a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 1m²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>		

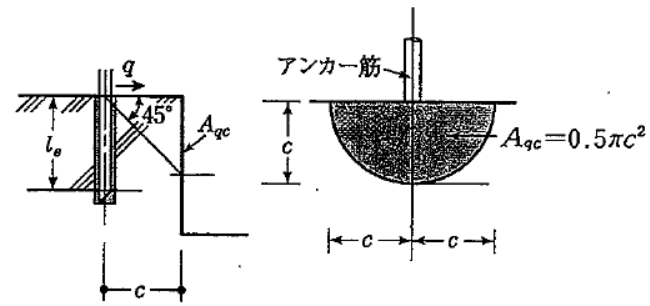
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>ビームの設計せん断耐力式を適用した、終局面外せん断応力度を判断基準として設定している（別添2参照）。</p> <p>第5図に示すとおり、ディープビームの設計せん断耐力式は、部材の高さと引張側主筋との関係より、部材上面に作用する荷重の載荷点と支点を結ぶタイドアーチ的な耐荷機構（圧縮ストラット）により、せん断力に抵抗する考え方で定められている。ここで、鉛直方向鉄筋を追加することにより、施工前の一体打設コンクリートと同様に、既設コンクリートと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（4.33N/mm²）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> 		

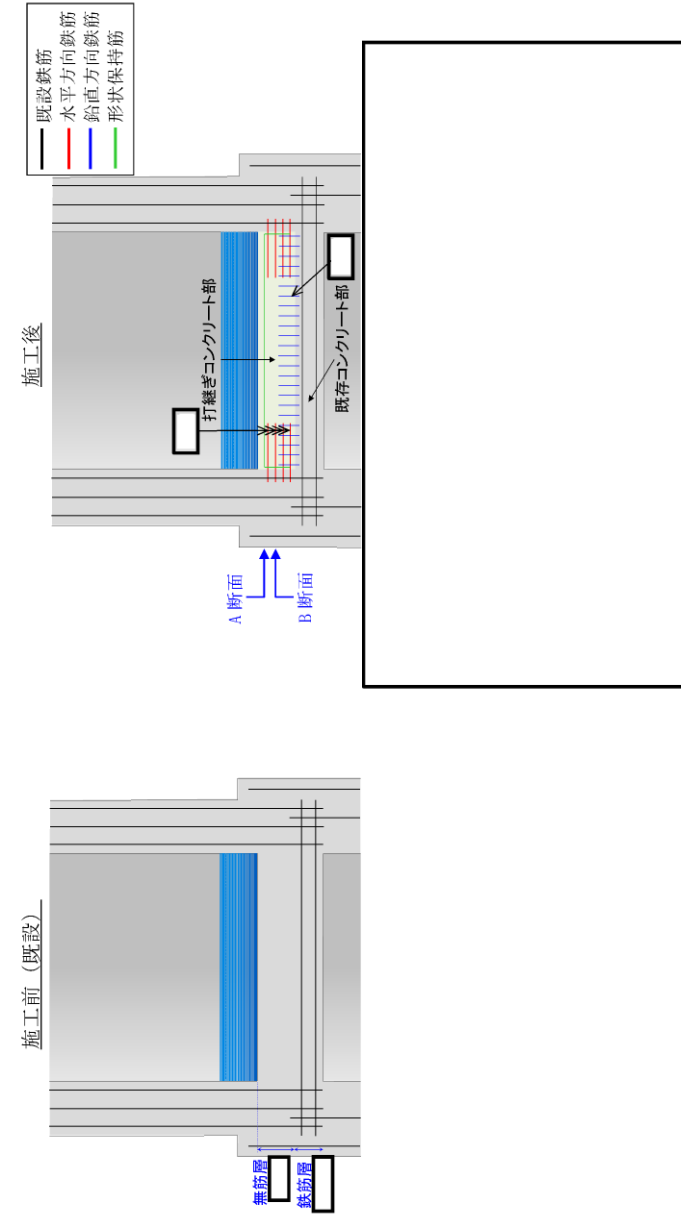
第1図 対策後のペDESTAL概要図



第2図 ペDESTALでの荷重伝達

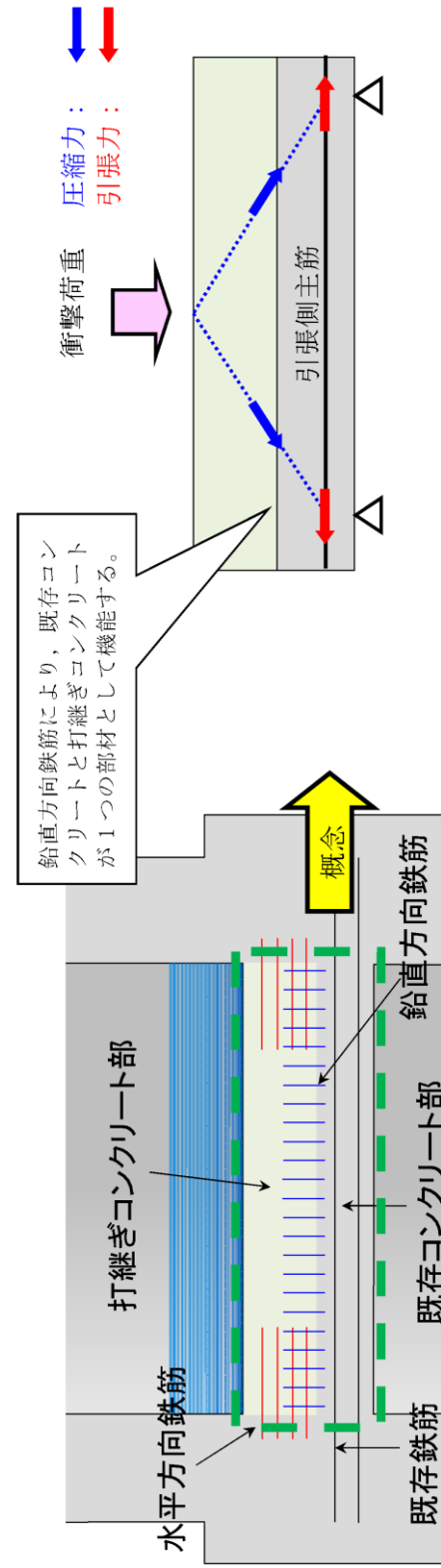


第3図 側面の有効投影面積



※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



第5図 ディープビーム構造におけるせん断耐力の概念

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、溶融炉心が原子炉压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。原子炉压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、原子炉压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。</p> <p>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、UO₂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。^[1- 4]</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、溶融炉心が原子炉压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。原子炉压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、原子炉压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。</p> <p>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、UO₂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</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、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</u>への水張りの MCCI に対する影響 <u>格納容器下部ドライウエル</u>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^[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</u>においては、<u>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、<u>溶融炉心が拡がった際に溶融炉心上面からの除熱に寄与する面積が大きく</u>、<u>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</p>		<p>いる。^[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</u>への水張りの MCCI に対する影響 <u>原子炉格納容器下部</u>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^[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>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。<u>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、<u>原子炉格納容器下部</u>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が、島根 2号炉の<u>原子炉格納容器下部</u>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<u>原子炉格納容器下部</u>のコンクリート侵食を抑制できる</u>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</p>	<p>・設備設計の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉では、<u>原子炉格納容器下部</u>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>

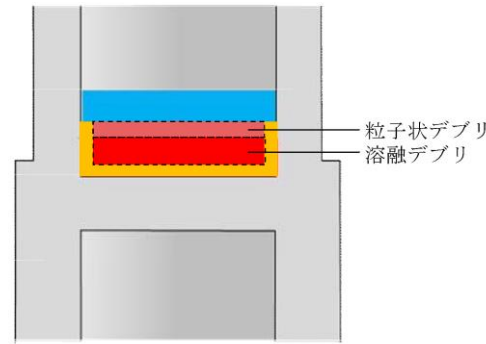
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>できる水位として、初期水張り水位を <u>2m</u> に設定している。初期水張り水位 <u>2m</u> における FCI, MCCI の影響や、水張りの実施可能性については、FCI, MCCI 各事象の有効性評価で示したとおり、問題がないものとする。</p> <p>(2) 水位の設定根拠</p> <p>a. FCI の影響の観点</p> <p>1. に示したとおり、実機では水蒸気爆発が発生する可能性は小さい。しかしながら、仮に FCI 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>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 88m²) に基づき評価を行っている。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<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^[18]を用いた。</u> ・<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> ・<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拡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)</u> 		<p>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>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>b. MCCI の影響の観点</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> <p>・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。</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>を比較すると、粒子状ベッドのドライアウト熱流束(0.8MW/m²以上)は崩壊熱除去に必要な熱流束(全炉心落下で約0.36MW/m²)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></p> <p><u>・落下した熔融炉心は格納容器下部床上を拡がると考えられるが、これまでの実験データを元にした解析^[19]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、床全面に熔融物が拡がること示されていることから、熔融炉心の拡がり面積を格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</u></p>			

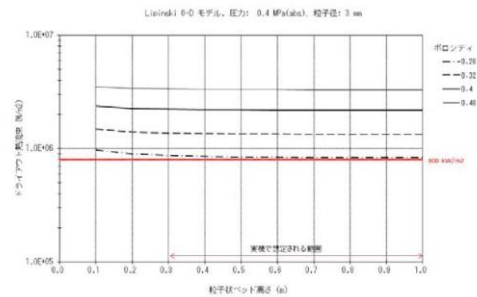
柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>果より厳しくなる可能性があるものの、落下割合には不確かさがあることや溶融炉心落下後には崩壊熱相当の注水を実施する手順としていること及び実機スケールではクラストへの水の浸入に期待できるという知見を踏まえ、初期水張りの水位を2mとしている。また、2mの初期水張りは、事象発生から溶融炉心落下までの時間余裕の中で十分に対応可能な操作である。</p>	<p>【比較のため、「添付資料3.2.14」の一部を記載】</p> <p>2. 評価対象事故シーケンス</p> <p>R 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>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、R P V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 H_{deabri} は式(1)で評価する。</p> $H_{deabri} = (V_m \times (1 - \Phi_{ent}) + V_s + V_m \times \Phi_{ent} \div (1 - P)) \div S_{fz} \quad (1)$	<p>原子炉圧力容器の下部から溶融炉心が落下するまでに、<u>原子炉格納容器下部</u>に溶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、溶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期待される。</p> <p>島根原子力発電所2号炉では、「3.5 溶融炉心・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溶融炉心として<u>原子炉格納容器下部</u>に落下し、落下した溶融炉心は<u>原子炉格納容器下部</u>に一樣に拡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、デブリの堆積高さには不確かさがあると考えられることから、この不確かさを考慮した場合におけるデブリの冠水に関する評価を実施し、初期水張りの水深の妥当性を確認した。</p> <p>(a) デブリの堆積高さ</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 H_{deabri} は式(1)で評価する。</p> $H_{deabri} = H_0 \times (1 - \phi_{ent}) + H_s + H_0 \times \phi_{ent} \div (1 - P) \quad \text{式(1)}$ <p>ここで、</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> <p>・評価方針の相違 【東海第二】 LOCA事象の場合、LOCAブローダウン流量による<u>原子炉格納容器下部</u>への水の流入が考えられることから、島根2号炉はLOCA事象の場合の評価を実施していない。</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>V_m : 熔融物体積[約 36m³]</p> <p>V_s : ペDESTAL内構造物体積[約 4m³] (別添 1 参照)</p> <p>Φ_{ent} : Ricou-Spalding 関連式に基づく粒子化割合[0.173] (別添 2 参照)</p> <p>P : ポロシテイ[0.5] 既往実験の知見から保守的に設定 (別添 3 参照)</p> <p>S_{fz} : コリウムシールドの設置を考慮した床面積[約 27.08m²]</p> <p>また、粒子化したデブリの間に冷却水が浸入するため、デブリの冠水維持評価の観点から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 $H_{pool-ent}$ 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>H_{pool} : 水プール初期水深[1m]</p> <p>S_f : コリウムシールドが設置されていない範囲の断面積 [約 29.92m²]</p> <p>式(1)からデブリ堆積高さ H_{debr} 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 $H_{pool-ent}$ 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(デブリから水プールへの限界熱流束を 800kW/m² (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>【ここまで】</p>	<p>H_0 : 初期デブリ高さ[1.039m]</p> <p>H_s : <u>原子炉格納容器下部の構造物分のデブリ堆積高さ</u> [0.17m]</p> <p>Φ_{ent} : Ricou-Spalding 関連式^[18]に基づく粒子化割合 (0.38)</p> <p>P : ポロシテイ[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>式(1)からデブリ堆積高さは、約 1.6m となる。</p>	<p>・記載箇所の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根 2号炉は、「(c) 溶融炉心の冠水評価」に記載。</p> <p>・解析結果の相違</p> <p>【東海第二】</p>

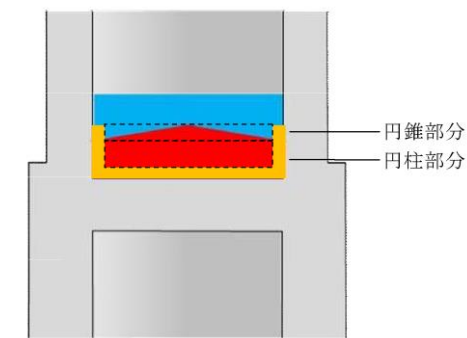
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>【比較のため、「添付資料 3.2.14」の一部を記載】</p> <p>5. <u>デブリ堆積形状の不確かさ評価 (別添 4 参照)</u> <u>水プール水位に対してデブリ落下量が多く粒子化割合が小さいことから、落下したデブリは均一に堆積すると考えられる。</u> <u>ここでは、デブリが均一に堆積しない場合にデブリ冠水維持に与える影響について評価する (第3図)。</u> <u>PUL i MS 実験において確認されたデブリ堆積高さ</u>と<u>拡がり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、L O C A 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。</u></p> <p>【ここまで】</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> <u>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。</u> <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、L O C A 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. <u>まとめ</u> <u>以上の評価から、過渡事象及びL O C A 事象いずれにおいても、R P V 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>(b) <u>デブリ堆積形状の不確かさ評価</u> <u>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。</u></p> <p>PUL i MS 実験において確認されたデブリ堆積高さ<u>と拡がり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。</u></p>	<p>・評価方針の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、コリウムシールドによる 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 【東海第二】</p>



第1図 デブリ堆積形状



第2図 粒子状ベッド高さ とドライアウト熱流束の関係



第3図 デブリ堆積形状 (不確かさ考慮)

【ここまで】

【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、熔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、PUL iMS実験において確認されたデブリ堆積高さ と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

・記載箇所の相違
【東海第二】
島根2号炉は、図1に記載。

・評価方針の相違
【東海第二】

・記載箇所の相違
【東海第二】
島根2号炉は、図2に記載。

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。

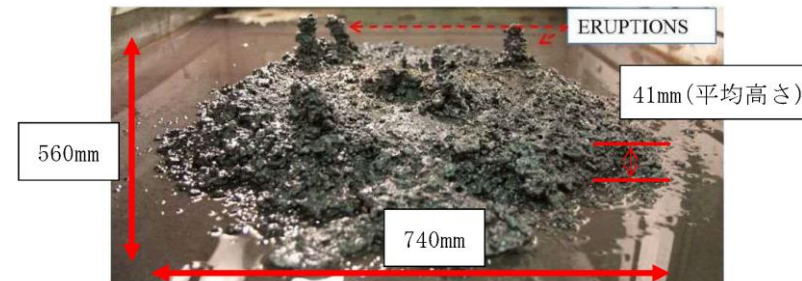
第2表 PULiMS実験条件と結果

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

Parameter	PULiMS tests				
	E1	E2	E3	E4	E5
Melt material	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	Bi ₂ O ₃ -CaO	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	ZrO ₂ -WO ₃
Melt mass composition, %	42.64-57.36 eutectic	30-70 non-eutectic	42.64-57.36 eutectic	42.64-57.36 eutectic	15.74-84.26 eutectic
Melt jet diameter, mm	20	20	20	20	20
Jet free fall height, mm	400	400	400	400	400
Initial melt volume, L	3	3	10	6	6
Initial melt mass, kg	23.4	7.5	78.1	46.9	41.2
T _{sub} , °C	870	1027	870	870	1231
T _{fluc} , °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

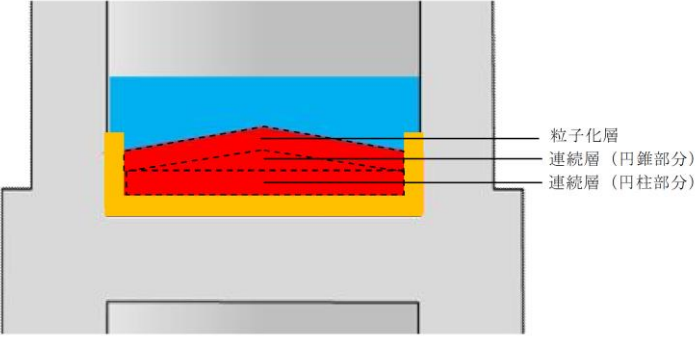
Table 2. Measured and estimated properties of the debris beds in PULiMS-E tests.

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 ²	0.14	~0.44	0.30	0.14
Measured particulate debris mass, kg	~4	unknown	2.9	-
Measured particulate debris mass fraction, %	~20%	unknown	~6.8%	-
Solidified cake mass, kg	~20	unknown	39.5	13.6
Measured debris bed volume, L	~4.2	unknown	8.9	~3.1
Estimated total cake porosity	0.29	-	0.36	0.37
Symmetry of the spread	non-sym.	unknown	non-sym.	symmetric
Steam explosion	no	yes	no	yes
Cake formation	cake	no cake	cake	cake
Measured melt superheat, °C	136	206	70	300
Measured melt superheat in the pool, °C	121	77	48	90
Estimated loss of melt superheat due to jet interaction with coolant, °C	15	129	22	210



第2図 PULiMS実験結果 (E4)

・記載箇所の相違
【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>(2) 堆積高さ評価</p> <p>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。</p> <p>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広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。</p> <p>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。</p> <p>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。</p> <p>※ 炉外溶融物体積：3m³，ポロシティ：0.35を設定</p>  <p>第3図 デブリ堆積形状 (アスペクト比考慮)</p> <p>(3) デブリの冠水維持に対する評価</p> <p>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</p>	<p>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2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*。これを元に初期水張り2.4mにおける堆積高さを計算した結果、堆積高さは約1.9mとなる。計算方法は以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> 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広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。 <p>なお、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。</p>	<p>・設備設計の相違【東海第二】</p> <p>・評価条件の相違【東海第二】</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>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。</p> <p>【ここまで】</p> <p>【比較のため, 「添付資料 3.2.14 別添 4」の一部を再掲】</p> <p>(1) アスペクト比</p> <p>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>【ここまで】</p> <p>【比較のため, 「添付資料 3.2.14」の一部を再掲】</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 $H_{pool-ent}$ について式(2)で評価する。ここで, <u>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。</u></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>H_{pool} : 水プール初期水深 [1m] S_f : <u>コリウムシールドが設置されていない範囲の断面積 [約 29.92m²]</u></p>	<p>※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3)。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>(c) デブリ冠水評価</p> <p>粒子化したデブリの間隙に冷却水が浸入するため, デブリの冠水維持評価の観点から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 $H_{pool-ent}$ 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, H_{pool} : 水プール初期水深 [2.4m] H_0 : 初期デブリ高さ [1.039m] Φ_{ent} : <u>Ricou-Spalding 関連式に基づく粒子化割合 (0.38)</u> P : <u>ポロシティ [0.5]</u></p>	<p>・評価条件の相違 【東海第二】 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>・運用の相違 【東海第二】 初期水張り深さの相違。 ・記載方針の相違 【東海第二】</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>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 熔融炉心・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 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、熔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/m²一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 <u>1m</u> 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。</p>	<p>式(1)からデブリ堆積高さ H_{debris} 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 $H_{pool-ent}$ は約 <u>0.69m</u> となる。</p> <p>解析コードMAAPを用いた有効性評価の結果(デブリから水プールへの限界熱流束を 800kW/m²(圧力依存性あり)と設定)から、<u>R P V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</u>は約 0.34m、LOCA事象の場合は約 0.44m であり、<u>デブリの冠水は維持される。なお、R P V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。</u></p> <p>【ここまで】</p>	<p>式(2)から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 $H_{pool-ent}$ は約 <u>2.005m</u> となる。</p> <p>MAAPコードを用いた有効性評価の結果(デブリから水プールへの限界熱流束を 800kW/m²(圧力依存性あり)と設定)から、<u>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、デブリ露出*までの時間は、過渡起因事象の場合で約 1.4 時間、LOCA起因事象の場合で約 0.58 時間であることから、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>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、熔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/m²一定とした場合であっても、MCCIによる侵食量は数cm (800kW/m²(圧力依存あり)の場合、<u>床面 0 cm, 壁面約 4 cmであるのに対し、800kW/m²(一定)の場合、床面 0 cm, 壁面約 13cm)</u> 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。</p>	<p>・解析結果の相違 【東海第二】</p> <p>・解析結果の相違 【東海第二】</p> <p>・評価方針の相違 【東海第二】</p> <p>LOCA 事象の場合、LOCA ブローダウン流量による 原子炉格納容器下部 への水の流入が考えられることから、島根2号炉ではLOCA事象の場合の評価を実施していない。</p> <p>・設備設計の相違 【柏崎 6/7】</p> <p>柏崎 6/7 は、6号炉と7号炉の差異を踏まえた記載としている。</p> <p>・評価方針の相違 【柏崎 6/7】</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熔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を実施していない。</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>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>※ 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、これらの影響を防止するためデブリの冠水状態を維持する。</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 MCC 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>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、<u>熔融炉心の粒子化の効果等によるMCC I の影響緩和にも期待できる。</u></u></p>	<p>・記載方針の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2号炉は、熔融炉心が落下する時点で、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ための原子炉格納容器下部注水手段を整備しており、熔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。</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>上記を踏まえ、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 <u>2m</u> の初期水張りまで注水を実施する運用としている。</p>		<p>上記を踏まえ、<u>原子炉格納容器下部</u>に溶融炉心が落下する状況に対しては、<u>原子炉格納容器下部</u>に <u>2.4m</u> の初期水張りまで注水を実施する運用としている。</p>	<p>・運用の相違 【柏崎 6/7】 初期水張り深さの相違。</p>

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> <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。</u>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、<u>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>溶融炉心落下前の下部ドライウエル水位上昇の可能性</u> <u>溶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> <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>4. <u>原子炉格納容器下部の水位上昇の影響</u> <u>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運用の手順を定め、また原子炉格納容器下部及びドライウエルには、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、ペDESTAL水位は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、原子炉格納容器下部への初期水張りの水位が高い場合を想定し、その際のFCIへの影響を評価した。</u></p> <p>a. <u>原子炉圧力容器破損前のペDESTAL水位上昇の可能性</u> <u>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エル床面の間には堰があるものの、ドライウエル床面に溜まった水は一樣に上昇し、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。</u> <u>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、ドライウエ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。</u> <u>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エルサンプに貯まったスプレイ水が、ドライウエルサンプと原子炉格納容器下部床を接続するドレン配</u></p>	<p>・設備設計の相違 【柏崎 6/7】</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>b. 評価条件</p> <p>溶融炉心が格納容器下部ドライウエルに落下する前に、<u>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. 溶融炉心落下前の下部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。</u>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。</p> <p>c. 評価結果</p> <p>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。</p> <p>(1) 圧カスパイク</p> <p>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<u>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>この理由としては、初期水張り水位の上昇によって<u>格納容器下部ドライウエルの水量が多くなり、溶融炉心の粗混合量が増加し、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</u></p>		<p>管及びコリウムシールドスリットを通じて、ドライウエルサンブから<u>原子炉格納容器下部</u>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 1.5m³/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 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、<u>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。</u></p> <p>b. 評価条件</p> <p>溶融炉心が<u>原子炉格納容器下部</u>に落下する前に、<u>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。</u></p> <p>また、ここでは現実的な溶融炉心の落下様態を想定した条件を適用し、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。</p> <p>c. 評価結果</p> <p>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。</p> <p>(1) 圧カスパイク</p> <p>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<u>原子炉格納容器下部</u>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、<u>水位 2.4m の場合の約 193kPa[gage]よりも高くなっている。</u></p> <p>この理由としては、初期水張り水位の上昇によって<u>原子炉格納容器下部</u>の水量が多くなり、溶融炉心の粗混合量が増加し、水への伝熱量が増加したために、<u>圧カスパイク評価は厳しくなったものと考えられる。</u></p> <p>(2) 水蒸気爆発</p> <p><u>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</u></p>	<p>・設備設計の相違 【柏崎 6/7】</p> <p>・評価条件の相違 【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2号炉は、現実的な評価条件で水蒸気爆発評価を実施。</p> <p>・解析結果の相違 【柏崎 6/7】</p> <p>・解析結果の相違 【柏崎 6/7】</p> <p>・解析結果の相違</p>

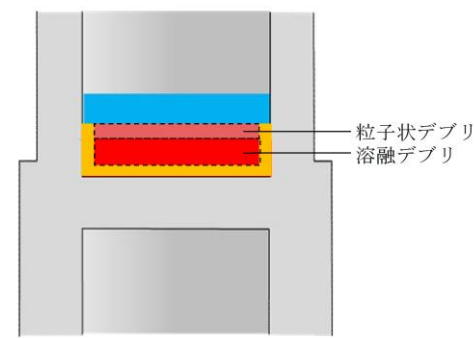
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>エネルギーの評価結果を図5に示す。最大値は約16MJであり、水位2mの場合(約7MJ)と比べて約2倍に増加している。</p> <p>このエネルギーを入力とした応力の解析結果を図6及び図7に示す。格納容器下部ドライウエルの内側鋼板の最大応力は約278MPaであり、水位2mの場合の約32MPaと比べて約9倍に増加している。また、格納容器下部ドライウエルの外側鋼板の最大応力は約168MPaであり、水位2mの場合の約25MPaと比べて約7倍に増加している。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。</p> <p>また、初期水張りの水位が上昇すると、水面から原子炉压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、水塊が原子炉压力容器の底部に衝突する可能性が考えられるが、水面と原子炉压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。</p> <p>水塊による水位上昇は、主にペダスタルの径、Dと初期水位、H_0のアスペクト比(H_0/D)によって整理できる。^[20] 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压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、水塊が原子炉压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>水蒸気爆発が発生した際の気相部の挙動については、JASMIN 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、原子炉压力容器底部に到達する時点では0.30MPa[abs]以下となる。</p>		<p>外側の応力の推移を図5、図6及び図7に示す。水蒸気爆発の発生を想定した場合に原子炉格納容器下部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>また、初期水張りの水位が上昇すると、水面から原子炉压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、水塊が原子炉压力容器の底部に衝突する可能性が考えられるが、水面と原子炉压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。</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_0のアスペクト比(H_0/D)によって整理できる。^[21] 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压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、水塊が原子炉压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>水蒸気爆発が発生した際の気相部の挙動については、JASMIN 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、原子炉压力容器底部に到達する時点では0.30MPa[abs]以下となる。</p>	<p>【柏崎6/7】</p> <p>・解析結果の相違 【柏崎6/7】</p> <p>・運用の相違 【柏崎6/7】</p> <p>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>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、<u>原子炉格納容器下部</u>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<u>原子炉圧力容器上部</u>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。</p> <p>以上の結果から、<u>格納容器下部ドライウエル</u>の水位を現状の初期水張りの水位である <u>2m</u> 以上に上昇させた場合であっても、FCI によって<u>格納容器</u>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。</p> <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エ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>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、<u>原子炉格納容器下部</u>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<u>原子炉格納容器上部</u>の壁面に到達しても、原子炉格納容器の限界圧力 (0.853MPa[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>以上の結果から、<u>ペDESTAL</u>水位を現状の初期水張り水位である <u>2.4m</u> 以上に上昇させた場合であっても、FCI によって<u>原子炉格納容器</u>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による<u>原子炉格納容器下部</u>への初期水張り運用に対して、FCI の観点からの制約は生じない。</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</u>水位が上昇した場合であっても<u>原子炉格納容器</u>が破損に至るおそれはない。</p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p>・設備設計の相違 【柏崎 6/7】</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>

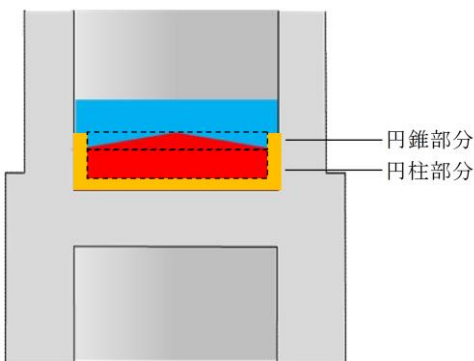
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>参考文献</p> <p>[1] V. Tyrpekl, Material effect in the nuclear fuel - coolant interaction : structural characterization of the steam explosion debris and solidification mechanism, 2012</p> <p>[2] J.H.Kim, et al, The Influence 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 UO₂/ZrO₂ 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&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 UO₂/ZrO₂ 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&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>

【比較のため、「添付資料 3.2.14」の一部を再掲】



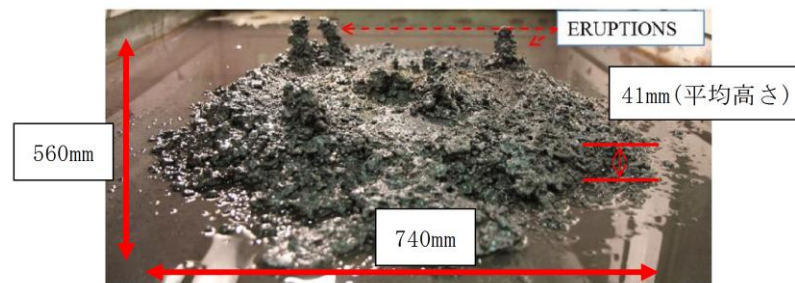
第1図 デブリ堆積形状



第3図 デブリ堆積形状 (不確かさ考慮)

【ここまで】

【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)



図1 デブリ堆積高さの概念図

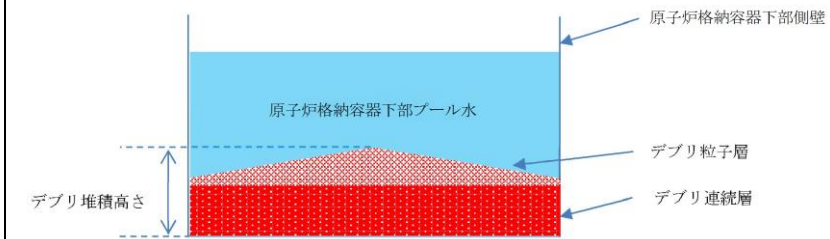


図2 デブリ堆積高さの概念図 (不確かさ考慮)

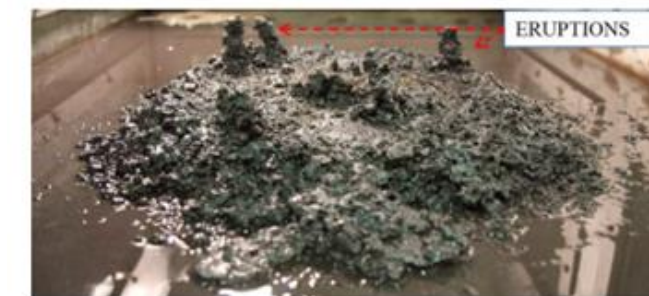


図3 PULiMS実験結果 (E4)

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 ₂ O ₃ -WO ₃	B ₂ O ₃ -CaO	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	ZrO ₂ -WO ₃
Melt mass composition, %	42.64-57.36 eutectic	30-70 non-eutectic	42.64-57.36 eutectic	42.64-57.36 eutectic	15.74-84.26 eutectic
Melt jet diameter, mm	20	20	20	20	20
Jet free fall height, mm	400	400	400	400	400
Initial melt volume, L	3	3	10	6	6
Initial melt mass, kg	23.4	7.5	78.1	46.9	41.2
T _{ign} , °C	870	1027	870	870	1231
T _{ign} , °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 ²	0.14	~0.44	0.30	0.14
Measured particulate debris mass, kg	~4	unknown	2.9	-
Measured particulate debris mass fraction, %	~20%	unknown	~6.8%	-
Solidified cake mass, kg	~20	unknown	39.5	13.6
Measured debris bed volume, L	~4.2	unknown	8.9	~3.1
Estimated total cake porosity	0.29	-	0.36	0.37
Symmetry of the spread	non-sym.	unknown	non-sym.	symmetric
Steam explosion	no	yes	no	yes
Cake formation	cake	no cake	cake	cake
Measured melt superheat, °C	136	206	70	300
Measured melt superheat in the pool, °C	121	77	48	90
Estimated loss of melt superheat due to jet interaction with coolant, °C	15	129	22	210

【ここまで】

表1 PULiMS実験条件と結果^[20]

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

Parameter	PULiMS tests				
	E1	E2	E3	E4	E5
Melt material	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	B ₂ O ₃ -CaO	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	ZrO ₂ -WO ₃
Melt mass composition, %	42.64-57.36 eutectic	30-70 non-eutectic	42.64-57.36 eutectic	42.64-57.36 eutectic	15.74-84.26 eutectic
Melt jet diameter, mm	20	20	20	20	20
Jet free fall height, mm	400	400	400	400	400
Initial melt volume, L	3	3	10	6	6
Initial melt mass, kg	23.4	7.5	78.1	46.9	41.2
T _{ign} , °C	870	1027	870	870	1231
T _{ign} , °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 ²	0.14	~0.44	0.30	0.14
Measured particulate debris mass, kg	~4	unknown	2.9	-
Measured particulate debris mass fraction, %	~20%	unknown	~6.8%	-
Solidified cake mass, kg	~20	unknown	39.5	13.6
Measured debris bed volume, L	~4.2	unknown	8.9	~3.1
Estimated total cake porosity	0.29	-	0.36	0.37
Symmetry of the spread	non-sym.	unknown	non-sym.	symmetric
Steam explosion	no	yes	no	yes
Cake formation	cake	no cake	cake	cake
Measured melt superheat, °C	136	206	70	300
Measured melt superheat in the pool, °C	121	77	48	90
Estimated loss of melt superheat due to jet interaction with coolant, °C	15	129	22	210

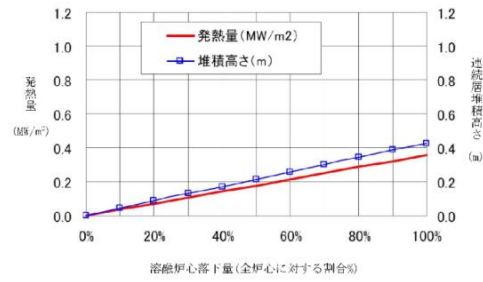


図1 格納容器下部ドライウェルへの溶融炉心落下割合に対する連続層堆積高さ(単位面積当たりの発熱量)

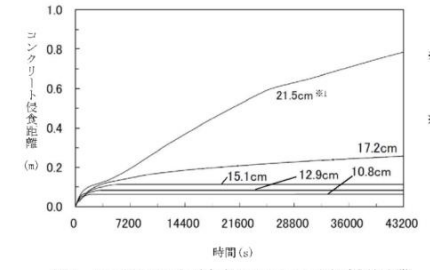


図2 ハードクラスト形成時のコンクリート侵食評価例^②

※1 溶融炉心の堆積により生じた連続層厚さ、図中の融けの付着層に付記されている値についても同じ。
 ※2 クラスト表面は滑らかな曲線による熱伝達を想定、クラスト内は熱伝導による温度分布を考慮

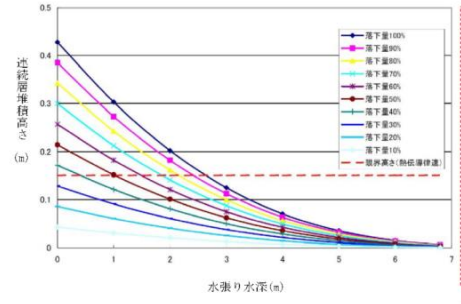
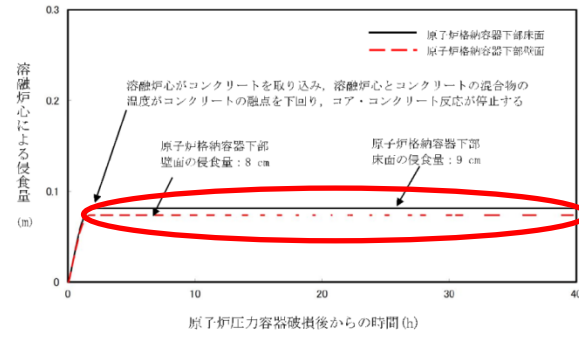


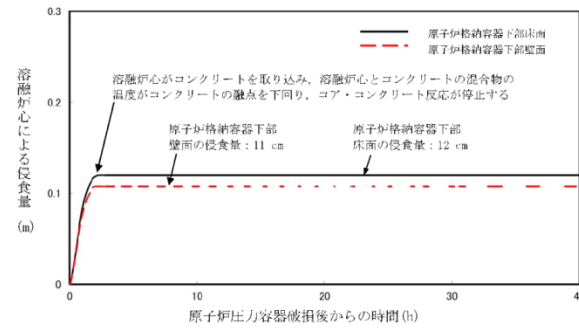
図3 水張り水深と連続層堆積高さの関係^③

※ 本評価では、MIV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察すと考えられる。また、Rieu 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、本評価では保守的に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、より多くの熱量が粒子化し、連続層堆積高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/m²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/m²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

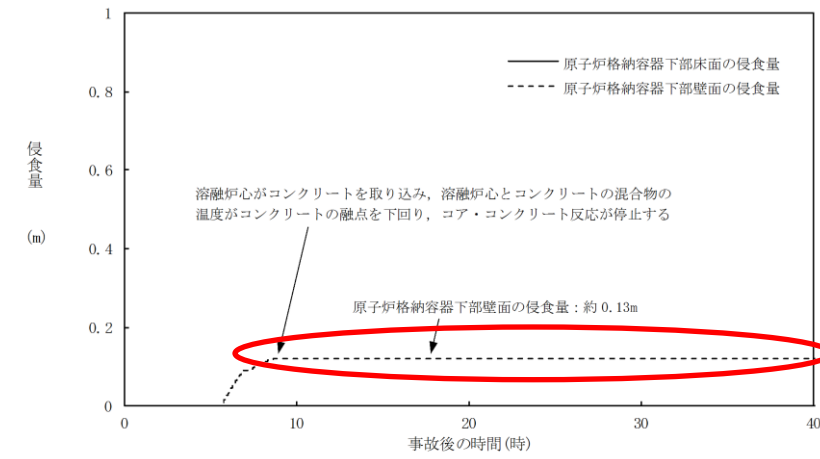


図 4 原子炉格納容器下部壁面及び床面の侵食量の推移 (初期水張り水位 2.4m, 上面熱流束: 800kW/m²相当 (圧力依存なし))

・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。

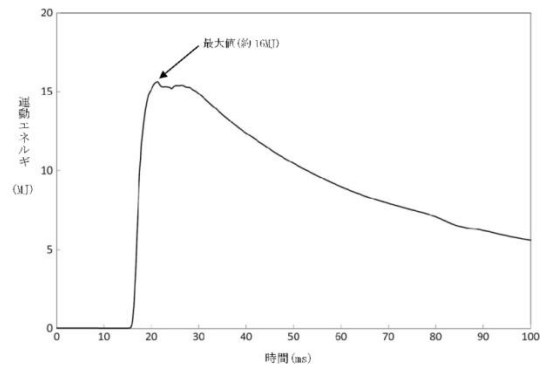


図5 水蒸気爆発によるエネルギーの変化(初期水張り水位7m) ※1

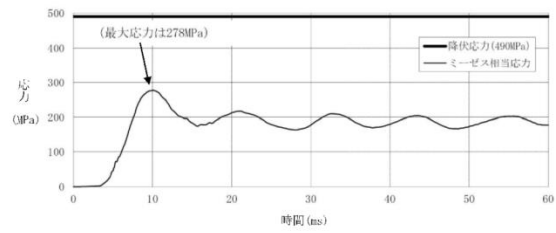


図6 水蒸気爆発による格納容器下部内側鋼板の応力の変化(初期水張り水位7m) ※1

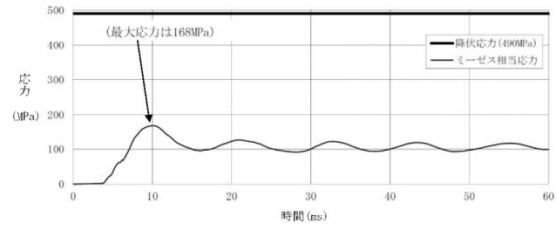


図7 水蒸気爆発による格納容器下部外側鋼板の応力の変化(初期水張り水位7m) ※1

※1 JASMINF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。

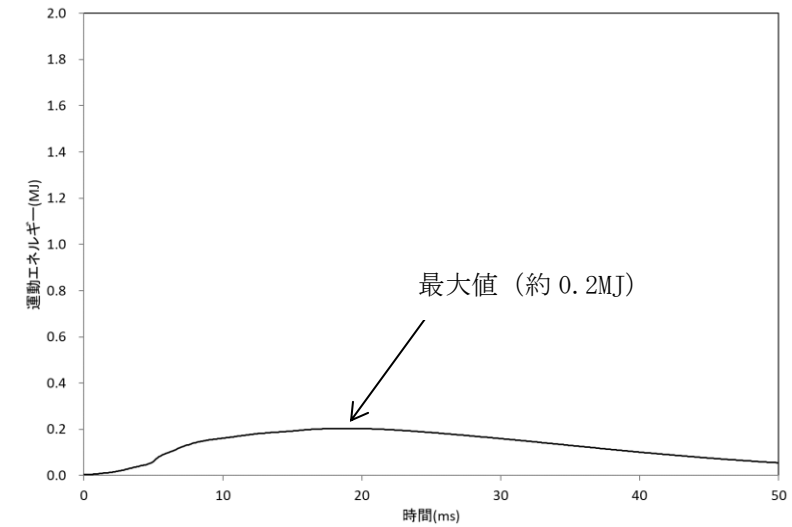


図5 水蒸気爆発によるエネルギーの推移(約3.8m, 現実的な想定) ※1

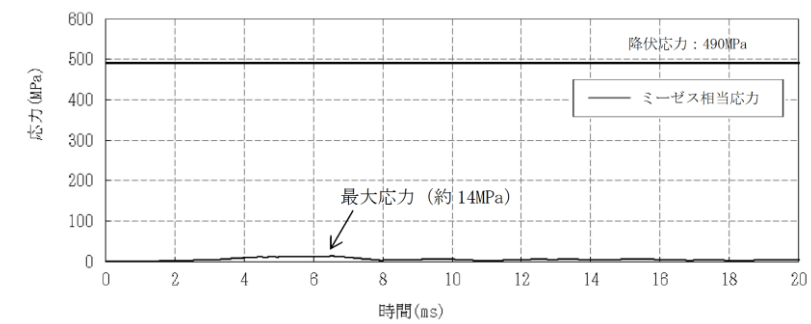


図6 水蒸気爆発による原子炉格納容器下部内側鋼板の応力の変化(約3.8m, 現実的な想定) ※1

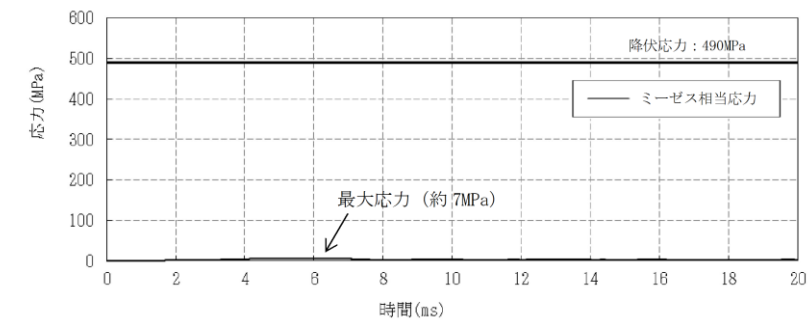
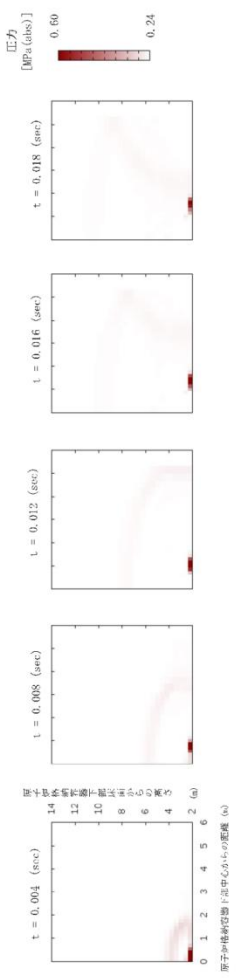
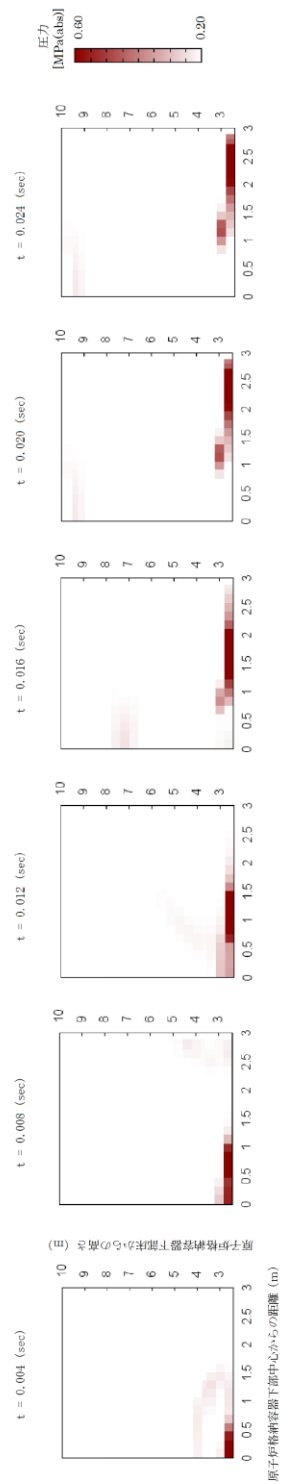


図7 水蒸気爆発による原子炉格納容器下部外側鋼板の応力の変化(約3.8m, 現実的な想定) ※1

※1 JASMINF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、原子炉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。

・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>図8 水蒸気爆発が発生した際の格納容器圧力</p>		 <p>図8 水蒸気爆発が発生した際の格納容器圧力</p>	<p>・解析結果の相違 【柏崎 6/7】</p>

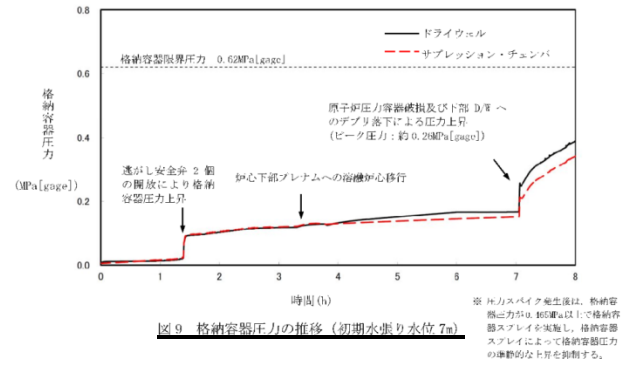


図9 格納容器圧力の推移 (初期水張り水位 7m)

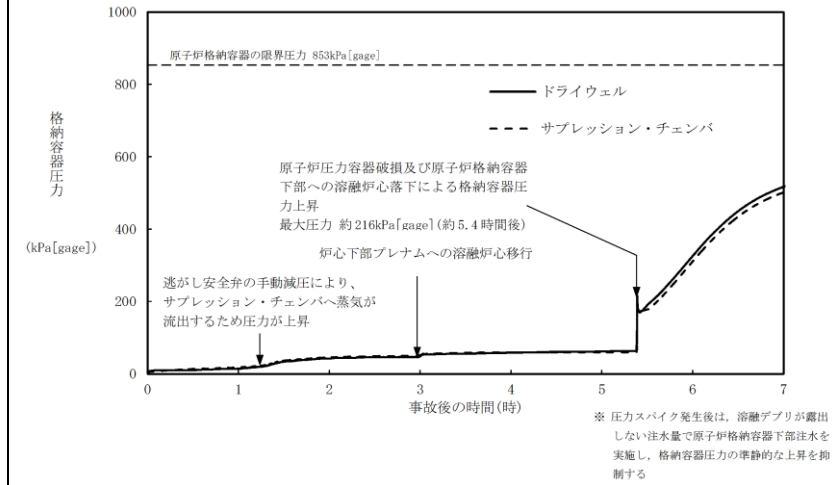


図9 格納容器圧力の推移 (初期水張り水位約 3.8m)

・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及び温度が上昇しており、島根 2号炉と柏崎 6/7 で同様の傾向となっている。

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>Φ_{ent} : 粒子化割合 [-]</p> <p>E_0 : エントレインメント係数 [-]</p> <p>ΔH_{pool} : プール水深 [m]</p> <p>d_{dj} : プール底部におけるデブリジェット径 [m]</p> <p>$d_{dj,0}$: 気相部落下を考慮した水面におけるデブリジェット径^{※1} [m]</p> <p>ρ_{dj} : デブリジェット密度 [kg/m³]</p> <p>ρ_w : 水密度 [kg/m³]</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"> ・プール水深 : 1m (ペDESTAL 水位) ・デブリジェット密度 : <input type="text"/> (MAA P 計算結果^{※2}) ・初期デブリジェット径 : 0.15m (CRD 案内管径) <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"> ・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^{※3}) ・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^{※3}) <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>Φ_{ent} : 粒子化割合 [-]</p> <p>E_0 : エントレインメント係数 [-]</p> <p>ΔH_{pool} : プール水深 [m]</p> <p>d_{dj} : プール底部におけるデブリジェット径 [m]</p> <p>$d_{dj,0}$: 気相部落下を考慮した水面におけるデブリジェット径^{※1} [m]</p> <p>ρ_{dj} : デブリジェット密度 [kg/m³]</p> <p>ρ_w : 水密度 [kg/m³]</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"> ・プール水深 : 2.4m (ペDESTAL 水位) ・デブリジェット密度 : <input type="text"/> kg/m³ (MAA P 計算結果^{※2}) ・初期デブリジェット径 : 0.20m (CRD 案内管径) <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"> ・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^{※3}) ・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^{※3}) <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>【ここまで】</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>	

第1表 解析コードにおける重要現象の不確かさが運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響(2/2)

分類	重要現象	解析モデル	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
原子炉 圧力容器 (炉心損傷後)	リロケーション	溶融炉心の挙動モデル (リロケーション)	・TMI 事故解析における炉心領域での溶融進展状態について、TMI 事故分析結果と一致することを確認した。 ・リロケーションの進展が早まることを想定し、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析を行い、影響を確認した。 ・TQUV、大破断 LOCA シーンケースとも、炉心溶融時刻、原子炉圧力容器破損時刻への影響が小さいことを確認した。	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。 本評価事故シナリオケースでは、原子炉圧力容器破損を機軸として、運転員等操作時間には与える影響はない。	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。 本評価事故シナリオケースでは、原子炉圧力容器破損を機軸として、運転員等操作時間には与える影響はない。
	構造材との熱伝達	溶融炉心の挙動モデル (リロケーション)	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。
格納容器 (炉心損傷後)	原子炉圧力容器外 FCI (溶融炉心損傷)	溶融炉心挙動モデル (原子炉圧力容器破損モデル)	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。
	原子炉圧力容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)	溶融炉心挙動モデル (原子炉圧力容器破損モデル)	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。

表1 解析コードにおける重要現象の不確かさが運転員等操作時間及び評価項目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-冷卻材相互作用) (2/2)

