

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 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。 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 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 <input type="text"/> 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 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 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。 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 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 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。 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。 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)

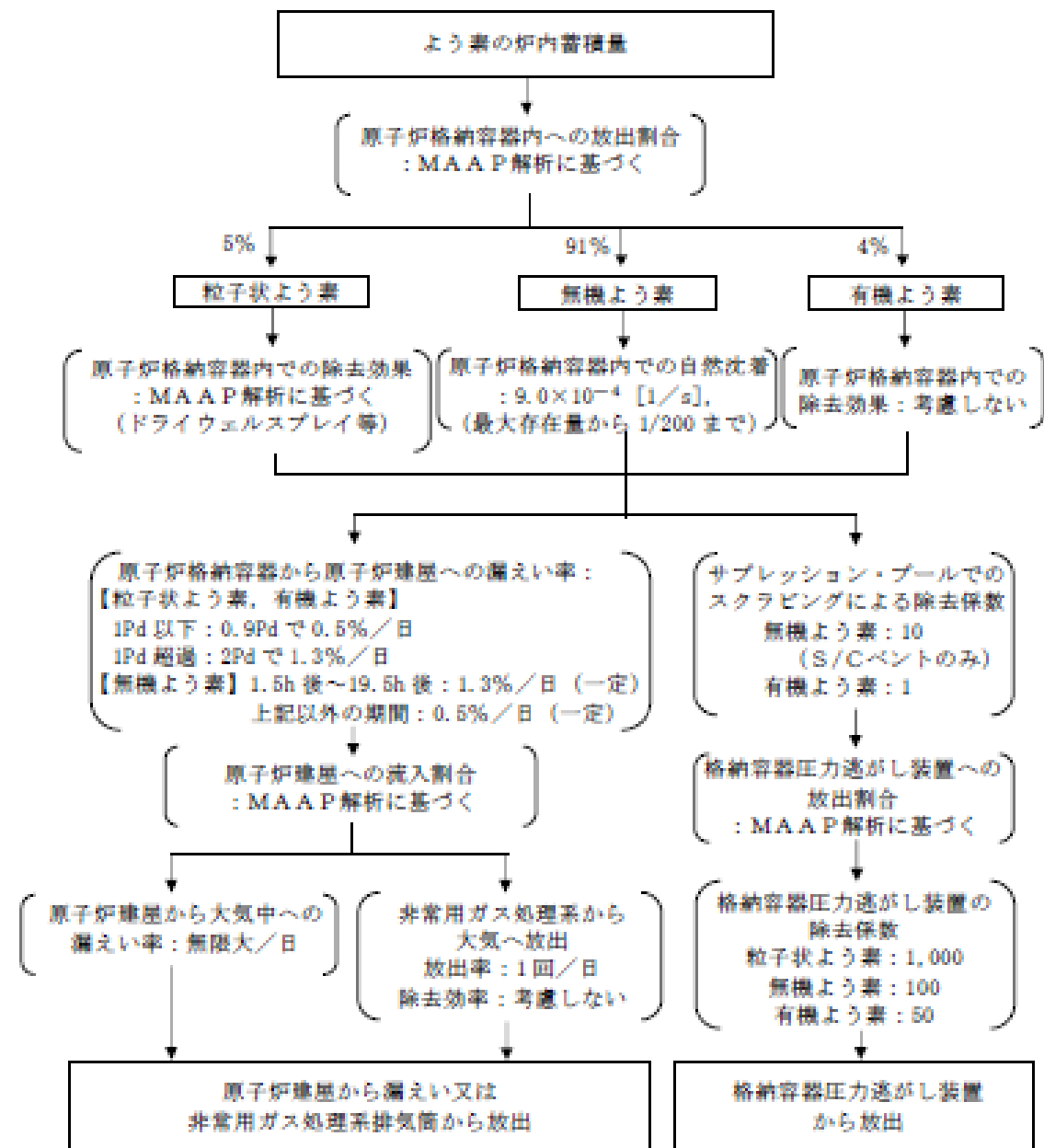
項目	評価条件		選定理由
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率 (希ガス, エアロゾル及び有機よう素)	1Pd以下: 0.9Pdで0.5%/日 1Pd超過: 2Pdで1.3%/日		MAAP解析にて原子炉格納容器の開口面積を設定し格納容器圧力に応じ漏えい率が変化するものとし, 原子炉格納容器の設計漏えい率(0.9Pdで0.5%/日)及びAECの式等に基づき設定(補足1参照)
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率 (無機よう素)	1.5h後~19.5h後: 1.3%/日(一定) その他の期間: 0.5%/日(一定)		原子炉格納容器の設計漏えい率(0.5%/日)及びAECの式等に基づき設定(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)

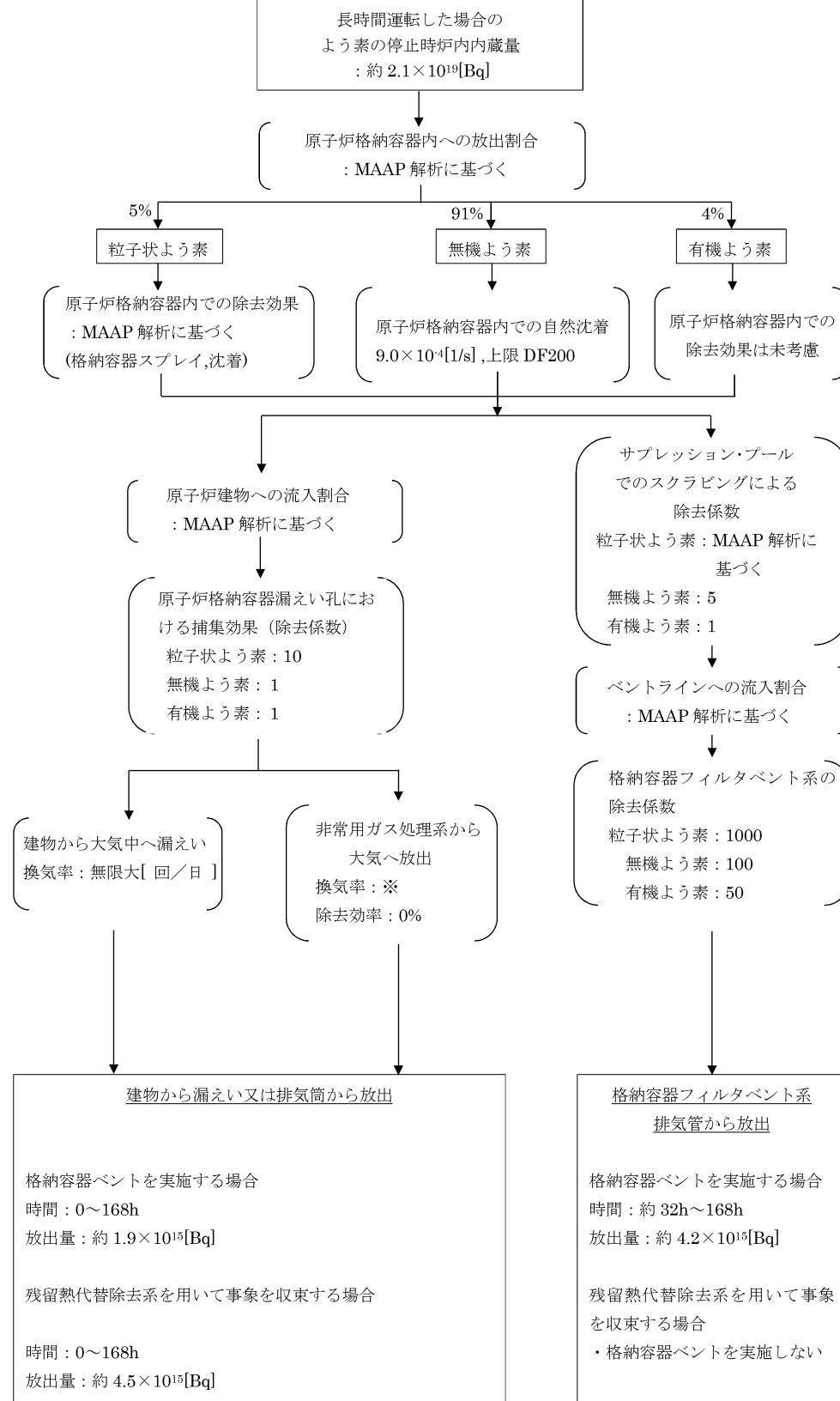
項目	評価条件			選定理由
原子炉建屋から大気への漏えい率 (非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動前)	無限大/日 (地上放出) (原子炉格納容器から原子炉建屋へ漏えいした放射性物質は、即座に大気へ漏えいするものとして評価)			保守的に設定
非常用ガス処理系から大気への放出率 (非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動後)	1回/日 (排気筒放出)			設計値に基づき設定 (非常用ガス処理系のファン容量)
非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動時間	事象発生から2時間後			起動操作時間 (115分) + 負圧達成時間 (5分) (起動に伴い原子炉建屋原子炉棟内は負圧になるが、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} D/Wベント : 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}		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>	<p>備考</p>

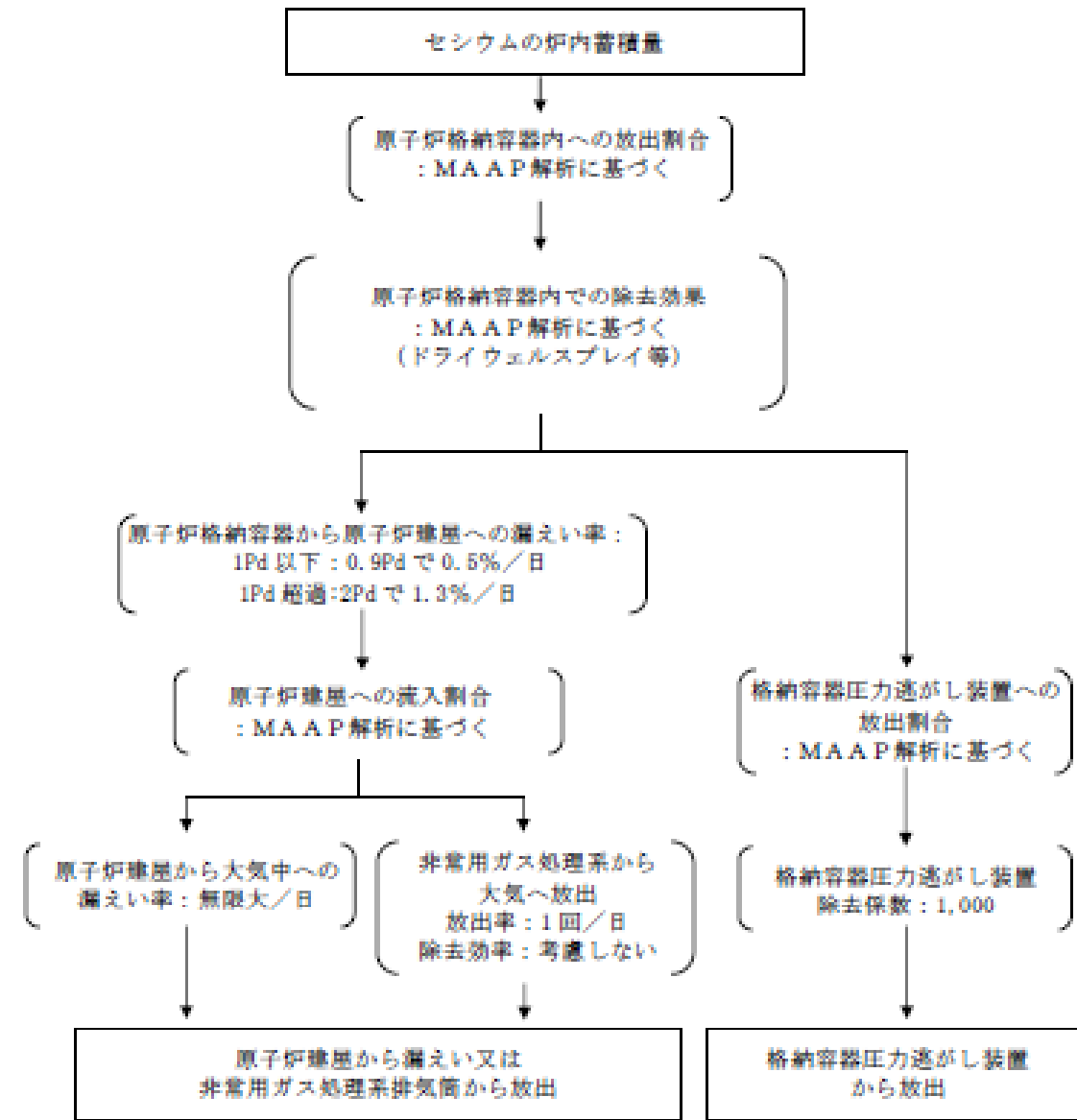


第2図 よう素の大気放出過程

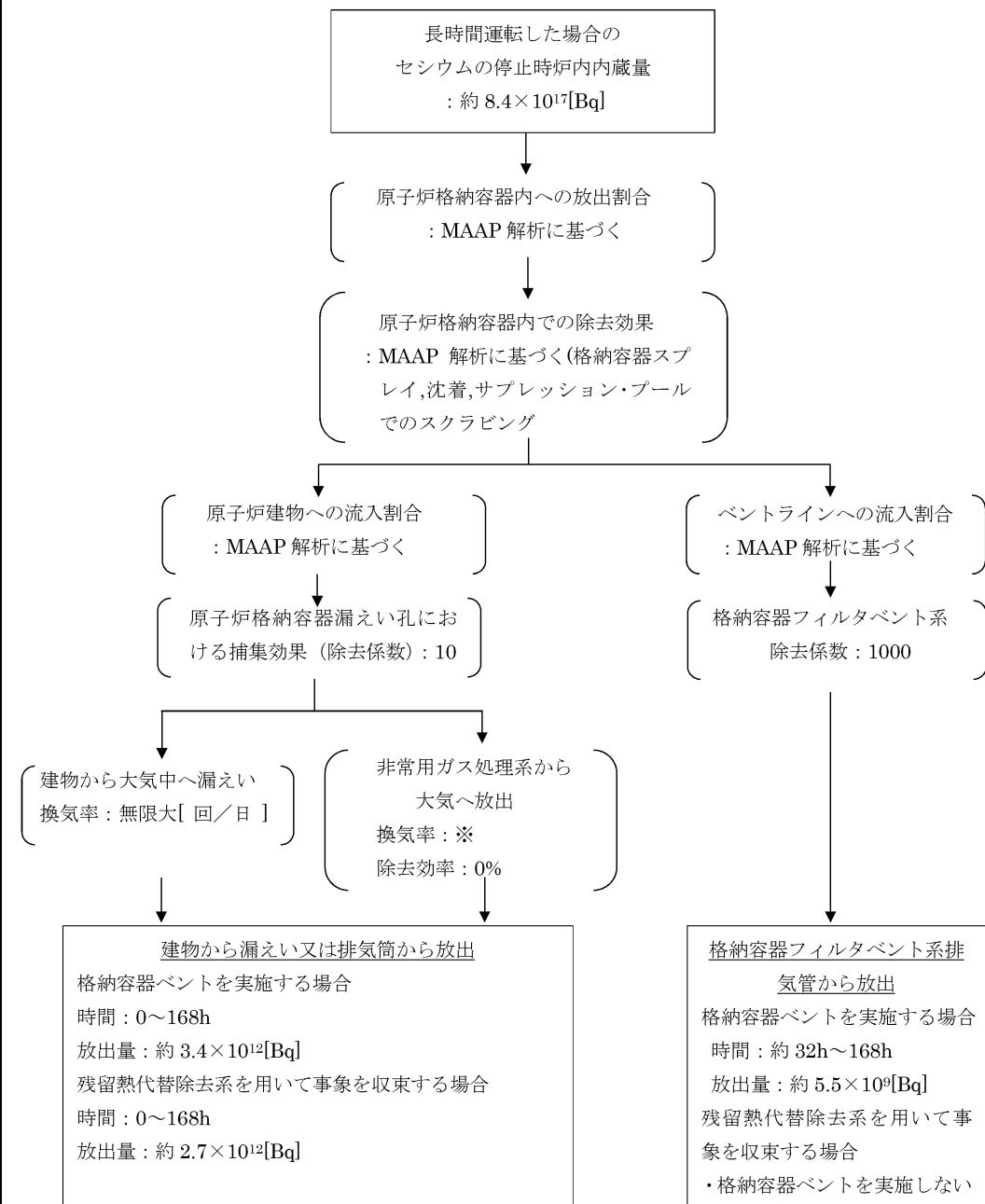


※非常用ガス処理系の定格風量 4400m³/h による換気率 1 回/日により屋外に放出

図2 よう素の大気放出過程



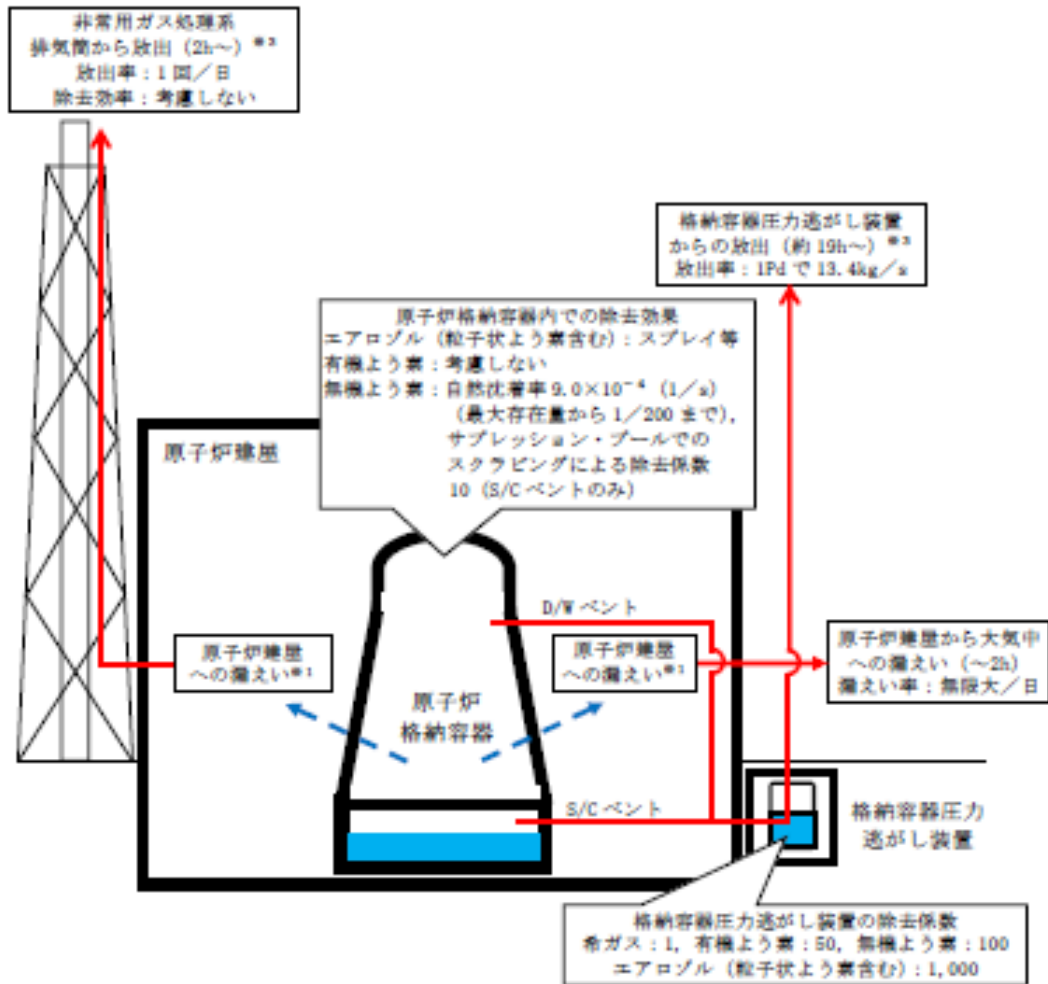
第3図セシウムの大気放出過程



※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>	

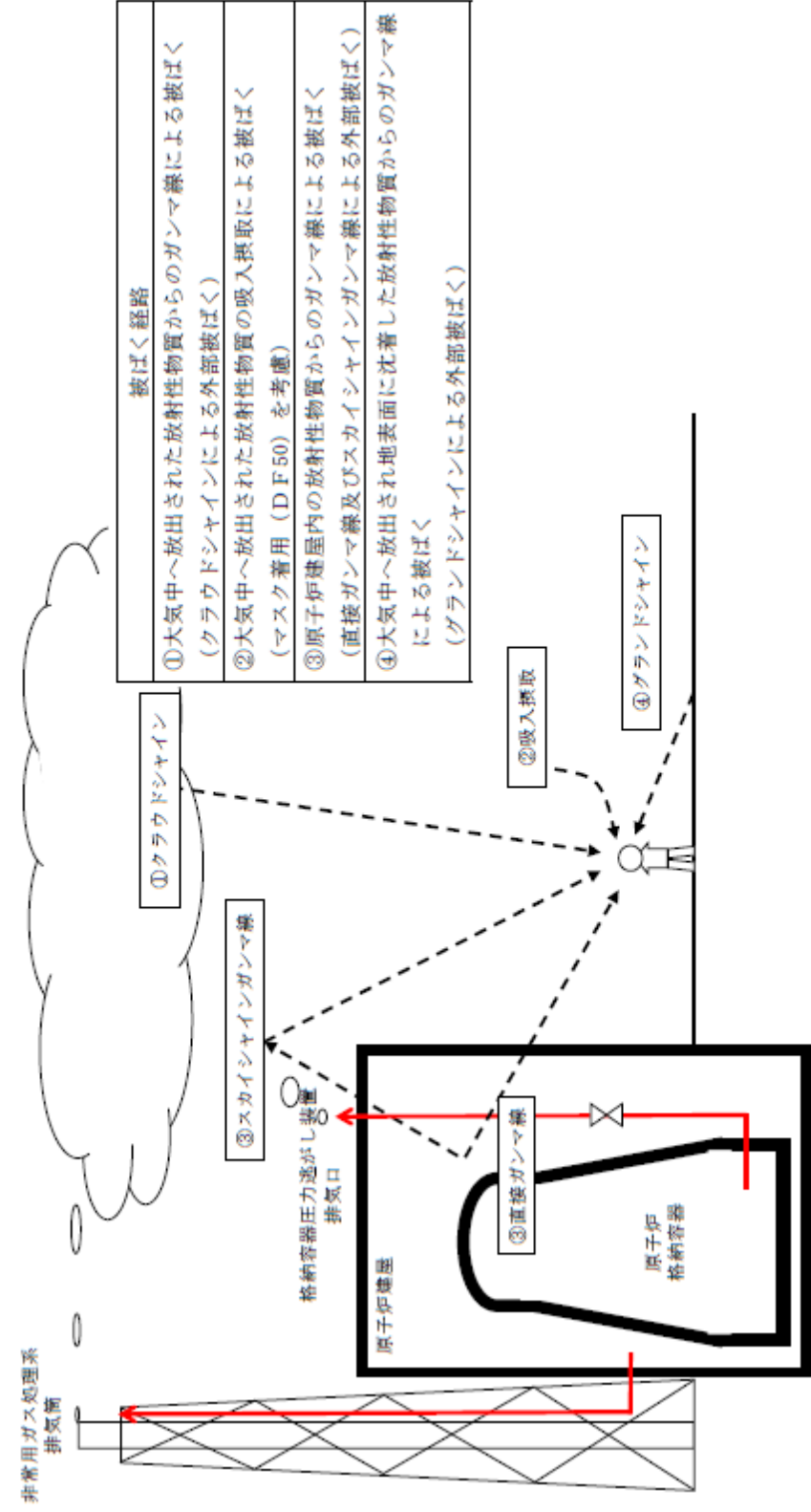


※1 原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率
 【希ガス, エアロゾル (粒子状よう素含む), 有機よう素】
 1Pd以下: 0.9Pdで0.5%/日, 1Pd超過:2Pdで1.3%/日
 【無機よう素】
 1.5h後~19.5h後: 1.3%/日 (一定), 上記以外の期間: 0.5%/日 (一定)

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)



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)

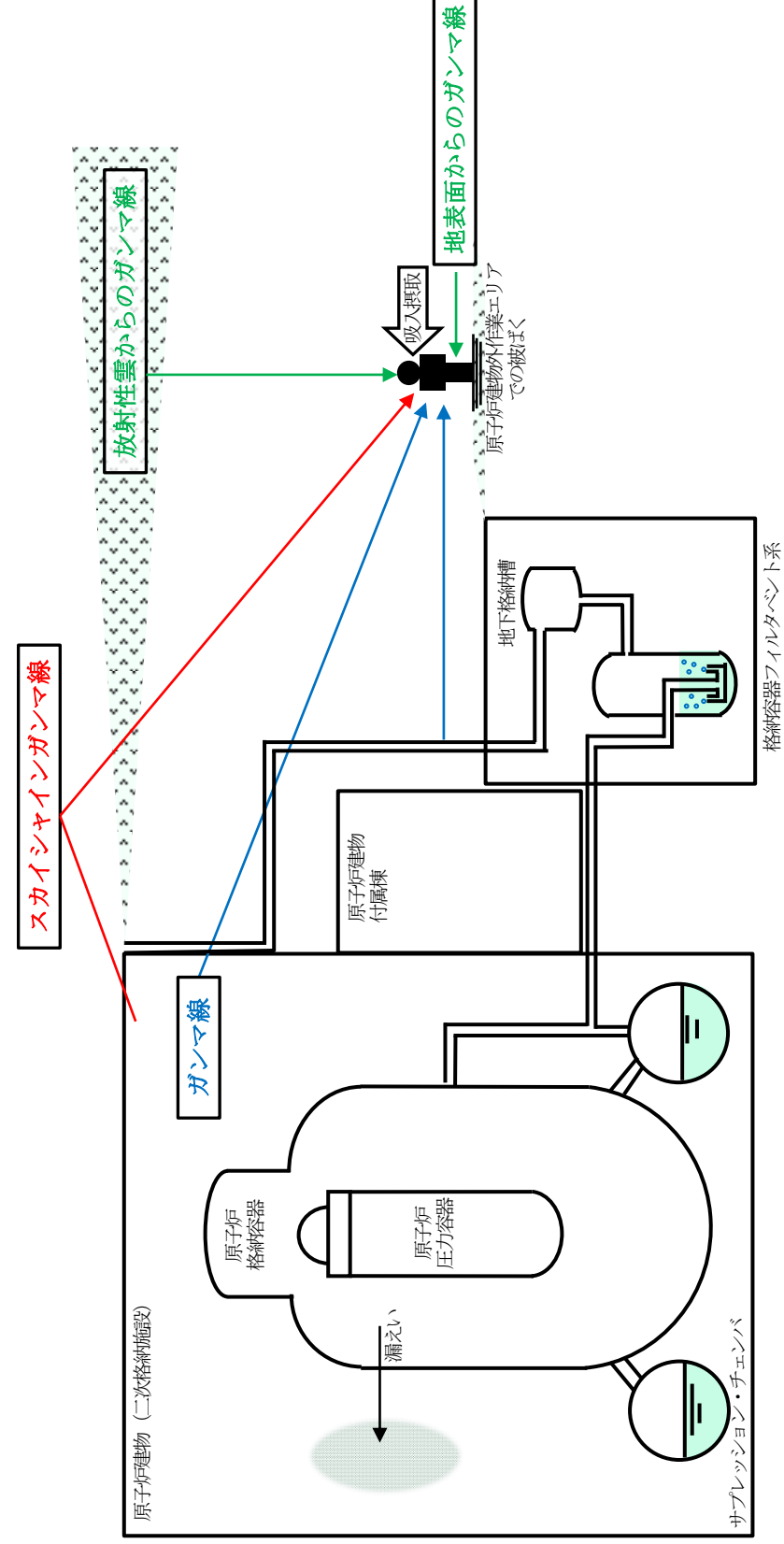
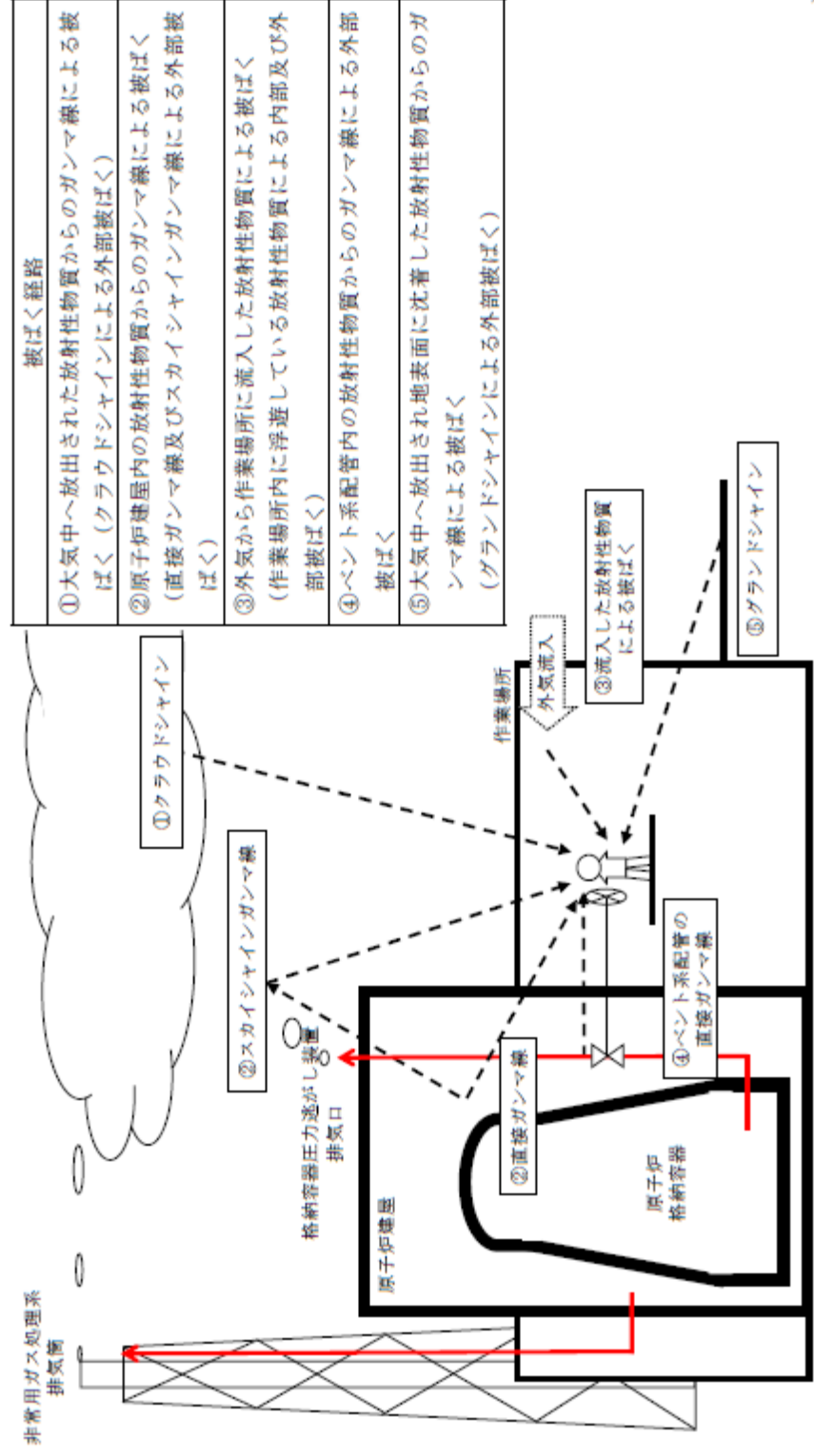


図5 被ばく経路概念図 (屋外)



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)

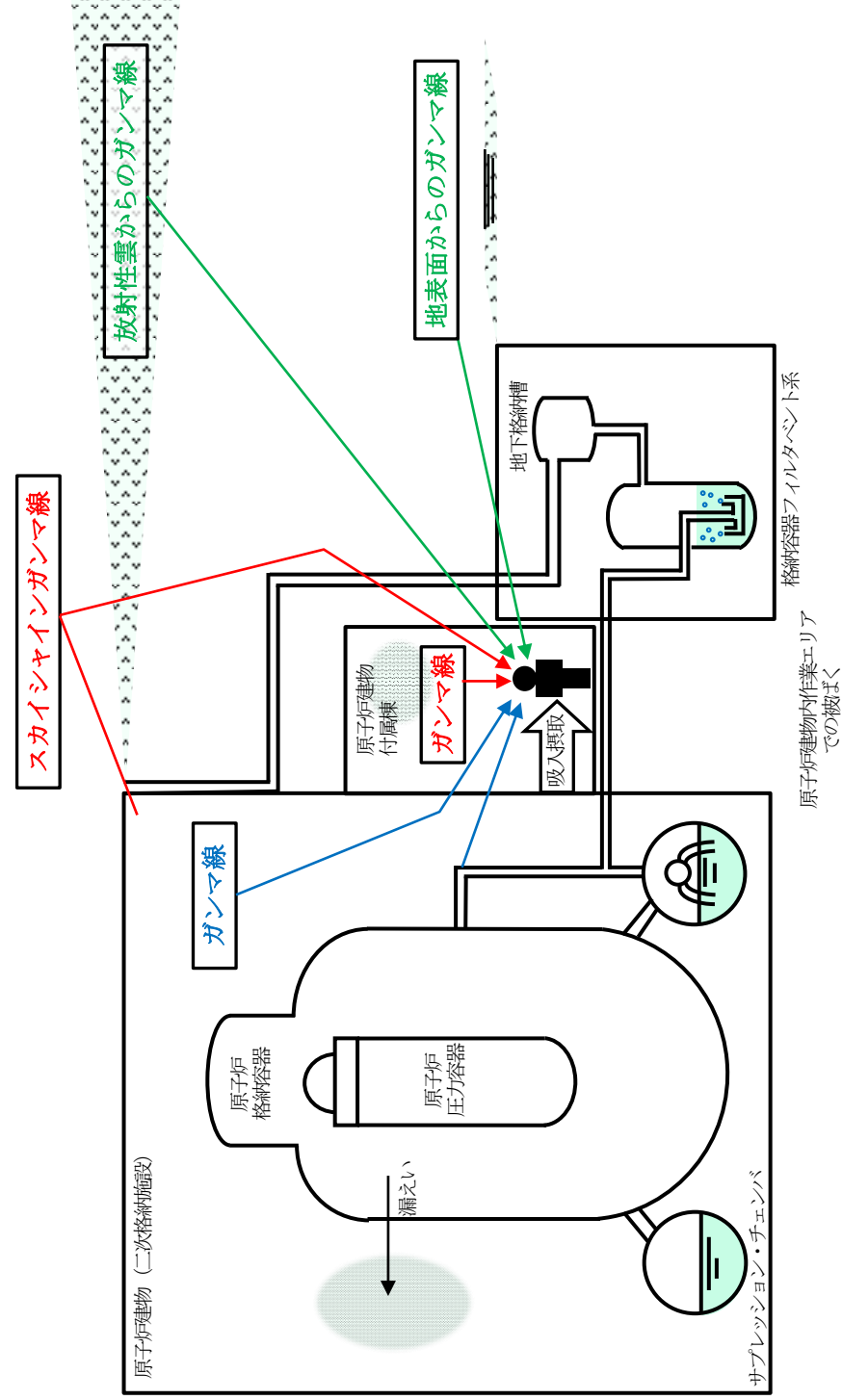
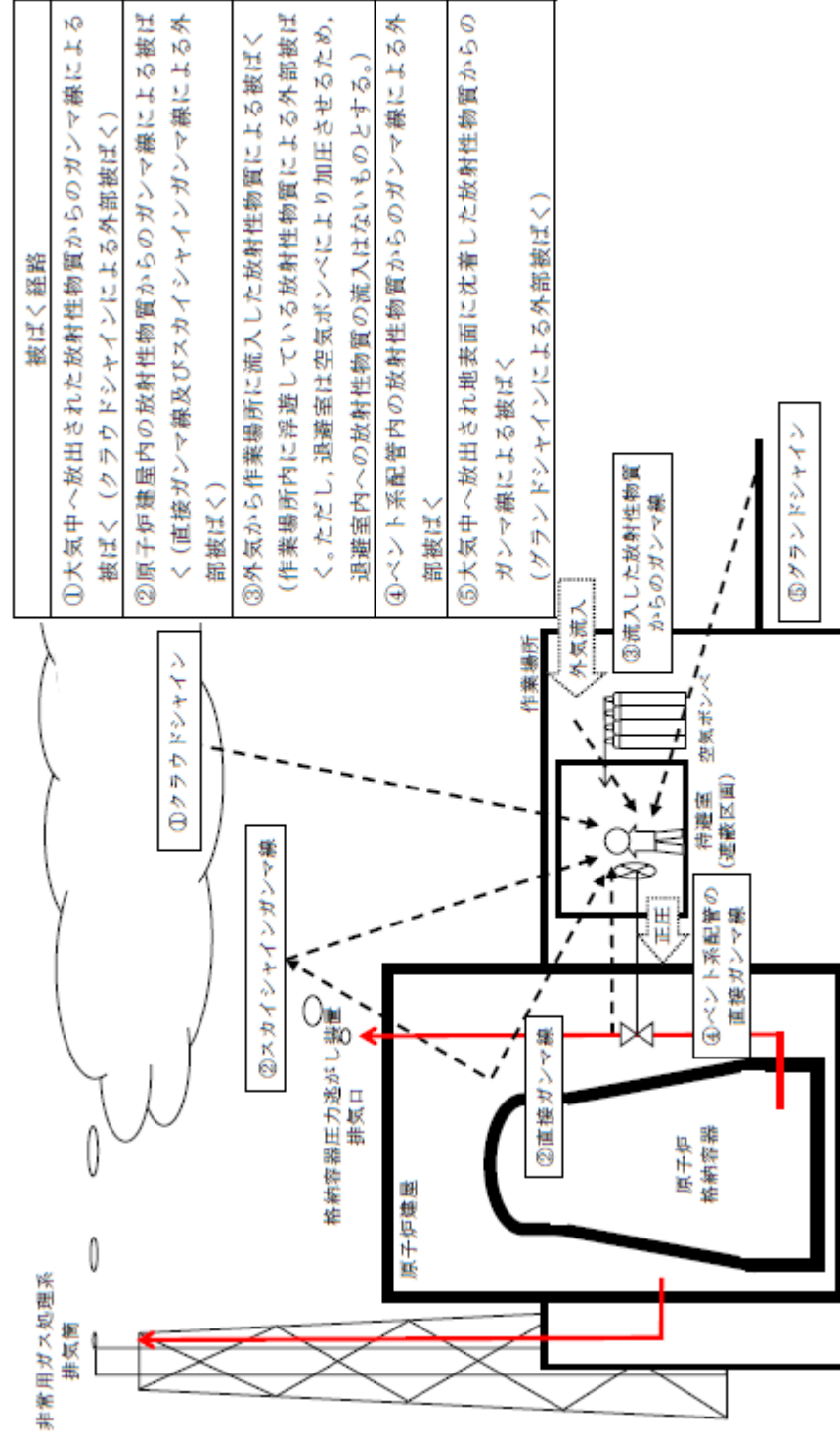


図6 被ばく経路概念図 (屋内)



- 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による外部被ばく)

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 (3.9×10⁻³/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 (m³) </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 : 2,200m ³ 屋内移動アクセスルート : 2,200m ³ ・第二弁 操作場所 : 590m ³ 屋内移動アクセスルート : 2,200m 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 : 590m ³ 屋内移動アクセスルート : 2,200m 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。

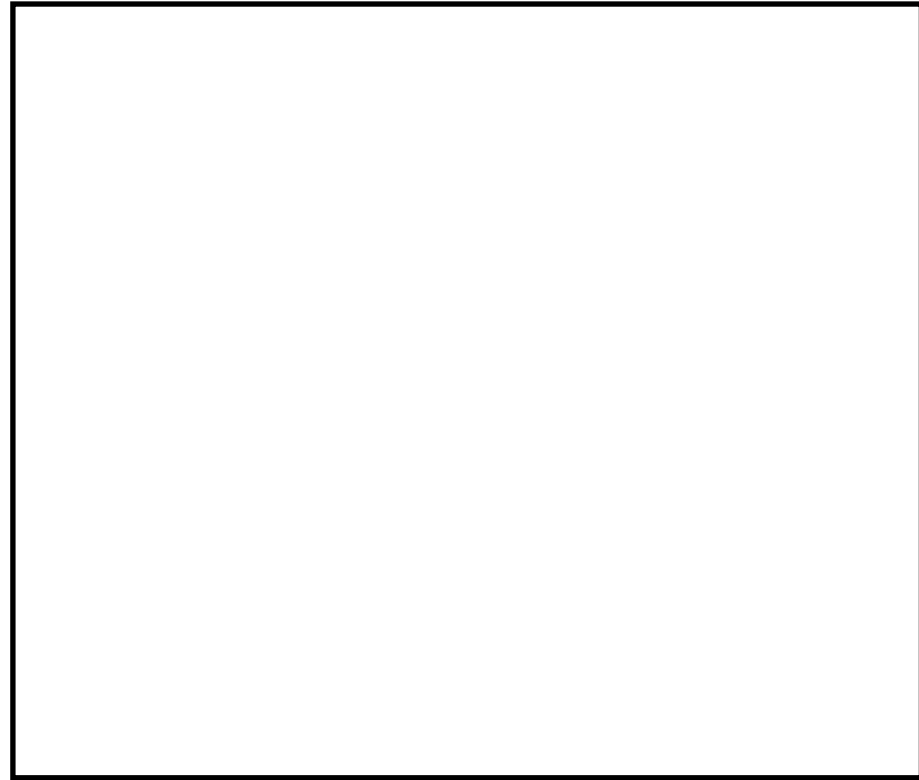
第6表 格納容器圧力逃がし装置配管からの直接ガンマ線

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

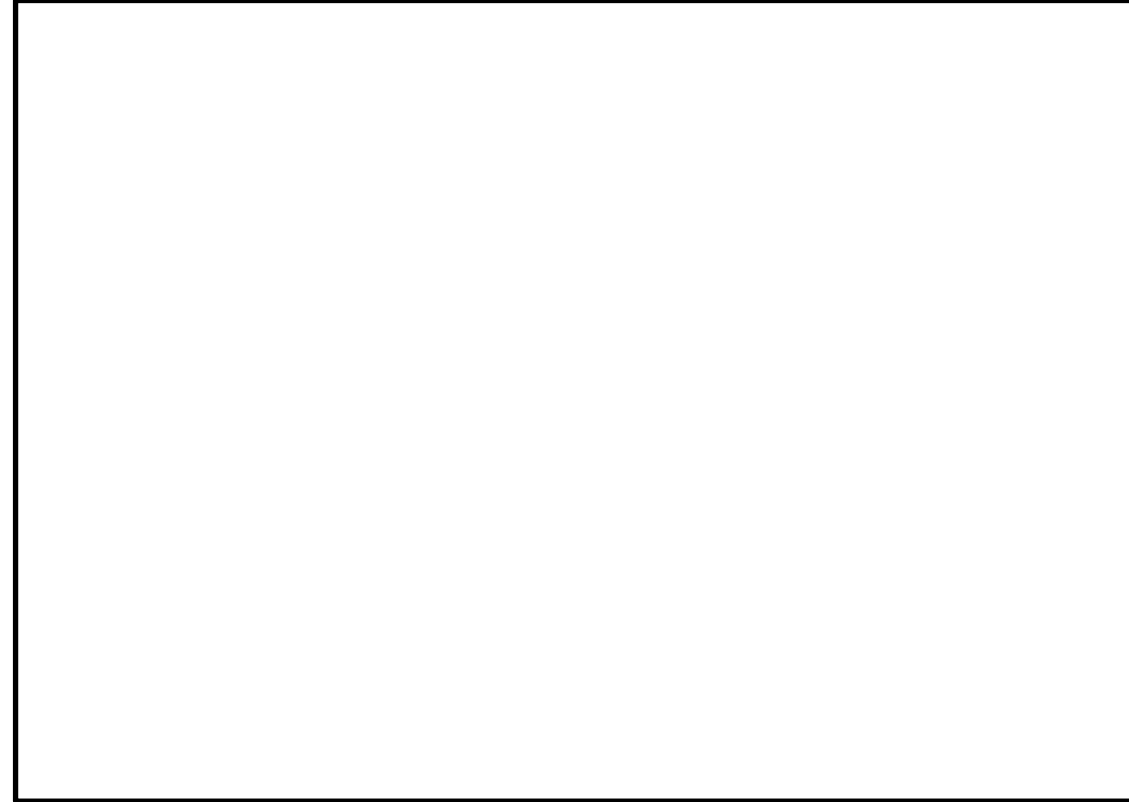
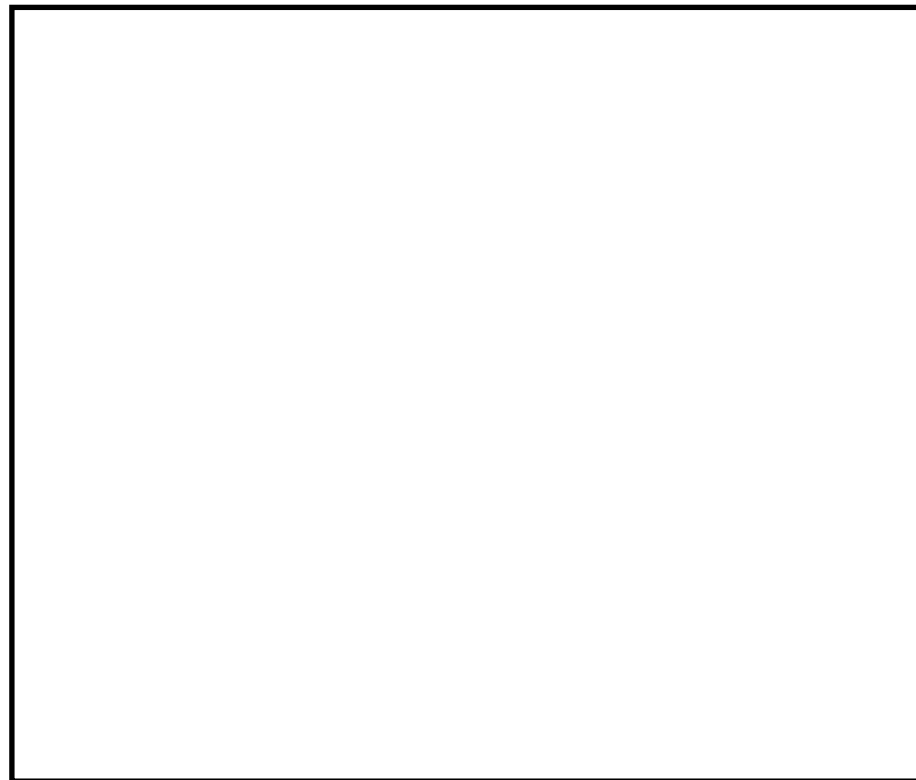


