

島根原子力発電所第2号機 審査資料	
資料番号	NS2-補-011 改 16
提出年月日	2022年7月1日

工事計画に係る補足説明資料
(原子炉格納施設)

2022年7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	今回の提出範囲
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	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. 原子炉ウェ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. 原子炉ウェル排気ラインの閉止及び原子炉ウェル水張りラインにおけるドレン弁の閉運用について	今回の提出範囲
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		

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>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>
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。

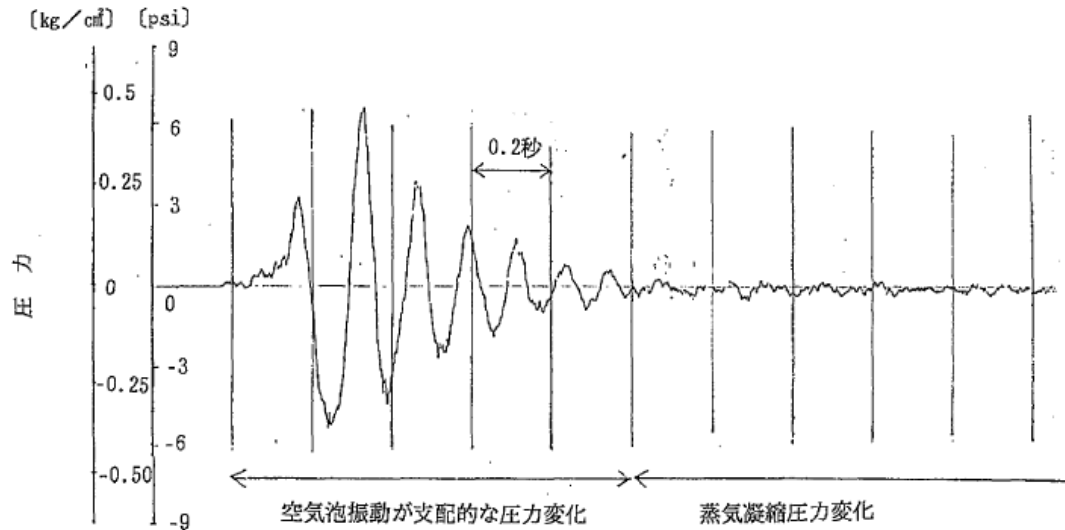


図 2-1 実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形^[1]
 (横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料 2 ③)

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気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2①)。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7.58MPa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。

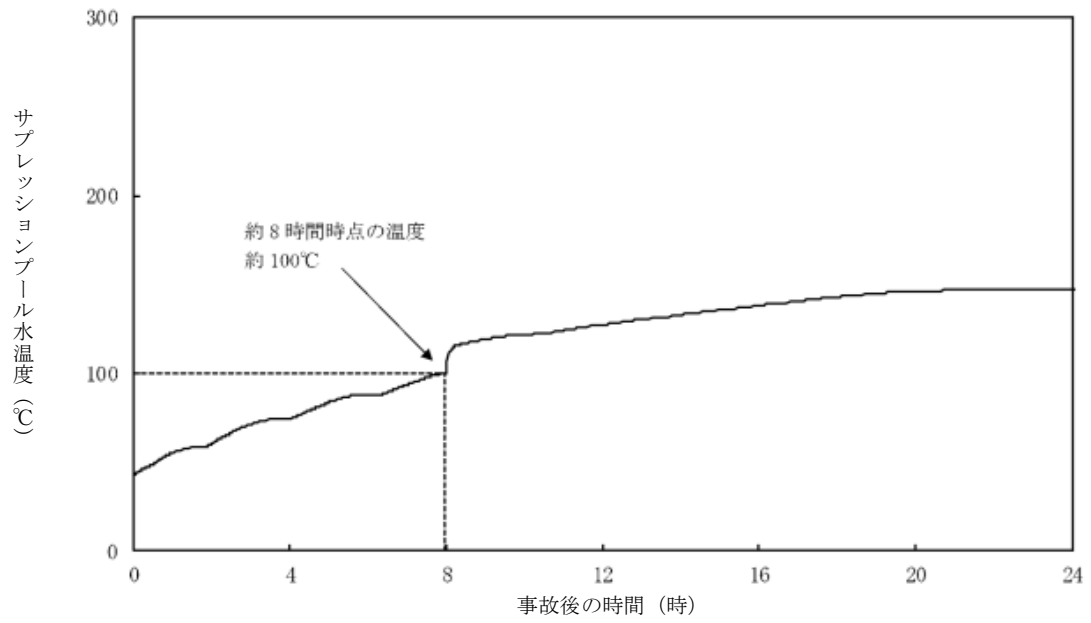


図 2-2 長期 TB 時のプール水温度の時刻歴

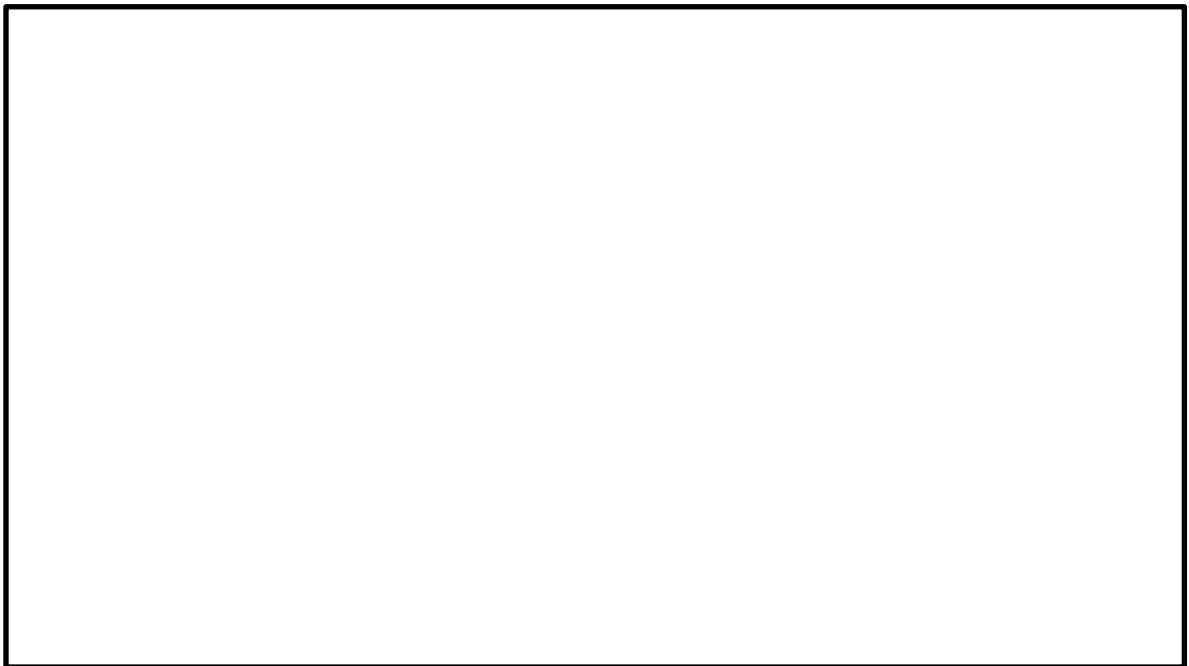


図 2-3 蒸気凝縮時の圧力変動と水温の関係^[1] (参考資料 2 ①)