分類	重要現象	解析モデル	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
原子炉 圧力容器 (炉心損傷後)	リロケーション	溶融炉心の挙動モデル (リロケーション)	・TMI 事故解析における炉心領域での溶融進展状態について、TMI 事故分析結果と一致することを確認した。 ・リロケーションの進展が早まることを想定し、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析を行い、影響を確認した。 ・TQUV、大破断 LOCA シーンケースとも、炉心溶融時刻、原子炉圧力容器破損時刻への影響が小さいことを確認した。	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。 本評価事故シナリオケースでは、原子炉圧力容器破損を機軸として、運転員等操作時間には与える影響はない。	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。 本評価事故シナリオケースでは、原子炉圧力容器破損を機軸として、運転員等操作時間には与える影響はない。
	構造材との熱伝達	溶融炉心の挙動モデル (リロケーション)	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。
原子炉 格納容器 (炉心損傷後)	原子炉圧力容器外 FCI (溶融炉心損傷)	溶融炉心挙動モデル (原子炉圧力容器破損モデル)	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。
	原子炉圧力容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)	溶融炉心挙動モデル (原子炉圧力容器破損モデル)	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。	原子炉圧力容器破損に与える影響が小さいことを確認した。

表2 解析条件を最悪条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目と評価項目となるパラメータに与える影響（原子炉圧力容器外への溶融燃料—冷却材相互作用）(1/3)

項目	制約条件（初期条件、運転員等操作時間及び機器仕様）		条件設定の考え方	運転員等操作時間による影響		評価項目となるパラメータに与える影響
	制約条件	運転員等操作時間		運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響	
原子炉出力	3,000kW	3,000kW以下 (実績値)	定常運転(炉出力)として設定 原子炉出力の余裕を考慮した最悪条件を抽出した最悪条件	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
原子炉圧力	7.0MPa [gauge]	約7.05MPa [gauge] ～約7.15MPa [gauge] (実績値)	定常運転(炉出力)として設定	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
原子炉水位	通常運転水位 (レベル)から約110mm 低下後から110mm	通常運転水位 (レベル)から約110mm ～約115mm [gauge] (実績値)	通常運転時の原子炉水位として設定	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
炉心流量	32,200t/h (100%)	32,200t/h (100%)	定常運転として設定	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
燃料	9×9燃料(100%)	9×9燃料(100%) 燃料中心ごと	9×9燃料(100%) 燃料中心ごと	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
原子炉停止後の炉心温度	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	サイクル末期の炉心温度は、炉心温度を考慮し、炉心温度を考慮した最悪条件を抽出した最悪条件	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
原子炉停止後の炉心温度	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	サイクル末期の炉心温度は、炉心温度を考慮し、炉心温度を考慮した最悪条件を抽出した最悪条件	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
原子炉停止後の炉心温度	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	サイクル末期の炉心温度は、炉心温度を考慮し、炉心温度を考慮した最悪条件を抽出した最悪条件	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響

第2表 解析条件を最悪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与える影響(1/4)

項目	制約条件（初期条件、運転員等操作時間及び機器仕様）		条件設定の考え方	運転員等操作時間による影響		評価項目となるパラメータに与える影響
	制約条件	運転員等操作時間		運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響	
原子炉出力	3,250kW	約3,270kW ～約3,290kW (実績値)	定常運転(炉出力)として設定	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
原子炉圧力	6.00MPa [gauge]	約6.91 MPa [gauge] ～約6.94 MPa [gauge] (実績値)	定常運転(炉出力)として設定	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
原子炉水位	通常運転水位 (レベル)から約120mm 低下後から約120mm	通常運転水位 (レベル)から約120mm ～約125mm [gauge] (実績値)	通常運転時の原子炉水位として設定	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
炉心流量	48,300t/h (100%)	定常運転の (100%)	定常運転として設定	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
燃料	9×9燃料(A型)	9×9燃料(A型)と9×9燃料(B型)の混合物 燃料中心ごと	9×9燃料(A型)と9×9燃料(B型)の混合物 燃料中心ごと	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
原子炉停止後の炉心温度	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	1サイクルの運転期間(13ヶ月)に調整運転期間(約1ヶ月)を考慮した運転員等操作時間に対する最悪条件として設定	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
格納容器圧力	5,700Pa (設計値)	5,700Pa (設計値)	設計値	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
格納容器圧力	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	設計値	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
真空破装置	3,450Pa (ドライウェイ・サプレッション・チェンバール部)	3,450Pa (ドライウェイ・サプレッション・チェンバール部)	真空破装置の設定値	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響

表2 解析条件を最悪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与える影響（原子炉圧力容器外への溶融燃料—冷却材相互作用）(1/4)

項目	制約条件（初期条件、運転員等操作時間及び機器仕様）		条件設定の考え方	運転員等操作時間による影響		評価項目となるパラメータに与える影響
	制約条件	運転員等操作時間		運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響	
原子炉出力	2,430kW	2,430kW以下 (実績値)	定常運転(炉出力)として設定	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
原子炉圧力	6,930Pa [gauge]	約6.77 MPa [gauge] ～約6.79 MPa [gauge] (実績値)	定常運転(炉出力)として設定	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
原子炉水位	通常水位(気水分離器下部から約83cm)	通常水位(気水分離器下部から約83cm) ～約88cm [gauge] (実績値)	通常運転時の原子炉水位として設定	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
炉心流量	35.6×10 ⁴ t/h	定常運転の85% (実績値)	定常炉心流量として設定	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
燃料	9×9燃料(A型)	9×9燃料(A型) 燃料中心ごと	9×9燃料(A型)と9×9燃料(B型)の混合物 燃料中心ごと	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
原子炉停止後の炉心温度	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	サイクル末期の炉心温度は、炉心温度を考慮し、炉心温度を考慮した最悪条件を抽出した最悪条件	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
格納容器圧力	7,900Pa (設計値)	7,900Pa (設計値)	設計値	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響
格納容器圧力	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	ANSI/ANS-5.1-1979 (炉心温度3300K)	設計値	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響	運転員等操作時間による影響 運転員等操作時間による影響

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

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			
逃がし安全弁	安全弁機能 7.79 MPa[Leage] ~ 8.31MPa[Leage] 385.2t/h (1個当たり) ~ 410.6t/h (1個当たり) (設計値)	安全弁機能 7.79MPa[Leage] ~ 8.31MPa[Leage] 385.2t/h (1個当たり) ~ 410.6t/h (1個当たり) (設計値)	逃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。
	逃がし安全弁(自動減圧機能)の2個を開閉することに よる原子炉急減圧 による原子炉急減圧	逃がし安全弁(自動減圧機能)の2個を開閉することに よる原子炉急減圧 による原子炉急減圧	逃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り、事故進展に影響はない。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り、事故進展に影響はない。運転員等操作時間に与える影響はない。
代替循環冷却系	原子炉圧力容器破損前 格納容器スプレッド: 25m ³ /h	原子炉圧力容器破損前 格納容器スプレッド: 25m ³ /h	格納容器圧力及び蒸気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	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)	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厳しくする観点で、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、解析条件で設定している海水温度と同程度以下となる。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、解析条件で設定している海水温度と同程度以下となる。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。32℃未満の場合、除熱性能が向上するため、格納容器圧力及び蒸気流量の上昇の抑制効果は大きくなることから、評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。

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	事故発生と同時にスクラム	事故発生と同時にスクラム	スクラム発生と同時に原子炉スクラムと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	事故発生と同時に閉止	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、逃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、格納容器圧力及び温度の上昇が速くなることから、運転員等操作時間に与える影響は小さくなる。	最確条件とした場合には、逃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、格納容器圧力及び温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対する余裕が大きくなる。
再循環ポンプ	事故発生と同時に停止	事故発生と同時に停止	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。
逃がし安全弁	逃がし弁機能 7.58 ~ 7.79MPa[Leage] 367 ~377t/h/個	逃がし弁機能 7.58 ~ 7.79MPa[Leage] 367 ~377t/h/個	逃がし安全弁の設計値に基づく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。
	自動減圧機能付き 逃がし安全弁の2個を開閉することに よる原子炉減圧	自動減圧機能付き 逃がし安全弁の2個を開閉することに よる原子炉減圧	逃がし安全弁の設計値に基づく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)	原子炉圧力容器破損前: 120m ³ /hにて格納容器内にスプレッド	原子炉圧力容器破損前: 120m ³ /hにて格納容器内にスプレッド	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。

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 とした場合の圧力スパイクへの影響</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、圧力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 の場合の圧力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"> 起因事象を大破断 LOCA とし、事故シーケンスを「大破断 LOCA+ECSS 注水機能喪失+全交流動力電源喪失」とした。 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 70m³/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。 	<p style="text-align: right;">添付資料 3.3.8</p> <p>プラント損傷状態を LOCA とした場合の圧力スパイクへの影響</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、圧力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 の場合の圧力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"> 起因事象を大破断 LOCA とし、事故シーケンスを「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))」とした。 起因事象を大破断 LOCA とした場合、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 130m³/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。 リロケーション発生時には、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 300m³/h で再開し、格納容器雰囲気温度が 151℃まで低下した時点 	<p style="text-align: right;">添付資料 3.3.5</p> <p>プラント損傷状態を LOCA とした場合の圧力スパイクへの影響</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、圧力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 の場合の圧力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"> 起因事象を大破断 LOCA とし、事故シーケンスを「大破断 LOCA + ECSS 注水機能喪失 + 全交流動力電源喪失」とした。 リロケーションに伴い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 200m³/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。 原子炉圧力容器破損後には、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。 	<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 1161 2499 1440"> <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, ペDESTAL雰囲気温度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」																				

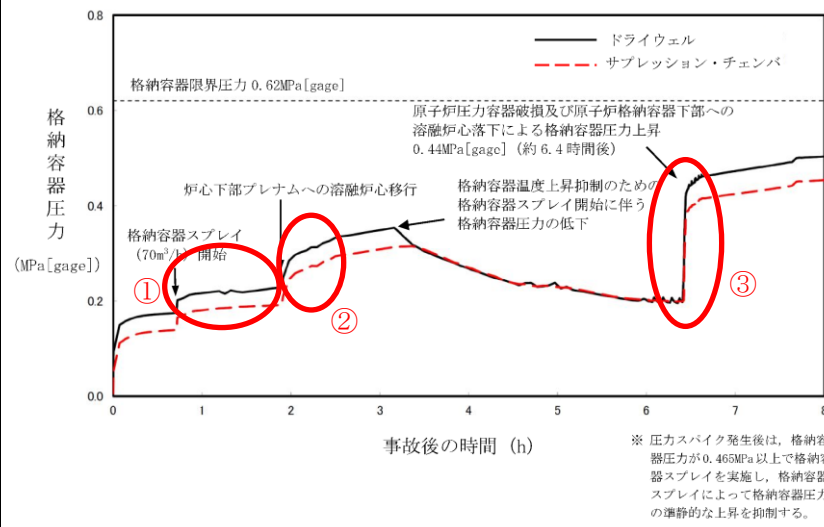
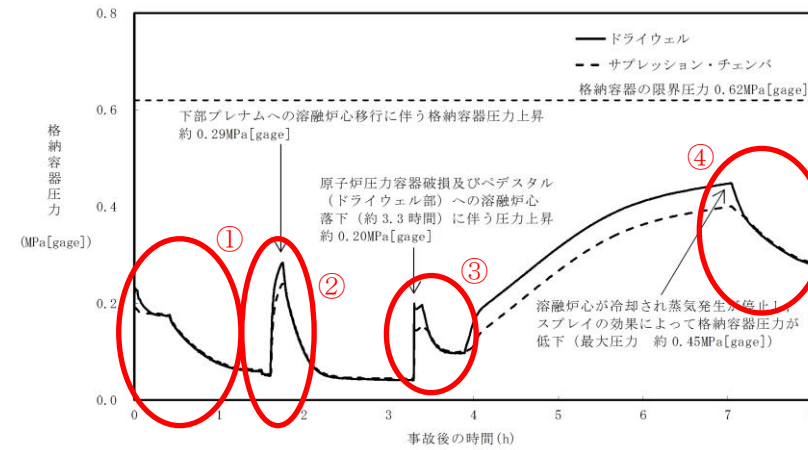


図1 格納容器圧力の推移



第1図 格納容器圧力の推移

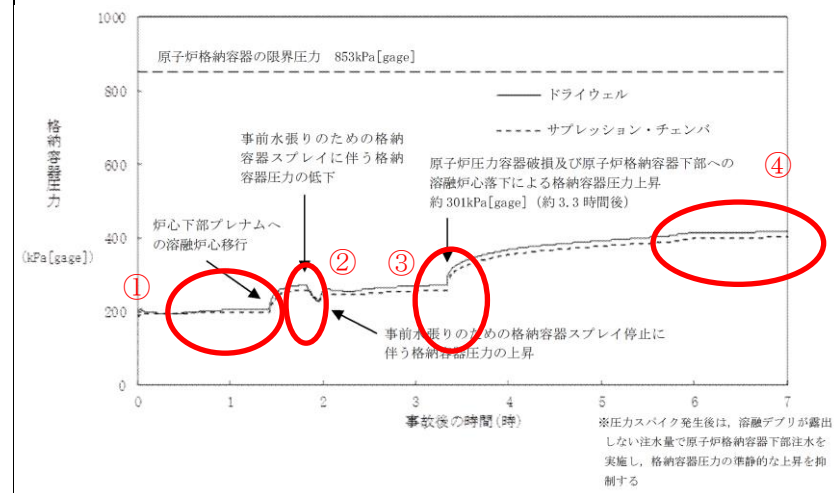


図1 格納容器圧力の推移

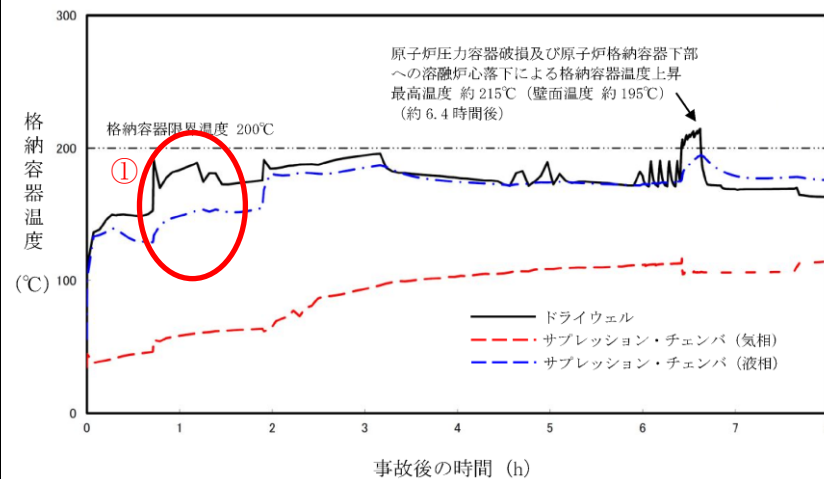
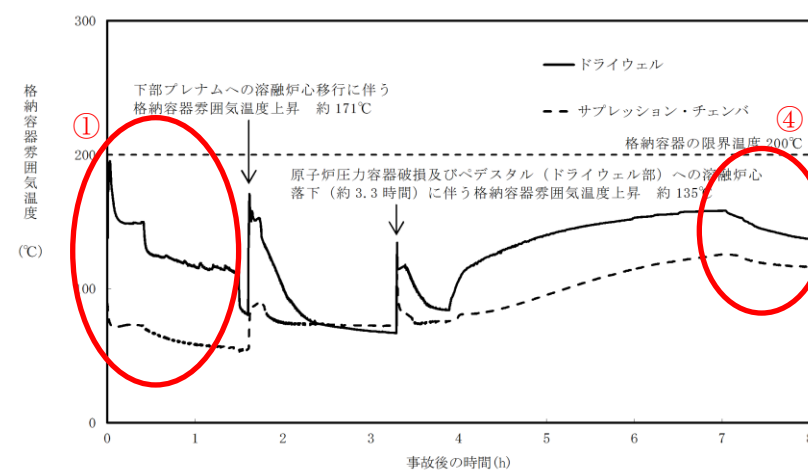


図2 格納容器気相部温度の推移



第2図 格納容器雰囲気温度の推移

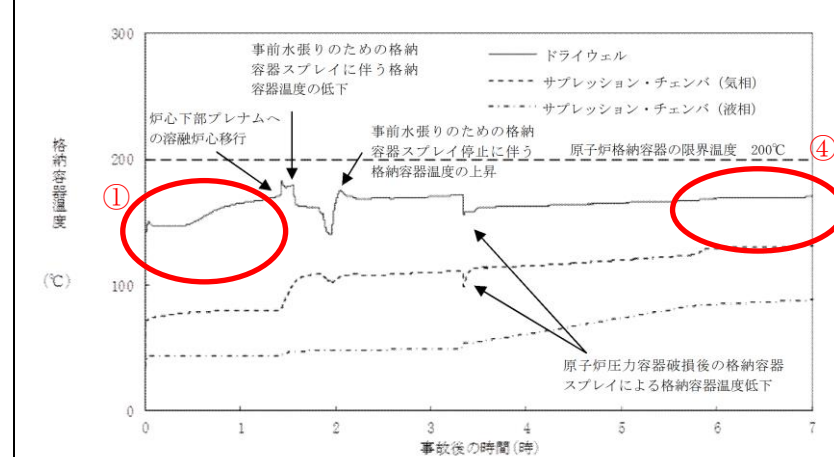


図2 格納容器気相部温度の推移

・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>

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>3.4 水素燃焼</p> <p>3.4.1 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「水素燃焼」に至る可能性のあるプラント損傷状態は, 確率論的リスク評価の結果からは抽出されない。このため, 「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり, 「水素燃焼」の観点で評価することが適切と考えられる評価事故シーケンスを選定する。</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「水素燃焼」では, ジルコニウム-水反応, 水の放射線分解, 金属腐食, 熔融炉心・コンクリート相互作用等によって発生する水素ガスによって原子炉格納容器内の水素濃度が上昇し, 水の放射線分解によって発生する酸素ガスによって原子炉格納容器内の酸素濃度が上昇する。このため, 緩和措置がとられない場合には, ジルコニウム-水反応等によって発生する水素ガスと原子炉格納容器内の酸素ガスが反応することによって激しい燃焼が生じ, 原子炉格納容器の破損に至る。</p> <p>したがって, 本格納容器破損モードは, 窒素ガス置換による原子炉格納容器内雰囲気の不活性化によって, 原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に至ることを防止することにより, 原子炉格納容器の破損を防止する。また, 熔融炉心・コンクリート相互作用による水素ガス発生に対しては「3.5 熔融炉心・コンクリート相互作用」のとおり, <u>格納容器下部注水</u>によって水素ガス発生を抑制する。</p>	<p>3.4 水素燃焼</p> <p>3.4.1 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「水素燃焼」に至る可能性のあるプラント損傷状態は, 確率論的リスク評価の結果からは抽出されない。このため, 「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり, 「水素燃焼」の観点で評価することが適切と考えられる評価事故シーケンスを選定する。</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「水素燃焼」では, ジルコニウム-水反応, 水の放射線分解, 金属腐食, 熔融炉心・コンクリート相互作用等によって発生する水素によって格納容器内の水素濃度が上昇し, 水の放射線分解によって発生する酸素によって格納容器内の酸素濃度が上昇する。このため, 緩和措置がとられない場合には, ジルコニウム-水反応等によって発生する水素と格納容器内の酸素が反応することによって激しい燃焼が生じ, <u>格納容器</u>の破損に至る。</p> <p>したがって, 本格納容器破損モードでは, <u>窒素置換</u>による格納容器内雰囲気の不活性化に加え, <u>可搬型窒素供給装置</u>による格納容器内への窒素注入によって, <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ことを防止することにより, <u>格納容器</u>の破損を防止する。また, 熔融炉心・コンクリート相互作用による水素発生に対しては「3.5 熔融炉心・コンクリート相互作用」のとおり, <u>コリウムシールドの設置及びペDESTAL (ドライウェル部) への注水</u>によって水素発生を抑制する。</p>	<p>3.4 水素燃焼</p> <p>3.4.1 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「水素燃焼」に至る可能性のあるプラント損傷状態は, 確率論的リスク評価の結果からは抽出されない。このため, 「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり, 「水素燃焼」の観点で評価することが適切と考えられる評価事故シーケンスを選定する。</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「水素燃焼」では, ジルコニウム-水反応, 水の放射線分解, 金属腐食, 熔融炉心・コンクリート相互作用等によって発生する水素ガスによって原子炉格納容器内の水素濃度が上昇し, 水の放射線分解によって発生する酸素ガスによって原子炉格納容器内の酸素濃度が上昇する。このため, 緩和措置がとられない場合には, ジルコニウム-水反応等によって発生する水素ガスと原子炉格納容器内の酸素ガスが反応することによって激しい燃焼が生じ, <u>原子炉格納容器</u>の破損に至る。</p> <p>したがって, 本格納容器破損モードは, <u>窒素ガス置換</u>による原子炉格納容器内雰囲気の不活性化に加え, <u>可搬式窒素供給装置</u>による原子炉格納容器内への窒素注入によって, <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ことを防止することにより, <u>原子炉格納容器</u>の破損を防止する。また, 熔融炉心・コンクリート相互作用による水素ガス発生に対しては「3.5 熔融炉心・コンクリート相互作用」のとおり, <u>ペDESTAL注水</u>によって水素ガス発生を抑制する。</p>	<p>備考</p> <p>・運用の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2号炉は, 可燃領域の到達を防止するために, SA設備である可搬式窒素供給装置による窒素注入を実施することとしている。</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根 2号炉は, 熔融炉心のドライウェルサンブへの流出防止のためにコリウムシールドを</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、<u>6号及び7号炉</u>において重大事故が発生した場合、ジルコニウム-水反応によって水素濃度は13vol%※1を大きく上回る。このため、本格納容器破損モードによる原子炉格納容器の破損を防止する上では、水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に至ることを防止することが重要であるが、特に酸素濃度が可燃領域に至ることを防止することが重要である。また、水の放射線分解、金属腐食、熔融炉心・コンクリート相互作用等による水素ガス発生の影響は小さい。</p> <p>※1 原子炉格納容器内の水素濃度がドライ条件に換算して13vol%以下又は酸素濃度が5vol%以下であれば爆轟を防止できると判断される。</p> <p>(3) 格納容器破損防止対策</p> <p>格納容器破損モード「水素燃焼」で想定される事故シーケンスに対して、窒素ガス置換による原子炉格納容器内雰囲気の不活性化により、水素燃焼による原子炉格納容器の破損を防止する。</p> <p>「3.4.2 格納容器破損防止対策の有効性評価」に示すとおり、格納容器破損モード「水素燃焼」において評価対象とした事故シーケンスは、「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）」のうち、「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから、格納容器破損防止対策は「3.1.2.1 格納容器破損防止対策」と同じである。</p>	<p>なお、重大事故が発生した場合、ジルコニウム-水反応によって水素濃度は13vol%※（<u>ドライ条件</u>）を大きく上回る。このため、本格納容器破損モードによる格納容器の破損を防止する上では、水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に至ることを防止することが重要であるが、特に酸素濃度が可燃領域に至ることを防止することが重要である。また、水の放射線分解、金属腐食、熔融炉心・コンクリート相互作用等による水素発生の影響は小さい。</p> <p>※ 格納容器内の水素濃度がドライ条件に換算して13vol%以下又は酸素濃度が5vol%以下であれば爆轟を防止できると判断される。</p> <p>(3) 格納容器破損防止対策</p> <p>格納容器破損モード「水素燃焼」で想定される事故シーケンスに対して、窒素置換による格納容器内雰囲気の不活性化に加え、可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入により、水素燃焼による格納容器の破損を防止する。</p> <p>「3.4.2 格納容器破損防止対策の有効性評価」に示すとおり、格納容器破損モード「水素燃焼」において評価対象とした事故シーケンスは、「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）」のうち、「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから、格納容器破損防止対策は「3.1.2.1 格納容器破損防止対策」と同じである。</p>	<p>なお、<u>2号炉</u>において重大事故が発生した場合、ジルコニウム-水反応によって水素濃度は13vol%※1を大きく上回る。このため、本格納容器破損モードによる原子炉格納容器の破損を防止するうえでは、水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に至ることを防止することが重要であるが、特に酸素濃度が可燃領域に至ることを防止することが重要である。また、水の放射線分解、金属腐食、熔融炉心・コンクリート相互作用等による水素ガス発生の影響は小さい。</p> <p>※1 原子炉格納容器内の水素濃度がドライ条件に換算して13vol%以下又は酸素濃度が5vol%以下であれば爆轟を防止できると判断される。</p> <p>(3) 格納容器破損防止対策</p> <p>格納容器破損モード「水素燃焼」で想定される事故シーケンスに対して、窒素ガス置換による原子炉格納容器内雰囲気の不活性化に加え、可搬式窒素供給装置による原子炉格納容器内への窒素注入により、水素燃焼による原子炉格納容器の破損を防止する。</p> <p>「3.4.2 格納容器破損防止対策の有効性評価」に示すとおり、格納容器破損モード「水素燃焼」において評価対象とした事故シーケンスは、「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）」のうち、「3.1.2 残留熱代替除去系を使用する場合」と同じであることから、格納容器破損防止対策は「3.1.2.1 格納容器破損防止対策」と同じである。</p>	<p>設置するが、東海第二では、MCC I抑制のためにコリウムシールドを設置し水素発生が抑制されているため記載。</p> <p>・記載方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉は、特に断らない場合はドライ条件を示す。</p> <p>・運用の相違</p> <p>【柏崎6/7】</p> <p>島根2号炉は、可燃領域の到達を防止するために、SA設備である可搬式窒素供給装置による窒素注入を実施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>3.4.2 格納容器破損防止対策の有効性評価</p> <p>(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、酸素濃度が他のプラント損傷状態よりも相対的に高くなる可能性が考えられ、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ている「<u>大破断 LOCA+ECCS 注水機能喪失+全交流動力電源喪失</u>」である。</p> <p>この事故シーケンスは、「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）」の評価事故シーケンスと同じであることから、本格納容器破損モードの評価事故シーケンスは、「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）」のうち、「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じ評価事故シーケンスとした。また、評価事故シーケンスを「3.1.3 代替循環冷却系を使用しない場合」の評価事故シーケンスとしない理由は、「3.1.3 代替循環冷却系を使用しない場合」では格納容器圧力逃がし装置に期待することで、原子炉格納容器内の気体が排出され、水素ガス及び酸素ガスの絶対量が減少し、水素ガス及び酸素ガスの分圧が低下するとともに、サプレッション・チェンバのプール水の減圧沸騰等によって発生する水蒸気とともに原子炉格納容器外に排出され続けることで、水素ガス及び酸素ガスの分圧並びに水素濃度及び酸素濃度が低く維持され、原子炉格納容器内</p>	<p>3.4.2 格納容器破損防止対策の有効性評価</p> <p>(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、酸素濃度が他のプラント損傷状態よりも相対的に高くなる可能性が考えられ、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ている「<u>大破断 LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗</u>」である。</p> <p><u>なお、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る観点から、全交流動力電源喪失の重畳を考慮する。</u></p> <p>この事故シーケンスは、「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）」の評価事故シーケンスと同じであることから、本格納容器破損モードの評価事故シーケンスは、「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）」のうち、「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じ評価事故シーケンスとした。また、評価事故シーケンスを「3.1.3 代替循環冷却系を使用できない場合」の評価事故シーケンスとしない理由は、「3.1.3 代替循環冷却系を使用できない場合」では格納容器圧力逃がし装置に期待することで、格納容器内の気体が排出され、水素及び酸素の絶対量が減少し、水素及び酸素の分圧が低下するとともに、サプレッション・チェンバのプール水の減圧沸騰等によって発生する水蒸気とともに格納容器外に排出され続けることで、水素及び酸素の分圧並びに水素濃度及び酸素濃度が低く維持され、格納容器内での水素燃焼の可能性が無視できる状態と</p>	<p>3.4.2 格納容器破損防止対策の有効性評価</p> <p>(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うえ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、酸素濃度が他のプラント損傷状態よりも相対的に高くなる可能性が考えられ、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ている「<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>」である。</p> <p>この事故シーケンスは、「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）」の評価事故シーケンスと同じであることから、本格納容器破損モードの評価事故シーケンスは、「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）」のうち、「3.1.2 残留熱代替除去系を使用する場合」と同じ評価事故シーケンスとした。また、評価事故シーケンスを「3.1.3 残留熱代替除去系を使用しない場合」の評価事故シーケンスとしない理由は、「3.1.3 残留熱代替除去系を使用しない場合」では格納容器フィルタベント系に期待することで、原子炉格納容器内の気体が排出され、水素ガス及び酸素ガスの絶対量が減少し、水素ガス及び酸素ガスの分圧が低下するとともに、サプレッション・チェンバのプール水の減圧沸騰等によって発生する水蒸気とともに原子炉格納容器外に排出され続けることで、水素ガス及び酸素ガスの分圧並びに水素濃度及び酸素濃度が低く維持され、原子</p>	<p>・評価方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉、柏崎6/7は、シーケンス選定段階から全交流動力電源喪失を含めたシーケンスとしているが、東海第二では、シーケンス選定上は全交流動力電源喪失を含めず、有効性評価の条件として全交流動力電源喪失を重畳させている。</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>での水素燃焼の可能性が無視できる状態となるためである。</p> <p>(添付資料 3.4.1)</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、原子炉圧力容器における ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）、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、放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生、原子炉圧力容器内 FP 挙動、原子炉格納容器における格納容器各領域間の流動、サブプレッション・プール冷却、スプレー冷却、放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生並びに炉心損傷後の原子炉格納容器における原子炉格納容器内 FP 挙動が重要現象となる。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熔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、格納容器温度、原子炉格納容器内の気相濃度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>本評価事故シーケンスは、「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）」のうち、「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから、有効性評価の条件は「3.1.2.2(2) 有効性評価の条件」と同じである。このほかに、本評価事故シーケンスを評価する上で着目すべき主要な解析条件を第 3.4.1 表に示す。また、主要な解析条件について、本評価事故シーケンス特有の解析条件を以下に示す。</p> <p>a. 初期条件</p>	<p>なるためである。</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、原子炉圧力容器における ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）、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、放射線水分解等による水素・酸素発生及び原子炉圧力容器内 FP 挙動、格納容器における格納容器各領域間の流動、サブプレッション・プール冷却、スプレー冷却及び放射線水分解等による水素・酸素発生並びに炉心損傷後の格納容器における格納容器内 FP 挙動が重要現象となる。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熔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、格納容器雰囲気温度、格納容器内の気相濃度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>本評価事故シーケンスは、「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）」のうち、「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから、有効性評価の条件は「3.1.2.2(2) 有効性評価の条件」と同じである。このほかに、本評価事故シーケンスを評価する上で着目すべき主要な解析条件を第 3.4-1 表に示す。また、主要な解析条件について、本評価事故シーケンス特有の解析条件を以下に示す。</p> <p>a. 初期条件</p>	<p>炉格納容器内での水素燃焼の可能性が無視できる状態となるためである。</p> <p>(添付資料 3.4.1)</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、原子炉圧力容器における ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）、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、放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生、原子炉圧力容器内 FP 挙動、原子炉格納容器における格納容器各領域間の流動、サブプレッション・プール冷却、スプレー冷却、放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生並びに炉心損傷後の原子炉格納容器における原子炉格納容器内 FP 挙動が重要現象となる。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熔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、格納容器温度、原子炉格納容器内の気相濃度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>本評価事故シーケンスは、「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）」のうち、「3.1.2 残留熱代替除去系を使用する場合」と同じであることから、有効性評価の条件は「3.1.2.2(2) 有効性評価の条件」と同じである。このほかに、本評価事故シーケンスを評価する上で着目すべき主要な解析条件を第 3.4.2-1 表に示す。また、主要な解析条件について、本評価事故シーケンス特有の解析条件を以下に示す。</p> <p>a. 初期条件</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>(a) 酸素濃度</p> <p>原子炉格納容器の初期酸素濃度並びに水の放射線分解によって発生する水素ガス及び酸素ガスを考慮することとする。原子炉格納容器の初期酸素濃度は、運転上許容される上限の <u>3.5vol%</u> とする。</p> <p>b. 事故条件</p> <p>(a) 炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量</p> <p>炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は、解析コード MAAP の評価結果から得られた値を用いた。これは、窒素ガス置換による原子炉格納容器内雰囲気の不活性化によって運転中の原子炉格納容器内の酸素濃度が低く管理されていること及び解析コード MAAP の評価結果で水素濃度が 13vol% を超えることを考慮すると、酸素濃度の上昇の観点から厳しいシーケンスとすることが適切と考えたためである。仮に全炉心内のジルコニウム量の 75% が水と反応し、水素ガスが発生した場合、原子炉格納容器内の水素濃度が増加するため、相対的に水の放射線分解で発生する酸素ガスの濃度は低下する。</p>	<p>(a) 酸素濃度</p> <p><u>格納容器</u>の初期酸素濃度、水の放射線分解によって発生する水素及び酸素並びに<u>可搬型窒素供給装置</u>による格納容器内への窒素注入に伴い格納容器内に注入される酸素を考慮することとする。<u>格納容器</u>の初期酸素濃度は、運転上許容される上限の <u>2.5vol%</u> (ドライ条件) とする。</p> <p>なお、<u>可燃性ガス濃度制御系は、重大事故時の環境下における使用を想定した設備ではないことから、考慮しない。</u></p> <p>b. 事故条件</p> <p>(a) 炉心内のジルコニウム-水反応による水素発生量</p> <p>炉心内のジルコニウム-水反応による水素発生量は、解析コード MAAP の評価結果から得られた値を用いた。これは、<u>窒素置換による格納容器内雰囲気の不活性化</u>によって運転中の格納容器内の酸素濃度が低く管理されていること及び解析コード MAAP の評価結果で水素濃度が 13vol% (ドライ条件) を超えることを考慮すると、酸素濃度の上昇の観点から厳しいシーケンスとすることが適切と考えたためである。仮に全炉心内のジルコニウム量の 75% が水と反応し、水素が発生した場合、<u>格納容器内</u>の水素濃度が増加するため、相対的に水の放射線分解で発生する酸素の濃度は低下する。</p>	<p>(a) 酸素濃度</p> <p><u>原子炉格納容器</u>の初期酸素濃度、水の放射線分解によって発生する水素ガス及び酸素ガス並びに<u>可搬式窒素供給装置</u>による<u>原子炉格納容器内</u>への窒素注入に伴い注入される酸素を考慮することとする。<u>原子炉格納容器</u>の初期酸素濃度は、運転上許容される上限の <u>2.5vol%</u> とする。</p> <p>b. 事故条件</p> <p>(a) 炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量</p> <p>炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は、解析コード MAAP の評価結果から得られた値を用いた。これは、<u>窒素ガス置換による原子炉格納容器内雰囲気の不活性化</u>によって運転中の<u>原子炉格納容器内</u>の酸素濃度が低く管理されていること及び解析コード MAAP の評価結果で水素濃度が 13vol% を超えることを考慮すると、酸素濃度の上昇の観点から厳しいシーケンスとすることが適切と考えたためである。仮に全炉心内のジルコニウム量の 75% が水と反応し、<u>水素ガス</u>が発生した場合、<u>原子炉格納容器内</u>の水素濃度が増加するため、相対的に水の放射線分解で発生する<u>酸素ガス</u>の濃度は低下</p>	<p>・運用の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2号炉は、水素燃焼防止（ベント時間遅延）させるため、通常運転時の酸素濃度上限を 2.5vol% としている（現行の保安規定の運転上の制限 4.0vol% を変更し、2.5vol% とする）。</p> <p>・整理方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根 2号炉は、重大事故等対処設備でない設備は、有効性評価において使用できないことを前提にしていることから、記載しない。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(b) 水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの発生割合</p> <p>水の放射線分解によって発生する水素ガス及び酸素ガスの発生量は、解析コード MAAP で得られる崩壊熱をもとに評価する。ここで、水素ガス及び酸素ガスの発生割合 (G 値 (100eV あたりの分子発生量), 以下「G 値」という。) は、それぞれ 0.06, 0.03 とする。また、原子炉冷却材による放射線エネルギーの吸収割合は、原子炉圧力容器内については、ベータ線、ガンマ線ともに 0.1, 原子炉圧力容器外の核分裂生成物については、ベータ線、ガンマ線ともに 1 とする。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.4.2)</p> <p>(c) 金属腐食等による水素ガス発生量</p> <p>原子炉格納容器内の亜鉛の反応や炉内構造物の金属腐食によって発生する水素ガスの発生量は、ジルコニウム-水反応による水素ガス発生量に比べて少なく、また、水素ガスの発生は、原子炉格納容器内の水素濃度を上昇させ、酸素濃度を低下させると考えられることから、金属腐食等による水素ガス発生量は考慮しない。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.1.2.4, 3.4.5)</p> <p>(3) 有効性評価の結果</p> <p>本評価事故シーケンスは、「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)」のうち、「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから、有効性評</p>	<p>(b) 水の放射線分解による水素及び酸素の発生割合</p> <p>水の放射線分解によって発生する水素及び酸素の発生量は、解析コード MAAP で得られる崩壊熱を基に評価する。ここで、水素及び酸素の発生割合 (G 値 (100eV 当たりの分子発生量), 以下「G 値」という。) は、それぞれ 0.06, 0.03 とする。また、原子炉冷却材による放射線エネルギーの吸収割合は、<u>サブプレッション・プール内の核分裂生成物については、ベータ線、ガンマ線ともに 1, サプレッション・プール以外に存在する核分裂生成物についてはベータ線、ガンマ線ともに 0.1 とする。</u></p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.4.1, 3.4.2)</p> <p>(c) 金属腐食等による水素発生量</p> <p>格納容器内の亜鉛等の反応や炉内構造物の金属腐食によって発生する水素の発生量は、ジルコニウム-水反応による水素発生量に比べて少なく、また、水素の発生は、<u>格納容器内の水素濃度を上昇させ、酸素濃度を低下させると考えられることから、金属腐食等による水素発生量は考慮しない。</u></p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.1.2.10)</p> <p>(3) 有効性評価の結果</p> <p>本評価事故シーケンスは、「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)」のうち、「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから、有効性評</p>	<p>する。</p> <p>(b) 水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの発生割合</p> <p>水の放射線分解によって発生する水素ガス及び酸素ガスの発生量は、解析コード MAAP で得られる崩壊熱をもとに評価する。ここで、水素ガス及び酸素ガスの発生割合 (G 値 (100eV あたりの分子発生量), 以下「G 値」という。) は、それぞれ 0.06, 0.03 とする。また、原子炉冷却材による放射線エネルギーの吸収割合は、<u>原子炉圧力容器内については、ベータ線、ガンマ線ともに 0.1, 原子炉圧力容器外の核分裂生成物については、ベータ線、ガンマ線ともに 1 とする。</u></p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.4.2)</p> <p>(c) 金属腐食等による水素ガス発生量</p> <p>原子炉格納容器内の亜鉛等の反応や炉内構造物の金属腐食によって発生する水素ガスの発生量は、ジルコニウム-水反応による水素ガス発生量に比べて多いが、<u>水素ガスの発生は、原子炉格納容器内の水素濃度を上昇させ、酸素濃度を低下させると考えられることから、金属腐食等による水素ガス発生量は考慮しない。</u></p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.1.2.3)</p> <p>(3) 有効性評価の結果</p> <p>本評価事故シーケンスは、「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)」のうち、「3.1.2 残留熱代替除去系を使用する場合」と同じであることから、有効性評</p>	<p>備考</p> <p>・記載方針の相違 【東海第二】 島根 2号炉は、添付資料 3.4.2「水の放射線分解の評価について」を踏まえて、原子炉内外で記載を分けている。</p> <p>・記載方針の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、アルミニウムを含む表現として「等」を付記。</p> <p>・解析結果の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 島根 2号炉は、柏崎 6/7 及び東海第二と比較して、熱出力が小さい等の理由により、水-ジルコニウム反応により発生する水素量が少ないため、金属腐食等により発生する水素量の方が多結果となっている。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>価の結果は「3.1.2.2(4)有効性評価の結果」と同じである。このほかに、本評価事故シーケンスを評価する上で着目すべき評価結果として、格納容器圧力、格納容器温度、ドライウエル及びサプレッション・チェンバの気相濃度（ウェット条件、ドライ条件）の推移を第3.4.1図から第3.4.6図に、事象発生から7日後（168時間後）の酸素濃度を第3.4.2表に示す。</p> <p>a. 事象進展</p> <p>事象進展は3.1.2.2(4)a.と同じである。</p> <p>上記の事象進展に伴い、主に炉心の露出から炉心再冠水までの間に、全炉心内のジルコニウム量の約16.6%が水と反応して水素ガスが発生する。また、炉心再冠水に伴い、事象発生から約2.5時間後にジルコニウム-水反応は停止する。発生した水素ガスは原子炉圧力容器内で発生する蒸気とともに、破断口から上部ドライウエルに流入する。また、原子炉圧力容器内及びサプレッション・チェンバ内における核分裂生成物による水の放射線分解により水素ガス及び酸素ガスが発生する。代替循環冷却系による原子炉格納容器除熱の開始後は、サプレッション・チェンバ内で蒸気の凝縮が進むことに伴い、原子炉格納容器内の酸素濃度が相対的に上昇する。</p>	<p>価の結果は「3.1.2.2(4)有効性評価の結果」と同じである。このほかに、本評価事故シーケンスを評価する上で着目すべき評価結果として、格納容器圧力、格納容器雰囲気温度、ドライウエル及びサプレッション・チェンバの気相濃度（ウェット条件、ドライ条件）の推移を第3.4-1図から第3.4-10図に、<u>事象発生から7日間における酸素濃度の最高値と到達時間を第3.4-2表に示す。</u></p> <p>a. 事象進展</p> <p>事象進展は「3.1.2.2(4)a.事象進展」と同じである。</p> <p>上記の事象進展に伴い、主に炉心の露出から炉心再冠水までの間に、全炉心内のジルコニウム量の約10.1%が水と反応して水素が発生する。また、炉心再冠水に伴い、事象発生から約2.7時間後にジルコニウム-水反応は停止する。発生した水素は原子炉圧力容器内で発生する蒸気とともに、破断口からドライウエルに流入する。また、原子炉圧力容器内及び格納容器内における核分裂生成物による水の放射線分解により水素及び酸素が発生する。代替循環冷却系による格納容器除熱の開始後は、サプレッション・チェンバ内で蒸気の凝縮が進むことに伴い、格納容器内の酸素濃度が相対的に上昇する。事象発生から約84時間後に、格納容器内酸素濃度が4.0vol%（ドライ条件）に到達し、<u>可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作を実施することで、格納容器内酸素濃度の上昇が抑制される。なお、可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入は、格納容器圧力が0.31MPa [gage]に到達した時点で停止する。</u></p>	<p>評価の結果は「3.1.2.2(4)有効性評価の結果」と同じである。このほかに、本評価事故シーケンスを評価する上で着目すべき評価結果として、格納容器圧力、格納容器温度、ドライウエル及びサプレッション・チェンバ気相濃度（ウェット条件、ドライ条件）の推移を第3.4.2-1(1)図から第3.4.2-1(6)図に、<u>事象発生から7日後（168時間後）の酸素濃度を第3.4.2-2表に示す。</u></p> <p>a. 事象進展</p> <p>事象進展は3.1.2.2(4)a.と同じである。</p> <p>上記の事象進展に伴い、主に炉心の露出から炉心再冠水までの間に、全炉心内のジルコニウム量の約7.8%が水と反応して水素ガスが発生する。また、炉心再冠水に伴い、事象発生から約1.8時間後にジルコニウム-水反応は停止する。発生した水素ガスは原子炉圧力容器内で発生する蒸気とともに、破断口からドライウエルに流入する。また、原子炉圧力容器内及びサプレッション・チェンバ内における核分裂生成物による水の放射線分解により水素ガス及び酸素ガスが発生する。残留熱代替除去系による原子炉格納容器除熱の開始後は、<u>ドライウエル内で蒸気の凝縮が進むことに伴い、原子炉格納容器内の酸素濃度が相対的に上昇するが、事象発生から12時間後に、可搬式窒素供給装置を用いた原子炉格納容器内への窒素注入操作を実施することで、原子炉格納容器内酸素濃度の上昇が抑制される。</u></p>	<p>・記載方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉は、ドライ条件の酸素濃度について水蒸気が凝縮されるまでの期間で可燃領域を超えることから、最高値ではなく、統一的に7日後の酸素濃度を記載している。</p> <p>・解析結果の相違</p> <p>【柏崎6/7, 東海第二】</p> <p>・運用の相違</p> <p>【柏崎6/7, 東海第二】</p> <p>島根2号炉は、残留熱代替除去系によるドライウエルへの格納容器スプレイによりドライウエルの蒸気が凝縮される。</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉は、酸素濃度により窒素を注入するのではなく、残留熱代替除去系による原子炉</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. 評価項目等</p> <p>原子炉格納容器内の水素濃度は、ウェット条件においても事象発生直後から 13vol%を上回るが、ウェット条件における酸素濃度は、事象発生から 7 日後までの間、<u>原子炉格納容器の初期酸素濃度である 3.5vol%を上回ることなく、酸素ガスの蓄積が最も進む事象発生から 7 日後においても約 3.4vol%であり、可燃限界を下回る。</u></p> <p>ドライ条件では、事象発生の約 5 時間後から約 18 時間後までの間、ドライウエルにおける酸素濃度が可燃限界である 5vol%を上回る。この間、ウェット条件では、LOCA 後のブローダウンによって、ドライウエルに存在する非凝縮性ガスが水蒸気とともにサプレッション・チェンバに送り込まれ、破断口から供給される水蒸気でドライウエル内が満たされるため、ドライウエル内のほぼ 100%が水蒸気となっている。そのため、この間のドライ条件でのドライウエル内の気体組成は、ほぼ水の放射線分解によって生じる水素ガス及び酸素ガスの割合となり、そのウェット条件での濃度は 1vol%未満 (約 0.2vol%) である。また、ドライウエル内の非凝縮性ガス(水素ガス、酸素ガス及び窒素ガス)の分圧の和は大気圧よりも低く、<u>0.02MPa [abs]未満(水素及び酸素の分圧の和は 0.01MPa[abs]未満)</u>である。この間のサプレッション・チェンバ内のウェット条件での水蒸気の</p>	<p>b. 評価項目等</p> <p><u>格納容器内の水素濃度は、事象発生直後から 13vol% (ドライ条件) を上回るが、酸素濃度は、4.0vol% (ドライ条件) に到達した時点で可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を行うことによって、酸素濃度の最高値は約 4.0vol% (ドライ条件) にとどまることから、可燃限界を下回る。</u></p>	<p>b. 評価項目等</p> <p>原子炉格納容器内の水素濃度は、ウェット条件においても事象発生直後から 13vol%を上回るが、ウェット条件における酸素濃度は、事象発生から 7 日後までの間、<u>可燃限界を上回ることなく、酸素ガスの蓄積が最も進む事象発生から 7 日後においても約 1.9vol%であり、可燃限界を下回る。</u></p> <p>ドライ条件では、事象発生の約 4 時間後から約 12 時間後までの間、ドライウエルにおける酸素濃度が可燃限界である 5vol%を上回る。この間、ウェット条件では、LOCA 後のブローダウンによって、ドライウエルに存在する非凝縮性ガスが水蒸気と共にサプレッション・チェンバに送り込まれ、破断口から供給される水蒸気でドライウエル内が満たされるため、ドライウエル内のほぼ 100%が水蒸気となっている。そのため、この間のドライ条件でのドライウエル内の気体組成は、ほぼ水の放射線分解によって生じる水素ガス及び酸素ガスの割合となり、そのウェット条件での酸素ガス濃度は 1 vol%未満 (約 0.1vol%) である。また、ドライウエル内の非凝縮性ガス(水素ガス、酸素ガス及び窒素ガス)の分圧の和は大気圧よりも低く、<u>0.006MPa[abs] 未満 (水素及び酸素の分圧の和は 0.002MPa[abs]未満)</u>である。この間のサプレッション・チ</p>	<p>格納容器除熱実施に合わせ注入することとしている。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・解析結果の相違 【東海第二】 島根 2号炉は、事象発生から 7 日までににおいて、窒素注入により格納容器圧力が有意に上昇しないことから、窒素注入を停止しない。 ・評価方針の相違 【東海第二】 島根 2号炉は、ウェット条件による評価も実施しているが、東海第二はドライ条件での評価のみのため、ウェット条件の記載がない。 ・解析結果の相違 【東海第二】 島根 2号炉は、事象初期にドライ条件で酸素濃度が 5 vol%を超過している時間帯があるが、東海第二では超過していないことによる記載の差異。

