

島根原子力発電所第2号機 審査資料	
資料番号	NS2-補-011 改 22
提出年月日	2023年6月2日

工事計画に係る補足説明資料
(原子炉格納施設)

2023年6月

中国電力株式会社

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

1. 工事計画添付書類に係る補足説明資料

添付書類の記載内容を補足するための資料を以下に示す。

資料 No.	添付書類名称	補足説明資料（内容）	備考
1	原子炉格納施設の設計条件に関する説明書	重大事故等時の動荷重について	
2		重大事故等時における原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能健全性について	
3		コリウムシールドの設計	
4		格納容器フィルタベント系の設計	
5		ベント実施に伴う作業等の作業員の被ばく評価について	
6		非常用ガス処理系吸込口の位置変更について	
7	原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する説明書	<ol style="list-style-type: none"> 1. 局所エリアの漏えいガスの滞留 2. 原子炉建物水素濃度の適用性について 3. 触媒基材（アルミナ）について 4. 原子炉ウエル代替注水系について 5. 可搬式窒素供給装置について 6. 「設置（変更）許可申請書添付書類十 可燃性ガスの発生」における可燃性ガス濃度制御系による原子炉格納容器内水素及び酸素制御について 7. 原子炉ウエル排気ラインの閉止及び原子炉ウエル水張りラインにおけるドレン弁の閉運用について 	
8	圧力低減設備その他の安全設備のポンプの有効吸込水頭に関する説明書	<ol style="list-style-type: none"> 1. 内規との比較表 2. 重大事故等時の発生異物量評価について 3. 非常用炉心冷却系ストレナーナの重大事故等時圧損試験について 	

資料 No.	添付書類名称	補足説明資料（内容）	備考
		4. 重大事故等時圧損試験における保守性について	
		5. 圧力低減設備その他の安全設備のポンプの有効吸込水頭について	

重大事故等時の動荷重について

目次

1. 概要	1
2. 原子炉格納容器に生じる動荷重について	1
2.1 設計基準事故時に生じる動荷重	1
2.1.1 LOCA 時に生じる動荷重	1
2.1.2 逃がし安全弁作動時に生じる動荷重	1
2.2 重大事故等時に生じる動荷重の整理	2
2.3 重要事故シーケンス等のうち他の重要事故シーケンスで包絡できると 考えられるものについて	11
2.4 重大事故等時に生じる動荷重のうち設計基準事故時の逃がし安全弁作動時と 同等以下と考えられる重要事故シーケンス等	15
2.4.1 長期 TB 時の影響評価	15
2.4.2 原子炉停止機能喪失時の影響評価	17
2.5 重要事故シーケンス等のうち設計基準事故時の LOCA 時のブローダウン過程に おける高温水・蒸気の放出と同等以下となる重要事故シーケンス等	27
3. 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（DCH）の発生防止のための 逃がし安全弁作動時における動荷重の評価について	30
3.1 逃がし安全弁開直後の影響	30
3.2 逃がし安全弁作動後の開保持期間における影響	35
4. 原子力圧力容器外の FCI 時の動荷重の評価について	37
5. 格納容器ベント時の動荷重の評価について	40
5.1 格納容器ベント時のサプレッションチェンバへの水等の移行に伴う影響	40
5.2 格納容器ベント時の水位上昇による影響	41
5.3 格納容器ベント時の減圧沸騰による影響	41
5.4 格納容器ベント時の継続時間による影響	44
5.5 格納容器ベント時の減圧波による影響	48
6. まとめ	51
7. 参考文献	51

参考資料 1	設計基準事故時における動荷重について……………	52
参考資料 2	Mark-I 型格納容器の動荷重に係る試験の概要……………	60
参考資料 3	重大事故等時の動荷重の組合せについて……………	64
参考資料 4	減圧沸騰に関する既往の試験……………	68
参考資料 5	チャギングの原理および水温依存性について……………	69
参考資料 6	許容繰返し回数Nの求め方について（設計・建設規格 PVB-3140(1)）……………	72

1. 概要

島根原子力発電所第2号機(以下「島根2号機」という。)において、重大事故等時の原子炉格納容器に生じる動荷重について整理し、その動荷重が設計基準事故を上回る又は設計基準事故で想定されていない動荷重については、原子炉格納容器に対する影響を確認する。

2. 原子炉格納容器に生じる動荷重について

2.1 設計基準事故時に生じる動荷重

原子炉冷却材喪失事故(以下「LOCA」という。)時及び逃がし安全弁作動時には、サブプレッションチェンバへガス及び蒸気が急激に放出されることで、原子炉格納容器に対し種々の水力学的動荷重が生じる。

LOCA時及び逃がし安全弁作動時の水力学的動荷重に関しては、「BWR・MARK I型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針」が示されており、同指針内において、LOCA時、逃がし安全弁作動時それぞれで考慮すべき荷重が示されている。

2.1.1 LOCA時に生じる動荷重

LOCA時には、原子炉からのブローダウンにより、高温・高圧の原子炉冷却材がドライウエルへと放出される。この時、原子炉格納容器の圧力抑制系を構成するベント管、ベントヘッド、ダウンカマ及びサブプレッションチェンバでは以下のような現象を伴う。

- ・ドライウエルの急激な圧力上昇に伴う、ダウンカマ内に保持されていたサブプレッションプール水のサブプレッションチェンバへの放出(ベントクリア)。
- ・ベントクリアに引き続いて生じるドライウエル内の非凝縮性ガスのサブプレッションチェンバへの放出。
- ・非凝縮性ガス放出後のドライウエルに放出された冷却材(蒸気)のサブプレッションチェンバへの移行。

これらの過程において、ベントクリア時には、水ジェットによる動荷重が発生し、非凝縮性ガス放出時には、プール内での気泡形成及び気泡によるサブプレッションプール水面上昇(プールのスウェル)による動荷重が発生し、蒸気放出時には、サブプレッションチェンバ内に放出された蒸気の凝縮に伴いサブプレッションプール水が揺動することで動荷重が発生する。

2.1.2 逃がし安全弁作動時に生じる動荷重

逃がし安全弁作動時には、高温・高圧の原子炉冷却材が、サブプレッションチェンバへと放出される。この時、逃がし安全弁排気管出口では、以下のような現象を伴う。

- ・逃がし安全弁作動時に多量の原子炉冷却材が放出されるため、排気管内の水がサブプレッションチェンバへ移行する。
- ・その後、排気管内の非凝縮性ガスがサブプレッションチェンバへ移行する。
- ・原子炉圧力容器から流出した蒸気が、逃がし安全弁から排気管を通じて、サブプレッションチェンバへ移行する。

これらの過程において、排気管からの水の排出時には水ジェットによる動荷重が発

生し、非凝縮性ガス放出時には排気管出口に形成された気泡が過膨張・収縮を繰り返すことで周囲のサプレッションプール水が揺動し動荷重が発生する。さらに、蒸気放出時においても蒸気凝縮に伴う動荷重が発生するが、排気管出口にクエンチャを設置することで安定的な蒸気凝縮を確保しており、荷重としては非凝縮性ガス放出時に比べて小さい。

なお、逃がし安全弁作動時の動荷重のように原子炉冷却材圧力バウンダリからサプレッションチェンバに放出される蒸気として、原子炉隔離時冷却系及び高圧原子炉代替注水系それぞれのタービン排気がある。原子炉隔離時冷却系のタービン排気圧力は数十 kPa 程度であり、逃がし安全弁の排気管出口の蒸気圧力（約 3MPa）と比較し、十分に小さく、逃がし安全弁作動時の動荷重に包絡される。また、逃がし安全弁作動時と原子炉隔離時冷却系による冷却は同時に生じないことから、動荷重は重ならない。このため、原子炉隔離時冷却系タービン排気管から放出される蒸気による動荷重は、考慮不要である。なお、高圧原子炉代替注水系タービン排気圧力も同等であるため、考慮不要である。

2.2 重大事故等時に生じる動荷重の整理

2.1 に示したとおり、動荷重は、ダウンカム又は排気管から、多量の水、非凝縮性ガス及び蒸気がサプレッションチェンバに移行するときに発生する。このため、重大事故等時に生じる動荷重についても、ダウンカム又は排気管から、多量の水、非凝縮性ガス及び蒸気がサプレッションチェンバに移行する事象を抽出し、整理する。

整理方法としては、炉心損傷防止対策の有効性評価における重要事故シーケンス及び格納容器破損防止対策の有効性評価における評価事故シーケンス（以下「重要事故シーケンス等」という。）ごとに事故進展を整理し、生じる動荷重を抽出する。重要事故シーケンス等において、多量の水、非凝縮性ガス及び蒸気がサプレッションチェンバに移行するシーケンスを表 2-1 に示す。

この整理により、設計基準事故時に考慮されていない動荷重を、以下のように抽出した（表 2-2）。

- ・ 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

逃がし安全弁作動時に原子炉圧力容器からサプレッションチェンバへ放出される蒸気が過熱蒸気であることから設計基準事故時の飽和蒸気と性状が異なる。

- ・ 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（以下「FCI」という。）

高温の溶融炉心（デブリを含む）と水との接触に伴う圧力上昇に伴い、サプレッションチェンバへドライウェル内の非凝縮性ガス等が流入する。

- ・ 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（以下「格納容器過圧・過温破損」という。）

格納容器ベント時にサプレッションチェンバが減圧することによりドライウェルからサプレッションチェンバへ蒸気が流入するとともにプール水の減圧沸騰が生じる恐れがある。

これらの動荷重に対して、有効性評価等で得られている各パラメータ等を用いることで、

原子炉格納容器の健全性を確認する。

また、逃がし安全弁作動時の動荷重の内、設計基準事故時に想定される動荷重と同等以下と考えられる重要事故シーケンスについては、一部のパラメータが設計基準事故時のパラメータを超えることから、その動荷重への影響について検討を行う。

表 2-1 重大事故等時に生じる動荷重(1/6)

No.	重要事故シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
1	高圧・低圧注水機能喪失	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下するが、逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個を手動開放させ、低圧原子炉代替注水系(常設)により注水する。その後、サブプレッションプール水位が通常水位+約 1.3m 到達から 10 分後に格納容器ベントを実施する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出及びサブプレッションプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
2	高圧注水・減圧機能喪失	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下するが、代替自動減圧ロジック(代替自動減圧機能)により逃がし安全弁(自動減圧機能付き)2 個が開放し、残留熱除去系(低圧注水モード)により注水する。</p> <p>本事象は、<u>自動減圧時の逃がし安全弁の作動に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
3	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG 喪失)	<p>全交流動力電源喪失により原子炉水位は低下するが、原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位は維持される。事象発生から 8 時間後にサブプレッションプール水温度が 100°C に到達した時点で、逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個を手動開放させ、低圧原子炉代替注水系(可搬型)により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>

表 2-1 重大事故等時に生じる動荷重(2/6)

No.	重要事故シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
4	全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG 喪失）+RCIC 失敗 全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG 喪失）+DC 喪失	<p>全交流動力電源が喪失し、原子炉隔離時冷却系の機能又は直流電源が喪失することにより原子炉水位は低下するが、その後高圧原子炉代替注水系を手動起動して原子炉水位は維持される。事象発生から約 8.3 時間後にサプレッションプール水温度が 100℃に到達した時点で、逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個を手動開放させ、低圧原子炉代替注水系（可搬型）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個の手動開放に伴うサプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
5	全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG 喪失）+逃がし安全弁再閉失敗+HPCS 失敗	<p>全交流動力電源喪失により原子炉水位は低下するが、その後原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位は維持される。事象発生から 2 時間 20 分後に大量送水車を用いた低圧原子炉代替注水系（可搬型）の準備が完了した時点で、再閉鎖に失敗した逃がし安全弁 1 個に加えて逃がし安全弁(自動減圧機能付き)5 個を手動開放させ、低圧原子炉代替注水系（可搬型）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>再閉鎖に失敗した逃がし安全弁 1 個に加えて逃がし安全弁(自動減圧機能付き)5 個の手動開放に伴うサプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
6	崩壊熱除去機能喪失（取水機能喪失）	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下するが、その後原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位は維持される。事象発生から 8 時間後にサプレッションプール水温度が 100℃に到達した時点で逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個を手動開放させ、残留熱除去系（低圧注水モード）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個の手動開放に伴うサプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>

表 2-1 重大事故等時に生じる動荷重(3/6)

No.	重要事故シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
7	崩壊熱除去機能喪失 (RHR 故障)	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下するが、その後原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位が維持される。事象発生から 8 時間後にサブプレッションプール水温度が 100℃に到達した時点で逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個を手動開放させ、低圧原子炉代替注水系(常設)により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブプレッションチェンバ及びサブプレッションプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
8	原子炉停止機能喪失	<p>主蒸気隔離弁誤閉止の発生後、原子炉スクラムに失敗する。主蒸気隔離弁が閉止されると原子炉圧力が上昇し、原子炉圧力高信号で原子炉再循環ポンプがトリップする。主蒸気隔離弁の閉止により、タービン駆動給水ポンプはトリップするが、電動駆動給水ポンプが自動起動して給水を継続する。また、原子炉圧力の上昇に伴い逃がし安全弁が全弁作動するが、原子炉圧力は一時的に最高使用圧力を超える。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁の作動に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>

表 2-1 重大事故等時に生じる動荷重(4/6)

No.	重要事故シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
9	LOCA 時注水機能喪失	<p>外部電源喪失及び LOCA 発生により原子炉水位は低下するが、逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個を手動開放させ、低圧原子炉代替注水系(常設)により注水する。その後、サブレーションプール水位が通常水位+約 1.3m 到達から 10 分後に格納容器ベントを実施する。</p> <p>本事象は、<u>原子炉冷却材喪失時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出</u>を想定している。また、<u>逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個の手動開放に伴うサブレーションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブレーションチェンバへの多量の蒸気放出及びサブレーションプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
10	格納容器バイパス	<p>インターフェイスシステム LOCA 時は、残留熱除去系配管の破断を想定し、破断口からの冷却材流出による水位低下により、原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心スプレイ系が運転開始して原子炉水位が維持される。事象発生から 30 分後に逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個を手動開放させ原子炉を減圧することで原子炉冷却材の漏えい抑制を図る。原子炉の減圧により、原子炉隔離時冷却系の注水が停止し原子炉水位が低下するが高圧炉心スプレイ系による注水を再開することで、原子炉水位は回復する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁(自動減圧機能付き)6 個の手動開放に伴うサブレーションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>

表 2-1 重大事故等時に生じる動荷重(5/6)

No.	重要事故シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
11	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)	<p>再循環配管（出口ノズル）の両端破断により原子炉水位は低下し，炉心が損傷するが，低圧原子炉代替注水系（常設）の注水開始により，原子炉水位は回復し，炉心は再冠水する。その後，サブレーションプール水位が通常水位＋約 1.3m 到達から 10 分後に格納容器ベントを実施する。</p> <p>本事象は，<u>原子炉冷却材喪失時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出</u>を想定している。また，<u>格納容器ベント時のドライウェルからサブレーションチェンバへの多量の蒸気放出及びサブレーションプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
12	格納容器過圧・過温破損 (残留熱代替除去系を使用する場合)	<p>再循環配管（出口ノズル）の両端破断により原子炉水位は低下し，炉心が損傷するが，低圧原子炉代替注水系（常設）の注水開始により，原子炉水位は回復し，炉心は再冠水する。その後，残留熱代替除去系の運転により，原子炉冷却及び格納容器除熱を実施する。</p> <p>本事象は，<u>原子炉冷却材喪失時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出</u>を想定している。</p>
13	水素燃焼	格納容器過圧・過温破損（残留熱代替除去系を使用する場合）に同じ

表 2-1 重大事故等時に生じる動荷重(6/6)

No.	重要事故シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
14	高圧溶融物放出／格納容器 雰囲気直接加熱	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下し、炉心が損傷・溶融する。原子炉水位が燃料棒有効長底部より燃料棒有効長の 20%上の位置に到達した時点で逃がし安全弁（自動減圧機能付き）2 個を手動開放させ、原子炉圧力容器の圧力を低下することで、高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の発生を防止する。その後、原子炉圧力容器の破損により、溶融炉心が原子炉格納容器下部に落下する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁(自動減圧機能付き)2 個の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の過熱蒸気放出</u>を想定している。また、<u>高温の溶融炉心と水との接触に伴う蒸気等の原子炉格納容器下部からドライウエルを介したサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
15	原子炉圧力容器外の FCI	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱に同じ
16	溶融炉心・コンクリート相 相互作用	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱に同じ

表 2-2 重大事故等時に生じる動荷重のまとめ表

No.	重要事故シーケンス等	動荷重			
		逃がし安全弁	LOCA	FCI	ベント
1	高圧・低圧注水機能喪失	○			●
2	高圧注水・減圧機能喪失	○			
3	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG 喪失)	○			
4	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG 喪失) + RCIC 失敗 全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG 喪失) + DC 喪失	○			
5	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG 喪失) + 逃がし安全弁再 閉失敗+HPCS 失敗	○			
6	崩壊熱除去機能喪失 (取水機能喪失)	○			
7	崩壊熱除去機能喪失 (RHR 故障)	○			●
8	原子炉停止機能喪失	○			
9	LOCA 時注水機能喪失	○	○		●
10	格納容器バイパス	○			
11	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)		○		●*3
12	格納容器過圧・過温破損 (残留熱代替除去系を使用する場合)		○		
13	水素燃焼		○		
14	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	●*1		●	
15	原子炉圧力容器外の FCI	●		●*2	
16	溶融炉心・コンクリート相互作用	●		●	

○ : 設計基準事故時に発生する動荷重と同等以下と考えられるもの

● : 設計基準事故時に考慮されていないもの

注記*1: 原子炉減圧 (逃がし安全弁作動) による対策の効果に着目した事故シーケンスであることから、代表として選定する。

*2: FCI による格納容器バウンダリへの影響に着目した事故シーケンスであることから、代表として選定する。

*3: 格納容器ベント実施時の格納容器圧力が最も大きい事故シーケンスであることから、代表として選定する。

2.3 重要事故シーケンス等のうち他の重要事故シーケンスで包絡できると考えられるものについて

2.2 で抽出した重大事故等時に生じる動荷重のうち、重要事故シーケンス等のうち他の重要事故シーケンスで包絡できるものについて、検討する。

逃がし安全弁作動時の動荷重のうち、設計基準事故時に想定される動荷重と同等以下と考えられる重要事故シーケンスについては、一部のパラメータが設計基準事故時のパラメータを超えるため、動荷重への影響検討が必要である。

検討のため、原子炉格納容器に対する逃がし安全弁の動荷重の考え方について、設計基準事故時の設計条件について記載する。設計条件は、米国 Monticello 発電所で行われた実機試験により、非凝縮性ガスによる気泡脈動の圧力振幅が支配的であることを確認しているため、この圧力振幅に基づき動荷重が設定されている（図 2-1）。排気管内に保留されている非凝縮性ガスの体積は、設計基準事故時と重大事故等時で変わらないため、重大事故等時の気泡脈動による圧力振幅は設計基準事故と同等以下と考えられる。非凝縮性ガスの放出後は、原子炉圧力容器から放出された蒸気が凝縮する過程で圧力振幅が生じるが、図 2-1 で示すように既往の試験から不安定凝縮しなければ、気泡脈動による動荷重を上回ることはないため、逃がし安全弁作動時の蒸気が安定的に凝縮できることを確認することにより、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下と考えられる。また、既往の試験条件として、多弁作動時による影響、原子炉圧力による影響も確認されていることから、以下の観点で設計基準事故時と重大事故等時のパラメータを比較し、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下となるかを確認する。

- ・ サプレッションチェンバ内のプール水温

プール水温が設計基準事故時（サプレッションチェンバの最高使用温度）より高くなる場合、原子炉圧力容器より放出される蒸気による不安定凝縮が生じるため、動荷重が設計基準事故時より大きくなる可能性がある。

- ・ 逃がし安全弁作動時の個数

重大事故等時に作動する逃がし安全弁の数は、設計基準事故時と同等（全 12 個作動）となるが、重大事故等時に作動する逃がし安全弁の作動間隔が、設計基準事故時と比較して短くなった場合、多弁作動時の圧力振幅が大きくなり、動荷重が設計基準事故時より大きくなる可能性がある。

- ・ 逃がし安全弁作動時の原子炉圧力

逃がし安全弁は原子炉圧力に応じた吹出量を放出するため、逃がし安全弁作動時の圧力が設計基準事故時より大きくなった場合、動荷重が設計基準事故時より大きくなる可能性がある。

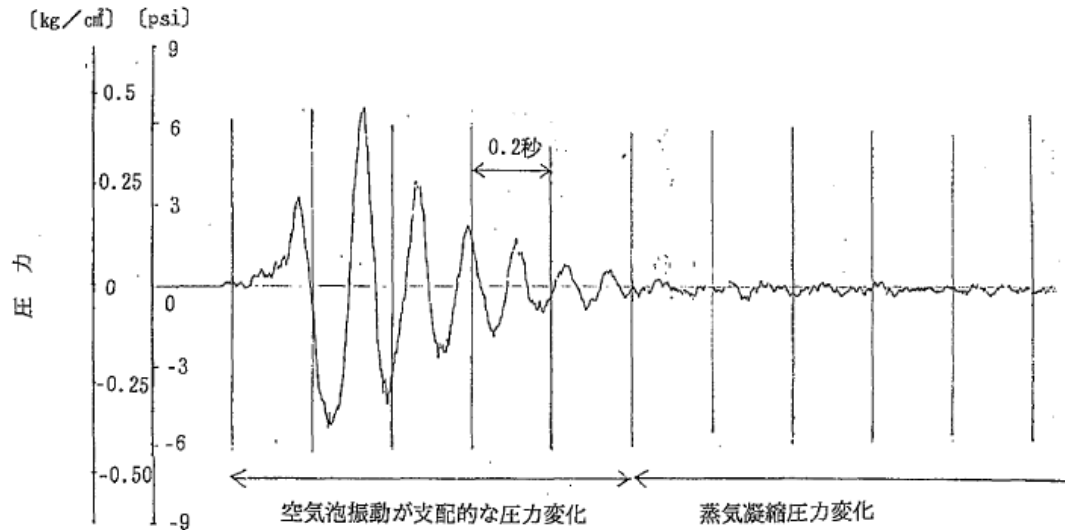


図 2-1 実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形^[1]
 (横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料 2 ③)

整理した結果を表 2-3 に示す。その結果，以下の 2 つの重要事故シーケンス等で生じる動荷重は，設計基準事故の評価条件を超えるパラメータがあるため，影響評価が必要と判断した。

- ・全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG 喪失)

プール水温は約 100°C に達しており，さらに，減圧完了までの間に約 117°C まで上昇するため，設計基準事故時のプール水温約 88°C を超える。

- ・原子炉停止機能喪失時

主蒸気隔離弁閉止後の原子炉停止失敗に伴い，逃がし安全弁 12 個が動作する。このとき，原子炉圧力が約 8.68 MPa [gage] まで上昇するため，最高使用圧力 (8.62 MPa) を超える。

表 2-3 重大事故等時に生じる動荷重のうち設計基準事故時の包絡性について (1/2)

重要事故 シーケンス等	高圧・低圧注水機能 喪失	高圧注水・減圧機能 喪失	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG 喪失) (以下「長期 TB」 という。)	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG 喪失)+RCIC 失敗 全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG 喪失)+DC 喪失	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG 喪失)+SRV 再閉失 敗+HPCS 失敗	崩壊熱除去機能喪失 (取水機能喪失)	崩壊熱除去機能喪失 (RHR 故障)	原子炉停止機能喪失	LOCA 時注水機能喪 失	格納容器バイパス
	他シーケンスで包絡	他シーケンスで包絡	動荷重に対する影響 検討が必要	他シーケンスで包絡	他シーケンスで包絡	他シーケンスで包絡	他シーケンスで包絡	動荷重に対する影響 検討が必要	他シーケンスで包絡	他シーケンスで包絡
逃がし安全弁作 動時 (排気管からサ プレッションチ ェンバへの流 入)	原子炉圧力容器の急 速減圧時点における 原子炉圧力は、7.79 MPa 以下、プール水温 は約 55℃であり、 原子炉圧力は原子炉 停止機能喪失に、プ ール水温は長期 TB に包絡される。 また、原子炉圧力容 器減圧時には逃がし 安全弁 6 個による急 速減圧を想定してお り、作動弁数は原子 炉停止機能喪失の条 件に包絡される。	原子炉圧力容器の急 速減圧時点における 原子炉圧力は、7.79 MPa 以下、プール水温 は約 53℃であり、 原子炉圧力は原子炉 停止機能喪失に、プ ール水温は長期 TB に包絡される。 また、原子炉圧力容 器減圧時には逃がし 安全弁 2 個による急 速減圧を想定してお り、作動弁数は原子 炉停止機能喪失の条 件に包絡される。	原子炉圧力容器の急 速減圧時点における 原子炉圧力は、7.79 MPa 以下であり原子 炉停止機能喪失に包 絡されるが、プール 水温は約 100℃に達 しており、さらに、減 圧完了までの間に約 117℃まで上昇する。 プール水温が設計基 準事故時の約 88℃を 超えることから、設 計基準事故時の動荷 重値を適用出来るか 検討を行う。 また、原子炉圧力容 器減圧時には逃がし 安全弁 6 個による急 速減圧を想定してお り、作動弁数は原子 炉停止機能喪失の条 件に包絡される。	原子炉圧力容器の急 速減圧時点における 原子炉圧力は、7.79 MPa 以下、プール水 温は約 100℃であ り、原子炉圧力は原 子炉停止機能喪失 に、プール水温は長 期 TB に包絡され る。 また、原子炉圧力容 器減圧時には逃がし 安全弁 6 個による急 速減圧を想定してお り、作動弁数は原子 炉停止機能喪失の条 件に包絡される。	原子炉圧力容器の急 速減圧時点における 原子炉圧力は、7.79 MPa 以下、プール水 温は約 80℃であり、 原子炉圧力は原子炉 停止機能喪失に、プ ール水温は長期 TB に包絡される。 また、原子炉圧力容 器減圧時には、再閉 鎖に失敗した逃がし 安全弁 1 個に加えて 逃がし安全弁 5 個に よる急速減圧を想定 しており、作動弁数 は原子炉停止機能喪 失の条件に包絡され る。	原子炉圧力容器の急 速減圧時点における 原子炉圧力は、7.79 MPa 以下、プール水 温は約 100℃であり、 原子炉圧力は原子炉 停止機能喪失に、プ ール水温は長期 TB に包絡される。 また、原子炉圧力容 器減圧時には逃がし 安全弁 6 個による急 速減圧を想定してお り、作動弁数は原子 炉停止機能喪失の条 件に包絡される。	原子炉圧力容器の急 速減圧時点における 原子炉圧力は、7.79 MPa 以下、プール水 温は約 100℃であり、 原子炉圧力は原子炉 停止機能喪失に、プ ール水温は長期 TB に包絡される。 また、原子炉圧力容 器減圧時には逃がし 安全弁 6 個による急 速減圧を想定してお り、作動弁数は原子 炉停止機能喪失の条 件に包絡される。	原子炉停止失敗に伴 い、逃がし安全弁 12 個が順次開するが原 子炉圧力上昇は継続 し、原子炉圧力は約 5.4 秒後に約 8.68 MPa となる。また、原 子炉圧力容器の除熱 の過程でプール水温 は約 44 分後に約 110℃となる。 原子炉圧力が原子炉 最高使用圧力を超過 すること、逃がし安 全弁が全弁動作する ため、設計基準事故 時の動荷重値を適用 できるか検討を行 う。 なお、プール水温は 長期 TB に包絡され る。	原子炉圧力容器の急 速減圧時点における 原子炉圧力は、7.79 MPa 以下、プール水 温は約 55℃であり、 原子炉圧力は原子炉 停止機能喪失に、プ ール水温は長期 TB に包絡される。 また、原子炉圧力容 器減圧時には逃がし 安全弁 6 個による急 速減圧を想定してお り、作動弁数は原子 炉停止機能喪失の条 件に包絡される。	原子炉圧力容器の急 速減圧時点における 原子炉圧力は、7.79 MPa 以下、プール水 温は約 36℃であり、 原子炉圧力は原子炉 停止機能喪失に、プ ール水温は長期 TB に包絡される。 また、原子炉圧力容 器減圧時には逃がし 安全弁 6 個による急 速減圧を想定してお り、作動弁数は原子 炉停止機能喪失の条 件に包絡される。
ドライウエル圧 力上昇時等 (ダウンカマか らサブプレッショ ンチェンバへの 流入)	他シーケンスに包絡 1 Pd 以下での格納 容器ベント実施を想 定することから、格 納容器ベント実施時 のガス放出流量は、 格納容器過圧・過温 破損(約 659kPa での 格納容器ベントを想 定)に包絡される。	—	—	—	—	—	他シーケンスに包絡 1 Pd 以下での格納 容器ベント実施を想 定することから、格 納容器ベント実施時 のガス放出流量は、 格納容器過圧・過温 破損(約 659kPa での 格納容器ベントを想 定)に包絡される。	—	他シーケンスに包絡 1 Pd 以下での格納 容器ベント実施を想 定することから、格 納容器ベント実施時 のガス放出流量は、 格納容器過圧・過温 破損(約 659kPa での 格納容器ベントを想 定)に包絡される。	—

表 2-3 重大事故等時に生じる動荷重のうち設計基準事故時の包絡性について (2/2)

重要事故シーケンス等	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)	格納容器過圧・過温破損(残留熱代替除去系を使用する場合)	水素燃焼	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の FCI	溶融炉心・コンクリート相互作用
逃がし安全弁作動時 (排気管からサブプレッションチェンバへの流入)	- (事象発生と同時に大破断 LOCA が発生しており、これにより原子炉圧力が減圧されるため逃がし安全弁は動作しない)	- (事象発生と同時に大破断 LOCA が発生しており、これにより原子炉圧力が減圧されるため逃がし安全弁は動作しない)	他シーケンスと同じ 格納容器過圧・過温破損(残留熱代替除去系を使用する場合)と同じ	動荷重に対する影響検討が必要 原子炉水位が低下し燃料棒有効長底部から燃料棒有効長の 20 %上の位置に到達した時点で、原子炉圧力容器の減圧を実施していることから、原子炉圧力容器内の蒸気が露出した燃料に熱せられ過熱状態となる。よって、逃がし安全弁作動時に生じる動荷重について過熱蒸気の影響について検討する。	他シーケンスと同じ 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱に同じ。	他シーケンスと同じ 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱に同じ
ドライウエル圧力上昇時等 (ダウンカマからサブプレッションチェンバへの流入)	動荷重に対する影響検討が必要 大破断 LOCA を起因事象とするシナリオであり、事象発生後短期間における原子炉格納容器内の圧力・温度挙動及び生じる動荷重は設計基準事故時の大破断 LOCA と同等となるため、設計基準事故に包絡される。 格納容器ベントの実施を想定する場合には、格納容器ベント直後の一時的なダウンカマの蒸气流束の増加及びその後のサブプレッションチェンバ内のプール水表面での減圧沸騰が発生することが考えられるため、その影響について検討する。 格納容器ベント後、長期的な動荷重としてチャギングが継続すると考えられるため、その影響について検討する。	設計基準事故で包絡 大破断 LOCA を起因事象とするシナリオであり、事象発生後短期間における原子炉格納容器内の圧力・温度挙動及び生じる動荷重は設計基準事故時の大破断 LOCA と同等となるため、設計基準事故に包絡される。	他シーケンスと同じ 格納容器過圧・過温破損(残留熱代替除去系を使用する場合)と同じ	他シーケンスと同じ FCI に同じ	動荷重に対する影響検討が必要 原子炉圧力容器破損に伴い溶融燃料が原子炉格納容器下部の水に落下した際に、当該溶融燃料と水との相互反応によって、大量の水蒸気が発生する。この時、ドライウエルが急激に加圧されることによってサブプレッションチェンバへ移行するガス・蒸気の流量が増大すると考えられるため、流体の放出に伴う荷重の影響について検討する。	他シーケンスと同じ FCI に同じ

2.4 重大事故等時に生じる動荷重のうち設計基準事故時の逃がし安全弁作動時と同等以下と考えられる重要事故シーケンス等

2.3において、設計基準事故時の動荷重が包絡できると考えられる重要事故シーケンス等について、既往の試験等から、影響評価を実施する。

2.4.1 長期TB時の影響評価

本事象は、事象発生後 8 時間までの原子炉注水を原子炉隔離時冷却系に期待しているため、原子炉圧力容器を減圧操作する事象発生後 8 時間時点でプール水温は約 100℃に達し、さらに、減圧完了までの間に約 117℃まで上昇する(図 2-2)。このことから、原子炉圧力容器減圧操作時点でのプール水温は設計基準事故時(約 88℃)を逸脱する。

このため、以下のように検討し、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下となるかについて影響評価を実施した。

プール水温が設計基準事故時を逸脱する場合において設計基準事故時に包絡される理由

クエンチャを採用した場合の逃がし安全弁作動時の凝縮性能に関しては、図 2-3 に示すように、プール水がほぼ飽和状態となっても不安定凝縮が発生しないことを確認している(参考資料 2 ①)。このため、図 2-2 に示すようにプール水温が 100℃以上の飽和水は図 2-3 の 100℃付近の飽和水の試験結果と同様に不安定凝縮することはない。また、本事象は原子炉圧力が 7.58 MPa 時に逃がし安全弁が動作する。このときの最大蒸気流束は、約 818kg/s/m²であるため、図 2-3 で示す試験条件を逸脱しているが、図 2-4 で示すように蒸気流束 kg/s/m²において、蒸気は不安定凝縮をしていない。よって、現状の設計条件を逸脱することはない、設計基準事故時と同等以下の動荷重となる。

また、蒸気による動荷重への影響の他に非凝縮性ガスの動荷重への影響が考えられるが、このときの荷重として支配的な気泡脈動荷重については、排気管内に保留されている非凝縮性ガスの放出に伴う荷重であり、排気管内の非凝縮性ガスの体積は設計基準事故時と同等である。また、気泡脈動荷重は、サプレッションチェンバ内での凝縮を伴わないことから、プール水温上昇による影響を受けない。

よって、蒸気の不安定凝縮が生じなければ、上記で示すように設計基準事故時の動荷重を上回ることは無いため、重大事故等時の逃がし安全弁作動時の蒸気が安定的に凝縮できることを確認することにより、設計基準事故時と同等以下であることを確認した。

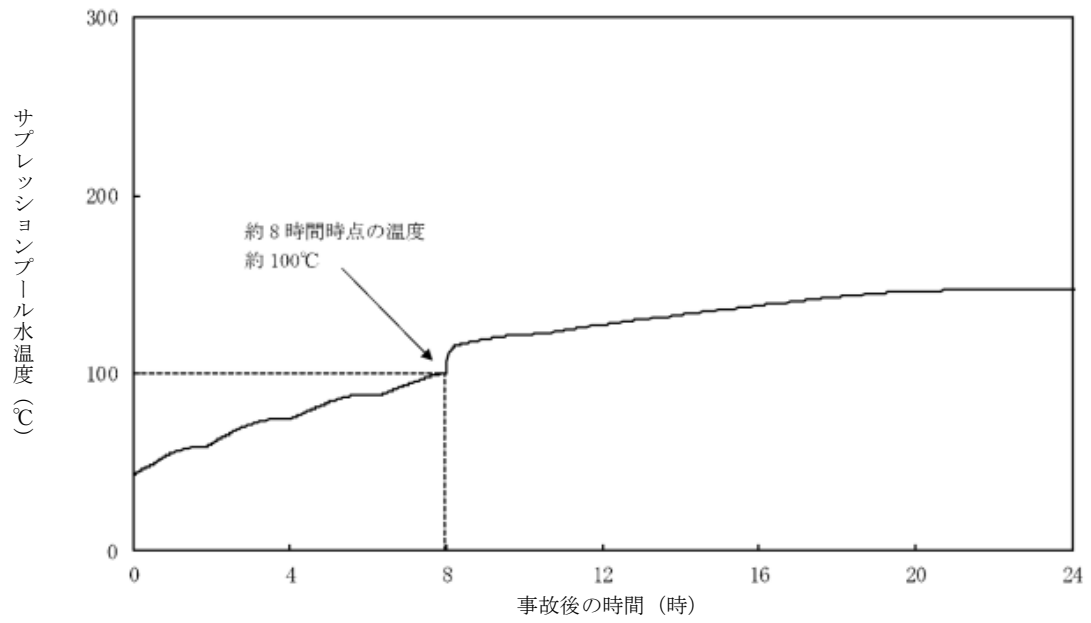


図 2-2 長期 TB 時のプール水温度の時刻歴

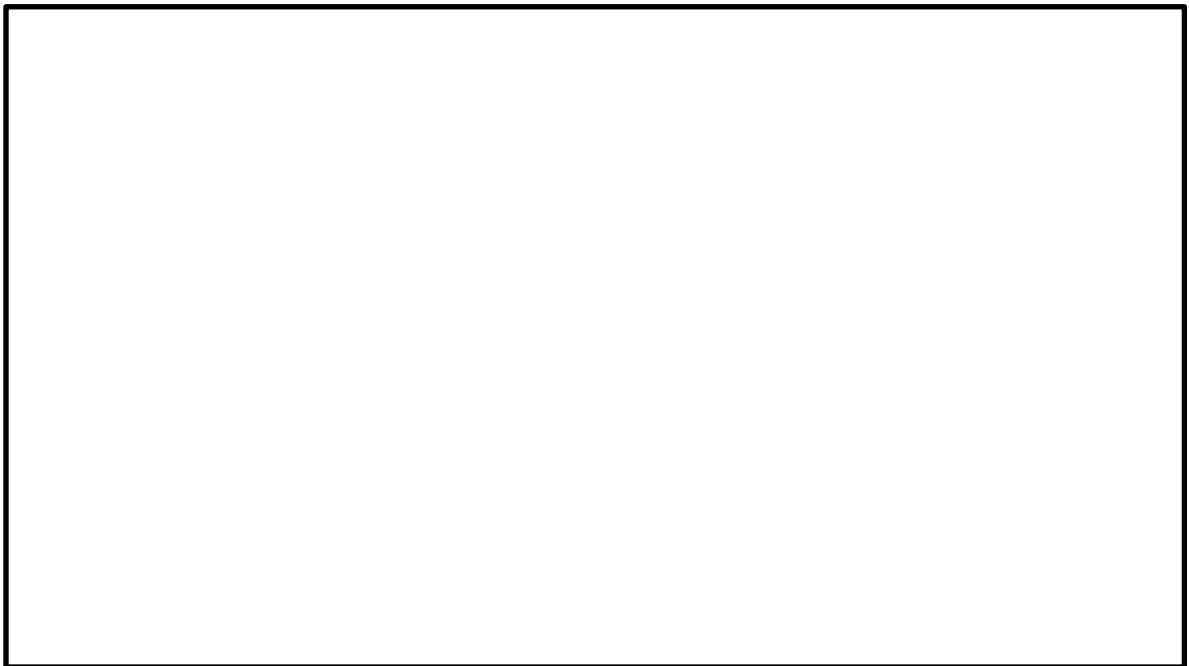


図 2-3 蒸気凝縮時の圧力変動と水温の関係^[1] (参考資料 2 ①)

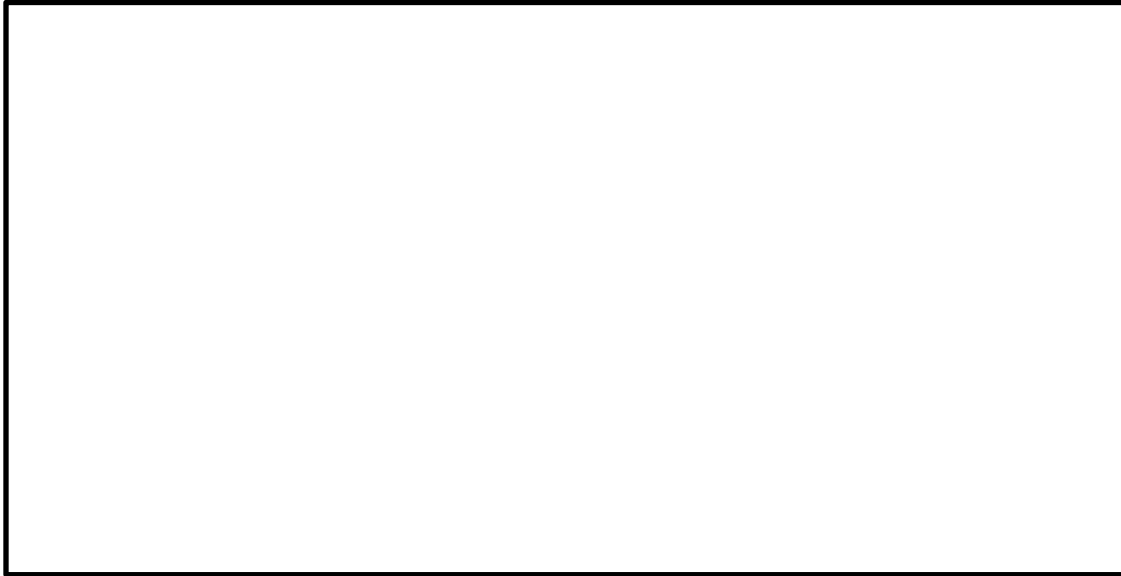


図 2-4 蒸気流束及びプール水温と凝縮性能の関係 (クエンチャタイプ) ^[4]
(参考資料 2 ①, ②)

2.4.2 原子炉停止機能喪失時の影響評価

Mark-I 型原子炉格納容器(改良型含む)に対しては、逃がし安全弁作動時の気泡振動荷重を以下のように評価している。

まず、逃がし安全弁作動試験を行った海外プラントを対象に、試験時の構造応答が良く模擬できるような気泡・流体・構造連成モデルにおける擾乱(ソース)を求める。この擾乱を、評価対象とする当該プラントの逃がし安全弁作動挙動やサプレッションチェンバ構造等を踏まえて補正し、当該プラントの構造モデルに与えて応答を評価している。

ここで、逃がし安全弁作動時の評価に際しては、弁の設定圧力や気泡の駆動力となる蒸気流量を厳しく設定している。また、構造解析モデル(トーラスの単位セクターを模擬)では、クエンチャ配置に係る対称面(セクターの端面)で流体・構造双方に対して対称条件を用いている。これは、仮想的にすべてのクエンチャから同時に気泡が放出され、すべての気泡が同期して振動する状態を模擬した扱いになるため、全弁作動相当の解析となっているが、実際には各弁の設定圧力や排気管長さが異なり同期しないため、保守的な評価となっている。

以上から、解析体系としては逃がし安全弁 12 個が作動した場合も含むものとなっており、原子炉圧力上昇に伴う蒸気流量の増加に対しても一定の余裕を見た評価としているが、以下では、重大事故等時の影響を検討する。

主蒸気隔離弁閉止後の原子炉停止失敗に伴い、逃がし安全弁 12 個が動作する。また、このときに原子炉圧力が約 8.68MPa[gage]まで上昇するため、最高使用圧力(8.62MPa)を超える。

上記の 2 つの事象について、以下のように検討し、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下となるか影響評価を実施した。

(1) 逃がし安全弁 12 個作動時の影響評価

設計基準事故時の評価は、解析体系として逃がし安全弁 12 個が作動した場合も含むものとなっている。また、海外プラントで逃がし安全弁作動時の実機試験を実施しており、以下のことが確認されている。

- ・実機試験で複数の逃がし安全弁が作動したときに測定された圧力振幅は、単弁作動時と同等の結果である。
- ・実機試験で測定された圧力振幅は、クエンチャ近傍で大きく、距離が離れるほど、減衰する。

海外プラントで確認されている多弁作動時の影響

本試験では、逃がし安全弁は 個作動しており、多弁作動の圧力振幅を確認している。

図 2-5 に示すように逃がし安全弁作動時の圧力振幅は、単弁作動時と比較し、多弁作動時は有意な差がない結果であった。多弁作動した時に圧力振幅が大きくならなかった理由は、逃がし安全弁作動タイミングのずれ、排気管の配管長及び非凝縮性ガスが排出される各クエンチャから測定点までの距離の違いによる気泡脈動の位相のずれが生じることにより圧力振幅が相殺される等によって、圧力振幅が増幅しなかったものと考えられる。

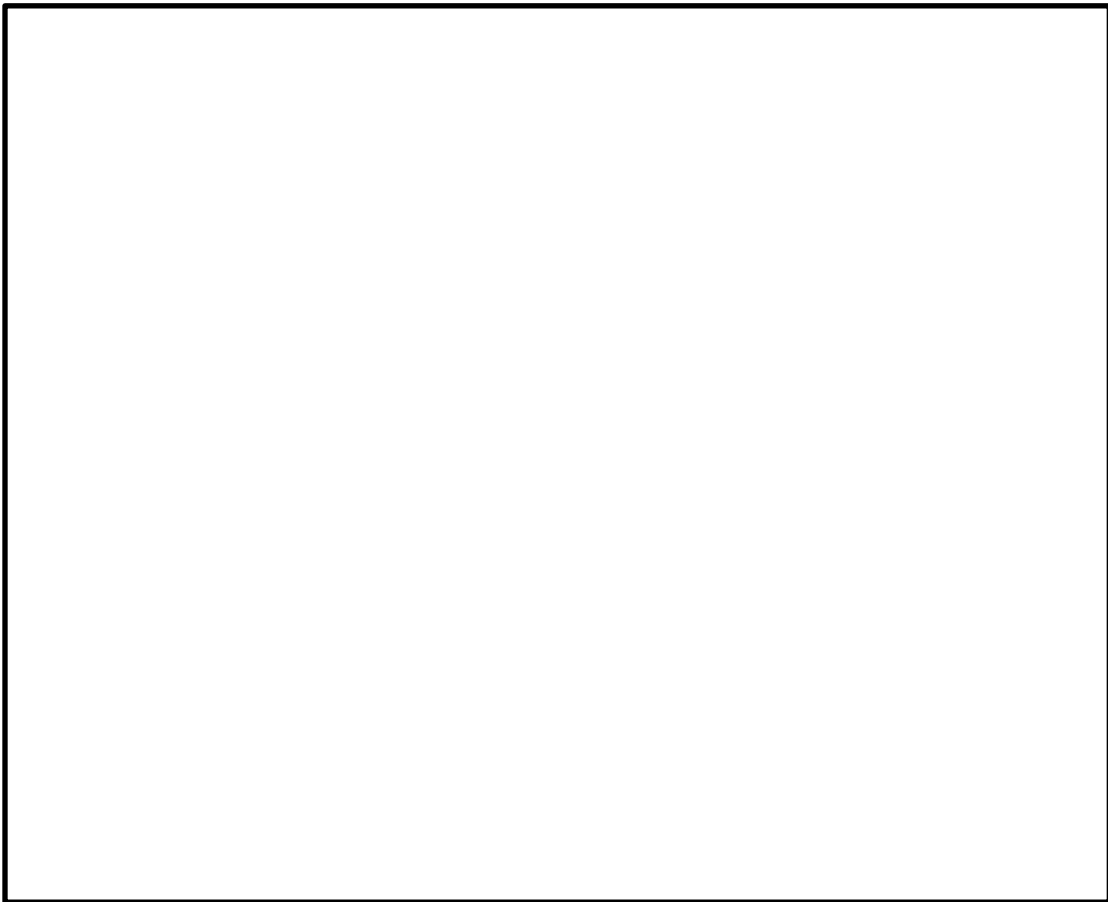


図 2-5 実機試験時の圧力振幅(海外プラント)^[2]

海外プラント実機試験の島根2号機への適用性

実機試験を実施した海外プラントは島根2号機と類似したサプレッションチェンバを有する Mark-I 型原子炉格納容器となっている。また、クエンチャの形状が同等であり、クエンチャの配置については、対称的な配置が同様である(図 2-6)。これらのことから、海外プラントと島根2号機のサプレッションチェンバは類似した形状であるため、実機試験の結果は適用できる。

海外プラント ^[2]	島根2号機

図 2-6 海外プラントと島根2号機の比較(1/2)

海外プラント ^[2]	島根2号機

図2-6 海外プラントと島根2号機の比較(2/2)

逃がし安全弁の作動タイミングの違い等による位相のずれについて

逃がし安全弁は、それぞれの弁ごとに作動圧（吹出圧力）が定められており、多弁が作動するような状況においても、当該作動圧の違いにより、吹出すタイミングが異なる。また、同じ作動圧が設定された逃がし安全弁であっても機器ごとの特性や設定された作動圧は許容範囲内でわずかな差があるため、実際にはすべてが同時に作動するわけではない。

さらに、排気管の長さは、配管の引き回しによってそれぞれ異なるため、仮に逃がし安全弁が同時に作動したとしても、クエンチャ出口で気泡が形成されるタイミングにはずれが生じる。

これらのことから、逃がし安全弁が複数個作動した場合においては、それぞれの圧力振幅の位相にずれが生じる。よって、これらの荷重が作用する原子炉格納容器バウンダリにおいては、位相の一致による圧力振幅の増加が生じることはない。



系統	対象弁及びクエンチャ	吹出圧力 (MPa) (逃がし弁機能)	排気管長さ (m)
主蒸気系 A	A	7.58	
	B	7.79	
	C	7.65	
	D	7.72	
主蒸気系 B	E	7.79	
	F	7.65	
主蒸気系 C	G	7.79	
	H	7.72	
主蒸気系 D	J	7.58	
	K	7.79	
	L	7.65	
	M	7.72	

図 2-7 逃がし安全弁の設置位置及び吹出圧力, 排気管長さの関係

実機試験で確認されている距離による減衰効果

実機試験結果から、図 2-8 で示すように、単弁作動時に観測されたトーラス壁面圧力はクエンチャからトーラス周方向(隣接ベイ方向)へ離れるに従って正圧/負圧いずれの絶対値も小さくなっており、動荷重の影響は距離に応じて速やかに減衰している。また、隣接の多弁作動時の結果とも顕著な差はみられない。

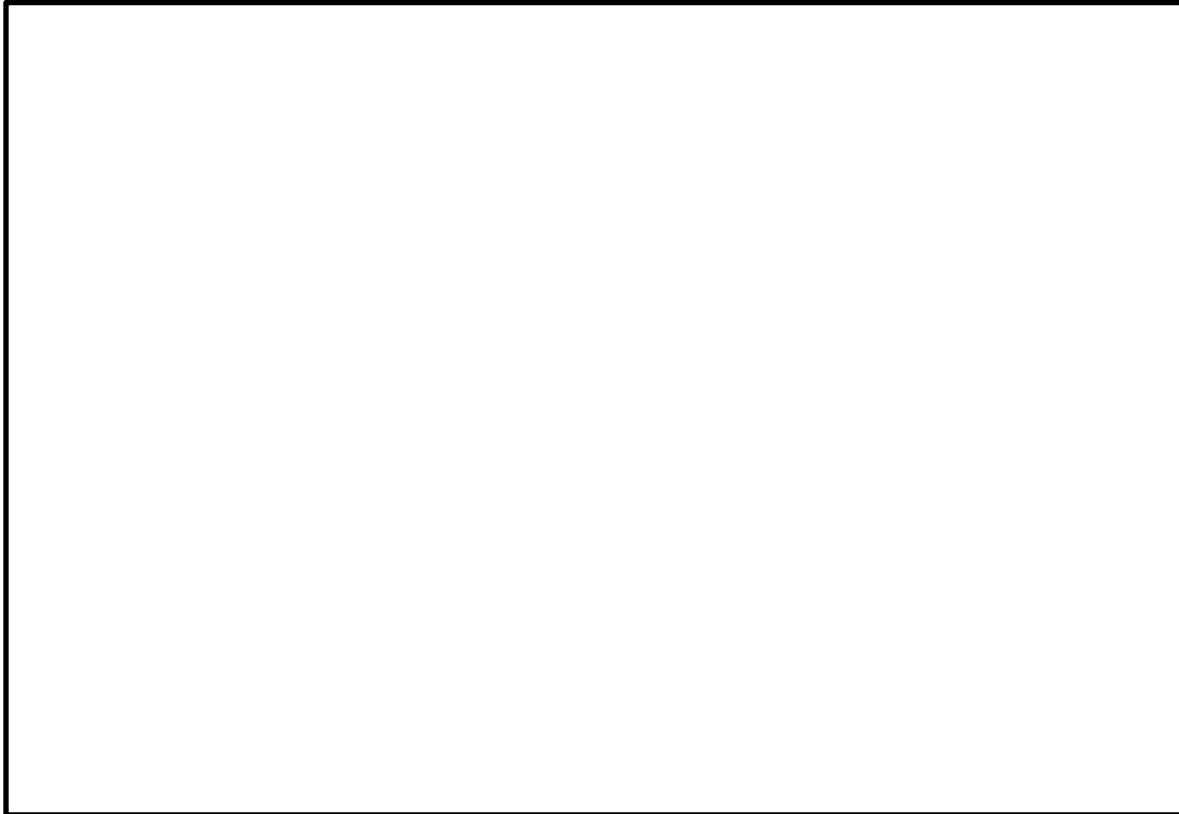


図 2-8 距離による減衰効果(海外プラント) [2]

逃がし安全弁 12 個作動時における設計基準事故時の包絡性確認

実機試験から、多弁作動時に気泡脈動の位相のずれ等により圧力振幅が増幅していないこと及び距離による減衰が確認されており、重大事故等時に 12 個の逃がし安全弁が作動しても、設計基準事故時の動荷重と同等以下となる。また、NUREG-0802 において、Mark-II 型原子炉格納容器である海外プラントの実機試験の知見から 8 個や 19 個作動を想定した場合の動荷重は、4 個の試験結果に基づき評価可能であるとされていることから、実機試験において多弁作動時の圧力振幅が増大していない結果は妥当と考えられる。

(2) 原子炉圧力の上昇率が設計基準事故時より高くなる場合の影響評価

有効性評価結果及び既往の試験結果を考慮した設計基準事故時の動荷重に対する影響評価

本事象においては、主蒸気隔離弁閉止後のスクラム失敗に伴い、原子炉圧力は上昇し、逃がし安全弁の逃がし弁機能の設定圧に応じて12個が動作するものの原子炉圧力が約8.68 MPa[gage]まで上昇する。この過程において、排気管内の非凝縮性ガスは、逃がし安全弁作動後約0.4秒*程度で放出が完了する。この時間をATWS事象に適用すると、約2.7～2.9秒後に逃がし安全弁が作動するため、約3.1～3.3秒後に非凝縮性ガスの放出が完了すると考えられ、この間原子炉圧力は最大0.4MPa程度上昇するため、動荷重に対して影響を及ぼす可能性がある(図2-9)。

注記*：逃がし安全弁の設計上の排気流量を基に、排気管内の非凝縮性ガスがサブレーションチェンバに全て排出されるまでの時間を計算した結果

(排出されるまでの時間 = 排気管長(全長が最大となる箇所) / 蒸気の流速)

上記に示すとおり、逃がし安全弁作動時の圧力上昇率による影響よりも逃がし安全弁作動時の原子炉圧力が高い方が動荷重への影響があるが、クエンチャ開発時に実施した試験から、となる(図2-10)。このようにになるのは、原子炉圧力が増加するとともに逃がし安全弁から放出される蒸気が臨界流となり、蒸气流束は増加するものの、排気管及びクエンチャからの水排出が早まり、放出される気泡圧力の増加が抑制されるためと考えられる。

本試験で使用しているクエンチャアーム角度は、(参考資料2②)であり、この範囲以上であれば同等の性能が確保でき、島根2号機で採用しているクエンチャアームはT型でアーム角度は180°でありこれより広いため、本試験結果を適用可能である。また、本試験で使用しているクエンチャアームの孔の放射角度は(参考資料2②)であり、島根2号機で採用しているクエンチャアームの孔の放射角度はである。クエンチャアームの孔の放射角度は島根2号機の方が概ね小さく、T-クエンチャから排出される気泡が制限され、より安定的に気泡が排出されることから、本試験結果は適用可能である。

以上のことから、逃がし安全弁作動時の動荷重は、原子炉圧力が高くなることで厳しい値となる可能性があるが、既往の試験によりとなるため、設計基準事故時の原子炉圧力及び圧力上昇率のパラメータが超えていても、重大事故等時の動荷重は、設計基準事故時と同等と考えられる。

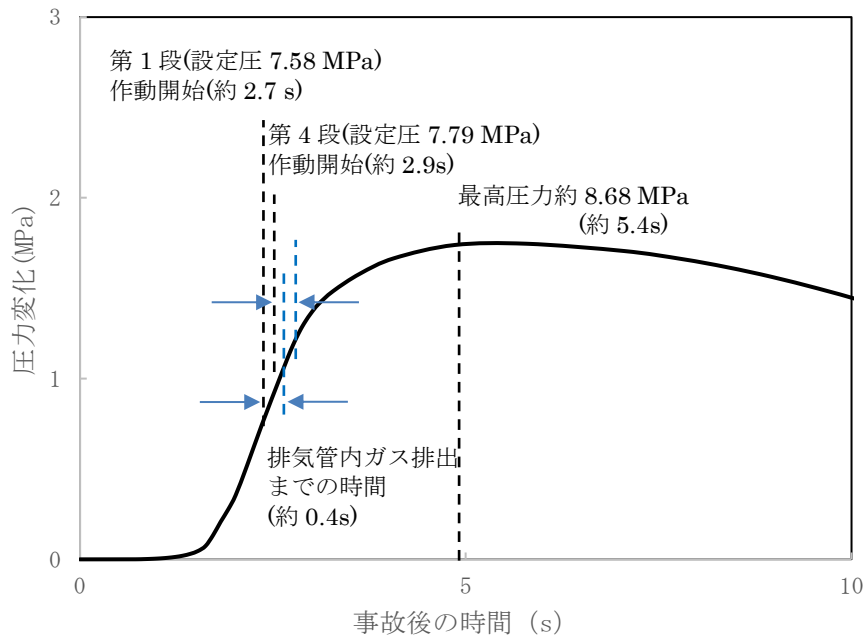


図 2-9 ATWS 事象時の原子炉圧力変化 (運転圧力との差)

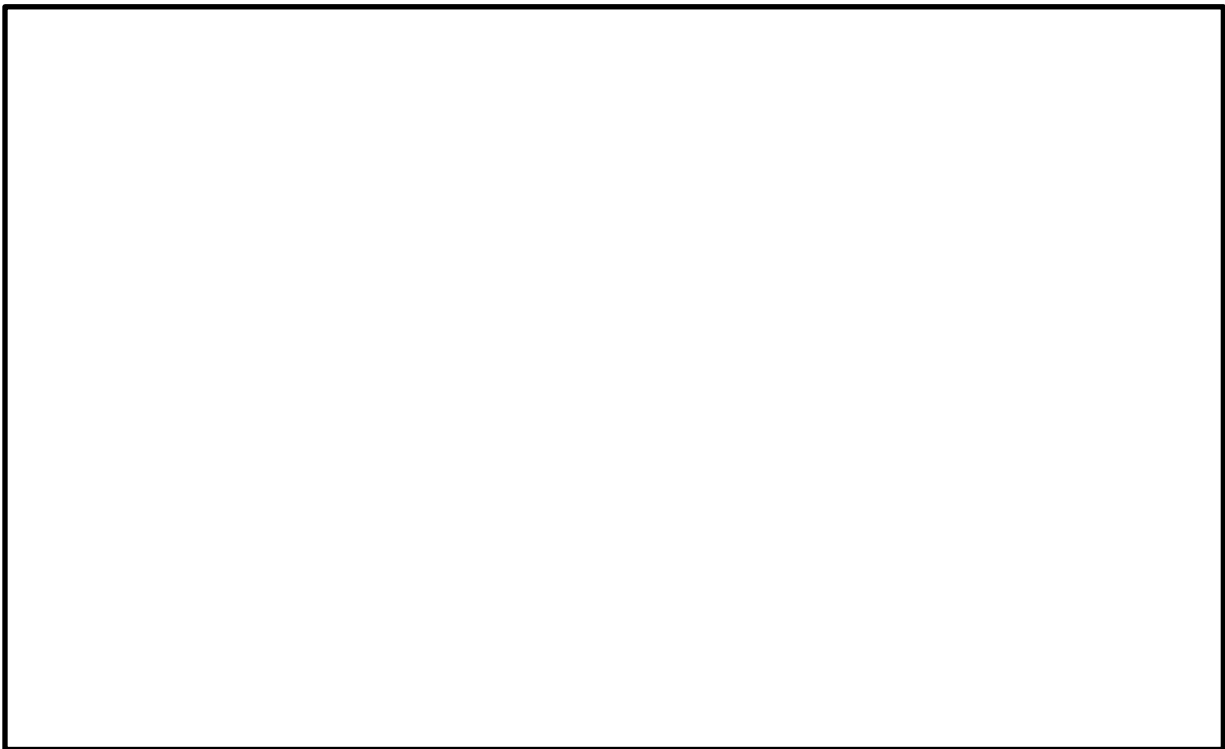


図 2-10 模擬圧力容器蒸気源圧力と圧力振幅の関係 (気泡脈動) [3]
(参考資料 2 ③)

ATWS 時の最高圧力時に生じる動荷重を踏まえた強度評価条件

ATWS 時の逃がし安全弁作動時の動荷重は、設計基準事故時と同等と考えられる。また、島根 2 号機の逃がし安全弁作動時荷重は、設計基準事故時において弁の開放設定圧に余裕をみた評価を実施していることから、裕度を有するものと考えられるが、以下のとおり ATWS 時の原子炉圧力上昇を考慮した逃がし安全弁作動時の動荷重（圧力振幅）を設定する。

設計基準事故時の評価における逃がし安全弁作動（8.35MPa）時の圧力振幅とそのときの原子炉圧力から、ATWS 時の最高圧力（8.68MPa）時を線形補間し、強度評価条件における ATWS 時の圧力振幅を設定する。具体的には、原子炉圧力の比（ $8.68/8.35 \approx 1.04$ ）を保守的に切上げ、設計基準事故時の評価における圧力振幅を 1.1 倍して設定する。ATWS 時の最高圧力に対して圧力振幅を線形補間したグラフを図 2-11 に示す。

なお、図 2-11 では、設計基準事故時の評価結果であるプラス側の圧力振幅のピーク値（ kg/cm²）に対して線形補間したものを示しているが、実機試験で得られたマイナス側の圧力振幅のピーク値（ kg/cm²）に対しても、原子炉圧力の上昇に伴い変化がなくなる傾向は同様であるが、厳しめの荷重となるようにプラス側と同じ線形補間の倍数を乗じている。

上記、ATWS 時の原子炉圧力上昇を考慮した逃がし安全弁作動時の動荷重を設計条件として、このときの応力を算出し評価を実施する。

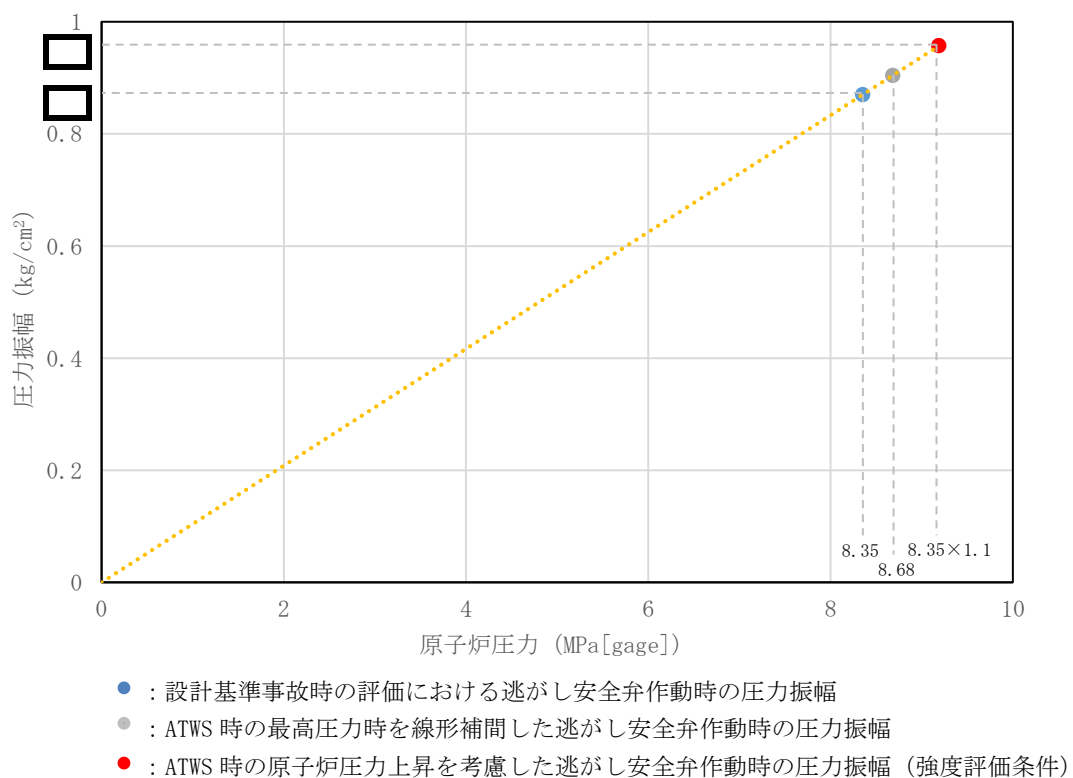


図 2-11 原子炉圧力と線形補間した圧力振幅の関係

2.5 重要事故シーケンス等のうち設計基準事故時の LOCA 時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出と同等以下となる重要事故シーケンス等

2.3 において、設計基準事故時の動荷重と同等以下となる重要事故シーケンス等について、影響評価が不要とできる理由の妥当性を既往の試験等に基づき、記載する。

LOCA 時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出による動荷重は、ドライウエルに放出された蒸気により、ダウンカマ内にあらかじめ保持されていたサブプレッションプール水、ドライウエル内の非凝縮性ガス及び蒸気がサブプレッションチェンバへ移行することにより生じる。重大事故等時においても、LOCA 時のみならず、FCI 時や格納容器ベント実施時において、LOCA 時のような水やガスといった流体の移行が生じる。この時の流体の移行量を、設計基準事故時の LOCA 時の流体移行量や、設計荷重の算出に用いている移行量と比較し、既往の評価条件に包絡されることを確認する。流体移行時の荷重評価について、既往の条件の考え方を表 2-4 に整理する。

重大事故等時において、事象発生時にベント管、ベントヘッド及びダウンカマを通じてサブプレッションチェンバへ移行する水、ガス及び蒸気の移行量の最大値は表 2-5 のとおりであり、設計基準事故時の LOCA ブローダウン時の高温水・蒸気の放出時の移行量に包絡される。

また、事象後期にはチャギングによる動荷重が発生するが、設計基準事故時の LOCA ブローダウン時の高温水・蒸気の放出時と事象進展は同じであるため、設計基準事故時に考慮している動荷重と同じ条件を設定する。

表 2-4 ドライウェルからサブプレッションチェンバへの流体移行時における荷重と既往条件における荷重と既往条件における考え方

サブプレッションチェンバへ移行する流体	サブプレッションチェンバ内で生じる荷重現象と設計荷重条件の考え方
ダウンカマ内の水	<ul style="list-style-type: none"> 設計基準事故時の動荷重の設計条件：設計基準事故時の水の噴流速度約 <input type="text"/> m/s (水の移行量換算約 <input type="text"/> kg/s/m²) をもとに動荷重を算出し、設計条件として適用 設計基準事故時と重大事故等時の動荷重の比較方法：上記の水の移行量と有効性評価の解析結果を基に算出した最大の水の移行量との比較により、重大事故等時の動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する。
ドライウェルのガス	<ul style="list-style-type: none"> 設計基準事故時の動荷重の設計条件：設計基準事故時のドライウェル圧力変化の解析結果を条件とした、プールのウェル実験により「サブプレッションチェンバ内での気泡形成時の圧力」、「気泡によって押し上げられる水面の上昇速度」及び「水面の到達高さ」を測定し、その結果に基づき動荷重を算出し、設計条件として適用 設計基準事故時と重大事故等時の動荷重の比較方法：動荷重に影響するドライウェル圧力変化はサブプレッションチェンバへ流入するガス移行量と連動するため、設計基準事故時の解析における最大ガス移行量と有効性評価の解析結果を基に算出した最大のガス移行量との比較により、重大事故等時の動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する。
ドライウェルの蒸気	<ul style="list-style-type: none"> 設計基準事故時の動荷重の設計条件：既往の試験(参考資料 2 ④)において蒸気移行量約 <input type="text"/> kg/s/m² までの動荷重を測定しており、その際の最大荷重を蒸気凝縮振動荷重の設計条件として適用。また、既往の試験結果(参考資料 2 ④)で測定された特定の条件(上記移行量 32kg/s/m²以下かつプール水温 57℃以下)での大振幅のチャギング荷重を設計条件として適用 設計基準事故時と重大事故等時の動荷重の比較方法：蒸気凝縮振動荷重については、上記の蒸気移行量約 <input type="text"/> kg/s/m² と有効性評価の解析結果を基に算出した最大の蒸気移行量との比較により、重大事故等時の動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する。 チャギング荷重については、上記の特定の条件と有効性評価の解析結果(蒸気移行量、プール水温)との比較により、重大事故等時の動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する。

表 2-5 サプレッションチェンバへの流体の移行量の比較(LOCA 時)

事象	水移行量の 最大値 (kg/s/m ²)	ガス移行量の 最大値 (kg/s/m ²)	蒸気移行量の 最大値 (kg/s/m ²)
LOCA ブローダウン時の高温水・蒸気の放出(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))の起因事象である大破断 LOCA を対象)			
設計基準事故時の LOCA 時の想定条件			

注記*1：有効性評価の解析結果(MAAP の解析結果から得られた流量をダウンカマの全流路面積で除した値)

*2：設計基準事故時の原子炉設置変更許可申請書添付書類十の解析結果（解析結果から得られる流量をダウンカマ流路断面積で除した値）

*3：既往の試験結果(参考資料 2 ④)

3. 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（DCH）の発生防止のための逃がし安全弁作動時における動荷重の評価について

DCHの発生防止のための逃がし安全弁作動時においては、原子炉圧力容器内の水位が低下し、燃料が露出した後、逃がし安全弁によって、原子炉圧力を減圧する。このとき、原子炉圧力容器内で発生する蒸気は露出した燃料に熱せられ過熱状態となるため、排気管からサブプレッションチェンバへ流入する蒸気は、設計基準事故時と異なる性状となる。これにより、蒸気が不安定凝縮する可能性があり、大きな動荷重が生じる恐れがあるため、不安定凝縮することなく、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下となることを確認する。

蒸気凝縮の観点で着目すべき項目としては、逃がし安全弁の開直後においてはサブプレッションチェンバ内に流入する蒸気が最大となる逃がし安全弁作動時の蒸気流束及びプール水温のピーク値、及び、逃がし安全弁の開保持期間においては逃がし安全弁作動後の原子炉圧力低下に伴う蒸気流束の減少であることから、この2点について、検討を実施した。

3.1 逃がし安全弁開直後の影響

DCHの発生防止のための逃がし安全弁開直後の影響として、過熱蒸気によって設計基準事故時に想定していない動荷重が生じる可能性があるため、過熱蒸気と飽和蒸気の違いから影響を検討する。

過熱蒸気は、単位質量あたりに保有するエネルギーが飽和蒸気に比べて高いため、飽和蒸気と異なり、蒸気温度が低下しても蒸気の状態を維持される（図3-1）。飽和蒸気となるまでは蒸気の状態を維持されるものの、高温の蒸気泡と周囲のプール水との温度差による熱伝達や気泡そのものの膨張により、短時間で蒸気温度が低下し飽和蒸気と同等となる。このため、DCHの発生防止のための逃がし安全弁作動時において、過熱蒸気の持つエネルギーと同等となる飽和蒸気が不安定凝縮しなければ、設計基準事故で生じる動荷重よりも大きくなることはない。

設計基準事故時に生じる飽和蒸気の凝縮時の動荷重は、既往の試験により、蒸気流束とプール水温の関係から確認できる。

これらのパラメータは有効性評価結果から過熱蒸気を飽和蒸気と仮定して蒸気流束の換算が可能であり、有効性評価結果からプール水温は確認が可能である。ここで確認した蒸気流束及びプール水温と既往の試験結果を比較することで過熱蒸気の凝縮時の動荷重は評価可能である。以下に評価過程を記載する。

① 蒸気流束の算出

- ・ 過熱蒸気のエネ​​ルギ流束が最大となるように有効性評価の原子炉圧力 (7.58MPa[gage]), 蒸気温度 (316°C) 及び排気管出口の流路断面積から蒸気比エンタルピ及び蒸気流束を算出し, サプレッションチェンバへの流入するエネルギー流束を求める。
- ・ 算出した結果は, 表 3-1 のとおり。

② プール水温の確認

- ・ 逃がし安全弁作動時のプール水温は, 有効性評価結果 (逃がし安全弁作動時 (開直後) : 58°C, 逃がし安全弁作動後 (原子炉圧力容器破損直前) : 83°C) に基づく (図 3-2, 図 3-3)。

③ 過熱蒸気を飽和蒸気に仮定した場合の蒸気凝縮時の動荷重確認

- ・ ①, ②で確認したエネルギー流束とプール水温の関係から, 図 3-4 を用いて蒸気が安定凝縮するかを確認する。

既往の試験結果であるクエンチャを有しないストレートパイプにおいては, 図 3-4 で示す領域で安定凝縮が確認されており, 本検討で対象とする蒸気凝縮による動荷重は非凝縮性ガスによる気泡脈動に包絡される領域であることを確認した。設計基準事故時の動荷重は非凝縮性ガスによる気泡脈動の値を用いているため, DCH の発生防止のための逃がし安全弁開直後の動荷重は設計基準事故時と同等以下となる。なお, 図 3-4 に示す大振動領域は図 3-5 に示すようにクエンチャを設けた場合, 解消され, プール水温に係らず, 蒸気が安定凝縮することを確認している。

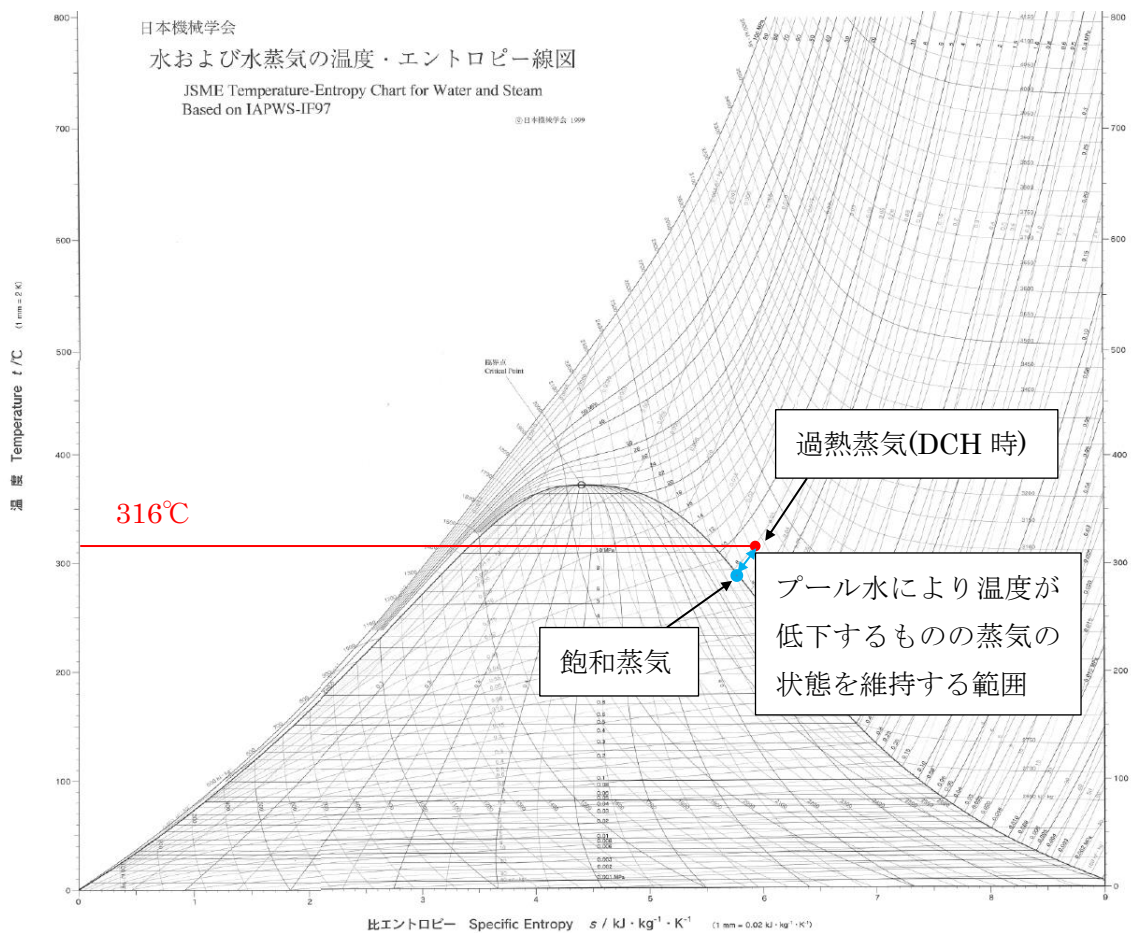


図 3-1 蒸気 T-s 線図

表 3-1 逃がし安全弁作動時（開直後）のパラメータ

パラメータ	高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱
原子炉圧力[MPa]	7.58(解析値)
蒸気温度[°C]	316(解析値)
蒸気の比エンタルピ[kJ/kg]	
排気管出口の流路面積[m ²]	
蒸気流束[kg/s/m ²]（飽和蒸気相当）	
サブプレッションチェンバへの流入エネルギー	
流束[MJ/s/m ²]	

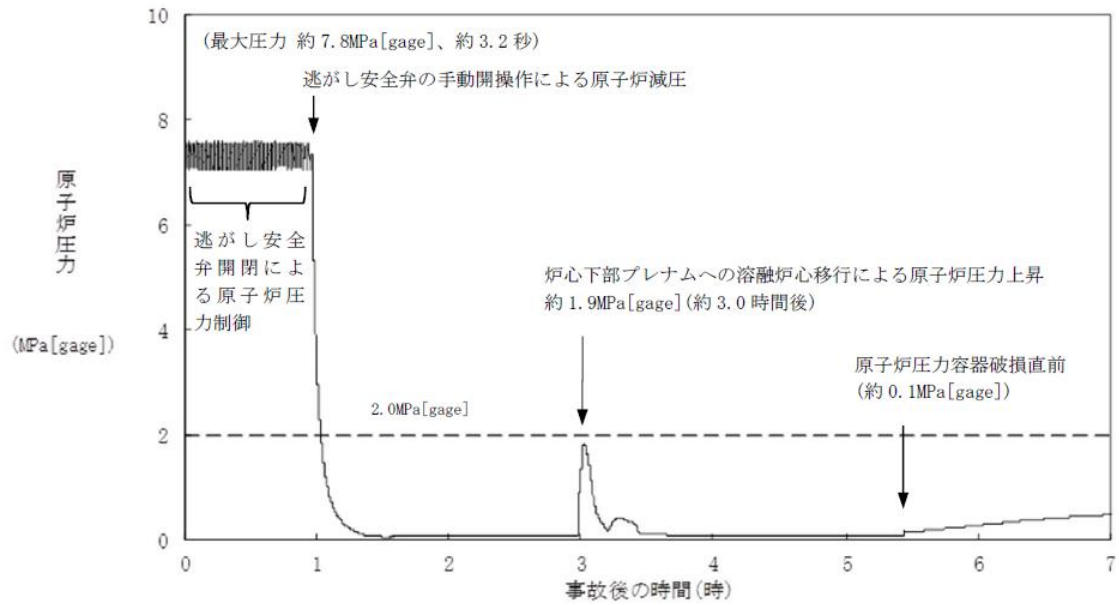


図 3-2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉圧力の推移

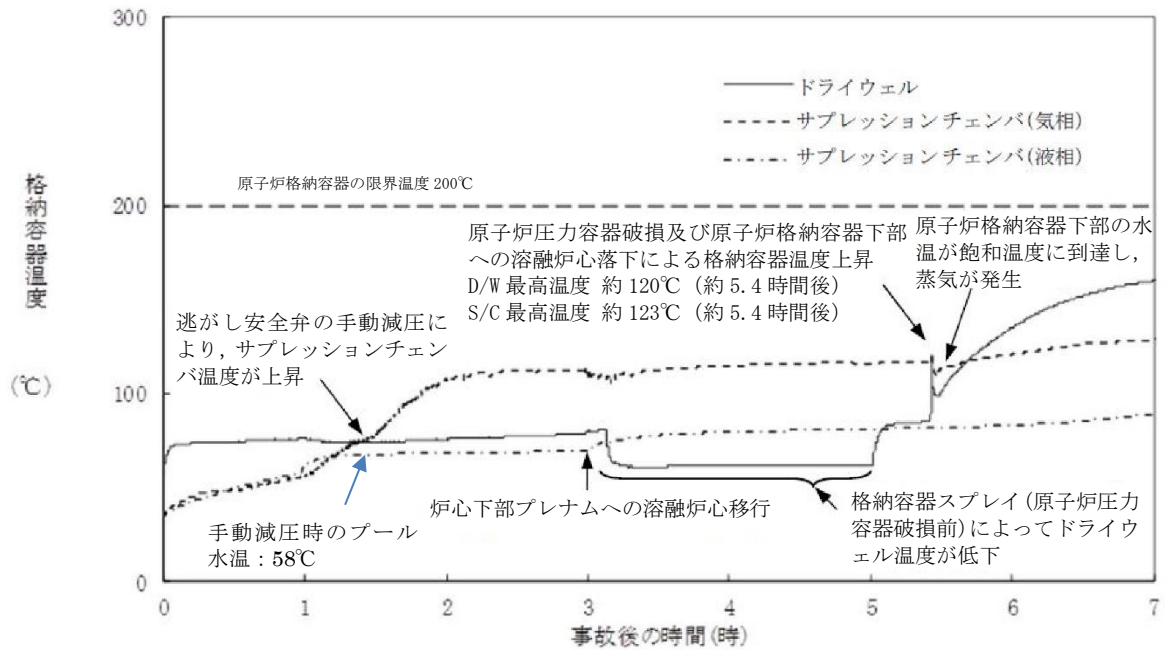


図 3-3 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉格納容器温度の推移

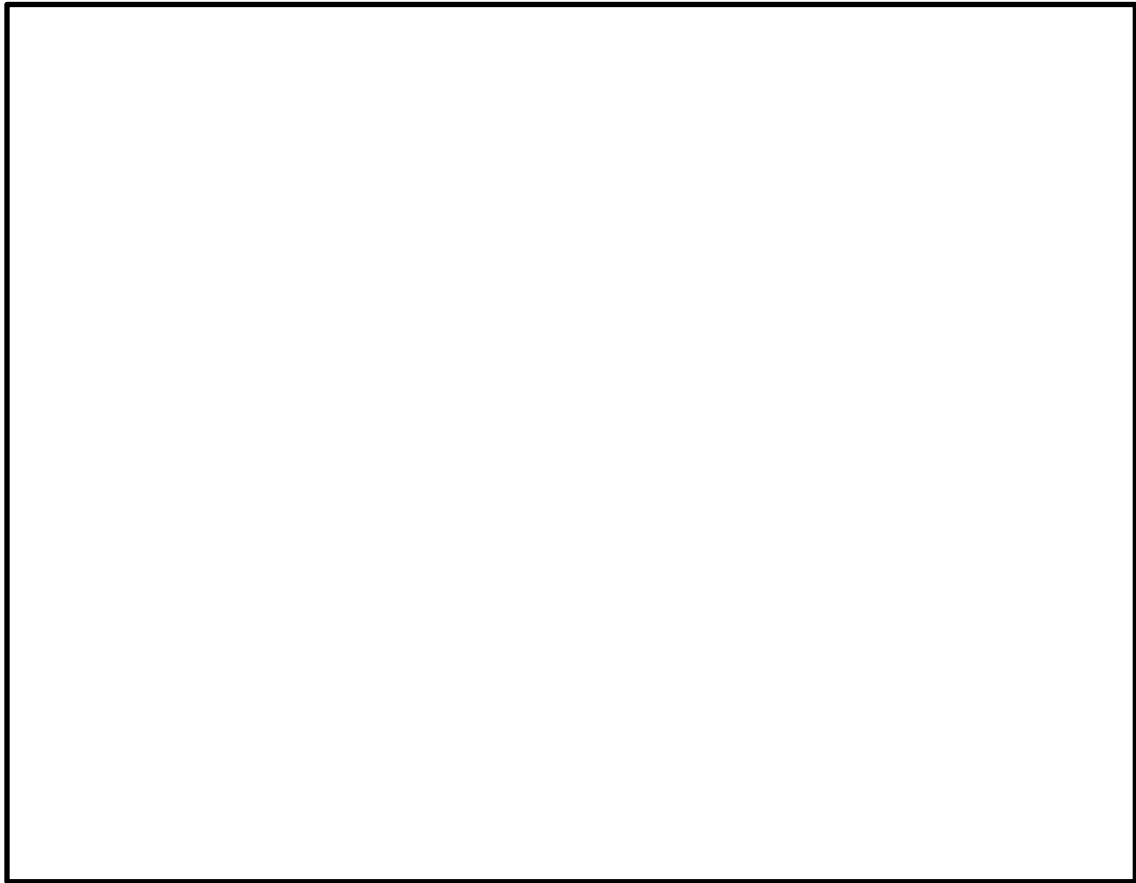


図 3-4 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（ストレートタイプ）^[4]
(参考資料 2 ①)

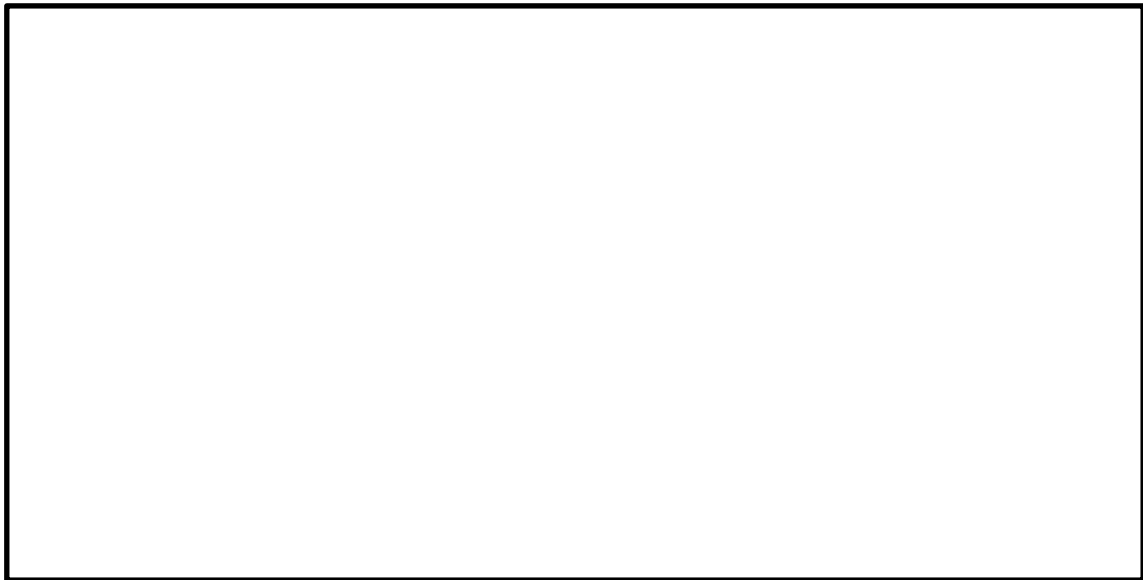


図 3-5 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（クエンチャタイプ）^[4]
(参考資料 2 ①, ②)

3.2 逃がし安全弁作動後の開保持期間における影響

逃がし安全弁を開保持とする場合を考慮する。このときに生じる動荷重として、蒸気凝縮に伴うチャギング等が考えられるが、原子炉圧力容器の減圧に伴い、蒸気流束が小さくなることから、そのときの動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する。

3.1と同様に過熱蒸気の蒸気流束及びエネルギー流束とプール水温から、蒸気凝縮時の動荷重への影響を確認した。表3-2で示すパラメータにおける点を、プール水温と圧力振幅の関係を表す図3-6上に示す。図3-6において、未臨界流領域ではエネルギー流束の低下に従い挙動はより安定化する傾向が示されており、また、いずれの領域においても蒸気は安定的に凝縮する状態である。今回の評価点は図の範囲よりも更に低エネルギー流束時であることから、過熱蒸気が保有するエネルギー流束とプール水温は、十分に蒸気が安定的に凝縮する領域であると判断できる。

表3-2 逃がし安全弁作動後（原子炉圧力容器破損直前）のパラメータ

パラメータ	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱
原子炉圧力[MPa]	0.1(解析値)
蒸気温度[°C]	549(解析値)
蒸気の比エンタルピ[kJ/kg]	
排気管出口の流路面積[m ²]	
蒸気流束[kg/s/m ²](飽和蒸気相当)	
サプレッションチェンバへの流入エネルギー流束[MJ/s/m ²]	



図3-6 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（クエンチャタイプ）^[4]
(参考資料2 ①, ②)

また、逃がし安全弁作動後、高蒸気流束から低蒸気流束へ遷移する過程においては、図3-7に示す。

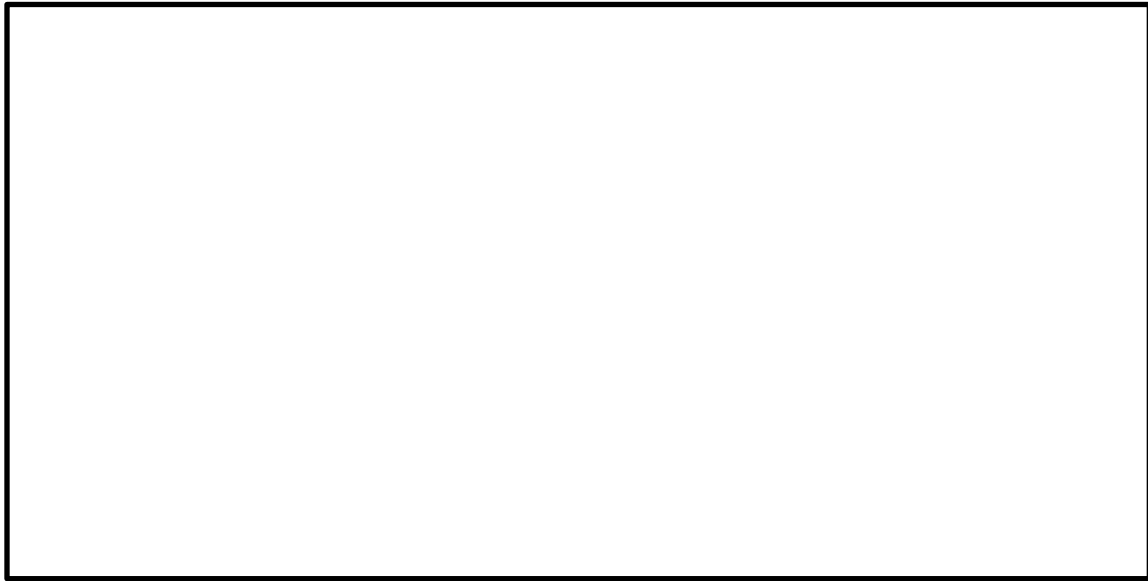


図 3-7 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（クエンチャタイプ）^[4]
（参考資料 2 ①，②）

図 3-7 で示すように原子炉圧力容器からサプレッションチェンバへ放出される蒸気は減少し、異なる圧力振幅が生じる領域を通過する。

このような状況において生じる動荷重は実機試験結果から得られた図 3-8 の結果から、その影響がないことを確認できる。図 3-8 で示すように、動荷重が大きくなるのは逃がし安全弁作動直後に生じる気泡脈動荷重である。気泡脈動荷重は、非凝縮性ガスがサプレッションチェンバへ移行した際に生じる荷重であり、蒸気による影響ではない。また、図 3-7 で示すように逃がし安全弁作動後に通過する領域はいずれも安定凝縮の領域である。よって、実機試験から原子炉圧力容器からサプレッションチェンバへ放出される蒸気が減少する過程において、蒸気凝縮による動荷重は気泡脈動荷重を超えることはない。

このことから、逃がし安全弁を開保持し、原子炉圧力容器から蒸気がサプレッションチェンバに放出された際の蒸気凝縮に伴う動荷重の影響はないことから、設計基準事故時の動荷重として、設定している気泡脈動荷重を超えることはなく、同等以下となることを確認した。

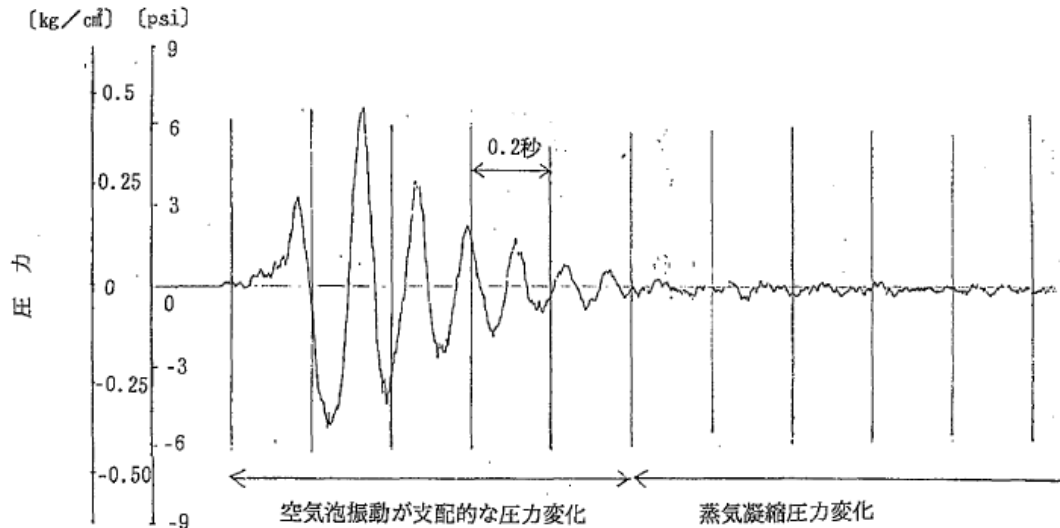


図 3-8 実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形^[1]
 (横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料 2 ③)

4. 原子力圧力容器外の FCI 時の動荷重の評価について

FCI 時の動荷重はドライウエルで発生した蒸気によって、ダウンコマ内の水及びドライウエル内の非凝縮性ガス及び蒸気がサプレッションチェンバへ移行することにより生じる。移行する際のパラメータは格納容器破損防止対策の有効性評価の解析の結果から得られるため、その値から評価する。評価の考え方について、表 2-4 に示す。

事象初期に生じる動荷重を評価するためのダウンコマ内の水のサプレッションチェンバへの移行及びドライウエルからサプレッションチェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量の最大値は表 4-1 のとおりであり、LOCA ブローダウン時の高温水・蒸気の放出時の移行量が最大となっており、このときの動荷重が最も厳しくなる。LOCA ブローダウン時の高温水・蒸気の放出は、設計基準事故時の LOCA の起因事象である大破断 LOCA 時と同じであり、このときの破断想定は原子炉水位の低下が最も早くなる再循環系配管(出口ノズル)の両端破断としていること及びこの設計基準事故時の LOCA 時に原子炉格納容器の健全性が確保されることを確認していることから、FCI 時は、設計基準事故時に包絡されており、原子炉格納容器の健全性が確保される。なお、FCI 発生時には、発生する蒸気によってドライウエルは急激に圧力上昇することから、これに伴う動荷重は大きくなる可能性が考えられるが、有効性評価結果(図 4-1、図 4-2)より、LOCA 時の圧力上昇率の方が大きいことを確認しており、設計基準事故時に包絡される(FCI 時の 圧力上昇率 約 4.6kPa/s、LOCA 時の圧力上昇率 約 74.1kPa/s)。

また、事象後期には、チャギングによる動荷重が考えられるが、既往の試験より、サプレッションプール水温(57℃)が低く、さらにダウンコマ内の蒸气流束(32kg/s/m²以下)の特定の領域で振幅の大きな荷重が生じることが確認されているが、FCI 時において、プール水温は約 □℃、蒸气流束 □kg/s/m²以下であり、プール水温が高いことからチャギング荷重は小さくなる方向であるため、設計基準事故時に生じる動荷重の影響に比べ大きくなることはない^[3]。

表 4-1 サプレッションチェンバへの流体の移行量の比較(FCI 発生時)

事象	水移行量の 最大値 (kg/s/m ²)	ガス移行量の 最大値 (kg/s/m ²)	蒸気移行量の 最大値 (kg/s/m ²)
原子炉圧力容器破損に伴う FCI 発生時の高温水・蒸気の放出			
設計基準事故時の LOCA 時の想定条件			
LOCA ブローダウン時の高温水・蒸気の放出(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))の起因事象である大破断 LOCA を対象)			

注記*1：有効性評価の解析結果(MAAP の解析結果から得られた流量をダウンカマの全流路面積で除した値)

*2：設計基準事故時の原子炉設置変更許可申請書添付書類十の解析結果（解析結果から得られる流量をダウンカマ流路断面積で除した値）

*3：既往の試験結果(参考資料 2 ④)

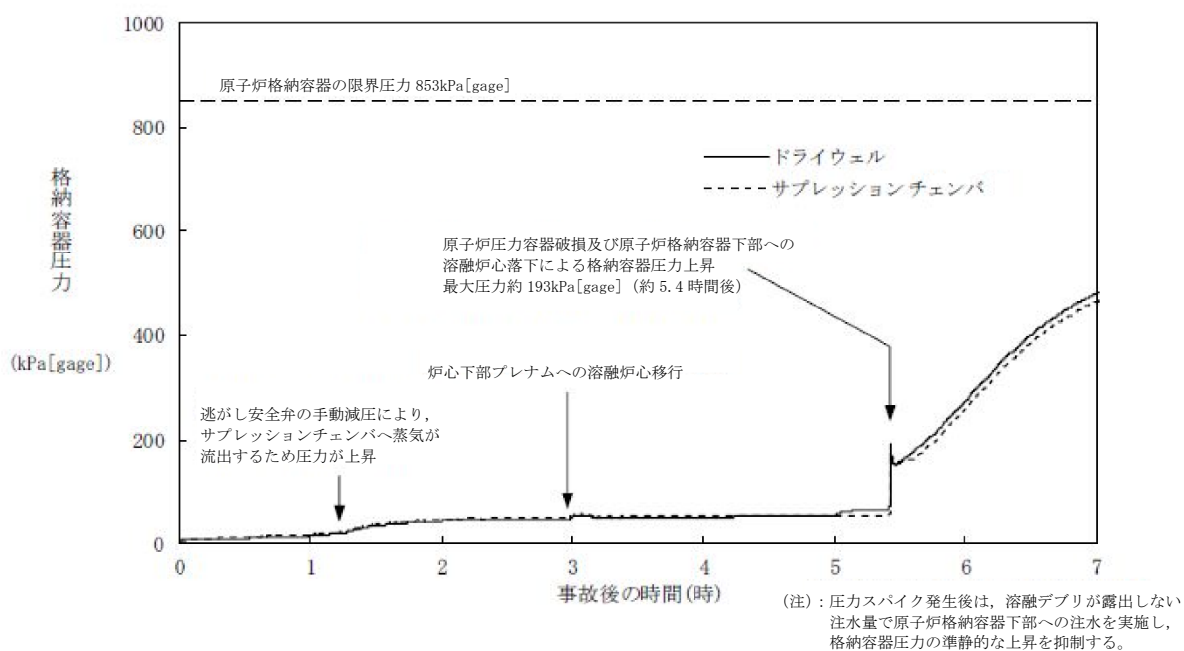


図 4-1 FCI 時の原子炉格納容器圧力の推移

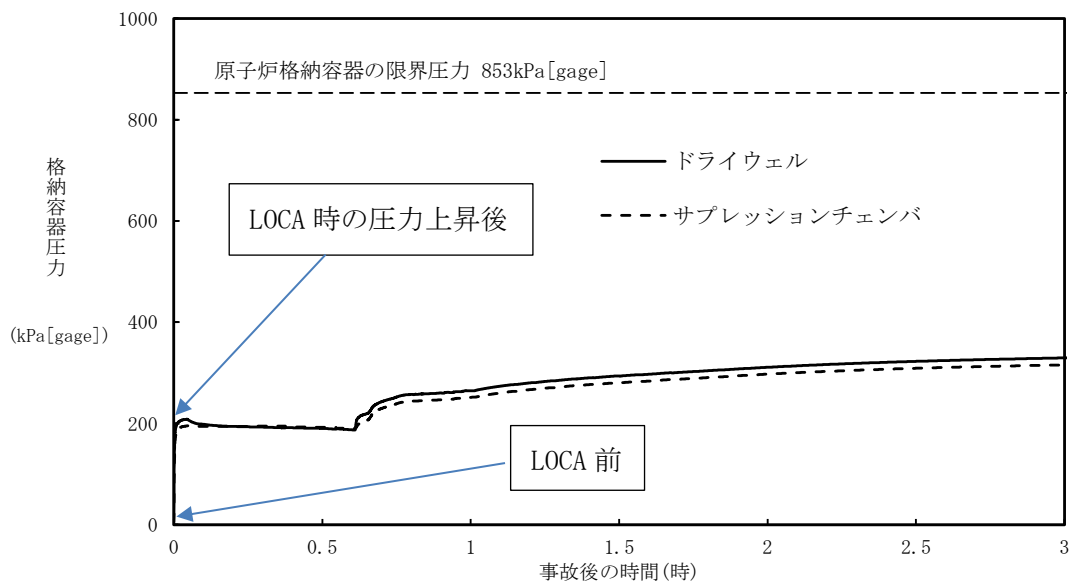


図 4-2 LOCA 時の原子炉格納容器圧力の推移

5. 格納容器ベント時の動荷重の評価について

5.1 格納容器ベント時のサプレッションチェンバへの水等の移行に伴う影響

格納容器ベント実施時には、サプレッションチェンバ圧力の低下により、ドライウエルからサプレッションチェンバへの水やガスの移行が生じる。この時の流体の移行量を、設計基準事故時の LOCA 時の流体移行量や、設計荷重の算出に用いている移行量と比較し、既往の評価条件に包絡されることを確認する。

格納容器破損防止対策の有効性評価結果より、ダウンカマ内の水のサプレッションチェンバへの移行並びにドライウエルからサプレッションチェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量の最大値は表 5-1 のとおりであり、LOCA 時の条件に比べて非常に小さい。このため、荷重としては無視できるレベルであると考えられるが、ここでは、ダウンカマ蒸気流束が低い領域におけるチャギング荷重の発生を考慮する。

表 5-1 サプレッションチェンバへの流体の移行量の比較(格納容器ベント時)

事象	水移行量の 最大値 (kg/s/m ²)	ガス移行量の 最大値 (kg/s/m ²)	蒸気移行量の 最大値 (kg/s/m ²)
格納容器ベントの実施 (大 LOCA シナリオ)			
設計基準事故時の LOCA 時の想定条件			
LOCA ブローダウン時の 高温水・蒸気の放出(雰囲 気圧力・温度による静的 負荷(格納容器過圧・過温 破損))の起因事象である 大破断 LOCA を対象)			

注記*1：有効性評価の解析結果(MAAP の解析結果から得られた流量をダウンカマの全流路面積で除した値)

*2：設計基準事故時の原子炉設置変更許可申請書添付書類十の解析結果（解析結果から得られる流量をダウンカマ流路断面積で除した値）

*3：既往の試験結果(参考資料 2 ④)

5.2 格納容器ベント時の水位上昇による影響

格納容器ベント時には、ダウンカマ内の水がサプレッションチェンバへ移行するため、サプレッションチェンバ内のプール水の水位上昇が生じる。表 5-1 に示すように、ベント時の水の移行量(流束)は LOCA 後のブローダウン時における水の流束にくらべて小さいため、プール水位の上昇は緩やかとなる。このため、設計基準事故時の LOCA 時に想定されるような急激な水位上昇(プールのスウェル)が生じることはない。したがって、水位上昇に伴いサプレッションチェンバ気相部の構造物に作用する荷重としては無視可能である。さらに、水位上昇が緩やかであることに加え、格納容器ベントを実施していることから、気相圧縮によるサプレッションチェンバ圧力が生じることはない。

格納容器ベント時におけるサプレッションプール水位を図 5-1 に示す。この時の水位上昇は約 0.03 m であるが、この水位上昇に伴う影響は、サプレッションチェンバ内に作用する水頭圧の増加であり、静荷重に分類される。格納容器ベント時の評価水位は、水位上昇分を包絡した水位を設定していることから、原子炉格納容器の健全性は維持される。

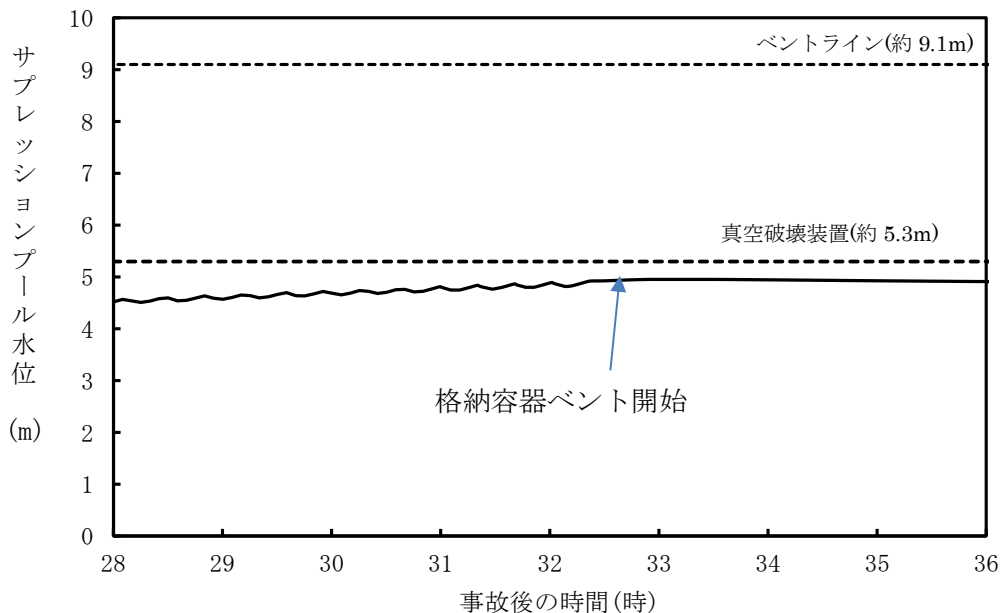


図 5-1 格納容器ベント時のサプレッションプール水位上昇

なお、真空破壊装置は重大事故等時におけるサプレッションプール水位でも水没することはないことから、真空破壊装置についての構造健全性の確認は不要である。

5.3 格納容器ベント時の減圧沸騰による影響

格納容器ベント時には、サプレッションチェンバ圧力の低下によりサプレッションチェンバ内のプール水が減圧沸騰することが考えられるが、以下のことから、格納容器ベント時の原子炉格納容器への動荷重としては小さく、健全性への影響はない。

- ・ 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)では、事故発生約 32 時間後に格納容器ベントを実施している。格納容器ベント実施後圧力が低下し、サプレッションチェンバ内のプール水が飽和温度に達するのは格納容器ベントを開始し

て約1時間後であり、以降、サブプレッションプール水面より減圧沸騰が生じると考えられる。しかしながら、図5-2及び図5-3で示すように、サブプレッションプール水が飽和温度に達するタイミングでは、ほぼ原子炉格納容器圧力は静定していることから、急速な圧力低下は生じず、減圧沸騰は緩やかであると考えられる。

- ・サブプレッションチェンバ内のプール水の減圧沸騰が生じるタイミングにおいては、ベントの継続によりドライウエル-サブプレッションチェンバ間の差圧が維持されている。このため、ドライウエルからサブプレッションチェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行は継続するが、その移行量は小さく、無視可能である。
- ・以上より、減圧沸騰は生じたとしても緩やかであると考えられ、ドライウエルからサブプレッションチェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量は少ないことから、原子炉格納容器の健全性に対し、影響を与えることはないと考えられる。

さらに、有効性評価結果における格納容器ベント時の流量が全て減圧沸騰に寄与したと仮定した検討を行った。

ここで、発生蒸気が水面に到達するまでに要する時間を1秒とし、1秒間に発生した蒸気がすべてサブプレッションチェンバ内のプール水位の上昇に寄与したとした場合、減圧沸騰が生じるタイミングでのベント流量は約 \square kg/s であることから、この時減圧沸騰によって発生する蒸気量も同等の \square kg/s と仮定すると、発生蒸気が水面に到達するまでの1秒間で最大 \square kg の蒸気がサブプレッションプール水面下に存在し、サブプレッションプール水面の上昇に寄与することとなる。また、この時の蒸気の密度を、大気圧下における蒸気の密度である約 \square kg/m³ とすると発生した蒸気の体積は約 \square m³ となる。サブプレッションチェンバの断面積は約 \square m² であるため、蒸気泡がサブプレッションチェンバ内に一様に分布しているとする、発生蒸気による水位上昇は約 \square m となる。このことから、減圧沸騰によりサブプレッションプール水位上昇が生じたとしても、その規模は小さい。

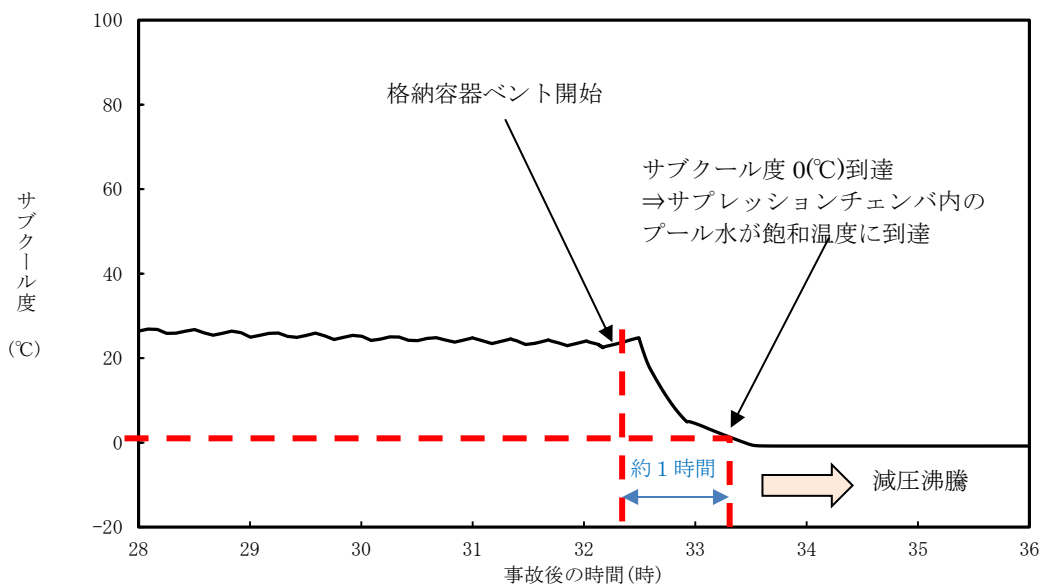


図 5-2 サプレッションプール水のサブクール度

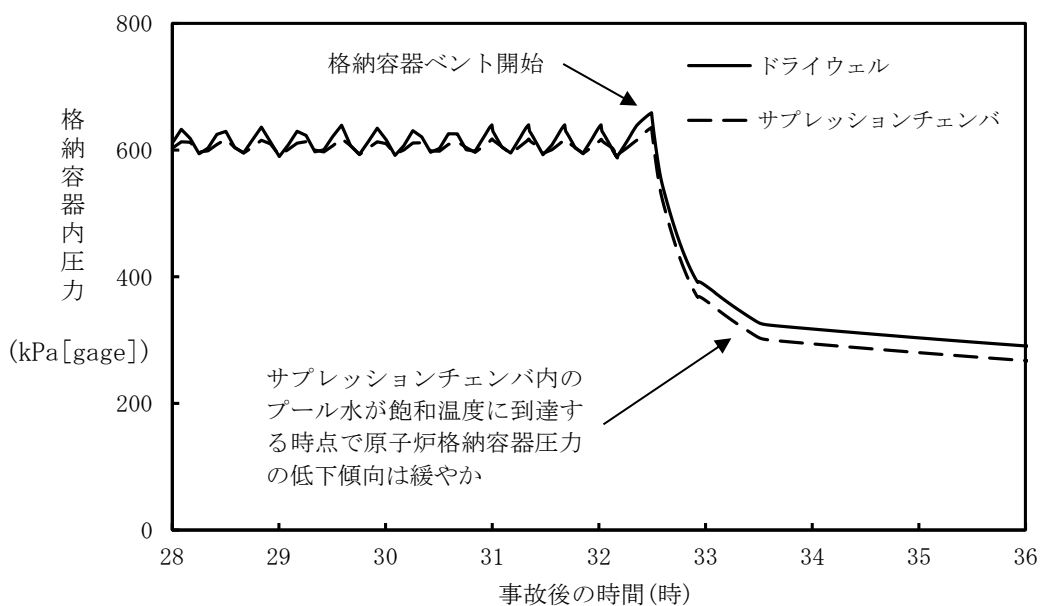


図 5-3 原子炉格納容器圧力の推移

5.4 格納容器ベント時の継続時間による影響

LOCA を起因とする事故シーケンスにおいて、格納容器ベント時における継続時間による影響について検討する。

格納容器過圧・過温シーケンスにおける重大事故等時荷重の時間履歴を図 5-4 に示す。当該時間履歴は、原子炉格納容器の設計条件において考慮している LOCA 時荷重の時間履歴をもとに、荷重の継続時間を見直したものである。

LOCA 時に加わる荷重のうち、a. から d. までの現象における荷重に関しては LOCA 発生後、原子炉压力容器からのブローダウンが終了するまでの比較的短期間に生じる荷重であるため、生じる荷重の強さ及び荷重発生時の原子炉格納容器内圧力・温度条件は設計基準事故と同等となる。

一方で、e. については、原子炉压力容器からのブローダウン収束後も比較的長期にわたって継続する荷重であるため、重大事故等時の原子炉格納容器内圧力・温度条件との組み合わせを考慮する必要がある。具体的には、原子炉格納容器の除熱手段の復旧等によりドライウエルとサプレッションチェンバの差圧が解消されるまでは、崩壊熱によって発生した蒸気がサプレッションチェンバへと移行し続けることにより、チャギングが生じると考えられる。また、当該期間において格納容器ベントを実施する際には、サプレッションチェンバ内への水やガスの移行量の増加することが考えられるが、前述のとおり、格納容器ベント時の水やガスの移行量は LOCA 時の移行量に比べて小さく、荷重としては無視可能なレベルと考えられることから、荷重の発生を想定するとしてもチャギングの発生のみを考慮すればよい。したがって、LOCA を起因とする事故シーケンスにおいて、ブローダウン収束後の長期においては e. を考慮すればよい。また、e. の荷重の発生期間としては、原子炉格納容器の除熱手段の復旧等によりドライウエルとサプレッションチェンバの差圧が解消されるまでの期間を考慮する。

図 5-5 に示すように格納容器ベント時にはサプレッションプール水温が高く維持されている。一方で、ダウンカマのガス流量は崩壊熱の低下に従い小さくなっていく。

蒸气流束が小さくなるような事象後期の影響は、表 5-1 で示すように有効性評価結果との比較により動荷重の評価ができる。前述のとおり、チャギング荷重はサプレッションプール水温の上昇にともなって低下する傾向が確認されている(参考資料 5)。格納容器ベント後においては、ベント時のプール水温が 145°C、蒸气流束が 1.1kg/s/m² 以下であり、設計基準事故時に生じる動荷重に比べて影響が大きくなることはない。

図 5-4 は、LOCA を起因とする格納容器ベント時における荷重の時間履歴を示したものであるが、以下の理由により、LOCA を伴わない事象における荷重の時間履歴は図 5-4 の時間履歴に包絡されると考えられる。

- a. LOCA を起因としない事象においては、原子炉压力容器破損時に原子炉压力容器内のガスがドライウエルへと放出されると考えられるが、原子炉压力容器破損時点では、すでに原子炉压力容器内は減圧されており、LOCA 時に生じるような急激なガス放出とならない。
- b. 高温の溶融燃料が原子炉格納容器下部に落下した際には、FCI によって急激な蒸気発生が生じると考えられるが、当該事象において、サプレッションチェンバに流入

する水等の移行量は LOCA 時に比べて非常に小さく（表 4-1）LOCA 発生直後に生じる荷重（図 5-4 における a. から d. までの荷重）に包絡される。

- c. 格納容器ベント実施時においても一時的にドライウェルからサブプレッションチェンバに流入する水等の移行量が増加すると考えられるが、この時の流体の移行量は LOCA 時に比べて非常に小さく（表 5-1）、b. 同様に LOCA 時に生じる荷重に包絡される。

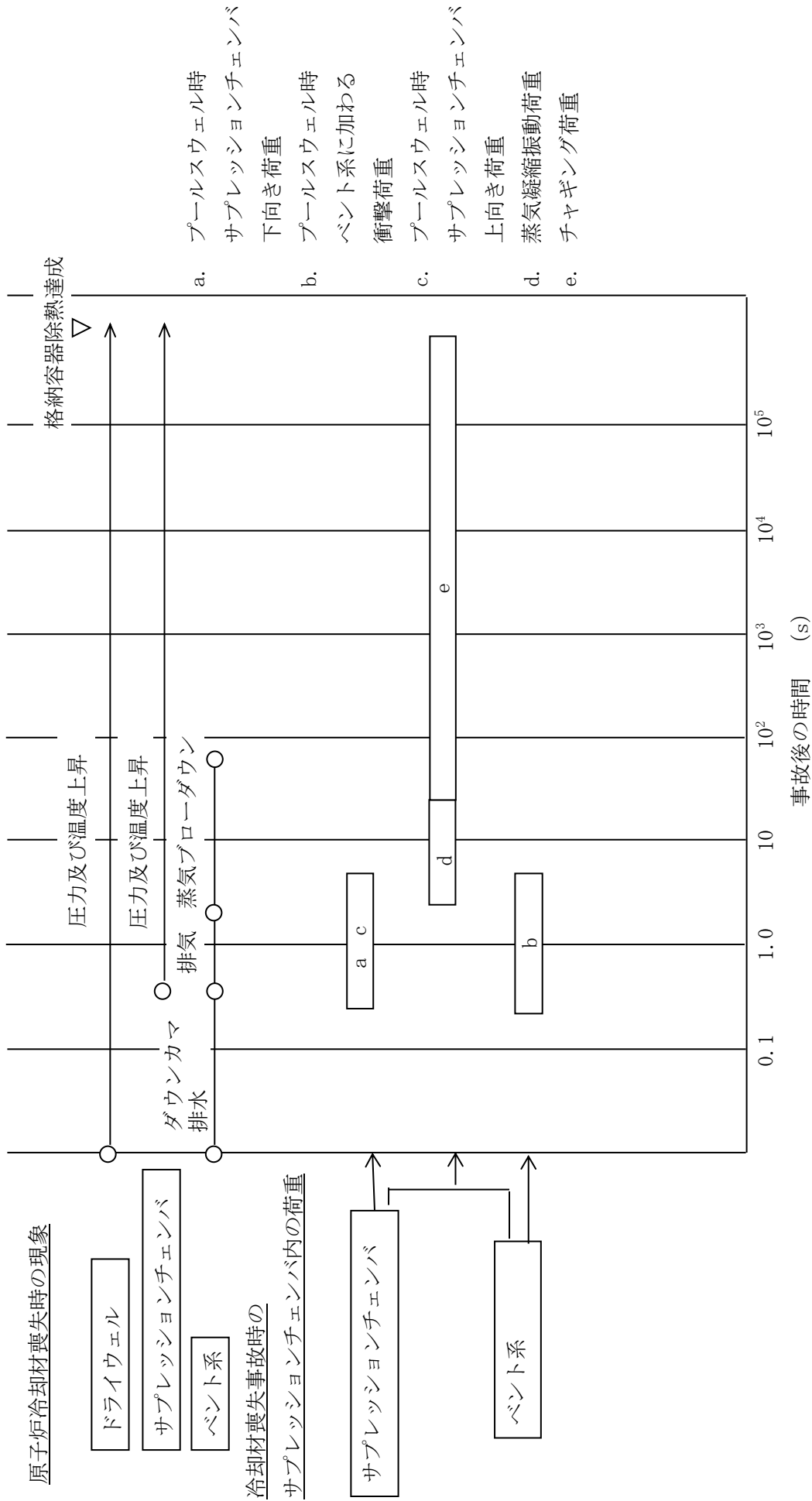


図 5-4 重大事故等荷重の時間履歴 (LOCA 起因)

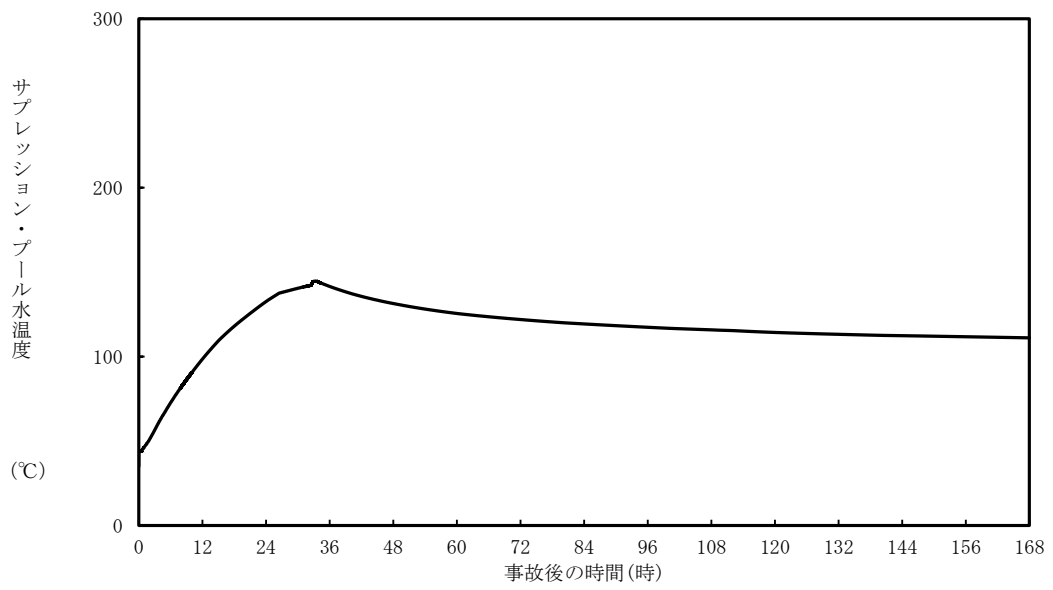


図 5-5 サプレッションプール水温度の推移

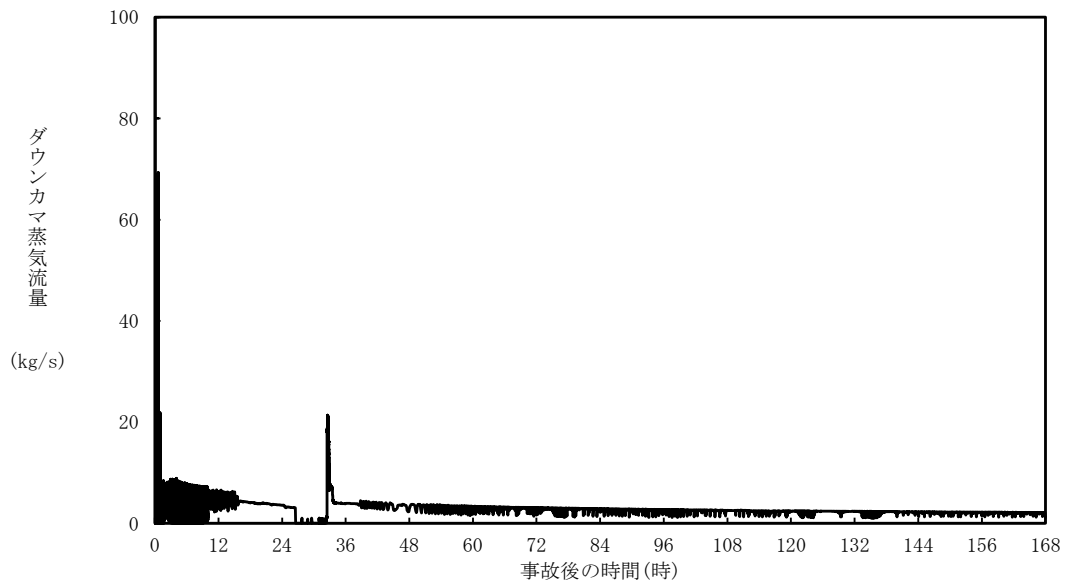


図 5-6 ダウンカマ蒸気流量の時刻歴

5.5 格納容器ベント時の減圧波による影響

格納容器ベント時には、サプレッションチェンバの圧力が急激に低下する。この時、急激なガス放出の影響により、瞬間的に大きな負圧(減圧波)が生じる可能性がある。

USABWR DCD^[6] Ch. 19E. 2. 3. 5. 1(以下「DCD」という。)では、格納容器ベント実施直後(2PdでのCOPS*作動)において、ガスが臨界流で放出されることに伴う減圧波が生じるとしてサプレッションチェンバに作用する正味の圧力を評価している。

注記* : Containment Overpressure Protection System (格納容器過圧防護システム)

本節では、DCDにおける評価手法を用いて、格納容器ベント実施直後に水面に作用する減圧波を評価した。

評価に用いる主要パラメータを表5-2に示す。なお、DCD内の各種計算式における g_0 は、SI単位系への換算係数であるため、SI単位のパラメータを用いる場合は、 $g_0=1$ となる。また、ベント時のサプレッションチェンバ雰囲気条件については、200℃、2Pdとする。

表5-2 減圧波の影響評価に用いる主要パラメータ

パラメータ	記号	値	備考
サプレッションチェンバ圧力	P_0	853 kPa[gage]	最高使用圧力の2倍
サプレッションチェンバ水位	-	約5 m	MAAP解析結果より
サプレッションチェンバガス密度	ρ_{g0}	約4.61 kg/m ³	200℃、2Pd時の蒸気密度
比熱比	k	1.4	理想気体における二原子分子の比熱を仮定
ベントライン入口	半径	R	NGC系配管(600A)
	面積	A	
ベントラインチョーク部	面積	a	NGC系-SGTS取合い後～排気筒まで(250A)

格納容器ベント実施直後、ガスは臨界流として放出されるものと仮定する。ベント流量は、ベントラインにおけるチョーク部で律速されることから、当該箇所におけるガス流量はDCDにおける以下の評価式及び表5-2における評価パラメータを用いるとガス流量は約70kg/sとなる。

$$G_{gc} = \left(\frac{2}{k+1}\right)^{(k+1)/2(k-1)} \sqrt{k g_0 P_0 \rho_{g0}}$$

$$m = G_{gc} a$$

この時、ベントライン入口におけるガスの流速(V)は、以下の式より約 56m/s となる。

$$V = \frac{m}{A \times \rho_{g0}}$$

また、DCD における以下の評価式より、サプレッションチェンバ内の音速(C_{g0})は約 538m/s と計算され、この時のマッハ数(V/C_{g0})は約 0.1 (<0.2)であることから、ベント時の減圧波は音響波として扱うことができる。

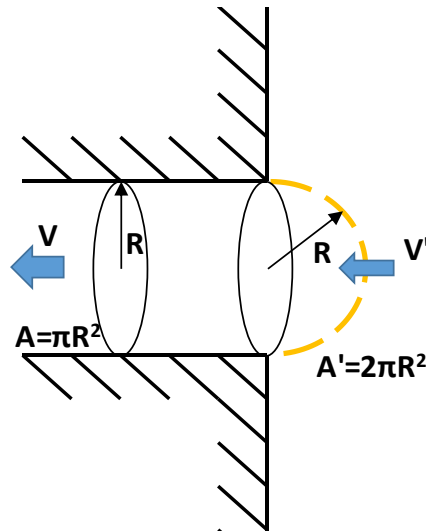
$$C_{g0} = \sqrt{(k g_0 P_0) / \rho_{g0}}$$

ここで、ベントラインに吸い込まれるガスの流速について、ベントライン入口から、ベントライン入口半径(R)相当離れた位置(評価点のイメージは、下図参照)におけるガス流速(V')を計算する。当該位置における流路を半径 R の半球の表面積相当とすると、面積は $A' = 4 \pi R^2 / 2 = 2 \pi R^2$ となる。よって、ベントライン内の流路面積($A = \pi R^2$)との面積比から、ベントライン入口から R 離れた半球表面上の位置におけるガス流速は、以下となる。

$$V' = V \frac{\pi R^2}{2 \pi R^2} = \frac{V}{2} = \text{約 } 28 \text{ m/s}$$

この流速及び DCD における以下の音響方程式を用いると、前述の半球表面における減圧波(δP_0)は約 70kPa となる。

$$\delta P_0 = \frac{\rho C \delta V}{g_0}$$



次に、上記減圧波が、プール表面に到達した際の圧力を求める。

ベントライン入口高さは約 9.12m であるため、ベントライン入口から、水面までの距離 (r) は、約 4.12m となる。したがって、DCD における以下の式から、水面に到達する減圧波 (δP) は約 5kPa となる。

$$\delta P = \frac{R}{r} \delta P_0$$

さらに、水面に到達した減圧波の水中への伝達係数を DCD における以下の式から算出する。

$$\frac{\delta P_{\text{transmitted}}}{\delta P_{\text{oncoming}}} = \frac{2}{1 + \rho_1 C_1 / \rho_2 C_2}$$

当該式において、 ρ_1 、 C_1 はそれぞれ気体の密度及び気体中の音速であり、 ρ_2 、 C_2 はそれぞれ水の密度及び水中の音速である。ここで、水の密度及び水中音速はそれぞれガスの密度及び気体中の音速に比べて大きいことから、保守的に、上記式における $\rho_1 C_1 / \rho_2 C_2$ を 0 とすると、減圧波の水中への伝達係数は 2 となる。したがって、ベントライン入口で生じた減圧波によってサプレッションチェンバにもたらされる負圧度は約 10kPa となる。

格納容器ベント実施時点でのサプレッションチェンバ圧力を 853kPa [gage] とすると、上記負圧度を考慮した正味の圧力は約 843kPa [gage] であることから、水面における飽和温度は、約 177°C となる。一方で、格納容器ベント実施時のサプレッションプール水温は約 145°C であり、水面の飽和温度 (約 177°C) に比べて低いことから、急激な減圧沸騰は生じない。

さらに、減圧波の影響によって水面が揺動する場合は考えられるが、この時の水面の上昇速度は、下記の式を用いると約 0.01m/s と非常に小さいことから、荷重として問題となることはない。

$$\delta V_L = \frac{g_0 \delta P}{\rho_L C_L}$$

なお、当該式において δV_L は水面の上昇速度、 δP は前述のサブプレッションプール水に伝達された圧力 ($\delta P_{\text{transmitted}}$)、 ρ_L はプール水の密度、 C_L は水中音速であり、 ρ_L 、 C_L については、常温の水における物性値として $\rho_L=1000\text{kg/m}^3$ 、 $C_L=1500\text{m/s}$ を使用した。

6. まとめ

重大事故等時の原子炉格納容器に生じる動荷重について整理した。重大事故等時の動荷重は設計基準事故時に想定している動荷重に包絡されること、また、設計基準事故時に想定していない格納容器ベント時の減圧沸騰及び減圧波による荷重については影響が小さく問題ないことを確認することにより、重大事故等時の動荷重を想定した場合の原子炉格納容器の健全性を確認した。

7. 参考文献

- [1] “荷重が小さく圧力抑制バウンダリへの影響が小さい荷重について”，原子炉安全基準専門部会 格納容器(BWR. MARK-I 型)評価小委 資料2-3, 昭和61年 3月
- [2] NEDE-21864-P “Mark I Containment Program Final Report Monticello T-Quencher Test”, General Electric Company, July 1978
- [3] NEDO-24539, “Mark I Containment Program Full Scale Test Program Final Report”, General Electric Company, August 1979
- [4] NEDE-21078, “Test Results Employed by General Electric for BWR Containment and Vertical Vent Loads” (proprietary), General Electric Company, October 1975
- [5] 蒸気表(1999), 日本機械学会
- [6] 25A5675AX, “ABWR Design Control Document Tier 2, Chapter 19 Response to Severe Accident Policy Statement”, GE-Hitachi Nuclear Energy, February 2016.