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。

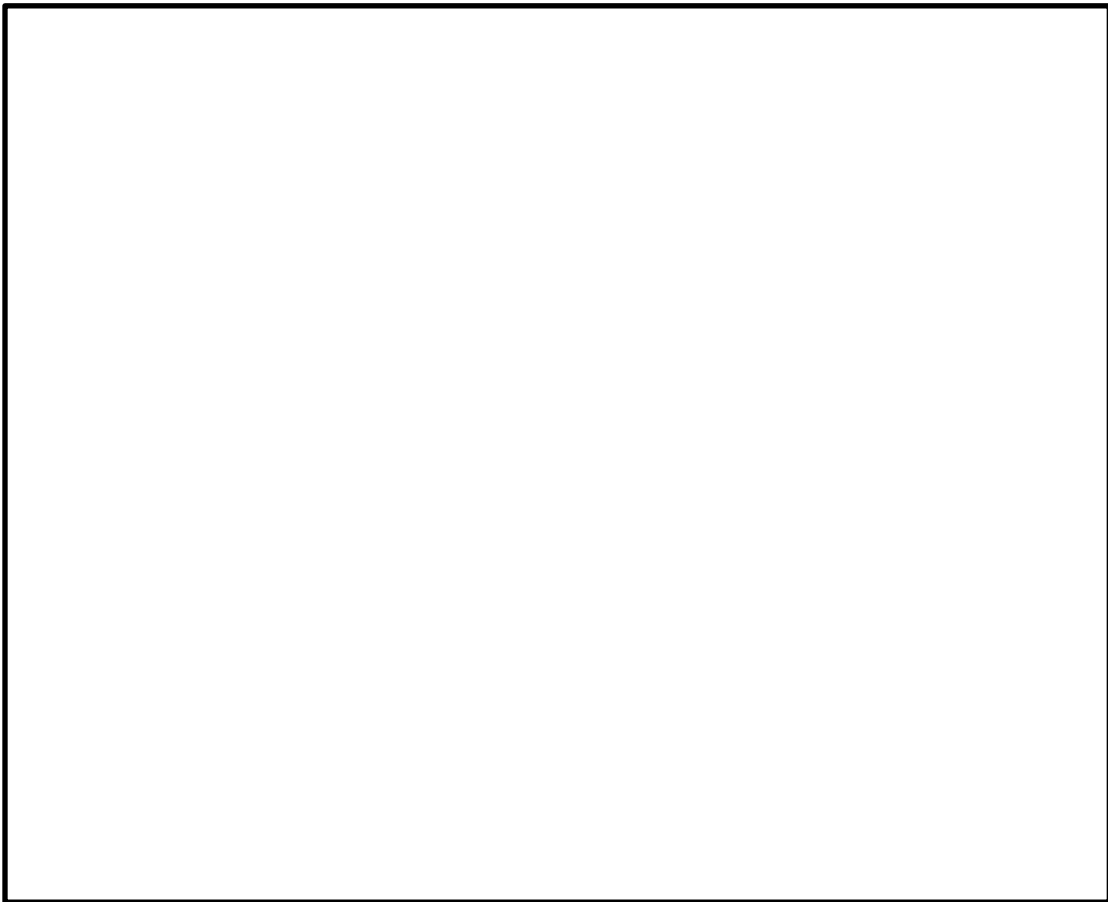


図 2-5 実機試験時の圧力振幅(海外プラント)^[2]

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

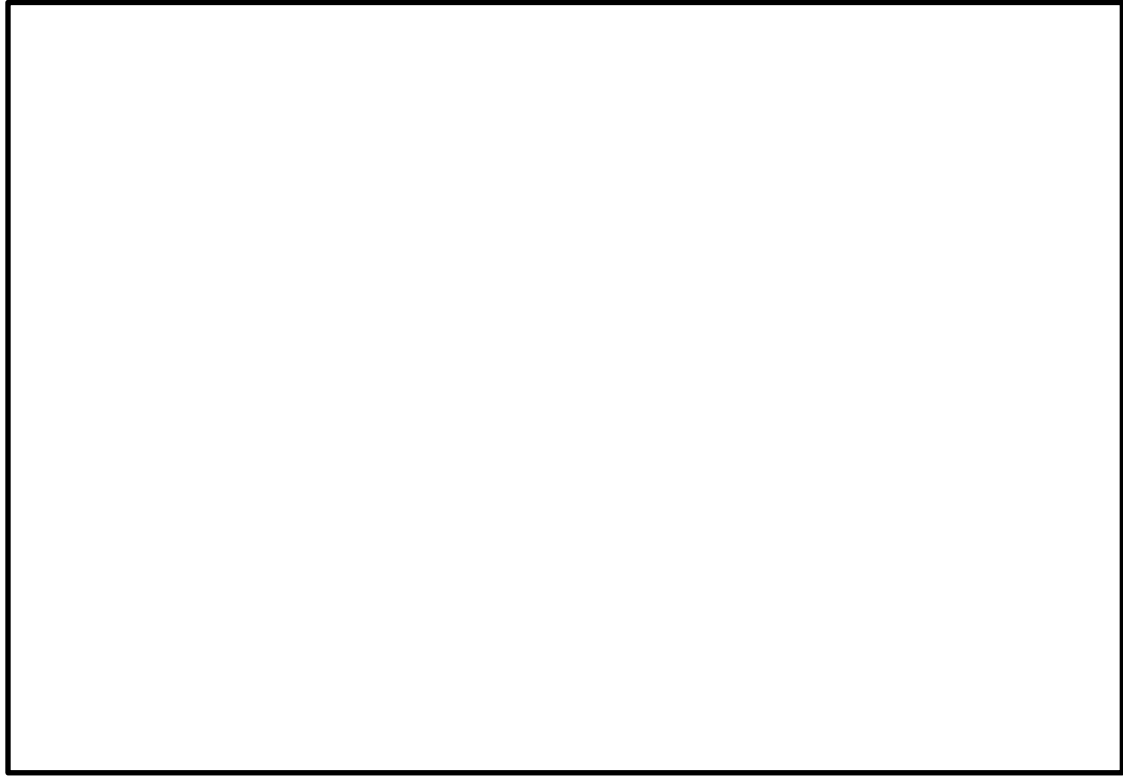
図 2-6 海外プラントと島根 2 号機の比較(2/2)