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>濃度は約 5vol%であり、サプレッション・チェンバ内の全圧が 0.50MPa[abs]以上であることから、非凝縮性ガス(水素ガス、酸素ガス及び窒素ガス)の分圧は少なくとも 0.47MPa[abs]以上である。このため、仮にドライウエル内の水蒸気が凝縮してドライウエル内の圧力が低下し、相対的に水素濃度及び酸素濃度が上昇しても、ドライウエル内の水素濃度及び酸素濃度が可燃限界を上回る前に、サプレッション・チェンバから酸素濃度が 5.0vol%未満の気体が流入する。このため、この間においてドライウエルの酸素濃度が現実に可燃限界である 5vol%を上回ることはない。事象発生の約 18 時間後以降は、ドライ条件を仮定しても酸素濃度は 5.0vol%未満で推移し、事象発生から 7 日後の酸素濃度は、ドライウエルにおいて約 3.7vol%、サプレッション・チェンバにおいて約 3.9vol%である。したがって、格納容器スプレイの誤動作等により水蒸気量が低下しても、可燃限界である 5vol%に達することはない。</p> <p>その後も水素濃度及び酸素濃度を監視し、原子炉格納容器内の水素及び酸素濃度が可燃領域に至る場合については、格納容器ベントによって、その水素濃度及び酸素濃度を低減することで、安定状態を維持できる。</p> <p>また、原子炉格納容器内は、原子炉冷却材の蒸発によって発生する水蒸気で満たされるため、原子炉格納容器内がドライ条件となることは考えにくい。なお、事象発生の 168 時間後における崩壊熱は約 11.6MW であるが、これに相当する水蒸気発生量は約 $2.3 \times 10^4 \text{Nm}^3/\text{h}$ である。このため、水素燃焼の可能性の有無は、ウェット条件における気相濃度において判断することが妥当であると考え。</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(6)の評価項目について、酸素濃度をパラメータとして対策の有効性を確認した。また、(7)の評価項目について、可燃性ガスの燃焼が生じないことを確認した。(7)の評価項目のうち、可燃性ガスの蓄積による(1)の評価項目への影響については、「3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」のうち、「3.1.2 代替</p>	<p>その後も水素濃度及び酸素濃度を監視し、格納容器内の水素及び酸素濃度が可燃領域に至る場合については、格納容器ベントによって、その水素濃度及び酸素濃度を低減することで、安定状態を維持できる。</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(6)の評価項目について、酸素濃度をパラメータとして対策の有効性を確認した。また、(7)の評価項目について、可燃性ガスの燃焼が生じないことを確認した。(7)の評価項目のうち、可燃性ガスの蓄積による(1)の評価項目への影響については、「3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」のうち、「3.1.2 代替循環冷却系を使用</p>	<p>エンバ内のウェット条件での水蒸気の濃度は約 3vol%であり、サプレッション・チェンバ内の全圧が 0.43MPa[abs]以上であることから、非凝縮性ガス(水素ガス、酸素ガス及び窒素ガス)の分圧は少なくとも 0.42MPa[abs]以上である。このため、仮にドライウエル内の水蒸気が凝縮してドライウエル内の圧力が低下し、相対的に水素濃度及び酸素濃度が上昇しても、ドライウエル内の水素濃度及び酸素濃度が可燃限界を上回る前に、サプレッション・チェンバから酸素濃度が 5.0vol%未満の気体が流入する。このため、この間においてドライウエルの酸素濃度が現実に可燃限界である 5vol%を上回ることはない。事象発生の約 12 時間後以降は、ドライ条件を仮定しても酸素濃度は 5.0vol%未満で推移し、事象発生から 7 日後の酸素濃度は、ドライウエルにおいて約 1.2vol%、サプレッション・チェンバにおいて約 2.8vol%である。したがって、格納容器スプレイの誤動作等により水蒸気量が低下しても、可燃限界である 5vol%に達することはない。</p> <p>その後も水素濃度及び酸素濃度を監視し、原子炉格納容器内の水素及び酸素濃度が可燃領域に至る場合については、格納容器ベントによって、その水素濃度及び酸素濃度を低減することで、安定状態を維持できる。</p> <p>また、原子炉格納容器内は、原子炉冷却材の蒸発によって発生する水蒸気で満たされるため、原子炉格納容器内がドライ条件となることは考えにくい。なお、事象発生の 168 時間後における崩壊熱は約 7.27MW であるが、これに相当する水蒸気発生量は約 $1.4 \times 10^4 \text{m}^3/\text{h}[\text{normal}]$ である。このため、水素燃焼の可能性の有無は、ウェット条件における気相濃度において判断することが妥当であると考え。</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(6)の評価項目について、酸素濃度をパラメータとして対策の有効性を確認した。また、(7)の評価項目について、可燃性ガスの燃焼が生じないことを確認した。(7)の評価項目のうち、可燃性ガスの蓄積による(1)の評価項目への影響については、「3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」のうち、「3.1.2 残留</p>	<p>・解析結果の相違 【東海第二】 島根 2 号炉は、事象初期にドライ条件で酸素濃度が 5 vol% を超過している時間帯があるが、東海第二では超過していないことによる記載の差異。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>循環冷却系を使用する場合」にて評価項目を満足することを確認している。</p> <p>なお、本評価は選定された評価事故シーケンスに対する、「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(6)の評価項目について対策の有効性を評価するものであり、<u>原子炉格納容器下部</u>に溶融炉心が落下しない場合の評価であるが、溶融炉心が<u>原子炉格納容器下部</u>に落下した場合の溶融炉心・コンクリート相互作用による水素ガス発生の影響については、「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」において、「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(6)及び(7)の評価項目について対策の有効性を確認できる。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.4.3)</p> <p>3.4.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価</p> <p>本評価事故シーケンスは、「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）」のうち、「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから、解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価は「3.1.2.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価」と同様である。よって以下では、格納容器破損モード「水素燃焼」を評価する上で着目すべき不確かさの影響評価結果を示す。</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ける、解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価は、「3.1.2.3(1) 解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価」と同様である。</p>	<p>する場合」にて評価項目を満足することを確認している。</p> <p>なお、本評価は選定された評価事故シーケンスに対する、「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(6)の評価項目について対策の有効性を評価するものであり、<u>ペDESTAL (ドライウエル部)</u>に溶融炉心が落下しない場合の評価であるが、溶融炉心が<u>ペDESTAL (ドライウエル部)</u>に落下した場合の<u>水素発生の影響</u>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」において、「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(6)及び(7)の評価項目について対策の有効性を確認できる。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料 3.4.3)</p> <p>3.4.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価</p> <p>本評価事故シーケンスは、「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）」のうち、「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから、解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価は「3.1.2.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価」と同様である。よって以下では、格納容器破損モード「水素燃焼」を評価する上で着目すべき不確かさの影響評価結果を示す。</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ける、解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価は、「3.1.2.3(1) 解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価」と同様である。</p>	<p>熱代替除去系を使用する場合」にて評価項目を満足することを確認している。</p> <p>なお、本評価は選定された評価事故シーケンスに対する、「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(6)の評価項目について対策の有効性を評価するものであり、<u>ペDESTAL</u>に溶融炉心が落下しない場合の評価であるが、溶融炉心が<u>ペDESTAL</u>に落下した場合の<u>溶融炉心・コンクリート相互作用による水素ガス発生の影響</u>については、「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」において、「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(6)及び(7)の評価項目について対策の有効性を確認できる。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料3.4.3)</p> <p>3.4.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価</p> <p>本評価事故シーケンスは、「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）」のうち、「3.1.2 残留熱代替除去系を使用する場合」と同じであることから、解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価は「3.1.2.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価」と同様である。よって以下では、格納容器破損モード「水素燃焼」を評価する上で着目すべき不確かさの影響評価結果を示す。</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ける、解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価は、「3.1.2.3(1) 解析コードにおける重要現象の不確かさの影響評価」と同様である。</p>	<p>・記載箇所の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉は、MCCIによって発生する水素ガス等の影響を踏まえて「3.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」において記載をしているが、東海第二では、コリウムシールドを設置したことにより、MCCIによるコンクリート侵食がなく非凝縮性ガスの発生がないため、「3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に記載している。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(2) 解析条件の不確かさの影響評価</p> <p>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、「3.1.2.3(2) 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条件」と同様であるが, 本評価事故シーケンスを評価する上で, 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>初期条件の酸素濃度は, 解析条件の <u>3.5vol%</u> に対して最確条件は約 <u>3vol%</u> 以下であり, 解析条件の不確かさとして, 最確条件とした場合は, 初期酸素濃度が低くなるため, 本評価事故シーケンスにおける原子炉格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられるが, 本評価事故シーケンスにおいては原子炉格納容器内の酸素濃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>事故条件の炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は, 解析条件の全炉心内のジルコニウム量の約 <u>16.6%</u> が水と反応して発生する水素ガス量に対して,</p>	<p>(2) 解析条件の不確かさの影響評価</p> <p>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、「3.1.2.3(2) 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条件」と同様であるが, 本評価事故シーケンスを評価する上で, 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>初期条件の酸素濃度は, 解析条件の <u>2.5vol%</u> (ドライ条件) に対して最確条件は約 <u>1vol%</u> (ドライ条件) から約 <u>2vol%</u> (ドライ条件) 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, 初期酸素濃度が低くなるため, 本評価事故シーケンスにおける格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられ, <u>可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作の開始時間は遅くなることから, 運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。</u></p> <p>事故条件の炉心内のジルコニウム-水反応による水素発生量は, 解析条件の全炉心内のジルコニウム量の約 <u>10.1%</u> が水と反応して発生する水素量に対して, 最確条件は事象</p>	<p>(2) 解析条件の不確かさの影響評価</p> <p>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、「3.1.2.3(2) 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条件」と同様であるが, 本評価事故シーケンスを評価するうえで, 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>初期条件の酸素濃度は, 解析条件の <u>2.5vol%</u> に対して最確条件は約 <u>2.5vol%</u> 以下であり, 解析条件の不確かさとして, 最確条件とした場合は, 初期酸素濃度が低くなるため, 本評価事故シーケンスにおける原子炉格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられるが, <u>本評価事故シーケンスにおいては原子炉格納容器内の酸素濃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。</u></p> <p>事故条件の炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は, 解析条件の全炉心内のジルコニウム量の約 <u>7.8%</u> が水と反応して発生する水素ガス量に対して最</p>	<p>・記載方針の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉は, 現行の保安規定の運転上の制限 <u>4.0vol%</u> を変更し, <u>2.5vol%</u> とするため, 今後の最確条件は実績値を踏まえたものではなく, <u>2.5vol%</u> 以下となることを記載している。</p> <p>・運用の相違</p> <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉は, 酸素濃度により窒素を注入するのではなく, 残留熱代替除去系による原子炉格納容器除熱実施に合わせ注入することとしているため, 初期酸素濃度の不確かさによる窒素注入開始時間への影響はない。</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>最確条件は事象進展に依存するものであり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、水素ガス発生量が変動する可能性があるが、本評価事故シーケンスにおいては水素ガス発生量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>金属腐食等による水素ガス発生量は、最確条件とした場合は、水素ガス発生量が増加するため、本評価事故シーケンスにおける原子炉格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられるが、本評価事故シーケンスにおいては原子炉格納容器内の酸素濃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>事故条件の水の放射線分解によるG値は、解析条件の水素ガス：0.06、酸素ガス：0.03に対して最確条件は同じであるが、G値の不確かさにより水の放射線分解による酸素ガス発生量が大幅に増加する場合、原子炉格納容器内の酸素濃度が可燃領域又は爆轟領域となる可能性がある。その場合には、<u>格納容器圧力逃がし装置又は耐圧強化ベント系（ウェットウェルベント）</u>を使用し、原子炉格納容器内の気体を排出する必要がある。なお、<u>格納容器圧力逃がし装置に係る運転員等の操作については、「3.1.3 代替循環冷却系を使用しない場合」</u>において、成立性を確認している。<u>また、耐圧強化ベント系（ウェットウェルベント）を用いる場合は、あらかじめ不活性ガスによる大気開放ラインのパーズを実施するほかはおおむね同様の対応となる。</u></p> <p style="text-align: right;">(添付資料3.4.4)</p> <p>(b) 評価項目となるパラメータに与える影響 初期条件の酸素濃度は、解析条件の <u>3.5vol%</u>に対して</p>	<p>進展に依存するものであり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、<u>水素発生量</u>が変動する可能性があるが、<u>操作手順（可搬型窒素供給装置による格納容器内の窒素注入操作を実施すること）</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<u>小さい</u>。</p> <p>事故条件の金属腐食等による<u>水素発生量</u>は、最確条件とした場合は、<u>水素発生量</u>が増加し、本評価事故シーケンスにおける<u>格納容器内の酸素濃度</u>推移が低く抑えられ、<u>可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作の開始時間は遅くなることから、運転員等操作時間に対する余裕は大きくなる。</u></p> <p>事故条件の水の放射線分解によるG値は、解析条件の水素：0.06、酸素：0.03に対して最確条件は同じであるが、G値の不確かさにより水の放射線分解による<u>酸素発生量</u>が大幅に増加する場合、<u>格納容器内の酸素濃度</u>が可燃領域又は爆轟領域となる可能性がある。その場合には、<u>格納容器圧力逃がし装置</u>を使用し、<u>格納容器内の気体</u>を排出する必要がある。なお、<u>格納容器圧力逃がし装置に係る運転員等の操作については、「3.1.3 代替循環冷却系を使用できない場合」</u>において、成立性を確認している。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料3.4.4, 3.4.5)</p> <p>(b) 評価項目となるパラメータに与える影響 初期条件の酸素濃度は、解析条件の <u>2.5vol%</u>（ドライ条</p>	<p>確条件は事象進展に依存するものであり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、<u>水素ガス発生量</u>が変動する可能性があるが、<u>本評価事故シーケンスにおいては水素ガス発生量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>事故条件の金属腐食等による<u>水素ガス発生量</u>は、最確条件とした場合は、<u>水素ガス発生量</u>が増加するため、本評価事故シーケンスにおける<u>原子炉格納容器内の酸素濃度</u>推移が低く抑えられるが、<u>本評価事故シーケンスにおいては原子炉格納容器内の酸素濃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</u>。</p> <p>事故条件の水の放射線分解によるG値は、解析条件の水素ガス：0.06、酸素ガス：0.03に対して最確条件は同じであるが、G値の不確かさにより水の放射線分解による<u>酸素ガス発生量</u>が大幅に増加する場合、<u>原子炉格納容器内の酸素濃度</u>が可燃領域又は爆轟領域となる可能性がある。その場合には、<u>格納容器フィルタベント系</u>を使用し、<u>原子炉格納容器内の気体</u>を排出する必要がある。なお、<u>格納容器フィルタベント系に係る運転員等の操作については、「3.1.3 残留熱代替除去系を使用しない場合」</u>において、成立性を確認している。</p> <p style="text-align: right;">(添付資料3.4.4)</p> <p>(b) 評価項目となるパラメータに与える影響 初期条件の酸素濃度は、解析条件の <u>2.5vol%</u>に対して</p>	<p>・運用の相違 【東海第二】 島根2号炉は、酸素濃度を基準に窒素を注入しないため、水素ガス発生量の不確かさに伴う酸素濃度の変動による影響はない。</p> <p>・運用の相違 【東海第二】 島根2号炉は、酸素濃度を基準に窒素を注入しないため、水素ガス発生量の不確かさに伴う酸素濃度変動の影響はない。</p> <p>・運用の相違 【柏崎6/7】 島根2号炉は、炉心損傷後に耐圧強化ベントを使用しない。（以降、同様な相違については記載省略）</p> <p>・記載方針の相違</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>最確条件は約 <u>3vol%</u>以下であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、初期酸素濃度が低くなるため、本評価事故シーケンスにおける原子炉格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられることから、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>事故条件の炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は、解析条件の全炉心内のジルコニウム量の約 <u>16.6%</u>が水と反応して発生する水素ガス量に対して最確条件は事象進展に依存するものであり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、水素ガス発生量が変動する可能性がある。炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は、運転員等操作である<u>低圧代替注水系(常設)</u>による原子炉注水の操作開始時間に依存して変動するが、<u>低圧代替注水系(常設)</u>による原子炉注水の操作開始時間については、「3.1.2.3(2)b. 操作条件」にて解析上の操作開始時間と実態の操作開始時間はほぼ同等と評価しており、炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量に与える影響は小さい。</p> <p>仮に<u>低圧代替注水系(常設)</u>による原子炉注水の操作開始が大幅に早まった場合、<u>第3.4.7図及び第3.4.8図</u>に示すとおり、全炉心内のジルコニウム量の約 <u>18.2%</u>が水と反応し、炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は <u>1割程度増加するが、ウェット条件における酸素濃度は、酸素ガスの蓄積が最も進む事象発生から7日後においても約 3.6vol%</u>であり、可燃限界を下回る。また、本評価における酸素濃度と同等の値であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>また、仮に<u>低圧代替注水系(常設)</u>による原子炉注水の操作開始が遅れた場合、<u>第3.4.9図及び第3.4.10図</u>に示すとおり、全炉心内のジルコニウム量の約 <u>17.1%</u>が水と</p>	<p>件)に対して最確条件は約 <u>1vol%</u> (ドライ条件) から約 <u>2vol%</u> (ドライ条件) 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、初期酸素濃度が低くなるため、本評価事故シーケンスにおける格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられることから、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>事故条件の炉心内のジルコニウム-水反応による水素発生量は、解析条件の全炉心内のジルコニウム量の約 <u>10.1%</u>が水と反応して発生する水素量に対して、最確条件は事象進展に依存するものであり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、<u>水素発生量</u>が変動する可能性がある。炉心内のジルコニウム-水反応による水素発生量は、運転員等操作である<u>低圧代替注水系(常設)</u>による原子炉注水の操作開始時間に依存して変動するが、<u>低圧代替注水系(常設)</u>による原子炉注水の操作開始時間については、「3.1.2.3(2)b. 操作条件」にて解析上の操作開始時間と実態の操作開始時間はほぼ同等と評価しており、炉心内のジルコニウム-水反応による水素発生量に与える影響は小さい。</p> <p>仮に<u>低圧代替注水系(常設)</u>による原子炉注水の操作開始が大幅に早まった場合、<u>第3.4-11図及び第3.4-12図</u>に示すとおり、全炉心内のジルコニウム量の約 <u>15.3%</u>が水と反応し、炉心内のジルコニウム-水反応による水素発生量は <u>5割程度増加するが、酸素濃度が 4.0vol%</u> (ドライ条件) に到達した時点で可搬型窒素供給装置を用いた格納容器内への窒素注入操作を開始するため、<u>酸素濃度の最高値は約 4.0vol%</u> (ドライ条件) であり、可燃限界を下回る。また、本評価における酸素濃度と同等の値であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>また、仮に<u>低圧代替注水系(常設)</u>による原子炉注水の操作開始が遅れた場合、<u>第3.4-13図及び第3.4-14図</u>に示すとおり、全炉心内のジルコニウム量の約 <u>7.6%</u>が水と反</p>	<p>最確条件は約 <u>2.5vol%</u>以下であり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、初期酸素濃度が低くなるため、本評価事故シーケンスにおける原子炉格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられることから、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>事故条件の炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は、解析条件の全炉心内のジルコニウム量の約 <u>7.8%</u>が水と反応して発生する水素ガス量に対して最確条件は事象進展に依存するものであり、解析条件の不確かさとして、最確条件とした場合は、<u>水素ガス発生量</u>が変動する可能性がある。炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は、運転員等操作である<u>低圧原子炉代替注水系(常設)</u>による原子炉注水の操作開始時間に依存して変動するが、<u>低圧原子炉代替注水系(常設)</u>による原子炉注水の操作開始時間については、「3.1.2.3(2)b. 操作条件」にて解析上の操作開始時間と実態の操作開始時間はほぼ同等と評価しており、炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量に与える影響は小さい。</p> <p>仮に<u>低圧原子炉代替注水系(常設)</u>による原子炉注水の操作開始が早まった場合、<u>第3.4.3-1(1)図及び第3.4.3-1(2)図</u>に示すとおり、全炉心内のジルコニウム量の約 <u>11.7%</u>が水と反応し、炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は <u>5割程度増加するが、ウェット条件における酸素濃度は、酸素ガスの蓄積が最も進む事象発生から7日後においても約 1.9vol%</u>であり、可燃限界を下回る。また、本評価における酸素濃度と同等の値であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</p> <p>また、仮に<u>低圧原子炉代替注水系(常設)</u>による原子炉注水の操作開始が遅れた場合、<u>第3.4.3-1(3)図及び第3.4.3-1(4)図</u>に示すとおり、全炉心内のジルコニウム量</p>	<p>【東海第二】 島根2号炉は、現行の保安規定の運転上の制限 <u>4.0vol%</u>を変更し、<u>2.5vol%</u>とするため、今後の最確条件は実績値を踏まえたものではなく、<u>2.5vol%</u>以下となることを記載している。</p> <p>・評価方針の相違 【東海第二】 島根2号炉は、ウェット条件により原子炉注水の操作時間の感度を評価しているが、東海第二ではドライ条件で評価している。</p>

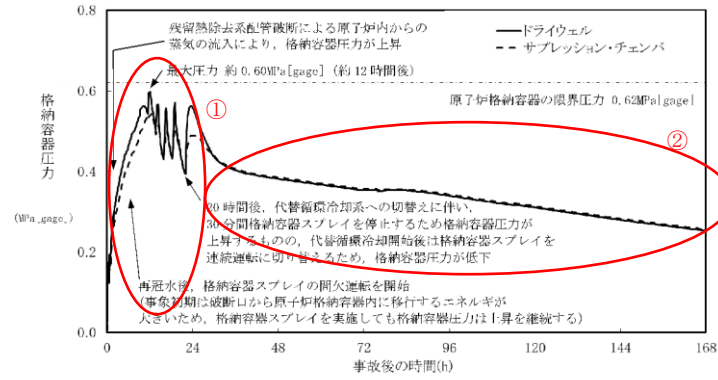
柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>反応し、炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は <u>3%程度増加するが、ウェット条件における酸素濃度は、酸素ガスの蓄積が最も進む事象発生から7日後においても約 3.9vol%であり、可燃限界を下回る。また、本評価における酸素濃度と同等の値であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</u></p> <p>金属腐食等による水素ガス発生量は、最確条件とした場合は、水素ガス発生量が増加するため、本評価事故シーケンスにおける原子炉格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられることから、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>事故条件の水の放射線分解によるG値は、解析条件の水素ガス：0.06、酸素ガス：0.03に対して最確条件は同じであるが、G値の不確かさにより水の放射線分解による酸素ガス発生量が大幅に増加する場合、原子炉格納容器内の酸素濃度が可燃領域又は爆轟領域となる可能性がある。その場合には、<u>格納容器圧力逃がし装置又は耐圧強化ベント系（ウェットウェルベント）</u>を使用し、原子炉格納容器内の気体を排出することが可能であるため、評価項目となるパラメータに与える影響はない。</p> <p>G値の不確かさにより水の放射線分解による酸素ガス発生量が大幅に増加する場合について、設計基準事故対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能評価に用いているG値（水素ガス：0.4、酸素ガス：0.2）を使用した感度解析を実施した。</p>	<p>反応し、炉心内のジルコニウム-水反応による水素発生量は <u>1割程度減少するが、酸素濃度が4.0vol%（ドライ条件）に到達した時点で可搬型窒素供給装置を用いた格納容器内への窒素注入操作を開始するため、酸素濃度の最高値は約4.0vol%（ドライ条件）であり、可燃限界を下回る。また、本評価における酸素濃度と同等の値であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</u></p> <p>事故条件の金属腐食等による水素発生量は、最確条件とした場合は、<u>水素発生量が増加するため、本評価事故シーケンスにおける格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられることから、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>事故条件の水の放射線分解によるG値は、解析条件の水素：0.06、酸素：0.03に対して最確条件は同じであるが、G値の不確かさにより水の放射線分解による酸素発生量が大幅に増加する場合、<u>格納容器内の酸素濃度が可燃領域又は爆轟領域となる可能性がある。その場合には、格納容器圧力逃がし装置を使用し、格納容器内の気体を排出することが可能であるため、評価項目となるパラメータに与える影響はない。</u></p> <p>G値の不確かさにより水の放射線分解による酸素発生量が大幅に増加する場合について、設計基準事故対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能評価に用いているG値（沸騰状態の場合、水素：0.4、酸素：0.2、非沸騰状態の場合、水素：0.25、酸素：0.125）を使用した感度解析を実施した。</p>	<p>の約 <u>6.2%</u>が水と反応し、炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は <u>16%程度減少するが、ウェット条件における酸素濃度は、酸素ガスの蓄積が最も進む事象発生から7日後においても約2.1vol%であり、可燃限界を下回る。また、本評価における酸素濃度と同等の値であることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。</u></p> <p>事故条件の金属腐食等による水素ガス発生量は、最確条件とした場合は、<u>水素ガス発生量が増加するため、本評価事故シーケンスにおける原子炉格納容器内の酸素濃度推移が低く抑えられることから、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>事故条件の水の放射線分解によるG値は、解析条件の水素ガス：0.06、酸素ガス：0.03に対して最確条件は同じであるが、G値の不確かさにより水の放射線分解による酸素発生量が大幅に増加する場合、<u>原子炉格納容器内の酸素濃度が可燃領域又は爆轟領域となる可能性がある。その場合には、格納容器フィルタベント系を使用し、原子炉格納容器内の気体を排出することが可能であるため、評価項目となるパラメータに与える影響はない。</u></p> <p>G値の不確かさにより水の放射線分解による酸素発生量が大幅に増加する場合について、設計基準事故対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能評価に用いているG値（沸騰状態の場合、水素：0.4、酸素：0.2、非沸騰状態の場合、水素：0.25、酸素：0.125）を使用した感度解析を実施した。</p>	<p>・評価方針の相違 【東海第二】 島根2号炉は、ウェット条件により原子炉注水の操作時間の感度を評価しているが、東海第二ではドライ条件で評価している。</p> <p>・評価方針の相違 【柏崎6/7】 DBAの性能評価では沸騰状態と非沸騰状態でG値を変更して評価しており、島根2号炉は、その条件どおりに評価を行っている。 （柏崎6/7はDBAの性能評価において、保守</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>第 3.4.11 図から第 3.4.15 図に示すとおり、原子炉格納容器内の酸素濃度は、<u>ウェット条件において事象発生から約 51 時間で 5vol% に到達するが、格納容器圧力逃がし装置又は耐圧強化ベント系 (ウェットウェルベント) を用いた原子炉格納容器内の気体の排出操作には十分な時間余裕がある。5vol% 到達時点で原子炉格納容器内の気体の排出操作を実施すると、水蒸気とともに非凝縮性ガスが原子炉格納容器外に押し出され、また、原子炉格納容器内は、減圧沸騰による原子炉冷却材の蒸発によって発生する水蒸気で満たされるため、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度はほぼ 0vol% まで低下する。また、ドライ条件では、ドライウェルの酸素濃度が 5vol% を超えるが、これはドライウェルの大部分が継続的に水蒸気で占められるためであり、実際の状況下でドライ条件となり、水素燃焼が発生することはない。</u></p> <p><u>ドライ条件とならないことを確認するため、水蒸気の凝縮が過剰に進む場合として、格納容器圧力が最も低下する事象発生から 7 日後 (168 時間後) において、残留熱除去系による格納容器スプレイをドライウェルに連続で実施した場合を評価し、原子炉格納容器内の気相濃度の推移を確認した。第 3.4.16 図から第 3.4.18 図に示すとおり、格納容器スプレイによる水蒸気の凝縮を考慮しても、格納容器スプレイ開始後約 4 時間 (原子炉格納容</u></p>	<p>第 3.4-15 図から第 3.4-17 図に示すとおり、格納容器内の酸素濃度は事象発生から約 21 時間で 4.0vol% (ドライ条件) に到達するため、可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を開始し、格納容器圧力が 0.31MPa [gage] 到達により窒素注入を停止する。酸素濃度は再度上昇し、<u>酸素濃度が 4.0vol% (ドライ条件) に到達するため窒素注入を再開するが、格納容器圧力が 0.465MPa [gage] に到達するため窒素注入を停止する。その後も酸素濃度が上昇することで、格納容器内の酸素濃度は、事象発生から約 122 時間で 4.3vol% (ドライ条件) に到達するが、格納容器圧力逃がし装置を用いた格納容器内の気体の排出操作には十分な時間余裕がある。4.3vol% (ドライ条件) 到達時点で格納容器内の気体の排出操作を実施すると、水蒸気とともに非凝縮性ガスが格納容器外に押し出され、また、格納容器内は、減圧沸騰による原子炉冷却材の蒸発によって発生する水蒸気で満たされるため、格納容器内の水素濃度及び酸素濃度はほぼ 0vol% (ウェット条件) まで低下する。さらに、可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作により、<u>酸素濃度は低下傾向となり可燃限界である 5vol% (ドライ条件) に到達しないため、水素燃焼が発生することはない。</u></u></p>	<p>第 3.4.3-1(5)図から第 3.4.3-1(9)図に示すとおり、原子炉格納容器内の酸素濃度は、<u>ドライ条件において事象発生から約 85 時間で 4.4vol% に到達するが、格納容器フィルタベント系を用いた原子炉格納容器内の気体の排出操作には十分な時間余裕がある。4.4vol% 到達時点で原子炉格納容器内の気体の排出操作を実施すると、水蒸気とともに非凝縮性ガスが原子炉格納容器外に押し出され、また、原子炉格納容器内は、減圧沸騰による原子炉冷却材の蒸発によって発生する水蒸気で満たされるため、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度はほぼ 0vol% まで低下することから、水素燃焼が発生することはない。</u></p>	<p>的な条件として沸騰状態の G 値を非沸騰状態にも適用して評価している。)</p> <p>・運用の相違 【東海第二】 島根 2 号炉は、窒素注入を実施し既定の格納容器圧力到達により窒素注入を停止した後の、再度の注入は行わない運用としている。</p> <p>・運用の相違 【柏崎 6/7】 島根 2 号炉は、ドライ条件の酸素濃度が可燃領域に到達するよりも前に格納容器ベントを実施するため、ドライ条件の酸素濃度は 5 vol% を超えない。 (ただし、LOCA 後のブローダウンに起因して、ドライウェル内のほぼ 100% が水蒸気で満たされる期間は除く)</p> <p>・運用の相違 【柏崎 6/7】 島根 2 号炉は、ドライ条件の酸素濃度が可燃領域に到達するよりも前に格納容器ベントを実施するため、ドライ条件の酸素濃度は 5 vol%</p>

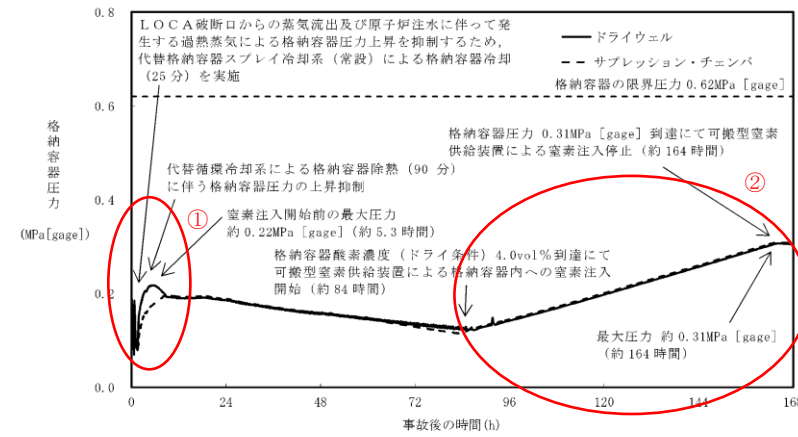
柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>器内が負圧となる時間)までは、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度が可燃限界に至ることはない。なお、ベント弁を開放している状況下で格納容器スプレイを実施する手順とはしておらず、格納容器スプレイにインターロックによる自動起動はないことから誤動作のおそれはない。運転員の誤操作によって格納容器スプレイを連続で実施しても、原子炉格納容器内が負圧に至るまでは格納容器スプレイ開始から約4時間の時間余裕がある。また、格納容器スプレイの停止操作は中央制御室での簡易な操作であることから、約4時間の時間余裕の間での運転員による格納容器スプレイの停止に期待できる。このため、現実として原子炉格納容器内が負圧になることはなく、したがって原子炉格納容器内がドライ条件になることはない。</u></p> <p>格納容器圧力逃がし装置等による対応が生じる場合、その対応フローは「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)」のうち、「3.1.3 代替循環冷却系を使用しない場合」と同じであり、格納容器圧力逃がし装置等の操作が必要となる時間は、「3.1.3 代替循環冷却系を使用しない場合」よりも、本感度解析による評価結果の方が遅いことから、水素燃焼を防止する観点での事故対応は十分に可能となる。大気中へのCs-137の総放出量の観点でも、本感度解析による評価結果の方が、事象発生から原子炉格納容器内の気体の排出操作までの時間が長いことから、「3.1.3 代替循環冷却系を使用しない場合」の評価結果である約2.0TBqを超えることはなく、評価項目である100TBqを十分に下回る。</p> <p>(添付資料3.4.1, 3.4.4, 3.4.5)</p> <p>b. 操作条件 本評価事故シーケンスにおける操作条件は、「3.1.2.3(2) b. 操作条件」と同様である。</p> <p>(3) 操作時間余裕の把握 本評価事故シーケンスにおける操作時間余裕の把握は「3.1.2.3(3) 操作時間余裕の把握」と同様である。</p>	<p>格納容器圧力逃がし装置等による対応が生じる場合、その対応フローは「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)」のうち、「3.1.3 代替循環冷却系を使用できない場合」と同じであり、格納容器圧力逃がし装置の操作が必要となる時間は、「3.1.3 代替循環冷却系を使用できない場合」よりも、本感度解析による評価結果の方が遅いことから、水素燃焼を防止する観点での事故対応は十分に可能となる。大気中へのCs-137の総放出量の観点でも、本感度解析による評価結果の方が、事象発生から格納容器内の気体の排出操作までの時間が長いことから、「3.1.3 代替循環冷却系を使用できない場合」の評価結果である約18TBqを超えることはなく、評価項目である100TBqを十分に下回る。</p> <p>(添付資料3.4.4, 3.4.5, 3.4.6)</p> <p>b. 操作条件 本評価事故シーケンスにおける操作条件は、「3.1.2.3(2) b. 操作条件」と同様である。</p> <p>(3) 操作時間余裕の把握 本評価事故シーケンスにおける操作時間余裕の把握は「3.1.2.3(3) 操作時間余裕の把握」と同様である。</p>	<p>格納容器フィルタベント系による対応が生じる場合、その対応フローは「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)」のうち、「3.1.3 残留熱代替除去系を使用しない場合」と同じであり、格納容器フィルタベント系の操作が必要となる時間は、「3.1.3 残留熱代替除去系を使用しない場合」よりも、本感度解析による評価結果の方が遅いことから、水素燃焼を防止する観点での事故対応は十分に可能となる。大気中へのCs-137の総放出量の観点でも、本感度解析による評価結果の方が、事象発生から原子炉格納容器内の気体の排出操作までの時間が長いことから、「3.1.3 残留熱代替除去系を使用しない場合」の評価結果である約4.8TBqを超えることはなく、評価項目である100TBqを十分に下回る。</p> <p>(添付資料3.4.1, 3.4.4, 3.4.5)</p> <p>b. 操作条件 本評価事故シーケンスにおける操作条件は、「3.1.2.3(2)b. 操作条件」と同様である。</p> <p>(3) 操作時間余裕の把握 本評価事故シーケンスにおける操作時間余裕の把握は、「3.1.2.3(3) 操作時間余裕の把握」と同様である。</p>	<p>を超えない。</p> <p>・評価結果の相違 【柏崎6/7, 東海第二】</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(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>3.4.4 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、「3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」のうち、「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから、必要な要員及び資源の評価は「3.1.2.4 必要な要員及び資源の評価」と同じである。</p> <p>3.4.5 結論</p> <p>格納容器破損モード「水素燃焼」では、ジルコニウム-水反応等によって発生した水素ガスと、水の放射線分解によって発生した酸素ガスが原子炉格納容器内で反応することによって激しい燃焼が生じ、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「水素燃焼」に対する格納容器破損防止対策としては、窒素ガス置換による原子炉格納容器内雰囲気の不活性化を実施している。</p> <p>格納容器破損モード「水素燃焼」では、酸素濃度が他のプラント損傷状態よりも相対的に高くなる可能性が考えられ、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ている評価事故シーケンス「<u>大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失</u>」について、有効性評価を行った。</p> <p>上記の場合においても、窒素ガス置換による原子炉格納容器内</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>3.4.4 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、「3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」のうち、「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」と同じであることから、必要な要員及び資源の評価は「3.1.2.4 必要な要員及び資源の評価」と同じである。</p> <p>3.4.5 結論</p> <p>格納容器破損モード「水素燃焼」では、ジルコニウム-水反応等によって発生した水素と、水の放射線分解によって発生した酸素が格納容器内で反応することによって激しい燃焼が生じ、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「水素燃焼」に対する格納容器破損防止対策としては、窒素置換による格納容器内雰囲気の不活性化に加え、<u>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している。</u></p> <p>格納容器破損モード「水素燃焼」では、酸素濃度が他のプラント損傷状態よりも相対的に高くなる可能性が考えられ、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ている評価事故シーケンス「<u>大破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗</u>」について、有効性評価を行った。</p> <p>上記の場合においても、窒素置換による格納容器内雰囲気の不</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>3.4.4 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、「3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」のうち、「3.1.2 残留熱代替除去系を使用する場合」と同じであることから、必要な要員及び資源の評価は「3.1.2.4 必要な要員及び資源の評価」と同じである。</p> <p>3.4.5 結論</p> <p>格納容器破損モード「水素燃焼」では、ジルコニウム-水反応等によって発生した水素ガスと、水の放射線分解によって発生した酸素ガスが原子炉格納容器内で反応することによって激しい燃焼が生じ、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「水素燃焼」に対する格納容器破損防止対策としては、窒素ガス置換による原子炉格納容器内雰囲気の不活性化に加え、<u>可搬式窒素供給装置による原子炉格納容器内への窒素注入手段を整備している。</u></p> <p>格納容器破損モード「水素燃焼」では、酸素濃度が他のプラント損傷状態よりも相対的に高くなる可能性が考えられ、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ている評価事故シーケンス「<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>」について、有効性評価を行った。</p> <p>上記の場合においても、窒素ガス置換による原子炉格納容器内</p>	<p>備考</p> <p>・運用の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2号炉は、可燃領域の到達を防止するために、SA設備である可搬式窒素供給装置による窒素注入を実施することとしている。</p>

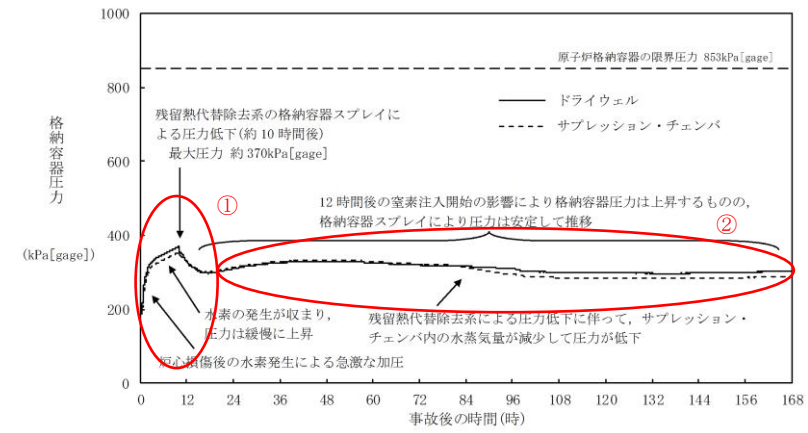
柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>雰囲気の不活性化により、酸素濃度が可燃限界である5vo1%以下となることから、水素燃焼に至ることはなく、評価項目を満足している。また、安定状態を維持できる。</p> <p>解析コード及び解析条件の不確かさについて確認した結果、運転員等操作時間に与える影響及び評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。また、対策の有効性が確認できる範囲内において、操作時間余裕について確認した結果、操作が遅れた場合でも一定の余裕がある。</p> <p>重大事故等対策時に必要な要員は、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、窒素ガス置換による原子炉格納容器内雰囲気の不活性化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「水素燃焼」に対して有効である。</p>	<p>活性化に加え、<u>可搬型窒素供給装置</u>による格納容器内への窒素注入により、酸素濃度が可燃限界である5vo1%<u>(ドライ条件)</u>以下となることから、水素燃焼に至ることはなく、評価項目を満足している。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>窒素置換による格納容器内雰囲気の不活性化、可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入等の格納容器破損防止対策</u>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「水素燃焼」に対して有効である。</p>	<p>雰囲気の不活性化及び<u>可搬式窒素供給装置を用いた原子炉格納容器内への窒素注入</u>により、酸素濃度が可燃限界である5vo1%以下となることから、水素燃焼に至ることはなく、評価項目を満足している。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>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、燃料及び電源も供給可能である。</p> <p>以上のことから、<u>窒素ガス置換による原子炉格納容器内雰囲気の不活性化及び可搬式窒素供給装置を用いた原子炉格納容器内への窒素注入手段等の格納容器破損防止対策</u>は、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「水素燃焼」に対して有効である。</p>	



第 3.4.1 図 格納容器圧力の推移

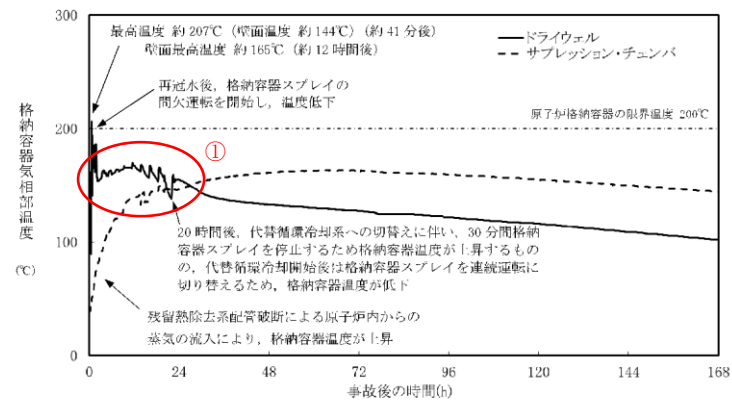


第 3.4-1 図 格納容器圧力の推移

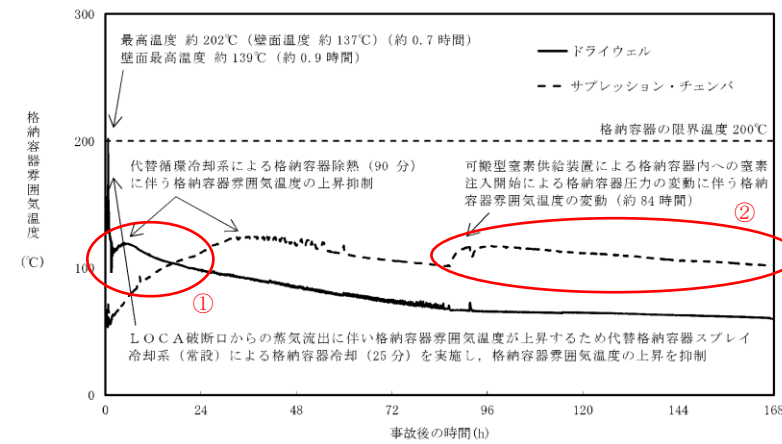


第 3.4.2-1(1) 図 格納容器圧力の推移

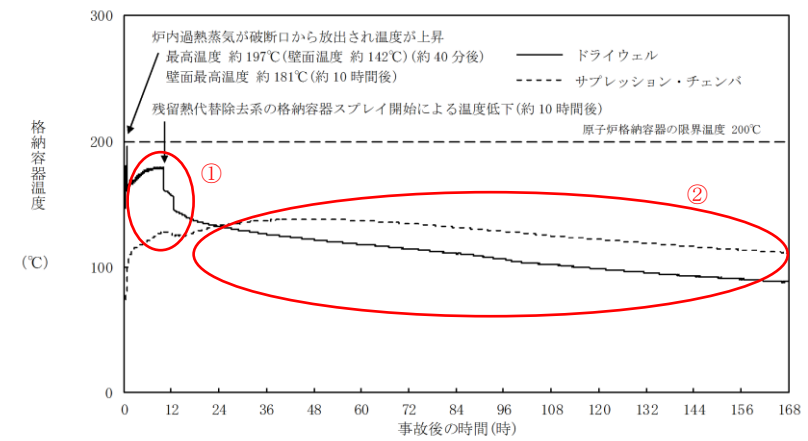
・解析結果の相違
【柏崎 6/7】
 ①島根 2 号炉は、格納容器スプレイを実施していないが、柏崎 6/7 は原子炉注水と格納容器スプレイを交互に実施することによる挙動の差異。
 ②島根 2 号炉は、残留代替除去系の運転開始後に、窒素を注入していることから、柏崎 6/7 のように格納容器圧力が低下しない。
【東海第二】
 ①島根 2 号炉は、東海第二と比較して残留熱代替除去系の運転開始が遅いため、格納容器圧力が高く推移する。
 ②島根 2 号炉は、東海第二と比較して、注入する窒素の容量が少ないことから、窒素注入開始以降において格納容器圧力が有意に上昇しない。



第 3.4.2 図 格納容器気相温度の推移



第 3.4-2 図 格納容器雰囲気温度の推移

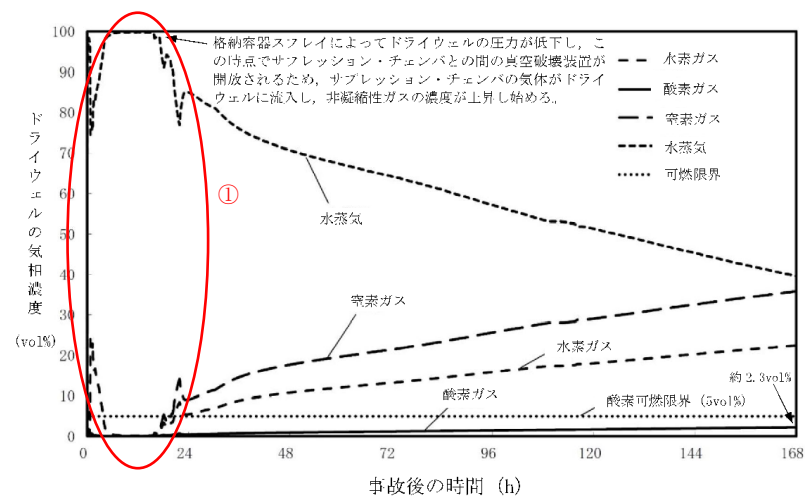


第 3.4.2-1(2)図 格納容器温度の推移

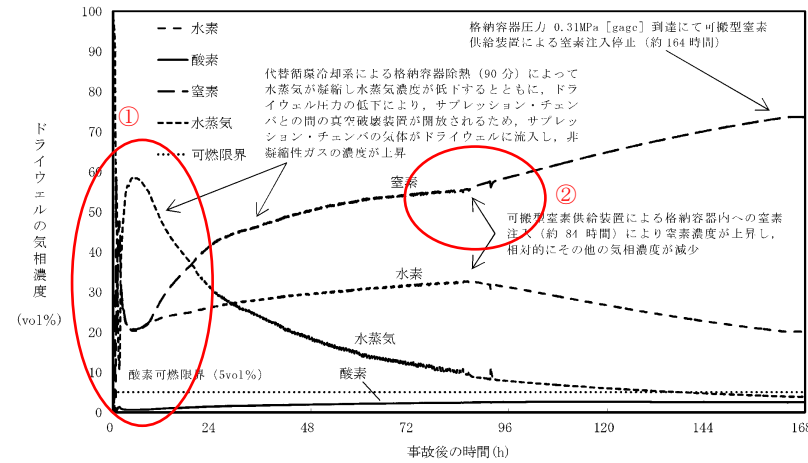
・解析結果の相違

【柏崎 6/7】
 ①島根 2号炉は、格納容器スプレイを実施していないが、柏崎 6/7 は原子炉注水と格納容器スプレイを交互に実施することによる挙動の差異。

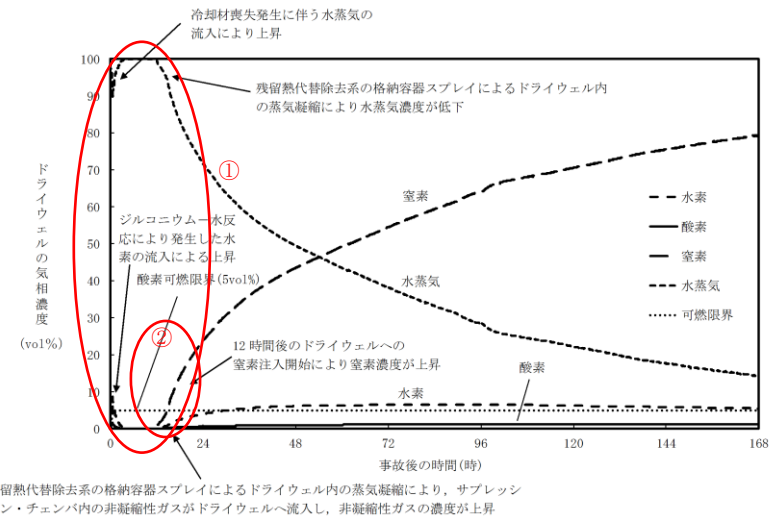
【東海第二】
 ①島根 2号炉は、東海第二と比較して残留熱代替除去系の運転開始が遅いため、格納容器温度が高く推移する。
 ②島根 2号炉は、東海第二と比較して、注入する窒素の容量が少ないことから、窒素注入開始以降において格納容器温度の有意な変動が生じない。



第 3.4.3 図 ドライウェルの気相濃度の推移 (ウェット条件)

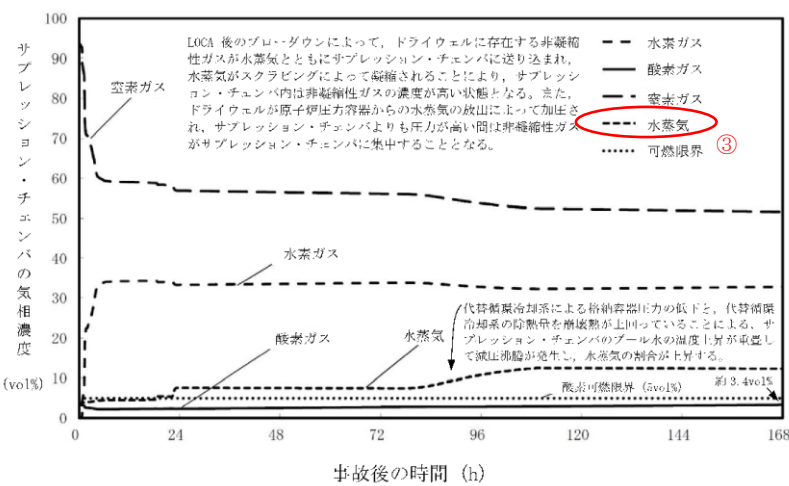


第 3.4-3 図 ドライウェルの気相濃度の推移 (ウェット条件)

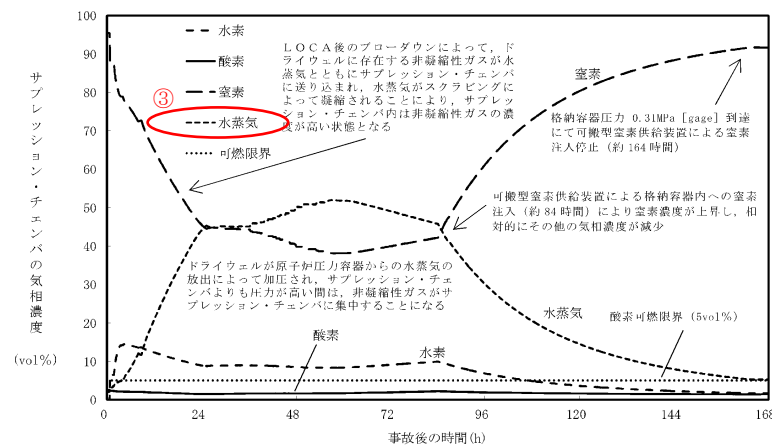


第 3.4.2-1(3) 図 ドライウェルの気相濃度の推移 (ウェット条件)

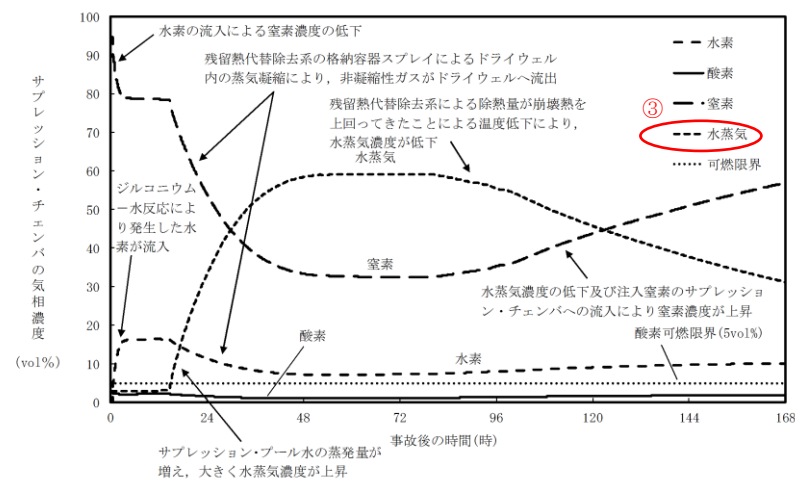
・解析結果の相違
【東海第二】
 ①島根 2 号炉及び柏崎 6/7 では、LOCA後のブローダウンにより、ドライウェル内のほぼ 100%が水蒸気で満たされた状態となるが、東海第二では、事象初期に代替循環冷却系を用いた格納容器スプレイを実施することにより、水蒸気が凝縮され、水蒸気濃度は 100%程度まで上昇しない。
 ②島根 2号炉は、残留熱代替除去系の開始に合わせ窒素注入を開始するが、東海第二では、格納容器の酸素濃度(ドライ条件) 4 vol%到達時に開始するため、窒素濃度の上昇のタイミングが異なる。
【柏崎 6/7, 東海第二】
 ③残留熱代替除去系による原子炉格納容器除熱開始後、ドライウェル内の格納容器圧力が低下し、それに伴うサブプレッション・チェンバ圧力の低下による減圧沸騰により水蒸気量が増加する(設備の除熱量や原子炉格納容器除熱開始のタイミング等により 3 社の挙動はそれぞれ異なる)。