図7 第1弁 (W/Wベント) 操作場所 (原子炉建物地下1階)



第10図 第一弁 (S/C側) 操作場所及びアクセスルート

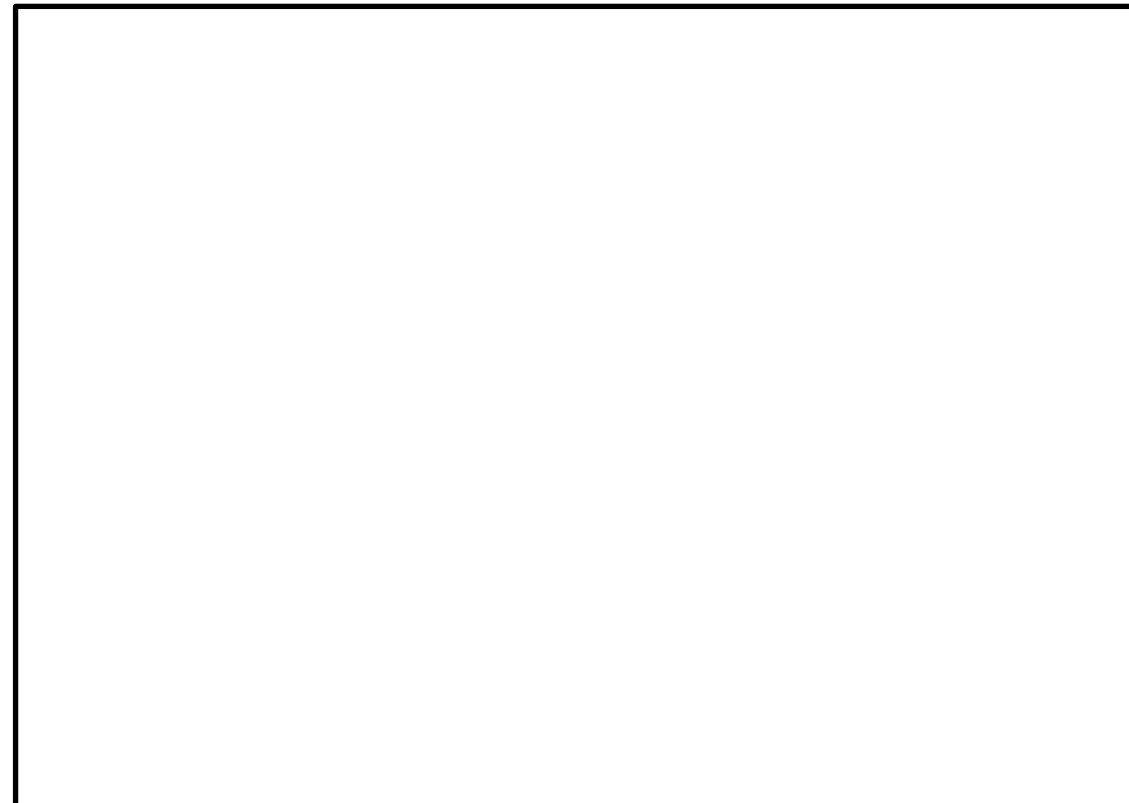
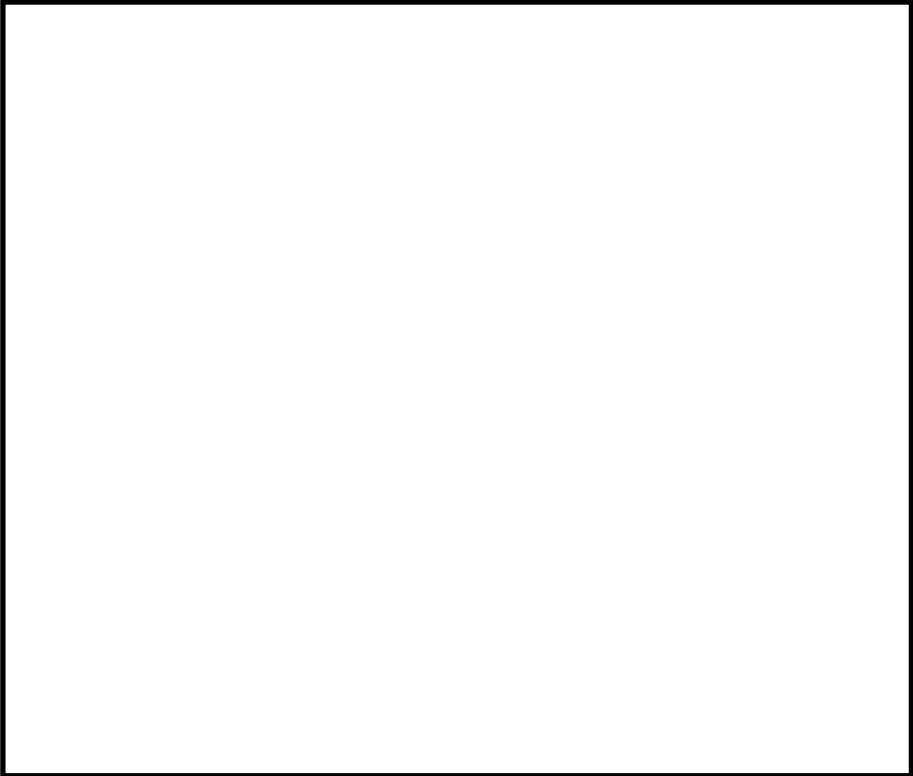
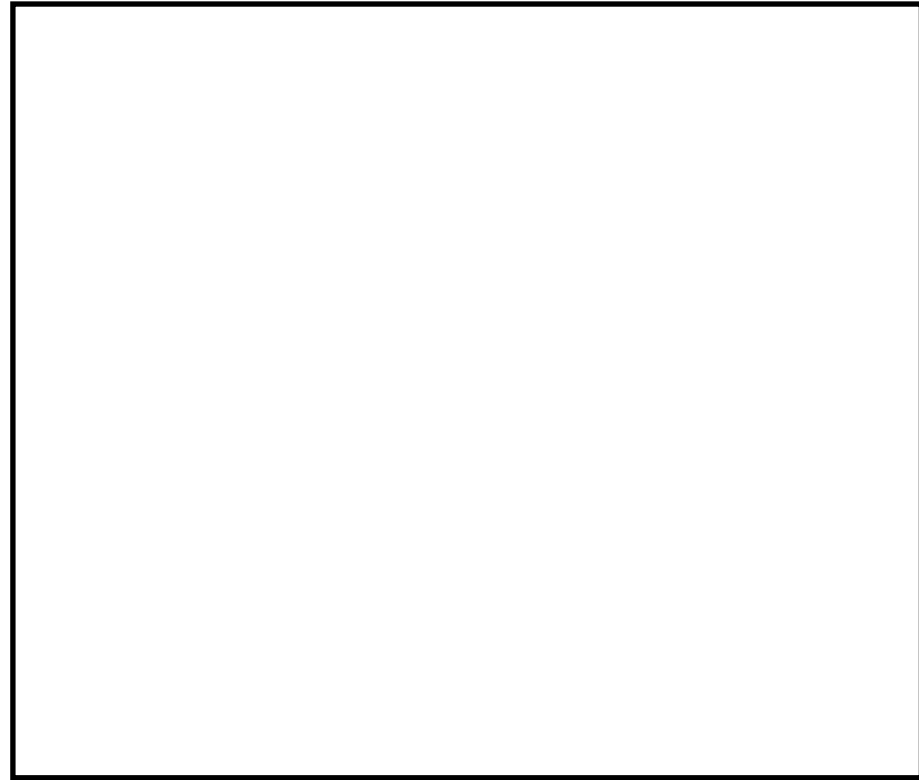


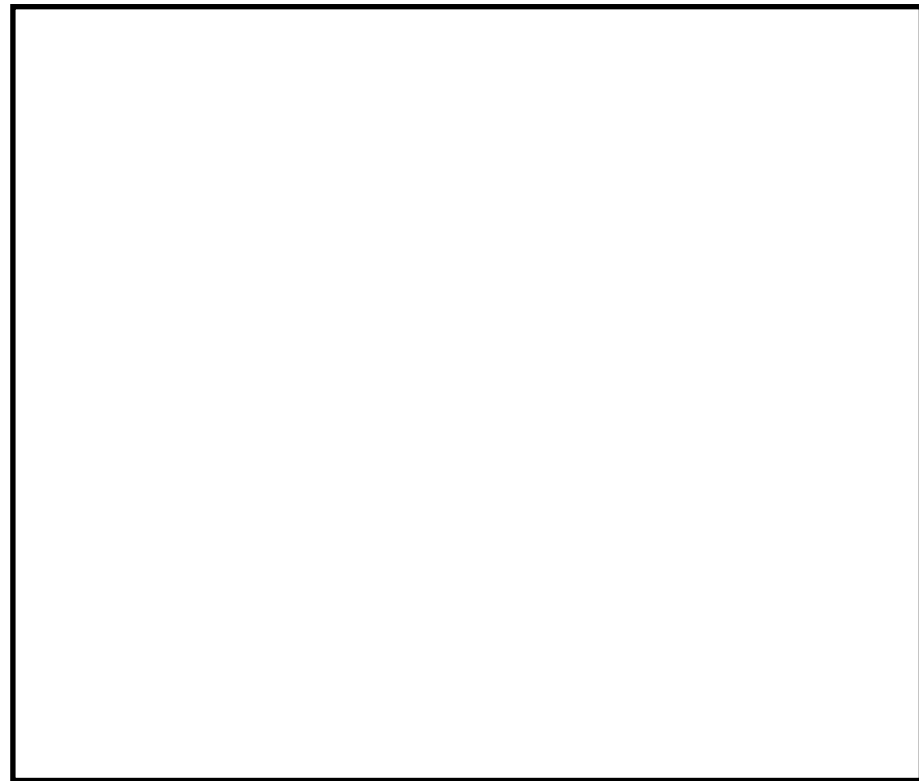
図8 第1弁 (W/Wベント) 操作場所 (原子炉建物1階)

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11図 第一弁（S/C側）操作場所及びアクセスルート</p>		
		
<p>第12図 第一弁（D/W側）操作場所及びアクセスルート</p>	<p>図9 第一弁（D/Wベント）操作場所（原子炉建物2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>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

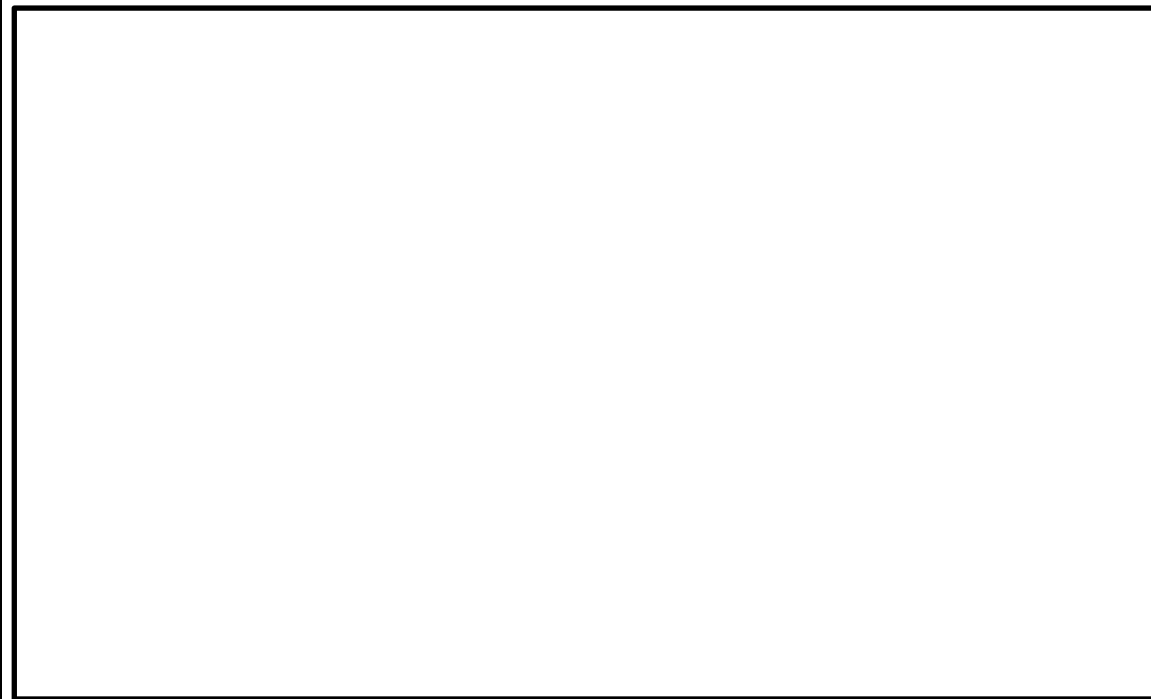
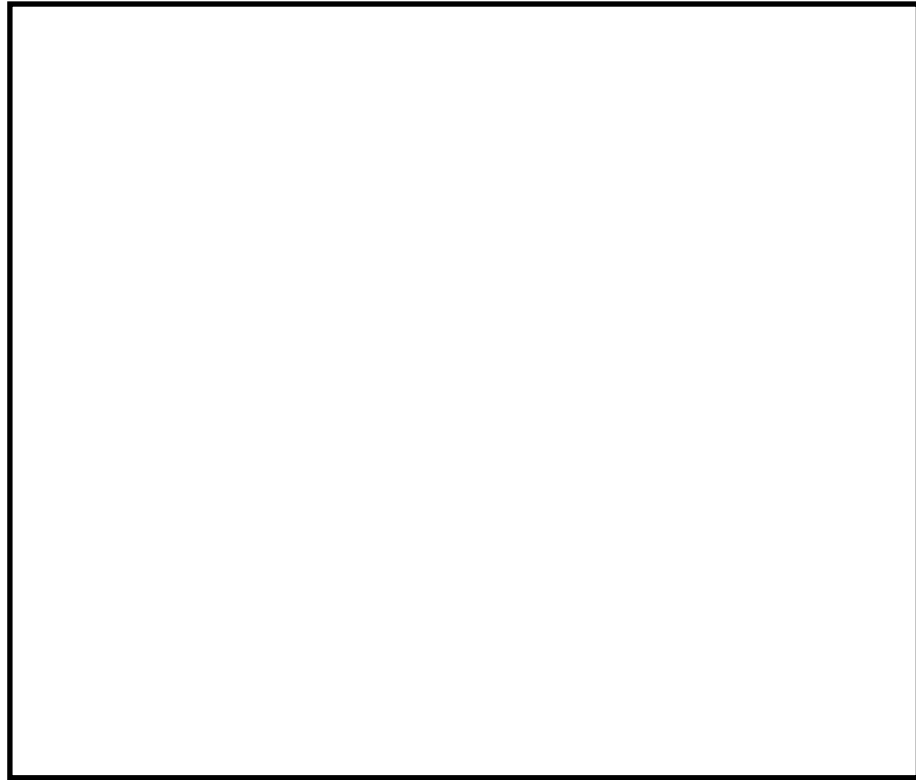
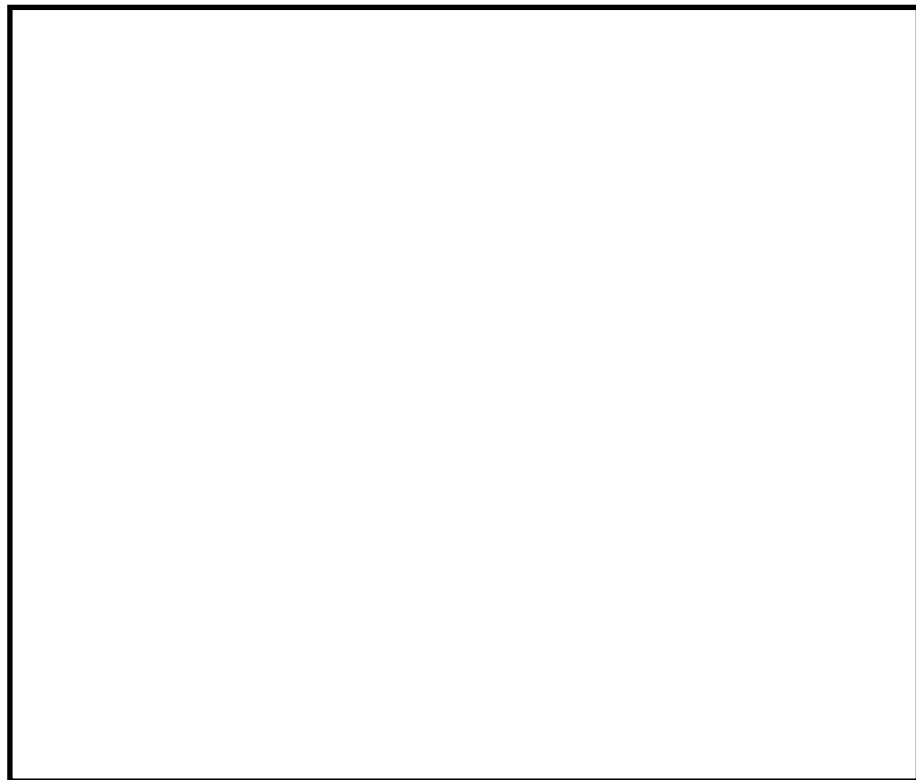


図10 屋外作業場所



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

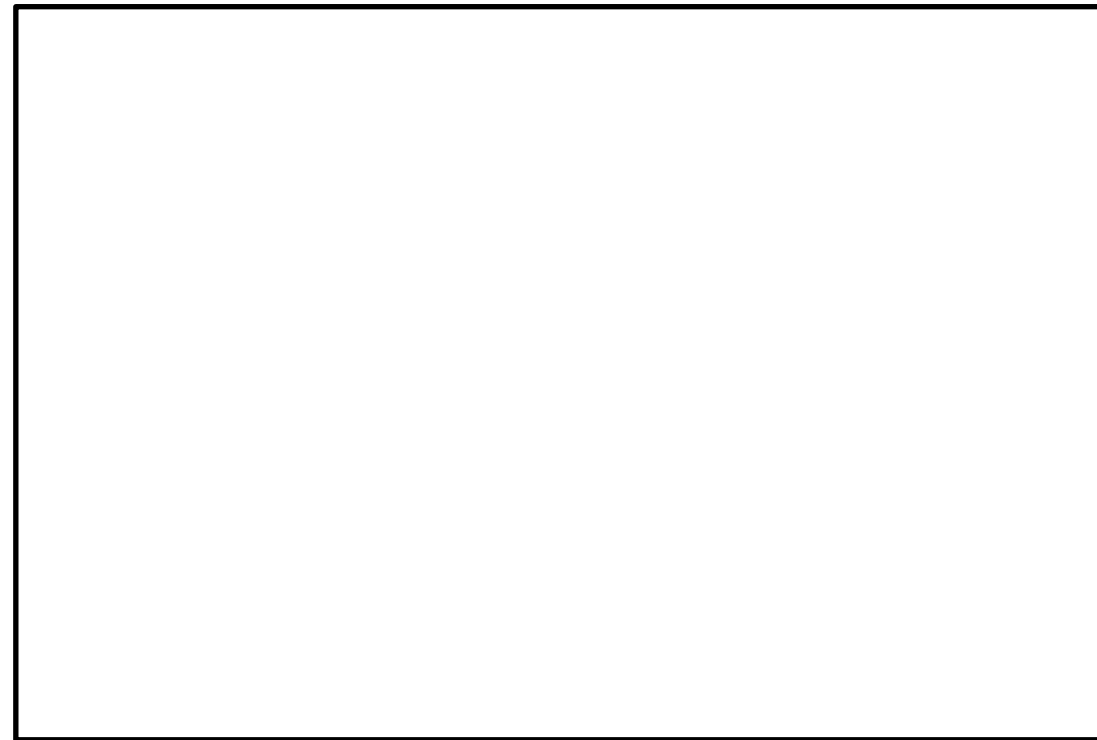
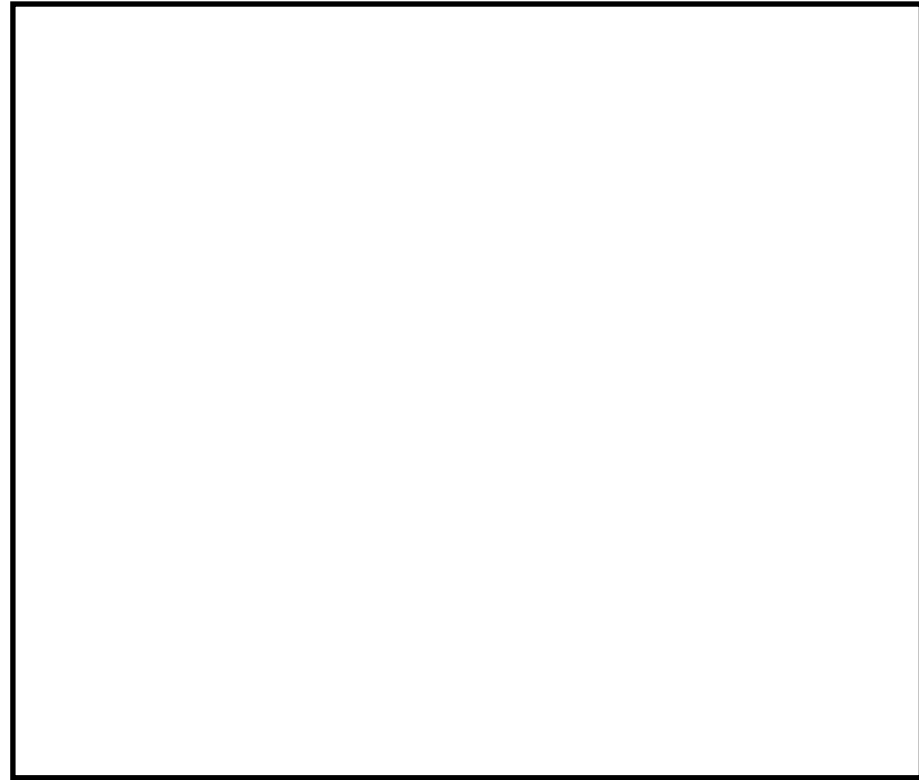
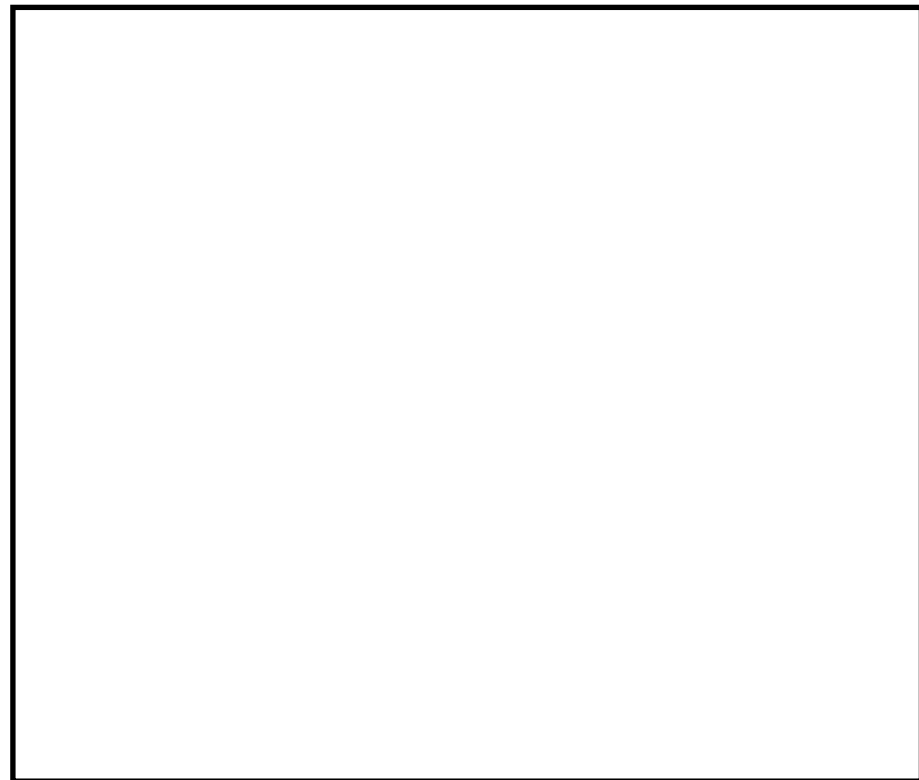


図11 第2弁操作場所(原子炉建物3階)



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}	
	ベント操作時	屋内移動時 (中央制御室⇒ 作業場所)	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	約2.1×10 ⁰	約3.1×10 ⁰	約5.4×10 ⁰	約1.9×10 ⁰
	外部被ばく	約4.8×10 ⁻²	約2.6×10 ⁻²	約5.4×10 ⁰
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2.6×10 ⁻²	約4.8×10 ⁻²
	外部被ばく	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	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	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
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	1.0×10 ⁻² 以下	約4.6×10 ⁻¹	約4.6×10 ⁻¹
	約1.2×10 ¹	約1.2×10 ¹	約1.1×10 ¹	約1.2×10 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	約1.4×10 ¹	約1.5×10 ¹	約1.7×10 ¹	約1.4×10 ¹
作業線量率	90分	35分 (往路)	90分	35分 (復路)
作業時間及び移動時間	90分	35分 (往路)	90分	35分 (復路)
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8.2×10 ⁰ mSv
作業員の実効線量 (合計)	約3.7×10 ¹ mSv			
大気中へ放出された放射性物質の 影響に包絡される				
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
外部から作業場所内へ 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	
内部被ばく	正圧化により流入なし						約2.7×10 ⁻²	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2.9×10 ⁻¹	約2.9×10 ⁻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2.2×10 ⁻²	約2.3×10 ⁻²	約2.3×10 ⁻²	約1.2×10 ¹	約1.2×10 ¹	
作業員の実効線量率	約5.2×10 ⁰	約5.3×10 ⁻¹	約4.8×10 ⁻¹	約1.7×10 ⁻¹	約1.4×10 ¹	約1.4×10 ¹	約1.4×10 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5.2×10 ⁰ mSv	約5.3×10 ⁻¹ mSv	約4.8×10 ⁻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	
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)

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

- 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

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

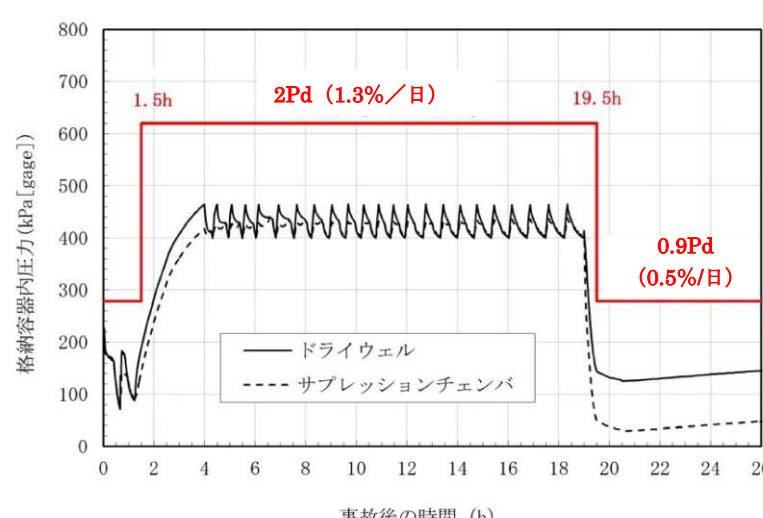
- L : 事故時の格納容器漏えい率 (2Pd) 【約 0.93%/日】
- L₀ : 設計漏えい率 (0.9Pd) 【0.5%/日】
- ρ_t : 事故時の格納容器内気体の平均密度^{※3} 【2.9kg/m³】
- ρ_d : 設計温度・圧力における格納容器内気体の平均密度^{※4} 【4.5kg/m³】
- P_t : 事故時の格納容器内圧力 (2Pd) 【721.325kPa [abs]】
- P_d : 設計圧力 (0.9Pd) 【380.325kPa [abs]】
- P_a : 格納容器外の圧力 (大気圧) 【101.325kPa [abs]】

※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

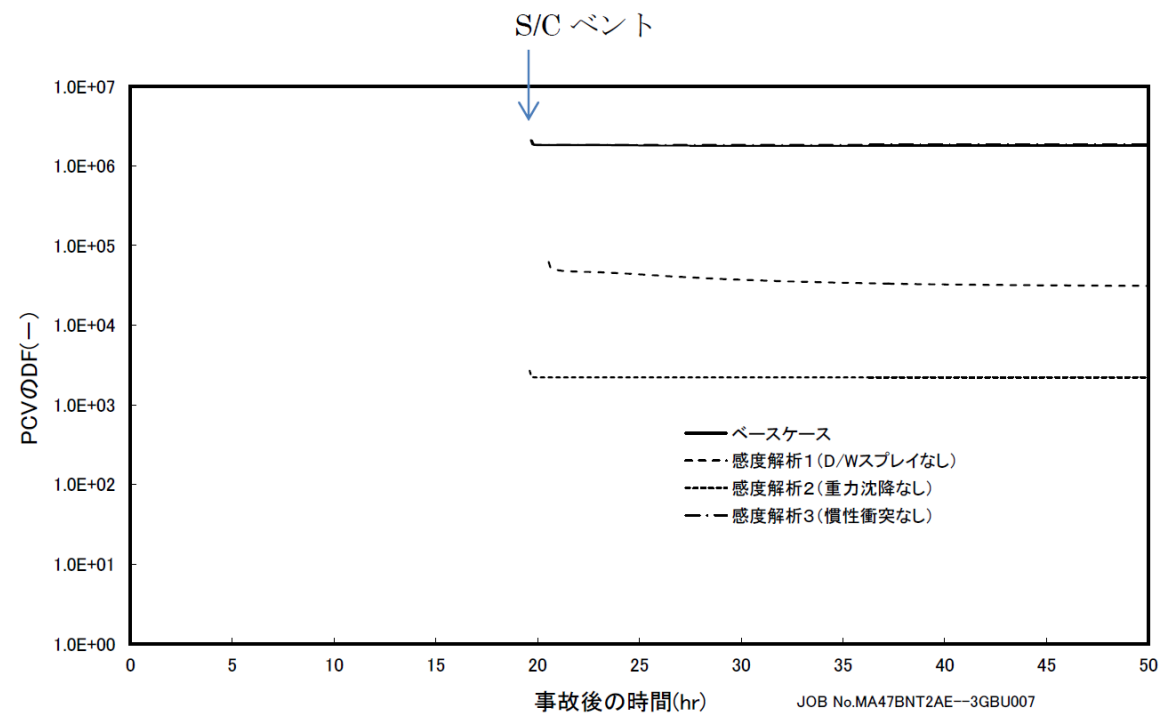
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>246kg, 水の放射線分解 約 115kg)) を包含した値であることから, 保守的な設定であると考ええる。</p> <p>※3 事故時の格納容器内気体の平均密度 ρ_t は, 以下の式により算出した。 $\rho_t [\text{kg}/\text{m}^3] = \text{平均分子量} M [\text{kg}/\text{mol}] \times \text{物質質量} n [\text{mol}] / \text{格納容器体積} V [\text{m}^3]$ 定常流の式より, 事故時の原子炉格納容器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 $[\text{kg}/\text{m}^3]$: 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>  <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

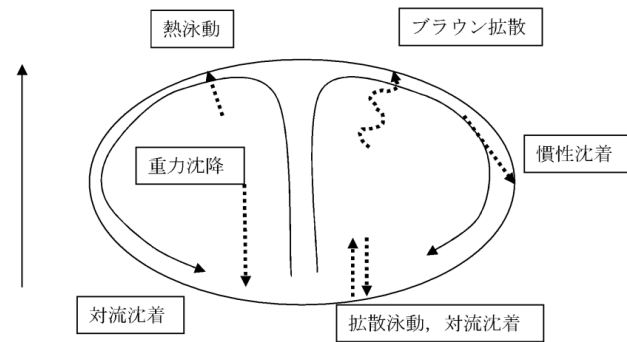
(1) スクラビング効果について

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) MAA P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。

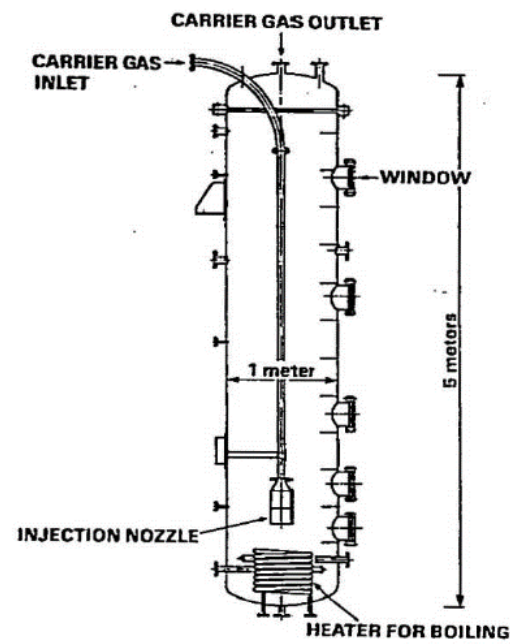
以上より、SUPRAコードにより計算されたDF値を用いることは妥当と考える。

※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

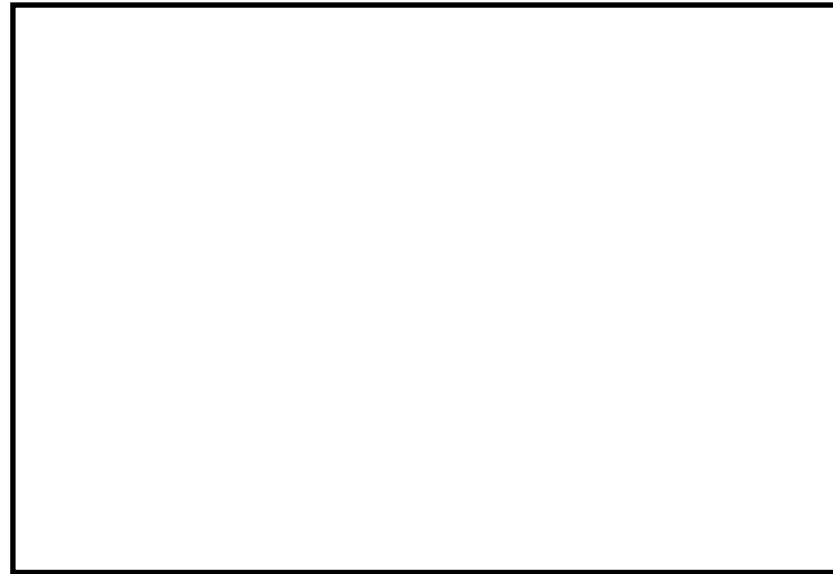


第3図 試験装置の概要

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" data-label="Figure"></div> <div data-bbox="439 747 997 779" data-label="Caption"><p>第4図 キャリアガス流量に対するDFの比較</p></div> <div data-bbox="344 877 1118 1409" data-label="Figure"></div> <div data-bbox="477 1465 958 1497" data-label="Caption"><p>第5図 プール水温に対するDFの比較</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="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

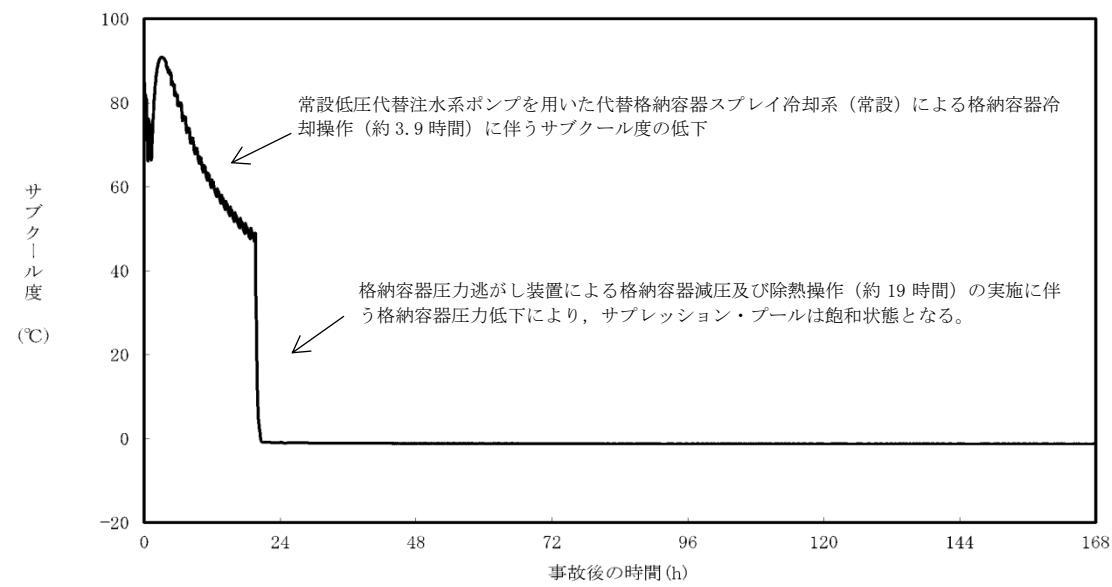
(4) 沸騰による除去効果への影響について

「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

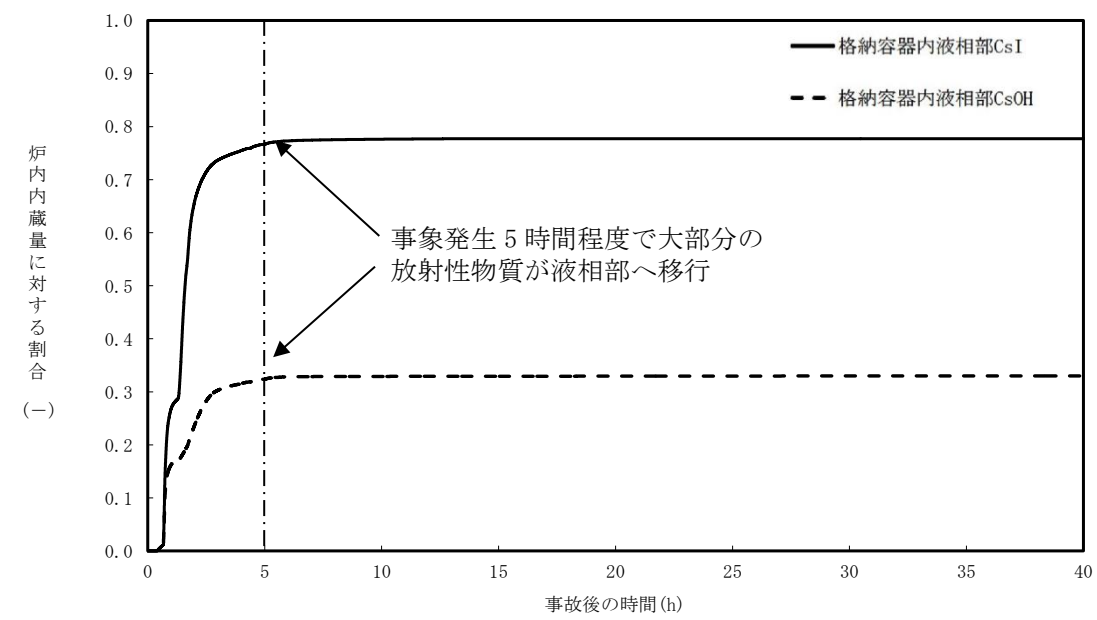
第2表 評価条件

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		



第12図 原子炉格納容器内液相部中の存在割合

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>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>

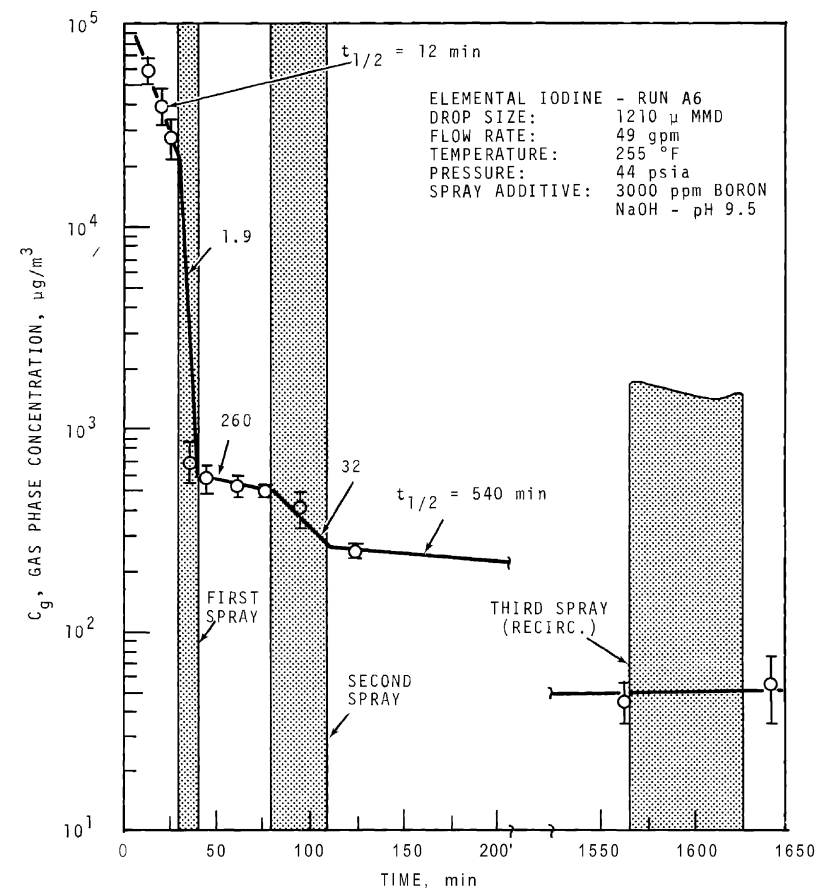


FIGURE 9. Concentration of Elemental Iodine in the Main Room, Run A6

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。

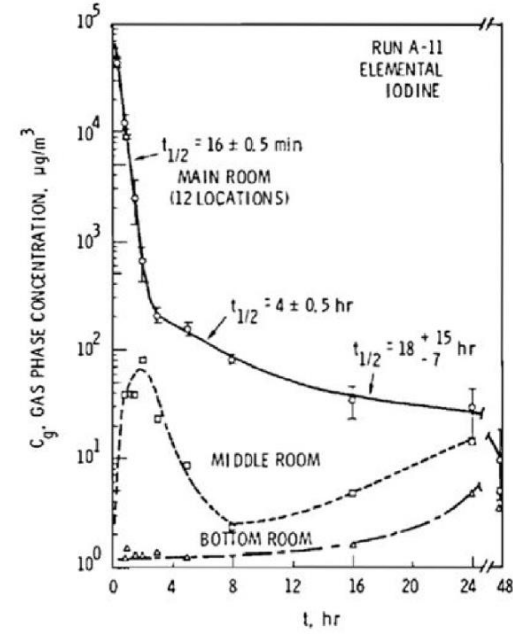
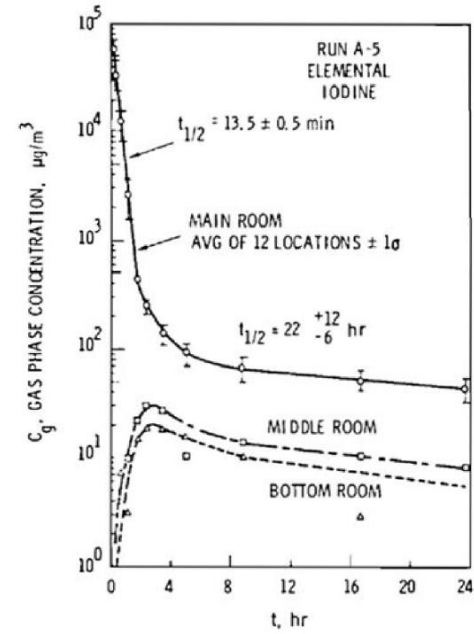