設計基準事故時における動荷重について

1. LOCA 時の現象 (図 1 参照)

LOCA が発生すると原子炉圧力容器及び一次冷却系内の高温、高圧の一次冷却水（蒸気）がドライウェル内に流出し、ドライウェル内の圧力・温度が上昇する ((1)－①)。ドライウェル内の圧力が上昇するのでダウンカマ内のプール水が押し出される現象、すなわちベントクリア ((1)－②) が生じる。ダウンカマ内のプール水がすべて押し出されてしまうと、ドライウェル内非凝縮性気体も圧力抑制プールに押し出されるので、ダウンカマ出口に気泡が形成される ((1)－③)。このとき、圧力抑制プール壁に下向きの荷重が加わり、プール水中の構造物にはドラッグ荷重*1が加わる。

次に気泡の成長とともにプール水が上昇する ((1)－④) が、このとき、プール水面より上にある構造物には、衝撃荷重*2、ドラッグ荷重が加わる。プール水面の上昇により圧力抑制室空間部は圧縮され、圧力抑制プール壁に上向きの荷重 ((1)－⑤) が加わる。

さらに水面が上昇すると水面が壊れるブレイクスルー ((1)－⑥) が起こり、水滴が飛散する。その後、プール水が自重により落下するフォールバック現象 ((1)－⑦) が生じ、プールのスウェルは終了する。

プールのスウェルが終了して、ドライウェル内蒸気がベント系を通してプール水中に流れ込むとプール水中で凝縮するが、このとき、蒸気凝縮の不安定によって、圧力抑制プール壁に圧力振動が加わり水中構造物にはドラッグ荷重が、ダウンカマには横向きの荷重が加わる ((1)－⑧)。蒸气流束が大きい間は、ダウンカマ出口に蒸気泡が形成され、連続した凝縮振動が起こり、この現象を蒸気凝縮振動と呼んでいる。蒸气流束が小さくなるとダウンカマ内で凝縮するようになるが、凝縮の不安定によってプール水がダウンカマ内を間欠的に出入りするようになり、この現象をチャギングと呼んでいる。

注記*1：流れ中に置かれた物体の正面と背面の圧力差によって生じる抵抗及び流体の粘性によって生じる物体表面の摩擦抵抗（押し出された水の流動や気泡の形成・成長に伴う水の流動などによりプール水中の構造物に作用する荷重）

*2：物体に他の物体が衝突することで、急激かつ短時間に作用する荷重（気相部の構造物にプール水が衝突することで作用する荷重）

2. 逃がし安全弁作動時の現象 (図 2 参照)

逃がし安全弁が作動すると原子炉内の高圧蒸気が排気管内に流入して、管内の圧力、温度が上昇する。これにより管内の水柱は圧力抑制プールに押し出される ((2)－①)。このとき、排気管系に荷重が加わる。

その後、排気管内非凝縮性気体がプール水中に押し出され、気泡振動が生じ圧力抑制プール壁には圧力振動が加わる ((2)－②)。また水中構造物にはドラッグ荷重が加わる。

非凝縮性気体が排出し終わると、蒸気がプール水中に放出され凝縮する。

島根 2 号機では、「BWR・MARK I 型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針」に基づき、表 1 及び表 2 で示すような荷重と対象構造物の組合せを考慮しても、原子炉格納容器の健全性が確保されることを確認している。また、生じる荷重は、表 3 及び表 4 で示すように試験データ等に基づき設定している。

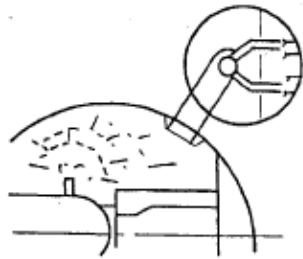
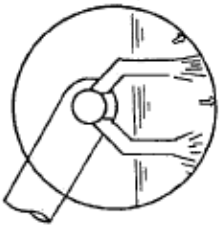
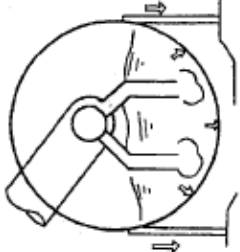

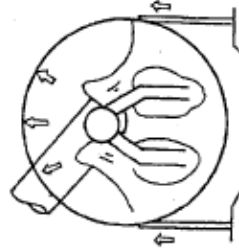

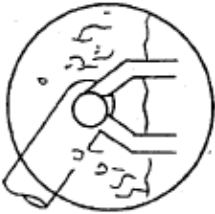
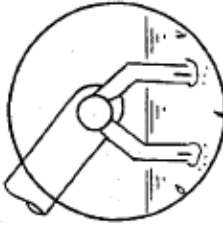
<p>(1)-① LOCA発生</p> 	<p>(1)-② ベントクリア</p> 	<p>(1)-③ 気泡形成</p> 	<p>(1)-④ プール水面上昇</p> 
<p>(1)-⑤ 空間部圧縮</p> 	<p>(1)-⑥ ブレークスルー</p> 	<p>(1)-⑦ フォールバック</p> 	<p>(1)-⑧ 蒸気凝縮振動・チャタリング</p> 

図1 LOCA時の現象

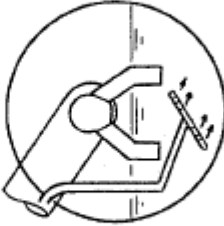

(2)-① クリアリング	
(2)-② 気泡振動	

図 2 逃がし安全弁作動時の現象

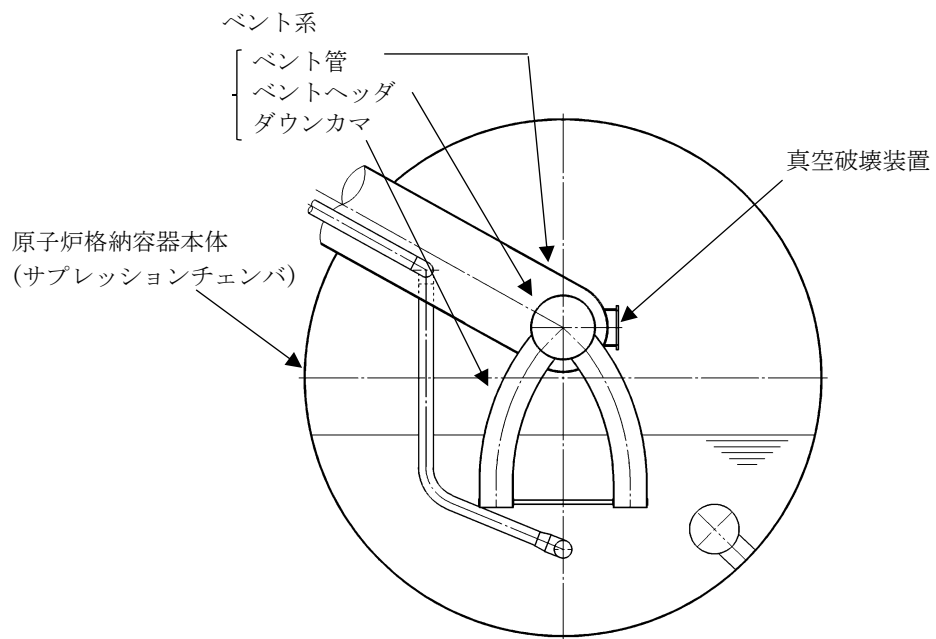


図3 動荷重の評価対象

表 1 指針要求荷重と対象構造物との対応 (LOCA 時)

現象	荷重番号*1	圧力抑制プール壁	圧力抑制プールサポート	ベント管	ベントヘッド	ダウンコマ	真空破壊装置	圧力抑制しない機能に造る物
1. LOCA	圧力波による圧力荷重	イ	イ	イ	イ	イ	—	イ
2. ベントクリア	ベントクリア時噴流による荷重	○	○	—	—	—	—	イ
3. 気泡形成	空気(蒸気)によりベント管に加わる反力 ベントクリア, 気泡形成による圧力抑制 プール壁に加わる荷重(下向) ベントクリア時ダウンコマ横方向荷重	—	—	—	—	—	—	—
4. プール水面上昇	プール水面上昇, 空間部圧縮による気相部内 構造物に加わる荷重	—	—	○	○	○	—	ロ
5. 空間部圧縮	プール水面上昇, 空間部圧縮による圧力抑制 プール壁に加わる荷重(上向) 気泡形成時プール水流動によるドラッグ荷重 真空破壊装置に加わる荷重 ベント管に加わるドラッグ荷重	○	○	—	—	—	—	—
6. ブレークスルー	フオールバック荷重	イ	イ	—	—	—	—	イ
7. フオールバック	プール水面揺動	イ	イ	—	—	—	—	イ
8. 蒸気の圧力抑制プールへの流入	圧力抑制バウンダリ(プール壁)に加わる荷重 ダウンコマ横方向荷重 蒸気凝縮時プール水流動によるドラッグ荷重 真空破壊装置に加わる荷重	○	○	—	—	○	—	—
	真空破壊装置に加わる荷重	—	—	—	—	—	イ	—

○：考慮すべき荷重

イ：継続時間が短く、あるいは荷重の振幅が小さいことから除外する荷重

ロ：圧力抑制バウンダリ及び圧力抑制機能に閉連しない構造物に加わるが、圧力抑制機能を阻害することがないことが確認された荷重

注記*1：荷重番号はBWR・MARK I 型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針による。

*2：支持構造物, ストレーナ, クエンチャ, プラットフォーム等

表 2 指針要求荷重と対象構造物との対応(逃がし安全弁作動時)

現象	荷重番号*1	圧力抑制プール壁	圧力抑制プールサポート	ベント管	ベントヘッド	ダウンカメラ	真空破壊装置	圧力抑制しない機能に構造物*2
1. 配管内プール水のクリア	クリアリング時噴流による荷重 弁作動時クエンチャに加わる荷重	—	—	—	—	—	—	イ
2. 気泡のプール水内振動	気泡振動により圧力抑制バウンダリ(プール壁)に加わる荷重 気泡振動により水中構造物に加わる荷重	○	○	—	—	—	—	—
3. 蒸気の圧力抑制プールへの流入	蒸気凝縮により圧力抑制バウンダリ(プール壁)に加わる荷重 蒸気凝縮により水中構造物に加わる荷重	イ	イ	—	—	—	—	—
		—	—	—	—	—	—	イ

○：考慮すべき荷重

イ：継続時間が短く、あるいは荷重の振幅が小さいことから除外する荷重

ロ：圧力抑制バウンダリ及び圧力抑制機能に関連しない構造物に加わるが、圧力抑制機能を阻害することがないことが確認された荷重

注記*1：荷重番号はBWR・MARK I 型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針による。

*2：支持構造物，ストレナ，クエンチャ，プラットフォーム等

表3 LOCA時に生じる動荷重と設計荷重条件の設定方法

現象及び荷重	設計荷重条件の設定方法
1. LOCA(破断直後) ・圧力波による圧力荷重	指針上評価を省略可。
2. ベントクリア 3. 気泡形成 ・ベントクリア時噴流による荷重 ・空気(蒸気)によりベント管に加わる反力 ・ベントクリア, 気泡形成による圧力抑制プール壁に加わる荷重(下向) ・ベントクリア時ダウンカマ横方向荷重	プールスウェル試験結果に基づき設定。
4. プール水面上昇 5. 空間部圧縮 ・気相部内構造物に加わる衝撃荷重 ・圧力抑制プール壁に加わる荷重(上向) ・プール水流動によるドラッグ荷重 ・真空破壊装置に加わる荷重 ・ベント管に加わるドラッグ荷重	プールスウェル試験結果に基づき設定。 水中構造物に対する荷重は指針上評価を省略可。
6. ブレークスルー 7. フォールバック ・フォールバック荷重 ・プール水面揺動による荷重	指針上評価を省略可。
8. 蒸気の圧力抑制プールへの流入 ・圧力抑制バウンダリ(プール壁)に加わる荷重 ・ダウンカマ横方向荷重 ・蒸気凝縮時プール水流動によるドラッグ荷重 ・真空破壊装置に加わる荷重	FSTF 試験(参考資料2 ④)データに基づき設定。

表4 逃がし安全弁作動時に生じる動荷重と設計荷重条件の設定方法

現象及び荷重	設計荷重条件の設定方法
1. 配管内プール水のクリア <ul style="list-style-type: none"> ・クリアリング時噴流による荷重 ・弁作動時クエンチャに加わる荷重 	クリアリング時噴流による荷重は、指針上評価を省略可。 クエンチャに加わる荷重は排気管反力解析モデルにより評価。
2. 気泡のプール水内振動 <ul style="list-style-type: none"> ・気泡振動による圧力抑制バウンダリ(プール壁)に加わる荷重 ・気泡振動による水中構造物に加わる荷重 	海外プラント試験(参考資料 2 ③)データに基づき設定。
3. 蒸気の圧力抑制プールへの流入 <ul style="list-style-type: none"> ・蒸気凝縮による圧力抑制バウンダリ(プール壁)に加わる荷重 ・蒸気凝縮による水中構造物に加わる荷重 	指針上評価を省略可。

Mark-I 型格納容器の動荷重に係る試験の概要

① 主蒸気逃がし安全弁クエンチャ開発試験：大規模試験（1/4 スケール）

試験の目的

小規模試験からクエンチャ型が蒸気凝縮振動の安定化に最良との結果を得たので、実機に適用するためのクエンチャノズルを開発すべく大規模実験(図 1)が実施された。

試験の項目及び成果

本試験では、主に水温等をパラメータとして、約 °C前後から °Cまで幅広い温度範囲で試験が実施された。気泡脈動荷重及び蒸気凝縮振動荷重の試験結果から、主に以下の内容が確認された。

- ・クエンチャを採用すれば低プール水温（約 °C）から高プール水温（ °C）まで安定した蒸気凝縮性能が確保可能である。
- ・蒸気流束（約 kg/s/m²）及び上記プール水温の範囲内で安定した蒸気凝縮性能が確認された。



図 1 大規模(1/4 スケール)試験装置

[参考文献] NUREG-0783 “Suppression Pool Temperature Limits for BWR Containment”
 NEDO-21061 “MARK II Containment Dynamic Forcing Functions Information Report”

② 主蒸気逃がし安全弁クエンチャ開発試験：実規模試験

試験の目的

本試験(図2)では、実規模のクエンチャを使用して荷重確認試験を行った。

試験の項目及び成果

試験に用いられたクエンチャのクエンチャアーム角度は、1 か所が °，他の3 か所が ° であり、クエンチャアーム取り付け角度の影響が確認された。また、試験は、実機の運転条件を包絡するように幅広いレンジの蒸気源圧力(MPa)、プール水温条件(°C)で実施された。

この結果、以下の内容が確認された。

- ・クエンチャアーム角度 °，° の全ての方向でクエンチャは安定した凝縮性能を発揮した。
- ・クエンチャアームの孔の放射角度が ° 程度以下であれば高温水がクエンチャ周囲に留まることなく安定凝縮が得られることが示された。

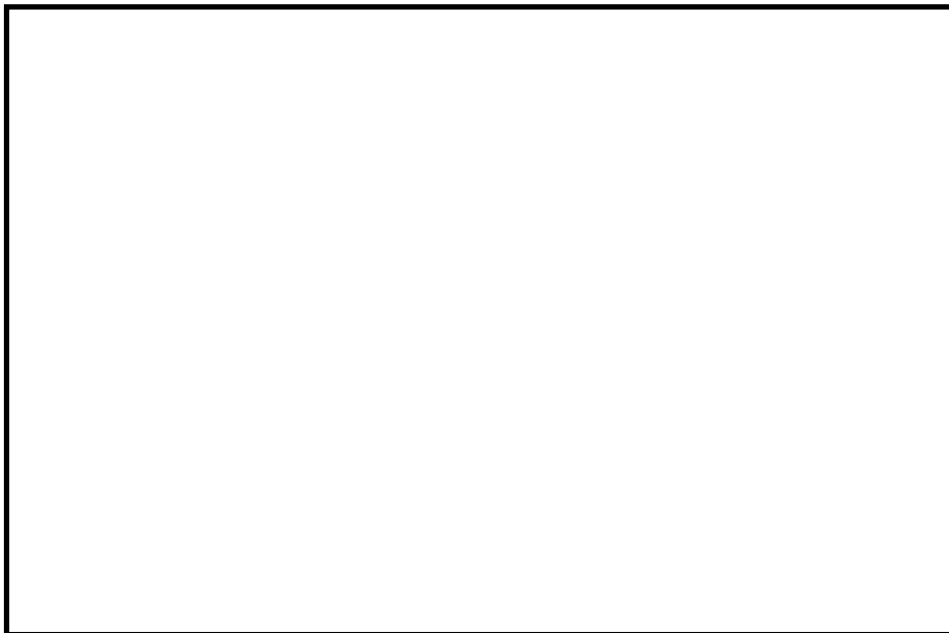


図2 実規模試験試験体系

- [参考文献] NUREG-0783 “Suppression Pool Temperature Limits for BWR Containment”
NUREG-0802 “Safety/Relief Valve Quencher Loads Evaluation for BWR Mark II and III Containments”
NEDO-21061 “MARK II Containment Dynamic Forcing Functions Information Report”
NEDE-21078 “Test Results Employed by General Electric for BWR Containment and Vertical Vent Loads”

③ 米国 Monticello 発電所主蒸気逃がし安全弁実機試験

試験の目的

本試験は、逃がし安全弁作動に伴いサプレッションチェンバに加わる動荷重を把握することを目的として、米国 Monticello 発電所(BWR3, 536MWe)で実施された。(図3)

試験の項目及び成果

試験では、逃がし安全弁作動時においてサプレッションチェンバや内部構造物に作用する荷重と応力、排気管内挙動、プール水温分布などが測定された。合計38回の試験が実施され、以下の成果が得られた。

- ・逃がし安全弁作動時の気泡振動荷重と排気管・プールの熱水力挙動に対する各種パラメータの影響、及びT-クエンチャの凝縮性能が確認された。
- ・単弁作動試験のほか多弁作動試験も実施されたが、両者の荷重に有意な差はみられなかった。
- ・逃がし安全弁の最初の作動と後継作動では、後者の荷重が小さいことが確認された。
- ・実機プラントの流体—構造連成(FSI)解析のベースとなるデータが取得された。

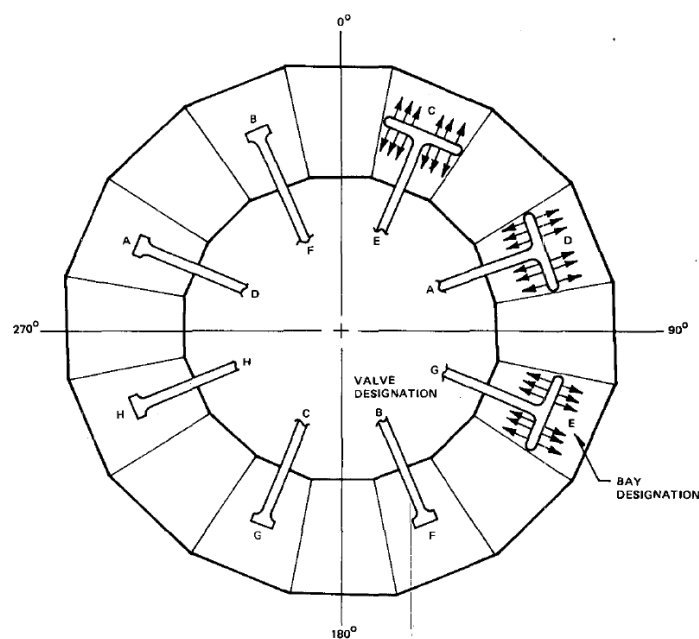


図3 米国 Monticello 発電所の圧力抑制室内クエンチャ配置

[参考文献] NEDE-21864-P “MARK I CONTAINMENT PROGRAM, FINAL REPORT MONTICELLO T-QUENCHER TEST”

④ 米国 FSTF (Full Scale Test Facility) 試験

試験の目的

Mark-I 型原子炉格納容器プラントの LOCA 時における、蒸気凝縮振動荷重及びチャギング荷重設定のためのデータを取得することを目的として実施された。試験装置(図 4)は Monticello プラント (BWR3, 536MWe) のサプレッションチェンバ(22.5° セクター) を実規模で模擬している。

試験の項目及び成果

試験では、サプレッションチェンバ及びサポートコラムに加わる圧力と応力を測定するとともに、ベント系に加わる圧力と応力も測定している。合計 12 回の試験が実施され、以下の成果が得られた。

- ・ Mark-I 型原子炉格納容器の蒸気凝縮振動荷重に対する各種パラメータの影響が確認された。
- ・ 実機プラントの流体-構造連成 (FSI) 解析のベースとなるデータが取得された。
- ・ 本試験の結果は、日米の Mark-I 型原子炉格納容器の LOCA 時動荷重評価に広く用いられている。

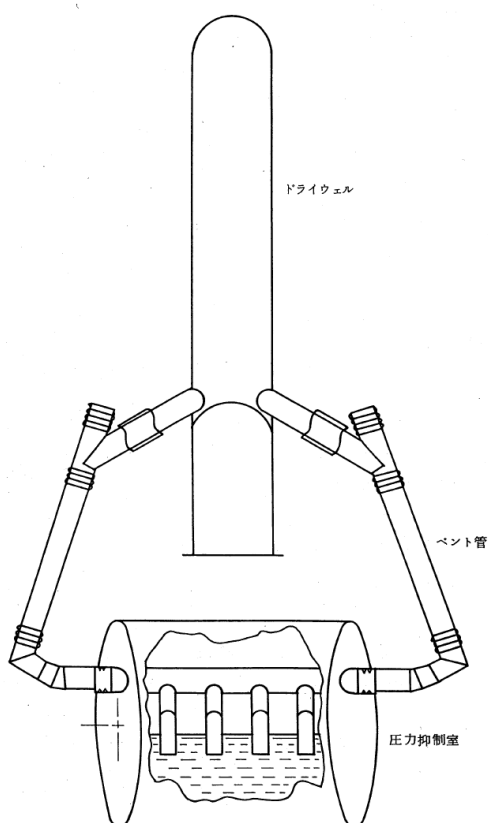


図 4 FSTF 試験装置

- [参考文献] NUREG-0661 “MARK I CONTAINMENT Long-Term Program Resolution of Generic Technical Activity A-7”
NEDO-24539 “MARK I CONTAINMENT PROGRAM FULL SCALE TEST PROGRAM FINAL REPORT”

重大事故等時の動荷重の組合せについて

設計基準対象施設としての原子炉格納容器に対する動荷重の組合せの考え方を以下に示す。

- ・原子炉格納容器の応力計算は、各運転状態に生じる荷重の組合せの中で最も厳しい条件について行う。
- ・圧力、温度及び LOCA 時の蒸気ブローダウンによる荷重において、荷重の生じる時間が明らかに異なる場合は時間のずれを考慮する。具体的には以下の組合せとなる。
 - LOCA 直後のジェット力、及び LOCA 時のサプレッションチェンバのプール水揺動による荷重は事象発生後一度のみ作用する荷重であるため、許容応力状態Ⅳ_Aとして評価する。この状態は、原子炉格納容器の内圧が上昇する前の過渡的な状況であることから、最高使用圧力とは組合せない。
 - ドライウェルからサプレッションチェンバへの蒸気の流入が起こり、継続的に蒸気の凝縮等による動的荷重（蒸気凝縮荷重(CO) 及びチャギング(CH)）が作用する状態は、設計条件として評価するものとし、LOCA 後の最大内圧との組合せを考慮する。なお、CO と CH はドライウェルからサプレッションチェンバに流入する蒸気量の変化に伴い段階的に生じる事象であるため、互いに組合せる必要はない。
 - 逃がし安全弁作動時の動荷重については、逃がし安全弁の作動が運転状態Ⅱに区分される事象であることから、許容応力状態Ⅱ_Aとして評価するとともに、弾性設計用地震動 S_d と基準地震動 S_s との組合せも評価する。

前述の考え方を踏まえ、重大事故等時に生じる動荷重（本文表 2-2）に係る荷重の組合せを以下のように整理する（表 1）。

<逃がし安全弁作動時荷重>

逃がし安全弁が作動する事象は、「高圧・低圧注水機能喪失（給水喪失）[TQUV]」のように原子炉圧力容器バウンダリの機能が維持されている状態であり、原子炉圧力容器破損は想定されない。したがって、重大事故等時であっても、逃がし安全弁作動時荷重と同時に原子炉格納容器の過度な圧力上昇は重畳するものではなく、原子炉格納容器の内圧は最大でも設計圧力において想定される 427 kPa 以下である。

<LOCA, FCI 及びベント時に生じる動的荷重>

本文 2 章、4 章および 5 章で述べたとおり、LOCA 時に生じる動荷重について重大事故等時において特に考慮が必要となる荷重は、LOCA 後長期にわたって発生しうる荷重である CH 荷重のみとなる。また、格納容器ベント実施時や FCI 発生時にはダウンカムを通過する水やガスの流量が一時的に増大するが、この時の水およびガスの流量（流束）は LOCA 時に想定される最大流量（流束）に比べて小さいことから荷重としては包絡される。したがって、重大事故等時における原子炉格納容器内の圧力・温度条件との組合せを考慮すべき荷重は設計基準事故時に想定する CH 荷重に包絡される。また、格納容器圧力が最大となるのは、格納容器雰囲気過圧・過温のシナリオにおいて 2Pd 以下で格納容器ベントを実施する時点となる。

重大事故等時の荷重の組合せが設計基準対処施設としての荷重の組合せを網羅的に適用できているかを確認するため、表 2 で示す。確認した結果、設計基準事故時には告示第 5 0 1 号に基づき、運転状態Ⅱである逃がし安全弁作動時の動荷重は地震との組合せが必要であるが、重大事故等時は逃がし安全弁作動が短期的な荷重であることから組合せないため、相違が生じたものの、その他の荷重について網羅的に組合せており、重大事故等時の組合せが妥当であることを確認した(表 2)。

表1 重大事故等時の荷重の組合せ

荷重の組合せ			許容 応力 状態	死 荷重	圧力						動荷重				重要事故シーケンス等	荷重の組合せの考え方	備 考
No.	各運転状態 による荷重	地震			限界 圧力	設計 圧力	最大 圧力 SA時	中小 破断 LOCA時	SA (L) 圧力	SA (LL) 圧力	SRV 作動	LOCA	FCI	ベント			
V(S)-1	SA短期	-	V _A	○	○						○		○	<u>格納容器過圧・過温破損</u> <u>(残留熱代替除去系を使用しない場合)</u>	限界温度、圧力を考慮する。 動荷重については、LOCA発生直後分は設計基準事故時の評価に包絡されるため組合せない。 格納容器ベント実施時点の動荷重として、保守的な取り扱いではあるが、LOCA後長期のCH荷重及び格納容器ベント時の荷重を合わせたものとして、設計基準事故時のCH荷重を組合せる。	強度計算書 評価ケース	
V(S)-1-1	SA短期	-	V _A	○	○						○			<u>格納容器過圧・過温破損</u> <u>(残留熱代替除去系を使用する場合)</u> <u>水素燃焼</u>	限界温度、圧力を考慮する。 動荷重については、LOCA発生直後分は設計基準事故時の評価に包絡されるため組合せない。 LOCA後長期のCH荷重を保守的に考慮する。	V(S)-1で包絡	
V(S)-1-2	SA短期	-	V _A	○		○							○	<u>原子炉圧力容器外のFCI</u> <u>包絡される重要事故シーケンス等：</u> <u>高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱</u> <u>溶融炉心・コンクリート相互作用</u>	FCIによる動荷重と動荷重発生中のピーク圧力を組合せる。 なお、FCI時の動荷重については、LOCA後長期のCH荷重を保守的に考慮する。	V(S)-1で包絡	
V(S)-2	SA短期	-	V _A	○	○					○			○	<u>高圧・低圧注水機能喪失</u> <u>崩壊熱除去機能喪失 (RHR故障)</u> <u>LOCA時注水機能喪失</u>	逃がし安全弁による急速減圧までの短期的な原子炉格納容器の圧力上昇と逃がし安全弁作動時の荷重が重畳するため、組合せる。また、格納容器ベント実施時点の動荷重として、保守的な取り扱いではあるが、LOCA後長期のCH荷重及び格納容器ベント時の荷重を合わせたものとして、設計基準事故時のCH荷重を組合せる。	強度計算書 評価ケース	
V(S)-2-1	SA短期	-	V _A	○	○					○				<u>高圧注水・減圧機能喪失</u> <u>全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG喪失)</u> <u>全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG喪失)+RCIC失敗</u> <u>全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG喪失)+DC喪失</u> <u>全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG喪失)+逃がし安全弁再閉失敗+HPCS失敗</u> <u>崩壊熱除去機能喪失 (取水機能喪失)</u> <u>原子炉停止機能喪失</u> <u>格納容器バイパス</u> <u>高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱</u> <u>原子炉圧力容器外のFCI</u> <u>溶融炉心・コンクリート相互作用</u>	逃がし安全弁による急速減圧までの短期的な原子炉格納容器の圧力上昇と逃がし安全弁作動時の荷重が重畳するため、組合せる。	V(S)-2で包絡	
V(S)-2-2	SA短期	-	V _A	○			○			○	○			<u>LOCA時注水機能喪失</u>	中小破断LOCAが発生し、CHが生じている状況で、逃がし安全弁が作動する可能性があるため、組合せる。原子炉格納容器圧力は、逃がし安全弁作動時とする。	V(S)-2で包絡	
V(L)-1	SA長期(L)	Sd	V _A S	○				○					○	<u>格納容器過温・過圧破損</u> <u>(残留熱代替除去系を使用しない場合)</u>	格納容器ベントタイミングの不確実性を考慮した事故後1×10 ⁻² 年(約3.5日)の荷重として、格納容器ベント実施時圧力に弾性設計用地震動Sdを組合せる。SA(L)で想定される原子炉格納容器圧力と長期間継続しうる動荷重であるCHとの重畳を考慮し、組合せる。	耐震計算書 評価ケース	
V(LL)-1	SA長期(LL)	Ss	V _A S	○					○					<u>格納容器過温・過圧破損</u> <u>(残留熱代替除去系を使用する場合)</u>	重大事故等時の地震を考慮するため、事故後2×10 ⁻¹ 年(約70日)の荷重と基準地震動Ssを組合せる。この時点では原子炉格納容器は残留熱代替除去系等により冷却が開始されており、動的荷重が作用しないため、SA(LL)で想定される圧力のみを地震と組合せる。	耐震計算書 評価ケース	

表 2 重大事故等時の荷重の組合せの網羅性

荷重の組合せ			許容応力 状態	死 荷重	圧力			動荷重			備 考
No.	各運転状態による荷重	地震			最高使用圧力 ／ 限界圧力	運 転 圧 力	事 故 時 最 大 圧 力	S R V 作 動 時	ジ ェ ット	C O	
1	設計条件	—	設計条件	○	○						V(S)-1の組合せで包絡
2	運転状態 I	—	I _A	○		○					通常運転時のため、SA時は組合せない
3	運転状態 II	—	II _A	○		○		○			V(S)-2の組合せで包絡
4	運転状態 IV	—	IV _A	○				○			ジェット荷重はLOCA発生直後にのみ発生する荷重であることから、SA時は組合せない
5	運転状態 IV	—	設計条件	○			○		○		CO荷重はLOCA発生後短期にのみ発生する荷重であることから、SA時は組合せない
6	運転状態 IV	—	設計条件	○			○			○	V(S)-1の組合せと同様
7	運転状態 IV	—	設計条件	○			○	○		○	V(S)-2の組合せと同様
8	試験状態	—	試験状態								試験状態は記載しない
9	運転状態 I	S _d *	III _A S	○		○					V(L)-1の組合せで包絡
10	運転状態 I	S _s	IV _A S	○		○					V(LL)-1の組合せで包絡
11	運転状態 II	S _d *	III _A S	○		○		○			SRV作動は短期であるため、SA時地震とは組合せない
12	運転状態 II	S _s	IV _A S	○		○		○			
13	運転状態 IV	S _d *	III _A S	○			○				V(L)-1の組合せで包絡
14	運転状態 IV	S _d *	IV _A S	○			○				V(L)-1の組合せで包絡
V(S)-1	SA短期	—	V _A	○	○					○	評価圧力：限界圧力2Pd (853 kPa)
V(S)-1-1	SA短期	—	V _A	○	○						評価圧力：限界圧力2Pd (853 kPa)
V(S)-1-2	SA短期	—	V _A	○			○			○	評価圧力：FCI発生時の圧力193 kPa
V(S)-2	SA短期	—	V _A	○			○	○		○	評価圧力：設計圧力1Pd (427 kPa)
V(S)-2-1	SA短期	—	V _A	○			○	○			評価圧力：設計圧力1Pd (427 kPa)
V(S)-2-2	SA短期	—	V _A	○			○	○		○	評価圧力：中小破断LOCA時の圧力 (50 kPa)
V(L)-1	SA長期(L)	S _d	V _A S	○			○			○	評価圧力：SA(L)時の圧力660 kPa
V(LL)-1	SA長期(LL)	S _s	V _A S	○			○				評価圧力：SA(LL)時の圧力380 kPa

注記：S_d*は弾性設計用地震動S_dにより定まる地震力又は静的地震力

減圧沸騰に関する既往の試験

スクラビングにおける減圧沸騰の除染係数 (DF) への影響を評価することを目的とした大規模実験が実施されている。当該実験では、初期圧力 330kPa から、ガスの流入を行わずに、90Pa/s の減圧率で減圧を実施し、沸騰が発生する水深範囲の確認がなされている。当該試験結果では、水面から約 1m の範囲で気泡発生が確認されているが、一方で水面が波立つ高さとしては限定的となっている。(図 1)

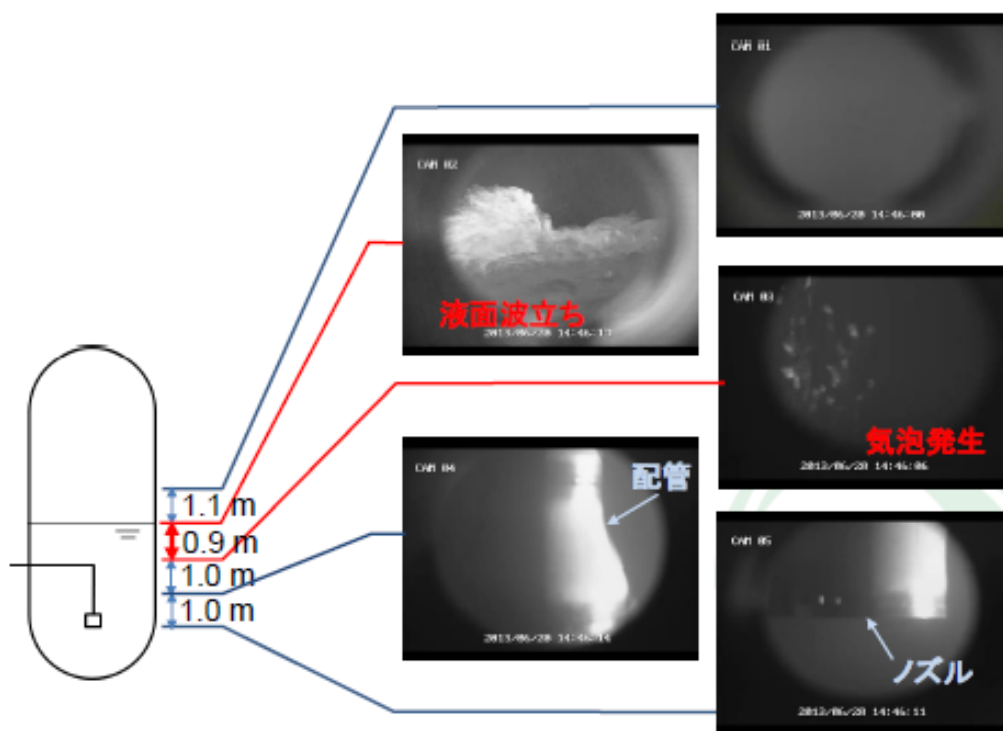


図 1 減圧沸騰時の水面挙動*

*出典：秋葉美幸 “プールスクラビングによるエアロゾル除去効果実験”，NRA，平成 29 年 11 月

チャギングの原理および水温依存性について

図 1 に示すように、チャギングは蒸気凝縮界面がダウンカマ内外への拡大縮小を繰り返すことに伴い発生する現象である。水温が低くサブクール度が大きい場合には、蒸気凝縮の際の凝縮量が増えるため、気液界面の変動も大きくなるとともに、圧力振幅も増大することから発生する荷重も大きくなる(図 2 参照)。

蒸気凝縮によって発生する動荷重の態様を、蒸気流束とプール水温のマップで整理した結果を図 3 に示す。FCI 発生時はプール水温が高く、チャギング荷重が相対的に大きくなる領域(水温 57°C 以下、蒸気流束 32kg/s/m² 以下)から離れていることから、設計基準事故時に考慮している動荷重より厳しくなることはない。

- [1] Laine, J. et al., PPOOLEX Experiments with Two Parallel Blowdown Pipes, NKS-234, 2011
- [2] 綾 威雄, 「蒸気のプール水中凝縮に伴う圧力および流体の振動」, 船研技報 別冊 10, 1988
- [3] General Electric Company, Mark I Containment Program Full Scale Test Program Final Report, NEDO-24539, 1979



704.70 s 気液界面がダウンカマ先端から押し出され始める。

704.89 s 蒸気泡がプール水中に噴出する。

705.10 s 蒸気凝縮により気液界面がダウンカマ内へ後退する。

705.40 s 気液界面がダウンカマ内を上昇する。

図1 チャギング現象^[1]

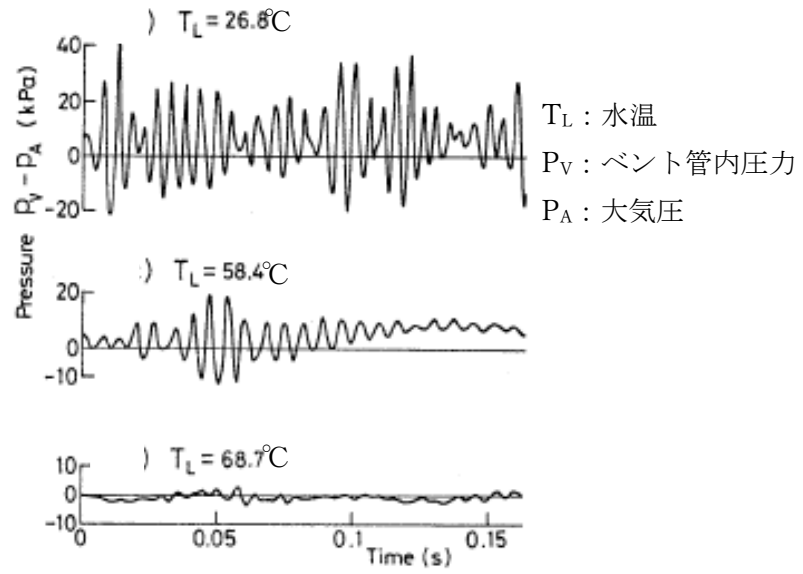


図2 チャギングの水温依存性^[2]

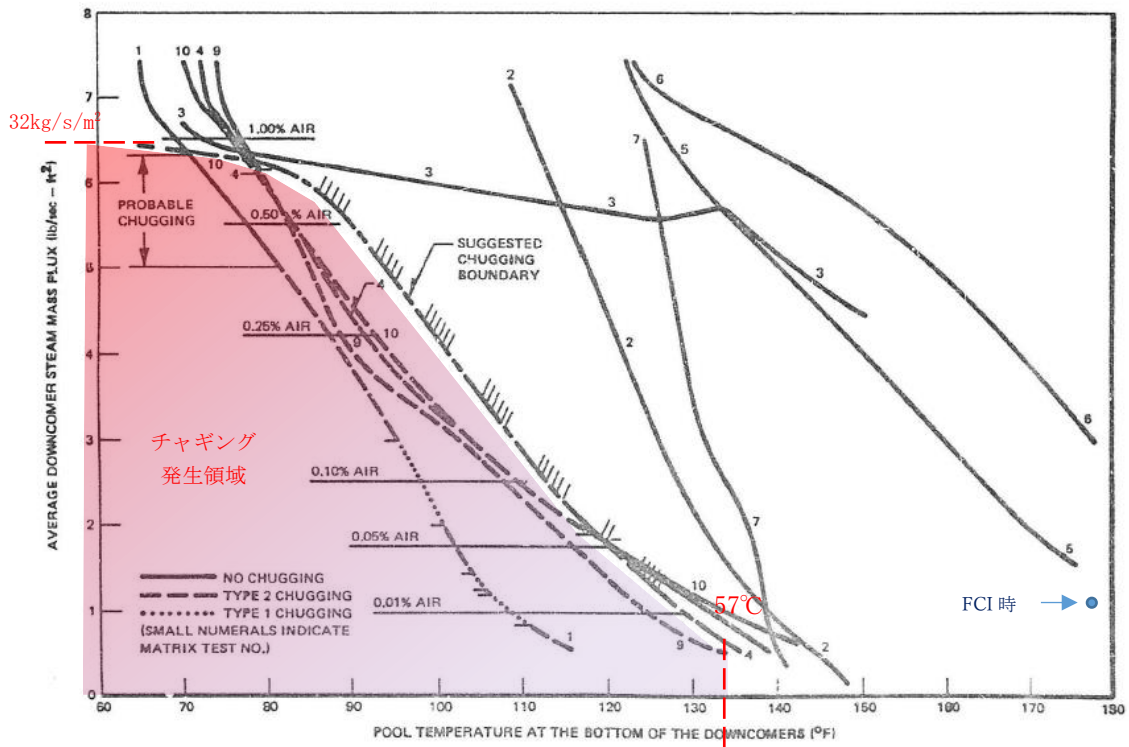


図3 蒸気流束とプール水温の関係 (FSTF 試験)^[3]

許容繰返し回数Nの求め方について（設計・建設規格 PVB-3140(1)）

設計・建設規格に定められる許容引張応力Sの3倍の値は $3 \times \square = \square$ MPa であり、これに対応する許容繰返し回数 $N = \square$ 回の導出過程を以下に示す。

許容繰返し回数Nは以下に示す設計・建設規格の（添付 4-2-1）式の N_a より求める。

$$N_a = N_2 \times \left(\frac{N_1}{N_2} \right)^{\frac{\log S_2/S_a}{\log S_2/S_1}} \quad (\text{添付 4-2-1})$$

ここで、 N_a : S_a に対する許容繰返し回数

S_a : 任意の点の繰返しピーク応力強さ (MPa)

S_1 : 表 添付 4-2-1 (\square) 中の繰返しピーク応力強さ = \square MPa

S_2 : 表 添付 4-2-1 (\square) 中の繰返しピーク応力強さ = \square MPa

N_1 : S_1 に対する許容繰返し回数 = \square

N_2 : S_2 に対する許容繰返し回数 = \square

ただし、 S_a は \square MPa に $(2.07 \times 10^5 / E)$ を乗じた値を用いる。

このとき、 E : 炭素鋼の縦弾性係数

$$= \square \text{ MPa} \left(\frac{\square \text{ }^\circ\text{C} + \square \text{ }^\circ\text{C}}{2} = \square \text{ }^\circ\text{C} \text{ における値} \right)$$

(\square)
 \square)

よって、 $S_a = \square$ MPa として、（添付 4-2-1）式より N_a を求めることで、許容繰返し回数 $N = \square$ 回が得られる。

重大事故等時における原子炉格納容器の放射性物質
閉じ込め機能健全性について

目次

1. 概要	1
別紙 1 シール機能維持に対する考え方について	2
別紙 2 改良 EPDM 製シール材の適用性について	5
別紙 3 改良 EPDM 製シール材における各試験について	6
別紙 4 改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験について	10
別紙 5 実機フランジ模擬試験の概要について	12
別紙 6 改良 EPDM 製シール材における実機フランジ模擬試験結果の適用について	16
別紙 7 改良 EPDM 製シール材の実機を模擬した小型フランジ試験について	19
別紙 8 ドライウェル主フランジ等の開口量評価について	25
別紙 9 ドライウェル主フランジシール部のガスケット増厚について	40
別紙 10 経年劣化を考慮したシール機能について	43
別紙 11 化学薬品や核分裂生成物のシール機能への影響について	44
別紙 12 シール材の運転環境（放射線量，温度）の考慮について	46
別紙 13 黒鉛製シール材について	47
別紙 14 フランジ開口量評価の妥当性について（構造解析との関連性）	48
別紙 15 原子炉格納容器の各シール部の開口裕度について	52
別紙 16 所員用エアロック開口量評価に係る変形支点の変位の影響について	53
別紙 17 原子炉格納容器隔離弁の重大事故等時環境における耐性確認試験 の概要について	56
別紙 18 T I P 火薬切断弁の信頼性について	59
別紙 19 重大事故等時におけるシール機能の追従性について	62
別紙 20 フランジ部の永久変形の評価について	65
別紙 21 200℃，2Pd の適用可能時間を過ぎてから用いる限界圧力・温度について	68
別紙 22 残留熱代替除去系の健全性	74
別紙 23 原子炉格納容器の適用規格について	78
別紙 24 配管貫通部の構造健全性評価における代表性について	82
別紙 25 アレニウス則による評価について	85
別紙 26 X-7A, B のボルト及びフランジの強度評価結果の算出過程について	86
別紙 27 機器搬入口の径方向変位差について	93
別紙 28 サンドクッション部について	96
別紙 29 モジュール型計測用 MI 電気ペネトレーションの型式認定試験結果による評価	97

1. 概要

本資料は、「原子炉格納施設的设计条件に関する説明書」の「6. 重大事故等時における原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能評価及びその他影響確認」に示す重大事故等時の原子炉格納容器の閉じ込め機能維持の詳細を示すものである。

シール機能維持に対する考え方について

原子炉格納容器のハッチ類，配管貫通部，電気配線貫通部及び原子炉格納容器隔離弁のシール部のシール機能は，ガスケット等の試験結果及び材料特性により判定基準を定め，200℃，2Pd の環境下においてシール機能が維持できることを確認している。シール機能維持の考え方を表 1 に示す。

表 1 シール機能維持の考え方

対象箇所	判定基準	シール機能維持の考え方
<ul style="list-style-type: none"> ・ ドライウェル主フランジ ・ 機器搬入口 ・ 所員用エアロック (扉板シール部) ・ 配管貫通部 (平板類) ・ 逃がし安全弁搬出ハッチ ・ 制御棒駆動機構搬出ハッチ 	許容開口量 以下	<p>開口量評価で得られた開口量*1が，ガスケットの試験結果*2に基づき設定した許容開口量(シール機能が維持できる開口量)以下であることを確認することにより，シール機能が維持できることを確認</p> <p>注記*1：フランジ部の形状・寸法に基づき解析等により算出</p> <p>*2：圧縮永久ひずみ試験結果及び実機フランジ模擬試験による漏えい試験結果</p>
<ul style="list-style-type: none"> ・ 電気配線貫通部 (モジュール) ・ 原子炉格納容器隔離弁 (バタフライ弁) 	設計漏えい 量以下	試験における漏えい量が設計漏えい量以下であることを確認することにより，シール機能が維持できることを確認
<ul style="list-style-type: none"> ・ 所員用エアロック (扉板以外シール部) ・ 原子炉格納容器隔離弁 (T I P ボール弁) 	200℃以上	圧力により開口が生じる部位ではないため，試験結果及び材料仕様によりシール材の高温環境下における耐性を確認することにより，シール機能が維持できることを確認

また，ハッチ類，電気配線貫通部(モジュール)及び原子炉格納容器隔離弁(バタフライ弁)については，シール材の漏えい試験結果に基づき設定した判定基準を基にシール機能の維持を確認している。このことから，各漏えい試験において判定基準として設定した漏えい量より，判定基準を満たした場合に実機において想定される漏えい量を推定したところ，格納容器全体の設計漏えい率に比べても十分小さい値であり，シール機能は維持されると判断している。漏えい量の推定結果を表 2 に示す。

表 2 判定基準を満たした場合に想定される漏えい量の推定結果 (1/2)

対象箇所	判定基準	判定基準を満たした場合に想定される漏えい量
<ul style="list-style-type: none"> ・ドライウェル主フランジ ・機器搬入口 ・所員用エアロック（扉板シール部） ・配管貫通部（平板類） [貫通部 X-7A, B]* ・逃がし安全弁搬出ハッチ ・制御棒駆動機構搬出ハッチ <p>注記*：貫通部 X-7A, B 以外の、ガスケット径が 200mm 以下の配管貫通部（平板類）については、他の大開口部と比較して漏えい量に対する影響が小さいため、対象外とする。</p>	<p>許容開口量以下</p>	<p>実機フランジ模擬試験において、開口量＝許容開口量となる状態を模擬したリーク試験を実施しており、本試験において判定基準として設定した漏えい量から格納容器ハッチ類の実機相当に換算した漏えい量は、格納容器設計漏えい率である 0.5%/day に比べ、十分に小さい値であることを確認している。</p> <p>○漏えい有無の判定基準 漏えい量：1cc/min 以下</p> <p>○実機相当換算値 0.001%/day 以下（PCV 空間容積に対する割合）</p>

表 2 判定基準を満たした場合に想定される漏えい量の推定結果 (2/2)

対象箇所	判定基準	判定基準を満たした場合に想定される漏えい量
<ul style="list-style-type: none"> ・ 電気配線貫通部 (モジュール) ・ 原子炉格納容器隔離弁 (バタフライ弁) 	設計漏えい量以下	<p>試験における判定基準として設定した漏えい量から電気配線貫通部 (モジュール) 及び原子炉格納容器隔離弁 (バタフライ弁) の実機相当に換算した漏えい量は、格納容器設計漏えい率である 0.5%/day に比べ、十分に小さい値であることを確認している。</p> <p>< 電気配線貫通部 (モジュール) ></p> <ul style="list-style-type: none"> ○漏えい有無の判定基準 (設計漏えい量) <li style="padding-left: 20px;">$1 \times 10^{-7} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ 以下 ○実機相当換算値 <li style="padding-left: 20px;">$1 \times 10^{-7} \%/ \text{day}$ 以下 (PCV 空間容積に対する割合) <p>< 原子炉格納容器隔離弁 (バタフライ弁) ></p> <ul style="list-style-type: none"> ○漏えい有無の判定基準 (設計漏えい量) <li style="padding-left: 20px;">240cc/min 以下/600A ○実機相当換算値 <li style="padding-left: 20px;">0.02%/day 以下 (PCV 空間容積に対する割合)
<ul style="list-style-type: none"> ・ 所員用エアロック (扉板以外シール部) ・ 原子炉格納容器隔離弁 (TIP ボール弁) 	200℃ 以上	圧力により開口が生じる部位でなく、また、高温環境下での耐性を確認していることから格納容器内の 200℃ の環境条件であってもシール機能に影響を及ぼすものでない。

改良 EPDM 製シール材の適用性について

島根原子力発電所第 2 号機では、改良 EPDM 製シール材として「」を採用する計画である。

改良 EPDM 製シール材の開発経緯を以下に示す。

- ・従来、原子炉格納容器のシール材（ガスケット）として使用していたシリコンゴムは、使用温度範囲が -60°C ～ $+200^{\circ}\text{C}$ であり、従来の EPDM 製シール材の使用温度範囲 -50°C ～ $+150^{\circ}\text{C}$ よりも耐熱性は若干高いものの、既往の試験結果から高温蒸気環境での劣化が確認されていた。
- ・従来の EPDM 製シール材はシリコンゴムに比較して高温蒸気に強い材料であったが、更なる耐熱性向上を目的に材料の改良を進め、改良 EPDM 製シール材を開発した。

改良 EPDM 製シール材については、ガスケットメーカーにおいて、耐熱性、耐高温蒸気性及び耐放射線性の確認を目的に、事故時環境を考慮した条件（放射線量 800kGy を照射した上で 200°C の蒸気環境にて 168 時間）にて圧縮永久ひずみ試験が実施されており、耐性が確認されている。

島根原子力発電所第 2 号機で採用予定の改良 EPDM 製シール材（）については、ガスケットメーカーで実施された試験と同様に圧縮永久ひずみ試験を実施するとともに、重大事故等時の温度及び放射線による劣化特性がシール機能に影響を及ぼすものでないことを実機フランジ模擬試験にて確認している。

また、改良 EPDM 製シール材は、ガスケットメーカーにて材料や特長に応じ定めている型番品（）として管理されているものであり、当該品を特定可能であることから、メーカー型番を指定することにより今回シール機能が確認されたものを確実に調達することが可能である。

なお、今後の技術開発により、より高い信頼性があるシール材が開発された場合は、今回と同様に圧縮永久ひずみ試験等を実施し、事故時環境におけるシール機能評価を行うことで、実機フランジへの適用性について確認する。

改良 EPDM 製シール材における各試験について

改良 EPDM 製シール材の適用にあたり、「改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験」及び「実機フランジ模擬試験」の 2 種類の試験を実施している。本資料では、各試験の位置付けを明確化するとともに、「実機フランジ模擬試験」の試験条件がシビアアクシデント環境を適切に模擬できているかを確認するため「高温曝露の方法」及び「放射線試験の方法」について適切性を確認した。

1. 各試験の位置付けについて

1.1 改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験

フランジ部からの漏えいの発生を防止するため、フランジ面にはシール材がセットされている。フランジはフランジボルトを締め付けることによりシール材を圧縮し、シール機能を発揮する構造となっている。

このため、フランジ部からの漏えいは「内部圧力の上昇によりフランジ部が開口すること」に加え「その開口量がシール材の復元量を超える」場合に生じる。したがって、シール材の耐漏えい性能を確認するためには、シール材がセットされるフランジが「圧力上昇によりどの程度開口するのか」を評価し、その開口量に熱等により劣化した「シール材の復元量」を確認することが必要となる。フランジ部の開口量評価と圧縮永久ひずみ試験の位置付けを表 1 に示す。

表 1 フランジ部の開口量評価と圧縮永久ひずみ試験の位置付け

フランジ部からの漏えい要因	確認事項	試験（及び評価）の位置付け
圧力の上昇によりフランジ部が開口することによる漏えい	フランジ部の圧力上昇による開口量	解析による開口量評価
開口量がシール材の復元特性を超えることによる漏えい	熱等により劣化したシール材の復元量	圧縮永久ひずみ試験によるシール材の復元量評価

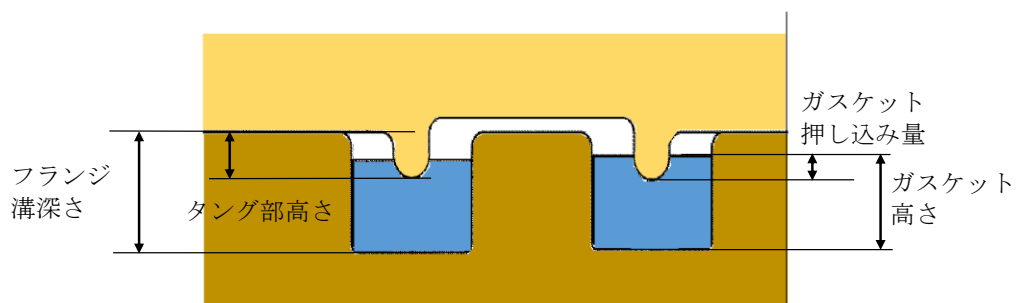
圧縮永久ひずみ試験で得られるひずみ率がフランジ構造によらず、一様に適用できる理由を整理する。

- ・原子炉格納容器の限界温度・圧力である 200℃、2Pd で評価しているため、圧力上昇による影響は、フランジ構造によらず同等である。
- ・本試験は、フランジ構造にかかわらず、圧縮状態で使用される静的シール部におけるシール材単体の劣化度（ひずみ率）から復元量を確認するものであることから、フランジ構造の違いはフランジ構造の解析による開口量計算において評価している。
- ・本試験におけるシール材試験片の圧縮率は、%又は%としており、改良型 EPDM 製シール材を適用する「角型断面ガasketを用いるボルト締めフランジのガasketの圧縮率」とほぼ同等である（表 2 参照）。

よって、島根原子力発電所第2号機の原子炉格納容器の限界温度・圧力の評価では、フランジ部の開口量と圧縮永久ひずみ試験結果を用いることでシール部の健全性を評価できる。

表2 角型断面ガスケットを用いるボルト締めフランジのガスケットの圧縮率

設備名	フランジ溝 深さ	タング部 高さ	ガスケット 高さ	ガスケット 押し込み量	圧縮率
ドライウェル 主フランジ					
機器搬入口					
逃がし安全弁 搬出ハッチ					
貫通部 X-7A, B					
制御棒駆動機構 搬出ハッチ					



- ・ガスケット押し込み量 = (ガスケット高さ + タング部高さ) - フランジ溝深さ
- ・圧縮率 = (ガスケット押し込み量 / ガスケット高さ) × 100%

1.2 実機フランジ模擬試験

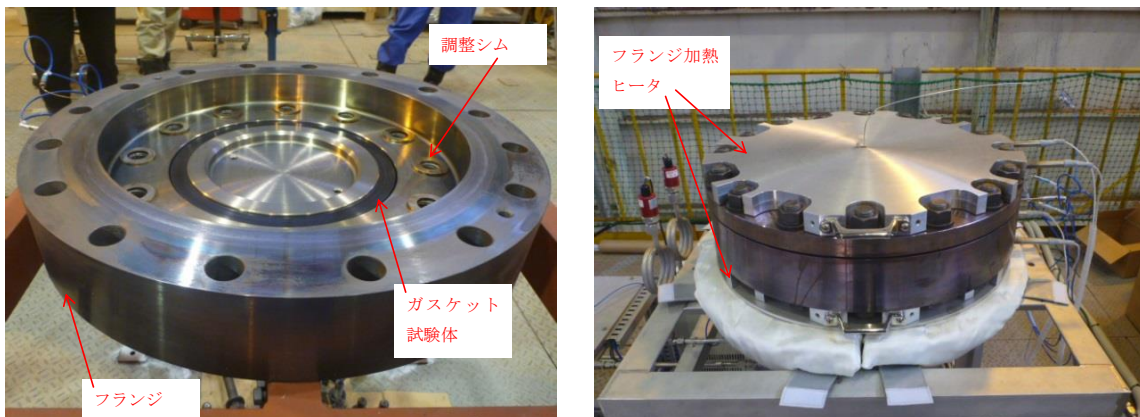
圧縮永久ひずみ試験結果を用いた開口量評価では、内圧によるフランジの構造部の変形は模擬しているが、実機フランジ溝にガスケットをセットした状態におけるシール材の変形は模擬していないため、実機にセットした状態におけるシール材の変形による気密性を確認する必要がある。また、1.1項で記述したシール機能の評価では、ガスケットの復元量とフランジの開口量が等しい状態（ガスケット押し込み量が0mmで接している状態）までをシール機能維持のクライテリアとしており、その状態においても気密性を有することを確認する必要がある。

実機フランジ模擬試験は、圧縮永久ひずみ試験の結果を用いた開口量評価の中で最も厳しい状態を再現する試験をすることで、開口量評価の妥当性を確認するために実施している（表3参照）。

表3 実機フランジ模擬試験の位置付け

開口量評価における 未確認事項	確認事項	実機フランジ模擬試験の 位置付け
実機フランジガスケット溝に ガスケットをセットした状態 における内圧や熱膨張により シール材が変形した状態にお ける気密性	内圧，熱膨張でシール 材がガスケット溝内で 変形した状態で気密性 を有すること	ガスケット溝内でのシール材の 変形を考慮するため，実機フラ ンジを模擬した試験装置*によ り気密性を有していることを確 認
ガスケットに対するタングの 押し込み量が0mmで接している 状態（開口量＝許容開口量）に おける気密性	ガスケットに対するタ ングの押し込み量が 0mm で接している状態 で気密性を有すること	ガスケットに対するタングの押 し込み量が 0mm で接している状 態で試験を実施することにより 気密性を有していることを確認

注記*：試験装置の断面形状は実機と同形状であり，ガスケット及び溝寸法は幅・高さともに
実機と同等，中心径のみ縮小した試験装置（図1参照）



試験装置外観（フランジ開放時）

試験装置外観（フランジ密閉時）

図1 試験装置外観写真

実機フランジ模擬試験で得られた結果がフランジ構造によらず，一様に適用できる理由
を整理する。

- ・原子炉格納容器の限界温度・圧力である 200℃，2Pd で評価しているため，圧力上昇
による影響は，フランジ構造によらず同等である。
- ・内圧上昇後にフランジが開口した状態を想定し，ガスケットの復元量とフランジの開
口量が等しい状態（押し込み量が 0mm で接している状態）でのシール性を確認してい
るものであり，フランジ構造による開口の違いはフランジ部の解析による開口量計算
において評価している。

実機フランジ模擬試験によって，ガスケットに対するタングの押し込み量が 0mm で接
している状態を再現しており，漏えいはガスケットの復元量に対してフランジの開口量が

大きくなった場合（ガスケットの押し込み量＜0mm）に発生することを踏まえると、本試験条件は最も厳しい状態である。よって、島根原子力発電所第2号機の原子炉格納容器の限界温度・圧力の評価では、フランジ部の解析による開口量評価において、開口量が許容開口量以内であることを確認することで、シール部の健全性を評価できる。

2. 実機フランジ模擬試験の高温曝露の方法について

改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験において蒸気環境よりも高温空気（乾熱）環境の方がより大きな劣化が確認されたこと、並びに、改良 EPDM 製シール材の劣化は、一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、実機フランジ模擬試験では蒸気ではなく高温空気（乾熱）で曝露し、重大事故等時環境より保守的な条件で試験を実施している。また、温度については格納容器限界温度 200℃が 7 日間継続する条件であり、重大事故等時環境よりも厳しい条件で曝露しており、それに加え、更に余裕をみた 250℃、300℃をそれぞれ定める期間を一定温度で高温に曝露した試験を実施している。

よって、本試験は高温曝露時に、蒸気環境よりも厳しい乾熱曝露、重大事故等時環境よりも保守的な温度条件により、重大事故等時環境を適切に模擬できていると考える。

3. 実機フランジ模擬試験の放射線照射の方法について

放射線照射量については、重大事故等時環境を模擬するために、有効性評価（大 L O C A + E C C S 機能喪失 + S B O）におけるフランジガスケット部の重大事故等発生後 7 日間の累積放射線量の目安である 800kGy を適用している。

また、放射線照射と高温曝露の順序について「原子力発電所のケーブル経年劣化評価ガイド」に重大事故等時環境評価試験の試験実施方法として放射線照射をした後に定められた温度条件下に曝露することが定められていることから、この考え方を参考にし、放射線照射後に高温曝露を行う逐次法で試験を実施している。

改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験について

改良 EPDM 製シール材の重大事故等時環境における劣化特性を確認するために、J I S K 6 2 6 2「加硫ゴム及び熱加塑性ゴムー常温、高温及び低温における圧縮永久ひずみの求め方」に準じた圧縮永久ひずみ試験を実施した。

試験装置を図 1 に示す。試験片として、予め γ 線照射したシール材を用いている。放射線量は、重大事故等時環境を模擬するために、フランジガスケット部の重大事故等発生後 7 日間の累積放射線量の目安である \square kGy を用いて実施している。試験は、試験片を圧縮板ではさみボルトを締付けることにより圧縮させる。

試験片の圧縮量はスペーサの厚さで調整している。

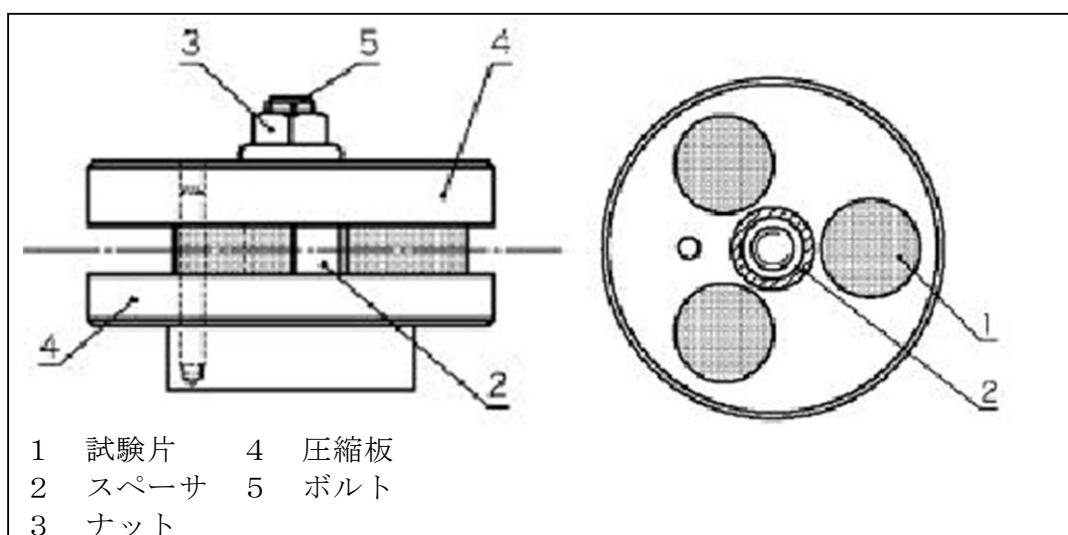


図 1 圧縮永久ひずみ試験装置

試験では、加圧試験容器を用いて高温蒸気で曝露し、試験温度は、格納容器限界温度である 200℃、試験期間は 7 日間（168 時間）とし、一定温度で高温曝露している。

圧縮永久ひずみ率は、試験片の初期厚みと試験後の試験片の厚さを測定し、次の式 (1) により算出する。各試験片の中心を 0.01mm の単位まで厚さ測定し、3 個の試験片で得られた値の平均値を算出する。圧縮永久ひずみの算出概念図を図 2 に示す。

$$C_S = \frac{(t_0 - t_1)}{(t_0 - t_2)} \times 100 \dots \dots \dots (1)$$

C_S : 圧縮永久ひずみ率
 t_0 : 試験片の初期厚み
 t_1 : 試験後の試験片の厚み
 t_2 : スペーサ厚さ


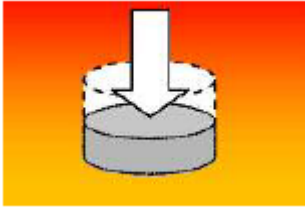
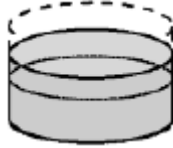
初期状態	試験状態	圧縮開放
		
厚さ t_0	厚さ t_2 (<input type="text"/> % 圧縮)	厚さ t_1 $C_S = \frac{(t_0 - t_1)}{(t_0 - t_2)} \times 100$

図2 圧縮永久ひずみの算出概念図

圧縮永久ひずみ試験の結果を表1に示す。

表1 圧縮永久ひずみ試験*1結果 (改良 EPDM 製)

材料	試験温度	構造部放射線照射量	試験雰囲気	試験時間	ひずみ率 (%) *2	
					各試験片	平均
改良 EPDM (<input type="text"/>)	200°C	<input type="text"/> kGy	蒸気	168 時間	<input type="text"/> <input type="text"/> <input type="text"/>	<input type="text"/>

注記*1: J I S K 6 2 6 2 に従い実施

*2: 試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%, 全く回復しない状態が 100%

実機フランジ模擬試験の概要について

改良 EPDM 製シール材のシール機能の性能確認として、実機フランジの形状を模擬した試験装置を用いて、実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を行った。

試験フローを図 1 に示し、試験の概要を以下に示す。

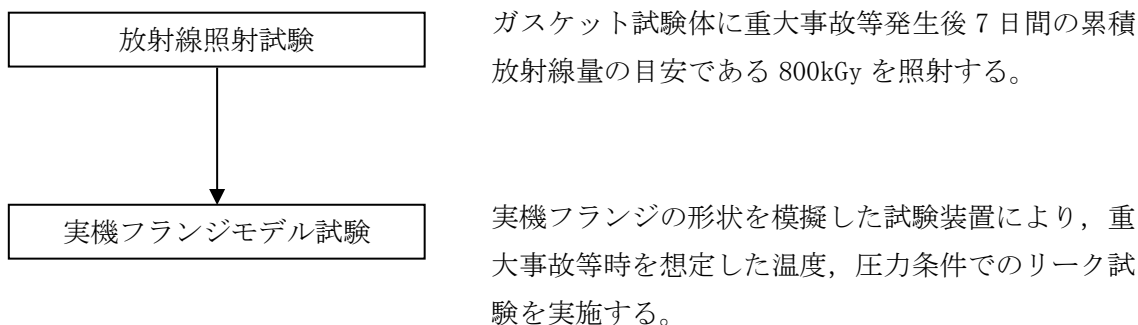


図 1 実機フランジ模擬試験の試験フロー

1. 試験装置

実機フランジ模擬試験の試験装置は図 2 及び図 3 に示すようにフランジユニット、ガス供給ユニット、リークガス計測ユニットから構成される。フランジユニットは、直径 250mm のガスケット試験体を組み込んで内部を加圧可能な試験フランジと、試験フランジを所定の試験条件に加熱制御するためのフランジ加熱ヒータから構成される。試験フランジにガスケット試験体を組み込む溝断面形状（フランジ型式）は実機フランジで採用されているタング & グループ型（T & G 型）を模擬している。フランジ断面形状は実機と同形状であり、中心径のみを縮小した試験装置としているため、試験で得られたリーク量をガスケット径比で補正することで実機フランジのリーク量に換算できる。

また、内圧上昇後の原子炉格納容器フランジの開口を模擬するため、ガスケット試験体の押し込み量をフランジ間に設置する調整シムにより設定する。ガス供給ユニットは、高圧空気ボンベと圧力調整器から構成され、所定の圧力に調整された加圧ガスを空気加熱器により所定の温度に加熱制御する。リーク量はリークガス計測ユニットのマスフローメータにて計測される。試験装置外観写真を図 3 に示す。

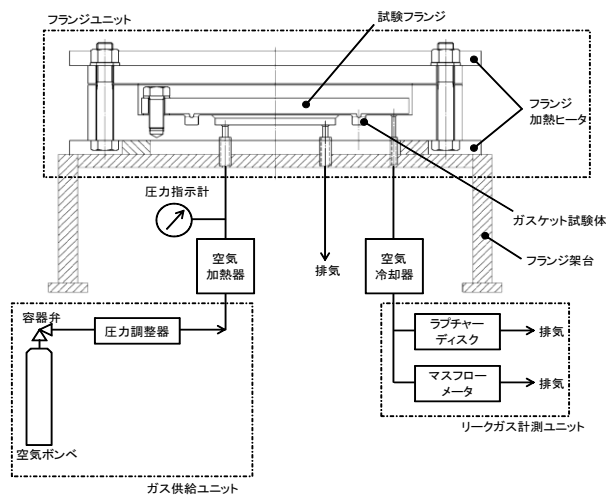
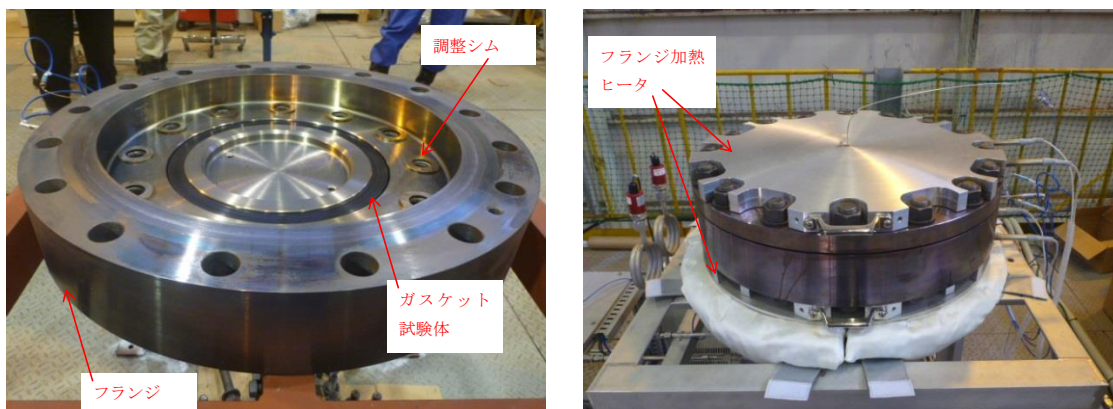


図2 試験装置概要図



試験装置外観 (フランジ開放時)

試験装置外観 (フランジ密閉時)

図3 試験装置外観写真

2. 試験条件

重大事故等時環境を模擬するために、放射線照射量は、フランジガスケット部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを予め照射したシール材をガスケット試験体として用いる。放射線による劣化と熱による劣化は、放射線照射をした後に定められた温度条件下に曝露する逐次法により付与した。

一般に有機材料の放射線劣化挙動には、酸素が影響を及ぼすことが知られているが、環境に酸素が存在しない場合においては放射線と熱の同時法と逐次法の劣化はほぼ等しいことが知られている。原子炉格納容器内は、通常時は窒素環境下、重大事故等時は蒸気環境下であり、酸素が常に供給される環境では無いことから、放射線と熱の同時曝露による劣化への影響は十分小さく、逐次法による劣化の付与は妥当であると考えられる。なお、「原子力発電所のケーブル経年劣化評価ガイド」において、事故時環境試験の試験方法として放射線照射を



した後に定められた温度条件下に曝露することが定められており、このことから逐次法による劣化の付与は妥当であると考え。

改良 EPDM 製シール材の劣化は、一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、試験雰囲気は蒸気ではなく高温空気（乾熱）を用い、試験温度については、原子炉格納容器限界温度である 200℃、更に余裕を見た 250℃、300℃とし、加圧圧力は原子炉格納容器限界圧力 2Pd (0.853MPa) を包絡する圧力で気密性確認を実施する。また、原子炉格納容器内圧上昇後の実機フランジの開口を模擬するため、フランジによるガスケット試験体の押し込み量を最小 (0mm) に設定する。なお、最小押し込み量 (0mm) は、高温での試験を実施する前段階として、常温での予備加圧を実施し、ガスケットから漏えいが起こらない状態と定義する。

3. 試験結果

試験結果を表 1 に示す。フランジによるガスケット試験体の押し込み量が最小 (0mm) であっても有意な漏えいは発生せず、200℃・168 時間、250℃・96 時間、300℃・24 時間の耐性が確認された。図 4 に 200℃・168 時間の試験ケースにおける試験体の外観を示す。図 4 より、フランジとガスケット試験体との接触面を境界として劣化（表面のひび割れ）は内周側で留まり、外周側に有意な劣化が見られないことから、フランジ接触面でシール機能を維持できていることが確認された。また、断面形状より、劣化（表面のひび割れ）はガスケット試験体の表面層のみで留まっているため、有意な劣化が進行していないことが確認された。

表 1 シビアアクシデント条件での試験結果

試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えい
改良 EPDM ()	200℃	168hr	0mm	無
改良 EPDM ()	250℃	96hr	0mm	無
改良 EPDM ()	300℃	24hr	0mm	無

下記条件は全ケース共通

試験圧力：2Pd 以上、照射量：800kGy、過圧媒体：乾熱(空気)

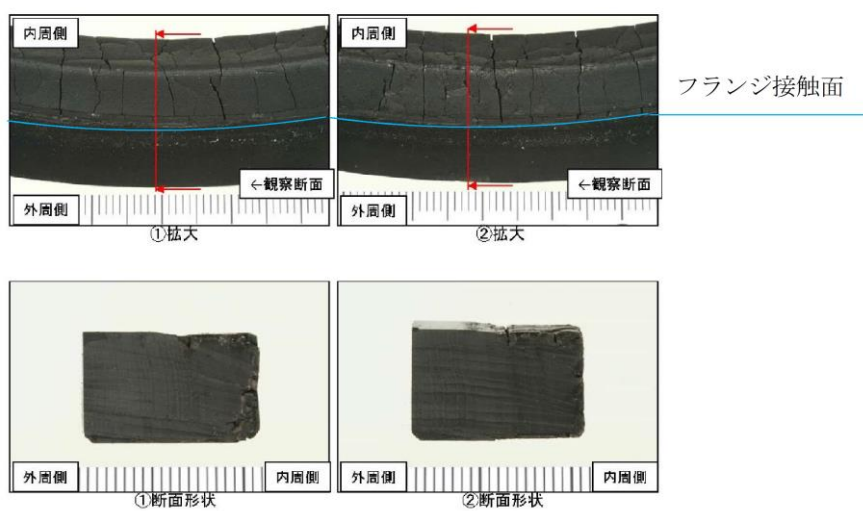


図4 試験後の試験体外観 (200°C・168時間)

改良 EPDM 製シール材における実機フランジ模擬試験結果の適用について

改良 EPDM 製シール材については、シール機能の性能確認として圧縮永久ひずみ試験に加えて、実機フランジを模擬した試験装置（以下「実機フランジ模擬試験装置」という。）を用いてシール機能を確認している。

実機フランジ模擬試験装置のフランジ断面形状は実機と同形状、ガスケット及び溝寸法は幅・高さともに実機と同等であり、中心径のみを縮小した試験装置としており、フランジ部は実機と同様な変形を模擬できる。

また、実機フランジ模擬試験ではガスケット試験体の押し込み量を 0mm（ガスケットとタンクが接している状態）に設定し、実機が 2Pd 時の開口量以上を模擬した条件で試験を実施している。

1. 実機と実機フランジ模擬試験装置の比較

実機（ドライウェル主フランジ）及び実機フランジ模擬試験装置のフランジ部の断面形状及び寸法を図 1、図 2 及び表 1 に示す。

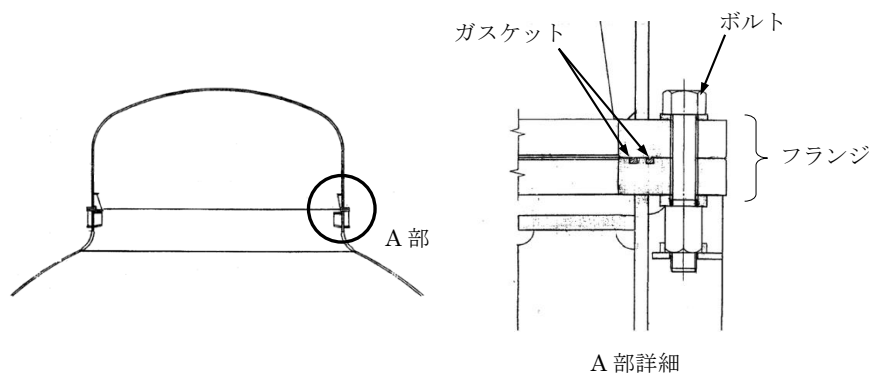


図 1 ドライウェル主フランジ断面形状図

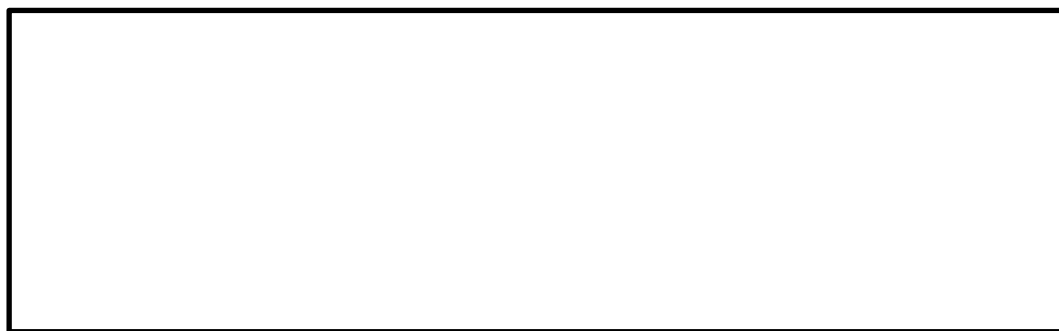


図 2 実機フランジ模擬試験装置図

表 1 実機フランジ模擬試験装置と実機フランジの寸法比較

	ガスケット寸法 (mm)				溝寸法 (mm)			
	内径	外径	幅	高さ	内径	外径	幅	高さ
実機フランジ (ドライウェル主 フランジ内側)								
実機フランジ 模擬試験装置								

2. 実機への適用

前述のとおり、実機フランジ模擬試験装置は、フランジの断面形状が実機と同形状、ガスケット及び溝寸法は幅・高さともに実機と同等であり、中心径のみを縮小した試験装置である。

実機フランジ模擬試験では、漏えい有無の判定基準として、1cc/min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有と判断することとしている。ここで、試験の判定基準として設定した 1cc/min の漏えい量を実機フランジでの漏えい量に換算し、原子炉格納容器の設計漏えい率との比較を行った結果は以下のとおりである。

ガスケットの内径 d_i 、外径 d_o とすると、JIS B 2490 よりガスケットからの漏えい量 L はガスケットの接触面の内径 d_i に比例し、ガスケット接触幅 $(d_o - d_i) / 2$ に反比例する。

$$L \propto \frac{d_i}{(d_o - d_i) / 2} = \frac{1}{(d_o/d_i - 1)/2}$$

表 1 より実機フランジ模擬試験のガスケットの断面形状は実機と一致させていることから、ガスケット試験体の接触幅は実機ガスケットと一致している。このため、フランジ部からの漏えい量はガスケット内径に比例する。

本試験で判定基準として設定した漏えい量 (1cc/min) よりガスケット径比で補正した実機フランジでの漏えい量から求めた、原子炉格納容器全ハッチ類からのリーク量は 0.001% /day 以下であり、原子炉格納容器の設計漏えい率 (0.5%/day) の 1/500 以下となる。実機フランジのガスケット径を表 2 に、実機フランジにおける漏えい量の推定結果を表 3 に示す。

このように、事故時条件を模擬した改良 EPDM 製シール材における実機フランジ模擬試験結果は、原子炉格納容器の設計漏えい率と比較して十分に余裕がある状態であることから、改良 EPDM 製シール材の実機への適用は可能であると考えられる。

表2 実機フランジのガスケット径

対象	ガスケット径*1, *2
ドライウェル主フランジ	
機器搬入口*3	
逃がし安全弁搬出ハッチ	
所員用エアロック*4	
貫通部 X-7A, B*3	
制御棒駆動機構搬出ハッチ	
合計	

注記*1：二重ガスケットについては保守的に外側ガスケットの中心径を用いる。

*2：ガスケット径が 200mm 以下の閉止フランジ付貫通部については、他の大開口部と比較して影響が小さいため対象外とする。

*3：機器搬入口及び貫通部 X-7A, B については、ハッチ及び貫通部 2 個分のガスケット径の合計値とする。

*4：所員用エアロックはガスケット周長が等価となる等価直径とする。

表3 実機フランジにおける漏えい量の推定結果

試験での漏えい判定基準 (L_1)	1cc/min
試験フランジガスケット径 (D_1)	□ mm
格納容器フランジガスケット径合計 (D_0)	□ mm
ガスケット径比 ($\alpha = D_0/D_1$)	□ mm/mm
格納容器フランジでの漏えい量 ($L_0 = L_1 \times \alpha$)	□ cc/min
	□ m ³ /day
格納容器空間容積 (V_0)	□ m ³
格納容器空間容積に対する割合 (L_0/V_0)	□ %/day

改良 EPDM 製シール材の実機を模擬した小型フランジ試験について

改良 EPDM 製シール材について、耐高温性、耐蒸気性を確認するために、800kGy の γ 線照射を行った材料を用いて、高温曝露又は蒸気曝露を行った後、気密確認試験を実施して漏えいの有無を確認した。また、試験後の外観観察、FT-IR 分析及び硬さ測定を行い、曝露後のシール材の状況を確認した。本試験に使用した試験治具寸法を図 1、試験治具及びシール材外観を図 2 に示す。シール材の断面寸法は実機の 1/2 とし、内側の段差 1mm に加えて外側からも高温空気又は蒸気に曝露されることとなる。

なお、治具に使用されている鉄鋼材料と改良 EPDM 製シール材とでは、改良 EPDM 製シール材の方が線膨張係数は大きく、温度を低下させた場合には改良 EPDM 製シール材の方が治具と比較して収縮量が大きくなるため、試験治具溝内でのタング等との密着性は低下する方向となり、気密試験は高温状態より室温での試験の方が厳しくなると考えられる。このことから、本試験のオートクレーブでの蒸気曝露及び室温での He 気密確認試験の条件は、実プラントで想定される重大事故等時条件と比較して保守的な条件となると想定される。試験の詳細と結果を以下に記載する。

① 高温曝露

熱処理炉内に小型フランジ試験装置を設置し、乾熱 200°C、168 時間の高温曝露を実施した。

② 蒸気曝露

蒸気用オートクレーブ内に小型フランジ試験装置を設置し、1MPa、250°C の蒸気環境下で 168 時間曝露を実施した。蒸気用オートクレーブの系統図を図 3 に、蒸気曝露試験体設置状況を図 4 に示す。

③ He 気密確認試験

高温曝露及び蒸気曝露後の試験体について、He を用いて気密試験を実施した。負荷圧力は 0.3MPa、0.65MPa、0.9MPa とし、スヌープでの漏えい確認と、0.3MPa では保持時間 10 分、0.65MPa 及び 0.9MPa では保持時間 30 分で圧力降下の有無を確認した。また、0.8mm の隙間ゲージを用いてフランジ開口変位を模擬した気密性確認試験も実施した（実機 1.6mm 相当の変位）。試験状況を図 5、図 6 に、試験結果を表 1 に示す。いずれの条件下でも漏えい及び圧力降下は認められなかった。

④ 試験後外観観察

デジタルマイクロスコープを用いて He 気密確認試験後のシール材表面を観察した。観察結果を図 7 に示す。シール材表面に割れ等の顕著な劣化は認められなかった。



図1 試験治具寸法

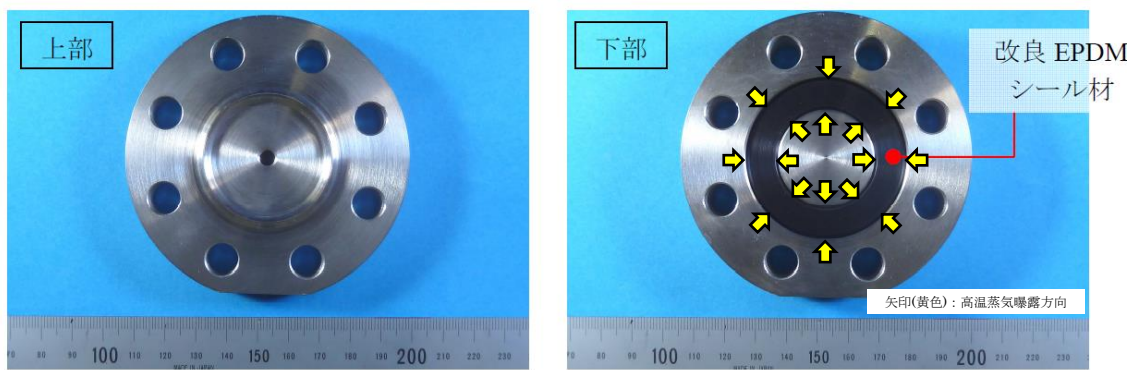


図2 試験治具及びシール材外観



図3 蒸気用オートクレーブ系統図



図4 蒸気曝露試験体設置状況



図5 He気密確認試験状況

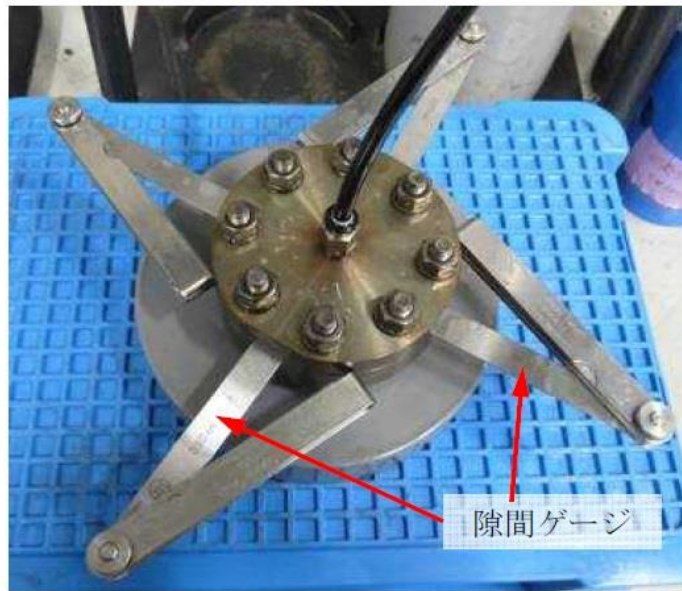


図6 He気密試験時開口模擬
(隙間ゲージ使用)

表 1 He 気密試験確認状況

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

○：漏えい及び圧力降下なし

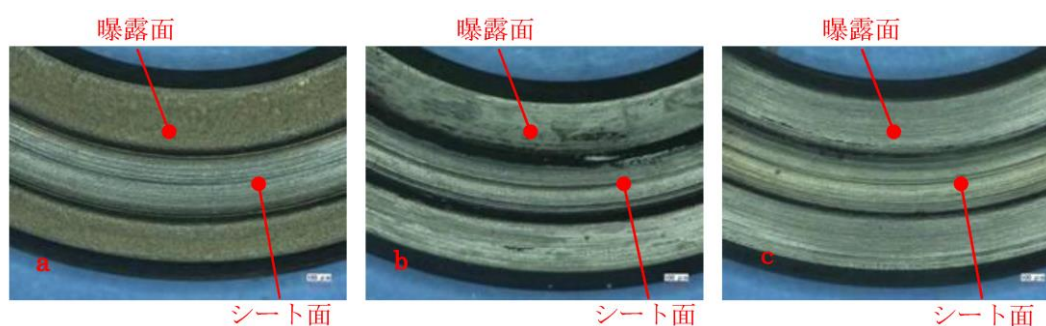


図 7 試験後外観観察結果

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

⑤ FT-IR 分析

試験後のシール材の FT-IR 分析*結果を図 8 及び図 9 に示す。高温曝露中に空気が直接接触する位置（曝露面）では、ベースポリマーの骨格に対応するピークが消失していたが、その他の分析位置（シート面）、曝露条件では顕著な劣化は認められなかった。

注記*：FT-IR は赤外線が分子結合の振動や回転運動のエネルギーとして吸収されることを利用して、試料に赤外線を照射して透過又は反射した光量を測定することにより分子構造や官能基の情報を取得可能である。

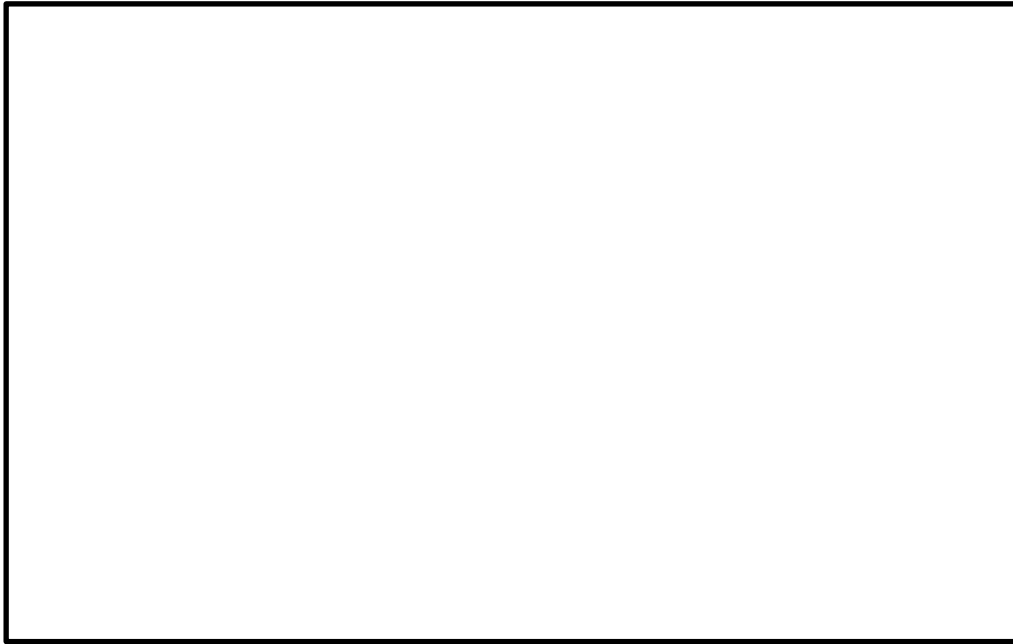


図 8 FT-IR 分析結果 (曝露面)

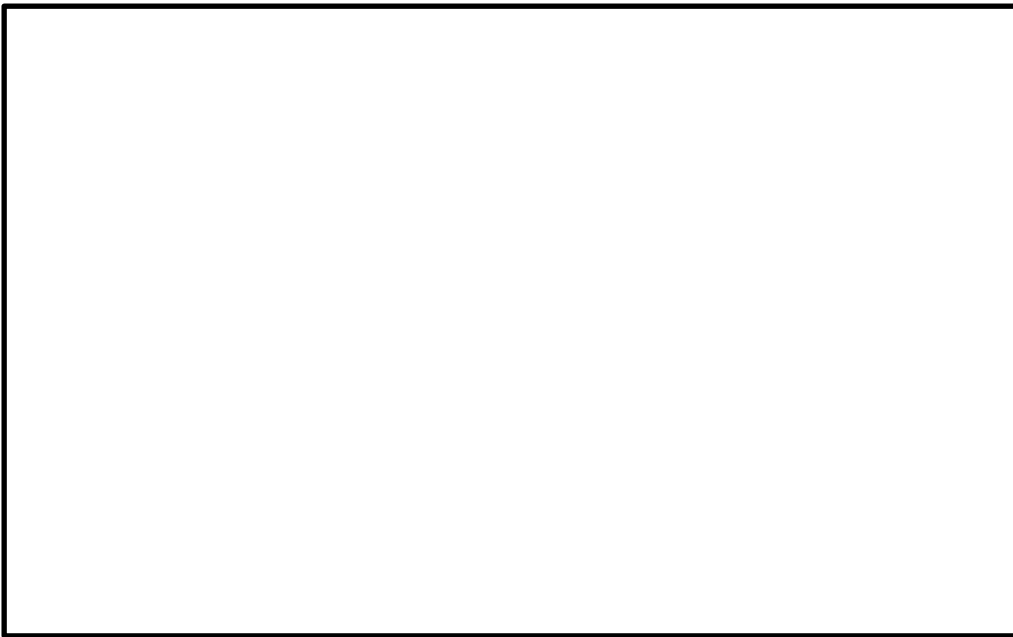


図 9 FT-IR 分析結果 (シート面)

⑥ 硬さ測定

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

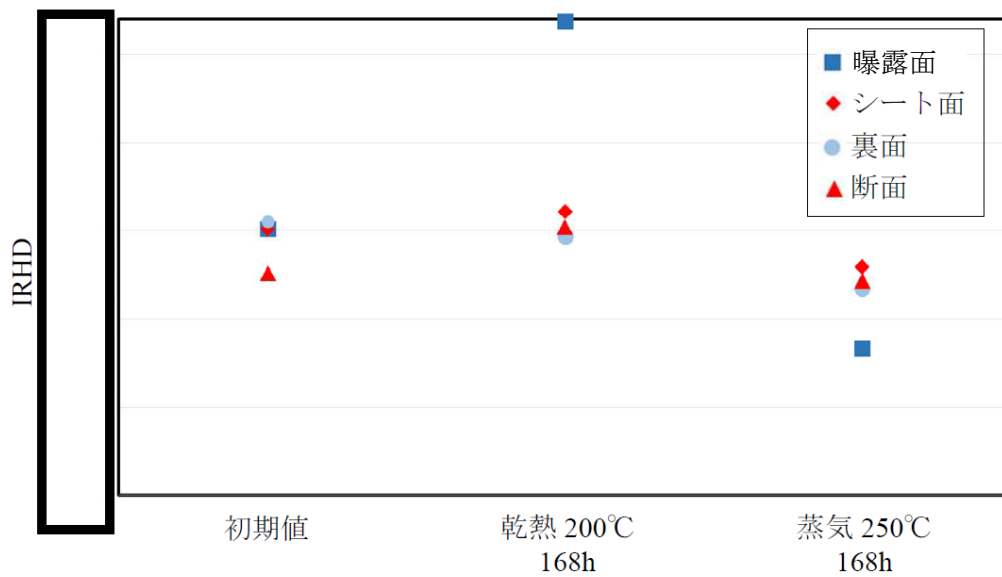


図 10 硬さ測定結果

以上の試験結果から、200°C、2Pd、168 時間の条件下においては、改良 EPDM 製シール材に顕著な劣化が認められないことから、フランジガスケット材として改良 EPDM 製シール材を使用した場合は、原子炉格納容器内部圧力上昇時のフランジ部の開口を勘案しても原子炉格納容器フランジ部の気密性は保たれると考えられる。

ドライウエル主フランジ等の開口量評価について

1. ドライウエル主フランジの開口量評価における製作公差等の影響について

原子炉格納容器フランジ部の閉じ込め機能評価については、フランジ開口量評価と改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ特性を組み合わせることで評価している。ドライウエル主フランジの開口量評価を図 1、改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果を表 1 に示す。



図 1 ドライウエル主フランジの圧力と開口量の関係 (200°C)

表 1 圧縮永久ひずみ試験*1 結果 (改良 EPDM)

試験温度	200°C
構造部放射線照射量	□ kGy
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168h
ひずみ率*2	□%*3

注記*1：J I S K 6 2 6 2 に従い実施

*2：試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%，全く回復しない状態が 100%

*3：□%，□%，□%の平均値

図 1 の開口量評価線図で設定している許容開口量は、格納容器内温度 200°C の状態を 7 日間経過した際のシール材復元量が、フランジ開口量に追従できなくなる限界であり、原子炉格納容器限界温度・圧力である 200°C，2Pd に対して、シール材機能は余裕があることを示している。

なお、原子炉格納容器のドライウエル主フランジについては、技術基準規則第 44 条に要求される単体の漏えい試験を可能とするように、内側ガスケットと外側ガスケットの間に加

圧空間を有した二重シール構造を採用している。原子炉格納容器バウンダリに要求される重大事故等時の閉じ込め機能維持の観点からは、内外どちらかのシール部の機能が保たれていればよく、さらに一方のシール機能が喪失するまではもう一方のシール部が直接重大事故等時環境に晒されるものでない。このため、本評価ではフランジの内側シール材の追従性が失われた時を機能喪失とみなした評価であるが、実際には外側シール材の追従性が失われるまでは閉じ込め機能を確保できる。しかしながら、外側シール材部の開口量は内側シール材部と比較して小さいこともあり、本評価では保守的に原子炉格納容器の内側シール部の閉じ込め機能を評価した。

開口量評価については、フランジ開口量とシール材復元量を比較しているが、シール部を構成する部位の製作公差（フランジの製作公差、シール材の製作公差等）、シール部の構成材料の熱膨張、材料物性のばらつきを考慮したひずみ率を踏まえ、保守的な評価を次に示す。なお、製作公差のうち、ガスケットの寸法公差は、最小側を0と設計変更し、製作公差を考慮しても、公称値以上の寸法となるように管理する。

以上の考え方を表2に整理する。

表2 シール部の構造、寸法及び材料のばらつきを考慮した評価の考え方

評価項目	評価内容	考え方
シール部を構成する部位の製作公差	二乗和平方根の採用	・機器の寸法公差は、一般的に独立した値を組み合わせて使用する場合、各々の寸法公差の二乗和平方根を用いて、算出する。
ガスケットの製作公差	ガスケット設計の変更	・ドライウェル主フランジ部のガスケットについて、製作公差の最小側を0と設計変更し、製作公差を考慮しても、公称値以上の寸法となるように管理するため、上記のシール部の公差に反映する。
シール部の構成材料の熱膨張	材料の熱膨張を考慮	・開口量評価は、200℃におけるシール部の評価であることから、構成材料の熱膨張を考慮した。
ガスケットのひずみ率	材料物性のばらつきを考慮したひずみ率を採用	・J I S K 6 2 6 2の結果に基づき、ひずみ率□%をより厳しい値とするため、圧縮永久ひずみ試験の結果に、統計学的なばらつきを考慮したひずみ率の設定

ひずみ率は、表2の考え方に記載のとおり、圧縮永久ひずみ試験の結果に、統計学的なばらつきを考慮したひずみ率を設定する。設定方法は、J I S K 6 2 6 2の結果に基づき、

ひずみ率 %と類似の条件にて実施した試験結果を抽出し、試験片数を増やして統計学的なばらつきを考慮した圧縮永久ひずみ率を算出した。

抽出したデータを追加した統計学的なばらつきの評価結果を表 3 に示す。追加抽出したデータは No. 2~4 の 3 回分 (9 個) であり、雰囲気、温度・劣化時間、照射線量を変えて実施した試験のうち、雰囲気、温度・劣化時間が同一であるものを選定した。なお、試験 No. 1 は、ひずみ率 %を設定した試験データである。

表 3 に示すとおり、試験回数 4 回分、合計 12 個の試験データに基づく統計学的なばらつきを考慮したひずみ率を算出した結果、圧縮永久ひずみ率の最大値は %であった。

表 3 統計学的に算出した圧縮永久ひずみ率

試験 No.	ひずみ率	平均値	標準偏差 σ	平均値+2 σ
1	<input type="text"/> %	<input type="text"/> %	<input type="text"/> %	<input type="text"/> %
	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			
2	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			
3	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			
4	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			

注：試験条件は以下のとおり

雰囲気：蒸気環境（試験 No. 1~4）

温度・劣化時間：200℃・168 時間（試験 No. 1~4）

照射線量：

圧縮永久ひずみ試験：J I S K 6 2 6 2に基づき実施（試験 No. 1~4）

本評価における圧縮永久ひずみ率のばらつきは、重大事故環境を考慮したひずみ率を確認するため、原子力プラント特有の条件として kGy の放射線量を照射した後、圧縮状態で 200℃の飽和蒸気環境にて 168 時間劣化させた状態での測定値であり、改良型 EPDM 製シール材の使用温度範囲外で実施した過酷な環境下での試験であることから、ひずみ率のばらつきの幅が大きく出たものと考えられる。なお、改良 EPDM 製シール材のメーカーカタログ値として記載されている圧縮永久ひずみ %（試験条件 ）の試験時は測定値のばらつきが %程度であり、重大事故環境における試験で生じたばらつきと有意な差はない。

ここで、表 3 に示す圧縮永久ひずみ率のデータ群における外れ値の有無について棄却検定法を用いて評価する。

棄却検定法として、原子力発電所内の安全系に係る計器類を対象とし、多点データの統計的処理に係る手法を定めた指針である「安全保護系計器のドリフト評価指針」(J E A G 4 6 2 1-2007 日本電気協会)を参考とし、グラブス・スミルノフ検定を採用した。

統計学的に算出した圧縮永久ひずみ率は、正規分布に従う場合、 (平均値±2σ) の値が全ケース内に含まれる確率は約 95%である。

したがって、全ケースから外れる確率 5%を検定水準としてグラブス・スミルノフ検定を行い、表 4 及び表 5 に示す試験データ群の中に外れ値は存在するか確認を実施した。

表 4 試験データ群

X ₁	X ₂	X ₃	X ₄	X ₅	X ₆	X ₇	X ₈	X ₉	X ₁₀	X ₁₁	X ₁₂

表 5 試験データのまとめ

項目	データ数	最大値	最小値	平均値 μ	不偏標準偏差 s
値	12				

グラブス・スミルノフ検定とは、任意の検査値に対し検定統計量 t (式(1)) を求め、この検定統計量 t がある検定水準における臨界値 τ (式(2)) よりも大きい場合、その検査値を異常値とみなす判定法である。

$$t_i = \frac{|x_i - \mu|}{s} \quad (\text{式(1)})$$

ここで、

- x_i : 検査値 (i=1, 2, …, 12)
- μ : 標本平均
- s : 不偏標準偏差
- t_i : 検定統計量 (i=1, 2, …, 12)

$$\tau = (n - 1) \sqrt{\frac{t_{\alpha/n}^2}{n(n-2) + nt_{\alpha/n}^2}} \quad (\text{式(2)})$$

ここで、

- n : データ数
- t_{α/n} : 自由度 (n-2) の t 分布の上側 100α/n % 値
(α=0.05 として t 分布表より算出)

表5の試験データのまとめから、データ群の平均値 μ 及び標準偏差 s (不偏標準偏差) はそれぞれ $\mu = \square$, $s = \square$ となる。また、検査値 x_i は平均値から最も離れた値とし、 $x_4 = \square$ とする。

このときの検定統計量 t_4 は以下のとおりである。

$$t_4 = \frac{|x_4 - \mu|}{s} = \square = \square$$

これに対し、臨界値 τ は、標本数 $n=12$ 、有意水準 α を5%と設定し、 $t_{\alpha/n}$ を自由度 $n-2$ の t 分布の上側 $100\alpha/n\%$ 値としたとき、

$$\tau = (n-1) \sqrt{\frac{t_{\alpha/n}^2}{n(n-2) + nt_{\alpha/n}^2}} = (12-1) \sqrt{\frac{3.28^2}{12 \times (12-2) + 12 \times 3.28^2}} = 2.29$$

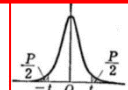
となる。

ここで、 $t_{\alpha/n}$ は、下図に示す t 分布表から算定した値である。

t 表

$2 \cdot \alpha/n = 2 \cdot 0.05/12$

$\phi, P \rightarrow t$
(自由度 ϕ と両側確率 P とから t を求める表)

$$P = 2 \int_t^{\infty} \frac{\Gamma(\frac{\phi+1}{2}) dv}{\sqrt{\phi\pi} \Gamma(\frac{\phi}{2}) (1 + \frac{v^2}{\phi})^{\frac{\phi+1}{2}}}$$


$\phi \backslash P$	0.50	0.40	0.30	0.20	0.10	0.05	0.02	0.01	0.001	ϕ
1	1.000	1.376	1.963	3.078	6.314	12.706	31.821	63.657	636.619	1
2	0.816	1.061	1.386	1.886	2.920	4.303	6.965	9.925	31.598	2
3	0.756	0.978	1.250	1.638	2.353	3.182	4.541	5.841	12.941	3
4	0.741	0.941	1.190	1.533	2.132	2.776	3.747	4.604	8.610	4
5	0.727	0.920	1.156	1.476	2.015	2.571	3.365	4.032	6.859	5
6	0.718	0.906	1.134	1.440	1.943	2.447	3.143	3.707	5.959	6
7	0.711	0.896	1.119	1.415	1.895	2.365	2.998	3.499	5.405	7
8	0.706	0.889	1.108	1.397	1.860	2.306	2.896	3.355	5.041	8
9	0.703	0.883	1.100	1.383	1.833	2.262	2.821	3.265	4.781	9
10	0.700	0.879	1.093	1.372	1.812	2.228	2.764	3.206	4.576	10
11	0.697	0.876	1.088	1.363	1.796	2.201	2.718	3.166	4.437	11
12	0.695	0.873	1.083	1.356	1.782	2.179	2.681	3.055	4.318	12
13	0.694	0.870	1.079	1.350	1.771	2.160	2.650	3.012	4.221	13
14	0.692	0.868	1.076	1.345	1.761	2.145	2.624	2.977	4.140	14
15	0.691	0.866	1.074	1.341	1.753	2.131	2.602	2.947	4.073	15
16	0.690	0.865	1.071	1.337	1.746	2.120	2.583	2.921	4.015	16
17	0.689	0.863	1.069	1.333	1.740	2.110	2.567	2.898	3.965	17
18	0.688	0.862	1.067	1.330	1.734	2.101	2.552	2.878	3.922	18
19	0.688	0.861	1.066	1.328	1.729	2.093	2.539	2.861	3.883	19
20	0.687	0.860	1.064	1.325	1.725	2.086	2.528	2.845	3.850	20
21	0.686	0.859	1.063	1.323	1.721	2.080	2.518	2.831	3.819	21
22	0.686	0.858	1.061	1.321	1.717	2.074	2.508	2.819	3.792	22
23	0.685	0.858	1.060	1.319	1.714	2.069	2.500	2.807	3.767	23
24	0.685	0.857	1.059	1.318	1.711	2.064	2.492	2.797	3.745	24
25	0.684	0.856	1.058	1.316	1.708	2.060	2.485	2.787	3.725	25
26	0.684	0.856	1.058	1.315	1.706	2.056	2.479	2.779	3.707	26
27	0.684	0.855	1.057	1.314	1.703	2.052	2.473	2.771	3.690	27
28	0.683	0.855	1.056	1.313	1.701	2.048	2.467	2.763	3.674	28
29	0.683	0.854	1.055	1.311	1.699	2.045	2.462	2.756	3.659	29
30	0.683	0.854	1.055	1.310	1.697	2.042	2.457	2.750	3.646	30
40	0.681	0.851	1.050	1.303	1.684	2.021	2.423	2.704	3.551	40
60	0.679	0.848	1.046	1.296	1.671	2.000	2.390	2.660	3.460	60
120	0.677	0.845	1.041	1.289	1.658	1.980	2.358	2.617	3.373	120
∞	0.674	0.842	1.036	1.282	1.645	1.960	2.326	2.576	3.291	∞

$n-2=12-2$

(出典：推計学入門演習 (産業図書株式会社))

以上より、平均値から最も離れた検定値である $x_4 = \square$ に対する検定統計量 t は \square であり、臨界値 $t = 2.29$ よりも小さいため、異常値とは判定されない。

したがって、表 3 に示す圧縮永久ひずみ値のデータ群において外れ値と判定されるものではなく、これらの値のばらつきを考慮して統計学的に算出した圧縮永久ひずみ率 $\square\%$ を評価に用いることは妥当である。

なお、本評価において使用したグラブス・スミルノフ検定手法は、対象とするデータ群が正規分布に従うことを適用の前提条件としている。ここでは、改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験のデータ（12 点）に対して、正規性の検討を実施する。

正規性の検討に用いる手法として、原子力発電所内の安全系に係る計器類を対象とし、多点データの統計的処理に係る手法を定めた指針である「安全保護系計器のドリフト評価指針」（J E A G 4 6 2 1-2007 日本電気協会）を参考とし、 χ^2 （カイ 2 乗）適合度検定を採用した。

χ^2 適合度検定は、仮定された理論上の確率分布に対して、標本から求められた度数が適合するか否かを検証する手法として一般的に知られたものである。

χ^2 検定の対象データを表 6 に示す。表 6 のデータは、蒸気環境で $200^\circ\text{C}/168$ 時間劣化させた試料の圧縮永久ひずみ試験データ（12 個）である。

表 6 試験データ群

X1	X2	X3	X4	X5	X6	X7	X8	X9	X10	X11	X12
平均値： \square / 不偏標準偏差： \square											

χ^2 適合度検定は、表 6 に示す標本データと正規分布を仮定した期待値とを比較し、適合度を検定するものであり、データ数と関係なく一般的に使用される。表 6 に示すデータを階級ごとに分割して整理した結果を表 7 に、表 7 に基づき作成したヒストグラムを図 2 に示す。

表 7 圧縮永久ひずみデータの度数分布表

階級	度数 O_i	期待度数 E_i	$(O_i - E_i)^2 / E_i$

階級 : 12 (自由度 : 9)

χ^2 値 :

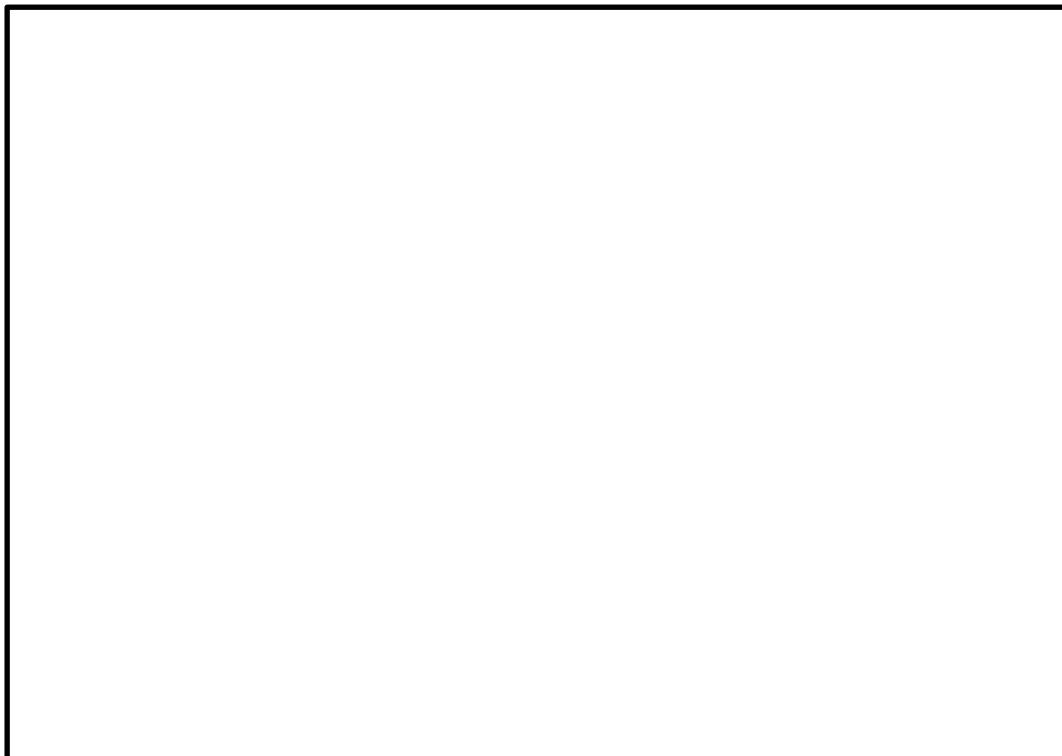


図 2 圧縮永久ひずみデータのヒストグラム

χ^2 値は、標本データの度数と正規分布を仮定した場合の期待度数との差分の積算として下式で求められる。

$$\chi^2 = \sum \frac{(O_i - E_i)^2}{E_i} = \boxed{}$$

ここで、

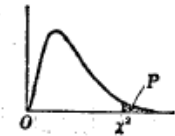
O_i : ある階級に含まれるデータ数

E_i : ある階級の期待度数

χ^2 適合度検定では、標本データより求めた χ^2 値が、データの自由度 (階級数-制約数) に対する χ^2 分布表の値よりも小さければ、正規分布に従っている (正規性がある) と判定される。自由度 9, 上側確率 5% に対する χ^2 分布表の値は 16.92 であり, 12 個のデータに基づく χ^2 値 $\boxed{}$ は 16.92 よりも小さいため, 表 6 に示す圧縮永久ひずみデータに対する正規性を示すとの仮定は棄却されなかった。

χ^2 表

$\phi, P \rightarrow \chi^2$
(自由度 ϕ と上側確率 P とから χ^2 を求める表)

$$P = \int_0^{\infty} \frac{1}{\chi^2} \frac{1}{\Gamma(\frac{\phi}{2})} e^{-\frac{X}{2}} \left(\frac{X}{2}\right)^{\frac{\phi}{2}-1} \frac{dX}{2}$$


$\phi \backslash P$.995	.99	.975	.95	.90	.75	.50	.25	.10	.05	.025	.01	.005	ϕ
1	0.00393	0.00497	0.00599	0.00703	0.00811	0.00922	0.01036	0.01153	0.01273	0.01396	0.01521	0.01648	0.01777	1
2	0.01000	0.01024	0.01048	0.01072	0.01096	0.01120	0.01144	0.01168	0.01192	0.01216	0.01240	0.01264	0.01288	2
3	0.07717	0.07115	0.06513	0.05911	0.05309	0.04707	0.04105	0.03503	0.02901	0.02299	0.01697	0.01095	0.00493	3
4	0.207	0.207	0.207	0.207	0.207	0.207	0.207	0.207	0.207	0.207	0.207	0.207	0.207	4
5	0.412	0.554	0.696	0.838	0.980	1.122	1.264	1.406	1.548	1.690	1.832	1.974	2.116	5
6	0.676	0.872	1.068	1.264	1.460	1.656	1.852	2.048	2.244	2.440	2.636	2.832	3.028	6
7	0.989	1.259	1.529	1.799	2.069	2.339	2.609	2.879	3.149	3.419	3.689	3.959	4.229	7
8	1.344	1.646	1.948	2.250	2.552	2.854	3.156	3.458	3.760	4.062	4.364	4.666	4.968	8
9	1.735	2.09	2.445	2.800	3.155	3.510	3.865	4.220	4.575	4.930	5.285	5.640	5.995	9
10	2.16	2.56	2.96	3.36	3.76	4.16	4.56	4.96	5.36	5.76	6.16	6.56	6.96	10
11	2.60	3.05	3.50	3.95	4.40	4.85	5.30	5.75	6.20	6.65	7.10	7.55	8.00	11
12	3.07	3.57	4.07	4.57	5.07	5.57	6.07	6.57	7.07	7.57	8.07	8.57	9.07	12
13	3.57	4.11	4.61	5.11	5.61	6.11	6.61	7.11	7.61	8.11	8.61	9.11	9.61	13
14	4.07	4.66	5.16	5.66	6.16	6.66	7.16	7.66	8.16	8.66	9.16	9.66	10.16	14
15	4.60	5.23	5.76	6.29	6.82	7.35	7.88	8.41	8.94	9.47	10.00	10.53	11.06	15
16	5.14	5.81	6.34	6.87	7.40	7.93	8.46	8.99	9.52	10.05	10.58	11.11	11.64	16
17	5.70	6.41	7.02	7.63	8.24	8.85	9.46	10.07	10.68	11.29	11.90	12.51	13.12	17
18	6.26	7.01	7.62	8.23	8.84	9.45	10.06	10.67	11.28	11.89	12.50	13.11	13.72	18
19	6.84	7.63	8.24	8.85	9.46	10.07	10.68	11.29	11.90	12.51	13.12	13.73	14.34	19
20	7.43	8.26	8.89	9.52	10.15	10.78	11.41	12.04	12.67	13.30	13.93	14.56	15.19	20
21	8.03	8.90	9.54	10.18	10.82	11.46	12.10	12.74	13.38	14.02	14.66	15.30	15.94	21
22	8.64	9.54	10.19	10.84	11.49	12.14	12.79	13.44	14.09	14.74	15.39	16.04	16.69	22
23	9.26	10.20	10.86	11.51	12.16	12.81	13.46	14.11	14.76	15.41	16.06	16.71	17.36	23
24	9.89	10.86	11.53	12.19	12.85	13.51	14.17	14.83	15.49	16.15	16.81	17.47	18.13	24
25	10.52	11.52	12.20	12.87	13.54	14.21	14.88	15.55	16.22	16.89	17.56	18.23	18.90	25
26	11.16	12.20	12.89	13.57	14.25	14.93	15.61	16.29	16.97	17.65	18.33	19.01	19.69	26
27	11.81	12.88	13.58	14.28	14.97	15.66	16.35	17.04	17.73	18.42	19.11	19.80	20.49	27
28	12.46	13.56	14.27	14.97	15.67	16.37	17.07	17.77	18.47	19.17	19.87	20.57	21.27	28
29	13.12	14.26	14.98	15.69	16.40	17.11	17.82	18.53	19.24	19.95	20.66	21.37	22.08	29
30	13.79	14.95	15.68	16.40	17.12	17.84	18.56	19.28	19.99	20.71	21.43	22.15	22.87	30
40	20.7	22.2	23.4	24.5	25.6	26.7	27.8	28.9	30.0	31.1	32.2	33.3	34.4	40
50	28.0	29.7	31.2	32.4	33.6	34.8	35.9	37.1	38.3	39.5	40.6	41.8	42.9	50
60	35.5	37.5	39.0	40.2	41.4	42.6	43.8	44.9	46.1	47.3	48.5	49.7	50.9	60
70	43.3	45.4	47.0	48.3	49.5	50.8	52.0	53.2	54.4	55.6	56.8	58.0	59.2	70
80	51.2	53.5	55.2	56.5	57.8	59.0	60.3	61.5	62.8	64.0	65.2	66.5	67.7	80
90	59.2	61.8	63.6	64.9	66.2	67.5	68.8	70.1	71.4	72.7	74.0	75.3	76.6	90
100	67.3	70.1	72.0	73.3	74.6	75.9	77.2	78.5	79.8	81.1	82.4	83.7	85.0	100
χ^2	-2.58	-2.33	-1.96	-1.64	-1.28	-0.674	0.000	0.674	1.28	1.645	1.960	2.33	2.58	χ^2

(出典：推計学入門演習 (産業図書株式会社))

次に表 2 に基づき、シール部を構成する部位の製作公差等を考慮したドライウェル主フランジの開口量評価を実施する。

製作公差がドライウェル主フランジの開口量評価に影響する箇所は、シール材を締め付ける部位の開口方向の製作公差であるため、フランジ溝深さ、タング部高さ及びガスケット高さが該当する（図 3 参照）。これらの製作公差を表 8 に示す。

表 8 製作公差を考慮したガスケットの押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量		

表 8 より、製作公差を考慮したガスケットの押し込み量は、mm（公称値）－mm（公差）＝mm と評価できる。

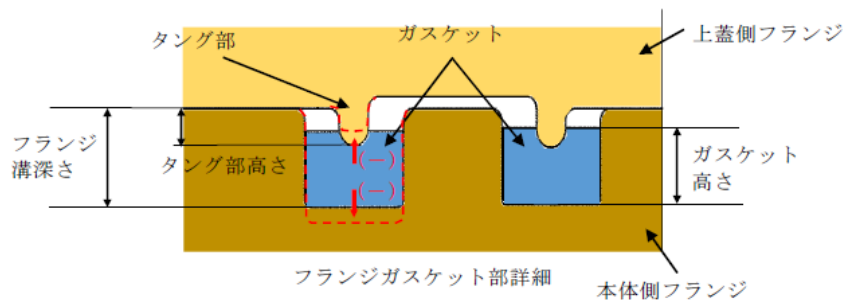


図 3 製作公差の概要（赤点線：製作公差のイメージ）

さらに、各部位の熱膨張を考慮した寸法を表 9 に示す。これらの熱膨張変位の概要を図 4 に示す。

表 9 各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

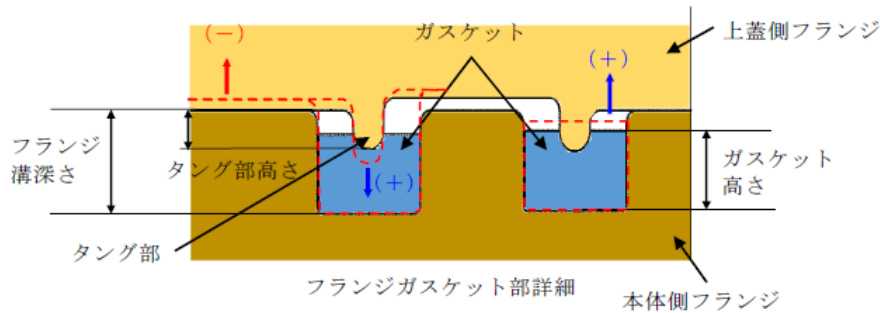


図4 熱膨張変位の概要 (赤点線：熱膨張のイメージ)

熱膨張量 ΔL の評価式は以下のとおりである。

$$\Delta L = L \times \alpha \times \Delta t$$

ここに、

L：基準寸法(mm)

α ：材料の熱膨張係数(mm/mm・°C)

鋼材 = 11.85×10^{-6} ，ガスケット =

Δt ：据付状態から評価温度までの温度差(°C) (=200 - =)

表9より、熱膨張を考慮したガスケットの押し込み量は、製作公差を考慮したガスケットの押し込み量より、mm + mm = mm と評価できる。

また、実機フランジ模擬試験においては、高温での試験を実施する前段階として、予備加圧にて徐々に調整シム量を少なくしていき、ガスケットからの漏えいが起こらない状態を押し込み量 0mm と定義していることから、漏えいが起こらなくなった時点においては、調整シムの最小厚さである mm のガスケット押し込み量が発生する恐れがある。

上記より、実機フランジ模擬試験で想定されるガスケット押し込み量は、製作公差及び熱膨張を考慮したガスケットの押し込み量より、mm - mm = mm と評価できる。

以上の結果から、シール部の構造、寸法及び材料のばらつきを考慮した評価は表10のとおりとなり、ばらつきを保守側に積み上げて評価した場合においても、内側・外側ともシール機能は維持されることを確認した。

表10 シール部の構造、寸法及び材料のばらつきを考慮した評価結果

評価		押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量	評価結果
公称値	内側	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

2. ドライウェル主フランジの施工管理について

ドライウェル主フランジにおいては、定期検査におけるドライウェル主フランジ閉鎖時に、決められたトルクでボルトを締め付けることが要領書で定められていること、異物の噛み込みや予期せぬフランジの変形等による隙間が生じていないことを \square mm の隙間ゲージが挿入できないことをもって確認していることから、作業者の技量によってガスケットの押し込み量の変動することは考え難く、作業管理における品質は維持できると考える。ドライウェル主フランジ部の構造を図 5 に示す。上ふた側フランジと本体側フランジのフランジ面を隙間が無いように据え付けることで、タング（突起）によるガスケット押し込み量 \square mm が確保出来る構造となっている。

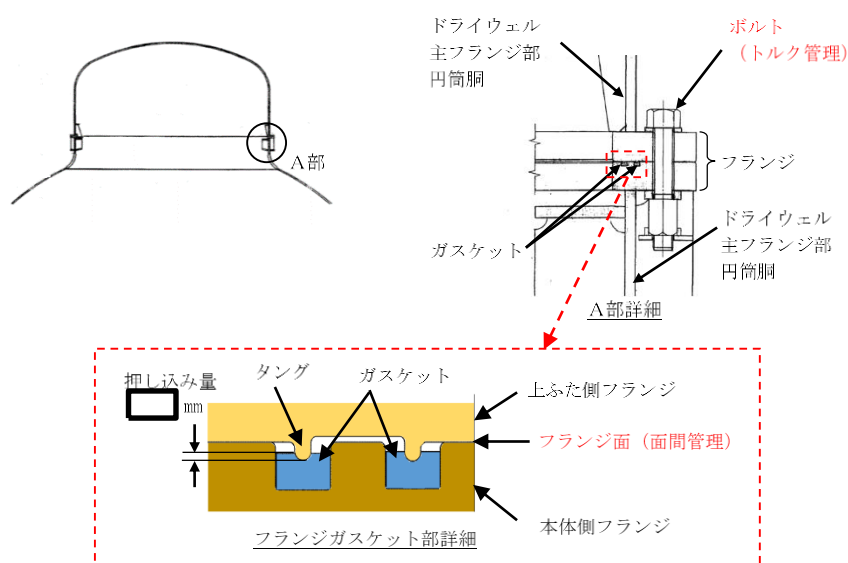


図 5 ドライウェル主フランジ部の構造

また、ドライウェル主フランジの溝及びタング（突起）については、定期検査の開放時に手入れを実施しているが、溝やタングを傷つけないような素材で手入れを行っていること、外観目視点検を開放の都度行い傷や変形がないことを確認していること、定期検査ごとに原子炉格納容器全体の漏えい率検査及びドライウェル主フランジ部のみのリークテストを実施しており、有意な変動のないことを確認していることから、ドライウェル主フランジの溝及びタングは気密性を維持していると考えられる。原子炉格納容器全体漏えい率検査実績及びドライウェル主フランジ部リークテスト実績を図 6 及び図 7 に示す。

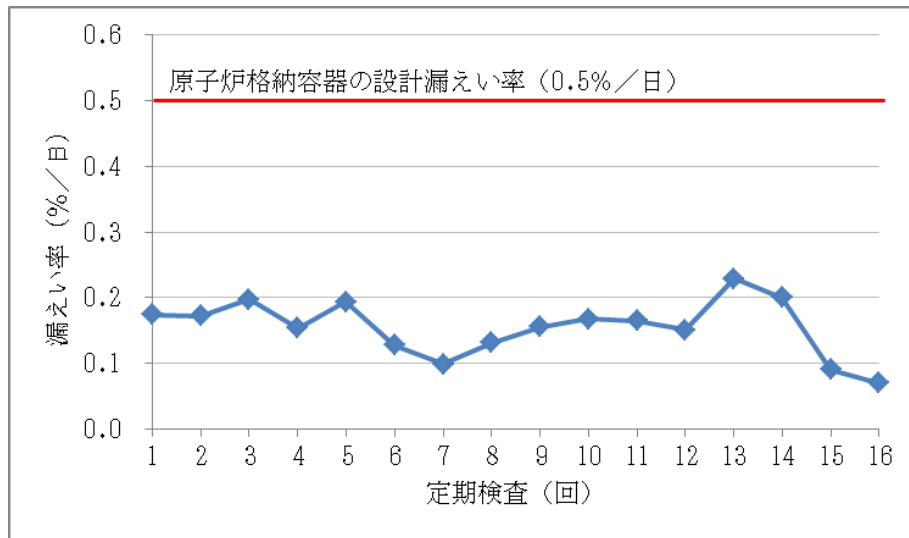


図6 原子炉格納容器の全体漏えい率検査実績

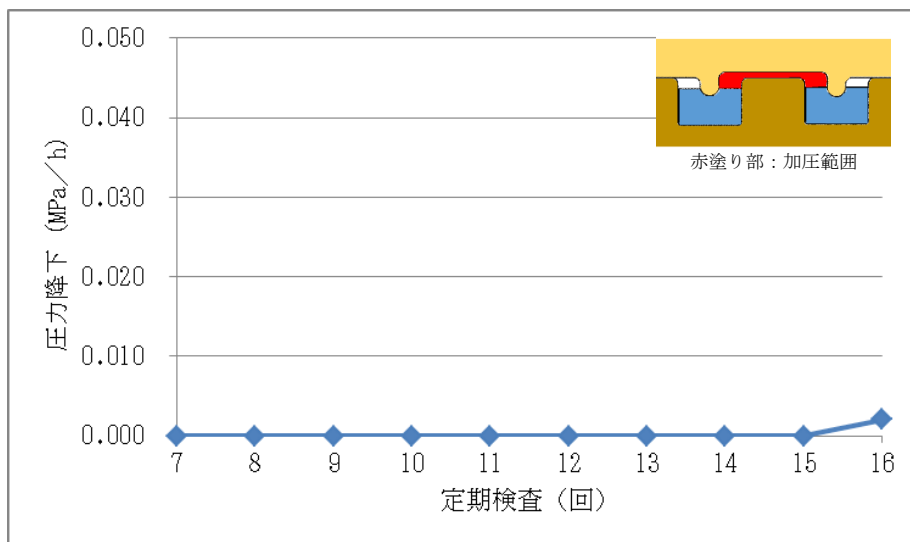


図7 ドライウェル主フランジ部のリークテスト実績

3. ドライウェル主フランジ以外の開口量評価における製作公差等の影響について

ドライウェル主フランジの開口量評価と同様に、原子炉格納容器バウンダリ構成部として、評価対象としている機器搬入口、所員用エアロック、制御棒駆動機構搬出ハッチ、貫通部(X-7A, B)についても開口量評価を実施する。評価結果は、表11から表22のとおりであり、製作公差を考慮しても閉じ込め機能が維持できる。

表 11 機器搬入口のガスケット押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝高さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量		

表 12 機器搬入口の各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝高さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

表 13 機器搬入口の開口量評価結果

評価		押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量	評価結果
公称値	内側					○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

表 14 所員用エアロックのガスケットの押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝高さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量		

表 15 所員用エアロックの各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝高さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

表 16 所員用エアロックの開口量評価結果

評価	押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量	評価結果
公称値					○
評価値					○

表 17 制御棒駆動機構搬出ハッチのガスケットの押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝高さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量		

表 18 制御棒駆動機構搬出ハッチの各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝高さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

表 19 制御棒駆動機構搬出ハッチの開口量評価結果

評価	押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量	評価結果
公称値	内側				○
	外側				○
評価値	内側				○
	外側				○

表 20 貫通部 (X-7A, B) のガスケットの押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝高さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量		

表 21 貫通部 (X-7A, B) の各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝高さ		
タンク部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

表 22 貫通部 (X-7A, B) の開口量評価結果

評価		押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量	評価結果
公称値	内側					○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

ドライウェル主フランジシール部のガスケット増厚について

1. 経緯

原子炉格納容器のシール部の健全性については、限界温度・圧力における開口量を FEM 弾塑性解析にて算出し、許容開口量と比較することにより、確認している。

開口量評価において、FEM 弾塑性解析の物性値に耐性共研の値を用いていたが、「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。))（J S M E S N C 1-2005/2007）」（以下「設計・建設規格」という。）の物性値の方が、以下に示すとおり解析評価に用いる物性値としては、設計・建設規格の方が、より開口量が大きくなると判断したため、設計・建設規格の物性値を用いて再評価することとした（表 1 参照）。

- ・開口量評価を実施する上で最も影響の大きい降伏応力及び設計引張強さについては、数値的に全ての材質において耐性共研よりも小さく、評価上厳しい値である。
- ・線膨張係数及び縦弾性係数については、数値的に耐性共研の方が厳しいものはあるが、それぞれ温度上昇及び弾性ひずみによる開口量は小さく、評価にはほとんど影響しない。

なお、設計・建設規格の物性値を用いた評価については、既往論文*1にて N U P E C 試験*2（1/10 縮尺モデル試験）を対象としたベンチマーク解析としての適用実績があり、実機の挙動を適切に評価できる。

注記*1：日本機械学会 M&M2013 材料力学カンファレンス「原子炉格納容器試験体の弾塑性 FEM を用いた解析評価」（平成 25 年度）

*2：重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 14 年度）

再評価の結果、ドライウェル主フランジの限界温度・圧力（200°C，2Pd）における開口量が、許容開口量を満足しないことが確認されたため、ドライウェル主フランジのガスケットを増厚し、許容開口量の裕度を確保することとした。

表 1 200°Cにおける物性値の比較

	耐性共研				設計・建設規格			
	SGV480	SPV490	SNCM439	SUS304	SGV480	SPV490	SNCM439	SUS304
Sy 値 (MPa)					226	417	754	144
Su 値 (MPa)					422	545	865	402
縦弾性係数 (MPa)					191000	191000	192000	183000
線膨張係数 ($\times 10^{-6}$ mm/mm \cdot °C)					11.85	12.09	12.54	16.52

2. 検討結果

ドライウェル主フランジの許容開口量が十分な裕度をもつよう、表2のとおり、従来の厚さ mm から mm (mm の増厚) に変更する。

表2 ガスケット増厚量の設定

ガスケット厚さ	許容開口量	内側開口量	裕度
<input type="text"/> mm (<input type="text"/> mm 増厚)	<input type="text"/> mm*	<input type="text"/> mm	<input type="text"/> mm

注記*：製造公差等を考慮し、圧縮永久ひずみ率を %と仮定した値

ガスケットを増厚することにより、ガスケットの圧縮率が従来よりも大きくなるため、圧縮永久ひずみ率及びガスケットの健全性へ影響を与える可能性があることから、その影響を確認するため、圧縮永久ひずみ試験を実施する。

ガスケットの圧縮率については、ガスケット厚さの製造公差 (+ mm) を考慮した圧縮率 % (公称の圧縮率 %) を包絡した圧縮率 %にて試験を行う。

圧縮永久ひずみ試験の試験条件を表3、試験結果を表4-1及び表4-2に示す。

表3 試験条件

材料	個数	試験温度	放射線照射量	試験雰囲気	試験時間	圧縮率
改良 EPDM	32	200℃	<input type="text"/> kGy	蒸気	168h	<input type="text"/> %

表4-1 試験データ群

X ₁	X ₂	X ₃	X ₄	X ₅	X ₆	X ₇	X ₈	X ₉	X ₁₀	X ₁₁	X ₁₂
X ₁₃	X ₁₄	X ₁₅	X ₁₆	X ₁₇	X ₁₈	X ₁₉	X ₂₀	X ₂₁	X ₂₂	X ₂₃	X ₂₄
X ₂₅	X ₂₆	X ₂₇	X ₂₈	X ₂₉	X ₃₀	X ₃₁	X ₃₂				

表4-2 試験データのまとめ

項目	データ数	最大値	最小値	平均値
値	32			

ガスケットの増厚による圧縮永久ひずみ率への影響については、圧縮率 %で実施した場合の圧縮永久ひずみ率の平均値 %と同等の結果が得られたことから、影響がないこ

とを確認した。

これより、増厚したガスケットを使用した場合のドライウェル主フランジの開口量評価は、従来厚さのガスケットを使用した場合と同様に、圧縮永久ひずみ率：□%（製作公差等を踏まえた評価においては□%）を適用し、許容開口量を算出した。その結果、表5に示すとおり、開口量は許容開口量以下であり、裕度を確保していることを確認した。

なお、増厚によるガスケットの健全性への影響については、外観に異常がなかったことから、影響がないことを確認した。

表5 増厚検討の試験結果を踏まえた開口量評価結果

項目	シール部	ガスケット 厚さ	押し込み量	圧縮永久 ひずみ率	許容 開口量	開口量	裕度
公称値	内側	□mm	□mm	□%	□mm	□mm	□mm
評価値*	内側	□mm	□mm	□%	□mm	□mm	□mm

注記*：製作公差等を考慮した値

押し込み量 = (ガスケット押し込み量) - (シール部公差) + (熱膨張)

許容開口量 = [(押し込み量) - (調整シムの最小厚さ)] × [1 - (圧縮永久ひずみ率) / 100]

3. ガスケット増厚に伴う影響評価について

ガスケット増厚に伴う影響評価について、2.に示す圧縮永久ひずみ試験により、従来のガスケット厚さと同等の圧縮永久ひずみ率であったこと及び試験後のガスケットの外観に異常が見られなかったことから、増厚に伴うガスケットの健全性に影響がないことを確認している。

さらに、ドライウェル主フランジ及び締付ボルトへの発生応力についてJIS B 8265に基づく評価を実施しており、ガスケット増厚前後でドライウェル主フランジへの反力に差がないことから、ガスケット増厚によるドライウェル主フランジへの発生応力に影響がないことを確認している。また、締付ボルトに発生する荷重についてもガスケット増厚前後で差がないことから、ドライウェル主フランジ締付トルクに影響がないことを確認している。

以上より、ガスケット増厚に伴うドライウェル主フランジシール部への悪影響がないことを確認している。

経年劣化を考慮したシール機能について

本資料では、シール材の経年劣化を考慮したシール機能の健全性について示す。

原子炉格納容器のシール材に使用する改良 EPDM 製シール材については、性能確認のための試験を実施している。試験においては、通常運転時に加えて、重大事故等時に想定される照射線量を上回る放射線環境を経験したシール材に対し、高温蒸気環境下及び高温乾熱環境下での性能を確認している。また、開口部に用いられる改良 EPDM 製シール材は、通常運転中に想定される温度環境を踏まえても劣化はほとんどしないものと考えていること、かつ、原子炉格納容器の開口部に用いられているシール材については、全て、プラントの定期検査において取替を行っており、複数の運転サイクルにわたって使用しないものであることから、現在の性能確認の結果により、十分に性能が確保されるものと考えられる。

また、長期間シール材を継続使用する電気配線貫通部については、過去の電気配線貫通部の環境試験において、電気配線貫通部（低電圧用）及び電気配線貫通部（高電圧用）を対象として、通常運転中の劣化を考慮した上で冷却材喪失事故模擬試験が実施されており、健全性が確認されている（表 1 参照）。

これらのことから、原子炉格納容器に使用されているシール材は、運転中の環境を考慮しても事故時に耐漏えい性能を確保されるものと考えられる。

表 1 劣化を考慮した試験方法

No.	試験項目	試験方法
1	サーマルサイクル試験	電気配線貫通部を冷熱装置内に設置し、60 サイクルのサーマルサイクルを放射線照射試験の前後 2 回実施。1 サイクルは [] を [] 時間で変化させている。
2	放射線照射試験	電気配線貫通部が 40 年間の運転期間及び冷却材喪失事故時に受ける放射線を考慮し照射量 [] kGy として試験を実施
3	熱劣化試験	加熱促進により、40 年間に相当する加速熱劣化として [] を加える。

化学薬品や核分裂生成物のシール機能への影響について

1. 化学薬品等のシール機能への影響

島根原子力発電所第2号機のシール材として適用する改良 EPDM 製シール材は、エチレンとプロピレン等の共重合によって得られる合成ゴムの一種であり、同材質のゴムである EP ゴムは、これまでも原子炉格納容器隔離弁の弁体等に使用されてきた実績のある材料である。

EPDM 製シール材の基本的な特性を考慮した場合、シール機能に悪影響を及ぼす可能性がある物質としては、「溶剤」と「潤滑油」が挙げられる。表 1 に EPDM 材の基本特性を示す。

洗い油やベンゼン等の溶剤は管理区域内への持ち込み管理を行っており、プラント運転中においては原子炉格納容器内に存在しないため、シール材に悪影響を及ぼすことはない。

潤滑油については、PLR ポンプのモータの潤滑油等が挙げられるが、シール材を使用しているドライウェル主フランジ等のハッチ類、隔離弁のフランジからは十分離れており、仮に上述の機器から何らかの要因で油が漏えいしたとしても、機器設置床はグレーチング構造であることから、シール材に直接到達することは考えにくいため、悪影響を及ぼす可能性はないと考える。

表 1 EPDM 材の基本特性

耐蒸気性	A
耐水性	A
耐性 (植物油)	A~B
耐性 (潤滑油)	D
耐性 (溶剤)	D

凡例 A：優 B：良 D：不可 (ただし配合による。)

出典：日本バルカー工業 (株) 発行「バルカーハンドブック」より抜粋

2. 重大事故等時に発生する核分裂生成物や水素のシール機能への影響

炉心損傷時に発生する核分裂生成物の中で化学的な影響を及ぼす可能性がある物質として、アルカリ金属であるセシウム及びハロゲン元素であるよう素が存在する。このうち、アルカリ金属のセシウムについては、水中でセシウムイオンとして存在しアルカリ環境の形成に寄与するが、膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットはアルカリ環境において劣化の影響はなく、また、EPDM 製シール材についても耐アルカリ性を有する材料であることから、セシウムによるシール機能への化学的影響はないものとする。

一方、ハロゲン元素のよう素については、無機材料である膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットでは影響がないが、有機材料である EPDM 製シール材では影響を生じる可能性がある。今後、使用することとしている改良 EPDM 製シール材については、電力共同委託による影響の確認を行っており、炉心損傷時に想定されるよう素濃度 (約 620mg/m³) よりも高濃度のよう素環境下 (約 1000mg/m³) においても、圧縮永久ひずみ等のシール材としての性状に大き

な変化がないことを確認している。このように、よう素環境下での性能が確認された材料を用いることにより、シール機能への影響が生じることはないものとする。

重大事故等時に原子炉格納容器内で発生する水素の原子炉格納容器外への主要な放出モードとして気体分子のガスケット材料透過が考えられる。これは水素等の分子量が小さい気体の場合に起こりうる事象であるが、重大事故等時の原子炉格納容器内環境条件下（温度・放射線）においてシール機能の顕著な劣化は生じないこと、及び気体分子の透過に対して十分な材料の厚みが確保されていること、実機を模擬した小型フランジによるHe気密性確認試験にて漏えいがないことを確認していること（別紙7参照）から、ガスケット材料透過による原子炉格納容器外への水素の放出可能性は極めて低いものと考えられる。

シール材の運転環境（放射線量，温度）の考慮について

ドライウェル主フランジ等のシール材に使用する改良 EPDM 製シール材については、性能確認のための試験を実施している。試験においては、通常運転時に加えて、重大事故等時に想定される照射線量を上回る放射線環境を経験したシール材に対し、高温蒸気環境下及び高温乾熱環境下での性能を確認している。また、開口部に用いられる改良 EPDM 製シール材は、通常運転中の想定される温度環境では劣化はほとんどないものと考えられること、プラントの定期検査にて取替を行っており、複数の運転サイクルにわたって使用しないものであることから、現在の性能確認の結果により、十分に性能が確保されるものと考えられる。

また、長期間シール材を継続使用する電気配線貫通部については、過去の電気配線貫通部の環境試験において、電気配線貫通部（高圧用）及び電気配線貫通部（低圧用）を対象として、通常運転中の劣化を考慮した上で冷却材喪失事故模擬試験が実施されており、健全性が確認されている。

これらのことから、原子炉格納容器に使用されているシール材は、通常運転中の環境を考慮しても重大事故等時のシール機能は確保されているものとする。

黒鉛製シール材について

黒鉛製シール材は、膨張黒鉛（化学反応を用いて鱗片状黒鉛に物質を挿入した黒鉛層間化合物を急熱することで層間に入れられた物質が燃焼，ガス化し，黒鉛が層の重なり方向に膨張したもの）を圧縮加工したものであり，一般的に 400℃程度の高温環境下においても安定性の高いシール材料である。