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。

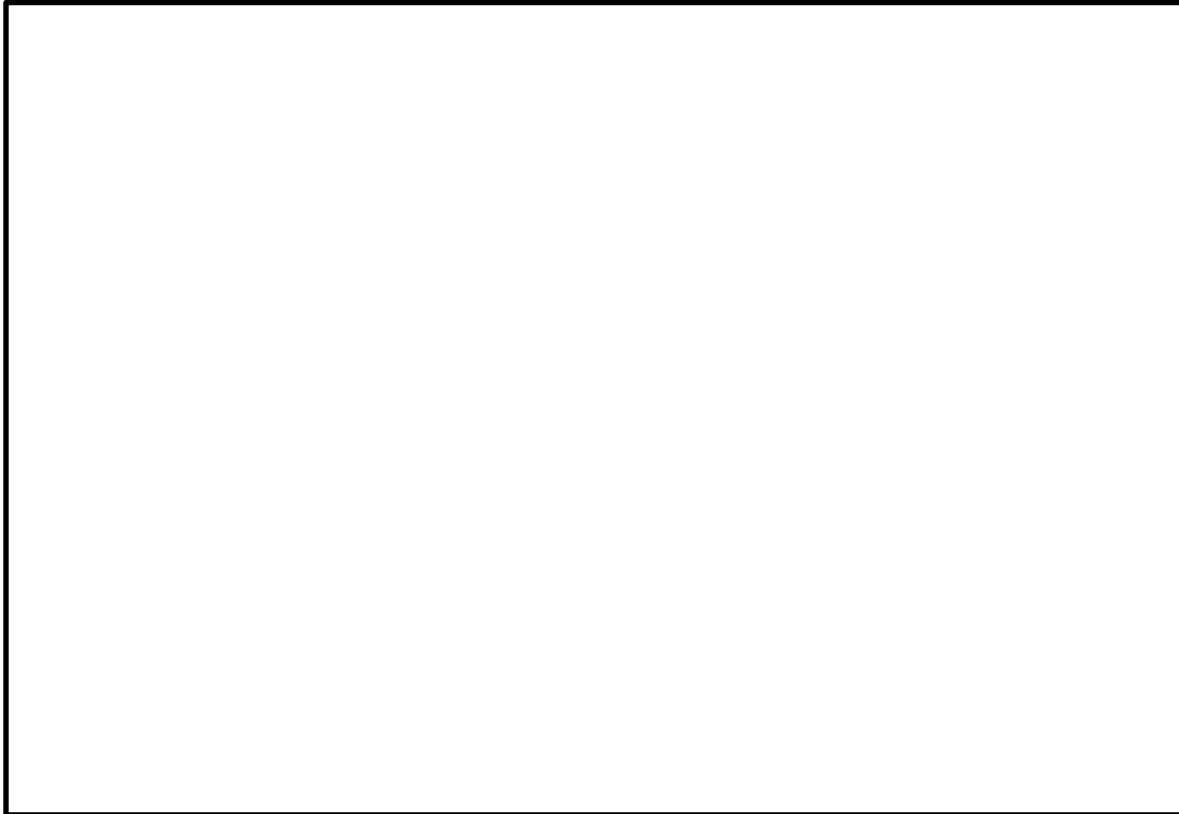


図 2-8 距離による減衰効果(海外プラント) [2]

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ッ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2 ②)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2 ②)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。

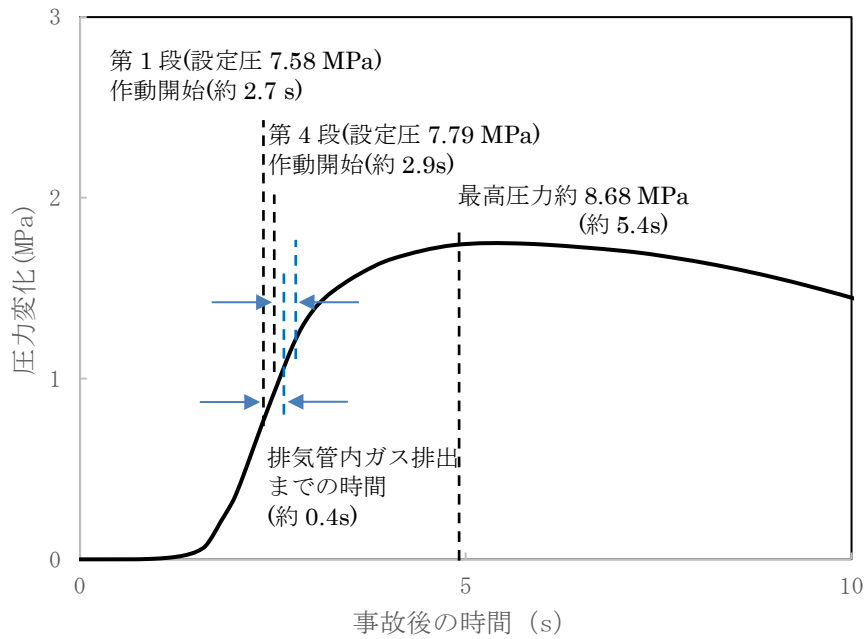


図 2-9 ATWS 事象時の原子炉圧力変化 (運転圧力との差)