FIGURE B-5. Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-5
 FIGURE B-6. Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-11

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

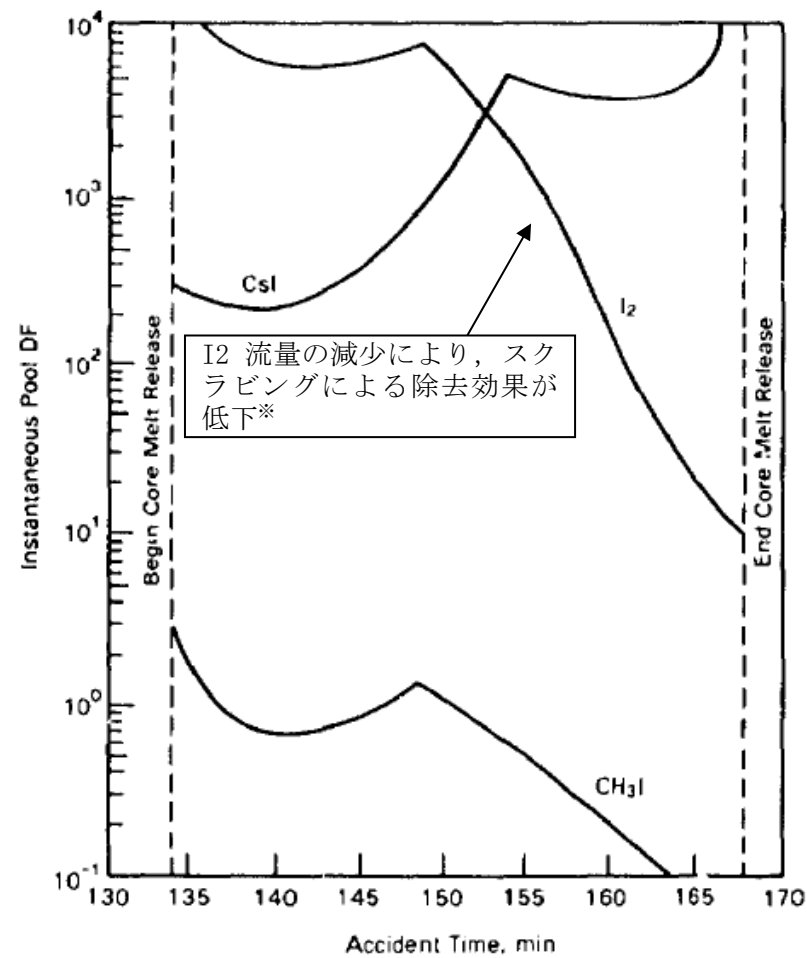
自然沈着率は、評価する体系の体積と内表面積の比である比表面積の影響を受け、比表面積が大きいほど自然沈着率は大きくなると考えられるため、CSE実験における体系と東海第二発電所の比表面積について第2表に示す。表からCSE実験と東海第二発電所の比表面積は同程度となっていることが確認できる。

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（I₂）、粒子状よう素（CsI）及び有機よう素（CH₃I）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)

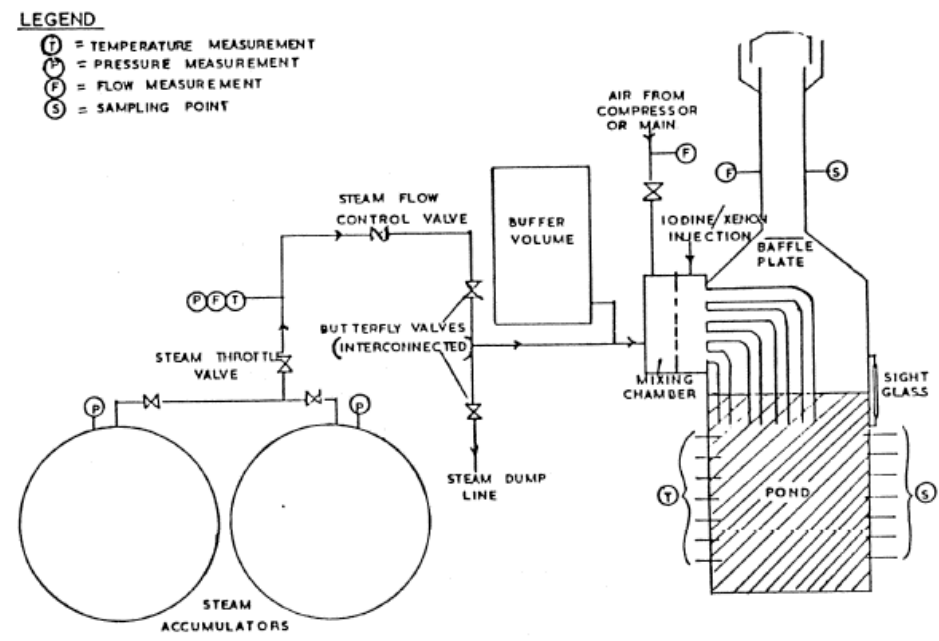
※文献中の記載(抜粋)

“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.”

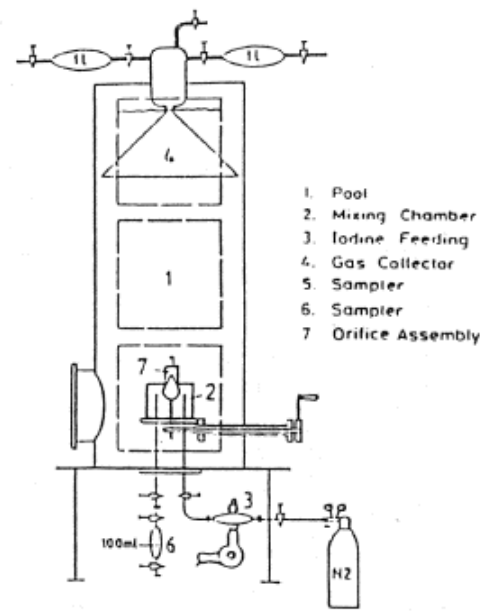
2. UKAEA及びPOSEIDONにて行われた実験

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., °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^{-5}	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 (CsI, CsOH) 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 産廃処分場近傍 (南南西約900m)*2		④5号機リベ ス シ ン ク 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	
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
MAAP	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、MAAP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、MAAP解析から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、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

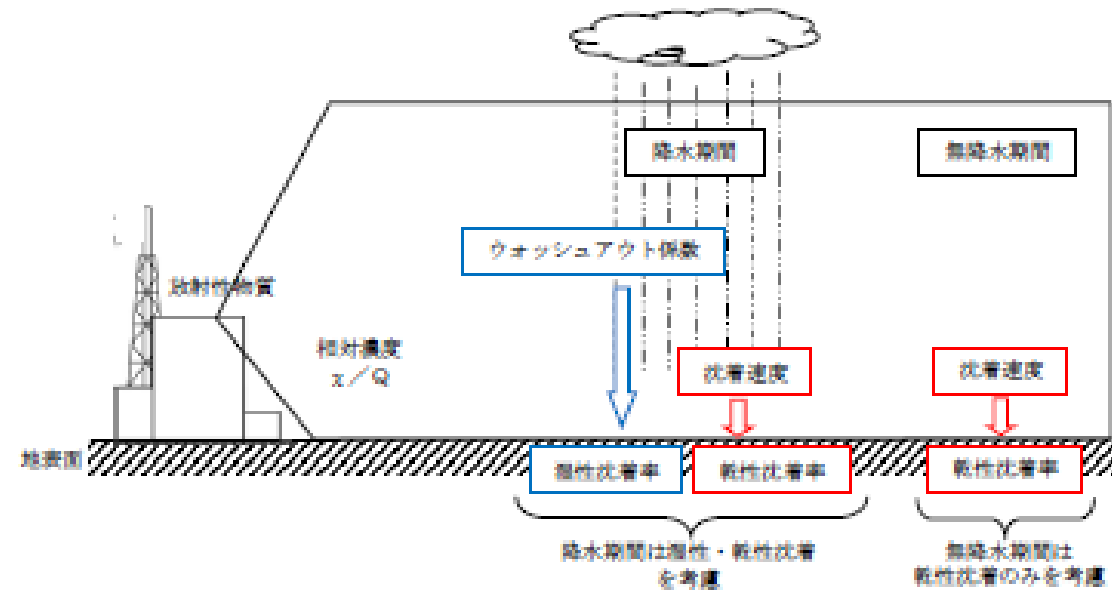
被ばく評価への寄与が大きい核種に対するMAAP解析結果及びNUREG-1465の放出割合を第8表に示す。第8表のとおり、Cs及びIについてはMAAP解析結果の方が大きい。また、希ガスについては、NUREG-1465の放出割合の方が大きい。これは東海第二の想定事故シナリオでは、原子炉注水により炉心が再冠水することで炉心内に健全な状態の燃料が一部存在するためと考える。

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> $(\chi/Q)_D(x,y,z)_i = V_d \cdot \chi/Q(x,y,z)_i \dots\dots\dots \textcircled{1}$ <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> $(\chi/Q)_w(x,y)_i = \Lambda \cdot \int_0^\infty \chi/Q(x,y,z)_i dz = \chi/Q(x,y,0)_i \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \sum_{z_i} \exp\left[-\frac{h^2}{2 \sum_{z_i}}\right] \dots\dots\dots \textcircled{2}$ <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> <hr/> <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 $\textcircled{1}+\textcircled{2}$</p> <hr/> <p>乾性沈着率の累積出現頻度97%値 $\textcircled{1}$</p> $= \frac{\left(V_d \cdot \chi/Q(x,y,z)_i + \chi/Q(x,y,0)_i \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \sum_{z_i} \exp\left[-\frac{h^2}{2 \sum_{z_i}}\right] \right)_{97\%}}{\left(V_d \cdot \chi/Q(x,y,z)_i \right)_{97\%}} \dots\dots\dots \textcircled{3}$	<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> $(x/Q)_D(x,y,z)_i = V_d \cdot x/Q(x,y,z)_i \dots\dots\dots \textcircled{1}$ <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> $(x/Q)_w(x,y)_i = \Lambda_i \cdot \int_0^\infty x/Q(x,y,z)_i dz = x/Q(x,y,0)_i \cdot \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \sum_{z_i} \exp\left[-\frac{h^2}{2 \sum_{z_i}}\right] \dots\dots\dots \textcircled{2}$ <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> <hr/> <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</p> <hr/> <p>乾性沈着率の累積出現頻度97%値</p> $= \frac{\left(V_d \cdot x/Q(x,y,z)_i + x/Q(x,y,0)_i \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \sum_{z_i} \exp\left[-\frac{h^2}{2 \sum_{z_i}}\right] \right)_{97\%}}{\left(V_d \cdot x/Q(x,y,z)_i \right)_{97\%}} \dots\dots\dots \textcircled{3}$	

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>

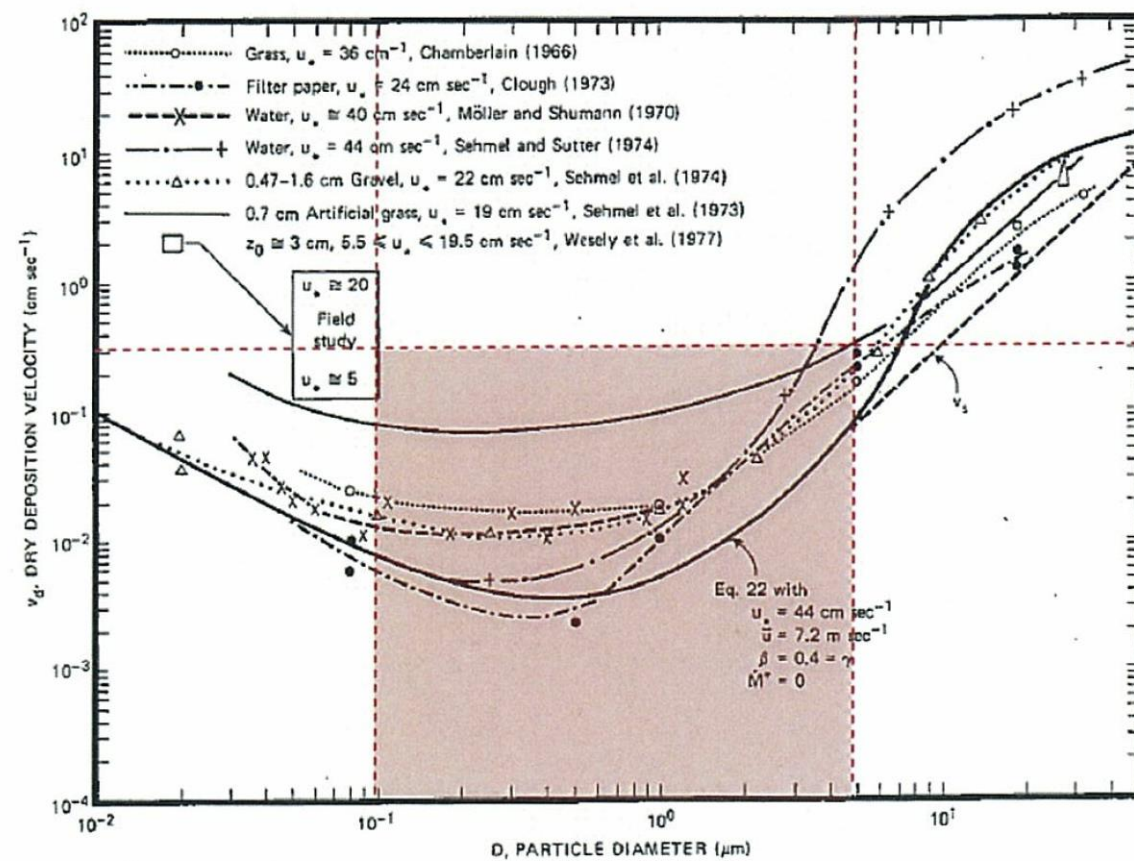


Fig. 4 Dry deposition velocity as a function of particle size. Data were obtained from a number of publications.^{1)~3)} The theoretical curve appropriate for a smooth surface is shown for comparison. Note that the theoretical curve is strongly dependent on the value for u_* and that Eq. 22 does not 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)

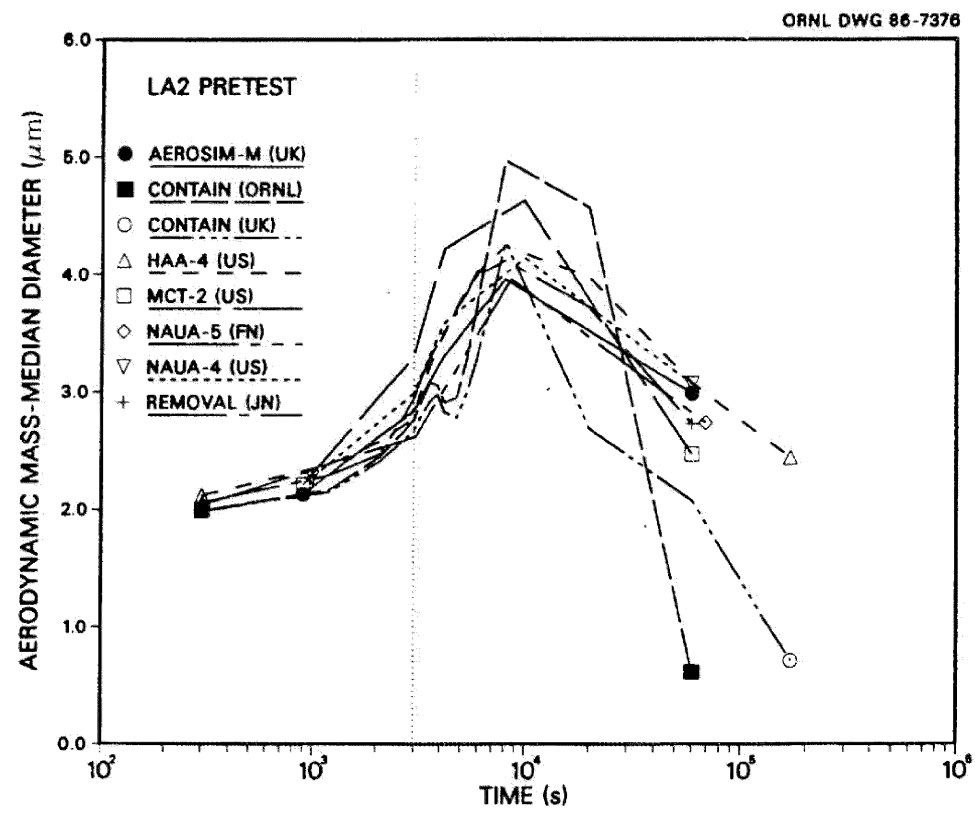


Fig. 11. LA2 pretest calculations - aerodynamic mass median diameter vs time.

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 (d₅₀) 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}		

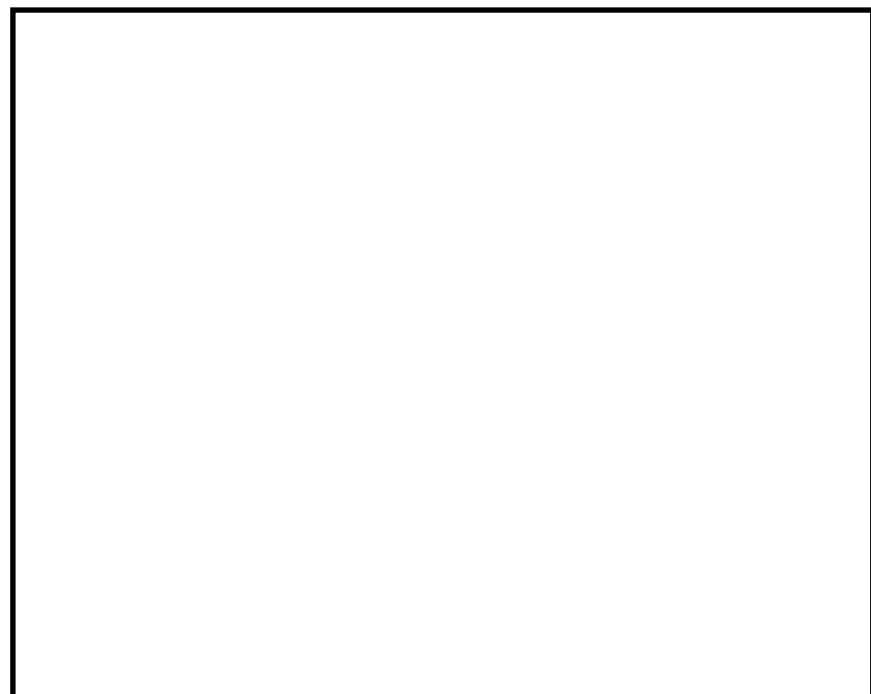
※1 事故時においては換算係数を 1Sv/Gy として計算

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 1053 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="400 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
<div data-bbox="314 205 1121 848" data-label="Image"></div> <div data-bbox="379 890 1050 926" data-label="Caption"><p>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></div> <div data-bbox="314 1031 1121 1673" data-label="Image"></div> <div data-bbox="566 1715 872 1751" data-label="Caption"><p>第6図 原子炉建屋5階</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
 <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(①～⑬ 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 气象台	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く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。

東海第二発電所 (2018.9.18版)

島根原子力発電所 2号炉

備考

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。

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 (%)

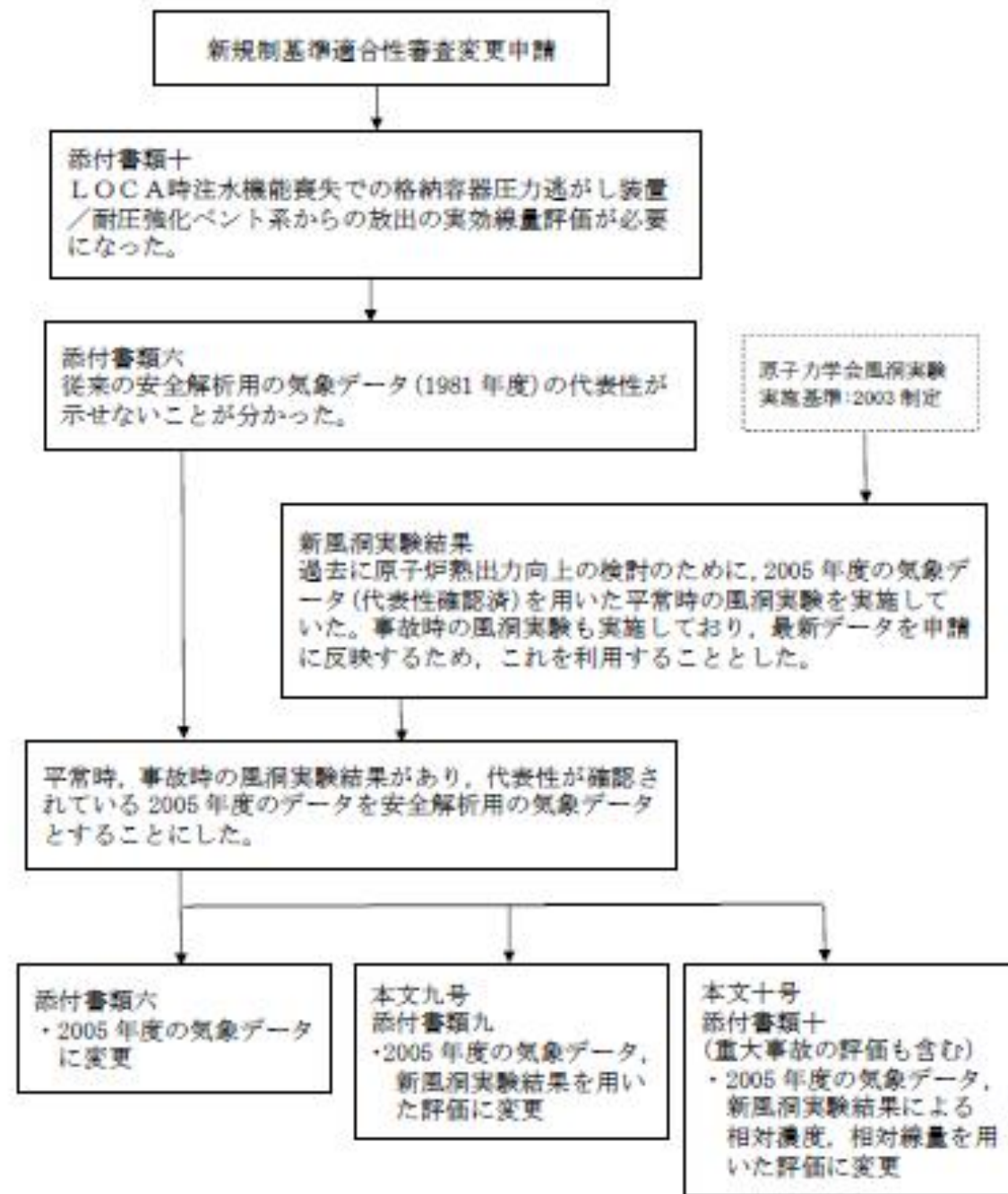
統計年 風速 (m/s)	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界 (5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0~0.4	2.64	2.15	2.73	2.11	2.33	2.34	0.80	0.56	0.94	1.00	1.76	2.47	3.74	0.00	○
0.5~1.4	21.92	21.13	22.45	22.79	22.30	22.11	16.85	18.40	18.83	18.49	20.53	20.97	25.64	15.41	○
1.5~2.4	28.61	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

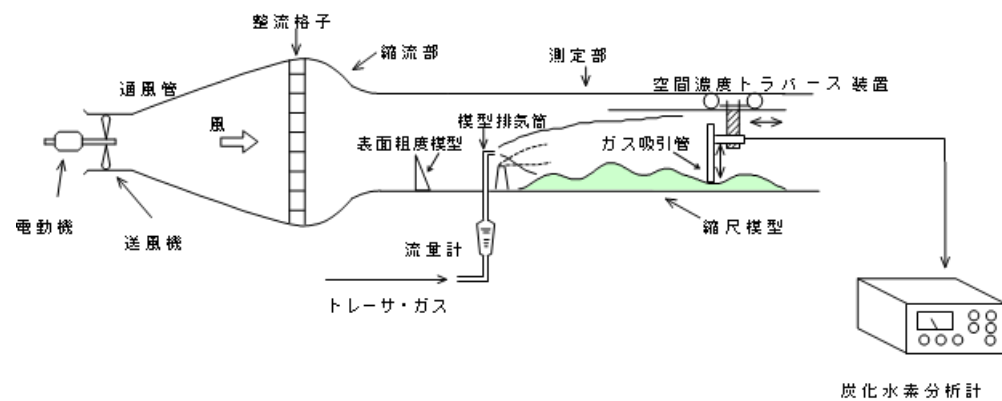
風洞実験結果は、参考文献「東海第二発電所大気拡散風洞実験報告書」(平成25年12月、三菱重工業株式会社)で公開している。風洞実験結果の概要を以下に示す。

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)

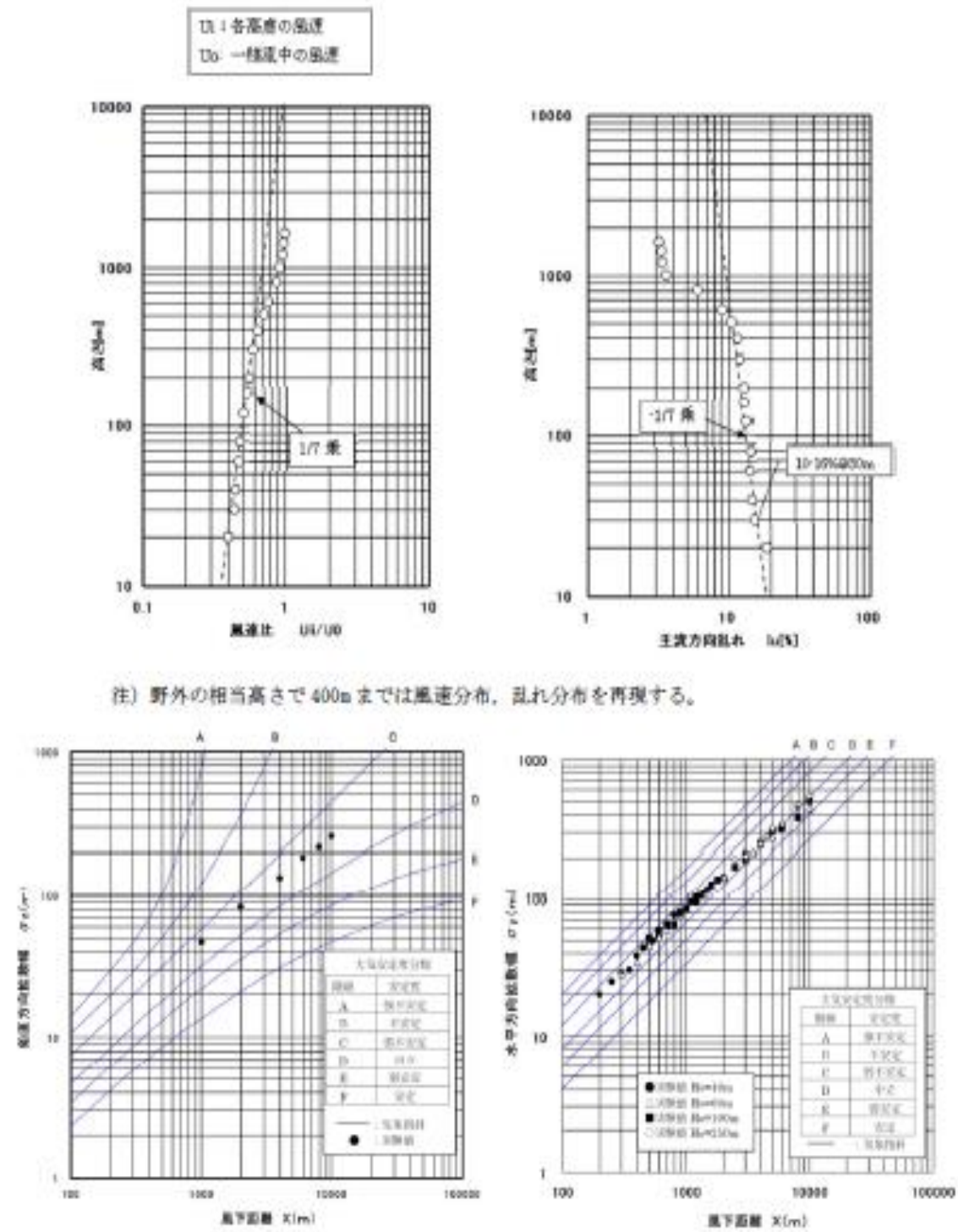
*2 排気筒設置位置標高: EL.8m

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

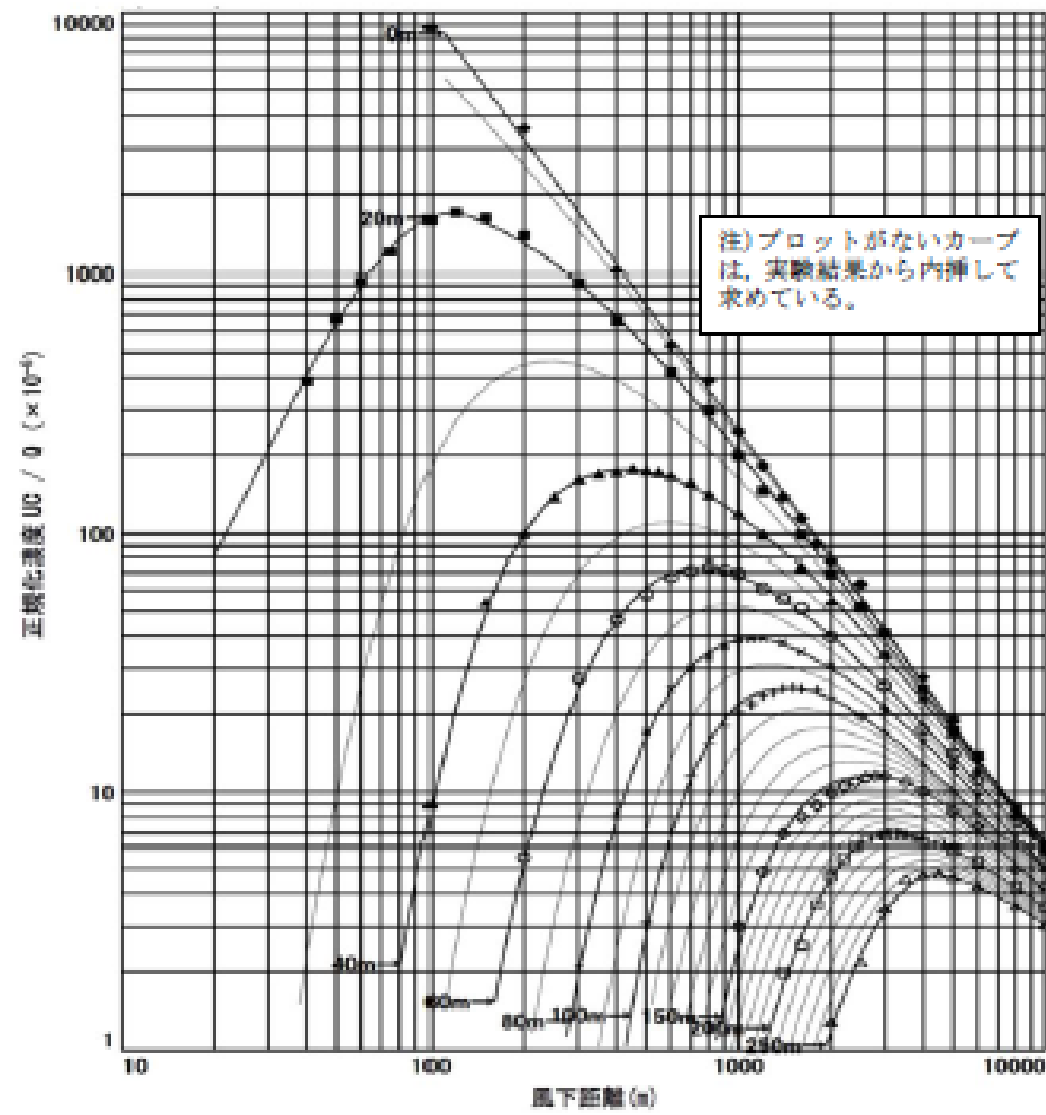
風向	着目方位	平常時			事故時		
		評価地点 (m)	放出源高さ (m)	有効高さ (m)	評価地点 (m)	放出源高さ (m)	有効高さ (m)
N	S	330	231	210	1870	140	105
NNE	SSW	350	209	180	1890	140	100
NE	SW	450	185	150	1300	140	110
ENE	WSW	640	205	190	900	140	110
E	W	530	226	200	500	140	115
ESE	WNW	600	242	205	600	140	105
SE	NW	660	246	220	660	140	105
SSE	NNW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



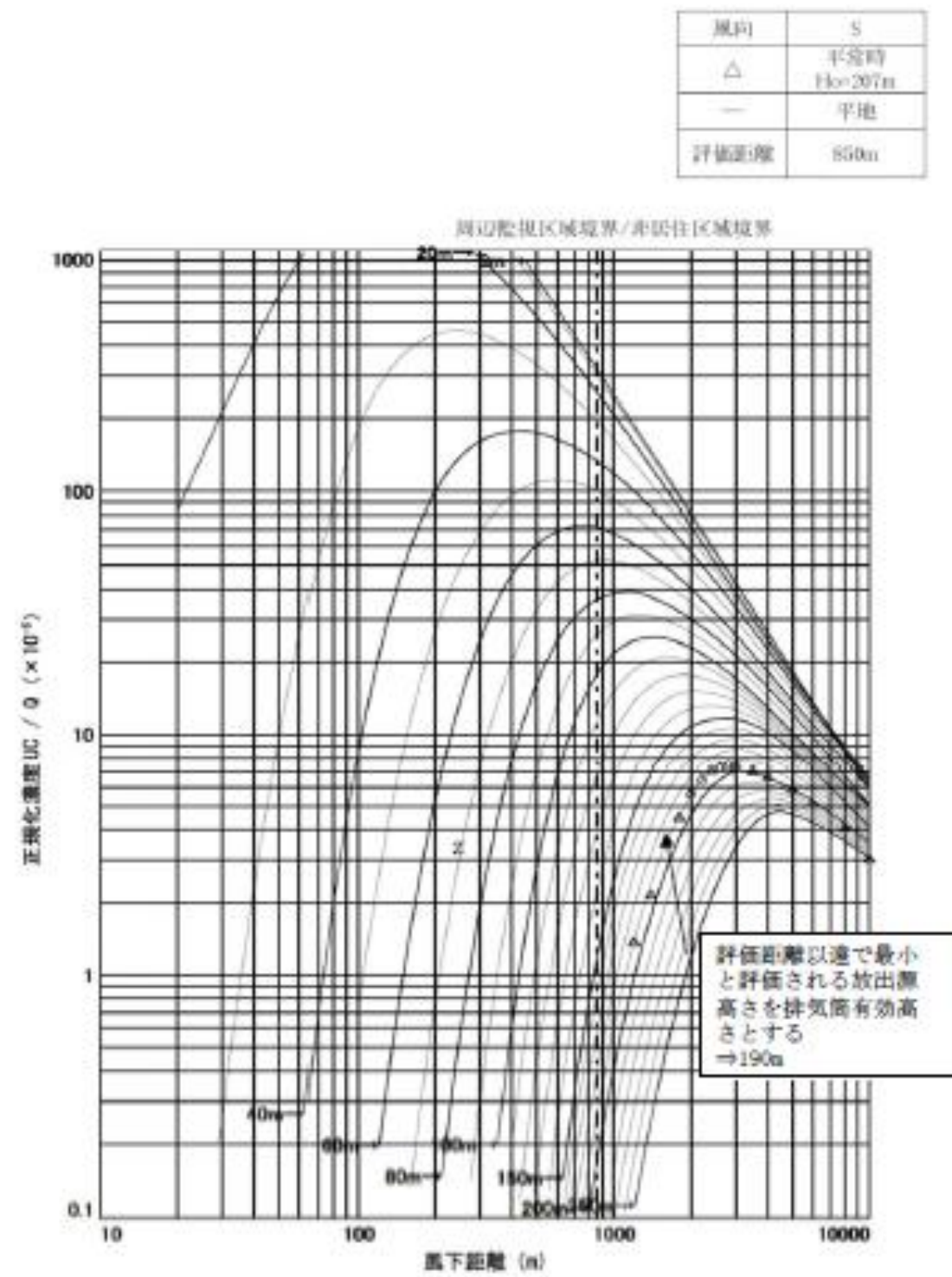
注) 鉛直方向拡散係数は大気安定度が中立に相当する値(C~D)になっている。水平方向拡散係数もほぼ大気安定度が中立に相当する値(C~D)になっている。

第2図 気流条件調整結果

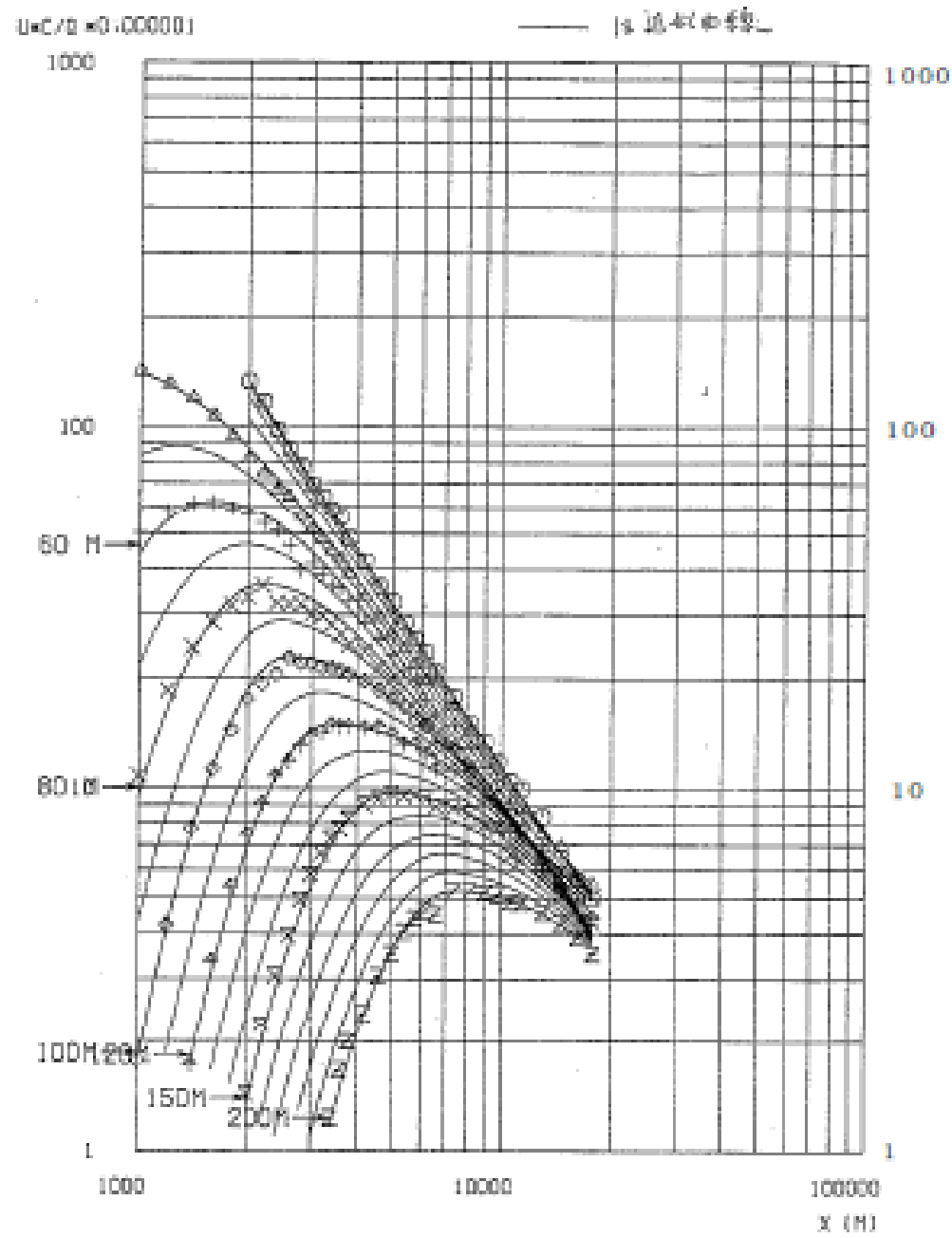
記号	Ho(m)	記号	Ho(m)
◆	0	+	100
■	20	◇	150
▲	40	□	200
○	60	△	250
×	80		



第3図 平地実験結果



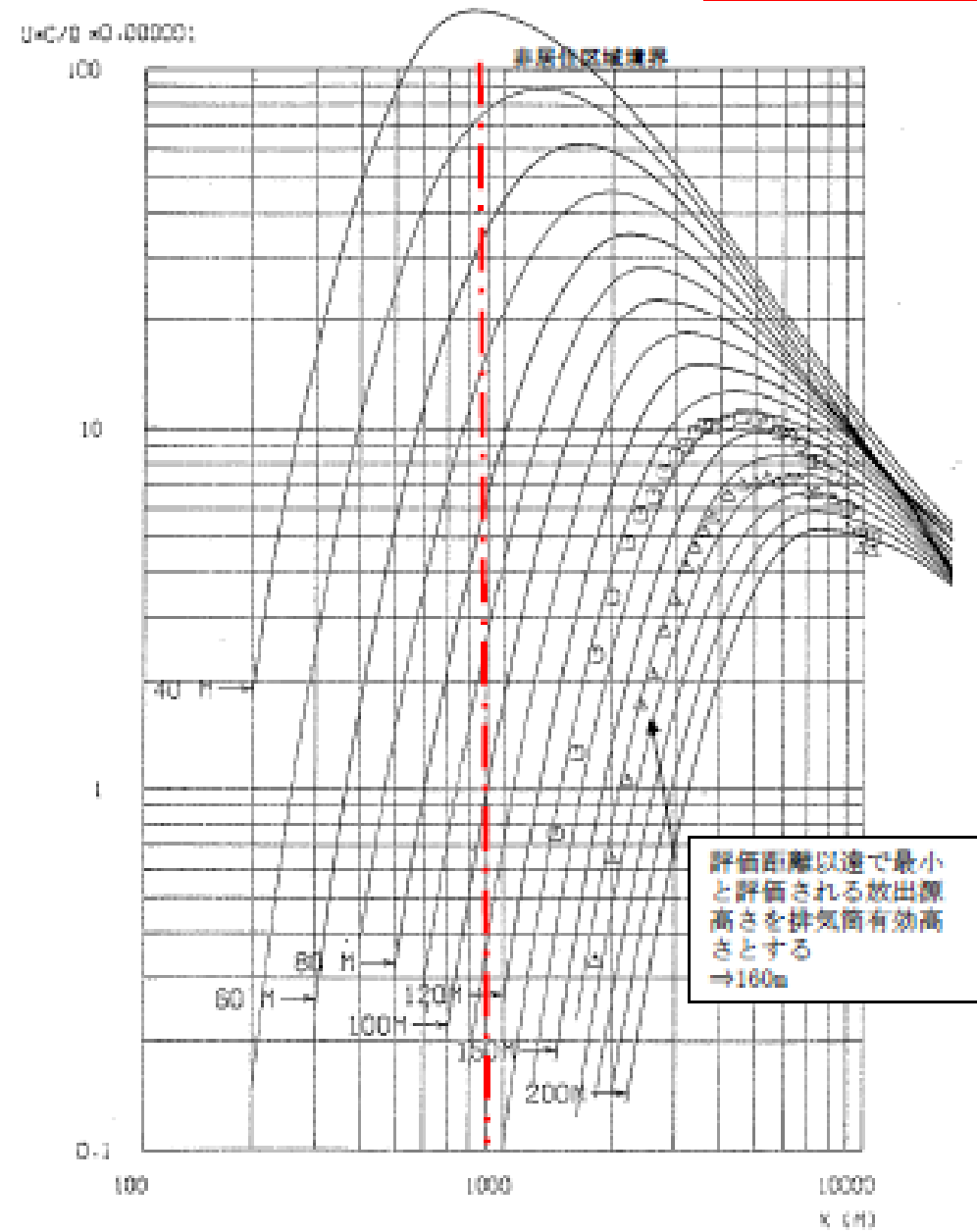
第4図 排気筒有効高さの求め方 (風向: S, 平常時の例)