島根原子力発電所第 2 号機で使用する黒鉛製シール材の仕様を表 1 に示す。重大事故環境下に十分な耐性を有する製品であることを確認している。

表 1 貫通部に使用する黒鉛製シール材

対象部位	仕様		
	耐熱温度	最高使用圧力	耐放射線性
所員用エアロック 電線管貫通部	400℃程度	68.6MPa	15MGy

フランジ開口量評価の妥当性について（構造解析との関連性）

今回、実施したドライウェル主フランジ等の開口量評価には、FEM解析を用いている。FEM解析では、開口量に影響を及ぼす可能性のあるボルト等の構造は、実機の寸法等を模擬して解析モデルに反映している。また、フランジ部の開口の挙動への影響が大きいと考えられる上下フランジ面同士の接触の影響も考慮し、三次元ソリッド要素を用いて弾塑性大変形解析を実施した。その評価モデルを図1に、圧力-開口量を図2に、200℃、2Pd時の相当塑性ひずみ分布を図3に示す。

以上のような解析手法を用いることにより、高い精度で開口量の評価が可能である。図4は、NUPECで実施された機器搬入用ハッチフランジの圧力と開口量の関係である。この開口量は、図5に示すハッチモデル試験体のフランジ部にひずみゲージを取り付けて、漏えいが生じるまで内圧を加えて計測されたものである。なお、この試験において、漏えいが発生したのは、内圧が6.17Pd、フランジ開口量が平均で6.3mmのときであり、フランジが開口しても、漏えいが生じていない結果が得られている。この試験結果に対して、当社解析と同様に精度を向上させた解析手法を適用し、同等のメッシュ分割を用いて評価を行っている（図6及び表1参照）。図4の試験結果と解析結果の比較に示すように、解析結果は、圧力の上昇に伴って増加するフランジ部の開口量を精度よく評価できていることがわかる。

フランジ部の開口評価では、フランジ部だけではなく、圧力作用面であるドライウェル上ふた及び原子炉格納容器胴部（ドライウェル主フランジ部円筒胴、ドライウェル球形胴及びドライウェル円筒胴）を含めてドライウェル主フランジの全体をモデル化している。そのため、内圧の増加により、ボルト部にモーメントが生じて、フランジ部の開口が発生する。フランジ部に生じるモーメントが増加すると、同時にドライウェル主フランジ全体の幾何学形状も変化するため、ボルトへの荷重のかかり方が逐次的に変化し、結果として、内圧の増加に対する開口挙動が曲線的に変化する。

以上より、FEM解析を用いて実施したドライウェル主フランジ等のフランジ部の開口量評価により、実機の挙動を適切に評価することが可能である。

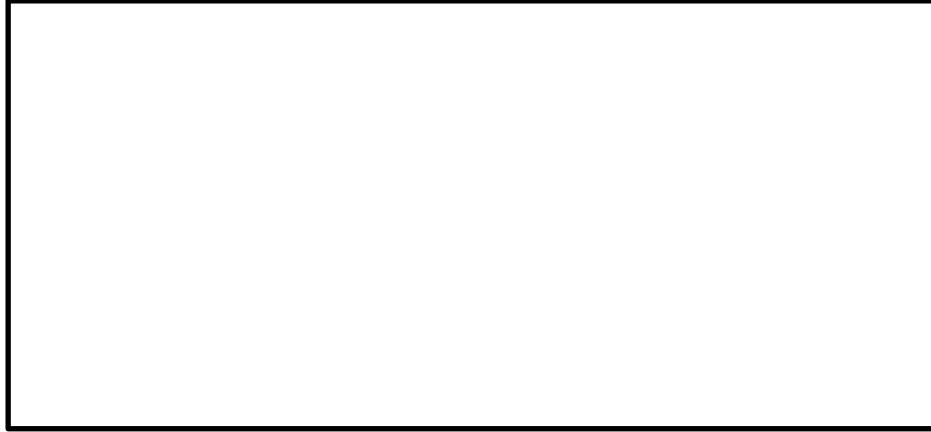


図1 ドライウェル主フランジの解析モデル
(左：全体図 右：フランジ部拡大図)



図2 ドライウェル主フランジ部における圧力-開口量の関係

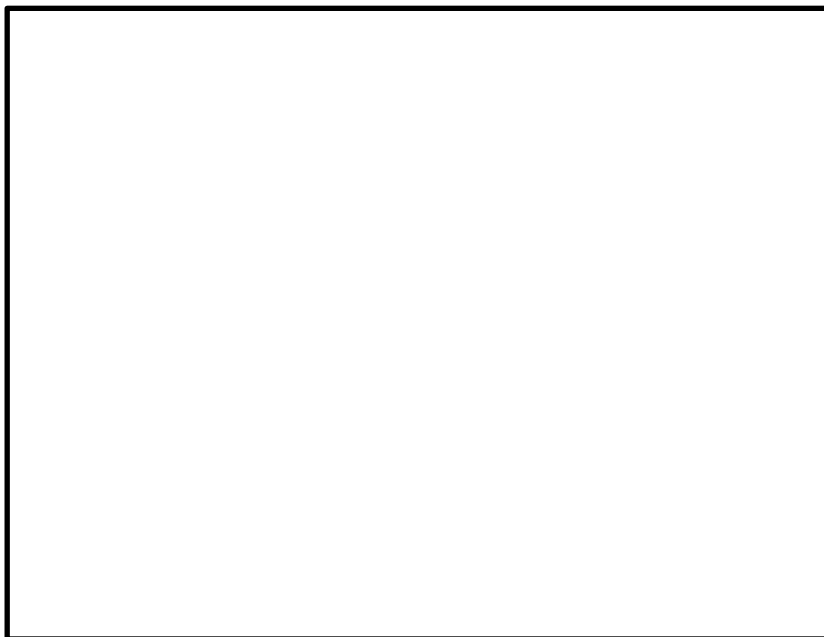


図3 200°C, 2Pd 時におけるドライウェル主フランジの相当塑性ひずみ分布

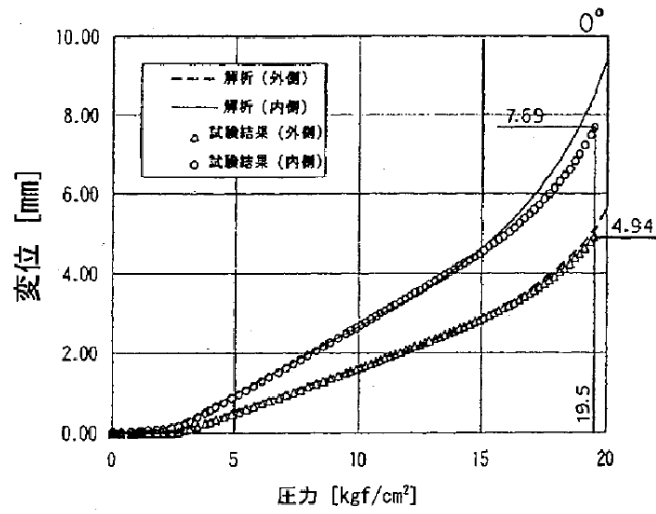


図4 NUPEC機器搬入用ハッチフランジの圧力-開口量関係

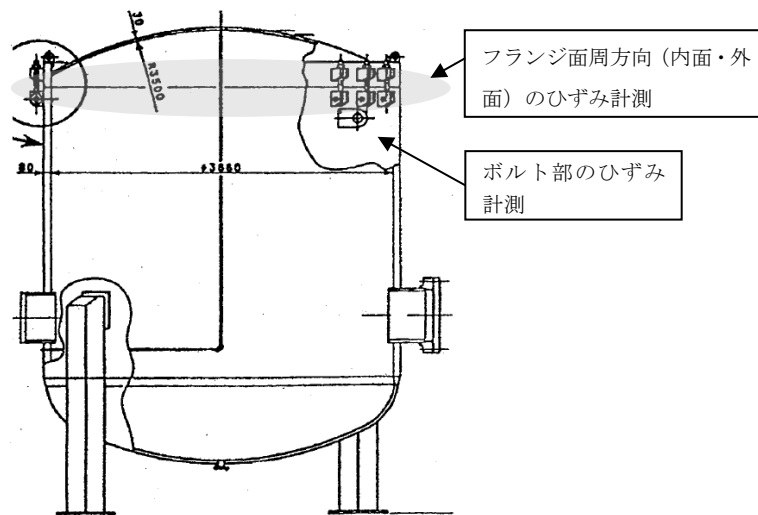


図5 NUPECハッチモデル試験体

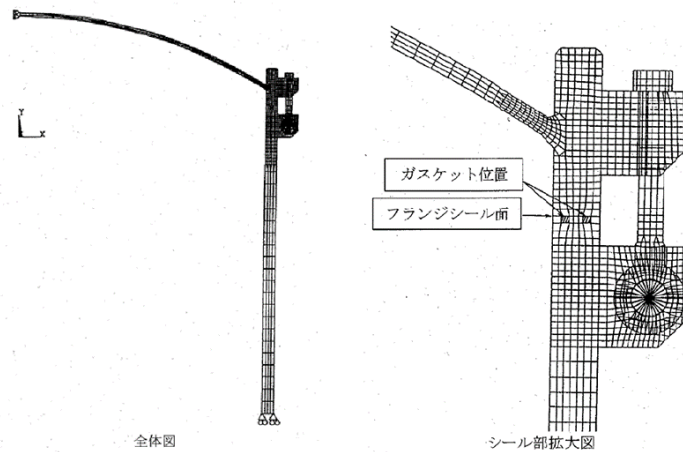


図6 NUPECハッチモデル試験解析モデル

表1 NUPEC解析モデルと当社解析モデルの比較

解析項目	NUPEC解析モデル	当社解析モデル
解析コード	ANSYS	ABAQUS
モデル化範囲	胴部, 上鏡部: 軸対称ソリッド要素 ボルト, ブラケット: 平面応力要素 フランジシール面: 接触要素	格納容器胴部 (円筒胴, 球形胴), 上鏡部, フランジシール部構成部品 (フランジ, ボルト, ナット等): ボルト 1 ピッチ分をセクタとした周期対称ソリッド要素 フランジシール面: 接触要素
材料定数	試験体の材料の引張試験から得られた物性値を用いた。 応力ひずみ関係は, 真応力-真ひずみ関係を多直線で近似して用いた。	設計・建設規格に基づく物性値を用いた。 応力ひずみ関係は, ASME B&PV Code Sec. VIII (2013) Div.2 ANNEX 3-D による真応力-真ひずみ関係を多直線で近似して用いた。
境界条件	上鏡中央は, 軸対称性から X 方向に拘束, Y 方向を自由。胴板下端は X 方向に自由, Y 方向を拘束	モデル下端を固定。端部は対称条件を設定
ボルト初期締め付け荷重	実機で設定している値を用いた。	実機で設定している値を用いた。
荷重条件	内圧を段階的に負荷し, 1.96MPa となるまで解析を実施した。	内圧を段階的に負荷し, 発散するまで解析を実施した。

原子炉格納容器の各シール部の開口裕度について

原子炉格納容器バウンダリを構成する各設備に関して、重大事故等時に放射性物質の閉じ込め機能が喪失する要因として、原子炉格納容器内の温度・圧力条件の変化や原子炉格納容器本体の変形に伴い、構造健全性が失われる場合と、シール部のシール機能が失われる場合が想定される。

構造部材の評価については、規格等に定められている許容値を基準として用いて評価しており、200℃、2Pd の環境条件が継続しても構造強度を維持できるため、閉じ込め機能に対して十分な裕度を有しているものとする。

一方、シール部については、シール材が事故条件下において時間的に劣化していくことが確認されており、現在の評価において健全性が確認されている7日間の期間を超えて200℃、2Pd の環境条件が長時間継続した場合には、シール材が機能を喪失し漏えいが生じる可能性がある。また、シール部のうち、ドライウェル主フランジや機器搬入口等、フランジ構造になっている箇所については、圧力の上昇に伴い開口量が増加するため、その影響により、他のシール部に比べて漏えいが生じるリスクが高いものと考えられる。

以上の検討結果から、原子炉格納容器で漏えいが発生する可能性が高い部位はフランジ構造のシール部であると評価できる。このため、フランジ構造のシール部について、200℃、2Pd の状態での健全性を確認した際の判定基準に対する裕度を確認した。

フランジ部の限界温度・圧力に対する裕度を表1に示す。

表1 フランジ部の限界温度・限界圧力に対する裕度

評価対象部位		開口量 (mm)	許容値 (mm)	裕度*	
ドライウェル主フランジ	内側			1.1	
	外側			1.3	
機器搬入口	内側			4.8	
	外側			12.0	
所員用エアロック					4.7
逃がし安全弁搬出ハッチ				機器搬入口で代表評価	
制御棒駆動機構搬出ハッチ	内側				5.8
	外側				8.2
配管貫通部（平板類）(X-7A, B)	内側				2.8
	外側				2.8

注記*：許容値／開口量

所員用エアロック開口量評価に係る変形支点の変位の影響について

所員用エアロックのシール部の評価については、原子炉格納容器内圧による扉板の変形に伴うシール部の開口量評価を実施しているが、この評価では、変形による支点のずれを考慮しない評価としているため、支点のずれに伴う影響について評価を行う。図1に所員用エアロックシール部の構造を示す。

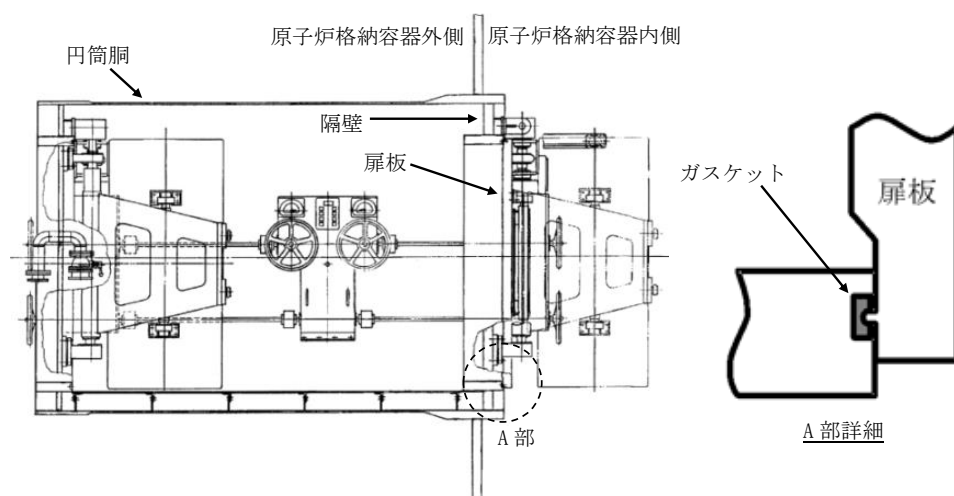


図1 所員用エアロックのシール部構造

1. 扉板の変形（たわみ等）について

所員用エアロック扉板を図2及び図3のように2点支持のはりとしてモデル化する。島根原子力発電所第2号機の所員用エアロック扉板は平板形状であり、扉板の板厚を考慮してモデル化していることから、はりとしてモデル化することは妥当であると考え。また、はりモデルは変位量が保守的となる扉板長辺側をモデル化していることに加え、実機においては扉板の上下左右に支点があるところを、本はりモデルでは上下支点のみで支持するはりモデルとして評価していることから、保守的に評価していると考え。

図4にエアロック扉板シール部の変形挙動のイメージを示す。所員用エアロックの変形によって生じる扉板のX方向変位量 δx を評価した結果、0.4mm程度である。扉板のX方向変位に伴いシール部であるタングもX方向へわずかに移動(0.2mm程度)するが、ガスケット幅30mmと比較した場合、タングの移動量は十分小さくグループ側面と干渉しないため、所員用エアロックのシール性に影響しない。

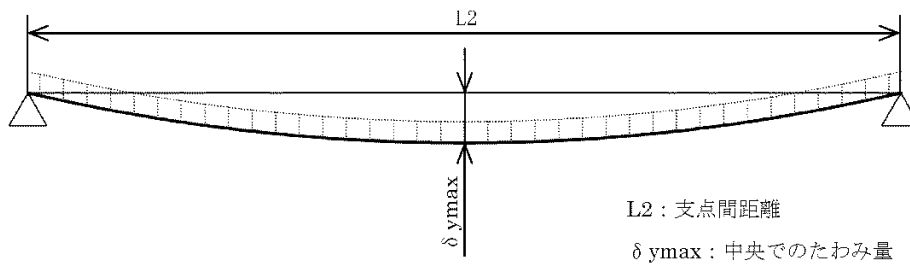
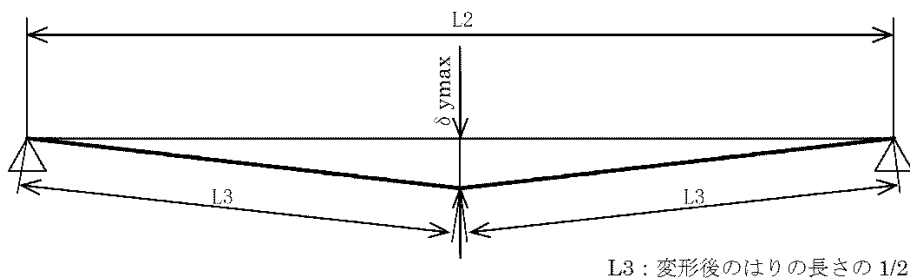


図2 2点支持はりモデル



※ X 方向変位量 $\delta x = 2 \times L3 - L2$ として算出

図3 三角形モデル

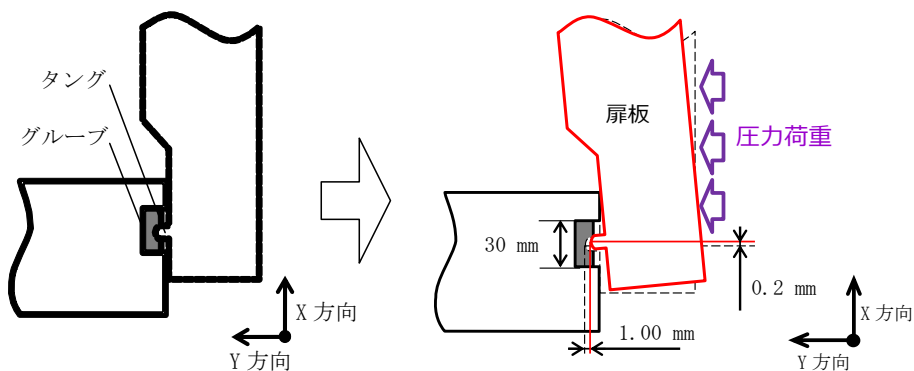


図4 所員用エアロック扉板シール部の変形挙動のイメージ

2. 変形支点の変位について

上記で示した扉板の軸方向へのすべり $\delta x = 0.4\text{mm}$ の場合について、所員用エアロック扉を図5のように2点支持のはりとしてモデル化してシール部の開口量を評価した。その結果、扉シール部の開口量は1.00mmとなり、扉板の変形による支点の移動を考慮しない場合の開口量 mmより小さくなり、保守側の結果となる。

扉板の変形による支点の移動を考慮した場合の所員用エアロック扉板シール部の開口量1.00mmは、許容開口量 mm以下であることから、シール機能は維持される。

(評価モデル)

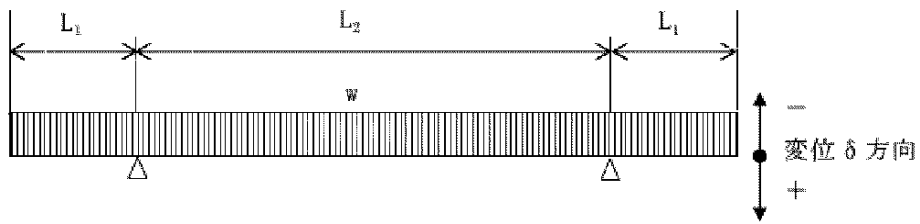


図5 2点支持はりモデル

$$\delta = \left\{ \frac{w \times L_1}{24 \times E \times I} \right\} \times (3L_1^3 + 6L_1^2 \times L_2 - L_2^3) = -1.00 \text{ mm}$$

原子炉格納容器隔離弁の重大事故等時環境における耐性確認試験の概要について

原子炉格納容器隔離弁のうち、バタフライ弁の弁座ゴムシートに対し、重大事故等時環境における耐性向上のため、より耐熱性、耐放射線性に優れたシート材である改良 EPDM 製シート材を選定し、耐性確認試験を実施した。試験の概要を以下に示す。

1. 試験内容

試験フロー及び試験内容を表 1 に示す。また、図 1 に蒸気通気試験装置の概要図、図 2 に常温弁座漏えい試験の概要図を示す。600A バタフライ弁を供試弁とし、弁座シール材に改良 EPDM 製シール材を適用して、初期性能確認、劣化処理を行った後、200℃における飽和蒸気環境下（BWR の原子炉格納容器の設計圧力の 2 倍（2Pd）以上）で 168 時間蒸気通気試験を実施する。さらに常温復帰後、窒素を媒体とした常温弁座漏えい試験を実施する。重大事故等時環境における原子炉格納容器の閉じ込め機能を確認する観点から、弁は閉弁状態で実施する。重大事故等時環境における放射線による劣化と熱による劣化の重畳については、シート材に放射線照射をした後、定められた温度条件下に曝露する逐次法により付与する。一般に有機材料の劣化挙動には、酸素が影響を及ぼすことが知られているが、環境に酸素が存在しない場合においては放射線と熱の同時法と逐次法の劣化はほぼ等しいことが知られている。バタフライ弁のシール材は原子炉格納容器内の雰囲気気をシールするものであり、重大事故等時の蒸気環境をシールし、酸素が常に供給される環境をシールするものではないことから、放射線と熱の同時曝露のシール機能への影響は十分小さいものと考えられる。

表 1 試験フロー及び試験内容

試験フロー	試験内容
熱・放射線同時劣化処理	通常運転中に負荷される温度，線量を供試体に加える。
初期機能試験	初期状態における閉じ込め機能等を確認する。
機械的劣化処理（弁開閉）	負荷試験機を用いて，弁の開閉操作を実施する。
放射線照射劣化 （重大事故環境条件）	重大事故環境で想定される放射線量（ <input type="text"/> MGy）を供試体に照射する。
蒸気通気試験	図 1 に示す試験装置で 200℃，0.854MPa 以上の蒸気環境下における閉じ込め機能を確認する。蒸気は 168 時間通気し，24 時間おきに二次側の漏えい検出弁より漏えいの有無を確認する。
常温弁座漏えい試験	図 2 に示す試験装置で供試弁一次側を 0.854MPa の窒素加圧環境下とし，二次側からの漏えいがないことを確認する。

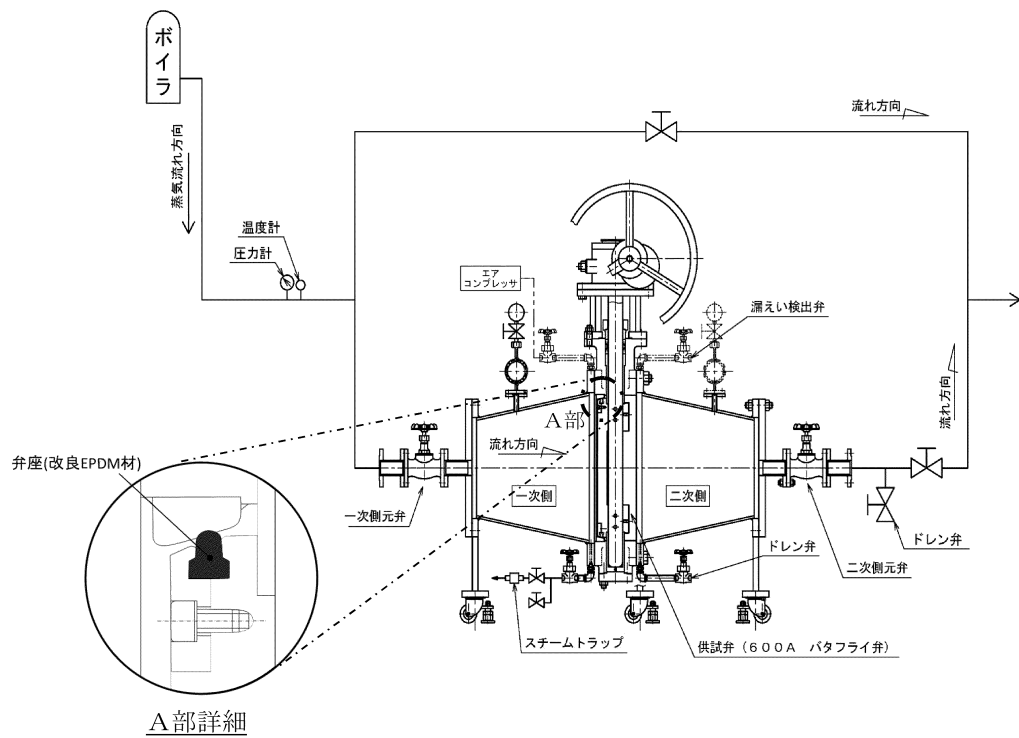


図1 蒸気通気試験装置概要図

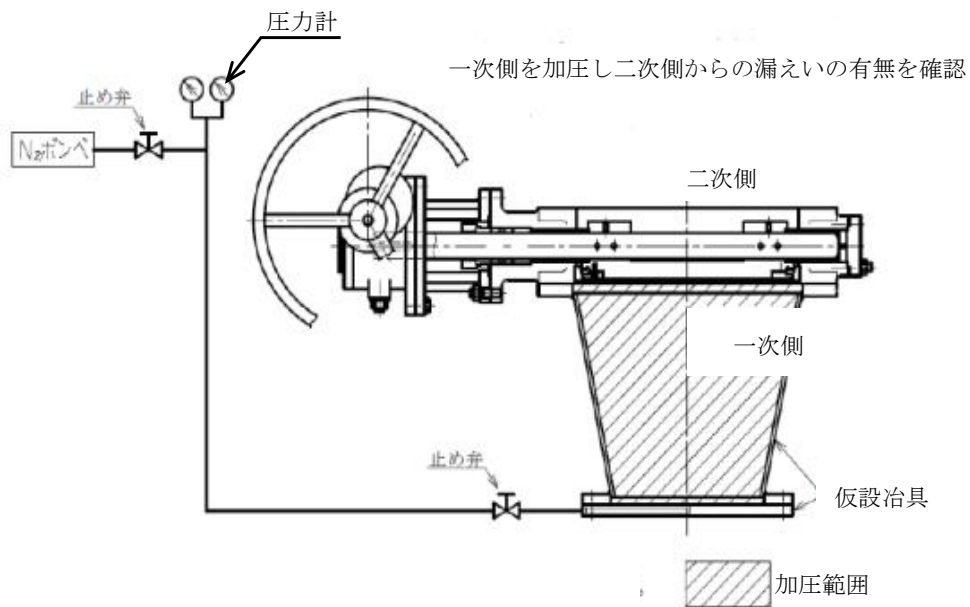


図2 常温弁座漏えい試験概要図

2. 試験結果

蒸気通気試験の試験結果を表 2 に、常温弁座漏えい試験の試験結果を表 3 に示す。蒸気通気試験中に漏えいは確認されず、また常温復帰後の常温弁座漏えい試験においても閉じ込め機能を維持できることを確認した。

表 2 蒸気通気試験の試験結果

シート材	圧力	温度	加圧媒体	継続時間	照射量	漏えい
改良 EPDM	0.854MPa 以上	200℃	蒸気	168 時間	□ MGy	無

表 3 常温弁座漏えい試験の試験結果

シート材	圧力	温度	加圧媒体	漏えい
改良 EPDM	0.854MPa	常温	窒素	無

T I P 火薬切断弁の信頼性について

1. T I P 系統概要

T I P (Traversing In-core Probe) は、移動式の炉心内の核計装装置であり、全体概要構成は L P R M (Local Power Range Monitor : 局部出力領域モニタ) を校正するための検出器と、その検出器を炉心内への挿入と炉心からの引抜を行う駆動関連装置、及び検出器を炉心内にガイドするための校正用導管で構成される。校正用導管は L P R M 検出器に隣接して 1 体配置されており、L P R M 全 31 座標と同じ員数となっている。T I P システムの概略構成図を図 1 に示す。

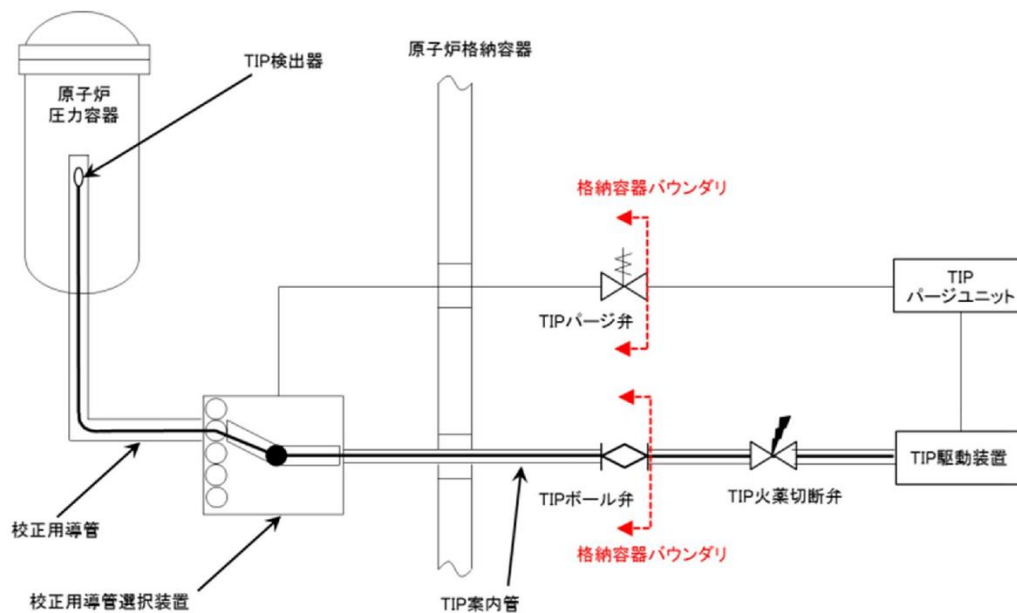


図 1 T I P システム構成図

2. T I P 装置の機能、動作について

① T I P 駆動装置

T I P 駆動装置は、T I P 検出器ケーブルを T I P 駆動装置内の歯車によって駆動し、T I P 検出器を原子炉格納容器外から炉心内に挿入、引抜操作する。

② T I P ボール弁及び T I P 火薬切断弁

T I P ボール弁は通常運転時に全閉状態であり、隔離機能を維持している。T I P ボール弁が開状態となるのは、通常運転時の局部出力領域モニタの校正のため T I P 検出器を炉心内に挿入・引抜する期間である。T I P 検出器を炉心内に挿入している間に格納容器隔離信号が入った場合には、T I P 検出器が自動引抜され、T I P ボール弁が自動閉止する。また、T I P 検出器を炉心内に挿入している間に格納容器隔離信号が入り、かつ T I P ボール弁が正常に閉止しない場合、T I P 火薬切断弁にて閉

止を行う。この場合、T I P火薬切断弁のカッターを動作させ、T I P検出器ケーブルを切断して隔離機能を持たせる。

③ 校正用導管及びT I P案内管

校正用導管及びT I P案内管は駆動関連装置を構成する各機器間に接続されており、T I P検出器並びにケーブルを外部から保護するとともに、これらの走行のための案内となる機能を有している。

④ T I Pパージュユニット

T I Pパージュユニットは、校正用導管の内面にコーティングされている潤滑剤（校正用導管とT I P検出器ケーブルの摩擦力低減を目的としている）の湿分吸収による潤滑効果の低下防止を目的とし、T I P駆動装置に乾燥空気をパージし、校正用導管選択装置に窒素をパージする。

⑤ 校正用導管選択装置

校正を必要とするL P R M座標にT I P検出器を案内するために、校正用導管を選択する装置である。本装置内の校正用導管を回転させることで、各座標の校正用導管を選択する機能をもつ。

3. T I P火薬切断弁の構造について

T I P火薬切断弁の構造を図 2 に示す。中央制御室の操作パネルにより運転員が手動操作によりT I P火薬切断弁に作動信号を与えると、爆発によるエネルギーによりカッターが飛び出し、T I P検出器ケーブルを内蔵しているT I P案内管を切断した後、カッターは所定の位置に停止する。その時にカッターとT I P火薬切断弁のパッキンによりシールし、隔離する。

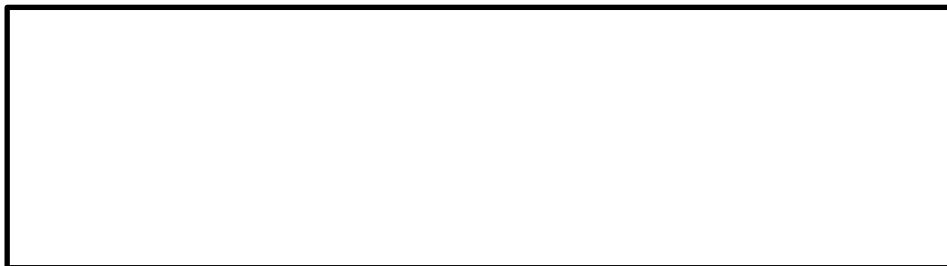


図 2 T I P火薬切断弁構造

4. T I P火薬切断弁の信頼性確認について

T I P火薬切断弁の信頼性を確認するため、T I P火薬切断弁の起爆回路の健全性を確認することを目的として、定検ごとで表 1 に示す検査を実施している。経年劣化の影響が懸念される弁駆動源である火薬については、交換頻度を 65 ヶ月としており、T I P火薬切断弁ごと交換することとしている。

また、T I P火薬切断弁の交換の際には、同一ロットの試供品にて爆破試験等を実施することで、動作信頼性を確保している。

なお、パッキンについては、P E E K材を使用しており、表 2 に示す試験条件で曝露し、その後、2Pd を超える 1.5MPa で漏えい試験を行い、シール性を確保できることを確認している。

表 1 T I P火薬切断弁の検査項目

No.	検査項目
1	外観検査
2	絶縁抵抗測定試験 (T I P火薬切断弁コネクタ部～中央制御室の操作ユニット間のケーブルの健全性確認)
3	導通確認試験 (T I P火薬切断弁の点火回路の健全性確認試験)

表 2 試験条件

放射線照射	800kGy
蒸気通気試験	200℃×0.853MPa 以上×168 時間

重大事故等時におけるシール機能の追従性について

1. はじめに

原子炉格納容器については、重大事故等時に原子炉格納容器圧力の上昇率が大きくなる場合においてシール機能が追従できず、原子炉格納容器から漏えいが生じる可能性がある。原子炉格納容器のフランジ開口量の変化速度が最も速くなる事故シナリオは、熔融燃料-冷却材相互作用発生時であり、本ケースを対象に、圧力上昇時のシール機能への影響について評価した。

2. 原子炉圧力容器破損に伴う圧力上昇の影響について

有効性評価に関する事故シナリオにおいて、原子炉格納容器のフランジ開口量の変化速度が最も速くなるのは、1.に記載のとおり熔融燃料-冷却材相互作用発生時である。フランジ等のシール部に用いるシール材は、フランジ等の開口量に合わせて形状が変化することによりシール機能を確保しているが、原子炉格納容器の圧力上昇時のフランジの開口量の変化する速度にシール材の形状の変化が追従できない場合には、漏えいが生じる可能性がある。

このため、シール材の形状が変化するために必要な時間（復元速度）を確認し、フランジ部の開口量の変化速度との比較を行った。

2.1 シール材の形状変化速度

フランジ部において採用する改良 EPDM 製シール材について、復元速度を評価するため、J I S K 6 2 5 4 に基づく試験を行った。

当社が評価している事故シナリオにおいて、フランジ開口量の変化速度が最も早くなるのは、熔融燃料-冷却材相互作用発生時である。この場合における開口量の変化速度は $3.4 \times 10^{-3} \text{mm/sec}$ 程度であることがわかっているため、 $3.4 \times 10^{-3} \text{mm/sec}$ を上回る 300mm/min (5mm/sec) 及び 500mm/min (8.33mm/sec) を試験速度とした。

試験では、常温下で所定距離（約 3.75mm）まで一定速度（300mm/min 及び 500mm/min）で圧縮後、初期位置まで一定速度（300mm/min 及び 500mm/min）で荷重を開放し、この際に改良 EPDM 製シール材に加わる圧縮応力を測定する試験を実施した（図 1 参照）。本試験装置では、シール材の荷重を開放するとき、シール材の復元速度が試験装置の開放速度より大きい場合には圧縮応力が計測されることから、これにより、復元速度を測定することができる。

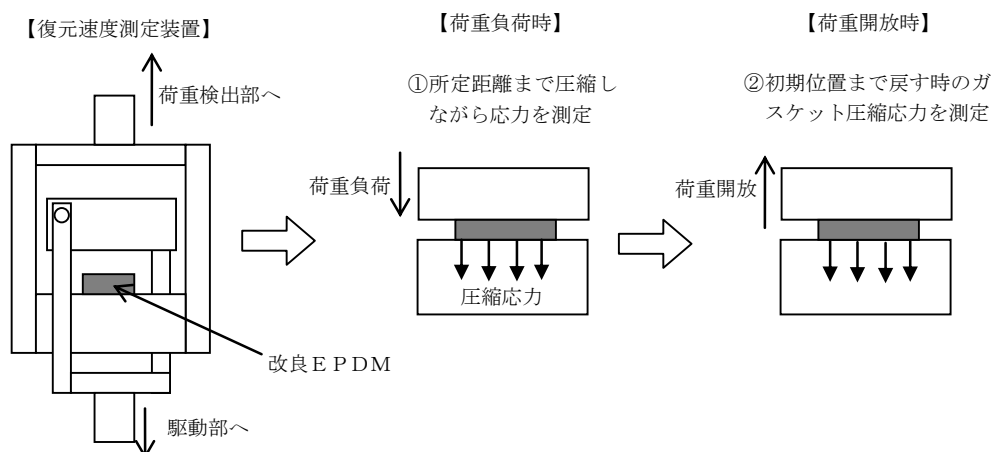


図1 復元速度測定試験の概要

試験においては、表1に示す劣化を付与した試験体を用いて復元速度測定を行った。

表1 試験体に付与した劣化条件

ケース	材料	照射量	曝露媒体	曝露温度	試験体数
1	改良 EPDM	1MGy	蒸気	200℃ (168 時間)	3
2	改良 EPDM	1MGy	蒸気	200℃ (168 時間) +150℃ (168 時間)	3

2.2 試験結果

試験結果を図 2, 3 に示す。この図に示すように、荷重開放時の各計測点において圧縮応力が測定されたことから、改良 EPDM 製シール材の復元速度は 500mm/min (8.33mm/s) 以上であることを確認した。前述のとおり、フランジ開口量の変化速度が最も早くなるのは、熔融燃料-冷却材相互作用発生時であるが、その時のフランジ開口変化速度は 3.4×10^{-3} mm/sec 程度であり、以下のとおりシール材復元速度は十分な追従性を有しているものであり、急速な開口に対してもシール機能を維持できるものと考えている。

シール材復元速度 500mm/min (8.33mm/sec) 以上

>フランジ開口変化速度 3.4×10^{-3} mm/sec



図 2 復元速度測定試験 (試験数 : 各 3)

(劣化条件<ケース 1> : 放射線 1MGy, 蒸気 200°C, 168h)

(左 : 300mm/min, 右 : 500mm/min)



図 3 復元速度測定試験 (試験数 : 各 3)

(劣化条件<ケース 2> : 放射線 1MGy, 蒸気 200°C, 168h ⇒ 150°C, 168h)

(左 : 300mm/min, 右 : 500mm/min)

フランジ部の永久変形の評価について

原子炉格納容器バウンダリの健全性評価のうち、開口評価を行っているものに対して、重大事故等時の原子炉格納容器過圧状態における開口により、永久変形が生じないことを示す。

開口影響がある部位の評価として、200℃、2Pdにおけるフランジ部の変形による発生応力を算出し、供用状態Cにおける評価基準値と比較した。その結果、全てのフランジ部の発生応力が供用状態Cにおける評価基準値を下回っており、永久変形が生じないことを確認した。

＜評価対象＞

- ① ドライウェル主フランジ
- ② 機器搬入口
- ③ 所員用エアロック
- ④ 逃がし安全弁搬出ハッチ
- ⑤ 制御棒駆動機構搬出ハッチ
- ⑥ 配管貫通部（平板類）

① ドライウェル主フランジ

ドライウェル主フランジについて、既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジ及びボルトの発生応力が、供用状態Cにおける評価基準値を下回ることを確認する。

ドライウェル主フランジの評価結果を表 1 に示す。発生応力は供用状態Cにおける評価基準値を下回っており、永久変形は生じない。

表 1 ドライウェル主フランジの評価結果（単位：MPa）

荷重	発生応力			供用状態Cにおける 評価基準値*
2Pd	ハブの軸方向応力	σ_H	37	339
	ボルト穴の中心円における フランジの半径方向応力	σ_R'	185	226
	フランジの半径方向応力	σ_R	6	226
	フランジの周方向応力	σ_T	1	226
	組合せ応力	$\frac{\sigma_H + \sigma_R}{2}$	22	226
		$\frac{\sigma_H + \sigma_T}{2}$	19	226
	使用状態でのボルトの応力	σ_{b0}	397	502

注記*：200℃での供用状態Cにおける評価基準値

② 機器搬入口

機器搬入口フランジ部について、既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジの発生応力が、供用状態Cにおける評価基準値を下回ることを確認する。

機器搬入口フランジ部の評価結果を表 2 に示す。発生応力は供用状態Cにおける評価基準値を下回っており、永久変形は生じない。

表 2 機器搬入口フランジ部の評価結果（単位：MPa）

荷重	発生応力	供用状態Cにおける 評価基準値*
2Pd	54	339

注記*：200℃での供用状態Cにおける評価基準値

③ 所員用エアロック

所員用エアロック隔壁部について、VI-3-3-7-1-15「所員用エアロックの強度計算書」で示す最も厳しい応力評価点の発生応力が、供用状態Cにおける評価基準値を下回ることを確認する。

所員用エアロック隔壁部の評価結果を表 3 に示す。発生応力は供用状態Cにおける評価基準値を下回っており、永久変形は生じない。

表 3 所員用エアロック隔壁部の評価結果（単位：MPa）

荷重	発生応力	供用状態Cにおける 評価基準値*
2Pd	311	339

注記*：200℃での供用状態Cにおける評価基準値

④ 逃がし安全弁搬出ハッチ

逃がし安全弁搬出ハッチフランジ部について、既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジの発生応力が、供用状態Cにおける評価基準値を下回ることを確認する。

逃がし安全弁搬出ハッチフランジ部の評価結果を表 4 に示す。発生応力は供用状態Cにおける評価基準値を下回っており、永久変形は生じない。

表 4 逃がし安全弁搬出ハッチフランジ部の評価結果（単位：MPa）

荷重	発生応力	供用状態Cにおける 評価基準値*
2Pd	33	339

注記*：200℃での供用状態Cにおける評価基準値

⑤ 制御棒駆動機構搬出ハッチ

制御棒駆動機構搬出ハッチフランジ部について、既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジの発生応力が、供用状態Cにおける評価基準値を下回ることを確認する。

制御棒駆動機構搬出ハッチフランジ部の評価結果を表 5 に示す。発生応力は供用状態Cにおける評価基準値を下回っており、永久変形は生じない。

表 5 制御棒駆動機構搬出ハッチフランジの評価結果（単位：MPa）

荷重	発生応力	供用状態Cにおける 評価基準値*
2Pd	177	339

注記*：200℃での供用状態Cにおける評価基準値

⑥ 配管貫通部（平板類）

配管貫通部のフランジ部について、既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジの発生応力が、供用状態Cにおける評価基準値を下回ることを確認する。

配管貫通部フランジ部の評価結果を表 6 に示す。発生応力は供用状態Cにおける評価基準値を下回っており、永久変形は生じない。

表 6 配管貫通部（平板類）の評価結果（単位：MPa）

荷重	X-7A, B			供用状態Cにおける 評価基準値*	
	発生応力				
2Pd	ハブの軸方向応力	σ_H	82	339	
	フランジの半径方向応力	σ_R	106	226	
	フランジの周方向応力	σ_T	13	226	
	組合せ応力	$\frac{\sigma_H + \sigma_R}{2}$		94	226
		$\frac{\sigma_H + \sigma_T}{2}$		48	226

注記*：200℃での供用状態Cにおける評価基準値

200℃, 2Pd の適用可能時間を過ぎてから用いる限界圧力・温度について

1. 概要

有効性評価における格納容器限界圧力, 温度の判断基準 (評価項目) は 200℃, 2Pd と設定しており, 200℃, 2Pd の状態が継続することを考慮した評価が必要な部位はシール部である。このため, シール部については 200℃, 2Pd の状態が 7 日間 (168 時間) 継続した場合でもシール機能に影響ないことを確認することで, 限界温度・圧力における原子炉格納容器閉じ込め機能の健全性を示している。

ここでは, 200℃, 2Pd を適用可能な 7 日間 (168 時間) 以降においても, 有効性評価で得られている厳しい条件を考慮し, 原子炉格納容器の閉じ込め機能を示す。

また, 上記に加えて, 7 日間 (168 時間) 以降の累積放射線照射量についても, 原子炉格納容器の閉じ込め機能に影響がないことを確認する。

2. 7 日間 (168 時間) 以降の圧力, 温度条件

7 日間 (168 時間) 以降において, 原子炉格納容器圧力が最も高くなるのは, 「雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)」において残留熱代替除去系を使用する場合のシーケンス及び「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」で想定されるシーケンスである。これらのシーケンスは, 残留熱代替除去系による原子炉格納容器除熱を開始した時点で, 原子炉格納容器内酸素濃度上昇による格納容器ベントを遅延するため, 427kPa[gage]までサブプレッションチェンバへの窒素注入を行う手順としており, 表 1 で示すとおり, 7 日間 (168 時間) 以降の原子炉格納容器圧力は最大で 427kPa[gage]となる。代表的に, 「雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)」において残留熱代替除去系を使用する場合のシーケンスにおける格納容器圧力の推移を図 1 に示す。

表 1 事故発生後の経過時間と原子炉格納容器圧力, 温度の関係

重大事故等発生後の経過時間	0~168 時間	168 時間以降
原子炉格納容器圧力	原子炉格納容器限界圧力として 2Pd (853kPa) を設定	有効性評価シナリオで最大 427kPa[gage]となる (図 1 参照)
原子炉格納容器温度	原子炉格納容器限界温度として 200℃を設定	有効性評価シナリオで 150℃を下回る (図 2 参照)

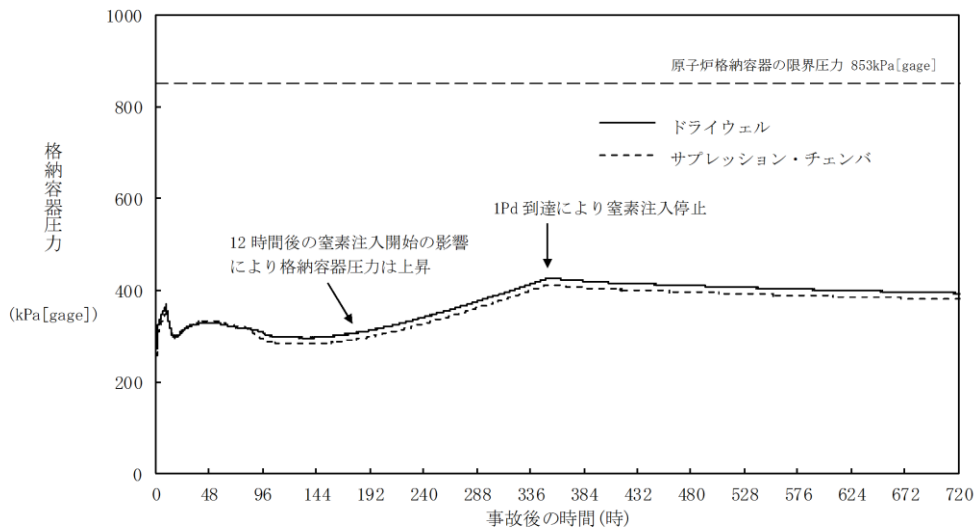


図1 原子炉格納容器圧力の推移（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において残留熱代替除去系を使用する場合）

7日間（168時間）以降の格納容器雰囲気温度が最も高くなるのは、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において残留熱代替除去系を使用しない場合のシーケンスである。このシーケンスの格納容器雰囲気温度の推移を図2に示すが、7日間（168時間）時点で150℃未満であり、その後の格納容器雰囲気温度は崩壊熱の減衰によって低下傾向となるため、7日間（168時間）以降は150℃を下回る。また、原子炉格納容器バウンダリにかかる温度（壁面温度*）についても、事象発生後約10時間後に生じる最高値は約181℃であるが、7日間以降は150℃を下回る。

注記*：評価に用いているMAAPコードは、FP沈着に伴う発熱を考慮したものとなっている。原子炉格納容器内のFP挙動については、原子力安全基盤機構（JNES）の「シビアアクシデント時格納容器内多次元熱流動及びFP挙動解析」において、FPのほとんどが原子炉キャビティ内の床や壁表面にとどまり、原子炉格納容器全体に飛散することがないことが確認されており、健全性が維持されたシール部等の貫通部への局所的なFP沈着は発生しにくく、MAAPコードによる壁面温度の結果は妥当と考える。

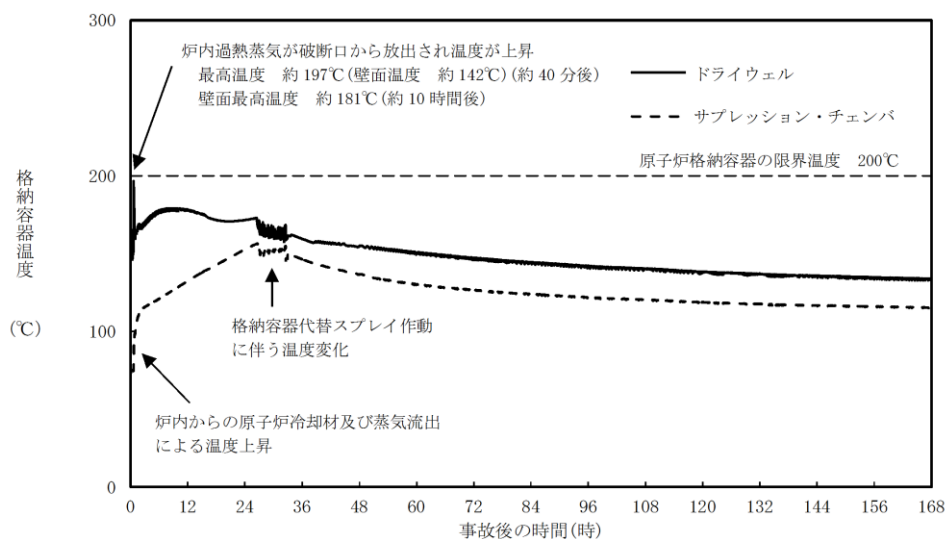


図2 原子炉格納容器温度の推移（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において残留熱代替除去系を使用しない場合）

3. 7日間（168時間）以降の原子炉格納容器圧力，温度と閉じ込め機能の関係について

3.1 7日間（168時間）以降の原子炉格納容器圧力と閉じ込め機能の関係について

時間経過により健全性に影響を及ぼす部位はシール材である。シール部の機能維持は、図3の模式図に示すとおり、原子炉格納容器内圧力の上昇に伴うフランジ部の過渡的な開口挙動に対し、シール材料の復元量が十分に確保されていることをもって確認している。つまり、原子炉格納容器温度によるシール材の熱劣化を考慮しても、圧縮永久ひずみ試験結果によりシール材の復元量が十分であれば、シール部の機能は健全である。長期のケースとして、有効性評価シナリオにおいて168時間時の原子炉格納容器圧力が高い残留熱代替除去系運転ケースを評価しても、格納容器圧力は約0.3MPaであり開口量は小さい(表2参照)。

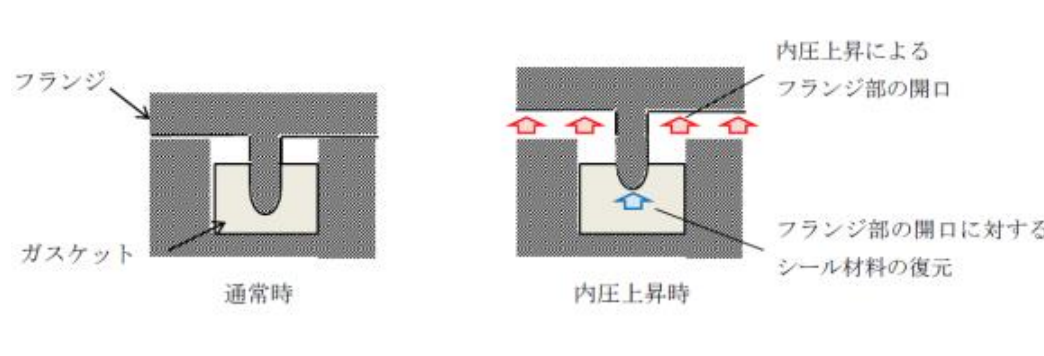


図3 シール部の機能維持確認の模式図

表 2 原子炉格納容器圧力と開口量の関係

フランジ部位	溝	残留熱代替除去系運転ケースの 168 時間時 (0.3MPa)	2Pd (0.853MPa)
ドライウェル主フランジ	内側		
	外側		
機器搬入口	内側		
	外側		

3.2 7日間（168時間）以降の原子炉格納容器温度と閉じ込め機能の関係について

原子炉格納容器温度の上昇に伴う、時間経過によるシール材の長期的（150℃を下回る状況）な影響を調査する。ここでは、ドライウェル主フランジや機器搬入口等に使用されている改良 EPDM 製シール材を用いて、168 時間以降の温度・時間とシール材料の劣化挙動を確認するため、シール材の基礎特性試験を実施した。試験結果を表 3 に示す。

表 3 改良 EPDM 製シール材の基礎特性データの経時変化

試験時間	0 日～7 日	7 日～14 日	14 日～30 日
試験温度	200℃	150℃	150℃
圧縮永久ひずみ率[%]			
硬度変化			
質量変化率[%]			

注：γ線 1.0MGy 照射済の試験体を用い、飽和蒸気環境下に曝露した後の測定値

表 3 に示すように、168 時間以降、150℃の環境下においては、改良 EPDM の基礎特性データには殆ど変化はなく、経時劣化の兆候は見られない。したがって、重大事故等発生後 168 時間以降における原子炉格納容器温度を 150℃と設定した場合でも、シール部の機能は十分維持される。なお、EPDM は一般特性としての耐温度性は 150℃であり、表 3 の結果は改良 EPDM 製シール材が 200℃条件を 7 日間経験しても、一般特性としての耐熱温度まで低下すれば、それ以降は有意な劣化傾向は見られないことを示していると考えている。また、表 3 の結果から圧縮永久ひずみ率は %時の改良 EPDM 製シール材復元量とフランジ開口量のイメージを図 4 に示しており、表 2 で示す 168 時間以降の原子炉格納容器圧力に対しても十分追従可能な復元量を維持していることも確認できる。

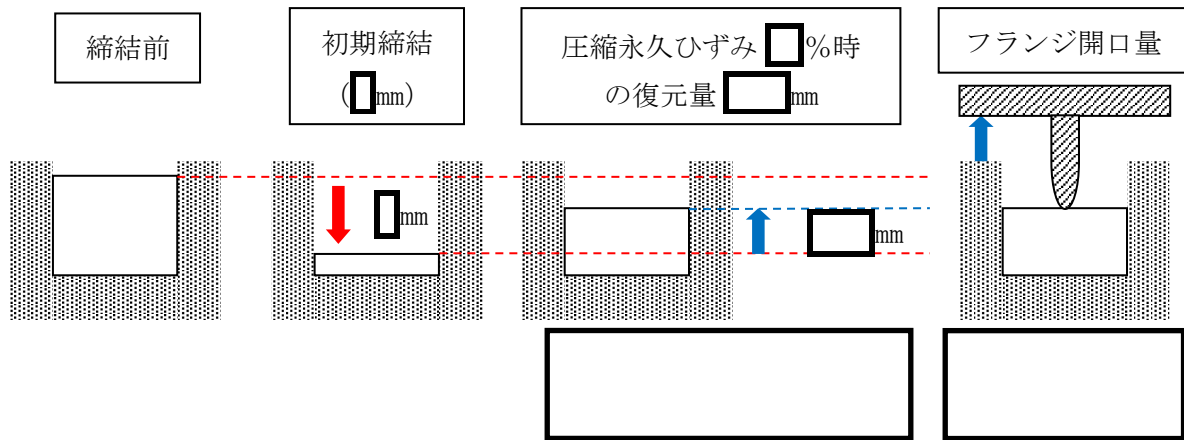


図4 圧縮永久ひずみ □%時のシール材復元量とフランジ開口量

4. 7日間（168時間）以降の原子炉格納容器温度と閉じ込め機能の関係について

前述の結果を踏まえ、168時間以降については、原子炉格納容器圧力、温度は低下していること、及び残留熱代替除去系を使用するシーケンスにおける中長期的な水の放射線分解に伴う水素と酸素の発生寄与も大きくないことから、最初の168時間に対して限界圧力、温度を超えないよう管理することで、長期的な原子炉格納容器閉じ込め機能は維持され则认为している。ただし、重大事故等時環境が継続することにより、熱劣化等の閉じ込め機能低下要因が存在することも踏まえ、長期的なプラントマネジメントの目安として、168時間以降の領域においては原子炉格納容器温度が150℃を超えない範囲で、また、原子炉格納容器圧力については1Pd程度（1Pd+数十kPa*）以下でプラント状態を運用する。

注記*：酸素濃度をドライ換算で4.4vol%以下とする運用の範囲

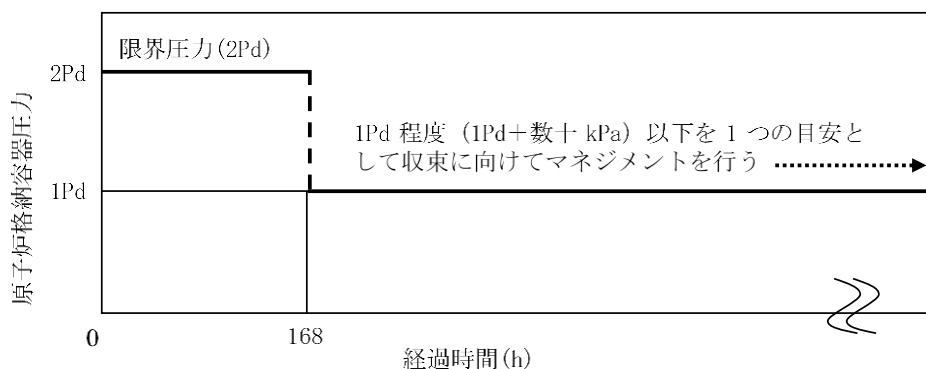


図5 原子炉格納容器圧力の168時間以降の考え方

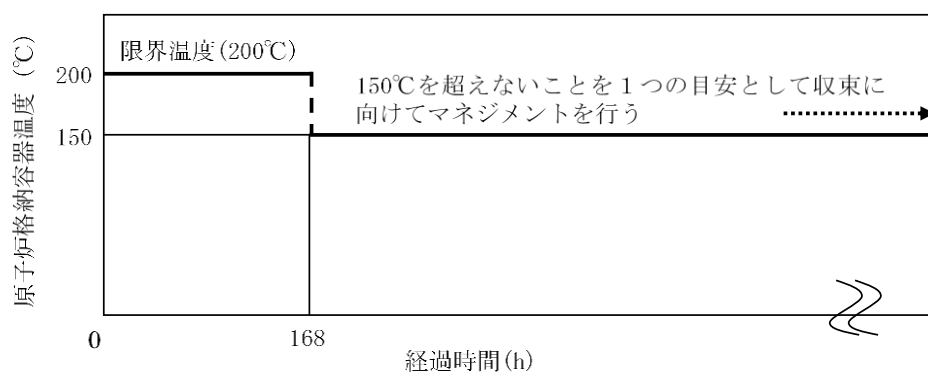


図 6 格納容器温度の 168 時間以降の考え方

5. 7 日間（168 時間）以降の放射線照射量と閉じ込め機能の関係について

時間経過によるシール材の長期的な影響を調査する。ここでは、ドライウェル主フランジや機器搬入口等を使用されている改良 EPDM 製シール材を用いて、168 時間以降の累積放射線照射量・時間とシール材料の劣化挙動を確認するため、シール材の基礎特性試験を実施した。試験結果を表 4 に示す。累積放射線照射量による影響は、試験結果より、有意な変化がないことから、168 時間以降の累積放射線照射量に対してもシール機能は維持することができる。

表 4 改良 EPDM 製シール材の累積放射線照射量とひずみ率の関係

累積放射線照射量	ひずみ率
□ MGy	□ %
□ MGy	□ %
□ MGy	□ %

試験条件

雰囲気：蒸気環境

温度・劣化時間：200°C・168 時間+150°C・168 時間

残留熱代替除去系の健全性

1. はじめに

原子炉格納容器の温度、圧力が 200℃、2Pd の条件下において、原子炉格納容器に接続される残留熱代替除去系の健全性が維持できること確認する。

2. 残留熱代替除去系

残留熱代替除去系は、サプレッションチェンバを水源とし、残留熱代替除去ポンプ、残留熱除去系熱交換器を使用してサプレッションチェンバのプール水を昇圧・冷却して原子炉圧力容器へ注水するとともに、原子炉格納容器内にあるスプレイヘッドよりドライウエル内にプール水をスプレイするものである。なお、残留熱除去系熱交換器は原子炉補機代替冷却系により冷却する。

主要機器の仕様を 2.1 項に、残留熱代替除去系概要図を図 1 に示す。

2.1 主要機器の仕様

(1) 残留熱代替除去ポンプ

型式：ターボ型

台数：2

容量：150m³/h/個

全揚程：70m

最高使用圧力：2.50MPa [gage]

最高使用温度：185℃

(2) 残留熱除去系熱交換器

型式：たて置U字管式

基数：2

最高使用圧力：3.92MPa [gage]

最高使用温度：185℃

伝熱容量：9.13MW/基

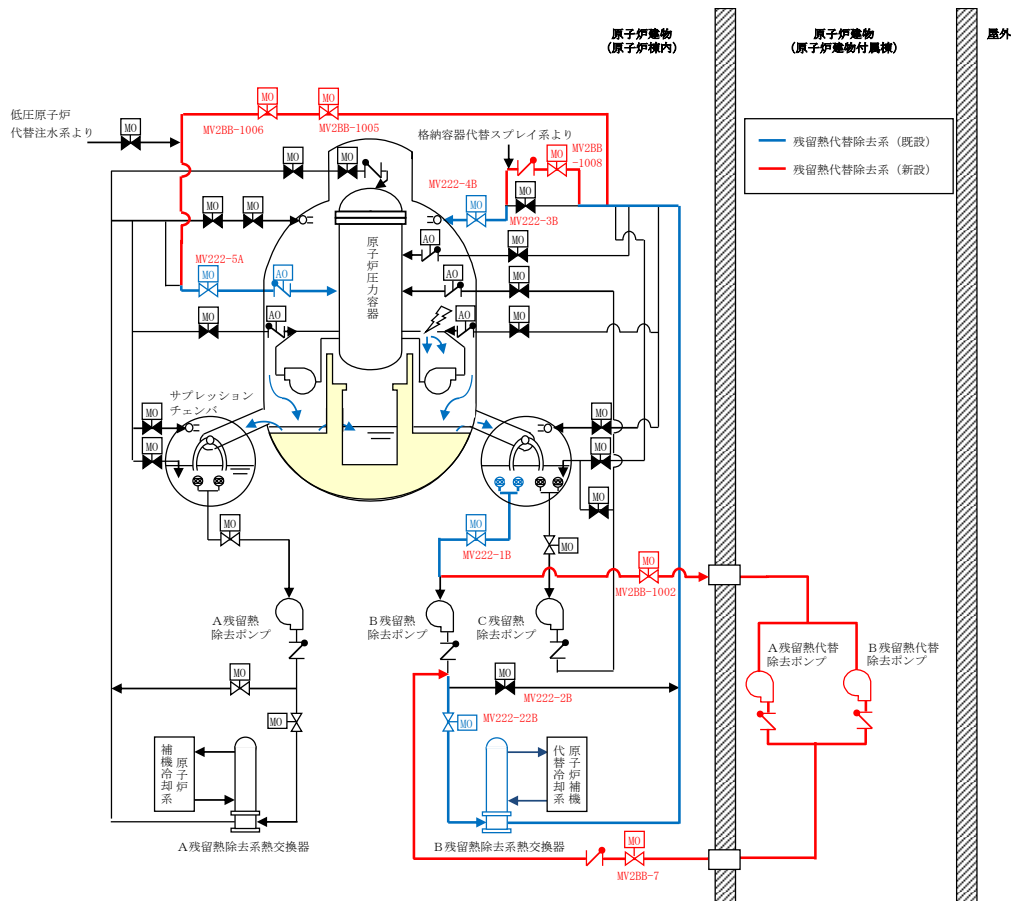


図1 残留熱代替除去系概要図

2.2 残留熱代替除去系の健全性

残留熱代替除去系の健全性については、「残留熱代替除去ポンプの健全性」、「残留熱除去系熱交換器の健全性」、「シール材の信頼性」の観点から評価する。

(1) 残留熱代替除去ポンプ及び残留熱除去系熱交換器の健全性

0.853MPa [gage] (2Pd) においては、サブプレッションチェンバのプール水の温度は0.853MPa [gage] (2Pd) における飽和温度 178℃となる。残留熱代替除去ポンプ及び残留熱除去系熱交換器の最高使用温度は 185℃であるため、健全性に問題はない。

(2) シール材の健全性

残留熱代替除去系を使用する場合に、系統内の弁、配管及びポンプのバウンダリに使用されているシール材について高温環境による影響、放射線影響及び化学種による影響によって材料が劣化し漏えいが生じる可能性がある。これらの影響について下記のとおり評価を行った。

① 高温環境及び放射線による影響

残留熱代替除去系は、重大事故等時に炉心損傷した状況でシステムを使用することとなる。このため、高温環境下であること及び系統内を高放射能の流体が流れること

から、高温及び放射線による劣化が懸念される。

上記に示す部材のうち、配管フランジガスケットには膨張黒鉛材料若しくはステンレス等の金属材料及び弁グランドシール部には膨張黒鉛材料が用いられている。これらは、耐熱性があること及び無機材料であり高放射線下においても劣化の影響は極めて小さい。このため、これらについては評価温度である 200℃以上の耐熱性を有することに加え、放射線性による影響についても、耐放射線性能が確認されたシール材を用いることから、シール性能が維持される。

残留熱代替除去ポンプのバウンダリを構成する部材（メカニカルシール、ケーシングシール等）のシール材には、200℃までの耐熱性を持ち、耐放射線性を向上させた改良フッ素ゴムを用いることから、シール性能が維持される。

② 核分裂生成物による化学的影響

炉心損傷時に発生する核分裂生成物の中で化学的な影響を及ぼす可能性がある物質として、アルカリ金属であるセシウム及びハロゲン元素であるヨウ素が存在する。このうち、アルカリ金属のセシウムについては、水中でセシウムイオンとして存在しアルカリ環境の形成に寄与するが、膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットはアルカリ環境において劣化の影響はなく、また、改良フッ素ゴムについても耐アルカリ性を有する材料であることから、セシウムによるシール機能への化学的影響はないものとする。

一方、ハロゲン元素のヨウ素については、無機材料である膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットでは影響はない。有機材料であるフッ素ゴムについても、ヨウ素に対する耐性をガスケットメーカーで確認しており、表 1 に示すとおり、5 段階評価（ランク 1 が最も耐性がある）のうち、ランク 1 に位置づけられており、ヨウ素に対する耐性があるものとする。

このように、ヨウ素に対する性能が確認された材料を用いることにより、漏えい等の影響が生じることはないものとする。

表 1 フッ素ゴムの特性

薬品	耐性ランク
ヨウ素	1

〈耐性ランクの凡例〉

- 1：動的部分にも使用可能で体積変化率は 10%以内。
- 2：動的部分にも条件により使用可能、体積変化率は 20%以内。
- 3：静的部分には使用可能、体積変化率は 30%以内。
- 4：静的部分には条件により使用可能、体積変化率は 100%以内。
- 5：使用できない、体積変化率は 100%以上。

出典：日本バルカー工業（株）発行「バルカーハンドブック」より抜粋

炉心損傷した際、サブプレッションチェンバのプール水の酸性化を防止すること及びサブプレッションチェンバのプール水中の核分裂生成物由来のよう素を捕捉することにより、格納容器フィルタベント系を使用した際のような素の放出量の低減を図るため、サブプレッションプール水 pH 制御系とドライウエル内に常備するアルカリ薬剤を自主的な取り組みとして設ける計画である。サブプレッションプール水 pH 制御系及びアルカリ薬剤の使用により、アルカリ薬液である水酸化ナトリウムがサブプレッションプールを含む原子炉格納容器内に存在するが、耐アルカリ性を有する改良フッ素ゴムを使用することにより、残留熱代替除去系及び原子炉格納容器バウンダリのシール機能に影響はない。

3. まとめ

残留熱代替除去ポンプ及び残留熱除去系熱交換器の最高使用温度は 185°C であるが、0.853MPa [gage] (2Pd) の飽和温度より高い温度で設計されている。また、ガスケットやシール材については、黒鉛系ガスケットや改良フッ素ゴム等を用いており、200°C、2Pd の条件下であっても健全性は維持可能である。

原子炉格納容器の適用規格について

1. はじめに

本資料では、原子炉格納容器の強度評価における適用規格の考え方について説明するものである。

2. 原子炉格納容器の強度評価における適用規格の考え方について

強度評価における適用規格については、「実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則の解釈（以下「技術基準規則の解釈」という。）第 17 条第 11 項において「施設時に「設計・建設規格 2005（2007）」又は「設計・建設規格 2012」及び「材料規格 2012」が適用されていない設計規準対象施設については、施設時に適用された規格（「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準（昭和 55 年通商産業省告示第 5 0 1 号）」等）によること。」と規定されている。

一方で、「技術基準規則に定める技術的要件を満足する技術的内容は、本解釈に限定されるものではなく、技術基準規則に照らして十分な保安水準の確保が達成できる技術的根拠があれば、技術基準規則に適合するものと判断する。」とされている。

原子炉格納容器の施設時に適用された規格は「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準」（昭和 55 年 10 月 30 日 通商産業省告示第 5 0 1 号）（以下「告示第 5 0 1 号」という。）であるが、原子炉格納容器の強度評価については、告示第 5 0 1 号と設計・建設規格で差異がない（表 1 及び表 2 参照）ことから、設計・建設規格は告示第 5 0 1 号と同等と判断することができる。

また、原子炉格納容器は、新規制基準における設置変更許可の審査において、最高使用圧力、最高使用温度を超える 200℃、2Pd の評価に設計・建設規格を用いていることから、一貫した評価を実施することができる。

以上より、原子炉格納容器の強度評価における適用規格については、設計・建設規格を用いることとする。

なお、原子炉格納容器以外の重大事故等クラス 2 機器（クラス 1 機器を除く。）及び重大事故等クラス 2 支持構造物（クラス 1 支持構造物を除く。）については、「VI-3-1-5 重大事故等クラス 2 機器及び重大事故等クラス 2 支持構造物の強度計算の基本方針」に記載のとおり、設計・建設規格と告示第 5 0 1 号の比較を行い、いずれか安全側の規格による評価を実施することとする。

表 1 重大事故等時における強度計算 (応力評価) を実施している強度計算書に係る告示第 501 号と設計・建設規格の比較整理結果 (1/2)

目録	図書名	比較項目	応力分類又は評価部材	告示第 501 号	設計・建設規格	差異の有無
VI-3-3-7-1-1	ドライウエルの強度計算書	許容応力	一次一般膜応力	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
			一次膜応力+一次曲げ応力	1.5×2/3・Su	1.5×2/3・Su	差異無し
			平均引張応力 (ボルト)	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
VI-3-3-7-1-3	サブレシジョンチェーンバの強度計算書	許容応力	ドライウエル (SGV480)	Su=422MPa	Su=422MPa	差異無し
			ドライウエル (SPV490)	Su=545MPa	Su=545MPa	差異無し
			ボルト (SNCM439)	Su=865MPa	Su=865MPa	差異無し
VI-3-3-7-1-5	ペント管の強度計算書	許容応力	一次一般膜応力	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
			一次膜応力+一次曲げ応力	1.5×2/3・Su	1.5×2/3・Su	差異無し
			サブレシジョンチェーンバ (SPV490)	Su=545MPa	Su=545MPa	差異無し
VI-3-3-7-1-7	機器搬入口の強度計算書	許容応力	一次一般膜応力	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
			一次膜応力+一次曲げ応力	1.5×2/3・Su	1.5×2/3・Su	差異無し
			ペント管及びヘッド (SGV480)	Su=422MPa	Su=422MPa	差異無し
VI-3-3-7-1-9	逃がし安全弁搬出ハッチの強度計算書	許容応力	ドライウエル (SPV490)	Su=545MPa	Su=545MPa	差異無し
			一次一般膜応力	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
			一次膜応力+一次曲げ応力	1.5×2/3・Su	1.5×2/3・Su	差異無し
VI-3-3-7-1-11	制御棒駆動機構搬出ハッチの強度計算書	許容応力	フランジ, 鏡板及び円筒胴 (SGV480)	Su=422MPa	Su=422MPa	差異無し
			補強板 (SPV490)	Su=545MPa	Su=545MPa	差異無し
			一次一般膜応力	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
		許容応力	一次膜応力+一次曲げ応力	1.5×2/3・Su	1.5×2/3・Su	差異無し
			平均引張応力 (ボルト)	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
			フランジ, 鏡板, 円筒胴及びブラケット (SGV480)	Su=422MPa	Su=422MPa	差異無し
		許容応力評価条件 (物性値)	補強板 (SPV490)	Su=545MPa	Su=545MPa	差異無し
			一次一般膜応力	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
			一次膜応力+一次曲げ応力	1.5×2/3・Su	1.5×2/3・Su	差異無し
		許容応力評価条件 (物性値)	平均引張応力 (ボルト)	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
			フランジ, 鏡板, 円筒胴及びブラケット (SGV480)	Su=422MPa	Su=422MPa	差異無し
			補強板 (SPV490)	Su=545MPa	Su=545MPa	差異無し
		許容応力評価条件 (物性値)	ボルト (SNCM439)	Su=865MPa	Su=865MPa	差異無し
			一次一般膜応力	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
			一次膜応力+一次曲げ応力	1.5×2/3・Su	1.5×2/3・Su	差異無し

表 1 重大事故等時における強度計算（応力評価）を実施している強度計算書に係る告示第501号と設計・建設規格の比較整理結果（2/2）

目録	図書名	比較項目	応力分類又は評価部材	告示第501号	設計・建設規格	差異の有無
VI-3-3-7-1-13	サブレーションチェーンバアアクセスハッチの強度計算書	許容応力	一次一般膜応力	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
		許容応力評価条件（物性値）	一次膜応力＋一次曲げ応 円筒胴（SGV480） 補強板（SPV490）	1.5×2/3・Su Su=422MPa Su=545MPa	1.5×2/3・Su Su=422MPa Su=545MPa	差異無し
VI-3-3-7-1-15	所員用エアロックの強度計算書	許容応力	一次一般膜応力	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
		許容応力評価条件（物性値）	一次膜応力＋一次曲げ応力 内側扉、外側扉、内側隔壁、外側隔壁、垂直ビーム、 水平ビーム及び円筒胴（SGV480） 補強板（SPV490）	1.5×2/3・Su Su=422MPa Su=545MPa	1.5×2/3・Su Su=422MPa Su=545MPa	差異無し
VI-3-3-7-1-17	配管貫通部の強度計算書	許容応力	一次一般膜応力	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
		許容応力評価条件（物性値）	一次膜応力＋一次曲げ応力 スリーブ（SGV480）* スリーブ（STS410）* 補強板（SPV490）	1.5×2/3・Su Su=422MPa Su=404MPa Su=545MPa	1.5×2/3・Su Su=422MPa Su=404MPa Su=545MPa	差異無し
VI-3-3-7-1-20	電気配線貫通部の強度計算書	許容応力	一次一般膜応力	2/3・Su	2/3・Su	差異無し
		許容応力評価条件（物性値）	一次膜応力＋一次曲げ応力 原子炉格納容器胴（SPV490）	1.5×2/3・Su Su=545MPa	1.5×2/3・Su Su=545MPa	差異無し

注記*：スリーブ材質は各貫通部毎に異なるが、強度計算書で評価対象となる可能性のあるペロローズなし貫通部（直結型）のスリーブ材質を記載している。

表 2 配管貫通部ペロローズ及びびべント管ペロローズに係る告示第 5 0 1 号と設計・建設規格の比較整理結果 (参考)

目録	図書名	比較項目	応力分類又は評価部材	告示第 5 0 1 号	設計・建設規格	差異の有無
VI-3-3-7-1-19	配管貫通部ペロローズ及びびべント管ペロローズの強度計算書	許容繰返し回数	伸縮継手の疲労評価	$N = \left(\frac{1125}{\sigma} \right)^{3.5}$ Nは、許容繰返し回数 σ は、次の計算式により計算した値 2 調整リングがついている場合 $\sigma = \frac{1.5Et\delta}{n \sqrt{b}t^3} + \frac{Ph}{100tc}$	$N = \left(\frac{11031}{\sigma} \right)^{3.5}$ N：許容繰返し回数 σ ：次の計算式により計算した値 (2) 調整リングがついている場合 $\sigma = \frac{1.5Et\delta}{n \sqrt{b}t^3} + \frac{Ph}{tc}$	*1 実質的な 差異無し
		純弾性係数				

注記*1：工学単位から SI 単位への換算のみの違いであり、実質的な差異無し。

*2：告示第 5 0 1 号及び設計・建設規格どちらの値を用いた場合でも許容値である 1 を超えないことから実質的な差異無し。また、ペロローズの評価は、耐震評価を含めた疲労評価であることから、耐震計算書と同様に設計・建設規格による評価としている。

配管貫通部の構造健全性評価における代表性について

1. はじめに

配管貫通部の構造健全評価については、スリーブ、平板類、セーフエンド毎に代表となる配管貫通部の評価結果を記載していることから、代表の考え方を以下に示す。

2. スリーブの代表性について

スリーブの仕様を表 2-1 及び表 2-2 に示す。スリーブについては、内面に圧力を受けるものと外面に圧力を受けるものに分かれることから、それぞれについて代表を選定し、評価を実施する。

内面に圧力を受けるものについては、内圧による発生応力が大きくなることから、最大径の貫通部 X-244A~H を、外面に圧力を受けるものについては、板厚/外径比が小さいほど外面に受けることができる最高の圧力が小さくなることから、板厚/外径比の最小となる貫通部 X-162A, B を代表として選定し、評価を実施する。

表 2-1 内面に圧力を受けるスリーブの仕様

貫通部番号	外径 [mm]	板厚 (最小厚さ) [mm]
X-69		
X-23A, B, C, D, E		
X-215		
X-36, 82A, B, 200A, B, 142A, B, C, D, 143A, B, C, D, 144A, B, C, D, 146A, C, 147, 160, 165		
X-212A, B		
X-13A, B, 98, 99, 107, 214, 242A, B		
X-233, 505A, B, C, D		
X-22, 83, 84, 204, 205, 209, 213		
X-11, 14, 60, 61, 62, 67, 68A, B, C, 106, 110, 101A, B, C, D, 102A, B, C, D, E, 103A, B, C, 104A, B, C, D, 105A, B, C, D, 111, 130, 131, 132, 133, 134, 135, 136, 137, 138A, B, 140, 141A, B, 145A, B, C, D, E, F, 146B, D, 164A, B, 170, 180, 181, 182, 183, 300A, B		
X-30A, B		
X-250, 251, 253, 254, 255, 256		
X-90A, B, 92, 100A, B, C, D		
X-38, 39, 80, 81, 201, 202, 203, 208, 210, 240, 241		
X-31A, B, C, 32A, B, 34, 35, 50, 91		
X-12A, B, 33		
X-10A, B, C, D		
X-7A, B*		
X-244A, B, C, D, E, F, G, H		

注記* : X-7A, Bについては、内径を記載していることから最小板厚は記載していない。

表 2-2 外面に圧力を受けるスリーブの仕様

貫通部番号	外径 [mm]	板厚 (最小厚さ) [mm]	厚さ/外径比
X-21A, B, C, D, 320A, B, 322C, D			0.05
X-321A, B, 322A, B, E, F, 332A, B, 340, 350, 351			0.11
X-20A, B, C, D			0.09
X-162A, B			0.04

3. 平板類の代表性について

平板類（平板，穴あき平板，フランジ，ボルト締め平板，フルードヘッド）の仕様を表 3-1 及び表 3-2 に示す。内面に圧力を受けるものについては，内圧による発生応力が大きくなることから，最大径の貫通部 X-7A, B を代表として選定し，評価を実施する。

表 3-1 平板，穴あき平板，ボルト締め平板，フルードヘッドの仕様

貫通部番号	外径*1 [mm]	板厚 (最小厚さ) *1 [mm]
X-7A, B*2		
X-90A, B, 92		
X-91		
X-106, 110, 111		
X-107		
X-162A, B		
X-212B		
X-250, 251, 253, 254, 255, 256		
X-505A, B, C, D		
X-14, 130, 131, 132, 133, 134, 135, 136, 137, 138A, B, 140, 141A, B, 145A~F, 146B, D, 164A, B, 170, 180, 181, 182, 183		
X-36, 142A~D, 143A~D, 144A~D, 146A, C, 147, 160, 165		
X-10A, B, C, D		
X-11		
X-12A, B, 33		
X-13A, B		
X-22		
X-31A, B, C, 32A, B, 34, 35, 50		
X-38, 39		
X-60, 67, 68A, B, C		
X-83, 84		

注記*1：平板，穴あき平板，ボルト締め平板，フルードヘッドの内面に受ける圧力は，スリーブの内径寸法によることから，スリーブの寸法を記載

*2：X-7A, B については，内径を記載していることから最小板厚は記載していない。

表 3-2 フランジの仕様

貫通部番号	外径*1 [mm]	板厚 (最小厚さ) *1 [mm]
X-23A, B, C, D, E		
X-7A, B*2		
X-107		

注記*1：フランジの内面に受ける圧力は、スリーブの内径寸法によることから、スリーブの寸法を記載

*2：X-7A, Bについては、内径を記載していることから最小板厚は記載していない。

4. セーフエンドの代表性について

セーフエンドの仕様を表 4-1 に示す。内面に圧力を受けるものについては、内圧による発生応力が大きくなることから、最大径の貫通部 X-10A~D を代表として選定し、評価を実施する。

表 4-1 セーフエンドの仕様

貫通部番号	外径 [mm]	板厚 (最小厚さ) [mm]
X-10A, B, C, D		
X-11		
X-12A, B, 33		
X-31A, B, C, 32A, B, 34, 35, 50		
X-38, 39		

アレニウス則による評価について

電気ペネ共研の試験結果より、高圧用モジュールの EP ゴムシール部は 194℃/62 時間、低圧用モジュールの樹脂シール部は 137℃/62 時間の熱劣化に対して、漏えいがないことを確認できているため、二次シール部の温度（高圧用 44℃、低圧用 68℃）を保守的に 100℃と想定し、一次シール部の熱劣化条件（高圧用 194℃/62 時間、低圧用 137℃/62 時間）を基にアレニウス式による活性化エネルギー（15kcal/mol）を用いて換算評価を実施した。

電気配線貫通部のシール材などの有機系材料の熱劣化については、文献^{*1,*2}を基に評価を実施しており、温度 T_2 [K]の雰囲気時間に時間 t_2 [Hr]さらされる材料を温度 T_1 [K]の雰囲気中で加速するための時間 t_1 [Hr]は次の式により求められる。

$$\frac{t_1}{t_2} = \exp \left[\frac{\varphi}{R} \left(\frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_2} \right) \right]$$

ここで、

φ : 活性化エネルギー 6.279×10^4 [J/mol] (15kcal/mol)^{*2}

R : 気体定数 8.314 [J/(K·mol)]

T_1 : $100 + 273.15$ [K]

T_2 : $194 + 273.15$ [K] (高圧用), $137 + 273.15$ [K] (低圧用)

t_1 : [Hr]

t_2 : 62 [Hr]

アレニウス式による換算評価の結果、高圧用では 3640 時間、低圧用では 384 時間となり、168 時間を上回った。

注記*1: IEEE Std 323 TM-2003 “IEEE Standard for Qualifying Class 1E Equipment for Nuclear Power Generating Stations”

*2: JNES-RE-2013-2049 原子力発電所のケーブル経年劣化評価ガイド (2014 年 2 月, 独立行政法人 原子力安全基盤機構)

X-7A, B のボルト及びフランジの強度評価結果の算出過程について

1. はじめに

貫通部 X-7A, B のフランジ部の強度評価における算出方法を示す。

2. 算出方法

設計・建設規格 PVE-3700 に準拠し, J I S B 8 2 6 5 「圧力容器の構造—一般事項」に基づいて評価する。評価に使用する値を表 1 に示す。

表 1 評価条件

項 目	記号	値
最高使用圧力	P_{DB} [MPa]	0.427
評価圧力	P_{SA} [MPa]	0.853
フランジ外径	A [mm]	
フランジ内径	B [mm]	
フランジ板厚 (最小厚さ)	t [mm]	
ボルトの中心円からハブとフランジ背面との交点までの半径方向の距離	R [mm]	
ハブ先端の厚さ	g_0 [mm]	
フランジ背面のハブの厚さ	g_1 [mm]	
ボルト呼び径	—	
ボルトの谷径	d_b [mm]	
ボルト本数	n	
常温におけるボルト材料の許容引張応力 (設計・建設規格 付録材料図表 Part5 表 4 による。)	σ_a [MPa]	
最高使用温度におけるボルト材料の許容引張応力 (設計・建設規格 付録材料図表 Part5 表 4 による。)	σ_b [MPa]	216
ボルト穴の中心円の直径	C [mm]	
ガスケット反力円の直径	G [mm]	
ガスケット座の有効幅	b [mm]	
ガスケット係数 (J I S B 8 2 6 5 附属書 3 表 2 による。)	m	1.0
ガスケットの最小設計締付圧力 (J I S B 8 2 6 5 附属書 3 表 2 による。)	y [N/mm ²]	1.4
ハブ応力修正係数 (J I S B 8 2 6 5 附属書 3 図 4 又は附属書 3 表 4 による。)	f	1
一体形フランジ及び一体形フランジとして計算する任意形フランジの係数 (J I S B 8 2 6 5 附属書 3 図 8 又は附属書 3 表 4 による。)	V	0.550103
一体形フランジ及び一体形フランジとして計算する任意形フランジの係数 (J I S B 8 2 6 5 附属書 3 図 5 又は附属書 3 表 4 による。)	F	0.90892

(1) フランジの応力計算

a. 計算上必要なボルト荷重

(a) 使用状態で必要なボルト荷重

$$\begin{aligned} W_{m1} &= H + H_P \\ &= 1.135 \times 10^6 [\text{N}] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} H &= \frac{\pi}{4} \cdot G^2 \cdot P_{SA} \\ &= \boxed{} [\text{N}] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} H_P &= 2 \cdot \pi \cdot b \cdot G \cdot m \cdot P_{DB} \\ &= \boxed{} [\text{N}] \end{aligned}$$

ここで、

W_{m1} : 使用状態での必要な最小ボルト荷重

H : 内圧によってフランジに加わる全荷重

H_P : 気密を十分に保つために、ガスケット又は継手接触面に加える圧縮力

(b) ガスケット締付時に必要なボルト荷重

$$\begin{aligned} W_{m2} &= \pi \cdot b \cdot G \cdot y \\ &= 2.841 \times 10^4 [\text{N}] \end{aligned}$$

ここで、

W_{m2} : ガスケット締付時に必要な最小ボルト荷重

b. ボルトの総有効断面積及び実際に使用するボルトの総有効断面積

$$\begin{aligned} A_{m1} &= W_{m1} / \sigma_b \text{ (使用状態)} \\ &= 5.255 \times 10^3 [\text{mm}^2] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} A_{m2} &= W_{m2} / \sigma_a \text{ (ガスケット締付時)} \\ &= 1.315 \times 10^2 [\text{mm}^2] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} A_m &= \text{Max}(A_{m1}, A_{m2}) \\ &= 5.255 \times 10^3 [\text{mm}^2] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} A_b &= \frac{\pi}{4} \cdot d_b^2 \cdot n \\ &= 9.470 \times 10^3 [\text{mm}^2] \end{aligned}$$

ここで,

A_m : ボルトの総有効断面積

A_{m1} : 使用状態でのボルトの総有効断面積

A_{m2} : ガasket締付時のボルトの総有効断面積

A_b : 実際に使用するボルトの総有効断面積

c. フランジの計算に用いるボルト荷重

$$W_o = W_{m1} \text{ (使用状態)}$$

$$= 1.135 \times 10^6 \text{ [N]}$$

$$W_g = (A_m + A_b) \cdot \sigma_a / 2 \text{ (ガasket締付時)}$$

$$= 1.590 \times 10^6 \text{ [N]}$$

ここで,

W_o : 使用状態でのボルト荷重

W_g : ガasket締付時のボルト荷重

d. 使用状態でフランジに加わる荷重

$$H_D = \frac{\pi}{4} \cdot B^2 \cdot P_{SA}$$

$$= \boxed{} \text{ [N]}$$

$$H_G = W_o - H$$

$$= \boxed{} \text{ [N]}$$

$$H_T = H - H_D$$

$$= \boxed{} \text{ [N]}$$

ここで,

H_D : 内圧によってフランジの内径面に加わる荷重

H_G : ガasket荷重

H_T : 圧力によってフランジに加わる全荷重とフランジの内径面に加わる荷重との差

e. 使用状態でのフランジ荷重に対するモーメントアーム

$$h_D = R + 0.5 \cdot g_1$$

$$= \boxed{} \text{ [mm]}$$

$$h_G = \frac{C - G}{2}$$

$$= \boxed{} [\text{mm}]$$

$$h_T = \frac{R + g_1 + h_G}{2}$$

$$= \boxed{} [\text{mm}]$$

ここで,

h_D : ボルト穴の中心円から H_D 作用点までの半径方向の距離

h_G : ボルト穴の中心円から H_G 作用点までの半径方向の距離

h_T : ボルト穴の中心円から H_T 作用点までの半径方向の距離

f. 使用状態でフランジに作用するモーメント

$$M_D = H_D \cdot h_D$$

$$= 7.129 \times 10^7 [\text{N} \cdot \text{mm}]$$

$$M_G = H_G \cdot h_G$$

$$= 9.180 \times 10^5 [\text{N} \cdot \text{mm}]$$

$$M_T = H_T \cdot h_T$$

$$= 8.705 \times 10^6 [\text{N} \cdot \text{mm}]$$

$$M_O = M_D + M_G + M_T$$

$$= 8.091 \times 10^7 [\text{N} \cdot \text{mm}]$$

ここで,

M_D : 内圧によってフランジの内径面に加わる荷重によるモーメント

M_G : ガasket荷重によるモーメント

M_T : 内圧によってフランジに加わる全荷重とフランジの内径面に加わる荷重との差によるモーメント

M_O : 使用状態でフランジに作用する全モーメント

g. ガasket締付時にフランジに作用するモーメント

$$M_g = W_g \cdot \left(\frac{C - G}{2} \right)$$

$$= 8.586 \times 10^7 [\text{N} \cdot \text{mm}]$$

ここで,

M_g : ガスケット締付時にフランジに作用するモーメント

- h. 一体形フランジ, 一体形フランジとして計算する任意形フランジ及びルーズ形フランジでハブを考慮して計算するものの応力

フランジの応力は, M_o 及び M_g のうち, モーメントが大きい M_g を使用して計算を実施する。

$$\begin{aligned}\sigma_H &= \frac{f \cdot M_g}{L \cdot g_1^2 \cdot B} \\ &= 82 [\text{MPa}]\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\sigma_R &= \frac{(1.33 \cdot t \cdot e + 1) \cdot M_g}{L \cdot t^2 \cdot B} \\ &= 106 [\text{MPa}]\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\sigma_T &= \frac{Y \cdot M_g}{t^2 \cdot B} - Z \cdot \sigma_R \\ &= 13 [\text{MPa}]\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}L &= \frac{t \cdot e + 1}{T} + \frac{t^3}{d} \\ &= 0.633\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}h_o &= \sqrt{B \cdot g_o} \\ &= 212.46\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}d &= \frac{U}{V} \cdot h_o \cdot g_o^2 \\ &= 6.331 \times 10^6\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}e &= \frac{F}{h_o} \\ &= 4.278 \times 10^{-3}\end{aligned}$$

$$T = \frac{K^2(1+8.55246 \cdot \log_{10} K) - 1}{(1.04720+1.9448 \cdot K^2) \cdot (K-1)}$$

$$=1.84$$

$$U = \frac{K^2(1+8.55246 \cdot \log_{10} K) - 1}{1.36136 \cdot (K^2 - 1) \cdot (K - 1)}$$

$$=11.973$$

$$Y = \frac{1}{K-1} \cdot \left(0.66845 + 5.71690 \cdot \frac{K^2 \log_{10} K}{K^2 - 1} \right)$$

$$=10.896$$

$$Z = \frac{K^2 + 1}{K^2 - 1}$$

$$=5.621$$

$$K = \frac{A}{B}$$

$$=1.197$$

ここで,

σ_H : ハブの軸方向応力

σ_R : フランジの径方向応力

σ_T : フランジの周方向応力

L : 係数

h_o : 係数

d : 係数

e : 係数

T : $K = \left(\frac{A}{B}\right)$ の値によって定まる係数

(JIS B 8265 附属書 3 図 7 又は図中の算式による。)

U : $K = \left(\frac{A}{B}\right)$ の値によって定まる係数

(JIS B 8265 附属書 3 図 7 又は図中の算式による。)

Y : $K = \left(\frac{A}{B}\right)$ の値によって定まる係数

(J I S B 8 2 6 5 附属書 3 図 7 又は図中の算式による。)

Z : $K = \left(\frac{A}{B}\right)$ の値によって定まる係数

(J I S B 8 2 6 5 附属書 3 図 7 又は図中の算式による。)

K : フランジの内外径の比

(2) 評価結果

評価結果を表 2 及び表 3 に示す。

貫通部 X-7A, B のフランジの発生応力は、許容応力を下回ることを確認した。また、ボルトの必要総有効断面積がボルトの総有効断面積を下回ることを確認した。

表 2 フランジの応力評価結果

(単位 : MPa)

荷重	発生応力			許容応力
2Pd	ハブの軸方向応力	σ_H	82	422
	フランジの半径方向応力	σ_R	106	281
	フランジの周方向応力	σ_T	13	281
	組合せ応力	$\frac{\sigma_H + \sigma_R}{2}$	94	281
		$\frac{\sigma_H + \sigma_T}{2}$	48	281

表 3 ボルトの評価結果

(単位 : mm²)

荷重	必要総有効断面積 A_m	総有効断面積 A_b
2Pd	5.255×10^3	9.470×10^3

機器搬入口の径方向変位差について

原子炉格納容器本体の変形により機器搬入口円筒胴が楕円化することで、タングとグループのギャップ (□mm) 以上に径方向相対変位が大きくなり、タングとグループの接触が生じる。

また、原子炉格納容器内への機器搬入口円筒胴の突き出し長さは上下部と側部で異なり、上下部の方が内圧 (機器搬入口円筒胴にとっては外圧) の負荷範囲が広いから、機器搬入口円筒胴の上下部は内側に縮むように変形し、側部は外側に広がるように変形する。このため、上下部では内側タングの軸方向相対変位が外側タングに比べて大きくなり、側部では外側タングの軸方向相対変位が内側タングに比べて大きくなる。

タングとグループは接触することで径方向には動かなくなるが、タングとグループの接触部が固定点となり軸方向に開く動きとなることで、タングとグループとの接触面で相当塑性ひずみが発生し、グループよりも厚さが薄いタング側に最大相当塑性ひずみが発生する。

なお、内側タング及び外側タングとグループの角も接触することから、グループにも相当塑性ひずみが発生する。

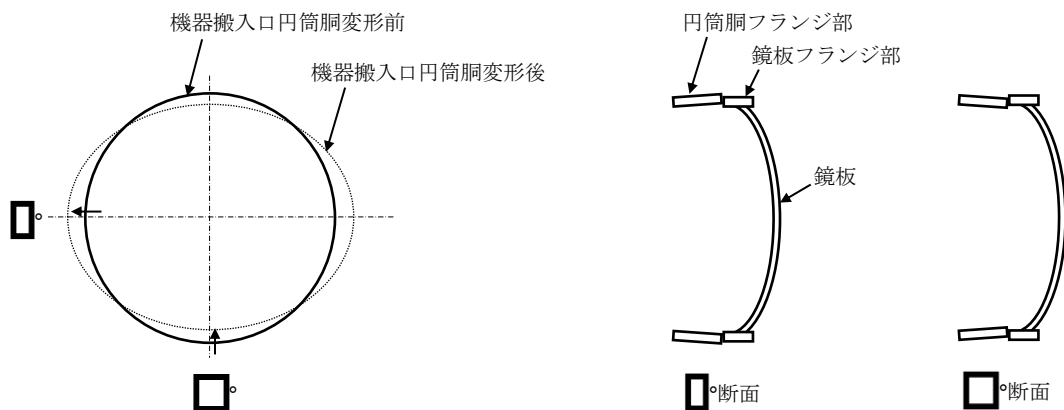


図 1 機器搬入口変形の概念図

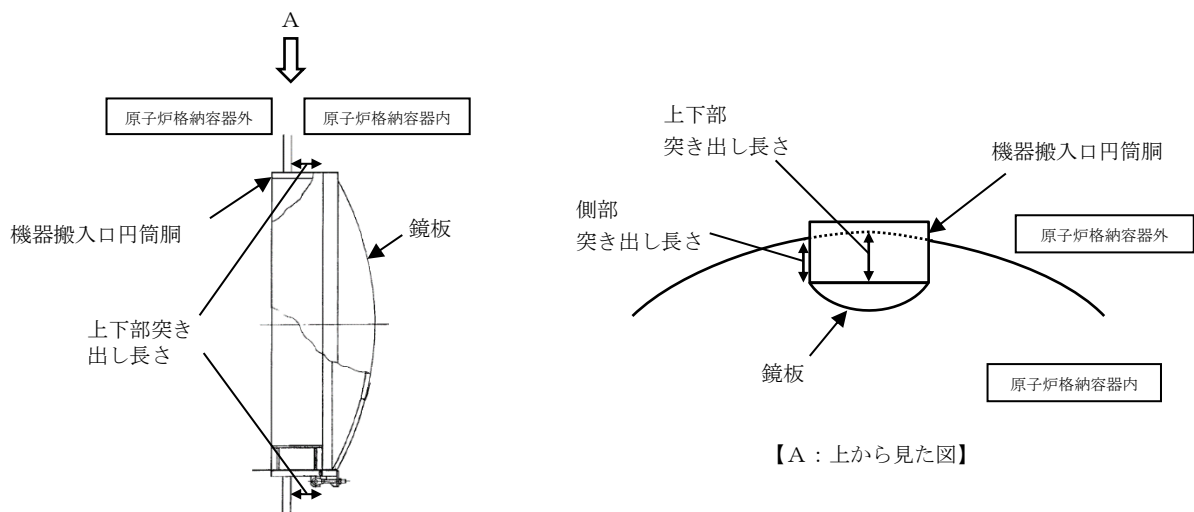
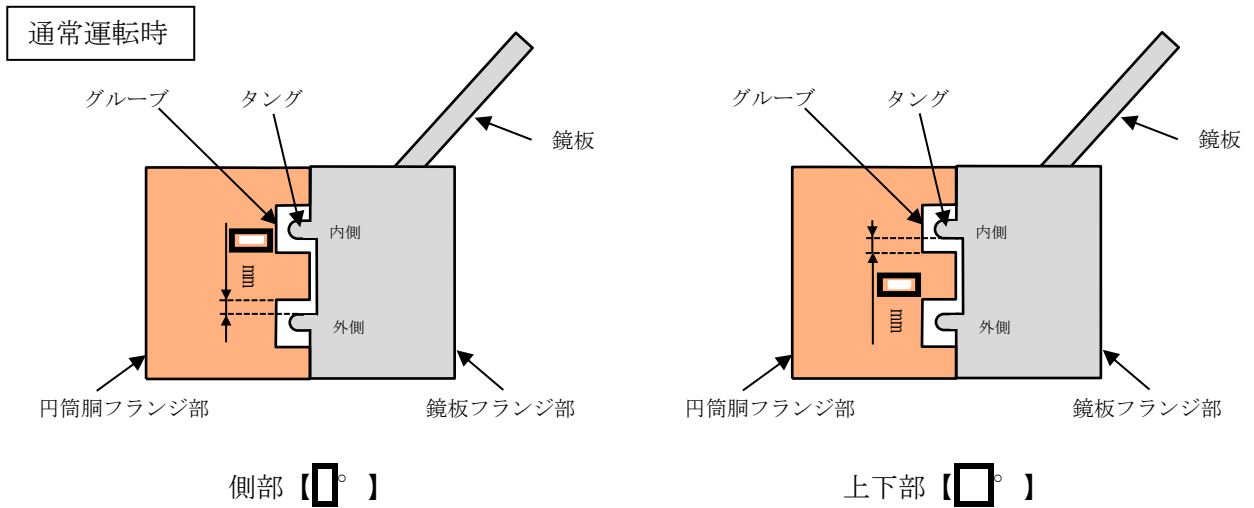
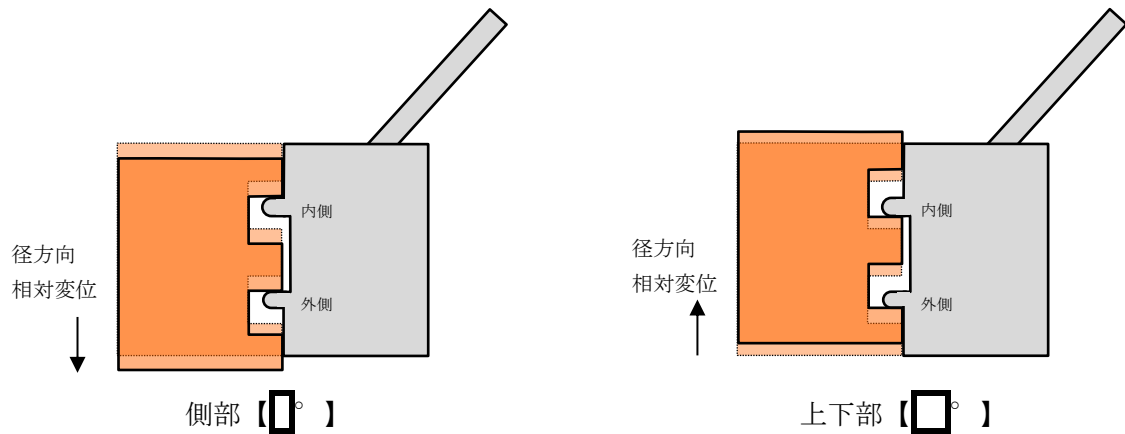


図 2 機器搬入口円筒胴の突き出し長さ概略図



SA時
原子炉格納容器本体の変形による機器搬入口円筒胴の楕円化により径方向相対変位が発生する。



SA時
機器搬入口円筒胴の側部は外側に広がるように変形し、上下部は内側に縮むように変形することで軸方向相対変位が発生する。
タングとグループの接触部が固定点となり軸方向に開く動きとなることで、タングとグループとの接触面で相当塑性ひずみが発生する。

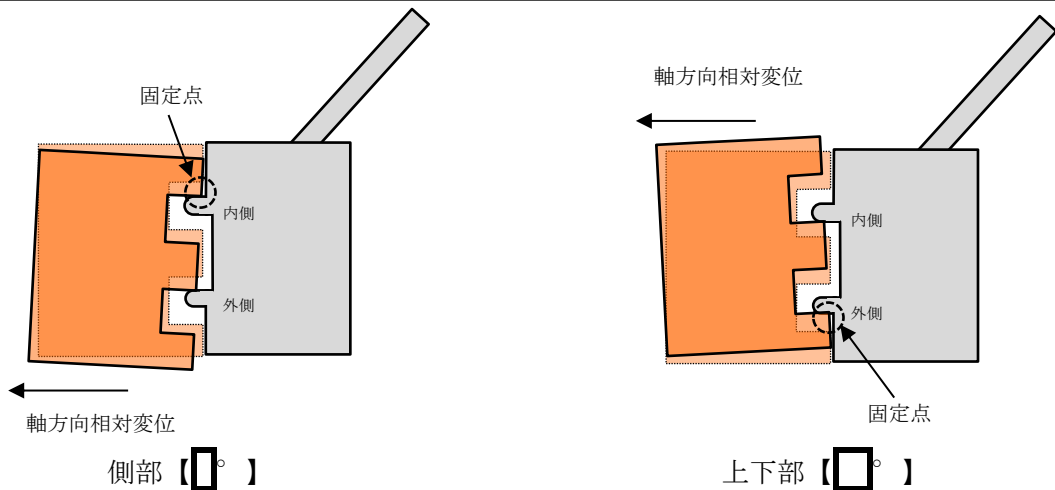


図3 径方向及び軸方向の相対変位

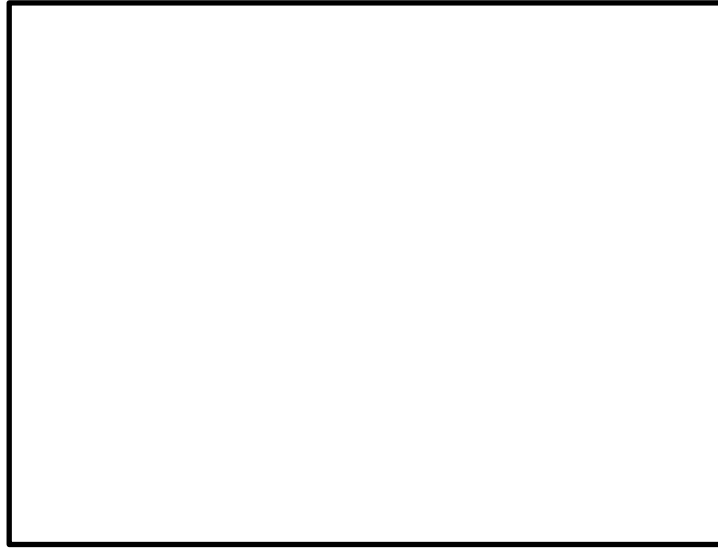


図 4 機器搬入口フランジ部の最大相当塑性ひずみ分布 (タンゲ)



図 5 機器搬入口フランジ部の最大相当塑性ひずみ分布 (グループ)

サンドクッション部について

原子炉格納容器に発生する内圧や熱膨張により原子炉格納容器が外側に変位することで、ドライウェル下部球形胴のコンクリートに埋まっていない部分と埋まっている部分の境界（埋設境界）で局部応力が発生することから、サンドクッションを設置することにより、原子炉格納容器の外側への変位を吸収し、埋設境界に発生する局部応力の低減を図ることを目的としている。

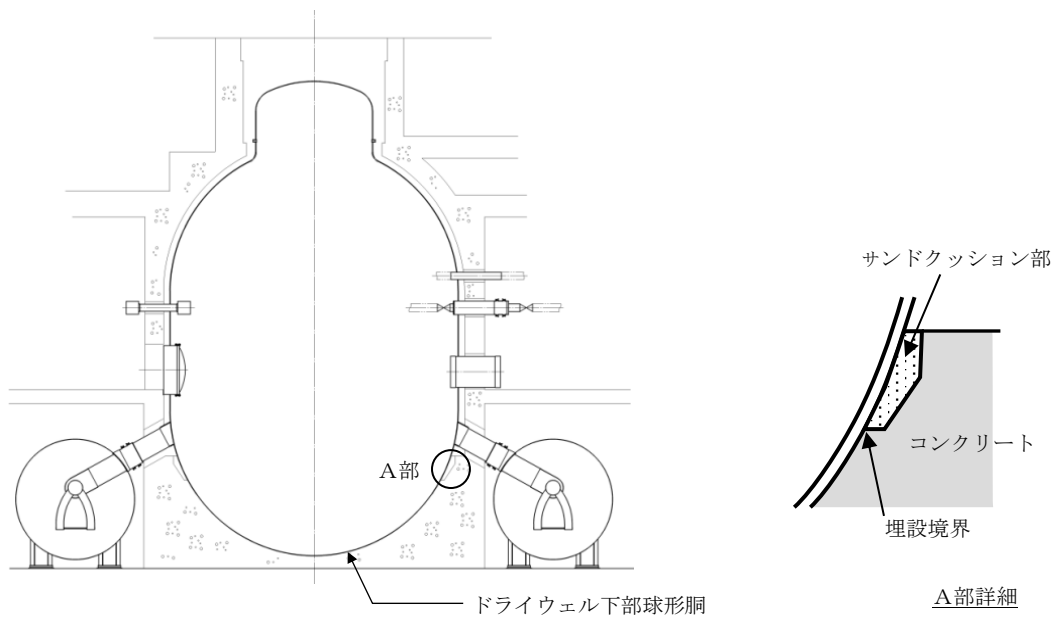


図 1 サンドクッション部詳細図

モジュール型計測用 MI 電気ペネトレーションの型式認定試験結果による評価

モジュール型計測用 MI 電気ペネトレーション（以下「新形式モジュール」という。）は、東日本大震災を踏まえ重大事故等時環境下における信頼性向上を目的として開発され、メーカーにおける型式認定試験が終了し、採用の見通しが得られたため、原子炉格納容器内に設置する SA 計装回路の貫通部（X-103A, B, X-300A, B）の一部に信頼性向上の観点として、新形式モジュールを採用する。なお、貫通部の選定にあたっては、敷設済回路の移設ができること及びケーブルの敷設ルートを考慮し、X-103A, B（ドライウェル水位（SA）、ペDESTAL 水位（SA））及び X-300A, B（サブプレッションプール水温度（SA）、サブプレッションチェンバ温度（SA））を選定した。

新形式モジュールのメーカー型式認定試験の試験概要を表 1 に、試験結果を表 2 に示す。試験結果により、200℃、2Pd におけるシール機能が確保されていることを確認した。

また、新形式モジュールのメーカー型式認定試験と既存のモジュール健全性評価に用いた過去の検証試験との比較を表 3 に示す。同等の試験を実施していることから、メーカー型式認定試験による健全性評価は問題ないとする。

1. 試験概要

(1) 試験項目及び試験方法

試験項目及び試験方法については、IEEE Std. 317 (1983), 323 (1974) 及び 383 (1974) に長期間の経年劣化を考慮した必要性能の評価方法がまとめられていることから、IEEE に基づき、試験を実施している。

表 1 試験項目及び試験方法

No.	試験項目	試験方法						
1	サーマルサイクル試験	ペネトレーションを冷熱装置内に設置し、計 <input type="text"/> サイクルのサーマルサイクルを放射線照射試験の前後に分けて実施。 1 サイクル <input type="text"/> ℃ → <input type="text"/> ℃ → <input type="text"/> ℃ : <input type="text"/> サイクル 1 サイクル <input type="text"/> ℃ → <input type="text"/> ℃ → <input type="text"/> ℃ : <input type="text"/> サイクル						
2	放射線照射試験	ペネトレーションが <input type="text"/> 年間の運転期間及び重大事故等時に受ける放射線を考慮し、照射線量 <input type="text"/> MGy として試験を実施。						
3	熱加速試験	加熱促進により、 <input type="text"/> 年間に相当する加速熱劣化として、 <input type="text"/> ℃、 <input type="text"/> 日間を加える。						
4	蒸気曝露試験	一次シール部において下記の温度、圧力条件で蒸気曝露を実施。 <table border="1" style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <thead> <tr> <th>温度</th> <th>圧力</th> <th>時間</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td style="height: 40px;"></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table>	温度	圧力	時間			
温度	圧力	時間						

(2) 試験結果

表 1 に示す No. 1～4 の試験項目を実施した後、リーク試験及び耐圧試験を実施した結果を表 2 に示す。

試験結果に示すとおり、200℃、2Pd 環境下に蒸気曝露後、モジュール部のリーク量の増加は確認されなかったことから、200℃、2Pd におけるシール機能が確保されていることを確認した。

表 2 試験結果

	試験前	試験後	判定基準	結果
リーク試験*1	□ Pa・m ³ /s	□ Pa・m ³ /s	1.0×10 ⁻⁷ Pa・m ³ /s以下	良
耐圧試験*2	圧力差なし	圧力差なし	—	良

注記*1：設計・建設規格による試験圧力（□ kPa）で実施

*2：告示 501 号による試験圧力（□ kPa）で実施

(3) 既存のモジュール健全性評価に用いた過去の検証試験との比較

新形式モジュールのメーカー型式認定試験と既存のモジュール健全性評価に用いた過去の検証試験との比較を表 3 に示す。同等の試験を実施していることから、メーカー型式認定試験による健全性評価は問題ないとする。

表3 メーカー型式認定試験と過去の検証試験との比較

試験項目		新型式モジュールの メーカー型式認定試験	既存のモジュール健全性評価に 用いた過去の検証試験
通常環境模擬 (経年劣化)	サーマルサイクル試験	□□サイクル (□□℃→□□℃→□□℃を□□時間で変化)	60 サイクル (□□℃→□□℃→□□℃を□□時間で変化) 9.4.2 評価 (2) 過去の環境試験結果を用いた評価
	放射線照射試験	□□MGy	□□kGy 9.4.2 評価 (2) 過去の環境試験結果を用いた評価
	熱劣化試験	□□℃×□□日間	□□℃×□□日間 9.4.2 評価 (2) 過去の環境試験結果を用いた評価
事故環境模擬 (設計基準事故及び重大事故)	蒸気曝露試験		① 200℃ 0.60～0.81MPa 62時間 ② ① 9.4.2 評価 (1) 電気ペネ共研の試験結果を用いた評価 ② 9.4.2 評価 (2) 過去の環境試験結果を用いた評価
	事故時環境模擬後のリーク試験	□□kPa でリーク試験を実施	□□kPa でリーク試験を実施 9.4.2 評価 (2) 過去の環境試験結果を用いた評価
	昇温・昇圧時リーク試験	なし*	284～303℃ 0.8MPa で漏えい基準値越え 9.4.2 評価 (3) (財)原子力発電技術機構による試験結果を用いた評価

注記* : (財)原子力発電技術機構による試験において、0.4MPa～1.0MPaの範囲では漏えいの発生は圧力に依存せず、漏えい発生温度はほぼ一定になることが報告されていることから、200℃、2Pd環境下におけるシール機能の健全性は、事故時環境模擬後のリーク試験で確認可能と考える。

コリウムシールドの設計

目 次

1. 概要	1
-------------	---

別紙 1. デブリの凝固停止評価における Epstein モデルの適用性及びその他のモデルによる評価について

別紙 2. 原子炉格納容器下部に落下する溶融デブリ評価条件と落下後の堆積に関する考慮

別紙 3. コリウムシールド材料の選定に係る試験について

別紙 4. コリウムシールドに使用する耐熱材の管理について

別紙 5. コリウムシールドの寸法管理について

1. 概要

本資料は、「原子炉格納施設的设计条件に係る説明書」(以下「説明書」という。)のoriumシールド的设计に関して詳細を示すものである。

デブリの凝固停止評価における Epstein モデルの適用性及び
その他のモデルによる評価について

1. Epstein モデルの適用性

米国 EPRI (Electric Power Research Institute)^[1]及び FAI (FAUSKE&ASSOCIATES, INC)は、下部プレナムの貫通部（核計装管や RPV ドレンライン）の破損の可能性について確認するために、下部プレナムを模擬した試験体に模擬デブリ (Al_2O_3) を流入させる試験を実施している。

この試験の中で、炉内の核計装管内にデブリが侵入した際のデブリの流動距離を評価するために、図 1 に示すような試験装置を用いて、模擬デブリの流動距離を調べる試験を実施している。試験は、テルミット反応で作成した模擬デブリ (Al_2O_3) を落下させ、核計装管内を流動する距離を計測している。試験時の核計装管の中はドライな条件となっている。表 1 に実験結果と Epstein^[2]モデルによる評価結果を示す。試験結果と評価結果は、おおよそ一致しており、本モデルを用いてデブリの凝固を評価可能であると考えられる。

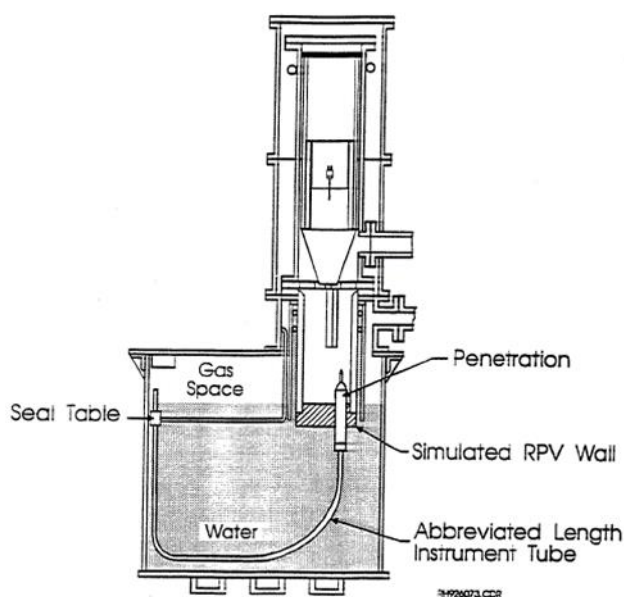


図 1 Epstein モデル検証用試験の試験体の例

表 1 試験結果と計算結果の比較

Test Number	Penetration Type	Differential Pressure ⁽¹⁾ (MPa)		Calculated Penetration Length (m)			Measured Penetration Length (m)
		Maximum	Initial	X*	X _s ⁽²⁾	Total ⁽³⁾	
1	PWR	1.96	1.1	1.2	3.0/2.5	2.5-4.2	2.3
2	BWR	1.62	0.62	1.6	4.1/3.1	3.1-5.7	> 2.3
3	PWR	0.003 ⁽⁴⁾	0.003 ⁽⁴⁾	1.2	0.3/0.3	0.3-1.5	0.5
4	PWR	1.72	0.6	1.2	2.9/2.0	2-4.1	2.1-2.3
5	BWR	1.9	0.6	1.6	4.7/3.1	3.1-6.3	1.8-2.8

2. その他の凝固モデルによる評価

金属の流路内での凝固挙動を対象とした流動距離評価モデルとして、US-ABWR DCD モデル^[3]や、Flemings のモデル^[4]がある。

溶融炉心は液相線温度と固相線温度に差があり、合金の凝固挙動を示すものと考えられるが、これらの純金属モデル(DCD モデル)や合金モデル(Flemings モデル)を用いた場合にも、流動距離の評価結果は表 2 のとおりであり、スリットの長さ (約 m) の範囲内で凝固することを確認した。

なお、US-ABWR DCD モデルでは、評価条件として溶融炉心の流速ではなく原子炉压力容器 (以下「RPV」という。) からの落下率がパラメータとなっており、5000kg/s, 10000kg/s, 15000kg/s を使用している。その他の評価条件としては、Epstein モデルによる評価と同様の条件を用いている。

表 2 その他の凝固モデルによる評価結果

評価モデル	評価結果 (流動距離)	備考
US-ABWR DCD モデル	0.25m	溶融炉心流速の代わりに RPV からの溶融炉心の落下率として 5000kg/s, 10000kg/s, 15000kg/s を使用。評価結果は最大値を記載。その他は Epstein モデルによる評価条件と同様。
Flemings モデル	0.55m	Epstein モデルによる評価と同様の評価条件を使用。

2.1 US-ABWR DCD モデルの概要

US-ABWR DCD (以下「DCD」という。)モデルは、純金属の凝固挙動を想定し、流路の入口付近において周辺の構造材への熱伝導によりクラストが成長し流路が閉塞するものとしている。DCDモデルの評価式を以下に示す。流動距離は流動停止までの平均速度と流動停止までの平均時間の積で求められる。

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

ここで、

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

US-ABWR DCD では、入口流速は以下のように表わされている。

$$v_e(t) = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}t}{\rho_{cm}A_{ld}}} \quad \dots\dots\dots (3)$$

しかしながら、原子炉格納容器下部床面よりも下部にスリットが設置されるため、縦スリット内のヘッド h_0 を考慮し以下のようにする必要がある。

$$v_e(t) = \sqrt{2g \left(\frac{\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm}A_{ld}} t + h_0 \right)} \quad \dots\dots\dots (4)$$

この場合、DCDモデルの評価で使用される平均流速において、初期ヘッド h_0 による項が追加され、以下のように修正される。

$$v_e(t) = \frac{\frac{2}{3}a_0\sqrt{t} + \sqrt{2gh_0} - \frac{a_0b_0}{H_0}t - \frac{4b_0\sqrt{2gh_0}}{3H_0}\sqrt{t}}{\left(1 + \frac{4b_0}{3H_0}\sqrt{t}\right)} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで、

$$a_0 = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm}A_{ld}}} \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$b_0 = \sqrt{\frac{2k_f(T_{f,m} - T_s)}{\rho_{cm}h_{lh}}} \quad \dots\dots\dots (7)$$

溶融炉心が過熱度を持つ場合、 b_0 は以下の式を使用する。過熱度がない場合、 $b_0 = b'_0$ となる。

$$b'_0 = \frac{2k_f(T_s - T_i)}{\rho_{cm}(h_{lh} + c_p \Delta T)\sqrt{\pi \alpha_w}} \quad \dots\dots\dots (8)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

L_{freeze} : 流動距離 (m), $\bar{v}(t)$: 平均流速 (m/s), t_{freeze} : 凝固完了時間 (s),
 ρ_{cm} : 溶融デブリ密度 (kg/m³), C_p : 溶融デブリ比熱 (J/kgK), ΔT : 過熱度 (K),
 H_0 : スリット高さ (m), h_0 : 縦スリット部高さ (m), α_w : 構造材熱拡散率 (m²/s),
 k_w : 構造材熱伝達率 (w/mK), k_f : デブリ熱伝導率 (w/mK),
 T_s : 接触面温度 (K), T_i : 構造材初期温度 (K), $T_{f,m}$: 溶融デブリ温度 (K),
 g : 重力加速度 (m/s²), \dot{m}_{ves} : R P Vからのデブリ落下率 (kg/s),
 A_{fd} : 下部ドライウエル床面積 (m²)

DCD においては、過去に実施された関連試験に係る文献を参照し、それらの試験結果より DCD モデルによる評価の適用性を確認している。

2.2 Flemings モデルの概要

Flemings モデルは、流路周長全体を伝熱面とし、壁面への伝熱を評価するモデルであり、以下のように表される。

$$L_{freeze} = \frac{A\rho v(f_c H_f + C_p \Delta T)}{hS(T_d - T_w)} \left(1 + \frac{B}{2}\right) \dots\dots\dots (9)$$

ここで、

$$B = \frac{h\sqrt{\pi\alpha_w\Delta X}}{k_w\sqrt{v}} \dots\dots\dots (10)$$

L_{freeze} : 流動距離 (m), A : 流路面積 (m²), ρ : デブリ密度 (kg/m³),
 v : デブリ流速 (m/s), m_d : デブリ質量 (kg), f_c : 流動限界固相率,
 H_f : 溶融潜熱 (J/kg), C_p : デブリ比熱 (J/kg/K), ΔT : 初期温度と凝固温度の差 (K),
 h : 熱伝達率 (w/m²/K), S : 流路周長 (m), T_d : デブリ温度 (K), T_w : 構造材温度 (K),
 α_w : 構造材熱拡散率 (m²/s), ΔX : チョーキングレンジ, k_w : 構造材熱伝導率 (W/(mK))

しかしながら、この式をそのまま使用すると、デブリの温度低下が考慮されず、流動距離が非保守側となるため、次のようにデブリの温度低下を考慮している。

初期にデブリが保有するエネルギー（流動停止するために除去が必要なエネルギー）を固相線温度を基準として

$$Q_0 = \{C_p(T_{d0} - T_{sol}) + H_f\}f_c m_d \dots\dots\dots (11)$$

となる。デブリの除熱量は以下となり、

$$Q_{rm} = hS\Delta x(T_d - T_w)\left(\frac{1}{1 + \frac{B}{2}}\right)\Delta t \dots\dots\dots (12)$$

流動後のデブリの保有エネルギーは

$$Q_{db}^{P+1} = Q_{db}^P - Q_{rm} \quad \dots\dots\dots (13)$$

である。

また、 $f_c=1.0$ とした場合、流動による温度低下後のデブリ温度は

$$T_d = \frac{Q_{db}}{C_f m_d} + T_{sol} \quad \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 C_f は溶融潜熱が固相線と液相線を直線的に変化すると想定した場合に、溶融潜熱を考慮した換算比熱であり、

$$C_f = C_p + \frac{H_f}{T_{liq} - T_{sol}} \quad \dots\dots\dots (15)$$

である。

デブリの保有エネルギー Q が 0 になった時間 t とデブリ流速 v の積が流動距離となる。

Q_0 : 流動停止するために除去が必要なエネルギー (J), T_{d0} : デブリ初期温度 (K),

T_{sol} : デブリ固相線温度 (K), T_{liq} : デブリ液相線温度 (K), m_d : デブリ質量 (kg),

Q_0 : タイムステップ毎の除熱量 (J), Δx : タイムステップ毎の流動距離 (m),

Δt : タイムステップ (s)

また、熱伝達係数を求めるヌセルト数は以下の式を使用する。レイノルズ数が $10^4 < Re < 10^6$ 、プラントル数が $0.1 < Pr < 10^4$ 範囲については次式 (Sleicher-Rouse の式) [5] を用いる。

$$Nu_m = 5 + 0.015 Re_f^a Pr_w^b \quad \dots\dots\dots (16)$$

ここで、

$$a = 0.88 - 0.24 / (4 + Pr_w)$$

$$b = 1/3 + 0.5 \exp(-0.6 Pr_w) \quad \dots\dots\dots (17)$$

それぞれの添え字(m,f,w)はそれぞれ、m:混合平均温度、f:膜温度、w:壁温を表し、それぞれの温度における物性値を使用する。ただし、本評価では、物性値は温度によらず一定と仮定する。

また、レイノルズ数が $3000 < Re < 10^6$ 、プラントル数が $0.5 < Pr < 2000$ 範囲については次式 (Gnielinski の式) [4]

$$Nu = \frac{(f/2)(Re-1000)Pr}{1 + 12.7\sqrt{f/2}(Pr^{2/3}-1)} \quad \dots\dots\dots (18)$$

ここで、 f は管摩擦係数であり、

$$f = (3.64 \log_{10}(Re) - 3.28)^{-2} \quad \dots\dots\dots (19)$$

と与えられる。

Sleicher-Rouse の式, Gnielinski の式が共に適用範囲内となる場合は, ヌセルト数が小さいほうを採用する。

Flemings らは試験結果を基に Flemings モデルを用いて流動限界固相率を推定しており, 最大で 0.35 程度という結果を得ている。一方で, 今回の流動距離評価では, 熔融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くものと保守的に仮定し, 流動限界固相率を 1.0 と設定していることから, 流動距離が過小評価されることはなく適用可能と考えられる。

参考文献

- [1] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume 1, Technical report TR-103389, 1994
- [2] M. Epstein et al., Freezing-Controlled Penetration of a Saturated Liquid Into a Cold Tube, Journal of Heat Transfer, Vol.99, 1977
- [3] GE-Hitachi Nuclear Energy Americas LLC, ABWR Design Control Document, United States Nuclear Regulatory Commission, 2010
- [4] M.C.Flemings et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFC Transactions, vol.69, 1961
- [5] 伝熱工学資料 第5版 (2009)

原子炉格納容器下部に落下する熔融デブリ評価条件と落下後の堆積に関する考慮

1. 熔融デブリの評価条件

島根原子力発電所第2号機では、MCCIの評価にMAAPコードを用いている。MCCIの評価においては、全炉心に相当する量が熔融炉心として原子炉格納容器下部に落下するものとしており、この熔融炉心には炉内構造物等を考慮している。熔融デブリの拡がりに関する評価条件を表1に示す。

2. 島根原子力発電所第2号機のMCCIの評価における熔融デブリの堆積高さ

島根原子力発電所第2号機のMCCIの評価では、落下した熔融デブリが原子炉格納容器下部床上に一樣に拡がるものとしており、この場合の堆積高さは約1mとなる。原子炉格納容器下部に落下した熔融デブリと原子炉格納容器下部の構造の位置関係を図1に示す。図1に示すとおり、原子炉格納容器下部壁面の開口部として最も低い箇所にある原子炉格納容器下部開口部までは約3.8mの高さがあることから、仮に熔融炉心が全量落下しても原子炉格納容器下部以外に熔融デブリが拡がる恐れは無いと考える。

3. 熔融デブリの堆積高さの不確かさ

3.1 原子炉格納容器下部の構造物等の影響

島根原子力発電所第2号機の原子炉格納容器下部の構造物としては制御棒駆動機構(CRD)交換装置(プラットフォーム、旋回レール等含む)があり、原子炉圧力容器下部の構造物としてCRDハウジング、中性子計装ハウジング等がある。熔融デブリへこれら原子炉格納容器下部の構造物を取り込まれたことを考慮すると、熔融デブリ全体の温度を低下させ、MCCIを緩和する側に作用すると考えられることから、現在の評価ではこれらの構造物は考慮していない。これらの構造物の重量は全体の熔融デブリ量(約 t)に対して小さく、これらの構造物を考慮した場合でも、熔融デブリ堆積高さの増加分は約0.17mであることから、熔融デブリが原子炉格納容器下部以外に拡がる恐れは無いと考える。

3.2 熔融デブリの粒子化に伴う影響

熔融炉心が原子炉格納容器下部に落下する場合、予め2.4mの水張りを実施する手順としていることから、熔融デブリの一部は水中で粒子化するものと考えられる。この時、粒子化した熔融デブリの密度が低いと堆積高さが高くなる。

最も厳しい条件として、デブリが粒子化割合0.38で粒子化した際の堆積高さを評価する。例えば、ポロシティが最も大きな粒子の充填状態である、単純立方格子(ポロシティ0.48)として粒子が堆積する場合を想定すると、熔融デ

ブリの堆積高さは約 1.4m、粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深は約 2m となるが、前述のとおり、原子炉格納容器下部の壁面の開口部までは十分な高さがあることから、粒子化に伴う堆積高さの増加を考慮しても、原子炉格納容器下部以外に熔融デブリが拡がる恐れは無いと考える。

なお、熔融炉心の比重は 8 程度であり、水と比べて非常に重く、粒子化した熔融デブリは水面に浮遊しないと想定される。

3.3 熔融炉心の落下の位置及び拡がりの影響

原子炉圧力容器下部から原子炉格納容器下部への熔融炉心の落下の経路^[1]については、CRDハウジングの逸出に伴う開口部からの落下等が考えられる。原子炉圧力容器の構造からは、熔融炉心は原子炉圧力容器底部の中心に流れ込むと考えられ、原子炉圧力容器底部の中心近傍に開口部が発生し、熔融炉心が原子炉格納容器下部に落下する可能性が高いと推定されるが、開口部の発生箇所については不確かさがあると考えられる。

ここで仮に熔融デブリが偏って堆積し、原子炉格納容器下部開口部高さ（約 3.8m）に到達する条件を考えると、熔融デブリが直径約 3m の円柱を形成する必要があるが、熔融デブリの厚さが均一化するまでの時間が 2～3 分程度であるという過去の知見^[2]を踏まえると、熔融炉心は落下と同時に原子炉格納容器下部床面を拡がり、堆積高さが均一化していくと考えられることから、熔融デブリが原子炉格納容器下部開口部の高さまで堆積する状況は考えにくい。

また、熔融炉心の落下位置及び堆積形状に係る知見として、近年、以下のものがある（表 3）。

- ・東京電力福島第一原子力発電所第 2 号機における原子炉格納容器下部の調査結果により熔融炉心が原子炉圧力容器の中心位置から偏って落下した可能性がある。
- ・PULiMS 実験^[3]において確認された熔融デブリの堆積高さと拡がり距離のアスペクト比が確認されている。

これらの知見を踏まえ、熔融炉心が原子炉圧力容器の中心位置から偏って落下し、熔融デブリが円錐上に堆積するという仮定で堆積高さを評価した場合においても、熔融デブリ堆積の頂点位置における高さは約 2.2m であり、原子炉格納容器下部開口部高さ（約 3.8m）を下回る評価結果となった（図 3）。

よって、熔融炉心が原子炉圧力容器下部の偏心位置から落下し円錐上に堆積した場合においても、原子炉格納容器下部以外に熔融デブリが拡がる恐れは無いと考える。

表 1 溶融炉心に関する評価条件

項目	設定値	設定根拠
溶融炉心落下割合	100% (約 <input type="text"/> t)	保守的に全炉心相当量が落下するものとして設定
溶融デブリの組成	図 2 参照	MAAP コードによる評価結果 (炉内構造物の組成・質量等を考慮)
原子炉格納容器下部床面積	<input type="text"/> m ²	設計値

表 2 原子炉格納容器下部へ落下するコリウム重量及び体積

項目	重量/体積*1	備考
燃料(UO ₂)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	炉心内全UO ₂ の重量
被覆管(Zr)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	標準長燃料棒, 短尺燃料棒を考慮
チャンネルボックス/ ウォーターロッド/ スペーサ(Zr)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	チャンネルボックス: 約 <input type="text"/> t ウォーターロッド: 約 <input type="text"/> t スペーサ: 約 <input type="text"/> t
CRD関係(SUS)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	CR, CRDハウジング, CRDガイドチューブの合計
CR(B ₄ C)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	CRにおけるB ₄ Cの重量
炉心支持板/燃料支持 金具+下部タイプレート/ 上部タイプレート (SUS)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	炉心支持板: 約 <input type="text"/> t 燃料支持金具: 約 <input type="text"/> t 上部タイプレート: 約 <input type="text"/> t 下部タイプレート: 約 <input type="text"/> t
合計*2	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	—

注記*1: 重量から体積への換算は以下の密度(密度は温度によって変化するが, 代表値で一定とする)を用いているため, 体積は参考値扱い。

UO₂ : 10.57(g/cm³)

Zr : 6.55(g/cm³)

SUS : 7.75(g/cm³)

B₄C : 2.38(g/cm³)

*2: MAAPでは, Zr, SUSの酸化を考慮するため, 原子炉格納容器下部への落下重量は約 t となる。

表3 溶融デブリの堆積高さ評価に係る近年得られた知見について

項目	概要	今回評価上の扱い
溶融炉心の落下位置	平成29年2月の東京電力福島第一原子力発電所第2号機における原子炉格納容器下部の調査結果により、原子炉格納容器下部の中心軸から外れた位置のグレーチングの落下が確認されている。グレーチングの落下理由の1つとして、原子炉压力容器から流出した溶融炉心が中心位置から偏った位置に落下したことが考えられる。	溶融炉心が原子炉压力容器下部の偏心位置から落下したことを考慮した場合、原子炉格納容器壁面に近い方がより保守的な条件であるため、溶融炉心が最外周の制御棒駆動機構位置から落下すると仮定して、評価を行った。
堆積形状	PULiMS 実験は溶融物を水中に落下した実験であり、溶融デブリの堆積高さや拡がり距離のアスペクト比としては1:18~1:14程度となっている。	溶融デブリの堆積形状として、保守的に、1:14の円錐状に堆積すると仮定して、評価を行った。

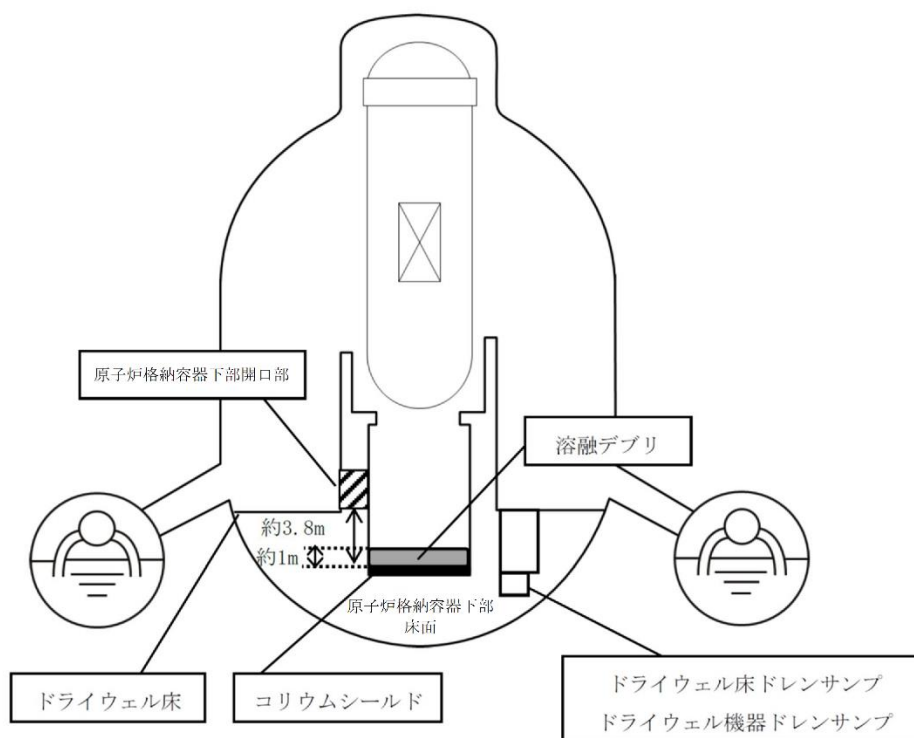


図1 溶融デブリと原子炉格納容器下部の構造の位置関係

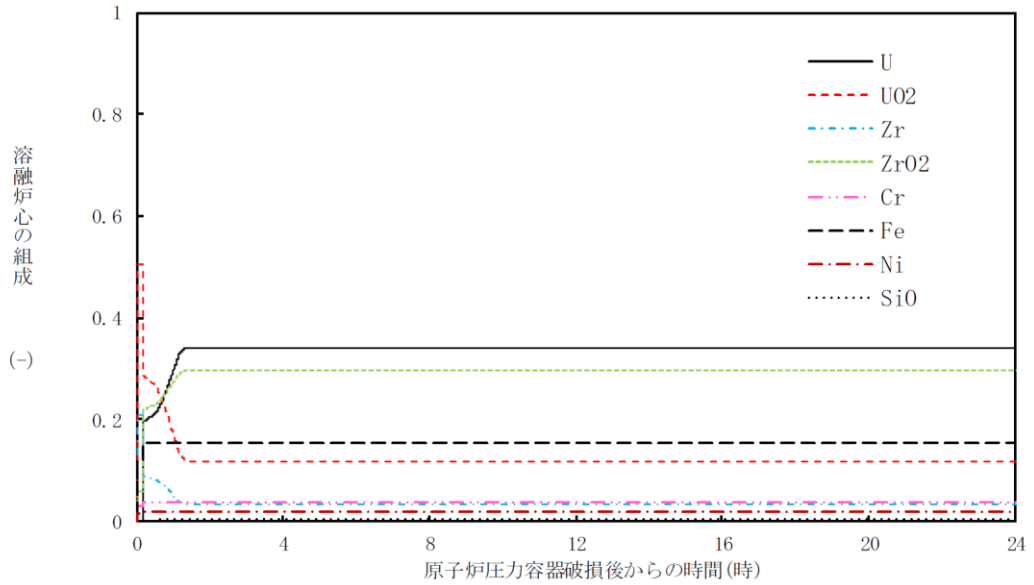


図2 溶融デブリの組成の推移

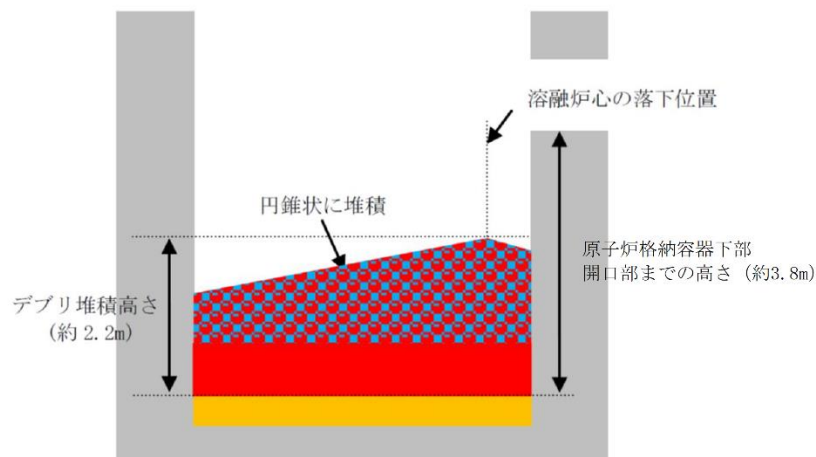


図3 デブリ堆積高さと原子炉格納容器下部開口部の高さ関係

参考文献

- [1] 「沸騰水型原子力発電所 重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コード(MAAP)について」, 東芝エネルギーシステムズ株式会社, TLR-094, 日立GEニュークリア・エナジー株式会社, HLR-123, 平成30年5月
- [2] J. D. Gabor, L. Baker, Jr., and J. C. Cassulo, (ANL), "Studies on Heat Removal and Bed Leveling of Induction-heated Materials Simulating Fuel Debris," SAND76-9008 (1976).
- [3] A. Konovalenko et al., Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-coolant Interaction, NUTHOS-9, Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, 2012.