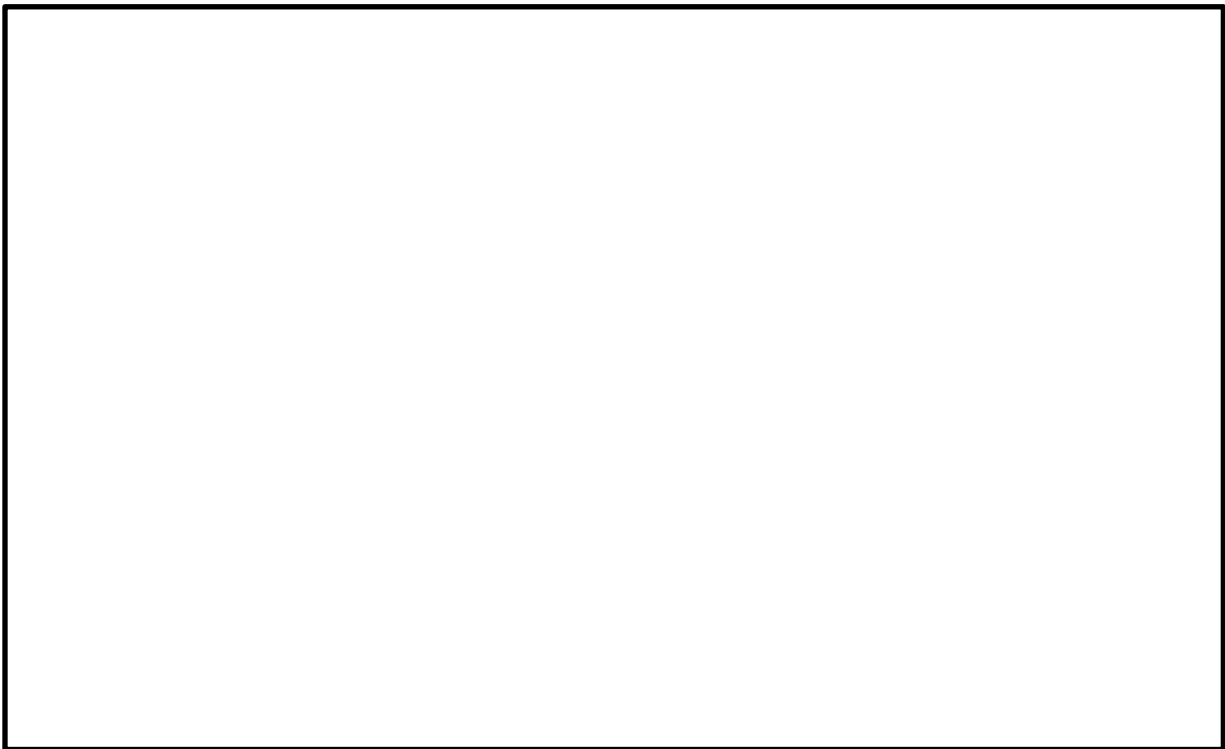


図 2-10 模擬圧力容器蒸気源圧力と圧力振幅の関係 (気泡脈動) [3]
(参考資料 2 ③)

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（ \square 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（ \square 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。

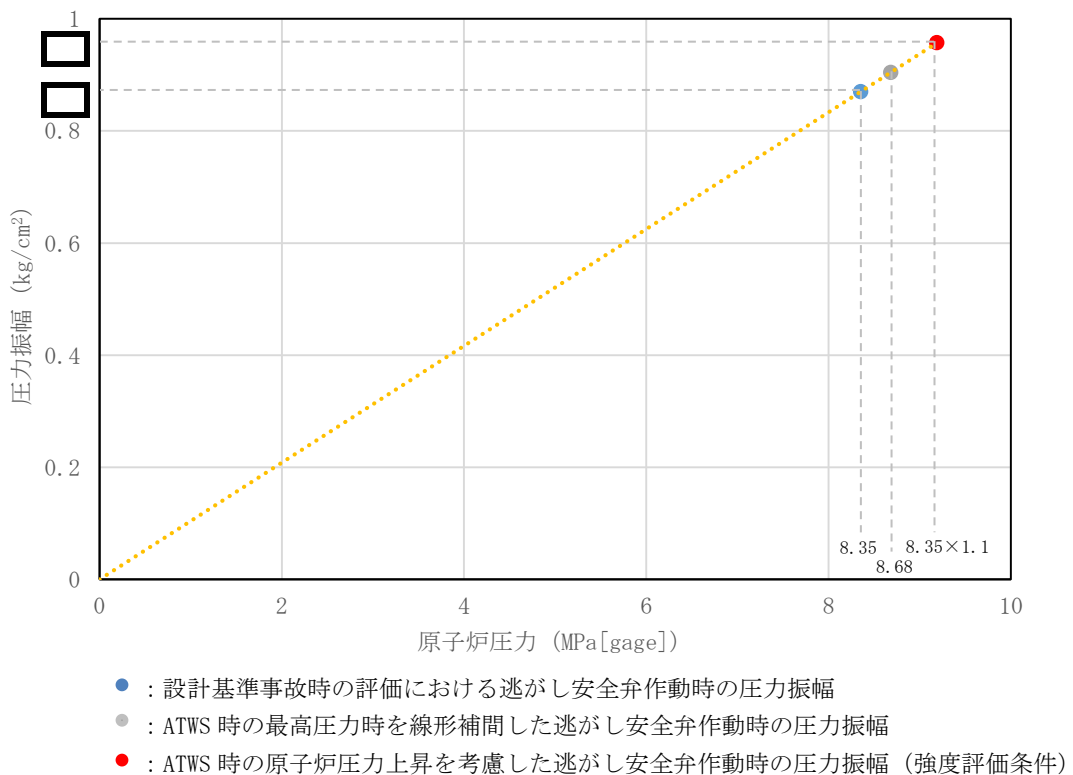


図 2-11 原子炉圧力と線形補間した圧力振幅の関係

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 \square m/s (水の移行量換算約 \square 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 \square 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 \square 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。 <p>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。</p>

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、過熱蒸気を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。