- 65H02N-5x10-HE1-0011
- 65H02N-HE1-0011
- + 65H02N-HE1-0011
- × 65H02N-HE1-0011
- ◇ 65H02N-0-HE1-0011
- △ 65H02N-0-HE1-10011
- ▲ 65H02N-0-HE1-12011
- ※ 65H02N-0-HE1-15011
- ☆ 65H02N-0-HE1-20011

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)

東海第二発電所

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)	吹き上げ高さ (m)	吹き上げ高さ (m)	吹き上げ高さ (m)		
N	S	22	212	91	221	9	3.52
NE	SW	43	183	69	209	14	6.87
SE	WN	24	174	40	180	9	18.41
ENE	WSW	51	181	60	205	7	6.80
E	W	69	209	66	208	9	5.55
ESE	WNW	81	221	102	202	10	3.68
SE	WN	58	198	108	205	28	3.09
SSE	WNW	44	194	78	219	18	3.32
S	N	51	181	67	207	9	4.99
SSW	ENE	47	187	68	208	21	3.13
換気量(m³)		4.5		—			
吹き上げ高さ(m)		14		18			
換気量(m³)		140		—			

※1 風洞実験実施基準:2003 解説抜粋

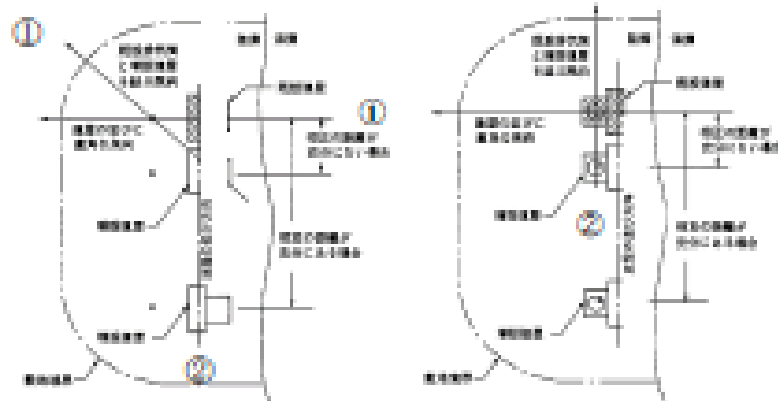
2. 原子炉増設の際の実験の必要性について

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。

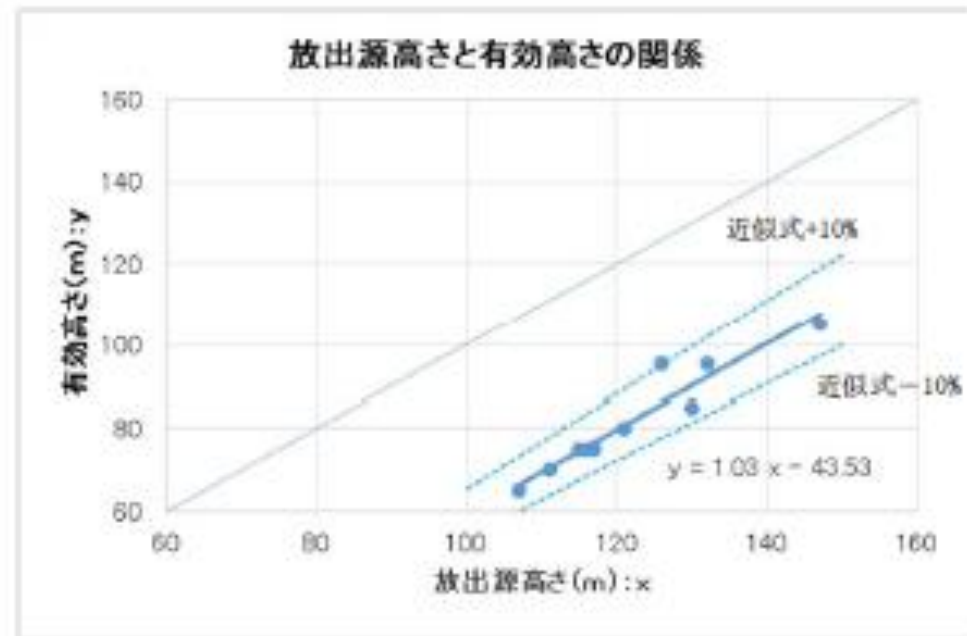
1) 既設、増設建屋配置により、①建屋の並びに直角な風向、②既設御気筒と増設建屋を結ぶ風向を求め、既設建屋のみで実施した既存の実験風向のうち、最も①、②に近い2風向を選定して増設建屋を加えた実験を行い、その結果が既存の実験結果と比較してあまり変わらない場合は、既存の実験結果をそのまま使用できる(解説図を1参照)。

● ここで、あまり変わらない場合とは、有効高さの変化が10%以内であり、かつ、換気量換算、めやす換算等を下回るということが明らかである。



※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。



参考5

異常年検定法の概要について

F分布検定の手順により異常年検定を行った。

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。

(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。

$$H_0: X_0 = \bar{X} (\bar{X} = \sum_{i=1}^n X_i/n)$$

(2) 分散比 F_0 を計算する。

$$F_0 = \frac{(n-1)(X_0 - \bar{X})^2}{(n+1)S^2}$$

$$S^2 = \sum_{i=1}^n (X_i - \bar{X})^2/n$$

(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。

(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。

$$\bar{X} - S \sqrt{\frac{(n+1)}{(n-1)} F \text{境界値}} < X_0 < \bar{X} + S \sqrt{\frac{(n+1)}{(n-1)} F \text{境界値}}$$

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）試験記録より絶対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対乾に変換</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（絶対乾）(kg/m^3) ※参考参照 S_0 : 調合計画における細骨材量（絶対乾）(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。

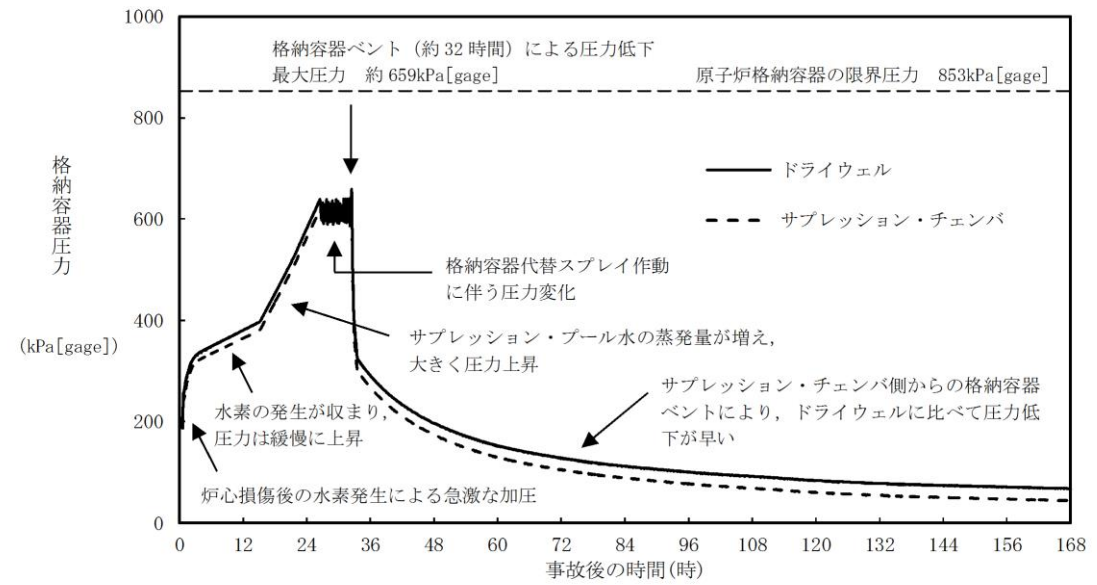
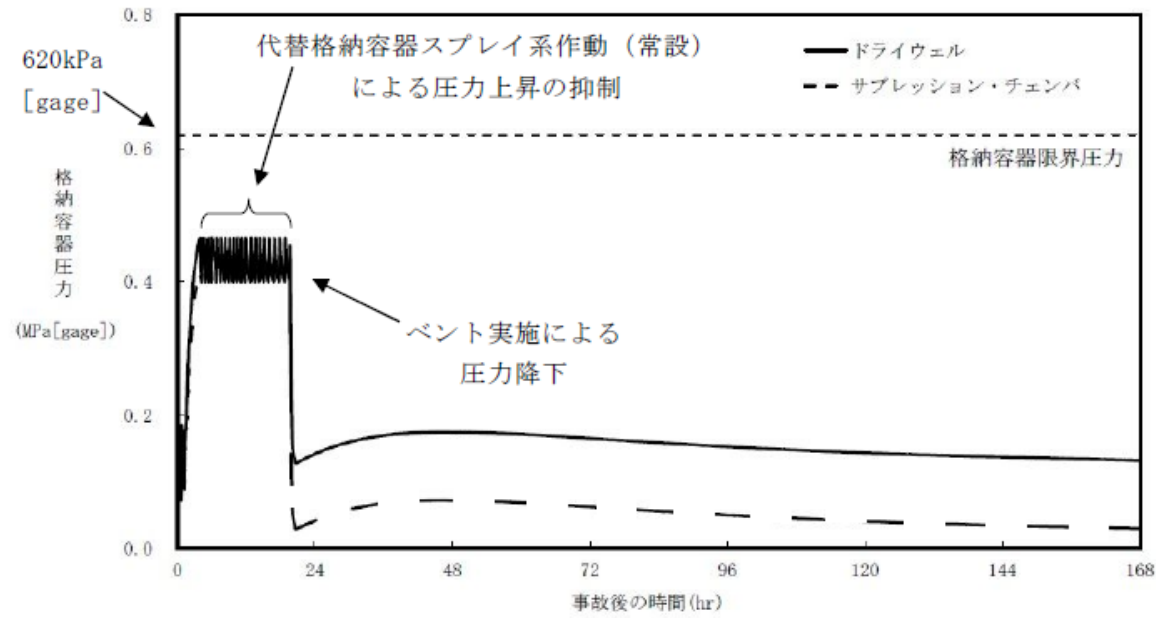
表1 格納容器フィルタベント系の系統設計条件

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

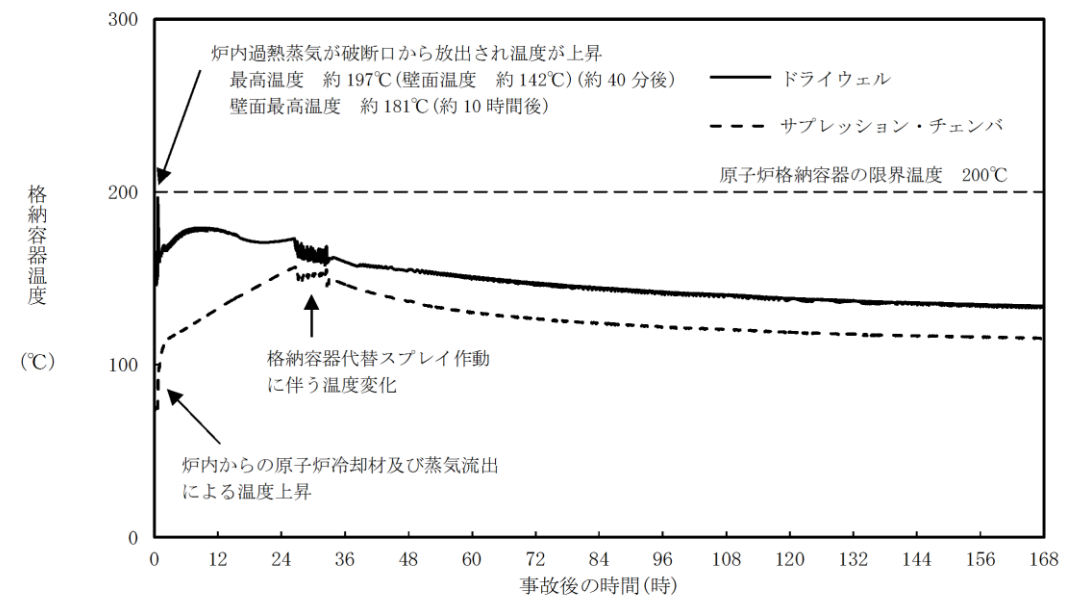
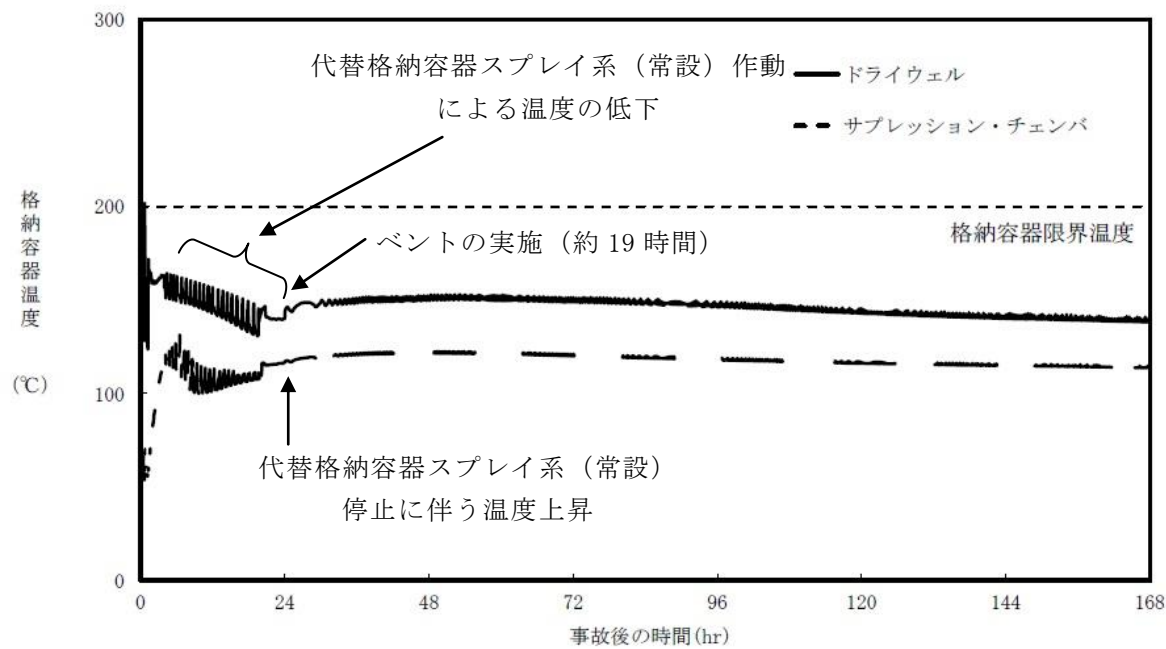
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>格納容器圧力逃がし装置の各設計条件の考え方を以下に示す。</p> <p>(1) 最高使用圧力及び最高使用温度</p> <p>格納容器圧力逃がし装置は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、格納容器の破損を防止するため、格納容器内のガスを排気することにより、格納容器内の圧力及び温度を低下させることができる設計とし、格納容器圧力が格納容器の限界圧力を下回る <u>620kPa[gage]</u> (2Pd: 最高使用圧力の2倍) に到達するまでにベント操作を実施することとしている。</p> <p>有効性評価における格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、<u>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285℃, 1.05Pd(Mark-I)及び1.45Pd(Mark-II)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200℃, 2Pd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、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を格納容器フィルタベント系の設計条件としている。</u></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

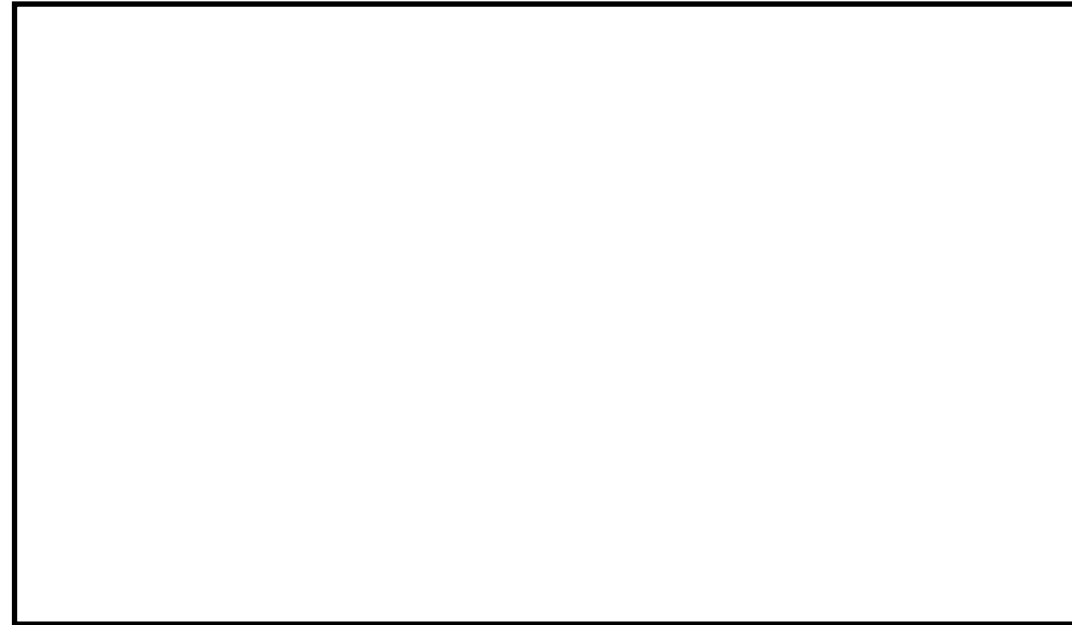


第2図 「雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却系を使用できない場合)」における格納容器温度の推移

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 @ 1 Pd)

(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 427 kPa [gage] (1 Pd) 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、9.8 kg/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 @ 1 Pd)

・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、<u>約38kg</u>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、<u>約28kg</u>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 428 2359 1050" style="border: 1px solid black; height: 296px; 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>																				
第 6 表 フィルタ装置の設計																						
<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 rowspan="2">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

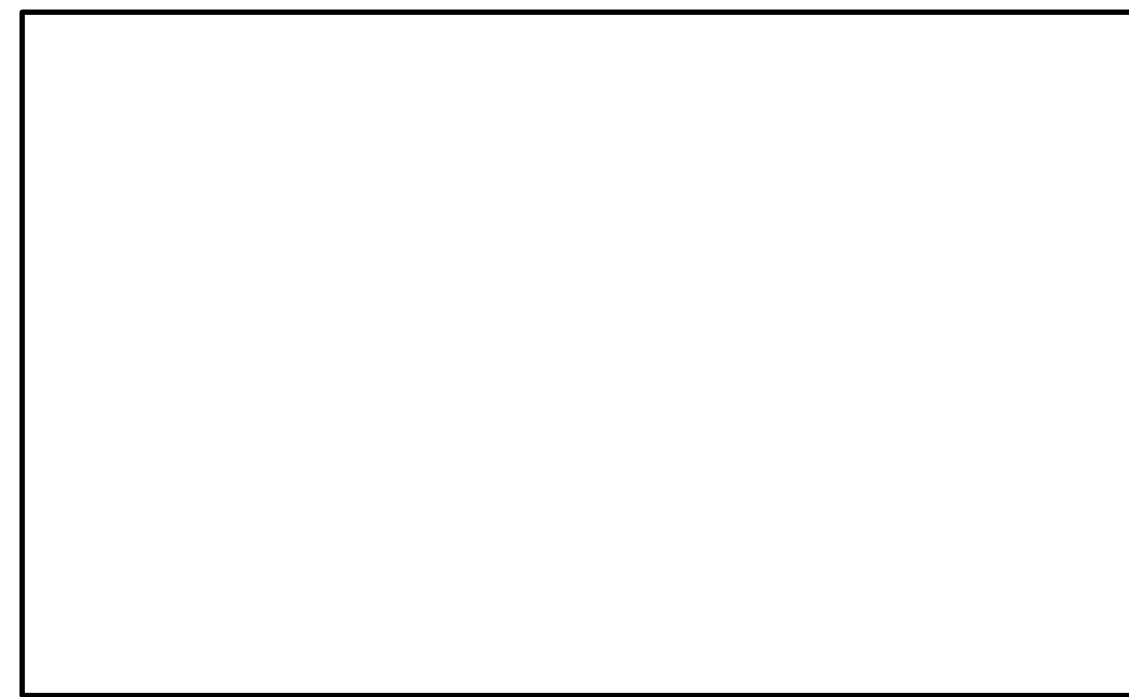


図1 スクラバ容器 内部配管 モデル範囲及び応力評価部位

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="1359 254 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="1472 359 2300 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="1472 993 2300 1413" style="border: 1px solid black; height: 200px; margin: 10px 0;"></div> <p data-bbox="1673 1423 2041 1451">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。

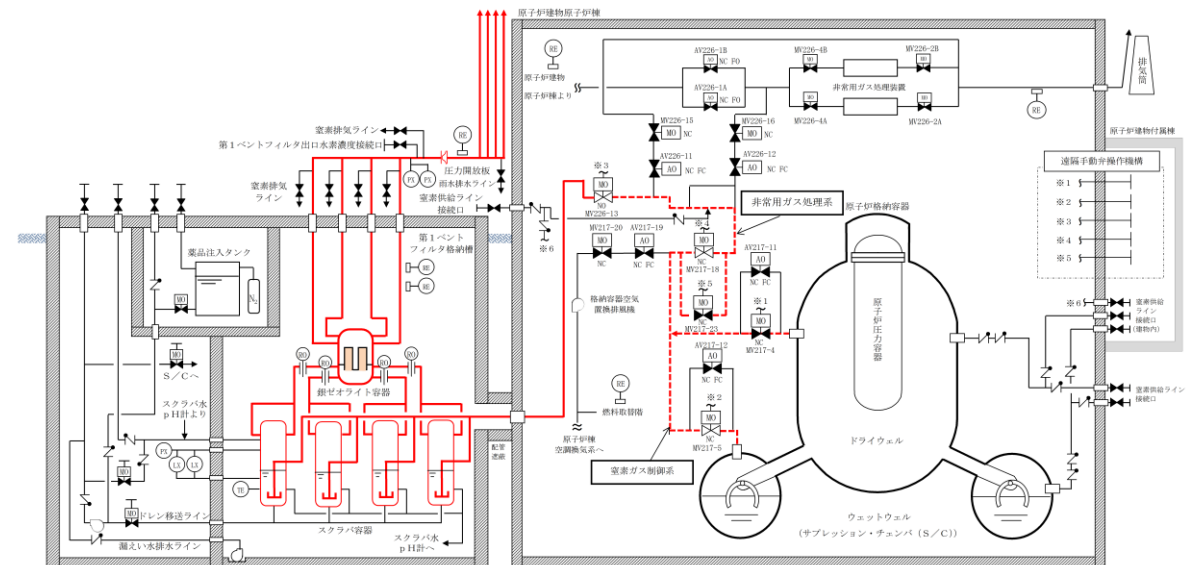


図1 格納容器フィルタベント系 系統範囲図

・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, <input type="text"/> となる。 以上より, 1mol の <input type="text"/> の反応には <input type="text"/> の発熱量を伴うこととなる。 <input type="text"/> 400kg は <input type="text"/> に当たることから, 発熱量は <input type="text"/> となる。 <input type="text"/></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, <input type="text"/> となる。 以上より, 1mol の無機よう素の反応には <input type="text"/> 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 <input type="text"/> には <input type="text"/> <input type="text"/> wt%含有していることから, $S_2O_3^{2-}$ の量は <input type="text"/> 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, <input type="text"/> となる。よって, 1mol の <input type="text"/> が反応す ると約 <input type="text"/> 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 <input type="text"/> の量は以下の値を用いる。 ・ <input type="text"/> の量 = 300 (kg) ・ <input type="text"/> 分子量 = <input type="text"/> (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 <input type="text"/> の量は約 <input type="text"/> であるので, 反応熱量は約 <input type="text"/> 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, <input type="text"/> となる。よって, 1mol の無機よう素 (I_2) が反応す ると約 <input type="text"/> 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 CH_3I 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 (CH_3I) 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\div1.12) 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 (CH_3I) の量 = (g) ・有機よう素 (CH_3I) 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 I_2 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: 80px; 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: 80px; 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>(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>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>[]</p> <p>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>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>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 style="list-style-type: none"> • [] の分子量 = [] (g/mol) • [] の分子量 = [] (g/mol) <p>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>(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>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>[]</p> <p>[]</p> <p>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>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>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>[] については、熱や光で分解する性質がある。[]</p> <p>[] 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>・記載方針の相違</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><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)。

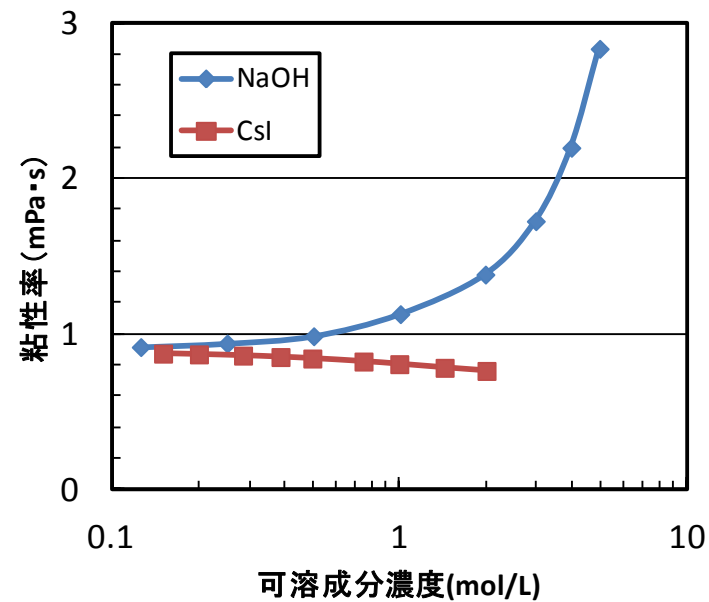
a. 可溶性エアロゾルの影響

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。

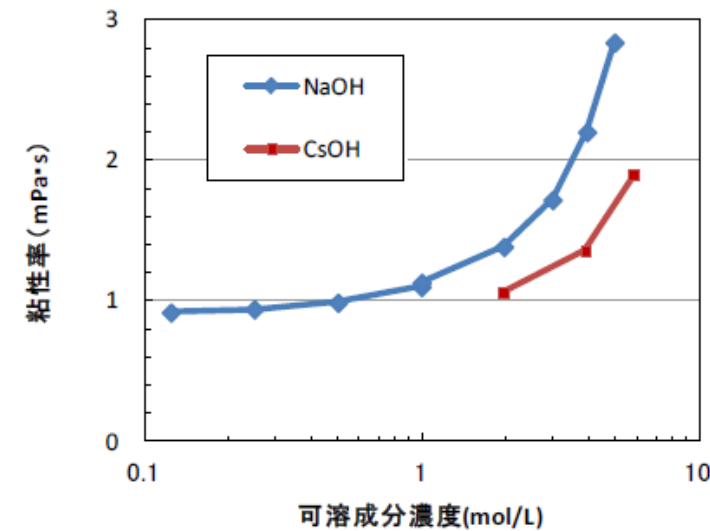


図1 可溶性のアルカリ成分が共存した場合の粘性率の変化(25°C)
(NaOH: 参考図書1,3, CsOH: 参考図書3)

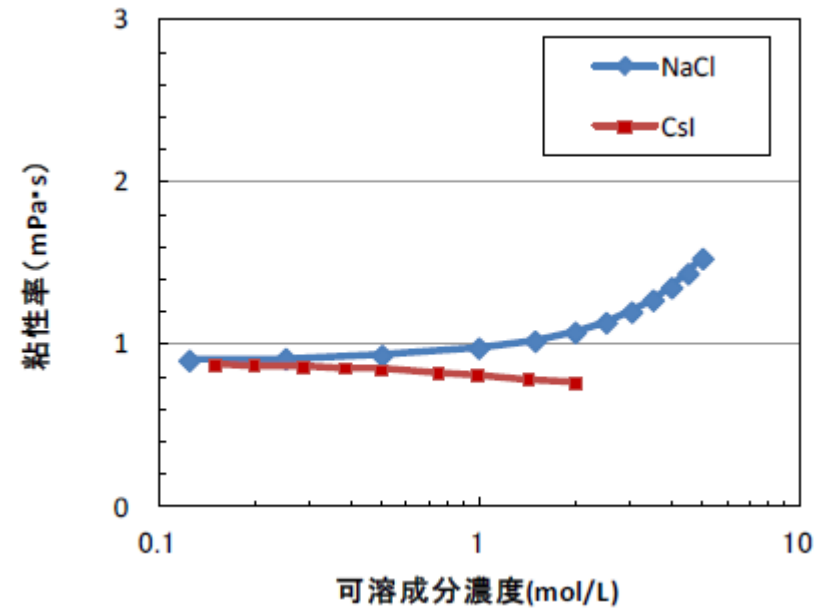


図2 可溶性の中性塩成分が共存した場合の粘性率の変化 (25°C)
(NaCl : 参考図書 4, CsI : 参考図書 5)

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 となる。

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。

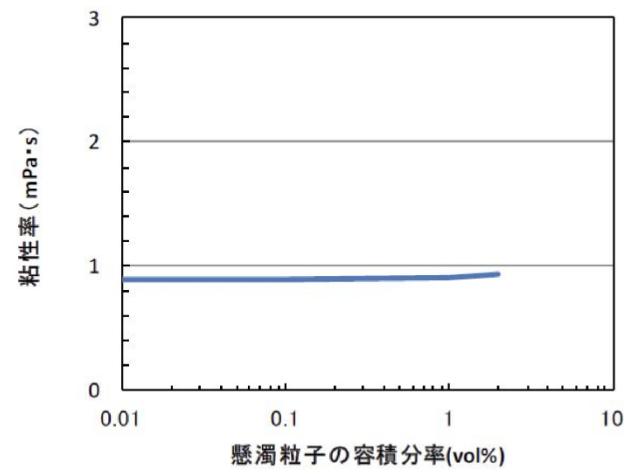
b. 不溶性エアロゾルの影響

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)。

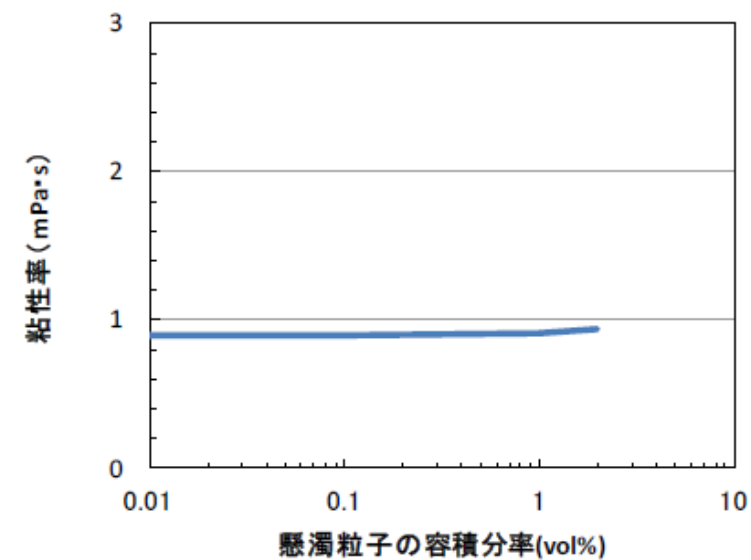


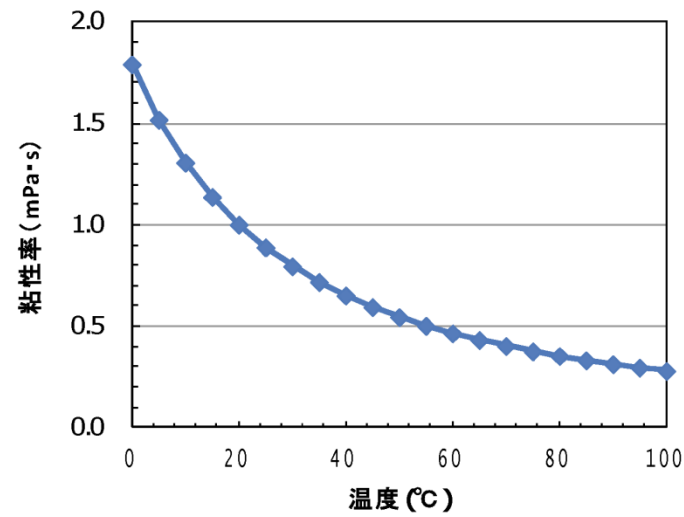
図3 懸濁粒子が共存した場合の粘性率の変化 (25°C)

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。

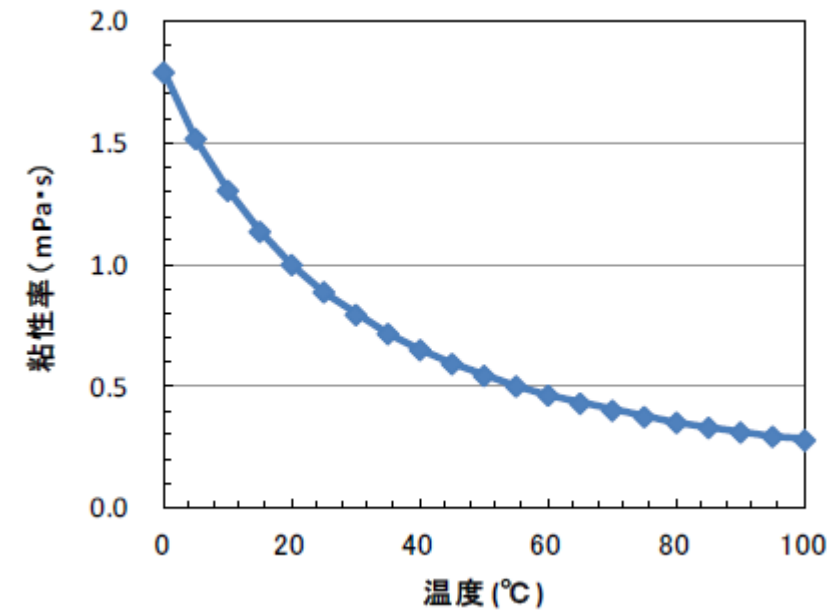


図4 純水の粘性率の温度依存性 (参考図書1)

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。

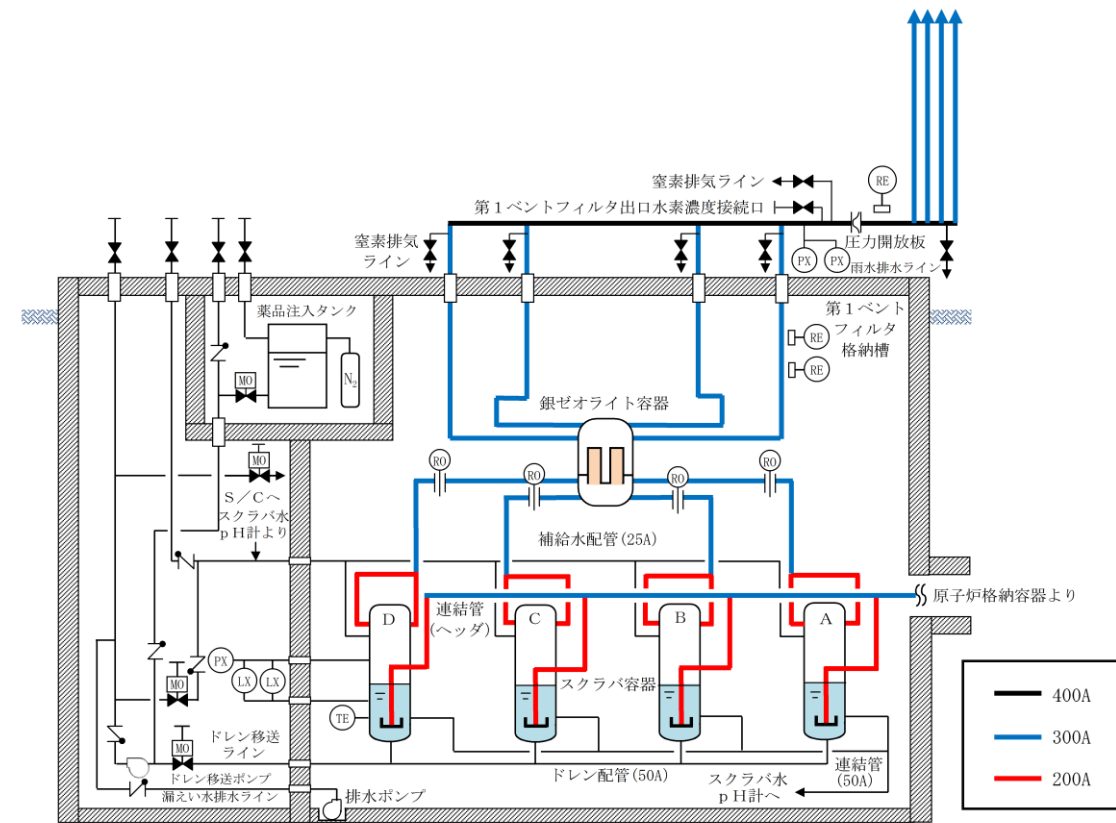


図1 フィルタ装置廻り系統概要図

(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。

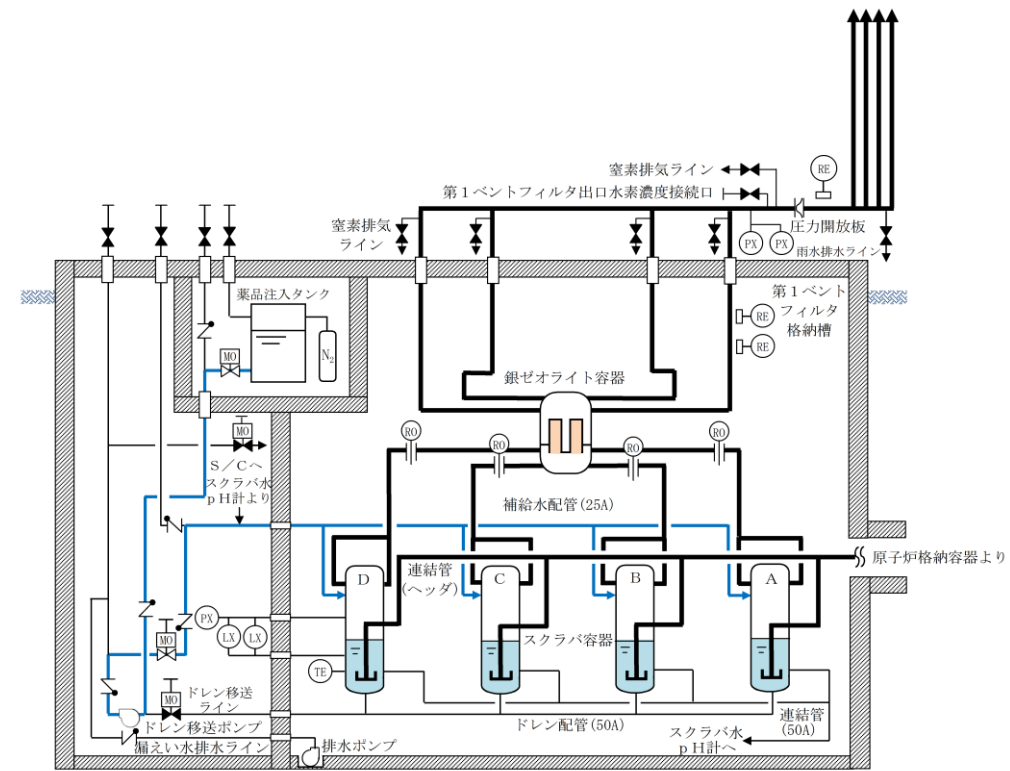


図2 フィルタ装置廻り系統概要図（補給時）

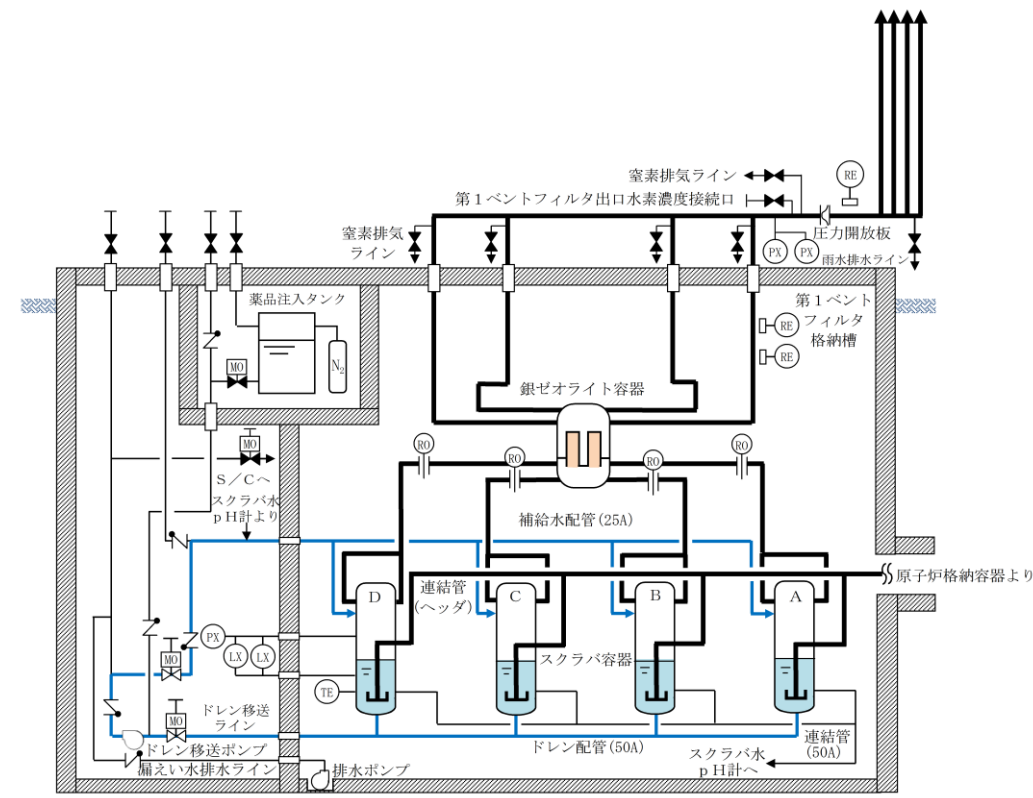


図3 フィルタ装置廻り系統概要図 (循環運転時)