デブリが原子炉圧力容器の偏心位置から落下し
円錐状に堆積した場合のデブリ堆積高さの計算方法について

仮に、熔融炉心が原子炉圧力容器の中心軸から偏心した位置から落下し、粒子化して円錐状に堆積した場合のデブリ堆積高さの計算方法を以下に示す。

1. 評価条件

今回評価ケースの評価条件を以下に示す。

- ・原子炉格納容器下部床面直径： m
- ・円錐状デブリ頂点から原子炉格納容器下部壁面までの水平距離：約 m
(最外周の制御棒駆動機構位置から原子炉格納容器下部壁面までの水平距離)
- ・円錐状デブリのアスペクト比： 高さ：直径 = 1：14
(PULiMS の実験にて確認されているアスペクト比 1:14～1:18 のうち、保守的に設定)
- ・原子炉格納容器下部の構造物等(CRD交換装置等)が熔融した場合のデブリ増加を考慮したデブリ堆積高さ：約 m
- ・粒子化割合： 0.38
- ・粒子状デブリのポロシティ： 0.50
(PULiMS 実験の知見 (0.29～0.37) 及びMAAPコード説明書のデブリ除熱量検討で想定している範囲 (0.26～0.48) から保守的に設定)

2. 評価方法

2.1 デブリ全体の体積

原子炉格納容器下部構造物等が熔融し、デブリが粒子化割合[0.38]で粒子化すると仮定した場合、粒子化したデブリ全体体積 V は以下の式で求められる。

$$V = h \times A_p \times (\Phi_{ent} \div (1-P) + (1-\Phi_{ent})) \dots\dots\dots (1)$$

A_p ：原子炉格納容器下部床面積 約 [m²]

h ：原子炉格納容器下部の構造物等が熔融した場合のデブリ増加を考慮したデブリ堆積高さ 約 [m]

Φ_{ent} ：粒子化割合 0.38[-]

P ：ポロシティ 0.50[-]

2.2 円錐部分 (図 1 の緑部分)

円錐状デブリのアスペクト比を、高さ：直径=1：14(高さ：半径=1：7)と想定すると、その堆積高さは式(2)により計算できる。

$$H_{lcn} = \frac{R}{7} \dots\dots\dots (2)$$

H_{lcn} : 円錐部分の高さ [m]

R : 円錐部分の半径 [m]

((原子炉格納容器下部床面直径)-(円錐状デブリ頂点から内壁までの距離)
= - =)

2.3 円柱部分 (図 1 の赤部分)

円柱部分の高さの計算に当たっては、同部分の体積を求める必要がある。この体積は、全体の体積から円錐部分の体積を除くことで得られるため、まずは円錐部分の体積を計算する。

2.3.1 円錐部分の体積の計算

図 1 のように、円錐部分(緑部分)を上下に分割することを考える。

このとき、下部分は、格納容器下部床を底面積とする高さ M の円柱を斜めに二等分した形状となるため、その体積は式(3)により計算できる。

$$V_{Blcn} = A_p \times M \div 2 \dots\dots\dots (3)$$

V_{Blcn} : 円錐部分の下側の体積 [m³]

A_p : 原子炉格納容器下部底面積 約 [m²]

M : 円錐部分の下側の高さ

((2)で求めた円錐高さ、円錐頂点から原子炉格納容器下部壁面までの水平距離及び円錐のアスペクト比より計算)

また、上部分は、半径 R 、高さ H_{lcn} の円錐を、高さ M の位置から反対側へ斜めに切り取った形状となり、その体積は、式(4)により計算できる。

$$V_{tlm} = \frac{\pi}{3} \times R^2 \times H_{lcn} \times \left\{ \frac{k-m}{\sqrt{k^2-m^2}} \right\}^3 \dots\dots\dots (4)$$

V_{tlm} : 円錐部分の上側の体積 [m³]

R : 円錐部分の半径 [m]

H_{lcn} : 円錐部分の高さ [m]

M : 円錐部分の下側の高さ [m]

L : 原子炉格納容器下部の直径 [m]

2.3.2 円柱部分の体積の計算

円柱部分(図1の赤部分)の体積は、デブリ全体体積Vから、2.3.1で求めた円錐部分の体積を差し引いたものとなり、式(5)により計算できる。

$$V_{lcy} = V - (V_{Blcn} - V_{ilm}) \dots\dots\dots (5)$$

- V_{lcy} : 円柱部分の体積[m³]
- V : デブリ全体体積[m³]
- V_{Blcn} : 円錐部分の下側の体積[m³]
- V_{ilm} : 円錐部分の上側の体積[m³]

2.3.3 円柱部分の高さの計算

2.3.2で求めた円柱部分の体積及び原子炉格納容器下部底面積より、円柱部分の高さは式(6)により計算できる。

$$H_{lcy} = \frac{V_{lcy}}{A_p} \dots\dots\dots (6)$$

- H_{lcy} : 円柱部分の高さ
- V_{lcy} : 円柱部分の体積[m³]
- A_p : 原子炉格納容器下部底面積 約 [m²]

以上、2.3.2及び2.3.3で求めた各部分の高さ(H_{lcn} , H_{lcy})を合計することで、デブリ全体の堆積高さが計算される。

3. 評価の保守性について

本評価は、下記の点で保守性を有している。

- ・R P V破損及びデブリ落下位置が中心軸から外れた場合、R P Vの曲率を考慮すると、偏心位置でのデブリ落下量は減少すると考えられるが、本評価では保守的に偏心位置から全量が落下したものとしている。
- ・熔融炉心の落下後、M C C Iにより原子炉格納容器下部壁面を侵食し、原子炉格納容器下部床面の半径が大きくなると、デブリ堆積高さは小さくなると考えられる。デブリ堆積高さを保守的に評価するため、原子炉格納容器下部壁面の侵食による原子炉格納容器下部床面の半径の拡大は考慮していない。

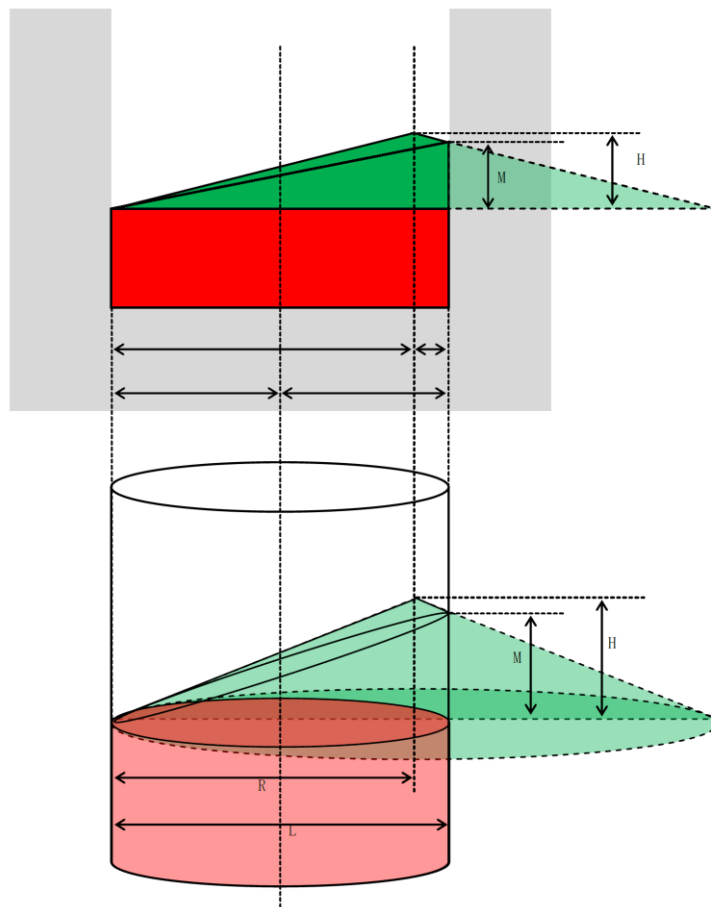


図1 偏心位置における円錐状のデブリ堆積状態の例

コリウムシールド材料の選定に係る試験について

原子炉の重大事故等において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、熔融炉心による原子炉格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。熔融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては、、、 ZrO_2 （ジルコニア）等が挙げられる。模擬熔融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。

以下に熔融 Zr 及び模擬熔融炉心（ UO_2-ZrO_2-Zr ）による耐熱材侵食試験の概要について示す。この結果より、コリウムシールド材料として ZrO_2 を選定した。

1. 熔融 Zr による耐熱材侵食試験

1.1 試験方法

耐熱材には、、 ZrO_2 の多孔質材料を用いた。模擬熔融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする（図1）。これらを電気炉で加熱し、 $2000^{\circ}C \sim 2200^{\circ}C$ の所定温度にして金属を溶かす。熔融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、熔融炉心の主な構成材料として、BWRで使用される UO_2 、 Zr 、 ZrO_2 、 Fe 等が想定されるが、試験においては、金属成分は100mol% Zr とした。

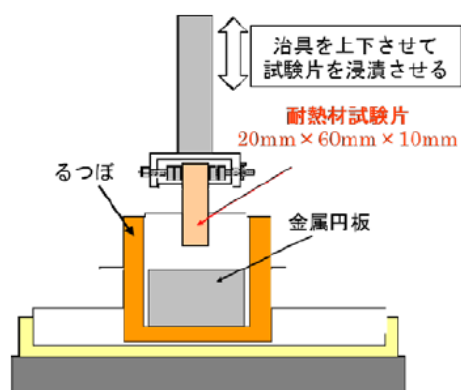


図1 試験体系

1.2 試験結果

図2に金属組成が100mol% Zrにおける試験後の耐熱材試験片の断面写真を示す。侵食量は > > ZrO₂ となり、ZrO₂, , の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。



図2 溶融Zrによる耐熱材侵食試験後の断面写真

2. 模擬溶融炉心による耐熱材侵食試験

2.1 試験方法

高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工したZrO₂耐熱材と模擬溶融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬溶融炉心の組成はUO₂-ZrO₂-Zr : 30mol%-30mol%-40mol%とした。

同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬溶融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬溶融炉心の温度が、目標温度範囲(2000℃~2100℃)に入るように温度制御を行った。温度保持時間は10分とした。試験体系を図3に示す。

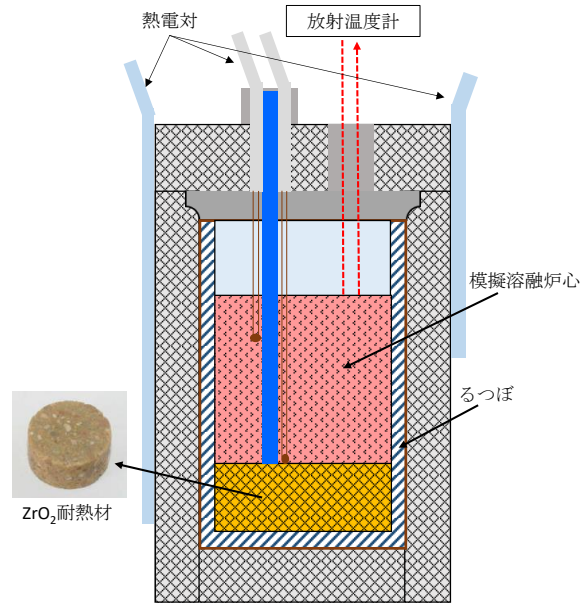


図 3 試験体系

2.2 試験結果

試験温度の推移を図 4 に示す。試験においては 2000℃～2050℃の範囲で、10 分程度温度が保持されていることを確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を図 5 に示す。ZrO₂耐熱材の厚さが試験前から変わっていないことから、模擬熔融炉心による ZrO₂耐熱材の有意な侵食がないことが分かる。

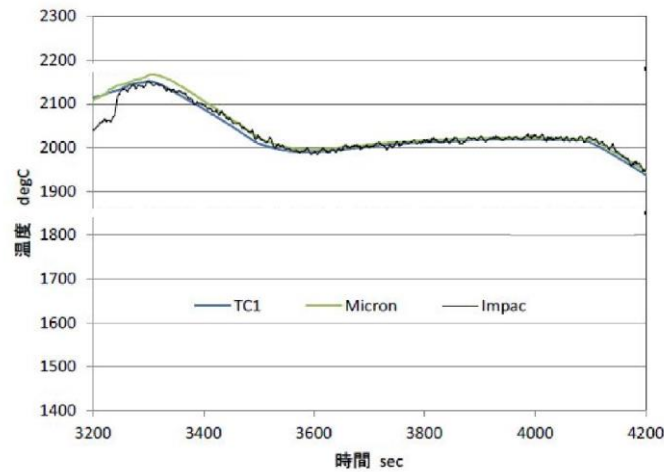


図 4 試験温度推移



図 5 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験後の断面写真

3. 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験

3.1 試験方法

耐熱材に熔融炉心が接触した際の短期的な相互作用を確認するため、 ZrO_2 耐熱材の上に模擬熔融炉心を落下させ、耐熱材の侵食量の測定、耐熱材侵食性状や模擬熔融炉心の固化性状の分析などを実施した。模擬熔融炉心の組成は UO_2-ZrO_2-Zr : 30mol% - 30mol% - 40mol%とした。 ZrO_2 耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電気炉により加熱した模擬熔融炉心を ZrO_2 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対により ZrO_2 耐熱材の温度を測定した。図 6 に試験装置を示す。

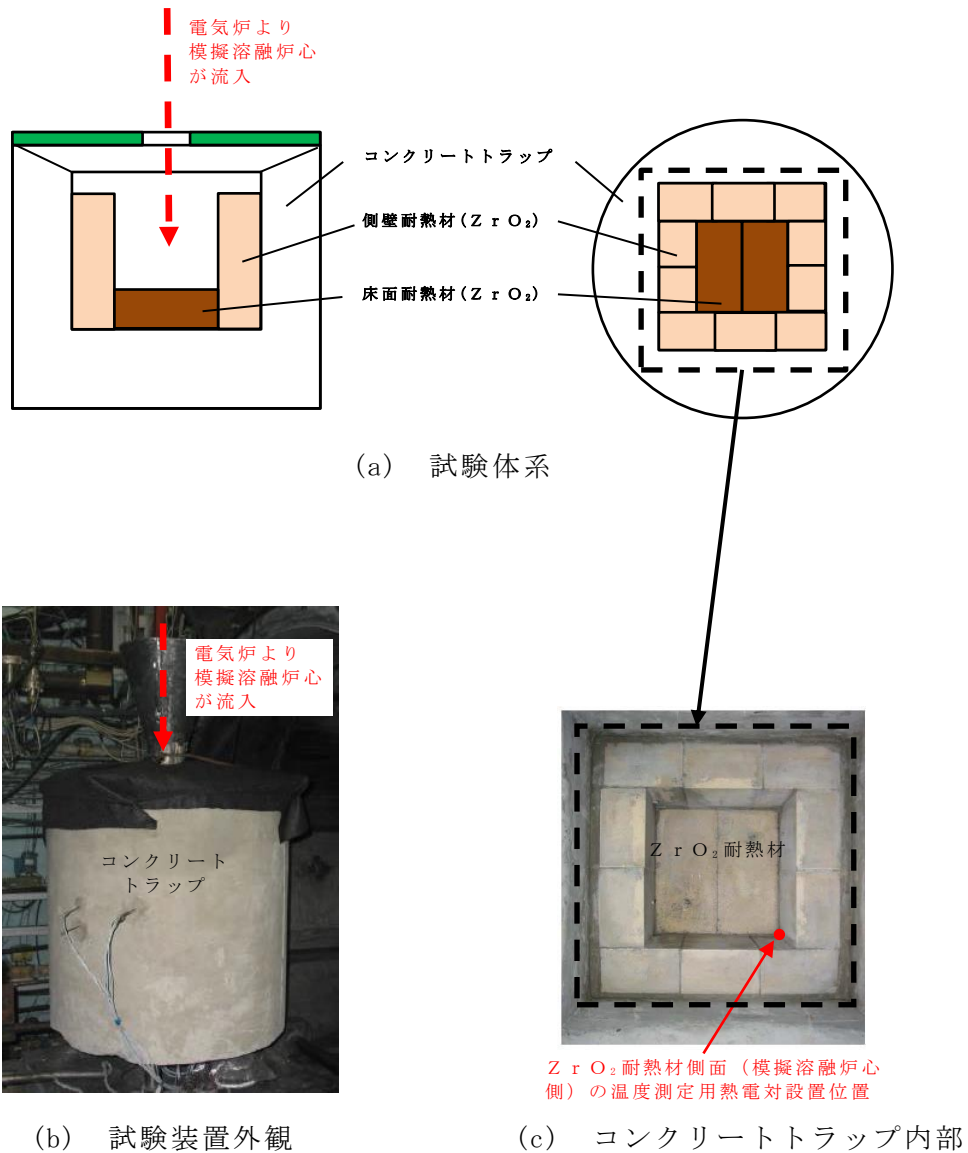


図 6 試験装置

3.2 試験結果

試験温度推移を図 7 に示す。 ZrO_2 耐熱材側面 (模擬熔融炉心側) の温度を測定する熱電対が模擬熔融炉心落下直後に最高温度約 $2450^{\circ}C$ を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は $2450^{\circ}C$ 以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を図 8 に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約 1cm が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び急激な入熱 (熱衝撃) による耐熱材の割れは確認されなかった。

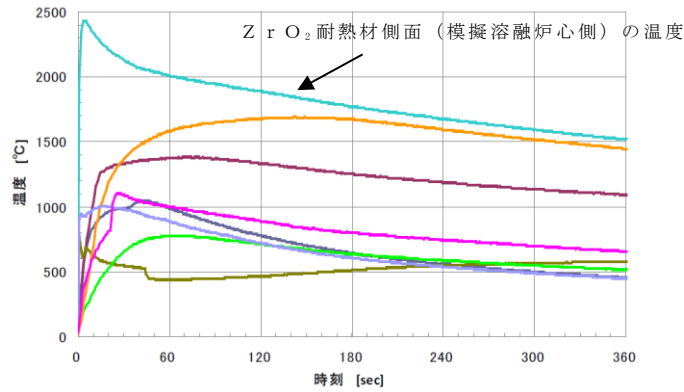


図 7 試験温度推移

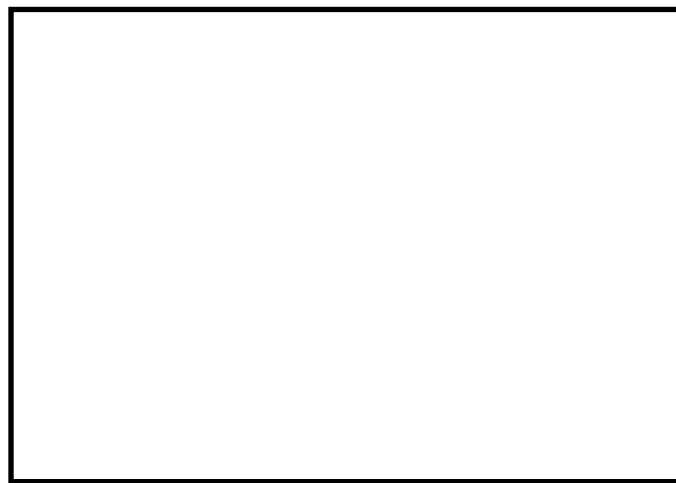


図 8 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験後の断面写真

一般に、 ZrO_2 には還元雰囲気では高温に暴露されると材料中に酸素欠損が起こり、変色する特性があることが知られている。試験においては、計測された模擬熔融炉心の温度が $2450^{\circ}C$ 以上と高温であり、かつ模擬熔融炉心中には金属 Zr が存在することから、模擬熔融炉心中の金属 Zr によって ZrO_2 耐熱材の表面で還元反応が起こり、酸素欠損が生じたと推測される。しかしながら、黒色部について X線回折分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化が確認されなかったことから、欠損した酸素の量は微量であり、 ZrO_2 耐熱材の耐熱性能に影響はないと考えられる (図 9)。

なお、原子炉格納容器下部には水プールが存在するため、原子炉格納容器下部に落下してきた熔融炉心中に残存する未酸化の金属 Zr は、水との反応によって酸化されると想定される。MAAP解析の結果から、原子炉格納容器下部に落下してきた熔融炉心は、 $2000^{\circ}C$ を超える高い温度でコリウムシールドと数十分接触する可能性があるが、上述のとおり、熔融炉心中の金属 Zr は酸化されていると考えられることから、事故時に熔融炉心がコリウムシールドと接触したとしても、 ZrO_2 耐熱材の表面が還元されることによる影響は軽微であると考えられる。

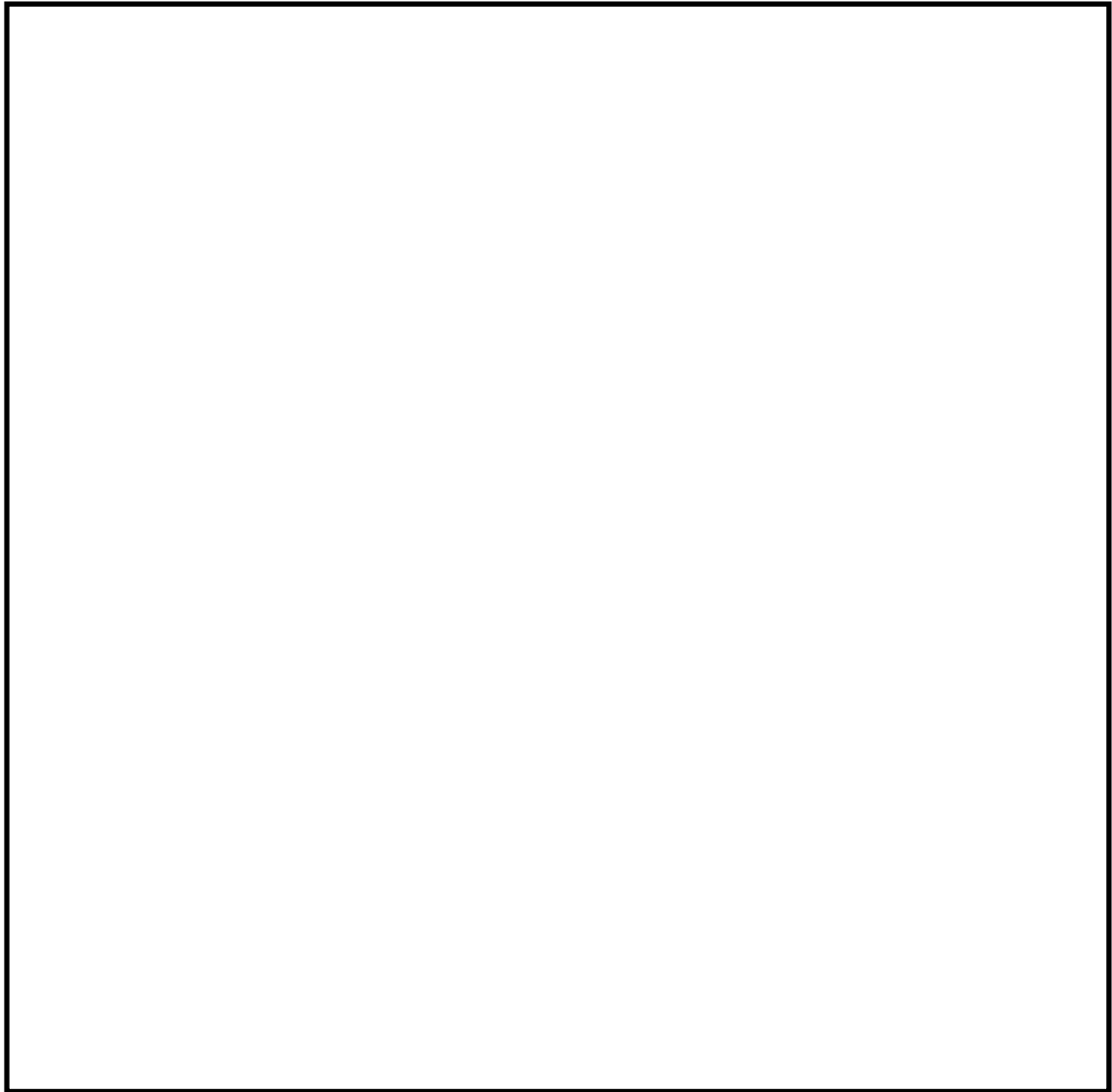


図 9 耐熱材表面の成分分析結果

4. まとめ

上記試験結果から、熔融炉心に対して高い耐性を有している ZrO_2 耐熱材を、コリウムシールドに用いる材料として選定した。

注 : 本試験は、中部電力(株)、東北電力(株)、東京電力ホールディングス(株)、北陸電力(株)、中国電力(株)、日本原子力発電(株)、電源開発(株)、(一財)エネルギー総合工学研究所、東芝エネルギーシステムズ(株)、日立GEニュークリア・エナジー(株)が実施した共同研究の成果の一部である。

コリウムシールドに使用する耐熱材の管理について

1. はじめに

本資料は、コリウムシールド向けの ZrO_2 (ジルコニア) 耐熱材を導入するにあたって、 ZrO_2 含有量の影響について検討したものである。

2. ZrO_2 耐熱材の侵食挙動に関する知見 (試験の概要)

耐熱材の侵食挙動に関して、国内外で実施された主な試験概要を示す。

2.1 静的デブリ冷却システムの開発 Ph-1

国内においては、国プロ/電共研試験 (以下「国プロ試験」という。) で、耐熱材の化学侵食や熱的侵食に対する試験 (共晶試験, 化学侵食試験, 高温物性測定試験) 等を実施し、侵食評価モデルを検討した。また、侵食評価モデルの検証のため、模擬デブリと耐熱材の相互作用試験を実施した。

耐熱材候補としては、 ZrO_2 , ,
を対象とし、模擬熔融炉心を用いて、耐熱材の侵食挙動を調べた。

国プロ試験では、熔融金属ジルコニウム (Zr) への浸漬試験, 模擬熔融炉心との相互作用試験等が実施され、熔融炉心に対する耐性の観点で、 ZrO_2 を主成分とした耐熱材が最も優れていると判断された。

また、 $2100^{\circ}C$ の金属 Zr 100% の条件で、 ZrO_2 耐熱材試験片を浸漬しても当初の形状を保つ結果が得られており、この結果に基づき、 ZrO_2 耐熱材の侵食開始温度 (融点) を保守側に $2100^{\circ}C$ と設定している。

なお、国プロ試験で用いられた ZrO_2 耐熱材の ZrO_2 含有率のサンプル分析では約 93% となっている。

2.2 CIT 実験

欧州においても、模擬熔融炉心と ZrO_2 耐熱材の侵食挙動に関し、CIT 実験が実施されている。CIT 実験では、模擬熔融炉心と ZrO_2 耐熱材を最長 10 時間程度接触させ、模擬熔融炉心の表面温度と侵食量の推移が測定された。CIT-9 実験 (他の試験条件に比べ、実機 BWR の熔融炉心組成に近いが、酸化鉄の成分が BWR 条件よりも多く、 ZrO_2 耐熱材の侵食にとっては厳しい条件) では、 ZrO_2 耐熱材の最終的な侵食量が 22.5mm, 最大の侵食速度は 0.18mm/min と報告されている。

なお、CIT 実験で用いられた ZrO_2 耐熱材の ZrO_2 純度は 94.7% となっている。

3. ZrO₂含有量の影響度合い

3.1 ZrO₂含有量と侵食量について

国プロ試験で使用したZrO₂耐熱材は、製造上におけるZrO₂含有量の管理値として90%以上（国プロ試験でのサンプル分析では約93%）としている。

国プロ試験では、実機BWRの熔融炉心の組成に比べて、ZrO₂耐熱材に対する還元性の観点で非常に保守側の条件である金属Zr100%の熔融金属に浸漬した結果、2100℃でZrO₂耐熱材の健全性が確認されている。

コリウムシールドの設計においては、国プロ試験で健全性が確認されている2100℃を侵食開始温度と設定し評価を行っており、保守的条件でもZrO₂耐熱材の侵食量は□mm以下であることが確認されている。

なお、ZrO₂の融点は約2700℃であり、ドライ条件で2450℃以上の模擬熔融炉心による侵食試験でも顕著な侵食がないことを確認していることから、侵食開始温度2100℃は保守的な設定となっている。

上記より、島根原子力発電所第2号機のコリウムシールドに用いるZrO₂耐熱材については、国プロ試験の結果に基づき保守的に侵食開始温度が設定されていること、侵食量（□mm以下）に対して設計厚さ（□mm）は十分であることから、国プロ試験で使用したZrO₂耐熱材を採用する計画である。

島根原子力発電所第2号機で採用している耐熱材については、国プロ試験で使用した耐熱材と同じ製造メーカー製品を採用している。製造能力の関係から、調達上のZrO₂含有量管理値は90%以上としているが、実機に使用している耐熱材のZrO₂含有量を実際に測定した結果、国プロ試験でのサンプル分析で得られた結果と同等以上であったことから、熔融物に対する耐侵食性は、国プロ試験耐熱材と同等の性能を有していると考ええる。

3.2 ZrO₂含有量が低下した場合の他の成分の影響

Zrの含有量が低い場合に、Zr以外の成分のうち含有量が高くなる可能性がある成分としては、添加剤であるCaが考えられる。CaについてはZrO₂の相変態による体積変化を起し難くするために安定化元素として添加しているものであり、ZrO₂耐熱材の性質に悪影響を与えるような成分ではない。その他の不純物については、ZrO₂の原料粉に含まれているものであり、これらについては含有量を抑えるように管理していることからZrO₂耐熱材の機能に影響を与えることはない。

コリウムシールドの寸法管理について

1. コリウムシールドに関する用語の定義

表 1 にコリウムシールドに関する用語の定義を示す。

表 1 コリウムシールドに関する用語の定義

用語	定義
耐熱材	<p>耐熱材は ZrO_2 (ジルコニア) を主成分としており、溶融炉心に対して高い耐性を有している。</p> <p>耐熱材は、溶融炉心との接触に伴う熱衝撃対策として二層構造となっており、熱衝撃を吸収する（熱衝撃による割れを許容する）犠牲材とサンプル防護材の 2 種類に分類される。</p>
目地材	<p>目地材は耐熱材と同じ ZrO_2 を主成分としておりモルタルとスタンプ材に分類される。モルタルは耐熱材間の接着に使用し、スタンプ材はコンクリート施工後のレベル出しに使用すると共に溶融炉心との接触による耐熱材の熱膨張吸収代としても期待する。</p>
ライニングプレート	<p>点検中における原子炉格納容器下部での作業を考慮し、耐熱材を保護するため、耐熱材の上面に SUS 製のライニングを施工する。</p>

2. コリウムシールドの寸法

2.1 耐熱材厚さ

耐熱材のうちサンプル防護材は、侵食量評価結果（mm 以下）を基に、十分な余裕を見込んだ厚さとして mm としている。

また、犠牲材は、あくまで熱衝撃を吸収するためのもの（熱衝撃による割れを許容するもの）であることから、耐熱材製造上の最小厚さである mm としており、工場での製造段階において、サンプル防護材及び犠牲材厚さの寸法測定を実施し、製造公差内に入っていることを確認している。

耐熱材は設置箇所によって厚さが異なることから、最も薄くなる箇所の厚さを基準として 130mm（公称値）以上としている。

2.2 基本厚さ mm（公称値）（製造公差 mm 以上）

基本厚さとは、2.1 の耐熱材に加えて、目地材及びライニングプレートを加えた全ての厚さを示しており、図 1 に示す各施工段階においてレベル測定を実施し、各施工段階における施工上の管理値を満足していることを確認している。

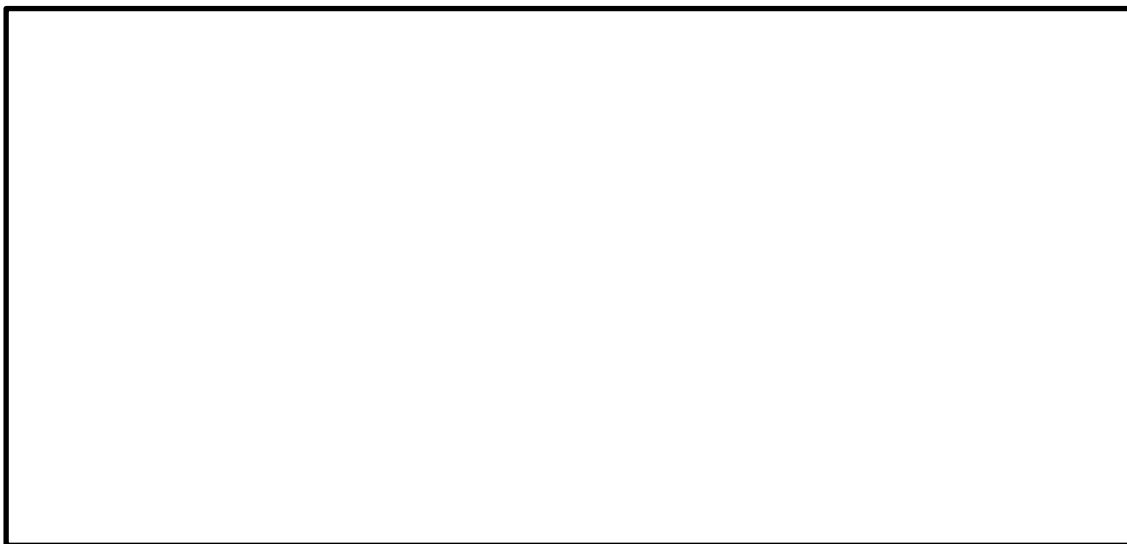


図 1 コリウムシールドの寸法測定手順概念図

コリウムシールドの構造として、耐熱材はサンプル防護材と犠牲材の二層構造となっており、 ZrO_2 を主成分とするモルタルで隙間なく接着することにより、耐熱層として一体となって機能を発揮する。

コリウムシールドの寸法管理として、工場におけるサンプル防護材及び犠牲材厚さの寸法確認を実施していること並びに現地施工時の各施工段階において施工上の管理値を満足していることを確認していることから、耐熱材が極端に薄くなったり、目地材が必要以上に厚くなったりすることはない。

以上より、島根原子力発電所第 2 号機のコリウムシールドは、耐熱材、目地材及びライニングプレートの全てを含めた基本厚さに対する製造公差において管理する方針としている。

なお、コリウムシールドの維持管理において寸法を計測することはできないが、プラント運転中及び停止中の設置環境では、耐熱材の性質に影響を与えるような高温にならないこと並びに湿分環境でないこと等から劣化は想定し難いため、施工段階で計測した寸法が変わることはないと考えられる。また、プラント停止中にCRD交換等の点検作業を行うことがあるが、耐熱材はステンレス鋼製のライニングプレートに覆われていることから点検作業による悪影響はないと考えられる。以上より、コリウムシールドの維持管理としては、ライニングプレート表面の外観点検並びに点検口によるスリット内の外観点検を実施する予定である。

以上

格納容器フィルタベント系の設計

目次

補足 1	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……………	補足 1-1
補足 2	第 1 ベントフィルタスクラバ容器及び第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器の 各構成要素における機能について……………	補足 2-1
補足 3	電源構成の考え方について……………	補足 3-1
補足 4	スクラビング水が管理範囲を超えた場合の措置について……………	補足 4-1
補足 5	圧力開放板の信頼性について……………	補足 5-1
補足 6	フレキシブルシャフトが常時接続されている状態における 弁操作の詳細メカニズム……………	補足 6-1
補足 7	格納容器フィルタベント系の計装設備の網羅性について……………	補足 7-1
補足 8	格納容器フィルタベント系の計装設備の概略構成図……………	補足 8-1
補足 9	第 1 ベントフィルタ出口水素濃度の計測時間遅れについて……………	補足 9-1
補足 10	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……………	補足 10-1
補足 11	主ライン・弁の構成について……………	補足 11-1
補足 12	系統内の水素濃度について……………	補足 12-1
補足 13	格納容器フィルタベント系使用後の保管管理……………	補足 13-1
補足 14	計装設備が計測不能になった場合の推定方法, 監視場所について ……………	補足 14-1
補足 15	エアロゾルの密度の変化が慣性衝突効果に与える影響について……………	補足 15-1
補足 16	第 1 ベントフィルタスクラバ容器及び第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器 における化学反応熱について……………	補足 16-1
補足 17	第 1 ベントフィルタスクラバ容器の個数の違いによる影響について ……………	補足 17-1
補足 18	スクラビング水スロッシングの影響について……………	補足 18-1
補足 19	ベント実施時の発生荷重について……………	補足 19-1
補足 20	第 1 ベントフィルタスクラバ容器及び第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器 の内部構造物強度計算について……………	補足 20-1
補足 21	ドレン移送ポンプの設定根拠について……………	補足 21-1
補足 22	FP の再揮発による影響……………	補足 22-1
補足 23	FP の放射性壊変による被ばく評価への影響……………	補足 23-1
補足 24	フィルタの除去性能に与える影響について……………	補足 24-1

補足 25	ステンレス構造材，膨張黒鉛パッキンの妥当性について	補足 25-1
補足 26	JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の適用性について	補足 26-1
補足 27	製造時における内部構造物の検査について	補足 27-1
補足 28	ベント実施時の放射線監視測定のおえ方について	補足 28-1
補足 29	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	補足 29-1
補足 30	枝管に対する混合ガスの蓄積評価について	補足 30-1
補足 31	格納容器ベントに伴う一時待避期間中における大型送水ポンプ車の 運転について	補足 31-1

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

1. 設計条件

格納容器フィルタベント系を構成する容器、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、エポキシ系等の防食塗装を行う。

表 1 に主要な設計条件を、図 1 に材質範囲を示す。

表 1 格納容器フィルタベント系設備の主要設計条件

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°C
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

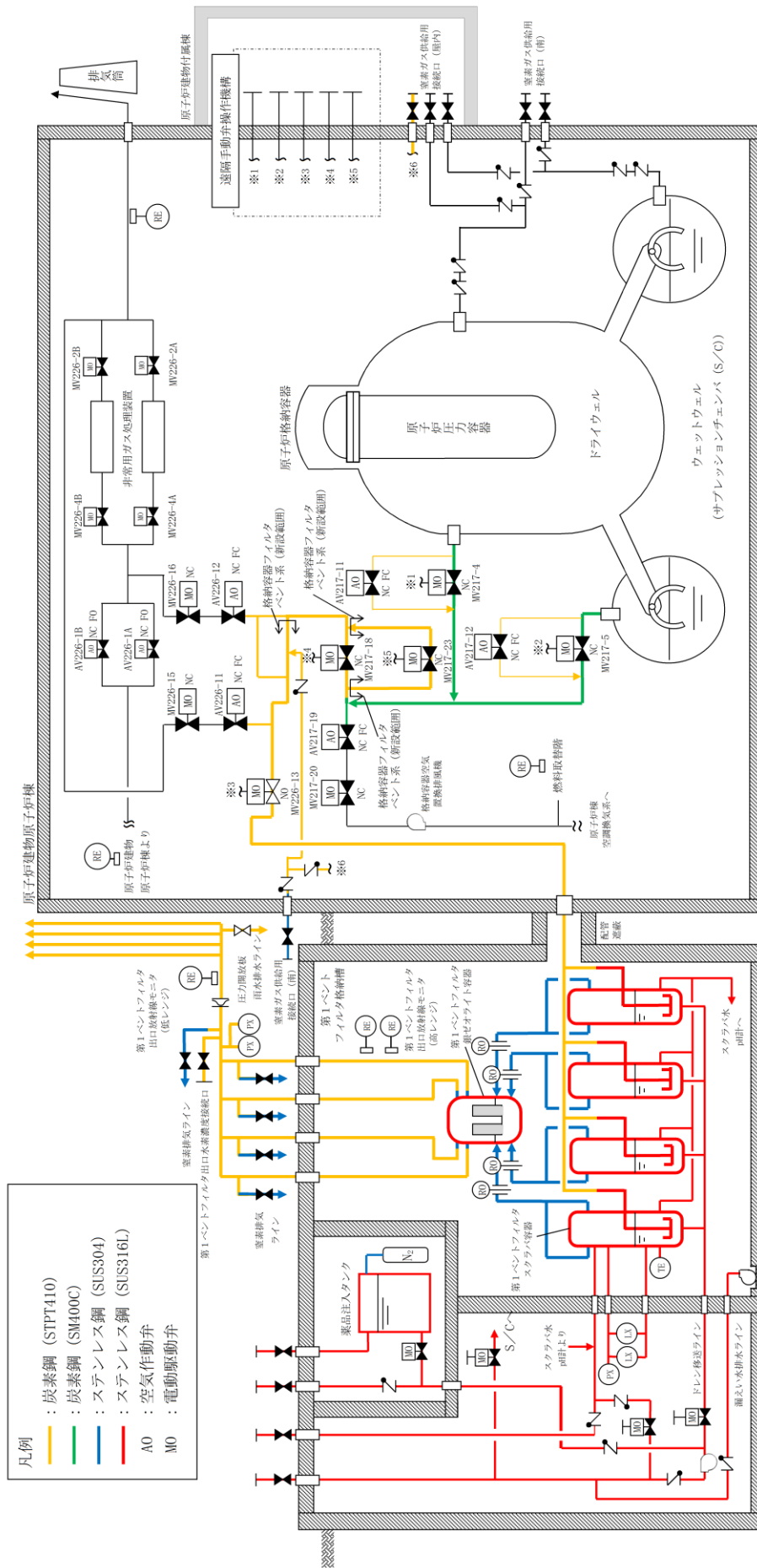


図1 第1ベントフィルタスクラバ容器、第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器及び配管の材質範囲図

2. 設計上の考慮事項

スクラビング水と接液する各部位及びその影響を受け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）と重大事故等時に原子炉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、「発電用原子力設備規格（設計・建設規格 JSME S NC 1-2005（2007年追補版含む）（日本機械学会 2007年9月）」（以下「設計・建設規格」という。）のクラス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。

具体的な設計上の考慮事項を表2、第1ベントフィルタスクラバ容器の構造概略を図2に示す。

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

接液部	漏えい防止に係る設計上の考慮事項
第1ベントフィルタ 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「発電用原子力溶接規格溶接規格（2007年版）（JSME S NB 1-2007）」（以下「溶接規格」という。）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、重大事故等におけるベント実施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、重大事故等におけるベント実施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。

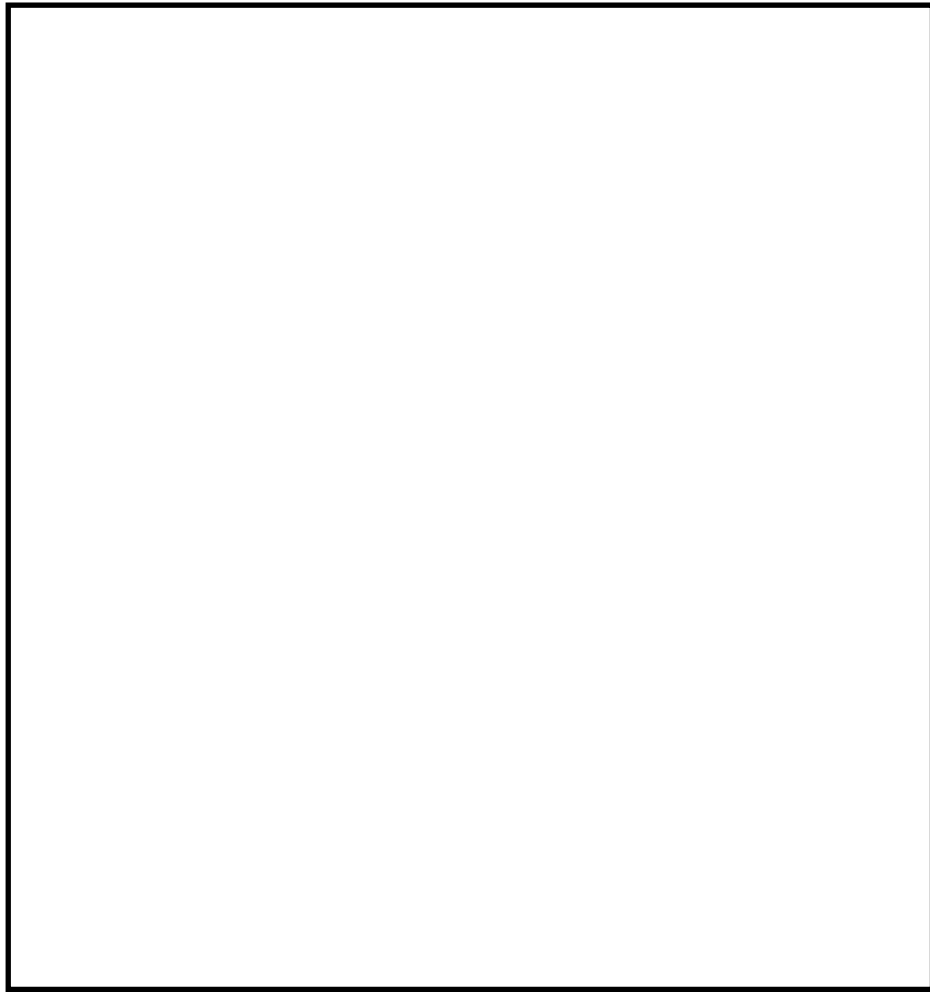


図2 第1ベントフィルタスクラバ容器の構造概略図

表3 主なガスケット類の使用箇所

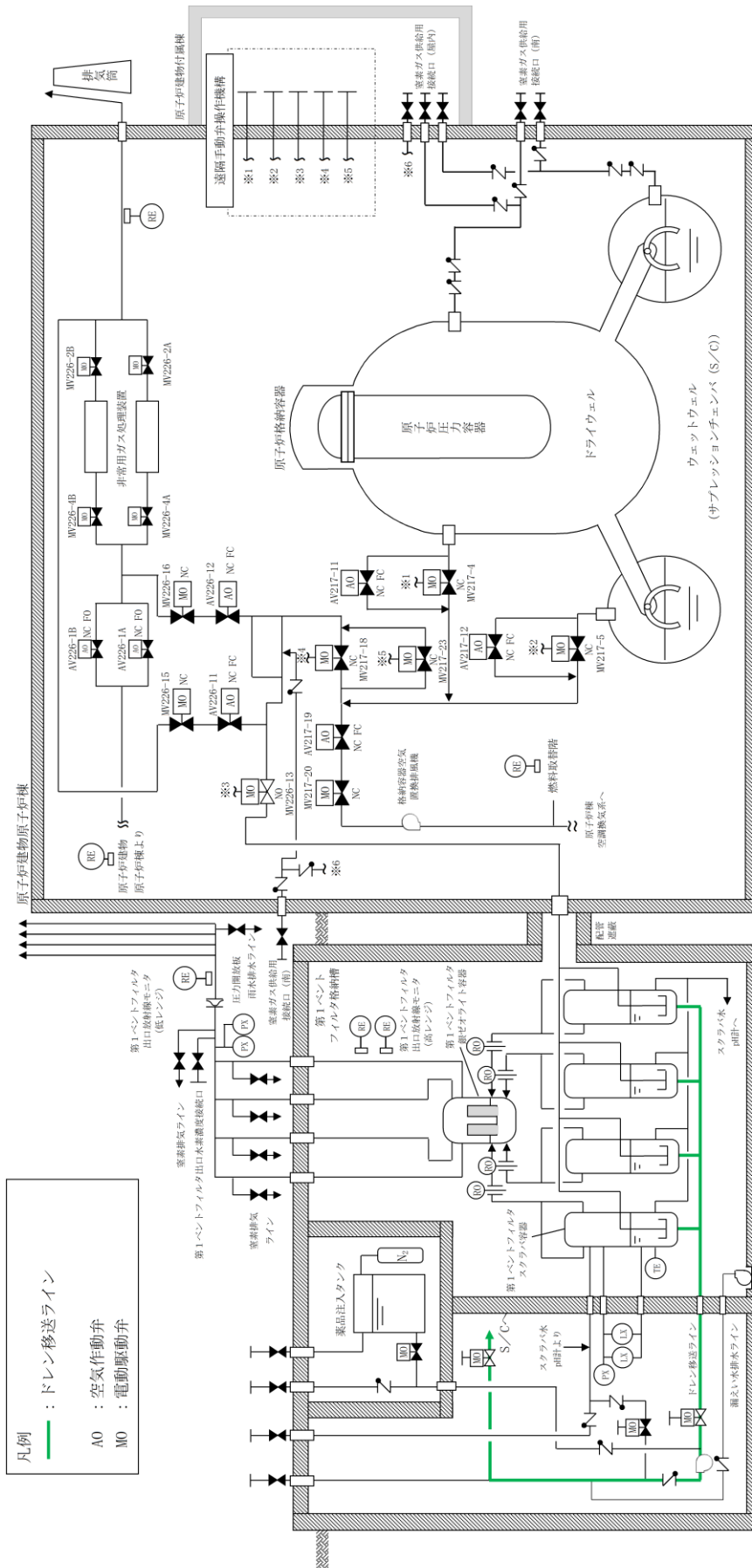
ガスケット類の使用部位	ガスケット類の材質
バタフライ弁と配管の接続部（フランジ構造）	黒鉛製
弁グランド部	黒鉛製
弁ボンネット部（フランジ構造）	黒鉛製

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第1ベントフィルタ格納槽に漏えいした場合でも、早期に検知し、漏えい水を移送できるよう、自主対策設備として、排水設備を設置するとともに、第1ベントフィルタ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設計とする。

3. 漏えい対策

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、第1ベントフィルタスクラバ容器内のスクラビング水はドレン移送ポンプ（自主対策設備）によりサ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3に排水設備（ドレン移送ライン）（自主対策設備）の概要図、表4に各部位の設計上の考慮事項、図4にドレン移送ポンプの構造を示す。



注：系統構成は、排水設備（ドレン移送ライン）使用時を示す。

図3 排水設備（ドレン移送ライン）（自主対策設備）の概要図

表 4 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 4 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, 弁の取り合いは, 原則溶接構造とし, 漏えいポテンシャルを低減した設計とする。また, 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。

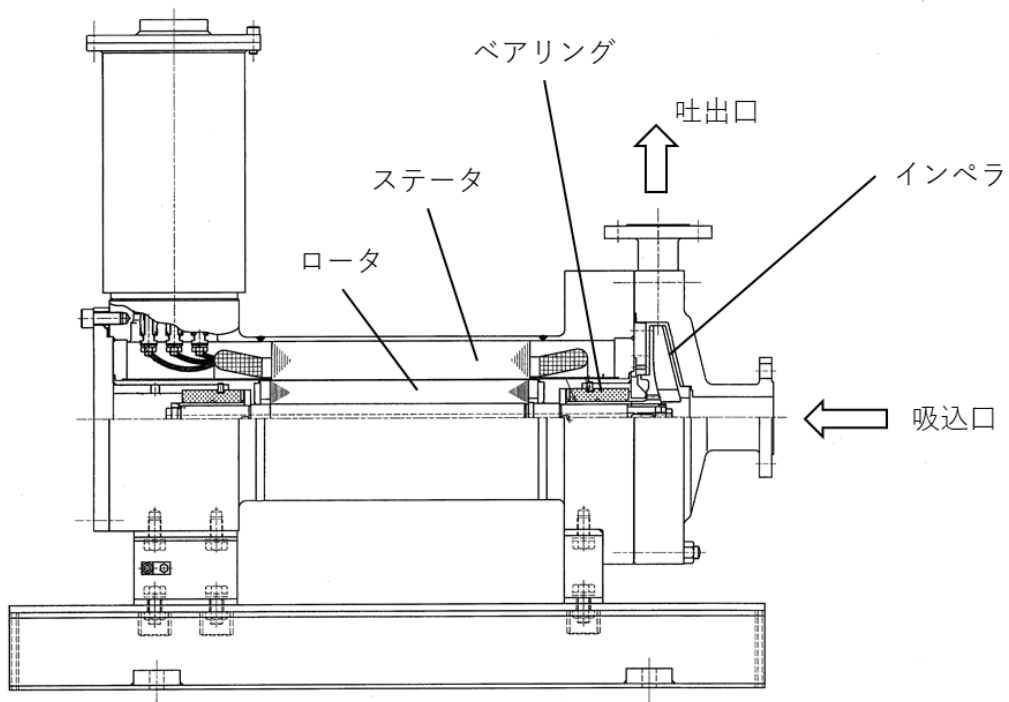


図 4 ドレン移送ポンプの構造

4. 第1ベントフィルタ格納槽の設計上の考慮

第1ベントフィルタスクラバ容器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をしている。

万一、第1ベントフィルタ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、早期に検出できるよう第1ベントフィルタ格納槽内に検知器(自主対策設備)を設置する。また、樹脂系塗装により第1ベントフィルタ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、第1ベントフィルタ格納槽の貫通部は、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。

5. 漏えい時等の対応

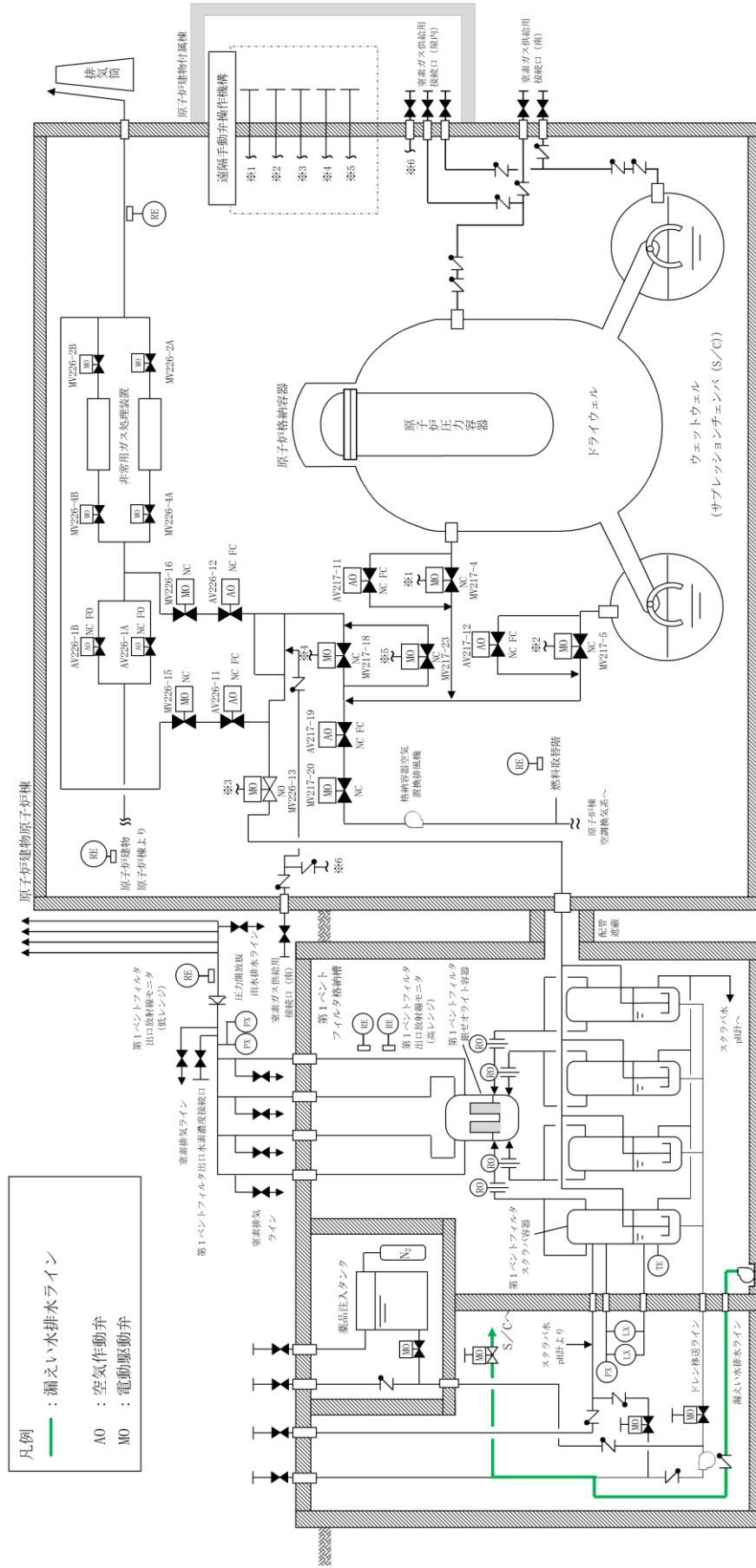
格納容器フィルタベント系の各設備については、スクラビング水の漏えいを防止する設計とするが、万一、第1ベントフィルタスクラバ容器外にスクラビング水が漏えいした場合を想定し、早期に検出できるよう第1ベントフィルタ格納槽内に検知器(自主対策設備)を設置する。

第1ベントフィルタ格納槽内における漏えい水は、第1ベントフィルタ格納槽内の溜めマスへ収集され、排水ポンプ(自主対策設備)により第1ベントフィルタ格納槽から移送できる設計とする。移送先は外部及びサブプレッションプールのいずれにも送れる設計とし、排水の種別に応じ移送先を選択する。具体的には、放射性物質を含まない場合は外部、放射性物質を含む場合はサブプレッションプールにそれぞれ移送する。

表5に排水ポンプ(自主対策設備)の仕様を、図5に排水設備(漏えい水排水ライン)(自主対策設備)の概要図を、図6に第1ベントフィルタ格納槽構造図を示す。

表5 排水ポンプ(自主対策設備)仕様

型式	水中ポンプ
定格流量	2m ³ /min
定格揚程	50m
個数	1
駆動方式	電動駆動(交流)



注：系統構成は、排水設備（漏えい水排水ライン）使用時を示す。

図5 排水設備（漏えい水排水ライン）（自主対策設備）概要図

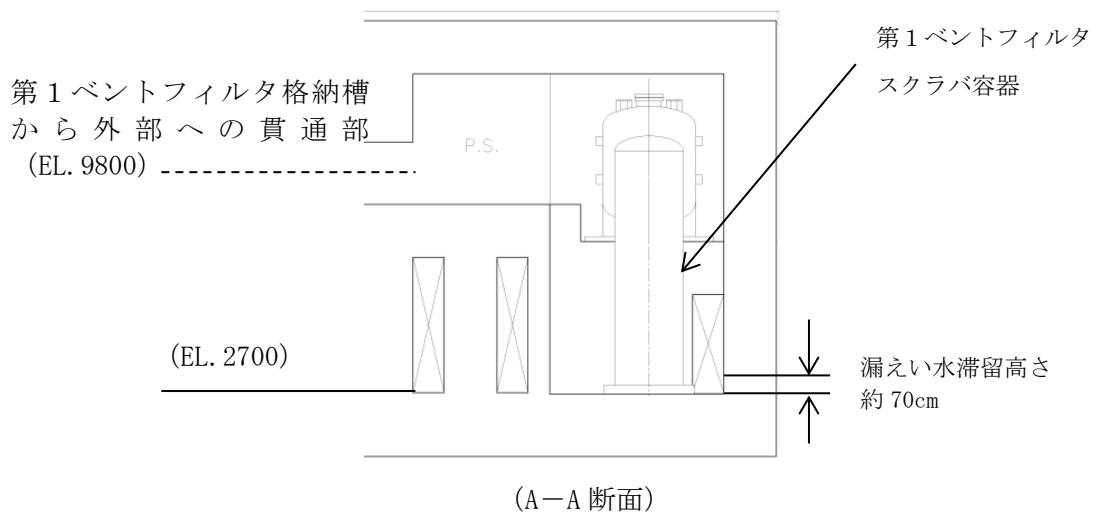
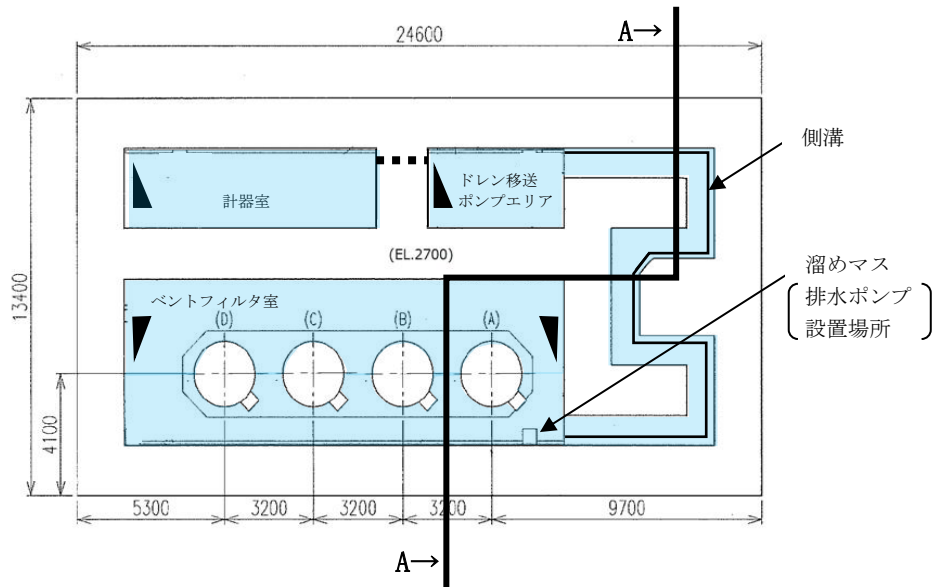


図 6 第1 ベントフィルタ格納槽構造図

第1 ベントフィルタスクラバ容器及び第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器の
各構成要素における機能について

1. 第1 ベントフィルタスクラバ容器及び第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器の機能

第1 ベントフィルタスクラバ容器及び第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器は、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。第1 ベントフィルタスクラバ容器及び第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器の機能模式図を図1 に示す。

- 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
- 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
- ③銀ゼオライトフィルタ…銀ゼオライト

注：②と③の間に流量制限オリフィスを設ける。

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銀ゼオライトフィルタがあり、ガス状の放射性よう素を捕集・保持する。これら3つのセクションのうち、ベンチュリスクラバ及び金属フィルタは第1 ベントフィルタスクラバ容器に格納され、銀ゼオライトフィルタは第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器に格納される。

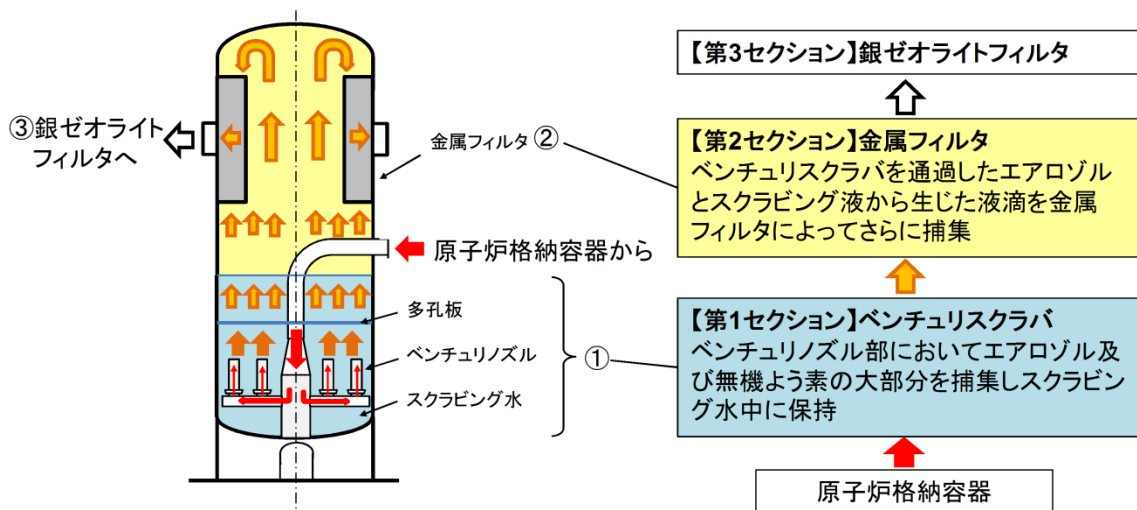


図1 第1 ベントフィルタスクラバ容器の機能模式図

各構成要素における機能等の説明を図2 から図14 に示す。

[各構成要素における機能の概要]

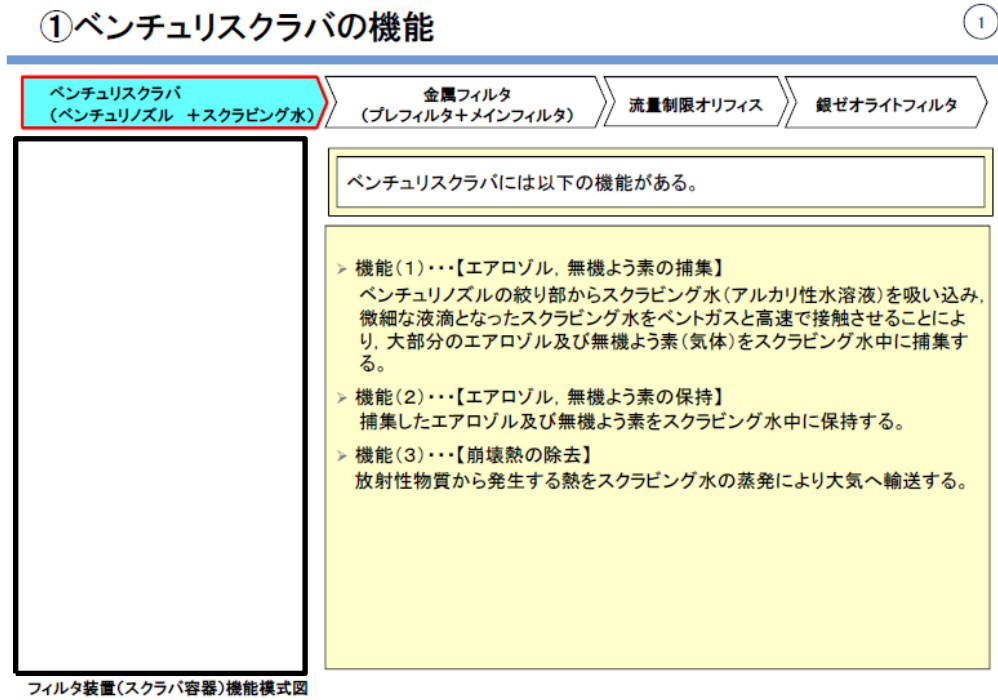


図2 ベンチュリスクラバの機能

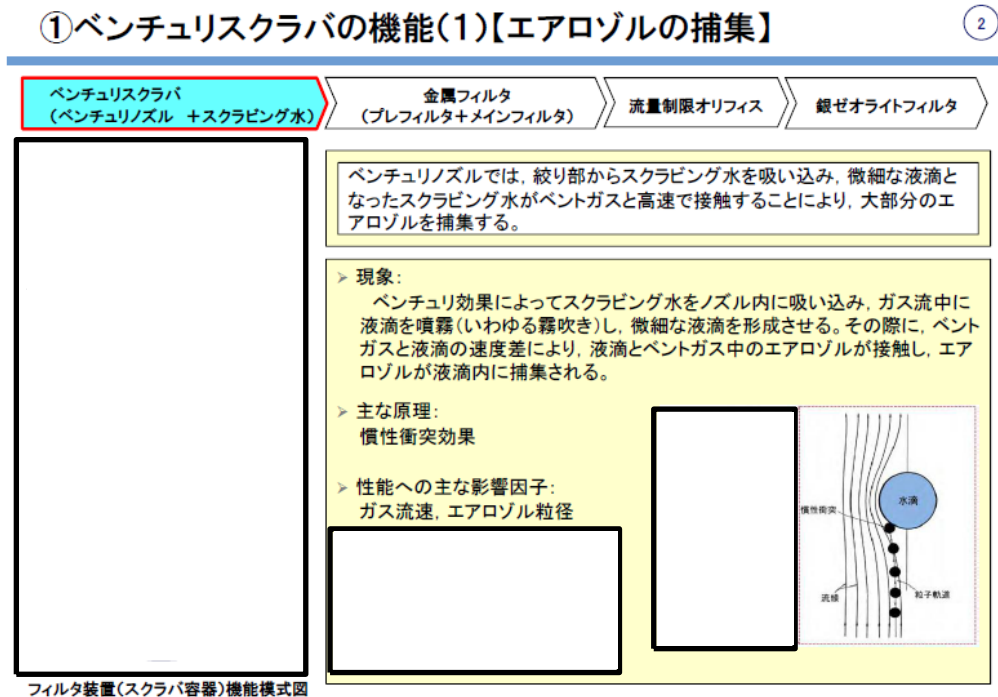


図3 ベンチュリスクラバの機能(1)【エアロゾルの捕集】

①ベンチュリスクラバの機能(1)【無機よう素の捕集】

3

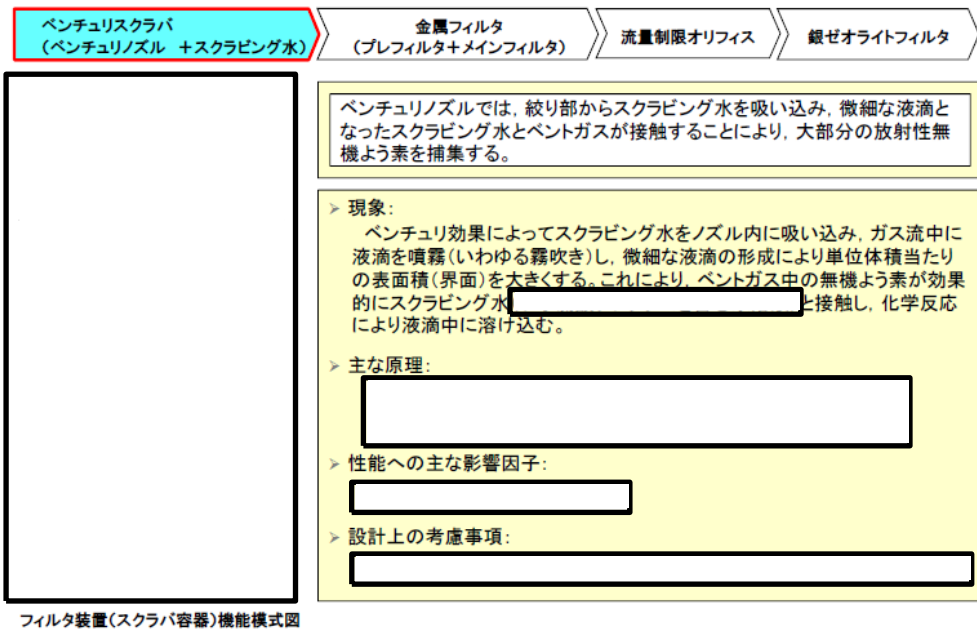


図4 ベンチュリスクラバの機能(1)【無機よう素の捕集】

①ベンチュリスクラバの機能(2)【エアロゾルの保持】

4

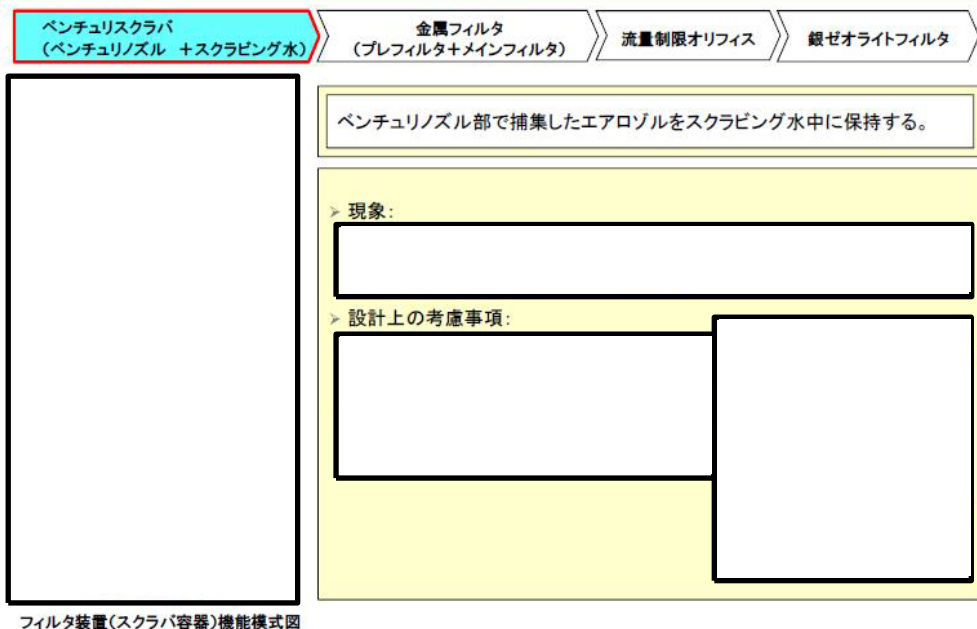


図5 ベンチュリスクラバの機能(2)【エアロゾルの保持】

①ベンチュリスクラバの機能(2)【無機よう素の保持】

5

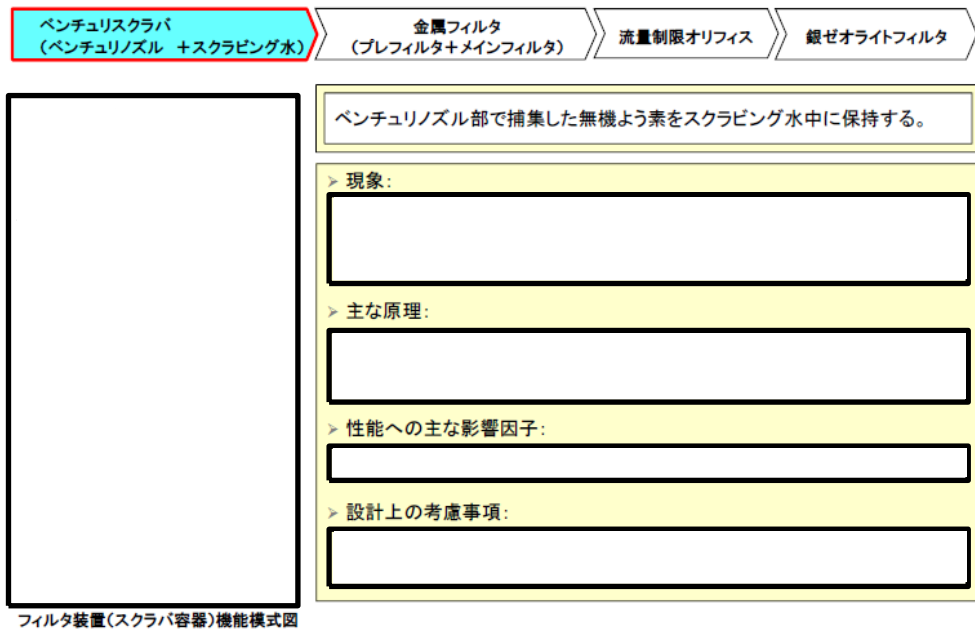


図6 ベンチュリスクラバの機能(2)【無機よう素の保持】

①ベンチュリスクラバの機能(3)【崩壊熱の除去】

6

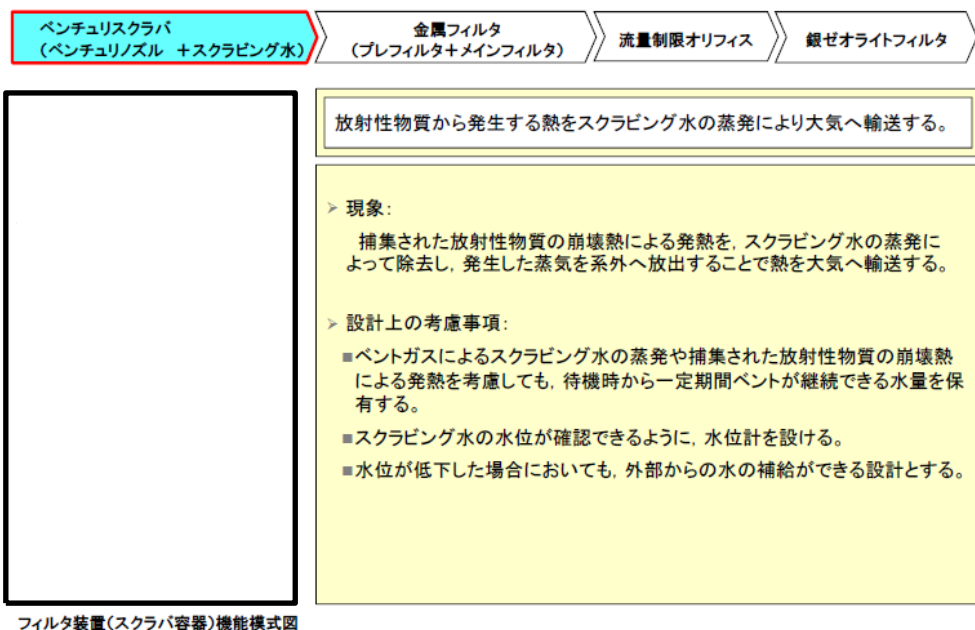


図7 ベンチュリスクラバの機能(3)【崩壊熱の除去】

多孔板の機能

7

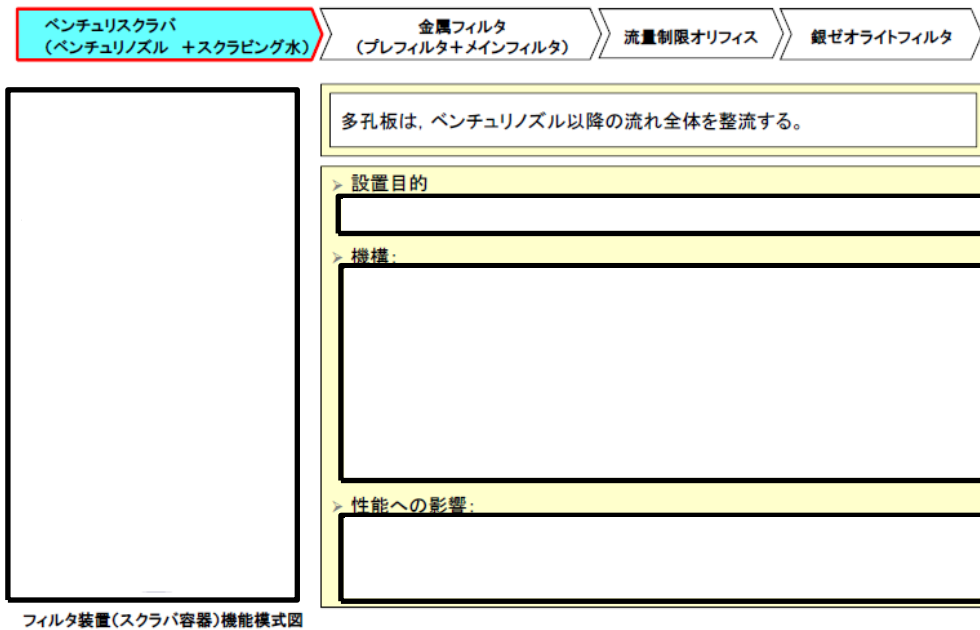


図8 多孔板の機能

ベンチュリスクラバにおける現象【蒸気凝縮】

8

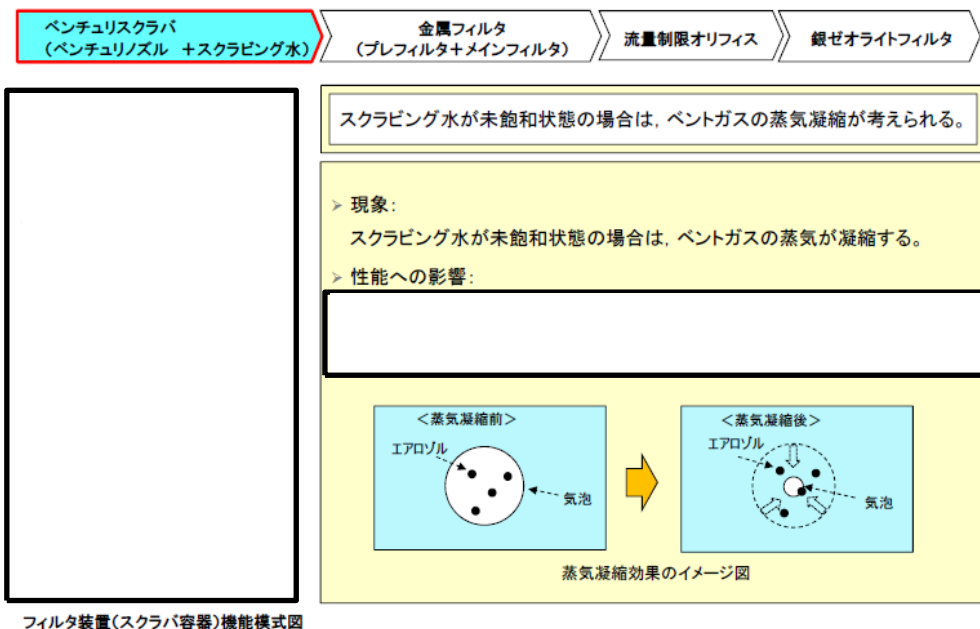


図9 ベンチュリスクラバにおける現象【蒸気凝縮】

②金属フィルタの機能

9

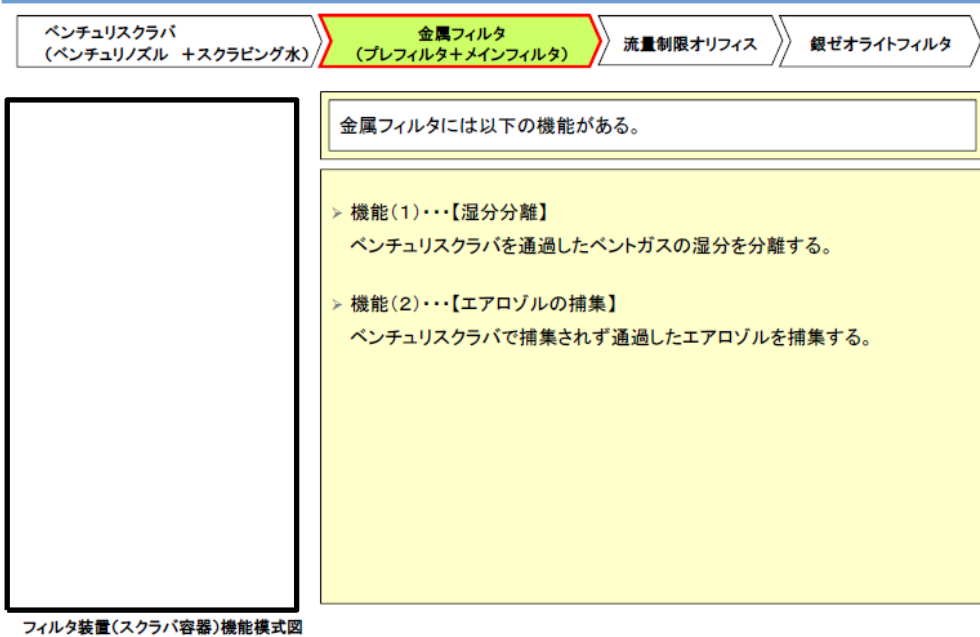


図 10 金属フィルタの機能

②金属フィルタの機能(1)【湿分分離】

10

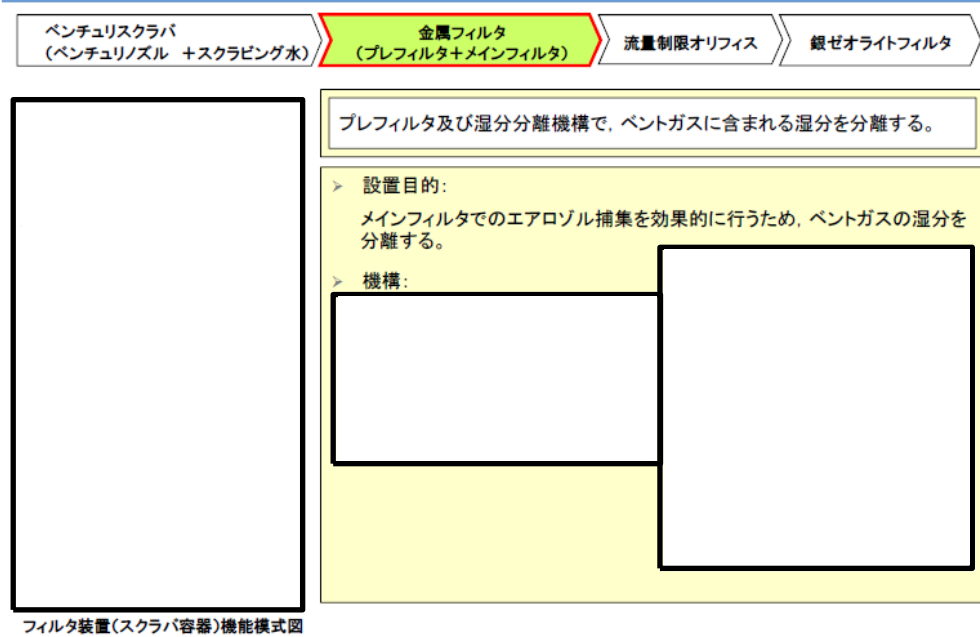


図 11 金属フィルタの機能 (1) 【湿分分離】

②金属フィルタの機能(2)【エアロゾルの捕集】

11

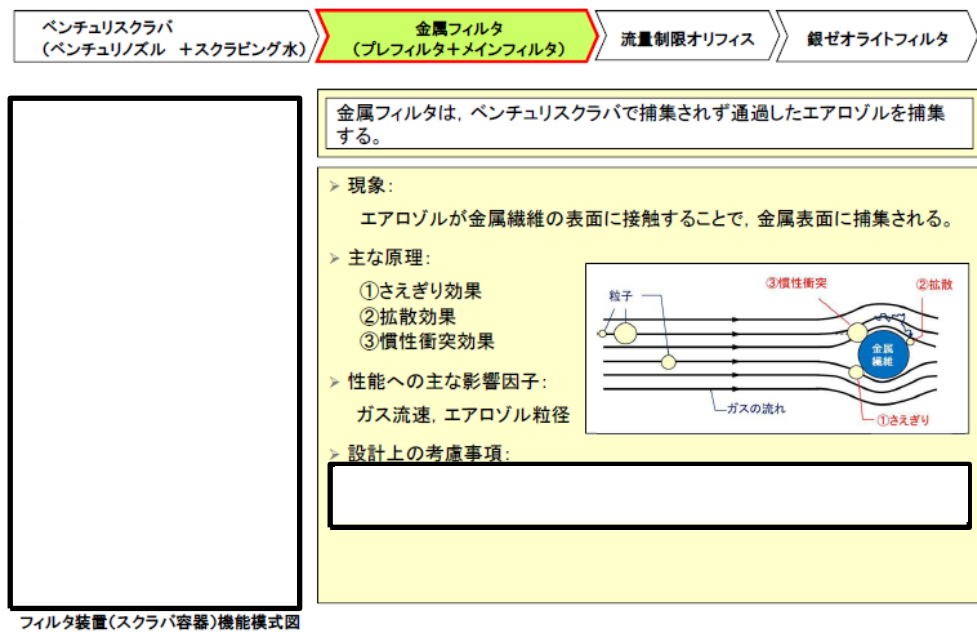


図 12 金属フィルタの機能 (2) 【エアロゾルの捕集】

流量制限オリフィスの機能

12

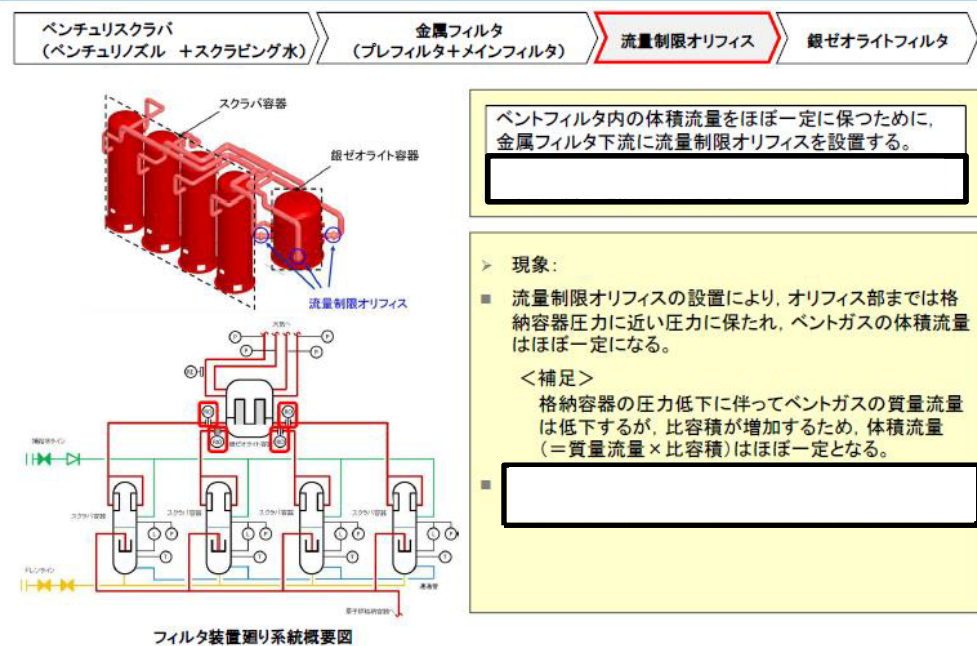


図 13 流量制限オリフィスの機能

③ 銀ゼオライトフィルタの機能

13



図 14 銀ゼオライトフィルタの機能

電源構成の考え方について

1. 電源系統の構成

格納容器フィルタベント系に必要な電動弁及び計装設備の重大事故等時における電源構成は、以下のとおり。

1.1 常設代替交流電源設備

常設代替交流電源設備として、ガスタービン機関及び発電機を搭載したガスタービン発電機を設置する。本設備は、ガスタービン発電機の遠隔起動操作スイッチにより中央制御室からの起動を可能とする。

1.2 可搬型代替交流電源設備

可搬型代替交流電源設備として、ディーゼル機関及び発電機を搭載した高圧発電機車を設置する。本設備は、常設代替交流電源設備とは位置的分散を考慮して離れた場所に分散して設置する。接続口は、原子炉建物の西側、南側及びガスタービン発電機建物の南側に位置的分散を考慮して設置することで、共通要因により接続することができなくなるようにする。

1.3 常設代替直流電源設備

常設代替直流電源設備として、SA 用 115V 系蓄電池及び SA 用 115V 系充電器を設置する。本設備は、重大事故等対処設備専用の蓄電池であり、非常用直流電源設備と位置的分散を図る。本系統は、常設代替交流電源設備、可搬型代替交流電源設備又は可搬型直流電源設備による電源の給電が開始されるまでの期間も格納容器フィルタベント系の計装設備に、24 時間にわたり給電が可能な容量を有している。

1.4 可搬型直流電源設備

可搬型直流電源設備として、高圧発電機車及び SA 用 115V 系充電器を設置し電源を給電する。

2. 電源種別ごとの電源給電範囲

2.1 常設代替交流電源設備による電源給電範囲

常設代替交流電源設備により、隔離弁（第 1 弁（サブプレッションチェンバ側）、第 1 弁（ドライウエル側）、第 2 弁、第 2 弁バイパス弁、第 3 弁）、ドレン移送ポンプ、排水ポンプ、ベントフィルタ 1 次ドレン弁、循環ライン止め弁、ドレン移送ライン連絡弁、薬液貯蔵タンク出口弁、第 1 ベントフィルタスクラバ容器周り計装設備、第 1 ベントフィルタ出口水素濃度、スクラバ水 pH 及び第 1 ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）に給電が可能である。

電源給電範囲を図 1～図 2 に、負荷一覧を表 1 に示す。

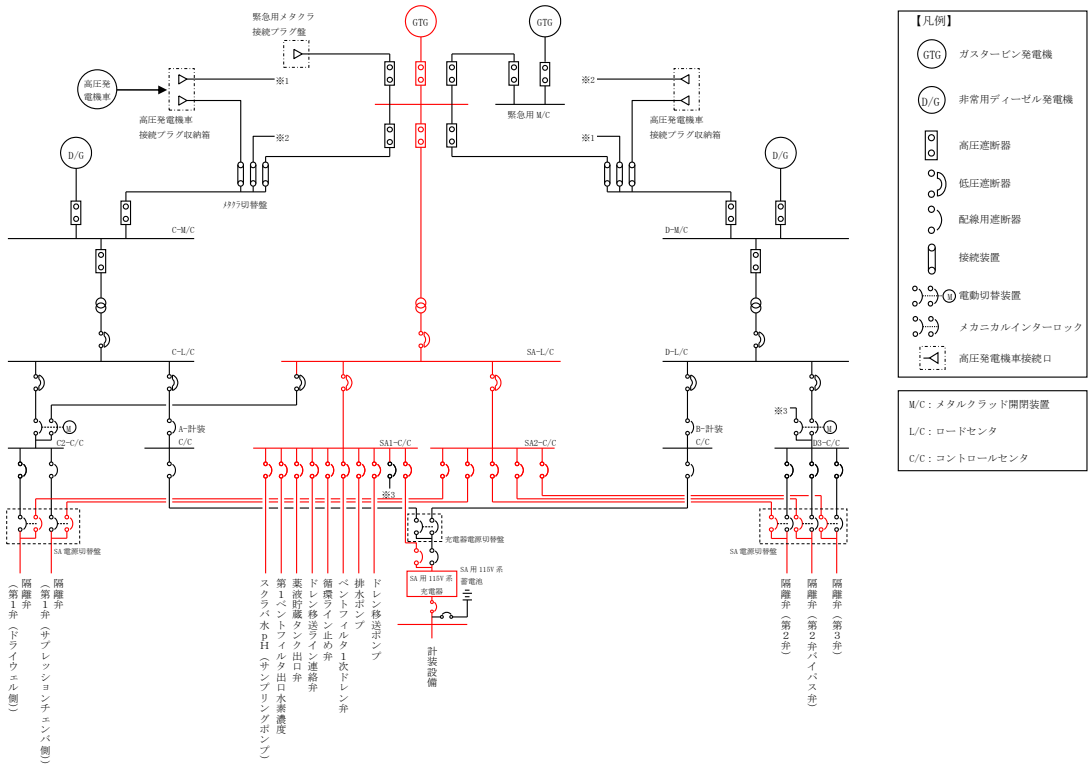


図1 常設代替交流電源設備による電源給電範囲（交流電源）

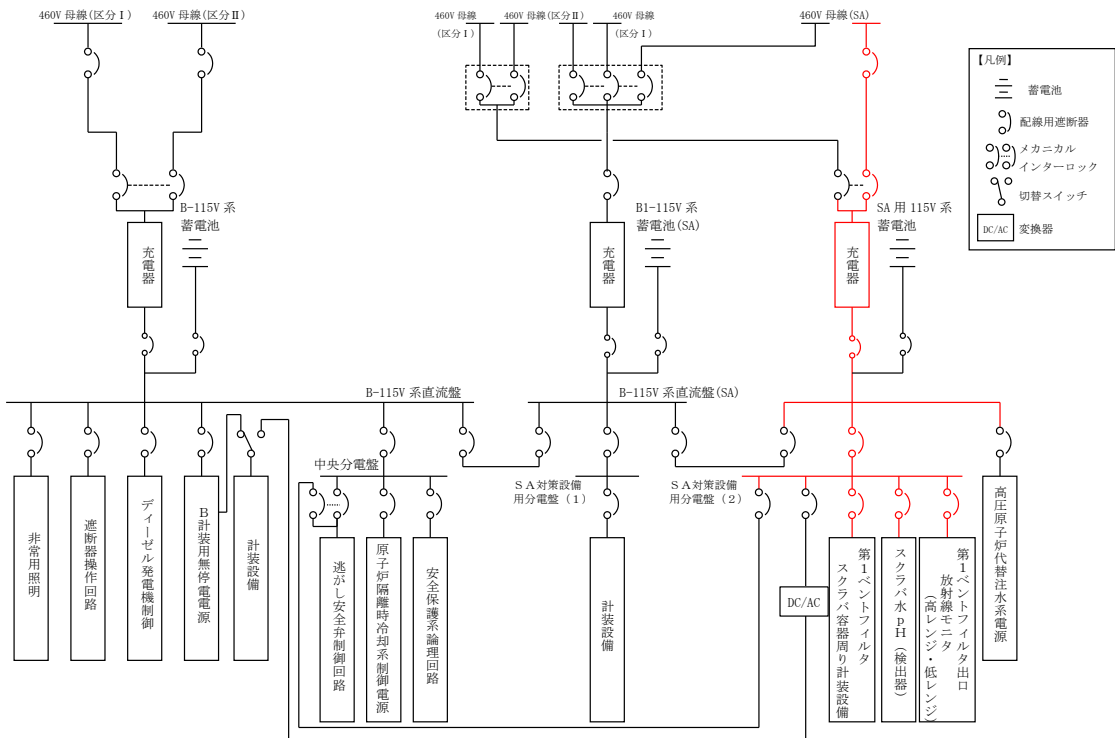


図2 常設代替交流電源設備による電源給電範囲（直流電源）

表 1 常設代替交流電源設備による負荷一覧

	負荷		負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	第 1 弁 (サブプレッションチェンバ側) MV217-5		1.4	
2	第 1 弁 (ドライウエル側) MV217-4		1.4	
3	第 2 弁 MV217-18		0.72	
4	第 2 弁バイパス弁 MV217-23		0.72	
5	第 3 弁 MV226-13		0.72	
6	ドレン移送ポンプ		11	
7	排水ポンプ		30	
8	ベントフィルタ 1 次ドレン弁		0.43	
9	循環ライン止め弁		0.43	
10	ドレン移送ライン連絡弁		0.43	
11	薬液貯蔵タンク出口弁		0.13	
12	第 1 ベントフィルタスクラバ容器周り 計装設備		24	SA 用 115V 系充電器から給電するため、充電器定格容量を積み上げ
13	第 1 ベントフィルタ出口水素濃度		25	
14	スクラバ水 pH	検出器	(24)	SA 用 115V 系充電器から給電するため、充電器定格容量を再掲
		サンプリングポンプ	20	
15	第 1 ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)		(24)	SA 用 115V 系充電器から給電するため、充電器定格容量を再掲
合 計			約 117*	

注記* : 常設代替交流電源設備の設備容量は 4800kW (6000kVA) とし、負荷容量約 117kW に対して必要十分な容量とする。

2.2 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲

可搬型代替交流電源設備により、隔離弁（第1弁（サブプレッションチェンバ側）、第1弁（ドライウェル側）、第2弁、第2弁バイパス弁、第3弁）、ドレン移送ポンプ、排水ポンプ、ベントフィルタ1次ドレン弁、循環ライン止め弁、ドレン移送ライン連絡弁、薬液貯蔵タンク出口弁、第1ベントフィルタスクラバ容器周り計装設備、第1ベントフィルタ出口水素濃度、スクラバ水 pH 及び第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）に給電が可能である。

電源給電範囲を図3～図4に、負荷一覧を表2に示す。

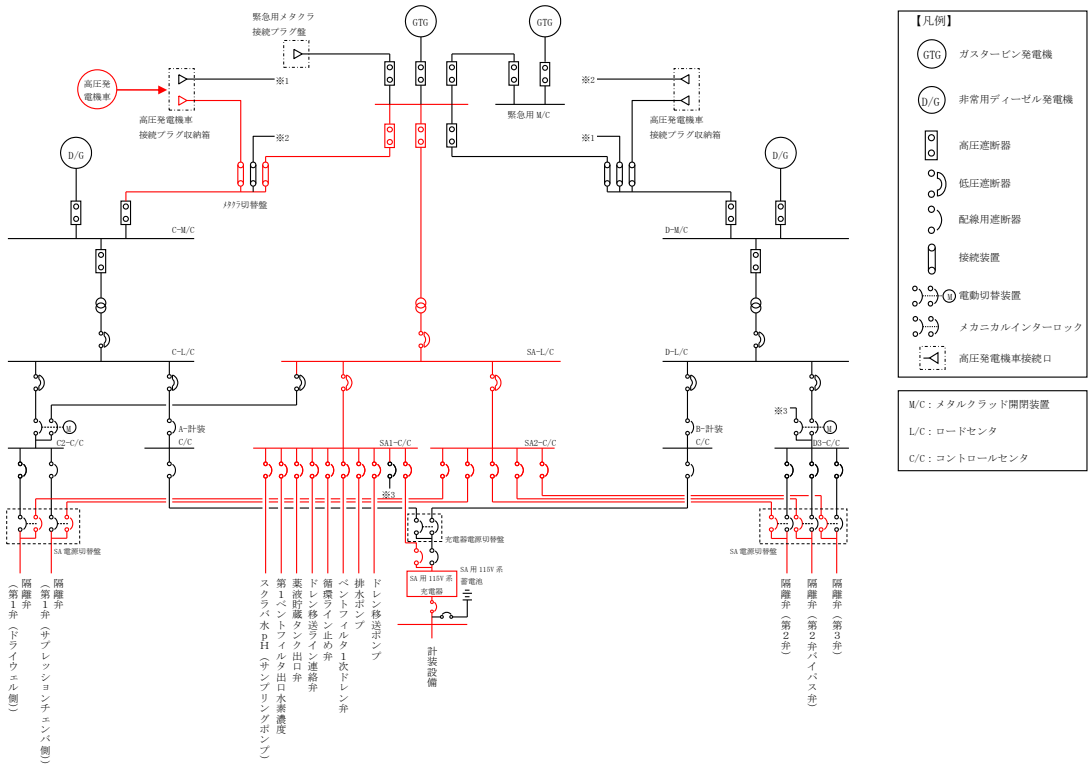


図3 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲 (交流電源)

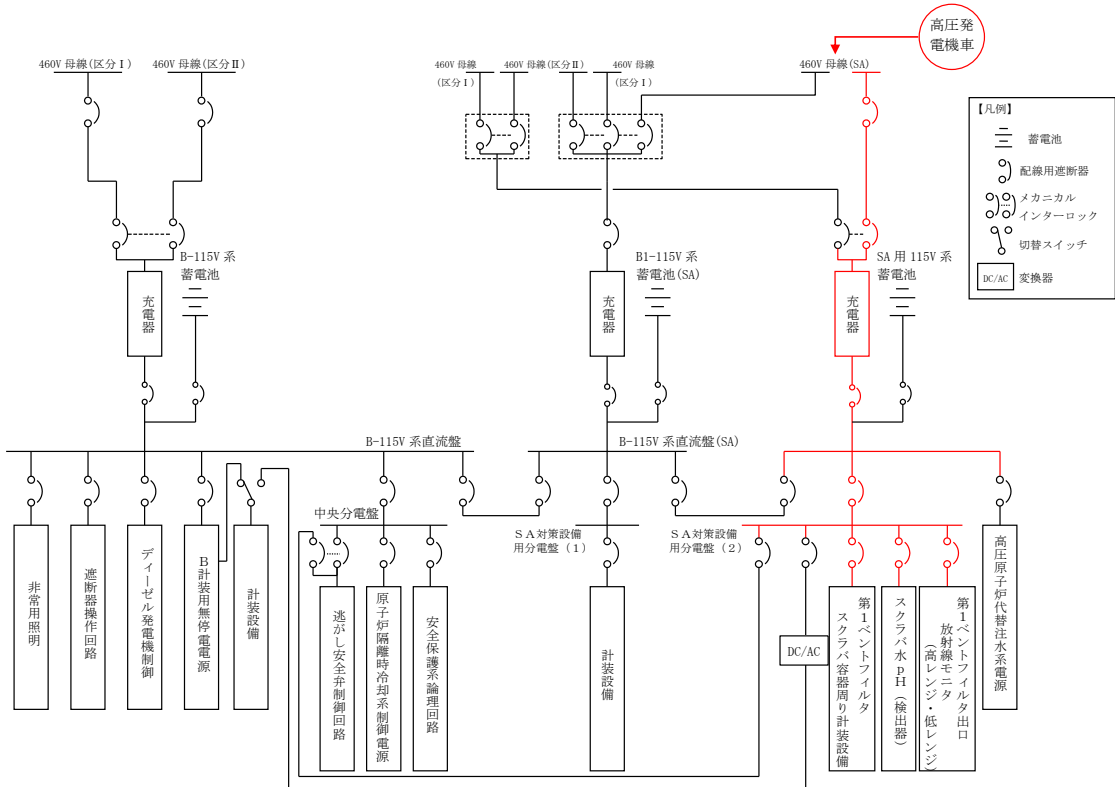


図4 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲 (直流電源)

表2 可搬型代替交流電源設備による負荷一覧

	負荷		負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	第1弁 (サプレッションチェンバ側) MV217-5		1.4	
2	第1弁 (ドライウエル側) MV217-4		1.4	
3	第2弁 MV217-18		0.72	
4	第2弁バイパス弁 MV217-23		0.72	
5	第3弁 MV226-13		0.72	
6	ドレン移送ポンプ		11	
7	排水ポンプ		30	
8	ベントフィルタ1次ドレン弁		0.43	
9	循環ライン止め弁		0.43	
10	ドレン移送ライン連絡弁		0.43	
11	薬液貯蔵タンク出口弁		0.13	
12	第1ベントフィルタスクラバ容器周り計装設備		24	SA用115V系充電器から給電するため、充電器定格容量を積み上げ
13	第1ベントフィルタ出口水素濃度		25	
14	スクラバ水 pH	検出器	(24)	SA用115V系充電器から給電するため、充電器定格容量を再掲
		サンプリングポンプ	20	
15	第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)		(24)	SA用115V系充電器から給電するため、充電器定格容量を再掲
合 計			約 117*	

注記* : 可搬型代替交流電源設備の設備容量は、高圧発電機車3台分の1200kW (1500kVA)とし、負荷容量約117kWに対して必要十分な容量とする。

2.3 常設代替直流電源設備による電源給電範囲

常設代替直流電源設備により、第1ベントフィルタスクラバ容器周り計装設備及び第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）に給電が可能である。

隔離弁（第1弁（サブプレッションチェンバ側）、第1弁（ドライウエル側）、第2弁、第2弁バイパス弁、第3弁）、ドレン移送ポンプ、排水ポンプ、ベントフィルタ1次ドレン弁、循環ライン止め弁、ドレン移送ライン連絡弁、薬液貯蔵タンク出口弁、第1ベントフィルタ出口水素濃度及びスクラバ水 pH については交流機器であり、常設代替直流電源設備から給電はできない。

なお、ドレン移送ポンプ、排水ポンプ及び第1ベントフィルタ出口水素濃度については、使用時期は事故収束時となり、時間的余裕があることから、常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電が十分可能である。

また、スクラバ水 pH については、事故収束時に使用すること、隔離弁（第1弁（サブプレッションチェンバ側）、第1弁（ドライウエル側）、第2弁、第2弁バイパス弁）については、遠隔手動弁操作機構が付いており、手動での開閉操作が可能である。

電源給電範囲を図5に、負荷一覧を表3に示す。

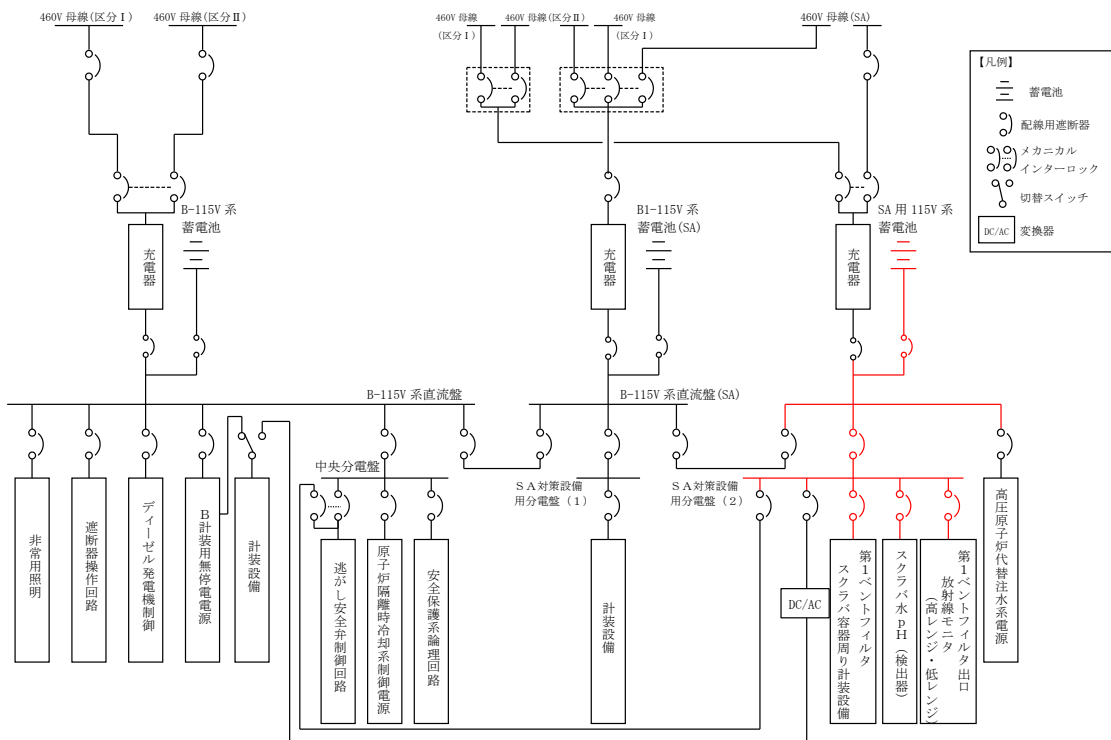


図5 常設代替直流電源設備による電源給電範囲

表 3 常設代替直流電源設備による負荷一覧

	負荷		負荷容量 (直流 (A))	備考
1	第 1 弁 (サブプレッションチェンバ側) MV217-5		—	
2	第 1 弁 (ドライウエル側) MV217-4		—	
3	第 2 弁 MV217-18		—	
4	第 2 弁バイパス弁 MV217-23		—	
5	第 3 弁 MV226-13		—	
6	ドレン移送ポンプ		—	
7	排水ポンプ		—	
8	ベントフィルタ 1 次ドレン弁		—	
9	循環ライン止め弁		—	
10	ドレン移送ライン連絡弁		—	
11	薬液貯蔵タンク出口弁		—	
12	第 1 ベントフィルタスクラバ容器周り計装設備		約 1	
13	第 1 ベントフィルタ出口水素濃度		—	
14	スクラバ水 pH	検出器	—	
		サンプリングポンプ	—	
15	第 1 ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)		約 2	
合 計			約 3	約 90Ah*

注記* : 24 時間使用した場合の容量

常設代替直流電源設備の設備容量は 1500Ah とし、負荷容量約 90Ah に対して必要十分な容量とする。

2.4 可搬型直流電源設備による電源給電範囲

可搬型直流電源設備により、第1ベントフィルタスクラバ容器周り計装設備及び第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）に給電が可能である。隔離弁（第1弁（サブプレッションチェンバ側）、第1弁（ドライウエル側）、第2弁、第2弁（バイパス弁）、第3弁）、ドレン移送ポンプ、排水ポンプ、ベントフィルタ1次ドレン弁、循環ライン止め弁、ドレン移送ライン連絡弁、薬液貯蔵タンク出口弁、第1ベントフィルタ出口水素濃度及びスクラバ水pHについては交流機器であり、可搬型直流電源設備から給電はできない。

なお、ドレン移送ポンプ、排水ポンプ及び第1ベントフィルタ出口水素濃度については、使用時期は事故収束時となり、時間的余裕があることから、常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電が十分可能である。

また、スクラバ水pHについては、事故収束時に使用すること、隔離弁（第1弁（サブプレッションチェンバ側）、第1弁（ドライウエル側）、第2弁、第2弁バイパス弁）については、遠隔手動弁操作機構が付いており、手動での開閉操作が可能である。

電源給電範囲を図6に、負荷一覧を表4に示す。

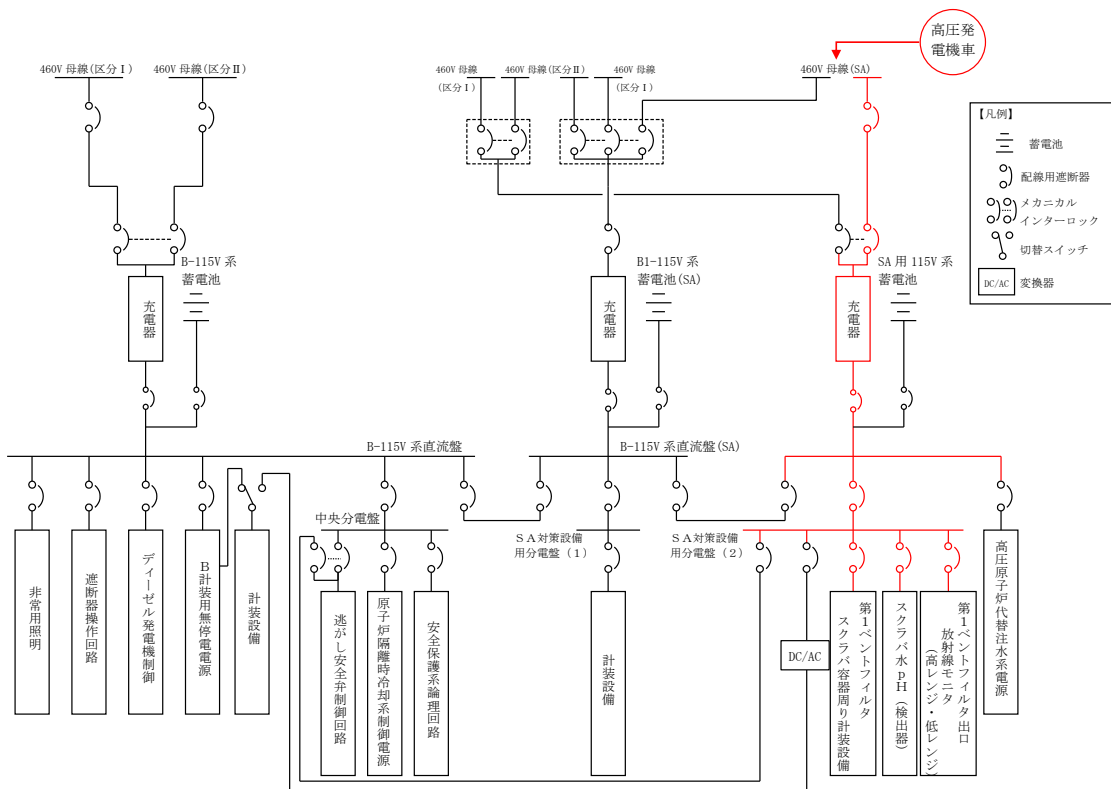


図6 可搬型直流電源設備による電源給電範囲

表 4 可搬型直流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (直流 (A))	備考
1	第 1 弁 (サブプレッションチェンバ側) MV217-5	—	
2	第 1 弁 (ドライウエル側) MV217-4	—	
3	第 2 弁 MV217-18	—	
4	第 2 弁バイパス弁 MV217-23	—	
5	第 3 弁 MV226-13	—	
6	ドレン移送ポンプ	—	
7	排水ポンプ	—	
8	ベントフィルタ 1 次ドレン弁	—	
9	循環ライン止め弁	—	
10	ドレン移送ライン連絡弁	—	
11	薬液貯蔵タンク出口弁	—	
12	第 1 ベントフィルタスクラバ容器周り計装設 備	約 1	
13	第 1 ベントフィルタ出口水素濃度	—	
14	スクラバ水 pH	検出器	—
		サンプリングポンプ	—
15	第 1 ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	約 2	
合 計		約 3*	

注記* : 可搬型直流電源設備の設備容量は SA 用 115V 系充電器の定格出力 200A とし, 負荷容量約 3A に対して必要十分な容量とする。

スクラビング水が管理範囲を超えた場合の措置について

1. 水位が管理範囲を超えた場合の措置

第1 ベントフィルタスクラバ容器は、要求される放射性物質除去性能が発揮できることを確認するため、スクラビング水の水位が管理範囲にあることを監視する。水位が管理範囲を超えた場合の措置について以下に示す。

1.1 系統待機時

系統待機時においては、スクラバ容器水位にて、スクラビング水の水位が待機時の管理値内（1700mm～1900mm）にあることを確認する。

第1 ベントフィルタスクラバ容器内は窒素ガスで置換されており、第2 弁及び圧力開放板にて隔離された状態となっている。系統待機時の第1 ベントフィルタスクラバ容器への補給については、補給設備等と第1 ベントフィルタスクラバ容器の間の弁を開操作して注水することとなり、系統待機中においては常時接続される水系の配管がないことから、系統待機中に水位が変動することはない。

1.2 ベント実施時

ベント実施時においては、スクラバ容器水位にて、スクラビング水の水位がベント実施時の下限水位から上限水位（ mm）にあることを確認する。

第1 ベントフィルタスクラバ容器に捕集した放射性物質の崩壊熱により、スクラビング水が蒸発し下限水位を下回る可能性がある場合は、補給を行う。

別紙4「スクラビング水の水位の設定根拠及び健全性について」に示すとおり、スクラビング水の水位はベント実施初期のベントガス凝縮による水位上昇を考慮しても上限水位に至らない設計としている。さらに、ベントガス以外に第1 ベントフィルタスクラバ容器に外部から流入するラインはないことから、上限水位に至ることはない。なお、万が一上限水位となった場合は、排水設備（自主対策設備）として設置するドレン移送ポンプによりサプレッションチェンバへ排水し、水位を低下させることが可能な設計とする。

圧力開放板の信頼性について

1. 設計時の考慮

圧力開放板の設定破裂圧力は、ベントを実施する際の妨げにならないよう、ベント開始時の格納容器圧力（334～384kPa[gage]）と比較して十分低い圧力で破裂するように、設定破裂圧力は80kPa（圧力開放板前後差圧）を適用している。

ベント開始時における圧力開放板が破裂したことの確認は、原子炉格納容器内のガスが大気へ放出されることによる格納容器圧力の指示値の下降、また、ベント開始時にベントガスが第1ベントフィルタスクラバ容器へ流入することによりフィルタ装置出口配管圧力が上昇し、圧力開放板が破裂するとベントガスが大気へ放出されるためフィルタ装置出口配管圧力が下降することから、フィルタ装置出口配管圧力の変化によっても確認することができる。

さらに、炉心の損傷が発生している場合においては、ベントガスに含まれる放射性物質により、圧力開放板下流に設置された第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（低レンジ）の指示値が上昇することによっても、確認することができる。

なお、圧力開放板は、大気との境界に設置されることから、放出口から降水が侵入し、凍結することで機能に影響を与えることがないように放出口から降水が浸入し難い構造とする。また、降水が侵入した場合にも、雨水排水ラインの止め弁を常時開運用とすることにより凍結し難い構造とする。

雨水排水ライン及び放出口の構造図を図1に示す。

2. 製作時の考慮

圧力開放板は以下の項目を確認することで、信頼性を確保している。

- (1) 同一ミルシートの素材を用いて、1ロット（出荷台数+2+ α ）を製作する。
- (2) 同一加工機／同一技量を有する加工者が1ロットを製作する。
- (3) 同一ロットから2台以上ランダムに選定し、破裂試験を実施する。

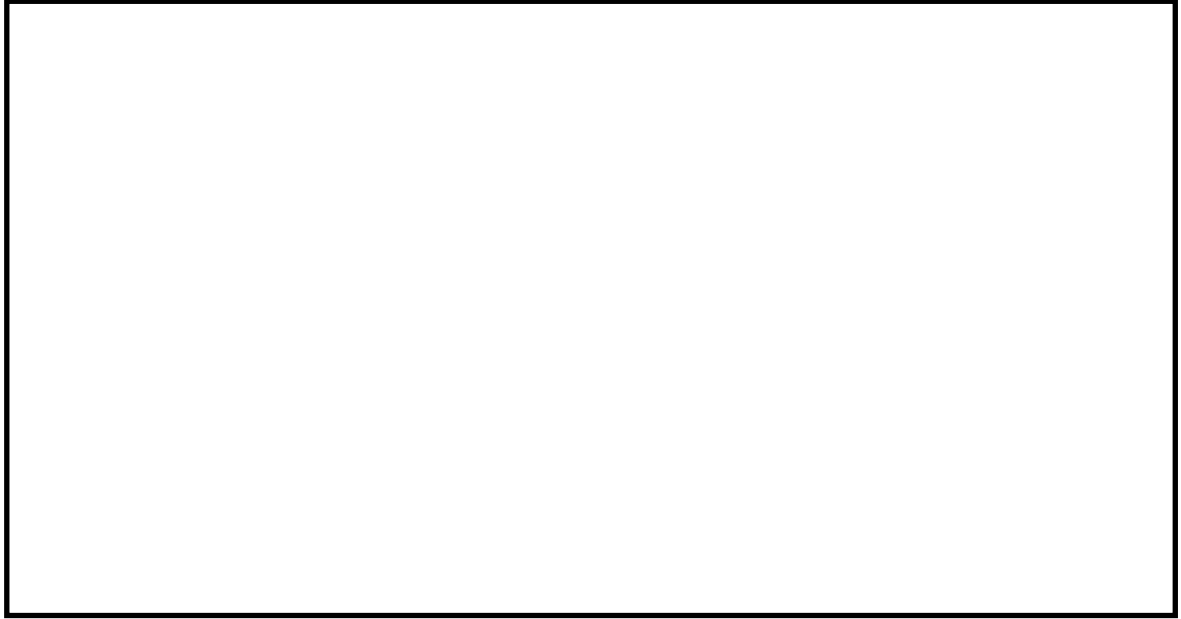


図1 雨水排水ライン及び放出口 概要図

フレキシブルシャフトが常時接続されている状態における弁操作の詳細メカニズム

1. 詳細メカニズム

隔離弁の駆動方式は、電動（電動機による駆動）と遠隔手動（フレキシブルシャフトによる操作）があり、これらの方式の切替えには「オートデクラッチ機構」を採用している。

オートデクラッチ機構は、従来、弁駆動部のレバー操作により実施していたクラッチの切替操作を、フレキシブルシャフトを操作することで、自動的に通常電動側にあるクラッチを手動（人力）側に切り替えることを可能とした機構である。

また、弁駆動部に動力を伝えるためのウォームシャフト部への動力の伝達は、クラッチ機構を採用しており、電動側又は手動側のウォームシャフト部と切り離されるため、トルク伝達に影響を与えない構造となっている。

オートデクラッチ機構付の電動駆動弁の概要を図 1 に示す。

オートデクラッチ機構は、ウォームシャフトクラッチが保持される位置により、弁へのトルクの伝わり方が変動する。電動操作時と手動操作時のオートデクラッチ機構の動作の違いについて図 2～5 に示す。

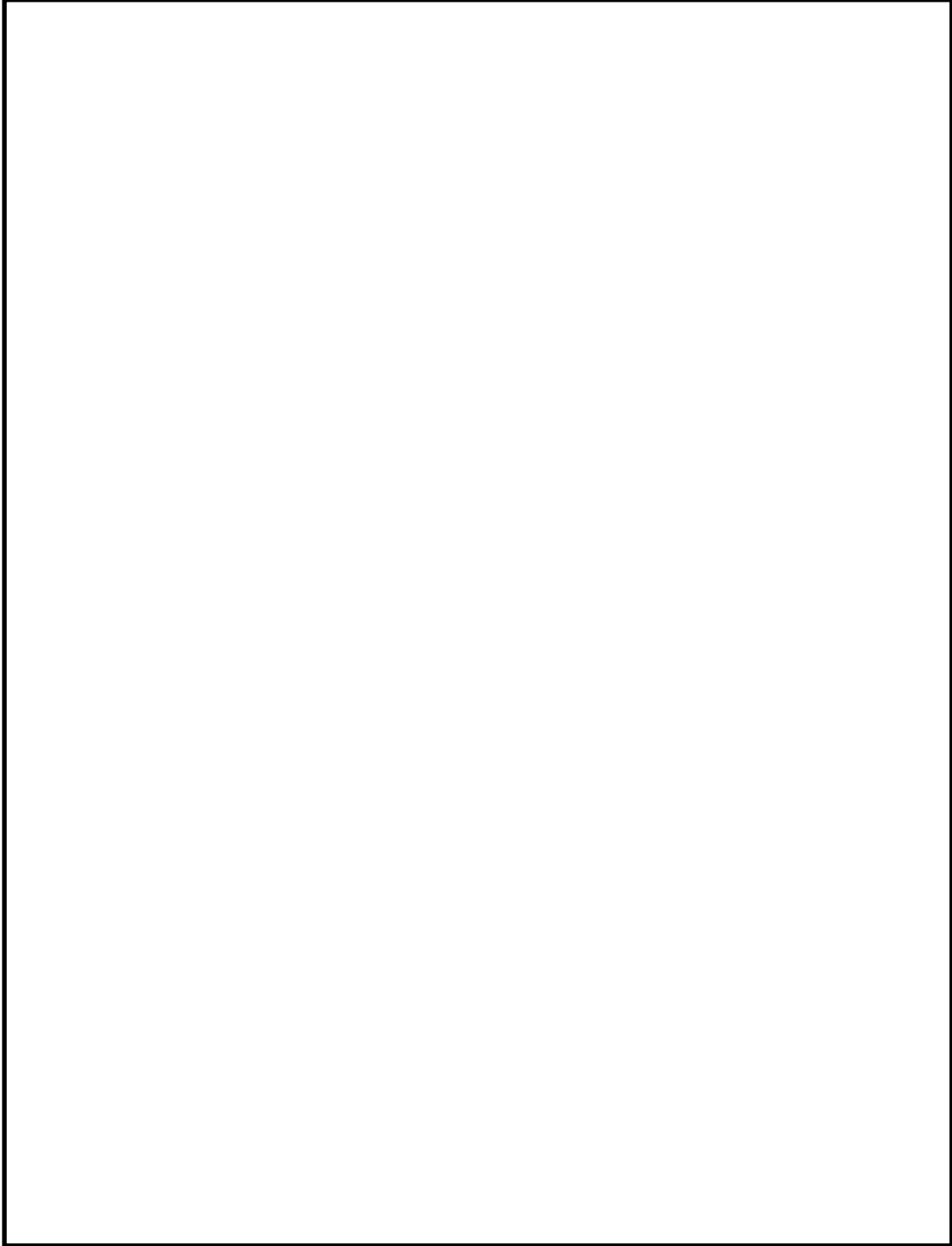


図1 オートデスクラッチ機構の概要図

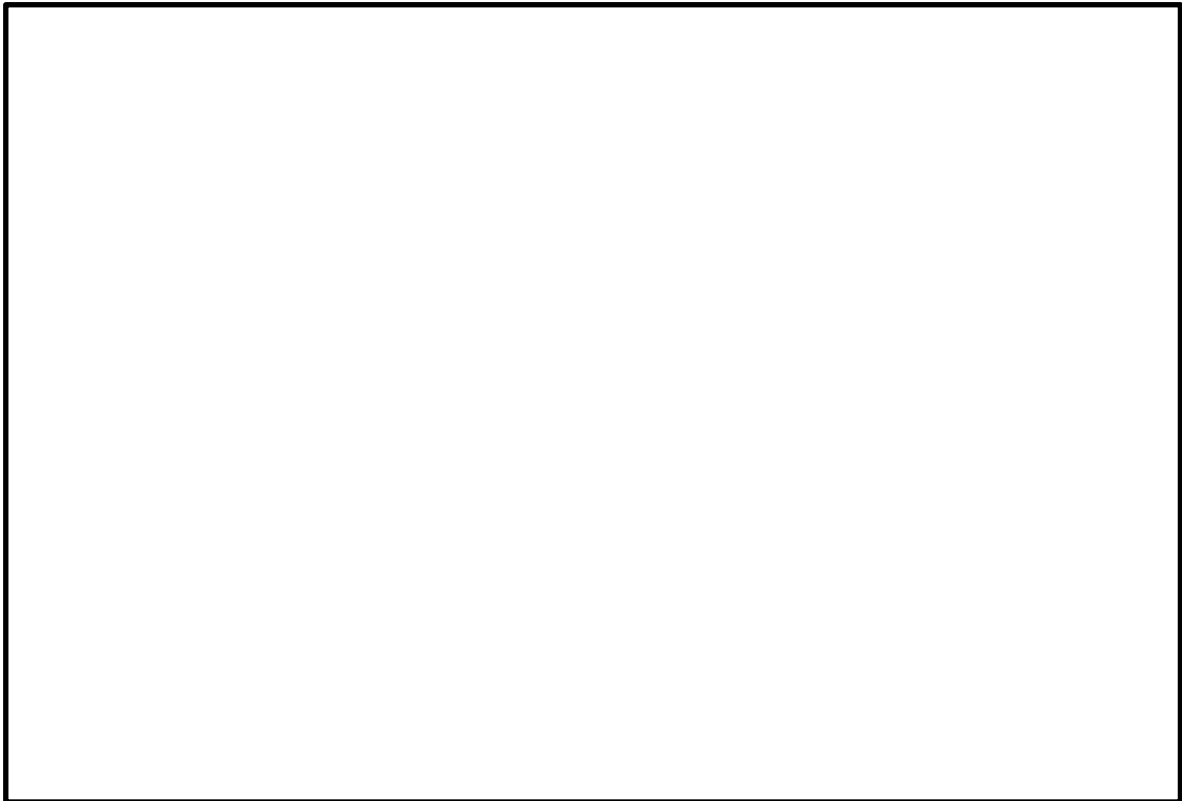


図2 弁駆動部の状態（電動操作時（通常状態））

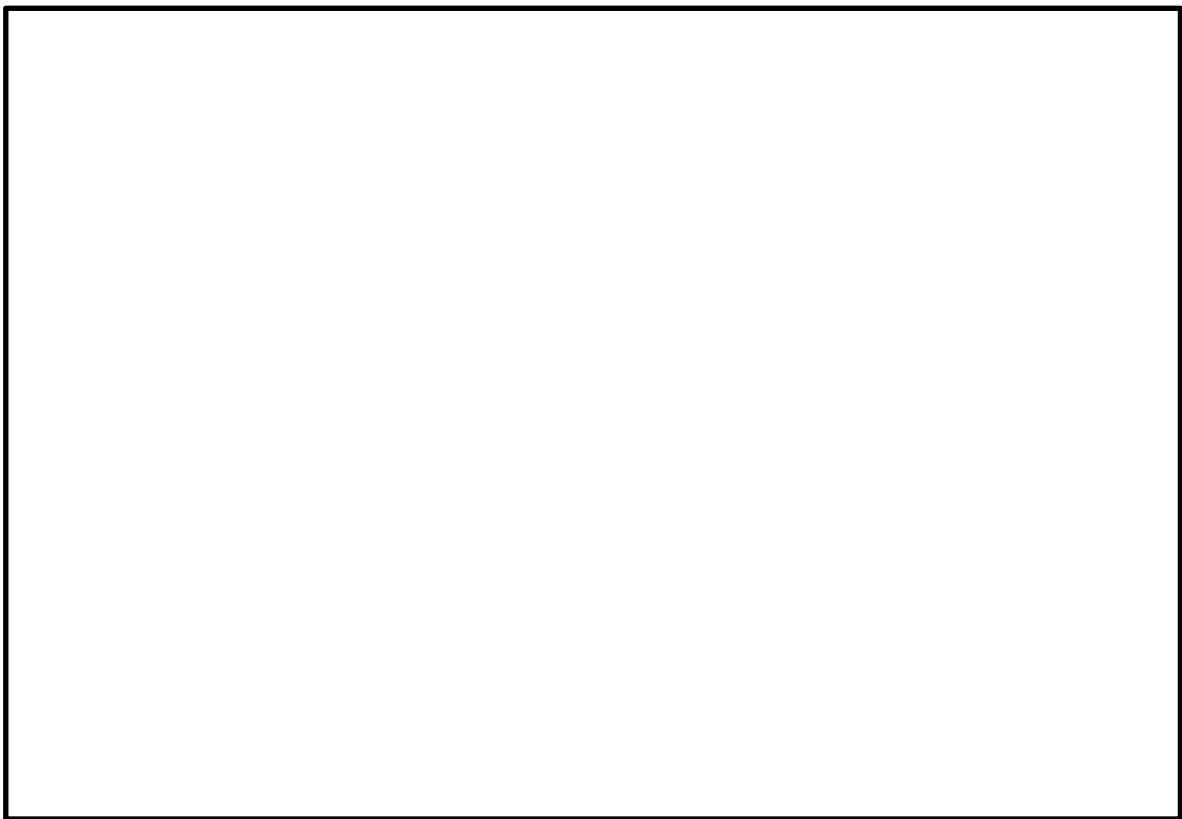


図3 弁駆動部の状態
（通常状態から手動操作位置への切替え（オートデクラッチ））

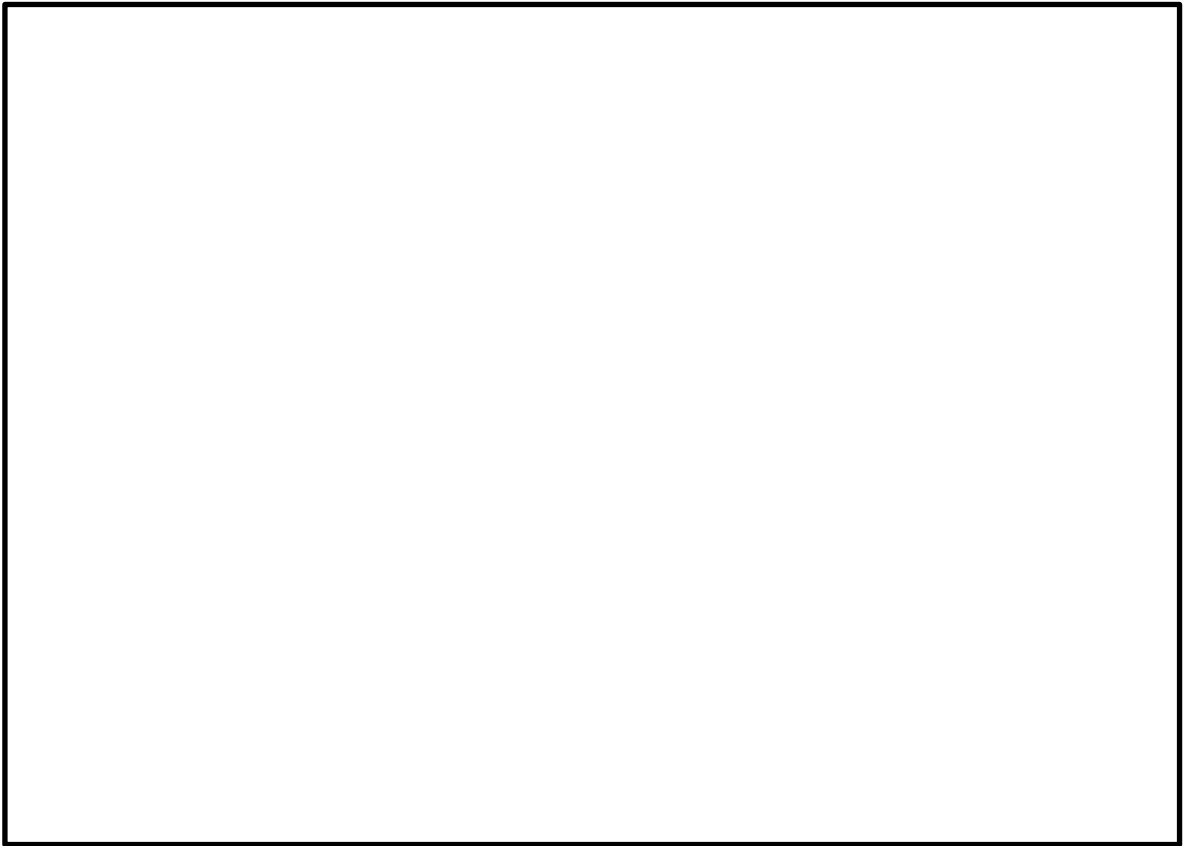


図 4 弁駆動部の状態（手動操作時）

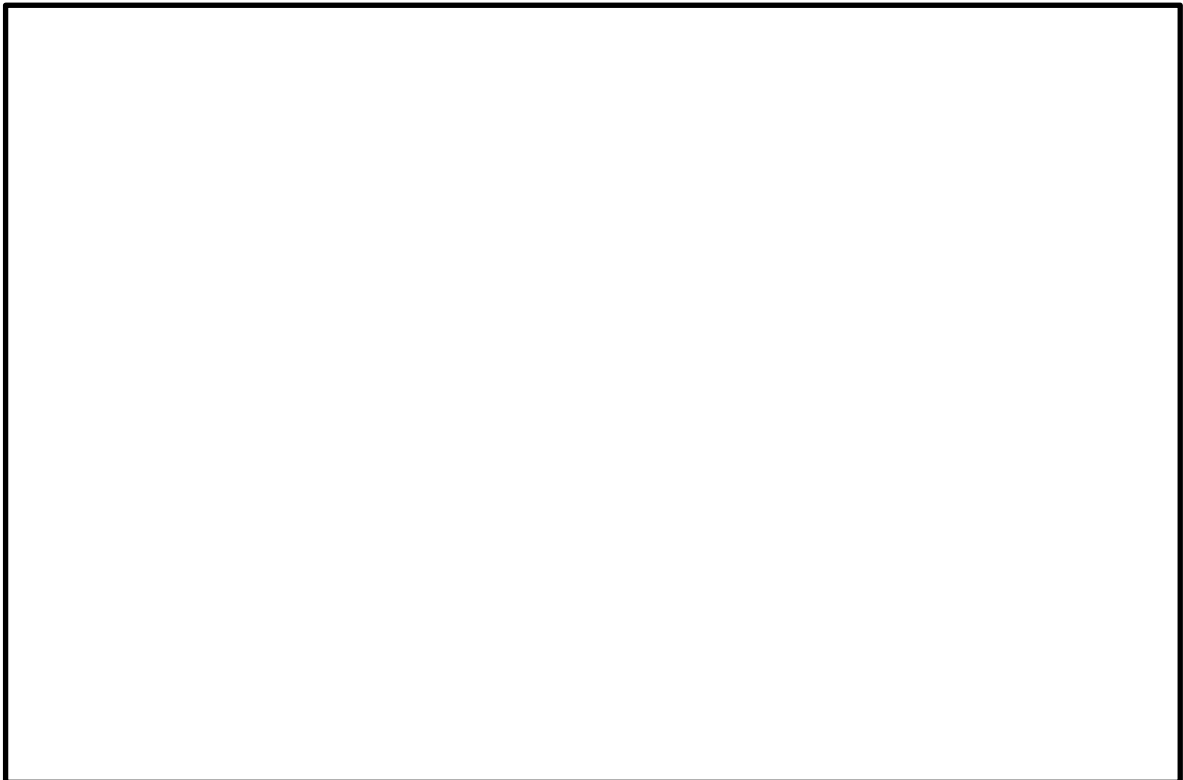


図 5 弁駆動部の状態（手動操作位置から電動操作位置への自動復帰）

格納容器フィルタベント系の計装設備の網羅性について

1. 網羅性について

格納容器フィルタベント系の計装設備については、以下の考えに基づき網羅性を有する設計としている。

- (1) 格納容器フィルタベント系の系統待機時、系統運転時、事故収束時の各状態で、系統の要求上確認すべき項目の全てが監視可能であること。
- (2) 上記の各状態において、管理すべき値を網羅した計測範囲であること。