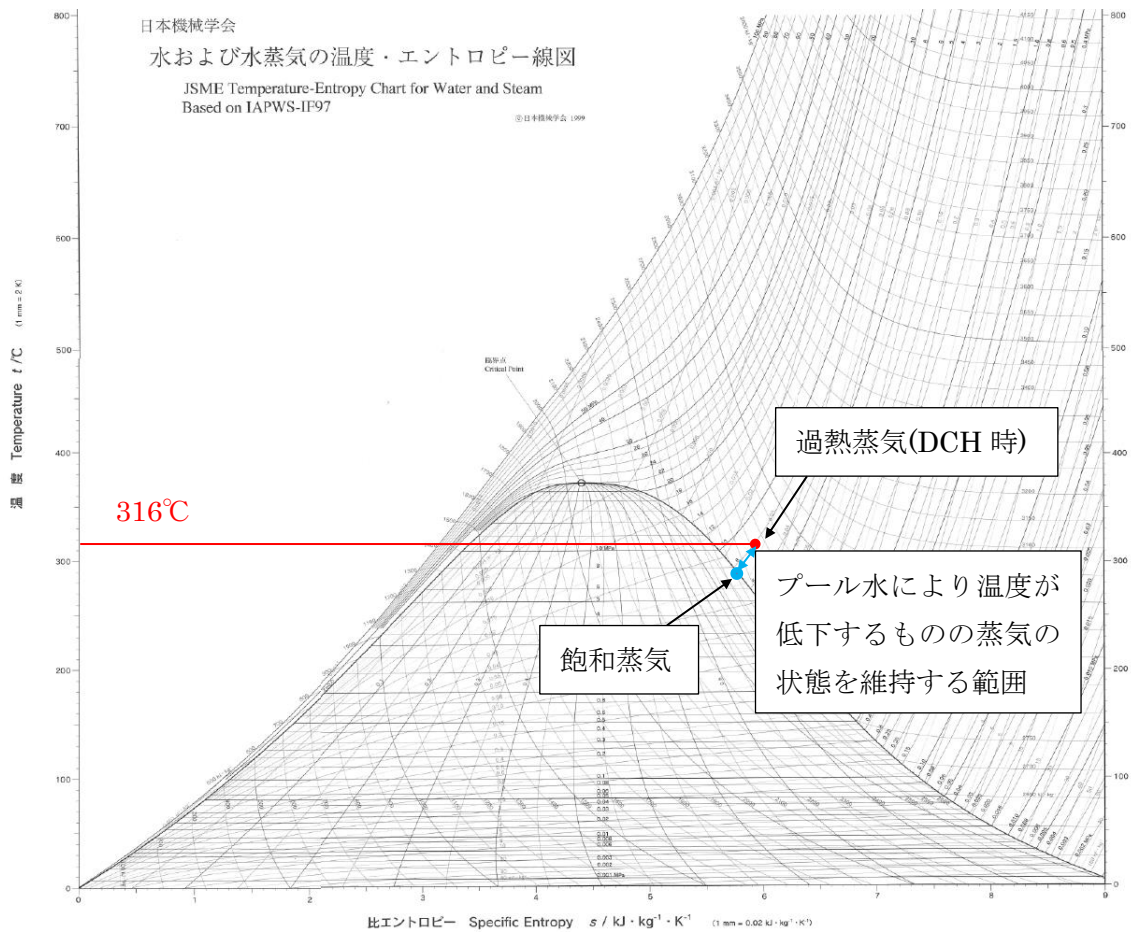


図 3-1 蒸気 T-s 線図

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[$^\circ\text{C}$]	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]	