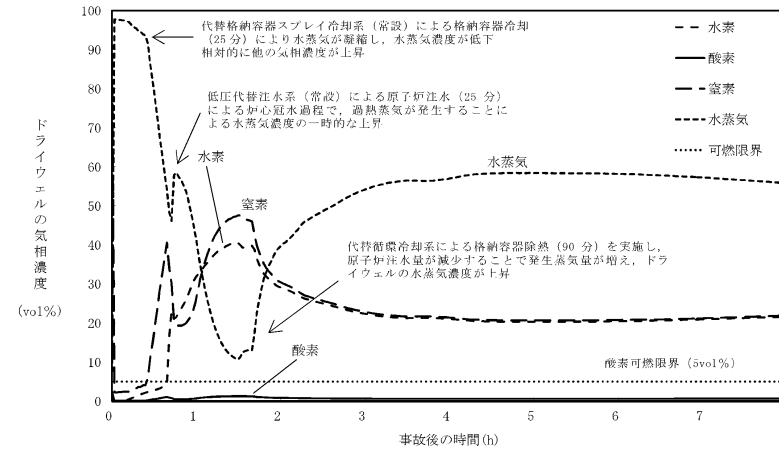
第 3.4.4 図 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ウェット条件)



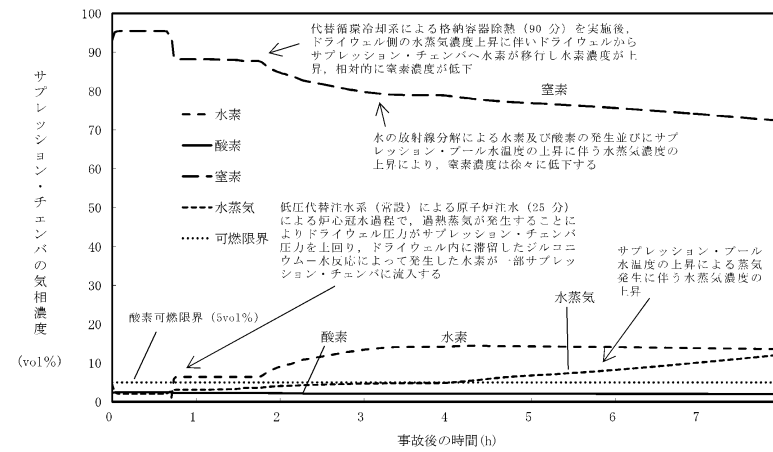
第 3.4-4 図 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ウェット条件)



第 3.4.2-1(4) 図 サプレッション・チェンバ気相濃度の推移 (ウェット条件)



第 3.4-5 図 ドライウエルの気相濃度の推移
(ウエット条件) (~8 時間)

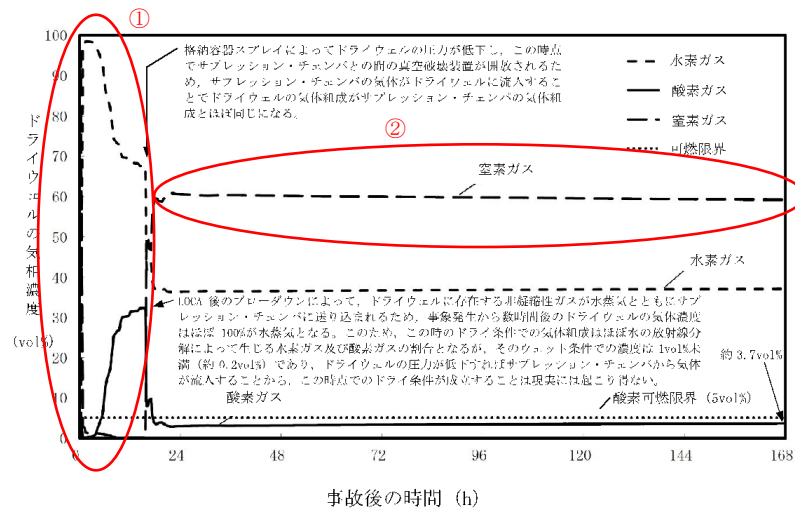


第 3.4-6 図 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移
(ウエット条件) (~8 時間)

・記載方針の相違
【東海第二】
島根 2号炉は, 事象初期に格納容器スプレイの実施による格納容器側のマネジメントは実施しないため, 挙動の移り変わりが少ないことから, ドライウエルの気相濃度 (ウエット条件) の短時間グラフは記載していない。

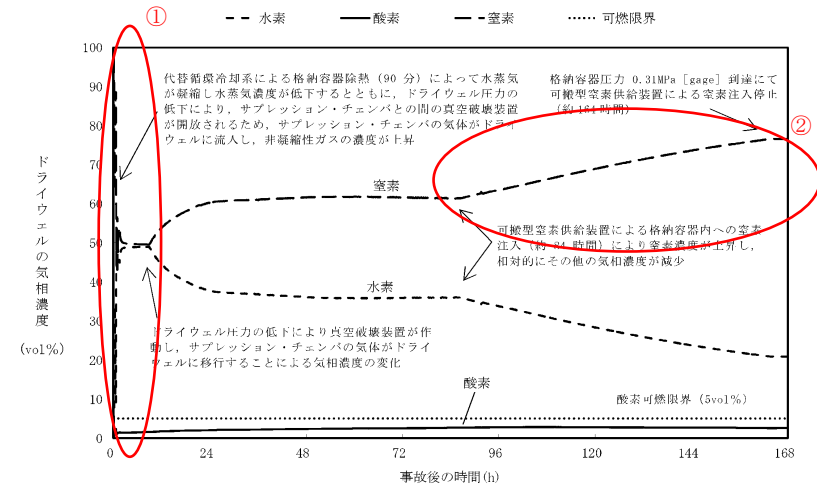
・記載方針の相違
【東海第二】
島根 2号炉は, 事象初期に格納容器スプレイの実施による格納容器側のマネジメントは実施しないため, 挙動の移り変わりが少ないことから, サプレッション・チェンバの気相濃度 (ウエット条件) の短時間グラフは記載していない。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20版)



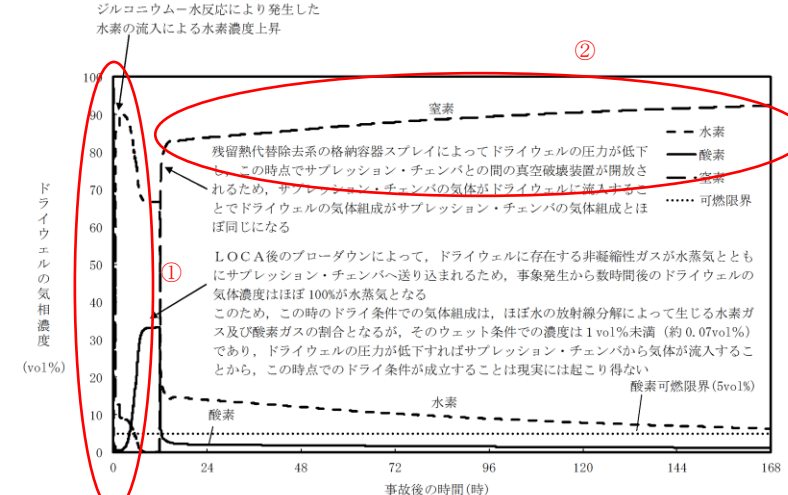
第 3.4.5 図 ドライウェルの気相濃度の推移 (ドライ条件)

東海第二発電所 (2018. 9. 12版)



第 3.4-7 図 ドライウェルの気相濃度の推移 (ドライ条件)

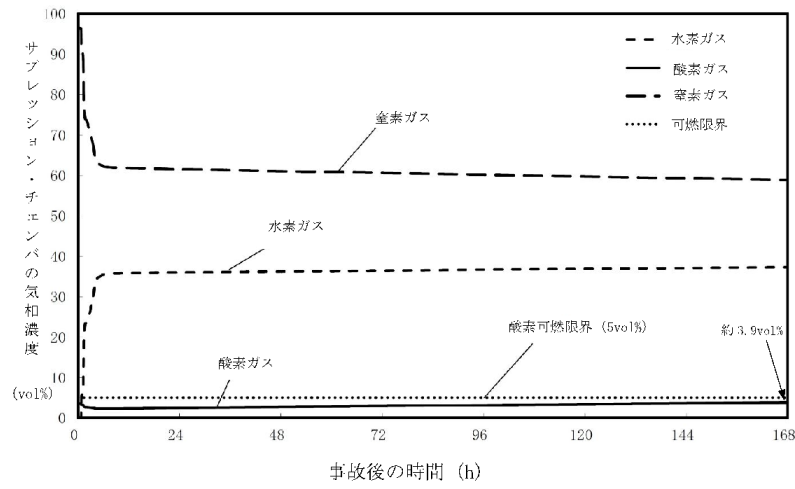
島根原子力発電所 2号炉



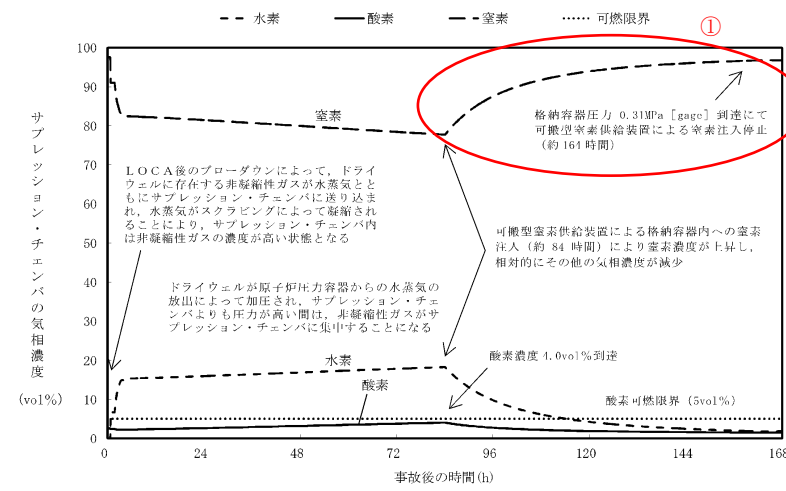
第 3.4.2-1(5) 図 ドライウェルの気相濃度の推移 (ドライ条件)

備考

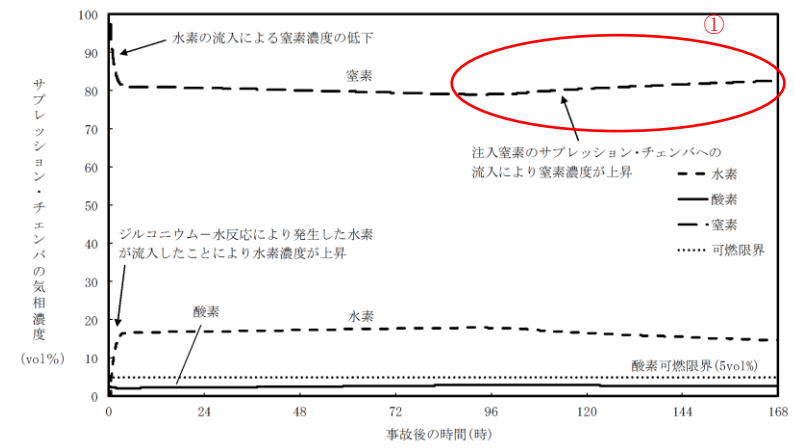
・解析結果の相違
【東海第二】
 ①島根 2号炉は, LOC A後のブローダウンにより, ドライウェル内のほぼ 100%が水蒸気で満たされた状態となることにより, 可燃性ガスの濃度 (ドライ条件) が相対的に高くなるが, 東海第二では, 事象初期に代替循環冷却系を用いた格納容器スプレイを実施することにより, 水蒸気濃度は 100%程度まで上昇しないため, これに伴う可燃性ガスの濃度 (ドライ条件) の有意な上昇はない。
【柏崎 6/7】
 ②島根 2号炉は, 可燃性ガス濃度抑制のため, 原子炉格納容器内に窒素を注入することから, 窒素の濃度が上昇する。



第 3.4.6 図 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ドライ条件)

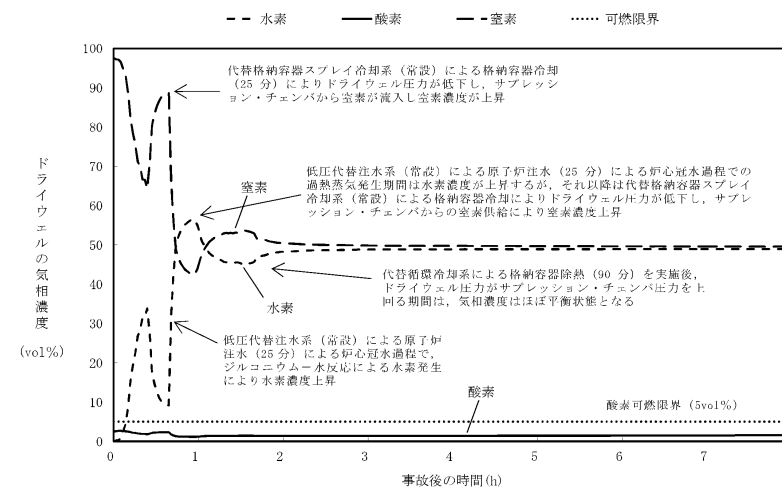


第 3.4-8 図 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ドライ条件)

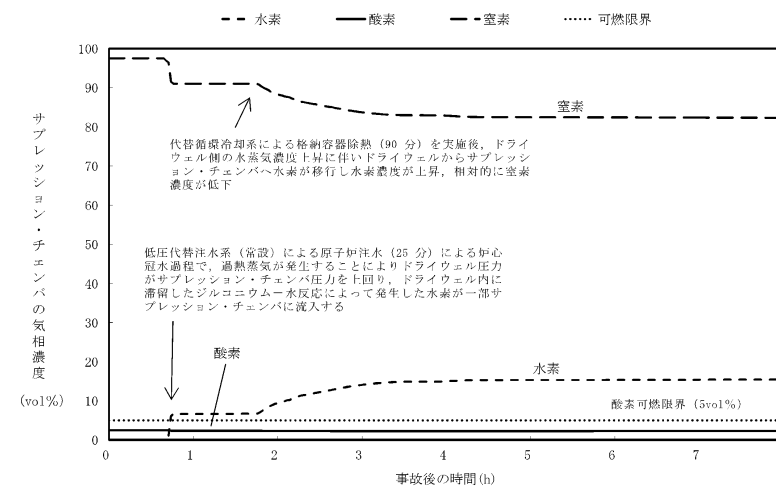


第 3.4.2-1(6)図 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ドライ条件)

・解析結果の相違
【東海第二】
 ①島根 2号炉は、窒素の注入はドライウエル側のみであるため、ドライウエルへの窒素注入開始（事象発生から 12 時間）後に、当初サプレッション・チェンバの窒素濃度は上昇しないが、残留熱代替除去系による格納容器の除熱量が崩壊熱を上回った時点で、サプレッション・プールからの蒸発が減少して、サプレッション・チェンバの圧力がドライウエルの圧力を下回ることにより、ドライウエルに注入した窒素がサプレッション・チェンバに流入し、サプレッション・チェンバの窒素濃度が上昇する。一方で東海第二では、サプレッション・チェンバへも窒素を注入しているため、窒素注入開始以降、窒素の濃度が上昇している。



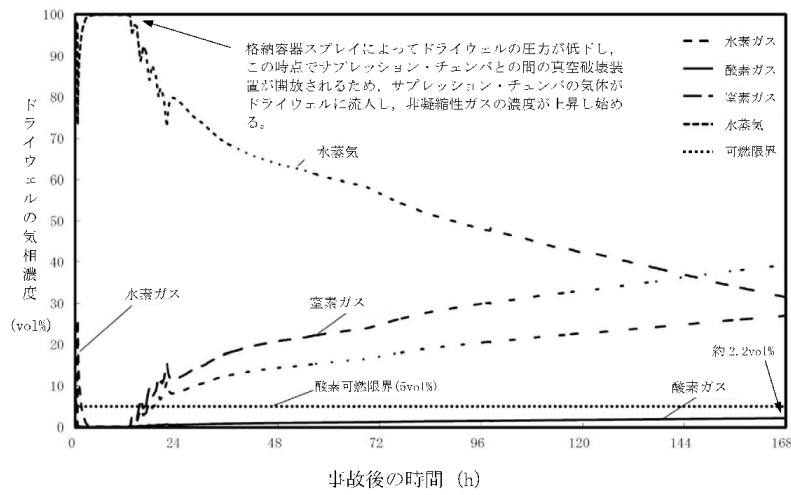
第 3.4-9 図 ドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）
（～8 時間）



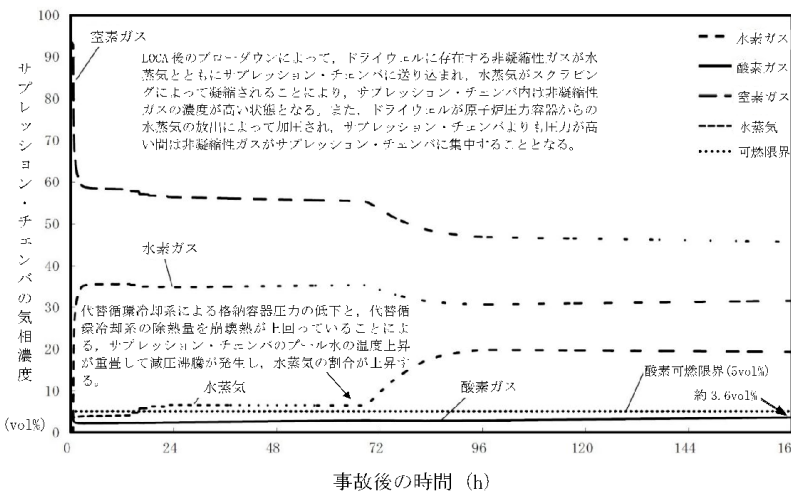
第 3.4-10 図 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移
（ドライ条件）（～8 時間）

・記載方針の相違
【東海第二】
島根 2号炉は、事象初期に格納容器スプレーの実施による原子炉格納容器側のマネジメントは実施しないため、挙動の移り変わりが少ないことから、ドライウエルの気相濃度（ドライ条件）の短時間グラフは記載していない。

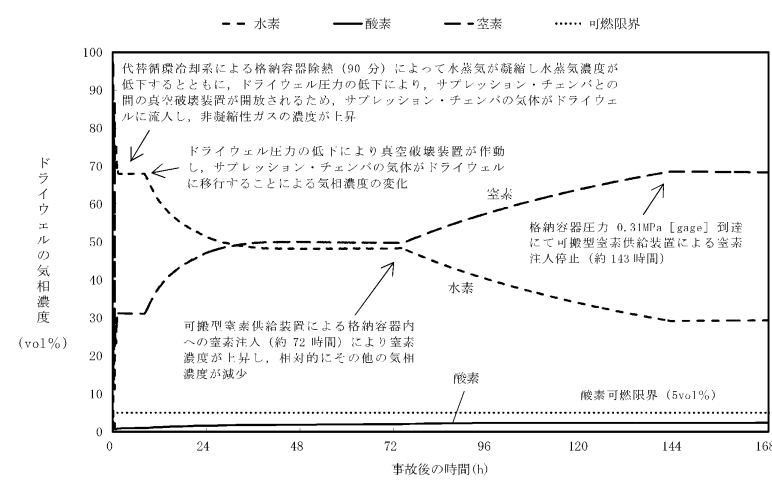
・記載方針の相違
【東海第二】
島根 2号炉は、事象初期に格納容器スプレーの実施による原子炉格納容器側のマネジメントは実施しないため、挙動の移り変わりが少ないことから、サブプレッション・チェンバの気相濃度（ドライ条件）の短時間グラフは記載していない。



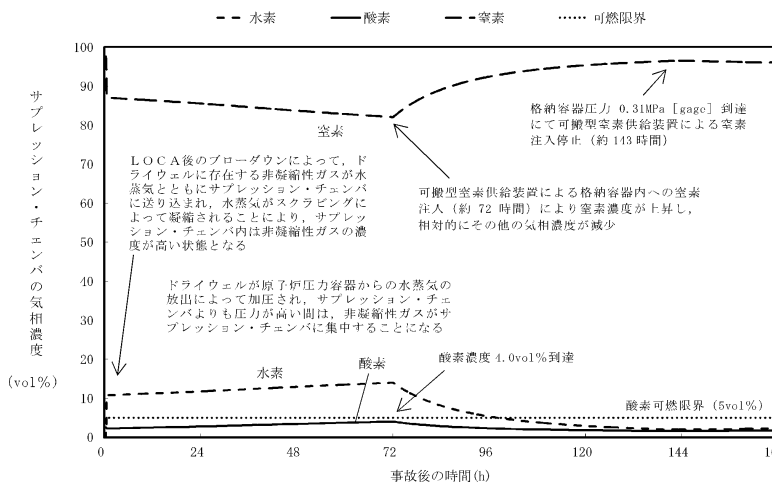
第 3.4.7 図 事象発生から 30 分後に注水を開始した場合のドライウエルの気相濃度の推移 (ウェット条件)



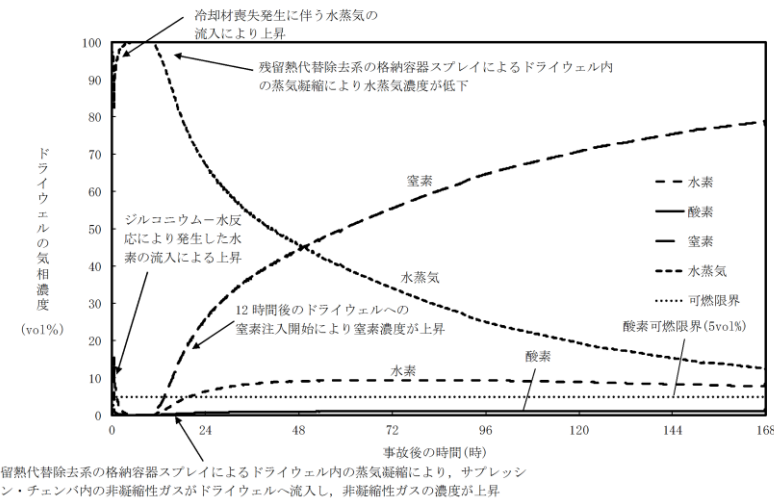
第 3.4.8 図 事象発生から 30 分後に注水を開始した場合のサブプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ウェット条件)



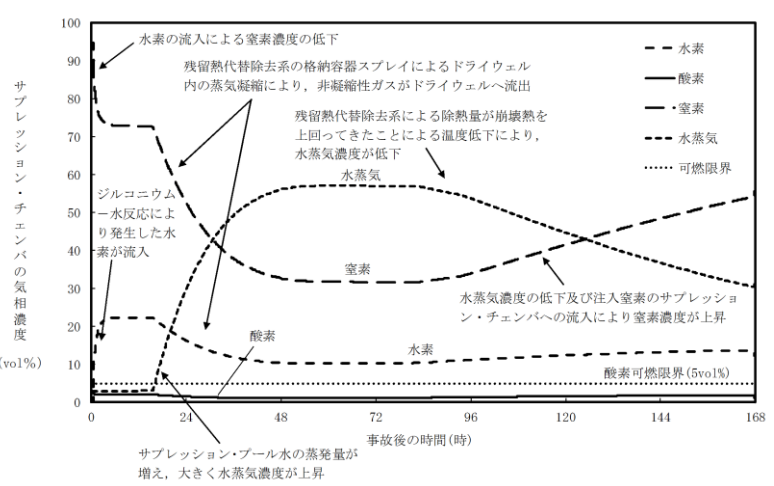
第 3.4-11 図 事象発生から 15 分後に原子炉注水を開始した場合のドライウエルの気相濃度の推移 (ドライ条件)



第 3.4-12 図 事象発生から 15 分後に原子炉注水を開始した場合のサブプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ドライ条件)

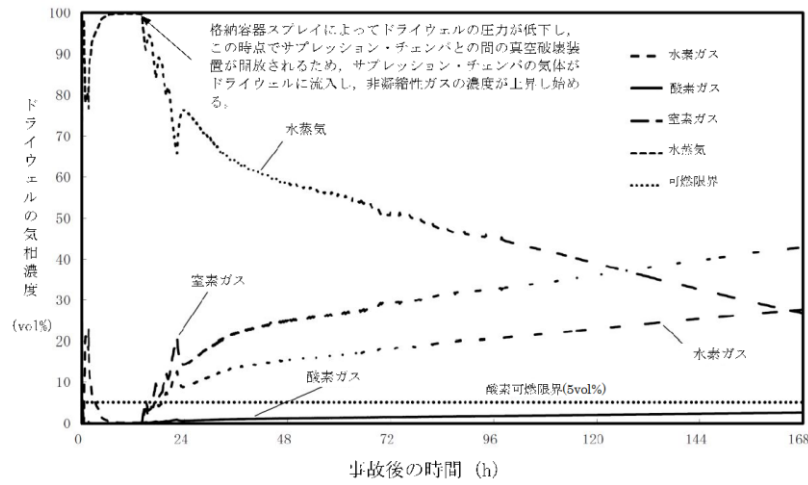


第 3.4.3-1(1) 図 事象発生から 25 分後に注水を開始した場合のドライウエルの気相濃度の推移 (ウェット条件)

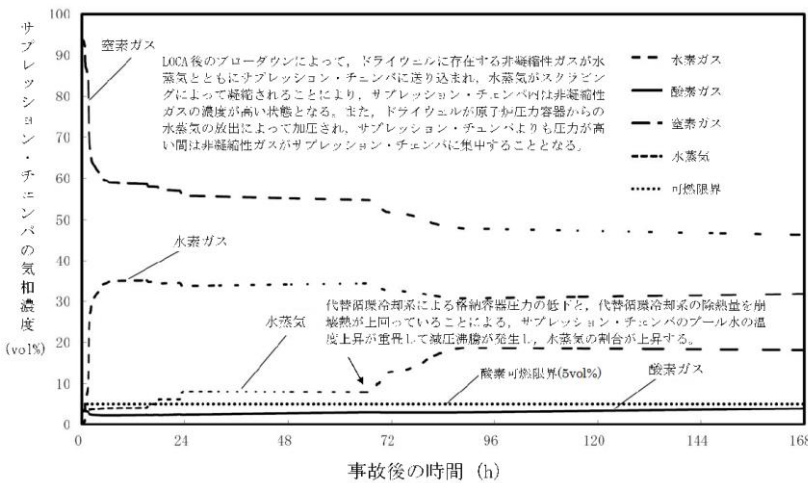


第 3.4.3-1(2) 図 事象発生から 25 分後に注水を開始した場合のサブプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ウェット条件)

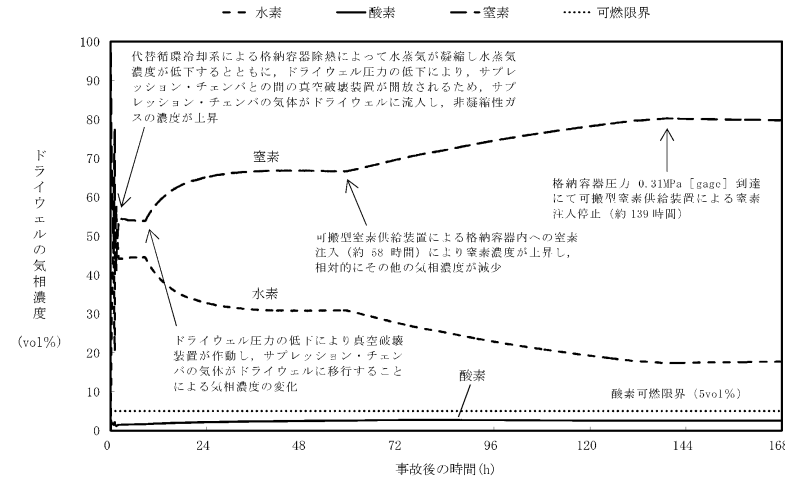
・解析条件の相違
【東海第二】
 島根 2号炉は、ウェット条件により原子炉注水操作の感度を評価しているが、東海第二はドライ条件で評価している。
 (・挙動の差異はベースケースと同様。)



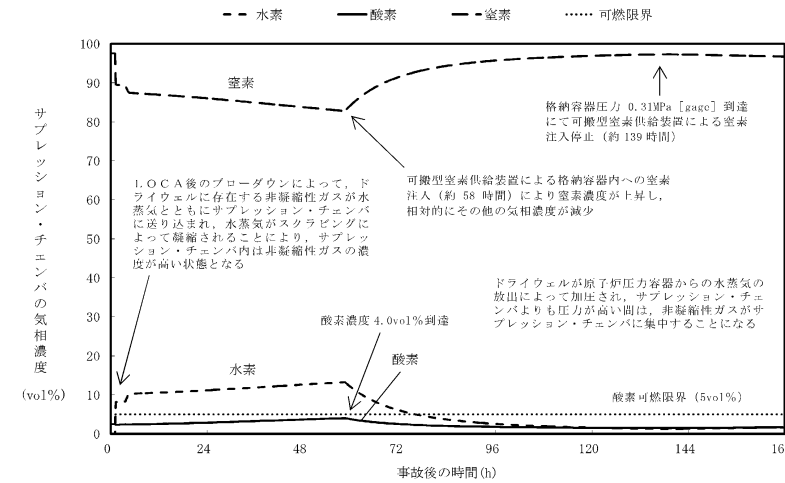
第 3.4.9 図 事象発生から 90 分後に注水を開始した場合のドライウエルの気相濃度の推移 (ウェット条件)



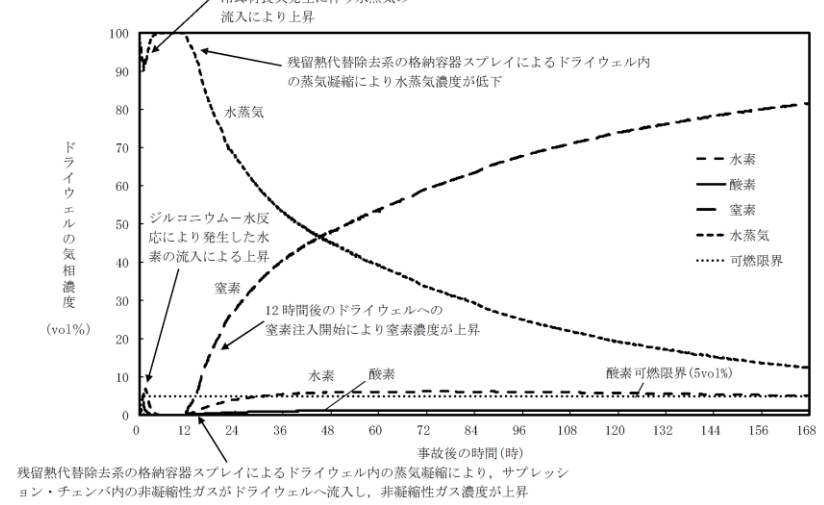
第 3.4.10 図 事象発生から 90 分後に注水を開始した場合のサプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ウェット条件)



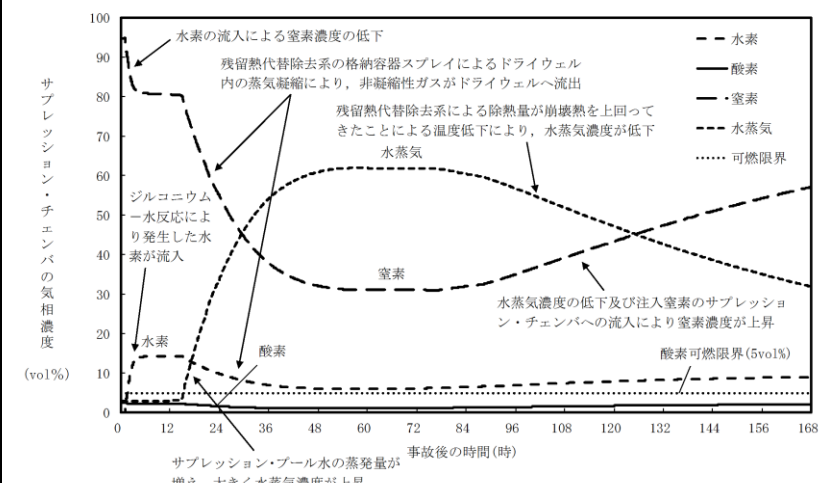
第 3.4-13 図 事象発生から 50 分後に原子炉注水を開始した場合のドライウエルの気相濃度の推移 (ドライ条件)



第 3.4-14 図 事象発生から 50 分後に原子炉注水を開始した場合のサプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ドライ条件)

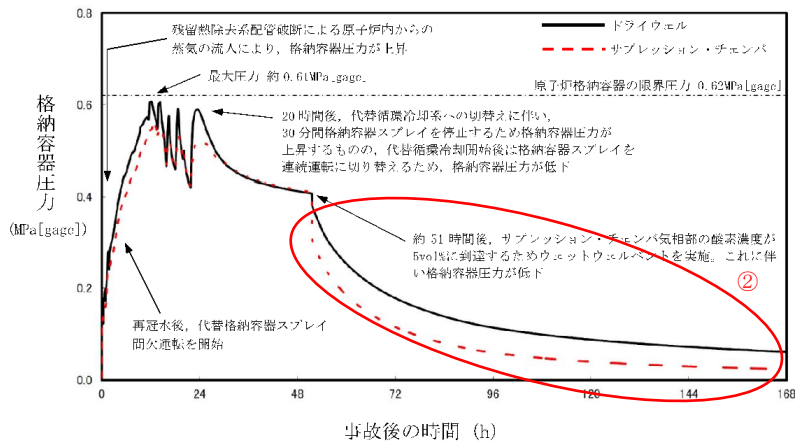


第 3.4.3-1(3) 図 事象発生から 60 分後に注水を開始した場合のドライウエルの気相濃度の推移 (ウェット条件)

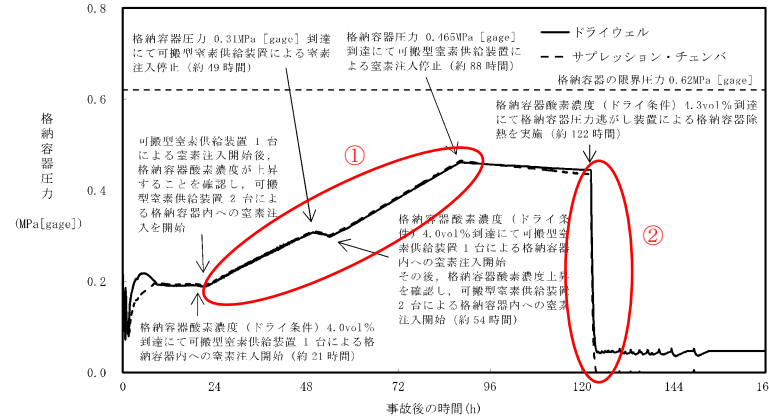


第 3.4.3-1(4) 図 事象発生から 60 分後に注水を開始した場合のサプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ウェット条件)

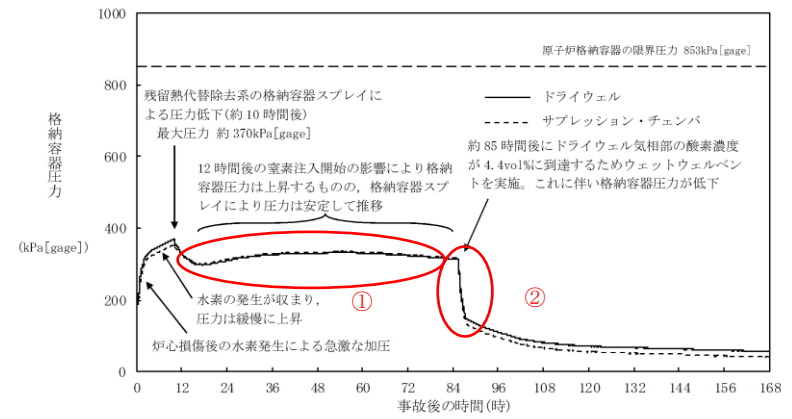
・解析条件の相違
【東海第二】
 島根 2号炉は、ウェット条件により原子炉注水操作の感度を評価しているが、東海第二はドライ条件で評価している。
 (・挙動の差異はベースケースと同様。)



第 3.4.11 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合の格納容器圧力の推移※



第 3.4-15 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合の格納容器圧力の推移



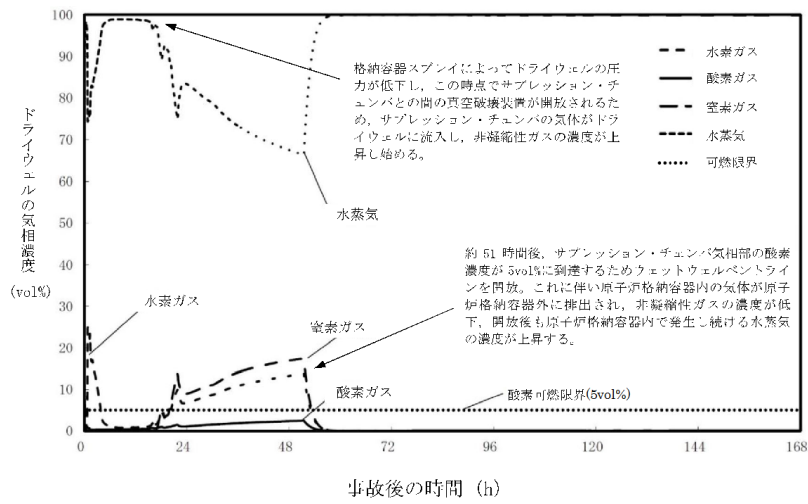
第 3.4.3-1(5) 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合の格納容器圧力の推移

・解析結果の相違
【東海第二】
①島根 2 号炉は、東海第二と同様に可燃性ガス濃度の上昇抑制を目的に原子炉格納容器内に窒素を注入しているが、注入する窒素の容量が東海第二より小さいことから、格納容器圧力の有意な上昇はない。

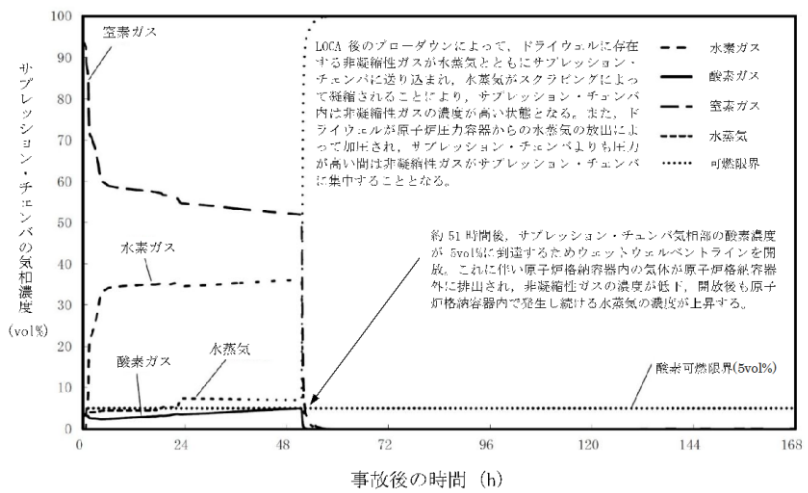
(②酸素濃度を基準とした格納容器ベントの実施により格納容器圧力が低下しており、3 プラントとも同様の挙動。)

・解析条件の相違
【柏崎 6/7】
島根 2 号炉は、G 値を設計基準事故ベースとした場合についても、ベース解析と同じ条件で実施している。

※ 本評価では事象初期の崩壊熱をより詳細に評価し、水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガス発生量に反映している。このため、事故後約 51 時間後までの格納容器圧力の推移は、「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」の第 3.1.2.11 図及び第 3.4.1 図に示す格納容器圧力の推移とおおむね同じであるものの、完全には一致しない。

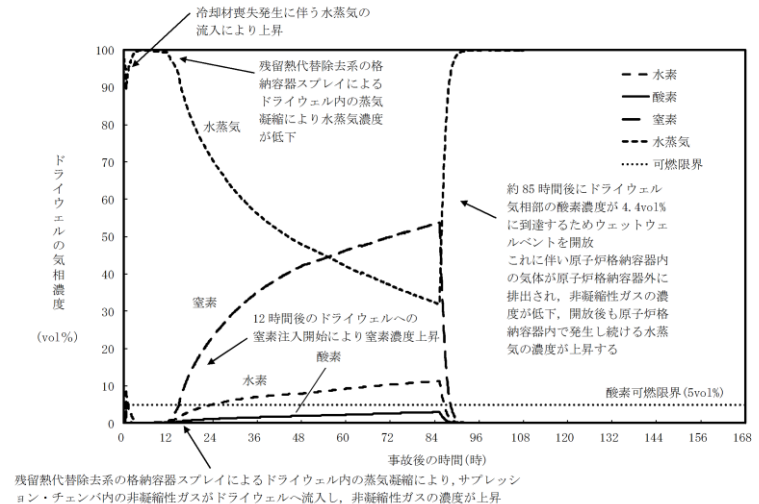


第 3.4.12 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合のドライウエルの気相濃度の推移 (ウェット条件)

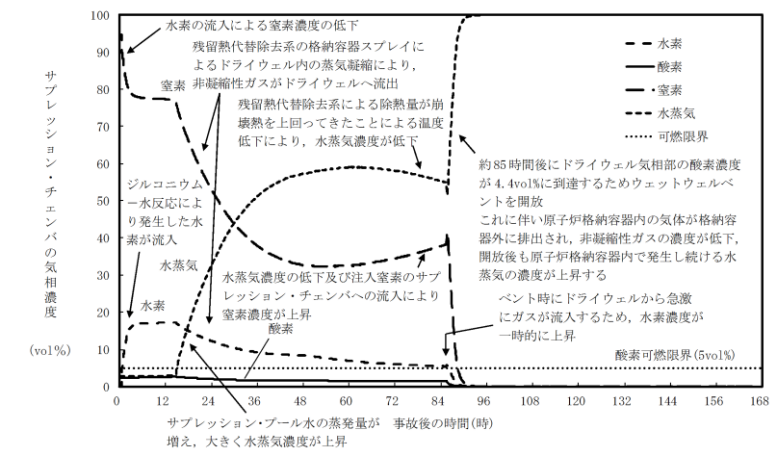


第 3.4.13 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合のサブプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ウェット条件)

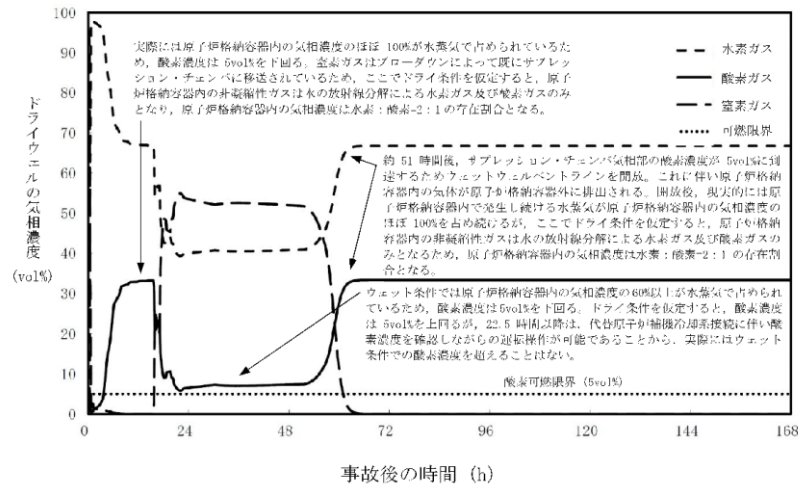
・記載方針の相違
【東海第二】
 島根 2 号炉は、G 値を設計基準事故ベースとした場合の解析においても、ウェット条件の気相濃度の推移を記載している。
 (・格納容器ベントの実施に伴う減圧沸騰により原子炉格納容器内が水蒸気に満たされた状態となり、非凝縮性ガスの濃度が小さくなることは、2 プラントとも同様の挙動。)



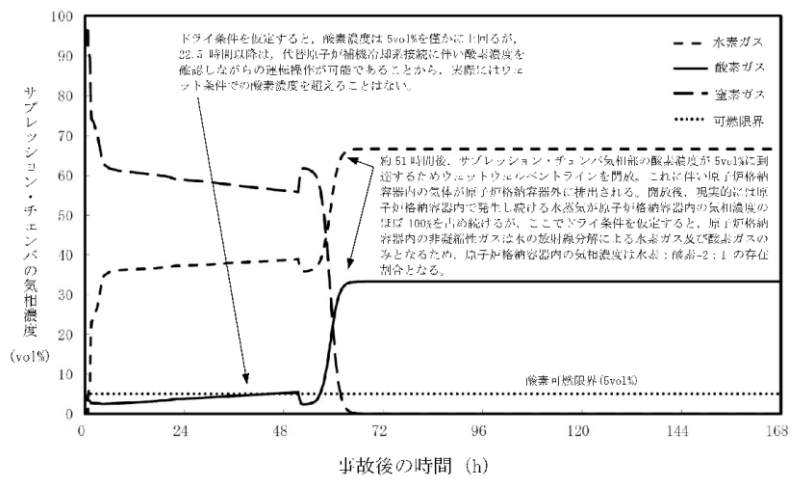
第 3.4.3-1(6) 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合のドライウエルの気相濃度の推移 (ウェット条件)



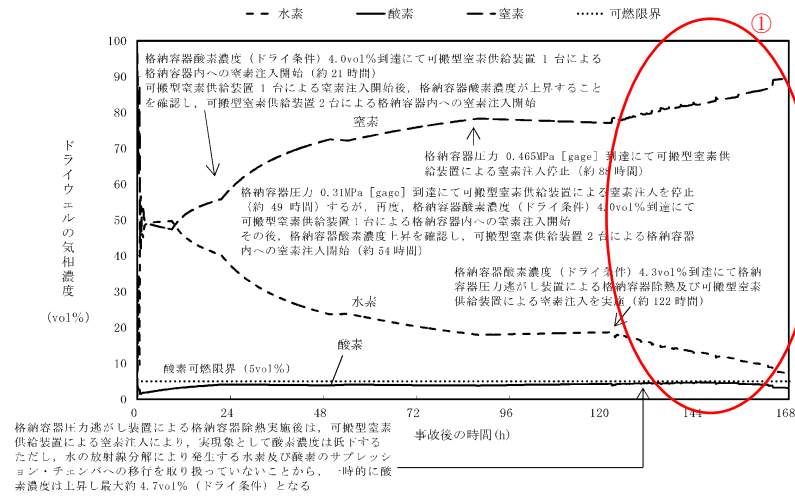
第 3.4.3-1(7) 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合のサブプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ウェット条件)



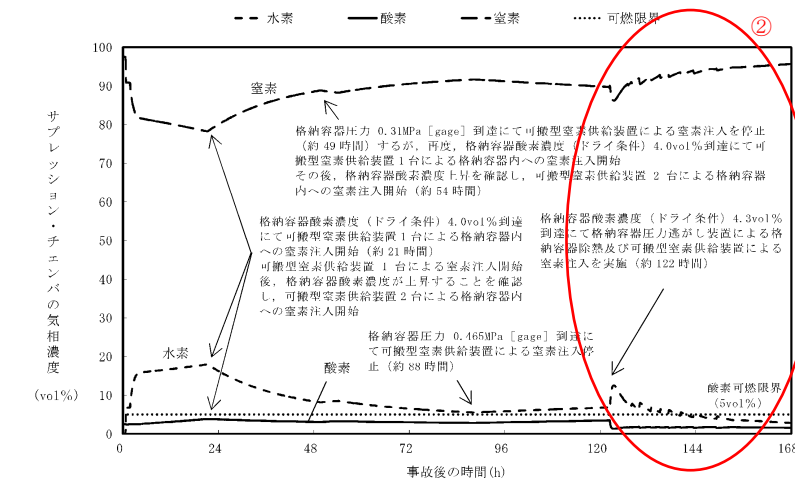
第3.4.14 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合のドライウエルの気相濃度の推移 (ドライ条件)



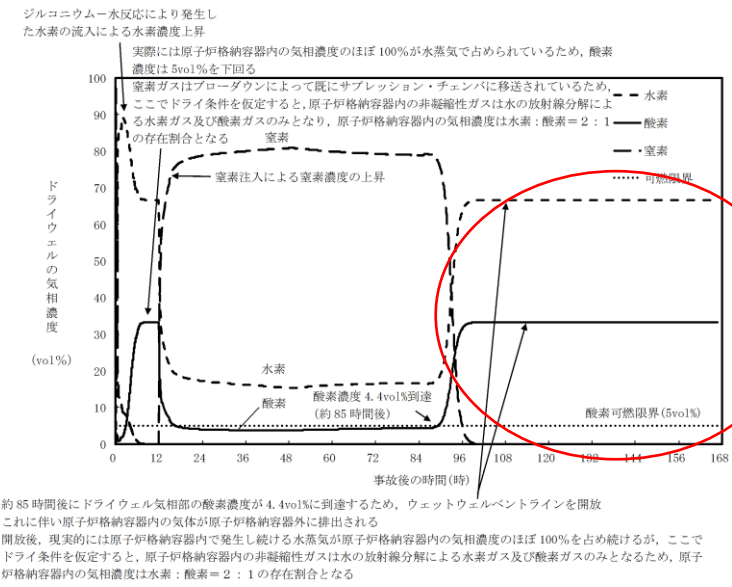
第3.4.15 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合のサプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ドライ条件)



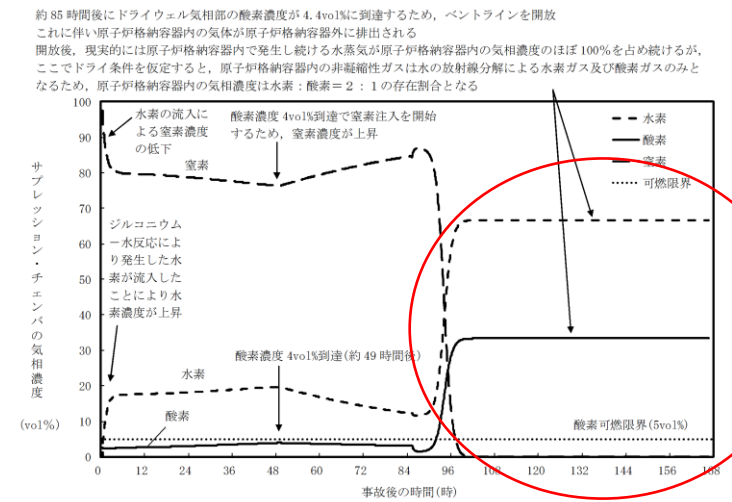
第3.4-16 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合のドライウエルの気相濃度の推移 (ドライ条件)



第3.4-17 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合のサプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ドライ条件)



第3.4.3-1(8) 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合のドライウエルの気相濃度の推移 (ドライ条件)

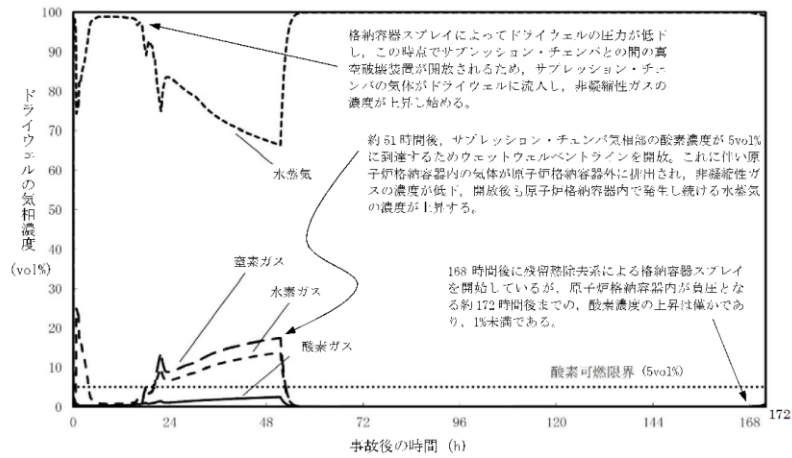


第3.4.3-1(9) 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合のサプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ドライ条件)