(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>	

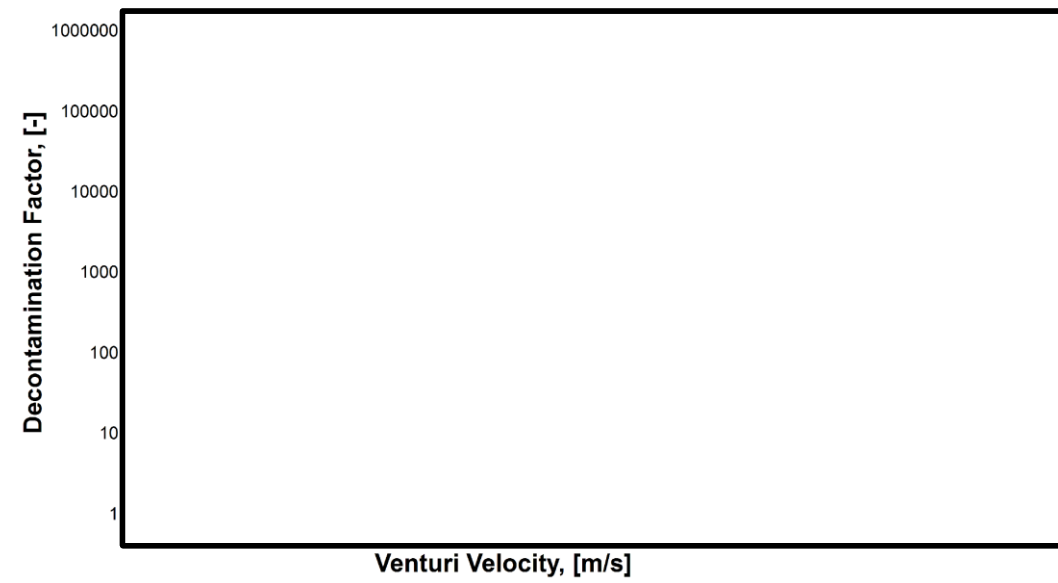


図1 ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数

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。

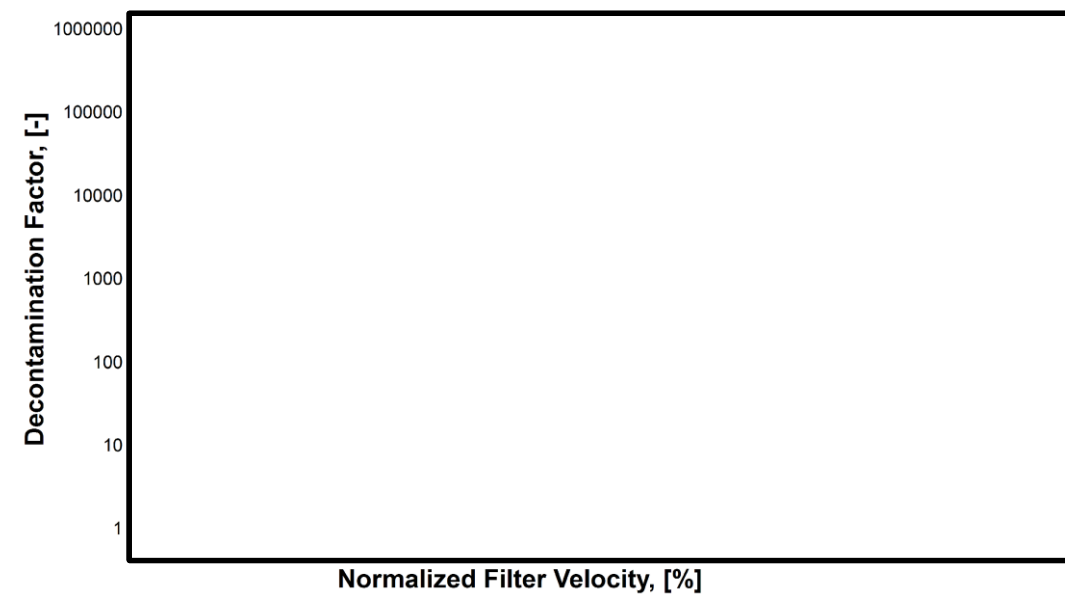


図2 金属フィルタ部におけるガス流速に対する除去係数

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

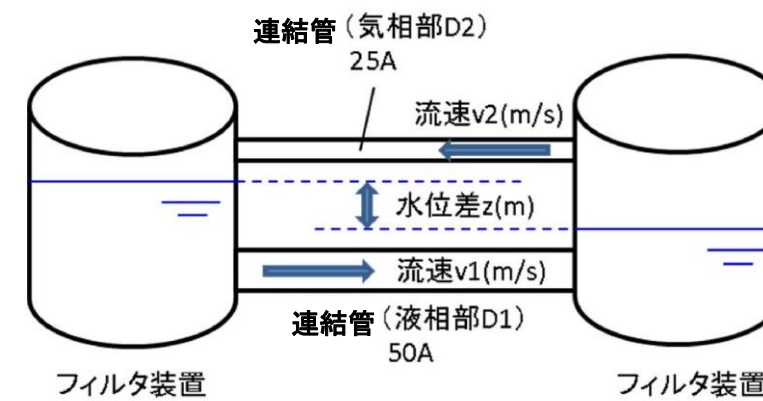


図1 評価モデル図

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。

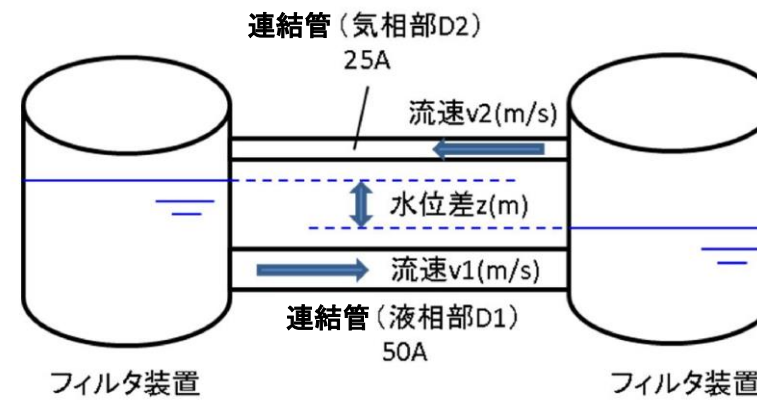


図1 評価モデル図

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、

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

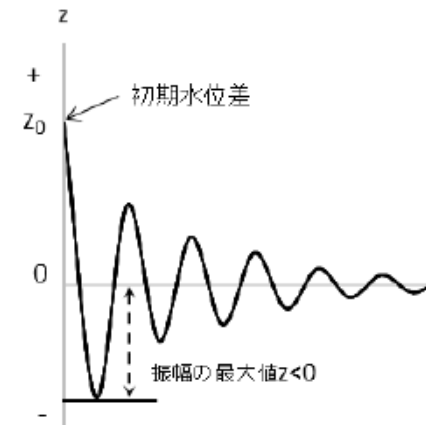


図2 振幅のイメージ

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 \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。 	

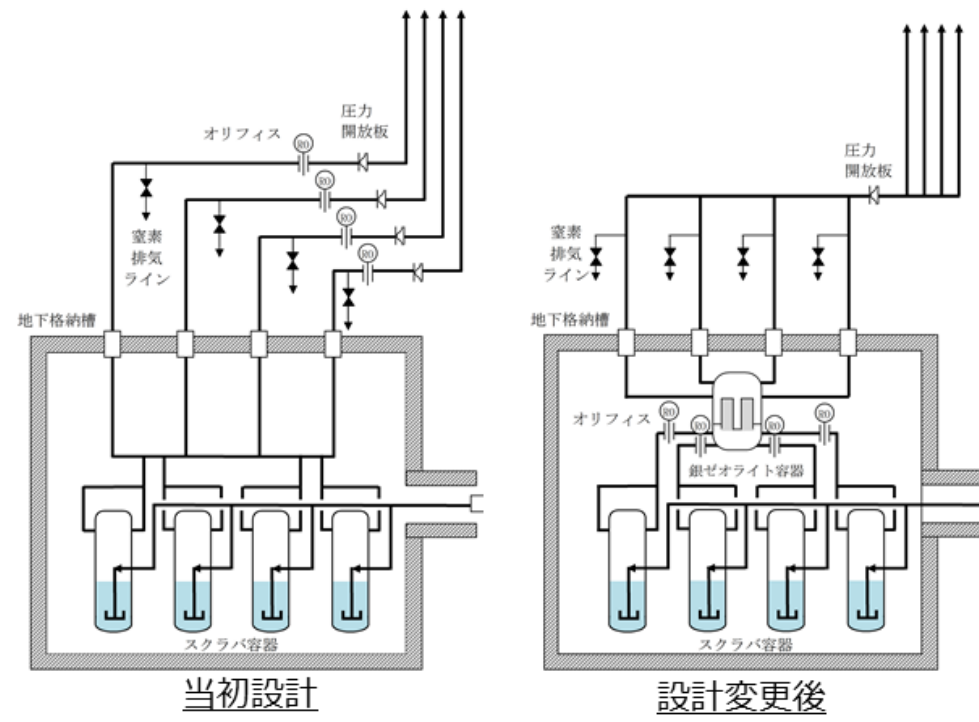


図1 格納容器フィルタベント系の設計変更の経緯

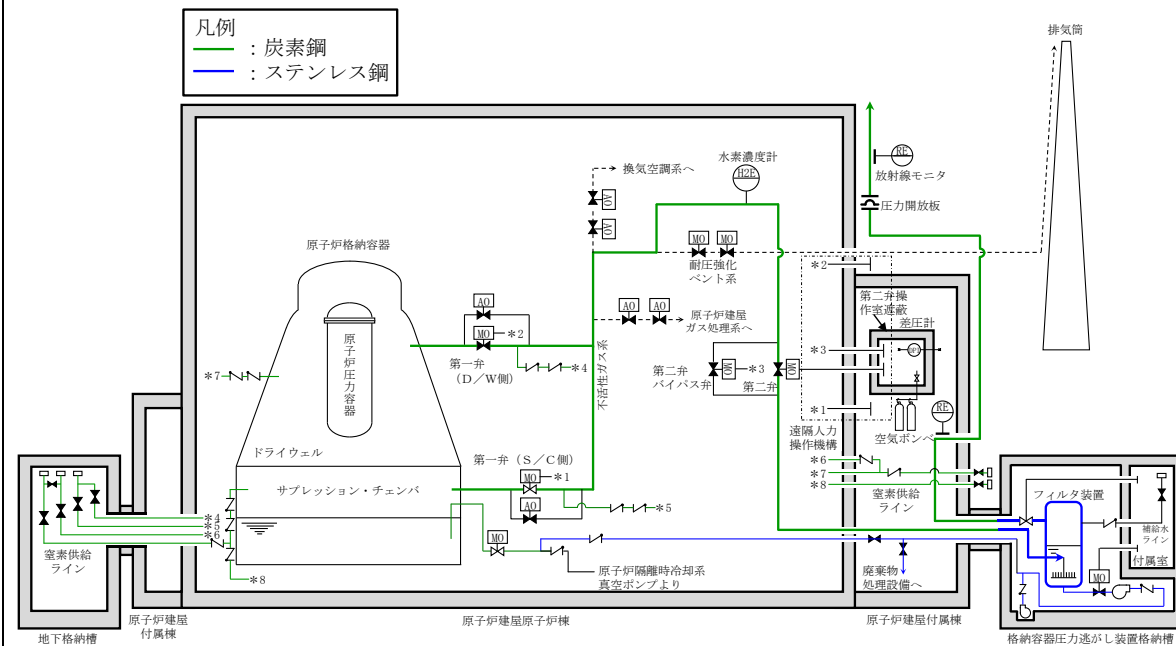
格納容器圧力逃がし装置の漏えいに対する考慮について

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

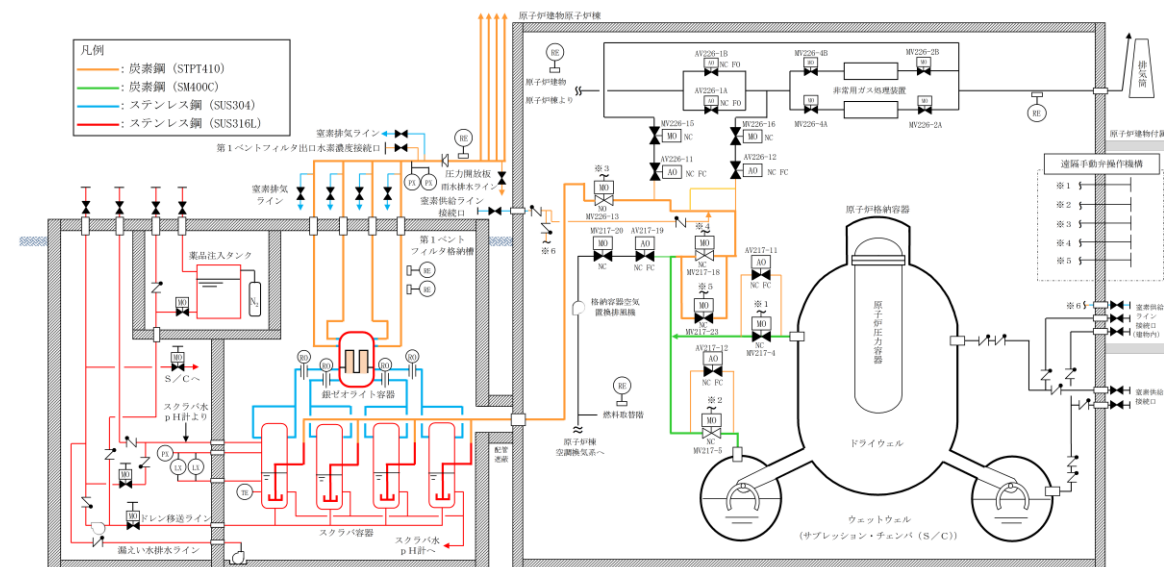


図1 格納容器フィルタベント系の材料範囲図

・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。 													

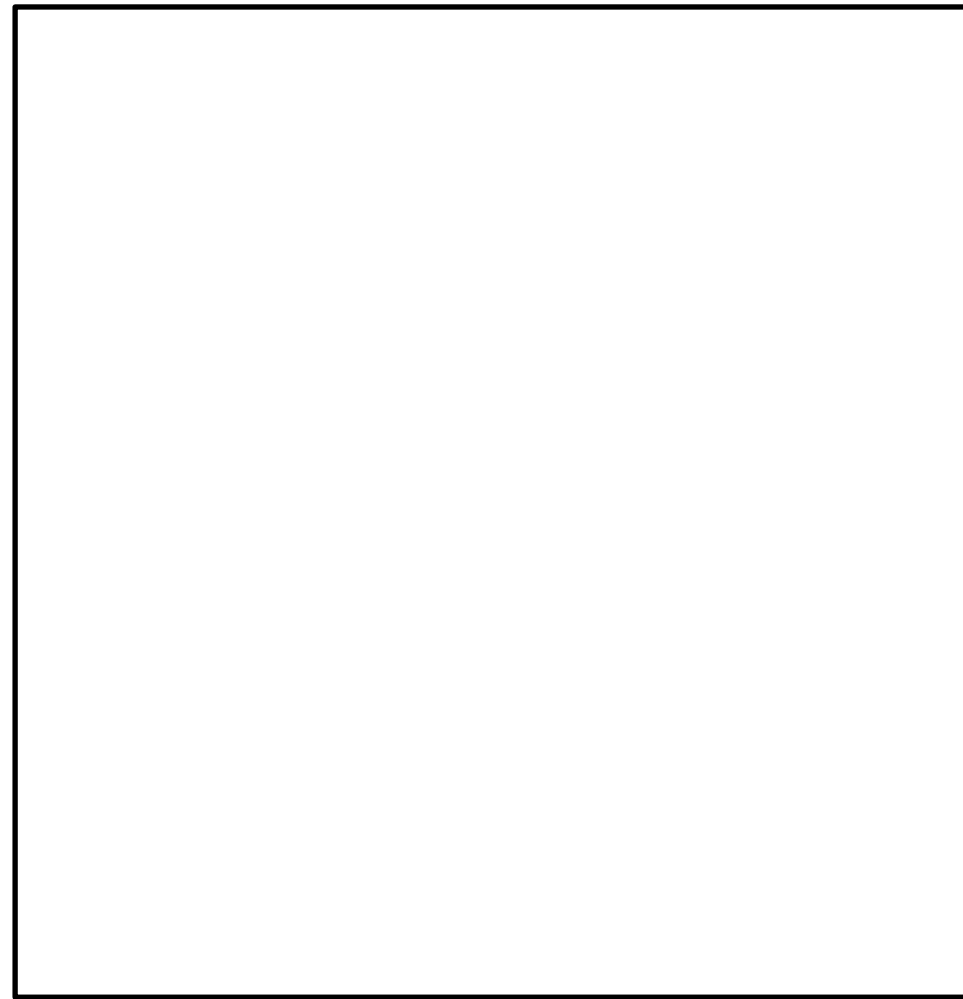


図2 スクラバ容器の構造概略図

・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)

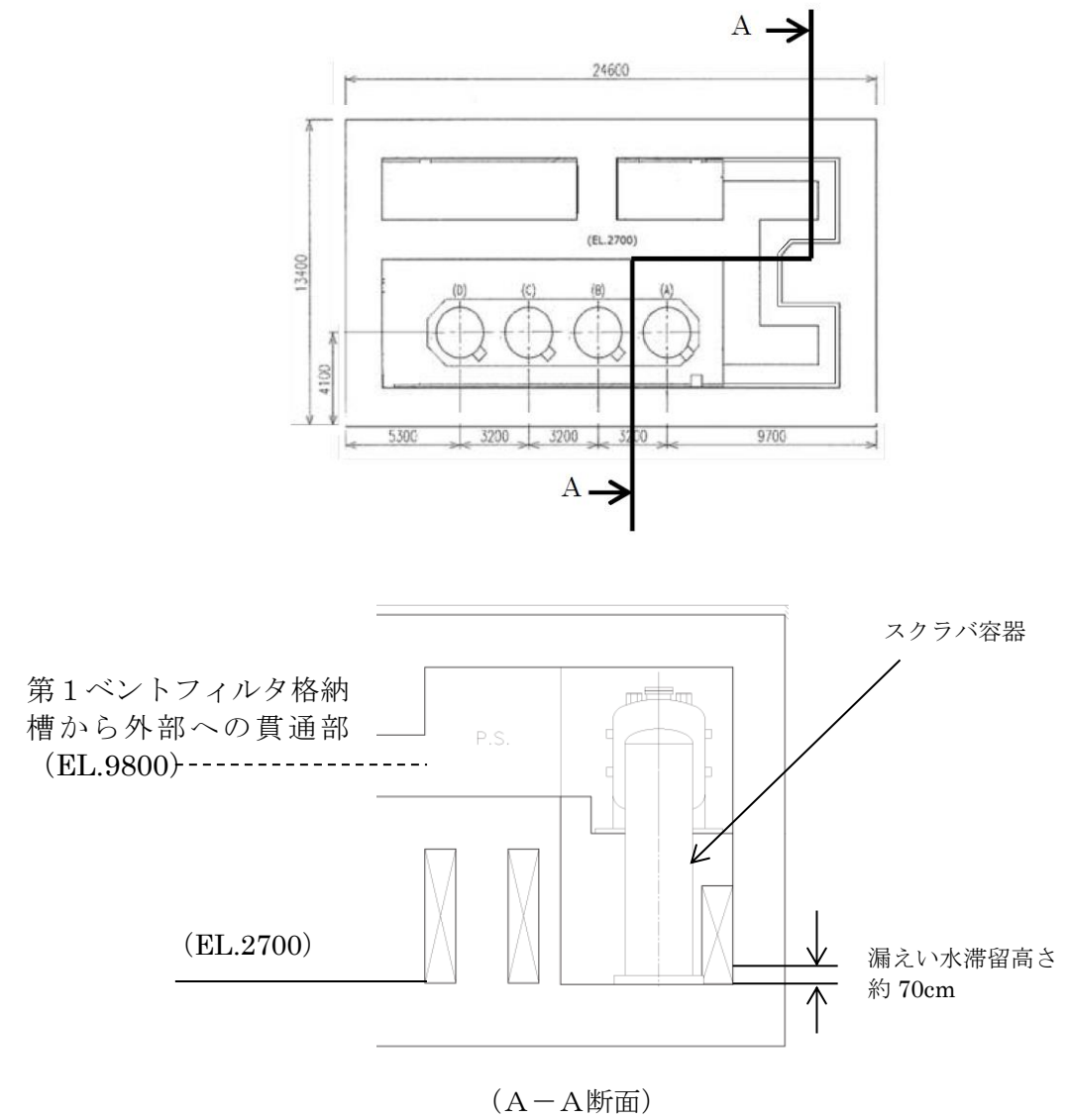


図3 第1ベントフィルタ格納槽から外部への貫通部と漏えい水の高さの関係

・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
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 屋外	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。
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	原子炉建屋又は地下の第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、外殻の原子炉建屋又は第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氣設備の損傷)	屋内	原子炉建屋又は地下の第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、外殻の原子炉建屋又は第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屋、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、ばい煙等が建屋内に流入するおそれがある場合には、原子炉建屋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 電气的影響 (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。	

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)

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。

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

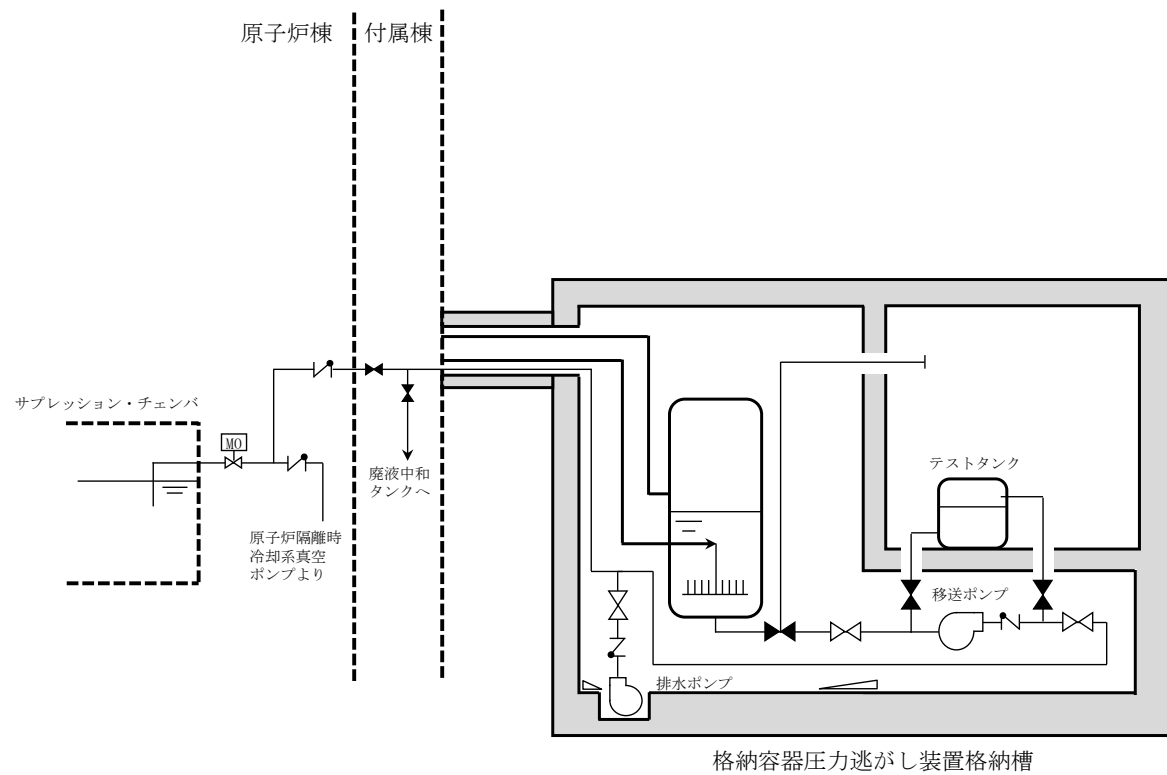
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>なお、当該設計における荷重の組合せと許容限界としては、原子力発電所耐震設計技術指針(重要度分類・許容応力編 JEAG4601・補-1984, JEAG4601-1987及びJEAG4601-1991追補版)(日本電気協会 電気技術基準調査委員会 昭和59年9月, 昭和62年8月及び平成3年6月)(以下「JEAG4601」という。)及び発電用原子力設備規格(設計・建設規格JSME S NC1-2005(2007追補版含む)(日本機械学会 2005年9月, 2007年9月)(以下「設計・建設規格」という。)に準拠したものである。</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><u>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。</u></p> <p><u>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。</u></p> <p><u>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。</u></p> <p><u>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。</u></p> <p><u>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。</u></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><u>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。</u></p> <p>【スクラバ容器】</p> <p><u>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。</u></p> <p><u>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。</u></p> <p><u>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)</u></p> <p>【銀ゼオライト容器】</p> <p><u>格納容器フィルタベント系使用後は、気中保管とする。</u></p> <p><u>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)</u></p> <p><u>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。</u></p> <p><u>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)</u></p> <p><u>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。</u></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。

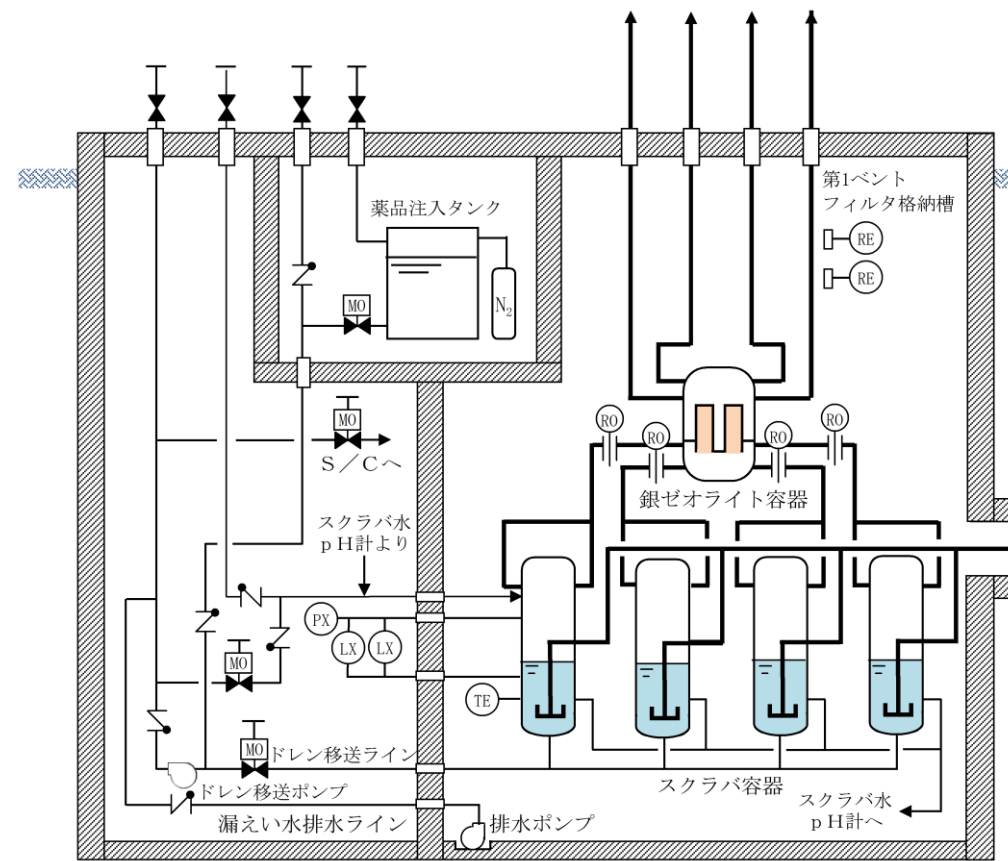


図1 排水設備の構成

・設備の相違

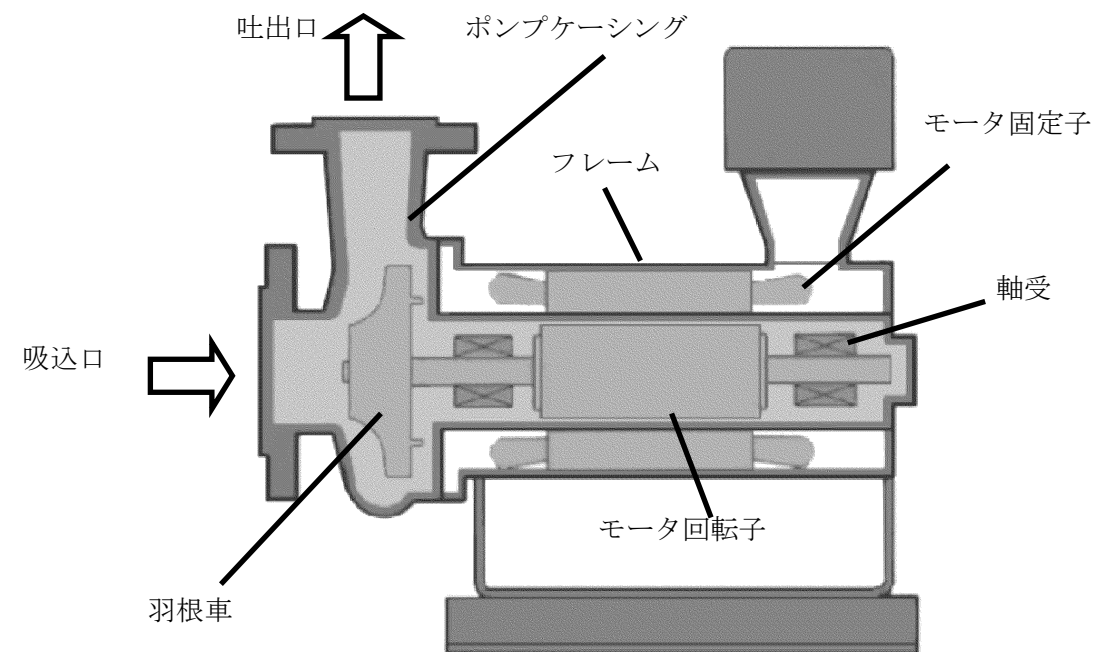
第1表 各部位の設計上の考慮事項

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

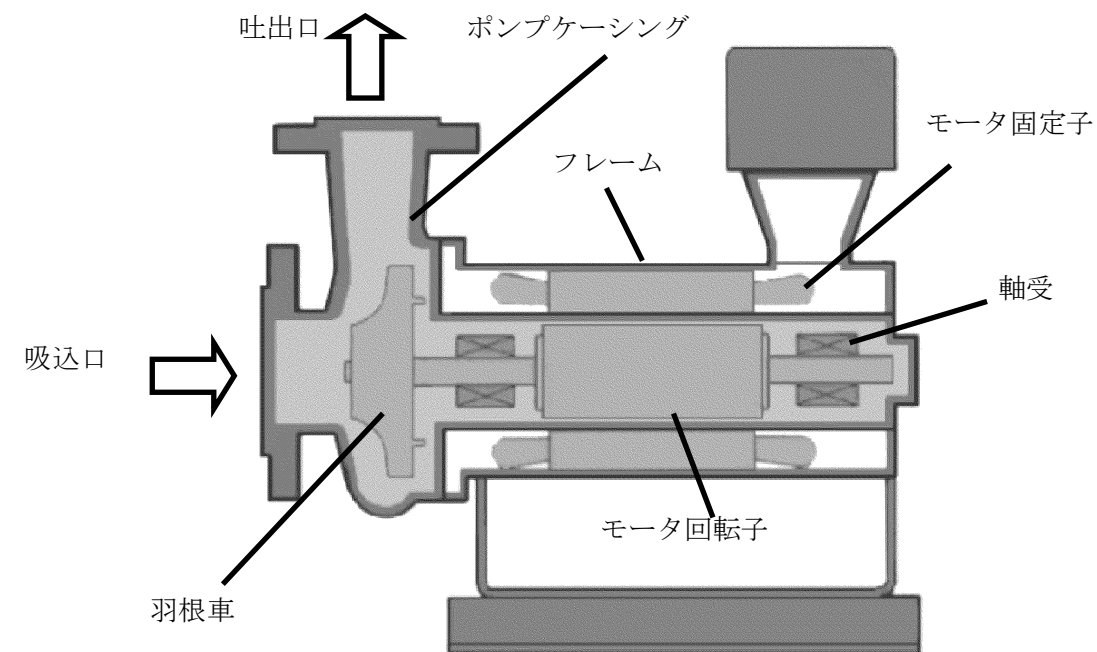
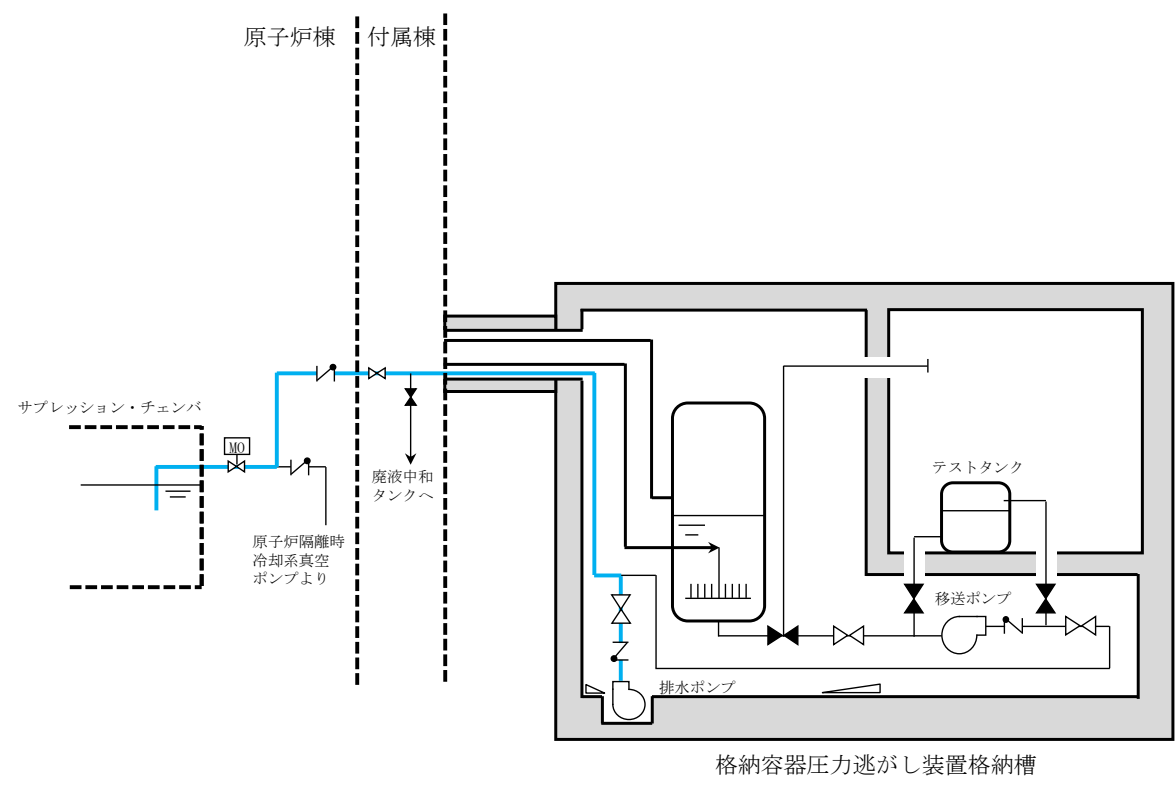


図2 一般的なキャンドポンプの構造

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_s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_s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あ</u> <u>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



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

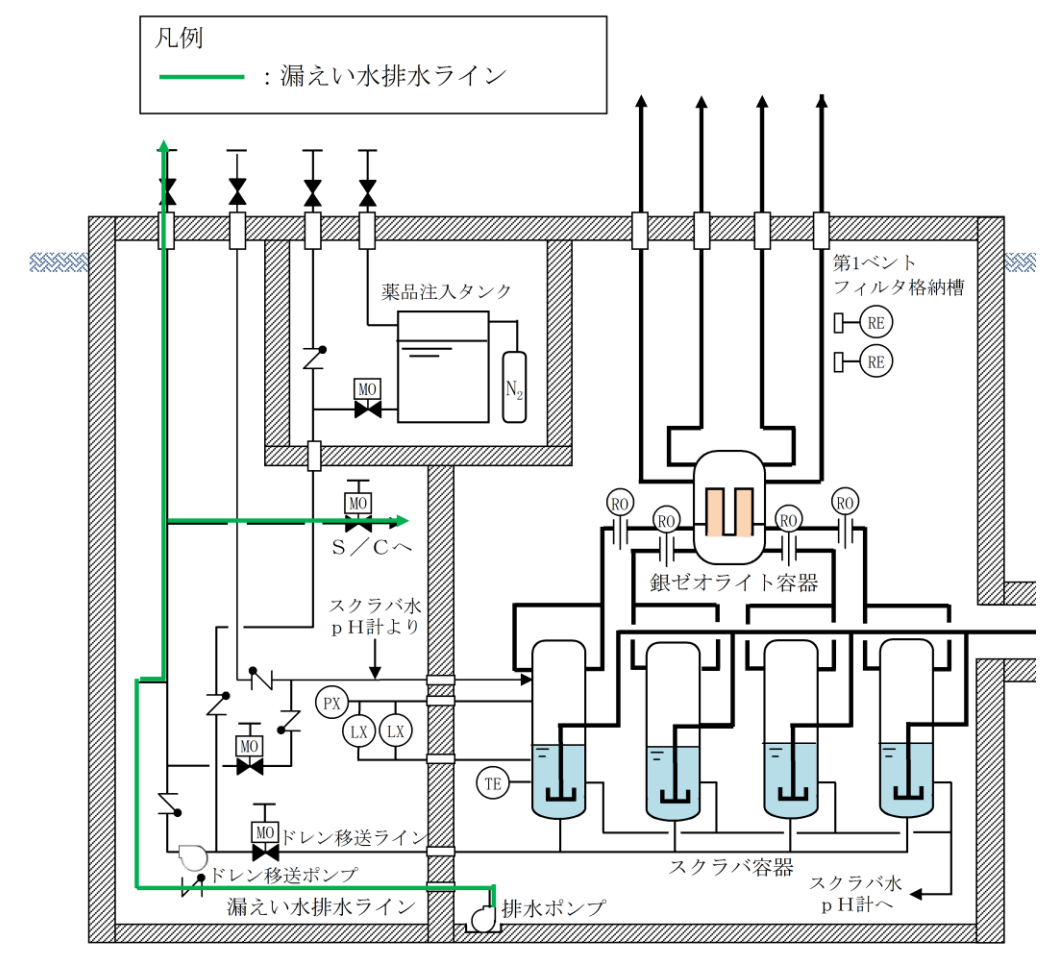
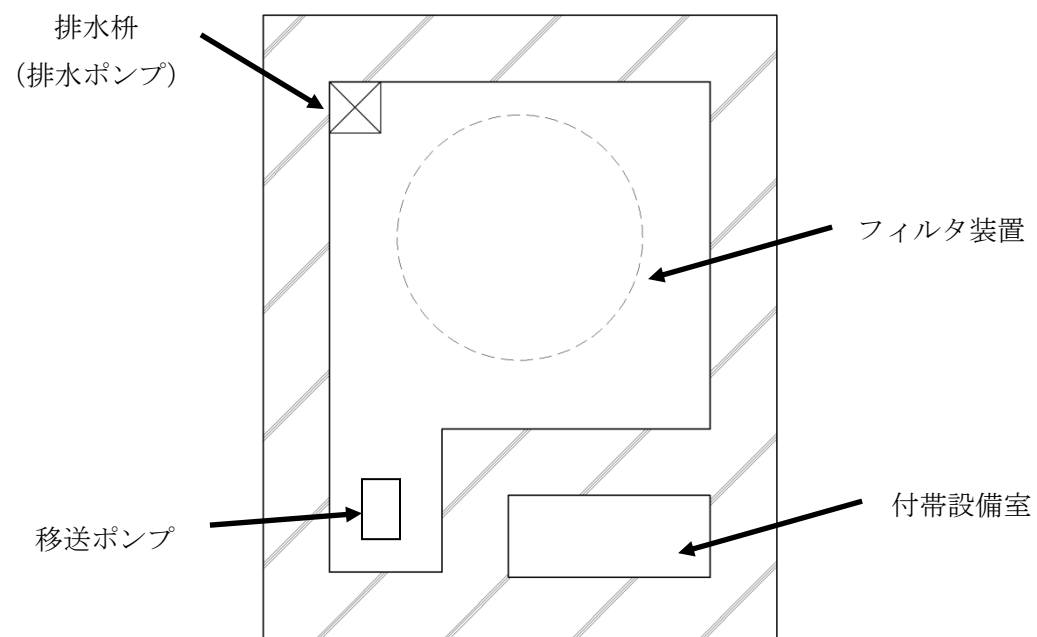


図3 排水設備系統概略図

・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

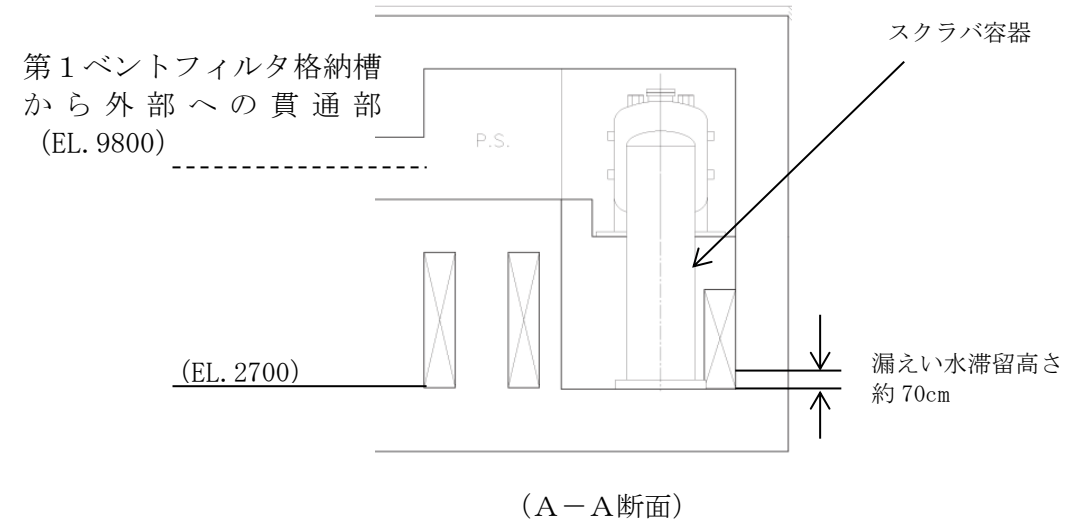
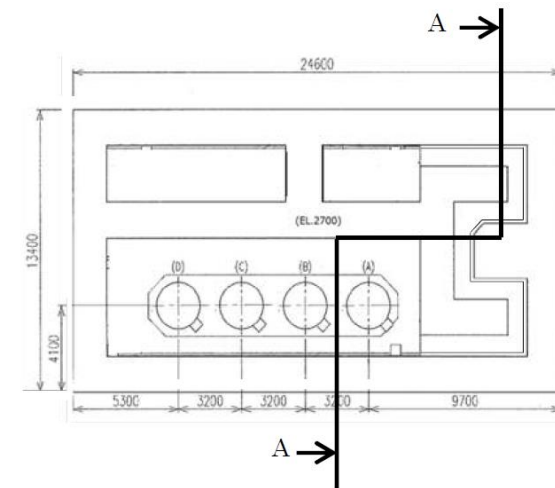