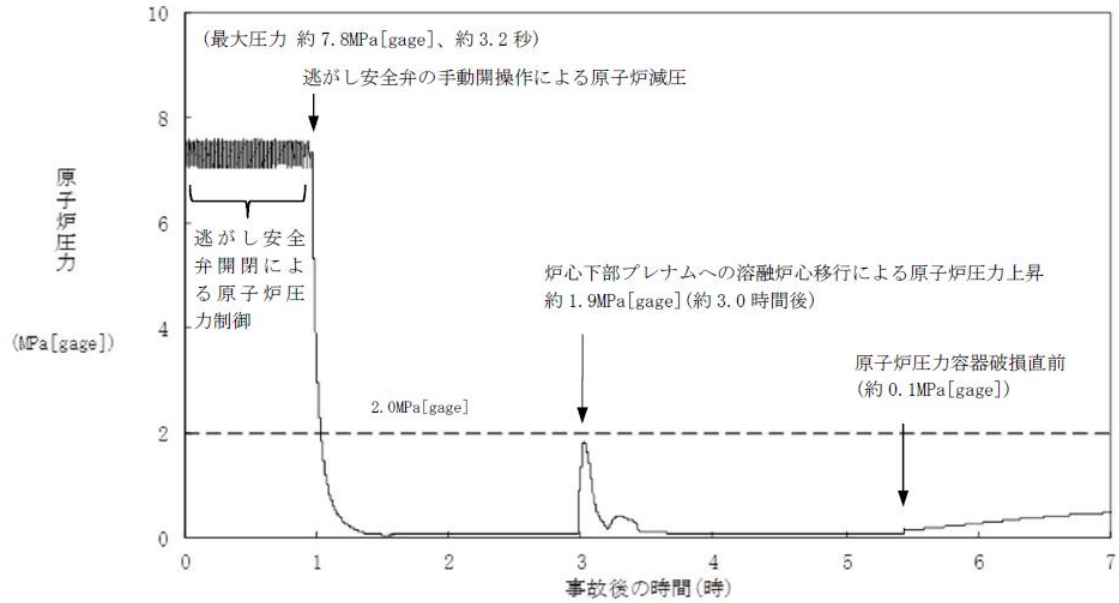


図 3-2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉圧力の推移

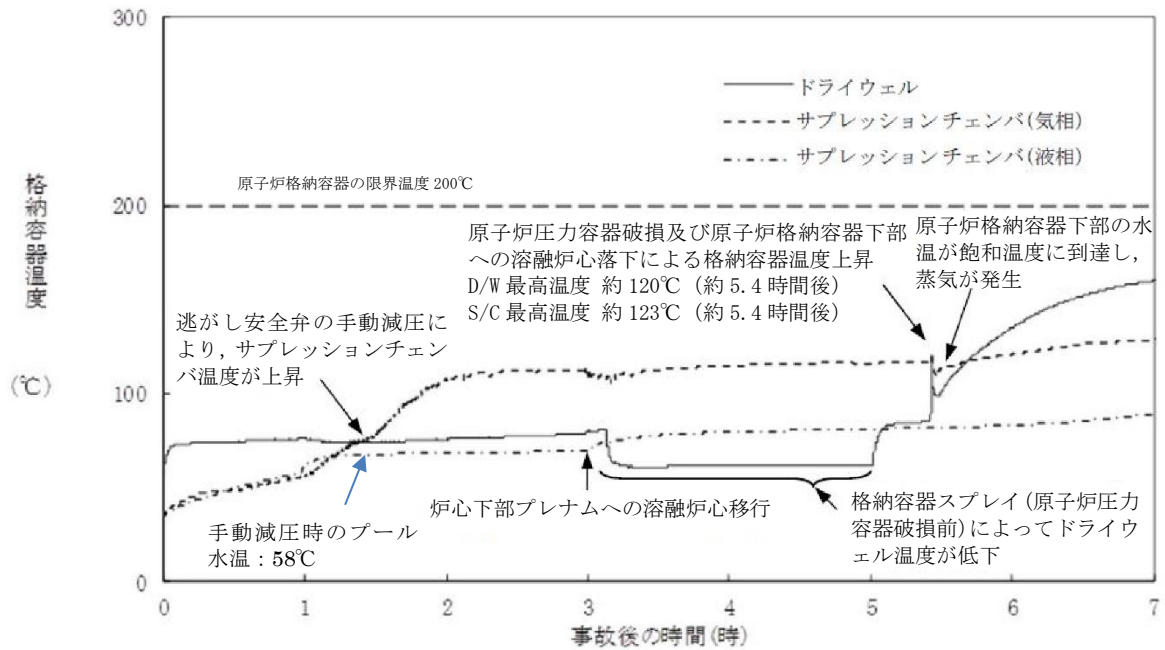


図 3-3 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉格納容器温度の推移

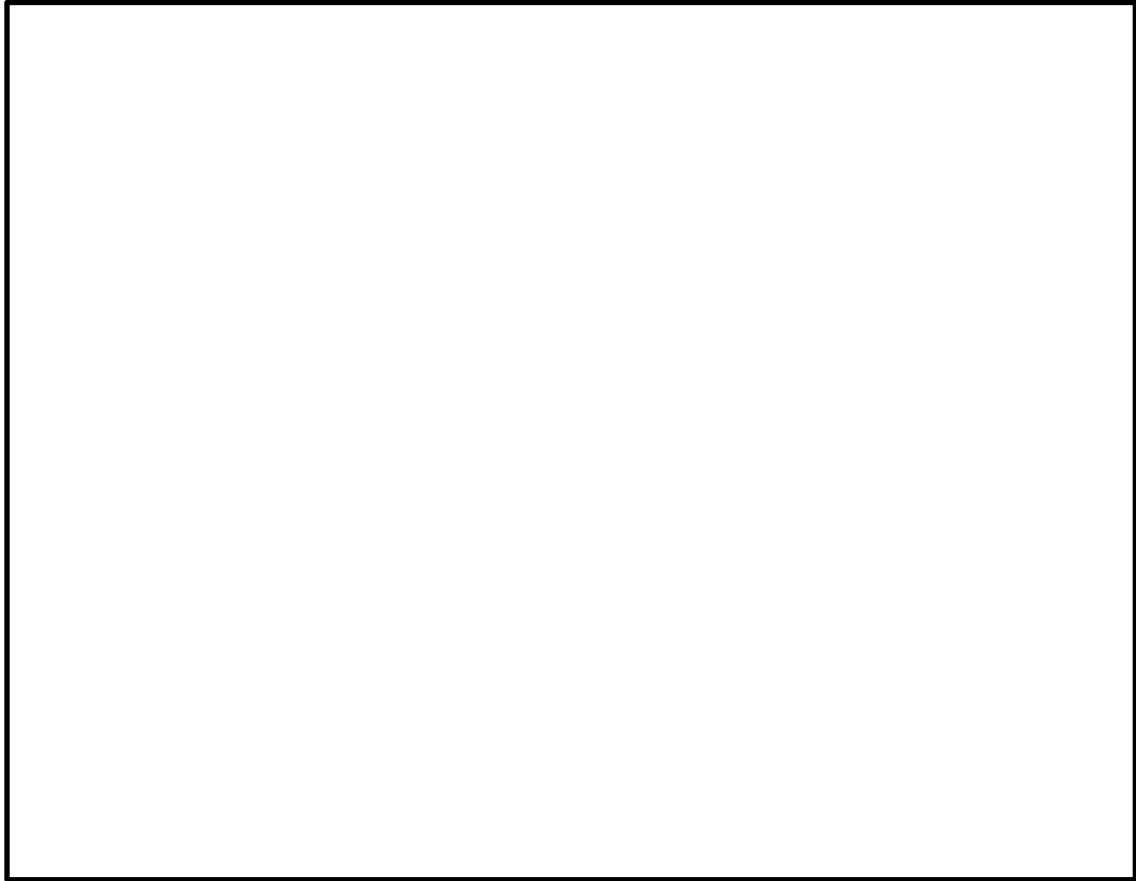


図 3-4 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係 (ストレートタイプ) ^[4]
(参考資料 2 ①)

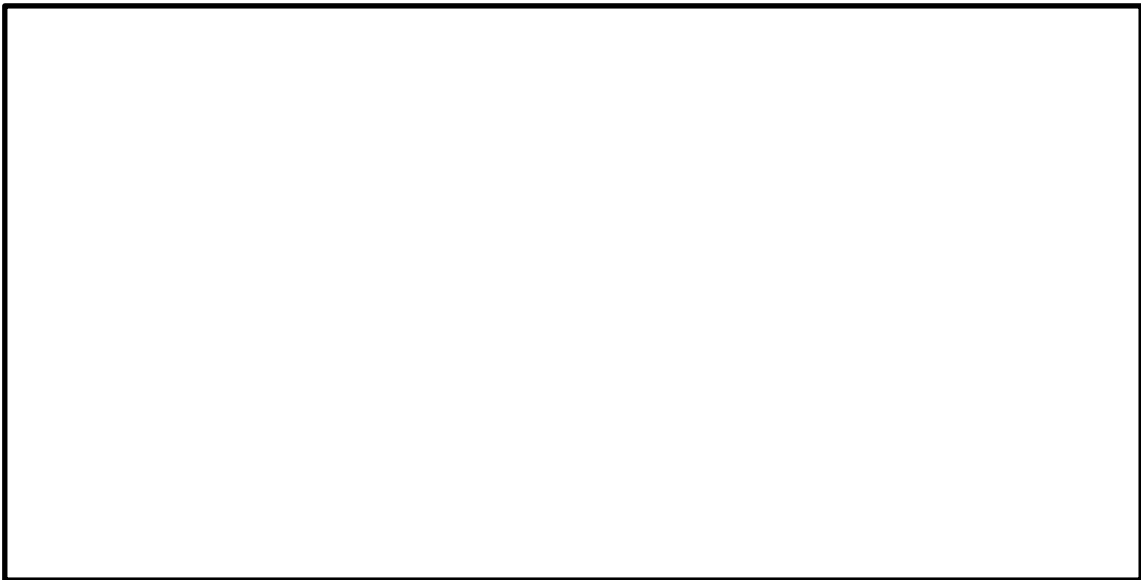


図 3-5 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係 (クエンチャタイプ) ^[4]
(参考資料 2 ①, ②)

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、原子炉压力容器の減圧に伴い、蒸气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气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（原子炉压力容器破損直前）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ー[kJ/kg]	
排気管出口の流路面積[m ²]	
蒸气流束[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 飽和蒸気の蒸气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、高蒸气流束から低蒸气流束へ遷移する過程においては、図3-7に示す。

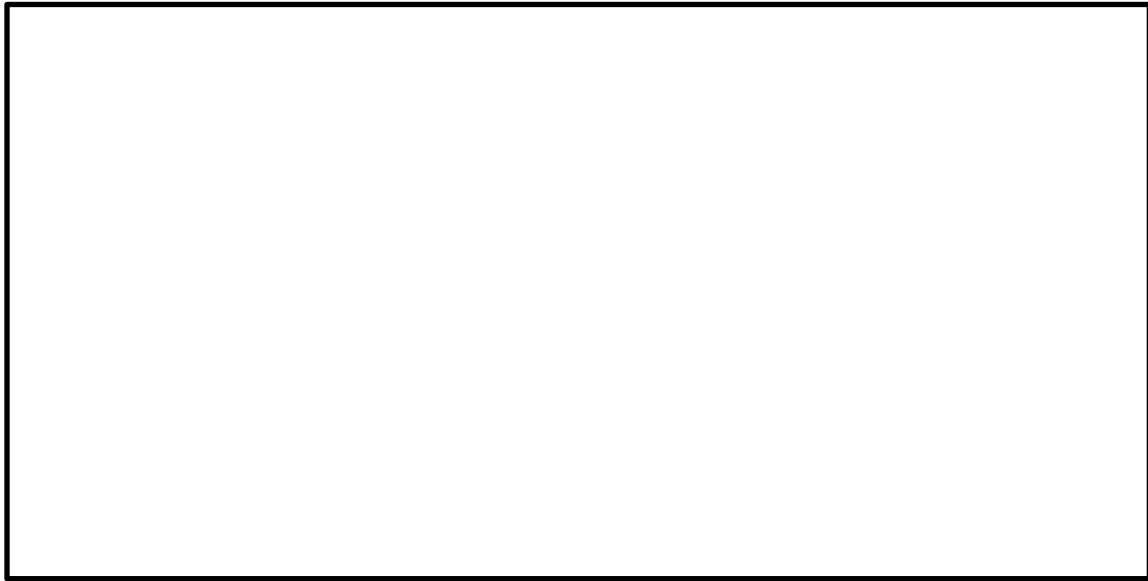


図 3-7 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（クエンチャタイプ）^[4]
（参考資料 2 ①, ②）

