

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙17</p> <p style="text-align: center;">ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価</p> <p>ベント実施に伴うベント操作を手動で行う場合の作業員の被ばく評価を以下のとおり行った。</p> <p>ベント操作としてサプレッション・チェンバ(以下「S/C」という。)からのベントを行う場合及びドライウェル(以下「D/W」という。)からのベントを行う場合のそれぞれにおける第一弁及び第二弁の開操作時の被ばく評価を行った。</p> <p>(1) 評価条件</p> <p>a. 放出量評価条件</p> <p>想定事象として格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」で想定される事故シーケンスにおいて、代替循環冷却系を使用できない場合を想定した事故シナリオを選定する。また、放出量評価条件を第1表、大気中への放出過程及び概略図を第1図～第5図に示す。</p>	<p style="text-align: right;">別紙8</p> <p style="text-align: center;">ベント実施に伴う現場操作地点等における被ばく評価について</p> <p>ベント実施に伴う現場作業は、放射線環境下での作業となることから、作業の成立性を確認するために各作業場所における線量影響を評価する。</p> <p>なお、中央制御室又は現場のいずれにおいても同等の操作が可能な場合については、高線量環境が予想される現場での作業線量のみについて記載する。</p> <p>線量影響の評価に当たっては、「実用発電用原子炉に係る重大事故時の制御室及び緊急時対策所の居住性に係る被ばく評価に関する審査ガイド」(以下「審査ガイド」という。)を参照した。ベント実施に伴うベント操作を手動で行う場合の作業員の被ばく評価を以下のとおり行った。</p> <p>(1) 評価条件</p> <p>a. 想定シナリオ</p> <p>想定シナリオは以下のとおりとした。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・発災プラント：2号炉 ・想定事象：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 ・以下の2ケースについて評価^{※1} <ul style="list-style-type: none"> -W/Wベントにより事象収束に成功 -D/Wベントにより事象収束に成功 <p>※1 島根2号炉においては、格納容器破損防止対策に係る有効性評価における雰囲気圧力・温度による静的負荷のうち、格納容器過圧の破損モードにおいて想定している「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」シナリオにおいても、格納容器ベントを実施することなく事象を収束することのできる残留熱代替除去系を整備している。したがって、仮に重大事故が発生したと想定する場合であっても、第一に残留熱代替除去系を用いて事象を収束することとなる。しかしながら、被ばく評価においては、代替循環冷却に失敗することも考慮し、格納容器フィルタベント系を用いた格納容器ベントを想定する。格納容器ベントに至る事故シーケンスとしては、前述の「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」を選定した。なお、よう素放出量の低減対策として導入した格納容器pH制御については、その効果に期待しないものとした。</p> <p>b. 放出放射エネルギー</p> <p>大気中への放出放射エネルギーは、中央制御室の居住性(炉心の著しい損傷)に係る被ばく評価^{※2}と同様の評価方法にて評価した。なお、D/Wベント時においては、ベントライン経由</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>b. 被ばく評価条件</p> <p>被ばく経路は、第6図～第8図に示すとおり大気中へ放出される放射性物質による外部被ばく及び内部被ばく、格納容器圧力逃がし装置配管及び原子炉建屋からの直接ガンマ線等による外部被ばくを考慮した。</p> <p>大気中へ放出される放射性物質については、第2表及び第3表に示すとおり拡散効果を考慮した。また、作業場所に流入する放射性物質による被ばくについては、屋外の放射性物質の濃度と作業場所の放射性物質の濃度を同じとし、第4表及び第5表に示すとおり外部被ばくについては作業場所の空間体積を保存したサブマージョンモデルで評価を行い、内部被ばくについては呼吸率、線量換算係数等から評価を行った。なお、第二弁の操作においては、空気ポンベにより加圧された待避室（遮蔽厚 <input type="text"/> コンクリート相当）内で作業することを考慮し評価を行った。</p> <p>格納容器圧力逃がし装置配管、原子炉建屋からの直接ガンマ線等による外部被ばくについては、第6表及び第7表に示すとおり原子炉建屋の外壁、作業場所の遮蔽壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。</p>	<p>で放出される無機よう素に対しサプレッション・プールのスクラビング効果を見込まないものとした。また、放射性物質の大気放出過程を図1～図4に示す。</p> <p>評価結果を表1に示す。</p> <p>※2 「59-11 原子炉制御室の居住性に係る被ばく評価について」の「添付資料 中央制御室の居住性（炉心の著しい損傷）に係る被ばく評価について」を参照</p> <p>c. 被ばく評価条件</p> <p>被ばく経路の概念図を図5及び図6に示す。</p> <p>大気拡散評価の条件は、評価点を除き、中央制御室の居住性（炉心の著しい損傷）に係る被ばく評価と同じとした。</p> <p>放射性物質の大気拡散評価の主な評価条件を表2に示す。放射性物質の大気拡散評価で用いた放出点、評価点並びに評価結果を表3に示す。</p> <p>評価点は人力によるベント操作を行う作業地点として以下の場所とした。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・第1弁（ウェットウェルベントライン）操作位置（原子炉建物附属棟 1階） ・第1弁（ドライウェルベントライン）操作位置（原子炉建物附属棟 2階） ・第2弁操作位置（原子炉建物附属棟 3階） <p>なお、屋内移動中（往路、復路）の評価点は、1階～3階において最も評価結果が厳しくなる原子炉建物附属棟3階の第2弁操作位置で代表した。</p> <p>大気中への放出量及び大気拡散評価以外に関する主な評価条件を表4に示す。</p> <p>格納容器ベントの実施前及び実施後における作業の作業場所を図7から図11に示す。</p> <p>d. 評価方法</p> <p>(a) 原子炉建物外での作業</p> <p>(a-1) 原子炉建物内の放射性物質からのガンマ線による被ばく</p> <p>原子炉建物内の放射性物質からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による実効線量は、原子炉建物内の放射性物質の積算線源強度、施設の位置、遮蔽構造、評価点の位置等を踏まえて評価した。直接ガンマ線についてはQAD-CGGP2Rコードを用い、スカイシャインガンマ線についてはANISNコード及びG33GP2Rコードを用いて評価した。</p> <p>(a-2) 放射性雲中の放射性物質からのガンマ線による被ばく</p> <p>放射性雲中の放射性物質からのガンマ線による外部被ばくは、事故期間中の大気中への放射性物質の放出量を基に大気拡散効果を踏まえ評価した。</p> <p>(a-3) 放射性雲中の放射性物質を吸入摂取することによる被ばく</p> <p>放射性雲中の放射性物質を吸入摂取することによる内部被ばくは、事故期間中の大気中への放射性物質の放出量及び大気拡散効果を踏まえ評価した。なお、評価に当たってはマスクの着用を考慮した。</p> <p>(a-4) 地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく</p>	<p>・設備の相違</p> <p>島根2号炉は、原子炉建物の二次格納施設外での作業実施</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による外部被ばくは、事故期間中の大気中への放射性物質の放出量を基に、大気拡散効果、地表面沈着効果を踏まえて評価した。</p> <p>(a-5) 格納容器フィルタベント系の配管内の放射性物質からのガンマ線による被ばく</p> <p>格納容器フィルタベント系の配管内の放射性物質による被ばくは、配管内の放射性物質からの直接ガンマ線による実効線量を、作業エリアの位置、配管の位置と形状を考慮し評価した。評価に当たっては、QAD-CGGP2Rコードを用いた。</p> <p>線源としては、格納容器フィルタベント系出口配管内の放射性物質を考慮した。線源の評価で想定する放射性物質の付着量は、配管を流れる放射性物質(希ガスを除く)が、配管長100mあたり10%の割合で付着するものとした。</p> <p>(b) 原子炉建物内での作業</p> <p>(b-1) 原子炉建物内の放射性物質からのガンマ線による被ばく</p> <p>原子炉建物内の放射性物質からのガンマ線による被ばくは、作業エリアの放射性物質濃度が外気と同濃度^{*3}になると仮定し、サブマージョンモデルを用いて評価した。なおサブマージョンモデルでの計算に用いる空間容積は、2号炉の第1弁、第2弁の作業エリアの空間容積を包絡する原子炉建物西側エリアの最下階から最上階までの値 m³を設定した。</p> <p>(b-2) 放射性雲中の放射性物質からのガンマ線による被ばく</p> <p>放射性雲中の放射性物質からのガンマ線による外部被ばくは、事故期間中の大気中への放射性物質の放出量を基に大気拡散効果と建物による遮蔽効果を踏まえて評価した。</p> <p>(b-3) 原子炉建物内の放射性物質を吸入摂取することによる被ばく</p> <p>原子炉建物内の放射性物質を吸入摂取することによる内部被ばくは、作業エリアの放射性物質濃度が外気と同濃度^{*3}になると仮定して評価した。</p> <p>なお、評価に当たってはマスクの着用を考慮した。</p> <p>(b-4) 地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく</p> <p>地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による外部被ばくは、事故期間中の大気中への放射性物質の放出量を基に、建物外壁による遮蔽、大気拡散効果、地表面沈着効果を踏まえて評価した。</p> <p>(b-5) 格納容器フィルタベント系の配管内の放射性物質からのガンマ線による被ばく</p> <p>原子炉建物内の配管内の放射性物質による作業エリアでの被ばくは、配管内の放射性物質からの直接ガンマ線による実効線量を、作業エリアの位置、配管の位置と形状並びに作業エリアを囲む壁等によるガンマ線の遮蔽効果を考慮し評価した。評価に当たっては、QAD-CGGP2Rコードを用いた。</p> <p>なお、格納容器フィルタベント系のフィルタ装置及び屋外の配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばくは、第1ベントフィルタ格納槽躯体厚による遮蔽が十分厚いことから影響は軽微であるとし、評価の対象外とした。</p> <p>また、原子炉建物内の配管においても、配管と作業エリアとの間に十分厚い遮蔽が</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>c. <u>アクセスルート及び評価地点</u></p> <p>第一弁（S/C側）のベント操作を行う場合のアクセスルートは、第9図～第11図に示すとおりである。第一弁（D/W側）のベント操作を行う場合のアクセスルートは、第12図～第15図に示すとおりである。屋外移動時のアクセスルートは第16図に示すとおりである。第二弁のベント操作を行う場合のアクセスルートは第17図～第19図に示すとおりである。</p> <p>評価点は、第9図～第20図に示すとおり、ベント操作時は作業場所とし、移動時はアクセスルートで被ばく評価上最も厳しい地点とする。</p> <p>d. <u>作業時間</u></p> <p>第一弁の開操作は、ベント実施前に行うものとし、第一弁（S/C側）の作業時間は160分（移動時間（往復）70分+作業時間90分）、第一弁（D/W側）の作業時間は190分（移動時間（往復）100分+作業時間90分）とする。また、第二弁の開操作は、ベント実施直後から180分作業場所（待避室）に滞在するものとし、作業時間は410分（移動時間（往復）90分+待機時間140分+作業時間（待避室滞在）180分）とする。</p> <p>(2) <u>評価結果</u></p> <p>ベント実施に伴うベント操作を手動で行う場合の作業員の被ばく評価結果は以下に示すとおりであり、作業員の実効線量は緊急作業時の線量限度である100mSv以下であり、ベント実施に伴うベント操作を手動で行うことができることを確認した。また、実効線量の内訳を第8表～第10表に示す。</p> <p>a. <u>S/Cからのベント操作時の作業員の実効線量</u></p>	<p>存在する場合は、影響は軽微であるとし評価の対象外とした。</p> <p>※3 <u>格納容器ベント実施時に格納容器フィルタベント系排気管（EL.65m）から放出されたベント流体は、熱エネルギーを持つため放出後に上昇し、さらに周囲の風場の影響を受け原子炉建物から時間と共に離れていくものと考えられる。また、ベント流体の放出口（EL.65m）と第1弁の開操作場所（W/Wベント時：原子炉建物付属棟1階(EL.15.3m)、D/Wベント時：原子炉建物付属棟2階(EL.23.8m)は少なくとも40m程度の高低差があることから放出されたベント流体が第1弁の開操作場所に直接流入することはほとんど無いものと考えられる。このことから第1弁の開操作に伴う被ばくの評価においては、ベント流体が原子炉建物内に流入することによる影響を考慮しないものとした。</u></p> <p>(b-6) <u>非常用ガス処理系フィルタの放射性物質からのガンマ線による被ばく</u></p> <p>非常用ガス処理系フィルタの放射性物質からのガンマ線による外部被ばくは、第一弁操作前及び第一弁開放後に蓄積した放射性物質の量を基に、作業エリアの位置及び作業エリアを囲む壁等によるガンマ線の遮蔽効果を考慮し評価した。</p> <p>e. <u>作業時間</u></p> <p>格納容器ベントの実施前及び実施後における作業時間及び作業時間帯を表5に示す。各作業時間には、作業場所への往復時間を含めた。</p> <p>各作業場所への移動中における線量率が作業場所における線量率よりも高い場所が存在する可能性があるため、各作業時間とは別に、作業場所への往路及び復路での評価を行った。</p> <p>(2) <u>評価結果</u></p> <p>格納容器ベント（W/Wベント）の実施前及び実施後の作業における被ばく線量の評価結果を表6に示す。また、格納容器ベント（D/Wベント）の実施前及び実施後の作業における被ばく線量の評価結果を表7に示す。</p> <p>最も被ばく線量が大きくなる作業においても約13mSvとなった。したがって、緊急時作業に係る線量限度100mSvに照らしても、作業可能であることを確認した。</p>	<p>・評価条件の相違</p> <p>・評価結果の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>作業員の実効線量は第一弁開操作で約 37mSv, 第二弁開操作で約 28mSv となった。</p> <p>b. D/Wからのベント操作時の作業員の実効線量</p> <p>作業員の実効線量は第一弁開操作で約 52mSv, 第二弁開操作で約 42mSv となった。</p>	<p>なお、表6, 7の評価結果は、表5に示す各作業の作業開始時間の範囲のうち、評価結果が最も大きくなる時間帯で作業を実施した場合の被ばく線量を記載しており、その他の時間帯における被ばく線量は前述の評価結果以下となる。したがって、表5に示す各作業の作業開始時間の範囲においては、いずれの時間帯においても作業可能である。</p> <p>また、炉心損傷前ベント後に炉心損傷の兆候が見られた場合における隔離弁の閉操作等の作業については、当該作業に係る被ばく線量が、炉心損傷後の格納容器ベントに伴う作業時の被ばくに包含されるものと考えられるため、作業可能である。</p>	

第1表 放出量評価条件 (1/3)

項目	評価条件	選定理由
評価事象	「大破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗」(代替循環冷却系を使用できない場合)(全交流動力電源喪失の重畳を考慮)	格納容器破損防止対策の有効性評価で想定する格納容器破損モードのうち、中央制御室の運転員又は対策要員の被ばくの観点から結果が最も厳しくなる事故収束に成功した事故シナリオを選定
炉心熱出力	3,293MW	定格熱出力
運転時間	1サイクル当たり 10,000時間(約416日)	1サイクル13ヶ月(395日)を考慮して設定
取替炉心の燃料装荷割合	1サイクル:0.229 2サイクル:0.229 3サイクル:0.229 4サイクル:0.229 5サイクル:0.084	取替炉心の燃料装荷割合に基づき設定
炉内蓄積量	希ガス類 : 約 2.2×10^{19} Bq よう素類 : 約 2.8×10^{19} Bq CsOH類 : 約 1.1×10^{18} Bq Sb類 : 約 1.3×10^{18} Bq TeO ₂ 類 : 約 6.7×10^{18} Bq SrO類 : 約 1.2×10^{19} Bq BaO類 : 約 1.2×10^{19} Bq MoO ₂ 類 : 約 2.4×10^{19} Bq CeO ₂ 類 : 約 7.4×10^{19} Bq La ₂ O ₃ 類 : 約 5.5×10^{19} Bq (核種ごとの炉内蓄積量を核種グループごとに集約して記載)	「単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq/MW)」×「3,293MW(定格熱出力)」 (単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq/MW)は、BWR共通条件として、東海第二と同じ装荷燃料(9×9燃料(A型))、運転時間(10,000時間)で算出したABWRのサイクル末期の値を使用)
放出開始時間	格納容器漏えい: 事象発生直後 格納容器圧力逃がし装置による格納容器減圧及び除熱: 事象発生から約19h後	MAAP解析結果
原子炉格納容器内pH制御の効果	考慮しない	サブプレッション・プール水内pH制御設備は、重大事故等対処設備と位置付けていないため、保守的に設定
よう素の形態	粒子状よう素: 5% 無機よう素: 91% 有機よう素: 4%	R.G.1.195*1に基づき設定

表1 大気中への放出放射エネルギー(7日間積算値)(1/2)

(W/Wベントの実施を想定する場合)

核種類	停止時炉内内蔵量 [Bq] (gross 値)	放出放射エネルギー[Bq] (gross 値)	
		格納容器フィルタベント系を経由した放出	原子炉建物から大気中への放出
希ガス類	約 1.6×10^{19}	約 5.1×10^{18}	約 2.3×10^{16}
よう素類	約 2.1×10^{19}	約 4.2×10^{15}	約 1.9×10^{15}
CsOH類	約 8.3×10^{17}	約 5.5×10^9	約 3.4×10^{12}
Sb類	約 9.5×10^{17}	約 2.2×10^8	約 3.1×10^{11}
TeO ₂ 類	約 5.0×10^{18}	約 4.2×10^9	約 2.9×10^{12}
SrO類	約 9.0×10^{18}	約 1.6×10^9	約 1.5×10^{12}
BaO類	約 8.8×10^{18}	約 2.2×10^9	約 1.6×10^{12}
MoO ₂ 類	約 1.8×10^{19}	約 8.4×10^8	約 5.5×10^{11}
CeO ₂ 類	約 5.5×10^{19}	約 5.3×10^8	約 3.4×10^{11}
La ₂ O ₃ 類	約 4.1×10^{19}	約 1.2×10^8	約 9.1×10^{10}

表1 大気中への放出放射エネルギー(7日間積算値)(2/2)

(D/Wベントの実施を想定する場合)

核種類	停止時炉内内蔵量 [Bq] (gross 値)	放出放射エネルギー[Bq] (gross 値)	
		格納容器フィルタベント系を経由した放出	原子炉建物から大気中への放出
希ガス類	約 1.6×10^{19}	約 5.0×10^{18}	約 2.5×10^{16}
よう素類	約 2.1×10^{19}	約 4.6×10^{15}	約 2.0×10^{15}
CsOH類	約 8.3×10^{17}	約 1.3×10^{13}	約 3.4×10^{12}
Sb類	約 9.5×10^{17}	約 5.1×10^{11}	約 3.1×10^{11}
TeO ₂ 類	約 5.0×10^{18}	約 9.7×10^{12}	約 2.9×10^{12}
SrO類	約 9.0×10^{18}	約 3.7×10^{12}	約 1.5×10^{12}
BaO類	約 8.8×10^{18}	約 5.1×10^{12}	約 1.6×10^{12}
MoO ₂ 類	約 1.8×10^{19}	約 1.9×10^{12}	約 5.6×10^{11}
CeO ₂ 類	約 5.5×10^{19}	約 1.2×10^{12}	約 3.4×10^{11}
La ₂ O ₃ 類	約 4.1×10^{19}	約 2.9×10^{11}	約 9.2×10^{10}

第1表 放出量評価条件 (2/3)

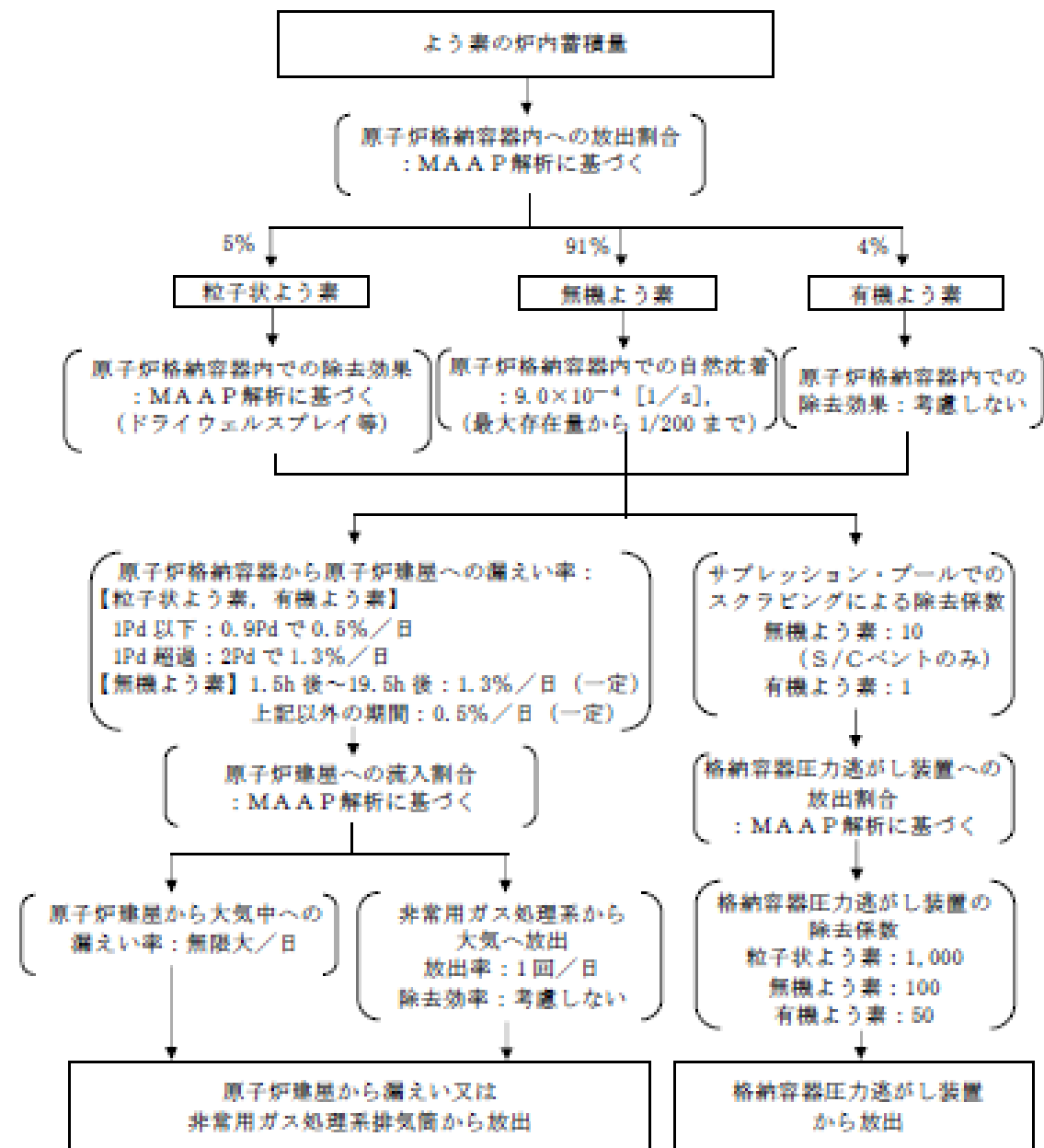
項目	評価条件		選定理由
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率 (希ガス, エアロゾル及び有機よう素)	1Pd以下: 0.9Pdで0.5%/日 1Pd超過: 2Pdで1.3%/日		MAAP解析にて原子炉格納容器の開口面積を設定し格納容器圧力に応じ漏えい率が変化するものとし, 原子炉格納容器の設計漏えい率(0.9Pdで0.5%/日)及びAECの式等に基づき設定(補足1参照)
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率 (無機よう素)	1.5h後~19.5h後: 1.3%/日(一定) その他の期間: 0.5%/日(一定)		原子炉格納容器の設計漏えい率(0.5%/日)及びAECの式等に基づき設定(格納容器圧力が0.9Pdを超える期間を包絡するように1.3%/日の漏えい率を設定)(補足1参照)
原子炉格納容器の漏えい孔における捕集効果	考慮しない		保守的に設定
原子炉格納容器内での除去効果 (エアロゾル)	MAAP解析に基づく(沈着, サプレッション・プールでのスクラッピング及びドライウエルスプレイ)		MAAPのFP挙動モデル(補足2参照)
原子炉格納容器内での除去効果 (有機よう素)	考慮しない		保守的に設定
原子炉格納容器内での除去効果 (無機よう素)	自然沈着率: 9.0×10^{-4} (1/s) (原子炉格納容器内の最大存在量から1/200まで)		CSE実験及びStandard Review Plan 6.5.2 ^{#2} に基づき設定(補足3参照)
	サプレッション・プールでのスクラッピングによる除去効果: 10 (S/Cベントのみ)		Standard Review Plan 6.5.5 ^{#3} に基づき設定(補足4参照)
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい割合	希ガス類 CsI類 CsOH類 Sb類 TeO ₂ 類 SrO類 BaO類 MoO ₂ 類 CeO ₂ 類 La ₂ O ₃ 類	S/Cベント : 約 4.3×10^{-3} : 約 6.2×10^{-5} : 約 3.1×10^{-5} : 約 6.7×10^{-6} : 約 6.7×10^{-6} : 約 2.7×10^{-6} : 約 2.7×10^{-6} : 約 3.4×10^{-7} : 約 6.7×10^{-8} : 約 2.7×10^{-8}	D/Wベント : 約 4.3×10^{-3} : 約 6.2×10^{-5} : 約 3.2×10^{-5} : 約 6.8×10^{-6} : 約 6.8×10^{-6} : 約 2.7×10^{-6} : 約 2.7×10^{-6} : 約 3.4×10^{-7} : 約 6.8×10^{-8} : 約 2.7×10^{-8}
	MAAP解析結果及びNUREG-1465 ^{#4} に基づき設定(補足5参照)		

第1表 放出量評価条件 (3/3)

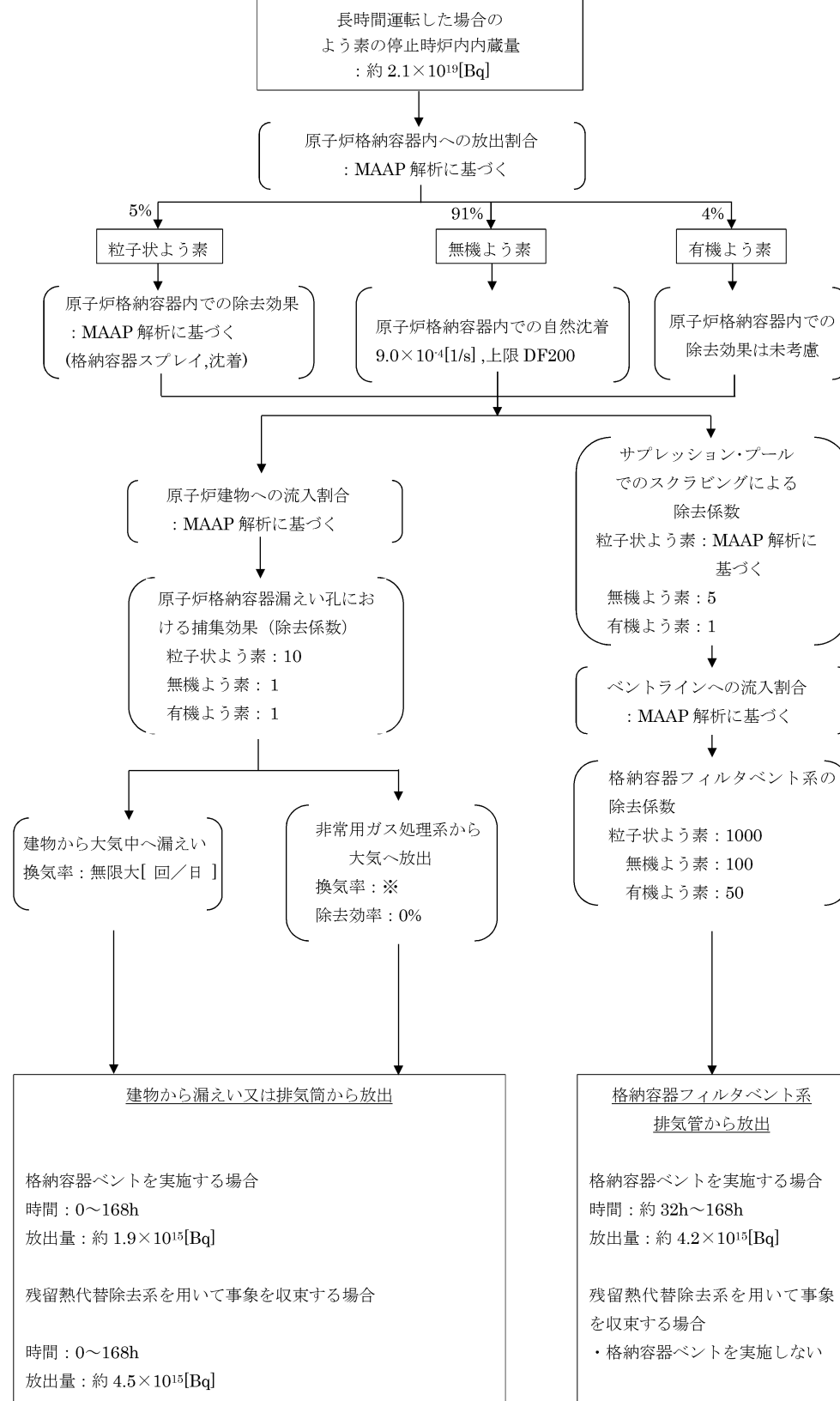
項目	評価条件			選定理由
原子炉建屋から大気への漏えい率 (非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動前)	無限大/日 (地上放出) (原子炉格納容器から原子炉建屋へ漏えいした放射性物質は、即座に大気へ漏えいするものとして評価)			保守的に設定
非常用ガス処理系から大気への放出率 (非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動後)	1回/日 (排気筒放出)			設計値に基づき設定 (非常用ガス処理系のファン容量)
非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動時間	事象発生から2時間後			起動操作時間 (115分) + 負圧達成時間 (5分) (起動に伴い原子炉建屋原子炉棟内は負圧になるが、保守的に負圧達成時間として5分を想定)
非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系のフィルタ除去効率	考慮しない			保守的に設定
原子炉建屋外側ブローアウトパネルの開閉状態	閉状態			原子炉建屋原子炉棟内の急激な圧力上昇等による原子炉建屋外側ブローアウトパネルの開放がないため
格納容器圧力逃がし装置への放出割合	希ガス類 : 約 9.5×10^{-1} CsI類 : 約 1.0×10^{-6} CsOH類 : 約 4.0×10^{-7} Sb類 : 約 8.9×10^{-8} TeO ₂ 類 : 約 8.9×10^{-8} SrO類 : 約 3.6×10^{-8} BaO類 : 約 3.6×10^{-8} MoO ₂ 類 : 約 4.5×10^{-9} CeO ₂ 類 : 約 8.9×10^{-10} La ₂ O ₃ 類 : 約 3.6×10^{-10}	S/Cベント : 約 9.5×10^{-1} : 約 3.9×10^{-3} : 約 7.5×10^{-3} : 約 1.4×10^{-3} : 約 1.4×10^{-3} : 約 5.8×10^{-4} : 約 5.8×10^{-4} : 約 7.2×10^{-5} : 約 1.4×10^{-5} : 約 5.8×10^{-6}	D/Wベント	MAAP解析結果及びNUREG-1465に基づき設定 (補足5参照)
格納容器圧力逃がし装置の除去係数	希ガス : 1 有機よう素 : 50 無機よう素 : 100 エアロゾル (粒子状よう素含む) : 1,000			設計値に基づき設定

- ※1 Regulatory Guide 1.195, "Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors", May 2003
- ※2 Standard Review Plan 6.5.2, "Containment Spray as a Fission Product Cleanup System", December 2005
- ※3 Standard Review Plan 6.5.5, "Pressure Suppression Pool as a Fission Product Cleanup System", March 2007
- ※4 NUREG-1465, "Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants", 1995

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: center;">第1図 希ガスの大気放出過程</p>	<p style="text-align: center;">図1 希ガスの大気放出過程</p> <p style="text-align: center;">※非常用ガス処理系の定格風量 4400m³/h による換気率1回/日により屋外に放出</p>	備考

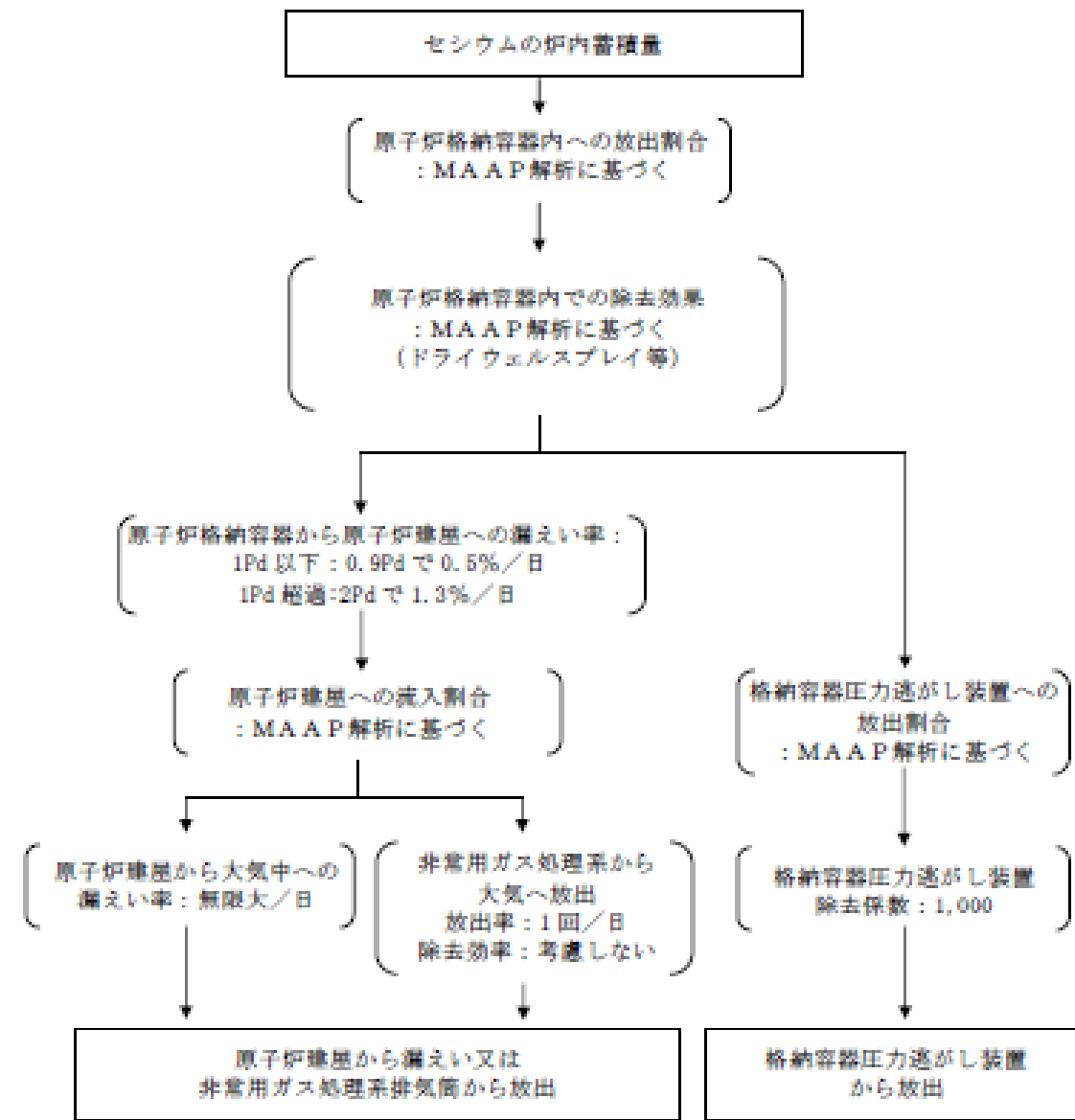


第2図 よう素の大気放出過程

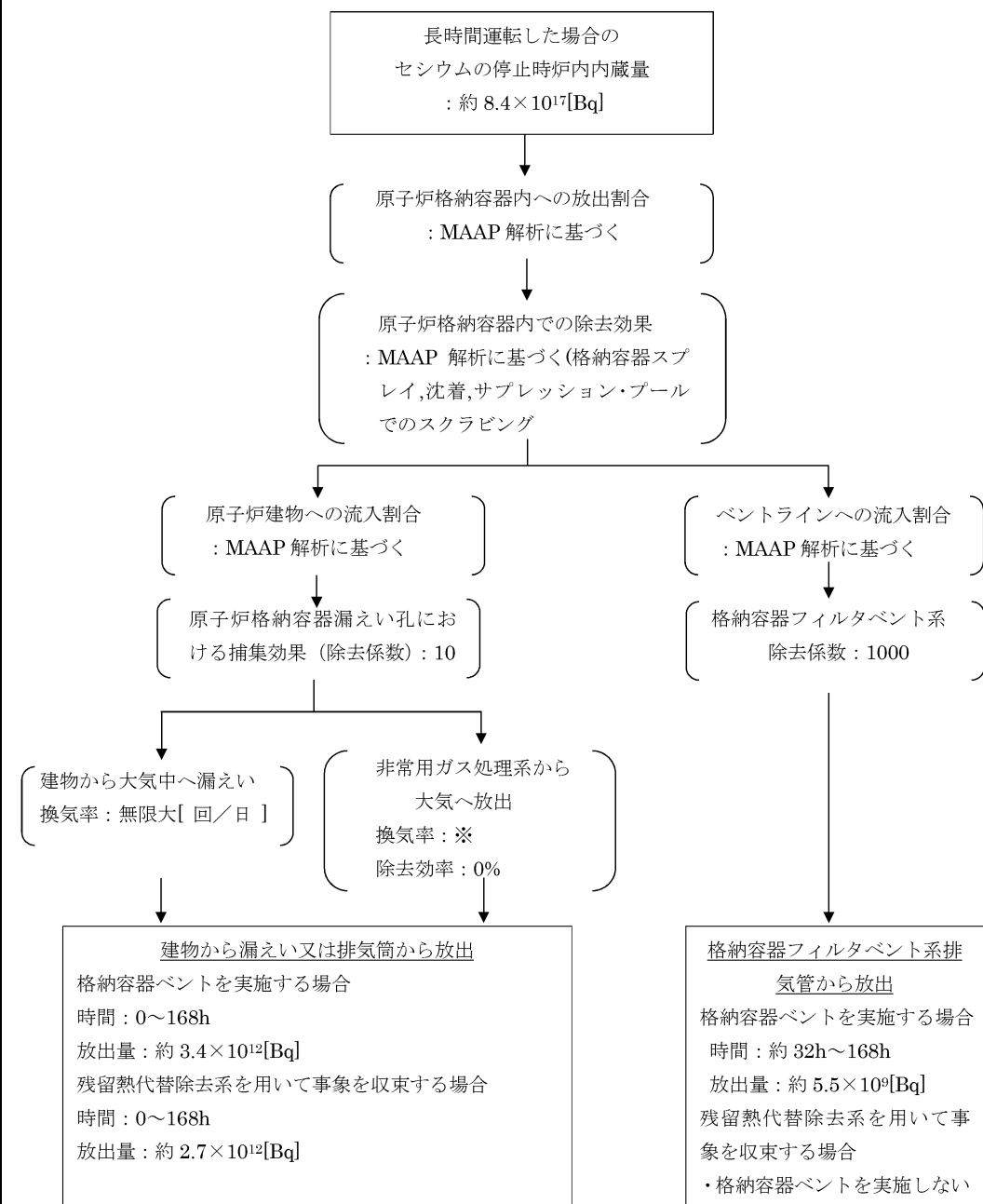


※非常用ガス処理系の定格風量 4400m³/h による換気率 1 回/日により屋外に放出

図2 よう素の大気放出過程



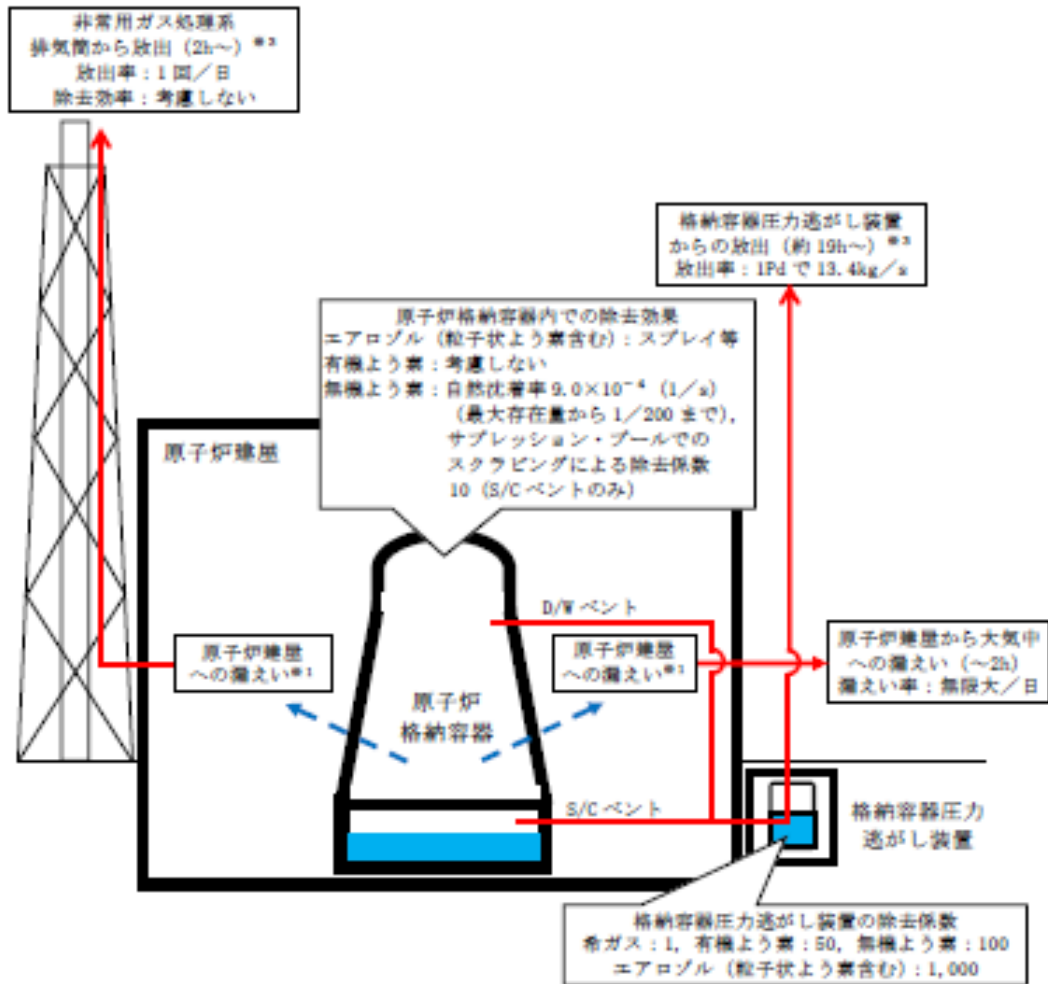
第3図セシウムの大気放出過程



※非常用ガス処理系の定格風量 4400m³/h による換気率 1[回/日]により屋外に放出

図3 セシウムの大気放出過程

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>第4図 その他核種の大気放出過程</p>	<p>※非常用ガス処理系の定格風量 4400m³/h による換気率 1回/日により屋外に放出</p>	
	<p>図4 その他核種の大気放出過程</p>	

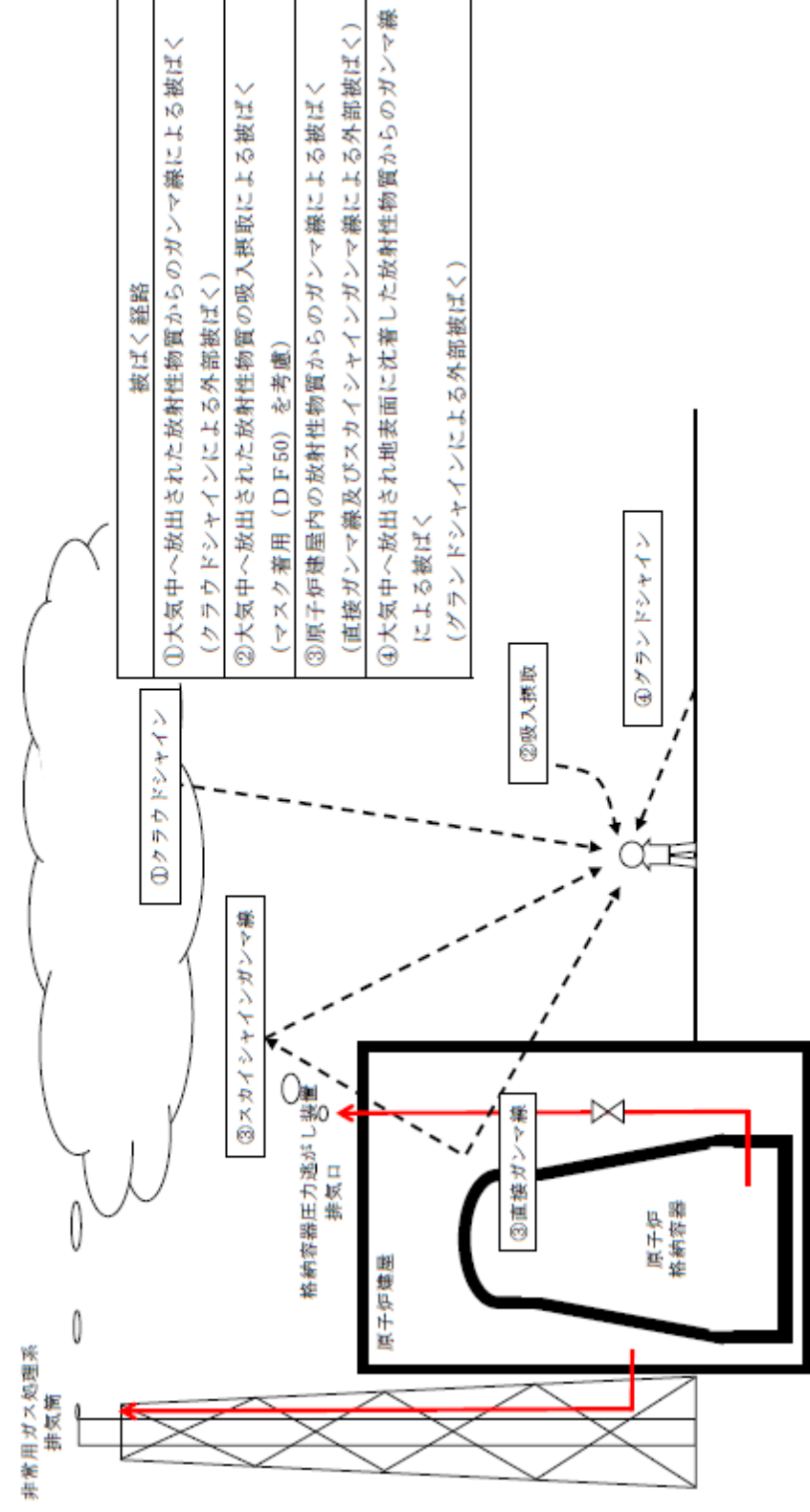


※1 原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率
 【希ガス, エアロゾル (粒子状よう素含む), 有機よう素】
 1Pd以下: 0.9Pdで0.5%/日, 1Pd超過:2Pdで1.3%/日
 【無機よう素】
 1.5h後~19.5h後: 1.3%/日 (一定), 上記以外の期間: 0.5%/日 (一定)

大気への放出経路	0h	▼2h ^{※2}	▼19h ^{※3}	168h▼
原子炉建屋から大気中への漏えい				
非常用ガス処理系排気筒から放出				
格納容器圧力逃がし装置からの放出				

※2 非常用ガス処理系の起動により原子炉建屋原子炉内は負圧となるため、事象発生2h以降は原子炉建屋から大気中への漏えいはなくなる。
 ※3 事象発生後19h以降は、「非常用ガス処理系排気筒から放出」及び「格納容器圧力逃がし装置からの放出」の両経路から放射性物質を放出する。

第5図 大気放出過程概略図 (イメージ)



- 被ばく経路
- ①大気中へ放出された放射性物質からのガンマ線による被ばく (クラウドシャインによる外部被ばく)
 - ②大気中へ放出された放射性物質の吸入摂取による被ばく (マスク着用 (DF50) を考慮)
 - ③原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による被ばく (直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による外部被ばく)
 - ④大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく (グラウンドシャインによる外部被ばく)

第6図 ベント操作に係る作業時の被ばく評価経路イメージ (屋外移動時)

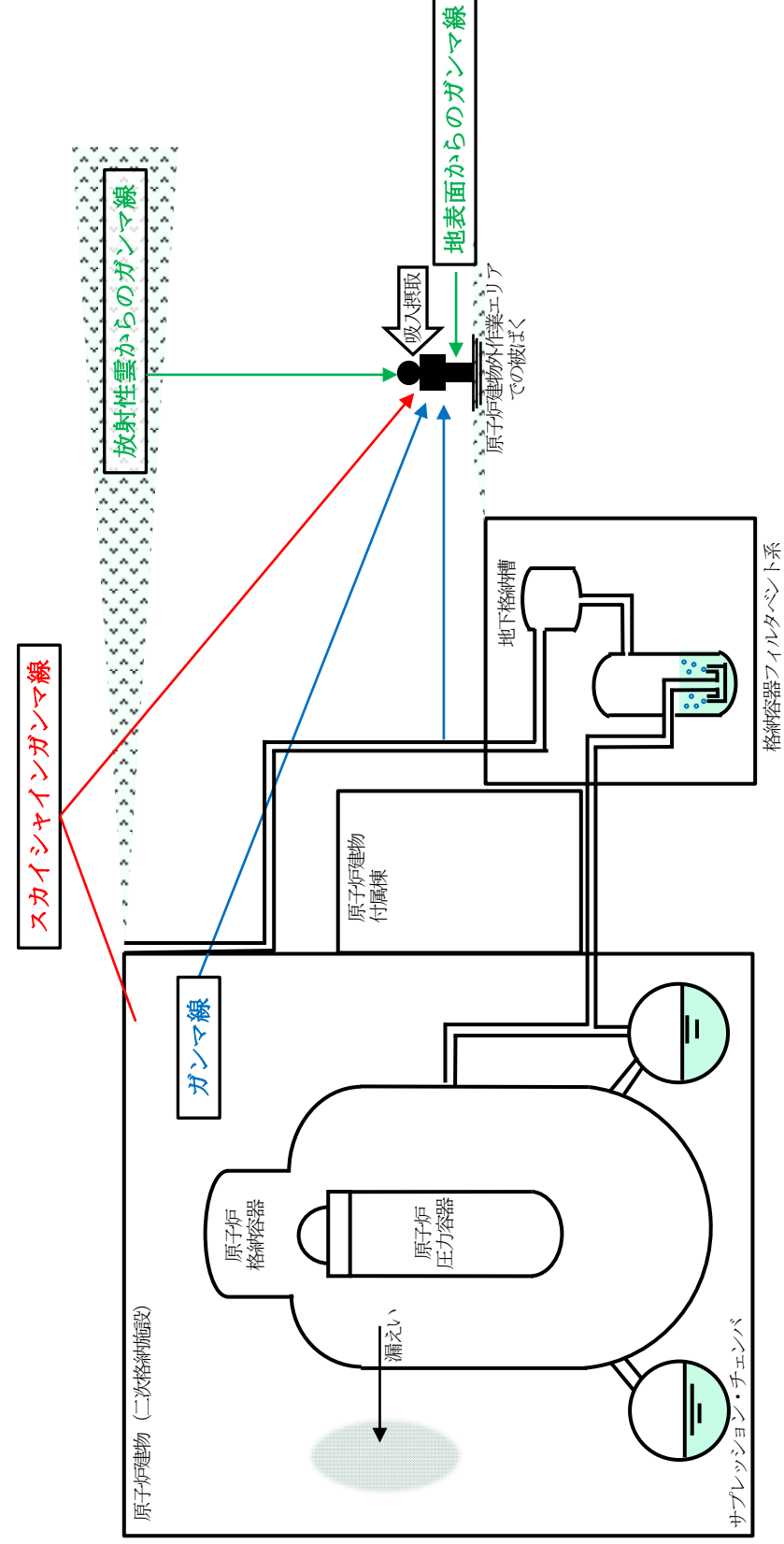
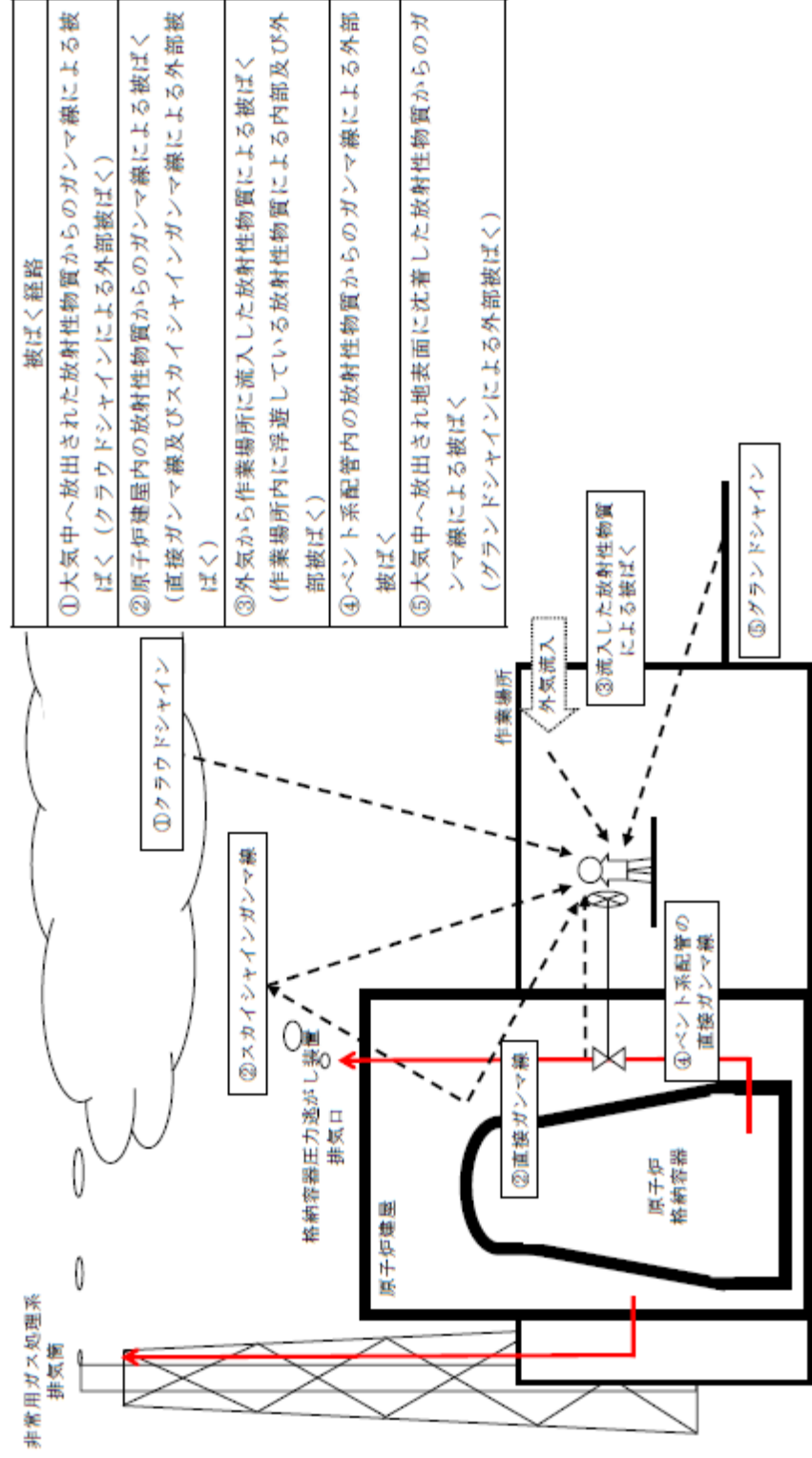


図5 被ばく経路概念図 (屋外)



第7図 ベント操作に係る作業時の被ばく評価経路イメージ (屋内移動時及び第一弁開操作時)

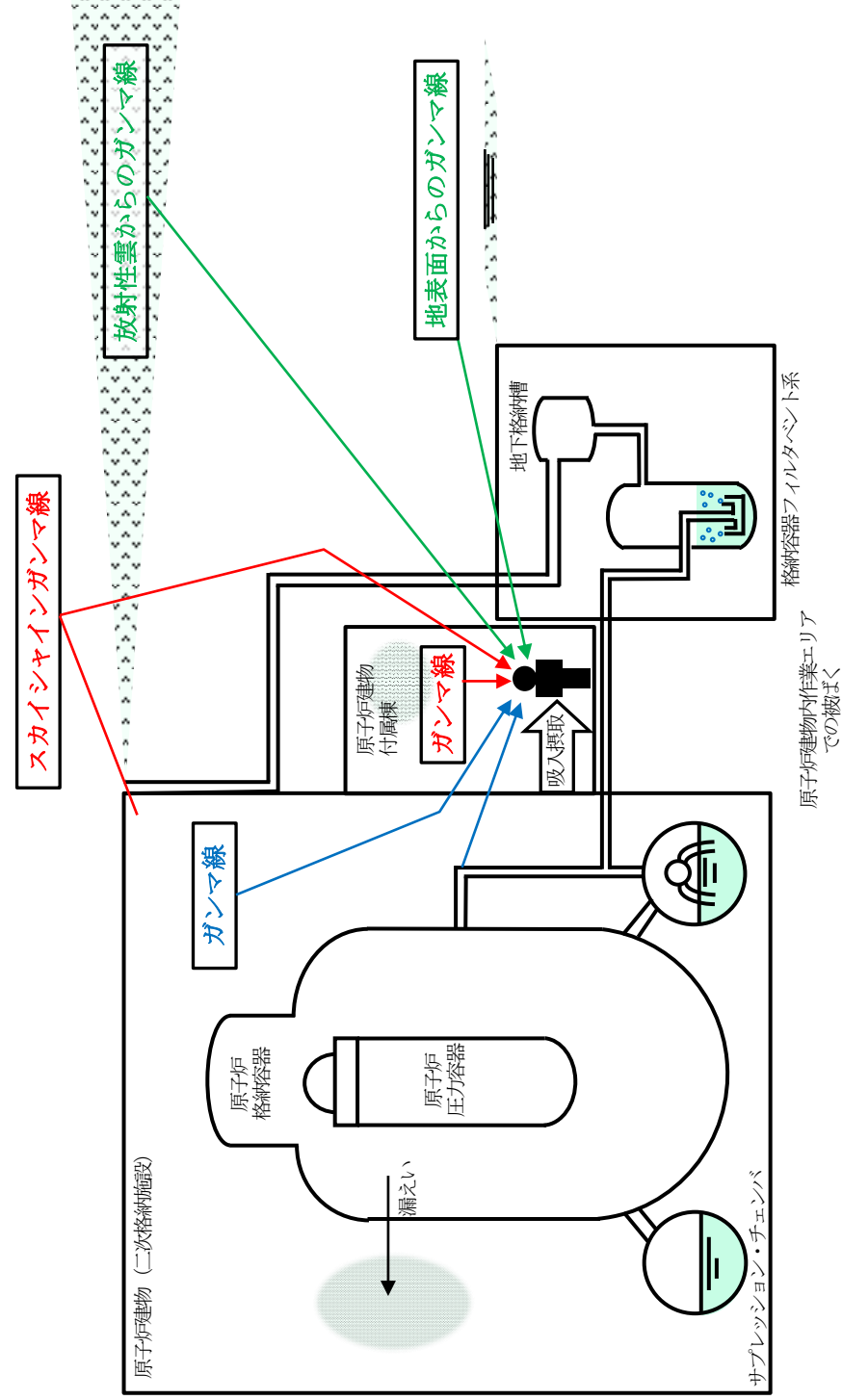
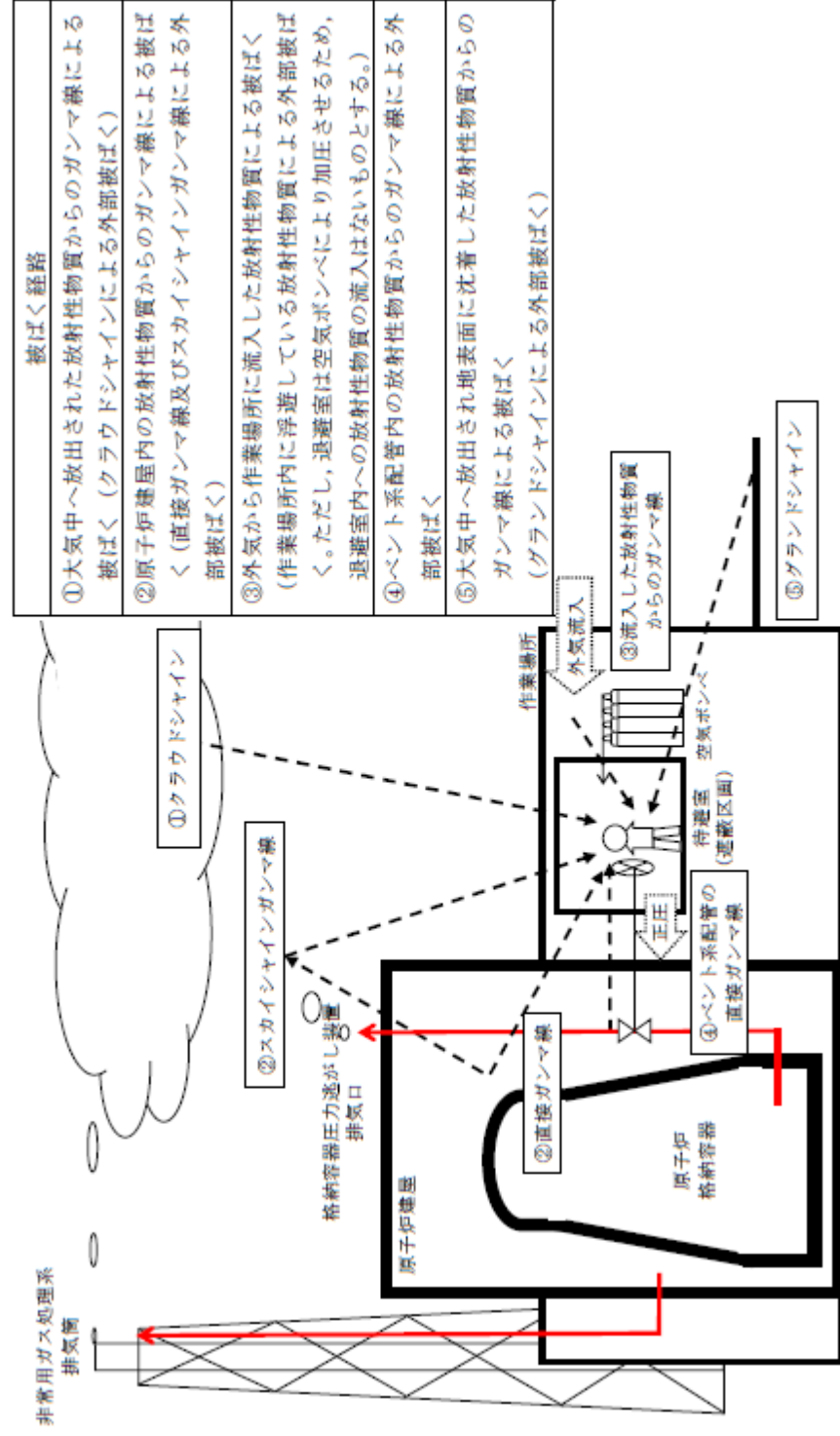


図6 被ばく経路概念図 (屋内)



- 被ばく経路
- ①大気中へ放出された放射性物質からのガンマ線による被ばく (クラウドシャインによる外部被ばく)
 - ②原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による被ばく (直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による外部被ばく)
 - ③外気から作業場所に流入した放射性物質による被ばく (作業場所内に浮遊している放射性物質による外部被ばく。ただし、待避室は空気ポンベにより加圧させるため、待避室内への放射性物質の流入はないものとする。)
 - ④ベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく
 - ⑤大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく (グラウンドシャイン)

第8図 ベント操作に係る作業時の被ばく評価経路イメージ (第二弁開操作時)

- ・設計の相違
島根2号炉は、原子炉建物の二次格納施設外での作業実施

第2表 大気拡散評価条件

項目	評価条件	選定理由
大気拡散評価モデル	ガウスプルームモデル	発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針(以下「気象指針」という。)に基づき評価
気象資料	東海第二発電所における1年間の気象資料(2005年4月～2006年3月) 地上風 : 地上10m 排気筒風 : 地上140m	格納容器圧力逃がし装置排気口及び原子炉建屋からの放出は地上風(地上10m)の気象データを使用 非常用ガス処理系排気筒からの放出は排気筒風(地上140m)の気象データを使用(補足11参照)
放出源及び放出源高さ(有効高さ)	原子炉建屋漏えい : 地上0m 格納容器圧力逃がし装置排気口からの放出 : 地上57m 非常用ガス処理系排気筒からの放出 : 地上95m	格納容器圧力逃がし装置排気口からの放出は建屋影響を考慮し原子炉建屋屋上からの放出と想定し設定 非常用ガス処理系排気筒からの放出は方位ごとの風洞実験結果のうち保守的に最低の方位の有効高さを設定
実効放出継続時間	1時間	保守的に最も短い実効放出継続時間を設定(補足9参照)
累積出現頻度	小さい方から97%	気象指針に基づき設定
建屋の影響	考慮する	格納容器圧力逃がし装置排気口放出及び原子炉建屋漏えいにおいては放出源から近距離の原子炉建屋の影響を受けるため、建屋による巻き込み現象を考慮
巻き込みを生じる代表建屋	原子炉建屋	放出源から最も近く、巻き込みの影響が最も大きい建屋として選定
大気拡散評価点	第20図参照	屋外移動時は敷地内の最大濃度点で設定 屋内移動時は原子炉建屋付近の最大濃度点で設定 作業時は作業地点のある原子炉建屋外壁で設定
着目方位	非常用ガス処理系排気筒 : 1方位 原子炉建屋及び格納容器圧力逃がし装置排気口 : 9方位	非常用ガス処理系排気筒(排気筒放出)については評価点の方位とし、原子炉建屋漏えい及び格納容器圧力逃がし装置排気口については放出源が評価点に近いことから、180度をカバーする方位を対象とする。
建屋影響	3,000m ²	原子炉建屋の最小投影断面積を設定
形状係数	0.5	気象指針に基づき設定

表2 放射性物質の大気拡散評価条件(1/2)

項目	評価条件	選定理由
大気拡散評価モデル	ガウスプルームモデル	発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針(以下「気象指針」という。)に基づき評価
気象資料	島根原子力発電所における1年間の気象資料(2009年1月～2009年12月)	建物影響を受ける大気拡散評価を行うため保守的に地上風(地上約20m)の気象データを使用 審査ガイドに示されたとおり、発電所において観測された1年間の気象データを使用
放出源及び放出源高さ	原子炉建物 : 地上0m 格納容器フィルタベント系排気管 : 地上50m 非常用ガス処理系排気管 : 地上110m	実高さを参照 なお、放出エネルギーによる影響は未考慮
実効放出継続時間	原子炉建物 : 1時間 格納容器フィルタベント系排気管 : 1時間 非常用ガス処理系排気管 : 30時間	格納容器フィルタベント系排気管及び原子炉建物からの放出については保守的に1時間と設定。SGT排気管からの放出は、気象指針に従い、全放出量を最大放出量で除した値を保守的に丸めた値とする。
累積出現頻度	小さい方から累積して97%	気象指針を参照
建物巻き込み	考慮する	放出点から近距離の建物の影響を受けるため、建物による巻き込み現象を考慮
巻き込みを生じる代表建物	2号原子炉建物及び2号タービン建物	放出源又は放出源から最も近く、巻き込みの影響が最も大きい建物として設定
放射性物質濃度の評価点	図7～図11参照	屋外移動時は、敷地内の最大濃度点で設定 屋内移動時は、1階～3階において最も評価結果が厳しくなる原子炉建物3階の第2弁操作位置で設定
建物投影面積	2号原子炉建物 : 2600m ² (原子炉建物、格納容器フィルタベント系放出時) 2号タービン建物 : 2100m ² (非常用ガス処理系排気管放出時)	審査ガイドに示されたとおり設定 風向に垂直な投影面積のうち最も小さいもの
形状係数	0.5	審査ガイドに示された評価方法を参照し設定

・評価条件の相違
東海第二の排気筒放出は、近接する建屋高さの2.5倍を超えることから建屋巻き込みを考慮していないのに対し、島根2号炉では、すべての放出点で巻き込みを考慮する

表2 放射性物質の大気拡散評価条件 (2/2)

項目	評価条件		選定理由
着目方位	第1弁 (W/Wベント) 操作位置	【原子炉建物放出時】 9方位 (SW, WSW, W, WNW, NW, NNW, N, NNE, NE) 【非常用ガス処理系排気管放出時】 9方位 (ENE, E, ESE, SE, SSE, S, SSW, SW, WSW) 【格納容器フィルタベント系排気管放出時】 9方位 (WSW, W, WNW, NW, NNW, N, NNE, NE, ENE)	審査ガイドに示された評価方法に基づき設定
	第1弁 (D/Wベント) 操作位置	【原子炉建物放出時】 9方位 (SSW, SW, WSW, W, WNW, NW, NNW, N, NNE) 【非常用ガス処理系排気管放出時】 9方位 (ENE, E, ESE, SE, SSE, S, SSW, SW, WSW) 【格納容器フィルタベント系排気管放出時】 9方位 (WSW, W, WNW, NW, NNW, N, NNE, NE, ENE)	
	第2弁操作位置	【原子炉建物放出時】 9方位 (WSW, W, WNW, NW, NNW, N, NNE, NE, ENE) 【非常用ガス処理系排気管放出時】 9方位 (NE, ENE, E, ESE, SE, SSE, S, SSW, SW) 【格納容器フィルタベント系排気管放出時】 9方位 (W, WNW, NW, NNW, N, NNE, NE, ENE, E)	

第3表 評価に使用する相対濃度 (χ/Q) 及び相対線量 (D/Q)

作業内容		放出箇所	χ/Q 及び D/Q	
第一弁 (S/C側) 開操作	屋内外移動時/ 作業時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 8.0×10^{-4}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}
第一弁 (D/W側) 開操作	屋内外移動時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 8.0×10^{-4}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}
	作業時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 7.4×10^{-4}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m ³) D/Q (Gy/Bq)	約 2.1×10^{-6} 約 6.4×10^{-20}
第二弁 開操作	屋外移動時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 8.3×10^{-4}
		格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 4.2×10^{-4}
			D/Q (Gy/Bq)	約 8.7×10^{-19}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}
	D/Q (Gy/Bq)		約 1.2×10^{-19}	
	屋内移動時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 8.0×10^{-4}
		格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 4.0×10^{-4}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}
	作業時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 7.4×10^{-4}
		格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 3.7×10^{-4}
非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)		χ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}	

表3 相対濃度及び相対線量

評価点	放出点及び放出高さ	相対濃度[s/m ³]	相対線量[Gy/Bq]
第1弁(W/ Wベント)操 作位置	原子炉建物中心 (地上0m)	1.6×10^{-3}	6.0×10^{-18}
	非常用ガス処理系排気管 (地上110m)	3.5×10^{-4}	2.8×10^{-18}
	格納容器フィルタベント系 排気管 (地上50m)	7.4×10^{-4}	6.2×10^{-18}
第1弁(D/ Wベント)操 作位置	原子炉建物中心 (地上0m)	1.6×10^{-3}	5.9×10^{-18}
	非常用ガス処理系排気管 (地上110m)	3.5×10^{-4}	2.8×10^{-18}
	格納容器フィルタベント系 排気管 (地上50m)	7.5×10^{-4}	6.1×10^{-18}
第2弁操作 位置	原子炉建物中心 (地上0m)	1.6×10^{-3}	5.8×10^{-18}
	非常用ガス処理系排気管 (地上110m)	3.5×10^{-4}	2.8×10^{-18}
	格納容器フィルタベント系 排気管 (地上50m)	7.5×10^{-4}	6.1×10^{-18}

第4表 建屋内に流入した放射性物質による外部被ばく評価条件

項目	評価条件	選定理由
サブマージョンモデル (評価式)	$D = 6.2 \times 10^{-14} \cdot Q_{\gamma} \cdot \lambda / Q \cdot E_{\gamma} \cdot (1 - e^{-\mu R}) \cdot 3600$ <p> D : 放射線量率 (Sv/h) Q_{γ} : 大気に放出された放射性物質放出率 (Bq/s) (0.5MeV換算値) E_{γ} : ガンマ線エネルギー (0.5MeV/dis) μ : 空気に対するガンマ線エネルギー吸収係数 ($3.9 \times 10^{-3}/m$) R : 作業エリア等の空間体積と等価な半球の半径 (m) $R = \sqrt{\frac{3 \cdot V_R}{2 \cdot \pi}}$ V_R : 作業エリア等の空間体積 (m^3) </p>	—
作業場所等の空間体積 (V_R)	<S/Cからのベントを行う場合> ・第一弁 操作場所 : 2,200 m^3 屋内移動アクセスルート : 2,200 m^3 ・第二弁 操作場所 : 590 m^3 屋内移動アクセスルート : 2,200 m^3 <D/Wからのベントを行う場合> ・第一弁 屋外のため相対線量より評価 ・第二弁 操作場所 : 590 m^3 屋内移動アクセスルート : 2,200 m^3	アクセスルートとなる建屋内の区画で最も線量率が高くなる区画の空間体積で設定 操作エリアは作業区画の空間体積で設定
屋内作業場所流入率の考慮	考慮しない	保守的に外気濃度と同一濃度とする。
待避室の遮蔽及び空気ポンペ加圧考慮(第二弁操作場所のみ)	待避室の遮蔽厚 : <input type="text"/> ^{#1} (コンクリート相当) 空気ポンペによる加圧時間: ベント実施から3時間 ※1 格納容器圧力逃がし装置配管がある部分の遮蔽厚は <input type="text"/> (コンクリート相当)	第二弁操作場所にベント後3時間滞在する。
許容差	評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差 (-5mm) を引いた値を適用	建築工事標準仕様書 JASS 5N・同解説 (原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事, 日本建築学会) に基づき設定
コンクリート密度	2.00g/cm ³	建築工事標準仕様書 JASS 5N・同解説 (原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事, 日本建築学会) を基に算出した値を設定 (補足12参照)

第5表 線量換算係数, 呼吸率等

項目	評価条件	選定理由
線量換算係数	成人実効線量換算係数を使用 (主な核種を以下に示す) I-131 : 2.0×10^{-8} Sv/Bq I-132 : 3.1×10^{-10} Sv/Bq I-133 : 4.0×10^{-9} Sv/Bq I-134 : 1.5×10^{-10} Sv/Bq I-135 : 9.2×10^{-10} Sv/Bq Cs-134 : 2.0×10^{-8} Sv/Bq Cs-136 : 2.8×10^{-9} Sv/Bq Cs-137 : 3.9×10^{-8} Sv/Bq 上記以外の核種は ICRP Pub. 71 等に基づく	ICRP Publication 71 に基づき設定
呼吸率	1.2m ³ /h	成人活動時の呼吸率 を設定
マスクの 除染係数	D F 50	性能上期待できる値 から設定
地表面への 沈着速度	粒子状物質 : 0.5 cm/s 無機よう素 : 0.5 cm/s 有機よう素 : 1.7×10^{-3} cm/s	東海第二発電所の実 気象から求めた沈着 速度から保守的に設 定 (補足 6~補足 8 参照)

表4 線量換算係数及び地表面への沈着速度等

項目	評価条件	選定理由
線量換算係数	成人実効線量換算係数使用 (主な核種を以下に示す) I-131 : 2.0×10^{-8} Sv/Bq I-132 : 3.1×10^{-10} Sv/Bq I-133 : 4.0×10^{-9} Sv/Bq I-134 : 1.5×10^{-10} Sv/Bq I-135 : 9.2×10^{-10} Sv/Bq Cs-134 : 2.0×10^{-8} Sv/Bq Cs-136 : 2.8×10^{-9} Sv/Bq Cs-137 : 3.9×10^{-8} Sv/Bq 上記以外の核種は ICRP Pub. 71 等に基づく	ICRP Publication 71 等に基づき設定
呼吸率	1.2m ³ /h	「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査 指針」の第2表の成人活動時の呼吸率を設定
マスクによる 防護係数	50	着用を考慮し, 期待できる防護係数として設定した
地表面への 沈着速度	エアロゾル : 0.5 cm/s 無機よう素 : 0.5 cm/s 有機よう素 : 1.7×10^{-3} cm/s 希ガス : 沈着無し	湿性沈着を考慮し設定 (補足 1 参照)

表5 格納容器ベント実施前後の作業

	格納容器ベント実施前				格納容器ベント実施後	
	第1ベントフィルタ出口水素濃度準備/可搬式窒素供給装置準備	FCVS排気ラインドレン排出弁閉止操作	第2弁開操作	第1弁開操作	ベント弁閉操作	水素濃度測定操作/窒素供給操作
	屋外	屋外	屋内※1	屋内※1	屋内※1	屋外
作業開始時間 (事象開始後)	約27時間～ 約32時間	約27時間～ 約32時間	約27時間～ 約32時間	約32時間	168時間後以降	168時間後以降
作業時間	移動(往):35分 作業:75分 移動(復):35分	移動(往):30分 作業:10分 移動(復):30分	移動(往):10分 作業:60分 移動(復):10分	移動(往):15分 作業:60分 移動(復):15分	移動(往):15分 作業:60分 移動(復):15分	移動(往):35分 作業:10分 移動(復):35分

※1 二次格納施設内での作業は不要であるため、二次格納施設以外の屋内操作場所について検討する。

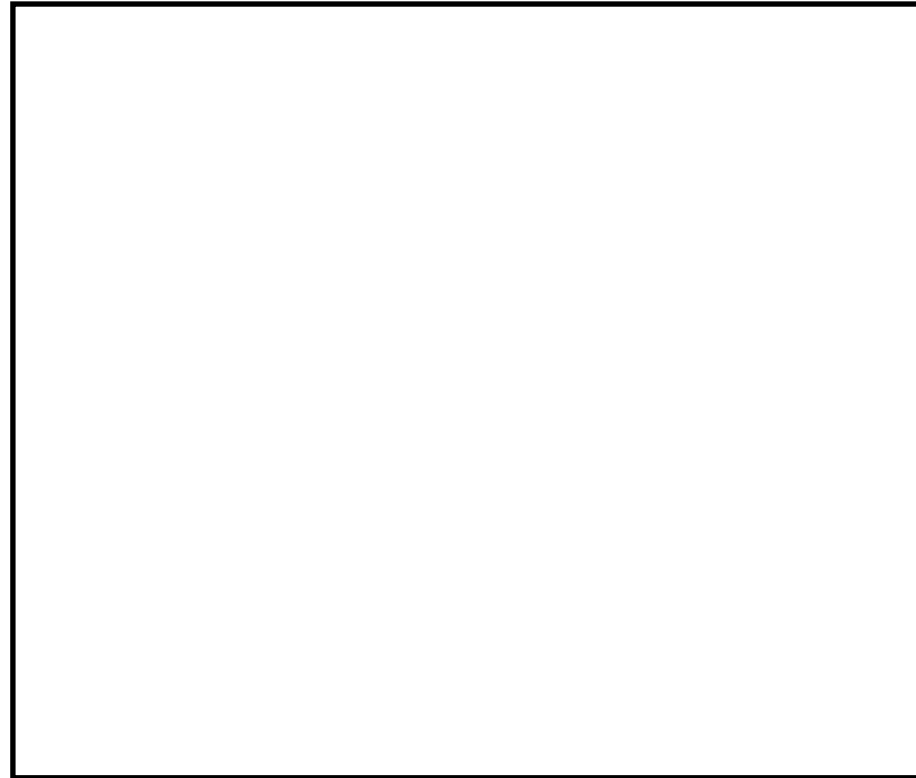
第6表 格納容器圧力逃がし装置配管からの直接ガンマ線

項目		評価条件		選定理由
遮蔽厚さ※1	第一弁 (S/C側)	作業場所	[Redacted]	ベント操作エリアにおける原子炉建屋壁、補助遮蔽設備等を考慮(第9図～第19図参照)
		移動ルート		
	第一弁 (D/W側)	作業場所		
		移動ルート		
	第二弁	作業場所		
		移動ルート		
許容差		評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差(-5mm)を引いた値を適用		建築工事標準仕様書 JASS 5N・同解説(原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事, 日本建築学会)に基づき設定
コンクリート密度		2.00g/cm ³		建築工事標準仕様書 JASS 5N・同解説(原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事, 日本建築学会)を基に算出した値を設定(補足12参照)
配管中心から評価点までの距離	第一弁 (S/C側)	作業場所	[Redacted]	—
		移動ルート		
	第一弁 (D/W側)	作業場所		
		移動ルート		
	第二弁	作業場所		
		移動ルート		

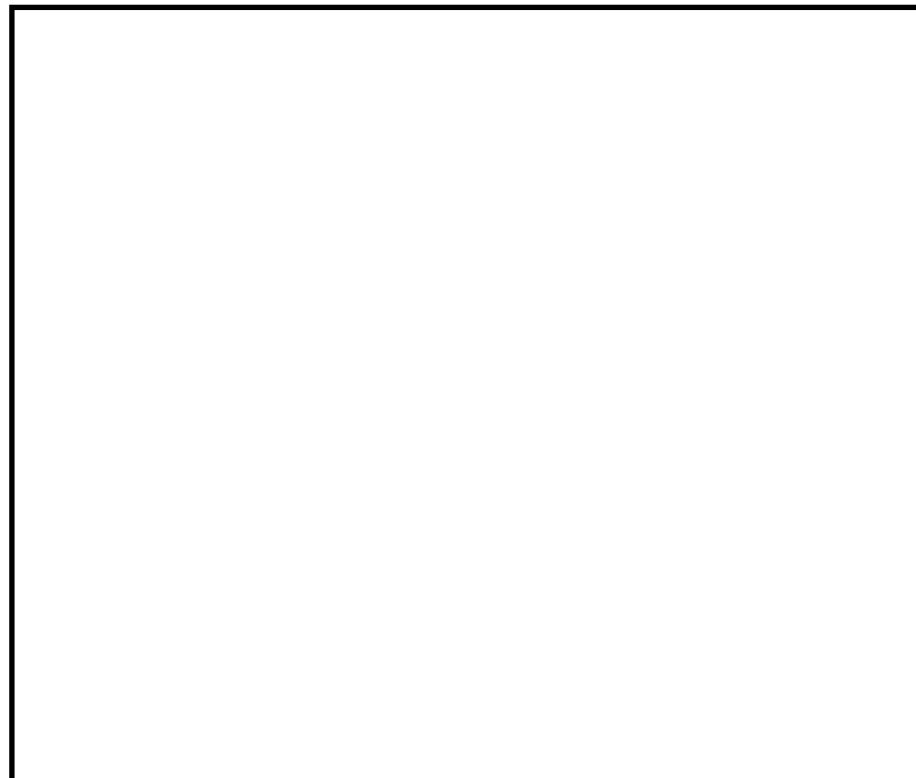
※1 遮蔽厚はコンクリート相当の厚さとする。

第7表 原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線

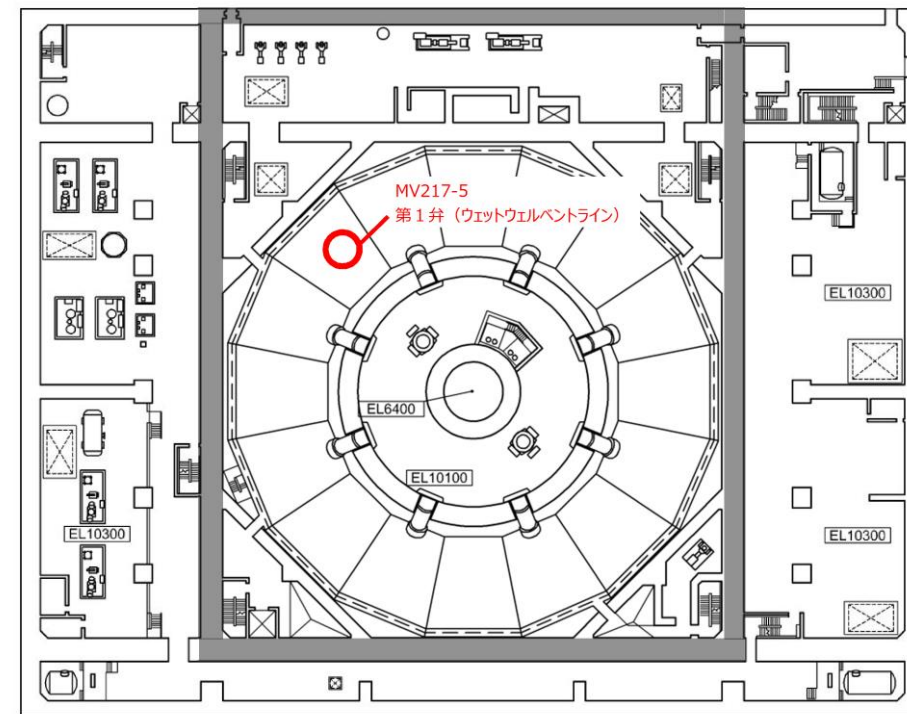
項目	評価条件	選定理由
原子炉建屋内線源強度分布	原子炉建屋内に放出された放射性物質が均一に分布	審査ガイドに示されたとおり設定
原子炉建屋のモデル	原子炉建屋の幾何形状をモデル化	建屋外壁を遮蔽体として考慮
直接ガンマ線・スカイシャインガンマ線評価コード	直接ガンマ線評価: QAD-CGGP2R スカイシャインガンマ線評価: ANISN G33-GP2R	現行許認可(添十)に同じ



第9図 第一弁 (S/C側) 操作場所及びアクセスルート

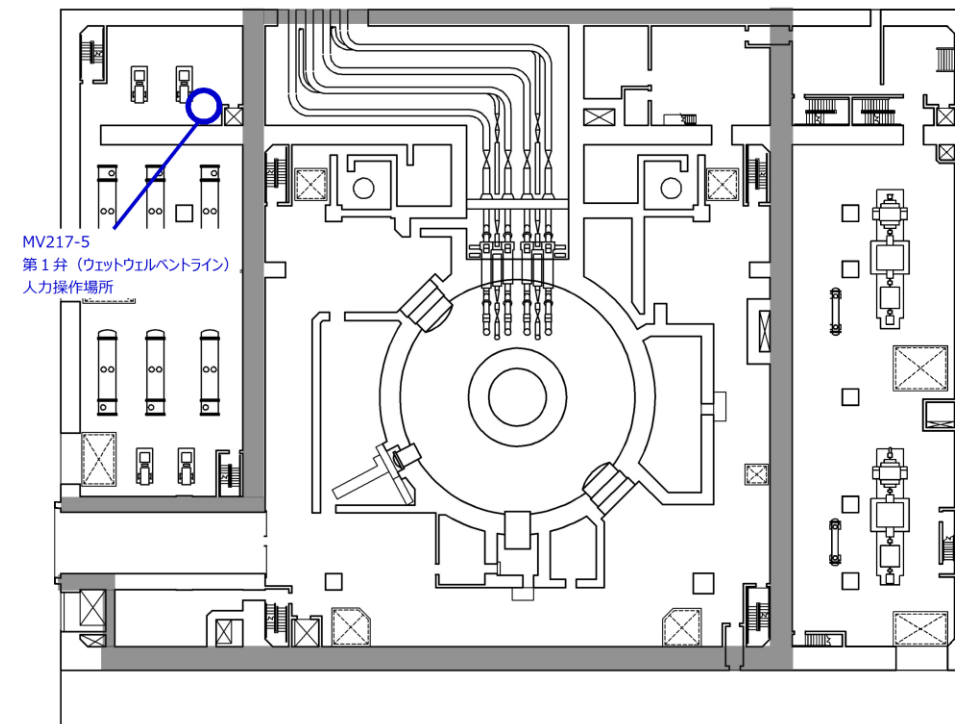


第10図 第一弁 (S/C側) 操作場所及びアクセスルート



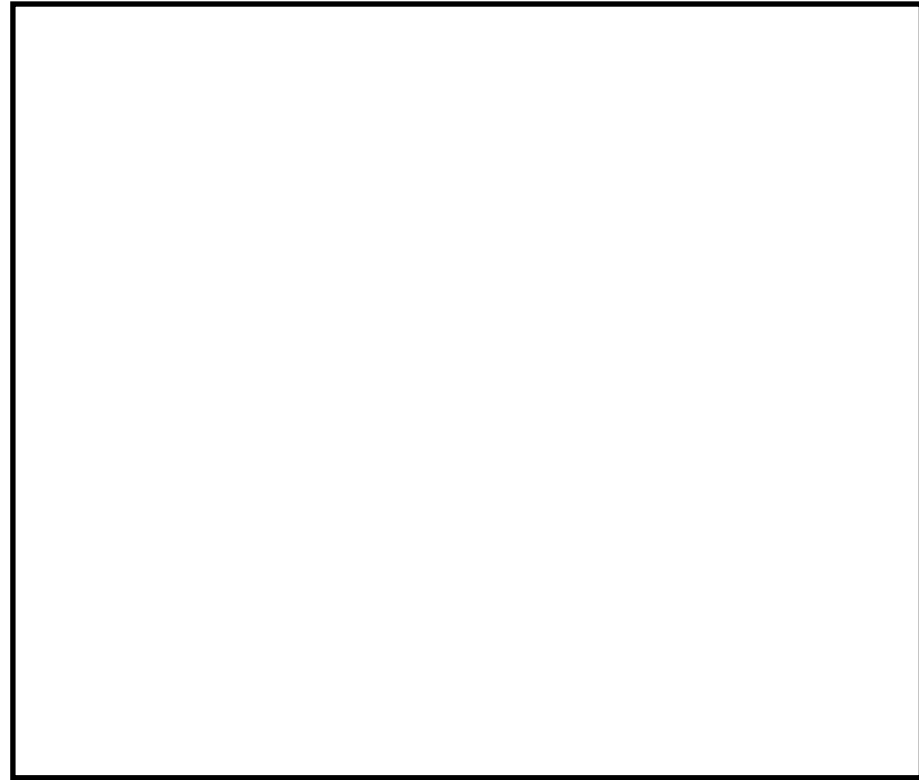
R/B B1FL (EL8800)

図7 第1弁 (W/Wベント) 操作場所 (原子炉建物地下1階)

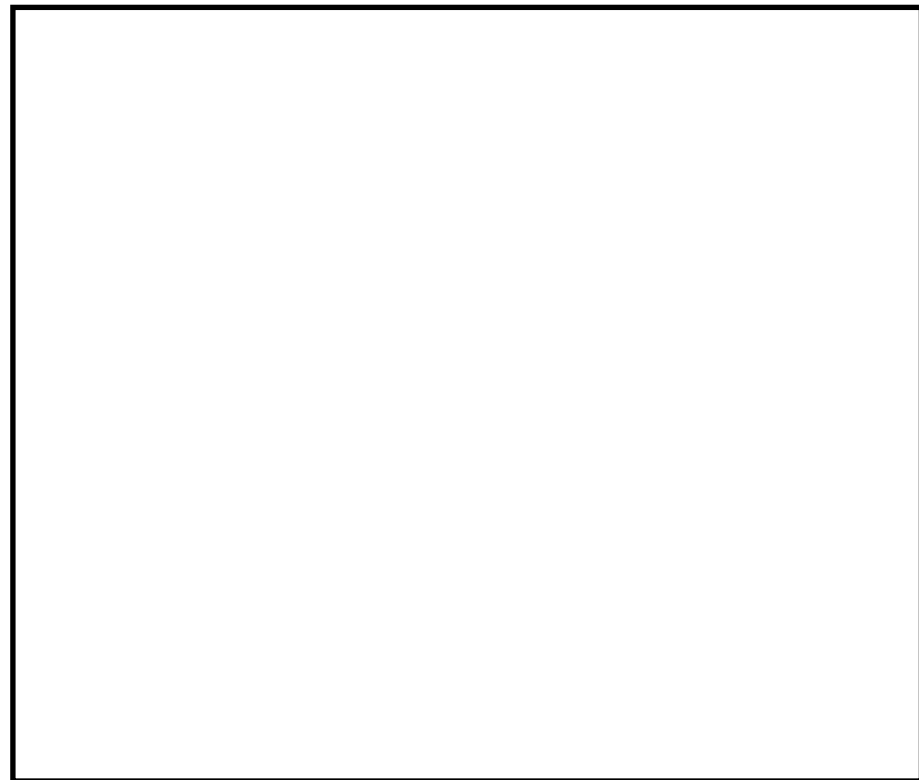


R/B 1FL (EL15300)

図8 第1弁 (W/Wベント) 操作場所 (原子炉建物1階)



第11図 第一弁 (S/C側) 操作場所及びアクセスルート



第12図 第一弁 (D/W側) 操作場所及びアクセスルート

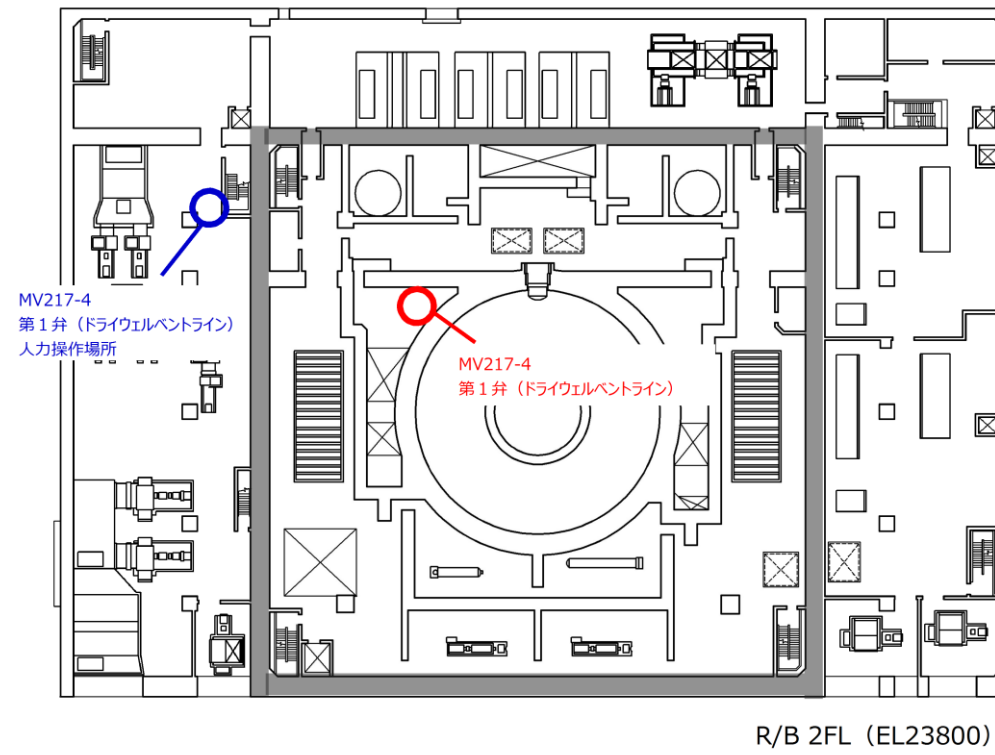
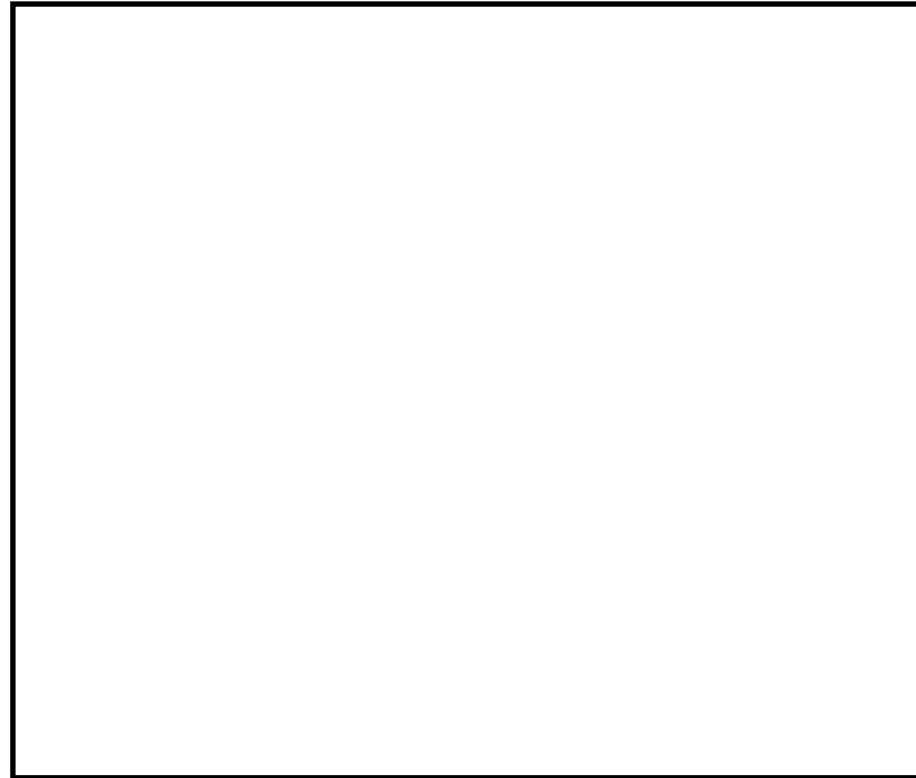
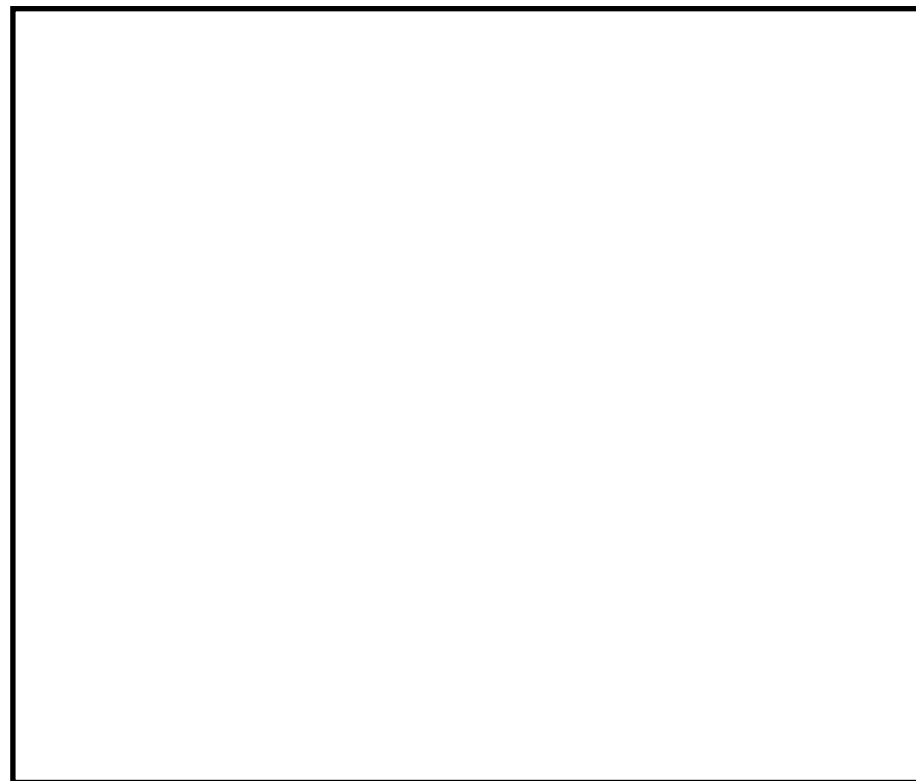


図9 第1弁 (D/Wベント) 操作場所 (原子炉建物2階)

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
		
<p>第13図 第一弁 (D/W側) 操作場所及びアクセスルート</p>		
		
<p>第14図 第一弁 (D/W側) 操作場所及びアクセスルート</p>		



第15図 第一弁 (D/W側) 操作場所及びアクセスルート



第16図 屋外移動時のアクセスルート

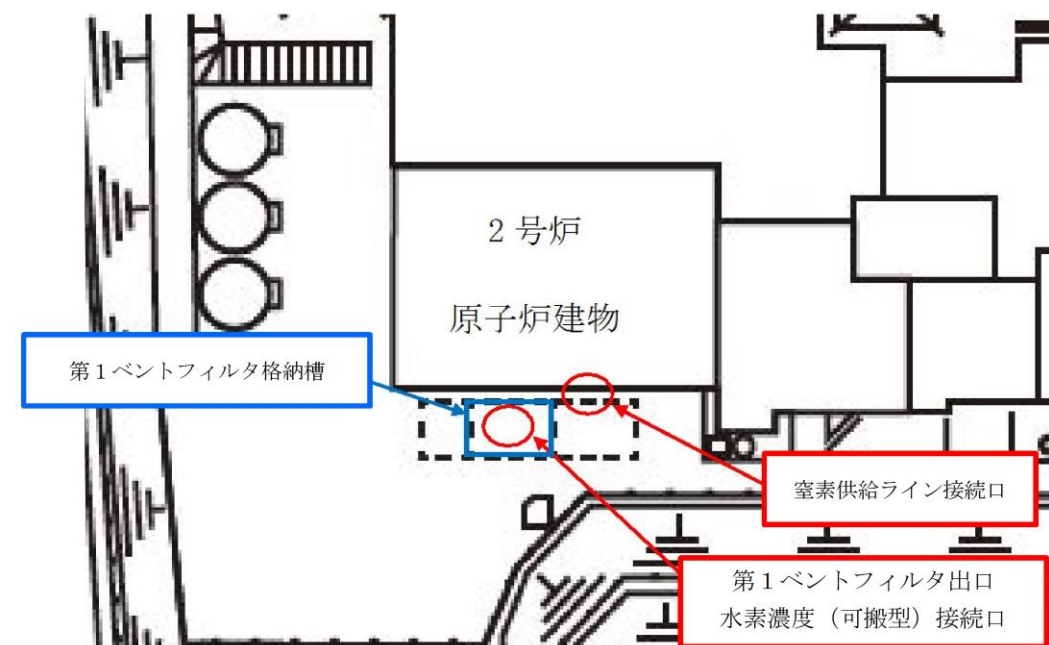
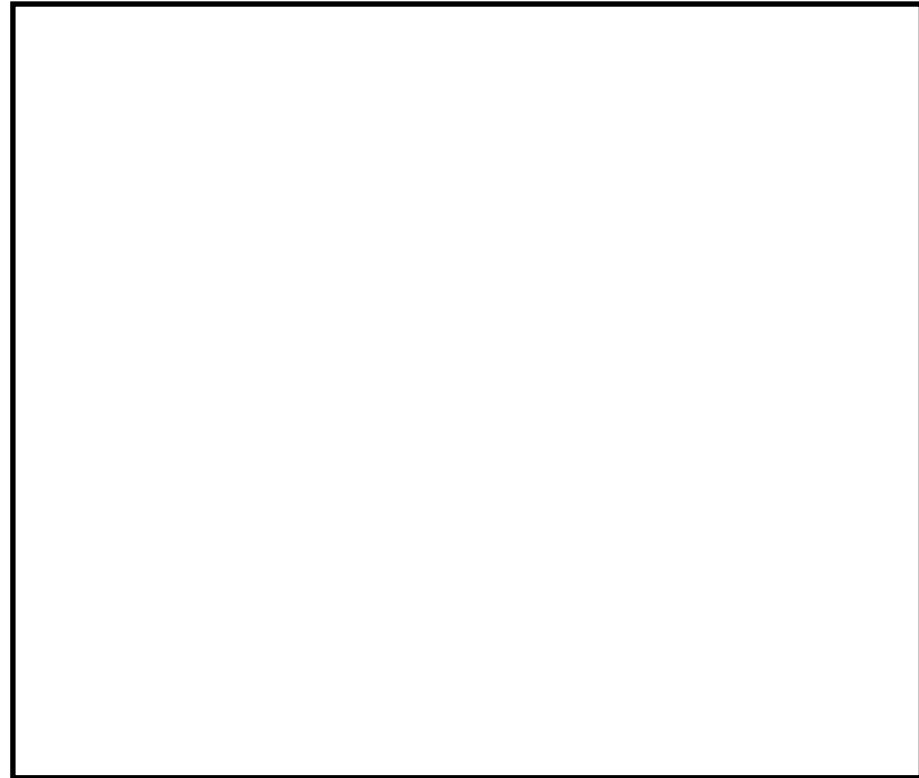
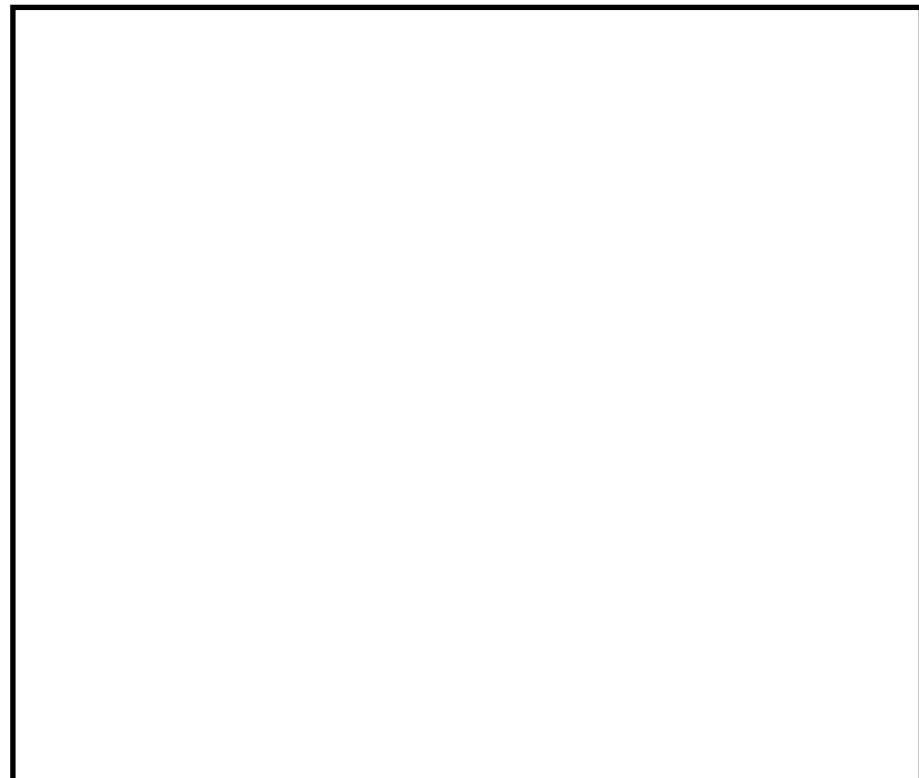


図10 屋外作業場所



第17図 第二弁操作場所及びアクセスルート



第18図 第二弁操作場所及びアクセスルート

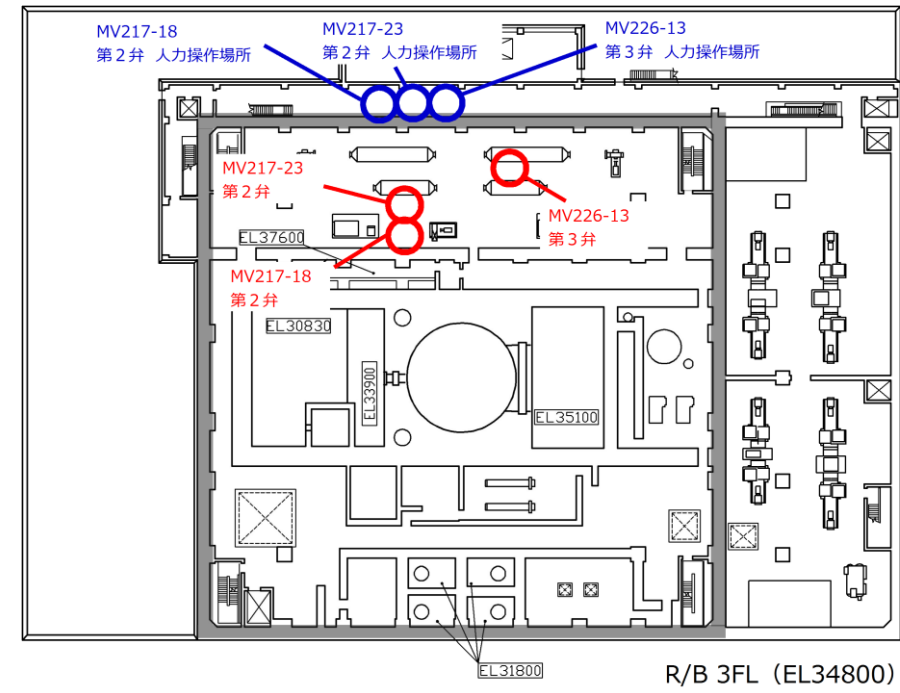
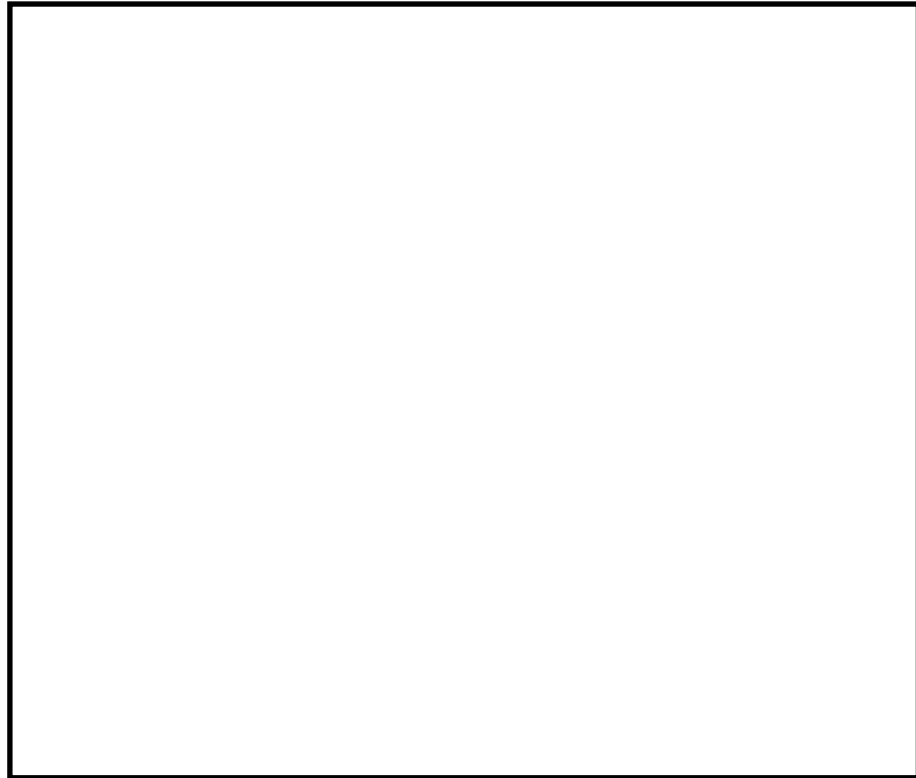
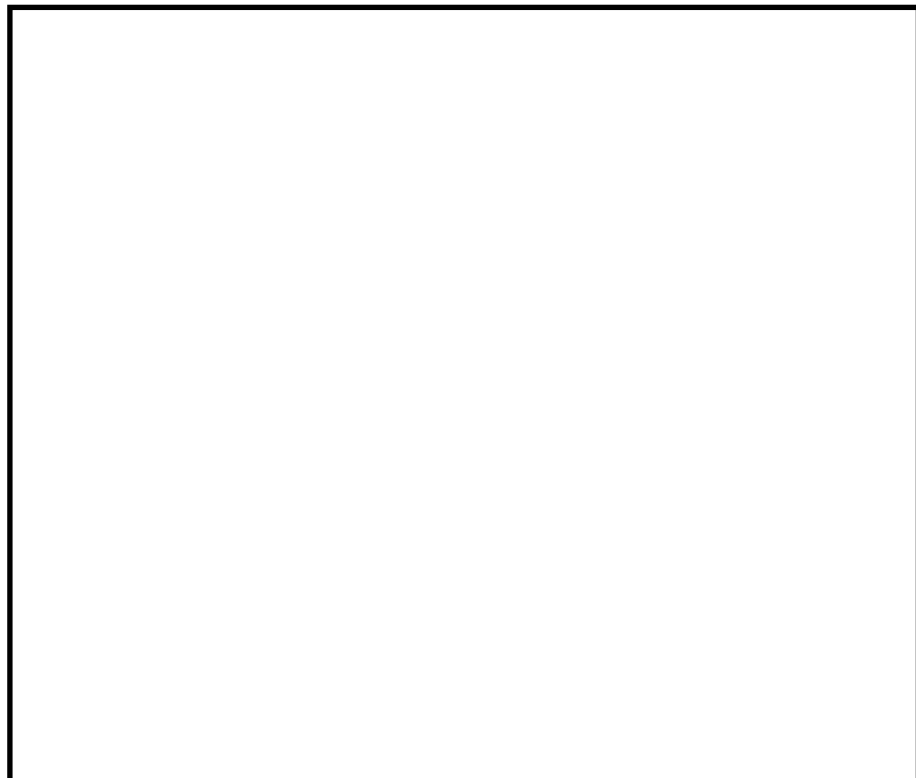


図11 第二弁操作場所（原子炉建物3階）



第19図 第二弁操作場所及びアクセスルート



第20図 大気中に放出された放射性物質の濃度評価点

第8表 第一弁開操作に伴う移動時及び作業時の線量

被ばく経路	第一弁 (S/C側) 開操作 ^{※1}		第一弁 (D/W側) 開操作 ^{※1}		(単位: mSv/h)	
	ベント操作時	屋内移動時 (中央制御室⇒ 作業場所)	屋外移動時 (作業場所⇒ 緊急時対策所)	ベント操作時		屋内/屋外移動 時 (作業場所⇒ 付属棟入口)
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	外部被ばく	約 3.1×10^0	約 1.9×10^0	約 5.4×10^0	約 5.4×10^0	約 1.9×10^0
	内部被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される	約 4.8×10^{-2}	約 2.6×10^{-2}	約 2.6×10^{-2}	約 2.6×10^{-2}
大気中へ放出された 放射性物質による被ばく	外部被ばく	1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下	大気中へ放出さ れた放射性物質 の影響に包絡さ れる	1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下
	内部被ばく	1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下		1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下
外気から作業場所内へ流入 した放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 1.4×10^{-1}	約 1.2×10^1	約 1.2×10^1	約 4.6×10^{-1}	約 4.6×10^{-1}
	内部被ばく	約 1.2×10^1	約 1.2×10^1	約 1.2×10^1	約 1.2×10^1	約 1.2×10^1
ベント系配管内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく ^{※2}		約 1.4×10^1	約 1.5×10^1	約 1.7×10^1	約 1.8×10^1	約 1.4×10^1
大気中へ放出され地表面に沈着した 放射性物質からのガンマ線による被ばく		90分	35分 (往路)	90分	15分 (復路)	35分 (復路)
作業時間及び移動時間		約 2.1×10^1 mSv	約 8.6×10^0 mSv	約 2.5×10^1 mSv	約 1.5×10^1 mSv	約 8.2×10^0 mSv
作業員の実効線量 (作業時及び移動時)		約 2.1×10^1 mSv	約 8.6×10^0 mSv	約 2.5×10^1 mSv	約 1.5×10^1 mSv	約 8.2×10^0 mSv
作業員の実効線量 (合計)		約 3.7×10^1 mSv				約 5.2×10^1 mSv

※1 第一弁開操作はベント実施前に行う。

※2 第一弁開操作前は、第一弁までのベント系配管内に浮遊した放射性物質を考慮する。

※3 屋外移動時は、アクセスルートからベント系配管の距離が離れているため、評価対象外とする。

第9表 第二弁開操作に伴う移動時及び作業時の線量(S/Cからのベント操作の場合)

被ばく経路	第二弁開操作時 (ベント実施時)		待機時	屋内移動時 (原子炉建屋入口等 作業場所)		屋外移動時 (緊急時対策所等 原子炉建屋入口)		
	ベント開始～ 1時間	1時間～ 2時間		2時間～ 3時間	ベント 実施前	ベント 実施後	ベント 実施前	ベント 実施後
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	約2.6×10 ⁰	約2.6×10 ⁰	約1.9×10 ⁰	約1.9×10 ⁰	
外部被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される						約4.8×10 ⁻²	約1.1×10 ⁻¹
大気中へ放出された放 射性物質による被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される						1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
外気から作業場所内へ 流入した放射性物質 による被ばく	約4.7×10 ⁰	約5.2×10 ⁻²	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	約4.1×10 ⁻²	約2.7×10 ⁻²	
ベント系配管内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	正圧化により流入なし						約2.9×10 ⁻¹	約1.2×10 ¹
ベント系配管内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	約4.6×10 ⁻¹	約4.5×10 ⁻¹	約4.6×10 ⁻¹	約1.3×10 ⁻¹	約1.3×10 ⁻¹	約1.2×10 ¹	約1.2×10 ¹	
大気中へ放出された放射 性物質からのガンマ線による被ばく	約2.2×10 ⁻²	約2.2×10 ⁻²	約2.3×10 ⁻²	約1.2×10 ¹	約1.2×10 ¹	約1.4×10 ¹	約1.4×10 ¹	
作業員の実効線量	60分	60分	140分	10分(往路)	10分(復路)	35分(往路)	35分(復路)	
作業員の実効線量(作業時及び移動時)	約5.2×10 ⁰ mSv	約5.3×10 ⁻¹ mSv	約4.0×10 ⁻¹ mSv	約2.4×10 ⁰ mSv	約2.4×10 ⁰ mSv	約8.2×10 ⁰ mSv	約8.2×10 ⁰ mSv	
作業員の実効線量(合計)	約2.8×10 ¹ mSv							

※1 屋外移動時は、アクセスルートからベント系配管の距離が離れているため、評価対象外とする。

表6 格納容器ベント(W/Wベント)実施に伴う被ばく評価結果(単位:mSv)

評価内容	格納容器ベント実施前				格納容器ベント実施後	
	第1ベントフィ ルタ出口水素濃 度準備/可搬式 窒素供給装置準 備※1	FCVS排気ライン ドレン排出弁閉 止操作	第2弁開操作※1	第1弁開操作	ベント弁閉操作 ※1	水素濃度測定操 作/窒素供給操 作
	屋外	屋外	屋内	屋内	屋内	屋外
原子炉建物原子炉棟内 の放射性物質からの直 接線・スカイシャイン 線による外部被ばく	1.1×10 ⁰	5.4×10 ⁻¹	9.2×10 ⁻¹	1.4×10 ⁰	2.5×10 ⁰	6.2×10 ⁻¹
放射性雲中の放射性物 質からのガンマ線によ る外部被ばく	5.1×10 ⁻¹	1.2×10 ⁻¹	7.6×10 ⁻¹	1.5×10 ⁰	1.6×10 ⁰	1.0×10 ⁻² 以下
建物内に取込まれた放 射性物質による外部被 ばく及び内部被ばく※2	6.1×10 ⁻¹	1.3×10 ⁻¹	1.0×10 ⁰	1.5×10 ⁰ ※3	1.6×10 ⁰	1.0×10 ⁻² 以下
地表面に沈着した放射 性物質からのガンマ線 による外部被ばく	7.4×10 ⁰	1.5×10 ⁰	9.4×10 ⁰	1.8×10 ⁰	1.0×10 ⁻² 以下	1.1×10 ⁰
ベント系配管内の放射 性物質からのガンマ線 による外部被ばく	-	-	-	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.6×10 ⁻¹ ※4
SGTフィルタの放射 性物質からのガンマ線 による外部被ばく	-※5	-※5	2.6×10 ⁻¹	4.8×10 ⁻²	-※5	-※5
被ばく線量	約10	約3	約13	約7	約6	約2

※1 被ばく線量が最も大きくなる時間帯で作業を実施した場合の被ばく線量を記載。

※2 マスク着用(PF50)による防護効果を考慮する。

※3 ベント流体が原子炉建物内に流入することによる影響は考慮しない。

※4 ベント系配管内に浮遊及び沈着した放射性物質を考慮する。なお、ベント配管内に沈着した放射性物質がドレンだまりに蓄積するものとして評価する。

※5 線源との間に十分な遮蔽があるため、影響は軽微であり、評価の対象外とした。

第10表 第二弁開操作に伴う移動時及び作業時の線量 (D/Wからのベント操作の場合)

(単位: mSv/h)

被ばく経路	第二弁開操作時 (ベント実施時)		待機時	屋内移動時 (原子炉建屋入口⇄ 作業場所)		屋外移動時 (緊急時対策所⇄ 原子炉建屋入口)		
	ベント開始～ 1時間	1時間～ 2時間		2時間～ 3時間	ベント 実施前	ベント 実施後	ベント 実施前	ベント 実施後
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	約2.6×10 ⁰	約2.6×10 ⁰	約1.9×10 ⁰	約1.9×10 ⁰	
外部被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される						約4.8×10 ⁻²	約1.5×10 ¹
大気中へ放出された放 射性物質による被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される						1.0×10 ⁻² 以下	約1.3×10 ⁰
外気から作業場所内へ 流入した放射性物質 による被ばく	約4.0×10 ⁰	約3.1×10 ⁻¹	約8.4×10 ⁻²	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	約8.3×10 ⁰	屋外移動のため対象外 ^{※1}	
ベント系配管内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	約5.1×10 ⁻¹	約5.1×10 ⁻¹	約5.1×10 ⁻¹	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	約3.2×10 ⁻¹	屋外移動のため対象外 ^{※1}	
大気中へ放出され地表面に沈着した 放射性物質からのガンマ線による被ばく	約2.9×10 ⁻²	約2.9×10 ⁻²	約2.9×10 ⁻²	約3.1×10 ⁻²	約3.1×10 ⁻²	約1.6×10 ¹	約1.6×10 ¹	
作業線量率	約4.6×10 ⁰	約8.4×10 ⁻¹	約6.2×10 ⁻¹	約7.3×10 ⁻²	約1.4×10 ¹	約2.8×10 ¹	約3.5×10 ¹	
作業時間及び移動時間	60分	60分	60分	140分	10分(往路)	10分(復路)	35分(復路)	
作業員の実効線量(作業時及び移動時)	約4.6×10 ⁰ mSv	約8.4×10 ⁻¹ mSv	約6.2×10 ⁻¹ mSv	約1.7×10 ⁻¹ mSv	約2.4×10 ⁰ mSv	約4.7×10 ⁰ mSv	約2.0×10 ¹ mSv	
作業員の实効線量(合計)	約4.2×10 ¹ mSv							

※1 屋外移動時は、アクセスルートからベント系配管の距離が離れているため、評価対象外とする。

表7 格納容器ベント (D/Wベント) 実施に伴う被ばく評価結果 (単位: mSv)

評価内容	格納容器ベント実施前				格納容器ベント実施後	
	第1ベントフィ ルタ出口水素濃 度準備/可搬式 窒素供給装置準 備 ^{※1}	FCVS 排気ライン ドレン排出弁閉 止操作	第2弁開操作 ^{※1}	第1弁開操作	ベント弁閉操作 ^{※1}	水素濃度測定操 作/窒素供給操 作
	屋外	屋外	屋内	屋内	屋内	屋外
原子炉建物原子炉棟内 の放射性物質からの直 接線・スカイシャイン 線による外部被ばく	1.1×10 ⁰	5.5×10 ⁻¹	9.3×10 ⁻¹	1.5×10 ⁰	2.6×10 ⁰	6.3×10 ⁻¹
放射性雲中の放射性物 質からのガンマ線によ る外部被ばく	5.1×10 ⁻¹	1.2×10 ⁻¹	7.6×10 ⁻¹	7.3×10 ⁻¹	7.0×10 ⁻¹	1.0×10 ⁻² 以下
建物内に取込まれた放 射性物質による外部被 ばく及び内部被ばく ^{※2}	6.1×10 ⁻¹	1.3×10 ⁻¹	1.0×10 ⁰	1.5×10 ⁰ ^{※3}	1.6×10 ⁰	1.0×10 ⁻² 以下
地表面に沈着した放射 性物質からのガンマ線 による外部被ばく	7.4×10 ⁰	1.5×10 ⁰	9.4×10 ⁰	1.8×10 ⁰	1.0×10 ⁻² 以下	2.2×10 ⁰
ベント系配管内の放射 性物質からのガンマ線 による外部被ばく	—	—	—	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	7.8×10 ⁻¹ ^{※4}
SGTフィルタの放射 性物質からのガンマ線 による外部被ばく	— ^{※5}	— ^{※5}	2.7×10 ⁻¹	5.1×10 ⁻²	— ^{※5}	— ^{※5}
被ばく線量	約10	約3	約13	約6	約5	約4

※1 被ばく線量が最も大きくなる時間帯で作業を実施した場合の被ばく線量を記載。

※2 マスク着用 (PF50) による防護効果を考慮する。

※3 ベント流体が原子炉建物内に流入することによる影響は考慮しない。

※4 ベント系配管内に浮遊及び沈着した放射性物質を考慮する。なお、ベント配管内に沈着した放射性物質がドレンだまりに蓄積するものとして評価する。

※5 線源との間に十分な遮蔽があるため、影響は軽微であり、評価の対象外とした。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																											
<p><u>補足1 格納容器漏えい率の設定について</u></p> <p>原子炉格納容器からの原子炉建屋への漏えい率は、MAAP内で模擬した漏えい孔の等価漏えい面積及び原子炉格納容器の圧力に応じて設定している。</p> <p>模擬する漏えい孔の等価漏えい面積は、以下に示す格納容器圧力が最高使用圧力である310kPa [gage] (1Pd) 以下の場合と最高使用圧力を超過した後の場合の2種類を設定する。</p> <p>ただし、MAAP解析においては、よう素の化学組成について考慮されておらず、全て粒子状よう素として扱われることから、無機よう素及び有機よう素の格納容器漏えい率は別途設定する。</p> <p>1. 格納容器圧力が最高使用圧力以下の場合 格納容器圧力が最高使用圧力以下の場合、設計漏えい率 (0.9Pd で 0.5%/日) を基に算出した等価漏えい面積 (約 $3 \times 10^{-6} \text{m}^2$) を設定し、MAAP内で圧力に応じた漏えい量を評価している。</p> <p>2. 格納容器圧力が最高使用圧力を超過した場合 格納容器圧力が最高使用圧力を超過した場合、2Pd で漏えい率 1.3%/日となる等価漏えい面積 (約 $7 \times 10^{-6} \text{m}^2$) を設定し、1.と同様にMAAP内で圧力に応じた漏えい量を評価している。</p> <p>2Pdにおける漏えい率 1.3%/日は、以下のAECの評価式、GEの評価式及び定常流の式によって評価した漏えい率の結果を包絡する値として設定した。これらの式は、設計基準事故の原子炉冷却材喪失時の評価において格納容器漏えい率の評価に用いている理論式^{*1}である。格納容器圧力が最高使用圧力の2倍である620kPa [gage] (2Pd) 及び格納容器雰囲気温度 200℃までは、事故後7日間に渡り、格納容器本体並びに開口部及び貫通部の健全性が確保されていることを確認していることから、これらの理論式を用いて格納容器圧力 2Pd 及び雰囲気温度 200℃における漏えい率を設定することは可能と判断した。</p> <p>○AECの評価式</p> $L = L_0 \sqrt{\frac{(P_t - P_a) \times R_t \times T_t}{(P_d - P_a) \times R_d \times T_d}}$ <table border="0"> <tr> <td>L :</td> <td>事故時の格納容器漏えい率 (2Pd)</td> <td>【約 1.28%/日】</td> </tr> <tr> <td>L₀ :</td> <td>設計漏えい率 (0.9Pd)</td> <td>【0.5%/日】</td> </tr> <tr> <td>P_t :</td> <td>事故時の格納容器内圧力 (2Pd)</td> <td>【721.325kPa [abs]】</td> </tr> <tr> <td>P_d :</td> <td>設計圧力 (0.9Pd)</td> <td>【380.325kPa [abs]】</td> </tr> <tr> <td>P_a :</td> <td>格納容器外の圧力 (大気圧)</td> <td>【101.325kPa [abs]】</td> </tr> <tr> <td>R_t :</td> <td>事故時の気体定数^{*2}</td> <td>【523.7J/Kg・K】</td> </tr> <tr> <td>R_d :</td> <td>空気の気体定数</td> <td>【287J/Kg・K】</td> </tr> <tr> <td>T_t :</td> <td>事故時の格納容器雰囲気温度 (200℃)</td> <td>【473.15K】</td> </tr> <tr> <td>T_d :</td> <td>格納容器雰囲気温度 (20℃)</td> <td>【293.15K】</td> </tr> </table>	L :	事故時の格納容器漏えい率 (2Pd)	【約 1.28%/日】	L ₀ :	設計漏えい率 (0.9Pd)	【0.5%/日】	P _t :	事故時の格納容器内圧力 (2Pd)	【721.325kPa [abs]】	P _d :	設計圧力 (0.9Pd)	【380.325kPa [abs]】	P _a :	格納容器外の圧力 (大気圧)	【101.325kPa [abs]】	R _t :	事故時の気体定数 ^{*2}	【523.7J/Kg・K】	R _d :	空気の気体定数	【287J/Kg・K】	T _t :	事故時の格納容器雰囲気温度 (200℃)	【473.15K】	T _d :	格納容器雰囲気温度 (20℃)	【293.15K】		<p>・資料構成の相違</p> <p>島根2号炉では、有効性評価「添付資料3.1.2.6 原子炉格納容器漏えい率の設定について」で記載している</p>
L :	事故時の格納容器漏えい率 (2Pd)	【約 1.28%/日】																											
L ₀ :	設計漏えい率 (0.9Pd)	【0.5%/日】																											
P _t :	事故時の格納容器内圧力 (2Pd)	【721.325kPa [abs]】																											
P _d :	設計圧力 (0.9Pd)	【380.325kPa [abs]】																											
P _a :	格納容器外の圧力 (大気圧)	【101.325kPa [abs]】																											
R _t :	事故時の気体定数 ^{*2}	【523.7J/Kg・K】																											
R _d :	空気の気体定数	【287J/Kg・K】																											
T _t :	事故時の格納容器雰囲気温度 (200℃)	【473.15K】																											
T _d :	格納容器雰囲気温度 (20℃)	【293.15K】																											

○GEの評価式 (General Electric 社の漏えいモデル式)

$$L = L_0 \sqrt{\frac{1 - \left(\frac{Pa}{Pt}\right)^2}{1 - \left(\frac{Pa}{Pd}\right)^2}}$$

- L : 事故時の格納容器漏えい率 (2Pd) 【約 0.51%/日】
- L₀ : 設計漏えい率 (0.9Pd) 【0.5%/日】
- P_t : 事故時の格納容器内圧力 (2Pd) 【721.325kPa [abs]】
- P_d : 設計圧力 (0.9Pd) 【380.325kPa [abs]】
- P_a : 格納容器外の圧力 (大気圧) 【101.325kPa [abs]】

○定常流の式

$$L = L_0 \sqrt{\frac{\rho_d(P_t - P_a)}{\rho_t(P_d - P_a)}}$$

- L : 事故時の格納容器漏えい率 (2Pd) 【約 0.93%/日】
- L₀ : 設計漏えい率 (0.9Pd) 【0.5%/日】
- ρ_t : 事故時の格納容器内気体の平均密度^{※3} 【2.9kg/m³】
- ρ_d : 設計温度・圧力における格納容器内気体の平均密度^{※4} 【4.5kg/m³】
- P_t : 事故時の格納容器内圧力 (2Pd) 【721.325kPa [abs]】
- P_d : 設計圧力 (0.9Pd) 【380.325kPa [abs]】
- P_a : 格納容器外の圧力 (大気圧) 【101.325kPa [abs]】

※1 「沸騰水型原子力発電所 事故時の被ばく評価手法について (平成 16 年 1 月)」(株式会社日立製作所)

※2 事故時の気体定数 R_t は、以下の式により算出した。

$$R_t \text{ [J/kg}\cdot\text{K]} = \text{モル気体定数約 } 8.314 \text{ [J/K}\cdot\text{mol]} / \text{平均分子量M [kg/mol]}$$

AECの評価式より、事故時の気体定数が大きくなるほど漏えい率は高くなる。また、上記計算式より、事故時の気体定数は、平均分子量が小さくなるほど大きくなる。事故時の原子炉格納容器内は水素、窒素及び水蒸気で構成されるため、分子量の小さい水素の割合が増加するほど平均分子量は小さくなり、結果として事故時の気体定数は大きくなる。平均分子量の設定に当たり、水素、窒素及び水蒸気のガス組成を 34% : 33% : 33% とし、水素の割合 (34%) は、有効性評価 (「雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)」) における水素発生量 (約 700kg (内訳 : ジルコニウム-水反応 約 325kg, アルミニウム/亜鉛の反応 約

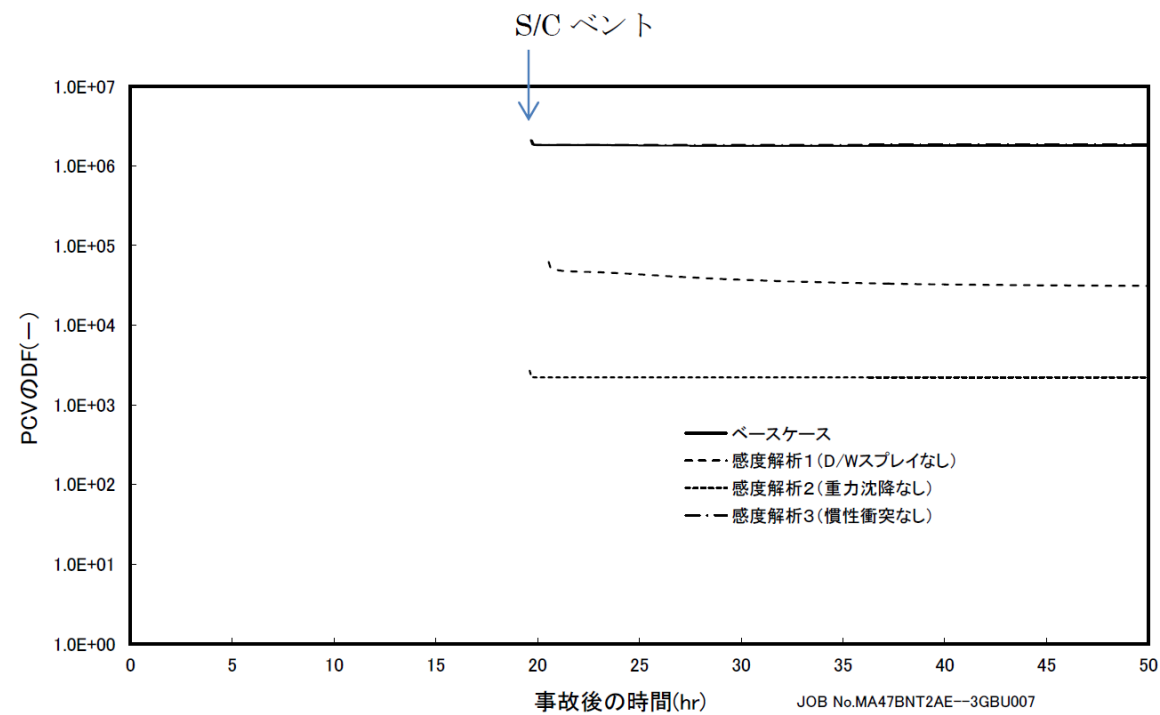
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>246kg, 水の放射線分解 約 115kg) を包含した値であることから, 保守的な設定であると考ええる。</p> <p>※3 事故時の格納容器内気体の平均密度 ρ_t は, 以下の式により算出した。 $\rho_t [\text{kg}/\text{m}^3] = \text{平均分子量} M [\text{kg}/\text{mol}] \times \text{物質質量} n [\text{mol}] / \text{格納容器体積} V [\text{m}^3]$ 定常流の式より, 事故時の原子炉格納容器内気体の平均密度が小さくなるほど漏えい率は大きくなる。また, 上記計算式より, 事故時の原子炉格納容器内気体の平均密度は, 平均分子量が小さくなるほど小さくなる。平均分子量は※2 と同じであり, 保守的な設定であると考ええる。</p> <p>※4 原子炉格納容器内気体の平均密度 ρ_d は, 以下の式により算出した。 $\rho_d [\text{kg}/\text{m}^3] = 1.205 [\text{kg}/\text{m}^3] \times (P_d [\text{Pa}] / P_a [\text{Pa}])$ 1.205 [kg/m³] : 乾燥空気密度 (20℃)</p> <p>3. 無機よう素及び有機よう素の格納容器漏えい率</p> <p>(1) 無機よう素</p> <p>他の核種と同様に格納容器圧力に応じて漏えい率が変動すると考えるが, MAA P解析において無機よう素を模擬していないため, MAA P解析結果による格納容器圧力を基に漏えい率を設定する。</p> <p>漏えい率の設定に当たっては, 第1図のとおりMAA P解析結果による格納容器圧力を包絡した格納容器圧力を設定し, その格納容器圧力に対する漏えい率を設定している。</p> <p>このように設定した漏えい率は, 0.9Pd 以下で 0.5%/日, 0.9Pd 超過で 1.3%/日を一律に与えるものであり, MAA P解析における漏えい率を包絡した保守的な設定であると考ええる。</p> <div data-bbox="356 1171 1083 1654" data-label="Figure"> </div> <p>第1図 格納容器圧力と漏えい率の時間変化 (無機よう素の格納容器漏えい率の設定)</p> <p>(2) 有機よう素</p> <p>有機よう素についても, 無機よう素と同様の漏えい率の設定が可能であるが, 有機よう素がガス状として振る舞うこと及び原子炉格納容器内での除去効果を受けない点で希ガスに類似してい</p>		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>ることから、MAAP解析における希ガスと同じ挙動を示すものとし、1.及び2.に基づき漏えい率を設定する。</p> <p><u>補足2 原子炉格納容器内での除去効果について</u></p> <p>MAAPにおけるエアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果として、沈着、サプレッション・プールでのスクラビング及びドライウェルスプレイを考慮している。また、沈着については、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、核分裂生成物（以下「FP」という。）ガス凝縮/再蒸発で構成される。（「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」の「第5部 MAAP」（抜粋）参照）</p> <p>「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」の「第5部 MAAP」（抜粋）</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> <p>(2) FPの状態変化・輸送モデル</p> <p>高温燃料から出た希ガス以外のFPは雰囲気温度に依存して凝固し、エアロゾルへ変化する。気相及び液相中のFPの輸送においては、熱水力計算から求まる体積流量からFP輸送量を計算する。FPがガス状とエアロゾル状の場合は、気体の流れに乗って、原子炉圧力容器内と原子炉格納容器内の各部に輸送される。水プール上に沈着したFPの場合は、区画内の水の領域間の移動に伴って輸送される。また、炉心あるいは溶融炉心中のFPの場合は、溶融炉心の移動量に基づいて輸送される。</p> <p>FPの輸送モデルは上述の仮定に基づいており、炉心燃料から放出されてから原子炉格納容器に到達する経路としては、次のとおりである。燃料から原子炉圧力容器内に放出されたFPは、原子炉圧力容器破損前にはLOCA破損口あるいは逃がし安全弁から原子炉格納容器へ放出される。また、原子炉圧力容器破損後には原子炉圧力容器破損口若しくは格納容器下部に落下した溶融炉心からFPが原子炉格納容器へ放出される。逃がし安全弁を通じて放出されたFPはスクラビングによってサプレッション・チェンバ液相部へ移行する。原子炉格納容器の気相部へ放出されたFPは、気体の流れに伴って原子炉格納容器内を移行する。</p> </div>		<p>・資料構成の相違</p> <p>島根2号炉では、有効性評価 補足説明資料 「13. サプレッション・チェンバのスクラビングによるエアロゾル捕集効果」で記載している</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>原子炉压力容器及び原子炉格納容器内の気体、エアロゾル及び構造物表面上(沈着)の状態間の遷移を模擬している。原子炉格納容器内のF P輸送モデル概要を図3.3-15に示す。</p> <p>エアロゾルの沈着の種類としては、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、F Pガス凝縮、F Pガス再蒸発を模擬している。なお、沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない。</p> <p>重力沈降は、Stokesの重力沈降式とSmoluchowski方程式(エアロゾルの粒径分布に対する保存式)の解から得られる無次元相関式を用いて、浮遊するエアロゾル質量濃度から沈着率を求める。なお、Smoluchowski方程式を無次元相関式としているのは解析時間短縮のためであり、この相関式を使用したMAAPのモデルは様々な実験データと比較して検証が行われている。</p> <p>拡散泳動による沈着は、水蒸気凝縮により生じるStefan流(壁面へ向かう流体力学的気流)のみを考慮して沈着率を求める。</p> <p>熱泳動による沈着は、Epsteinのモデルを用い、沈着面での温度勾配による沈着速度及び沈着率を求める。</p> <p>慣性衝突による沈着は、原子炉格納容器内でのみ考慮され、流れの中にある構造物に、流線から外れたエアロゾルが衝突するものと仮定し、沈着率は重力沈降の場合と同様にSmoluchowski方程式の解から得られる無次元相関式を用いて求める。</p> <p>F Pガスの凝縮は、F Pガスの構造物表面への凝縮であり、雰囲気中の気体状F P圧力がF P飽和蒸気圧を超えると構造物表面への凝縮を計算する。</p> <p style="text-align: center;">5-66</p> <p>F Pガスの再蒸発は、凝縮と逆であり、気体状F Pの圧力がF Pの飽和蒸気圧を下回ると、蒸発が起こると仮定している。</p> <p>エアロゾルのプール水によるスクラビング現象による除去効果の取り扱いに関しては、スクラビングによる除染係数(D F)を設定し、エアロゾル除去効果が計算される。D Fの値は、クエンチャ、垂直ベント、水平ベントの3つの種類のスクラビング機器に対し、詳細コード SUPRA^[9]を用いて、圧力、プール水深、キャリアガス中の水蒸気質量割合、プール水のサブクール度及びエアロゾル粒子径をパラメータとして評価した結果を内蔵しており、これらのデータから求める。</p> <p>また、格納容器スプレイによるF P除去も模擬しており、スプレイ液滴とエアロゾルとの衝突による除去率を衝突効率、スプレイの液滴径、流量及び落下高さから計算する。</p> <p>1. 沈着及びドライウェルススプレイによる除去効果</p>		

沈着及びドライウェルスプレイによる除去効果を確認するため、感度解析を行った。感度解析結果を第1図に示す。なお、感度解析では、以下の式により原子炉格納容器内の除去効果を算出している。

$$DF = \frac{\text{原子炉格納容器内へのCsI放出割合}}{\text{ベントラインから大気へのCsI放出割合}}$$



第1図 エアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果 (感度解析結果)

第1図より、全除去効果を考慮したベースケースにおけるDF (10⁶オーダー) との比較から、重力沈降のDFは10³程度、ドライウェルスプレイのDFは10~10²程度であることがわかる。これより、重力沈降及びドライウェルスプレイ両方によるDFは10⁴~10⁵程度となるため、エアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果は重力沈降及びドライウェルスプレイの影響が大きいと考える。

2. サプレッション・プールでのスクラビングによる除去効果

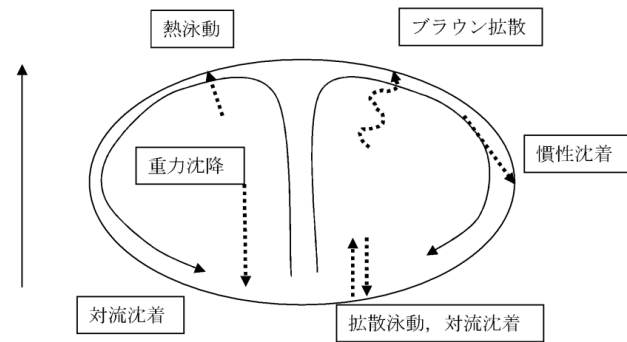
(1) スクラビング効果について

スクラビングは、エアロゾルを含む気体がプール内に移行する場合、気泡が分裂しながら上昇していく過程においてエアロゾルが気泡界面に到達した時点で水に溶解して気体から除去される現象である。スクラビングにおけるエアロゾル除去のメカニズムは、プールへの注入時の水との衝突や気泡がプール水中を上昇していく過程における慣性衝突等が考えられる。

(2) MAAP解析上の扱いについて

スクラビングによる除去効果について、MAAP解析ではスクラビング計算プログラム(SUPRAコード)により計算されたDF値のデータテーブルに、プール水深、エアロゾルの粒子径、キャリアガス中の水蒸気割合、格納容器圧力及びサブプレッション・プールのサブクール度の条件を補間して求めている。

SUPRAコードでは、スクラビングに伴う初期気泡生成時及び気泡上昇時のエアロゾルの除去効果をモデル化しており、気泡挙動(気泡サイズ及び気泡上昇速度)、初期気泡生成時のDF、気泡上昇時のDFを評価式により与えている。第2図に、気泡中のエアロゾルが気泡界面に到達するまでの過程を示す。気泡上昇時における各過程の除去速度を評価することでエアロゾルのDFを与えている。



第2図 スクラビングによるエアロゾル捕集効果

(3) SUPRAコードによる計算結果と実験結果の比較について

SUPRAコードによる計算結果については、電力共同研究^{※1}にて実験結果との比較検討が行われている。試験条件及び試験装置の概要を第1表及び第3図に示す。また、試験結果を第4図から第10図に示す。

試験結果より、SUPRAコードによる計算結果と実験結果について、キャリアガス流量等のパラメータ値の増減によるDF値の傾向は概ね一致していることを確認した。

また、粒径 μm までの粒子について、SUPRAコードによる計算結果が実験結果より小さいDF値を示しており、保守的な評価であることを確認した。

一方、粒径 μm の粒子について、SUPRAコードによる計算結果が実験結果より大きいDF値を示しているが、これは実験とSUPRAコードで用いている粒子の違い(実験: LATEX粒子(密度 g/cm³), SUPRAコード: CsOH(密度 g/cm³))が影響しているためである。SUPRAコードの計算結果を密度補正^{※2}した第7図及び第9図では、SUPRAコードによる計算結果は実験結果より概ね小さいDF値を示すことが確認できる。

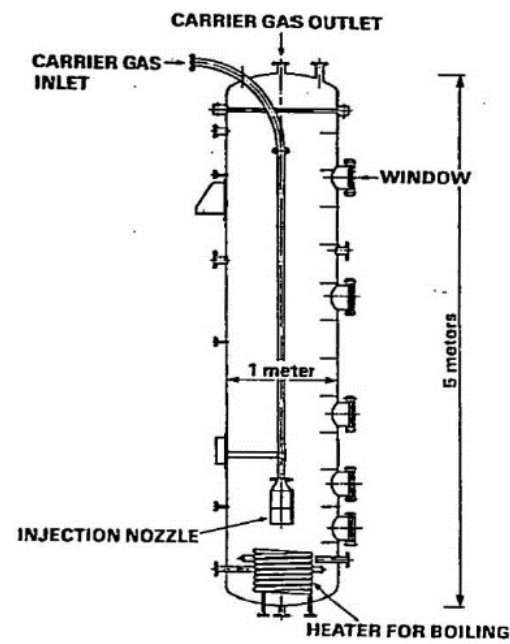
以上より、SUPRAコードにより計算されたDF値を用いることは妥当と考える。

※1 共同研究報告書「放射能放出低減装置に関する開発研究」(PHASE2)最終報告書
平成5年3月

※2 実験ではLATEX粒子を用いているため、その粒径は となる。一方、SUPRAコードではCsOHの粒径を基にしているため、粒径に粒子密度 (g/cm³) の平方根を乗じることにより に換算する。

第1表 試験条件

Parameter		Standard Value	Range
Geometric property	injection nozzle diameter (cm)	15	1~15
	scrubbing depth (meters)	2.7	0~3.8
Hydraulic property	pool water temperature (°C)	80	20~110
	carrier gas temperature (°C)	150	20~300
	steam fraction (vol.%)	50	0~80
	carrier gas flow rate (L/min)	500	300~2000
Aerosol property	particle diameter (μm)	0.21~1.1	0.1~1.9
	material	LATEX	LATEX, CsI

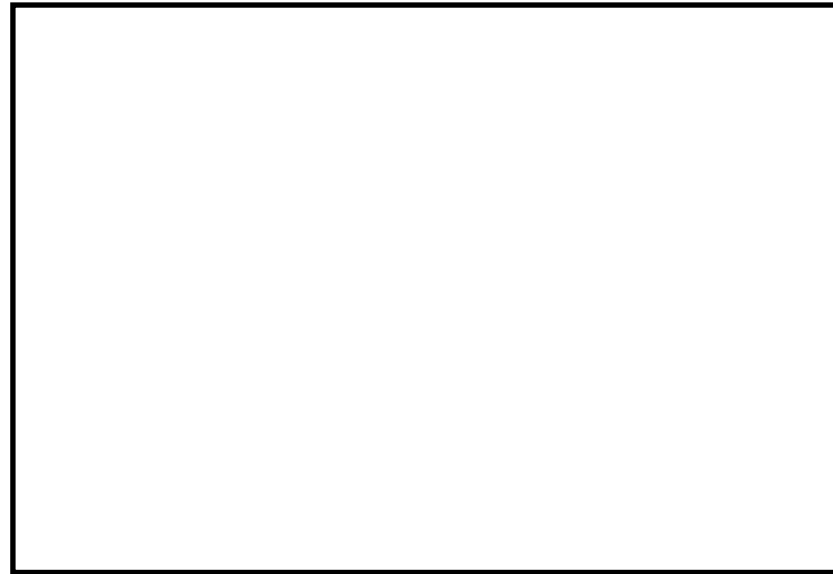


第3図 試験装置の概要

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="344 205 1118 737" style="border: 1px solid black; height: 253px; width: 261px; margin-bottom: 20px;"></div> <p data-bbox="439 747 997 779">第4図 キャリアガス流量に対するDFの比較</p> <div data-bbox="344 877 1118 1409" style="border: 1px solid black; height: 253px; width: 261px; margin-bottom: 20px;"></div> <p data-bbox="477 1465 958 1497">第5図 プール水温に対するDFの比較</p>		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="341 205 1118 737" data-label="Figure"></div> <div data-bbox="468 743 961 785" data-label="Caption"><p>第6図 水蒸気割合に対するDFの比較</p></div> <div data-bbox="341 877 1118 1409" data-label="Figure"></div> <div data-bbox="403 1415 1035 1457" data-label="Caption"><p>第7図 水蒸気割合に対するDFの比較 (密度補正)</p></div>		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="344 205 1118 737" data-label="Figure"></div> <div data-bbox="439 747 997 779" data-label="Caption"><p>第8図 スクラビング水深に対するDFの比較</p></div> <div data-bbox="344 877 1118 1409" data-label="Figure"></div> <div data-bbox="373 1419 1071 1451" data-label="Caption"><p>第9図 スクラビング水深に対するDFの比較 (密度補正)</p></div>		



第10図 ガス温度に対するDFの比較

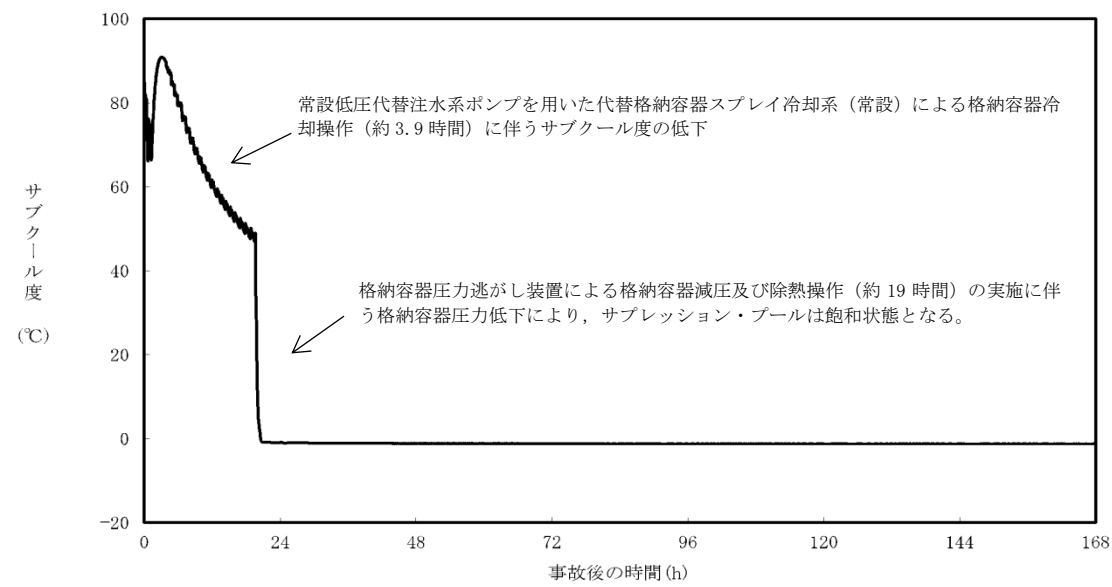
(4) 沸騰による除去効果への影響について

「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の代替循環冷却系を使用できない場合における事故シーケンスでは、第11図のとおり、格納容器圧力逃がし装置による格納容器減圧及び除熱の実施に伴いサブプレッション・プールは飽和状態（沸騰状態）になるため、サブプレッション・プールの沸騰による除去効果への影響を確認した。MAAP解析条件及び評価結果を第2表及び第3表に示す。なお、エアロゾルの粒径については、スクラビング前後でそれぞれ最も割合の多い粒径について除去効果への影響を確認した。その結果、第3表のとおり沸騰時の除去効果は非沸騰時に比べて小さいことを確認した。

ただし、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の代替循環冷却系を使用できない場合における事故シーケンスでは、第12図のとおり、原子炉圧力容器内のCs-137は、大破断LOCAにより生じた破断口より格納容器内気相部へ移行し、その後重力沈降等により、事象発生5時間程度で大部分が原子炉格納容器内液相部へ移行するため、本評価においてサブプレッション・プールの沸騰による除去効果の減少の影響はほとんどないと考えられる。

なお、CsI、CsOHの沸点はそれぞれ1,280℃、272.3℃以上^{※2}であり、シビアアクシデント時に原子炉格納容器内でCsI、CsOHが揮発することは考えにくいですが、サブプレッション・プールの沸騰に伴い液相部中のCsI、CsOHの一部が気相部へ移行する可能性がある。ただし、その場合でも、ドライウェルから格納容器圧力逃がし装置を介した場合のCs-137放出量（事象発生7日間で約18TBq）に包絡されると考えられる。

※2 化合物の辞典 高本 進・稲本直樹・中原勝儼・山崎 昶[編集] 1997年11月20日



第11図 サプレッション・プールのサブクール度の推移

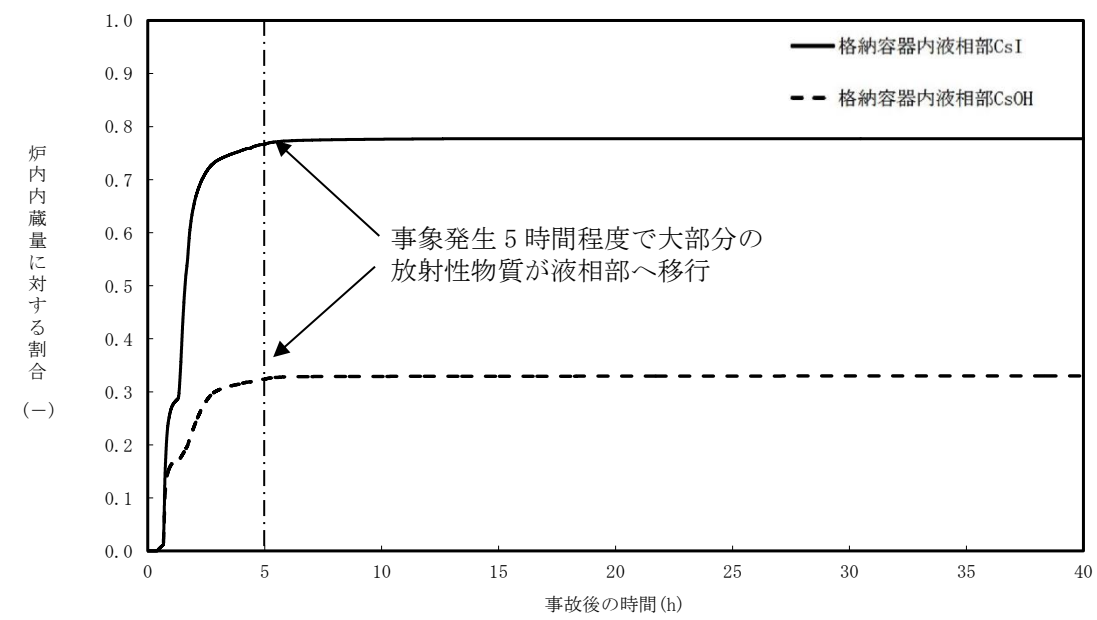
第2表 評価条件

項目	評価条件※	選定理由
蒸気割合	<input type="text"/> %	格納容器ベント実施前のドライウエルにおける蒸気割合(約55%)相当
格納容器圧力	<input type="text"/> kPa[gage]	格納容器ベント実施前の格納容器圧力(400~465kPa[gage])相当
サプレッション・プール水深	<input type="text"/> m	実機では水深3m以上のため、設定上限値を採用
サブクール度	<input type="text"/> °C	未飽和状態として設定(設定上限値)
	<input type="text"/> °C	飽和状態として設定(設定下限値)
エアロゾルの粒径(半径)	<input type="text"/> μm	スクラビング前において、最も割合が多い粒径
	<input type="text"/> μm	スクラビング後において、最も割合が多い粒径

※SUPRAコードにより計算されたデータテーブルの設定値を採用

第3表 評価結果

粒径 (半径)	D F	
	未飽和状態 (サブクール度 <input type="text"/> °C)	飽和状態 (サブクール度 <input type="text"/> °C)
<input type="text"/> μm	<input type="text"/>	
<input type="text"/> μm		



東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>補足3 原子炉格納容器内における無機よう素の自然沈着効果について</p> <p>1. 無機よう素の自然沈着率の設定</p> <p>原子炉格納容器内での無機よう素の除去効果として、自然沈着率 9.0×10^{-4} (1/s) (原子炉格納容器内の最大存在量から 1/200 まで) を用いている。以下に、自然沈着率の算出に関する概要を示す。</p> <p>原子炉格納容器内における無機よう素の自然沈着について、財団法人原子力発電技術機構(以下「NUPEC」という。)による検討「平成9年度NUREG-1465のソースタームを用いた放射性物質放出量の評価に関する報告書(平成10年3月)」において、CSE(Containment Systems Experiment) A6実験に基づく値が示されている。</p> <p>原子炉格納容器内での無機よう素の自然沈着率を λ_d ($\mu\text{g}/\text{m}^3$) とすると、原子炉格納容器内における無機よう素濃度 ρ の濃度変化(1/s)は式1で表され、自然沈着率 λ_d は時刻 t_0 における無機よう素濃度 ρ_0 と時刻 t_1 における無機よう素濃度 ρ_1 を用いて式2のとおりとなる。</p> $\frac{d\rho}{dt} = -\lambda_d \rho \quad (\text{式1})$ $\lambda_d = -\frac{1}{t_1 - t_0} \log\left(\frac{\rho_1}{\rho_0}\right) \quad (\text{式2})$ <p>なお、NUPECの報告書では、Nuclear Technology “Removal of Iodine and Particles by Sprays in the Containment Systems Experiment” の記載(CSE A6実験)より、時刻0分における無機よう素の気相濃度 $10^5 \mu\text{g}/\text{m}^3$ 及び時刻30分における無機よう素の気相濃度 $1.995 \times 10^4 \mu\text{g}/\text{m}^3$ を上式に代入することで、式3のとおり、無機よう素の自然沈着率 9.0×10^{-4} (1/s) を算出したとしている。</p> $\lambda_d = -\frac{1}{30 \times 60 - 0} \log\left(\frac{1.995 \times 10^4}{10^5}\right) \approx 9.0 \times 10^{-4} \quad (\text{式3})$ <p>この自然沈着率は、BNWL-1244, “Removal of Iodine and Particles from Containment Atmospheres by Spray-Containment Systems Experiment Interim Report” のCSE A6実験による無機よう素の気相部濃度の時間変化を表す図に基づくものである。時刻0分~30分の濃度変化は、よう素の浮遊量が多く、格納容器スプレイを考慮していない事故初期の状態を模擬していると考えられる。(第1図参照)</p>		<p>・資料構成の相違</p> <p>島根2号炉では、59条補足説明資料 59-11 添付資料2「2-5 格納容器等への無機よう素の沈着効果について」で記載している</p>

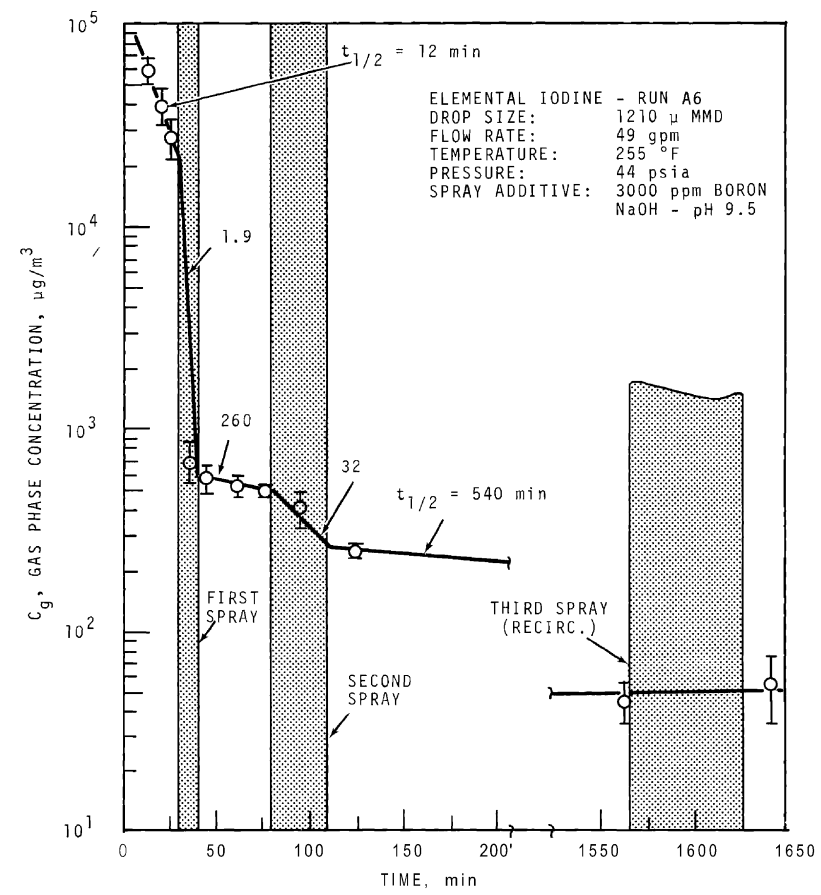


FIGURE 9. Concentration of Elemental Iodine in the Main Room, Run A6

第1図 CSE A6 実験による無機よう素の濃度変化図

2. C S E実験の適用について

C S E実験条件と東海第二発電所の評価条件の比較を第1表に示す。

第1表 C S E実験と東海第二発電所の評価条件の比較

	C S E実験のRun No.			東海第二発電所
	A 6 ※1, ※2	A 5 ※3	A 1 1 ※3	
雰囲気	蒸気+空気	同左	同左	同左
雰囲気圧力 (MPa[gage])	約0.20	約0.22	約0.24	約0.47以下※4
雰囲気温度 (℃)	約120	約120	約120	約200以下※4
格納容器 スプレイ	間欠※5	なし	なし	間欠※6

※1 R.K.Hilliard et.al, "Removal of iodine and particles by sprays in the containment systems experiment", Nucl. Technol. Vol 10 pp499-519, 1971

※2 R.K.Hilliard et.al, "Removal of iodine and particles from containment atmospheres by sprays", BNWL-1244

※3 R.K.Hilliard and L.F.Coleman, "Natural transport effects on fission product behavior in the containment systems experiment", BNWL-1457

※4 評価事故シーケンスにおける格納容器圧力及び雰囲気温度のM A A P解析結果より記載

※5 A6 実験はスプレイを伴う実験だが, 自然沈着率の算出には1回目のスプレイ実施前における原子炉格納容器内の濃度変化より設定している

※6 格納容器スプレイを実施するが, 評価上は無機よう素の除去効果に対しては自然沈着のみ考慮し, 格納容器スプレイによる除去効果は考慮しない

スプレイを使用していないA 5及びA 1 1における無機よう素の原子炉格納容器内気相部濃度の時間変化を第2図に示す。初期の沈着についてはA6と同様の傾向を示すとともに, 初期濃度より数百分の1程度まで低下した後は緩やかとなる傾向が見られる。また, 米国SRP6.5.2では, 原子炉格納容器内の無機よう素濃度が1/200になるまでは無機よう素の除去が見込まれるとしている。

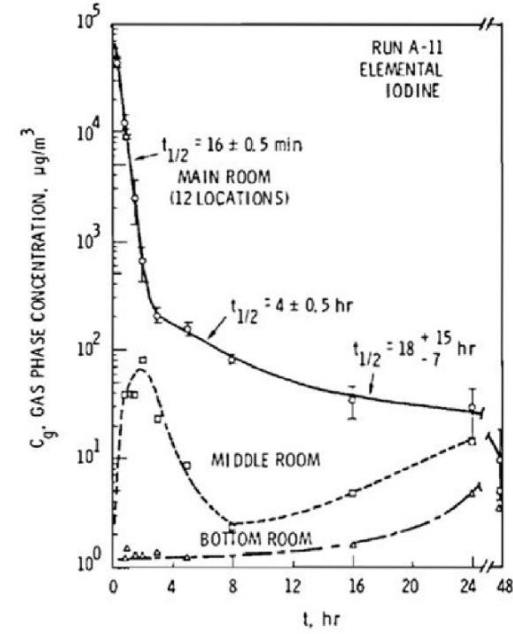
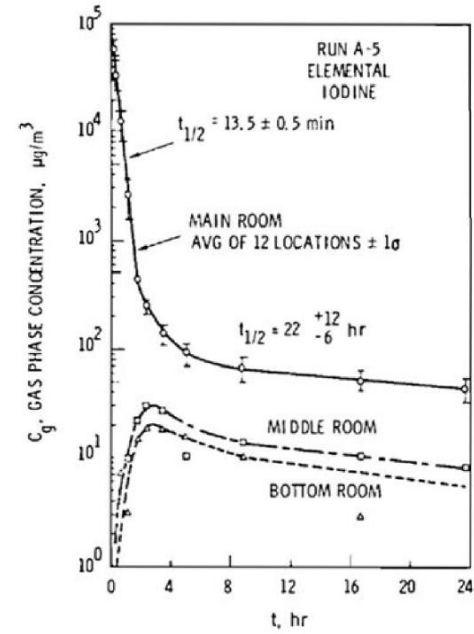


FIGURE B-5. Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-5
FIGURE B-6. Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-11

第2図 CSE A5及びA11実験における無機よう素の原子炉格納容器内気相部濃度の時間変化

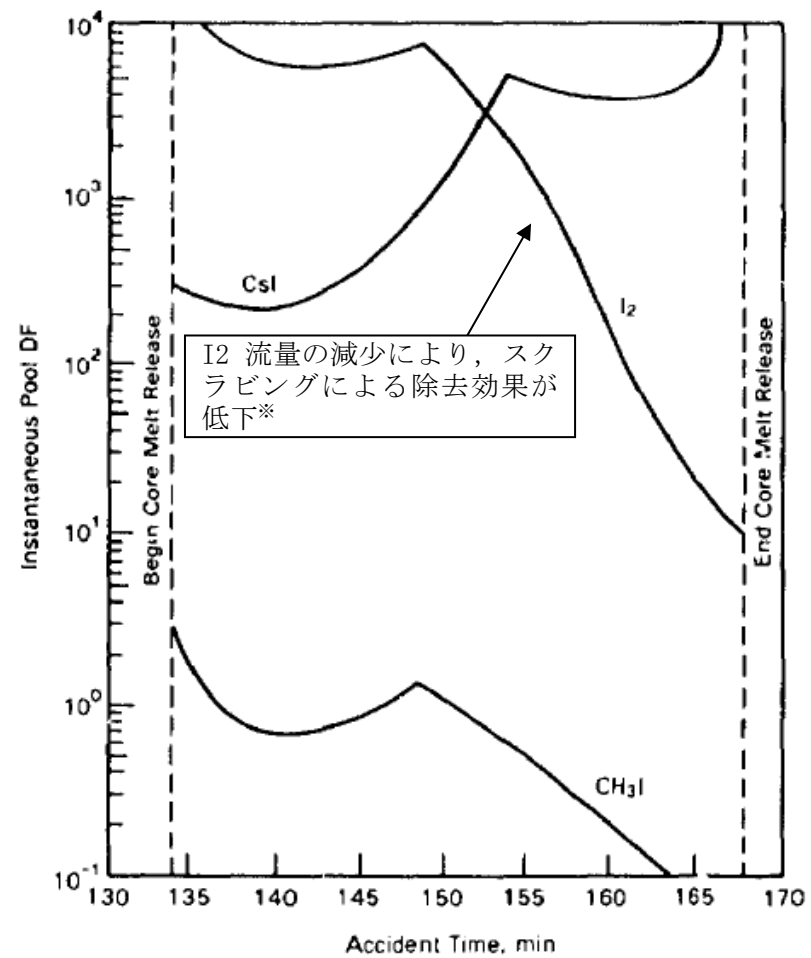
自然沈着率は、評価する体系の体積と内表面積の比である比表面積の影響を受け、比表面積が大きいほど自然沈着率は大きくなると考えられるため、CSE実験における体系と東海第二発電所の比表面積について第2表に示す。表からCSE実験と東海第二発電所の比表面積は同程度となっていることが確認できる。

第2表 CSE実験と東海第二発電所の比表面積の比較

	CSE実験体系	東海第二発電所
体積 (m ³)	約 600	約 5,700
表面積 (m ²)	約 570	約 5,900
比表面積 (1/m)	約 0.96	約 1.04

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>補足4 サプレッション・プールでのスクラビングによる除去効果(無機よう素)</u></p> <p>サプレッション・プールでのスクラビングによる無機よう素の除去効果(以下「DF」という。)として、Standard Review Plan 6.5.5に基づきDF10を設定している。これはStandard Review Plan 6.5.5において、「無機よう素のスクラビングによる除去効果として、Mark - II及びMark - IIIに対してDF10以下、Mark - Iに対してDF5以下を主張する場合は、特に計算を必要とせず容認しても良い」との記載に基づくものであり(抜粋参照)、東海第二発電所はMark - II型原子炉格納容器を採用していることから、サプレッション・プールの沸騰の有無に関わらず、DF10を適用することとしている。</p> <p>なお、有機よう素についてはガス状の性質であることから、本DFの効果には期待していない。粒子状よう素のDFについては、MAAP解析のスクラビング計算プログラム(SUPRAコード)にて評価している。</p> <p style="text-align: center;">「Standard Review Plan 6.5.5」(抜粋)</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> <p>1. <u>Pool Decontamination Factor.</u> The decontamination factor (DF) of the pool is defined as the ratio of the amount of a contaminant entering the pool to the amount leaving. Decontamination factors for each fission product form as functions of time can be calculated by the SPARC code. An applicant may use the SPARC code or other methods to calculate the retention of fission products within the pool, provided that these methods are described in the SAR adequately to permit review. If the time-integrated DF values claimed by the applicant for removal of particulates and elemental iodine are 10 or less for a Mark II or a Mark III containment, or are 5 or less for a Mark I containment, the applicant's values may be accepted without any need to perform calculations. A DF value of one (no retention) should be used for noble gases and for organic iodides. The applicant should provide justification for any DF values greater than those given above.</p> <p>The reviewer has an option to perform an independent confirmatory calculation of the DF. If the SPARC code is used for a confirmatory calculation of fission product decontamination, the review should take care in proper establishment of the input parameters for the calculations.</p> </div>		<p>・資料構成の相違</p> <p>島根2号炉では、59条補足説明資料 59-11 添付資料2「2-5 格納容器等への無機よう素の沈着効果について」で記載している</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">参考</p> <p>サプレッション・プールでのスクラビングによる 無機よう素の除去効果に関する他の知見について</p> <p>サプレッション・プールでのスクラビングによる無機よう素の除去効果に関する他の知見として、SPARCコードによる計算結果並びにUKAEA及びPOSEIDONにて行われた実験がある。</p> <p>1. SPARCコードによる計算結果</p> <p>Standard Review Plan 6.5.5の引用文献^{※1}において、SPARCコードを用いたよう素のスクラビングによる除去効果を計算している。当該文献では、Mark-I型原子炉格納容器を対象として無機よう素 (I_2)、粒子状よう素 (CS_I) 及び有機よう素 (CH_3I) に対するスクラビングによる除去効果を計算している。計算結果は第1図のとおりであり、無機よう素に対するDFは最小で10程度である。</p> <p>なお、選定した事故シーケンスは、原子炉停止機能喪失であり、以下の事故進展を想定している。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・過渡時において制御棒の挿入不良が発生 ・緊急炉心冷却システムは作動するが、原子炉出力レベルはサプレッション・プールの冷却能力を超過 ・原子炉圧力容器の過圧破損の発生により冷却材が喪失した結果、炉心損傷が発生 <p>※1 P.C.Owczarski and W.K.Winegarder, "Capture of Iodine in Suppression Pools", 19th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conference.</p>		



第1図 SPARC計算結果(瞬時値DF)

※文献中の記載(抜粋)

“Here the I_2 flow rate is fairly high until 148.5min, then the rate (and incoming I_2 concentration) decreases. These decreases cause the pool scrubbing to become less effective at the iodine concentrations of pool.”