2. 確認すべき項目について

格納容器フィルタベント系の系統待機時、系統運転時、事故収束時の各状態で確認すべき項目を下記(1)～(5)に抽出し、各確認すべき項目に対する計装設備が設置されていることを表 1 に示す。

(1) 系統待機状態

系統待機時の状態が、以下のとおり把握可能である。

a. 第 1 ベントフィルタスクラバ容器の性能に影響するパラメータの確認

スクラバ容器水位計にて、スクラビング水の水位が、系統待機時の設定範囲内(1700mm～1900mm)にあることを監視することで、要求される放射性物質の除去性能が発揮できることを把握できる。

系統待機時における水位の範囲は、ベント実施時のスクラビング水の水位変動を考慮しても放射性物質の除去性能を維持し、ベント実施後 7 日間はスクラビング水の補給が不要となるよう設定している。

また、スクラバ水 pH 計にて、pH がアルカリ性の状態(系統待機時において pH13 以上)であることを監視することで、第 1 ベントフィルタスクラバ容器の性能維持に影響がないことを把握できる。

b. 系統不活性状態の確認

フィルタ装置出口配管圧力計及びスクラバ容器圧力計にて、封入した窒素圧力(□kPa [gage] 程度)を継続監視することで、系統内の不活性状態を把握できる。

また、フィルタ装置出口配管圧力計にて、点検後の窒素置換操作を実施した際に、現場で圧力を監視することで、配管内が不活性状態になったことを把握できる。

(2) 系統運転状態

系統運転時の状態が、以下のとおり把握可能である。

a. 原子炉格納容器内の雰囲気ガスが第 1 ベントフィルタスクラバ容器へ導かれていることの確認

スクラバ容器圧力計にて、ベント実施により圧力が上昇し、ベント継続により原子炉格納容器の圧力に追従して圧力が低下傾向を示すことで、原子炉格納容器内の雰囲気ガスが第 1 ベントフィルタスクラバ容器に導かれていることを把握できる。

また、スクラバ容器温度計にて、ベント実施によりスクラビング水が系統待機状態から飽和温度まで上昇することを監視することで、原子炉格納容器のガスが第1ベントフィルタスクラバ容器に導かれていることを把握できる。なお、スクラバ容器温度計は、第1ベントフィルタスクラバ容器の温度を測定しているが、スクラビング水の温度上昇時には、スクラビング水から第1ベントフィルタスクラバ容器への伝熱により第1ベントフィルタスクラバ容器の温度も上昇するため、スクラビング水の温度上昇傾向を監視できる。さらに、第1ベントフィルタ出口放射線モニタが初期値から上昇することを計測することによりベントガスが通気されていることを把握できる。

b. 第1ベントフィルタスクラバ容器の性能に影響するパラメータの確認

スクラバ容器水位計にて、スクラビング水の水位が、ベント実施中の下限水位から上限水位の範囲内（mm）にあることを監視することで、要求される放射性物質の除去性能が維持できることを把握できる。

ベント後における下限水位については、ベンチュリノズルが水没していることを確認するため、上限水位については、金属フィルタの性能に影響がないことを確認するためにそれぞれ設定する。

c. ベントガスが放出されていることの確認

第1ベントフィルタ出口放射線モニタにて、第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口を通過するガスに含まれる放射性物質からの γ 線強度を計測することで、第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口配管よりベントガスが放出されていることを把握できる。

(3) 事故収束状態

事故収束時の状態を以下のとおり把握可能である。

a. 系統内に水素ガスが滞留していないことの確認

可搬型設備（車両）である第1ベントフィルタ出口水素濃度にて、ベント停止前の原子炉格納容器への窒素ガス供給時に測定を開始し、ベント停止後においても測定を継続し、可搬式窒素供給装置による窒素パージが確実に実施されていることを把握できる。

b. 第1ベントフィルタスクラバ容器の状態確認

スクラバ容器水位計にて、スクラビング水の水位が確保されていること（第1ベントフィルタスクラバ容器のスクラビング水の移送後を除く）、スクラバ容器温度計にて温度の異常な上昇がないこと及び第1ベントフィルタ出口放射線モニタにて放射性物質の放出がないことを確認することで、第1ベントフィルタスクラバ容器に異常がないことを把握できる。

(4) 第1ベントフィルタスクラバ容器の水位調整時の確認

格納容器フィルタベント系の系統待機時、系統運転時、事故収束時に、第1ベントフィルタスクラバ容器の水位調整を以下のとおり把握可能である。

a. 第1ベントフィルタスクラバ容器の水位調整の確認

スクラバ容器水位計にて、第1ベントフィルタスクラバ容器の排出又は水張りを実施する際に、第1ベントフィルタスクラバ容器の水位を把握できる。

b. 第1ベントフィルタスクラバ容器スクラビング水の水質管理

スクラバ容器水位計にて、第1ベントフィルタスクラバ容器の排出又は水張りを実施する際に、第1ベントフィルタスクラバ容器の水位を把握できるとともに、必要な追加薬液量の把握ができる。

また、スクラバ水 pH にて、第1ベントフィルタスクラバ容器へ薬液を補給する際に、スクラビング水の pH を把握できる。

(5) 想定される機能障害の把握

格納容器フィルタベント系の系統運転時に、想定される機能障害を以下のとおり把握可能である。

a. 第1ベントフィルタスクラバ容器の閉塞

(a) スクラバ容器圧力計にて、ベント実施により待機圧力から上昇した圧力が、低下傾向を示さないことを確認することで、第1ベントフィルタスクラバ容器が閉塞していることを把握できる。

(b) スクラバ容器温度計にて、ベント実施により待機状態から温度が上昇しないことを確認することで、第1ベントフィルタスクラバ容器が閉塞していることを把握できる。

(c) 第1ベントフィルタ出口放射線モニタが初期値から上昇しないことを確認することにより把握できる。

b. 金属フィルタの閉塞

第1ベントフィルタ出口放射線モニタにて、ベント実施により待機状態から上昇した線量当量率が、低下傾向を示さないこと及びスクラバ容器圧力計が上昇傾向を示すことを確認することで、金属フィルタの閉塞を把握できる。

c. 第1ベントフィルタスクラバ容器入口配管の破断

スクラバ容器圧力計にて、ベント実施により待機圧力から上昇した圧力が低下傾向を示すが、第1ベントフィルタ出口放射線モニタが初期値から上昇しないことを確認することにより把握できる。

d. 第1ベントフィルタスクラバ容器スクラビング水の漏えい

(a) スクラバ容器水位計にて、第1ベントフィルタスクラバ容器からのスクラビング水漏えいによる第1ベントフィルタスクラバ容器の水位低下を確認することで把握できる。

(b) 漏えい検知器により、第1ベントフィルタ格納槽に漏えいしたスクラビング水を検知することで把握できる。

3. 計測範囲について

格納容器フィルタベント系の系統待機時、系統運転時、事故収束時の各状態で確認すべき

項目について、管理すべき値を網羅した計測範囲であることを表 2 に示す。

表1 格納容器フィルタベント系 計装設備の網羅性について

フィルタ装置の状態	確認すべき項目	計装設備	多重性又は多様性
(1) 系統待機状態	a. 第1ベントフィルタスクラバ容器の性能に影響するパラメータの確認	①スクラバ容器水位 ②スクラバ水pH	①②で多様性あり ①②は多重性あり
	b. 系統不活性状態の確認	①フィルタ装置出口配管圧力 ②スクラバ容器圧力	①②で多様性あり ①②は多重性あり
(2) 系統運転状態	a. 原子炉格納容器内の雰囲気ガスが第1ベントフィルタスクラバ容器へ導かれていることの確認	①スクラバ容器圧力 ②スクラバ容器温度 ③第1ベントフィルタ出口放射線モニタ	①②③で多様性あり ①②③は多重性あり
	b. 第1ベントフィルタスクラバ容器の性能に影響するパラメータの確認	①スクラバ容器水位	①は多重性あり
(3) 事故収束状態	c. ベントガスが放出されていることの確認	①第1ベントフィルタ出口放射線モニタ	①は多重性あり
	a. 系統内に水素ガスが滞留していないことの確認	①第1ベントフィルタ装置出口水素濃度	①は多重性あり
(4) 第1ベントフィルタスクラバ容器の水位調整時	b. 第1ベントフィルタスクラバ容器の状態確認	①スクラバ容器水位 ②スクラバ容器温度 ③第1ベントフィルタ出口放射線モニタ	①②③で多様性あり ①②③は多重性あり
	a. 第1ベントフィルタスクラバ容器の水位調整の確認	①スクラバ容器水位	①は多重性あり
(5) 想定される機能障害の把握	b. 第1ベントフィルタスクラバ容器スクラビング水の水质管理	①スクラバ容器水位 ②スクラバ水pH	①②で多様性あり ①②は多重性あり
	a. 第1ベントフィルタスクラバ容器の閉塞	①スクラバ容器圧力 ②スクラバ容器温度 ③第1ベントフィルタ出口放射線モニタ	①②③で多様性あり ①②③は多重性あり
(5) 想定される機能障害の把握	b. 金属フィルタの閉塞	①スクラバ容器圧力 ②第1ベントフィルタ出口放射線モニタ	①②で多様性あり ①②は多重性あり
	c. 第1ベントフィルタスクラバ容器入口配管の破断	①スクラバ容器圧力 ②第1ベントフィルタ出口放射線モニタ	①②で多様性あり ①②は多重性あり
(5) 想定される機能障害の把握	d. 第1ベントフィルタスクラバ容器スクラビング水の漏えい	①スクラバ容器水位 ②漏えい検知器	①②で多様性あり ①は多重性あり

表 2 格納容器フィルタベント系 計装設備の計測範囲の網羅性について

監視パラメータ	測定範囲	計測範囲の根拠
① スクラバ容器水位	[]	系統待機時における水位の範囲 (1700mm～1900mm) 及びベント実施時の下限水位から上限水位の範囲 ([]) を計測可能な範囲とする。
② スクラバ容器圧力	0～1MPa [gage]	系統運転中に格納容器フィルタベント系の最高使用圧力である0.853MPa [gage] (2Pd) が監視可能。また、系統待機時に、窒素置換 ([] kPa [gage] 程度) が維持されていることを計測可能な範囲とする。
③ スクラバ容器温度	0～300℃	系統の最高使用温度 (200℃) を計測可能な範囲とする。
④ フィルタ装置出口配管圧力*	0～100kPa [gage]	系統待機時に、窒素置換 ([] kPa [gage] 程度) が維持されていることを計測可能な範囲とする。
⑤ 第1ベントフィルタ装置出口水素濃度	0～20vol%/0～100vol%	事故収束時に、格納容器フィルタベント系の配管内に滞留する水素濃度が可燃限界 (4vol%) 未満であることを計測可能な範囲とする。
⑥ 第1ベントフィルタ出口放射線モニタ	高レンジ： 10^{-2} ～ 10^5 Sv/h	系統運転時(炉心損傷している場合に、想定される第1ベントフィルタ出口の最大線量当量率 (約 1.6×10^3 Sv/h) を計測可能な範囲とする。
	低レンジ： 10^{-3} ～ 10^4 mSv/h	系統運転時(炉心損傷していない場合に、想定される第1ベントフィルタ出口の最大線量当量率 (約 6.5×10^{-2} mSv/h) を計測可能な範囲とする。
⑦ スクラバ水pH*	pH 0～14	系統待機時に、フィルタ装置スクラビング水のpH (pH 0～14) が計測可能な範囲とする。

注記*：自主対策設備

格納容器フィルタベント系の計装設備の概略構成図

1. 計測設備

格納容器フィルタベント系の計装設備について記載する。

1.1 スクラバ容器水位

スクラバ容器水位は、重大事故等対処設備の機能を有しており、スクラバ容器水位の検出信号は、差圧式水位検出器からの電流信号を中央制御室の指示部にて水位信号へ変換する処理を行った後、スクラバ容器水位を中央制御室に指示する。また、安全パラメータ表示システム（SPDS）にて記録及び保存する。（図1「スクラバ容器水位の概略構成図」参照。）

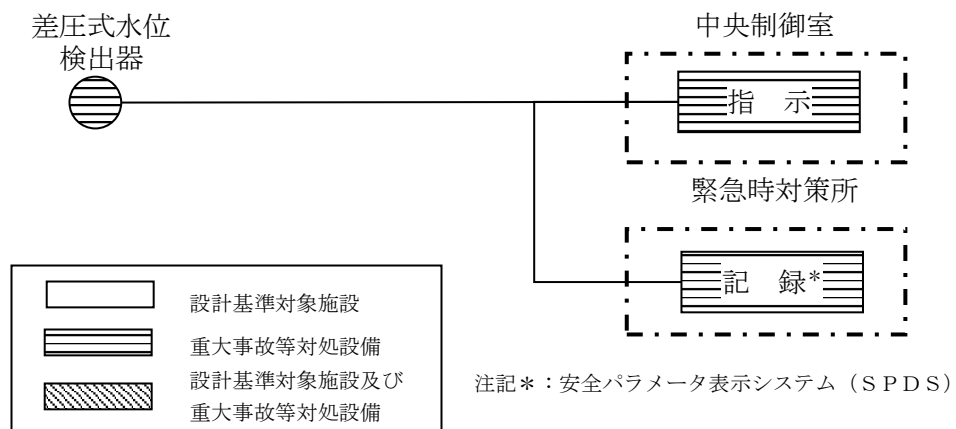


図1 スクラバ容器水位の概略構成図

1.2 スクラバ容器圧力

スクラバ容器圧力は、重大事故等対処設備の機能を有しており、スクラバ容器圧力の検出信号は、弾性圧力検出器からの電流信号を中央制御室の指示部にて圧力信号へ変換する処理を行った後、スクラバ容器圧力を中央制御室に指示する。また、安全パラメータ表示システム（SPDS）にて記録及び保存する。（図2「スクラバ容器圧力の概略構成図」参照。）

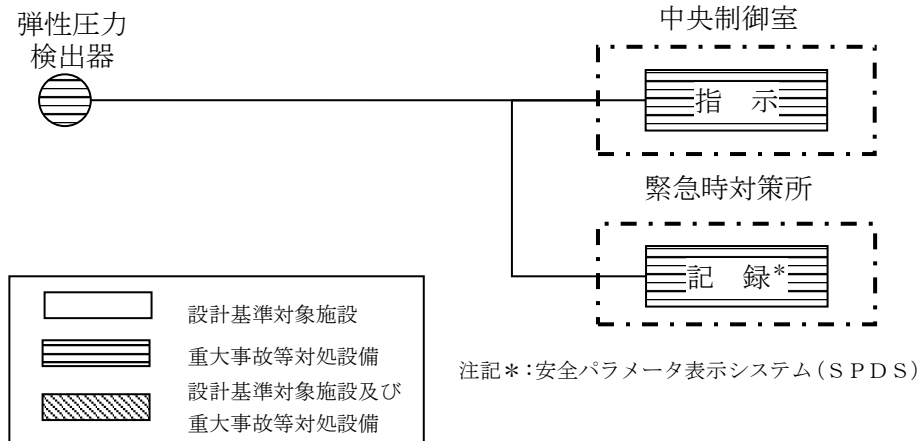


図2 スクラバ容器圧力の概略構成図

1.3 スクラバ容器温度

スクラバ容器温度は、重大事故等対処設備の機能を有しており、スクラバ容器温度の検出信号は、熱電対からの起電力を演算装置を経由して中央制御室の指示部にて温度信号へ変換する処理を行った後、スクラバ容器温度を中央制御室に指示する。また、安全パラメータ表示システム（SPDS）にて記録及び保存する。（図3「スクラバ容器温度の概略構成図」参照。）

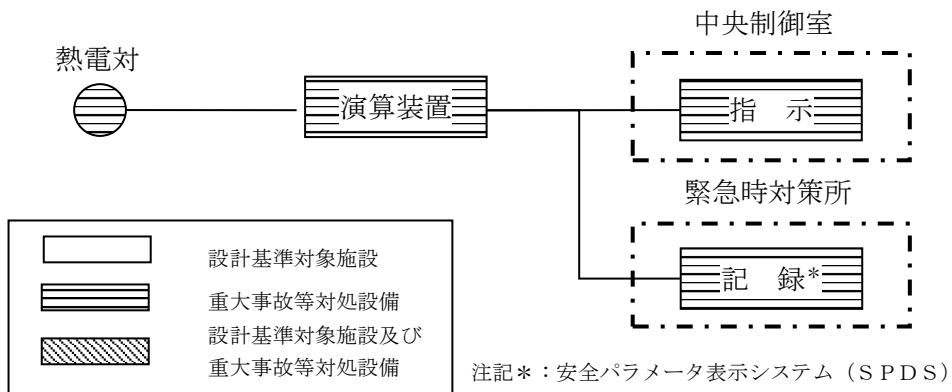
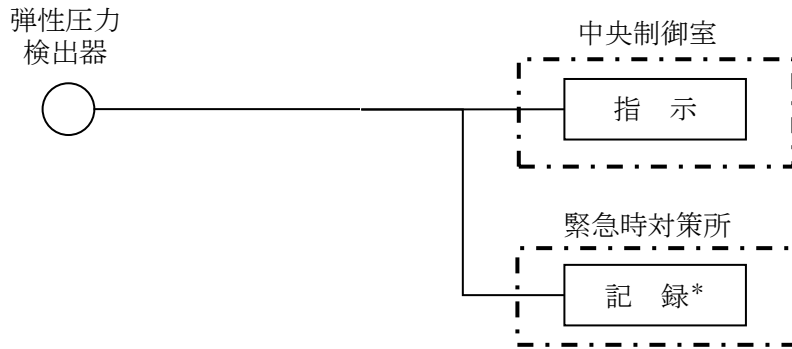


図3 スクラバ容器温度の概略構成図

1.4 フィルタ装置出口配管圧力

フィルタ装置出口配管圧力（自主対策設備）の検出信号は、弾性圧力検出器からの電流信号を中央制御室の指示部にて圧力信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置出口配管圧力を中央制御室に指示し、安全パラメータ表示システム（SPDS）にて記録及び保存する。（図4「フィルタ装置出口配管圧力の概略構成図」参照。）

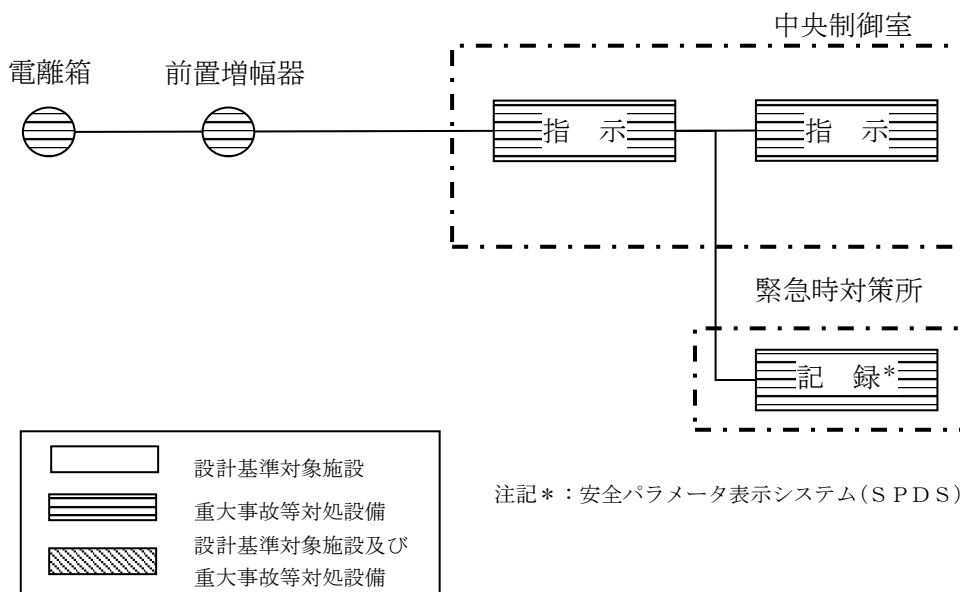


注記*：安全パラメータ表示システム（SPDS）

図4 フィルタ装置出口配管圧力の概略構成図

1.5 第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）

第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）は、重大事故等対処設備の機能を有しており、第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）の検出信号は、電離箱からの電流信号を前置増幅器で増幅し、中央制御室の指示部にて線量当量率信号に変更する処理を行った後、線量当量率を中央制御室に指示し、安全パラメータ表示システム（SPDS）にて記録及び保存する。（図5「第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）の概略構成図」参照。）



注記*：安全パラメータ表示システム（SPDS）

図5 第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）の概略構成図

1.6 第1ベントフィルタ出口水素濃度

第1ベントフィルタ出口水素濃度は、重大事故等対処設備の機能を有しており、第1ベントフィルタ出口水素濃度の検出信号は、熱伝導式水素検出器からの電流信号を前置増幅器で増幅し、演算装置にて水素濃度信号へ変換する処理を行った後、第1ベントフィルタ出口水素濃度を中央制御室に指示する。また、安全パラメータ表示システム（SPDS）にて記録及び保存する。

第1ベントフィルタ出口水素濃度を構成する機器のうち熱伝導式水素検出器、前置増幅器及び演算装置は可搬型とし、第1ベントフィルタ出口配管内の雰囲気ガスをサンプリングするためのサンプリング装置（サンプリングポンプ、冷却器）及び冷却器へ冷却水を供給するためのチラーユニットと合わせて可搬型設備（車両）へ設置し、屋外の第4保管エリア（EL 約 8500mm）に1台及び第1保管エリア（EL 約 50000mm）に予備1台を保管する。

第1ベントフィルタ出口水素濃度の測定時は、可搬型設備（車両）を格納容器フィルタベント系によるベント実施前に屋外（原子炉建物南側（EL 約 15000mm））へ配置し、ホース、電源ケーブルの敷設及び接続後の起動操作することで測定を開始する設計とする。

（図6「第1ベントフィルタ出口水素濃度の概略構成図」、図7「第1ベントフィルタ出口水素濃度のシステム概要図」及び図8「可搬型設備（車両）の概要図」参照。）

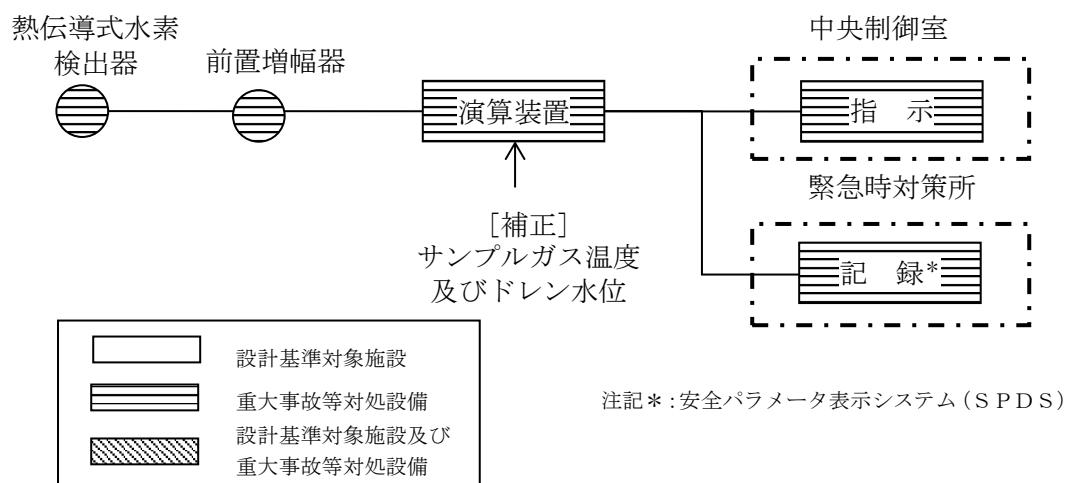


図6 第1ベントフィルタ出口水素濃度の概略構成図

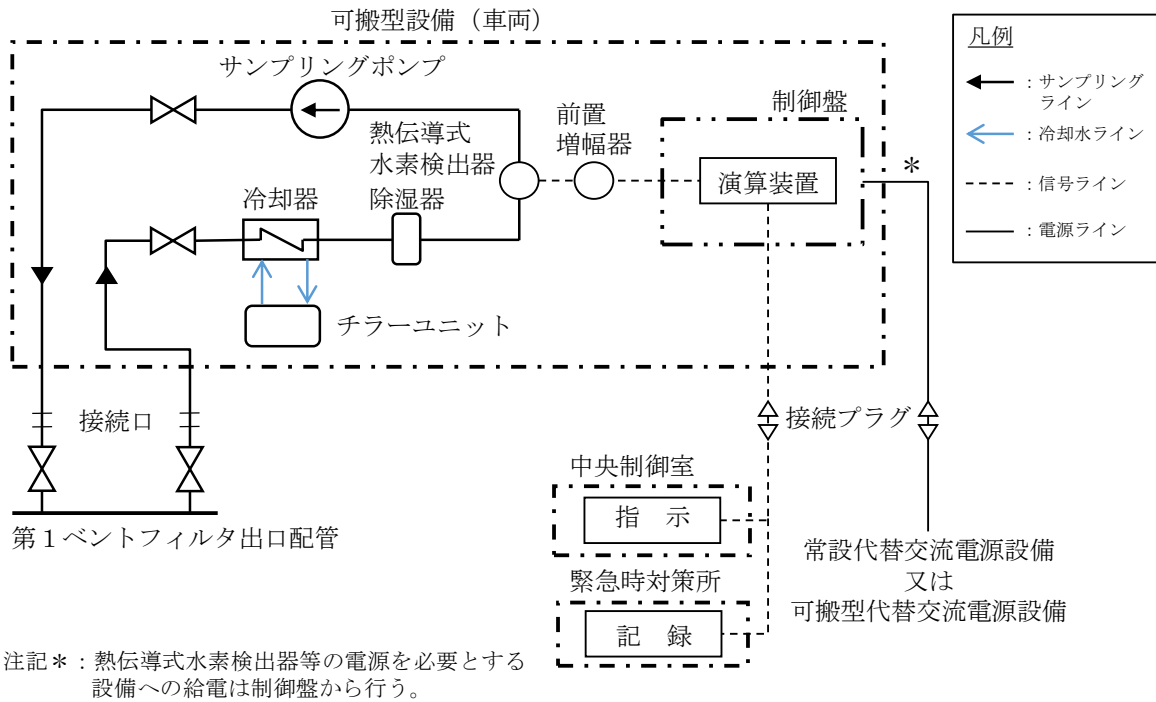


図7 第1ベントフィルタ出口水素濃度のシステム概要図

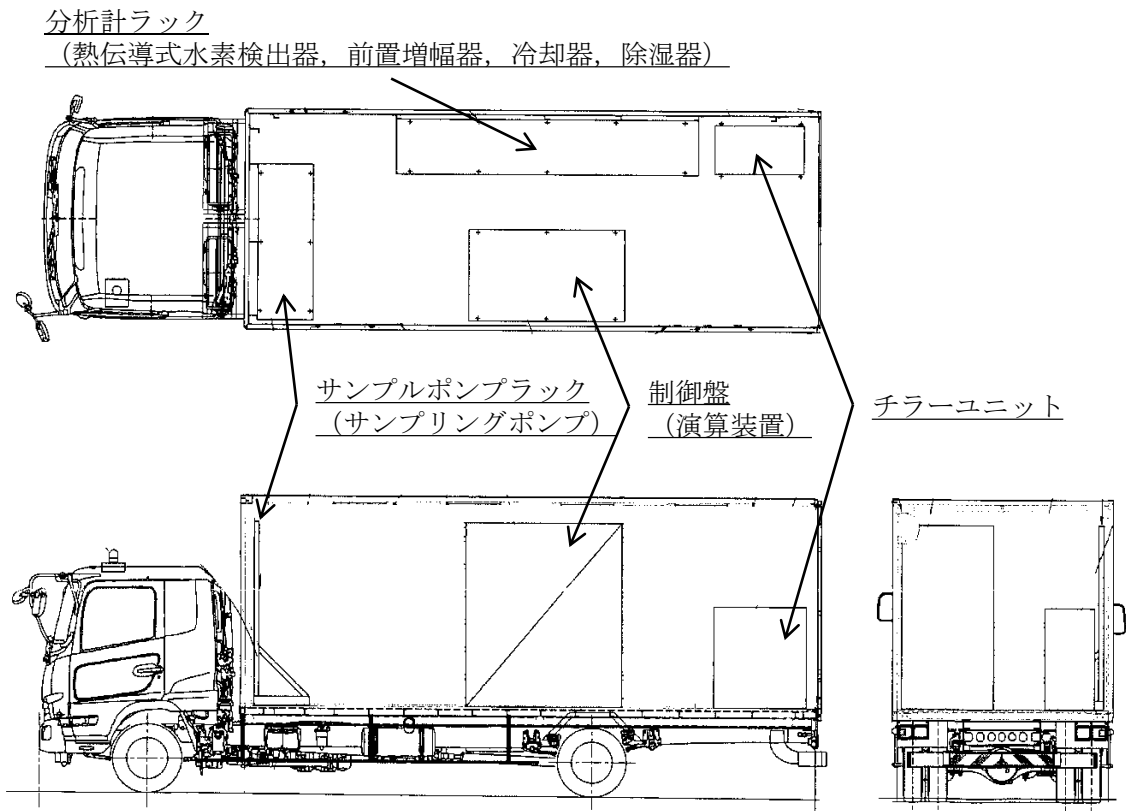


図8 可搬型設備（車両）の概要図

1.7 スクラバ水 pH

スクラバ水 pH は、スクラバ容器内の水溶液をサンプリングポンプで引き込み、pH 検出器により計測する。

スクラバ水 pH（自主対策設備）の検出信号は、pH 検出器からの電流信号を中央制御室の指示部にて pH 信号へ変換する処理を行った後、スクラバ水 pH を中央制御室に指示し、安全パラメータ表示システム（SPDS）にて記録及び保存する。（図 9「スクラバ水 pH システム概要図」及び図 10「スクラバ水 pH の概略構成図」）。

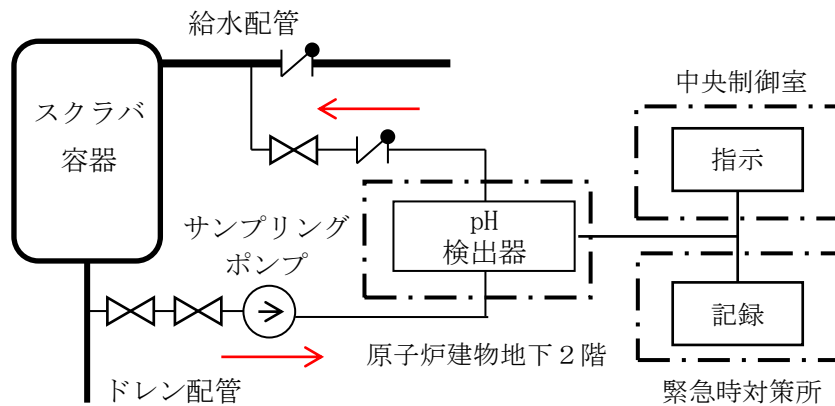
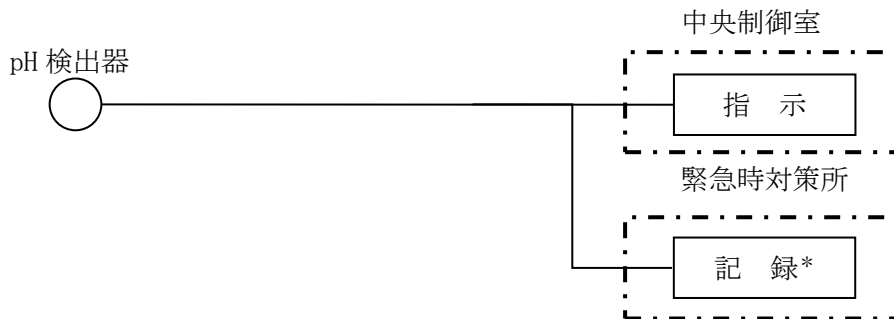


図 9 スクラバ水 pH システム概要図



注記*:安全パラメータ表示システム(S P D S)

図 10 スクラバ水 pH の概略構成図

1.8 漏えい検知器

漏えい検知器（自主対策設備）は、電極式水位検出器からの水位状態を ON-OFF 信号として検出し、中央制御室に警報を発報させる（図 11 「漏えい検知器の概略構成図」）。

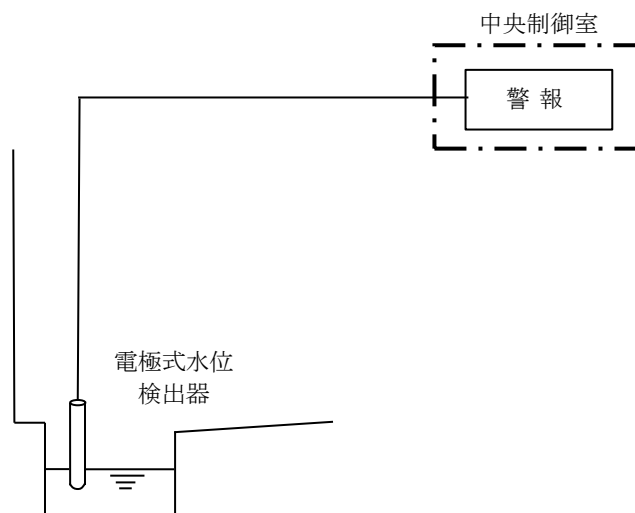


図 11 漏えい検知器の概略構成図

(参考)

1. 格納容器フィルタベント系計装設備の機器配置図

図1～図5に計装設備の配置を示す。

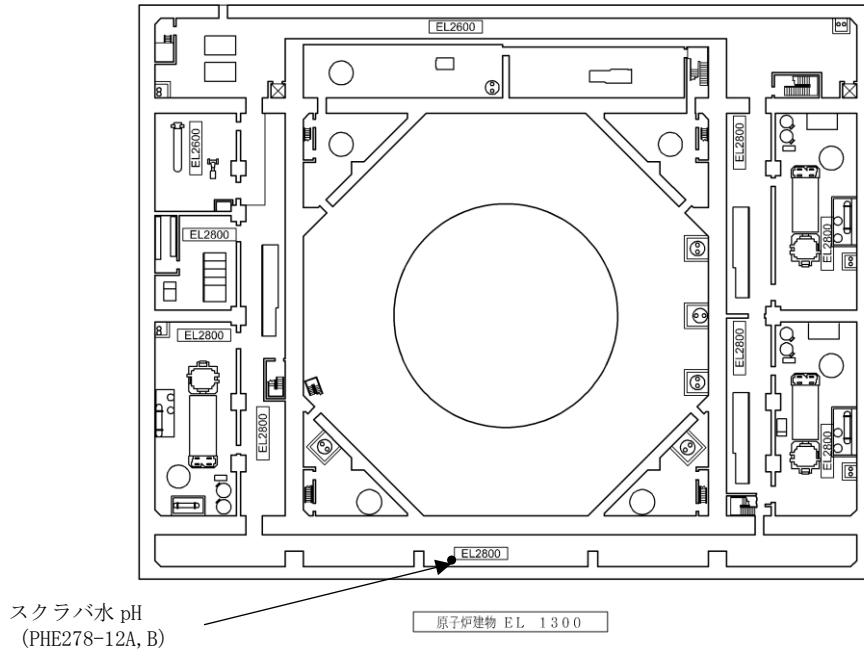


図1 機器配置図 (原子炉建物地下2階)

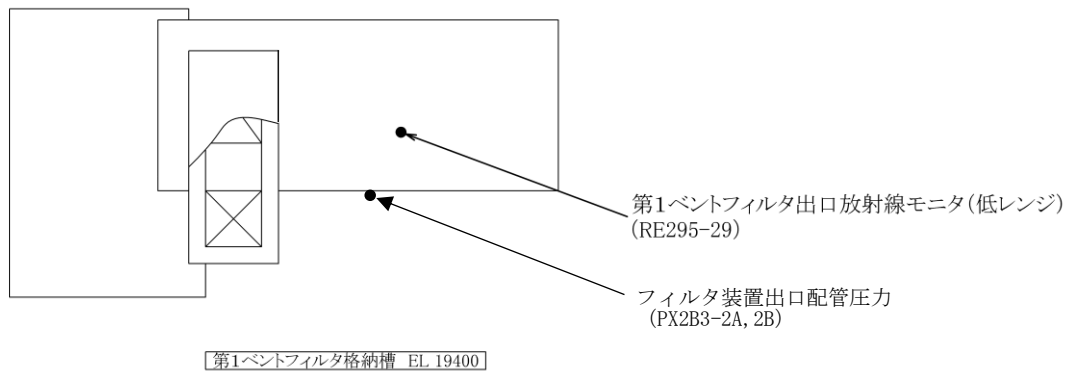


図2 機器配置図 (第1ベントフィルタ格納槽) (1/3)

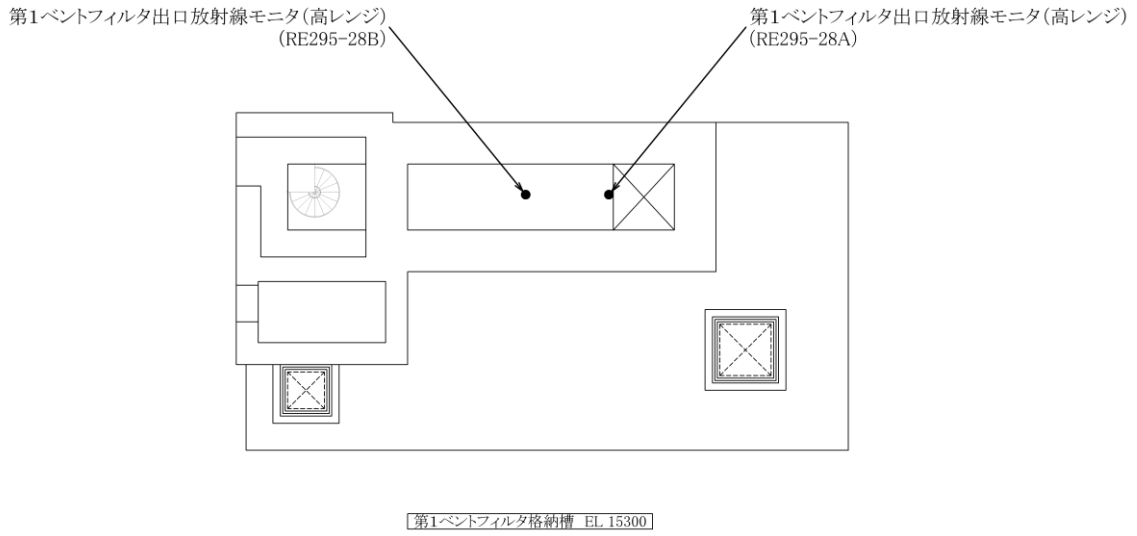


図3 機器配置図(第1ベントフィルタ格納槽)(2/3)

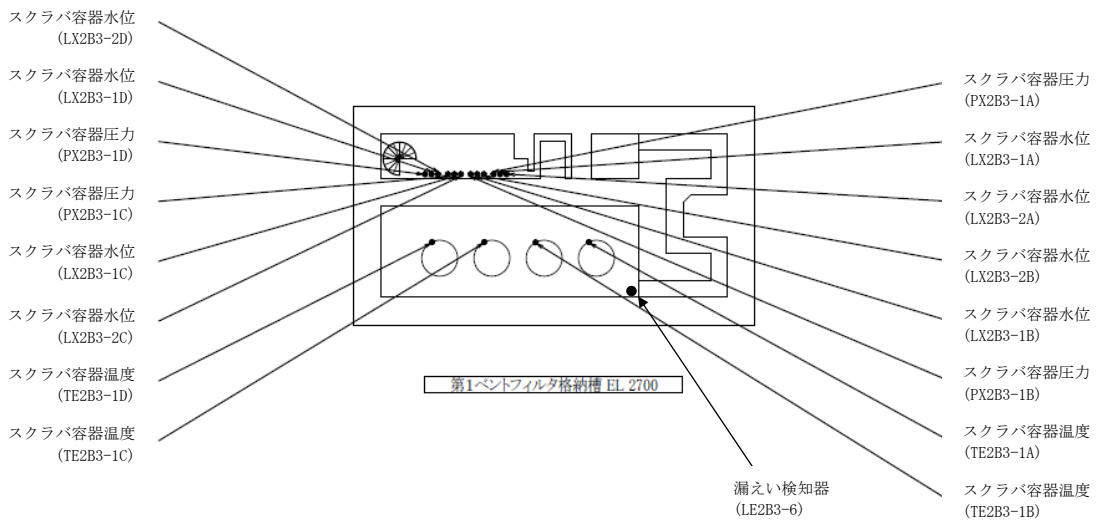


図4 機器配置図(第1ベントフィルタ格納槽)(3/3)

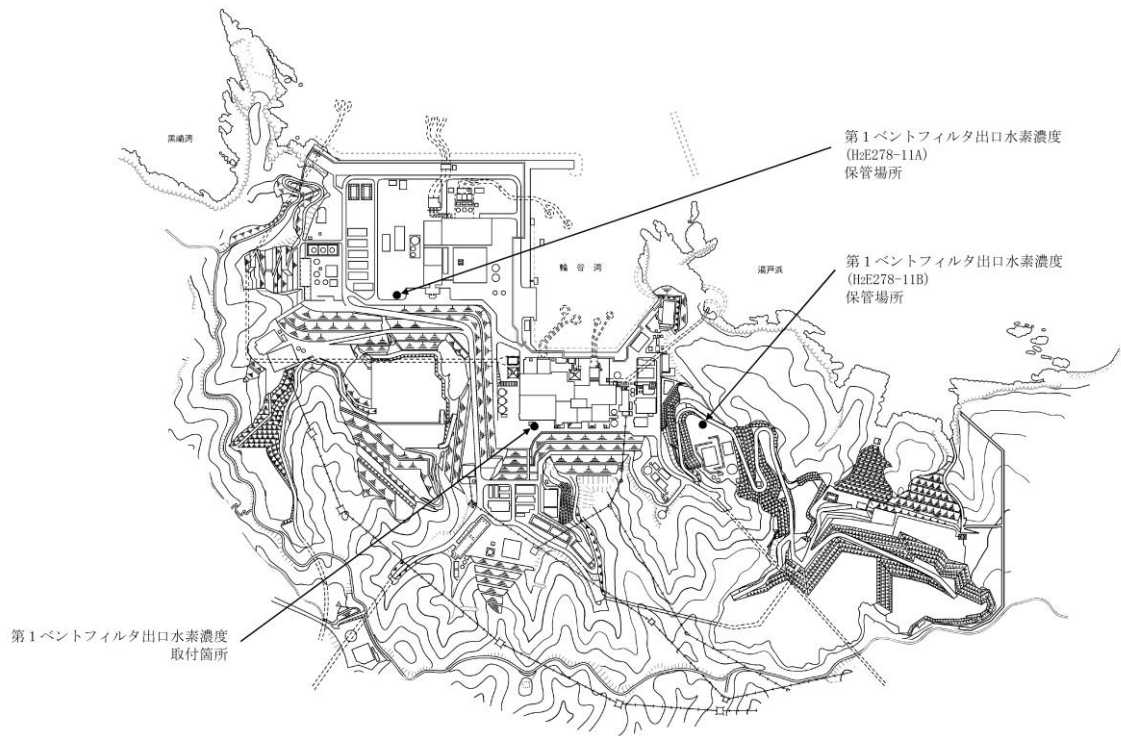


図5 機器配置図 (屋外)

第1ベントフィルタ出口水素濃度の計測時間遅れについて

1. 第1ベントフィルタ出口水素濃度の概要

図1に第1ベントフィルタ出口水素濃度のシステム概要を示す。第1ベントフィルタ出口水素濃度は、格納容器フィルタベント系の使用後に配管内に水素ガスが残留していないことにより不活性状態が維持されていることを把握するため、第1ベントフィルタ出口配管内のガスをサンプリングポンプで引き込み、除湿器で水分が除去されて、水素検出器にて測定されるようにしている。水素計測後のサンプルガスは格納容器フィルタベント系の配管に戻す構成としている。水素検出器からの電流信号を前置増幅器で増幅し、演算装置で水素濃度信号に変換し、中央制御室に指示し、緊急時対策所にて記録する。

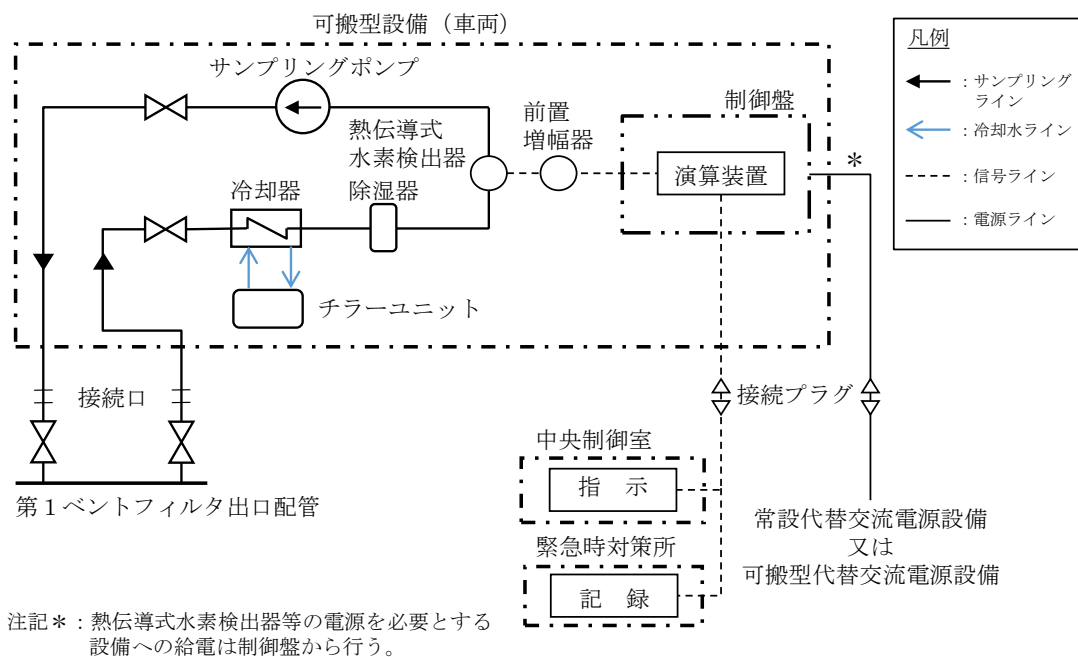


図1 第1ベントフィルタ出口水素濃度のシステム概要図

2. 時間遅れ

第1ベントフィルタ出口配管内のガスのサンプリング点は、フィルタ装置出口配管の集合部であり、そこから水素検出器までの時間遅れは以下のとおりである。

- (1) サンプリング配管長 (サンプリング点～水素検出器) : 約 46m
- (2) サンプリング配管の内容積 : $11.25 \times 10^{-3} \text{m}^3$
- (3) サンプリングポンプの定格流量 : 約 1L/min (約 $1 \times 10^{-3} \text{m}^3/\text{min}$)
- (4) 時間遅れ (配管内容積÷流量) : 約 11.25min

なお、ガスは標準状態 (0°C, 101.325kPa[abs]) として算出した。

表1に第1ベントフィルタ出口水素濃度の時間遅れを示す。

表1 第1ベントフィルタ出口水素濃度の時間遅れ

時間遅れ	約12分
------	------

(参考)

1. 水素濃度計の測定原理

第1ベントフィルタ出口水素濃度は、熱伝導式のものを用いる。熱伝導式の水素検出器は、図1「水素濃度検出回路の概要図」に示すとおり、検知素子と補償素子（サーミスタ）及び2つの固定抵抗でブリッジ回路が構成されている。検知素子の部分に、サンプリングされたガスが流れるようになっており、補償素子には基準となる標準空気が密閉されておりサンプルガスとは接触しない構造になっている。

水素検出器へ電圧を印加して検知素子と補償素子の両方のサーミスタを一定温度に加熱した状態で、検知素子側に水素を含むサンプルガスを流すと、サンプルガスが熱を奪い、検知素子の温度が低下することにより抵抗が低下する。この検知素子の抵抗が低下するとブリッジ回路の平衡が失われ、図1のA B間に電位差が生じる。この電位差が水素濃度に比例する原理を用いて、水素濃度を測定する。

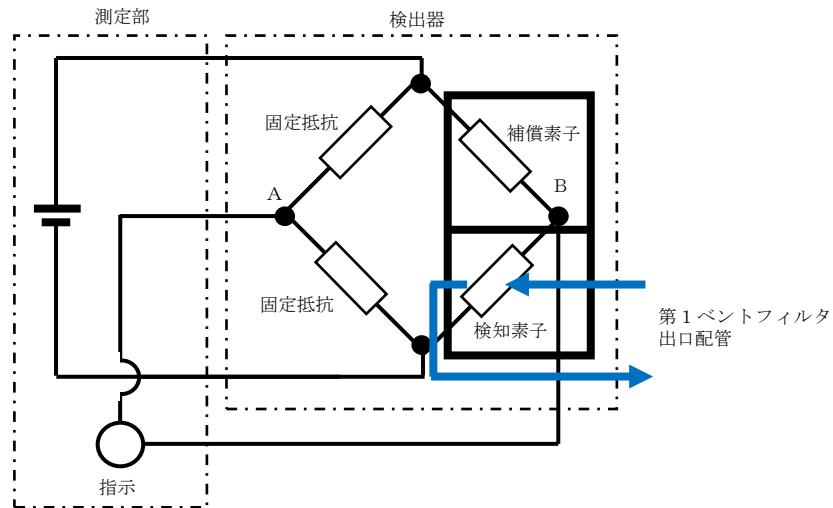


図1 水素濃度検出回路の概要図

2. 水素濃度の測定

水素濃度検出器は、標準空気に対する測定ガスの熱伝導の差を検出する方式のものであり、酸素、窒素などの空気中のガスに対し、水素の熱伝導率の差が大きいことを利用しているものである。水素の熱伝導率は、約 $0.18\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ at 27°C である一方、酸素、窒素は、約 $0.02\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ at 27°C と水素より 1 桁小さく、これらのガス成分の変動があっても水素濃度計測に対する大きな誤差にはならない。

3. 水素濃度測定システムの構成

第 1 ベントフィルタ出口配管内のガスをサンプリングポンプで引き込み、除湿器で水分が除去されて、ドライ状態で水素濃度検出器にて測定されるようにしている。また、測定されたドライ条件の水素濃度からウェット条件の水素濃度への補正を行う。

4. 水素濃度計の仕様

図 2 に第 1 ベントフィルタ出口水素濃度の概略を示す。水素濃度計の計測範囲 $0\sim 100\text{vol}\%$ において、計器仕様は最大 $\pm 3.0\text{vol}\%$ の誤差を、計測範囲 $0\sim 20\text{vol}\%$ に切り替えた場合は $\pm 0.6\text{vol}\%$ の誤差を生じる可能性があるが、この誤差があることを理解した上で、格納容器フィルタベント系使用後の配管内の水素濃度の推移、傾向（トレンド）を監視していくことができる。

種類	熱伝導式水素濃度検出器
計測範囲	$0\sim 20\text{vol}\%$ / $0\sim 100\text{vol}\%$
個数	1 (予備 1)
設置場所	屋外

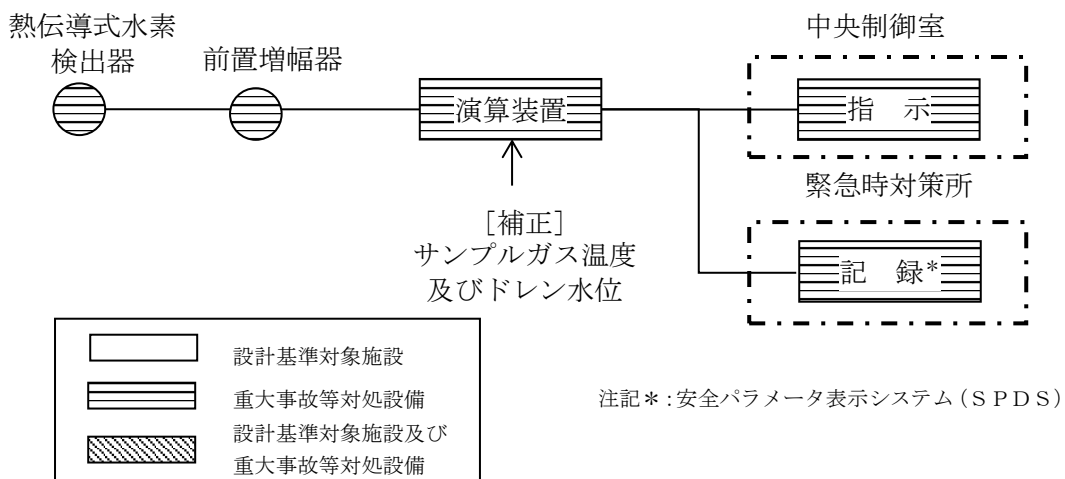


図 2 第 1 ベントフィルタ出口水素濃度の概略構成図

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

第1 ベントフィルタスクラバ容器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。

1. 放射性物質による発熱の影響

検討対象とする状態は、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を想定した。

【ケース 1】

ベント実施中を想定し、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。

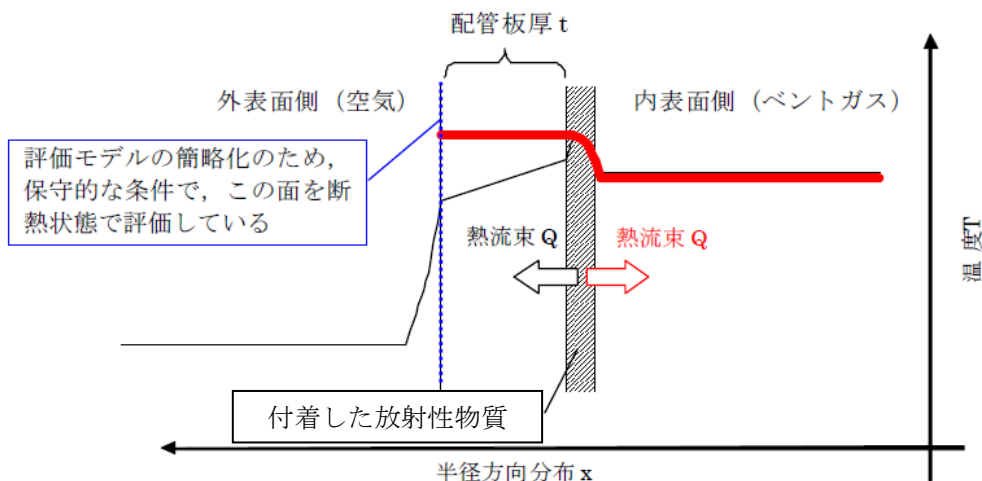
【ケース 2】

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。

まず、【ケース 1】として、図 1 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。

【ケース 1】の温度評価条件を表 1 に示す。

なお、ベントガス温度については、図 2 に示すとおりベント実施後、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。



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	事故シナリオ「冷却材喪失 (大破断LOCA) + ECCS注水機能喪失 + 全交流動力電源喪失」 (ドライウェルベント)
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, 10.3mm
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°C

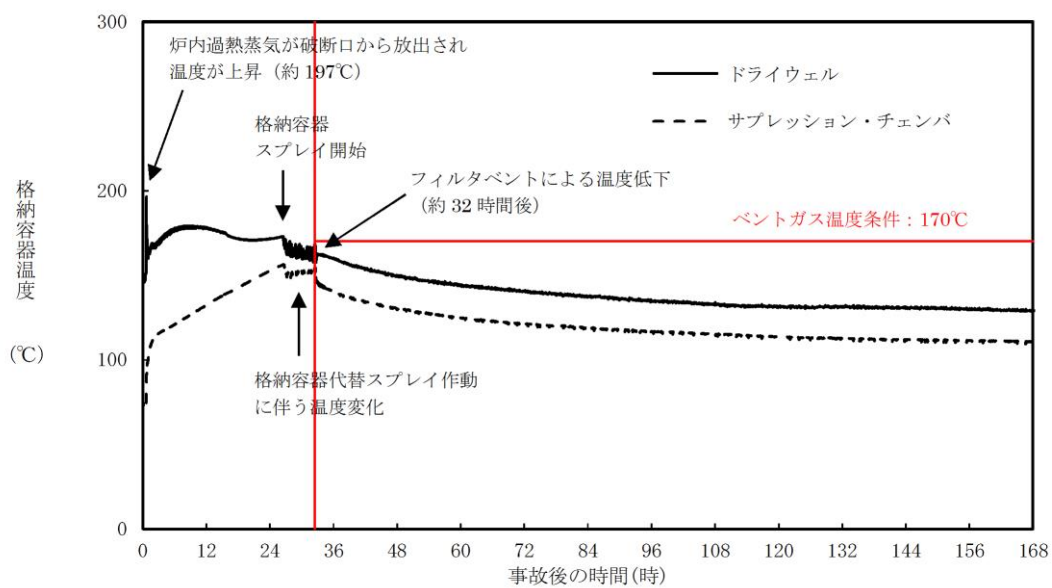


図 2 格納容器内温度推移（格納容器過圧・過温破損モード（冷却材喪失（大破断LOCA）
+ ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失）（ドライウエルベント）

原子炉格納容器より流入する崩壊熱量は、事故シーケンス「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）」（ドライウエルベント）における7.2kW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。

$$\Delta T = q/h \dots\dots\dots \text{式(1)}$$

ΔT : 放射性物質の崩壊熱による配管内表面の温度上昇 (°C)

q : 配管熱流束 (W/m²)

h : 配管内表面の熱伝達率 (W/(m²·K))

$$h = Nu \times k/d \dots\dots\dots \text{式(2)}$$

Nu : ヌッセルト数

k : 水蒸気の熱伝導率 (約0.034 (W/(m·K)))

d : 水力等価直径 (m)

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))。

$$Nu = 0.022Re^{0.8} \times Pr^{0.5} \dots\dots\dots \text{式(3)}$$

Re : レイノルズ数

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)

$$Re = v \times d/\nu \dots\dots\dots \text{式(4)}$$

v : 流速 (約22.5 (m/s): 質量流量から換算)

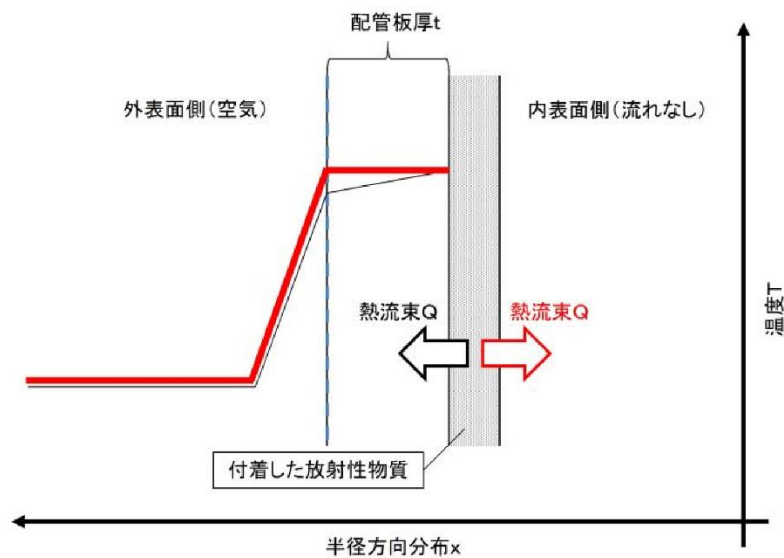
ν : 水蒸気の動粘性係数 (約3.6×10⁻⁶ (m²/s))

これにより、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、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。

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。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 $50\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 程度であることから、板厚方向の温度勾配は微小であると考えられる。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 J I S A 9 5 0 1 “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。

【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】と同様に事故シーケンス「格納容器過圧・過温破損モード (冷却材喪失 (大破断 L O C A) + E C C S 注水機能喪失 + 全交流動力電源喪失)」(ドライウェルベント) 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とし、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)

表2 配管内表面の温度上昇評価条件【ケース2】

項目	条件
評価シナリオ	事故シーケンス「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）」（ドライウェルベント）
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，10.3mm
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*）
環境温度	120℃

注記*：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とおりとなる。

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

- 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。

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

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

- 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))

上記のh_rは以下の式で表される。

$$h_r = \varepsilon \times \sigma \times \left(\frac{(T + 273.15)^4 - (T_{atm} + 273.15)^4}{(T - T_{atm})} \right) \dots\dots\dots \text{式(8)}$$

- 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)))

h_{cv}については，JIS A 9501 “保温保冷工事施工標準” 附属書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。

$$h_{cv}(\text{垂直管}) = 2.56 \times (T - T_{\text{atm}})^{0.25} \quad ((T - T_{\text{atm}} \geq 10\text{K}) \cdots \cdots \text{式(9)})$$

$$h_{cv}(\text{垂直管}) = 3.61 + 0.094 \times (T - T_{\text{atm}}) \quad ((T - T_{\text{atm}} < 10\text{K}) \cdots \cdots \text{式(10)})$$

$$h_{cv}(\text{水平管}) = 1.19 \times \left(\frac{(T - T_{\text{atm}})}{D_0} \right)^{0.25} \cdots \cdots \text{式(11)}$$

D_0 : 配管外径(m)

これらにより評価した結果, 配管外表面温度は約 121°Cとなる。

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°C 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, ベント実施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。

なお, これらの式を含めた評価については, J I S A 9 5 0 1 において, 適用範囲が -180°C ~ 1000°C 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。

(参考)

1. 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当たっては、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” 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 ($10\mu\text{m}$) と粒子密度 $4\text{g}/\text{cm}^3$ を想定した原子炉格納容器より放出される粒子径ごとの沈着速度 (図 1) 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。

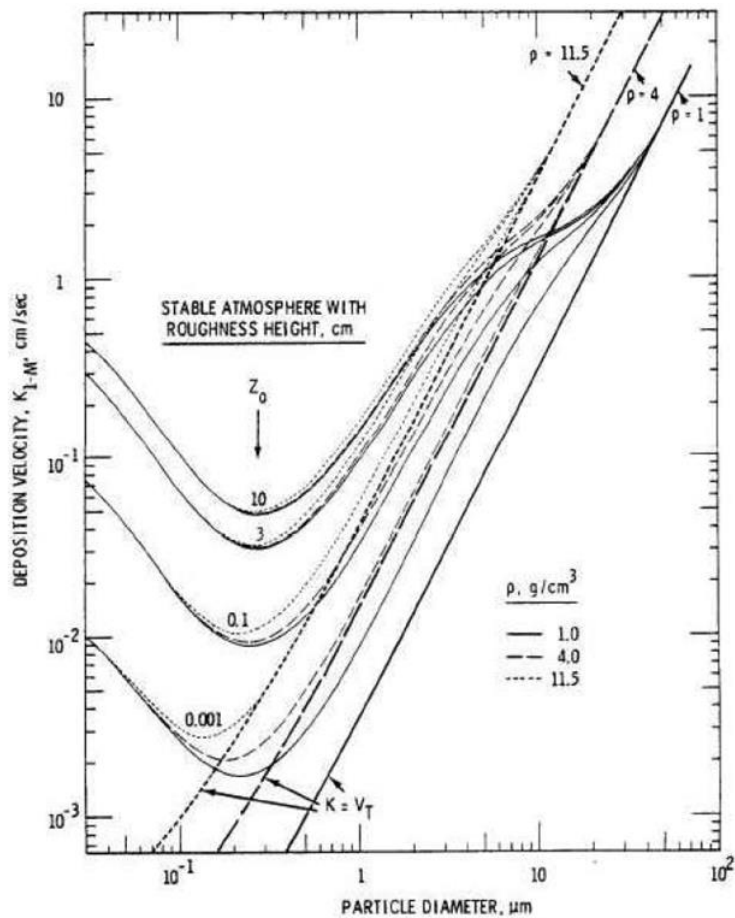


図 1 エアロゾル粒子径と沈着速度の関係

評価条件は、島根原子力発電所第2号機を対象として、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事故シーケンス「格納容器過圧・過温破損モード（冷却材喪失（大破断LOCA）+ ECC注水機能喪失+全交流動力電源喪失）」（ドライウェルベント）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。評価の考え方を図2に、評価結果を表1に示す。

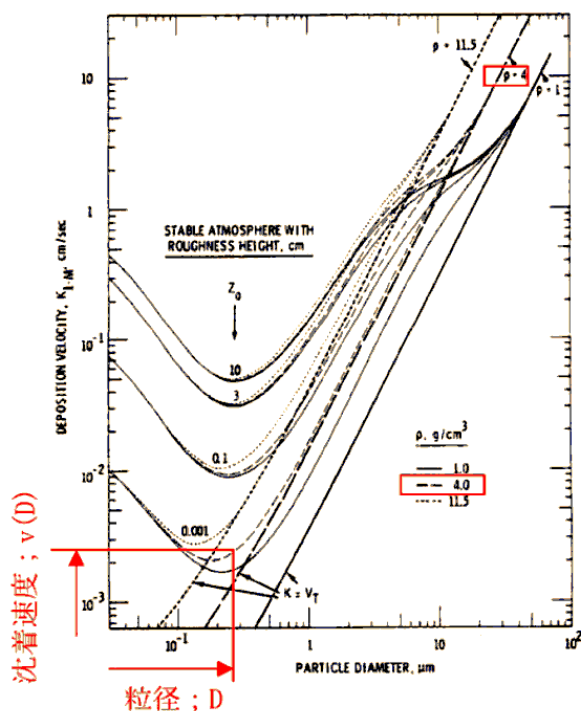
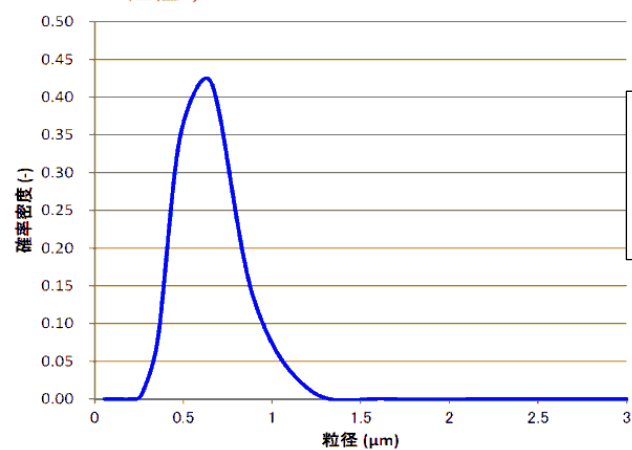


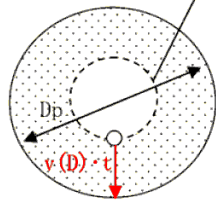
図4に基づき、各粒径ごとの沈着速度を設定する。



MAAP解析に基づくエアロゾル粒径分布から確率密度 (P(D)) を算出する。

次頁に続く

図2 沈着割合評価の考え方 (1/2)



沈着量は、100mの配管をベントガスが通過する時間 (t) の分だけ、各粒子が各沈着速度 (v(D)) で移動して壁面に到達できる範囲 (A = $\pi \left(\left(\frac{D_p}{2} \right)^2 - \left(\left(\frac{D_p}{2} \right) - v(D) \cdot t \right)^2 \right)$) にあるエアロゾル量の総和となる。

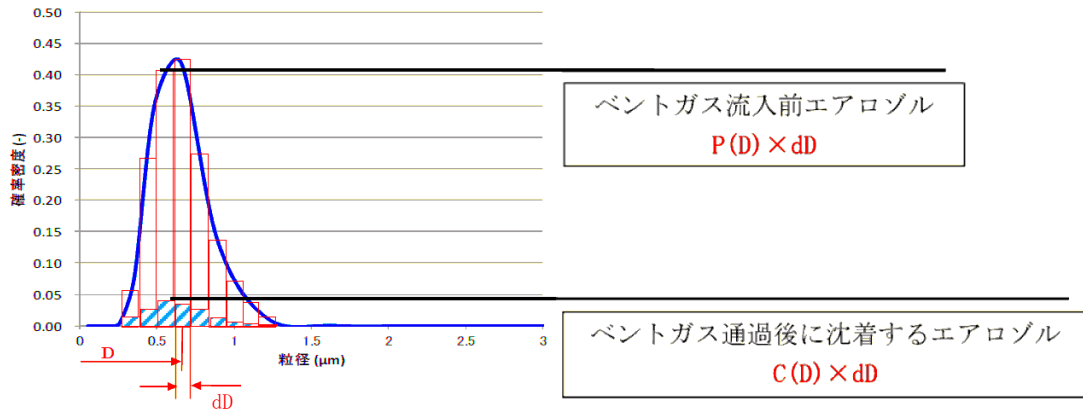


図2 沈着割合評価の考え方 (2/2)

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。

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

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

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当たり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。

2. 引用文献

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

主ライン・弁の構成について

1. 主ライン構成

1.1 系統概要図

格納容器フィルタベント系のベントガスを原子炉格納容器から第1ベントフィルタスクラバ容器まで導く主ラインの概略を図1に示す。

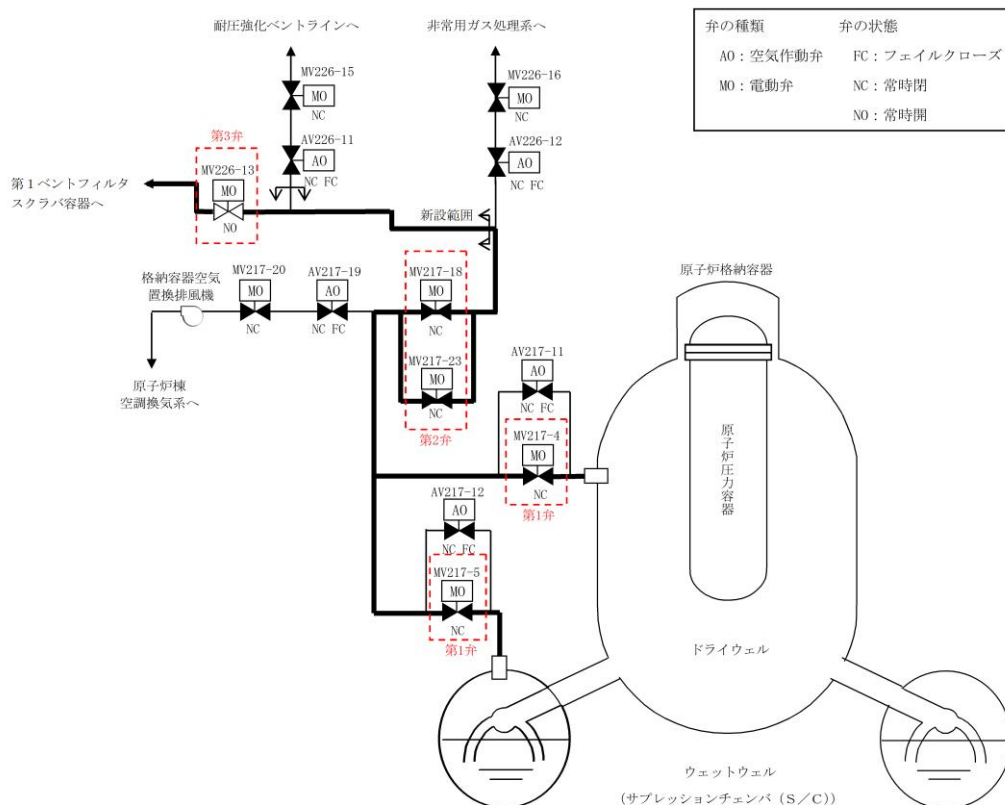


図1 格納容器フィルタベント系主ライン概略図

1.2 設計の意図

島根原子力発電所第2号機では、原子炉格納容器の圧力及び温度を低下させるための格納容器ベントを確実にを行うため、以下に配慮し、主ラインの設計を行っている。

1.2.1 主ラインの取り出し及び構成

原子炉格納容器からの取り出しについては、サブレーションプール水でのスクラビング効果が期待できるサブレーションチェンバからの取り出しに加え、外部注水等による水没の影響を受け難いドライウエル上部からの取り出しを行っている。

具体的な取り出し位置（貫通孔）については、漏えい経路の増加による大気への放射性物質の放り出しリスク増加を最小限に抑えるため、既存の貫通孔の中から十分な排気容量が確保できる口径を有する窒素ガス制御系の貫通孔（500A）を選定し使用する構成としている。

主ラインは窒素ガス制御系配管（既設）及び非常用ガス処理系配管（既設）を経て、非常用ガス処理系配管（新設）、格納容器フィルタベント系配管（新設）により第1ベントフィルタスクラバ容器に導かれる設計としている。また、他の系統とは弁で隔離することで、他の系統や機器への悪影響を防止する設計としている。

1.2.2 原子炉格納容器隔離弁

原子炉格納容器隔離弁の設置要求（実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈）に基づき、サブプレッションチェンバ側及びドライウエル側それぞれの主ラインに原子炉格納容器隔離弁（第1弁）として電動弁（MO弁）を各1弁設置する構成としている。また、主ラインが合流した後に原子炉格納容器隔離弁（第2弁、第2弁バイパス弁）として電動弁（MO弁）を並列に2弁設置する構成としている。

1.2.3 第3弁（MV226-13）

第3弁は、非常用ガス処理系への連絡ライン等を使用する際に格納容器フィルタベント系と隔離するために設置している。

1.3 弁の設置位置の妥当性（物理的位置、他からの悪影響）

ベント実施に必要な主ラインの隔離弁（第1弁（サブプレッションチェンバ側）、第1弁（ドライウエル側）、第2弁及び第2弁バイパス弁）の設置位置は、弁の設置スペース、人力による遠隔操作性等を考慮して決定している。

また、事故後の環境条件を考慮した設計としているため、ベント実施時においても弁の健全性は確保され、主ラインの隔離弁は、電源がある場合は中央制御室で操作できる。炉心損傷後は弁設置エリアが高線量となるため、現場において弁本体を直接操作することはできないが、遠隔手動弁操作機構を設けることで駆動源喪失時においても人力による開閉操作が可能である。

なお、遠隔手動弁操作機構の操作場所は、遮蔽効果が得られる原子炉建物付属棟（二次格納施設外）とし、作業員の被ばく低減に配慮している。

遠隔手動弁操作機構は、隔離弁の付近に敷設されることから、高線量、高温雰囲気による機能への影響の可能性があるため、これらの耐性を確認した。

1.3.1 耐放射線性について

原子炉建物原子炉棟内における積算線量は、最高で280kGy/7日と設定している。遠隔手動弁操作機構を構成する部品のうち、フレキシブルシャフトの被覆（シリコンゴム）及び摺動部に使用される潤滑油は、長期的には放射線による劣化が考えられる。

ただし、フレキシブルシャフトの被覆は、据付時等の製品保護用であり、劣化（硬化）しても機能への影響はない。

また、潤滑油については、隔離弁の操作時間のような短期間で劣化（粘度増加）することはなく機能への影響はない。

1.3.2 耐熱性について

原子炉建物原子炉棟内の温度は最高 120℃と設定している。

フレキシブルシャフト被覆（シリコンゴム）の耐熱温度は 200℃，軸受の耐熱温度は 120℃，グリースの耐熱温度は 200℃であり，また，遠隔手動弁操作機構を構成する他の主要部品については金属材料であり，温度上昇が機能に影響することはない。

よって，遠隔手動弁操作機構は，原子炉建物原子炉棟内に敷設される環境でも，機能への影響はない。

遠隔手動弁操作機構フレキシブルシャフトの構造を図 2 に，主ラインの隔離弁の配置位置及び人力による遠隔操作位置を図 3～図 6 に示す。



図 2 遠隔手動弁操作機構フレキシブルシャフトの構造

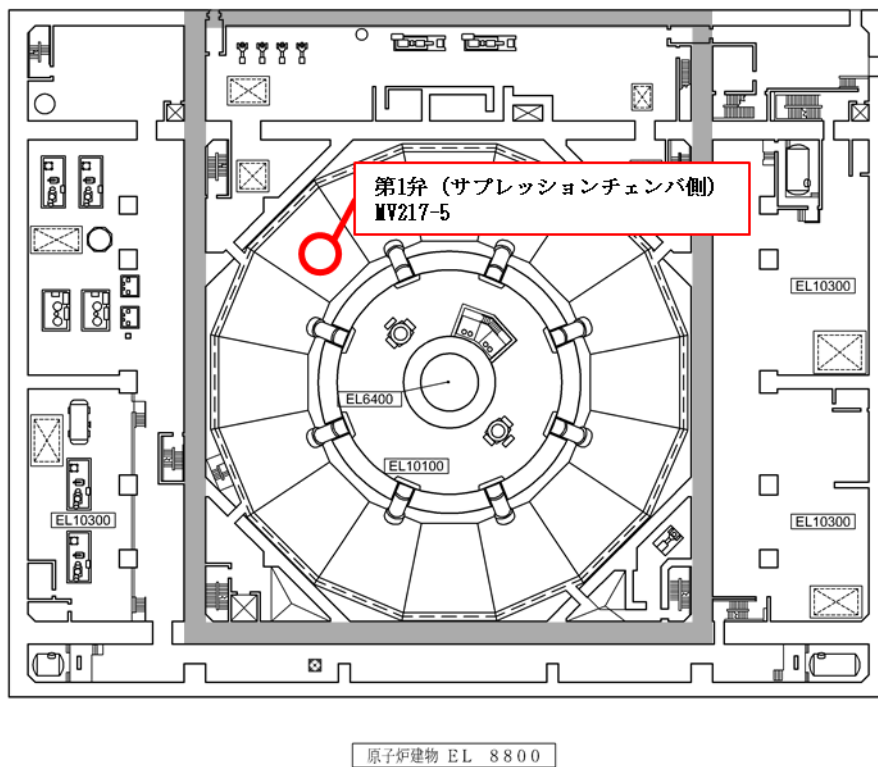


図 3 格納容器フィルタベント系隔離弁の配置位置及び操作位置（その 1）

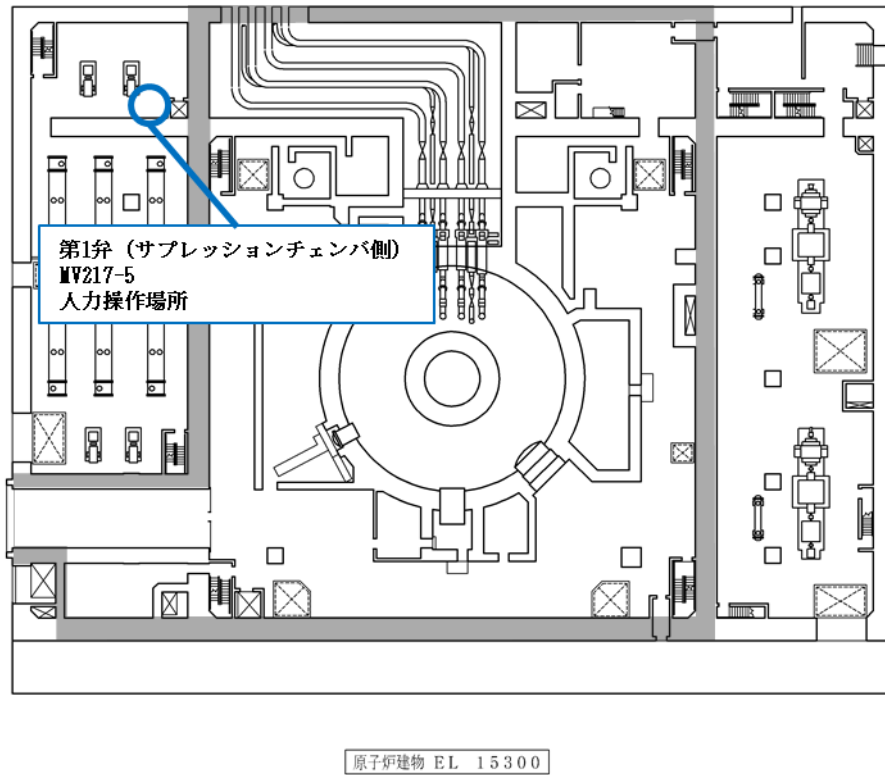


図4 格納容器フィルタベント系隔離弁の配置位置及び操作位置 (その2)

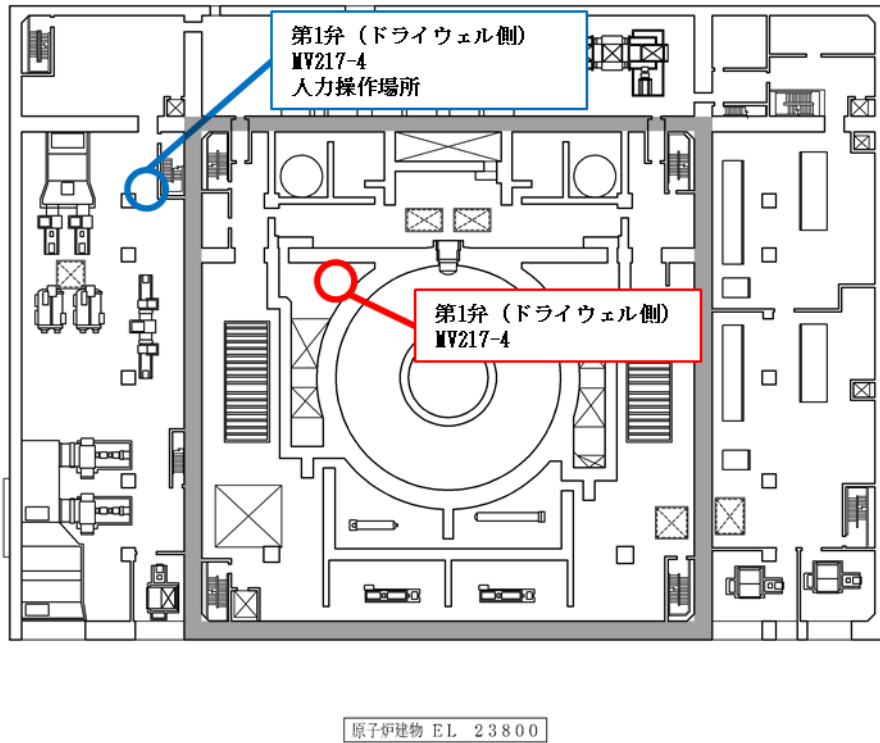


図5 格納容器フィルタベント系隔離弁の配置位置及び操作位置 (その3)

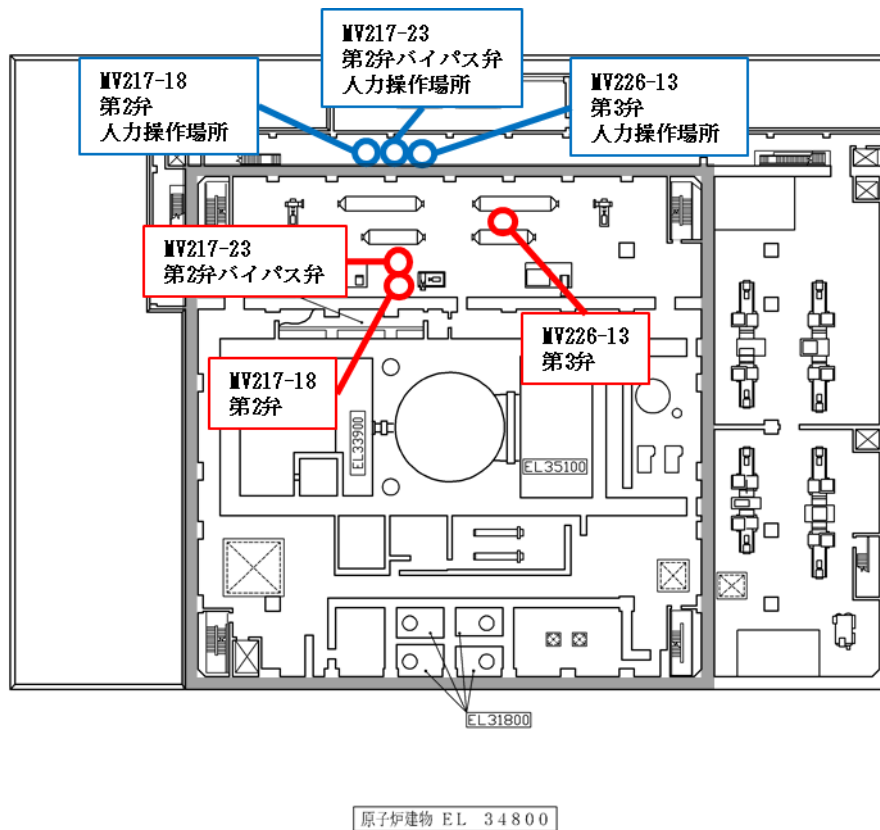


図6 格納容器フィルタベント系弁の配置位置及び操作位置（その4）

1.4 開の確実性，隔離の確実性

1.4.1 開の確実性

ベント実施時は，第2弁，第1弁の順に開弁する。第1弁，第2弁とも交流電源で駆動する弁であり，中央制御室の制御盤から遠隔操作できる設計としている。

駆動源となる電源は，通常時には非常用所内電気設備より給電しているが，重大事故等で非常用母線が喪失した場合には，重大事故等に対処するために必要な電源の供給が可能なよう常設代替交流電源設備及び可搬型代替交流電源設備から給電できる構成とし，高い信頼性を確保している。

また，これら代替電源設備からの受電が期待できない場合は，遠隔手動弁操作機構により，放射線量率の低い原子炉建物付属棟（二次格納施設外）から人力で開閉操作が実施できること，補助ツールとして汎用の電動工具を用いることで操作性を向上できる設計としている。

以上のように，操作方法に多様性を持たせ開操作が確実に実施できる設計としている。

1.4.2 隔離の確実性

(1) ベント実施前

ベント実施前は，原子炉格納容器バウンダリの維持が要求される。格納容器フィル

タベント系の隔離弁（第1弁、第2弁及び第2弁バイパス弁）は常時「閉」であり、中央制御室の操作スイッチにカバーを取り付けて誤操作防止を図っていること、駆動源喪失時その状態が維持（フェイルアズイズ）されるため、確実に隔離状態は維持される。

(2) ベント実施後

ベント実施後は、格納容器フィルタベント系の隔離弁を閉とし原子炉格納容器と隔離する。

原子炉格納容器と格納容器フィルタベント系の隔離について、原子炉格納容器からの除熱機能、可燃性ガス濃度制御系による水素・酸素濃度制御機能及び可搬式窒素供給装置による負圧破損防止機能が使用可能となり、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度が監視可能で、並びに原子炉格納容器内の圧力427kPa[gage]（1Pd）未満、原子炉格納容器内の温度171℃未満及び原子炉格納容器内の水素・酸素濃度が可燃限界未満であることを確認した後に、ベント実施時に開弁した隔離弁（第1弁）を閉とし、原子炉格納容器バウンダリを復旧する。閉操作の確実性は、1.4.1と同様に実施できる。

1.5 遠隔手動弁操作機構の概要

1.5.1 電動弁の遠隔手動弁操作機構の概要

隔離弁の操作軸にフレキシブルシャフトを接続し、原子炉建物付属棟（二次格納施設外）まで延長し、端部にハンドルを取り付けて人力で操作できる構成としている。フレキシブルシャフトは直線に限らずトルクが伝達可能な構造とし、容易に操作できるように設計する。フレキシブルシャフトの一部は、隔離弁の付近に設置されることから、設備の使用時には高温、高放射線環境が想定されるが、機械装置であり機能が損なわれるおそれはない。

なお、カップリングユニット部のフレキシブルシャフトを取り外し、ハンドルを取付けることにより、弁設置場所での操作も可能である。

遠隔手動弁操作機構の模式図を図7に、ベントに必要な隔離弁の遠隔手動弁操作機構の仕様について表1に示す。

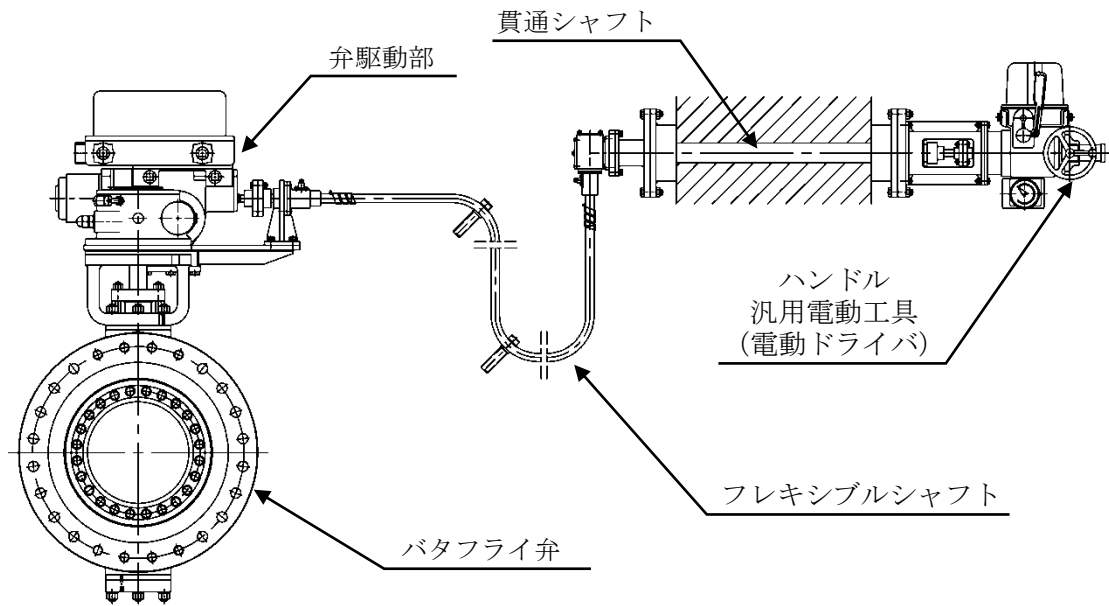


図7 遠隔手動弁操作機構の模式図

表1 ベントに必要な隔離弁の遠隔手動弁操作機構の仕様

弁名称 (口径)	第1弁 (サブプレッション チェンバ側) (600A)	第1弁 (ドライウェル側) (600A)	第2弁 (400A)	第2弁 バイパス弁 (400A)
フレキシブルシャフト長さ	約 22m	約 25m	約 21m	約 22m
ハンドル回転数	約 4000 回転	約 4000 回転	約 700 回転	約 700 回転
個数	1	1	1	1

1.5.2 遠隔手動弁操作機構のモックアップ試験

フレキシブルシャフトを介した遠隔手動弁操作機構の成立性及び操作時間を隔離弁と同構造の 500A のバタフライ弁を用いたモックアップ試験により確認した。モックアップ試験の概要を図8に示す。

モックアップ試験の結果、弁上流側に原子炉格納容器圧力 2Pd に相当する圧力 (853kPa [gage]) が加かった状態であっても、フレキシブルシャフトを介した遠隔手動操作が可能であることを確認した。また、弁の操作要員は2名で約 100 回/分の速度にてハンドル操作が可能であることを確認した。モックアップ試験の結果を表2に示す。

モックアップ弁より呼び径が大きい第1弁 (MV217-4, 5 : 600A) は操作トルクを同等とするため、開又は閉操作に約 4000 回転必要となるが、モックアップ試験結果に余裕を見て操作速度を 80 回/分以上とした場合でも、弁の操作要員は2名で1時間半以内に開又は閉操作可能であると評価できる。試験の結果を反映した第1弁のハ

ハンドル操作時間を表 3 に示す。

なお、島根原子力発電所第 2 号機では格納容器フィルタベント系を使用する際の系統構成（他系統との隔離及びベント操作）において、空気作動弁（A0 弁）の遠隔手動操作をすることはしない。

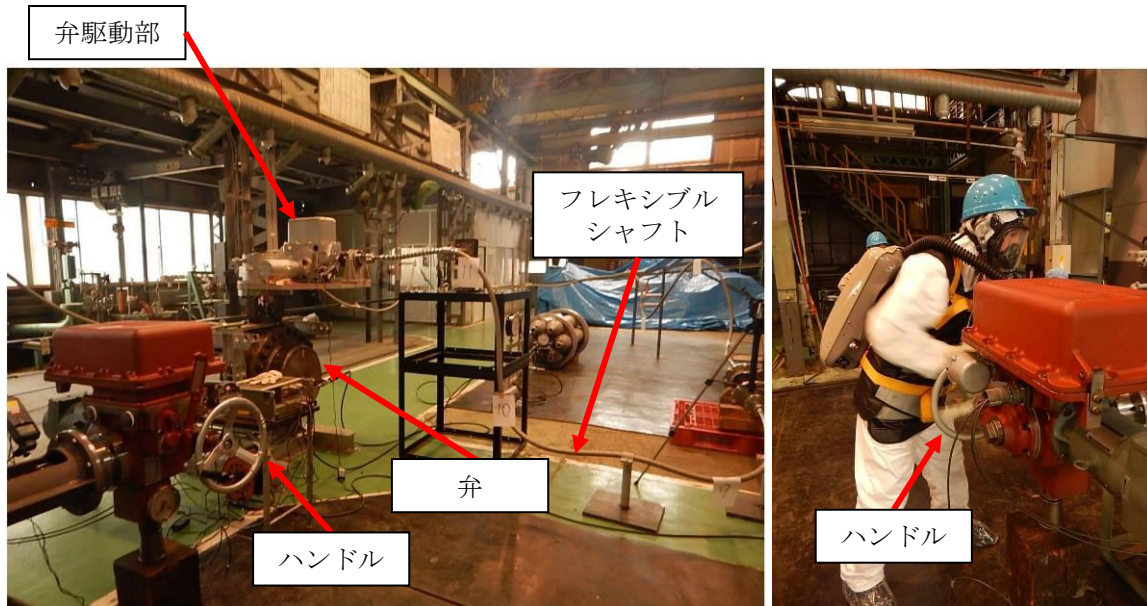


図 8 モックアップ試験の概要

表 2 モックアップ試験結果

操作時間	操作速度 (平均)	備考
約 29 分	約 100 回転/分	<ul style="list-style-type: none"> ・ 弁呼び径 500A ・ 弁前後の差圧 2Pd で実施 ・ 2 名が交替で実施 ・ 操作トルクは約 10N・m (差圧 2Pd 時は約 20N・m)

表 3 第 1 弁のハンドル操作時間

弁名称 (口径)	第 1 弁 (サブプレッションチェンバ側) (600A)	第 1 弁 (ドライウエル側) (600A)
ハンドル 操作時間	約 50 分*	約 50 分*

注記*：モックアップ試験結果に余裕を考慮したハンドル操作時間 80 回転/分より算出

1.5.3 汎用電動工具による操作性向上

遠隔手動弁操作機構のハンドル操作時間には数十分を要することから、操作性を向上するために、汎用電動工具（電動ドライバ）を準備する。当該電動工具を用いた第1弁のハンドル操作については、操作トルクが大きく、電動工具を用いた操作と人力操作におけるハンドル操作速度が同等となることから、操作時間の短縮は見込めないが、操作要員の負担軽減として有効である。また、第2弁のハンドル操作については、操作要員の負担軽減に加えて、15分程度に短縮可能である。

なお、過回転による遠隔手動弁操作機構の損傷防止のため、ハンドル付近には回転数カウンタを設け、開度計と合わせて確認し、弁開度が全閉及び全開付近では必要により人力で操作することとする。

(参考 1)

1. 第 1 弁の遠隔手動操作場所の環境について

重大事故等時に想定される放射線量及び室温が、第 1 弁の操作に影響はないことを以下のとおり確認した。

遠隔手動操作場所は、弁操作要員の滞在中の被ばく防護のため、第 1 弁（サプレッションチェンバ側）で 2200mm，第 1 弁（ドライウエル側）で 1800mm の鉄筋コンクリート壁厚を確保している。

さらに、全面マスクを着用し、内部被ばくを低減する対策を行っている。

遠隔手動操作場所にベント開始から 60 分滞在し、移動時間 30 分（往復）を考慮した実効線量は、サプレッションチェンバからのベントを行う場合で約 7mSv，ドライウエルからのベントを行う場合で約 6mSv と評価している。

また、室温については、重大事故等時においても通常時と同等で、最高でも約 40℃と考えられる。

2. 弁の種類

2.1 主ラインの弁構成の考え方

空気作動弁（A0 弁）は、駆動源喪失時の弁状態を選択（フェイルオープン、フェイルクローズ）する箇所に用いる。電動弁（M0 弁）は駆動源喪失時に弁状態を維持（フェイルアズイズ）する箇所に用いる。また、M0 弁は遠隔手動弁操作機構が設置できる。

格納容器フィルタベント系の主ラインの弁は、中央制御室からの遠隔操作と人力による遠隔手動操作が両立できること、駆動源喪失時の弁状態維持（フェイルアズイズ）の観点から、M0 弁を採用している。

格納容器フィルタベント系主ラインの弁に採用する場合の駆動方式の違いによる特徴を表 1 に示す。

表 1 主ラインの弁に採用する場合の駆動方式の特徴

駆動方式	メリット	デメリット
空気作動 (A0)	<ul style="list-style-type: none">・ 電動弁（M0 弁）に対して必要な電源容量が小さい・ 駆動源喪失時の弁状態を選択（フェイルオープン、フェイルクローズ）できる	<ul style="list-style-type: none">・ 駆動源として事故時に使用可能な電源に加えて、空気（圧縮空気設備）が必要・ 遠隔手動弁操作機構の設置が困難
電動駆動 (M0)	<ul style="list-style-type: none">・ 駆動源喪失時は、その状態を維持（フェイルアズイズ）する・ 電源以外のサポート系が不要・ 遠隔手動弁操作機構の設置が可能・ 開度調整が可能	<ul style="list-style-type: none">・ 空気作動弁（A0 弁）に対して必要な電源容量が大きい

2.2 主ライン上の主な弁の仕様

主ラインの弁について、主な仕様を表2に示す。

表2 主ラインの弁の仕様

弁名称	第1弁 (サブプレッション チェンバ側)	第1弁 (ドライウエル側)	第2弁	第2弁 バイパス弁	第3弁
弁番号	MV217-5	MV217-4	MV217-18	MV217-23	MV226-13
型式	バタフライ弁				
口径	600A	600A	400A	400A	300A
駆動方式	電動駆動 (交流)				
遠隔手動弁 操作機構	有				
弁の状態	常時閉 (NC)				常時開 (NO)
フェイル クローズ (FC)機能	無 (フェイルアズイズ)				
設置場所	原子炉建物 原子炉棟 地下1階 (二次格納施設内)	原子炉建物 原子炉棟 2階 (二次格納施設内)	原子炉建物 原子炉棟 3階 (二次格納施設内)		
操 作 場 所	電源 あり	中央制御室			
	電源 なし	原子炉建物 付属棟 1階 (二次格納施設外)	原子炉建物 付属棟 2階 (二次格納施設外)	原子炉建物 付属棟 3階 (二次格納施設外)	

2.3 設計の意図

格納容器フィルタベント系主ラインに設置する隔離弁の駆動方式の採用理由は、2.1に示すとおり、開弁時には駆動源喪失時にもその状態を維持 (フェイルアズイズ) する必要があることから、電動弁 (MO 弁) を採用している。第1弁、第2弁及び第2弁バイパス弁については、ベント実施時以外に開弁することがないことから、系統待機時の原子炉格納容器バウンダリの維持のため、常時閉 (NC) とし、中央制御室の操作スイッチにカバーを取り付けて誤操作防止を図っている。

また、第3弁は、非常用ガス処理系への連絡ライン等を使用する際に格納容器フィルタベント系と隔離するために設置しているため、排気の妨げとならないよう常時開 (NO) とする。

なお、第1弁（サプレッションチェンバ側，ドライウエル側）に並列して設置されているバイパス弁（AV217-11，12）は，通常運転中，原子炉格納容器の内圧調整のため，一時的に開弁することがある。これらの弁はフェイルクローズ（FC）機能を設ける必要があるため，A0弁を採用している。また，事故時に自動的かつ確実に閉止されるように，原子炉格納容器隔離信号により閉止する機能を設けている。これらバイパス弁は，通常運転中に常時の使用はないため，常時閉（NC）運用としている。

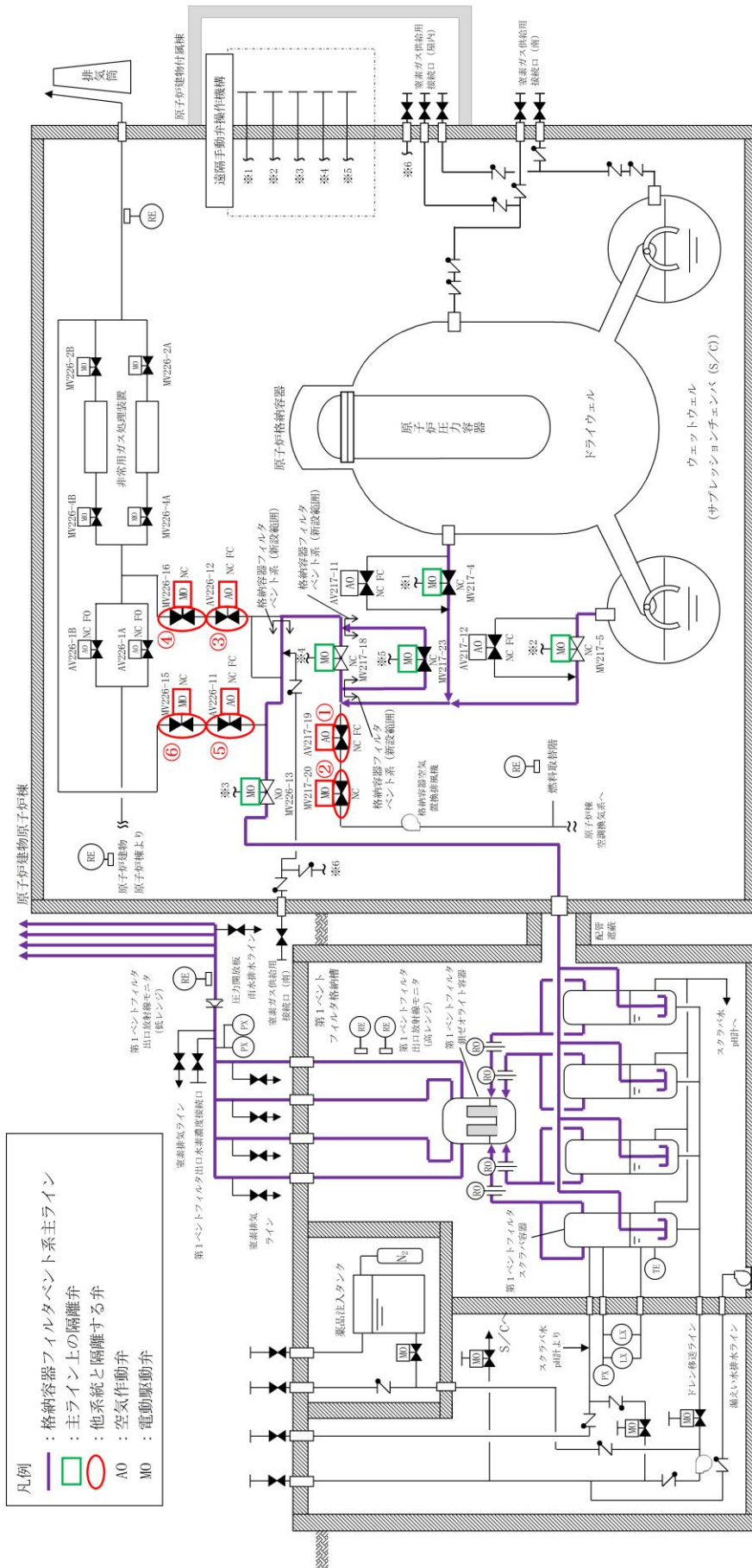
3. 格納容器フィルタベント系と接続する各系統の隔離弁の数と種類

3.1 各系統の隔離弁の数と種類

格納容器フィルタベント系には，原子炉棟空調換気系，非常用ガス処理系及び耐圧強化ベントラインが接続する。各系統の隔離弁の数と種類等の仕様を表3に，系統概要図を図1に示す。

表3 他系統との隔離弁の仕様

系統名	原子炉棟空調換気系		非常用ガス処理系		耐圧強化ベントライン	
個数	2		2		2	
番号 (図1中の表記)	①	②	③	④	⑤	⑥
弁番号	AV217-19	MV217-20	AV226-12	MV226-16	AV226-11	MV226-15
シート材料	改良 EPDM	膨張黒鉛	メタル	膨張黒鉛	メタル	膨張黒鉛
型式	バタフライ弁					
駆動方式	空気作動	電動駆動	空気作動	電動駆動	空気作動	電動駆動
口径	600A	600A	400A	400A	250A	300A
弁の状態	常時閉 (NC)					
フェイルクローズ (FC) 機能	有	無 (フェイルアズイズ)	有	無 (フェイルアズイズ)	有	無 (フェイルアズイズ)



注：系統構成は、ウェットウェルベント時の状態を示す。

図1 他系統との隔離弁の系統概要図

3.2 設計の意図

原子炉格納容器から格納容器フィルタベント系へ至る配管は、ベントを実施する際、接続する他系統と隔離し、流路を構成する必要がある。

当該隔離弁は、駆動源喪失時においても原子炉格納容器バウンダリを維持できるようにフェイルクローズ (FC) が可能な空気作動弁 (A0 弁) を選定する。

なお、格納容器フィルタベント系と接続する他系統とは、直列で2弁にて隔離することとしているため、表3及び図1のとおり、電動弁 (M0 弁) を新規に設置する。

3.2.1 原子炉棟空調換気系

原子炉棟空調換気系との隔離は、図1中①②の2弁より、格納容器フィルタベント系主ラインから隔離できる構成としている。

第1隔離弁 (主ライン側) は、通常運転時の原子炉格納容器の圧力降下操作時 (図2参照) においても、重大事故等が発生した際には確実な閉止が求められるが、中央制御室からの操作が可能であり、駆動源が喪失した際のフェイルクローズ (FC) 機能を有し、原子炉格納容器隔離信号により閉止する機能を設けていることから、確実な隔離が実施できる。さらに第2隔離弁 (系統側) として電動弁 (M0 弁) を新設し常時閉 (NC) 運用することにより、確実な隔離が実施できる。なお、図3に示すとおり、原子炉格納容器の圧力降下操作中に原子炉格納容器隔離信号が発生した場合、第2隔離弁 (系統側) は調整開状態であるが、異常が発生した場合には、通常時の系統構成に戻すことを手順の基本としているため、中央制御室より全閉操作を実施する。仮に、非常用電源が喪失した場合でも、代替交流動力電源から受電し、当該弁の閉操作を実施することが可能な設計としている。

したがって、原子炉格納容器隔離弁によりバウンダリが保持されていること、及びベント実施までには時間的余裕があることから、同時使用することはなく、切替え操作を含め確実に隔離操作が実施できることから、ベント実施に影響はない。

3.2.2 非常用ガス処理系

非常用ガス処理系との隔離は、図1中③④の2弁より、格納容器フィルタベント系主ラインから隔離できる構成としている。

第1隔離弁 (主ライン側) は、駆動源が喪失した際のフェイルクローズ (FC) 機能を有し、さらに第2隔離弁 (系統側) としてM0弁を新設し常時閉 (NC) 運用することにより、確実な隔離が実施できる。

非常用ガス処理系の当該ラインは、プラント運転中には使用せず、プラント停止後において、窒素ガス又は空気の漏えいにより、格納容器圧力が上昇した場合、格納容器圧力を低下させるために使用する。また、プラント停止後の作業環境確保のために使用する。このため、格納容器フィルタベント系との同時使用はなく、切替え操作も実施しない。

なお、非常用ガス処理系は、事故時に原子炉建物原子炉棟を負圧に維持するために使用するが、2重に設置した隔離弁によって格納容器フィルタベント系と確実に系統隔離され、各々独立して使用すること及びベント実施時には、事前確認項目として他

系統と隔離されていることを確認する旨を手順に定め、確実に隔離されていることを確認することから格納容器フィルタベント系と非常用ガス処理系は相互に影響を与えることはない。

3.2.3 耐圧強化ベントライン

耐圧強化ベントラインとの隔離は、図1中⑤⑥の2弁より、格納容器フィルタベント系主ラインから隔離できる構成となっている。

第1隔離弁（主ライン側）は、駆動源が喪失した際のフェイルクローズ（FC）機能を有し、さらに第2隔離弁（系統側）としてMO弁を新設し常時閉（NC）運用することにより、確実な隔離が実施できる。

耐圧強化ベントラインは、万一、炉心損傷前に格納容器フィルタベント系が使用できない場合に使用する。このため、格納容器フィルタベント系との同時使用はなく、切替え操作も実施しない。

なお、耐圧強化ベントラインは、2重に設置した隔離弁によって格納容器フィルタベント系と確実に系統隔離されており、ベント実施時には、事前確認項目として他系統と隔離されていることを確認する旨を手順に定め、確実に隔離されていることを確認することから格納容器フィルタベント系と耐圧強化ベントラインは相互に影響を与えることはない。

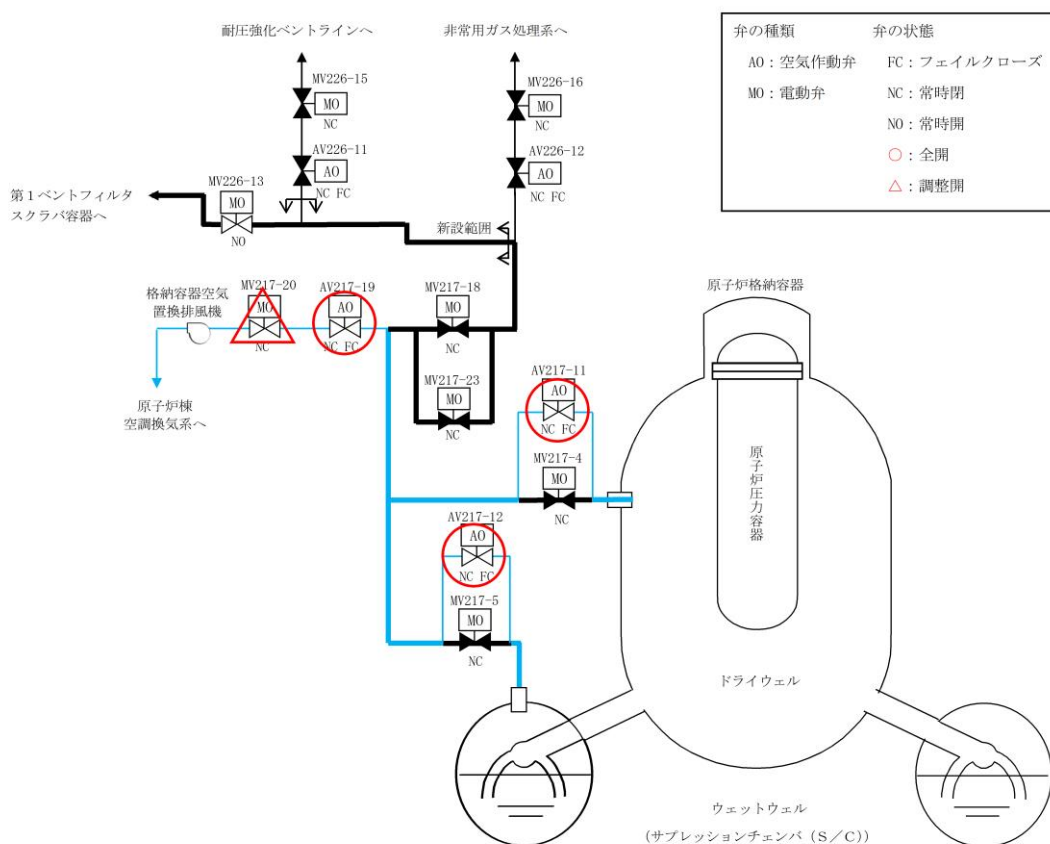


図2 通常運転中における原子炉格納容器の圧力降下操作時の系統構成

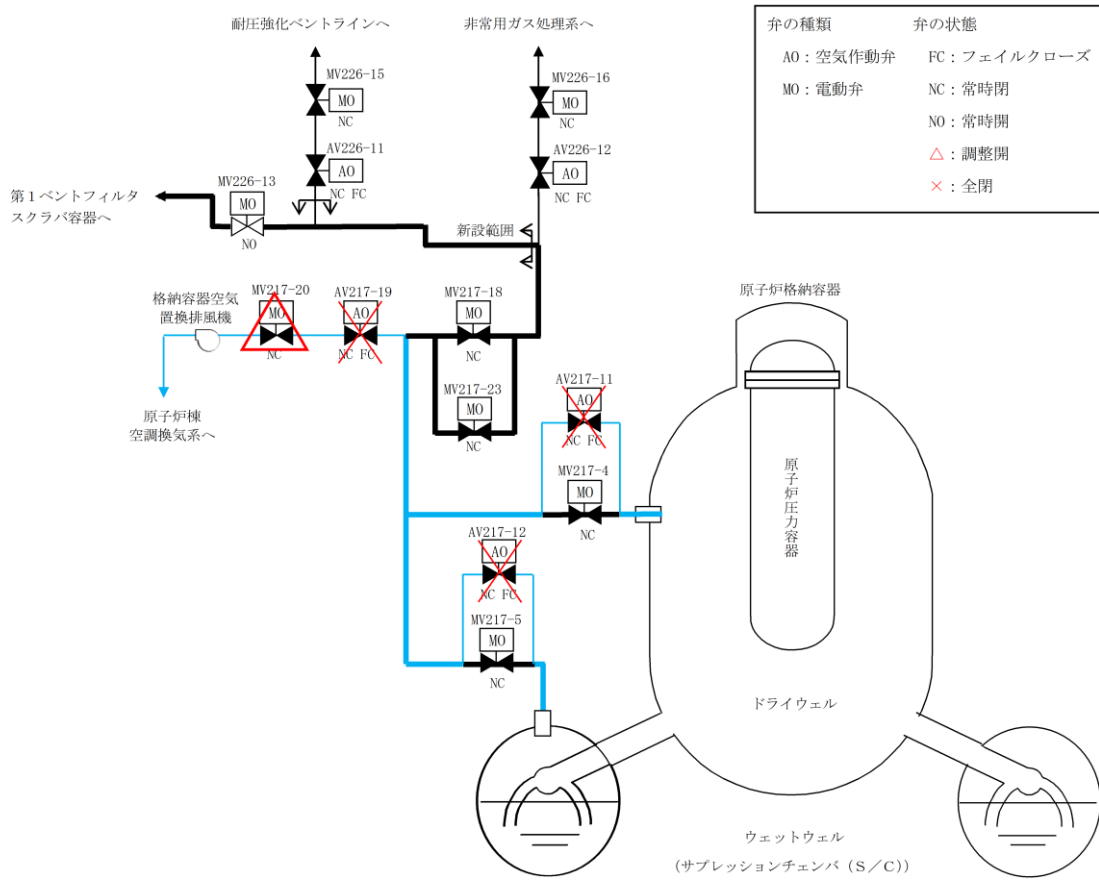


図3 原子炉格納容器の圧力降下操作中に格納容器隔離信号が発生した場合の系統構成

4. 原子炉格納容器からの取り出し位置について
各主要高さを示した図を図4に示す。

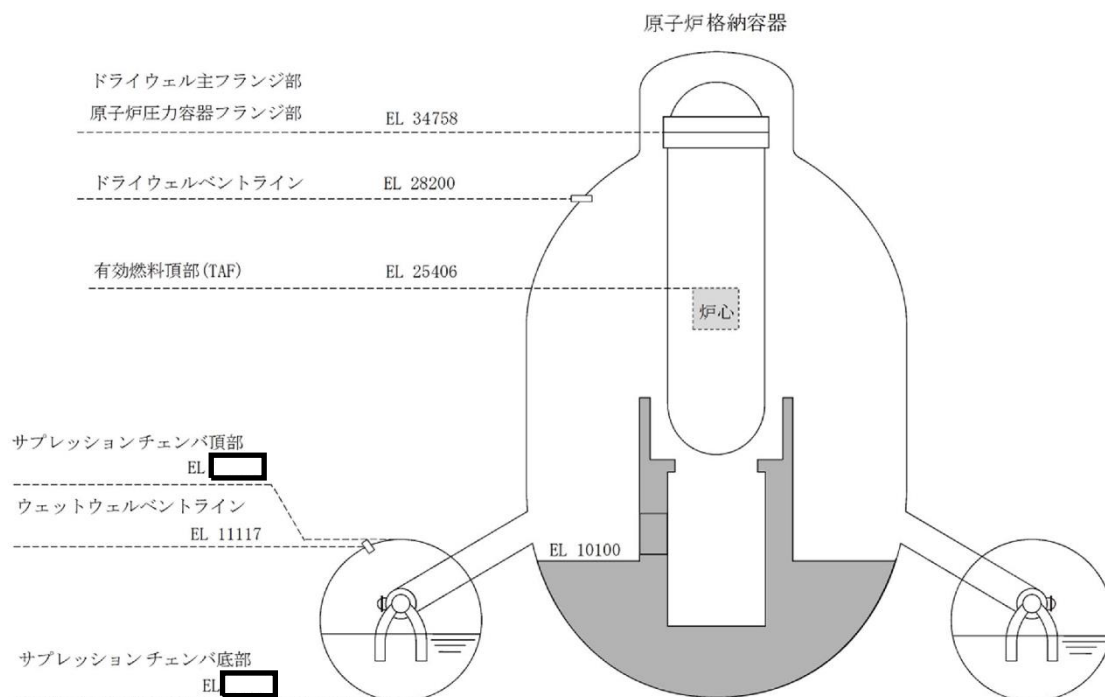


図4 原子炉格納容器からの取り出し高さ

4.1 設計の意図

ドライウエル側の取り出しには、格納容器スプレイによる水没等の影響を受けにくい原子炉格納容器上部に位置し、原子炉格納容器の圧力を下げるために十分大口径である既設窒素ガス制御系の貫通孔 (X-81) を選定している。

また、サブプレッションチェンバ側の取り出しには、原子炉及び原子炉格納容器冷却のため実施する外部注水による水位上昇を考慮して、サブプレッションチェンバ頂部付近に位置し、原子炉格納容器の圧力を下げるために十分な呼び径である既設窒素ガス制御系の貫通孔 (X-241) を選定する。

1. 諸外国の弁構成

フィルタベント設備を設置している諸外国の弁構成を以下に示す。

1.1 フィンランド

フィンランドの BWR プラントにて設置されているフィルタベント設備の概略系統図を図 1 に示す。V1 と V20 は圧力開放板である。ベントラインに設置している弁は全て手動弁で構成されている。ドライウェルのラインにはバイパスラインが設置されており、V2, V3 は通常時「開」となっている。また、V21, V23 についても通常時「開」となっている。そのため、操作員がベントラインに設置された弁の「開」操作を実施しなくても、格納容器圧力が既定の値まで上昇し、V1 と V20 の圧力開放板が開放すれば、ドライウェルのバイパスラインよりベントは自動的に開始される。

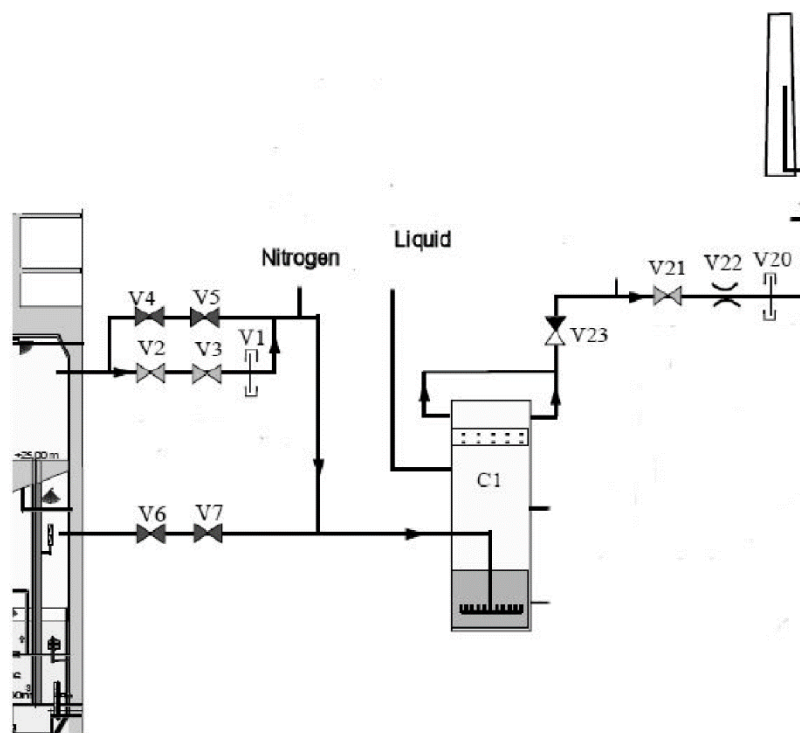


図 1 フィルタベント設備概略系統図 (フィンランド)

1.2 ドイツ

ドイツの BWR プラントに設置されているフィルタベント設備の概略系統図を図 2 に示す。フィルタベント設備は、2 ユニットで共有する設計となっている。ベントラインには、原子炉格納容器隔離のための電動弁が 2 つ、ユニット間の切替えのための電動弁が 1 つ設置されている。また、フィルタ装置の出口側には逆止弁が設置されている。

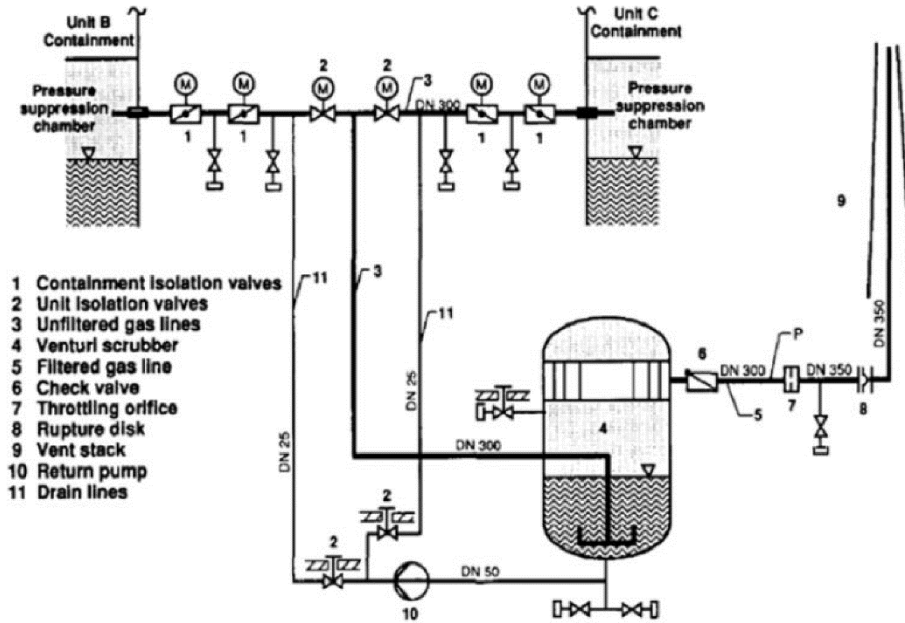


図 2 フィルタベント設備概略系統図 (ドイツ)

1.3 スイス

スイスの BWR プラントに設置されているフィルタベント設備の概略系統図を図 3 に示す。ベントラインには電動弁が 2 つ設置されており、原子炉格納容器から 1 つ目の弁は常時「開」、2 つ目の弁は常時「閉」となっている。また、2 つ目の弁をバイパスするラインが設置されており、バイパスラインには圧力開放板が設置されている。そのため、操作員が 2 つ目の弁の「開」操作を実施しなくても、格納容器圧力が規定の値まで上昇し、圧力開放板が開放すればベントは自動的に開始される。

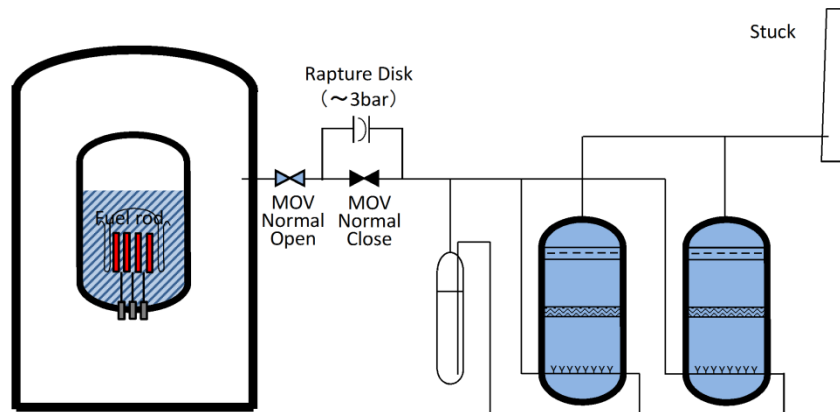


図 3 フィルタベント設備概略系統図 (スイス)

2. 引用文献

- (1) NEA/CSNI/R(2014)7, “OECD/NEA/CSNI Status Report on Filtered Containment Venting”, 02-Jul-2014.