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。

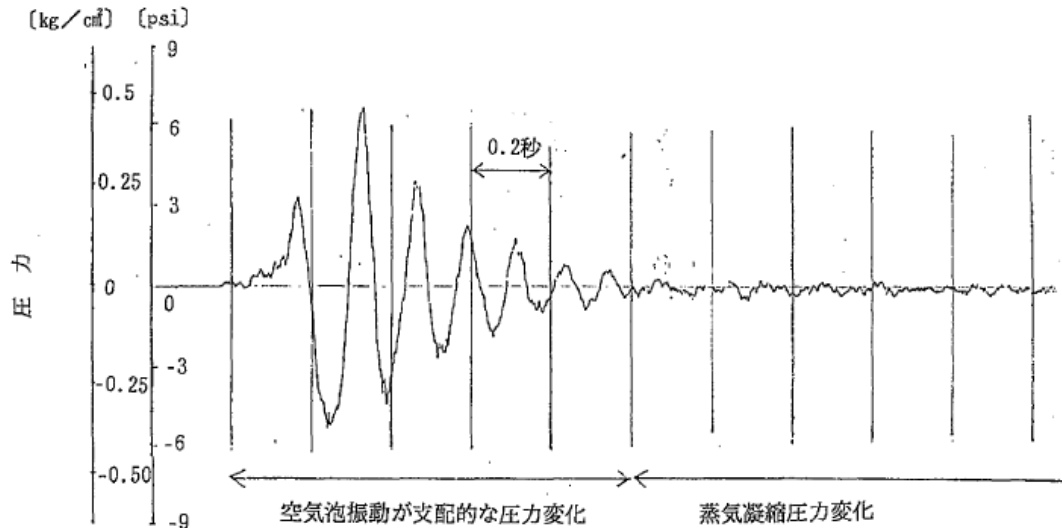


図 3-8 実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形^[1]
 (横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料 2 ③)

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ェルで発生した蒸気によって、ダウンカム内の水及びドライウェ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カム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ェ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ェ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、さらにダウンカム内の蒸气流束(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)