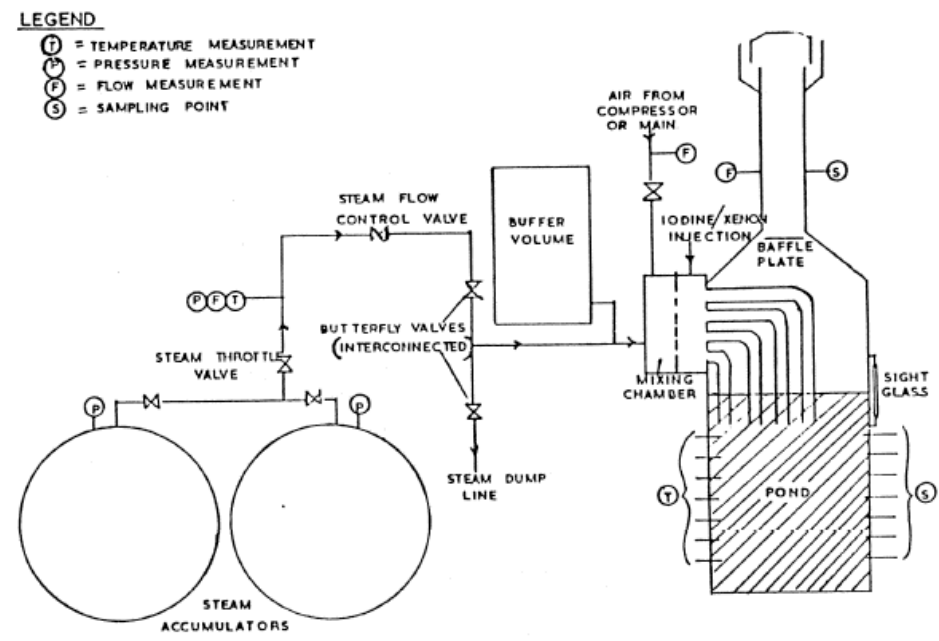
2. UKAEA及びPOSEIDONにて行われた実験

無機よう素に対するスクラビングによる除去効果について、UKAEA^{※2}及びPOSEIDON^{※3}において実験が行われている。実験体系を第2図及び第3図、実験条件及び実験結果を第1表及び第2表に示す^{※4}。第2表のとおり、無機よう素のDFは最小で14である。

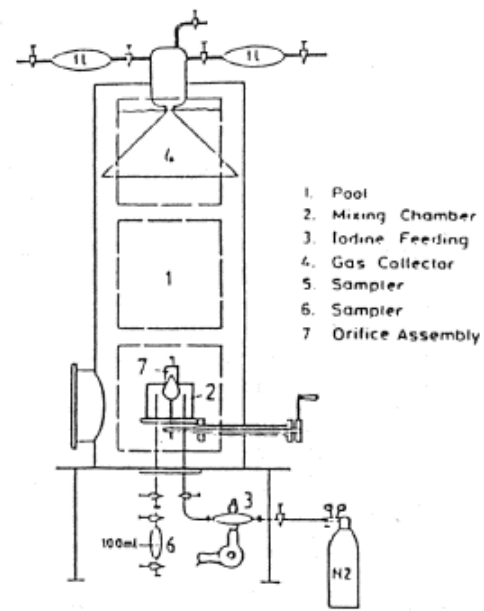
※2 イギリスのウィンフリス(重水減速沸騰軽水冷却炉(SGHR))の蒸気抑制システムにおける核分裂生成物の保持を調べるための実験

※3 スイスのポール・シェラー研究所で行われた水中へのガス状よう素のスクラビングに関する実験

※4 “State-of-the-art review on fission products aerosol pool scrubbing under severe accident conditions”, 1995



第2図 UKAEA実験体系



第3図 POSEIDON実験体系

第1表 実験条件

Program	Aerosol	Aerosol size, μm	Carrier fluid	Steam mass fraction	Water temp., $^{\circ}\text{C}$	Pool pressure	Injector
ACE	CsI CsOH MnO	1.7 - 2.7 1.6 - 2.8 1.7 - 2.3	N ₂ + steam	0.008 - 0.31	25 83	ambient	sparger
EPRI	CsI TeO ₂ Sn	0.2 - 3.0 0.4 - 2.7 2.7	air, N ₂ or He + steam	0 - 0.95	- ambient - near saturated	ambient	single orifice
EPSI	CsI CsOH	~4.5 (radius)	steam	1	273 (initially)	1.1 MPa 3.1 MPa 6.1 MPa	single orifice
GE	Eu ₂ O ₃ CsI	0.1 - 40.0 < 0.3	air	0	ambient	ambient	single orifice
JAERI	DOP	0.3 - 10.0	air	0	ambient	ambient	single orifice
LACE - España	CsI	1.7 - 7.2	N ₂ + steam	0.07 - 0.85	110	3 bar (abs.)	-single orifice -multior.
SPARTA	CsI	0.7	air + N ₂	0	close to saturation	ambient	2 orifices
UKAEA	Cr/Ni	0.06	air + steam	0.25 - 0.96	ambient	ambient	4 orifices (downcomers)
UKAEA	I ₂ vapour	-	air and/or steam	0 - 1	ambient	ambient	4 orifices (downcomers)
POSEIDON	I ₂ vapour	-	N ₂	0	ambient	ambient	-single orifice - multior.

第2表 実験結果

Experiments	Species tested	DF range
ACE	Cs Mn I DOP	145 - 3000 11 - 260 47 - 1500 6 - 12
EPRI	CsI, TeO ₂ Sn	1.4 - 1600 110 - 6800
EPSI	CsI	2100 - 3300
GE	Eu ₂ O ₃ CsI	68 - 2900 7 - 10
JAERI	DOP	10 - 150
LACE-España	CsI	16 - 3000
SPARTA	CsI	7 *
UKAEA	Ni/Cr I ₂	15 - 1680 14 - 240
POSEIDON	I ₂	20 - 300 000

* Only one test performed.

補足5 原子炉格納容器外への核分裂生成物の放出割合の設定について

大気への放出量は、炉内蓄積量に原子炉格納容器外への放出割合を乗じることで算出する。(参考1参照)

原子炉格納容器外への放出割合の評価に当たっては、想定事故シナリオ「大破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗」(全交流動力電源喪失の重量を考慮)において原子炉压力容器が健全な状態で事故収束するため、そのプラント状態を模擬可能なMAAPコードを用いることとするが、以下の考察から、NUREG-1465の知見を用いて一部補正する。MAAP解析結果を第1表、NUREG-1465の知見を用いて一部補正した結果を第2表に示す。

第1表 放出割合の評価結果(MAAP解析)

核種 グループ	原子炉格納容器から原子炉建屋 への漏えい割合 ^{*1}		格納容器圧力逃がし装置への 放出割合 ^{*1}	
	S/Cベント	D/Wベント	S/Cベント	D/Wベント
希ガス類	約 4.3×10^{-3}	約 4.3×10^{-3}	約 9.5×10^{-1}	約 9.5×10^{-1}
CsI類	約 6.2×10^{-5}	約 6.2×10^{-5}	約 1.0×10^{-6}	約 3.9×10^{-3}
CsOH類	約 3.1×10^{-5}	約 3.2×10^{-5}	約 4.0×10^{-7}	約 7.5×10^{-3}
Sb類	約 7.6×10^{-5}	約 7.5×10^{-5}	約 2.7×10^{-6}	約 1.8×10^{-2}
TeO ₂ 類	約 4.4×10^{-5}	約 4.4×10^{-5}	約 3.8×10^{-7}	約 9.9×10^{-4}
SrO類	約 8.6×10^{-5}	約 7.1×10^{-5}	約 2.6×10^{-5}	約 2.4×10^{-1}
BaO類	約 9.1×10^{-5}	約 8.3×10^{-5}	約 1.5×10^{-5}	約 1.4×10^{-1}
MoO ₂ 類	約 9.1×10^{-5}	約 9.0×10^{-5}	約 3.5×10^{-6}	約 3.0×10^{-2}
CeO ₂ 類	約 1.6×10^{-5}	約 8.3×10^{-6}	約 1.1×10^{-5}	約 7.1×10^{-2}
La ₂ O ₃ 類	約 1.6×10^{-5}	約 8.3×10^{-6}	約 1.1×10^{-5}	約 7.1×10^{-2}

※1 小数点第2位を四捨五入

第2表 放出割合の評価結果(中・低揮発性の核種グループに対する補正後)

核種 グループ	原子炉格納容器から原子炉建屋 への漏えい割合 ^{*1}		格納容器圧力逃がし装置への 放出割合 ^{*1}	
	S/Cベント	D/Wベント	S/Cベント	D/Wベント
希ガス類	約 4.3×10^{-3}	約 4.3×10^{-3}	約 9.5×10^{-1}	約 9.5×10^{-1}
CsI類	約 6.2×10^{-5}	約 6.2×10^{-5}	約 1.0×10^{-6}	約 3.9×10^{-3}
CsOH類	約 3.1×10^{-5}	約 3.2×10^{-5}	約 4.0×10^{-7}	約 7.5×10^{-3}
Cs類 ^{*2}	約 3.4×10^{-5}	約 3.4×10^{-5}	約 4.5×10^{-7}	約 7.2×10^{-3}
Sb類	約 6.7×10^{-6}	約 6.8×10^{-6}	約 8.9×10^{-8}	約 1.4×10^{-3}
TeO ₂ 類	約 6.7×10^{-6}	約 6.8×10^{-6}	約 8.9×10^{-8}	約 1.4×10^{-3}
SrO類	約 2.7×10^{-6}	約 2.7×10^{-6}	約 3.6×10^{-8}	約 5.8×10^{-4}
BaO類	約 2.7×10^{-6}	約 2.7×10^{-6}	約 3.6×10^{-8}	約 5.8×10^{-4}
MoO ₂ 類	約 3.4×10^{-7}	約 3.4×10^{-7}	約 4.5×10^{-9}	約 7.2×10^{-5}
CeO ₂ 類	約 6.7×10^{-8}	約 6.8×10^{-8}	約 8.9×10^{-10}	約 1.4×10^{-5}
La ₂ O ₃ 類	約 2.7×10^{-8}	約 2.7×10^{-8}	約 3.6×10^{-10}	約 5.8×10^{-6}

※1 小数点第2位を四捨五入

※2 CsI類及びCsOH類の値から評価(評価式は式1)

・資料構成の相違
島根2号炉では、59条補足説明資料59-11添付資料2「2-3 核分裂生成物の格納容器外への放出割合の設定について」で記載している

① TMI や福島第一原子力発電所事故での観測事実について

第1表によると、高揮発性核種 (Cs I, Cs OH) の格納容器圧力逃がし装置からの放出割合 ($10^{-6} \sim 10^{-7}$ オーダー) と比べ、中・低揮発性核種の放出割合の方が大きい (10^{-5} オーダー) という結果になっている。

一方、TMI や福島第一原子力発電所事故での観測事実から、事故が発生した場合に最も多く放出される粒子状物質は、よう素やセシウム等の高揮発性の物質であり、中・低揮発性の物質の放出量は高揮発性の物質と比べて少量であることがわかっている。

第3表は、TMI 事故後に評価された放射性核種の場所ごとの存在量であるが、希ガスや高揮発性核種 (セシウムやよう素) が原子炉圧力容器外に炉内蓄積量の半分程度放出される一方で、中・低揮発性核種はほぼ全量が原子炉圧力容器に保持されているという評価となっている。

第3表 TMI 事故後に評価された放射性核種の場所ごとの存在割合※3

核種	低揮発性			中揮発性			高揮発性		
	¹⁴⁴ Ce	¹⁵⁴ Eu	¹⁵⁵ Eu	⁹⁰ Sr	¹⁰⁶ Ru	¹²⁵ Sb	¹³⁷ Cs	¹²⁹ I	⁸⁵ Kr
原子炉建屋									
原子炉容器	105.4	122.7	109.5	89.7	93.2	117.2	40.1	42	30
原子炉冷却系	-	-	-	1	-	0.2	3	1	-
地階水、気相タンク類	0.01	-	-	2.1	0.5	0.7	47	(47)†	54
補助建屋	-	-	-	0.1	-	0.7	5	7	-
合計	105	122	110	93	94	119	95	97	85

† 広範囲の濃度測定値と多量のデブリ(おもに地下水沈殿物)のため、ここでの保持量は炉心インベントリーを大きく上回る分析結果となってしまう。したがって、ここに保持されたIのインベントリーはCsと同等であると考えられる。

※3 存在割合 = サンプル試料の分析結果 / ORIGEN2 コード解析結果

出典:「TMI - 2号機の調査研究成果(渡会偵祐, 井上康, 榎田藤夫 日本原子力学会誌 Vol. 32, No. 4 (1990))」

また、第4表は、福島第一原子力発電所事故後に実施された発電所敷地内の土壌中放射性核種のサンプリング結果であるが、最も多く検出されているのは高揮発性核種 (セシウムやよう素) であり、多くの中・低揮発性核種は不検出 (ND) という結果となっている。

第4表 福島第一原子力発電所事故後に検出された土壌中の放射性核種

試料採取場所	【定点①】*1 グランド (西北西約900m)*2		【定点②】*1 野鳥の森 (西約900m)*2		【定点③】*1 産産処分場近傍 (南南西約900m)*2		④5号機リベ ス に 前 (北約1,000m)*2	⑤固体廃棄物貯 蔵場12棟近傍 (北約900m)*2	⑥南南西 約500m*2	⑦南南西 約750m*2	⑧南南西 約1,000m*2		
	試料採取日	3/21	3/25	3/28	3/25	3/28	3/25	3/28	3/25	3/22	3/22	3/22	
分析機関	JAEA	JAEA	日本分析 センター*3	JAEA	日本分析 センター*3	JAEA	日本分析 センター*3	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	
測定日	3/24	3/28	3/30	3/28	3/30	3/28	3/30	3/28	3/25	3/25	3/24	3/25	
核種	I-131(約8日)	5.8E+06	5.7E+06	3.8E+06	3.0E+06	3.9E+04	1.2E+07	2.6E+06	4.6E+05	3.1E+06	7.9E+05	2.2E+06	5.4E+06
I-132(約2時間)	*4	*4	2.3E+05	*4	1.3E+02	*4	1.5E+05	*4	*4	*4	*4	*4	*4
Cs-134(約2年)	3.4E+05	4.9E+05	5.3E+05	7.7E+04	3.2E+02	3.5E+06	9.7E+05	6.8E+04	9.5E+05	8.7E+03	1.7E+04	1.6E+05	
Cs-136(約13日)	7.2E+04	6.1E+04	3.3E+04	1.0E+04	2.8E+01	4.6E+05	6.9E+04	8.6E+03	1.1E+05	1.9E+03	2.2E+03	2.5E+04	
Cs-137(約30年)	3.4E+05	4.8E+05	5.1E+05	7.6E+04	3.2E+02	3.5E+06	9.3E+05	6.7E+04	1.0E+06	2.0E+04	1.6E+04	1.6E+05	
Te-129m(約34日)	2.5E+05	2.9E+05	8.5E+05	5.3E+04	ND	2.7E+06	6.0E+05	2.8E+04	8.9E+05	9.5E+03	1.9E+04	1.7E+05	
Te-132(約3日)	6.1E+05	3.4E+05	3.0E+05	6.5E+04	1.4E+02	3.1E+06	2.0E+05	3.2E+04	1.9E+06	2.1E+04	3.9E+04	3.8E+05	
Ba-140(約13日)	1.3E+04	1.5E+04	ND	2.5E+03	ND	ND	ND	ND	8.0E+04	ND	ND	ND	
Nb-95(約35日)	1.7E+03	2.4E+03	ND	ND	ND	5.3E+03	ND	ND	6.1E+03	ND	ND	7.9E+02	
Ru-106(約370日)	5.3E+04	ND	ND	6.4E+03	ND	2.7E+05	ND	ND	6.8E+04	1.9E+03	ND	3.2E+04	
Mo-99(約66時間)	2.1E+04	ND	ND	ND	ND	6.6E+04	ND	ND	ND	ND	ND	ND	
Tc-99m(約6時間)	2.3E+04	2.0E+04	ND	ND	ND	4.5E+04	ND	1.8E+03	2.3E+04	ND	ND	8.3E+03	
La-140(約2日)	3.3E+04	3.7E+04	ND	2.3E+03	ND	9.7E+04	ND	2.5E+03	2.1E+05	4.2E+02	6.2E+02	7.8E+03	
Be-7(約53日)	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND	3.2E+04	ND	ND	ND	
Ag-110m(約250日)	1.1E+03	2.6E+03	ND	ND	ND	ND	ND	1.7E+02	1.8E+04	ND	ND	ND	

出典: 東京電力株式会社 HP (<http://www.tepco.co.jp/cc/press/11040609-j.html>)

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>②各元素の放出挙動について</p> <p>燃料からの核分裂生成物の放出及び移行挙動に関する研究結果より、各元素の放出挙動は以下のように整理されており※4、高揮発性核種が高温でほぼ全量放出されるのに対し、中・低揮発性核種は雰囲気条件に大きく左右される。</p> <p>希ガス：高温にてほぼ全量放出される。</p> <p>I, Cs：高温にてほぼ全量放出される。放出速度は希ガスと同等。</p> <p>Sb, Te：被覆管と反応した後、被覆管の酸化に伴い放出される。</p> <p>Sr, Mo, Ru, Rh, Ba：雰囲気条件（酸化条件 or 還元条件）に大きな影響を受ける。</p> <p>Ce, Np, Pu, Y, Zr, Nb：高温状態でも放出速度は低い。</p> <p>※4 「化学形に着目した破損燃料からの核分裂生成物及びアクチノイドの放出挙動評価のための研究（JAEA-Review 2013-034, 2013年12月）」</p> <p>③補正について</p> <p>①及び②より、第1表の中・低揮発性核種の放出割合が高揮発性核種よりも大きいという結果は実態に即しておらず、これは、MAAP解析において、中・低揮発性核種の放出割合が過度に大きく評価されたためと考えられ、要因としては、熔融燃料が再冠水し熔融燃料の外周部が固化した後でも、燃料デブリ表面からの放射性物質の放出評価において熔融燃料の平均温度を参照して放出量を評価していることや、熔融燃料上部の水によるスクラビング効果を考慮していないことが挙げられる。なお、MAAPコードの開発元であるEPRIからも、以下の報告がなされている。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・炉心が再冠水した場合の低揮発性核種（Ru及びMo）の放出について、低温の熔融燃料表面付近ではなく、熔融燃料の平均温度を基に放出速度を算出しているため、MAAP解析が保守的な結果を与える場合がある。 ・Moの放出量評価について、NUREG-1465よりもMAAPの方が放出量を多く評価する。したがって、TMI事故や福島第一原子力発電所事故の実態により見合った、環境中への放出量を評価するため、中・低揮発性核種の放出割合を補正することとした。補正するに当たり、TMI事故を契機として行われたシビアアクシデントに係るソースターム研究を踏まえ、被覆管材であるジルコニウムの酸化量の違い等により核分裂生成物の放出量や放出タイミングに相違が生じることを考慮し、BWR及びPWRそれぞれに対して放出割合を設定する等、より現実的なソースタームの設定を目的として制定されたNUREG-1465の知見を利用する。事象発生後、炉心損傷が開始し、原子炉圧力容器が破損するまでのMAAP解析とNUREG-1465の想定と比較は第5表のとおりであり、想定事故シーケンスでは重大事故等対処設備による原子炉注水により原子炉圧力容器破損には至らないが、NUREG-1465の想定とMAAP解析の事象進展に大きな差はなく、本評価においてNUREG-1465の知見は利用可能と判断している。 		

第5表 MAA P事象進展とNUREG-1465の想定と比較

	燃料被覆管損傷が開始し、ギャップから放射性物質が放出される期間	炉心溶融が開始し、溶融燃料が原子炉压力容器破損するまでの期間
MAA P	約4分～約27分 ^{※5}	約27分～約3.3時間 ^{※6}
NUREG-1465	～30分	30分～2時間

※5 炉心損傷開始(燃料被覆管 1,000K)～燃料溶融開始(燃料温度 2,500K)

※6 原子炉注水をしない場合における原子炉压力容器破損時間(本評価においては原子炉注水により原子炉压力容器破損には至らない)

以下、各核種グループにおける放出割合の具体的な評価手法を示す。

(1) 希ガスグループ, Cs Iグループ, Cs OHグループ

希ガスを含めた高揮発性の核種グループについては、MAA P解析結果から得られた放出割合を採用する。

なお、Csの放出割合については、Cs Iグループ及びCs OHグループの放出割合、I元素とCs元素の原子炉停止直後の炉内蓄積重量より、式1を用いて評価する。(式1の導出過程は、参考2参照)

$$F_{Cs}(T) = F_{CsOH}(T) + \frac{M_I}{M_{Cs}} \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times (F_{CsI}(T) - F_{CsOH}(T)) \quad (式1)$$

$F_{Cs}(T)$: 時刻TにおけるCsの放出割合

$F_{CsOH}(T)$: 時刻TにおけるCs OHグループの放出割合

$F_{CsI}(T)$: 時刻TにおけるCs Iグループの放出割合

M_I : 停止直後のIの炉内蓄積重量

M_{Cs} : 停止直後のCsの炉内蓄積重量

W_I : Iの分子量

W_{Cs} : Csの分子量

(2) 中・低揮発性の核種グループ

中・低揮発性の核種グループについては、MAA P解析から得られた放出割合は採用せず、MAA P解析の結果から得られたCsの放出割合、希ガスグループの放出割合及びNUREG-1465の知見を利用して放出割合を評価する。

ここで、中・低揮発性の核種における放出割合の経時的な振る舞いは、格納容器圧力逃がし装置への放出については希ガス、原子炉建屋への漏えいについてはCsと同一になるものとし^{※7}、事象発生から168時間経過時点におけるCsの放出割合に対する当該核種グループの放出割合の比率はNUREG-1465で得られた比率に等しいとして、式2及び式3に基づき評価する。また、第6表に、NUREG-1465で評価された格納容器内への放出割合を示す。

【格納容器圧力逃がし装置への放出】

$$F_i(T) = F_{Cs}(168h) \times \frac{\gamma_i}{\gamma_{Cs}} \times \frac{F_{NG}(T)}{F_{NG}(168h)} \quad (\text{式 2})$$

【原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい】

$$F_i(T) = F_{Cs}(T) \times \frac{\gamma_i}{\gamma_{Cs}} \quad (\text{式 3})$$

$F_i(T)$: 時刻 T における i 番目のMAAP核種グループの放出割合

$F_{NG}(T)$: 時刻 T における希ガスグループの放出割合

$F_{Cs}(T)$: 時刻 T におけるCsの放出割合

γ_i : NUREG-1465におけるi番目のMAAP核種グループに相当する核種グループの原子炉格納容器への放出割合

γ_{Cs} : NUREG-1465におけるCsに相当する核種グループの原子炉格納容器への放出割合

※7 格納容器内に放出された中・低揮発性の核種グループは、粒子状として振る舞い、沈着やドライウェルスプレイ等による除去効果を受けると考えられる。したがって、中・低揮発性の核種グループの原子炉建屋への漏えいについては、沈着等による除去効果を受けるCsの振る舞いに近いと考えられる。

また、中・低揮発性の核種グループは、Csに比べて原子炉格納容器内に放出される量が少なく、壁面等への付着量も少ない。したがって、格納容器圧力逃がし装置への放出については、格納容器ベントに伴い大気に放出された後も、壁面等に付着した放射性物質の再浮遊に伴い大気への放出が生じるCsではなく、原子炉格納容器気相部に浮遊し、壁面等からの追加放出がない希ガスの放出割合の振る舞いに近いと考えられる。

以上のことから、中・低揮発性の核種グループの「各時刻における放出割合」は、「各時刻における希ガスグループ又はCsの放出割合」に比例するものとする。

第6表 NUREG-1465での原子炉格納容器内への放出割合

核種グループ	原子炉格納容器への放出割合※8
Cs	0.25
TeO ₂ , Sb	0.05
SrO, BaO	0.02
MoO ₂	0.0025
CeO ₂	0.0005
La ₂ O ₃	0.0002

※8 NUREG-1465のTable3.12「Gap Release」及び「Early In-Vessel」の値の和（NUREG-1465では、「Gap Release」、「Early In-Vessel」、「Ex-Vessel」及び「Late In-Vessel」の各事象進展フェーズに対して原子炉格納容器内への放出割合を与えている。本評価事象は原子炉圧力容器が健全な状態で事故収束するため、原子炉圧力容器損傷前までの炉心からの放出を想定する「Gap Release」及び「Early In-Vessel」の値を用いる。）

参考1 大気への放出量評価過程について

大気への放出量は、「核種ごとに評価した炉内蓄積量」に「MAAPにより評価した核種グループごとの格納容器外への放出割合」を乗じることで算出する。本評価において考慮したMAAPにおける核種グループと各グループの核種を第7表に示す。なお、MAAPにおける核種グループとNUREG-1465における核種グループの比較は第1図のとおりであり、分類数に違いはあるが、取り扱っている核種は同等である。

第7表 MAAPにおける核種グループと各グループの核種

核種グループ	核種 ^{※9}
希ガス類	Kr, Xe
CsI類	I
CsOH類	Cs, Rb
Sb類	Sb
TeO ₂ 類	Te
SrO類	Sr
BaO類	Ba
MoO ₂ 類	Mo, Co, Tc, Ru, Rh
CeO ₂ 類	Ce, Np, Pu
La ₂ O ₃ 類	La, Y, Zr, Nb, Pr, Nd, Am, Cm

※9 本評価において「Te₂類」及び「UO₂類」の核種グループに対するMAAP解析結果がゼロのため、対象外とした。

[FPの核種グループ]

(NUREG-1465)

グループ	核種
1	希ガス/Xe, Kr
2	ハロゲン/I, Br
3	アルカリ金属/Cs, Rb
4	テルルグループ/ Te, Sb, Se
5	バリウム・ストロンチウム/ Ba, Sr
6	貴金属/ Ru, Rh, Pd, Mo, Tc, Co
7	ランタノイド/ La, Zr, Nd, Eu, Nb, Pm, Pr, Sm, Y, Cm, Am
8	セリウムグループ/ Ce, Pu, Np

(MAAP)

グループ	核種
1	希ガス
2	CsI
3	TeO ₂
4	SrO
5	MoO ₂
6	CsOH
7	BaO
8	La ₂ O ₃
9	CeO ₂
10	Sb
11	Te ₂
12	UO ₂

第1図 MAAP及びNUREG-1465における核種グループの比較（「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」の「第5部 MAAP」(抜粋)）

参考2 Csの放出割合の評価式について

Csの放出割合については、CsIグループ及びCsOHグループの放出割合、I及びCsの原子炉停止直後の炉内蓄積重量並びにI及びCsの分子量を用いて、下記の式1により評価している。ここでは、式1の導出過程について示す。

$$F_{Cs}(T) = F_{CsOH}(T) + \frac{M_I}{M_{Cs}} \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times (F_{CsI}(T) - F_{CsOH}(T)) \quad (式1)$$

$F_{Cs}(T)$: 時刻TにおけるCsの放出割合

$F_{CsOH}(T)$: 時刻TにおけるCsOHグループの放出割合

$F_{CsI}(T)$: 時刻TにおけるCsIグループの放出割合

M_I : 停止直後のIの炉内蓄積重量

M_{Cs} : 停止直後のCsの炉内蓄積重量

W_I : Iの分子量

W_{Cs} : Csの分子量

1. CsIに含まれるCs

Iは全てCsIとして存在しているため、CsI中に含まれるCsは、CsI中に含まれるIの重量にI及びCsの分子量の比を乗ずることで算出する。

$$M_{Cs(CsI)}(T) = M_I \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times F_{CsI}(T)$$

$M_{Cs(CsI)}(T)$: 時刻 T における Cs I 中に含まれる Cs の放出量

2. Cs OHに含まれるCs

Cs はCs I 又はCs OHのいずれかの形態で存在しているため、Cs OH中に含まれるCs は、1. で算出したCs I 中に含まれるCs を差引くことで算出する。

$$M_{Cs(CsOH)}(T) = (M_{Cs} - M_I \times \frac{W_{Cs}}{W_I}) \times F_{CsOH}(T)$$

$M_{Cs(OH)}(T)$: 時刻 T における Cs OH中に含まれるCs の放出量

3. Cs の放出割合

1. 及び 2. で得られたCs の放出量をCs の炉内蓄積重量で除することで、Cs の放出割合を算出する。

$$F_{Cs}(T) = \frac{M_{Cs(CsI)}(T) + M_{Cs(CsOH)}(T)}{M_{Cs}}$$

$$= \frac{M_I \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times F_{CsI}(T) + (M_{Cs} - M_{Cs(CsI)}) \times F_{CsOH}(T)}{M_{Cs}}$$

$$= \frac{M_I \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times F_{CsI}(T) + (M_{Cs} - M_I \times \frac{W_{Cs}}{W_I}) \times F_{CsOH}(T)}{M_{Cs}}$$

$$= F_{CsOH}(T) + \frac{M_I}{M_{Cs}} \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times (F_{CsI}(T) - F_{CsOH}(T))$$

参考3 MAAP解析結果及びNUREG-1465の放出割合について

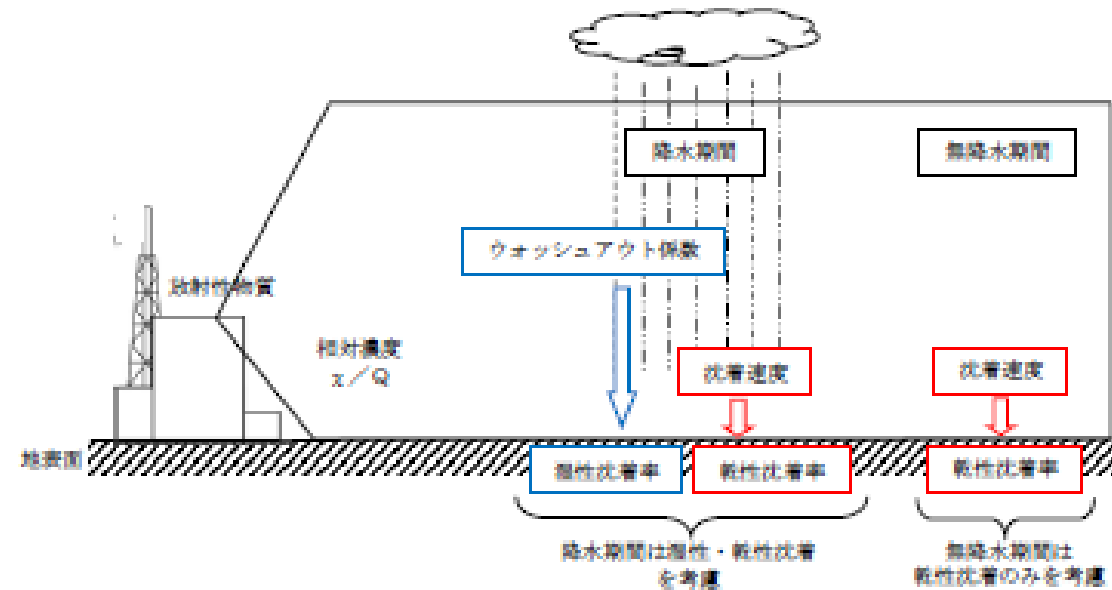
被ばく評価への寄与が大きい核種に対するMAAP解析結果及びNUREG-1465の放出割合を第8表に示す。第8表のとおり、Cs及びIについてはMAAP解析結果の方が大きい。また、希ガスについては、NUREG-1465の放出割合の方が大きい。これは東海第二の想定事故シナリオでは、原子炉注水により炉心が再冠水することで炉心内に健全な状態の燃料が一部存在するためと考える。

第8表 MAAP解析結果及びNUREG-1465の放出割合

	MAAP	NUREG-1465
希ガス	約0.95	1
I	約0.78	0.30
Cs	約0.37	0.25

補足6 地表面への沈着速度の設定について

地表面への放射性物質の沈着は、第1図に示すように乾性沈着と湿性沈着によって発生する。乾性沈着は地上近くの放射性物質が、地面状態等によって決まる沈着割合（沈着速度）に応じて地表面に沈着する現象であり、放射性物質の地表面濃度に沈着速度をかけることで計算される。湿性沈着は降水によって放射性物質が雨水に取り込まれ、地表面に落下・沈着する現象であり、大気中の放射性物質の濃度分布と降水強度及び沈着の割合を示すウォッシュアウト係数によって計算される。



第1図 地表面沈着のイメージ

現場作業の線量影響評価においては、地表面の放射性物質の沈着速度として、乾性沈着及び降雨による湿性沈着を考慮した地表面沈着速度として0.5cm/sを用いる。

以下では、無機よう素の湿性沈着を考慮した地表面沈着速度として0.5cm/s^{*1}を用いることの適用性について確認した。

※1 有機よう素の地表面への沈着速度としては1.7×10⁻³cm/s

1. 評価手法

湿性沈着を考慮した地表面沈着速度(0.5cm/s)の適用性は、乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度97%値を求め、乾性沈着率の累積出現頻度97%値との比を求める。その比と乾性沈着速度(0.3cm/s, 補足8参照)の積が0.5cm/sを超えていないことを確認する。乾性沈着率及び湿性沈着率は以下のように定義される。

補足1 現場作業の線量影響評価における地表面への沈着速度の設定について

現場作業の線量影響評価においては、エアロゾル粒子及び無機よう素の地表面への沈着速度として、乾性沈着及び降雨による湿性沈着を考慮した沈着速度として0.5cm/sを用いる。

以下では、湿性沈着を考慮したエアロゾル粒子及び無機よう素の地表面への沈着速度として0.5cm/s^{*1}を用いることの適用性について確認した。

※1 有機よう素の地表面への沈着速度としては1.7×10⁻³cm/s

1. 検討手法

湿性沈着を考慮した地表面沈着速度の適用性は、乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度97%値を求め、乾性沈着率の累積出現頻度97%値との比を求める。その比と、エアロゾル粒子及び無機よう素の乾性沈着速度(0.3cm/s)の積が0.5cm/sを超えていないことを確認する。乾性沈着率及び湿性沈着率は以下のように定義される。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(1) 乾性沈着率</p> <p>乾性沈着率は、「日本原子力学会標準 原子力発電所の確率論的安全評価に関する実施基準 (レベル3PSA編):2008」(社団法人 日本原子力学会)(以下「学会標準」という。)解説4.7を参考に評価した。学会標準解説4.7では、使用する相対濃度は地表面高さ付近としているが、ここでは「原子力発電所中央制御室の居住性に係る被ばく評価手法について(内規)」【解説5.3】(1)に従い、放出経路ごとの相対濃度を用いて評価した。</p> $(\chi/Q)_D(x,y,z)_i = V_d \cdot \chi/Q(x,y,z)_i \quad \dots \dots \textcircled{1}$ <p>$(\chi/Q)_D(x,y,z)_i$: 時刻<i>i</i>での乾性沈着率 [1/m²] $\chi/Q(x,y,z)_i$: 時刻<i>i</i>での相対濃度 [s/m³] V_d : 沈着速度 [m/s] (0.003 NUREG/CR-4551 Vol.2 より)</p> <p>(2) 湿性沈着率</p> <p>降雨時には、評価点上空の放射性核種の地表への沈着は、降雨による影響を受ける。湿性沈着率 $(\chi/Q)_w(x,y)_i$ は学会標準解説4.11より以下のように表される。</p> $(\chi/Q)_w(x,y)_i = \Lambda \cdot \int_0^\infty \chi/Q(x,y,z)_i dz = \chi/Q(x,y,0)_i \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \sum_{z_i} \exp\left[-\frac{h^2}{2 \sum_{z_i}}\right] \quad \dots \dots \textcircled{2}$ <p>$(\chi/Q)_w(x,y)_i$: 時刻<i>i</i>での湿性沈着率 [1/m²] $\chi/Q(x,y,0)_i$: 時刻<i>i</i>での地表面高さでの相対濃度 [s/m³] Λ_i : 時刻<i>i</i>でのウォッシュアウト係数 [1/s] (= $9.5 \times 10^{-5} \times \text{Pri}_i^{0.8}$ 学会標準より) Pri_i : 時刻<i>i</i>での降水強度 [mm/h] \sum_{z_i} : 時刻<i>i</i>での建屋影響を考慮した放射性雲の鉛直方向の拡散幅 [m] h : 放出高さ [m]</p> <p>乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度97%値と、乾性沈着率の累積出現頻度97%値の比は以下で定義される。</p> $\frac{\text{乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度97\%値} \textcircled{1+2}}{\text{乾性沈着率の累積出現頻度97\%値} \textcircled{1}} = \frac{\left(V_d \cdot \chi/Q(x,y,z)_i + \chi/Q(x,y,0)_i \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \sum_{z_i} \exp\left[-\frac{h^2}{2 \sum_{z_i}}\right]\right)_{97\%}}{\left(V_d \cdot \chi/Q(x,y,z)_i\right)_{97\%}} \quad \dots \dots \textcircled{3}$	<p>(1) 乾性沈着率</p> <p>乾性沈着率は、「日本原子力学会標準 原子力発電所の確率論的安全評価に関する実施基準 (レベル3PSA編):2008」(社団法人 日本原子力学会)(以下「学会標準」という。)解説4.7を参考に評価した。学会標準解説4.7では、使用する相対濃度は地表面高さ付近としているが、ここでは「原子力発電所中央制御室の居住性に係る被ばく評価手法について(内規)」(原子力安全・保安院平成21年8月12日)【解説5.3】(1)に従い放出経路ごとの相対濃度を用いて評価した。</p> $(x/Q)_D(x,y,z)_i = V_d \cdot x/Q(x,y,z)_i \quad \dots \dots \textcircled{1}$ <p>ここで、</p> <p>$(x/Q)_D(x,y,z)_i$: 時刻<i>i</i>での乾性沈着率 [1/m²] $x/Q(x,y,z)_i$: 時刻<i>i</i>での相対濃度 [s/m³] V_d : 沈着速度 [m/s] (0.003 NUREG/CR-4551 Vol.2 より)</p> <p>(2) 湿性沈着率</p> <p>降雨時には、評価点上空の放射性核種の地表への沈着は、降雨による影響を受ける。湿性沈着率 $(x/Q)_w(x,y)_i$ は学会標準解説4.11より以下のように表される。</p> $(x/Q)_w(x,y)_i = \Lambda_i \cdot \int_0^\infty x/Q(x,y,z)_i dz = x/Q(x,y,0)_i \cdot \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \sum_{z_i} \exp\left[-\frac{h^2}{2 \sum_{z_i}}\right] \quad \dots \dots \textcircled{2}$ <p>$(x/Q)_w(x,y)_i$: 時刻<i>i</i>での湿性沈着率 [1/m²] $x/Q(x,y,0)_i$: 時刻<i>i</i>での地表面高さでの相対濃度 [s/m³] Λ_i : 時刻<i>i</i>でのウォッシュアウト係数 [1/s] (= $9.5 \times 10^{-5} \times \text{Pri}_i^{0.8}$ 学会標準より) Pri_i : 時刻<i>i</i>での降水強度 [mm/h] \sum_{z_i} : 時刻<i>i</i>での建屋影響を考慮した放射性雲の鉛直方向の拡散幅 [m] h : 放出高さ [m]</p> <p>乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度97%値と、乾性沈着率の累積出現頻度97%値の比は以下で定義される。</p> $\frac{\text{乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度97\%値}}{\text{乾性沈着率の累積出現頻度97\%値}} = \frac{\left(V_d \cdot x/Q(x,y,z)_i + x/Q(x,y,0)_i \cdot \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \sum_{z_i} \exp\left[-\frac{h^2}{2 \sum_{z_i}}\right]\right)_{97\%}}{\left(V_d \cdot x/Q(x,y,z)_i\right)_{97\%}} \quad \dots \dots \textcircled{3}$	

2. 地表面沈着率の累積出現頻度 97%値の求め方

地表面沈着率の累積出現頻度は、気象指針に記載されている x/Q の累積出現頻度 97%値の求め方※2に基づいて計算した。具体的には以下の手順で計算を行った(第2図参照)。

(1) 各時刻における気象条件から、式①及び式②を用いて x/Q 、乾性沈着率、湿性沈着率を1時間ごとに算出する。なお、評価対象方位以外に風が吹いた時刻については、評価対象方位における x/Q がゼロとなるため、地表面沈着率(乾性沈着率+湿性沈着率)もゼロとなる。

第2図の例は、評価対象方位をSWとした場合であり、 x/Q による乾性沈着率及び降水による湿性沈着率から地表面沈着率を算出する。評価対象方位SW以外の方位に風が吹いた時刻については、地表面沈着率はゼロとなる。

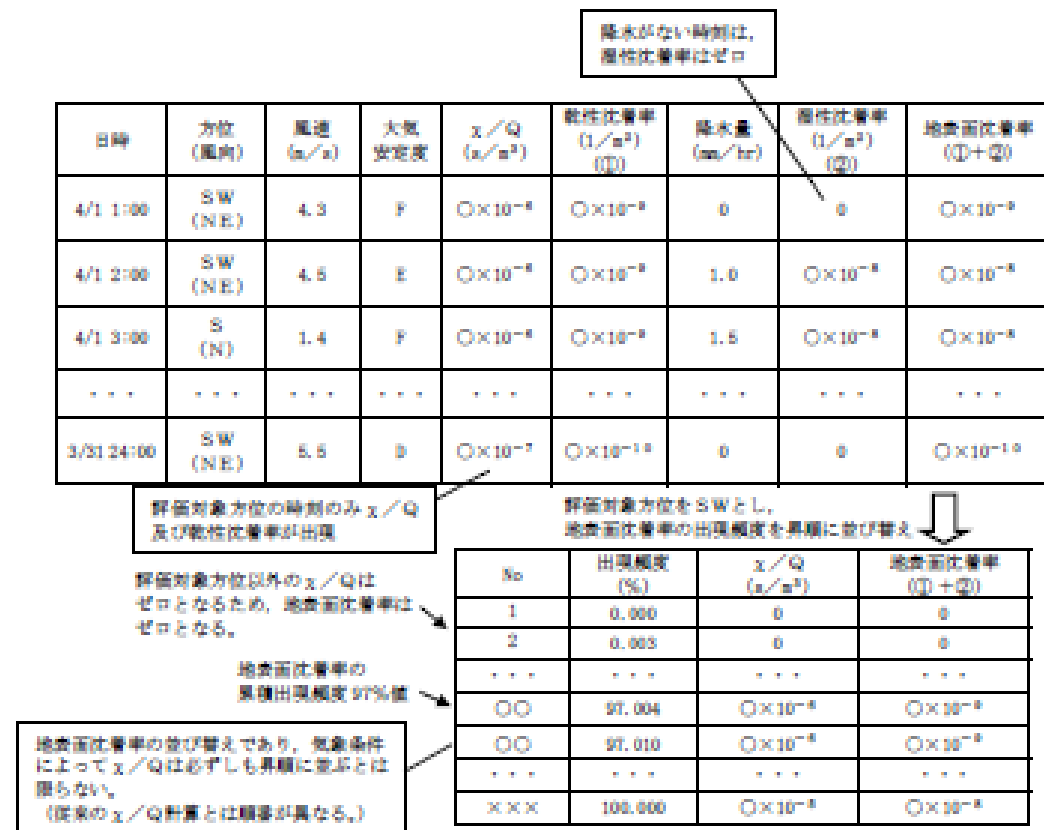
(2) 上記(1)で求めた1時間ごとの地表面沈着率を値の大きさ順に並びかえ、小さい方から数えて累積出現頻度が97%値を超えたところの沈着率を、地表面沈着率の97%値とする(地表面沈着率の累積出現頻度であるため、 x/Q の累積出現頻度と異なる)。

※2 (気象指針解説抜粋)

VI. 想定事故時等の大気拡散の解析方法

1. 線量計算に用いる相対濃度

(2) 着目地点の相対濃度は、毎時刻の相対濃度を年間について小さい方から累積した場合、その累積出現頻度が97%に当たる相対濃度とする。



第2図 地表面沈着率の累積出現頻度 97%値の求め方 (評価対象方位がSWの場合)

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>3. 評価結果</p> <p>各放出点の地表面沈着率の評価結果を第1表、<u>地表面沈着率の累積出現頻度97%値付近の値を第2表～第4表に示す。</u></p> <p>気象指針では、大気拡散評価においてめったに遭遇しないと思われる厳しい気象条件として累積出現頻度97%値を採用^{※3}している。このことから、地表面沈着率の評価においても同様に、実際の降雨を考慮してめったに遭遇しないと思われる気象条件として累積出現頻度97%値を評価した。その結果、各地表面沈着率(乾性+湿性)は乾性沈着率の約1.22倍～1.34倍程度となった。なお、風速、風向、大気安定度、降雨状況等様々な条件から計算を行うため、厳しい気象条件として選定される地表面沈着率の累積出現頻度97%値は、必ずしも降雨があるとは限らない。</p> <p>以上より、無機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度として、<u>乾性沈着速度(0.3cm/s)の1.34倍(約0.4cm/s)から保守的に0.5cm/sと設定することは適切であると考えられる。</u>また、有機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度は、<u>NRPB-B322レポートから乾性沈着速度10^{-3}(cm/s)を引用(補足7参照)し、乾性沈着速度(10^{-3}cm/s)に対して上記と同じ倍率(=0.5/0.3)から1.7×10^{-3}cm/sを採用した。</u></p> <p>なお、中央制御室の居住性評価及び緊急時対策所の居住性評価においては、更に保守性を持たせ、沈着速度として1.2cm/sを採用している。</p> <p>※3 (気象指針解説抜粋)</p> <p>I. 指針作成の考え方</p> <p>想定事故時における安全解析は、想定事故期間中の線量を評価するものであるため、この場合には、想定事故が任意の時刻に起こること及び実効的な放出継続時間が短いことを考慮して、平均的な気象条件よりもむしろ出現頻度からみてめったに遭遇しないと思われる厳しい気象条件を用いる必要がある。このため、指針では、気象観測資料を基に出現確率的観点から想定事故期間中の相対濃度を解析し、その出現頻度が極めて小さいものを選ぶことによって、放射性物質の濃度が厳しい気象条件に相当するものとなるように考慮することとした。</p> <p>VI. 想定事故時の大気拡散の解析方法</p> <p>1. 相対濃度</p> <p>指針では、想定事故時においてめったに遭遇しない気象条件下の濃度を導くため、相対濃度の出現確率は過去の経験に照らして97%を採用して解析することとした。</p>	<p>2. 評価結果</p> <p>各放出点の地表面沈着率の評価結果を表1に示す。</p> <p>気象指針では、大気拡散評価においてめったに遭遇しないと思われる厳しい気象条件として累積出現頻度97%値を採用^{※3}している。このことから、地表面沈着率の評価においても同様に、実際の降雨を考慮してめったに遭遇しないと思われる気象条件として累積出現頻度97%値を評価した。その結果、各地表面沈着率(乾性+湿性)は乾性沈着率の約1.00～1.28程度となった。</p> <p>なお、風速、風向、大気安定度、降雨状況等様々な条件から計算を行うため、厳しい気象条件として選定される地表面沈着率の累積出現頻度97%値は、必ずしも降雨があるとは限らない。</p> <p>以上より、<u>エアロゾル粒子及び無機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度として、乾性沈着速度の1.28倍(約0.38cm/s)から保守的に0.5cm/sと設定することは適切であると考えられる。</u>また、有機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度は、<u>有機よう素の乾性沈着速度(10^{-3}cm/s)に対して上記と同じ倍率(=0.5/0.3)を参照し、値を丸め1.7×10^{-3}cm/sを採用した。</u></p> <p>なお、中央制御室の居住性評価及び緊急時対策所の居住性評価においては、更に保守性を持たせ、沈着速度として1.2cm/sを採用している。</p> <p>※3 (気象指針解説抜粋)</p> <p>I. 指針作成の考え方</p> <p>想定事故時における安全解析は、想定事故期間中の線量を評価するものであるため、この場合には、想定事故が任意の時刻に起こること及び実効的な放出継続時間が短いことを考慮して、平均的な気象条件よりもむしろ出現頻度からみてめったに遭遇しないと思われる厳しい気象条件を用いる必要がある。このため、指針では、気象観測資料を基に出現確率的観点から想定事故期間中の相対濃度を解析し、その出現頻度が極めて小さいものを選ぶことによって、放射性物質の濃度が厳しい気象条件に相当するものとなるように考慮することとした。</p> <p>VI. 想定事故時の大気拡散の解析方法</p> <p>1. 相対濃度</p> <p>指針では、想定事故時においてめったに遭遇しない気象条件下の濃度を導くため、相対濃度の出現確率は過去の経験に照らして97%を採用して解析することとした。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)

第1表 沈着率評価結果

放出点	相対濃度 (s/m ³)	乾性沈着率 (①) (1/m ²)	地表面沈着率 (①+②) (1/m ²)	③比 ((①+②) / ①)	湿性沈着を考慮 した沈着速度 (cm/s)
原子炉建屋	約 8.3×10 ⁻⁴	約 2.5×10 ⁻⁶	約 3.0×10 ⁻⁶	約 1.22	約 0.36
原子炉 建屋屋上	約 4.2×10 ⁻⁴	約 1.2×10 ⁻⁶	約 1.5×10 ⁻⁶	約 1.22	約 0.36
排気筒	約 3.0×10 ⁻⁶	約 8.9×10 ⁻⁹	約 1.2×10 ⁻⁸	約 1.34	約 0.40

第2表 東海第二発電所における地表面沈着率 (放出点: 原子炉建屋)

No	方位*4 (風向)	降水量 (mm/hr)	χ/Q (s/m ³)	地表面沈着率 (1/m ²) (①+②)	乾性沈着率の累積出現 頻度 97%値との比率 (③)	累積出現頻度 (%)
...
8497	SW (NE)	14.0	約 6.4×10 ⁻⁵	約 2.9×10 ⁻⁶	約 1.22	96.990
8498	SW (NE)	5.0	約 1.4×10⁻⁴	約 3.0×10⁻⁶	約 1.22	97.001
8499	SW (NE)	3.0	約 2.0×10 ⁻⁴	約 3.0×10 ⁻⁶	約 1.22	97.013
...

※4 評価対象方位 (E, ESE, SE, SSE, S, SSW, SW, WSW,W)

第3表 東海第二発電所における地表面沈着率 (放出点: 原子炉建屋屋上)

No	方位*5 (風向)	降水量 (mm/hr)	χ/Q (s/m ³)	地表面沈着率 (1/m ²) (①+②)	乾性沈着率の累積出現 頻度 97%値との比率 (③)	累積出現頻度 (%)
...
8497	SW (NE)	14.0	約 3.2×10 ⁻⁵	約 1.5×10 ⁻⁶	約 1.22	96.990
8498	SW (NE)	5.0	約 7.0×10⁻⁵	約 1.5×10⁻⁶	約 1.22	97.001
8499	SW (NE)	3.0	約 1.0×10 ⁻⁴	約 1.5×10 ⁻⁶	約 1.22	97.013
...

※5 評価対象方位 (E, ESE, SE, SSE, S, SSW, SW, WSW,W)

島根原子力発電所 2号炉

表1 沈着率評価結果

放出点及び 放出点高さ	評価点	相対濃度 [s/m ³]	①乾性沈着率 [1/m ²]	②乾性沈着率 +湿性沈着率 [1/m ²]	比 (②/①)
原子炉建物 (地上0m)	第1弁 (W/Wベント)	1.5×10 ⁻³	4.5×10 ⁻⁶	4.5×10 ⁻⁶	1.00
	第1弁 (D/Wベント)	1.5×10 ⁻³	4.5×10 ⁻⁶	4.5×10 ⁻⁶	1.00
	第2弁	1.5×10 ⁻³	4.6×10 ⁻⁶	4.6×10 ⁻⁶	1.00
非常用ガス処理系 排気管 (地上110m)	第1弁 (W/Wベント)	3.5×10 ⁻⁴	1.0×10 ⁻⁶	1.3×10 ⁻⁶	1.23
	第1弁 (D/Wベント)	3.5×10 ⁻⁴	1.0×10 ⁻⁶	1.3×10 ⁻⁶	1.23
	第2弁	3.4×10 ⁻⁴	1.0×10 ⁻⁶	1.3×10 ⁻⁶	1.28
格納容器フィルタ ベント系排気管 (地上50m)	第1弁 (W/Wベント)	7.4×10 ⁻⁴	2.2×10 ⁻⁶	2.3×10 ⁻⁶	1.03
	第1弁 (D/Wベント)	7.5×10 ⁻⁴	2.2×10 ⁻⁶	2.3×10 ⁻⁶	1.02
	第2弁	7.4×10 ⁻⁴	2.2×10 ⁻⁶	2.3×10 ⁻⁶	1.03

備考

第4表 東海第二発電所における地表面沈着率(放出点:排気筒)

No	方位 ^{※6} (風向)	降水量 (mm/hr)	λ/Q (s/m ³)	地表面沈着率 (1/m ²) (①+②)	乾性沈着率の累積出現 頻度97%値との比率 (③)	累積出現頻度 (%)
...
8497	SW (NE)	0.5	約7.1×10 ⁻⁷	約1.2×10 ⁻⁸	約1.33	96.983
8498	SW (NE)	0	約4.0×10⁻⁶	約1.2×10⁻⁸	約1.34	97.006
8499	SW (NE)	0	約4.0×10 ⁻⁶	約1.2×10 ⁻⁸	約1.34	97.018
...

※6 評価対象方位 (SW)

4. 降雨時における被ばく低減について

事故発生後は、原子炉建屋を取り囲むようにモニタリング・ポスト又は可搬型モニタリング・ポストを設置し、敷地内の放射線環境状況を監視するとともに、作業の際は個人線量計を着用し、作業員の被ばく線量を管理することとしている。

降雨時においては、屋外の移動又は作業をする場合には、現場作業員はアノラック、ゴム手袋及び長靴を着用することにより、体表面の汚染を防止する。

また、実際には、事故時の降雨や風向といった気象条件によって、敷地内の放射性物質の沈着の濃淡ができると考えられることから、モニタリング・ポスト等の測定値より著しい線量率の上昇がある方位や作業時及び移動時に携帯するサーベイ・メータ等により高線量となる場所を把握し、著しく線量率が高くなると想定されるルート等を避けて移動することやルート上の高線量物の移動などの運用により、被ばく低減を図ることが可能である。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>補足7 有機よう素の乾性沈着速度について</u></p> <p>原子炉建屋から放出されるよう素のうち、無機よう素はエアロゾルと同じ沈着速度を用いる。有機よう素についてはエアロゾルと別に設定した。以下にその根拠を示す。</p> <p>(1) 英国放射線防護庁 (NRPB) による報告 英国放射線防護庁 大気拡散委員会による年次レポート (NRPB-R322^{※1}) に沈着速度に関する報告がなされている。本レポートでは、有機よう素について、植物に対する沈着速度に関する知見が整理されており、以下のとおり報告されている。</p> <ul style="list-style-type: none"> 植物に対する沈着速度の“best judgement”として 10^{-5}m/s (10^{-3}cm/s) を推奨 <p>(2) 日本原子力学会による報告 日本原子力学会標準レベル 3PSA 解説 4.8 に沈着速度に関する以下の報告がなされている。</p> <ul style="list-style-type: none"> ヨウ化メチルは非反応性の化合物であり、沈着速度が小さく、実験で $10^{-4} \text{cm/s} \sim 10^{-2} \text{cm/s}$ の範囲である。 ヨウ化メチルの沈着は、公衆のリスクに対し僅かな寄与をするだけであり、事故影響評価においてはその沈着は無視できる。 <p>以上のことから、有機よう素の乾性沈着速度はエアロゾルの乾性沈着速度 0.3cm/s に比べて小さいことがいえる。</p> <p>また、原子力発電所内は、コンクリート、道路、芝生及び木々で構成されているがエアロゾルへの沈着速度の実験結果 (NUREG/CR-4551) によると、沈着速度が大きいのは芝生や木々であり、植物に対する沈着速度が大きくなる傾向であった。</p> <p>したがって、有機よう素の乾性沈着速度として、NRPB-R322 の植物に対する沈着速度である 10^{-3}cm/s を用いるのは妥当と判断した。</p> <p>※1 NRPB-R322-Atmospheric Dispersion Modelling Liaison Committee Annual Report, 1998-99</p>		<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> 資料構成の相違 島根2号炉では、59条補足説明資料 59-11 添付資料2「2-11 有機よう素の乾性沈着速度について」で記載している

NRPB-R322 ANNEX-A 「2.2 Iodine」の抜粋

2.2.2 Meadow grass and crops

Methyl iodide

There are fewer data for methyl iodide than for elemental iodine, but all the data indicate that it is poorly absorbed by vegetation, such that surface resistance is by far the dominant resistance component. The early data have been reviewed elsewhere (Underwood, 1988; Harper *et al*, 1994) and no substantial body of new data is available. The measured values range between 10^{-6} and 10^{-4} m s^{-1} approximately. Again, there are no strong reasons for taking r_s to be a function of windspeed, so it is recommended that v_d is taken to be a constant. Based on the limited data available, the 'best judgement' value of v_d is taken as 10^{-5} m s^{-1} and the 'conservative' value as 10^{-4} m s^{-1} . Where there is uncertainty as to the chemical species of the iodine, it is clearly safest to assume that it is all in elemental form from the viewpoint of making a conservative estimate of deposition flux.

2.2.3 Urban

Methyl iodide

There appear to be no data for the deposition of methyl iodide to building surfaces: the deposition velocity will be limited by adsorption processes and chemical reactions (if any) at the surface, for which specific data are required. No recommendations are given in this case. For vegetation within the urban area (lawns and parks etc), it is recommended that the values for extended grass surfaces be used.

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>補足8 エアロゾルの乾性沈着速度について</u></p> <p>現場作業の線量影響評価では、地表面への放射性物質の沈着速度として乾性沈着及び降水による湿性沈着を考慮した沈着速度(0.5cm/s, 補足6参照)を用いており、沈着速度の評価に当たっては、乾性沈着速度として0.3cm/sを用いている。以下に、乾性沈着速度の設定の考え方を示す。</p> <p>エアロゾルの乾性沈着速度は、NUREG/CR-4551^{*1}に基づき0.3cm/sと設定した。</p> <p>NUREG/CR-4551では郊外を対象としており、郊外とは道路、芝生及び木々で構成されるとしている。原子力発電所内も同様の構成であるため、この沈着速度が適用できると考えられる。また、NUREG/CR-4551では0.5μm～5μmの粒径に対して検討されているが、格納容器内の除去過程で、相対的に粒子径の大きなエアロゾルは格納容器内に十分捕集されるため、粒径の大きなエアロゾルの放出はされにくいと考えられる。</p> <p>また、W.G.N. Slinnの検討^{*2}によると、草や水、小石といった様々な材質に対する粒径に応じた乾性の沈着速度を整理しており、これによると0.1μm～5μmの粒径では沈着速度は0.3cm/s程度(第1図)である。以上のことから、現場作業の線量影響評価におけるエアロゾルの乾性の沈着速度として0.3cm/sを適用できると判断した。</p>		<p>・資料構成の相違</p> <p>島根2号炉では、59条補足説明資料59-11添付資料2「2-10 エアロゾル粒子の乾性沈着速度について」に記載している</p>

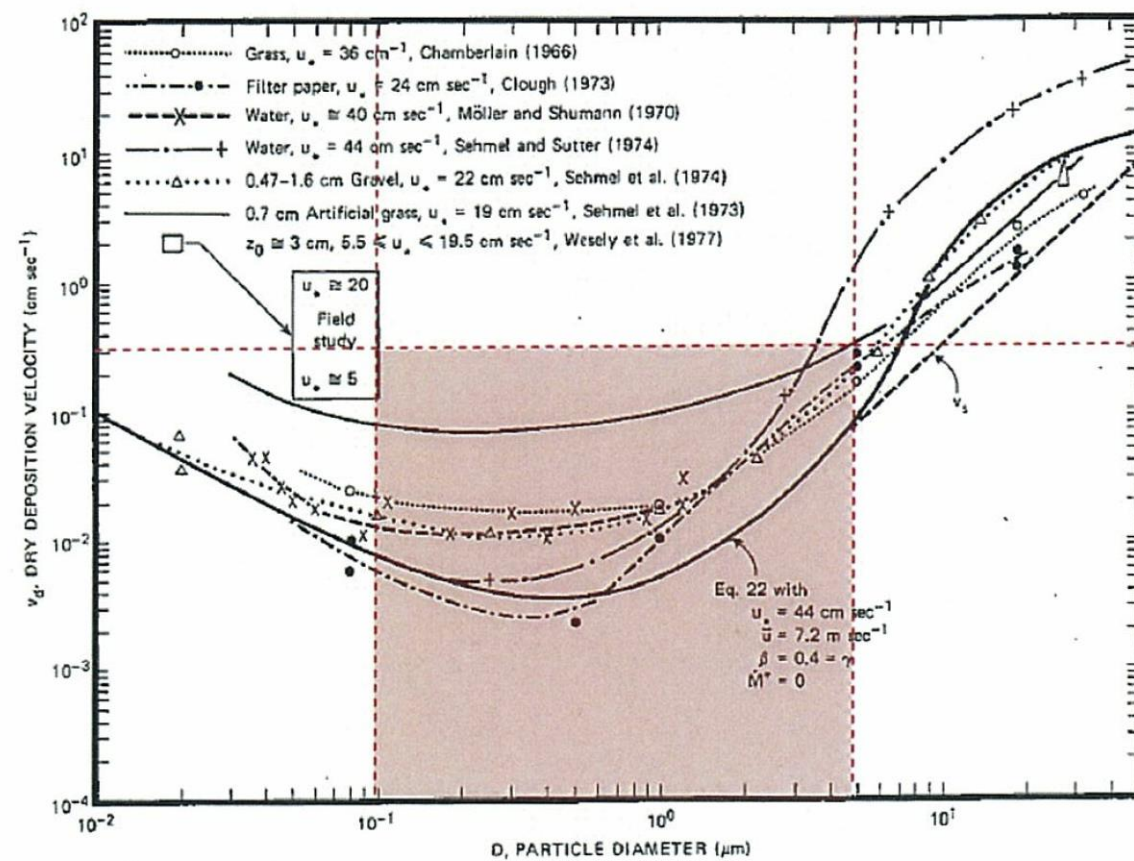


Fig. 4 Dry deposition velocity as a function of particle size. Data were obtained from a number of publications.^{1)~3)} The theoretical curve appropriate for a smooth surface is shown for comparison. Note that the theoretical curve is strongly dependent on the value for u_* and that Eq. 22 does not contain a parameterization for surface roughness. For a preliminary study of the effect of surface roughness and other factors, see Ref. 5.

第1図 様々な粒径における地表沈着速度 (Nuclear Safety Vol.19^{*2)})

※1 J.L. Sprung 等 : Evaluation of severe accident risk : quantification of major input parameters, NUREG/CR-4451 Vol.2 Rev.1 Part 7, 1990

※2 W.G.N. Slinn : Environmental Effects, Parameterizations for Resuspension and for Wet and Dry Deposition of Particles and Gases for Use in Radiation Dose. Calculations, Nuclear Safety Vol.19 No.2, 1978

(参考) シビアアクシデント時のエアロゾルの粒径について

シビアアクシデント時に格納容器内で発生する放射性物質を含むエアロゾル粒径分布として「0.1 μm ~ 5 μm」の範囲であることは、粒径分布に関して実施されている研究を基に設定している。

シビアアクシデント時には格納容器内にスプレイ等による注水が実施されることから、シビアアクシデント時の粒径分布を想定し、「格納容器内でのエアロゾルの挙動」及び「格納容器内の水の存在の考慮」といった観点で実施された第1表の②, ⑤に示す試験等を調査した。さらに、シビアアクシデント時のエアロゾルの粒径に対する共通的な知見とされている情報を得るため

に、海外の規制機関（NRC等）や各国の合同で実施されているシビアアクシデント時のエアロゾルの挙動の試験等（第1表の①，③，④）を調査した。以上の調査結果を第1表に示す。

この表で整理した試験等は、想定するエアロゾル発生源、挙動範囲（格納容器，原子炉冷却材配管等），水の存在等に違いがあるが，エアロゾル粒径の範囲に大きな違いはなく，格納容器内環境でのエアロゾル粒径はこれらのエアロゾル粒径と同等な分布範囲を持つものと推定できる。

したがって，過去の種々の調査・研究により示されている範囲をカバーする値として， $0.1\mu\text{m}$ ～ $5\mu\text{m}$ のエアロゾルを想定することは妥当である。

第1表 シビアアクシデント時のエアロゾル粒径についての文献調査結果

番号	試験名又は報告書名等	エアロゾル粒径 (μm)	備考
①	LACE LA2 ^{※1}	約0.5～5 (第1図参照)	シビアアクシデント時の評価に使用されるコードでの格納容器閉じ込め機能喪失を想定した条件とした比較試験
②	NUREG/CR-5901 ^{※2}	0.25～2.5 (参考1-1)	格納容器内に水が存在し，熔融炉心を覆っている場合のスクラビング効果のモデル化を紹介したレポート
③	AECLが実施した試験 ^{※3}	0.1～3.0 (参考1-2)	シビアアクシデント時の炉心損傷を考慮した1次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
④	PBF-SFD ^{※3}	0.29～0.56 (参考1-2)	シビアアクシデント時の炉心損傷を考慮した1次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
⑤	PHEBUS-FP ^{※3}	0.5～0.65 (参考1-2)	シビアアクシデント時のFP挙動の実験（左記のエアロゾル粒径はPHEBUS FP実験の格納容器内のエアロゾル挙動に着目した実験の結果）

※1 J. H. Wilson and P. C. Arwood, Summary of Pretest Aerosol Code Calculations for LWR Aerosol Containment Experiments (LACE) LA2, ORNL A. L. Wright, J. H. Wilson and P.C. Arwood, PRETEST AEROSOL CODE COMPARISONS FOR LWR AEROSOL CONTAINMENT TESTS LA1 AND LA2

※2 D. A. Powers and J. L. Sprung, NUREG/CR-5901, A Simplified Model of Aerosol Scrubbing by a Water Pool Overlying Core Debris Interacting With Concrete

※3 STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS, NEA/CSNI/R (2009)

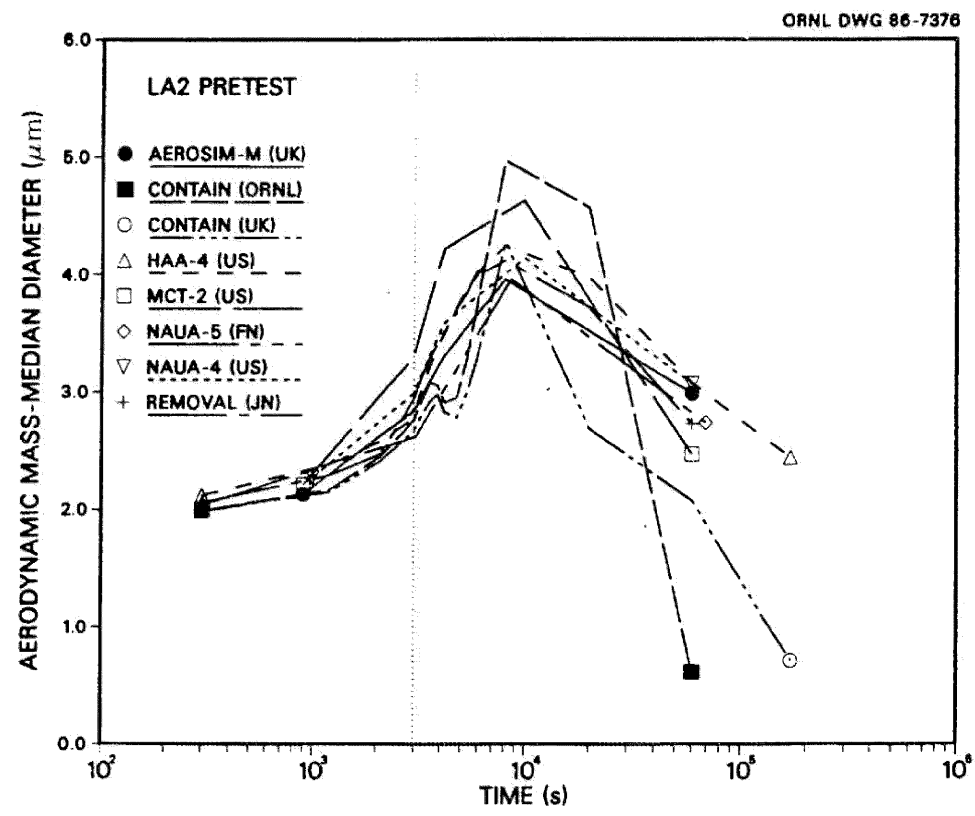


Fig. 11. LA2 pretest calculations - aerodynamic mass median diameter vs time.

第1図 LACE LA2でのコード比較試験で得られたエアロゾル粒径の時間変化グラフ

参考1-1 NUREG/CR-5901の抜粋

so-called "quench" temperature. At temperatures below this quench temperature the kinetics of gas phase reactions among CO, CO₂, H₂, and H₂O are too slow to maintain chemical equilibrium on useful time scales. In the sharp temperature drop created by the water pool, very hot gases produced by the core debris are suddenly cooled to temperatures such that the gas composition is effectively "frozen" at the equilibrium composition for the "quench" temperature. Experimental evidence suggest that the "quench" temperature is 1300 to 1000 K. The value of the quench temperature was assumed to be uniformly distributed over this temperature range for the calculations done here.

(6) Solute Mass. The mass of solutes in water pools overlying core debris attacking concrete has not been examined carefully in the experiments done to date. It is assumed here that the logarithm of the solute mass is uniformly distributed over the range of $\ln(0.05 \text{ g/kilogram H}_2\text{O}) = -3.00$ to $\ln(100 \text{ g/kilogram H}_2\text{O}) = 4.61$.

(7) Volume Fraction Suspended Solids. The volume fraction of suspended solids in the water pool will increase with time. Depending on the available facilities for replenishing the water, this volume fraction could become quite large. Models available for this study are, however, limited to volume fractions of 0.1. Consequently, the volume fraction of suspended solids is taken to be uniformly distributed over the range of 0 to 0.1.

(8) Density of Suspended Solids. Among the materials that are expected to make up the suspended solids are Ca(OH)₂ ($\rho = 2.2 \text{ g/cm}^3$) or SiO₂ ($\rho = 2.2 \text{ g/cm}^3$) from the concrete and UO₂ ($\rho = 10 \text{ g/cm}^3$) or ZrO₂ ($\rho = 5.9 \text{ g/cm}^3$) from the core debris or any of a variety of aerosol materials. It is assumed here that the material density of the suspended solids is uniformly distributed over the range of 2 to 6 g/cm³. The upper limit is chosen based on the assumption that suspended UO₂ will hydrate, thus reducing its effective density. Otherwise, gas sparging will not keep such a dense material suspended.

(9) Surface Tension of Water. The surface tension of the water can be increased or decreased by dissolved materials. The magnitude of the change is taken here to be $S\sigma(w)$ where S is the weight fraction of dissolved solids. The sign of the change is taken to be minus or plus depending on whether a random variable ϵ is less than 0.5 or greater than or equal to 0.5. Thus, the surface tension of the liquid is:

$$\sigma_1 = \begin{cases} \sigma(w) (1-S) & \text{for } \epsilon < 0.5 \\ \sigma(w) (1+S) & \text{for } \epsilon \geq 0.5 \end{cases}$$

where $\sigma(w)$ is the surface tension of pure water.

(10) Mean Aerosol Particle Size. The mass mean particle size for aerosols produced during melt/concrete interactions is known only for situations in which no water is present. There is reason to believe smaller particles will be produced if a water pool is present. Examination of aerosols produced during melt/concrete interactions shows that the primary particles are about 0.1 μm in diameter. Even with a water pool present, smaller particles would not be expected.

Consequently, the natural logarithm of the mean particle size is taken here to be uniformly distributed over the range from $\ln(0.25 \mu\text{m}) = -1.39$ to $\ln(2.5 \mu\text{m}) = 0.92$.

(11) Geometric Standard Deviation of the Particle Size Distribution. The aerosols produced during core debris-concrete interactions are assumed to have lognormal size distributions. Experimentally determined geometric standard deviations for the distributions in cases with no water present vary between 1.6 and 3.2. An argument can be made that the geometric standard deviation is positively correlated with the mean size of the aerosol. Proof of this correlation is difficult to marshal because of the sparse data base. It can also be argued that smaller geometric standard deviations will be produced in situations with water present. It is unlikely that data will ever be available to demonstrate this contention. The geometric standard deviation of the size distribution is assumed to be uniformly distributed over the range of 1.6 to 3.2. Any correlation of the geometric standard deviation with the mean size of the aerosol is neglected.

(12) Aerosol Material Density. Early in the course of core debris interactions with concrete, UO_2 with a solid density of around 10 g/cm^3 is the predominant aerosol material. As the interaction progresses, oxides of iron, manganese and chromium with densities of about 5.5 g/cm^3 and condensed products of concrete decomposition such as Na_2O , K_2O , Al_2O_3 , SiO_2 , and CaO with densities of 1.3 to 4 g/cm^3 become the dominant aerosol species. Condensation and reaction of water with the species may alter the apparent material densities. Coagglomeration of aerosolized materials also complicates the prediction of the densities of materials that make up the aerosol. As a result the material density of the aerosol is considered uncertain. The material density used in the calculation of aerosol trapping is taken to be an uncertain parameter uniformly distributed over the range of 1.5 to 10.0 g/cm^3 .

Note that the mean aerosol particle size predicted by the VANESA code [6] is correlated with the particle material density to the $-1/3$ power. This correlation of aerosol particle size with particle material density was taken to be too weak and insufficiently supported by experimental evidence to be considered in the uncertainty analyses done here.

(13) Initial Bubble Size. The initial bubble size is calculated from the Davidson-Schular equation:

$$D_b = \epsilon \left(\frac{6}{\pi} \right)^{1/3} \frac{V_s^{0.4}}{g^{0.2}} \text{ cm}$$

where ϵ is assumed to be uniformly distributed over the range of 1 to 1.54. The minimum bubble size is limited by the Fritz formula to be:

$$D_b = 0.0105 \Psi[\sigma_l / g(\rho_l - \rho_g)]^{1/2}$$

where the contact angle is assumed to be uniformly distributed over the range of 20° to 120° . The maximum bubble size is limited by the Taylor instability model to be:

参考1-2 STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS,
NEA/CSNI/R(2009)5の抜粋及び試験の概要

9.2.1 Aerosols in the RCS

9.2.1.1 AECL

The experimenters conclude that spherical particles of around 0.1 to 0.3 μm formed (though their composition was not established) then these agglomerated giving rise to a mixture of compact particles between 0.1 and 3.0 μm in size at the point of measurement. The composition of the particles was found to be dominated by Cs, Sn and U: while the Cs and Sn mass contributions remained constant and very similar in mass, U was relatively minor in the first hour at 1860 K evolving to be the main contributor in the third (very approximately: 42 % U, 26 % Sn, 33 % Cs). Neither break down of composition by particle size nor statistical size information was measured.

9.2.1.2 PBF-SFD

Further interesting measurements for purposes here were six isokinetic, sequential, filtered samples located about 13 m from the bundle outlet. These were used to follow the evolution of the aerosol composition and to examine particle size (SEM). Based on these analyses the authors state that particle geometrical-mean diameter varied over the range 0.29-0.56 μm (elimination of the first filter due to it being early with respect to the main transient gives the range 0.32-0.56 μm) while standard deviation fluctuated between 1.6 and 2.06. In the images of filter deposits needle-like forms are seen. Turning to composition, if the first filter sample is eliminated and “below detection limit” is taken as zero, for the structural components and volatile fission products we have in terms of percentages the values given in Table 9.2-1.

9.2.2 Aerosols in the containment

9.2.2.1 PHEBUS FP

The aerosol size distributions were fairly lognormal with an average size (AMMD) in FPT0 of 2.4 μm at the end of the 5-hour bundle-degradation phase growing to 3.5 μm before stabilizing at 3.35 μm; aerosol size in FPT1 was slightly larger at between 3.5 and 4.0 μm. Geometric-mean diameter (d_{50}) of particles in FPT1 was seen to be between 0.5 and 0.65 μm; a SEM image of a deposit is shown in Fig. 9.2-2. In both tests the geometric standard deviation of the lognormal distribution was fairly constant at a value of around 2.0. There was clear evidence that aerosol composition varied very little as a function of particle size except for the late settling phase of the FPT1 test: during this period, the smallest particles were found to be cesium-rich. In terms of chemical speciation, X-ray techniques were used on some deposits and there also exist many data on the solubilities of the different elements in numerous deposits giving a clue as to the potential forms of some of the elements. However, post-test oxidation of samples cannot be excluded since storage times were long (months) and the value of speculating on potential speciation on the basis of the available information is debatable. Nevertheless, there is clear evidence that some elements reached higher states of oxidation in the containment when compared to their chemical form in the circuit.

試験名又は報告書名等	試験の概要
AFCLが実施した実験	CANDUのジルカロイ被覆管燃料を使用した、1次系でも核分裂生成物の挙動についての試験
PBF-SFD	米国アイダホ国立工学環境研究所で実施された炉心損傷状態での燃料棒及び炉心のふるまい並びに核分裂生成物及び水素の放出についての試験
PHEBUS FP	フランスカダラッシュ研究所のPHEBUS研究炉で実施された、シビアアクシデント条件下での炉心燃料から1次系を経て格納容器に至るまでの核分裂生成物の挙動を調べる実機燃料を用いた総合試験

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>補足9 実効放出継続時間の設定について</u></p> <p>大気拡散評価に用いる実効放出継続時間は、「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」※1に従い、事故期間中の放射性物質の全放出量を1時間当たりの最大放出量で除した値として計算する。実効放出継続時間は、大気拡散評価で放出継続時間を考慮した単位時間当たりの拡散係数を求めるために設定するものであり、被ばく評価においては、評価対象期間の放出率に拡散係数を乗じることにより大気拡散を考慮した評価を行う。</p> <p>実効放出継続時間は放出経路ごとに設定しており、原子炉建屋、非常用ガス処理系排気筒及び格納容器圧力逃がし装置排気口のそれぞれの放出経路について実効放出継続時間を計算した結果を第1表～第2表に示す。</p> <p>原子炉建屋及び格納容器圧力逃がし装置からの放出の実効放出継続時間は1時間程度であり、非常用ガス処理系排気筒からの放出の実効放出継続時間は20時間～30時間程度となっている。</p> <p>大気拡散評価に用いる風速、風向などの気象データは、1時間ごとのデータとして整理されており、実効放出継続時間として設定できる最小単位は1時間である。</p> <p>また、実効放出継続時間を2時間以上で設定した場合、その期間に同一風向の風が吹き続けることを想定し、その期間の拡散係数の平均を単位時間当たりの拡散係数としている。なお、平均する期間に異なる風向が含まれる場合は、拡散係数を0として平均を計算する。このため、実効放出継続時間が長くなるほど平均される期間が長くなり拡散係数は小さい傾向となる。</p> <p>このことから、ベント実施に伴う被ばく評価では、保守的に被ばく評価上の影響が大きい原子炉建屋及び格納容器圧力逃がし装置からの放出における実効放出継続時間である1時間を適用し大気拡散評価を行った。</p> <p>なお、参考として実効放出継続時間の違いによる拡散係数（相対濃度、相対線量）の変化について第3表に示す。</p> <p>また、評価対象期間の放出率及び拡散係数（相対線量）から行う被ばく評価の例として、第二弁開操作後（S/Cからベントを行う場合）に大気中へ放出された放射性物質による屋外移動時の外部被ばく評価結果について第4表に示す。</p> <p>※1 （気象指針解説抜粋）</p> <p>(3) 実効放出継続時間（T）は、想定事故の種類によって放出率に変化があるので、放出モードを考慮して適切に定めなければならないが、事故期間中の放射性物質の全放出量を1時間当たりの最大放出量で除した値を用いることもひとつの方法である。</p>		

第1表 S/Cからベントを行う場合の実効放出継続時間

放出経路	㊦ 放出量 (Bq)			㊧ 最大放出率 (Bq/h)			㊨ (㊦+㊧) 実効放出継続時間 (h)		
	原子炉建屋放出分	非常用ガス処理系排気筒放出分	ベント放出分	原子炉建屋放出分	非常用ガス処理系排気筒放出分	ベント放出分	原子炉建屋放出分	非常用ガス処理系排気筒放出分	ベント放出分
希ガス	約 4.6×10^{14}	約 3.1×10^{14}	約 8.8×10^{14}	約 3.1×10^{14}	約 1.2×10^{14}	約 8.7×10^{14}	約 1.5	約 25.1	約 1.0
希ガス以外	約 1.3×10^{14}	約 1.6×10^{14}	約 7.2×10^{14}	約 9.2×10^{14}	約 6.2×10^{14}	約 7.1×10^{14}	約 1.4	約 26.3	約 1.0

第2表 D/Wからベントを行う場合の実効放出継続時間

放出経路	㊦ 放出量 (Bq)			㊧ 最大放出率 (Bq/h)			㊨ (㊦+㊧) 実効放出継続時間 (h)		
	原子炉建屋放出分	非常用ガス処理系排気筒放出分	ベント放出分	原子炉建屋放出分	非常用ガス処理系排気筒放出分	ベント放出分	原子炉建屋放出分	非常用ガス処理系排気筒放出分	ベント放出分
希ガス	約 4.6×10^{14}	約 3.1×10^{14}	約 8.8×10^{14}	約 3.1×10^{14}	約 1.2×10^{14}	約 7.4×10^{14}	約 1.5	約 25.2	約 1.2
希ガス以外	約 1.3×10^{14}	約 1.7×10^{14}	約 7.5×10^{14}	約 9.2×10^{14}	約 6.3×10^{14}	約 6.4×10^{14}	約 1.4	約 26.4	約 1.2

第3表 実効放出継続時間の違いによる拡散係数の変更

	相対濃度 (s/m ³)	相対線量 (Gy/Bq)
1時間	約 3.0×10^{-6}	約 1.2×10^{-19}
5時間	約 2.9×10^{-6}	約 8.8×10^{-20}
10時間	約 1.7×10^{-6}	約 7.5×10^{-20}
20時間	約 1.2×10^{-6}	約 6.2×10^{-20}

第4表 第二弁開操作後 (S/Cからベントを行う場合) に大気に放出された放射性物質による屋外移動時の外部被ばく評価結果

項目	ベント実施後に大気中へ放出された放射性物質による屋外移動時の外部被ばく評価		備考
放出経路	非常用ガス処理系排気筒	格納容器圧力逃がし装置排気口	ベント実施後の放出経路
放出率 (Bq/h)	約 3.3×10^{14}	約 8.3×10^{13}	(1) 事故後約 22 時間～約 23 時間の放出率
相対線量 (Gy/Bq)	約 1.2×10^{-19}	約 8.7×10^{-19}	(2) 実効放出継続時間 1 時間の相対線量 (拡散係数)
線量率 ^{※1} (mSv/h)	約 3.8×10^{-2}	約 7.1×10^{-2}	(1)×(2)×10 ³ 評価対象期間の線量率
屋外移動時線量率 (mSv/h)	約 1.1×10^{-1}		

※1 事故時においては換算係数を 1Sv/Gy として計算

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>補足 10 <u>ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価で考慮している線源の選定について</u></p> <p>ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価では、放出される放射性物質による被ばく経路として以下の被ばく経路を考慮している。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・大気中へ放出された放射性物質からのガンマ線による被ばく ・原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による被ばく ・外気から作業場所に流入した放射性物質による被ばく ・ベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく ・地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく <p>上記の被ばく経路以外にアクセスルート等には、第1表に示すとおり、換気系フィルタ、貯蔵タンク等の線源となる設備があるが、設備からアクセスルート等が十分に離れていること、設備とアクセスルートの間壁に十分な遮蔽効果が得られること、移動時間を考慮すると設備からの影響は短時間であることなどから、被ばく評価への影響が小さいため評価上考慮していない。設備とアクセスルート等の関係を第1図～第7図に示す。</p>		

第1表 線源となる設備とアクセスルート等への影響について

設備 ^{※1}	考慮していない理由	隔離距離、 遮蔽厚等	アクセスルート等 における線量率	設備位置
非常用ガス処理系フィルタ、 非常用ガス再循環系フィルタ	原子炉建屋原子炉棟5Fの設備であり、アクセスルート等から十分離れており、設備とアクセスルートの間には原子炉建屋原子炉棟の壁、床があり十分な遮蔽効果に期待でき、被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚(床、壁) : 約100 cm 距離: 10m以上	10 ⁻¹ mSv/h以下	① (第6図)
中央制御室換気系フィルタ	アクセスルートから十分に離れており、移動時における影響は短時間であり被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚: なし 距離: 10m以上	0.5mSv/h以下	② (第4図)
凝集沈殿装置供給ポンプ	アクセスルートから十分に離れており、アクセスルート等の間には補助遮蔽がある。また、移動時における影響は短時間であることから被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚: 約100 cm 距離: 20m以上	10 ⁻² mSv/h以下	③ (第3図)
凝集沈殿装置供給タンク	アクセスルートから十分に離れており、アクセスルート等の間には補助遮蔽がある。また、移動時における影響は短時間であることから被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚: 約100 cm 距離: 10m以上	10 ⁻² mSv/h以下	④ (第3図)
廃液濃縮機	アクセスルートから十分に離れており、アクセスルートとの間には補助遮蔽がある。また、移動時における影響は短時間であることから被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚: 約80 cm 距離: 10m以上	10 ⁻² mSv/h以下	⑤ (第3図)
廃液濃縮機循環ポンプ	アクセスルート等の間には補助遮蔽があり、移動時における影響は短時間であることから被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚: 約80 cm 距離: 1m以上	10 ⁻² mSv/h以下	⑥ (第4図)
格納容器圧力逃がし装置格納槽	アクセスルートから十分に離れており、格納容器圧力逃がし装置格納槽からの直接線等は遮蔽設備により十分に低い線量となるため。	遮蔽厚: 160 cm以上 距離: 40m以上	10 ⁻² mSv/h以下	⑦ (第1図)

※1 表の設備以外にも貯蔵タンク等があるが、管理区域の区域区分Ⅰ又はⅡ(0.1mSv/h未満)にある設備であり、被ばく評価上影響は小さい。




第1図 屋外アクセスルート



第2図 原子炉建屋1階の操作場所及びアクセスルート

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="311 235 1121 882" data-label="Image"></div> <p data-bbox="379 886 1050 919">第3図 原子炉建屋2階の操作場所及びアクセスルート</p> <div data-bbox="311 982 1121 1629" data-label="Image"></div> <p data-bbox="397 1675 1038 1747">第4図 原子炉建屋3階及び原子炉建屋付属棟4階の 操作場所及びアクセスルート</p>		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
 <p data-bbox="388 890 1047 919">第5図 原子炉建屋4階の操作場所及びアクセスルート</p>  <p data-bbox="572 1715 863 1745">第6図 原子炉建屋5階</p>		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
 <p data-bbox="569 852 866 886">第7図 原子炉建屋6階</p>		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>補足 11 線量評価に用いた気象データについて</p> <p>1. はじめに</p> <p>新規制基準適合性に係る設置変更許可申請に当たっては、東海第二発電所敷地内で 2005 年度に観測された風向、風速等を用いて線量評価を行っている。本補足資料では、2005 年度の気象データを用いて線量評価することの妥当性について説明する。</p> <p>2. 設置変更許可申請において 2005 年度の気象データを用いた理由</p> <p>新規制基準適合性に係る設置変更許可申請に当り、添付書類十に新たに追加された炉心損傷防止対策の有効性評価で、格納容器圧力逃がし装置を使用する場合の敷地境界における実効線量の評価が必要となった。その際、添付書類六に記載している 1981 年度の気象データの代表性について、申請準備時点の最新気象データを用いて確認したところ、代表性が確認できなかった。このため、平常時線量評価用の風洞実験結果（原子炉熱出力向上の検討の一環で準備）※が整備されている 2005 年度の気象データについて、申請時点での最新気象データにて代表性を確認した上で、安全解析に用いる気象条件として適用することにした。これに伴い、添付書類九（通常運転時の線量評価）、添付書類十（設計基準事故時の線量評価）の安全解析にも適用し、評価を見直すこととした(参考 1 参照)。</p> <p>※：線量評価には「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」（以下、気象指針という。）に基づき統計処理された気象データを用いる。また、気象データのほかに放射性物質の放出量、排気筒高さ等のプラントデータ、評価点までの距離、排気筒有効高さ（風洞実験結果）等のデータが必要となる。</p> <p>風洞実験は平常時、事故時の放出源高さで平地実験、模型実験を行い排気筒の有効高さを求めている。平常時の放出源高さの設定に当たっては、吹上げ高さを考慮しており、吹上げ高さの計算に 2005 年度の気象データ（風向別風速逆数の平均）を用いている。</p> <p>これは、2011 年 3 月以前、東海第二発電所において、次のように 2005 年度の気象データを用いて原子炉熱出力の向上について検討していたことによる。</p> <p>原子炉熱出力向上に伴い添付書類九の通常運転時の線量評価条件が変更になること（主蒸気流量の 5%増による冷却材中のよう素濃度減少により、換気系からの気体状よう素放出量の減少等、参考 2 参照）、また、南南東方向（常陸那珂火力発電所方向）、北東方向（海岸方向）の線量評価地点の追加も必要であったことから、中立の大気安定度の気流条件での風洞実験を新たに規定した「(社) 日本原子力学会標準 発電用原子炉施設の安全解析における放出源の有効高さを求めるための風洞実験実施基準：2003」に基づき、使用済燃料乾式貯蔵建屋、固体廃棄物作業建屋等の当初の風洞実験（1982 年）以降に増設された建屋も反映し、2005 年度の気象データを用いて風洞実験(参考 3 参照)を実施した。</p> <p>東海第二発電所の添付書類九では、廃止措置中の東海発電所についても通常運転状態を仮定した線量評価を行っている。この評価においては、1981 年度と 2005 年度の気象データから吹上げ高さを加えて評価した放出源高さの差異が、人の居住を考慮した線量評価点のうち線量が最大となる評価点に向かう風向を含む主要風向において僅かであったため、従来の風</p>		<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> 資料構成の相違 <p>島根 2 号炉では、59 条補足説明資料 59-11 添付資料 2「2-7 被ばく評価に用いた気象資料の代表性について」に記載している</p>

洞実験(1982年)の結果による有効高さを用いることにした(参考4参照)。

3. 2005年度の気象データを用いて線量評価することの妥当性

線量評価に用いる気象データについては、気象指針に従い統計処理された1年間の気象データを使用している。気象指針(参考参照)では、その年の気象がとくに異常であるか否かを最寄の気象官署の気象資料を用いて調査することが望ましいとしている。

以上のことから、2005年度の気象データを用いることの妥当性を最新の気象データと比較し、以下について確認する。

- ・想定事故時の線量計算に用いる相対濃度
- ・異常年検定

4. 想定事故時の線量計算に用いる相対濃度と異常年検定の評価結果

(1) 想定事故時の線量計算に用いる相対濃度の最新の気象との比較

想定事故時の線量計算に用いる相対濃度について、線量評価に用いる気象(2005年度)と最新の気象(2015年度)との比較を行った。その結果、2005年度気象での相対濃度^{※2}は $2.01 \times 10^{-6} \text{ s/m}^3$ 、2015年度気象では $2.04 \times 10^{-6} \text{ s/m}^3$ である。2005年度に対し2015年度の相対濃度は約1%の増加(気象指針に記載の相対濃度の年変動の範囲30%以内)であり、2005年度の気象データに特異性はない。

※2 排気筒放出における各方位の1時間ごとの気象データを用いた年間の相対濃度を小さい方から累積し、その累積頻度が97%に当たる相対濃度を算出し、各方位の最大値を比較

(2) 異常年検定

a. 検定に用いた観測記録

検定に用いた観測記録は第1表のとおりである。

なお、参考として、最寄の気象官署(水戸地方気象台、小名浜特別地域気象観測所)の観測記録についても使用した。

第1表 検定に用いた観測記録

検定年	統計年 ^{※3}	観測地点 ^{※4}
2005年度： 2005年4月 ～ 2006年3月	① 2001年4月～2013年3月 (申請時最新10年の気象データ)	・敷地内観測地点 (地上高10m,81m,140m)
	② 2004年4月～2016年3月 (最新10年の気象データ)	・敷地内観測地点 (地上高10m,81m,140m) <参考> ・水戸地方気象台 ・小名浜特別地域気象観測所

※3 2006年度は気象データの欠測率が高いため統計年から除外

※4 敷地内観測地点地上81mは東海発電所の排気筒付近のデータであるが、気象の特異性を確認するため評価

b. 検定方法

不良標本の棄却検定に関するF分布検定の手順により異常年検定を行った(参考5参照)。

c. 検定結果(①～⑩ 棄却検定表参照)

検定結果は第2表のとおりであり、最新の気象データ(2004年4月～2016年3月)を用いた場合でも、有意水準(危険率)5%での棄却数は少なく、有意な増加はない。また、最寄の気象官署の気象データにおいても、有意水準(危険率)5%での棄却数は少なく、2005年度の気象データは異常年とは判断されない。

第2表 検定結果

検定年	統計年 ^{※5}	棄却数				
		敷地内観測地点			参 考	
		地上高 10m	地上高 81m ^{※6}	地上高 140m	水戸地方 気象台	小名浜特 別地域気 象観測所
2005年度	①	1個	0個	3個	—	—
	②	3個	1個	4個	1個	3個

※5 ①：2001年4月～2013年3月(申請時最新10年の気象データ)

②：2004年4月～2016年3月(最新10年の気象データ)

2006年度は気象データの欠測率が高いため統計年から除外

※6 敷地内観測地点地上81mは東海発電所の排気筒付近のデータであるが、気象の特異性を確認するため評価

5. 異常年検定による棄却項目の線量評価に与える影響

異常年検定については、風向別出現頻度17項目、風速階級別出現頻度10項目についてそれぞれ検定を行っている。

線量評価に用いる気象(2005年度)を最新の気象データ(2004年4月～2016年3月)にて検定した結果、最大の棄却数は地上高140mの観測地点で27項目中4個であった。棄却された項目について着目すると、棄却された項目は全て風向別出現頻度であり、その方位はENE、E、ESE、SSWである。

ここで、最新の気象データを用いた場合の線量評価への影響を確認するため、棄却された各風向の相対濃度について、2005年度と2015年度を第3表のとおり比較した。

ENE、E、ESEについては2005年度に対し2015年度は0.5倍～0.9倍程度の相対濃度となり、2005年度での評価は保守的な評価となっており、線量評価結果への影響を与えない。なお、SSWについては2005年度に対し2015年度は約1.1倍の相対濃度とほぼ同等であり、また、SSWは頻度が比較的low相対濃度の最大方位とはならないため線量評価への影響はない。

第3表 棄却された各風向の相対濃度の比較結果

風向	相対濃度 ^{※7} (s/m ³) (2005年度) : A	相対濃度 ^{※7} (s/m ³) (2015年度) : B	比 (B/A)
E N E	1.456×10 ⁻⁶	1.258×10 ⁻⁶	0.864
E	1.982×10 ⁻⁶	1.010×10 ⁻⁶	0.510
E S E	1.810×10 ⁻⁶	1.062×10 ⁻⁶	0.587
S S W	1.265×10 ⁻⁶	1.421×10 ⁻⁶	1.123

※7 燃料集合体落下事故を想定した排気筒放出における、各方位の1時間ごとの気象データを用いた年間の相対濃度を小さい方から累積し、その累積頻度が97%に当たる相対濃度を算出

6. 結論

2005年度の気象データを用いることの妥当性を最新の気象データとの比較により評価した結果は以下のとおり。

- (1) 想定事故時の線量計算に用いる相対濃度について、線量評価に用いる気象(2005年度)と最新の気象(2015年度)での計算結果について比較を行った結果、気象指針に記載されている相対濃度の年変動(30%以内)の範囲に収まり、2005年度の気象データに特異性はない。
- (2) 2005年度の気象データについて申請時の最新気象データ(2001年4月～2013年3月)及び最新気象データ(2004年4月～2016年3月)で異常年検定を行った結果、棄却数は少なく、有意な増加はない。また、気象指針にて調査することが推奨されている最寄の気象官署の気象データにおいても、2005年度の気象データは棄却数は少なく、異常年とは判断されない。
- (3) 異常年検定にて棄却された風向の相対濃度については、最新気象データと比べて保守的、あるいは、ほぼ同等となっており、線量評価結果への影響を与えない。

以上より、2005年度の気象データを線量評価に用いることは妥当である。

① 棄却検定表 (風向) (標高148m)

観測場所: 敷地内A地点 (標高148m, 地上高140m) (%)

統計年 風向	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	3.96	5.85	3.78	3.40	5.01	4.27	4.11	4.62	4.43	4.50	4.39	3.52	6.02	2.77	○
NNE	8.89	8.15	6.91	6.22	11.41	13.51	18.30	14.74	15.31	14.20	11.76	6.67	21.42	2.11	○
NE	19.71	24.49	23.29	18.45	18.06	20.80	16.75	14.99	14.71	13.60	18.49	18.41	27.13	9.84	○
ENE	8.31	8.38	10.04	8.97	7.09	6.97	5.51	5.25	5.40	4.10	7.00	9.80	11.55	2.46	○
E	4.39	3.76	4.56	4.42	4.59	4.14	3.49	3.17	3.13	1.70	3.74	5.55	5.88	1.59	○
ESE	2.79	2.86	2.93	2.99	2.32	2.85	2.26	2.26	2.22	2.20	2.57	3.66	3.37	1.76	×
SE	2.90	2.61	2.95	2.66	2.15	2.85	2.59	2.74	2.82	3.00	2.73	3.09	3.31	2.14	○
SSE	3.35	3.34	3.74	3.54	3.69	3.73	4.18	4.89	4.68	5.50	4.06	3.32	5.80	2.33	○
S	5.00	4.13	5.02	6.63	6.33	5.38	5.19	6.03	5.83	7.00	5.65	4.99	7.72	3.59	○
SSW	3.79	3.56	4.35	5.02	4.54	4.55	4.43	5.35	4.76	5.70	4.61	3.13	6.15	3.06	○
SW	4.32	4.90	4.93	5.16	3.92	3.40	4.53	5.16	5.76	5.40	4.75	3.67	6.44	3.06	○
WSW	4.38	4.09	3.53	4.31	4.66	3.29	4.11	4.67	4.07	4.70	4.18	4.25	5.31	3.05	○
W	5.44	4.16	4.23	4.65	3.89	3.81	4.47	5.55	4.26	4.40	4.49	5.13	5.88	3.09	○
WNW	5.95	5.05	6.19	6.71	5.87	6.13	6.26	6.05	6.37	6.30	6.09	7.65	7.12	5.06	×
NW	7.95	7.42	7.60	9.12	9.02	8.06	7.95	7.99	8.94	10.10	8.42	9.54	10.41	6.42	○
NNW	7.63	6.60	5.19	6.97	7.03	5.86	4.90	5.27	5.98	6.60	6.20	6.53	8.35	4.05	○
CALM	1.24	0.65	0.75	0.76	0.42	0.39	0.98	1.26	1.32	1.2	0.90	1.10	1.73	0.06	○

注1) 1996年9月までは超音波風向風速計, 1996年10月からはドップラーソーダの観測値である。
 注2) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し, 2001年度を追加した。

② 棄却検定表 (風速) (標高148m)

観測場所: 敷地内A地点 (標高148m, 地上高140m) (%)

統計年 風速(m/s)	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0~0.4	1.24	0.65	0.75	0.76	0.42	0.39	0.98	1.26	1.32	1.20	0.90	1.10	1.73	0.06	○
0.5~1.4	6.70	5.19	5.56	6.43	5.00	4.91	6.14	6.91	6.97	7.40	6.12	6.99	8.26	3.98	○
1.5~2.4	10.58	8.92	9.61	11.42	8.63	9.44	10.82	11.16	10.43	11.00	10.20	11.28	12.53	7.87	○
2.5~3.4	12.17	11.15	12.55	13.72	11.36	12.24	11.61	12.66	12.49	12.40	12.24	14.10	13.99	10.48	×
3.5~4.4	12.57	12.25	12.80	13.58	12.63	13.41	13.26	12.52	12.24	12.10	12.74	13.85	13.97	11.51	○
4.5~5.4	11.54	10.97	11.30	12.07	13.08	12.09	12.67	13.40	12.60	11.00	12.07	12.03	14.11	10.03	○
5.5~6.4	10.66	9.62	10.10	9.68	11.98	10.33	10.78	10.64	10.24	10.00	10.40	9.92	12.02	8.79	○
6.5~7.4	7.67	8.18	8.82	7.95	8.74	8.28	8.19	8.89	8.08	8.60	8.34	7.40	9.30	7.38	○
7.5~8.4	6.17	7.68	7.35	5.34	6.97	7.05	5.91	6.39	6.28	7.30	6.64	5.51	8.40	4.89	○
8.5~9.4	5.14	6.84	6.01	5.03	5.60	4.77	5.03	4.82	5.52	6.00	5.48	4.82	7.03	3.92	○
9.5以上	15.56	18.54	15.15	14.02	15.61	17.08	14.61	11.35	13.84	13.00	14.88	13.00	19.70	10.05	○

注1) 1996年9月までは超音波風向風速計, 1996年10月からはドップラーソーダの観測値である。
 注2) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し, 2001年度を追加した。

東海第二発電所 (2018.9.18版)

島根原子力発電所 2号炉

備考

③ 棄却検定表 (風向) (標高89m)

観測場所: 敷地内A地点 (標高 89m, 地上高 81m) (%)

統計年 風向	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 2005	棄却限界 (5%)		判定 ○採択 ×棄却
	上限	下限													
N	4.09	4.59	3.42	3.25	4.84	4.64	4.84	5.88	5.68	5.5	4.67	3.79	6.79	2.56	○
NNE	8.41	7.81	7.03	6.03	10.15	12.15	17.45	14.51	16.54	14.50	11.46	6.60	21.28	1.64	○
NE	17.97	21.91	21.50	17.51	16.08	19.04	16.64	13.25	12.20	11.40	16.75	17.88	25.36	8.14	○
ENE	7.76	8.22	9.86	7.84	6.78	7.22	5.33	4.72	3.74	3.30	6.48	8.95	11.52	1.44	○
E	3.34	3.80	4.30	4.02	4.35	4.18	3.00	2.48	2.26	1.80	3.35	4.32	5.55	1.16	○
ESE	2.40	2.79	2.47	2.75	2.29	2.79	2.30	2.05	1.83	1.70	2.34	2.77	3.26	1.42	○
SE	2.74	2.86	2.96	2.80	2.21	2.96	2.89	2.53	2.99	3.20	2.81	2.75	3.47	2.16	○
SSE	3.78	3.48	3.96	3.77	3.74	3.90	4.83	5.80	4.88	6.10	4.42	4.16	6.63	2.22	○
S	4.77	3.66	4.43	6.82	5.76	4.74	4.64	5.94	5.42	5.70	5.19	4.88	7.35	3.03	○
SSW	2.86	2.56	3.20	3.86	3.40	3.06	3.59	4.46	4.16	4.30	3.55	2.43	5.07	2.02	○
SW	3.26	3.62	3.42	3.63	3.07	2.30	2.96	3.33	4.04	4.10	3.37	2.64	4.63	2.11	○
WSW	3.32	3.33	3.11	3.09	3.28	2.75	3.08	3.37	3.10	3.80	3.22	3.08	3.87	2.58	○
W	4.53	4.08	4.57	4.17	4.04	3.59	4.13	5.19	4.29	4.40	4.30	4.58	5.30	3.30	○
WNW	8.29	7.52	8.02	9.03	7.66	7.81	8.17	8.29	8.59	8.70	8.21	9.14	9.34	7.08	○
NW	15.13	13.32	12.41	15.17	15.33	12.82	10.66	11.34	13.08	14.10	13.34	15.31	17.17	9.50	○
NNW	6.67	5.88	4.76	5.67	6.32	5.42	4.60	5.65	6.05	6.30	5.73	6.03	7.32	4.15	○
CALM	0.65	0.58	0.59	0.61	0.68	0.65	0.90	1.21	1.14	1.10	0.81	0.69	1.41	0.21	○

注1) 1996年9月までは超音波風向風速計, 1996年10月からはドップラーソーダの観測値である。

注2) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し, 2001年度を追加した。

④ 棄却検定表 (風速) (標高89m)

観測場所: 敷地内A地点 (標高 89m, 地上高 81m) (%)

統計年 風速 (m/s)	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 2005	棄却限界 (5%)		判定 ○採択 ×棄却
	上限	下限													
0.0~0.4	0.65	0.58	0.59	0.61	0.68	0.65	0.90	1.21	1.14	1.10	0.81	0.69	1.41	0.21	○
0.5~1.4	4.92	4.95	5.23	5.62	4.89	5.08	6.94	7.56	7.82	7.80	6.08	5.79	9.13	3.03	○
1.5~2.4	10.06	10.15	10.09	11.31	9.38	10.83	12.09	12.36	12.35	12.90	11.15	10.58	14.05	8.25	○
2.5~3.4	13.91	14.28	14.41	14.52	13.35	14.11	14.46	16.20	14.86	14.10	14.42	15.24	16.19	12.65	○
3.5~4.4	15.55	14.93	14.78	16.34	14.98	15.93	15.47	15.05	15.26	14.60	15.29	16.48	16.57	14.01	○
4.5~5.4	13.97	12.98	12.75	13.85	14.76	13.52	13.42	13.75	12.61	12.80	13.44	13.66	15.04	11.84	○
5.5~6.4	11.36	10.40	11.85	10.73	11.54	10.67	10.40	10.51	9.52	10.40	10.74	11.14	12.35	9.13	○
6.5~7.4	8.16	8.38	8.75	7.90	8.66	7.72	7.14	7.22	7.49	8.10	7.95	8.04	9.29	6.62	○
7.5~8.4	6.41	6.50	6.98	5.44	6.25	5.74	5.23	5.40	6.17	6.10	6.02	5.64	7.35	4.70	○
8.5~9.4	4.97	5.31	4.65	4.10	4.85	4.30	4.12	3.20	4.43	4.40	4.43	4.02	5.81	3.06	○
9.5以上	10.04	11.52	9.92	9.58	10.65	11.45	9.84	7.54	8.37	7.80	9.67	8.74	12.98	6.36	○

注1) 1996年9月までは超音波風向風速計, 1996年10月からはドップラーソーダの観測値である。

注2) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し, 2001年度を追加した。

⑤ 棄却検定表 (風向) (標高18m)

観測場所: 敷地内A地点 (標高 18m, 地上高 10m) (%)

統計年 風向	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値		上限	下限	
N	3.29	3.24	2.85	2.50	2.57	2.17	2.52	2.81	2.62	2.40	2.70	2.15	3.54	1.85	○
NNE	12.39	12.29	12.11	10.30	7.29	9.57	11.21	9.18	11.62	8.50	10.45	9.93	14.64	6.26	○
NE	12.70	15.12	17.57	13.28	15.17	17.51	16.15	12.25	12.18	11.60	14.35	15.15	19.68	9.02	○
ENE	3.27	3.57	3.90	3.74	5.42	6.41	5.52	5.07	4.14	6.40	4.74	4.49	7.52	1.97	○
E	2.51	2.86	2.84	2.62	3.05	2.44	2.85	2.19	1.78	1.80	2.49	2.60	3.55	1.43	○
ESE	3.04	3.68	3.30	3.81	3.44	3.44	3.98	3.36	3.25	2.30	3.36	3.49	4.46	2.26	○
SE	5.14	5.79	5.80	5.63	4.29	4.37	4.59	5.21	4.53	4.60	5.00	5.73	6.40	3.59	○
SSE	4.00	3.66	3.99	5.62	5.03	4.47	4.63	6.32	5.73	6.00	4.95	4.59	7.16	2.73	○
S	2.41	2.22	2.63	3.85	3.68	3.79	3.25	4.55	3.54	4.20	3.41	2.31	5.25	1.57	○
SSW	3.52	3.26	3.07	3.20	3.19	2.35	3.28	3.64	3.38	3.40	3.23	2.36	4.06	2.40	×
SW	1.37	0.79	1.35	1.08	1.53	1.09	1.06	1.00	1.12	1.30	1.17	1.22	1.68	0.66	○
WSW	2.94	2.70	2.48	2.15	1.44	1.25	2.47	2.66	2.34	1.90	2.23	2.40	3.54	0.92	○
W	12.93	11.05	10.01	11.71	4.73	4.55	6.91	6.99	7.88	6.30	8.31	10.13	15.30	1.31	○
WNW	19.82	18.95	18.46	19.53	24.91	22.81	21.72	22.62	22.60	22.90	21.43	21.68	26.45	16.42	○
NW	6.86	6.86	6.03	6.52	9.65	8.87	6.09	7.67	8.35	10.90	7.78	7.42	11.65	3.91	○
NNW	2.97	2.92	2.33	2.61	3.51	3.10	2.43	2.87	3.04	3.50	2.93	2.65	3.87	1.99	○
CALM	0.82	1.03	1.29	1.85	1.11	1.82	1.35	1.6	1.9	2.00	1.48	1.69	2.46	0.49	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2001年度を追加した。

⑥ 棄却検定表 (風速) (標高18m)

観測場所: 敷地内A地点 (標高 18m, 地上高 10m) (%)

統計年 風速(m/s)	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値		上限	下限	
0.0~0.4	0.82	1.03	1.29	1.85	1.11	1.82	1.35	1.60	1.90	2.00	1.48	1.69	2.46	0.49	○
0.5~1.4	12.24	12.79	13.24	14.96	14.40	15.93	13.88	15.83	15.92	16.70	14.59	15.14	18.20	10.98	○
1.5~2.4	30.43	30.39	28.56	31.22	32.03	33.39	32.69	32.91	33.15	31.40	31.62	32.77	35.24	28.00	○
2.5~3.4	22.23	21.48	21.80	22.97	21.70	21.95	23.48	23.08	23.60	21.90	22.42	20.88	24.29	20.55	○
3.5~4.4	10.85	10.91	11.31	9.77	10.95	10.88	10.69	11.19	10.19	10.70	10.74	10.16	11.83	9.66	○
4.5~5.4	7.69	8.16	9.27	6.25	6.89	6.66	7.22	6.75	6.01	7.10	7.20	7.09	9.49	4.91	○
5.5~6.4	5.21	6.40	6.23	4.34	4.69	4.15	3.91	3.58	4.17	4.50	4.72	4.79	6.97	2.46	○
6.5~7.4	4.20	4.07	3.92	3.30	3.31	2.25	2.60	2.02	2.44	2.60	3.07	3.01	4.96	1.18	○
7.5~8.4	2.84	2.51	2.18	2.34	2.24	1.20	1.70	1.39	1.25	1.60	1.93	2.29	3.28	0.57	○
8.5~9.4	1.77	1.12	1.07	1.33	1.24	0.86	1.20	0.72	0.60	0.70	1.06	1.09	1.90	0.22	○
9.5以上	1.70	1.13	1.13	1.67	1.45	0.90	1.30	0.94	0.75	0.80	1.18	1.10	1.99	0.36	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2001年度を追加した。

東海第二発電所 (2018.9.18版)

島根原子力発電所 2号炉

備考

⑦ 棄却検定表 (風向) (標高148m)

観測場所：敷地内A地点 (標高148m, 地上高140m) (%)

統計年 風向	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	3.40	5.01	4.27	4.11	4.62	4.43	4.50	4.48	4.38	5.20	4.44	3.52	5.60	3.28	○
NNE	6.22	11.41	13.51	18.30	14.74	15.31	14.10	11.42	14.59	20.56	14.02	6.67	23.32	4.72	○
NE	18.45	18.06	20.80	16.75	14.99	14.71	13.66	15.68	13.11	13.60	15.98	18.41	21.91	10.05	○
ENE	8.97	7.09	6.97	5.51	5.25	5.40	4.16	5.74	5.59	4.95	5.96	9.80	9.21	2.72	×
E	4.42	4.59	4.14	3.49	3.17	3.13	1.65	3.02	3.06	3.04	3.37	5.55	5.40	1.34	×
ESE	2.99	2.32	2.85	2.26	2.26	2.22	2.17	2.00	2.36	2.20	2.36	3.66	3.10	1.62	×
SE	2.66	2.15	2.85	2.59	2.74	2.82	2.98	2.99	2.79	2.26	2.69	3.09	3.36	2.01	○
SSE	3.54	3.69	3.73	4.18	4.89	4.68	5.52	4.76	5.29	5.12	4.54	3.32	6.23	2.85	○
S	6.63	6.33	5.38	5.19	6.03	5.83	6.96	6.48	5.87	5.76	6.04	4.99	7.36	4.73	○
SSW	5.02	4.54	4.55	4.43	5.35	4.76	5.68	6.07	4.89	5.45	5.08	3.13	6.37	3.78	×
SW	5.16	3.92	3.40	4.53	5.16	5.76	5.38	4.94	4.64	5.05	4.79	3.67	6.46	3.13	○
WSW	4.31	4.66	3.29	4.11	4.67	4.07	4.63	4.81	5.16	4.10	4.38	4.25	5.62	3.14	○
W	4.65	3.89	3.81	4.47	5.55	4.26	4.40	4.64	5.07	4.24	4.50	5.13	5.74	3.26	○
WNW	6.71	5.87	6.13	6.26	6.05	6.37	6.29	6.75	7.56	5.62	6.36	7.65	7.65	5.07	○
NW	9.12	9.02	8.06	7.95	7.99	8.94	10.14	8.95	9.69	6.99	8.68	9.54	10.90	6.47	○
NNW	6.97	7.03	5.86	4.90	5.27	5.98	6.57	6.52	5.08	4.81	5.90	6.53	7.92	3.88	○
CALM	0.76	0.42	0.39	0.98	1.26	1.32	1.21	0.75	0.88	1.04	0.90	1.10	1.68	0.12	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

⑧ 棄却検定表 (風速) (標高148m)

観測場所：敷地内A地点 (標高148m, 地上高140m) (%)

統計年 風速(m/s)	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0~0.4	0.76	0.42	0.39	0.98	1.26	1.32	1.21	0.75	0.88	1.04	0.90	1.10	1.68	0.12	○
0.5~1.4	6.43	5.00	4.91	6.14	6.91	6.97	7.32	5.92	6.20	6.78	6.26	6.99	8.18	4.33	○
1.5~2.4	11.42	8.63	9.44	10.82	11.16	10.43	10.94	10.58	9.76	10.98	10.42	11.28	12.50	8.33	○
2.5~3.4	13.72	11.36	12.24	11.61	12.66	12.49	12.38	12.89	12.13	13.45	12.49	14.10	14.24	10.75	○
3.5~4.4	13.58	12.63	13.41	13.26	12.52	12.24	12.12	14.22	13.05	13.51	13.05	13.85	14.64	11.47	○
4.5~5.4	12.07	13.08	12.09	12.67	13.40	12.60	11.01	12.52	12.25	11.78	12.35	12.03	13.95	10.75	○
5.5~6.4	9.68	11.98	10.33	10.78	10.64	10.24	10.01	10.35	11.29	9.51	10.48	9.92	12.23	8.73	○
6.5~7.4	7.95	8.74	8.28	8.19	8.89	8.08	8.62	8.57	9.22	7.47	8.40	7.40	9.61	7.19	○
7.5~8.4	5.34	6.97	7.05	5.91	6.39	6.28	7.32	7.01	6.63	5.89	6.48	5.51	7.98	4.98	○
8.5~9.4	5.03	5.60	4.77	5.03	4.82	5.52	6.08	5.01	5.14	4.97	5.20	4.82	6.17	4.22	○
9.5以上	14.02	15.61	17.08	14.61	11.35	13.84	12.98	12.18	13.45	14.63	13.97	13.00	17.90	10.05	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

東海第二発電所 (2018.9.18版)

島根原子力発電所 2号炉

備考

⑨ 棄却検定表 (風向) (標高89m)

観測場所: 敷地内A地点 (標高 89m, 地上高 81m) (%)

統計年 風向	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
	上限		下限												
N	3.25	4.84	4.64	4.84	5.88	5.68	5.50	5.04	5.05	6.22	5.09	3.79	7.05	3.14	○
NNE	6.03	10.15	12.15	17.45	14.51	16.54	14.50	11.55	14.10	19.46	13.64	6.60	22.84	4.45	○
NE	17.51	16.08	19.04	16.64	13.25	12.20	11.40	14.95	13.31	12.28	14.67	17.88	20.77	8.56	○
ENE	7.84	6.78	7.22	5.33	4.72	3.74	3.30	5.73	4.21	4.52	5.34	8.95	8.97	1.71	○
E	4.02	4.35	4.18	3.00	2.48	2.26	1.80	2.89	2.33	2.47	2.98	4.32	5.11	0.85	○
ESE	2.75	2.29	2.79	2.30	2.05	1.83	1.70	2.17	2.07	1.91	2.19	2.77	3.04	1.33	○
SE	2.80	2.21	2.96	2.89	2.53	2.99	3.20	2.56	3.40	2.60	2.81	2.75	3.64	1.98	○
SSE	3.77	3.74	3.90	4.83	5.80	4.88	6.10	4.79	5.78	5.58	4.92	4.16	7.03	2.81	○
S	6.82	5.76	4.74	4.64	5.94	5.42	5.70	5.01	4.67	4.87	5.36	4.88	7.03	3.68	○
SSW	3.86	3.40	3.06	3.59	4.46	4.16	4.30	4.07	3.53	4.25	3.87	2.43	4.95	2.79	×
SW	3.63	3.07	2.30	2.96	3.33	4.04	4.10	3.45	3.38	3.56	3.38	2.64	4.63	2.13	○
WSW	3.09	3.28	2.75	3.08	3.37	3.10	3.80	3.50	4.06	3.23	3.33	3.08	4.23	2.42	○
W	4.17	4.04	3.59	4.13	5.19	4.29	4.40	4.66	4.76	4.26	4.35	4.58	5.39	3.31	○
WNW	9.03	7.66	7.81	8.17	8.29	8.59	8.70	9.54	10.05	7.43	8.53	9.14	10.51	6.54	○
NW	15.17	15.33	12.82	10.66	11.34	13.08	14.10	13.28	12.90	10.98	12.97	15.31	16.82	9.11	○
NNW	5.67	6.32	5.42	4.60	5.65	6.05	6.30	5.80	5.54	5.08	5.64	6.03	6.90	4.38	○
CALM	0.61	0.68	0.65	0.90	1.21	1.14	1.10	1.01	0.86	1.29	0.95	0.69	1.53	0.37	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

⑩ 棄却検定表 (風速) (標高89m)

観測場所: 敷地内A地点 (標高 89m, 地上高 81m) (%)

統計年 風速(m/s)	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
	上限		下限												
0.0~0.4	0.61	0.68	0.65	0.90	1.21	1.14	1.10	1.01	0.86	1.29	0.95	0.69	1.53	0.37	○
0.5~1.4	5.62	4.89	5.08	6.94	7.56	7.82	7.80	7.41	6.47	7.60	6.72	5.79	9.42	4.01	○
1.5~2.4	11.31	9.38	10.83	12.09	12.36	12.35	12.90	12.41	11.84	13.06	11.85	10.58	14.46	9.24	○
2.5~3.4	14.52	13.35	14.11	14.46	16.20	14.86	14.10	15.47	15.34	15.31	14.77	15.24	16.74	12.80	○
3.5~4.4	16.34	14.98	15.93	15.47	15.05	15.26	14.60	15.94	15.26	14.65	15.35	16.48	16.71	13.98	○
4.5~5.4	13.85	14.76	13.52	13.42	13.75	12.61	12.80	12.85	13.64	12.56	13.38	13.66	15.00	11.75	○
5.5~6.4	10.73	11.54	10.67	10.40	10.51	9.52	10.40	10.94	10.49	9.78	10.50	11.14	11.84	9.16	○
6.5~7.4	7.90	8.66	7.72	7.14	7.22	7.49	8.10	7.38	8.49	7.34	7.74	8.04	9.01	6.48	○
7.5~8.4	5.44	6.25	5.74	5.23	5.40	6.17	6.10	4.94	5.67	5.51	5.64	5.64	6.66	4.63	○
8.5~9.4	4.10	4.85	4.30	4.12	3.20	4.43	4.40	4.20	3.89	4.42	4.19	4.02	5.22	3.16	○
9.5以上	9.58	10.65	11.45	9.84	7.54	8.37	7.80	7.44	8.05	8.47	8.92	8.74	12.21	5.63	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

⑪ 棄却検定表 (風向) (標高18m)

観測場所:敷地内A地点 (標高 18m, 地上高 10m) (%)

統計年 風向	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
	上限		下限												
N	2.50	2.57	2.17	2.52	2.81	2.62	2.39	2.26	2.16	2.70	2.47	2.15	2.99	1.95	○
NNE	10.30	7.29	9.57	11.21	9.18	11.62	8.49	8.24	8.84	11.06	9.58	9.93	12.98	6.18	○
NE	13.28	15.17	17.51	16.15	12.25	12.18	11.58	12.60	12.33	13.45	13.65	15.15	18.32	8.98	○
ENE	3.74	5.42	6.41	5.52	5.07	4.14	6.39	7.34	6.61	7.12	5.78	4.49	8.65	2.90	○
E	2.62	3.05	2.44	2.85	2.19	1.78	1.78	2.84	2.14	3.40	2.51	2.60	3.79	1.23	○
ESE	3.81	3.44	3.44	3.98	3.36	3.25	2.38	3.01	3.47	2.82	3.30	3.49	4.40	2.19	○
SE	5.63	4.29	4.37	4.59	5.21	4.53	4.58	4.04	4.56	4.03	4.58	5.73	5.76	3.40	○
SSE	5.62	5.03	4.47	4.63	6.32	5.73	6.01	4.96	4.74	5.63	5.31	4.59	6.81	3.82	○
S	3.85	3.68	3.79	3.25	4.55	3.54	4.20	3.69	3.42	3.50	3.75	2.31	4.66	2.84	×
SSW	3.20	3.19	2.35	3.28	3.64	3.38	3.39	3.47	3.14	3.32	3.23	2.36	4.05	2.42	×
SW	1.08	1.53	1.09	1.06	1.00	1.12	1.27	1.47	1.34	1.78	1.27	1.22	1.88	0.67	○
WSW	2.15	1.44	1.25	2.47	2.66	2.34	1.91	1.97	2.52	1.97	2.07	2.40	3.16	0.97	○
W	11.71	4.73	4.55	6.91	6.99	7.88	6.34	5.87	6.41	5.74	6.71	10.13	11.52	1.91	○
WNW	19.53	24.91	22.81	21.72	22.62	22.60	22.88	22.63	24.11	20.77	22.46	21.68	26.09	18.83	○
NW	6.52	9.65	8.87	6.09	7.67	8.35	10.93	9.78	9.37	7.93	8.51	7.42	12.10	4.93	○
NNW	2.61	3.51	3.10	2.43	2.87	3.04	3.49	4.17	3.20	3.09	3.15	2.65	4.32	1.98	○
CALM	1.85	1.11	1.82	1.35	1.60	1.90	2.00	1.68	1.64	1.70	1.66	1.69	2.30	1.03	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

⑫ 棄却検定表 (風速) (標高18m)

観測場所:敷地内A地点 (標高 18m, 地上高 10m) (%)

統計年 風速(m/s)	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
	上限		下限												
0.0~0.4	1.85	1.11	1.82	1.35	1.60	1.90	2.00	1.68	1.64	1.70	1.66	1.69	2.30	1.03	○
0.5~1.4	14.96	14.40	15.93	13.88	15.83	15.92	16.73	15.60	15.63	16.08	15.50	15.14	17.51	13.48	○
1.5~2.4	31.22	32.03	33.39	32.69	32.91	33.15	31.38	32.64	33.04	31.24	32.37	32.77	34.35	30.39	○
2.5~3.4	22.97	21.70	21.95	23.48	23.08	23.60	21.94	22.79	24.23	23.94	22.97	20.88	25.05	20.88	×
3.5~4.4	9.77	10.95	10.88	10.69	11.19	10.19	10.67	11.34	11.65	11.54	10.89	10.16	12.28	9.49	○
4.5~5.4	6.25	6.89	6.66	7.22	6.75	6.01	7.06	7.04	6.89	7.48	6.83	7.09	7.87	5.79	○
5.5~6.4	4.34	4.69	4.15	3.91	3.58	4.17	4.48	3.78	3.36	4.17	4.06	4.79	5.04	3.09	○
6.5~7.4	3.30	3.31	2.25	2.60	2.02	2.44	2.63	2.19	1.59	1.93	2.43	3.01	3.75	1.10	○
7.5~8.4	2.34	2.24	1.20	1.70	1.39	1.25	1.55	1.37	0.94	1.05	1.50	2.29	2.62	0.39	○
8.5~9.4	1.33	1.24	0.86	1.20	0.72	0.60	0.72	0.71	0.47	0.49	0.83	1.09	1.58	0.09	○
9.5以上	1.67	1.45	0.90	1.30	0.94	0.75	0.84	0.86	0.56	0.37	0.96	1.10	1.91	0.01	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

東海第二発電所 (2018.9.18版)

島根原子力発電所 2号炉

備考

⑬ 棄却検定表 (風向) (水戸地方気象台)

観測場所: 水戸地方気象台(%)

統計年 風向	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
	上限		下限												
N	15.34	17.09	18.48	14.84	16.36	17.58	14.82	13.31	12.53	11.75	15.21	13.38	20.47	9.95	○
NNE	6.78	6.87	8.19	7.57	7.63	7.52	7.05	7.07	6.68	7.83	7.32	6.68	8.51	6.13	○
NE	6.22	6.14	8.14	9.37	6.51	7.25	6.82	6.01	6.65	8.23	7.13	7.36	9.76	4.51	○
ENE	8.70	8.79	9.94	10.20	7.40	7.33	7.71	9.20	8.31	8.81	8.64	9.50	10.97	6.30	○
E	9.92	9.38	10.94	9.26	8.55	7.28	6.49	9.98	8.95	8.87	8.96	10.92	12.05	5.87	○
ESE	4.37	3.22	5.08	3.38	4.19	3.72	4.02	3.43	3.79	3.81	3.90	4.41	5.21	2.60	○
SE	3.11	3.02	3.38	3.05	2.99	3.05	3.74	2.82	2.95	3.07	3.12	2.91	3.74	2.50	○
SSE	1.30	1.50	1.12	1.15	1.29	1.47	1.36	1.10	1.28	1.17	1.27	1.43	1.61	0.94	○
S	2.99	2.43	1.56	2.49	2.82	2.74	2.98	2.96	2.17	2.47	2.56	1.96	3.62	1.50	○
SSW	5.32	5.83	4.64	5.28	6.78	6.32	6.22	5.78	5.79	6.40	5.84	4.24	7.34	4.33	×
SW	5.47	4.84	3.40	3.77	4.86	5.08	4.00	4.01	3.92	3.97	4.33	4.20	5.93	2.73	○
WSW	2.97	3.28	2.61	2.74	3.62	2.91	3.41	3.21	3.66	3.56	3.20	3.26	4.09	2.31	○
W	3.18	2.86	2.83	2.84	3.49	3.07	3.70	3.27	4.34	2.82	3.24	3.81	4.40	2.08	○
WNW	2.75	2.57	2.17	1.72	1.84	2.24	2.89	2.56	2.54	1.59	2.29	3.17	3.35	1.22	○
NW	6.63	5.69	3.15	4.59	4.86	4.11	6.10	6.47	7.06	5.48	5.41	7.67	8.34	2.49	○
NNW	13.20	14.77	12.63	16.29	15.44	16.86	17.84	17.99	18.01	19.29	16.23	13.36	21.45	11.01	○
CALM	1.75	1.73	1.74	1.45	1.36	1.47	0.83	0.85	1.38	0.87	1.34	1.74	2.22	0.46	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

⑭ 棄却検定表 (風速) (水戸地方気象台)

観測場所: 水戸地方気象台(%)

統計年 風速(m/s)	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
	上限		下限												
0.0~0.4	1.75	1.73	1.74	1.45	1.36	1.47	0.83	0.85	1.38	0.87	1.34	1.74	2.22	0.46	○
0.5~1.4	33.41	35.08	36.96	37.22	32.05	33.83	31.50	32.61	32.82	26.35	33.18	35.02	40.51	25.85	○
1.5~2.4	29.63	29.88	30.31	28.20	30.41	29.79	31.92	31.80	30.66	35.10	30.77	29.14	35.18	26.36	○
2.5~3.4	16.75	17.72	16.28	15.96	17.80	16.66	16.03	16.83	16.86	17.36	16.83	16.52	18.36	15.29	○
3.5~4.4	9.81	9.42	8.08	8.85	9.43	9.50	9.63	9.81	10.24	11.26	9.60	10.01	11.57	7.63	○
4.5~5.4	4.93	3.73	3.76	4.08	4.11	4.18	5.29	4.44	4.23	4.93	4.37	4.93	5.61	3.13	○
5.5~6.4	2.05	1.30	1.53	2.14	2.59	2.17	2.47	1.80	1.97	2.78	2.08	1.84	3.18	0.98	○
6.5~7.4	0.96	0.63	0.51	1.14	1.19	1.13	1.25	0.82	1.14	0.98	0.98	0.46	1.57	0.38	○
7.5~8.4	0.41	0.26	0.31	0.46	0.53	0.56	0.67	0.39	0.43	0.20	0.42	0.19	0.76	0.08	○
8.5~9.4	0.18	0.15	0.18	0.21	0.29	0.37	0.24	0.21	0.18	0.08	0.21	0.09	0.40	0.02	○
9.5以上	0.11	0.11	0.34	0.30	0.25	0.34	0.16	0.43	0.08	0.09	0.22	0.06	0.52	0.00	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

⑮ 棄却検定表 (風向) (小名浜気象観測所)

観測場所: 小名浜気象観測所 (%)

統計年 風向	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界 (5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	15.61	18.08	19.49	16.90	17.05	16.58	16.86	16.92	16.52	18.76	17.28	14.97	20.03	14.53	○
NNE	9.51	9.46	11.94	13.36	9.44	11.36	9.70	10.37	9.91	12.46	10.75	9.71	14.14	7.36	○
NE	5.07	5.21	5.40	6.15	5.19	4.83	5.89	5.79	5.13	5.70	5.44	4.45	6.44	4.43	○
ENE	1.70	2.19	2.22	2.20	2.22	1.88	2.00	2.43	2.69	2.79	2.23	1.89	3.03	1.43	○
E	2.15	2.92	2.36	2.48	2.38	2.37	1.90	2.42	2.68	2.52	2.42	2.17	3.07	1.76	○
ESE	1.32	1.95	2.02	1.75	1.78	1.60	1.68	2.15	2.14	1.88	1.83	1.77	2.44	1.22	○
SE	2.96	2.68	2.94	2.19	2.64	2.86	2.81	2.98	2.96	2.60	2.76	3.36	3.35	2.18	×
SSE	5.80	4.93	4.51	4.91	5.09	5.79	5.05	4.80	4.77	4.66	5.03	6.02	6.07	3.99	○
S	11.32	9.73	8.58	9.45	11.91	10.63	10.26	8.92	9.93	12.47	10.32	10.33	13.33	7.31	○
SSW	7.56	5.71	5.88	6.43	7.42	6.79	7.04	7.74	6.28	7.56	6.84	4.77	8.59	5.09	×
SW	2.13	1.79	1.58	2.68	2.70	2.29	2.70	2.79	3.04	1.79	2.35	1.69	3.55	1.15	○
WSW	0.95	0.82	1.05	1.13	0.97	0.97	1.18	1.11	1.07	1.15	1.04	0.95	1.30	0.78	○
W	1.80	1.70	1.58	1.70	1.44	1.71	1.50	1.42	1.75	1.46	1.61	1.89	1.94	1.27	○
WNW	4.70	4.69	3.84	3.98	3.98	4.36	4.28	4.43	4.94	2.88	4.21	6.05	5.60	2.82	×
NW	9.27	8.70	7.85	7.77	7.62	8.06	10.22	9.14	9.83	6.42	8.49	10.63	11.23	5.75	○
NNW	15.51	17.31	16.04	14.80	15.83	15.60	16.16	16.05	15.40	13.91	15.66	16.88	17.78	13.54	○
CALM	2.64	2.15	2.73	2.11	2.33	2.34	0.80	0.56	0.94	1.00	1.76	2.47	3.74	0.00	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

⑯ 棄却検定表 (風速) (小名浜気象観測所)

観測場所: 小名浜気象観測所 (%)

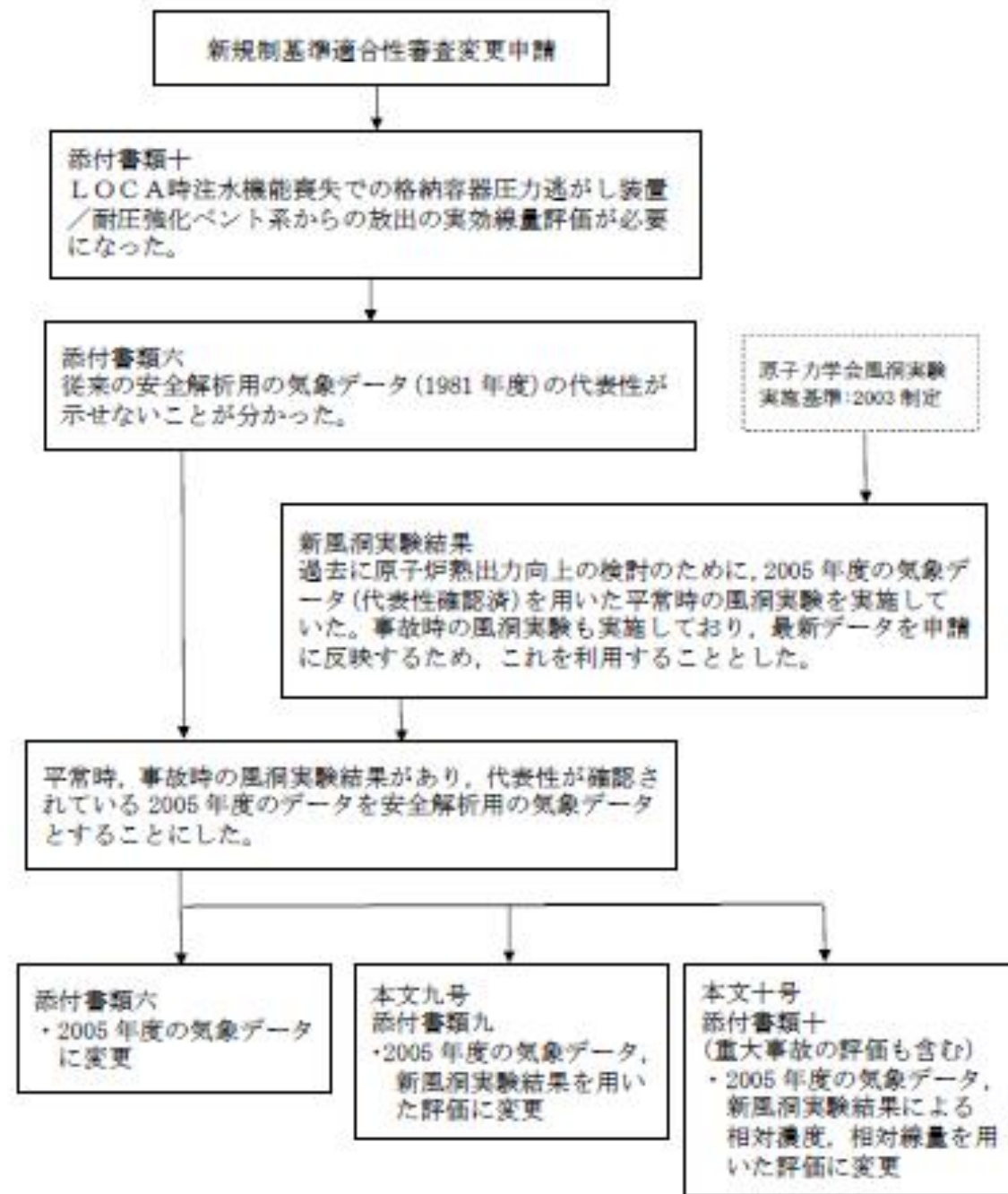
統計年 風速 (m/s)	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界 (5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0~0.4	2.64	2.15	2.73	2.11	2.33	2.34	0.80	0.56	0.94	1.00	1.76	2.47	3.74	0.00	○
0.5~1.4	21.92	21.13	22.45	22.79	22.30	22.11	16.85	18.40	18.83	18.49	20.53	20.97	25.64	15.41	○
1.5~2.4	28.61	30.72	31.17	29.65	30.58	28.79	30.61	29.38	32.17	31.56	30.32	30.33	33.13	27.52	○
2.5~3.4	17.92	18.99	17.19	18.04	20.06	19.71	21.00	20.11	20.21	20.27	19.35	18.36	22.32	16.38	○
3.5~4.4	11.69	11.62	10.66	12.27	11.79	12.18	12.28	13.73	12.06	12.35	12.06	10.84	13.89	10.23	○
4.5~5.4	7.47	7.33	6.90	7.80	7.11	6.84	7.96	7.82	7.11	7.86	7.42	7.32	8.42	6.42	○
5.5~6.4	5.06	3.87	4.62	3.81	3.73	3.96	5.41	5.02	3.85	4.28	4.36	4.91	5.83	2.89	○
6.5~7.4	2.45	2.43	2.27	1.93	1.32	2.23	2.79	2.55	2.47	2.17	2.26	2.56	3.22	1.30	○
7.5~8.4	1.11	1.08	0.99	0.96	0.48	1.03	1.21	1.45	1.37	1.05	1.07	1.14	1.70	0.45	○
8.5~9.4	0.75	0.34	0.70	0.43	0.15	0.50	0.59	0.45	0.63	0.60	0.51	0.72	0.94	0.09	○
9.5以上	0.39	0.34	0.32	0.21	0.15	0.31	0.50	0.54	0.37	0.36	0.35	0.39	0.63	0.07	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">(参考)</p> <p>「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」の解説 X.での記載</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> <p>1. 気象現象の年変動</p> <p>気象現象は、ほぼ1年周期で繰り返されているが、年による変動も存在する。このため、想定事故時の線量計算に用いる相対濃度についてその年変動を比較的長期にわたって調査してみると、相対濃度の平均値に対する各年の相対濃度の偏差の比は、30%以内であった。</p> <p>このことから、1年間の気象資料にもとづく解析結果は、気象現象の年変動に伴って変動するものの、その程度はさほど大きくないので、まず、1年間の気象資料を用いて解析することとした。</p> <p>その場合には、その年がとくに異常な年であるか否かを最寄の気象官署の気象資料を用いて調査することが望ましい。また、2年以上の気象資料が存在する場合には、これを有効に利用することが望ましい。</p> </div>		

参考1

安全解析用気象データ及び風洞実験結果変更経緯について



東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">参考 2</p> <p style="text-align: center;">平常時の気体状よう素放出量について</p> <p>平常時の気体状よう素放出量の主要な放出経路である換気系からの放射性よう素放出量は、「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に対する評価指針」に基づき、換気系の漏えい係数に冷却材中の放射性よう素濃度を乗じて求めている。</p> <p>一方、冷却材中の放射性よう素濃度は、次式により求めている。例えば、ここで主蒸気流量F Sが増加した場合 γ が増加するため、放射性よう素濃度は減少する。</p> $I_i = 2.47 \cdot f \cdot Y_i \cdot \lambda_i^{0.5}$ $A_i = \frac{I_i}{M(\lambda_i + \beta + \gamma)}$ <p>I i:核種 i の炉心燃料からの漏えい率 (Bq/s) f :全希ガス漏えい率 (1.11×10^{10}) Y i:核種 i の核分裂収率 (%) λ i:核種 i の崩壊定数 (s^{-1}) A i:核種 i の冷却材中濃度 (Bq/g) M :冷却材保有量 (g) β :原子炉冷却材浄化系のよう素除去率 (s^{-1})</p> $\beta = \left(1 - \frac{1}{DF}\right) \cdot \frac{FC}{M}$ <p>DF:原子炉冷却材浄化系の除染係数 FC:原子炉冷却材浄化系流量 (g/s) γ :よう素の主蒸気への移行率 (s^{-1})</p> $\gamma = CF \cdot \frac{FS}{M}$ <p>CF:よう素の主蒸気中への移行割合 FS:主蒸気流量 (g/s)</p> <p>前述の換気系の漏えい係数は変わらないため、放射性よう素濃度の減少に伴い気体状よう素放出量は減少する。</p>		

参考3

東海第二発電所風洞実験結果の概要について

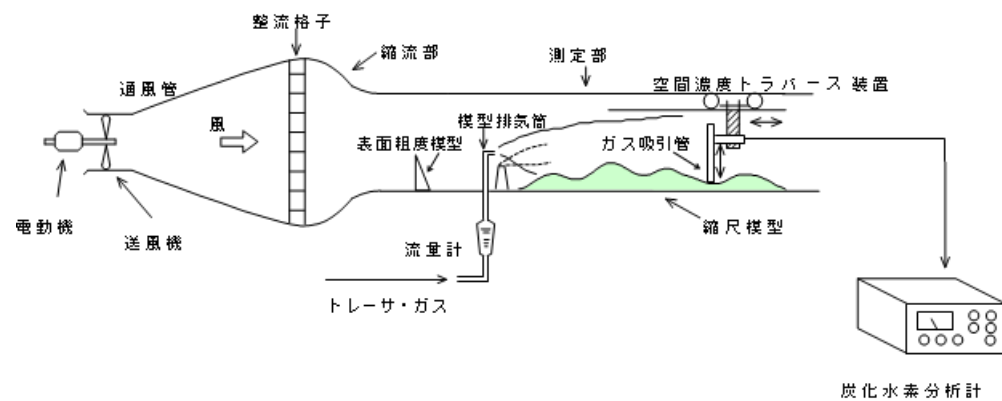
風洞実験結果は、参考文献「東海第二発電所大気拡散風洞実験報告書」(平成25年12月、三菱重工業株式会社)で公開している。風洞実験結果の概要を以下に示す。

なお、風洞実験は「(社)日本原子力学会標準 発電用原子炉施設の安全解析における放出源の有効高さを求めるための風洞実験実施基準」(2003年6月、社団法人日本原子力学会)に基づき実施している。

その後、風洞実験実施基準:2003は改訂され風洞実験実施基準:2009が発刊されているが、実験の要求事項は変更されておらず、複雑地形の発電所で風洞実験で求めた有効高さをを用いて大気拡散評価を行う際の留意点、野外拡散実験結果と野外拡散条件を模擬した風洞実験結果を用いて平地用の基本拡散式(ガウスプルーム拡散式)で評価した結果の比較等の参考事項が追加されたもので、2005年に実施した風洞実験結果は風洞実験実施基準:2009も満足している。

1. 実験手順

- (1) 大気安定度で中立(C~D)^{注)}に相当する条件になるように風洞実験装置(第1図参照)内の気流(風速分布、乱流強度分布)を調整する(第2図参照)。
- (2) 排気筒有効高さを決定するスケールを作成するため、風洞実験装置内に縮尺模型を入れないうで高度を変えて模型排気筒からトレーサガス(CH₄)を放出し、地表濃度を測定する平地実験を実施する(第3図参照)。
- (3) 風洞実験装置内に縮尺模型(1/2,000、風下10km)を入れ、所定の高度の模型排気筒からトレーサガスを放出し、地表濃度を測定する模型実験を行い平地実験結果と照合し、排気筒源有効高さを求める(第4図参照)。これにより、建屋、地形の大気拡散に及ぼす影響を把握する。



第1図 風洞実験装置

注) 風洞実験の気流条件を大気安定度で中立相当にする効果について

風洞実験装置内の気流は、風洞測定部入口付近に設置した表面粗度模型で調整している。初期の風洞実験では、アングル鋼等を用いて気流の乱れを与えており、中立よりも安定側の気流状態になっていたが、風洞実験の知見が蓄積されるに従い専用の表面粗度模型(スパイア)が

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>製作, 採用されるようになり, 風洞実験実施基準を制定した時期には中立相当の気流状態に調整できるようになった。</p> <p>このため, 放出源高さが同じ事故時の排気筒有効高さを比較すると, 1987年の風洞実験の80~110mに対し, 今回は95~115mと高く評価されている。今回の風洞実験では中立の大気安定度(C~D)を再現したため, 建屋模型がない平地の気流の乱れが大きくなり, 建屋模型の追加により生じる気流の乱れの影響が相対的に小さく, 見掛け上の放出源高さの減少が小さくなったためと推定される。前回は, D~Eの大気安定度に相当する気流の乱れであり, 建屋模型の追加で生じる気流の乱れが大きく作用して, 見掛け上の放出源高さの減少が大きくなったと考えられる。</p> <p>一方, 平常時の排気筒有効高さを比較すると, 1987年の風洞実験の120~180mに対し, 今回は150~220mと高く評価されている。これは, 上記の気流の調整方法の違いによる影響に加え, 気象データの変更及び吹出し速度の増加(14m/sから16m/sに増加)により模型実験時の放出源高さが大きくなった影響によると推定される。</p> <p>図5及び図6に1987年の平地実験の結果, 模型実験結果の一例を示す。</p> <p>2. 放出源高さ</p> <p>放出源高さは, 事故時は通常の換気系は運転されないと想定し, 排気筒実高$H_{01}=H_s$, 平常時は換気系の運転による吹上げ効果を考慮し, 次式のように排気筒実高に吹上げ高さを加えた放出高さH_{02}とする。ここで, $1/U$には, 2005年度の気象データを用いた。第1表に風洞実験の放出源高さを示す。</p> $H_{02} = H_s + \Delta H$ $\Delta H = 3 \frac{W}{U} D$ <p>Hs : 排気筒実高 (m) D : 排気筒出口の内径 (m) W : 吹出し速度 (m/s) 1/U : 風速逆数の平均 (s/m)</p>		

第1表 放出源高さ

風向	着目方位	風速逆数の平均 (s/m)	吹上げ高さ(m)	放出源高さ (GL m)	
				事故時	平常時
N	S	0.42	90.7	140	231
NNE	SSW	0.32	69.1	140	209
NE	SW	0.21	45.4	140	185
ENE	WSW	0.30	64.8	140	205
E	W	0.40	86.4	140	226
ESE	WNW	0.47	101.5	140	242
SE	NW	0.49	105.8	140	246
SSE	NNW	0.36	77.8	140	218
S	N	0.31	67.0	140	207
SSW	NNE	0.40	86.4	140	226
SW	NE	0.35	75.6	—	216
WSW	ENE	—	—	—	—
W	E	—	—	—	—
WNW	ESE	—	—	—	—
NW	SE	0.27	58.3	—	198
NNW	SSE	0.29	62.6	140	203
排気筒出口の内径 (m)				4.5	
吹出し速度 (m/s)				16.0	
排気筒高さ (GL) (m)				140.0	

*1 風速逆数の平均 (2005年4月～2006年3月)

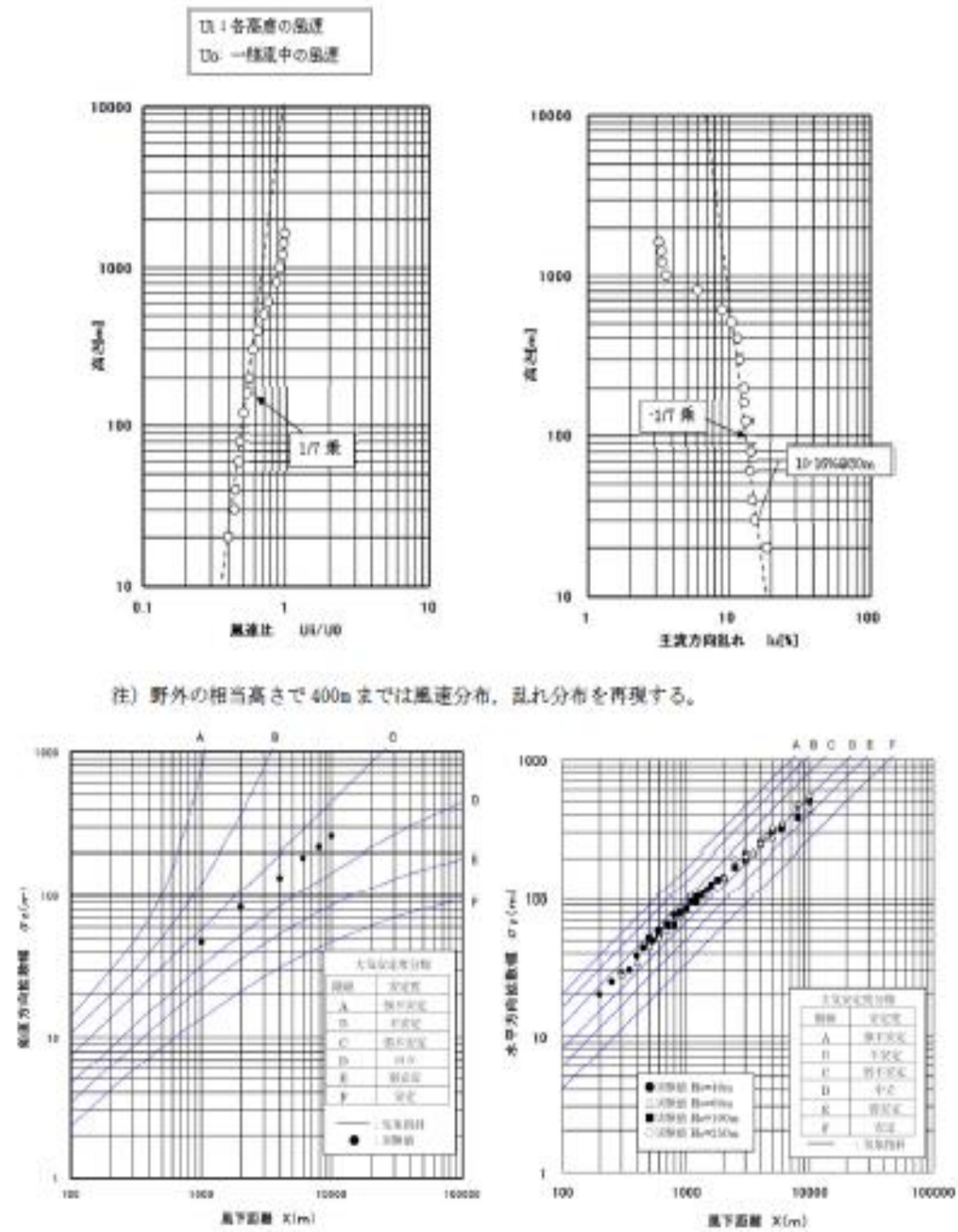
*2 排気筒設置位置標高: EL.8m

3. 排気筒有効高さ

縮尺模型を入れない平地実験と縮尺模型を入れた模型実験（平常時及び事故時）の結果から、第4図のように求めた排気筒有効高さを第2表に示す。

第2表 排気筒有効高さ

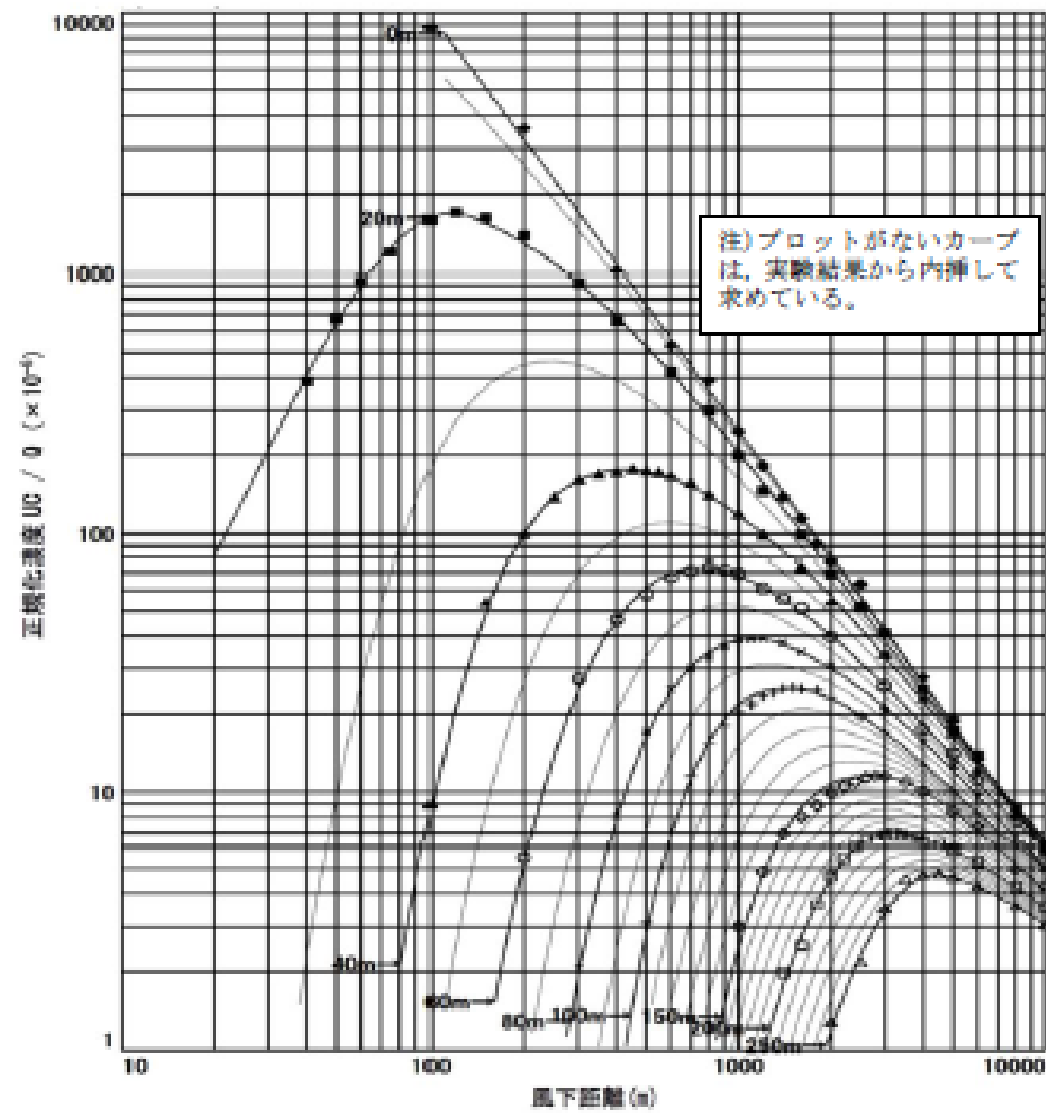
風向	着目方位	平常時			事故時		
		評価地点 (m)	放出源高さ (m)	有効高さ (m)	評価地点 (m)	放出源高さ (m)	有効高さ (m)
N	S	330	231	210	1870	140	105
NNE	SSW	350	209	180	1890	140	100
NE	SW	450	185	150	1300	140	110
ENE	WSW	640	205	190	900	140	110
E	W	530	226	200	500	140	115
ESE	WNW	600	242	205	600	140	105
SE	NW	660	246	220	660	140	105
SSE	NNW	890	218	200	890	140	105
S	N	850	207	190	850	140	105
SSW	NNE	600	226	200	600	140	95
SW	NE	300	210	130	-	-	-
WSW	ENE	-	-	-	-	-	-
W	E	-	-	-	-	-	-
WNW	ESE	-	-	-	-	-	-
NW	SE	290	198	170	-	-	-
NNW	SSE	350	203	185	2900	140	115



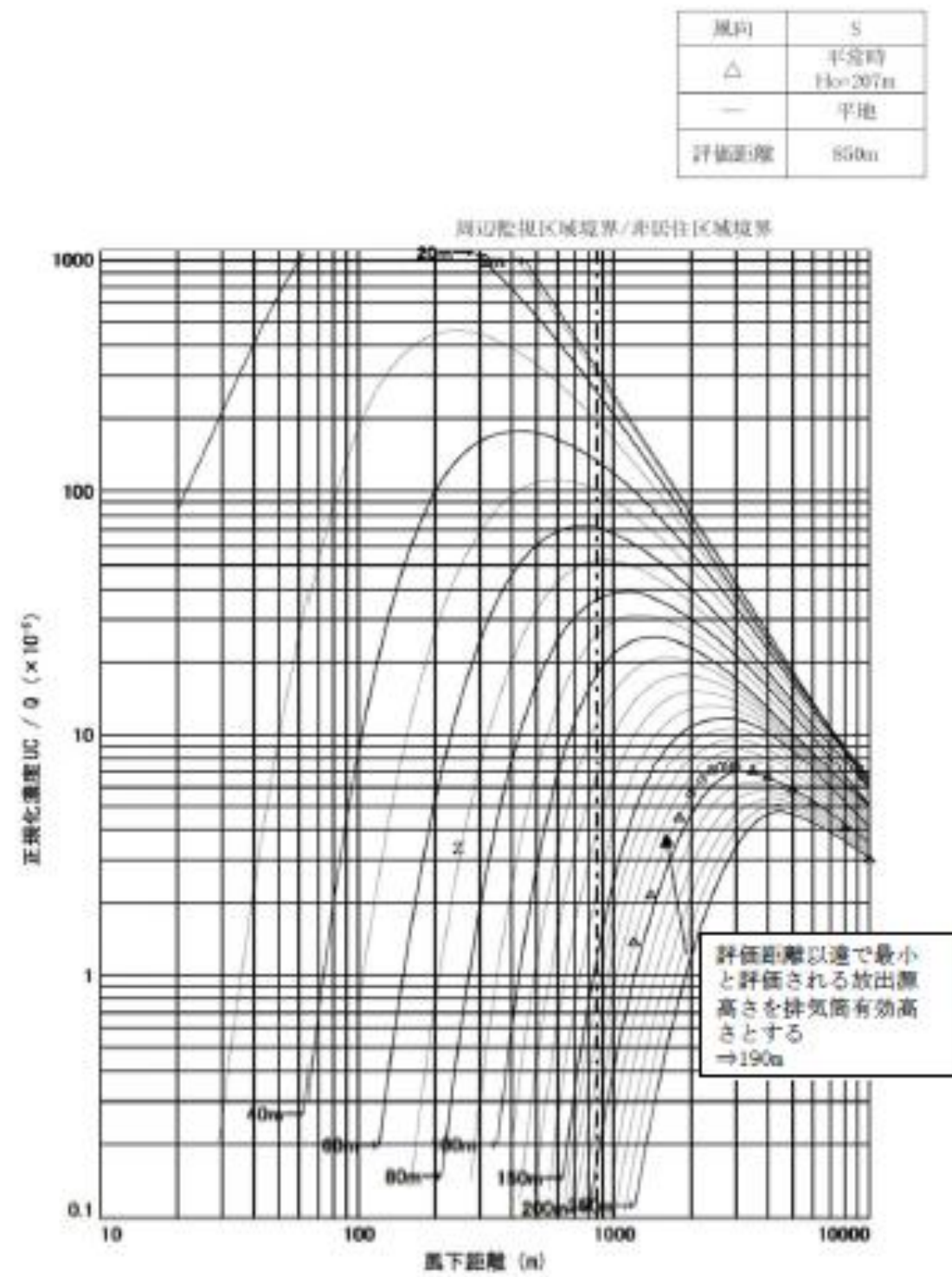
注) 鉛直方向拡散係数は大気安定度が中立に相当する値(C~D)になっている。水平方向拡散係数もほぼ大気安定度が中立に相当する値(C~D)になっている。

第2図 気流条件調整結果

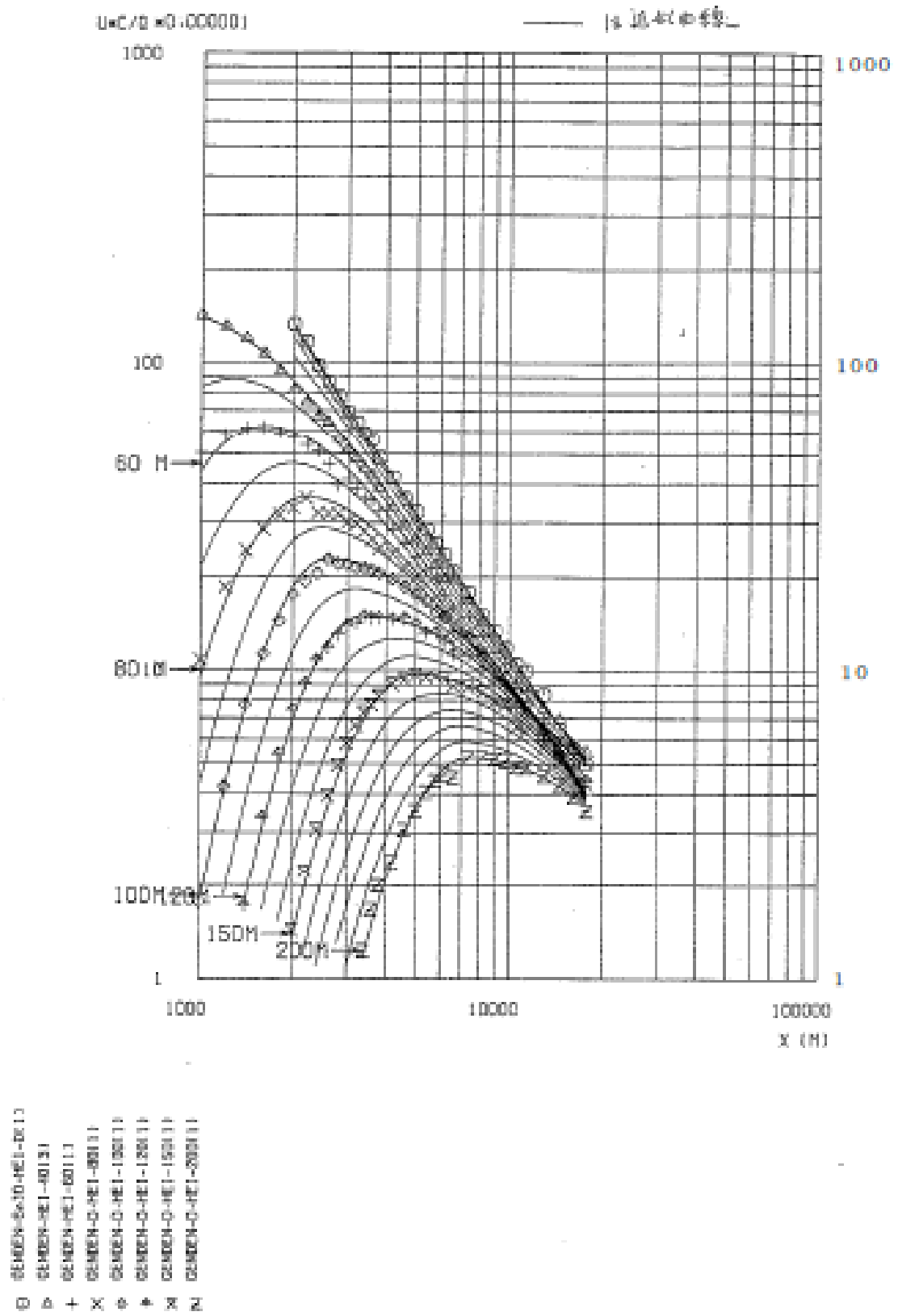
記号	Ho(m)	記号	Ho(m)
◆	0	+	100
■	20	◇	150
▲	40	□	200
○	60	△	250
×	80		



第3図 平地実験結果

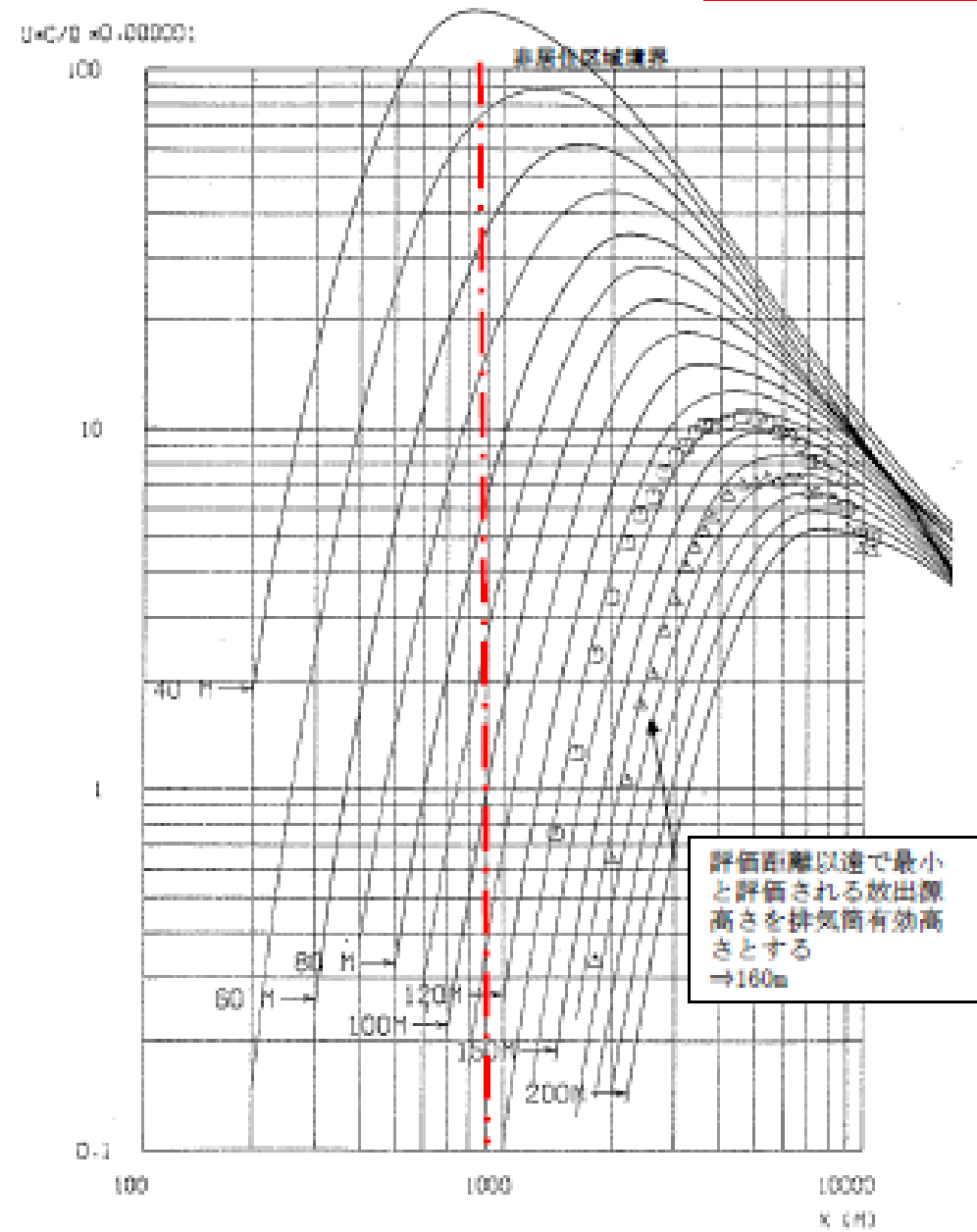


第4図 排気筒有効高さの求め方 (風向: S, 平常時の例)