系統内の水素濃度について

1. 系統内の濃度

ベント実施時は、系統内に流れがあり、水素ガスが局所的に蓄積することはない。一方、ベント停止後は第1ベントフィルタスクラバ容器内に捕集した放射性物質によるスクラビング水の放射線分解により、蒸気とともに水素ガス、酸素ガスが発生する。

発生する水素ガスは水蒸気に比べて十分少なく約 vol% と評価され、蒸気発生量に対して一定となる。さらに、ベント停止前には、可搬式窒素供給装置により第1ベントフィルタスクラバ容器の上流側から窒素ガスを供給し、ベント停止後も連続的に窒素ガスを供給することで、系統内の水素濃度は低くなる。

第1ベントフィルタスクラバ容器入口側配管の水素濃度は、窒素供給を実施することで、約 vol% と評価される。一方、第1ベントフィルタスクラバ容器出口側配管の水素濃度は、窒素供給を実施することで、約 vol% と評価される。

ベント停止前には、可搬式窒素供給装置により第1ベントフィルタスクラバ容器の上流側から窒素ガスを供給し、ベント停止後も連続的に窒素ガスを供給することで、第1ベントフィルタスクラバ容器を経由し放出口に至る流れを作り、系統内の水素ガスを掃気することから、系統内に水素ガスが蓄積することはない。

また、窒素パージが確実に実施されていることを確認するために、可搬式窒素供給装置による系統内の窒素の流れを考慮し、第1ベントフィルタ出口水素濃度で出口配管の水素濃度を監視する。

以上より、島根原子力発電所第2号機の格納容器フィルタベント系の水素濃度計は、第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口側配管に可搬型設備（車両）である第1ベントフィルタ出口水素濃度を設置する。

(参考)

1. 各運転モードにおける系統構成と系統内の水素濃度について

格納容器フィルタベント系の各運転モード（系統待機時，系統運転時，事故収束時）における系統状態及び系統内の水素濃度について以下に示す。

1.1 系統待機時

1.1.1 系統状態

系統待機時においては，原子炉格納容器隔離弁が閉止されており，隔離弁から圧力開放板の間は窒素ガスにより不活性化されている。

系統待機時の状態を図 1 に示す。

1.1.2 水素濃度

系統待機時においては，系統内への水素ガス流入はなく，また，系統内における水素ガスの発生はない。

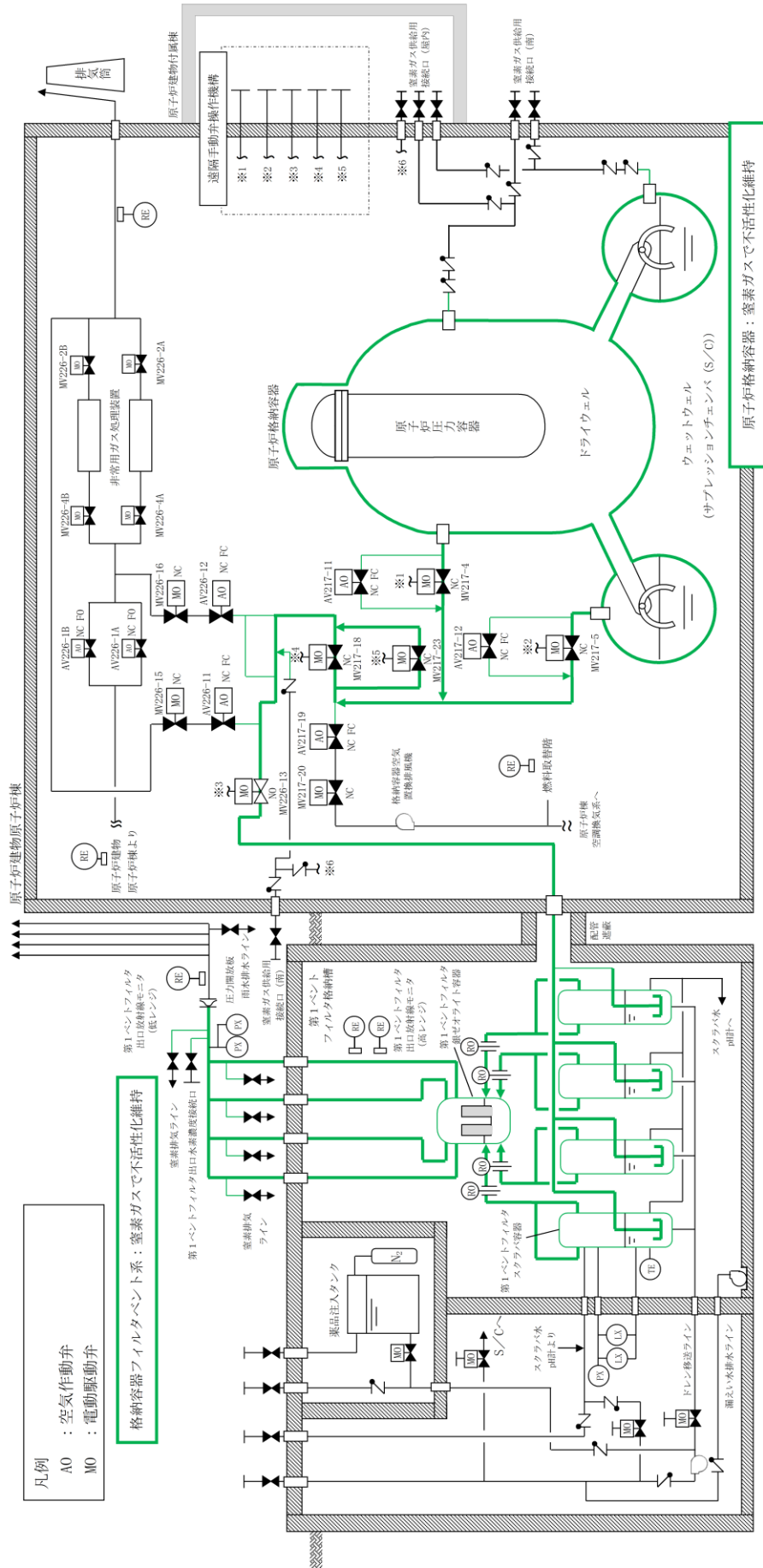


図 1 系統待機時の状態概要図

1.2 系統運転時

1.2.1 系統状態

炉心の著しい損傷が発生した場合のベント開始後には、原子炉格納容器内におけるジルコニウム-水反応や水の放射線分解により発生する水素ガスが格納容器フィルタベント系系統内に流入するとともに、第1ベントフィルタスクラバ容器にて捕捉した放射性物質によるスクラビング水の放射線分解により、第1ベントフィルタスクラバ容器内において水素ガスが発生する。

この状態においても、系統待機時の不活性化のために封入した窒素ガス並びに原子炉格納容器及び第1ベントフィルタスクラバ容器において崩壊熱により発生する多量の水蒸気による水素ガスの希釈により、可燃限界には至らない。また、第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口側配管には逆Uシール構造となる箇所があるが、常にガス流れがあること、及びベントガス中のモル組成としては水蒸気が支配的であることから、局所的な水素ガスの滞留及び蓄積は発生しない。

系統運転時の状態を図2に示す。

1.2.2 水素濃度

格納容器フィルタベント系へ流入するベントガスの水素濃度については、原子炉格納容器内での水の放射線分解による水素発生量と、同時に発生する水蒸気発生量の割合から求める。その結果、原子炉格納容器より系統内へ流入するベントガスの水素濃度は約 vol%となる。

$$\text{水蒸気発生量} = [\text{崩壊熱 (MW)}] \times 1000 / ([\text{飽和蒸気比エンタルピ}] - [\text{飽和水比エンタルピ}]) \times 1000 / \text{分子量} \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600$$

$$\begin{aligned} \text{水素発生量} &= [\text{崩壊熱 (MW)}] \times 10^6 \times [\text{G値}]^{(\text{分子}/100\text{eV})} / 100 / \\ & (1.602 \times 10^{-19})^{(*1)} / (6.022 \times 10^{23})^{(*2)} \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \\ & \times [\text{放射線吸収割合}] \end{aligned}$$

$$\text{水素濃度} = \text{水素発生量} / (\text{水蒸気発生量} + \text{水素発生量}) \times 100$$

注記*1: $1\text{eV} = 1.602 \times 10^{-19} [\text{J}]$

*2: アボガドロ数 6.022×10^{23}

以上の式に事故発生7日後の状態を想定した条件を適用し、水素濃度を求める。

- ・ 格納容器圧力はベント実施時の圧力として 200kPa[abs]とする。
- ・ 原子炉格納容器内の冷却水は沸騰していると想定し水素発生量の G 値は とする。
- ・ 放射線吸収割合は とする。
- ・ 事故発生7日後の崩壊熱は Q とする。

$$\begin{aligned}
 \text{水蒸気発生量} &= Q \times 1000 / (2706.24 - 504.68) \times 1000 / 18 \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \\
 &= 2034.92Q \text{ m}^3/\text{h}[\text{normal}] \\
 \text{水素発生量} &= Q \times 106 \times \square / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \times \\
 &\quad 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times \square = \square Q \text{ Nm}^3/\text{h} \\
 \text{水素濃度} &= \square Q / (2034.92Q + \square Q) \times 100 \\
 &= \text{約 } \square \text{ vol}\%
 \end{aligned}$$

次に、第1ベントフィルタスクラバ容器において発生する水素ガスの濃度については、第1ベントフィルタスクラバ容器内のスクラバ水の放射線分解による水素発生量と、同時に発生する水蒸気発生量の割合から求める。

水素濃度は系統へ流入するベントガスの水素濃度を求める式と同様の式を用いて計算する。その結果、第1ベントフィルタスクラバ容器より発生する水素濃度は約 \square vol%となる。

水素濃度の計算条件は以下のとおりとする。

- ・水の放射線分解に寄与する熱量は370kWを想定する（格納容器フィルタベント系設計条件）。
- ・スクラビング水は沸騰しているものと想定し水素発生量のG値は \square とする。
- ・放射線吸収割合は \square とする。

$$\begin{aligned}
 \text{水蒸気発生量} &= 0.37 \times 1000 / (2675.53 - 418.99) \times 1000 / 18 \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \\
 &= 734.58 \text{ m}^3/\text{h}[\text{normal}] \\
 \text{水素発生量} &= 0.37 \times 10^6 \times \square / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \\
 &\quad \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times \square \\
 &= \square \text{ m}^3/\text{h}[\text{normal}] \\
 \text{水素濃度} &= \square / (734.58 + \square) \times 100 \\
 &= \text{約 } \square \text{ vol}\%
 \end{aligned}$$

【系統運転状態】

凡例
AO : 空気(作動弁)
MO : 電動駆動弁

ベントガス中の水素濃度は低く、水素ガスが系統内で滞留することはなく、水素濃度測定は不要

格納容器フィルタベント系：初期は不活性化されており水素爆発に至らない。その後はほぼ蒸気100%が流れるため、水素ガスの滞留なし

原子炉建物原子炉棟

原子炉棟より

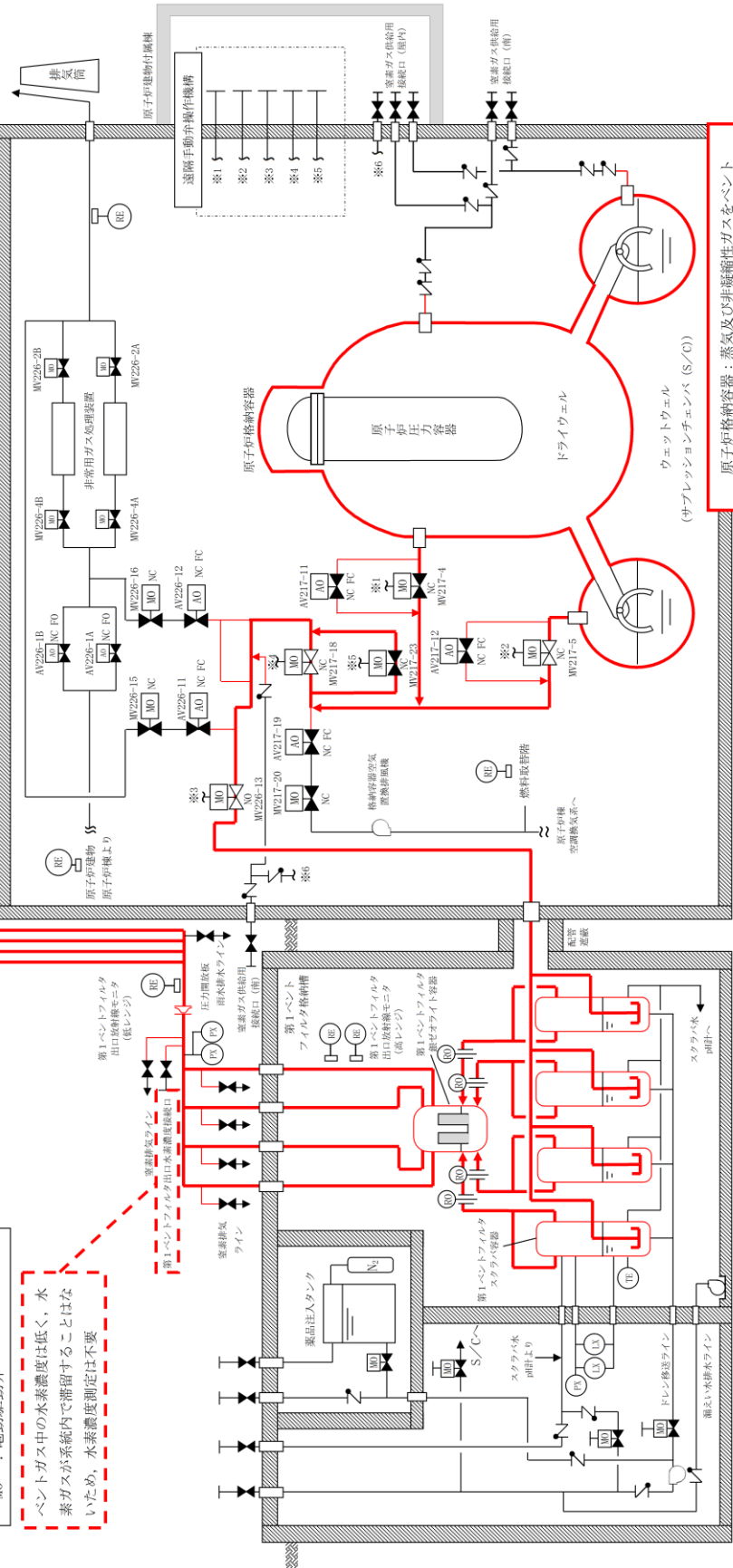
原子炉棟より

原子炉棟より

原子炉棟より

原子炉棟より

原子炉棟より



注：系統構成は、ウエットウエルベント時の状態を示す。

図 2 系統運転時の状態概要図

1.3 事故収束時

1.3.1 系統状態

ベント停止後は、第1ベントフィルタスクラバ容器内における水素ガスの発生を防止するため、スクラビング水を原子炉格納容器へ移送する運用としている。ここでは、その操作を実施しない場合の操作並びに影響について確認する。

ベント停止前には可搬式窒素供給装置により窒素ガスを系統内に供給し、ベント停止後も連続的に窒素ガスを供給する。

系統内に連続的に窒素ガスを供給することで、系統内の水素ガスを希釈、掃気する（第1ベントフィルタスクラバ容器出口側への流れが形成される）ため、第1ベントフィルタスクラバ容器入口側配管内に水素ガスが滞留することはなく、スクラビング水の放射線分解により発生した水素ガスもこの流れにより、放出口から掃気される。また、第1ベントフィルタスクラバ容器出口側配管については、スクラビング水が飽和状態にある場合は、水蒸気発生量が水素発生量を大きく上回るため、水素濃度が可燃限界に至ることはない。事故収束時の状態を図3及び図4に示す。

1.3.2 水素濃度（第1弁～第1ベントフィルタスクラバ容器）

(1) ベント停止前

ベント停止前に原子炉格納容器から第1ベントフィルタスクラバ容器入口側配管に流入する水素濃度について、窒素供給量、水素発生量の割合から求める。その結果、水素濃度は約1.3vol%となる。

なお、第1ベントフィルタスクラバ容器入口配管における水素濃度は以下に示した式を用いて計算する。

$$\text{水素濃度} = \text{水素発生量} / (\text{窒素供給量} + \text{水素発生量})$$

水素濃度の計算条件は以下のとおりとする。

- ・原子炉格納容器内における水素発生量は事象発生7日後を想定し、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MAAP解析結果より、約1.3m³/h[normal]とする。
- ・原子炉格納容器内で発生する蒸気については、保守的に未飽和を想定し考慮しない。
- ・窒素供給量は100m³/h[normal]とする。

(2) ベント停止後

ベント停止後に第1ベントフィルタスクラバ容器入口側配管へ逆流する水素濃度について、窒素供給量、水素発生量の割合から求める。その結果、水素濃度は約□vol%となる。

なお、第1ベントフィルタスクラバ容器入口側配管に逆流する可能性のある水素発生量は以下に示した式を用いて計算する。

第1ベントフィルタスクラバ容器内水素発生量

$$= [\text{崩壊熱 (MW)}] \times 10^6 \times [\text{G 値}] / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \\ \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times [\text{放射線吸収割合}]$$

入口配管への水素流量=第1ベントフィルタスクラバ容器内水素発生量

$$\times \text{第1ベントフィルタスクラバ容器入口側配管断面積} / \\ \text{第1ベントフィルタスクラバ容器断面積}$$

水素濃度=入口配管への水素流量 / (入口配管への水素流量 + 窒素供給量) × 100

水素濃度の計算条件は以下のとおりとする。

- ・スクラビング水は沸騰しているものと想定し、水素発生量のG値は とする。
- ・水の放射線分解に寄与する熱量は 370kW を想定する (格納容器フィルタベント系設計条件)
- ・放射線吸収割合は とする。
- ・窒素供給量は 100m³/h[normal]、不純物濃度は 1%未満のため無視する。

第1ベントフィルタスクラバ容器内水素発生量

$$= 0.37 \times 10^6 \times \text{} / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \\ \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times \text{} \\ = \text{} \text{ m}^3/\text{h}[\text{normal}]$$

入口配管への水素流量 = × 0.144 / 3.8

$$= \text{} \text{ m}^3/\text{h}[\text{normal}]$$

水素濃度 = / (+ 100) × 100

$$= \text{約 } \text{} \text{ vol}\%$$

1.3.3 水素濃度 (第1ベントフィルタスクラバ容器～放出口)

(1) ベント停止前

ベント停止前の原子炉格納容器への窒素供給時の水素濃度については、窒素供給量、原子炉格納容器における水素発生量並びに第1ベントフィルタスクラバ容器における水素発生量及び水蒸気発生量の割合から求める。その結果、水素濃度は約 0.3vol% 以下となる。

なお、原子炉格納容器での水素発生量は 1.3.2(1)と同様に約 1.3m³/h[normal]とする。

また、ベント停止前の第1ベントフィルタスクラバ容器出口側配管の水素濃度は以下に示した式を用いて計算する。

$$\text{水素濃度} = \text{水素発生量} / (\text{水蒸気発生量} + \text{水素発生量} + \text{窒素供給量}) \times 100$$

水素濃度の計算条件は以下のとおりとする。

- ・第1ベントフィルタスクラバ容器出口が解放しているため、第1ベントフィルタスクラバ容器の圧力は大気圧であると想定する。

- ・スクラビング水は沸騰しているものと想定し、水素発生量のG値は□とする。
- ・崩壊熱は370kWとする（格納容器フィルタベント系設計条件）。
- ・放射線吸収割合は□とする。
- ・窒素供給量は100m³/h[normal]，不純物濃度は1%未満のため無視する。

$$\begin{aligned} \text{水蒸気発生量} &= 0.37 \times 1000 / (2675.53 - 418.99) \times 1000 / 18 \\ &\quad \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 = 734.58 \text{m}^3/\text{h}[\text{normal}] \end{aligned}$$

第1ベントフィルタスクラバ容器内水素発生量

$$\begin{aligned} &= 0.37 \times 10^6 \times \square / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \\ &\quad \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times \square \\ &= \square \text{m}^3/\text{h}[\text{normal}] \end{aligned}$$

$$\text{水素発生量} = 1.3 + \square = \square \text{m}^3/\text{h}[\text{normal}]$$

$$\begin{aligned} \text{水素濃度} &= \square / (\square + 734.58 + 100) \times 100 \\ &= \text{約} \square \text{vol}\% \end{aligned}$$

(2) ベント停止後

ベント停止後の格納容器フィルタベント系への窒素供給時の水素濃度については、窒素供給量、第1ベントフィルタスクラバ容器における水素発生量及び水蒸気発生量の割合から求める。その結果、水素濃度は約□vol%以下となる。

なお、ベント停止後の第1ベントフィルタスクラバ容器出口側配管の水素濃度は1.3.3(1)に示した式を用いて計算する。

水素濃度の計算条件は以下のとおりとする。

- ・第1ベントフィルタスクラバ容器出口が解放しているため、第1ベントフィルタスクラバ容器の圧力は大気圧であると想定する。
- ・スクラビング水は沸騰しているものと想定し、水素発生量のG値は□とする。
- ・崩壊熱は370kWとする（格納容器フィルタベント系設計条件）。
- ・放射線吸収割合は□とする。
- ・窒素供給量は100m³/h[normal]，不純物濃度は1%未満のため無視する。

$$\begin{aligned} \text{水蒸気発生量} &= 0.37 \times 1000 / (2675.53 - 418.99) \times 1000 / 18 \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \\ &= 734.58 \text{m}^3/\text{h}[\text{normal}] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{水素発生量} &= 0.37 \times 10^6 \times \square / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \\ &\quad \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times \square = \square \text{m}^3/\text{h}[\text{normal}] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{水素濃度} &= \square / (\square + 734.58 + 100) \times 100 \\ &= \text{約} \square \text{vol}\% \end{aligned}$$

なお、スクラビング水が未飽和となる場合の水素濃度については、1.3.2(1)に示した式を用いて計算する。

水素濃度の計算条件は以下のとおりとする。

- 第1ベントフィルタスクラバ容器出口が解放しているため、第1ベントフィルタスクラバ容器の圧力は大気圧であると想定する。
- スクラビング水は未飽和を想定し、水素発生量のG値は とする。
- 崩壊熱は 370kW とする（格納容器フィルタベント系設計条件）。
- 放射線吸収割合は とする。
- 窒素供給量は 100m³/h[normal]，不純物濃度は 1%未満のため無視する。

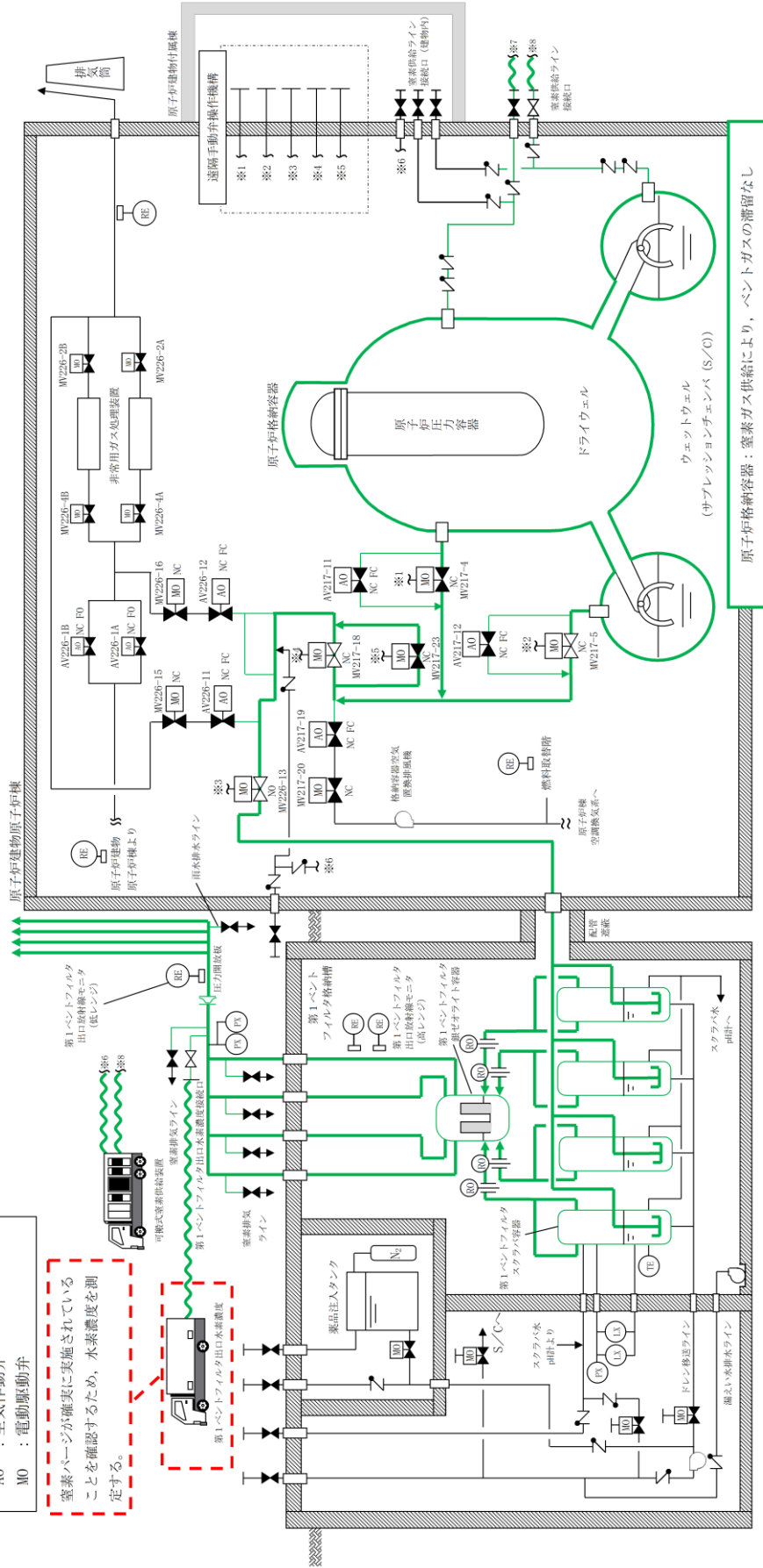
$$\begin{aligned}
 \text{水素発生量} &= 0.37 \times 10^6 \times \text{} / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \\
 &\quad \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times \text{} \\
 &= \text{} \text{ m}^3/\text{h}[\text{normal}] \\
 \text{水素濃度} &= \text{} / (\text{} + 100) \times 100 \\
 &= \text{約 } \text{} \text{ vol\%}
 \end{aligned}$$

【事故収束状態（ベント停止前）】

- 凡例
 AO : 空気作動弁
 MO : 電動駆動弁

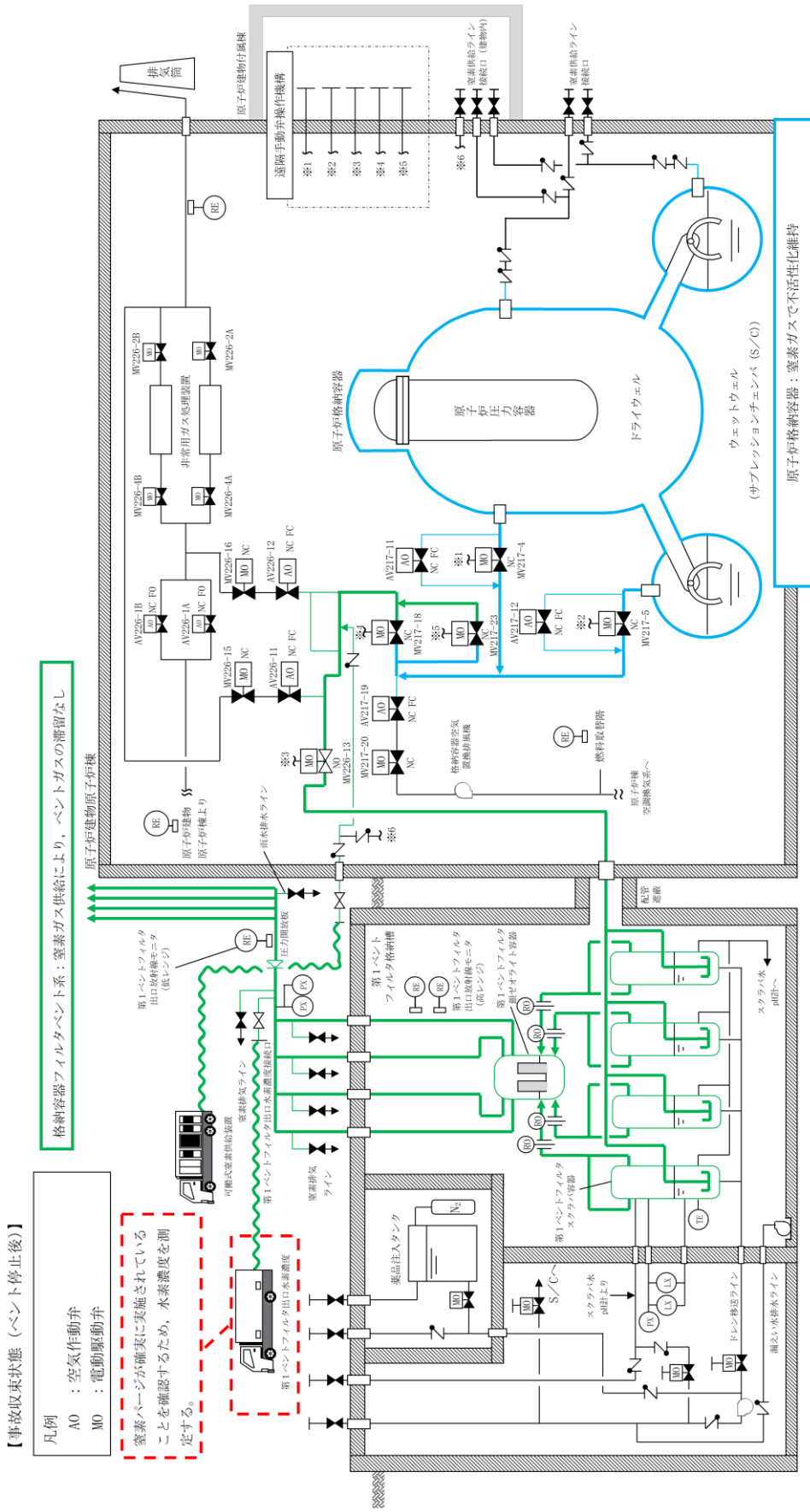
窒素ヘージが確実に実施されていることを確認するため、水蒸気濃度を測定する。

格納容器フィルタベント系：窒素ガス供給により、ベントガスの滞留なし



注：系統構成は、ウエットウエルベント後のサブプレッションチャンセンバへの窒素ガス供給時を示す。

図3 事故収束時（ベント停止前）の状態概要図



【事故収束状態（ベント停止後）】

- 凡例
 AO : 空気作動弁
 MO : 電動駆動弁

窒素ページが確実に実施されていることを確認するため、水素濃度を測定する。

格納容器フィルタベント系：窒素ガス供給により、ベントガスの滞留なし

注：系統構成は、系統内の窒素ガススパーージ時の状態を示す。

図4 事故収束時（ベント停止後）の状態概要図

1.3.4 評価の保守性について

各運転モードにおける系統内の水素濃度評価は、水素発生量の G 値を用いて算出している。

G 値には、設置変更許可申請書の安全解析に用いられる値(沸騰域 0.40 分子/100eV)を使用することにより、評価結果に保守性を持たせている。

実際にシビアアクシデントが発生した状況を想定した場合の水素発生量の G 値は、電力共同研究報告書「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」において評価されており、その値(沸騰域 0.27 分子/100 eV)は許認可で用いられる G 値に対して低い値となっている。

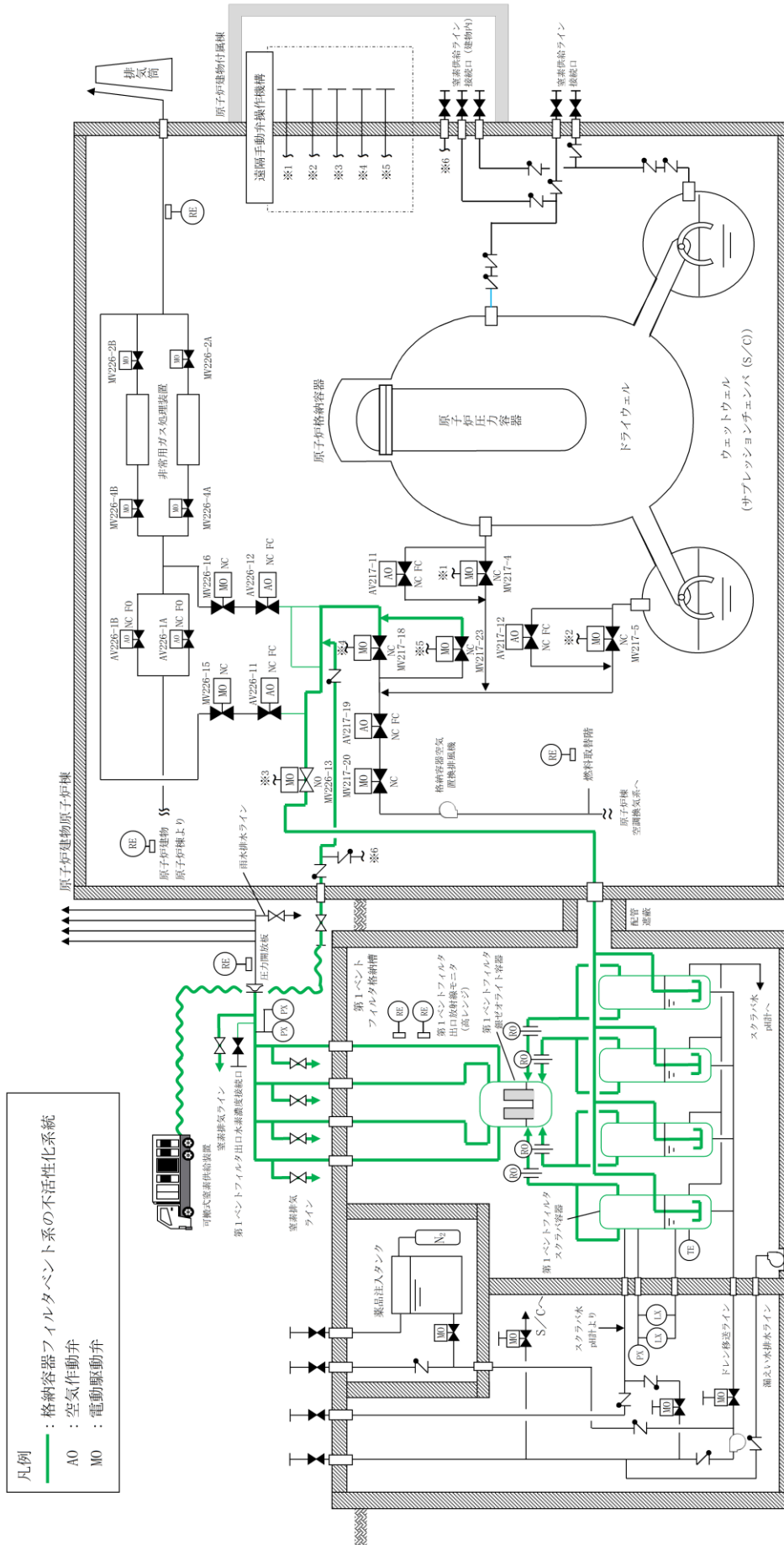
水素が発生する過程では酸素も発生するが、この量を評価に見込まないことで若干の保守性を有することとなる。

以上より、各運転モードにおける水素濃度評価は適切に行われているものとする。

2. 格納容器フィルタベント系系統の不活性化について

格納容器フィルタベント系系統の不活性化については、プラント起動前に実施する。系統の不活性化に使用する系統について概要を図 5 に示す。

第 2 弁を閉とした状態で、第 2 弁の下流から可搬式窒素供給装置により窒素供給を実施し、第 1 ベントフィルタスクラバ容器及び第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器を通じてパーシラインから排出を継続することで窒素置換を実施する。また、第 1 ベントフィルタ配管は、管理区域内を通るものの管理区域内に配管開口部はないため、パーシラインの排気先については、屋外とする。



注：系統構成は、格納容器フィルタバント系の不活性化時の状態を示す。

図5 格納容器フィルタバント系の不活性化系統

3. 原子炉格納容器内における気体のミキシングについて

BWRの原子炉格納容器内の気体のミキシング効果については、電力共同研究「格納容器内ミキシング確認試験に関する研究」(S57年度)によって、格納容器スプレイや温度差による自然対流に伴う攪拌効果による十分なミキシングが短時間に得られることを確認している。

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)(残留熱代替除去系を使用しない場合)」において、事象発生後約27時間から格納容器スプレイを実施すること及び原子炉格納容器内の温度差により、原子炉格納容器内の気体は十分にミキシングされるものと考えられる。さらに、崩壊熱によって炉心で発生した蒸気が原子炉格納容器内へ放出されることによってもミキシングが促進される。

格納容器スプレイを実施している場合の原子炉格納容器内の気体の流動については、上記研究にて実験的に確認されている。実験結果を図6に示す。10vol%の空気希釈ヘリウムガスの供給を停止すると、格納容器スプレイにより短時間で十分なミキシング効果が得られることが示されている。

原子炉格納容器内雰囲気と壁面に温度差がある場合のミキシング効果についての実験結果を図7に示す。図7は原子炉格納容器内雰囲気と壁面に5°Cの温度差がある場合のミキシング効果を示しており、10vol%の空気希釈ヘリウムガスを供給しているが、実験開始から約20分後までには十分にミキシングされることを示している。BWRの原子炉格納容器内では、原子炉圧力容器が熱源として考えられるため、原子炉格納容器内雰囲気と壁面において少なくとも5°C以上の温度差は生じているものと考えられる。このため、BWRの原子炉格納容器内において、気体が成層化する等の位置的な濃度の著しい偏りが生じる可能性は低いと考えられる。さらに、本試験は、より成層化の可能性が高い軽密度気体であるヘリウムにて攪拌効果を確認しているため、原子炉格納容器内での水素燃焼を防止するためのベント実施判断基準として設定している酸素については、濃度の著しい偏りが生じる可能性はさらに低いと考えられる。

また、シビアアクシデント条件下における原子炉格納容器内の気体のミキシング効果については、比較的単純な形状から大規模で複雑な形状の試験装置に至る国内外の試験において検討されている。代表的なものとして、旧(財)原子力発電技術機構による試験で得られた知見を以下にまとめる。

- ・軽密度気体(試験では水素をヘリウムで模擬)の放出による自然循環のみでも、ミキシングは比較的良好であった。
- ・水蒸気発生を考慮したケースでは、ミキシングは促進された。
- ・上部区画へ軽密度気体を放出して濃度の偏りを生じさせたケースでも、格納容器スプレイを作動させることによりミキシングは達成された。

本試験はPWRを模擬したものであるが、複雑な区画を含む形状においても十分なミキシングが得られたことが確認されており、BWRプラントでも同様の効果が期待できると考えられる。

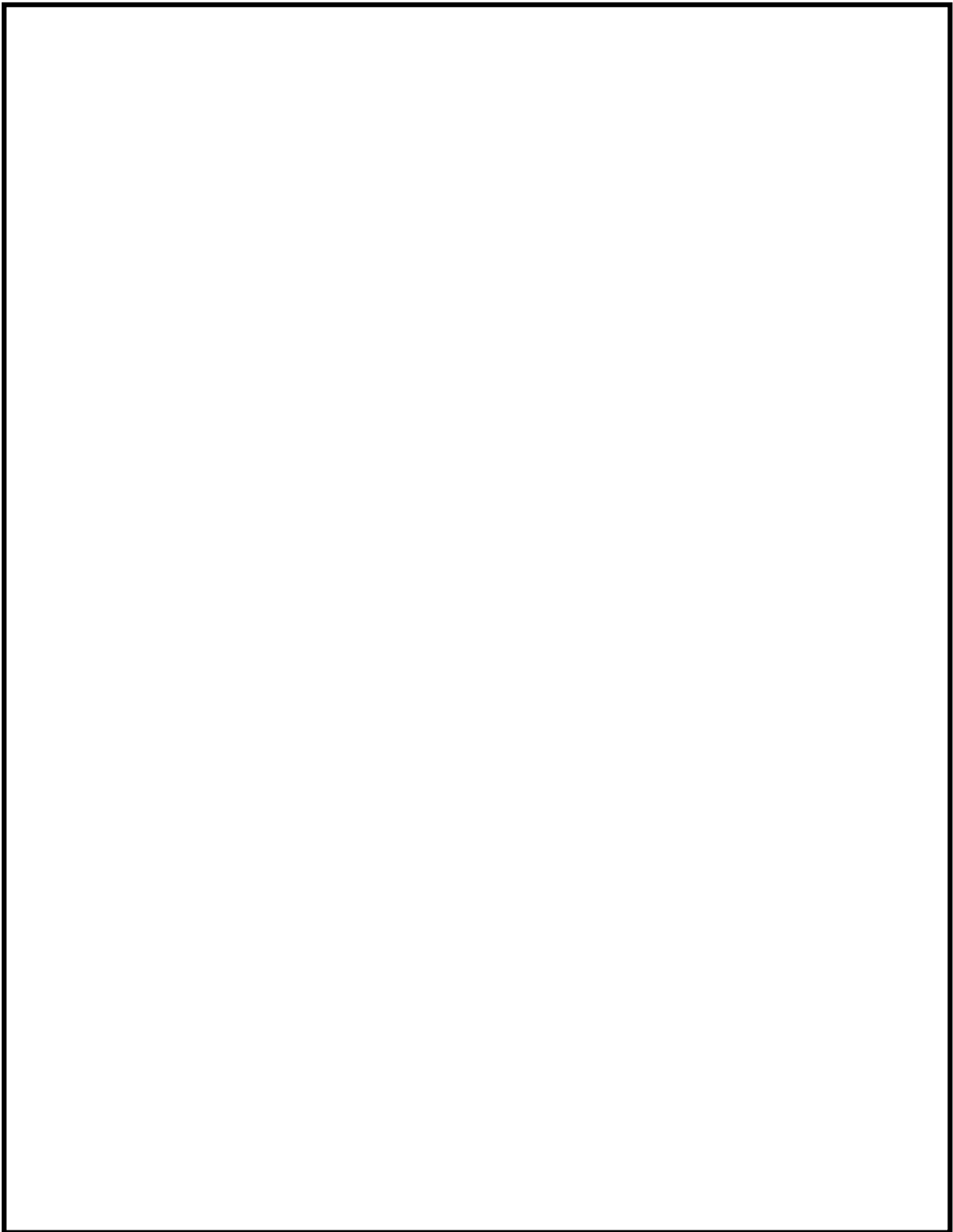


図 6 格納容器スプレイ実施時のガス濃度変化

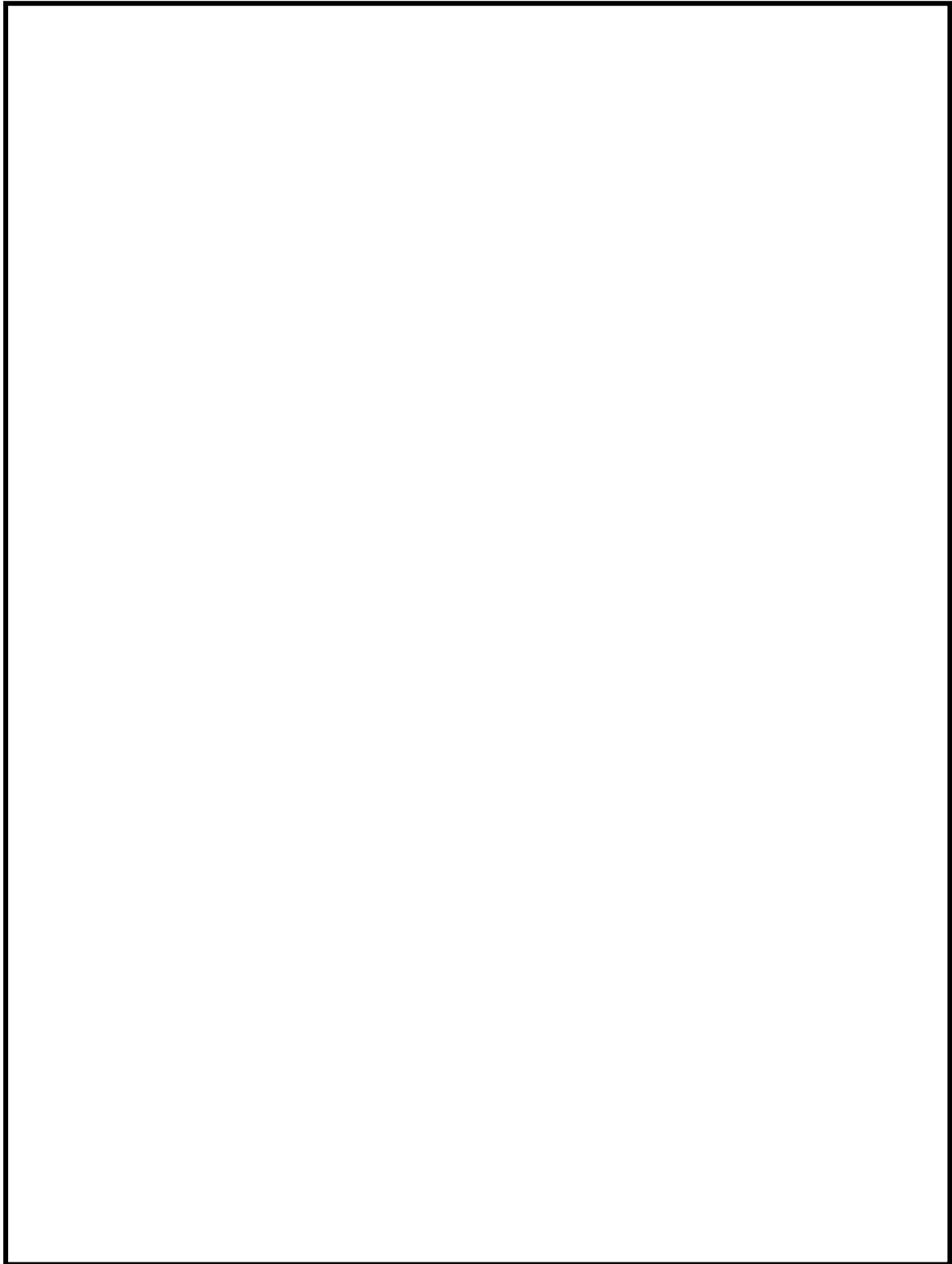


図7 原子炉格納容器内雰囲気と壁面の温度差によるガス濃度変化結果

4. 引用文献

- (1) 共同研究報告書，格納容器内ミキシング確認試験に関する研究（S57年度）
- (2) 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書，財団法人原子力発電技術機構（平成15年3月）

格納容器フィルタベント系使用後の保管管理

格納容器フィルタベント系使用後には、第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器には多量の放射性物質が捕集される。そのため、第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器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、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第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器の保管方針を以下に示す。

【第1ベントフィルタスクラバ容器】

格納容器フィルタベント系使用後は、スクラビング水を原子炉格納容器へ移送し、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。

なお、第1ベントフィルタ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、スクラビング水をサプレッションチェンバへ移送する。

また、金属フィルタに捕集した放射性物質は、格納容器フィルタベント系使用後にベントガス流れが無い状態においても、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。

【第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器（銀ゼオライトフィルタ）】

銀ゼオライトフィルタについても、気中保管とする。

銀ゼオライトフィルタで捕集した放射性よう素は、高温状態で数時間程度水素ガスを通気した場合によう素の再揮発が起こるが、スクラビング水をサプレッションチェンバへ移送することで、銀ゼオライトフィルタに水素ガスが流入しないようにし、銀ゼオライトフィルタからの放射性よう素の再揮発を防止する。

また、銀ゼオライトフィルタに捕集した放射性よう素は、格納容器フィルタベント系使用後にベントガス流れが無い状態においても、崩壊熱に伴う銀ゼオライトフィルタの温度上昇を考慮しても、放射性よう素の再揮発は生じないことを確認している。

なお、格納容器フィルタベント系使用後には、第1ベントフィルタ出口配管近傍に設置している第1ベントフィルタ出口放射線モニタにて、第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器からの放射性物質の放出がないことを確認する。

計装設備が計測不能になった場合の推定方法，監視場所について

1. 計装設備の個数の考え方について

格納容器フィルタベント系の計装設備は，系統運転時において計装設備の機能喪失が格納容器フィルタベント系の機能維持のための監視及び放射性物質の除去性能の監視に直接関係するパラメータについては，計器を多重化する設計としている。

多重化対象の監視パラメータは以下のとおりである。

- ・スクラバ容器水位
- ・スクラバ容器圧力
- ・スクラバ容器温度
- ・第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ）

2. 計測不能となった場合の推定方法について

格納容器フィルタベント系の計装設備は，計器の故障等により計測ができない場合においても代替パラメータによる推定が可能である。各主要パラメータに対する代替パラメータ及び代替パラメータによる推定方法を表1に，計装設備概略構成を図1に示す。

3. 計装設備の監視場所の考え方について

格納容器フィルタベント系の計装設備は，中央制御室において集中監視を行う設計としている。また，中央制御室の運転員を介さず，事故状態を把握できるよう緊急時対策所においても監視可能とする。

表 1 格納容器フィルタペント系計装設備の代替パラメータによる推定方法

監視パラメータ*1	個数	監視場所	計測範囲	監視目的	代替パラメータ	代替パラメータによる推定方法
①スクラバ容器水位	8	中央制御室 緊急時対策所 現場	0～3500mm	スクラバ容器性能維持のため の水位監視	①スクラバ容器水位	①スクラバ容器水位の1チャンネルが故障した場合は、他チャンネルのスクラバ容器水位により測定する。
②スクラバ容器圧力	4	中央制御室 緊急時対策所	0～1MPa [gauge]	系統運転中に格納容器内雰囲気ガスがフィルタ装置へ 導かれていることの確認	①スクラバ容器圧力 ②ドライウェル圧力 (SA) サブレッツションチェンバ ンバ圧力 (SA)	①スクラバ容器圧力の1チャンネルが故障した場合は、他チャンネルのスクラバ容器圧力により測定する。 ②ドライウェル圧力 (SA) 又はサブレッツションチェンバ圧力 (SA) の傾向監視により格納容器圧力逃がし装置の健全性を推定する。
③スクラバ容器温度	4	中央制御室 緊急時対策所	0～300℃	スクラバ容器の温度監視	①スクラバ容器温度	①スクラバ容器温度の1チャンネルが故障した場合は、他チャンネルのスクラバ容器温度により推定する。
④フィルタ装置出口配 管圧力*3	2	中央制御室 緊急時対策所	0～100kPa [gauge]	系統待機時の空素封入による 不活性状態の確認	—*4	—*4
⑤第1ペントフィルタ 出口水素濃度	1 (予備1)	中央制御室 緊急時対策所	0～20vol%/ 0～100vol%	事故収束時の系統内の水素 濃度の確認	①第1ペントフィルタ装置出口水素 濃度 (予備) ②格納容器水素濃度 (B系) 格納容器水素濃度 (SA)	①第1ペントフィルタ装置出口水素濃度が故障した場合は、予備の第1ペントフィルタ出口水素濃度により推定する。 ②原子炉格納容器内の水素ガスが格納容器フィルタペント系の配管内を通過することから、格納容器水素濃度 (B系) 及び格納容器水素濃度 (SA) により推定する。
⑥第1ペントフィルタ 出口放射線モニタ	2 1	中央制御室 緊急時対策所	高レンジ： 10 ⁻² ～10 ⁶ Sv/h 低レンジ： 10 ⁻³ ～10 ⁴ mSv/h	系統運転中に放出される放 射性物質濃度の確認	①第1ペントフィルタ出口放射線 モニタ*2 ②モニタリングポスト又は可搬式 モニタリングポスト	①第1ペントフィルタ出口放射線モニタの1チャンネルが故障した場合は、他チャンネルの第1ペントフィルタ出口放射線モニタにより測定する。 ②第1ペントフィルタ出口の放射能は系統外に放出されるため、モニタリングポスト又は可搬式モニタリングポストから放射線線量率を推定する。
⑦スクラバ水 pH*3	2	中央制御室 緊急時対策所	pH 0～14	スクラバ容器性能維持のため の pH 監視	—*4	—*4

注記*1：監視パラメータの数字は図1の○数字に対応する。

*2：第1ペントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ) のみ他チャンネルにより計測する。

*3：自主対策設備

*4：自主対策設備のため代替パラメータによる推定は除く。

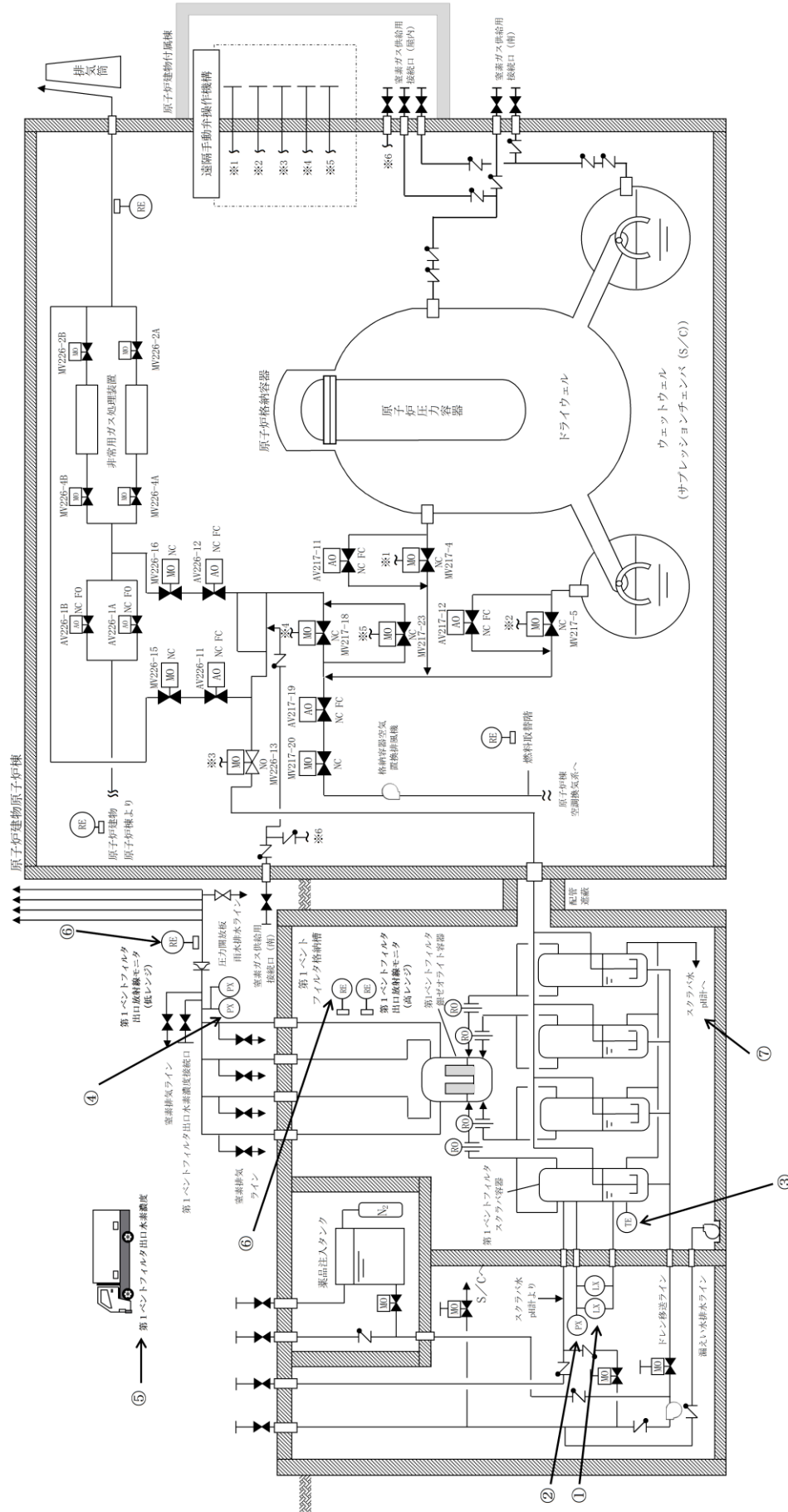


図1 格納容器フィルターシステム系 計装設備概略構成図

エアロゾルの密度の変化が慣性衝突効果に与える影響について

1. 除去効率への影響

Framatome 社製のフィルタ装置は、ベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせてエアロゾルを捕集するが、このうちベンチュリスクラバは、慣性衝突効果を利用してエアロゾルを捕集することから、エアロゾルの密度によって、除去効率への影響が表れることが考えられる。しかし、重大事故等時に原子炉格納容器に発生するエアロゾルの密度の変化に対して、ベンチュリスクラバの除去効率の関係式（引用文献(1)）を用いて除去効率に与える影響を評価した結果、エアロゾルの密度の変化（ \square g/cm³）に対する除去効率の変化は小さいと評価できること、また、JAVA 試験で複数の種類のエアロゾル（ \square g/cm³）を用いた試験において除去効率に違いが見られていないことから、Framatome 社製のフィルタ装置は重大事故等時に発生するエアロゾルの密度の変化に対して除去効率への影響は小さいと評価できる。

2. ベンチュリスクラバの除去効率

2.1 エアロゾル密度と除去効率の関係

ベンチュリスクラバでは、ベンチュリノズルを通過するベントガスとベンチュリノズル内に吸い込んだスクラビング水の液滴の速度差を利用し、慣性衝突効果によってベントガスに含まれるエアロゾルを捕集する。引用文献(1)において、ベンチュリスクラバにおける除去効率は、以下の式によって表される。

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

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

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

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

ここで、

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

これらから、透過率 P_t (除去係数 DF の逆数) は、慣性パラメータ K によって決まる捕集効率係数 η_d によって影響を受けることが分かる。

式(4)で表される慣性パラメータ K は、曲線運動の特徴を表すストークス数と同義の無次元数であり、その大きさは、エアロゾル密度 ρ_p 、エアロゾル粒径 d_p 、液滴径 d_d 、ガス粘性係数 μ 、液滴・エアロゾル速度差によって決まる。

エアロゾル粒径 d_p が同じ場合でもエアロゾル密度 ρ_p が増加すると、慣性パラメータ K が増加し、除去効率は増加する。

2.2 重大事故等時に発生するエアロゾルの密度

原子炉格納容器に放出されるエアロゾルの密度は、エアロゾルを構成する化合物の割合によって変化する。「別紙 2 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」の表 5-2 に示す化合物について、NUREG-1465 に記載されている割合を用いてエアロゾル密度を計算すると表 1 のとおり g/cm³ となる。

表 1 原子炉格納容器の状態とエアロゾルの密度

代表化学形態	炉内内蔵量 (kg)	Gap Release	Early-In-Vessel	Ex-vessel	Late-In-vessel	合計
CsI		0.05	0.25	0.30	0.01	0.61
CsOH		0.05	0.20	0.35	0.01	0.61
TeO ₂ , Sb*		0	0.05	0.25	0.005	0.305
BaO, SrO*		0	0.02	0.1	0	0.12
MoO ₂		0	0.0025	0.0025	0	0.005
CeO ₂		0	0.0005	0.005	0	0.0055
La ₂ O ₃		0	0.0002	0.005	0	0.0052
密度 (g/cm ³)	—					

注記* : 複数の代表化合物を持つグループでは、各化合物の平均値を使用した。

ここで、各化合物の密度は、以下のとおり

CsI	: 4.5g/cm ³ (引用文献(2))	SrO	: 5.1g/cm ³ (引用文献(2))
CsOH	: 3.7g/cm ³ (引用文献(4))	MoO ₂	: 6.4g/cm ³ (引用文献(2))
TeO ₂	: 5.7g/cm ³ (引用文献(3))	CeO ₂	: 7.3g/cm ³ (引用文献(2))
Sb	: 6.7g/cm ³ (引用文献(2))	La ₂ O ₃	: 6.2g/cm ³ (引用文献(2))
BaO	: 6.0g/cm ³ (引用文献(5))		

2.3 エアロゾル密度の変化による影響

エアロゾル密度の変化による捕集効率係数 η_d の変化の計算例を以下に示す。エアロゾル密度は、前記(2)のとおり g/cm³ 付近であるが、ここでは、エアロゾル密度算出に用いた各化合物の密度から、エアロゾル密度 ρ_{p1} が g/cm³ のときの捕集効率係数 η_{d1} と、エアロゾル密度 ρ_{p2} が g/cm³ のときの捕集効率係数 η_{d2} との比を求める。

$$\frac{\eta_{d1}}{\eta_{d2}} = \frac{K_1^2 (K_2 + 0.7)^2}{K_2^2 (K_1 + 0.7)^2} \doteq \text{$$
$$K_1 \doteq \text{, } K_2 \doteq \text{$$

ここでは、



とした。この結果から、密度の変化 () に対して捕集効率係数変化 () は非常に小さく、除去効率に及ぼす影響が非常に小さいと評価できる。

3. JAVA 試験での除去効率

3.1 JAVA 試験の結果

JAVA 試験にて使用した の質量中央径(MMD)の範囲は約 μm となっているが、これら複数の種類のエアロゾルを用いた試験において除去効率に違いが見られていない。エアロゾルの粒径に対する除去係数を図1に示す。

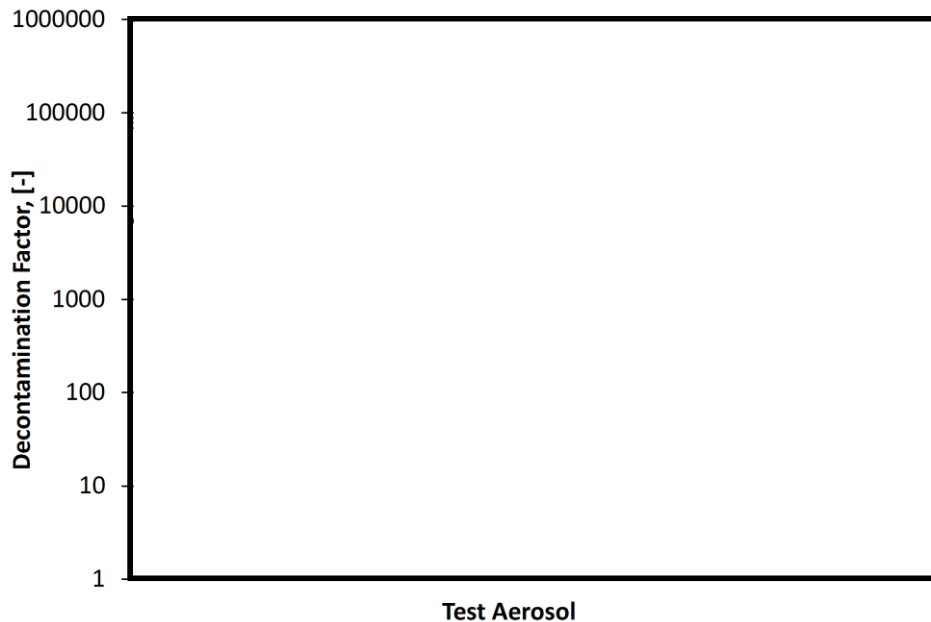


図1 エアロゾルの粒径に対する除去係数

3.2 空気力学的質量中央径による比較

エアロゾルの粒径の指標の一つに「空気力学径」を用いる場合があり、これは様々な密度の粒子に対して、密度 1g/cm^3 の粒子に規格化したときの粒径を表すものである。

空気力学径が同じであれば、その粒子は密度や幾何学的な大きさとは関係なく、同じ空気力学的挙動を示し、空気力学的質量中央径 (AMMD) と質量中央径 (MMD) は以下の関係がある。

$$AMMD = \sqrt{\rho_p} MMD$$

ここで ρ_p はエアロゾルの密度 (g/cm^3) である。

重大事故等時に想定される主要なエアロゾルの密度及び空気力学的質量中央径を表 2 に、JAVA 試験にて使用したエアロゾルの密度及び空気力学的質量中央径を表 3 に示す。重大事故等時に想定される主要なエアロゾルの空気力学的質量中央径の範囲は約 μm であり、JAVA 試験にて使用したエアロゾルの空気力学的質量中央径の範囲は約 μm となっている。

JAVA 試験にて使用した質量中央径 (MMD) 約 の空気力学的質量中央径 (AMMD) はそれぞれ約 μm であるが、JAVA 試験における除去効率に大きな違いは見られていない。

以上より、Framatome 社製のフィルタ装置では、重大事故等時のベンチュリスクラバの液滴・ガス速度差が大きいため、重大事故等時に想定されるエアロゾルの密度 (g/cm^3) の範囲では、フィルタ装置の除去効率に与える影響は小さく、その除去性能の評価は質量中央径 (MMD)、空気力学的質量中央径 (AMMD) どちらを用いても変わらない。

表 2 重大事故等時に想定されるエアロゾルの密度及び空気力学的中央径

想定エアロゾル	MMD (d_p)	密度 (ρ_p) g/cm ³	AMMD ($d_p\sqrt{\rho_p}$)
CsI	サプレッションチェンバ からのベント： 約 μm	4.5	
CsOH		3.7	
TeO ₂		5.7	

表 3 JAVA 試験にて使用したエアロゾルの密度及び空気力学的中央径

試験用エアロゾル	MMD (d_p)	密度 (ρ_p) g/cm ³	AMMD ($d_p\sqrt{\rho_p}$)

4. 引用文献

- (1) OECD/NEA, “STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS”, (2009)
- (2) 理化学辞典第 4 版
- (3) 理化学辞典第 4 版増補版
- (4) Hazardous Chemicals Desk Reference
- (5) 理化学辞典第 3 版増補版
- (6) Aerosol Measurement : Principles, Techniques, and Applications, Third Edition.
Edited by P. Kulkarni, P.A. Baron, and K. Willeke (2011)

第1 ベントフィルタスクラバ容器及び第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器 における化学反応熱について

1. 化学反応熱

重大事故等時に原子炉格納容器で発生したエアロゾル及び無機よう素が第1 ベントフィルタスクラバ容器に到達し、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、設計条件である第1 ベントフィルタスクラバ容器内の放射性物質の崩壊による発熱量(370kW)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 3% 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。

重大事故等時に原子炉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、第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器（銀ゼオライトフィルタ）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、 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 vol% 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、 については、光によって分解する性質があるが、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。また、銀ゼオライトフィルタ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、銀ゼオライトフィルタの温度変化が十分小さいことを確認した。

2. ベンチュリスクラバにおける化学反応による発熱量

2.1 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

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。このうち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 である で代表し、設計条件である 300kg 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。

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。



それぞれの化学種の標準生成エンタルピは以下の値となる（引用文献(1)）。

熱化学方程式と標準生成エンタルピより、 $Q = \square$ (kJ)となる。

以上より、1mol の \square の反応には約 \square kJ/mol の発熱量を伴うこととなる。

\square 300kg は \square mol に当たることから、発熱量は 1.01×10^6 kJ となる。

2.2 ベンチュリスクラバにおける無機よう素の化学反応熱量

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。

それぞれの化学種の標準生成エンタルピは以下の値となる（引用文献(1)）。

熱化学方程式と標準生成エンタルピより、 $Q = \square$ kJ となる。

以上より、1mol の無機よう素の反応には約 \square kJ/mol の発熱量を伴うこととなる。

第1ベントフィルタスクラバ容器に貯留するスクラビング水 \square \square には \square を \square wt% 含有していることから、 \square の量は約 \square mol となる。

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。

a. よう素炉内内蔵量（約 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、島根原子力発電所第2号機の熱出力（2436MW）を考慮して算出した結果、約18.1kgとする。

b. 原子炉格納容器へのよう素放出割合（61%）

NUREG-1465に基づき、原子炉格納容器内へのよう素の放出割合を61%とする。

c. 原子炉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%)

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。

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 $1.01 \times 10^4 \text{g}$ (= $18.1 \text{kg} \times 61\% \times 91\%$) の量は約 40mol (= $1.01 \times 10^4 \text{g} / 253.8 \text{g/mol}$) 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、約 [] kJ となる。

[] kJ

2.3 ベンチュリスクラバにおける化学反応の発熱量の評価

2.1, 2.2 で求めた発熱量の合計は、約 [] kJ となる。この発熱量に対して、24 時間の第 1 ベントフィルタスクラバ容器内の発熱量と比較すると、設計条件としている発熱量 370kW において、約 $3.2 \times 10^7 \text{kJ}$ ($370 \times 24 \times 3600$) となり、化学反応による発熱量が十分小さい値であることが分かる。([] kJ / $3.2 \times 10^7 \text{kJ} \approx 3/100$)

この発熱量によって蒸発する水量は、「別紙 4 スクラビング水の水位の設定根拠及び健全性」に記載した潜熱 [] kJ/kg [] を用いて計算すると [] [] t となる。スクラビング水の待機水位約 [] t (管理値 (水位低)) は、24 時間以上補給操作が不要となる水量約 [] t に余裕を見た水量であり、化学反応による蒸発量 [] を考慮しても、余裕をもった水量となっていることが分かる。

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。

3. 銀ゼオライトフィルタにおける化学反応による発熱量

3.1 銀ゼオライトフィルタにおける有機よう素の化学反応による発熱量

銀ゼオライトフィルタにおける有機よう素捕集は、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。

アルカリ性条件下 (発熱反応)

[]

それぞれの化学種の標準生成エンタルピは以下の値となる。(引用文献 (1))

[]

熱化学方程式と標準生成エンタルピーより、 $Q = \square$ kJ となる。

以上より、1mol の有機よう素 CH_3I の反応には約 \square kJ/mol の発熱量を伴うこととなる。

ここで、銀ゼオライトフィルタに流入する有機よう素の量について、以下のとおり設定する。

- a. よう素炉内内蔵量 (約18.1kg)
2.2a. と同様。
- b. 原子炉格納容器へのよう素放出割合(61%)
2.2b. と同様。
- c. 原子炉格納容器に放出されるよう素のうち有機よう素生成割合 (4%)
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。
- d. よう素重量から有機よう素重量への補正
よう素(I)の分子量126.9g/mol及びよう化メチル(CH_3I)の分子量141.9g/molから、 $141.9/126.9 \approx 1.12$ である。

以上より、銀ゼオライトフィルタに流入する有機よう素 (分子量141.9g/mol) の量は約495g ($=18.1\text{kg} \times 61\% \times 4\% \times 1.12$) となり、これは約3.49molである。

したがって、銀ゼオライトフィルタにおける有機よう素の反応による発熱量は約 \square kJ となる。

3.2 銀ゼオライトフィルタにおける無機よう素の化学反応による吸熱量

銀ゼオライトフィルタにおける無機よう素の銀ゼオライトへの吸着反応は、以下の熱化学方程式は以下のとおりである。

\square

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。(引用文献 (1))

\square

熱化学方程式と標準生成エンタルピーより、 $Q = \square$ kJ となる。

以上より、1mol の無機よう素 I_2 の反応には約 \square kJ/mol の吸熱量を伴うこととなる。

ここで、銀ゼオライトフィルタ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。

- a. よう素炉内内蔵量 (約18.1kg)
2.2a. と同様。
- b. 原子炉格納容器へのよう素放出割合 (61%)
2.2b. と同様。
- c. 原子炉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%)
2.2c. と同様。
- d. 第1ベントフィルタスクラバ容器内のベンチュリスクラバによる除去 (DF \square)
第1ベントフィルタスクラバ容器内のベンチュリスクラバによる除去効果として、DF \square とする。

以上より、銀ゼオライトフィルタに流入する無機よう素 (分子量253.8g/mol) の量は約 101g ($\equiv 18.1\text{kg} \times 61\% \times 91\% \times \square$) となり、これは約 \square mol である。

したがって、放射性よう素フィルタにおける無機よう素による吸熱量は約 \square kJ となる。

3.3 銀ゼオライトフィルタにおける化学反応の発熱量の評価

3.1, 3.2 で求めた反応熱量の合計は $\square + (\square) = \text{約 } \square$ (kJ) となり、有機よう素が \square で銀ゼオライトフィルタに捕集されると考えると、約 \square kW 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。

$$\text{上昇温度}(\text{°C}) = \frac{\text{銀ゼオライトフィルタ内の反応熱量}(W)}{(\text{比熱}(\text{J}/\text{kg} \cdot \text{°C}) \times \text{窒素ガス流量}(\text{m}^3/\text{s}) \times \text{窒素ガス密度}(\text{kg}/\text{m}^3))}$$

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。

- ・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])

以上より、銀ゼオライトフィルタの上昇温度は約 \square °C と評価でき、銀ゼオライトフィルタ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。

4. 引用文献

- (1) 化学便覧基礎編改訂 3, 5 版

第1ベントフィルタスクラバ容器の個数の違いによる影響について

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、原子炉格納容器の過圧による破損を防止し、排気に含まれる放射性物質を低減させることができる設計とする。

格納容器フィルタベント系は、第1ベントフィルタスクラバ容器4個の構成としていることから、個数による影響について評価する。

1. 第1ベントフィルタスクラバ容器周りの系統概要

格納容器フィルタベント系は、原子炉格納容器から排出されたベントガスが、第1ベントフィルタスクラバ容器の上流で分岐し4個の第1ベントフィルタスクラバ容器へ流入、第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器にて放射性物質を低減させた後、第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器下流にて合流し圧力開放板を経由した後、圧力開放板下流で分岐し4本の排気管から大気へ放出できる設計とする。第1ベントフィルタスクラバ容器周りの系統概要を図1に示す。

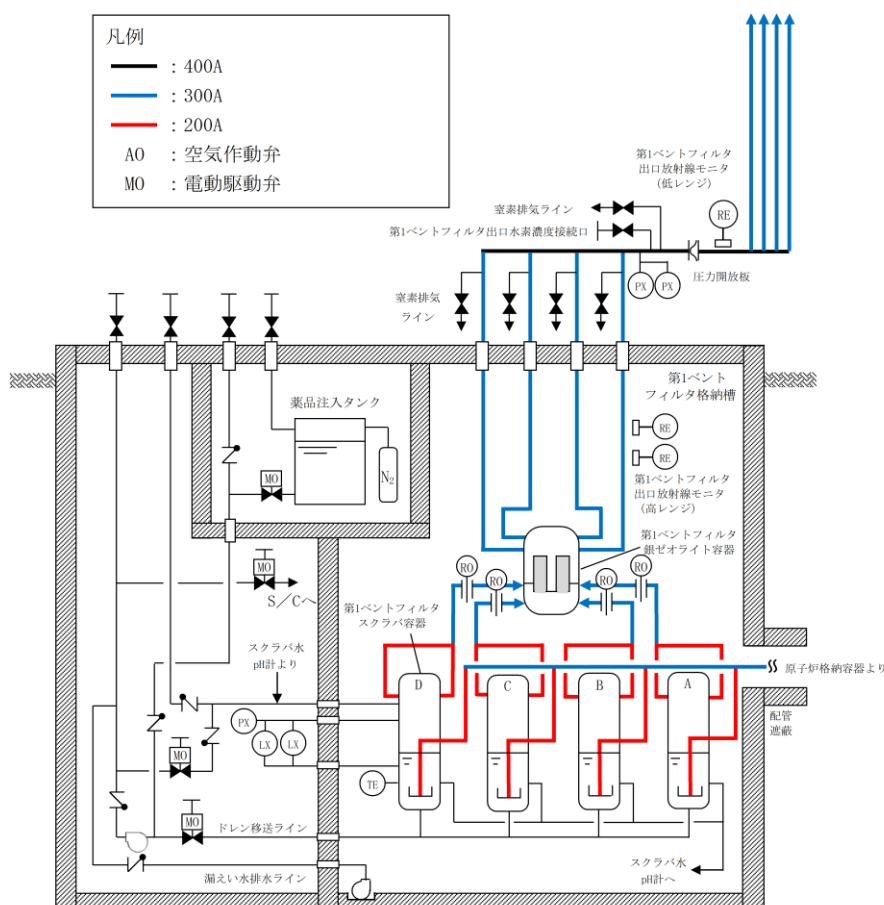


図1 第1ベントフィルタスクラバ容器周り系統概要図

2. 設計方針における個数による影響と設計要求事項

格納容器フィルタベント系は、第1ベントフィルタスクラバ容器4個の構成としていることから、個数による影響を網羅的に確認するため、第1ベントフィルタスクラバ容器4個を設置する場合の考慮事項を抽出した。設計方針における個数による考慮事項について表2に示す。

格納容器フィルタベント系は、第1ベントフィルタスクラバ容器4個を設置するため、第1ベントフィルタスクラバ容器1個を設置する場合と異なりベントガスの分岐及び合流を行う必要がある。そのため、各スクラバ容器のベントガス流量にばらつきが生じる可能性がある。

第1ベントフィルタスクラバ容器1個当たりのベントガス流量にばらつきが発生した場合には、表2から抽出した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。

- (1) 想定している運転範囲からの逸脱
- (2) エアロゾルによる金属フィルタ及びドレン配管の閉塞
- (3) 原子炉格納容器内で発生した酸によるスクラビング水のpHの異常低下
- (4) 捕集した放射性物質の崩壊熱による水量の異常低下

したがって、第1ベントフィルタスクラバ容器4個を設置する場合の設計要求事項は、所定の性能を発揮することが可能なよう、第1ベントフィルタスクラバ容器1個当たりのベントガス流量を同等とし、ベントガス流量のばらつきによる影響を防止することである。

3. 設計における考慮事項

格納容器フィルタベント系は、ベントガス流量のばらつきによる影響を防止するため以下について考慮した設計とする。

- (1) 各スクラバ容器の設計条件（ベンチュリノズル個数、金属フィルタ個数等）を同等とする。
- (2) 各スクラバ容器の気相部及び液相部をそれぞれ連通管で接続する。
- (3) すべての第1ベントフィルタスクラバ容器を近接配置する（図2）。
- (4) 第1ベントフィルタスクラバ容器入口配管の分岐部を第1ベントフィルタスクラバ容器近傍に設置する。

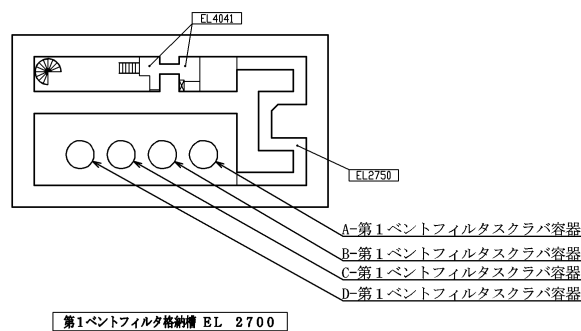


図2 第1ベントフィルタスクラバ容器配置図

4. ベントガス流量評価

各スクラバ容器周りの圧力損失の差を小さくするような配管ルートとしており、想定している運転範囲においてベントガス流量ができるだけ均一となるよう設計する。

第1ベントフィルタスクラバ容器入口配管の分岐部からオリフィスまでの圧力損失とベントガス流量を評価した結果、圧力損失差は、最大でも約 kPa[dif] と小さく、この圧力損失差による蒸気流量のばらつきは %程度であり、ベントガス流量のばらつきによる影響がないことを確認した。配管ルートA～Dのうち配管圧力損失が最大 (kPa) 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1に示す。

表1 ルート別の圧力損失の差及びガス流量

	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)				

注記*：分岐～流量制限オリフィスの区間

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、第1ベントフィルタ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。

5. まとめ

以上より、第1ベントフィルタスクラバ容器4個を設置する場合の考慮事項を抽出し評価した結果、第1ベントフィルタスクラバ容器1個当たりのベントガス流量にばらつきが発生し、性能に影響を与える可能性があるが、第1ベントフィルタスクラバ容器1個当たりのベントガス流量を同等となる設計とすることから、所定の性能を発揮することが可能である。

表2 設計方針における個数による考慮事項と影響評価結果(1/2)

格納容器フィルタベント系の設計方針に対する第1ベントフィルタスクラバ容器個数による影響	設計考慮事項	影響評価結果
排気容量 (ベントガス流量)	第1ベントフィルタスクラバ容器1個当たりのベントガス流量がばらつく可能性がある。	<ul style="list-style-type: none"> 各スクラバ容器周りの配管圧損の差を小さくする。 <ul style="list-style-type: none"> 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	第1ベントフィルタスクラバ容器1個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。	<ul style="list-style-type: none"> 各スクラバ容器周りの配管圧損の差を小さくする。 <ul style="list-style-type: none"> 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第1ベントフィルタ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。	<ul style="list-style-type: none"> 各スクラバ容器周りの配管圧損の差を小さくする。 第1ベントフィルタスクラバ容器の液相部及び気相部をそれぞれ連絡管で接続する。 <ul style="list-style-type: none"> 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	原子炉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第1ベントフィルタスクラバ容器へ多く流入することになり、一部の第1ベントフィルタ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。	<ul style="list-style-type: none"> 各スクラバ容器周りの配管圧損の差を小さくする。 第1ベントフィルタスクラバ容器の液相部及び気相部をそれぞれ連絡管で接続する。 薬剤補給後は、第1ベントフィルタスクラバ容器の循環運転を行う。 <ul style="list-style-type: none"> 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第1ベントフィルタ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第1ベントフィルタ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。	<ul style="list-style-type: none"> 各スクラバ容器周りの配管圧損の差を小さくする。 第1ベントフィルタスクラバ容器の液相部及び気相部をそれぞれ連絡管で接続する。 <ul style="list-style-type: none"> 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絡管で接続し、第1ベントフィルタ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。
系統の冗長性	系統に冗長性を持たせている原子炉格納容器の接続位置と隔離弁は、第1ベントフィルタスクラバ容器入口配管の分岐部より上流側にあるため、第1ベントフィルタスクラバ容器の個数による影響なし。	—

表2 設計方針における個数による考慮事項と影響評価結果(2/2)

格納容器フィルタバント系の設計方針に対する第1バントフィルタスクラバ容器個数による影響		考慮事項	影響評価結果
位置的分散	すべての第1バントフィルタスクラバ容器を第1バ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、第1バントフィルタスクラバ容器の個数による影響なし。	—	—
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個数による影響なし。	—	—
悪影響防止	他系統とは隔離弁により隔離しているため、第1バントフィルタスクラバ容器の個数による影響なし。	—	—
現場操作	隔離弁は、第1バントフィルタスクラバ容器入口配管の分岐部より上流側にあるため、第1バントフィルタスクラバ容器の個数による影響なし。	—	—
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、第1バントフィルタスクラバ容器の個数による影響なし。	—	—
排気処理	放出口の高さは、第1バントフィルタスクラバ容器の個数による影響なし。	—	—
外部事象、地震、津波、溢水、火災、環境条件に対する考慮	すべての第1バントフィルタスクラバ容器を第1バ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、第1バントフィルタスクラバ容器の個数による影響なし。	—	—
作業員被ばく低減	すべての第1バントフィルタスクラバ容器を第1バ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、第1バントフィルタスクラバ容器の個数による影響なし。	—	—
圧力開放板	第1バントフィルタ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、第1バントフィルタスクラバ容器の個数による影響なし。	—	—
水素及び放射性物質濃度の監視	第1バントフィルタ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、第1バントフィルタスクラバ容器の個数による影響なし。	—	—
第1バントフィルタ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、第1バントフィルタスクラバ容器の個数による影響なし。 スクラバ水 pH は、液相部の連絡管に設置することから、第1バントフィルタスクラバ容器の個数による影響なし。	—	—
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、第1バントフィルタスクラバ容器の個数による影響なし。	—	—

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、第1ベントフィルタスクラバ容器4個の構成としており、第1ベントフィルタスクラバ容器1個当たりのベントガス流量にばらつきが発生することで、第1ベントフィルタ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、第1ベントフィルタスクラバ容器1個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について

格納容器フィルタベント系は、所定の性能を確保するためにベンチュリノズルの流速について、メーカーが定めている流速以上にする必要がある。その理由を以下に示す。

第1ベントフィルタスクラバ容器における粒子状放射性物質の除去は、ベンチュリスクラバ及び金属フィルタの組合せにより行う設計とする。このうちベンチュリスクラバにおける粒子状放射性物質の除去は、慣性衝突効果によるものが支配的である。慣性衝突効果はエアロゾル粒径が大きい程大きく、ベントガス流速が早い程大きくなる傾向がある。そのため、ベンチュリスクラバにおいて粒径が小さいエアロゾルに対しても除去を期待するためにはベンチュリノズルの流速を一定以上にする必要がある。

このため、第1ベントフィルタスクラバ容器1個当たりのベントガス流量にばらつきが発生した場合においても、ベンチュリノズルにおける流速（流量）が一定（メーカーが定めている流速）以上となるようにベントガス流量ができるだけ均一となるよう設計する。

2. 流量のばらつきによる影響

第1ベントフィルタスクラバ容器1個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。

(1) 想定している運転範囲からの逸脱

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 kg/s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、第1ベントフィルタスクラバ容器1個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。

(2) エアロゾルによる金属フィルタの閉塞

第1ベントフィルタスクラバ容器1個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、一部の第1ベントフィルタ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第1ベントフィルタ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。

(3) 原子炉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

第1 ベントフィルタスクラバ容器 1 個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、一部の第1 ベントフィルタ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第1 ベントフィルタ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。

(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

第1 ベントフィルタスクラバ容器 1 個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、一部の第1 ベントフィルタ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第1 ベントフィルタ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位が異常に低下する可能性がある。

3. ベントガス流量のばらつきの評価

第1 ベントフィルタスクラバ容器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、第1 ベントフィルタスクラバ容器の入口流量比の差は格納容器圧力 1Pd 時において最大 %、格納容器圧力 2Pd 時において最大 %であった。第1 ベントフィルタスクラバ容器入口側の圧力損失及びガス流量を表 1 及び表 2 に示す。

ここでは、ベントガス流量の差が、格納容器圧力 2Pd 時における最大ベントガス流量のばらつき %となっ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た。確認結果の詳細は以下のとおり。

表1 格納容器圧力1Pdにおける第1 ベントフィルタスクラバ容器入口側の圧力損失及びガス流量

	圧力損失 (kPa)	第1ベントフィルタ スクラバ容器 入口ガス流量(m ³ /s)	第1ベントフィルタ スクラバ容器 入口ガス流速(m/s)	流量比 (%)
第1ベントフィルタ スクラバ容器A				
第1ベントフィルタ スクラバ容器B				
第1ベントフィルタ スクラバ容器C				
第1ベントフィルタ スクラバ容器D				

表2 格納容器圧力2Pdにおける第1ベントフィルタスクラバ容器入口側の圧力損失及びガス流量

	圧力損失 (kPa)	第1ベントフィルタ スクラバ容器 入口ガス流量(m ³ /s)	第1ベントフィルタ スクラバ容器 入口ガス流速(m/s)	流量比 (%)
第1ベントフィルタ スクラバ容器A				
第1ベントフィルタ スクラバ容器B				
第1ベントフィルタ スクラバ容器C				
第1ベントフィルタ スクラバ容器D				

(1) 想定している運転範囲からの逸脱

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DF1000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。

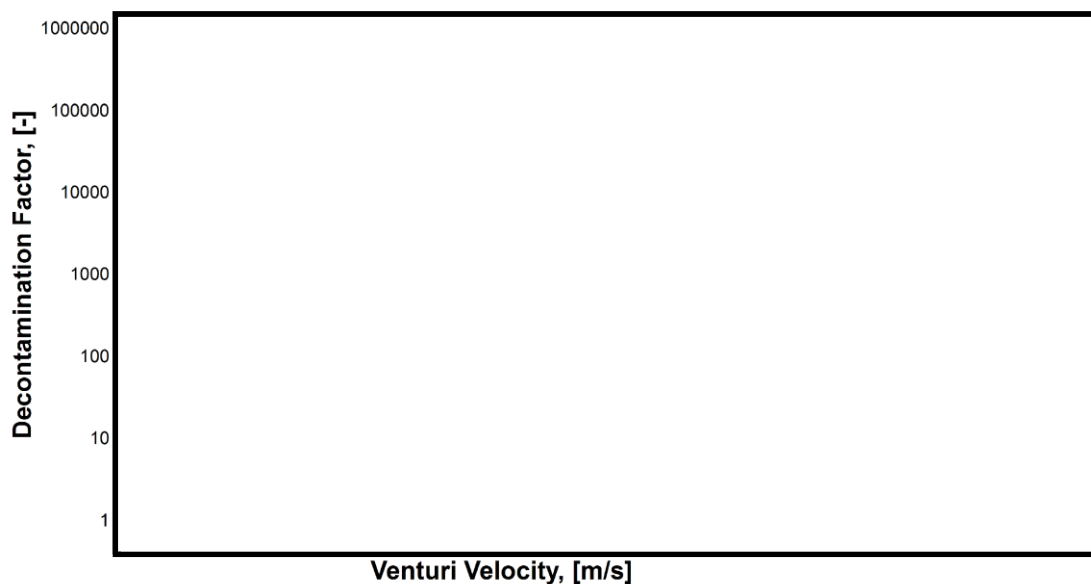


図1 ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数

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ビング水の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. 金属フィルタ

図2に金属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DF1000以上を満足していることから、金属フィルタにおける運転範囲への影響はない。

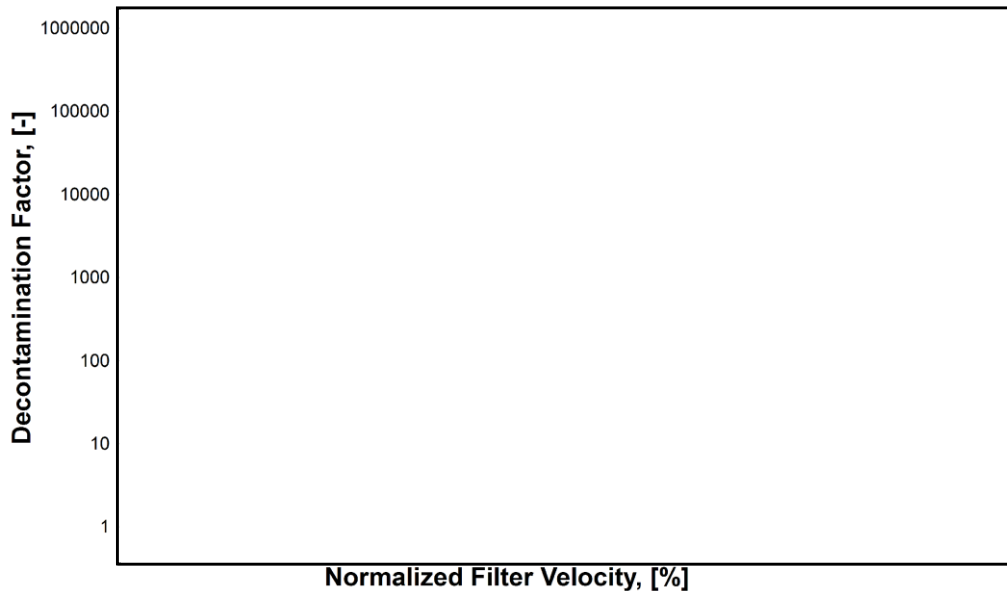


図2 金属フィルタ部におけるガス流速に対する除去係数

(2) エアロゾルによる金属フィルタの閉塞

想定するエアロゾル量(300kg)が第1ベントフィルタスクラバ容器に均等に流入した場合の金属フィルタへの移行量は g/m² 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 g/m² (g/m² × %) のため、金属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 g/m² に対して小さいため、金属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 g/m² であり、金属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。

なお、金属フィルタのドレン配管の口径は であり、これに対して第1ベントフィルタ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。

(3) 原子炉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

保守的に原子炉格納容器内で発生した酸性物質(約 mol) が全て第1ベントフィルタ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、その濃度は約 wt% (系統

待機時水量)である。これに余裕をみて系統待機時には、スクラビング水の濃度を wt%以上とすることで、待機時の水酸化ナトリウムは mol としている。

ベントガス流量が %増加した場合の第1ベントフィルタスクラバ容器1個当たりの酸性物質の移行量は、 mol ()であり、系統待機時の第1ベントフィルタスクラバ容器1個当たりの水酸化ナトリウム mol (=)より小さいためスクラビング水のpHへの影響はない。

(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

ベントガス流量が %増加した場合に、一部の第1ベントフィルタ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第1ベントフィルタ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、他の第1ベントフィルタ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個の第1ベントフィルタ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、一部の第1ベントフィルタスクラバ容器のスクラビング水が減少した場合は、連絡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。

(参考2)

第1ベントフィルタスクラバ容器周りの配管圧力損失について

第1ベントフィルタスクラバ容器周りの配管は、各スクラバ容器が同等の性能が発揮できるよう各スクラバ容器における体積流量が均一になるように配管の圧力損失を考慮した設計を行っている。

第1ベントフィルタスクラバ容器周りの配管構成を図1に示す。

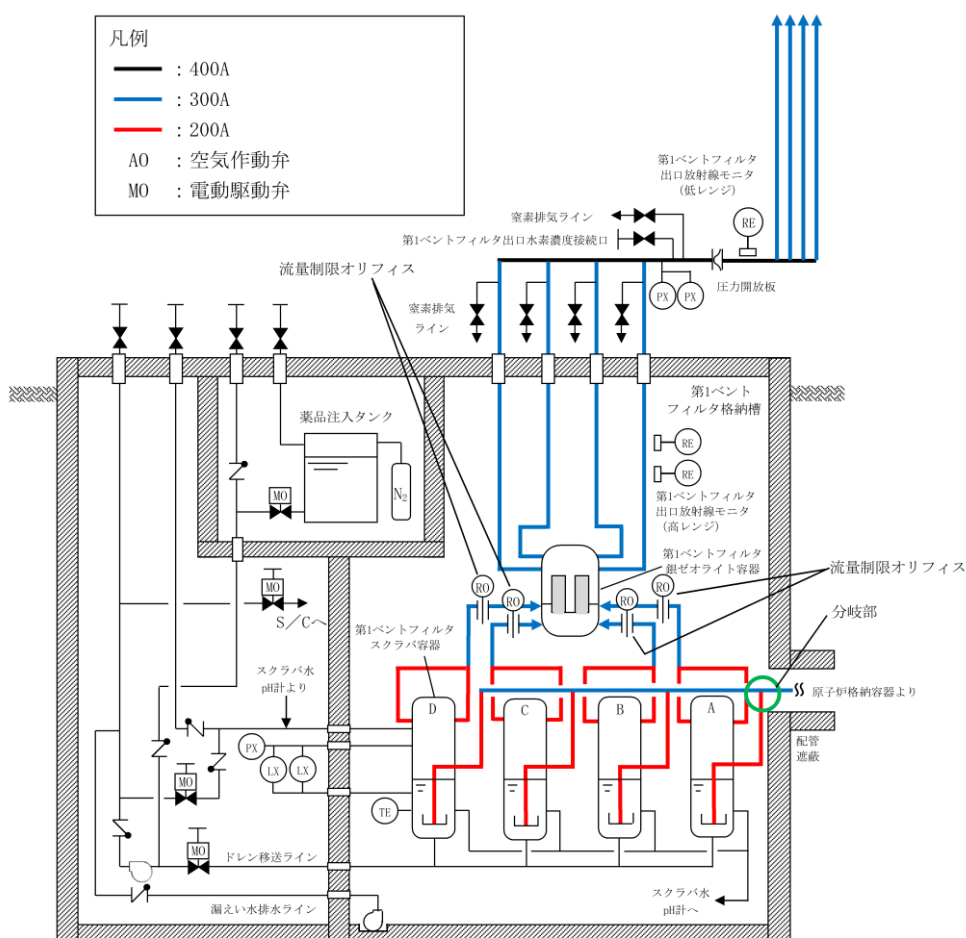


図1 第1ベントフィルタスクラバ容器周りの配管構成

1. 第1ベントフィルタスクラバ容器入口配管の分岐部から流量制限オリフィスにおける圧力損失

第1ベントフィルタスクラバ容器入口配管の分岐部から流量制限オリフィスまでの配管圧力損失は、以下の式に基づき計算する。

ここで



注記*：括弧内は格納容器圧力 1Pd のときの値を表す。

とすると、各管路の圧力損失は以下の式となる。

$$\Delta P_{\text{管路}} = \Delta P_{\text{配管}} + \Delta P_{\text{配管要素}}$$

ルート別の配管長さ（曲げ数）を表 1 に示す。

表 1 ルート別の配管長さ（曲げ数）

配管 ルート	分岐部～ 第 1 ベントフィルタスクラバ容器		第 1 ベントフィルタスクラバ容器 ～流量制限オリフィス		合 計	
	300A(曲げ)	200A(曲げ)	300A(曲げ)	200A(曲げ)	300A(曲げ)	200A(曲げ)
A						
B						
C						
D						

上記より、第 1 ベントフィルタスクラバ容器入口配管の分岐部から流量制限オリフィスまでのルート別の配管圧損の差及び流量は表 2 のとおりとなる。

表 2 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)				

以上より、ベントガス流量のばらつきは %程度であり、第 1 ベントフィルタスクラバ容器の除去性能に対する影響は小さい。

2. 流量制限オリフィスから第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器の圧力損失

流量制限オリフィスから第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器の配管構成は同一であり、オリフィス穴径に応じた流量となるため、第1ベントフィルタ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。

そのため、第1ベントフィルタスクラバ容器の除去性能に対する影響は小さい。

ベントガス流速の運転範囲の設定の考え方

格納容器フィルタベント系は、格納容器圧力と大気との差圧により原子炉格納容器の雰囲気ガスを大気へ放出する設計としており、原子炉格納容器の最高使用圧力(427kPa[gage] (1Pd))において、原子炉定格熱出力の1%相当の蒸気 (9.8kg/s) を排出できるように設計している。

格納容器フィルタベント系には流量制限オリフィスを設置しており、原子炉格納容器からのベントガス流量の変化に対して、第1ベントフィルタスクラバ容器内の体積流量をほぼ一定に保ち、また、とする。

流量制限オリフィスの断面積は、格納容器圧力が1Pd時に、設計流量9.8kg/sが流れる設計としている。格納容器圧力が1Pd以外の場合には、原子炉格納容器圧力及び配管等の圧力損失によりベントガス流量が定まることとなり、格納容器圧力が2Pd(853kPa[gage])時の質量流量はkg/s、格納容器圧力が約100kPa[gage]時の質量流量はkg/sとなる。

想定している運転範囲においてベントガス流量の変化による粒子状放射性物質の除去性能を確認するため、ベントガス流量をベンチュリノズルのガス流速と金属フィルタのガス流速に換算しJAVA試験結果と比較していることから、ベントガス流速の運転範囲の設定の考え方を示す。

1. ベンチュリノズルのベントガス流速

ベントガス流量からベンチュリノズルのガス流速への換算は、以下により算出している。

(ベンチュリノズルのガス流速[m/s])

$$= (\text{体積流量}[\text{m}^3/\text{s}]) \div (\text{ベンチュリノズルスロート部総断面積}[\text{m}^2])$$

$$= (\text{質量流量}[\text{kg}/\text{s}]) \times (\text{比体積}[\text{m}^3/\text{kg}]) \div ((\text{ベンチュリノズルスロート部断面積}[\text{m}^2/\text{個}]) \times (\text{ベンチュリノズル個数}[\text{個}]))$$

以上により格納容器圧力に対応したベンチュリノズルにおけるガス流速を求め、JAVA試験結果に運転範囲を記載している(参考1 図1参照)。

2. 金属フィルタのベントガス流速

ベントガス流量から金属フィルタのガス流速への換算は、以下により算出している。

(金属フィルタのガス流速[m/s])

$$= (\text{体積流量}[\text{m}^3/\text{s}]) \div (\text{金属フィルタ総面積}[\text{m}^2])$$

$$= (\text{質量流量}[\text{kg}/\text{s}]) \times (\text{比体積}[\text{m}^3/\text{kg}]) \div ((\text{金属フィルタ面積}[\text{m}^2/\text{個}]) \times (\text{金属フィルタ個数}[\text{個}]))$$

以上により格納容器圧力に対応した金属フィルタにおけるガス流速を、格納容器圧力2Pd時のガス流速を100%として整理し、JAVA試験結果に運転範囲を記載している(参考1図2参照)。

気相部及び液相部の連絡管について

格納容器フィルタベント系は、第1ベントフィルタスクラバ容器4個の構成としており、第1ベントフィルタスクラバ容器の気相部及び液相部をそれぞれ連絡管により接続している。連絡管の設置目的及び連絡管の口径の根拠を以下に示す。

1. 連絡管の設置目的

第1ベントフィルタスクラバ容器に気相部及び液相部に設置する連絡管の設置目的(役割)を以下に示す。

(1) 気相部の連絡管

- 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、第1ベントフィルタ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) 液相部の連絡管

- a. 各スクラバ容器の水位を同等とする。
- b. ベント実施後の放射性物質を含むスクラビング水をサプレッションチェンバへ移送すること
- c. pH測定装置へ接続する。

2. 連絡管配管径の適切性

プラントに設置する配管の口径については、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 配管内標準流速(目安値)

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、液相部の連絡管によりスクラビング水が移動し、移動したスクラビング水と同等量のベントガス等が気相部の連絡管を流れることで、スクラビング水位は同等となる。この際、第1ベントフィルタ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 \square m/s (\square) 以下、気相部の配管内流速を \square m/s 以下に抑えることを考慮し、液相部の連絡管を 50A、気相部の連絡管を 25A と設定している。

また、気相部の連絡管は、各スクラバ容器気相部の圧力を同等にするために、ベンチュリスクラバを通過したベントガス等が流れることから、ベントガス中のエアロゾルにより閉塞しないようにする必要があるが、エアロゾルは数 μm であり、呼び径が 50A (内径 52.7mm) であれば閉塞はしない。

2.1 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 個の第 1 ベントフィルタスクラバ容器のスクラビング水の水位差が \square m* から均一になった場合について評価する。評価は、2 個の第 1 ベントフィルタスクラバ容器とそれらを接続する連絡管をモデルとした。評価モデルを図 1 に示す。

注記* : 第 1 ベントフィルタ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

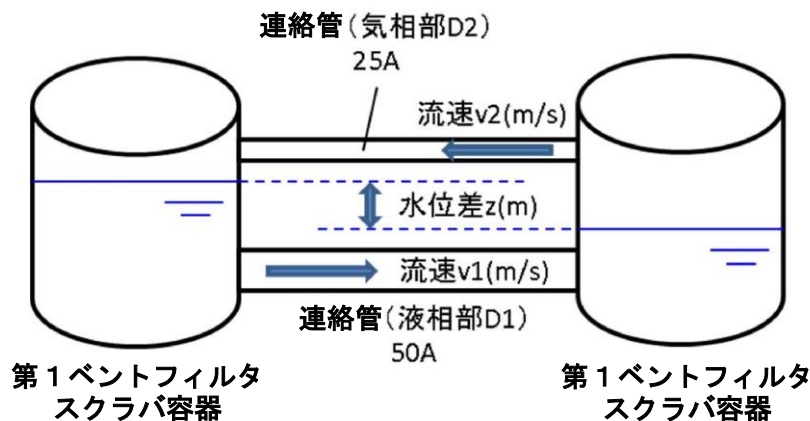


図 1 評価モデル図

2 個の第 1 ベントフィルタスクラバ容器に水位差が生じた場合の液相部の連絡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 : \square m*)

λ : 管摩擦係数 (\square)

L : 連絡管の長さ

D : 連絡管内径

v : 流速

g : 重力加速度 (9.80665m/s²)

注記*：初期水位差と同じとする。

流体抵抗である L/D は、連絡管の長さ等から表 2 に示す値となる。評価は、流体抵抗が小さく、配管内流速が大きくなる L/D として、最も距離が短い第 1 ベントフィルタスクラバ容器 C～D の連絡管の L/D を用いる。

表 2 連絡管の流体抵抗

連絡管	L/D
第 1 ベントフィルタスクラバ容器 A～B	
第 1 ベントフィルタスクラバ容器 A～C	
第 1 ベントフィルタスクラバ容器 A～D	
第 1 ベントフィルタスクラバ容器 B～C	
第 1 ベントフィルタスクラバ容器 B～D	
第 1 ベントフィルタスクラバ容器 C～D	

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

以上より、液相部の標準流速 m/s 以下かつ気相部の標準流速 m/s 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。

2.2 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

ベント実施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 10m³/h が 50A の配管内を流れることを考えた場合、流速は約 1.3m/s となる。

以上より、液相部の目安 m/s 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。

第 1 ベントフィルタスクラバ容器に水位差が発生した場合の液面振動

第 1 ベントフィルタスクラバ容器は、ベントガス流量を同等とする設計及び 4 個の第 1 ベントフィルタスクラバ容器を連絡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第 1 ベントフィルタ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 個の第 1 ベントフィルタスクラバ容器とそれらを接続する連絡管をモデルとした。

評価モデルを図 1 に示す。

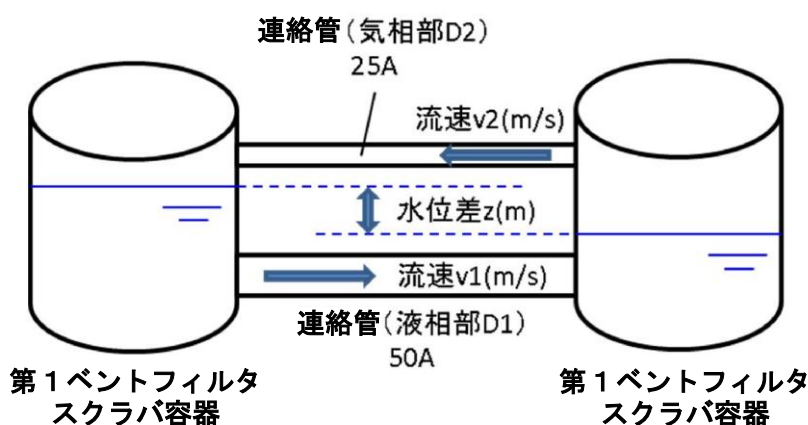


図 1 評価モデル図

2 個の第 1 ベントフィルタ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。

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

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

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

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

F_1, F_2 : 第 1 ベントフィルタスクラバ容器 1 個の断面積 (m^2)

C : 連絡管の摩擦抵抗係数 (s^2/m)

F : 連絡管の断面積 (m^2)

l : 連絡管の長さ (6.6m)

g : 重力加速度 (9.80665 m/s^2)

- z : 水位差 (m)
- z₀ : 初期水位差 (□m*)
- f_u : 固有振動数 (Hz)

注記* : 第1ベントフィルタ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。

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。

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

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、

$$z = -\frac{1}{m} = \square \text{ (mm)}$$

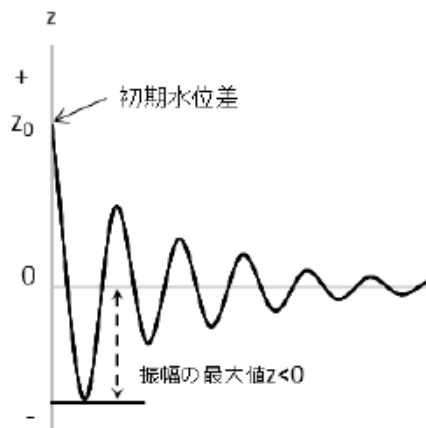


図2 振幅のイメージ

以上より、何らかの要因により水位差が □m となった場合の液面振動の振幅は最大でも約 □mm であり、液面振動を考慮しても上限水位である □mm に対し余裕があるため液面振動による影響はない。 □ その時のスクラビング水の最高水位は約 □mm 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 □Hz 未満であり、剛構造である第1ベントフィルタスクラバ容器の □ に対し十分小さいことから、液面振動が第1ベントフィルタスクラバ容器と共振することはない。

なお、第1ベントフィルタスクラバ容器4個間での液面振動を評価するため、前述の評価において、第1ベントフィルタスクラバ容器断面積 F_1 を2個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 mm 未満であり、固有振動数は Hz 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。

薬品補給時の均一性

第1ベントフィルタスクラバ容器は、図1に記載のとおり、常設設備により補給が可能な設計とする。

第1ベントフィルタスクラバ容器へ至る配管は、第1ベントフィルタスクラバ容器それぞれに対して補給可能な構成としており、各ラインの配管圧力損失は小さく、各スクラバ容器の液相部は、連絡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品の濃度は均一になると考えられるが、薬品の補給後は図2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。

なお、スクラビング水は、系統待機時に十分な量の薬品を保有することにより、ベントを実施した際に原子炉格納容器から移行する酸性物質の量を保守的に想定しても、アルカリ性を維持することができる。

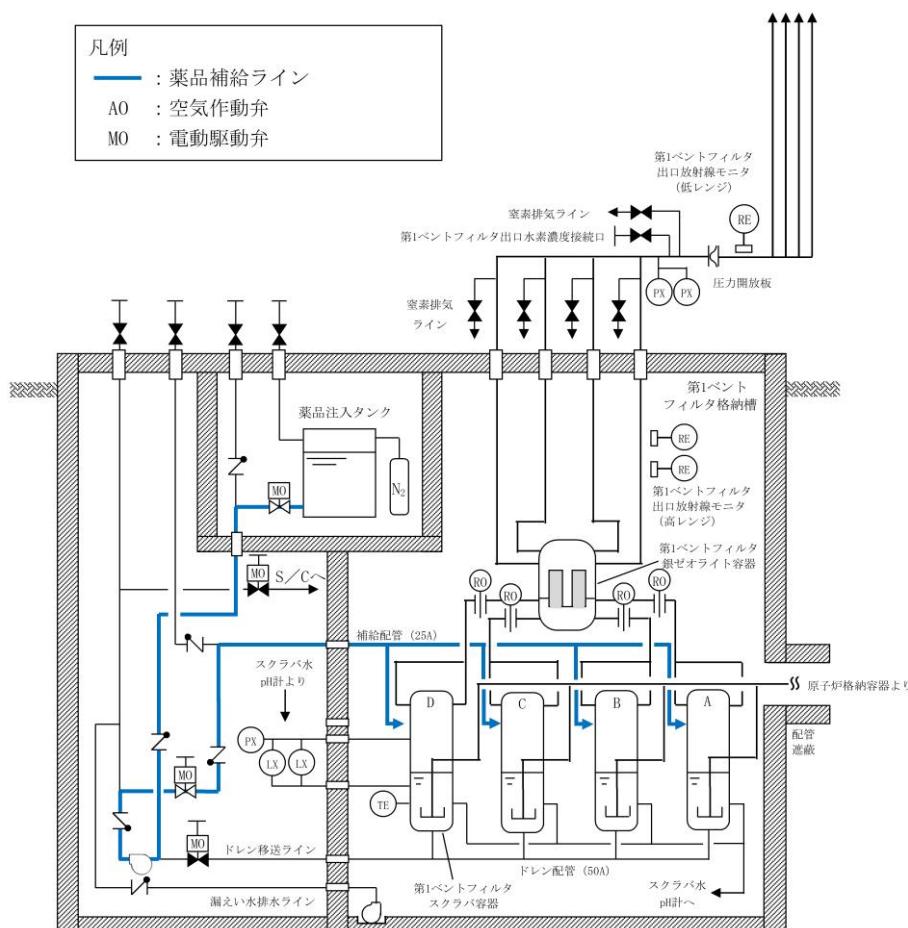


図1 第1ベントフィルタスクラバ容器周り系統概要図 (薬品補給時)

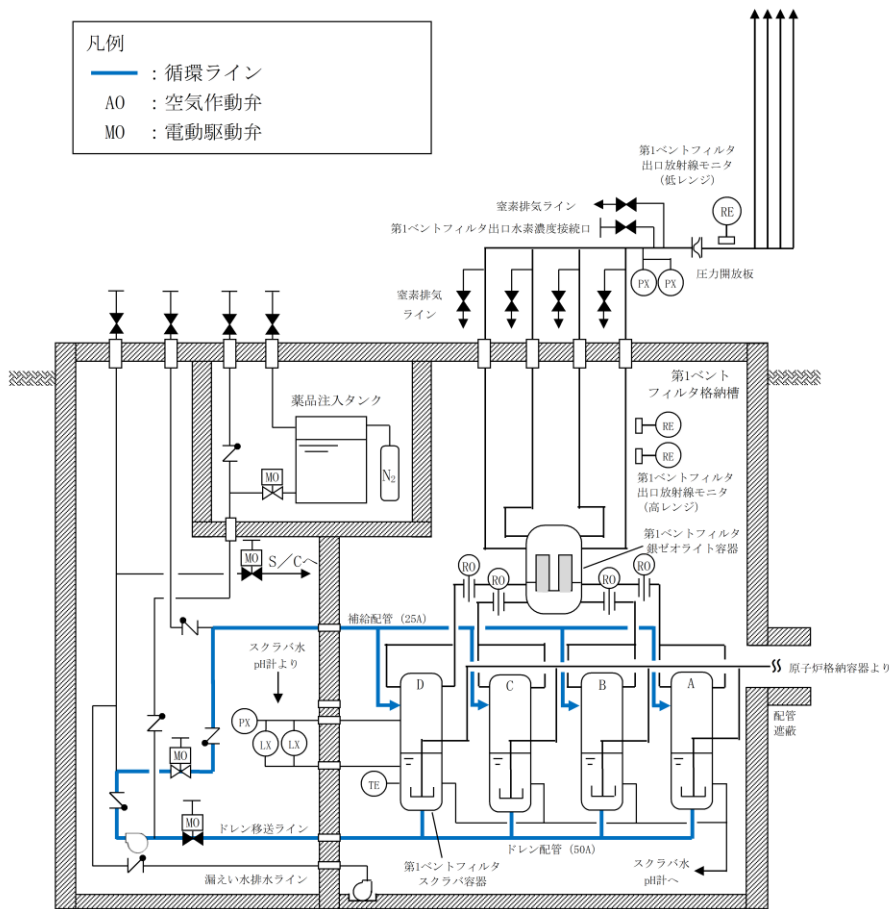


図2 第1ベントフィルタスクラバ容器周り系統概要図 (循環運転時)

格納容器フィルタベント系の設計経緯について

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。

1. 当初設計

- ・フィルタベント設備のシステム設計としては, 海外でフィルタ装置を 2 個構成とした実績があり, 島根原子力発電所第 2 号機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, 第 1 ベントフィルタスクラバ容器を複数個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, 第 1 ベントフィルタスクラバ容器を複数個で構成するシステムを採用した。
- ・第 1 ベントフィルタスクラバ容器の容量として, 第 1 ベントフィルタ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第 1 ベントフィルタスクラバ容器を 4 個設置することとした。
- ・第 1 ベントフィルタスクラバ容器を 4 個構成としたことから, 第 1 ベントフィルタスクラバ容器出口配管についても 4 本構成とした。

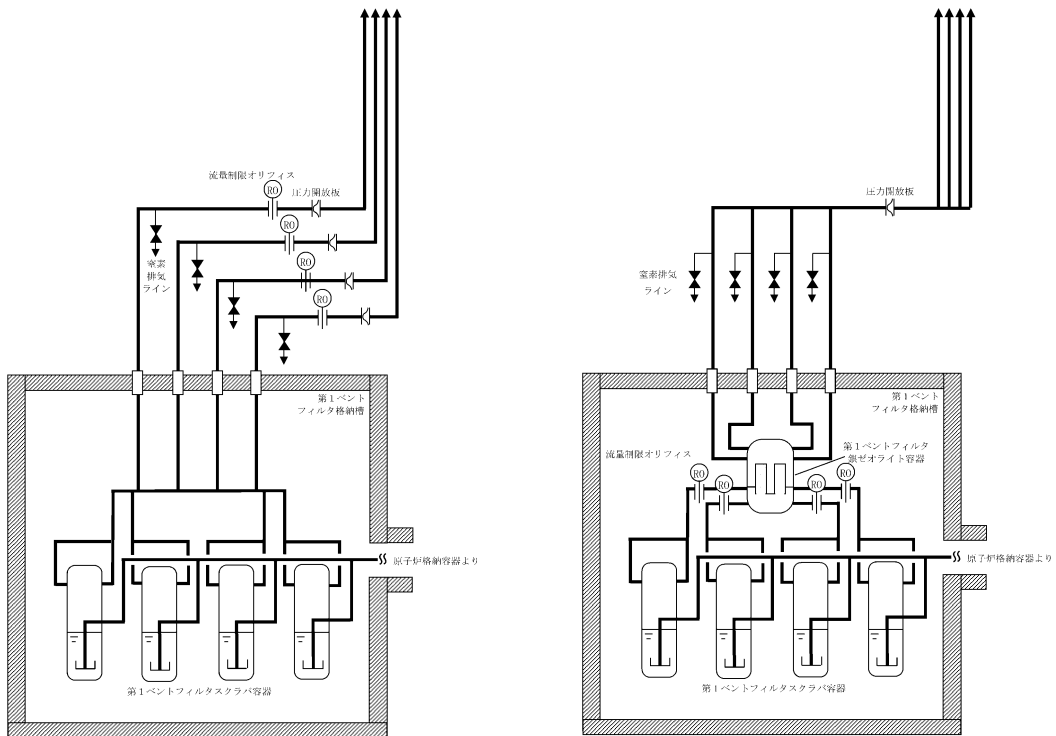
2. 設計変更

- ・格納容器フィルタベント系の設計を進める段階で, 第 1 ベントフィルタ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第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器を追加することを決定し, 第 1 ベントフィルタスクラバ容器下流に追設した。第 1 ベントフィルタ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 個構成とした。
- ・第 1 ベントフィルタ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第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト上流としたことにより, 第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口配管 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 80kPa [gage] を下回ることを確認したため, 第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器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。

3. フィルタ性能への影響評価

- ・第 1 ベントフィルタスクラバ容器を 4 個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。
- ・第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口配管を 4 本構成とした場合でも, 第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器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。



当初設計

設計変更後

図1 格納容器フィルタベント系の設計変更の経緯

スクラビング水スロッシングの影響について

1. 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第1ベントフィルタ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。

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

ここで、

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

$$\cdot \theta_h = 1.534 \cdot \frac{S_A}{\omega_N^2 \cdot R} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) = \boxed{\quad}$$

R : 第1ベントフィルタスクラバ容器半径 (内径) $\boxed{\quad}$ [mm]

h : スクラビング水上限水位 $\boxed{\quad}$ [mm]

g : 重力加速度 9806.65 [mm/s²]

S_A : 応答加速度 $\boxed{\quad}$ [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 $\boxed{\quad}$ mm 上方に設置しており、スロッシング高さは最大でも $\boxed{\quad}$ 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。

なお、ベントガスは $\boxed{\quad}$ 金属フィルタに導かれ、スロッシングで発生する飛沫 (液滴) が金属フィルタに流入しがたい構造となっており、さらに、金属フィルタには飛沫 (液滴) を除去する湿水分離機構が設置されている。

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。

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

ここで,

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

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

R : 第1 ベントフィルタスクラバ容器半径 (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)

ベンチュリノズルの一部が気相部に露出し、性能が一時低下するが、露出している時間はベント実施期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、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。

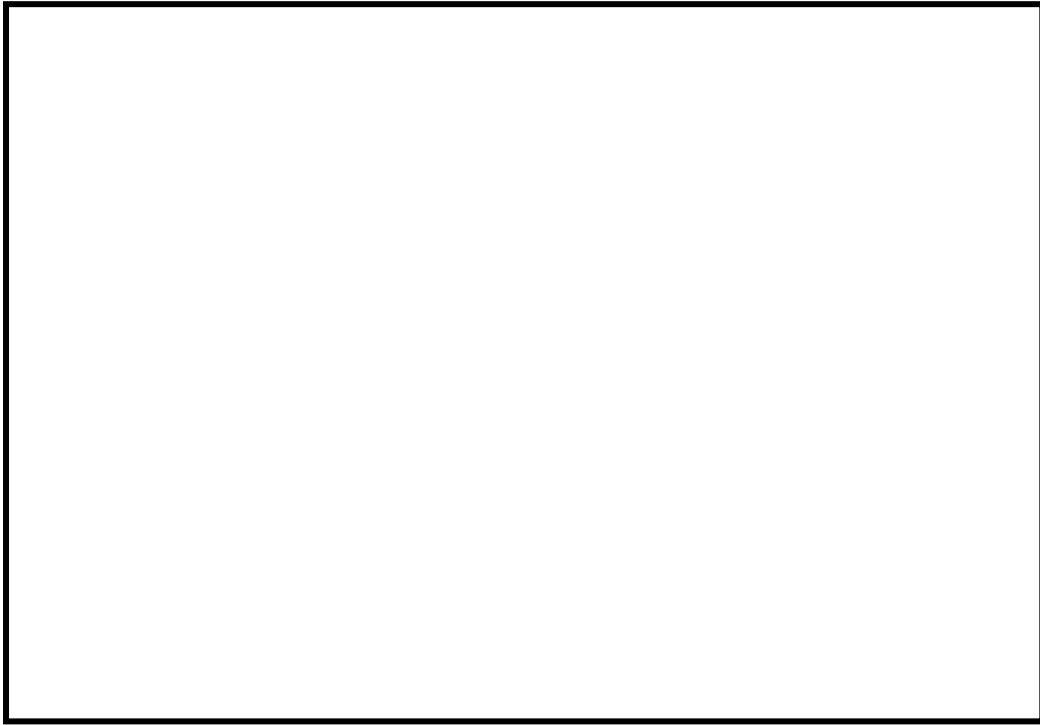


図1 スクラビング水スロッシング評価結果（上限水位）

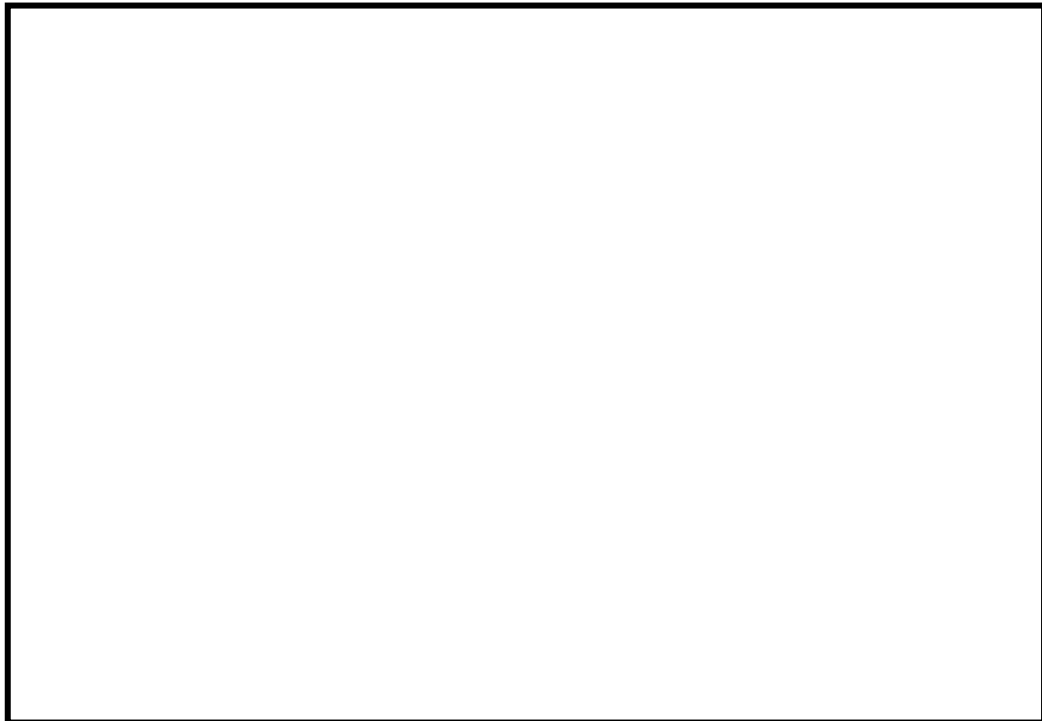


図2 スクラビング水スロッシング評価結果（下限水位）

ベント実施時の発生荷重について

1. ベント実施時において発生する荷重の考慮について

重大事故等発生時において、原子炉格納容器内にて発生する可能性がある動的荷重は、以下のものがある。

- a. 原子炉冷却材喪失時の動荷重（ドライウェル内の配管破断によるジェット力、プールスウェル荷重及びベント管出口での蒸気凝縮振動荷重）
- b. 逃がし安全弁作動時の荷重
- c. 原子炉隔離時冷却系（高圧原子炉代替注水系）タービン排気圧力の荷重
- d. 溶融燃料－冷却材相互作用による荷重
- e. ベント実施時の荷重

第1ベントフィルタスクラバ容器内は、前述の原子炉格納容器内と同様に、ベント実施時には、低温のスクラビング水中に蒸気等が放出されるため、蒸気凝縮等による荷重が発生し、第1ベントフィルタスクラバ容器及び内部構造物に作用する可能性がある。

第1ベントフィルタスクラバ容器は、ベンチュリノズル内で蒸気とスクラビング水が混合することで蒸気凝縮等による荷重が低減され、また、ベント実施時には非凝縮性ガスを含む高流束の蒸気が供給され直ちに飽和温度に達することから、破損を引き起こすような蒸気凝縮振動やチャギングが発生しない安定な状態で運用される設計となっている。

蒸気が水中に放出される際の振動様式については、蒸气流束とプール水温で整理された状態線図（図1）がある。この線図は、蒸気を垂直下向きにベントする試験体系で実施されたものであるが、蒸気を水平方向にベントする試験での振動様式の説明等に引用されており、一般的に、振動様式は蒸气流束とプール水温が重要なパラメータであると考えられている。国内 ABWR 開発時の水平ベント圧力抑制確証試験で得られた蒸気凝縮とチャギングの遷移領域をこの線図と比較した結果、ほぼ一致することも確認しており、この線図は [] に蒸気を放出するベンチュリノズルに対する振動様式の指標とすることができると考えられる。

このため、発生する荷重については、原子炉格納容器内にて発生する可能性がある動的荷重、蒸気が水中に放出される際の振動様式の状態線図を参考に、第1ベントフィルタスクラバ容器内の放出される流体、スクラビング水温度等の状態を踏まえると、入口配管内のスクラビング水及び非凝縮性ガス（窒素ガス）がベンチュリノズルから第1ベントフィルタスクラバ容器内に放出される際（クリアリング過程、気泡形成過程）のクリアリング荷重、その後、蒸気が第1ベントフィルタスクラバ容器内のスクラビング水に放出される際（蒸気放出過程）の蒸気凝縮振動による荷重、チャギングによる荷重が考えられる。

これら荷重のうち、チャギングについては、蒸气流束が小さい領域で生じ、水温が高くなると荷重が小さくなることが知られており、ベント実施後の第1ベントフィルタスクラバ容器内水温は約 [] °C と低温であるが、蒸气流束は約 [] kg/m²s と高い状態となること、事象経過とともに蒸气流束は減少していくが、水温は約 [] °C（飽和温度）ま

で上昇しこの状態が維持されることから、これらの状態においてチャギング領域外で維持される。ベント末期には、窒素ガスによるパージを実施する運用としており、蒸気中の非凝縮性ガスの割合が十分に小さい場合に発生する現象であるチャギング*は、生じない。

また、を用いた一連の試験後においても、ベンチュリノズル等の損傷は確認されていない。

これらより、第1ベントフィルタスクラバ容器及び内部構造物には、以下の荷重が作用すると考えられる。

- a. スクラビング水の放出によるクリアリング荷重 (図2)
- b. 窒素ガス噴出時のクリアリング荷重
- c. 蒸気噴出時の蒸気凝縮による荷重

ベント実施時の事象を表2に示す。

注記*：参考文献「格納容器圧力抑制系信頼性実証試験評価委員会報告書
(昭和58年11月)」

2. 第1ベントフィルタスクラバ容器に作用する水力学的動荷重

第1ベントフィルタスクラバ容器の設計に当たって、強度評価では、最高使用圧力 2Pd、最高使用温度 200°Cの条件における内圧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、耐震評価では、内圧荷重及び地震荷重による発生応力が許容値を満足することを確認している(表3)。

評価結果は、添付書類「VI-3-3-7-5-1-3 第1ベントフィルタ スクラバ容器の強度計算書」及び「VI-2-9-4-7-1-2 第1ベントフィルタ スクラバ容器の耐震性についての計算書」に示す。

以下では、第1ベントフィルタスクラバ容器に作用する荷重設定の前提として、水力学的動荷重の影響について確認し、上記評価に包含されていることを示す。

2.1 スクラビング水噴出による第1ベントフィルタスクラバ容器強度評価への影響

スクラビング水による噴流荷重は、急速に減衰することから、クリアリング時の水の噴流速度でベンチュリノズルや容器内面等に直接作用することはなく、実際に作用するクリアリング荷重による圧力は小さな値となるが、この評価においては、ベンチュリノズルの噴流が直接容器に作用することを考慮する。

この時、第1ベントフィルタスクラバ容器内の圧力 P_{fv} は、以下に示すように最高使用圧力による評価に内包されるため、ベントガス噴出による第1ベントフィルタスクラバ容器構造強度評価への影響はない。

$$P_{fv} = P_{fv1} + P = \boxed{} \text{ kPa (abs)} < 954 \text{ kPa (abs)}$$

ここで、

P_{fv1} : 第1ベントフィルタスクラバ容器内の静圧

第1ベントフィルタスクラバ容器内の静圧 P_{fv1} は、原子炉格納容器の最高使用圧力 $2P_d$ から第1ベントフィルタスクラバ容器入口までの配管圧損 257 kPa を引くことにより求めることができる。

$$P_{fv1} = \boxed{} \text{ kPa (abs)}$$

なお、実際にはベンチュリスクラバによる圧損を受けるため、第1ベントフィルタスクラバ容器内の静圧はこの値よりも小さくなる。

P : クリアリング荷重による圧力

ベント開始直後のクリアリング時の、ベンチュリノズルスロート部の流速は、スロート入口の圧力を P_i 、スロート出口の圧力を P_o とすると次式で評価できる。

$$V1 = \sqrt{\frac{2}{\rho_w} \times (P_i - P_o)} = \boxed{} \text{ m/s}$$

$V1$: スロート部流速 (m/s)

$P_i = \boxed{} \text{ MPa (abs)}$ (スロート入口部までの圧損で入口圧力は低下するが、保守的に原子炉格納容器の最高使用圧力の2倍の値とする。)

$P_o = \boxed{} \text{ MPa (abs)}$ (スロート出口部にはスクラビング水の水頭圧が作用するが、保守的に大気圧とする。)

ρ_w : スクラビング水密度 ($\boxed{} \text{ kg/m}^3$)

また、

$A1$: スロート部断面積 = $\boxed{} \text{ m}^2$

$A2$: ベンチュリノズル出口部断面積 = $\boxed{} \text{ m}^2$

であるため、ベンチュリノズル出口部での流速 $V2$ は次のようになる。

$$V2 = \boxed{} \text{ m/s}$$

クリアリング時の水の噴出速度 $V2$ でベンチュリノズルの噴流が直接容器に作用すると仮定したときの荷重 F 及び平均圧力 P は次のようになる。

$$F = \boxed{} \text{ N}$$

圧力換算すると、平均圧力 P は、

$$P = \boxed{} \text{ kPa}$$

2.2 窒素ガス噴出による第1ベントフィルタスクラバ容器強度評価への影響

窒素ガス噴出時、気泡の形成による荷重、水面上昇による荷重が第1ベントフィルタスクラバ容器内面に作用するが、窒素ガス噴出時、気泡は瞬時に水面に到達することから、気泡の膨脹・収縮による圧力脈動による影響は小さいと考えられ、水面上昇もわずかであることから、第1ベントフィルタスクラバ容器への影響は軽微である。

2.3 蒸気噴出による第1ベントフィルタスクラバ容器強度評価への影響

クリアリング過程、気泡形成過程及び蒸気放出過程を含む実機の運転環境を模擬した [] を用いた起動試験において、ベント実施中には、ベンチュリノズルからの蒸気放出時の蒸気凝縮等による圧力変動が生じるが、その挙動は安定しており不安定な圧力変動は生じないこと、圧力変動の周期は剛設計の基準である 0.05 秒 (20Hz) に対し [] と長く、共振の恐れがないことが確認されている。

この圧力変動の挙動及び周期は、ベンチュリノズル形状、ガス流速及びガス組成に影響を受けるが、この試験は、実機と同じベンチュリノズル、運転条件を模擬したものであることから、実機における圧力変動の挙動及び周期は、この試験結果と同等と考えられ、また、実機の第1ベントフィルタスクラバ容器の固有周期は [] 秒で剛であり圧力変動と共振の恐れがないことから、圧力変動の荷重は静的荷重として扱うことができる。

これらを踏まえ、この起動試験時に計測された圧力値の範囲は、 [] [] 程度であり、疲労破損を生じさせるような変動ではなく (添付1参照)、また、最大値が作用した場合においても前記 2.1 ベントガス噴出による第1ベントフィルタスクラバ容器強度評価に包絡される。

なお、第1ベントフィルタスクラバ容器内には蒸気が継続して供給されるため、第1ベントフィルタスクラバ容器内の圧力は大気圧以上に維持されると考えられるが、保守的に第1ベントフィルタスクラバ容器内が真空状態となり、外圧として 0.1MPa 作用することを想定した場合においても、表 1 に示すように第1ベントフィルタスクラバ容器の構造健全性は確保されることから、圧力変動の下限の圧力が作用する場合においても構造健全性は確保される。

表 1 構造健全性確認結果

評価対象	作用圧力 (MPa)	必要板厚* (mm)	最小板厚 (mm)	判定
胴板	0.1 (外圧)	12		○
鏡板	0.1 (外圧)	12		○

注記*：評価は、設計・建設規格の PVC-3122 及び PVC-3226 に従い実施した。

3. 内部構造物及び配管に作用する水力学的動荷重

ベント実施時に第1ベントフィルタスクラバ容器内の内部構造物に作用する主な水力学的動荷重としては、入口配管内のスクラビング水及び非凝縮性ガス（窒素ガス）がベンチュリノズルから第1ベントフィルタスクラバ容器内に放出される際（クリアリング過程、気泡形成過程）のクリアリング荷重、その後、蒸気が第1ベントフィルタスクラバ容器内のスクラビング水に放出される際（蒸気放出過程）の蒸気凝縮振動が考えられる。

クリアリング過程、気泡形成過程、蒸気放出過程で第1ベントフィルタスクラバ容器内の内部構造物に加わる荷重は表4のとおりであり、内部構造物の強度評価に用いるベント実施時のベンチュリノズルに対して上向きに作用する水力学的動荷重としては、最も荷重が大きい「クリアリング時の噴流荷重」を考慮するものとする。

内部構造物の評価結果は、補足20「第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器の内部構造物強度計算について」に示す。

なお、容器の内部配管は、クリアリング過程及び気泡形成過程においては、通過する内部流体が待機時のスクラビング水及び窒素ガスであることから、配管の温度上昇に寄与せず熱応力による影響はない。また、蒸気放出過程においては、高温の蒸気が配管内を通過し、一時的に内部配管の温度上昇による熱応力が発生するが、この熱応力が発生する回数（ベント回数）は非常に少なく、疲労破壊に顕著な影響を与えることはない。

ベント実施時には、蒸気と配管との温度差により蒸気凝縮が発生し、配管内では凝縮水と蒸気とが存在することとなる。このため、配管内において水撃の発生が懸念されるが、格納容器フィルタベント系配管は、保温材を設置しており大量の凝縮水の発生はなく、また、連続した勾配を設け、凝縮水が停留しない設計としていることから、凝縮水による配管の閉塞は発生せず、水撃が発生しても荷重としては小さく、配管が損傷することはない。

表 2 ベント実施時の事象

ベント実施時事象	事象の内容	容器内への流入流体	容器内圧力	容器内温度
①クリアリング過程	ベントが開始されると、格納容器からのベントガスにより、内部配管内のスクラビング水が容器内に放出される。	スクラビング水	約 <input type="text"/> kPa (abs)	約 <input type="text"/> °C
②気泡形成過程	入口配管内にパージされていた窒素ガスが容器内に放出される。	窒素ガス	約 <input type="text"/> kPa (abs) →昇圧	約 <input type="text"/> °C
③蒸気放出過程	ベントガスが容器内に放出される。 (蒸気凝縮→バブリング)	蒸気 (約 <input type="text"/> kg/sm ² の蒸気流束で流入)	約 <input type="text"/> kPa (abs) →原子炉格納容器圧力低減に伴い、容器内圧力も低減。	約 <input type="text"/> °C (飽和温度) まで上昇 →容器内圧力低減に伴い、その圧力における飽和温度を維持しながら温度は低下。
	ベント末期は、蒸気に加えて、窒素ガスによるパージを実施する。	蒸気+窒素ガス	約 <input type="text"/> kPa (abs)	温度は徐々に低下。

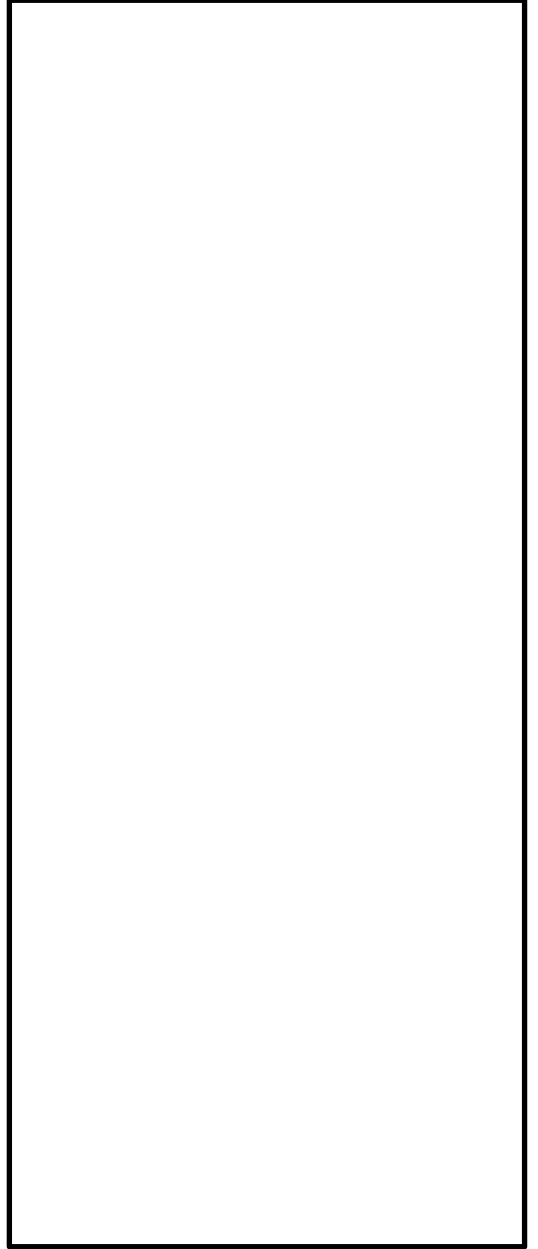
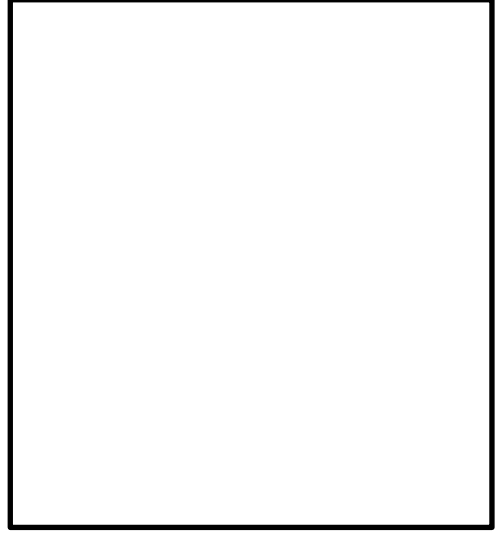


図 2 クリアリング時にベンチュリノズルに作用する荷重

図 1 蒸気放出過程での蒸気凝縮状態線図

表3 第1ベントフィルタスクラバ容器の設計

部位	設計に用いた荷重	評価方法
第1ベントフィルタスクラバ容器	内圧荷重 (最高使用圧力)	「発電用原子力設備規格(設計・建設規格 J S ME S NC1-2005 (2007年追補版含む。)) (日本機械学会 2007年9月)」(以下「設計・建設規格」という。)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。
	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。

表4 ベント実施時に考慮が必要な荷重

ベント実施時の 推移	第1ベントフィルタスクラバ容器の 内部構造物に加わる荷重	第1ベントフィルタスクラバ容器に 加わる荷重
①クリアリング 過程	1) スクラビング水噴出時の反力がベンチュリノズル上向きに作用するが、この荷重を考慮した評価により内部構造物の発生応力は許容値を満足することを確認している。 2) 直接噴流が作用する構造物はない。	1) スクラビング水噴出による荷重が容器内面に作用するが、スクラビング水噴出による荷重が直接容器に作用すると仮定しても、最高使用圧力による強度評価に内包されることから、容器への影響は軽微である。
②気泡形成過程	1) 窒素ガス噴出時の反力がベンチュリノズル上向きに作用するが、密度差*によりクリアリング時よりも荷重は小さい。 2) 窒素ガス噴出時、気泡の形成による荷重、水面上昇による荷重が内部構造物に作用するが、窒素ガス噴出時、気泡は瞬時に水面に到達することから、気泡の膨脹・収縮による圧力脈動による影響は小さいと考えられ、水面上昇もわずかであることから、内部構造物への影響は軽微である。	1) 窒素ガス噴出時、気泡の形成による荷重、水面上昇による荷重が容器内面に作用するが、窒素ガス噴出時、気泡は瞬時に水面に到達することから、気泡の膨脹・収縮による圧力脈動による影響は小さいと考えられ、水面上昇もわずかであることから、容器への影響は軽微である。
③蒸気放出過程	1) 蒸気噴出時の反力がベンチュリノズル上向きに作用するが、密度差*によりクリアリング時よりも荷重は小さい。 2) ベント実施中は安定した蒸気凝縮及びバブリングが維持されるため、構造物への影響は軽微である。	1) 圧力変動による荷重が容器内面に作用するが、圧力変動による荷重は、前記①の荷重よりも小さく、最高使用圧力による強度評価に内包されることから、容器への影響は軽微である。

注記* : スクラビング水密度 $\rho_w = \square \text{ kg/m}^3$

窒素ガス密度 $\rho_{N_2} = \square \text{ kg/m}^3$

蒸気密度 $\rho_v = \square \text{ kg/m}^3$

第 1 ベントフィルタスクラバ容器の蒸気凝縮振動による疲労評価

1. 圧力変動による胴板の周方向応力の変動 ($\Delta\sigma_t$)

第 1 ベントフィルタスクラバ容器胴板*の周方向応力の変動は、次式で計算される。(機械工学便覧)

$$\sigma_t = \frac{P \cdot D}{2 \cdot t}$$

ここで、

P : 内圧

D : 容器内径=2200mm

t : 容器板厚=20mm

これより、圧力変動 $dP = \square$ kPa = \square MPa (0-P) が作用したときの周方向応力の変動範囲 (片振幅) $\Delta\sigma_t$ は次のようになる。

$$\Delta\sigma_t = \frac{dP \cdot D}{2 \cdot t} = \frac{\square \cdot 2200}{2 \cdot 20} = \square \text{ MPa (0 - P)} \rightarrow \square \text{ MPa (0 - P)}$$

設計・建設規格 添付 4-2 3.2 項に従い、縦弾性係数により 200℃における周方向応力の変動範囲 (片振幅) を補正すると下記のようになる。

$$\square \times (1.95 \times 10^5 / 1.83 \times 10^5) = \square \text{ MPa (0 - P)} \rightarrow \square \text{ MPa (0 - P)}$$

注記* : さら形の鏡板に発生する応力は、胴板と同等以下になるため、胴板で代表して評価した。

2. 疲労限

設計・建設規格の表添付 4-2-2 及び図添付 4-2-2(1) のオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金の設計疲労線図を適用する。

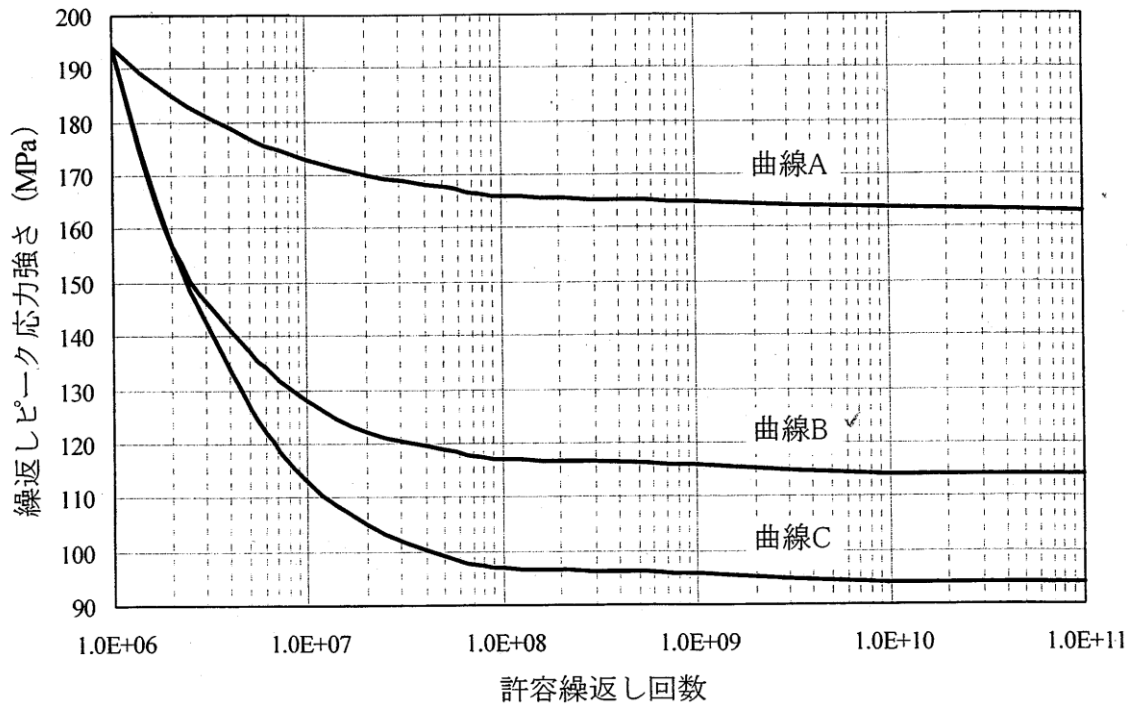


図1 設計疲労線図（オーステナイト系ステンレス鋼および高ニッケル合金）

適用する曲線については、設計・建設規格の図添付 4-2-2(2)のフロー図に従い、「評価対象部に溶接継ぎ手を含む」「(PL+Pb+Q)の範囲は 188MPa 以下となる*」の条件から、設計疲労線図の「曲線B」となる。

注記*：第1ベントフィルタ スクラバ容器に最高使用圧力 (0.853MPa(gage)) が作用したときに胴体に発生する周方向応力 σ_t は次のようになる。

$$\sigma_t = 0.853 \times 2200 / (2 \times 20) = 46.9 \rightarrow 47 \text{ MPa}$$

曲線Bの 1×10^{11} 回における繰り返しピーク応力強さは、設計・建設規格の表添付 4-2-2 より 114MPa となることから、疲労限は 114MPa となる。

3. 評価結果

圧力変動が作用したときの第1ベントフィルタスクラバ容器胴板の周方向応力の変動範囲 (□MPa(0-P)) は、疲労限 (114MPa) を越えることはないため、蒸気凝縮に伴う圧力変動により第1ベントフィルタスクラバ容器の疲労損傷が生じることはない。

第1 ベントフィルタスクラバ容器及び第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器の
内部構造物強度計算について