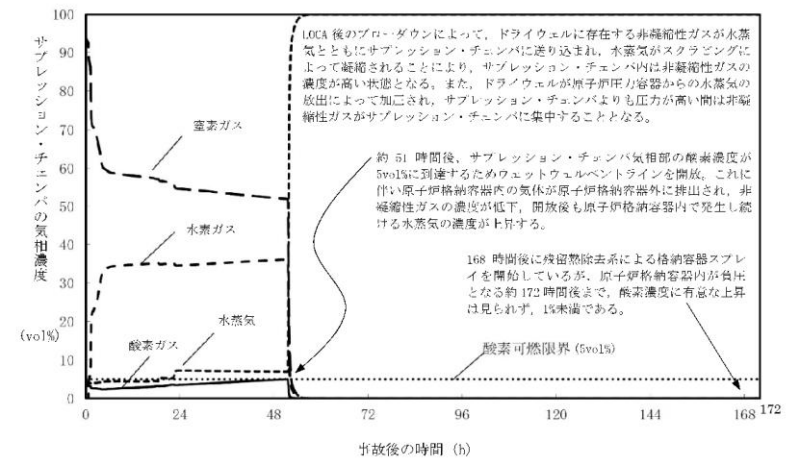
・解析結果の相違
【東海第二】
①島根2号炉は、格納容器ベント実施時に、原子炉格納容器内への窒素注入を実施していないため、ドライ条件の可燃性ガス濃度は、ほぼ水の放射線分解による水素と酸素の濃度比率となるが、東海第二では、窒素注入を実施しているため、水素と酸素だけではなく窒素も存在している。

②島根2号炉は、格納容器ベント実施時に、原子炉格納容器内への窒素注入を実施していないため、ドライ条件の可燃性ガス濃度は、ほぼ水の放射線分解による水素と酸素の濃度比率となるが、東海第二では、窒素注入を実施しているため、水素と酸素だけではなく窒素も存在している。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>第 3.4.16 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合の格納容器圧力の推移 (事象発生から 168 時間後に残留熱除去系によるドライウエルスプレイ (954m³/h) を連続で実施) *</p> <p>※本評価では事象初期の崩壊熱をより詳細に評価し、水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガス発生量に反映している。このため、事故後約 51 時間後までの格納容器圧力の推移は、<u>「3.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」の第 3.1.2.11 図及び第 3.4.1 図に示す格納容器圧力の推移とおおむね同じであるものの、完全には一致しない。</u></p>			<p>・解析条件の相違</p> <p>【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2 号炉は、酸素濃度がドライ条件で 5 vol% に到達した時点で格納容器ベントを実施することになっていることから、柏崎 6/7 とは異なり感度解析は不要。</p>



第 3.4.17 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合のドライウエルの気相濃度の推移 (ウェット条件) (事象発生から 168 時間後に残留熱除去系によるドライウエルスプレイ (954m³/h) を連続で実施)



第 3.4.18 図 G 値を設計基準事故ベースとした場合のサブプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ウェット条件) (事象発生から 168 時間後に残留熱除去系によるドライウエルスプレイ (954m³/h) を連続で実施)

・解析条件の相違
【柏崎 6/7】
 島根 2 号炉は、酸素濃度がドライ条件で 5 vol% に到達した時点で格納容器ベントを実施することとしていることから、柏崎 6/7 とは異なり感度解析は不要。

第3.4.1 表 主要解析条件 (水素燃焼)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方
初期条件 酸素濃度	3.5vol%	保安規定をもとに設定 (運転上許容されている値の上限)
事故条件	炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量	炉心内のジルコニウム量の約16.6%が水と反応して発生する水素ガス量
	金属腐食等による水素ガス発生量	考慮しない
	水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの発生割合	水素ガス：0.06分子/100eV 酸素ガス：0.03分子/100eV

第3.4.2 表 事象発生から7日後 (168時間後) の酸素濃度※

項目	ウェット条件 (vol%)	ドライ条件 (vol%)
ドライウエル	約2.3	約3.7
サブレーション・チェンバ	約3.4	約3.9

※ 全炉心内のジルコニウム量の約16.6%が反応した場合

第3.4-1 表 主要解析条件 (水素燃焼)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方
初期条件 酸素濃度	2.5vol%	① 酸素濃度4.3vol% (ドライ条件) 到達を防止可能な初期酸素濃度として設定 (運転上許容される値の上限)
事故条件	炉心内のジルコニウム-水反応による水素発生量	全炉心内のジルコニウム量の約10.1%が水と反応して発生する水素量
	金属腐食等による水素発生量	考慮しない
	水の放射線分解による水素及び酸素の発生割合	水素：0.06分子/100eV 酸素：0.03分子/100eV

第3.4-2 表 事象発生から7日間 (168時間) における酸素濃度の最高値及び到達時間※

項目	ウェット条件	ドライ条件
ドライウエル	② 約2.7vol% (約116時間)	約2.8vol% (約107時間)
サブレーション・チェンバ	約2.5vol% (約0.4時間)	③ 約4.0vol% (約84時間)

※ 全炉心内のジルコニウム量の約10.1%が反応した場合

第3.4.2-1 表 主要解析条件 (水素燃焼)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方
初期条件 酸素濃度	2.5vol%	① 酸素濃度4.4vol% (ドライ条件) 到達を防止可能な初期酸素濃度として設定 (運転上許容されている値の上限)
事故条件	炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量	全炉心内のジルコニウム量の約7.8%が水と反応して発生する水素量
	金属腐食等による水素ガス発生量	考慮しない
	水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの発生割合	水素：0.06分子/100eV 酸素：0.03分子/100eV

第3.4.2-2 表 事象発生から7日後 (168時間後) の酸素濃度※

項目	ウェット条件 (vol%)	ドライ条件 (vol%)
ドライウエル	約1.1	約1.2
サブレーション・チェンバ	約1.9	約2.8

※全炉心内のジルコニウム量の約7.8%が反応した場合

- ・解析条件の相違
- 【柏崎6/7, 東海第二】
- ① 運転上許容される値の上限値に基づき, 初期酸素濃度を設定している考え方は3プラントとも同様。
- 【東海第二】
- ② 島根2号炉は, ドライ条件の酸素濃度について水蒸気が凝縮されるまでの期間で可燃領域を超えることから, 最高値ではなく, 統一的に7日後の酸素濃度を記載している。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">添付資料 3.4.1</p> <p>G 値を設計基準事故ベースとした場合の評価結果への影響</p> <p>1. はじめに</p> <p>今回の評価では、電力共同研究[1] [2]の結果を踏まえ、水の放射線分解における水素ガス及び酸素ガスのG 値を $G(H_2) = 0.06$, $G(O_2) = 0.03$ としている。今回の評価で用いたG 値は過去の複数回の実験によって測定した値であり、重大事故環境下での水の放射線分解の評価に適した値と考えるが、実験においてもG 値にはばらつきが確認されたこと及び事故時の原子炉格納容器内の環境には不確かさがあることを考慮すると、G 値については不確かさを考慮した取り扱いが特に重要となる。</p> <p>実際の事故対応において、何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合、事象発生から7日が経過する前に酸素濃度が5vol%を上回る可能性が考えられる。ここでは何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合を想定し、酸素濃度の上昇速度の変化が評価結果及び事故対応に与える影響を確認した。</p> <p>なお、基本的に、炉心損傷を伴う事故シーケンスでは、原子炉水位の低下や損傷炉心への注水により多量の水蒸気が発生するため、原子炉格納容器内がドライ条件となることは考えにくい。このため、水素燃焼の可能性の有無は、ウェット条件における気相濃度によって判断した。</p> <p>2. 評価条件</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。）の評価条件に対する変更点は以下のとおり。この他の評</p>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.4.5</p> <p>G 値を設計基準事故ベースとした場合の評価結果への影響について</p> <p>1. はじめに</p> <p>今回の評価では、電力共同研究^{[1][2]}の成果を踏まえ、水の放射線分解における水素及び酸素のG 値を $G(H_2)=0.06$, $G(O_2)=0.03$ としている。今回の評価で用いたG 値は、過去の複数回の実験によって測定した値であり、重大事故環境下での水の放射線分解の評価に適した値と考えるが、実験においてもG 値にはばらつきが確認されたこと及び事故時の格納容器内の環境には不確かさがあることを考慮すると、G 値については不確かさを考慮した取り扱いが特に重要となる。</p> <p>実際の事故対応において、何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合、事象発生から7日が経過する前に酸素濃度が4.3vol%を上回る可能性が考えられる。ここでは、何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合を想定し、酸素濃度の上昇速度の変化が評価結果及び事故対応に与える影響を確認した。</p> <p>なお、炉心損傷を伴う事故シーケンスでは、原子炉水位の低下や損傷炉心への注水により多量の水蒸気が発生するため、基本的に格納容器内がドライ条件となることは考えにくい。ただし、<u>水素燃焼による爆轟の可能性の有無は、保守的にドライ条件における気相濃度によって判断する。</u></p> <p>2. 評価条件</p> <p>第3.4-3 図から第3.4-6 図に示した解析ケース（以下「ベースケース」という。）の評価条件に対する変更点は以下のとお</p>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.4.1</p> <p>G 値を設計基準事故ベースとした場合の評価結果への影響</p> <p>1. はじめに</p> <p>今回の評価では、電力共同研究^{[1][2]}の結果を踏まえ、水の放射線分解における水素ガス及び酸素ガスのG 値を $G(H_2)=0.06$, $G(O_2)=0.03$ としている。今回の評価で用いたG 値は過去の複数回の実験によって測定した値であり、重大事故環境下での水の放射線分解の評価に適した値と考えるが、実験においてもG 値にはばらつきが確認されたこと及び事故時の原子炉格納容器内の環境には不確かさがあることを考慮すると、G 値については不確かさを考慮した取り扱いが特に重要となる。</p> <p>実際の事故対応において、何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合、事象発生から7日が経過する前に酸素濃度が5vol%を上回る可能性が考えられる。ここでは何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合を想定し、酸素濃度の上昇速度の変化が評価結果及び事故対応に与える影響を確認した。</p> <p>なお、基本的に、炉心損傷を伴う事故シーケンスでは、原子炉水位の低下や損傷炉心への注水により多量の水蒸気が発生するため、<u>原子炉格納容器内</u>がドライ条件となることは考えにくい。このため、<u>水素燃焼の可能性の有無は、ウェット条件における気相濃度によって判断した。</u></p> <p>2. 評価条件</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。）の評価条件に対する変更点は以下のとおり。このほか</p>	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> ・記載方針の相違 【東海第二】 島根2号炉は、有効性評価上、可燃性ガスの可燃限界到達有無を確認している。 ・評価方針の相違 【東海第二】 島根2号炉は、LOCA後のプロードダウンにより、原子炉格納容器内が水蒸気で満たされ、ドライ条件における酸素濃度が5vol%を超える期間があるため、ウェット条件によって判断している。

柏崎刈羽原子力発電所 6/7号炉 (2017.12.20版)	東海第二発電所 (2018.9.12版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>価条件は、ベースケースと同等である。</p> <ul style="list-style-type: none"> 水の放射線分解における水素ガス及び酸素ガスのG値を $G(H_2) = 0.4$, $G(O_2) = 0.2$ とした。この値は設計基準事故対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能を評価する際に用いている値であり、設計基準事故環境下に対しても一定の保守性を有する値である。設計基準事故環境下に比べ、重大事故環境下ではG値が低下する傾向にあることから、重大事故環境下におけるG値の不確かさとして考慮するには十分に保守的な値である。 事象発生から7日が経過する前に、水素濃度及び酸素濃度がともに可燃限界を上回る場合には、<u>格納容器圧力逃がし装置又は耐圧強化ベント系(ウェットウェルベント)</u> (以下「<u>格納容器圧力逃がし装置等</u>」という。)によって原子炉格納容器内の気体を環境中に排出し、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を低減する。 	<p>り。この他の評価条件は、ベースケースと同等である。</p> <ul style="list-style-type: none"> 水の放射線分解における水素及び酸素のG値を、沸騰状態においては $G(H_2) = 0.4$, $G(O_2) = 0.2$、非沸騰状態においては $G(H_2) = 0.25$, $G(O_2) = 0.125$ とする。この値は、設計基準事故対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能を評価する際に用いている値であり、設計基準事故環境下に対しても一定の保守性を有する値である。設計基準事故環境下に比べ、重大事故環境下ではG値が低下する傾向にあることから、重大事故環境下におけるG値の不確かさとして考慮するには十分に保守的な値である。 事象発生から7日が経過する前に、水素濃度及び酸素濃度がともに可燃限界を上回るため、<u>格納容器圧力逃がし装置によって格納容器内の気体を環境中に排出し、格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を低減する。</u> <u>格納容器内への窒素注入手順としては、格納容器バウンダリの健全性に対する裕度の確保及び格納容器漏えいの影響を考慮し、格納容器圧力 0.31MPa[gage]までの注入を基本とするが、本感度解析のように早期の格納容器ベント(事故後7日以内を想定)に至る場合には、0.465MPa[gage]までの追加の窒素注入を実施することで、可能な限り格納容器ベント遅延させ、環境への影響を低減させることとする。ベースケースと感度解析ケースの窒素注入条件を第1表及び第2表に示す。</u> 	<p>の評価条件は、ベースケースと同等である。</p> <ul style="list-style-type: none"> 水の放射線分解における水素ガス及び酸素ガスのG値を、<u>沸騰状態においては $G(H_2) = 0.4$, $G(O_2) = 0.2$、非沸騰状態においては $G(H_2) = 0.25$, $G(O_2) = 0.125$ とした。</u>この値は設計基準事故対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能を評価する際に用いている値であり、設計基準事故環境下に対しても一定の保守性を有する値である。設計基準事故環境下に比べ、重大事故環境下ではG値が低下する傾向にあることから、重大事故環境下におけるG値の不確かさとして考慮するには十分に保守的な値である。 事象発生から7日が経過する前に、水素濃度が可燃限界を上回り、酸素濃度がドライ条件で 4.4vol%及びウェット条件で 1.5vol%に到達する場合には、<u>格納容器フィルタベント系によって原子炉格納容器内の気体を環境中に排出し、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を低減する。</u> <u>サプレッション・チェンバ内の酸素濃度が 4.0vol% (ドライ条件) に到達する場合には、可搬式窒素供給装置を用いた窒素供給をドライウェル側からサプレッション・チェンバ側へ切り替える。</u> 	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> 解析条件の相違 【柏崎6/7】 DBAの性能評価では沸騰状態と非沸騰状態でG値を変更して評価しており、島根2号炉ではその条件どおりに評価を行っている。 (柏崎6/7は、DBAの性能評価において、保守的な条件として沸騰状態のG値を非沸騰状態にも適用して評価している。) 運用の相違 【柏崎6/7, 東海第二】 島根2号炉は、炉心損傷後に耐圧強化ベントを使用しない。(以降、同様な相違については記載省略) 運用の相違 【柏崎6/7】 島根2号炉は、可燃性ガス濃度の抑制は、SA設備である可搬式窒素供給装置による窒素注入を実施することとしている。 【東海第二】 島根2号炉は、窒素注入を実施し既定の格納

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>評価結果を図1から図6に示す。また、評価結果のまとめを表1及び表2に示す。</p>	<p>第1表 重大事故相当のG値を想定した場合(ベースケース)の窒素注入条件</p> <table border="1" data-bbox="961 541 1694 684"> <thead> <tr> <th>時間</th> <th>窒素注入条件</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>① PCV酸素4.0vol% (ドライ条件) 到達</td> <td>S/Cへの窒素注入(窒素198Nm³/h, 酸素2Nm³/h)を開始</td> </tr> <tr> <td>② PCV圧力0.31MPa[gage]到達</td> <td>S/Cへの窒素注入を停止</td> </tr> </tbody> </table> <p>※ PCV: 格納容器, S/C: サプレッション・チェンバ, D/W: ドライウエル</p> <p>第2表 設計基準事故相当のG値を想定した場合(感度解析ケース)の窒素注入条件</p> <table border="1" data-bbox="961 856 1694 1220"> <thead> <tr> <th>時間</th> <th>窒素注入条件</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>① PCV酸素4.0vol% (ドライ条件) 到達</td> <td>S/Cへの窒素注入(窒素198Nm³/h, 酸素2Nm³/h)を開始</td> </tr> <tr> <td>② 酸素濃度が上昇傾向(解析上は①実施の30分後)</td> <td>S/Cへの窒素注入は継続したまま、追加でD/Wへの窒素注入(窒素198Nm³/h, 酸素2Nm³/h)を開始(合計で窒素396Nm³/h, 酸素4Nm³/hを格納容器内に注入)</td> </tr> <tr> <td>③ PCV圧力0.31MPa[gage]到達</td> <td>S/C及びD/Wへの窒素注入を停止</td> </tr> <tr> <td>④ PCV酸素4.0vol% (ドライ条件) 到達</td> <td>S/Cへの窒素注入(窒素198Nm³/h, 酸素2Nm³/h)を開始</td> </tr> <tr> <td>⑤ 酸素濃度が上昇傾向(解析上は④実施の30分後)</td> <td>S/Cへの窒素注入は継続したまま、追加でD/Wへの窒素注入(窒素198Nm³/h, 酸素2Nm³/h)を開始(合計で窒素396Nm³/h, 酸素4Nm³/hを格納容器内に注入)</td> </tr> <tr> <td>⑥ PCV圧力0.465MPa[gage]到達</td> <td>S/C及びD/Wへの窒素注入を停止</td> </tr> </tbody> </table> <p>※ PCV: 格納容器, S/C: サプレッション・チェンバ, D/W: ドライウエル</p> <p>3. 評価結果</p> <p>評価結果を第1図から第4図, 評価結果のまとめを第3表に示す。</p> <p>第3図及び第4図に示すとおり、事象発生約21時間後に酸素濃度が4.0vol% (ドライ条件) に到達するため、サプレッション・チェンバへの窒素注入を開始する。しかし、酸素濃度の上昇が継続することから、ドライウエルへの窒素注入を追加することで、酸素濃度の上昇が抑制される。</p>	時間	窒素注入条件	① PCV酸素4.0vol% (ドライ条件) 到達	S/Cへの窒素注入(窒素198Nm ³ /h, 酸素2Nm ³ /h)を開始	② PCV圧力0.31MPa[gage]到達	S/Cへの窒素注入を停止	時間	窒素注入条件	① PCV酸素4.0vol% (ドライ条件) 到達	S/Cへの窒素注入(窒素198Nm ³ /h, 酸素2Nm ³ /h)を開始	② 酸素濃度が上昇傾向(解析上は①実施の30分後)	S/Cへの窒素注入は継続したまま、追加でD/Wへの窒素注入(窒素198Nm ³ /h, 酸素2Nm ³ /h)を開始(合計で窒素396Nm ³ /h, 酸素4Nm ³ /hを格納容器内に注入)	③ PCV圧力0.31MPa[gage]到達	S/C及びD/Wへの窒素注入を停止	④ PCV酸素4.0vol% (ドライ条件) 到達	S/Cへの窒素注入(窒素198Nm ³ /h, 酸素2Nm ³ /h)を開始	⑤ 酸素濃度が上昇傾向(解析上は④実施の30分後)	S/Cへの窒素注入は継続したまま、追加でD/Wへの窒素注入(窒素198Nm ³ /h, 酸素2Nm ³ /h)を開始(合計で窒素396Nm ³ /h, 酸素4Nm ³ /hを格納容器内に注入)	⑥ PCV圧力0.465MPa[gage]到達	S/C及びD/Wへの窒素注入を停止	<p>3. 評価結果</p> <p>評価結果を図1から図6に示す。また、評価結果のまとめを表1及び表2に示す。</p> <p>事象発生約12時間後からドライウエルへの窒素注入を開始し、その後、図6に示すとおり、事象発生約49時間後にサプレッション・チェンバの酸素濃度が4.0vol% (ドライ条件) に到達するため、窒素の注入をドライウエルからサプレッション・チェンバへ切り替える。</p>	<p>容器圧力到達により窒素注入を停止した後の、再度の注入は行わない運用としている。</p> <p>・運用の相違 【東海第二】 島根2号炉は、可燃性ガスの濃度により窒素を注入するのではなく、残留熱代替除去系による原子炉格納容器除熱開始後に注入することとしており、規定の酸素濃度到達後に窒素の注</p>
時間	窒素注入条件																						
① PCV酸素4.0vol% (ドライ条件) 到達	S/Cへの窒素注入(窒素198Nm ³ /h, 酸素2Nm ³ /h)を開始																						
② PCV圧力0.31MPa[gage]到達	S/Cへの窒素注入を停止																						
時間	窒素注入条件																						
① PCV酸素4.0vol% (ドライ条件) 到達	S/Cへの窒素注入(窒素198Nm ³ /h, 酸素2Nm ³ /h)を開始																						
② 酸素濃度が上昇傾向(解析上は①実施の30分後)	S/Cへの窒素注入は継続したまま、追加でD/Wへの窒素注入(窒素198Nm ³ /h, 酸素2Nm ³ /h)を開始(合計で窒素396Nm ³ /h, 酸素4Nm ³ /hを格納容器内に注入)																						
③ PCV圧力0.31MPa[gage]到達	S/C及びD/Wへの窒素注入を停止																						
④ PCV酸素4.0vol% (ドライ条件) 到達	S/Cへの窒素注入(窒素198Nm ³ /h, 酸素2Nm ³ /h)を開始																						
⑤ 酸素濃度が上昇傾向(解析上は④実施の30分後)	S/Cへの窒素注入は継続したまま、追加でD/Wへの窒素注入(窒素198Nm ³ /h, 酸素2Nm ³ /h)を開始(合計で窒素396Nm ³ /h, 酸素4Nm ³ /hを格納容器内に注入)																						
⑥ PCV圧力0.465MPa[gage]到達	S/C及びD/Wへの窒素注入を停止																						

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>ウェット条件において、酸素濃度は事象発生から約 51 時間後に 5vol%に到達した。このため、本評価では酸素濃度が 5vol%に到達した約 51 時間時点でウェットウェルベントを実施した。その結果、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度は大幅に低下し、水素濃度及び酸素濃度は可燃限界未満に抑制された。</p> <p>なお、ドライ条件では、図 5 及び図 6 に示すとおり、<u>事象進展を通じて酸素濃度が 5vol%を上回る時間帯があるが</u>、図 3 及び図 4 に示すとおり、その時間帯には格納容器内の大部分が水蒸気で占められているため、ドライ条件では放射線分解に伴って発生する水素ガス及び酸素ガスの体積割合が高くなり、酸素濃度が 5vol%を超える結果となっているものであり、実際の状況下で水素燃焼</p>	<p><u>事象発生約 49 時間後に格納容器圧力が 0.31MPa[gage]に到達し、窒素注入を停止するが、酸素濃度が再度 4.0vol% (ドライ条件) に到達するため、事象発生約 54 時間後にサプレッション・チェンバへの窒素注入を再開し、酸素濃度の上昇継続を受けてドライウェルへの窒素注入も再開する。</u></p> <p><u>その後、事象発生約 88 時間後に格納容器圧力が 0.465MPa[gage]に到達するため、窒素注入を停止し、事象発生約 122 時間後に酸素濃度が 4.3vol% (ドライ条件) に到達した時点で、サプレッション・チェンバを経由したベントを実施する。これにより、格納容器内の水素濃度及び酸素濃度は大幅に低下し、水素濃度及び酸素濃度は可燃限界未満に抑制される。</u></p>	<p><u>ドライ条件において、酸素濃度は事象発生から約 85 時間後に 4.4vol%に到達した。このため、本評価では酸素濃度がドライ条件において 4.4vol%に到達した約 85 時間時点でウェットウェルベントを実施した。その結果、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度は大幅に低下し、水素濃度及び酸素濃度は可燃限界未満に抑制された。</u></p> <p><u>実際の手順では、窒素の注入をドライウェルからサプレッション・チェンバへ切り替えた後、ドライウェルの酸素濃度が 4.0vol%に到達した場合に、再度窒素の注入をサプレッション・チェンバからドライウェルへ切り替えることから、格納容器ベントは約 85 時間よりも遅延される。</u></p> <p>なお、ドライ条件では、図 5 及び図 6 に示すとおり、<u>事象発生</u>の約 3 時間後から約 17 時間後までの間、ドライウェルにおける酸素濃度が 5vol%を上回る時間帯があるが、図 3 及び図 4 に示すとおり、その時間帯には原子炉格納容器内の大部分が水蒸気で占められているため、ドライ条件では放射線分解に伴って発生する水素ガス及び酸素ガスの体積割合が高くなり、酸素濃度が 5vol%を</p>	<p>入箇所を切り替える運用としている。</p> <ul style="list-style-type: none"> 運用の相違 【東海第二】 島根 2 号炉は、窒素注入を実施し既定の格納容器圧力到達により窒素注入を停止した後の、再度の注入は行わない運用としている。 運用の相違 【柏崎 6/7】 島根 2 号炉は、ドライ条件により可燃限界到達の判断を行う。 記載方針の相違 【東海第二】 島根 2 号炉は、有効性評価上、可燃性ガスの可燃限界到達有無を確認している。 運用の相違 【柏崎 6/7、東海第二】 島根 2 号炉は、窒素注入箇所の切り替えを繰り返すことにより、格納容器ベントを遅延する運用としている。 解析結果の相違 【柏崎 6/7、東海第二】 島根 2 号炉は、LOCA によるブローダウンにより原子炉核の容器内が水蒸気で満たされ

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>が発生することはない(5.に確認結果を示す。)。また、代替原子炉補機冷却系の運転開始以降は酸素濃度を監視しながらの対応が可能となるため、酸素濃度をウェット条件で5vol%未満に抑制しながらの運転操作が可能である。</p> <p>以上を踏まえると、実際の格納容器内の酸素濃度がウェット条件で仮定した時間よりも早く可燃限界に至ることは考えにくい。</p> <p>4. まとめ</p> <p>何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合の評価結果への影響を確認した結果、評価項目となる酸素濃度は、事象発生から7日が経過する前に5vol%に到達するが、<u>格納容器圧力逃がし装置等</u>による環境中への原子炉格納容器内の気体の排出によって水素濃度及び酸素濃度を可燃限界未満に抑制できることを確認した。</p> <p>今回の感度解析に用いたG値は十分に保守的と考えられる値を用いたことから、仮に事故に至った場合でも、水の放射線分解に伴う酸素濃度の上昇速度は今回の感度解析の結果を十分下回るものと考えられるが、仮に酸素濃度の上昇速度が今回の感度解析の結果のおりであっても、<u>格納容器圧力逃がし装置等</u>による環境中への原子炉格納容器内の気体の排出までに約51時間の時間余裕があることを確認した。</p> <p>約51時間後の時点で、仮にサプレッション・チェンバのベントラインを経由し耐圧強化ベント系による排出を実施した場合であっても、Cs-137の総放出量は、本評価と同じ「大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失」を評価事故シーケンスとして<u>いる「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)」の「3.1.3 代替循環冷却系を使用しない場合」において示した値を下回る※。</u></p> <p>※「3.1.3 代替循環冷却系を使用しない場合」では、事象発生から約38時間後のベントを想定し、サプレッション・チェンバのベントラインを経由した場合の格納容器圧力逃がし装置による大気中へのCs-137の7日間(事象発生から168時間後まで)の総放出量を1.4×10^{-3} TBqと評価している。ここで仮</p>	<p>4. まとめ</p> <p>何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合の評価結果への影響を確認した結果、評価項目となる酸素濃度は、事象発生から7日が経過する前に4.3vol%に到達するが、<u>格納容器圧力逃がし装置</u>による環境中への格納容器内の気体の排出によって水素濃度及び酸素濃度を可燃限界未満に抑制できることを確認した。</p> <p>今回の感度解析に用いたG値は十分に保守的と考えられる値を用いたことから、仮に事故に至った場合でも、水の放射線分解に伴う酸素濃度の上昇速度は今回の感度解析の結果を十分下回るものと考えられるが、仮に酸素濃度の上昇速度が今回の感度解析の結果のおりであっても、<u>格納容器圧力逃がし装置</u>による環境中への格納容器内の気体の排出までには約122時間の時間余裕があることを確認した。</p>	<p>超える結果となっているものであり、ウェット条件における酸素濃度が1.5vol%未満であることから水素燃焼が発生することはない。</p> <p>4. まとめ</p> <p>何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合の評価結果への影響を確認した結果、評価項目となる酸素濃度は、事象発生から7日が経過する前に4.4vol%に到達するが、<u>格納容器フィルタベント系</u>による環境中への原子炉格納容器内の気体の排出によって水素濃度及び酸素濃度を可燃限界未満に抑制できることを確認した。</p> <p>今回の感度解析に用いたG値は十分に保守的と考えられる値を用いたことから、仮に事故に至った場合でも、水の放射線分解に伴う酸素濃度の上昇速度は今回の感度解析の結果を十分下回るものと考えられるが、仮に酸素濃度の上昇速度が今回の感度解析の結果のおりであっても、<u>格納容器フィルタベント系</u>による環境中への原子炉格納容器内の気体の排出までに約85時間の時間余裕があることを確認した。</p>	<p>るため、事象初期にドライ条件の酸素濃度が5vol%を超える期間があるが、残留熱代替除去系による格納容器スプレイ等の実施により、5vol%を下回る。</p> <p>・記載方針の相違 【東海第二】 島根2号炉は、有効性評価上、可燃性ガスの可燃限界到達の有無を確認している。</p> <p>・解析結果の相違 【柏崎6/7、東海第二】 酸素濃度を基準とした格納容器ベント開始時間の相違。</p> <p>・運用の相違 【柏崎6/7】 島根2号炉は、耐圧強化ベントを使用しないため、当該の記載がない。</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><u>に格納容器圧力逃がし装置を使用しないものとし、その除染係数 1,000 を見込まない場合、Cs-137 の 7 日間(事象発生から 168 時間後まで)の総放出量は 1.4 TBq となる。本評価で仮定した格納容器内の気体を排出する時間は事象発生から約 51 時間後であり、「3.1.3 代替循環冷却系を使用しない場合」において想定したベントの時間である約 38 時間後よりも遅く、時間経過に伴い Cs-137 の格納容器内壁面等への沈着やサブレーション・チェンバ・プール水への取り込みが進むことから、本評価における Cs-137 の 7 日間(事象発生から 168 時間後まで)の総放出量は 1.4 TBq よりも小さな値となる。</u></p> <p><u>また、排出開始後数時間で酸素濃度は 1vol%以下に低下することから、その時点で排出操作を停止することにより、Cs-137 の総放出量を更に低減することができる。</u></p> <p>格納容器圧力逃がし装置等による対応が生じる場合、その対応フローは大破断 LOCA 後に格納容器圧力逃がし装置等を使用するケースと同じであり、前述のケースよりも格納容器圧力逃がし装置等による環境中への原子炉格納容器内の気体の排出までの時間余裕が確保されることから、水素燃焼を防止する観点での事故対応は十分に可能と考える。</p> <p>環境中に放出される核分裂生成物(Cs-137)の観点でも、大破断 LOCA 後により短い時間(事象発生から約 38 時間)で格納容器圧力逃がし装置等による排出を実施する場合について評価し、評価項目である 100 TBq を十分に下回ることを確認していることから、格納容器圧力逃がし装置等による対応は可能と考える。</p> <p>5. <u>ドライ条件とならないことの確認</u></p> <p><u>原子炉格納容器内がドライ条件とならないことを確認するため、水蒸気の凝縮が過剰に進む場合として、上記の評価結果において格納容器圧力が最も低下する事象発生から 7 日後(168 時間後)において、残留熱除去系による格納容器スプレイ(流量 954m³/h)をドライウェルに連続で実施した場合を評価し、格納容器内の気相濃度の推移を確認した。図 7 から図 10 に示すとおり、格納容器スプレイによる水蒸気の凝縮を考慮しても、格納容器ス</u></p>	<p>格納容器圧力逃がし装置による対応が生じる場合、その対応フローは大破断 LOCA 後に代替循環冷却系を使用できない場合において、格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱操作の前に可搬型窒素供給装置による格納容器内への窒素注入操作を実施する流れとなり、前述のケースよりも格納容器圧力逃がし装置による環境中への格納容器内の気体の排出までの時間余裕が確保されること、格納容器内への窒素注入操作を実施する要員については他作業と重複していないことから、水素燃焼を防止する観点での事故対応は十分に可能と考えられる。</p> <p>環境中に放出される核分裂生成物(Cs-137)の観点でも、大破断 LOCA 後により短い時間(事象発生から約 19 時間)で格納容器圧力逃がし装置による排出を実施する場合について評価し、評価項目である 100TBq を十分に下回ることを確認していることから、格納容器圧力逃がし装置による対応は可能と考える。</p>	<p>格納容器フィルタベント系による対応が生じる場合、その対応フローは大破断 LOCA 後に格納容器フィルタベント系を使用するケースと同じであり、前述のケースよりも格納容器フィルタベント系による環境中への原子炉格納容器内の気体の排出までの時間余裕が確保されることから、水素燃焼を防止する観点での事故対応は十分に可能と考える。</p> <p>環境中に放出される核分裂生成物(Cs-137)の観点でも、大破断 LOCA 後により短い時間(事象発生から約 32 時間)で格納容器フィルタベント系による排出を実施する場合について評価し、評価項目である 100TBq を十分に下回ることを確認していることから、格納容器フィルタベント系による対応は可能と考える。</p>	<p>・解析結果の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 格納容器ベント開始時間の相違。</p> <p>・運用の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、ドライ条件の酸素濃度が可燃領域に到達するよりも前に格納容器ベントを実施するため、ドライ条件の酸素濃度は 5 vol%</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>プレイ開始後約4時間(原子炉格納容器内が負圧となる時間)までは、格納容器内の水素ガス及び酸素ガスが可燃限界に至ることはない。なお、ベント弁を開放している状況下で格納容器スプレイを実施する手順とはしておらず、格納容器スプレイにインターロックによる自動起動はないことから誤動作の恐れはない。運転員の誤操作によって格納容器スプレイを連続で実施しても、格納容器内が負圧に至るまでは格納容器スプレイ開始から約4時間の時間余裕がある。また、格納容器スプレイの停止操作は中央制御室での簡易な操作であることから、約4時間の時間余裕の間での運転員による格納容器スプレイの停止に期待できると考えられる。このため、現実として格納容器内が負圧になることはなく、従って原子炉格納容器内がドライ条件になることはない。</u></p> <p>6. 参考文献 [1]「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」BWR 電力共同研究 平成12年3月 [2]「事故時放射線分解に関する研究」BWR 電力共同研究 昭和63年3月 以上</p>	<p>5. 参考文献 [1]「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」(BWR 電力共同研究, 平成12年3月) [2]「事故時放射線分解に関する研究」(BWR 電力共同研究, 昭和63年3月)</p>	<p>5. 参考文献 [1]「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」(BWR 電力共同研究, 平成12年3月) [2]「事故時放射線分解に関する研究」(BWR 電力共同研究, 昭和63年3月)</p>	<p>を超えない。</p>

表 1 G 値の変更に伴う評価項目への影響(ウェット条件)

項目	感度解析 (G(H ₂) = 0.4, G(O ₂) = 0.2)	ベースケース (G(H ₂) = 0.06, G(O ₂) = 0.03)	評価項目
酸素濃度 (ドライウエル)	事象発生から約 51 時間後にサブプレッション・チェンバにおいて 5vol%に到達するが、約 51 時間時点でのウェットウエルベントラインの開放によって、ドライウエル及びサブプレッション・チェンバともに 5vol%未満に低減。	約 2.3vol% (事象発生から 168 時間後)	5vol%以下
酸素濃度 (サブプレッション・チェンバ)		約 3.4vol% (事象発生から 168 時間後)	

表 2 G 値の変更に伴う評価項目への影響(ドライ条件)

項目	感度解析 (G(H ₂) = 0.4, G(O ₂) = 0.2)	ベースケース (G(H ₂) = 0.06, G(O ₂) = 0.03)	評価項目
酸素濃度 (ドライウエル)	ウェット条件での酸素濃度 5vol% 到達に伴いウェットウエルベントラインを開放するため、格納容器内の非凝縮性ガスは水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスのみとなり、ドライ条件での格納容器内の気相濃度は水素ガス:酸素ガス=2:1 の存在割合となるが、現実的には原子炉格納容器内で発生し続ける水蒸気が格納容器内の気相濃度のほぼ 100% を占め続ける。	約 3.7vol% (事象発生から 168 時間後)	5vol%以下
酸素濃度 (サブプレッション・チェンバ)		約 3.9vol% (事象発生から 168 時間後)	

第 3 表 G 値の変更に伴う評価項目への影響 (ドライ条件)

項目	感度解析 (G(H ₂) = 0.4, G(O ₂) = 0.2)	ベースケース (G(H ₂) = 0.06, G(O ₂) = 0.03)	評価項目
酸素濃度 最高値 (ドライウエル)	事象発生から約 122 時間後に、ドライウエルにおいて 4.3%に到達するため、約 122 時間時点でのサブプレッション・チェンバを経由したベント実施によって、ドライウエル及びサブプレッション・チェンバともに 5vol%未満に維持できる	約 2.8vol% (約 107 時間)	5vol% 未満
酸素濃度 最高値 (サブプレッション・チェンバ)		約 4.0vol% (約 84 時間)	

表 1 G 値の変更に伴う評価項目への影響 (ウェット条件)

項目	感度解析 (沸騰 : G(H ₂)=0.4, G(O ₂)=0.2 非沸騰 : G(H ₂)=0.25, G(O ₂)=0.125)	ベースケース (G(H ₂)=0.06, G(O ₂)=0.03)	評価項目
酸素濃度 (ドライウエル)	事象発生から約 85 時間後にドライウエルにおいてドライ条件での酸素濃度が 4.4vol%に到達するが、約 85 時間時点でのウェットウエルベントラインの開放によって、ドライウエル及びサブプレッション・チェンバともに 5vol%未満に低減。	約 1.1vol% (事象発生から 168 時間後)	5vol%以下
酸素濃度 (サブプレッション・チェンバ)		約 1.9vol% (事象発生から 168 時間後)	

表 2 G 値の変更に伴う評価項目への影響 (ドライ条件)

項目	感度解析 (沸騰 : G(H ₂)=0.4, G(O ₂)=0.2 非沸騰 : G(H ₂)=0.25, G(O ₂)=0.125)	ベースケース (G(H ₂)=0.06, G(O ₂)=0.03)	評価項目
酸素濃度 (ドライウエル)	事象発生から約 85 時間後にドライウエルにおいてドライ条件での酸素濃度が 4.4vol%に到達するが、約 85 時間時点でのウェットウエルベントラインの開放によって、ドライウエル及びサブプレッション・チェンバともに 5vol%未満に低減。	約 1.2vol% (事象発生から 168 時間後)	5vol%以下
酸素濃度 (サブプレッション・チェンバ)		約 2.8vol% (事象発生から 168 時間後)	

・解析結果の相違
【柏崎 6/7】
・評価方針の相違
【東海第二】
島根 2 号炉及び柏崎 6/7 は、G 値を設計基準事故ベースとした場合の解析においても、ウェット条件の評価を実施している。

・解析結果の相違
【柏崎 6/7, 東海第二】

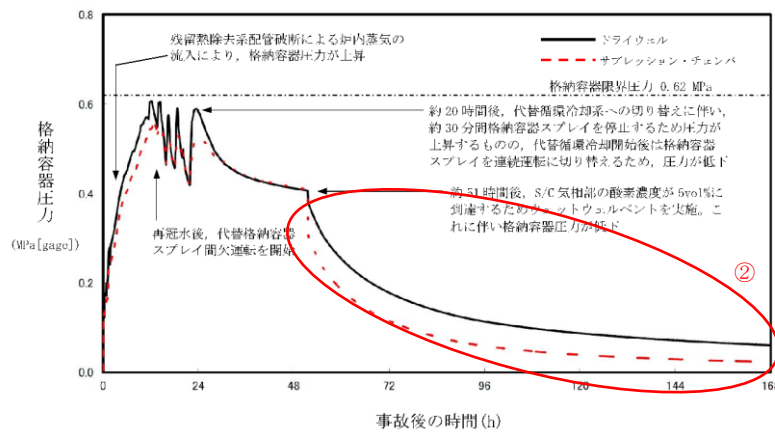
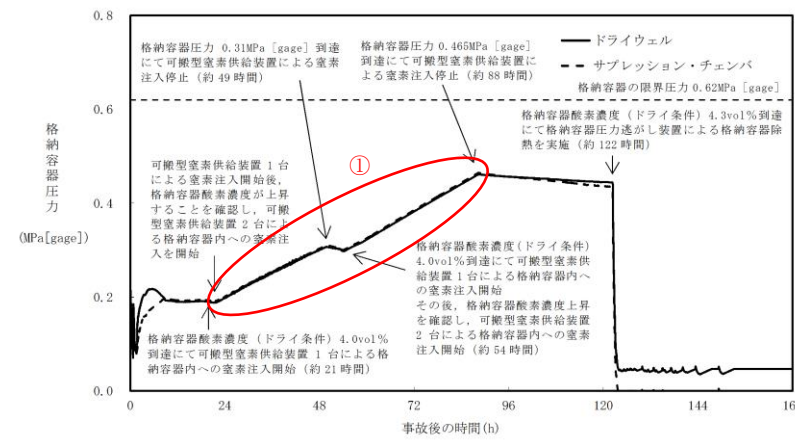


図1 格納容器圧力の推移



第1図 格納容器圧力の推移

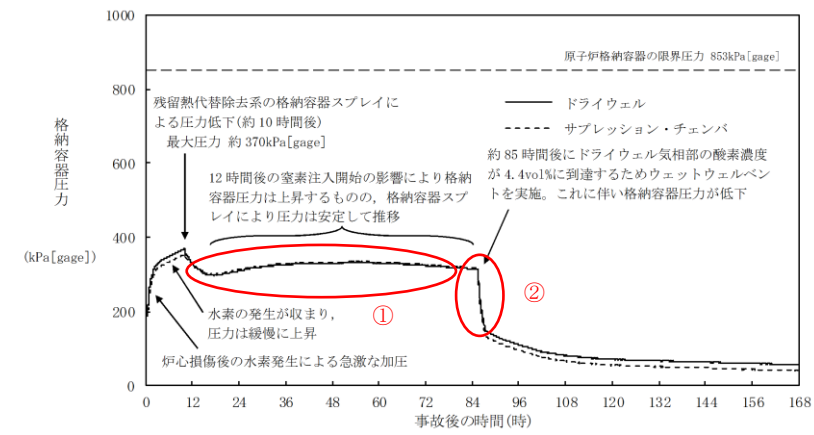


図1 格納容器圧力の推移

・解析結果の相違
【東海第二】
 ①島根2号炉は、東海第二と同様に可燃性ガス濃度の上昇抑制を目的に原子炉格納容器内に窒素を注入しているが、注入する窒素の容量が東海第二より小さいことから、格納容器圧力の有意な上昇はない。
【柏崎6/7、東海第二】
 ②酸素濃度を基準とした格納容器ベントの実施により格納容器圧力が低下しており、3プラントとも同様の挙動。

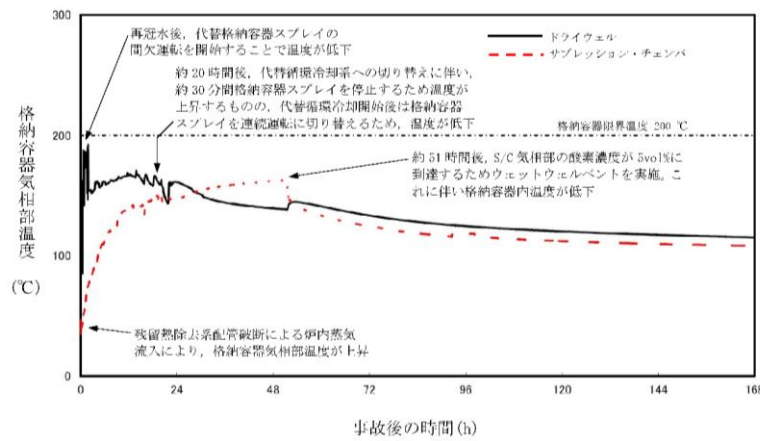
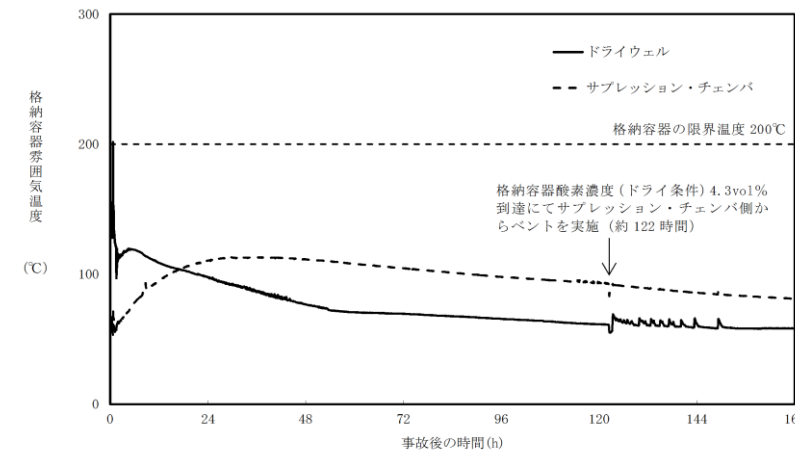


図2 格納容器気相部温度の推移



第2図 格納容器気相部温度の推移

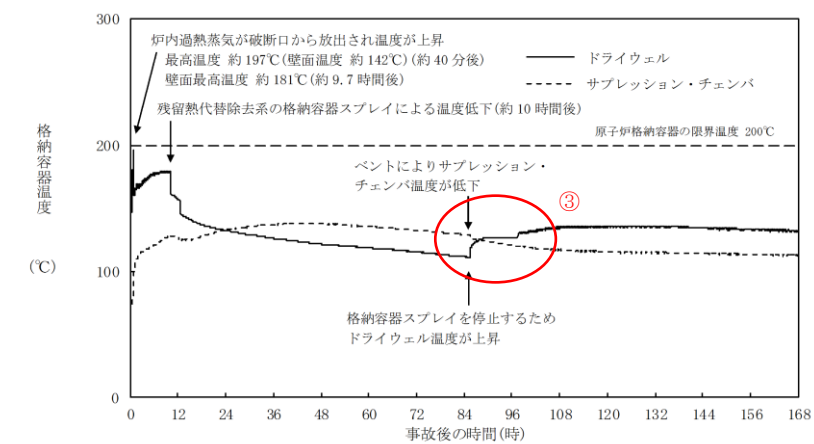


図2 格納容器温度の推移

・解析結果の相違
【柏崎6/7、東海第二】
 ③島根2号炉は、格納容器ベント実施時に残留熱代替除去系による格納容器スプレイを停止することから格納容器温度が一時的に上昇する。

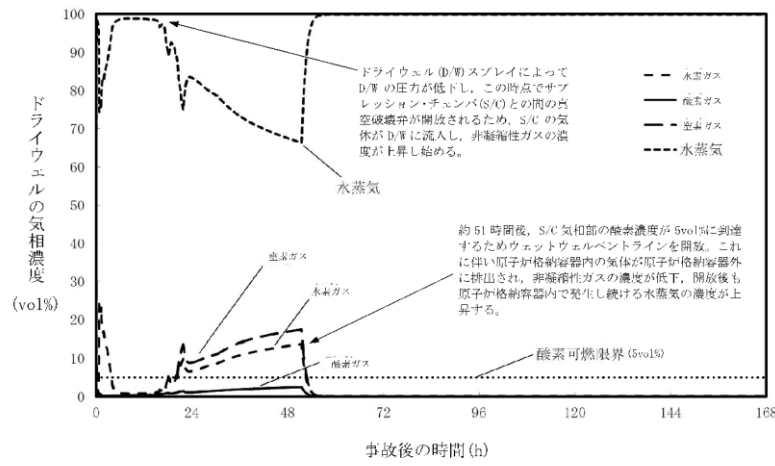


図3 ドライウエルの気相濃度の推移(ウェット条件)

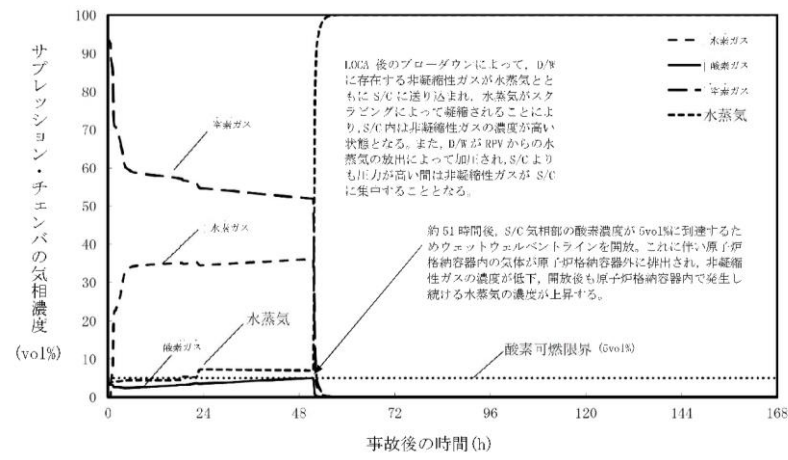


図4 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移(ウェット条件)

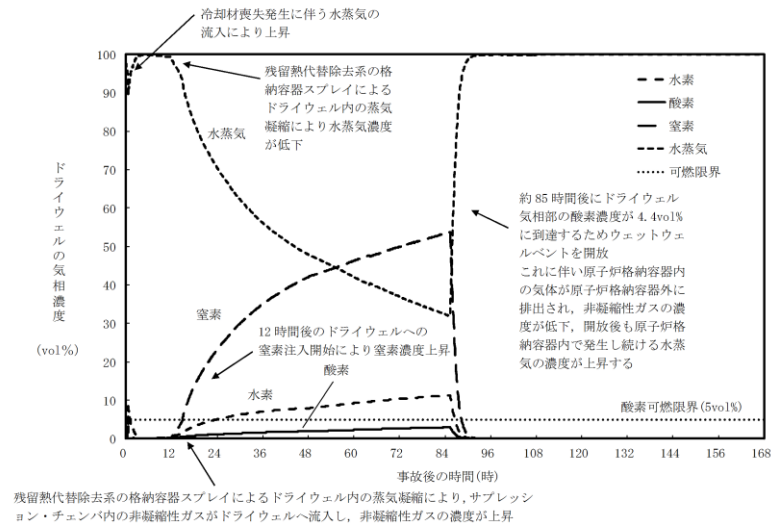


図3 ドライウエルの気相濃度の推移(ウェット条件)

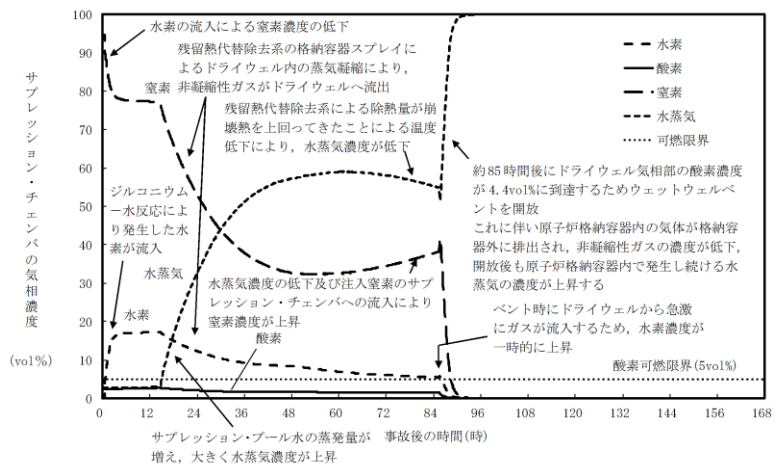


図4 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移(ウェット条件)