第5図 1982年風洞実験の平地実験結果

風下 方位	風向	放出高さ H _e (m)	有効高さ H _a (m)	評価地点 X _p (m)	符号
N	S	100	100~130	100	○
		131	100	100	△



注) ○は参考評価

第6図 1982年風洞実験の模型実験結果の一例(風向:S, 平常時の例)

参考 4

東海発電所の排気筒有効高さについて

東海第二発電所の添付書類九では、廃止措置中の東海発電所についても通常運転状態を仮定した線量評価を行っている。ここでは、排気筒有効高さは1982年に実施した風洞実験結果を使用している。

風洞実験実施基準:2003の解説「2. 原子炉増設の際の実験の必要性について」^{*1}では、建屋配置から増設建屋の影響が大きいと考えられる、既設・増設建屋の並びに直角な風向と、既設排気筒と増設建屋を結ぶ風向で風洞実験を行い、有効高さの変動が10%以内であれば従来の風洞実験結果を継続使用できるとしている。これを参考に、平常時の線量評価にあたり人の居住を考慮した希ガスによる線量評価点のうち線量が最大となる評価点(SW方向)に向かう風の風向を含む主要風向において、風洞実験で用いる放出源高さを1981年度と2005年度気象データから求め比較した結果+5~-3%と変動が10%以内であった。放出源高さとはほぼ比例である^{*2}ため有効高さの変動も10%以内に収まると推定されることから、1987年に実施した風洞実験結果を用いることにした。これに対し、東海第二発電所は+6~+14%と10%を超えていた(下図参照)。

風向	増設建屋	1981年度データ (既設建屋風洞実験)		2005年度データ		放出源高さ 変動率(%)	風洞実験値 (2005年度)
		放出源高さ (m)	有効高さ (m)	放出源高さ (m)	有効高さ (m)		
N	0	40	130	40	130	0	2.79
NNE	100%	30	111	30	110	0	6.60
NNE	100%	30	107	30	106	-1	17.68
NNE	100%	40	122	38	117	-3	6.66
E	0	40	130	40	129	-2	6.33
ESE	100%	40	147	40	141	-4	2.77
SE	100%	40	130	40	127	0	2.76
SSE	100%	30	116	27	108	11	6.38
S	0	30	116	30	111	4	6.88
SSW	100%	30	117	30	103	13	2.43
既設建屋風高(m)		17					
既設建屋風高(m)		18					
既設建屋風高(m)		40					

(参考)

風向	風速方位	1999年度データ (2000年風洞実験)		2009年度データ (2017年風洞実験)		既設建屋 実効割合 (%)	風洞調査年 (2009年度)
		吹き上げ高さ (m)	吹き流し高さ (m)	吹き上げ高さ (m)	吹き流し高さ (m)		
N	S	22	212	91	221	9	3.52
NE	SW	43	183	69	209	14	6.87
SE	WNW	24	174	40	180	9	19.41
SSE	WNW	51	181	60	205	7	6.80
S	W	69	209	66	208	9	5.55
SSE	WNW	81	221	102	202	10	3.68
SE	WNW	56	196	108	205	26	3.09
SSE	WNW	44	194	79	219	19	3.32
S	W	51	181	67	207	9	4.99
SW	NNE	47	187	66	208	21	3.13
吹き上げ高さ(m)		4.5		—			
吹き流し高さ(m)		14		18			
吹き流し高さ(m)		140		—			

※1 風洞実験実施基準:2003 解説抜粋

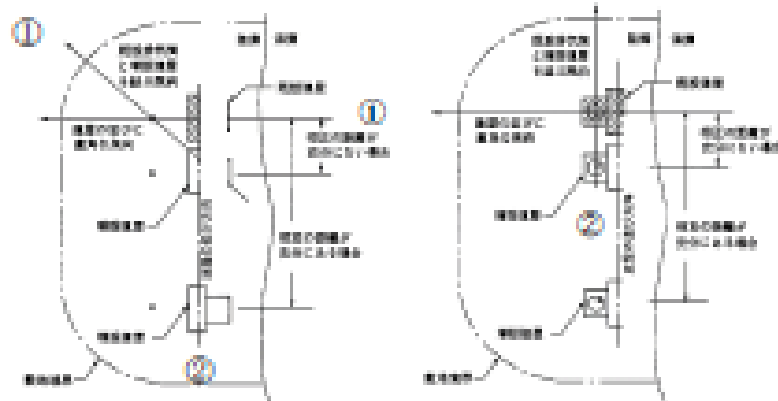
2. 原子炉増設の際の実験の必要性について

① 本体の「既設御気筒に対する増設建屋の影響が著しくないと予想される場合」とは、送出源近傍の地形が増設により大幅に変化しない場合であって、かつ、既設御気筒高さが増設建屋の高さの1.5倍以上ある場合、または相互の距離が十分ある場合をいう。

ただし、このうち増設建屋の影響については、上記の条件が満たされない場合でも、次のように取り扱うことができる。

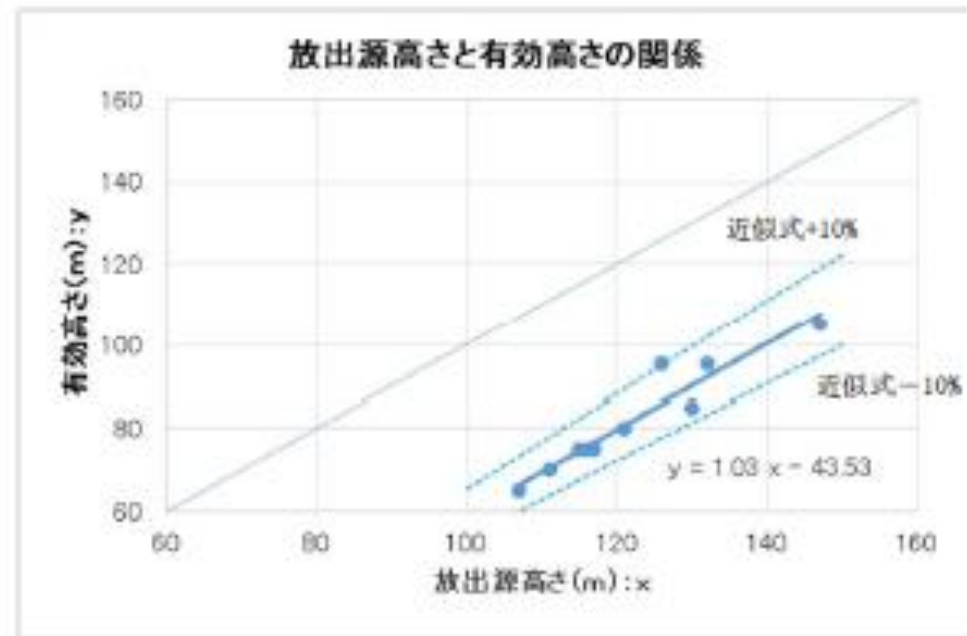
1) 既設、増設建屋配置により、①建屋の並びに直角な風向、②既設御気筒と増設建屋を結ぶ風向を求め、既設建屋のみで実施した既存の実験風向のうち、最も①、②に近い2風向を選定して増設建屋を加えた実験を行い、その結果が既存の実験結果と比較してあまり変わらない場合は、既存の実験結果をそのまま使用できる(解説図を1参照)。

● ここで、あまり変わらない場合とは、有効高さの成化が10%以内であり、かつ、標準目標値、めやす値等を下回る事が明らかである。



※2 1982年東海発電所風洞実験時の放出源高さとは有効高さの関係

平常時風洞実験時の放出源高さとは有効高さは、下図のようにほぼ比例関係にあると認められる。これから、放出源高さが10%変動したとしても、有効高さの変動は10%以内に収まると推定される。



東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">参考 5</p> <p style="text-align: center;">異常年検定法の概要について</p> <p>F分布検定の手順により異常年検定を行った。</p> <p>この検定方法は、正規分布をなす母集団から取り出した標本のうち、不良標本と見られるものを X_0(検定年)、その他のものを $X_1, X_2, X_3, \dots, X_i, \dots, X_n$(比較年)とした場合、$X_0$を除く他の n個の標本の平均を $\bar{X} = \sum_{i=1}^n X_i/n$として、標本の分散から見て X_0と\bar{X}との差が有意ならば X_0を棄却とする方法である。検定手順を以下に示す。</p> <p>(1) 仮説:不良標本 X_0と他の標本(その平均値) \bar{X}との間に有意な差はないとする。</p> $H_0: X_0 = \bar{X} (\bar{X} = \sum_{i=1}^n X_i/n)$ <p>(2) 分散比 F_0を計算する。</p> $F_0 = \frac{(n-1)(X_0 - \bar{X})^2}{(n+1)S^2}$ $S^2 = \sum_{i=1}^n (X_i - \bar{X})^2/n$ <p>(3) 検定年は1年、比較年は10年、有意水準(危険率)は5%として、F分布表のF境界値 ($F_0^1(0.05) = 5.12$)を求める。</p> <p>(4) F_0とF境界値を比較して、$F_0 < F$境界値であれば仮説は採択する。具体的には、次のように棄却限界の上限値と下限値を求め、その範囲に検定年 X_0が収まっているかを確認して検定している。</p> $\bar{X} - S \sqrt{\frac{(n+1)}{(n-1)} F \text{境界値}} < X_0 < \bar{X} + S \sqrt{\frac{(n+1)}{(n-1)} F \text{境界値}}$		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>補足 12 <u>コンクリート密度の根拠について</u></p> <p>1. はじめに 日本建築学会 建築工事標準仕様書・同解説「原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事（以下、JASS 5N）」に基づき、コンクリート密度を乾燥単位容積質量として計算を実施した。</p> <p>2. 乾燥単位容積質量の推定方法 JASS 5N に記載されている予測式（解 3.6）を用いて、以下の手順で推定した。</p> <p>① 骨材（砂，砂利）試験記録より絶乾比重最小値と表乾比重最大値の割合を求め、調合表上の骨材重量を表乾から絶乾に変換</p> <p>② JASS 5N の予測式（解 3.6）により、含水率を 0 とした場合の乾燥単位容積質量 ρ_p を算出</p> <p>③ コンクリートのばらつきを考慮して、ρ_p から $3\sigma_d$ を差し引く。（解説図 3.10） 標準偏差 σ_d は JASS 5N に記載されている既往の原子力発電所工事の品質管理試験の結果から 0.024t/m^3（最大値）を採用</p> $\rho_p = G_0 + S_0 + 1.2C_0 + w \quad (\text{解 3.6 より})$ <p>ρ_p : 乾燥単位容積質量 (kg/m^3) G_0 : 調合計画における粗骨材量（絶乾）(kg/m^3) ※参考参照 S_0 : 調合計画における細骨材量（絶乾）(kg/m^3) ※参考参照 C_0 : 調合計画におけるセメント量 (kg/m^3) ※参考参照 w : コンクリート中の含水量 (kg/m^3) ※安全側に 0 とする。</p> <p>3. 推定乾燥単位容積質量について（参考参照） 推定乾燥単位容積質量の最小値は 2.016g/cm^3 となり、遮蔽計算に使用するコンクリート密度はこれを包絡する 2.00g/cm^3 とする。</p>		

参考

コンクリート調合（東海第二発電所建設記録より）からの推定乾燥容積質量

No.	行目番号	東海第二発電所 (kg/m ³)					砂 (乾燥)	砕石 (乾燥)
		水	セメント	砂(乾燥)	砕石(乾燥)	骨材計		
1								
2								
3								
4	一次燃焼室							
5								
6								
7								
8								
9								
10								
11								
12								
13								
14								
15								
16								
17								
18								
19								
20								
21								
22								
23								
24								
25								
26								
27								
28								
29								
30								
31								
32								
33								
34								
35								
36								
37								
38								
39								
40								
41	二次燃焼室							
42	原子炉建屋基礎コンクリート							
43	原子炉建屋基礎コンクリート							
44	原子炉建屋基礎コンクリート							
45								
46								
47								
48								
49								
50								
51								
52								
53								
54								
55								
56								
57								
58								
59								
60								
61								
62								
63								
64								
65								
66								
67								
68								
69								
70								
71								
72								
73								
74								

格納容器圧力逃がし装置の系統設計条件の考え方について

格納容器圧力逃がし装置については、想定される事故事象での使用条件下において、性能を発揮できる設計とするため、系統設計条件を定めている。主な系統設計条件を第1表に示す。

第1表 格納容器圧力逃がし装置の系統設計条件

設計条件		設定根拠
最高使用圧力	620kPa [gage]	格納容器の限界圧力を考慮し 2Pd (最高使用圧力 310kPa [gage] の2倍) とする。
最高使用温度	200℃	格納容器の限界温度を考慮し 200℃とする。
設計流量	13.4kg/s (格納容器圧力 310kPa [gage] において)	原子炉定格熱出力1%相当の飽和蒸気量を、ベント開始圧力が低い場合 (310kPa [gage]) であっても排出可能な流量とする。
フィルタ装置内発熱量	500kW	想定されるフィルタ装置に捕集、保持される放射性物質の崩壊熱に対して十分な余裕を見込み、原子炉定格熱出力の0.015%に相当する発熱量とする。
エアロゾル移行量	400kg	想定されるフィルタ装置に移行するエアロゾルの量 (38kg) に対して十分な余裕を見込み、400kgとする。
よう素の炉内内蔵量	24.4kg	BWRプラントにおける代表炉心 (ABWR) の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して、東海第二発電所の熱出力 (3,293MW) を考慮して算出した結果、24.4kgとする。
耐震条件	基準地震動 S _s にて機能維持	基準地震動 S _s にて機能を維持する。

格納容器フィルタベント系の系統設計条件の考え方について

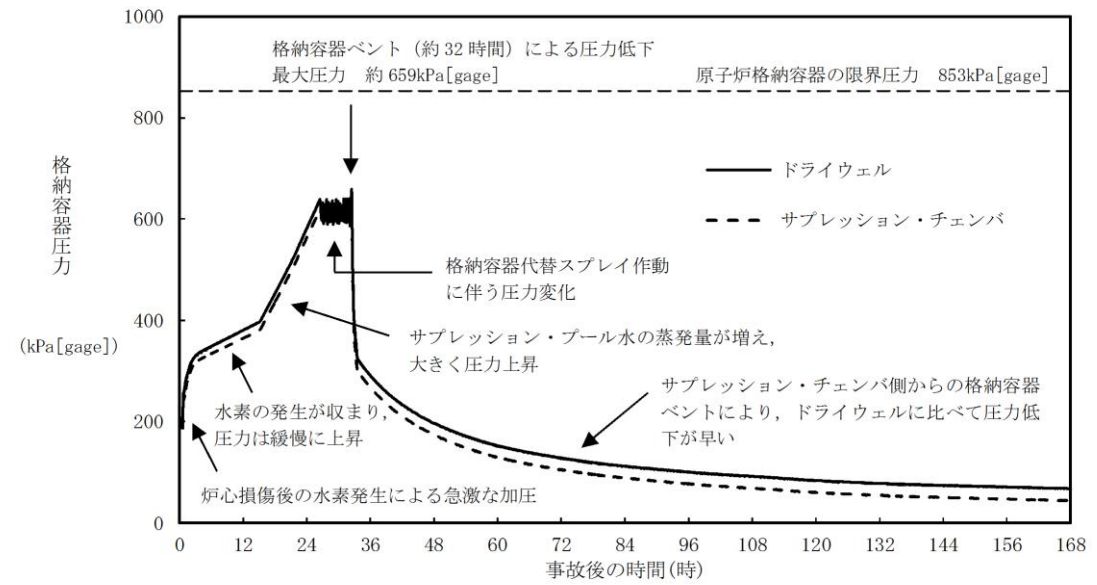
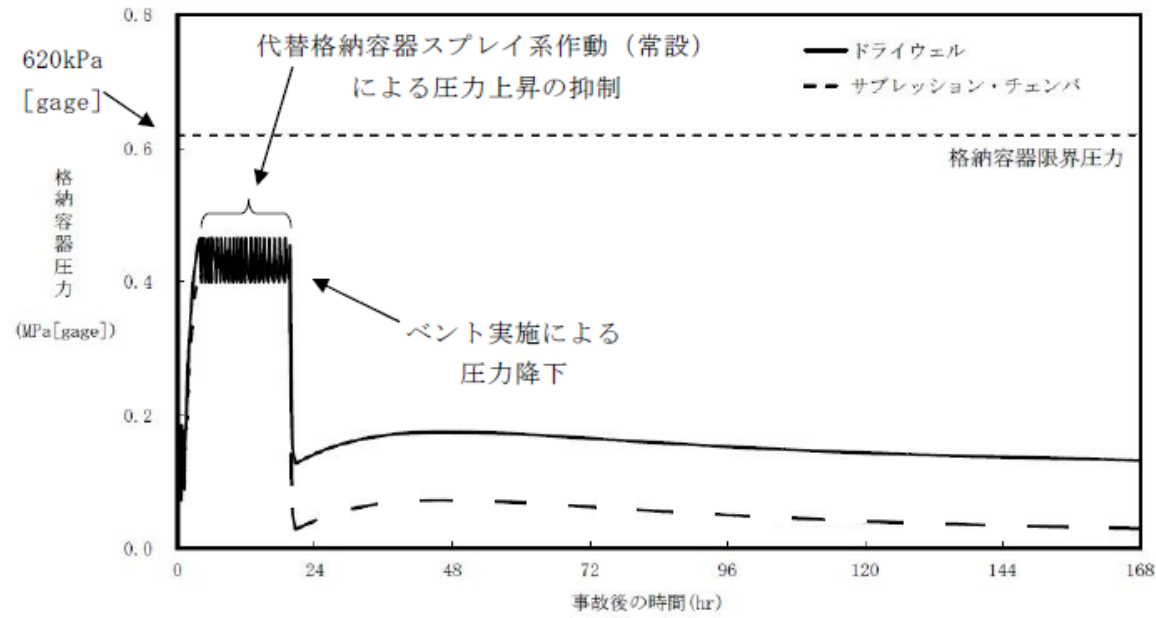
格納容器フィルタベント系については、想定される重大事故等での使用条件下において、確実に操作ができ、性能を発揮できる設計とするため、系統設計条件を定めている。主な系統設計条件を表1に示す。

表1 格納容器フィルタベント系の系統設計条件

設計条件		設定根拠
最高使用圧力	853kPa [gage] (流量制限オリフィスまで)	格納容器フィルタベント系を使用する有効性評価の結果 (格納容器圧力の推移) を踏まえ、格納容器の限界圧力である 853kPa [gage] とする。
	427kPa [gage] (流量制限オリフィス以降)	格納容器フィルタベント系の系統圧力損失を評価した結果から、流量制限オリフィス以降に発生しうる最大の圧力を考慮し、427kPa [gage] とする。
最高使用温度	200℃	格納容器フィルタベント系を使用する有効性評価の結果 (格納容器温度の推移) を踏まえ、格納容器の限界温度である 200℃とする。
設計流量	9.8kg/s (格納容器圧力 427kPa [gage] において)	格納容器フィルタベント系を使用する有効性評価の結果 (ベントタイミング) を踏まえ、原子炉定格熱出力の1%相当の蒸気流量 (9.8kg/s @427kPa [gage]) とする。
フィルタ装置内発熱量	370kW	格納容器フィルタベント系を使用する有効性評価の結果 (ソースターム評価) に基づく放射性物質の崩壊熱に対して、十分な余裕を見込み、370kWとする。
エアロゾル移行量	300kg	想定されるフィルタ装置に移行するエアロゾルの量 (28kg) に対して十分な余裕を見込み、300kgとする。
よう素の炉内内蔵量	18.1kg	BWRプラントにおける代表炉心 (ABWR) の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して、島根2号炉の熱出力 (2,436MW) を考慮して算出した結果、18.1kgとする。
耐震条件	基準地震動 S _s にて機能維持	基準地震動 S _s にて機能を維持する。

・設備の相違
格納容器の型式により最高使用圧力が異なる。(以下、別紙9においては①の相違) また、島根2号炉は、流量制限オリフィス後は減圧されるため最高使用圧力を1Pdとしている。(以下、別紙9においては②の相違) 更に、原子炉定格熱出力が相違するため、フィルタ装置内発熱量、エアロゾル移行量、よう素の炉内内蔵量が異なる

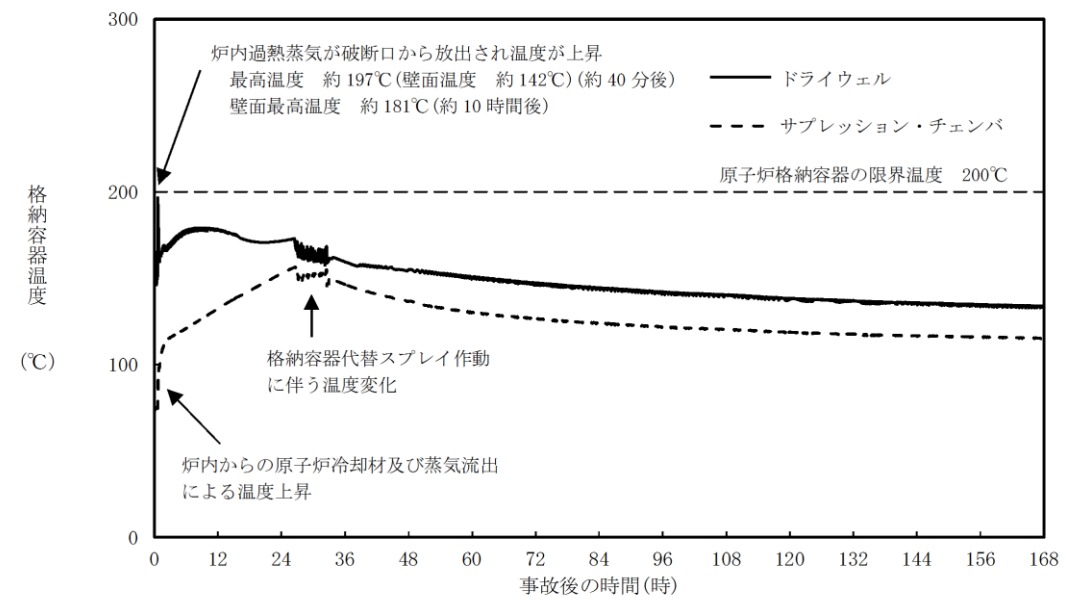
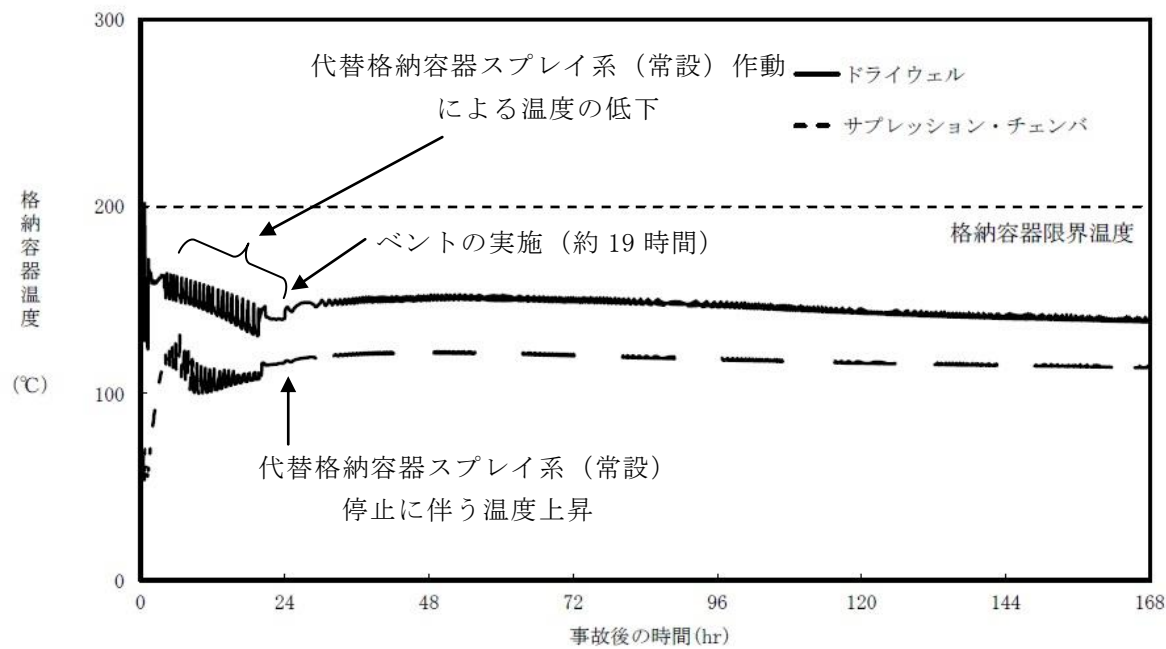
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>格納容器圧力逃がし装置の各設計条件の考え方を以下に示す。</p> <p>(1) 最高使用圧力及び最高使用温度</p> <p>格納容器圧力逃がし装置は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、格納容器の破損を防止するため、格納容器内のガスを排気することにより、格納容器内の圧力及び温度を低下させることができる設計とし、格納容器圧力が格納容器の限界圧力を下回る <u>620kPa[gage]</u> (2Pd: 最高使用圧力の2倍) に到達するまでにベント操作を実施することとしている。</p> <p>有効性評価における格納容器圧力及び格納容器温度の推移から、ベント時に格納容器圧力及び格納容器温度は限界圧力を下回る <u>620kPa [gage]</u> 及び限界温度を下回る <u>200℃</u> を下回ることから、<u>2Pd, 200℃</u> を最高使用圧力及び最高使用温度としている。</p> <p>有効性評価のうち格納容器過圧・過温破損モード「<u>雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)(代替循環冷却系を使用できない場合)</u>」における格納容器圧力及び格納容器温度の推移を第1図、第2図に示す。格納容器圧力の最大値はベント時の約 <u>465kPa [gage]</u>、シーケンス中の格納容器の最高温度は事象開始直後、破断口から流出する過熱蒸気により一時的に格納容器雰囲気温度は約 <u>202℃</u> となるが、格納容器バウンダリにかかる温度(壁面温度)は最大でも約 <u>157℃</u> であり、限界温度を下回る <u>200℃</u> を超えないことから、格納容器の限界圧力及び限界温度を下回っている。</p> <p>最高使用圧力及び最高使用温度については、格納容器圧力逃がし装置の構造設計に使用される。</p>	<p>格納容器フィルタベント系の各設計条件の考え方を以下に示す。</p> <p>(1) 最高使用圧力及び最高使用温度</p> <p>格納容器フィルタベント系は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、格納容器の破損を防止するため、格納容器内のガスを排気することにより、格納容器内の圧力及び温度を低下させることができる設計とし、格納容器圧力が格納容器の限界圧力を下回る <u>853kPa[gage]</u> (2Pd: 最高使用圧力の2倍) に到達するまでにベント操作を実施することとしている。</p> <p>有効性評価における格納容器圧力及び格納容器温度の推移から、ベント時に格納容器圧力及び格納容器温度は限界圧力 <u>853kPa[gage]</u> (2Pd: 最高使用圧力の2倍) 及び限界温度 <u>200℃</u> を下回ることから、<u>流量制限オリフィス</u> までについては、格納容器の限界圧力及び限界温度を格納容器フィルタベント系の最高使用圧力及び最高使用温度としている。<u>流量制限オリフィス以降については、流量制限オリフィスにて格納容器の最高使用圧力(1Pd)未満に減圧されることから、1Pd 及び格納容器の限界温度を格納容器フィルタベント系の最高使用圧力及び最高使用温度としている。</u></p> <p>有効性評価のうち格納容器過圧・過温破損モード(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)における格納容器圧力及び格納容器温度の推移を図1、2に示す。格納容器内に放出される蒸気により、格納容器の圧力及び温度は徐々に上昇する。格納容器代替スプレイ系による格納容器スプレイを間欠的に実施することにより、圧力上昇を抑制する。事象発生から約32時間経過した時点でサブプレッション・プール水位が通常水位+約1.3mに到達するため、格納容器フィルタベント系によるベントを行う。格納容器内の気相部圧力の最大値はベント時の約 <u>659kPa[gage]</u> であり、格納容器内の気相部温度は <u>200℃</u> 以下に維持され、ベント時は約 <u>169℃</u> であり、格納容器の限界圧力及び限界温度を下回っている。</p> <p>なお、NEI13-02(参考図書1)にて格納容器ベント系の設計条件として示されている <u>285℃, 1.05Pd (Mark-I) 及び 1.45Pd (Mark-II)</u> は、格納容器のドライウェルヘッドがある程度の漏えいを示す可能性のある温度と圧力に相当する。島根2号炉においては、重大事故等時においても格納容器バウンダリの健全性が維持できる格納容器の限界温度、限界圧力である <u>200℃, 2Pd</u> を流量制限オリフィスまでの格納容器フィルタベント系の設計条件としている。また、<u>流量制限オリフィス以降については、流量制限オリフィスにて1Pd未満に減圧されることから、200℃, 1Pd</u> を格納容器フィルタベント系の設計条件としている。</p> <p>最高使用圧力及び最高使用温度については、格納容器フィルタベント系の構造設計に使用される。</p>	<p>・設備の相違 ①の相違</p> <p>・設備の相違 ①の相違</p> <p>・設備の相違 ②の相違</p> <p>・解析結果の相違</p> <p>・解析結果の相違</p> <p>・記載方針の相違</p>



第1図 「雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却系を使用できない場合)」における格納容器圧力の推移

図1 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時における格納容器圧力の推移

・解析結果の相違

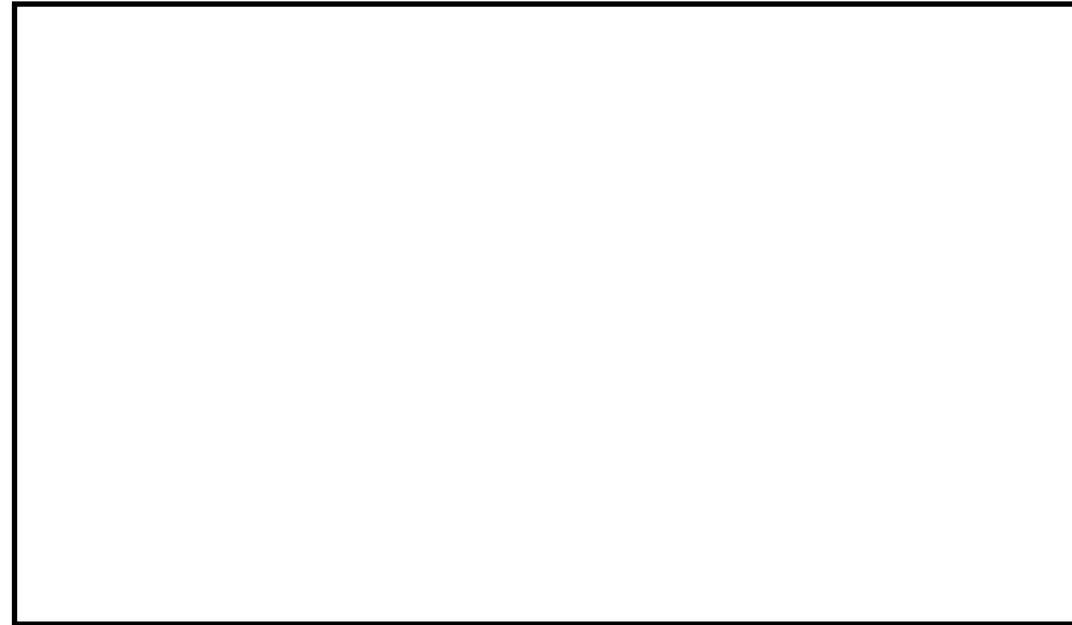


第2図 「雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却系を使用できない場合)」における格納容器温度の推移

図2 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時における格納容器温度の推移

・解析結果の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>(参考) フィルタ装置の最高使用圧力及び最高使用温度を超える場合の健全性について</u></p> <p><u>ベント中のフィルタ装置(容器)について、設計上考慮している最高使用圧力(620kPa [gage]), 最高使用温度(200℃)を超える場合の構造健全性を評価する。</u></p> <p><u>・評価方法</u></p> <p><u>フィルタ装置の持つ放射性物質の閉じ込め機能が喪失する要因として、高温状態で内圧を受け、過度に塑性変形することによる延性破壊が想定される。</u></p> <p><u>フィルタ装置について、「発電用原子力設備規格 設計建設規格(2005年版(2007年追補版を含む)) JSME S NC1-2005/2007」(以下、「設計・建設規格」という)に示される、内面に圧力を受ける円筒胴の計算上必要な厚さを求める式により、温度(フィルタ装置温度における材料の許容引張応力)、圧力をパラメータとして、フィルタ装置(胴部)の構造健全性が確保される、温度と圧力の組合せを評価する。</u></p> <p><u>・評価</u></p> <p><u>設計・建設規格のPVC-3122(1)項に準拠し、設計・建設規格「表5 鉄鋼材用(ボルト材を除く)の各温度における許容引張応力」に規定される、50℃から450℃の各温度における許容引張応力を与えることで、構造健全性が確保できる圧力(以下、「許容圧力」という。)を算出する。</u></p> $t = \frac{PD_i}{2S\eta - 1.2P}$ <p><u>ここで、</u></p> <p><u>t : 胴の最小厚さ <input type="text"/></u></p> <p><u>P : 許容圧力 (MPa)</u></p> <p><u>Di : 胴の内径 4,600 (mm)</u></p> <p><u>S : 各温度における材料の許容引張応力 (MPa)</u></p> <p><u>η : 長手継手の効率 (η=1)</u></p> <p><u>・評価結果</u></p> <p><u>設計・建設規格の必要最小板厚を求める式を用いて評価を実施した結果、第3図に示すとおり、設計上考慮している最高使用圧力(620kPa [gage]), 最高使用温度(200℃)を超える圧力、温度でも構造健全性を有する結果が得られた。</u></p>		<p>・資料構成の相違</p> <p>島根2号炉は、別紙本文の記載後に参考資料を記載している</p>



第3図 フィルタ装置（胴部）の必要最小板厚の式を用いた評価結果

(2) 系統流量（ベントガス流量）

格納容器圧力逃がし装置の系統流量は、原子炉定格熱出力の1%相当の蒸気流量をベント開始圧力が低い場合（1Pd）においても排出できるよう以下のとおり設定している。

a. 蒸気流量の設定

重大事故等発生後の数時間で格納容器圧力逃がし装置が使用されることはないが、保守的に原子炉停止後2時間後～3時間後に格納容器圧力逃がし装置が使用されると考え、その時点での原子炉の崩壊熱として原子炉定格熱出力の1%を設定し、それに相当する蒸気流量とする。

b. 格納容器圧力の設定

有効性評価において格納容器圧力逃がし装置のベント開始圧力を1Pd～2Pdとしており、格納容器圧力が低い方が蒸気排出条件が厳しくなるため、格納容器圧力は1Pdとする。

c. 系統流量の算出

a. 及びb. の組合せにより、系統流量を設定する。系統流量は式1により算出する。

$$W_{Vent} = Q_R \times 0.01 / (h_s - h_w) \times 3600 / 1000 \quad (式1)$$

ここで、

- W_{Vent} : 系統流量 (t/h)
- Q_R : 定格熱出力 (3,293 × 10³ kW)
- h_s : 飽和蒸気の比エンタルピ (2,739 kJ/kg @ 1Pd)

(2) 系統流量（ベントガス流量）

格納容器フィルタベント系の系統流量は、格納容器の最高使用圧力427kPa[gage]（1Pd）において、原子炉定格熱出力の1%（原子炉停止後2～3時間相当）の蒸気発生量を排出できるよう設定している。

系統流量は式1により算出し、9.8kg/sとなる。

$$W_{Vent} = Q_R \times 0.01 / (h_s - h_w) \quad (式1)$$

ここで、

- W_{Vent} : 系統流量 (kg/s)
- Q_R : 定格熱出力 (2436 × 10³ kW)
- h_s : 飽和蒸気の比エンタルピ (2750.55 kJ/kg @ 1Pd)

・設備の相違
原子炉定格熱出力が相違するため、想定する系統流量が異なる
(以下、別紙9においては③の相違)

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>h_w : 飽和水の比エンタルピー (251kJ/kg @60°C※1) ※1 格納容器内に注水する水温を保守的に高めに設定した温度 以上より、系統流量は 48t/h となることから、13.4kg/s を格納容器圧力 1Pd の時の系統流量とする。系統流量は、配管設計やオリフィスの設計条件として使用される。 なお、格納容器圧力が 1Pd より高い圧力でベントする場合には、その時の格納容器圧力と系統全体の圧力損失から系統流量が決まり、格納容器圧力が 1Pd 以上になれば系統流量も 13.4kg/s 以上となり、より蒸気を排出しやすい状況となる。</p> <p>(3) <u>フィルタ装置内発熱量</u> 格納容器圧力逃がし装置のフィルタ装置内発熱量は、原子炉定格熱出力の 0.015% に相当する崩壊熱である 500kW に設定している。 NUREG-1465 における格納容器ソースタームに基づき、ドライウェルベント時に格納容器からフィルタ装置に移行する FP による崩壊熱を評価する。 フィルタ装置内発熱量は以下の式で表される。</p> <p>【フィルタ装置内発熱量】 = 【①ベント時の原子炉の崩壊熱】 × 【②FP の格納容器への放出割合】 ÷ 【③格納容器内の DF】 × 【④フィルタ装置に蓄積する FP の崩壊熱への寄与割合】</p> <p>① ベント時の原子炉の崩壊熱 重大事故等発生後の数時間で格納容器圧力逃がし装置が使用されることはないが、保守的に原子炉停止後約 2 時間後～3 時間後に格納容器圧力逃がし装置が使用されると考え、その時点での原子炉の崩壊熱として、原子炉定格熱出力の 1% とする。</p> <p>② FP の格納容器への放出割合 NUREG-1465 に基づき、揮発性核種のうち格納容器への放出割合が最も大きい Halogen (I) の放出割合である 61% で代表させる (第 2 表参照)。</p> <p>③ 格納容器内の DF 海外で行われた FP エアロゾルの自然除去効果に関する試験 (NSPP 試験等) では、格納容器のエアロゾルは数時間程度で 1/10 程度まで減少している結果が得られており、格納容器内のエアロゾルに対する除去効果として、ドライウェルベント時は DF : 10^{※1} とする。</p>	<p>h_w : 飽和水の比エンタルピー (251.15kJ/kg @60°C※1) ※1 格納容器内に注水する水温を保守的に高めに設定した温度</p> <p>系統流量は、配管設計やオリフィスの設計条件として使用される。 なお、格納容器圧力が 1Pd より高い圧力でベントする場合には、その時の格納容器圧力と系統全体の圧力損失から系統流量が決まり、格納容器圧力が 1Pd 以上になれば系統流量も 9.8kg/s 以上となり、より蒸気を排出しやすい状況となる。</p> <p>(3) <u>スクラバ容器内発熱量</u> 格納容器フィルタベント系のスクラバ容器内発熱量は、原子炉定格熱出力の 0.015% に相当する崩壊熱である 370kW に設定している。 NUREG-1465 (参考図書 2) における格納容器ソースタームに基づき、ドライウェルベント時に格納容器からフィルタ装置 (スクラバ容器) に移行する核分裂生成物 (FP) による崩壊熱を評価する。 スクラバ容器内発熱量は以下の式で表される。</p> <p>【スクラバ容器内発熱量】 = 【①ベント時の原子炉の崩壊熱】 × 【②FP の格納容器への放出割合】 ÷ 【③格納容器内の DF】 × 【④スクラバ容器に蓄積する FP の崩壊熱への寄与割合】</p> <p>① ベント時の原子炉の崩壊熱 保守的に原子炉停止後約 2 時間後に格納容器フィルタベント系が使用されると考え、その時点での原子炉の崩壊熱として、原子炉定格熱出力の 1% とする。</p> <p>② FP の格納容器への放出割合 NUREG-1465 に基づき、揮発性核種のうち格納容器への放出割合が最も大きい Halogen (I) の放出割合である 61% で代表させる (表 2 参照)。</p> <p>③ 格納容器内の DF NUREG-1150 (参考図書 3) に基づき、サブプレッション・プールにおけるスクラビング効果として、ウェットウェルベント時は DF : 80 とする。 海外で行われた FP エアロゾルの自然除去効果に関する実験結果 (NSPP 実験等) に基づき、自然沈着による除去効果として、ドライウェルベント時は DF : 10 とする。</p>	<p>備考</p> <p>・設備の相違 ③の相違</p> <p>・設備の相違 原子炉定格熱出力が相違するため、想定する崩壊熱量が異なる (以下、別紙 9 においては④の相違)</p> <p>・記載方針の相違 発熱量の算出は D/W ベントによる評価が保守的となるが、島根 2 号炉は、参考として W/W の DF でも算出している</p>

※1 事象発生から19時間(有効性評価におけるベント開始時間)後には、より大きなDFが期待できると及びMAAP解析でもより大きなDFを見込んでいる(別紙17第1図)ことから、設計条件として適用性があると考え。

④ フィルタ装置に蓄積するFPの崩壊熱への寄与割合

NUREG-1465に基づき、揮発性が比較的高く、炉心損傷を伴う事故時に有意な放出割合となり、フィルタ装置に蓄積する核種として、Halogen (I), Alkali metal (Cs), Te, Ba 及び Sr を想定し、これら核種の崩壊熱への寄与割合は22%とする(第3表参照)。したがって、定格熱出力に対する崩壊熱は以下のように評価される。

$$\text{ドライウエルベント} : 0.01 \times 0.61 \div 10 \times 0.22 = 0.01342\%$$

以上より、フィルタ装置内発熱量は、上記割合を包絡する条件とし、原子炉定格熱出力の0.015%である500kW (3,293MW×0.015%) と設定する。

フィルタ装置内発熱量は、スクラビング水の初期保有量及びフィルタ装置の寸法設定に使用される。

第2表 NUREG-1465における格納容器内への放出割合

	Gap Release	Early-In -vessel	Ex-vessel	Late-In -vessel	合計
Noble Gases※1	0.05	0.95	0	0	1.00
Halogens (I)	0.05	0.25	0.30	0.01	0.61
Alkali metal (Cs)	0.05	0.20	0.35	0.01	0.61
Te	0	0.05	0.25	0.005	0.305
Ba, Sr	0	0.02	0.1	0	0.12
Noble metals (Mo, Ru, Sb)	0	0.0025	0.0025	0	0.005
Ce	0	0.0005	0.005	0	0.0055
La	0	0.0002	0.005	0	0.0052

※1 希ガスはフィルタ装置内に蓄積しないため、評価対象外とする。

④ スクラバ容器に蓄積するFPの崩壊熱への寄与割合

NUREG-1465に基づき、揮発性が比較的高く、炉心損傷を伴う事故時に有意な放出割合となり、スクラバ容器に蓄積する核種として、Halogen(I), Alkali metal (Cs), Te, Ba 及び Sr を想定し、これら核種の崩壊熱への寄与割合は22%とする(表3参照)。したがって、定格熱出力に対する崩壊熱は以下のように評価される。

- ▶ ウェットウエルベント : $0.01 \times 0.61 \div 80 \times 0.22 = 0.00168\%$
- ▶ ドライウエルベント : $0.01 \times 0.61 \div 10 \times 0.22 = 0.01342\%$

以上より、スクラバ容器内発熱量は、上記割合を包絡する条件とし、原子炉定格熱出力の0.015%である370kW と設定する。

なお、有効性評価のうち格納容器過圧・過温破損の事故シーケンス(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)におけるスクラバ容器内発熱量は、約 8.9×10^{-3} kW である。

スクラバ容器内発熱量は、スクラビング水の初期保有量及びスクラバ容器の寸法設定に使用される。

表2 NUREG-1465における格納容器内への放出割合

元素グループ	Gap Release	Early-In -vessel	Ex-vessel	Late-In -vessel	合計
Noble Gases※	0.05	0.95	0	0	1.00
Halogen(I)	0.05	0.25	0.30	0.01	0.61
Alkali metal (Cs)	0.05	0.20	0.35	0.01	0.61
Te	0	0.05	0.25	0.005	0.305
Ba, Sr	0	0.02	0.1	0	0.12
Noble metals (Mo, Ru, Sb)	0	0.0025	0.0025	0	0.005
Ce	0	0.0005	0.005	0	0.0055
La	0	0.0002	0.005	0	0.0052

※ 希ガスはフィルタ装置内に蓄積しないため、評価対象外とする。

・記載方針の相違
島根2号炉は、参考としてW/Wベントの熱量も算出している

・設備の相違
④の相違
・記載方針の相違

第3表 放出割合が大きい揮発性核種の崩壊熱寄与割合

元素グループ※1	放出割合	①放出割合 (ハロゲン比)	②崩壊熱寄与割合 (炉停止後約2時間)	崩壊熱寄与割合 ①×②
Halogens (I)	0.61	1.0	0.18	0.18
Alkali metal (Cs)	0.61	1.0	0.02	0.02
Te	0.305	0.5	0.02	0.01
Ba, Sr	0.12	0.2	0.06	0.01
			合計	0.22

※1 希ガスはフィルタ装置内に蓄積しないため、評価対象外とする。また、放出割合が小さい核種は放出量として無視できるため、評価対象外とする。

(4) エアロゾル移行量

有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」における格納容器からフィルタ装置に移行するエアロゾルの重量を第4表に示す。

第4表 格納容器からフィルタ装置に移行するエアロゾル重量

シーケンス（事象）	エアロゾル重量	
	W/Wベント	D/Wベント
雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却系を使用できない場合)	1g	5,000g

一方、格納容器からのエアロゾルの移行量を保守的に評価するため、サプレッション・プール水でのスクラビング効果がないドライウェルベント時の格納容器からフィルタ装置に移行するエアロゾル量について、核分裂生成物の炉内内蔵量とNUREG-1465に基づく炉心から格納容器へ放出される核分裂生成物の割合を用いて評価した結果、約38kgとなる。さらに、エアロゾルに係る海外規制を踏まえ、400kgに設定している。

表3 放出割合が大きい揮発性核種の崩壊熱寄与割合

元素グループ※	放出割合	① 放出割合 (ハロゲン比)	②崩壊熱寄与割合 (炉停止後約2時間)	崩壊熱寄与割合 ①×②
Halogen(I)	0.61	1.0	0.18	0.18
Alkalimetal (Cs)	0.61	1.0	0.02	0.02
Te	0.305	0.5	0.02	0.01
Ba, Sr	0.12	0.2	0.06	0.01
			合計	0.22

※ 希ガスはフィルタ装置内に蓄積しないため、評価対象外とする。また、放出割合が小さい核種は放出量として無視できるため、評価対象外とする。

(4) エアロゾル移行量

格納容器フィルタベント系の設計の妥当性を確認するために用いる格納容器からのエアロゾル（核分裂生成物エアロゾル、構造材エアロゾル）の移行量は、NUREG-1465（参考図書1）における格納容器ソースタームを用いて評価した結果である核分裂生成物エアロゾル移行量約28kg及びエアロゾルに係る海外規制を踏まえ、保守的に300kgに設定している。

ここで、有効性評価の格納容器過圧・過温破損シーケンス（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）におけるMAAP解析によるエアロゾル移行量は、ウェットウェルベントの場合で約 1.8×10^{-3} kg、ドライウェルベントの場合で約3.5kgであることから、格納容器フィルタベント系の設計の妥当性を確認するために設定した300kgは十分保守的であると考えられる。

・評価結果の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>想定するエアロゾル移行量の評価方法と海外規制におけるエアロゾル移行量を以下に示す。</p> <p>a. 核分裂生成物の炉内内蔵量 各核種グループのFPの炉内内蔵量を第5表に示す。</p> <p>b. 核分裂生成物の格納容器への放出割合 NUREG-1465に基づき、各核種グループの放出割合を設定する(第2表参照)。</p> <p>c. 格納容器内のDF 保守的にドライウェルベントの場合を想定し、崩壊熱の設定と同様に、DF10とする。</p> <p>以上より、想定するエアロゾル量を計算した結果、約38kgとなる。 評価式を以下に示す。 【エアロゾル量】 = $\sum_{\text{全核種グループ}} [(\text{核種グループの炉内内蔵量}) \times (\text{核種グループの格納容器への放出割合}) / 10]$</p> <p>d. 海外規制におけるエアロゾル移行量 ドイツRSKの勧告では、フィルタ装置に移行するエアロゾル量としてPWRについては60kg、BWRについては30kgとしている。また、スイスの原子力施設ガイドラインにおいては、エアロゾル量は150kgと規定されている。</p>	<p>以下に想定する核分裂生成物エアロゾル移行量の評価方法と海外規制におけるエアロゾル移行量を示す。</p> <p>a. 核分裂生成物の炉内内蔵量 核分裂生成物の炉内内蔵量を表4に示す。</p> <p>b. 核分裂生成物の格納容器への放出割合 NUREG-1465に基づき、各核種グループの放出割合を設定する。 (表2, 4参照)</p> <p>c. 格納容器内のDF 保守的にドライウェルベントの場合を想定し、崩壊熱の設定と同様に、海外で行われたFPエアロゾルの自然除去効果に関する実験結果(NSPP実験等)に基づき、自然沈着による除去効果としてDF10とする。</p> <p>以上より、想定FPエアロゾル量を計算した結果、約28kgとなる。 評価式を以下に示す。 【想定FPエアロゾル量】 = $\sum_{\text{全核種グループ}} [(\text{核種グループの炉内内蔵量}) \times (\text{核種グループの格納容器への放出割合}) / 10]$</p> <p>d. 海外規制におけるエアロゾル移行量 ドイツRSKの勧告では、フィルタ装置に移行するエアロゾル量としてPWRについては60kg、BWRについては30kgとしている。また、スイスの原子力施設ガイドラインにおいては、エアロゾル量は150kgと規定されている。</p>	<p>・評価結果の相違</p>

第5表 核分裂生成物の炉内内蔵量

核種グループ	代表化学形態	炉内内蔵量 (kg)	格納容器への放出割合 (-)	エアロゾル移行量 (kg)
Halogens	CsI		0.61	
Alkali metal	CsOH		0.61	
Te	TeO ₂ , Sb		0.305	
Ba, Sr	BaO, SrO		0.12	
Noble metals	MoO ₂		0.005	
Ce	CeO ₂		0.0055	
La	La ₂ O ₃		0.0052	
合計			3.8E+01	

エアロゾル移行量は、金属フィルタの総面積の設定に使用される。

表4 核分裂生成物の炉内内蔵量

核種グループ	代表化学形態	炉内内蔵量 (kg)	格納容器への放出割合 (-)	フィルタ装置へ流入するエアロゾル量 ^{※1} (kg)
Halogens	CsI		0.61	
Alkali metal	CsOH		0.61	
Te	TeO ₂ , Sb		0.305	
Ba, Sr	BaO, SrO		0.12	
Noble metals	MoO ₂		0.005	
Ce	CeO ₂		0.0055	
La	La ₂ O ₃		0.0052	
合計			2.8E+01	

※1 ドライウェルからのベントの場合を想定し、格納容器でのDFを10とする。

エアロゾル移行量は、金属フィルタの総面積の設定に使用される。

《参考図書》

1. NEI13-02 “INDUSTRY GUIDANCE FOR COMPLIANCE WITH ORDER EA-13-109”
2. NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants”
3. NUREG-1150 “Severe Accident Risks: An Assessment for Five U.S. Nuclear Power Plants”

・評価結果の相違

・記載方針の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(参考1) 最高使用圧力及び最高使用温度を超える場合の構造健全性評価</p> <p>スクラバ容器について、格納容器フィルタベント系の最高使用圧力(853kPa[gage]), 最高使用温度(200℃)を超える場合の構造健全性を考察する。</p> <p>a. 評価の概要</p> <p>スクラバ容器の放射性物質の閉じ込め機能喪失の要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。</p> <p>スクラバ容器について、「発電用原子力設備規格(設計・建設規格(2005年版(2007年追補版を含む))) JSME S NC1-2005/2007」(以下、「設計・建設規格」という。)に示される必要最小板厚の式を用い、スクラバ容器の各温度における材料の許容引張応力、圧力をパラメータとして、スクラバ容器(胴部)の構造健全性が確保される温度、圧力の組み合わせを評価する。</p> <p>b. 評価</p> <p>設計・建設規格のPVC-3122(1)項に準拠し、設計・建設規格「表5 鉄鋼材料(ボルト材を除く)の各温度における許容引張応力」に規定される、50℃から450℃の各温度における許容引張応力を与えることで、構造健全性が確保できる圧力(以下、「許容圧力」という。)を算出する。</p> $t = \frac{PD_i}{2S\eta - 1.2P}$ <p>ここで、</p> <p>t: 胴の最小厚さ <input type="text"/></p> <p>P: 許容圧力 (MPa)</p> <p>D_i: 胴の内径 <input type="text"/></p> <p>S: 各温度における材料の許容引張応力 (MPa)</p> <p>η: 長手継手の効率 (η = 1)</p>	<p>・資料構成の相違</p> <p>島根2号炉は、別紙本文の記載後に参考資料を記載している</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>・評価結果</p> <p>設計・建設規格の必要最小板厚の式を用いた評価を実施した結果を図1に示す。200℃における許容圧力は約1.678MPa（約3.93Pd）であり、2Pd以上の耐圧性能を有する結果が得られた。</p> <div data-bbox="1371 426 2359 1045" style="border: 1px solid black; height: 295px; width: 333px; margin: 10px auto;"></div> <p>図1 スクラバ容器（胴部）の必要最小板厚の式を用いた評価結果</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																					
<p>(参考) ベントタイミングにおいて発生する荷重の考慮について</p> <p>(1) 重大事故等発生時において格納容器内にて発生する動的荷重</p> <p>重大事故等発生時において、格納容器内にて発生する可能性がある動的荷重には以下のものがある。</p> <p>①ドライウェル内の配管破断によるジェット力</p> <p>②プールスウェル荷重</p> <p>③ベント管出口での蒸気凝縮振動荷重</p> <p>④逃がし安全弁作動時の荷重</p> <p>⑤原子炉隔離時冷却系タービン排気圧力の荷重</p> <p>①～③は、原子炉冷却材喪失事故において事故発生直後に発生する荷重であり、ベント時に生じる荷重は、これに比べて影響は小さい。</p> <p>また④、⑤は、ベント開始の判断基準である格納容器圧力 2Pd に近づいた状態では、原子炉圧力は、原子炉冷却材喪失事故や逃がし安全弁による急速減圧等により、既に低下した状態となっており、原子炉隔離時冷却系も運転していないことから、2Pd ベント時に作用する荷重ではない。</p> <p>以上のことから、ベントの判断基準である格納容器圧力 2Pd における格納容器の加圧は、崩壊熱により発生する蒸気によるものであり、動的荷重を考慮する必要はない。</p> <p>フィルタ装置 (容器) の設計に当たっては、最高使用圧力 2Pd、最高使用温度 200℃の条件に加えて、地震荷重を考慮した強度評価を実施している。</p> <p>また、耐圧機器ではないが、内部構造物であるベンチュリノズルについては、差圧荷重及び地震荷重を考慮するとともに、JAVA 試験にて得られた知見を踏まえた圧力振動を考慮して強度評価を実施している。(第 6 表参照)</p>	<p>(参考 2) スクラバ容器内部構造物に考慮する荷重について</p> <p>第 1 ベントフィルタのスクラバ容器においては、ベント開始時に内部配管や分配管内にたまっていた水のクリアリングによる噴流により、スクラバ容器の内部構造物に大きな荷重がかかる。また、地震の発生によっても応力が発生する。そこで、このクリアリング荷重によるスクラバ容器内部構造物に発生する応力を評価した。なお、保守的に内圧、地震荷重及び自重による荷重も組み合わせて評価を実施した。</p> <p>1. クリアリング荷重の評価</p> <p>クリアリング荷重を評価するため、まずベンチュリノズルからの水の噴射速度を算出する。ダルシー・ワイズバッハの式より、ベンチュリノズルからの水の噴射速度 v は以下のように算出できる。</p> $\Delta P = \dots \quad (1)$ $v = \dots \quad (2)$ <p style="text-align: right;">[m/s]</p> <p>ここで、P_i、P_o、ρ は以下の通り設定した。</p> <p>■ $P_i=0.953\text{MPa[abs]}$</p> <p>P_i はベント開始時の内部配管内の圧力であり、保守的に格納容器の最高使用圧力の 2 倍の圧力である 0.953MPa[abs] とする。実際は、格納容器からスクラバ容器に至る配管の圧力損失により、内部配管内の圧力は格納容器の圧力以下となる。</p> <p>■ $P_o=0.10\text{MPa[abs]}$</p> <p>P_o は噴射出口の圧力であり、保守的に大気圧である 0.10MPa[abs] とする。実際は、スクラバ容器から放出端に至る出口配管、オリフィス、銀ゼオライト容器の圧力損失、及びスクラビング水の水頭圧により、噴射出口の圧力は大気圧以上となる。</p> <p>■ $\rho=1000\text{kg/m}^3$</p> <p>ρ は水の密度であり、1000kg/m^3 とする</p> <p>■ 圧力損失は保守的に発生しないものとする。</p>	<p>・評価方針の相違</p> <p>島根 2 号炉は、具体的な評価結果を記載</p>																					
<p>第 6 表 フィルタ装置の設計</p>																							
<table border="1"> <thead> <tr> <th>部位</th> <th colspan="2">設計に用いた荷重</th> <th>評価方法</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="2">フィルタ装置 (容器)</td> <td>静的荷重</td> <td>内圧荷重 (最高使用圧力)</td> <td>JSME 設計・建設規格に基づき、荷重に対する必要板厚を算出し、最小板厚が必要板厚を満足することを確認する。</td> </tr> <tr> <td>動的荷重</td> <td>内圧荷重、地震荷重</td> <td>内圧荷重及び地震荷重による一次応力及び一次+二次応力を算出し、原子力発電所耐震設計技術指針で定める許容値を満足することを確認する。</td> </tr> <tr> <td rowspan="3">内部構造物 (ベンチュリノズル)</td> <td rowspan="2">静的荷重</td> <td>差圧荷重</td> <td>ASME Sec. II, III, VIIIに基づき評価</td> </tr> <tr> <td>差圧荷重、地震荷重</td> <td>ASME Sec. II, III, VIIIに基づき評価</td> </tr> <tr> <td>動的荷重</td> <td>水力学的荷重</td> <td>JAVA 試験にて得られた知見を踏まえて、圧力振動を評価</td> </tr> </tbody> </table>	部位	設計に用いた荷重		評価方法	フィルタ装置 (容器)	静的荷重	内圧荷重 (最高使用圧力)	JSME 設計・建設規格に基づき、荷重に対する必要板厚を算出し、最小板厚が必要板厚を満足することを確認する。	動的荷重	内圧荷重、地震荷重	内圧荷重及び地震荷重による一次応力及び一次+二次応力を算出し、原子力発電所耐震設計技術指針で定める許容値を満足することを確認する。	内部構造物 (ベンチュリノズル)	静的荷重	差圧荷重	ASME Sec. II, III, VIIIに基づき評価	差圧荷重、地震荷重	ASME Sec. II, III, VIIIに基づき評価	動的荷重	水力学的荷重	JAVA 試験にて得られた知見を踏まえて、圧力振動を評価			
部位	設計に用いた荷重		評価方法																				
フィルタ装置 (容器)	静的荷重	内圧荷重 (最高使用圧力)	JSME 設計・建設規格に基づき、荷重に対する必要板厚を算出し、最小板厚が必要板厚を満足することを確認する。																				
	動的荷重	内圧荷重、地震荷重	内圧荷重及び地震荷重による一次応力及び一次+二次応力を算出し、原子力発電所耐震設計技術指針で定める許容値を満足することを確認する。																				
内部構造物 (ベンチュリノズル)	静的荷重	差圧荷重	ASME Sec. II, III, VIIIに基づき評価																				
		差圧荷重、地震荷重	ASME Sec. II, III, VIIIに基づき評価																				
	動的荷重	水力学的荷重	JAVA 試験にて得られた知見を踏まえて、圧力振動を評価																				

また、噴射速度から、力積の式を用いてベンチュリノズル1個あたりにおける荷重Fを算出した。

$$F = \rho \cdot A \cdot v^2 \cdot \sin^2 \alpha \quad (3)$$

$$= \rho \cdot A \cdot v^2 \cdot \sin^2 \alpha \quad (4)$$

$$= \rho \cdot A \cdot v^2 \cdot \sin^2 \alpha \quad (5)$$

= [N/個]

ここで、A、 $\sin\alpha$ は以下の通り設定した。

■ A =

Aは噴出出口の面積であり、とする。

■ $\sin\alpha$ =

α は噴出方向と水平方向のなす角度とする。

2. スクラバ容器内部構造物応力評価

(1) 評価対象

モデル範囲及び応力評価部位を図1及び以下に示す。

- 1) 分岐管付根部
- 2) ノズル付根部
- 3) 内部配管サポート部
- 4) 分岐管サポート部



図1 スクラバ容器 内部配管 モデル範囲及び応力評価部位

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p data-bbox="1329 212 1516 239">(2) 解析モデル</p> <p data-bbox="1353 258 2415 331">本評価は、はりモデル及びシェルモデルを組み合わせて評価を行った。はりモデルを図2に、シェルモデルを図3に示す。</p> <div data-bbox="1475 359 2303 915" style="border: 1px solid black; height: 265px; margin: 10px 0;"></div> <p data-bbox="1685 930 2030 957">図2 内部配管 はりモデル</p> <div data-bbox="1475 995 2303 1413" style="border: 1px solid black; height: 199px; margin: 10px 0;"></div> <p data-bbox="1673 1425 2041 1453">図3 内部配管 シェルモデル</p>	

<解析評価の概略手順>

- (a) はりモデルを用いて、地震荷重（水平，鉛直）及びクリアリング荷重の解析を行う。（クリアリング荷重は，ベンチュリノズル先端に負荷する。）
- (b) シェルモデルの端部にあたる節点における変位量 δ 及び回転角 θ を，各荷重毎に求める。
- (c) はりモデルで求めた変形量 δ ，回転角 θ をシェルモデル端部に負荷し，地震荷重及びクリアリング荷重作用時の各部の詳細応力を評価する。
- (d) シェルモデルでは内圧による応力も算出する。
- (e) 下記により、各部位の応力を評価する。
 - 1) 配管については、内圧による応力が他の荷重に比べて大きいため、今回の評価においては各評価部位ごとに内圧による最大応力発生位置を評価し、その位置における内圧、自重、地震荷重、クリアリング荷重による応力を足し合わせて最大応力とし、許容値と比較する。
 - 2) 内部配管サポートについては、内圧、自重、地震荷重、クリアリング荷重により作用する荷重をすべて足し合わせ、その荷重で発生する内部配管サポートの最大応力を評価（規格式による手計算）する。

(3) 荷重条件

本評価では、以下の荷重条件を考慮した。

- 1) 配管内内圧：0.853 MPa[gage]
- 2) 自重
- 3) 地震荷重：水平 2.99 G, 鉛直 2.17 G
- 4) ベンチュリノズルクリアリング荷重： N/個（各ノズルに上向き負荷）

(4) 許容応力

評価は供用状態 Ds について実施し、許容応力は、日本機械学会 設計・建設規格 (JSME S NC1-2005(2007)) に基づき、内部配管はクラス 2 配管，サポートはクラス 2 支持構造物の許容応力を準用する。

許容応力を表 1 に示す。

表 1 供用状態 Ds の許容応力

評価対象	許容応力 (MPa)	
	内部配管	2Sy (1次+2次応力制限値)
サポート	1.5ft*	162

(5) 評価結果

各部位の発生応力を評価した結果を表2に示す。表2より、クリアリング荷重と地震荷重が同時に作用した場合でも、内部配管やサポートに発生する応力は許容応力以下であることを確認した。

表2 発生応力の評価結果

		供用状態 D	
		発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
内部配管	分岐管付根部	106	240
	ベンチュリノズル付根部	85	
	サポート付根部	43	
内部配管	分岐管サポート部	38	162
サポート	内部配管サポート部	2	

(参考3) 格納容器フィルタベント系の系統範囲について

格納容器フィルタベント系の系統範囲図を図1に示す。ベント弁(第3弁)以降を格納容器フィルタベント系の系統範囲としている。

格納容器フィルタベント系は、銀ゼオライト容器上流側流量制限オリフィスまでは最高使用温度 200℃、最高使用圧力 853kPa[gage] とし、銀ゼオライト容器上流側流量制限オリフィスより下流は最高使用温度 200℃、最高使用圧力 427kPa [gage] とする。なお、格納容器から格納容器フィルタベント系の間には、窒素ガス制御系と非常用ガス処理系のラインが設置されている。これらの最高使用温度と最高使用圧力は、格納容器と同じ 171℃ (ドライウエル)、104℃ (サブプレッション・チェンバ) 427kPa[gage] (窒素ガス制御系) と 66℃, 13.7kPa[gage] (非常用ガス処理系) であるが、格納容器フィルタベント系の使用条件 (200℃, 853kPa[gage]) で機能を確保できることを確認している。

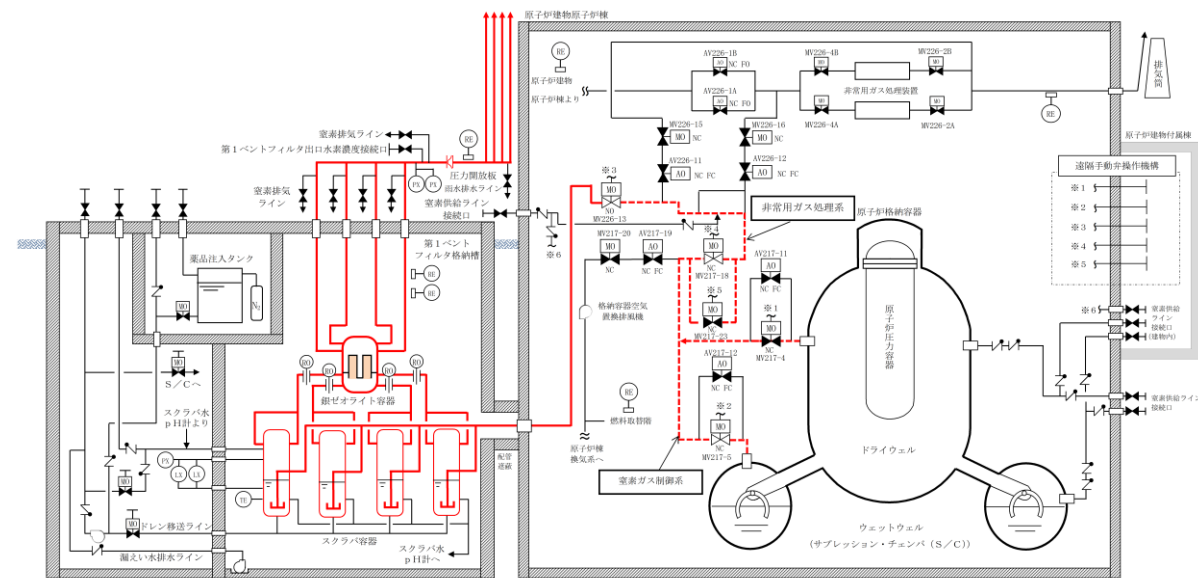


図1 格納容器フィルタベント系 系統範囲図

・記載方針の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 36</p> <p style="text-align: center;">エアロゾルの保守性について</p> <p>(1) <u>格納容器圧力逃がし装置</u>の設計条件について <u>格納容器圧力逃がし装置</u>の設計条件としては、エアロゾル移行量を <u>400kg</u> に設定している。(別紙 2)</p> <p>(2) 事故シナリオに応じたエアロゾル移行量について</p> <p>a. エアロゾルが発生する事故シナリオの選定について</p> <p>ベント実施時には、希ガスやガス状よう素（無機よう素及び有機よう素）を除く核分裂生成物及び構造材がエアロゾルとして<u>格納容器圧力逃がし装置</u>に流入する。エアロゾルが発生する事故シナリオは、格納容器破損防止対策の有効性評価の対象とする事故シーケンスのうち、以下に示すMAAP解析上の特徴を踏まえ、原子炉圧力容器が健全な事故シーケンスである「<u>雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）</u>」を選定している。</p> <p>(a) 原子炉圧力容器内に溶融炉心が存在する場合は、炉心が再冠水し溶融炉心の外周部が固化した後でも、溶融炉心中心部は溶融プール状態を維持する。一方、原子炉圧力容器破損時は、原子炉圧力容器破損前に水張りしたペDESTAL部で溶融炉心の一部が粒子化するとともに、最終的にはクエンチする。エアロゾル移行量は溶融炉心の温度が高い方がより多くなるため、原子炉圧力容器が健全な場合がより保守的な評価となる。</p> <p>(b) 原子炉圧力容器内に溶融炉心が存在する場合は、溶融炉心冠水時において溶融炉心上部の水によるスクラビング効果を考慮していない。一方、溶融炉心がペDESTAL部に存在する場合は、溶融炉心上部の水によるスクラビング効果を考慮している。以上より、スクラビング効果を考慮していない原子炉圧力容器が健全な場合がより保守的な評価となる。</p> <p><u>(c) 東海第二発電所では、MCCI対策としてコリウムシールドを設置するため、原子炉圧力容器が破損した場合でも溶融炉心による侵食は発生しない。したがって、原子炉圧力容器破損後に特有のエアロゾルの発生源はないと考えられる。(別紙38)</u></p> <p>b. 対象シーケンスにおけるエアロゾル移行量について</p> <p>「<u>雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）</u>」シーケンスにおける<u>格納容器圧力逃がし装置</u>へ流入するエアロゾル移行量を第1表に示す。本シーケンスの有効性評価ではS/Cベントを優先して実施することとしているが、ここではD/Wベントを実施した場合のエアロゾル移行量もあわせて示している。第1表より、エアロゾル移行量はS/Cベント時よりD/Wベント時の方が多く約<u>5kg</u>であるが、<u>格納容器圧力逃がし装置</u>で設計上想定するエアロゾル移行量はこれを十分上回る<u>400kg</u>である。</p>	<p style="text-align: right;">別紙 10</p> <p style="text-align: center;">エアロゾルの保守性について</p> <p>(1) <u>格納容器フィルタベント系</u>の設計条件について <u>格納容器フィルタベント系</u>の設計条件としては、エアロゾル移行量を <u>300kg</u> に設定している。(別紙 9)</p> <p>(2) 事故シナリオに応じたエアロゾル移行量について</p> <p>a. エアロゾルが発生する事故シナリオの選定について</p> <p>ベント実施時には、希ガスやガス状よう素（無機よう素及び有機よう素）を除く核分裂生成物及び構造材がエアロゾルとして<u>格納容器フィルタベント系</u>に流入する。エアロゾルが発生する事故シナリオは、格納容器破損防止対策の有効性評価の対象とする事故シーケンスのうち、以下に示すMAAP解析上の特徴を踏まえ、原子炉圧力容器が健全な事故シーケンスである「<u>雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用しない場合）</u>」を選定している。</p> <p>(a) 原子炉圧力容器内に溶融炉心が存在する場合は、炉心が再冠水し溶融炉心の外周部が固化した後でも、溶融炉心中心部は溶融プール状態を維持する。一方、原子炉圧力容器破損時は、原子炉圧力容器破損前に水張りしたペDESTAL部で溶融炉心の一部が粒子化するとともに、最終的にはクエンチする。エアロゾル移行量は溶融炉心の温度が高い方がより多くなるため、原子炉圧力容器が健全な場合がより保守的な評価となる。</p> <p>(b) 原子炉圧力容器内に溶融炉心が存在する場合は、溶融炉心冠水時において溶融炉心上部の水によるスクラビング効果を考慮していない。一方、溶融炉心がペDESTAL部に存在する場合は、溶融炉心上部の水によるスクラビング効果を考慮している。以上より、スクラビング効果を考慮していない原子炉圧力容器が健全な場合がより保守的な評価となる。</p> <p>b. 対象シーケンスにおけるエアロゾル移行量について</p> <p>「<u>雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用しない場合）</u>」シーケンスにおける<u>格納容器フィルタベント系</u>へ流入するエアロゾル移行量を表1に示す。本シーケンスの有効性評価ではW/Wベントを優先して実施することとしているが、ここではD/Wベントを実施した場合のエアロゾル移行量もあわせて示している。表1より、エアロゾル移行量はW/Wベント時よりD/Wベント時の方が多く約<u>3.5kg</u>であるが、<u>格納容器フィルタベント系</u>で設計上想定するエアロゾル移行量はこれを十分上回る<u>300kg</u>である。</p>	<p>・設備の相違 原子炉定格熱出力が相違するため、エアロゾル移行量が異なる</p> <p>・設備設計の相違 島根2号炉では、ペDESTAL壁面の溶融炉心による侵食が発生する</p> <p>・解析結果の相違 ・設備の相違 原子炉定格熱出力が相違するため、エアロゾル移行量が異なる</p>

第1表 静的負荷シーケンスにおけるFPエアロゾル移行量

放出する系統	FPエアロゾル移行量
S/Cベント	約0.001kg
D/Wベント	約5kg

表1 静的負荷シーケンスにおけるFPエアロゾル移行量

放出する系統	FPエアロゾル移行量
W/Wベント	約0.0018kg
D/Wベント	約3.5kg

る

- ・設備の相違
原子炉定格熱出力が相違するため、エアロゾル移行量が異なる

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 50</p> <p style="text-align: center;">フィルタ装置における化学反応熱について</p> <p>重大事故等時に格納容器で発生したエアロゾル及び無機よう素がフィルタ装置に到達し、ベンチュリスクラバにおいて無機よう素が化学反応した際の生成物は中性物質(よう化ナトリウム(NaI)、硫酸ナトリウム(Na₂SO₄))であり、スクラビング水のpHに与える影響はほとんどない。また、ベンチュリスクラバにて無機よう素がスクラビング水と化学反応することによって発熱するが、この発熱量と、設計条件であるベントフィルタ内の放射性物質の崩壊による発熱量(500kW(別紙2))とを比較した結果、ベンチュリスクラバにおける化学反応の発熱量は約1/30であり、化学反応の発熱量の影響が十分小さいことを確認した。</p> <p>重大事故等時に格納容器で発生した有機よう素及びベンチュリスクラバを通過した無機よう素について、よう素除去部において有機よう素及び無機よう素が化学反応した際の生成物のうち、硝酸メチルは爆発性のおそれがある物質とされているが、生成量は約0.003vol%と微量であることから、爆発することはないと考えられる。なお、生成物のうち、よう化銀については、光によって分解する性質があるが、よう素除去部は容器内の遮光された環境にあるため、光分解によるよう素の放出は発生しない。また、よう素除去部にて有機よう素及び無機よう素が吸着剤と化学反応することによって発熱・吸熱するが、化学反応の発熱・吸熱による温度変化量を評価した結果、よう素除去部の温度変化が十分小さいことを確認した。</p> <p>1. ベンチュリスクラバにおける化学反応による発熱量</p> <p>(1) ベンチュリスクラバにおけるエアロゾルの化学反応による発熱量</p> <p>ベンチュリスクラバで捕集されるエアロゾルは核分裂生成物エアロゾルと構造材エアロゾルがある。核分裂生成物エアロゾルは別紙2に記載のとおりであり、構造材エアロゾルは炉内構造物等の金属及びコンクリート含有元素(Si, Ca, Mg, Al, K等)で構成されている。それらがスクラビング水と反応したときの反応熱の中で1mol当たりの発熱量が最も大きいのは□であることから、ここでは□で代表し、設計条件である400kg全量が□としてスクラビング水で反応したときの発熱量にて影響を評価する。</p> <p>ベンチュリスクラバにおける□の化学反応は以下の熱化学方程式のとおりである。</p> <div style="border: 1px solid black; width: 300px; height: 20px; margin-left: 50px;"></div>	<p style="text-align: right;">別紙 11</p> <p style="text-align: center;">フィルタ装置における化学反応熱について</p> <p>フィルタ装置に移行してくるエアロゾル及びガス状放射性よう素との化学反応による発熱及び化学反応生成物の影響について評価した結果を以下に示す。</p> <p>(1) ベンチュリスクラバにおける化学反応熱の影響</p> <p>ベンチュリスクラバで捕集されるエアロゾルと無機よう素について、スクラビング水との化学反応に伴い発生する反応熱量と、ベンチュリスクラバにおいて捕集された放射性物質から発生する崩壊熱量を比較する。</p> <p>a. ベンチュリスクラバにおけるエアロゾルの化学反応熱量</p> <p>ベンチュリスクラバで捕集されるエアロゾルは、核分裂生成物エアロゾルとコンクリートから生成するエアロゾルがある。エアロゾルのうち、非水溶性及び難水溶性のものは化学反応しないと考えられるが、ここでは、フィルタ装置に流入するエアロゾル全量(300kg)について化学反応するものとした。さらに、最も反応熱が大きくなる□：コンクリートから生成するエアロゾルの一種)で代表した場合の化学反応による発熱量を計算した。</p> <p>ベンチュリスクラバに捕集された□の化学反応熱は以下のとおり表せる。</p> <div style="border: 1px solid black; width: 150px; height: 20px; margin-left: 50px;"></div>	<p>・記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>それぞれの化学種の標準生成エンタルピーは以下の値となる (参考図書 1)。</p> <div style="border: 1px solid black; height: 80px; width: 100%;"></div> <p>熱化学方程式と標準生成エンタルピーより, [] となる。 以上より, 1mol の [] の反応には [] の発熱量を伴うこととなる。 [] 400kg は [] に当たることから, 発熱量は [] となる。 []</p> <p>(2) ベンチュリスクラバにおける無機よう素の<u>化学反応による発熱量</u> ベンチュリスクラバにおける無機よう素の捕集は, スクラビング水に添加する薬剤により行われ, その化学反応は以下の熱化学方程式のとおりである。 アルカリ性条件下 (発熱反応)</p> <div style="border: 1px solid black; height: 20px; width: 100%;"></div> <p>それぞれの化学種の標準生成エンタルピーは以下の値となる (参考図書 1)。</p> <div style="border: 1px solid black; height: 120px; width: 100%;"></div> <p>熱化学方程式と標準生成エンタルピーより, [] となる。 以上より, 1mol の無機よう素の反応には [] の発熱量を伴うこととなる。 フィルタ装置に貯留するスクラビング水 [] には [] [] wt%含有していることから, $S_2O_3^{2-}$ の量は [] となる。</p>	<p>ここで, それぞれの化学種の標準生成エンタルピーは以下の値である。(参考図書 1)</p> <div style="border: 1px solid black; height: 80px; width: 100%;"></div> <p>これらの値より, [] となる。よって, 1mol の [] が反応すると約 [] の発熱量となる。 ベンチュリスクラバにおいて捕集されるエアロゾル [] の量は以下の値を用いる。 ・ [] の量 = 300 (kg) ・ [] 分子量 = [] (g/mol) よって, ベンチュリスクラバにおいて捕集されるエアロゾル [] の量は約 [] であるので, 反応熱量は約 [] の発熱となる。</p> <p>b. ベンチュリスクラバにおける無機よう素の<u>化学反応熱量</u> ベンチュリスクラバにおける化学反応の熱化学方程式は以下のとおりである。</p> <div style="border: 1px solid black; height: 20px; width: 100%;"></div> <p>ここで, それぞれの化学種の標準生成エンタルピーは以下の値となる。(参考図書 1)</p> <div style="border: 1px solid black; height: 120px; width: 100%;"></div> <p>これらの値より, [] となる。よって, 1mol の無機よう素 (I_2) が反応すると約 [] の発熱量となる。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>一方、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の量について、以下のとおり設定する。</p> <p>a. <u>よう素炉内内蔵量 (約 24.4kg)</u> BWRプラントにおける代表炉心 (ABWR) の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して、東海第二発電所の熱出力 (3,293MW) を考慮して算出した結果、約 24.4kg とする。</p> <p>b. <u>格納容器へのよう素放出割合 (61%)</u> NUREG-1465 に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を 61% とする。</p> <p>c. <u>格納容器に放出されるよう素のうち無機よう素生成割合 (91%)</u> Regulatory Guide 1.195 に基づき、よう化セシウム 5%、無機よう素 91%、有機よう素 4% とする。</p> <p>以上より、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素 (分子量 253.8) 約 13.6kg (=24.4kg × 61% × 91%) の量は約 53.6mol (=13,600g/253.8g/mol) となる。無機よう素と [] の反応による発熱量はモル数の少ない無機よう素の量により決定される。この場合無機よう素と [] の反応により生じる全発熱量は [] となる。</p> <p>[]</p> <p>(3) <u>ベンチュリスクラバにおける化学反応の発熱量の評価</u></p> <p>[]</p> <p>以上より、ベンチュリスクラバにおける化学反応による発熱量が与える影響はないと言える。</p> <p>2. <u>よう素除去部における化学反応による発熱</u></p>	<p>事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量は約 18.1kg である。NUREG-1465 (参考図書2) に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を 61%、Regulatory Guide 1.195 (参考図書3) に基づき、無機よう素生成割合を 91% とすると、ベンチュリスクラバにおける無機よう素の量は以下のとおりである。</p> <p>・無機よう素 (I₂) の量 = [] (g) ・無機よう素 (I₂) 分子量 = 253.8 (g/mol)</p> <p>よって、ベンチュリスクラバにおいて捕集される無機よう素 (I₂) の量は約 [] であるので、反応熱量は約 [] の発熱となる。</p> <p>c. <u>影響評価</u> a, b で算出したエアロゾル及び無機よう素の化学反応熱量の合計は [] の発熱となり、設計上考慮しているスクラバ容器内発熱量 (370kW) の 24 時間分の積算値 [] に対して約 [] % であり、スクラビング水の水位挙動等への影響は十分小さい。</p> <p>(2) <u>銀ゼオライトフィルタにおける化学反応熱の影響</u> 銀ゼオライトフィルタにおいてガス状放射性よう素の化学吸着により発生する反応熱量と銀ゼオライトフィルタにおいて捕集されたガス状放射性よう素から発生する崩壊熱量を比較する。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(1) <u>よう素除去部における有機よう素の化学反応による発熱量</u> <u>よう素除去部における有機よう素の捕集は、銀ゼオライトへの吸着反応として行われ、その化学反応は以下の熱化学方程式のとおりである。</u> アルカリ性条件下 (発熱反応)</p> <div style="border: 1px solid black; height: 20px; width: 100%;"></div> <p>それぞれの化学種の標準生成エンタルピーは以下の値となる (参考図書1)。</p> <div style="border: 1px solid black; height: 80px; width: 100%;"></div> <p>熱化学方程式と標準生成エンタルピーより、となる。 以上より、1mol の有機よう素 CH₃I の反応には の発熱量を伴うこととなる。 ここで、よう素除去部に流入する有機よう素の量は、別紙 11 に記載のとおり となる。したがって、よう素除去部における有機よう素の反応による発熱量は となる。</p> <p>有機よう素の全量が 10 分間 (600 秒) でよう素除去部へ捕集されたと考えると、発熱量は となる。</p>	<p>a. <u>銀ゼオライトフィルタにおける有機よう素の化学反応熱量</u> <u>銀ゼオライトフィルタにおける有機よう素の吸着反応の熱化学方程式は以下のとおりである。</u></p> <div style="border: 1px solid black; height: 20px; width: 100%;"></div> <p>ここで、それぞれの化学種の標準生成エンタルピーは以下の値となる。(参考図書1)</p> <div style="border: 1px solid black; height: 80px; width: 100%;"></div> <p>これらの値より、 となる。よって、1mol の有機よう素 (CH₃I) が反応すると約 の発熱量となる。 事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量は約 18.1kg である。NUREG-1465 (参考図書2) に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を 61%, Regulatory Guide 1.195 (参考図書3) に基づき、有機よう素生成割合を 4%とする。また、よう素重量から有機重量への補正 (よう化メチルの分子量/よう素の原子量≒1.12) を設定値とすると、銀ゼオライトフィルタにおける有機よう素の量は以下のとおりである。 ・有機よう素 (CH₃I) の量 = (g) ・有機よう素 (CH₃I) 分子量 = 141.9 (g/mol) よって銀ゼオライトフィルタに流入する有機よう素は であるので、反応熱量は の発熱となる。</p>	
<p>(2) <u>よう素除去部における無機よう素の化学反応による吸熱量</u> <u>よう素除去部における無機よう素 I₂ の銀ゼオライトへの吸着反応は、以下の熱化学方程式で示される。</u></p> <div style="border: 1px solid black; height: 20px; width: 100%;"></div> <p>それぞれの化学種の標準生成エンタルピーは以下の値となる (参考図書1)。</p> <div style="border: 1px solid black; height: 120px; width: 100%;"></div>	<p>b. <u>銀ゼオライトフィルタにおける無機よう素の化学反応熱量</u> <u>銀ゼオライトフィルタにおける無機よう素の吸着反応の熱化学方程式は以下のとおりである。</u></p> <div style="border: 1px solid black; height: 20px; width: 100%;"></div> <p>ここで、それぞれの化学種の標準生成エンタルピーは以下の値となる。(参考図書1)</p> <div style="border: 1px solid black; height: 120px; width: 100%;"></div>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>熱化学方程式と標準生成エンタルピーより、<input type="text"/>となる。 <u>以上より、1molの無機よう素(I₂)の反応には<input type="text"/>の吸熱量を伴うこととなる。</u> <u>ここで、無機よう素の反応は吸熱反応であることから、保守的に評価に含めないこととする。</u></p> <p>(3) <u>よう素除去部における化学反応の発熱量の評価</u></p> <div data-bbox="184 758 1267 1171" style="border: 1px solid black; height: 197px; width: 365px;"></div> <p><u>以上より、よう素除去部における化学反応による発熱量が与える温度変化は十分小さいため、影響はないと言える。</u></p>	<p>熱化学方程式及び標準生成エンタルピーより、<input type="text"/>となる。よって、1molの無機よう素(I₂)が反応すると約<input type="text"/>の吸熱量となる。 <u>事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量は約18.1kgである。NUREG-1465(参考図書2)に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を61%、Regulatory Guide 1.195(参考図書3)に基づき、無機よう素生成割合を91%、ベンチュリスクラバにおけるDFを100とすると、銀ゼオライトフィルタにおける無機よう素の量は以下のとおりである。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・無機よう素(I₂)の量 = <input type="text"/> (g) ・無機よう素(I₂)分子量 = 253.8 (g/mol) <p><u>よって、銀ゼオライトフィルタに流入する無機よう素は約<input type="text"/>であるので、反応熱量は<input type="text"/>の吸熱となる。</u></p> <p>c. 影響評価</p> <p>a. b. で算出したガス状放射性よう素の化学反応熱量の合計は<input type="text"/> <input type="text"/>の発熱となり、ガス状放射性よう素が<input type="text"/>で銀ゼオライトフィルタに捕集されると考えると、約<input type="text"/>となり、以下の評価式にて銀ゼオライトフィルタの上昇温度を評価した。</p> $\text{上昇温度(}^\circ\text{C)} = \frac{\text{銀ゼオライトフィルタ内の発熱量(W)}}{\text{比熱(J/kg}^\circ\text{C)} \cdot \text{窒素ガス流量(m}^3\text{/s)} \cdot \text{窒素ガス密度(kg/m}^3\text{)}}$ <p>ここで、銀ゼオライトフィルタに流入する窒素ガスの条件は以下のとおり設定した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・窒素ガス流量 = 100 (m³/h[normal]) ・窒素ガス比熱 = 1040 (J/kg・°C) ・窒素ガス密度 = 1.25 (kg/m³[normal]) <p><u>以上より、銀ゼオライトフィルタの上昇温度は約<input type="text"/>°Cと評価でき、よう素の再揮発等への影響は十分小さい。</u></p>	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> ・評価方針の相違 <p>島根2号炉は、吸熱反応を考慮して評価</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p data-bbox="1308 212 1982 241">(3) <u>ベンチュリスクラバにおける化学反応生成物の影響</u></p> <p data-bbox="1344 254 2223 283">ベンチュリスクラバにおける無機よう素の化学反応は以下のとおりである。</p> <p data-bbox="1368 308 2044 359">[]</p> <p data-bbox="1308 390 2421 512">スクラビング水には化学薬剤として [] 及び水酸化ナトリウム (NaOH) を添加しており、無機よう素 (I₂) が流入することによって、溶解状態の [] と [] が生成する。</p> <p data-bbox="1308 525 2421 739">スクラビング水に含まれる [] の量は約 [] , [] の量は約 [] である。一方、事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量は約 18.1kg である。NUREG-1465 (参考図書2) に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を 61%, Regulatory Guide 1.195 (参考図書3) に示される無機よう素生成割合を 91%とすると、ベンチュリスクラバにおいて捕集される I₂の量は約 [] となるため、生成する [] の量は約 [] , [] の量は約 [] となる。</p> <p data-bbox="1344 749 1988 779">ここで、それぞれの化学種の分子量は以下の値である。</p> <ul data-bbox="1368 789 2056 871" style="list-style-type: none"><li data-bbox="1368 789 2056 827">・ [] の分子量 = [] (g/mol)<li data-bbox="1368 835 2056 871">・ [] の分子量 = [] (g/mol) <p data-bbox="1308 882 2421 1050">よって、[] は約 [] , [] は約 [] となる。スクラバ容器4基のスクラビング水の保有水量約 [] であり、[] の濃度は約 [] , [] の濃度は約 [] と微量であることから、構造材への腐食の影響はないと考えられ、これらの物質は中性であるため、スクラビング水の pHにも影響しない。</p> <p data-bbox="1308 1108 2006 1138">(4) <u>銀ゼオライトフィルタにおける化学反応生成物の影響</u></p> <p data-bbox="1344 1150 2421 1230">銀ゼオライトフィルタにおける有機よう素と無機よう素の化学反応はそれぞれ以下のとおりである。</p> <p data-bbox="1510 1241 2086 1291">[]</p> <p data-bbox="1442 1308 2237 1358">[]</p> <p data-bbox="1308 1371 2421 1497">この化学反応による化学反応生成物である [] には爆発の恐れがあることが知られている。[] については、[] と [] が発生するため、格納容器内で発生する有機よう素の濃度を以下のとおり算出する。</p> <p data-bbox="1308 1507 2421 1633">格納容器内で発生する有機よう素は [] であり、仮に温度を 200℃ (473K) で圧力を保守的に 1atm とすると [] となり、D/W 自由空間容積は約 [] m³ であるため、格納容器内の有機よう素の濃度は約 [] となる。</p> <p data-bbox="1308 1644 2421 1770">よって、有機よう素が銀ゼオライトフィルタで反応し生成する [] の濃度は約 [] であると評価でき、一般に有機化合物の可燃性限界の下限濃度は数%オーダーであることからこのような極低濃度において爆発の恐れはない (参考図書4)。</p> <p data-bbox="1308 1780 2421 1810">[] については、熱や光で分解する性質がある。[]</p> <p data-bbox="1308 1820 2421 1900">[] は 400℃以上の高温状態において、数時間程度 [] を通気した場合に起こることが知られているが、銀ゼオライトフィルタの温度は 400℃に対して十分低く抑えることができる。</p>	<p data-bbox="2451 212 2659 241">・ 記載方針の相違</p> <p data-bbox="2451 1108 2659 1138">・ 記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><参考図書></p> <p>1. 化学便覧基礎編改訂 5 版</p>	<p>また、，銀ゼオライトフィルタは容器内の遮光された環境にあるため，光分解によるよう素の放出は発生しない。</p> <p></p> <p>銀ゼオライトフィルタにおける無機よう素との化学反応においては，の他の化学反応生成物は，安定な固体である及び極低濃度のであり，銀ゼオライトフィルタの性能に与える影響はない。</p> <p><<参考図書>></p> <p>1. 化学便覧基礎編改訂 3， 5 版</p> <p>2. NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” <u>Feb. 1995</u></p> <p>3. <u>Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors”</u></p> <p>4. <u>M. G. Zabetakis, “Flammability Characteristics of Combustible Gases and Vapor.”</u> <u>U. S. Bureau of Mines Bulletin 627. 1965</u></p>	<p>備考</p> <p>・記載方針の相違</p>

別紙 51

別紙 12

スクラビング水の粘性の変化が除去性能に与える影響について

スクラビング水の粘性の変化が除去性能に与える影響について

ベントにより格納容器からフィルタ装置にエアロゾルが移行する。スクラビング水の粘性は、エアロゾルが可溶性の場合はそのエアロゾルの水和性と溶解する量によって、不溶性の場合はスクラビング水に分散する固体粒子の量によって変化する。可溶性エアロゾル又は不溶性エアロゾルの影響によるスクラビング水の粘性率の変化を保守的に評価した結果、その変化は十分小さく、DFへの影響がないことを確認した。

ベント時に格納容器からスクラバ容器に可溶性及び不溶性エアロゾルが流入し、スクラビング水中のエアロゾル濃度の増加に伴い、スクラビング水の粘性が増加することが考えられる。

可溶性及び不溶性エアロゾルによる粘性変化に関する評価を以下に示す。

(1) フィルタ装置内に移行するエアロゾル等の影響

重大事故等時に格納容器内へ放出されるエアロゾルがベントによりフィルタ装置に移行することから、NUREG-1465に記載されている格納容器への放出割合を参照し、フィルタ装置内へ移行するエアロゾル量を基にスクラビング水への影響を評価する。なお、NUREG-1465では格納容器への放出過程 (Early In-Vessel, Late In-Vessel 等) ごとに格納容器への移行割合を与えており、本評価では事故後長期にわたってスクラビング水への影響を評価するため、放出過程ごとの放出割合の合計値をエアロゾル移行量の算出に使用している。(別紙 2)

ベント後のスクラビング水には、可溶性エアロゾルと不溶性エアロゾルがそれぞれ存在することとなる。エアロゾルの種類と溶解の可否を第1表に示す。

第1表 エアロゾル (設計条件) の種類と溶解の可否

核種グループ	代表化学形態	FP エアロゾル移行量 (kg)	溶解の可否
Halogens	CsI		可溶性
Alkali metal	CsOH		可溶性
Te	TeO ₂ , Sb		不溶性
Ba, Sr	BaO, SrO		可溶性
Noble metals	MoO ₂		不溶性
Ce	CeO ₂		不溶性
La	La ₂ O ₃		不溶性
構造材	SiO ₂ 等		大半は不溶性
	合計		400

可溶性エアロゾルと不溶性エアロゾルでは、スクラビング水の粘性に与える影響はそれぞれ異なることから、可溶性エアロゾル、不溶性エアロゾルに分けて粘性に与える影響を確認する。

なお、流体が流動する際の抵抗を示す粘性の大きさは、粘性率 η [mPa・s] で表され、水の粘性率は水温10℃の場合は約1.3[mPa・s]、80℃の場合は約0.3[mPa・s]である (参考図書1)。

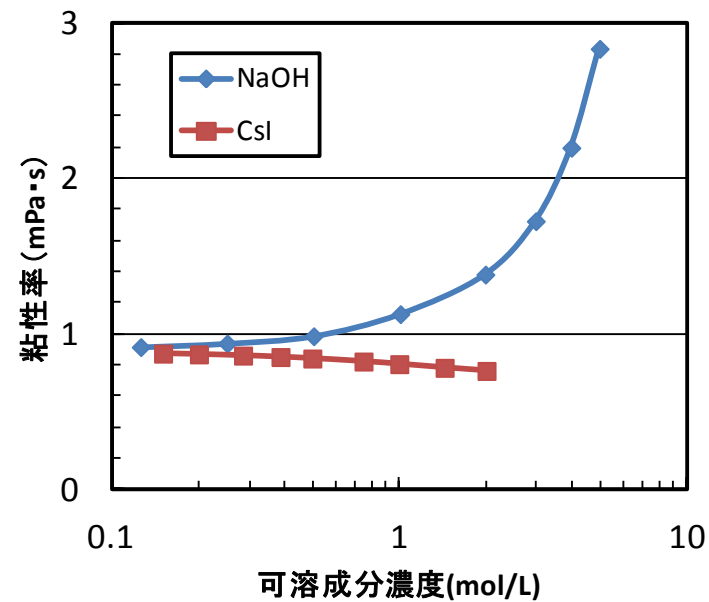
a. 可溶性エアロゾルの影響

エアロゾルがスクラビング水に溶解すると、分解してイオンとして存在し、溶解したイオンの周囲に水分子が水和しやすい場合には、イオンと水分子が集団として振る舞うため移動しにくくなり、粘性率が大きくなる。一方、溶解したイオンの周囲に水分子が水和しにくい場合には、イオンや水分子が移動しやすくなり、粘性率が小さくなる(参考図書2)。

ベント実施後にフィルタ装置に含まれる主な陽イオンには、 Na^+ 、 K^+ 、 Cs^+ があり、陰イオンには OH^- 、 Cl^- 、 Br^- 、 I^- 、 CO_3^{2-} 、 HCO_3^- 、 SO_4^{2-} がある。これらイオンのうち、水和しやすく粘性率の増加に最も寄与する陽イオンは Na^+ 、陰イオンは OH^- であり、水和しにくく粘性率の減少に寄与する陽イオンは Cs^+ 、陰イオンは I^- であると考えられる(参考図書1,3)。

このため、フィルタ装置にエアロゾルが移行した場合の粘性率は、エアロゾルの全量を水酸化ナトリウム(NaOH)として評価したとき最も大きく、よう化セシウム(CsI)として評価したときには小さくなる。

スクラビング水として低温(粘性率が高い)の 25°C における水酸化ナトリウムとよう化セシウムが水に溶解した場合の粘性率の変化を第1図に示す。



第1図 NaOHとCsIが水に溶解した場合の粘性率の変化(25°C)
(NaOH: 参考図書4, CsI: 参考図書5)

(1) 可溶性エアロゾルによるスクラビング水の粘性変化による影響

エアロゾルが可溶性の場合、スクラバ溶液中では捕集したエアロゾルが溶解し、溶液中の可溶成分濃度が上昇する。可溶性のアルカリ成分及び中性塩成分が共存した場合の粘性率の変化(25°C)を図1,2に示す。

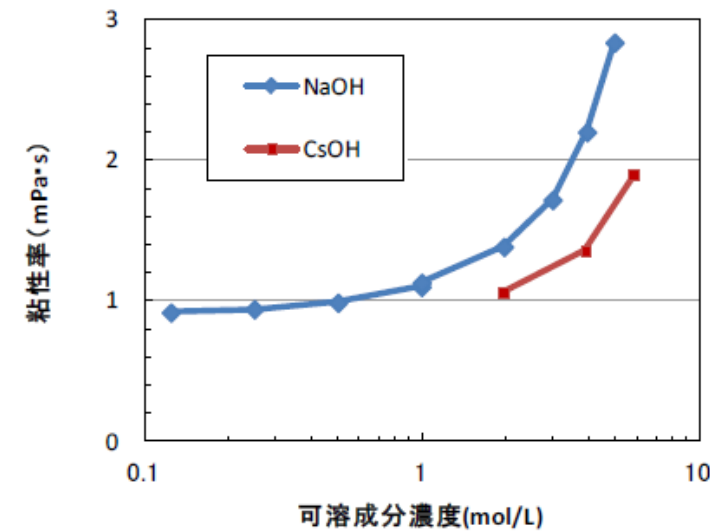


図1 可溶性のアルカリ成分が共存した場合の粘性率の変化(25°C)
(NaOH: 参考図書1,3, CsOH: 参考図書3)

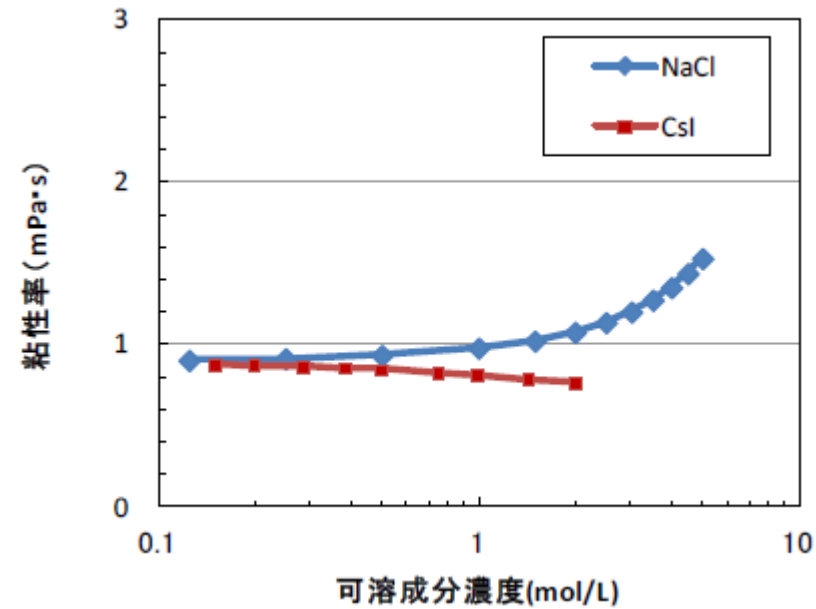


図2 可溶性の中性塩成分が共存した場合の粘性率の変化 (25°C)
(NaCl : 参考図書 4, CsI : 参考図書 5)

スクラビング水に添加している化学薬剤の [] であり、このスクラビング水の粘性率は、化学薬剤を全て水酸化ナトリウムとして評価すると、第1図より [] mPa·s となる。

また、スクラビング水の粘性率の変化を保守的に評価するため、仮にフィルタ装置に移行するエアロゾルが全て水酸化ナトリウム (400kg=10,000mol) と想定とすると、その溶液のモル濃度は [] mol/l 上昇し、 [] となり、可溶性エアロゾルが溶解したスクラビング水の粘性率は、第1図より [] mPa·s となる。

以上より、可溶性エアロゾルが溶解した場合のスクラビング水の粘性率の変化は、フィルタ装置待機時のスクラビング水の粘性率に比べて、わずか ([] mPa·s 大きくなる) と評価できる。

なお、JAVA 試験における初期のスクラビング水に含まれる化学薬剤の質量パーセント濃度は [] であり、これらのモル濃度はそれぞれ [] となることから、このスクラビング水の粘性率は、化学薬剤が全て水酸化ナトリウムとして評価すると、第1図より [] mPa·s と

スクラバ容器のスクラビング水に含まれる化学薬剤の濃度は、通常水位 (約 []) で水酸化ナトリウムが [] であり、下限水位 (約 []) ではそれぞれ [] に相当する。ベント時に格納容器からスクラバ容器に移行するエアロゾル重量を保守的に 300kg とし、仮に全量がセシウム元素とした場合、可溶性エアロゾルのスクラビング水の濃度は約 [] となる。これらのモル濃度を合計し、水酸化ナトリウムとして 25°Cの水に溶解した際の粘性率を評価すると、約 [] となる。

ここで、JAVA 試験でのスクラビング水に含まれる化学薬剤の濃度は、水酸化ナトリウムが [] であり、このモル濃度を合計し、水酸化ナトリウムとして 25°Cの水に溶解した際の粘性率を評価すると、約 [] となる。JAVA 試験におけるスクラビング水の粘性率と比較すると、スクラバ容器のスクラビング水の粘性率は 25°Cにおいて約 [] 高いと評価できる。

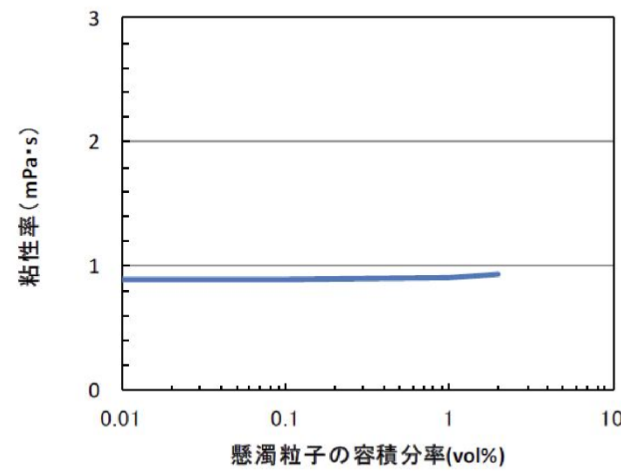
b. 不溶性エアロゾルの影響

エアロゾルが不溶性の場合、スクラビング水中ではコロイド等の懸濁粒子濃度が上昇すると考えられる。このような懸濁粒子が分散した溶液の粘性率はアインシュタインの粘度式等によって評価することができる(参考図書1)。

$$\eta / \eta_0 - 1 = 2.5 \phi$$

ここで、 η : 懸濁粒子溶液の粘性、 η_0 : 分散溶媒の粘性、 ϕ : 懸濁粒子の容積分率を示す。

上式を用いて、懸濁粒子濃度が粘性率に及ぼす影響を評価した結果を第2図に示す(アインシュタインの粘度式の成立限界である容積分率2%までを記載)。



第2図 不溶性分が共存した場合の粘性率の変化 (25°C)

スクラビング水の粘性率の変化を保守的に評価するため、仮にフィルタ装置に移行するエアロゾルを全て不溶性のエアロゾル(密度 \square g/cm³)とし、最低水量の \square tに加わったとして懸濁粒子の容積分率を算出すると、 \square vol% (= $400 \times 10^3 / 2.4 / (15.5 \times 10^6)$) となる。第2図によると懸濁粒子の容積分率2vol%程度まで粘性率がほとんど上昇していないため、不溶性エアロゾルによるスクラビング水の粘性率の変化はほとんどないと評価できる。

なお、上記の密度 \square g/cm³は、コア・コンクリート反応で発生するコンクリート由来のエアロゾルを想定したものであり、TeO₂(密度約5.7g/cm³)等の密度の大きいエアロゾルを想定するよりも懸濁粒子の容積分率を大きく算定するため、保守的な評価となっている。

(2) 不溶性エアロゾルによるスクラビング水の粘性変化による影響

エアロゾルが不溶性の場合、スクラバ溶液中ではコロイド等の懸濁粒子濃度が上昇すると考えられる。このような懸濁粒子が分散した溶液の粘性率はアインシュタインの粘度式によって評価することができる(参考図書1)。

$$\eta / \eta_0 = 1 + 2.5 \phi$$

η : 懸濁液の粘性率

η_0 : 分散溶媒の粘性率 (25°Cにおける水の粘性率 0.8902 mPa·s)

ϕ : 懸濁粒子の容積分率

上式を用いて、懸濁粒子濃度が粘性率に及ぼす影響を評価した結果を図3に示す(アインシュタインの粘度式の成立限界である容積分率2%までを記載)。

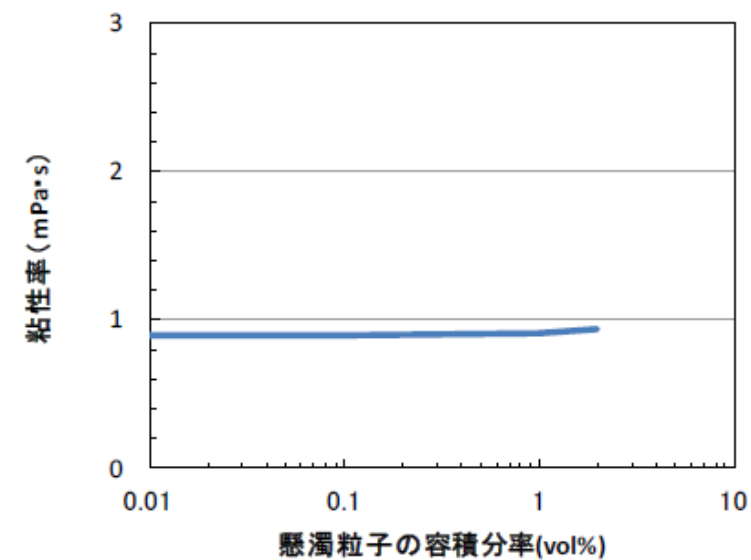


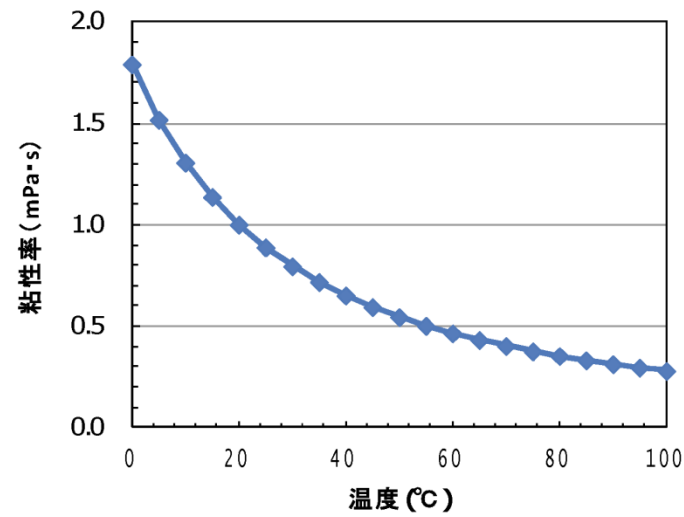
図3 懸濁粒子が共存した場合の粘性率の変化 (25°C)

バント時に格納容器からスクラバ容器に移行するエアロゾル重量を保守的に300kgとし、仮にエアロゾルの比重を2.2g/cm³(MCCIで発生する可能性のあるSiO₂の比重:参考図書2)とした場合、下限水位(約 \square)での不溶性エアロゾルの容積分率は約 \square であり、粘性率はほとんど変化しないため、不溶性エアロゾルによる粘性率への影響はほとんどないと考えられる。

(2) 評価結果

粘性率の増加量は、粘性率の変化が大きい可溶性エアロゾルの場合においても下記のとおりであり、第3図に示す純水の温度変化に伴う粘性率の変化量と同等であるため、この粘性率の変化は十分小さい。よって、フィルタ装置を長期に使用する場合においても、スクラビング水の粘性のDFへの影響はないと考えられる。

- ・可溶性エアロゾル（水酸化ナトリウム 400kg）が溶解した場合のスクラビング水の粘性率の変化は、待機時のスクラビング水と比べた場合に mPa・s 大きくなる。



第3図 水の粘性率に及ぼす温度の影響

なお、エアロゾルには有機物が含まれていないため、温度が上昇した場合にも粘性率を著しく大きくさせることはない。

<参考図書>

1. 化学便覧改訂3版基礎編II
2. 上平恒, 「水の分子工学」
3. 横山晴彦, 田端正明「錯体の溶液化学」
4. Pal M. Sipos, Glenn Hefter, and Peter M. May, Viscosities and Densities of Highly Concentrated Aqueous MOH Solutions (M+) Na+, K+, Li+, Cs+, (CH₃)₄N+ at 25.0 ° C, J. Chem. Eng. Data, 45, 613-617 (2000)
5. Grinnell Jones and Holmes J. Fornwalt, The Viscosity of Aqueous Solutions of Electrolytes as a Function of the Concentration. III. Cesium Iodide and Potassium Permanganate, J.

(3) 温度が粘性に及ぼす影響

液体の粘性率は温度が上昇するにつれて低下する。純水の粘性率の温度依存性を図4に示す。

JAVA 試験におけるスクラビング水の粘性率と比較すると、スクラバ容器のスクラビング水の粘性率は25°Cにおいて約 高いと評価できるが、ベントガスの流入によりスクラビング水の温度は上昇し、粘性率は低下するため、スクラビング水の粘性がスクラバ容器における除去性能に及ぼす影響はないと考えられる。

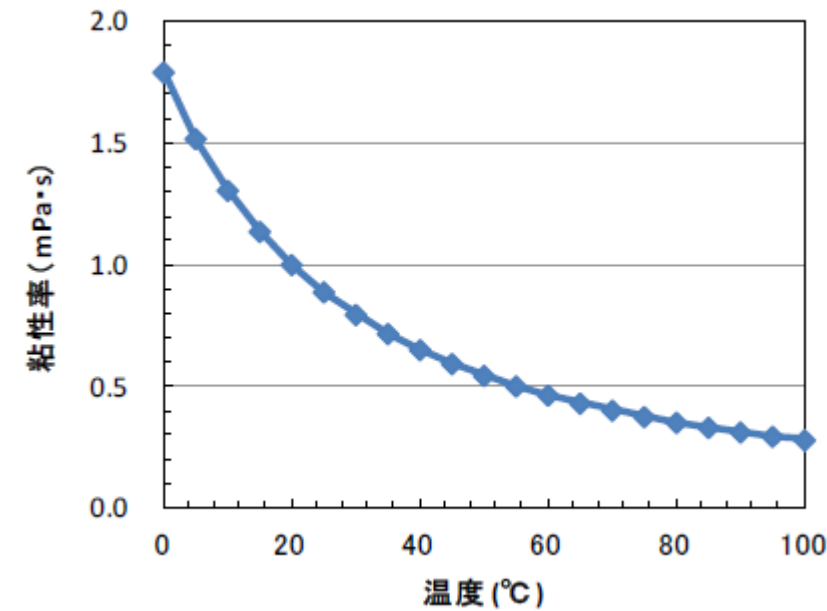


図4 純水の粘性率の温度依存性 (参考図書1)

なお、エアロゾルには有機物が含まれていないため、温度が上昇した場合にも粘性率を著しく大きくさせることはない。

《参考図書》

1. 化学便覧改訂3版基礎編II
2. 岩波理化学辞典第3版
3. Pal M. Sipos, Glenn Hefter, and Peter M. May, Viscosities and Densities of Highly Concentrated Aqueous MOH Solutions (M+) Na+, K+, Li+, Cs+, (CH₃)₄N+ at 25.0°C, J. Chem. Eng. Data, 45, 613-617 (2000)
4. Joseph Kestin, H. Ezzat Khalifa and Robert J. Correia, Tables of the Dynamic and Kinematic Viscosity of Aqueous NaCl Solution in the Temperature Range 20-150°C and the

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>Am. Chem. Soc., 58 (4), 619-625 (1936)</p> <p>6. Joseph Kestin, H. Ezzat Khalifa and Robert J. Correia, Tables of the Dynamic and Kinematic Viscosity of Aqueous NaCl Solution in the Temperature Range 20-150°C and the Pressure Range 0.1-35MPa, J. Phys. Chem. Ref. Data, Vol.10, No.1 (1981)</p> <p>7. <u>日本機械学会 蒸気表 <1999></u></p>	<p>Pressure Range 0.1-35MPa, J. Phys. Chem. Ref. Data, Vol.10, No.1 (1981)</p> <p>5. Grinnell Jones and Holmes J. Fornwalt, The Viscosity of Aqueous Solutions of Electrolytes as a Function of the Concentration. III. Cesium Iodide and Potassium Permanganate, J. Am. Chem. Soc., 58 (4), 619-625 (1936)</p>	

フィルタ装置 (スクラバ容器) の基数の違いによる影響について

フィルタ装置のうちスクラバ容器を4基構成にすることに対して、フィルタ性能へ影響しないよう設計上考慮している事項は以下のとおりである。図1にフィルタ装置廻りの系統概要を示す。

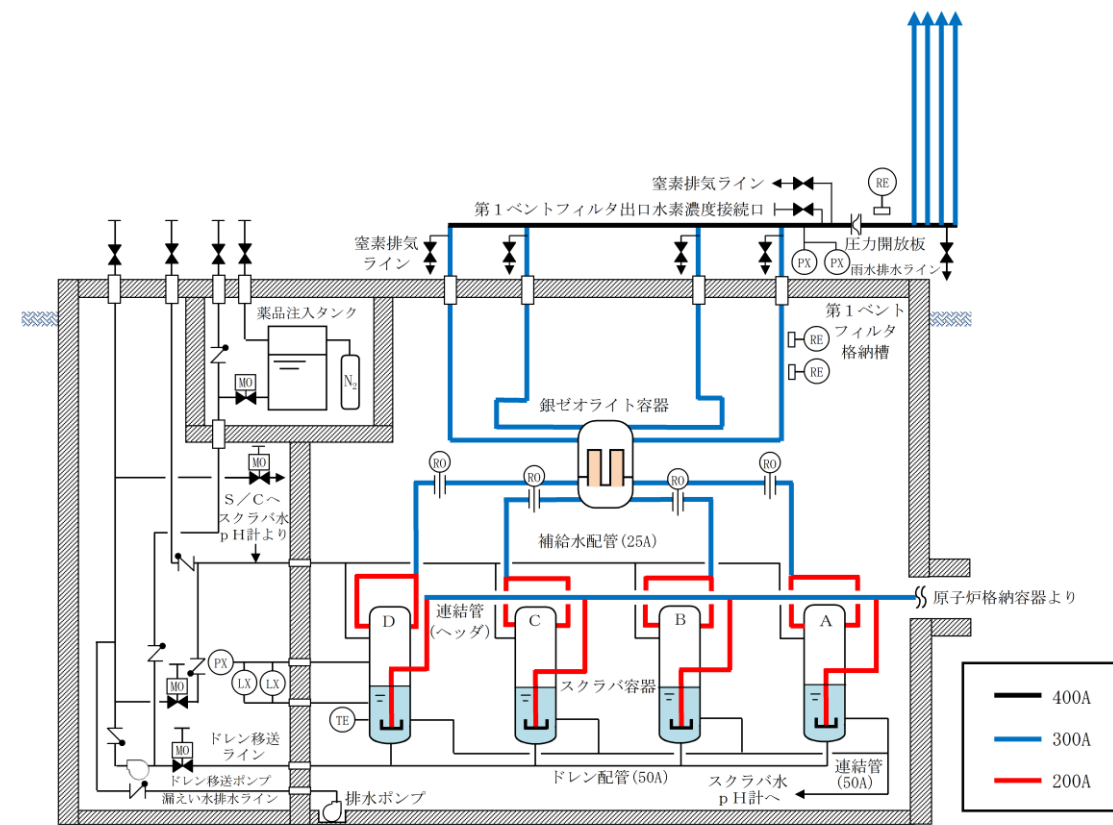


図1 フィルタ装置廻り系統概要図

(1) 配管圧損

各スクラバ容器廻りの配管圧損の差が十分小さくなるよう、配管のルート計画を考慮しており、スクラバ容器入口側に連結管 (ヘッダ)、スクラバ容器出口側に流量制限オリフィスを設置している。これにより、各スクラバにおけるガス流速 (体積流量) を出来るだけ均一になるよう設計しており、各フィルタ装置と接続している分岐部～オリフィスまでの配管の圧損差は、最大でも約 [] と小さく、この圧損差による蒸気流量のばらつきは [] 程度である。したがって、スクラバ容器が4基構成であっても各スクラバ容器のベンチュリスクラバにおけるエアロゾル除去性能に有意な影響はない。また、4つのスクラバ容器は第1ベントフィルタ格納槽内に区画された一つのエリアに設置し、第1ベントフィルタ格納槽の躯体により遮蔽しているため、線量の偏りによる外部への影響はない。ルート別の配管長さ (曲げ数) を表1、ルート別の

流速を表2、配管ルートA～Dのうち配管圧損が最大 () となる配管ルートCをベースとし、ルート別の配管圧損の差及び流量を表3に示す。なお、流量制限オリフィス下流はオリフィス穴径に応じた流量となるため、銀ゼオライト容器入口における各スクラバ容器からのガス流速(体積流量)はほぼ一定となる。

表1 ルート別の配管長さ(曲げ数) (単位:m)

配管 ルート	分岐～スクラバ容器		スクラバ容器～オリフィス		合 計	
	300A (曲げ)	200A (曲げ)	300A (曲げ)	200A (曲げ)	300A (曲げ)	200A (曲げ)
A						
B						
C						
D						

注) オリフィス～銀ゼオライト容器の配管長さは同一のため省略

表2 ルート別の流速 (単位:m/s)

配管 ルート	分岐～スクラバ容器	スクラバ容器～オリフィス	
	200A	300A	200A
A			
B			
C			
D			

表3 ルート別の配管圧損の差及び流量

	配管ルートA	配管ルートB	配管ルートC	配管ルートD
配管圧損の差 (kPa[dif])*				
質量流量 (kg/s)				
体積流量 @ベンチュリ ノズル部 (m ³ /s)				

※分岐～オリフィスの区間

(2) スクラビング水位

各スクラバ容器の液相部は連結管により相互に接続しており、各スクラバ容器の水位は同一となるような設計としている。なお、この連結管の配管径は50Aであり、スクラバ容器に流入するエアロゾル粒径に対して十分に大きな設計としており、スクラバ容器へのエアロゾル移行量を考慮してもスクラビング水の粘性率への影響は小さいため、当該ライン

が閉塞する恐れはない。

(3) 気相部圧力

各スクラバ容器の気相部は、補給水用配管を通じて連結させることにより、1つの金属フィルタに過大な圧力がかからない設計としている。なお、気相部に含まれるエアロゾルは、スクラビング後の粒径の小さなエアロゾルのみとなるため、当該ラインが閉塞する恐れはない。

(4) 薬剤濃度

フィルタ装置（スクラバ容器）への薬剤の補給については、図2に記載のとおり、常設設備により補給が可能な設計としている。

各スクラバ容器への補給ラインは容器毎にそれぞれ設置している。各ラインの配管圧損は小さく、各スクラバ容器の液相部は、連結管により相互に接続しているため、ほぼ均等に補給でき、スクラビング水位及び薬剤の濃度は均一になると考えられるが、薬剤の補給後は図3に記載のとおり循環運転を実施し、スクラビング水の均一性を確保する設計としている。

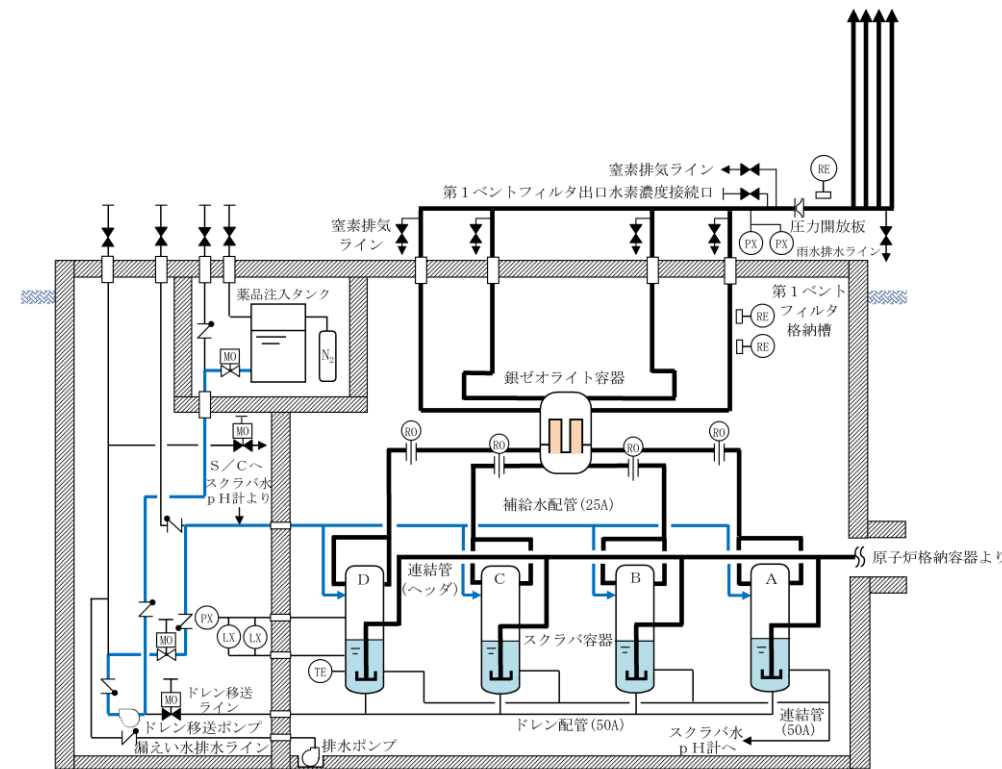


図2 フィルタ装置廻り系統概要図（補給時）

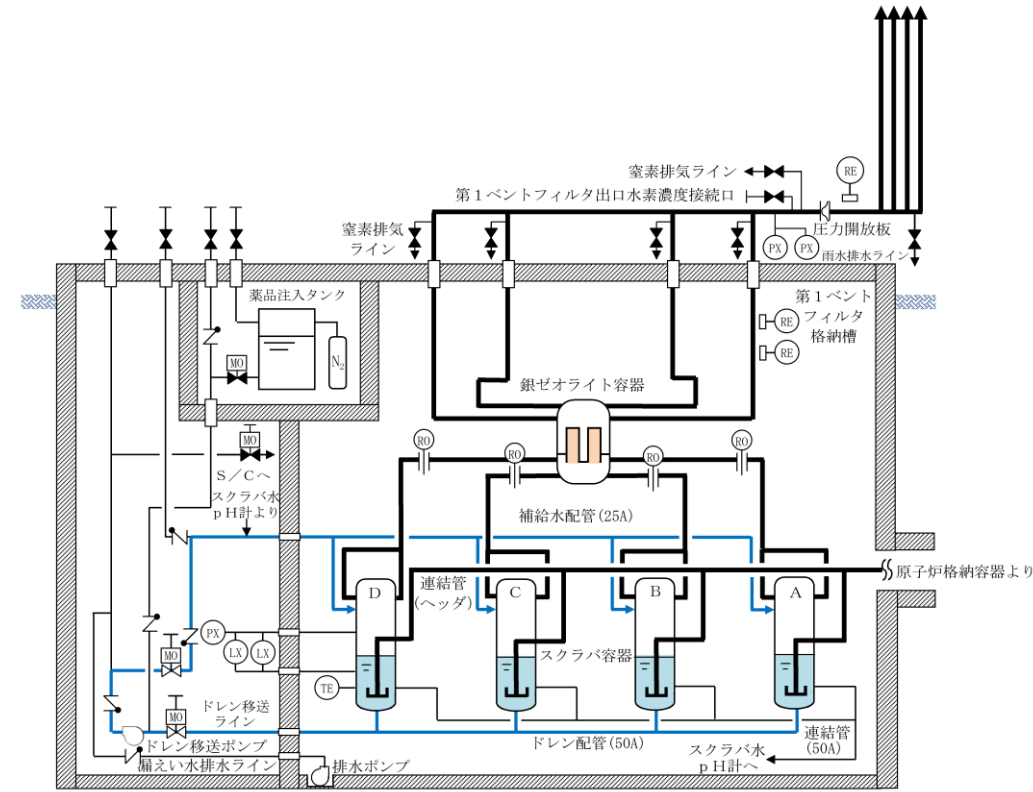


図3 フィルタ装置廻り系統概要図 (循環運転時)

(参考1) スクラバ容器基数による影響及び影響評価結果について

格納容器フィルタベント系は、スクラバ容器4基の構成としていることに対してフィルタ性能へ影響しないよう設計上考慮しているが、基数による影響を網羅的に確認するため、格納容器フィルタベント系の設計で考慮した事項からスクラバ容器基数による影響が考えられる項目を抽出した。スクラバ容器基数による影響及び影響評価結果を表1に示す。

表1 スクラバ容器基数による影響及び影響評価結果 (1/2)

格納容器フィルタベント系の設計方針に対するスクラバ容器基数による影響		スクラバ容器4基構成における設計考慮事項	影響評価結果
排気容量 (ベントガス流量)	スクラバ容器1基当たりのベントガス流量がばらつく可能性がある。	・各スクラバ容器廻りの配管圧損の差を小さくする。	・ベントガス流量が出来るだけ均一になるよう設計しており、ベントガス流量のばらつきは小さい。
放射性物質の除去	スクラバ容器1基当たりのベントガス流量にばらつきがでること各フィルタ部において除去性能検証試験範囲から逸脱する可能性がある。	・各スクラバ容器廻りの配管圧損の差を小さくする。	・ベントガス流量のばらつきは小さいため、各スクラバ容器においてベントガス流量が除去性能検証試験範囲から逸脱することはない。放射性物質の除去性能への影響はない。
金属フィルタの閉塞	エアロゾルはベントガス流量が大きいスクラバ容器へ多く流入することになり、一部の金属フィルタが閉塞する可能性がある。	・各スクラバ容器廻りの配管圧損の差を小さくする。 ・スクラバ容器の液相部及び気相部をそれぞれ連結管で接続する。	・ベントガス流量のばらつきは小さいため、各スクラバ容器へエアロゾルがほぼ均等に流入すること及び金属フィルタへ移行するエアロゾル量は金属フィルタの許容負荷量に対して小さいことを確認していることから、金属フィルタが閉塞する可能性はない。
薬剤濃度	格納容器内で発生した酸性物質はベントガス流量が大きいスクラバ容器へ多く流入することになり、一部のスクラバ容器のスクラビング水のpHが下がる可能性がある。	・各スクラバ容器廻りの配管圧損の差を小さくする。 ・スクラバ容器の液相部及び気相部をそれぞれ連結管で接続する。 ・薬剤補給後は、スクラバ容器の循環運転を行う。	・ベントガス流量のばらつきは小さいため、各スクラバ容器へ酸性物質がほぼ均等に流入すること及びスクラビング水は十分な量の薬剤を保有していることから、薬剤濃度への影響はない。 ・各スクラバ容器には薬剤を補給できる設計としており、薬剤補給後はスクラビング水を循環させることで均一性を確保することから薬剤濃度への影響はない。
スクラビング水位	放射性物質はベントガス流量が大きいスクラバ容器へ多く流入することになり、捕集した放射性物質の崩壊熱により一部のスクラバ容器のスクラビング水位が下がる可能性がある。	・各スクラバ容器廻りの配管圧損の差を小さくする。 ・スクラバ容器の液相部及び気相部をそれぞれ連結管で接続する。	・ベントガス流量のばらつきは小さいため、各スクラバ容器へ放射性物質がほぼ均等に流入すること及び各スクラバ容器の液相部及び気相部をそれぞれ連結管で接続し、スクラバ容器のスクラビング水位が等しくなるよう設計していることから、スクラビング水位への影響はない。

表1 スクラバ容器基数による影響及び影響評価結果 (2/2)

格納容器フィルタベント系の設計方針に対するスクラバ容器基数による影響		スクラバ容器4基構成における設計考慮事項	影響評価結果
システムの冗長性	システムに冗長性を持たせている格納容器の接続位置とベント弁は、フィルタ装置入口配管の分岐部より上流側にあるため、スクラバ容器の基数による影響なし。	—	—
位置的分散	すべてのスクラバ容器を第1ベントフィルタ格納槽内に区画された一つのエリアに設置しているため、スクラバ容器の基数による影響なし。	—	—
水素対策	可搬式窒素供給装置により窒素置換が可能のため基数による影響なし。	—	—
悪影響防止	他システムとは弁により隔離しているため、スクラバ容器の基数による影響なし。	—	—
現場操作	ベント弁は、フィルタ装置入口配管の分岐部より上流側にあるため、スクラバ容器の基数による影響なし。	—	—
補給・排水操作	各スクラバ容器に補給水配管及びドレン配管を設置することから、スクラバ容器の基数による影響なし。	—	—
排気処理	放出口の高さは、スクラバ容器の基数による影響なし。	—	—
外部事象、地震、津波、溢水、火災、環境条件に対する考慮	すべてのスクラバ容器を第1ベントフィルタ格納槽内に区画された一つのエリアに設置しているため、スクラバ容器の基数による影響なし。	—	—
作業員被ばく低減	すべてのスクラバ容器を第1ベントフィルタ格納槽内に区画された一つのエリアに設置しているため、スクラバ容器の基数による影響なし。	—	—
圧力開放板	スクラバ容器出口配管の合流部に圧力開放板を設置することから、スクラバ容器の基数による影響なし。	—	—
水素及び放射性物質濃度の監視	スクラバ容器出口配管の合流部より下流側に水素濃度計及び放射線モニタを設置することから、スクラバ容器の基数による影響なし。	—	—
スクラバ容器周りの計装	各スクラバ容器に水位、圧力及び温度を監視する計器を設置することから、スクラバ容器の基数による影響なし。スクラビング水pH計は、液相部の連結管に設置することから、スクラバ容器の基数による影響なし。	—	—
試験又は検査	各スクラバ容器に点検用のマンホールを設置していることから、スクラバ容器の基数による影響なし。	—	—

(参考2) ベントガス流量のばらつきに対する影響評価の詳細について

格納容器フィルタベント系は、スクラバ容器4基構成としており、スクラバ容器1基当たりのベントガス流量にばらつきが発生することで、スクラバ容器の性能に影響がでる可能性がある。このため、スクラバ容器1基当たりのベントガス流量のばらつきが発生した場合の影響を評価した。

1. ベントガス流量のばらつきの評価

フィルタ装置入口配管の分岐部から各スクラバ容器入口までの圧力損失とベントガス流量を評価した結果、フィルタ装置の入口流量比の差は格納容器内圧力 1 Pd 時において ，格納容器内圧力 2 Pd 時において であった。フィルタ装置入口側の圧力損失及びガス流量を表 1 及び表 2 に示す。

表 1 PCV 圧力 1 Pd におけるフィルタ装置入口側の圧力損失及びガス流量

	圧力損失 (kPa)	スクラバ容器 入口ガス流量 (m ³ /s)	スクラバ容器 入口ガス流速 (m/s)	流量比 (%)
スクラバ容器A				
スクラバ容器B				
スクラバ容器C				
スクラバ容器D				

表 2 PCV 圧力 2 Pd におけるフィルタ装置入口側の圧力損失及びガス流量

	圧力損失 (kPa)	スクラバ容器 入口ガス流量 (m ³ /s)	スクラバ容器 入口ガス流速 (m/s)	流量比 (%)
スクラバ容器A				
スクラバ容器B				
スクラバ容器C				
スクラバ容器D				

2. 流量のばらつきによる影響

スクラバ容器1基当たりの流量のばらつきが発生した場合には、以下の影響により、所定の性能を発揮することができない可能性がある。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(1) 性能検証試験範囲からの逸脱 格納容器フィルタベント系は、想定する運転範囲としてベントガス流量を <input type="text"/> としており、このベントガス流量が各スクラバ容器に均等に分配されるように設計している。このため、スクラバ容器1基当たりのベントガス流量にばらつきが発生し、各スクラバ容器で想定している流量が増減することで、想定している運転範囲から逸脱する可能性がある。この結果、除去性能検証試験で確認された試験範囲から逸脱し、所定の除去性能が発揮できない可能性がある。</p> <p>(2) エアロゾルによる金属フィルタの閉塞 スクラバ容器1基当たりのベントガス流量にばらつきが発生することにより、一部のスクラバ容器のベントガス流量が大きくなる。この結果、流量が大きくなったスクラバ容器に流入するエアロゾル量が増加し、金属フィルタの閉塞が発生する可能性がある。</p> <p>(3) 格納容器内で発生した酸性物質によるスクラビング水のpHの異常低下 スクラバ容器1基当たりのベントガス流量にばらつきが発生することにより、一部のスクラバ容器のベントガス流量が大きくなる。この結果、流量が大きくなったスクラバ容器に流入する酸性物質の量が増加し、スクラビング水のpHが異常に低下する可能性がある。</p> <p>(4) 捕集した放射性物質の崩壊熱によるスクラビング水位の異常低下 スクラバ容器1基当たりのベントガス流量にばらつきが発生することにより、一部のスクラバ容器のベントガス流量が大きくなる。この結果、流量が大きくなったスクラバ容器に流入する放射性物質が多くなり、放射性物質の崩壊熱が大きくなることでスクラビング水が異常に低下する可能性がある。</p> <p>3. ベントガス流量のばらつきによる影響評価 スクラバ容器1基当たりのベントガス流量のばらつきが発生した場合の影響について評価を行い、所定の性能に影響がないことを確認している。確認結果の詳細は以下のとおり。</p> <p>(1) 性能検証試験範囲からの逸脱 格納容器圧力2Pd時におけるベントガス流量のばらつき <input type="text"/> に対する影響評価結果は以下のとおり。</p> <p>a. ベンチュリスクラバ 図1にベンチュリノズルにおけるガス流速に対して整理した除去性能検証試験結果を示す。図1より、流量にばらつきが発生した場合においても、除去性能検証試験で除去係数DF1,000以上を満足していることから、ベンチュリスクラバにおける運転範囲への影響はない。</p>	

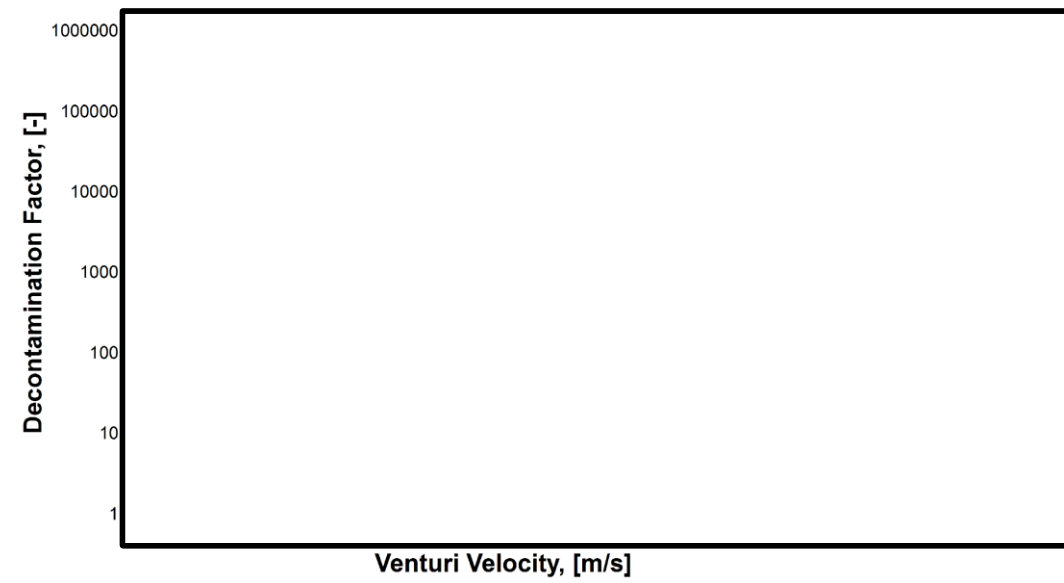


図1 ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数

なお、ベンチュリスクラバでは、無機よう素も捕集・保持するが、除去性能に影響を与える因子はスクラバ溶液のpHであり、流速に依存しないためベンチュリスクラバにおける無機よう素の捕集・保持に影響はない。

b. 金属繊維フィルタ

図2に金属繊維フィルタにおけるガス流速に対して整理した除去性能検証試験結果を示す。図2より、流量にばらつきが発生した場合においても、除去性能検証試験で除去係数DF1,000以上を満足していることから、金属繊維フィルタにおける運転範囲への影響はない。

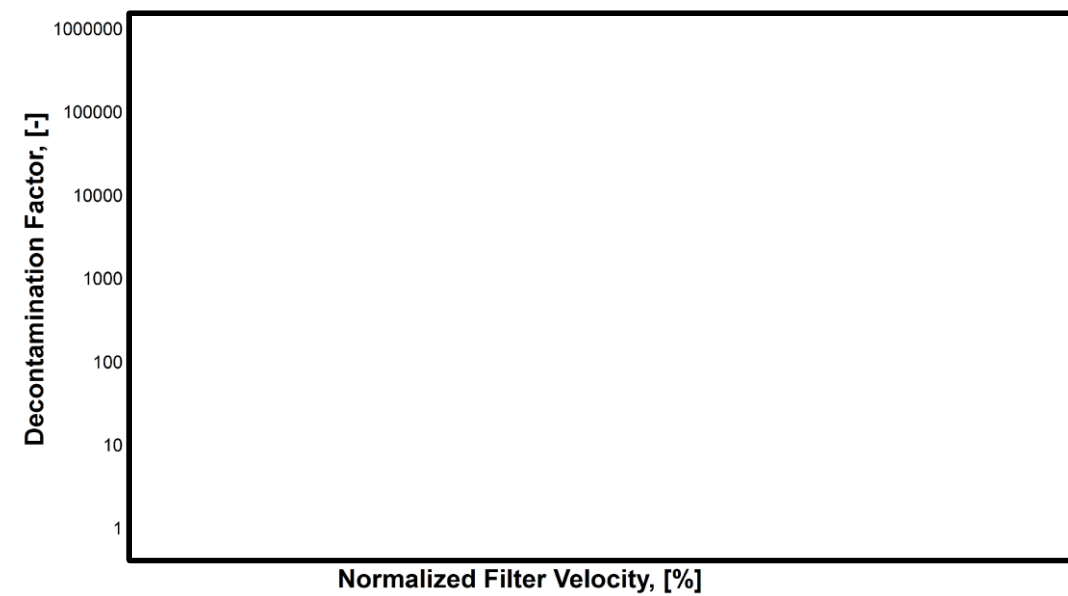


図2 金属フィルタ部におけるガス流速に対する除去係数

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(2) エアロゾルによる金属フィルタの閉塞</p> <p>想定するエアロゾル量(300kg)がスクラバ容器に均等に流入した場合の金属繊維フィルタへの移行量は [] であり、ベントガス流量が [] 増加した場合においてもその移行量は [] ([] × []) のため、金属繊維フィルタの閉塞のリスクが極めて低い運用が可能な負荷量 [] に対して小さいため、金属繊維フィルタの閉塞が生じる可能性はない。なお、有効性評価(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)(残留熱代替除去系を使用しない場合))におけるエアロゾルの金属フィルタへの移行量は [] であり、金属繊維フィルタの閉塞のリスクが極めて低い運用が可能な負荷量に対して十分小さい。</p> <p>なお、金属フィルタのドレン配管の口径は [] であり、これに対してスクラバ容器に流入するエアロゾルの粒子径は [] で極めて小さく、また、ドレンが排出できる十分な配管口径であることから、ドレン配管において閉塞が発生するおそれはないと評価できる。(別紙24)</p> <p>(3) 格納容器内で発生した酸性物質によるスクラビング水のpHの異常低下</p> <p>保守的に格納容器内で発生した酸性物質(約 [] mol)が全てスクラバ容器へ移行した場合、スクラビング水をアルカリ性に維持するためには [] mol 以上の水酸化ナトリウムが必要となり、その濃度は [] である。これに余裕をみて待機時には、スクラビング水の濃度を [] 以上とすることで、待機時の水酸化ナトリウムは [] としている。</p> <p>ベントガス流量が [] 増加した場合のスクラバ容器1基当たりの酸性物質の移行量は、 [] であり、待機時のスクラバ容器1基当たりの水酸化ナトリウム [] より小さいためスクラビング水のpHへの影響はない。</p> <p>(4) 捕集した放射性物質の崩壊熱によるスクラビング水位の異常低下</p> <p>ベントガス流量が [] 増加した場合に、一部のスクラバ容器に流入する放射性物質が多くなるため、その崩壊熱により一部のスクラバ容器のスクラビング水の蒸発量は増加する。一方、他のスクラバ容器では流入する放射性物質が少なくなるためスクラビング水の蒸発量は減少することになり、4基のスクラバ容器全体とした場合における蒸発量はベントガス流量が同等の場合と同様であり、スクラビング水位の低下への影響はない。また、一部のスクラバ容器のスクラビング水が減少した場合は、連結管によりスクラビング水の水位は均一となる設計としているため、スクラビング水位の低下への影響はない。</p>	

(参考3) 気相部及び液相部の連結管について

格納容器フィルタベント系は、スクラバ容器4基の構成としており、スクラバ容器の気相部及び液相部をそれぞれ連結管により接続している。連結管の設置目的及び連結管の口径の根拠を以下に示す。

1. 連結管の設置目的

スクラバ容器に気相部及び液相部に設置する連結管の設置目的（役割）を以下に示す。

(1) 気相部の連結管

- a. 各スクラバ容器気相部の圧力を同等にすることで1つの金属フィルタに過大な圧力がかからないようにする。また、スクラバ容器の水位を同等とする。
- b. 補給設備へ接続する。

(2) 液相部の連結管

- a. 各スクラバ容器の水位を同等とする。
- b. pH測定装置へ接続する。

2. 連結管配管径の適切性

配管口径については、むやみに圧力損失が増え、動力、最高使用圧力を増加させることがないように、また、浸食、配管振動を生じさせないように、配管内流速を表1に示す目安以下に抑えることを考慮して選定している。

表1 配管内流速の目安

液体の種類	波動の状態	基準流速
淡水		
蒸気・ガス		

スクラビング水はベントに伴い、蒸気凝縮、捕集された放射性物質の発熱による蒸発等により増減するが、液相部の連結管によりスクラビング水が移動し、移動したスクラバ溶液と同等量のベントガス等が気相部の連結管を流れることで、スクラビング水位は同等となる。この際、スクラバ容器の気相部の圧力は同等となる。

よって、スクラビング水の水位差が生じた場合において、表1より液相部の配管内流速を 以下、気相部の配管内流速を 以下に抑えることを考慮し、液相部の連結管を 50A、気相部の連結管を 25A と設定している。

(1) スクラビング水が均一になる場合の配管内流速

スクラビング水の水位が等しくなる場合の液相部及び気相部の配管内流速について確認するため、何らかの要因で2基のスクラバ容器のスクラビング水の水位差が ※1 から均一になった場合について評価する。評価は、2基のスクラバ容器とそれらを接続する連結管をモデルとした。評価モデルを図1に示す。

※1：スクラバ容器の機能を喪失しない範囲（スクラビング水の上限水位～下限水位）における水位差として設定

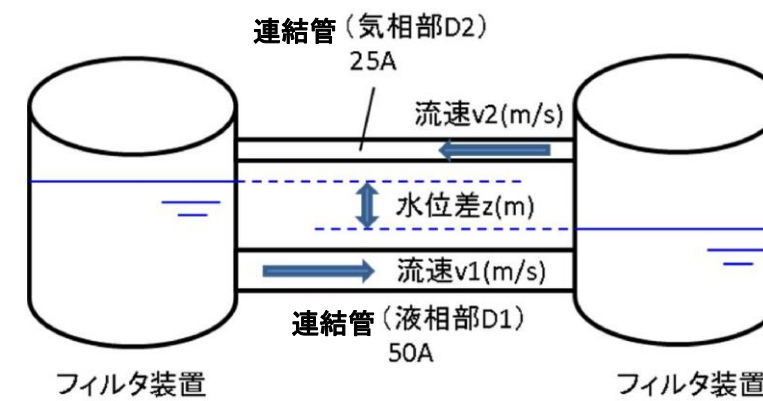


図1 評価モデル図

2基のスクラバ容器に水位差が生じた場合の液相部の連結管の流速は以下の式に基づき計算する。

$$\Delta h = \lambda \frac{L v^2}{D 2g}$$

Δh : 圧力損失 (初期水位差 z :)

λ : 管摩擦係数 ()

L : 連結管の長さ

D : 連結管内径

V : 流速

g : 重力加速度 (9.80665m/s²)

流体抵抗である L/D の算出にあたり、配管内流速が大きくなるよう、最も距離が短いスクラバ容器C～Dの連結管の長さを選択した。

表2 連結管の流体抵抗

連結管	L/D
スクラバ容器A～B	
スクラバ容器A～C	
スクラバ容器A～D	
スクラバ容器B～C	
スクラバ容器B～D	
スクラバ容器C～D	

評価の結果、液相部の配管内流速は [] となる。また、気相部の連結管は、液相部の連結管を流れる流量と同等のベントガス等が流れるため、気相部の連結管の配管内流速は [] となる。

以上より、液相部の目安 [] 以下かつ気相部の目安 [] 以下であり、液相部の配管口径 50A 及び気相部の配管口径 25A で問題ないことを確認した。

(2) スクラビング水をサブプレッション・チェンバへ移送する場合の配管内流速

ベント終了後のスクラビング水のサブプレッション・チェンバへの移送については、ドレン移送ポンプの定格流量である約 10 m³/h が 50A の配管内を流れることを考えた場合、流速は約 1.3 m/s となる。

以上より、液相部の目安 [] 以下であるため、液相部の配管口径 50A で問題ないことを確認した。

(参考4) スクラバ容器に水位差が発生した場合の液面振動

格納容器フィルタベント系は、ベントガス流量を同等とする設計及び4基のスクラバ容器を連結管で接続する設計としており、スクラビング水の水位差が生じることは考えにくい。

仮に、何らかの要因によりスクラバ容器に水位が発生した場合の液面振動について評価を行った。評価は、2台のスクラバ容器とそれらを接続する連結管をモデルとした。評価モデルを図1に示す。

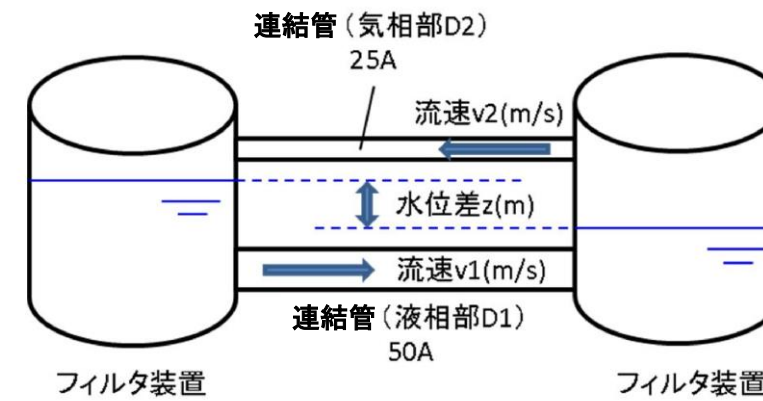


図1 評価モデル図

2台のスクラバ容器に水位差が生じた場合の液面振動の水位差 z と固有振動数 f_u は以下の式に基づき計算する。

$$\frac{dz}{dt} = \frac{\sqrt{2}n}{m} \sqrt{mz + 1 - (mz_0 + 1)\exp\{m(z - z_0)\}} \quad (\text{式1})$$

$$m = \frac{2gcF_1F_2}{lf(F_1+F_2)} \quad (\text{式2})$$

$$n = \sqrt{\frac{gf(F_1+F_2)}{l(F_1+F_2)}} \quad (\text{式3})$$

$$f_u = \frac{n}{2\pi} \quad (\text{式4})$$

- F1, F2 : スクラバ容器1基の断面積 ()
- c : 連結管の摩擦抵抗係数 ()
- f : 連結管の断面積 ()
- l : 連結管の長さ ()
- g : 重力加速度 (9.80665m/s²)
- z : 水位差 (m)
- z₀ : 初期水位差 ()
- f_u : 固有振動数 (Hz)

振幅が最大になるとき、液面の時間変化(dz/dt)は0になると考えられることから、(式1)は以下の式へ変形できる。

$$mz + 1 - (mz_0 + 1)\exp\{m(z - z_0)\} = 0 \quad (\text{式5})$$

ここで、(式2)より $m = \square$ となる。また、振幅が最大となる場合の水位差は、図2に示すとおり $z < 0$ となることから(式5)内の $\exp\{m(z - z_0)\} \rightarrow 0$ となるため、振幅の最大値は以下の式で計算できる。

$$mz + 1 = 0$$

よって、

$$Z = -\frac{1}{m} = -1.41(mm)$$

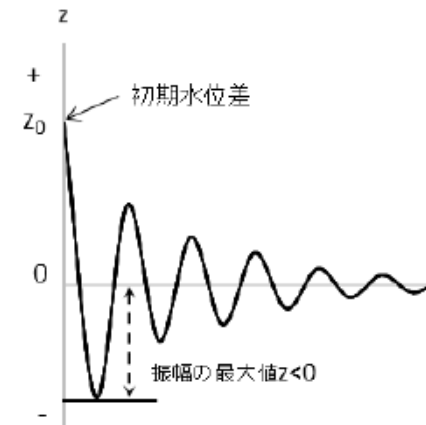


図2 振幅のイメージ

以上より、何らかの要因により水位差が \square となった場合の液面振動の振幅は最大でも \square であり、液面振動を考慮しても上限水位である \square に対し余裕があるため液面振動による影響はない。 \square その時のスクラバ溶液の最高水位は約 \square であり、有効性評価における7日後の水位は下限水位に対し余裕がある。

また、(式3)及び(式4)より液面振動の固有振動数 f_u は \square 未満であり、剛構造であるスクラバ容器の \square に対し十分小さいことから、液面振動がスクラバ容器と共振することはない。

なお、スクラバ容器4基間での液面振動を評価するため、前述の評価において、スクラバ容器断面積 F_2 を2基分の断面積として評価を実施した結果、液面振動の振幅は最大でも \square 未満であり、固有振動数は \square 未満であることから液面振動の影響はないと考えられる。

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(参考5) 格納容器フィルタベント系の設計経緯について</p> <p>格納容器フィルタベント系の当初設計, 設計変更内容及びフィルタ性能への影響評価については以下のとおり。</p> <p>(1) 当初設計</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ フィルタベント設備のシステム設計としては, 海外でスクラバ容器を2基構成とした実績があり, 島根2号炉においても地下格納槽内の配置スペースの観点で容器をコンパクトに設計するため, スクラバ容器を複数基とする設計が可能であることをベンダーに確認したことから, スクラバ容器を複数基で構成するシステムを採用した。 ・ スクラバ容器の容量として, スクラバ容器の設計崩壊熱量 370kW に対応できるスクラビング水量を確保するため, 性能検証試験 (JAVA 試験) で使用された容器と同等の高さのスクラバ容器を4基設置することとした。 ・ スクラバ容器を4基構成としたことから, フィルタ装置出口配管についても4本構成とした。 <p>(2) 設計変更</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ フィルタベント設備の設計を進める段階で, スクラバ容器では捕集できない有機よう素を捕集するために銀ゼオライト容器を追加することを決定し, スクラバ容器下流に追設した。銀ゼオライト容器については, 必要な容量と設置スペースを考慮し, 1基構成とした。 ・ 銀ゼオライト容器の追設に伴い, 流量制限オリフィスの位置を銀ゼオライト上流としたことにより, フィルタ装置出口配管4本にそれぞれ設置することとしていた圧力開放板にかかる圧力が低下し, 圧力開放板の破裂枚数に応じた配管圧損を計算した結果, 圧力開放板が2枚破裂すると残り2枚の圧力開放板上流の圧力が設定破裂圧力 80 kPa[gage] を下回ることを確認したため, フィルタ装置出口配管について途中で1本の配管 (400A) に合流させ, 圧力開放板を1個設置する設計に変更した。 <p>(3) フィルタ性能への影響評価</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ スクラバ容器を4基構成とした場合でも, 各スクラバ容器の配管圧損の差が十分小さくなるよう配管のルート計画を考慮しており, ベント流量のバラつきを評価した結果, 性能に影響は無いことを確認している。 ・ フィルタ装置出口配管を4本構成とした場合でも, フィルタ装置出口配管の圧力損失が小さくなるよう配管口径を300Aとし, 流量制限オリフィスにおける圧力差を確保することで, ベントガス流速の運転範囲が性能検証試験範囲内であることを確認している。 	

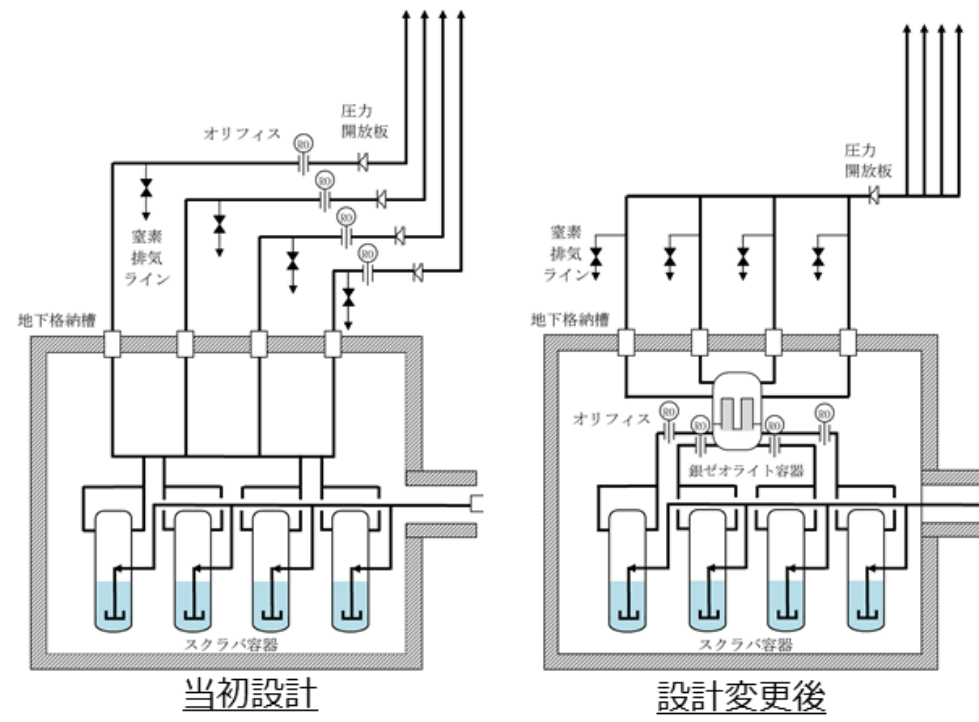


図1 格納容器フィルタベント系の設計変更の経緯

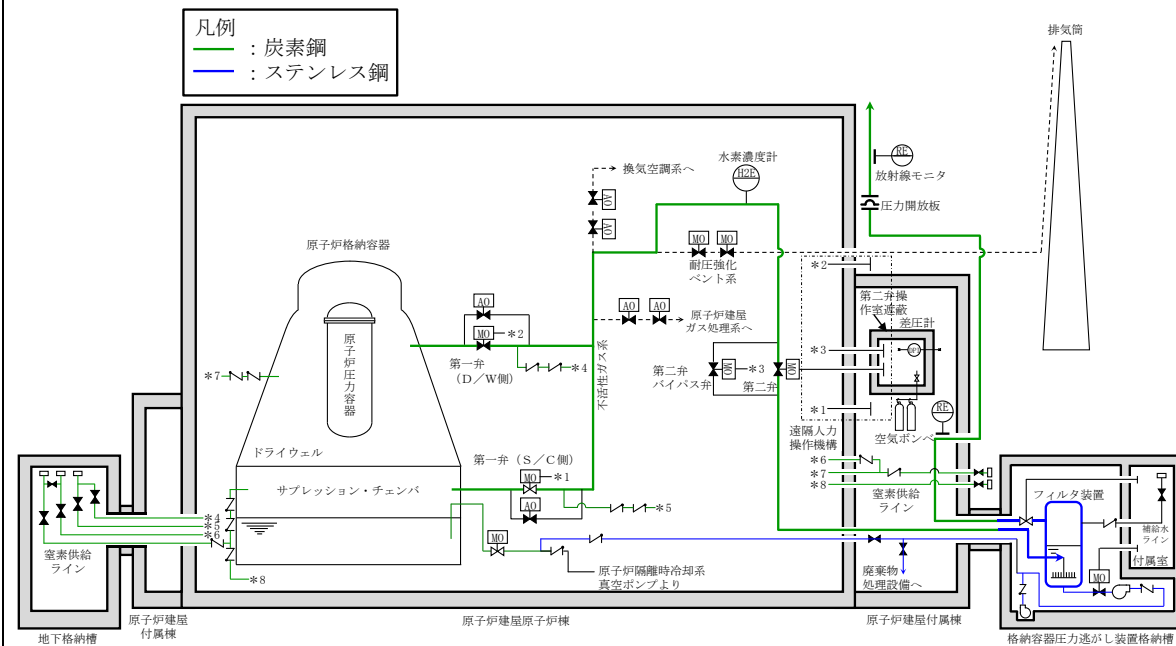
格納容器圧力逃がし装置の漏えいに対する考慮について

格納容器圧力逃がし装置を構成する容器、配管等に使用する材料については、ステンレス鋼、炭素鋼を使用しており、想定される重大事故等が発生した場合における温度、放射線、荷重及びその他の使用条件においてその機能が発揮できるように、構造設計を行っている。また、炭素鋼配管外面には防錆のため塗装を施し、特に屋外に敷設される配管の外表面については、海塩粒子の付着による腐食防止の観点から、シリコン系等の防食塗装を行う。

第1表に主要な設計条件を、第1図に材質範囲を示す。

第1表 格納容器圧力逃がし装置設備の主要設計条件

最高使用圧力	620kPa [gage]
最高使用温度	200℃
機器クラス	重大事故等クラス2
耐震仕様	基準地震動 S _s にて機能維持



第1図 フィルタ装置及び配管の材質範囲

格納容器フィルタベント系の漏えいに対する考慮について

格納容器フィルタベント系は、フィルタ装置入口配管、フィルタ装置（スクラバ容器、銀ゼオライト容器）、フィルタ装置出口配管等で構成し、材料としては、ステンレス鋼、炭素鋼を使用し、重大事故時においても所定の機能を確保・維持できるように、使用環境を考慮した設計条件を設定し、構造設計を行っている。また、炭素鋼配管外面には防錆のため塗装を施し、特に屋外に敷設される配管の外表面については、海塩粒子の付着による腐食防止の観点から、エポキシ系等の防食塗装を行う。

格納容器フィルタベント系の構造に関わる主な設計条件を表1、格納容器フィルタベント系の材料範囲図を図1に示す。

表1 格納容器フィルタベント系の主な構造設計条件

項目	設計条件
最高使用圧力	853kPa [gage] (流量制限オリフィスまで) 427kPa [gage] (流量制限オリフィス以降)
最高使用温度	200℃
機器クラス	重大事故等クラス2
耐震仕様	基準地震動 S _s にて機能維持

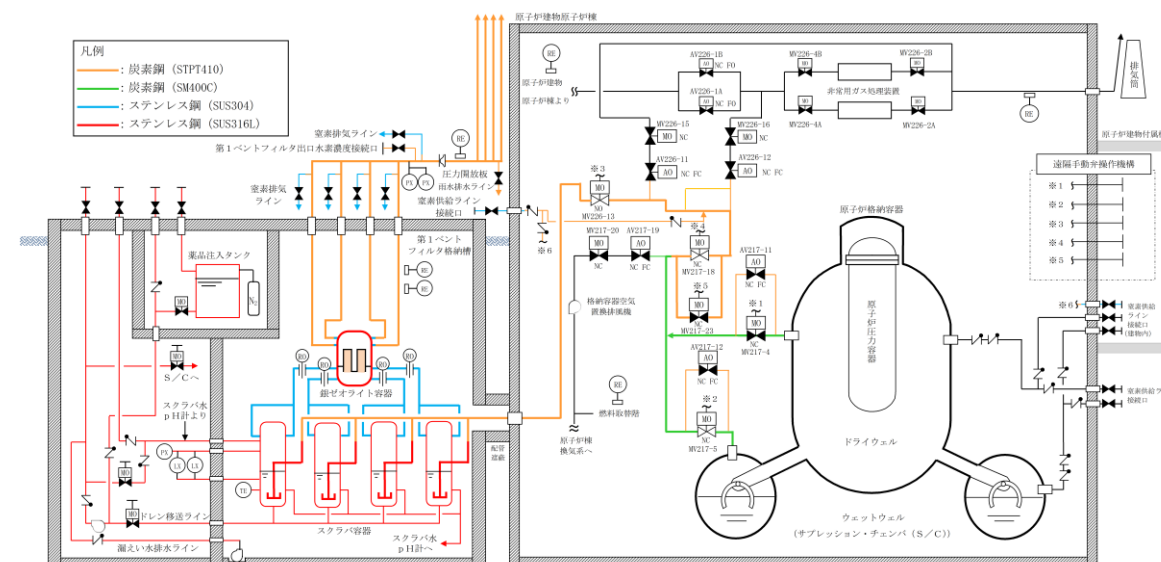


図1 格納容器フィルタベント系の材料範囲図

・設計条件の相違
島根2号炉は、MARK-I型の格納容器であり、東海第二とは最高使用圧力が異なる

・設備の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考												
<p>スクラビング水と接液する各部位については、スクラビング水の性状（高アルカリ性）と重大事故等時に格納容器より放出される放射性物質を捕集・保持すること（高線量）を考慮して、クラス2設計による頑健性に加え、漏えい対策として設計上の考慮事項を設けている。</p> <p>具体的な設計上の考慮事項を第2表に示す。</p> <p style="text-align: center;">第2表 各部位の設計上の考慮事項</p> <table border="1" data-bbox="201 604 1261 1417"> <thead> <tr> <th>部位</th> <th>設計考慮内容</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>フィルタ装置</td> <td> <ul style="list-style-type: none"> 溶接部は JSME 規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 スクラビング水が高アルカリ性（ ）であること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（～200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を採用することで、健全性を確保する。 スクラビング水の水面より高い位置にマンホールを設置し、漏えいのリスクを低減した設計としている。 </td> </tr> <tr> <td>配管・弁</td> <td> <ul style="list-style-type: none"> 容器、配管、弁の接続部は原則溶接構造とし、漏えいのリスクを低減した設計とする。溶接部は JSME 規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 フランジ接続部は、適切なガスケットパッキンを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る。（第3表参照） 接液部は、スクラビング水が高アルカリ性（ ）であること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（～200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を採用することで、健全性を確保する。 </td> </tr> </tbody> </table>	部位	設計考慮内容	フィルタ装置	<ul style="list-style-type: none"> 溶接部は JSME 規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 スクラビング水が高アルカリ性（ ）であること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（～200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を採用することで、健全性を確保する。 スクラビング水の水面より高い位置にマンホールを設置し、漏えいのリスクを低減した設計としている。 	配管・弁	<ul style="list-style-type: none"> 容器、配管、弁の接続部は原則溶接構造とし、漏えいのリスクを低減した設計とする。溶接部は JSME 規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 フランジ接続部は、適切なガスケットパッキンを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る。（第3表参照） 接液部は、スクラビング水が高アルカリ性（ ）であること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（～200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を採用することで、健全性を確保する。 	<p>格納容器フィルタベント系のうち、スクラバ容器については、容器内部に保有しているスクラビング水の通常状態での性状（高アルカリ性）と重大事故時に放出される放射性物質を捕集・保持すること（高線量下）を考慮して、頑健性を高めた構造設計に加えて、スクラビング水の漏えい防止対策として、スクラバ容器接液部における設計上の考慮事項を設けている。スクラビング水の漏えい防止に係る設計上の具体的な考慮事項を表2、スクラバ容器の構造概略図を図2に示す。</p> <p style="text-align: center;">表2 スクラビング水の漏えい防止に係る設計上の考慮事項</p> <table border="1" data-bbox="1299 604 2410 1738"> <thead> <tr> <th>接液部</th> <th>漏えい防止に係る設計上の考慮事項</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>スクラバ容器本体</td> <td> <ul style="list-style-type: none"> マンホール蓋は溶接閉止構造とし、漏えいポテンシャルを低減した設計とする。溶接部は、製作時に溶接規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 接液部は、化学薬剤（ ）及び水酸化ナトリウム）が添加されたスクラビング水に通常晒されること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定することにより、漏えいポテンシャルの低減を図る。 </td> </tr> <tr> <td>配管・弁 ・ベントガス入口管 ・ドレンライン ・容器連絡管 ・計装ライン</td> <td> <ul style="list-style-type: none"> 容器・配管・弁の取り合いは、原則溶接接続とし、漏えいポテンシャルを低減した設計とする。溶接部は、製作時に溶接規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 弁箱と弁蓋の取り合い部のようなフランジ接続部は、適切なガスケットパッキンを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る。（表3参照） 接液部は、化学薬剤（ ）及び水酸化ナトリウム）が添加されたスクラビング水に通常晒されること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定することにより、漏えいポテンシャルの低減を図る。 </td> </tr> </tbody> </table>	接液部	漏えい防止に係る設計上の考慮事項	スクラバ容器本体	<ul style="list-style-type: none"> マンホール蓋は溶接閉止構造とし、漏えいポテンシャルを低減した設計とする。溶接部は、製作時に溶接規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 接液部は、化学薬剤（ ）及び水酸化ナトリウム）が添加されたスクラビング水に通常晒されること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定することにより、漏えいポテンシャルの低減を図る。 	配管・弁 ・ベントガス入口管 ・ドレンライン ・容器連絡管 ・計装ライン	<ul style="list-style-type: none"> 容器・配管・弁の取り合いは、原則溶接接続とし、漏えいポテンシャルを低減した設計とする。溶接部は、製作時に溶接規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 弁箱と弁蓋の取り合い部のようなフランジ接続部は、適切なガスケットパッキンを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る。（表3参照） 接液部は、化学薬剤（ ）及び水酸化ナトリウム）が添加されたスクラビング水に通常晒されること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定することにより、漏えいポテンシャルの低減を図る。 	
部位	設計考慮内容													
フィルタ装置	<ul style="list-style-type: none"> 溶接部は JSME 規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 スクラビング水が高アルカリ性（ ）であること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（～200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を採用することで、健全性を確保する。 スクラビング水の水面より高い位置にマンホールを設置し、漏えいのリスクを低減した設計としている。 													
配管・弁	<ul style="list-style-type: none"> 容器、配管、弁の接続部は原則溶接構造とし、漏えいのリスクを低減した設計とする。溶接部は JSME 規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 フランジ接続部は、適切なガスケットパッキンを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る。（第3表参照） 接液部は、スクラビング水が高アルカリ性（ ）であること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（～200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を採用することで、健全性を確保する。 													
接液部	漏えい防止に係る設計上の考慮事項													
スクラバ容器本体	<ul style="list-style-type: none"> マンホール蓋は溶接閉止構造とし、漏えいポテンシャルを低減した設計とする。溶接部は、製作時に溶接規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 接液部は、化学薬剤（ ）及び水酸化ナトリウム）が添加されたスクラビング水に通常晒されること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定することにより、漏えいポテンシャルの低減を図る。 													
配管・弁 ・ベントガス入口管 ・ドレンライン ・容器連絡管 ・計装ライン	<ul style="list-style-type: none"> 容器・配管・弁の取り合いは、原則溶接接続とし、漏えいポテンシャルを低減した設計とする。溶接部は、製作時に溶接規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 弁箱と弁蓋の取り合い部のようなフランジ接続部は、適切なガスケットパッキンを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る。（表3参照） 接液部は、化学薬剤（ ）及び水酸化ナトリウム）が添加されたスクラビング水に通常晒されること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定することにより、漏えいポテンシャルの低減を図る。 													