1. 第1 ベントフィルタスクラバ容器

1.1 概要

本計算書は, 第1 ベントフィルタスクラバ容器の内部構造物が十分な構造強度を有していることを説明するものである。

1.2 評価条件

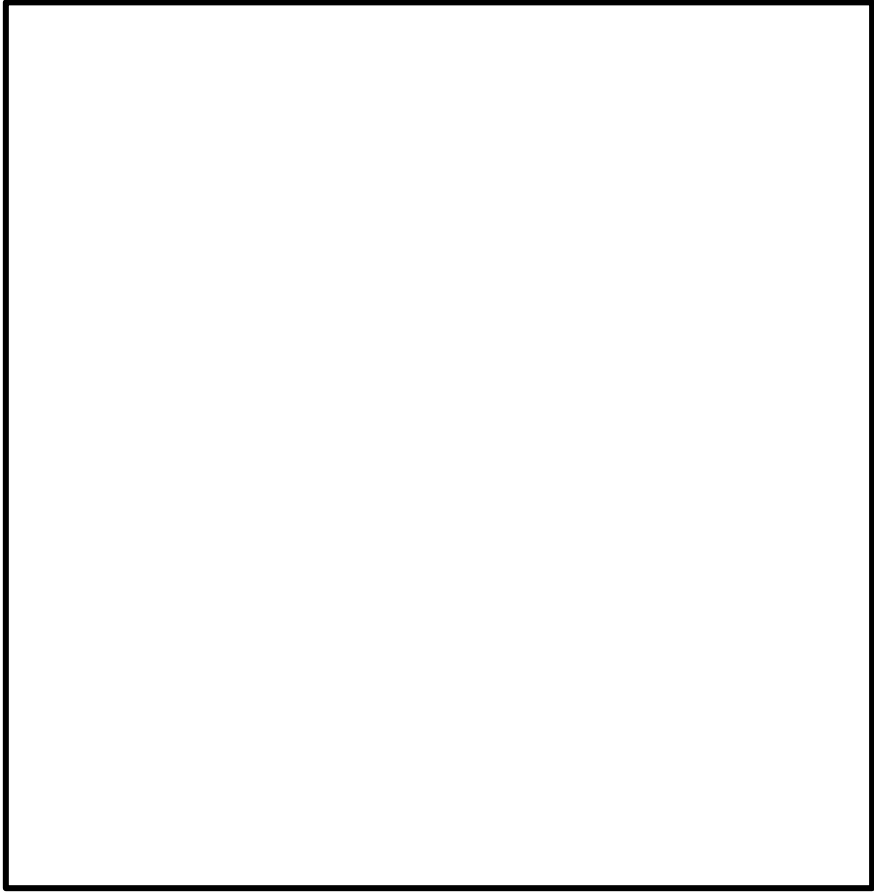
1.2.1 構造計画

第1 ベントフィルタスクラバ容器内部の構造計画を表1に示す。

1.2.2 適用基準

本計算書においては, 発電用原子力規格(設計・建設規格 JSME S NC1-2005 (2007 追補版含む)) (日本機会学会 2007 年9 月) (以下, 「設計・建設規格」という。) 及び機械工学便覧 基礎編 (日本機会学会 2005 年) に準拠して評価する。

表1 第1ベントフィルタスクラバ容器内部の構造計画

計画の概要		概略構造図
<p>支持構造</p> <p>入口配管は、第1ベントフィルタスクラバ容器内部に溶接した入口配管サポートにより支持される。分岐管は、第1ベントフィルタスクラバ容器底部に溶接した分岐管サポートにより支持される。</p> <p>金属フィルタは、第1ベントフィルタスクラバ容器胴部に溶接した金属フィルタサポートにより支持される。</p>	<p>主体構造</p> <p>内部配管部は、入口配管、分岐管、ベンチュリノズルから構成される。ベンチュリノズルは取付けボルトで分岐管に固定される。</p> <p>金属フィルタ部は、金属フィルタと金属フィルタサポートから構成される。</p>	

1.2.3 応力評価部

(1) 第1ベントフィルタスクラバ容器内の流路（バウンダリ）

第1ベントフィルタスクラバ容器に送気されたベントガスは、入口配管、分岐管、ベンチュリノズルを経てスクラビング水中に放出される。その後、ベントガスは、容器内面に沿って第1ベントフィルタスクラバ容器頂部に流れ、金属フィルタ上面の開口部から金属フィルタに達し、金属フィルタ室を経て容器外に排気される。第1ベントフィルタスクラバ容器内の流路（バウンダリ）を図1に示す。

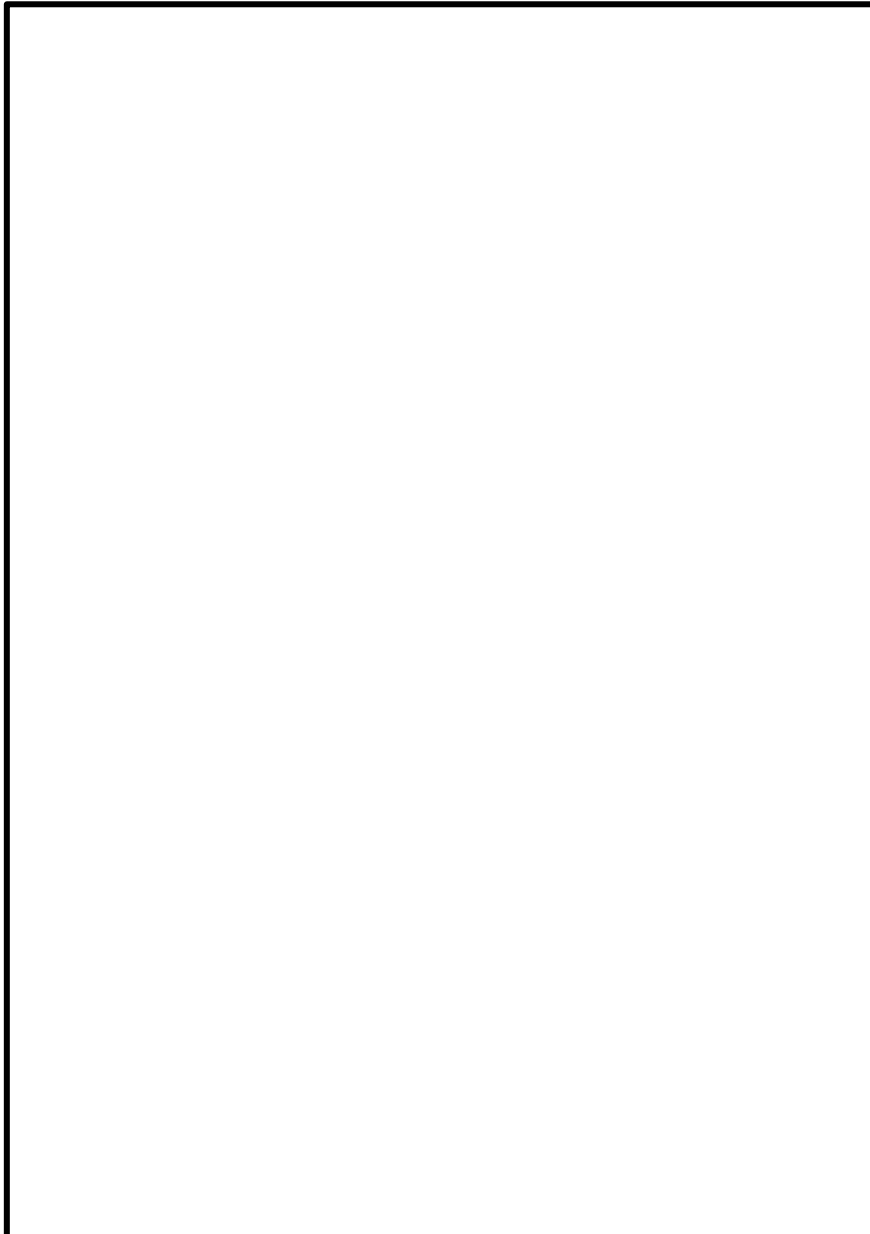


図1 第1ベントフィルタスクラバ容器の流路（バウンダリ図）

(2) 応力評価部

応力評価を行う箇所を図 2 に示す。

- ① 入口配管 (P-1)
- ② 分岐管 (P-2)
- ③ ベンチュリノズル (P-3)
- ④ 金属フィルタ (P-4)
- ⑤ 金属フィルタサポート (P-5)

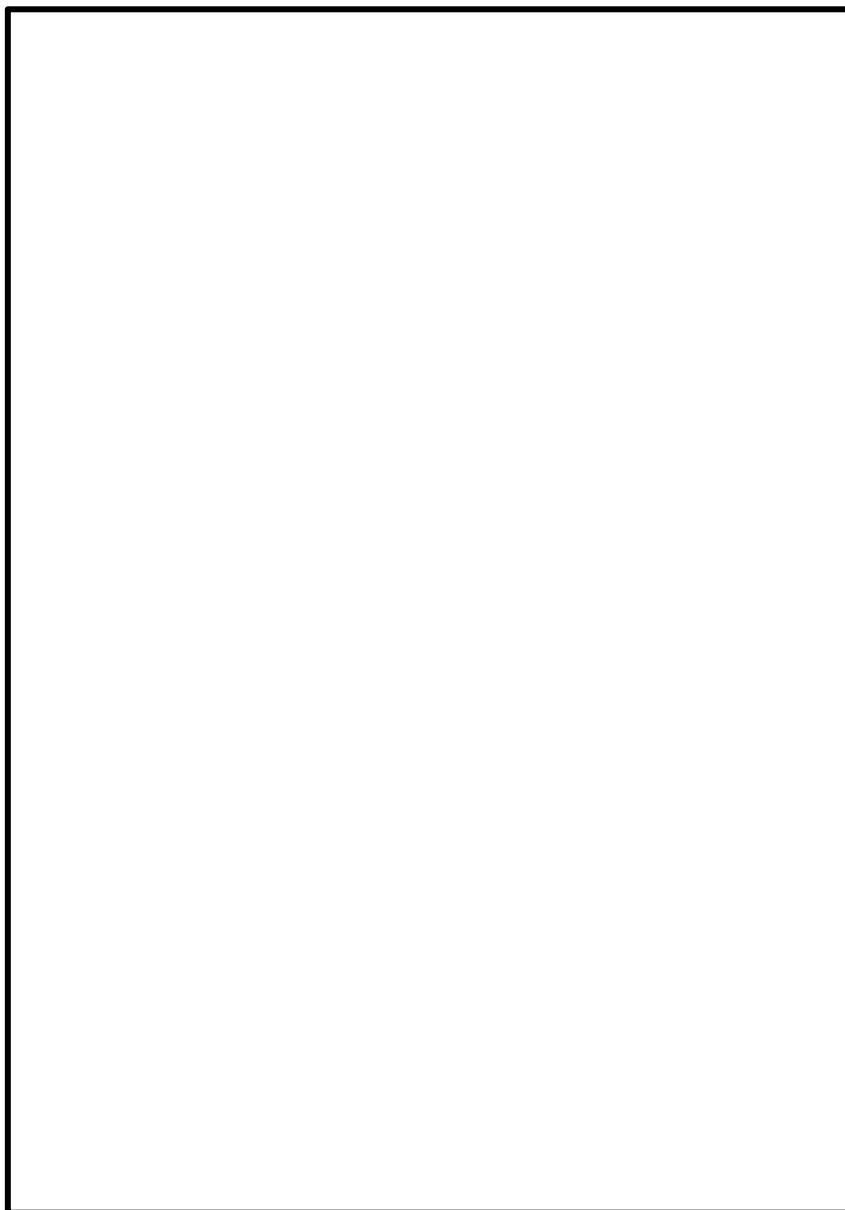


図 2 第 1 ベントフィルタスクラバ容器の内部構造物応力評価部

1.2.4 各部の形状及び構造

応力評価部の主要寸法を図3に、応力評価部の詳細を表3に示す。

1.2.5 物性値

材料は表2に従って分類する。

表2 材料の分類

部位	材料	備考
内部構造物		
内部配管		
ベンチュリノズル		
ベンチュリノズル取付けボルト		

1.2.6 許容応力

(1) 第1ベントフィルタスクラバ容器の内部配管については設計条件*、内部構造物については供用状態A及びBで評価する。

(2) 使用材料の許容応力を表4に示す。また、各評価に対する許容応力を表5に示す。

注記*：第1ベントフィルタスクラバ容器内部配管は、ベント実施時（蒸気放出過程）において一時的に内部配管の温度上昇による熱応力（二次応力）が発生するが、発生回数（ベント回数）は非常に少なく、熱応力による疲労破壊に対する影響は軽微であるため、一次応力（設計条件における一次応力制限）について評価

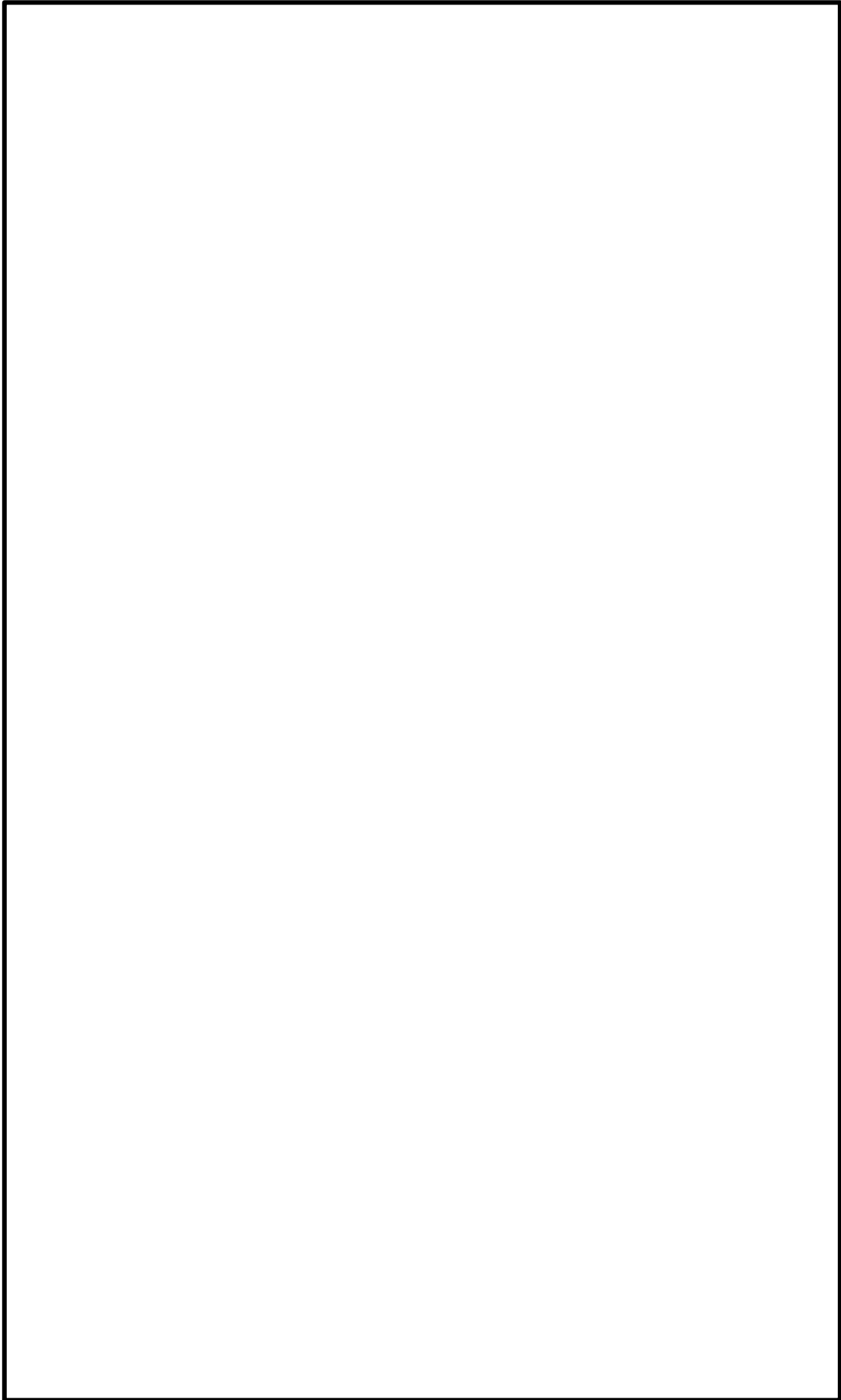


図3 応力評価部の主要寸法

表 3 応力評価部位の詳細

応力評価部	評価部位	評価方法
(P-1) 入口配管	入口配管	入口配管について、内圧が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。ただし、自重、水力学的動荷重の影響は十分小さいため無視する。
	入口配管サポート	入口配管を支持する入口配管サポートについて、自重、水力学的動荷重を考慮して発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
(P-2) 分岐管	分岐管	分岐管について、自重、内圧、水力学的動荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	ベンチュリノズル取合いフランジ付根部	ベンチュリノズルの取合いフランジが分岐管に接続される付根部について、自重、内圧、水力学的動荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	分岐管サポート	分岐管を支持する分岐管サポートについて、自重、水力学的動荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
(P-3) ベンチュリノズル	ベンチュリノズル	クリアリング時にスクラビング水が直接作用するカバープレートについて、水力学的動荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	カバープレート	ベンチュリノズルの取付けボルトについて、水力学的動荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	ベンチュリノズル取付けボルト	ベンチュリノズルの取付けボルトについて、水力学的動荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
(P-4) 金属フィルタ	金属フィルタ取付け溶接部	金属フィルタ本体の自重を支持する金属フィルタ取付け溶接部について、金属フィルタの自重が作用する場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	金属フィルタサポートビーム	金属フィルタ（メインフィルタ）を背面から支持する金属フィルタサポートビームについて、フィルタ差圧及び自重が作用する場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
(P-5) 金属フィルタサポート	金属フィルタサポート	金属フィルタを支持する金属フィルタサポートのうち、金属フィルタを取付けているサポート板について、金属フィルタの自重、金属フィルタの差圧が作用する場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。

表 4 使用材料の許容応力

評価部材	材料	温度条件 (°C)	Sh (MPa)	Sy (MPa)	Su (MPa)	Sy (RT) (MPa)
配管		最高使用温度 200	107	—	—	—
内部構造物		最高使用温度 200	—	120	407	175
ベンチュリノズル		最高使用温度 200	—	143	412	205
ベンチュリノズル 取付けボルト		最高使用温度 200	—	144	402	205

表 5 許容応力

供用状態	許容応力 (MPa) (配管)	許容応力 (MPa) (内部構造物)		
		ベンチュリノズル	ベンチュリノズル 取付けボルト	左記以外の 内部構造物
一次応力	一次応力 (せん断応力)	一次応力 (組合せ応力)	一次応力 (引張応力)	一次応力 (組合せ応力)
設計条件	160	—	—	—
供用状態 A 及び B	—	62	128	97
				108

1.3 荷重条件

第1 ベントフィルタスクラバ容器の内部構造物の評価においては、自重、ベント実施時内圧に加えて、ベント実施時の水力的動荷重が作用する。本評価では、最も厳しくなる起動直後のクリアリング時荷重を考慮する。評価に用いる荷重を表6に示す。また、荷重の組合せと応力評価項目の対応を表7に示す。

表6 評価に用いる荷重

記号	荷重	荷重値
L01	自重	(各部位の支持重量による)
L02	内圧・差圧	<ul style="list-style-type: none"> ・ 内部配管 (内圧) : <input type="text"/> MPa ・ 金属フィルタ室 (差圧) : <input type="text"/> MPa
L03	クリアリング荷重	・ ベンチュリノズル : 噴出荷重 F1 = <input type="text"/> N

表7 荷重の組合せ

応力評価項目	荷重の組合せ
配管 (設計条件)	L01+L02+L03
倍部構造物 (供用状態A及びB)	L01+L02+L03

1.4 応力評価

応力評価方法を表8に示す。また、内部配管の評価に用いた解析モデルを図4及び図5に示す(添付2参照)。なお、内部配管の解析には、補正工認でも使用している「HISAP」及び「MSC. Nastran」を用いた。

内部配管及び内部構造物は、各荷重による一次応力が許容応力以下となることを確認する。

表 8 内部構造物評価法 (1/4)

評価部	評価部位	対象とする荷重	評価方法	準用規格		
(P-1) 入口配管	入口配管	内圧	$\sigma_x = \frac{P \cdot D_i}{4t}$ $\sigma_\phi = \frac{P \cdot D_i}{2t}$	P : 内圧 D _i : 内径 t : 厚さ σ _x : 軸方向応力 σ _φ : 周方向応力	機械工学便覧	
			$S = \frac{1}{2} \left\{ \sigma_x + \sigma_\phi + \sqrt{(\sigma_x - \sigma_\phi)^2} \right\}$	S : 組合せ応力	機械工学便覧	
(P-2) 分岐管	入口配管 サポート	自重 クリアリング荷重	$\sigma = \frac{N}{A}$	N : サポートに作用する軸力 A : サポートの断面積 σ : 軸方向応力	機械工学便覧	
				FEM 解析による		
	分岐管 ベンチュリノズル 取合いフランジ 付根部 分岐管サポート	内圧 自重 クリアリング荷重				

表 8 内部構造物評価法 (2/4)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法	準用規格
(P-3) ベンチュリ ノズル	ベンチュリ ノズル カバープレー ト	クリアリング荷重	$\sigma = \frac{M}{Z}$ $\tau = \frac{R}{A}$ <div style="border: 2px solid black; width: 100px; height: 100px; margin: 10px auto;"></div>	M : モーメント Z : 断面係数 σ : 曲げ応力 R : 反力 A : サポートの断面積 τ : せん断応力 機械工学便覧
			$S = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2}$	
	ベンチュリ ノズル 取付けボルト	クリアリング荷重	$\sigma = \frac{F}{A}$	F : クリアリング荷重による軸力 A : 取付けボルトの総断面積 σ : 取付けボルトに作用する引張応力 機械工学便覧

表 8 内部構造物評価法 (3/4)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法	準用規格
(P-4) 金属 フィルタ	金属フィルタ 取付け溶接部	自重	$\tau = \frac{W}{A}$	W : 自重による荷重 A : 溶接部の断面積 機械工学便覧
	金属フィルタ サポート ビーム	差圧 自重	$\sigma = \frac{M}{Z}$ $\tau = \frac{R}{A}$ <div style="border: 2px solid black; width: 150px; height: 100px; margin: 10px auto;"></div>	M : 各荷重によるモーメント Z : 金属フィルタサポートビーム断面係数 σ : 曲げ応力 R : 反力 A : 金属フィルタサポートビーム断面積 τ : せん断応力 機械工学便覧
		組合せ応力	$S = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2}$	S : 組合せ応力 機械工学便覧

表 8 内部構造物評価法 (4/4)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法	準用規格
(P-5) 金属フィルタ サポート	金属フィルタ サポート	内圧 (差圧)	$\sigma_1 = \frac{\beta \cdot p \cdot a^2}{t^2}$ $\tau_1 = \frac{P \cdot a \cdot b}{t \times 2(a+b)}$ <div style="border: 2px solid black; width: 150px; height: 100px; margin: 10px auto;"></div>	<p>p : 差圧による等分布荷重 β : 応力係数 t : 板厚 σ_1 : 曲げ応力 τ_1 : せん断応力 a : 評価部の短辺 b : 評価部の長辺</p> <p>機械工学便覧</p>
		自重	$\sigma_2 = \frac{M}{Z}$ $\tau_2 = \frac{R}{A}$ <div style="border: 2px solid black; width: 150px; height: 100px; margin: 10px auto;"></div>	<p>M : 自重によるモーメント Z : サポートの断面係数 R : 反力 A : 断面積 σ_2 : 曲げ応力 τ_2 : せん断応力</p> <p>機械工学便覧</p>
		組合せ応力	$S = \sqrt{(\sigma_1 + \sigma_2)^2 + 3\tau^2}$	<p>S : 組合せ応力</p> <p>機械工学便覧</p>

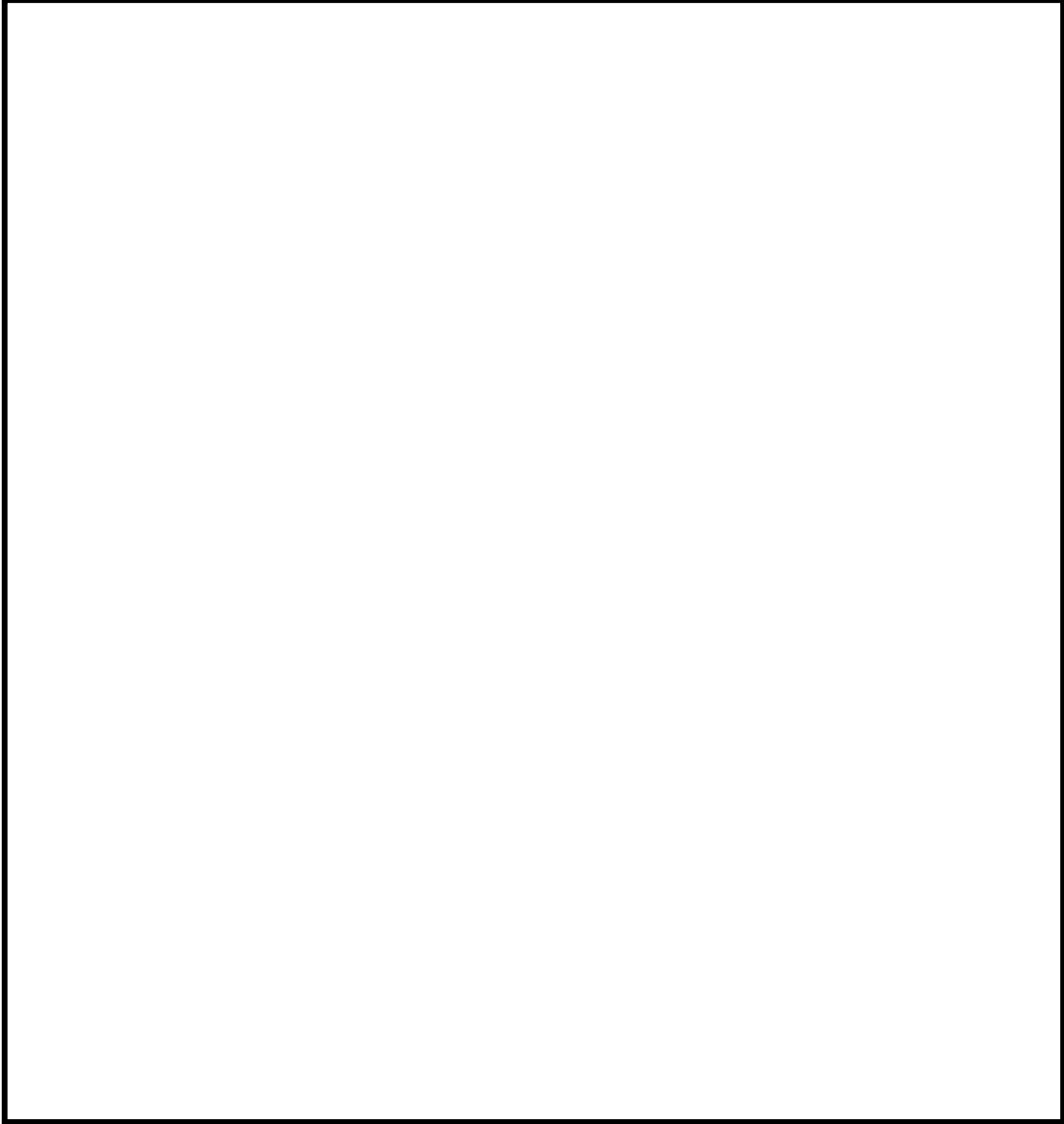


図4 内部配管の解析モデル (ビームモデル)

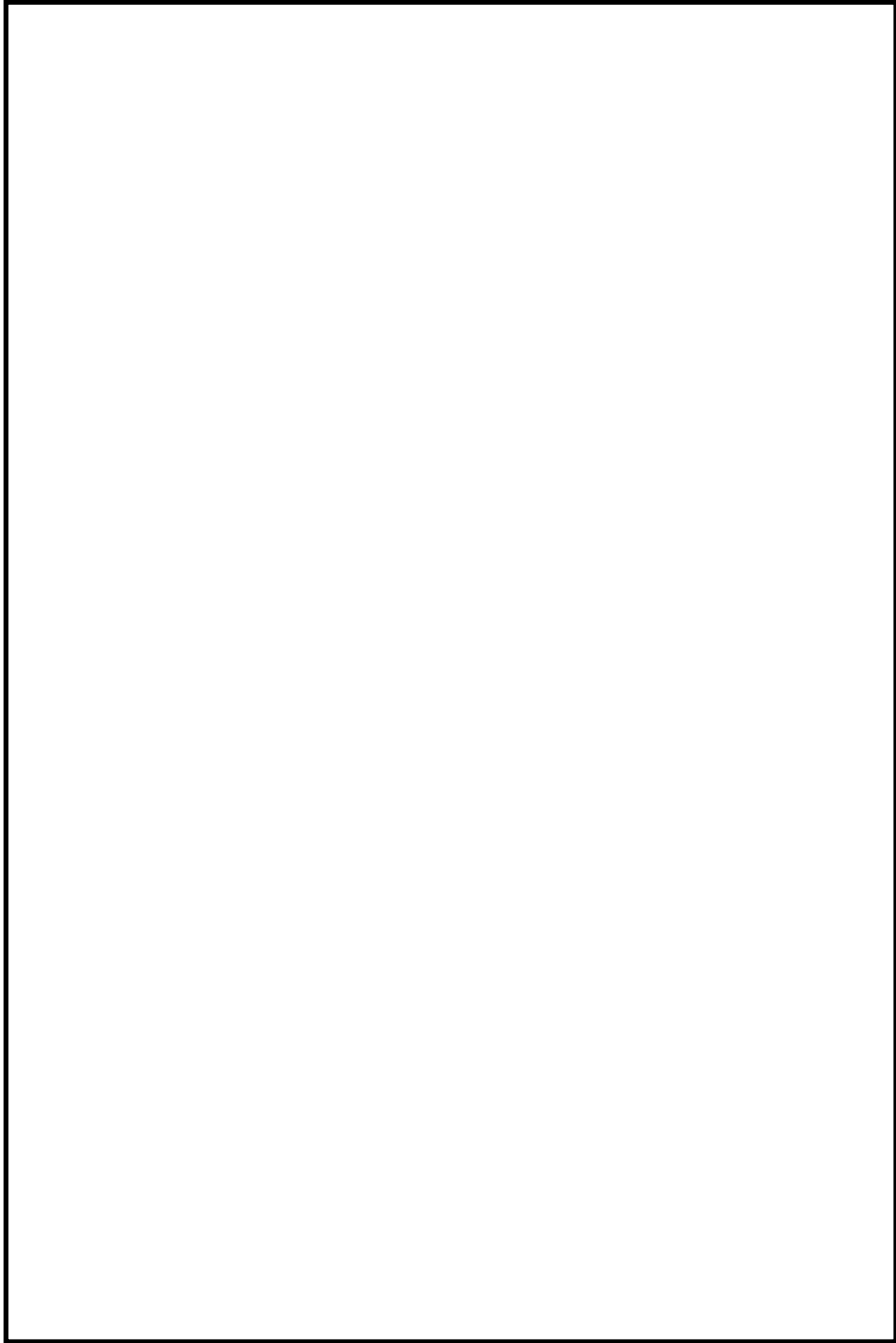


図5 内部配管の解析モデル (シェルモデル)

1.5 評価結果

各部位の評価結果を表9～表13に示す。評価の結果、すべての部位で許容応力を満足することを確認した。

表9 入口配管，分岐管，ベンチュリノズル取付部の一次応力評価結果
(クラス2配管準用)(単位：MPa)

応力の種類	P-1 入口配管	P-2 分岐管	P-2 ベンチュリノズル 取合いフランジ付根部	許容応力
一次応力	11	74	62	160

発生応力値は許容応力値以下である。

表10 内部構造物の一次応力評価結果(クラス2支持構造物準用)(単位：MPa)

応力の種類	P-1 入口配管 サポート	P-2 分岐管 サポート	P-4 金属フィルタ サポートビーム	P-5 金属フィルタ サポート	許容応力
一次応力 (組合せ応力)	4	34	53	81	108

発生応力値は許容応力値以下である。

表 11 内部構造物の一次応力評価結果
 (クラス 2 支持構造物準用) (単位: MPa)

応力の種類	P-4 金属フィルタ取付溶接部	許容応力
一次応力 (せん断応力)	1	62

発生応力値は許容応力値以下である。

表 12 ベンチュリノズルの一次応力評価結果
 (クラス 2 支持構造物準用) (単位: MPa)

応力の種類	P-3 ベンチュリノズル	許容応力
一次応力 (組合せ応力)	58	128

発生応力値は許容応力値以下である。

表 13 ベンチュリノズル取付けボルトの一次応力評価結果
 (クラス 2 支持構造物準用) (単位: MPa)

応力の種類	P-3 ベンチュリノズル取付けボルト	許容応力
一次応力 (引張応力)	6	97

発生応力値は許容応力値以下である。

2. 第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器

2.1 概要

本計算書は、第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器の内部構造物が十分な構造強度を有していることを説明するものである。

2.2 評価条件


2.2.1 構造計画

第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器内部の構造計画を表14に示す。

2.2.2 適用基準

本計算書においては、設計・建設規格、原子力発電所耐震設計技術規定 (JEAC 4601-2008) (日本電気協会 2009年12月) (以下、「JEAC 4601」という。), Roark's Formulas for Stress and Strain (McGraw-Hill 2002) 及び機械工学便覧 基礎編 (日本機械学会 2005年) に準拠して評価する。

表 14 第 1 ペントフロントファイタルタ銀ゼオオライト容器内部の構造計画

計画の概要		概略構造図
支持構造	主体構造	
<p>銀ゼオオライトファイタルタ部は銀ゼオオライトファイタルタサポートにより支持される構造である。</p>	<p>第 1 ペントフロントファイタルタ銀ゼオオライト容器内部は、銀ゼオオライトファイタルタと銀ゼオオライトファイタルタサポートから構成される。</p>	

2.2.3 応力評価部

(1) 第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器内の流路（バウンダリ）

第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器に送気されたベントガスは、銀ゼオライトフィルタを通過して容器外へ排気される。第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器内の流路（バウンダリ）を図6に示す。

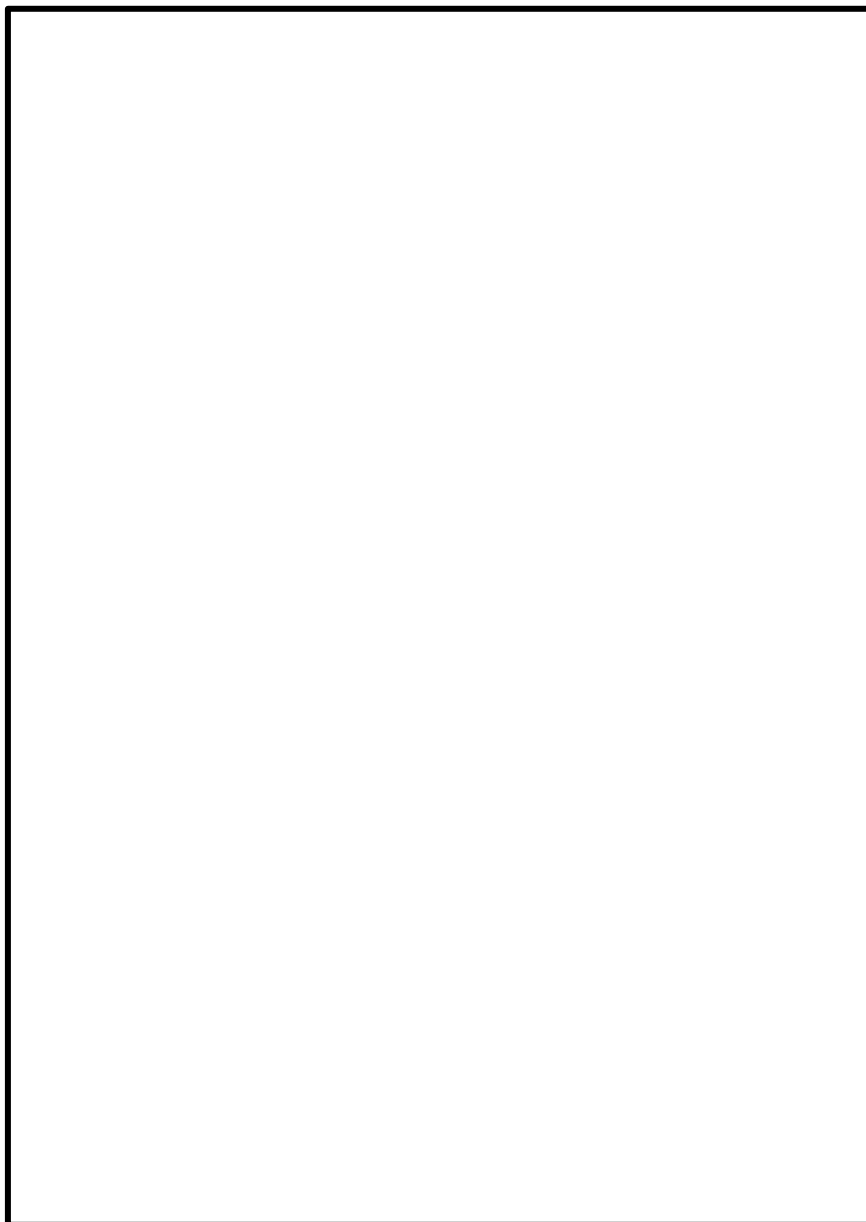


図6 第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器の流路（バウンダリ図）

(2) 応力評価部位

応力評価を行う箇所を図 7 に示す。

- | | |
|-------------------|-------------------------|
| ① 円輪板 A, B, C | (P-1) (P-2) (P-3) |
| ② 薄肉円筒 D, E, F, G | (P-4) (P-5) (P-6) (P-7) |
| ③ リブ H | (P-8) |
| ④ 円盤 J | (P-9) |

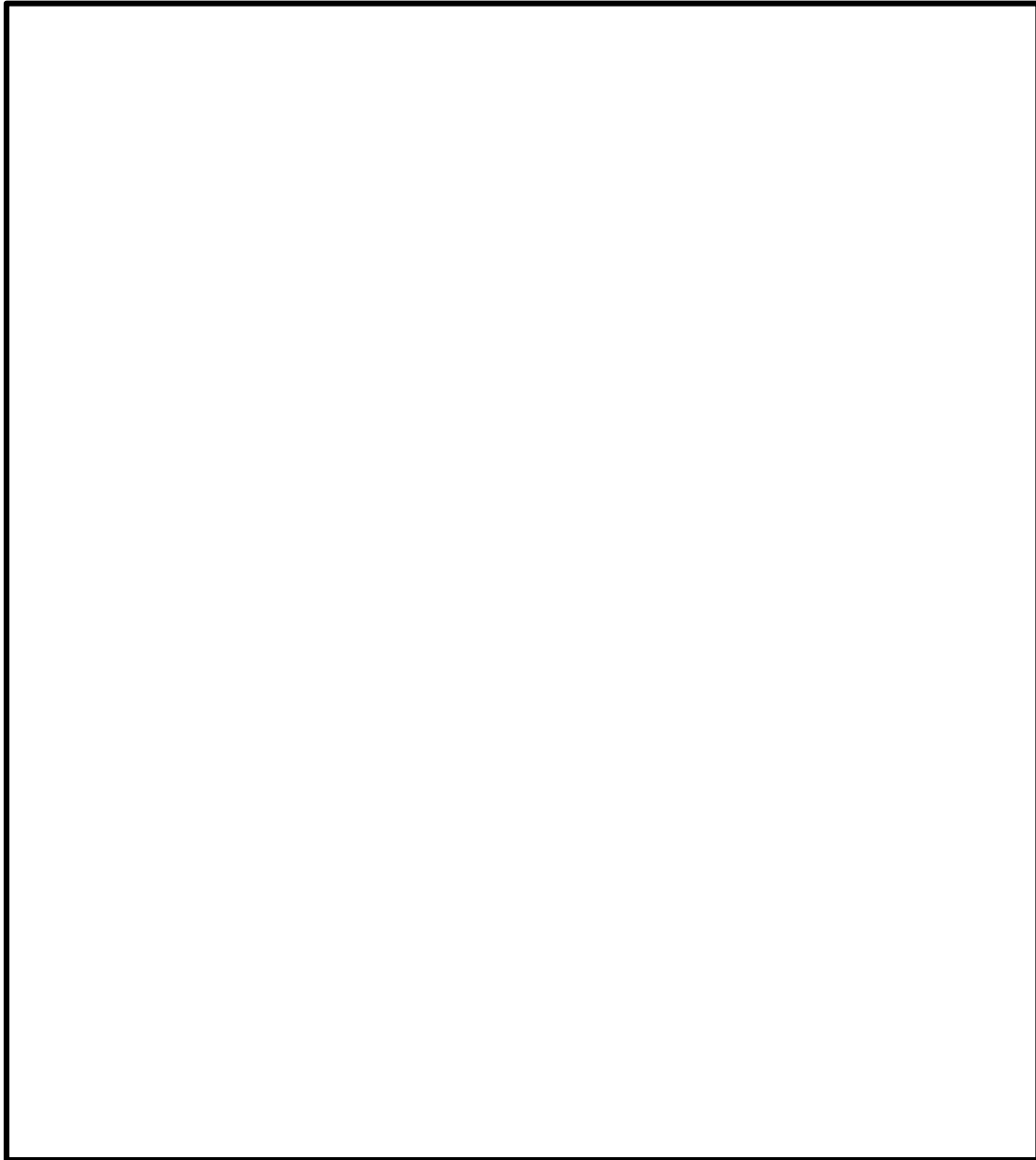


図 7 第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器の内部構造物応力評価部位

2.2.4 各部の形状及び構造

応力評価部位の主要寸法を図 8 に，応力評価部位の詳細を表 16 に示す。

2.2.5 物性値

材料は表 15 に従って分類する。

表 15 材料の分類

部位	材料
内部構造物	<input data-bbox="890 607 1007 651" type="text"/>

2.2.6 許容応力

- (1) 第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器の内部構造物については，供用状態 A 及び B における許容応力で評価する。
- (2) 許容応力を表 17 に示す。

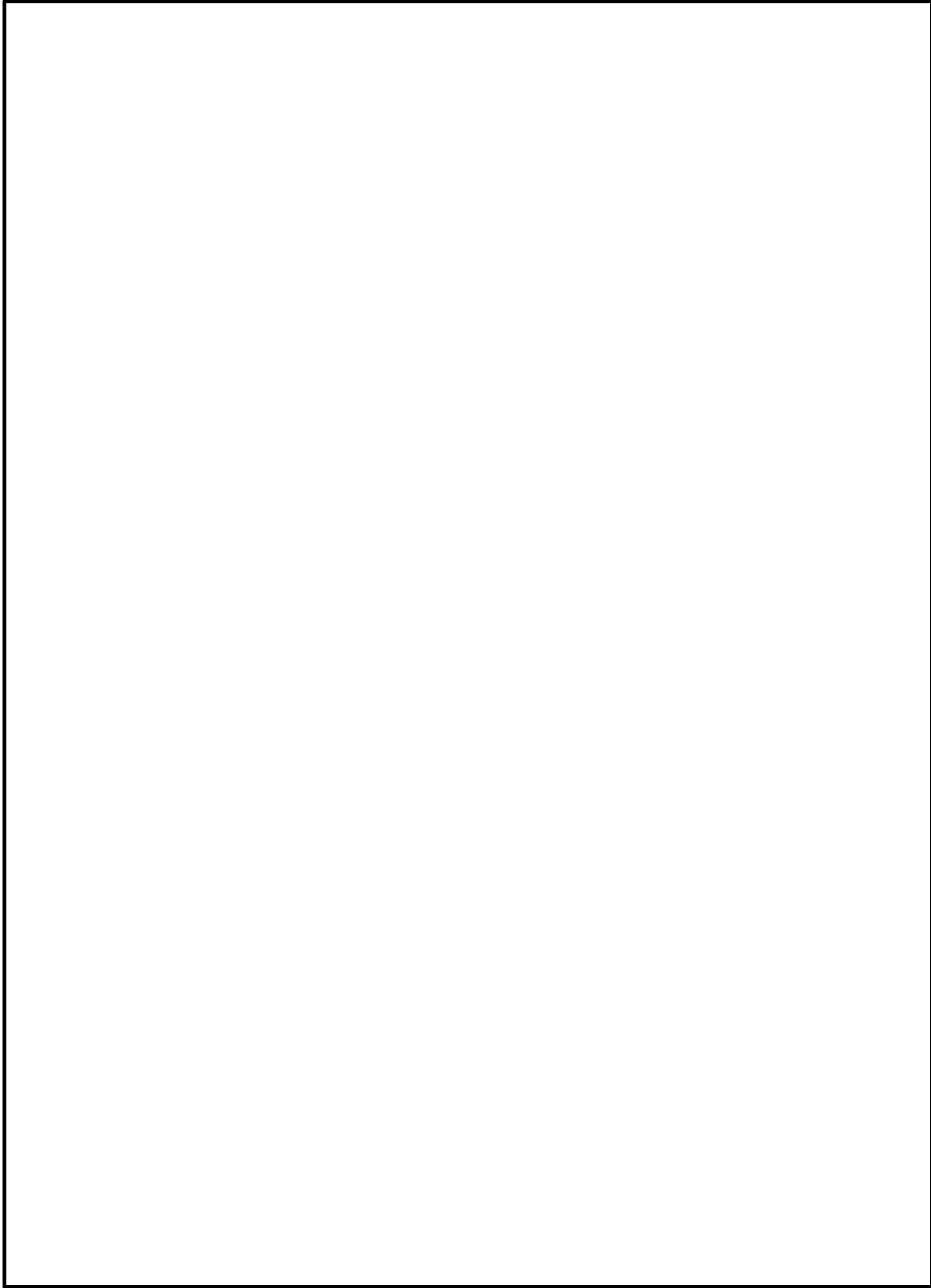


図 8 応力評価部位の主要寸法

表 16 応力評価部位の詳細

応力評価部	評価部位	評価方法
銀ゼオライトファイル タサポーター部材	円輪板 A, B, C	支持質量による自重及びベント実施時の差圧による荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力以下であることを確認する。
	薄肉円筒 D, E, F, G	
	円板 J	
	リブ H	
		支持質量による自重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力以下であることを確認する。本部位については、構造上ベント実施時の差圧による荷重は作用しない。

表 17 許容応力

評価部材	材料	温度条件 (°C)	Sy (MPa)	Su (MPa)	Sy (RT) (MPa)	供用状態 A 及び B (MPa)
内部構造物		最高使用温度 200	120	407	175	108

2.3 荷重条件

第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器の内部構造物の評価においては、自重、ベント実施時の差圧による荷重が作用する。本評価では、最も厳しくなる格納容器が 2Pd のときのベント実施による差圧を考慮する。評価に用いる荷重を表 18 に示す。また、荷重の組合せと応力評価項目の対応を表 19 に示す。

表 18 評価に用いる荷重

記号	荷重	荷重値
L01	自重	(各部位の支持質量による)
L02	差圧	銀ゼオライトフィルタ (差圧) : <input type="text"/> MPa

表 19 荷重の組合せ

供用状態	荷重の組合せ
供用状態 A 及び B	L01+L02

2.4 応力評価

応力評価方法を表 20 に示す。内部構造物は、各荷重による一次応力が許容応力以下となることを確認する。

表 20 内部構造物評価法 (1/6)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法	準用規格	
銀ゼオライト ファイルタ サポート部材	(P-1) 円輪板 A	自重	$\sigma_1 = \frac{6M}{t^2}$ $\tau_1 = \frac{W}{A}$ <div style="border: 1px solid black; width: 150px; height: 100px; margin: 10px auto;"></div> <p>(外周固定, 内周可動片に固定)</p>	<p>W : 自重による集中荷重 M : 自重による曲げモーメント (単位周長あたり)</p> <p>a : 外半径 b : 内半径 t : 厚さ A : 断面積</p> <p>σ_1 : 曲げモーメントによる径方向応力 τ_1 : 集中荷重により生じるせん断応力</p>	Roark' s Formulas for Stress and Strain
		差圧	$\sigma_2 = \frac{6M}{t^2}$ $\tau_2 = \frac{\pi(a^2 - b^2)q}{A}$ <div style="border: 1px solid black; width: 150px; height: 100px; margin: 10px auto;"></div> <p>(外周固定, 内周可動片に固定)</p>	<p>q : 差圧による等分布荷重 M : 差圧による曲げモーメント (単位周長あたり)</p> <p>a : 外半径 b : 内半径 t : 厚さ A : 断面積</p> <p>σ_2 : 曲げモーメントによる径方向応力 τ_2 : 等分布荷重により生じるせん断応力</p>	Roark' s Formulas for Stress and Strain
		組合せ応力	$S = \sqrt{(\sigma_1 + \sigma_2)^2 + 3(\tau_1 + \tau_2)^2}$	機械工学便覧	

表 20 内部構造物評価法 (2/6)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法	準用規格	
銀ゼオライト ファイルタ サポート部材	(P-2) 円輪板 B (P-3) 円輪板 C	自重	$\sigma_1 = \frac{6M}{t^2}$ $\tau_1 = \frac{W}{A}$ <div style="border: 1px solid black; width: 100px; height: 100px; margin: 10px auto;"></div> <p>(内周固定, 外周可動片に固定)</p>	<p>W : 自重による集中荷重 M : 自重による曲げモーメント (単位周長あたり)</p> <p>a : 外半径 b : 内半径 t : 厚さ A : 断面積</p> <p>σ_1 : 曲げモーメントによる径方向応力 τ_1 : 集中荷重により生じるせん断応力</p>	Roark' s Formulas for Stress and Strain
		差圧	$\sigma_2 = \frac{6M}{t^2}$ $\tau_2 = \frac{\pi(a^2 - b^2)q}{A}$ <div style="border: 1px solid black; width: 100px; height: 100px; margin: 10px auto;"></div> <p>(内周固定, 外周可動片に固定)</p>	<p>q : 差圧による等分布荷重 M : 差圧による曲げモーメント (単位周長あたり)</p> <p>a : 外半径 b : 内半径 t : 厚さ A : 断面積</p> <p>σ_2 : 曲げモーメントによる径方向応力 τ_2 : 等分布荷重により生じるせん断応力</p>	Roark' s Formulas for Stress and Strain
		組合せ応力	$S = \sqrt{(\sigma_1 + \sigma_2)^2 + 3(\tau_1 + \tau_2)^2}$	機械工学便覧	

表 20 内部構造物評価法 (3/6)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法		準用規格
銀ゼオライト フィルタ サポーター部材	(P-4) 薄肉円筒 D (P-6) 薄肉円筒 F	自重	$\sigma_{x1} = \frac{W}{A}$	<p>W : 自重による軸方向荷重 A : 断面積 σ_{x1} : 軸方向応力</p>	機械工学便覧
		差圧	$\sigma_{x2} = \frac{W}{A}$ $\sigma_{\phi 2} = \frac{k^2 + 1}{k^2 - 1} q$ <div style="border: 2px solid black; width: 150px; height: 100px; margin: 10px auto;"></div> <p>(円筒に外圧として作用)</p>	<p>q : 差圧 W : 差圧による軸方向荷重 D_1 : 内径 t : 厚さ k(= $(D_1 + 2t)/D_1$) : 内外径比 A : 断面積 σ_{x2} : 軸方向応力 $\sigma_{\phi 2}$: 周方向応力</p>	機械工学便覧
		組合せ応力	$\sigma_x = \sigma_{x1} + \sigma_{x2}$ $\sigma_\phi = \sigma_{\phi 2}$ $S = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_\phi^2 - \sigma_x \sigma_\phi}$	S : 組合せ応力	機械工学便覧

表 20 内部構造物評価法 (4/6)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法		準用規格
銀ゼオライト フィルタ サポーター部材	(P-5) 薄肉円筒 E	自重	$\sigma_{x1} = \frac{W}{A}$	<p>W : 自重による軸方向荷重 A : 断面積 σ_{x1} : 軸方向応力</p>	機械工学便覧
		差圧	$\sigma_{x2} = \frac{W}{A}$ $\sigma_{\phi 2} = \frac{q(D_i + 1.2t)}{2t}$ <div style="border: 1px solid black; width: 150px; height: 50px; margin: 10px auto;"></div> <p>(円筒に内圧として作用)</p>	<p>q : 差圧 W : 差圧による軸方向荷重 D_i : 内径 t : 厚さ A : 断面積 σ_{x2} : 軸方向応力 $\sigma_{\phi 2}$: 周方向応力</p>	機械工学便覧 JEAC4601
		組合せ応力	$\sigma_x = \sigma_{x1} + \sigma_{x2}$ $\sigma_\phi = \sigma_{\phi 2}$ $S = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_\phi^2 - \sigma_x \sigma_\phi}$	S : 組合せ応力	機械工学便覧

表 20 内部構造物評価法 (5/6)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法		準用規格
銀ゼオライト ファイルタ サポート部材	(P-7) 薄肉円筒 G	自重 差圧	$\sigma_x = \frac{W}{A}$	W : 自重及び差圧による軸方向荷重 A : 断面積 σ_x : 軸方向応力	機械工学便覧
	(P-8) リブ H	自重	$\sigma = \frac{M}{Z}$ $\tau = \frac{R}{A}$	W : 自重による荷重 R : 反力 M : 荷重による曲げモーメント Z : リブの断面係数 A : リブの断面積 σ : 曲げ応力 τ : せん断応力	機械工学便覧
		組合せ応力	$S = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2}$	S : 組合せ応力	機械工学便覧

表 20 内部構造物評価法 (6/6)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法		準用規格
銀ゼオライト フィルタ サポーター部材	(P-9) 円板 J	自重	$\sigma_{\theta 1} = \sigma_{r 1} = \frac{W}{t^2} (1 + \nu) (0.485 \ln \frac{r}{t} + 0.52)$ <div style="border: 1px solid black; width: 100px; height: 100px; margin: 10px auto;"></div>	W : 自重による軸方向荷重 r : 半径 t : 厚さ ν : ポアソン比 σ _{θ1} : 径方向応力 σ _{r1} : 周方向応力	機械工学便覧
		差圧	$\sigma_{\theta 2} = \sigma_{r 2} = \frac{3qr^2}{8t^2} (1 + \nu)$ <div style="border: 1px solid black; width: 100px; height: 100px; margin: 10px auto;"></div>	q : 差圧 r : 半径 t : 厚さ ν : ポアソン比 σ _{θ2} : 径方向応力 σ _{r2} : 周方向応力	機械工学便覧
	組合せ応力	$\sigma_{\theta} = \sigma_{\theta 1} + \sigma_{\theta 2}$ $\sigma_r = \sigma_{r 1} + \sigma_{r 2}$ $S = \sqrt{\sigma_{\theta}^2 + \sigma_r^2} - \sigma_{\theta} \sigma_r$	S : 組合せ応力	機械工学便覧	

2.5 評価結果

各部位の評価結果を表 21 に示す。評価の結果、すべての部位で許容応力を満足することを確認した。

表 21 内部構造物の一次応力評価結果
(クラス 2 支持構造物準用) (単位: MPa)

応力の種類	P-1	P-2	P-3	P-4	P-5	P-6	P-7	P-8	P-9	許容 応力
一次応力 (組合せ応力)	4	37	23	2	2	3	7	35	6	108

第 1 ベントフィルタスクラバ容器 内部配管に作用する流体力

ベント実施時に、第 1 ベントフィルタスクラバ容器の内部配管に作用する流体力としては、下記の荷重が考えられる（図 1）。

- ① ベント開始後のスクラビング水排出時にベンチュリノズルに作用する荷重（クリアリング荷重）
- ② ベント実施中のベントガス噴出時にベンチュリノズルに作用する荷重（ベントガス噴出荷重）

評価の結果、クリアリング時の荷重の方が大きいため、強度評価には表 1 に示すクリアリング時荷重 F1 を用いる。

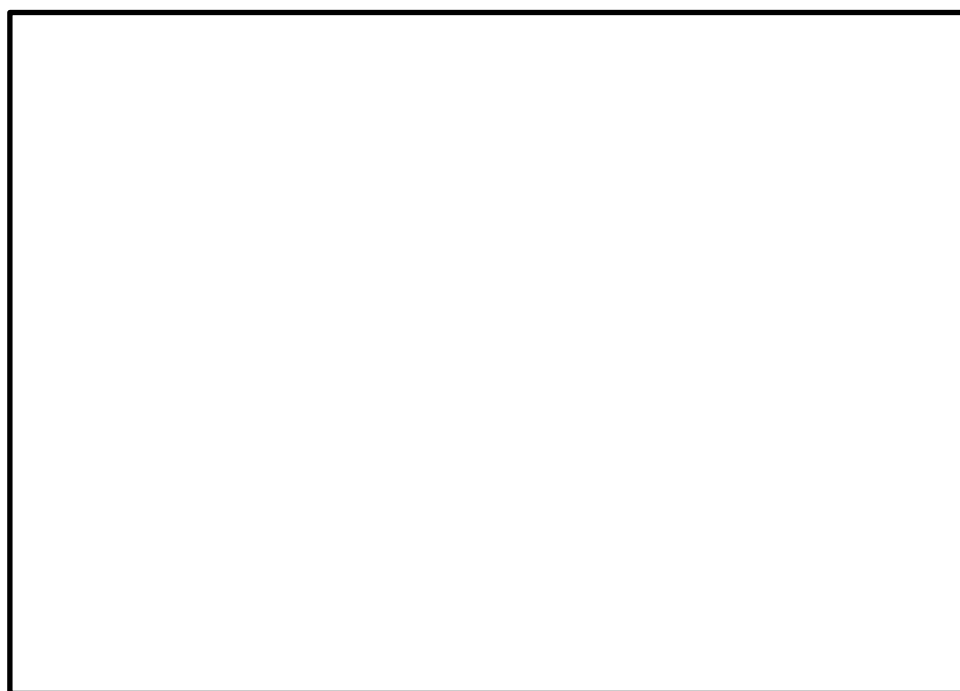


図 1 内部配管に作用するベント実施時流体力

表 1 内部配管評価に用いるクリアリング時荷重

クリアリング時の荷重	評価に用いる荷重(N)
ベンチュリノズルに作用する クリアリング荷重 F1	□

【ベント開始後のスクラビング水排出時にベンチュリノズルに作用する荷重（クリアリング荷重） F1】

ベントが開始されると、原子炉格納容器からのベントガス及び入口配管内の窒素ガスにより、第1ベントフィルタスクラバ容器内の内部配管内のスクラビング水が押し出される。押し出されたスクラビング水は、図2に示すように、ベンチュリノズルの天板（カバープレート内面）にあたり、
クリアリング荷重 F1 が作用する。

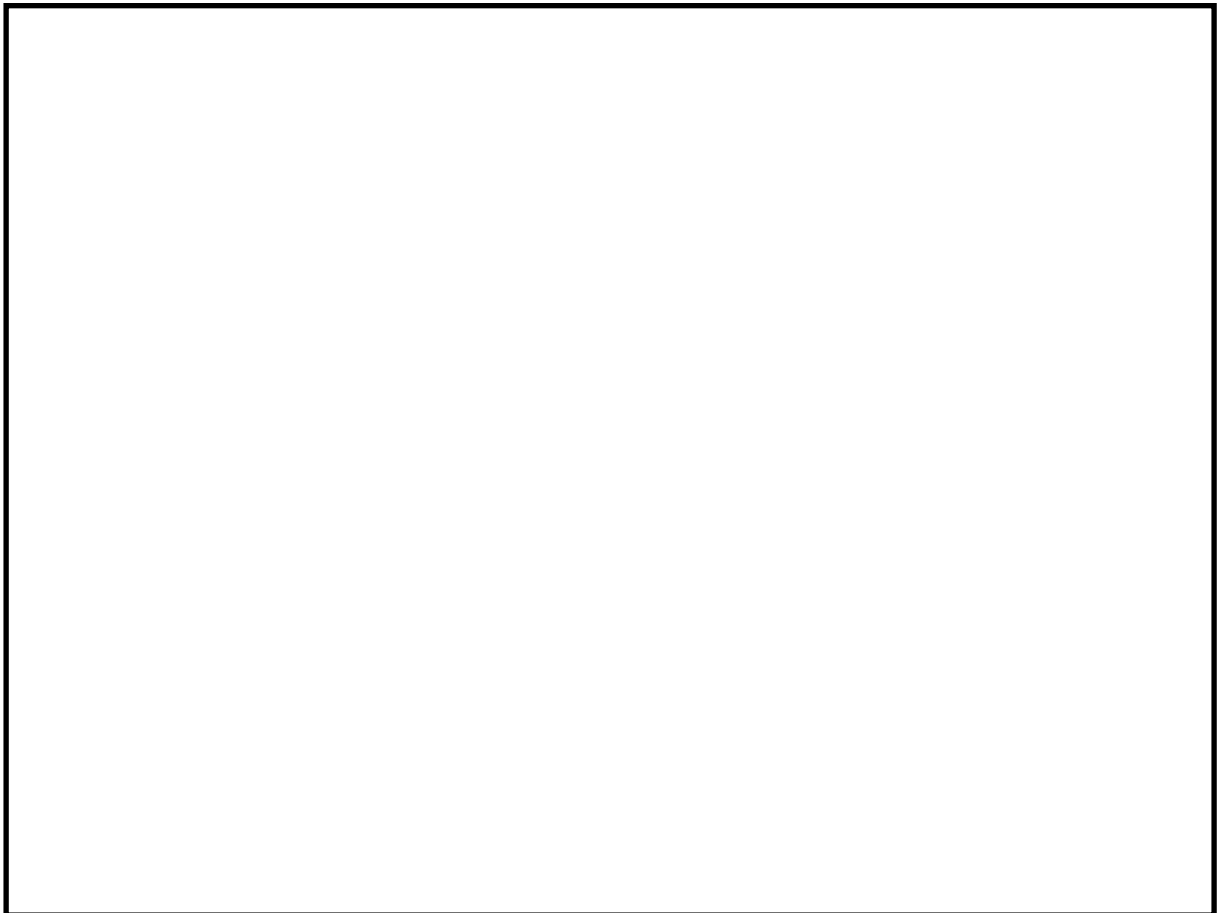


図 2 ベンチュリノズルに作用するクリアリング荷重 F1

図 2 に示すように、噴出し部の角度を θ とすると、ベント開始直後にベンチ
ュリノズルに作用するクリアリング荷重 F1 は次式で計算される。ここで、図 2
に示すように、保守的に、スロート部での流速がそのまま天板に当たるものと
して評価する。

$$F1 = []$$

ここで、

$$\rho_w: \text{スクラビング水の密度} = [] \text{ kg/m}^3$$

$$A1: \text{スロート部断面積} = [] \text{ m}^2$$

V1: スロート部流速 (m/s)

$$V1 = [] \text{ m/s}$$

$P_i = [] \text{ MPa (abs)}$ (スロート入口部までの圧損で入口圧力は低下するが、
保守的に原子炉格納容器の最高使用圧力の 2 倍の値とする。)

$P_o = 0.101 \text{ MPa (abs)}$ (スロート出口部にはスクラビング水の水頭圧が作用す
るが、保守的に大気圧とする。)

θ : 噴出角度 = [] (Framatome 社計算書から算出)

よって、

$$F1 = [] \text{ N}$$

【ベント実施中のベントガス噴出時にベンチュリノズルに作用する荷重（ベントガス噴出荷重） F1】

ベント実施中は、前記スクラビング水排出時同様に、原子炉格納容器からのベントガスが、

ことによる噴出荷重 F1 が作用する。

前記スクラビング水排出時同様に F1 は次式で計算される。

$$F1 =$$

ここで、

$$\rho_{gas} : \text{ベントガスの密度} = \text{ } \text{kg/m}^3$$

$$A1 : \text{スロート部断面積} = \text{ } \text{m}^2$$

$$V1 : \text{スロート部流速 (m/s)}$$

$$Q = \text{ } \text{m}^3/\text{s} @ 2Pd \text{ とすると、ベンチュリノズル数 } n = \text{ } \text{本より、}$$

$$V1 = \text{ } \text{m/s}$$

$$\theta : \text{噴出角度} = \text{ } \text{ (Framatome 社計算書から算出)}$$

よって、

$$F1 = \text{ } \text{N}$$

密度差により、密度が大きいスクラビング水排出時の荷重のほうが大きくなる。

分岐管の強度評価手順について

1. 評価手順について

分岐管の強度評価モデルには、図 1 に示すモデル化範囲についてモデル化した図 2 及び図 3 に示すビームモデル（全体）並びに図 4 に示すシェルモデル（分岐管部）の 2 種類のモデルを用いる。解析評価の概略手順を下記に示す。

なお、閉止フランジ付根部の評価は、ベンチュリノズル取合いフランジ付根部の評価に包絡されることから、シェルモデル（図 4）ではモデルの簡略化のため、モデル化していない。

- (1) 図 1 に示す範囲をビームモデルを用いて、自重及びクリアリング荷重の解析を行う。なお、境界条件を図 3 に示す。

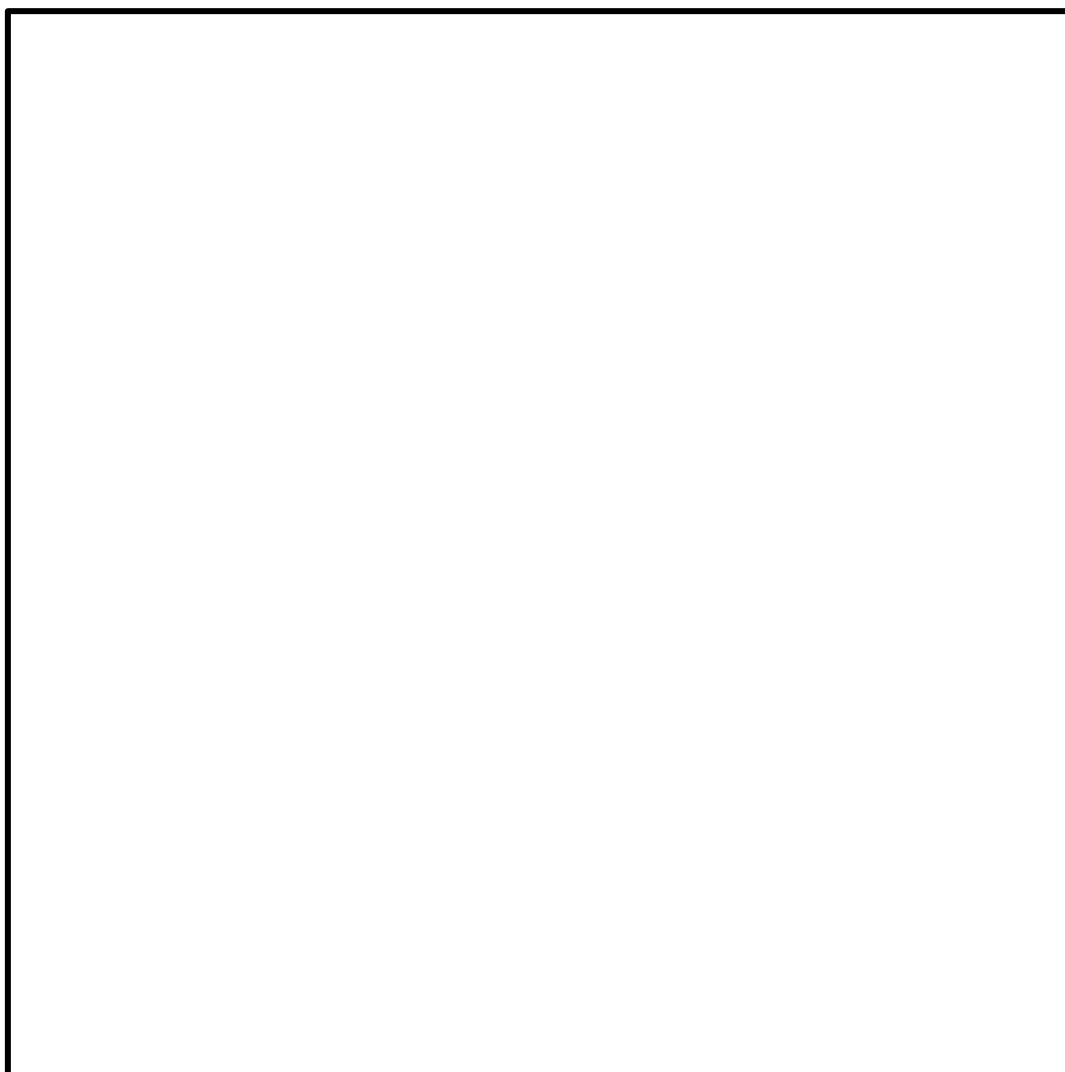


図 1 内部配管 ビームモデル化範囲



図 2 内部配管 ビームモデル (全体)

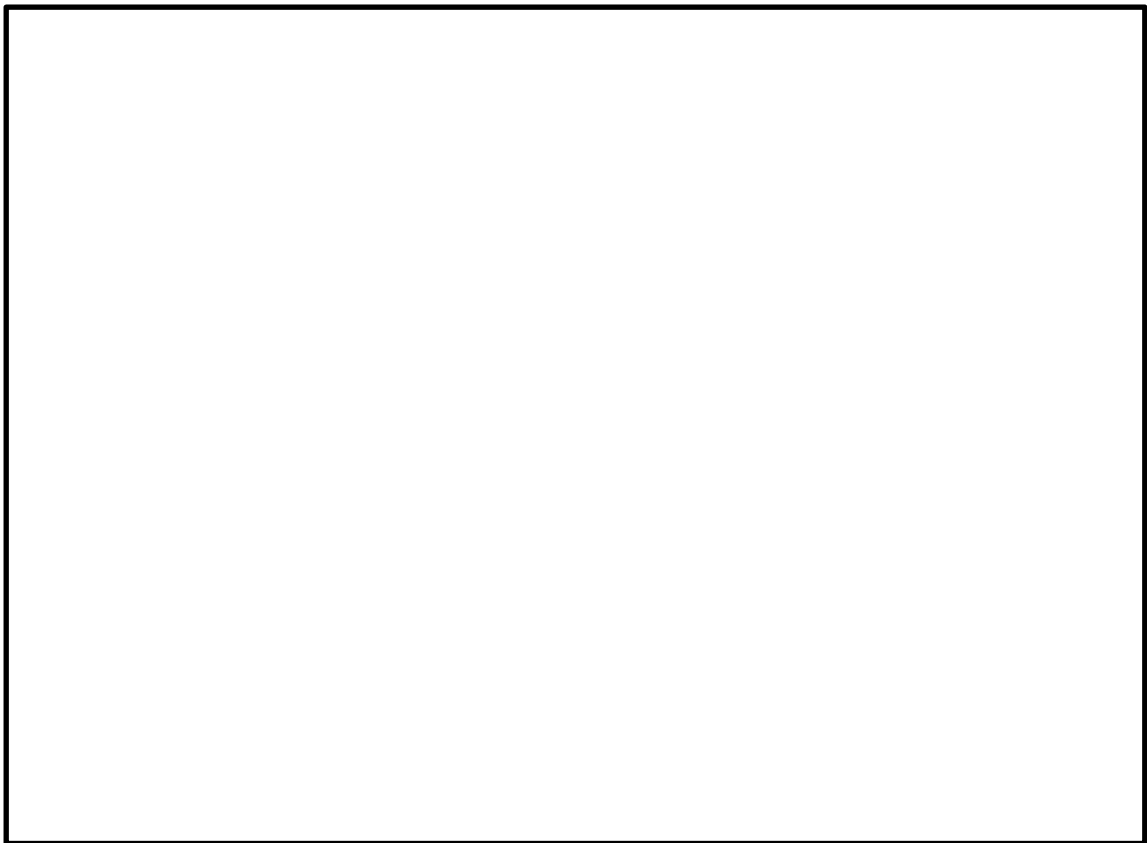


図 3 内部配管 ビームモデルの境界条件

- (2) 図 4 の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。
- (3) ビーム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、自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。なお、シェルモデルでは内圧による応力も算出する。
- (4) 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、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、許容応力と比較する。

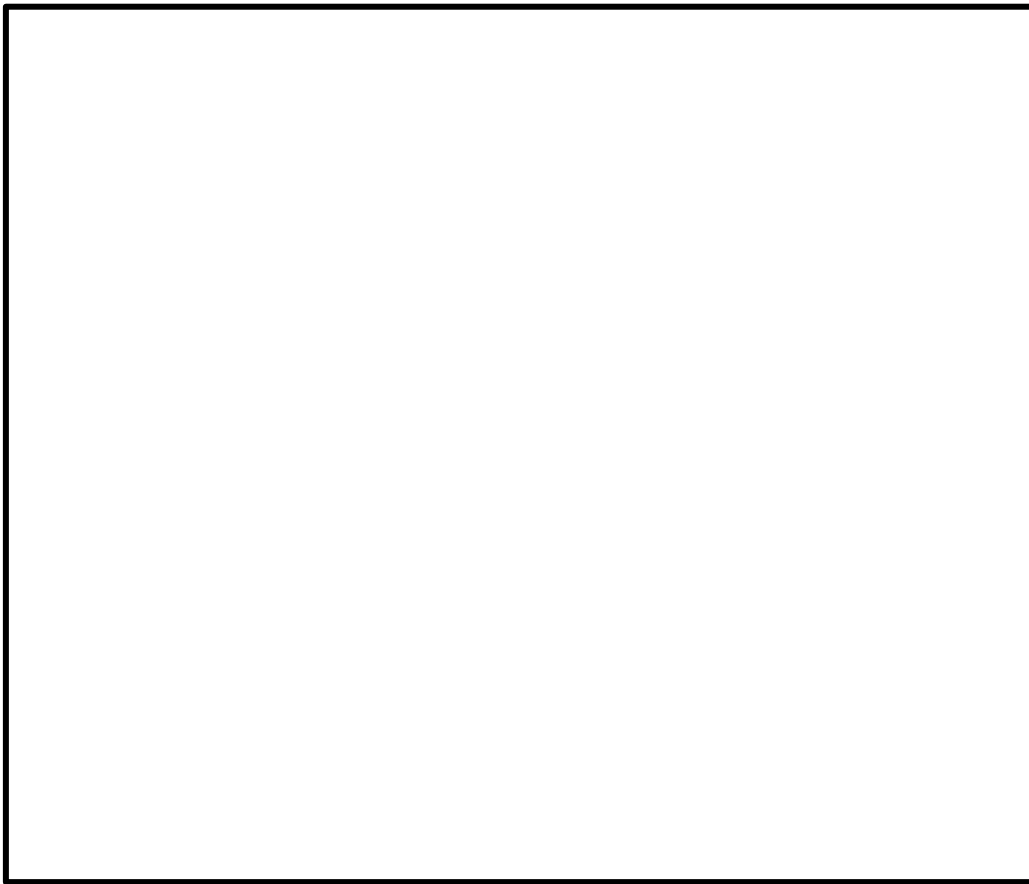


図 4 内部配管 シェルモデル (分岐管部)

2. 第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器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

ベント実施中の第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器について、設計裕度を確認するために、設計上の最高使用圧力（853kPa(gage)又は427kPa(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。

第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器について、設計・建設規格に示される、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（第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器における材料の許容引張応力）、圧力をパラメータとして、第1ベントフィルタスクラバ容器（胴部）及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器（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。

2.1 評価方法

第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器の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。

第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器について、設計・建設規格のPVC-3122(1)項に準拠し、設計・建設規格の「表5 鉄鋼材料（ボルト材除く）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を算出する。

$$t = \frac{PD_i}{2S\eta - 1.2P}$$

ここで、

t : 胴の計算上必要な厚さ (mm)

P : 健全性が確保できる圧力 (MPa)

Di : 胴の内径 (mm)

S : 各温度における材料の許容引張応力 (MPa)

η : 長手継手の効率

圧力を算出する際の各容器のパラメータを表1に示す。なお、tは強度計算における最小板厚とする。

表 1 各容器のパラメータ

パラメータ	第 1 ベントフィルタ スクラバ容器	第 1 ベントフィルタ 銀ゼオライト容器
t (mm)	□	□
Di (mm)	2200	3000
η	1.00	1.00

2.2 評価結果

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、図 5 及び図 6 に示すとおり、設計上考慮している最高使用圧力（853kPa(gage)又は 427kPa(gage)）・最高使用温度（200℃）を超える圧力・温度においても構造健全性を有する結果が得られた。

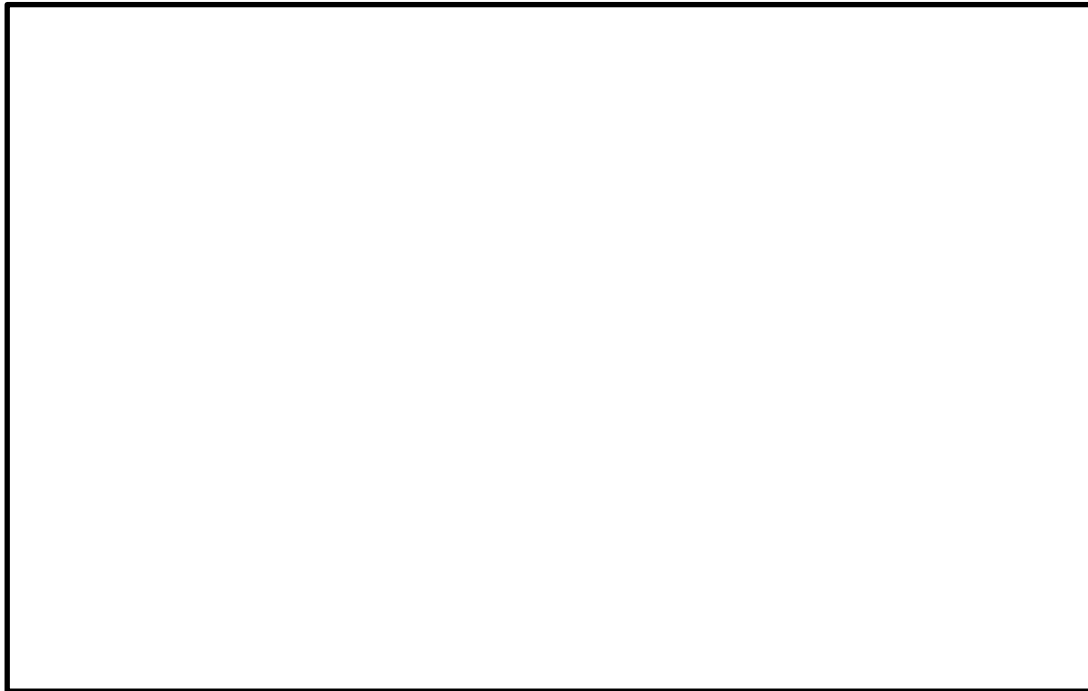


図 5 第 1 ベントフィルタスクラバ容器の評価結果

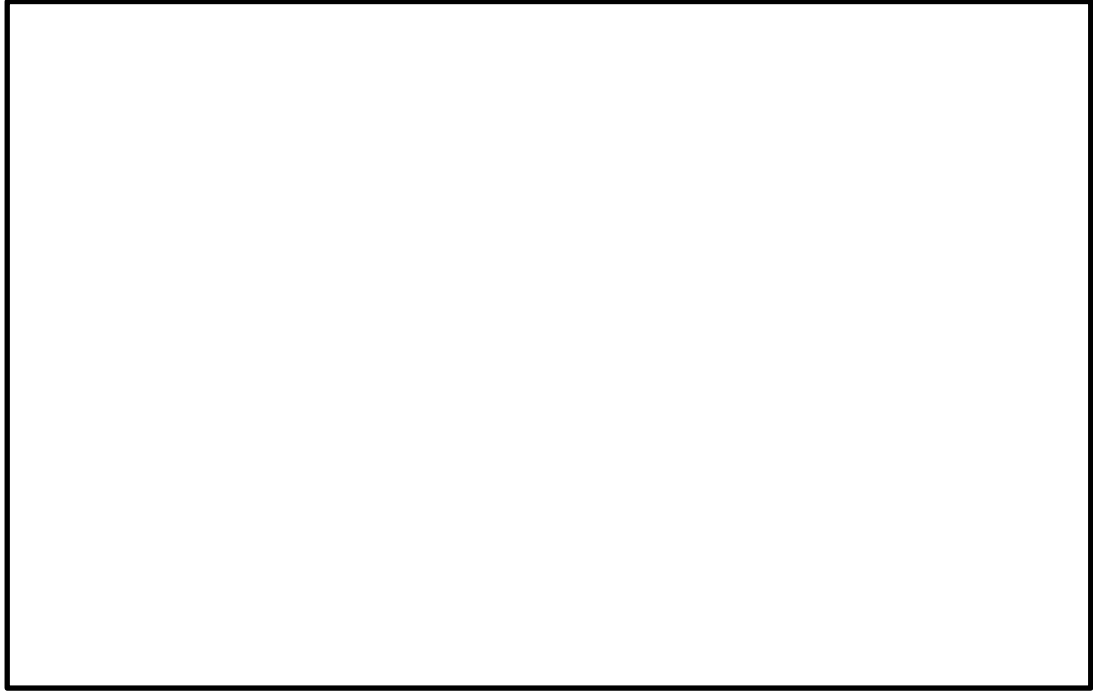


図 6 第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器の評価結果

ベント実施時に生じる圧力変動荷重による影響

クリアリング過程，気泡形成過程及び蒸気放出過程を含む実機の運転環境を模擬した [] を用いた起動試験において，ベント実施中には，ベンチュリノズルからの蒸気放出時の蒸気凝縮等による圧力変動が生じるが，その挙動は安定しており不安定な圧力変動は生じないこと，圧力変動の周期は剛設計の基準である 0.05 秒 (20Hz) に対し [] 秒 ([] Hz) と長く，共振の恐れがないことが確認されている。

この圧力変動の挙動及び周期は，ベンチュリノズル形状，ガス流速及びガス組成に影響を受けるが，この試験は，実機と同じベンチュリノズル，運転条件を模擬したものであることから，実機における圧力変動の挙動及び周期は，この試験結果と同等と考えられ，また，実機の第 1 ベントフィルタスクラバ容器の固有周期は [] 秒で剛であり圧力変動と共振の恐れがないことから，圧力変動の荷重は静的荷重として扱うことができる。

また，ベント開始直後のクリアリング時の荷重は，直接入口配管に作用することはない。

これらを踏まえ，この起動試験時に計測された圧力変動の最大値は [] kPa 程度であることから，入口配管外面に圧力変動 $\Delta P = []$ kPa が作用した場合の入口配管の周方向応力 $\sigma_{p\theta}$ の増加量は次のようになる。

$$\sigma_{p\theta} = \frac{D_{po}}{2t_p} \Delta P = [] \text{ MPa}$$

ここで，

D_{po} : 最大の入口配管外径 = [] mm

t_p : 最大の入口配管板厚 = [] mm

一方，内部配管に自重，内圧 (2Pd)，クリアリング荷重が作用した場合の発生最大応力値 (一次応力) * は，設計条件における一次応力制限 (160MPa) に対して 74MPa である。

注記* : 設計・建設規格 クラス 2 配管 PPC-3520 (1) 準用

したがって，ベント実施時に生じる圧力変動を受けた場合でも，内部配管の強度への影響は軽微である。

ドレン移送ポンプの設定根拠について

ドレン移送ポンプは、第 1 ベントフィルタスクラバ容器のベント停止後の放射性物質を含んだ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ため設置する。

ポンプ仕様

名 称		ドレン移送ポンプ
容 量	m ³ /h/個	10
揚 程	m	70
最高使用圧力	MPa	2.5
最高使用温度	℃	200
原 動 機 出 力	kW/個	11
個 数	—	1

1. 容量の設定根拠

自主対策設備として使用するドレン移送ポンプの容量は、当該配管の口径 80A における標準流速 (m/s) に対して配管圧損等を考慮し、10m³/h/個とする。

2. 揚程の設定根拠

ドレン移送ポンプの揚程は、下記を考慮して決定する。

- ① 水源と移送先の圧力差 : 0m

第 1 ベントフィルタスクラバ容器及びサブプレッションチェンバは大気圧状態にて使用する。

- ② 静水頭 : m

第 1 ベントフィルタスクラバ容器設置床レベル (EL m) とサブプレッションプール水位 (真空破壊弁下端 (EL m) を想定) のレベル差

- ③ 配管・機器圧力損失 : m

- ④ 合計 : m

自主対策設備として使用するドレン移送ポンプの揚程は、④の合計以上とし、70m とする。

3. 最高使用圧力の設定根拠

ドレン移送ポンプの最高使用圧力は、下記を考慮して決定する。

- ① 静水頭 : MPa

$$\text{ m} \times 0.00980665 \div \text{ MPa}$$

m : 第 1 ベントフィルタスクラバ容器設置床レベル (EL m) とスクラビング水上限水位 (EL m) のレベル差

② 締切揚程 : MPa
 m × 0.00980665 = MPa
 m : ドレン移送ポンプ締切り揚程 (許容最高全揚程)

③ 合計 : MPa

自主対策設備として使用するドレン移送ポンプの最高使用圧力は、③の合計を上回る圧力とし、2.5MPaとする。

4. 最高使用温度の設定根拠

自主対策設備として使用するドレン移送ポンプの最高使用温度は、第1ベントフィルタスクラバ容器の最高使用温度に合わせ、200℃とする。

5. 原動機出力の設定根拠

ドレン移送ポンプの原動機出力は、下記の式により、容量及び揚程を考慮して決定する。

$$P_w = 10^{-3} \times \rho \times g \times Q \times H$$

$$\eta = \frac{P_w}{P} \times 100$$

(引用文献：日本産業規格 J I S B 0 1 3 1 (2002) 「ターボポンプ用語」)

$$P = \frac{10^{-3} \times \rho \times g \times Q \times H}{\eta / 100}$$

P : 軸動力 (kW)

P_w : 水動力 (kW)

ρ : 密度 (kg/m³) = 1000

g : 重力加速度 (m/s²) = 9.80665

Q : 容量 (m³/s) = 10 / 3600

H : 揚程 (m) = 70

η : ポンプ効率 (%) (設計計画値) =

$$P = \frac{10^{-3} \times 1000 \times 9.80665 \times \left(\frac{10}{3600}\right) \times 70}{\text{} / 100} = \text{} = \text{} \text{ kW}$$

上記から、自主対策設備として使用するドレン移送ポンプの原動機出力は、軸動力を上回る出力とし、11kW/個とする。

6. 個数の設定根拠

自主対策設備として、放射性物質を含んだスクラビング水をサプレッションチェンバへの移送するために必要な個数 1 個設置する。

FP の再揮発による影響

第1 ベントフィルタスクラバ容器において、エアロゾル、無機よう素、有機よう素を除去するベンチュリスクラバ、金属フィルタ、第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器における放射性物質の再揮発による影響を確認する。

ベンチュリスクラバは粒子状放射性物質及び無機よう素に対し、金属フィルタは粒子状放射性物質に対し、第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器は有機よう素に対し除去性能を確認している。無機よう素に対するよう素除去部の除去性能は未確認であるが、第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器はベンチュリスクラバ及び金属フィルタが取り逃した無機よう素を全て捕集するものとして確認を行う。

1. ベンチュリスクラバ

1.1 粒子状放射性物質（エアロゾル）の再浮遊

1.1.1 想定される状態

第1 ベントフィルタスクラバ容器を継続使用すると、ベンチュリスクラバで捕集されたエアロゾルにより、ベンチュリスクラバ内のエアロゾル濃度は徐々に上昇する。スクラビング水の水面近傍には、水沸騰やベンチュリノズルを通るベントガスによる気流により、細かい飛沫（液滴）が発生するが、その飛沫にエアロゾルが含まれていると、エアロゾルがベンチュリスクラバの後段に移行することが考えられる。

1.1.2 影響評価

ベンチュリスクラバの後段には、金属フィルタが設置されており、この金属フィルタには、ベンチュリスクラバからの飛沫（液滴）を除去するための機構（プレフィルタ、湿分分離機構）と除去したドレン水をベンチュリスクラバ内に戻すためのドレン配管が設置されている。そのため、ベンチュリスクラバで発生した飛沫（液滴）はメインフィルタに到達する前に除去される。また、飛沫（液滴）の微細化や蒸発によってエアロゾルが放出される可能性があるが、これはメインフィルタにて捕集される。

以上より、第1 ベントフィルタスクラバ容器は、ベンチュリスクラバでのエアロゾルの再浮遊に対して考慮した設計となっている。

1.2 無機よう素の再揮発

1.2.1 想定される状態

気液界面における無機よう素の平衡については温度依存性があり、温度の上昇に伴い気相中に移行する無機よう素が増えることが知られている。高温のベントガスによりスクラビング水の温度が上昇した場合、スクラビング水中に捕集された無機よう素が気相中に再揮発することが考えられる。

1.2.2 影響評価

無機よう素の除去係数の温度依存性については、NUREG/CR-5732に類似の影響評価に関する知見が得られている。

NUREG/CR-5732によれば、原子炉格納容器内のよう素の化学形態について、気相中のよう素と液相中のよう素の挙動は、

- (a) 液相中における無機よう素 (I_2) とよう素イオン (I^-) の平衡の影響
- (b) 液相と気相の無機よう素 (I_2) の平衡

の2つの効果が組み合わさって影響を受けるが、(a)の影響が支配的であり、pH7以上であれば無機よう素の再揮発を抑制することができる。スクラビング水のpHは、定期事業者検査時に13以上であることを確認することに加え、重大事故等時に原子炉格納容器内で発生する酸が全量スクラビング水に移行することを考慮しても十分なアルカリ環境に保たれるため、無機よう素の再揮発を抑制することができる。

- (a) 液相中における無機よう素 (I_2) とよう素イオン (I^-) の平衡

放射線環境下において、液相中における無機よう素とよう素イオンの存在比は以下のように表される。

$$F = \frac{[I_2]}{[I_2] + [I^-]}$$

$[I_2]$ 及び $[I^-]$ は無機よう素及びよう化物イオンの濃度を表す。この平衡反応はpHに強く依存する。図1にpHに対する平衡の関係を示す。

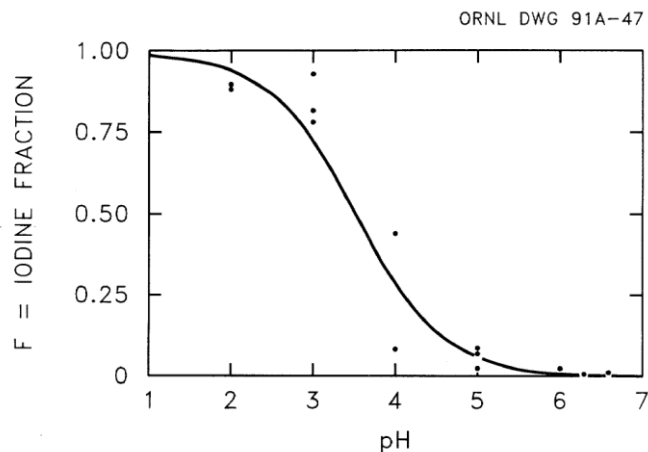


図1 液相中における I_2 と I^- の平衡と pH の関係

(b) 液相と気相の無機よう素 (I₂) の平衡

液相中の無機よう素 (I₂ (aq)) と気相中の無機よう素 (I₂ (g)) の存在比は以下のよう表される。

$$P = \frac{[I_2(aq)]}{[I_2(g)]}$$

[I₂(aq)]及び[I₂(g)]はそれぞれ液相中の無機よう素濃度及び気相中の無機よう素濃度を表す。この平衡は、以下の関係で温度に依存する。

$$\log_{10} P = 6.29 - 0.0149T \quad T: \text{絶対零度}$$

気液界面 (第1 ベントフィルタスクラバ容器水面) における無機よう素の平衡については、温度依存性があり、スクラビング水の水温が高い方が気相の無機よう素の割合が増える。しかし、アルカリ性環境下では、(a)の無機よう素とよう素イオンの平衡により液相中に存在する無機よう素が極めて少なく、無機よう素の気相部への移行量は、スクラビング水の温度が上昇したとしても十分小さい値となる。

JAVA 試験で得られた無機よう素除去性能試験の結果を表1に、温度に対する無機よう素除去性能の関係を図2に示す。図2から、(b)と比較して(a)の影響が大きいことがわかる。

表1 JAVA 試験結果 (無機よう素除去性能試験結果)

--



図2 温度に対する無機よう素除去性能

2. 金属フィルタ

2.1 エアロゾルの再浮遊

2.1.1 想定される状態

金属フィルタで捕集されたエアロゾルが蓄積すると、崩壊熱によりフィルタ部の温度が上昇し、放射性物質の融点／沸点を超えた場合に液体／気体となる。これらの液体／気体がベントガス流に流された場合、第1ベントフィルタスクラバ容器下流側にエアロゾルを放出することが考えられる。

2.1.2 影響評価

金属フィルタに捕集されたエアロゾルの崩壊熱は、ベント実施中はベントガスの流れによって冷却され、ベント停止後は系統内を不活性化するための窒素ガスにより冷却されることから、この影響について評価を実施した。また、長期的には、窒素ガスを停止することも考えられることから、窒素ガスを停止した場合の金属フィルタの温度について評価を実施した。

(a) 窒素ガス冷却による評価

イ. 金属フィルタへのエアロゾル移行割合

第1ベントフィルタスクラバ容器では、ベンチュリスクラバにより大部分のエアロゾルが捕集される。このベンチュリスクラバによる除去性能を考慮して、金属フィルタへのエアロゾル移行割合は、第1ベントフィルタスクラバ容器に移行する総量の とする。

ロ. エアロゾルによる発熱量

有効性評価シナリオ「格納容器過圧・過温破損モード（冷却材喪失（大破断LOCA）+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失）（ドライウェルベント）における、第1ベントフィルタスクラバ容器に流入する粒子状放射性物質の総崩壊熱はMAAP解析により、約 kW となる。上記のようにベ

ンチュリスクラバから金属フィルタへのエアロゾル移行割合は であるため、金属フィルタに捕集されるエアロゾルによる発熱量は以下の通りとなる。

・金属フィルタの発熱量 = kW

ハ. 計算条件

保守的に評価するため、冷却源となるガス流量が最も小さくなるような条件として、スクラビング水に捕集される放射性物質の崩壊熱による蒸気量は考慮せず、系統を不活性化するために供給する窒素ガス流量のみを冷却ガス条件とし、圧力・温度条件はベント停止後長期を想定して大気圧及びその飽和温度とする。

・窒素ガス流量 = 100m³/h[normal]

・窒素ガス比熱 = 1040J/kg・°C

・窒素ガス密度 = 1.25kg/m³[normal]

ニ. 評価結果

金属フィルタに蓄積されたエアロゾルの崩壊熱により、冷却ガスが昇温される量を評価することで、簡易的に金属フィルタの上昇温度を評価する。金属フィルタに蓄積したエアロゾルの崩壊熱の全量が冷却ガスに移行したと仮定し、以下の評価式にて金属フィルタの上昇温度を評価した。

$$\text{上限温度(°C)} = \frac{\text{金属フィルタ内の発熱量(W)}}{\text{比熱(J/kg・°C)} \cdot \text{窒素ガス流量(m}^3\text{/s)} \cdot \text{窒素ガス密度(kg/m}^3\text{)}}$$

以上より、

・温度上昇量 ≒ °C

したがって、金属フィルタの温度は、最高使用温度（200°C）に温度上昇量を加味しても °C であり、エアロゾルの再浮遊が起こるような温度（参考：CsOHの融点：272.3°C）に対して十分に低く抑えることができる。

(b) 窒素ガスを停止した場合の温度評価

イ. 金属フィルタへのエアロゾル移行割合

(a)イ. と同様に金属フィルタへのエアロゾル移行割合は、第1ベントフィルタスクラバ容器に移行する総量の とする。

ロ. エアロゾルによる発熱量

(a)ロ. と同様に金属フィルタに捕集される粒子状放射性物質の崩壊熱は kW となる。

ハ. 温度解析による評価

金属フィルタ部の温度評価を実施する際の金属フィルタに捕集される粒子状放射性物質の崩壊熱を、 kW に対して、放射性物質の不均一な付着等を考慮しても十分保守的な kW に設定し、金属フィルタ部の温度解析を実施す

る。

なお、格納容器フィルタベント系使用後においても、スクラビング水を原子炉格納容器へ移送する前であれば、スクラビング水に捕集された放射性物質の崩壊熱によりスクラビング水が蒸発し、金属フィルタ部においてガスの流れは生じるが、ここでは保守的にスクラビング水は原子炉格納容器へ移送した後の蒸発が発生していない状態の評価を実施した。温度解析条件を表2に示す。また、解析モデルを図3に示す。解析モデルは2次元モデルとし、対称性を考慮して金属フィルタ部半分をモデル化範囲とした。解析モデルは金属フィルタ周辺部を模擬し、保温材、自然対流及び輻射を考慮した境界条件とした。また、スクラビング水が無い状況（流体は空気）を想定し、スクラバ容器内の初期温度60℃、周囲雰囲気温度60℃（一定）の温度条件とした。なお、発熱による温度上昇が保守的になる（周辺に熱が逃げにくく、金属フィルタ内に発熱した熱がこもる）よう、湿分分離機構はモデル化していない。メインフィルタ及びプレフィルタはステンレス製メッシュであり、本解析ではステンレスの体積比率□%として密度、比熱、熱伝導率を設定した。

表2 金属フィルタ部温度解析条件一覧表

項目	条件
解析コード	STAR-CCM+ (Ver. 10. 06)
解析タイプ	定常計算（自然対流）
乱流モデル	Realizable k-ε 2層モデル
差分スキーム	風上2次
雰囲気温度	60℃
圧力	101325Pa（大気圧） （ベント後、スクラビング水ドレン後を想定）
流体	空気 100%（スクラビング水無し）
保温材	考慮□
輻射	考慮

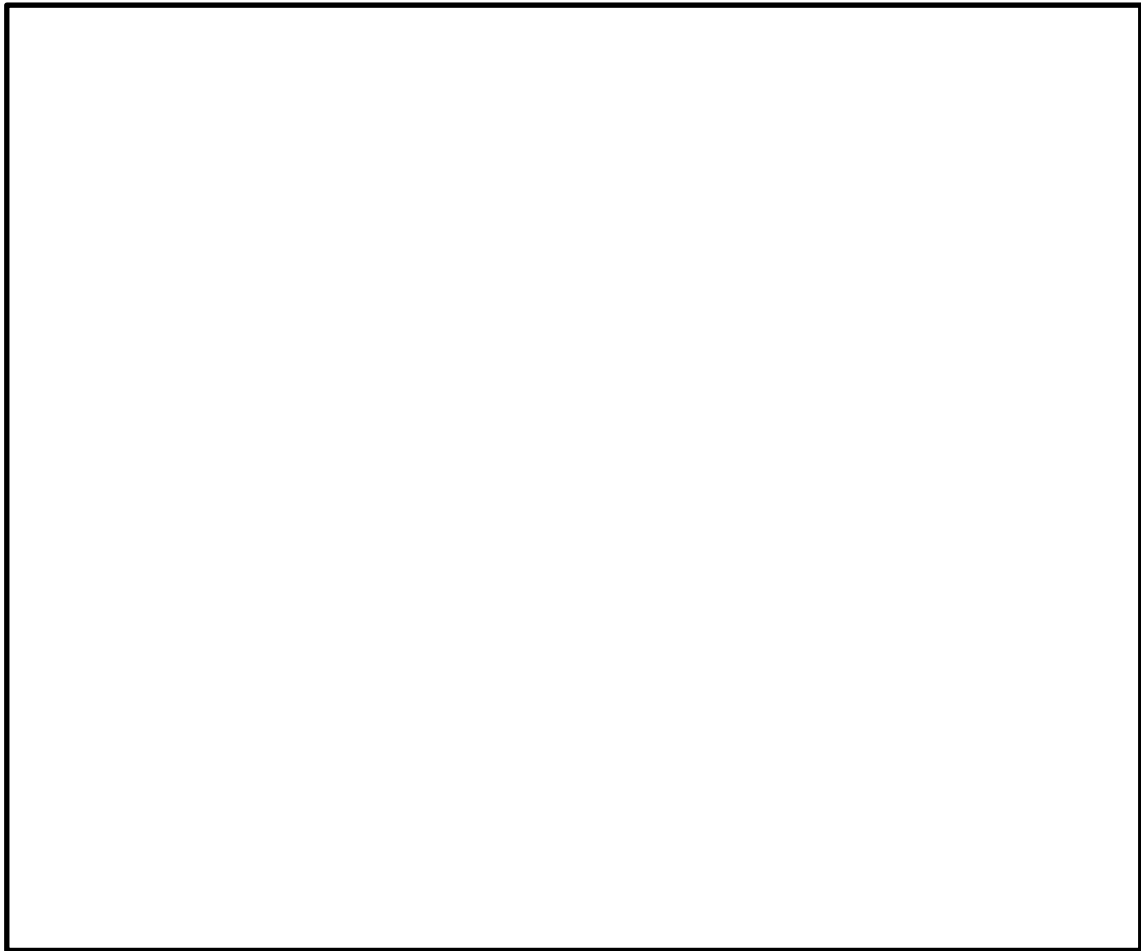


図3 解析モデル

表2の解析条件並びに図3の解析モデルにて解析を実施した結果を図4に示す。金属フィルタに捕集される粒子状放射性物質の崩壊熱を2kWとした場合の金属フィルタ部最高温度は約□°Cとなった。

したがって、金属フィルタの温度は、エアロゾルの再浮遊が起こるような温度（参考：CsOHの融点：272.3°C）を下回り、再浮遊を抑制することができる。

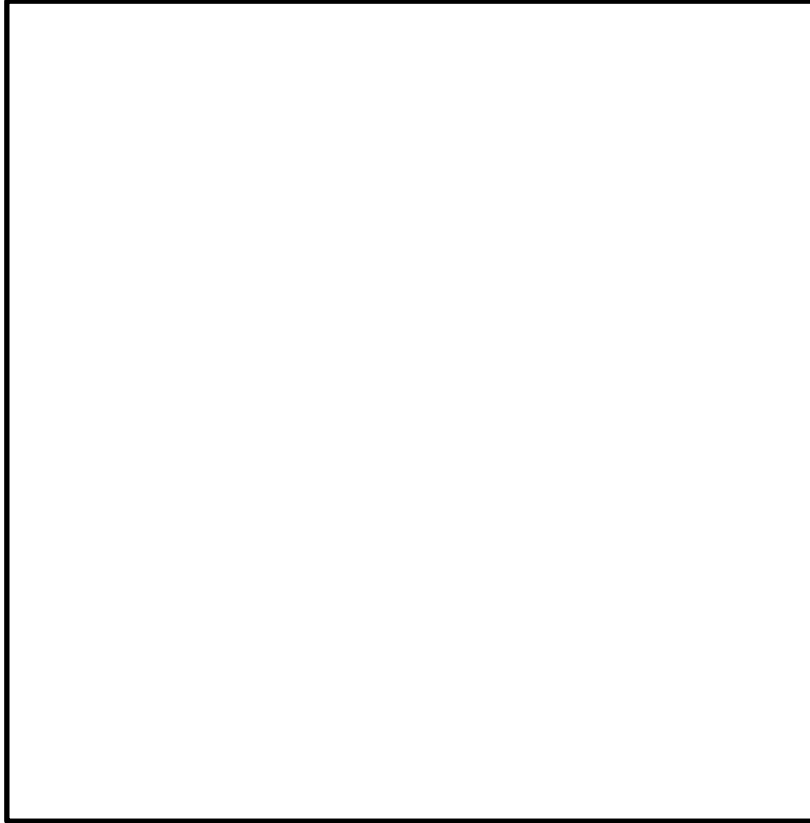


図4 温度分布解析結果

3. 銀ゼオライトフィルタ

3.1 無機よう素及び有機よう素の再揮発

3.1.1 想定される状態

化学工業の分野ではゼオライトに高温の水素ガスを通気することにより捕集されているよう素を再揮発させる技術がある。銀ゼオライトフィルタに充填された銀ゼオライトに、ベントガスに含まれる水素ガスが通気されると、捕集されたよう素が再揮発することが考えられる。

3.1.2 影響評価

水素ガスによるよう素の再浮遊は400℃以上の高温状態で数時間程度、水素ガスを通気した場合に起こることが知られている。一方、第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器に流入するガスは200℃以下であり、銀ゼオライトに水素ガスが通過したとしても、銀ゼオライトに捕集されているよう素が再揮発することはない。

また、銀ゼオライトで捕集したよう素の崩壊熱は、ベント実施中はベントガスの流れにより冷却され、ベント停止後は系統内を不活性化するための窒素ガスにより冷却されることから、この影響について評価を実施した。また、長期的には、窒素ガスを停止することも考えられることから、窒素ガスを停止した場合の銀ゼオライトフィルタの温度について評価を実施した。

(a) 窒素ガス冷却による評価

イ. 銀ゼオライトフィルタへのおよそ移行割合

ベンチュリスクラバでの無機およそ素の除去性能 (DF=100) を考慮して、ベンチュリスクラバで除去されずに残った全ての無機およそ素が銀ゼオライトフィルタに蓄積するものとする。また、銀ゼオライトフィルタの有機およそ素の除去性能は DF=50 であるが、有機およそ素全てがおよそ素除去部に蓄積されるものとする。

ロ. およそ素の発熱量

銀ゼオライトフィルタ内の発熱量については、可搬式窒素供給装置により窒素を供給する場合として事象発生7日後を想定し、事故時に炉内に内蔵されるおよそ素元素量に相当する崩壊熱約7MWに対して時間減衰及び銀ゼオライトフィルタへのガス状放射性およそ素移行割合を考慮し、ガス状放射性およそ素は全て銀ゼオライトフィルタに吸着すると想定し設定した。

銀ゼオライトフィルタでの発熱量を表3に示す。

表3 銀ゼオライトフィルタでの発熱量 (単位:W)

銀ゼオライトフィルタでの発熱量 (有機およそ素)	
銀ゼオライトフィルタでの発熱量 (無機およそ素)	

ハ. 計算条件

保守的に評価するため、冷却源となるガス流量が最も小さくなるような条件として、スクラビング水に捕集される放射性物質の崩壊熱による蒸気量は考慮せず、系統を不活性化するために供給する窒素ガス流量のみを冷却ガス条件とし、圧力・温度条件はベント後長期を想定して大気圧及びその飽和温度とする。

- ・ 窒素ガス流量 = $100\text{m}^3/\text{h}[\text{normal}]$
- ・ 窒素ガス比熱 = $1040\text{J}/\text{kg}\cdot^\circ\text{C}$
- ・ 窒素ガス密度 = $1.25\text{kg}/\text{m}^3[\text{normal}]$

ニ. 評価結果

銀ゼオライトフィルタに蓄積したおよそ素の崩壊熱による冷却ガスの上昇温度を評価することで簡易的に銀ゼオライトフィルタの上昇温度を評価する。銀ゼオライトフィルタ内で発生する崩壊熱の全量が冷却ガスに移行したと仮定し、以下の評価式にて銀ゼオライトフィルタの上昇温度を評価した。

$$\text{上限温度}(^\circ\text{C}) = \frac{\text{銀ゼオライトフィルタ内の発熱量}(W)}{\text{比熱}(\text{J}/\text{kg}\cdot^\circ\text{C}) \cdot \text{窒素ガス流量}(\text{m}^3/\text{s}) \cdot \text{窒素ガス密度}(\text{kg}/\text{m}^3)}$$

以上より、

- ・ 温度上昇量 = $^\circ\text{C}$

したがって、銀ゼオライトフィルタの温度は、最高使用温度（200℃）に温度上昇量を加味しても□℃であり、再揮発が起こるような温度（400℃以上）に対して十分に低く、再揮発を抑制することができる。

(b) 窒素ガスを停止した場合の温度評価

イ. 銀ゼオライトフィルタへのよう素移行割合

(a)イ.と同様にベンチュリスクラバでの無機よう素の除去性能 (DF=100) を考慮して、ベンチュリスクラバで除去されずに残った全ての無機よう素が銀ゼオライトフィルタに蓄積するものとする。また、銀ゼオライトフィルタの有機よう素の除去性能は DF=50 であるが、有機よう素全てがよう素除去部に蓄積されるものとする。

ロ. よう素の発熱量

(a)ロ.と同様に想定し銀ゼオライトフィルタ内のよう素の発熱量を 3684W を保守的に切り上げた 4000kW とする。

ハ. 温度解析による評価

温度解析条件を表 4 に示す。また、解析モデルを図 5 に示す。解析モデルは対称性を考慮して 2 次元軸対称モデルとした。解析モデルは銀ゼオライトフィルタ周辺部を模擬し、保温材、自然対流及び輻射を考慮した境界条件とした。また、流体は空気を想定し、第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器内の初期温度 60℃、周囲雰囲気温度 60℃(一定)の温度条件とした。

なお、発熱による温度上昇が保守的になる（周辺に逃げにくく、金属フィルタ内に発熱した熱がこもる）よう、大気開放している出口配管を模擬していない。

表 4 銀ゼオライトフィルタ温度解析条件一覧表

項目	条件
解析コード	STAR-CCM+ (Ver. 10.06)
解析タイプ	定常計算 (自然対流)
乱流モデル	Realizable k-ε 2層モデル
差分スキーム	風上 2 次
雰囲気温度	60℃
圧力	101325Pa (大気圧) (ベント後, スクラビング水ドレン後を想定)
流体	空気 100%
保温材	考慮 □
輻射	考慮

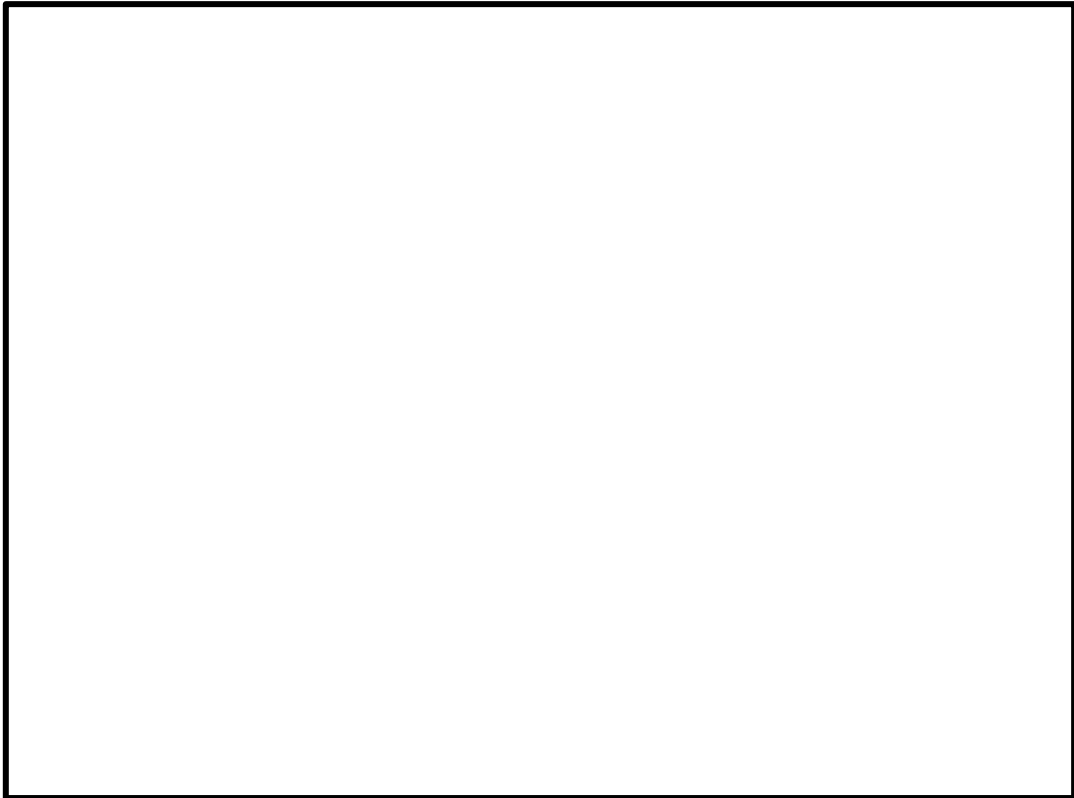


図5 解析モデル

表4の解析条件ならびに図5の解析モデルにて解析を実施した結果を図6に示す。発熱源とした内側フィルタ温度約□°C，外側フィルタ温度約□°Cとなり，銀ゼオライトフィルタの温度は，再揮発が起こるような温度（400°C以上）を下回り，再揮発を抑制することができる。

また，事象発生約32時間後の希ガスによる照射線量を計算すると，希ガスの崩壊熱エネルギーは 8.05×10^6 [J]と見積もられ，よう素による崩壊熱 6.81×10^9 [J]よりも3桁低い値となるため，ほとんど影響はない。

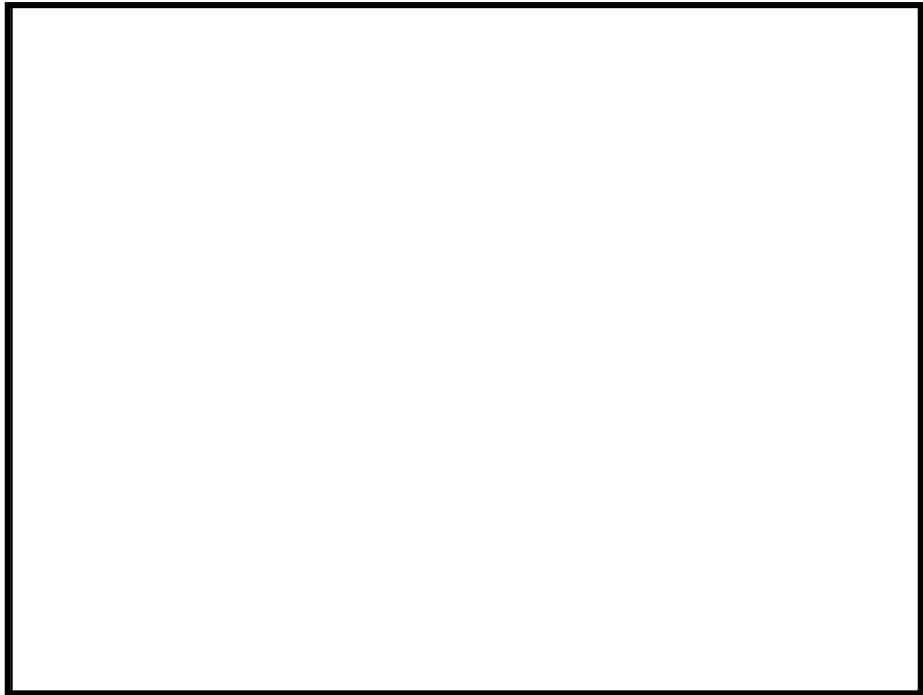


図 6 温度分布解析結果

4. 引用文献

- (1) NUREG/CR-5732_ORNL/TM-11861 Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents
- (2) ORNL/TM-6607 “Literature Survey of Methods to Remove Iodine from Off-gas Streams Using Solid Sorbents”, Apr/10/1979
- (3) NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” Feb. 1995
- (4) Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors”

(参考)

1. 有機よう素の生成割合に関する REGULATORY GUIDE 1.195 の適用について

有機よう素の生成割合は、Regulatory Guide 1.195 “Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light Water Nuclear Power Reactors” で示されたよう素の存在割合を用い、4%を仮定している。

原子炉格納容器中の無機よう素等から有機よう素への転換割合、重大事故時における pH 調整と有機よう素の生成割合に関する評価を以下に示す。

1.1 原子炉格納容器中の無機よう素等から有機よう素への転換割合

WASH-1233 “Review of Organic Iodide Formation Under Accident Conditions in Water-Cooled Reactors” では、粒子状よう素 (CsI) を除く無機よう素等 (I₂, HI, I) から有機よう素 (CH₃I) への転換に関して、原子炉格納容器内を模擬した種々の実験結果に基づいて提案している。

一方、NUREG-0772 “Technical Basis for Estimating Fission Product Behavior during LWR Accidents” において、上記のWASH-1233の実験結果を再度評価し、WASH-1233で示される有機よう素への転換割合は、有機よう素の生成を導くメカニズムの定義付けが十分ではなく、保守的としている。

WASH-1233及びNUREG-0772に示されている、それぞれの有機よう素への転換割合を表1に示す。

表1 原子炉格納容器中の無機よう素等から有機よう素への転換割合

有機よう素	WASH-1233	NUREG-0772
非放射線場	1%未満	0.01%未満
放射線場	2.2%未満	0.02%未満
合計	3.2%未満	0.03%未満

NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” では、無機よう素等から生成される有機よう素の転換割合として、WASH-1233で示される3.2% (合計) に基づき決定している。しかし、WASH-1233では有機よう素の生成反応のみを考慮し、放射線による分解反応については考慮していないこと、原子炉格納容器内での有機よう素の生成割合を評価していることなどから、NUREG-0772のレビュー結果と同様、相当な保守性を持った値としている。

1.2 重大事故時における pH 調整と有機よう素の生成割合

NUREG/CR-5732 “Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents” では、pH とよう素の存在割合について、pH の低下に伴って無機よう素等への生成割合が増加する知見が示されており、pH 調整が実施されている場合と pH 調整が実施されていない場合のそれぞれについて、重大事故時のよう素形態に関して、複数のプラントに対するよう素の発生量を評価している。pH 調整が実施されている場合の結果を表2に、pH 調整が

実施されていない場合の結果を表 3 に示す。BWR プラント (Grand Gulf Peach Bottom) では、重大事故時において、pH 調整の実施の有無に限らず、有機よう素の生成割合は 1% 以下となっている。

表 2 重大事故時に pH 調整を実施した場合の有機よう素の生成割合

Table 3.6 Distribution of iodine species for pH controlled above 7

Plant	Accident	Fraction of total iodine in containment (%)			
		I ₂ (g)	I ₂ (l)	I ⁻ (l)	CH ₃ I (g)
Grand Gulf	TC γ	0.05	0.03	99.92	0.001
	TQUV γ	0.01	0.03	99.96	0.0003
Peach Bottom	AE γ	0.002	0.03	99.97	0.0001
	TC2 γ	0.02	0.03	99.95	0.0004

表 3 重大事故時に pH 調整を実施しない場合の有機よう素の生成割合

Table 3.7 Distribution of iodine species for uncontrolled pH

Plant	Accident	Fraction of total iodine in containment (%)			
		I ₂ (g)	I ₂ (l)	I ⁻ (l)	CH ₃ I (g)
Grand Gulf	TC γ	26.6	15.3	58.0	0.2
	TQUV γ	6.6	18.3	75.1	0.06
Peach Bottom	AE γ	1.6	21.6	76.8	0.01
	TC2 γ	10.9	18.0	71.0	0.07

以上より、有機よう素の生成割合については不確定さがあるものの、Regulatory Guide 1.195 で示されている 4% は十分な保守性を有していると考えられることから、設計値として採用している。

2. 引用文献

- (1) WASH-1233, "Review of Organic Iodide Formation Under Accident Conditions in Water-Cooled Reactors"
- (2) NUREG-0772, "Technical Basis for Estimating Fission Product Behaviour during LWR Accidents"

FP の放射性壊変による被ばく評価への影響

第1 ベントフィルタスクラバ容器のスクラビング水、金属フィルタ及び第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器の銀ゼオライトフィルタに捕集された物質が放射性壊変をし、放射性を持つ希ガスが再浮遊することにより、被ばくに影響を与える可能性がある。ここでは、エアロゾルとよう素の放射性壊変によって発生する希ガスが被ばくに与える影響について確認する。

1. エアロゾルの壊変

被ばく評価で対象としている評価核種 65 核種の中で、エアロゾルのうち希ガスを生成する親核種として、Cs-134, Rb-86, Te-129, Te-129m, Te-131m 及び Te-132 があり、これらの 99.9%以上はスクラビング水及び金属フィルタによって捕集される。この他のエアロゾルは希ガスへの壊変をせず、スクラビング水及び金属フィルタにより保持される。

Cs-134, Rb-86, Te-129, Te-129m, Te-131m 及び Te-132 の壊変により生成される子孫核種の約 99%以上は、Xe-134, Kr-86, Xe-129, Xe-131 及び Xe-132 と安定核種であるため、被ばくへの影響は小さい。

2. よう素の壊変

被ばく評価で考慮されているよう素の同位体は、I-131 から I-135 の 5 核種であり、これらは全て Xe に壊変するが、このうち I-132 及び I-134 から生成する Xe は安定核種である。また、I-131 についても約 99%が安定核種であり、被ばくへの影響は小さい。

以上より、放射性壊変によって発生する希ガスが被ばくに与える影響として、I-133 及び I-135 から生成する Xe-133 と Xe-135 による影響を以下に示す式を用いて評価する。

2.1 評価式

よう素の壊変によって再浮遊する希ガスの放射能 A_2 を求める式を式(1)に示す。また、再浮遊した希ガスの積算崩壊数 ΣA_2 を求める式を式(2)に示す。

$$-\frac{dN_1(t)}{dt} = \lambda_1 N_1(t), \quad \frac{dN_2(t)}{dt} = \lambda_1 N_1(t) - \lambda_2 N_2(t)$$

$$A_2 = \frac{\lambda_2}{\lambda_2 - \lambda_1} A_{10} \left(e^{-\lambda_1 t} - e^{-\lambda_2 t} \right) + A_{20} e^{-\lambda_2 t} \dots \dots \dots \text{式(1)}$$

$$\Sigma A_2 = \frac{\lambda_2}{\lambda_2 - \lambda_1} A_{10} \left\{ \frac{(1 - e^{-\lambda_1 t})}{\lambda_1} - \frac{(1 - e^{-\lambda_2 t})}{\lambda_2} \right\} \dots \dots \dots \text{式(2)}$$

ここで,

- N_1 : 時間 t における親核種の原子数
- N_2 : 時間 t における子孫核種の原子数
- λ_1 : 親核種の壊変定数(1/s)
- λ_2 : 子孫核種の壊変定数(1/s)
- A_2 : 再浮遊する希ガスの放射能(Bq)
- A_{10} : 親核種のベント開始時刻における放射能(Bq)
- A_{20} : 子孫核種のベント開始時刻における放射能(Bq)
- t : ベント実施後の経過時間(s)

2.2 よう素移行率及び捕集率

評価で想定する各フィルタへのよう素の移行率及び捕捉率を表1に示す。この移行率及び捕捉率を用いて、各フィルタの捕捉量を求める。なお、実際には、一部は捕集されずに系外へ放出されると考えられるが、捕捉量の評価では、保守的に全量捕集されるとする。

表1 よう素移行率

	ベントライン 放出割合*(-) (移行率)	捕集率(-)		
		スクラビング水 及び金属フィルタ	銀ゼオライト フィルタ	合計
粒子状よう素	約 2.19×10^{-7}	0.999	0.001	1
無機よう素	約 7.04×10^{-4}	0.99	0.01	1
有機よう素	約 3.10×10^{-2}	0	1	1

注記* : 炉内内蔵重量に対する割合をMAAP解析により評価

2.3 各フィルタに付着する放射エネルギー

ベント開始時における炉内内蔵量及び各フィルタに付着する放射エネルギーを表2に示す。ベント開始時間は、原子炉停止後32.5時間後とする。

表2 炉内内蔵量及び各フィルタに付着する放射エネルギー

核種		炉内内蔵量(Bq)		フィルタ付着(Bq)		
		原子炉停止時	ベント開始時	スクラビング水 及び金属フィル タ	銀ゼオライト フィルタ	合計
I-133	A ₁₀	約 4.9×10 ¹⁸	約 1.7×10 ¹⁸	約 1.2×10 ¹⁵	約 5.3×10 ¹⁶	約 5.5×10 ¹⁶
Xe-133	A ₂₀	約 4.8×10 ¹⁸	約 4.5×10 ¹⁸	—	—	—
I-135	A ₁₀	約 4.7×10 ¹⁸	約 1.6×10 ¹⁷	約 1.1×10 ¹⁴	約 4.9×10 ¹⁵	約 5.0×10 ¹⁵
Xe-135	A ₂₀	約 1.4×10 ¹⁸	約 9.3×10 ¹⁷	—	—	—

2.4 再浮遊する放射エネルギー

ベント実施時に原子炉格納容器からベントラインに放出される Xe-133 及び Xe-135 と、各フィルタから再浮遊する Xe-133 及び Xe-135 の 7 日間積算崩壊数の比較を表 3、放出放射能の比較を図 1、積算崩壊数の比較を図 2 に示す。

表 3 から、フィルタから再浮遊する Xe-133 と Xe-135 は、原子炉格納容器からベントラインに放出される Xe-133 及び Xe-135 の 1%未満（≒約 3.3×10²¹/約 1.8×10²⁴=約 0.18%）であり、相対的に影響は小さい。

表3 Xe-133 と Xe-135 の 7 日間積算崩壊数の比較

		Xe-133 (Bq・s)	Xe-135 (Bq・s)	合計 (Bq・s)
ベントラインからの放出		約 1.8×10 ²⁴	約 4.4×10 ²²	約 1.8×10 ²⁴
再浮遊により 放出	スクラビング水 及び金属フィルタ	約 6.8×10 ¹⁹	約 3.8×10 ¹⁸	約 7.2×10 ¹⁹
	銀ゼオライト フィルタ	約 3.0×10 ²¹	約 1.7×10 ²⁰	約 3.2×10 ²¹
	合計	約 3.1×10 ²¹	約 1.7×10 ²⁰	約 3.3×10 ²¹

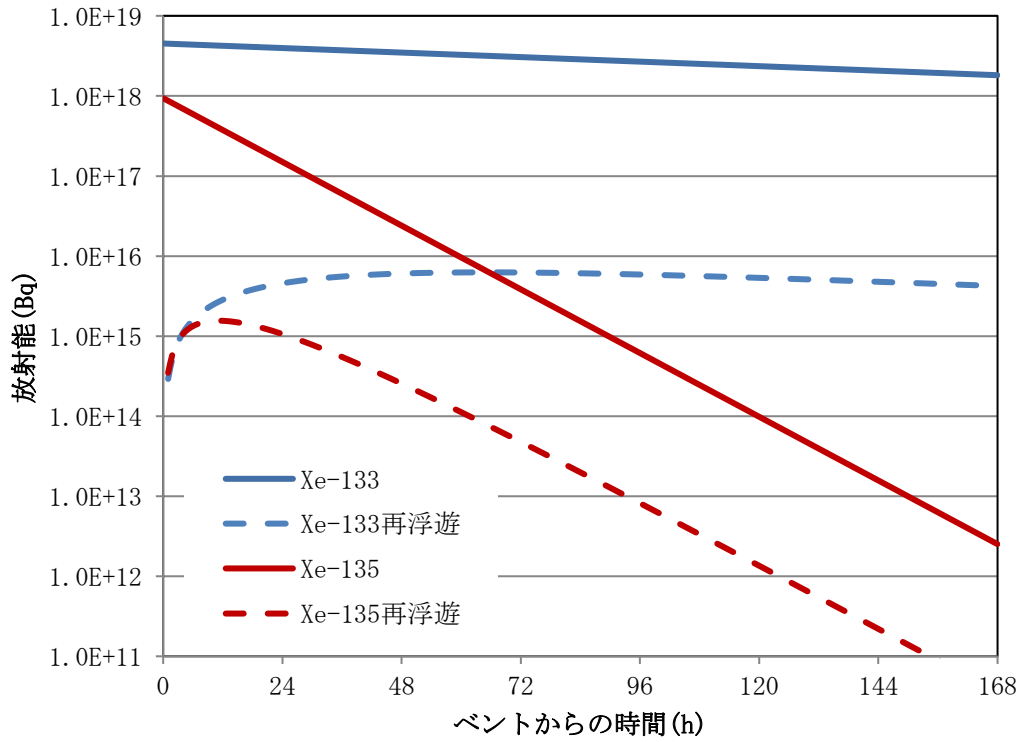


図1 ベントラインに放出されるXeとフィルタから再浮遊するXeの放射能比較

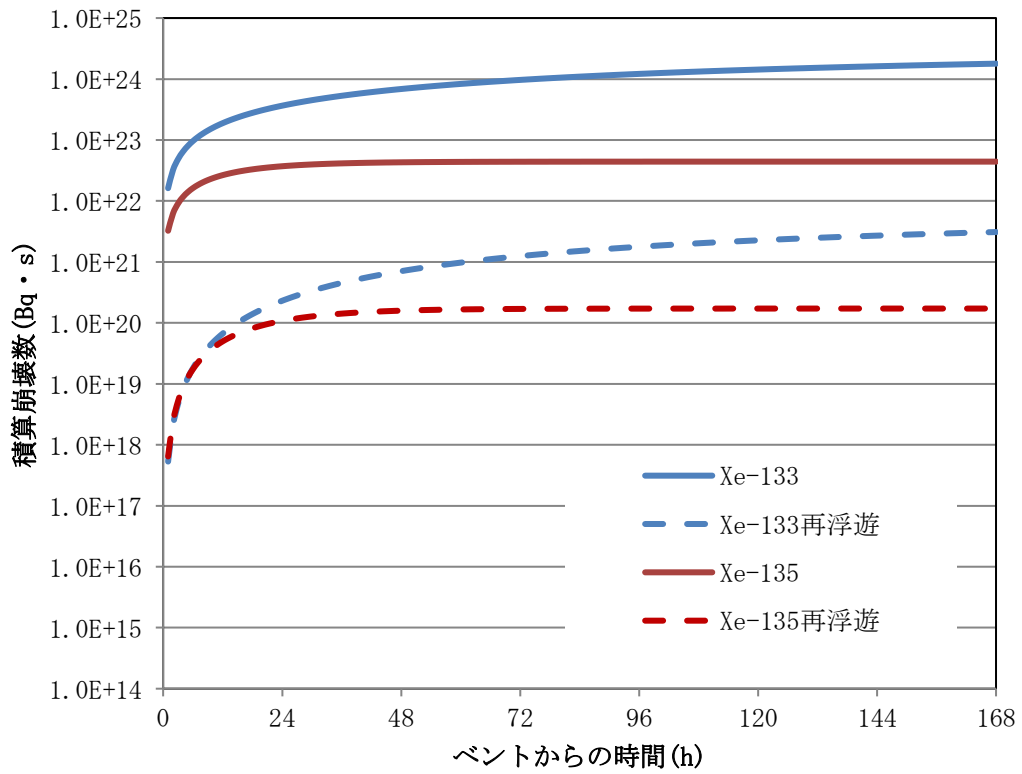


図2 ベントラインに放出されるXeとフィルタから再浮遊するXeの積算崩壊数比較

フィルタの除去性能に与える影響について

1. フィルタの除去性能に与える影響

第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器を継続使用する場合、粒子状放射性物質（エアロゾル）、無機よう素及び有機よう素の除去性能に影響を与える可能性がある因子として、エアロゾルによるフィルタの閉塞、放射性物質の再揮発、銀ゼオライトフィルタにおける吸着材の容量減少及び吸着材の変質がある。そのため、これらの影響について評価を実施する。なお、第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器内で保持した放射性物質が再揮発することによる除去性能への影響については、補足 22 における評価のとおりであり、対象外とする。

2. エアロゾルによるフィルタの閉塞

2.1 想定する状態

炉心損傷後のベント実施時には、熔融炉心から発生するエアロゾルに加え、炉内構造物の過温などによるエアロゾル、コアコンクリート反応により発生する CaO_2 等のコンクリート材料に起因するエアロゾル、保温材等の熱的・機械的衝撃により発生する粉塵が第1ベントフィルタスクラバ容器に移行する可能性がある。これらのエアロゾルの影響により、ベンチュリノズルの狭隘部や金属フィルタに付着し、閉塞する可能性について考慮する。また、金属フィルタについては、液滴の付着による閉塞についても考慮する。

2.2 影響評価

2.2.1 ベンチュリノズル

ベンチュリノズルの狭隘部は cm であり、狭隘部を通過するガス流速は高速となる。これに対してエアロゾルの粒径は極めて小さく、ベンチュリノズルが閉塞することはない。

2.2.2 金属フィルタ（エアロゾルによる閉塞）

ベンチュリスクラバで捕集されなかったエアロゾルは、後段の金属フィルタに捕集される。この金属フィルタに捕集されるエアロゾル量と金属フィルタの許容負荷量を比較し、閉塞しないことを以下のとおり確認した。

(1) 金属フィルタの許容負荷量

金属フィルタ単体に対し、エアロゾルを供給した場合、負荷量は g/m^2 まで許容されることが確認されている。

(2) エアロゾル量

原子炉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によるスクラビング効果がないドライウェルベント時の原子炉格納容器

から第1ベントフィルタスクラバ容器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に基づく炉心から原子炉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28kgとなる。さらに、エアロゾルに係る海外規制を踏まえ、300kgに設定している。

このエアロゾル重量に金属フィルタへのエアロゾル移行割合 [] を考慮すると、設計エアロゾル重量(300kg)に対して金属フィルタへの移行量は [] kgとなる。

(3) 評価結果

金属フィルタの総面積は約 [] m²であり、設計エアロゾル移行量に対する金属フィルタへの移行量は [] kgとなることから、金属フィルタの負荷は約 [] g/m² (= [] []) となる。

これは金属フィルタの許容負荷量に対して小さいことから、金属フィルタが閉塞することはない。

2.2.3 金属フィルタ (液滴による閉塞)

金属フィルタに移行するベントガスに含まれる液滴(湿分)は、プレフィルタ及び湿水分離機構における、液滴の凝集、 [] により分離される。

低流速では、 [] により液滴を分離する機能の低下が懸念されるものの、JAVA試験における下記の結果から、金属フィルタにおけるエアロゾルの除去性能は運転範囲を下回る低速範囲([] []) においても低下していないと考えられる。

①金属フィルタ運転範囲を下回る低流速範囲においても、図1のとおり金属フィルタの除去性能が確保されている。

②金属フィルタでは、 [] によりエアロゾルを除去していることから、低流速においては、除去効率が低下する傾向にあると考えられる。

以上から、プレフィルタ及び湿水分離機構における、液滴分離が十分に実施でき、液滴(湿分)によるメインフィルタの閉塞が発生することはない。

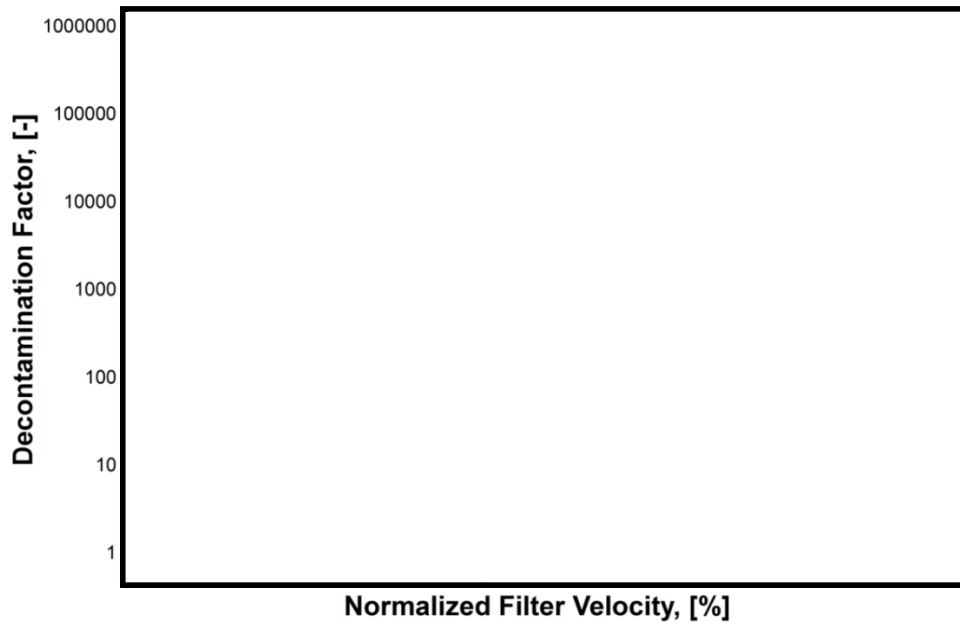


図1 金属フィルタにおけるガス流速に対する除去係数

3. 吸着材の容量減少

3.1 想定する状態

銀ゼオライトフィルタの吸着材として使用する銀ゼオライトが、よう素の捕捉によって吸着容量に達した場合には、ガス状放射性よう素は捕集されずに系外に放出されることが考えられる。

3.2 影響評価

銀ゼオライトフィルタで保持が可能なガス状放射性よう素の吸着容量（銀分子数）は、原子炉格納容器から放出されるよう素量に対して十分大きいことから、吸着容量に達することはないことを以下のとおり確認した。また、JAVA PLUS 試験と実機の有機よう素注入量と銀ゼオライト充填量との比較においても、銀ゼオライトフィルタの有機よう素捕集に関する吸着容量が十分であることを確認した。

3.2.1 銀ゼオライトフィルタの銀の保有量

銀ゼオライトフィルタの銀ゼオライトの銀含有割合は約 wt% であるため、銀ゼオライト約 kg に含まれる銀の量は約 kg (約 mol) である。

3.2.2 ガス状放射性よう素の流入量

銀ゼオライトフィルタに蓄積されるよう素の発熱量を以下のとおり設定した。

- ・ 事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量

BWR プラントにおける代表炉心（ABWR）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN 2 コードの計算結果に対して、島根原子力発電所第2号機の熱出力（2436MW）を考慮して算出した結果、18.1kg とする。

・原子炉格納容器への放出割合

NUREG-1465に基づき、原子炉格納容器内へのよう素の放出割合を61%とする。

・原子炉格納容器に放出されるよう素の化学形態割合

Regulatory Guide 1.195に基づき、粒子状よう素5%、無機よう素91%、有機よう素4%とする。

ベンチュリスクラバでの無機よう素の除去性能(DF=□)を考慮して、ベンチュリスクラバで除去されずに残った全ての無機よう素がよう素除去部に蓄積するものとする。また、有機よう素は全てがよう素除去部に蓄積されるものとする。

以上の想定で、銀ゼオライトフィルタに吸着するガス状放射性よう素の量は無機よう素約□mol、有機よう素約3.5molであり、無機よう素I₂(分子量:253.8)約□g、有機よう素CH₃I(分子量:141.9)約495gに相当する。

(無機よう素(I₂)のモル数)

$$=18100\text{g}/126.9\text{g/mol}\times 61\%\times 91\%/□(\text{DF})/2(\text{I}_2)=□\text{mol}$$

(有機よう素(CH₃I)のモル数) =18100g/126.9g/mol×61%×4%=3.48…mol

3.2.3 評価結果

よう素は、以下に示すように銀と反応することから、銀ゼオライトに含まれる銀の量(約□mol)は、流入する放射性よう素の捕集に十分な量であると言える。

・有機よう素の除去反応

□

・無機よう素の除去反応

□

3.2.4 JAVA PLUS 試験と実機の比較による容量の確認

JAVA PLUS 試験において、有機よう素を用いて銀ゼオライトの性能検証を行っている。JAVA PLUS 試験では、約□kgの銀ゼオライトを交換することなく有機よう素を約□g以上注入しているが、銀ゼオライトの性能劣化は確認されていない。

実機の銀ゼオライト充填量は約□kgであり、JAVA PLUS 試験の実績より、約□kgの有機よう素が流入しても性能劣化を起さないとと言える。実機の銀ゼオライトフィルタに想定される有機よう素の最大流入量は約495gであり、無機よう素を含めても約□gであることから、銀ゼオライトが性能劣化することはないと考えられる。