・記載方針の相違
【東海第二】
島根 2 号炉及び柏崎 6/7 は、G 値を設計基準事故ベースとした場合の解析においても、ウェット条件の気相濃度の推移を記載している。

(・格納容器ベントの実施に伴う減圧沸騰により原子炉格納容器内が水蒸気に満たされた状態となり、非凝縮性ガスの濃度が小さくなることは、2 プラントとも同様の挙動。)

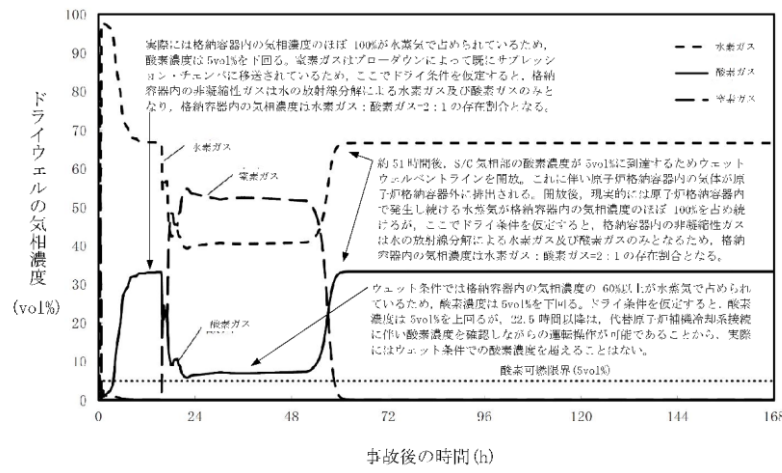


図5 ドライウエルの気相濃度の推移(ドライ条件)

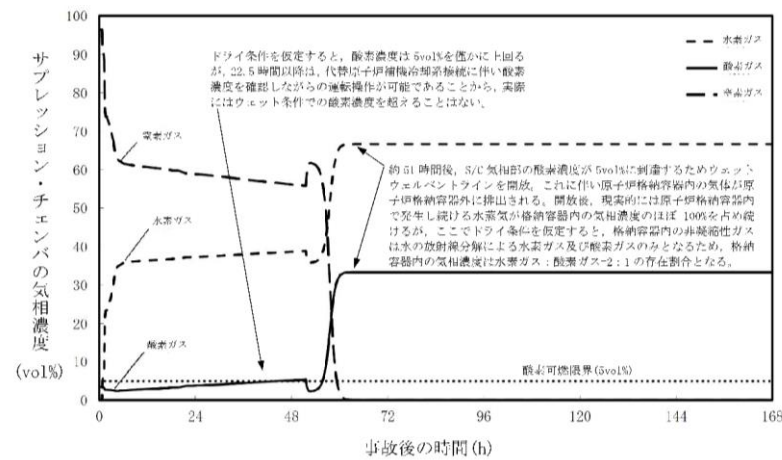
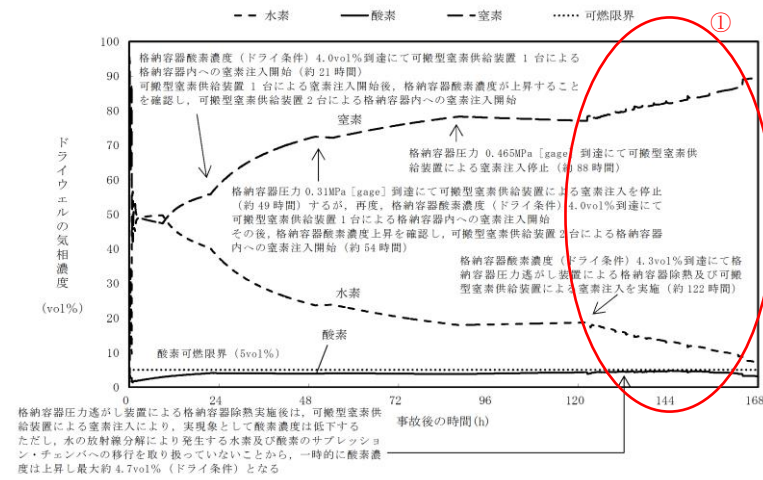
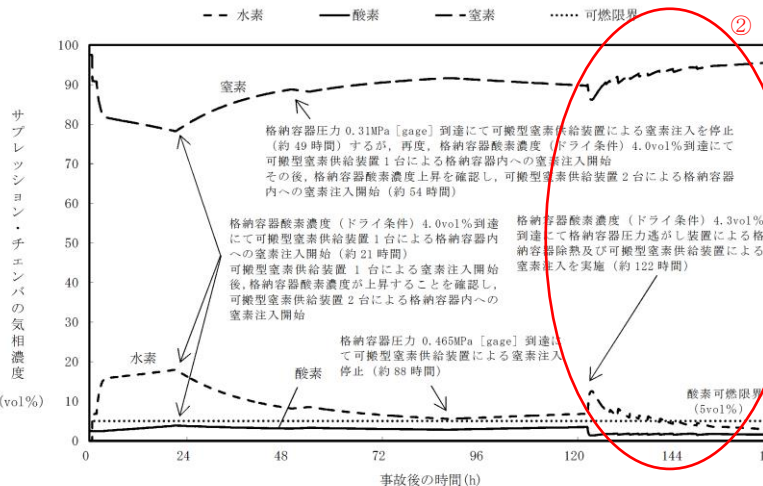


図6 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移(ドライ条件)



第3図 ドライウエルの気相濃度の推移(ドライ条件)



第4図 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移(ドライ条件)

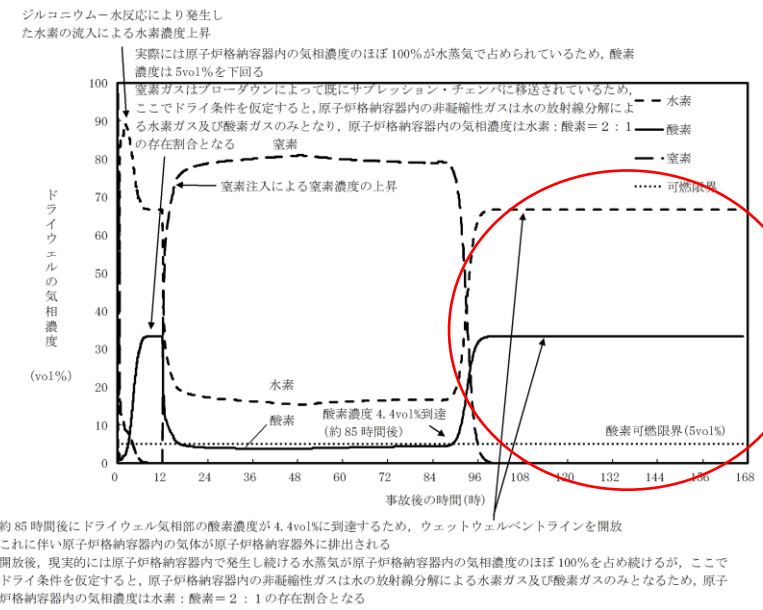


図5 ドライウエルの気相濃度の推移(ドライ条件)

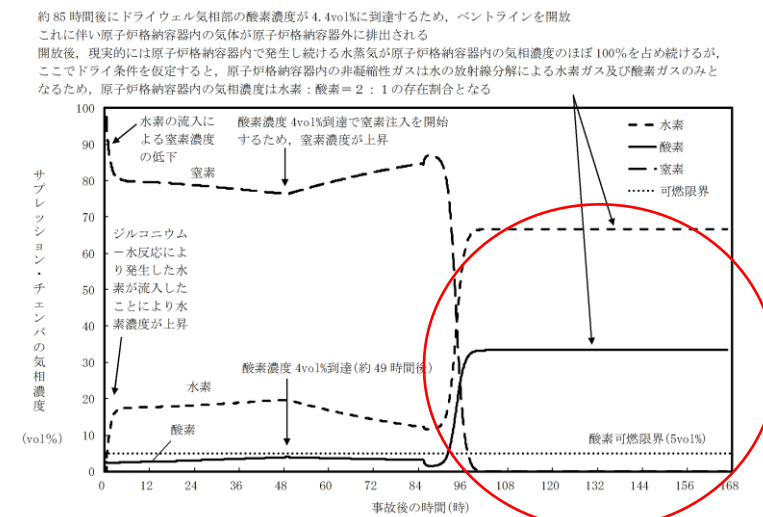


図6 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移(ドライ条件)

・解析結果の相違
【東海第二】
 ①島根2号炉及び柏崎6/7は、格納容器ベント実施時に、原子炉格納容器内への窒素注入を実施していないため、ドライ条件の可燃性ガス濃度は、ほぼ水の放射線分解による水素と酸素の濃度比率となるが、東海第二では、窒素注入を実施しているため、水素と酸素だけではなく窒素も存在している。

②島根2号炉及び柏崎6/7は、格納容器ベント実施時に、原子炉格納容器内への窒素注入を実施していないため、ドライ条件の可燃性ガス濃度は、ほぼ水の放射線分解による水素と酸素の濃度比率となるが、東海第二では、窒素注入を実施しているため、水素と酸素だけではなく窒素も存在している。

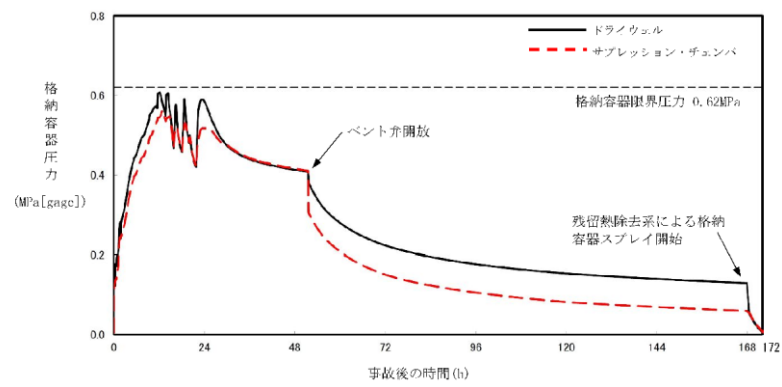


図7 格納容器圧力の推移

(事象発生から168時間後に残留熱除去系によるドライウェル
スプレイ(954m³/h)を連続で実施)

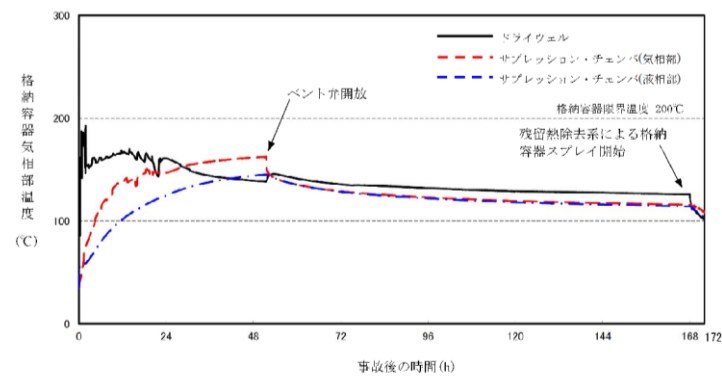


図8 格納容器気相部温度の推移

(事象発生から168時間後に残留熱除去系によるドライウェル
スプレイ(954m³/h)を連続で実施)

・運用の相違
【柏崎6/7】
島根2号炉は、ドライ条件の酸素濃度が可燃領域に到達するよりも前に格納容器ベントを実施するため、ドライ条件の酸素濃度は5 vol%を超えない。

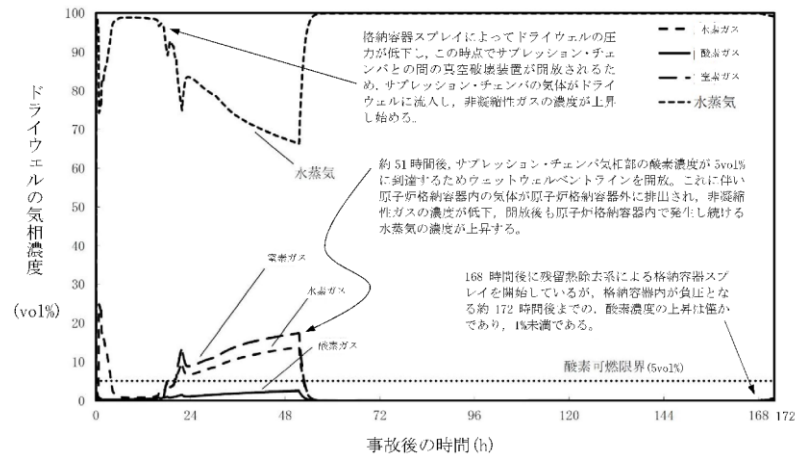


図9 ドライウエルの気相濃度の推移(ウェット条件)

(事象発生から 168 時間後に残留熱除去系によるドライウエルス
プレイ(954m³/h)を連続で実施)

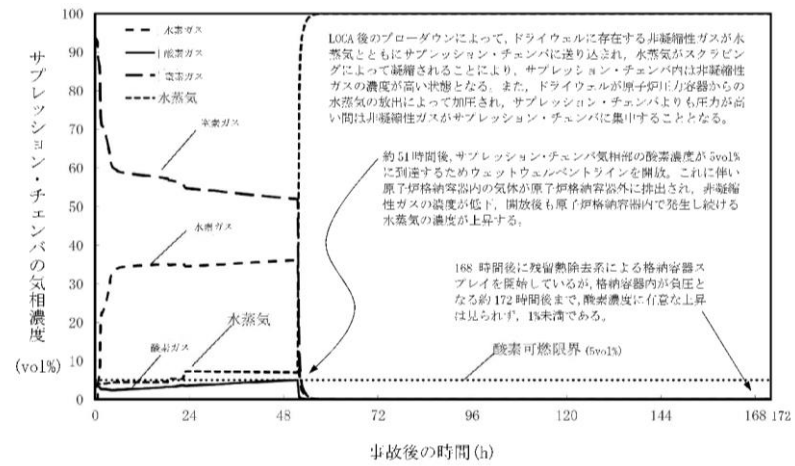


図10 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移(ウェット条件)

(事象発生から 168 時間後に残留熱除去系によるドライウエルス
プレイ(954m³/h)を連続で実施)

・運用の相違
【柏崎 6/7】
島根 2号炉は、ドライ条件の酸素濃度が可燃領域に到達するよりも前に格納容器ベントを実施するため、ドライ条件の酸素濃度は 5 vol% を超えない。

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;">添付資料 3.4.2</p> <p style="text-align: center;">水の放射線分解の評価について</p> <p>1. 水の放射線分解の考慮</p> <p>水がγ線等の放射線エネルギーを吸収すると非常に短時間の間に水の放射線分解が起こり、H(水素原子)、OHラジカル、e_{aq}⁻(水和電子)、HO₂ラジカル、H⁺(水素イオン)及び分子生成物のH₂、H₂O₂(過酸化水素)を生じる。また、これら反応と並行して以下の化学反応が生じ、H₂がOHラジカルと反応して水に戻る等の再結合反応が起こる。なお、酸素ガスは過酸化水素の分解によって生成される。</p> $\text{H}_2 + \text{OH} \rightarrow \text{H} + \text{H}_2\text{O} \quad \text{式①}$ $\text{H} + \text{H}_2\text{O}_2 \rightarrow \text{OH} + \text{H}_2\text{O} \quad \text{式②}$ $\text{H} + \text{OH} \rightarrow \text{H}_2\text{O} \quad \text{式③}$ <p>格納容器破損モード「水素燃焼」における重大事故等対策の有効性評価では、水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの生成をモデル化している。</p> <p>柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉は、運転中、格納容器内が窒素ガスで置換されている。炉心損傷に至った場合及びその後の圧力容器破損後には、ジルコニウム-水反応やコア・コンクリート反応等、水素ガスについては多量に放出されるメカニズムが考えられるものの、酸素ガスに関しては水の放射線分解が支配的な生成プロセスである。水素ガスに関しては上記の反応によって比較的短時間で可燃限界の濃度を超えることから、格納容器内の気体の濃度を可燃限界以下に維持する観点では酸素濃度を低く維持することが重要となる。</p> <p>以下では、この酸素ガスの支配的な生成プロセスである水の放射線分解について、本評価で用いた考え方を示す。</p> <p>2. 水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガス量の計算</p> <p>水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの生成量は以下の式(1)で算出している。</p>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.4.1</p> <p style="text-align: center;">水の放射線分解の評価について</p> <p>1. 水の放射線分解の考慮</p> <p>水がガンマ線等の放射線エネルギーを吸収すると非常に短時間の間に水の放射線分解が起こり、H(水素原子)、OHラジカル、e_{aq}⁻(水和電子)、HO₂ラジカル、H⁺(水素イオン)及び分子生成物のH₂、H₂O₂(過酸化水素)を生じる。また、これらの反応と並行して以下の化学反応が生じ、H₂がOHラジカルと反応して水に戻る等の再結合反応が起こる。なお、酸素は過酸化水素の分解によって生成される。</p> $\text{H}_2 + \text{OH} \rightarrow \text{H} + \text{H}_2\text{O} \quad \text{式①}$ $\text{H} + \text{H}_2\text{O}_2 \rightarrow \text{OH} + \text{H}_2\text{O} \quad \text{式②}$ $\text{H} + \text{OH} \rightarrow \text{H}_2\text{O} \quad \text{式③}$ <p>格納容器破損モード「水素燃焼」における重大事故等対策の有効性評価では、水の放射線分解による水素及び酸素の生成をモデル化している。</p> <p>東海第二発電所は、運転中、格納容器内が窒素で置換されている。炉心損傷に至った場合及びその後の原子炉圧力容器破損後には、ジルコニウム-水反応や溶融炉心・コンクリート相互作用等、水素については多量に放出されるメカニズムが考えられるものの、酸素に関しては水の放射線分解が支配的な生成プロセスである。水素に関しては上記の反応によって比較的短時間で可燃限界の濃度を超えることから、格納容器内の気体の濃度を可燃限界以下に維持する観点では酸素濃度を低く維持することが重要となる。</p> <p>以下では、この酸素の支配的な生成プロセスである水の放射線分解について、本評価で用いた考え方を示す。</p> <p>2. 水の放射線分解による水素及び酸素量の計算</p> <p>水の放射線分解による水素及び酸素の生成量は以下の式(1)で算出している。</p>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.4.2</p> <p style="text-align: center;">水の放射線分解の評価について</p> <p>1. 水の放射線分解の考慮</p> <p>水がγ線等の放射線エネルギーを吸収すると非常に短時間の間に水の放射線分解が起こり、H(水素原子)、OHラジカル、e_{aq}⁻(水和電子)、HO₂ラジカル、H⁺(水素イオン)及び分子生成物のH₂、H₂O₂(過酸化水素)を生じる。また、これら反応と並行して以下の化学反応が生じ、H₂がOHラジカルと反応して水に戻る等の再結合反応が起こる。なお、酸素ガスは過酸化水素の分解によって生成される。</p> $\text{H}_2 + \text{OH} \rightarrow \text{H} + \text{H}_2\text{O} \quad \text{式①}$ $\text{H} + \text{H}_2\text{O}_2 \rightarrow \text{OH} + \text{H}_2\text{O} \quad \text{式②}$ $\text{H} + \text{OH} \rightarrow \text{H}_2\text{O} \quad \text{式③}$ <p>格納容器破損モード「水素燃焼」における重大事故等対策の有効性評価では、水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの生成をモデル化している。</p> <p>島根原子力発電所2号炉は、運転中、原子炉格納容器内が窒素ガスで置換されている。炉心損傷に至った場合及びその後の原子炉圧力容器破損後には、ジルコニウム-水反応やコア・コンクリート反応等、水素ガスについては多量に放出されるメカニズムが考えられるものの、酸素ガスに関しては水の放射線分解が支配的な生成プロセスである。水素ガスに関しては上記の反応によって比較的短時間で可燃限界の濃度を超えることから、原子炉格納容器内の気体の濃度を可燃限界以下に維持する観点では酸素濃度を低く維持することが重要となる。</p> <p>以下では、この酸素ガスの支配的な生成プロセスである水の放射線分解について、本評価で用いた考え方を示す。</p> <p>2. 水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガス量の計算</p> <p>水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの生成量は以下の式(1)で算出している。</p>	<p>(本添付資料は、電力共同研究の成果等をまとめた内容であることから、実質的な相違なし)</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
$\Delta n = Q_{decay} \times \frac{E}{1.60 \times 10^{-19}} \times \frac{G}{100} \times \frac{1}{6.02 \times 10^{23}} \times \Delta t \quad (1)$ <p>式(1)のパラメータは以下のとおり。</p> <p>Δn : 水の放射線分解による水素(酸素) ガス発生量 [mol] Q_{decay} : 崩壊熱 [W] E : 放射線吸収割合 [-] - 炉内 : β 線, γ 線ともに 0.1 - 炉外の FP : β 線, γ 線ともに 1 G : 実効 G 値 [分子/100eV] - 水素 : $G(H_2) = 0.06$ - 酸素 : $G(O_2) = 0.03$ Δt : タイムステップ [sec]</p> <p>放射線吸収割合について、炉内については、炉心から放出される放射線が水に吸収される割合を解析によって評価した結果、約 1% となったことから、これを保守的に考慮して 10% とした。また、炉外の FP については水中に分散していることを考慮し、保守的に放射線のエネルギーの 100% が水の放射線分解に寄与するものとした。^[1]</p> <p>今回は β 線及び γ 線を考慮の対象とし、α 線については考慮の対象としていない。α 線については飛程が短いため、大部分が熔融炉心等に吸収されるものと考え、α 線による水の放射線分解への寄与は無視できるものとした。また、本評価では電力共同研究(以下「電共研」という。)において求めた G 値を用いているが、これは γ 線源による照射によって得られた実験結果である。β 線は γ 線に比べて飛程が短いことから熔融炉心等に吸収され易く、γ 線源による実験結果の G 値を β 線に対して適用することは、放射線分解に伴う水素及び酸素濃度を多く見積もる点で保守的な取り扱いと考えられる。</p> <p>放射線の吸収エネルギー 100eV 当りに生成する原子・分子数を G 値と呼ぶ。G 値には水の放射線による分解作用のみを考慮した初期 G 値と、これに加えて放射線分解による生成物が再結合して水分子等に戻る等の化学反応の効果を考慮した実効 G 値がある。</p>	$\Delta n = Q_{decay} \times \frac{E}{1.6 \times 10^{-19}} \times \frac{G}{100} \times \frac{1}{6.02 \times 10^{23}} \times \Delta t \quad \text{式 (1)}$ <p>式 (1) のパラメータは以下のとおり。</p> <p>Δn : 水の放射線分解による水素 (酸素) 発生量[mol] Q_{decay} : 崩壊熱[W] E : 放射線吸収割合[-] - サプレッション・プール以外の FP : ベータ線, ガンマ線ともに 0.1 - サプレッション・プール内の FP : ベータ線, ガンマ線ともに 1 G : 実効 G 値[分子/100eV] - 水素 : $G(H_2) = 0.06$ - 酸素 : $G(O_2) = 0.03$ Δt : タイムステップ[sec]</p> <p>放射線吸収割合について、炉内については、炉心から放出される放射線が水に吸収される割合を解析によって評価した結果、約 1% となったことから、これを保守的に考慮して 10% とした。また、炉外の FP については水中に分散していることを考慮し、保守的に放射線のエネルギーの 100% が水の放射線分解に寄与するものとした。^[1]</p> <p>今回はベータ線及びガンマ線を考慮の対象とし、アルファ線については考慮の対象としていない。アルファ線については飛程が短いため、大部分が熔融炉心等に吸収されるものと考え、アルファ線による水の放射線分解への寄与は無視できるものとした。また、本評価では電力共同研究(以下「電共研」という。)において求めた G 値を用いているが、これはガンマ線源による照射によって得られた実験結果である。ベータ線はガンマ線に比べて飛程が短いことから熔融炉心等に吸収され易く、ガンマ線源による実験結果の G 値をベータ線に対して適用することは、放射線分解に伴う水素及び酸素濃度を多く見積もる点で保守的な取り扱いと考えられる。</p> <p>放射線の吸収エネルギー 100eV 当りに生成する原子・分子数を G 値と呼ぶ。G 値には水の放射線による分解作用のみを考慮した初期 G 値と、これに加えて放射線分解による生成物が再結合して水分子等に戻る化学反応の効果を考慮した実効 G 値がある。</p>	$\Delta n = Q_{decay} \times \frac{E}{1.6 \times 10^{-19}} \times \frac{G}{100} \times \frac{1}{6.02 \times 10^{23}} \times \Delta t \quad (1)$ <p>式(1)のパラメータは以下のとおり。</p> <p>Δn : 水の放射線分解による水素 (酸素) ガス発生量[mol] Q_{decay} : 崩壊熱[W] E : 放射線吸収割合[-] - 炉内 : β 線, γ 線ともに 0.1 - 炉外の FP : β 線, γ 線ともに 1 G : 実効 G 値[分子/100eV] - 水素 : $G(H_2) = 0.06$ - 酸素 : $G(O_2) = 0.03$ Δt : タイムステップ[sec]</p> <p>放射線吸収割合について、炉内については、炉心から放出される放射線が水に吸収される割合を解析によって評価した結果、約 1% となったことから、これを保守的に考慮して 10% とした。また、炉外の FP については水中に分散していることを考慮し、保守的に放射線のエネルギーの 100% が水の放射線分解に寄与するものとした。^[1]</p> <p>今回は β 線及び γ 線を考慮の対象とし、α 線については考慮の対象としていない。α 線については飛程が短いため、大部分が熔融炉心等に吸収されるものと考え、α 線による水の放射線分解への寄与は無視できるものとした。また、本評価では電力共同研究(以下、「電共研」という。)において求めた G 値を用いているが、これは γ 線源による照射によって得られた実験結果である。β 線は γ 線に比べて飛程が短いことから熔融炉心等に吸収され易く、γ 線源による実験結果の G 値を β 線に対して適用することは、放射線分解に伴う水素及び酸素濃度を多く見積もる点で保守的な取り扱いと考えられる。</p> <p>放射線の吸収エネルギー 100eV あたりに生成する原子・分子数を G 値と呼ぶ。G 値には水の放射線による分解作用のみを考慮した初期 G 値と、これに加えて放射線分解による生成物が再結合して水分子等に戻る化学反応の効果を考慮した実効 G 値がある。</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>照射が始まり、放射線分解による生成物が増加すると、その生成物の濃度に応じて生成物が再結合して水に戻る等の化学反応も増加するため、水素分子及び酸素分子の生成割合は照射初期から徐々に低下する。水素濃度や酸素濃度と水の吸収線量との関係の傾向は、一時的に水素濃度や酸素濃度の上昇ピークが現れるのではなく、水素濃度や酸素濃度の上昇が徐々に抑制されていく形の曲線となる。格納容器内の濃度上昇というマクロな現象を評価する観点では再結合等の化学反応の効果を含めた実効G値を用いることが適切と考えられるため、本評価では実効G値を用いる。また、実効G値には電共研の実験結果^[2]に基づく値を用いた。これについては次項に示す。</p> <p>3. 実効G値の設定について</p> <p>3.1 実効G値の設定根拠とした電共研の実験結果^[2]</p> <p>本評価における実効G値の設定根拠とした電共研「事故時放射線分解に関する研究」^[2]の実験結果を図1に示す。電共研の実験では、重大事故の際の格納容器内の環境を想定した。図1は、非沸騰条件において、よう素イオン濃度を炉心インベントリの50%に相当する濃度とし、ジルコニウム-水反応割合は5.5%とした場合の吸収線量と酸素濃度の相関を示している。</p> <p>実効G値は吸収線量が10×10^3 Gyでの傾きから求めた。この吸収線量は事象発生から約1.4時間後までのサプレッション・プールでの吸収線量に相当する。実効G値は吸収線量の増加とともに傾きが小さくなる傾向にあることから、事象発生から約1.4時間後の実効G値を本評価で用いることは保守的であり妥当と考える。</p> <p>3.2 実効G値に影響を及ぼす因子</p> <p>水の放射線分解によって生成した水素ガスや過酸化水素は、OHラジカルを介した再結合反応によって水に戻るが、このときOHラジカルと反応し易い物質の存在や、沸騰等による生成物の気相への移行があると、再結合反応が阻害され、水素分子及び酸素分子が生成される。このため、実効G値はこれらの因子によって変化する。</p> <p>実効G値に影響を及ぼす因子としては、よう素等の不純物濃度、液相中の水素分子の濃度といった化学的因子の他に、ガスの気液</p>	<p>照射が始まり、放射線分解による生成物が増加すると、その生成物の濃度に応じて生成物が再結合して水に戻る等の化学反応も増加するため、水素分子及び酸素分子の生成割合は照射初期から徐々に低下する。水素濃度や酸素濃度の水の吸収線量との関係の傾向は、一時的に水素濃度や酸素濃度の上昇ピークが現れるのではなく、水素濃度や酸素濃度の上昇が徐々に抑制されていく形の曲線となる。格納容器内の濃度上昇というマクロな現象を評価する観点では再結合等の化学反応の効果を含めた実効G値を用いることが適切であると考えられるため、本評価では実効G値を用いる。また、実効G値には電共研の実験結果^[2]に基づく値を用いた。</p> <p>【比較のため、「添付資料3.4.2」の一部を記載】</p> <p>2.2 基本実験の実機への適用性</p> <p><u>基本実験において評価したG値を用いるに当たり、実験条件(重大事故条件のうち非沸騰)と実機条件を比較した確認結果を第3表及び第4表に示す。</u></p> <p><u>第3表では、各種パラメータが酸素の実効G値に与える影響を評価しており、実験条件は実機で想定されるシビアアクシデント環境を考慮した場合においても評価結果に与える影響は軽微であることを確認している。</u></p> <p>・<u>吸収線量については、水素の実効G値は吸収線量が多いほど小さくなる傾向があり^{[2][5]}、酸素についても同様の傾向であることを確認している^[2]。酸素濃度の長期(7日間)の推移を見る観点では、事象進展を考えた上で事象発生から約1.5時間後の吸収線量に相当する1×10^4 Gyで求めた実効G値を用いることは保守的であり妥当と考える。(第9図参照)</u></p>	<p>照射が始まり、放射線分解による生成物が増加すると、その生成物の濃度に応じて生成物が再結合して水に戻る等の化学反応も増加するため、水素分子及び酸素分子の生成割合は照射初期から徐々に低下する。水素濃度や酸素濃度と水の吸収線量との関係の傾向は、一時的に水素濃度や酸素濃度の上昇ピークが現れるのではなく、水素濃度や酸素濃度の上昇が徐々に抑制されていく形の曲線となる。原子炉格納容器内の濃度上昇というマクロな現象を評価する観点では再結合等の化学反応の効果を含めた実効G値を用いることが適切と考えられるため、本評価では実効G値を用いる。また、実効G値には電共研の実験結果^[2]に基づく値を用いた。これについては次項に示す。</p> <p>3. 実効G値の設定について</p> <p>3.1 実効G値の設定根拠とした電共研の実験結果^[2]</p> <p>本評価における実効G値の設定根拠とした電共研「事故時放射線分解に関する研究」^[2]の実験結果を図1に示す。電共研の実験では、重大事故の際の原子炉格納容器内の環境を想定した。図1は、非沸騰条件において、よう素イオン濃度を炉心インベントリの50%に相当する濃度とし、ジルコニウム-水反応割合は5.5%とした場合の吸収線量と酸素濃度の相関を示している。</p> <p>実効G値は吸収線量が1×10^4 Gyでの傾きから求めた。この吸収線量は事象発生から約1.5時間後までのサプレッション・プールでの吸収線量に相当する。実効G値は吸収線量の増加とともに傾きが小さくなる傾向にあることから、事象発生から約1.5時間後の実効G値を用いることは保守的であり妥当と考える。</p> <p>3.2 実効G値に影響を及ぼす因子</p> <p>水の放射線分解によって生成した水素ガスや過酸化水素は、OHラジカルを介した再結合反応によって水に戻るが、このときOHラジカルと反応し易い物質の存在や、沸騰等による生成物の気相への移行があると、再結合反応が阻害され、水素分子及び酸素分子が生成される。このため、実効G値はこれらの因子によって変化する。</p> <p>実効G値に影響を及ぼす因子としては、よう素等の不純物濃度、液相中の水素分子の濃度といった化学的因子の他に、ガスの気液</p>	<p>備考</p> <p>・解析結果の相違</p> <p>【柏崎6/7，東海第二】型式や解析条件等の相違により異なる。</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>移行速度(沸騰, 非沸騰の違い)といった物理的因子がある。</p> <p>本評価における実効G値の設定根拠とした電共研の実験結果に対して上記の因子の影響を考慮する際に参照した電共研の実験結果を次に示す。また, 電共研の実験結果と本評価における各因子の相違と影響をまとめた結果を表1に示す。</p> <p>(1) よう素の影響</p> <p>体系中によう素等の不純物が存在すると, 以下の化学反応が生じ, OHラジカルがOH⁻となるため, OHラジカルを介した式①の再結合反応を阻害し, 水素分子の増加と同時に水素原子の生成が減少する。水素原子の減少により式②の反応が減少することで過酸化水素の加水分解が促進され, 酸素ガスの生成量が增大するものと考えられる。</p> $I^{\cdot} + OH \rightarrow I + OH^{\cdot} \quad \text{式④}$ <p>水中のよう素濃度を变化させた場合の酸素ガスの発生割合を図2に示す。液相単相条件下において, よう素イオン濃度は炉心インベントリの0~100%に相当する濃度とした。図2のとおり, 水中のよう素イオン濃度が高いほど, 吸収線量に対する酸素ガスの発生割合が高い。</p> <p>よう素以外の不純物として, ほう素, 鉄, 銅を添加した場合の酸素ガスの発生割合を図3に示す。図3のとおり, 不純物の添加による酸素ガスの発生割合への影響は見られない。</p> <p>以上の結果から, よう素濃度に関して本評価における条件とほぼ同等の実験の結果から求めた実効G値を用いることは妥当と考える。</p> <p>(2) 溶存水素濃度の影響</p> <p>液相中の水素濃度が増加すると, OHラジカルを介した再結合反応が進み, その結果, 水素ガスと酸素ガスの生成量が減少すると考えられる。</p> <p>水中の水素濃度を变化させた場合の酸素ガスの発生割合を図4に示す。液相単相条件下において, 初期水素濃度はジルコニウム-水反応割合が0~50%で生成した場合の水素濃度に相当する気相中濃度の気液平衡濃度とした。図4のとおり, 水中の水素濃度が高いほど, 吸収線量に対する酸素ガスの発生割合が低い。</p> <p>したがって, 水の放射線分解が進行し, 液相中の水素濃度が上昇すると実効G値は徐々に減少すると考えられる。また, ジルコ</p>	<p>・<u>よう素放出割合については, 水素の実効G値はよう素濃度が高いほど大きくなる傾向があり^{[2][6]}, 酸素についても同様の傾向であることを確認している^[2]。しかしながら, 第10図を参照すると, 左記の程度の割合の相違であれば, G値(測定データの傾き)に大きな違いは現れないと考えられることから, 有効性評価において, 電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える。</u></p> <p>・<u>ジルコニウム-水反応割合(溶存水素濃度)については, 水素の実効G値は溶存水素濃度が高いほど小さくなる傾向があり^{[2][4]}, 酸素についても同様の傾向であることを確認している^[2]。このことから, ジルコニウム-水反応割合が小さい電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える。(第11図参照)</u></p>	<p>移行速度(沸騰, 非沸騰の違い)といった物理的因子がある。</p> <p>本評価における実効G値の設定根拠とした電共研の実験結果に対して上記の因子の影響を考慮する際に参照した電共研の実験結果を次に示す。また, 電共研の実験結果と本評価における各因子の相違と影響をまとめた結果を表1に示す。</p> <p>(1) よう素の影響</p> <p>体系中によう素等の不純物が存在すると, 以下の化学反応が生じ, OHラジカルがOH⁻となるため, OHラジカルを介した式①の再結合反応を阻害し, 水素分子の増加と同時に水素原子の生成が減少する。水素原子の減少により式②の反応が減少することで過酸化水素の加水分解が促進され, 酸素ガスの生成量が增大するものと考えられる。</p> $I^{\cdot} + OH \rightarrow I + OH^{\cdot} \quad \text{式④}$ <p>水中のよう素濃度を变化させた場合の酸素ガスの発生割合を図2に示す。液相単相条件下において, よう素イオン濃度は炉心インベントリの0~100%に相当する濃度とした。図2のとおり, 水中のよう素イオン濃度が高いほど, 吸収線量に対する酸素ガスの発生割合が高い。</p> <p>よう素以外の不純物として, ほう素, 鉄, 銅を添加した場合の酸素ガスの発生割合を図3に示す。図3のとおり, 不純物の添加による酸素ガスの発生割合への影響は見られない。</p> <p>以上の結果から, よう素濃度に関して本評価における条件とほぼ同等の実験の結果から求めた実効G値を用いることは妥当と考える。</p> <p>(2) 溶存水素濃度の影響</p> <p>液相中の水素濃度が増加すると, OHラジカルを介した再結合反応が進み, その結果, 水素ガスと酸素ガスの生成量が減少すると考えられる。</p> <p>水中の水素濃度を变化させた場合の酸素ガスの発生割合を図4に示す。液相単相条件下において, 初期水素濃度はジルコニウム-水反応割合が0~50%で生成した場合の水素濃度に相当する気相中濃度の気液平衡濃度とした。図4のとおり, 水中の水素濃度が高いほど, 吸収線量に対する酸素ガスの発生割合が低い。</p> <p>したがって, 水の放射線分解が進行し, 液相中の水素濃度が上昇すると実効G値は徐々に減少すると考えられる。また, ジルコ</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>ニウム-水反応によって発生する水素ガスが液相中に溶解し、液相中の水素濃度が上昇する場合にも実効G値は減少すると考えられる。</p> <p>よって、炉心損傷事故の状況としては比較的少ないと考えられるジルコニウム-水反応割合5.5%に相当する溶存水素濃度の実験結果から求めた実効G値を用いることは妥当と考える。</p> <p>(3) 初期酸素濃度の影響</p> <p>初期酸素濃度を变化させた場合の酸素ガスの発生割合を図3に示す。図3からは、初期酸素濃度が酸素ガスの実効G値に与える影響は確認できない。このことから、初期酸素濃度は少なくとも数vol%程度では、初期酸素濃度は酸素ガスの実効G値に影響を及ぼすものではないと考える。</p> <p>(4) 沸騰、非沸騰状態の影響</p> <p>非沸騰の場合には、水素ガス及び酸素ガスが比較的長期間液相に滞在できるため、再結合反応が起こりやすく、水素ガスと酸素ガスの生成量が減少すると考えられる。一方、液相が沸騰している場合には、生成された水素ガス及び酸素ガスがボイドに移行し短期間で気相に放出されるため、再結合反応が非沸騰状態に比べ起こりにくく、水素ガスと酸素ガスの生成量が増加すると考えられる。</p> <p>沸騰状態における酸素濃度の変化を図5に示す。よう素イオン濃度を炉心インベントリの50%に相当する濃度とし、初期水素濃度はジルコニウム-水反応割合が5.0%で生成した場合の水素濃度に相当する気相中濃度の気液平衡濃度とした。図5のとおり、沸騰状態であっても、吸収線量に対する酸素ガスの発生割合は極めて低い。</p> <p>上記の結果に加え、本評価条件では、大部分の領域・期間が非沸騰状態であると考えられることから、非沸騰状態の実効G値を採用することは妥当と考える。</p> <p>(5) 温度の影響</p> <p>温度を室温(25°C)から45°Cまで变化させた場合の酸素濃度の変化を図6に示す。図6のとおり、温度が高くなるほど再結合反応が促進されるため、実効G値は小さくなる傾向となっている。また、オークリッジ国立研究所(ORNL)による照射試験^[2]でも、図7のとおり、温度依存性について同様の傾向が示されている</p>	<p>・初期酸素濃度については、少なくとも初期酸素濃度数vol%程度では、初期酸素濃度は酸素の実効G値に影響を及ぼすものではないと考える^[2]。(第12図参照)</p> <p>・沸騰・非沸騰については、沸騰状態では酸素の実効G値はほぼ0となる傾向がある。このことから、非沸騰状態での電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える^[2]。(第13図参照)</p> <p>・温度については、温度が高いほど、再結合反応が促進されるため実効G値は小さくなる傾向がある。事故時には温度は室温を上回るため、室温での電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは保守的であり妥当と考える^{[2][5]}。(第14図参照)</p>	<p>ニウム-水反応によって発生する水素ガスが液相中に溶解し、液相中の水素濃度が上昇する場合にも実効G値は減少すると考えられる。</p> <p>よって、炉心損傷事故の状況としては比較的少ないと考えられるジルコニウム-水反応割合5.5%に相当する溶存水素濃度の実験結果から求めた実効G値を用いることは妥当と考える。</p> <p>(3) 初期酸素濃度の影響</p> <p>初期酸素濃度を变化させた場合の酸素ガスの発生割合を図3に示す。図3からは、初期酸素濃度が酸素ガスの実効G値に与える影響は確認できない。このことから、初期酸素濃度は少なくとも数vol%程度では、初期酸素濃度は酸素ガスの実効G値に影響を及ぼすものではないと考える。</p> <p>(4) 沸騰、非沸騰状態の影響</p> <p>非沸騰の場合には、水素ガス及び酸素ガスが比較的長期間液相に滞在できるため、再結合反応が起こりやすく、水素ガスと酸素ガスの生成量が減少すると考えられる。一方、液相が沸騰している場合には、生成された水素ガス及び酸素ガスがボイドに移行し短期間で気相に放出されるため、再結合反応が非沸騰状態に比べ起こりにくく、水素ガスと酸素ガスの生成量が増加すると考えられる。</p> <p>沸騰状態における酸素濃度の変化を図5に示す。よう素イオン濃度を炉心インベントリの50%に相当する濃度とし、初期水素濃度はジルコニウム-水反応割合が5.0%で生成した場合の水素濃度に相当する気相中濃度の気液平衡濃度とした。図5のとおり、沸騰状態であっても、吸収線量に対する酸素ガスの発生割合は極めて低い。</p> <p>上記の結果に加え、本評価条件では、大部分の領域・期間が非沸騰状態であると考えられることから、非沸騰状態の実効G値を採用することは妥当と考える。</p> <p>(5) 温度の影響</p> <p>温度を室温(25°C)から70°Cまで变化させた場合の酸素濃度の変化を図6に示す。図6のとおり、温度が高くなるほど再結合反応が促進されるため、実効G値は小さくなる傾向となっている。また、オークリッジ国立研究所(ORNL)による照射試験^[3]でも、図7のとおり、温度依存性について同様の傾向が示されてい</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>本評価条件では、温度は室温を上回るため、室温での電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは保守的であり妥当と考える。</p> <p>(6) pHの影響</p> <p>pHを4, 6.5, 10とした場合の酸素濃度の変化を図8に示す。図8からは、中性環境下で酸素ガスの実効G値は僅かに小さい傾向を示していることが分かる。^[2]しかしながら、その傾きの違いは僅かであることから、中性条件下の試験で求めた実効G値を用いることに問題はないと考える。</p> <p>3. 3 実効G値への不純物の影響についての電共研の追加実験結果^[1]</p> <p>電共研「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」^[1]では、電線被覆材等に起因する有機物の影響について追加実験を行っており、有機物をエタノールで模擬して液相中に添加し、酸素濃度の変化を測定している。実験結果は図9, 10のとおり、実効G値を低減する効果があることが確認されている。これは、エタノールは放射線場ではOHラジカルと反応してエタノールラジカルとなり、還元剤として働いて酸素ガスを消費する反応に寄与するためである。</p> $\text{CH}_3\text{CH}_2\text{OH} + \text{OH} \rightarrow \text{CH}_3\text{CHOH} + \text{H}_2\text{O} \quad \text{式⑤}$ $\text{CH}_3\text{CHOH} + \text{O}_2 \rightarrow \text{CH}_3\text{COH} + \text{HO}_2 \quad \text{式⑥}$ <p>その他の不純物と合わせて影響をまとめた結果を表2に示す。なお、通常の想定濃度範囲では、OHラジカルの反応速度の観点から、実効G値への影響はヨウ素イオンが支配的となることから、ヨウ素イオンで不純物を代表させている。</p> <p>4. 格納容器内の酸素・水素濃度の評価方法</p> <p>放射線分解を考慮した格納容器内の酸素・水素濃度の評価方法は次のとおり。また、格納容器内の酸素・水素濃度の評価の流れを図11に示す。</p> <ul style="list-style-type: none"> MAAP解析から得られる各コンパートメントの窒素ガスモル数 	<p>・pHについては、中性環境下では酸素の実効G値は僅かに小さい傾向を示すが、その差は小さい。このため、中性条件下の試験で求めた電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることに問題はないと考える^[2]。(第15図参照)</p> <p>第4表では、シビアアクシデント環境下で発生し得る不純物の影響について評価を行い、G値への影響が軽微であることを確認している。</p> <ul style="list-style-type: none"> 金属イオン等(Fe, Cu, B)については、よう素存在条件下において、金属イオン等(Fe, Cu, B)が添加された場合の解析結果からは、実効G値への影響は見られない^[2]。(第12図参照) ホウ酸については、水のpHに影響するが、pHの違いによる実効G値への影響は小さい^[2]。 コンクリートについては、安定な酸化物でエアロゾルとして挙動し、水にはほとんど溶けないため、放射線分解への影響は小さい。また、MCCI時にCO₂が発生し水のpHに影響するが、pHの変化によるG値への影響は小さい^{[2][4]}。 有機物については、酸素を消費する反応に寄与し、実効G値を低減する^[4]。(第16, 17図参照) <p>以上から、格納容器破損防止対策の有効性評価において、基本実験において評価したG値を用いることは妥当であると判断した。</p> <p>【ここまで】</p> <p>3. 格納容器内の水素・酸素濃度の評価方法</p> <p>放射線分解を考慮した格納容器内の水素・酸素濃度の評価方法は次のとおり。また、格納容器内の水素・酸素濃度の評価の流れを第1図に示す。</p> <ul style="list-style-type: none"> MAAP解析から得られるドライウェル及びサブプレッショ 	<p>る。</p> <p>本評価条件では、温度は室温を上回るため、室温での電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは保守的であり妥当と考える。</p> <p>(6) pHの影響</p> <p>pHを4, 6.5, 10とした場合の酸素濃度の変化を図8に示す。図8からは、中性環境下で酸素ガスの実効G値はわずかに小さい傾向を示していることが分かる。^[2]しかしながら、その傾きの違いはわずかであることから、中性条件下の試験で求めた実効G値を用いることに問題はないと考える。</p> <p>3. 3 実効G値への不純物の影響についての電共研の追加実験結果^[1]</p> <p>電共研「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」^[1]では、電線被覆材等に起因する有機物の影響について追加実験を行っており、有機物をエタノールで模擬して液相中に添加し、酸素濃度の変化を測定している。実験結果は図9, 10のとおり、実効G値を低減する効果があることが確認されている。これは、エタノールは放射線場ではOHラジカルと反応してエタノールラジカルとなり、還元剤として働いて酸素ガスを消費する反応に寄与するためである。</p> $\text{CH}_3\text{CH}_2\text{OH} + \text{OH} \rightarrow \text{CH}_3\text{CHOH} + \text{H}_2\text{O} \quad \text{式⑤}$ $\text{CH}_3\text{CHOH} + \text{O}_2 \rightarrow \text{CH}_3\text{COH} + \text{HO}_2 \quad \text{式⑥}$ <p>その他の不純物と合わせて影響をまとめた結果を表2に示す。なお、通常の想定濃度範囲では、OHラジカルの反応速度の観点から、実効G値への影響はヨウ素イオンが支配的となることから、ヨウ素イオンで不純物を代表させている。</p> <p>4. 原子炉格納容器内の水素・酸素濃度の評価方法</p> <p>放射線分解を考慮した原子炉格納容器内の水素・酸素濃度の評価方法は次のとおり。また、原子炉格納容器内の水素・酸素濃度の評価の流れを図11に示す。</p> <ul style="list-style-type: none"> MAAP解析から得られるドライウェル及びサブプレッショ 	

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>から、格納容器の初期酸素濃度を <u>3.5vol%</u>としたときの酸素ガスモル数と窒素ガスモル数を計算する。</p> <ul style="list-style-type: none"> 各コンパートメントにおける崩壊熱から、水の放射線分解による酸素ガス発生量と水素ガス発生量を計算する。 上記を重ね合わせるにより、格納容器内の気相濃度を計算する。 <p>5. 参考文献</p> <p>[1] 「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」 BWR 電力共同研究平成 12 年 3 月</p> <p>[2] 「事故時放射線分解に関する研究」 BWR 電力共同研究 昭和 63 年 3 月</p> <p>[3] Zittel, H. E., “Boiling water reactor accident radiolysis studies”, ORNL-TM- 2412Part VIII (1970).</p> <p>[4] Parczewski, K. I., et. al., “Generation of hydrogen and oxygen by radiolytic decomposition of water in some BWR’ s”, U. S. NRC Joint ANS/ASME Conference, Aug. (1984).</p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p>ン・チェンバの窒素モル数から、格納容器の初期酸素濃度を <u>2.5vol%</u>とした時の酸素モル数と窒素モル数を計算する。</p> <ul style="list-style-type: none"> ドライウエル及びサプレッション・チェンバにおける崩壊熱から、水の放射線分解による酸素発生量と水素発生量を計算する。 水の放射線分解によって生成する水素及び酸素については、MAAP結果に基づいてドライウエルとサプレッション・チェンバ間のベント管を介した移行量を評価し、移行量に応じてドライウエルとサプレッション・チェンバに分配する。 上記を重ね合わせるにより、格納容器内の気相濃度を計算する。 <p>4. 参考文献</p> <p>[1] 「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」 BWR 電力共同研究, 平成 12 年 3 月</p> <p>[2] 「事故時放射線分解に関する研究」 BWR 電力共同研究, 昭和 63 年 3 月</p>	<p>ン・チェンバの窒素ガスモル数から、原子炉格納容器の初期酸素濃度を <u>2.5vol%</u>としたときの酸素ガスモル数と窒素ガスモル数を計算する。</p> <ul style="list-style-type: none"> ドライウエル及びサプレッション・チェンバにおける崩壊熱から、水の放射線分解による酸素ガス発生量と水素ガス発生量を計算する。 水の放射線分解によって生成する水素ガス及び酸素ガスについては、MAAP結果に基づいてドライウエルとサプレッション・チェンバ間の移行量を評価し、移行量に応じてドライウエルとサプレッション・チェンバに分配する。 上記を重ね合わせるにより、原子炉格納容器内の気相濃度を計算する。 <p>5. 参考文献</p> <p>[1] 「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」 BWR 電力共同研究, 平成 12 年 3 月</p> <p>[2] 「事故時放射線分解に関する研究」 (BWR 電力共同研究, 昭和 63 年 3 月)</p> <p>[3] Zittel, H. E., “Boiling water reactor accident radiolysis studies”, ORNL-TM-2412 Part VIII (1970) .</p> <p>[4] Przewski, K. I., et. al., “Generation of hydrogen and oxygen by radiolytic decomposition of water in some BWR’ s”, U. S. NRC Joint ANS/ASME Conference, Aug (1984) .</p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p>・解析条件の相違【柏崎 6/7】</p> <p>・解析条件の相違【柏崎 6/7】</p> <p>島根 2 号炉は、本評価事故シーケンスにおいて、原子炉格納容器内に窒素を注入していることから、水の放射線分解によって発生した水素及び酸素が、窒素の移行に応じて移行する条件としている。</p>