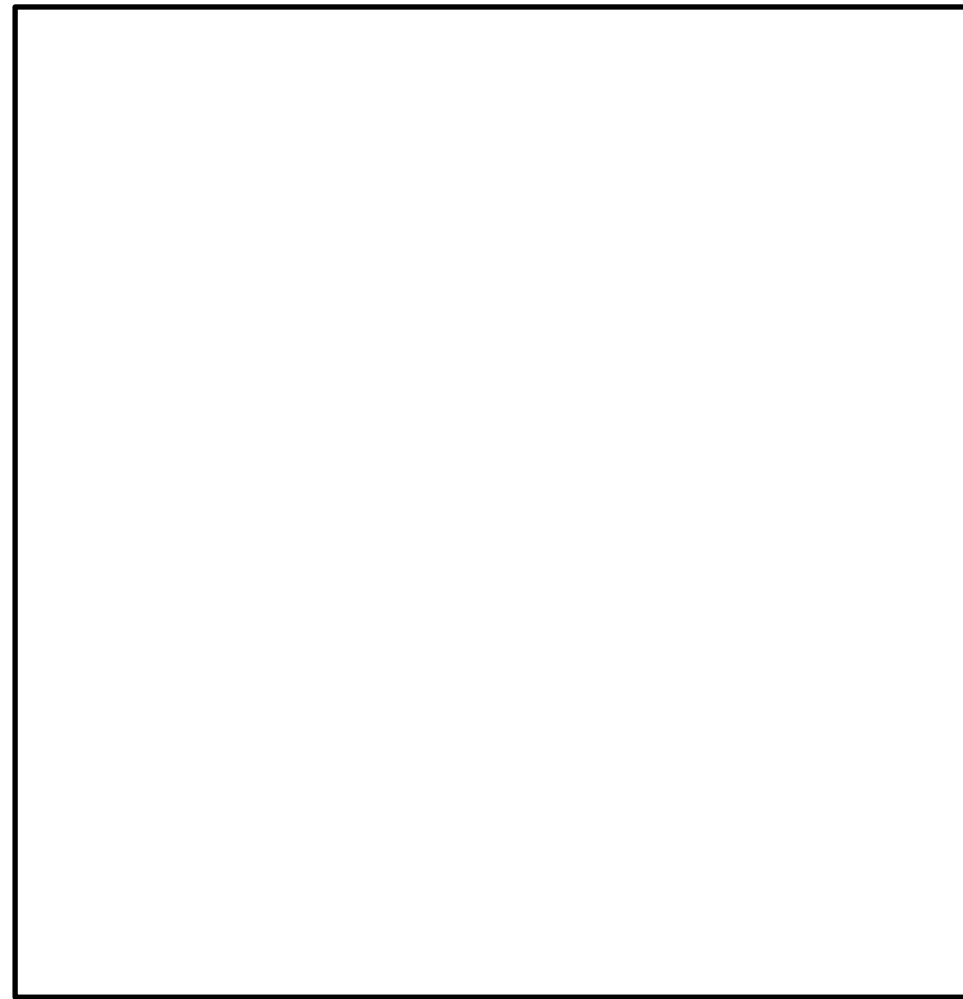


図2 スクラバ容器の構造概略図

・資料構成の相違
島根2号炉は、図を用いてスクラバ容器水位を示している

第3表 主なパッキン類の使用箇所

パッキン類の使用部位	パッキン類の材質
ベント配管の接続部（フランジ構造）	黒鉛製
弁グランド部	黒鉛製
弁ボンネット部（フランジ構造）	黒鉛製

表3 主なパッキン類の使用箇所

パッキン類の使用部位	パッキン類の材質
バタフライ弁と配管の接続部（フランジ構造）	黒鉛製
弁グランド部	黒鉛製
弁ボンネット部（フランジ構造）	黒鉛製

以上のとおり、格納容器圧力逃がし装置の各設備については、スクラビング水の漏えいを防止する対策を実施するが、万一スクラビング水が格納容器圧力逃がし装置格納槽に漏えいした場合であっても、早期に検知し、漏えい水を移送できるよう、排水設備を設置するとともに、格納容器圧力逃がし装置格納槽の想定水没部を防水処理することで、汚染の拡大防止を図る計

以上のとおり、格納容器フィルタベント系は、設計・製作・検査により、スクラビング水の漏えい防止を図ることとしているが、万一スクラバ容器外にスクラビング水が漏えいした場合でも、漏えいの早期検出や構造的に漏えいの拡大が防止できる設計とする。具体的には、スクラバ容器を設置している第1ベントフィルタ格納槽（鉄筋コンクリート造）内への漏えい水滞留箇所

画としている。(別紙 47)

(溜めマス) 及び漏えい検知器の設置、格納槽のコンパートメント化(樹脂系塗装等による想定水没部の防水処理)を行う。第1ベントフィルタ格納槽の貫通部は、図3に示すとおり想定水没部以上の位置にあり、貫通部から外部への漏えいの恐れのない設計となっている。(別紙 18)

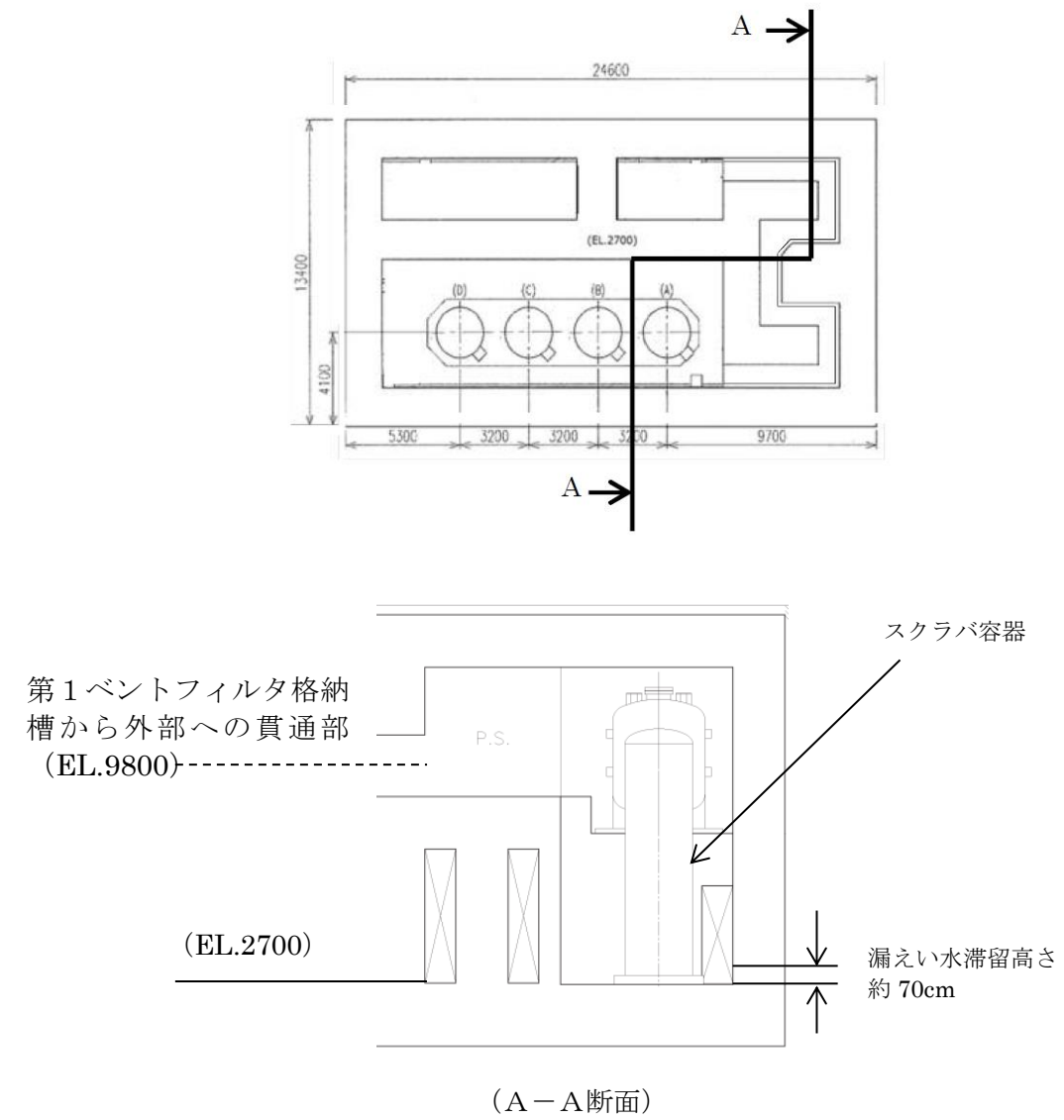


図3 第1ベントフィルタ格納槽から外部への貫通部と漏えい水の高さの関係

・資料構成の相違
島根2号炉は、外部への貫通口の高さが漏えい水の滞留高さ以上であることを図で示している

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 32</p> <p style="text-align: center;"><u>格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮について</u></p> <p>格納容器圧力逃がし装置は、自然現象（地震及び津波を除く。）及び外部人為事象に対して、原子炉建屋外の地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に配置する等、第1表（1/4～4/4）のとおり考慮した設計とする。</p> <p>なお、想定する外部事象は、「設置許可基準規則」第六条（外部からの衝撃による損傷の防止）において考慮する事象、<u>内部溢水及び意図的な航空機衝突</u>とする。ただし、洪水、生物学的事象（海生生物）、<u>高潮の自然現象並びに航空機落下</u>、<u>ダムの崩壊</u>、<u>有毒ガス</u>、<u>船舶の衝突の外部人為事象</u>については、発電所の立地及び格納容器圧力逃がし装置の設置場所等により、影響を受けないことから考慮する必要はない。</p>	<p style="text-align: right;">別紙 15</p> <p style="text-align: center;"><u>格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮について</u></p> <p>格納容器フィルタベント系は、自然現象（地震及び津波を除く。）及び外部人為事象の外部事象、<u>内部溢水並びに意図的な航空機衝突</u>に対して、原子炉建物外の地下の第1ベントフィルタ格納槽内に配置する等、表1（1/5～5/5）のとおり考慮した設計とする。</p> <p>なお、想定する外部事象は、「設置許可基準規則」第四十三条（重大事故等対処設備）において考慮する事象とする。ただし、洪水、<u>地滑り・土石流</u>、生物学的事象（海生生物）、<u>ダムの崩壊</u>、<u>有毒ガス及び船舶の衝突</u>については、発電所の立地及び格納容器フィルタベント系の設置場所等により、影響を受けないことから考慮する必要はない。</p>	<p>・設計方針の相違</p> <p>島根2号炉は、第43条における設計上考慮する事象として、<u>地滑り・土石流</u>を選定している。高潮は津波の影響評価にて考慮しているため、選定していない。また、<u>航空機落下</u>については、影響を受けるおそれがあるものと整理した</p>

第1表 格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮 (1/4)

表1 格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮 (1/5)

外部事象		影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	風 (台風)	荷重 (風), 荷重 (飛来物)	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については, 外殻の原子炉建屋等により防護される。
			屋外	飛来物による影響は, 竜巻による影響に包含される。
	竜巻	荷重 (風), 荷重 (気圧差), 荷重 (飛来物)	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については, 外殻の原子炉建屋等により防護される。
			屋外	屋外に設置されるフィルタ装置出口配管, 圧力開放板等については, 竜巻飛来物により損傷する可能性があるため, 損傷が確認された場合は, 必要に応じてプラントを停止し補修を行う。また, 風荷重, 気圧差により, 機能が損なわれるおそれがない設計とする。
	凍結	温度 (低温)	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については, 換気空調設備により環境温度が維持されるため, 外気温の影響を受け難い。
			屋外	屋外に設置, かつ, 水を内包する可能性のある範囲のフィルタ装置出口配管のドレン配管には保温等の凍結防止対策を行い, 凍結し難い設計とする。また, 適宜ドレン水を排出することから, フィルタ装置出口配管を閉塞することはない。
	降水	浸水, 荷重	屋内	フィルタ装置は, 格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置し, 止水処理を実施することにより, 降水による浸水, 荷重の影響は受けない。
			屋外	屋外に設置されるフィルタ装置出口配管, 圧力開放板等は, 滞留水の影響を受け難い位置に設置するとともに, 系統開口部から降水が浸入し難い構造とすることにより, 必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。

外部事象		影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	風 (台風)	荷重 (風) 荷重 (飛来物)	屋内 屋外	竜巻による影響に包含される。
			竜巻	荷重 (風) 荷重 (飛来物) 荷重 (気圧差)
	屋外	屋外に設置される排気配管, 圧力開放板については, 竜巻飛来物等により損傷する可能性があるため, 損傷が確認された場合は, 必要に応じて原子炉の運転を停止し補修を行う。		
	凍結	凍結	屋内	原子炉建物又は地下の第1ベントフィルタ格納槽内に設置されている部位については, 外気温の影響を受け難く, また, 凍結の影響を考慮すべきスクラビング水を内包するスクラバ容器には, 保温材を取り付けることにより凍結しない設計とする。
			屋外	屋外に設置されている排気配管については, 雨水排水ラインを設けることにより雨水が蓄積しない構造とし, 凍結により機能が損なわれるおそれがない設計とする。
	降水	浸水 荷重	屋内	原子炉建物又は地下の第1ベントフィルタ格納槽内に設置されている部位については, 止水処理を実施することにより, 降水による浸水, 荷重の影響は受けない。
			屋外	屋外に設置される排気配管, 圧力開放板は, 滞留水の影響を受け難い位置に設置するとともに, 系統開口部から降水が浸入し難い構造とすることにより, 必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。

・設計方針の相違
島根2号炉は, 凍結に対して, 屋内に設置されている部位について, 保温材による凍結防止対策を実施している

第1表 格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮 (2/4)

表1 格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮 (2/5)

外部事象	影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	積雪	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については、外殻の原子炉建屋等により防護する設計とする。
		屋外	屋外に設置されるフィルタ装置出口配管、圧力開放板等については、積雪荷重に対して耐性が確保されるように設計する。また、系統開口部から降雪が浸入し難い構造とすることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。なお、多量の積雪が確認される場合には、除雪を行う等、適切な対応を実施する。
	落雷	雷サージによる電気・計装設備の損傷	屋内及び屋外 落雷の影響を考慮すべき設備については、原子炉建屋等への避雷針の設置、接地網の布設による接地抵抗の低減を行う等の雷害防止に必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。
火山の影響 (降下火砕物)	荷重, 閉塞, 腐食	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については、外殻の原子炉建屋等により防護する設計とする。
		屋外	屋外に設置されるフィルタ装置出口配管、圧力開放板等については、降下火砕物の堆積荷重に対して耐性が確保されるように設計する。また、系統開口部から降下火砕物が侵入し難い構造とすることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。なお、降下火砕物の堆積が確認される場合には、降下火砕物を除去する等、適切な対応を実施する。 化学的影響 (腐食) 防止のため、屋外に敷設されるフィルタ装置出口配管 (炭素鋼配管) 外面には防食塗装を行う。

外部事象	影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	積雪	屋内	原子炉建物又は地下の第1ベントフィルタ格納槽内に設置されている部位については、外殻の原子炉建物又は第1ベントフィルタ格納槽により防護する設計とする。
		屋外	屋外に設置される排気配管、圧力開放板については、積雪し難い構造とするとともに、系統開口部から降雪が浸入し難い構造とすることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。なお、多量の積雪が確認される場合には、除雪を行う等、適切な対応を実施する。
	積雪と地震の組合せ	屋内	原子炉建物又は地下の第1ベントフィルタ格納槽内に設置されている部位については、外殻の原子炉建物又は第1ベントフィルタ格納槽により防護する設計とする。
		屋外	屋外に設置されている排気配管、圧力開放板については、積雪し難い構造となっており、積雪と地震を組み合わせても影響は増長しない。なお、多量の積雪が確認される場合には、除雪を行う等、適切な対応を実施する。
落雷	雷サージによる電気・計装設備の損傷	屋内	落雷の影響を考慮すべき設備については、排気筒、各建物等への避雷針、棟上導体の設置、接地網の布設による接地抵抗の低減を行う等の雷害防止により、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。
		屋外	
火山の影響 (降下火砕物)	荷重閉塞腐食	屋内	原子炉建物又は地下の第1ベントフィルタ格納槽内に設置されている部位については、外殻の原子炉建物又は第1ベントフィルタ格納槽により防護する設計とする。
		屋外	屋外に設置される排気配管、圧力開放板については、降下火砕物が堆積し難い構造とするとともに、系統開口部から降下火砕物が侵入し難い構造とすることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。なお、降下火砕物の堆積が確認される場合には、除灰を行う等、適切な対応を実施する。 化学的影響 (腐食) 防止のため、屋外に敷設される排気配管 (炭素鋼配管) 外面には防食塗装を行う。

・記載方針の相違
島根2号炉は、自然現象の組合せについても記載している

第1表 格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮 (3/4)

表1 格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮 (3/5)

外部事象	影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	生物学的事象 電氣的影響 (齧歯類(ネズミ等)によるケーブル等の損傷)	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については、外殻の原子炉建屋等により防護する設計とする。
		屋外	地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽外に設置されている端子箱貫通部等にはシールを行うことにより、小動物の侵入を防止する設計とする。 屋外に設置されている系統開口部から小動物が浸入し難い構造とすることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。
	森林火災 温度(輻射熱), 閉塞	屋内及び屋外	機器を内包する原子炉建屋, 地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽及び屋外に設置される機器は, 防火帯の内側に配置し, 森林との間に適切な離隔距離を確保することで, 必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。 ばい煙等の二次的影響に対して, ばい煙等が建屋内に流入するおそれがある場合には, 換気空調設備の外気取入ダンパを閉止し, 影響を防止する。
	爆発 爆風圧, 飛来物	屋内及び屋外	近隣の産業施設, 発電所周辺の道路を通行する燃料輸送車両, 発電所周辺を航行する燃料輸送船の爆発による爆風圧及び飛来物に対して, 離隔距離が確保されている。
	近隣の火災等 温度(熱)	屋内及び屋外	近隣の産業施設, 発電所周辺の道路を通行する燃料輸送車両, 発電所周辺を航行する燃料輸送船及び敷地内の危険物貯蔵施設の火災に対して, 離隔距離が確保されている。
電磁的障害 サージ・ノイズによる計測制御回路への影響	屋内及び屋外	日本工業規格(JIS)等に基づき, ラインフィルタや絶縁回路の設置により, サージ・ノイズの侵入を防止するとともに, 鋼製筐体や金属シールド付ケーブルの適用により電磁波の侵入を防止する設計とする。	

外部事象	影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	火山の影響と風, 積雪との組合せ 荷重(降下火砕物)+荷重(風)+荷重(積雪)	屋内	原子炉建物又は地下の第1ベントフィルタ格納槽内に設置されている部位については, 外殻の原子炉建物又は第1ベントフィルタ格納槽により防護する設計とする。
		屋外	屋外に設置されている排気配管, 圧力開放板については, 降下火砕物の堆積及び積雪し難い構造となっており, 火山の影響, 風及び積雪を組み合わせても, 影響は増長しない。なお, 降下火砕物の堆積及び積雪が確認される場合には, 除灰, 除雪を行う等, 適切な対応を実施する。
	生物学的事象 電氣的影響(小動物の侵入による電気設備の損傷)	屋内	原子炉建物又は地下の第1ベントフィルタ格納槽内に設置されている部位については, 外殻の原子炉建物又は第1ベントフィルタ格納槽により防護する設計とする。
屋外		地下の第1ベントフィルタ格納槽外に設置されている端子箱貫通部等にはシールを行うことにより, 小動物の侵入を防止する設計とする。 屋外に設置されている系統開口部から小動物が浸入し難い構造とすることにより, 必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。	
外部火災 森林火災 温度(輻射熱)閉塞	屋内屋外	機器を内包する原子炉建物, 地下の第1ベントフィルタ格納槽及び屋外に設置される機器は, 防火帯の内側に配置し, 森林との間に適切な離隔距離を確保することで, 必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。 ばい煙等の二次的影響に対して, ばい煙等が建物内に流入するおそれがある場合には, 原子炉建物の換気空調設備の外気取入ダンパを閉止し, 影響を防止する。	

・記載方針の相違
島根2号炉は, 自然現象の組合せについても記載している

【以下, 比較のため, 第1表 (3/4) の記載を再掲】

第1表 格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮 (3/4)

外部事象	影響モード	設置場所	設計方針	
自然現象	生物学的事象 (齧歯類 (ネズミ等) によるケーブル等の損傷)	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については, 外殻の原子炉建屋等により防護する設計とする。	
		屋外	地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽外に設置されている端子箱貫通部等にはシールを行うことにより, 小動物の侵入を防止する設計とする。 屋外に設置されている系統開口部から小動物が浸入し難い構造とすることにより, 必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。	
	森林火災	温度 (輻射熱), 閉塞	屋内及び屋外	機器を内包する原子炉建屋, 地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽及び屋外に設置される機器は, 防火帯の内側に配置し, 森林との間に適切な離隔距離を確保することで, 必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。 ばい煙等の二次的影響に対して, ばい煙等が建屋内に流入するおそれがある場合には, 換気空調設備の外気取入ダンパを閉止し, 影響を防止する。
	爆発	爆風圧, 飛来物	屋内及び屋外	近隣の産業施設, 発電所周辺の道路を通行する燃料輸送車両, 発電所周辺を航行する燃料輸送船の爆発による爆風圧及び飛来物に対して, 離隔距離が確保されている。
	近隣の火災等	温度 (熱)	屋内及び屋外	近隣の産業施設, 発電所周辺の道路を通行する燃料輸送車両, 発電所周辺を航行する燃料輸送船及び敷地内の危険物貯蔵施設の火災に対して, 離隔距離が確保されている。
電磁的障害	サージ・ノイズによる計測制御回路への影響	屋内及び屋外	日本工業規格 (JIS) 等に基づき, ラインフィルタや絶縁回路の設置により, サージ・ノイズの侵入を防止するとともに, 鋼製筐体や金属シールド付ケーブルの適用により電磁波の侵入を防止する設計とする。	

表1 格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮 (4/5)

外部事象	影響モード	設置場所	設計方針	
外部人為事象	外部火災 近隣工場等の火災・爆発	温度 (熱) 爆風圧 飛来物	屋内 屋外	近隣の産業施設, 発電所周辺の道路を通行する燃料輸送車両, 発電所周辺を航行する燃料輸送船及び敷地内の危険物タンク (重油タンク, ガスタービン発電機用軽油タンク等) による火災, 爆発による爆風圧, 飛来物に対して, 離隔距離を確保し, 影響を受けない設計とする。
	電磁的障害	サージ・ノイズによる計測制御回路への影響	屋内 屋外	日本工業規格 (JIS) 等に基づき, ラインフィルタや絶縁回路の設置により, サージ・ノイズの侵入を防止するとともに, 鋼製筐体や金属シールド付ケーブルの適用により電磁波の侵入を防止する設計とする。
	(偶発的な航空機落下等) 飛来物	衝突による衝撃力 火災による熱影響	屋内 屋外	意図的な航空機衝突による影響に包含される。

・設計方針の相違
島根2号炉は, 航空機落下について, 影響を受けるおそれがあるものと整理した

【再掲はここまで】

第1表 格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮 (4/4)

表1 格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮 (5/5)

外部事象	影響モード	設置場所	設計方針
内部溢水	没水, 被水, 蒸気による環境条件の悪化	屋内	内部溢水発生時は, 自動隔離又は手動隔離により, 漏えい箇所の隔離操作を行う。また, 漏えい箇所の隔離が不可能な場合においても, 漏えい水は, 開放ハッチ部, 床ファンネルを介し建屋最地下階へと導く設計としていることから, ベント操作を阻害することはない。隔離弁については, 没水, 被水等の影響により中央制御室からの操作機能を喪失する可能性があるものの, 人力での現場操作が可能であり機能は維持される。必要な監視機器については, 没水, 被水, 蒸気に対する防護対策を講じ, 機能を維持する設計とする。
		屋外	対象外
意図的な航空機衝突	衝突による衝撃力, 火災による熱影響	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については, 外殻の原子炉建屋等により防護されると考えられる。
		屋外	屋外に設置されるフィルタ装置出口配管, 圧力開放板等については, 航空機の衝突による衝撃力及び航空機燃料火災による熱影響により損傷する可能性があるが, フィルタ装置の除去性能に大きな影響はないと考えられる。

外部事象	影響モード	設置場所	設計方針
内部溢水	没水 被水 蒸気による環境条件の悪化	屋内	内部溢水発生時は, 自動隔離又は手動隔離により, 漏えい箇所の隔離操作を行う。また, 漏えい箇所の隔離が不可能な場合においても, 漏えい水は, 開放ハッチ部, 床ファンネルを介し建物最地下階へと導く設計としていることから, ベント操作を阻害することはない。隔離弁については, 没水, 被水等の影響により中央制御室からの操作機能を喪失する可能性があるものの, 人力での現場操作が可能であり機能は維持される。必要な監視機器については, 没水, 被水, 蒸気に対する防護対策を講じ, 機能を維持する設計とする。
		屋外	対象外
意図的な航空機衝突	衝突による衝撃力 火災による熱影響	屋内	原子炉建物又は地下の第1ベントフィルタ格納槽内に設置されている部位については, 外殻の原子炉建物又は第1ベントフィルタ格納槽により防護されると考えられる。
		屋外	屋外に設置される排気配管, 圧力開放板については, 航空機の衝突による衝撃力及び航空機燃料火災による熱影響により損傷する可能性があるため, 損傷が確認された場合は必要に応じて原子炉の運転を停止して補修を行う。

・記載方針の相違
島根2号炉は, 意図的な航空機衝突時における対応について記載している

地震による損傷の防止に関する耐震設計方針の説明

配管設計における荷重の組合せと応力評価について

格納容器圧力逃がし装置は、ベント使用中は機器が損傷を受けることなく健全であることが求められる。したがって、設計上の最高使用温度・圧力 (200℃, 2Pd) における荷重条件を「供用状態A」及び「供用状態B」として、クラス2機器として各部にかかる応力が許容応力以内であることを確認する。

一方で、当該設備は設置許可基準の三十九条における常設耐震重要重大事故防止設備兼常設重大事故緩和設備に該当し、基準地震動 S_s による地震力に対して重大事故に至るおそれがある事故に対処するために必要な機能が損なわれるおそれがないものであることが求められる。したがって、地震荷重に対する荷重の組合せを「供用状態D」とし、各部にかかる応力が設計引張応力以内であり、なおかつ疲労破壊を起こさないことを確認する。

第1表 配管設計における荷重の組合せと許容応力

荷重の組合せ	許容応力			供用状態 許容応力状態	適用規格
	一次応力 (曲げ応力を 含む)	一次+二次応力	一次+二次 +ピーク応力		
D + P _d + M _b	1.5 · S _h	S _a (c)	—	(A, B)	設計・建設規格 PPC-3520(1) PPC-3530(1)
D + P _d + (M _a) + M _b	1.8 · S _h	S _a (d)	—		設計・建設規格 PPC-3520(1) PPC-3530(1)
D + P _d + (M _a) + S _s	0.9 · S _u	S _s 地震動のみによる疲労解析を行い、疲れ累積係数が1以下であること。 ただし、地震動のみによる一次+二次応力の変動値が2 · S _y 以下であれば疲労解析は不要。		IV _A S	JEAG4601 第3種管の許容 応力/第3種管 の許容応力の解 説

【各記号の注釈】

- D : 自重及びその他の長期的機械的荷重による応力
- P_d : 内圧応力
- M_a : その他の短期的機械的荷重による応力 (当該設備においては対象外)
- M_b : 二次応力 (熱応力)
- S_a (c) : 一次+二次応力に対する許容応力 (短期的荷重を含まない場合)
- S_a (d) : 一次+二次応力に対する許容応力 (短期的荷重を含む場合)
- S_h : 最高使用温度における材料規格 Part3 第1章 表3に定める値
- S_s : 基準地震動 S_s により定まる地震力
- S_u : 設計引張強さ 設計・建設規格 付録材料図表 Part5 表9に規定される値

地震による損傷の防止に関する耐震設計方針の説明

格納容器フィルタベント系は、設置許可基準の三十九条における常設耐震重要重大事故防止設備兼常設重大事故緩和設備に該当し、基準地震動 S_s による地震力に対して重大事故等に至るおそれがある事故に対処するために必要な機能が損なわれるおそれがないものであることとしている。

そこで、地震荷重と組み合わせる荷重を以下の通り設定し、その荷重により発生する応力を評価している。また、許容応力状態を $V_A S$ とし、さらに重大事故等時における運転状態を考慮して設定した設計温度にて、許容限界を設定する。そのうえで、発生応力が許容限界以下であることを確認することで、基準地震動 S_s に対する機器の健全性を確認している。

表1 フィルタ装置の耐震設計条件

荷重の組合せ	許容応力状態	温度条件
D + P _{SAD} + M _{SAD} + S _s	V _A S ^{*1}	T _{SA}

表2 配管の耐震設計条件

荷重の組合せ	許容応力状態	温度条件
D + P _{SAD} + M _{SAD} + S _s	V _A S ^{*1}	T _{SA}

*1: $V_A S$ として $IV_A S$ としての許容限界を用いる。

【各記号の注釈】

- D : 死荷重
- P_{SAD} : 重大事故等時の状態 (運転状態V) における運転状態等を考慮して当該設備に設計上定められた設計圧力による荷重
- M_{SAD} : 重大事故等時の状態 (運転状態V) における運転状態等を考慮して当該設備に設計上定められた機械的荷重
- S_s : 基準地震動 S_s により定まる地震力
- T_{SA} : 重大事故における運転状態を考慮して設定した設計温度

・資料構成の相違
島根2号炉は、フィルタ装置についても記載

・評価条件の相違

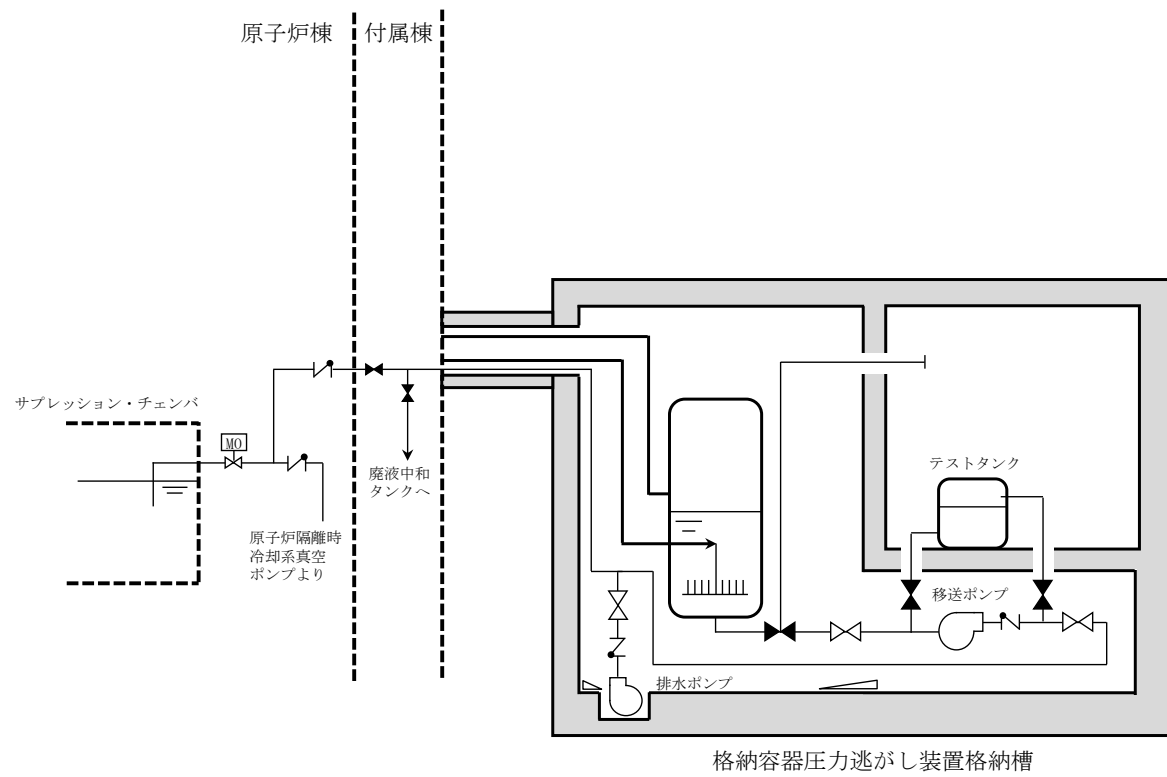
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>なお、当該設計における荷重の組合せと許容限界としては、原子力発電所耐震設計技術指針(重要度分類・許容応力編 JEAG4601・補-1984, JEAG4601-1987及びJEAG4601-1991追補版)(日本電気協会 電気技術基準調査委員会 昭和59年9月, 昭和62年8月及び平成3年6月)(以下「JEAG4601」という。)及び発電用原子力設備規格(設計・建設規格JSME S NC1-2005(2007追補版含む)(日本機械学会 2005年9月, 2007年9月)(以下「設計・建設規格」という。)に準拠したものである。</p>	<p>なお、当該設計における荷重の組み合わせと許容限界としては、原子力発電所耐震設計技術指針(重要度分類・許容応力編 JEAG4601・補 - 1984, JEAG4601-1987 及び JEAG JEAG4601-1991 追補版)(日本電気協会 電気技術基準調査委員会 昭和 59 年 9 月, 昭和 62 年 8 月及び平成 3 年 6 月)及び発電用原子力設備規格(設計・建設規格 JSME S NC1-2005(2007 追補版含む)(日本機械学会 2005 年 9 月, 2007 年 9 月)に準拠したものである。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 39</p> <p style="text-align: center;">格納容器圧力逃がし装置使用後の保管管理</p> <p>格納容器圧力逃がし装置使用後は、フィルタ装置には多量の放射性物質が捕集される。そのため、フィルタ装置に捕集された放射性物質が環境に放出することがないように、格納容器圧力逃がし装置使用後は、フィルタ装置内のスクラビング水を格納容器へ移送し、気中保管する。</p> <p>なお、「別紙 10」に記載のとおり、フィルタ装置に放射性物質を含んだスクラビング水が保管されていたとしても、ベンチュリスクラバから環境への放射性物質の再揮発は防止可能であるが、放射性物質の放出リスクをさらに低減するため、スクラビング水を格納容器へ移送する。</p> <p>また、「別紙 9」に記載のとおり、金属フィルタに捕集した放射性物質は、フィルタ装置使用後にベントガス流れがない状態においても、崩壊熱に伴う金属フィルタの過熱による放射性物質の再浮遊は生じないことを確認している。</p> <p>よう素除去部で捕集した放射性よう素は、「別紙 11」に記載のとおり、高温状態で数時間程度水素を通気した場合によう素の再揮発が起こるが、スクラビング水を格納容器へ移送することで、よう素除去部に水素が流入しないようにし、よう素除去部からの放射性よう素の再浮遊を防止する。</p> <p>なお、格納容器圧力逃がし装置使用後は、フィルタ装置出口配管に設置している放射線モニタにて、フィルタ装置からの放射性物質の放出がないことを確認する。</p>	<p style="text-align: right;">別紙 17</p> <p style="text-align: center;">格納容器フィルタベント系使用後の保管管理</p> <p>格納容器フィルタベント系使用後は、フィルタ装置には多量の放射性物質が捕集されるため、捕集された放射性物質が環境に放出することがないように、適切に保管する必要がある。格納容器フィルタベント系使用後のフィルタ装置の保管方針を以下に示す。</p> <p>【スクラバ容器】</p> <p>格納容器フィルタベント系使用後は、スクラビング水を格納容器へ移送し、スクラビング水に捕集された放射性物質が環境へ放出しないよう気中保管とする。</p> <p>なお、スクラバ容器内にスクラビング水が保管されていたとしても、後段の金属フィルタにより、スクラビング水から環境への放射性物質の放出を防止可能であるが、放射性物質の放出リスクを更に低減するため、スクラビング水を格納容器へ移送する。</p> <p>また、金属フィルタは、捕捉したエアロゾルの崩壊熱が、周囲への放熱によって十分冷却されるため、金属フィルタの過熱による放射性物質の再浮遊は生じないことを確認している。(別紙 36)</p> <p>【銀ゼオライト容器】</p> <p>格納容器フィルタベント系使用後は、気中保管とする。</p> <p>銀ゼオライトフィルタで捕集したガス状放射性よう素については、銀ゼオライトからのよう素の脱離反応が考えられ、400℃以上の高温状態かつ、数時間程度水素を通気した場合に起こることが知られている。(別紙 38)</p> <p>しかし、上記のとおり、スクラビング水を格納容器へ移送することにより、放射線分解により発生する水素を銀ゼオライトフィルタへ流入しないようにし、ガス状放射性よう素の再揮発を防止する。</p> <p>さらに、捕捉したガス状放射性よう素の崩壊熱が、周囲への放熱によって十分冷却されるため、温度の観点からもガス状放射性よう素の再揮発は生じないことを確認している。(別紙 38)</p> <p>なお、格納容器フィルタベント系使用後は、放出口手前に設置している放射線モニタにて、フィルタ装置からの放射性物質の放出がないことを確認する。</p>	<p>・設備の相違 島根 2号炉の銀ゼオライト容器は、スクラバ容器と別容器</p> <p>・記載方針の相違</p>

格納容器圧力逃がし装置格納槽内における漏えい対策について

格納容器圧力逃がし装置の各設備については、スクラビング水の性状（高アルカリ性）と重大事故等時に放出される放射性物質の捕集・保持（汚染水の貯蔵）を達成するよう、構造材には耐食性に優れた材料を選定し、重大事故等時の使用環境条件及び基準地震動 S_s に対して機能維持するような、構造設計としている。また、フィルタ装置内のスクラビング水は移送ポンプによりサブプレッション・チェンバ等に移送することとなるが、これらの設備についても漏えいし難い構造としている。

第1図に排水設備の構成を、第1表に各部位の設計上の考慮事項を示す。



格納容器圧力逃がし装置格納槽

注) 系統構成は現在の計画

第1図 排水設備の構成

第1ベントフィルタ格納槽内における漏えい対策について

格納容器フィルタベント系の各設備については、スクラビング水の性状（高アルカリ性）と重大事故等時に放出される放射性物質の捕集・保持（汚染水の貯蔵）を達成するよう、構造材には耐食性に優れた材料を選定し、重大事故等時の使用環境条件及び基準地震動 S_s に対して機能維持するような、構造設計としている。また、フィルタ装置内のスクラビング水はドレン移送ポンプによりサブプレッション・チェンバ等に移送することとなるが、これらの設備についても漏えいし難い構造としている。

図1に排水設備の構成を、表1に各部位の設計上の考慮事項を示す。

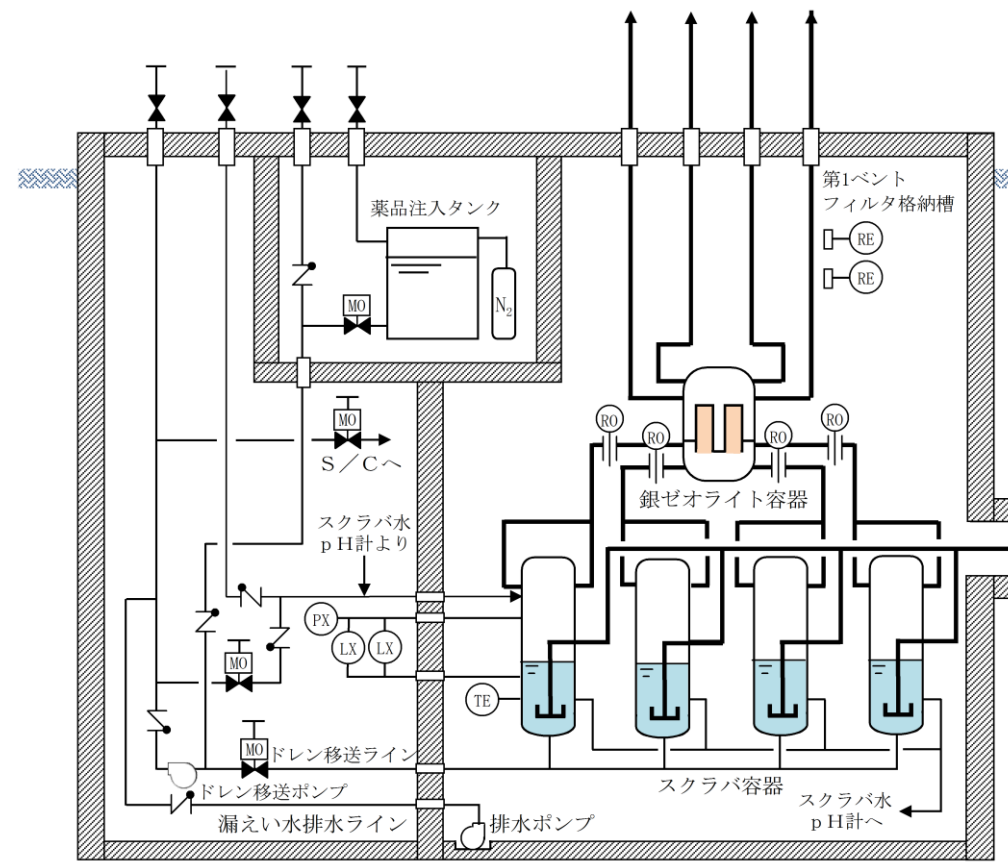


図1 排水設備の構成

・設備の相違

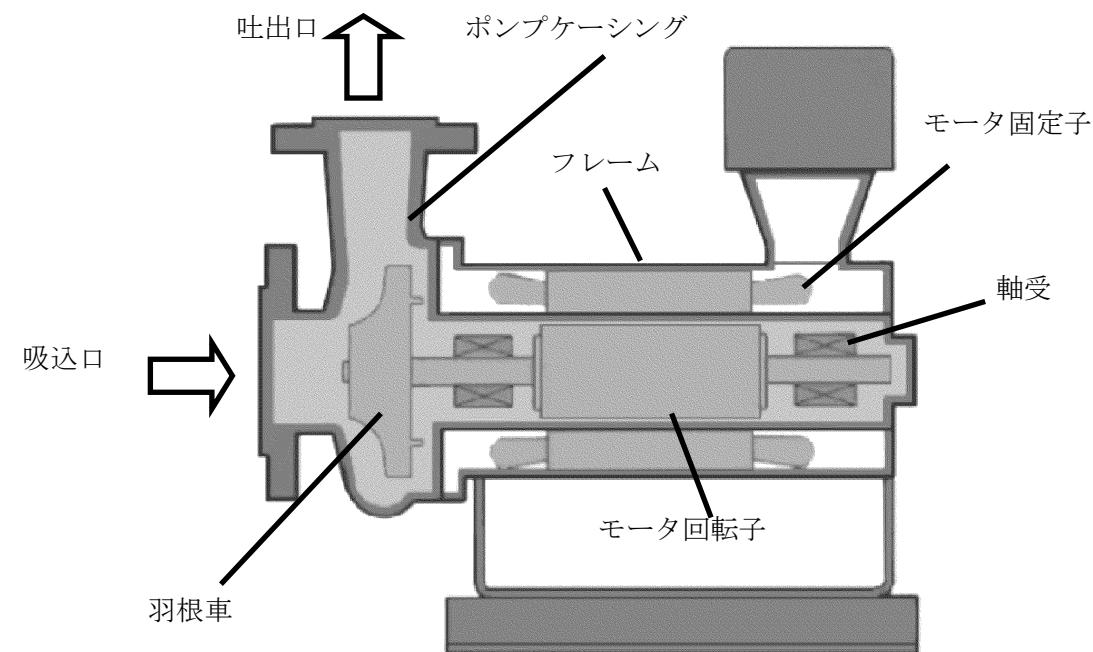
第1表 各部位の設計上の考慮事項

部位	設計考慮内容
移送ポンプ (キャンドポンプ)	<ul style="list-style-type: none"> ・高温、高アルカリ性 [] , 放射線を考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を採用することで、健全性を確保する。 ・シール部に使用するパッキンについては、温度・圧力・放射線の影響を考慮して、黒鉛を採用する。 ・軸封部は密閉され、漏えいしない構造とする(第2図参照)。
配管・弁	<ul style="list-style-type: none"> ・高温、高アルカリ性 [] , 放射線を考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を採用することで、健全性を確保する。 ・配管、弁の接続部は原則溶接構造とし、漏えいのリスクを低減した設計とする。また、「発電用原子力設備規格 設計・建設規格」の規定を適用して設計するとともに、基準地震動 S_s に対して機能を維持するよう設計する。 ・フランジ接続部や弁のグランド部には、温度・圧力・放射線の影響を考慮して、黒鉛を採用する。

表1 各部位の設計上の考慮事項

部位	設計考慮内容
ドレン移送ポンプ (キャンドポンプ)	<ul style="list-style-type: none"> ・高温、高アルカリ性 (pH13 以上), 放射線を考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を採用することで、健全性を確保する。 ・シール部に使用するパッキンについては、温度・圧力・放射線の影響を考慮して、黒鉛を採用する。 ・軸封部は密閉され、漏えいしない構造とする(図2参照)。
配管・弁	<ul style="list-style-type: none"> ・高温、高アルカリ性 (pH13 以上), 放射線を考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を採用することで、健全性を確保する。 ・配管、弁の接続部は原則溶接構造とし、漏えいのリスクを低減した設計とする。また、「発電用原子力設備規格 設計・建設規格」の規定を適用して設計するとともに、基準地震動 S_s に対して機能を維持するよう設計する。 ・フランジ接続部や弁のグランド部には、温度・圧力・放射線の影響を考慮して、黒鉛を採用する。

・設備の相違



第2図 一般的なキャンドポンプの構造

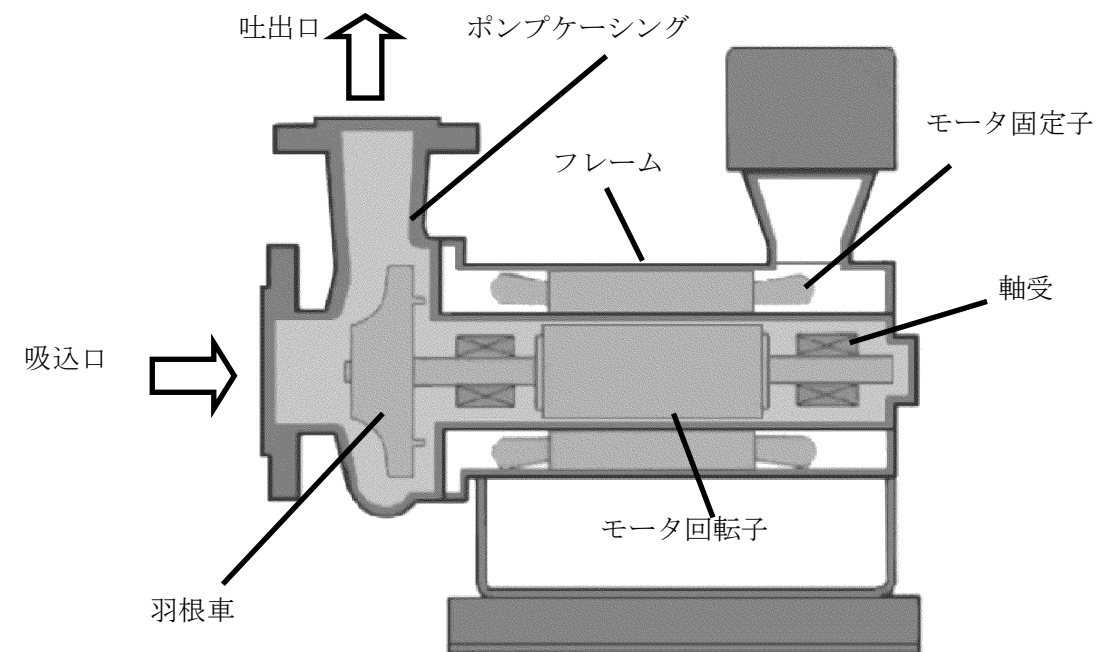
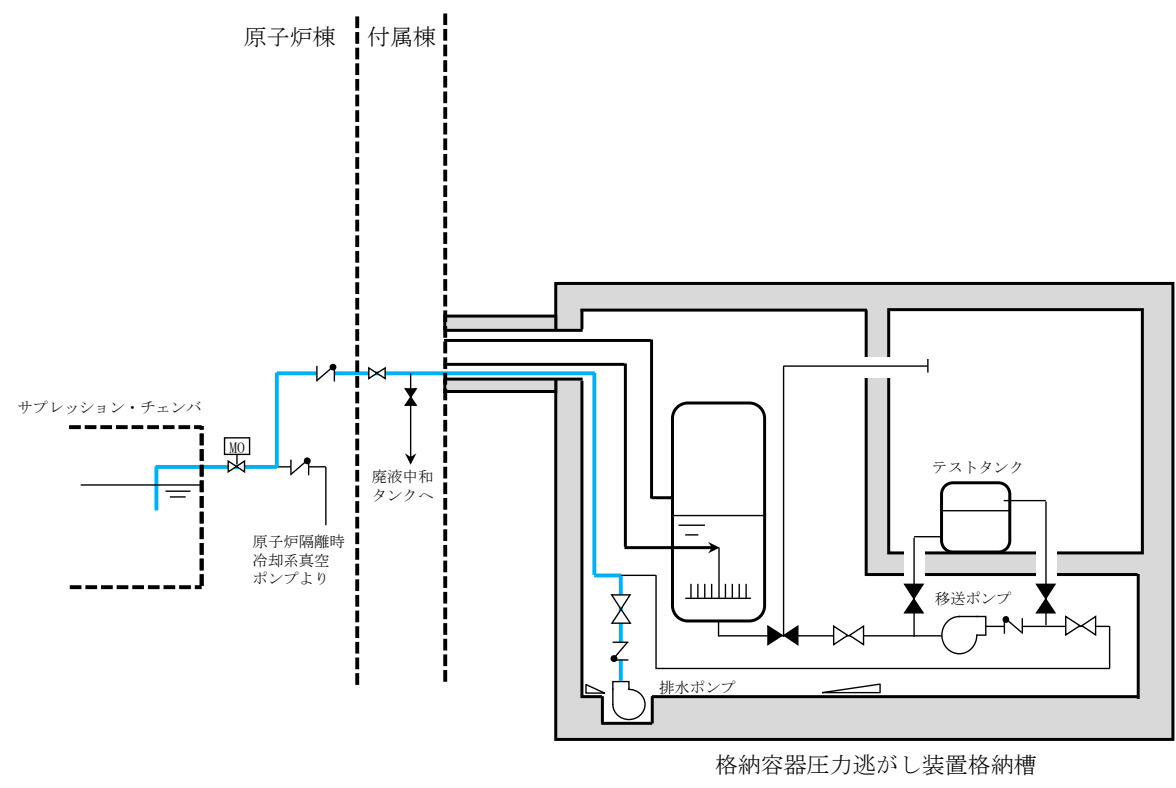


図2 一般的なキャンドポンプの構造

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(1) <u>格納容器圧力逃がし装置格納槽</u>の設計上の考慮</p> <p>フィルタ装置を設置する地下構造の格納容器圧力逃がし装置格納槽は、鉄筋コンクリート造の地中構造物で岩盤上に設置し、基準地震動S_gに対し機能維持するよう構造設計をしている。</p> <p>万一、<u>フィルタ装置外にスクラビング水が漏えいした場合を想定し、早期に検出できるよう格納容器圧力逃がし装置格納槽内に検知器を設置する。</u>また、樹脂系塗装等により格納容器圧力逃がし装置格納槽内部の想定水没部を防水処理することにより、構造的に漏えいの拡大が防止できる設計とする。なお、<u>格納容器圧力逃がし装置格納槽の貫通部は、想定水没部以上の位置にあり、貫通部からの外部への漏えいのおそれのない設計となっている。</u></p> <p>(2) 漏えい時等の対応</p> <p><u>格納容器圧力逃がし装置の各設備については、スクラビング水の漏えいを防止する設計とするが、万一、フィルタ装置外にスクラビング水が漏えいした場合を想定し、早期に検出できるよう格納容器圧力逃がし装置格納槽内に検知器を設置する。</u></p> <p><u>格納容器圧力逃がし装置格納槽内における漏えい水は、格納容器圧力逃がし装置格納槽内の排水枡へ収集され、排水ポンプにより格納容器圧力逃がし装置格納槽から移送できる設計とする。移送先は廃棄物処理設備である廃液中和タンク及びサプレッション・チェンバのいずれにも送れる設計とし、排水の種別に応じ送水先を選択する。</u></p> <p>具体的には、放射性物質を含まない場合は<u>廃液中和タンク</u>、放射性物質を含む場合はサプレッション・チェンバにそれぞれ移送する。</p> <p>第2表に排水ポンプの仕様を、第3図に排水設備系統概略図を、第4図に<u>格納容器圧力逃がし装置格納槽断面図</u>を示す。</p> <p style="text-align: center;"><u>第2表 排水ポンプ仕様</u></p> <p>型式：水中ポンプ 容量：約 10m³/h 揚程：約 40m 台数：1 駆動源：電動駆動（交流）</p>	<p>(1) <u>第1ベントフィルタ格納槽</u>の設計上の考慮</p> <p><u>格納容器フィルタベント系を設置する地下構造の第1ベントフィルタ格納槽は、鉄筋コンクリート造の地中構造物で岩盤上に設置し、基準地震動S_gに対し機能維持するよう構造設計し、設計・製作・検査により、スクラビング水の漏えい防止を図ることとしているが、万</u> <u>一スクラバ容器外にスクラビング水が漏えいした場合でも、漏えいの早期検出や構造的に漏えいの拡大が防止できる設計とする。具体的には、スクラバ容器を設置している第1ベント</u> <u>フィルタ格納槽（鉄筋コンクリート造）内への漏えい水滞留箇所（溜めマス）及び漏えい検知器の設置、格納槽のコンパートメント化（樹脂系塗装等による想定水没部の防水処理）を</u> <u>行う。第1ベントフィルタ格納槽の貫通部は、図4に示すとおり想定水没部以上の位置に</u> <u>あり、貫通部から外部への漏えいの恐れのない設計となっている。</u></p> <p>(2) 漏えい時等の対応</p> <p><u>漏えいしたスクラビング水は、第1ベントフィルタ格納槽から排水が可能な構成とする。第1ベントフィルタ格納槽は、図5に示すとおりベントフィルタ室（排水ポンプエリア）、</u> <u>ドレン移送ポンプエリア、計器室で構成され、計器エリア及びドレン移送ポンプエリア内で</u> <u>万一、漏えいが発生した場合には、側溝を介してベントフィルタ室の溜めマスへ排水できる</u> <u>構造となっており、常設の排水ポンプによりサプレッション・チェンバ若しくは外部へ排出</u> <u>できる構成としている。</u></p> <p><u>排水ポンプが使用できない場合は、ベントフィルタ室上部のハッチより可搬のポンプを搬入</u> <u>して外部へ排出する。また、漏えいを早期に検知できるようベントフィルタ室に漏えい検知</u> <u>器を設置し、その警報を中央制御室に発報するとともに、状況に応じた排水が可能な構成と</u> <u>している。</u></p> <p>具体的には、放射性物質を含まない場合は<u>外部</u>、放射性物質を含む場合はサプレッション・チェンバにそれぞれ移送する。</p> <p>表2に排水ポンプの仕様を、図3に排水設備系統概略図を、図4に<u>第1ベントフィルタ格納槽断面図</u>を示す。</p> <p style="text-align: center;"><u>表2 排水ポンプ仕様</u></p> <p>型 式：水中ポンプ 容 量：約 2m³/min 揚 程：約 50m 台 数：1 駆動源：電動駆動（交流）</p>	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> ・設計の相違 排出先が異なる ・記載方針の相違 ・設計の相違 排出先が異なる ・設備の相違



第3図 排水設備系統概略図

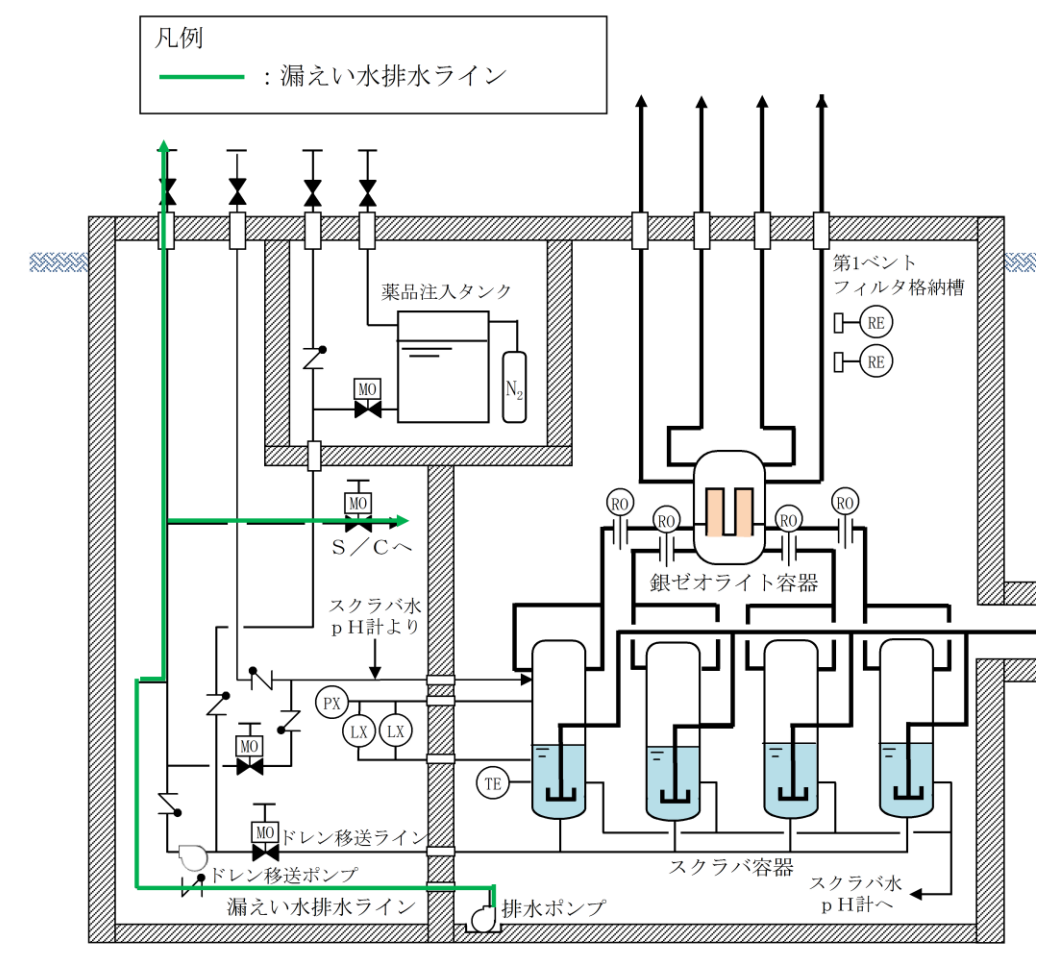
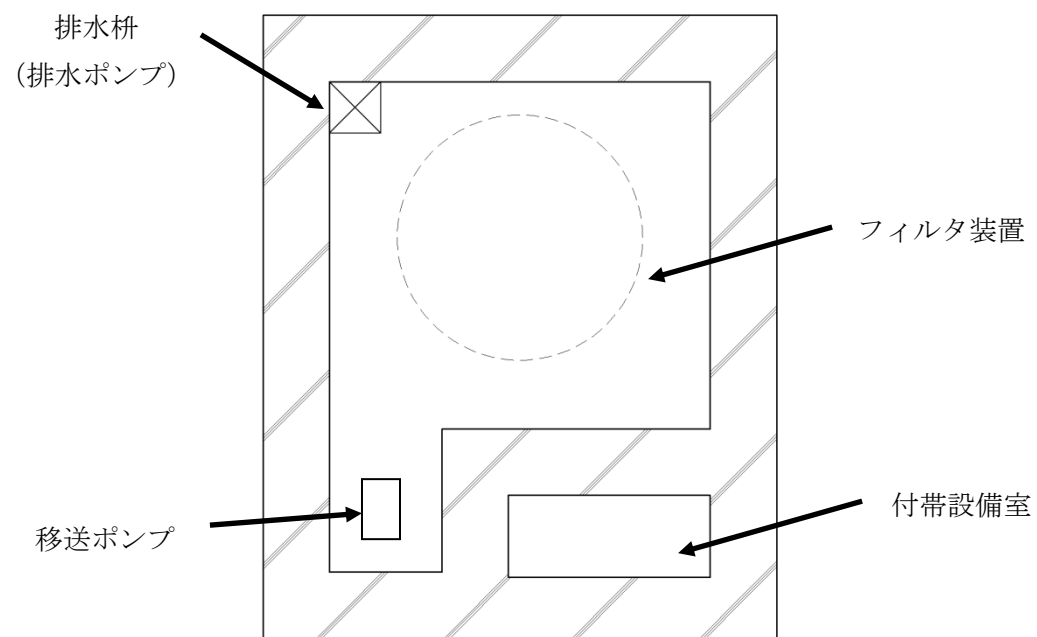


図3 排水設備系統概略図

・設備の相違



第4図 格納容器圧力逃がし装置格納槽断面図

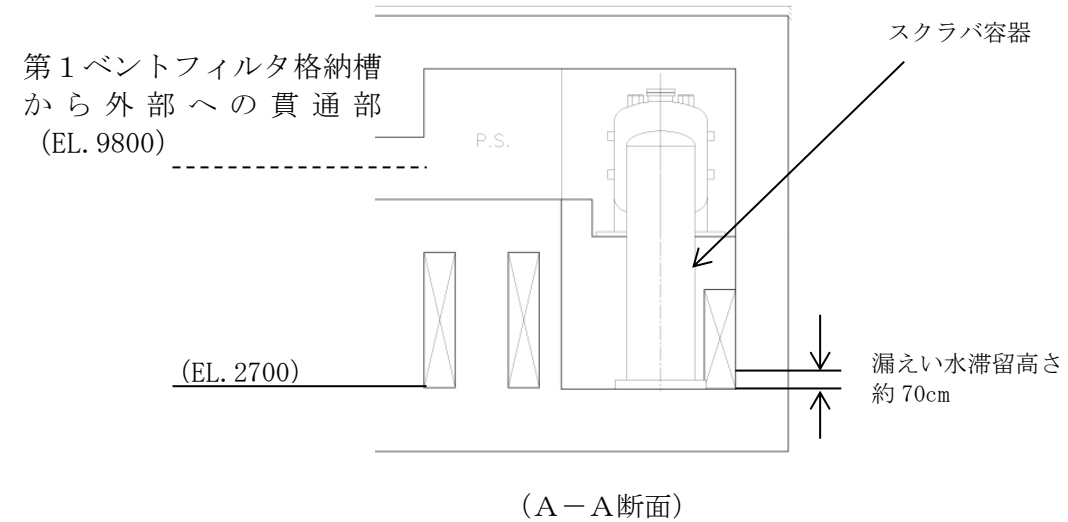
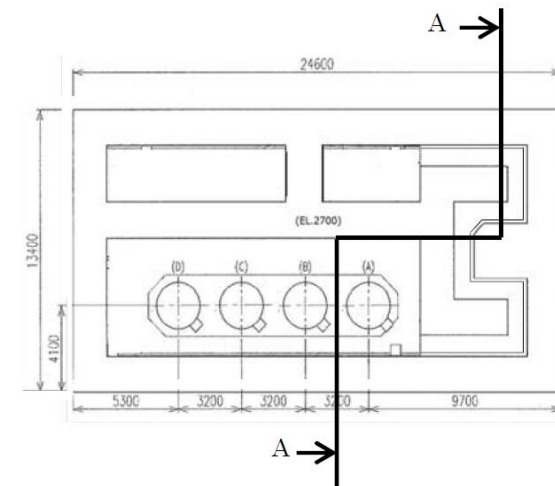


図4 第1ベントフィルタ格納槽から外部への貫通部と漏えい水の高さの関係

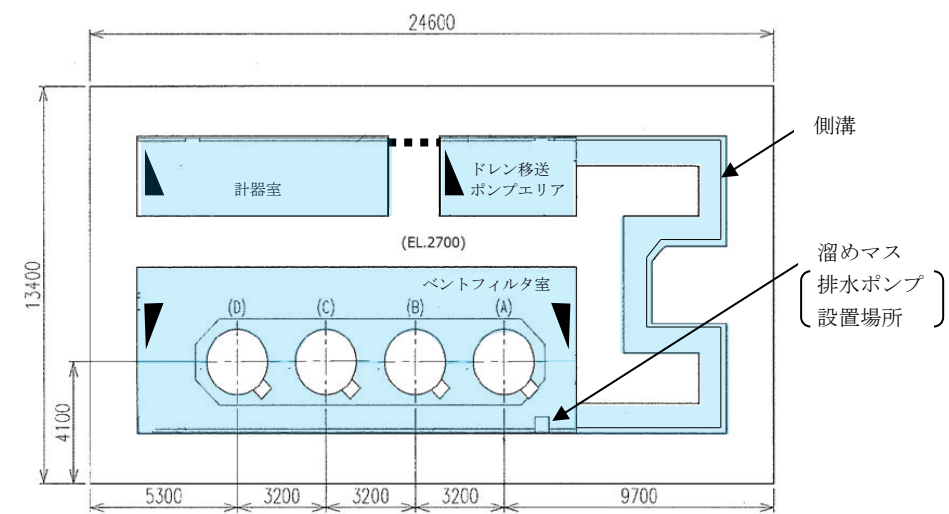


図5 第1ベントフィルタ格納槽での想定漏えい範囲図

・設備の相違

・設備の相違

(3) 排水ポンプを使用した場合の移送

第1ベントフィルタ格納槽内で漏えいが発生した場合には、側溝を介してベントフィルタ室の溜めマスに排水できる構造としているため、排水ポンプを用いて漏えい水を格納容器内（サプレッション・チェンバ）等に移送する。格納容器（サプレッション・チェンバ）への移送においては、常設配管を経て移送するが、排出先が格納容器（サプレッション・チェンバ）以外の場合には、外部接続口から移送先の間は可搬ホースを使用する。

ベントフィルタ室から排水ポンプを用いた移送経路の概要図を図6に示す。

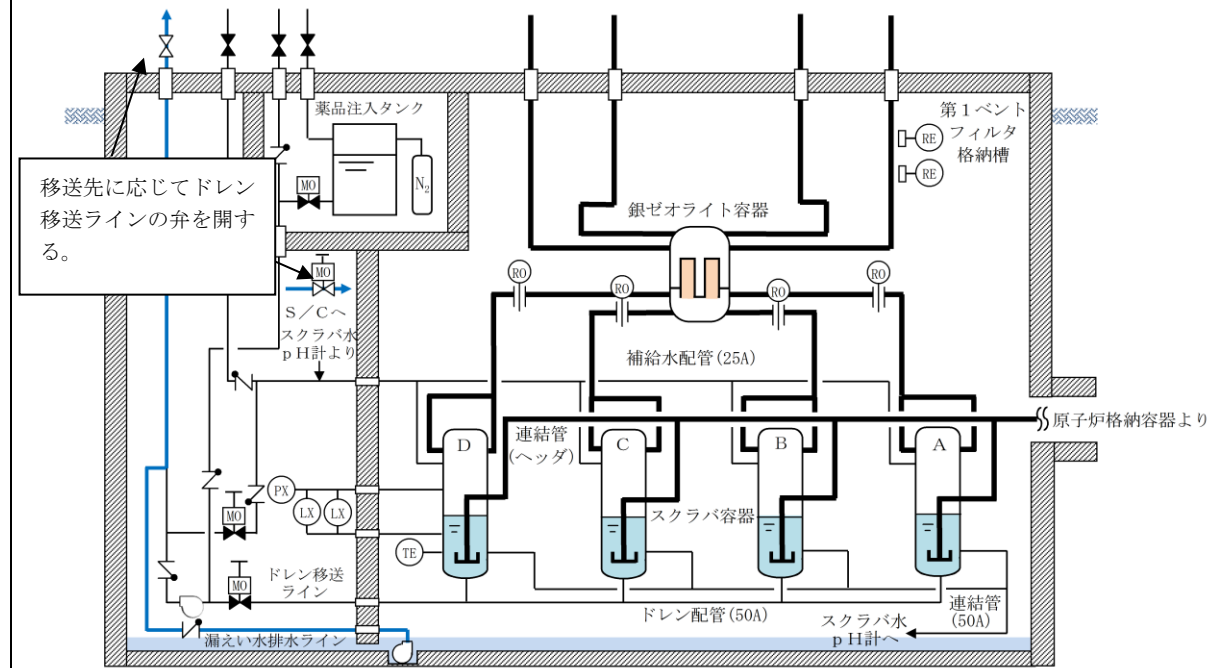


図6 ベントフィルタ室から排水ポンプを用いた移送経路の概要図

・記載方針の相違

(4) 可搬型ポンプを使用した場合の移送

排水ポンプを使用した漏えい水の移送ができない場合は、可搬型ポンプ（水中ポンプ）をベントフィルタ室上部のハッチより投入し、外部へ移送する。

発電所内に配備しているクレーン車によりハッチを開けて、可搬型のポンプを搬入する。

ベントフィルタ室から可搬型ポンプを用いた移送経路の概要図を図7に示す。ベントフィルタ室上部のハッチから可搬型ポンプを投入するルート図を図8に示す。

・記載方針の相違

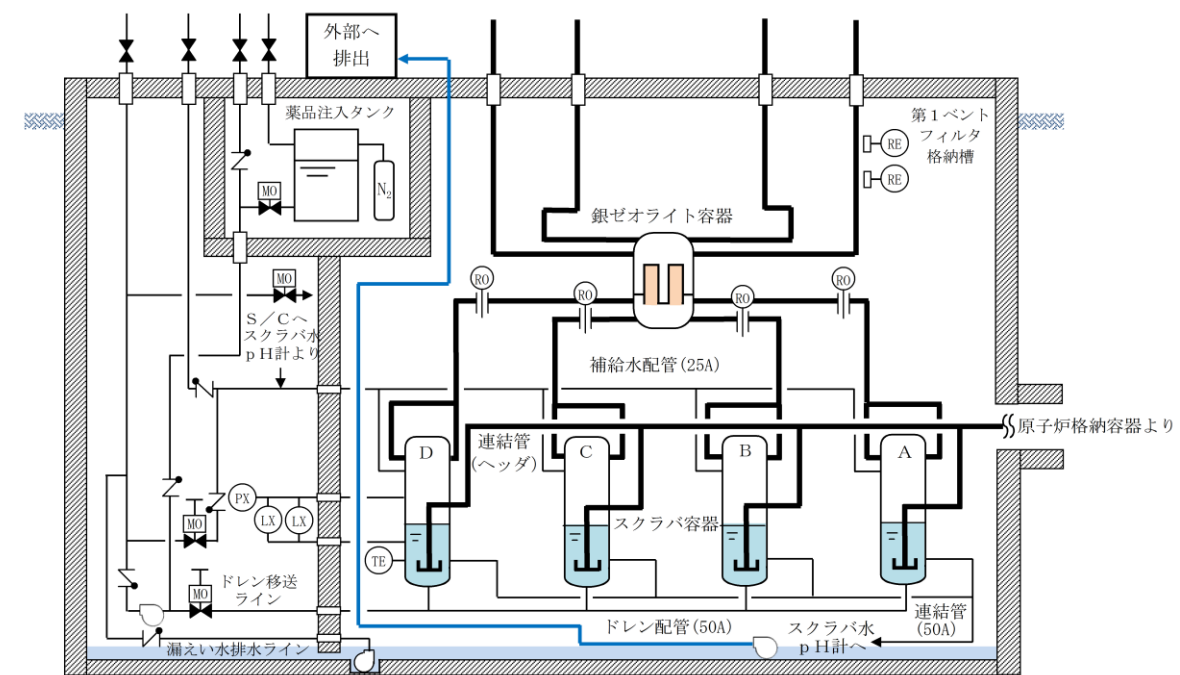


図7 ベントフィルタ室から可搬型ポンプを用いた移送経路の概要図

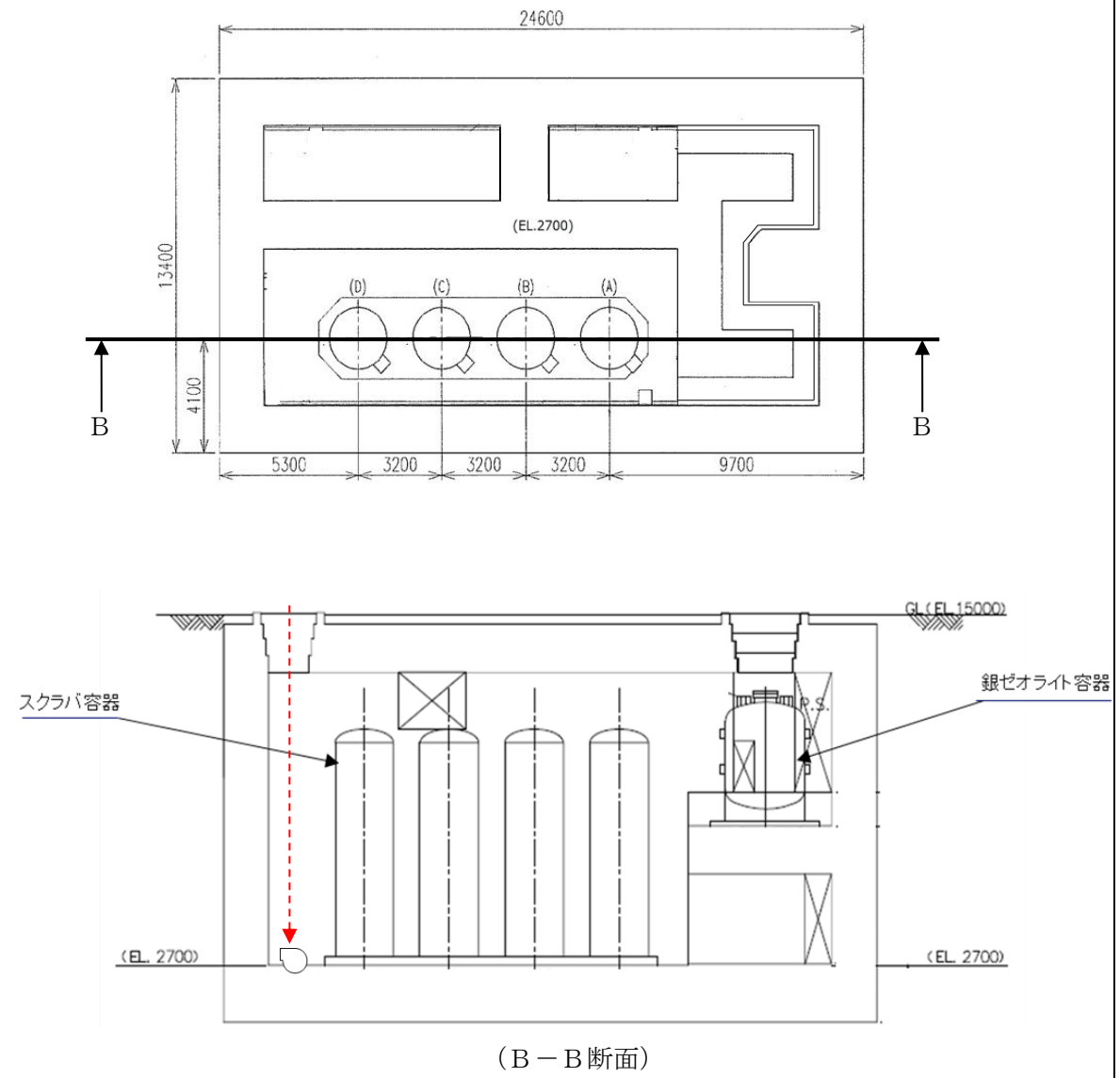
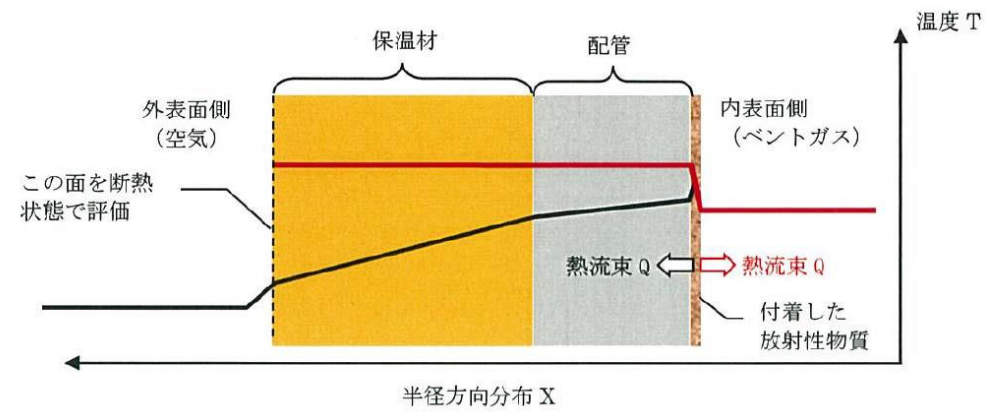


図8 ベントフィルタ室上部のハッチから可搬型ポンプを投入するルート図

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 30</p> <p style="text-align: center;">配管内面に付着した放射性物質による発熱の影響について</p> <p>ベントフィルタ上流の配管内面には放射性物質(エアロゾル)が付着することが想定されることから、その放射性物質の崩壊熱による温度上昇が配管の構造健全性に与える影響について検討した。</p> <p>検討対象とする状態は、<u>ベントガスの流れによる配管の冷却が期待できるケースとベントガスの流れのないケース</u>を想定した。</p> <p>【ケース1】 ベント中を想定し、配管内に高温の蒸気が流れ、なおかつ配管内面に付着した放射性物質からの発熱が加わった状態。</p> <p>【ケース2】 ベント停止後を想定し、配管内面に放射性物質が付着した後で配管内ベントガス流れがないため、放射性物質からの発生熱がこもる状態。</p> <p>まず、【ケース1】として、<u>第1図</u>に示すような配管の半径方向の温度分布を考慮して評価を行った。配管内には高温のベントガス流れが存在し、配管内面には放射性物質が付着して崩壊熱による発熱を行っている。この場合、放射性物質の崩壊熱による熱量は配管内面・外面双方に放熱され、配管板厚方向に熱勾配ができるが、本評価では保守的に配管外面は断熱されているものとした。</p> <p>【ケース1】の温度評価条件を<u>第1表</u>に示す。</p> <p>なお、ベントガス温度については、<u>第2図</u>に示すとおりベント開始後、格納容器圧力及び雰囲気温度が低下し、その後熔融炉心からの放熱によって格納容器雰囲気温度が170℃以下となる。</p>	<p style="text-align: right;">別紙 19</p> <p style="text-align: center;">配管内面に付着した放射性物質による発熱の影響について</p> <p>フィルタ装置上流の配管内面には放射性物質(エアロゾル)が付着することが想定されることから、その放射性物質の崩壊熱による温度上昇が配管の構造健全性に与える影響について検討した。</p> <p>検討対象とする状態は、<u>以下の2ケース</u>を想定した。</p> <p>【ケース1】 ベント中を想定し、配管内に高温の蒸気が流れ、なおかつ配管内面に付着した放射性物質からの発熱が加わった状態。</p> <p>【ケース2】 ベント停止後を想定し、配管内面に放射性物質が付着した後で配管内ベントガス流れがないため、放射性物質からの発生熱がこもる状態。</p> <p>まず、【ケース1】として、<u>図1</u>に示すような配管の半径方向の温度分布を考慮して評価を行った。配管内には高温のベントガス流れが存在し、配管内面には放射性物質が付着して崩壊熱による発熱を行っている。この場合、放射性物質の崩壊熱による熱量は配管内面・外面双方に放熱され、配管板厚方向に熱勾配ができるが、本評価では保守的に配管外面は断熱されているものとした。</p> <p>【ケース1】の温度評価条件を<u>表1</u>に示す。</p> <p>なお、ベントガス温度については、<u>図2</u>に示すとおりベント開始後、格納容器圧力及び雰囲気温度が低下し、その後熔融炉心からの放熱によって格納容器雰囲気温度が170℃以下となる。</p>	

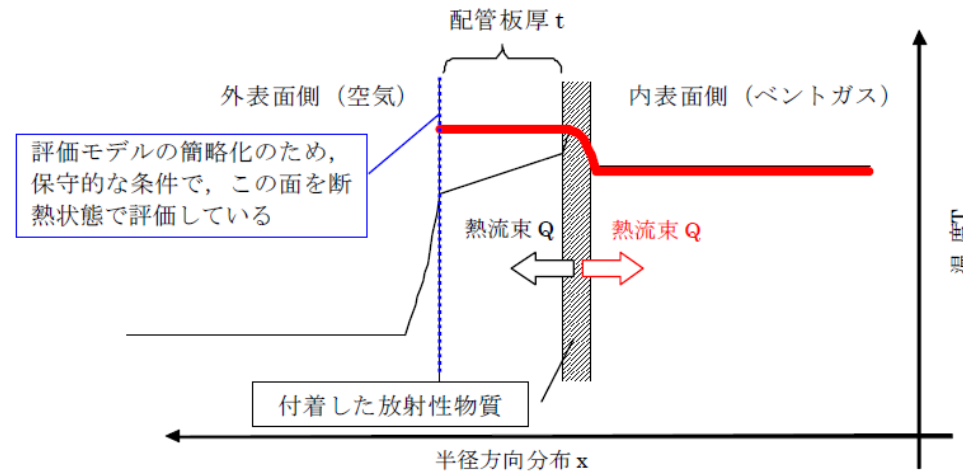


※: 実際の伝熱状態は ——— で示すような分布になると想定されるが、保守的な評価となるよう配管外面を断熱し、全ての熱流束がベントガス側に移行すると評価した。

第1図 配管内表面の温度評価 (ケース1のイメージ)

第1表 配管内表面の温度上昇評価条件【ケース1】

項目	条件
評価シナリオ	有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却系を使用できない場合)」
PCVより流入する崩壊熱量	19.8kW
配管内発熱割合 (FP付着割合)	10%/100m
配管外径, 板厚	450A, 14.3mm
配管熱流束	14.7W/m ²
質量流量	2.1kg/s (ベント後期 (ベント1ヶ月後の蒸気流量))
ベントガス温度	170℃



注: 実際の伝熱状態は ——— で示すような分布になると想定されるが、保守的な評価となるよう配管外面を断熱し、全ての熱流束がベントガス側に移行する評価とした。
(赤線で示されるような熱流束の与え方と分布)

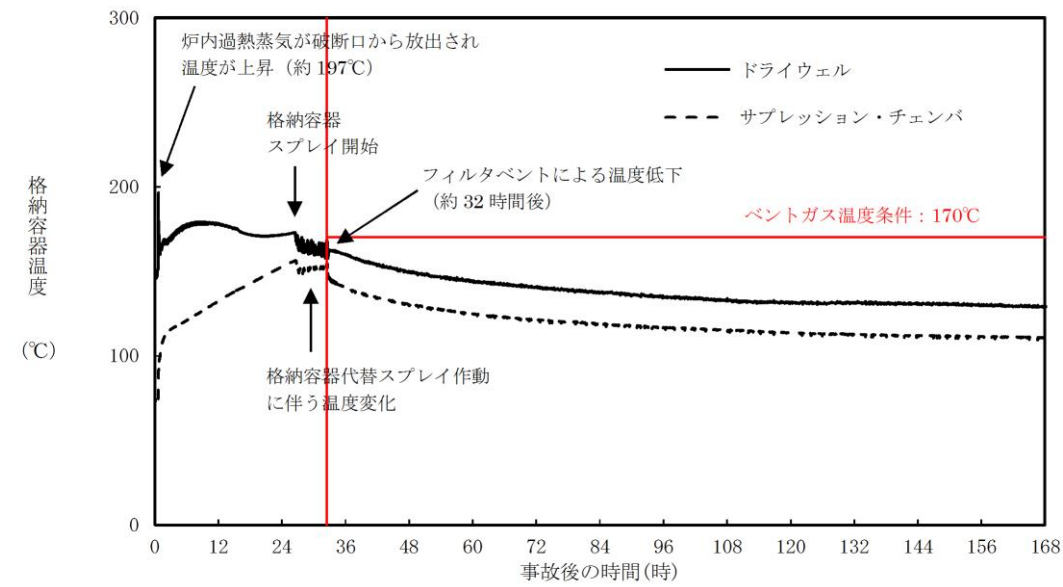
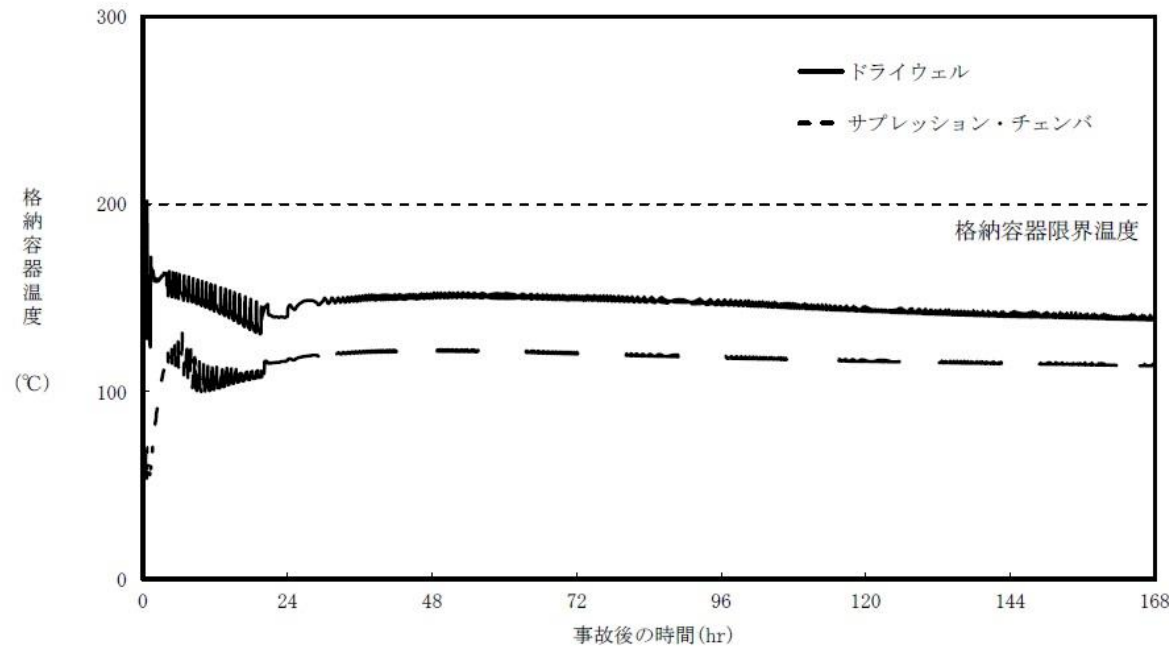
図1 配管内表面の温度評価 (ケース1のイメージ)

表1 配管内表面の温度上昇評価条件【ケース1】

項目	条件
評価シナリオ	有効性評価シナリオ「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 (D/Wベント)」
PCVより流入する崩壊熱量	7.2kW
配管内発熱割合 (FP付着割合)	10%/100m
配管外径, 板厚	300A, Sch40
配管熱流束	7.7W/m ²
質量流量	1.4 kg/s (ベント後期 (ベント1ヶ月後の蒸気流量))
ベントガス温度	170℃

・評価条件の相違

ベント時のガス温度条件を踏まえて配管内面の温度を評価する。図2に有効性評価シナリオ「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」におけるD/Wベント時の格納容器内の温度推移を示す。ベント時に最も配管内ガス温度が高い条件としてはベント開始直後であり、概ね170℃以下となる。



第2図 「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)(代替循環冷却系を使用できない場合)」における格納容器温度の推移

図2 格納容器内温度推移(有効性評価シナリオ「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」, 32hr後D/Wベント)

格納容器より流入する崩壊熱量は、雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)(代替循環冷却系を使用できない場合)シナリオにおける19.8kWとし、配管内面に付着する放射性物質割合としては、10%/100mを用いる。評価にあたっては保守的な条件として、付着割合の全量の放射性物質が付着した条件で発熱しているものとする。また、ベントガス流量については流速が低くなることで熱伝達率が低くなり、保守的な評価となることから、ベント後の1ヶ月の蒸気流量である2.1kg/sを用いた。

配管内表面に付着する放射性物質の崩壊熱による配管内表面の上昇温度は、以下の式で算出した温度上昇量で評価する。

格納容器より流入する崩壊熱量は7.2kW、配管内面に付着する放射性物質量の割合は(参考)にて設定した10%/100mを用いる。評価にあたっては保守的な条件として、付着割合の全量の放射性物質が付着した条件で発熱しているものとする。また、ベントガス流量については流速が低くなることで熱伝達率が低くなり、保守的な評価となることから、ベント後1ヶ月の蒸気流量である1.4kg/sを用いた。

配管内表面に付着する放射性物質の崩壊熱による配管内面の温度上昇は、以下の式で算出した温度上昇量で評価する。

・設備の相違

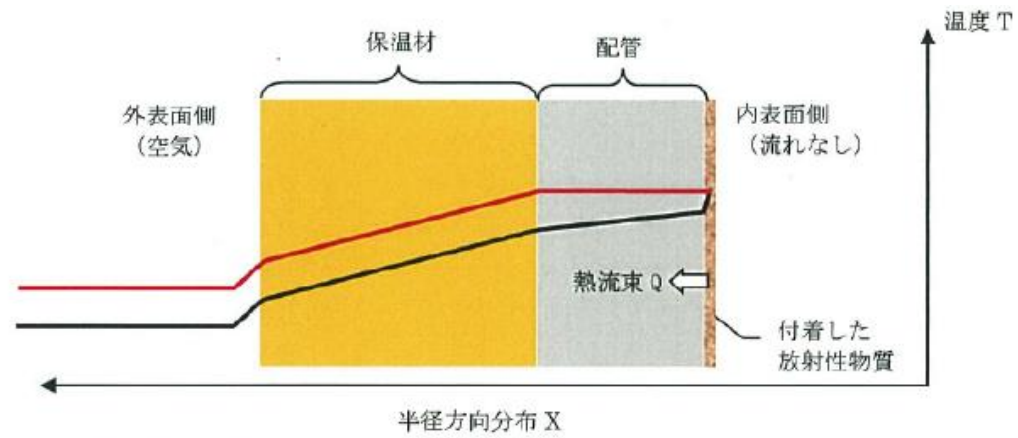
・解析結果の相違

・評価条件の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>$\Delta T = q / h$ ……式(1)</p> <p>ΔT : 放射性物質の崩壊熱による配管内表面の温度上昇 (°C)</p> <p>q : 配管熱流束 (W/m²)</p> <p>h : 配管内表面の熱伝達率 (W/(m²·K))</p> <p>$h = Nu \times k \times d$ ……式(1)</p> <p>Nu : ヌッセルト数</p> <p>k : 水蒸気の熱伝達率 (約0.034 (W/(m²·K)))</p> <p>d : 水力等価直径 (m)</p> <p>ここで, Nuを算出するに当たり円管内乱流の熱伝達率を表現するものとしてKaysの式を引用した(式(3))。</p> <p>$Nu = 0.022 Re^{0.8} \times Pr^{0.5}$ ……式(3)</p> <p>Re : レイノルズ数</p> <p>Pr : プラントル数 (1.130 ; 保守的に170°Cの飽和蒸気の値を設定)</p> <p>$Re = v \times d / \nu$</p> <p>v : 流速 (約13.0 (m/s) : 質量流量から換算)</p> <p>ν : 水蒸気の動粘性係数 (約3.6×10⁻⁶ (m²/s))</p> <p>これにより, 配管内面の温度上昇は0.09°C程度であると評価できる。ベントガスの温度は170°C程度であることから, 上記の温度上昇分を考慮しても, 配管内表面温度は配管設計における最高使用温度200°Cを下回っているため, 配管の構造健全性に影響を与えることはない。</p> <p>次に, 【ケース2】として, 第3図に示すような配管の半径方向の温度分布を考慮して評価を行った。配管内はベントガス流れがないものとし, 配管内面には放射性物質が付着して崩壊熱による発熱を行っている。</p> <p>ここで, 評価対象の配管板厚は14.3mmであり, 炭素鋼の熱伝導率が50w/(m·K)程度であることから, 板厚方向の温度勾配は微小であると考えられることができる。そのため, 配管内表面の温度はほぼ配管外表面温度と同等であると考え、また、<u>保温材の熱通過率を考慮する</u>。配管内部の熱量による温度を評価する方法としてJIS A 9501 “保温保冷工事施工標準”の表面温度及び表面熱伝達率の算出方法を用いて, 配管外表面温度を評価する。</p>	<p>$\Delta T = q / h$ ……式(1)</p> <p>ΔT : 放射性物質の崩壊熱による配管内表面の温度上昇 (°C)</p> <p>q : 配管熱流束 (W/m²)</p> <p>h : 配管内表面の熱伝達率 (W/(m²·K))</p> <p>$h = Nu \times k / d$ ……式(2)</p> <p>Nu : ヌッセルト数</p> <p>k : 水蒸気の熱伝導率 (0.034 (W/(m·K)))</p> <p>d : 水力等価直径 (m)</p> <p>ここで, Nuを算出するに当たり円管内乱流の熱伝達率を表現するものとしてKaysの式を引用した(式(3))。</p> <p>$Nu = 0.022 Re^{0.8} \times Pr^{0.5}$ ……式(3)</p> <p>Re : レイノルズ数</p> <p>Pr : プラントル数 (1.1 : 保守的に170°Cの飽和蒸気の値を設定)</p> <p>$Re = v \times d / \nu$ ……式(4)</p> <p>v : 流速 (約22.5 (m/s) : 質量流量から換算)</p> <p>d : 水力等価直径 (m)</p> <p>ν : 水蒸気の動粘性係数 (約3.6×10⁻⁶ (m²/s))</p> <p>これより, 配管内面の温度上昇は0.03°C程度であると評価できる。ベントガスの温度は170°C程度であることから, 蒸気の温度上昇分を考慮しても, 配管内表面温度は配管設計における最高使用温度である200°Cを下回っているため, 配管の健全性に影響を与えることはない。</p> <p>次に, 【ケース2】として, 図3に示すような配管の半径方向の温度分布を考慮して評価を行った。配管内はベントガス流れがないものとし, 配管内面には放射性物質が付着して崩壊熱による発熱を行っている。</p> <p>ここで, 評価対象の配管板厚は10.3mmであり, 炭素鋼の熱伝導率が50W/(m·K)程度であることから, 板厚方向の温度勾配は微小であると考えられることができる。そのため, 配管内表面の温度はほぼ配管外表面温度と同等であると考え、配管内部の熱量による温度を評価する方法としてJIS A 9501 “保温保冷工事施工基準”の表面温度及び表面熱伝達率の算出方法を用いて, 配管外表面温度を評価する。</p>	<p>備考</p> <p>・設備の相違</p> <p>・評価結果の相違</p> <p>・設備の相違</p>

【ケース2】の温度評価条件を第2表に示す。

なお、評価条件については、【ケース1】と同様に「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（D/Wベント）」を想定する。

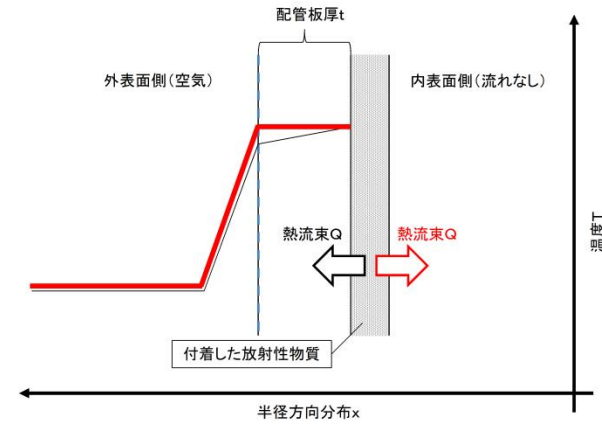


※：実際の伝熱状態は——で示すような分布になると想定されるが、保守的な評価となるよう配管内の温度勾配はないものし、全ての熱流束が配管（保温材）外表面側に移行すると評価した。

第3図 配管内表面の温度評価（ケース2のイメージ）

【ケース2】の温度評価条件を表2に示す。

なお、評価条件については、【ケース1】と同様に有効性評価シナリオ「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（D/Wベント）」を想定する。



注：実際の伝熱状態は——で示すような分布になると想定されるが、保守的な評価となるよう配管内の温度勾配はないものし、全ての熱流束が配管外表面側に移行すると評価した。（赤線で示されるような熱流束の与え方と分布）

図3 配管内表面の温度評価（ケース2のイメージ）

第2表 配管内表面の温度上昇評価条件【ケース2】

表2 配管内表面の温度上昇評価条件【ケース2】

・評価条件の相違

項目	条件
評価シナリオ	有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」
PCVより流入する崩壊熱量	19.8kW
配管内発熱割合 (FP付着割合)	10%/100m
配管外径, 板厚	450A, 14.3mm
配管熱流束	14.7W/m ²
配管外表面放射率	0.22 (アルミニウム板の放射率 ^{*1})
環境温度	100°C

項目	条件
評価シナリオ	有効性評価シナリオ「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（D/Wベント）」
PCVより流入する崩壊熱量	7.2kW
配管内発熱割合 (FP付着割合)	10%/100m
配管外径, 板厚	300A, Sch40
配管熱流束	7.7W/m ²
配管外表面放射率	0.80 (酸化鉄相当の放射率 ^{*1})
環境温度	120°C

※1 JISハンドブック 6-1 配管 I

※1：日本機械学会 伝熱工学資料 改訂第5版

評価式の概要は以下の通りとなる。

$$T_h = (qL / \lambda) + T_l \quad \dots \text{式 (5)}$$

T_h : 配管外表面温度 (°C)

T_l : 保温材表面温度 (°C)

q : 配管熱流束 (W/m²)

L : 保温材厚さ (0.03m)

λ : 保温材熱伝達率 (2.103×10⁻²W/(m²·K))

$$T_l = (q / h_{se}) + T_{atm} \quad \dots \text{式 (6)}$$

この式 (6) における q と h_{se} は以下の式で表される。

$$q = Q / S \quad \dots \text{式 (7)}$$

$$h_{se} = h_r + h_{cv} \quad \dots \text{式 (8)}$$

上記の式(6)における, q と h_{se} は以下の式で表される。

Q : 単位長さ当たりの配管内面での発熱量 (W/m)

S : 単位長さ当たりの配管外面表面積 (m²)

h_r : 放射による配管外表面熱伝達率 (W/(m²·K))

h_{cv} : 対流による配管外表面熱伝達率 (W/(m²·K))

評価式の概要は以下の通りとなる。

$$T = (q / h_{se}) + T_{atm} \quad \dots \text{式 (5)}$$

T : 配管外表面温度 (°C)

q : 配管熱流束 (W/m²)

h_{se} : 配管外表面熱伝達率 (W/(m²·K))

T_{atm} : 環境温度 (°C)

この式 (5) における q と h_{se} は以下の式で表される。

$$q = Q / S \quad \dots \text{式 (6)}$$

$$h_{se} = h_r + h_{cv} \quad \dots \text{式 (7)}$$

Q : 単位長さあたりの配管内面での発熱量 (W/m)

S : 単位長さあたりの配管外面表面積 (m²)

h_r : 放射による配管外表面熱伝達率 (W/(m²·K))

h_{cv} : 対流による配管外表面熱伝達率 (W/(m²·K))

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>上記の h_r は以下の式で表される。</p> $h_r = \epsilon \times \sigma \times \left(\frac{(T+273.15)^4 - (T_m+273.15)^4}{T-T_m} \right) \quad \dots \text{式 (9)}$ <p>：配管外表面放射率 (0.22) ：ステファン・ボルツマン定数 (5.67×10^{-8} (W / (m²・K⁴)))</p> <p>h_{cv}については、JIS A 9501 “保温保冷工事施工標準” 付属書E (参考) 表面温度及び表面熱伝達率の算出方法における、垂直平面及び管 (Nusseltの式) 及び水平管 (Wamsler, Hinleinの式) をもとに対流熱伝達率を算出した。垂直管 (式(10), (11)) と水平管 (式(12)) とで得られる h_{cv} を比較し、小さい方の値を用いることで保守的な評価を得るようにしている。</p> $h_{cv}(\text{垂直管}) = 2.56 \times (T-T_{atm})^{0.25} \quad ((T-T_{atm}) \geq 10K) \quad \dots \text{式(10)}$ $h_{cv}(\text{垂直管}) = 3.61 + 0.09 \times (T-T_{atm}) \quad ((T-T_{atm}) < 10K) \quad \dots \text{式(11)}$ $h_{cv}(\text{水平管}) = 1.19 \times \left(\frac{T-T_{atm}}{D_0} \right)^{0.25} \quad \dots \text{式(12)}$ <p>D_0 : 配管外径 (m)</p> <p>これらにより評価した結果、配管外表面温度は約124.2℃となる。</p> <p>以上の結果から、配管内表面温度は配管設計における最高使用温度である200℃を下回っているため、配管内表面に付着した放射性物質の崩壊熱は、ベント後における配管の構造健全性に影響を与えることはない。</p> <p>なお、これらの式を含めた評価については、JIS A 9501において、適用範囲が -180℃～1,000℃となっており、適用に対して問題ないことを確認している。また、管外径などの寸法にかかる制約条件は規定されていない。</p>	<p>上記の h_r は以下の式で表される。</p> $h_r = \epsilon \times \sigma \times \left(\frac{(T+273.15)^4 - (T_{atm}+273.15)^4}{T-T_{atm}} \right) \quad \dots \text{式 (8)}$ <p>：配管外表面放射率 (0.80) ：ステファン・ボルツマン定数 (5.67×10^{-8} (W / (m²・K⁴)))</p> <p>h_{cv}については、JIS A 9501 “保温保冷工事施工基準” 付属書E (参考) 表面温度及び表面熱伝達率の算出方法における、垂直平面及び管 (Nusselt の式) 及び水平管 (Wamsler, Hinlein の式) をもとに対流熱伝達率を算出した。垂直管 (式 (9), (10)) と水平管 (式 (11)) とで得られる h_{cv} を比較し、小さいほうの値を用いることで保守的な評価値を得るようにしている。</p> $h_{cv}(\text{垂直管}) = 2.56 \times (T-T_{atm})^{0.25} \quad ((T-T_{atm}) \geq 10K) \quad \dots \text{式 (9)}$ $h_{cv}(\text{垂直管}) = 3.61 + 0.09 \times (T-T_{atm}) \quad ((T-T_{atm}) < 10K) \quad \dots \text{式 (10)}$ $h_{cv}(\text{水平管}) = 1.19 \times \left(\frac{T-T_{atm}}{D_0} \right)^{0.25} \quad \dots \text{式 (11)}$ <p>D_0 : 配管外径 (m)</p> <p>これらにより評価した結果、配管外表面温度は約121℃となる。</p> <p>以上の結果から、配管内表面温度は配管設計における最高使用温度である200℃を下回っているため、配管内表面に付着した放射性物質の崩壊熱は、ベントにおける配管の構造健全性に影響を与えることはない。</p> <p>なお、これらの式を含めた評価については、JIS A 9501 において、適用範囲が -180℃～1000℃となっており、適用に対して問題ないことを確認している。また管外径などの寸法にかかる制約条件は規定されていない。</p>	<p>・評価条件の相違</p> <p>・評価結果の相違</p>

(参考) 配管内面への放射性物質付着量の考え方について

配管内面への放射性物質 (エアロゾル) の付着量を設定するにあたっては、NUREG/CR-4551 を参照し、付着量を設定する主要なパラメータとして沈着速度に着目して、配管内面への沈着割合を検討した。

NUREG/CR-4551 “Evaluation of Severe Accident Risks: Qualification of Major Input Parameters MACCS INPUT”^{*1}は、環境拡散評価 (MELCOR Accident Consequence Code System: MACCS 計算) についての文献となっており、その評価には、エアロゾル粒子径、エアロゾル粒子密度、対象物の表面粗さで沈着速度を整理した Sehmel のモデルが用いられている。

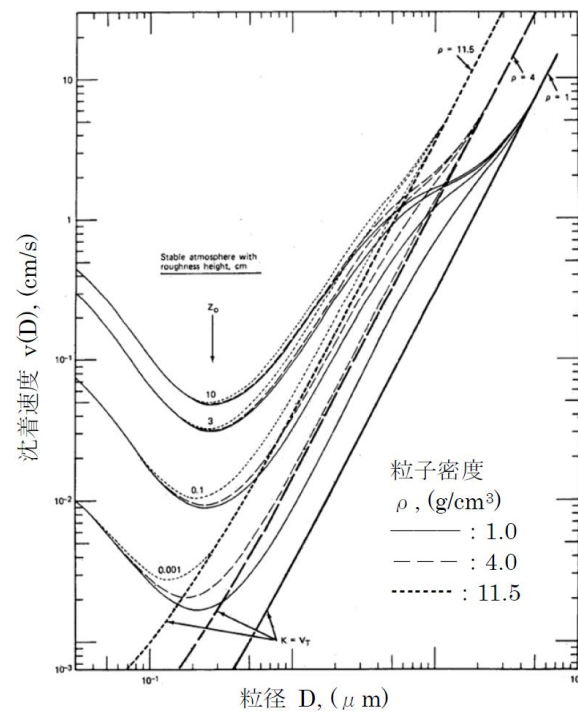
この Sehmel の沈着速度モデルに基づき、配管内面の表面粗さ 0.001cm (10 μ m) と粒子密度 4g/cm³ を想定した、格納容器より放出される粒子径ごとの沈着速度 (第1図参照) を用いて配管内面への沈着割合 (エアロゾルの沈着速度と配管内のベントガス通過時間から算出された、流れているベントガス中のエアロゾルが壁面に到達する割合) を以下のとおり評価した。

(参考) 配管内面への放射性物質付着量の考え方について

配管内面への放射性物質 (エアロゾル) の付着量を設定するにあたっては、NUREG/CR-4551 を参照し、付着量を設定する主要なパラメータとして沈着速度に着目して、配管内面への沈着割合を検討した。

NUREG/CR-551 “Evaluation of Severe Accident Risks: Qualification of Major Input Parameters MACCS INPUT”^{*1}は、環境拡散評価 (MELCOR Accident Consequence Code System: MACCS 計算) についての文献となっており、その評価には、エアロゾル粒子径、エアロゾル粒子密度、対象物の表面粗さで沈着速度を整理した Sehmel のモデルが用いられている。

この Sehmel の沈着速度モデルに基づき、配管内面の表面粗さ 0.001cm (10 μ m) と粒子密度 4g/cm³ を想定した、PCVより放出される粒子径ごとの沈着速度 (図1参照) を用いて配管内面への沈着割合 (エアロゾルの沈着速度と配管内のベントガス通過時間から算出された、流れているベントガス中のエアロゾルが壁面に到達する割合) を以下のとおり評価した。



第1図 エアロゾル粒子径と沈着速度の関係

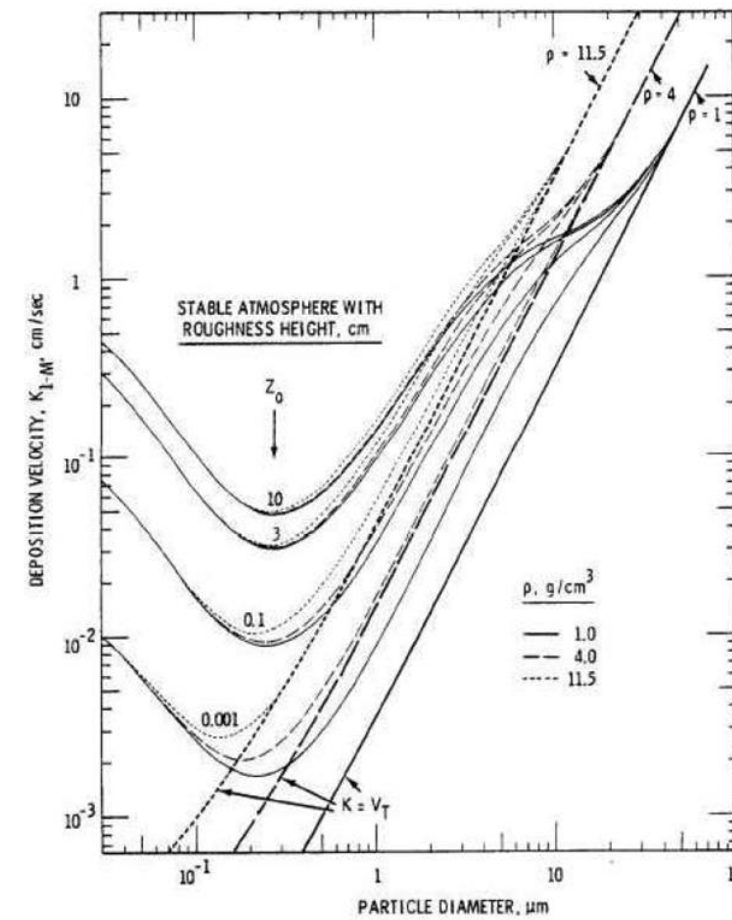
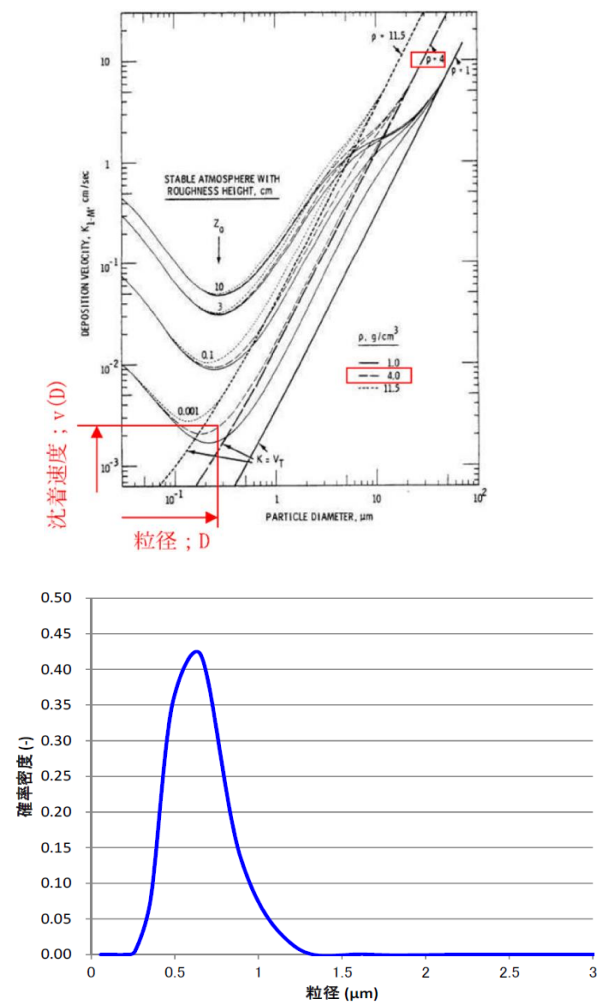


図1 エアロゾル粒子径と沈着速度の関係

評価条件は、東海第二を対象として配管長さ100m、配管内径600mm、2Pd及び最小流量で排気される蒸気流量を適用する。また、考慮する粒子径分布は「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)(D/Wベント)」に基づくものとした。

これらの条件から、100mの配管をベントガスが通過する時間を算出し、その時間に粒径ごとの沈着速度を乗じて、ベントガス通過時間中に配管内面方向にどれだけのエアロゾルが移動するかを評価する。この移動した粒子の総和について、ベントガス通過中のエアロゾル総量に対する割合を算出することで沈着割合を評価する。評価の考え方を第2図に、評価結果を第1表に示す。

第2図 沈着割合評価の考え方 (1/2)



第1図に基づき、各粒径ごとの沈着速度を設定する。

MAAP解析に基づくエアロゾル粒径分布から確率密度(P(D))を算出する。

(次ページへ続く)

評価条件は、島根2号炉を対象として、配管長さ100m、配管内径600mm及び300mm、2Pd及び最小流量で排気される蒸気流量を適用する。また、考慮する粒子径分布は有効性評価シナリオ「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(D/Wベント)」(別紙48(参考1図2))に基づくものとした。

これらの条件から、100mの配管をベントガスが通過する時間を算出し、その時間に粒径ごとの沈着速度を乗じて、ベントガス通過時間中に配管内面方向にどれだけのエアロゾルが移動するかを評価する。この移動した粒子の総和について、ベントガス通過中のエアロゾル総量に対する割合を算出することで沈着割合を評価する。

評価の考え方を図2に、評価結果を表1に示す。

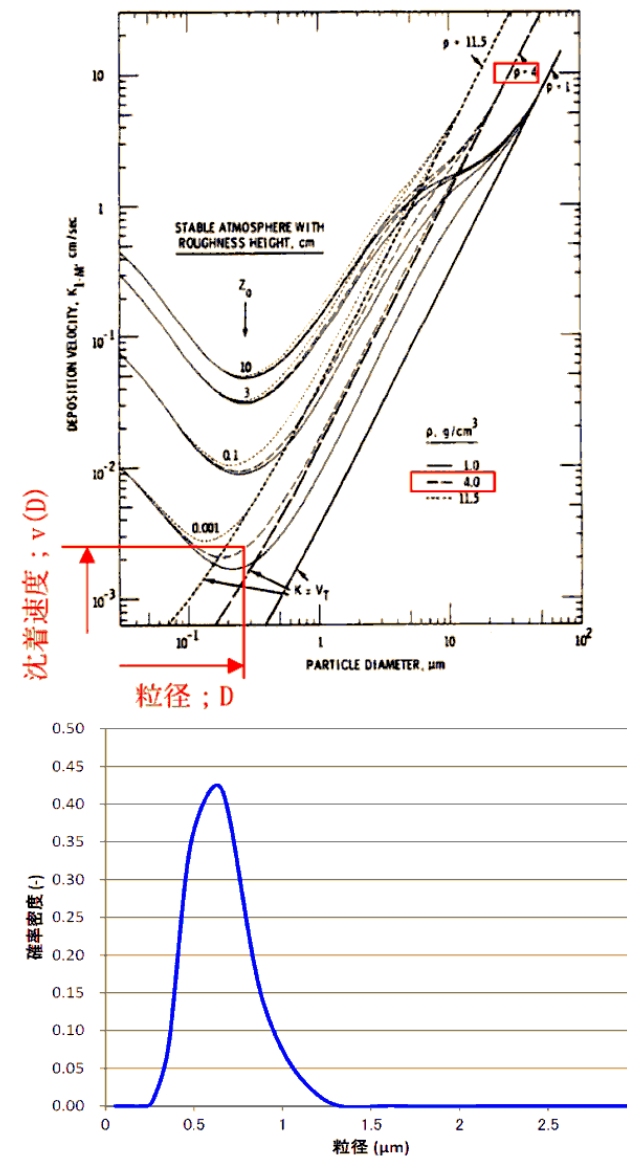


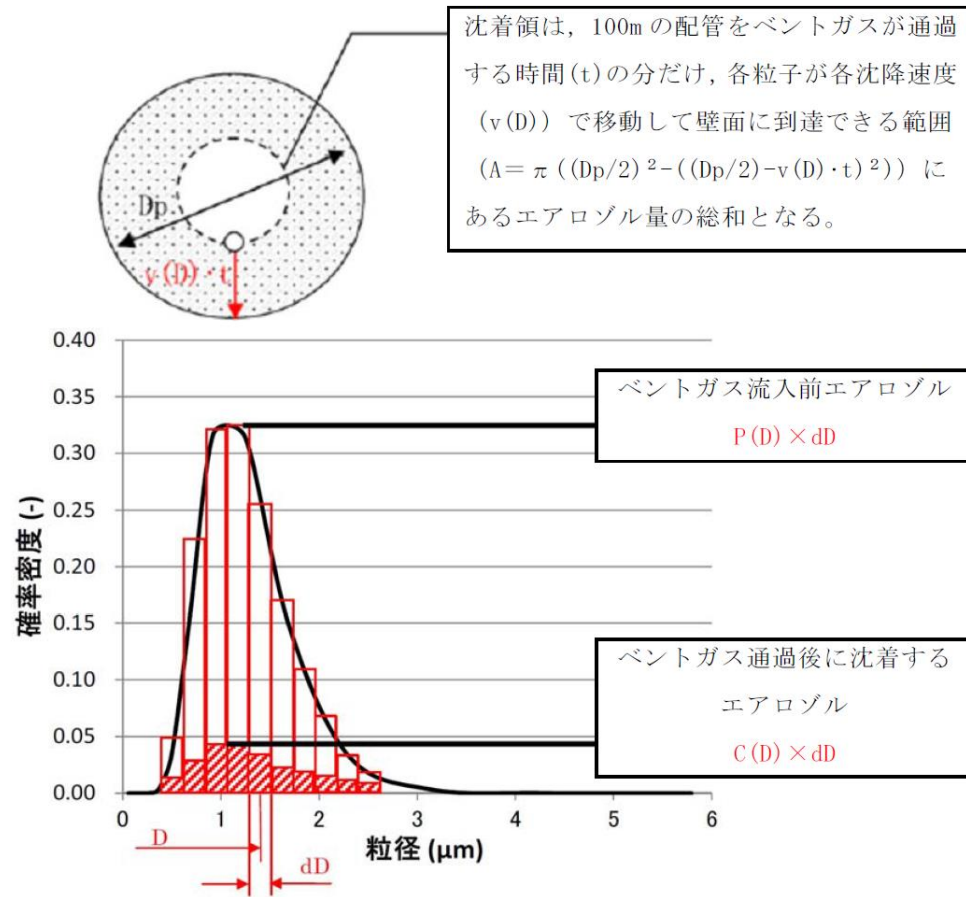
図1に基づき、粒径分布の確率密度(P(D))を算出する。

別紙48(参考1図2)に基づき、各粒径ごとの沈着速度を設定する。

次頁に続く

図2 沈着割合評価の考え方 (1/2)

備考
・評価条件の相違
島根2号炉は、配管内径300mmも考慮



第2図 沈着割合評価の考え方 (2/2)

上記の関係から、沈着割合Rは以下の式で表される。

$$R = \left(\frac{\sum C(D)}{\sum P(D)} \right) \times 100 = \left(\frac{\sum (C(D) \times dD)}{\sum (P(D) \times dD)} \right) \times 100 = \left(\frac{\sum C(D)}{\sum P(D)} \right) \times 100$$

ここで、C(D) は以下の式で表される。

$$C(D) = P(D) \times \left(\frac{\pi \left(\frac{Dp}{2} \right)^2 - \pi \left(\frac{Dp}{2} - v(D) \cdot t \right)^2}{\pi \left(\frac{Dp}{2} \right)^2} \right)$$

$$= P(D) \times \left(\frac{\left(\frac{Dp}{2} \right)^2 - \left(\frac{Dp}{2} - v(D) \cdot t \right)^2}{\left(\frac{Dp}{2} \right)^2} \right)$$

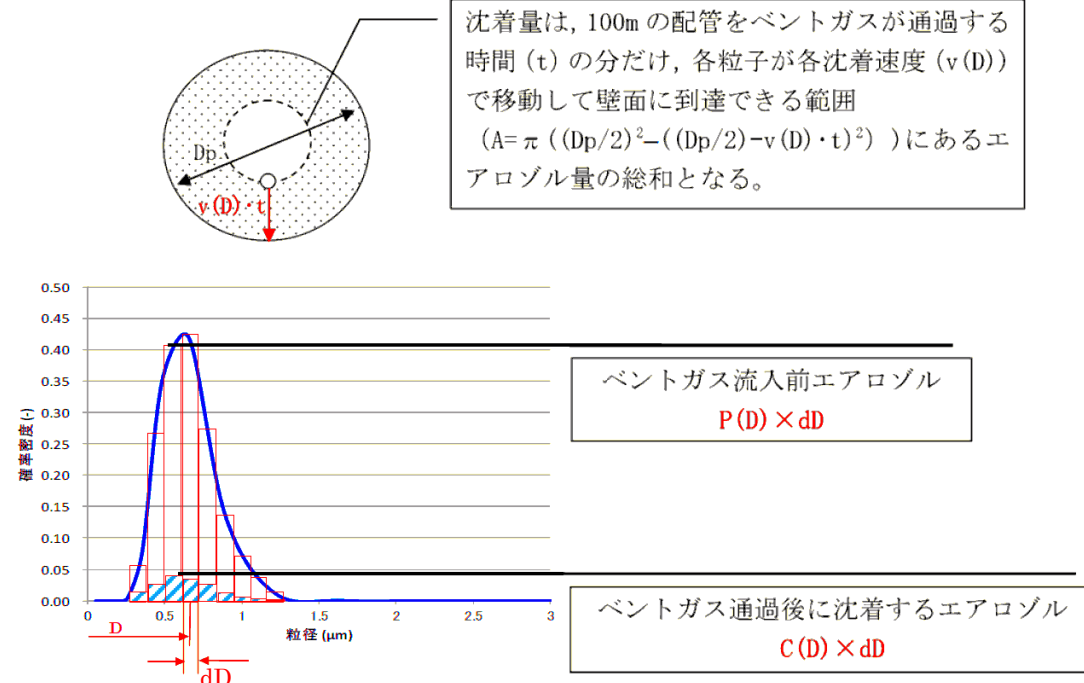


図2 沈着割合評価の考え方 (2/2)

上記の関係から、沈着割合 R は以下の式で表される。

$$R = \left(\frac{\sum C(D)}{\sum P(D)} \right) \times 100 = \left(\frac{\sum (C(D) \times dD)}{\sum (P(D) \times dD)} \right) \times 100 = \left(\frac{\sum C(D)}{\sum P(D)} \right) \times 100$$

ここで、C(D) は以下の式で表される。

$$C(D) = P(D) \times \left(\frac{\pi \left(\frac{Dp}{2} \right)^2 - \pi \left(\left(\frac{Dp}{2} \right) - v(D) \cdot t \right)^2}{\pi \left(\frac{Dp}{2} \right)^2} \right)$$

$$= P(D) \times \left(\frac{\left(\frac{Dp}{2} \right)^2 - \left(\left(\frac{Dp}{2} \right) - v(D) \cdot t \right)^2}{\left(\frac{Dp}{2} \right)^2} \right)$$

第1表 排気される蒸気流量に対する沈着割合評価結果

項目	パラメータ	単位	格納容器圧力	
			620kPa[gage] ^{※1}	69kPa[gage] ^{※2}
配管条件	長さ	m	100	
	内径	m	0.6	
沈着条件	沈着速度の分布	cm/s	2×10 ⁻³ ~5×10 ⁻¹	
排気条件	蒸気流量	kg/s	23.7	3.8
	蒸気流速	m/s	23	14
沈着割合		%	1.0	1.6

※1：最高使用圧力 (2Pd)

※2：事象発生7日後の最小流量となる圧力

第1表より、最小流量であっても約1.6%の沈着割合となることが評価された。以上を踏まえ、エルボ部などといった部位での沈着量がばらつくことを考慮し、100mあたり10%を配管への沈着割合として放射性物質の付着量を設定する。

※1 "Evaluation of Severe Accident Risks: Qualification of Major Input Parameters MACCS INPUT", NUREG/CR-4551 Vol.2 Rev.1 Pt.7, 1990

表1 排気される蒸気流量に対する沈着割合評価結果

300A配管部

項目	パラメータ	単位	2Pd	最小流量
配管条件	長さ	m	100	
	内径	m	0.3	
沈着条件	沈着速度の分布	cm/s	2×10 ⁻³ ~ 5×10 ⁻¹	
排気条件	蒸気流量	kg/s	17.7	3.1
	蒸気流速	m/s	56.9	42.3
沈着割合		%	0.2	0.3

600A配管部 (PCV出口部)

項目	パラメータ	単位	2Pd	最小流量
配管条件	長さ	m	100	
	内径	m	0.6	
沈着条件	沈着速度の分布	cm/s	2×10 ⁻³ ~ 5×10 ⁻¹	
排気条件	蒸気流量	kg/s	17.7	3.1
	蒸気流速	m/s	13.1	10.1
沈着割合		%	0.5	0.6

表1より、最小流量であっても約0.6%の沈着割合となることが評価された。以上を踏まえ、エルボ部などといった部位での沈着量がばらつくことを考慮し、100mあたり10%を配管への沈着割合として放射性物質の付着量を設定する。

※1: "Evaluation of Severe Accident Risks: Qualification of Major Input Parameters MACCS INPUT", NUREG/CR-4551 Vol.2 Rev.1 Pt.7, 1990

・評価結果の相違

・評価結果の相違

ステンレス構造材，膨張黒鉛パッキンの妥当性について

フィルタ装置や入口配管等のスクラビング水の接液部については，内部に保有しているスクラビング水の通常状態での性状（高アルカリ性）と重大事故等時に放出される放射性物質を捕集・保持すること（汚染水の貯蔵）を考慮して，耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定している。

第1表にスクラビング水接液部の材質について記載する。

第1表 スクラビング水接液部の材質

部位		材質
バウンダリ	容器	SUS316L
	入口配管接液部	SUS316LTP
	接続配管	SUS316LTP (計装配管，ドレン配管，給水配管)
内部構造物	多孔板，支持部材等	SUS316L
	ベンチュリノズル	
	金属フィルタ	ドレン配管：SUS316LTP
その他	よう素除去部	枠材：SUS316L
	ガスケット類	膨張黒鉛系シール材

スクラビング水はpH の強アルカリ性であることから，各材料については，全面腐食，局部腐食（孔食，すきま腐食）及び応力腐食割れが想定されるため，これらについて検討する。

ステンレス構造材，膨張黒鉛パッキンの妥当性について

スクラビング水接液部に使用するパッキン類には，使用環境（温度，圧力，放射線量，高アルカリ環境）を考慮して膨張黒鉛を選定することとしている。

また，スクラバ容器や入口配管等のスクラビング水の接液部については，容器内部に保有しているスクラビング水の通常状態の性状（高アルカリ性）及び重大事故時に放出される放射性物質の捕集・保持（汚染水の貯蔵）を考慮して，耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定している。

材料選定にあたって考慮した事項について，以下にまとめた。

(1) ステンレス等構造材の選定根拠について

フィルタ装置や入口配管等のスクラビング水の接液部については，図1に示すように，内部に保有しているスクラビング水の通常状態の性状（高アルカリ性）及び重大事故時に放出される放射性物質の捕集・保持（汚染水の貯蔵）を考慮して，耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定している。



図1 フィルタ装置（スクラバ容器）構造図

スクラビング水はpH13以上の強アルカリ性であることから，各材料については，全面腐食，局部腐食（孔食，すきま腐食）及び応力腐食割れが想定されるため，これらについて検討する。

・資料構成の相違

・資料構成の相違

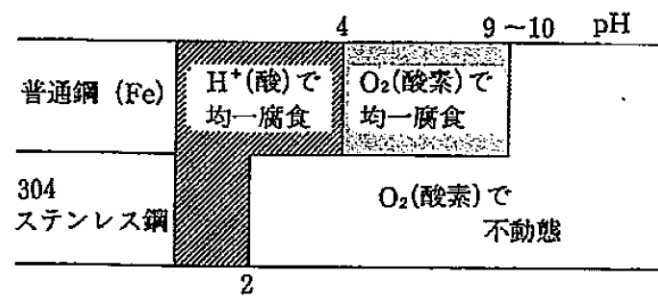
・資料構成の相違

(1) ステンレス鋼の腐食評価

a. 全面腐食

全面腐食は、金属表面の全面にわたってほぼ同一の速度で侵食が進む腐食形態である。SUS304は第1図に示すとおり、pH2以上で不動態化するため、強アルカリ環境では、全面腐食に対する耐性がある(参考図書1)。

系統待機時はpH で水質が維持されることから、不動態化が保てることとなる。同じオーステナイト系ステンレス鋼である SUS316L 等の適用材料についても同様の傾向を示すことから、全面腐食の発生は考え難い。



第1図 大気中酸素に接する水中環境におけるSUS304の腐食形態とpHの関係

(2) ステンレス鋼の腐食評価

a. 全面腐食

全面腐食は、金属表面の全面にわたってほとんど同一の速度で浸食が進む腐食形態である。オーステナイト系ステンレス鋼は、図2に示すように、pH2以上では不動態化するため、実機のようなアルカリ環境を維持している環境においては全面腐食に対して十分な抵抗性がある。

系統待機時はpH13以上で水質が維持されることから、不動態化が保てることとなる。同じオーステナイト系ステンレス鋼である SUS316L 等の適用材料についても同様の傾向を示すことから、全面腐食の発生は考え難い。

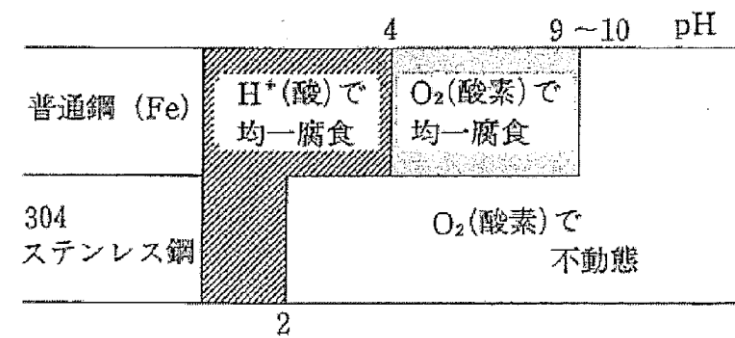


図2 大気中酸素に接する水中環境における SUS304 の腐食形態と pH の関係 (参考図書1)

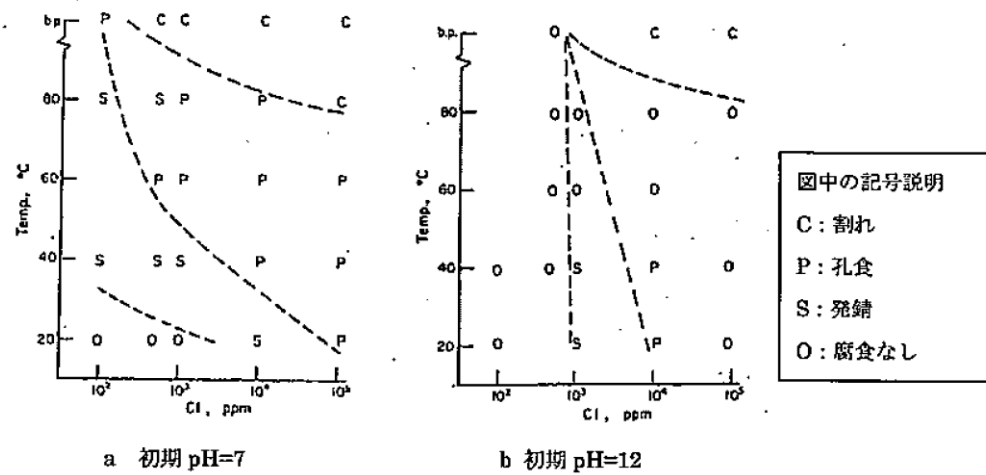
b. 孔食

孔食は、ステンレス鋼のように表面に生成する不動態化膜によって耐食性が保たれている金属において、塩化物イオン等の影響で不動態化膜の一部が破壊され、その部分において局部的に腐食が進行する腐食形態である。

第2図に SUS304 の塩化物イオン濃度と温度が腐食形態に及ぼす影響を示す(参考図書2)。孔食発生の領域は pH7 と比べ pH12 のほうが狭く、アルカリ環境になるほど孔食発生のリスクは低減する。

同じオーステナイト系ステンレス鋼である SUS316L 等の適用材料についても同様の傾向を示すものと評価する。

なお、系統待機時は pH であり、塩化物イオンの濃度も十分低いと考えられるので、孔食は発生しないものと考えられる。



第2図 304 ステンレス鋼の pH7 及び pH12 の塩化物イオン濃度と温度が腐食形態に及ぼす影響

b. 孔食

孔食は、ステンレス鋼のように表面に生成する不動態化膜によって耐食性が保たれている金属において、塩化物イオン等の影響で不動態皮膜の一部が破壊され、その部分において局部的に腐食が進行する腐食形態である。

孔食の過程としては pH の低下によって生じる脱不動態化現象を想定しており、孔食発生の領域は図3に示すように、SUS304 では pH7 と比べ pH12 のほうが狭く、アルカリ環境においては孔食発生のリスクは低減される。同じオーステナイト系ステンレス鋼である SUS316L 等においても同様の傾向となり、実機のような高アルカリを維持している環境では孔食が起こる可能性は低い。

なお、系統待機時は pH 13 以上であり、塩化物イオンの濃度も十分低いと考えられるので、孔食は発生しないものと考えられる。

また、無機よう素については、フィルタ装置(スクラバ容器)に移行するものの、その大部分についてはスクラビング水中に捕集されることから、気相部における無機よう素の濃度は非常に低く、ベントガスに O₂ はほとんど含まれないことから、腐食が起こる可能性は低いと考えられる。

・資料構成の相違

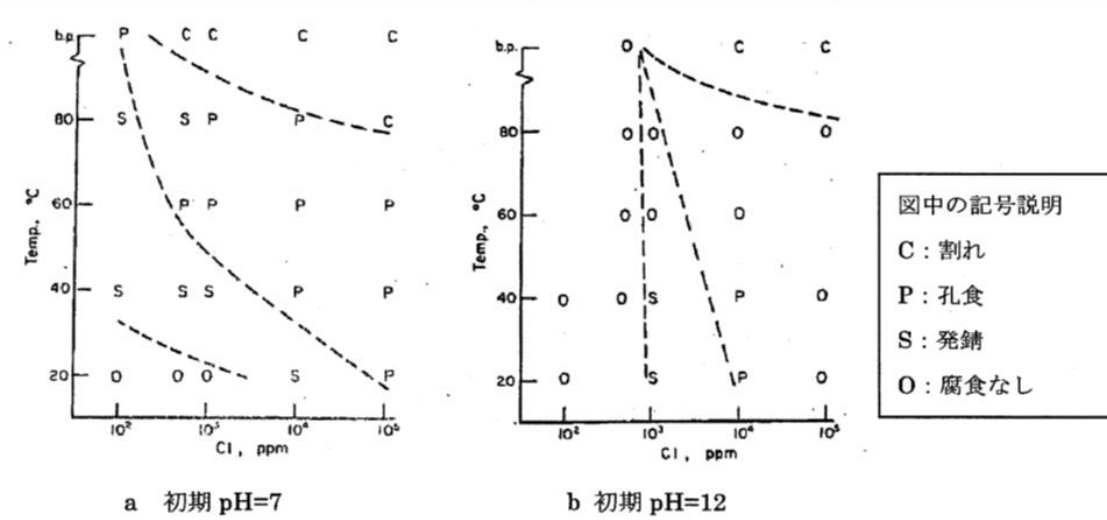


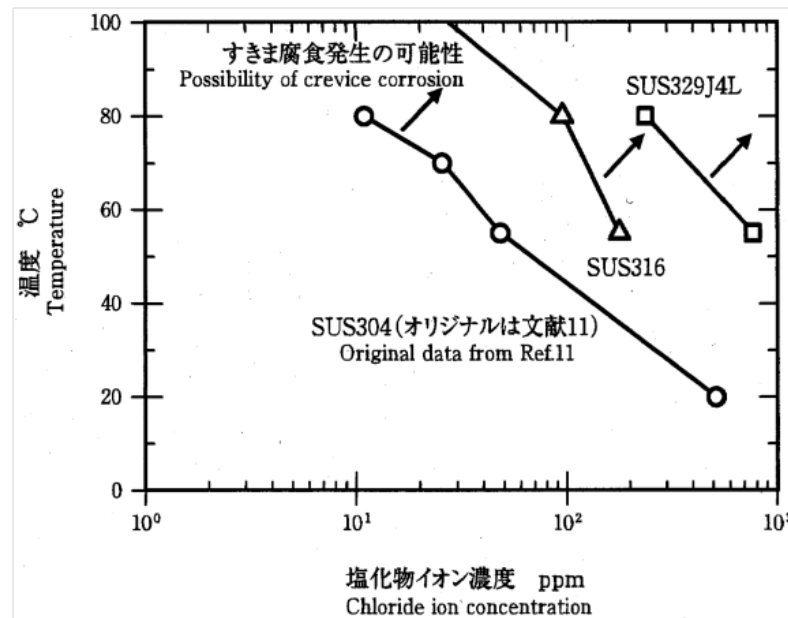
図3 304 ステンレス鋼の NaCl 溶液中における腐食形態に及ぼす塩化物イオン濃度と温度の影響(参考図書2)

c. すきま腐食

すきま腐食は、ステンレス鋼表面の異物付着、構造上のすきま部分において進行する腐食形態であり、その成長過程は孔食と類似している。第3図に SUS304 と SUS316 の中性環境におけるすきま腐食発生に対する塩化物イオン濃度と温度の影響を示す(参考図書3)。

SUS304 及び SUS316 のいずれも塩化物イオン濃度が低い中性環境では、すきま腐食の発生の可能性は低い。前述のとおりアルカリ環境では中性環境より孔食の発生リスクが低いことから、同様な成長過程のすきま腐食についても発生の可能性が低減されるものと考えられる。

同じオーステナイト系ステンレス鋼である SUS316L 等の適用材料についても同様の傾向を示すものと評価する。



第3図 SUS304 と SUS316 の中性環境におけるすきま腐食に対する塩化物イオン濃度と温度の影響

c. すきま腐食

ステンレス鋼表面上の異物付着、構造上のすきま部分において進行する腐食形態であり、その成長過程は孔食と類似している。図4に SUS304 と SUS316 の中性環境におけるすきま腐食発生に対する塩化物イオン濃度と温度の影響を示す(参考図書3)。

すきま腐食のすきま部の腐食環境は、孔食の食孔内部の環境に類似しており、pHの低下によって生じる脱不動態化現象のために局部的に腐食が進展するが、アルカリ環境では中性環境に比べて孔食の発生リスクが低減されることが前述の図3に示されており、実機のような高アルカリを維持している環境ではすきま腐食が起こる可能性は低い。

同じオーステナイト系ステンレス鋼である SUS316L 等の適用材料についても同様の傾向を示すものと評価する。

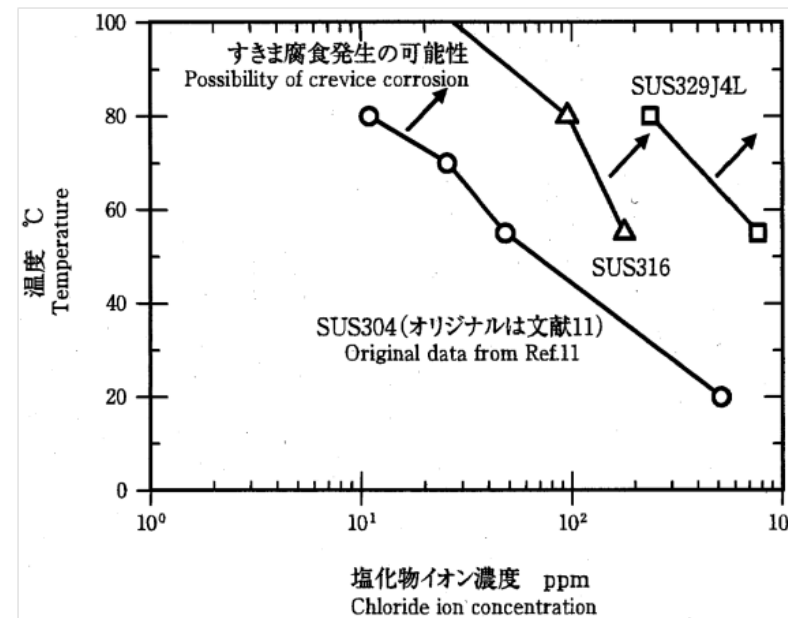


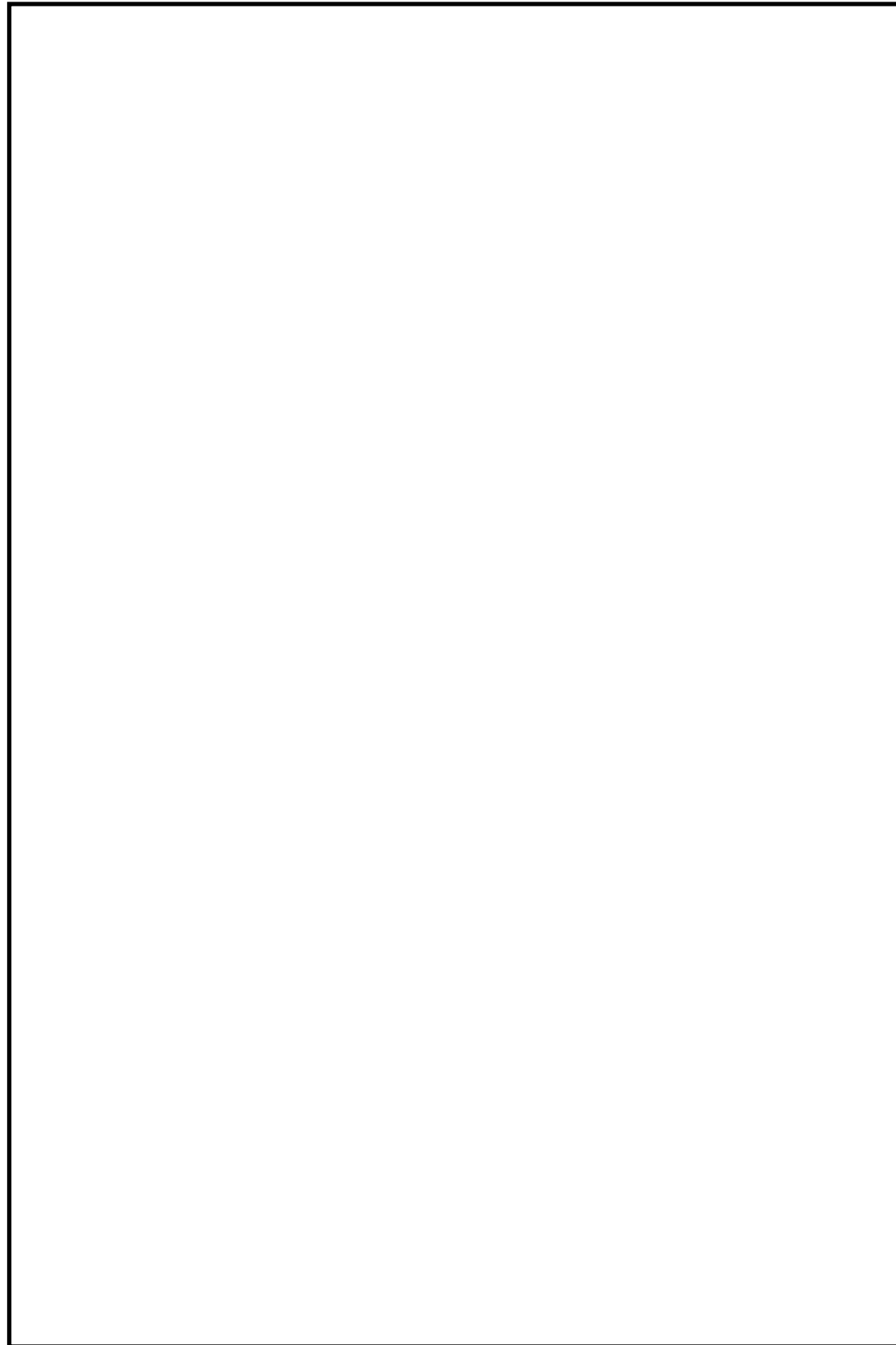
図4 SUS304 と SUS316 の中性環境におけるすきま腐食に対する塩化物イオン濃度と温度の影響

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>d. 応力腐食割れ</p> <p>応力腐食割れ(以下、SCCという)は、腐食性の環境におかれた金属材料に引張応力が作用して生ずる割れであり、材料、応力、環境の三要因が重畳した場合に発生する。以下にアルカリ環境及び [] 環境における SCC 発生に関する評価結果を示す。</p> <p>・アルカリ環境におけるSCC</p> <p>第4図に SUS304, SUS316 の [] 濃度に対する SCC 発生限界を示す(参考図書4)。フィルタ装置の使用環境は、 [] となる。また、ベント時でスクラビング水が最低水位となった場合の [] となる。いずれの場合においても SCC の発生領域から外れており問題のないことがわかる。</p> <p>使用する材料である SUS316L や [] 等については、耐 SCC 性に優れた材料であることから、さらに信頼性が高いものと評価する。</p> <div data-bbox="201 842 1258 1535" style="border: 1px solid black; height: 300px; width: 100%;"></div> <p>第4図 SUS304, SUS316 の [] 溶液中の耐食性</p>	<p>d. 応力腐食割れ(SCC)</p> <p>腐食性環境におかれた金属材料に引張応力が作用して生ずる割れであり、材料、応力、環境の3要因が重畳した場合に発生する現象である。</p> <p>水酸化ナトリウム環境でのステンレス鋼の耐食性の検討は、一般産業の分野で豊富な実績があり、その一例を図5に示す。スクラビング水に添加する水酸化ナトリウム濃度は [] であるため、SUS304 及び SUS316 に SCC が発生するとしている領域から大きく外れており、SCC が発生する可能性は低い。</p> <div data-bbox="1457 705 2285 1705" style="border: 1px solid black; height: 450px; width: 100%;"></div> <p>図5 SUS316 の水酸化ナトリウム溶液中の耐食性(参考図書4)</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>・ [] 環境下における SCC</p> <p>第5図に [] 水溶液中の SUS304 の低ひずみ速度試験 (SSRT) の結果を示す (参考図書5)。この試験は室温 (23℃) において、 [] の水溶液中で行った試験であり、鋭敏化していない試験片については、SCC の発生が認められなかったことを示している。実機の [] 濃度も同等であり、SUS316L や [] 等については鋭敏化し難く、耐 SCC 性に優れた材料であることから、より信頼性が高いものと評価する。</p> <div data-bbox="163 695 1258 1409" style="border: 1px solid black; height: 340px; width: 100%;"></div> <p>第5図 [] 水溶液中における 304 ステンレス鋼の SSRT 結果</p>	<p>また、図6に [] における SUS304 の低ひずみ速度試験 (SSRT) 結果を示す。本試験における [] である。この試験で観察された SCC は粒界型応力腐食割れ (IGSCC) であり、鋭敏化していない試験片では IGSCC の発生は認められていない。この IGSCC は鋭敏化による耐食性の低下が原因となって生ずるもので、鋭敏化を起し難い材料の採用によって防止可能である。</p> <p>実機においては、低炭素ステンレス鋼である SUS316L 等のような鋭敏化し難い材料を使用していることから、 [] で IGSCC が生じる可能性は低い。</p> <div data-bbox="1457 722 2243 1465" style="border: 1px solid black; height: 354px; width: 100%;"></div> <p>図6 [] における 304 ステンレス鋼の SSRT 結果 (参考図書5)</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(2) <u>ベンチュリノズルの耐エロージョン性</u> a. JAVA PLUS 試験時に使用したベンチュリノズルの確認</p> <div data-bbox="222 317 1219 701" style="border: 1px solid black; height: 183px; width: 336px;"></div> <p>第6図に示すとおり,</p> <div data-bbox="222 722 1219 900" style="border: 1px solid black; height: 85px; width: 336px;"></div> <div data-bbox="222 972 1219 1570" style="border: 1px solid black; height: 285px; width: 336px;"></div> <p>第6図 ベンチュリノズル内面観察部位</p>	<p>(3) <u>ベンチュリノズルの耐エロージョン性</u> a. JAVA PLUS 試験時に使用したベンチュリノズルの確認</p> <div data-bbox="1329 289 2427 558" style="border: 1px solid black; height: 128px; width: 370px;"></div> <p>ベントガスによる影響の有無を確認した。</p>	

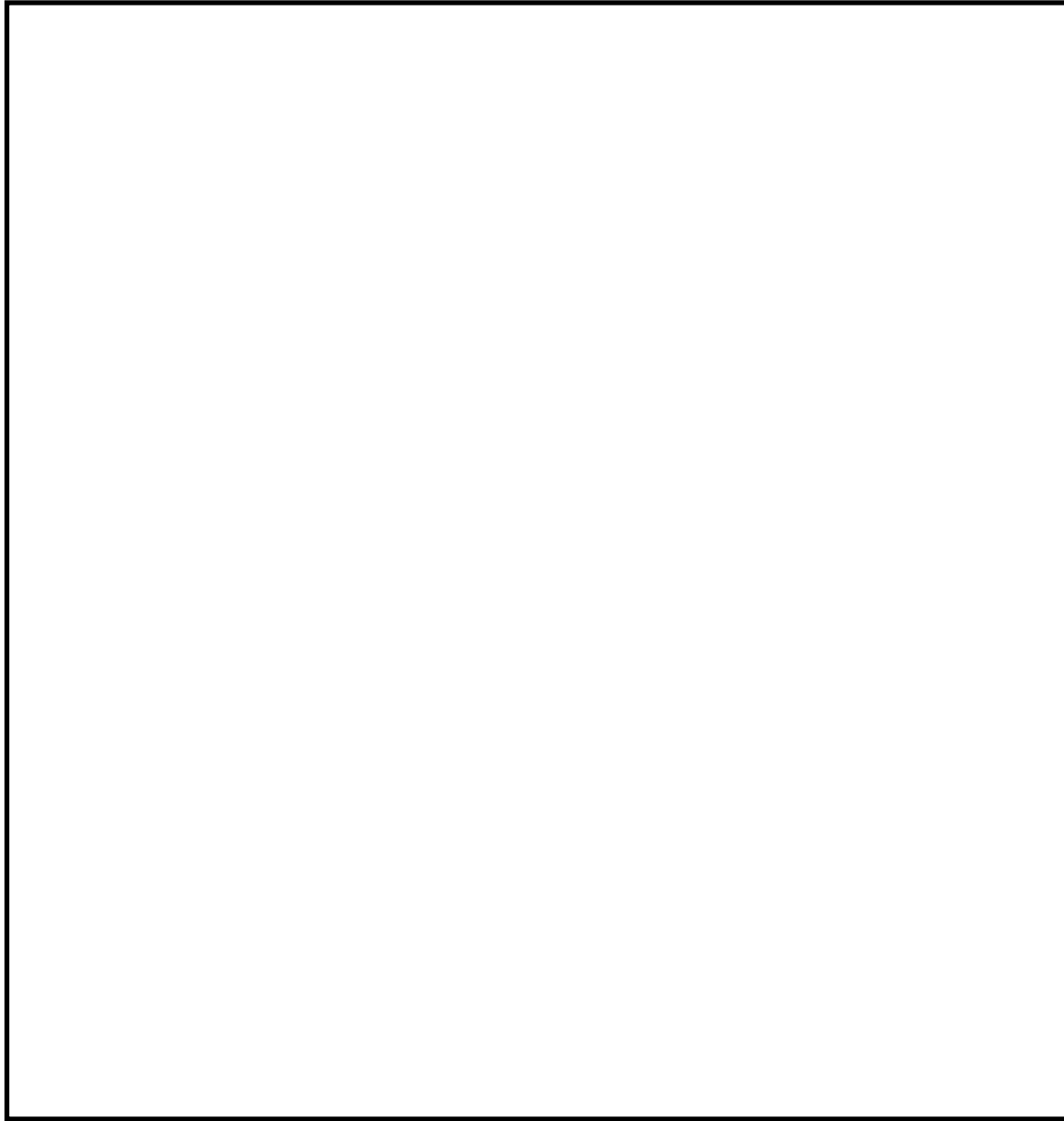
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p data-bbox="210 254 1270 331">第7図及び第8図に </p> <p data-bbox="201 436 1276 646">液滴衝撃エロージョンは蒸気とともに加速されるなどして高速となった液滴が、配管等の壁面に衝突したときに、局部的に大きな衝撃力を発生させ、それにより配管等の表面の酸化膜や母材が侵食される現象である。液滴衝撃エロージョンは非常に進展の速い減肉の一種であることから、発生ポテンシャルがあれば、第7図及び第8図に示す ものと考えられる。</p> <p data-bbox="201 705 1276 783">したがって、ベンチュリノズルは液滴衝撃エロージョンを含むベント時の環境に対して十分な耐性がある<u>と考える。</u></p>	<p data-bbox="1353 254 2418 386">ベンチュリノズル内面観察部位及び結果を図7、表1に示す。 </p> <p data-bbox="1353 436 2418 646">液滴衝撃エロージョンは蒸気とともに加速されるなどして高速となった液滴が、配管等の壁面に衝突したときに、局部的に大きな衝撃力を発生させ、それにより配管等の表面の酸化膜や母材が侵食される現象である。液滴衝撃エロージョンは非常に進展の速い減肉の一種であることから、発生ポテンシャルがあれば、表1に示す ものと考えられる。</p> <p data-bbox="1353 705 2418 783">したがって、ベンチュリノズルは液滴衝撃エロージョンを含む実際のベント環境に対して十分な耐性がある。</p> <div data-bbox="1329 873 2398 1486" style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 100%;"></div> <p data-bbox="1650 1514 2095 1545">図7 ベンチュリノズル内面観察部位</p>	



第7図 ベンチュリノズル内面 SEM 観察結果 (1/2)

表1 ベンチュリノズル内面観察結果

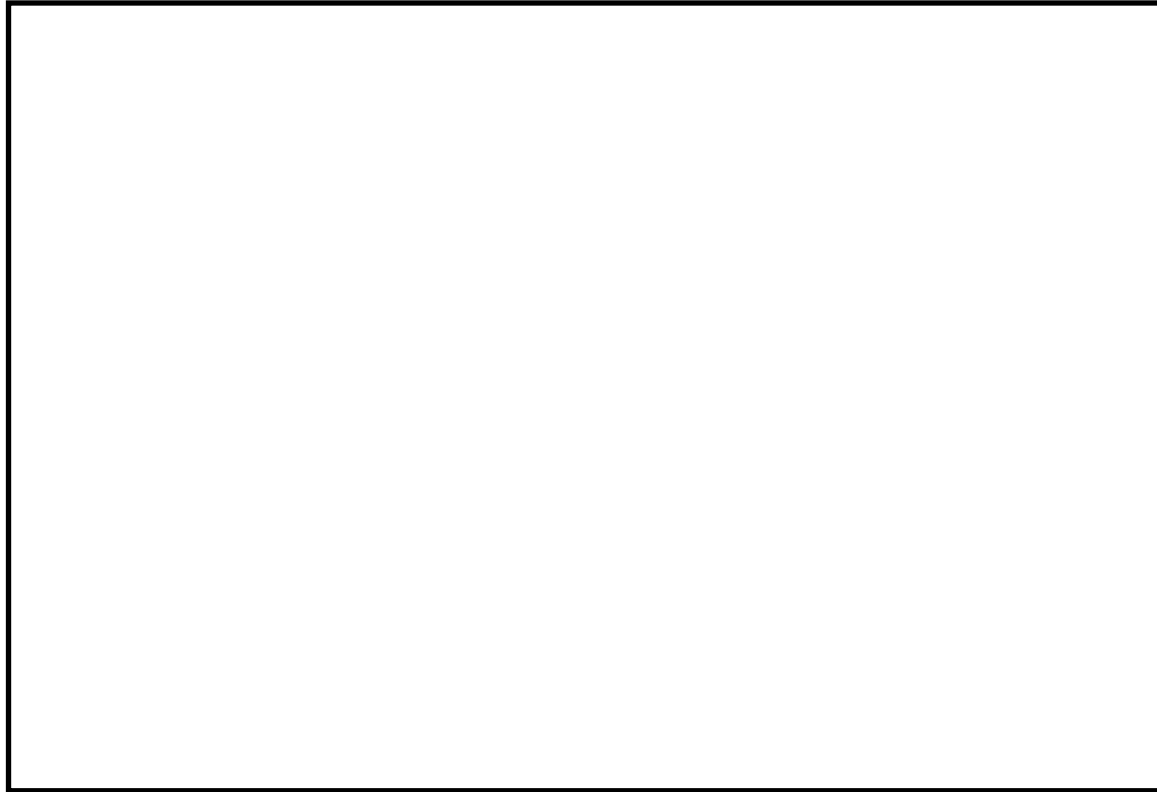
部位	未使用品	使用后
①		
②		
③		
④		
⑤		



第8図 ベンチュリノズル内面 SEM 観察結果 (2/2)

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>b. ベントガス流速におけるエロージョン発生の評価</p> <p>(a) 評価部位</p> <p>ベンチュリノズルのように高速で流体が流れる部位の減肉モードとしては、流れ加速型腐食及び液滴衝撃エロージョンが対象となるが、 <div style="border: 1px solid black; height: 20px; width: 100%;"></div></p> <p>液滴衝撃エロージョンは、高速の液滴が壁面に衝突し、発生する衝撃力によって壁面が局所的に減肉する現象であり、ある一定の衝突速度以上の場合において、液滴の衝撃速度が速いほど、また、衝突角度が90度に近いほど減肉が発生しやすい。</p> <p>第9図に示すように、ベンチュリノズルは <div style="border: 1px solid black; height: 150px; width: 100%;"></div></p> <p>液滴衝撃エロージョンの発生は考え難い。</p> <p>(b) 液滴の衝突速度</p> <p>液滴の衝突速度は、 <div style="border: 1px solid black; height: 40px; width: 100%;"></div></p> <p>液滴が衝突する速度を(1)式を用いて算出した。計算に用いるベンチュリノズル部におけるガス流速は、流速が速いほど液滴衝撃エロージョンが発生しやすいことから、東海第二発電所の運転範囲における最大値である <div style="border: 1px solid black; height: 15px; width: 100%;"></div>とした。</p> <p><div style="border: 1px solid black; height: 20px; width: 100%;"></div>・・・(1)</p> <p>ここで、 <div style="border: 1px solid black; height: 100px; width: 100%;"></div></p>	<p>b. ベントガス流速におけるエロージョン発生の評価</p> <p>(a) 評価部位</p> <p>ベンチュリノズルのように高速で流体が流れる部位の減肉モードとしては、流れ加速型腐食及び液滴衝撃エロージョンが対象となるが、 <div style="border: 1px solid black; height: 20px; width: 100%;"></div></p> <p>液滴衝撃エロージョンは、高速の液滴が壁面に衝突し、発生する衝撃力によって壁面が局所的に減肉する現象であり、ある一定の衝突速度以上の場合において、液滴の衝撃速度が速いほど、また、衝突角度が90度に近いほど減肉が発生しやすい。</p> <p>図8に示すように、ベンチュリノズルは、 <div style="border: 1px solid black; height: 150px; width: 100%;"></div></p> <p>液滴衝撃エロージョンの発生は考え難い。</p> <p>(b) 液滴の衝突速度</p> <p>液滴の衝突速度は、 <div style="border: 1px solid black; height: 40px; width: 100%;"></div></p> <p>液滴が衝突する速度を以下の式を用いて算出した。計算に用いるベンチュリノズル部におけるガス流速は、流速が速いほど液滴衝撃エロージョンが発生しやすいことから、島根2号炉の運転範囲における最大値である <div style="border: 1px solid black; height: 15px; width: 100%;"></div>とした。</p> <p><div style="border: 1px solid black; height: 100px; width: 100%;"></div></p>	

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>計算の結果、<input type="text"/>に衝突する液滴の速度は<input type="text"/>となる。</p> <p>(c)評価結果 <input type="text"/>に衝突する液滴の速度 (<input type="text"/>) は、「発電用設備規格 配管減肉管理に関する規格 (2005年度版) (増訂版) JSME S CA1-2005」によるステンレス鋼のエロージョン限界流速である70m/sを下回っていることから、東海第二発電所のベント時の運転範囲において、液滴衝撃エロージョンは発生しないものと考えられる。</p>	<p>(c)評価結果 ベントガス流速は<input type="text"/>で算出した場合は約<input type="text"/>、 <input type="text"/>で算出した場合は約<input type="text"/>となり、「発電用設備規格 配管減肉管理に関する規格 (2005 年度版) (増訂版) JSME S CA1-2005」によるステンレス鋼のエロージョン限界流速である 70 m/s を下回っており、液滴衝撃エロージョンの発生は考えられない。</p>	



第9図 ベンチュリノズル内のガスの流路について

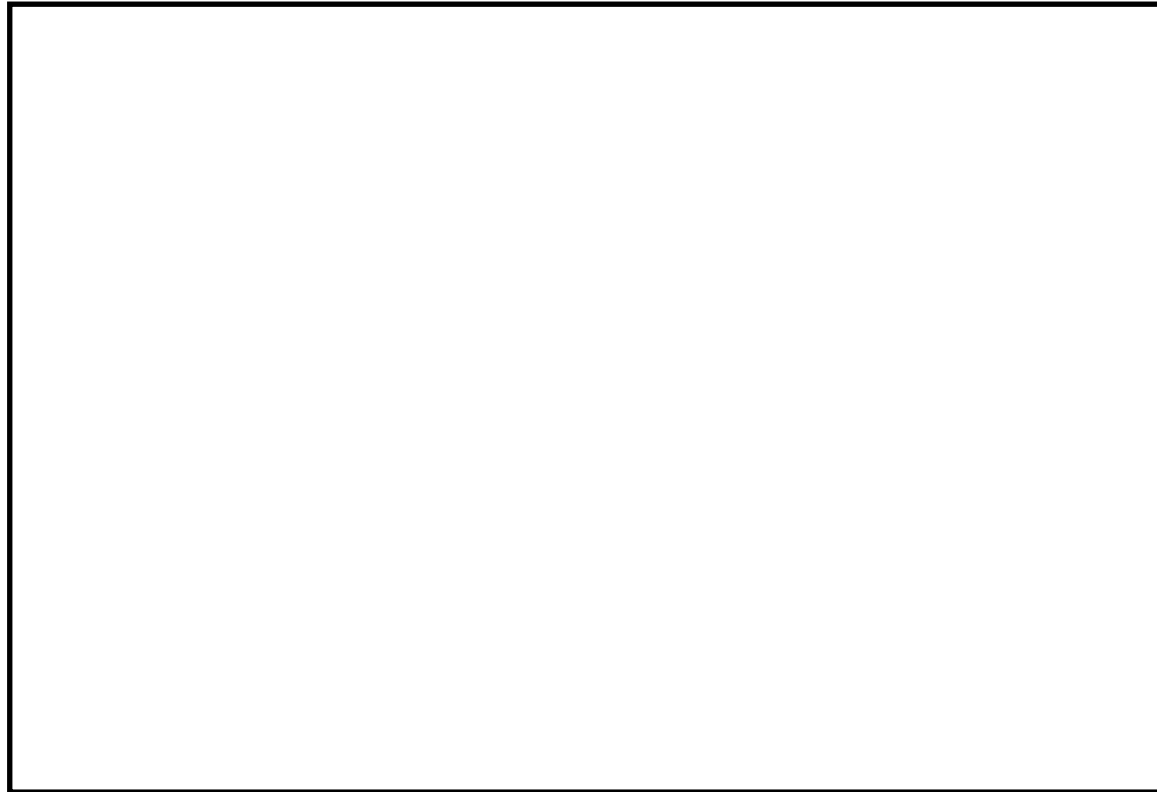


図8 ベンチュリノズル内のガスの流路について

(3) 膨張黒鉛パッキンの評価

格納容器圧力逃がし装置に使用する弁等には、耐漏えい性確保のため、使用環境（温度、圧力、放射線量、高アルカリ環境）を考慮して膨張黒鉛系のパッキン、ガスケットを使用する。

膨張黒鉛は、天然黒鉛の優れた耐熱性や耐薬品性を維持しつつ、シート状に形成することで柔軟性、弾性を有した材料で、パッキン、ガスケットの材料として幅広く使用されている。パッキン類は系統の設計条件である、最高使用圧力2Pd、最高使用温度200℃について満足する仕様のものを使用する。

また、メーカーの試験実績より [] の照射に対しても機械的性質に変化はみられないことが確認されており、無機物であることから十分な耐放射線性も有し、アルカリ溶液にも耐性があり、100%の [] に対しても適用可能である。

劣化については、黒鉛の特性として、400℃以上の高温で酸素雰囲気下では酸化劣化が進むため、パッキンが痩せる（黒鉛が減少する）ことでシール機能が低下することが知られているが、格納容器圧力逃がし装置を使用する環境は200℃以下であることから、酸化劣化の懸念はない。

したがって、膨張黒鉛パッキンは系統待機時、ベント時のいずれの環境においても信頼性があるものと評価する。

(4) 黒鉛パッキン類の選定根拠について

格納容器フィルタベント系に使用する弁等には、耐漏えい性確保のため、使用環境（温度、圧力、放射線量、高アルカリ環境）を考慮して膨張黒鉛系のパッキン、ガスケットを使用する。

膨張黒鉛については、有機系（ゴム又は樹脂）シール材に比較して、十分な耐熱性、耐放射線性能、耐アルカリ性の特性を有しており、0.8MGyの放射線照射後による400℃の熱劣化試験においてもシール性能が確保できる安定性の高いシール材である。

黒鉛パッキン類の選定にあたっては、格納容器フィルタベント系の最高使用温度200℃、最高使用圧力853kPaの使用環境に応じ、十分な耐性を有するものを選定することとしている。

また、メーカーの試験実績より [] の照射に対しても機械的性質に変化はみられないことが確認されており、無機物であることから十分な耐放射線性も有し、アルカリ溶液にも耐性があり、100%の水酸化ナトリウム溶液に対しても適用可能である。

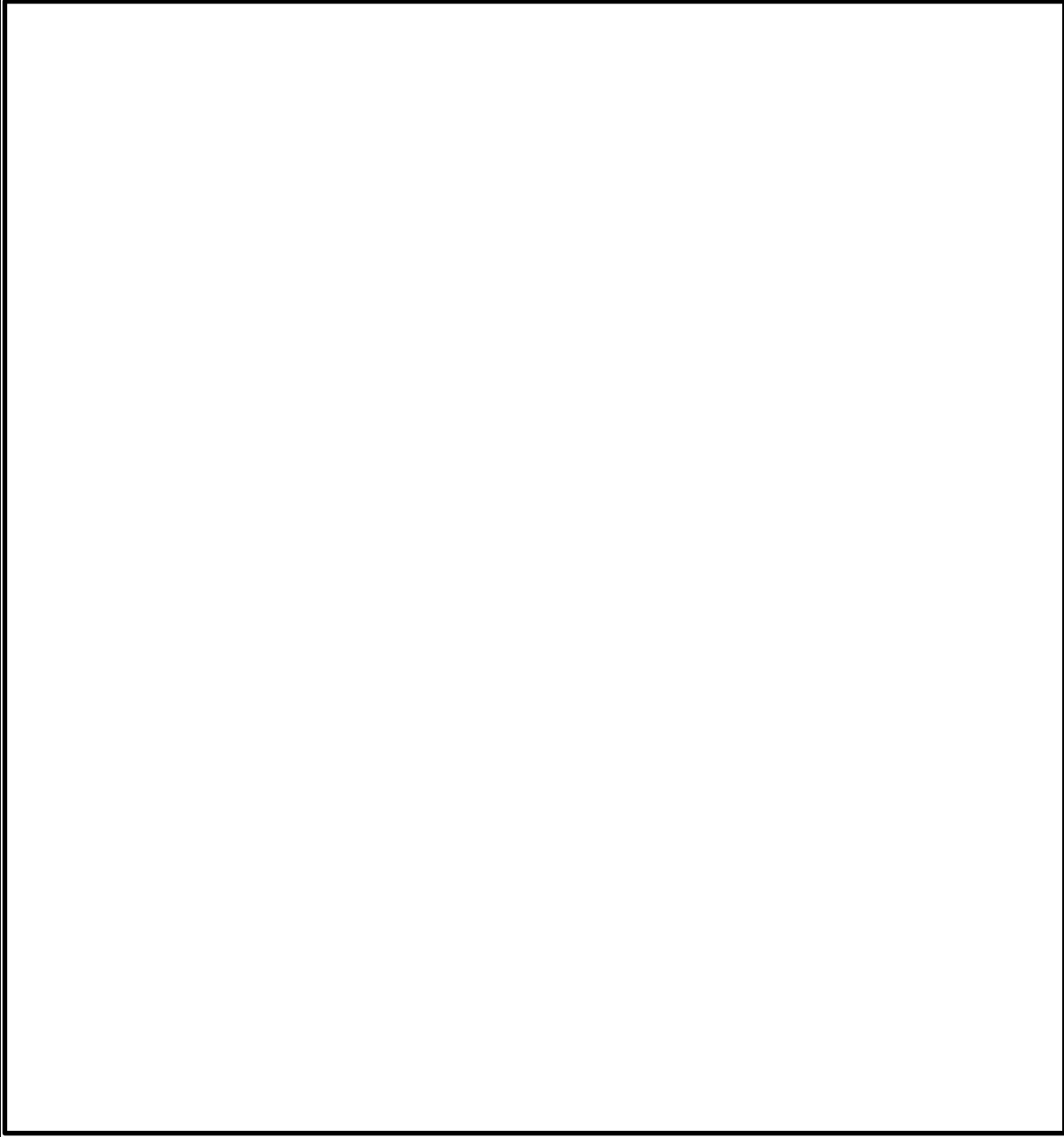
劣化については、黒鉛の特性として、400℃以上の高温で酸素雰囲気下では酸化劣化が進むため、パッキンが痩せる（黒鉛が減少する）ことでシール機能が低下することが知られているが、格納容器フィルタベント系を使用する環境は200℃以下であることから、酸化劣化の懸念はない。

したがって、膨張黒鉛パッキンは系統待機時、ベント時のいずれの環境においても信頼性があるものと評価する。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><参考図書></p> <ol style="list-style-type: none"> 1. 腐食・防食ハンドブック, 腐食防食協会編, 平成12年2月 2. J.E.Truman, “The Influence of chloride content, pH and temperature of test solution on the occurrence of cracking with austenitic stainless steel”, Corrosion Science, 1977 3. 宮坂松甫: 荏原時報, 腐食防食講座—海水ポンプの腐食と対策技術 (第5報), No. 224, 2009年 4. ステンレス鋼便覧 第3版 ステンレス協会編 5. 電力中央研究所報告, 研究報告: 280057, “チオ硫酸ナトリウム水溶液中におけるSUS304ステンレス鋼のSCC挙動” 財団法人電力中央研究所 エネルギー・環境技術研究所, 昭和56年10月 6. 発電用設備規格 配管減肉管理に関する規格 (2005年度版) (増訂版) JSME S CA1-2005 	<p><参考図書></p> <ol style="list-style-type: none"> 1. 腐食・防食ハンドブック, 腐食防食協会編, 平成12年2月 2. J.E.Truman, “The Influence of chloride content, pH and temperature of test solution on the occurrence of cracking with austenitic stainless steel”, Corrosion Science, 1977 3. 宮坂松甫: 荏原時報, 腐食防食講座—海水ポンプの腐食と対策技術 (第5報), No. 224, 2009年 4. ステンレス鋼便覧 第3版 ステンレス協会編 5. 電力中央研究所報告, 研究報告: 280057, “チオ硫酸ナトリウム水溶液中におけるSUS304ステンレス鋼のSCC挙動” 財団法人電力中央研究所 エネルギー・環境技術研究所, 昭和56年10月 6. 発電用設備規格 配管減肉管理に関する規格 (2005年度版) (増訂版) JSME S CA1-2005 	