4. 吸着材の変質

4.1 想定する状態

銀ゼオライトフィルタの吸着材として使用する銀ゼオライトは、光の照射又は高湿度の環境に長期間晒されると、変質してよう素除去性能が低下することが考えられる。

4.2 影響評価

4.2.1 光の照射による劣化

銀ゼオライトは、ステンレス鋼製の第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器内に充填されるため、光が照射されることはなく、変質するおそれはない。

4.2.2 放射線の照射による劣化

銀ゼオライトは \square MGy の放射線照射後においても DF が \square 以上を満たすことを確認しており、島根原子力発電所第2号機の第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器で想定される照射量は \square MGy 程度であるため、捕集性能が低下するおそれはない。

(1) 実機で想定される照射線量

実機において銀ゼオライトは、銀ゼオライトフィルタに保持される放射性物質、その他格納容器フィルタベント系系統内に保持される放射性物質、銀ゼオライトフィルタを通過する希ガス、原子炉格納容器から原子炉建物に漏れいする放射性物質、格納容器ベント等により建物外放出される放射性物質等の壊変により、放射線の照射を受ける。このうち、原子炉格納容器から原子炉建物に漏れいする放射性物質、格納容器ベント等により建物外放出される放射性物質からの放射線照射については、第1ベントフィルタ格納槽による遮蔽の効果が期待できるため、その影響は軽微である。

a. 銀ゼオライトフィルタに保持される放射性物質からの照射線量

銀ゼオライトフィルタに保持される放射性よう素の量は、設計で用いている最大のような素の放射エネルギーとして 2.1×10^{19} Bq とする。有効性評価における最も早いベント開始時間である原子炉停止から32時間後にベントを開始するものとして減衰を考慮し、NUREG-1465の記載に基づき、事故時の原子炉格納容器へのよう素の放出割合を61%、粒子状よう素5%、無機よう素91%、有機よう素4%とする。また、粒子状よう素と無機よう素はどちらもベンチュリスクラバで \square %が捕集され、無機よう素は捕集されないものとする。銀ゼオライトに流入するよう素の崩壊熱エネルギーは、表1のとおり。

表1 よう素の崩壊熱エネルギー

粒子状よう素 (J)	無機よう素 (J)	有機よう素 (J)	合計 (J)
6.96×10^7	1.27×10^9	8.55×10^9	6.90×10^9

銀ゼオライトの重量は約 \square kg であるため、銀ゼオライトが照射される累積線量は、 $6.90 \times 10^9 \text{ J} \div \square \text{ kg} = \square \text{ Gy} \div \square \text{ MGy}$ となる*。

注記*：銀ゼオライトフィルタに保持されるよう素は、銀ゼオライトフィルタ入口表面付近に集中することが考えられる。この集中する割合はDFが大きいくほど大きくなるため、実機に期待するDF50よりも大きいDF200を仮定して計算すると、流入したよう素の50%が入口から約□mmまでに保持される。銀ゼオライトフィルタ入口から□mmまでの厚みに流入したよう素の全量が保持されると保守的に仮定すると、この厚みに相当する銀ゼオライトの重量は約□kgである。

銀ゼオライトにおける捕集性能の劣化は、よう素捕集前のAgNO₃により起こるため、よう素捕集後は放射線照射による影響はほとんどない。したがって、銀ゼオライトによう素が捕集されるまでの照射線量を考慮する。MAAP解析によると、2Pdベント実施後3時間程度で原子炉格納容器内のよう素の99.9%以上が放出されるため、保守的に5時間後までのよう素の積算崩壊量を考慮すると、 2.68×10^8 Jとなる。よってこの時銀ゼオライトが照射される累積線量は

$$2.68 \times 10^8 \text{J} \div \square \text{kg} = \square \text{MGy}$$

となり、設計モデルはより現実に近い計算よりも保守的である。

b. その他格納容器フィルタベント系系統内に保持される放射性物質からの照射線量

格納容器フィルタベント系を通過する希ガスを除く放射性物質の全量 1.59×10^{20} Bqが、ベンチュリスクラバ、金属フィルタ、その他配管等に保持され、これらが銀ゼオライトフィルタに接触しているものと保守的に仮定する。銀ゼオライトが照射される放射線量を、遮蔽計算コードQADを用いて求めると、7日間の積算線量は、 4.73×10^4 Gyとなる。この値は銀ゼオライトフィルタに保持される放射性物質からの照射線量と比較して2桁小さいため、その影響は軽微である。

c. 銀ゼオライトフィルタを通過する希ガスからの照射線量

原子炉格納容器内に内蔵される希ガスの放射エネルギーは、設計で用いている最大の放射エネルギーとして 1.60×10^{19} Bqとする。

有効性評価におけるベント開始時間である原子炉停止から32時間後にベントを開始すると仮定して放射能の時間減衰を考慮し、希ガスの系外への放出率を100%とする。希ガスの滞留時間は0.94秒程度であるため、保守的に1秒としたとき、銀ゼオライトに流入する希ガスの崩壊熱エネルギーは 1.35×10^5 Jとなる。

銀ゼオライトの重量は約□kgであるため、銀ゼオライトが照射される累積線量は、 $1.35 \times 10^5 \text{J} \div \square \text{kg} = \square \text{Gy}$ となる。この値はよう素除去部に保持される放射性物質からの照射線量と比較して5桁小さいため、その影響は軽微である。

以上より、実機で想定される銀ゼオライトへの照射線量は、□MGy程度である。

(2) 銀ゼオライトの放射線耐性

銀ゼオライトの放射線耐性の確認のため、Framatome 社は、ドイツの第三者認証機関である TUV に試験を委託しており、 MGy の放射線照射後と未照射のサンプルを比較し、DF に有意な差がないことが確認されている。試験結果を表 2 に示す。

表 2 吸着材の放射線耐性

	照射線量 (MGy)	捕集率 (%)	DF
照射サンプル	<input type="text"/>		
未照射サンプル	0		

また、銀ゼオライトは放射線の照射を受けることにより、以下に示す反応等によって、変質することが考えられるが、これらの反応は温度、圧力等への依存性が低いため、確認された放射線耐性は実機においても適用可能である。

(3) 評価結果

前述のとおり、銀ゼオライトの放射線耐性は MGy 以上であり、実機で想定される銀ゼオライトの照射線量は MGy 程度であるため、実機において銀ゼオライトの健全性は維持される。

4.2.3 湿分による劣化

湿分による銀ゼオライトのよう素除去性能への影響については、密閉容器内にスクラビング水（水酸化ナトリウム及び ）と銀ゼオライトを保管し、6 カ月後及び 15 カ月後の除去効率の測定試験を行い、性能基準（ ）を満たしていることを確認した。

(1) スウェリングの影響について

島根原子力発電所第 2 号機の第 1 ベントフィルタ銀ゼオライトフィルタは、第 1 ベントフィルタスクラバ容器とは別容器となっていることから、第 1 ベントフィルタスクラバ容器のスクラビング水がスウェリングすることによる影響は受けない。

(2) 系統待機時における銀ゼオライトフィルタへのスクラビング水の影響について

プラント運転中を通して格納容器フィルタベント系の系統待機時は、第 1 ベントフィルタスクラバ容器内がスクラビング水によって飽和蒸気的环境となり、銀ゼオライトは長期間、湿分環境下で保管される。

この保管状況において湿分による銀ゼオライトのよう素除去性能への影響を確認するため、密閉容器内にスクラビング水（水酸化ナトリウム及び ）

) と銀ゼオライトを表 3 に示す環境で保管し、よう素除去効率を 6 カ月後及び 15 カ月後に測定を実施した結果と銀ゼオライトの保管の様子を各々表 4 と図 2 に示す。

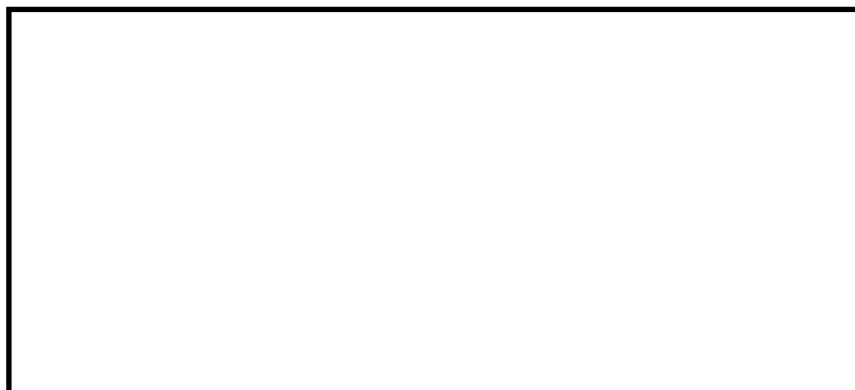
表 3 銀ゼオライトの試験条件

項目	試験条件	実機環境を考慮した適用性
温度	室温	実機の第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器は、地下の第 1 ベントフィルタ格納槽に設置され、温度変化は小さいと考えられることから、実機を包絡する条件であり、適用性がある。
圧力	大気圧	実機の圧力は 程度であり、圧力が低い方がスクラビング水が蒸発しやすく湿度が高くなると考えられることから、実機を包絡する条件であり、適用性がある。
封入ガス組成	窒素 95%以上 (酸素 5%未満)	実機の系統は、格納容器内雰囲気と同等の酸素濃度 4%以下と考えられることから、実機を包絡する条件であり、適用性がある。
スクラビング水組成	NaOH 水溶液 	実機の濃度は wt%であり、濃度が低い方がスクラビング水は蒸発しやすく湿度が高くなると考えられることから、実機を包絡する条件であり、適用性がある。
		実機の濃度と同等であり適用性がある。

表 4 銀ゼオライトの除去効率経時変化

有機よう素の除去効率		
初期	6 か月後	15 か月後

図2 銀ゼオライトの保管の様子



試験結果によると6カ月及び15カ月後における銀ゼオライトの除去効率は、性能基準（）を満たしており、実機においてもプラント運転中を通して性能は維持され则认为る。

5. 引用文献

- (1) ORNL/TM-6607 “Literature Survey of Methods to Remove Iodine from Off-gas Streams Using Solid Sorbents”, Apr/10/1979
- (2) NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” Feb. 1995
- (3) Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors”

ステンレス構造材，膨張黒鉛パッキンの妥当性について

1. ステンレス構造材，膨張黒鉛パッキンの妥当性

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，第1ベントフィルタ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，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）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。

表1にスクラビング水接液部の材質について記載する。

表1 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
	入口配管溶接部	<input type="text"/>
	接続配管	<input type="text"/> (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	<input type="text"/>
	ベンチュリノズル	<input type="text"/>
	金属フィルタ	ドレン配管： <input type="text"/>
その他	ガスケット	膨張黒鉛系シール材

スクラビング水は pH13 以上の高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。

1.1 ステンレス鋼の腐食評価

1.1.1 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，図1に示すように，pH2 以上で不動態化するため，高アルカリ環境では，全面腐食に対する耐性がある。

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。

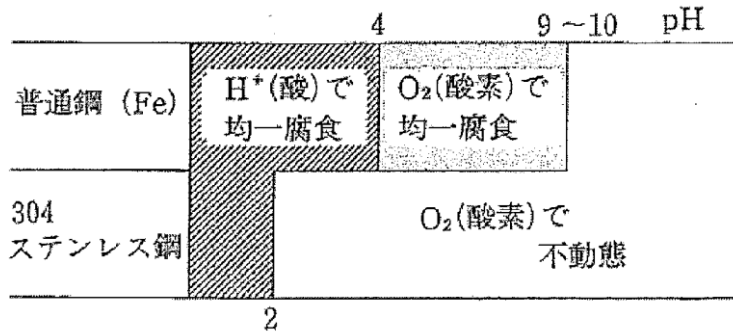


図1 大気中酸素に接する水中環境における SUS304 の腐食形態と pH の関係

1.1.2 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。

図2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。孔食発生領域は pH7 と比べ pH12 の方が狭く、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 pH13 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、第1ベントフィルタ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。

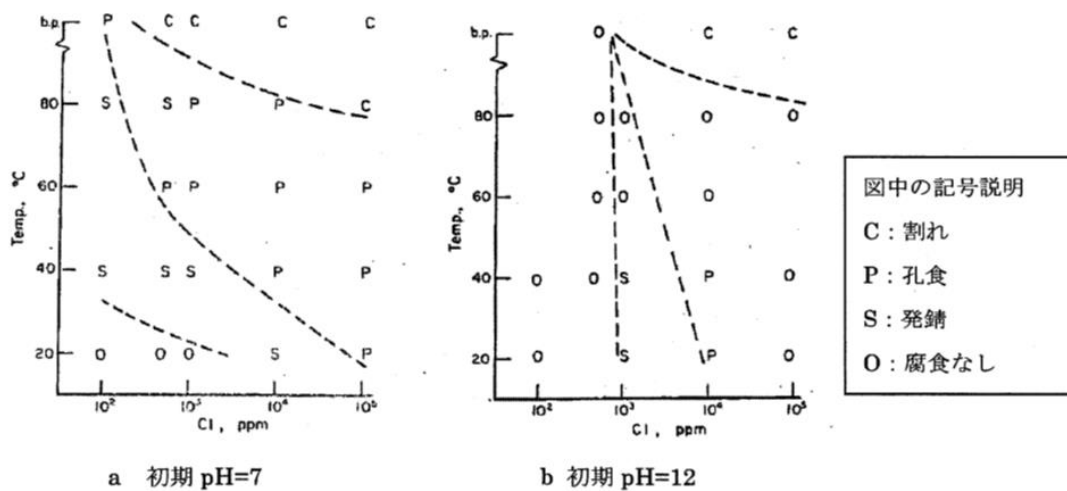


図2 SUS304 の pH7 及び pH12 の塩化物イオン濃度と温度が腐食形態に及ぼす影響

1.1.3 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。図3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。

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。

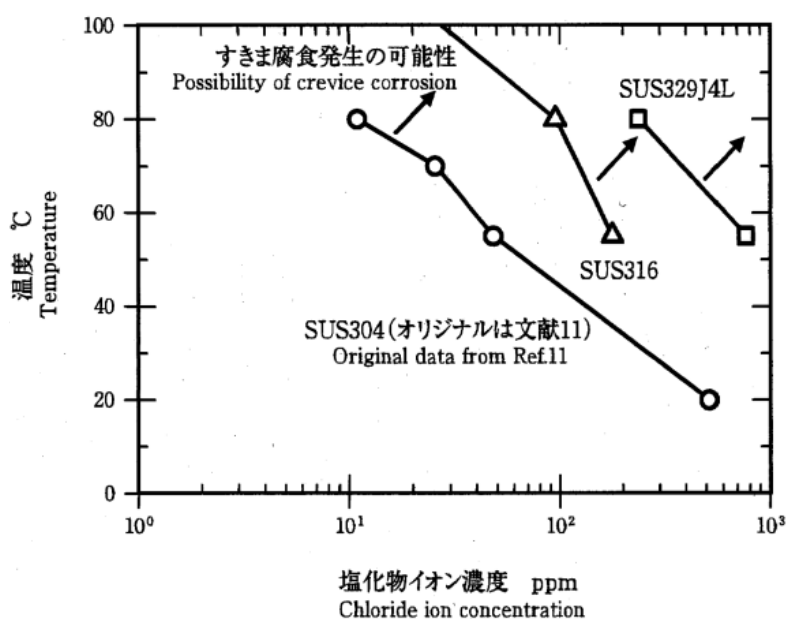


図3 SUS304とSUS316の中性環境におけるすきま腐食に対する塩化物イオン濃度と温度の影響

1.1.4 応力腐食割れ

応力腐食割れ (SCC) 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現象である。以下にアルカリ環境及び[]環境における応力腐食割れ発生に関する評価結果を示す。

(1) アルカリ環境における応力腐食割れ

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4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。

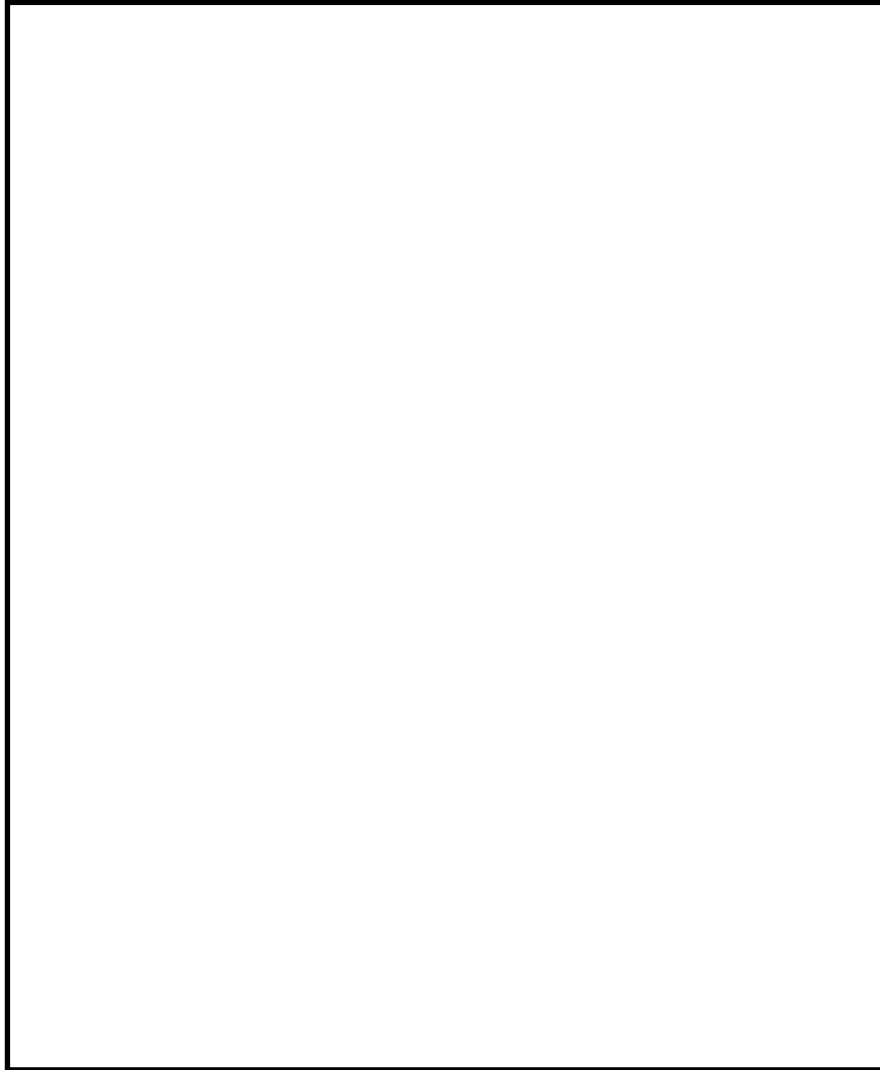


図 4 SUS316 の水酸化ナトリウム溶液中の耐食性

(2) [] 環境下における応力腐食割れ

図 5 に [] 水溶液中の SUS304 の低ひずみ速度試験 (SSRT) 結果を示す (引用文献(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、応力腐食割れ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 等については鋭敏化し難く、耐応力腐食割れ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。

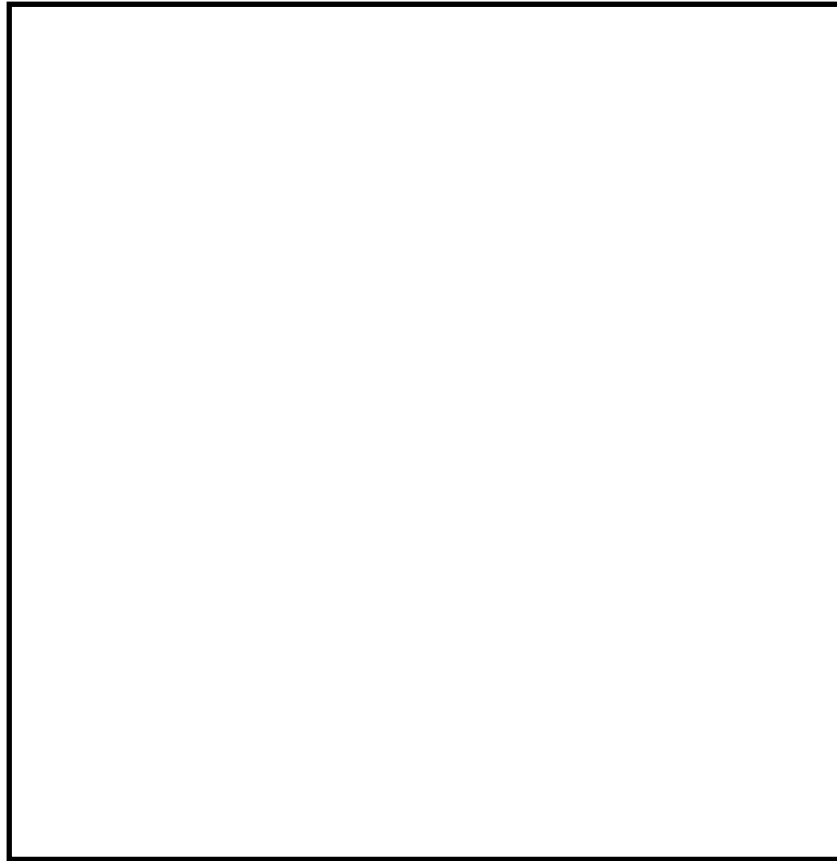


図5 水溶液中における 304 ステンレス鋼の低ひずみ速度試験結果

1.2 ベンチュリノズルの耐エロージョン性

1.2.1 JAVA PLUS 試験時に使用したベンチュリノズルの確認

ベンチュリノズル部については、ノズル絞り部の速度が m/s 以上となることから、液滴衝撃エロージョンの影響について、JAVA PLUS 試験に使用したノズルの確認を行った。

JAVA PLUS 試験において、 °C まで上昇するスタートアップ状態に 回以上、計 時間程度の運転状態に置かれたベンチュリノズルと、同一製造ロットの商品の内面状態の比較をする。

図6に示すとおり、条件の厳しい部位として、ベント時のガス流速が最も速いスタート部と、ベントガスを反射するカバープレート内面を比較する。

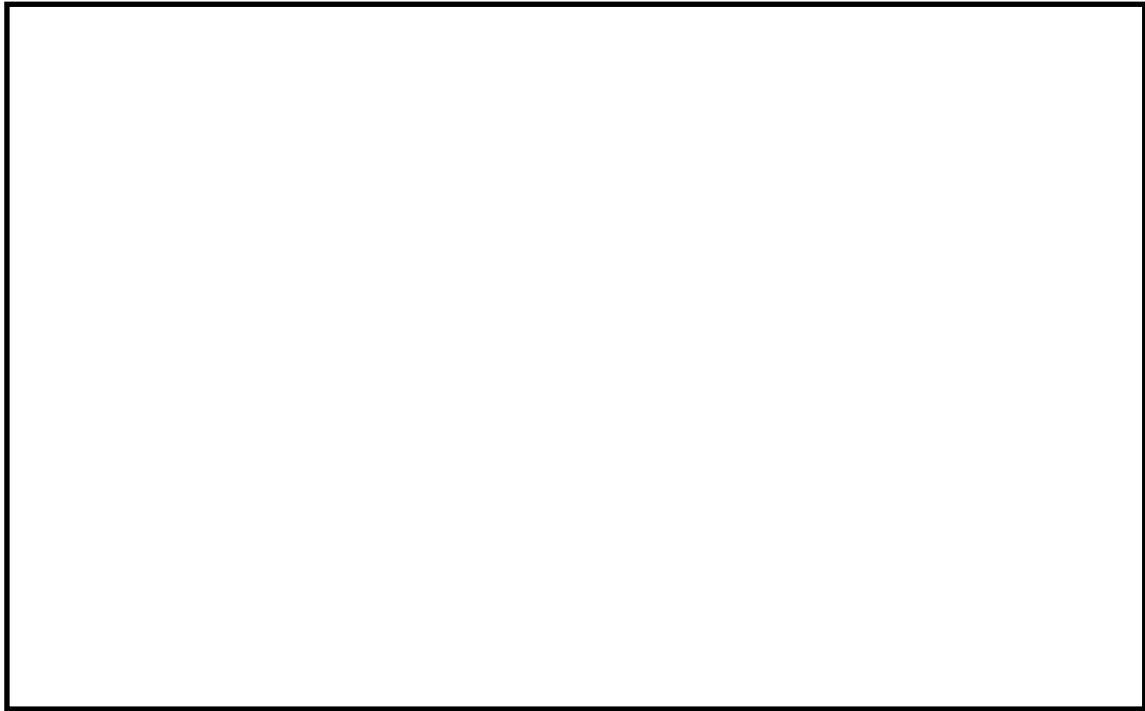


図6 ベンチュリノズル内面観察部位

図7に各ベンチュリノズルのSEM写真を示す。この結果、使用品と未使用品の状態に顕著な差は見られない。

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、図7に示すカバープレート等にその痕跡が残るものと考えられる。

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と考ええる。

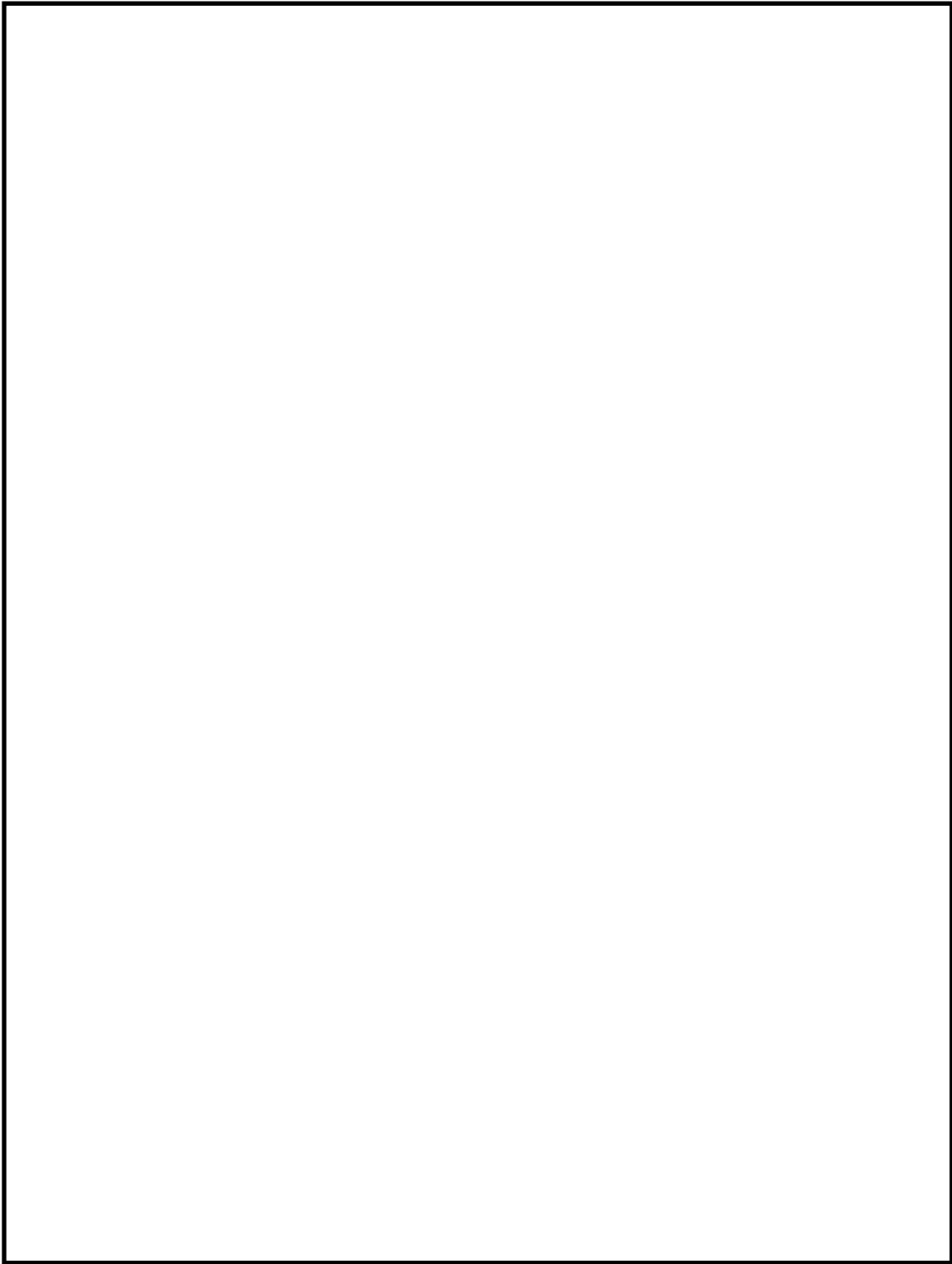


図7 ベンチュリノズル内面SEM観察結果 (1/2)

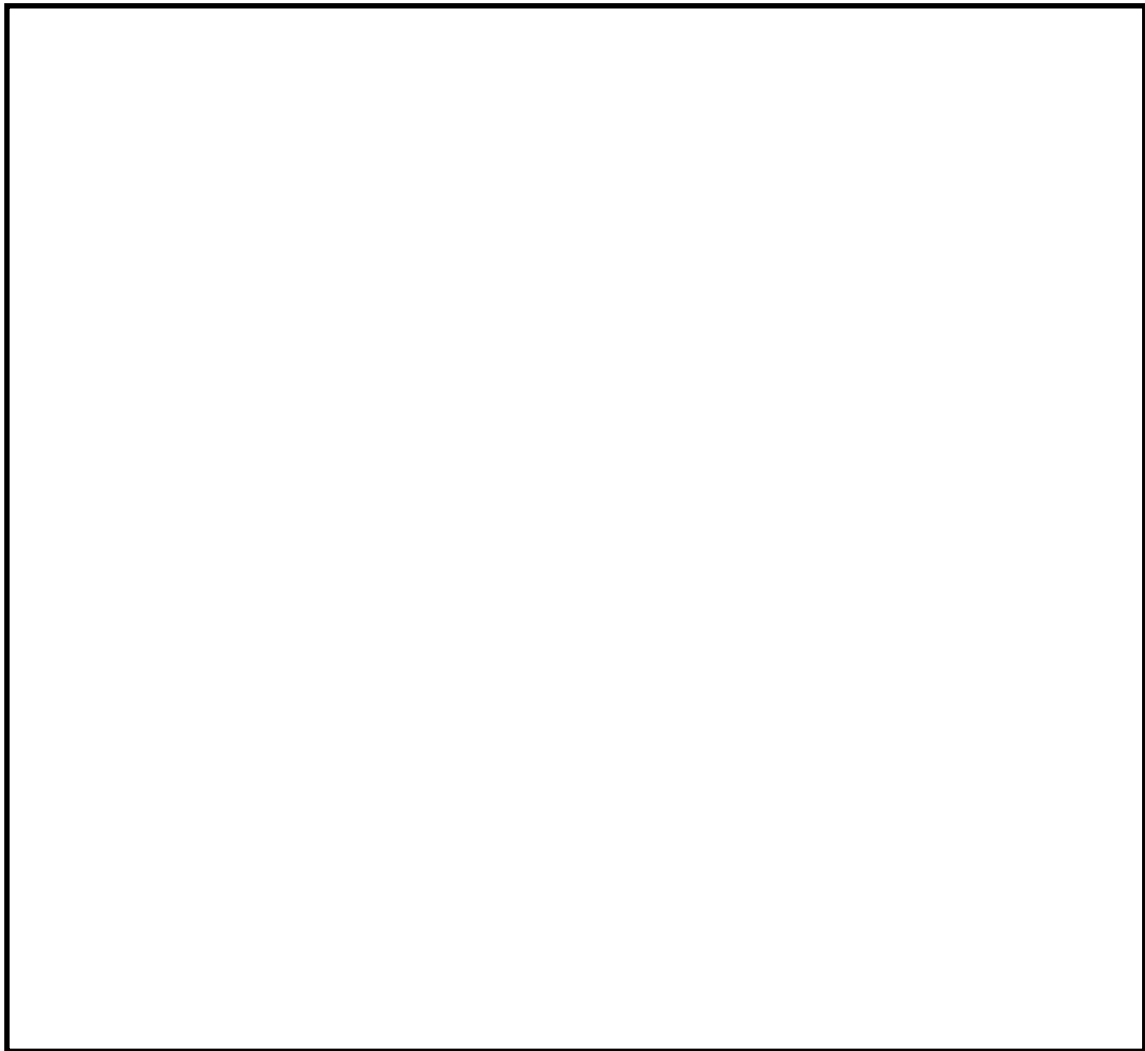


図7 ベンチュリノズル内面SEM観察結果(2/2)

1.2.2 ベントガス流速におけるエロージョン発生の評価

(1) 評価部位

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、ベンチュリノズルはステンレス鋼を採用しているため、化学的な腐食が水の流れによって加速する現象である流れ加速型腐食は発生しない。

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° に近いほど減肉が発生しやすい。

図8に示すように、ベンチュリノズルは、スロート部により絞られ、カバープレート部に向かって流路が拡大していく構造となっており、ベントガスはスロート部でスクラビング水を吸い込み、アウトレットコーンの形状に沿って減速しながら流れ、カバープレート部に最大 90° で衝突し、流れの向きを変えて吐出部により排出される。

このため、ベントガスが流れるベンチュリノズル内部のうち、液滴衝撃エロージョ

ンは、液滴がほぼ垂直に衝突するカバープレート部内面に発生するものと考えられる。なお、スロート部は最もガス流速が速くなるものの、ベントガスの流れがアウトレットコーンに沿って流れることから、液滴の衝突角度がほぼ0°（衝突面となるアウトレットコーンと並行）であり、液滴衝撃エロージョンの発生は考え難い。

(2) 液滴の衝突速度

液滴の衝突速度は、カバープレート部に達するベントガス流速と等しく、カバープレート部での流路面積から計算される。このため、カバープレート部に達する際の面積が最も小さくなるアウトレットコーン出口断面形状の場合と、面積が最も大きくなるカバープレート部全面の場合について、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、島根原子力発電所第2号機の運転範囲における最大値である約 m/s（体積流量： m³/h）とした。

$$v[\text{m/s}] = \frac{Q}{A \times N} \dots \dots (1)$$

ここで、

v：ベントガス流速（m/s）

Q：ベントガス体積流量（ m³/h）

A：アウトレットコーン出口断面積（）

又はカバープレート面積（）

N：ベンチュリノズルの数（個）

計算の結果、アウトレットコーン出口断面積形状の場合は約 m/s、カバープレート部全面の場合は約 m/s であり、カバープレート部に衝突する液滴の速度は約 m/s となる。

(3) 評価結果

カバープレート部に衝突する液滴の速度（約 m/s）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）J SME S CA-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、島根原子力発電所第2号機のベント実施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。

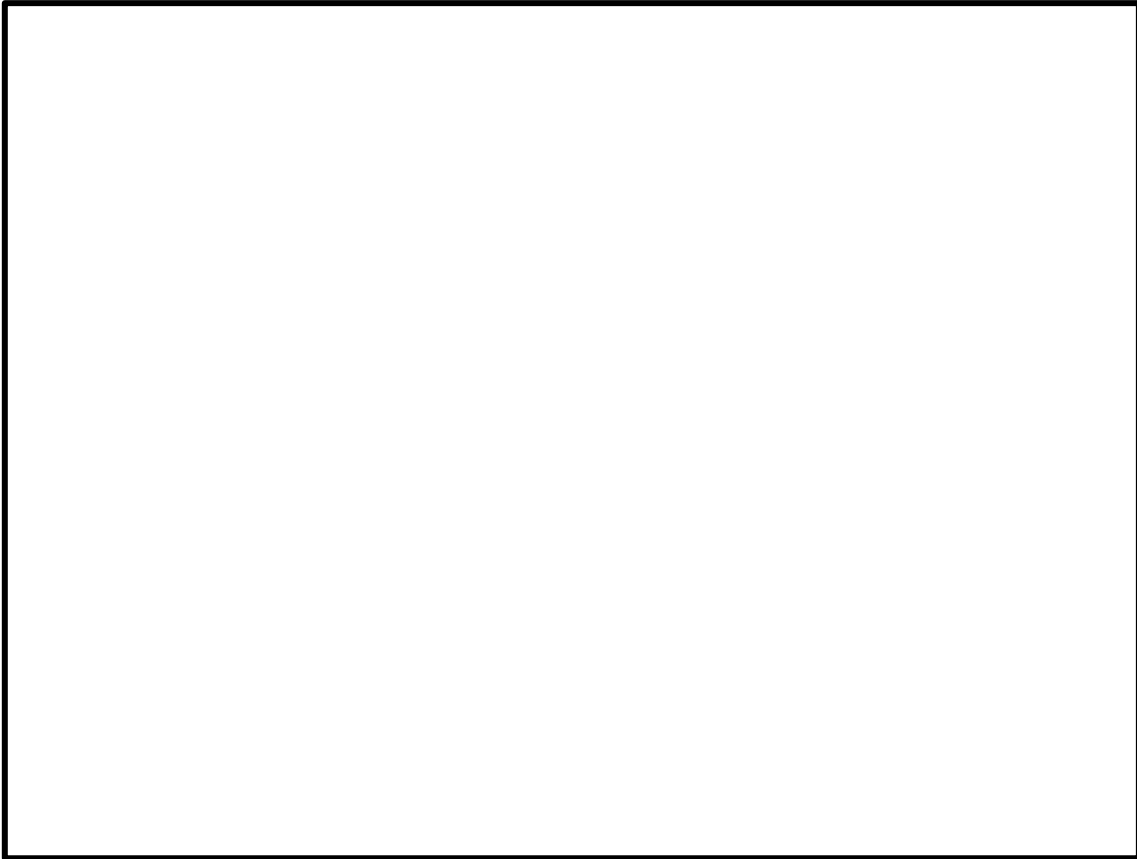


図8 ベンチュリノズル内のガスの流路について

1.3 膨張黒鉛パッキンの評価

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 Gy 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、ベント実施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。

2. 引用文献

- (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)
- (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) J S M E S C A-2005

JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の適用性について

1. JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験

Framatome 社（旧 AREVA 社）製のフィルタ装置は、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験により、実機使用条件を考慮した性能検証試験を行っており、その結果に基づき装置設計を行っている。

JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験で使用したフィルタ装置は、ベンチュリノズル、金属フィルタ、銀ゼオライトフィルタ及び装置内のガスの経路が実機を模擬した装置となっており、また、試験条件は様々なプラントの運転範囲に対応できる広範囲の試験を行っていることから、各試験で得られた結果は、実機の性能検証に適用できるものとする。

一方、米国 EPRI（電力研究所）が中心となって行った ACE 試験については、Framatome 社製のフィルタ装置についても性能試験を実施しているが、試験条件等の詳細が開示されていないことから、島根原子力発電所第 2 号機の第 1 ベントフィルタスクラバ容器及び第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器の性能検証には用いていない。

1.1 JAVA 試験の概要

JAVA 試験で使用したフィルタ装置は、高さ約 m、直径約 m の容器の中に、実機と同形状のベンチュリノズル ()、実機と同一仕様の金属フィルタ () を内蔵している。

また、これら試験のフィルタ装置に流入したベントガスは、ベンチュリスクラバ、気相部、金属フィルタ、流量制限オリフィスの順に通過し、装置外部へ放出される経路となっており、実機と同じ順に各部を通過する。

1.2 JAVA PLUS 試験

JAVA PLUS 試験は、実規模を想定した有機よう素の除去性能を確認するため、JAVA 試験で使用したフィルタ装置に、実機と実機と同一仕様（同一材質、同一充填率）の銀ゼオライト（ベッド厚さ約 mm）を追加設置している。

フィルタ装置に流入したベントガスは、ベンチュリスクラバ、気相部、金属フィルタ、流量制限オリフィス、銀ゼオライトフィルタの順に通過し、装置外部へ放出される経路となっており、実機と同じ順に各部を通過する。

1.3 ACE 試験

Framatome 社製のフィルタ装置は、各国のフィルタメーカ等が参加した ACE 試験においても試験が行われ、エアロゾル及び無機よう素の除去性能について確認されている。図 1 に試験設備の概要を、表 1 に試験条件及び結果を示す。

ACE 試験で使用したフィルタ装置は、高さ約 m、直径約 m の容器の中に、実機と同形状のベンチュリノズル (個) と、実機と同構造（同一金属メッシュ構造、同一充填率）の金属フィルタを設置しており、ベントガスは実機と同じ経路を流れるが、試験装置、試験条件の詳細が開示されないため、島根原子力発電所第 2 号機の第 1 ベントフィル

タスクラバ容器の性能検証には用いていない。

1.4 スケール性の確認

JAVA 試験, JAVA PLUS 試験のスケール性を確認することで, 実機への適用性を確認する。図 2 に実機と JAVA 試験装置 (JAVA PLUS 試験でも同一の容器を使用) 及び参考に ACE 試験装置の主要寸法の比較を示す。

試験フィルタ装置へ流入したガスは, 装置の下端に設置されたベンチュリノズルを經由し, 上部に設置された金属フィルタ, その後段に設置された銀ゼオライトフィルタ (JAVA PLUS試験のみ) へ流れる構成であり, 実機と同様の構成となり, フィルタ装置の構成要素及びベントガス経路の同一性から JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験にて使用したフィルタ装置は実機を模擬したものとなっていると言える。

JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の条件と実機運転範囲の比較を表 2 に示す。実機はベンチュリノズル (個数: \square 個) と金属フィルタ (表面積: 約 \square m²) を内蔵しており, 重大事故等時にベントを実施した際のベンチュリノズルスロート部流速及び金属フィルタ部流速が JAVA 試験で除去性能を確認している範囲に包絡されるよう設計している。JAVA 試験において得られたベンチュリノズルスロート部における速度に対する除去係数を図 3, 金属フィルタ部における速度に対する除去係数を図 4 に示す。ベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせた試験において, ベンチュリノズルスロート部流速及び金属フィルタ部流速が変化した場合においても除去係数は低下していない。

また, JAVA PLUS 試験で用いた銀ゼオライトのベッド厚さは約 \square mm であり, 実機 (約 \square mm) に対して薄い, これは JAVA PLUS 試験結果に基づき滞留時間を確保するために実機のベッド厚さを厚くしていることから, JAVA PLUS 試験結果を適切に実機に適用していると言える。

JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の実機への適用性についてまとめたものを表 3 に示す。

1.5 評価

以上より, JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験のスケール性については性能に影響する範囲について実機を模擬できていると評価できる。これらの試験は実機の使用条件についても模擬でき, 試験結果を用いて実機の性能を評価することが可能であると考えられる。

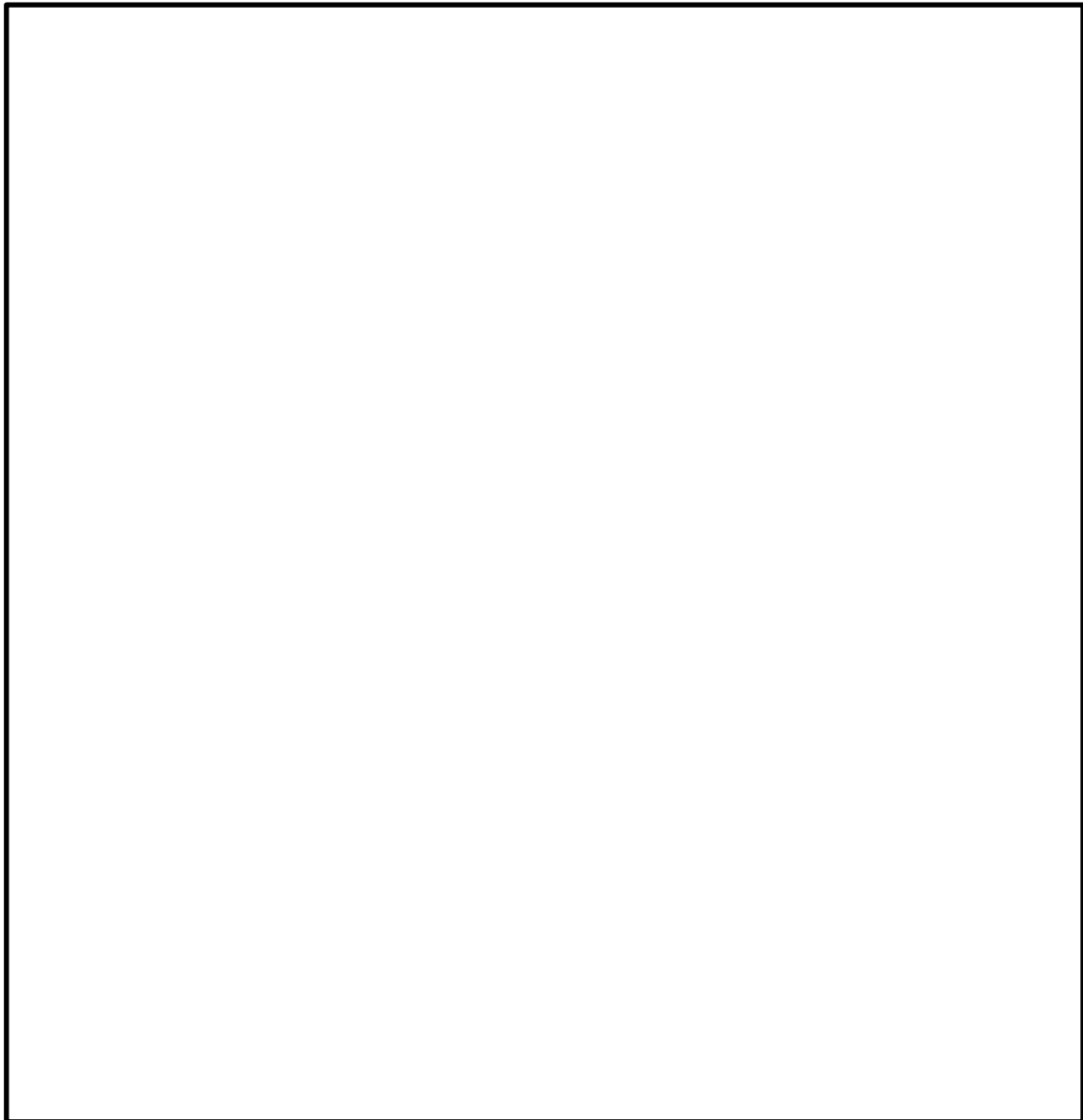


図 1 ACE 試験の設備概要

表 1 ACE 試験の試験条件及び結果

PROJECT	YEARS	Materials tested	Conditions Tested			Measured retention Efficiency %
			Pressure [bar abs]	Temperature [°C]	Gas composition % steam	
ACE	1989-1990	Cs	1.4	145	42	99.9999
		Mn	1.4	145	42	99.9997
		Total iodine (particles And gaseous)	1.4	145	42	99.9997
		DOP	1.2-1.7	ambient	0	99.978 - 99.992

出典：OECD/NEA, “Status Report on Filtered Containment Venting”, (2014)

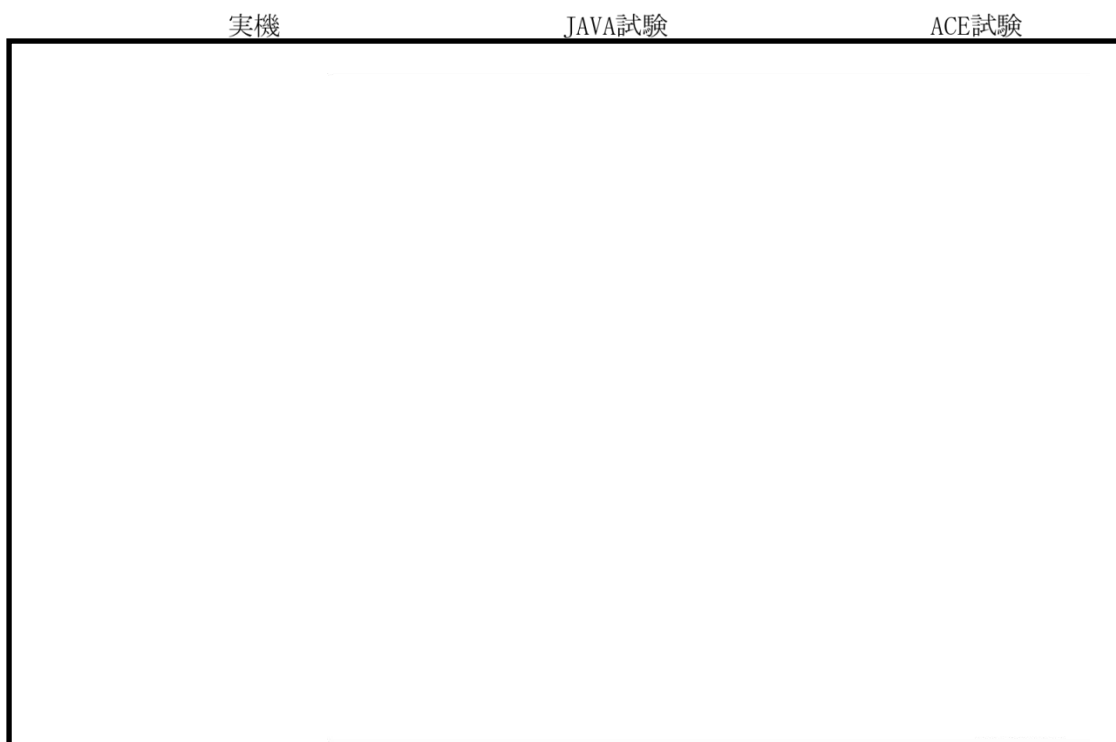


図2 実機フィルタ装置と試験フィルタ装置の比較

表2 JAVA試験及び実機における運転範囲

項目	JAVA試験	JAVA PLUS試験	実機運転範囲
圧力 (kPa [gage])	<div style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 100%;"></div>	<div style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 100%;"></div>	<div style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 100%;"></div>
温度 (°C)			
ベンチュリノズルスロート部 ガス流速 (m/s)			
金属フィルタ部ガス流速 (%)			
蒸気割合 (%)			
過熱度 (K)			

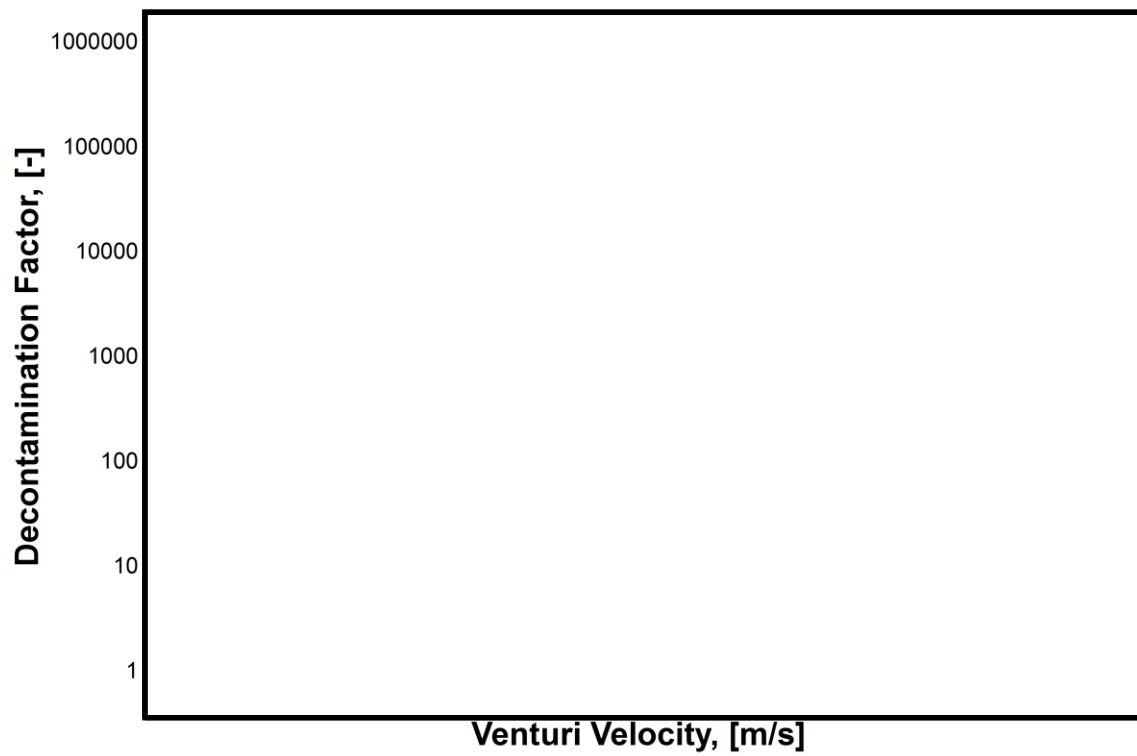


図3 ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数 (JAVA 試験)

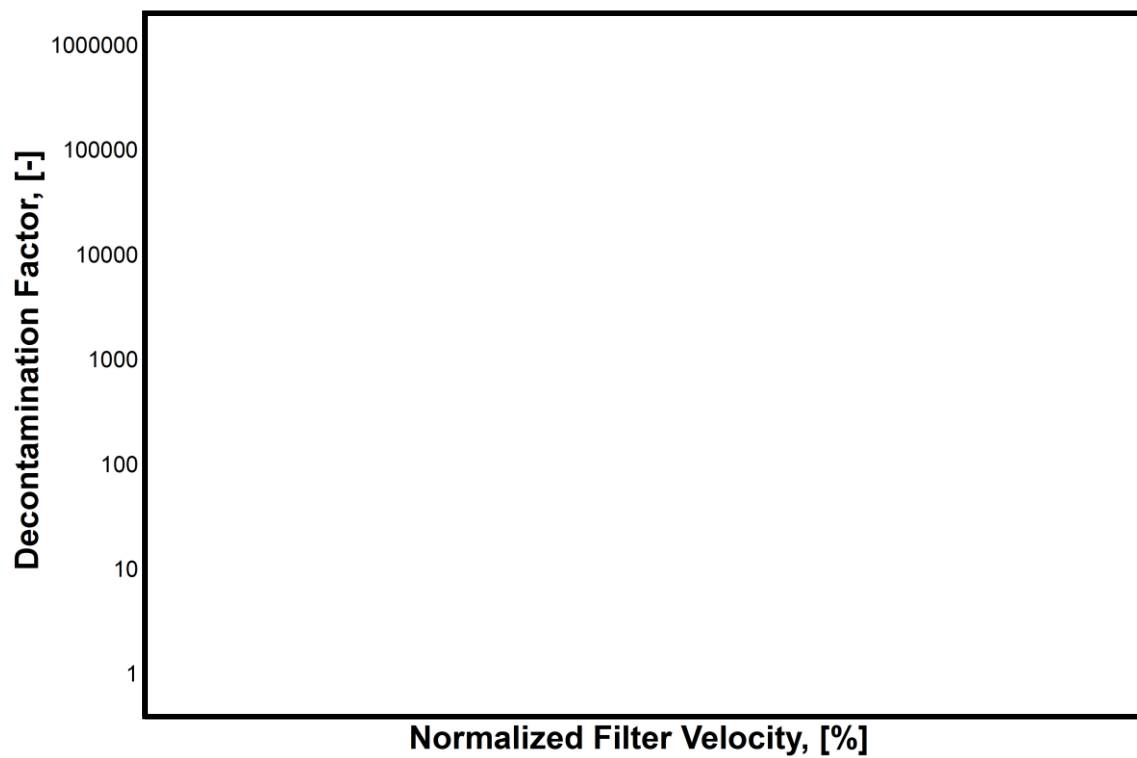

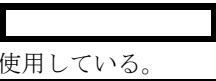
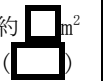


図4 金属フィルタにおけるガス流速に対する除去係数 (JAVA 試験)

表 3 実機に対する JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験装置の適用性のまとめ

構成要素	相違			適用性	
	有無	JAVA (PLUS)	実機		
全体構成 (個数を含む)	無	—	—	<ul style="list-style-type: none"> 試験フィルタ装置へ流入したガスは、ベンチュリノズルを経由し、金属フィルタ、後段に設置された銀ゼオライトフィルタ (JAVA PLUS 試験のみ) へ流れる構成であり、実機と同様の構成である。 試験装置は、実機と同様に、銀ゼオライトフィルタがスクラバ容器の外に設置されている。 	
	有	—	—	<ul style="list-style-type: none"> 実機では、同一の第 1 ベントフィルタスクラバ容器 4 個を並列に設置するが、ベントガスは均等に分配されるよう設計しているため、分離設置による影響はない。 	
第 1 ベント フィルタ スクラバ 容器	高さ	無	約 □ m	約 □ m	<ul style="list-style-type: none"> 試験装置と実機は、同じ高さの容器を使用している。
	断面積	有	約 □ m ² 又は 約 □ m ²	約 □ m ²	<ul style="list-style-type: none"> 試験装置と実機で、断面積が異なることで、空間部の容積が異なるが、空間部はベンチュリスクラバや金属フィルタに比べ除去効率に対する寄与が小さいことから、断面積の違いによる影響は小さい。
ベンチュリ ノズル	構造	無	—	—	<ul style="list-style-type: none"> 試験装置と実機は同一形状 (寸法) のベンチュリノズルを使用している。
	個数	有			<ul style="list-style-type: none"> 実機のベンチュリノズルスロート部のガス流速が JAVA 試験で確認されている流速の範囲内となるようベンチュリノズルの個数を設定していることから、ベンチュリノズルの個数の違いによる影響はない。また、実機のベンチュリノズルは隣接するベンチュリノズルからの影響を受けない配置としている。
金属 フィルタ	構造	無	—	—	<ul style="list-style-type: none"> 試験装置と実機は同一仕様 () の金属フィルタを使用している。
	表面積	有	約  m ²	約  m ²	<ul style="list-style-type: none"> 実機の金属フィルタのガス流速が JAVA 試験で確認されている流速の範囲内となるよう金属フィルタの表面積を設定していることから、金属フィルタの表面積の違いによる影響はない。
スクラビング 水	薬剤	無	—	—	<ul style="list-style-type: none"> 試験装置と実機は同じ薬剤を使用している。なお、実機の pH は、試験で確認された性能を十分発揮できるよう、高アルカリに設定している。
	水位	有	—*	—*	<ul style="list-style-type: none"> JAVA 試験の水位を変化させた試験において、除去効率に変化が無いことが確認されていることから、水位の違いによる影響はない。
第 1 ベント フィルタ 銀ゼオライト 容器	吸着剤	無	—	—	<ul style="list-style-type: none"> 試験装置と実機は、同仕様の吸着材 (銀ゼオライト) を使用している。
	厚さ	有	約 □ mm	約 □ mm	<ul style="list-style-type: none"> JAVA 試験ではベッド厚さが実機に比べて薄いですが、実機は JAVA PLUS 試験結果を基に滞留時間を確保するために厚くなっていることから、試験結果を適切に実機に適用していると言える。

注記* : 適用性の欄に相違点を記載

1.6 ベンチュリスクラバ及び金属フィルタにおける除去係数

Framatome 社製のフィルタ装置（第1ベントフィルタスクラバ容器）は、ベンチュリスクラバ及び金属フィルタを組み合わせることにより、所定の除去性能（DF）を満足するよう設計されている。

第1ベントフィルタスクラバ容器におけるエアロゾルに対する除去効率は、ベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせた体系で評価を行っており、JAVA 試験結果では、試験を実施した全域にわたって DF1000 以上を満足していることを確認している。

JAVA 試験ではベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を確認している試験ケースもあり、実機運転範囲のガス流速において、ベンチュリスクラバ単独でも 以上と評価される。ベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を表4に示す。

ベンチュリスクラバによるエアロゾル除去の主な原理は慣性衝突効果であり、一般的にガス流速が大きい方が除去効率は高く、ガス流速が小さい方が除去効率は低くなることから、実機運転範囲以下のガス流速におけるベンチュリスクラバ単独での除去性能は、実機運転範囲と比較して低下することが見込まれるが、後段の金属フィルタによる除去により、第1ベントフィルタスクラバ容器全体としては試験を実施した全域にわたって要求される DF1000 以上の除去性能を満足していると考えられる。

表4 ベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能

--

2. エアロゾルの粒径と除去係数の関係について

2.1 除去係数と重量及び放射能の関係

除去係数 (DF) は、フィルタに流入した粒子の重量とフィルタを通過した粒子の重量の比で表される。エアロゾルに放射性物質が均一に含まれている場合、DF はフィルタへ流入した粒子の放射能とフィルタを通過した粒子の放射能の比で置き換えることができる。

2.2 粒径分布 (個数分布と累積質量分布)

エアロゾルは一般的に、単一粒径ではなく、粒径に対して分布を持つ。粒径に対する個数分布及び累積質量分布の関係を図 5 に示す。

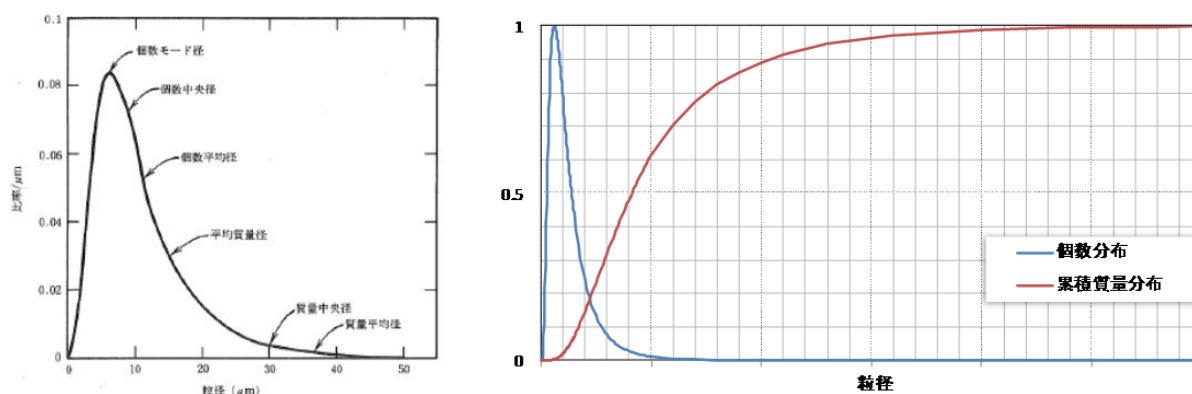


図 5 個数分布と累積質量分布

(左図出典：W. C. ハイネズ, エアロゾルテクノロジー, (株)井上書院 (1985))

ここで、

- | | |
|--------|--|
| 個数モード径 | 最も存在個数の比率の多い粒径 |
| 質量中央径 | 全質量の半分がその粒径よりも小さい粒子によって占められ、残りの半分がその粒径よりも大きい粒子によって占められる関係にある粒径 |

を表す。図 5 のような粒径分布の場合、小さい粒径のエアロゾルの個数は多いが、総重量に占める割合は小さいことが分かる。よって、大きい粒径のエアロゾルに比べて小さい粒径のエアロゾルが DF に与える影響は小さい。

2.3 JAVA 試験における除去係数と重量及び放射性物質の関係

ベンチュリスクラバでは、慣性衝突効果を利用してエアロゾルを捕集しており、重大事故等時におけるエアロゾルの密度変化を考慮しても、慣性衝突効果による DF への影響は小さいと評価している（「補足 15 エアロゾルの密度の変化が慣性衝突効果に与える影響について」）。また、Framatome 社製のフィルタ装置では、慣性衝突効果、さえぎり効果、拡散効果による除去機構によってエアロゾルを捕集するものであり、JAVA 試験において、小さい粒径のエアロゾルを含む を使用した場合においても、高い除去効率を発揮することを確認している。

3. エアロゾルの粒径分布が除去性能に与える影響について

JAVA 試験における試験用エアロゾルの粒径は、JAVA 試験装置からエアロゾルをサンプリングし、で観察することにより、粒径分布を測定している。過酷事故解析コード（MAAPコード）より得られる粒径について、JAVA 試験において得られたエアロゾルの粒径との比較検証を行い、想定される粒径分布の全域を包絡できていることを確認することで、重大事故等時に想定されるエアロゾルの粒径分布においても、JAVA 試験と同様の除去性能（DF1000 以上）が適用可能であることを確認した。

3.1 JAVA 試験におけるエアロゾルの粒径分布

JAVA 試験においては、エアロゾルの除去性能を評価するため、
を試験用エアロゾルとして用いている。それぞれの試験用エアロゾルの質量中央径を以下に示す。

•	
•	
•	
•	

これらの試験用エアロゾルの粒径分布はを使用した測定を行っており、ベンチュリスクラバ上流側より採取したガスを粒径測定用フィルタに通過させ、粒径測定用フィルタ表面の粒子をし、エアロゾルの量及び粒径を確認している。

JAVA 試験装置のサンプリングラインを図 6 に、サンプルガスの取出し部分の概要を図 7 に示す。



図 6 JAVA 試験装置サンプリングライン

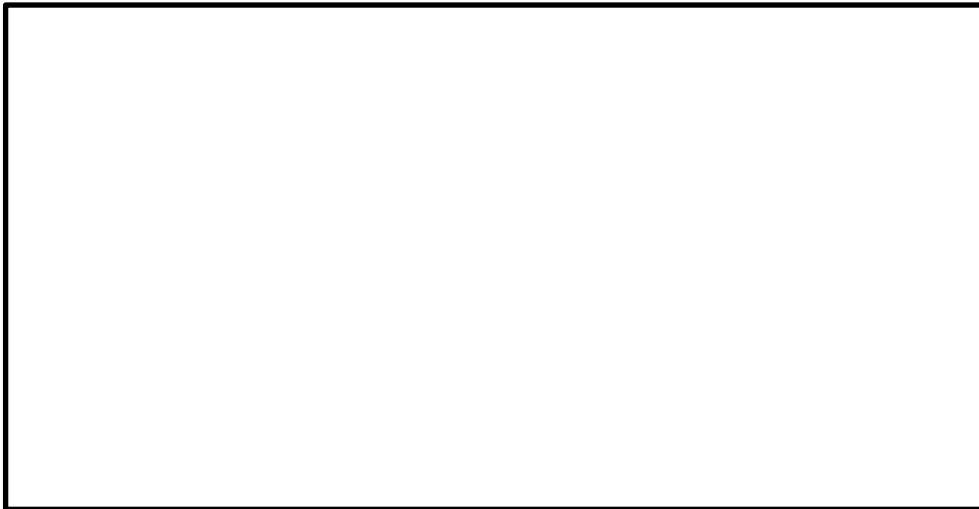


図7 サンプルガスの取だし部分概要図

3.2 重大事故時に想定される粒径分布

重大事故等時におけるエアロゾルの粒径分布はMAAPコードによる解析にて得ることができる。エアロゾルの粒径分布は凝集効果及び沈着効果の自然現象に加えて、格納容器スプレイ効果やサプレッションプール水におけるスクラビング効果によって、粒径分布の幅が限定される。MAAPコードではこれらの効果を考慮してエアロゾルの粒径分布を評価している。

3.2.1 粒径分布の収束効果

(1) 凝集効果と沈着効果

エアロゾルの粒径分布は、凝集効果及び沈着効果によりある粒径に中心をもつような分布が形成される。エアロゾルの粒径分布形成のイメージを図8に示す。また、以下に、凝集効果及び沈着効果の内容を示す。

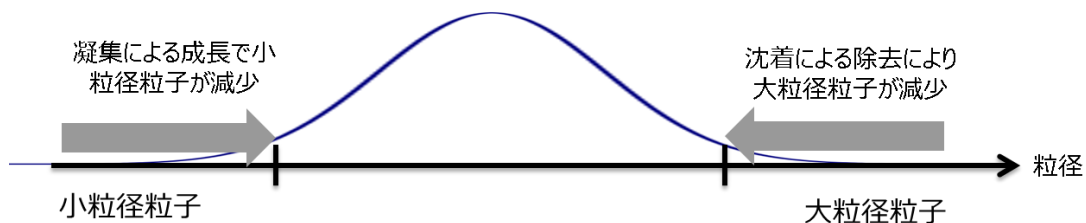


図8 エアロゾル分布形成のイメージ

a. 凝集による成長

小粒径の粒子はランダムな運動（ブラウン運動：Brownian Diffusion）により、他の粒子と衝突し凝集することでより大きな粒子へと成長する。小粒径の粒子は特に大粒径の粒子と衝突し凝集する傾向が見られる。凝集効果の例を図9に示す。

横軸は粒径 (D_{p1})、縦軸はブラウン運動による凝集係数を示しており、この値が

大きい場合に凝集効果が大きくなる。凝集係数は凝集する相手の粒子の粒径 (D_{p2}) により変化するため、 D_{p2} の違いによる凝集係数が複数の曲線で示されている。相手の粒径による差はあるものの、小粒径の場合に効果が大きいことがわかる。

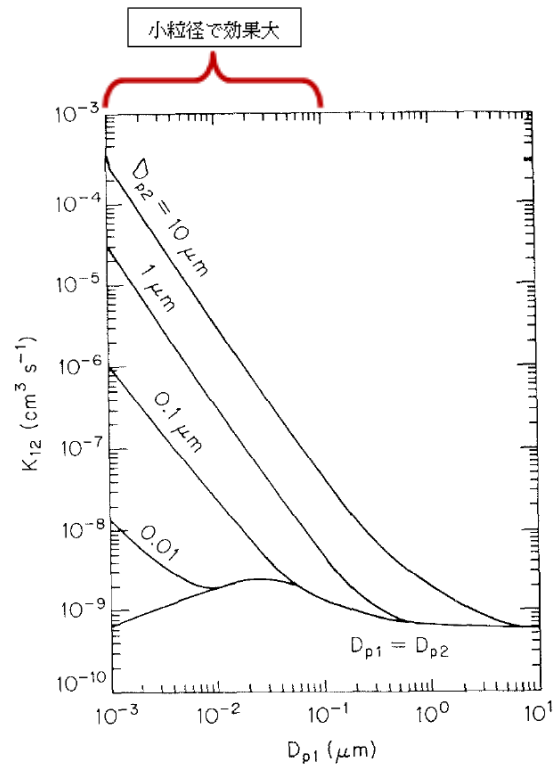


図9 凝集効果の例

b. 沈着による除去

沈着による除去効果は重量が大きいほど沈着しやすく、床・壁に付着することで減少する傾向が見られる。粒子の密度が一定と仮定した場合には、粒子径が大きいほど沈着効果を期待することができる。沈着効果の例を図10に示す。

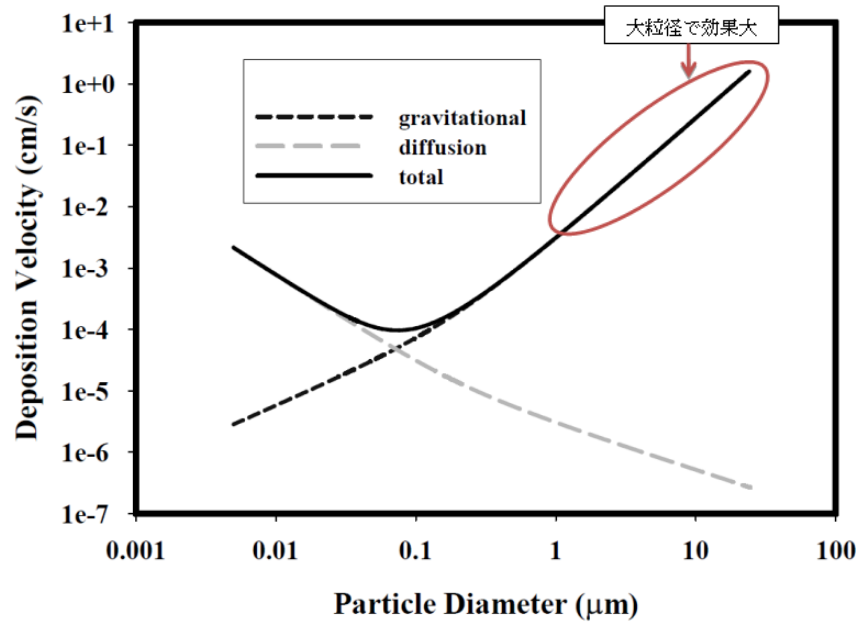


図 10 沈着効果の例 (引用文献(2))

(2) 原子炉格納容器内でのエアロゾル除去

原子炉格納容器内では, 重大事故等対処設備による格納容器スプレイ効果やサプレッションプール水におけるスクラビング効果によって, エアロゾルが除去される。以下に, 格納容器スプレイ効果及びサプレッションプール水におけるスクラビング効果を示す。

a. 格納容器スプレイ効果

格納容器スプレイでは, 水滴が落下する間に, 慣性効果, さえぎり効果, 拡散効果の除去メカニズムが働く。

図 11 では格納容器スプレイを継続することによる原子炉格納容器内のエアロゾルの粒径分布の変化の例を示す。初期の段階 (DF=1.1) では, エアロゾル粒径は最大値が約 $1\mu\text{m}$ で幅の広い分布を持っているが, 格納容器スプレイを継続し積算の除去効果が大きくなると, 大粒径の粒子と小粒径の粒子が効率的に除去され, 粒径分布の最大値は小さくなり, また分布の幅も小さくなる。

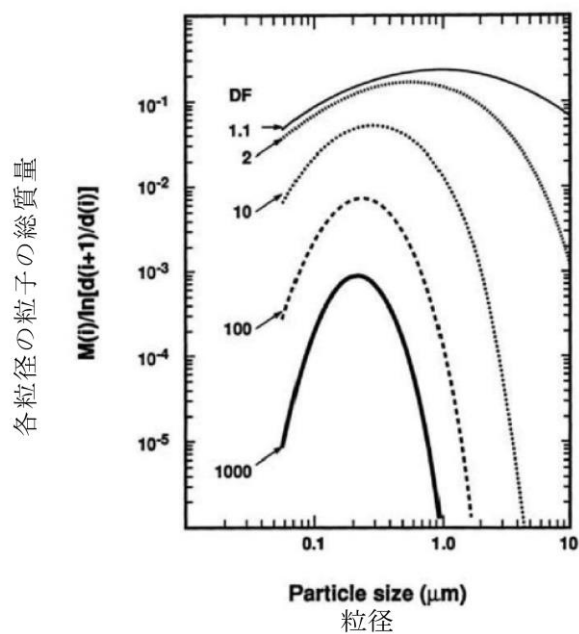


図 11 格納容器スプレイを継続することによる原子炉格納容器内のエアロゾル粒径分布の変化 (引用文献(1))

b. プールスクラビング効果

サプレッションプール水におけるスクラビングでは、気泡が上昇する間に図 12 に示すような種々の除去メカニズムが働き、図 13 の実験結果に示すように、粒径が大きいエアロゾルが効果的に除去される。

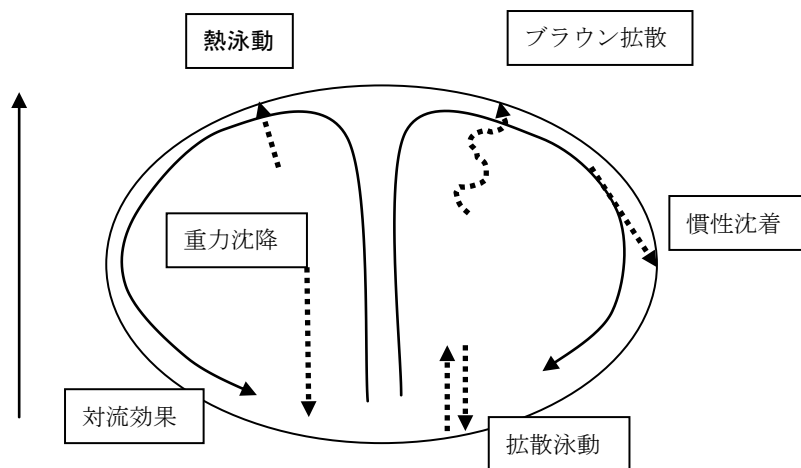


図 12 スクラビング気泡内でのガスの働きとエアロゾル除去メカニズム

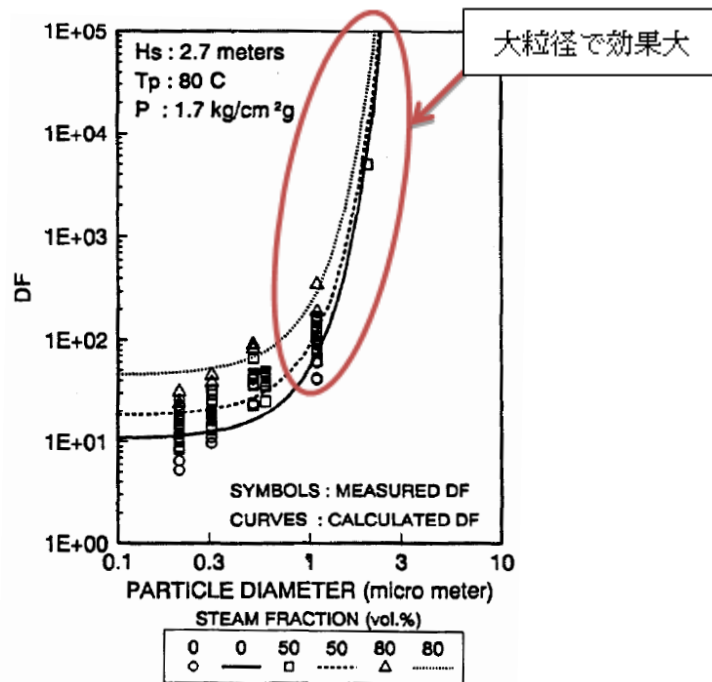


図 13 プールスクラビングによる除去性能の例 (引用文献(3))

(3) 重大事故等時に想定される粒径分布

重大事故等時に想定される粒径は、上記(1)(2)に示したエアロゾルの除去効果により主にサブミクロン(0.1から1 μ m程度)になると考えられる。その代表径として、粒径分布のMMDを0.5 μ mにもつ粒径分布を重大事故等時に想定される粒径分布とした。

3.2.2 MAA Pコードにより得られる粒径分布

有効性評価で用いるMAA Pコードより得られるベントの際のエアロゾルは、約 μ m程度に質量中央径を持つ分布(ウェットウェルベント)となることを確認している。また、同じタイミングでドライウェルよりベントした場合、エアロゾルは約 μ m程度に質量中央径を持つ分布となる。表5にベント位置の違いによる粒径分布を示す。

表 5 想定事故シナリオのエアロゾル粒径分布

想定事故シナリオ	ベント 時間[h]	ベント 位置	質量中央径 (MMD) [μ m]	幾何標準 偏差 σ_g [-]	エアロゾル 量[g]
雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)	32	W/W	<input type="text" value="0.5"/>	0.19	1.8
		D/W	<input type="text" value="0.5"/>	0.27	3500

ドライウェルベントと比較してウェットウェルベントではエアロゾル量が少なくなる。これはウェットウェルベントでは、サプレッションチェンバにおけるプールスクラビング効果により、エアロゾルが除去されるためと考えられる。また、ドライウェルベントではウェットウェルベントと比較して質量中央径が大きくなっているが、エアロゾルが多いことから、エアロゾル同士の衝突頻度が高くなり、より大きい粒径のエアロゾル粒子が生成されやすくなるためと考えられる。

3.3 試験用エアロゾル粒径分布の妥当性

ドライウェルベントでは全体的に粒径が大きくなるが、粒径が大きいほど、慣性衝突効果やさえぎり効果によるエアロゾルの除去効果が見込めるため、より高いDFを期待することができる。

一方、ウェットウェルベントでは、サプレッションプール水でのスクラビング効果により粒径の大きいエアロゾルが除去されるため、ドライウェルベントに比べフィルタ装置のDFが低くなることが考えられる。

このため、JAVA 試験では、様々な粒径分布を持つ を試験用エアロゾルとしてDFを確認している。これらの試験用エアロゾルとMAAPコードより想定されるドライウェルベント時及びウェットウェルベント時の粒径分布の比較を図14に示す。

図14に示すとおり、JAVA試験に使用した試験用エアロゾルの粒径分布はMAAPコードより想定される粒径分布の全域を包絡できていることが確認できることから、これらの試験用エアロゾルで試験を行うことで、想定粒径全体の性能を確認することができる。




図14 試験用エアロゾルとMAAPコードより想定される粒径分布の比較

4. 引用文献

- (1) NEA/CSNI/R(2009)5 STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS
- (2) California Institute of Technology FUNDAMENTALS OF AIR POLLUTION ENGINEERING
- (3) 22nd DOE/NRC Nuclear Air Cleaning and Treatment Conference Experimental study on Aerosol removal effect by pool scrubbing, Kaneko et al. (TOSHIBA)
- (4) A Simplified Model of Aerosol Removal by Containment Sprays (NUREG/CR-5966)
- (5) A Simplified Model of Decontamination by BWR Steam Suppression Pools (NUREG/CR-6153 SAND93-2588)
- (6) Overview of Main Results Concerning the Behaviour of Fission Products and Structural Materials in the Containment (NUCLEAR ENERGY FOR NEW EUROPE 2011)

(参考)

1. 質量中央径と空気力学的質量中央径

分布を持つエアロゾルの粒径を表す方法として、質量中央径を使用する場合と、空気力学的質量中央径を使用する場合があるが、カスケードインパクターのような慣性衝突効果を利用した粒径の測定を行う場合には空気力学的質量中央径で測定され、のような画像分析を利用した粒径の測定を行う場合には質量中央径で測定される。Framatome 社製のフィルタは、慣性衝突効果の他に、さえぎり効果、拡散効果を利用したエアロゾルの捕集を行っており、第1ベントフィルタスクラバ容器の除去性能の評価には質量中央径を使用している。

2. 性能検証試験に係る品質保証について

フィルタ装置の放射性物質除去性能は、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験で用いたベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトと同じ仕様・構造のものを、IS09001 等に適合した品質保証体制を有する Framatome 社において設計・製作することにより、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験と同じ性能を保証する。

2.1 性能保証

第1 ベントフィルタスクラバ容器及び第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器に設置するベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトは、Framatome社試験（JAVA試験、JAVA PLUS試験）で用いた金属フィルタ、ベンチュリノズル及び銀ゼオライトと同じ仕様・構造とする。また、ベンチュリノズル及び金属フィルタは、単体性能試験により性能を確認している。

これに加えて、ベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライト（銀ゼオライトフィルタ）の運転範囲は、Framatome社試験で確認している範囲内で運転されるよう格納容器フィルタベント系を設計する。

2.2 Framatome社品質保証体制

ベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトフィルタを製作するFramatome社は、各種の原子力品質保証システム（品質マネジメントシステム）の認証を取得しており、加えて2008年にはIS09001の認証も取得し、原子カプラントメーカーとしての品質保証体制を確立している。

また、JAVA試験及びJAVA PLUS試験当時においても、品質保証体制が確立していたことを以下のとおり確認している。

2.2.1 JAVA試験当時の品質保証体制について

JAVA試験は1980年代に実施された試験であるが、Framatome社の品質保証体制としては、当時（旧Siemens社）より独国原子力品質保証の規定であるKTA1401及び米国NRCガイド10CFR50, App. Bをベースとした品質マニュアルが存在していたことを確認した。また、この品質マニュアルは、JEAC4111-2009の試験・検査に係る要求事項と同等の要求事項も網羅されていることを確認した。

品質保証記録については、当時の品質保証体制から、当時の品質マニュアルに基づいてJAVA試験の管理が実施されているものと判断できる。

2.2.2 JAVA PLUS試験当時の品質保証体制について

JAVA PLUS 試験は、2010年代に実施された試験であり、試験当時において、既にIS09001を取得しており、IS09001をはじめとし、KTA1401及び10CFR50, App. B等の原子力規格を基にした品質マニュアルにより、試験が実施されていることを確認した。

3. 隣接するベンチュリノズルから噴出されるガスの相互影響について

ベンチュリノズルは、分岐管に対して直行する向きに設置されており、ノズル上部に設けた1本あたり2ヶ所の噴出口から、ベントガスを に噴き出す。その噴出口を隣接するベンチュリノズルに向けないことで、隣接するベンチュリノズルに影響を与えない設計としている。ベンチュリノズルの配置を図1に示す。

なお、JAVA試験において、2本の隣接するベンチュリノズルを設置した試験を実施した結果、1本の場合と比較して有意な性能差は見られず、試験を実施した全域にわたって、DF1000以上の除去効率を得られている。ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数を図2に示す。

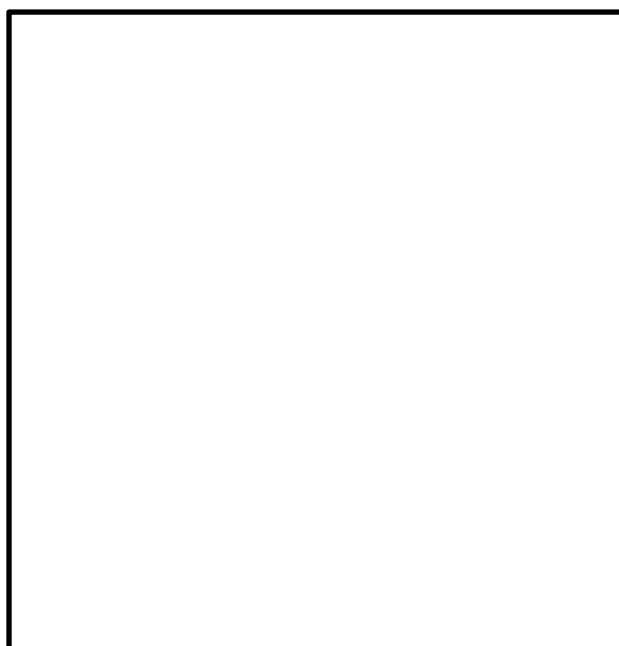


図1 ベンチュリノズルの配置図

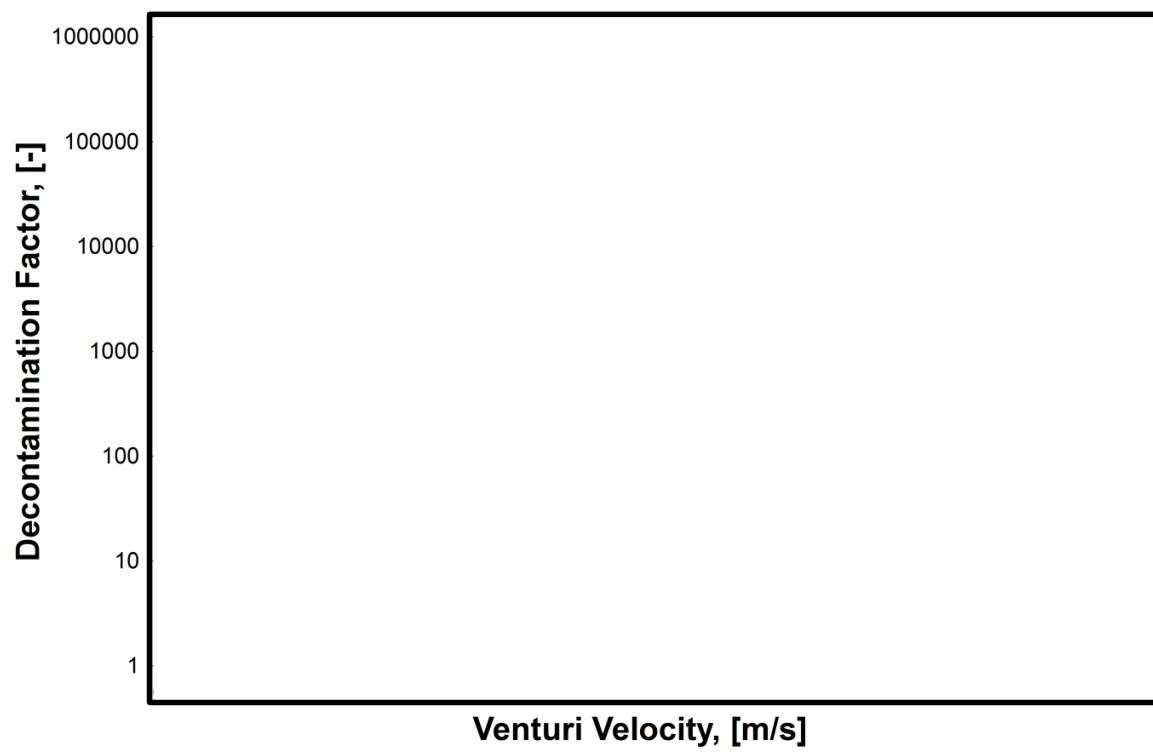


図2 ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数 (JAVA 試験)

製造時における内部構造物の検査について

1. 製造時におけるフィルタ除去効率の検査方法について

第1 ベントフィルタスクラバ容器及び第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器内に設置するフィルタについては、製造時にフィルタ単体での性能検査を行い、各フィルタが JAVA 試験又は JAVA PLUS 試験で用いたフィルタと同一性能を有していることの確認を実施する。なお、無機よう素については、無機よう素の化学特性により、DF がスクラビング水の水質に依存するため、スクラビング水の水質を確認することによって、JAVA 試験で確認された DF を満足することを確認する。表 1 に検査概要を示す。

表 1 検査概要

	ベンチュリスクラバ	金属フィルタ	銀ゼオライト
検査方法			
検査条件			
判定基準			

2. 内部構造物の検査方法について

第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器の内部構造物のうち、「第1ベントフィルタスクラバ容器及び第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器の耐圧機能に影響を及ぼす可能性のあるもの（容器に直接溶接にて取り付けられているもの）」、「損傷が発見された場合に格納容器フィルタベント系の性能に影響を及ぼす可能性のあるもの」、「ベントガス流路を構成し、欠陥があるとリークパスを生じる可能性のあるもの」及び「支持機能を担うもの」については、PT検査を実施する。また、その他については、VT検査を実施する。

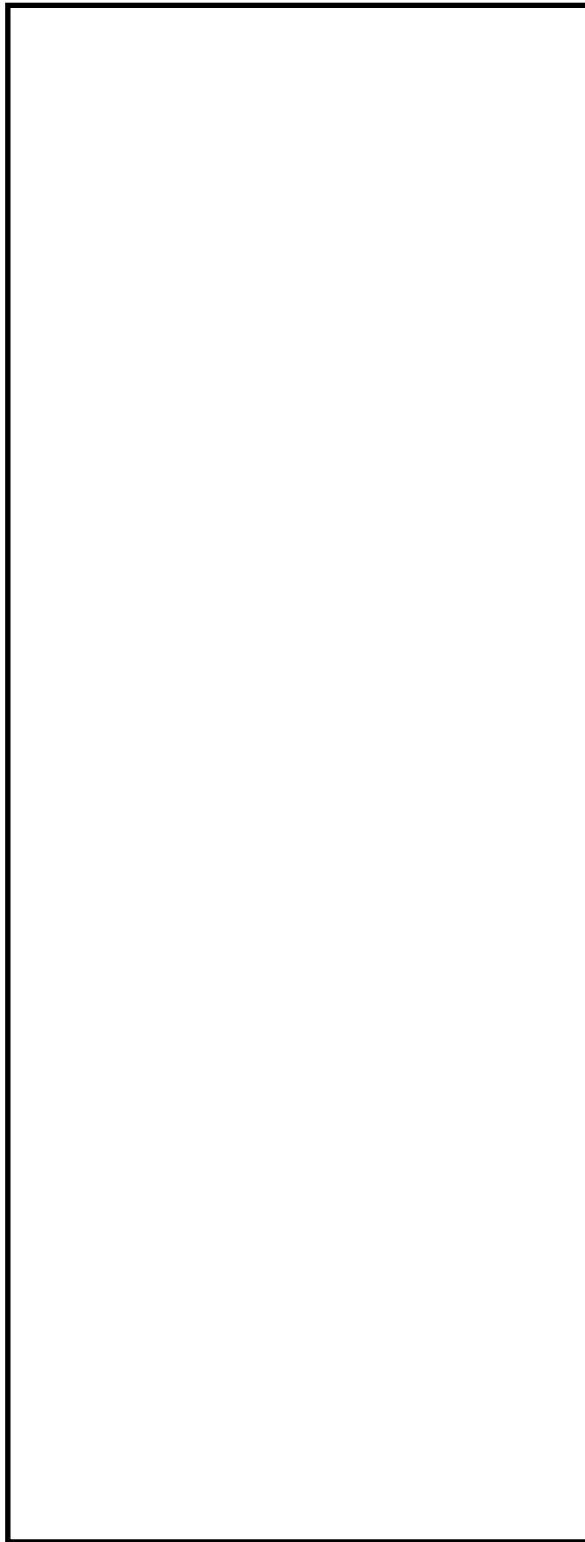
なお、構造上、PT液の拭き取りが困難となる部位については、VT検査により溶接部に欠陥等がないことを確認する。

図1、図2に検査部位を、表2に部位ごとの検査項目を示す。

表2 部位ごとの検査項目

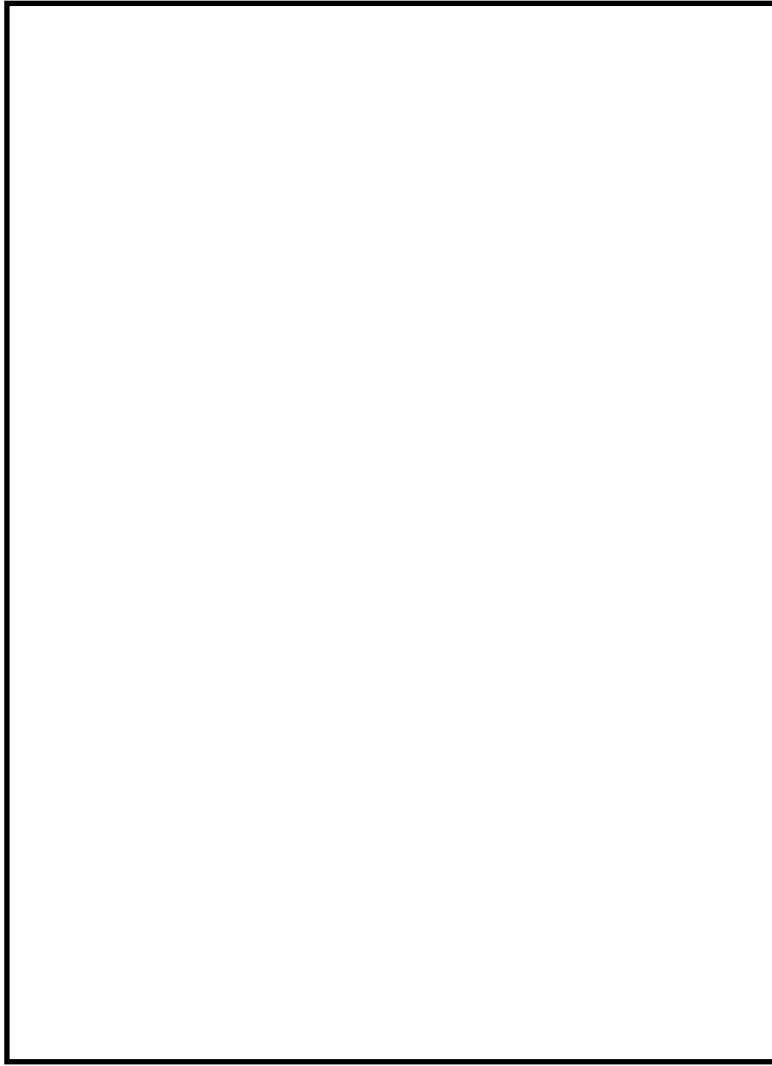
機器名	製作時の検査
①金属フィルタ	本体：外観検査，リーク試験 フレームへの取付溶接部：PT検査
②入口配管	PT検査
③分岐管	PT検査
④ベンチュリノズル	PT検査（+ボルトのトルク管理）
⑤多孔板	PT検査，VT検査*
⑥金属フィルタドレン配管	PT検査
⑦支持構造物	PT検査，VT検査*
⑧銀ゼオライト室（構造部材）	PT検査，VT検査*

注記*：PT液の拭き取り困難箇所はVT検査



機器名
①金属フィルタ
②入口配管
③分岐管
④ベンチュリノズル
⑤多孔板
⑥金属フィルタドレン配管
⑦支持構造物

図1 第1 ベントフィルタスクラバ容器の検査部位



機器名
⑦支持構造物
⑧銀ゼオライト室 (構造部材)

図2 第1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器の検査部位

ベント実施時の放射線監視測定のお考え方について

1. 第1ベントフィルタ出口放射線モニタの計測範囲

第1ベントフィルタ出口放射線モニタの計測範囲と計測範囲の設定のお考え方は、表1のとおりである。

表1 計測範囲とその考え方

名称	計測範囲	取付箇所	計測範囲の設定のお考え方
第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ）	10^{-2}Sv/h ～ 10^5Sv/h	第1ベントフィルタ格納槽内	系統運転中における放射性物質濃度を確認するため、想定される放射性物質が第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口配管に内包された時の最大の放射線量率を計測できる範囲とする。なお、高レンジ用は炉心損傷している場合に、低レンジ用は炉心損傷していない場合を想定して設定する。
第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（低レンジ）	10^{-3}mSv/h ～ 10^4mSv/h	屋外	

1.1 ベント実施に想定される線量率について

ベント実施時に想定される最大の線量率を評価するために必要な評価条件を表2に示す。また、表2の評価条件に基づく評価結果を表3に示す。第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ）の計測範囲の上限値である $1.0 \times 10^5\text{Sv/h}$ は、ベント実施時に想定される最大線量率 $1.6 \times 10^4\text{Sv/h}$ に対し、余裕があり、計測可能である。

表 2 評価条件

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価対象核種	希ガス類 (Kr-83m, Kr-85m, Kr-85, Kr-87, Kr-88, Xe-131m, Xe-133m, Xe-133, Xe-135m, Xe-135, Xe-138)	大気に放出される放射性物質のうち、線量率が支配的となる核種を選定 (後述(2)参照)
炉心状態	平衡炉心 (サイクル末期)	原子炉の放射性物質の内蔵量が最も多くなる状態を選定
炉心から格納容器への移行割合 (希ガス)	100%	MAAP解析結果に基づき設定
格納容器から原子炉建物への漏えい	考慮しない	格納容器フィルタベント系による大気への放出量を多く見積もるため
ベント開始時間	事象発生から1時間後	開始時刻が遅れるほど希ガスが減衰するため、保守的に設定
評価モデル	図1のとおり	第1ベントフィルタ出口放射線モニタ(高レンジ)の設置位置(図2)をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可(添十)と同じ

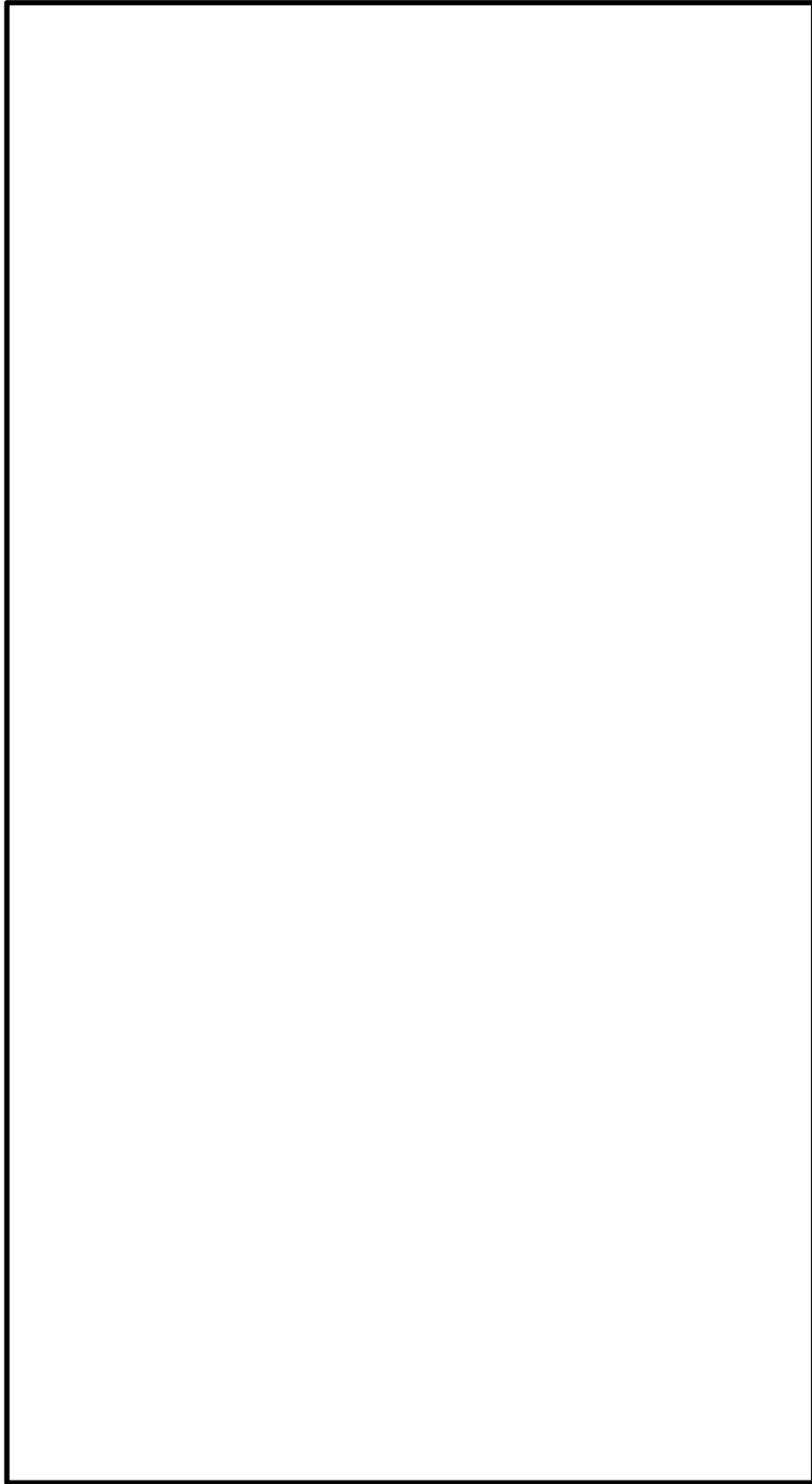


図1 評価モデル

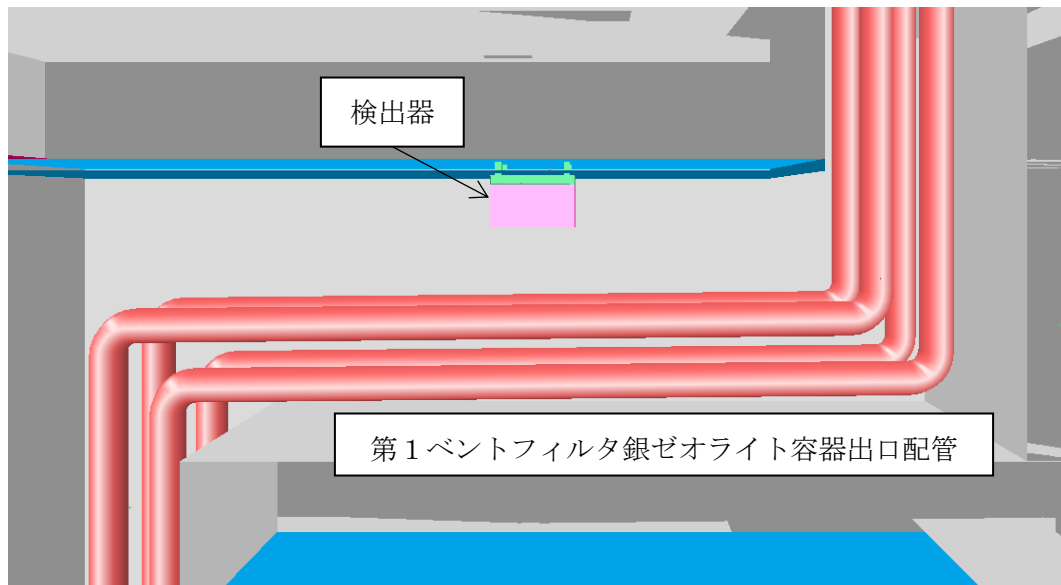


図2 第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ）位置図

表3 評価結果

評価対象核種	線量率 (Sv/h)
Kr-83m	1.9E-19
Kr-85m	6.0E-01
Kr-85	4.4E-04
Kr-87	2.1E+00
Kr-88	8.7E+00
Xe-131m	4.3E-04
Xe-133m	1.9E-02
Xe-133	1.6E-01
Xe-135m	1.4E+00
Xe-135	2.1E+00
Xe-138	8.8E-01
合計	1.6E+01

1.2 評価対象核種の考え方

格納容器フィルタベント系を通じて原子炉格納容器内の放射性物質が大気へ放出される際、希ガス及びよう素を除く放射性物質はベントフィルタの除去効果を大きく受けるため、大気へ放出される主な放射性物質は希ガス及びよう素となる。

表 4 に示す評価条件を用いて希ガス及びよう素の線量率を評価した結果、表 5 のとおり希ガスの線量率は、よう素に比べて 60 倍程度高く、放射線モニタ測定値は希ガスからの寄与が支配的であるため、希ガスを評価対象核種とする。

表 4 評価条件 (1/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価事象	「冷却材喪失 (大破断 L O C A) + E C C S 注水機能喪失 + 全交流動力電源喪失」 (残留熱代替除去系を使用しない場合)	格納容器破損防止対策の有効性評価で想定する格納容器破損モードのうち、希ガス類及びよう素の放出量が最も多くなる事故シーケンスとして、ベントの実施時間が最も早くなる事故シーケンスを選定
炉心状態	平衡炉心 (サイクル末期)	原子炉の放射性物質の内蔵量が最も多くなる状態を選定
評価対象核種	希ガス類 : Kr-83m, Kr-85m, Kr-85, Kr-87, Kr-88, Xe-131m, Xe-133m, Xe-133, Xe-135m, Xe-135, Xe-138 よう素 : I-131, I-132, I-133, I-134, I-135	大気に放出される放射性物質のうち、線量当量率が支配的となる核種を選定
炉心から格納容器への移行割合	希ガス : 100% よう素 : 80%	M A A P 解析結果に基づき設定
よう素の形態	有機よう素 : 4% 無機よう素 : 91% 粒子状よう素 : 5%	R. G. 1.195* ¹ に基づき設定
格納容器内での除去効果 (希ガス及び有機よう素)	考慮しない	保守的に設定
格納容器内での除去効果 (無機よう素)	沈着による除去係数 : 200	CSE 実験及び Standard Review Plan 6.5.2* ² に基づき設定
	サブプレッションプール水でのスクラビングによる除去係数 : 5	Standard Review Plan 6.5.5* ³ に基づき設定
格納容器内での除去効果 (粒子状よう素)	無機よう素と同じ	無機よう素よりも沈着等による除去効果が大きいですが、保守的に無機よう素と同じとする。

表 4 評価条件 (2/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
ベント開始時間	事象発生から 32 時間後	MAAP 解析結果
ベントフィルタ除去係数	希ガス : 1 有機よう素 : 50 無機よう素 : 100 粒子状よう素 : 1000	設計値に基づき設定
評価モデル	図 1 のとおり	第 1 ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ) の設置位置 (図 2) をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可 (添十) と同じ

注記*1 : Regulatory Guide 1.195, “Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors”, May 2003

*2 : Standard Review Plan 6.5.2, “Containment Spray as a Fission Product Cleanup System”, March 2007

*3 : Standard Review Plan 6.5.5, “Pressure Suppression Pool as a Fission Product Cleanup System”, March 2007

表 5 評価結果

ベント開始時間	希ガス線量率① (Sv/h)	よう素線量率② (Sv/h)	①/②
事象発生から 32 時間後	1.4×10^0	2.2×10^{-2}	6.4×10^1

2. フィルタを通過した放射性物質が第 1 ベントフィルタ出口放射線モニタ近傍の配管に付着した場合の影響について

第 1 ベントフィルタ出口放射線モニタは第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口の配管外側から計測となるため、第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口配管内に付着した放射性物質の影響を受ける。そのため、ベント終了後に残る放射線モニタ指示値から配管付着分を評価し、ベント中の放射線モニタ指示値から差し引くことで配管付着影響を除去することができる。

表 4 の評価条件 (希ガスは配管付着しないため、よう素に係る評価条件のみ) 及び第 1 ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口配管への放射性物質付着率を「放射性物質の通過量に対して 100m 当たり 10% が配管内に均一に付着する」とした場合の評価結果は、9.6mSv/h である。

3. 線量率から放射性物質濃度への換算の考え方

第1ベントフィルタ出口放射線モニタでの計測値（ γ 線強度）は、第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口配管内の放射性物質の核種及びその放射性物質濃度により決まる値である。あらかじめ、第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口配管内の放射性物質濃度と線量率により、換算係数を定めておくことで、事故時の第1ベントフィルタ出口放射線モニタの指示値から第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口配管内の放射性物質濃度を把握することができる。

表4の評価条件において評価した第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ）の換算係数を表6に示す。なお、換算係数の算出過程を以下に示す。

- ① 平衡炉心（サイクル末期）における核種ごとの炉内希ガスの総量（①）を解析により算出する。
- ② ベント開始時間までの減衰を考慮した核種ごとの希ガスの総量（②）を算出する。
- ③ 原子炉格納容器空間体積（12600m³）から核種ごとの希ガス量を除し、核種ごとの放射性物質濃度の合計（③）を算出する。
- ④ 上記③の核種ごとの放射性物質濃度に γ 線放出割合を乗じて算出した γ 線線源強度と図1の評価モデルから核種ごとの線量率の合計（④）を算出する。
- ⑤ 上記③で求めた放射線物質濃度の合算値を④で求めた線量率の合算値で除すことで、換算係数を算出する。

表6 換算係数の算出

炉停止時 内蔵量① (Bq)	32時間後 減衰値② (Bq)	放射性物質 濃度③ (Bq/cm ³)	線量率④ (Sv/h)	換算係数 ((Bq/cm ³) / (Sv/h))
1.6×10^{19}	5.7×10^{18}	4.5×10^8	1.4×10^0	3.3×10^8

表6の換算係数は、原子炉停止から32時間後にベントを開始した場合の換算係数であり、核種の減衰により換算係数は変化するため、同様の手法で算出した換算係数の時間変化は図3のグラフのとおりとなる。実際の運用では、手順書に代表的な時間における換算係数を表として備えるなどして適切な評価ができるように準備する。また、建物外の第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（低レンジ）についても、同様の方法で換算係数を算出し、上記の評価ができるように準備する。

なお、事故後に当該事故の状態を詳細に把握し、換算係数の再評価を実施することにより、第1ベントフィルタ出口放射線モニタの指示値（Sv/h）の記録から、より精度の高い放射性物質濃度（Bq/cm³）を評価することが可能である。

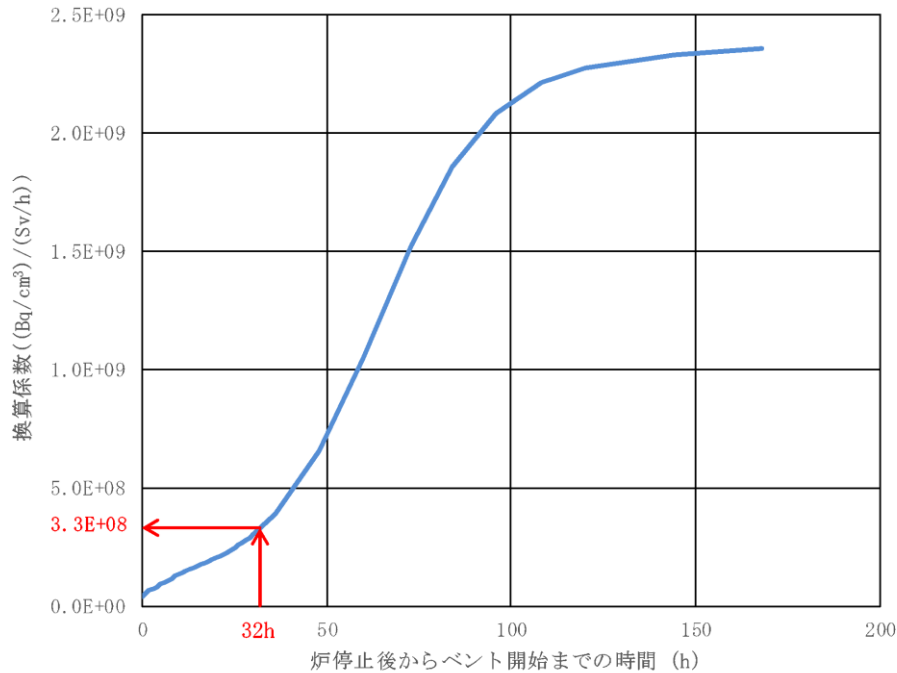


図3 換算係数の時間推移

4. 放射性物質の放出量の推定方法

4.1 格納容器雰囲気放射線モニタによる推定方法

格納容器雰囲気放射線モニタは、原子炉格納容器内に存在する放射性物質からの放射線を測定するものである。原子炉格納容器内には、気相部に浮遊している放射性物質と構造物等に沈着した放射性物質が存在しており、ベント時に放出される放射性物質濃度を把握することで、放射性物質の放出量を推定する。以下に格納容器雰囲気放射線モニタによる推定方法を示す。

4.1.1 事前準備事項

- ① 平衡炉心（サイクル末期）における核種ごとの炉内内蔵量（Bq）を解析にて求める。
- ② ベント開始時間までの減衰を考慮した核種ごとの存在量（Bq）を算出する。
- ③ MAAPコードを用い、代表的な重大事故時想定*における主要な放射性物質の原子炉格納容器内への移行割合（気相部への移行割合、沈着割合）を求め、①及び②で算出した核種ごとの存在量（Bq）より壁面沈着分の放射エネルギー（Bq）及び気相部の放射エネルギー（Bq）を評価する。
- ④ 検出器位置周辺に沈着した放射エネルギー（Bq）及び気相部の放射エネルギー（Bq）から検出器への線量の寄与（Sv/h）について、検出器の周辺の構造を考慮した線量評価モデルを用いて評価する。
- ⑤ 上記の評価結果を用い、「格納容器気相部に存在する放射エネルギー（Bq）及び検出器位置での線量率（Sv/h）」をあらかじめ用意する。

4.1.2 放射性物質の推定方法

- ① プラントデータを確認し、事前に評価する代表的な重大事故時想定*の中より最も事象進展が近いものを選定する。
- ② 格納容器雰囲気放射線モニタの指示値 (Sv/h) に対し、事前に評価した代表的な重大事故時想定における「格納容器気相部に存在する放射エネルギー (Bq) 及び検出器位置での線量率 (Sv/h)」をもとに、格納容器気相部に浮遊する放射エネルギー (Bq) を比例計算にて求める。
- ③ ②より求めた格納容器気相部内の放射エネルギー (Bq) に格納容器フィルタベント系、サブプレッションチェンバにおけるスクラビングの除去係数を考慮し放出放射エネルギー (Bq) を求める。

注記*：事前に評価する代表的な重大事故時想定として、原子炉格納容器内の放射性物質の存在割合に大きく影響するLOCAの発生の有無等を考慮した複数ケースを評価する。事故時においてはプラントデータを確認し、評価ケースの中より最も近い事象進展を選定し評価を行う。なお、上記手順は、格納容器フィルタベント系の使用の可能性がある場合において、その影響（概算）を早期に確認するための手法である。そのため、詳細な値は事故後に得られた詳細な事象進展、データを用いて確認する必要がある。

4.2 第1ベントフィルタ出口放射線モニタによる推定方法

第1ベントフィルタ出口放射線モニタは、第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器出口配管に設置されており、ベントによる放射性物質からの放射線を測定するものである。ベント中に放出される放射性物質濃度とベントガス流量を把握することで、放射性物質の放出量を推定する。以下に第1ベントフィルタ出口放射線モニタによる推定方法を示す。

4.2.1 事前準備事項

3項で示す手法で算出した「換算係数 ((Bq/cm³) / (Sv/h))」をあらかじめ用意する。なお、核種の減衰により換算係数は変化するため、代表的な時間における同様な手法で算出した換算係数を表として備えるなどの対応をあらかじめ用意する。

4.2.2 放射性物質の推定方法

- ① 第1ベントフィルタ出口放射線モニタの指示値 (Sv/h) に対し、事前に評価した「換算係数 ((Bq/cm³) / (Sv/h))」を乗じ、放射性物質濃度 (Bq/cm³) を求める。
- ② ①で求めた放射性物質濃度 (Bq/m³) に格納容器圧力から推定されるベントガス流量 (m³/h) を乗じ、放出速度 (Bq/h) を求める。
- ③ ②の放出速度 (Bq/h) をベント実施期間で積分することにより、放出放射エネルギー (Bq) を求める。

- ④ 事故後に換算係数を再評価し、また、配管付着分のバックグラウンドを差し引くことで、より精度の高い放出放射エネルギー (Bq) を求める。

5. 引用文献

- (1) Regulatory Guide 1.195, “Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors”, May 2003
- (2) Standard Review Plan 6.5.2, “Containment Spray as a Fission Product Cleanup System”, March 2007
- (3) Standard Review Plan 6.5.5, “Pressure Suppression Pool as a Fission Product Cleanup System”, March 2007

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

1. 外部事象の考慮

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，内部溢水並びに意図的な航空機衝突に対して，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。

なお，想定する外部事象は，「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」第四十三条（重大事故等対処設備）において考慮する事象（地震及び津波を除く。）とする。ただし，洪水，生物学的事象（海生生物），ダム の崩壊，有毒ガス及び船舶の衝突については，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。

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	竜巻による影響に包含される。
			屋外	
	竜巻	荷重 (風) 荷重 (飛来物) 荷重 (気圧差)	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する設備については、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	屋外に設置する排気配管, 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	温度	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する設備については、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	屋外に設置する排気配管については、保温材を設置し、また、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する設備については、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	屋外に設置する排気配管, 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。

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	荷重 閉塞	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する設備については、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	屋外に設置する排気配管、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。
	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。
	地滑り・土石流	荷重（土砂）	屋内 屋外	地滑り・土石流が想定される斜面からの離隔距離を確保することにより、影響を受けない設計とする。
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する設備については、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	屋外に設置する排気配管、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、屋外に敷設する排気配管（炭素鋼配管）外面には防食塗装を行う設計とする。

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 (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	電气的影響 (げっ歯類 (ネズミ等) によるケーブル等の損傷) 閉塞	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する設備については, 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	<p>地下の第1ベントフィルタ格納槽外に設置す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。</p> <p>屋外に設置す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。</p> <p>また, 鳥の侵入を防止するため, 排気配管先端にバードスクリーンを設置する。</p>

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	森林火災	屋内 屋外	設備を内包する原子炉建物，地下の第1ベントフィルタ格納槽及び屋外に設置する設備は，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。
		爆発	屋内 屋外	発電所周辺の道路を通行する燃料輸送車両の爆発による爆風圧，飛来物に対して，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。
		近隣工場等の火災	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による火災に対して，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。
	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	日本産業規格（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。
	（航空機落下） 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。

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	<p>内部溢水発生時は、自動隔離又は手動隔離により、漏えい箇所への隔離操作を行う。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。</p> <p>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。</p> <p>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。</p>
		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する設備については、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	屋外に設置する排気配管、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。

枝管に対する混合ガスの蓄積評価について

原子炉格納容器内の酸素濃度をドライ条件に換算して5vol%未満に管理することから、ベント実施中において仮に枝管にベントガスが蓄積した場合であっても、枝管において水素爆発は発生しないと考えられるが、万が一、枝管内で成層化等によって混合ガスの濃度が変化した場合は、水素爆発の脅威が存在する。このため、枝管内での混合ガスの蓄積評価を実施する。

1. 枝管に対する混合ガスの蓄積評価

主ラインから分岐する配管のうち上向き枝管については、主ラインの内部流体の流れにより枝管内に換気流れが発生する。この換気流れが枝管内へ侵入することが可能な深さは、「BWR配管における混合ガス（水素・酸素）の燃焼による配管損傷防止に関するガイドライン（第3版）」（日本原子力技術協会）（以下、「ガイドライン」という）において、枝管内の流速より求められるRe数に対応した換気限界長さとして規定されている。枝管の長さ（1）と枝管内径（d）を除することによって規格化した数値（1/d）が換気限界長さ以下であれば、換気流れによって混合ガスは枝管内から排出され、蓄積しないと評価できる。

また、主ラインから分岐する配管のうち水平枝管（上り勾配）については、混合ガス濃度差に起因する「自然対流」と、枝管の内部流体の凝縮による「主ラインの内部流体の枝管への流入」のバランスにより、混合ガスが可燃限界を超えて蓄積しない長さが決まる。混合ガスが可燃限界濃度を超えて蓄積しない長さは、ガイドラインにおいて、不燃限界長さとして規定され、1/dが不燃限界長さ以下であれば、混合ガスは可燃限界濃度を超えて蓄積しないと評価できる。

一方、主ラインから分岐する配管のうち組合せ枝管については、混合ガスが可燃限界濃度を超えて蓄積する可能性があるため、混合ガスを連続して排出できるバイパスラインの設置等の対応措置を講ずるよう、ガイドラインに規定されている。

上記に基づき、島根原子力発電所第2号機の枝管について、以下、評価を行う。なお、水平枝管（勾配なし）についても、参考として不燃限界長さによる評価を行う。

格納容器フィルタベント系の主ラインから分岐する配管のうち上向き枝管、水平枝管（上り勾配、勾配なし）又は組合せ枝管は以下の6ヶ所である。

- ⑤第2弁バイパスライン上流側
- ⑦第2弁ベントライン上流側
- ⑨AV217-19上流側（原子炉棟空調換気系との隔離）
- ⑩AV226-12上流側（非常用ガス処理系との隔離）
- ⑪AV226-11上流側（耐圧強化ベント系との隔離）
- ⑬ドライウエル第1弁ベントライン下流側

注：各ラインの番号は「別紙1 可燃性ガスの爆発防止対策について」の表1-1及び図1-3に対応している。

系統概要図を図1に、当該部の系統概要図上の配管ルートを図2～図4に示す。

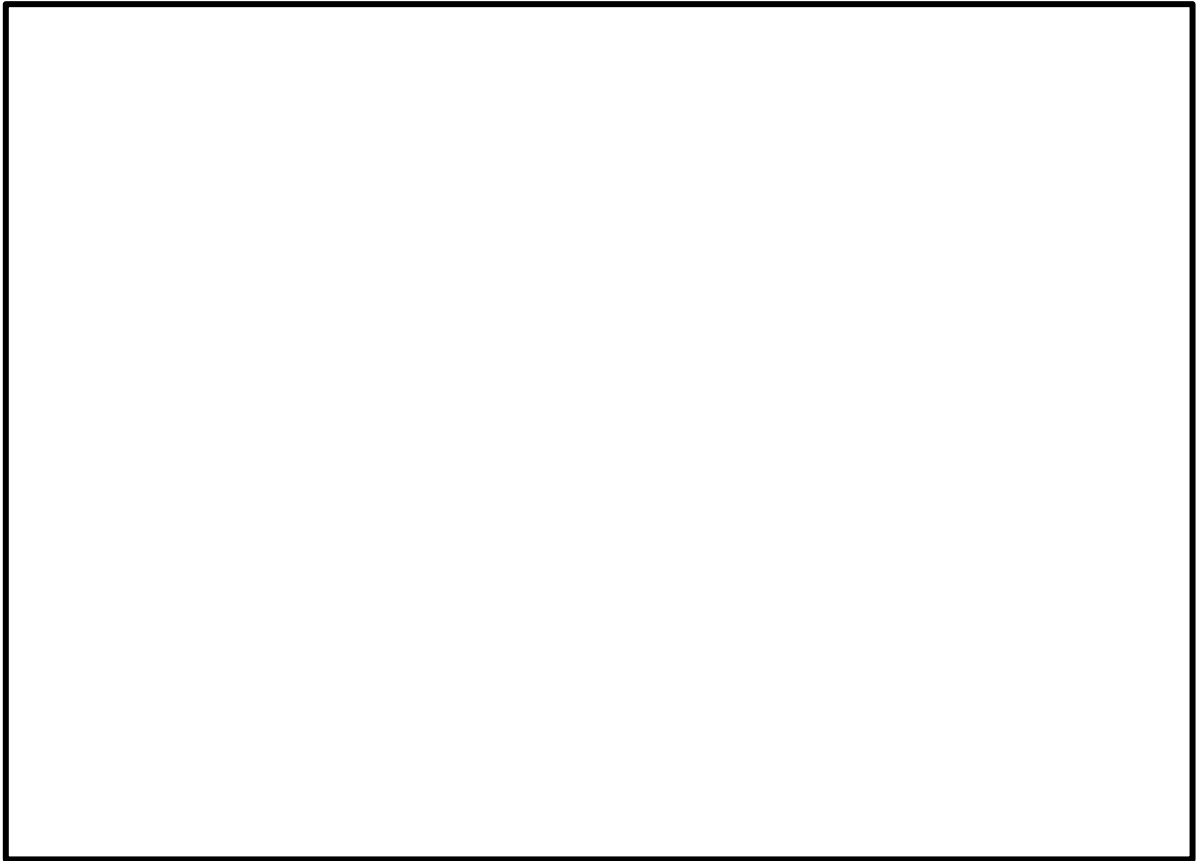


図2 配管ルート図 (⑤, ⑦, ⑨, ⑩)

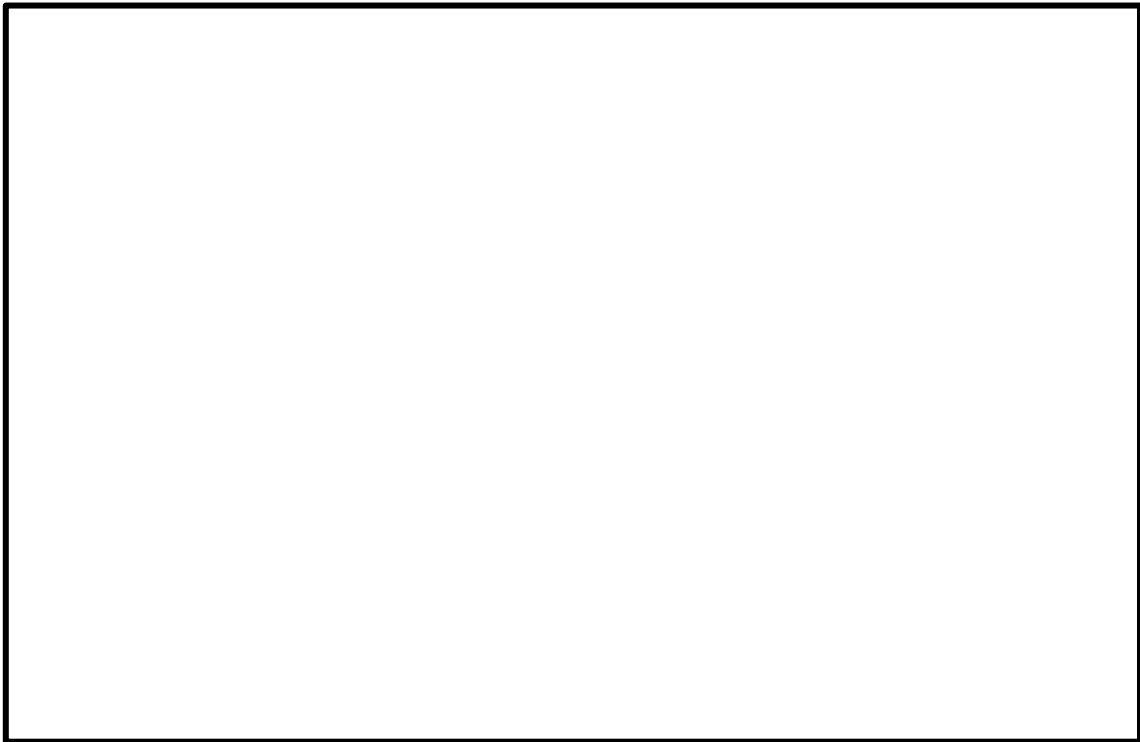


図3 配管ルート図 (⑪)

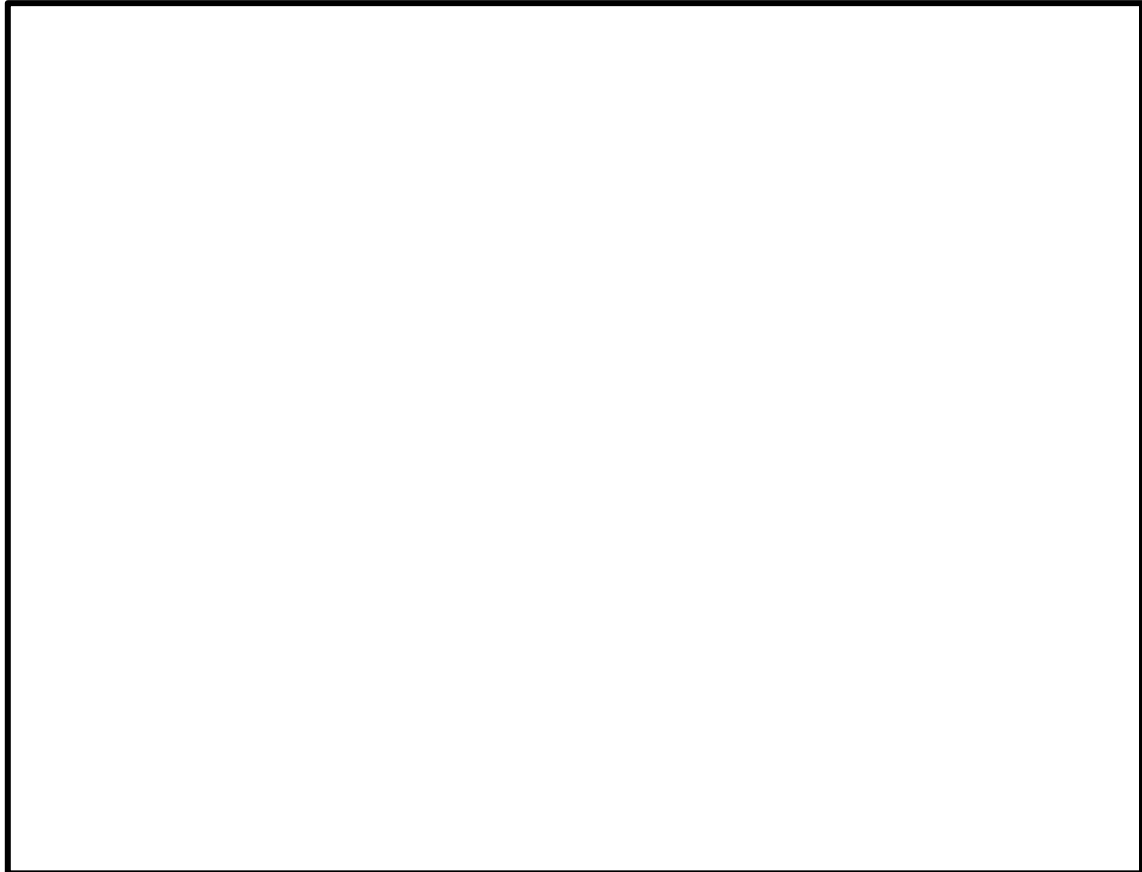


図4 配管ルート図 (⑬)

2. 評価内容

2.1 水平枝管（勾配なし）

主ラインから分岐する配管のうち水平枝管（勾配なし）である⑤，⑦，⑨，⑪及び⑬について，ガイドラインの評価方法に従い， $1/d$ を求め，不燃限界長さの判定値と比較することで混合ガスの蓄積可能性について評価する。

不燃限界長さは，枝管長さを内径で除することによって規格化したパラメータである。主ラインから分岐する枝管の分類，長さ，内径及び $1/d$ を表1に示す。

2.2 組合せ枝管

主ラインから分岐する配管のうち組合せ枝管である⑩については，混合ガスが可燃限界濃度を超えて蓄積する可能性がある。主ラインから分岐する枝管の分類，長さ及び内径を表1に示す。

表1 主ラインから分岐する枝管の分類, 長さ, 内径及び l/d

No.	分岐箇所	枝管の分類	枝管長さ l (mm)	枝管内径 d (mm)	l/d (-)
⑤	第2弁バイパスライン上流側	水平枝管 (勾配無し)	2076	387.4	5.4 (参考)
⑦	第2弁ベントライン上流側	水平枝管 (勾配無し)	379	387.4	1.0 (参考)
⑨	AV217-19上流側 (原子炉棟空調換気系との隔離)	水平枝管 (勾配無し)	600	590.6	1.1 (参考)
⑩	AV226-12上流側 (非常用ガス処理系との隔離)	上向き分岐 組合せ枝管	12294	387.4	—
⑪	AV226-11上流側 (耐圧強化ベント系との隔離)	水平枝管 (勾配無し)	313	248.8	1.3 (参考)
⑬	ドライウェル第1弁ベントライン 下流側	水平枝管 (勾配無し)	2949	590.6	5.0 (参考)

2.3 評価

2.1で求めた l/d とガイドラインで規定される不燃限界長さの判定値の比較を表2に示す。枝管⑤, ⑦, ⑨, ⑪及び⑬は, l/d が不燃限界長さの判定値以下であり, 混合ガスは可燃限界濃度を超えて蓄積しない。

一方, 枝管⑩は, 混合ガスが可燃限界濃度を超えて蓄積する可能性があるため, 図2に示す位置にバイパスラインを設置する。

表2 主ラインから分岐する配管の l/d と不燃限界長さの判定値の比較

No.	分岐箇所	l/d (-)	不燃限界長さの 判定値 (-)	混合ガス蓄積の 可能性
⑤	第2弁バイパスライン上流側	5.4 (参考)	70	無
⑦	第2弁ベントライン上流側	1.0 (参考)	70	無
⑨	AV217-19上流側 (原子炉棟空調換気系との隔離)	1.1 (参考)	70	無
⑪	AV226-11上流側 (耐圧強化ベント系との隔離)	1.3 (参考)	50	無
⑬	ドライウェル第1弁ベントライン 下流側	5.0 (参考)	70	無

格納容器ベントに伴う一時待避期間中における大型送水ポンプ車の運転について

有効性評価シナリオの雰囲気圧力・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）においては、燃料プールの冷却を停止した場合、燃料プール水温度が上昇し、燃料プール冷却系の最高使用温度を超過することとなり再起動が困難となる可能性があることから、格納容器ベントに伴う一時待避期間中（以下、「一時待避期間中」という。）においても大型送水ポンプ車及び移動式代替熱交換設備で構成する原子炉補機代替冷却系による燃料プール冷却を継続する必要がある。

大型送水ポンプ車はタンクローリにより給油を行うが、一時待避期間中は屋外の放射線量が高く、燃料補給を実施する作業員の被ばく量が多くなることが想定されることから、当該期間中において燃料補給を行うことなく、大型送水ポンプ車を継続運転が可能なよう、以下の対策を講じる。

1. 運用面の対策

有効性評価シナリオにおいて、格納容器ベントは事象発生約 32 時間後であり、格納容器ベント実施 1 時間前（事象発生約 31 時間後）に燃料給油を実施し待避する運用とする。

また、格納容器ベント中は原子炉格納容器内の雰囲気ガスを、格納容器フィルタベント系を介して大気へ放出していることから、原子炉補機代替冷却系を使用した原子炉格納容器の冷却が不要であるため、大型送水ポンプ車の流量については、その他補機（燃料プール冷却系等）の冷却（約 4MW）に必要な 340m³/h* とする。

これにより、大型送水ポンプ車の運転継続可能時間は、一時待避時間（11 時間 30 分）を超える約 15 時間 50 分となる。

【運転継続可能時間の計算式

$$(a - b) \div c = (\square - 35) \div 60 \\ = \square \cdots (\text{約 15 時間 50 分})$$

a : 大型送水ポンプ車のタンク容量 $\square \ell \times 2 \text{ 個} = \square \ell$

b : 大型送水ポンプ車タンク底部の吸い取れない容量 35ℓ

c : 大型送水ポンプ車（流量：340m³/h）の燃料消費率 60ℓ/h

* : 原子炉補機代替冷却系を使用する場合、大型送水ポンプ車の流量は残留熱除去系による原子炉圧力容器、原子炉格納容器等の冷却を考慮し、 $\square \text{ m}^3/\text{h}$ としている。

2. 設備面の対策

上記 1. 項のとおり、運用面の対策のみでも大型送水ポンプ車の運転継続可能時間は、一時待避時間（11 時間 30 分）を超える約 15 時間 50 分となるが、更なる対策として、大

型送水ポンプ車に接続可能な可搬型の燃料タンク（以下、「可搬型燃料タンク」という。）
1セット（40ℓ×2個）を自主対策設備として追加配備する。

可搬型燃料タンクについては、通常時は空保管とし、一時待避完了までに大型送水ポンプ車に接続及びタンクローリにより給油を行う。可搬型燃料タンクの設置位置は大型送水ポンプ車に積載する燃料タンクの上部とし、水頭差により可搬型燃料タンクから燃料タンクへ燃料を給油する設計とする。図1に可搬型燃料タンクの接続概要を示す。

なお、運用については、原子力災害対策手順書に整理する。

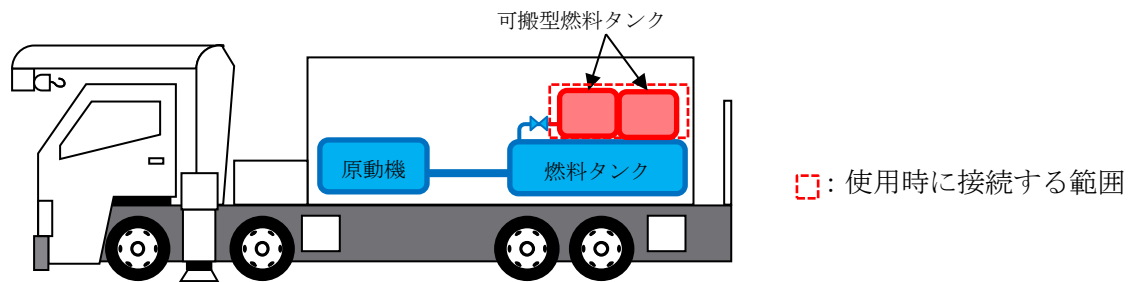


図1 可搬型の燃料タンクの接続概要

【運転継続可能時間の計算式】

$$((a - b) + d) \div c = ((\square - 35) + 80) \div 60$$

$$= \square \text{ (約 17 時間 10 分)}$$

a : 大型送水ポンプ車のタンク容量 $\square \ell \times 2 \text{ 個} = \square \ell$

b : 大型送水ポンプ車タンク底部の吸い取れない容量 35ℓ

c : 大型送水ポンプ車（流量：340m³/h）の燃料消費率 60ℓ/h

d : 追加配備する可搬型燃料タンクの容量 80ℓ（40ℓ×2個）

以上の対策により、大型送水ポンプ車（流量：340m³/h）の運転継続可能時間は、約17時間10分となる。