表 1 各種パラメータが酸素ガスの実効G値に与える影響

パラメータ	電共研の実験	今回申請における評価	酸素ガスの実効G値への影響と保守性
吸収線量	~1×10 ⁴ Gy	サブプレッション・プールでの吸収線量は事象発生から約 1.4 時間後に 1×10 ⁴ Gy を超える。	水素ガスの実効G値は吸収線量が多いほど小さくなる傾向があり ^{[2][3]} 、酸素ガスの実効G値についても同様の傾向であることを確認している。 ^[2] 酸素濃度の長期(7日間)の推移を見る観点では、事象進展を考えた上で事象発生から約 1.4 時間後の吸収線量に相当する(1×10 ⁴ Gy)で求めた実効G値を用いることは、保守的であり妥当と考える。(図 1 参照)
よう素放出割合 (立地審査指針における仮事故条件を設定)	50%	約 84%	水素ガスの実効G値はよう素濃度が高いほど大きくなる傾向があり ^{[2][4]} 、酸素ガスの実効G値についても同様の傾向であることを確認している。 ^[2] しかしながら、図 2 を参照すると、左記の程度の割合の相違であれば、G値(測定データの傾き)に大きな違いは表れないと考えられることから、今回申請における評価において、電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える。
ジルコニウム-水反応割合 (溶存水素濃度)	5.5%	約 16.6%	水素ガスの実効G値は溶存水素濃度が高いほど小さくなる傾向があり ^{[2][4]} 、酸素ガスの実効G値についても同様の傾向であることを確認している。 ^[2] このことから、ジルコニウム-水反応割合が小さい電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える。(図 4 参照)
初期酸素濃度	1.5vol%	3.5vol%	少なくとも初期酸素濃度数 vol%程度では、初期酸素濃度は酸素ガスの実効G値に影響を及ぼすものではないと考える。(図 3 参照) ^[2]
沸騰・非沸騰	非沸騰状態	炉内：沸騰状態 サブプレッション・プール：非沸騰状態	沸騰状態では酸素ガスの実効G値はほぼ 0 となる傾向がある。このことから、非沸騰状態での電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える。(図 5 参照) ^[2]
温度	室温	室温以上	温度が高いほど、再結合反応が促進されるため実効G値は小さくなる傾向がある。事故時には温度は室温を上回るため、室温での電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは保守的であり妥当と考える。(図 6, 7 参照) ^{[2][3]}
pH	中性	事故対応の中で変動する可能性がある	中性環境下では酸素ガスの実効G値は僅かに小さい傾向を示すが、その差は小さい。このため、中性条件下の試験で求めた電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることに問題はないと考える。(図 8 参照) ^[2]

【比較のため、添付資料 3.4.2 の一部を記載】

第 3 表 各種パラメータが酸素の実効G値に与える影響

パラメータ	電共研の実験	有効性評価	酸素の実効G値への影響と保守性
吸収線量	~1×10 ⁴ Gy	サブプレッション・プールでの吸収線量は事象発生から約 1.5 時間後に 1×10 ⁴ Gy を超える。	水素の実効G値は吸収線量が多いほど小さくなる傾向があり ^{[2][3]} 、酸素についても同様の傾向であることを確認している ^[2] 。酸素濃度の長期(7日間)の推移を見る観点では、事象進展を考えた上で事象発生から約 1.5 時間後の吸収線量に相当する 1×10 ⁴ Gy で求めた実効G値を用いることは保守的であり妥当と考える。(第 9 図参照)
よう素放出割合 (立地審査指針における仮事故条件を設定)	50%	約 64%	水素の実効G値はよう素濃度が高いほど大きくなる傾向があり ^{[2][4]} 、酸素についても同様の傾向であることを確認している ^[2] 。しかしながら、第 10 図を参照すると、左記の程度の割合の相違であれば、G値(測定データの傾き)に大きな違いは現れないと考えられることから、有効性評価において、電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える。
ジルコニウム-水反応割合 (溶存水素濃度)	5.5%	約 10.1%	水素の実効G値は溶存水素濃度が高いほど小さくなる傾向があり ^{[2][4]} 、酸素についても同様の傾向であることを確認している ^[2] 。このことから、ジルコニウム-水反応割合が小さい電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える。(第 11 図参照)
初期酸素濃度	1.5%	2.5%	少なくとも初期酸素濃度数 vol%程度では、初期酸素濃度は酸素の実効G値に影響を及ぼすものではないと考える ^[2] 。(第 12 図参照)
沸騰・非沸騰	非沸騰状態	炉内：沸騰状態 サブプレッション・プール：非沸騰状態	沸騰状態では酸素の実効G値はほぼ 0 となる傾向がある。このことから、非沸騰状態での電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える ^[2] 。(第 13 図参照)
温度	室温	室温以上	温度が高いほど、再結合反応が促進されるため実効G値は小さくなる傾向がある。事故時には温度は室温を上回るため、室温での電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは保守的であり妥当と考える ^{[2][3]} 。(第 14 図参照)
pH	中性	事故対応の中で変動する可能性がある。	中性環境下では酸素の実効G値は僅かに小さい傾向を示すが、その差は小さい。このため、中性条件下の試験で求めた電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることに問題はないと考える ^[2] 。(第 15 図参照)

表 1 各種パラメータが酸素ガスの実効G値に与える影響

パラメータ	電共研の実験	有効性評価	酸素の実効G値への影響と保守性
吸収線量	~1×10 ⁴ Gy	サブプレッション・プールでの吸収線量は事象発生から約 1.5 時間後に 1×10 ⁴ Gy を超える。	水素ガスの実効G値は吸収線量が多いほど小さくなる傾向があり ^[2,3] 、酸素ガスの実効G値についても同様の傾向であることを確認している ^[2] 。酸素濃度の長期(7日間)の推移を見る観点では、事象進展を考えた上で事象発生から約 1.5 時間後の吸収線量に相当する(1×10 ⁴ Gy)で求めた実効G値を用いることは、保守的であり妥当と考える。(図 1 参照)
よう素放出割合 (立地審査指針における仮事故条件を設定)	50%	約 79%	水素ガスの実効G値はよう素濃度が高いほど大きくなる傾向があり ^[2,4] 、酸素ガスの実効G値についても同様の傾向であることを確認している ^[2] 。しかしながら、図 2 を参照すると、左記の程度の割合の相違であれば、G値(測定データの傾き)に大きな違いは表れないと考えられることから、有効性評価において、電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える。
ジルコニウム-水反応割合 (溶存水素濃度)	5.5%	約 7.8%	水素ガスの実効G値は溶存水素濃度が高いほど小さくなる傾向があり ^[2,4] 、酸素ガスの実効G値についても同様の傾向であることを確認している ^[2] 。このことから、ジルコニウム-水反応割合が小さい電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える。(図 4 参照)
初期酸素濃度	1.5vol%	2.5vol%	少なくとも初期酸素濃度数 vol%程度では、初期酸素濃度は酸素ガスの実効G値に影響を及ぼすものではないと考える。(図 3 参照) ^[2]
沸騰・非沸騰	非沸騰状態	炉内：沸騰状態 サブプレッション・プール：非沸騰状態	沸騰状態では酸素ガスの実効G値はほぼ 0 となる傾向がある。このことから、非沸騰状態での電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは妥当と考える。(図 5 参照) ^[2]
温度	室温	室温以上	温度が高いほど、再結合反応が促進されるため実効G値は小さくなる傾向がある。事故時には温度は室温を上回るため、室温での電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることは保守的であり妥当と考える。(図 6, 7 参照) ^[2,3]
pH	中性	事故対応の中で変動する可能性がある。	中性環境下では酸素の実効G値はわずかに小さい傾向を示すが、その差は小さい。このため、中性条件下の試験で求めた電共研の実験結果に基づく実効G値を用いることに問題はないと考える。(図 8 参照) ^[2]

・解析条件の相違
【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
表2 よう素以外の不純物が酸素の実効G値に与える影響				第4表 よう素以外の不純物が酸素の実効G値に与える影響				表2 よう素以外の不純物が酸素ガスの実効G値に与える影響				
物質	発生原因	シビアアクシデント環境下における発生量	酸素ガスの実効G値への影響	物質	発生原因	シビアアクシデント環境下における発生量	酸素の実効G値への影響	物質	発生原因	シビアアクシデント環境下における発生量	酸素ガスの実効G値への影響	
金属イオン等 (Fe, Cu, B)	炉内構造物等	0 ~ 2 ppm (TMI-2 事故時の冷却材中不純物濃度や BWR プラント通常運転時における金属濃度等の評価を参考に設定)	よう素存在条件下において、金属イオン等(Fe, Cu, B)が添加された場合の結果からは、実効G値へ影響は見られない。[2] (図3参照)	金属イオン等 (Fe, Cu, B)	炉内構造物等	0~2ppm (TMI-2 事故時の冷却材中不純物濃度やBWRプラント通常運転時における金属濃度等の評価を参考に設定)	よう素存在条件下において、金属イオン等 (Fe, Cu, B) が添加された場合の解析結果からは、実効G値への影響は見られない。[2] (第12図参照)	金属イオン等 (Fe, Cu)	炉内構造物等	0 ~ 2 ppm (TMI-2 事故時の冷却材中不純物濃度や BWR プラント通常運転時における金属濃度等の評価を参考に設定)	よう素存在条件下において、金属イオン等 (Fe, Cu, B) が添加された場合の結果からは、実効G値へ影響は見られない。[2] (図3参照)	
ホウ酸	制御棒材の酸化, MCC I 時の化学反応	約 1×10^{-3} mol/L (格納容器内での想定発生量と S/C 液相体積から概算)	水の pH に影響するが、pH の違いによる実効G値への影響は小さい。[2]	ホウ酸	制御棒材の酸化, MCC I 時の化学反応	約 1×10^{-3} mol/L (格納容器内での想定発生量とサブプレッション・プール液相体積から概算)	水の pH に影響するが、pH の違いによる実効G値への影響は小さい。[2]	ホウ酸	制御棒材の酸化, MCC I 時の化学反応	約 1×10^{-3} mol/L (原子炉格納容器内での想定発生量と S/C 液相体積から概算)	水の pH に影響するが、pH の違いによる実効G値への影響は小さい。[2]	
コンクリート	主成分の SiO ₂ , CaO, Al ₂ O ₃ , MgO などが MCC I 時に放出	安定な酸化物でエアロゾルとして挙動し、水にはほとんど溶けない	安定な酸化物でエアロゾルとして挙動し、水にはほとんど溶けないので、放射線分解への影響は小さい。また、MCC I 時に CO ₂ が発生し水の pH に影響するが、pH の変化による G 値への影響は小さい。[1,2]	コンクリート	主成分の SiO ₂ , CaO, Al ₂ O ₃ , MgO などが MCC I 時に放出	安定な酸化物でエアロゾルとして挙動し、水にはほとんど溶けない	安定な酸化物でエアロゾルとして挙動し、水にはほとんど溶けないため、放射線分解への影響は小さい。また、MCC I 時に CO ₂ が発生し水の pH に影響するが、pH の変化による G 値への影響は小さい。[2] [4]	コンクリート	主成分の SiO ₂ , CaO, Al ₂ O ₃ , MgO などが MCC I 時に放出	安定な酸化物でエアロゾルとして挙動し、水にはほとんど溶けない	安定な酸化物でエアロゾルとして挙動し、水にはほとんど溶けないので、放射線分解への影響は小さい。また、MCC I 時に CO ₂ が発生し水の pH に影響するが、pH の変化による G 値への影響は小さい。[1, 2]	
有機物	電線被覆材などの熱分解や放射線分解	約 1.1×10^{-6} mol/L (格納容器内での想定発生量と S/C 液相体積から概算)	酸素ガスを消費する反応に寄与し、実効G値を低減する。[1]	有機物	電線被覆材などの熱分解や放射線分解	約 1.1×10^{-6} mol/L (格納容器内での想定発生量とサブプレッション・プール液相体積から概算)	酸素を消費する反応に寄与し、実効G値を低減する。[4] (第16, 17図参照)	有機物	電線被覆材などの熱分解や放射線分解	約 1.1×10^{-6} mol/L (格納容器内での想定発生量と S/C 液相体積から概算)	酸素ガスを消費する反応に寄与し、実効G値を低減する。[1] (図9, 10参照)	

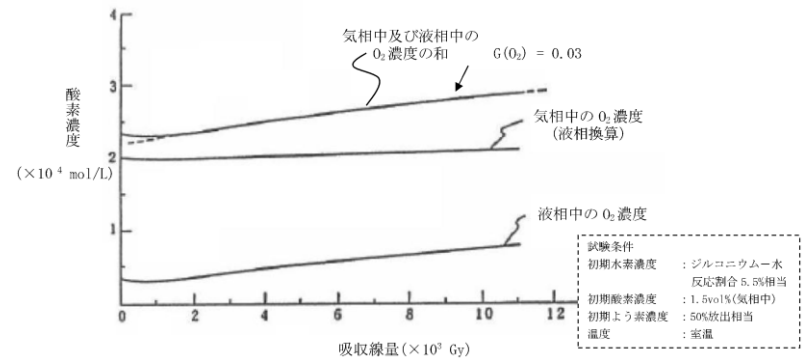


図1 本評価における実効G値の設定根拠とした電共研の実験結果

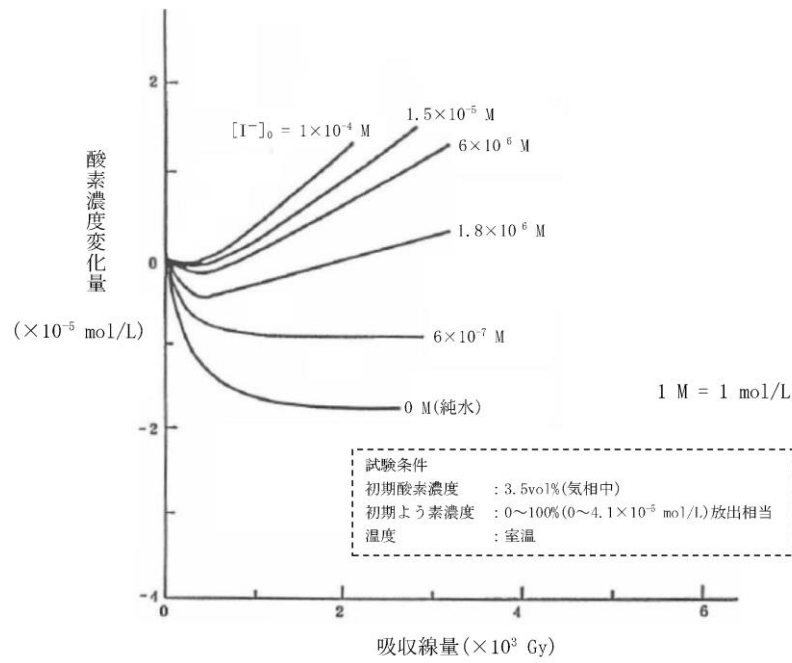
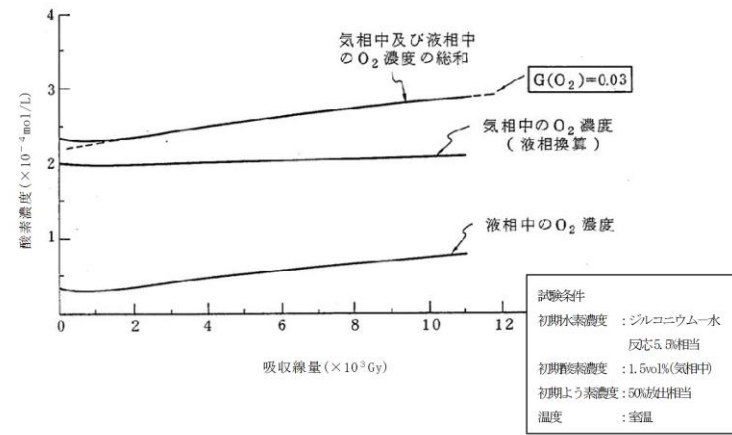
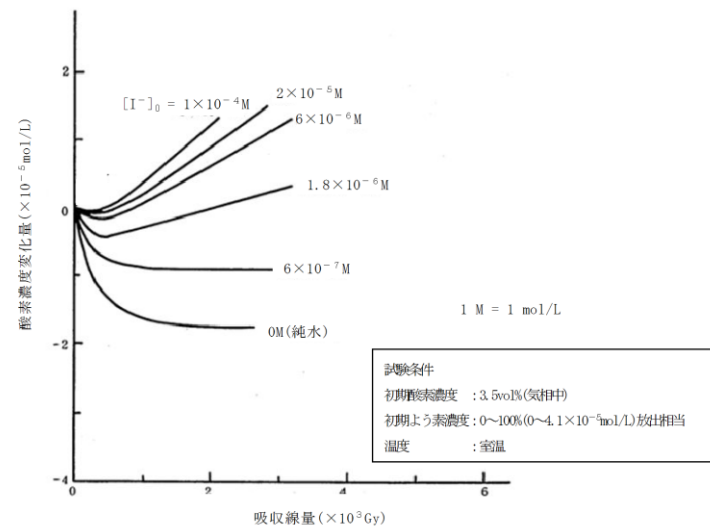


図2 溶存酸素濃度と吸収線量の関係 (よう素濃度を変化させた場合)



第9図 本評価における実効G値の設定根拠とした電共研の実験結果



第10図 溶存酸素濃度と吸収線量の関係 (よう素濃度を変化させた場合)

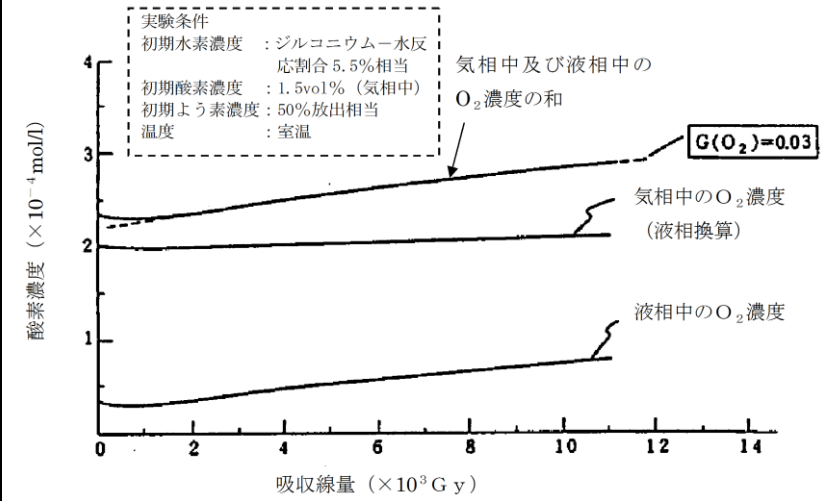


図1 本評価における実効G値の設定根拠とした電共研の実験結果

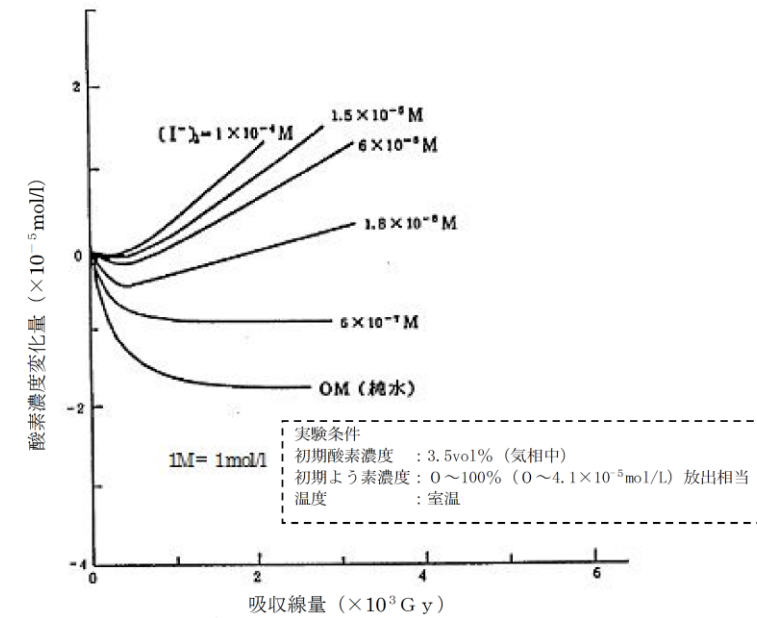


図2 溶存酸素濃度と吸収線量の関係 (よう素濃度を変化させた場合)

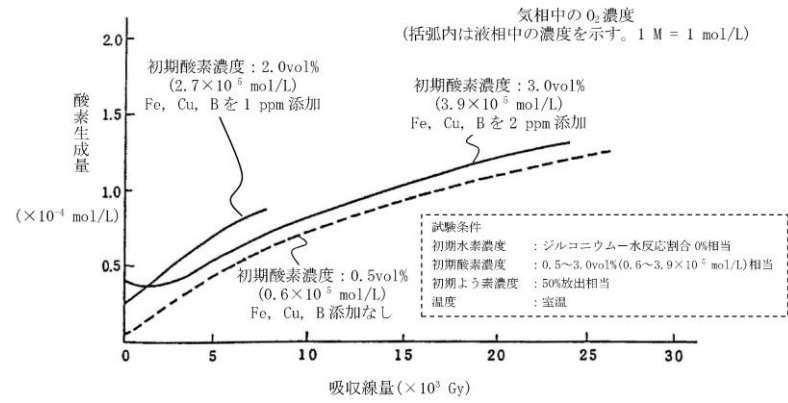


図3 溶存酸素濃度及び不純物(Fe, Cu, B)の有無と吸収線量の関係(酸素濃度及び不純物(Fe, Cu, B)の添加量を変化させた場合)

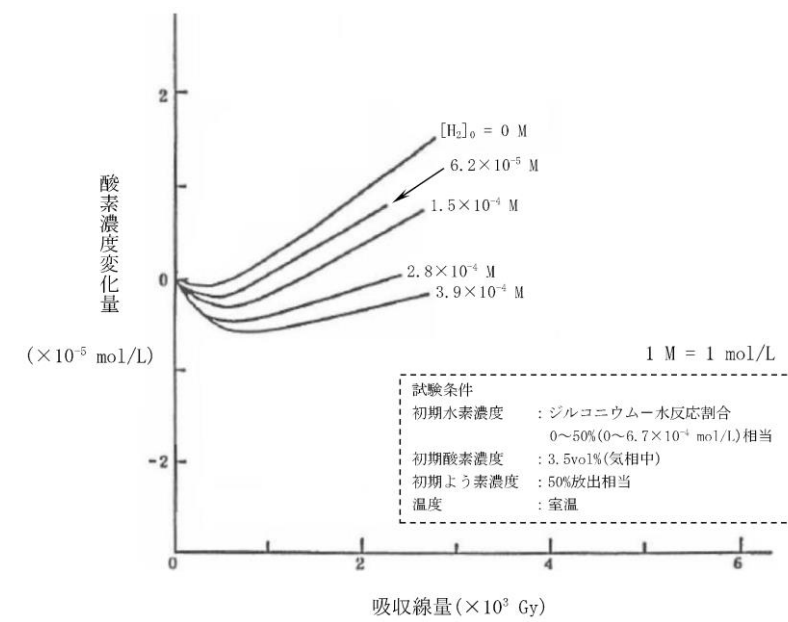
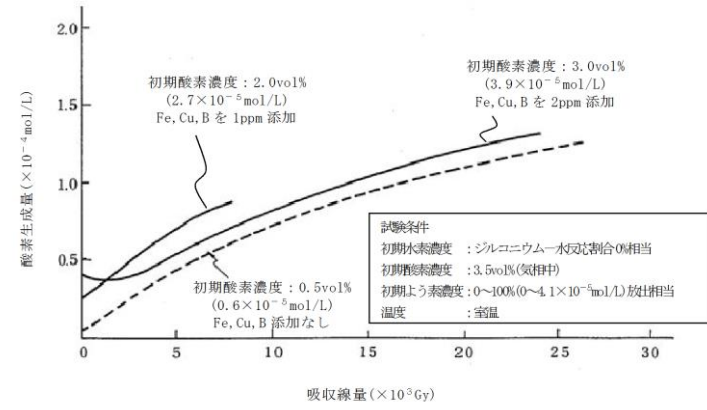
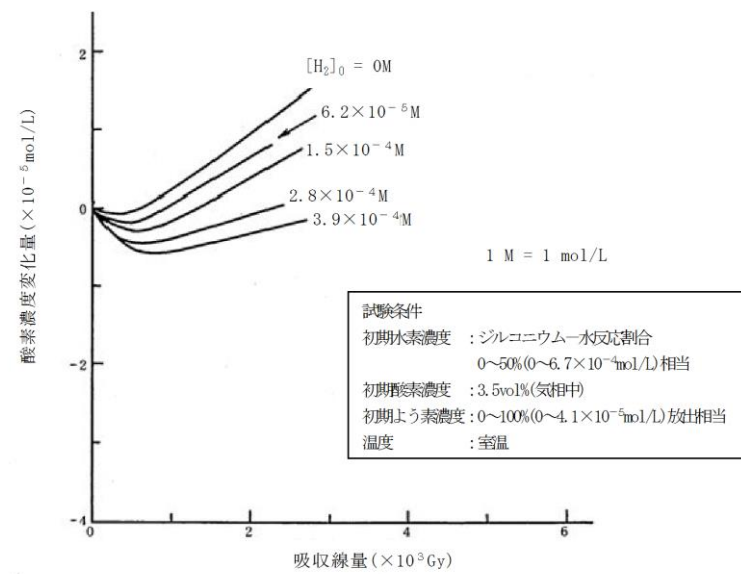


図4 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(溶存水素濃度を変化させた場合)



第12図 溶存酸素濃度及び不純物(Fe, Cu, B)の有無と吸収線量の関係(酸素濃度及び不純物(Fe, Cu, B)の添加量を変化させた場合)



第11図 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(溶存水素濃度を変化させた場合)

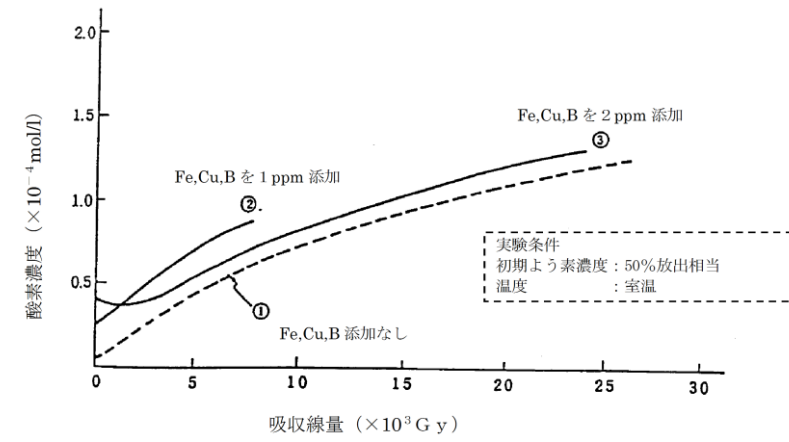


図3 溶存酸素濃度及び不純物(Fe, Cu, B)の有無と吸収線量の関係(酸素濃度及び不純物(Fe, Cu, B)の添加量を変化させた場合)

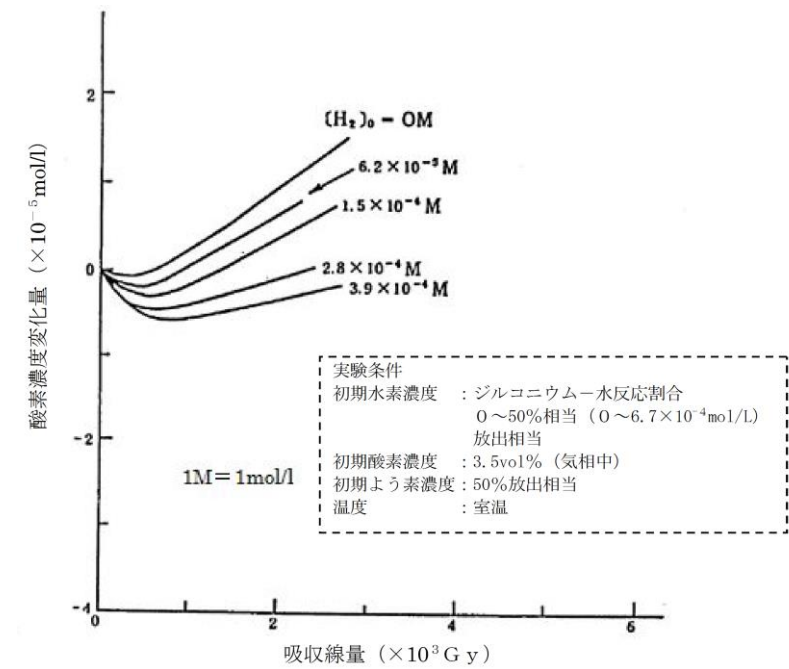


図4 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(溶存水素濃度を変化させた場合)

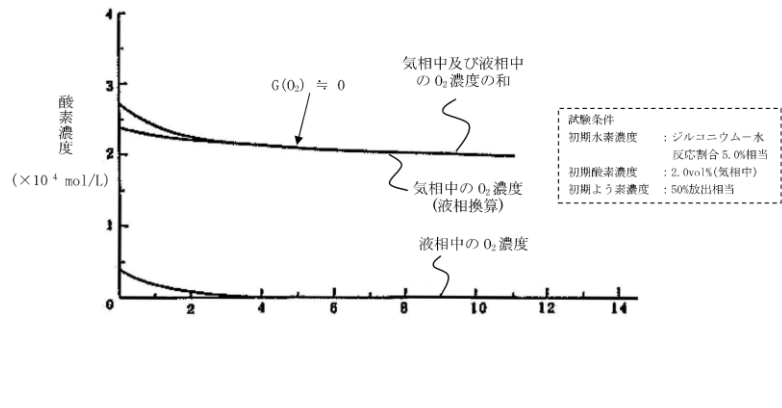
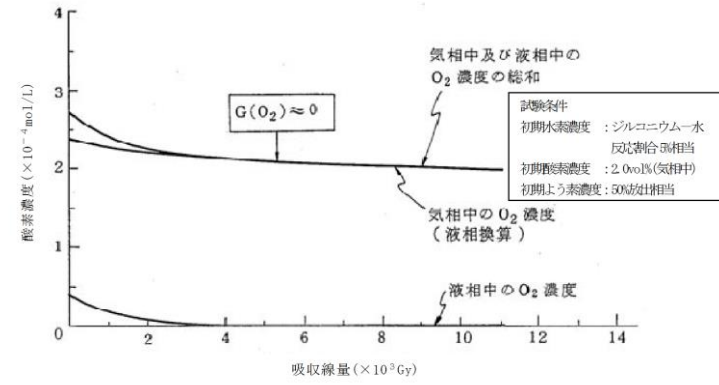


図5 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(沸騰状態)



第13図 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(沸騰状態)

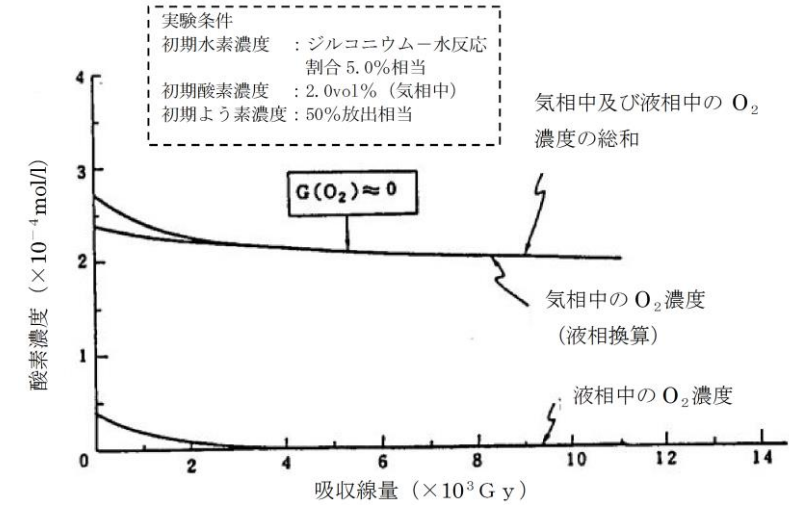


図5 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(沸騰状態)

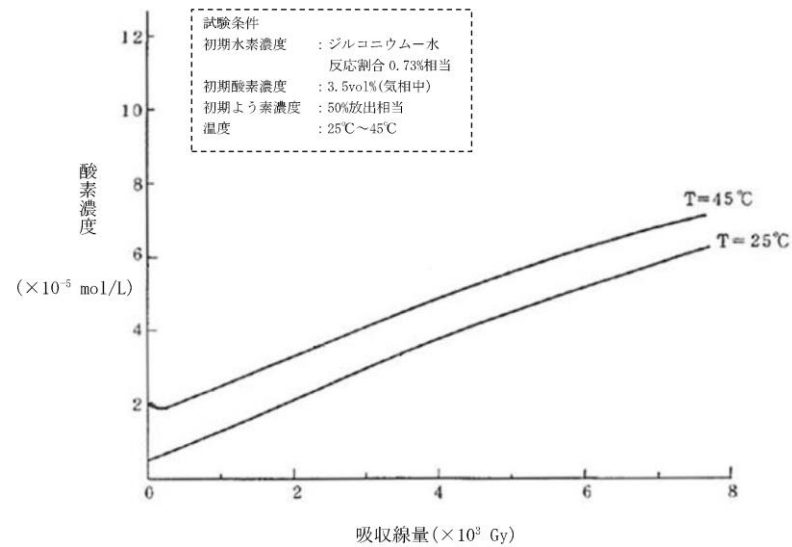
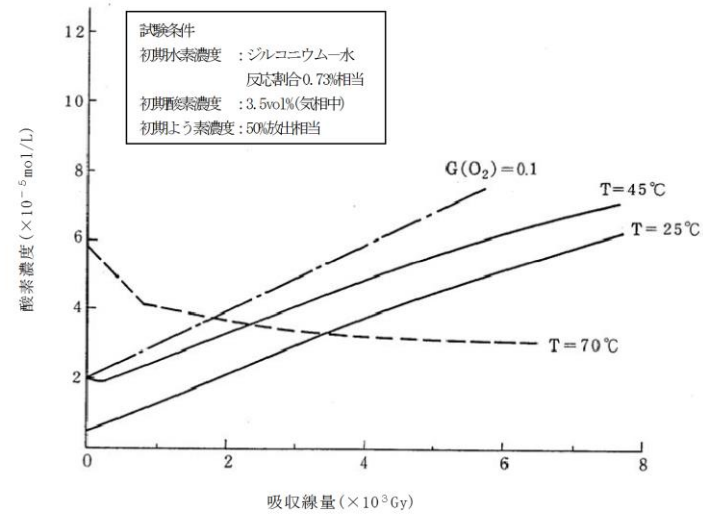


図6 溶存酸素濃度と吸収線量の関係 (温度を変化させた場合)



第14図 溶存酸素濃度と吸収線量の関係 (温度を変化させた場合)

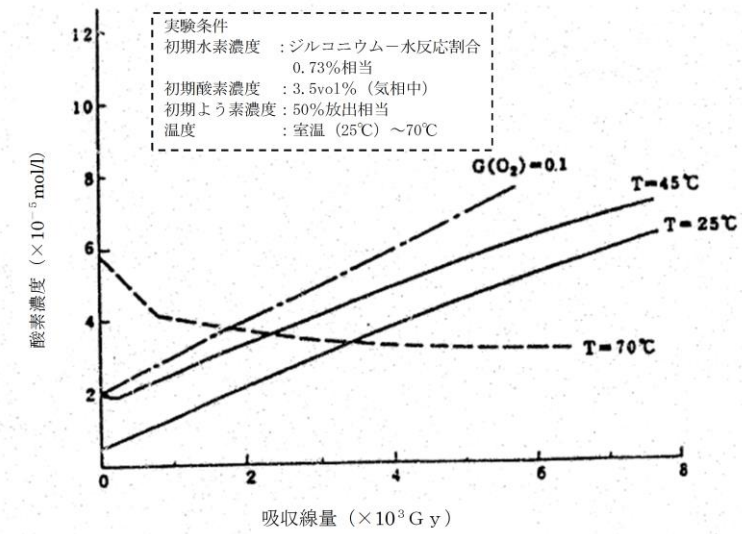


図6 溶存酸素濃度と吸収線量の関係 (温度を変化させた場合)

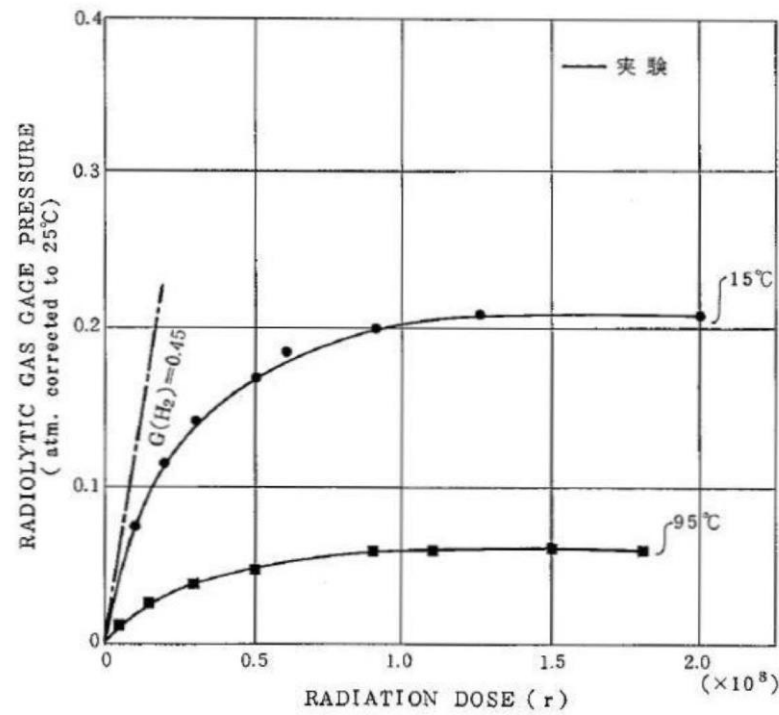
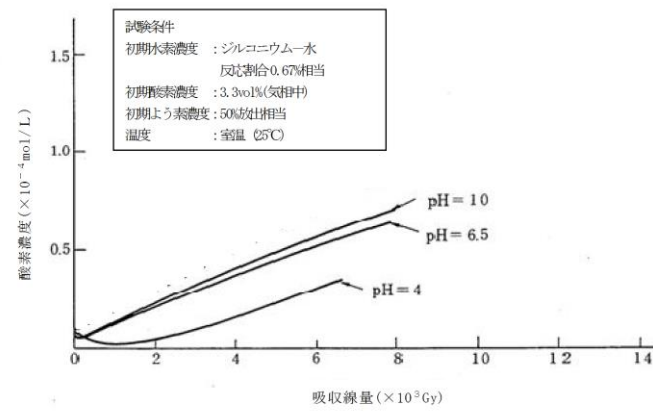


図7 水素ガス発生量と吸収線量の関係(温度を変化させた場合) - ORNL による試験



第15図 溶存酸素濃度と吸収線量の関係 (pHを変化させた場合)

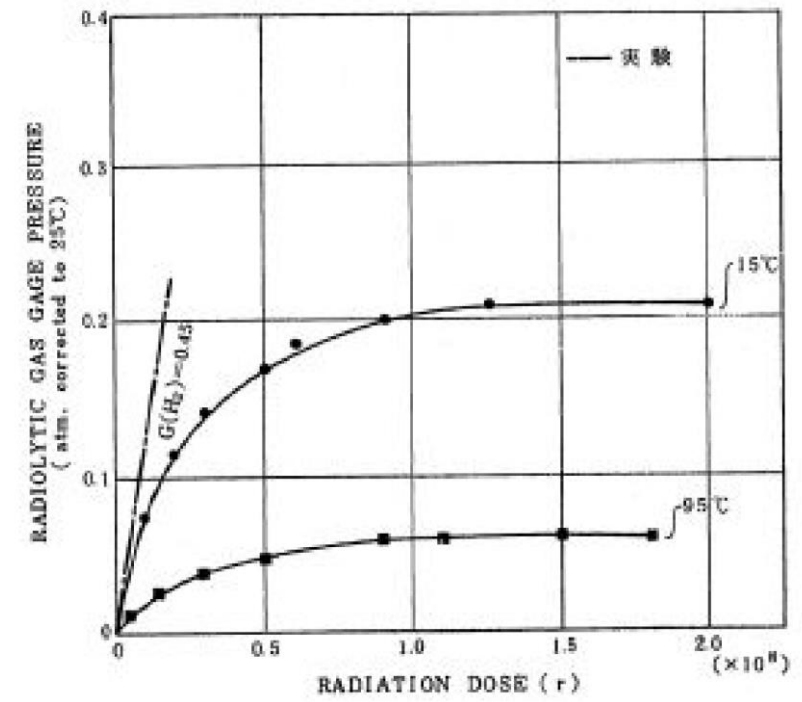


図7 水素ガス発生量と吸収線量の関係 (温度を変化させた場合) -ORNL による試験

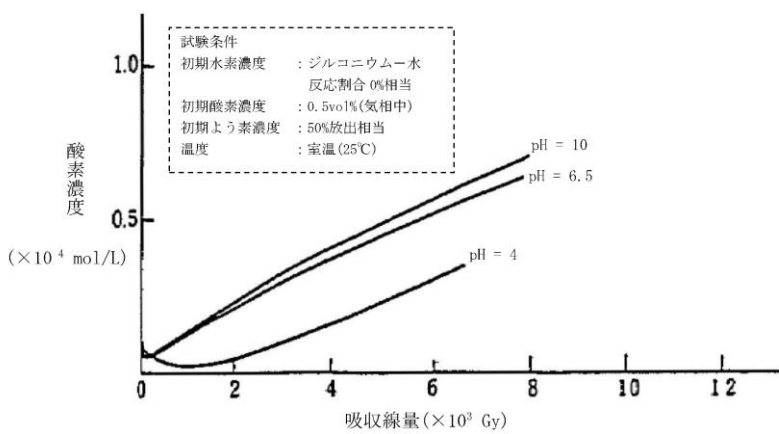


図8 溶存酸素濃度と吸収線量の関係 (pHを変化させた場合)

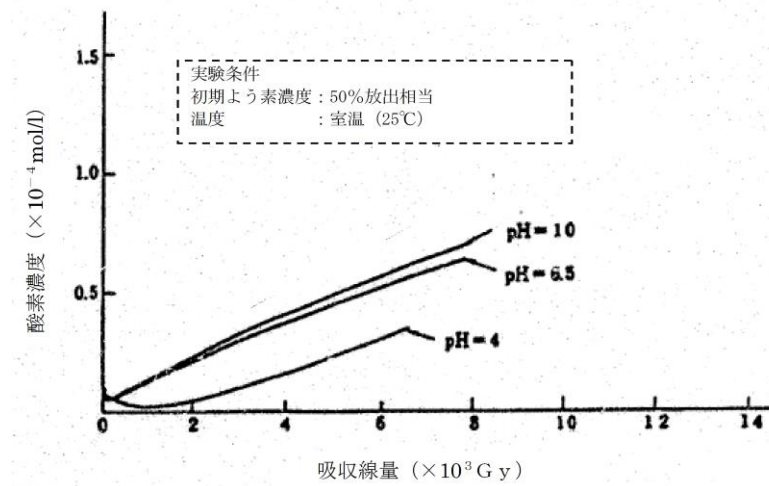


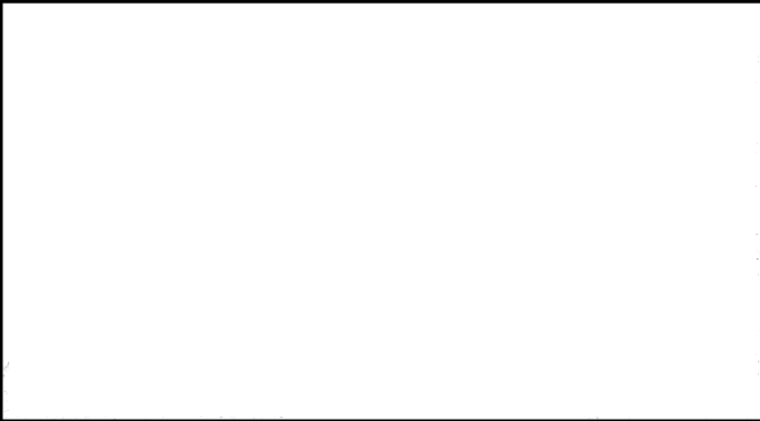





図8 溶存酸素濃度と吸収線量の関係 (pHを変化させた場合)

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
			
<p>図9 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(エタノール添加なし)</p>	<p>第16図 溶存酸素濃度と吸収線量の関係 (エタノール添加なし)</p>	<p>図9 溶存酸素濃度と吸収線量の関係 (エタノール添加なし)</p>	
			
<p>図10 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(エタノール添加あり)</p>	<p>第17図 溶存酸素濃度と吸収線量の関係 (エタノール添加あり)</p>	<p>図10 溶存酸素濃度と吸収線量の関係 (エタノール添加あり)</p>	
	<p>【ここまで】</p>		

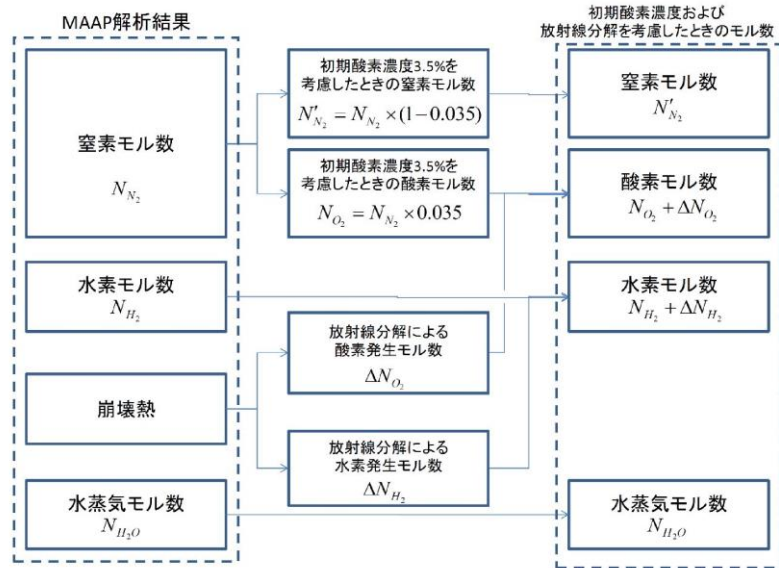
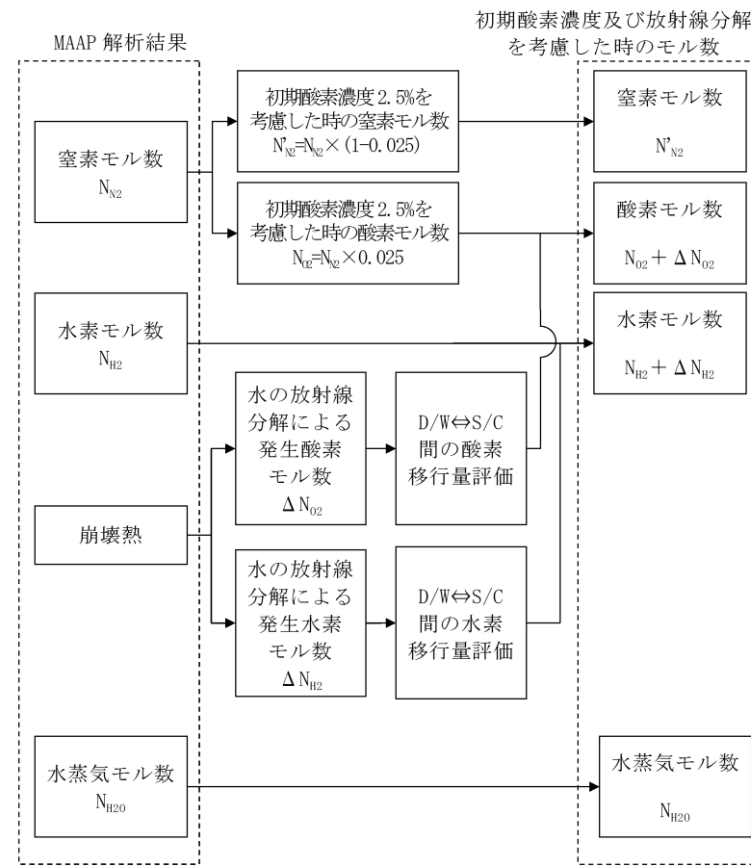