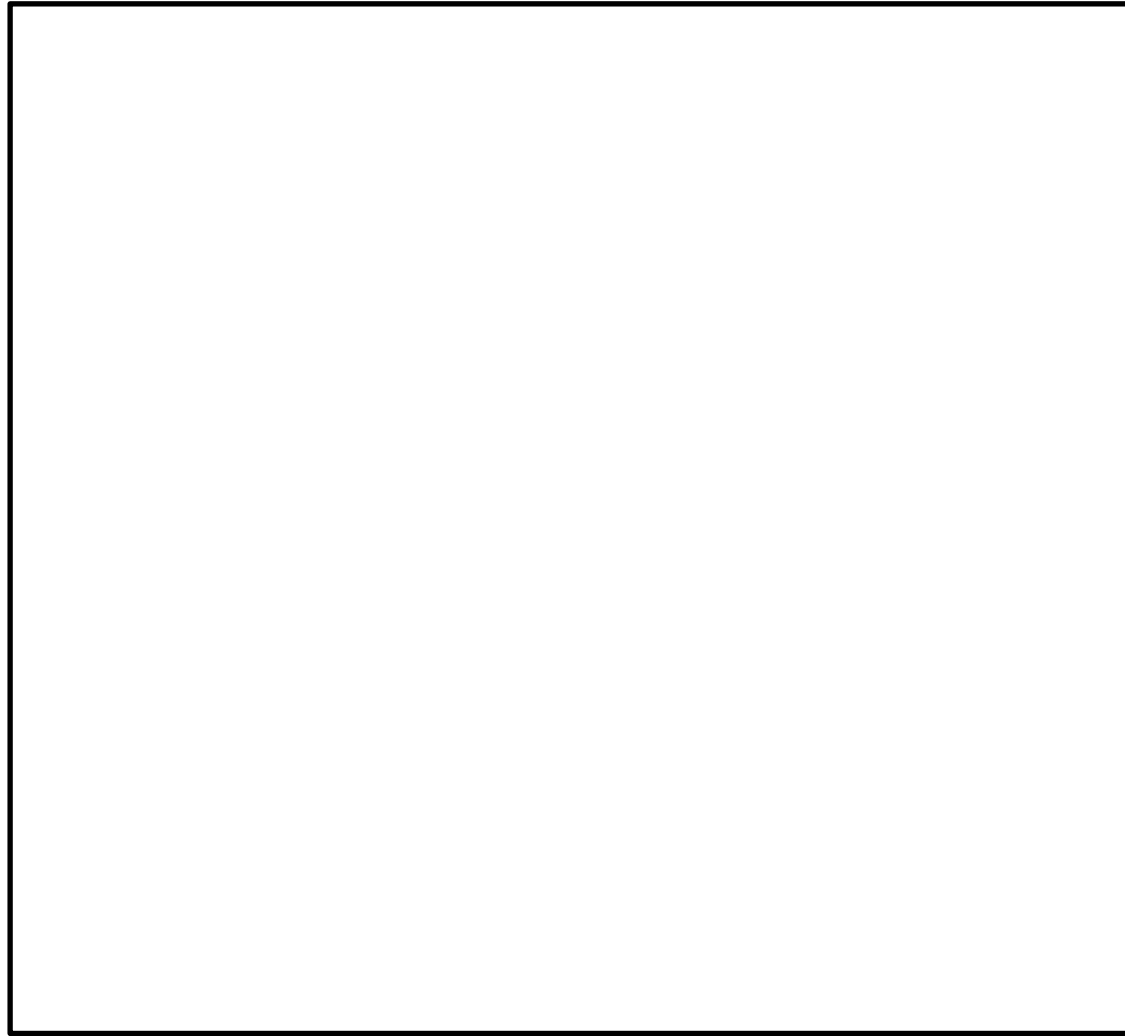
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 12</p> <p style="text-align: center;">スクラビング水の保有水量の設定根拠について</p> <p>スクラビング水の初期保有水量（系統待機時）は、ベント開始後 24 時間はベンチュリスクラバによる所定の放射性物質の除去性能が得られる水量と、 <u>設定している。</u></p> <p>スクラビング水の水量の設定根拠を以下に示す。また、フィルタ装置水位の概略図を第 1 図に示す。</p>	<p style="text-align: right;">別紙 21</p> <p style="text-align: center;">スクラビング水の保有水量の設定根拠について</p> <p>(1) スクラバ容器水位の設定の考え方</p> <p><u>ベント運転に伴いスクラバ容器内の水位は変動するが、その変動水位がフィルタ装置の性能維持を保證する上限・下限水位の範囲に収まるよう、系統待機モードにおけるスクラバ容器水位の管理値を設定している。スクラバ容器水位の管理値を図 1 に示す。</u></p> <p><u>スクラバ容器内の水位挙動は、ベント運転直後のスタートアップ期間とその後のベント運転中で異なる挙動を示す。スタートアップ期間は、スクラビング水、容器鋼材及び配管の昇温に伴うベントガス中の蒸気の凝縮によりスクラバ容器水位は上昇する。また、ベント運転中は、スクラビング水に捕集される放射性物質の発熱（スクラバ容器内発熱量）及びスクラバ容器に流入するベントガスの入熱とスクラバ容器及び配管からの放熱のバランスにより水位が変動する。</u></p> <p>系統待機モードにおけるスクラバ容器水位の管理値（水位高、水位低）は、以下のとおり設定・確認をしている。</p>	<p>・記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p data-bbox="163 210 445 241">(1) <u>最大水量について</u></p> <div data-bbox="142 247 1261 1318" style="border: 1px solid black; height: 510px;"></div>	<p data-bbox="1320 210 1513 241">a. <u>水位高設定値</u></p> <p data-bbox="1320 252 2418 325">水位高設定値は、ベント運転直後のスタートアップ期間における凝縮による水位上昇を考慮して上限水位に至らないことを以下のとおり確認し、設定している。</p> <div data-bbox="1329 336 2418 1297" style="border: 1px solid black; height: 458px;"></div>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
		

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(2) <u>最小水量について</u></p> 	<p>b. <u>水位低設定値</u></p> <p>水位低設定値は、系統設計条件であるスクラバ容器内発熱量 (370kW) における蒸発による水位低下が 24 時間以上継続しても、下限水位に至らないことを確認し、設定している。</p> 	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
		



第1図 フィルタ装置水位の概略図

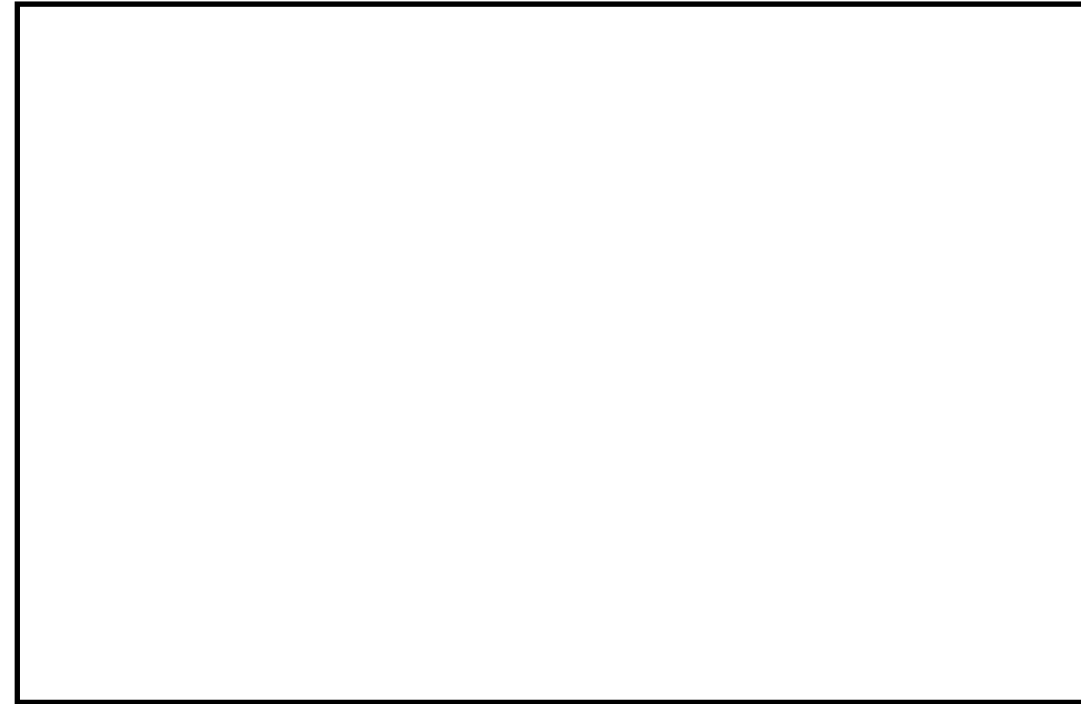


図1 スクラバ容器水位の管理値

(3) スクラビング水の補給期間について

フィルタ装置の設計条件に基づいているスクラビング水の初期保有水量(フィルタ装置の寸法)は、他の設計条件と同様に、大きな保守性を確保し設定(設計)している。一方、スクラビング水の補給期間は、運用に係るものであり、有効性評価に基づく運用を考慮して評価することとし、有効性評価のうちベント時間を厳しく評価する大破断LOCAを想定した「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」におけるフィルタ装置内の発熱量を用いたスクラビング水の水位挙動より評価する(第1表)。

スクラビング水の補給期間の評価条件及び評価結果を以下に示す。

【評価条件】

- ・初期水位:
- ・室温: 25℃^{*1} (系統待機時), 65℃^{*2} (ベント実施中)
- ・ベント時の格納容器圧力: 第2図のとおり
- ・フィルタ装置内発熱量:

- ※1 ベント実施前のスクラビング水の初期水温としても使用。地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽にあることを踏まえて設定した値
- ※2 スクラビング水の蒸発量を多く見込むために高めに設定した値
- ※3 19時間ベントの解析結果にNUREG補正(別紙17補足5参照)した格納容器外へ放出された放射性物質(希ガスを除く)の発熱量(約15kW)に余裕を考慮した値

【評価結果】

スクラビング水位の挙動を第3図に示す。より保守的な結果を与えるD/Wベントのケースにおいても、ベント時のスクラビング水位は最高水位、最低水位に至らず、想定事故においては事象発生後7日間(168時間)運転員による水の補給操作は不要となる。

第1表 設備設計と運用の主な条件設定の差異

	設備設計 【フィルタ装置寸法】	運用 【水補給の運用の評価】
ベント時間	2時間～3時間後 【原子炉定格熱出力の1%相当の時間】	19時間後 ^{*1} 【有効性評価結果より】
フィルタ装置内発熱量	500kW 【ベント時間 2時間～3時間ベース】	20kW 【ベント時間 19時間ベース】

※1 水補給の運用の評価のほか、被ばく評価もベント時間19時間ベース

(2) ベント運転中の水位挙動(有効性評価ベース)

有効性評価のうち格納容器過圧・過温破損モード(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)におけるスクラバ容器内発熱量を用いた水位挙動の評価を以下に示す。



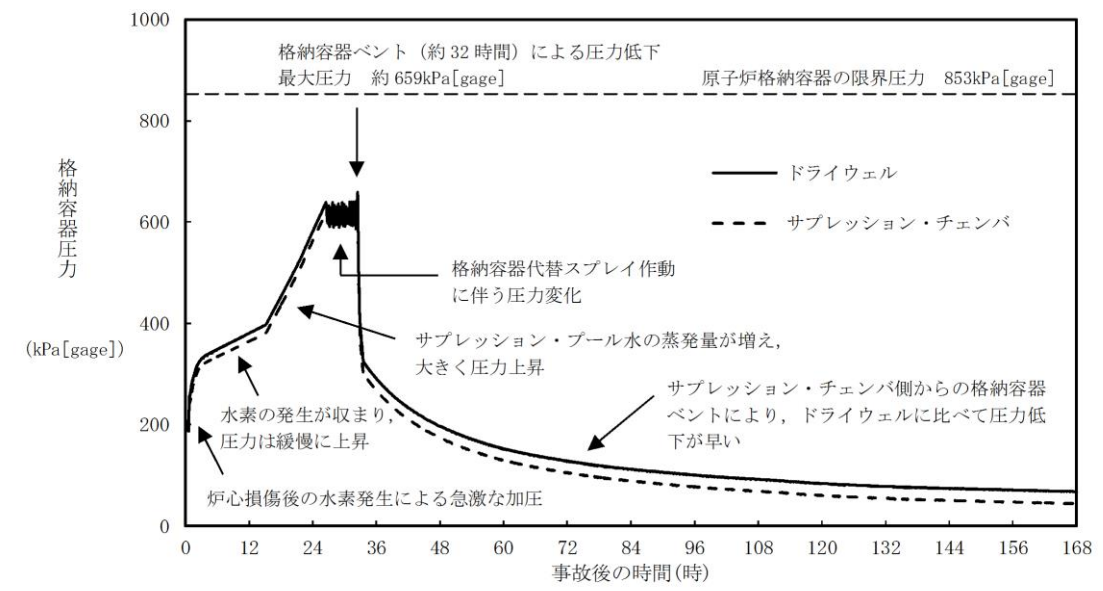
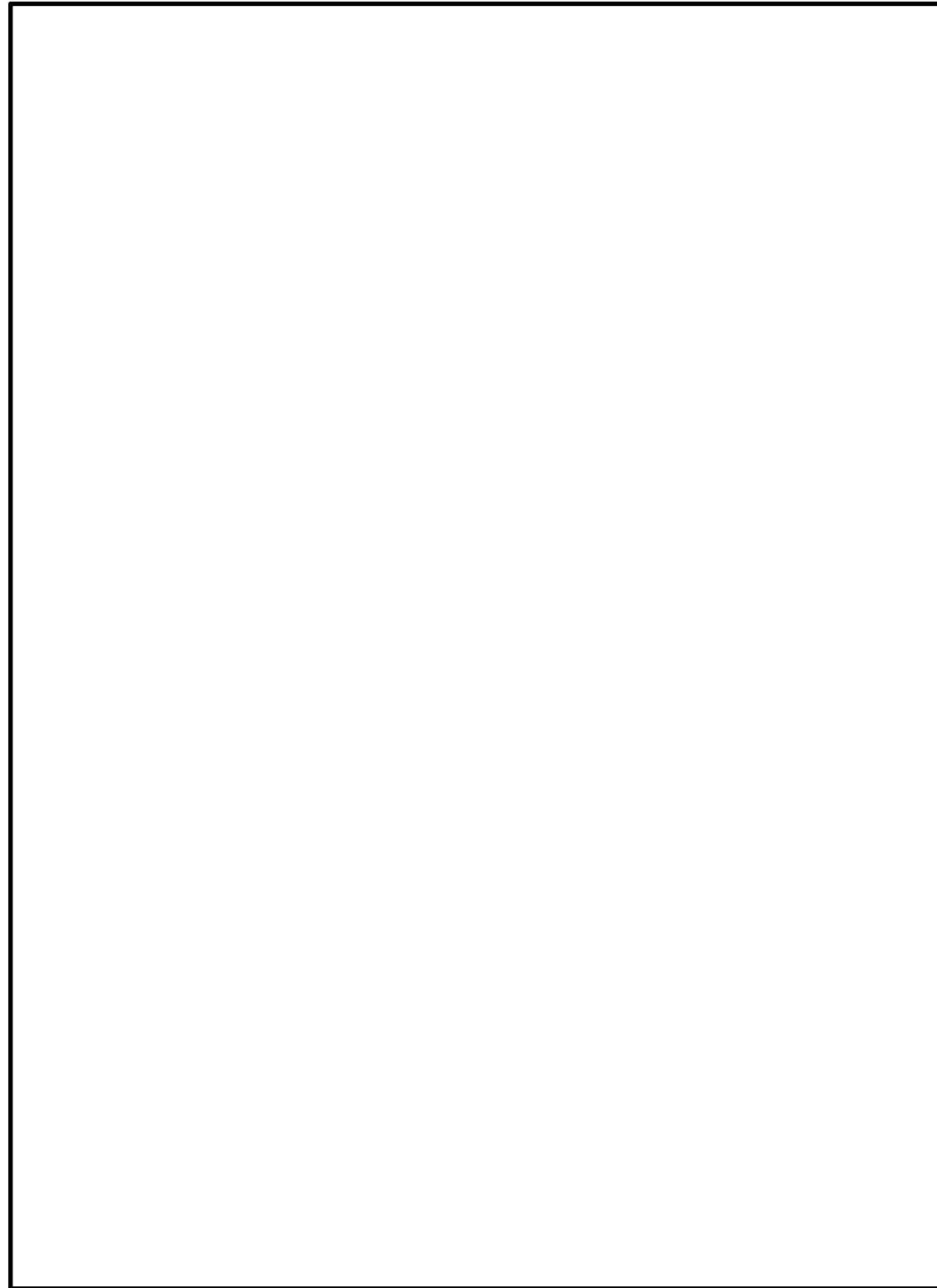


図 2 ベント時の格納容器圧力推移

第 2 図 ベント時の圧力推移図 (水位計算時)



第3図 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」
におけるベント時のスクラビング水位の変化



図3 スクラビング水位挙動（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）

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(参考) スクラビング水の下限水位の設定について スクラビング水位について、ベンチュリノズルの頂部まで水位があれば、設計上期待しているDFが確保できることを以下のとおり確認した。</p> <p>ベンチュリスクラバは、第4図のようにスクラビング水を微小液滴にしてベントガス中に噴霧させることで除去効率を上げている。</p> <div data-bbox="246 527 596 961" style="border: 1px solid black; width: 118px; height: 207px; margin: 10px auto;"></div> <div data-bbox="617 636 1231 863" style="margin-left: 20px;"> <ul style="list-style-type: none"> ①ベンチュリノズル下方よりベントガスが流入 ②スロート部でベントガス流速が増大 ③スクラビング水がベントガス中に噴霧（微小液滴） ④ガスとスクラビング水が接触する面積が大きくなり除去効率が上がる ⑤ベントガス及び液滴は方向を変えられ、スクラビング水中に斜め下に排出 </div> <p style="text-align: center; margin: 10px 0;">第4図 ベンチュリスクラバにおける除去原理</p> <p>①エアロゾルのDFについて</p> <ul style="list-style-type: none"> • ベンチュリスクラバ内のガス流速と水滴速度が異なることで、ガス中のエアロゾルが水滴に衝突し水滴に付着する現象を用いたものであることから、慣性衝突による除去が支配的と考えられる。 • そのメカニズムから、DFに影響するのはガス流速及びエアロゾル粒径であり、水位はベンチュリスクラバによるエアロゾル除去原理が有効となるベンチュリノズル上端以上であればよい。 • JAVA試験によるエアロゾルのDFの結果を第5図及び第6図に示す。図に示すとおり、様々なガス流速と質量中央径が異なるエアロゾルで試験が行われているが、ガス流速及び質量中央径によるDFへの有意な影響は見られず、スクラビング水位をベンチュリノズル上端とした試験においても、設計条件DF1,000以上を十分に確保できている。 	<p>(参考) スクラビング水の下限水位の設定について スクラビング水位について、ベンチュリノズルの頂部まで水位があれば、設計上期待しているDFが確保できることを以下のとおり確認した。</p> <p>ベンチュリスクラバは、図1のようにスクラビング水を微小液滴にしてベントガス中に噴霧させることで除去効率を上げている。</p> <div data-bbox="1371 495 1733 989" style="border: 1px solid black; width: 122px; height: 235px; margin: 10px auto;"></div> <div data-bbox="1754 636 2374 863" style="margin-left: 20px;"> <ul style="list-style-type: none"> ①ベンチュリノズル下方よりベントガスが流入 ②スロート部でベントガス流速が増大 ③スクラビング水がベントガス中に噴霧（微小液滴） ④ガスとスクラビング水が接触する面積が大きくなり除去効率が上がる ⑤ベントガス及び液滴は方向を変えられ、スクラビング水中に斜め下に排出 </div> <p style="text-align: center; margin: 10px 0;">図1 ベンチュリスクラバにおける除去原理</p> <p>①エアロゾルのDFについて</p> <ul style="list-style-type: none"> • ベンチュリスクラバ内のガス流速と水滴速度が異なることで、ガス中のエアロゾルが水滴に衝突し水滴に付着する現象を用いたものであることから、慣性衝突による除去が支配的と考えられる。 • そのメカニズムから、DFに影響するのはガス流速及びエアロゾル粒径であり、水位はベンチュリスクラバによるエアロゾル除去原理が有効となるベンチュリノズル上端以上であればよい。 • JAVA試験によるエアロゾルのDFの結果を図2及び図3に示す。図に示すとおり、様々なガス流速と質量中央径が異なるエアロゾルで試験が行われているが、ガス流速及び質量中央径によるDFへの有意な影響は見られず、スクラビング水位をベンチュリノズル上端とした試験においても、設計条件DF1,000以上を十分に確保できている。 	



第5図 ベンチュリノズル部におけるガス流速とエアロゾルDFの関係

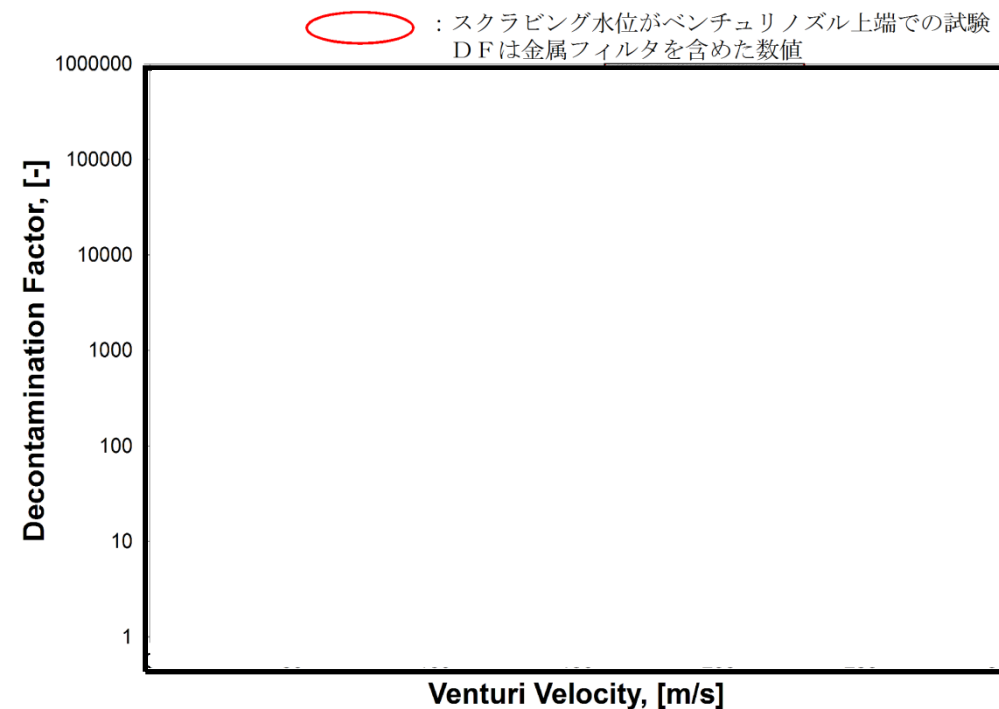
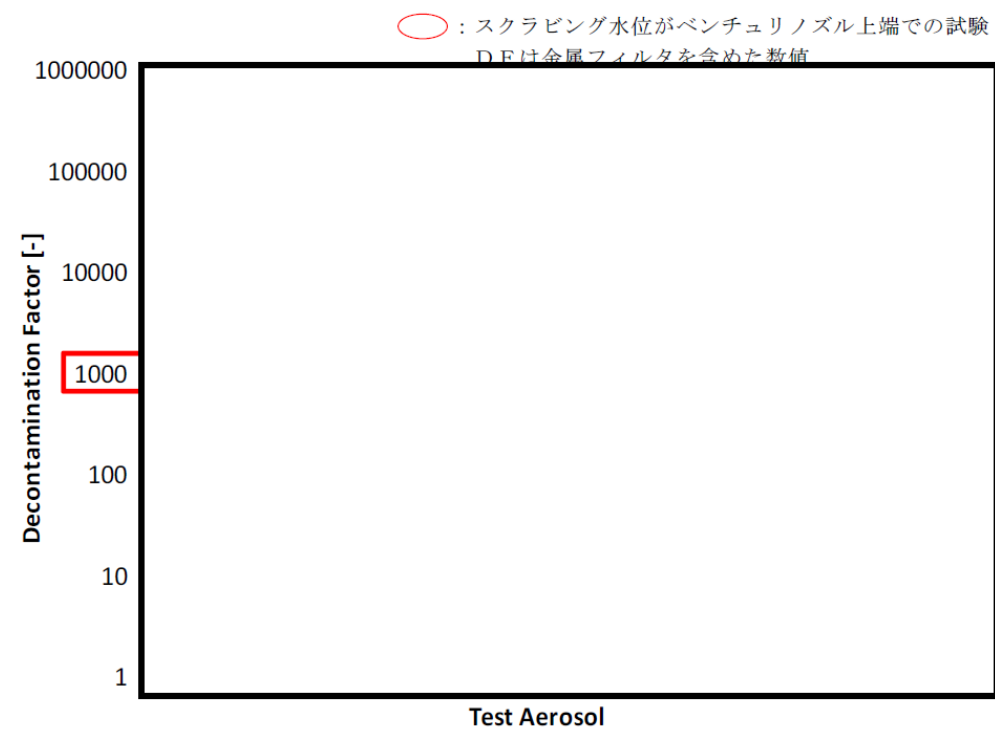


図2 ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数



第6図 エアロゾルの粒径とエアロゾルDFの関係



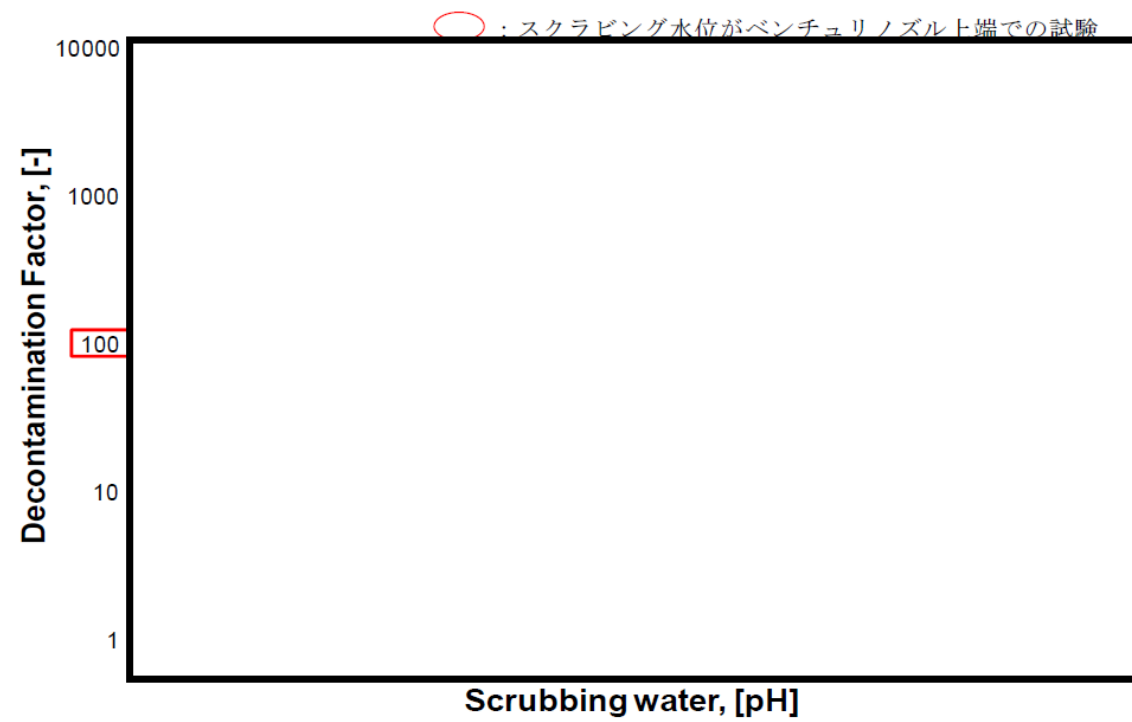
図3 エアロゾル粒径に対する除去係数

②無機よう素のDFについて

- スクラビング水に添加された薬剤との化学反応により非揮発性のよう素イオンに変化させ、スクラビング水中に捕集・保持することから、スクラビング水のpHがDFに影響する主要なパラメータであり、水位はベンチュリスクラバによる除去原理が有効となるベンチュリノズル上端以上であればよい。
- JAVA試験による無機よう素のDFの結果を第7図に示す。スクラビング水位がベンチュリノズル上端となっている試験は、無機よう素の捕集の観点から厳しい条件である低pHにおいても、設計条件DF100以上を確保できている。

②無機よう素のDFについて

- スクラビング水に添加された薬剤との化学反応により非揮発性のよう素イオンに変化させ、スクラビング水中に捕集・保持することから、スクラビング水のpHがDFに影響する主要なパラメータであり、水位はベンチュリスクラバによる除去原理が有効となるベンチュリノズル上端以上であればよい。
- JAVA試験による無機よう素のDFの結果を図4に示す。スクラビング水位がベンチュリノズル上端となっている試験は、無機よう素の捕集の観点から厳しい条件である低pHにおいても、設計条件DF100以上を確保できている。



第7図 スクラビング水のPHと無機よう素DFの関係

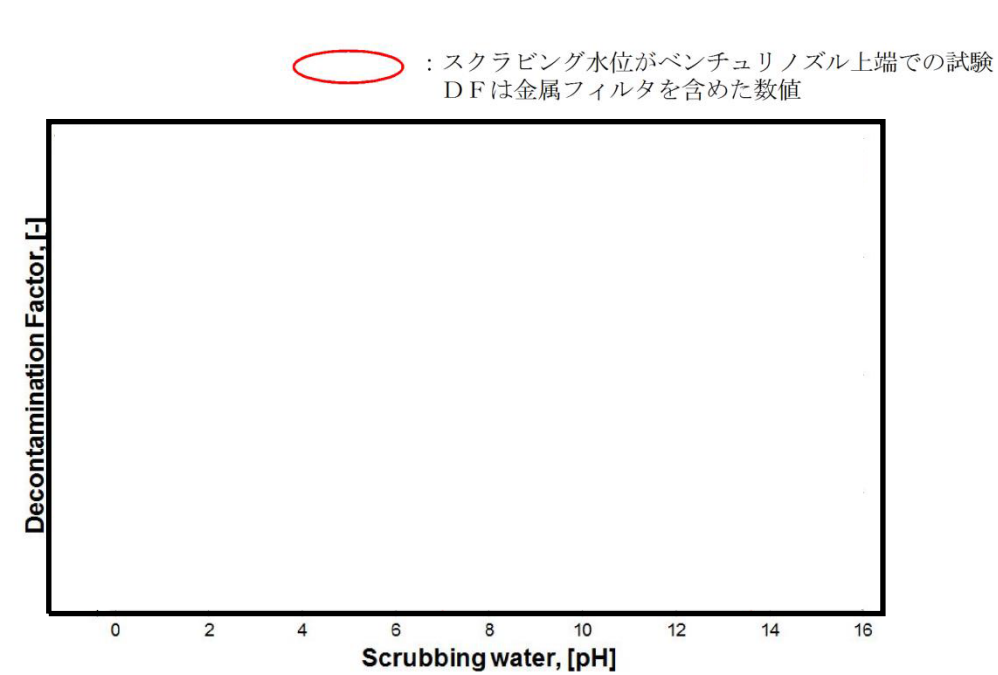


図4 pHに対する無機よう素の除去係数

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>したがって、スクラビング水位の下限水位をベンチュリノズル上端とすることは適切と考える。</p> <p>実運用における系統待機時(通常時)のスクラビング水位は、ベンチュリノズルの上端(1,325mm)を十分に上回る2,530mmとし、FPが多く流入するベント開始初期のスクラビング水位を十分に確保し、ベント中においても、スクラビング水位1,500mm以上を確保するようスクラビング水を補給する運用とする。</p> <p>スクラビング水のpHについては、待機時にpH13以上(NaOH濃度3.0wt%相当)であることを確認し、ベント中におけるスクラビング水のアルカリ性を維持する運用とする。</p>	<p>したがって、スクラビング水位の下限水位をベンチュリノズル上端とすることは適切と考える。</p> <p>実運用における系統待機時(通常時)のスクラビング水位は、ベンチュリノズルの上端(300mm)を十分に上回る1,700mmとし、FPが多く流入するベント開始初期のスクラビング水位を十分に確保し、ベント中においても、スクラビング水位800mm以上を確保するようスクラビング水を補給する運用とする。</p> <p>スクラビング水のpHについては、待機時にpHが約13以上 であることを確認し、ベント中におけるスクラビング水のアルカリ性を維持する運用とする。</p>	

(参考) スクラビング水スロッシングの影響について

格納容器圧力逃がし装置のスクラバ容器について、地震時にスロッシングが発生することで、スクラビング水が金属フィルタ下端まで到達する可能性がある。そこで、保守的な評価となるハウスナー理論を用いてスロッシング高さを評価した。

ハウスナー理論により、スロッシング高さ d_{max} は以下のように算出できる。

$$d_{max} = \frac{0.408 \cdot R \cdot \coth\left(1.84 \frac{h}{R}\right)}{\frac{g}{\omega_N^2 \cdot \theta_h \cdot R} - 1} = \boxed{} \text{ [mm]}$$

ここで、

$$\omega_N = \sqrt{\frac{1.84}{R} \cdot g \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right)} = \boxed{} \text{ [s}^{-1}\text{]}$$

$$\theta_h = 1.534 \cdot \frac{S_A}{\omega_N \cdot R} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) = \boxed{}$$

R : フィルタ装置容器半径 (内径) $\boxed{}$ [mm]

h : スクラビング水上限水位 $\boxed{}$ [mm]

g : 重力加速度 9,806.65 [mm/s²]

S_A : 応答加速度 $\boxed{}$ [mm/s²]

(原子炉建屋の基準地震動 s_s から保守的に設定)

金属フィルタは上限水位から $\boxed{}$ mm 上方に設置しており、スロッシング高さは最大でも $\boxed{}$ mm と算出されることから、スクラビング水は金属フィルタ下端まで到達しない。評価結果を第8図に示す。



(参考) スクラビング水スロッシングの影響について

格納容器フィルタベント系であるスクラバ容器について、地震時にスロッシングが発生することで、スクラビング水が金属フィルタ下端まで到達する可能性がある。そこで、保守的な評価となるハウスナー理論を用いてスロッシング高さを評価した。

ハウスナー理論により、スロッシング高さ d_{max} は以下のように算出できる。

$$d_{max} = \frac{0.408 \cdot R \cdot \coth\left(1.84 \frac{h}{R}\right)}{\frac{g}{\omega_N^2 \cdot \theta_h \cdot R} - 1} = \boxed{} \text{ [mm]}$$

ここで、

$$\omega_N = \sqrt{\frac{1.84}{R} \cdot g \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right)} = \boxed{} \text{ [s}^{-1}\text{]}$$

$$\theta_h = 1.534 \cdot \frac{S_A}{\omega_N \cdot R} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) = \boxed{}$$

• R : スクラバ容器半径 (内径) $\boxed{}$ [mm]

• h : スクラビング水上限水位 $\boxed{}$ [mm]

• g : 重力加速度 9806.65 [mm/s²]

• S_A : 応答加速度 $\boxed{}$ [mm/s²]

(評価用地震動 (2×S_s-1) に基づき保守的に設定)

金属フィルタは上限水位から $\boxed{}$ mm 上方に設置しており、スロッシング高さは最大でも $\boxed{}$ mm と算出されることから、スクラビング水は金属フィルタ下端まで到達しないと評価できる。

評価結果を図1に示す。

また、スクラビング水位が下限水位の場合についても、上記と同様に評価を実施した結果を以下に示す。

$$d_{\max} = \frac{0.408 \cdot R \cdot \coth\left(1.84 \frac{h}{R}\right)}{\frac{g}{\omega_N^2 \cdot \theta_h \cdot R} - 1} = \boxed{} \text{ [mm]}$$

ここで、

$$\omega_N = \sqrt{\frac{1.84}{R} \cdot g \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right)} = \boxed{} \text{ [s}^{-1}\text{]}$$

$$\theta_h = 1.534 \cdot \frac{S_A}{\omega_N \cdot R} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) = \boxed{}$$

・ R : スクラバ容器半径 (内径) $\boxed{}$ [mm]

・ h : スクラビング水下限水位 $\boxed{}$ [mm]

・ g : 重力加速度 9806.65 [mm/s²]

・ S_A : 応答加速度 $\boxed{}$ [mm/s²]

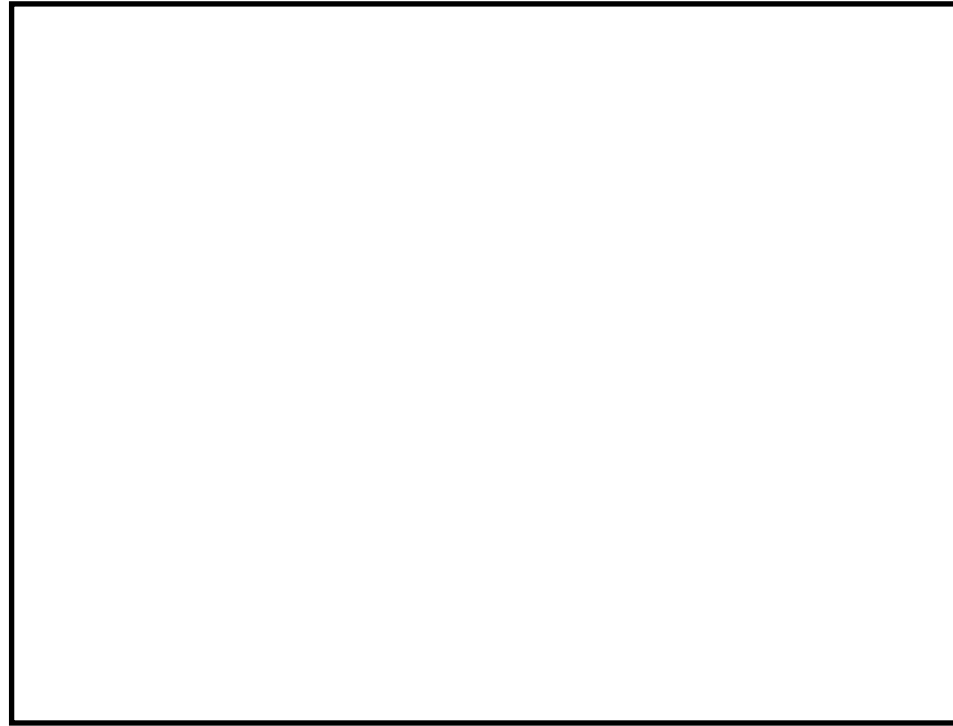
(評価用地震動 (2×S_s-1) に基づき保守的に設定)

また、スロッシング水位が下限水位時にスロッシングが発生すると、ベンチュリノズルは一部気層部に露出し、性能が一時低下するが、露出している時間はベント実施時間と比較して非常に小さく、さらにベンチュリスクラバの後段には金属フィルタも設置していることから、格納容器ベントにより放出される放射性物質のトータル量に影響を与えるものではないと考える。

ベンチュリノズルの一部が気相部に露出するものの、露出している時間は格納容器ベント実施期間と比較して非常に小さく、ベンチュリスクラバの後段には金属フィルタも設置していることから、格納容器ベントにより放出される放射性物質のトータル量に影響を与えるものではないと考える。

評価結果を図2に示す。

・ 資料構成の相違
島根2号炉は、下限水位の評価補法を記載



第8図 スクラビング水スロッシング評価結果



図1 スクラビング水スロッシング評価結果 (上限水位)

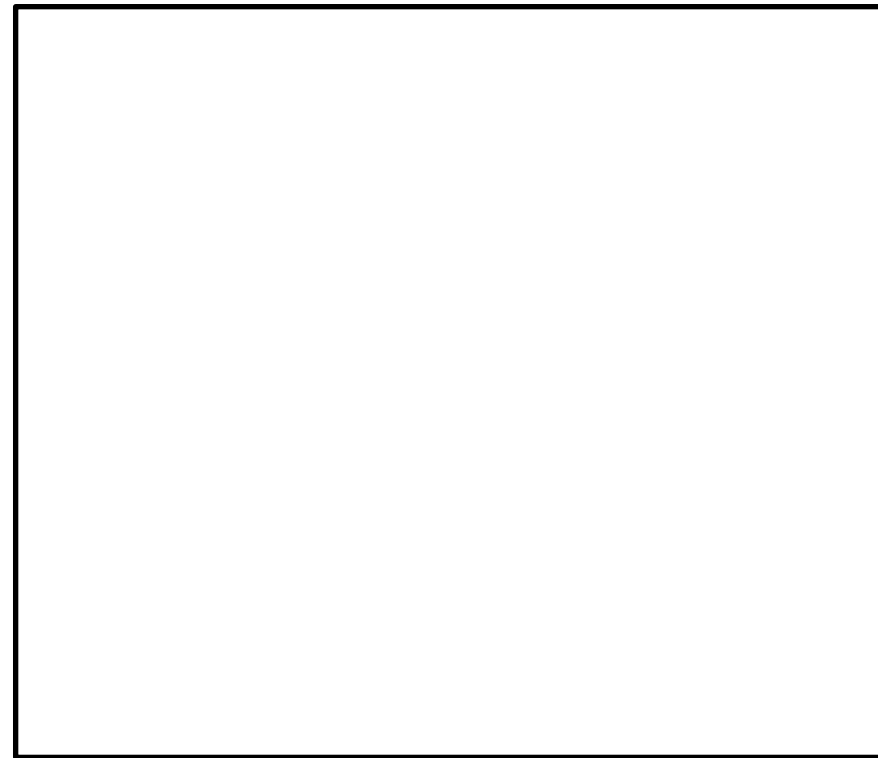
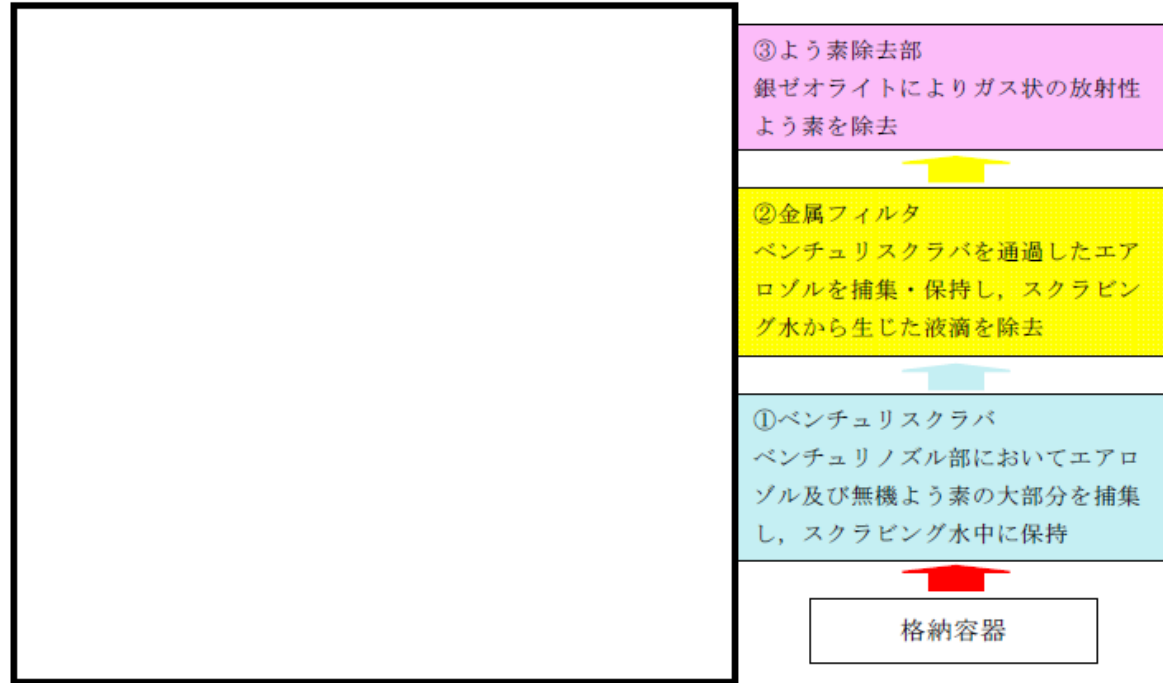


図2 スクラビング水スロッシング評価結果 (下限水位)

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 4</p> <p style="text-align: center;">フィルタ装置の各構成要素における機能について</p> <p>フィルタ装置は、①ベンチュリスクラバ、②金属フィルタ、③よう素除去部の3つのセクションで構成され、その構成要素は以下のとおりである。<u>フィルタ装置の機能模式図を第1図に示す。</u></p> <p>①ベンチュリスクラバ…ベンチュリノズル、スクラビング水、多孔板</p> <p>②金属フィルタ…プレフィルタ、湿分分離機構、メインフィルタ</p> <p>③よう素除去部…銀ゼオライト</p> <p><u>*②と③の間に流量制限オリフィスを設ける</u></p> <p><u>ベントガスはまずベンチュリスクラバに流入し、ベントガスに含まれるエアロゾル及び無機よう素の大部分が捕集され、スクラビング水に保持される。金属フィルタでは、ベンチュリスクラバで捕集できなかったエアロゾルを捕集・保持する。金属フィルタの下流には、流量制限オリフィスを介して設置するよう素除去部があり、ガス状の放射性よう素を捕集・保持する。これら3つのセクションは同一容器内に格納される。</u></p>	<p style="text-align: right;">別紙 22</p> <p style="text-align: center;">フィルタ装置の各構成要素における機能について</p> <p>フィルタ装置は、①ベンチュリスクラバ、②金属フィルタ、③銀ゼオライトフィルタの3つのセクションで構成され、その構成要素は以下のとおりである。<u>フィルタ装置(スクラバ容器)の機能模式図を図1、フィルタ装置の概略構造図を図2に示す。</u></p> <p>① ベンチュリスクラバ…ベンチュリノズル、スクラビング水、多孔板</p> <p>② 金属フィルタ…プレフィルタ、湿分分離機構、メインフィルタ</p> <p>③ 銀ゼオライトフィルタ…銀ゼオライト</p> <p><u>※②、③の間…流量制限オリフィス</u></p> <p><u>ベントガスは、ベンチュリスクラバ(①)でまず処理され、ベントガスに含まれるエアロゾル及び無機よう素の大部分が、スクラビング水中への保持により捕集される。さらに、金属フィルタ(②)では、①では捕集しきれなかったエアロゾルを捕集する。また、①②及び流量制限オリフィスの後段に設置する銀ゼオライトフィルタ(③)では、ガス状放射性よう素を捕集する。①②はスクラバ容器内に格納し、③は銀ゼオライト容器内に格納する。</u></p>	<p>・設備の相違</p> <p>島根2号炉の銀ゼオライトフィルタは、スクラバ容器とは別の銀ゼオライト容器に設置</p>



第1図 フィルタ装置の機能模式図

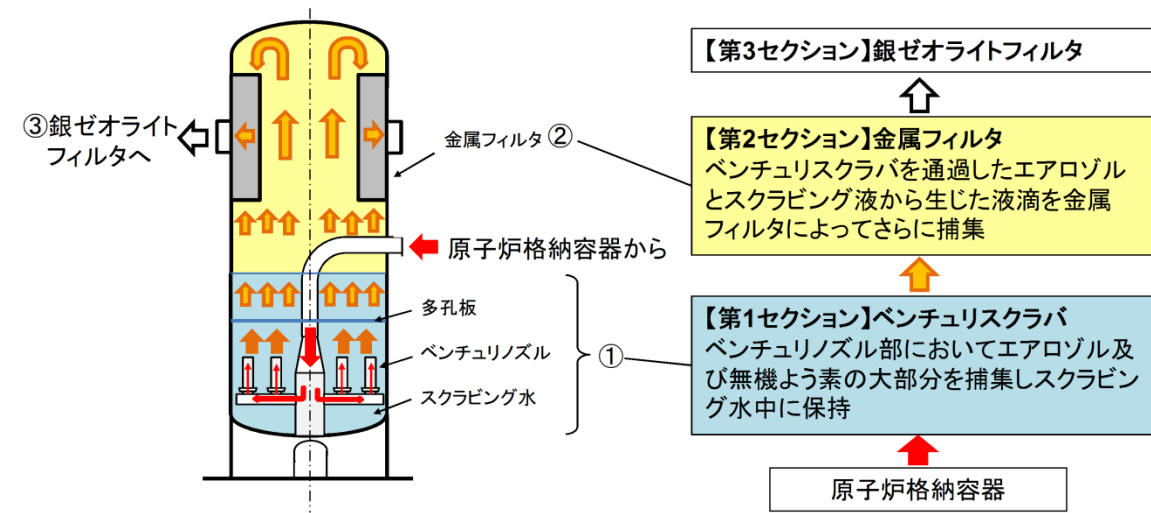
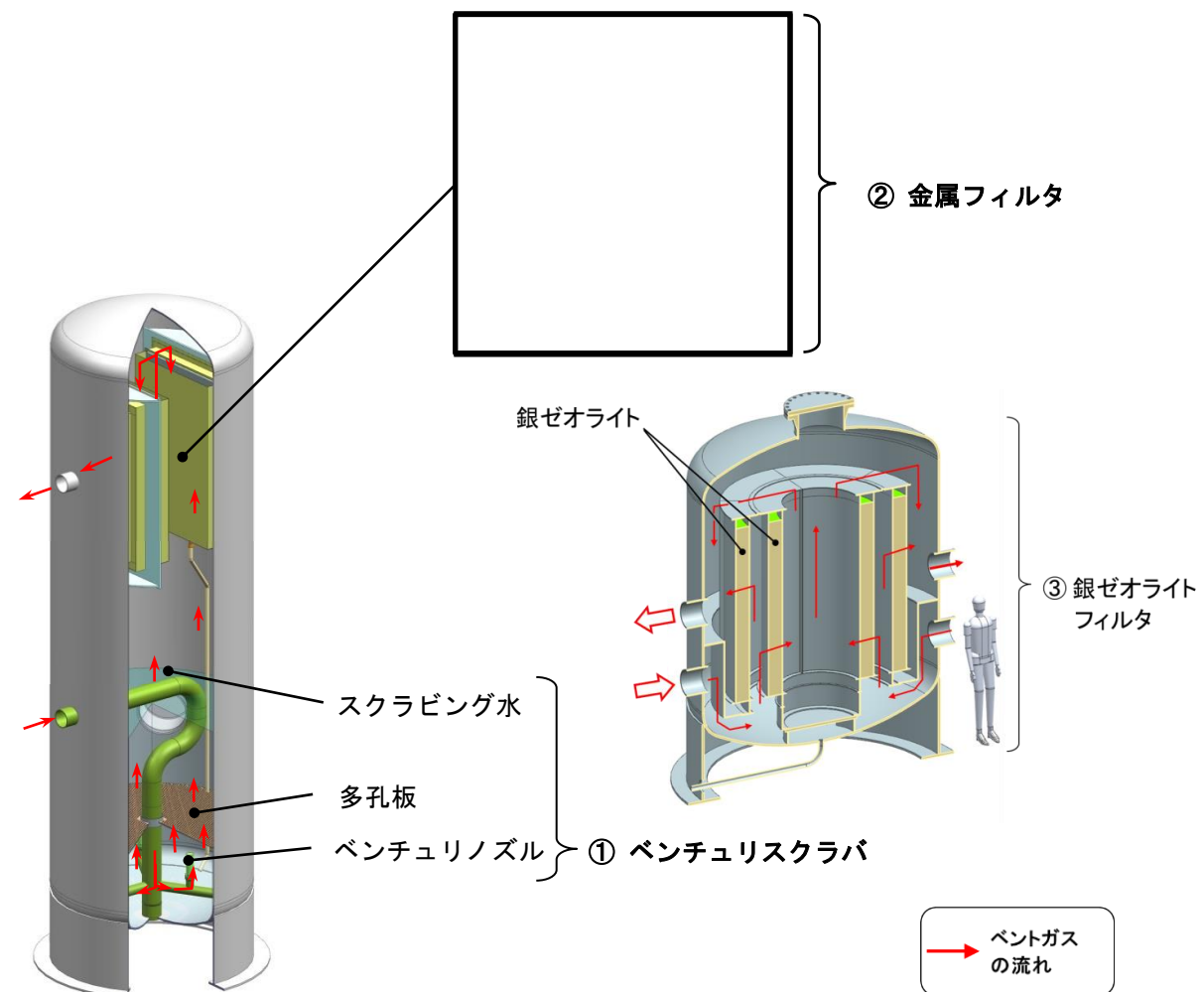
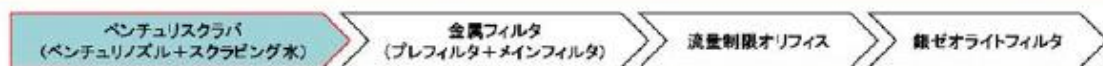


図1 フィルタ装置（スクラバ容器）の機能模式図



フィルタ装置の各構成要素における機能の概要

①ベンチュリスクラバの機能



ベンチュリスクラバには以下の機能がある。

- 機能(1)・・・【エアロゾル、無機よう素の捕集】
ベンチュリノズルの絞り部からスクラビング水(アルカリ性水溶液)を吸込み、微細な液滴となったスクラビング水をベントガスと高速で接触させることにより、大部分のエアロゾル及び無機よう素(気体)をスクラビング水中に捕集する。
- 機能(2)・・・【エアロゾル、無機よう素の保持】
捕集したエアロゾル及び無機よう素をスクラビング水中に保持する。
- 機能(3)・・・【崩壊熱の除去】
放射性物質から発生する熱をスクラビング水の蒸発により大気へ輸送する。

フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

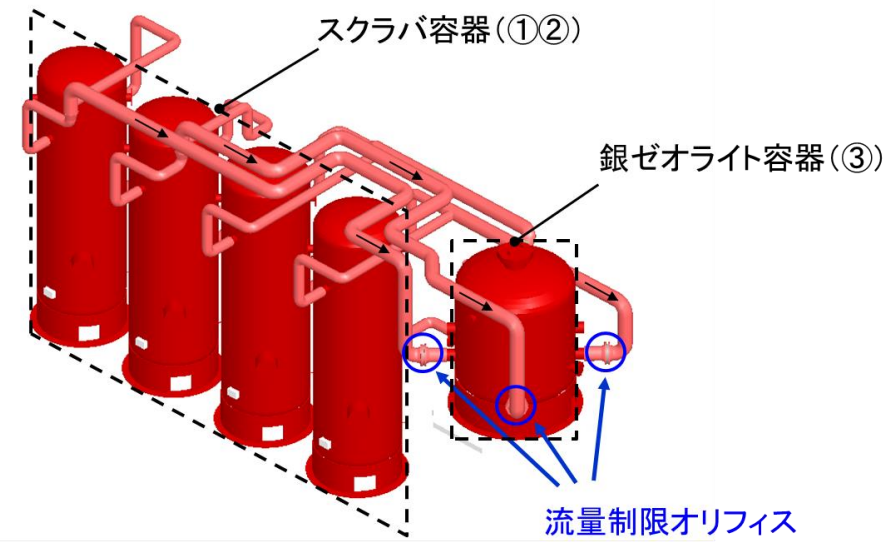
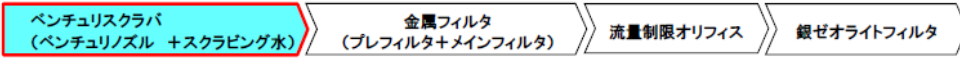


図2 フィルタ装置 概略構造図

①ベンチュリスクラバの機能



ベンチュリスクラバには以下の機能がある。

- 機能(1)・・・【エアロゾル、無機よう素の捕集】
ベンチュリノズルの絞り部からスクラビング水(アルカリ性水溶液)を吸込み、微細な液滴となったスクラビング水をベントガスと高速で接触させることにより、大部分のエアロゾル及び無機よう素(気体)をスクラビング水中に捕集する。
- 機能(2)・・・【エアロゾル、無機よう素の保持】
捕集したエアロゾル及び無機よう素をスクラビング水中に保持する。
- 機能(3)・・・【崩壊熱の除去】
放射性物質から発生する熱をスクラビング水の蒸発により大気へ輸送する。

フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

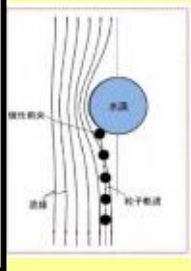
・設備の相違
島根2号炉の銀ゼオライトフィルタは、スクラバ容器とは別の銀ゼオライト容器に設置

①ベンチュリスクラバの機能(1)【エアロゾルの捕集】

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

ベンチュリノズルでは、絞り部からスクラビング水を吸い込み、微細な液滴となったスクラビング水がベントガスと高速で接触することにより、大部分のエアロゾルを捕集する。

- 現象:
ベンチュリ効果によってスクラビング水をノズル内に吸い込み、ガス流中に液滴を噴霧(いわゆる霧吹き)し、微細な液滴を形成させる。その際に、ベントガスと液滴の速度差により、液滴とベントガス中のエアロゾルが接触し、エアロゾルが液滴内に捕集される。
- 主な原理
慣性衝突効果
- 性能への主な影響因子
ガス流速、エアロゾル粒径
- 設計上の考慮事項



フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

①ベンチュリスクラバの機能(1)【無機よう素の捕集】

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

ベンチュリノズルでは、絞り部からスクラビング水を吸い込み、微細な液滴となったスクラビング水とベントガスが接触することにより、大部分の放射性無機よう素を捕集する。

- 現象:
ベンチュリ効果によってスクラビング水をノズル内に吸い込み、ガス流中に液滴を噴霧(いわゆる霧吹き)し、微細な液滴の形成により単位体積当たりの表面積(界面)を大きくする。これにより、ベントガス中の無機よう素が効果的にスクラビング水と接触し、化学反応により液滴中に溶け込む。
- 主な原理:
- 性能への主な影響因子:
- 設計上の考慮事項:

フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

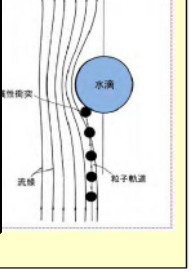
①ベンチュリスクラバの機能(1)【エアロゾルの捕集】

2

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル +スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

ベンチュリノズルでは、絞り部からスクラビング水を吸い込み、微細な液滴となったスクラビング水がベントガスと高速で接触することにより、大部分のエアロゾルを捕集する。

- 現象:
ベンチュリ効果によってスクラビング水をノズル内に吸い込み、ガス流中に液滴を噴霧(いわゆる霧吹き)し、微細な液滴を形成させる。その際に、ベントガスと液滴の速度差により、液滴とベントガス中のエアロゾルが接触し、エアロゾルが液滴内に捕集される。
- 主な原理:
慣性衝突効果
- 性能への主な影響因子:
ガス流速、エアロゾル粒径



フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

①ベンチュリスクラバの機能(1)【無機よう素の捕集】

3

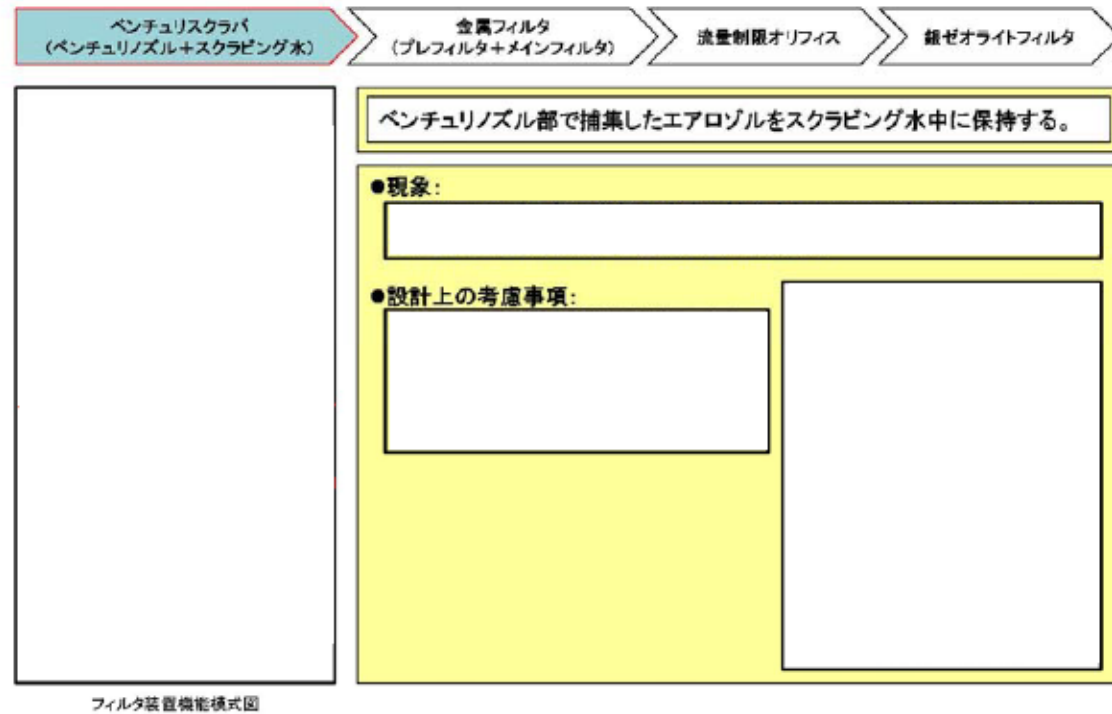
ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル +スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

ベンチュリノズルでは、絞り部からスクラビング水を吸い込み、微細な液滴となったスクラビング水とベントガスが接触することにより、大部分の放射性無機よう素を捕集する。

- 現象:
ベンチュリ効果によってスクラビング水をノズル内に吸い込み、ガス流中に液滴を噴霧(いわゆる霧吹き)し、微細な液滴の形成により単位体積当たりの表面積(界面)を大きくする。これにより、ベントガス中の無機よう素が効果的にスクラビング水と接触し、化学反応により液滴中に溶け込む。
- 主な原理:
- 性能への主な影響因子:
- 設計上の考慮事項:

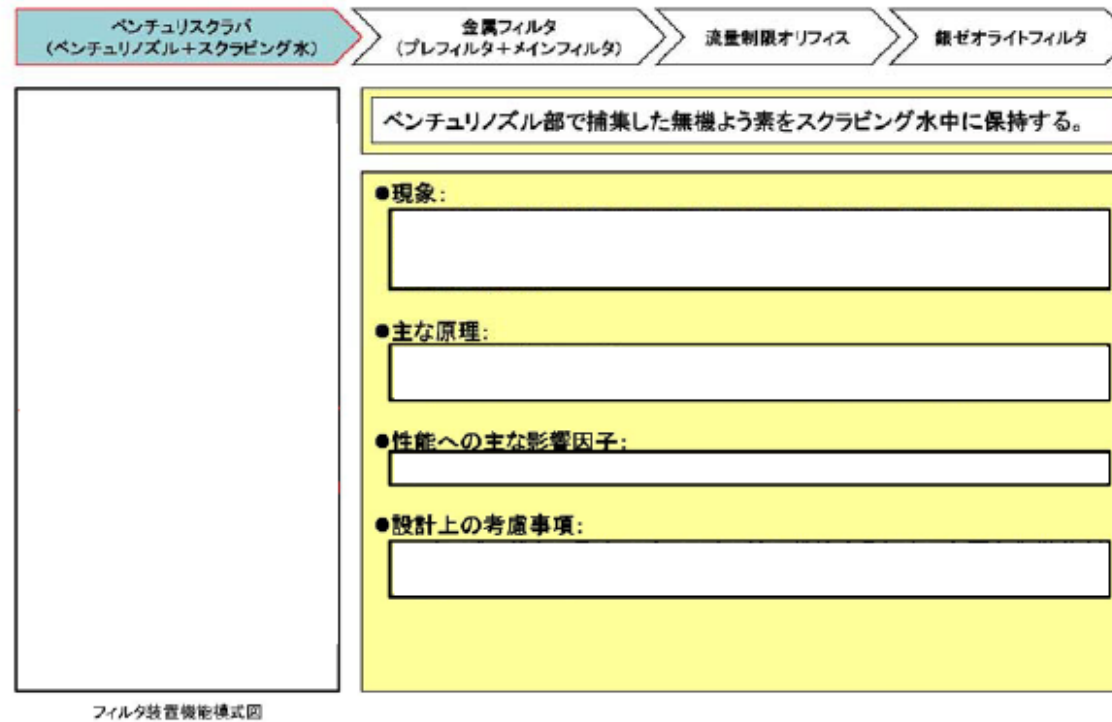
フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

①ベンチュリスクラバの機能(2)【エアロゾルの保持】



枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

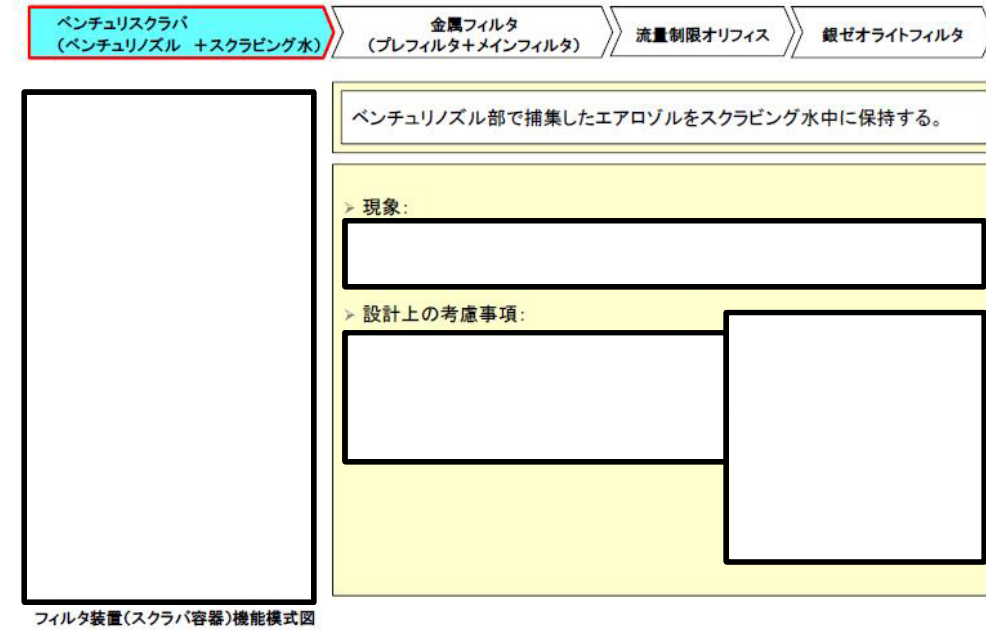
①ベンチュリスクラバの機能(2)【無機よう素の保持】



枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

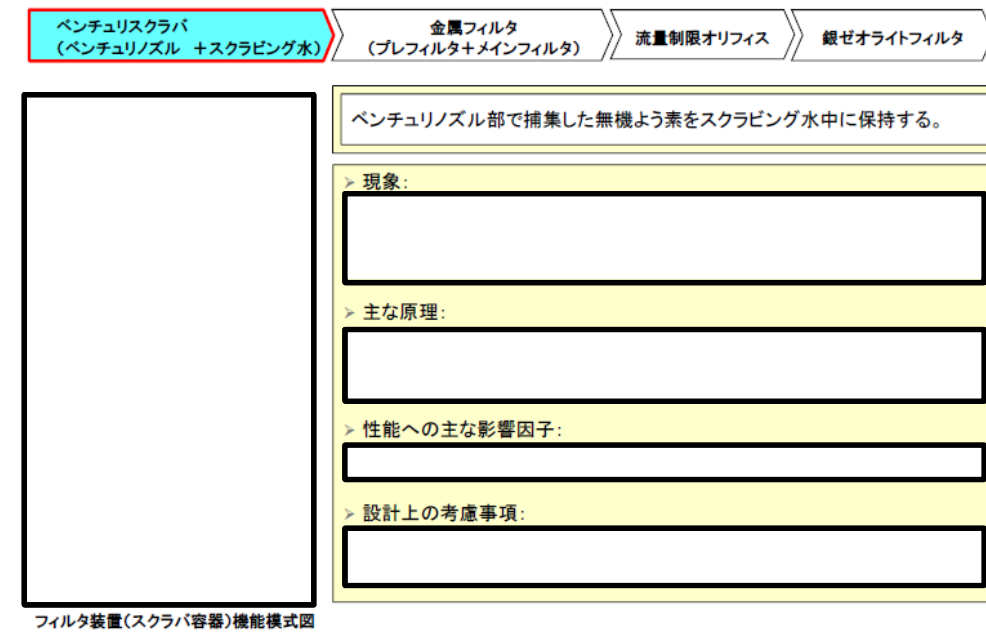
①ベンチュリスクラバの機能(2)【エアロゾルの保持】

4

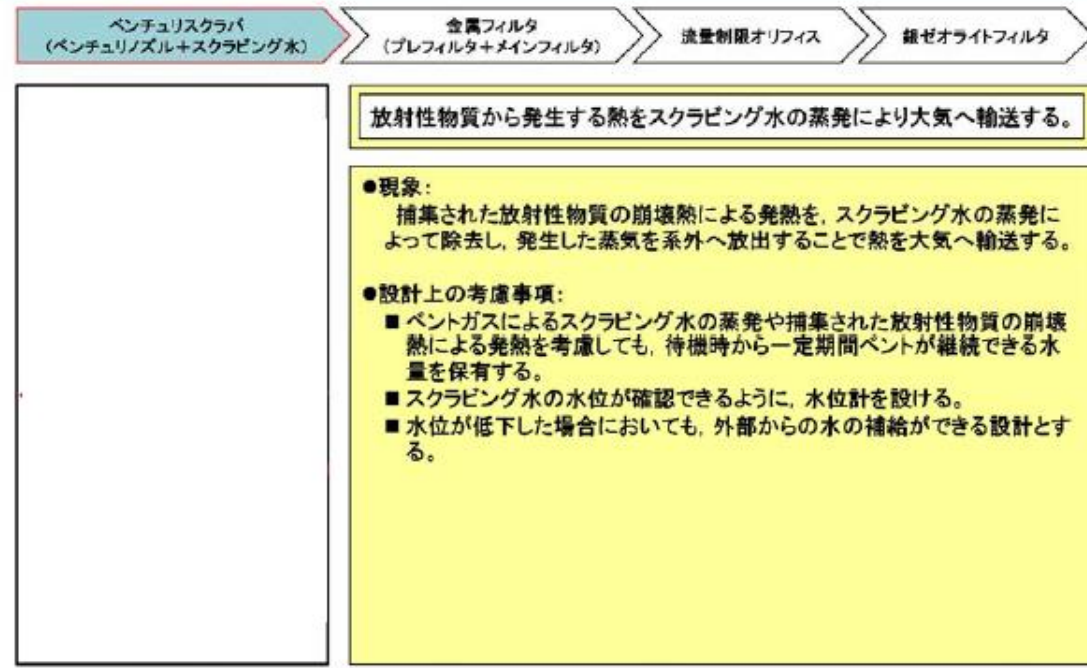


①ベンチュリスクラバの機能(2)【無機よう素の保持】

5



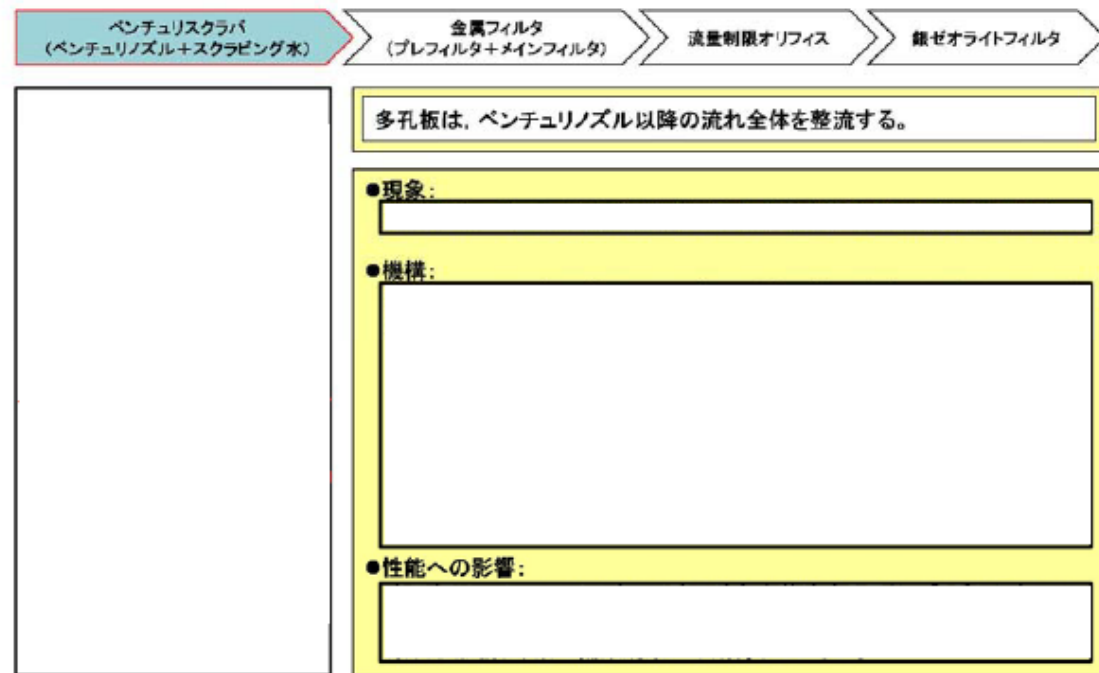
①ベンチュリスクラバの機能(3)【崩壊熱の除去】



フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

①多孔板の機能

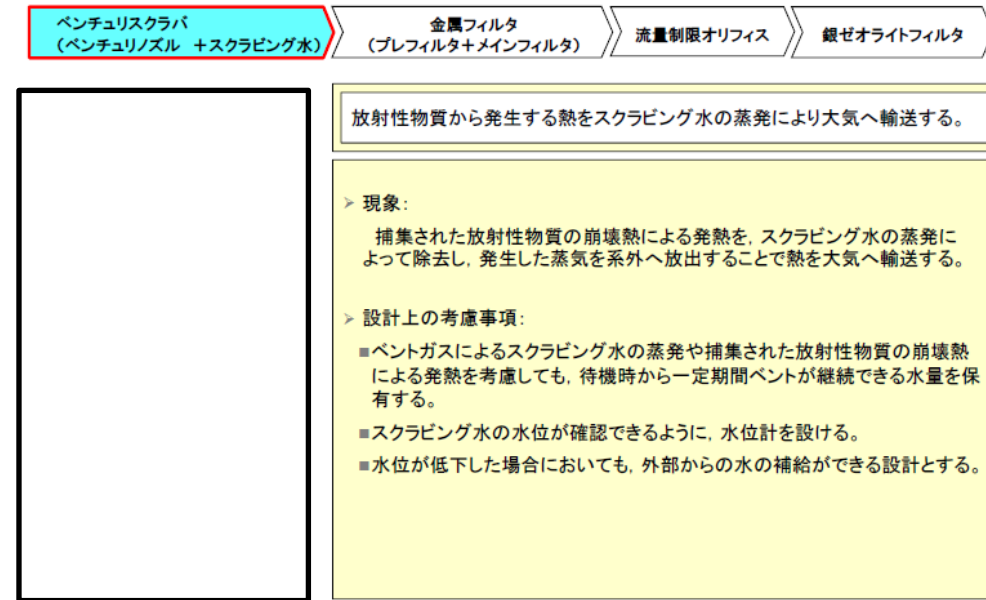


フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

①ベンチュリスクラバの機能(3)【崩壊熱の除去】

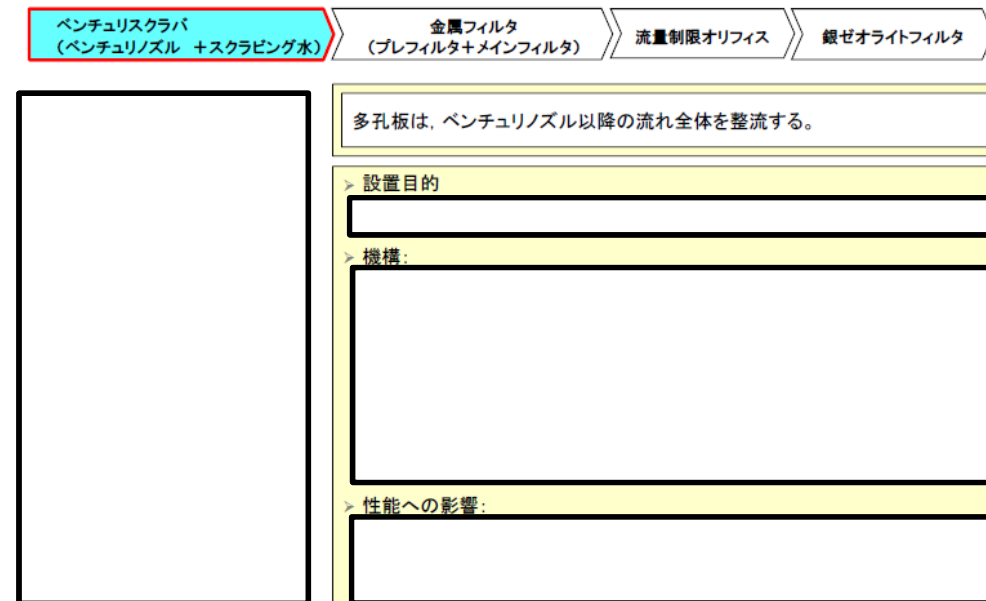
6



フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

多孔板の機能

7



フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

①ベンチュリスクラバにおける現象【蒸気凝縮】

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

スクラビング水が未飽和状態の場合は、ベントガスの蒸気凝縮が考えられる。

●現象:
スクラビング水が未飽和状態の場合は、ベントガスの蒸気が凝縮する。

●性能への影響:

蒸気凝縮効果のイメージ

フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

②金属フィルタの機能

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

金属フィルタには以下の機能がある。

●機能(1)・・・【湿水分離】
ベンチュリスクラバを通過したベントガスの湿分を分離する。

●機能(2)・・・【エアロゾルの捕集】
ベンチュリスクラバで捕集されず通過したエアロゾルを捕集する。

フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

ベンチュリスクラバにおける現象【蒸気凝縮】

8

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル +スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

スクラビング水が未飽和状態の場合は、ベントガスの蒸気凝縮が考えられる。

> 現象:
スクラビング水が未飽和状態の場合は、ベントガスの蒸気が凝縮する。

> 性能への影響:

蒸気凝縮効果のイメージ図

フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

②金属フィルタの機能

9

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル +スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

金属フィルタには以下の機能がある。

> 機能(1)・・・【湿水分離】
ベンチュリスクラバを通過したベントガスの湿分を分離する。

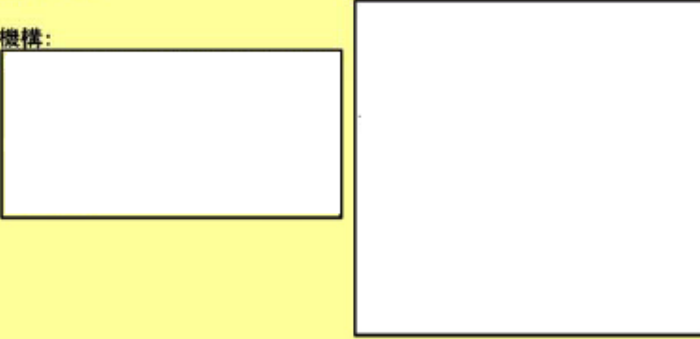
> 機能(2)・・・【エアロゾルの捕集】
ベンチュリスクラバで捕集されず通過したエアロゾルを捕集する。

フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

②金属フィルタの機能(1)【湿分分離】

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

プレフィルタ及び湿分分離機構で、ベントガスに含まれる湿分を分離する。

- 設置目的:
メインフィルタでのエアロゾル捕集を効果的に行うため、ベントガスの湿分を分離する。
- 機構:


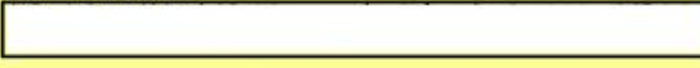
フィルタ装置機能模式図

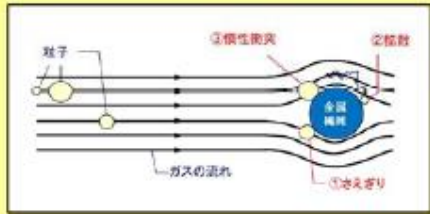
枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

②金属フィルタの機能(2)【エアロゾルの捕集】

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

金属フィルタは、ベンチュリスクラバで捕集されず通過したエアロゾルを捕集する。

- 現象:
エアロゾルが金属繊維の表面に接触することで、金属表面に捕集される。
- 主な原理:
①さえぎり効果
②拡散効果
③慣性衝突効果
- 性能への主な影響因子:
ガス流速、エアロゾル粒径
- 設計上の考慮事項:




フィルタ装置機能模式図

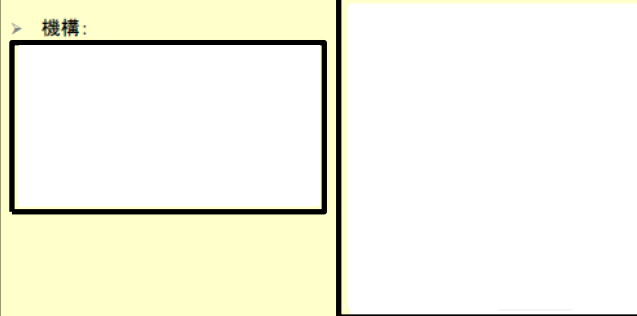
枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

②金属フィルタの機能(1)【湿分分離】

10

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル +スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

プレフィルタ及び湿分分離機構で、ベントガスに含まれる湿分を分離する。

- > 設置目的:
メインフィルタでのエアロゾル捕集を効果的に行うため、ベントガスの湿分を分離する。
- > 機構:



フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

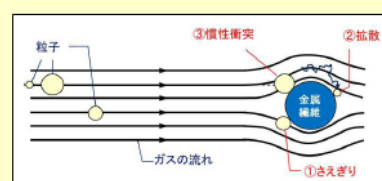
②金属フィルタの機能(2)【エアロゾルの捕集】

11

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル +スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

金属フィルタは、ベンチュリスクラバで捕集されず通過したエアロゾルを捕集する。

- > 現象:
エアロゾルが金属繊維の表面に接触することで、金属表面に捕集される。
- > 主な原理:
①さえぎり効果
②拡散効果
③慣性衝突効果
- > 性能への主な影響因子:
ガス流速、エアロゾル粒径
- > 設計上の考慮事項:




フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

③流量制限オリフィスの機能

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

ペントフィルタ内の体積流量をほぼ一定に保つために、金属フィルタ下流に流量制限オリフィスを設置する。

●現象:
 ■ 流量制限オリフィスの設置により、オリフィス部までは格納容器圧力に近い圧力に保たれ、ペントガスの体積流量はほぼ一定になる。
 <補足>
 格納容器の圧力低下に伴ってペントガスの質量流量は低下するが、比容積が増加するため、体積流量(=質量流量×比容積)はほぼ一定となる。

フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

④よう素除去部の機能

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

よう素除去部では、ガス状放射性よう素(無機よう素及び有機よう素)を捕集する。

●現象:
 []とペントガス中のよう素を反応させて捕集する。

●主な原理:
 []

●性能への主な影響因子:
 []

●設計上の考慮事項:
 ・適切な滞留時間となるように吸着材の充てん量を設定
 ・想定されるよう素量を捕集できるように吸着材の充てん量を設定

フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

流量制限オリフィスの機能

12

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル + スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

ペントフィルタ内の体積流量をほぼ一定に保つために、金属フィルタ下流に流量制限オリフィスを設置する。

●現象:
 ■ 流量制限オリフィスの設置により、オリフィス部までは格納容器圧力に近い圧力に保たれ、ペントガスの体積流量はほぼ一定になる。
 <補足>
 格納容器の圧力低下に伴ってペントガスの質量流量は低下するが、比容積が増加するため、体積流量(=質量流量×比容積)はほぼ一定となる。

フィルタ装置廻り系統概要図

③銀ゼオライトフィルタの機能

13

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル + スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

銀ゼオライトフィルタでは、ガス状放射性よう素(無機よう素及び有機よう素)を捕集する。

●現象:
 []とペントガス中のよう素を反応させて捕集する。

●主な原理:
 []

●性能への主な影響因子:
 []

●設計上の考慮事項:
 ・適切な滞留時間となるように吸着材の充てん量を設定
 ・想定されるよう素量を捕集できるように吸着材の充てん量を設定

フィルタ装置(銀ゼオライト容器)機能模式図

(参考1) フィルタ装置におけるエアロゾル除去の物理現象

・記載方針の相違

a. ベンチュリスクラバ

ベンチュリスクラバは、ベンチュリノズル、スクラビング水等で構成し、ベントガスに含まれるエアロゾルを捕集し、保持する。ベントガス中に含まれるエアロゾルは、ガス流速を大きくすることでスロート部に発生する負圧によって吸入されるスクラビング水と慣性衝突させることにより捕集する。ベンチュリノズルの概略を図1に示す。



図1 ベンチュリノズルの概略図

エアロゾルの除去係数DFと透過率P_tは逆数の関係にあり、ベンチュリノズルを通過するエアロゾルの透過率について、以下のように表される。(参考図書1)

$$P_t = \exp\left(-\frac{V^*}{V_g}\right) = \exp\left(-\frac{V^* Q_L}{V_L Q_g}\right) \dots\dots\dots (式1)$$

ここで、V*はベンチュリノズル内に吸い込まれた液滴を通過するガス体積を表し、ベンチュリノズルを通過する時間で積分することにより、以下のとおり求めることができる。

$$V^* = \int_0^T \eta_d |u_d - u_g| A_d dt \dots\dots\dots (式2)$$

$$\eta_d = \frac{K^2}{(K + 0.7)^2} = \frac{1}{\left(1 + \frac{0.7}{K}\right)^2} \dots\dots\dots (式3)$$

$$K = \frac{2\tau_p |u_d - u_g|}{d_d} = \frac{2C\rho_p d_p^2 |u_d - u_g|}{18\mu d_d} \dots\dots\dots (式4)$$

V^* : 液滴通過ガス体積 τ_p : 緩和時間 V_g : ガス体積
 A_d : 液滴断面積 V_L : 液滴体積 K : 慣性パラメータ
 Q_g : ガス体積流量 C : すべり補正係数 Q_L : 液滴体積流量
 μ : ガス粘性係数 η_d : 捕集効率係数 ρ_p : エアロゾル密度
 u_g : ガス流速 d_p : エアロゾル粒径 u_d : 液滴速度 d_d : 液滴径

式4で表される慣性パラメータKは、図2に示す曲線運動の特徴を表すストークス数と同義の無次元数である。ストークス数が0のとき、エアロゾルは完全に流線に沿って移動し、ストークス数が大きくなるにしたがって、エアロゾルの運動方向を変化させにくくなることから、慣性衝突が起こりやすくなる。

式4から、慣性パラメータに影響を与える因子として、エアロゾル密度、エアロゾル粒径、液滴径、ガス粘性係数、ガスと液滴の速度差が挙げられる。

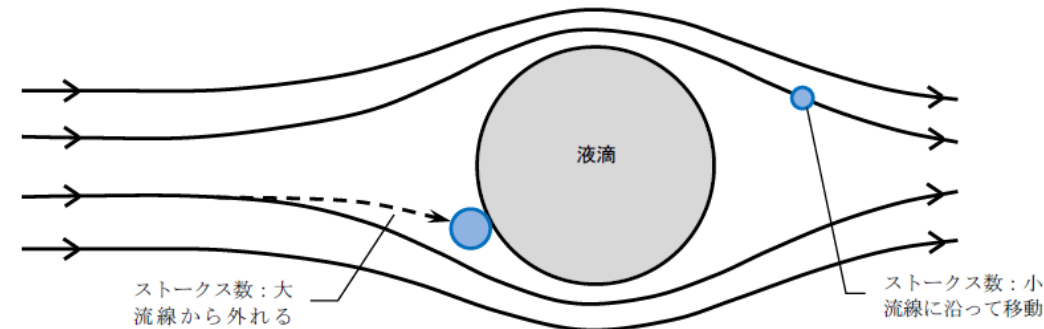


図2 ストークス数とエアロゾルの流れの関係

ベンチュリノズル入口ではガス流速が大きく液滴速度が小さいが、ベンチュリノズル内を通過する過程において次第に液滴速度が増加し、ガス流速を上回る。ベンチュリノズルでは、このガスと液滴の速度差を利用し、ガス中に含まれるエアロゾルと液滴を衝突させることによりエアロゾルを捕集する。

式1より、透過率は V^*/V_L が影響し、補足するエアロゾル量(積算量)は、ベンチュリノズル入口近傍のガスと液滴の速度差の大きい領域において急速に増加し、その後、緩やかに増加していくことがわかる。この関係はベンチュリノズルの形状によって決まり、式4で表される慣性パラメータに影響を与える因子の液滴径、液滴とガスの速度差はガス流速に帰着される。エアロゾル密度、ガス粘性係数については、ベント実施中の変動幅が小さいため、慣性パラメータの変動は小さい。エアロゾル粒径については、粒径が小さくなるにつれて慣性パラメータが小さくなる変動幅が大きいことから、除去効率に与える影響を無視することができない。

したがって、ベンチュリノズルの除去効率に影響を与えるパラメータは、「ガス流速」と「エアロゾル粒径」である。

なお, Framatome社 (旧AREVA社) では実機と同一形状のベンチュリノズルを使用してJAVA試験を行っており, 実機の運転範囲を包絡するガス流量の範囲で試験を実施した結果から除去性能の評価を行っている。

b. スクラビング水

ベンチュリノズルを通過したベントガスは, 気泡としてスクラビング水中を浮上する。気泡に含まれるエアロゾルの挙動を図3に示す。

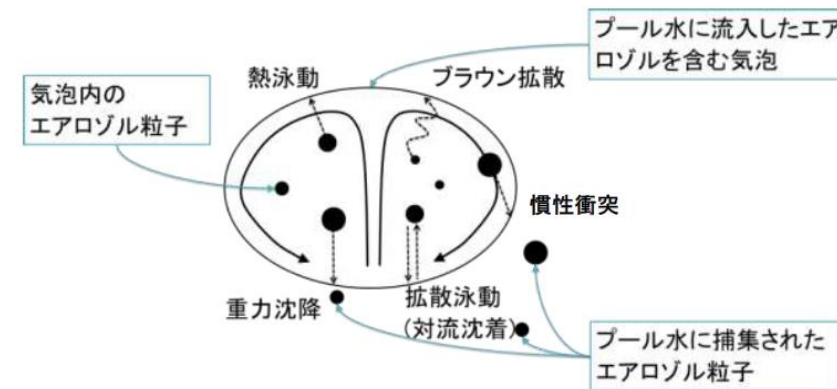


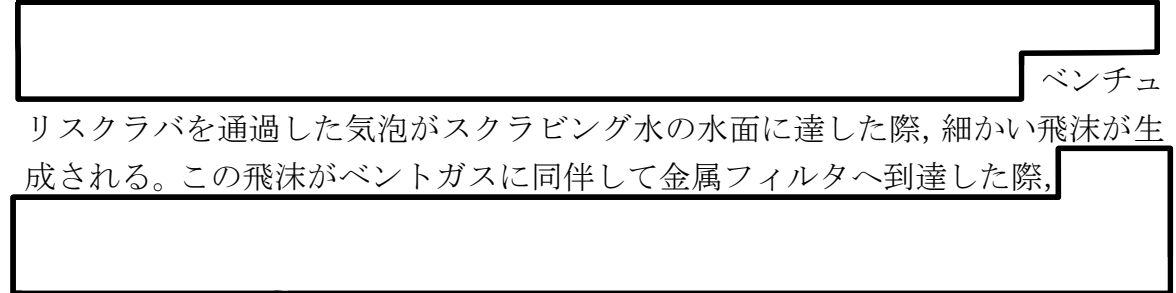
図3 スクラビング水中を浮上する気泡中のエアロゾル

重力沈降, 慣性衝突については, 粒径の大きいエアロゾルに対して効果的にはたらかず, ブラウン拡散については, 粒径の小さいエアロゾルに対して効果的にはたらかず, 拡散泳動 (対流沈着), 熱泳動については, 気泡とスクラビング水の温度勾配が大きいときに効果的にはたらく。



c. 金属フィルタ

金属フィルタは, プレフィルタ, 湿分分離機構及びメインフィルタで構成され,



ベンチュリスクラバを通過した気泡がスクラビング水の水面に達した際, 細かい飛沫が生成される。この飛沫がベントガスに同伴して金属フィルタへ到達した際,

(a)プレフィルタ

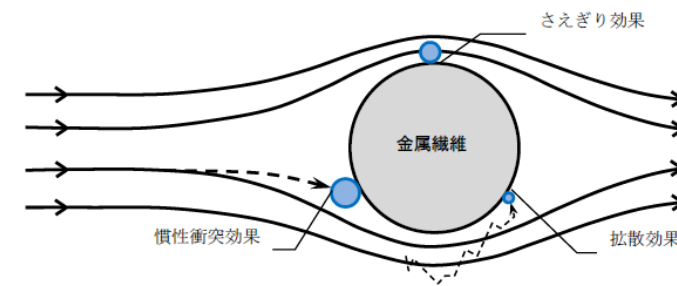


図4 プレフィルタにおける飛沫の分離

(b)湿分分離機構



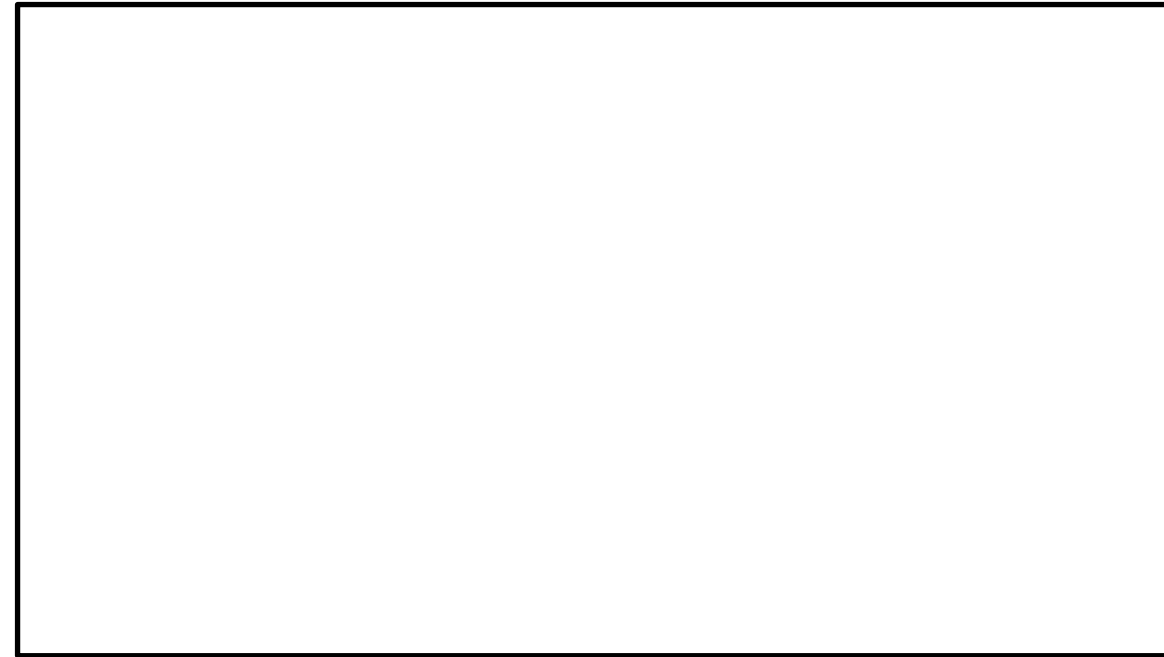


図5 湿分分離機構の概略図

(c) メインフィルタ



メインフィルタにおけるエアロゾルの捕集は図6に示すように、金属繊維表面への衝突と付着によって行われ、除去原理は「さえぎり効果」、「拡散効果」、「慣性衝突効果」によるものが主である。

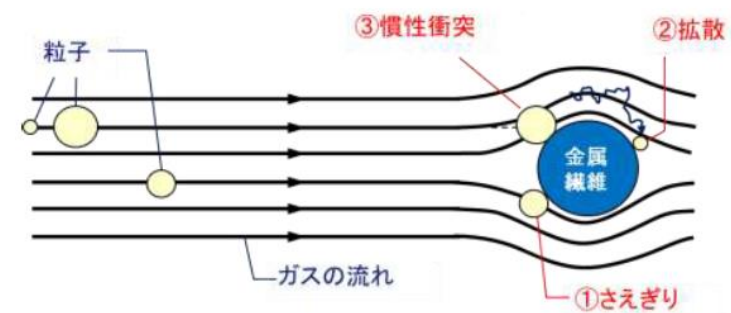


図6 金属フィルタ（メインフィルタ）における除去原理

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>① さえぎり効果</p> <p>さえぎりによるエアロゾルの捕集は、エアロゾルが流線にそって運動している場合に、金属繊維表面から1粒子半径以内にエアロゾルが達したときに起こる。エアロゾル粒径が大きい場合、より遠くの流線に乗っていた場合でも金属繊維と接触することが可能であるため、さえぎりによる除去効果は、エアロゾル粒径が大きい程大きくなる傾向にある。</p> <p>さえぎりによる捕集効率E_Rは、以下のように表すことができる。(参考図書2)</p> $E_R = \frac{1}{2K} \left(2(1+R)\ln(1+R) - (1+R) + \left(\frac{1}{1+R} \right) \right) \quad \dots\dots\dots (式5)$ $R = \frac{d_p}{d_f} \quad \dots\dots\dots (式6)$ $K = -\frac{\ln(\alpha)}{2} - \frac{3}{4} + \alpha - \frac{\alpha^2}{4} \quad \dots\dots\dots (式7)$ <p>d_f : 繊維径 d_p : エアロゾル粒径 K : 桑原の因子 α : 充填率</p> <p>桑原の因子Kは他の繊維が近接していることにより生ずる、ある繊維のまわりの流れの場の変形の影響を含んだ無次元の係数であり、充填率αのみに依存し、また、繊維径d_f及び充填率は固有の定数である。さえぎりによる捕集効率に影響を与えるパラメータとして、「エアロゾル粒径」が挙げられる。</p>	

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>② 拡散効果</p> <p>拡散によるエアロゾルの捕集はエアロゾルが金属繊維をさえぎらない流線上を移動しているときでも、金属繊維近傍を通過する際にブラウン運動によって金属繊維に衝突することで起こる。エアロゾル粒径が小さい場合、ブラウン運動による拡散の度合いが大きくなるため、拡散による除去効果はエアロゾル粒径が小さい程大きくなる傾向にある。また、金属繊維の近傍にエアロゾルが滞在する時間が長い程ブラウン運動により金属繊維に衝突する可能性が高まるため、拡散による除去効果は、ガス流速が遅い程大きくなる傾向にある。</p> <p>拡散による捕集効率E_Dは、以下のように表すことができる。(参考図書2)</p> $E_D = 2P_e^{-\frac{2}{3}} = 2\left(\frac{D}{d_f U_0}\right)^{\frac{2}{3}} \dots\dots\dots (式8)$ $D = \frac{kTC_c}{3\pi\eta d_p} \dots\dots\dots (式9)$ <p>d_p : エアロゾル粒径 d_f : 繊維径 D : 粒子の拡散係数 U_0 : ガス流速 k : ボルツマン定数 T : ガス温度 C_c : すべり補正係数 η : ガス粘性係数</p> <p>ガス粘性係数ηはガス温度Tと共に上昇し、運転範囲における変動幅が小さく、互いを打ち消す。拡散による捕集効率に影響を与えるパラメータとして、「エアロゾル粒径」、「ガス流速」、「ガス粘性係数」が挙げられる。</p>	

③ 慣性衝突効果

慣性衝突によるエアロゾルの捕集は、エアロゾルがその慣性のために金属繊維の近傍で急に変化する流線に対応することができず、流線を横切って金属繊維に衝突するとき起こる。エアロゾル粒径が大きい場合、若しくは、エアロゾルの流れが速い場合にエアロゾルの持つ慣性が大きくなり、金属繊維と衝突する可能性が高まるため、慣性衝突による除去効果は、エアロゾル粒径が大きい程大きく、ガス流速が速い程大きくなる傾向にある。

慣性衝突による捕集効率 E_I は、以下のように表すことができる(参考図書2)。

$$E_I = \frac{JS}{2K^2} \quad \dots\dots\dots \text{(式10)}$$

$$J = (29.6 - 28\alpha^{0.62})R^2 - 27.5R^{2.8} \quad \dots\dots\dots \text{(式11)}$$

$$S = \frac{\tau U_0}{d_c} = \frac{\rho_p d_p^2 C_c U_0}{18\eta d_f} \quad \dots\dots\dots \text{(式12)}$$

$$R = \frac{d_p}{d_f} \quad \dots\dots\dots \text{(式13)}$$

S : ストークス数 K : 桑原の因子 α : 充填率,
 ρ_p : エアロゾル密度 C_c : すべり補正係数 U_0 : ガス流速,
 η : ガス粘性係数 d_p : エアロゾル粒径 d_f : 繊維径

ストークス数Sは、前述のベンチュリノズルにおける除去原理と同様、エアロゾルの流線からの外れやすさを示している。慣性衝突による捕集効率に影響を与えるパラメータとして、「エアロゾル粒径」、「ガス流速」、「エアロゾル密度」、「ガス粘性係数」が挙げられる。

④ まとめ

以上から、さえぎり、拡散、慣性衝突効果では、ガス流速、エアロゾル粒径が主な影響因子であり、金属フィルタの除去効率に影響を与えるパラメータは、「ガス流速」と「エアロゾル粒径」が挙げられる。

《参考図書》

1. OECD/NEA, "STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS", (2009)
2. W. C. ハイネズ, エアロゾルテクノロジー, (株)井上書院(1985)

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(参考2) 格納容器内におけるよう素の化学形態</p> <p>a. 格納容器内へ放出されるよう素の挙動 重大事故時に熔融炉心から格納容器内へ放出されるよう素は、以下に示す反応が支配的であるとされている。(参考図書1)</p> $\text{Cs(g)} + \text{I(g)} \rightleftharpoons \text{CsI}$ $\text{CsOH(g)} + 1/2\text{H}_2\text{(g)} + \text{I(g)} \rightleftharpoons \text{CsI} + \text{H}_2\text{O(g)}$ $\text{I}_2\text{(g)} + \text{H}_2\text{(g)} \rightleftharpoons 2\text{HI(g)}$ <p>TMI事故以降のソースターム研究では、よう素は上記の反応により、主に粒子状よう素 (CsI) の形態で格納容器に移行し、一部が無機よう素 (I₂) 及びよう化水素 (HI) の形態で格納容器に移行すると考えられる。また、粒子状よう素の CsI は可溶性であり、格納容器内で発生する蒸気の移行に伴い、サプレッション・プール水中によう素イオン (I⁻) として溶存する。サプレッション・プール水中に溶存したよう素イオン (I⁻) は、以下に示す反応により、無機よう素 (I₂) となる。(参考図書1)</p> $2\text{I}^- + 2\text{H}^+ + (1/2)\text{O}_2 \rightleftharpoons \text{I}_2 + \text{H}_2\text{O}$ $2\text{I}^- \rightleftharpoons \text{I}_2 \text{ (放射線場における酸化還元反応)}$ <p>b. 有機よう素の発生メカニズム 上記の反応により生成された無機よう素 (I₂) は、サプレッション・プール水中で有機不純物と反応し、気相に移行した無機よう素 (I₂) は格納容器内表面の有機物を含む塗装材と反応することで、有機よう素が生成されると考えられている。(参考図書1)</p> <p>《参考図書》 1. NEA/CSNI/R(2007)1 “STATE OF THE ART REPORT ON IODINE CHEMISTRY “, 23-Feb-2007</p>	<p>・記載方針の相違</p>

スクラビング水の pH について

スクラビング水は、無機よう素をスクラビング水中に捕集・保持するためにアルカリ性の状態 (pH7 以上) に維持する必要があるが、重大事故等時には、格納容器内のケーブルから放射線分解、熱分解等により塩化水素 (HCl) 等の酸として放出され、ベント実施により格納容器からフィルタ装置 (スクラビング水) に移行するため、pH が低下する可能性がある。

これに対して、スクラビング水は、待機時における重大事故等時に発生する可能性がある酸の量に対して十分な塩基量を確保することにより、ベント実施中の pH 監視を実施することなく、確実にアルカリ性の状態を維持することとしている。

なお、スクラビング水の pH については、pH 計を設置し、pH がアルカリ性の状態となっていることを原子炉停止中に適宜確認する。

(1) 格納容器内の酸性物質及び塩基性物質

重大事故等時に格納容器内において発生する酸性物質と塩基性物質については、NUREG / CR-5950 において検討が実施されており、その発生源として燃料 (核分裂生成物)、原子炉水、サプレッション・プール水溶存窒素、格納容器内塩素含有被覆材ケーブル、格納容器下部コンクリートが掲げられている。これに加え、格納容器内の塗料についても成分元素に窒素が含まれており、酸として硝酸、塩基としてアンモニア等の発生源となる可能性がある。主な酸性物質、塩基性物質を発生源ごとに第1表に示す。

第1表 主な酸性物質と塩基性物質

発生源	酸性物質	塩基性物質	備考
燃料 (核分裂生成物)	よう化水素 (HI)	水酸化セシウム (CsOH) 等	
原子炉水	—	五ほう酸ナトリウム (Na ₂ B ₁₀ O ₁₆)	ほう酸水注入系によりほう酸水を原子炉へ注入した場合
サプレッション・プール水溶存窒素	硝酸 (HNO ₃)	—	
格納容器内塩素含有被覆材ケーブル	塩化水素 (HCl)	—	
格納容器下部コンクリート (溶融炉心落下時)	二酸化炭素 (CO ₂)	—	
格納容器内塗料	硝酸 (HNO ₃)	アンモニア (NH ₃)	

スクラビング水の pH について

スクラビング水の pH が低下した場合、気相中への無機よう素の再揮発が促進されることが考えられることから、スクラビング水の薬液として水酸化ナトリウムを初期添加することにより、薬剤の補給が不要な設計としている。

スクラビング水の pH を低下させる要因として、重大事故時に格納容器内において発生する酸性物質を含むベントガスのスクラバ容器への流入が挙げられる。

主な酸性物質としては、塩素含有被覆材ケーブルの放射線分解による塩化水素、窒素が溶存するサプレッション・プール水の放射線分解による硝酸等が既往知見により知られている。原子炉圧力容器が破損した場合には、溶融炉心による加熱でペDESTAL内のケーブルが熱分解することによる塩化水素の発生、MCCI によるコンクリート骨材からの炭酸ガスの発生が考えられる (NUREG/CR-5950)。

また、スクラビング水量の変動に伴う希釈も pH 低下の要因となる。

以下に、水酸化ナトリウムの初期添加量の算定に資する酸性物質、希釈量についての評価を示す。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>これらのうち、酸性物質が発生することが知られているサプレッション・プール水溶存窒素の放射線の照射により発生する硝酸、原子炉圧力容器が破損した場合に MCCI により発生する二酸化炭素に加え、pHへの寄与が大きいと考えられる塩素含有被覆材ケーブルの放射線分解及び熱分解により発生する塩化水素、スクラビング水中で分解する際に塩基を消費する [] が、スクラビング水の塩基量を評価する上で重要であることから、以下では、これらの発生量を評価することとする。</p> <p>a. 格納容器内ケーブルの被覆材の放射線分解による酸の発生量</p> <p>格納容器内の塩素含有被覆材ケーブルについて、放射線分解により発生する塩化水素量を NUREG/CR-5950の放射線分解モデルに基づき評価した。なお、ケーブル量については、実機調査を行った(参考)。</p> <p>有効性評価シナリオ「<u>雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)(代替循環冷却系を使用できない場合)</u>」において、ベント時(事象発生から約19時間後)には [] mol、7日後には [] mol、60日後には [] molの酸性物質が格納容器内で生成されると評価した。</p>	<p>1. 格納容器内で発生する酸性物質生成量</p> <p>(1) 放射線分解による酸性物質生成量</p> <p>格納容器内のケーブルについて、放射線分解により発生する塩化水素量を NUREG/CR-5950の放射線分解モデルに基づき評価した。なお、ケーブル量については、実機調査を行った(参考)。</p> <p>また、窒素が溶存するサプレッション・プール水が放射線分解することにより生成する硝酸についても評価対象とした。</p> <p>有効性評価シナリオ「<u>格納容器過圧・過温破損モード(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>」において、ベント時(事象発生から32時間後)には約 [] [mol]、7日後(168時間後)では約 [] [mol]、60日後(1440時間後)では約 [] [mol]の酸性物質が格納容器内で生成されると試算した。</p> <p>放射線分解により生成される酸性物質量の時間変化を図1に示す。</p> <div data-bbox="1329 1241 2407 1822" style="border: 1px solid black; height: 277px; width: 100%;"></div> <p>図1 放射線分解で生成する酸性物質量の時間変化</p>	<p>備考</p> <p>・資料構成の相違</p> <p>東海第二のS/P水から発生する硝酸の評価は、「(1)c. サプレッション・プール水での放射線分解による硝酸の発生量」に記載</p> <p>・記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>b. <u>格納容器内電気ケーブルの被覆材の熱分解による酸の発生量</u></p> <p>熱分解については、原子炉圧力容器損傷前の格納容器内環境(200℃以下)ではケーブルからの塩酸の発生はほとんどないことから、炉心損傷などによるデブリ接近によりケーブル温度が著しく上昇した場合を想定した酸性物質の放出量を評価した。</p> <p>ここでは、格納容器ペDESTAL内配置された塩素を含有するケーブルの被覆材から塩化水素が放出されると仮定し、ペDESTAL内ケーブルの塩酸含有量 <input type="text"/> kgの全量が放出されるものとして、<input type="text"/> の酸が発生すると評価した。</p> <p>c. <u>サプレッション・プール水での放射線分解による硝酸の発生量</u></p> <p>重大事故等時において、サプレッション・プール水中ではサプレッション・プール水溶存窒素の放射線の照射によって硝酸が生成される。</p> <p>なお、格納容器内に放出されたエアロゾルの一部はフィルタ装置のスクラビング水に移行し、フィルタ装置内での硝酸の発生に寄与すると考えられるが、ここでは、格納容器内に放出された放射性よう素を全てエアロゾル(CsI)とし、サプレッション・プール水に全てのエアロゾルが移行するものとして、硝酸の発生量を評価した上で、発生した硝酸は全てフィルタ装置に移行し、スクラビング水の塩基と反応するものとして評価している。このため、ラジオリシスによるスクラビング水のpHの影響は保守的に評価されている。</p> <p>NUREG-1465, Reg. Guide. 1.183及びNUREG/CR-5950に基づき、サプレッション・プール水の積算吸収線量から硝酸の生成量を評価した結果、ベント時(事象発生から約19時間後)には <input type="text"/> mol, 7日後には <input type="text"/> mol, 60日後には <input type="text"/> molとなる。</p> $[\text{HNO}_3] = \frac{G \times 10}{1.602 \times 10^{-19} \times 6.022 \times 10^{23}} \times (E(t)^\gamma + E(t)^\beta)$ <p>ここで、 [HNO₃] : 硝酸濃度 (mol/L) G : HCO₃の水中におけるG値 (個/100eV) E(t)_γ, E(t)_β : γ線とβ線の積算吸収線量 (kGy)</p>	<p>(2) <u>熱分解による酸性物質生成量</u></p> <p>ケーブルは高温環境にさらされると熱分解により塩化水素を放出するが、ケーブルの熱分解は200℃まではほとんど発生しないため、有効性評価シナリオ「格納容器過圧・過温破損モード(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)」においては、熱分解による塩化水素の放出量は無視できる程度と考えられる。</p> <p>原子炉圧力容器破損を想定した場合は、溶融炉心から熱を直接受けるケーブル、すなわちペDESTAL内に存在するケーブルが熱分解により塩化水素を放出すると考えられる。また、この際に生じるMCCIにより発生する炭酸ガスの発生量は、十分小さく無視できる程度と考えられる。なお、ペDESTAL内のケーブル量は、保守的にペDESTAL内に接続されるケーブルの全長(ペDESTAL外も含む)を集計した。</p> <p>原子炉圧力容器破損が想定する際に、約 <input type="text"/> [mol] の酸性物質が熱分解により生成されると試算した。</p> <p>・ペDESTAL内ケーブルの熱分解による塩化水素生成量: 約 <input type="text"/> [mol] (約 <input type="text"/> kg)</p>	<p>・評価方針の相違 島根2号炉は、他の酸性物質の発生量が支配的であるため、評価に含めていない(以下、別紙仮41においては、①の相違)</p> <p>・資料構成の相違 島根2号炉のS/P水から発生する硝酸の評価は、「1.(1). サプレッション・プール水での放射線分解による硝酸の生成量」に記載</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>d. <u>MCCIにより発生する二酸化炭素の発生量</u></p> <p><u>MCCI対策としてコリウムシールドを設置するため、原子炉圧力容器が破損した場合でも溶融炉心によるコンクリート侵食は発生しないものの、保守的に約30cmのコンクリート侵食を見込み評価する。</u></p> <p><u>MCCIにより発生する二酸化炭素のほとんどは、高温環境下において溶融炉心に含まれる金属元素によって酸性物質ではない一酸化炭素に還元されるが、全て二酸化炭素として評価した結果、二酸化炭素の発生量は <input type="text"/> molとなる。</u></p> <div style="border: 1px solid black; height: 80px; width: 100%;"></div> <p><u>二酸化炭素は塩化水素ほど溶解度が大きくないため、フィルタ装置内では全量がスクラビング水に溶解することはない、また弱酸のため、酸性物質としてスクラビング水に与える影響は小さいと考えるが、本評価では保守的にスクラビング水のpHに影響を与える酸性物質として評価する。</u></p> <p>e. <u>無機よう素の捕集により消費される塩基の量</u></p> <p><u>ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の量を以下のとおり設定した。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・ <u>事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量</u> <u>BWRプラントにおける代表炉心（ABWR）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して、東海第二発電所の熱出力（3,293MW）を考慮して算出した結果、約24.4kgとする。</u> ・ <u>格納容器への放出割合</u> <u>NUREG-1465に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を61%とする。</u> ・ <u>格納容器に放出されるよう素の元素割合</u> <u>Regulatory Guide 1.195に基づき、よう化セシウム5%、無機よう素91%、有機よう素4%とする。</u> <p><u>以上より、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素（分子量 253.8g/mol）の量は約13.6kg（約53.6mol）となる。</u></p> <p><u>（ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の量）</u></p> $24.4[\text{kg}] \times 61\% \times 91\% = 13.6[\text{kg}]$ $13.6 \times 10^3 [\text{g}] / 253.8 [\text{g/mol}] = 53.6 [\text{mol}]$ <p><u>(1)式に示すとおり、無機よう素はベンチュリスクラバにて薬剤（ <input type="text"/> ）との反応により捕集される。</u></p> $\text{ } \dots (1)$ <p><u>この反応によって消費される塩基の量は <input type="text"/> molとなる。なお、この反応において <input type="text"/> mol消費される。</u></p>		<p>・ 評価方針の相違 ①の相違</p> <p>・ 評価方針の相違 ①の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="231 212 1264 289" style="border: 1px solid black; height: 37px; width: 348px;"></div> <p>f. の分解により消費される塩基の量</p> <p>スクラビング水に含まれる は、酸素が存在する場合、水酸化物イオンと下記の反応により分解することが知られており、分解される の量は、スクラビング水の積算吸収線量の増加に伴って増加する。</p> <div data-bbox="281 516 875 562" style="border: 1px solid black; height: 22px; width: 200px;"></div> <p>ここでは、スクラビング水の積算吸収線量によらず、また、上述のe項で算出した消費される の量を見込まず、スクラビング水に含まれる 全量が分解したとして、塩基の消費量を評価した結果、 の分解により消費される塩基の量は molとなる。</p> <div data-bbox="246 743 1270 961" style="border: 1px solid black; height: 104px; width: 345px;"></div>	<p>(3) スクラビング水中で酸化分解により消費される塩基性物質質量</p> <p>スクラビング水に初期添加している は、酸素が存在する環境下において、以下の反応により分解して塩基性物質を消費することが知られている。</p> <div data-bbox="1380 470 1872 516" style="border: 1px solid black; height: 22px; width: 166px;"></div> <p>ベント直後を除きスクラバ容器に流入するガスはほぼ100%蒸気であるため、この影響は小さいと考えられるが、仮に全量の が酸化分解されると想定して消費される塩基性物質は約 [mol]となる。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(2) フィルタ装置での塩基の消費量</p> <p>(1)項で生成した酸性物質は、ほとんどが液相に溶解してサブプレッション・プールに移行し、ベント時にはサブプレッション・プール水に残留してフィルタ装置には移行しない可能性もあるが、保守的に全量移行するとして評価する。スクラビング水の消費される塩基の量は、以下のとおりとなる。</p> <p>【事象発生7日後での塩基の消費量 ([] mol)】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ケーブルの放射線分解の塩化水素で消費される塩基の量 [] mol ・ケーブルの熱分解の塩化水素で消費される塩基の量 [] mol ・S/P*水から発生する硝酸で消費される塩基の量 [] mol ・MCCIで発生する二酸化炭素で消費される塩基の量 [] mol ・無機よう素の捕集により消費される塩基の量 [] mol ・[]の分解により消費される塩基 [] mol <p>【事象発生60日後での塩基の消費量 ([] mol)】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ケーブルの放射線分解の塩化水素で消費される塩基の量 [] mol ・ケーブルの熱分解の塩化水素で消費される塩基の量 [] mol ・S/P*水から発生する硝酸で消費される塩基の量 [] mol ・MCCIで発生する二酸化炭素で消費される塩基の量 [] mol ・無機よう素の捕集により消費される塩基の量 [] mol ・[]の分解により消費される塩基 [] mol <p>※ S/P：サブプレッション・プール</p>	<p>2. スクラバ容器での塩基の消費量</p> <p>重大事故時に格納容器内で発生した酸性物質は、スクラバ容器へ移行する前に格納容器内の自然沈着、格納容器スプレー及びサブプレッション・プールのスクラビング等の除去効果を受けるため、移行量は減少する。また塩酸や硝酸については格納容器内の液相への溶解も考えられる。</p> <p>以上の事象影響を無視し、格納容器内で生成した酸性物質が保守的に全量移行したとすると、スクラバ容器の塩基の消費量は、7日後(168時間)において約 [] [mol]、60日後(1440時間)において約 [] [mol]との試算となる。</p> <p>【7日後(168時間)の塩基の消費量(約 [] [mol])内訳】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・放射線分解による酸性物質生成量：約 [] [mol] ・熱分解による酸性物質生成量：約 [] [mol] <p>・スクラビング水中で酸化分解により消費される塩基性物質質量：約 [] mol</p> <p>【60日後(1440時間)の塩基の消費量(約 [] [mol])内訳】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・放射線分解による酸性物質生成量：約 [] [mol] ・熱分解による酸性物質生成量：約 [] [mol] <p>・スクラビング水中で酸化分解により消費される塩基性物質質量：約 [] mol</p> <p>3. 水位変動によるスクラビング水の希釈について</p> <p>待機時のスクラビング水の通常水位における水量は約 [] tである。スクラビング水の最大水量は約 [] tであるため、ベントガスの凝縮により、スクラビング水の薬液濃度は [] 倍に希釈される。</p>	<p>・評価方針の相違 ①の相違</p> <p>・評価方針の相違 ①の相違</p> <p>・記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(3) スクラビング水のpH評価結果</p> <p>フィルタ装置は無機よう素 (I₂) を捕集及び保持するものであるため、2ヶ月でよう素が十分減衰することを考慮し、スクラビング水には保守的に設定した60日後の塩基の消費量 ([] mol) を考慮する。</p> <p>消費される [] molの塩基に相当する [] の濃度は、待機時最低水位 [] 時に [] となることから、これに余裕を考慮して、スクラビング水の [] 濃度は、待機時最低水位 [] 時に [] wt%とする。</p> <p>[]</p> <p>この場合、初期のpHは [] 60日後のスクラビング水のpHは [] であり、スクラビング水はアルカリ性の状態を維持できる。</p>	<p>4. スクラビング水のpH影響評価</p> <p>スクラバ容器は無機よう素 (I₂) を捕集及び保持するものであるため、2カ月でよう素は十分減衰することを考慮し、スクラビング水には保守的に設定した60日後 (1440時間後) の塩基の消費量 (約 [] [mol]) を考慮する。</p> <p>スクラバ容器においては、上記に更に余裕をみて水酸化ナトリウム濃度を通常水位 (約 [] t) において約 [] とすることとしている。</p> <p>[]</p> <p>通常水位における水酸化ナトリウム濃度が [] のとき、酸性物質の移行量を考慮し、かつベントガスによるスクラビング水の希釈も考慮した場合のスクラビング水の水酸化ナトリウム濃度は、</p> <p>[]</p> <p>となり、十分にアルカリ性を維持できる。</p> <p>なお、放射性物質により水酸化ナトリウム水溶液が放射線分解してもpHはほとんど変化しない。(参考図書3)</p> <p>事故後のスクラビング水のpH挙動評価を図2に示す。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>なお、電気ケーブルに含まれる酸性物質の総量 () が全て分解し、フィルタ装置に移行した場合であっても60日後の塩基の消費量は であり、待機時にスクラビング水に含まれる の量は十分である。この場合、スクラビング水のpHは となる。</p>	<div data-bbox="1377 216 2386 919" style="border: 1px solid black; height: 335px; width: 100%;"></div> <p style="text-align: center;">図2 事故後スクラビング水のpH挙動評価</p> <p>ここで、スクラビング水のpH挙動への影響が小さいとして上記で考慮していない酸性物質について以下のとおり検討した。</p> <p>格納容器内のケーブルに含まれるすべての酸性物質を想定した場合、追加される酸性物質の発生量は、約 [mol]となる。</p> <div data-bbox="1359 1255 2220 1360" style="border: 1px solid black; height: 50px; width: 100%;"></div> <p>核分裂生成物については酸性物質としてよう化水素が出てくるが、水酸化セシウム等の塩基性物質の生成量の方が大きくなると考えられる。また、格納容器壁面の塗料等の有機物が水中へ溶出した場合は、有機酸を生成する可能性があるが、一般に有機酸は弱酸であり水中でほとんど解離せず、塩酸等の強酸の共存下ではその影響は無視できると考えられる。</p> <p>上記を更に保守的に考慮した場合でも、薬品注入タンクから薬剤を追加することで、ベント後長期に渡ってアルカリ性を維持できる。</p>	<p>・評価方針の相違</p> <p>島根2号炉は、スクラビング水のpH挙動への影響が小さい残りのケーブル量等を更に考慮しても常設の薬品注入タンクにより、アルカリ性を維持できる設計としている</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(4) 薬液の劣化・濃度均一性</p> <p>フィルタ装置スクラビング水に添加する <input type="checkbox"/> の水系の相平衡については、「Gmelins Handbuch der anorganischer Chemie, Natrium, 8 Auflage, Verlag Chemie, Berlin 1928」より、第1図のとおり示されている。第1図より、フィルタ装置スクラビング水の添加濃度である <input type="checkbox"/> では、水温が0℃以上であれば相変化は起こらない（つまり析出することはない）ことがわかる。フィルタ装置は格納容器圧力逃がし装置格納槽の地下埋設部に設置することとしており、スクラビング水は0℃以上となる。よって、フィルタ装置待機中に <input type="checkbox"/> が析出することはない。</p> <p>また、<input type="checkbox"/> は非常に安定な化学種であり、フィルタ装置待機中、フィルタ装置は圧力開放板により外界と隔離され、窒素雰囲気中に置かれることから、フィルタ装置待機中において、薬液が変質することはない。</p> <p>また、フィルタ装置を使用すると、ベンチュリノズルから噴射されるベントガスによりバブリングされ、<input type="checkbox"/> は均一に拡散されると考えられる。</p> <div data-bbox="222 850 1202 1533" style="border: 1px solid black; height: 325px; width: 330px; margin: 20px auto;"></div> <p style="text-align: center;">第1図 <input type="checkbox"/> の水系相平衡図</p>	<p>5. 薬液の劣化・濃度均一性</p> <p>スクラビング水に添加する NaOH の水系の相平衡については、『Gmelins Handbuch der anorganischer Chemie, Natrium, 8 Auflage, Verlag Chemie, Berlin 1928』より、図3の通り示されている。図3より、スクラビング水の添加濃度である NaOH <input type="checkbox"/> [wt%] では、水温が 0℃以上であれば相変化は起こらない（つまり析出することはない）ことがわかる。スクラバ容器は第1ベントフィルタ格納槽内に設置しており、スクラビング水は 0℃以上となる。よって、格納容器フィルタベント系の待機中に NaOH が析出することはない。</p> <p>また、NaOH は非常に安定な化学種であり、格納容器フィルタベント系の待機中、スクラバ容器内部は圧力開放板より外界と隔離され、窒素雰囲気中に置かれることから、格納容器フィルタベント系待機中において、薬液が変質することはない。</p> <p>また、フィルタ装置を使用すると、ベンチュリノズルから噴射されるベントガスによりバブリングされ、NaOH は均一に拡散されると考えられる。</p> <div data-bbox="1484 787 2092 1375" style="border: 1px solid black; height: 280px; width: 205px; margin: 20px auto;"></div> <p style="text-align: center;">図3 NaOH の水系相平衡図</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(5) スクラビング水の管理について</p> <p>(3)に記載したとおり、スクラビング水は待機時に十分な薬剤の量を確保しておくことで、ベントを実施した際に格納容器から酸が移行した場合においても、スクラビング水はpH7以上を維持できる。以上を踏まえ、スクラビング水の管理について以下に示す。なお、系統待機時の管理については、原子炉施設保安規定に規定する。</p> <p>a. 系統待機時の管理</p> <ul style="list-style-type: none"> ・施設定期検査時に [] の濃度が [] であること及びpHが13以上であることを確認する。 ・スクラビング水が通常水位の範囲内であることを確認する。 <p>b. ベント中の管理</p> <ul style="list-style-type: none"> ・スクラビング水の水位を監視し、水位低に至る場合においては、水を補給する。 <p>c. ベント停止後（隔離弁閉止後）</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ベント停止後において、<u>フィルタ装置</u>に異常がないことを確認するため、<u>フィルタ装置水位計</u>にて、スクラビング水の水位が確保されていること（<u>フィルタ装置</u>のスクラビング水の移送後を除く）を確認する。 <p><参考図書></p> <ol style="list-style-type: none"> 1. NUREG/CR-5950 “Iodine Evolution and pH Control”, Dec.1992 2. NUREG/CR-5564 “Core-Concrete Interactions Using Molten UO2 With Zirconium on A Basaltic Basement”, Apr.1992 	<p>6. スクラビング水の管理について</p> <p>4. に記載したとおり、スクラビング水は待機時に十分な薬剤の量を確保しておくことで、ベントを実施した際に格納容器から酸が移行した場合においても、スクラビング水はpH7以上を維持できる。以上を踏まえ、スクラビング水の管理について以下に示す。なお、系統待機時の管理については、原子炉施設保安規定に規定する。</p> <p>a. 系統待機時の管理</p> <ul style="list-style-type: none"> ・定期事業者検査時に水酸化ナトリウムの濃度が [] であること及びpHが13以上であることを確認する。 ・スクラビング水が通常水位の範囲内であることを確認する。 <p>b. ベント中の管理</p> <ul style="list-style-type: none"> ・スクラビング水の水位を監視し、水位低に至る場合においては、水を補給する。 ・スクラビング水の水位を監視し、<u>水位高に至る場合においては、スクラビング水をサブレーション・チェンバへ移送した後、薬剤の補給を行う。</u> <p>c. ベント停止後（隔離弁閉止後）</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ベント停止後において、<u>スクラバ容器</u>に異常がないことを確認するため、<u>スクラバ容器水位計</u>にて、スクラビング水の水位が確保されていること（<u>スクラバ容器</u>のスクラビング水の移送後を除く）を確認する。 <p><参考図書></p> <ol style="list-style-type: none"> 1. NUREG/CR-5950 “Iodine Evolution and pH Control”, Dec.1992 2. NUREG/CR-5564 “Core-Concrete Interactions Using Molten UO2 With Zirconium on A Basaltic Basement”, Apr.1992 3. <u>堂前 雅史等 フィルタベントスクラバ水への放射線照射効果, 2016年3月 (日本原子力学会 2016年春の大会)</u> 	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> ・運用の相違 <p>島根2号炉は、待機時に十分な量の薬剤を保有しており、格納容器ベント後においてもアルカリ性を維持可能であるが、スクラビング水の排水に合わせて、薬剤の補給を行う</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(参考) <u>東海第二発電所</u> 格納容器内ケーブル量調査</p> <p>pH低下に寄与する支配的な物質とされるケーブルに含有される塩化水素量を評価するため、格納容器内のケーブル量を建設記録及び工事記録により調査を行った。</p> <p>格納容器内のケーブル量調査フロー</p> <p>①建設記録よりケーブル量を調査・集計 (線種、サイズごとに本数と長さを集計)</p> <p>↓</p> <p>②工事記録におけるケーブル取替、敷設実績を調査・反映</p> <p>↓</p> <p>③格納容器ペDESTAL内限定したケーブル量の調査・集計 (ペDESTAL内に接続されるケーブルの全長を保守的に集計)</p> <p>↓</p> <p>④ケーブル被覆材ごとに表面積、塩化水素含有量を算出 (今後の設備更新等を想定し、保守的に算出)</p> <p>以上により集計した格納容器内のケーブル量調査結果を第1表に示す。</p>	<p>(参考) <u>島根2号炉</u> 格納容器内ケーブル量調査</p> <p>pH低下に寄与する支配的な物質とされるケーブルに含有される塩化水素量を評価するため、格納容器内のケーブル量を建設記録及び工事記録により調査を行った。</p> <p>[格納容器内のケーブル量調査フロー]</p> <p>①建設記録よりケーブル量を調査・集計 (線種、サイズ毎に本数と長さを集計)</p> <p>↓</p> <p>②工事記録におけるケーブル取替、敷設実績を調査・反映</p> <p>↓</p> <p>③格納容器ペDESTAL内限定したケーブル量の調査・集計 (ペDESTAL内に接続されるケーブルの全長を保守的に集計)</p> <p>↓</p> <p>④ケーブル被覆材毎に表面積、塩化水素含有量を算出 (今後の設備更新等を想定し、保守的に算出)</p> <p>以上により集計した格納容器内のケーブル量調査結果を表1に示す。</p> <p>表1 格納容器内のケーブル量調査結果</p> <div data-bbox="1291 1094 2412 1766" style="border: 1px solid black; height: 320px; width: 100%;"></div> <p>(次頁に続く)</p>	

第1表 格納容器内のケーブル量調査結果

(前頁の続き)

用途	ケーブル仕様	シース表面積 (m ²)	酸の量 (mol)

--

東海第二発電所 (2018.9.18版)				島根原子力発電所 2号炉		備考
用途	ケーブル仕様	シース表面積 (m ²)	酸の量 (mol)			

表1 金属フィルタの主要仕様

種類 金属繊維型フィルタ


材料 ステンレス鋼

外径寸法 

線径 

フィルタ面積 

個数 

金属フィルタでは、メインフィルタでのエアロゾル捕集を効果的に行うため、ベントガス中の湿分を 

 湿分分離機構の概略構造図を図2、ドレン配管接続部の概略図を図3に示す。

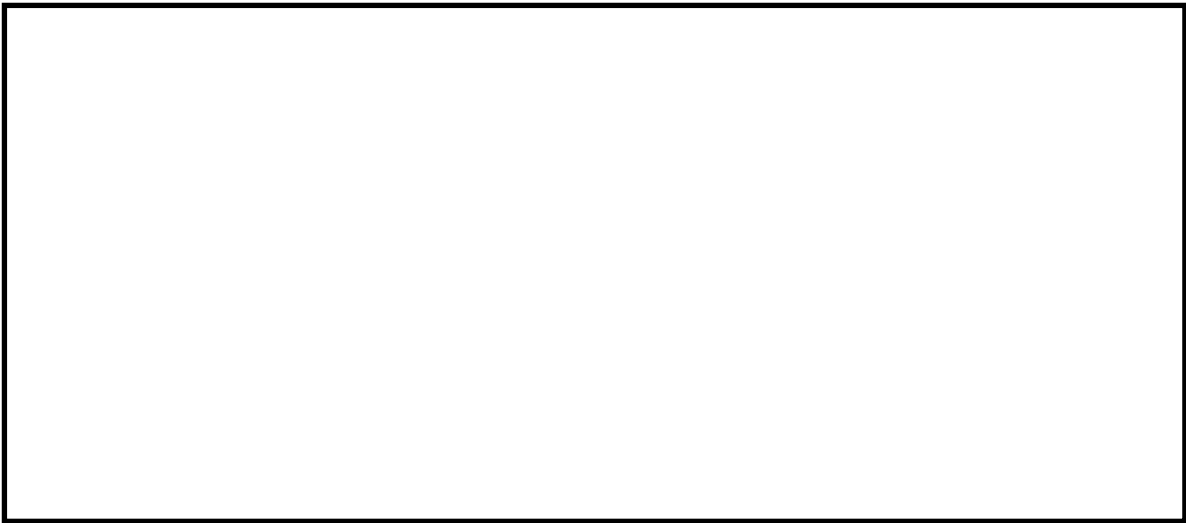


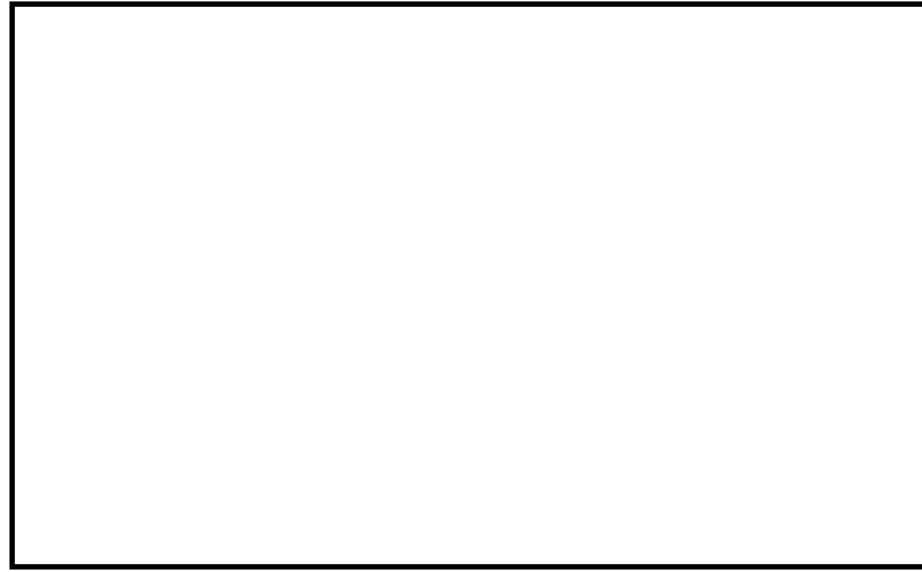
図2 湿分分離機構の概略構造図

・記載方針の相違

・記載方針の相違

・記載方針の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(1) ドレン配管の閉塞 金属フィルタのドレン配管の内径は [] であり、金属フィルタに流入するベントガスに含まれるエアロゾルの粒径は極めて小さい [] ことから、ドレン配管の閉塞が発生するおそれはないと言える。</p> <p>(2) ドレン配管によるスクラビング水の逆流防止 金属フィルタのプレフィルタ部における圧損が大きい場合、金属フィルタに設置されるドレン配管において逆流が発生し、金属フィルタにスクラビング水が流入する可能性がある。</p> <p>[]</p> <p>実機ではプレフィルタ部の圧損は [] であり、ドレン配管の逆流を考慮しても、スクラビング水が金属フィルタまで逆流するおそれはないと評価できる。 なお、系統待機時、運転中を通して、フィルタ装置の水位は水位計により監視し、水位が上限水位となる前に排水する計画としている。 フィルタ装置のスクラビング水位の概要を第1図に示す。</p>	<div data-bbox="1365 247 2362 751" style="border: 1px solid black; height: 240px; width: 100%;"></div> <p style="text-align: center;">図3 ドレン配管接続部の概略図</p> <p>ここで、金属フィルタのドレン配管において閉塞及び逆流が発生した場合、金属フィルタの機能に影響を与える可能性があることから、ドレン配管における閉塞及び逆流について評価した結果を示す。</p> <p>(1) ドレン配管における閉塞 金属フィルタのドレン配管の口径は [] であり、これに対してスクラバ容器に流入するエアロゾルの粒子径は [] で極めて小さく、また、ドレンが排出できる十分な配管口径であることから、ドレン配管において閉塞が発生するおそれはないと評価できる。</p> <p>(2) ドレン配管における逆流 金属フィルタのプレフィルタ部における圧損が大きい場合、ドレン配管において逆流が発生し、金属フィルタ部にスクラビング水が流入する可能性がある。</p> <p>[]</p> <p>実機ではプレフィルタ部の圧損は [] であり、ドレン配管における逆流を考慮しても、スクラビング水が金属フィルタ部に流入するおそれはないと評価できる。 なお、スクラバ容器水位は、水位計により監視できる設計としている。スクラバ容器水位計の測定範囲を図4に示す。</p>	<p>・記載方針の相違</p> <p>・記載方針の相違</p>



第1図 フィルタ装置のスクラビング水位

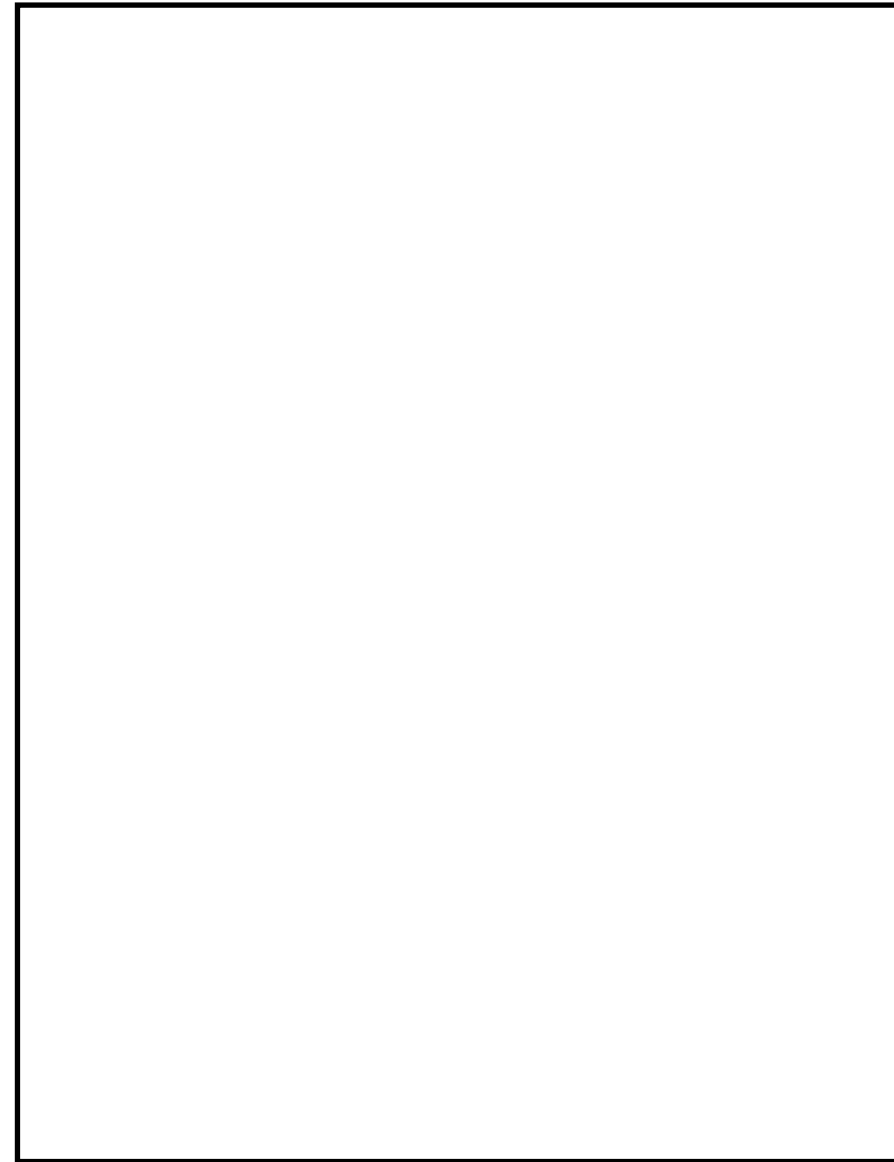


図4 スクラバ容器水位計の測定範囲

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙6</p> <p style="text-align: center;">流量制限オリフィスの設定方法について</p> <p>格納容器圧力逃がし装置は、格納容器の過圧破損を防止するため、格納容器内で発生する蒸気量以上のガスをベントできる必要がある。</p> <p>一方、格納容器圧力の上昇に伴い、ベントガスの質量流量が増加する場合においても、ベンチュリノズル部の流速を適正な条件に保持するため、<u>フィルタ装置</u>の下流に流量制限オリフィスを設置することにより、体積流量をほぼ一定に保つ設計としている。</p> <div data-bbox="154 625 1264 810" style="border: 1px solid black; height: 88px; width: 374px;"></div> <p>なお、格納容器圧力 1Pd で必要量を排出可能な設計としているため、より差圧が大きくなる格納容器圧力 2Pd によるベントの場合においても必要量は排出できる。</p> <div data-bbox="154 928 1264 1314" style="border: 1px solid black; height: 184px; width: 374px;"></div>	<p style="text-align: right;">別紙25</p> <p style="text-align: center;">流量制限オリフィスの設定方法について</p> <p>格納容器フィルタベント系は、格納容器の過圧破損を防止するため、格納容器内で発生する蒸気量以上のガスをベントできる必要がある。</p> <p><u>格納容器フィルタベント系</u>では、格納容器圧力の上昇に伴い、ベントガスの質量流量が増加する場合においても、ベンチュリノズル部の流速を適正な条件に保持するため、<u>スクラバ容器</u>の下流に流量制限オリフィスを設置することにより、体積流量をほぼ一定に保つ構成としている。</p> <p>1. 流量制限オリフィスの設計手順</p> <p>格納容器フィルタベント系の系統流量は、格納容器の最高使用圧力 427kPa[gage] (1Pd) において、原子炉定格熱出力の 1% (原子炉停止後 2～3 時間相当) の蒸気発生量を排出できるように以下のとおり設定する。</p> <p>なお、格納容器圧力 1Pd で必要量を排出可能な設計としているため、より差圧が大きくなる格納容器圧力 2Pd によるベントの場合においても必要量は排出できる。</p> <div data-bbox="1294 928 2415 1314" style="border: 1px solid black; height: 184px; width: 378px;"></div> <div data-bbox="1383 1373 2315 1856" style="border: 1px solid black; height: 230px; width: 314px; margin: 20px auto;"></div> <p style="text-align: center;">図1 1Pd ベント時の圧力勾配概念図</p>	<p style="text-align: center;">備考</p> <p style="text-align: right;">• 記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p data-bbox="1299 214 1774 243"><u>2. 流量制限オリフィスの圧力損失計算</u></p> <p data-bbox="1299 256 2261 285"><u>(1) オリフィス上流側(格納容器からフィルタ装置(スクラバ容器))圧力損失計算</u></p> <div data-bbox="1299 298 2427 382" style="border: 1px solid black; height: 40px; margin-bottom: 10px;"></div> <p data-bbox="1347 394 1727 424">a. オリフィス上流側の計算式</p> <div data-bbox="1299 432 2427 1911" style="border: 1px solid black; height: 704px;"></div>	<ul style="list-style-type: none"> <li data-bbox="2445 214 2665 243">・記載方針の相違 <li data-bbox="2445 256 2665 285">・記載方針の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>b. 計算結果 流量制限オリフィス入口圧力（上流側）P_i の計算結果を表 1 に示す。</p> <p style="text-align: center;">表 1 流量制限オリフィス入口圧力</p> <div data-bbox="1291 373 2418 655" style="border: 1px solid black; height: 134px; width: 380px;"></div> <p>(2) <u>オリフィス下流側圧力損失計算</u></p> <div data-bbox="1291 751 2418 877" style="border: 1px solid black; height: 60px; width: 380px;"></div> <p>a. オリフィス下流側圧力の計算式</p> <div data-bbox="1291 928 2418 1335" style="border: 1px solid black; height: 194px; width: 380px;"></div> <p>b. 計算結果 流量制限オリフィス下流側圧力 P_a の計算結果を表 2 に示す。</p> <p style="text-align: center;">表 2 流量制限オリフィス出口圧力</p> <div data-bbox="1291 1507 2418 1747" style="border: 1px solid black; height: 114px; width: 380px;"></div>	<p>備考</p> <p>・記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>オリフィスの流出断面積は、以下の式に基づき計算する。</p> <div data-bbox="189 751 1270 1087" style="border: 1px solid black; height: 160px; width: 100%;"></div> <p>$V [\text{m}^3/\text{s}] = m_{\text{蒸気}} [\text{kg}/\text{s}] \cdot \sigma [\text{m}^3/\text{kg}] \dots\dots\dots (\text{式} 4)$</p> <p>V : 体積流量 m : 質量流量 σ : 比体積</p> <div data-bbox="178 1312 1270 1801" style="border: 1px solid black; height: 233px; width: 100%;"></div>	<p>(3) 流量制限オリフィスの断面積の設定</p> <p>上記より、格納容器圧力が 1Pd 時に格納容器フィルタベント系で原子炉定格熱出力 1% 相当の蒸気が系統内を流れた場合のオリフィス上流側の圧力は 、オリフィス下流側の圧力は である。</p> <p>そこで、流量制限オリフィスは、上記のオリフィス上流及び下流側の圧力 条件で、原子炉定格熱出力 1% 相当の蒸気が排出できるようにオリフィスの断面積を設定する。</p> <p>ここで、オリフィス上流側圧力と下流側圧力の関係から、オリフィス部の流れが臨界流となっていることから、必要な断面積の評価は以下の式に基づいて実施する。</p> <p>図 1 に上記設計手順により算出される圧力損失結果から導かれる圧力勾配の概念図を示す。</p> <div data-bbox="1294 751 2368 1430" style="border: 1px solid black; height: 323px; width: 100%;"></div>	

概算評価結果を第1表及び第1図に、格納容器圧力とベンチュリノズル入口における体積流量の関係を第2図に示す。



第1表 格納容器圧力に対する体積流量 (概算評価)

格納容器圧力 kPa [gage]	オリフィス上流 圧力損失 kPa	オリフィス下流 圧力損失 kPa	質量流量 kg/s (相対比) ※1	体積流量 m³/s (相対比) ※1
620 (2Pd)				
310 (1Pd)				

※1 格納容器圧力 1Pd のときの値を 100%とした場合の比を記載

※2 低流量になる事故発生 7 日後の値

以上の手順でオリフィスの断面積を算出 し、設定することにより、格納容器フィルタベント系によるベント開始時の格納容器圧力が 1Pd の状態においても設計流量が確実に排気できるように設計している。

3. 格納容器圧力の変動に対する体積流量

(1) 格納容器圧力毎の圧力損失

格納容器フィルタベント系は格納容器圧力が 1Pd～2Pd (427～853kPa[gage]) の場合において使用を開始し、格納容器圧力はベント後に圧力低下率がほぼ横這いで静定した状態 (約 100kPa[gage]) に至る。格納容器フィルタベント系は格納容器圧力 1Pd (427kPa[gage]) において、設計流量 9.8kg/s (原子炉停止後約 2～3 時間後の崩壊熱である原子炉定格熱出力の 1%相当の蒸気量) を排出できるように、流量制限オリフィスの流出断面積を設定し、系統の圧力損失を計算している。

格納容器フィルタベント系の格納容器圧力に対する圧力損失等を表 3、ベント時の圧力勾配概要を図 2 に示す。

なお、格納容器フィルタベント系ではフィルタ装置 (スクラバ容器) のスクラビング水位に相当する水頭圧 (約 30kPa) 以上であれば格納容器内のガスを排気できる。

表3 格納容器圧力に対する体積流量

格納容器圧力 (kPa[gage])	オリフィス上流圧 力損失 (kPa)	オリフィス下流 圧力損失 (kPa)	質量流量 (kg/s) (相対比) ※1	体積流量 (m³/s) (相対比) ※1
853※2 (2Pd)				
427 (1Pd)				
100				

※1 格納容器圧力 1Pd の時の圧力を基準とした値

※2 格納容器圧力 2Pd は 853kPa[gage] であるが、機器設計上、格納容器圧力 1Pd (427kPa[gage]) の 2 倍である 854kPa[gage] (954kPa[abs]) までの範囲を確認しており、図 2 及び図 3 における 954kPa[abs] の値を記載

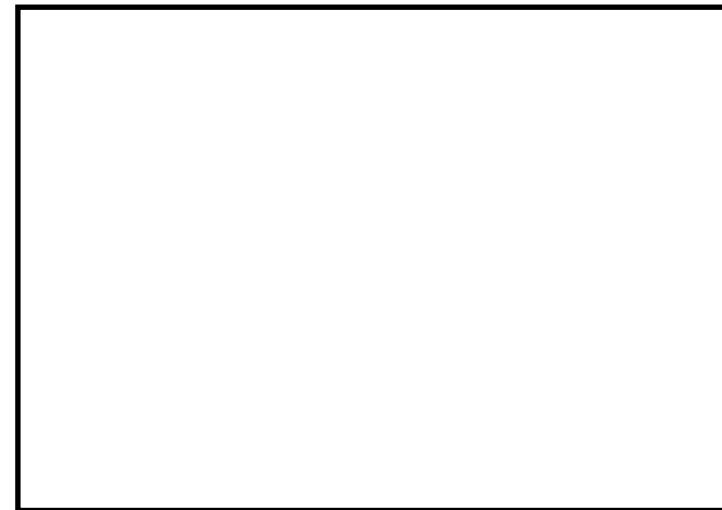
(2) 設計の意図

格納容器フィルタベント系は、フィルタ性能に影響を与える可能性のある主要なパラメータとしてベントガス流速 (体積流量) が挙げられるため、システム設計の観点からは、想定する圧力変動範囲で出来るだけ体積流量を一定にし、安定したベントガス流速となるよう設計上の配慮を行っている。具体的には、スクラバ容器下流に流量制限オリフィスを設け、オリフィス下流の排気経路は出来るだけ圧損が小さくなるようなルート選定を行っている。

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="210 579 1207 1213" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="578 1236 834 1276" data-label="Caption"> <p>第1図 圧力勾配図</p> </div>	<p data-bbox="1329 212 2415 289">格納容器圧力 1 Pd (427kPa[gage]) 時にオリフィス部の流れが臨界流となることを配管設計上の目安としている。</p> <p data-bbox="1329 302 2415 468">格納容器フィルタベント系の流量特性を図3に示す。格納容器圧力の変動(約 100kPa[gage] ~約 853kPa[gage])に伴う体積流量は, とほぼ一定に保つ設計としており, 図3に示すとおり, 格納容器圧力 1 Pd 以上の体積流量は, ほぼ一定の値(臨界流)となる。</p> <div data-bbox="1308 558 2421 1312" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1733 1331 1976 1367" data-label="Caption"> <p>図2 圧力勾配概要</p> </div>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="225 254 1219 779" style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 100%;"></div> <p data-bbox="448 793 982 825">第2図 格納容器圧力逃がし装置の流量特性</p>	<div data-bbox="1308 220 2421 953" style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 100%;"></div> <p data-bbox="1596 974 2125 1005">図3 格納容器フィルタベント系の流量特性</p> <p data-bbox="1377 1108 1967 1140"><u>(参考1) ベント時の蒸気流量の算出方法について</u></p> <p data-bbox="1332 1199 2421 1318">格納容器フィルタベント系を使用する有効性評価の結果(ベントタイミング)を踏まえ、原子炉定格熱出力1%相当(スクラム後2~3時間)の蒸気流量は以下のとおり算出している。</p> $W_{vent} = 2436 \times 10^3 \times 0.01 / (h_s - h_w) \approx 9.8 \text{ (kg/s)}$ <p data-bbox="1418 1423 2279 1455">h_s : 2750.55 (kJ/kg) : 飽和蒸気の比エンタルピ (427kPa[gage]条件)</p> <p data-bbox="1418 1470 2139 1501">h_w : 251.15 (kJ/kg) : 飽和水の比エンタルピ (60℃条件)</p> <p data-bbox="1332 1560 2421 1680">ここでh_sについては、格納容器最高使用圧力1Pd(=427kPa [gage])とし、h_wについては外部水源の水温に余裕をみて60℃と設定した。また、比エンタルピは「1999 日本機械学会蒸気表」の記載値を用いた。</p> <p data-bbox="1332 1759 2421 1835">流量制限オリフィスの流出断面積は、格納容器圧力1Pd(=427kPa [gage])において、9.8kg/sの蒸気流量が排出できるものを設定している。</p> <p data-bbox="1332 1850 2421 1925">設定した流出断面積のオリフィスを用いた場合における運転範囲(格納容器圧力100kPa[gage]~853kPa[gage])の体積流量は、以下の式1~4により計算できる。</p>	<p data-bbox="2451 1108 2653 1140">・記載方針の相違</p>

○体積流量の計算式



..... (式1)

..... (式2)

..... (式3)

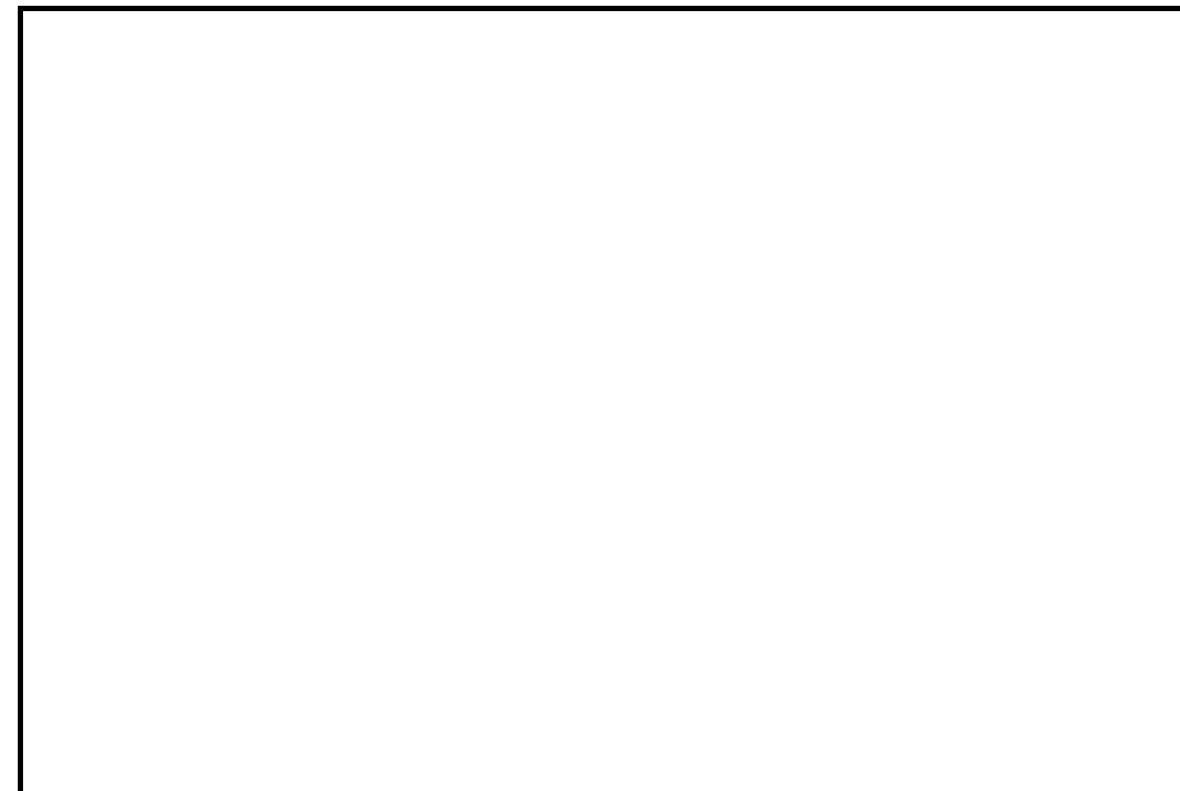
$$V[m^3/s] = m_{システム}[kg/s] \times \sigma[m^3/kg] \quad \dots\dots\dots (式4)$$

ここで,

V : 体積流量

m : 質量流量

σ : 比体積



(参考2) 有効性評価と実機モデルの圧損計算の違いについて

有効性評価 (MAAP 解析モデル) では、格納容器と放出口 (オリフィス) のモデルで評価している。一方、実機の圧力損失計算においては、オリフィス以外にも、配管、容器等のベントラインの機器を想定して評価している。

MAAP 解析モデルと実機設計に用いた圧力損失計算モデル (実機モデル) の比較を図1に示す。

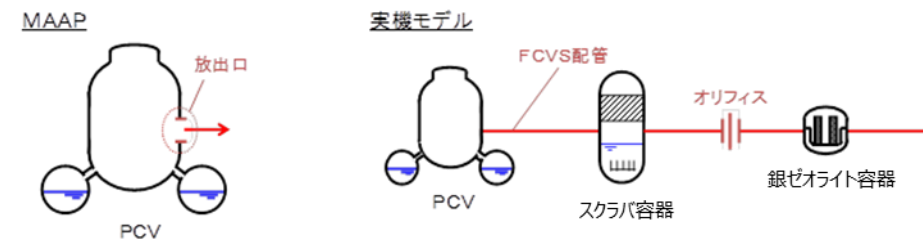


図1 MAAP 解析モデルと実機モデルの比較

いずれのモデルにおいても、「格納容器圧力 1 Pd においてベントガス流量 9.8kg/s がベント可能」となるようにオリフィス穴径等を設定している。このため、MAAP 解析モデルでは、放出口 (オリフィス) において格納容器フィルタベント系の系統圧損も考慮するため、オリフィス穴径の大きさは実機モデルに比べて小さくしている。MAAP 解析モデルと実機モデルにおけるベントガス流量を表1に示す。

表1 MAAP 解析モデルと実機モデルにおけるベントガス流量

格納容器圧力	ベントガス流量	
	MAAP 解析モデル	実機モデル
1 Pd (427kPa [gage])	9.8kg/s	9.8kg/s
2 Pd (853kPa [gage])		

以上により、有効性評価の解析においては、格納容器の圧力が 1 Pd においてベントガス流量が 9.8kg/s となるよう放出口 (オリフィス) の穴径を設定することで、表1に示すとおり、2 Pd でベントする場合のベントガス流量についても実機モデルと同等となる。

・記載方針の相違

(参考3) 低圧・低流速状態でのフィルタ性能について

フィルタ装置 (スクラバ容器) はベンチュリスクラバ及び金属フィルタの組合せでエアロゾルを除去するものであり、図1に示すとおり、フィルタ装置 (スクラバ容器) 全体の性能検証試験範囲 (①) は全域にわたって 以上を満足する。

ベント戦略の変更による低圧・低流速状態でのベント実施においてフィルタ性能が要求されるケースとしては、アーリーベント後に炉心損傷する場合は考えられるが、この場合に該当するシナリオとして、仮に TQUV シナリオでアーリーベント後に炉心損傷する場合は想定すると、事故後7日間のベンチュリノズル部のベントガス流速は図中②に示す範囲となり、全範囲にわたり性能検証試験範囲 (①) 内であるため、フィルタ装置 (スクラバ容器) は十分な性能があると評価できる。

なお、アーリーベント後にベンチュリスクラバの設計上考慮している運転範囲 (③) を下回る範囲で炉心損傷する場合、金属フィルタの負荷量が大きくなることが考えられるが、仮に有効性評価のうち炉心損傷する代表的な事故シナリオである格納容器過圧・過温破損におけるエアロゾル移行量の全量が金属フィルタに移行すると想定した場合でも、金属フィルタの閉塞が発生することはない。

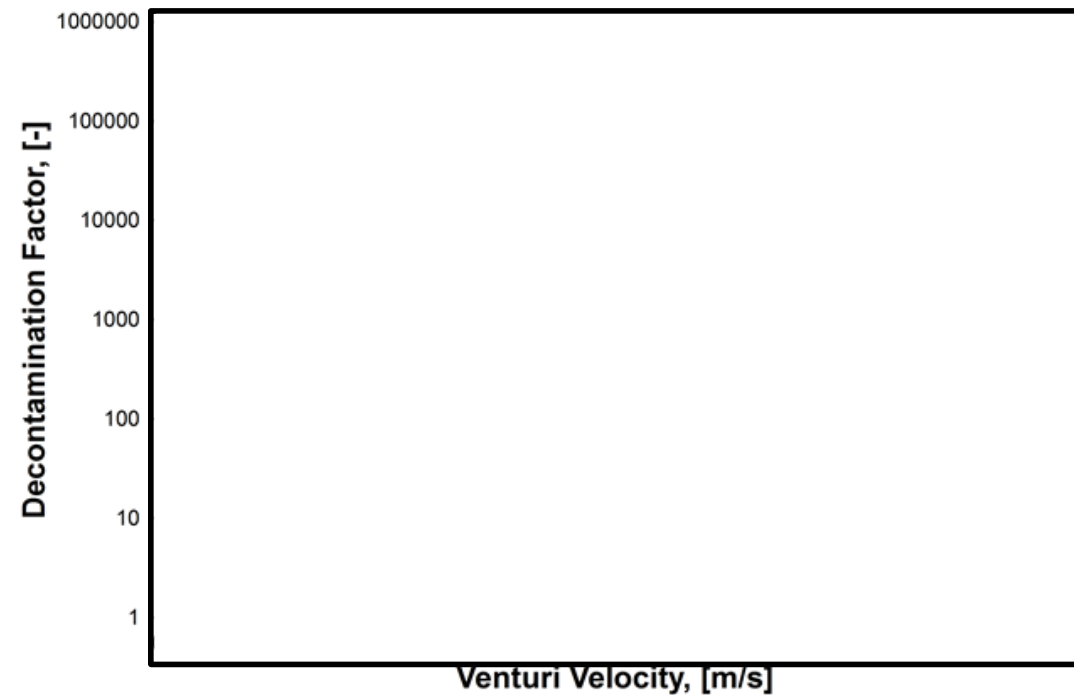


図1 性能検証試験結果 (ベンチュリノズル部におけるベントガス流速に対する除去係数)

・記載方針の相違

表1 格納容器圧力に対する質量流量, ベントガス流速

格納容器圧力 (kPa[gage])	質量流量 (kg/s)	ベントガス 流速 ^{※2} (m/s)	備考
853	[]	[]	ベンチュリスクラバの設計上 考慮している性能範囲上限 【図中①の上限】
427			
100			ベンチュリスクラバの設計上 考慮している性能範囲下限 【図中①の下限】
54 ^{※1}	2.9 ^{※1}		TQUV シナリオにおける 事故後7日時点 【図中③の下限】
[]			性能確認試験範囲下限 【図中②の下限】