図4 第1ベントフィルタ格納槽から外部への貫通部と漏えい水の高さの関係

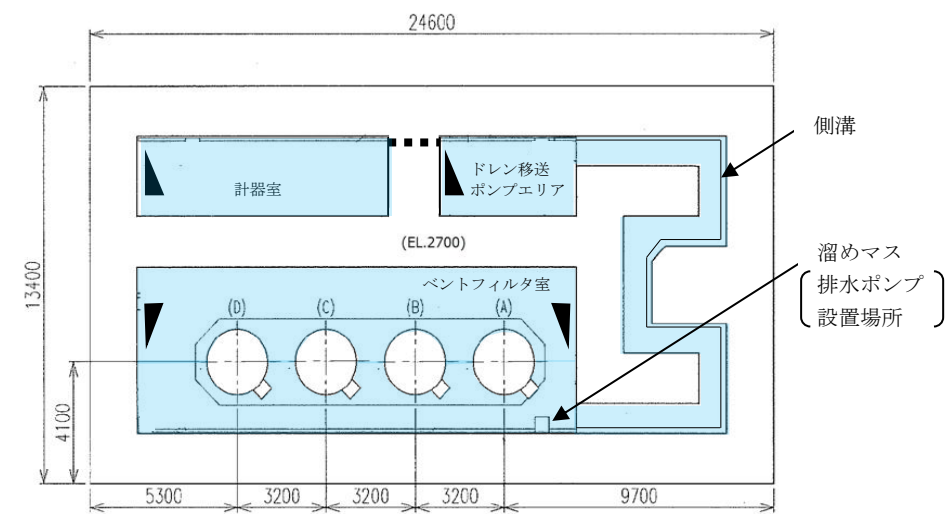


図5 第1ベントフィルタ格納槽での想定漏えい範囲図

・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。

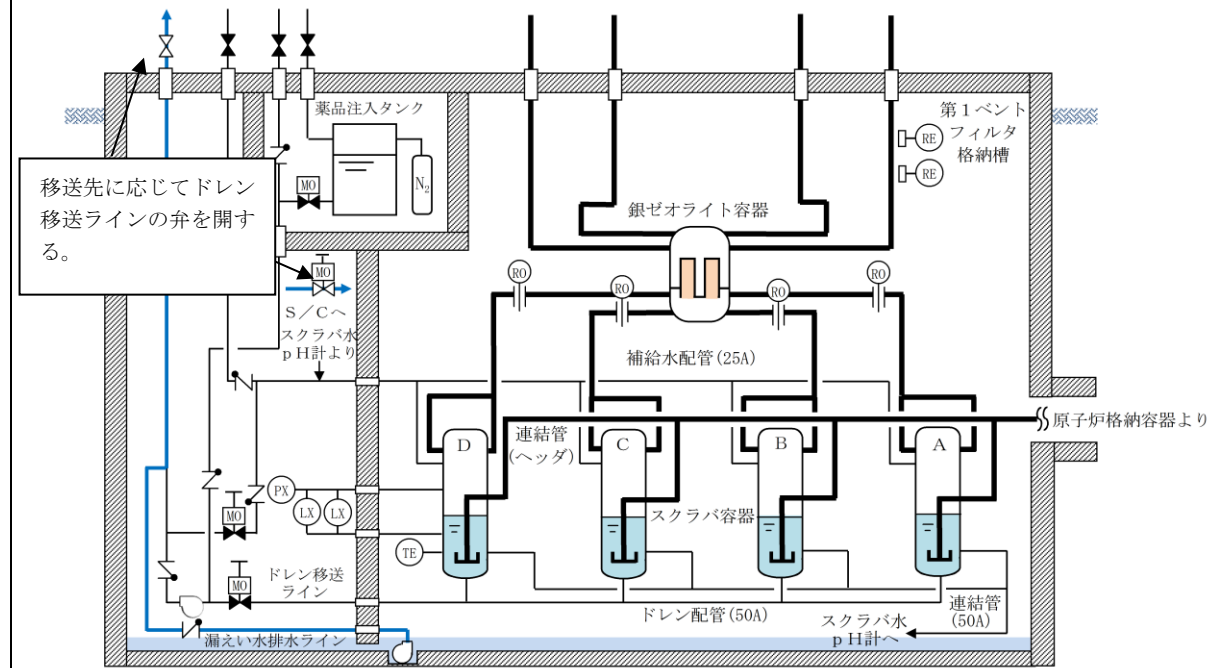


図6 ベントフィルタ室から排水ポンプを用いた移送経路の概要図

・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

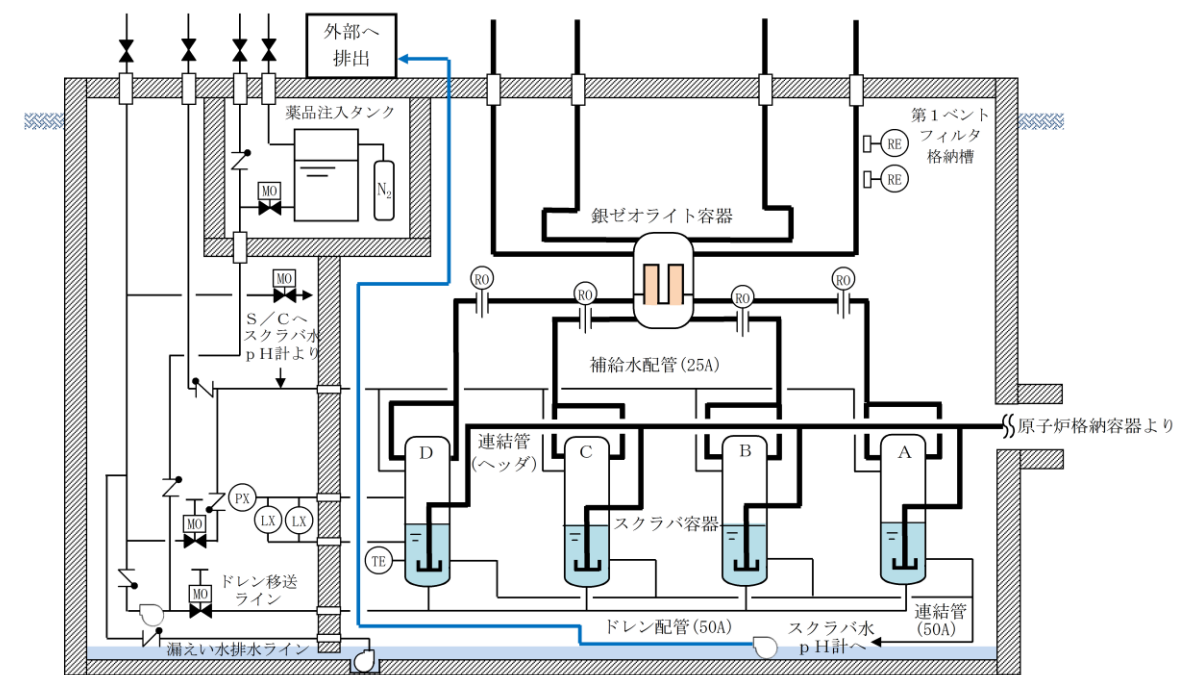


図7 ベントフィルタ室から可搬型ポンプを用いた移送経路の概要図

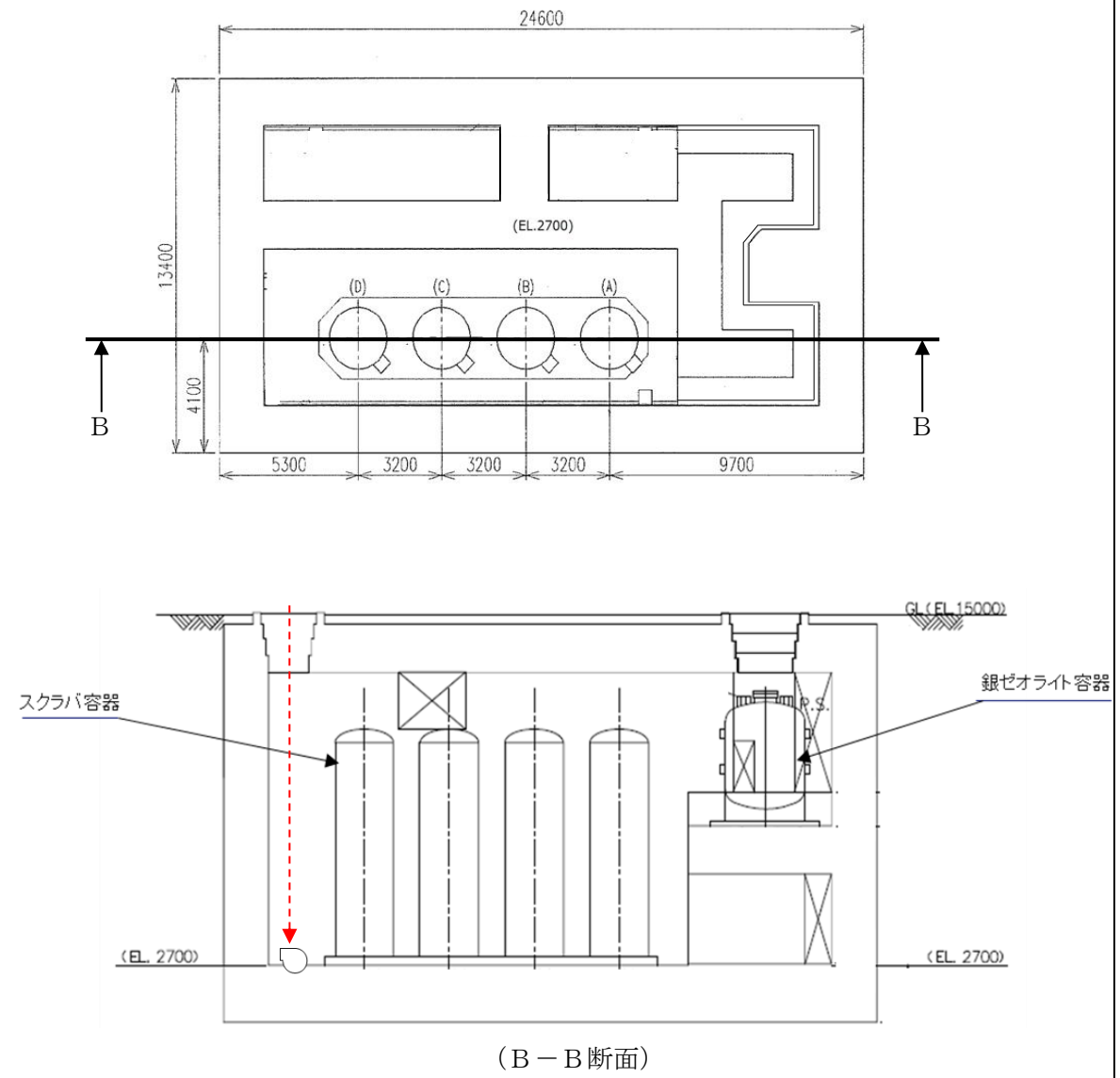
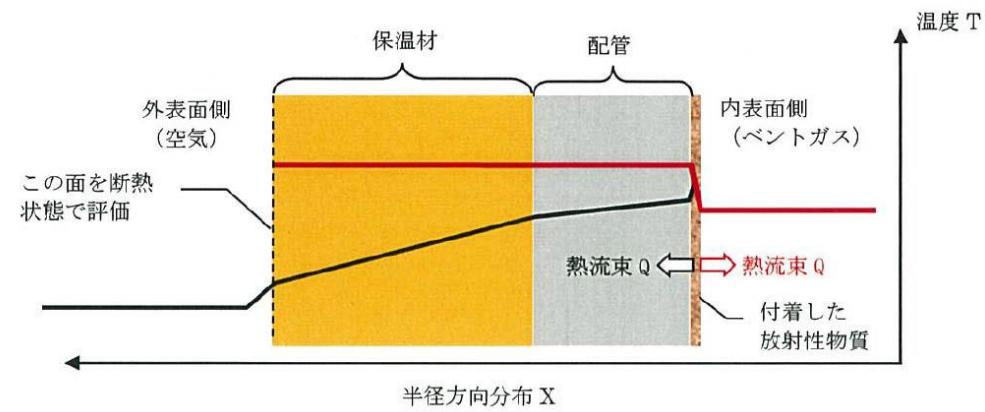


図8 ベントフィルタ室上部のハッチから可搬型ポンプを投入するルート図

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>	

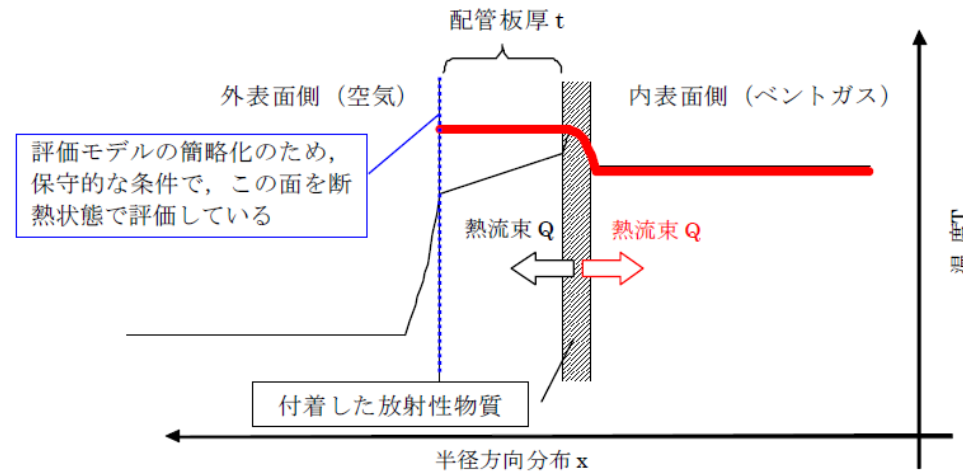


※: 実際の伝熱状態は ——— で示すような分布になると想定されるが、保守的な評価となるよう配管外面を断熱し、全ての熱流束がベントガス側に移行すると評価した。

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)

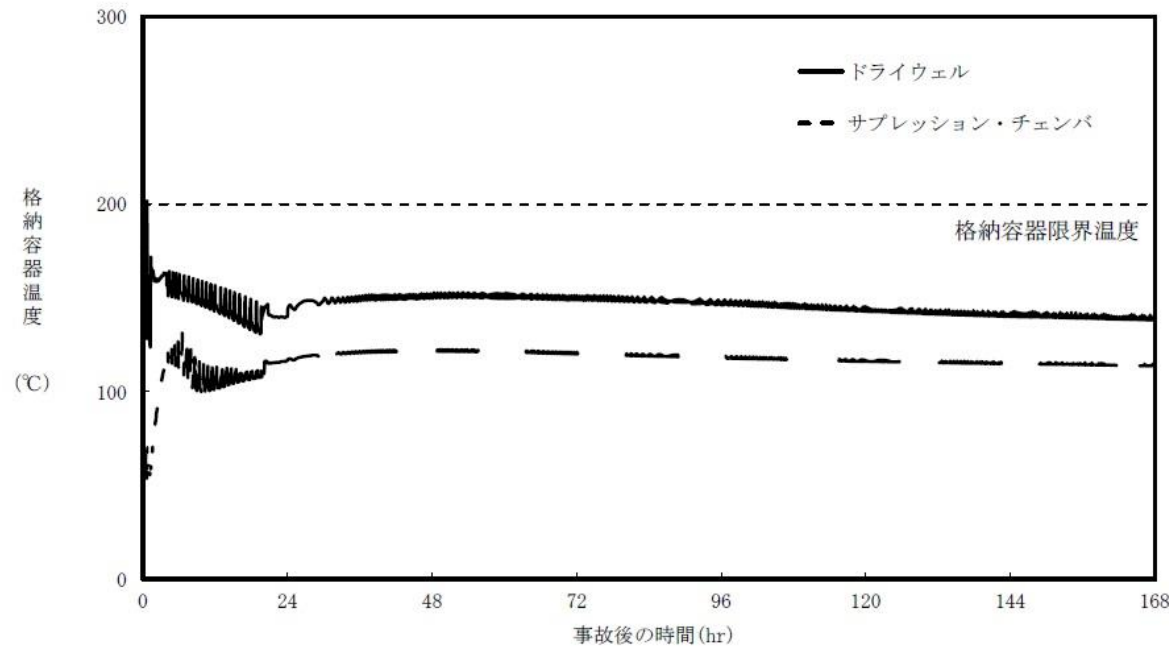
図1 配管内表面の温度評価 (ケース1のイメージ)

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

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。評価に当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。

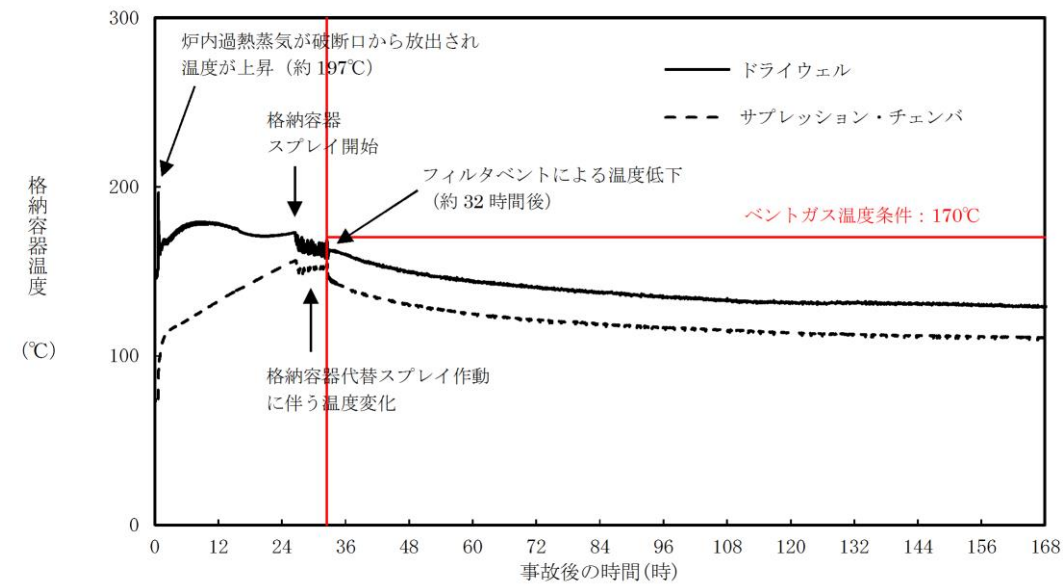


図2 格納容器内温度推移(有効性評価シナリオ「冷却材喪失(大破断LOCA)+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失」, 32hr後D/Wベント)

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

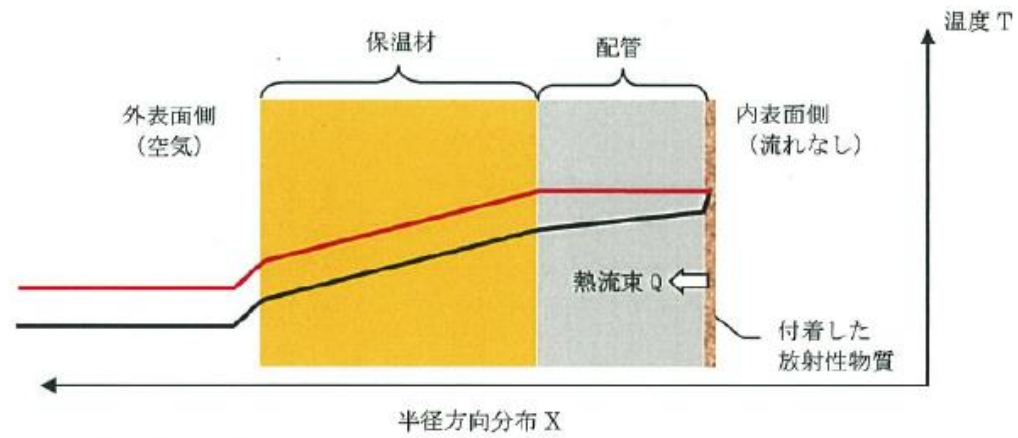
・解析結果の相違

・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。

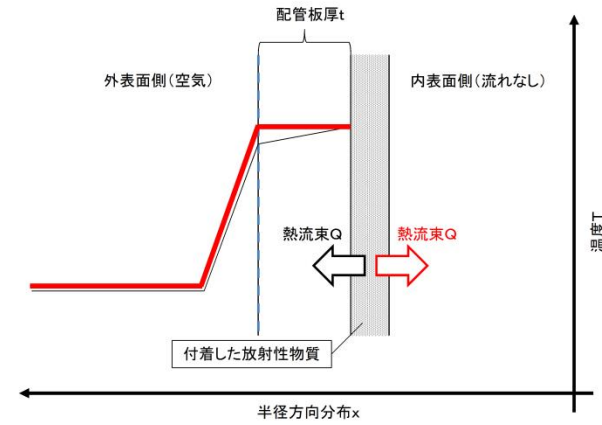


※：実際の伝熱状態は——で示すような分布になると想定されるが、保守的な評価となるよう配管内の温度勾配はないものし、全ての熱流束が配管（保温材）外表面側に移行すると評価した。

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℃

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℃

※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 (℃)

T_l : 保温材表面温度 (℃)

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 (℃)

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 (℃)

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> $h_r = \varepsilon \times \sigma \times \left(\frac{(T+273.15)^4 - (T_{atm}+273.15)^4}{T - T_{atm}} \right) \quad \dots \text{式 (9)}$ <p>ε : 配管外表面放射率 (0.22) σ : 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> $h_{cv}(\text{垂直管}) = 2.56 \times (T - T_{atm})^{0.25} \quad ((T - T_{atm}) \geq 10K) \quad \dots \text{式(10)}$ $h_{cv}(\text{垂直管}) = 3.61 + 0.094 \times (T - T_{atm}) \quad ((T - T_{atm}) < 10K) \quad \dots \text{式(11)}$ $h_{cv}(\text{水平管}) = 1.19 \times \left(\frac{T - T_{atm}}{D_0} \right)^{0.25} \quad \dots \text{式(12)}$ <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> $h_r = \varepsilon \times \sigma \times \left(\frac{(T+273.15)^4 - (T_{atm}+273.15)^4}{(T - T_{atm})} \right) \quad \dots \text{式 (8)}$ <p>ε : 配管外表面放射率 (0.80) σ : 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> $h_{cv}(\text{垂直管}) = 2.56 \times (T - T_{atm})^{0.25} \quad ((T - T_{atm}) \geq 10K) \quad \dots \text{式 (9)}$ $h_{cv}(\text{垂直管}) = 3.61 + 0.094 \times (T - T_{atm}) \quad ((T - T_{atm}) < 10K) \quad \dots \text{式 (10)}$ $h_{cv}(\text{水平管}) = 1.19 \times \left(\frac{T - T_{atm}}{D_0} \right)^{0.25} \quad \dots \text{式 (11)}$ <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。

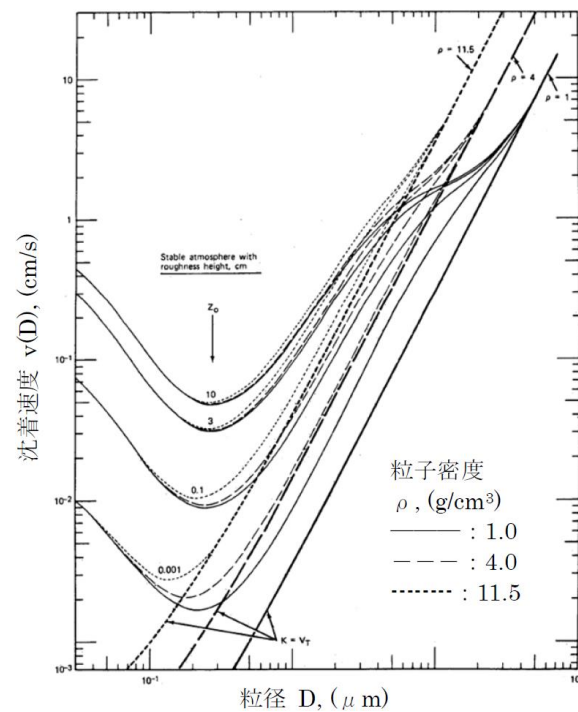
この Sehmel の沈着速度モデルに基づき、配管内面の表面粗さ 0.001cm (10 μ m) と粒子密度 4g/cm³ を想定した、格納容器より放出される粒子径ごとの沈着速度 (第1図参照) を用いて配管内面への沈着割合 (エアロゾルの沈着速度と配管内のベントガス通過時間から算出された、流れているベントガス中のエアロゾルが壁面に到達する割合) を以下のとおり評価した。

(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-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、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

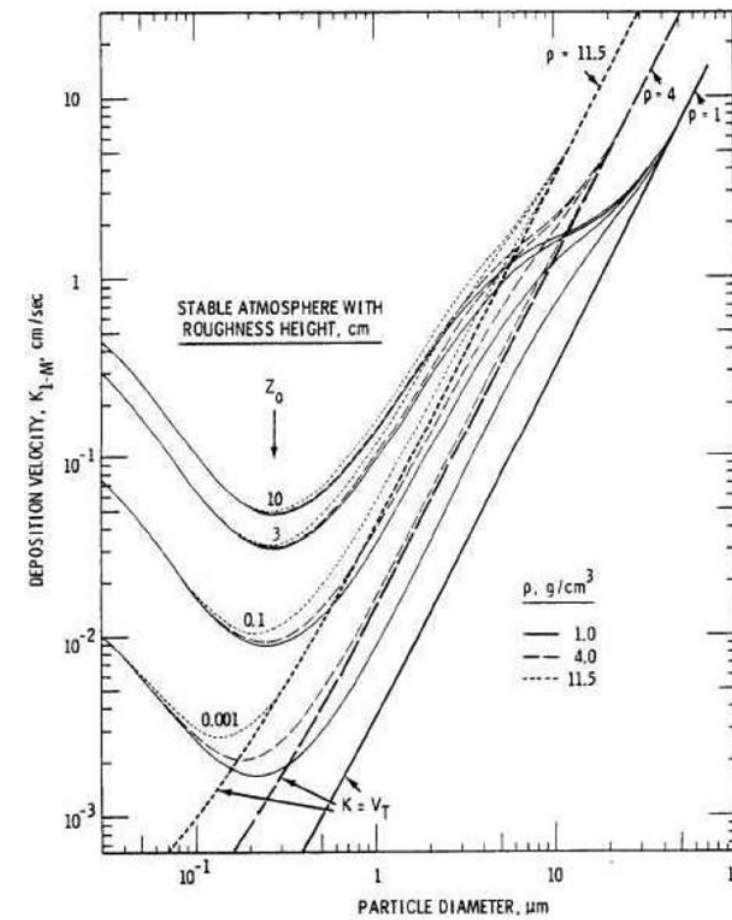
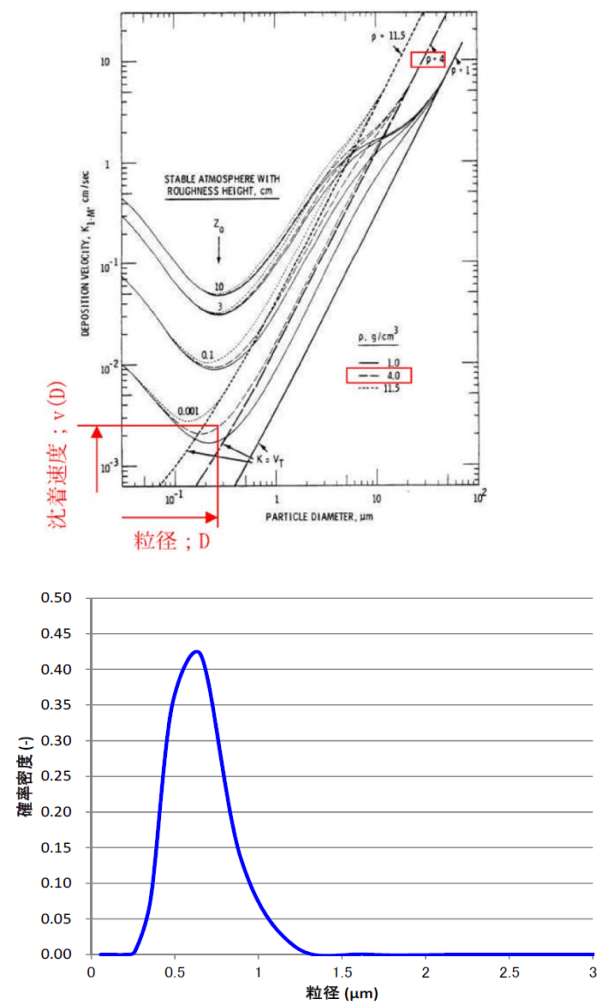


図1 エアロゾル粒子径と沈着速度の関係

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)



(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。

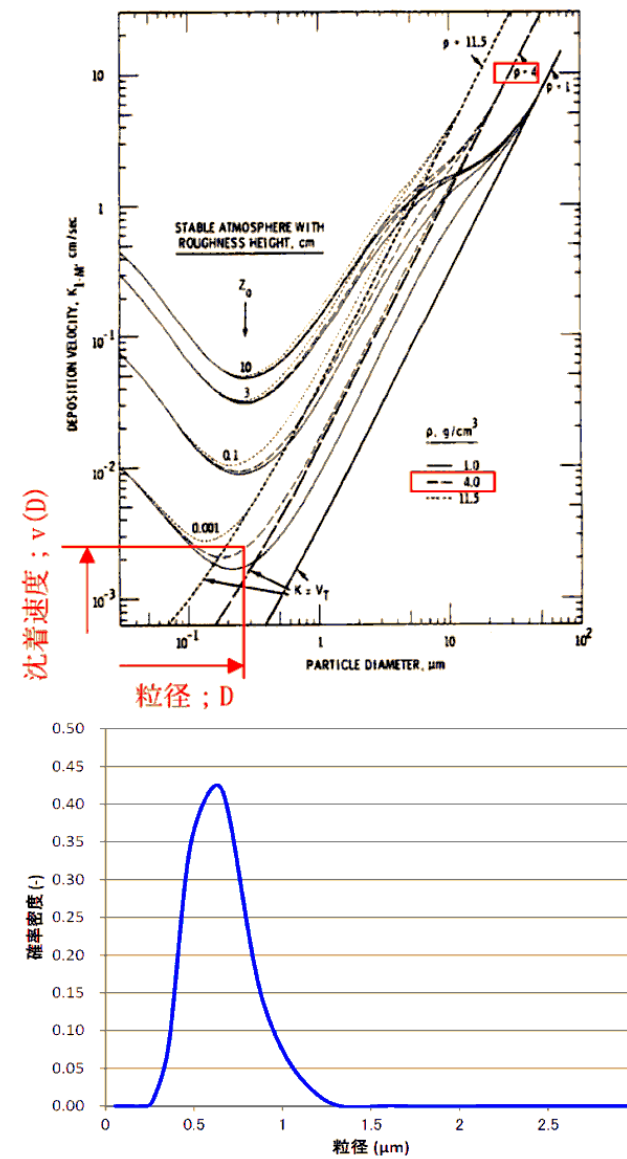


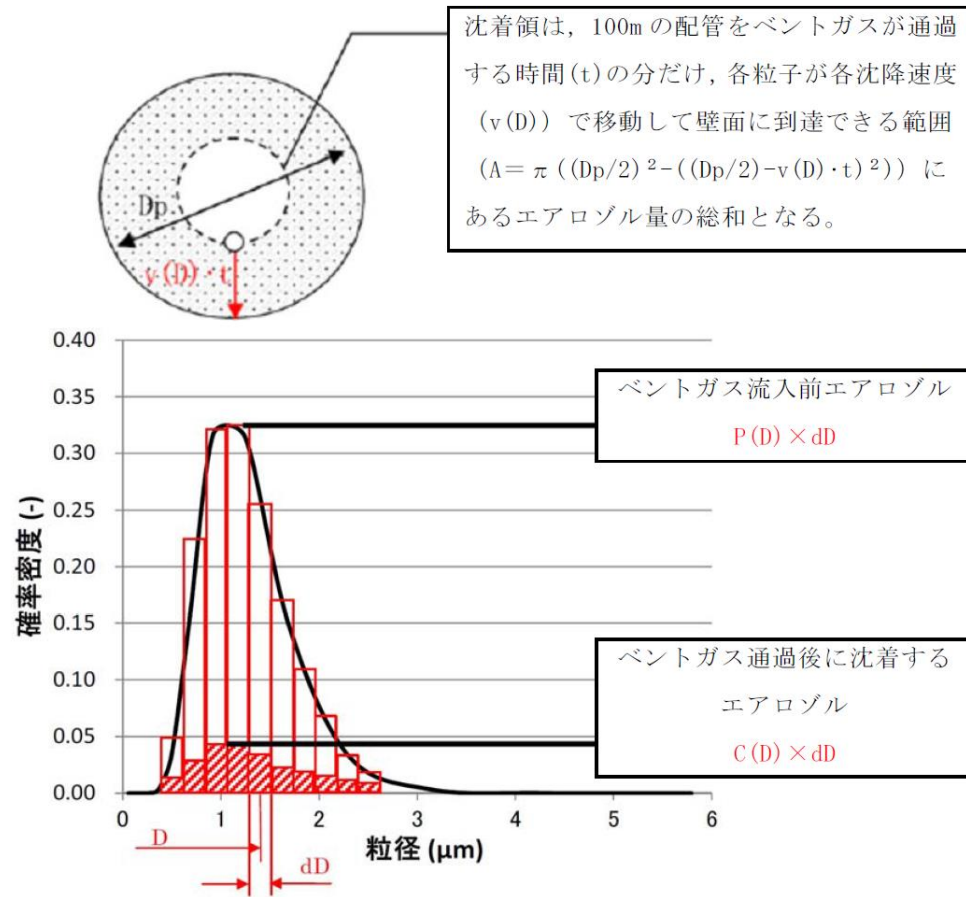
図1に基づき、粒径分布の確率密度(P(D))を算出する。

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。

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

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

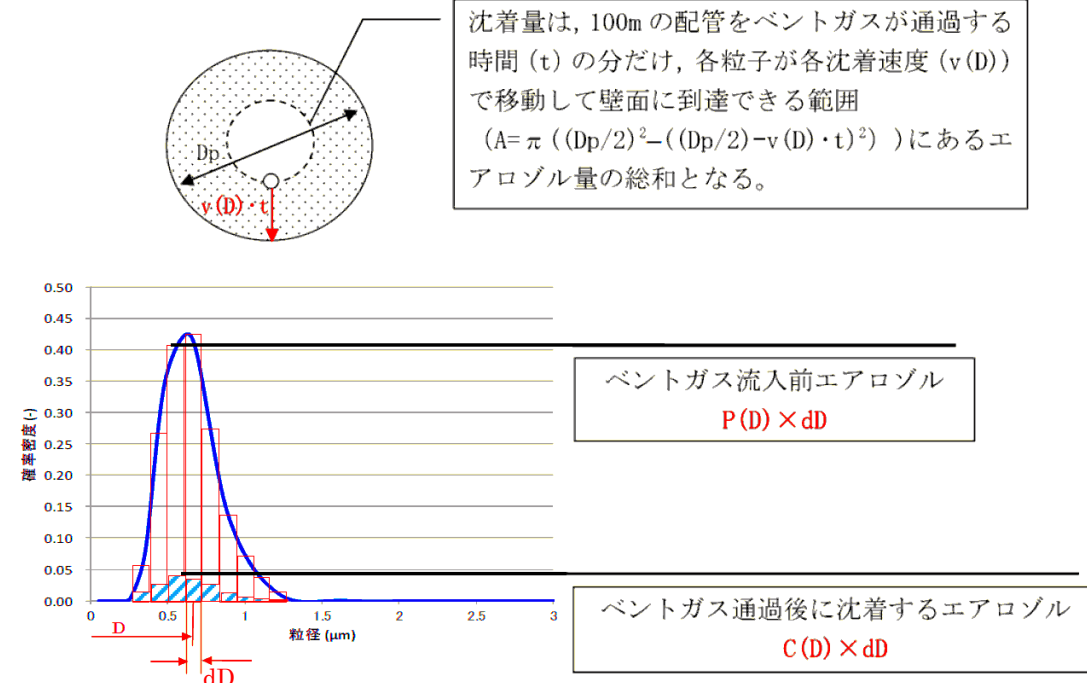


図2 沈着割合評価の考え方 (2/2)

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	$2 \times 10^{-3} \sim 5 \times 10^{-1}$	
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	$2 \times 10^{-3} \sim 5 \times 10^{-1}$	
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	$2 \times 10^{-3} \sim 5 \times 10^{-1}$	
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での性状（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での性状（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

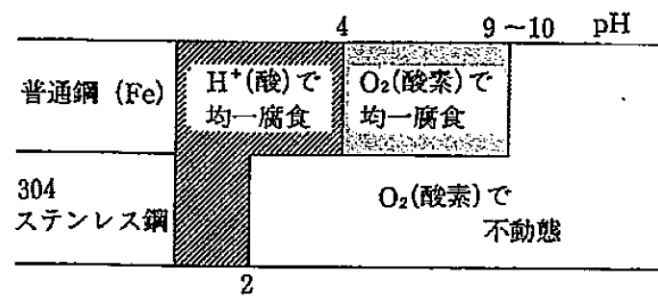
・資料構成の相違

(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。

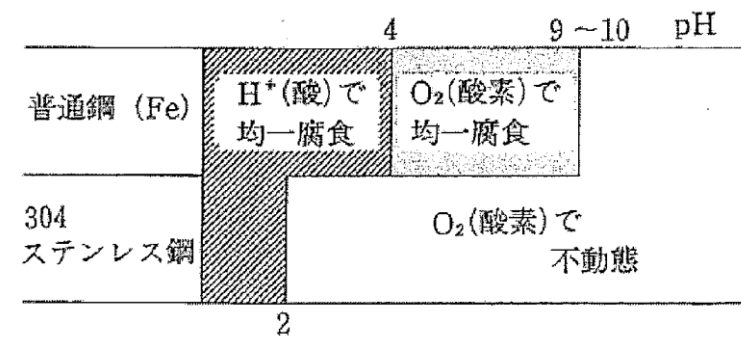


図2 大気中酸素に接する水中環境における SUS304 の腐食形態と pH の関係 (参考図書1)

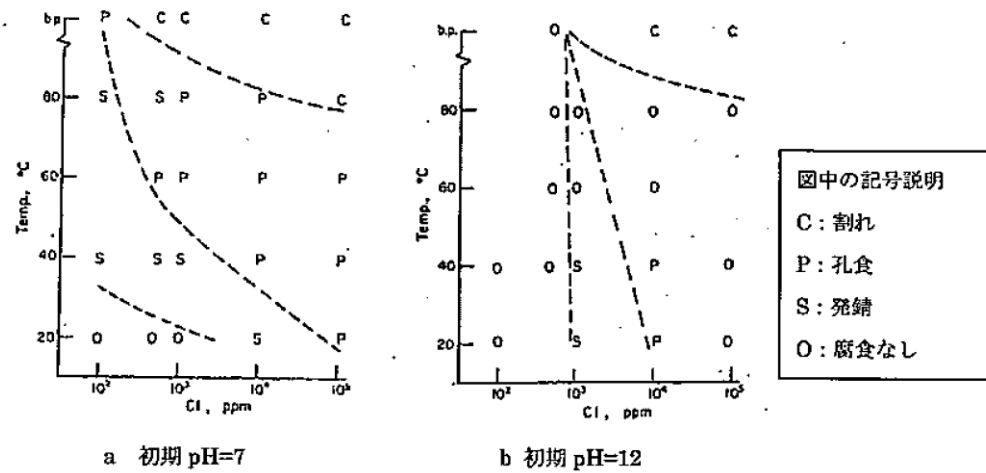
b. 孔食

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

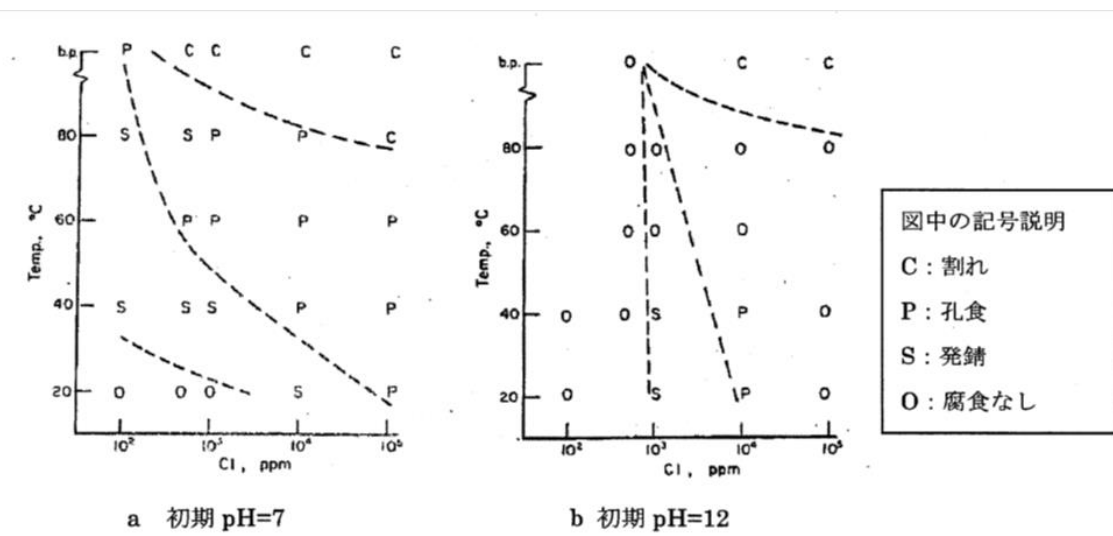


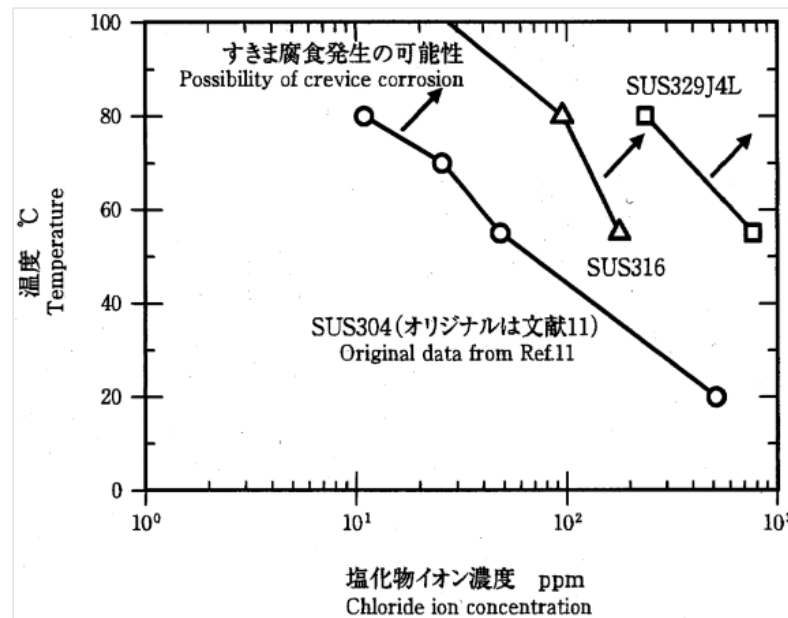
図3 304 ステンレス鋼の NaCl 溶液中における腐食形態に及ぼす塩化物イオン濃度と温度の影響(参考図書2)

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。

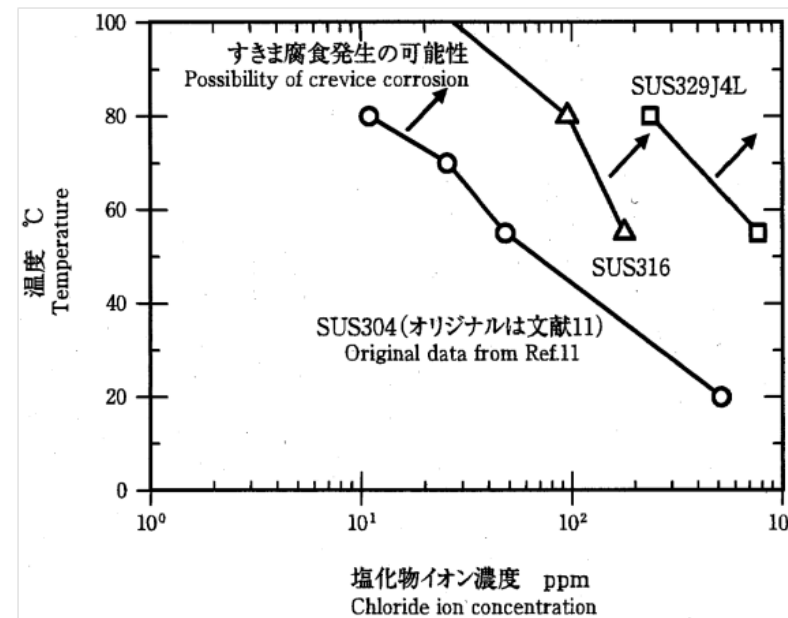


図4 SUS304 と SUS316 の中性環境におけるすきま腐食に対する塩化物イオン濃度と温度の影響

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: 330px; width: 356px; margin: 10px 0;"></div> <p style="text-align: center;">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: 476px; width: 279px; margin: 10px 0;"></div> <p style="text-align: center;">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>	