図 11 水素・酸素濃度の評価フロー図



第 1 図 水素・酸素濃度の評価フロー図

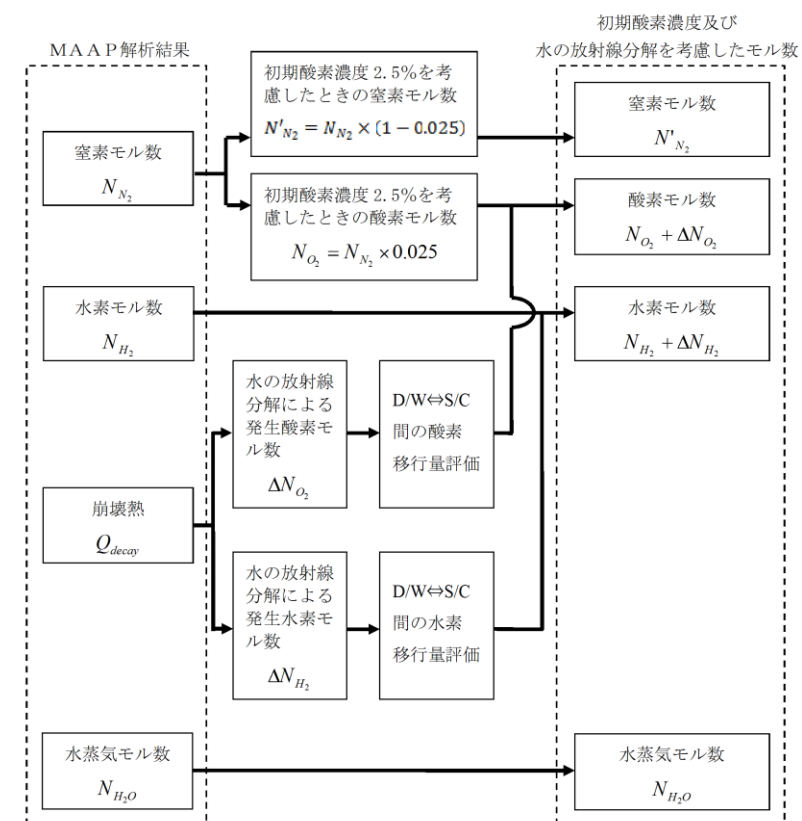


図 11 水素・酸素濃度の評価フロー図

・解析条件の相違
【柏崎 6/7】
 島根 2号炉は、本評価事故シーケンスにおいて、原子炉格納容器内に窒素を注入していることから、水の放射線分解によって発生した水素及び酸素が、窒素の移行に応じて移行する条件としている。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">添付資料 3.4.3</p> <p style="text-align: center;">安定状態について</p> <p>水素燃焼時の安定状態については以下のとおり。</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> <p>原子炉格納容器安定状態：本評価では、事象発生から約 20 時間で代替原子炉補機冷却系を接続し、代替循環冷却系による原子炉格納容器除熱を実施する。これにより、7 日後まで格納容器ベントを実施しない状態で原子炉格納容器の機能を維持可能な事象進展となっている。</p> </div>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.4.3</p> <p style="text-align: center;">安定状態について (水素燃焼)</p> <p>「水素燃焼」時の安定状態については以下のとおり。</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> <p>格納容器安定状態： 本評価では、事象発生から 90 分後に代替循環冷却系による格納容器除熱を開始するとともに、事象発生から約 84 時間後に可搬式窒素供給装置による格納容器内への窒素注入を開始する。これにより、7 日後まで格納容器ベントを実施しない状態で格納容器の機能を維持可能な事象進展となっている。</p> </div>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.4.3</p> <p style="text-align: center;">安定状態について (水素燃焼)</p> <p>水素燃焼の安定状態については以下のとおり。</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> <p>原子炉格納容器安定状態：本評価では、事象発生から約 10 時間で原子炉補機代替冷却系を接続し、残留熱代替除去系による原子炉格納容器除熱を実施し、事象発生から約 12 時間後に可搬式窒素供給装置による原子炉格納容器内への窒素注入を実施する。これにより、7 日後まで格納容器ベントを実施しない状態で原子炉格納容器の機能を維持可能な事象進展となっている。</p> </div>	<ul style="list-style-type: none"> ・解析条件の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 設備、運用等の相違により原子炉格納容器除熱の開始時間が異なる。 ・運用の相違 【柏崎 6/7】 島根 2号炉は、可燃性ガス濃度の抑制は、S A 設備である可搬式窒素供給装置による窒素注入を実施することとしている。
<p>【安定状態の維持について】</p> <p>本評価における格納容器ベントを実施しない状態を 7 日後以降も継続する場合、酸素濃度は事象発生から約 14 日後にサブレーション・チェンバにおいて可燃限界に到達する。</p> <p>このため、事象発生から 7 日間が経過した以降も水素濃度及び酸素濃度を監視するとともに、状況に応じて酸素濃度の低減（可燃性ガス濃度制御系の運転等）を行い、原子炉格納容器内が可燃限界の濃度に到達することを防止する。また、重大事故等対処設備以外の設備の機能の復旧等も考慮し、格納容器圧力及び温度の低下操作や原子炉格納容器内の窒素ガス置換を試みる。これらの対応が困難であり、原子炉格納容器内の水素及び酸素濃度が可燃限界に到達する場合については、格納容器ベントにより、その水素及び酸素濃度を低減することにより安定状態を維持できる。</p>	<p>【安定状態の維持について】</p> <p>本評価における格納容器ベントを実施しない状態を 7 日後以降も継続する場合、酸素濃度（ドライ条件）は事象発生から約 46 日後にドライウエルにおいて 4.3vol% に到達する。</p> <p>このため、事象発生から 7 日間が経過した以降も水素濃度及び酸素濃度を監視するとともに、状況に応じて酸素濃度の低減（可燃性ガス濃度制御系の運転等）を行い、格納容器内が可燃限界の濃度に到達することを防止する。また、重大事故等対処設備以外の設備の機能の復旧等も考慮し、格納容器圧力及び雰囲気温度の低下操作や格納容器内の窒素置換を試みる。これらの対応が困難であり、格納容器内の酸素濃度（ドライ条件）が 4.3vol% に到達する場合については、格納容器ベントにより、水素濃度及び酸素濃度を低減することにより安定状態を維持できる。</p>	<p>【安定状態の維持について】</p> <p>本評価における格納容器ベントを実施しない状態を 7 日後以降も継続する場合、酸素濃度（ドライ条件）は事象発生から約 100 日以内にドライウエルにおいて 4.4vol% に到達する。</p> <p>このため、事象発生から 7 日間が経過した以降も水素濃度及び酸素濃度を監視するとともに、状況に応じて酸素濃度の低減（可燃性ガス濃度制御系の運転等）を行い、原子炉格納容器内が可燃限界の濃度に到達することを防止する。また、重大事故等対処設備以外の設備の機能の復旧等も考慮し、格納容器圧力及び温度の低下操作や原子炉格納容器内の窒素ガス置換を試みる。これらの対応が困難であり、原子炉格納容器内の水素及び酸素濃度が可燃限界に到達する場合については、格納容器ベントにより、その水素及び酸素濃度を低減することにより安定状態を維持できる。</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・解析結果の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 設備、運用、解析条件等の相違により、酸素濃度の可燃限界（酸素ベント基準）到達時間が異なる。 ・記載方針の相違 【東海第二】 島根 2号炉は、有効性評価上、可燃性ガスの可燃限界到達有無を確認している。

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">添付資料 3.4.5</p> <p style="text-align: center;">原子炉注水開始時間の評価結果への影響</p> <p>1. はじめに 今回の評価では、運転操作手順書等を踏まえ、原子炉圧力容器への注水開始時刻を事象発生から <u>70分後</u>としている。実際の事故対応においては原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まる又は遅れる可能性も想定される。水素燃焼のリスクの観点では、ジルコニウム-水反応による水素ガス発生量が抑制され、相対的に酸素濃度が高くなることで水素濃度及び酸素濃度がともに可燃領域に至る可能性が考えられる。一方で、注水時点の炉心の状態によっては、ジルコニウム-水反応が促進され、水素ガス発生量が増加する場合も考えられる。この場合には、増加した水素ガスによって相対的に酸素濃度が低下すると考えられる。</p> <p>ここでは原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まる又は遅れる場合を想定し、原子炉圧力容器への注水開始時刻が評価結果に与える影響を確認した。</p> <p>2. 評価条件 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。）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、ベースケースと同等である。</p> <p>(1) 感度解析 1（注水開始時刻が早まる場合） ・原子炉圧力容器への注水開始時刻を事象発生から <u>30分後</u>とした。<u>30分</u>は今後の更なる事故対応能力の改善を見据えて設定した値である。</p> <p>・<u>格納容器圧力制御の観点で評価上の必要が生じたため、格納容器スプレイの流量を 155m³/h とした。格納容器スプレイの流量をベースケースの 140 m³/h よりも増加させることで、水蒸気の凝縮及びサプレッション・チェンバ気相部容積の低下</u></p>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.4.6</p> <p style="text-align: center;">原子炉注水開始時間の評価結果への影響について</p> <p>1. はじめに 今回の評価では、運転操作手順書等を踏まえ、原子炉圧力容器への注水開始時刻を事象発生から <u>25分後</u>としている。実際の事故対応においては、原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まる又は遅れる可能性も想定される。水素燃焼のリスクの観点では、ジルコニウム-水反応による水素発生量が抑制され、相対的に酸素濃度が高くなることで水素濃度及び酸素濃度がともに可燃領域に至る可能性が考えられる。一方で、注水時点の炉心の状態によっては、ジルコニウム-水反応が促進され、<u>水素発生量</u>が増加する場合も考えられる。この場合には、増加した水素によって相対的に酸素濃度が低下すると考えられる。</p> <p>ここでは、原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まる又は遅れる場合を想定し、原子炉圧力容器への注水開始時刻が評価結果に与える影響を確認した。</p> <p>2. 評価条件 <u>ベースケース</u>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、ベースケースと同等である。</p> <p>(1) 感度解析 1（注水開始時刻が早まる場合） ・原子炉圧力容器への注水開始時刻を<u>ベースケースより 10分早くし、事象発生から 15分後</u>とした。</p> <p><u>また、代替循環冷却系による格納容器除熱開始時刻をベースケースより 10分早くし、事象発生から 80分後とした。10分は、今後のさらなる事故対応能力の改善等を見据えて設定した値である。</u></p>	<p style="text-align: right;">添付資料 3.4.5</p> <p style="text-align: center;">原子炉注水開始時間の評価結果への影響</p> <p>1. はじめに 今回の評価では、運転操作手順書等を踏まえ、原子炉圧力容器への注水開始時刻を事象発生から <u>30分後</u>としている。実際の事故対応においては原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まる又は遅れる可能性も想定される。水素燃焼のリスクの観点では、ジルコニウム-水反応による水素ガス発生量が抑制され、相対的に酸素濃度が高くなることで水素濃度及び酸素濃度がともに可燃領域に至る可能性が考えられる。一方で、注水時点の炉心の状態によっては、ジルコニウム-水反応が促進され、<u>水素ガス発生量</u>が増加する場合も考えられる。この場合には、増加した水素ガスによって相対的に酸素濃度が低下すると考えられる。</p> <p>ここでは原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まる又は遅れる場合を想定し、原子炉圧力容器への注水開始時刻が評価結果に与える影響を確認した。</p> <p>2. 評価条件 <u>今回の申請において示した解析ケース（以下「ベースケース」という。）</u>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、ベースケースと同等である。</p> <p>(1) 感度解析 1（注水開始時刻が早まる場合） ・原子炉圧力容器への注水開始時刻を事象発生から <u>25分後</u>とした。<u>25分</u>は今後の更なる事故対応能力の改善を見据えて設定した値である。</p>	<p>・解析条件の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 設備、運用等の相違により原子炉注水開始時間が異なる。</p> <p>・解析条件の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 感度解析における原子炉格納容器除熱の開始時間の設定は各プラントで異なる。</p> <p>・解析条件の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】 島根 2号炉は、原子炉注水開始時刻以外の解</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><u>が考えられるが、酸素濃度の評価の観点では保守的な結果を与えると考えられる。</u></p> <p>(2) 感度解析2 (注水開始時刻が遅れる場合)</p> <ul style="list-style-type: none"> 原子炉圧力容器への注水開始時刻をベースケースから <u>20分</u> 遅延することとし、事象発生から <u>90分後</u>とした。 <p><u>20分</u>は、原子炉圧力容器への注水が遅れたとしても、熔融炉心が炉心プレナム下部に移行しない時間であることを確認し、設定した値である。</p> <p>3. 評価結果</p> <p>評価結果を図1から図8に示す。また、評価結果のまとめを表1に示す。各パラメータの推移はベースケースとほぼ同等となり、事象発生から7日後の酸素濃度も5vol%未満となった。</p> <p>4. まとめ</p> <p>原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まる又は遅れることによる評価結果への影響を確認した結果、評価項目となるパラメータである酸素濃度は、ベースケースと同等となった。</p> <p>このことから、実際の事故対応においては原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まった又は遅れる場合においても水素燃焼のリスクの観点での事故対応への影響はない。</p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p>(2) 感度解析2 (注水開始時刻が遅れる場合)</p> <ul style="list-style-type: none"> 原子炉圧力容器への注水開始時刻をベースケースから <u>25分</u> 遅延することとし、事象発生から <u>50分後</u>とした。 <p><u>また、代替循環冷却系による格納容器除熱開始時刻をベースケースより25分遅延することとし、事象発生から115分後とした。</u></p> <p><u>25分</u>は、原子炉圧力容器への注水が遅れたとしても、熔融炉心が炉心プレナム下部に移行しない時間であることを確認し、設定した値である。</p> <p>3. 評価結果</p> <p>評価結果を第1図から第8図に示す。また、評価結果のまとめを第1表に示す。各パラメータの推移はベースケースとほぼ同等となり、事象発生から7日後の酸素濃度も5vol%未満となった。</p> <p>4. まとめ</p> <p>原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まる又は遅れることによる評価結果への影響を確認した結果、評価項目となるパラメータである酸素濃度は、ベースケースと同等となった。このことから、実際の事故対応においては原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まった又は遅れる場合においても、水素燃焼のリスクの観点での事故対応への影響はない。</p>	<p>(2) 感度解析2 (注水開始時刻が遅れる場合)</p> <ul style="list-style-type: none"> 原子炉圧力容器への注水開始時刻をベースケースから <u>30分</u> 遅延することとし、事象発生から <u>60分後</u>とした。 <p><u>30分</u>は、原子炉圧力容器への注水が遅れたとしても、熔融炉心が炉心プレナム下部に移行しない時間であることを確認し、設定した値である。</p> <p>3. 評価結果</p> <p>評価結果を図1から図8に示す。また、評価結果のまとめを表1に示す。各パラメータの推移はベースケースとほぼ同等となり、事象発生から7日後の酸素濃度も5vol%未満となった。</p> <p>4. まとめ</p> <p>原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まる又は遅れることによる評価結果への影響を確認した結果、評価項目となるパラメータである酸素濃度は、ベースケースと同等となった。このことから、実際の事故対応においては原子炉圧力容器への注水開始時刻が早まった又は遅れる場合においても水素燃焼のリスクの観点での事故対応への影響はない。</p> <p style="text-align: right;">以上</p>	<p>析条件はベースケースと同様。</p> <ul style="list-style-type: none"> 解析条件の相違 <p>【柏崎6/7, 東海第二】</p> <p>感度解析における原子炉格納容器除熱の開始時間の設定は各プラントで異なる。</p> <ul style="list-style-type: none"> 解析条件の相違 <p>【東海第二】</p> <p>島根2号炉は、原子炉注水開始時刻以外の解析条件はベースケースと同様。</p>

柏崎刈羽原子力発電所 6 / 7号炉 (2017. 12. 20 版)	東海第二発電所 (2018. 9. 12 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																																																																																		
<p>表1 原子炉圧力容器への注水開始時刻の変更に伴う評価項目への影響</p> <table border="1" data-bbox="172 390 902 806"> <thead> <tr> <th rowspan="2">項目</th> <th colspan="3">原子炉圧力容器への注水開始時刻</th> <th rowspan="2">評価項目</th> </tr> <tr> <th>感度解析1 (事象発生から30分後)</th> <th>感度解析2 (事象発生から90分後)</th> <th>ベースケース (事象発生から70分後)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>全炉心内のジルコニウム量に対する酸化割合</td> <td>約 18.2%</td> <td>約 17.1%</td> <td>約 16.6%</td> <td rowspan="2">-</td> </tr> <tr> <td>ジルコニウム-水反応による水素ガス発生量</td> <td>約 625kg</td> <td>約 587kg</td> <td>約 570kg</td> </tr> <tr> <td>酸素濃度 (ドライウエル)</td> <td>約 2.2vol% (事象発生から 168 時間後)</td> <td>約 2.6vol% (事象発生から 168 時間後)</td> <td>約 2.3vol% (事象発生から 168 時間後)</td> <td rowspan="3">5vol% 以下</td> </tr> <tr> <td>酸素濃度 (サブプレッション・チェンバ)</td> <td>約 3.6vol% (事象発生から 168 時間後)</td> <td>約 3.9vol% (事象発生から 168 時間後)</td> <td>約 3.4vol% (事象発生から 168 時間後)</td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table>	項目	原子炉圧力容器への注水開始時刻			評価項目	感度解析1 (事象発生から30分後)	感度解析2 (事象発生から90分後)	ベースケース (事象発生から70分後)	全炉心内のジルコニウム量に対する酸化割合	約 18.2%	約 17.1%	約 16.6%	-	ジルコニウム-水反応による水素ガス発生量	約 625kg	約 587kg	約 570kg	酸素濃度 (ドライウエル)	約 2.2vol% (事象発生から 168 時間後)	約 2.6vol% (事象発生から 168 時間後)	約 2.3vol% (事象発生から 168 時間後)	5vol% 以下	酸素濃度 (サブプレッション・チェンバ)	約 3.6vol% (事象発生から 168 時間後)	約 3.9vol% (事象発生から 168 時間後)	約 3.4vol% (事象発生から 168 時間後)					<p>第1表 原子炉圧力容器への注水開始時刻の変更に伴う評価項目への影響</p> <table border="1" data-bbox="967 390 1697 907"> <thead> <tr> <th rowspan="2">項目</th> <th colspan="3">原子炉圧力容器への注水開始時刻</th> <th rowspan="2">評価項目</th> </tr> <tr> <th>感度解析 1 (事象発生から 15 分後)</th> <th>感度解析 2 (事象発生から 50 分後)</th> <th>ベースケース (事象発生から 25 分後)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>全炉心内のジルコニウム量に対する酸化割合</td> <td>約 15.3%</td> <td>約 7.6%</td> <td>約 10.1%</td> <td rowspan="2">-</td> </tr> <tr> <td>ジルコニウム-水反応による水素発生量</td> <td>約 481kg</td> <td>約 272kg</td> <td>約 325kg</td> </tr> <tr> <td>酸素濃度 (ドライウエル)</td> <td>約 2.7vol% (約 0.1 時間)</td> <td>約 2.8vol% (約 76 時間)</td> <td>約 2.8vol% (約 107 時間)</td> <td rowspan="2">5vol% 未満</td> </tr> <tr> <td>酸素濃度 (サブプレッション・チェンバ)</td> <td>約 4.0vol% (約 72 時間)</td> <td>約 4.0vol% (約 58 時間)</td> <td>約 4.0vol% (約 84 時間)</td> </tr> </tbody> </table>	項目	原子炉圧力容器への注水開始時刻			評価項目	感度解析 1 (事象発生から 15 分後)	感度解析 2 (事象発生から 50 分後)	ベースケース (事象発生から 25 分後)	全炉心内のジルコニウム量に対する酸化割合	約 15.3%	約 7.6%	約 10.1%	-	ジルコニウム-水反応による水素発生量	約 481kg	約 272kg	約 325kg	酸素濃度 (ドライウエル)	約 2.7vol% (約 0.1 時間)	約 2.8vol% (約 76 時間)	約 2.8vol% (約 107 時間)	5vol% 未満	酸素濃度 (サブプレッション・チェンバ)	約 4.0vol% (約 72 時間)	約 4.0vol% (約 58 時間)	約 4.0vol% (約 84 時間)	<p>表1 原子炉圧力容器への注水開始時刻の変更に伴う評価項目への影響</p> <table border="1" data-bbox="1745 390 2504 852"> <thead> <tr> <th rowspan="2">項目</th> <th colspan="3">原子炉圧力容器への注水開始時刻</th> <th rowspan="2">評価項目</th> </tr> <tr> <th>感度解析 1 (事象発生から 25 分後)</th> <th>感度解析 2 (事象発生から 60 分後)</th> <th>ベースケース (事象発生から 30 分後)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>全炉心内のジルコニウム量に対する酸化割合</td> <td>約 11.7%</td> <td>約 6.2%</td> <td>約 7.8%</td> <td rowspan="2">-</td> </tr> <tr> <td>ジルコニウム-水反応による水素ガス発生量</td> <td>約 293kg</td> <td>約 167kg</td> <td>約 198kg</td> </tr> <tr> <td>ドライウエル酸素濃度 (ウェット条件)</td> <td>約 1.1vol% (事象発生から 168 時間後)</td> <td>約 1.1vol% (事象発生から 168 時間後)</td> <td>約 1.1vol% (事象発生から 168 時間後)</td> <td rowspan="2">5 vol% 以下</td> </tr> <tr> <td>サブプレッション・チェンバ酸素濃度 (ウェット条件)</td> <td>約 1.9vol% (事象発生から 168 時間後)</td> <td>約 2.1vol% (事象発生から 168 時間後)</td> <td>約 1.9vol% (事象発生から 168 時間後)</td> </tr> </tbody> </table>	項目	原子炉圧力容器への注水開始時刻			評価項目	感度解析 1 (事象発生から 25 分後)	感度解析 2 (事象発生から 60 分後)	ベースケース (事象発生から 30 分後)	全炉心内のジルコニウム量に対する酸化割合	約 11.7%	約 6.2%	約 7.8%	-	ジルコニウム-水反応による水素ガス発生量	約 293kg	約 167kg	約 198kg	ドライウエル酸素濃度 (ウェット条件)	約 1.1vol% (事象発生から 168 時間後)	約 1.1vol% (事象発生から 168 時間後)	約 1.1vol% (事象発生から 168 時間後)	5 vol% 以下	サブプレッション・チェンバ酸素濃度 (ウェット条件)	約 1.9vol% (事象発生から 168 時間後)	約 2.1vol% (事象発生から 168 時間後)	約 1.9vol% (事象発生から 168 時間後)	<p>・解析結果の相違 【柏崎 6/7, 東海第二】</p>
項目		原子炉圧力容器への注水開始時刻				評価項目																																																																															
	感度解析1 (事象発生から30分後)	感度解析2 (事象発生から90分後)	ベースケース (事象発生から70分後)																																																																																		
全炉心内のジルコニウム量に対する酸化割合	約 18.2%	約 17.1%	約 16.6%	-																																																																																	
ジルコニウム-水反応による水素ガス発生量	約 625kg	約 587kg	約 570kg																																																																																		
酸素濃度 (ドライウエル)	約 2.2vol% (事象発生から 168 時間後)	約 2.6vol% (事象発生から 168 時間後)	約 2.3vol% (事象発生から 168 時間後)	5vol% 以下																																																																																	
酸素濃度 (サブプレッション・チェンバ)	約 3.6vol% (事象発生から 168 時間後)	約 3.9vol% (事象発生から 168 時間後)	約 3.4vol% (事象発生から 168 時間後)																																																																																		
項目	原子炉圧力容器への注水開始時刻			評価項目																																																																																	
	感度解析 1 (事象発生から 15 分後)	感度解析 2 (事象発生から 50 分後)	ベースケース (事象発生から 25 分後)																																																																																		
全炉心内のジルコニウム量に対する酸化割合	約 15.3%	約 7.6%	約 10.1%	-																																																																																	
ジルコニウム-水反応による水素発生量	約 481kg	約 272kg	約 325kg																																																																																		
酸素濃度 (ドライウエル)	約 2.7vol% (約 0.1 時間)	約 2.8vol% (約 76 時間)	約 2.8vol% (約 107 時間)	5vol% 未満																																																																																	
酸素濃度 (サブプレッション・チェンバ)	約 4.0vol% (約 72 時間)	約 4.0vol% (約 58 時間)	約 4.0vol% (約 84 時間)																																																																																		
項目	原子炉圧力容器への注水開始時刻			評価項目																																																																																	
	感度解析 1 (事象発生から 25 分後)	感度解析 2 (事象発生から 60 分後)	ベースケース (事象発生から 30 分後)																																																																																		
全炉心内のジルコニウム量に対する酸化割合	約 11.7%	約 6.2%	約 7.8%	-																																																																																	
ジルコニウム-水反応による水素ガス発生量	約 293kg	約 167kg	約 198kg																																																																																		
ドライウエル酸素濃度 (ウェット条件)	約 1.1vol% (事象発生から 168 時間後)	約 1.1vol% (事象発生から 168 時間後)	約 1.1vol% (事象発生から 168 時間後)	5 vol% 以下																																																																																	
サブプレッション・チェンバ酸素濃度 (ウェット条件)	約 1.9vol% (事象発生から 168 時間後)	約 2.1vol% (事象発生から 168 時間後)	約 1.9vol% (事象発生から 168 時間後)																																																																																		

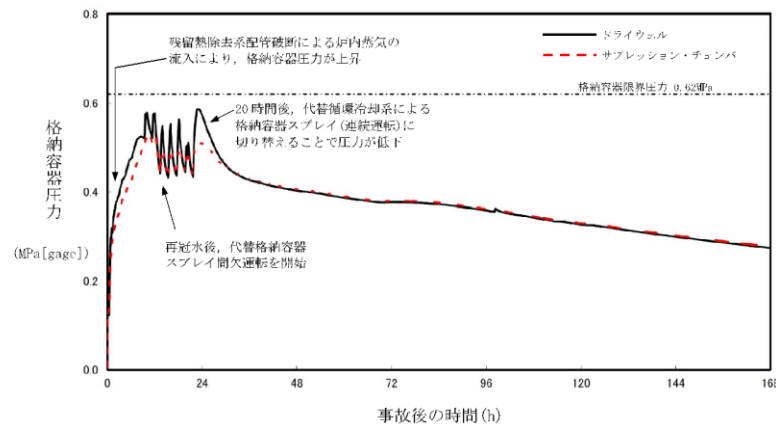


図1 格納容器圧力の推移 (感度解析1)

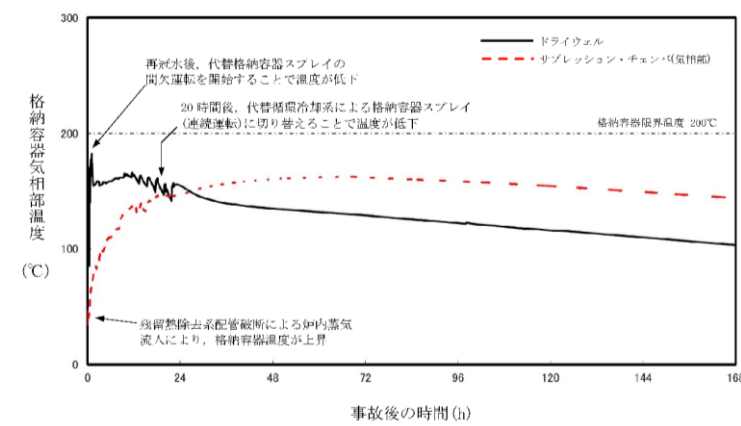
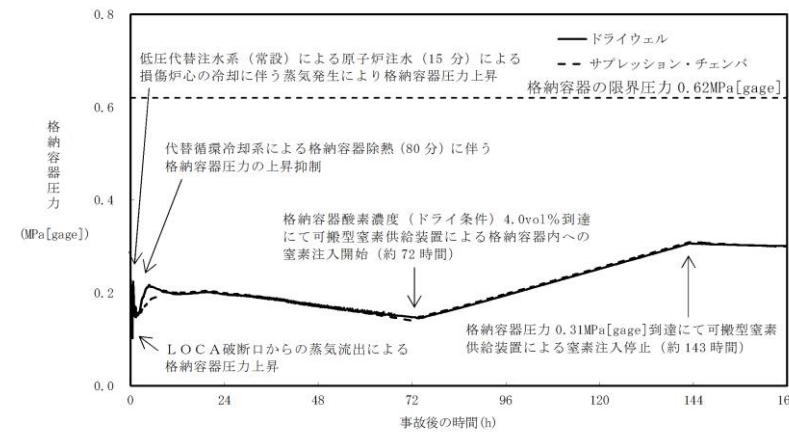
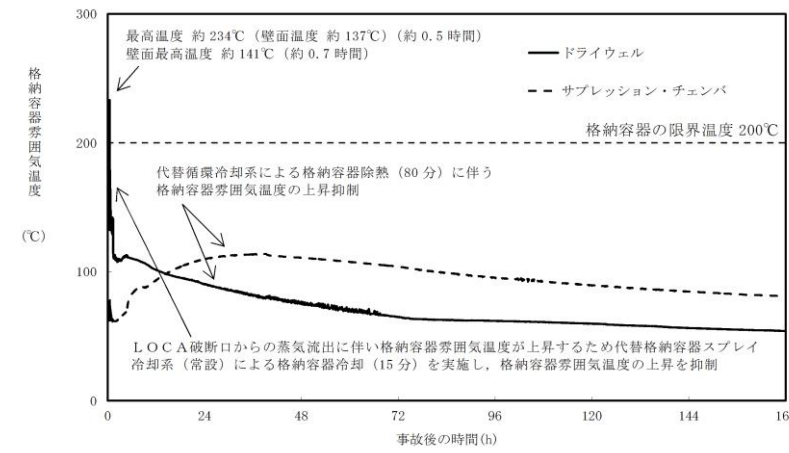


図2 格納容器気相温度の推移 (感度解析1)



第1図 格納容器圧力の推移 (感度解析1)



第2図 格納容器雰囲気温度の推移 (感度解析1)

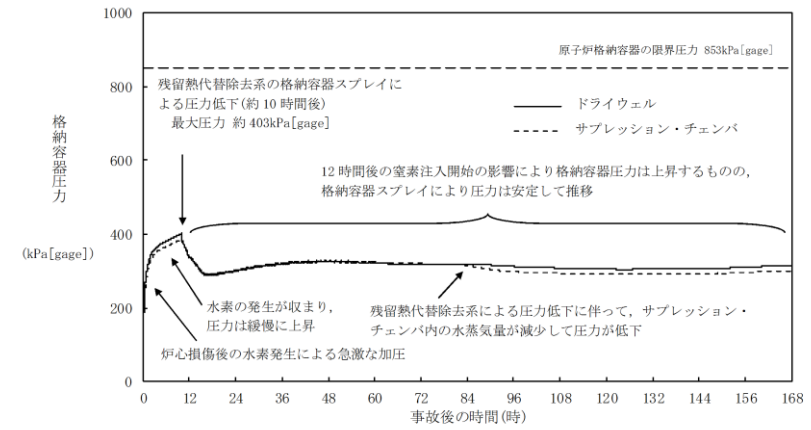


図1 格納容器圧力の推移 (感度解析1)

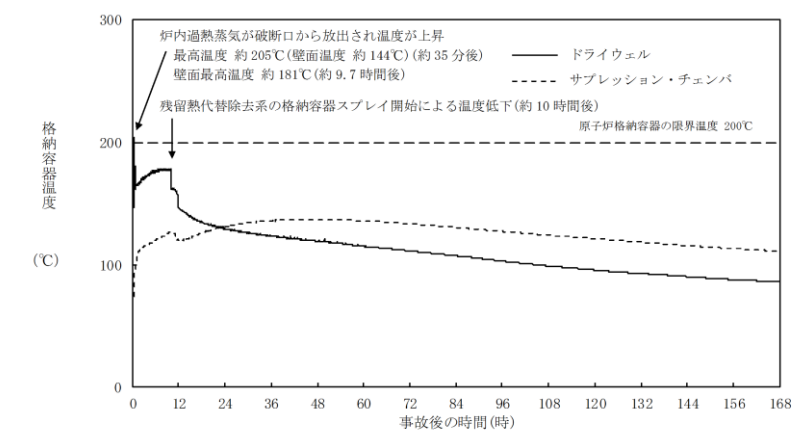


図2 格納容器温度の推移 (感度解析1)

(・挙動の相違は、ベースケースと同様。)

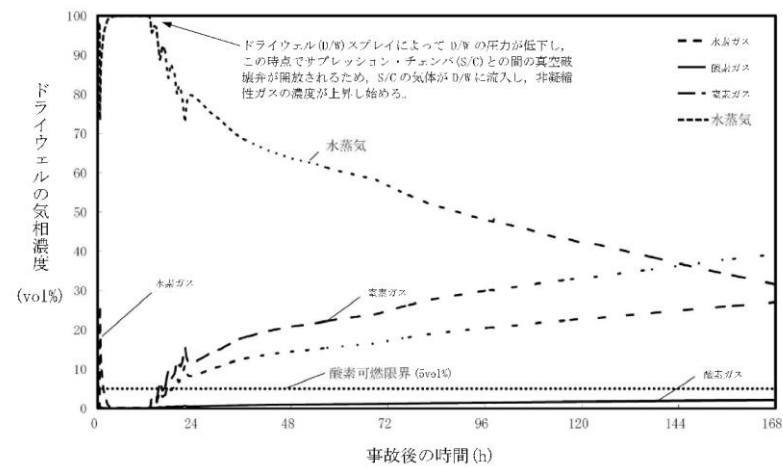


図3 ドライウエルの気相濃度の推移 (ウェット条件) (感度解析1)

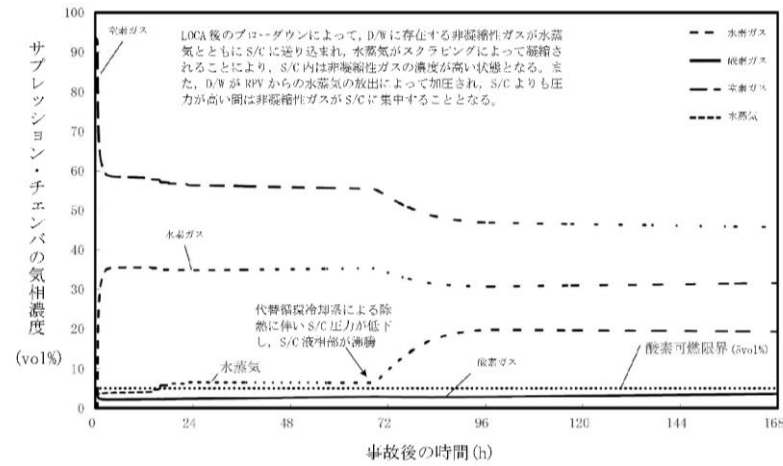
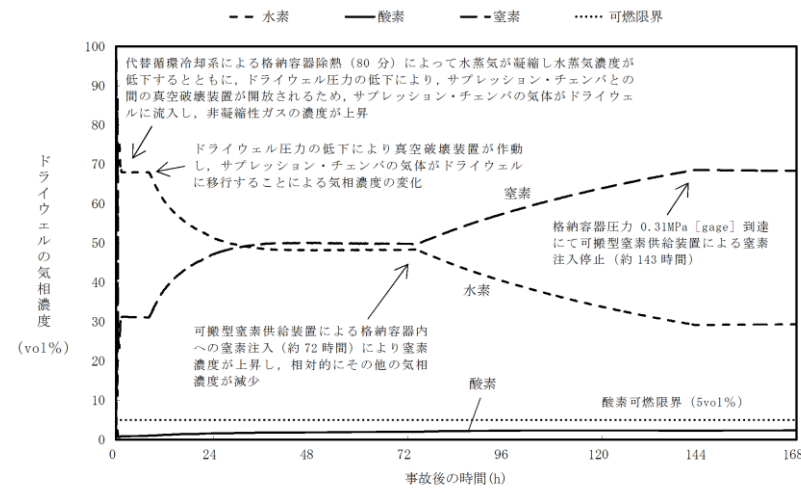
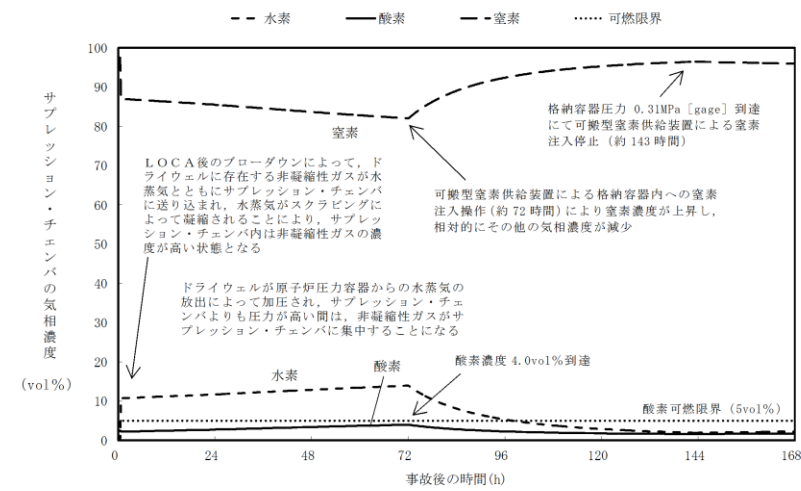


図4 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ウェット条件) (感度解析1)



第3図 ドライウエルの気相濃度の推移 (ドライ条件) (感度解析1)



第4図 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ドライ条件) (感度解析1)

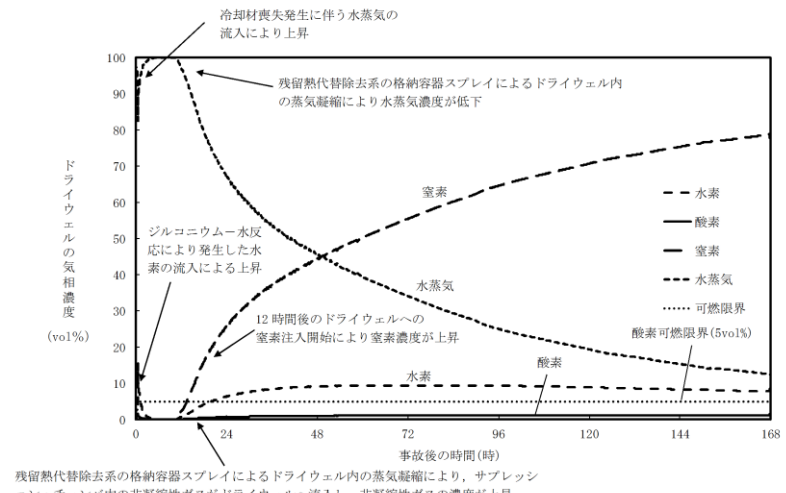


図3 ドライウエルの気相濃度の推移 (ウェット条件) (感度解析1)

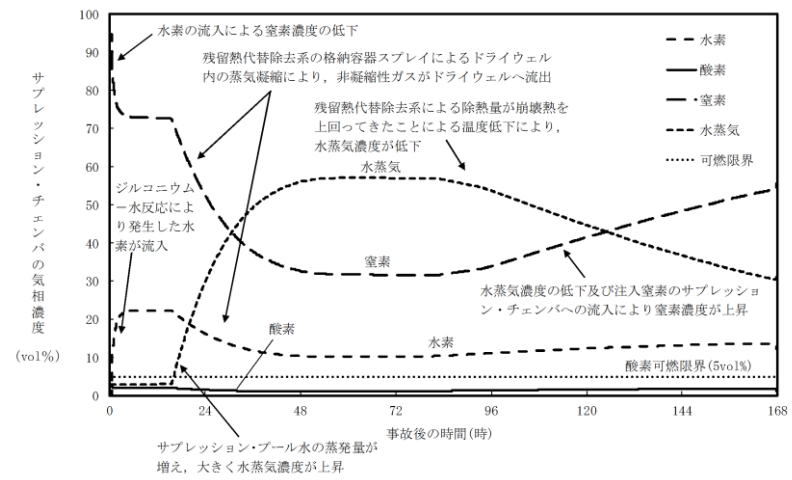


図4 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ウェット条件) (感度解析1)

・評価方針の相違
【東海第二】
 島根2号炉は、ウェット条件により原子炉注水操作の感度を評価しているが、東海第二はドライ条件で評価している。
 (・挙動の相違はベースケースと同様。)

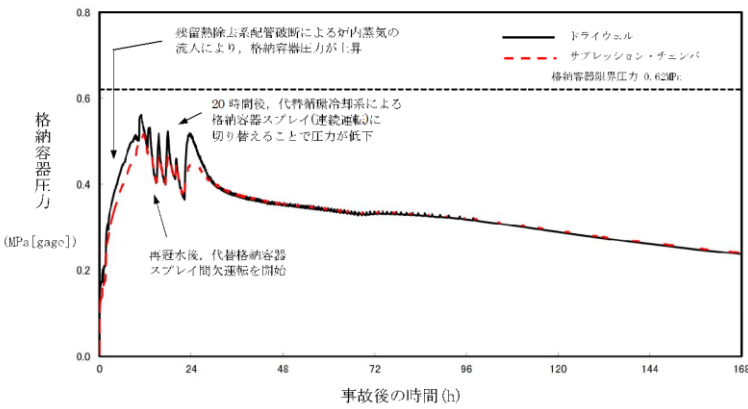


図5 格納容器圧力の推移 (感度解析 2)

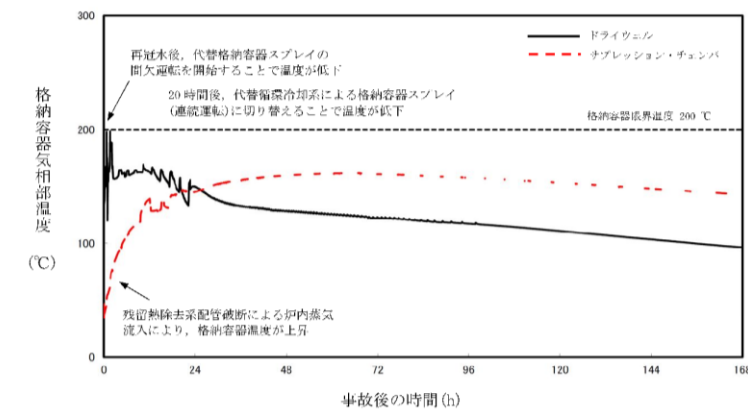
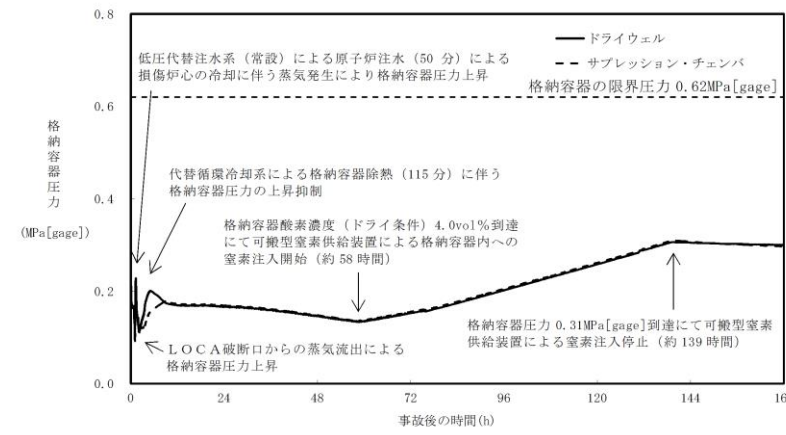
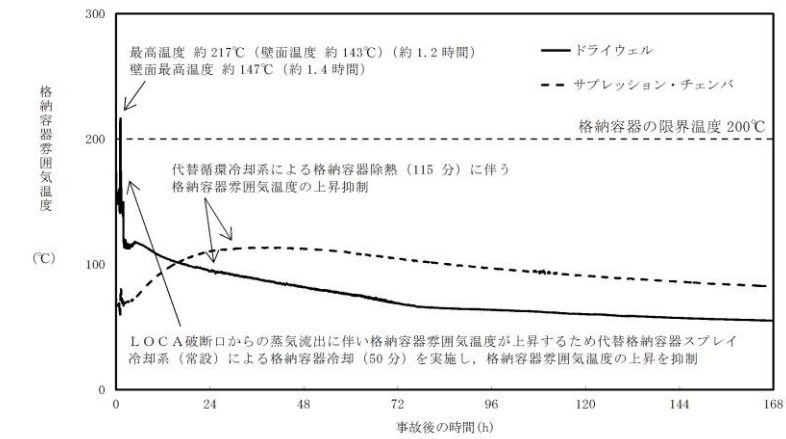


図6 格納容器気相温度の推移 (感度解析 2)



第5図 格納容器圧力の推移 (感度解析 2)



第6図 格納容器雰囲気温度の推移 (感度解析 2)

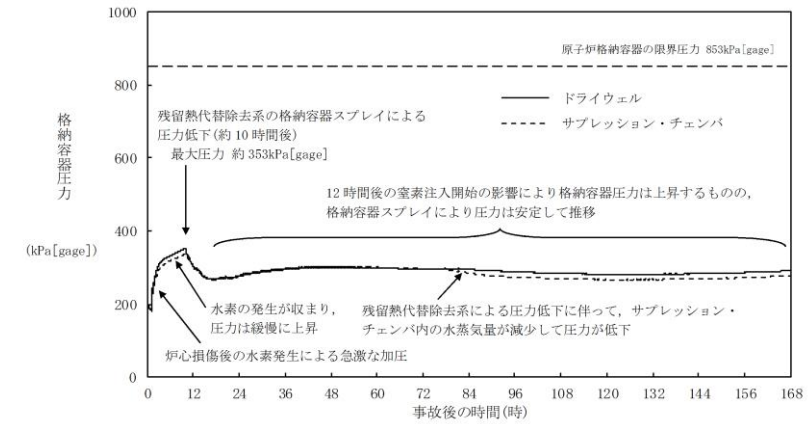


図5 格納容器圧力の推移 (感度解析 2)

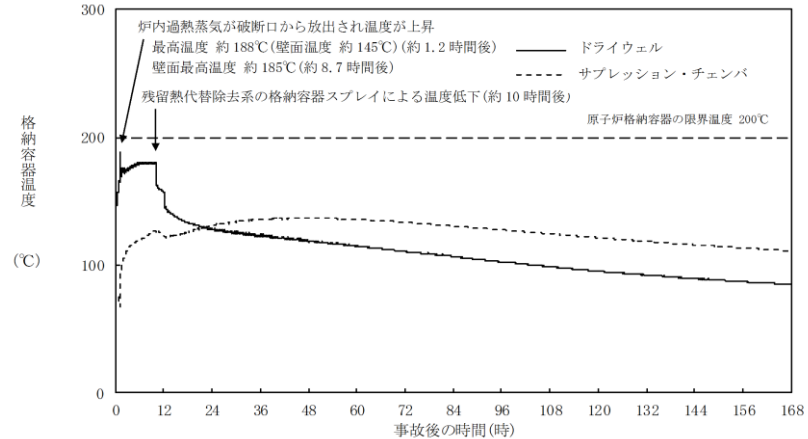


図6 格納容器温度の推移 (感度解析 2)

(・挙動の相違は、ベースケースと同様。)

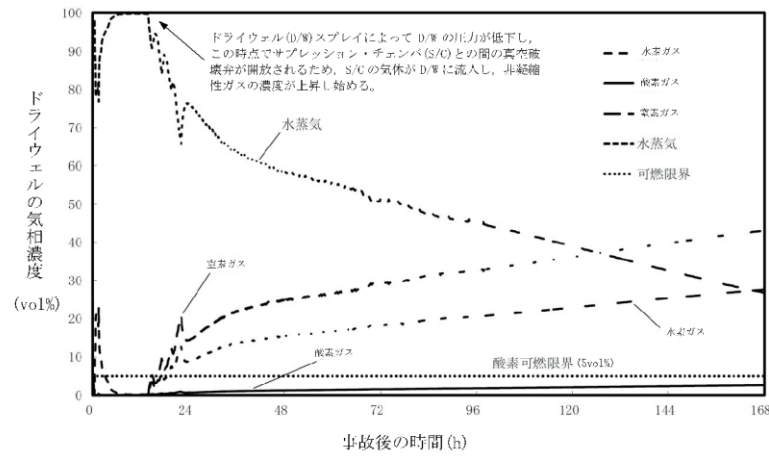


図7 ドライウエルの気相濃度の推移
(ウェット条件) (感度解析2)

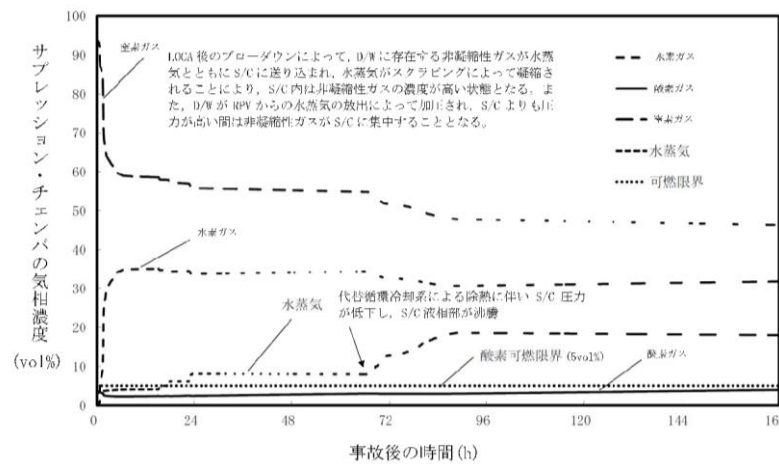
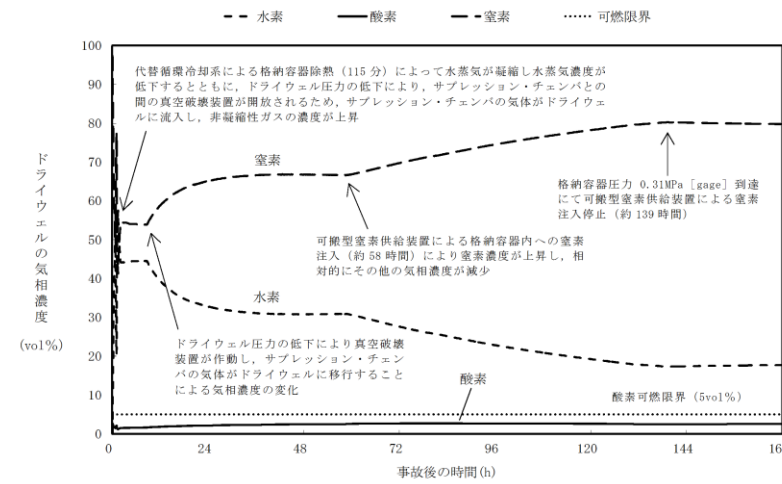
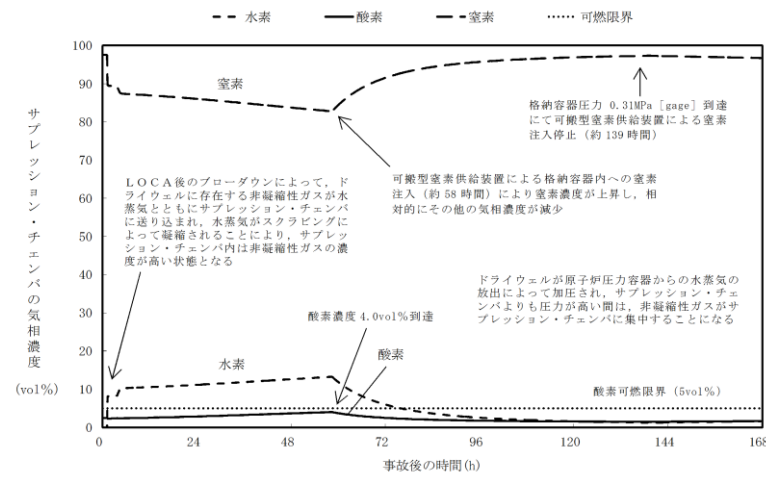


図8 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移
(ウェット条件) (感度解析2)



第7図 ドライウエルの気相濃度の推移
(ドライ条件) (感度解析2)



第8図 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移
(ドライ条件) (感度解析2)

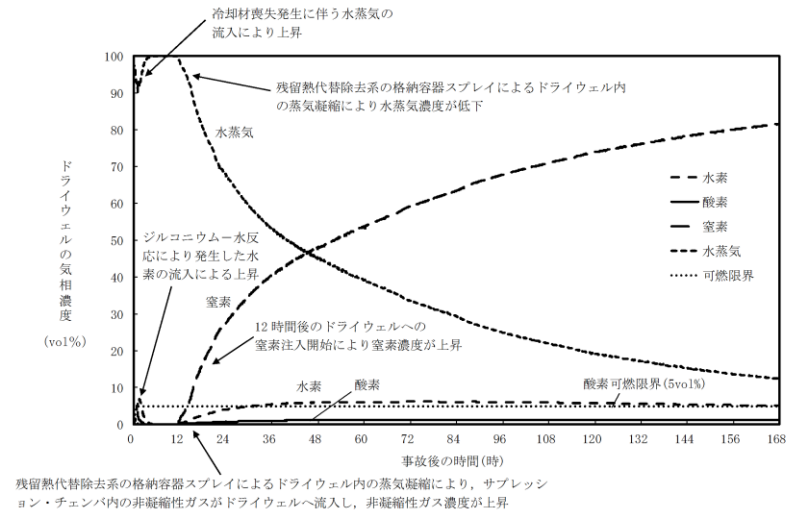


図7 ドライウエルの気相濃度の推移
(ウェット条件) (感度解析2)

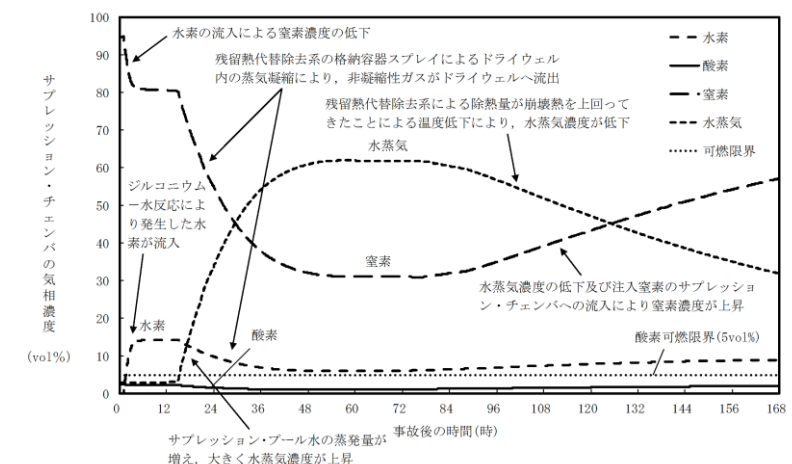


図8 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移
(ウェット条件) (感度解析2)

・評価方針の相違
【東海第二】
島根2号炉は、ウェット条件により原子炉注水操作の感度を評価しているが、東海第二はドライ条件で評価している。
(・挙動の相違はベースケースと同様。)