※1 ベンチュリノズル部におけるベントガス流速

※2 有効性評価 (MAAP) 計算結果

<金属フィルタの閉塞について>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 27</p> <p style="text-align: center;">格納容器圧力逃がし装置の計装設備の網羅性について</p> <p>格納容器圧力逃がし装置の計装設備については、以下の考えに基づき網羅性を有する設計としている。</p> <p>①格納容器圧力逃がし装置の待機時、運転時、事故収束時の各状態で、系統の要求上確認すべき項目の全てが監視可能であること。</p> <p>②上記の各状態において、管理すべき値を網羅した計測範囲であること。</p> <p>(1) 確認すべき項目について</p> <p>格納容器圧力逃がし装置の待機時、運転時、事故収束時の各状態で確認すべき項目を下記 a～e に抽出し、各確認すべき項目に対する計装設備が設置されていることを第 1 表に示す。(「2.4.1 計装設備」の記載内容の一部再掲)</p> <p>a. 系統待機時の状態</p> <p>待機時の状態が、以下のとおり把握可能である。</p> <p>(a) <u>フィルタ装置の性能に影響するパラメータの確認</u></p> <p><u>フィルタ装置水位計</u>にて、スクラビング水の水位が、待機時の設定範囲 内にあることを監視することで、要求される放射性物質の除去性能が発揮できることを確認することで把握できる。</p> <p>系統待機時における水位の範囲は、ベント時のスクラビング水の水位変動を考慮しても放射性物質の除去性能を維持し、ベント開始後 7 日間は水補給が不要となるよう設定している。(別紙 12)</p> <p>また、<u>フィルタ装置スクラビング水 pH 計</u>にて、pH がアルカリ性の状態 (pH13 以上) であることを監視することで、フィルタ装置の性能維持に影響がないことを確認することで把握できる。(別紙 41)</p> <p>(b) 系統不活性状態の確認</p> <p><u>フィルタ装置排気ライン圧力計及びフィルタ装置圧力計</u>にて、封入した窒素圧力 を継続監視することによって、系統内の不活性状態を確認することで把握できる。</p> <p>b. 系統運転時の状態</p> <p>運転時の状態が、以下のとおり把握可能である。</p> <p>(a) 格納容器内の雰囲気ガスが<u>フィルタ装置</u>へ導かれていることの確認</p> <p><u>フィルタ装置圧力計</u>にて、ベント開始により圧力が上昇し、ベント継続により格納容器の圧力に追従して圧力が低下傾向を示すことで、格納容器内の雰囲気ガスがフィルタ装置に導かれていることを確認することで把握できる。</p> <p>また、<u>フィルタ装置スクラビング水温度計</u>にて、ベント開始によりスクラビング水が</p>	<p style="text-align: right;">別紙 26</p> <p style="text-align: center;">格納容器フィルタベント系の計装設備の網羅性について</p> <p>格納容器フィルタベント系の計装設備については、以下の考えに基づき網羅性を有する設計としている。</p> <p>①格納容器フィルタベント系の待機時、運転時、事故収束時の各状態で、系統の要求上確認すべき項目の全てが監視可能であること。</p> <p>②上記の各状態において、管理すべき値を網羅した計測範囲であること。</p> <p>(1) 確認すべき項目について</p> <p>格納容器フィルタベント系の待機時、運転時、事故収束時の各状態で確認すべき項目を下記 a～e に抽出し、各確認すべき項目に対する計装設備が設置されていることを表 1 に示す。(「2.8.1 計装設備」の記載内容の一部再掲)</p> <p>a. 系統待機時の状態</p> <p>待機時の状態が、以下のとおり把握可能である。</p> <p>(a) <u>フィルタ装置 (スクラバ容器) の性能に影響するパラメータの確認</u></p> <p><u>スクラバ容器水位計</u>にて、スクラビング水の水位が、待機時の設定範囲 (1,700mm～1,900mm) 内にあることを監視することで、要求される放射性物質の除去性能が発揮できることを確認することで把握できる。</p> <p>系統待機時における水位の範囲は、ベント時のスクラビング水の水位変動を考慮しても放射性物質の除去性能を維持し、ベント開始後 7 日間は水補給が不要となるよう設定している。(別紙 21)</p> <p>また、<u>スクラバ水 pH 計</u>にて、pH がアルカリ性の状態 (pH13 以上) であることを監視することで、フィルタ装置の性能維持に影響がないことを確認することで把握できる。(別紙 23)</p> <p>(b) 系統不活性状態の確認</p> <p><u>フィルタ装置出口配管圧力計及びスクラバ容器圧力計</u>にて、封入した窒素圧力 を継続監視することによって、系統内の不活性状態を確認することで把握できる。</p> <p>b. 系統運転時の状態</p> <p>運転時の状態が、以下のとおり把握可能である。</p> <p>(a) 格納容器内の雰囲気ガスが<u>フィルタ装置 (スクラバ容器)</u>へ導かれていることの確認</p> <p><u>スクラバ容器圧力計</u>にて、ベント開始により圧力が上昇し、ベント継続により格納容器の圧力に追従して圧力が低下傾向を示すことで、格納容器内の雰囲気ガスがフィルタ装置に導かれていることを確認することで把握できる。</p> <p>また、<u>スクラバ容器温度計</u>にて、ベント開始によりスクラビング水が待機状態から飽</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>待機状態から飽和温度まで上昇することを監視することで、格納容器のガスがフィルタ装置に導かれていることを確認することで把握できる。さらに、<u>フィルタ装置出口放射線モニタ</u>が初期値から上昇することを計測することによりガスが通気されていることを把握できる。</p> <p>(b) <u>フィルタ装置の性能に影響するパラメータの確認</u> フィルタ装置水位計にて、スクラビング水の水位が、ベント後の下限水位から上限水位の範囲 内にあることを監視することで、要求される放射性物質の除去性能が維持できることを確認することで把握できる。 ベント後における下限水位については、ベンチュリノズルが水没していることを確認するため、上限水位については、金属フィルタの性能に影響がないことを確認するためにそれぞれ設定する。(別紙12)</p> <p>(c) <u>ベントガスが放出されていることの確認</u> <u>フィルタ装置出口放射線モニタ</u>にて、フィルタ装置出口を通過するガスに含まれる放射性物質からのγ線強度を計測することで、フィルタ装置出口配管よりベントガスが放出されていることを確認することで把握できる。</p> <p>c. 事故収束時の状態 事故収束時の状態が、以下のとおり把握可能である。</p> <p>(a) <u>系統内に水素が滞留していないことの確認</u> <u>フィルタ装置入口水素濃度計</u>にて、<u>窒素供給による系統パージ停止後において</u>、水素が長期的に系統内に滞留していないことを確認することで把握できる。</p> <p>(b) <u>フィルタ装置の状態確認</u> フィルタ装置に異常がないことを確認するため、<u>フィルタ装置水位計</u>にて、スクラビング水の水位が確保されていること(フィルタ装置のスクラビング水の移送後を除く)、<u>フィルタ装置スクラビング水温度計</u>にて温度の異常な上昇がないこと及び<u>フィルタ装置出口放射線モニタ</u>の指示値が上昇傾向にないことを確認する。(別紙39)</p> <p>d. <u>フィルタ装置の水位調整時の確認</u> <u>格納容器圧力逃がし装置</u>の待機時、運転時、事故収束時に、フィルタ装置の水位調整を以下のとおり把握可能である。</p> <p>(a) <u>フィルタ装置の水位調整の確認</u> <u>フィルタ装置水位計</u>にて、フィルタ装置の排出又は水張りを実施する際に、フィルタ装置の水位を把握できる。</p> <p>(b) <u>フィルタ装置スクラビング水の水質管理</u> <u>フィルタ装置水位計</u>にて、フィルタ装置の排出又は水張りを実施する際に、フィルタ装置の水位を把握できるとともに、必要な追加薬液量の把握ができる。 また、<u>フィルタ装置スクラビング水 pH計</u>にて、フィルタ装置へ薬液を補給する際に、</p>	<p>和温度まで上昇することを監視することで、格納容器のガスがフィルタ装置に導かれていることを確認することで把握できる。さらに、<u>第1ベントフィルタ出口放射線モニタ</u>が初期値から上昇することを計測することによりガスが通気されていることを把握できる。</p> <p>(b) <u>フィルタ装置(スクラバ容器)の性能に影響するパラメータの確認</u> <u>スクラバ容器水位計</u>にて、スクラビング水の水位が、ベント後の下限水位から上限水位の範囲 内にあることを監視することで、要求される放射性物質の除去性能が維持できることを確認することで把握できる。 ベント後における下限水位については、ベンチュリノズルが水没していることを確認するため、上限水位については、金属フィルタの性能に影響がないことを確認するためにそれぞれ設定する。(別紙21)</p> <p>(c) <u>ベントガスが放出されていることの確認</u> <u>第1ベントフィルタ出口放射線モニタ</u>にて、フィルタ装置出口を通過するガスに含まれる放射性物質からのγ線強度を計測することで、フィルタ装置出口配管よりベントガスが放出されていることを確認することで把握できる。</p> <p>c. 事故収束時の状態 事故収束時の状態が、以下のとおり把握可能である。</p> <p>(a) <u>系統内に水素が滞留していないことの確認</u> <u>第1ベントフィルタ出口水素濃度計</u>にて、水素が長期的に系統内に滞留していないことを確認することで把握できる。</p> <p>(b) <u>フィルタ装置(スクラバ容器)の状態確認</u> フィルタ装置に異常がないことを確認するため、<u>スクラバ容器水位計</u>にて、スクラビング水の水位が確保されていること(フィルタ装置のスクラビング水の移送後を除く)、<u>スクラバ容器温度計</u>にて温度の異常な上昇がないこと及び<u>第1ベントフィルタ出口放射線モニタ</u>の指示値が上昇傾向にないことを確認する。(別紙17)</p> <p>d. <u>フィルタ装置(スクラバ容器)の水位調整時の確認</u> <u>格納容器フィルタベント系</u>の待機時、運転時、事故収束時に、フィルタ装置の水位調整を以下のとおり把握可能である。</p> <p>(a) <u>フィルタ装置(スクラバ容器)の水位調整の確認</u> <u>スクラバ容器水位計</u>にて、フィルタ装置の排出又は水張りを実施する際に、フィルタ装置の水位を把握できる。</p> <p>(b) <u>フィルタ装置(スクラバ容器)スクラビング水の水質管理</u> <u>スクラバ容器水位計</u>にて、フィルタ装置の排出又は水張りを実施する際に、フィルタ装置の水位を把握できるとともに、必要な追加薬液量の把握ができる。 また、<u>スクラバ水 pH計</u>にて、フィルタ装置へ薬液を補給する際に、スクラビング水</p>	<p>・運用の相違 島根2号炉は、可搬式窒素供給装置により、ベント停止後もパージを継続する運用としている</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>スクラビング水のpHを把握できる。</p> <p>e. 想定される機能障害の把握 <u>格納容器圧力逃がし装置</u>の運転時に、想定される機能障害を以下のとおり把握可能である。</p> <p>(a) <u>フィルタ装置</u>の閉塞</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>フィルタ装置圧力計</u>にて、ベント実施により待機圧力から上昇した圧力が、低下傾向を示さないことを確認することで、フィルタ装置が閉塞していることを把握できる。 ・<u>フィルタ装置スクラビング水温度計</u>にて、ベント開始により待機状態から温度が上昇することを監視することで、格納容器のガスがフィルタ装置に導かれていることを確認することにより把握できる。 ・<u>フィルタ装置出口放射線モニタ</u>が初期値から上昇しないことを確認することにより把握できる。 <p>(b) 金属フィルタの閉塞</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>フィルタ装置出口放射線モニタ</u>にて、ベント実施により待機状態から上昇した放射線量率が、低下傾向を示さないこと及び<u>フィルタ装置圧力計</u>が上昇傾向を示すことを確認することで、金属フィルタの閉塞を把握できる。 <p>(c) <u>フィルタ装置入口配管</u>の破断</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>フィルタ装置圧力計</u>にて、ベント実施により待機圧力から上昇した圧力が低下傾向を示すが、<u>フィルタ装置出口放射線量率</u>が初期値から上昇しないことを確認することにより把握できる。 <p>(d) <u>フィルタ装置スクラビング水</u>の漏えい</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>フィルタ装置水位計</u>にて、タンクからのスクラビング水漏えいによるフィルタ装置の水位低下を確認することで把握できる。 ・<u>格納槽漏えい検知器</u>により、<u>格納容器圧力逃がし装置格納槽</u>に漏えいしたスクラビング水を検知することで把握できる。(別紙47) <p>(2) 計測範囲について <u>格納容器圧力逃がし装置</u>の待機時、運転時、事故収束時の各状態で確認すべき項目について、管理すべき値を網羅した計測範囲であることを第2表に示す。</p>	<p>のpHを把握できる。</p> <p>e. 想定される機能障害の把握 <u>格納容器フィルタベント系</u>の運転時に、想定される機能障害を以下のとおり把握可能である。</p> <p>(a) <u>フィルタ装置(スクラバ容器)</u>の閉塞</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>スクラバ容器圧力計</u>にて、ベント実施により待機圧力から上昇した圧力が、低下傾向を示さないことを確認することで、フィルタ装置が閉塞していることを把握できる。 ・<u>スクラバ容器温度計</u>にて、ベント開始により待機状態から温度が上昇することを監視することで、格納容器のガスがフィルタ装置に導かれていることを確認することにより把握できる。 ・<u>第1ベントフィルタ出口放射線モニタ</u>が初期値から上昇しないことを確認することにより把握できる。 <p>(b) 金属フィルタの閉塞</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>第1ベントフィルタ出口放射線モニタ</u>にて、ベント実施により待機状態から上昇した放射線量率が、低下傾向を示さないこと及び<u>スクラバ容器圧力計</u>が上昇傾向を示すことを確認することで、金属フィルタの閉塞を把握できる。 <p>(c) <u>フィルタ装置(スクラバ容器)入口配管</u>の破断</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>スクラバ容器圧力計</u>にて、ベント実施により待機圧力から上昇した圧力が低下傾向を示すが、<u>第1ベントフィルタ出口放射線モニタ</u>が初期値から上昇しないことを確認することにより把握できる。 <p>(d) <u>フィルタ装置(スクラバ容器)スクラビング水</u>の漏えい</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>スクラバ容器水位計</u>にて、タンクからのスクラビング水漏えいによるフィルタ装置の水位低下を確認することで把握できる。 ・<u>漏えい検知器</u>により、<u>第1ベントフィルタ格納槽</u>に漏えいしたスクラビング水を検知することで把握できる。(別紙18) <p>(2) 計測範囲について <u>格納容器フィルタベント系</u>の待機時、運転時、事故収束時の各状態で確認すべき項目について、管理すべき値を網羅した計測範囲であることを表2に示す。</p>	

第1表 格納容器圧力逃がし装置 計装設備の網羅性について

フィルタ装置の状態	確認すべき項目	計装設備	多重性又は多様性
a. 系統待機時	(a) フィルタ装置の性能に影響するパラメータの確認	① フィルタ装置水位 ② フィルタ装置スクラビング水 pH	①②で多様性あり ①は多重性あり
	(b) 系統不活性状態の確認	① フィルタ装置排気ライン圧力 ② フィルタ装置圧力	①②で多様性あり
b. 系統運転時	(a) 格納容器内の雰囲気ガスがフィルタ装置に導かれていることの確認	① フィルタ装置圧力 ② フィルタ装置スクラビング水温度 ③ フィルタ装置出口放射線モニタ	①②③で多様性あり ③は多重性あり
	(b) フィルタ装置の性能に影響するパラメータの確認	① フィルタ装置水位	①は多重性あり
c. 事故収束時	(c) ベントガスが放出されていることの確認	① フィルタ装置出口放射線モニタ	①は多重性あり
	(a) 系統内に水素が滞留していないことの確認 (b) フィルタ装置の状態確認	① フィルタ装置入口水素濃度 ① フィルタ装置水位 ② フィルタ装置スクラビング水温度 ③ フィルタ装置出口放射線モニタ	①は多重性あり ①②③で多様性あり ①②は多重性あり
d. フィルタ装置の水位調整時	(a) フィルタ装置の水位調整の確認 (b) フィルタ装置スクラビング水の品質管理	① フィルタ装置水位 ② フィルタ装置スクラビング pH	①は多重性あり ①②で多様性あり ①は多重性あり
	e. 想定される機能障害	(a) フィルタ装置の閉塞	① フィルタ装置圧力 ② フィルタ装置スクラビング水温度 ③ フィルタ装置出口放射線モニタ
(b) 金属フィルタの閉塞		① フィルタ装置圧力 ② フィルタ装置出口放射線モニタ	①②で多様性あり ②は多重性あり
(c) フィルタ装置入口配管の破断		① フィルタ装置圧力 ② フィルタ装置出口放射線モニタ	①②で多様性あり ②は多重性あり
(d) フィルタ装置スクラビング水の漏えい		① フィルタ装置水位 ② 格納槽漏えい検知器	①②で多様性あり ①は多重性あり

表1 格納容器フィルタベント系 計装設備の網羅性について

監視パラメータ*	測定範囲	計測範囲の根拠
① スクラバ容器水位	0～3, 500mm	系統待機時における水位の範囲 (1, 700mm～1, 900mm) 及び系統運転時の下限水位から上限水位の範囲 (300mm～3, 000mm) を計測可能な範囲とする。
② スクラバ容器圧力	0～1MPa [gage]	系統運転時に格納容器フィルタベント系の最高使用圧力である853kPa [gage] (2 Pd) が監視可能。また、系統待機時に、窒素置換 (30kPa [gage] 程度) が維持されていることを計測可能な範囲とする。
③ スクラバ容器温度	0～300℃	系統の最高使用温度 (200℃) を計測可能な範囲とする。
④ フィルタ装置出口配管圧力	0～100kPa [gage]	系統待機時に、窒素置換 (30kPa [gage] 程度) が維持されていることを計測可能な範囲とする。
⑤ 第1ベントフィルタ出口水素濃度	0～20vol%/0～100vol%	事故収束時に、フィルタ装置の配管内に滞留する水素濃度が可燃限界 (4vol%) 未満であることを計測可能な範囲とする。
⑥ 第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	高レンジ: 10 ⁻² ～10 ⁵ Sv/h	系統運転時 (炉心損傷している場合) に、想定される第1ベントフィルタ出口の最大放射線量率 (約3×10 ⁵ Sv/h) を計測可能な範囲とする。
	低レンジ: 10 ⁻³ ～10 ¹ mSv/h	系統運転時 (炉心損傷していない場合) に、想定される第1ベントフィルタ出口の最大放射線量率を計測可能な範囲とする。
⑦ スクラバ水 pH	pH 0～14	系統待機時に、フィルタ装置スクラビング水の pH (pH 0～14) が計測可能な範囲とする。

・設備の相違
設備設計の相違による構成の相違

第2表 格納容器圧力逃がし装置 計装設備の計測範囲の網羅性について

監視パラメータ※1	計測範囲	計測範囲の根拠
①フィルタ装置水位	180mm～5,500mm	系統待機時における水位の範囲 [] 及び系統運転時の下限水位から上限水位の範囲 [] を計測可能な範囲とする。
②フィルタ装置圧力	0～1MPa [gauge]	系統運転時に、格納容器圧力逃がし装置の最高圧力 (0.62MPa [gauge]) が監視可能。また、系統待機時に、窒素置換 [] が維持されていることを計測可能な範囲とする。
③フィルタ装置スクラビング水温度	0℃～300℃	系統の最高使用温度 (200℃) を計測可能な範囲とする。
④フィルタ装置排気ライン圧力	0～100kPa [gauge]	系統待機時に、窒素置換 [] が維持されていることを計測可能な範囲とする。
⑤フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	10 ⁻² Sv/h～10 ⁵ Sv/h 10 ⁻³ mSv/h～10 ⁴ mSv/h	系統運転時 (炉心損傷している場合) に、想定されるフィルタ装置出口の最大線量当量率 (約 5×10 ¹ Sv/h) を計測可能な範囲とする。 系統運転時 (炉心損傷していない場合) に、想定されるフィルタ装置出口の最大線量当量率 (約 7×10 ⁰ mSv/h) を計測可能な範囲とする。
⑥フィルタ装置入口水素濃度	0～100vol%	事故収束時に、窒素供給による系統パージ停止後において、フィルタ装置の配管内に滞留する水素濃度が可燃限界濃度 (4vol%) 以下であることを計測可能な範囲とする。
⑦フィルタ装置スクラビング水 pH	pH 0～14	系統待機時に、フィルタ装置スクラビング水の pH (pH 0～pH14) を計測可能な範囲とする。

※1 監視パラメータの数字は第 2.4.1-2 図の○数字に対応する。

表2 格納容器フィルタバント系 計装設備の計測範囲の網羅性について

監視パラメータ※1	測定範囲	計測範囲の根拠
①スクラ容器水位	[]	系統待機時における水位の範囲 (1,700mm～1,900mm) 及び系統運転時の下限水位から上限水位の範囲 [] を計測可能な範囲とする。
②スクラ容器圧力	0～1MPa [gauge]	系統運転時に格納容器フィルタバント系の最高使用圧力である 853kPa [gauge] (2Pd) が監視可能。また、系統待機時に、窒素置換 [] [gauge] 程度) が維持されていることを計測可能な範囲とする。
③スクラ容器温度	0～300℃	系統の最高使用温度 (200℃) を計測可能な範囲とする。
④フィルタ装置出口配管圧力	0～100kPa [gauge]	系統待機時に、窒素置換 [] [gauge] 程度) が維持されていることを計測可能な範囲とする。
⑤第1バントフィルタ出口水素濃度	0～20vol%/0～100vol%	事故収束時に、フィルタ装置の配管内に滞留する水素濃度が可燃限界 (4vol%) 未満であることを計測可能な範囲とする。
⑥第1バントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	高レンジ: 10 ⁻² ～10 ⁵ Sv/h 低レンジ: 10 ⁻³ ～10 ⁴ mSv/h	系統運転時 (炉心損傷している場合) に、想定される第1バントフィルタ出口の最大放射線量率 (約 1.6×10 ¹ Sv/h) を計測可能な範囲とする。 系統運転時 (炉心損傷していない場合) に、想定される第1バントフィルタ出口の最大放射線量率を計測可能な範囲とする。
⑦スクラ水 pH	pH 0～14	系統待機時に、フィルタ装置スクラビング水の pH (pH 0～14) が計測可能な範囲とする。

※1 監視パラメータの数字は第 2.8.1-2 図の○数字に対応する。

・設備の相違
設備設計の相違による構成の相違

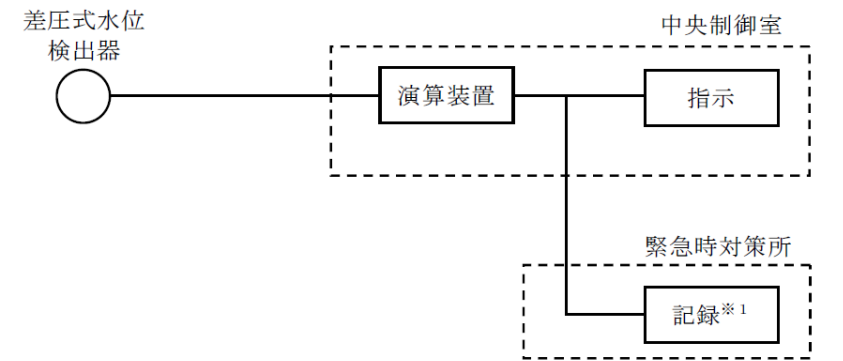
格納容器圧力逃がし装置の計装設備の概略構成図

格納容器圧力逃がし装置の計装設備について記載する。

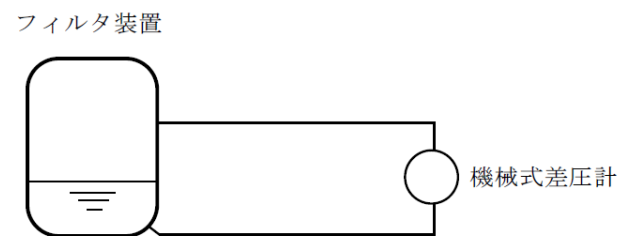
(1) フィルタ装置水位

フィルタ装置水位は、重大事故等対処設備の機能を有しており、フィルタ装置水位の検出信号は、差圧式水位検出器にて差圧を検出し、演算装置にて電気信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置水位を中央制御室に指示し、記録する。また、機械式差圧計（自主対策設備）を用いて現場（格納容器圧力逃がし装置格納槽内）にて監視可能な設計としている。

（第1図「フィルタ装置水位の概略構成図」参照。）



※1 緊急時対策支援システム伝送装置



第1図 フィルタ装置水位の概略構成図

格納容器フィルタベント系の計装設備の概略構成図

格納容器フィルタベント系の計装設備について記載する。

(1) スクラバ容器水位

スクラバ容器水位は、重大事故等対処設備の機能を有しており、スクラバ容器水位の検出信号は、差圧式水位検出器からの電流信号を中央制御室の指示部にて水位信号へ変換する処理を行った後、スクラバ容器水位を中央制御室に指示し、緊急時対策所にて記録する。また、現場（第1ベントフィルタ格納槽内）にて監視可能な設計としている。（図1「スクラバ容器水位の概略構成図」参照。）

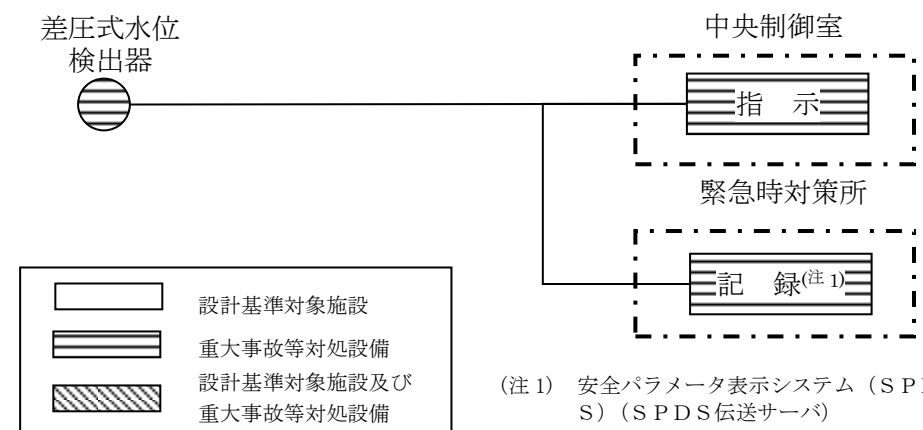


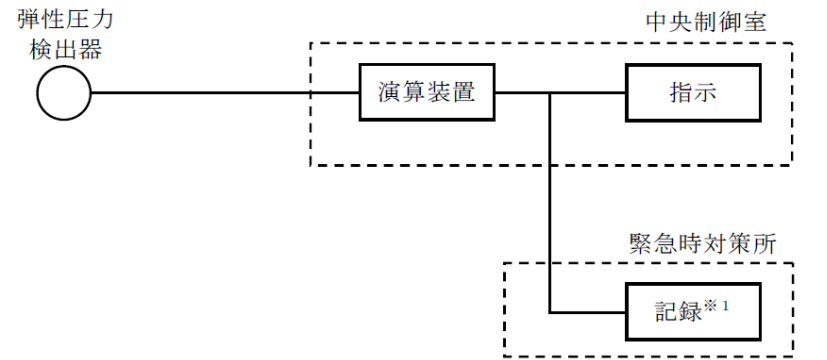
図1 スクラバ容器水位の概略構成図

・設備の相違
島根2号炉は、スクラバ容器水位について、現場計器も設置している

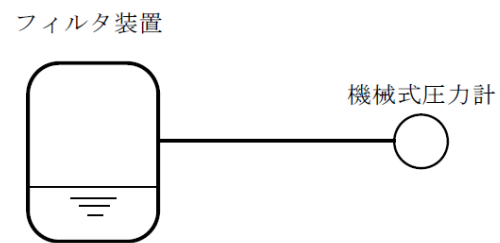
・設備の相違
設備設計の相違による構成の相違

(2) フィルタ装置圧力

フィルタ装置圧力は、重大事故等対処設備の機能を有しており、フィルタ装置圧力の検出信号は、弾性圧力検出器にて圧力を検出し、演算装置にて電気信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置圧力を中央制御室に指示し、記録する。また、機械式圧力計（自主対策設備）を用いて現場（格納容器圧力逃がし装置格納槽内）にて監視可能な設計としている。（第2図「フィルタ装置圧力の概略構成図」参照。）



※1 緊急時対策支援システム伝送装置



第2図 フィルタ装置圧力の概略構成図

(2) スクラバ容器圧力

スクラバ容器圧力は、重大事故等対処設備の機能を有しており、スクラバ容器圧力の検出信号は、弾性圧力検出器からの電流信号を中央制御室の指示部にて圧力信号へ変換する処理を行った後、スクラバ容器圧力を中央制御室に指示し、緊急時対策所にて記録する。（図2「スクラバ容器圧力の概略構成図」参照。）

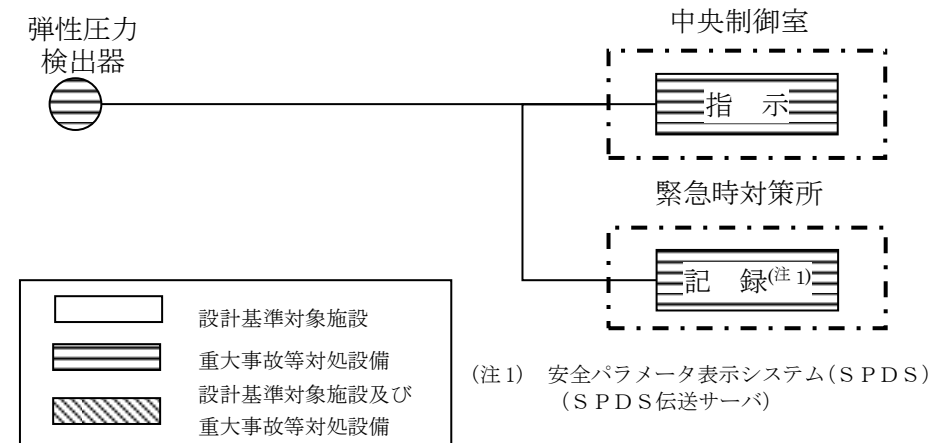


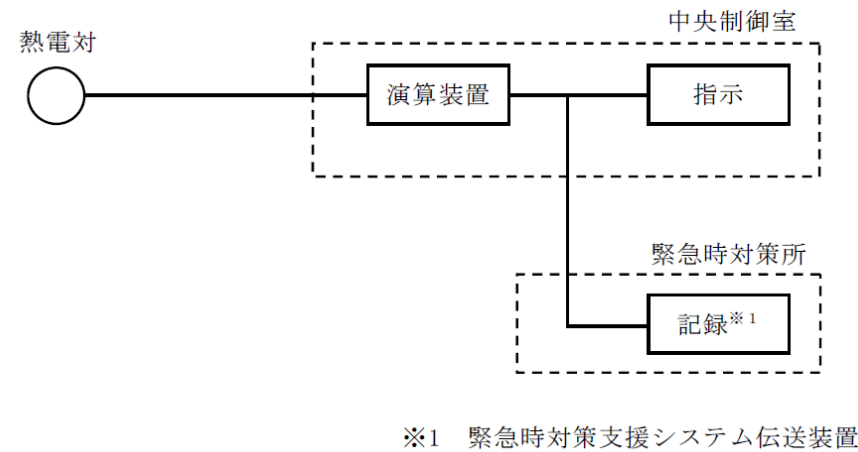
図2 スクラバ容器圧力の概略構成図

・設備の相違
島根2号炉は、現場計器を設置していない

・設備の相違
設備設計の相違による構成の相違

(3) フィルタ装置スクラビング水温度

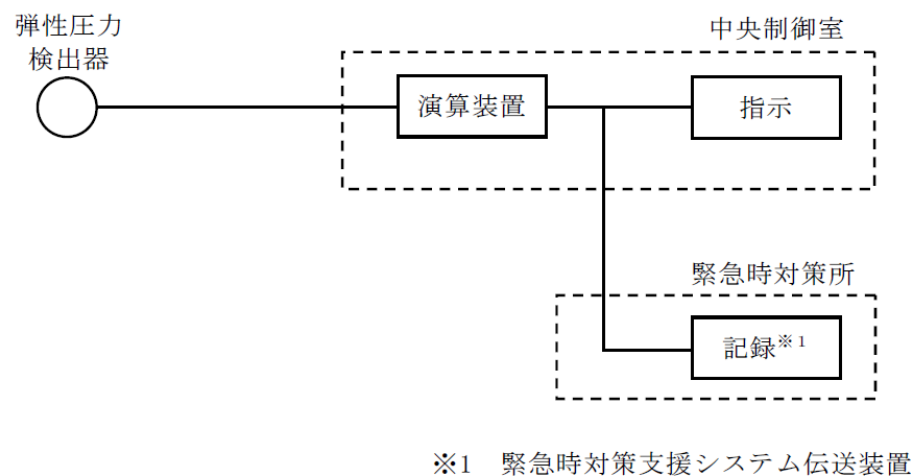
フィルタ装置スクラビング水温度は、重大事故等対処設備の機能を有しており、フィルタ装置スクラビング水温度の検出信号は、熱電対にて温度を電気信号に変換した後、フィルタ装置スクラビング水温度を中央制御室に指示し、記録する。(第3図「フィルタ装置スクラビング水温度の概略構成図」参照。)



第3図 フィルタ装置スクラビング水温度の概略構成図

(4) フィルタ装置排気ライン圧力

フィルタ装置排気ライン圧力 (自主対策設備) の検出信号は、弾性圧力検出器にて圧力を検出し、演算装置にて電気信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置排気ライン圧力を中央制御室に指示し、記録する。(第4図「フィルタ装置排気ライン圧力の概略構成図」参照。)



第4図 フィルタ装置排気ライン圧力の概略構成図

(3) スクラバ容器温度

スクラバ容器温度は、重大事故等対処設備の機能を有しており、スクラバ容器温度の検出信号は、熱電対からの起電力を演算装置にて温度信号へ変換する処理を行った後、スクラバ容器温度を中央制御室に指示し、緊急時対策所にて記録する。(図3「スクラバ容器温度の概略構成図」参照。)

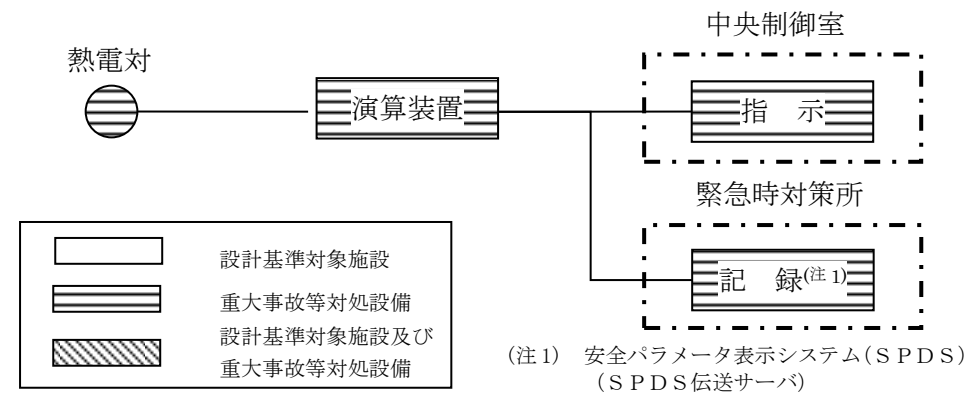


図3 スクラバ容器温度の概略構成図

(4) フィルタ装置出口配管圧力

フィルタ装置出口配管圧力 (自主対策設備) の検出信号は、弾性圧力検出器からの電流信号を演算装置にて圧力信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置出口配管圧力を中央制御室に指示し、緊急時対策所にて記録する。(図4「フィルタ装置出口配管圧力の概略構成図」参照。)

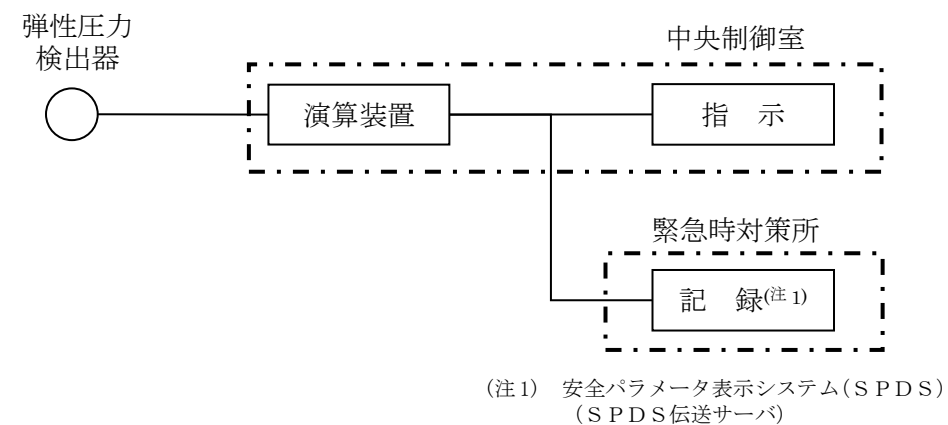
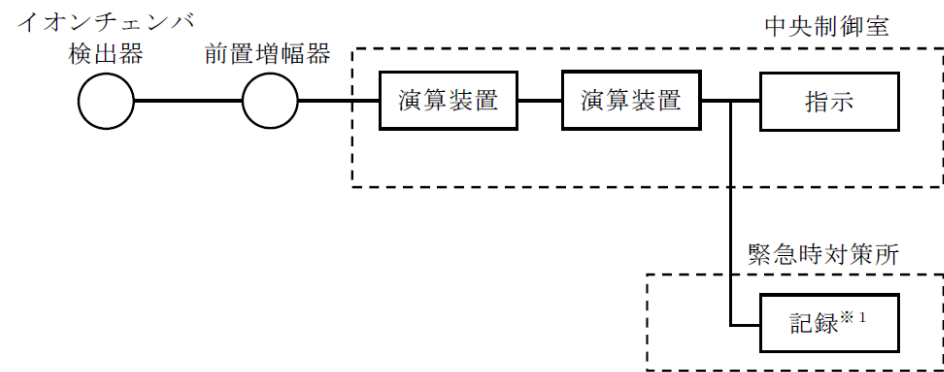


図4 フィルタ装置出口配管圧力の概略構成図

(5) フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)

フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ) は、重大事故等対処設備の機能を有しており、フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ) の検出信号は、イオンチェンバ検出器にて線量当量率を電気信号に変換した後、前置増幅器で電気信号を増幅し、演算装置にて線量当量率信号に変更する処理を行った後、線量当量率を中央制御室に指示し、記録する。(第5図「フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ) の概略構成図」参照。)

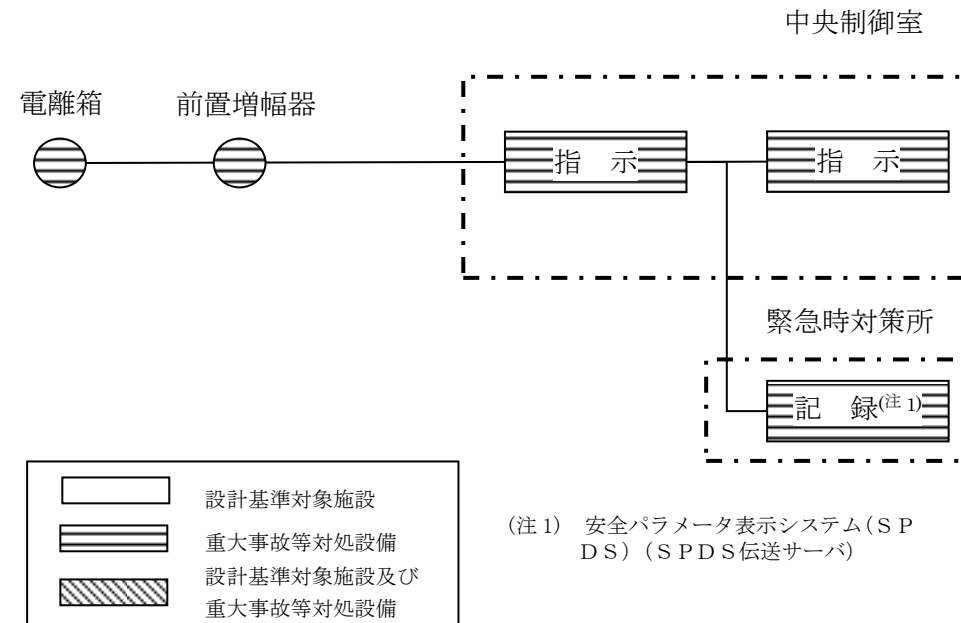


※1 緊急時対策支援システム伝送装置

第5図 フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ) の概略構成図

(5) 第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)

第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ) は、重大事故等対処設備の機能を有しており、第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ) の検出信号は、電離箱からの電流信号を前置増幅器で増幅し、中央制御室の指示部にて線量当量率信号へ変換する処理を行った後、線量当量率を中央制御室に指示し、緊急時対策所にて記録する。(図5「第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ) の概略構成図」参照。)



(注1) 安全パラメータ表示システム(S P D S) (SPDS伝送サーバ)

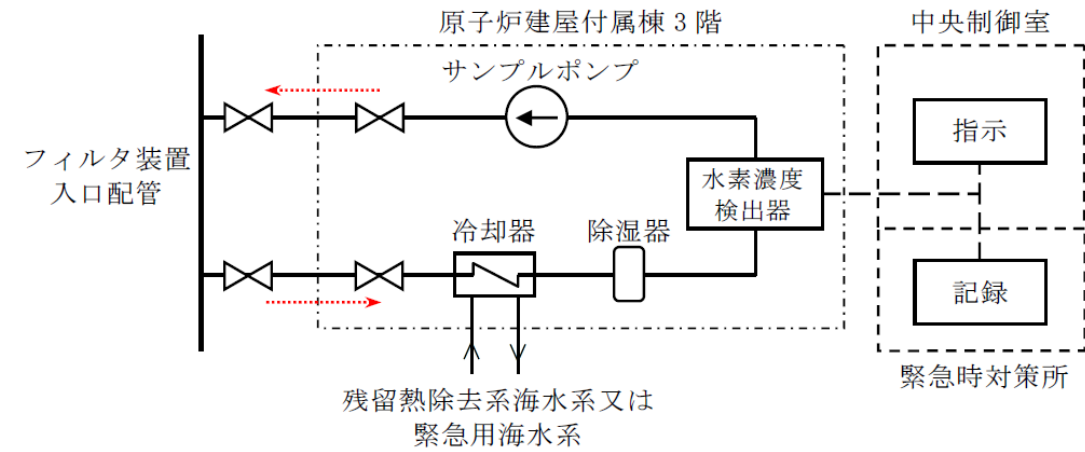
図5 第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ) の概略構成図

・設備の相違
設備設計の相違による構成の相違

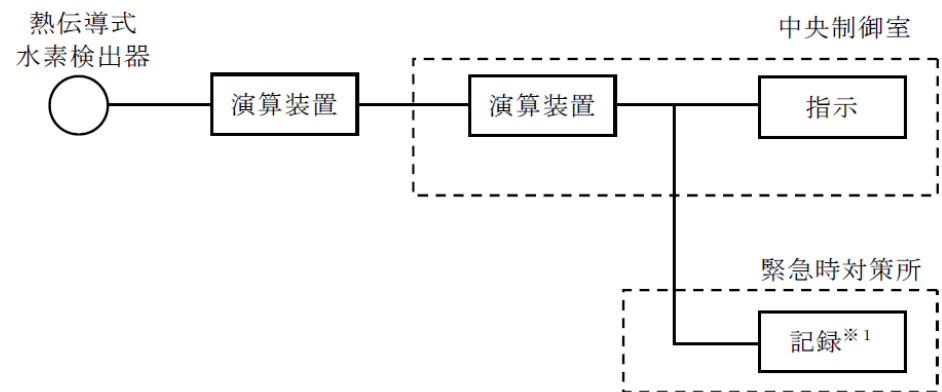
・設備の相違
設備設計の相違による構成の相違

(6) フィルタ装置入口水素濃度

フィルタ装置入口水素濃度は、重大事故等対処設備の機能を有しており、フィルタ装置入口水素濃度の検出信号は、熱伝導式水素検出器にて水素濃度を検出し、演算装置にて電気信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置入口水素濃度を中央制御室に指示し、記録する。
(第6図「フィルタ装置入口水素濃度 システム概要図」及び第7図「フィルタ装置入口水素濃度の概略構成図」参照。)



第6図 フィルタ装置入口水素濃度 システム概要図



※1 緊急時対策支援システム伝送装置

第7図 フィルタ装置入口水素濃度の概略構成図

(6) 第1ベントフィルタ出口水素濃度

第1ベントフィルタ出口水素濃度は、重大事故等対処設備の機能を有しており、第1ベントフィルタ出口水素濃度の検出信号は、熱伝導式水素検出器からの電流信号を前置増幅器で増幅し、演算装置にて水素濃度信号へ変換する処理を行った後、第1ベントフィルタ出口水素濃度を中央制御室に指示し、緊急時対策所にて記録する。(図6「第1ベントフィルタ出口水素濃度 システム概要図」, 図7「第1ベントフィルタ出口水素濃度の概略構成図及び図8「第1ベントフィルタ出口分析車の構成図」参照。)

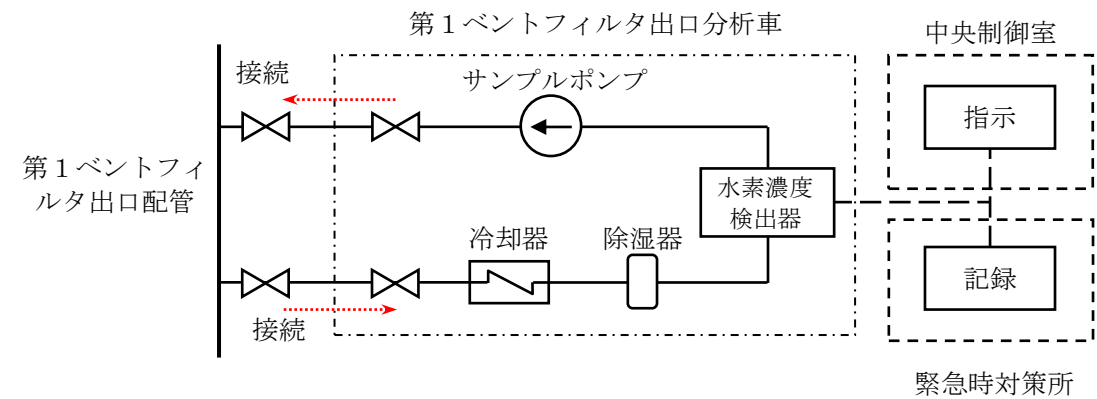


図6 第1ベントフィルタ出口水素濃度 システム概要図

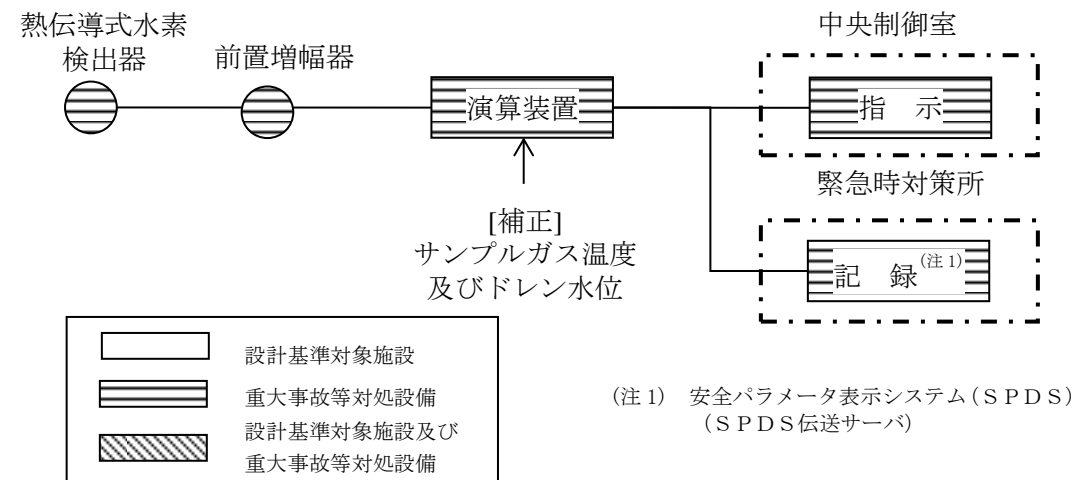


図7 第1ベントフィルタ出口水素濃度の概略構成図

・設備の相違
島根2号炉は、第1ベントフィルタ出口水素濃度が可搬型であり、第1ベントフィルタ出口分析車から第1ベントフィルタ出口配管に接続する設備構成としている

・設備の相違
設備設計の相違による構成の相違

・設備の相違
設備設計の相違による構成の相違

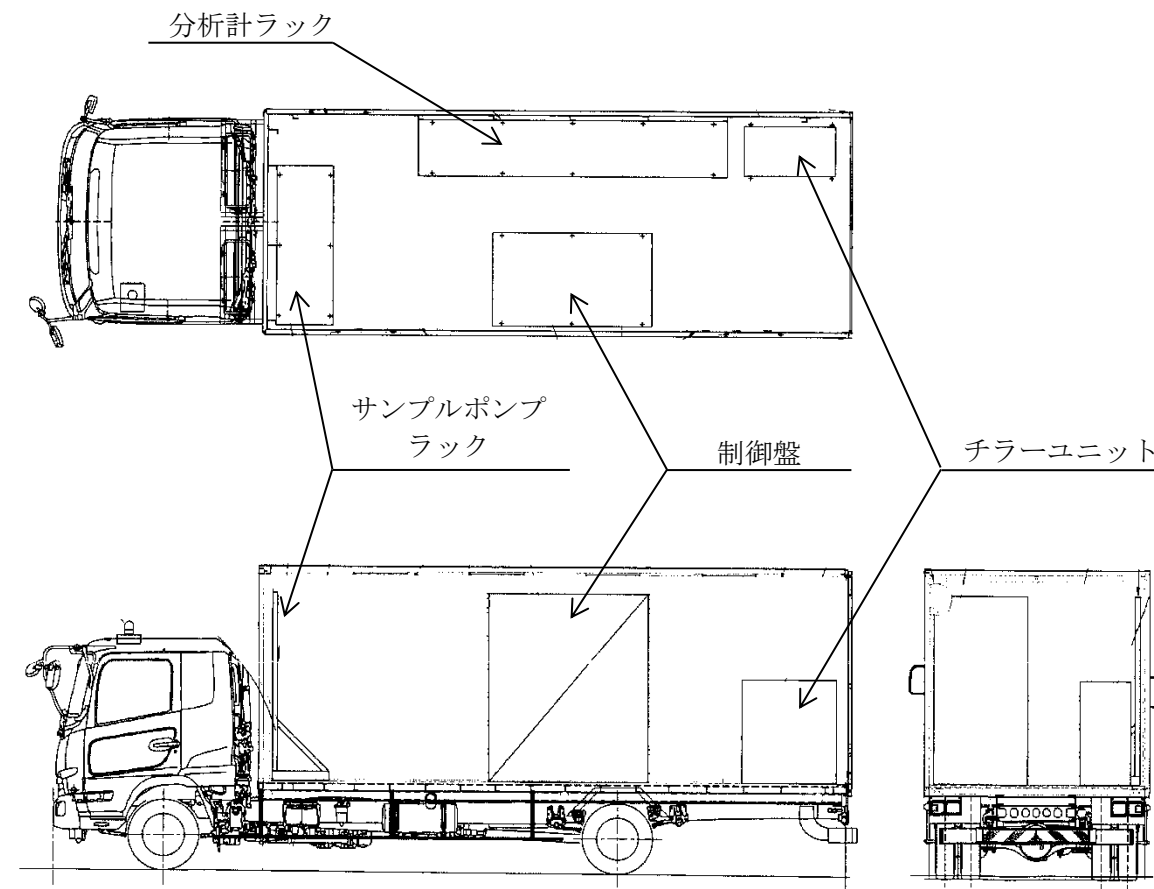


図8 第1ベントフィルタ出口分析車の構造図

・設備の相違
 島根2号炉は、第1ベントフィルタ出口水素濃度が可搬型であり、第1ベントフィルタ出口分析車から第1ベントフィルタ出口配管に接続する設備構成としている

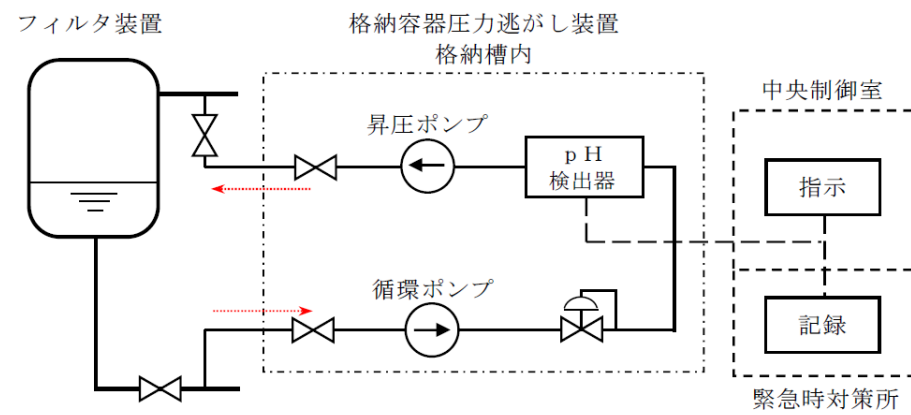
(7) フィルタ装置スクラビング水pH

(7) スクラバ水pH

フィルタ装置スクラビング水pH (自主対策設備) の検出信号は、pH検出器にてpHを検出し、演算装置にて電気信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置スクラビング水pHを中央制御室に指示し、記録する。(第8図「フィルタ装置スクラビング水pHシステム概要図」及び第9図「フィルタ装置スクラビング水pHの概略構成図」参照。)

スクラバ水pHは、スクラバ容器内の水溶液をサンプルポンプで引き込み、pH検出器により計測する。

スクラバ水pHは、(自主対策設備) の検出信号は、pH検出器からの電流信号を中央制御室の指示部にてpH信号へ変換する処理を行った後、スクラバ水pHを中央制御室に指示し、緊急時対策所にて記録する。(図9「スクラバ水pHシステム概要図」及び図10「スクラバ水pHの概略構成図」参照。)



第8図 フィルタ装置スクラビング水pHシステム概要図

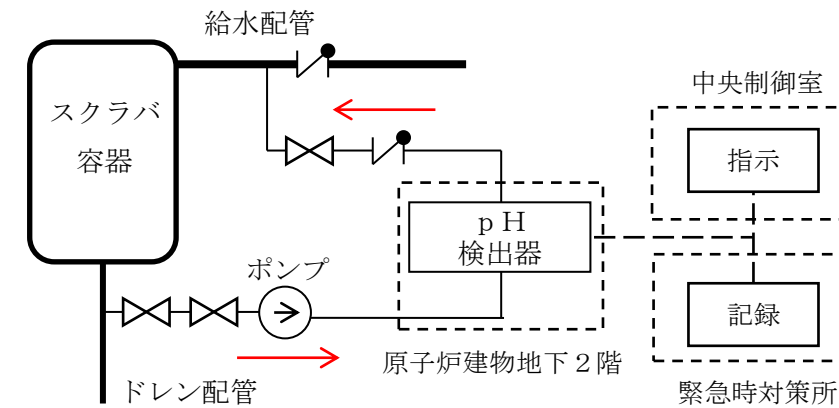
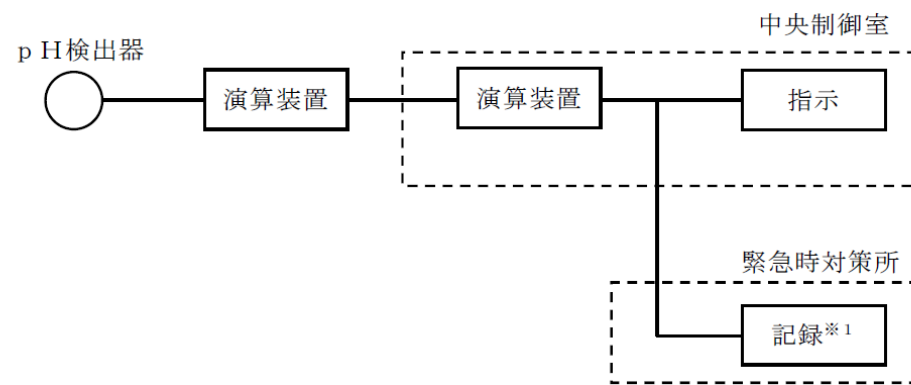
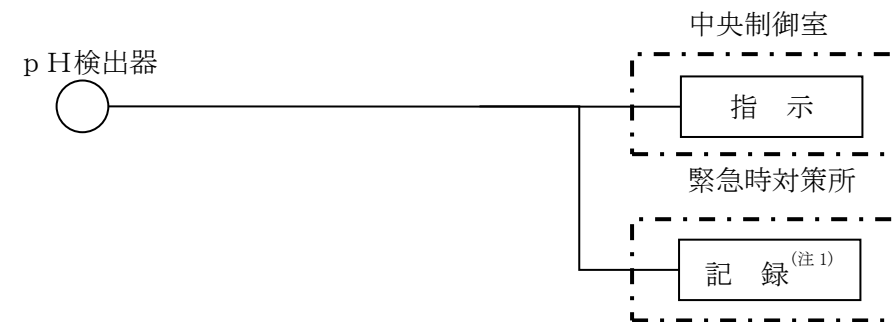


図9 スクラバ水pHシステム概要図



※1 緊急時対策支援システム伝送装置

第9図 フィルタ装置スクラビング水pHの概略構成図



(注1) 安全パラメータ表示システム (SPDS) (SPDS伝送サーバ)

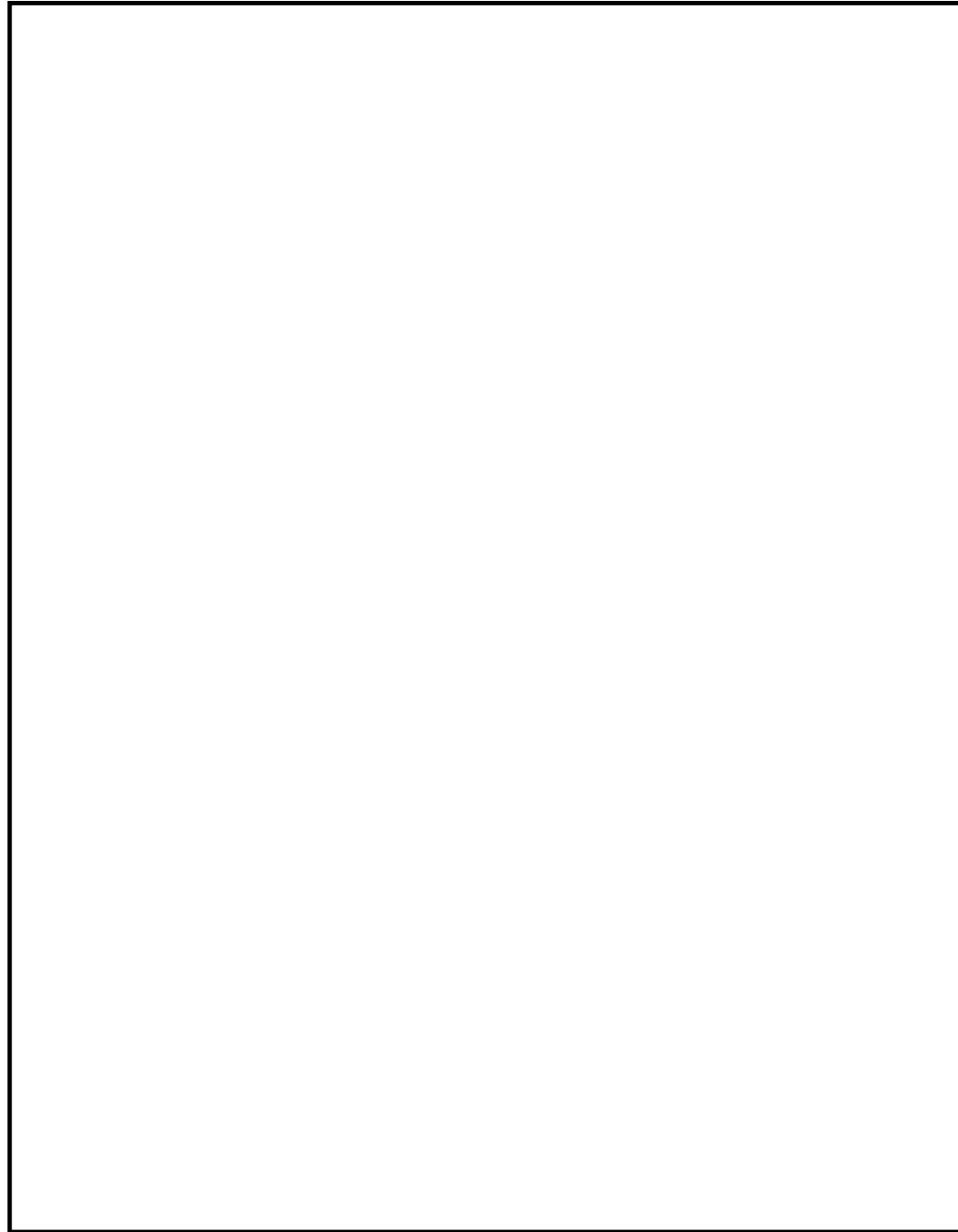
図10 スクラバ水pHの概略構成図

・設備の相違
設備設計の相違による構成の相違

・設備の相違
設備設計の相違による構成の相違

参考 格納容器圧力逃がし装置 計装設備の機器配置図

参考 格納容器フィルタベント系 計装設備の機器配置図



第10図 機器配置図 (原子炉建屋附属棟1階)

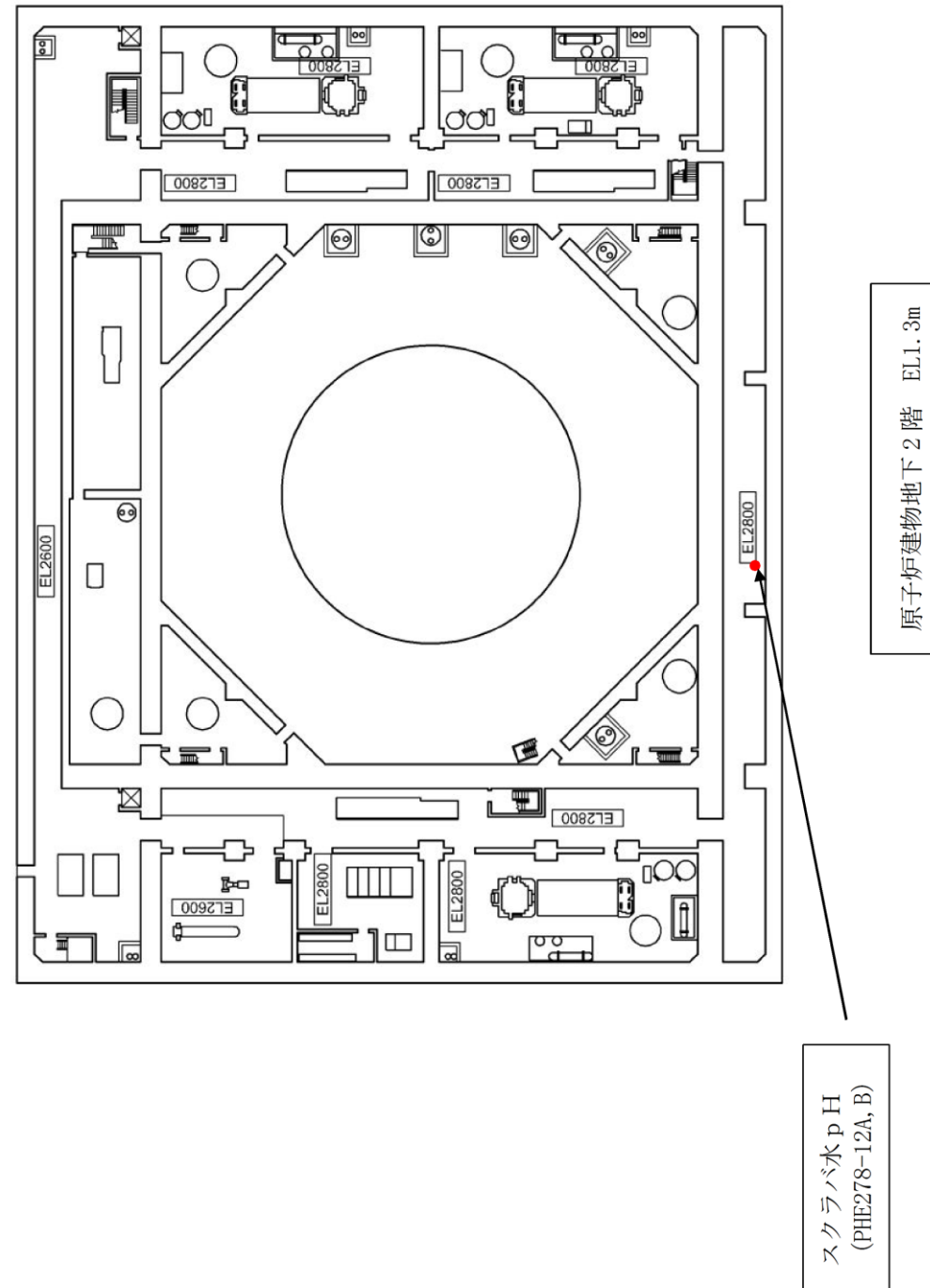
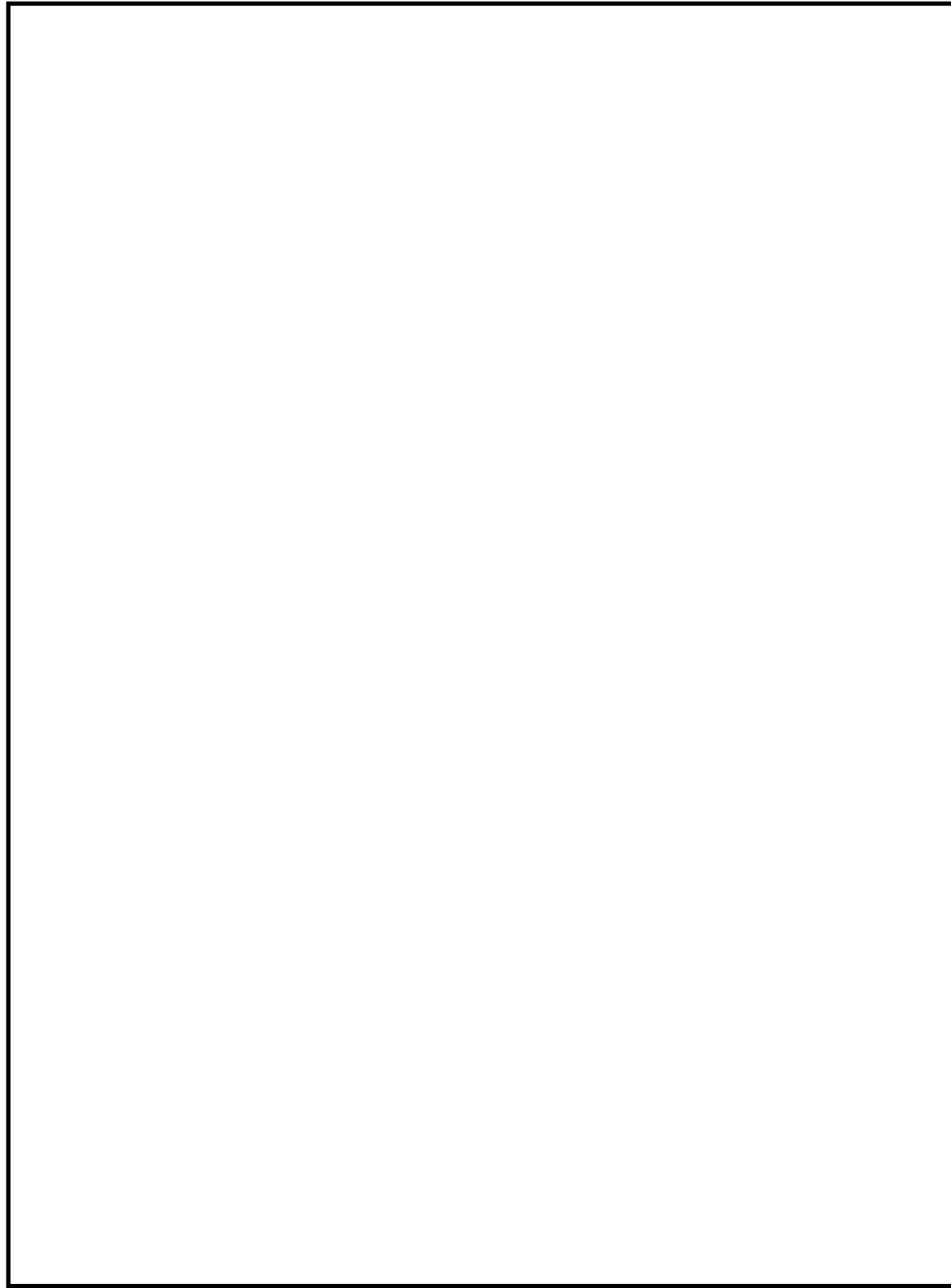


図11 機器配置図 (原子炉建物地下2階)



第 11 図 機器配置図 (原子炉建屋付属棟 3 階)

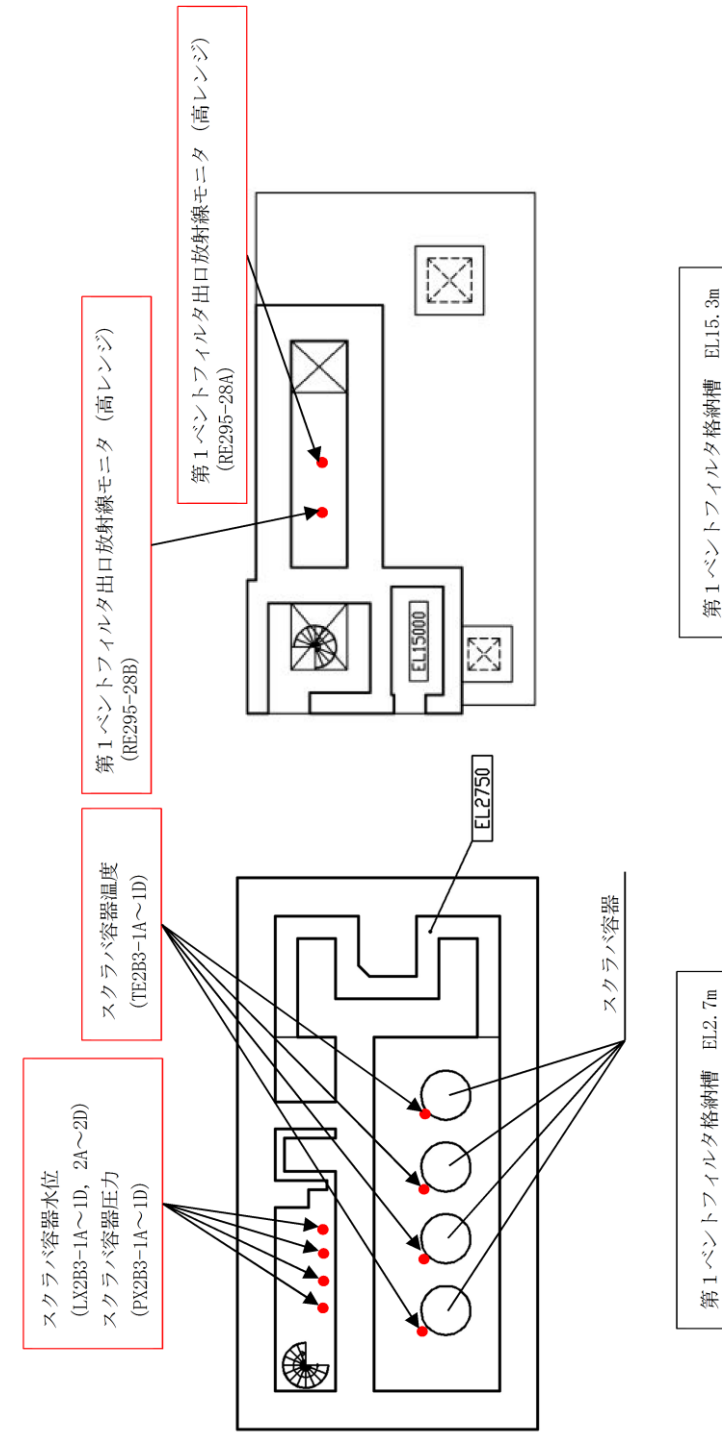
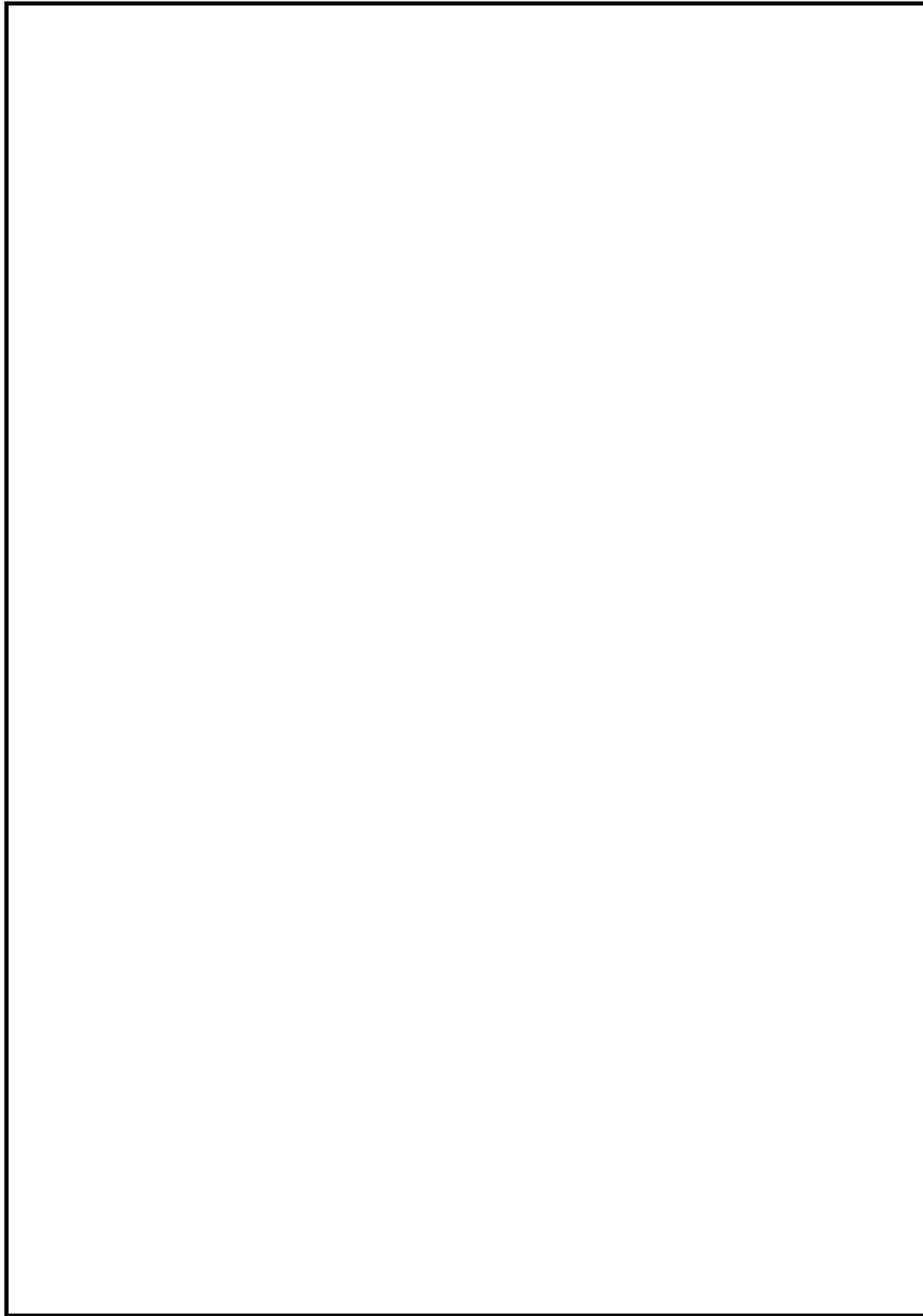


図 12 機器配置図 (第1ベントフィルタ格納槽) (1 / 2)



第12図 機器配置図 (その他の建屋, 屋外)

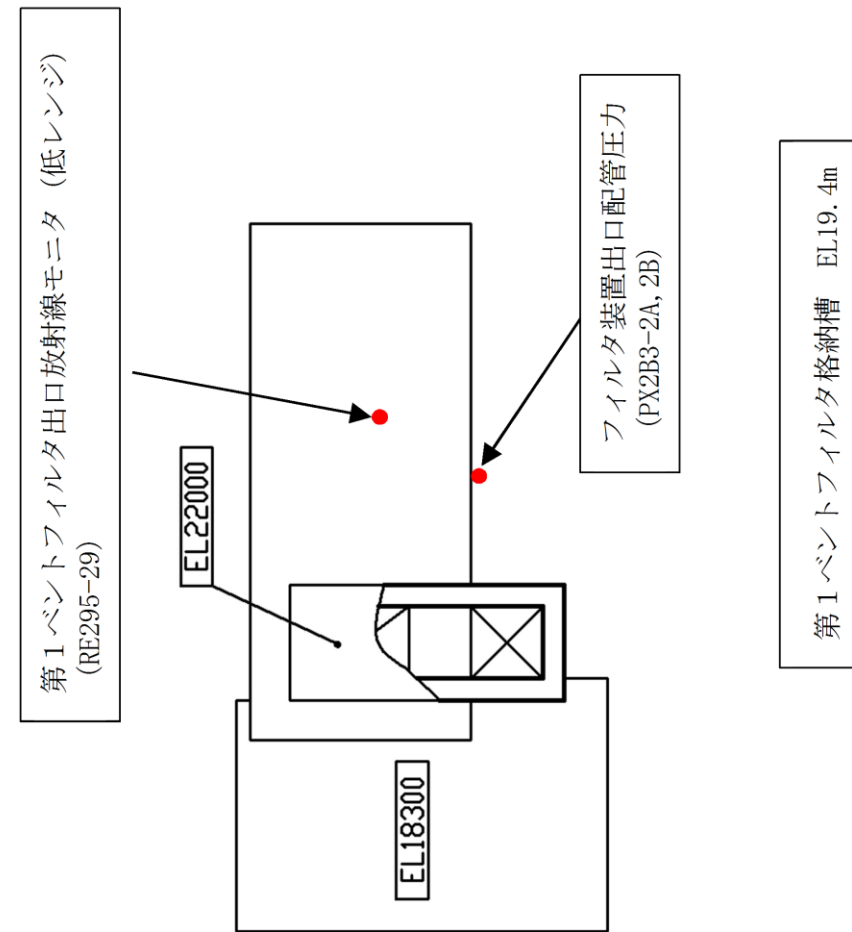


図13 機器配置図 (第1ベントフィルタ格納槽) (2/2)

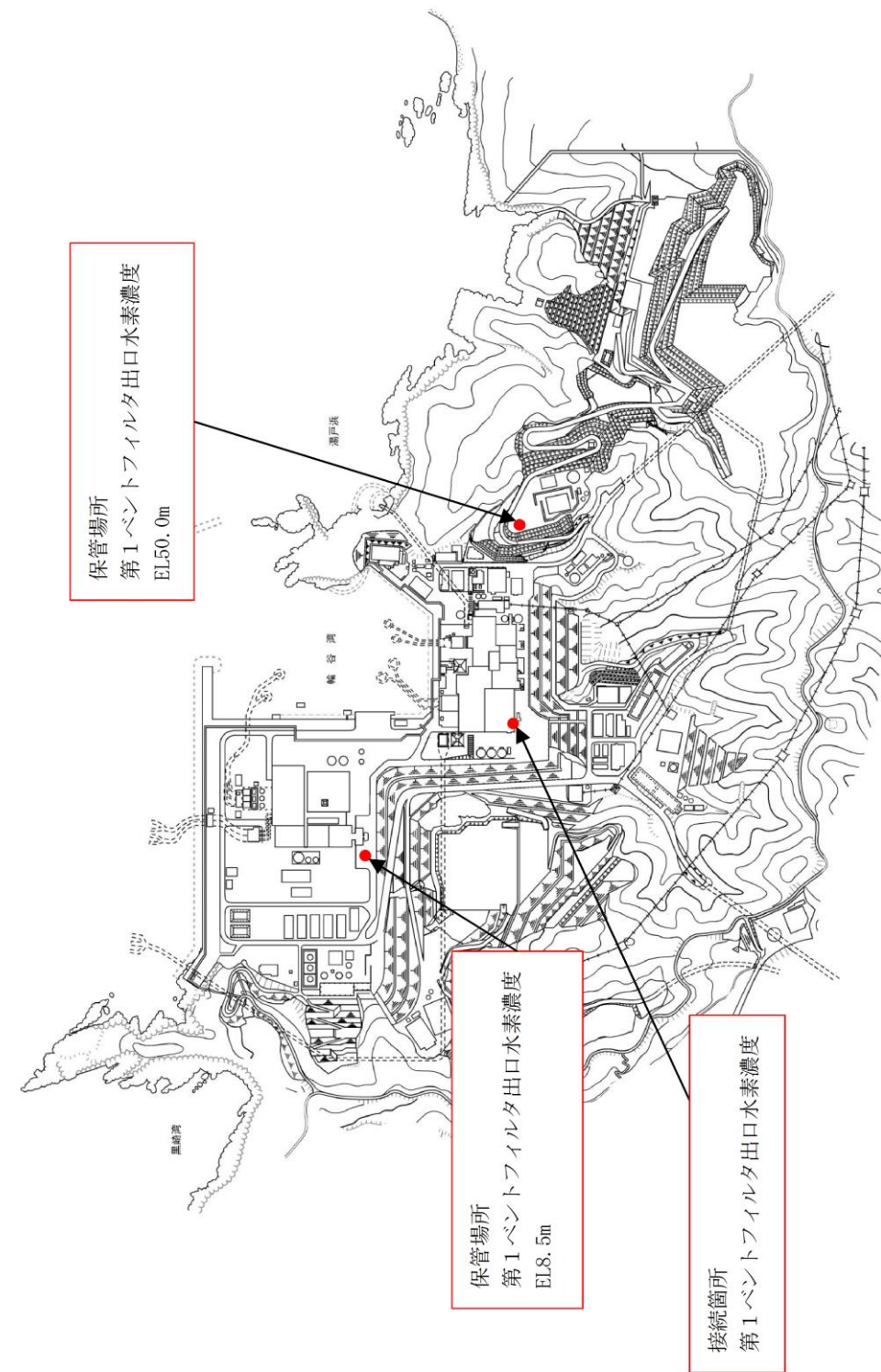
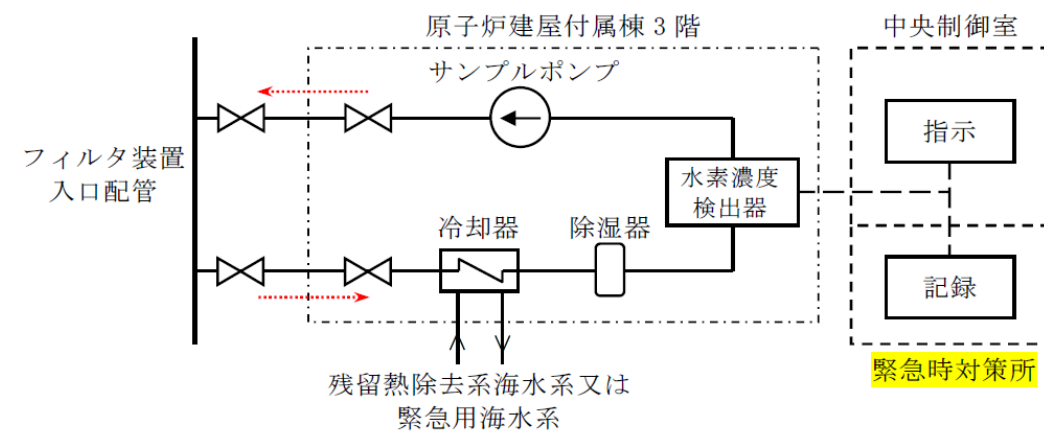


図14 機器配置図(屋外)

フィルタ装置入口水素濃度計の計測時間遅れについて

フィルタ装置入口水素濃度は、格納容器圧力逃がし装置の使用後に配管内に水素が残留していないことにより不活性状態が維持されていることを把握するため、フィルタ装置入口配管内のガスをサンプルポンプで引き込み、除湿器で水分が除去されて、水素濃度検出器にて測定されるようにしている。水素計測後のサンプルガスは格納容器圧力逃がし装置の配管に戻す構成としている。水素濃度検出器により計測した電気信号は演算装置で水素濃度信号に変換し、中央制御室に指示し、記録する。



第1図 フィルタ装置入口水素濃度 システム概要図

なお、フィルタ装置入口配管内のガスのサンプリング点は、フィルタ装置入口配管の頂部の原子炉建屋原子炉棟5階であり、そこから水素濃度検出器までの時間遅れは以下のとおりである。

- ・サンプリング配管長 (サンプリング点～水素濃度検出器) : 約99m
 - ・サンプリング配管の断面積 : 359.7mm² (3.597×10⁻⁴ m²)
 - ・サンプルポンプの定格流量 : 約1L/min (約1×10⁻³ m³/min)
 - ・サンプルガス流速 (流量÷配管断面積) : 約2.8m/min
- なお、ガスは標準状態 (0℃, 101.325kPa [abs]) として算出。

第1表 フィルタ装置入口水素濃度の時間遅れ

時間遅れ	約36分
------	------

第1ベントフィルタ出口水素濃度の計測時間遅れについて

第1ベントフィルタ出口水素濃度は、格納容器フィルタベント系の使用後に配管内に水素が残留していないことにより不活性状態が維持されていることを把握するため、第1ベントフィルタ出口配管内のガスをサンプルポンプで引き込み、除湿器で水分が除去されて、水素濃度検出器にて測定されるようにしている。水素計測後のサンプルガスは格納容器フィルタベント系の配管に戻す構成としている。水素濃度検出器からの電流信号を前置増幅器で増幅し、演算装置で水素濃度信号に変換し、中央制御室に指示し、緊急時対策所にて記録する。

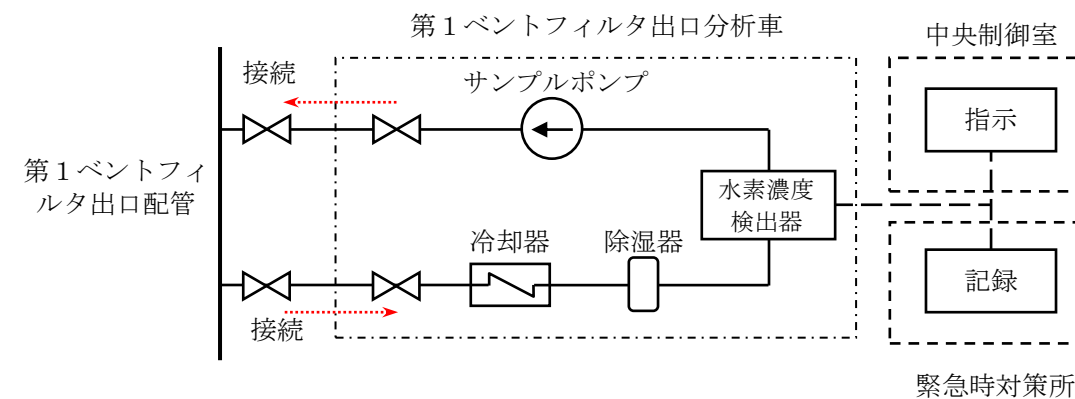


図1 第1ベントフィルタ出口水素濃度 システム概要図

なお、第1ベントフィルタ出口配管内のガスのサンプリング点は、フィルタ装置出口配管の集合部であり、そこから水素濃度検出器までの時間遅れは以下のとおりである。

- ・サンプリング配管長 (サンプリング点～水素濃度検出器) : 約46m
 - ・サンプリング配管の内容積 : 11.25×10⁻³ m³
 - ・サンプルポンプの定格流量 : 約1L/min (約1×10⁻³ m³/min)
 - ・時間遅れ (配管内容積÷流量) : 約11.25 min
- なお、ガスは標準状態 (0℃, 101.325kPa [abs]) として算出。

表1 第1ベントフィルタ出口水素濃度の時間遅れ

時間遅れ	約12分
------	------

・設備の相違
島根2号炉は、第1ベントフィルタ出口配管の水素濃度を測定する設計としている

・設備の相違

・設備の相違
島根2号炉は、第1ベントフィルタ出口配管の水素濃度を測定する設計としている

・設備の相違
設備設計の相違による構成の相違

・設備の相違

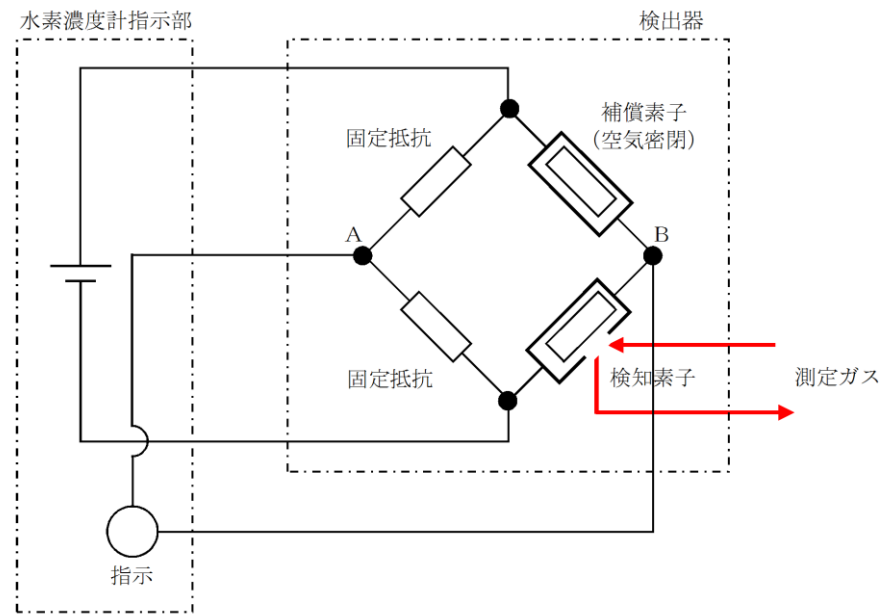
<参考>

a. 水素濃度計の測定原理

水素濃度検出器は、熱伝導式を用いる計画であり、第2図に示すとおり、検知素子と補償素子（サーミスタ）及び2つの固定抵抗でブリッジ回路が構成されている。検知素子の部分に、サンプリングされたガスが流れるようになっており、補償素子には基準となる標準空気が密閉されており測定対象ガスとは接触しない構造になっている。

水素濃度指示計部より電圧を印加して検知素子と補償素子の両方のサーミスタを約120℃に加熱した状態で、検知素子側に水素を含む測定ガスを流すと、測定ガスが熱を奪い、検知素子の温度が低下することにより抵抗が低下する。

この検知素子の抵抗が低下するとブリッジ回路の平衡が失われ、第2図のA B間に電位差が生じる。この電位差が水素濃度に比例する原理を用いて、水素濃度を測定する。



第2図 水素濃度計検出回路の概要図

<参考>

a. 水素濃度計の測定原理

水素濃度検出器は、熱伝導度式であり、図1に示すとおり、検知素子と補償素子（サーミスタ）及び2つの固定抵抗でブリッジ回路が構成されている。検知素子の部分に、サンプリングされたガスが流れるようになっており、補償素子には基準となる標準空気が密閉されており測定対象ガスとは接触しない構造になっている。

水素濃度指示計部より電圧を印加して検知素子と補償素子の両方のサーミスタを加熱した状態で、検知素子側に水素を含む測定ガスを流すと、測定ガスが熱を奪い、検知素子の温度が低下することにより抵抗が変化する。

この検知素子の抵抗の変化によりブリッジ回路の平衡が失われ、図1のA B間に電位差が生じる。この電位差が水素濃度に比例する原理を用いて、水素濃度を測定する。

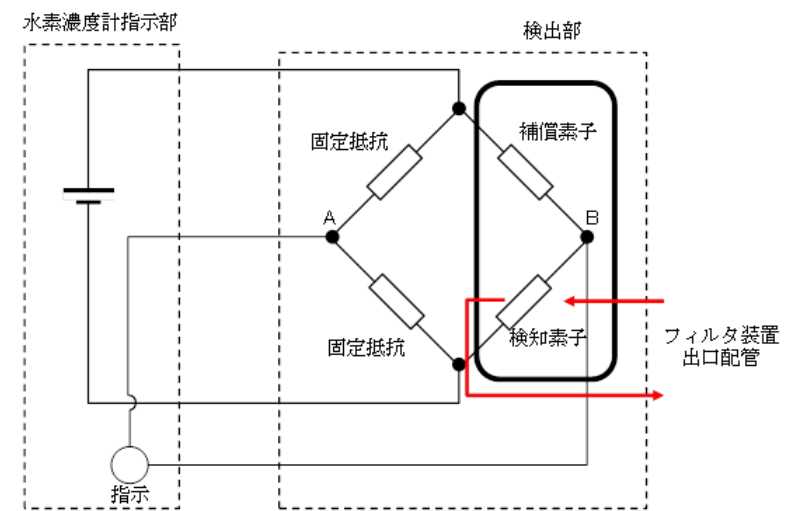


図1 水素濃度計検出回路の概要図

b. 水素濃度の測定

水素濃度検出器は「a.」で示したとおり標準空気に対する測定ガスの熱伝導の差を検出する方式のものであり、酸素、窒素などの空気中のガスに対し、水素の熱伝導率の差が大きいことを利用しているものである。水素の熱伝導率は、約0.18W/(m・K) at27°Cである一方、酸素、窒素は、約0.02W/(m・K) at27°Cと水素より1桁小さく、これらのガス成分の変動があっても水素濃度計測に対する大きな誤差にはならない。

b. 水素濃度の測定

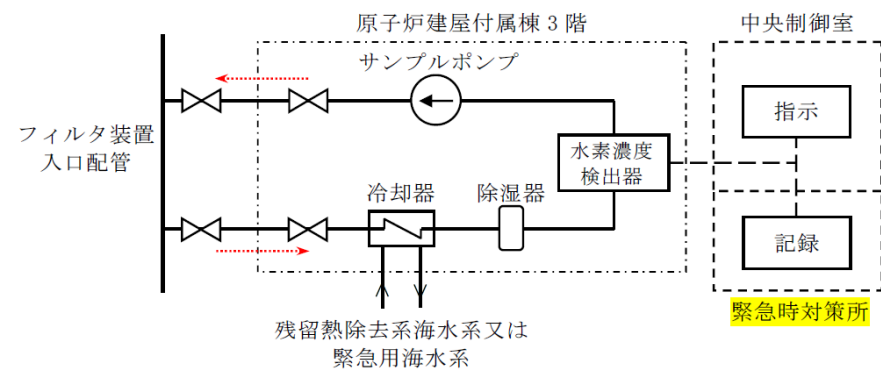
水素濃度検出器は「a.」で示したとおり標準空気に対する測定ガスの熱伝導の差を検出する方式のものであり、酸素、窒素などの空気中のガスに対し、水素の熱伝導率の差が大きいことを利用しているものである。水素の熱伝導率は、約0.18W/(m・K) at27°Cである一方、酸素、窒素は、約0.02W/(m・K) at27°Cと水素より1桁小さく、これらのガス成分の変動があっても水素濃度計測に対する大きな誤差にはならない。

c. 水素濃度測定システムの構成

フィルタ装置入口配管内のガスをサンプルポンプで引き込み、除湿器で水分が除去されて、ほぼドライ状態で水素濃度検出器にて測定されるようにしている。

c. 水素濃度測定システムの構成

第1ベントフィルタ出口配管内のガスをサンプルポンプで引き込み、除湿器で水分が除去されて、ドライ状態で水素濃度検出器にて測定されるようにしている。また、測定されたドライ条件の水素濃度からウェット条件の水素濃度への補正を行う。



第3図 フィルタ装置入口水素濃度 システム概要図

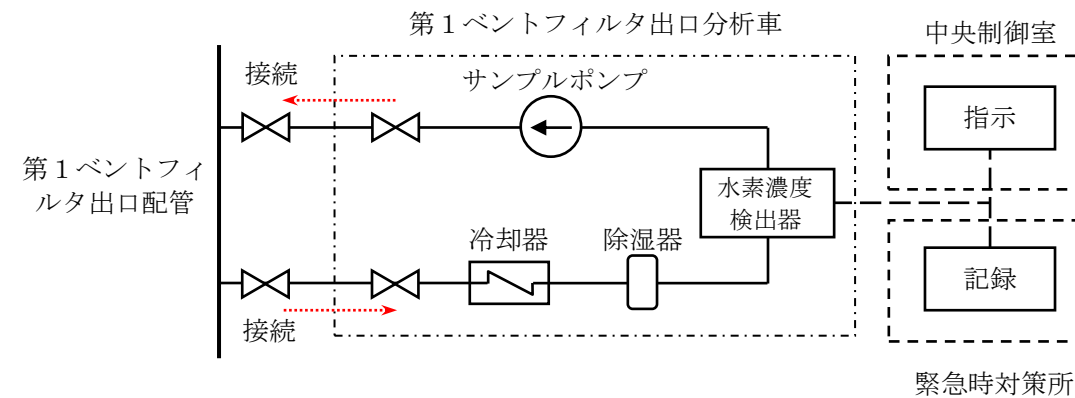


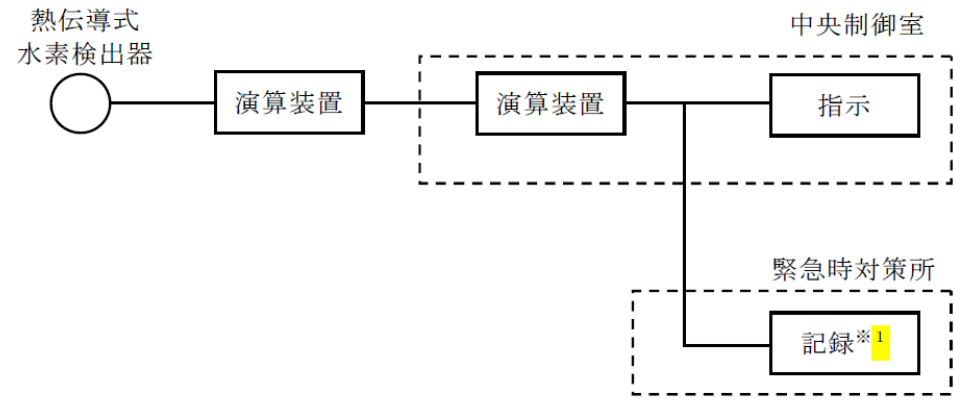
図2 第1ベントフィルタ出口水素濃度 システム概要図

・設備の相違
島根2号炉は、第1ベントフィルタ出口配管の水素濃度を測定する設計としている

・設備の相違

d. 水素濃度計の仕様

種類 熱伝導式水素濃度検出器
 計測範囲 0~100vol%
 個数 2
 設置場所 原子炉建屋附属棟3階(二次格納施設外)



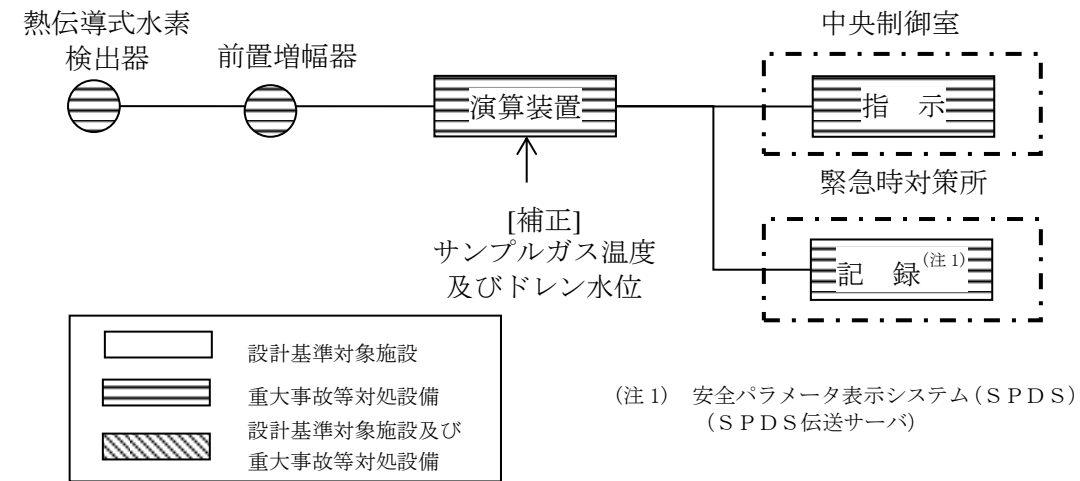
※1 緊急時対策支援システム伝送装置

第4図 フィルタ装置入口水素濃度の概略構成図

水素濃度計の計測範囲0~100vol%において、計器仕様は最大±2.5%の誤差を、計測範囲0~20vol%に切り替えた場合は±0.5%の誤差を生じる可能性があるが、この誤差があることを理解した上で、フィルタ装置使用後の配管内の水素濃度の推移、傾向(トレンド)を監視していくことができる。

d. 水素濃度計の仕様

種類 熱伝導式水素検出器
 計測範囲 0~20vol%/0~100vol%
 個数 1(予備1)
 設置場所 屋外



(注1) 安全パラメータ表示システム(SPDS)
(SPDS伝送サーバ)

図3 第1ベントフィルタ出口水素濃度の概略構成図

水素濃度計の計測範囲0~100vol%において、計器仕様は最大±3.0vol%の誤差を、計測範囲0~20vol%に切り替えた場合は±0.6vol%の誤差を生じる可能性があるが、この誤差があることを理解した上で、フィルタ装置使用後の配管内の水素濃度の推移、傾向(トレンド)を監視していくことができる。

・設備の相違
 設備設計の相違による構成の相違

・設備の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 42</p> <p>計装設備が計測不能になった場合の推定方法, 監視場所について</p> <p>(1) 計装設備の個数の考え方について</p> <p><u>格納容器圧力逃がし装置</u>の計装設備は, 系統運転時において計装設備の機能喪失が<u>格納容器圧力逃がし装置</u>の機能維持のための監視及び放射性物質の除去性能の監視に直接係るパラメータについては, 計器を多重化する設計としている。</p> <p>多重化対象の監視パラメータは以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>フィルタ装置水位</u> ・<u>フィルタ装置出口放射線モニタ</u> (高レンジ) <p>(2) 計測不能となった場合の推定方法について</p> <p><u>格納容器圧力逃がし装置</u>の計装設備は, 計器の故障等により計測ができない場合においても代替パラメータによる推定が可能である。各主要パラメータに対する代替パラメータ及び代替パラメータによる推定方法を第1表に, 計装設備概略構成図を第1図に示す。</p> <p>(3) 計装設備の監視場所の考え方について</p> <p><u>格納容器圧力逃がし装置</u>の計装設備は, 中央制御室において集中監視を行う設計としている。また, 中央制御室の運転員を介さず, 事故状態を把握できるよう緊急時対策所においても監視可能とする。なお, <u>フィルタ装置水位</u>と<u>フィルタ装置圧力</u>は, スクラビング水の補給・移送操作及び<u>窒素置換操作</u>時に現場でも確認できるように, 現場計器も設置する計画である。</p>	<p style="text-align: right;">別紙 29</p> <p>計装設備が計測不能になった場合の推定方法, 監視場所について</p> <p>(1) 計装設備の個数の考え方について</p> <p><u>格納容器フィルタベント系</u>の計装設備は, 系統運転時において計装設備の機能喪失が<u>格納容器フィルタベント系</u>の機能維持のための監視及び放射性物質の除去性能の監視に直接係るパラメータについては, 計器を多重化する設計としている。</p> <p>多重化対象の監視パラメータは以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>スクラバ容器水位</u> ・<u>スクラバ容器圧力</u> ・<u>スクラバ容器温度</u> ・<u>第1ベントフィルタ出口放射線モニタ</u> (高レンジ) <p>(2) 計測不能となった場合の推定方法について</p> <p><u>格納容器フィルタベント系</u>の計装設備は, 計器の故障等により計測ができない場合においても代替パラメータによる推定が可能である。各主要パラメータに対する代替パラメータ及び代替パラメータによる推定方法を表1に, 計装設備概略構成図を図1に示す。</p> <p>(3) 計装設備の監視場所の考え方について</p> <p><u>格納容器フィルタベント系</u>の計装設備は, 中央制御室において集中監視を行う設計としている。また, 中央制御室の運転員を介さず, 事故状態を把握できるよう緊急時対策所においても監視可能とする。なお, <u>スクラバ容器水位</u>は, スクラビング水の補給・移送操作時に現場でも確認できるように, 現場計器も設置する。</p>	<p>・設備の相違 島根2号炉は, 多重化している</p> <p>・設備の相違 島根2号炉は, スクラバ容器水位について, 現場計器も設置している</p>

第1表 格納容器圧力逃がし装置の代替パラメータによる推定方法

主要パラメータ	個数	監視場所	計測範囲	監視目的	代替パラメータ	代替パラメータによる推定方法
① フィルタ装置水位	2	中央制御室, 緊急時対策所	180~5,500mm	フィルタ装置性能維持のための水位監視	① フィルタ装置水位	① フィルタ装置水位の1チャンネルが故障した場合は、他チャンネルのフィルタ装置水位により計測する。
	1 ^{※3}	現場			— ^{※4}	— ^{※4}
② フィルタ装置圧力	1	中央制御室, 緊急時対策所	0~1.0MPa [gauge]	系統運転中に格納容器閉気ガスがフィルタ装置に導かれていることの確認	① フィルタ装置スクラビング水温度	① 容器内は飽和状態であるため、スクラビング水温度からフィルタ装置圧力を推定する。
	1 ^{※3}	現場			— ^{※4}	— ^{※4}
③ フィルタ装置スクラビング水温度	1 ^{※1}	中央制御室, 緊急時対策所	0~300℃	フィルタ装置の温度監視	① フィルタ装置スクラビング水温度 (予備側検出素子使用)	① 常用側検出素子が故障した場合は、予備側検出素子により計測する。 ② 容器内は飽和状態であるため、フィルタ装置圧力からスクラビング水温度を推定する。
	1	中央制御室, 緊急時対策所			— ^{※4}	— ^{※4}
④ フィルタ装置排気ライン圧力 ^{※3}	1	中央制御室, 緊急時対策所	0~100kPa [gauge]	系統待機時の窒素封入による不活性状態の確認	— ^{※4}	— ^{※4}
	2	中央制御室, 緊急時対策所	10 ⁻² ~10 ³ Sv/h	系統運転中に放出される放射線物質濃度の確認	① フィルタ装置出口放射線モニタ ^{※2}	① フィルタ装置出口放射線モニタの1チャンネルが故障した場合は、他チャンネルのフィルタ装置出口放射線モニタにより計測する。 ② フィルタ装置出口の放射線モニタ又は可搬型モニタリング・ポストの指示値から放射線量を推定する。
1	中央制御室, 緊急時対策所	10 ⁻³ ~10 ⁴ mSv/h	② モニタリング・ポスト又は可搬型モニタリング・ポスト			
⑥ フィルタ装置入口水素濃度	2	中央制御室, 緊急時対策所	0~100vol%	事故収束時の系統内の水素濃度の確認	① フィルタ装置入口水素濃度	① フィルタ装置入口水素濃度の1チャンネルが故障した場合は、他チャンネルのフィルタ装置入口水素濃度により計測する。
	1	中央制御室, 緊急時対策所	pH0~14	フィルタ装置性能維持のための pH 監視	— ^{※4}	— ^{※4}

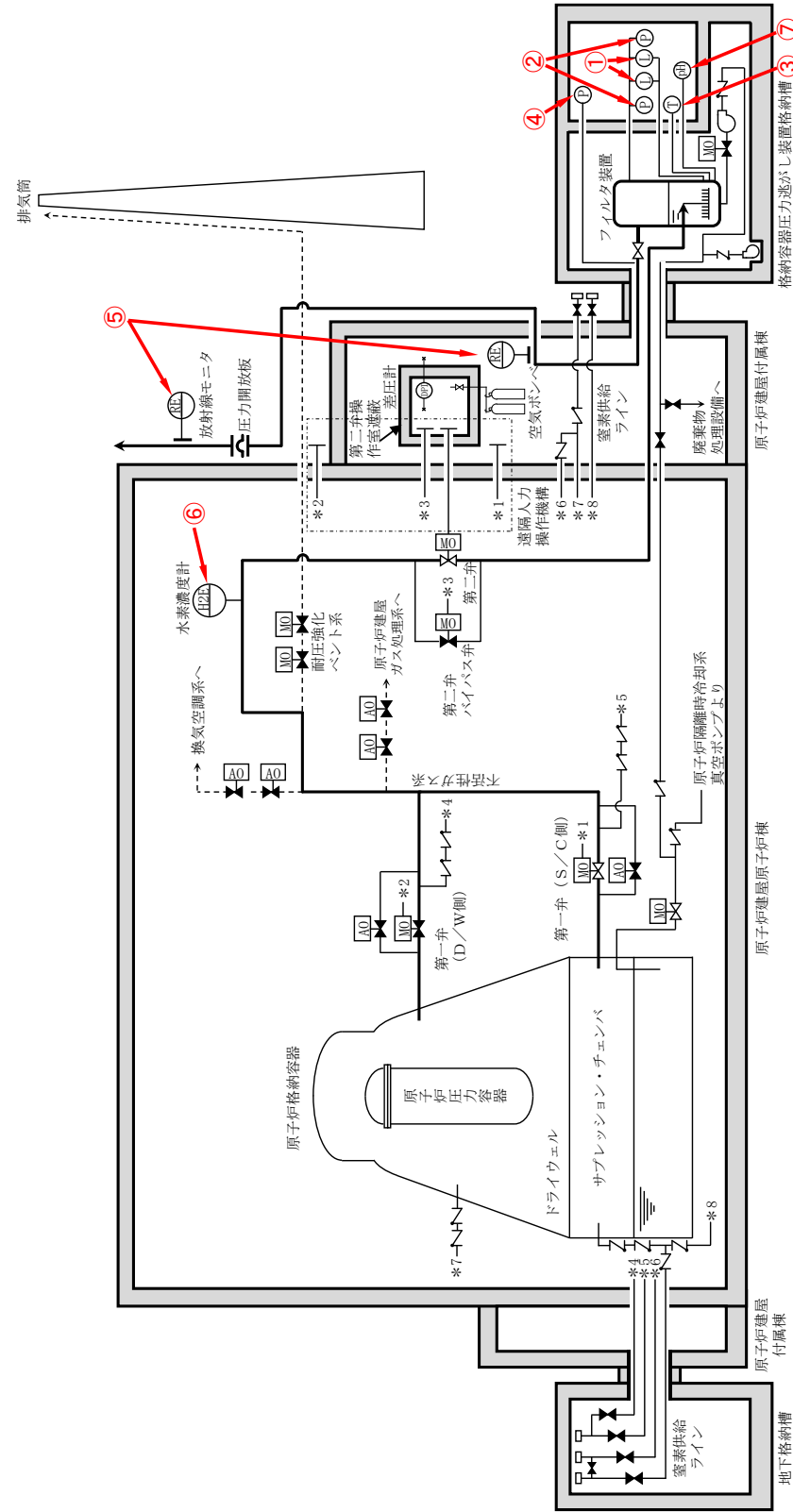
※1：温度検出器の検出素子は2重化（ダブルエレメント）している。 ※2：フィルタ装置出口放射線モニタ（高レンジ）のみ他チャンネルにより計測する。
 ※3：自主対策設備 ※4：自主対策設備のため代替パラメータによる推定は除く。

表1 格納容器フィルタメント系の代替パラメータによる推定方法

監視パラメータ ^{※1}	個数	監視場所	計測範囲	監視目的	代替パラメータ	代替パラメータによる推定方法
① スクラバ容器水位	8	中央制御室, 緊急時対策所 現場		スクラバ容器性能維持のための水位監視	① スクラバ容器水位	① スクラバ容器水位の1チャンネルが故障した場合は、他チャンネルのスクラバ容器水位により測定する。
	4	中央制御室, 緊急時対策所	0~1MPa [gauge]	系統運転中に格納容器内閉気ガスがフィルタ装置へ導かれていることの確認	① スクラバ容器圧力 ② ドライウェル圧力 (SA) サプレッション・チェンバ圧力 (SA)	① スクラバ容器圧力の1チャンネルが故障した場合は、他チャンネルのスクラバ容器圧力により測定する。 ② ドライウェル圧力 (SA) 又はサプレッション・チェンバ圧力 (SA) の傾向監視により格納容器圧力逃がし装置の健全性を推定する。
③ スクラバ容器温度	4	中央制御室, 緊急時対策所	0~300℃	スクラバ容器の温度監視	① スクラバ容器温度	① スクラバ容器温度の1チャンネルが故障した場合は、他チャンネルのスクラバ容器温度により推定する。
	2	中央制御室, 緊急時対策所	0~100kPa [gauge]	系統待機時の窒素封入による不活性状態の確認	— ^{※4}	— ^{※4}
④ フィルタ装置出口配管圧力 ^{※3}	1	中央制御室, 緊急時対策所	0~20vol%/ 0~100vol%	事故収束時の系統内の水素濃度の確認	① 第1ベントフィルタ出口水素濃度 (予備) ② 格納容器水素濃度 格納容器水素濃度 (SA)	① 第1ベントフィルタ出口水素濃度が故障した場合は、予備の第1ベントフィルタ出口水素濃度により推定する。 ② 原子炉格納容器内の水素ガスが格納容器フィルタメント系の配管内を通過することから、格納容器水素濃度及び格納容器水素濃度 (SA) により推定する。
	2	中央制御室, 緊急時対策所	高レンジ: 10 ⁻² ~10 ³ Sv/h 低レンジ: 10 ⁻³ ~10 ⁴ mSv/h	系統運転中に放出される放射線物質濃度の確認	① 第1ベントフィルタ出口放射線モニタ ^{※2} ② モニタリング・ポスト又は可搬型モニタリング・ポスト	① 第1ベントフィルタ出口放射線モニタの1チャンネルが故障した場合は、他チャンネルの第1ベントフィルタ出口放射線モニタにより測定する。 ② 第1ベントフィルタ出口の放射線モニタ又は可搬型モニタリング・ポストから放射線線量率を推定する。
⑦ スクラバ水 pH ^{※3}	2	中央制御室, 緊急時対策所	pH 0~14	スクラバ容器性能維持のための pH 監視	— ^{※4}	— ^{※4}

※1：監視パラメータの数字は図1の○数字に対応する。
 ※2：第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ）のみ多チャンネルにより計測する。
 ※3：自主対策設備 ※4：自主対策設備のため代替パラメータによる推定は除く。

・設備の相違
 設備設計の相違による構成の相違



第1図 格納容器圧力逃がし装置 計装設備概略構成図

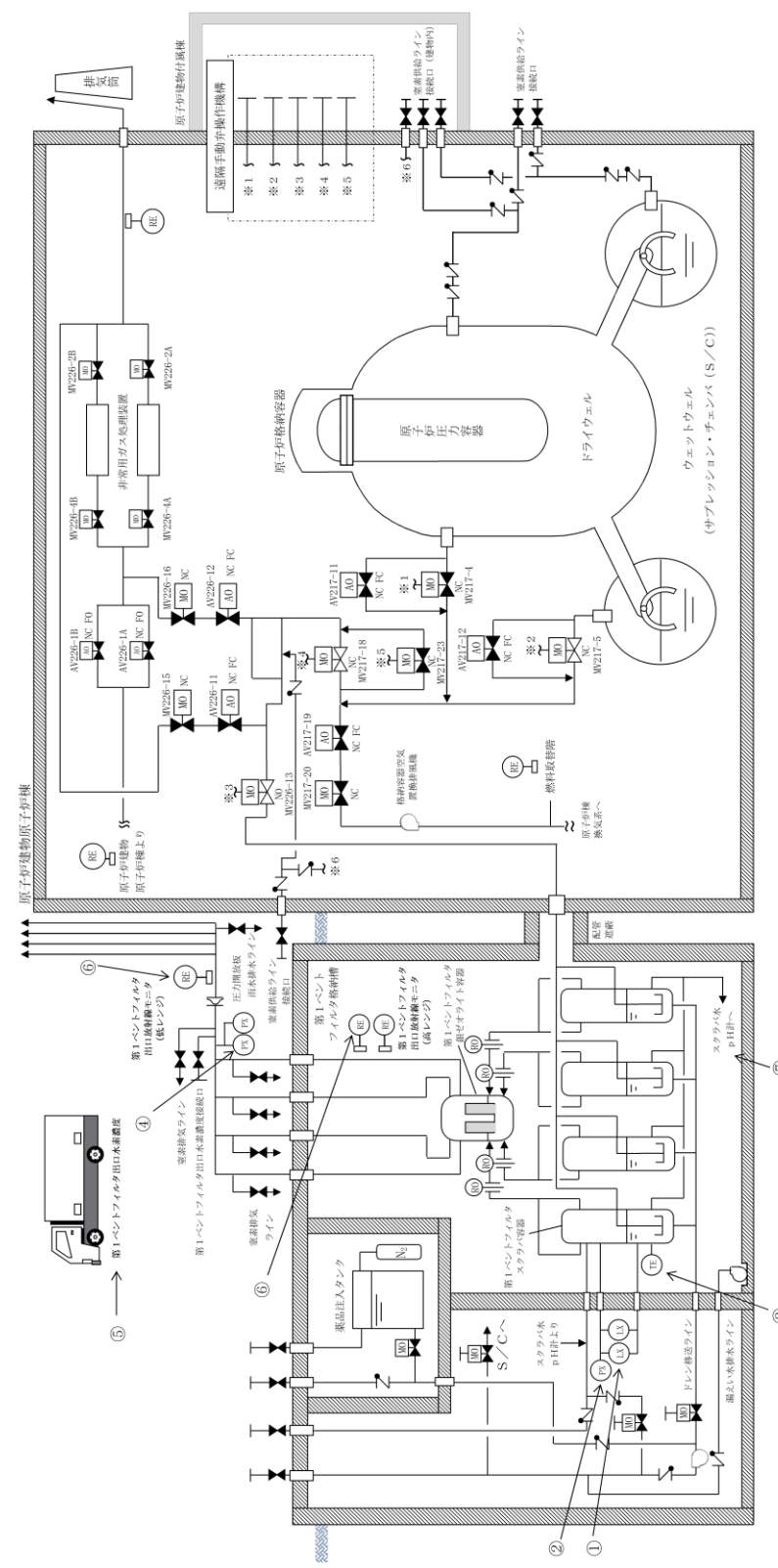


図1 格納容器フィルタベント系 計装設備概略構成図

・設備の相違
設備設計の相違による構成の相違

ベント実施時の放射線監視測定の考え方について

(1) フィルタ装置出口放射線モニタの計測範囲

フィルタ装置出口放射線モニタの計測範囲と計測範囲の設定の考え方は、第1表のとおりである。

第1表 計測範囲とその考え方

名称	計測範囲	取付箇所	計測範囲の設定の考え方
フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ)	10 ⁻² Sv/h～ 10 ⁵ Sv/h	原子炉建屋付属棟1階	系統運転中における放射性物質濃度を確認するため、想定される放射性物質がフィルタ装置出口配管に内包された時の最大の放射線量率を計測できる範囲とする。なお、高レンジ用は炉心損傷している場合に、低レンジ用は炉心損傷していない場合を想定して設定する。
		屋外 (原子炉建屋南側外壁面)	
フィルタ装置出口放射線モニタ (低レンジ)	10 ⁻³ mSv/h～ 10 ⁴ mSv/h	原子炉建屋付属棟1階	

a. ベント実施に想定される線量率について

ベント実施時に想定される最大の線量率を評価するために必要な評価条件を第2表に示す。また、第2表の評価条件に基づく評価結果を第3表に示す。フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ) の計測範囲の上限値である 1.0×10⁵Sv/h は、ベント実施時に想定される最大線量率 3.0×10¹Sv/h に対し、余裕があり、計測可能である。

ベント実施時の放射線監視測定の考え方について

(1) 第1ベントフィルタ出口放射線モニタの計測範囲

第1ベントフィルタ出口放射線モニタの計測範囲と計測範囲の設定の考え方は、表1のとおりである。

表1 計測範囲とその考え方

名称	計測範囲	取付箇所	計測範囲の設定の考え方
<u>第1ベントフィルタ</u> 出口放射線モニタ (高レンジ)	10 ⁻² Sv/h～ 10 ⁵ Sv/h	第1ベントフィルタ格納槽内	系統運転中における放射性物質濃度を確認するため、想定される放射性物質がフィルタ装置出口配管に内包された時の最大の放射線量率を計測できる範囲とする。なお、高レンジ用は炉心損傷している場合に、低レンジ用は炉心損傷していない場合を想定して設定する。
		屋外	
<u>第1ベントフィルタ</u> 出口放射線モニタ (低レンジ)	10 ⁻³ mSv/h～ 10 ⁴ mSv/h	屋外	

a. ベント実施に想定される線量率について

ベント実施時に想定される最大の線量率を評価するために必要な評価条件を表2に示す。また、表2の評価条件に基づく評価結果を表3に示す。第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ) の計測範囲の上限値である 1.0×10⁵Sv/h は、ベント実施時に想定される最大線量率 1.6×10¹Sv/h に対し、余裕があり、計測可能である。

・取付箇所の相違
系統運転中における放射性物質濃度を確認することが可能な位置に取り付けている

・想定される線量率の相違
評価条件のうち、原子炉の放射性物質の内蔵量、放射線モニタの取付箇所の相違による。ただし、計測範囲の上限値に対して余裕があり、計測可能である

第2表 評価条件

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価対象核種	希ガス類 (Kr-83m, Kr-85m, Kr-85, Kr-87, Kr-88, Xe-131m, Xe-133m, Xe-133, Xe-135m, Xe-135, Xe-138)	大気に放出される放射性物質のうち、線量率が支配的となる核種を選定 (後述b項参照)
炉心状態	平衡炉心 (サイクル末期)	原子炉の放射性物質の内蔵量が最も多くなる状態を選定
炉心から格納容器への移行割合 (希ガス)	100%	MAAP解析結果に基づき設定
格納容器から原子炉建屋への漏えい	考慮しない	格納容器圧力逃がし装置による大気への放出量を多く見積もるため
ベント開始時間	事象発生から1時間後	開始時刻が遅れるほど希ガスが減衰するため、保守的に設定
評価モデル	第1図のとおり	<u>フィルタ装置</u> 出口放射線モニタ (高レンジ) の設置位置 (第2図) をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可 (添十) と同じ

表2 評価条件

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価対象核種	希ガス類 (Kr-83m, Kr-85m, Kr-85, Kr-87, Kr-88, Xe-131m, Xe-133m, Xe-133, Xe-135m, Xe-135, Xe-138)	大気に放出される放射性物質のうち、線量率が支配的となる核種を選定 (後述b項参照)
炉心状態	平衡炉心 (サイクル末期)	原子炉の放射性物質の内蔵量が最も多くなる状態を選定
炉心から格納容器への移行割合 (希ガス)	100%	MAAP解析結果に基づき設定
格納容器から原子炉建物への漏えい	考慮しない	格納容器フィルタベント系による大気への放出量を多く見積もるため
ベント開始時間	事象発生から1時間後	開始時刻が遅れるほど希ガスが減衰するため、保守的に設定
評価モデル	図1のとおり	<u>第1ベントフィルタ</u> 出口放射線モニタ (高レンジ) の設置位置 (図2) をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可 (添十) と同じ



第1図 評価モデル

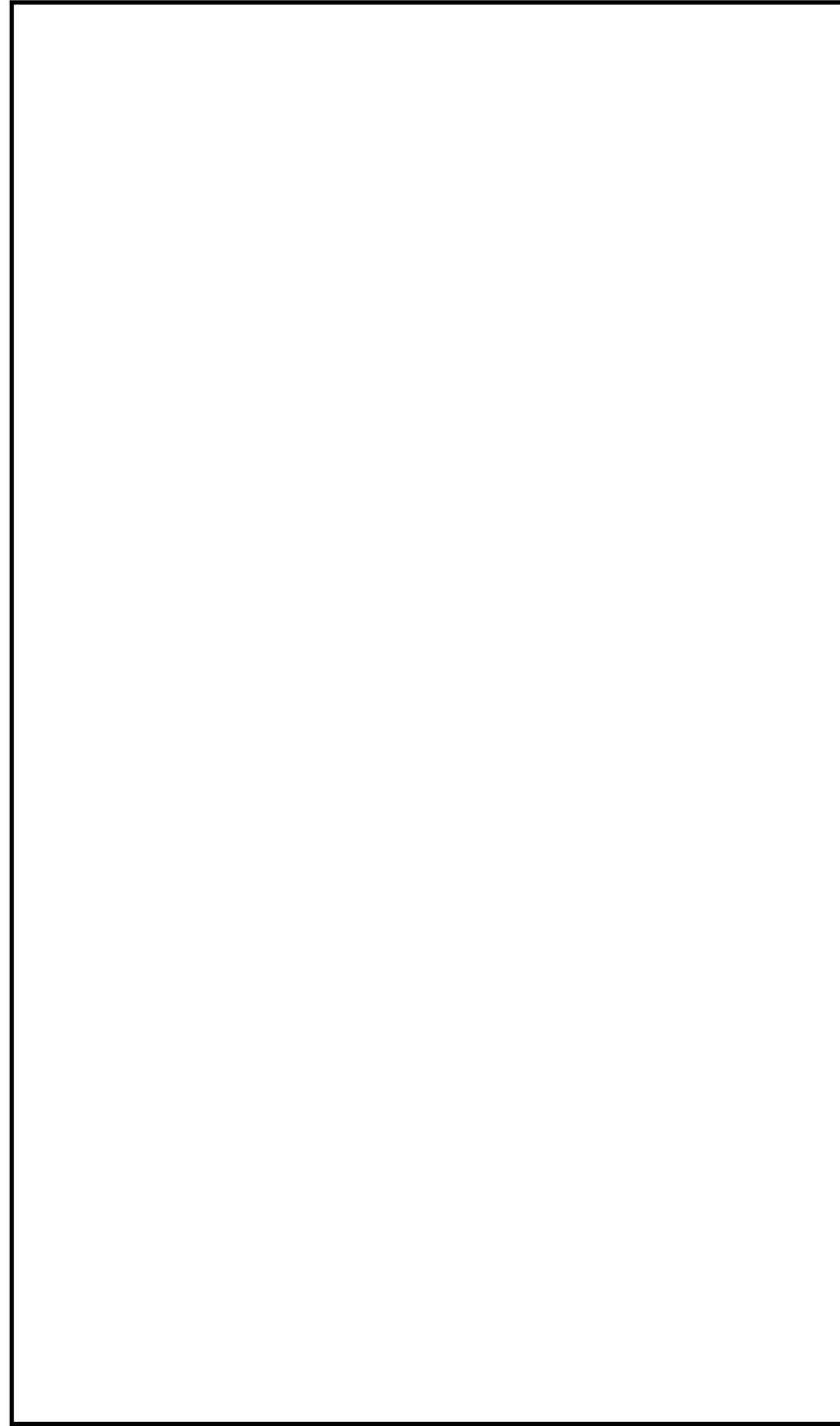
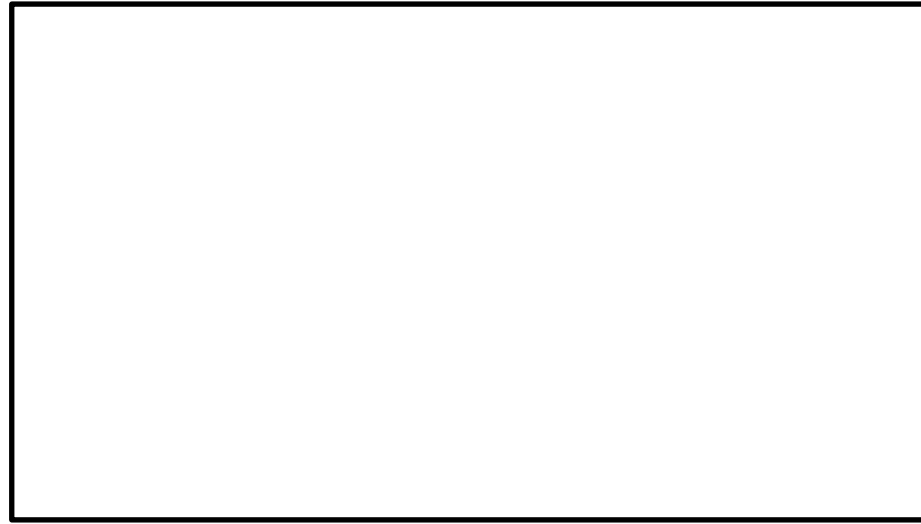


図1 評価モデル



第2図 フィルタ装置出口放射線モニタ（高レンジ）位置図

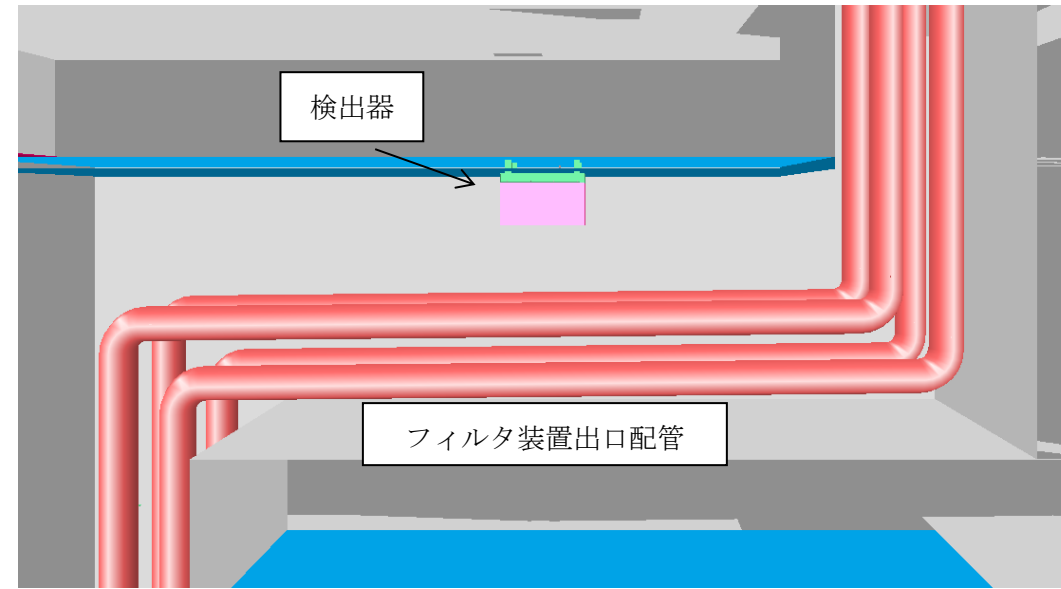


図2 第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ）位置図

第3表 評価結果

評価対象核種	線量率 (Sv/h)
Kr-83m	1.1E-21
Kr-85m	1.2E+00
Kr-85	8.4E-04
Kr-87	3.9E+00
Kr-88	1.6E+01
Xe-131m	8.6E-04
Xe-133m	3.7E-02
Xe-133	2.9E-01
Xe-135m	2.6E+00
Xe-135	4.2E+00
Xe-138	1.6E+00
合計	3.0E+01

表3 評価結果

評価対象核種	線量率 (Sv/h)
Kr-83m	1.9E-19
Kr-85m	6.0E-01
Kr-85	4.4E-04
Kr-87	2.1E+00
Kr-88	8.7E+00
Xe-131m	4.3E-04
Xe-133m	1.9E-02
Xe-133	1.6E-01
Xe-135m	1.4E+00
Xe-135	2.1E+00
Xe-138	8.8E-01
合計	1.6E+01

・想定される線量率の相違
 評価条件のうち、原子炉の放射性物質の内蔵量、放射線モニタの取付箇所相違による

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>b. 評価対象核種の考え方</p> <p>格納容器圧力逃がし装置を通じて格納容器内の放射性物質が大気へ放出される際、希ガス及びよう素を除く放射性物質はベントフィルタの除去効果を大きく受けるため、大気へ放出される主な放射性物質は希ガス及びよう素となる。</p> <p>第4表に示す評価条件を用いて希ガス及びよう素の線量率を評価した結果、第5表のとおり希ガスの線量率は、よう素に比べて 10^2 倍程度高く、放射線モニタ測定値は希ガスからの寄与が支配的であるため、希ガスを評価対象核種とする。</p>	<p>b. 評価対象核種の考え方</p> <p>格納容器フィルタベント系を通じて格納容器内の放射性物質が大気へ放出される際、希ガス及びよう素を除く放射性物質はベントフィルタの除去効果を大きく受けるため、大気へ放出される主な放射性物質は希ガス及びよう素となる。</p> <p>表4に示す評価条件を用いて希ガス及びよう素の線量率を評価した結果、表5のとおり希ガスの線量率は、よう素に比べて 60 倍程度高く、放射線モニタ測定値は希ガスからの寄与が支配的であるため、希ガスを評価対象核種とする。</p>	<p>・ベント開始時間までの希ガスとよう素の減衰速度の違いによる相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)			島根原子力発電所 2号炉			備考
第4表 評価条件 (1/2)			表4 評価条件 (1/2)			・型式の違いによるサプレッション・プール水でのスクラビングによる除去係数の違い
項目	評価条件	評価条件の考え方	項目	評価条件	評価条件の考え方	
評価事象	「大破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+全交流動力電源喪失」 (代替循環冷却系を使用できない場合)	格納容器破損防止対策の有効性評価で想定する格納容器破損モードのうち、希ガス類及びよう素の放出量が最も多くなる事故シーケンスとして、ベントの実施時間が最も早くなる事故シーケンスを選定	評価事象	「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」(残留熱代替除去系を使用しない場合)	格納容器破損防止対策の有効性評価で想定する格納容器破損モードのうち、希ガス類及びよう素の放出量が最も多くなる事故シーケンスとして、ベントの実施時間が最も早くなる事故シーケンスを選定	
炉心状態	平衡炉心(サイクル末期)	原子炉の放射性物質の内蔵量が最も多くなる状態を選定	炉心状態	平衡炉心(サイクル末期)	原子炉の放射性物質の内蔵量が最も多くなる状態を選定	
評価対象核種	希ガス類: Kr-83m, Kr-85m, Kr-85, Kr-87, Kr-88, Xe-131m, Xe-133m, Xe-133, Xe-135m, Xe-135, Xe-138 よう素: I-131, I-132, I-133, I-134, I-135	大気に放出される放射性物質のうち、線量当量率が支配的となる核種を選定	評価対象核種	希ガス類: Kr-83m, Kr-85m, Kr-85, Kr-87, Kr-88, Xe-131m, Xe-133m, Xe-133, Xe-135m, Xe-135, Xe-138 よう素: I-131, I-132, I-133, I-134, I-135	大気に放出される放射性物質のうち、線量当量率が支配的となる核種を選定	
炉心から格納容器への移行割合	希ガス: 100% よう素: 80%	MAAP解析結果に基づき設定	炉心から格納容器への移行割合	希ガス: 100% よう素: 80%	MAAP解析結果に基づき設定	
よう素の形態	有機よう素: 4% 無機よう素: 91% 粒子状よう素: 5%	R. G. 1.195 ^{*1} に基づき設定	よう素の形態	有機よう素: 4% 無機よう素: 91% 粒子状よう素: 5%	R. G. 1.195 ^{*1} に基づき設定	
格納容器内での除去効果(希ガス及び有機よう素)	考慮しない	保守的に設定	格納容器内での除去効果(希ガス及び有機よう素)	考慮しない	保守的に設定	
格納容器内での除去効果(無機よう素)	沈着による除去係数: 200 ^{*3}	CSE 実験及び Standard Review Plan 6.5.2 ^{*2} に基づき設定(別紙17補足3参照)	格納容器内での除去効果(無機よう素)	沈着による除去係数: 200	CSE 実験及び Standard Review Plan 6.5.2 ^{*2} に基づき設定	
	サプレッション・プール水でのスクラビングによる除去係数: 10	Standard Review Plan 6.5.5 ^{*3} に基づき設定(別紙17補足4参照)		サプレッション・プール水でのスクラビングによる除去係数: 5	Standard Review Plan 6.5.5 ^{*3} に基づき設定	
格納容器内での除去効果(粒子状よう素)	無機よう素と同じ	無機よう素よりも沈着等による除去効果は大きいですが、保守的に無機よう素と同じとする。	格納容器内での除去効果(粒子状よう素)	無機よう素と同じ	無機よう素よりも沈着等による除去効果は大きいですが、保守的に無機よう素と同じとする。	

第4表 評価条件 (2/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
ベント開始時間	事象発生から 19 時間後	MAAP 解析結果
ベントフィルタ除去係数	希ガス : 1 有機よう素 : 50 無機よう素 : 100 粒子状よう素 : 1,000	設計値に基づき設定
評価モデル	第1図のとおり	フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ) の設置位置 (第2図) をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可 (添十) と同じ

- ※1 Regulatory Guide 1.195, "Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors", May 2003
- ※2 Standard Review Plan 6.5.2, "Containment Spray as a Fission Product Cleanup System", March 2007
- ※3 Standard Review Plan 6.5.5, "Pressure Suppression Pool as a Fission Product Cleanup System", March 2007

第5表 評価結果

ベント開始時間	希ガス線量率① (Sv/h)	よう素線量率② (Sv/h)	①/②
事象発生から 19 時間後	5.6×10^0	5.2×10^{-2}	1.08×10^2

(2) フィルタを通過した放射性物質がフィルタ装置出口放射線モニタ近傍の配管に付着した場合の影響について

フィルタ装置出口放射線モニタはフィルタ装置出口の配管外側から計測となるため、フィルタ装置出口配管内に付着した放射性物質の影響を受ける。そのため、ベント終了後に残る放射線モニタ指示値から配管付着分を評価し、ベント中の放射線モニタ指示値から差し引くことで配管付着影響を除去することができる。

第4表の評価条件 (希ガスは配管付着しないため、よう素に係る評価条件のみ) 及びフィルタ装置出口配管への放射性物質付着率を「放射性物質の通過量に対して 100m 当たり 10%

表4 評価条件 (2/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
ベント開始時間	事象発生から 32 時間後	MAAP 解析結果
ベントフィルタ除去係数	希ガス : 1 有機よう素 : 50 無機よう素 : 100 粒子状よう素 : 1,000	設計値に基づき設定
評価モデル	図1のとおり	第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ) の設置位置 (図2) をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可 (添十) と同じ

- ※1 Regulatory Guide 1.195, "Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors", May 2003
- ※2 Standard Review Plan 6.5.2, "Containment Spray as a Fission Product Cleanup System", March 2007
- ※3 Standard Review Plan 6.5.5, "Pressure Suppression Pool as a Fission Product Cleanup System", March 2007

表5 評価結果

ベント開始時間	希ガス線量率① (Sv/h)	よう素線量率② (Sv/h)	①/②
事象発生から 32 時間後	1.4×10^0	2.2×10^{-2}	6.4×10^1

(2) フィルタを通過した放射性物質が第1ベントフィルタ出口放射線モニタ近傍の配管に付着した場合の影響について

第1ベントフィルタ出口放射線モニタはフィルタ装置出口の配管外側から計測となるため、フィルタ装置出口配管内に付着した放射性物質の影響を受ける。そのため、ベント終了後に残る放射線モニタ指示値から配管付着分を評価し、ベント中の放射線モニタ指示値から差し引くことで配管付着影響を除去することができる。

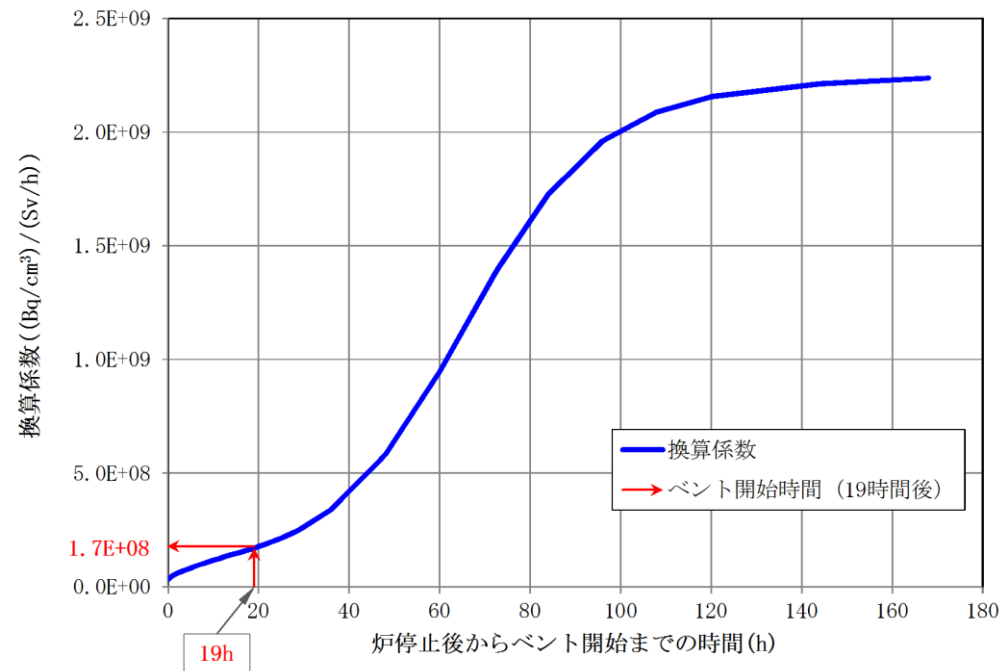
表4の評価条件 (希ガスは配管付着しないため、よう素に係る評価条件のみ) 及びフィルタ装置出口配管への放射性物質付着率を「放射性物質の通過量に対して 100m 当たり 10%が配管内に均一に付着する」とした場合の評価結果は、 9.6mSv/h である。

・運用の相違

・評価結果の相違

評価条件のうち、原子炉の放射性物質の内蔵量、放射線モニタの取付箇所、ベント開始時間、格納容器内での除去効果 (無機よう素) の相違による

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																				
<p>が配管内に均一に付着する」(別紙30)とした場合の評価結果は、<u>230mSv/h</u>である。</p> <p>(3) 線量率から放射性物質濃度への換算の考え方</p> <p>フィルタ装置出口放射線モニタでの計測値(ガンマ線強度)は、フィルタ装置出口配管内の放射性物質の核種及びその放射性物質濃度により決まる値である。あらかじめ、フィルタ装置出口配管内の放射性物質濃度と線量率により、換算係数を定めておくことで、事故時のフィルタ装置出口放射線モニタの指示値からフィルタ装置出口配管内の放射性物質濃度を把握することができる。</p> <p>第4表の評価条件において評価した<u>フィルタ装置出口放射線モニタ(高レンジ)</u>の換算係数を第6表に示す。なお、換算係数の算出過程を以下に示す。</p> <ol style="list-style-type: none"> ① 平衡炉心(サイクル末期)における核種ごとの炉内希ガスの総量(①)を解析により算出する。 ② ベント開始時間までの減衰を考慮した核種ごとの希ガスの総量(②)を算出する。 ③ 格納容器空間体積(9,800m³)から核種ごとの希ガス量を除し、核種ごとの放射性物質濃度の合計(③)を算出する。 ④ 上記③の核種ごとの放射性物質濃度にγ線放出割合を乗じて算出したγ線線源強度と第1図の評価モデルから核種ごとの線量率の合計(④)を算出する。 ⑤ 上記③で求めた放射線物質濃度の合算値を④で求めた線量率の合算値で除すことで、換算係数を算出する。 <p style="text-align: center;">第6表 換算係数の算出</p> <table border="1" data-bbox="151 1144 1249 1325"> <thead> <tr> <th>炉停止時 内蔵量① (Bq)</th> <th>19時間後 減衰値② (Bq)</th> <th>放射性物質 濃度③ (Bq/cm³)</th> <th>線量率④ (Sv/h)</th> <th>換算係数 ((Bq/cm³) / (Sv/h))</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>2.2×10¹⁹</td> <td>9.4×10¹⁸</td> <td>9.6×10⁸</td> <td>5.6×10⁰</td> <td>1.7×10⁸</td> </tr> </tbody> </table> <p>第6表の換算係数は、原子炉停止から19時間後にベントを開始した場合の換算係数であり、核種の減衰により換算係数は変化するため、同様の手法で算出した換算係数の時間変化は第3図のグラフのとおりとなる。実際の運用では、手順書に代表的な時間における換算係数を表として備えるなどして適切な評価ができるように準備する。また、<u>屋外のフィルタ装置出口放射線モニタ(高レンジ)</u>及び<u>建屋内のフィルタ装置出口放射線モニタ(低レンジ)</u>についても、同様の方法で換算係数を算出し、上記の評価ができるように準備する。</p> <p>なお、事故後に当該事故の状態を詳細に把握し、換算係数の再評価を実施することにより、<u>フィルタ装置出口放射線モニタの指示値(Sv/h)</u>の記録から、より精度の高い放射性物質濃度(Bq/cm³)を評価することが可能である。</p>	炉停止時 内蔵量① (Bq)	19時間後 減衰値② (Bq)	放射性物質 濃度③ (Bq/cm ³)	線量率④ (Sv/h)	換算係数 ((Bq/cm ³) / (Sv/h))	2.2×10 ¹⁹	9.4×10 ¹⁸	9.6×10 ⁸	5.6×10 ⁰	1.7×10 ⁸	<p>(3) 線量率から放射性物質濃度への換算の考え方</p> <p>第1ベントフィルタ出口放射線モニタでの計測値(ガンマ線強度)は、フィルタ装置出口配管内の放射性物質の核種及びその放射性物質濃度により決まる値である。あらかじめ、フィルタ装置出口配管内の放射性物質濃度と線量率により、換算係数を定めておくことで、事故時の第1ベントフィルタ出口放射線モニタの指示値からフィルタ装置出口配管内の放射性物質濃度を把握することができる。</p> <p>表4の評価条件において評価した<u>第1ベントフィルタ出口放射線モニタ(高レンジ)</u>の換算係数を表6に示す。なお、換算係数の算出過程を以下に示す。</p> <ol style="list-style-type: none"> ① 平衡炉心(サイクル末期)における核種ごとの炉内希ガスの総量(①)を解析により算出する。 ② ベント開始時間までの減衰を考慮した核種ごとの希ガスの総量(②)を算出する。 ③ 格納容器空間体積(12,600m³)から核種ごとの希ガス量を除し、核種ごとの放射性物質濃度の合計(③)を算出する。 ④ 上記③の核種ごとの放射性物質濃度にγ線放出割合を乗じて算出したγ線線源強度と図1の評価モデルから核種ごとの線量率の合計(④)を算出する。 ⑤ 上記③で求めた放射線物質濃度の合算値を④で求めた線量率の合算値で除すことで、換算係数を算出する。 <p style="text-align: center;">表6 換算係数の算出</p> <table border="1" data-bbox="1299 1144 2398 1325"> <thead> <tr> <th>炉停止時 内蔵量① (Bq)</th> <th>32時間後 減衰値② (Bq)</th> <th>放射性物質 濃度③ (Bq/cm³)</th> <th>線量率④ (Sv/h)</th> <th>換算係数 ((Bq/cm³) / (Sv/h))</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>1.6×10¹⁹</td> <td>5.7×10¹⁸</td> <td>4.5×10⁸</td> <td>1.4×10⁰</td> <td>3.3×10⁸</td> </tr> </tbody> </table> <p>表6の換算係数は、原子炉停止から32時間後にベントを開始した場合の換算係数であり、核種の減衰により換算係数は変化するため、同様の手法で算出した換算係数の時間変化は図3のグラフのとおりとなる。実際の運用では、手順書に代表的な時間における換算係数を表として備えるなどして適切な評価ができるように準備する。また、<u>建屋外の第1ベントフィルタ出口放射線モニタ(低レンジ)</u>についても、同様の方法で換算係数を算出し、上記の評価ができるように準備する。</p> <p>なお、事故後に当該事故の状態を詳細に把握し、換算係数の再評価を実施することにより、<u>第1ベントフィルタ出口放射線モニタの指示値(Sv/h)</u>の記録から、より精度の高い放射性物質濃度(Bq/cm³)を評価することが可能である。</p>	炉停止時 内蔵量① (Bq)	32時間後 減衰値② (Bq)	放射性物質 濃度③ (Bq/cm ³)	線量率④ (Sv/h)	換算係数 ((Bq/cm ³) / (Sv/h))	1.6×10 ¹⁹	5.7×10 ¹⁸	4.5×10 ⁸	1.4×10 ⁰	3.3×10 ⁸	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> ・設備の相違 ・評価結果の相違 ・評価条件のうち、原子炉の放射性物質の内蔵量、放射線モニタの取付箇所、ベント開始時間、格納容器内での除去効果(無機よう素)の相違による ・運用の相違 ・設置位置の違い
炉停止時 内蔵量① (Bq)	19時間後 減衰値② (Bq)	放射性物質 濃度③ (Bq/cm ³)	線量率④ (Sv/h)	換算係数 ((Bq/cm ³) / (Sv/h))																		
2.2×10 ¹⁹	9.4×10 ¹⁸	9.6×10 ⁸	5.6×10 ⁰	1.7×10 ⁸																		
炉停止時 内蔵量① (Bq)	32時間後 減衰値② (Bq)	放射性物質 濃度③ (Bq/cm ³)	線量率④ (Sv/h)	換算係数 ((Bq/cm ³) / (Sv/h))																		
1.6×10 ¹⁹	5.7×10 ¹⁸	4.5×10 ⁸	1.4×10 ⁰	3.3×10 ⁸																		



第3図 換算係数の時間推移

(4) 放射性物質の放出量の推定方法

a. 格納容器雰囲気放射線モニタによる推定方法

格納容器雰囲気放射線モニタは、格納容器内に存在する放射性物質からの放射線を測定するものである。格納容器内には、気相部に浮遊している放射性物質と構造物等に沈着した放射性物質が存在しており、ベント時に放出される放射性物質濃度を把握することで、放射性物質の放出量を推定する。以下に格納容器雰囲気放射線モニタによる推定方法を示す。

○事前準備事項

- ① 平衡炉心（サイクル末期）における核種ごとの炉内内蔵量 (Bq) を解析にて求める。
- ② ベント開始時間までの減衰を考慮した核種ごとの存在量 (Bq) を算出する。
- ③ MAAPコードを用い、代表的な重大事故時想定^{*1}における主要な放射性物質の格納容器内への移行割合（気相部への移行割合、沈着割合）を求め、①及び②で算出した核種ごとの存在量 (Bq) より壁面沈着分の放射エネルギー (Bq) 及び気相部の放射エネルギー (Bq) を評価する。
- ④ 検出器位置周辺に沈着した放射エネルギー (Bq) 及び気相部の放射エネルギー (Bq) から検出器へ

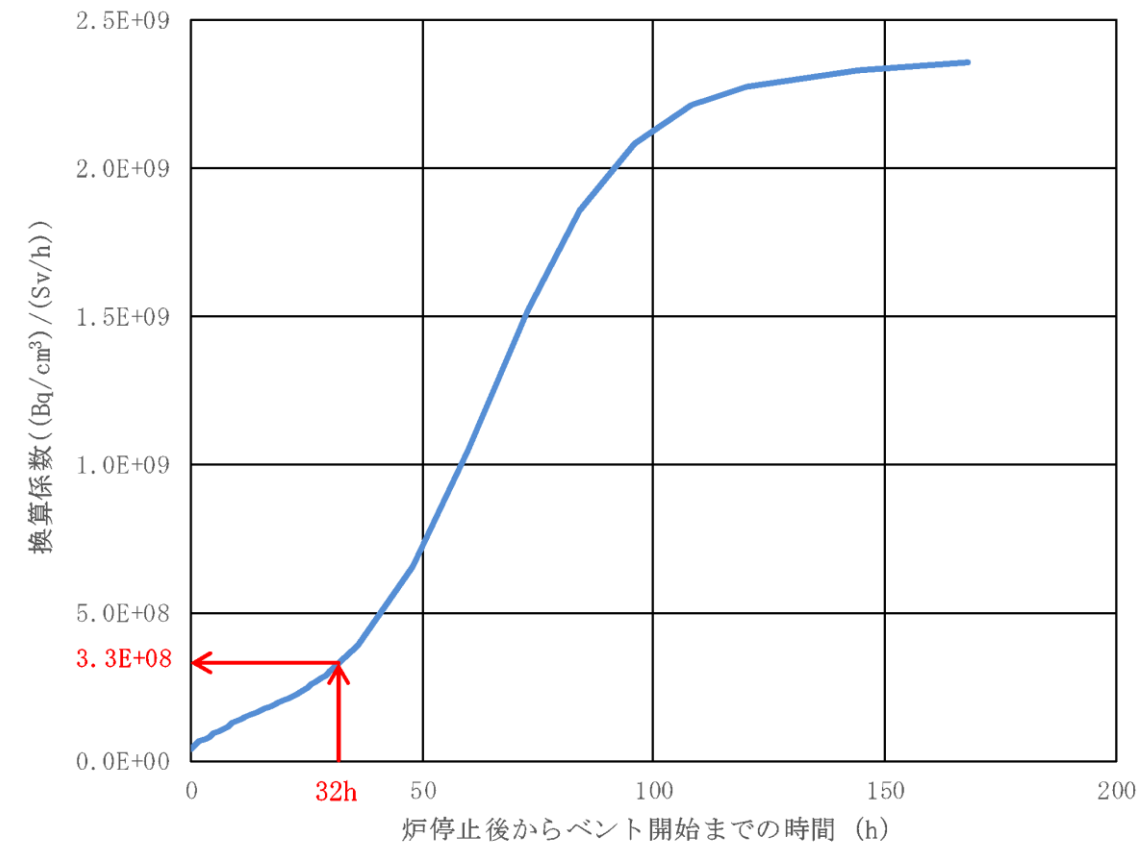


図3 換算係数の時間推移

(4) 放射性物質の放出量の推定方法

a. 格納容器雰囲気放射線モニタによる推定方法

格納容器雰囲気放射線モニタは、格納容器内に存在する放射性物質からの放射線を測定するものである。格納容器内には、気相部に浮遊している放射性物質と構造物等に沈着した放射性物質が存在しており、ベント時に放出される放射性物質濃度を把握することで、放射性物質の放出量を推定する。以下に格納容器雰囲気放射線モニタによる推定方法を示す。

○事前準備事項

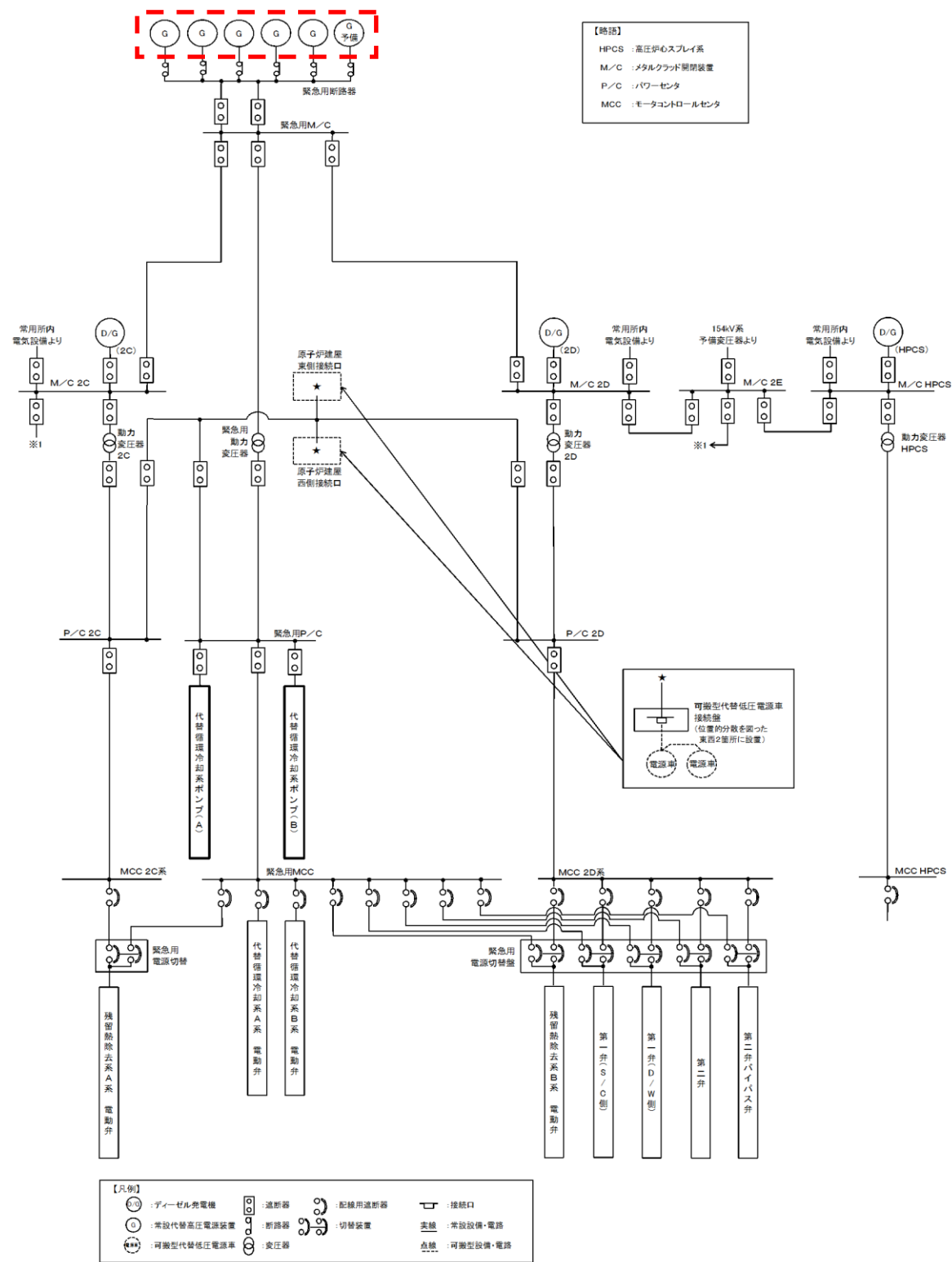
- ① 平衡炉心（サイクル末期）における核種ごとの炉内内蔵量 (Bq) を解析にて求める。
- ② ベント開始時間までの減衰を考慮した核種ごとの存在量 (Bq) を算出する。
- ③ MAAPコードを用い、代表的な重大事故時想定^{*1}における主要な放射性物質の格納容器内への移行割合（気相部への移行割合、沈着割合）を求め、①及び②で算出した核種ごとの存在量 (Bq) より壁面沈着分の放射エネルギー (Bq) 及び気相部の放射エネルギー (Bq) を評価する。
- ④ 検出器位置周辺に沈着した放射エネルギー (Bq) 及び気相部の放射エネルギー (Bq) から検出器へ

・評価結果の相違
 評価条件のうち、原子炉の放射性物質の内蔵量、放射線モニタの取付箇所、ベント開始時間、格納容器内での除去効果（無機よう素）の相違による

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>の線量の寄与 (Sv/h) について、検出器の周辺の構造を考慮した線量評価モデルを用いて評価する。</p> <p>⑤ 上記の評価結果を用い、「格納容器気相部に存在する放射エネルギー (Bq) 及び検出器位置での線量率 (Sv/h)」をあらかじめ用意する。</p> <p>○放射性物質の推定方法</p> <p>① プラントデータを確認し、事前に評価する代表的な重大事故時想定^{*1}の中より最も事象進展が近いものを選定する。</p> <p>② 格納容器雰囲気放射線モニタの指示値 (Sv/h) に対し、事前に評価した代表的な重大事故時想定における「格納容器気相部に存在する放射エネルギー (Bq) 及び検出器位置での線量率 (Sv/h)」を基に、格納容器気相部に浮遊する放射エネルギー (Bq) を比例計算にて求める。</p> <p>③ ②より求めた格納容器気相部内の放射エネルギー (Bq) に格納容器圧力逃がし装置、サプレッション・プールにおけるスクラビングの除去係数を考慮し放出放射エネルギー (Bq) を求める。</p> <p>※1 事前に評価する代表的な重大事故時想定として、格納容器内の放射性物質の存在割合に大きく影響するLOCAの発生の有無等を考慮した複数ケースを評価する。事故時においてはプラントデータを確認し、評価ケースの中より最も近い事象進展を選定し評価を行う。なお、上記手順は、格納容器圧力逃がし装置の使用の可能性がある場合において、その影響(概算)を早期に確認するための手法である。そのため、詳細な値は事故後に得られた詳細な事象進展、データを用いて確認する必要がある。</p> <p>b. <u>フィルタ装置出口放射線モニタによる推定方法</u></p> <p><u>フィルタ装置出口放射線モニタ</u>は、フィルタ装置出口配管に設置されており、ベントによる放射性物質からの放射線を測定するものである。ベント中に放出される放射性物質濃度とベント流量を把握することで、放射性物質の放出量を推定する。以下に<u>フィルタ装置出口放射線モニタによる推定方法</u>を示す。</p> <p>○事前準備事項</p> <p>(3)項で示す手法で算出した「換算係数 ((Bq/cm³) / (Sv/h))」をあらかじめ用意する。なお、核種の減衰により換算係数は変化するため、代表的な時間における同様な手法で算出した換算係数を表として備えるなどの対応をあらかじめ用意する。</p> <p>○放射性物質の推定方法</p> <p>① <u>フィルタ装置出口放射線モニタ</u>の指示値 (Sv/h) に対し、事前に評価した「換算係数 ((Bq/cm³) / (Sv/h))」を乗じ、放射性物質濃度 (Bq/cm³) を求める。</p>	<p>の線量の寄与 (Sv/h) について、検出器の周辺の構造を考慮した線量評価モデルを用いて評価する。</p> <p>⑤ 上記の評価結果を用い、「格納容器気相部に存在する放射エネルギー (Bq) 及び検出器位置での線量率 (Sv/h)」をあらかじめ用意する。</p> <p>○放射性物質の推定方法</p> <p>① プラントデータを確認し、事前に評価する代表的な重大事故時想定^{*1}の中より最も事象進展が近いものを選定する。</p> <p>② 格納容器雰囲気放射線モニタの指示値 (Sv/h) に対し、事前に評価した代表的な重大事故時想定における「格納容器気相部に存在する放射エネルギー (Bq) 及び検出器位置での線量率 (Sv/h)」を基に、格納容器気相部に浮遊する放射エネルギー (Bq) を比例計算にて求める。</p> <p>③ ②より求めた格納容器気相部内の放射エネルギー (Bq) に格納容器フィルタベント系、サプレッション・プールにおけるスクラビングの除去係数を考慮し放出放射エネルギー (Bq) を求める。</p> <p>※1 事前に評価する代表的な重大事故時想定として、格納容器内の放射性物質の存在割合に大きく影響するLOCAの発生の有無等を考慮した複数ケースを評価する。事故時においてはプラントデータを確認し、評価ケースの中より最も近い事象進展を選定し評価を行う。なお、上記手順は、格納容器フィルタベント系の使用の可能性がある場合において、その影響(概算)を早期に確認するための手法である。そのため、詳細な値は事故後に得られた詳細な事象進展、データを用いて確認する必要がある。</p> <p>b. <u>第1ベントフィルタ出口放射線モニタによる推定方法</u></p> <p><u>第1ベントフィルタ出口放射線モニタ</u>は、フィルタ装置出口配管に設置されており、ベントによる放射性物質からの放射線を測定するものである。ベント中に放出される放射性物質濃度とベントガス流量を把握することで、放射性物質の放出量を推定する。以下に<u>第1ベントフィルタ出口放射線モニタによる推定方法</u>を示す。</p> <p>○事前準備事項</p> <p>(3)項で示す手法で算出した「換算係数 ((Bq/cm³) / (Sv/h))」をあらかじめ用意する。なお、核種の減衰により換算係数は変化するため、代表的な時間における同様な手法で算出した換算係数を表として備えるなどの対応をあらかじめ用意する。</p> <p>○放射性物質の推定方法</p> <p>① <u>第1ベントフィルタ出口放射線モニタ</u>の指示値 (Sv/h) に対し、事前に評価した「換算係数 ((Bq/cm³) / (Sv/h))」を乗じ、放射性物質濃度 (Bq/cm³) を求める。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>② ①で求めた放射性物質濃度 (Bq/m³) に格納容器圧力から推定されるベント流量 (m³/h) を乗じ、放出速度 (Bq/h) を求める。</p> <p>③ ②の放出速度 (Bq/h) をベント実施期間で積分することにより、放出放射エネルギー (Bq) を求める。</p> <p>④ 事故後に換算係数を再評価し、また、配管付着分のバックグラウンドを差し引くことで、より精度の高い放出放射エネルギー (Bq) を求める。</p>	<p>② ①で求めた放射性物質濃度 (Bq/m³) に格納容器圧力から推定されるベント<u>ガス</u>流量 (m³/h) を乗じ、放出速度 (Bq/h) を求める。</p> <p>③ ②の放出速度 (Bq/h) をベント実施期間で積分することにより、放出放射エネルギー (Bq) を求める。</p> <p>④ 事故後に換算係数を再評価し、また、配管付着分のバックグラウンドを差し引くことで、より精度の高い放出放射エネルギー (Bq) を求める。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙8</p> <p style="text-align: center;">電源構成の考え方について</p> <p>(1) 電源系統の構成</p> <p>格納容器圧力逃がし装置の隔離弁及び計装設備の重大事故等時における電源構成は、以下のとおり。</p> <p>a. 常設代替交流電源設備</p> <p>常設代替交流電源設備として、<u>ディーゼル機関及び発電機を搭載した常設代替高圧電源装置</u>を設置する。本設備は、<u>常設代替高圧電源装置の遠隔起動操作スイッチ</u>により中央制御室からの起動を可能とする。</p> <p>b. 可搬型代替交流電源設備</p> <p>可搬型代替交流電源設備として、ディーゼル機関及び発電機を搭載した<u>可搬型代替低圧電源車</u>を配備する。本設備は、常設代替交流電源設備と異なる場所に分散して配備する。接続口は、原子炉建屋の西側及び東側に位置的分散を考慮して設置することで、共通要因により接続することができなくなるようにする。</p> <p>c. 常設代替直流電源設備</p> <p>常設代替直流電源設備として、<u>緊急用 125V 系蓄電池</u>を設置する。本設備は、重大事故等対処設備専用の蓄電池であり、<u>所内常設直流電源設備</u>とは位置的分散を図る。本系統は、常設代替交流電源設備、可搬型代替交流電源設備又は<u>可搬型代替直流電源設備</u>による電源の給電が開始されるまでの期間も<u>格納容器圧力逃がし装置</u>の計装設備に、24 時間にわたり電源を給電できる容量を有している。</p> <p>d. <u>可搬型代替直流電源設備</u></p> <p><u>可搬型代替直流電源設備</u>として、<u>可搬型代替低圧電源車及び可搬型整流器</u>を配備し電源を給電する。</p> <p>(2) 電源種別ごとの電源給電範囲</p> <p>a. 常設代替交流電源設備による電源給電範囲</p> <p>常設代替交流電源設備により、<u>第一弁 (S/C側)、第一弁 (D/W側)、第二弁、第二弁バイパス弁、移送ポンプ、排水ポンプ、フィルタ装置周り計装設備、フィルタ装置入口水素濃度計、フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ) 及びフィルタ装置スクラビング水 pH計</u>に給電が可能である。</p> <p style="text-align: center;">電源給電範囲を第 1 図～第 2 図に、負荷一覧を第 1 表に示す。</p>	<p style="text-align: right;">別紙 31</p> <p style="text-align: center;">電源構成の考え方について</p> <p>(1) 電源系統の構成</p> <p><u>格納容器フィルタベント系</u>の隔離弁及び計装設備の重大事故等時における電源構成は、以下のとおり。</p> <p>a. 常設代替交流電源設備</p> <p>常設代替交流電源設備として、<u>ガスタービン機関及び発電機を搭載したガスタービン発電機</u>を設置する。本設備は、<u>ガスタービン発電機の遠隔起動操作スイッチ</u>により中央制御室からの起動を可能とする。</p> <p>b. 可搬型代替交流電源設備</p> <p>可搬型代替交流電源設備として、ディーゼル機関及び発電機を搭載した<u>高圧発電機車</u>を配備する。本設備は、常設代替交流電源設備と異なる場所に分散して配備する。接続口は、原子炉建物の西側、<u>南側及びガスタービン発電機建物の南側</u>に位置的分散を考慮して設置することで、共通要因により接続することができなくなるようにする。</p> <p>c. 常設代替直流電源設備</p> <p>常設代替直流電源設備として、<u>S.A用 115V 系蓄電池</u>を設置する。本設備は、重大事故等対処設備専用の蓄電池であり、<u>所内常設蓄電式直流電源設備</u>とは位置的分散を図る。本系統は、常設代替交流電源設備、可搬型代替交流電源設備又は<u>可搬型直流電源設備</u>による電源の給電が開始されるまでの期間も<u>格納容器フィルタベント系</u>の計装設備に、24 時間にわたり電源を給電できる容量を有している。</p> <p>d. <u>可搬型直流電源設備</u></p> <p><u>可搬型直流電源設備</u>として、<u>高圧発電機車及び常設充電器</u>を配備し電源を給電する。</p> <p>(2) 電源種別ごとの電源給電範囲</p> <p>a. 常設代替交流電源設備による電源給電範囲</p> <p>常設代替交流電源設備により、<u>ベント弁 (第 1 弁: MV217-4, 第 1 弁: MV217-5, 第 2 弁: MV217-18, 第 2 弁: MV217-23, 第 3 弁: MV226-13)、ドレン移送ポンプ、格納槽排水ポンプ、ベントフィルタ 1 次ドレン弁、循環ライン止め弁、ドレン移送ライン連絡弁、薬液貯蔵タンク出口弁、フィルタ装置周り計装設備、第 1 ベントフィルタ出口水素濃度、スクラバ水 pH 及び第 1 ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)</u>に給電が可能である。</p> <p style="text-align: center;">電源給電範囲を図 1～図 2 に、負荷一覧を表 1 に示す。</p>	<p>・設備の相違</p> <p>島根 2 号炉は、常設代替交流電源設備としてガスタービン発電機を設置している</p> <p>・設備の相違</p> <p>島根 2 号炉は、航空機衝突を考慮し、原子炉建物とは位置的分散を図ったガスタービン発電機建物に接続口を設ける</p>



第1図 常設代替交流電源設備による電源給電範囲 (交流電源)

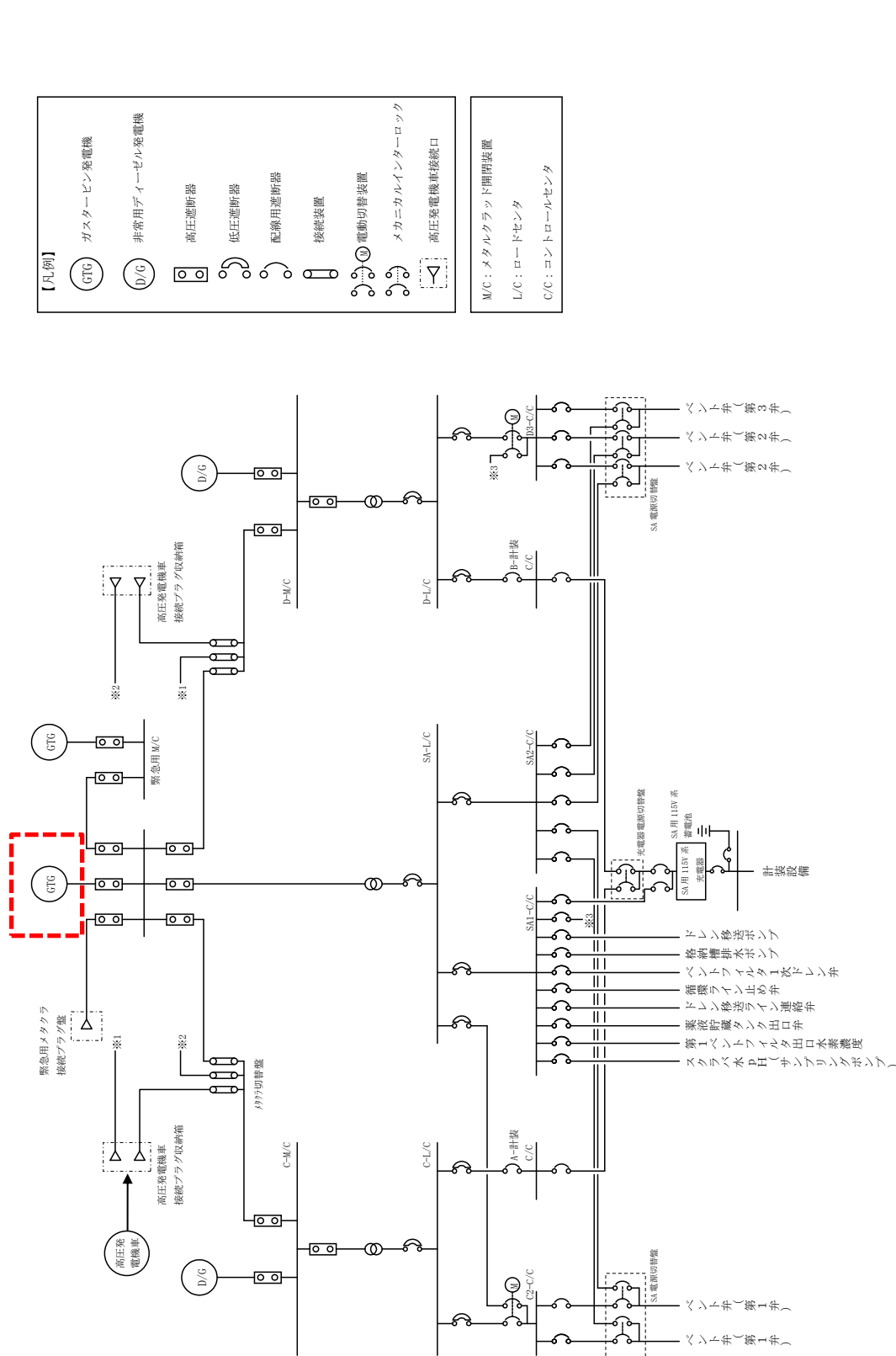
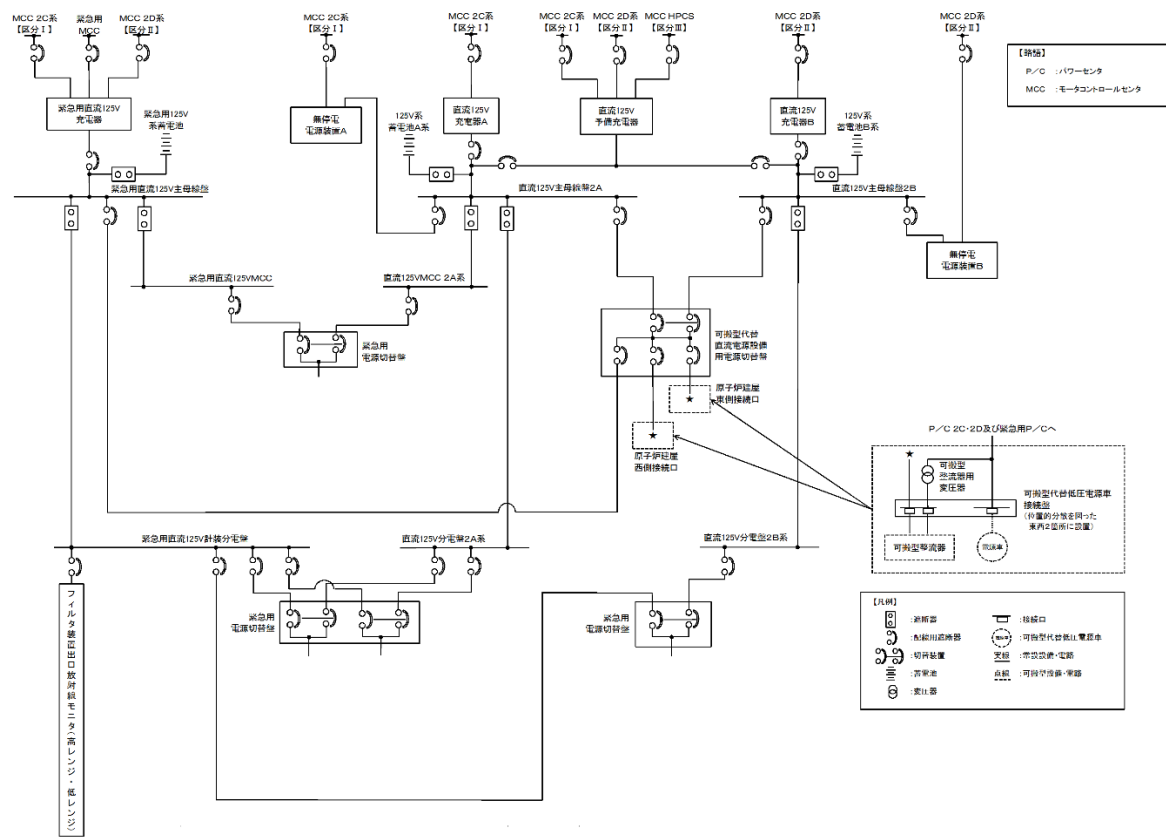