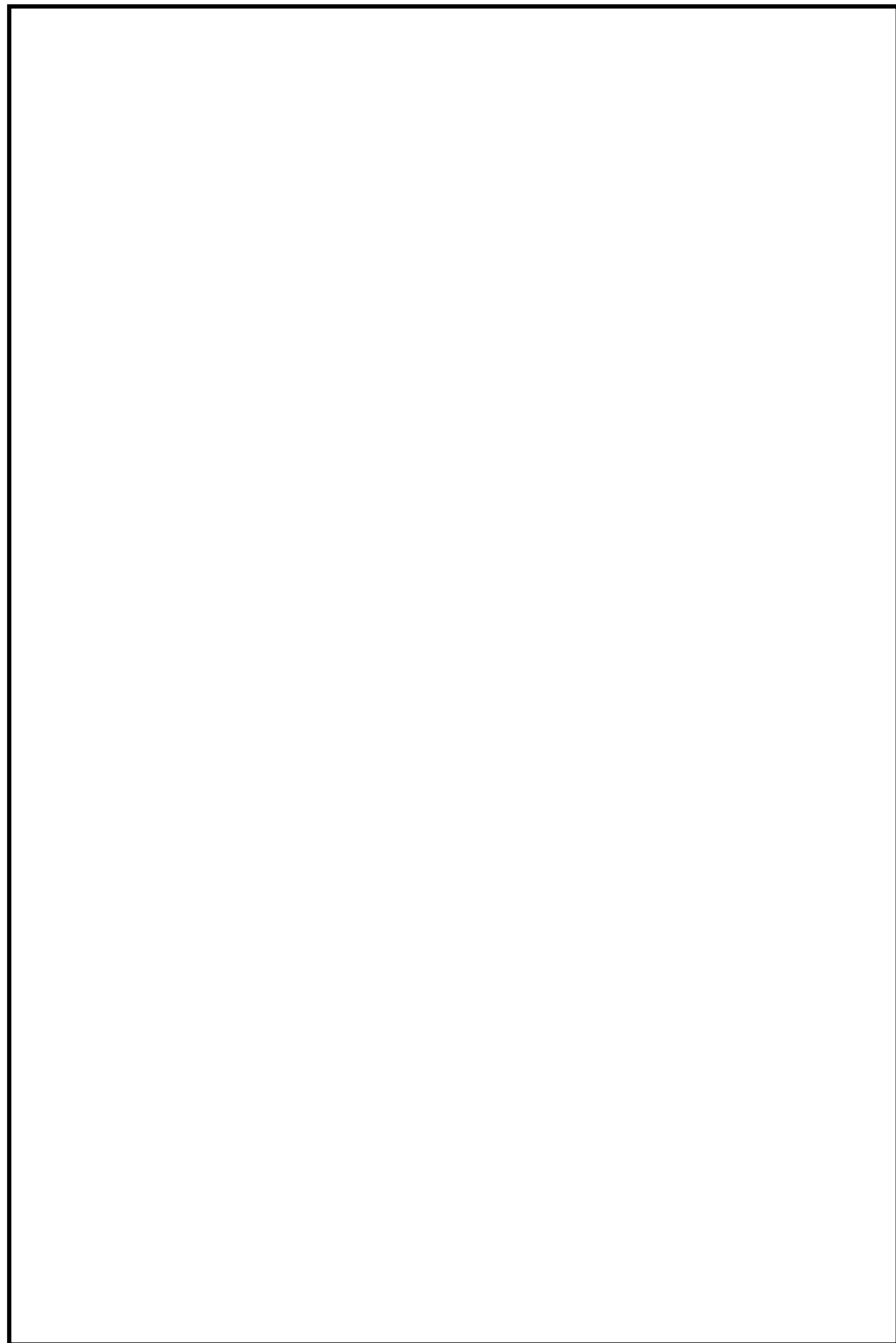
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>・ [] 環境下における SCC</p> <p>第5図に [] 水溶液中の SUS304 の低ひずみ速度試験 (SSRT) の結果を示す (参考図書 5)。この試験は室温 (23℃) において、 [] の水溶液中で行った試験であり、鋭敏化していない試験片については、SCC の発生が認められなかったことを示している。実機の [] 濃度も同等であり、SUS316L や [] 等については鋭敏化し難く、耐 SCC 性に優れた材料であることから、より信頼性が高いものと評価する。</p> <div data-bbox="166 695 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 520" style="border: 1px solid black; height: 110px; 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 2421 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 2421 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 2421 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>	

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		

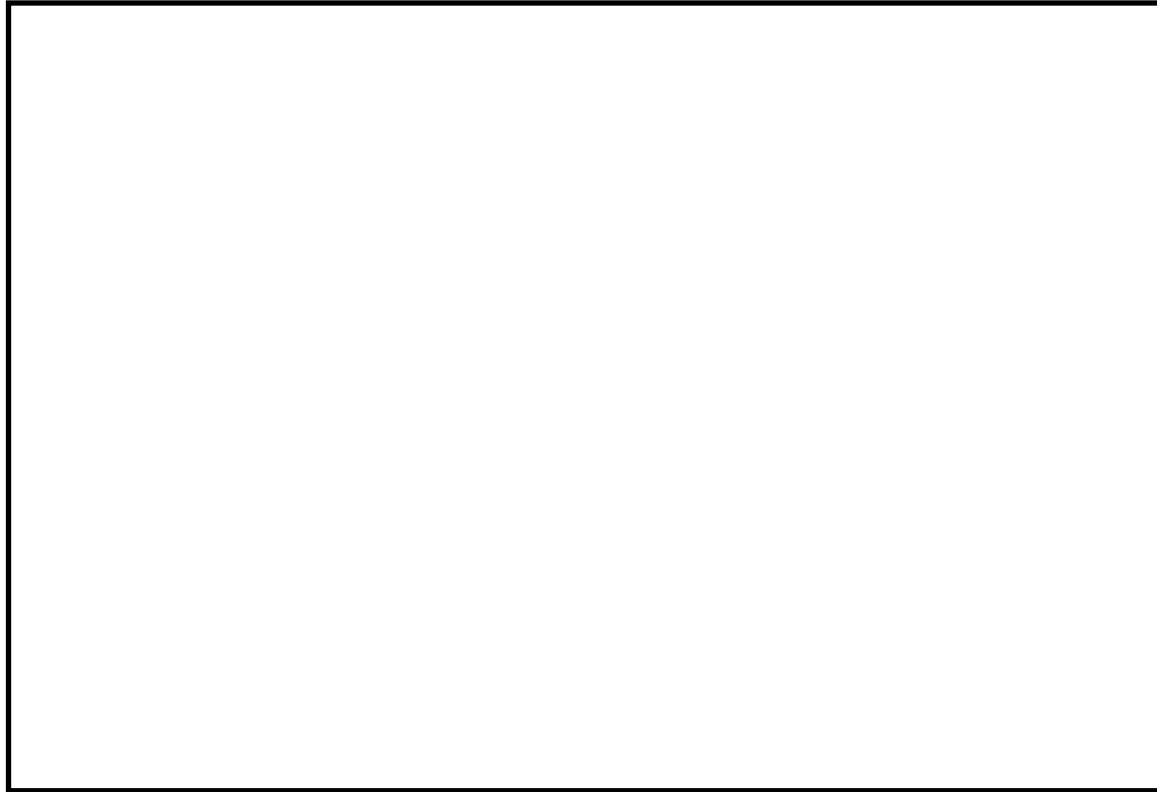


第7図 ベンチュリノズル内面 SEM 観察結果 (1/2)

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 data-bbox="394 1375 1015 1411">第8図 ベンチュリノズル内面 SEM 観察結果 (2/2)</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. 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

(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。

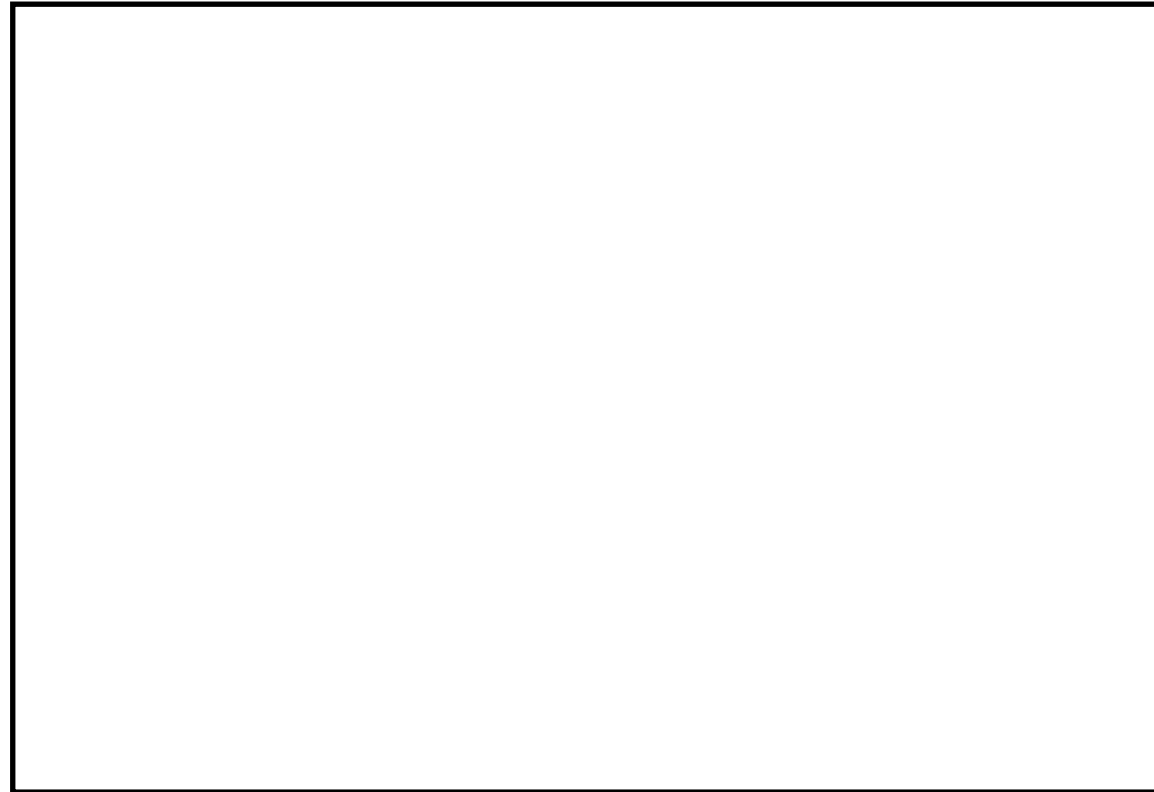


図8 ベンチュリノズル内のガスの流路について

(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。

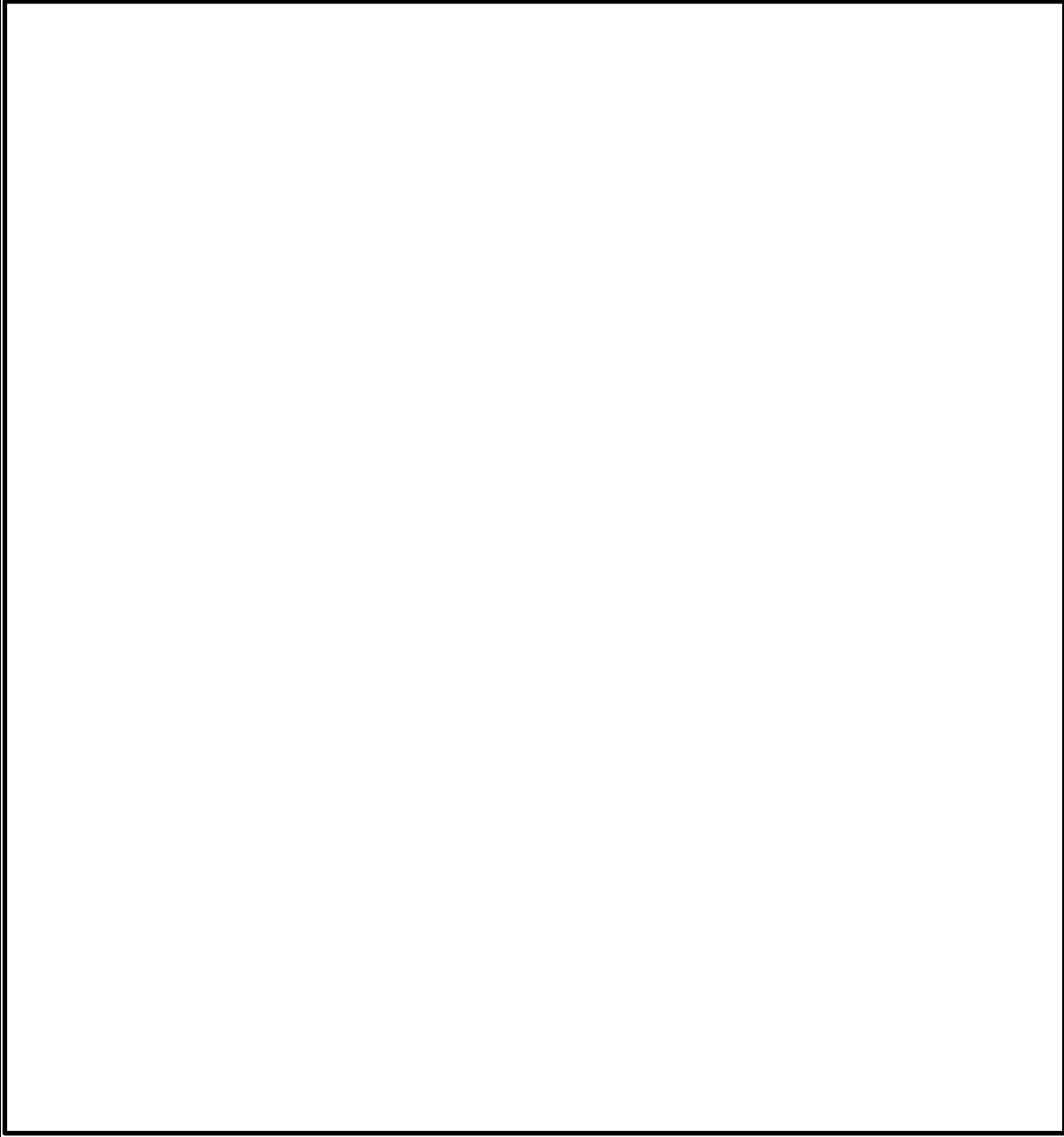
劣化については、黒鉛の特性として、400℃以上の高温で酸素雰囲気下では酸化劣化が進むため、パッキンが痩せる（黒鉛が減少する）ことでシール機能が低下することが知られているが、格納容器フィルタベント系を使用する環境は200℃以下であることから、酸化劣化の懸念はない。

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 	

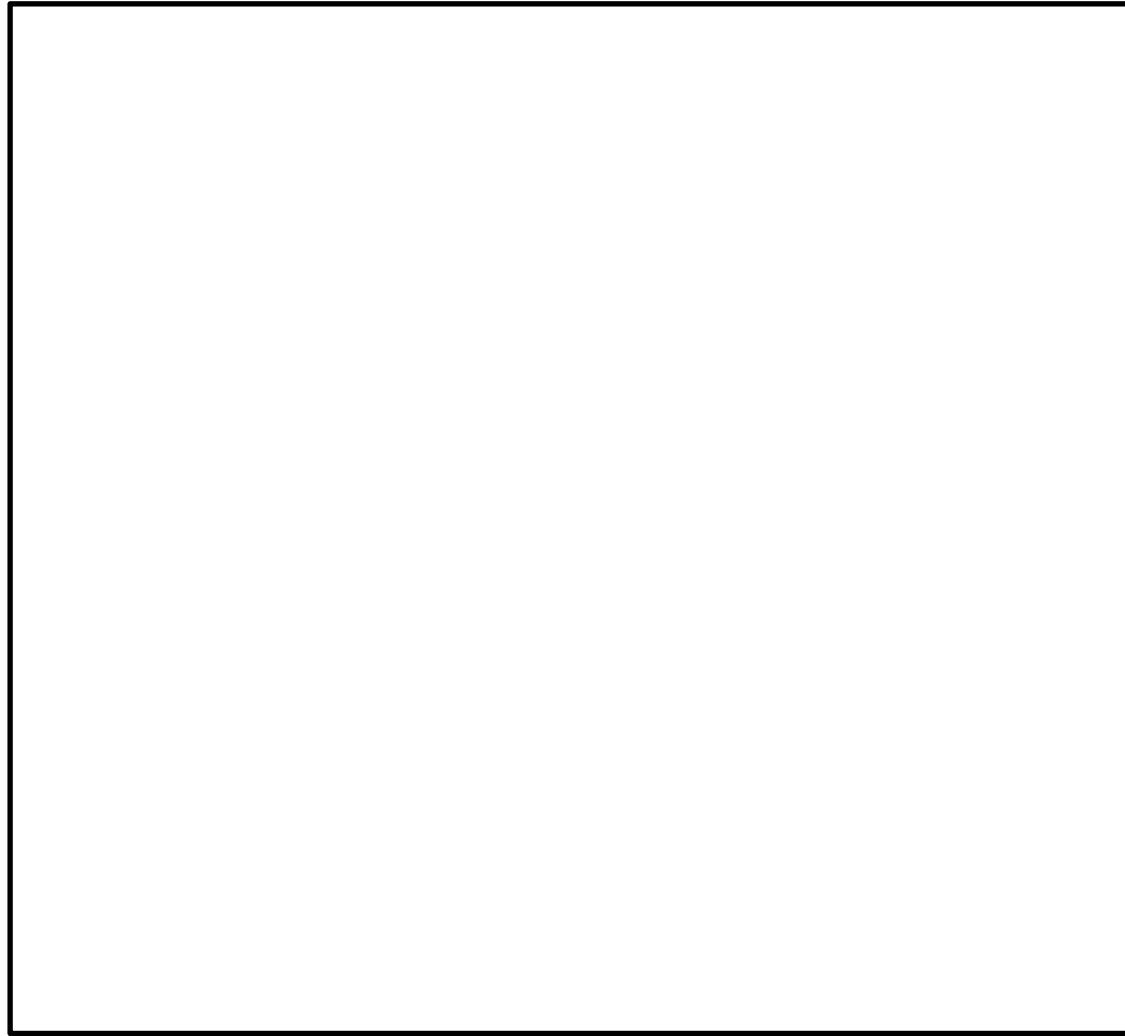
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 12</p> <p style="text-align: center;">スクラビング水の保有水量の設定根拠について</p> <p>スクラビング水の初期保有水量（系統待機時）は、ベント開始後 24 時間はベンチュリスクラバによる所定の放射性物質の除去性能が得られる水量と、 <u>設定している。</u></p> <p>スクラビング水の水量の設定根拠を以下に示す。また、フィルタ装置水位の概略図を第 1 図に示す。</p>	<p style="text-align: 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="163 212 445 243">(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; width: 377px;"></div>	<p data-bbox="1320 212 1513 243">a. <u>水位高設定値</u></p> <p data-bbox="1320 254 2418 331">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 2421 1297" style="border: 1px solid black; height: 458px; width: 368px;"></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> <div data-bbox="172 254 1258 1829" style="border: 1px solid black; height: 750px;"></div>	<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> <div data-bbox="1308 338 2421 1860" style="border: 1px solid black; height: 725px;"></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
		



第1図 フィルタ装置水位の概略図

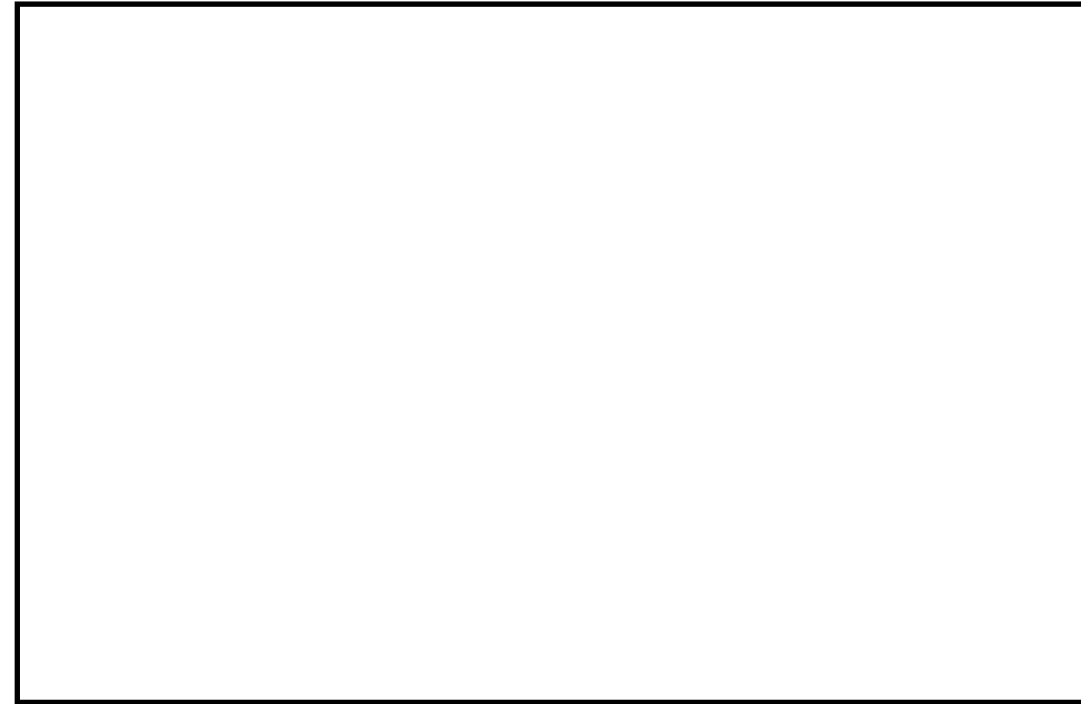


図1 スクラバ容器水位の管理値

(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。



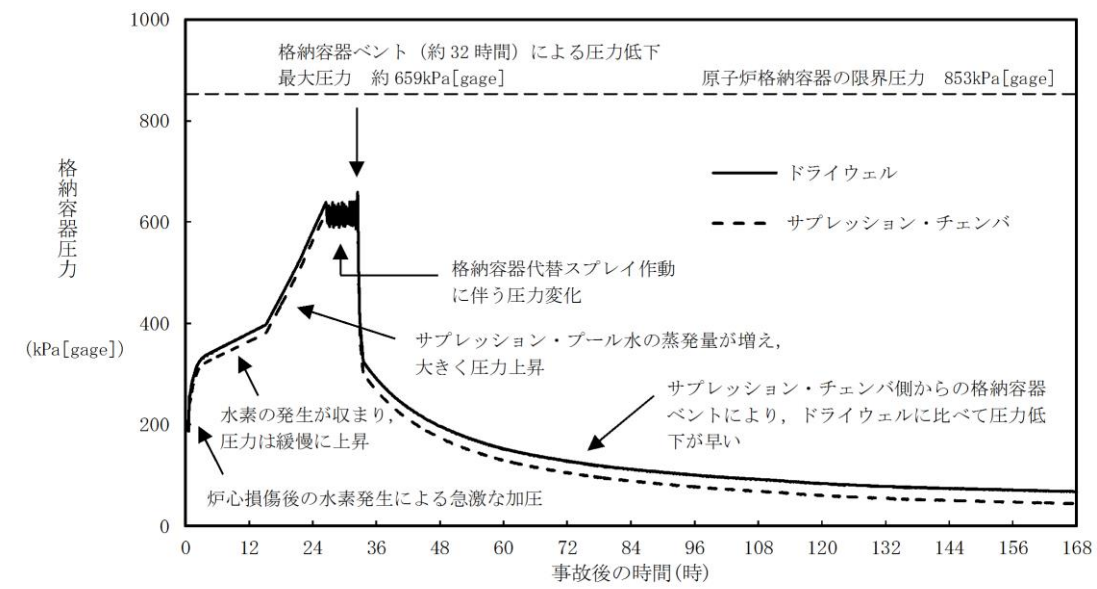
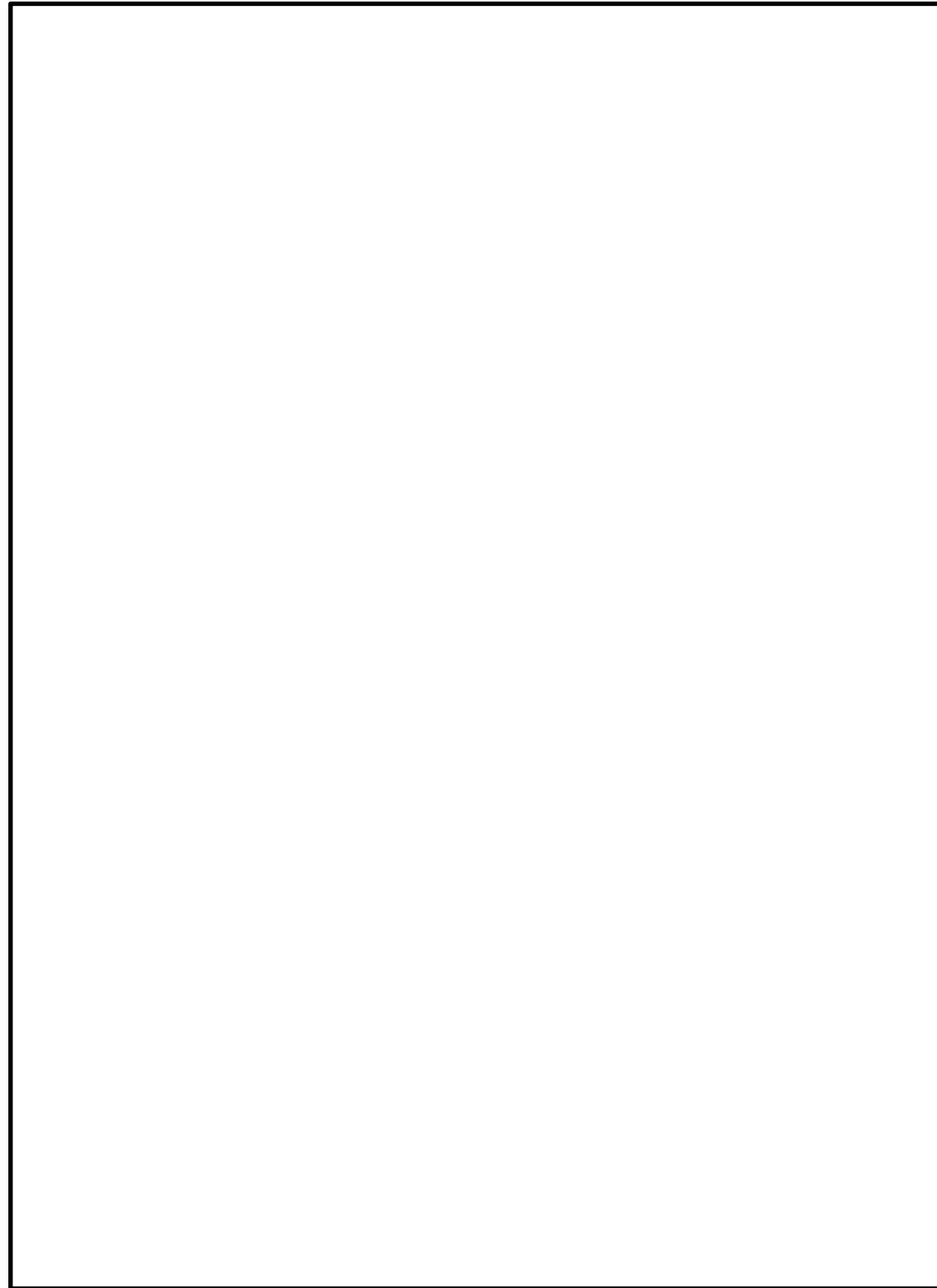


図2 ベント時の格納容器圧力推移

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

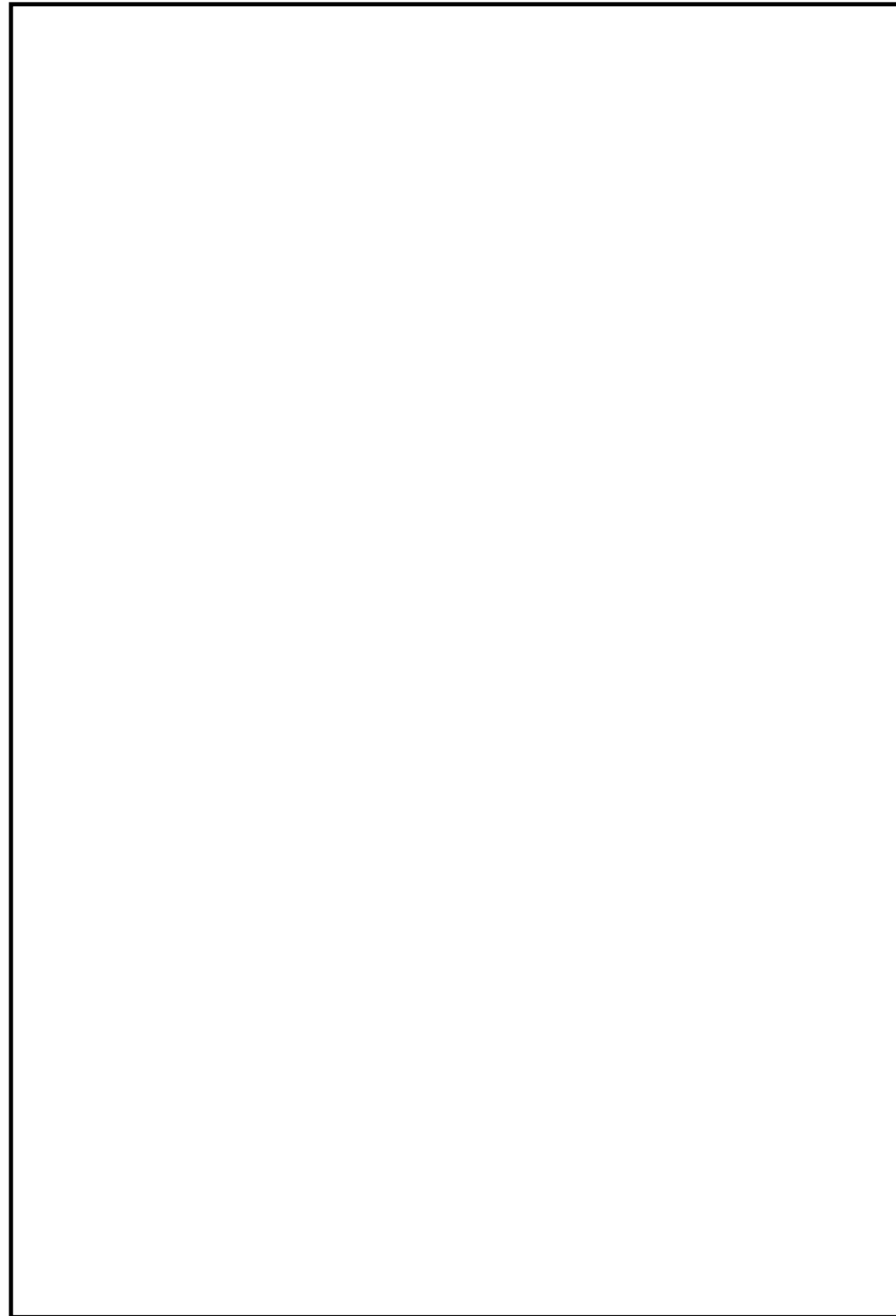
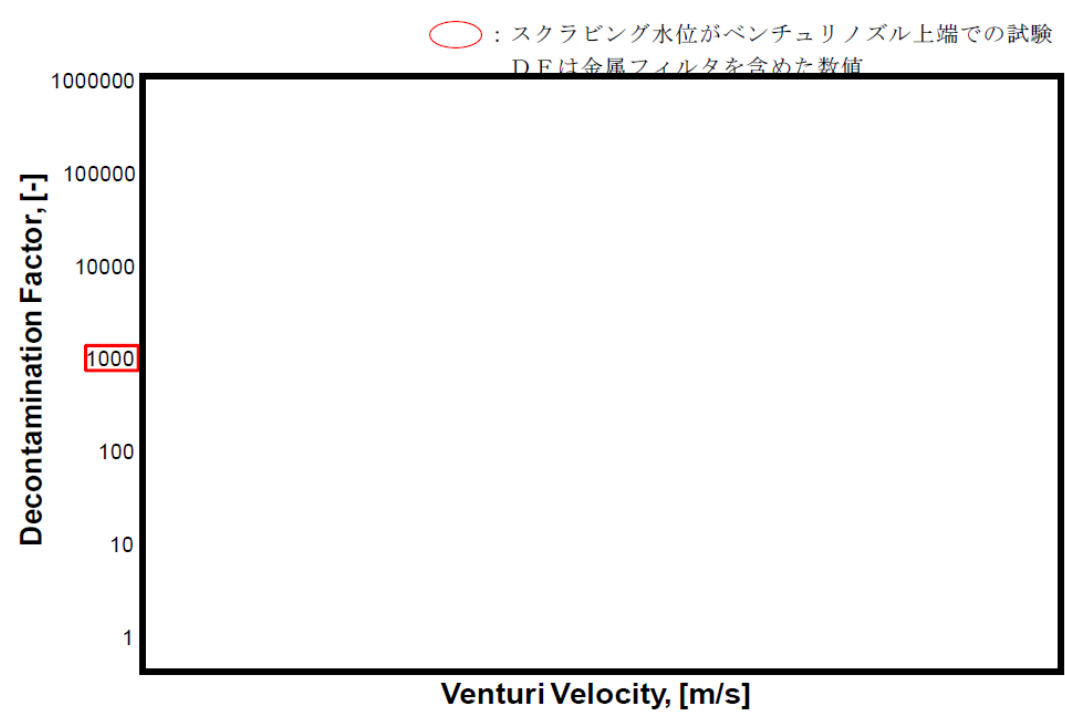


図3 スクラビング水位挙動（冷却材喪失（大破断LOCA）+ECCS注水機能喪失+全
交流動力電源喪失）

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;"> <p>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</p> </div> <p style="text-align: center;">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;"> <p>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</p> </div> <p style="text-align: center;">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

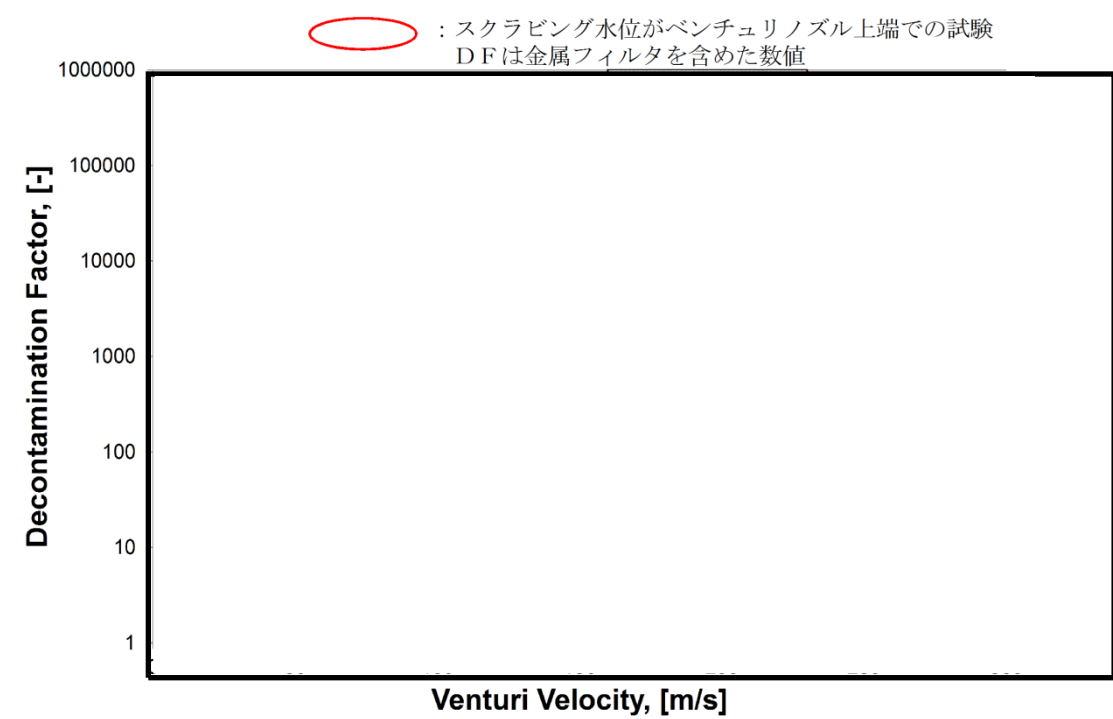
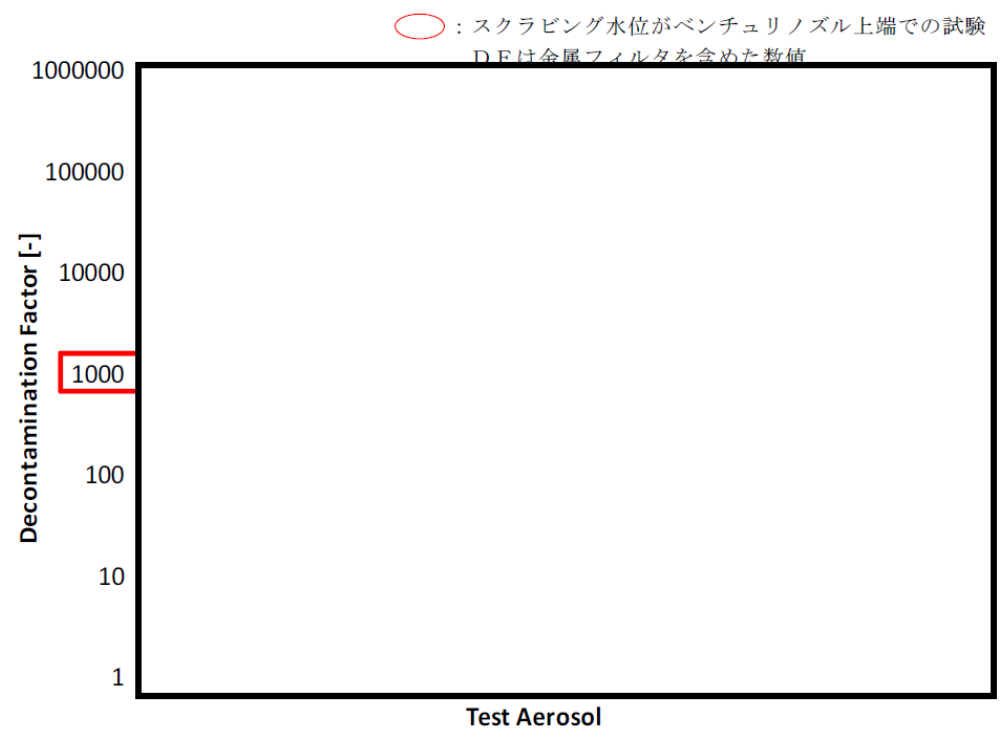


図2 ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数



第6図 エアロゾルの粒径とエアロゾルDFの関係

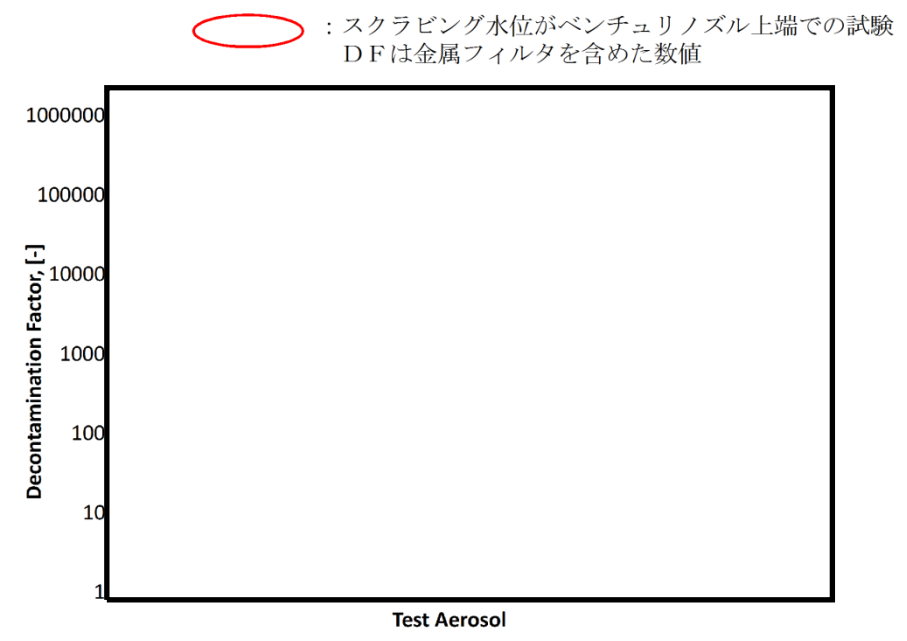


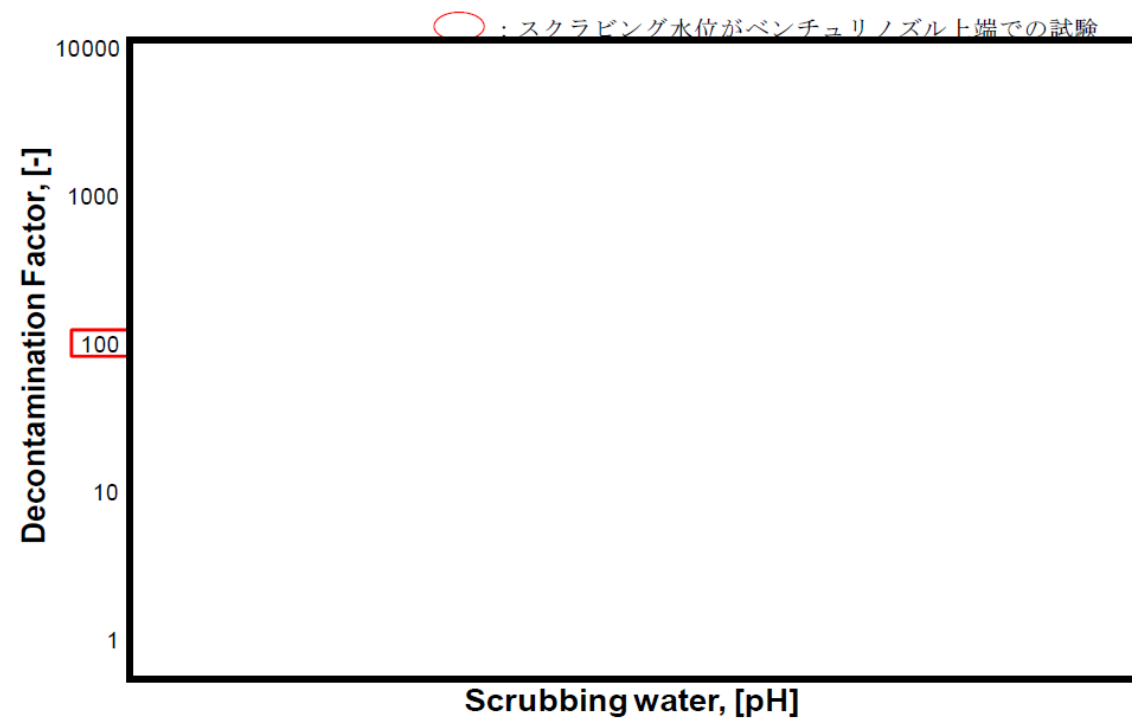
図3 エアロゾル粒径に対する除去係数

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

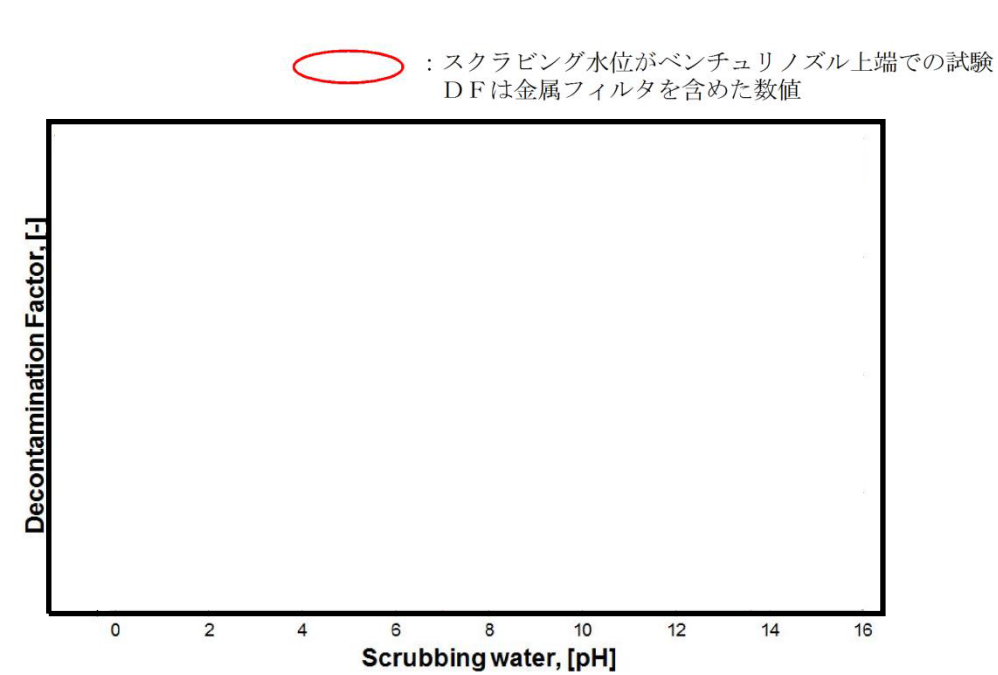


図4 pHに対する無機よう素の除去係数

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、

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

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

・ 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]