図1 常設代替交流電源設備による電源給電範囲 (交流電源)

・設備の相違
 電源構成の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)



第2図 常設代替交流電源設備による電源給電範囲 (直流電源)

島根原子力発電所 2号炉

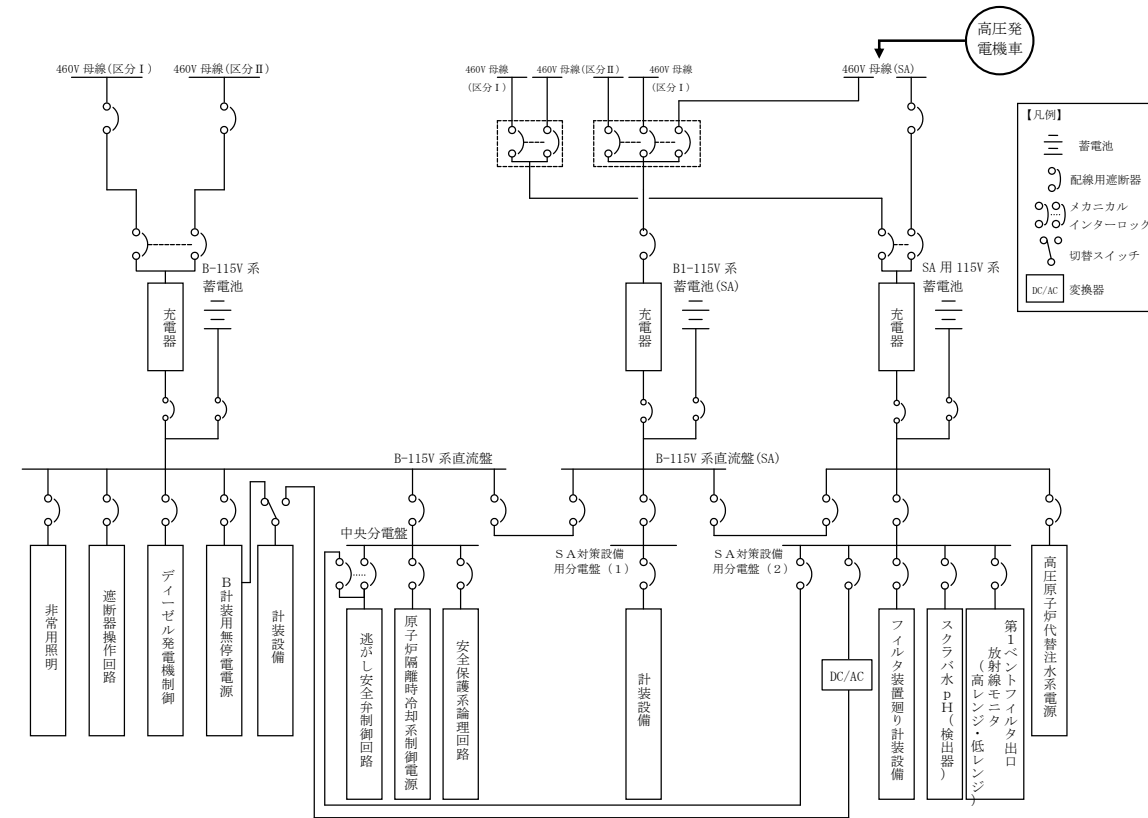


図2 常設代替交流電源設備による電源給電範囲 (直流電源)

備考

・設備の相違
電源構成の相違

第1表 常設代替交流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	第一弁 (サプレッション・チェンバ側)	0.72kW	
2	第一弁 (ドライウエル側)	0.72kW	
3	第二弁	0.5kW	
4	第二弁バイパス弁	0.5kW	
5	移送ポンプ	7.5kW	
6	排水ポンプ	15kW	
7	フィルタ装置周り計装設備	0.3kW	
8	フィルタ装置入口水素濃度計	26kW	
9	フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	0.3kW	
10	フィルタ装置スクラビング水 pH計	26.3kW	
合計		約 78kW ^{※1}	

※1 常設代替交流電源設備の設備容量は 5,520kW (6,900kVA) とし、負荷容量約 78kW に対して必要十分な容量とする。

表1 常設代替交流電源設備による負荷一覧

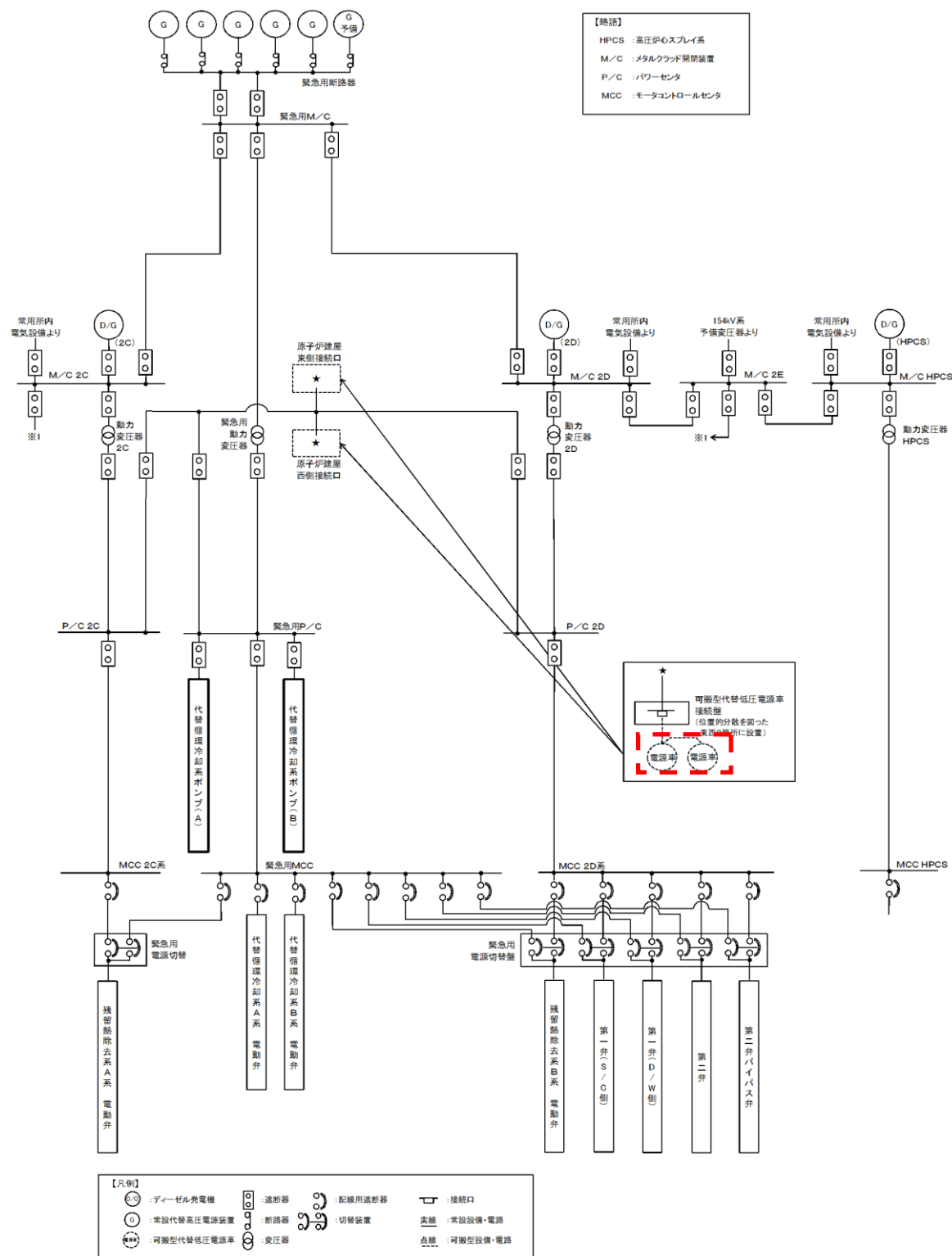
	負荷	負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	ベント弁 (第1弁: MV217-4)	1.4kW	
2	ベント弁 (第1弁: MV217-5)	1.4kW	
3	ベント弁 (第2弁: MV217-18)	0.72kW	
4	ベント弁 (第2弁: MV217-23)	0.72kW	
5	ベント弁 (第3弁: MV226-13)	0.72kW	
6	ドレン移送ポンプ	約 11kW	
7	格納槽排水ポンプ	約 30kW	
8	ベントフィルタ 1次ドレン弁	0.43kW	
9	循環ライン止め弁	0.43kW	
10	ドレン移送ライン連絡弁	0.43kW	
11	薬液貯蔵タンク出口弁	0.13kW	
12	フィルタ装置廻り計装設備	約 0.1kW	
13	第1ベントフィルタ出口水素濃度	約 25kW	
14	スクラバ水 pH	約 21kW	サンプリングポンプ含む
15	第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	約 0.2kW	
合計		約 95kW ^{※1}	

※1 常設代替交流電源設備の設備容量は 4,800kW (6,000kVA) とし、負荷容量約 95kW に対して必要十分な容量とする。

・設備の相違
フィルタベント構成設備の相違。島根2号炉は自主設備も含めて電源供給する設備を記載

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>b. 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲</p> <p>可搬型代替交流電源設備により、<u>第一弁 (S/C側)、第一弁 (D/W側)、第二弁、第二弁バイパス弁、移送ポンプ、排水ポンプ、フィルタ装置周り計装設備、フィルタ装置入口水素濃度計、フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ) 及びフィルタ装置スクラビング水pH計</u>に給電が可能である。</p> <p>電源給電範囲を第3図～第4図に、負荷一覧を第2表に示す。</p>	<p>b. 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲</p> <p>可搬型代替交流電源設備により、<u>ベント弁 (第1弁: MV217-4, 第1弁: MV217-5, 第2弁: MV217-18, 第2弁: MV217-23, 第3弁: MV226-13)、ドレン移送ポンプ、格納槽排水ポンプ、ベントフィルタ1次ドレン弁、循環ライン止め弁、ドレン移送ライン連絡弁、薬液貯蔵タンク出口弁、フィルタ装置周り計装設備、第1ベントフィルタ出口水素濃度、スクラバ水pH及び第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)</u>に給電が可能である。</p> <p>電源給電範囲を図3～図4に、負荷一覧を表2に示す。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)



第3図 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲 (交流電源)

島根原子力発電所 2号炉

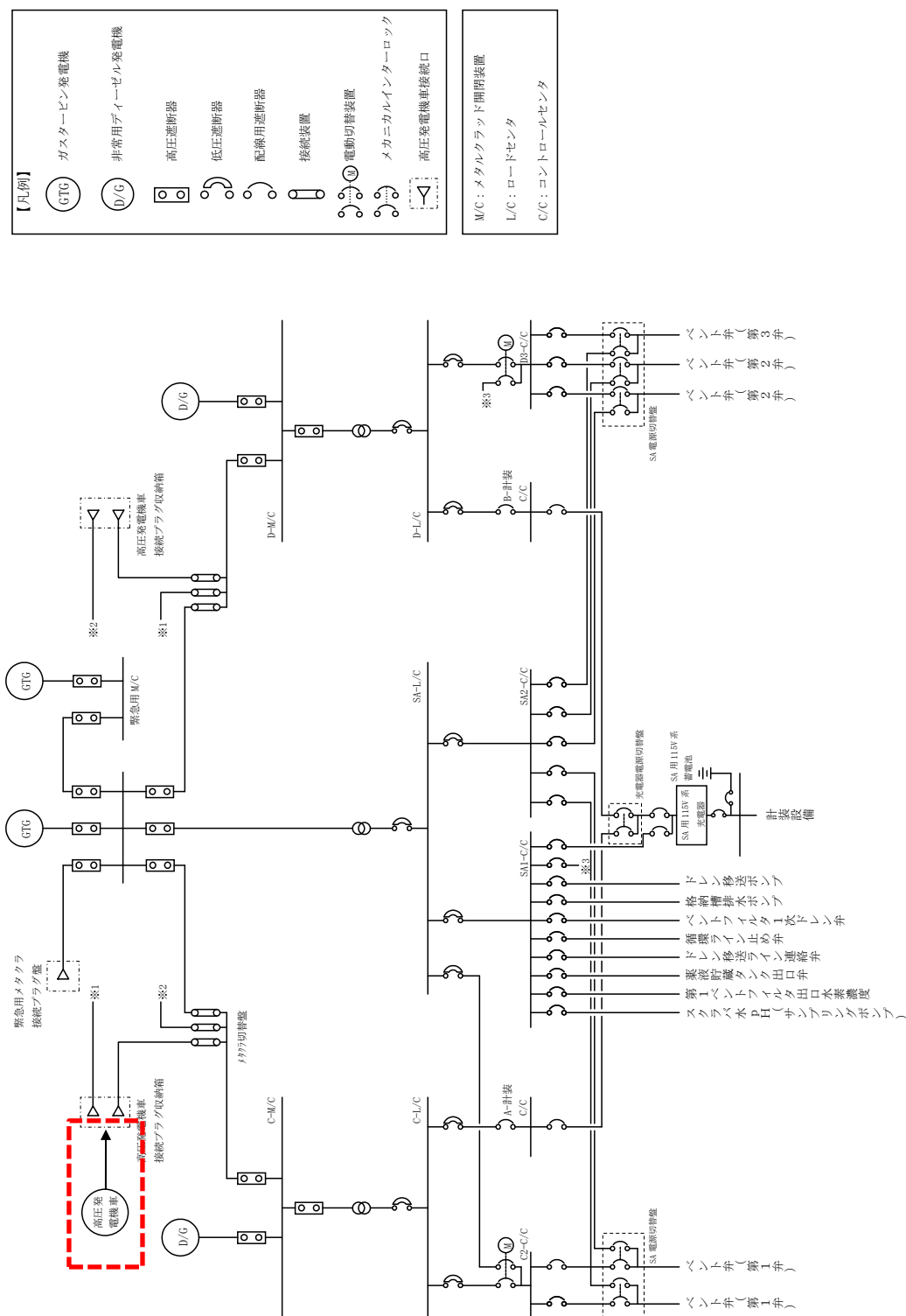


図3 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲 (交流電源)

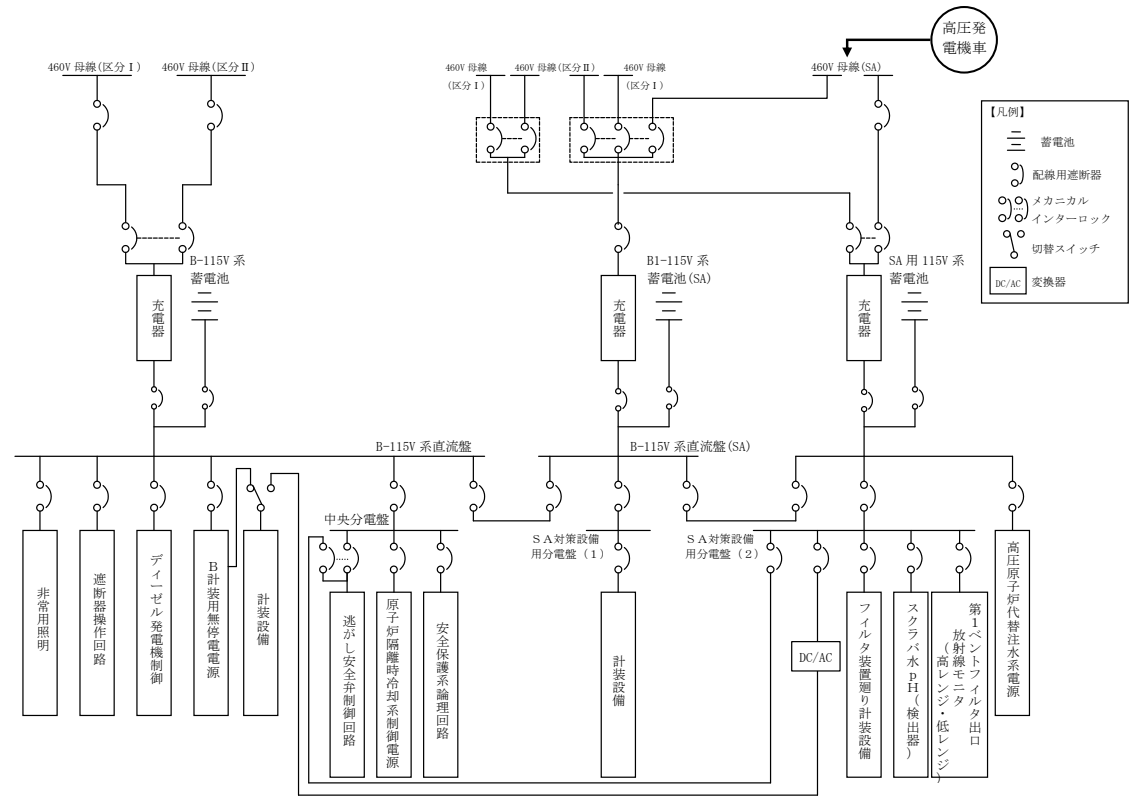
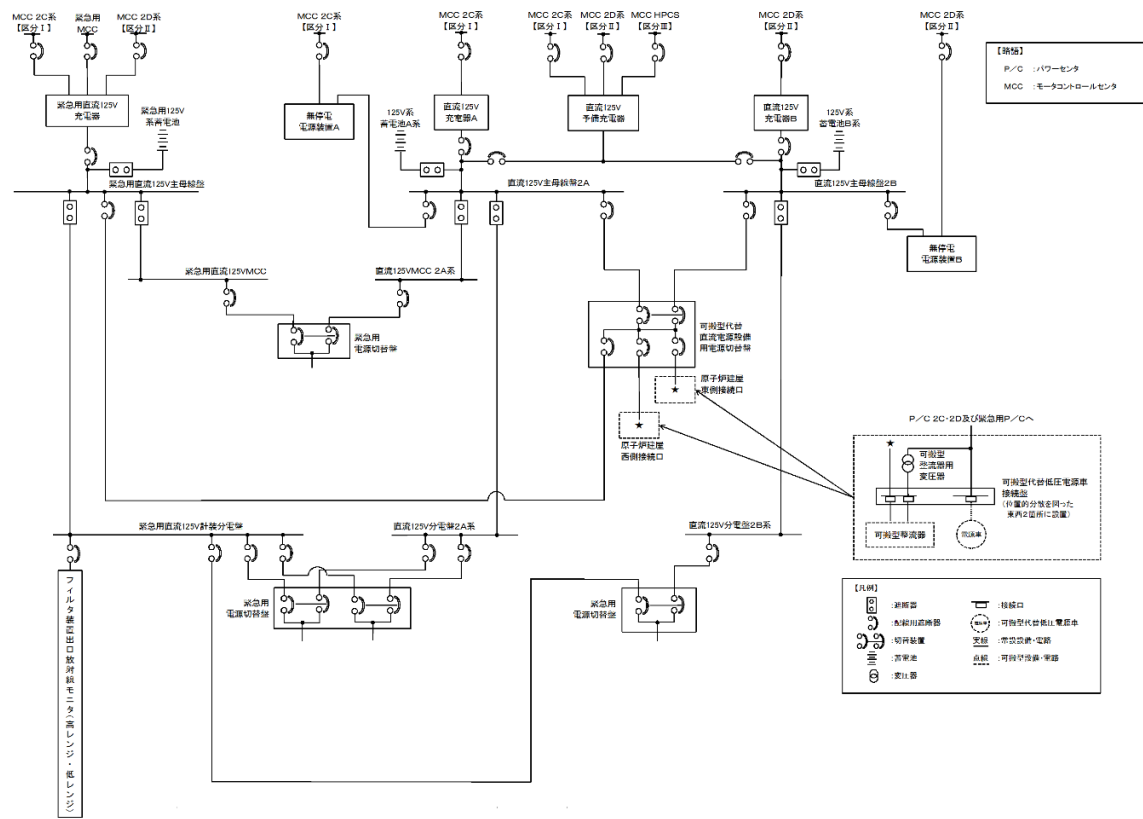
備考

・設備の相違
 電源構成の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)

島根原子力発電所 2号炉

備考



第4図 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲（直流電源）

図4 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲（直流電源）

・設備の相違
電源構成の相違

第2表 可搬型代替交流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	第一弁 (サプレッション・チェンバ側)	0.72kW	
2	第一弁 (ドライウエル側)	0.72kW	
3	第二弁	0.5kW	
4	第二弁バイパス弁	0.5kW	
5	移送ポンプ	7.5kW	
6	排水ポンプ	15kW	
7	フィルタ装置周り計装設備	0.3kW	
8	フィルタ装置入口水素濃度計	26kW	
9	フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	0.3kW	
10	フィルタ装置スクラビング水 pH計	26.3kW	
合計		約 78kW ^{※1}	

※1 可搬型代替交流電源設備の設備容量は、可搬型代替低圧電源車 2 台分の 560kW (700kVA) とし、負荷容量約 78kW に対して必要十分な容量とする。

表2 可搬型代替交流電源設備による負荷一覧

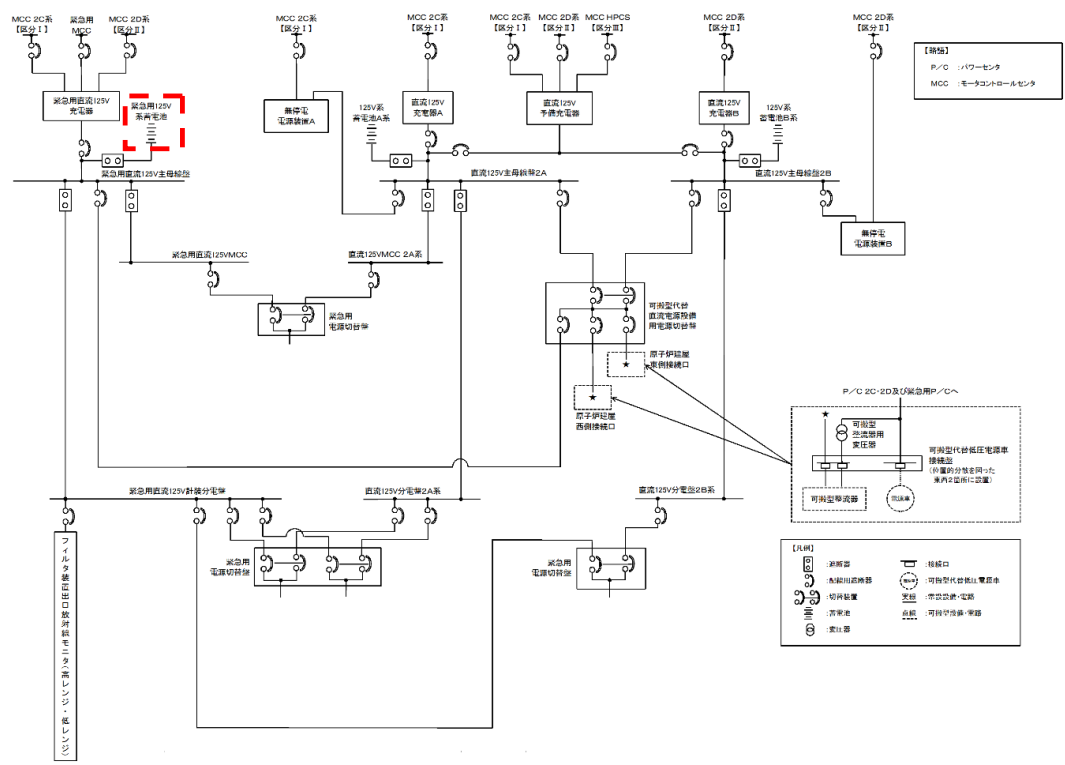
	負荷	負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	ベント弁 (第1弁: MV217-4)	1.4kW	
2	ベント弁 (第1弁: MV217-5)	1.4kW	
3	ベント弁 (第2弁: MV217-18)	0.72kW	
4	ベント弁 (第2弁: MV217-23)	0.72kW	
5	ベント弁 (第3弁: MV226-13)	0.72kW	
6	ドレン移送ポンプ	約 11kW	
7	格納槽排水ポンプ	約 30kW	
8	ベントフィルタ 1次ドレン弁	0.43kW	
9	循環ライン止め弁	0.43kW	
10	ドレン移送ライン連絡弁	0.43kW	
11	薬液貯蔵タンク出口弁	0.13kW	
12	フィルタ装置廻り計装設備	約 0.1kW	
13	第1ベントフィルタ出口水素濃度	約 25kW	
14	スクラバ水 pH	約 21kW	サンプリングポンプ含む
15	第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	約 0.2kW	
合計		約 95kW ^{※1}	

※1 可搬型代替交流電源設備の設備容量は、高圧発電機車 3 台分の 1,200kW (1,500kVA) とし、負荷容量約 95kW に対して必要十分な容量とする。

・設備の相違
フィルタベント構成設備の相違。島根2号炉は自主設備も含めて電源供給する設備を記載

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>c. 常設代替直流電源設備による電源給電範囲</p> <p>常設代替直流電源設備により、<u>フィルタ装置周り計装設備及びフィルタ装置出口放射線モニタ(高レンジ・低レンジ)</u>に給電が可能である。</p> <p><u>第一弁(S/C側)、第一弁(D/W側)、第二弁、第二弁バイパス弁、移送ポンプ、排水ポンプ、フィルタ装置入口水素濃度計及びフィルタ装置スクラビング水pH計</u>については交流機器であり、常設代替直流電源設備から給電はできない。</p> <p>なお、<u>移送ポンプ及び排水ポンプ及びフィルタ装置入口水素濃度計</u>については、使用時期は事故収束時となり、時間的余裕があることから、常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電が十分可能である。また、<u>フィルタ装置スクラビング水pH計</u>については、系統待機時に使用すること、<u>第一弁(S/C側)、第一弁(D/W側)、第二弁及び第二弁バイパス弁</u>については、<u>遠隔人力操作機構</u>が付いており、手動での開閉操作が可能である。</p> <p>電源給電範囲を第5図に、負荷一覧を第3表に示す。</p>	<p>c. 常設代替直流電源設備による電源給電範囲</p> <p>常設代替直流電源設備により、<u>フィルタ装置周り計装設備及び第1ベントフィルタ出口放射線モニタ(高レンジ・低レンジ)</u>に給電が可能である。</p> <p><u>ベント弁(第1弁: MV217-4, 第1弁: MV217-5, 第2弁: MV217-18, 第2弁: MV217-23, 第3弁: MV226-13)、ドレン移送ポンプ、格納槽排水ポンプ、ベントフィルタ1次ドレン弁、循環ライン止め弁、ドレン移送ライン連絡弁、薬液貯蔵タンク出口弁、第1ベントフィルタ出口水素濃度及びスクラバ水pH</u>については交流機器であり、常設代替直流電源設備から給電はできない。</p> <p>なお、<u>ドレン移送ポンプ、排水ポンプ及び第1ベントフィルタ出口水素濃度</u>については、使用時期は事故収束時となり、時間的余裕があることから、常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電が十分可能である。また、<u>スクラバ水pH</u>については、系統待機時及び事故収束時に使用すること、<u>ベント弁(第1弁: MV217-4, 第1弁: MV217-5, 第2弁: MV217-18, 第2弁: MV217-23, 第3弁: MV226-13)</u>については、<u>遠隔手動弁操作機構</u>が付いており、手動での開閉操作が可能である。</p> <p>電源給電範囲を図5に、負荷一覧を表3に示す。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)



第5図 常設代替直流電源設備による電源給電範囲

島根原子力発電所 2号炉

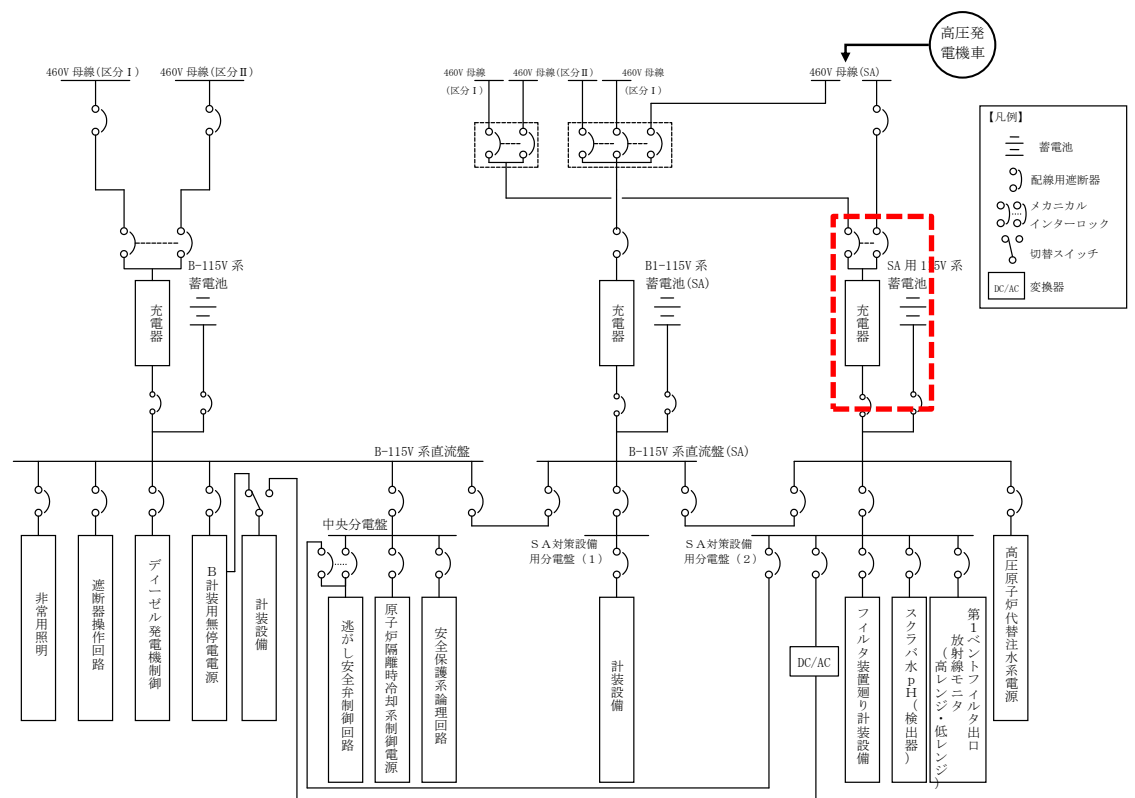


図5 常設代替直流電源設備による電源給電範囲

備考

- ・設備の相違
- 電源構成の相違

第3表 常設代替直流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (直流 (A))	備考
1	第一弁 (サプレッション・チェンバ側)	—	
2	第一弁 (ドライウエル側)	—	
3	第二弁	—	
4	第二弁バイパス弁	—	
5	移送ポンプ	—	
6	排水ポンプ	—	
7	フィルタ装置周り計装設備	3A	
8	フィルタ装置入口水素濃度計	—	
9	フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	3A	
10	フィルタ装置スクラビング水 pH計	—	
合計		約 6A	182.4Ah ^{※1}

※1 24時間使用した場合の容量

常設代替直流電源設備の設備容量は 6,000Ah とし、負荷容量 182.4Ah に対して必要十分な容量とする。

表3 常設代替直流電源設備による負荷一覧

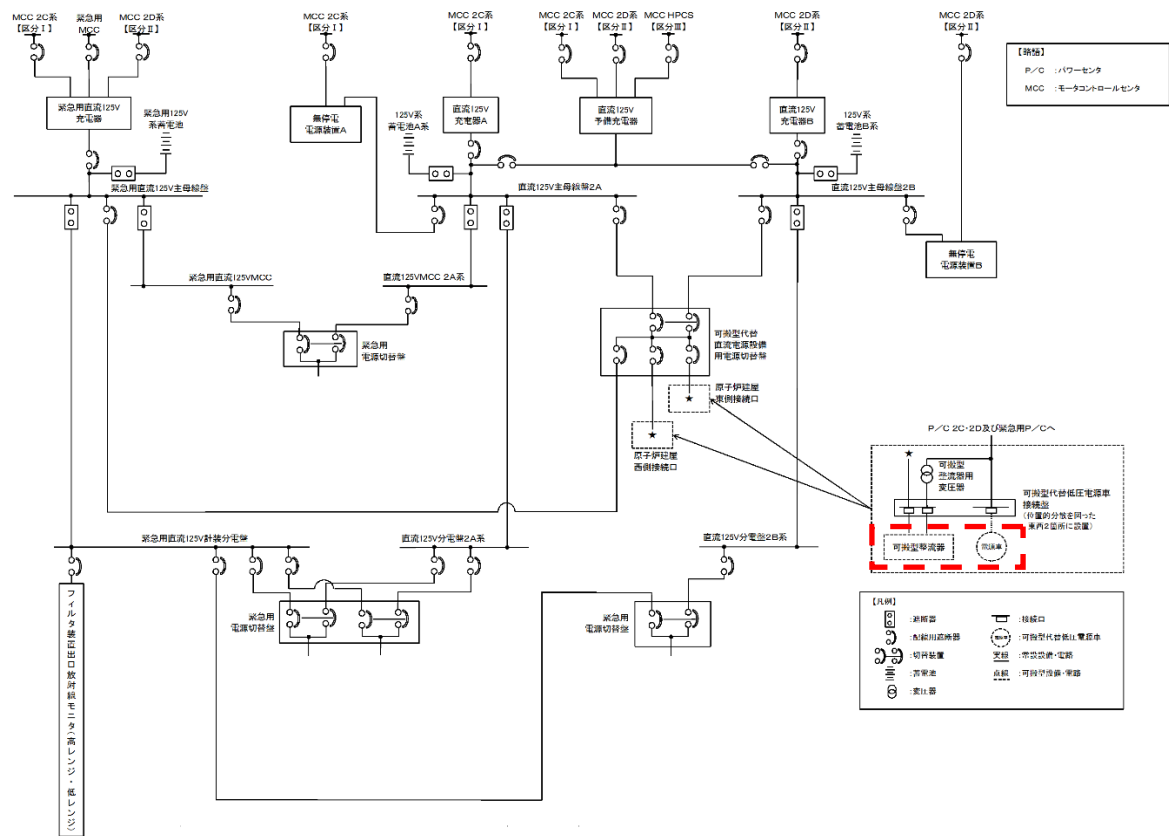
	負荷	負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	ベント弁 (第1弁: MV217-4)	—	
2	ベント弁 (第1弁: MV217-5)	—	
3	ベント弁 (第2弁: MV217-18)	—	
4	ベント弁 (第2弁: MV217-23)	—	
5	ベント弁 (第3弁: MV226-13)	—	
6	ドレン移送ポンプ	—	
7	格納槽排水ポンプ	—	
8	ベントフィルタ1次ドレン弁	—	
9	循環ライン止め弁	—	
10	ドレン移送ライン連絡弁	—	
11	薬液貯蔵タンク出口弁	—	
12	フィルタ装置廻り計装設備	約 1A	
13	第1ベントフィルタ出口水素濃度	—	
14	スクラバ水 pH	—	サンプリングポンプ含む
15	第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	約 2A	
合計		約 3A	約 90Ah ^{※1}

※1 24時間使用した場合の容量

常設代替直流電源設備の設備容量は 1,500Ah とし、負荷容量 90Ah に対して必要十分な容量とする。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>d. <u>可搬型代替直流電源設備による電源給電範囲</u></p> <p><u>可搬型代替直流電源設備により、フィルタ装置周り計装設備及びフィルタ装置出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）に給電が可能である。</u></p> <p><u>第一弁（S/C側）、第一弁（D/W側）、第二弁、第二弁バイパス弁、移送ポンプ、排水ポンプ、フィルタ装置入口水素濃度計及びフィルタ装置スクラビング水pH計については交流機器であり、可搬型代替直流電源設備から給電はできない。</u></p> <p>なお、<u>移送ポンプ及び排水ポンプ及びフィルタ装置入口水素濃度計については、使用時期は事故収束時となり、時間的余裕があることから、常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電が十分可能である。また、フィルタ装置スクラビング水pH計については、系統待機時に使用すること、第一弁（S/C側）、第一弁（D/W側）、第二弁及び第二弁バイパス弁については、遠隔人力操作機構が付いており、手動での開閉操作が可能である。</u></p> <p>電源給電範囲を第6図に、負荷一覧を第4表に示す。</p>	<p>d. <u>可搬型直流電源設備による電源給電範囲</u></p> <p><u>可搬型直流電源設備により、フィルタ装置周り計装設備及び第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）に給電が可能である。</u></p> <p><u>ベント弁（第1弁：MV217-4、第1弁：MV217-5、第2弁：MV217-18、第2弁：MV217-23、第3弁：MV226-13）、ドレン移送ポンプ、格納槽排水ポンプ、ベントフィルタ1次ドレン弁、循環ライン止め弁、ドレン移送ライン連絡弁、葉液貯蔵タンク出口弁、第1ベントフィルタ出口水素濃度及びスクラバ水pHについては交流機器であり、可搬型直流電源設備から給電はできない。</u></p> <p>なお、<u>ドレン移送ポンプ、排水ポンプ及び第1ベントフィルタ出口水素濃度については、使用時期は事故収束時となり、時間的余裕があることから、常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電が十分可能である。また、スクラバ水pHについては、系統待機時及び事故収束時に使用すること、ベント弁（第1弁：MV217-4、第1弁：MV217-5、第2弁：MV217-18、第2弁：MV217-23、第3弁：MV226-13）については、遠隔手動弁操作機構が付いており、手動での開閉操作が可能である。</u></p> <p>電源給電範囲を図6に、負荷一覧を表4に示す。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)



第6図 可搬型代替直流電源設備による電源給電範囲

島根原子力発電所 2号炉

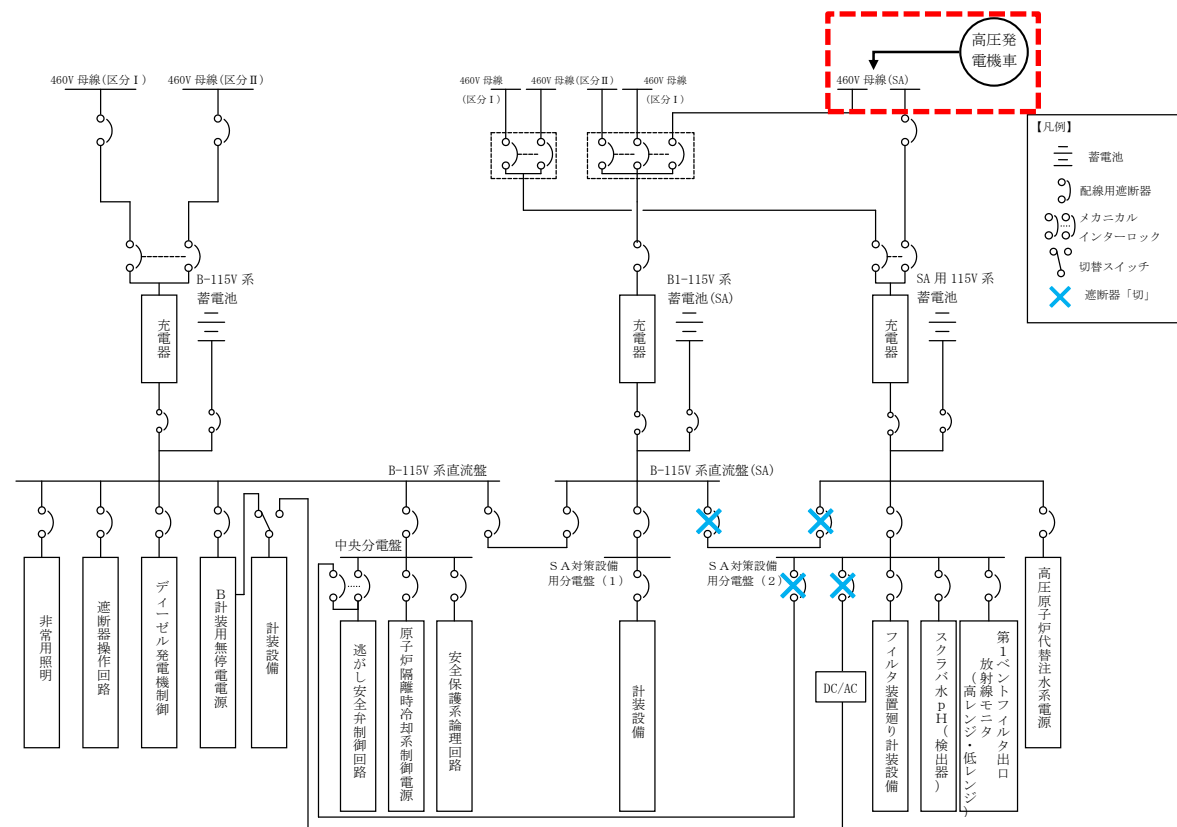


図6 可搬型直流電源設備による電源給電範囲

備考

・設備の相違
電源構成の相違

第4表 可搬型代替直流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (直流 (A))	備考
1	第一弁 (サプレッション・チェンバ側)	—	
2	第一弁 (ドライウェル側)	—	
3	第二弁	—	
4	第二弁バイパス弁	—	
5	移送ポンプ	—	
6	排水ポンプ	—	
7	フィルタ装置周り計装設備	3A	
8	フィルタ装置入口水素濃度計	—	
9	フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	3A	
10	フィルタ装置スクラビング水 pH計	—	
合 計		6A ^{※1}	

※1 可搬型代替直流電源設備の設備容量は、可搬型整流器4台分の400Aとし、負荷容量6Aに対して必要十分な容量とする。

表4 可搬型直流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	ベント弁 (第1弁: MV217-4)	—	
2	ベント弁 (第1弁: MV217-5)	—	
3	ベント弁 (第2弁: MV217-18)	—	
4	ベント弁 (第2弁: MV217-23)	—	
5	ベント弁 (第3弁: MV226-13)	—	
6	ドレン移送ポンプ	—	
7	格納槽排水ポンプ	—	
8	ベントフィルタ1次ドレン弁	—	
9	循環ライン止め弁	—	
10	ドレン移送ライン連絡弁	—	
11	薬液貯蔵タンク出口弁	—	
12	フィルタ装置廻り計装設備	約1A	
13	第1ベントフィルタ出口水素濃度	—	
14	スクラバ水 pH	—	サンプリングポンプ含む
15	第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	約2A	
合 計		約3A	約90Ah ^{※1}

※1 可搬型直流電源設備の設備容量は、常設充電器の定格出力200Aとし、負荷容量3Aに対して必要十分な容量とする。

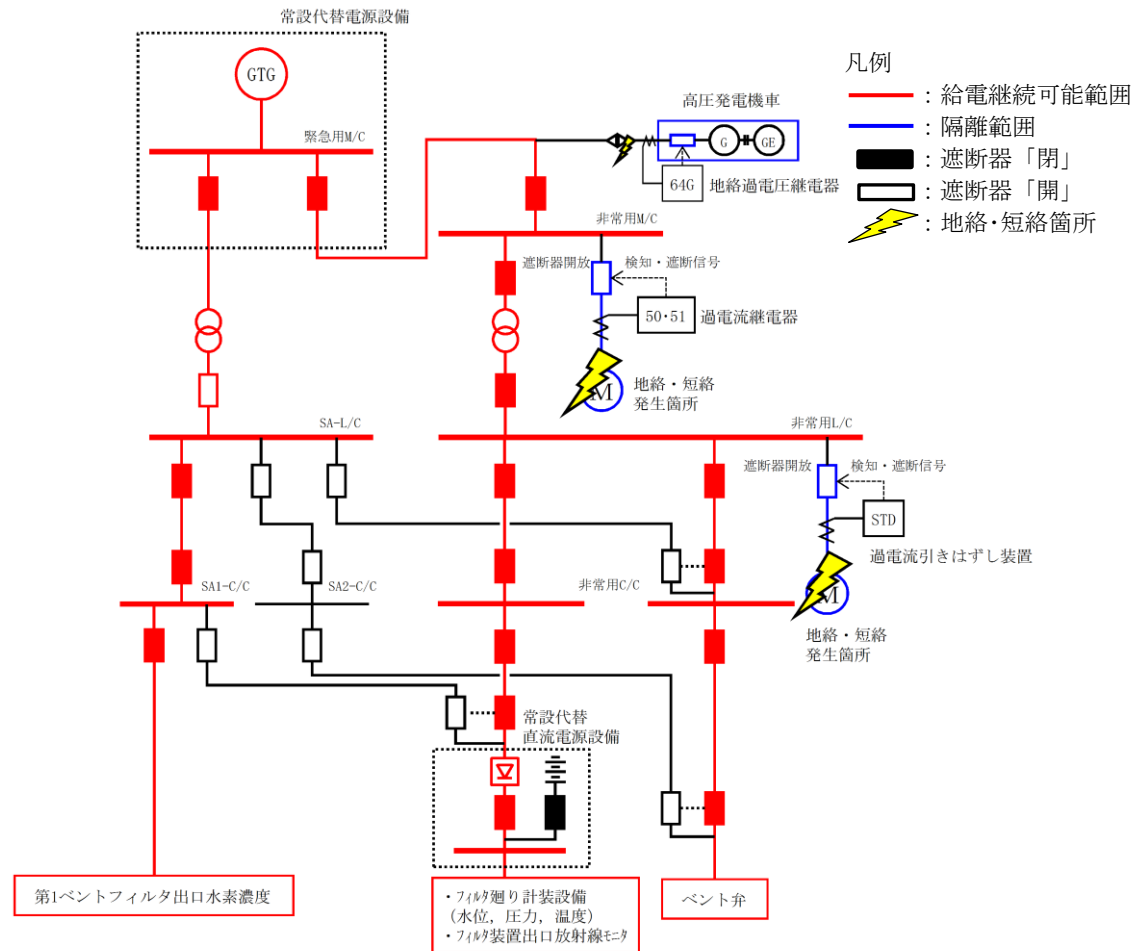
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(参考) 可搬型代替電源設備のアクセス性について</p> <p><u>可搬型代替交流電源設備及び可搬型代替直流電源設備である可搬型代替低圧電源車並びに可搬型代替直流電源設備である可搬型整流器のアクセスルート</u>については、想定される重大事故等が発生した場合においても、<u>保管場所から使用場所まで複数のアクセスルート</u>を確保する設計とする。</p> <p>常設設備との接続部についても、<u>原子炉建屋の隣り合わない異なる面の近傍に二箇所の接続口</u>を設置していることから、<u>共通要因により接続不可とならない設計</u>としている。</p>	<p>(3) 可搬型代替電源設備のアクセス性について</p> <p>可搬型代替電源設備である高圧発電機車のアクセスルートについては、想定される重大事故等が発生した場合においても、<u>保管場所から使用箇所まで複数のアクセスルート</u>を確保している。</p> <p>常設設備との接続部についても、<u>共通要因によって接続することができなくなることを防止</u>するため、<u>原子炉建物西側並びに南側の異なる場所に分散配置</u>している。</p>	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> ・記載表現の相違 東海第二は、可搬型直流電源設備と兼用していることを明記している ・設備の相違 島根2号炉は、可搬型直流電源設備として常設蓄電池を使用する

(4) 電気設備の地絡・短絡対策

電気設備には、ベントに必要な隔離弁及び計測設備とは別の負荷にて地絡又は短絡が発生した場合にも、その影響がベントに必要な隔離弁及び計測設備へ波及しないように保護継電器を設け、地絡又は短絡を検知して電源系統より故障点を隔離するよう設計する。(図7)

高压発電機車を使用している場合に、短絡・地絡や過負荷による過電流が発生した時は、高压発電機車に設置している地絡過電圧継電器により検知・遮断する設計としている。

保護継電器は、接続先である所内電気設備と保護協調を図った設計としている。



電気設備における
事故点隔離の流れ

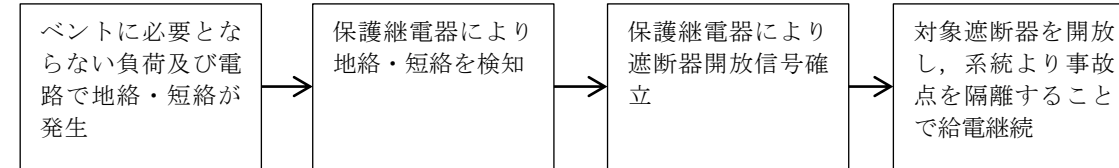


図7 電源設備の地絡，短絡対策

・記載表現の相違
高压発電機車を使用した場合の、地絡・短絡対策についての設計を記載

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p><u>(5) 常設設備との接続部の浸水対策について</u></p> <p><u>発電所は防波壁等を設置することで、基準津波に対して防護されており、基準津波が敷地に遡上して、高圧発電機車の保管場所及び接続口が浸水することはない。</u></p> <p><u>なお、接続口は屋外盤に収納されており、ケーブル接続時も接続口へ雨水等の被水はない設計としている。</u></p>	<ul style="list-style-type: none"> ・記載表現の相違 高圧発電機車の接続口について浸水対策を記載

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考												
<p style="text-align: right;">別紙 52</p> <p style="text-align: center;">窒素供給装置の容量について</p> <p>可搬型窒素供給装置の窒素容量は、下記①②を考慮して設定している。</p> <p>① ベント後、中長期的に格納容器除熱系が復旧した後に窒素供給を開始し、除熱中の格納容器内の水素濃度を4%（水素の可燃限界温度）未満あるいは酸素濃度を5%（水素を燃焼させる下限濃度）未満に維持</p> <p>② ベント停止後の格納容器圧力逃がし装置における水素滞留防止のため、窒素の供給を行い、格納容器圧力逃がし装置の系統内の水素濃度を4%（水素の可燃限界温度）未満あるいは酸素濃度を5%（水素を燃焼させる下限濃度）未満に維持</p> <p>可搬型窒素供給装置の主要な仕様を第1表に示す。</p> <p style="text-align: center;">第1表 可搬型窒素供給装置の主要仕様</p> <table border="1" data-bbox="240 787 1228 926"> <tr> <td>窒素容量</td> <td>約200Nm³/h</td> </tr> <tr> <td>窒素純度</td> <td>99.0vol%以上</td> </tr> <tr> <td>窒素供給圧力</td> <td>0.5MPa（可搬型窒素供給装置出口にて）</td> </tr> </table> <p>以下に、可搬型窒素供給装置の窒素供給量の設定について示す。</p> <p>(1) 格納容器における可搬型窒素供給装置の容量</p> <p><u>ベント開始後に格納容器内で発生する水素及び酸素は、サプレッション・プール水に移行した放射性物質による水の放射線分解によるものが支配的となる。ベントシーケンスである「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」におけるMAAP解析に基づき評価した水素及び酸素の発生量を第2表に示す。なお、水素及び酸素の発生量算出については、以下の式により算出した。ベント後の格納容器除熱によって格納容器内は非沸騰状態にあることを想定し、水素発生量のG値は0.25、酸素発生量のG値は0.125とする。</u></p> <p>① 発生水素（酸素）分子数 [分子数/J] $= G \text{ 値 [分子/100eV]} / 100 / (1.602 \times 10^{-19} \text{ [J]})$</p> <p>② 水素（酸素）発生量 [分子数/s] $= \text{崩壊熱 [MW]} \times 10^6 \times \text{発生水素（酸素）分子数 [分子数/J]} \times \text{放射線吸収割合}$</p> <p>③ 水素（酸素）発生量 [m³/h] $= \text{水素（酸素）発生量 [分子数/s]} / (6.022 \times 10^{23}) \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600$</p>	窒素容量	約200Nm ³ /h	窒素純度	99.0vol%以上	窒素供給圧力	0.5MPa（可搬型窒素供給装置出口にて）	<p style="text-align: right;">別紙 32</p> <p style="text-align: center;">窒素供給装置の容量について</p> <p>可搬式窒素供給装置の窒素容量は、下記①②を考慮して設定している。</p> <p>① 残留熱代替除去系又は残留熱除去系による原子炉注水及び格納容器除熱を実施した場合、可搬式窒素供給装置を用いて格納容器内へ窒素を注入し、酸素濃度を5%（水素を燃焼させる下限濃度）未満に維持</p> <p>② ベント停止後の格納容器フィルタベント系における水素滞留防止のため、窒素の供給を行い、格納容器フィルタベント系の系統内の水素濃度を4%（水素の可燃限界温度）未満あるいは酸素濃度を5%（水素を燃焼させる下限濃度）未満に維持</p> <p>可搬式窒素供給装置の主要な仕様を表1に示す。</p> <p style="text-align: center;">表1 可搬式窒素供給装置の主要仕様</p> <table border="1" data-bbox="1383 787 2371 926"> <tr> <td>窒素容量</td> <td>約100m³/h[normal]</td> </tr> <tr> <td>窒素純度</td> <td>約99.9vol%</td> </tr> <tr> <td>窒素供給圧力</td> <td>0.6MPa以上</td> </tr> </table> <p>以下に、可搬式窒素供給装置の窒素供給量の設定について示す。</p> <p>(1) 格納容器における可搬式窒素供給装置の容量</p> <p><u>可搬式窒素供給装置は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、水の放射線分解によって発生する酸素の濃度上昇を抑制可能な設計とし、残留熱代替除去系又は残留熱除去系による除熱を開始した時点で原子炉格納容器内への窒素供給を実施する。</u></p> <p><u>有効性評価シナリオ「水素燃焼」において、設計基準事故等対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用しているG値を採用した場合のドライウエル及びサプレッション・チェンバの気相濃度の推移を図1及び図2に示す。事象発生12時間後にドライウエルへの窒素供給を開始し、100 m³/h[normal]にて窒素供給を実施する。事象発生約85時間後にドライウエルの酸素濃度がドライ条件で4.4vol%にと達すれば、格納容器フィルタベント系により原子炉格納容器内の水素及び酸素を排出することによって、原子炉格納容器内の酸素濃度は低下し、事象発生から168時間後においても、原子炉格納容器の酸素濃度が可燃限界である5.0vol%に到達することはない。</u></p>	窒素容量	約100m ³ /h[normal]	窒素純度	約99.9vol%	窒素供給圧力	0.6MPa以上	<p>備考</p> <p>・設備の相違 設備仕様の相違</p> <p>・評価方針の相違</p>
窒素容量	約200Nm ³ /h													
窒素純度	99.0vol%以上													
窒素供給圧力	0.5MPa（可搬型窒素供給装置出口にて）													
窒素容量	約100m ³ /h[normal]													
窒素純度	約99.9vol%													
窒素供給圧力	0.6MPa以上													

第2表 想定事象における格納容器内の水素及び酸素の発生量

対象	放射線 吸収割合	放射性物質移行量		発生量[m ³ /h] ^{※1}	
		割合[%]	崩壊熱[MW]	水素	酸素
炉心部 (コリウム)	0.1	62.0	6.100	1.27	0.64
炉心部 (コリウム以外)	1.0	9.0	0.889	1.85	0.93
D/W 及びペDESTAL部	1.0	0.3	0.030	0.06	0.04
S/P	1.0	26.0	2.550	5.33	2.67
合計	—	97.3	9.569	8.51	4.28

※1 ベント停止は事象発生7日後とし、7日後の崩壊熱として10MWを想定する。
 酸素濃度を厳しく評価するため、水素発生量は小数点第3位を切り下げ、酸素発生量は
 小数点第3位を切り上げる。
 炉心部ではβ線が燃料被覆管で吸収されることを考慮し、放射線吸収割合を0.1として
 いる。

この結果より、酸素濃度を5% (水素を燃焼させる下限濃度) 未満に抑えるために必要な
 窒素供給量 x を求める。

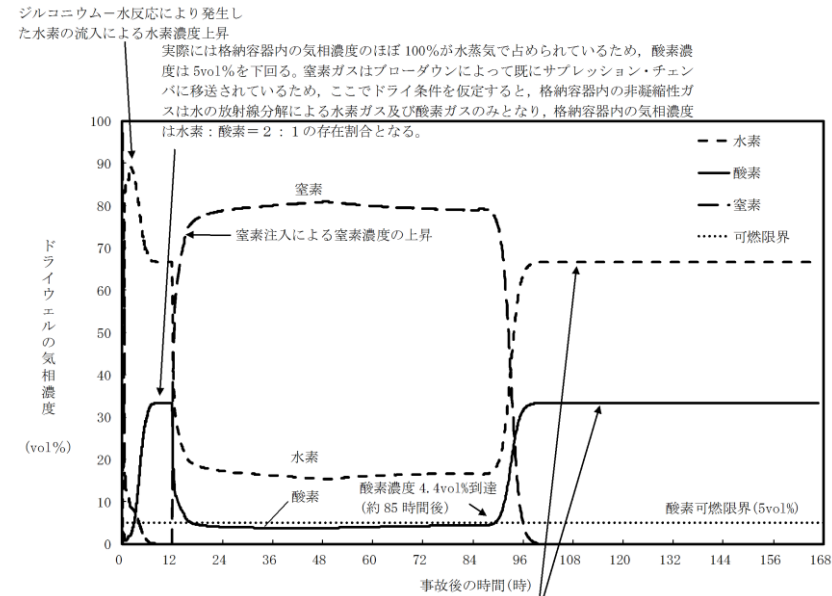
$$\frac{\text{酸素発生量} + \text{窒素供給装置からの酸素供給量}}{\text{水素発生量} + \text{酸素発生量} + \text{窒素供給装置の供給量} (x)} < 0.05$$

$$\frac{4.28 + x \times 0.01}{8.51 + 4.28 + x} < 0.05$$

$$x > 91.1 \text{ (小数点第2位切上げ)}$$

上記結果より、必要窒素供給量は91.1Nm³/hである。窒素供給装置の1台当たりの容量は
 200Nm³/hであることから、格納容器用の窒素供給装置の必要台数は1台となる。

なお、この時の水素は可燃限界濃度の4%を超えるが、上述のとおり酸素の濃度が5% (水素
 を燃焼させる下限濃度) を超えないことから水素が燃焼することはない。



約85時間後にドライウェル気相部の酸素濃度が4.4vol%に到達するため、ウェットウェルベントラインを開放。これ
 に伴い格納容器内の気体が格納容器外に排出される。開放後、現実的には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%を占め続けるが、ここでドライ条件を仮定すると、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るため、格納容器内の気相濃度は水素：酸素=2：1の存在割合となる。

図1 「水素燃焼」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用している
 G値を採用した場合のドライウェルの気相濃度の推移 (ドライ条件)

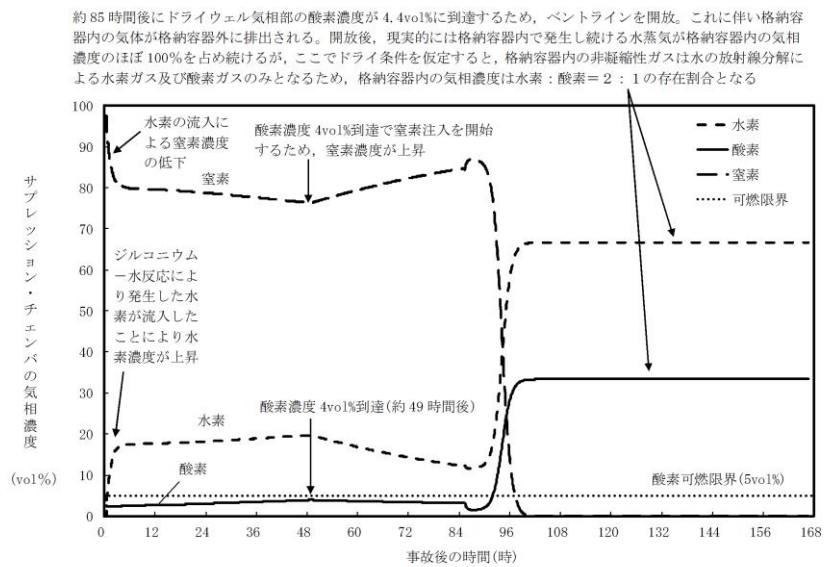


図2 「水素燃焼」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用している
 G値を採用した場合のサプレッション・チェンバの気相濃度の推移 (ドライ条件)

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(2) <u>格納容器圧力逃がし装置における可搬型窒素供給装置の容量</u></p> <p><u>ベント開始後に格納容器圧力逃がし装置のフィルタ装置で発生する水素及び酸素は、フィルタ装置に移行した放射性物質による水の放射線分解によるものが支配的となる。このため、フィルタ装置で発生する水素及び酸素の量は、(1)に示した①～③の式により算出できる。スクラビング水は沸騰しているものと想定し、水素発生量のG値は0.4、酸素発生量のG値は0.2とする。その他の情報については、以下のとおりとする。</u></p> <p><u>崩壊熱量：0.5MW (フィルタ装置の設計条件)</u></p> <p><u>放射線吸収割合：1.0</u></p> <p><u>以上より、水素の発生量は1.67m³/h、酸素の発生量は0.836 m³/hとなる。</u></p> <p><u>水素及び酸素の発生量より、酸素濃度を5% (水素を燃焼させる下限濃度) 未満に抑えるために必要な窒素供給量yを求める。</u></p> $\frac{\text{酸素発生量} + \text{窒素供給装置からの酸素供給量}}{\text{水素発生量} + \text{酸素発生量} + \text{窒素供給装置の供給量 (y)}} < 0.05$ $\frac{0.836 + y \times 0.01}{1.67 + 0.836 + y} < 0.05$ <p>y > 17.8 (小数点第2位切上げ)</p> <p><u>上記より、必要窒素供給量は17.8Nm³/hとなる。窒素供給装置の1台当たりの容量は200Nm³/hであることから、格納容器圧力逃がし装置用の窒素供給装置の必要台数は1台となる。</u></p>	<p>(2) <u>格納容器フィルタベント系における可搬式窒素供給装置の容量</u></p> <p><u>可搬式窒素供給装置の容量は、格納容器過圧・過温破損シーケンス (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) における格納容器内の水素発生量に対して、系統内の水素濃度を可燃限界である4%未満に希釈できる十分な窒素供給量とするよう設定している。</u></p> <p><u>計算条件を以下に示す。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <u>水素発生量は事象発生7日後を想定し、約1.3 m³/h[normal]とする。</u> <u>酸素発生量は事象発生7日後を想定し、約0.65 m³/h[normal]とする。</u> $\begin{aligned} \text{必要窒素供給量} &= (\text{水素発生量} - \text{水素発生量} \times 0.04 - \text{酸素発生量} \times 0.04) / 0.04 \\ &= (1.3 - 1.3 \times 0.04 - 0.65 \times 0.04) / 0.04 \\ &= 30.6 \text{ (m}^3/\text{h[normal])} \end{aligned}$ <p><u>可搬式窒素供給装置の容量は、上記の必要窒素供給量に余裕を見込み、100 m³/h[normal]と設定している。容量設定においてはベントガスの蒸気発生量を考慮していないため、十分保守的な設定である。</u></p> <p><u>なお、系統内の全空間容積は約202 m³であり、窒素供給量100 m³/h[normal]で約7時間通気することで、系統内の酸素濃度を5%から1%まで低下させることが可能である。</u></p>	<p>・評価方針の相違</p> <p>・記載方針の相違</p>

エアロゾルの密度の変化が慣性衝突効果に与える影響について

AREVA 社製のフィルタ装置は、ベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせるエアロゾルを捕集するが、このうちベンチュリスクラバは、慣性衝突効果を利用してエアロゾルを捕集することから、エアロゾルの密度によって、除去効率への影響が表れることが考えられる。しかし、重大事故等時に格納容器に発生するエアロゾルの密度の変化に対して、ベンチュリスクラバの除去効率の関係式(参考図書 1)を用いて除去効率に与える影響を評価した結果、エアロゾルの密度の変化に対する除去効率の変化は小さいと評価できること、また、JAVA 試験で複数の種類のエアロゾルを用いた試験において除去効率に違いが見られていないことから、AREVA 社製のフィルタ装置は重大事故等時に発生するエアロゾルの密度の変化に対して除去効率への影響は小さいと評価できる。

(1) ベンチュリスクラバの除去効率

a. エアロゾル密度と除去効率の関係

ベンチュリスクラバでは、ベンチュリノズルを通過するベントガスとベンチュリノズル内に吸い込んだスクラビング水の液滴の速度差を利用し、慣性衝突効果によってベントガスに含まれるエアロゾルを捕集する。参考図書 1 において、ベンチュリスクラバにおける除去率は、以下の式によって表される。

$$P_t = \exp\left(-\frac{V^*}{V_g}\right) = \exp\left(-\frac{V^* Q_L}{V_L Q_g}\right) \dots (1)$$

$$V^* = \int_0^T \eta_d |u_d - u_g| A_d dt \dots (2)$$

$$\eta_d = \frac{K^2}{(K+0.7)^2} = \frac{1}{(1+0.7/K)^2} \dots (3)$$

$$K = \frac{2\tau_p |u_d - u_g|}{d_d} = \frac{2C\rho_p d_p^2 |u_d - u_g|}{18\mu d_d} \dots (4)$$

エアロゾルの密度の変化が慣性衝突効果に与える影響について

Framatome 社(旧 AREVA 社)製のフィルタ装置は、ベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせるエアロゾルを捕集するが、このうちベンチュリスクラバは、慣性衝突効果を利用してエアロゾルを捕集することから、エアロゾルの密度によって、除去効率への影響があらわれることが考えられる。しかし、重大事故等時に格納容器に発生するエアロゾルの密度の変化に対して、ベンチュリスクラバの除去効率の関係式(参考図書 1)を用いて除去効率に与える影響を評価した結果、エアロゾルの密度の変化(\square g/cm³)に対する除去効率の変化は小さいと評価できること、また、JAVA 試験で複数の種類のエアロゾル(\square g/cm³)を用いた試験において除去効率に違いが見られていないことから、Framatome 社(旧 AREVA 社)製のフィルタ装置は重大事故等時に発生するエアロゾルの密度の変化に対して除去効率への影響は小さいと評価できる。

(1) ベンチュリスクラバの除去効率

a. エアロゾル密度と除去効率の関係

ベンチュリスクラバでは、ベンチュリノズルを通過するベントガスとベンチュリノズル内に吸い込んだスクラビング水の液滴の速度差を利用し、慣性衝突効果によってベントガスに含まれるエアロゾルを捕集する。参考図書 1 において、ベンチュリスクラバにおける除去率は、以下の式によって表される。

$$P_t = \exp\left(-\frac{V^*}{V_g}\right) = \exp\left(-\frac{V^* Q_L}{V_L Q_g}\right) \dots (1)$$

$$V^* = \int_0^T \eta_d |u_d - u_g| A_d dt \dots (2)$$

$$\eta_d = \frac{K^2}{(K+0.7)^2} = \frac{1}{(1+0.7/K)^2} \dots (3)$$

$$K = \frac{2\tau_p |u_d - u_g|}{d_d} = \frac{2C\rho_p d_p^2 |u_d - u_g|}{18\mu d_d} \dots (4)$$

ここで、

P_t : 透過率
 V^* : 液滴通過ガス体積 τ_p : 緩和時間
 V_g : ガス体積 A_d : 液滴断面積
 V_L : 液滴体積 K : 慣性パラメータ
 Q_g : ガス体積流量 C : すべり補正係数
 Q_L : 液滴体積流量 μ : ガス粘性係数
 η_d : 捕集効率係数 ρ_p : エアロゾル密度
 u_g : ガス速度 d_p : エアロゾル粒径
 u_d : 液滴速度 d_d : 液滴径

これらから、透過率 P_t (除去係数 DF の逆数) は、慣性パラメータ K によって決まる捕集効率係数 η_d によって影響を受けることが分かる。

(4)式で表される慣性パラメータ K は、曲線運動の特徴を表すストークス数と同義の無次元数であり、その大きさは、エアロゾル密度 ρ_p 、エアロゾル粒径 d_p 、液滴径 d_d 、ガス粘性係数 μ 、液滴・エアロゾル速度差によって決まる。

エアロゾル粒径 d_p が同じ場合でもエアロゾル密度 ρ_p が増加すると、慣性パラメータ K が増加し、除去効率は増加する。

b. 重大事故等時に発生するエアロゾルの密度

格納容器に放出されるエアロゾルの密度は、エアロゾルを構成する化合物の割合によって変化する。別紙2の第5表に示す化合物について、NUREG-1465に記載されている割合を用いてエアロゾル密度を計算すると第1表のとおり となる。

第1表 格納容器の状態とエアロゾルの密度

代表化学形態	炉内内蔵量 (kg)	Gap Release	Early-In-vessel	Ex-vessel	Late-In-vessel	合計
CsI		0.05	0.25	0.30	0.01	0.61
CsOH		0.05	0.20	0.35	0.01	0.61
TeO ₂ , Sb ^{*1}		0	0.05	0.25	0.005	0.305
BaO, SrO ^{*1}		0	0.02	0.1	0	0.12
MoO ₂		0	0.0025	0.0025	0	0.005
CeO ₂		0	0.0005	0.005	0	0.0055
La ₂ O ₃		0	0.0002	0.005	0	0.0052
密度 (g/cm ³)						

※1 複数の代表化合物を持つグループでは、各化合物の平均値を使用した

ここで、

P_t : 透過率
 V^* : 液滴通過ガス体積 τ_p : 緩和時間
 V_g : ガス体積 A_d : 液滴断面積
 V_L : 液滴体積 K : 慣性パラメータ
 Q_g : ガス体積流量 C : すべり補正係数
 Q_L : 液滴体積流量 μ : ガス粘性係数
 η_d : 捕集効率係数 ρ_p : エアロゾル密度
 u_g : ガス速度 d_p : エアロゾル粒径
 u_d : 液滴速度 d_d : 液滴径

これらから、透過率 P_t (除去係数 DF の逆数) は、慣性パラメータ K によって決まる捕集効率係数 η_d によって影響を受けることが分かる。

(4)式で表される慣性パラメータ K は、曲線運動の特徴を表すストークス数と同義の無次元数であり、その大きさは、エアロゾル密度 ρ_p 、エアロゾル粒径 d_p 、液滴径 d_d 、ガス粘性係数 μ 、液滴・エアロゾル速度差によって決まる。

エアロゾル粒径 d_p が同じ場合でもエアロゾル密度 ρ_p が増加すると、慣性パラメータ K が増加し、除去効率は増加する。

b. 重大事故等時に発生するエアロゾルの密度

格納容器に放出されるエアロゾルの密度は、エアロゾルを構成する化合物の割合によって変化する。NUREG1465に記載されている割合を用いてエアロゾル密度を計算すると表1のとおり g/cm³ となる。

表1 格納容器の状態とエアロゾルの密度

代表化学形態	炉内内蔵量 (kg)	Gap Release	Early-In-Vessel	Ex-vessel	Late-In-vessel	合計
CsI		0.05	0.25	0.30	0.01	0.61
CsOH		0.05	0.20	0.35	0.01	0.61
TeO ₂ , Sb [※]		0	0.05	0.25	0.005	0.305
BaO, SrO [※]		0	0.02	0.1	0	0.12
MoO ₂		0	0.0025	0.0025	0	0.005
CeO ₂		0	0.0005	0.005	0	0.0055
La ₂ O ₃		0	0.0002	0.005	0	0.0052
密度 (g/cm ³)						

※複数の代表化合物を持つグループでは、各化合物の平均値を使用した

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																						
<p>ここで、各化合物の密度は、以下のとおり</p> <table border="0"> <tr> <td>CsI : 4.5 g/cm³ (参考図書 2)</td> <td>SrO : 5.1 g/cm³ (参考図書 2)</td> </tr> <tr> <td>CsOH : 3.7 g/cm³ (参考図書 4)</td> <td>MoO₂ : 6.4 g/cm³ (参考図書 2)</td> </tr> <tr> <td>TeO₂ : 5.7 g/cm³ (参考図書 3)</td> <td>CeO₂ : 7.3 g/cm³ (参考図書 2)</td> </tr> <tr> <td>Sb : 6.7 g/cm³ (参考図書 2)</td> <td>La₂O₃ : 6.2 g/cm³ (参考図書 2)</td> </tr> <tr> <td>BaO : 6.0 g/cm³ (参考図書 5)</td> <td></td> </tr> </table> <p>c. エアロゾル密度の変化による影響</p> <p>エアロゾル密度の変化による捕集効率係数 η_d の変化の計算例を以下に示す。エアロゾル密度は、前記 b. のとおり <input type="text"/> g/cm³ 付近であるが、ここでは、エアロゾル密度算出に用いた各化合物の密度から、エアロゾル密度 ρ_{p1} が <input type="text"/> g/cm³ のときの捕集効率係数 η_{d1} と、エアロゾル密度 ρ_{p2} が <input type="text"/> g/cm³ のときの捕集効率係数 η_{d2} との比を求める。</p> $\frac{\eta_{d1}}{\eta_{d2}} = \frac{K_1^2 (K_2 + 0.7)^2}{K_2^2 (K_1 + 0.7)^2} = \frac{\text{}}{\text{}}$ $K_1 = \text{} \quad K_2 = \text{}$ <p>ここでは、</p> <div style="border: 1px solid black; height: 100px; width: 100%;"></div> <p>とした。この結果から、密度の変化 <input type="text"/> に対して捕集効率係数変化 <input type="text"/> は非常に小さく、除去効率に及ぼす影響が非常に小さいと評価できる。</p>	CsI : 4.5 g/cm ³ (参考図書 2)	SrO : 5.1 g/cm ³ (参考図書 2)	CsOH : 3.7 g/cm ³ (参考図書 4)	MoO ₂ : 6.4 g/cm ³ (参考図書 2)	TeO ₂ : 5.7 g/cm ³ (参考図書 3)	CeO ₂ : 7.3 g/cm ³ (参考図書 2)	Sb : 6.7 g/cm ³ (参考図書 2)	La ₂ O ₃ : 6.2 g/cm ³ (参考図書 2)	BaO : 6.0 g/cm ³ (参考図書 5)		<p>ここで、各化合物の密度は、以下の通り</p> <table border="0"> <tr> <td>CsI : 4.5g/cm³ (参考図書 2)</td> <td>SrO : 5.1g/cm³ (参考図書 2)</td> </tr> <tr> <td>CsOH : 3.7g/cm³ (参考図書 4)</td> <td>MoO : 6.4g/cm³ (参考図書 2)</td> </tr> <tr> <td>TeO₂ : 5.7g/cm³ (参考図書 3)</td> <td>CeO₂ : 7.3g/cm³ (参考図書 2)</td> </tr> <tr> <td>Sb : 6.7g/cm³ (参考図書 2)</td> <td>La₂O₃ : 6.2g/cm³ (参考図書 2)</td> </tr> <tr> <td>BaO : 6.0g/cm³ (参考図書 5)</td> <td></td> </tr> </table> <p>c. エアロゾル密度の変化による影響</p> <p>エアロゾル密度の変化による捕集効率係数 η_d の変化の計算例を以下に示す。エアロゾル密度は、前記 b. のとおり <input type="text"/> g/cm³ 付近であるが、ここでは、エアロゾル密度算出に用いた各化合物の密度から、エアロゾル密度 ρ_{p1} が <input type="text"/> g/cm³ のときの捕集効率係数 η_{d1} と、エアロゾル密度 ρ_{p2} が <input type="text"/> g/cm³ のときの捕集効率係数 η_{d2} との比を求める。</p> $\frac{\eta_{d1}}{\eta_{d2}} = \frac{K_1^2 (K_2 + 0.7)^2}{K_2^2 (K_1 + 0.7)^2} = \frac{\text{}}{\text{}}$ <p>ここでは、</p> <div style="border: 1px solid black; height: 100px; width: 100%;"></div> <p>とした。この結果から、密度の変化 <input type="text"/> に対して捕集効率係数変化 <input type="text"/> は非常に小さく、除去効率に及ぼす影響が非常に小さいと評価できる。</p> <p><u>これは、格納容器フィルタベント系の運転範囲において、ベンチュリノズル部における液滴・ガス速度差が大きいことから、重大事故時に想定されるエアロゾル密度の範囲では、速度差が支配的となるためと考えられる。</u></p> <p><u>JAVA 試験では、複数の種類のエアロゾルで試験が行われている。それぞれの化合物の密度を以下に示す。</u></p> <table border="0"> <tr> <td><input type="text"/> g/cm³ (参考図書 2)</td> </tr> <tr> <td><input type="text"/> g/cm³ (参考図書 6)</td> </tr> </table>	CsI : 4.5g/cm ³ (参考図書 2)	SrO : 5.1g/cm ³ (参考図書 2)	CsOH : 3.7g/cm ³ (参考図書 4)	MoO : 6.4g/cm ³ (参考図書 2)	TeO ₂ : 5.7g/cm ³ (参考図書 3)	CeO ₂ : 7.3g/cm ³ (参考図書 2)	Sb : 6.7g/cm ³ (参考図書 2)	La ₂ O ₃ : 6.2g/cm ³ (参考図書 2)	BaO : 6.0g/cm ³ (参考図書 5)		<input type="text"/> g/cm ³ (参考図書 2)	<input type="text"/> g/cm ³ (参考図書 6)	<p>備考</p> <p>・記載方針の相違</p>
CsI : 4.5 g/cm ³ (参考図書 2)	SrO : 5.1 g/cm ³ (参考図書 2)																							
CsOH : 3.7 g/cm ³ (参考図書 4)	MoO ₂ : 6.4 g/cm ³ (参考図書 2)																							
TeO ₂ : 5.7 g/cm ³ (参考図書 3)	CeO ₂ : 7.3 g/cm ³ (参考図書 2)																							
Sb : 6.7 g/cm ³ (参考図書 2)	La ₂ O ₃ : 6.2 g/cm ³ (参考図書 2)																							
BaO : 6.0 g/cm ³ (参考図書 5)																								
CsI : 4.5g/cm ³ (参考図書 2)	SrO : 5.1g/cm ³ (参考図書 2)																							
CsOH : 3.7g/cm ³ (参考図書 4)	MoO : 6.4g/cm ³ (参考図書 2)																							
TeO ₂ : 5.7g/cm ³ (参考図書 3)	CeO ₂ : 7.3g/cm ³ (参考図書 2)																							
Sb : 6.7g/cm ³ (参考図書 2)	La ₂ O ₃ : 6.2g/cm ³ (参考図書 2)																							
BaO : 6.0g/cm ³ (参考図書 5)																								
<input type="text"/> g/cm ³ (参考図書 2)																								
<input type="text"/> g/cm ³ (参考図書 6)																								

[Redacted]

以上より、重大事故時における密度の変化が、フィルタ装置の除去効率に与える影響は小さく、その除去性能の評価は質量中央径 (MMD)、空気力学的質量中央径 (AMMD) どちらを用いても変わらない。

(2) JAVA 試験での除去効率

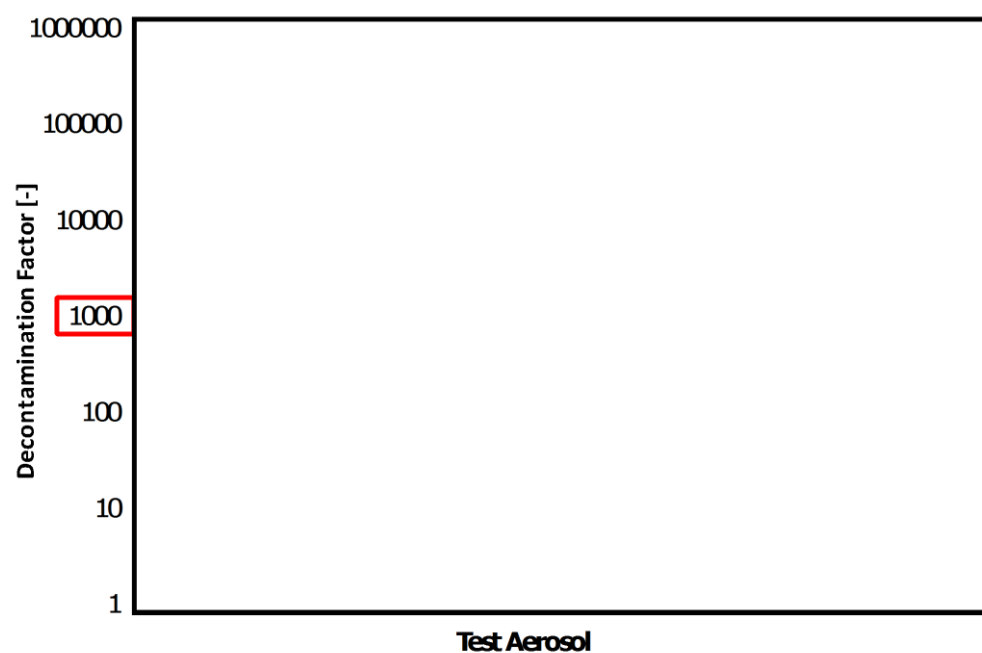
(2) JAVA 試験での除去効率

a. JAVA 試験の結果

a. JAVA 試験の結果

JAVA 試験にて使用した [Redacted] の質量中央径 (MMD) の範囲は [Redacted] となっているが、これら複数の種類のエアロゾルを用いた試験において除去効率に違いが見られていない。エアロゾルの粒径に対する除去係数を第1図に示す。

JAVA 試験にて使用した [Redacted] の質量中央径 (MMD) の範囲は [Redacted] となっているが、これら複数の種類のエアロゾルを用いた試験において除去効率に違いが見られていない。エアロゾルの粒径に対する除去係数を図1に示す。



第1図 エアロゾルの粒径に対する除去係数

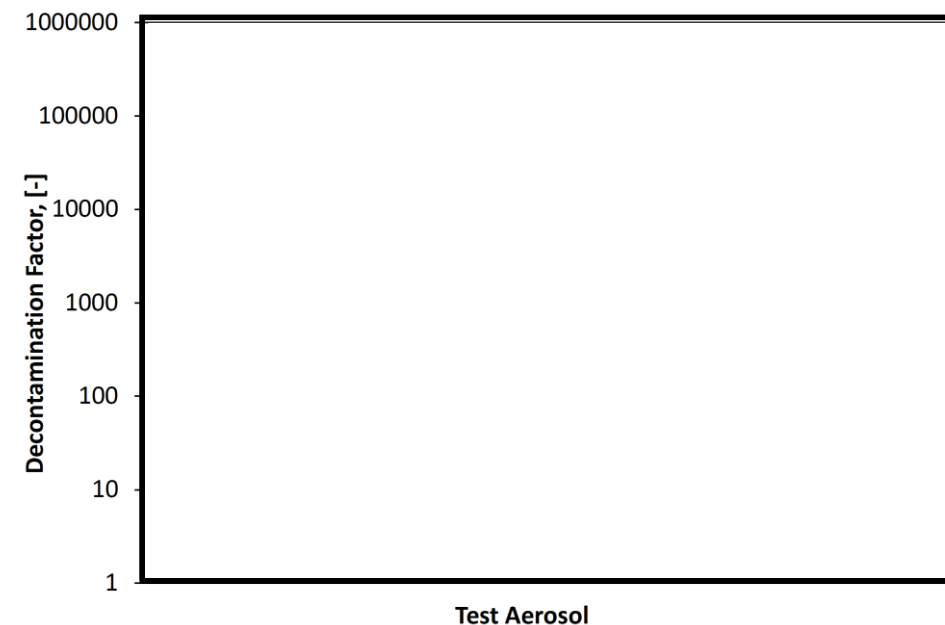


図1 エアロゾルの粒径に対する除去係数

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>b. 空気力学的質量中央径による比較</p> <p>エアロゾルの粒径の指標の一つに「空気力学径」を用いる場合があり、これは様々な密度の粒子に対して、密度 1g/cm^3 の粒子に規格化したときの粒径を表すものである。</p> <p>空気力学径が同じであれば、その粒子は密度や幾何学的な大きさとは関係なく、同じ空気力学的挙動を示し、空気力学的質量中央径 (AMMD) と質量中央径 (MMD) は以下の関係がある。</p> $\text{AMMD} = \sqrt{\rho} \text{MMD}$ <p>重大事故等時に想定される主要なエアロゾルの密度及び空気力学的質量中央径を第2表に、JAVA試験にて使用したエアロゾルの密度及び空気力学的質量中央径を第3表に示す。重大事故等発生時に想定される主要なエアロゾルの空気力学的質量中央径の範囲は [] であり、JAVA試験にて使用したエアロゾルの空気力学的質量中央径の範囲は [] となっている。</p> <p>JAVA試験にて使用した質量中央径 (MMD) [] の空気力学的質量中央径 (AMMD) はそれぞれ [] であるが、JAVA試験における除去効率に大きな違いは見られていない。</p> <p>以上より、AREVA社製のベントフィルタでは、重大事故等時のベンチュリスクラバの液滴・ガス速度差が大きいため、重大事故等時に想定されるエアロゾルの密度 [] の範囲では、フィルタ装置の除去効率に与える影響は小さく、その除去性能の評価は質量中央径 (MMD)、空気力学的質量中央径 (AMMD) どちらを用いても変わらない。</p>	<p>b. 試験用エアロゾルと想定されるエアロゾルの空気力学径の比較</p> <ul style="list-style-type: none"> ・質量中央径 (MMD) 全質量の半分がその粒径よりも小さい粒子によって占められ、残りの半分がその粒径よりも大きい粒子によって占められる関係にある粒径 ・空気力学径 (AMMD) その粒子と同じ沈降速度を持つ単位密度 (1g/cm^3) の球の直径であり、形状と密度について基準化したもの <p>MAAPコードによる評価ではMMDを用いることから、以下の式によりAMMDをMMDに換算する。</p> $\text{AMMD} = \rho_p \text{MMD}$ <p>ここで ρ_p はエアロゾルの密度 (g/cm^3) である。</p> <p>MAAP解析により得られたMMDとAMMDの関係を表2に、JAVA試験で使用した試験用エアロゾルのMMDとAMMDの関係を表3に示す。この結果、試験用エアロゾルのMMD (約 []) とAMMD (約 []) は、実機に想定されるMMD (約 []) とAMMD (約 []) のいずれについても、よく代表していると言える。</p>	

第2表 重大事故等時に想定されるエアロゾルの密度及び空気力学的中央径

代表 エアロゾル	質量中央径 (MMD)	密度	空気力学的 質量中央径 (AMMD)
CsI		約4.5 g/cm ³	
CsOH		約3.7 g/cm ³	
TeO ₂		約5.7 g/cm ³	
Te ₂		約6.2 g/cm ³ (参考図書2)	

表2 実機想定エアロゾルのMMDとAMMD

想定エアロゾル	MMD (d _p)	密度 (ρ _p) g/cm ³	AMMD (d _p √ρ _p)
	サプレッション・チェンバ からのベント: 約	4.5	
		3.7	
		5.7	

第3表 JAVA試験にて使用したエアロゾルの密度及び空気力学的中央径

エアロゾル	質量中央径 (MMD)	密度	空気力学的 質量中央径 (AMMD)

表3 試験用エアロゾルのMMDとAMMD

試験用エアロゾル	MMD (d _p)	密度 (ρ _p) g/cm ³	AMMD (d _p √ρ _p)

<参考図書>

1. OECD/NEA, "STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS", (2009)
2. 理化学辞典第4版
3. 理化学辞典第4版増補版
4. Hazardous Chemicals Desk Reference
5. 理化学辞典第3版増補版
6. Aerosol Measurement: Principles, Techniques, and Applications, Third Edition. Edited by P. Kulkarni, P. A. Baron, and K. Willeke (2011)

《参考図書》

1. OECD/NEA, "STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS", (2009)
2. 理化学辞典第4版
3. 理化学辞典第4版増補版
4. Hazardous Chemicals Desk Reference
5. 理化学辞典第3版増補版
6. Aerosol Measurement: Principles, Techniques, and Applications, Third Edition. Edited by P. Kulkarni, P. A. Baron, and K. Willeke (2011)

別添

エアロゾルの粒径と除去係数の関係について

(参考1) エアロゾルの粒径と除去係数の関係について

(1) 除去係数と重量及び放射能の関係

除去係数(以下、「DF」という。)は、フィルタに流入した粒子の重量とフィルタを通過した粒子の重量の比で表される。エアロゾルに放射性物質が均一に含まれている場合、DFはフィルタへ流入した粒子の放射能とフィルタを通過した粒子の放射能の比で置き換えることができる。

(1) 除去係数と重量及び放射能の関係

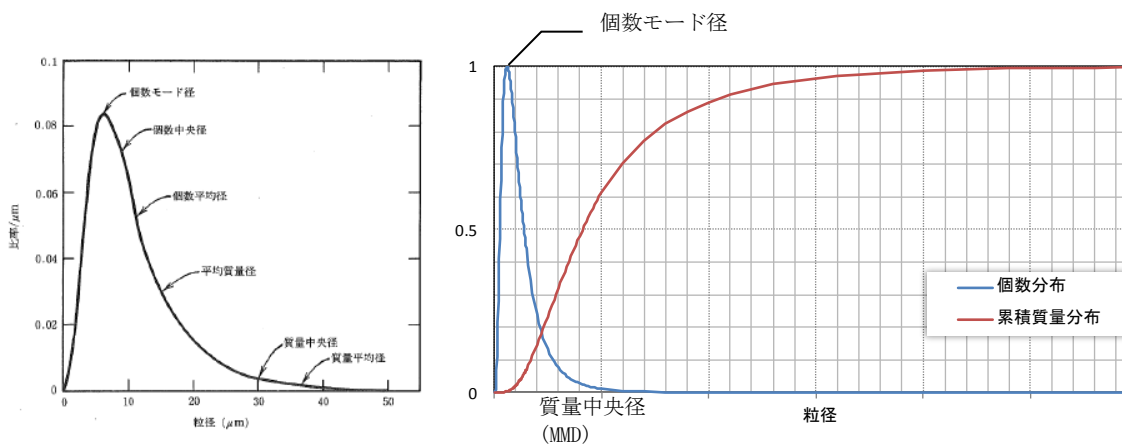
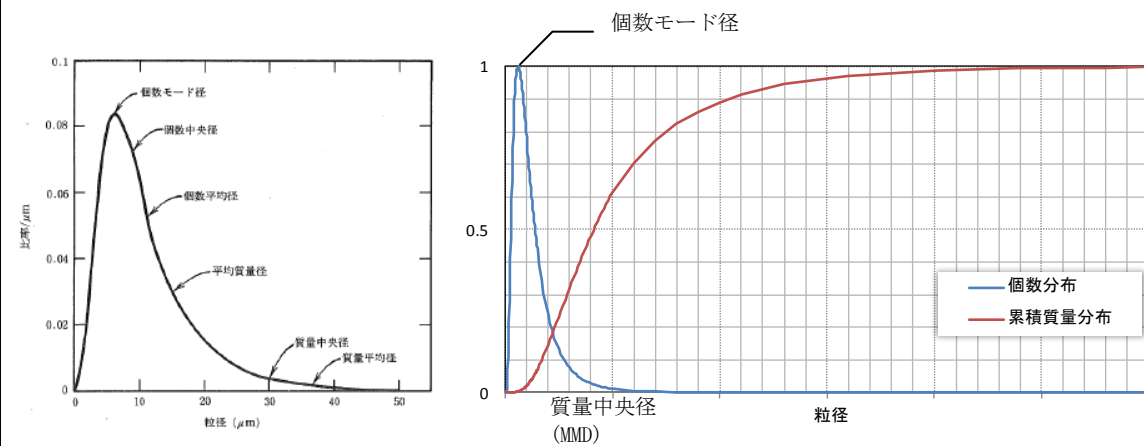
除去係数(以下、「DF」という。)は、フィルタに流入した粒子の重量とフィルタを通過した粒子の重量の比で表される。エアロゾルに放射性物質が均一に含まれている場合、DFはフィルタへ流入した粒子の放射能とフィルタを通過した粒子の放射能の比で置き換えることができる。

(2) 粒径分布(個数分布と累積質量分布)

エアロゾルは一般的に、単一粒径ではなく、粒径に対して分布を持つ。粒径に対する個数分布及び累積質量分布の関係を別添図1に示す。

(2) 粒径分布(個数分布と累積質量分布)

エアロゾルは一般的に、単一粒径ではなく、粒径に対して分布を持つ。粒径に対する個数分布及び累積質量分布の関係を図1に示す。



別添図1 個数分布と累積質量分布

図1 個数分布と累積質量分布

(左図出典: W.C. ハイネズ, エアロゾルテクノロジー, (株)井上書院 (1985))

(左図出典: W.C. ハイネズ, エアロゾルテクノロジー, (株)井上書院 (1985))

ここで、

個数モード径 最も存在個数の比率の多い粒径
 質量中央径 (MMD) 全質量の半分がその粒径よりも小さい粒子によって占められ、残りの半分がその粒径よりも大きい粒子によって占められる関係にある粒径

ここで、

個数モード径 最も存在個数の比率の多い粒径
 質量中央径 (MMD) 全質量の半分がその粒径よりも小さい粒子によって占められ、残りの半分がその粒径よりも大きい粒子によって占められる関係にある粒径

を表す。別添図1のような粒径分布の場合、小さい粒径のエアロゾルの個数は多いが、総重量に占める割合は小さいことが分かる。よって、大きい粒径のエアロゾルに比べて小さい粒径のエアロゾルがDFに与える影響は小さい。

を表す。図1のような粒径分布の場合、小さい粒径のエアロゾルの個数は多いが、総重量に占める割合は小さいことが分かる。よって、大きい粒径のエアロゾルに比べて小さい粒径のエアロゾルがDFに与える影響は小さい。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(3) JAVA 試験における除去係数と重量及び放射性物質の関係</p> <p>ベンチュリスクラバでは、慣性衝突効果を利用しエアロゾルを捕集しており、重大事故等時におけるエアロゾルの密度変化を考慮しても、慣性衝突効果によるDFへの影響は小さいと評価している。また、AREVA社製のフィルタ装置では、慣性衝突効果、さえぎり効果、拡散効果による除去機構によってエアロゾルを捕集するものであり、JAVA試験において、小さい粒径のエアロゾルを含む [] を使用した場合においても、高い除去効率を発揮することを確認している。</p> <p>(参考) 質量中央径 (MMD) と空気力学的質量中央径 (AMMD)</p> <p>分布を持つエアロゾルの粒径を表す方法として、質量中央径 (MMD) を使用する場合と、空気力学的質量中央径 (AMMD) を使用する場合がありますが、カスケードインパクターのような慣性衝突効果を利用した粒径の測定を行う場合には AMMD で測定され、 [] のような画像分析を利用した粒径の測定を行う場合には MMD で測定される。AREVA社製のフィルタは、慣性衝突効果の他に、さえぎり効果、拡散効果を利用したエアロゾルの捕集を行っており、フィルタ装置の除去性能の評価には MMD を使用している。</p>	<p>(3) JAVA 試験における除去係数と重量及び放射性物質の関係</p> <p>ベンチュリスクラバでは、慣性衝突効果を利用しエアロゾルを捕集しており、重大事故等時におけるエアロゾルの密度変化を考慮しても、慣性衝突効果によるDFへの影響は小さいと評価している。また、Framatome社 (旧 AREVA社) 製のフィルタ装置では、慣性衝突効果、さえぎり効果、拡散効果による除去機構によってエアロゾルを捕集するものであり、JAVA試験において、小さい粒径のエアロゾルを含む [] を使用した場合においても、高い除去効率を発揮することを確認している。</p> <p>(参考2) 質量中央径 (MMD) と空気力学的質量中央径 (AMMD)</p> <p>分布を持つエアロゾルの粒径を表す方法として、質量中央径 (MMD) を使用する場合と、空気力学的質量中央径 (AMMD) を使用する場合がありますが、カスケードインパクターのような慣性衝突効果を利用した粒径の測定を行う場合には AMMD で測定され、 [] のような画像分析を利用した粒径の測定を行う場合には MMD で測定される。Framatome社 (旧 AREVA社) 製のフィルタは、慣性衝突効果の他に、さえぎり効果、拡散効果を利用したエアロゾルの捕集を行っており、フィルタ装置の除去性能の評価には MMD を使用している。</p> <p><u>(参考3) 想定する事故シナリオについて</u></p> <p>粒子状放射性物質の除去性能を確認する上で想定する事故シナリオとして、炉心損傷が発生する「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」を選定する。</p> <p>1. 事象の概要 (格納容器ベント時)</p> <p>(1) 大破断 LOCA が発生し、格納容器内に冷却材が大量に漏えいする。</p> <p>(2) 更に非常用炉心冷却系 (以下、ECCS という。) 喪失、全交流動力電源喪失 (以下、SBO という。) を想定するため、原子炉圧力容器への注水ができず炉心損傷に至る。事象発生から 30 分後に低圧原子炉代替注水系 (常設) による原子炉圧力容器への注水を開始することで、原子炉圧力容器破損は回避される。</p> <p>(3) その後、原子炉圧力容器への注水及び格納容器へのスプレイを実施するが、事象発生から約 32 時間後に外部注水量制限値に到達し、格納容器フィルタベント系を用いたベントを実施する。</p>	<p>備考</p> <p>・記載方針の相違</p>

2. 想定事故シナリオ選定

想定事故シナリオ選定については事故のきっかけとなる起因事象の選定を行い、起因事象に基づく事故シナリオの抽出及び分類を行う。その後、重大事故等対策の有効性評価及び事故シナリオの選定を行う。

(1) 起因事象の選定

プラントに影響を与える事象について内部で発生する事象と外部で発生する事象(地震、津波、その他自然現象)をそれぞれ分析し、事故のきっかけとなる事象(起因事象)について選定する。

プラント内部で発生する事象についてはプラントの外乱となる事象として、従前より許可解析の対象としてきた事象である運転時の異常な過渡変化(外部電源喪失等)及び設計基準事故(原子炉冷却材喪失等)を選定する。また、原子炉の運転に影響を与える事象として、非常用交流電源母線の故障、原子炉補機冷却系の故障等を選定する。

プラント外部で発生する事象については、地震・津波に加え、地震・津波以外の自然現象の53事象から地域性等を考慮して11事象(洪水、風(台風)、竜巻、凍結、降水、積雪、落雷、地滑り・土石流、火山の影響、生物学的事象、森林火災)を選定する。また、設計基準を大幅に超える規模の事象発生を想定した上で、プラントに有意な頻度で影響を与えると考えられる場合は、考慮すべき起因事象とする。

(2) 起因事象に基づく事故シナリオの抽出及び分類

イベントツリー等により、事故のきっかけとなる事象(起因事象)を出発点に、事象がどのように進展して最終状態に至るかを、安全機能を有する系統の動作の成否を分岐として樹形状に展開し、事故シナリオを漏れなく抽出する。

抽出した事故シナリオを事故進展の特徴によって、表1のとおりグループ別に分類する。

表1 運転中の炉心損傷に係る事故シナリオグループ

運転中の炉心損傷に係る事故シナリオグループ	概要
崩壊熱除去機能喪失	崩壊熱の除去に失敗して炉心損傷に至るグループ
高圧・低圧注水機能喪失	低圧注水に失敗して炉心損傷に至るグループ
高圧注水・減圧機能喪失	高圧注水に失敗して炉心損傷に至るグループ
全交流動力電源喪失	電源を失うことにより炉心損傷に至るグループ
原子炉停止機能喪失	止める機能を喪失して炉心損傷に至るグループ
LOCA時注水機能喪失	LOCA時に注水に失敗して炉心損傷に至るグループ

(3) 重大事故等対策の有効性評価及び事故シナリオの選定

(2)で分類した事故シナリオのうち、出力運転中の原子炉における崩壊熱除去機能喪失、高圧・低圧注水機能喪失、高圧注水・減圧機能喪失、全交流動力電源喪失、原子炉停止機能

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>喪失については、炉心損傷に至らないため、重大事故等対処施設が機能しても炉心損傷を避けられない事故シナリオは、LOCA時注水機能喪失のみとなる。</p> <p>以上より、炉心損傷が発生するLOCA時注水機能喪失を想定事故シナリオとして選定した。なお、想定事故シナリオにおいてはサプレッション・チェンバの排気ラインを使用した格納容器ベント（以下、W/Wベントという。）を実施した場合と、ドライウエルの排気ラインを使用した格納容器ベント（以下、D/Wベントという。）を実施した場合の両方を想定するものとする。</p> <p>また、発生するエアロゾルの量や粒径分布の不確かさを考慮しても格納容器フィルタベント系が性能を発揮できることを確認するために、原子炉圧力容器が破損するケース（高圧・低圧注水機能喪失シナリオで更に事象が進展し、炉心損傷及び原子炉圧力容器破損した後にD/Wベントを実施した場合）（※1）についても参考として示す。</p> <p>※1 高圧・低圧注水機能喪失シナリオを選定した理由</p> <p>原子炉圧力容器が破損し溶融炉心がペDESTALに落下すると、溶融炉心・コンクリート相互作用によりコンクリートのエアロゾル粒子が大量に生成され、格納容器ベント時に放出されるエアロゾル量や粒径分布に影響を与える。ここでは、溶融炉心・コンクリート相互作用の観点で厳しくなるシナリオを参考ケースとして選定するものとした。</p> <p>溶融炉心・コンクリート相互作用の観点からは、ペDESTALに落下する溶融炉心の割合が多くなる原子炉圧力容器が低圧で破損に至るシーケンスが厳しくなる。表8に示す各事故シナリオグループのうち、高圧注水・減圧機能喪失、全交流動力電源喪失シナリオは、高圧の状態が維持されることから、参考ケースから除外した。</p> <p>崩壊熱除去機能喪失シナリオ及び原子炉停止機能喪失シナリオは、重大事故等対処施設の機能喪失又は機能の遅延を仮定した場合において、格納容器が先行して破損するシナリオであり、格納容器フィルタベント系の性能を確認する上では適切なシナリオではないと考えられるため、参考ケースから除外した。</p> <p>LOCA時注水機能喪失は、ペDESTALへの原子炉冷却材の流入の可能性があることから、溶融炉心・コンクリート相互作用の観点で厳しい事象ではないと考えられるため、参考ケースから除外した。</p> <p>以上のことから、格納容器が健全な状態で原子炉圧力容器が低圧で破損に至り、また、ペDESTALへの原子炉冷却材の流入のない高圧・低圧注水機能喪失シナリオを参考ケースとして採用した。</p> <p>高圧・低圧注水機能喪失シナリオは、重大事故等対処施設が機能すれば炉心損傷に至らず事象が収束するが、ここでは、原子炉圧力容器内の注水に失敗し、さらに溶融炉心・コンクリート相互作用が発生した場合の影響も確認するため、あえて原子炉圧力容器破損前のペDESTALへの水張りも行わない状態を想定する。また、原子炉圧力容器が破損して溶融炉心がペDESTALに落下した後は、ペDESTALへの注水を行った後にD/Wベントを実施するものとする。</p>	

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>なお、本評価では、コリウムシールドがない状態を仮定し、保守的に溶融炉心からプールへの熱流束は800kW/m²相当で一定（圧力依存なし）としている。</p> <p><u>(参考4) 発生するエアロゾルの種類について</u></p> <p>格納容器ベント実施時には、核分裂生成物（安定核種を含む）やコンクリート、構造材の一部が格納容器フィルタベント系に流入する。これらは格納容器フィルタベント系に流入する際は、希ガスや気体状のよう素を除き、固体（エアロゾル粒子）として存在する。</p> <p>想定するエアロゾルの種類及び想定事故シナリオ（W/Wベント）時に格納容器フィルタベント系に流入する粒子状物質質量を表1に示す。また、想定事故シナリオ（D/Wベント）時や、原子炉圧力容器が破損するケースで格納容器フィルタベント系に流入する粒子状物質質量を表2に示す。</p>	<p>・記載方針の相違</p>

表1 想定するエアロゾルの種類及び想定シナリオ (W/W ベント) 時に格納容器フィルタベント系に流入する粒子状物質質量

核種グループ	各核種グループに対応する主な化学物質 例	炉内内蔵量[kg] (安定核種を含む) ^{※1}	格納容器フィルタベント系に 流入する粒子状物質質量 [kg] (安定核種を含む) ^{※2}
希ガス	Xe, Kr		—
CsI	CsI, RbI		約 1.3×10^{-4}
TeO ₂ , Te ₂ ^{※3, ※4}	TeO ₂ , Te ₂		約 1.2×10^{-4}
SrO	SrO		約 4.7×10^{-5}
MoO ₂	MoO ₂ , RuO ₂ , TcO ₂ , RhO ₂		約 4.4×10^{-5}
CsOH	CsOH, RbOH		約 1.9×10^{-3}
BaO	BaO		約 6.7×10^{-5}
La ₂ O ₃	La ₂ O ₃ , Pr ₂ O ₃ , Nd ₂ O ₃ , S m ₂ O ₃ , Y ₂ O ₃ , ZrO ₂ , NbO ₂ , AmO ₂ , CmO ₂		約 5.6×10^{-6}
CeO ₂	CeO ₂ , NpO ₂ , PuO ₂		約 1.3×10^{-5}
Sb	Sb		約 1.6×10^{-6}
UO ₂	UO ₂		約 1.4×10^{-3}
コンクリート/構 造材	-		約 2.1×10^{-5}

※1 炉内内蔵量[kg]は、ORIGEN コードを用いて評価した核種ごとの停止時炉内内蔵量に基づき、評価した値

※2 格納容器フィルタベント系に流入する粒子状物質質量は、炉内内蔵量[kg]と、格納容器フィルタベント系への放出割合 (MAAP 解析結果を NUREG-1465 の知見を用いて補正) から評価した。想定シナリオ (W/W ベント時) では Te₂ 及び UO₂ の放出割合の MAAP 解析結果はゼロであることから、後述する MAAP 解析の保守性は顕在化しておらず、NUREG-1465 の知見を用いた補正は必ずしも必要ないものと考えられる。しかしながら、ここでは、格納容器フィルタベント系に流入する粒子状物質質量を保守的に評価するために Te₂ 及び UO₂ の放出割合として MAAP 解析結果 (ゼロ) そのものではなく、MAAP 解析結果を NUREG-1465 の知見を用いて補正した放出割合を採用した。

※3 表中の Te₂ の炉内内蔵量[kg]は、Te の全量が Te₂ の形態で存在する場合の値に相当する。

※4 ここでは TeO₂ と Te₂ の存在比率を考慮せず、TeO₂ と Te₂ の各々が表中の炉内内蔵量[kg]をもつものとして格納容器フィルタベント系に流入する粒子状物質質量を評価した (Te の停止時炉内内蔵量を、ORIGEN コードを用いて評価した値よりも大きい値として想定することに対応)。本評価は格納容器フィルタベント系の設備設計に係る評価であることから、このような保守的な評価方法を採用した。なお、放出放射エネルギーの評価に当たっては、より現実的な想定として停止時炉内内蔵量は ORIGEN コードを用いて評価した値そのものを採用している。

表2 想定事故シナリオ (D/W ベント) 時及び原子炉圧力容器が破損するケース時に格納容器フィルタベント系に流入する粒子状物質質量

核種グループ	格納容器フィルタベント系に流入する粒子状物質質量 (安定核種を含む) ^{※1}	
	想定事故シナリオ (冷却材喪失(大破断LOCA) + ECCS注水機能喪失+全 交流動力電源喪失シナリオ) (D/Wベント)	原子炉圧力容器が破損するケ ース(高圧・低圧注水機能喪 失シナリオ)(D/Wベント)
希ガス	—	—
CsI	約 9.7×10^{-2}	約 3.9×10^{-6}
TeO ₂ , Te ₂ ^{※2}	約 2.0×10^{-1}	約 8.1×10^{-5}
SrO	約 7.9×10^{-2}	約 3.1×10^{-5}
MoO ₂	約 7.3×10^{-2}	約 2.9×10^{-5}
CsOH	約 3.2	約 1.3×10^{-3}
BaO	約 1.1×10^{-1}	約 4.4×10^{-5}
La ₂ O ₃	約 9.4×10^{-3}	約 3.7×10^{-6}
CeO ₂	約 2.1×10^{-2}	約 8.3×10^{-6}
Sb	約 2.7×10^{-3}	約 1.1×10^{-6}
UO ₂	約 2.3	約 9.1×10^{-4}
コンクリート/構造 材	約 1.2×10^{-2}	約 3.9×10^{-7}

※1 格納容器フィルタベント系に流入する粒子状物質質量は、炉内内蔵量[kg]と、格納容器フィルタベント系への放出割合(MAAP解析結果をNUREG-1465の知見を用いて補正)から評価した。想定シナリオ(W/Wベント時)ではTe₂及びUO₂の放出割合のMAAP解析結果はゼロであることから、後述するMAAP解析の保守性は顕在化しておらず、NUREG-1465の知見を用いた補正は必ずしも必要ないものと考えられる。しかしながら、ここでは、格納容器フィルタベント系に流入する粒子状物質質量を保守的に評価するためにTe₂及びUO₂の放出割合としてMAAP解析結果(ゼロ)そのものではなく、MAAP解析結果をNUREG-1465の知見を用いて補正した放出割合を採用した。

※2 ここではTeO₂とTe₂の存在比率を考慮せず、TeO₂とTe₂の各々が表中の炉内内蔵量[kg]をもつものとして格納容器フィルタベント系に流入する粒子状物質質量を評価した(Teの停止時炉内内蔵量を、ORIGENコードを用いて評価した値よりも大きい値として想定することに対応)。本評価は格納容器フィルタベント系の設備設計に係る評価であることから、このような保守的な評価方法を採用した。なお、放出放射エネルギーの評価に当たっては、より現実的な想定として停止時炉内内蔵量はORIGENコードを用いて評価した値そのものを採用している。

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>a. 炉心状態の想定</p> <p>格納容器フィルタベント系に流入するエアロゾルを評価する際は、炉心状態として平衡炉心（サイクル末期）を想定している。</p> <p>以下の (a), (b) に示す通り、平衡炉心（サイクル末期）を想定して格納容器フィルタベント系に流入する核分裂生成物量を評価することで、その他の炉心状態を想定した場合の流入量を包絡することができる。</p> <p>このことから、格納容器フィルタベント系に流入する核分裂生成物量の評価を行う際、炉心状態として平衡炉心（サイクル末期）を想定することは適切であると考えられる。</p> <p>(a) 停止時炉内内蔵量</p> <p>停止時炉内内蔵量は、平衡炉心の燃焼サイクル末期を想定して評価を実施している。</p> <p>核分裂生成物（エアロゾル粒子として放出される可能性のある核分裂生成物も含む）の量は、運転が進み燃焼度が大きくなるに従い多くなる。平衡炉心（サイクル末期）の燃焼度はその他の炉心状態（初期装荷炉心や取替炉心）の燃焼度に比べ大きいいため、平衡炉心（サイクル末期）の炉内の核分裂生成物内蔵量は、その他の炉心状態の核分裂生成物内蔵量を包絡する値を示す。</p> <p>(b) 崩壊熱</p> <p>熔融炉心からの放射性物質の放出割合は崩壊熱が大きいほど多くなり、崩壊熱は核分裂生成物内蔵量が多いほど大きくなる。(a) と同様の理由により、平衡炉心（サイクル末期）の崩壊熱はその他の炉心状態の崩壊熱を包絡する値を示す。このため、平衡炉心（サイクル末期）を想定した場合、熔融炉心からの放射性物質の放出割合は、他の炉心状態を想定した場合の放出割合を包絡する値を示す。</p> <p>b. 評価に用いる放出割合</p> <p>格納容器フィルタベント系に流入するエアロゾル量は、炉内内蔵量 [kg] と、格納容器フィルタベント系への放出割合を用いて評価している。</p> <p>炉内内蔵量 [kg] は、ORIGEN コードを用いて評価した核種ごとの停止時炉内内蔵量に基づき評価しており、放出割合は、MAAP コードと NUREG-1465 の知見を利用し評価している。</p> <p>MAAP コードでは、格納容器内における振る舞いの違い（揮発のし易さの違い等）を考慮し、放射性物質を複数の MAAP 核種グループに分類しており、格納容器フィルタベント系への放出割合を MAAP 核種グループごとに評価している。</p> <p>冷却材喪失（大破断 L O C A）＋ E C C S 注水機能喪失＋全交流動力電源喪失シナリオ（W/W ベント）での MAAP 解析による放出割合の評価結果（事故発生から 168 時間後時点）を表 4 に示す。ただし、以下に示すとおり、表 4 の値は格納容器フィルタベント系に流入するエアロゾル量の評価に使用していない。</p> <p>表 4 によると、高揮発性核種（CsI や CsOH）の放出割合（10^{-6} オーダー）と比べ、中・低</p>	

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>揮発性核種の放出割合が極めて大きい(10⁻⁴オーダー) という結果となっている。</p> <p>一方、TMI 事故や福島第一原子力発電所事故での観測事実から、事故が起こった場合に最も多く放出される粒子状の物質は、よう素やセシウム等の高揮発性の物質であり、中・低揮発性の物質の放出量は高揮発性の物質と比べ少量であることが分かっている。</p> <p>表5は、TMI 事故後に評価された放射性核種の場所ごとの存在量であるが、希ガスや高揮発性核種(セシウムやよう素)が原子炉圧力容器外に全量のうち半分程度放出されている一方で、中・低揮発性核種はほぼ全量が原子炉圧力容器内に保持されているという評価となっている。</p> <p>さらに、表6は、福島第一原子力発電所事故後に実施された発電所敷地内の土壌中放射性核種のサンプリング結果であるが、最も多く検出されているのは高揮発性核種(セシウムやよう素)であり、多くの中・低揮発性核種は不検出という結果となっている。</p> <p>また、燃料からの核分裂生成物の放出及び移動挙動に関する実験結果より、各元素の放出挙動は以下のように整理されており^{※1}、希ガスが高温で燃料からほぼ全量放出されるのに対し、それ以外の核種の放出挙動は雰囲気条件に依存するとしている。</p> <p>希ガス：高温にて燃料からほぼ全量放出される。 I, Cs：高温にて燃料からほぼ全量放出される。放出速度は希ガスと同等。 Sb, Te：高温にて燃料からほぼ全量放出される。また、被覆管と反応した後、被覆管の酸化に伴い放出される。 Sr, Mo, Ru, Rh, Ba：雰囲気条件(酸化条件 or 還元条件)に大きな影響を受ける。 Ce, Np, Pu, Y, Zr, Nb：高温状態でも放出速度は低い。</p> <p>※1「化学形に着目した破損燃料からの核分裂生成物及びアクチニドの放出挙動評価のための研究(JAEA-Review2013-034, 2013年12月)」</p> <p>表4評価結果は、これらの観測事実及び実験結果と整合が取れていない。これは、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シナリオにおいては、MAAP解析が中・低揮発性核種の放出割合を過度に大きく評価しているためであると考えられる。</p> <p>MAAP解析の持つ保守性としては、炉心が再冠水し溶融炉心の外周部が固化した後でも、溶融炉心表面からの放射性物質の放出評価において溶融プール中心部の温度を参照し放出量を評価していることや、炉心冠水時において溶融炉心上部の水によるスクラビング効果を考慮していないことが挙げられる。MAAPコードの開発元であるEPRIからも、再冠水した炉心からの低揮発性核種の放出についてMAAP解析が保守的な結果を与える場合がある旨の以</p>	

下の報告がなされている。

- ・炉心が再冠水した場合の低揮発性核種 (Ru 及び Mo) の放出について、低温の溶融燃料表面付近ではなく、溶融燃料の平均温度を基に放出速度を算出しているため、MAAP 解析が保守的な結果を与える場合がある。
- ・Mo の放出量評価について、NUREG-1465 よりも MAAP コードの方が放出量を多く評価する。

なお、高揮発性核種 (セシウムやよう素) については、炉心溶融初期に炉心外に放出されるため、上述の保守性の影響は受けにくいものと考えられる。

以上のことから、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シナリオにおいて中・低揮発性核種の放出割合を評価する際、単に MAAP 解析による評価結果を採用すると、放出割合として過度に保守的な結果を与える可能性があるため、他の手法を用いた評価が必要になると考えられる。

そこで、格納容器フィルタベント系に流入するエアロゾル量の評価する際は、MAAP 解析による放出量の評価結果以外に、海外での規制等にも活用されている NUREG-1465 (米国の原子力規制委員会 (NRC) で整備されたものであり、米国でもシビアアクシデント時の典型的な例として、中央制御室の居住性等の様々な評価で使用されている) の知見を利用するものとした。このことにより、TMI 事故や福島第一原子力発電所事故の実態により見合った評価が可能となる。

なお、事故シーケンス「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」において、原子炉注水機能が使用できないものと仮定した場合における、炉心損傷開始から、原子炉圧力容器が破損するまでの MAAP 解析事象進展 (格納容器フィルタベント系に流入するエアロゾル量評価における想定事故シナリオでは、当該事故シーケンスにおいて原子炉注水機能を使用することにより原子炉圧力容器破損には至らない) と NUREG-1465 の想定と比較は表 3 のとおりであり、NUREG-1465 の想定と MAAP 解析の事象進展に大きな差はなく、本評価において NUREG-1465 の知見は使用可能と判断した。

NUREG-1465 の知見を利用した場合の放出割合の評価結果を表 7 に示す。

表 3 MAAP 解析事象進展と NUREG-1465 の想定と比較

	燃料被覆管の損傷が開始し、ギャップから放射性物質が放出される期間	炉心溶融が開始し、溶融燃料が原子炉圧力容器破損するまでの期間
MAAP	約 5 分～約 28 分 ^{※1}	約 28 分～約 3.3 時間 ^{※2}
NUREG-1465	～30 分	30 分～2 時間

※1 炉心損傷開始 (燃料被覆管温度 1000K) ～炉心溶融開始 (燃料被覆管温度 2500K)

※2 原子炉注水機能が使用できないものと仮定した場合における原子炉圧力容器破損時間

各 MAAP 核種グループの放出割合の具体的な評価手法は以下に示す通り。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(a) 希ガスグループ, CsI グループ, CsOH グループ</p> <p>希ガスを含めた高揮発性の核種グループについては, MAAP 解析の結果得られた放出割合を採用する。</p> <p>なお, Cs の放出割合は, CsI グループと CsOH グループの放出割合^{※1※2}, 及び, I 元素と Cs 元素の停止時炉内内蔵量より, 以下の式を用いて評価する (詳細は別紙 50 参照)。</p> $F_{Cs}(T) = F_{CsOH}(T) + M_I / M_{Cs} \times W_{Cs} / W_I \times (F_{CsI}(T) - F_{CsOH}(T))$ <p>ここで,</p> <p>$F_{Cs}(T)$: 時刻 T におけるセシウムの放出割合 $F_{CsOH}(T)$: 時刻 T における CsOH グループの放出割合 $F_{CsI}(T)$: 時刻 T における CsI グループの放出割合 M_I : I 元素の停止時炉内内蔵量 M_{Cs} : Cs 元素の停止時炉内内蔵量 W_I : I の原子量 W_{Cs} : Cs の原子量</p> <p>※1 MAAP コードでは化学的・物理的性質を考慮し核種をグループ分けしており, 各グループの放出割合は, 当該グループの停止時炉内内蔵量と放出重量の比をとることで評価している。</p> <p>※2 各核種グループの停止時炉内内蔵量は以下の手順により評価している。</p> <ol style="list-style-type: none"> ① ORIGEN コードにより核種ごとの初期重量を評価 ② ①の結果をもとに, 同位体の重量を足し合わせ, 各元素の重量を評価する。 ③ ②の結果を MAAP コードにインプットし, MAAP コードにて, 各元素の化合物の重量を評価する。 ④ 各化合物は表 1 に示す核種グループに属するものとして整理している。核種グループの炉内内蔵量は, 当該の核種グループに属する化合物の炉内内蔵量の和として評価している。 <p>(b) それ以外の核種グループ</p> <p>中・低揮発性の核種グループについては, MAAP 解析の結果得られた放出割合は採用せず, MAAP 解析の結果から得られた Cs の放出割合と, 希ガスグループの放出割合, 及び, NUREG-1465 の知見を利用し放出割合を評価する。</p> <p>ここで, 放出割合の経時的な振る舞いは希ガスと同一 (※1) とし, Cs の放出割合に対する当該核種グループの放出割合の比率は, 168 時間経過時点において, NUREG-1465 で得られた比率に等しいとして, 以下の評価式に基づき評価した。表 8 及び表 9 に, NUREG-1465 で評価された格納容器内への放出割合を示す。</p>	

$$F_i(T) = F_{\text{noble gass}}(T) \times \gamma_i / Y_{\text{Cs}} \times F_{\text{Cs}}(168\text{hr}) / F_{\text{noble gass}}(168\text{hr})$$

$$F_i(T) : \text{時刻 } T \text{ における } i \text{ 番目の MAAP 核種グループの放出割合}$$

$$F_{\text{noble gass}}(T) : \text{時刻 } T \text{ における希ガスグループの放出割合}$$

$$\gamma_i : \text{NUREG-1465 における } i \text{ 番目の MAAP 核種グループに相当する核種グループの格納容器への放出割合}$$

$$\gamma_{\text{Cs}} : \text{NUREG-1465 における Cs に相当する核種グループの格納容器への放出割合}$$

※1 中・低揮発性の核種グループは、事故初期の燃料が高温となっているとき以外は殆ど燃料外に放出されないものと考えられる。そのため、ベント後の燃料からの追加放出はほとんど無く、事故初期に格納容器内に放出され、格納容器気相部に浮遊しているものだけが大気中に放出され得ると考えられる。

ベントに伴い低揮発性核種は格納容器気相部からベントラインに流入するが、その流入の仕方、すなわち放出割合の経時的な振る舞いは、同じく格納容器気相部に浮遊しており壁面等からの追加放出がない希ガスの放出割合の振る舞いに近いと考えられる。

以上のことから、中・低揮発性の核種グループの「各時刻における放出割合」は、「各時刻における希ガスグループの放出割合」に比例するものとした。

表4 MAAP 解析による放出割合の評価結果 (エアロゾル量の評価に使用しない)

核種グループ	格納容器フィルタベント系への放出割合 [-] (事故発生から168時間後時点。格納容器フィルタベント系に流入するエアロゾル量の評価には使用しない)
希ガス	約 9.0×10^{-1}
CsI	約 3.5×10^{-6}
TeO ₂	約 1.3×10^{-8}
SrO	約 1.6×10^{-4}
MoO ₂	約 9.5×10^{-7}
CsOH	約 6.5×10^{-6}
BaO	約 7.6×10^{-4}
La ₂ O ₃	約 2.1×10^{-5}
CeO ₂	約 2.5×10^{-5}
Sb	約 3.0×10^{-6}
Te ₂	0
UO ₂	0
Cs※1	約 6.3×10^{-6}

※1 CsI グループと CsOH グループの放出割合から評価 (評価式は別紙 50 参照)

表5 TMI事故後に評価された放射性核種の場所ごとの存在量

(単位:%)

核種	低揮発性			中揮発性			高揮発性		
	¹⁴⁴ Ce	¹⁴⁴ Eu	¹⁵⁵ Eu	⁹⁰ Sr	¹⁰⁶ Ru	¹²⁵ Sb	¹³⁷ Cs	¹³⁰ I	⁸⁵ Kr
原子炉建屋									
原子炉容器	105.4	122.7	109.5	89.7	93.2	117.2	40.1	42	30
原子炉冷却系	—	—	—	1	—	0.2	3	1	—
地階水, 気相タンク類	0.01	—	—	2.1	0.5	0.7	47	(47)†	54
補助建屋	—	—	—	0.1	—	0.7	5	7	—
合計	105	122	110	93	94	119	95	97	85

† 広範囲のI濃度測定値と多量のデブリ(おもに地階水沈殿物)のため、ここでの保持量は炉心インベントリーを大きく上回る分析結果となってしまう。したがって、ここに保持されたIのインベントリーはCsと同等であると考ええる。

出典: TMI-2号機の調査研究成果(渡会偵祐, 井上康, 榎田藤夫日本原子力学会誌 Vol. 32, No. 4 (1990))

表6 福島第一原子力発電所事故後に検出された土壌中の放射性核種

(単位: Bq/kg-乾土)

試料採取場所	【定点①】*1 グラウンド (西北西約500m)*2			【定点②】*1 野島の森 (西約500m)*2			【定点③】*1 産廃処分場近傍 (南南西約500m)*2		④5,6号機サ-ビス ビル前 (北約1,000m)*2	⑤固体廃棄物貯 蔵庫1,2棟近傍 (北約500m)*2	⑥南南西 約500m*2	⑦南南西 約750m*2	⑧南南西 約1,000m*2
	3/21	3/25	3/28	3/25	3/28	3/25	3/28	3/25	3/22	3/22	3/22	3/22	3/22
分析機関	JAEA	JAEA	日本分析 センター*3	JAEA	日本分析 センター*3	JAEA	日本分析 センター*3	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA
測定日	3/24	3/28	3/30	3/28	3/30	3/28	3/30	3/28	3/25	3/25	3/24	3/25	3/25
核種													
I-131(約8日)	5.8E+06	5.7E+06	3.8E+06	3.0E+06	3.9E+04	1.2E+07	2.6E+06	4.6E+05	3.1E+06	7.9E+05	2.2E+06	5.4E+06	5.4E+06
I-132(約2時間)	*4	*4	2.3E+05	*4	1.3E+02	*4	1.5E+05	*4	*4	*4	*4	*4	*4
Cs-134(約2年)	3.4E+05	4.9E+05	5.3E+05	7.7E+04	3.2E+02	3.5E+06	9.7E+05	6.8E+04	9.5E+05	8.7E+03	1.7E+04	1.6E+05	1.6E+05
Cs-136(約13日)	7.2E+04	6.1E+04	3.3E+04	1.0E+04	2.8E+01	4.8E+05	6.9E+04	8.6E+03	1.1E+05	1.9E+03	2.2E+03	2.5E+04	2.5E+04
Cs-137(約30年)	3.4E+05	4.8E+05	5.1E+05	7.6E+04	3.2E+02	3.5E+06	9.3E+05	6.7E+04	1.0E+06	2.0E+04	1.6E+04	1.6E+05	1.6E+05
Te-129m(約34日)	2.5E+05	2.9E+05	6.5E+05	5.3E+04	ND	2.7E+06	6.0E+05	2.6E+04	8.9E+05	9.5E+03	1.9E+04	1.7E+05	1.7E+05
Te-132(約3日)	6.1E+05	3.4E+05	3.0E+05	6.5E+04	1.4E+02	3.1E+06	2.0E+05	3.2E+04	1.9E+06	2.1E+04	3.9E+04	3.8E+05	3.8E+05
Ba-140(約13日)	1.3E+04	1.5E+04	ND	2.5E+03	ND	ND	ND	ND	8.0E+04	ND	ND	ND	ND
Nb-95(約35日)	1.7E+03	2.4E+03	ND	ND	ND	5.3E+03	ND	ND	8.1E+03	ND	ND	7.9E+02	7.9E+02
Ru-106(約370日)	5.3E+04	ND	ND	6.4E+03	ND	2.7E+05	ND	ND	6.8E+04	1.9E+03	ND	3.2E+04	3.2E+04
Mo-99(約66時間)	2.1E+04	ND	ND	ND	ND	6.8E+04	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND
Tc-99m(約6時間)	2.3E+04	2.0E+04	ND	ND	ND	4.5E+04	ND	1.8E+03	2.3E+04	ND	ND	8.3E+03	8.3E+03
La-140(約2日)	3.3E+04	3.7E+04	ND	2.3E+03	ND	9.7E+04	ND	2.5E+03	2.1E+05	4.2E+02	6.2E+02	7.8E+03	7.8E+03
Be-7(約53日)	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND	3.2E+04	ND	ND	ND	ND
Ag-110m(約250日)	1.1E+03	2.8E+03	ND	ND	ND	ND	ND	1.7E+02	1.8E+04	ND	ND	ND	ND

出典: 東京電力 HP (<http://www.tepco.co.jp/cc/press/11040609-j.html>)

表7 NUREG-1465 の知見を用いた補正後の放出割合 (格納容器フィルタベント系に流入するエアロゾル量を評価する際に使用)

核種グループ	格納容器フィルタベント系への放出割合 [-] (事故発生から168時間後時点)
希ガス	約 9.0×10^{-1}
CsI	約 3.5×10^{-6}
TeO ₂	約 1.3×10^{-6}
SrO	約 5.0×10^{-7}
MoO ₂	約 6.3×10^{-8}
CsOH	約 6.5×10^{-6}
BaO	約 5.0×10^{-7}
La ₂ O ₃	約 5.0×10^{-9}
CeO ₂	約 1.3×10^{-8}
Sb	約 1.3×10^{-6}
Te ₂	約 1.3×10^{-8}
UO ₂	約 1.3×10^{-8}
Cs ^{※1}	約 6.3×10^{-6}

※1 CsI グループと CsOH グループの放出割合から評価 (評価式は別紙 50 参照)

表8 NUREG-1465 での格納容器内への放出割合

核種グループ	格納容器への放出割合※1
Cs	0.25
TeO ₂ , Sb, Te ₂	0.05
SrO, BaO	0.02
MoO ₂	0.0025
CeO ₂ , UO ₂	0.0005
La ₂ O ₃	0.0002

※1 NUREG-1465 の Table3.12 「Gap Release」 の値と 「Early In-Vessel」 の値の和を参照 (NUREG-1465 では, 「Gap Release」, 「Early In-Vessel」, 「Ex-Vessel」 及び 「Late In-Vessel」 の各事象進展フェーズに対して格納容器内への放出割合を与えている。格納容器フィルタベント系に流入するエアロゾル量評価における想定事故シナリオでは, 原子炉圧力容器が健全な状態で事故収束するため, 原子炉圧力容器損傷前までの炉心からの放出を想定する 「Gap Release」 及び 「Early In-Vessel」 の値の和を用いる。)

表9 NUREG-1465 (抜粋)

Table 3.8 Revised Radionuclide Groups

Group	Title	Elements in Group
1	Noble gases	Xe, Kr
2	Halogens	I, Br
3	Alkali Metals	Cs, Rb
4	Tellurium group	Te, Sb, Se
5	Barium, strontium	Ba, Sr
6	Noble Metals	Ru, Rh, Pd, Mo, Tc, Co
7	Lanthanides	La, Zr, Nd, Eu, Nb, Pm, Pr, Sm, Y, Cm, Am
8	Cerium group	Ce, Pu, Np

Table 3.12 BWR Releases Into Containment*

	Gap Release***	Early In-Vessel	Ex-Vessel	Late In-Vessel
Duration (Hours)	0.5	1.5	3.0	10.0
Noble Gases**	0.05	0.95	0	0
Halogens	0.05	0.25	0.30	0.01
Alkali Metals	0.05	0.20	0.35	0.01
Tellurium group	0	0.05	0.25	0.005
Barium, Strontium	0	0.02	0.1	0
Noble Metals	0	0.0025	0.0025	0
Cerium group	0	0.0005	0.005	0
Lanthanides	0	0.0002	0.005	0

* Values shown are fractions of core inventory.
 ** See Table 3.8 for a listing of the elements in each group
 *** Gap release is 3 percent if long-term fuel cooling is maintained.

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 46</p> <p style="text-align: center;">JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の適用性について</p> <p>AREVA 社製のフィルタ装置は、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験により、実機使用条件を考慮した性能検証試験を行っており、その結果に基づき装置設計を行っている。JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験で使用したフィルタ装置は、ベンチュリノズル、金属フィルタ、よう素除去部及び装置内のガスの経路が実機を模擬した装置となっており、また、試験条件は様々なプラントの運転範囲に対応できる広範囲の試験を行っていることから、各試験で得られた結果は、実機の性能検証に適用できるものとする。</p> <p>一方、米国 EPRI (電力研究所) が中心となって行った ACE 試験については、AREVA 社製のフィルタ装置についても性能試験を実施しているが、試験条件等の詳細が開示されていないことから、東海第二発電所のフィルタ装置の性能検証には用いていない。</p> <p>(1) JAVA 試験の概要</p> <p>JAVA 試験で使用したフィルタ装置は、高さ [] m、直径 [] m の容器の中に、実機と同形状のベンチュリノズル [] と、実機と同一仕様の金属フィルタ [] を内蔵している。</p> <p>また、これら試験のフィルタ装置に流入したベントガスは、ベンチュリスクラバ、気相部、金属フィルタ、流量制限オリフィスの順に通過し、装置外部へ放出される経路となっており、実機と同じ順に各部を通過する。</p> <p>(2) JAVA PLUS 試験の概要</p> <p>JAVA PLUS 試験設備は、実規模を想定した有機よう素の除去性能を確認するため、JAVA 試験で使用したフィルタ装置に、実機と同一仕様 (同一材質、同一充填率) の銀ゼオライト (ベッド厚さ [] mm) を追加設置している。</p> <p>フィルタ装置に流入したベントガスは、ベンチュリスクラバ、気層部、金属フィルタ、流量制限オリフィス、よう素除去部 (銀ゼオライト) の順に通過し、装置外部へ放出される経路となっており、実機と同じ順に各部を通過する。</p>	<p style="text-align: right;">別紙 34</p> <p style="text-align: center;">JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の適用性について</p> <p>Framatome 社 (旧 AREVA 社) 製のフィルタ装置は、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験により、実機使用条件を考慮した性能検証試験を行っており、その結果に基づき装置設計を行っている。実機フィルタ装置については、使用条件において所定の性能が発揮されるように、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験条件に包絡されるように設計されている。</p> <p>ACE 試験は、米国 EPRI (電力中央研究所) が中心となって行った ACE シビアアクシデント国際研究計画の中で実施している。</p> <p>これらの試験について、実機フィルタ装置とのスケール適用性について以下に示す。</p> <p>(1) JAVA 試験の概要</p> <p>JAVA 試験は、Framatome 社 (旧 AREVA 社) により、ドイツのカールシュタインにある大規模試験施設 (以下、「JAVA 試験施設」という。) にて実施された。</p> <p>JAVA 試験では、実機の想定事象における種々のパラメータ (圧力・温度・ガス流量等の熱水力条件、エアロゾル粒径等のエアロゾル条件) について試験を行うことにより、フィルタ装置の使用条件において所定の性能が発揮されることを確認している。</p> <p>図 1 に実機フィルタ装置と試験フィルタ装置の比較を示す。試験フィルタ装置は、高さ約 [] m、直径約 [] m の容器の中に、実機と同形状のベンチュリノズル ([])、及び実機と同構造の金属フィルタを内蔵している。</p> <p>また、これら試験のフィルタ装置に流入したベントガスは、ベンチュリスクラバ、気相部、金属フィルタ、流量制限オリフィスの順に通過し、装置外部へ放出される経路となっており、実機と同じ順に各部を通過する。</p> <p>(2) JAVA PLUS 試験の概要</p> <p>JAVA PLUS 試験は、実規模を想定した有機よう素の除去性能を確認するため、Framatome 社 (旧 AREVA 社) により、JAVA 試験施設を改造した施設にて実施された。</p> <p>JAVA PLUS 試験では、実機と同仕様の銀ゼオライトを充填したフィルタを設置し、有機よう素の除去性能試験を実施している。</p> <p>フィルタ装置に流入したベントガスは、ベンチュリスクラバ、気相部、金属フィルタ、流量制限オリフィス、銀ゼオライトフィルタの順に通過し、装置外部へ放出される経路となっており、実機と同じ順に各部を通過する。</p>	<p>・記載方針の相違</p>

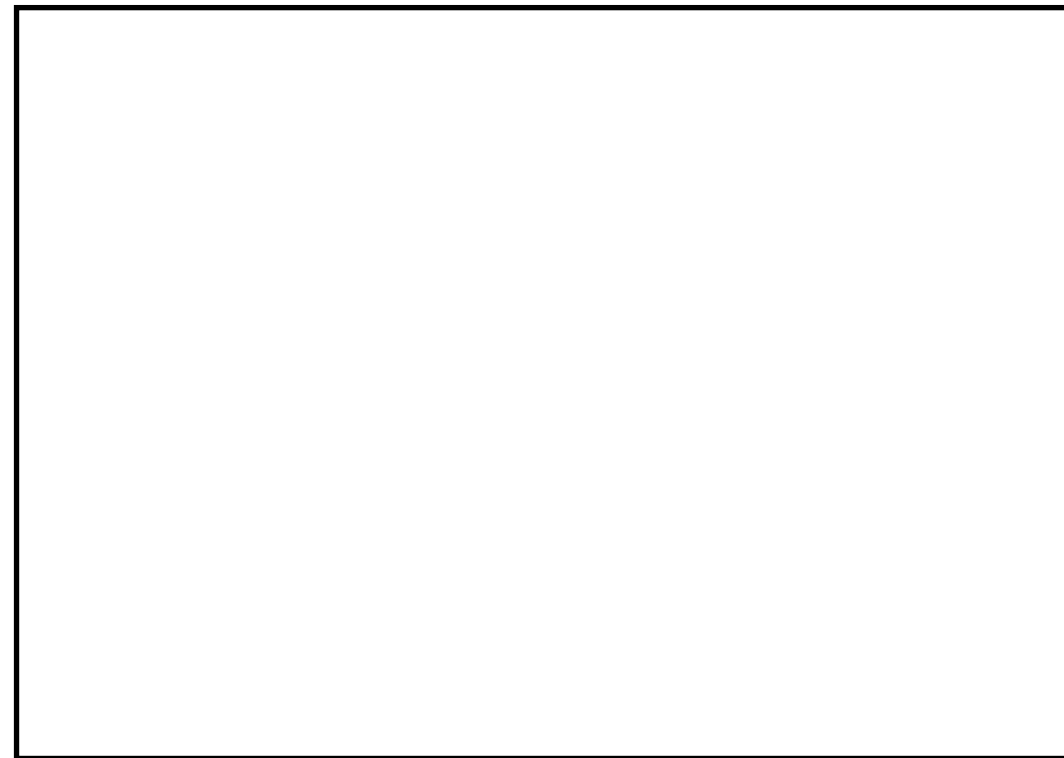
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(3) ACE試験の概要</p> <p>AREVA社製のフィルタ装置は、各国のフィルタメーカ等が参加したACE試験においても試験が行われ、エアロゾル及び無機よう素の除去性能について確認されている。</p> <p>第1図に試験設備の概要を、第1表に試験条件及び結果を示す。</p> <p>ACE試験で使用したフィルタ装置は、高さ [] m、直径 [] mの容器の中に、実機と同じベンチュリノズル ([]) 及び実機と同構造 (同一金属メッシュ構造、同一充填率) の金属フィルタを設置しており、ベントガスは実機と同じ経路を流れるが、試験装置、試験条件の詳細が開示されないため、東海第二発電所のフィルタ装置の性能検証には用いていない。</p> <p>(4) スケール性の確認</p> <p>JAVA 試験、JAVA PLUS 試験のスケール性を確認することで、実機への適用性を確認する。第2図に実機と JAVA 試験装置 (JAVA PLUS 試験でも同一の容器を使用) 及び参考に ACE 試験装置の主要寸法の比較を示す。</p> <p>東海第二発電所のフィルタ装置は高さ約 10m、直径約 5m であり、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験のフィルタ装置よりも大きい。フィルタ装置の構成要素及びベントガス経路の同一性から JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験にて使用したフィルタ装置は実機を模擬したものとなっていると言える。</p> <p>JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の条件と実機運転範囲の比較を第2表に示す。実機はベンチュリノズル (個数: [] 個) と金属フィルタ (表面積: [] m²) を内蔵しており、重大事故等時にベントを実施した際のベンチュリノズルスロート部流速及び金属フィルタ部流速が JAVA 試験で除去性能を確認している範囲に包絡されるよう設計している。JAVA 試験において得られたベンチュリノズルスロート部における速度に対する除去係数を第3図、金属フィルタ部における速度に対する除去係数を第4図に示す。ベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせた試験において、ベンチュリノズルスロート部流速及び金属フィルタ部流速が変化した場合においても除去係数は低下していない。</p> <p>また、JAVA PLUS 試験で用いた銀ゼオライトのベッド厚さは [] mm であり、実機 ([] mm) に対して薄いが、これは JAVA PLUS 試験結果に基づき滞留時間を確保するために実機のベッド厚さを厚くしていることから、JAVA PLUS 試験結果を適切に実機に適用していると言える。</p> <p>JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の実機への適用性についてまとめたものを第3表に示す。</p>	<p>(3) ACE 試験の概要</p> <p>ACE 試験は、EPRI が中心となって行った ACE シビアアクシデント国際研究計画の中でエアロゾル及び無機よう素の除去性能検証試験が実施された。</p> <p>図2に実機フィルタ装置と試験フィルタ装置の比較を示す。</p> <p>試験フィルタ装置は、高さ [] m、直径 [] mの容器の中に、実機と同形状のベンチュリノズル ([]) と、実機と同構造 (同一金属メッシュ構造、同一充填率) の金属フィルタを内蔵している。</p> <p>なお、ACE 試験の試験装置の詳細な仕様、試験条件及び試験結果は、EPRI 及び Framatome 社 (旧 AREVA 社) の知的財産 (Intellectual Property) として開示が不可能であることから、フィルタ装置の設計及び性能検証には使用しない。</p> <p>(4) スケール性の確認</p> <p>JAVA 試験、JAVA PLUS 試験のスケール性を確認することで、実機への適用性を確認する。図2に実機と JAVA 試験装置 (JAVA PLUS 試験でも同一の容器を使用) 及び参考に ACE 試験装置の主要寸法の比較を示す。</p> <p>試験フィルタ装置へ流入したガスは、装置の下端に設置されたベンチュリノズルを經由し、上部に設置された金属フィルタ、その後段に設置された銀ゼオライトフィルタ (JAVA PLUS 試験のみ) へ流れる構成であり、実機と同様の構成となる。</p> <p>フィルタ装置の性能に影響を与える可能性のある主要なパラメータとしてガス流速が挙げられるが、ベンチュリノズルのガス流速を試験で確認された範囲内となるように実機のベンチュリノズルの個数を設定していることから、ベンチュリノズルの個数の違いによる影響はない。また、実機の金属フィルタの表面積についても、金属フィルタ内のガス流速を試験で確認された範囲内となるように設定していることから、金属フィルタの表面積の違いによる影響はない。JAVA 試験及び実機における物理パラメータと試験条件を表2、ベンチュリノズル部及び金属フィルタにおけるガス流速に対する除去係数を図3、4に示す。</p> <p>実機の銀ゼオライトフィルタについては、JAVA PLUS 試験で得られた試験結果に基づき、想定されるよう素量を捕集するためベントガスが適切な滞留時間となるように銀ゼオライトの充填量を設定している。</p> <p>以上より、試験の実機への適用性は確保できていると考えられる。</p> <p>表3に JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の実機への適用性について、構成要素別にまとめる。</p>	<p>・設備の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(5) 評価</p> <p>以上より、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験のスケール性については性能に影響する範囲について実機を模擬できていると評価できる。これらの試験は実機の使用条件についても模擬でき、試験結果を用いて実機の性能を評価することが可能であると考え。</p> <div data-bbox="213 478 1205 1356" style="border: 1px solid black; height: 418px; width: 334px; margin: 10px auto;"></div> <p style="text-align: center;">第1図 ACE試験の設備概要</p>	<p>(5) 評価</p> <p>以上より、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験のスケール性については性能に影響する範囲について実機を模擬できていると評価できる。これらの試験は実機の使用条件についても模擬でき、試験結果を用いて実機の性能を評価することが可能であると考え。</p> <div data-bbox="1299 464 2401 1507" style="border: 1px solid black; height: 497px; width: 371px; margin: 10px auto;"></div> <p style="text-align: center;">図1 ACE試験の設備概要</p>	

第1表 ACE試験の試験条件及び結果

PROJECT	YEARS	Materials tested	Conditions Tested			Measured retention Efficiency %
			Pressure [bar abs]	Temperature [°C]	Gas composition % steam	
ACE	1989-1990	Cs	1.4	145	42	99.9999
		Mn	1.4	145	42	99.9997
		Total iodine (particles and gaseous)	1.4	145	42	99.9997
		DOP	1.2-1.7	ambient	0	99.978 - 99.992

出典：OECD/NEA, "Status Report on Filtered Containment Venting", (2014)



第2図 実機フィルタ装置と試験装置の主要寸法の比較

表1 ACE試験の試験条件及び結果

PROJECT	YEARS	Materials tested	Conditions Tested			Measured retention Efficiency %
			Pressure [bar abs]	Temperature [°C]	Gas composition % steam	
ACE	1989-1990	Cs	1.4	145	42	99.9999
		Mn	1.4	145	42	99.9997
		Total iodine (particles and gaseous)	1.4	145	42	99.9997
		DOP	1.2-1.7	ambient	0	99.978 - 99.992

出典：OECD/NEA, "Status Report on Filtered Containment Venting", (2014)

実機 JAVA試験 ACE試験

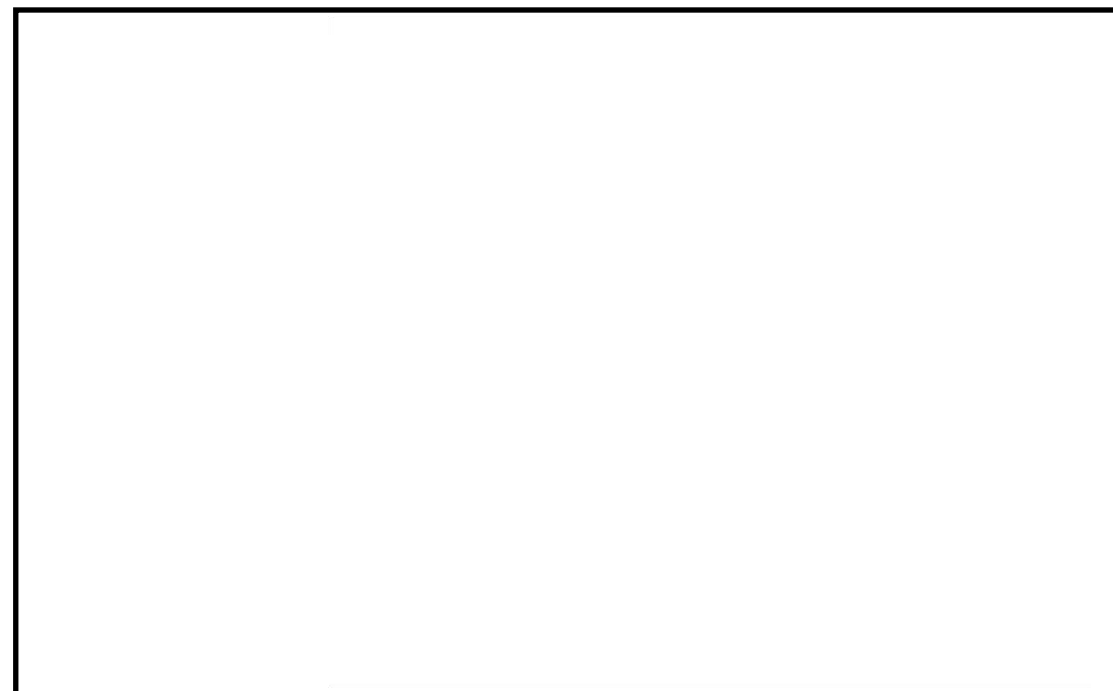


図2 実機フィルタ装置と試験フィルタ装置の比較

第2表 JAVA試験及びJAVA PLUS試験の条件と実機運転範囲の比較

パラメータ	JAVA 試験	JAVA PLUS 試験	実機運転範囲
圧力(kPa [gage])			
温度(°C)			
ベンチュリノズルスロート部流速(m/s)			
金属フィルタ部流速(%)			
蒸気割合(%)			
過熱度(K)			

※1 概算評価値を示す。



第3図 ベンチュリノズルスロート部における流速に対する除去係数

表2 JAVA 試験及び実機における運転範囲

項目	JAVA 試験	実機運転範囲
ベンチュリノズル部ガス流速		
金属フィルタ部ガス流速		

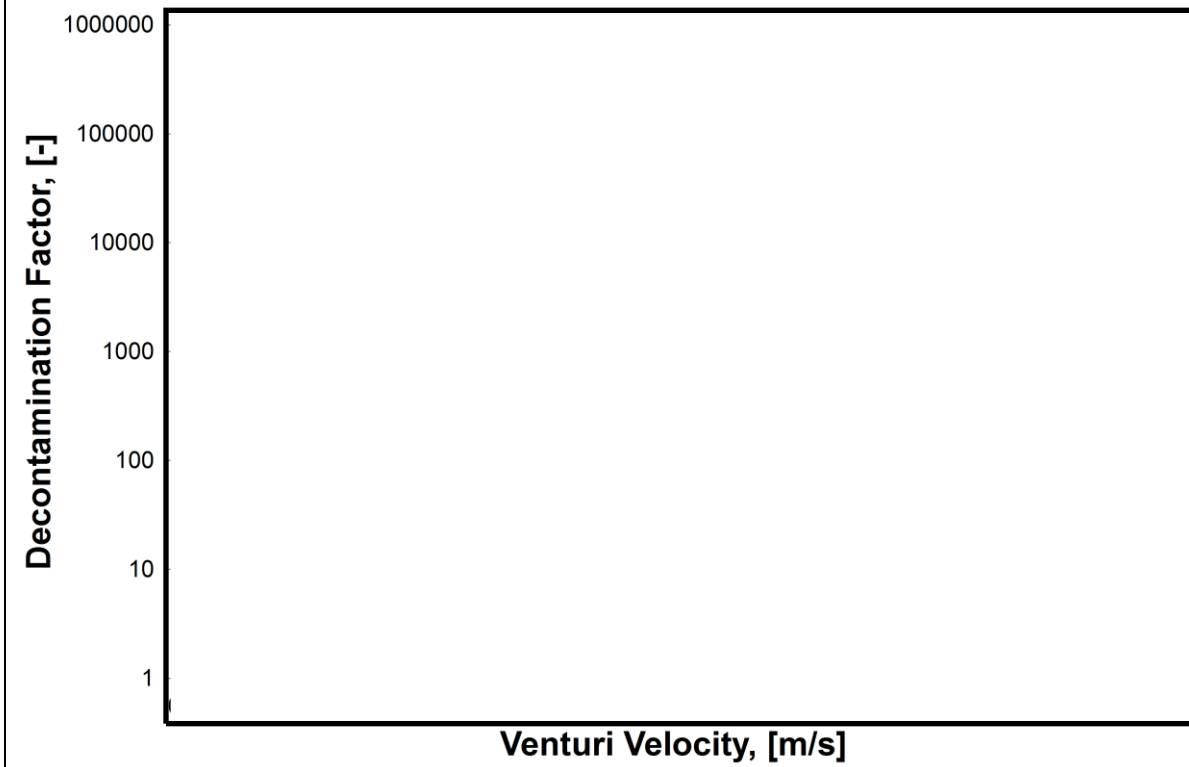
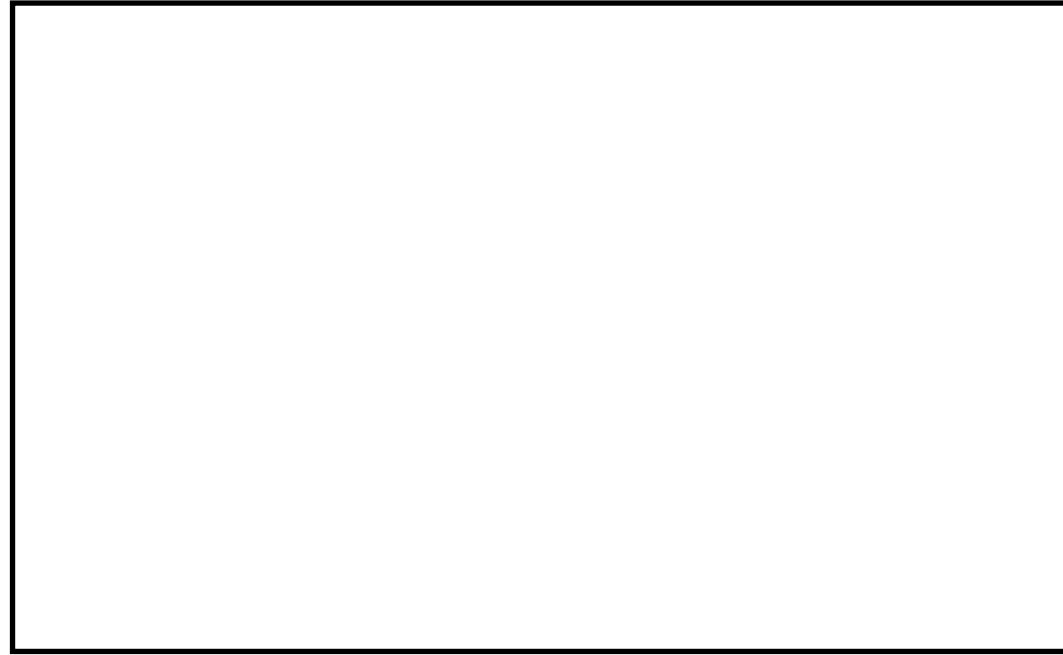


図3 ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数



第 4 図 金属フィルタ部における流速に対する除去係数

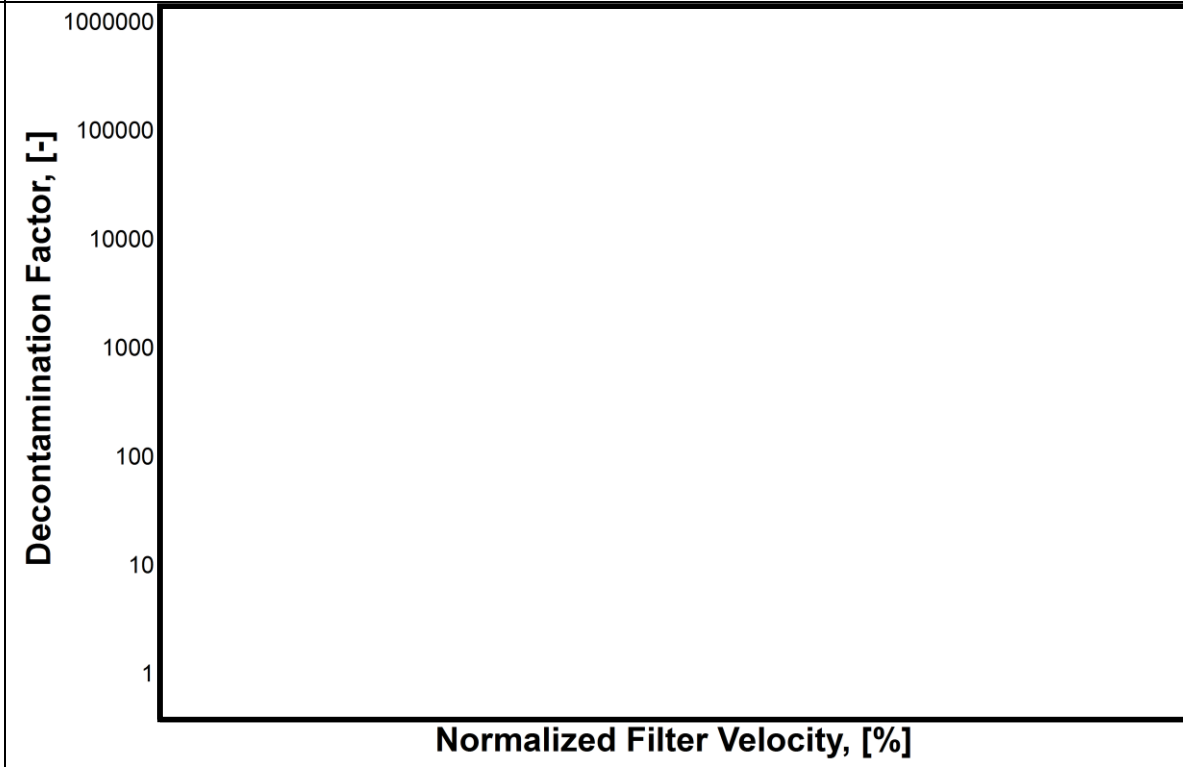


図 4 金属フィルタにおけるガス流速に対する除去係数

第3表 JAVA試験, JAVA PLUS試験の実機への適用性

構成要素		相違点			適用性
		有無	JAVA (PLUS)	実機	
容器	高さ	有		約10m	試験装置と実機で高さや直径が異なることで、空間部の容積が異なるが、空間部はベンチュリスクラバや金属フィルタに比べ <input type="text"/> <input type="text"/> 、高さと直径の違いによる影響は小さい。
	直径	有		約5m	
ベンチュリノズル	構造	無	-	-	試験装置は実機と同一形状(寸法)のベンチュリノズルを使用している。
	個数	有			実機のベンチュリノズルスロート部の流速が、JAVA試験で確認されている流速の範囲内となるよう、ベンチュリノズルの個数(詳細設計により変更の可能性あり)を設定している。
金属フィルタ	構造	無	-	-	試験装置は実機と同一使用 <input type="text"/> <input type="text"/> の金属フィルタを使用している。
	表面積(個数)	有			実機の金属フィルタ部の流速が、JAVA試験で確認されている流速の範囲内となるよう、金属フィルタの表面積を設定している。
スクラビン水	薬剤	無	-	-	試験装置と実機は同じ薬剤を使用している。
	水位	有	※	※	実機の水位は試験装置の水位よりも高い。JAVA試験の水位を変化させた試験において、除去効率に変化が無いことが確認されていることから、水位の違いによる影響はない。
よう素除去部	吸着材	無	-	-	試験装置は実機と同じ吸着材(銀ゼオライト)を使用している。
	厚さ	有			JAVA PLUS試験ではベッド厚さが実機に比べて薄いですが、実機は試験結果を基に滞留時間を確保するために厚くなっていることから、試験結果を適切に実機に適用していると言える。
	配置	有	容器外側	容器内側	JAVA PLUS試験ではフィルタ装置の外によう素除去部が配置されたが、実機では容器の中に配置される。よう素除去部の放熱は、外部に配置される試験の方が厳しくなるため、JAVA PLUS試験は保守的な条件で実施されていると言える。

※適用性の欄に相違内容を記載

表3 実機に対する JAVA 及び JAVA PLUS 試験装置の適用性のまとめ

構成要素		相違			適用性
		有無	JAVA (PLUS)	実機	
全体構成(基数を含む)		無	-	-	<ul style="list-style-type: none"> 試験フィルタ装置へ流入したガスは、ベンチュリノズルを経由し、金属フィルタ、後段に設置された銀ゼオライトフィルタ(JAVA PLUS試験のみ)へ流れる構成であり、実機と同様の構成である。 試験装置は、実機と同様に、銀ゼオライトフィルタがスクラバ容器の外に設置されている。 実機では、同一のスクラバ容器を4基並列に設置するが、ベントガスは均等に分配されるよう設計しているため、分離設置による影響はない。
スクラバ容器	高さ	無	約 <input type="text"/> m	約 <input type="text"/> m	試験装置と実機は、同じ高さの容器を使用している。
	断面積	有	約 <input type="text"/> m ² 又は 約 <input type="text"/> m ²	約 <input type="text"/> m ²	ベンチュリノズル部においてエアロゾル及び無機よう素の大部分を捕集するため、断面積の違いによる影響は小さい。なお、ベンチュリノズル1個あたりの断面積は、実機が約 <input type="text"/> m ² 、JAVA試験が約 <input type="text"/> m ² (<input type="text"/>) 又は約 <input type="text"/> m ² (<input type="text"/>) である。
ベンチュリノズル	構造	無	-	-	試験装置と実機は同一形状(寸法)のベンチュリノズルを使用している。
	個数	有			<ul style="list-style-type: none"> 実機のベンチュリノズルの個数は、ベンチュリノズルのガス流速を試験で確認された範囲内となるように設定していることから、ベンチュリノズルの個数の違いによる影響はない。 実機のガス流速は約 <input type="text"/> m/s であり、JAVA試験のガス流速は <input type="text"/> m/s である。
金属フィルタ	構造	無	-	-	試験装置と実機は同一仕様 (<input type="text"/>) の金属フィルタを使用している。
	表面積	有	約 <input type="text"/> m ² (<input type="text"/>)	約 <input type="text"/> m ² (<input type="text"/>)	実機の金属フィルタの表面積は、金属フィルタ内のガス流速を試験で確認された範囲内となるように設定していることから、金属フィルタの表面積の違いによる影響はない。
スクラビン水	薬剤	無	-	-	試験装置と実機は同じ薬剤を使用している。なお、実機のpHは、試験で確認された性能を十分発揮できるように、高アルカリに設定している。
	水位	有	※	※	試験では、ベンチュリノズル頂部近傍の水位において所定の性能が発揮できることを確認しているため、水位の違いによる影響はない。
銀ゼオライト容器	吸着剤	無	-	-	試験装置と実機は、同仕様の吸着材(銀ゼオライト)を使用している。
	厚さ	有	約 <input type="text"/> mm	約 <input type="text"/> mm	ベントガスが適切な滞留時間となるように銀ゼオライトの充てん量を設定している。

※適用性の欄に相違点を記載

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(6) ベンチュリスクラバ及び金属フィルタにおける除去係数</p> <p>AREVA社製のフィルタ装置は、ベンチュリスクラバ及び金属フィルタを組み合わせることにより、所定の除去性能（DF）を満足するよう設計されている。エアロゾルに対する除去効率、ベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせた体系で評価を行っており、JAVA試験結果では、試験を実施した全域にわたってDF1,000以上を満足していることを確認している。</p> <p>JAVA試験ではベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を確認している試験ケースもあり、実機運転範囲のガス流速において、ベンチュリスクラバ単独でもDF <input type="checkbox"/> 以上と評価される。ベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を第4表に示す。</p> <p>ベンチュリスクラバによるエアロゾル除去の主な原理は慣性衝突効果であり、一般的にガス流速が大きい方が除去効率は高く、ガス流速が小さい方が除去効率は低くなることから、実機運転範囲以下のガス流速におけるベンチュリスクラバ単独での除去性能は、実機運転範囲と比較して低下することが見込まれるが、後段の金属フィルタによる除去により、スクラバ容器全体としては試験を実施した全域にわたって要求されるDF1,000以上の除去性能を満足していると考えられる。</p> <p style="text-align: center;">第4表 ベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能</p> <div data-bbox="154 1020 1276 1444" style="border: 1px solid black; height: 200px; width: 100%;"></div>	<p>(6) ベンチュリスクラバ及び金属フィルタにおける除去係数</p> <p>Framatome社(旧AREVA社)製のフィルタ装置(スクラバ容器)は、ベンチュリスクラバ及び金属フィルタを組み合わせることにより、所定の除去性能（DF）を満足するよう設計されている。</p> <p>スクラバ容器におけるエアロゾルに対する除去効率は、ベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせた体系で評価を行っており、JAVA試験結果では、試験を実施した全域にわたってDF1,000以上を満足していることを確認している。</p> <p>JAVA試験ではベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を確認している試験ケースもあり、実機運転範囲のガス流速において、ベンチュリスクラバ単独でもDF100以上と評価される。ベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を表4に示す。</p> <p>ベンチュリスクラバによるエアロゾル除去の主な原理は慣性衝突効果であり、一般的にガス流速が大きい方が除去効率は高く、ガス流速が小さい方が除去効率は低くなることから、実機運転範囲以下のガス流速におけるベンチュリスクラバ単独での除去性能は、実機運転範囲と比較して低下することが見込まれるが、後段の金属フィルタによる除去により、スクラバ容器全体としては試験を実施した全域にわたって要求されるDF1,000以上の除去性能を満足していると考えられる。</p> <p style="text-align: center;">表4 ベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能</p> <div data-bbox="1311 1024 2404 1213" style="border: 1px solid black; height: 90px; width: 100%;"></div>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(参考) 性能検証試験に係る品質保証について</p> <p>フィルタ装置の放射性物質除去性能は、JAVA試験及びJAVA PLUS試験で用いたベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトと同じ仕様・構造のものを、ISO9001等に適合した品質保証体制を有するAREVA社において設計・製作することにより、JAVA試験及びJAVA PLUS試験と同じ性能を保証する。</p> <p>(1) 性能保証</p> <p>フィルタ装置に設置するベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトは、AREVA社試験 (JAVA試験、JAVA PLUS試験) で用いた金属フィルタ、ベンチュリノズル及び銀ゼオライトと同じ仕様・構造とする。また、ベンチュリノズル及び金属フィルタは、単体性能試験により性能を確認している。</p> <p>これに加えて、ベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライト (よう素除去部) の運転範囲は、AREVA社試験で確認している範囲内で運転されるよう格納容器圧力逃がし装置を設計する。</p> <p>(2) AREVA社品質保証体制</p> <p>ベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトフィルタを製作するAREVA社は、フィルタベントシステム納入実績を多数有しており、原子力プラントメーカーとして下記の品質保証体制を有している。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・フィルタベントシステムの性能保証するAREVA社は、品質管理システムとしてISO9001を2008年にSGS社から取得している。また、世界中の顧客要求品質要求に対応できるよう、ASME NPT, N.S Stamp, KTA1401, 1408, RCCM, RCC-E, EN ISO9001などの認証も取得している。 ・AREVA社は、システム設計・製作に際し、品質保証含めてプロジェクトを横断的に管理する部門を設置しており、技術要求仕様、品質要求仕様を指示し製作仕様に盛り込む体制が整えられている。 ・AREVA社は、原子力製品のエンジニアリング及びプロジェクト管理を世界レベルで展開している。また、各種品質管理手順に従い外注先の品質管理を実施している。 	<p>(参考1) 性能検証試験に係る品質保証について</p> <p>フィルタ装置の放射性物質除去性能は、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験で用いたベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトと同じ仕様・構造のものを、ISO9001 等に適合した品質保証体制を有する Framatome 社 (旧 AREVA 社) において設計・製作することにより、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験と同じ性能を保証する。</p> <p>(1) ベンチュリノズル</p> <p>ベンチュリノズルの性能試験は、発注単位毎に <input type="checkbox"/> %の抜取にて行われる。試験ノズル1個に対して同じ試験を <input type="checkbox"/> 回実施した上で、大きな差異がないことを確認している。</p> <p>(2) 金属フィルタ</p> <p>金属フィルタは製品毎に性能試験を実施している。</p> <p>(3) 銀ゼオライト</p> <p>銀ゼオライトの性能試験は、納入品と同一のロット番号のものによる性能試験を実施している。</p> <p>以上(1)~(3)より、個別の単体性能試験を評価しており、実機についても JAVA 試験、JAVA PLUS 試験結果と同じ性能が出ることを確認している。</p> <p>➤ Framatome社 (旧AREVA社) 品質保証体制</p> <p>ベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトフィルタを製作するFramatome社 (旧AREVA社) は、フィルタベントシステム納入実績を多数有しており、原子力プラントメーカーとして下記の品質保証体制を有している。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・フィルタベントシステムの性能保証するFramatome社 (旧AREVA社) は、品質管理システムとしてISO9001を2008年にSGS社から取得している。また、世界中の顧客要求品質要求に対応できるよう、ASME NPT, N.S Stamp, KTA1401, 1408, RCCM, RCC-E, EN ISO9001などの認証も取得している。 ・Framatome社 (旧AREVA社) は、システム設計・製作に際し、品質保証含めてプロジェクトを横断的に管理する部門を設置しており、技術要求仕様、品質要求仕様を指示し製作仕様に盛り込む体制が整えられている。 ・Framatome社 (旧AREVA社) は、原子力製品のエンジニアリング及びプロジェクト管理を世界レベルで展開している。また、各種品質管理手順に従い外注先の品質管理を実施している。 <p>また、Framatome社 (旧AREVA社) は海外での先行FCVS実績を多数有している。納入実績を表1に示す。</p>	<p>備考</p> <p>・資料構成の相違</p>

表1 Framatome 社 (旧 AREVA 社) のフィルタベント納入実績

Country	Name	Type	Status	Since
Germany				
Finland				
Switzerland				
Netherlands				
Korea, RO				
Canada				
Bulgaria				
P. R. China				

・資料構成の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p data-bbox="1308 212 2220 243"><u>(参考2) 隣接するベンチュリノズルから噴出されるガスの相互影響について</u></p> <p data-bbox="1299 302 2418 464">ベンチュリノズルは、分配管に対して直行する向きに設置されており、ノズル上部に設けた1本あたり2ヶ所の噴出口から、ベントガスを水平下向きに噴き出す。その噴出口を隣接するベンチュリノズルに向けないことで、隣接するベンチュリノズルに影響を与えない設計としている。ベンチュリノズルの配置図を図1に示す。</p> <p data-bbox="1299 480 2418 642">なお、JAVA試験において、2本の隣接するベンチュリノズルを設置した試験を実施した結果、1本の場合と比較して有意な性能差は見られず、試験を実施した全域にわたって、DF1,000以上の除去効率が得られている。ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数を図2に示す。</p> <div data-bbox="1421 680 2362 1537" style="border: 1px solid black; height: 400px; width: 100%;"></div> <p data-bbox="1656 1556 2053 1587">図1 ベンチュリノズルの配置図</p>	<p data-bbox="2448 212 2656 243">・記載方針の相違</p>

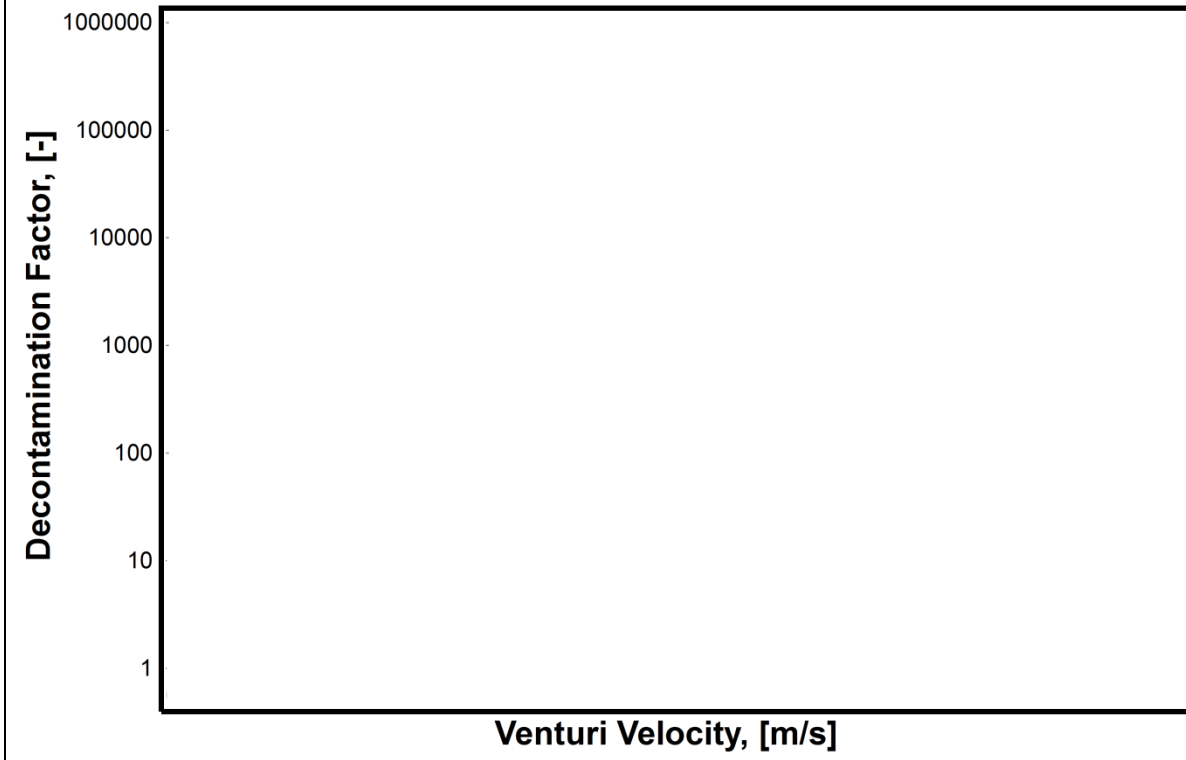


図2 ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数

《参考図書》

1. 理化学辞典第4版

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p style="text-align: right;">別紙 35</p> <p style="text-align: center;"><u>JAVA PLUS 試験結果を踏まえた銀ゼオライトフィルタの設計</u></p> <p>ベントガスに含まれるガス状放射性よう素（無機よう素及び有機よう素）は、流量制限オリフィス下流に設置する銀ゼオライトフィルタを通過する際の化学反応にて捕集する。実機の銀ゼオライトフィルタの設計において、除去係数と滞留時間の関係式，JAVA PLUS試験により得られた除去係数及び滞留時間を用いることから，JAVA PLUS試験結果の実機への適用性について，以下にまとめた。</p> <p>a. 銀ゼオライトフィルタにおけるガス状放射性よう素の捕集</p> <p>ベントガスに含まれるガス状放射性よう素は，流量制限オリフィス下流に 設置する銀ゼオライトフィルタを通過する際の化学反応にて捕集する。銀ゼオライトフィルタにおけるガス状放射性よう素の吸着速度は，総括物質移動係数Kを用いて以下のように表せる（参考図書1， 2）。</p> $r \frac{\partial q}{\partial t} = K(C - C^*) \cdots \cdots \text{(式1)}$ <p>r : 吸着剤充填密度 q : よう素吸着量 K : 総括物質移動係数 C : よう素濃度 C^* : よう素平均濃度</p> <p>ここで，化学反応による吸着（不可逆反応）であることから，$C^* = 0$とみなし，式1は以下のように表せる。</p> $r \frac{\partial q}{\partial t} = KC \cdots \cdots \text{(式2)}$ <p>b. 除去係数と滞留時間</p> <p>ガス状放射性よう素が銀ゼオライトフィルタを通過する際の物質収支は，吸着剤の微小ベッド厚さ Δz に対して，単位時間あたりのよう素濃度の低下率と吸収量が等しいとする式3で表すことができる（参考図書3）。</p> <p>銀ゼオライトフィルタ通過前後における物質収支のイメージを図1に示す。</p> $-uA \Delta t \Delta C = r A \Delta z \Delta q \cdots \cdots \text{(式3)}$ <p>u : ガス流速 A : ガス通過断面積 Δt : 単位時間 ΔC : よう素濃度変化 r : 吸着剤充填密度 Δz : ベッド厚さ Δq : 単位質量あたりのよう素吸着量</p>	<p>・資料構成の相違</p>

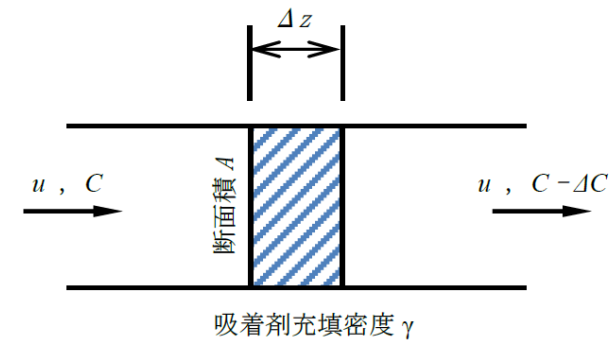


図1 銀ゼオライトフィルタ通過前後における物質収支のイメージ

ここで、左辺はガスに含まれる放射性よう素の変化量、右辺は銀ゼオライトフィルタで捕集した放射性よう素量を表す。 $\Delta z = u \Delta t$ より、両辺を $A \Delta t \Delta z$ で除し、微小変化を $\Delta \rightarrow \partial$ とすると、式3は以下のように表せる。

$$-\frac{\partial C}{\partial t} = r \frac{\partial q}{\partial t} \quad \dots \dots \dots \text{(式4)}$$

式4に式2を代入すると、以下のように表せる。

$$\frac{\partial C}{\partial t} = -KC \quad \dots \dots \dots \text{(式5)}$$

式5を積分し、 C_0 を初期よう素濃度とすると、以下のように表せる。

$$\frac{\log(\frac{C_0}{C})}{t} = \frac{\log(DF)}{t} = K \quad \dots \dots \dots \text{(式6)}$$

式6は銀ゼオライトフィルタをベントガスが通過する時間（滞留時間）に除去係数が依存することを示している。また、銀ゼオライトフィルタの厚さが一定であることを考慮すると、除去係数が銀ゼオライトフィルタを通過するベントガスの流速に依存することを示している。

c. 除去係数と滞留時間

銀ゼオライトフィルタの除去性能に影響を与え得るベントガス条件として、ベントガスの流速以外に、過熱度、蒸気割合、銀ゼオライトフィルタ温度、銀ゼオライトフィルタ圧力が考えられることから、これらの条件が式6の総括物質移動係数へ与える影響についてJAVA PLUS試験結果により評価する。

① 蒸気割合、銀ゼオライトフィルタ温度及び過熱度の影響

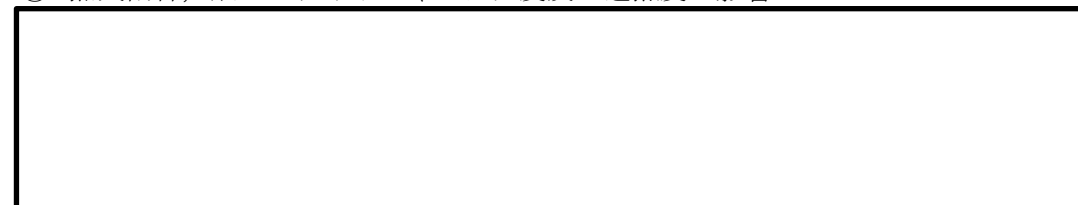


表1 蒸気割合, 銀ゼオライトフィルタ温度及び過熱度が
総括移動係数に与える影響

--

② 銀ゼオライトフィルタ圧力及び過熱度の影響

--

表2 銀ゼオライトフィルタ圧力及び過熱度が総括移動係数に与える影響(1)

--

--

表3 銀ゼオライトフィルタ圧力及び過熱度が総括移動係数に与える影響(2)

--

--

③ まとめ

ベントガス条件(過熱度, 蒸気割合, 銀ゼオライトフィルタ温度及び銀ゼオライト

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>フィルタ圧力) が、総括物質移動係数へ与える影響についてJAVA PLUS試験結果に基づき評価した結果、総括物質移動係数が過熱度に依存することを確認した。なお、蒸気割合、銀ゼオライトフィルタ温度及び銀ゼオライトフィルタ圧力は、銀ゼオライトフィルタを通過するベントガスの過熱度を決定する因子となり得るものであり、これらのベントガス条件が総括物質移動係数に与える影響は、過熱度による影響に帰着するものと考えられる。</p> <p>以上から、銀ゼオライトフィルタの除去性能の評価や設計においては、式6に示される滞留時間、ベントガスの過熱度への考慮が重要である。</p> <p>d. JAVA PLUS試験結果の実機への適用</p> <p>銀ゼオライトフィルタの設計 (必要ベッド厚の設計) においては、式6とJAVA PLUS試験で得られた除去係数及び滞留時間を用い、実機の過熱度の運転範囲について、式7の関係から実機に要求する除去係数を得るために必要となる滞留時間を算出し、銀ゼオライトの必要ベッド厚を設定する。上記のとおり設計した島根2号炉の銀ゼオライトフィルタの有機よう素除去係数を図2に示す。過熱度の運転範囲全域において、要求する除去係数 (DF50以上) を満足している。</p> <div data-bbox="1448 978 2320 1331" style="border: 1px solid black; height: 168px; width: 294px; margin: 20px auto;"></div>	

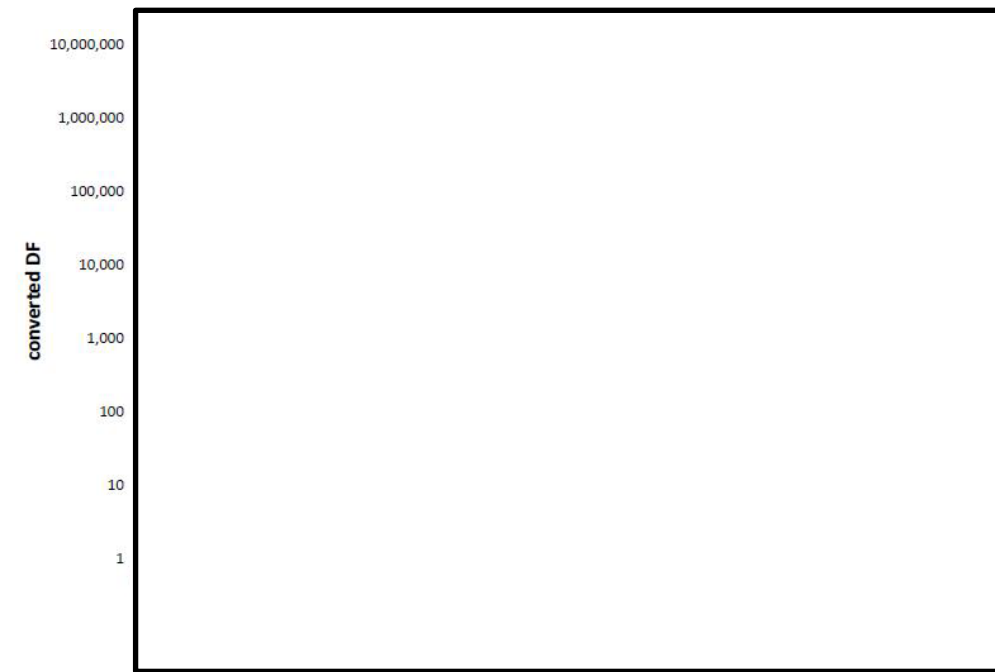


図2 JAVA PLUS試験結果 (実機条件補正)

《参考図書》

1. 佐藤 忠正等 (北海道大学) 充填層における吸着速度について, 1958-12-18
2. 古谷英二等 単成分吸着における固定層吸着破過曲線と粒内有効拡散係数について, 1978 年9月 (明治大学工学部研究報告)
3. 竹内 「吸着分離-入門から操作設計まで」 (2000 年)

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 9</p> <p style="text-align: center;">エアロゾルの再浮遊・フィルタの閉塞について</p> <p>フィルタ装置を継続使用する<u>場合</u>、<u>エアロゾルの除去性能に影響を与える可能性のある因子</u>として、以下の点を考慮する必要がある。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>エアロゾルの再浮遊</u> ・<u>フィルタの閉塞</u> <p><u>それぞれの因子について、影響評価を実施する。</u></p> <p>(1) <u>エアロゾルの再浮遊</u></p> <p>a. <u>ベンチュリスクラバ</u></p> <p>(a) 想定する状態</p> <p><u>フィルタ装置を継続使用すると、ベンチュリスクラバで捕集されたエアロゾルにより、ベンチュリスクラバ内のエアロゾル濃度は徐々に上昇する。スクラビング水の水面近傍には、水沸騰やベンチュリノズルを通るベントガスによる気流により、細かい飛沫(液滴)が発生するが、その飛沫にエアロゾルが含まれていると、エアロゾルがベンチュリスクラバの後段に移行することが考えられる。</u></p> <p>(b) 影響評価</p> <p><u>ベンチュリスクラバの後段には、金属フィルタが備えられており、この金属フィルタには、</u></p> <div style="border: 1px solid black; height: 100px; width: 100%;"></div> <p><u>以上のとおり、フィルタ装置はベンチュリスクラバでのエアロゾルの再浮遊に対して考慮した設計となっている。</u></p>	<p style="text-align: right;">別紙 36</p> <p style="text-align: center;">エアロゾルの再浮遊・フィルタの閉塞について</p> <p>フィルタ装置を継続使用する際、<u>粒子状放射性物質(エアロゾル)の除去に影響を与える可能性のある因子</u>として以下の点を考慮する必要がある。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>粒子状放射性物質(エアロゾル)の再浮遊</u> ・<u>フィルタの閉塞</u> <p>(1) <u>粒子状放射性物質(エアロゾル)の再浮遊</u></p> <p>a. <u>ベンチュリスクラバにおけるエアロゾルの再浮遊</u></p> <p>(a) 想定する状態</p> <p><u>ベンチュリスクラバにおいて捕集されたエアロゾルが蓄積すると、ベンチュリスクラバ内のエアロゾル濃度は徐々に上昇する。ベンチュリスクラバでは、スクラビング水の沸騰やベントガスの気流により細かい液滴が発生し、その液滴に内包されるエアロゾルがフィルタ装置(スクラバ容器)下流側に放出されることが考えられる。</u></p> <p>(b) 影響評価</p> <p>フィルタ装置(スクラバ容器)は、ベンチュリスクラバの後段に金属フィルタが設置されている。この金属フィルタには、ベンチュリスクラバからの液滴を除去するための機構(プレフィルタ、湿分離機構)及びドレンをベンチュリスクラバ内に戻すためのドレン配管が設置されている。そのため、ベンチュリスクラバで発生した液滴はメインフィルタに到達する前に除去される。また、液滴の微細化や蒸発によってエアロゾルが放出される可能性があるが、これはメインフィルタにて捕集される。</p> <p>以上のとおり、<u>フィルタ装置(スクラバ容器)は、ベンチュリスクラバでのエアロゾルの再浮遊に対して考慮した設計としている。</u></p> <p><u>なお、JAVA 試験では、液滴が発生しやすいガス流速が大きい場合について試験を行っており、エアロゾルの除去係数が低下しないことを確認している。ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数を図1に示す。</u></p>	<p>・記載方針の相違</p>

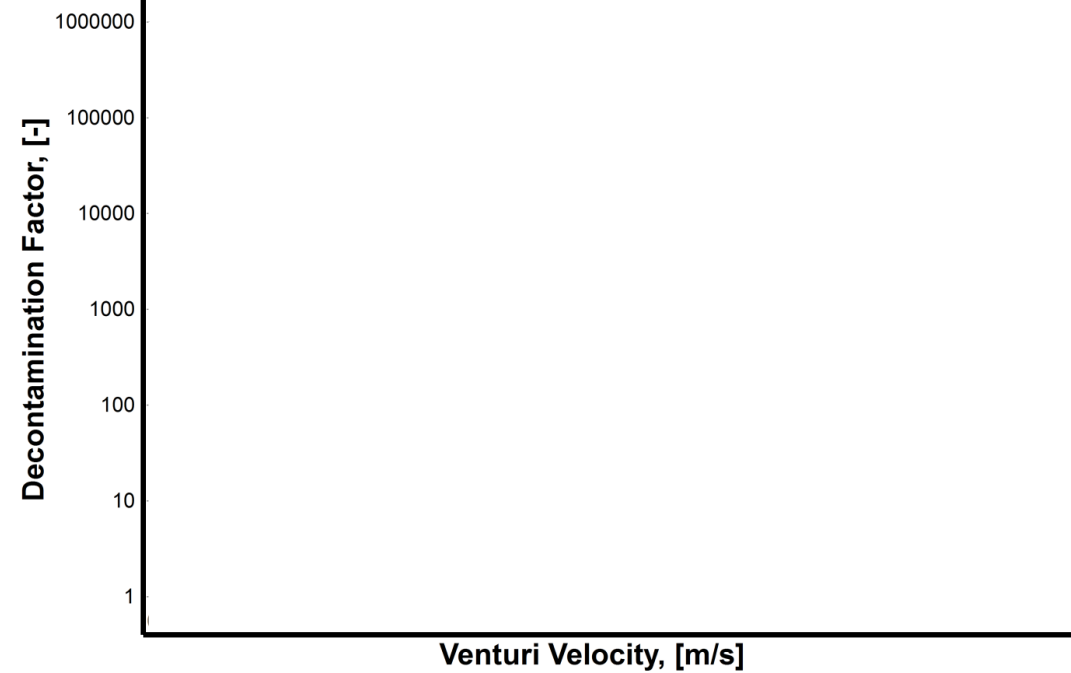


図1 ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数

b. 金属フィルタ

(a) 想定される状態



(b) 影響評価

金属フィルタに捕集されたエアロゾルの崩壊熱は、ベント中はベントガスの流れによって冷却され、ベント後はベンチュリスクラバに捕集したエアロゾルの崩壊熱により発生する蒸気によって冷却されることから、この影響について評価する。

(i) 金属フィルタへのエアロゾル移行割合

フィルタ装置では、ベンチュリスクラバにより大部分のエアロゾルが捕集される。このベンチュリスクラバによる除去性能を考慮して、金属フィルタへのエアロゾル移行割合は、フィルタ装置に移行する総量の とする。(別紙46第4表)

b. 金属フィルタにおけるエアロゾルの再浮遊

(a) 想定する状態

金属フィルタにおいて捕集されたエアロゾルが蓄積すると、崩壊熱によりフィルタ部の温度が上昇し、放射性物質の融点・沸点を超えた場合に液体・気体となる。これらの液体・気体がベントガスに流された場合、金属フィルタ下流側にエアロゾルが放出されることが考えられる。

(b) 影響評価

金属フィルタに捕集されたエアロゾルの崩壊熱による金属フィルタの上昇温度を、エアロゾルが再浮遊に至る温度と比較することで、この影響について確認した。
以下に評価に用いた条件とその結果を示す。

① 金属フィルタへのエアロゾル移行割合

フィルタ装置(スクラバ容器)では、ベンチュリスクラバにより大部分のエアロゾルが捕集される。このベンチュリスクラバによる除去性能を考慮して、金属フィルタへのエアロゾル移行割合は、フィルタ装置に移行する総量の 1/100 とする。(別紙34表4)

・記載方針の相違

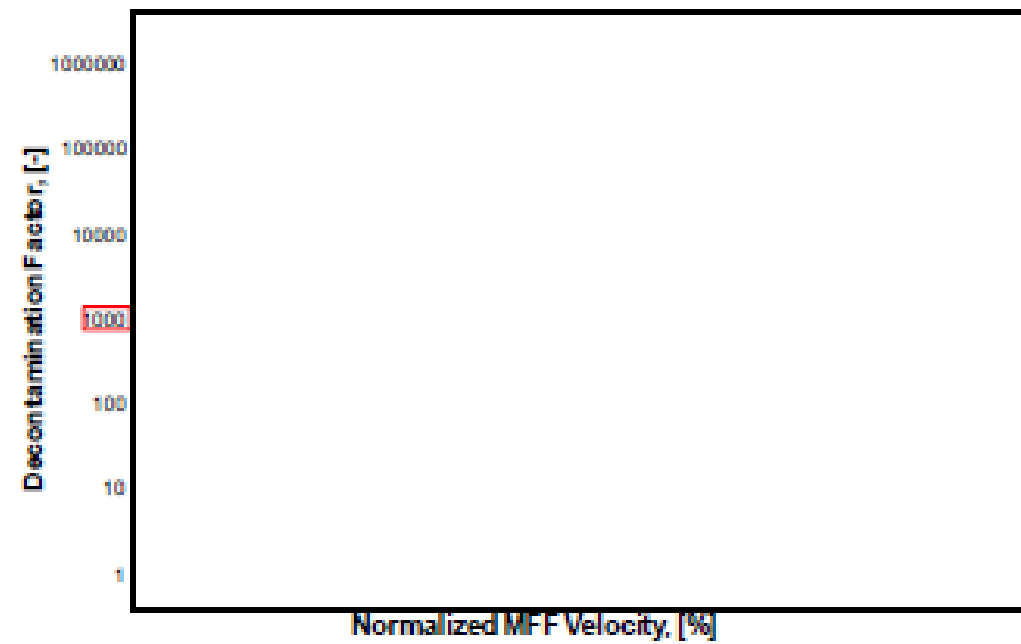
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(ii) 蒸気割合</p> <p><u>保守的に評価するため、冷却源となる蒸気量が最も小さくなるような条件として格納容器圧力逃がし装置の隔離弁を閉とした場合を想定し、蒸気量はスクラビング水に捕集される崩壊熱による蒸気量とし、圧力、温度条件はベント後長期間を経た後と想定し、大気圧及びその飽和温度とする。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・蒸気潜熱 (100°C飽和蒸気) = 2.256E+6 J/kg ・比熱 (100°C飽和蒸気) = 2,077 J/kg°C <p>(iii) 評価結果</p> <div style="border: 1px solid black; height: 100px; width: 100%;"></div> <p><u>ここで、金属フィルタの上昇温度は流入するエアロゾルの崩壊熱量 (フィルタ装置内の発熱量) に関わらず、金属フィルタへのエアロゾル移行割合で一義的に決まり、ベント後長期間を経た後を想定した蒸気条件を使用すると、以下の評価結果となる。</u></p> <p>・上昇温度 ≒ <input style="width: 50px;" type="text"/></p> <p>したがって、金属フィルタの温度は、エアロゾルの再浮遊が起こるような温度 (参考: CsOHの融点: 272.3°C) に対し十分低く抑えることができる。</p>	<p>② 冷却ガス条件</p> <p>a. ベント後短期</p> <p><u>金属フィルタに捕集されたエアロゾルの崩壊熱は、膨大な流量のベントガスによって冷却される。</u></p> <p>b. ベント後長期</p> <p><u>ベントガス流量が低下するベント後長期においては、格納容器を不活性化するために供給する窒素ガス及びスクラビング水に捕集されるエアロゾルの崩壊熱による蒸気によって冷却される。</u></p> <p>c. ベント停止後</p> <p><u>ベント停止後においては、格納容器フィルタベント系を不活性化するために供給する窒素ガス及びスクラビング水に捕集されるエアロゾルの崩壊熱による蒸気によって冷却される。</u></p> <p><u>したがって、冷却源となるガス流量が最も小さくなるような条件を想定するため、スクラビング水に捕集される崩壊熱による蒸気量は考慮せず、系統を不活性化するために供給する窒素ガス流量のみを冷却ガス条件とする。圧力・温度条件はベント後長期間を想定して大気圧及びその飽和温度とする。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・窒素ガス流量 = 100 m³/h[normal] ・窒素ガス比熱 = 1040 J/kg・°C ・窒素ガス密度 = 1.25 kg/m³[normal] <p>② 評価結果</p> <p>金属フィルタに捕集されたエアロゾルの崩壊熱による冷却ガスの上昇温度を評価することで簡易的に金属フィルタの上昇温度を評価する。金属フィルタ内で発生する崩壊熱の全量 <input style="width: 80px;" type="text"/> が冷却ガスに移行したと仮定し、以下の評価式にて金属フィルタの上昇温度を評価した。</p> $\text{上昇温度(°C)} = \frac{\text{金属フィルタ内の発熱量(W)}}{\text{比熱(J/kg°C)} \cdot \text{窒素ガス流量(m}^3\text{/s)} \cdot \text{窒素ガス密度(kg/m}^3\text{)}}$ <p>・上昇温度 ≒ <input style="width: 50px;" type="text"/> °C</p> <p>したがって、金属フィルタの温度はエアロゾルの再浮遊が起こるような温度 <input style="width: 80px;" type="text"/> <input style="width: 150px;" type="text"/> に対して十分に低く抑えることができる。</p>	<p>・評価方針の相違</p> <p>島根2号炉は、最も保守的な条件を検討し、冷却ガスが窒素ガスのみの場合について評価している</p> <p>・評価方針の相違</p> <p>島根2号炉は、最も保守的な条件を検討し、冷却ガスが窒素ガスのみの場合について評価している</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(2) フィルタの閉塞</p> <p>a. 想定する状態</p> <p>炉心損傷後のベント時には、<u>溶融炉心から発生するエアロゾルに加え、炉内構造物の過温などによるエアロゾル、コア-コンクリート反応により発生する CaO₂ 等のコンクリート材料に起因するエアロゾル、保温材等の熱的・機械的衝撃により発生する粉塵がフィルタ装置に移行する可能性がある。これらのエアロゾルの影響により、ベンチュリノズルの狭隘部や金属フィルタに付着し、閉塞する可能性について考慮する。</u></p> <p>また、<u>金属フィルタについては、液滴の付着による閉塞についても考慮する。</u></p> <p>b. 影響評価</p> <p>(a) ベンチュリノズル</p> <p>ベンチュリノズルの狭隘部は数 cm であり、狭隘部を通過するガス流速は高速となる。これに対して、エアロゾルの<u>粒子径は極めて小さく、ベンチュリノズルが閉塞することはない。</u></p> <p>(b) 金属フィルタ (エアロゾルによる閉塞)</p> <p>ベンチュリスクラバで捕集されなかったエアロゾルは、後段の金属フィルタに捕集さ</p>	<p><u>なお、長期的には、窒素ガスを停止することも考えられることから、窒素ガスを停止した場合の評価を実施した結果、問題ないことを確認している。(参考1)</u></p> <p>(2) フィルタの閉塞</p> <p>a. 想定する状態</p> <p>(a) <u>ベンチュリノズルにおけるエアロゾルによる閉塞</u></p> <p>炉心損傷後のベント時には、<u>放射性エアロゾルに加えて、炉内構造物の過温等により発生する非放射性エアロゾル、コアコンクリート反応により発生する CaO 等の非放射性エアロゾル等がフィルタ装置 (スクラバ容器) に移行する可能性がある。これらのエアロゾルがベンチュリノズルの狭隘部を閉塞することが考えられる。</u></p> <p>(b) <u>金属フィルタにおけるエアロゾルによる閉塞</u></p> <p>炉心損傷後のベント時には、<u>放射性エアロゾルに加えて、炉内構造物の過温等により発生する非放射性エアロゾル、コアコンクリート反応により発生する CaO 等の非放射性エアロゾル等がフィルタ装置 (スクラバ容器) に移行する可能性がある。これらのエアロゾルが金属フィルタに付着して閉塞することが考えられる。</u></p> <p>(c) <u>金属フィルタにおける液滴による閉塞</u></p> <p>金属フィルタに移行するベントガスに含まれる液滴 (湿分) は、 液滴を分離しているが、低流速では慣性力による衝突により液滴を分離する機能が低下することが考えられる。</p> <p>b. 影響評価</p> <p>(a) <u>ベンチュリノズルにおけるエアロゾルによる閉塞</u></p> <p>ベンチュリノズルにおける狭隘部は であり、これに対して流入するエアロゾルの粒子径は と極めて小さい。ベンチュリノズルにおける狭隘部を通過するガス流速も高速であることから、閉塞が発生することはない。また、<u>機械的破損によって生じる断熱材の破片等を含む 以上の粒径については速やかに格納容器内に落下するため、フィルタ装置へ流入することはない。</u></p> <p>(b) <u>金属フィルタにおけるエアロゾルによる閉塞</u></p> <p>フィルタ装置 (スクラバ容器) において、ベンチュリスクラバで捕集されなかったエア</p>	<p>・記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>れる。この金属フィルタに捕集されるエアロゾル量と金属フィルタの許容負荷量を比較し、閉塞しないことを以下のとおり確認した。</p> <p>(i) 金属フィルタの許容負荷量 金属フィルタ単体に対し、エアロゾルを供給した場合、負荷量は [] まで許容されることが確認されている。</p> <p>(ii) エアロゾル量 格納容器からのエアロゾルの移行量を保守的に評価するため、サプレッション・プール水でのスクラビング効果がないドライウェルベント時の格納容器からフィルタ装置に移行するエアロゾル量について、核分裂生成物の炉内内蔵量とNUREG-1465に基づく炉心から格納容器へ放出される核分裂生成物の割合を用いて評価した結果、約38kgとなる。さらに、エアロゾルに係る海外規制を踏まえ、400kgに設定している。(別紙2) このエアロゾル重量に金属フィルタへのエアロゾル移行割合 1/100 を考慮する(別紙46第4表)と、設計エアロゾル重量(400kg)に対して金属フィルタへの移行量は、4kgとなる。</p> <p>(iii) 評価結果 金属フィルタの総面積は [] であり、設計エアロゾル移行量に対する金属フィルタへの移行量は4kgとなることから、金属フィルタの負荷は [] となる。 これは金属フィルタの許容負荷量に対して十分小さいことから、金属フィルタが閉塞することはない。</p> <p>(c) 金属フィルタ(液滴による閉塞) 金属フィルタに移行するベントガスに含まれる液滴(湿分)は、 [] 低流速では、 [] 機能の低下が懸念されるものの、 JAVA試験における下記の結果から、金属フィルタ部におけるエアロゾルの除去性能は運転範囲を下回る低速範囲 [] においても低下しないと考えられる。 ① ベントフィルタ運転範囲を下回る低流速範囲においても、第1図のとおりベントフィルタ(ベンチュリスクラバ及び金属フィルタ)の除去性能が確保されている。 ② []</p>	<p>ロゾルは後段の金属フィルタに移行する。この金属フィルタに移行するエアロゾル量と金属フィルタの設計負荷量を比較し、閉塞が発生しないことを以下のとおり確認した。</p> <p>① 金属フィルタの設計負荷量 金属フィルタは、エアロゾルを供給した場合、 [] g/m²まで閉塞によるリスクが極めて低い運用が可能であり、 [] g/m²まで急速な差圧の上昇が起らず、金属フィルタの機能が確保できることがFramatome社(旧AREVA社)により検証されている。</p> <p>② エアロゾル量 格納容器からのエアロゾル移行量を保守的に300kgとし、このエアロゾル重量に金属フィルタへのエアロゾル移行割合1/100を考慮すると、金属フィルタに移行するエアロゾル重量の最大は3kgとなる。</p> <p>③ 評価結果 []</p> <p>(c) 金属フィルタにおける液滴による閉塞 JAVA試験による金属フィルタにおけるガス流速に対する除去係数を図2に示す。金属フィルタにおけるエアロゾルの除去性能は運転範囲を下回る低速範囲 [] [] においても低下していない。</p>	

以上から、プレフィルタ及び湿分分離機構における、液滴分離が十分に実施でき、液滴（湿分）によるメインフィルタの閉塞が発生することはないと評価する。

したがって、プレフィルタ及び湿分分離機構における、液滴分離が十分に実施でき、液滴（湿分）によるメインフィルタの閉塞が発生することはない。



第1図 金属フィルタ部におけるガス流速に対するベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせた除去係数

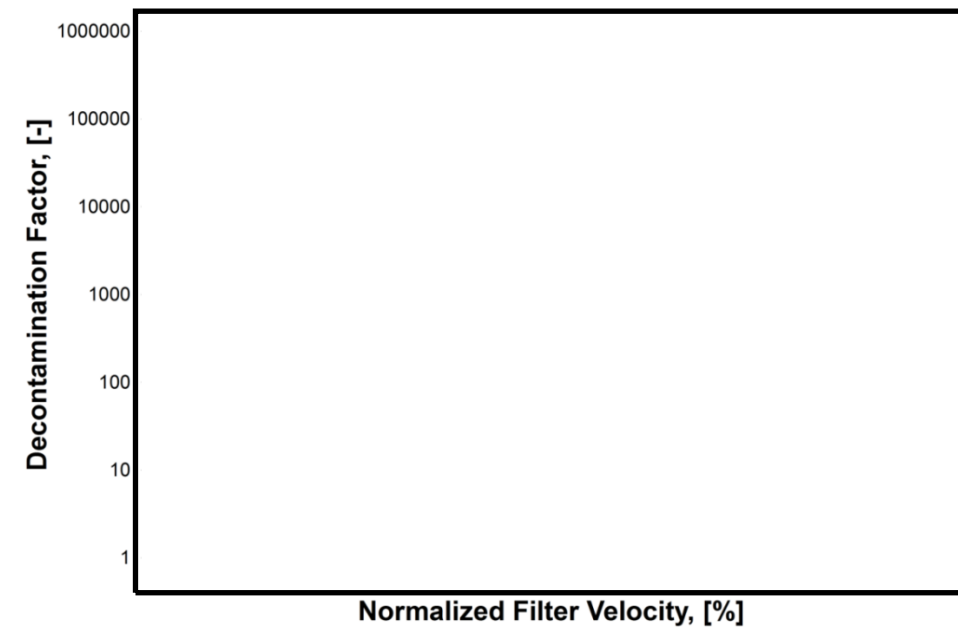


図2 金属フィルタにおけるガス流速に対する除去係数

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(参考1) <u>ベント停止後の金属フィルタにおけるエアロゾルの再浮遊について</u></p> <p>フィルタ装置を使用すると、金属フィルタは捕捉した放射性物質の崩壊熱により発熱する。万一、金属フィルタの温度が捕捉した放射性物質の融点よりも高くなってしまうと、捕捉した放射性物質が金属フィルタより再浮遊してしまう恐れがある。このため、金属フィルタの温度は、金属フィルタに捕捉された放射性物質の融点以下である必要がある。</p> <p>フィルタ装置使用中は、金属フィルタにはベントガスが通気されることから、金属フィルタに捕捉された放射性物質の崩壊熱は除去される。一方、フィルタ装置使用後においては、ベントガスによる熱の除去はできないことから、金属フィルタの温度は上昇する。そこで、フィルタ装置使用後におけるフィルタ装置金属フィルタ部の温度評価を行った。</p> <p>1. 評価条件</p> <p>(1) 金属フィルタの発熱量</p> <p>有効性評価シナリオ（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、D/Wベント）における金属フィルタに捕捉される放射性物質の崩壊熱を評価する。本シナリオにてフィルタ装置に流入する粒子状放射性物質の総崩壊熱は約 <input type="text"/> となる。</p> <p>ベンチュリスクラバのDF100以上を考慮し、ベンチュリスクラバの後段に設置する金属フィルタに捕捉される崩壊熱は <input type="text"/> となる。</p> <p>そこで、金属フィルタ部の温度評価を実施する際の金属フィルタ捕捉崩壊熱を、<input type="text"/> に対して、放射性物質の不均一な付着等を考慮しても十分保守的な <input type="text"/> に設定する。</p> <p>また、崩壊熱は保守的に全量がメインフィルタのみから発熱するものとする。</p> <p>(2) 解析モデル</p> <p>解析モデルを図1に示す。解析モデルは2次元モデルとし、対称性を考慮して金属フィルタ部半分をモデル化範囲とした。解析モデルは金属フィルタ周辺部を模擬し、保温材、自然対流及び輻射を考慮した境界条件とした。また、スクラビング水が無い状況（流体は空気）を想定し、スクラバ容器内の初期温度60℃、周囲雰囲気温度60℃（一定）の温度条件とした。</p> <p>なお、発熱による温度上昇が保守的になる（周辺に熱が逃げにくく、金属フィルタ内に発熱した熱がこもる）よう、湿分分離機構はモデル化していない。</p> <p>メインフィルタ及びプレフィルタはステンレス製メッシュであり、本解析ではステンレスの体積比率 <input type="text"/> %として密度、比熱、熱伝導率を設定した。</p>	<p>・記載方針の相違</p>

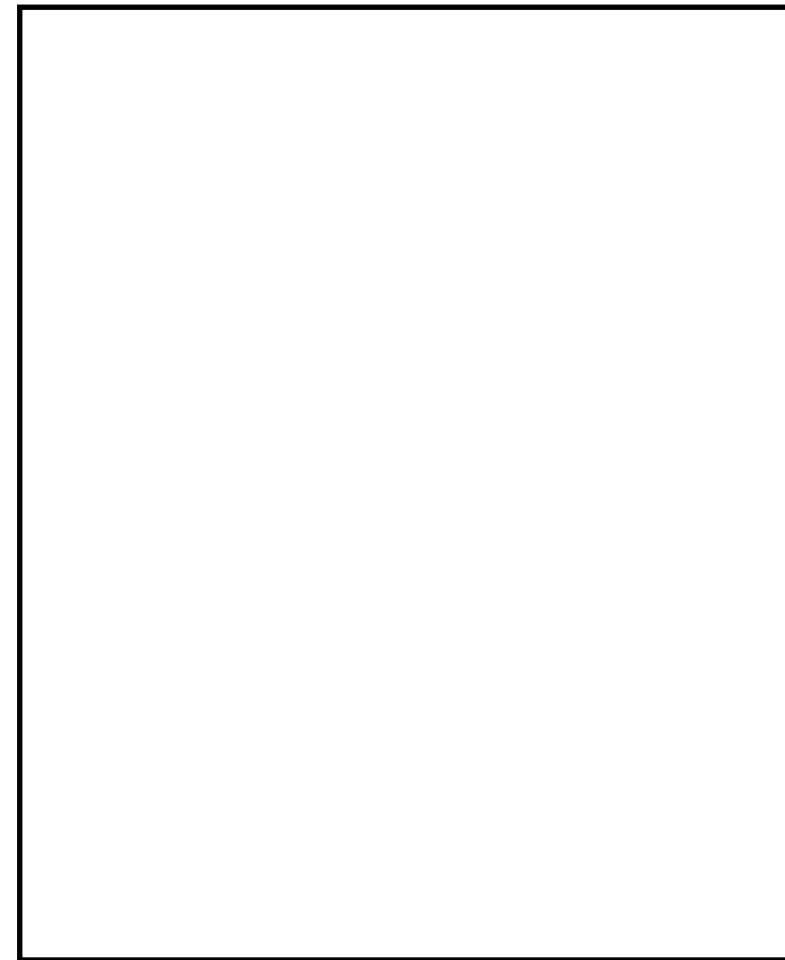


図1 解析モデル

(3) 解析条件

金属フィルタ部の発熱温度解析の条件を表1に示す。

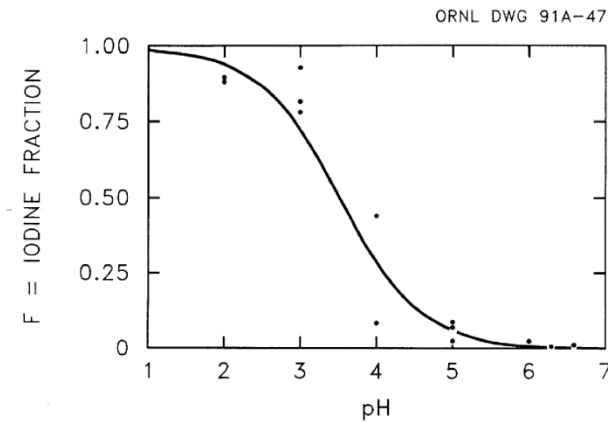
表1 金属フィルタ部の発熱温度解析条件

項目	条件
解析コード	STAR-CCM+ (Ver.10.06)
解析タイプ	定常計算 (自然対流)
乱流モデル	Realizable $k-\epsilon$ 2層モデル
差分スキーム	風上2次
雰囲気温度	60℃
圧力	101325Pa (大気圧) (ベント後, スクラビング水ドレン後を想定)
流体	空気 100% (スクラビング水無し)
保温材	考慮 <input type="checkbox"/>
輻射	考慮

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>2. 解析結果</p> <p>金属フィルタ部の発熱解析結果を図2に示す。発熱源としたメインフィルタの最大温度は約 <input type="text"/> °Cとなった。</p> <div data-bbox="1507 369 2258 1136" style="border: 1px solid black; height: 365px; width: 253px; margin: 10px auto;"></div> <p style="text-align: center;">図2 温度分布解析結果</p> <p>フィルタ装置使用時に格納容器から飛来する放射性物質のうち、高揮発性の水酸化セシウム の融点は約 272°Cである。このため、金属フィルタに捕捉される放射性物質の崩壊熱が <input type="text"/> kW の場 合、金属フィルタのメインフィルタ部の温度は放射性物質の融点以下となり、捕捉された放射性 物質が再浮遊する可能性は低いと考えられる。</p>	

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(参考2) <u>ベンチュリノズルの脱落防止対策について</u></p> <p>ベンチュリノズルは、図1に示す通り、取付ボルトにより接続されている。ベント中は、ベンチュリノズルからベントガスが勢いよく噴射され、それによる流力振動によりベンチュリノズルの取付ボルトが緩む恐れがある。取付ボルトが緩み、ベンチュリノズルが脱落してしまった場合、ベンチュリスクラバの除去効率が低下すると考えられる。</p> <p>そこで、図2に示す通り、ベンチュリノズルの取付ボルトに舌付き座金を施し、フィルタ装置使用時のベンチュリノズルの取付ボルトの緩みを防止することとする。</p> <div data-bbox="1433 562 2282 1035" style="border: 1px solid black; height: 225px; margin: 10px 0;"></div> <p style="text-align: center;">図1 ベンチュリノズル構造図</p> <div data-bbox="1501 1157 2282 1766" style="border: 1px solid black; height: 290px; margin: 10px 0;"></div> <p style="text-align: center;">図2 舌付き座金の取付け状態</p>	<p>・記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 10</p> <p>ベンチュリスクラバにおける無機よう素の再揮発・薬剤の容量不足について</p> <p>フィルタ装置を継続使用する<u>場合、ベンチュリスクラバの無機よう素除去性能に影響を与える可能性のある因子として、以下の点を考慮する必要がある。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>無機よう素の再揮発</u> ・<u>薬剤の容量不足</u> <p>それぞれの因子について、影響評価を実施する。</p> <p>(1) <u>無機よう素の再揮発</u></p> <p>a. <u>想定する状態</u></p> <p>気液界面における無機よう素の平衡については温度依存性があり、温度の上昇に伴い気相中に移行する無機よう素が増えることが知られている。高温のベントガスによりスクラビング水の温度が上昇した場合、スクラビング水中に捕集された無機よう素が気相中に再揮発することが考えられる。</p> <p>b. <u>影響評価</u></p> <p>無機よう素の除去係数の温度依存性については、NUREG/CR-5732 に類似の影響評価に関する知見が得られている (参考図書 1)。</p> <p>NUREG/CR-5732 <u>によれば、格納容器内のよう素の化学形態について、気相中のよう素と液相中のよう素の挙動は 2 つの効果が組み合わさって影響を受けることとなる。</u></p> <p>① 液相中における無機よう素 (I₂) とよう素イオン (I⁻) の平衡</p> <p>放射線環境下において、液相中における無機よう素とよう素イオンの存在比は以下のように表される。</p> $F = \frac{[I_2]}{[I_2] + [I^-]}$ <p><u>[I₂]と[I⁻]は、無機よう素とよう素イオンの濃度を表す。この平衡反応はpHに強く依存する。第1図にpHに対する平衡の関係を示す。</u></p>	<p style="text-align: right;">別紙 37</p> <p>ベンチュリスクラバにおける無機よう素の再揮発・薬剤の容量不足について</p> <p>フィルタ装置を継続使用する際、<u>ガス状放射性よう素の除去に影響を与える可能性のある因子として以下の点を考慮する必要がある。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>ガス状放射性よう素の再揮発</u> ・<u>薬剤の容量不足</u> <p>それぞれの因子について、影響評価を実施する。</p> <p>(1) <u>ガス状放射性よう素の再揮発</u></p> <p>a. <u>ベンチュリスクラバにおけるガス状放射性よう素の再揮発</u></p> <p>(a) <u>想定する状態</u></p> <p>気液界面における無機よう素の平衡については温度依存性があり、温度の上昇に伴い気相中に移行する無機よう素が増えることが知られている。高温のベントガスによりスクラビング水の温度が上昇した場合、スクラビング水中に捕集された無機よう素が気相中へ再揮発することが考えられる。</p> <p>(b) <u>影響評価</u></p> <p><u>ベンチュリスクラバでの無機よう素の除去係数の温度依存性について、NUREG/CR-5732 に類似の影響評価に関する知見が得られている (参考図書 1)。</u></p> <p>NUREG/CR-5732 <u>によると、格納容器内のよう素の化学形態について、気相中のよう素と液相中のよう素の挙動は以下の 2 つの効果が組み合わさったものであることが知られている。</u></p> <p>①液相中における無機よう素 (I₂) とよう化物イオン (I⁻) の平衡</p> <p>放射線環境下において、液相中の無機よう素 (<u>I₂</u>) とよう化物イオン (<u>I⁻</u>) の存在比は以下のように表される。</p> $F(pH) = \text{equilibrium fraction} = \frac{[I_2]}{[I_2] + [I^-]} \dots (1)$ <p><u>(1) 式の[I₂]及び[I⁻]は無機よう素 (I₂) 及びよう化物イオン (I⁻) の濃度を表す。この平衡反応はpHに強く依存し、pHに対して図1の関係を持つ。</u></p>	



第1図 液相中における I₂ と I⁻ の平衡と pH の関係

② 液相と気相の無機よう素 (I₂) の平衡

液相中の無機よう素 (I₂ (aq)) と気相中の無機よう素 (I₂ (g)) の存在比は以下のように表される。

$$P = \frac{[I_2(aq)]}{[I_2(g)]}$$

[I₂ (aq)] 及び [I₂ (g)] はそれぞれ液相中の無機よう素濃度及び気相中の無機よう素濃度を表す。この平衡は、以下の関係で温度に依存する。

$$\log_{10} P = 6.29 - 0.0149T \quad T: \text{絶対温度}$$

気液界面 (フィルタ装置水面) における無機よう素の平衡については、②のとおり温度依存性があり、スクラビング水の水温が高い方が気相の無機よう素の割合が増える。しかし、アルカリ環境下では、①の無機よう素とよう素イオンの平衡により液相中に存在する無機よう素が極めて少なく、無機よう素の気相部への移行量は、スクラビング水の温度が上昇しても十分小さい値となる。

JAVA 試験は、高温のベントガスを用いて、無機よう素が気相中に移行しやすい条件での試験を実施しており、温度上昇による影響に配慮したものとなっている。

JAVA 試験で得られた無機よう素除去性能試験の結果を第1表に、温度に対する無機よう素除去性能の関係を第2図に示す。

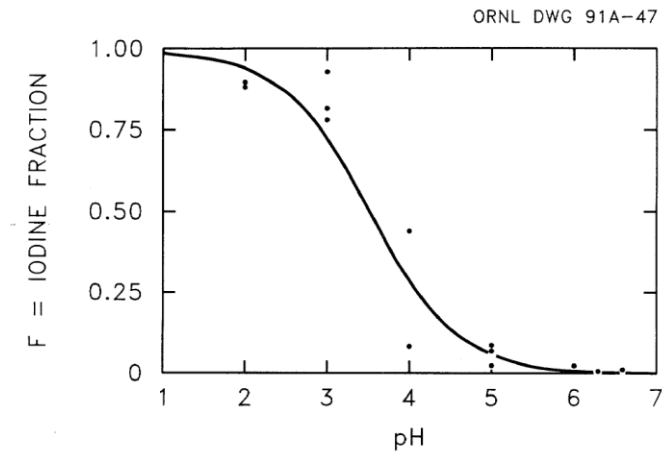


図1 液相中における I₂ と I⁻ の平衡と pH の関係

② 液相と気相の無機よう素 (I₂) の平衡

液相中における無機よう素 (I₂(aq)) と気相中における無機よう素 (I₂(g)) の存在比は以下のように表される。

$$P = \frac{[I_2(aq)]_{eq}}{[I_2(g)]_{eq}} \dots \dots \dots (2)$$

(2) 式の P は気液分配係数、[I₂(aq)] 及び [I₂(g)] は液相中の無機よう素濃度及び気相中の無機よう素濃度を表す。この平衡は、以下の関係で温度に依存する。

$$\log_{10} P = 6.29 - 0.0149T \dots \dots (3)$$

(3) 式での T は絶対温度 [K] である。

以上①、②より、格納容器内のよう素の化学形態については、pHが低いと液相中の無機よう素の割合が増え、温度が高い方が気相中の無機よう素の割合が増える関係にある。

ベンチュリスクラバでの気液界面における無機よう素の平衡についても、②の温度依存性があり、温度の上昇に伴い気相中に移行する無機よう素が増える (以下、「気液分配係数の影響」という。) 関係にあるものの、アルカリ性環境下では、①よりスクラビング水中に存在する無機よう素 (I₂) が極めて少なくなるため、無機よう素の気相部への移行量はスクラビング水の温度が上昇したとしても十分小さい値となる。

JAVA 試験では、気液分配係数の影響を受けやすい高温状態での実験を行っており、スクラビング水の温度上昇による影響を配慮したものとなっている。表1にベンチュリスクラバにおける無機よう素除去性能試験結果 (JAVA 試験結果)、図2に除去係数と温度の関係を示す。

これより、アルカリ性環境下であれば、高温状態でも除去係数が100以上であることが確認されており、また、有意な除去係数の温度依存性は確認できない。

第1表 JAVA試験結果(無機よう素除去性能試験結果)

表1 ベンチュリスクラバにおける無機よう素除去性能試験結果



第2図 温度に対する無機よう素除去性能

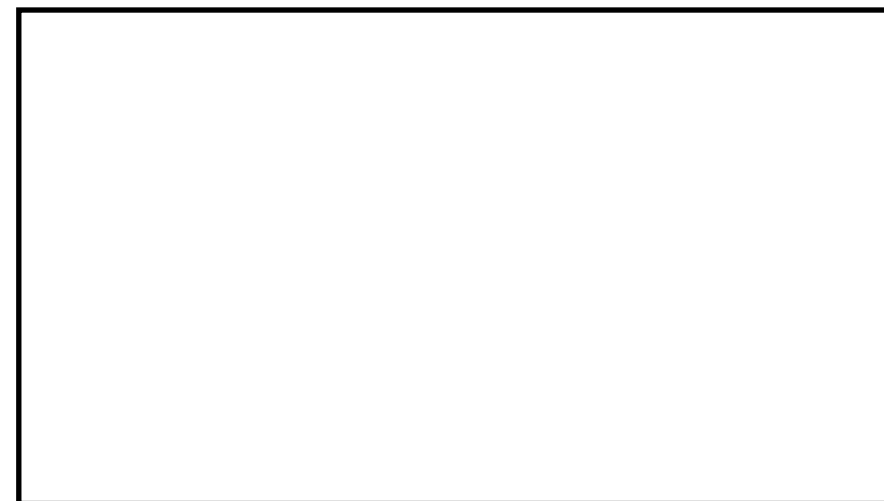


図2 無機よう素の除去係数と温度の関係(図中の数値はpH)

(2) 薬剤の容量不足

a. 想定する状態

(1)式に示すとおり、無機よう素はベンチュリスクラバにて薬剤()との反応により捕集されるが、薬剤の容量を超える無機よう素が流入した場合には、無機

(2) 薬剤の容量不足

a. 想定する状態

(1)式に示すとおり、無機よう素はベンチュリスクラバにて薬剤()との反応により捕集されるが、薬剤の容量を超える無機よう素が流入した場合には、無機

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>よう素は捕集されずに下流に流出されることが考えられる。 ・・・(1)</p> <p>b. 影響評価 スクラビング水に含まれるの量は、格納容器から放出される無機よう素の量に対して十分大きいことから、容量に達することはないことを以下のとおり確認した。</p> <p>(a) スクラビング水の薬剤の保有量 スクラビング水に含まれるの割合は待機時下限水位に対してであるため、となりの量はとなる。</p> <p>(b) 無機よう素の流入量 ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の量を以下のとおり設定した。 ・事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量 BWRプラントにおける代表炉心（ABWR）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して、東海第二発電所の熱出力（3,293MW）を考慮して算出した結果、約24.4kgとする。 ・格納容器への放出割合 NUREG-1465に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を61%とする。 ・格納容器に放出されるよう素の元素割合 Regulatory Guide 1.195に基づき、よう化セシウム5%、無機よう素91%、有機よう素4%とする。</p> <p>以上より、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素（分子量253.8g/mol） の量はとなる。</p> <p>(c) 評価結果 ベンチュリスクラバにおける無機よう素の反応はアルカリ環境下において(1)式に示すとおりであることから、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の反応に必要なの量はとなる。スクラビング水に含まれるの量はであることから、が容量不足となることはない。</p> <p>(3) 薬剤の管理について は化学的に安定しており、系統待機中において、変質することがないことから、PWRにおける同目的の薬品タンクの水質確認頻度を考慮し、の濃度がであることを施設定期検査ごとに確認する。 また、上記管理について、原子炉施設保安規定に規定する。</p>	<p>よう素は捕集されずに下流に流出されることが考えられる。 ・・・(1)</p> <p>b. 影響評価 スクラビング水に含まれるの量は、格納容器から放出される無機よう素の量に対して十分大きいことから、容量に達することはないことを以下のとおり確認した。</p> <p>(a) スクラビング水の薬剤の保有量 スクラビング水に含まれるの割合は、<u>ベント運転時の上限水位</u>に対してであるため、となりの量はとなる。</p> <p>(b) 無機よう素の流入量 ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の量を以下のとおり設定した。 ・事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量 BWRプラントにおける代表炉心（ABWR）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して、島根2号炉の熱出力（2,436MW）を考慮して算出した結果、約18.1kgとする。 ・格納容器への放出割合 NUREG-1465に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を61%とする（参考図書2）。 ・格納容器に放出されるよう素の元素割合 Regulatory Guide 1.195に基づき、よう化セシウム5%、無機よう素91%、有機よう素4%とする（参考図書3）。</p> <p>以上より、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素（分子量253.8g/mol） の量はとなる。</p> <p>(c) 評価結果 ベンチュリスクラバにおける無機よう素の反応はアルカリ環境下において(1)式に示すとおりであることから、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の反応に必要なの量はとなる。スクラビング水に含まれるの量はであることから、が容量不足となることはない。</p> <p>(3) 薬剤の管理について は化学的に安定しており、系統待機中において、変質することがないことから、PWRにおける同目的の薬品タンクの水質確認頻度を考慮し、の濃度がであることを定期事業者検査ごとに確認する。 また、上記管理について、原子炉施設保安規定に規定する。</p>	<p>備考</p> <p>・設計方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																								
<p><参考図書></p> <p>1. NUREG/CR-5732_ORNL/TM-11861 Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents</p> <p>2. NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” Feb. 1995</p> <p>3. Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors”</p> <p><u>(参考)</u> 有機よう素の生成割合に関する REGULATORY GUIDE 1.195 の適用について</p> <p>有機よう素の生成割合は、Regulatory Guide 1.195 “Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light Water Nuclear Power Reactors” で示されたよう素の存在割合を用い、4%を仮定している。</p> <p>格納容器中の無機よう素等から有機よう素への転換割合、重大事故時におけるpH調整と有機よう素の生成割合に関する評価を以下に示す。</p> <p>a. 格納容器中の無機よう素等から有機よう素への転換割合</p> <p>WASH-1233 “Review of Organic Iodide Formation Under Accident Conditions in Water-Cooled Reactors” では、粒子状よう素 (CsI) を除く無機よう素等 (I₂, HI, I) から有機よう素 (CH₃I) への転換に関して、格納容器内を模擬した種々の実験結果に基づいて提案している (参考図書1)。</p> <p>一方、NUREG-0772 “Technical Basis for Estimating Fission Product Behavior during LWR Accidents” において、上記のWASH-1233 の実験結果を再度評価し、WASH-1233 で示される有機よう素への転換割合は、有機よう素の生成を導くメカニズムの定義付けが十分ではなく、保守的としている (参考図書2)。</p> <p>WASH-1233 及びNUREG-0772 に示されている、それぞれの有機よう素への転換割合を第2表に示す。</p> <p style="text-align: center;"><u>第2表</u> 格納容器中の無機よう素等から有機よう素への転換割合</p> <table border="1" data-bbox="184 1413 1261 1598"> <thead> <tr> <th>有機よう素</th> <th>WASH-1233</th> <th>NUREG-0772</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>非放射線場</td> <td>1%未満</td> <td>0.01%未満</td> </tr> <tr> <td>放射線場</td> <td>2.2%未満</td> <td>0.02%未満</td> </tr> <tr> <td>合計</td> <td>3.2%未満</td> <td>0.03%未満</td> </tr> </tbody> </table> <p>NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” では、無機よう素等から生成される有機よう素の転換割合として、WASH-1233 で示される3.2% (合計) に基づき決定している。しかし、WASH-1233 では有機よう素の生成反応のみを考慮し、放射線による分解反応については考慮していないこと、格納容器内での有機よう素の生成割合を評価していることなどから、NUREG-0772 のレビュー結果と同様、相当な保守性を持った値としている。</p>	有機よう素	WASH-1233	NUREG-0772	非放射線場	1%未満	0.01%未満	放射線場	2.2%未満	0.02%未満	合計	3.2%未満	0.03%未満	<p><参考図書></p> <p>1. NUREG/CR-5732_ORNL/TM-11861 Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents</p> <p>2. NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” Feb. 1995</p> <p>3. Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors”</p> <p><u>(参考1)</u> Regulatory Guide 1.195の適用について</p> <p>有機よう素の生成割合は、Regulatory Guide 1.195 “Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light Water Nuclear Power Reactors” で示されたよう素の存在割合を用い、4%を仮定している (参考図書1)。</p> <p>格納容器中の無機よう素等から有機よう素への転換割合、重大事故時におけるpH調整と有機よう素の生成割合に関する評価を以下に示す。</p> <p>a. 格納容器中の無機よう素等から有機よう素への転換割合</p> <p>WASH-1233 “Review of Organic Iodide Formation Under Accident Conditions in Water-Cooled Reactors” では、粒子状よう素 (CsI) を除く無機よう素等 (I₂, HI, I) から有機よう素 (CH₃I) への転換に関して、格納容器内を模擬した種々の実験結果に基づいて提案している (参考図書2)。</p> <p>一方、NUREG-0772 “Technical Basis for Estimating Fission Product Behavior during LWR Accidents” において、上記のWASH-1233 の実験結果を再度評価し、WASH-1233 で示される有機よう素への転換割合は、有機よう素の生成を導くメカニズムの定義付けが十分ではなく、保守的としている (参考図書3)。</p> <p>WASH-1233及びNUREG-0772に示されている、それぞれの有機よう素への転換割合を表1に示す。</p> <p style="text-align: center;"><u>表1</u> 格納容器中の無機よう素等から有機よう素への転換割合</p> <table border="1" data-bbox="1433 1413 2279 1598"> <thead> <tr> <th>有機よう素</th> <th>WASH-1233</th> <th>NUREG-0772</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>非放射線場</td> <td>1%未満</td> <td>0.01%未満</td> </tr> <tr> <td>放射線場</td> <td>2.2%未満</td> <td>0.02%未満</td> </tr> <tr> <td>合計</td> <td>3.2%未満</td> <td>0.03%未満</td> </tr> </tbody> </table> <p>NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” では、無機よう素等から生成される有機よう素の転換割合として、WASH-1233で示される3.2% (合計) に基づき決定している (参考図書4)。しかし、WASH-1233では有機よう素の生成反応のみを考慮し、放射線による分解反応については考慮していないこと、格納容器内での有機よう素の生成割合を評価していることなどから、NUREG-0772 のレビュー結果と同様、相当な保守性を持った値としている。</p>	有機よう素	WASH-1233	NUREG-0772	非放射線場	1%未満	0.01%未満	放射線場	2.2%未満	0.02%未満	合計	3.2%未満	0.03%未満	
有機よう素	WASH-1233	NUREG-0772																								
非放射線場	1%未満	0.01%未満																								
放射線場	2.2%未満	0.02%未満																								
合計	3.2%未満	0.03%未満																								
有機よう素	WASH-1233	NUREG-0772																								
非放射線場	1%未満	0.01%未満																								
放射線場	2.2%未満	0.02%未満																								
合計	3.2%未満	0.03%未満																								

b. 重大事故時におけるpH調整と有機よう素の生成割合

NUREG/CR-5732 “Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents”では、pHとよう素の存在割合について、pHの低下に伴って無機よう素等への生成割合が増加する知見が示されており、pH調整が実施されている場合とpH調整が実施されていない場合のそれぞれについて、重大事故時のよう素形態に関して、複数のプラントに対するよう素の発生量を評価している。pH調整が実施されている場合の結果を第3表に、pH調整が実施されていない場合の結果を第4表に示す。BWRプラント(Grand Gulf, Peach Bottom)では、重大事故時において、pH調整の実施の有無に限らず、有機よう素の生成割合は1%以下となっている。

b. 重大事故時におけるpH調整と有機よう素の生成割合

NUREG/CR-5732 “Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents”では、pHとよう素の存在割合について、pHの低下に伴って無機よう素等への生成割合が増加する知見が示されており、pH調整が実施されている場合とpH調整が実施されていない場合のそれぞれについて、重大事故時のよう素形態に関して、複数のプラントに対するよう素の発生量を評価している(参考図書5)。pH調整が実施されている場合の結果を表2に、pH調整が実施されていない場合の結果を表3に示す。BWRプラント(Grand Gulf, Peach Bottom)では、重大事故時において、pH調整の実施の有無に限らず、有機よう素の生成割合は1%以下となっている。

第3表 重大事故時にpH調整を実施した場合の有機よう素の生成割合

Table 3.6 Distribution of iodine species for pH controlled above 7

Plant	Accident	Fraction of total iodine in containment (%)			
		I ₂ (g)	I ₂ (l)	Γ (l)	CH ₃ I (g)
Grand Gulf	TC γ	0.05	0.03	99.92	0.001
	TQUV γ	0.01	0.03	99.96	0.0003
Peach Bottom	AE γ	0.002	0.03	99.97	0.0001
	TC2 γ	0.02	0.03	99.95	0.0004

表2 重大事故時にpH調整を実施した場合の有機よう素の生成割合

Table 3.6 Distribution of iodine species for pH controlled above 7

Plant	Accident	Fraction of total iodine in containment (%)		
		I ₂ (g)	I ₂ (l)	Γ (l)
Grand Gulf	TC γ	0.05	0.03	99.92
	TQUV γ	0.01	0.03	99.96
Peach Bottom	AE γ	0.002	0.03	99.97
	TC2 γ	0.02	0.03	99.95

第4表 重大事故時にpH調整を実施しない場合の有機よう素の生成割合

Table 3.7 Distribution of iodine species for uncontrolled pH

Plant	Accident	Fraction of total iodine in containment (%)			
		I ₂ (g)	I ₂ (l)	Γ (l)	CH ₃ I (g)
Grand Gulf	TC γ	26.6	15.3	58.0	0.2
	TQUV γ	6.6	18.3	75.1	0.06
Peach Bottom	AE γ	1.6	21.6	76.8	0.01
	TC2 γ	10.9	18.0	71.0	0.07

表3 重大事故時にpH調整を実施しない場合の有機よう素の生成割合

Table 3.7 Distribution of iodine species for uncontrolled pH

Plant	Accident	Fraction of total iodine in containment (%)		
		I ₂ (g)	I ₂ (l)	Γ (l)
Grand Gulf	TC γ	26.6	15.3	58.0
	TQUV γ	6.6	18.3	75.1
Peach Bottom	AE γ	1.6	21.6	76.8
	TC2 γ	10.9	18.0	71.0

以上より、有機よう素の生成割合については不確定さがあるものの、Regulatory Guide 1.195で示されている4%は十分な保守性を有していると考えられることから、設計値として採用している。

以上より、有機よう素の生成割合については不確定さがあるものの、Regulatory Guide 1.195で示されている4%は十分な保守性を有していると考えられることから、設計値として採用している。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><参考図書></p> <ol style="list-style-type: none"> 1. WASH-1233, "Review of Organic Iodide Formation Under Accident Conditions in Water-Cooled Reactors" 2. NUREG-0772, "Technical Basis for Estimating Fission Product Behaviour during LWR Accidents" 	<p><<参考図書>></p> <ol style="list-style-type: none"> 1. Regulatory Guide 1.195, "Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors" 2. WASH-1233, "Review of Organic Iodide Formation Under Accident Conditions in Water-Cooled Reactors" 3. NUREG-0772, "Technical Basis for Estimating Fission Product Behaviour during LWR Accidents" 4. NUREG-1465 "Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants" Feb. 1995 5. NUREG/CR-5732_ORNL/TM-11861 Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents 	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 11</p> <p>よう素除去部におけるよう素の再揮発，吸着材の容量減少及び変質について</p> <p>フィルタ装置を継続使用する<u>場合</u>，<u>よう素除去部の性能</u>に影響を与える可能性のある因子として，以下の点を考慮する必要がある。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>よう素（有機よう素，無機よう素）の再揮発</u> ・<u>吸着材の容量減少</u> ・<u>吸着材の変質</u> <p>それぞれの因子について，影響評価を実施する。</p> <p>(1) <u>よう素の再揮発</u></p> <p>a. 想定する状態</p> <p><u>化学工業の分野ではゼオライトに高温の水素を通気することにより捕集されているよう素を再揮発させる技術がある。よう素除去部に充填された銀ゼオライトに，ベントガスに含まれる水素が通気されると，捕集された放射性よう素が再揮発することが考えられる。</u></p> <p>b. 影響評価</p> <p><u>水素によるよう素の再揮発は400℃以上の高温状態で数時間程度，水素を通気した場合に起こることが知られている（参考図書1）。一方フィルタ装置に流入するガスは200℃以下であり，銀ゼオライトに水素を含むガスが通過したとしても，ゼオライトに捕集されているよう素が再揮発することはない。</u></p> <p><u>また，よう素除去部で捕集した放射性よう素の崩壊熱は，ベント中はベントガスにより冷却され，ベント後は系統を不活性化するために供給される窒素により冷却されることから，この冷却条件における上昇温度を評価する。</u></p> <p>(a) <u>よう素除去部で蓄積されるよう素の発熱量</u></p> <p><u>よう素除去部に蓄積されるよう素の発熱量を以下のとおり設定した。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>事故時に炉内に内蔵されるよう素の発熱量</u> <p><u>BWRプラントにおける代表炉心（ABWR）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して，東海第二発電所の熱出力（3,293MW）を考慮して算出した結果，とする。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>格納容器への放出割合</u> <p><u>NUREG-1465に基づき，格納容器へのよう素の放出割合を61%とする。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>格納容器に放出されるよう素の元素割合</u> 	<p style="text-align: right;">別紙 38</p> <p><u>銀ゼオライトフィルタにおけるよう素の再揮発，吸着飽和及び吸着材の変質について</u></p> <p>フィルタ装置を継続使用する際，<u>ガス状放射性よう素の除去</u>に影響を与える可能性のある因子として以下の点を考慮する必要がある。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>ガス状放射性よう素の再揮発</u> ・<u>銀ゼオライトフィルタの吸着飽和</u> ・<u>吸着剤の変質</u> <p>それぞれの因子について，影響評価を実施する。</p> <p>(1) <u>銀ゼオライトフィルタにおけるガス状放射性よう素の再揮発</u></p> <p>a. 想定する状態</p> <p><u>銀ゼオライトからのよう素の脱離反応は，400℃以上の高温状態において，数時間程度水素を通気した場合に起こることが知られている（参考図書1）。炉心損傷後のベント時には，水-金属反応及び水の放射線分解等により発生した水素を含むベントガスがフィルタ装置（銀ゼオライト容器）に流入し，銀ゼオライトフィルタに捕集されたガス状放射性よう素の崩壊熱によりフィルタ部の温度が上昇した場合，捕集されたガス状放射性よう素の脱離が生じ再揮発することが考えられる。</u></p> <p>b. 影響評価</p> <p><u>ガス状放射性よう素の発熱による銀ゼオライトフィルタの上昇温度を，捕集したガス状放射性よう素が再揮発に至る温度（400℃）と比較することで，この影響について確認した。</u></p> <p><u>以下に評価に用いた条件とその結果を示す。</u></p> <p>(a) <u>銀ゼオライトフィルタへのガス状放射性よう素移行割合</u></p> <p><u>NUREG-1465に基づき，格納容器内へのよう素の放出割合を61%，Regulatory Guide 1.195に基づき，有機よう素生成割合を4%，無機よう素生成割合を91%とする（参考図書2,3）。また，フィルタ装置（スクラバ容器）では，ベンチュリスクラバにより大部分の無機よう素が捕集される。このベンチュリスクラバによる除去性能を考慮して，銀ゼオライトフィルタへの無機よう素移行割合は，フィルタ装置に移行する総量の1/100とする。</u></p>	

Regulatory Guide 1.195 に基づき、よう化セシウム 5%、無機よう素 91%、有機よう素 4%とする。

・格納容器内の除去係数 (無機よう素)

格納容器内の沈着やスプレイ、サブプレッション・プール水でのスクラビング効果によっては、保守的に除去されないものとして評価する。

ベンチュリスクラバでの無機よう素の除去性能 (DF=100) を考慮して、ベンチュリスクラバで除去されずに残った全ての無機よう素がよう素除去部に蓄積するものとする。また、よう素除去部の有機よう素の除去性能はDF=50 であるが、有機よう素全てがよう素除去部に蓄積されるものとする。ことによりよう素除去部での発熱量を保守的に評価する。よう素除去部での発熱量を第1表に示す。

第1表 よう素除去部での発熱量 (単位:W)

	原子炉停止後時間	
	19hr	168hr
有機よう素+無機よう素の発熱量		

(b) 減衰時間と冷却ガス条件

ベント終了までは蒸気による冷却となるため、以下の①、②のケースを想定し、その時点の減衰を考慮する。窒素による冷却については②を想定し、その時点の減衰を考慮する。

- ① 原子炉停止後 19 時間 (有効性評価におけるベント開始時間)
- ② 原子炉停止後 168 時間 (事象発生 7 日後)

保守的に評価するため、冷却能力が低い条件として、可搬型窒素供給装置による窒素流量のみを冷却ガス条件とし、圧力、温度条件は大気圧及び常温付近の 27°C (300K) とする。

ここで、銀ゼオライトフィルタ内の発熱量については、可搬式窒素供給装置により窒素を供給する場合として事象発生 7 日後を想定し、事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量に相当する崩壊熱約 7 MW に対して時間減衰及び銀ゼオライトフィルタへのガス状放射性よう素移行割合を考慮し、ガス状放射性よう素は全て銀ゼオライトフィルタに吸着すると想定した。

(b) 冷却ガス条件

(i) ベント後短期

銀ゼオライトフィルタに捕集されたガス状放射性よう素の崩壊熱は、膨大な流量のベントガスによって冷却される。

(ii) ベント後長期

ベントガス流量が低下するベント後長期においては、銀ゼオライトフィルタに捕集されたガス状放射性よう素の崩壊熱は、減衰したガス状放射性よう素の崩壊熱に比べて流量が十分多いベントガスによって冷却される。

(iii) ベント停止後

ベント停止後においては、格納容器フィルタベント系を不活性化するために供給する窒素ガス及びスクラビング水に捕集されるエアロゾルの崩壊熱による蒸気によって冷却される。

したがって、冷却源となるガス流量が最も小さくなるような条件を想定し、スクラビング水に捕集される崩壊熱による蒸気量は考慮せず、系統を不活性化するために供給する窒素ガス流量のみを冷却ガス条件とする。圧力・温度条件はベント後長期を想定して大気圧及びその飽和温度とする。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																						
<p> \cdot窒素流量 = $200 \text{ m}^3 [\text{N}] / \text{h}$ \cdot窒素比熱 = $1,040 \text{ J/kg} \cdot \text{C}$ \cdot窒素密度 = $1.25 \text{ kg/m}^3 [\text{N}]$ </p> <p>また、蒸気の場合も、圧力、温度条件は、大気圧及びその飽和温度とする。</p> <p> \cdot蒸気潜熱 (100°C飽和蒸気) = $2.256 \times 10^6 \text{ J/kg}$ \cdot比熱 (100°C飽和蒸気) = $2,077 \text{ J/kg} \cdot \text{C}$ \cdot格納容器内発熱量 = $2.03 \times 10^7 \text{ W (19hr)}$ $= 9.83 \times 10^6 \text{ W (168h)}$ </p> <p>(c) 評価結果</p> <p>よう素除去部に蓄積したよう素の崩壊熱によりガスが昇温される量を評価することにより、簡易的によう素除去部の温度上昇を評価する。よう素除去部に移行したよう素の崩壊熱の全量がガスに移行したと仮定し、以下の評価式にてよう素除去部の上昇温度を評価した。</p> <p><窒素パージの場合></p> $\text{上昇温度 (C)} = \frac{\text{よう素除去部内の発熱量 (W)}}{(\text{比熱 (J/kg} \cdot \text{C)} \cdot \text{窒素パージ量 (m}^3/\text{s)} \cdot \text{窒素密度 (kg/m}^3))}$ <p><蒸気の場合></p> $\text{上昇温度 (C)} = \frac{\text{よう素除去部内の発熱量 (W)}}{(\text{比熱 (J/kg} \cdot \text{C)} \cdot \text{蒸気発生量 (kg/s)})}$ $\text{蒸気発生量 (kg/s)} = \frac{\text{格納容器内の発熱量 (W)}}{\text{蒸発潜熱 (J/kg)}}$ <p>第2表に窒素冷却における上昇温度を、第3表に蒸気(崩壊熱相当)冷却における上昇温度を示す。いずれの場合においても、よう素除去部の温度上昇は十分低く、よう素除去部での温度上昇は、再揮発が起こるような温度(400°C以上)に対して十分に低く抑えることができる。</p> <p>第2表 窒素冷却による上昇温度 (単位:°C)</p> <table border="1" data-bbox="379 1549 1068 1669"> <tr> <td></td> <th colspan="2">原子炉停止後時間</th> </tr> <tr> <td></td> <td colspan="2">168hr</td> </tr> <tr> <th>上昇温度</th> <td colspan="2"></td> </tr> </table> <p>第3表 蒸気(崩壊熱相当)冷却による上昇温度 (単位:°C)</p> <table border="1" data-bbox="379 1759 1086 1894"> <tr> <td></td> <th colspan="2">原子炉停止後時間</th> </tr> <tr> <td></td> <td>19hr</td> <td>168hr</td> </tr> <tr> <th>上昇温度</th> <td colspan="2"></td> </tr> </table>		原子炉停止後時間			168hr		上昇温度				原子炉停止後時間			19hr	168hr	上昇温度			<p> \cdot窒素ガス流量 = $100 \text{ m}^3/\text{h}[\text{normal}]$ \cdot窒素ガス比熱 = $1040 \text{ J/kg} \cdot \text{C}$ \cdot窒素ガス密度 = $1.25 \text{ kg/m}^3[\text{normal}]$ </p> <p>(c) 評価結果</p> <p>銀ゼオライトフィルタに吸着されたガス状放射性よう素の崩壊熱による冷却ガスの上昇温度を評価することで簡易的に銀ゼオライトフィルタの上昇温度を評価する。銀ゼオライトフィルタ内で発生する崩壊熱の全量が冷却ガスに移行したと仮定し、以下の評価式にて銀ゼオライトフィルタの上昇温度を評価した。</p> $\text{上昇温度(C)} = \frac{\text{銀ゼオライトフィルタ内の発熱量(W)}}{(\text{比熱(J/kg} \cdot \text{C)} \cdot \text{窒素ガス流量(m}^3/\text{s)} \cdot \text{窒素ガス密度(kg/m}^3))}$ <p>銀ゼオライトフィルタでの発熱量及び冷却ガスの上昇温度の結果を表1に示す。</p> <p>表1 銀ゼオライトフィルタでの発熱量及びガス上昇温度</p> <table border="1" data-bbox="1457 1549 2320 1690"> <tr> <td>銀ゼオライトフィルタでの発熱量 (有機よう素)</td> <td rowspan="3"></td> </tr> <tr> <td>銀ゼオライトフィルタでの発熱量 (無機よう素)</td> </tr> <tr> <td>上昇温度</td> </tr> </table>	銀ゼオライトフィルタでの発熱量 (有機よう素)		銀ゼオライトフィルタでの発熱量 (無機よう素)	上昇温度	<p>・設備の相違</p> <p>・評価方針の相違</p> <p>島根2号炉は、系統流量が小さく、銀ゼオライトフィルタ温度上昇が厳しくなる条件のみ評価を実施</p> <p>・評価方針の相違</p> <p>島根2号炉は、系統流量が小さく、銀ゼオライトフィルタ温度上昇が厳しくなる条件のみ評価を実施</p>
	原子炉停止後時間																							
	168hr																							
上昇温度																								
	原子炉停止後時間																							
	19hr	168hr																						
上昇温度																								
銀ゼオライトフィルタでの発熱量 (有機よう素)																								
銀ゼオライトフィルタでの発熱量 (無機よう素)																								
上昇温度																								

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(2) 吸着材の容量減少</p> <p>a. 想定する状態</p> <p>ガス状放射性よう素は銀ゼオライトに捕集されるが、銀ゼオライトの吸着容量に達した場合には、ガス状放射性よう素は捕集されずに系外に放出されることが考えられる。</p> <p>b. 影響評価</p> <p>よう素除去部で保持が可能なガス状放射性よう素の吸着容量（銀分子数）は、格納容器から放出されるよう素量に対して十分大きいことから、吸着容量に達することはないことを以下のとおり確認した。</p> <p>また、JAVA PLUS 試験と実機の有機よう素注入量と銀ゼオライト充填量との比較においても、よう素除去部の有機よう素捕集に関する吸着容量が十分であることを確認した。</p> <p>(a) よう素除去部の銀の保有量</p> <p>よう素除去部の銀ゼオライトの銀含有割合は <input type="text"/> であるため、銀ゼオライト <input type="text"/> に含まれる銀の量は <input type="text"/> である。</p> <p>なお、銀ゼオライトの量は、詳細設計により変更の可能性がある。</p> <p>(b) ガス状放射性よう素の流入量</p> <p>よう素除去部に蓄積されるよう素の発熱量を以下のとおり設定した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量 <p>BWRプラントにおける代表炉心（ABWR）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して、東海第二発電所の熱出力（3,293MW）を考慮して算出した結果、約24.4kgとする。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・格納容器への放出割合 <p>NUREG-1465に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を61%とする。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・格納容器に放出されるよう素の元素割合 	<p>したがって、銀ゼオライトフィルタの温度はガス状放射性よう素の再揮発が起こるような温度（400℃以上（参考図書1））に対して十分に低く抑えることができる。</p> <p>なお、長期的には、窒素ガスを停止することも考えられることから、窒素ガスを停止した場合の評価を実施した結果、問題ないことを確認している。（参考1）</p> <p>また、事象発生約32時間後の希ガスによる照射線量を計算すると、希ガスの崩壊熱エネルギーは8.05×10^6[J]と見積もられ、よう素による崩壊熱6.81×10^9[J]よりも3桁低い値となるため、ほとんど影響はない。</p> <p>(2) 銀ゼオライトフィルタの吸着飽和</p> <p>a. 想定する状態</p> <p>銀ゼオライトフィルタにおいて捕集されたガス状放射性よう素が蓄積すると、銀ゼオライトフィルタ内のガス状放射性よう素量が徐々に増加する。多量のガス状放射性よう素により銀ゼオライトフィルタが吸着飽和に達した場合、ガス状放射性よう素が捕集されずに系外へ放出されることが考えられる。</p> <p>b. 影響評価</p> <p>銀ゼオライトフィルタに流入するガス状放射性よう素量と銀ゼオライトフィルタの許容負荷量を比較し、吸着飽和に達することがないことを以下のとおり確認した。</p> <p>(a) 銀ゼオライトフィルタへのガス状放射性よう素流入量</p> <p>事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量は約18.1 kgであり、NUREG-1465に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を61%、Regulatory Guide 1.195に基づき、有機よう素生成割合を4%、無機よう素生成割合を91%とする（参考図書2, 3）。また、ベンチュリスクラバにおける無機よう素の除去性能を考慮し、銀ゼオライトフィルタへの無機よう素移行割合を1/100とする。</p> <p>銀ゼオライトフィルタに流入するガス状放射性よう素量を表2に示す。ガス状放射性よう素量は約 <input type="text"/> である。</p>	<p>・評価方針の相違</p> <p>・評価方針の相違</p> <p>・評価方針の相違</p> <p>島根2号炉は、保守的なJAVA PLUS 試験で性能を確認されたよう素許容負荷量のみを使用している（以下、別紙38においては①の相違）</p> <p>・評価方針の相違</p> <p>①の相違</p>

Regulatory Guide 1.195に基づき、よう化セシウム 5%、無機よう素 91%、有機よう素 4%とする。

フィルタ装置での無機よう素の除去性能 (DF=100) を考慮して、ベンチュリスクラバで除去されずに残った全ての無機よう素がよう素除去部に蓄積するものとする。また、有機よう素は全てがよう素除去部に蓄積されるものとする。

以上の想定で、よう素除去部に吸着するガス状放射性よう素の量は無機よう素約 0.54mol、有機よう素約 4.7mol であり、無機よう素 I₂ (分子量: 253.8) 約 136g、有機よう素 CH₃I (分子量: 141.9) 約 666g に相当する。

$$\begin{aligned} \text{(無機よう素 (I}_2\text{) のモル数)} &= 24,400\text{g} / 126.9\text{g/mol} \times 61\% \times 91\% / 100 \\ &\quad \cdot \text{(DF)} / 2 \text{ (I}_2\text{)} \\ &= 0.536\cdots\text{mol} \\ \text{(有機よう素 (CH}_3\text{I) のモル数)} &= 24,400\text{g} / 126.9\text{g/mol} \times 61\% \times 4\% \\ &= 4.69\cdots\text{mol} \end{aligned}$$

(c) 評価結果

よう素は、以下に示すように銀と反応することから、銀ゼオライトに含まれる銀の量 [] は、流入する放射性よう素の捕集に十分な量である。

・有機よう素の除去反応

[]

・無機よう素の除去反応

[]

(d) JAVA PLUS 試験と実機の比較による容量の確認

JAVA PLUS 試験において、有機よう素を用いて銀ゼオライトの性能検証を行っている。JAVA PLUS 試験では、[] の銀ゼオライトを交換することなく有機よう素を [] 以上注入しているが、銀ゼオライトの性能劣化は確認されていない。

実機の銀ゼオライト充填量は [] であり、JAVA PLUS 試験の実績より、[] の有機よう素が流入しても性能劣化を起ささないと言える。実機よう素除去部に想定される有機よう素の最大流入量は [] であり、無機よう素を含めても [] であることから、銀ゼオライトが性能劣化することはないと考えられる。

表2 銀ゼオライトフィルタに流入するガス状放射性よう素量

有機よう素流入量	[]
無機よう素流入量	[]

(b) 銀ゼオライトフィルタの許容負荷量

JAVA PLUS試験において、有機よう素(CH₃I)を用いて銀ゼオライトの性能検証を行っている。JAVA PLUS試験では、銀ゼオライトを交換することなく有機よう素を [] 以上注入しているが、銀ゼオライトの性能劣化は確認されていない。

JAVA PLUS試験における銀ゼオライトの充填量と有機よう素の注入量を表3に示す。

表3 JAVA PLUS 試験における銀ゼオライトの充填量と有機よう素の注入量

銀ゼオライト充填量	[]
有機よう素注入量	[]

銀ゼオライトフィルタの吸着剤の充填量は約 [] であり、表3に示すJAVA PLUS試験における銀ゼオライトの充填量との比から、有機よう素(CH₃I)の性能の劣化が確認されていない量を許容負荷量と仮定すると約 [] となる。

・評価方針の相違
①の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(3) 吸着材の変質</p> <p>a. 想定する状態</p> <p>よう素除去部の吸着材として使用する銀ゼオライトは、光照射又は高湿度の環境に長期間晒されると、変質してよう素除去性能が低下することが考えられる。</p> <p>b. 影響評価</p> <p>銀ゼオライトは、ステンレス鋼製のフィルタ装置容器内のよう素除去部に充填されるため、光が照射されることはなく、変質するおそれはない。</p> <p>また、湿分による銀ゼオライトのよう素除去性能への影響については、密閉容器内にスクラビング水 [] と銀ゼオライトを保管し、6カ月後及び15カ月後の除去効率の測定試験を行い、性能基準 [] を満たしていることを確認した。(別紙14)</p> <p><参考図書></p> <ol style="list-style-type: none"> ORNL/TM-6607 “Literature Survey of Methods to Remove Iodine from Off-gas Streams Using Solid Sorbents”, Apr/10/1979 NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” Feb. 1995 Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors” 	<p>(c) 評価結果</p> <p>銀ゼオライトフィルタへのガス状放射性よう素流入量は約 [] であり、銀ゼオライトフィルタにおける許容負荷量約 [] に対して十分小さいことから、銀ゼオライトフィルタは吸着飽和に達することはない。</p> <p>(3) 吸着材の変質</p> <p>a. 想定する状態</p> <p>銀ゼオライトフィルタの吸着材として使用する銀ゼオライトは、光照射又は高湿度の環境に長期間晒されると、変質してよう素除去性能が低下することが考えられる。</p> <p>b. 影響評価</p> <p>銀ゼオライトは、ステンレス鋼製の銀ゼオライト容器内に充填されるため、光が照射されることはなく、変質するおそれはない。</p> <p>また、湿分による銀ゼオライトのよう素除去性能への影響については、密閉容器内にスクラビング水（水酸化ナトリウム及び [] ）と銀ゼオライトを保管し、6カ月後及び15カ月後の除去効率の測定試験を行い、性能基準 [] を満たしていることを確認した。(別紙45)</p> <p><参考図書></p> <ol style="list-style-type: none"> ORNL/TM-6607 “Literature Survey of Methods to Remove Iodine from Off-gas Streams Using Solid Sorbents”, Apr/10/1979 NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” Feb. 1995 Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors” 	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p data-bbox="1308 212 2267 243"><u>(参考1) ベント停止後の銀ゼオライトフィルタにおけるよう素の再揮発について</u></p> <p data-bbox="1299 302 2418 510">フィルタ装置を使用すると、銀ゼオライトフィルタは捕捉した放射性物質の崩壊熱により発熱する。万一、スクラビング水の放射性分解により発生した水素が銀ゼオライトフィルタに流入し、銀ゼオライトフィルタの温度が400℃を超えてしまうと、捕集したガス状放射性よう素が銀ゼオライトフィルタから再揮発してしまう恐れがある。このため、銀ゼオライトフィルタの温度は400℃以下である必要がある。</p> <p data-bbox="1299 527 2418 695">フィルタ装置使用中は、銀ゼオライトフィルタにはベントガスが通気されることから、銀ゼオライトフィルタに捕捉された放射性物質の崩壊熱は除去される。一方、フィルタ装置使用後においては、ベントガスによる熱の除去はできないことから、銀ゼオライトフィルタの温度は上昇する。そこで、フィルタ装置使用後における銀ゼオライトフィルタの温度評価を行った。</p> <p data-bbox="1299 751 1442 783">1. 評価条件</p> <p data-bbox="1329 800 1745 831">(1) 銀ゼオライトフィルタの発熱量</p> <p data-bbox="1350 848 2418 1010">銀ゼオライトフィルタ内の発熱量については、事象発生7日後を想定し、事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量に相当する崩壊熱約7MW に対して時間減衰及び銀ゼオライトフィルタへのガス状放射性よう素移行割合を考慮し、ガス状放射性よう素は全て銀ゼオライトフィルタに吸着すると想定した発熱量3,684Wを保守側に切り上げた4,000Wとする。</p> <p data-bbox="1329 1066 1507 1098">(2) 解析モデル</p> <p data-bbox="1350 1115 2418 1367">解析モデルを図1に示す。解析モデルは対称性を考慮して2次元軸対称モデルとした。解析モデルは銀ゼオライトフィルタ周辺部を模擬し、保温材、自然対流及び輻射を考慮した境界条件とした。また、流体は空気を想定し、銀ゼオライト容器内の初期温度60℃、周囲雰囲気温度60℃(一定)の温度条件とした。なお、発熱による温度上昇が保守的になる(周辺に逃げにくく、金属フィルタ内に発熱した熱がこもる)よう、大気開放している出口配管を模擬していない。</p>	<p data-bbox="2457 212 2656 243">・記載方針の相違</p>

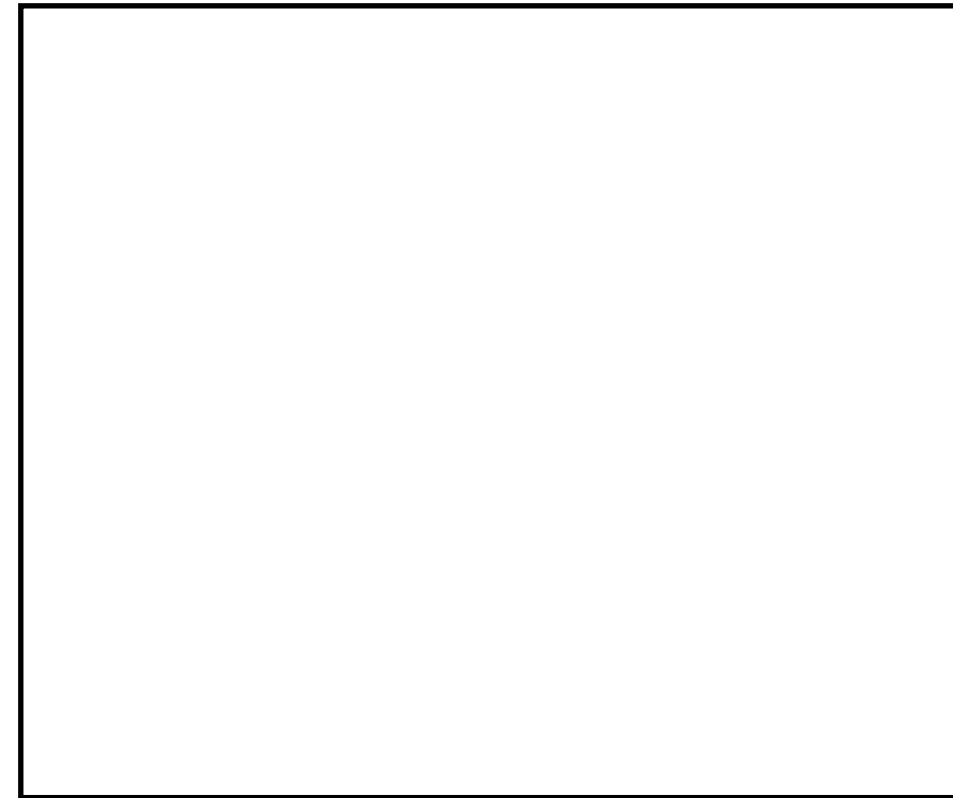


図1 解析モデル

(3) 解析条件

金属フィルタ部の発熱温度解析の条件を表1に示す。

表1 金属フィルタ部の発熱温度解析条件

項目	条件
解析コード	STAR-CCM+ (Ver.10.06)
解析タイプ	定常計算 (自然対流)
乱流モデル	Realizable $k-\epsilon$ 2層モデル
差分スキーム	風上2次
雰囲気温度	60°C
圧力	101325Pa (大気圧) (ベント後, スクラビング水ドレン後を想定)
流体	空気 100%
保温材	考慮 <input type="checkbox"/>
輻射	考慮 <input type="checkbox"/>

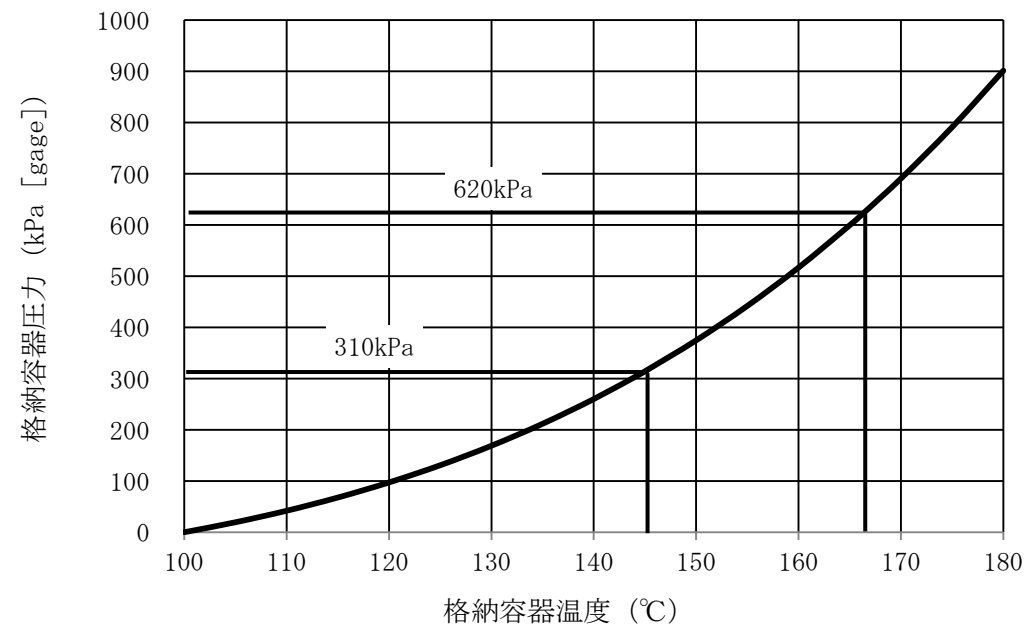
東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>2. 解析結果</p> <p>銀ゼオライトフィルタ部の発熱解析結果を図2に示す。発熱源とした内側フィルタ温度約 <input type="text"/> °C, 外側フィルタ温度約 <input type="text"/> °Cとなり、水素がある場合放射性よう素が再揮発する温度400度以下となることを確認した。</p> <div data-bbox="1406 432 2303 1100" style="border: 1px solid black; height: 318px; width: 302px; margin: 20px auto;"></div> <p style="text-align: center;">図2 温度分布解析結果</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 19</p> <p style="text-align: center;">格納容器内の圧力が計測できない場合の運用について</p> <p>格納容器内の圧力が計測できない場合には、格納容器雰囲気温度を計測し、飽和圧力に換算することにより操作判断を行うこととする。このため、第1表及び第1図に示すような飽和温度と飽和圧力の換算表等を手順書類に記載する。</p> <p>具体的には、重大事故等発生時に格納容器への注水等が十分である場合においては、格納容器雰囲気は飽和状態に近い状態であることから、第2図に示す格納容器雰囲気温度計のうち、より飽和状態に近いと考えられるサブプレッション・チェンバ空間部に設置した格納容器雰囲気温度計（第2図の⑨及び⑩）の計測値を飽和圧力に換算し、<u>ベントの実施を判断する</u>。</p> <p>ただし、有効性評価で想定する範囲を超える場合ではあるが、重大事故等発生時に格納容器への注水等が不十分な場合は、格納容器雰囲気温度が格納容器圧力に対する飽和温度以上になるとともに、熔融炉心からの輻射熱等によって局所的に格納容器雰囲気温度が大きく上昇する可能性がある。</p> <p>このような場合は、全ての格納容器雰囲気温度計の最大値を圧力換算し、<u>ベントの実施を判断する</u>。この運用により、格納容器雰囲気温度に対する圧力換算値は実際の格納容器圧力と同等又はそれ以上となることから、格納容器の限界圧力を下回る最高使用圧力の2倍（<u>620kPa [gage]</u>）に到達する前のベントが可能であると考ええる。</p>	<p style="text-align: right;">別紙 39</p> <p style="text-align: center;">格納容器内の圧力が計測できない場合の運用について</p> <p>格納容器内の圧力が計測できない場合には、格納容器雰囲気温度を計測し、飽和圧力に換算することにより操作判断を行うこととする。このため、表1及び図1に示すような飽和温度と飽和圧力の換算表等を手順書類に記載する。</p> <p>具体的には、重大事故等発生時に格納容器への注水等が十分である場合においては、格納容器雰囲気は飽和状態に近い状態であることから、図2に示す格納容器雰囲気温度計のうち、より飽和状態に近いと考えられるサブプレッション・チェンバ空間部に設置した格納容器雰囲気温度計（図2の⑩及び⑪）の計測値を飽和圧力に換算する。</p> <p>ただし、有効性評価で想定する範囲を超える場合ではあるが、重大事故等発生時に格納容器への注水等が不十分な場合は、格納容器雰囲気温度が格納容器圧力に対する飽和温度以上になるとともに、熔融炉心からの輻射熱等によって局所的に格納容器雰囲気温度が大きく上昇する可能性がある。</p> <p>このような場合は、すべての格納容器雰囲気温度計の最大値を圧力換算する。この運用により、格納容器雰囲気温度に対する圧力換算値は実際の格納容器圧力と同等又はそれ以上となることから、格納容器の限界圧力を下回る最高使用圧力の2倍（<u>853kPa [gage]</u>）に到達する前のベントが可能であると考ええる。</p>	<p>・運用の相違 ベント実施基準の相違</p> <p>・運用の相違 ベント実施基準の相違</p> <p>・炉型の相違 島根2号炉 (Mark-I 改) と東海第二 (Mark-II) の最高使用圧力の相違</p>

第1表 飽和温度と飽和圧力の換算表

飽和温度 [°C]	飽和圧力 [kPa]	
	絶対圧力	ゲージ圧力
100	101	0
105	121	20
110	143	42
115	169	68
120	199	97
125	232	131
130	270	169
135	313	212
140	362	260
144.6	411	310 (1Pd)
145	416	314
150	476	375
155	543	442
160	618	517
165	701	599
166.2	721	620 (2Pd)
170	792	691
175	892	791
180	1003	901

参考：日本機械学会蒸気表 [1999年]



第1図 飽和温度と飽和圧力の換算グラフ

表1 飽和温度と飽和圧力の換算表

飽和温度 [°C]	飽和圧力 [kPa]	
	絶対圧力	ゲージ圧力
100	101	0
105	121	20
110	143	42
115	169	68
120	199	97
125	232	131
130	270	169
135	313	212
140	362	260
145	416	314
150	476	375
153.9	528	427 (1Pd)
155	543	442
160	618	517
165	701	599
170	792	691
175	892	791
177.8	954	853 (2Pd)
180	1003	901

参考：日本機械学会蒸気表 [1999年]

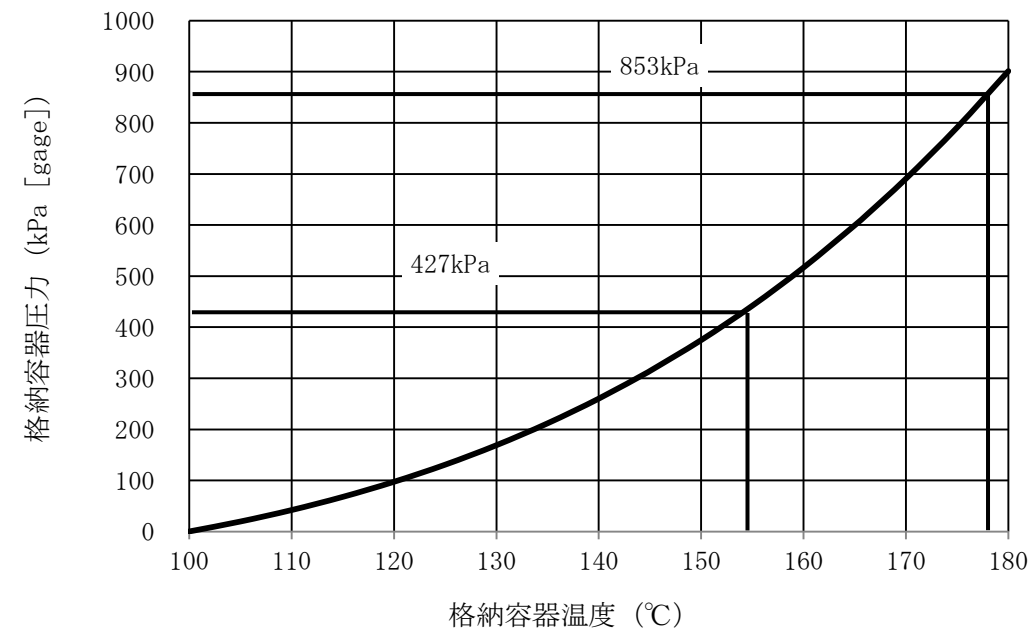
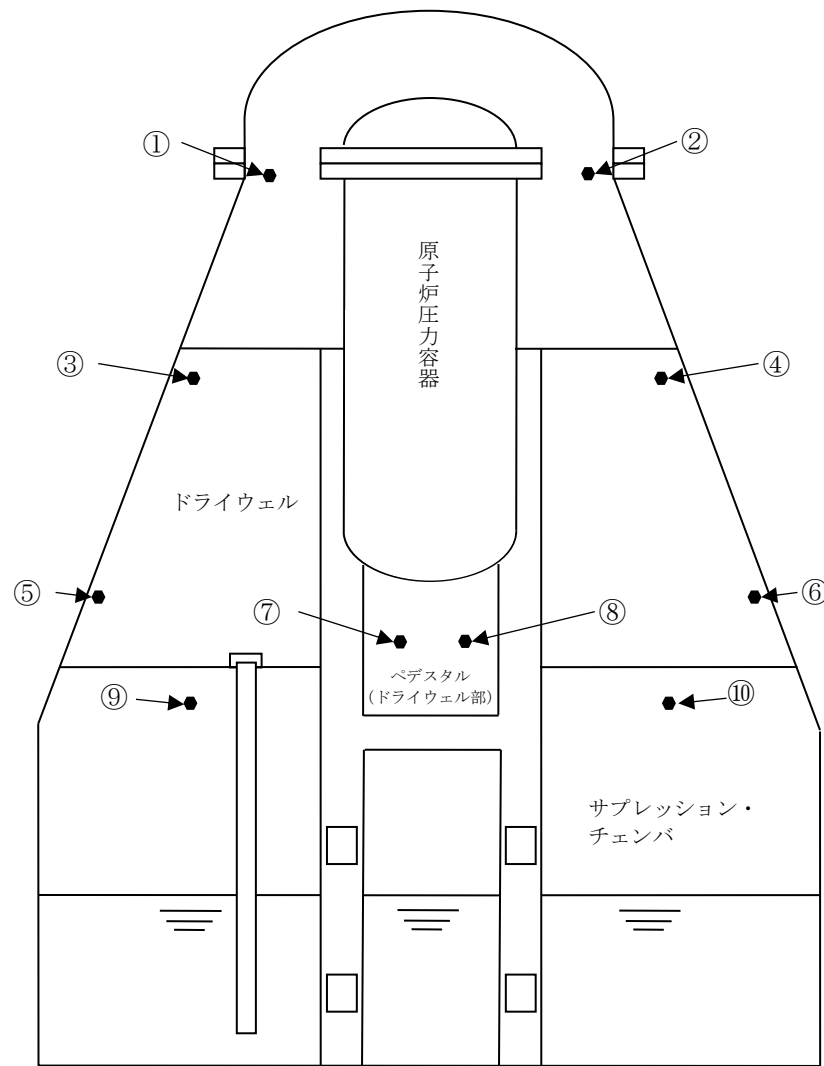


図1 飽和温度と飽和圧力の換算グラフ

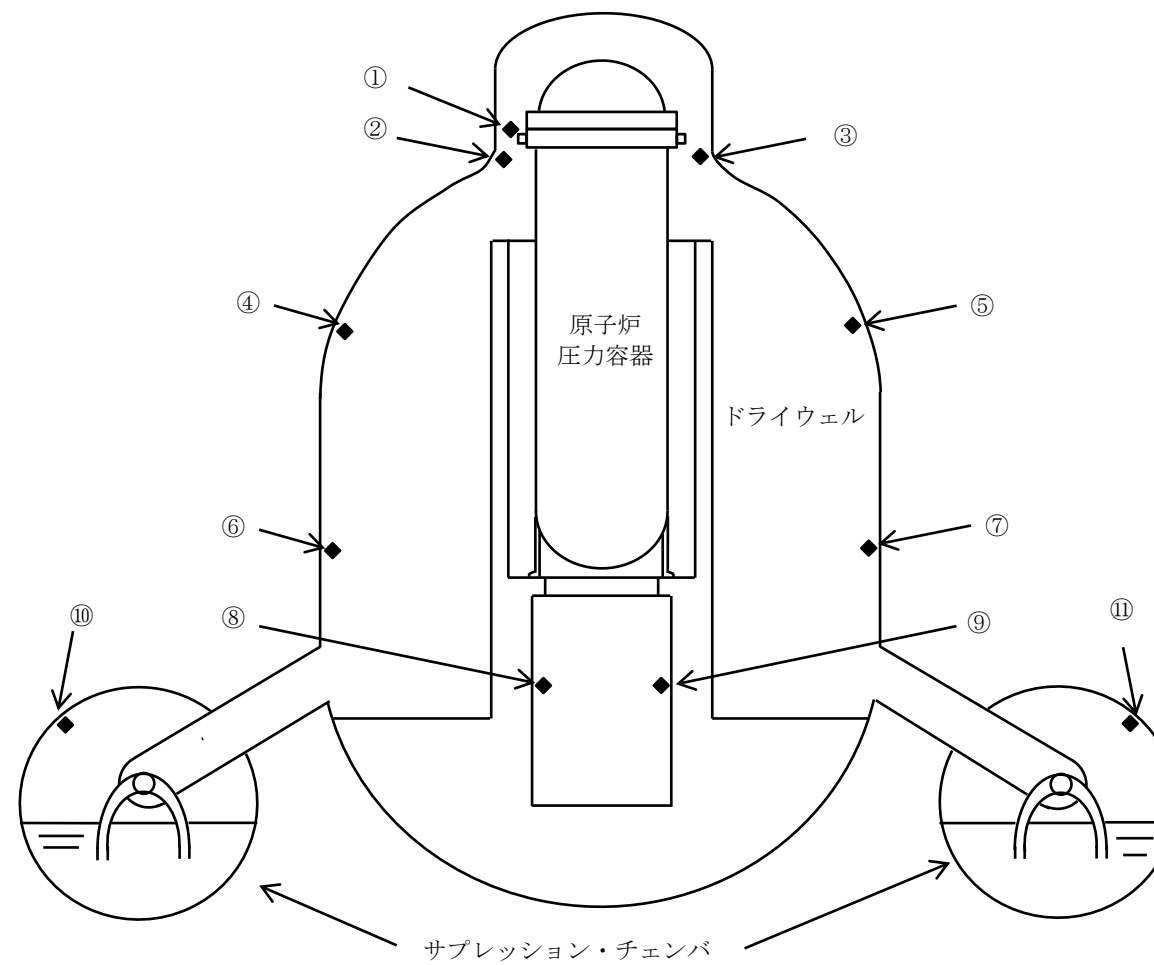
・炉型の相違
島根2号炉 (Mark-I 改) と東海第二 (Mark-II) の最高使用圧力の相違

・炉型の相違
島根2号炉 (Mark-I 改) と東海第二 (Mark-II) の最高使用圧力の相違



番号	名称	設置場所	測定範囲
①, ②	ドライウエル雰囲気温度 (上部)	フランジ高さ	0℃~300℃
③, ④	ドライウエル雰囲気温度 (中部)	燃料有効長頂部高さ	0℃~300℃
⑤, ⑥	ドライウエル雰囲気温度 (下部)	機器ハッチ高さ	0℃~300℃
⑦, ⑧	ドライウエル雰囲気温度 (ペDESTAL部)	ドライウエル床面高さ	0℃~300℃
⑨, ⑩	サブプレッション・チェンバ雰囲気温度	サブプレッション・チェンバ上部	0℃~200℃

第2図 格納容器雰囲気温度計の計測点



番号	名称	設置場所	測定範囲
①, ②, ③	ドライウエル温度 (SA)	フランジ高さ近傍	0~300℃
④, ⑤	ドライウエル温度 (SA)	TAF高さ近傍	0~300℃
⑥, ⑦	ドライウエル温度 (SA)	RPV底面高さ近傍	0~300℃
⑧, ⑨	ペDESTAL温度 (SA)	ペDESTAL上部	0~300℃
⑩, ⑪	サブプレッション・チェンバ温度 (SA)	サブプレッション・チェンバ頂部近傍	0~200℃

図2 格納容器雰囲気温度計の計測点

有効性評価における炉心損傷の判断根拠について

炉心損傷の判断基準は、設計基準事故の状態を有意に超えるとともに、炉心損傷の判断が遅くならないよう、追加放出量の 10 倍に相当する F P が燃料から放出された状態を設定しており、以下の理由から妥当と考えている。

- ① 東海第二発電所では、設計基準事故における原子炉冷却材喪失時の評価では燃料棒の破裂は発生していない。そのため、設計基準事故時の追加放出量を超える放出量を確認した場合には、設計基準事故を超える状態と判断されること。
- ② 炉心冷却が不十分な事象において、格納容器雰囲気モニタのガンマ線線量率が追加放出量の 10 倍に相当する値に至る場合には、その後、ごく短時間で 10 倍に相当する値を大きく上回る線量率に至っていること。また、これは、大量の F P が格納容器内に放出されたことを意味しており、これ以降、格納容器の健全性を確保することが極めて重要となること（第 1 図の線量率の上昇を参考^{※2}）。
- ③ 追加放出量の 10 倍の F P が放出された時点では、有効性評価における評価項目（燃料被覆管最高温度 1,200℃以下、酸化量 15%以下）に至っていない可能性もあるが、上記②のとおり、炉心冷却が不十分な事象において、追加放出量の 10 倍に相当する F P が放出された以降の事象進展は非常に早く、有効性評価において炉心損傷と判断する時間との差異が小さいと考えられること。

なお、「炉心損傷」と判断した場合は、格納容器内に放出される希ガスの影響を考慮し、格納容器スプレイ及びベントの運用を変更することとしている。（第 1 表）

第 1 表 炉心損傷の有無による格納容器スプレイ及びベント運用

炉心損傷の有無	格納容器スプレイ実施基準	ベント実施基準
炉心損傷がない場合	格納容器圧力 217kPa [gage] ～279kPa [gage]	格納容器圧力 310kPa [gage] 到達
炉心損傷を判断した場合	格納容器圧力 400kPa [gage] ～465kPa [gage]	サプレッション・プール 通常水位+6.5m 到達

有効性評価における炉心損傷の判断根拠について

炉心損傷の判断基準は、設計基準事故の状態を有意に超えるとともに、炉心損傷の判断が遅くならないよう、追加放出量の 10 倍に相当する F P が燃料から放出された状態を設定しており、以下の理由から妥当と考えている。

- ① 島根 2 号炉では、設計基準事故における原子炉冷却材喪失時の評価では燃料棒の破裂は発生していない。そのため、設計基準事故時の追加放出量を超える放出量を確認した場合には、設計基準事故を超える状態と判断されること。
- ② 炉心冷却が不十分な事象において、格納容器雰囲気放射線モニタのガンマ線線量率が追加放出量の 10 倍に相当する値に至る場合には、その後、ごく短時間で 10 倍に相当する値を大きく上回る線量率に至っていること。また、これは、大量の F P が格納容器内に放出されたことを意味しており、これ以降、格納容器の健全性を確保することが極めて重要となること（図 1 の線量率の上昇を参考）。
- ③ 追加放出量の 10 倍の F P が放出された時点では、有効性評価における評価項目（燃料被覆管最高温度 1,200℃以下、酸化量 15%以下）に至っていない可能性もあるが、上記②のとおり、炉心冷却が不十分な事象において、追加放出量の 10 倍に相当する F P が放出された以降の事象進展は非常に早く、有効性評価において炉心損傷と判断する時間との差異が小さいと考えられること。

なお、「炉心損傷」と判断した場合は、格納容器スプレイの運用を変更することとしており、ベントの運用について変更はない。（表 1）

また、格納容器雰囲気放射線モニタの使用不能の場合は、「原子炉圧力容器表面温度：300℃以上」を炉心損傷の判断基準として手順に追加する方針である。

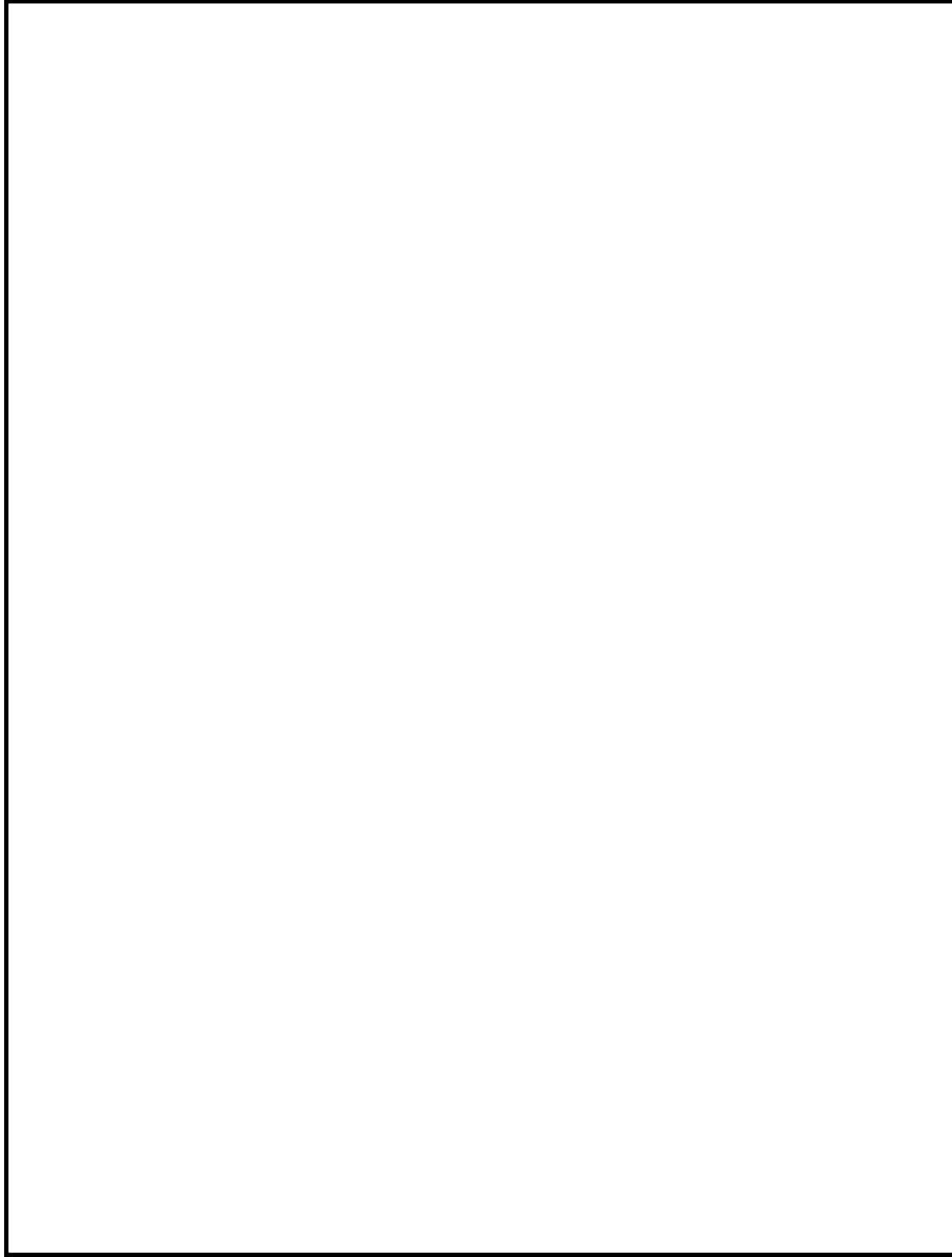
原子炉圧力容器表面温度は、炉心が冠水している場合には、逃がし安全弁動作圧力（安全弁機能の最大 8.35MPa [gage]）における飽和温度約 299℃を超えることはなく、300℃以上にはならない。一方、原子炉水位の低下により炉心が露出した場合には過熱蒸気雰囲気となり、温度は飽和温度を超えて上昇するため、300℃以上になると考えられる。上記より、炉心損傷の判断基準を 300℃以上としている。

表 1 炉心損傷の有無による格納容器スプレイ及びベント運用

炉心損傷の有無	格納容器スプレイ実施基準	ベント実施基準
炉心損傷がない場合	格納容器圧力 334kPa [gage] ～384kPa [gage]	サプレッション・プール水位 が通常水位+約 1.3m 到達
炉心損傷を判断した場合	格納容器圧力 588kPa [gage] ～640kPa [gage]	サプレッション・プール水位 が通常水位+約 1.3m 到達

- ・運用の相違
ベント実施基準の相違
- ・運用の相違
島根 2 号炉は、格納容器雰囲気放射線モニタが使用できない場合、原子炉圧力容器表面温度にて炉心損傷を判断する手順を整備

- ・運用の相違
ベント実施基準の相違



第1図 炉心損傷判定図

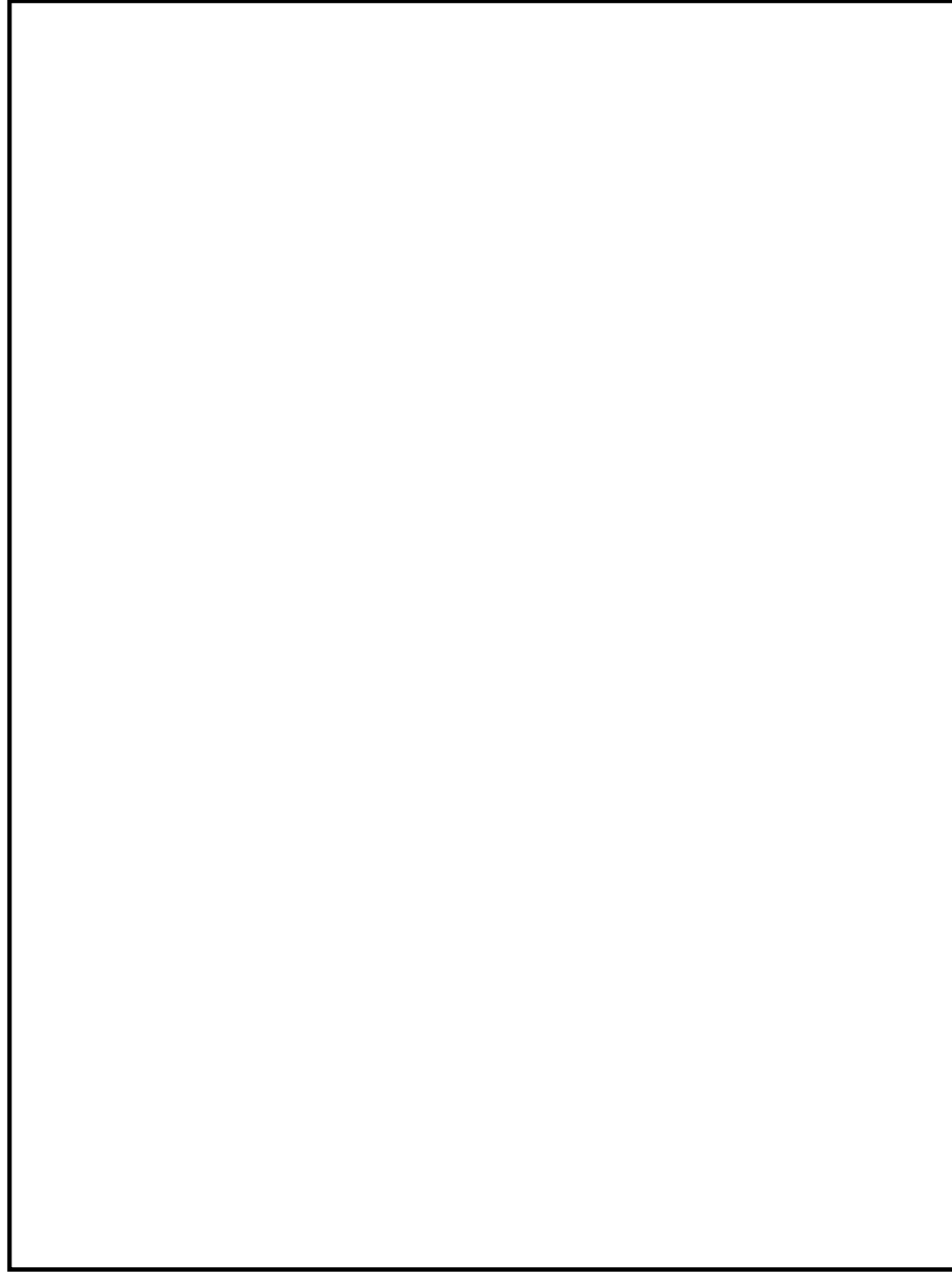
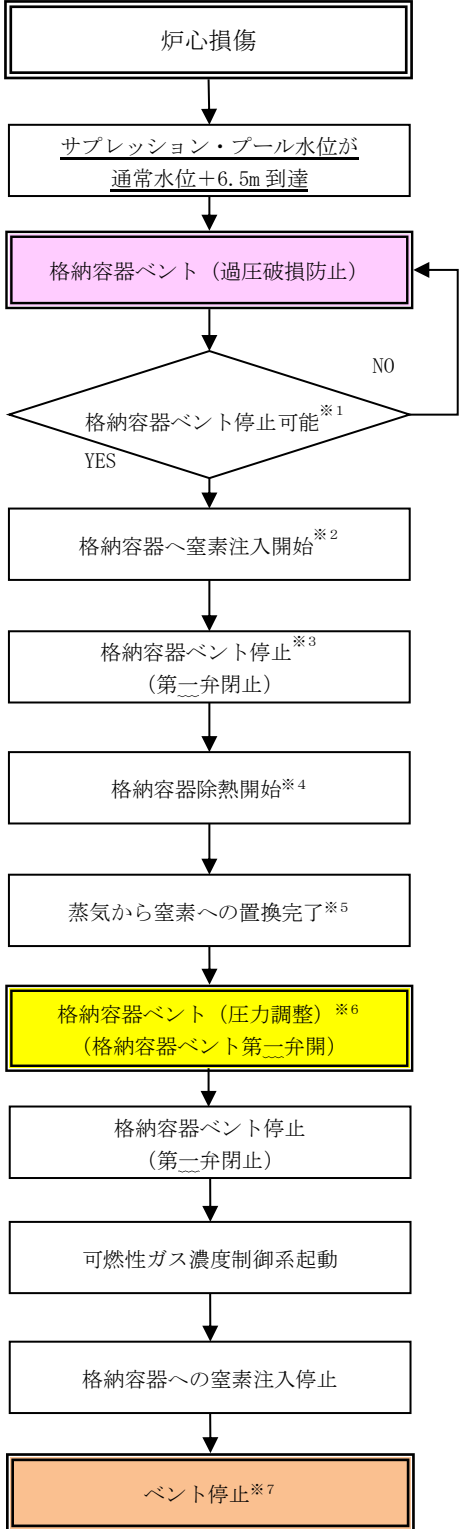
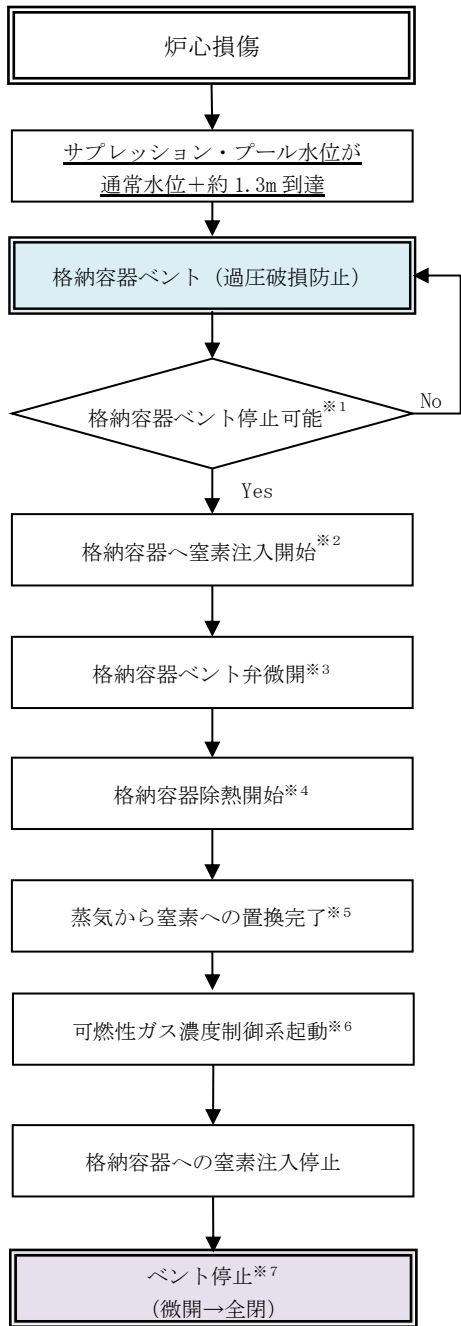
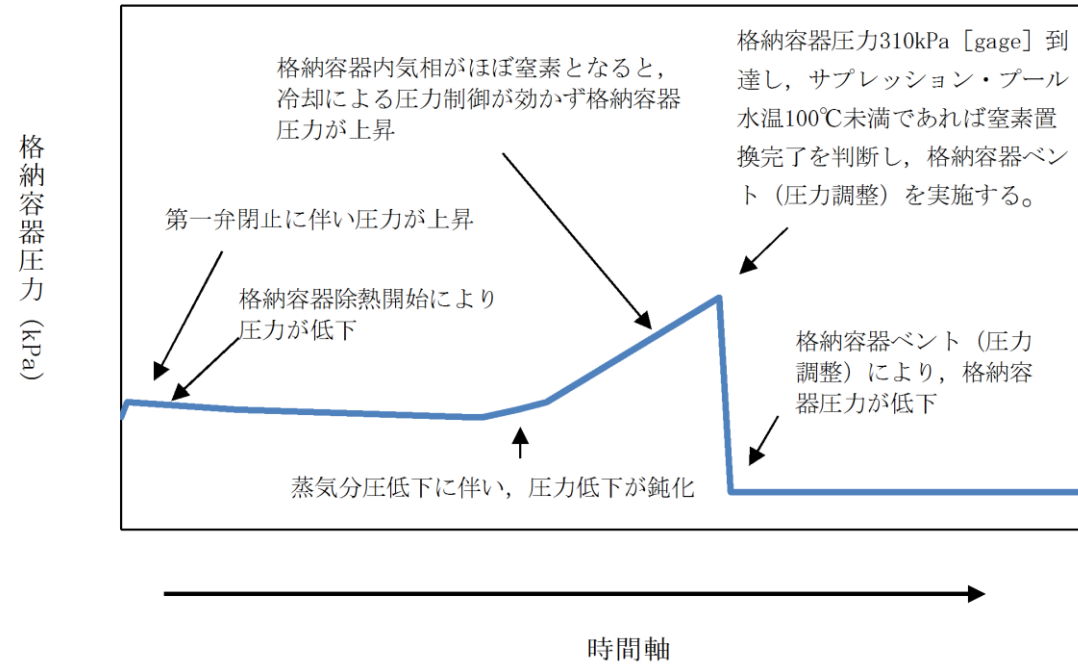


図1 炉心損傷判定図

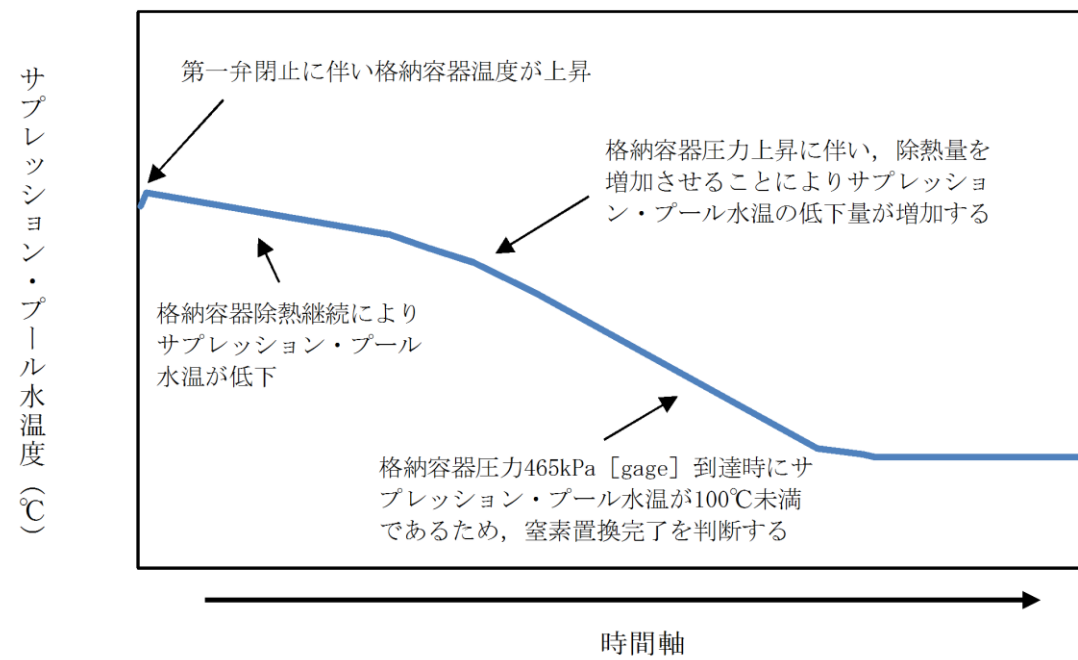
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 25</p> <p style="text-align: center;">格納容器スプレイが実施できない場合のベント運用について</p> <p>(1) 格納容器スプレイが実施できない場合における対応について 炉心損傷を判断した場合、格納容器圧力が <u>465kPa [gage]</u> (1.5Pd) に到達した時点で代替格納容器スプレイを実施することで、格納容器圧力の上昇を抑制し、ベント実施するまでの格納容器内に存在する希ガスの減衰期間を確保することとしている。 ただし、万が一、何らかの要因により格納容器スプレイが実施できない場合には、希ガスの減衰時間が十分に確保されていない場合においても、格納容器破損の緩和のため、ベント操作に移行する。</p> <p>(2) 格納容器スプレイが実施できない場合のベント判断基準 格納容器スプレイの手段として、<u>重大事故等対処設備である、残留熱除去系、代替格納容器スプレイ系(常設)、代替循環冷却系及び代替格納容器スプレイ系(可搬型)</u>があるが、これら全ての機能喪失を確認した時点でベント実施を判断し、速やかにベント操作を開始するため、第一弁及び第二弁の開操作を実施する。なお、格納容器スプレイの失敗については、系統流量が必要流量以上流れないこと又は必要流量以上流れていた場合においても格納容器の圧力抑制ができない場合に判断する。</p>	<p style="text-align: right;">別紙 41</p> <p style="text-align: center;">格納容器スプレイが実施できない場合のベント運用について</p> <p>(1) 格納容器スプレイが実施できない場合における対応について 炉心損傷を判断した場合、格納容器圧力が <u>640kPa [gage]</u> (1.5Pd) に到達した時点で格納容器代替スプレイを実施することで、格納容器圧力の上昇を抑制し、ベント実施するまでの格納容器内に存在する希ガスの減衰期間を確保することとしている。 ただし、万が一、何らかの要因により格納容器スプレイが実施できない場合には、希ガスの減衰時間が十分に確保されていない場合においても、格納容器破損の緩和のため、ベント操作に移行する。</p> <p>(2) 格納容器スプレイが実施できない場合のベント判断基準 格納容器スプレイの手段として、<u>重大事故等対処設備(設計基準拡張)である、残留熱除去系、重大事故等対処設備である、格納容器代替スプレイ系(常設)、残留熱代替除去系及び格納容器代替スプレイ系(可搬型)</u>があるが、これらすべての機能喪失を確認した時点でベント実施を判断し、速やかにベント操作を開始するため、第1弁及び第2弁の開操作を実施する。なお、格納容器スプレイの失敗については、系統流量が必要流量以上流れないこと又は必要流量以上流れていた場合においても格納容器の圧力抑制ができない場合に判断する。</p>	<p>・設備の相違 島根2号炉(Mark-I改)と東海第二(Mark-II)の最高使用圧力の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 20</p> <p style="text-align: center;">ベント停止手順について</p> <p>(1) <u>格納容器圧力逃がし装置</u>によるベント停止の判断について <u>格納容器圧力逃がし装置</u>によるベントを停止した後は、以下の機能が必要となるため、以下の機能が全て使用可能と判断した場合にベント停止の判断を実施する。</p> <p>a. 格納容器の除熱機能（残留熱除去系等）</p> <ul style="list-style-type: none"> ・格納容器内に残存する核分裂生成物から発生する崩壊熱を除去し、最終的な熱の逃がし場へ熱を輸送するため <p>b. 格納容器への窒素供給機能（窒素供給設備）</p> <ul style="list-style-type: none"> ・残留熱除去系の運転に伴う蒸気凝縮により、格納容器内が負圧になることを防止するため ・水の放射線分解によって発生する水素及び酸素の濃度が可燃限界濃度に到達することを防止するため <p>c. 格納容器内の可燃性ガス濃度制御機能（可燃性ガス濃度制御系）</p> <ul style="list-style-type: none"> ・水の放射線分解によって発生する水素及び酸素の濃度が可燃限界濃度に到達することを防止するため <p>(2) ベント停止手順について ベント停止フローを第1図に示す。また、第2図に格納容器圧力挙動のイメージ、第3図に格納容器温度挙動のイメージ及び第4図に格納容器内気相挙動のイメージを示す。</p>	<p style="text-align: right;">別紙 42</p> <p style="text-align: center;">ベント停止手順について</p> <p>(1) <u>格納容器フィルタベント系</u>によるベント停止の判断について <u>格納容器フィルタベント系</u>によるベントを停止した後は、以下の機能が必要となるため、以下の機能が全て使用可能と判断した場合にベント停止の判断を実施する。</p> <p>a. 格納容器の除熱機能（残留熱除去系等）</p> <ul style="list-style-type: none"> ・格納容器内に残存する核分裂生成物から発生する崩壊熱を除去し、最終的な熱の逃がし場へ熱を輸送するため <p>b. 格納容器への窒素供給機能（窒素供給設備）</p> <ul style="list-style-type: none"> ・残留熱除去系の運転に伴う蒸気凝縮により、格納容器内が負圧になることを防止するため ・水の放射線分解によって発生する水素及び酸素の濃度が可燃限界濃度に到達することを防止するため <p>c. 格納容器内の可燃性ガス濃度制御機能（可燃性ガス濃度制御系）</p> <ul style="list-style-type: none"> ・水の放射線分解によって発生する水素及び酸素の濃度が可燃限界濃度に到達することを防止するため <p>(2) ベント停止手順について ベント停止フローを図1に示す。</p> <p>(3) <u>ベント停止手順の有効性について</u> <u>ベント停止手順の有効性を確認するために、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において事象発生後約1ヶ月まで格納容器フィルタベント系による除熱を行った後、可搬型格納容器除熱系による除熱とした場合の格納容器パラメータ推移を評価した。ここで可搬型格納容器除熱系の流量は、事故発生30日後の崩壊熱を上回る60m³/hとし、格納容器フィルタベント系を微開（流路面積3%開）とするとともに、可搬式窒素供給装置より窒素ガスを100m³/h[normal]注入する。図2に格納容器圧力、図3にサブプレッション・チェンバ水温並びに図4及び図5に格納容器内気相濃度の推移を示す。</u> <u>図2に示すとおり、窒素ガスを注入することにより、可搬型格納容器除熱系による格納容器除熱後の格納容器圧力は負圧に至ることなく、また格納容器ベントを微開とすることにより、格納容器圧力は上昇しない。また、図4及び図5に示すとおり、格納容器内の水素ガス及び酸素ガスの濃度は、可燃限界未満で推移する。</u></p>	<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> ・記載方針の相違 島根2号炉は、ベント停止手順の有効性を確認するため、M A A P解析による評価を実施

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
 <p>※1：格納容器の除熱機能、格納容器への窒素供給機能及び可燃性ガス濃度制御機能が使用可能であると判断した場合、格納容器ベント停止の判断を実施する。</p> <p>※2：格納容器除熱時に格納容器内が負圧に至ることを防止する観点から、ドライウエル及びサブプレッション・チェンバの両方に窒素を供給する。</p> <p>※3：第一弁閉後は、第一弁と第二弁の間に水素が滞留するおそれがあるため、第一弁の下流から窒素を供給する。このため、第一弁でベントを停止する（第二弁は開状態を維持する）。</p> <p>※4：ベント弁を閉止後、残留熱除去系又は代替循環冷却系を起動し、外部水源による注水を停止する。また、格納容器内気相はほぼ蒸気であるため、除熱による蒸気凝縮量が窒素供給量を上回った場合、格納容器圧力が負圧となる可能性があるため、格納容器圧力 13.7kPa [gage] - 310kPa [gage] の間となるように熱交換器への通水量を調整することで格納容器圧力が負圧になることを防止しながら窒素置換を実施する。また、格納容器圧力が 13.7kPa [gage] まで低下した場合には、負圧を防止するため格納容器除熱を停止し、外部水源による注水を実施する。負圧防止圧力の設定に当たっては、格納容器の設計負圧である -13.7 kPa [gage] に対する 2 倍の余裕を考慮して設定とした。</p> <p>※5：サブプレッション・プール水温が 100℃未満となり、除熱量を調整しても格納容器圧力が 310kPa [gage] に到達する場合には、蒸気分圧がほとんど失われ、窒素によって格納容器圧力が上昇している状況であると判断する。</p> <p>※6：可燃性ガス濃度制御系を起動可能な圧力まで格納容器圧力を低下させることを目的として、残留熱除去系又は代替循環冷却系による格納容器除熱及び格納容器への窒素供給を継続しながら第二弁を再度開として、格納容器内ベント（圧力調整）する。</p> <p>※7：格納容器の状態は、窒素置換されていることによって負圧のおそれはなく、水の放射線分解によって発生する水素及び酸素は可燃性ガス濃度制御系によって処理され、残留熱除去系又は代替循環冷却系による格納容器除熱が継続されている状態である。</p>	 <p>※1：格納容器の除熱機能、格納容器への窒素供給機能及び可燃性ガス濃度制御機能が使用可能であると判断した場合、格納容器ベント停止の判断を実施する。</p> <p>※2：格納容器除熱時に格納容器内が負圧に至ることを防止する観点から、ドライウエル又はサブプレッション・チェンバに窒素を供給する。</p> <p>※3：ベント弁の開度を微開することにより、窒素封入による格納容器の圧力上昇を抑制するとともに、可燃性ガス濃度の上昇を抑制することが可能。</p> <p>※4：格納容器内気相はほぼ蒸気であるため、除熱による蒸気凝縮量が窒素供給量を上回った場合、格納容器圧力が負圧となる可能性があるため、格納容器圧力 13.7kPa [gage] - 245kPa [gage] の間となるように熱交換器への通水量を調整することで格納容器圧力が負圧になることを防止しながら窒素置換を実施する。また、格納容器圧力が 13.7kPa [gage] まで低下した場合には、負圧を防止するため格納容器除熱を停止する。</p> <p>※5：サブプレッション・プール水温が 100℃未満となり、除熱量を調整しても格納容器圧力が 245kPa [gage] に到達する場合には、蒸気分圧がほとんど失われ、窒素によって格納容器圧力が上昇している状況であると判断する。</p> <p>※6：残留熱除去系又は残留熱代替除去系による格納容器除熱により可燃性ガス濃度制御系の起動可能な圧力まで格納容器圧力を低下させる。</p> <p>※7：格納容器の状態は、窒素置換されていることによって負圧のおそれはなく、水の放射線分解によって発生する水素及び酸素は可燃性ガス濃度制御系によって処理され、残留熱除去系又は残留熱代替除去系による格納容器除熱が継続されている状態である。</p>	<p>・運用の相違 ベント実施基準の相違</p> <p>・運用の相違 島根 2号炉は、空間容量の大きいドライウエルから窒素を封入する。サブプレッション・チェンバへの切替え基準はS/C酸素濃度 4%到達</p> <p>・運用の相違 残留熱除去系又は残留熱代替除去系にて格納容器除熱を実施する場合の圧力制御範囲の相違</p> <p>・運用の相違 島根 2号炉は、格納容器除熱停止後もサブプレッション・プール水による原子炉注水を実施していることから、外部水源による注水は実施しない</p>
<p>第1図 格納容器ベント停止フロー</p>	<p>図1 格納容器ベント停止フロー</p>	



第2図 格納容器ベント停止後の窒素置換実施時における格納容器圧力挙動イメージ



第3図 格納容器ベント停止後の窒素置換実施時における格納容器温度挙動イメージ

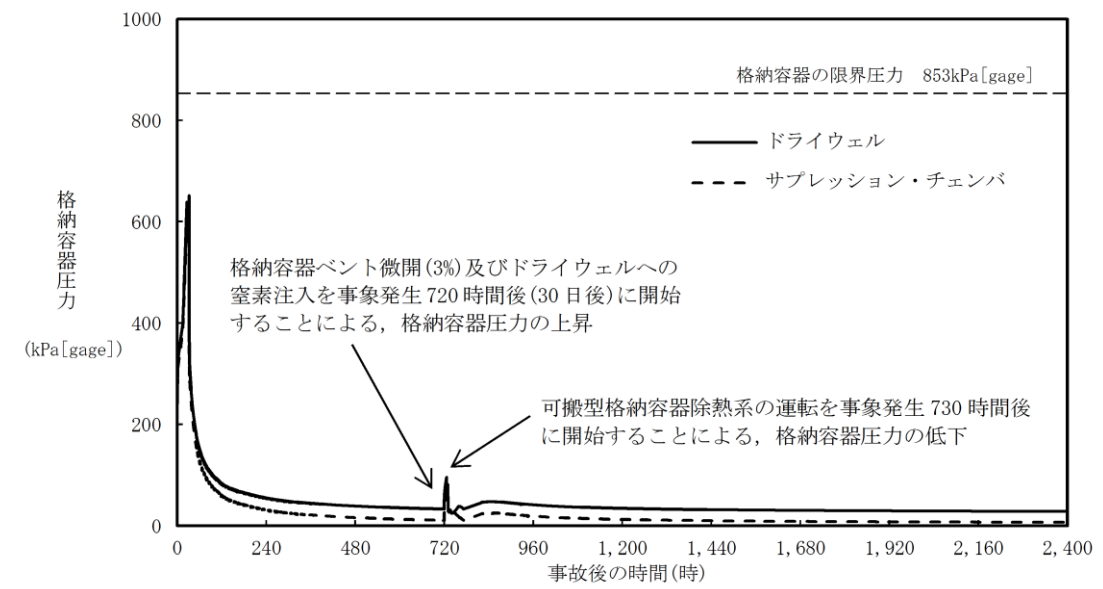


図2 格納容器圧力の推移

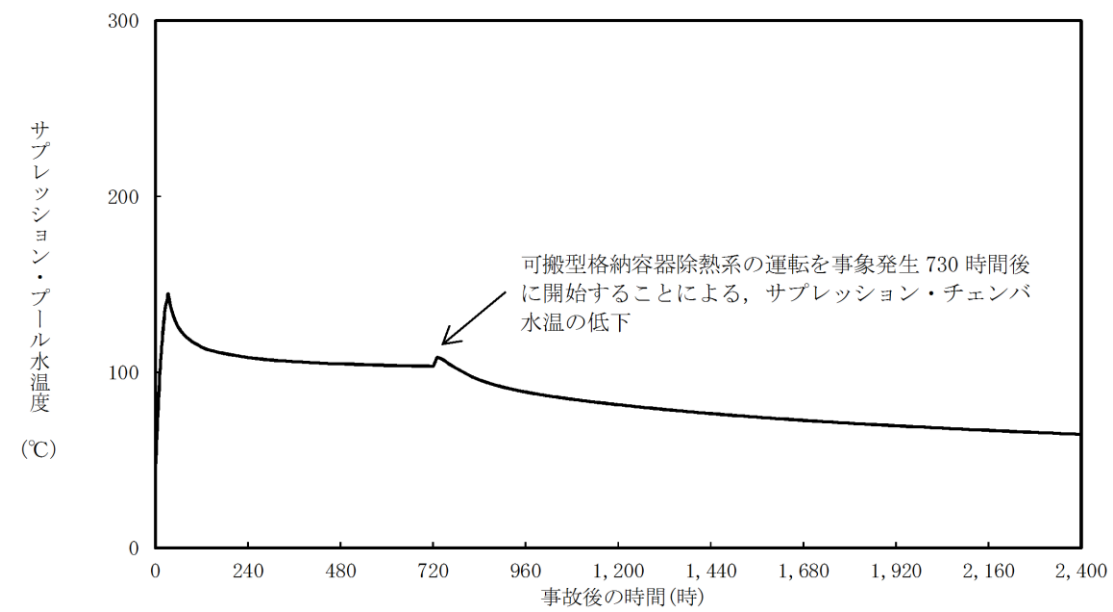
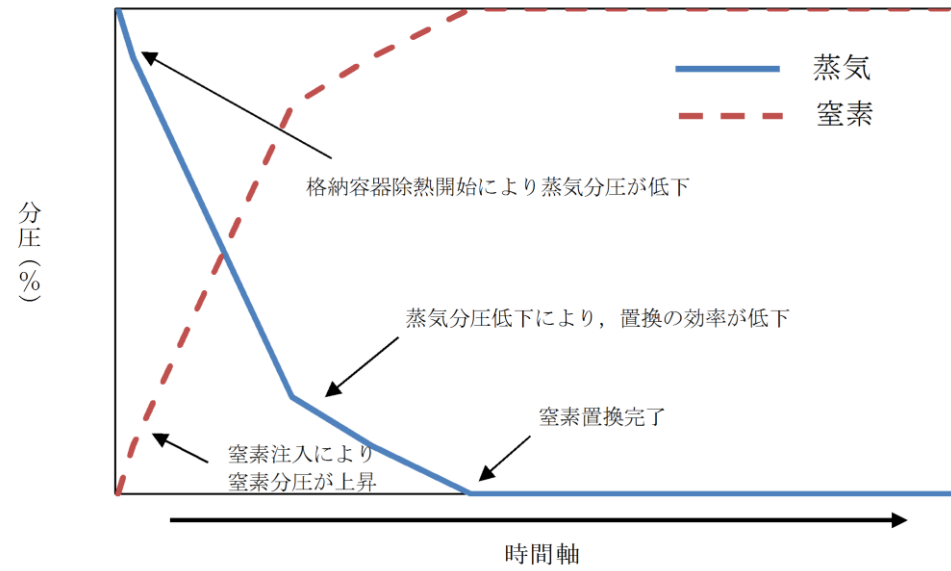


図3 サブプレッション・プール水温度の推移

・記載方針の相違
島根2号炉は、ベント停止手順の有効性を確認するため、MAAP解析による評価を実施



第4図 格納容器ベント停止後の窒素置換実施時における格納容器内気相の挙動イメージ

(3) 可燃性ガス濃度制御系について

可燃性ガス濃度制御系については、設計基準事故対処設備として位置付けており、重大事故等発生時の格納容器雰囲気における耐性を有さないものである。可燃性ガス濃度制御系の仕様を第1表に、系統概略図を第5図に、設置場所を第6図に示す。

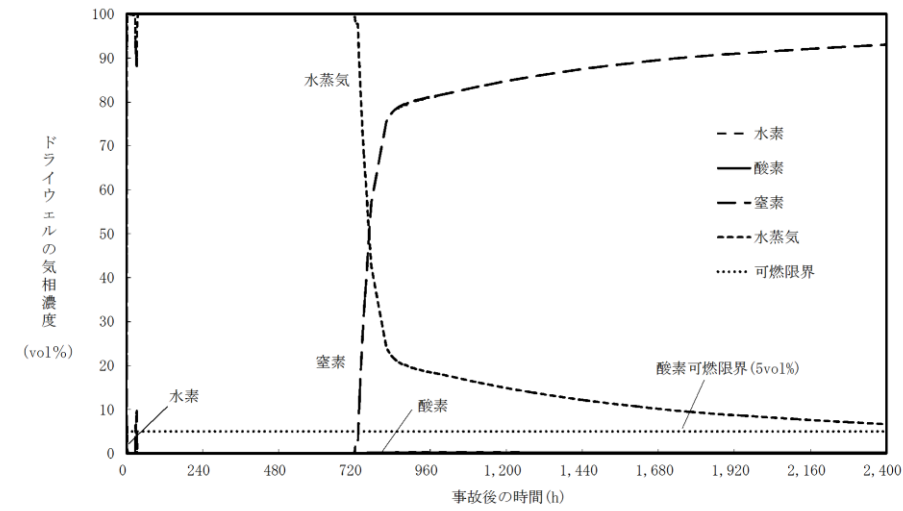


図4 ドライウエルの気相濃度の推移(ウェット条件)

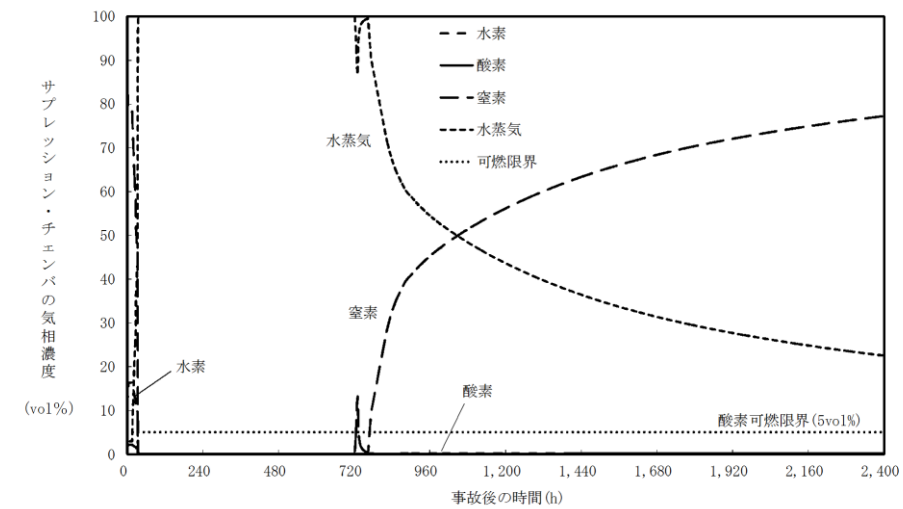


図5 サブプレッション・チェンバの気相濃度の推移(ウェット条件)

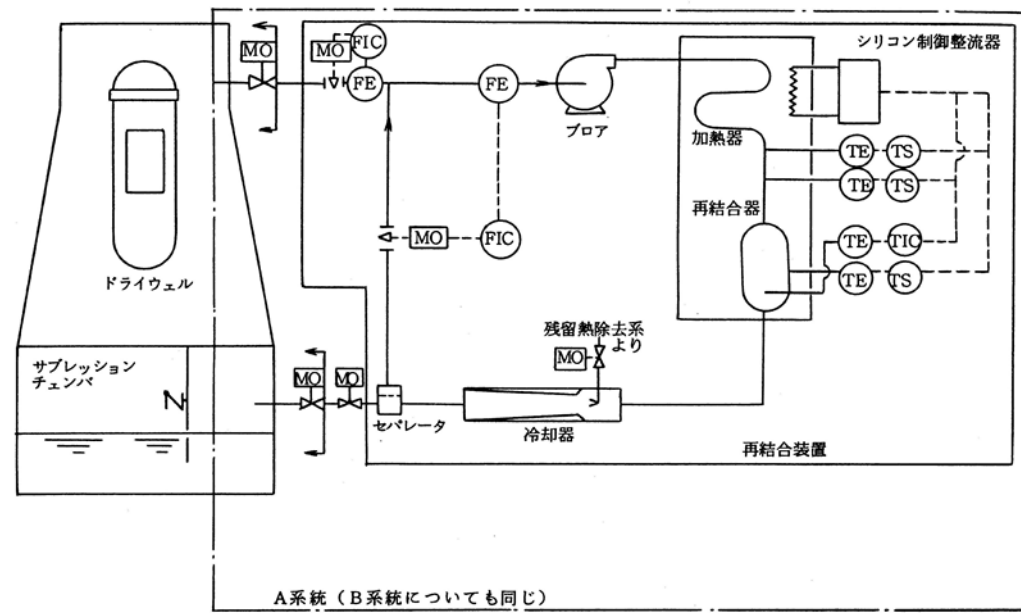
(4) 可燃性ガス濃度制御系について

可燃性ガス濃度制御系については、設計基準事故対処設備として位置付けており、重大事故等発生時の格納容器雰囲気における耐性を有さないものである。可燃性ガス濃度制御系の仕様を表1に、系統概略図を図6に、設置場所を図7に示す。

・記載方針の相違
島根2号炉は、ベント停止手順の有効性を確認するため、MAAP解析による評価を実施

第1表 可燃性ガス濃度制御系の主な仕様

項目	設計	備考
耐震クラス	Sクラス	
入口ガス条件	運転温度	<121℃
	運転圧力	<147kPa
	水素濃度	<4.0vol%
	酸素濃度	<5.0vol%
再結合効率	95%	水素濃度 2.0vol%時



第5図 可燃性ガス濃度制御系の系統概略図

表1 可燃性ガス濃度制御系の主な仕様

項目	設計	備考
耐震クラス	Sクラス	
入口ガス条件	運転温度	<121℃
	運転圧力	<177kPa
	水素濃度	≤4.0vol%
	酸素濃度	≤2.0vol%
再結合効率	95%	水素濃度 2.0vol%時

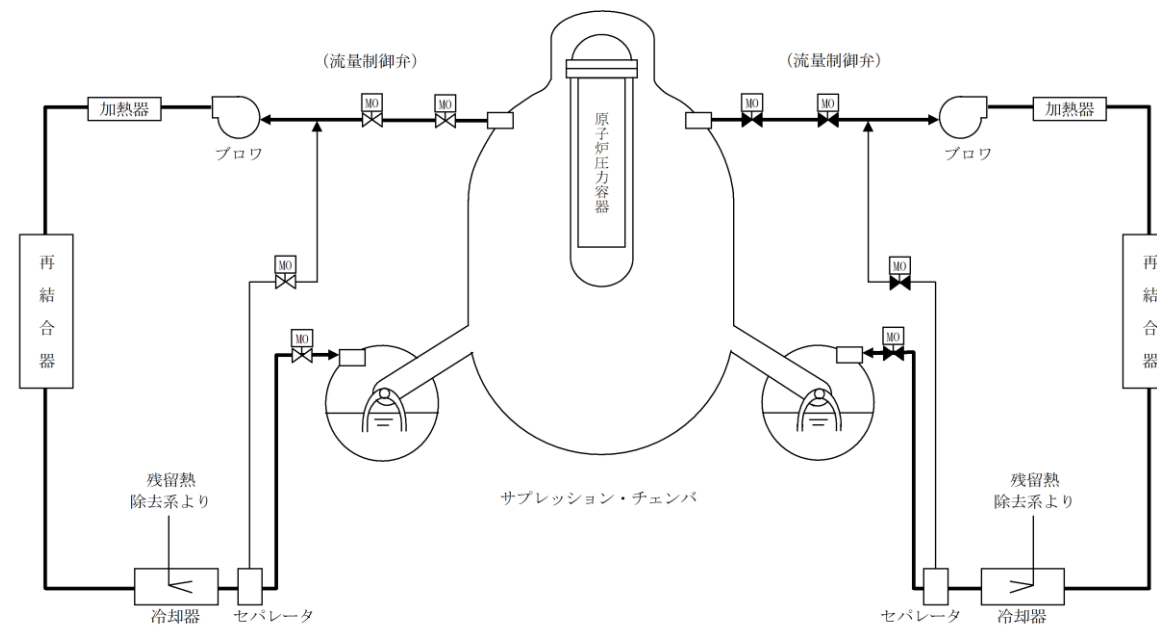
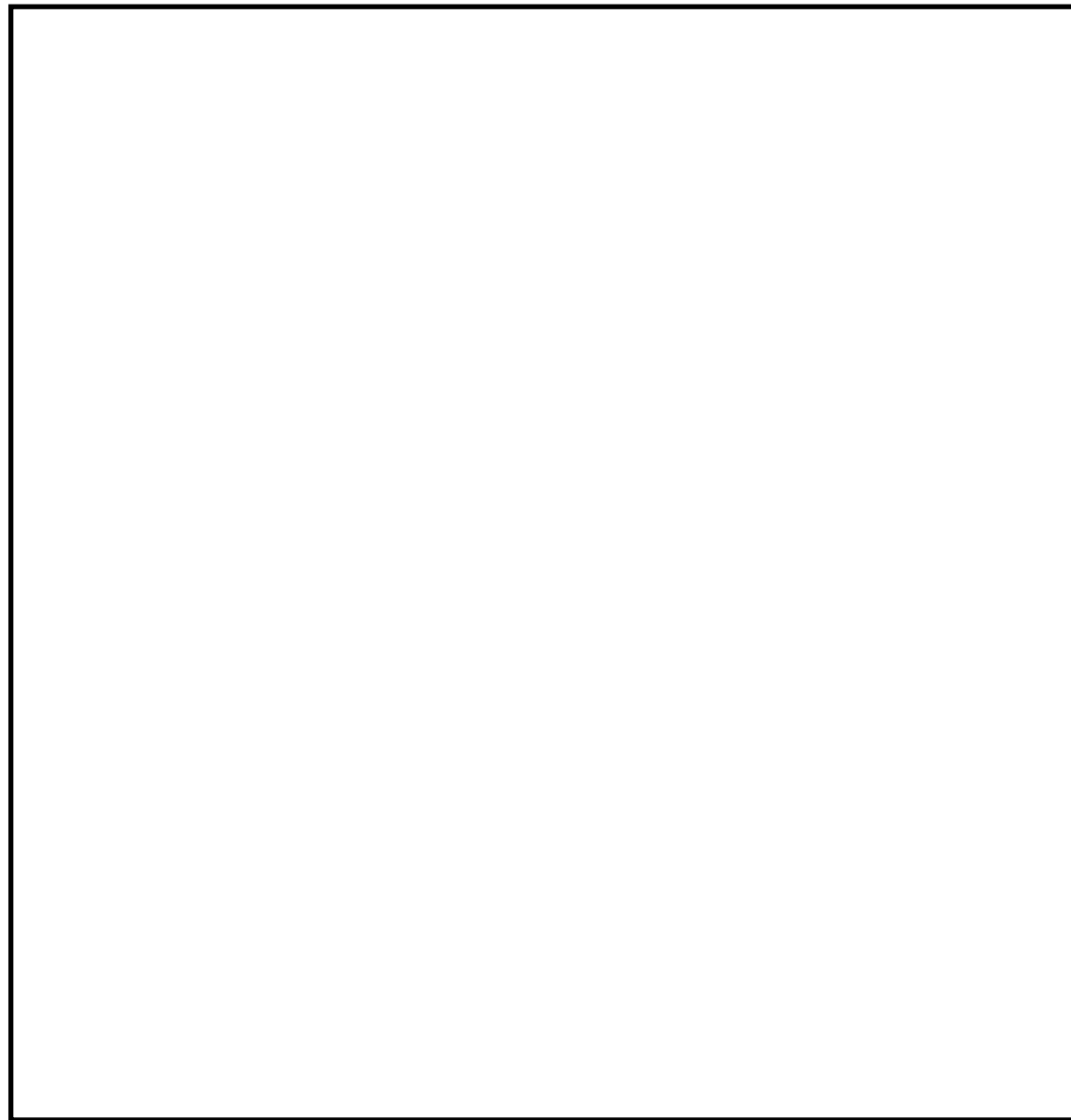


図6 可燃性ガス濃度制御系の系統概略図

・設備の相違
設計方針の相違による設備仕様の相違



第6図 可燃性ガス濃度制御系の設置場所

(4) ベント実施中及びベント停止後の格納容器負圧防止対策について

a. ベント実施中における格納容器負圧防止対策について

通常運転中は格納容器内に窒素を封入しているが、ベント実施中は窒素を含む格納容器内の非凝縮性ガスが排出され、格納容器内は崩壊熱により発生する蒸気で満たされた状態となる。その状態で代替格納容器スプレイ系(常設)による格納容器スプレイを実施すると、蒸気の凝縮により格納容器圧力が負圧になるおそれがあるが、ベント実施前に代替格納容器スプレイ系(常設)を停止する運用としているため、ベント実施中に格納容器圧力が負圧になることはない。

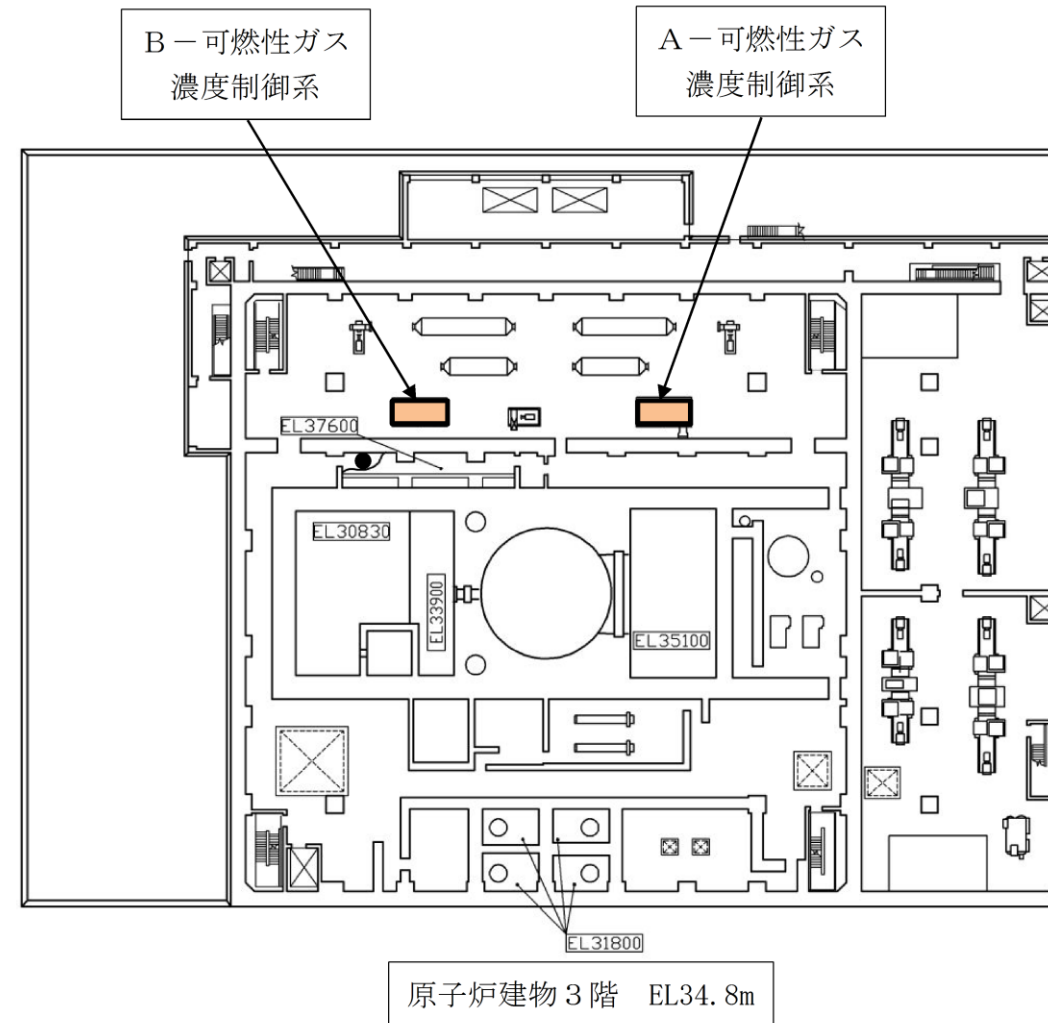


図7 可燃性ガス濃度制御系の設置場所

(5) ベント実施中及びベント停止後の格納容器負圧防止対策について

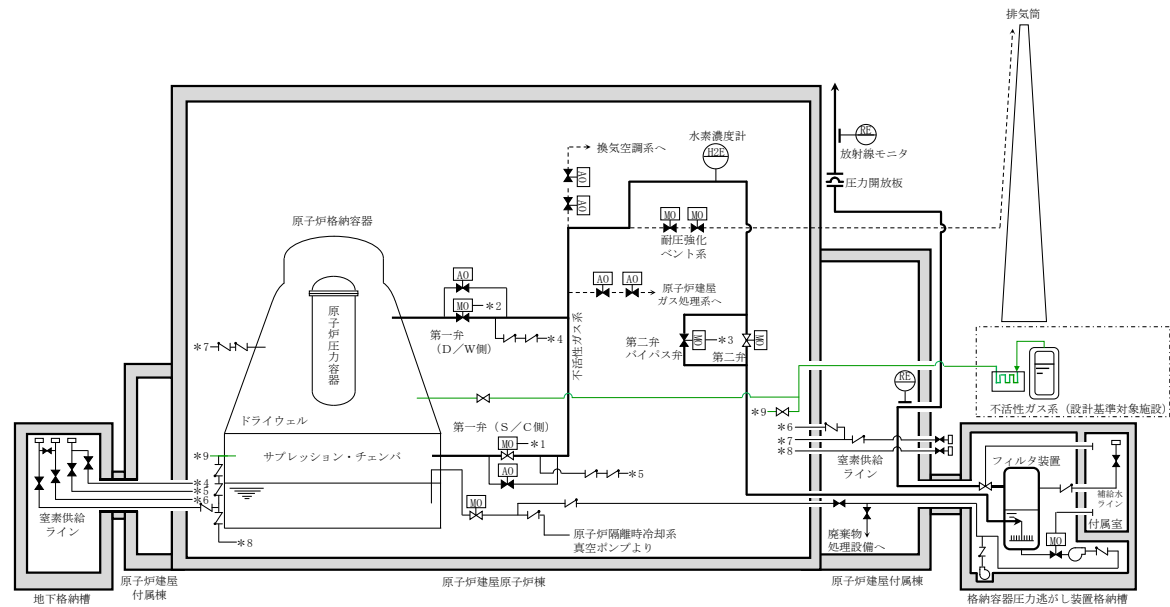
a. ベント実施中における格納容器負圧防止対策について

通常運転中は格納容器内に窒素を封入しているが、ベント実施中は窒素を含む格納容器内の非凝縮性ガスが排出され、格納容器内は崩壊熱により発生する蒸気で満たされた状態となる。その状態で格納容器代替スプレイ系(可搬型)による格納容器スプレイを実施すると、蒸気の凝縮により格納容器圧力が負圧になるおそれがあるが、ベント実施前に格納容器代替スプレイ系(可搬型)を停止する運用としているため、ベント実施中に格納容器圧力が負圧になることはない。

b. ベント停止後における格納容器負圧防止対策について

ベント停止時は、最初に可搬型窒素供給装置により格納容器内に窒素注入を開始し、その後、残留熱除去系又は代替循環冷却系を用いた格納容器除熱を開始する。除熱による蒸気凝縮量が窒素供給量を上回った場合、格納容器圧力が負圧に至る可能性があるため、除熱量(熱交換器のバイパス流量)を調整し格納容器圧力を13.7kPa [gage] - 310kPa [gage] の間でコントロールすることで格納容器圧力を正圧に維持しつつ、格納容器気相部を蒸気雰囲気から窒素雰囲気へ置換する。また、格納容器圧力が13.7kPa [gage] まで低下した場合には、負圧を防止するため格納容器除熱を停止し、外部水源による注水を実施する。格納容器内気相部が窒素雰囲気へ置換された以降は、格納容器が負圧となることはない。

また、窒素供給装置以外の手段として、設計基準対象施設ではあるが、不活性ガス系による格納容器への窒素供給が可能である。格納容器への窒素供給手段の概略図を第7図に示す。



第7図 格納容器への窒素供給手段の概略図

b. ベント停止後における格納容器負圧防止対策について

ベント停止時は、最初に可搬式窒素供給装置により格納容器内に窒素注入を開始し、その後、残留熱除去系又は残留熱代替除去系を用いた格納容器除熱を開始する。除熱による蒸気凝縮量が窒素供給量を上回った場合、格納容器圧力が負圧に至る可能性があるため、除熱量(熱交換器のバイパス流量)を調整し格納容器圧力を13.7kPa [gage] - 245kPa [gage] の間でコントロールすることで格納容器圧力を正圧に維持しつつ、格納容器気相部を蒸気雰囲気から窒素雰囲気へ置換する。また、格納容器圧力が13.7kPa [gage] まで低下した場合には、負圧を防止するため格納容器除熱を停止する。格納容器内気相部が窒素雰囲気へ置換された以降は、格納容器が負圧となることはない。

また、窒素供給装置以外の手段として、設計基準対象施設ではあるが、窒素ガス制御系による格納容器への窒素供給が可能である。格納容器への窒素供給手段の概略図を図8に示す。

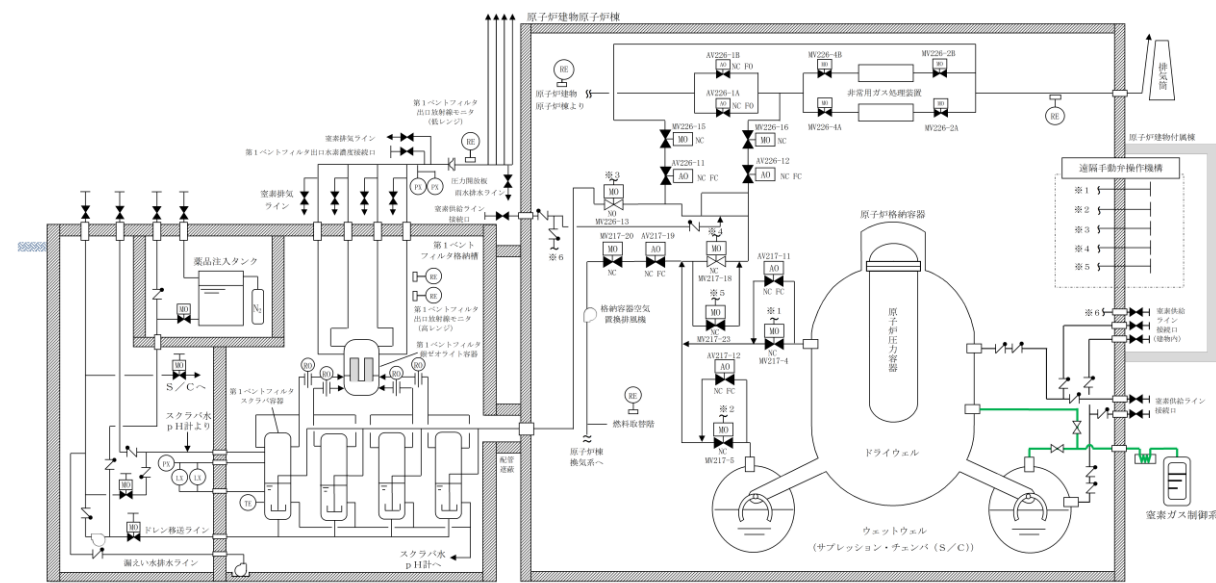


図8 格納容器への窒素供給手段の概略図

・運用の相違
 残留熱除去系又は残留熱代替除去系にて格納容器除熱を実施する場合の圧力制御範囲の相違
 ・運用の相違
 島根2号炉は、格納容器除熱停止後もサプレッション・プール水による原子炉注水を実施していることから、外部水源による注水は実施しない

・設備の相違
 設計方針の相違による系統構成の相違