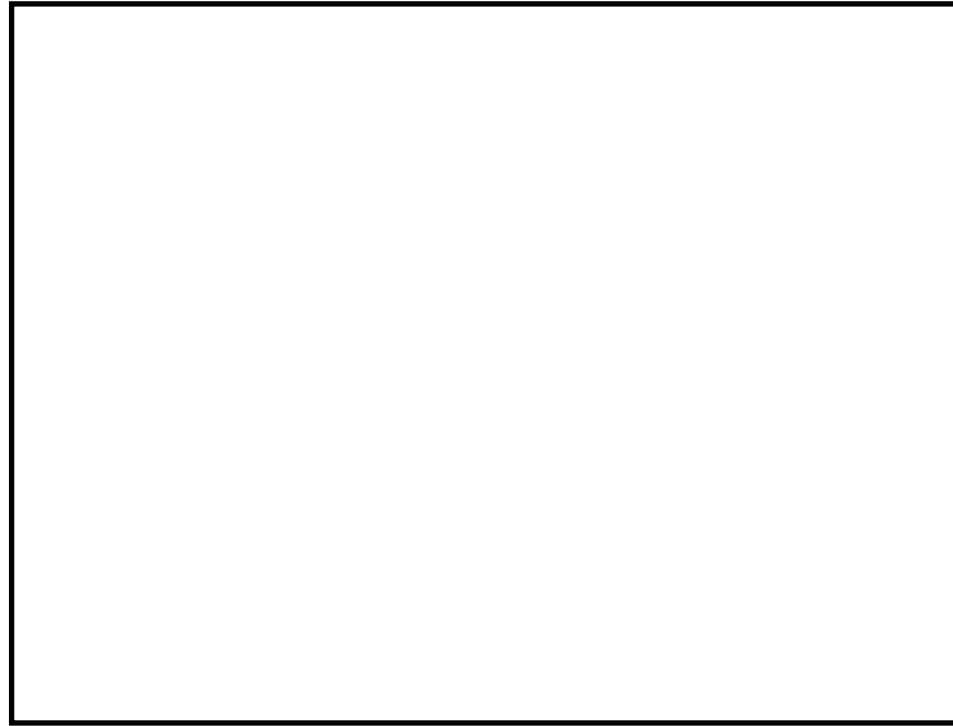
(評価用地震動 (2×S_s-1) に基づき保守的に設定)

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)

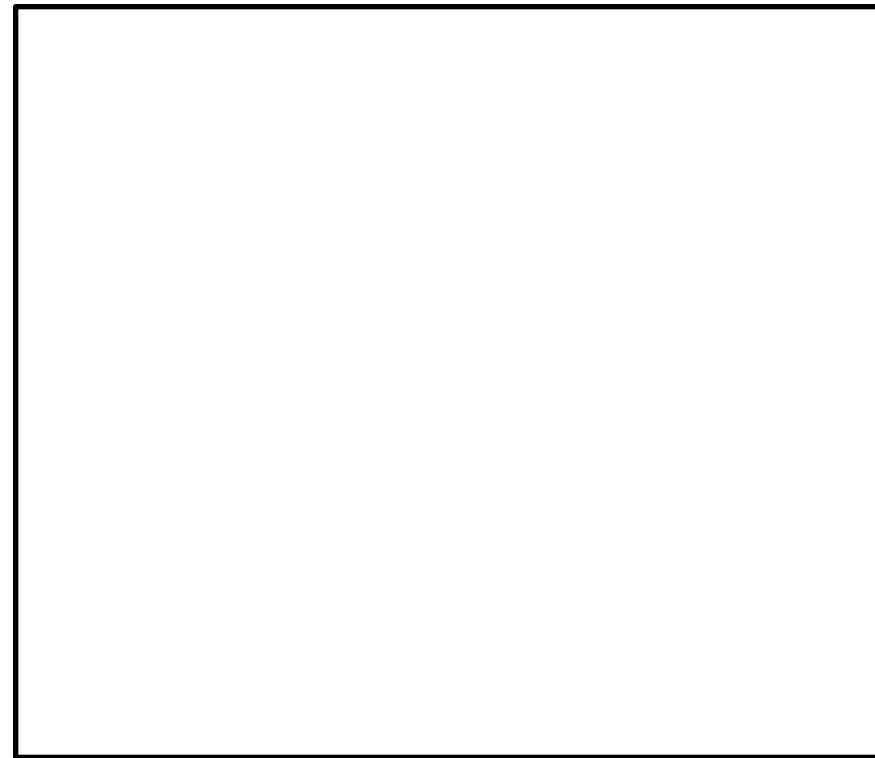
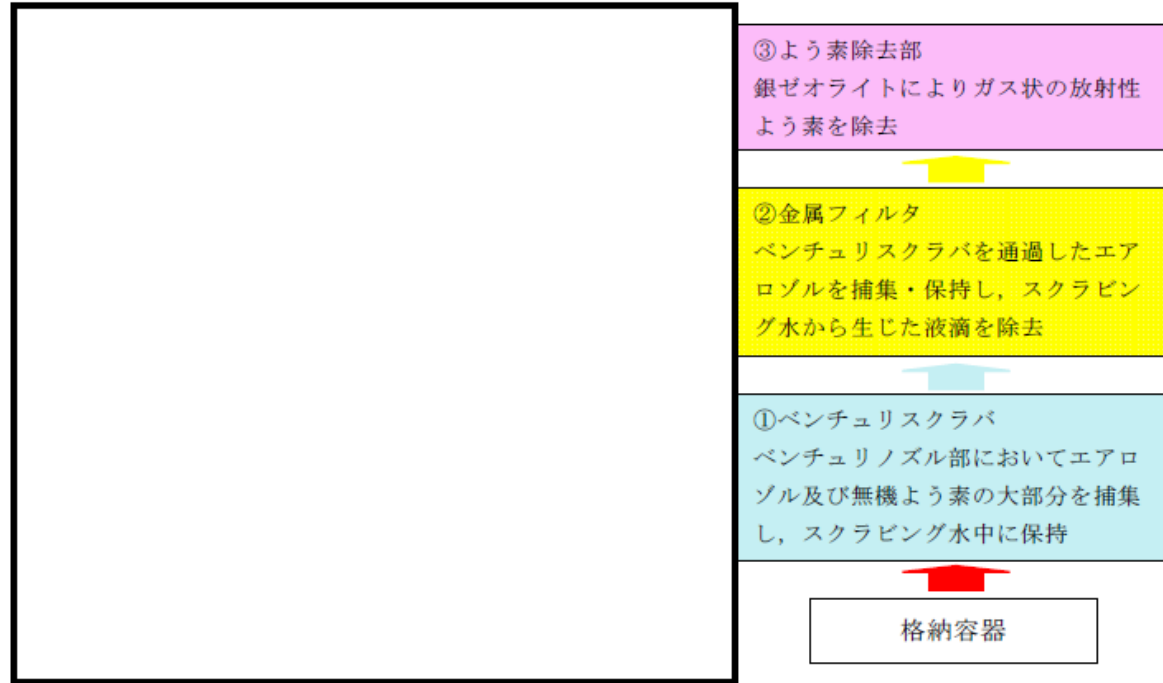


図2 スクラビング水スロッシング評価結果 (下限水位)

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

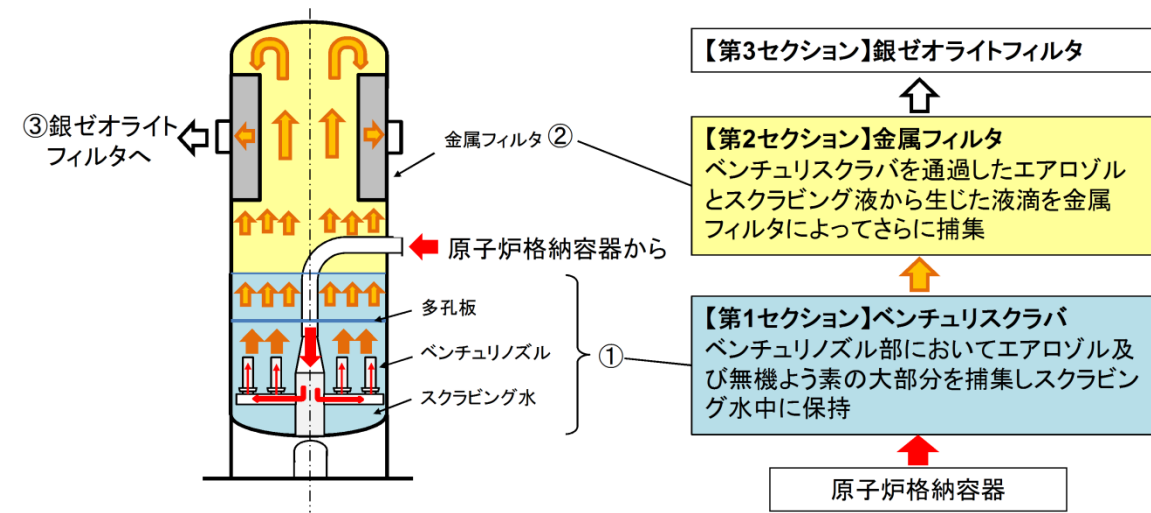
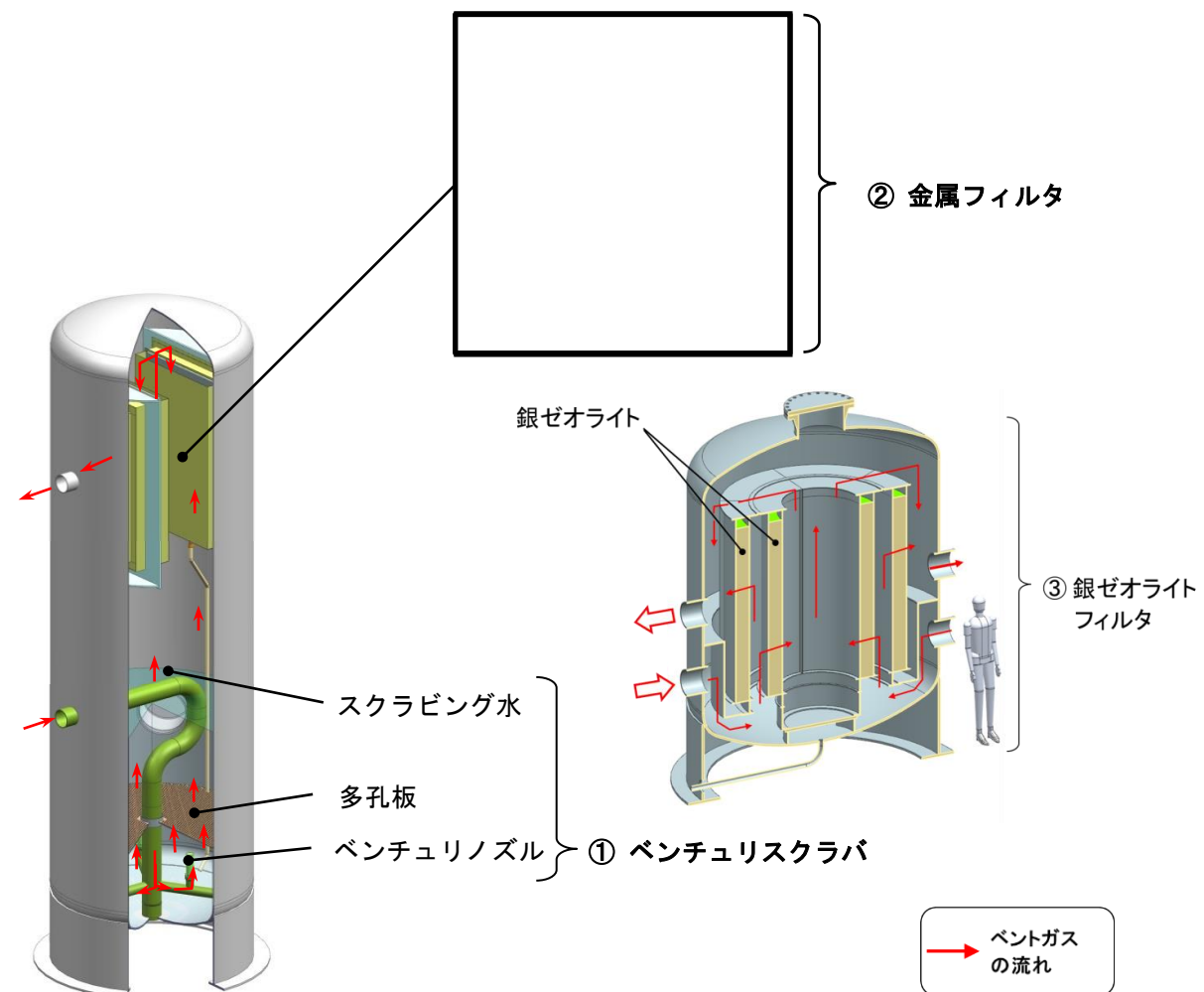
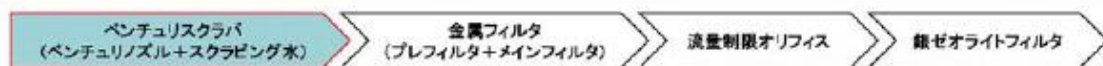


図1 フィルタ装置（スクラバ容器）の機能模式図



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。

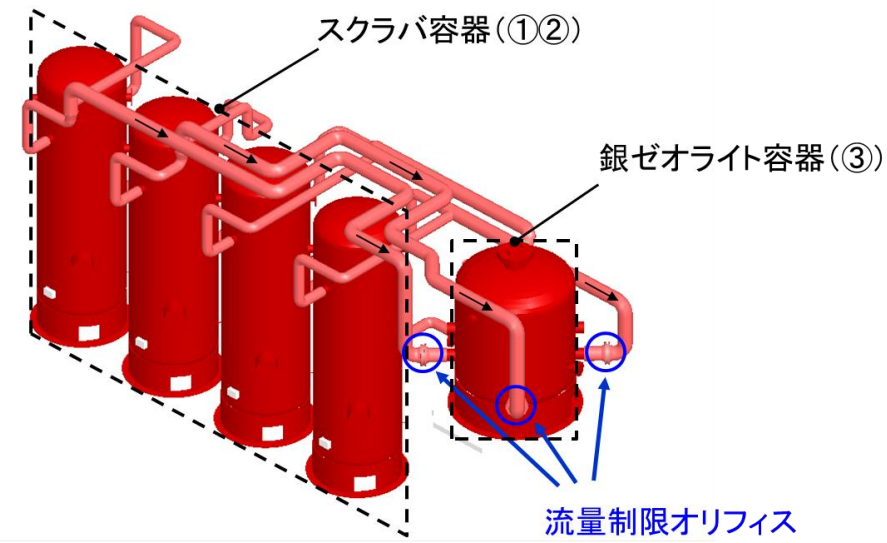
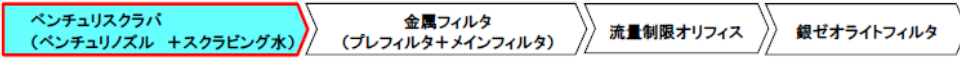


図2 フィルタ装置 概略構造図

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

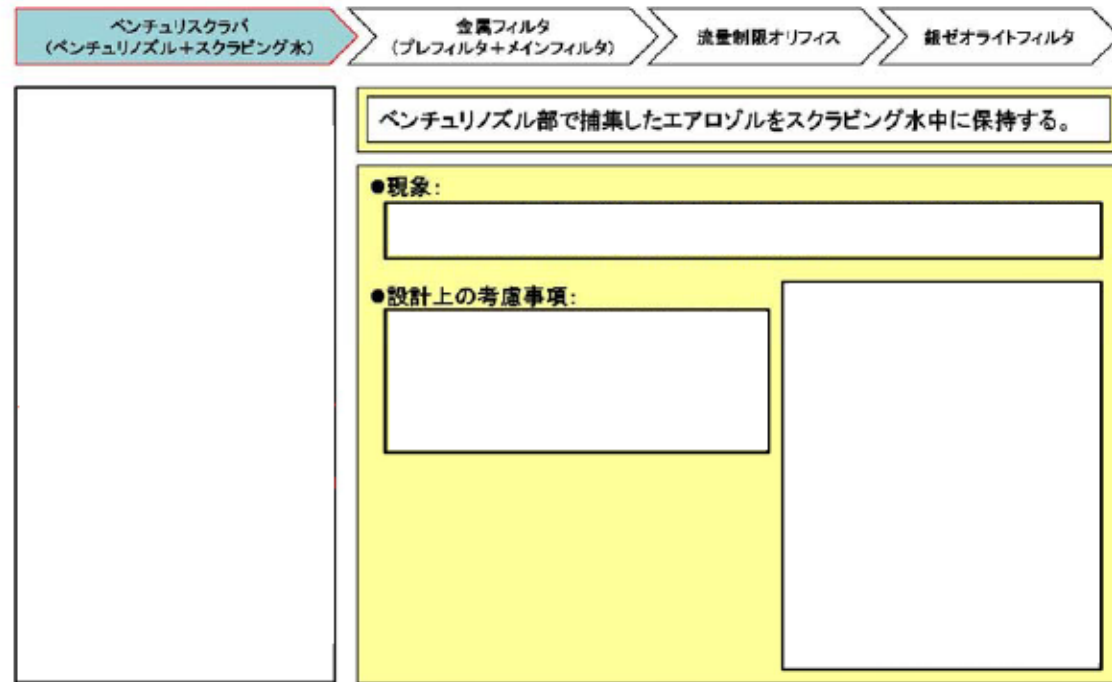
ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル +スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

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

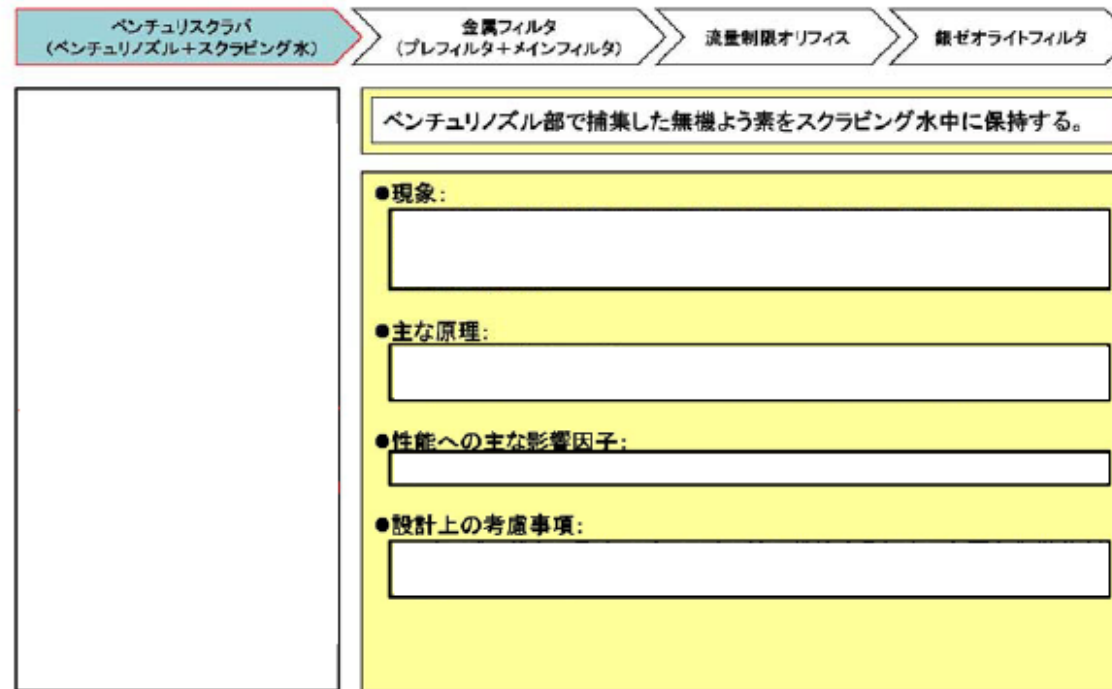
①ベンチュリスクラバの機能(2)【エアロゾルの保持】



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(2)【無機よう素の保持】

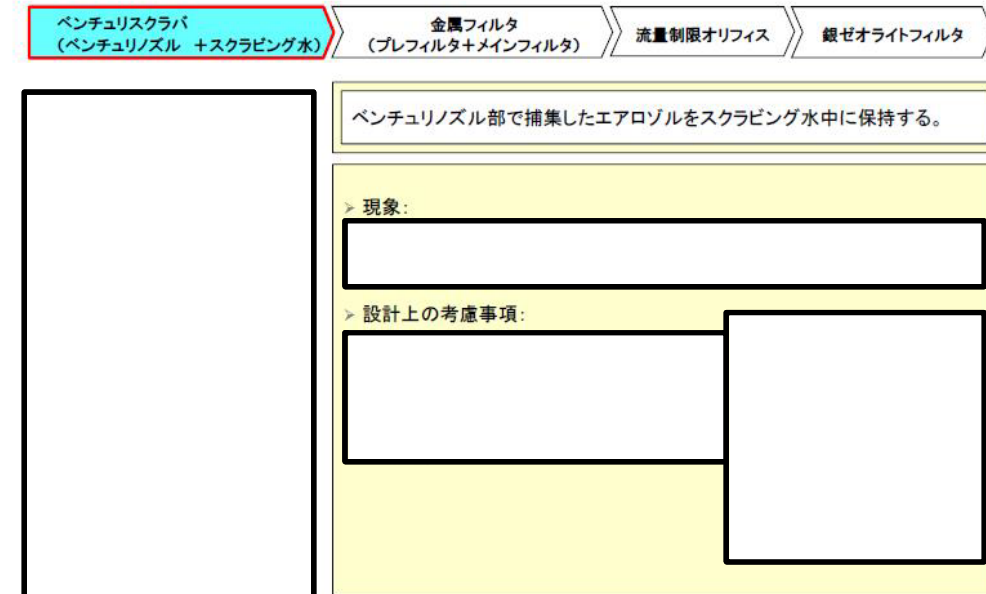


フィルタ装置機能模式図

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(2)【エアロゾルの保持】

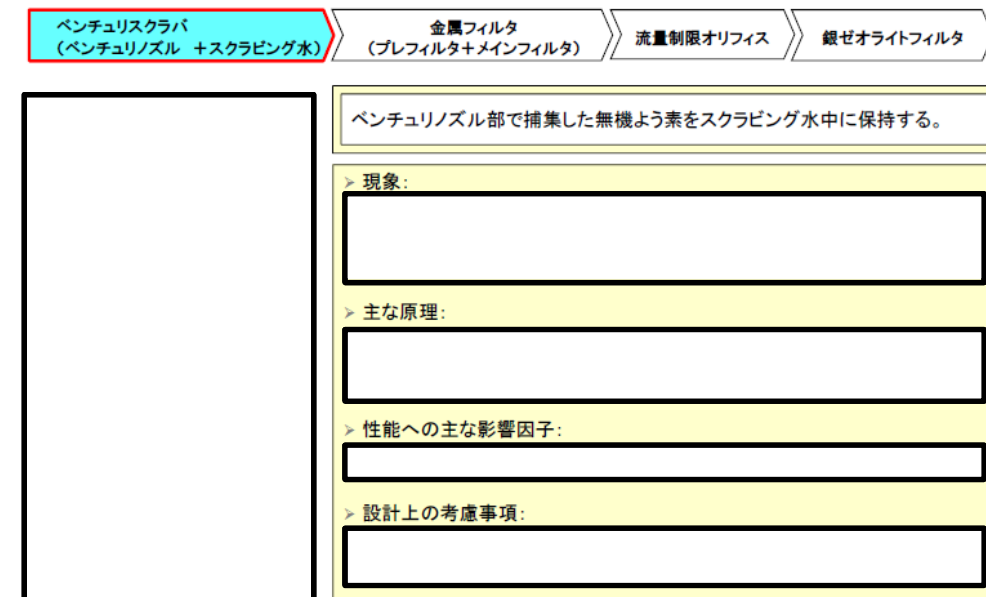
4



フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

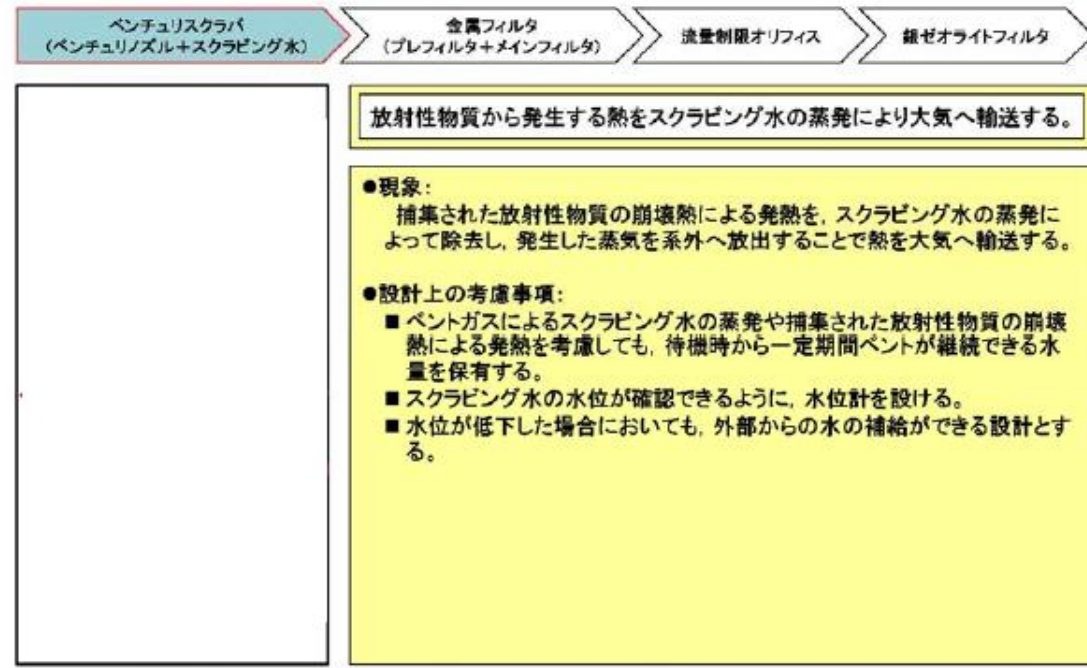
①ベンチュリスクラバの機能(2)【無機よう素の保持】

5



フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

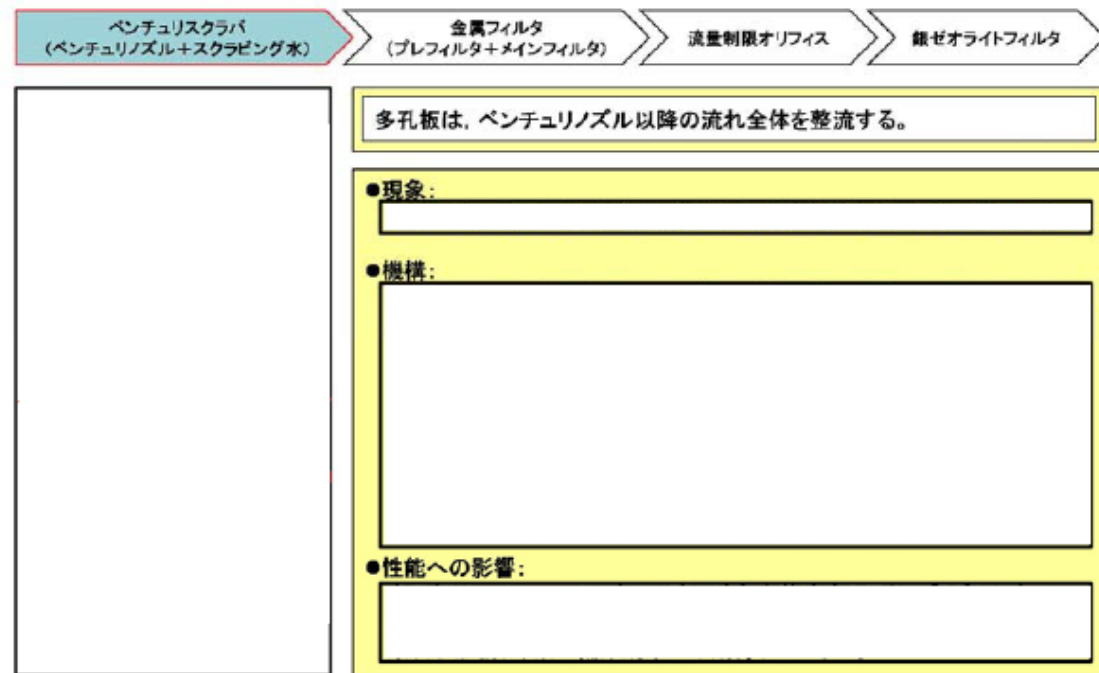
①ベンチュリスクラバの機能(3)【崩壊熱の除去】



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

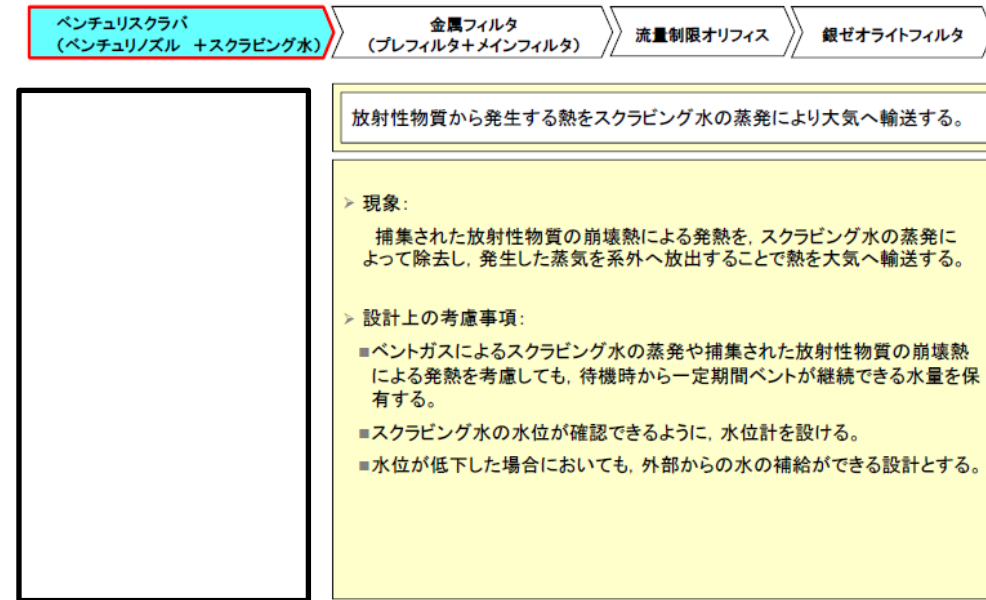


フィルタ装置機能模式図

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】

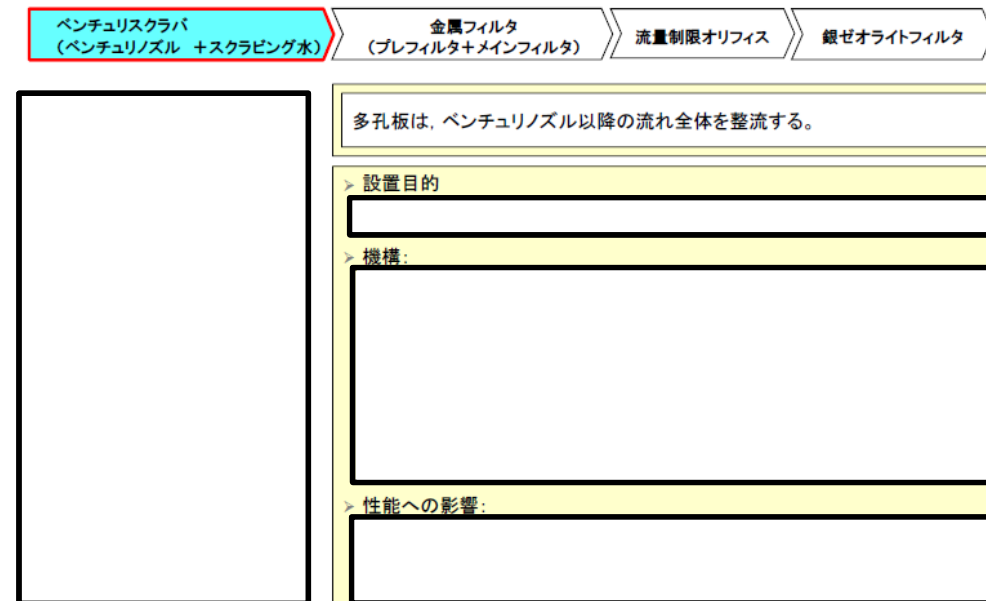
6



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)・・・【湿分分離】
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)・・・【湿分分離】
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。

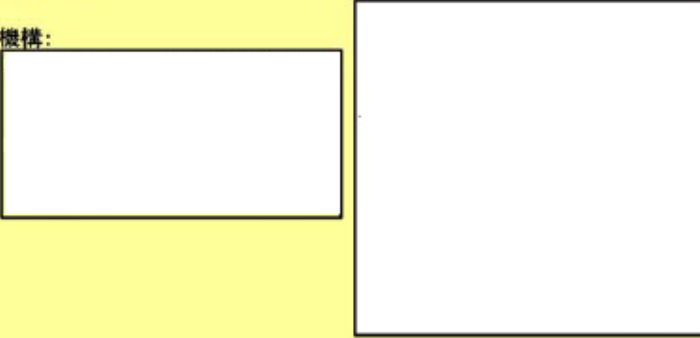
> 機能(2)・・・【エアロゾルの捕集】
ベンチュリスクラバで捕集されず通過したエアロゾルを捕集する。

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:


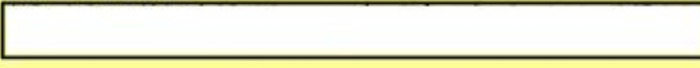
フィルタ装置機能模式図

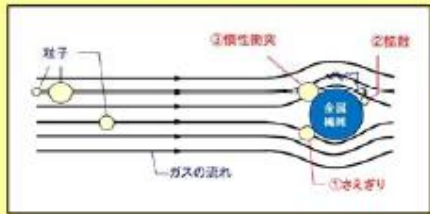
枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

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

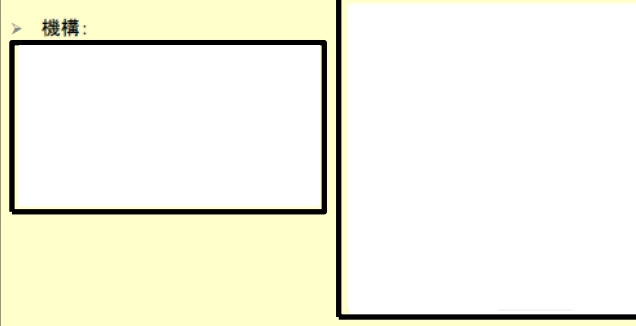
枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

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

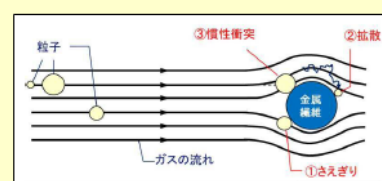
②金属フィルタの機能(2)【エアロゾルの捕集】

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。

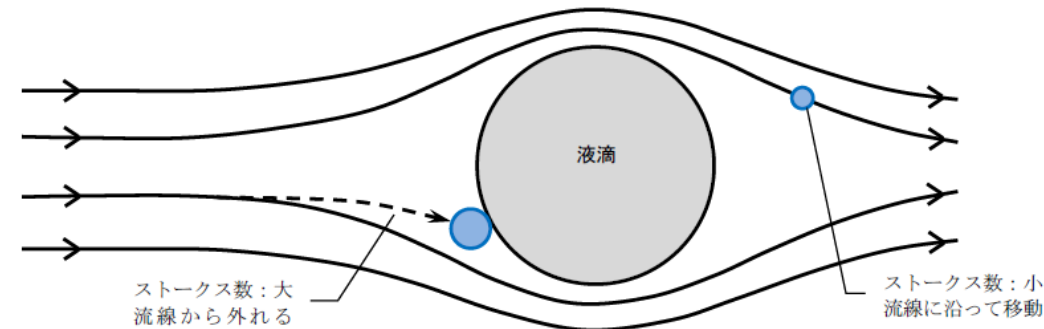


図2 ストークス数とエアロゾルの流れの関係

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。

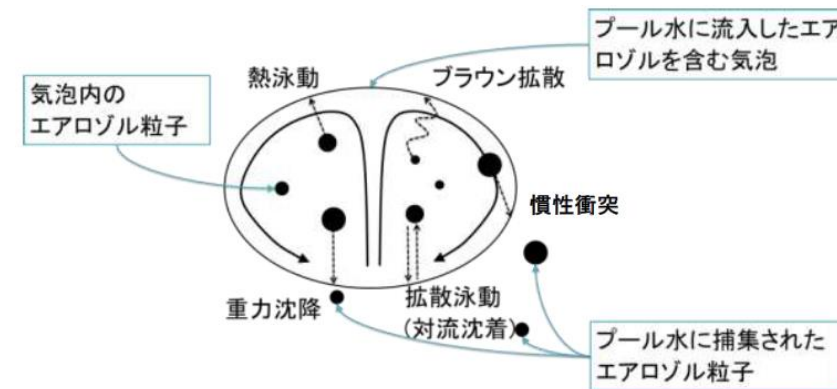


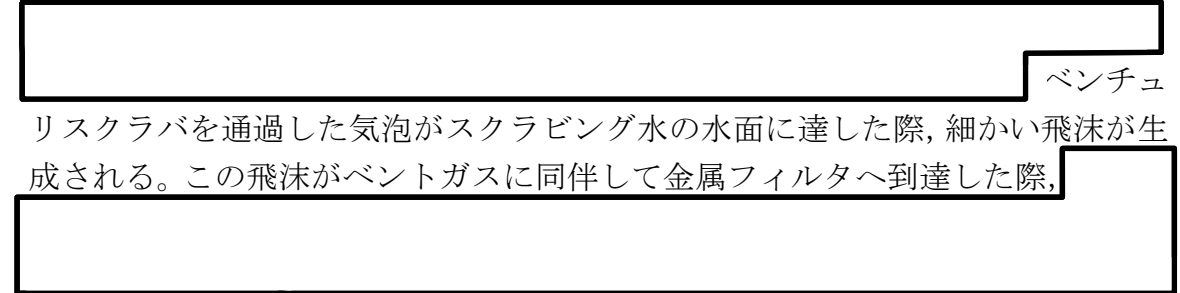
図3 スクラビング水中を浮上する気泡中のエアロゾル

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

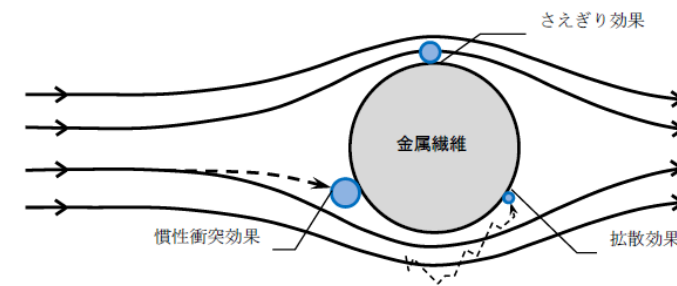


図4 プレフィルタにおける飛沫の分離

(b)湿分分離機構



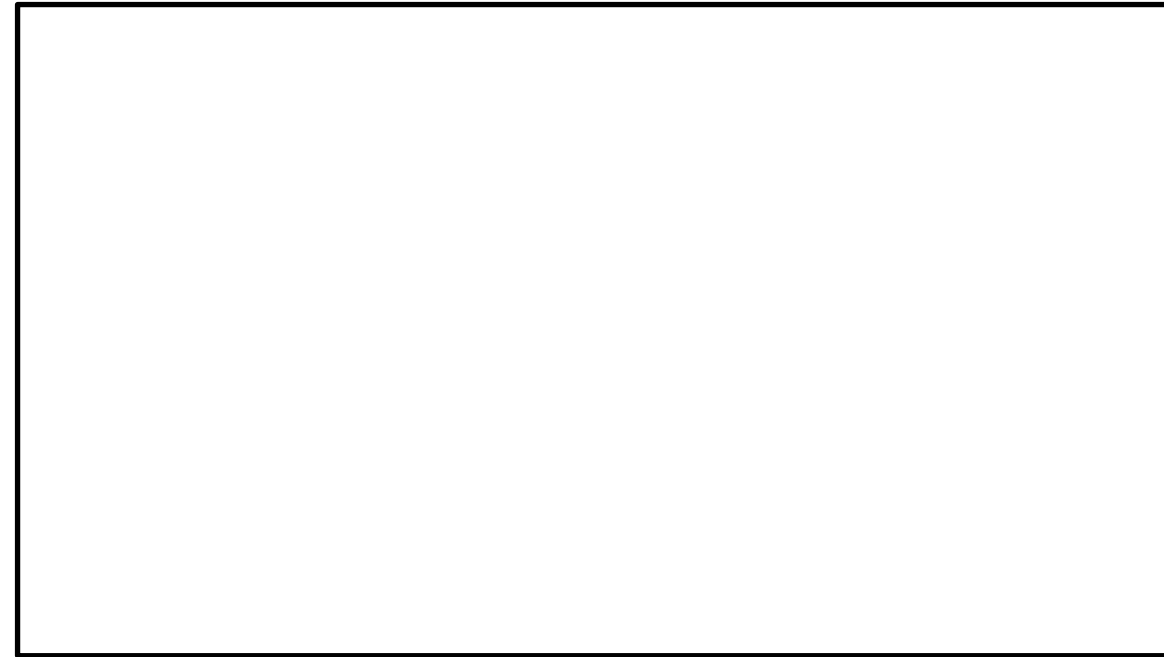


図5 湿分分離機構の概略図

(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。

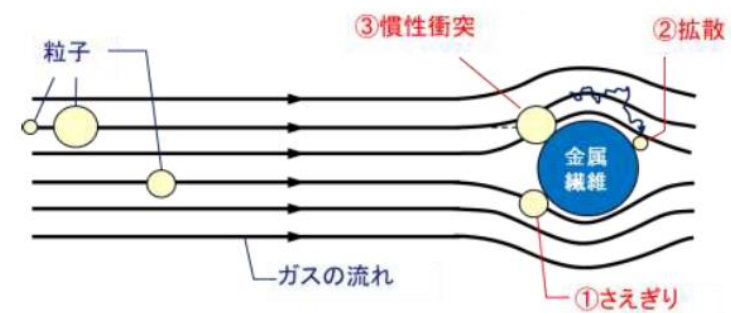


図6 金属フィルタ（メインフィルタ）における除去原理

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> $E_R = \frac{1}{2K} \left(2(1+R)\ln(1+R) - (1+R) + \left(\frac{1}{1+R} \right) \right) \dots\dots\dots (式5)$ $R = \frac{d_p}{d_f} \dots\dots\dots (式6)$ $K = -\frac{\ln(\alpha)}{2} - \frac{3}{4} + \alpha - \frac{\alpha^2}{4} \dots\dots\dots (式7)$ <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>	

② 拡散効果

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。

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)

$$E_D = 2P_e^{-\frac{2}{3}} = 2\left(\frac{D}{d_f U_0}\right)^{\frac{2}{3}} \dots\dots\dots (式8)$$

$$D = \frac{kTC_c}{3\pi\eta d_p} \dots\dots\dots (式9)$$

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

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。

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)。

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

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

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

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

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>