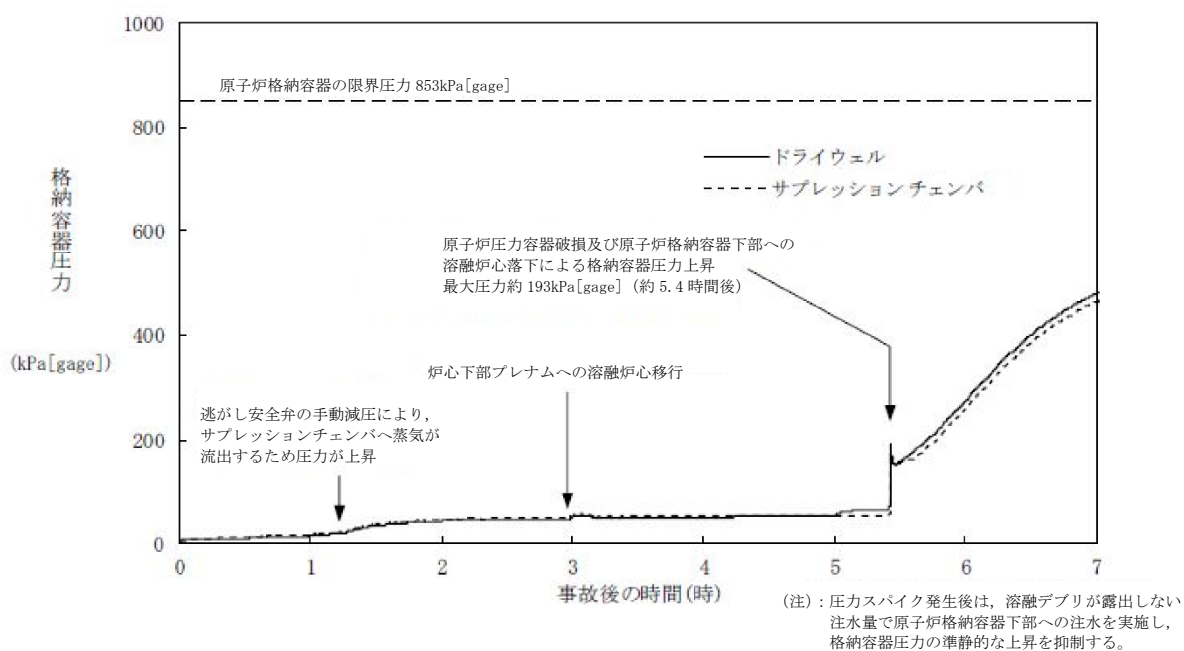


図 4-1 FCI 時の原子炉格納容器圧力の推移

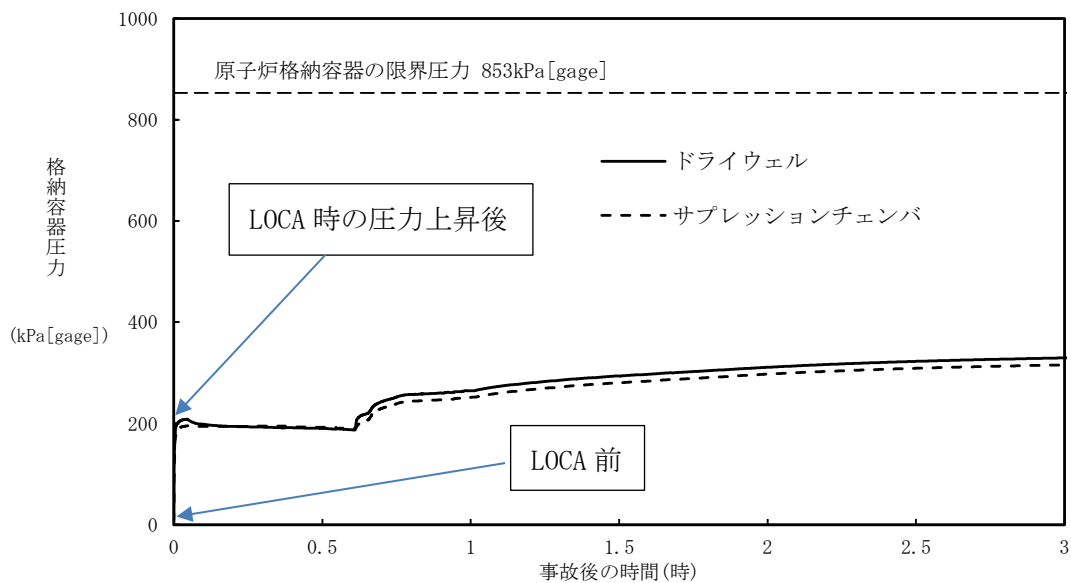


図 4-2 LOCA 時の原子炉格納容器圧力の推移

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。

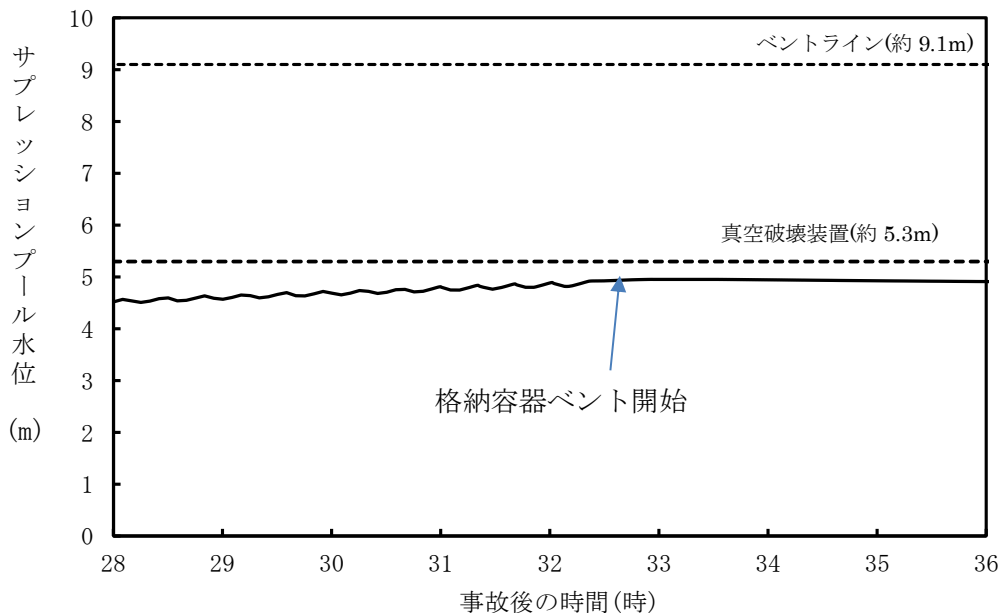


図 5-1 格納容器ベント時のサプレッションプール水位上昇

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、減圧沸騰が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。

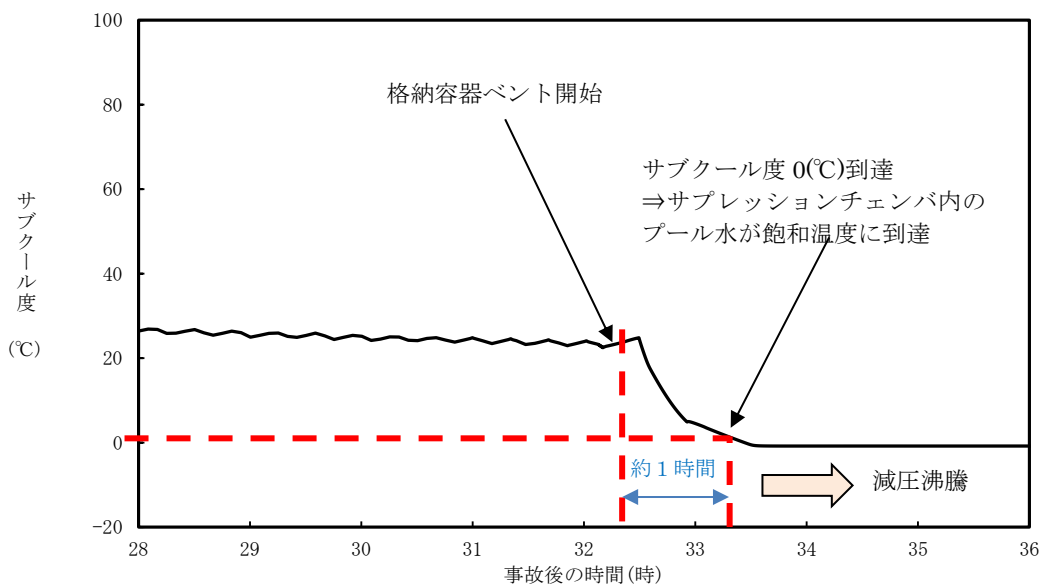


図 5-2 サプレッションプール水のサブクール度

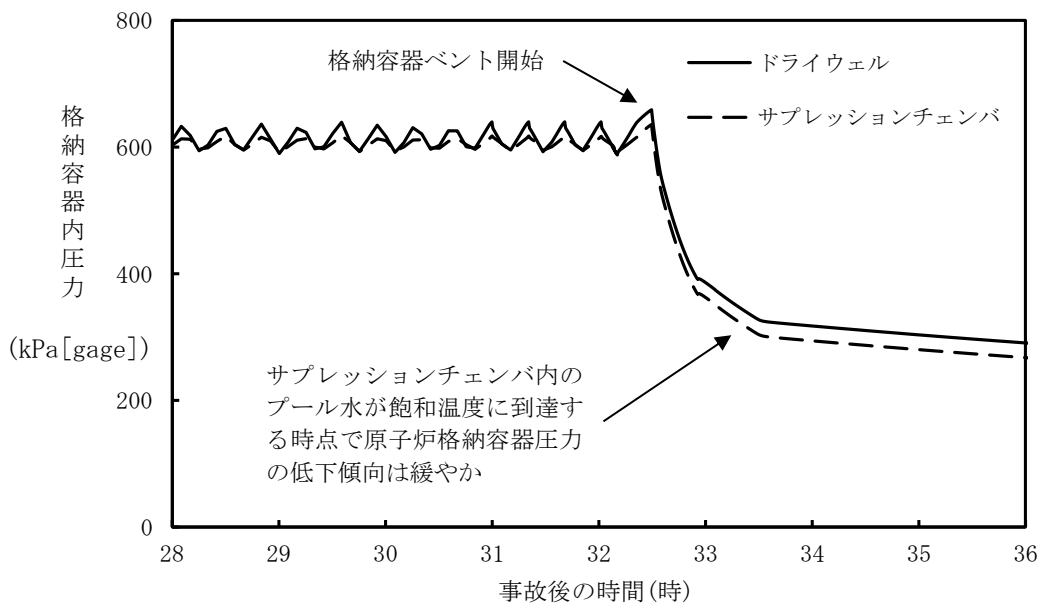


図 5-3 原子炉格納容器圧力の推移

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℃、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。

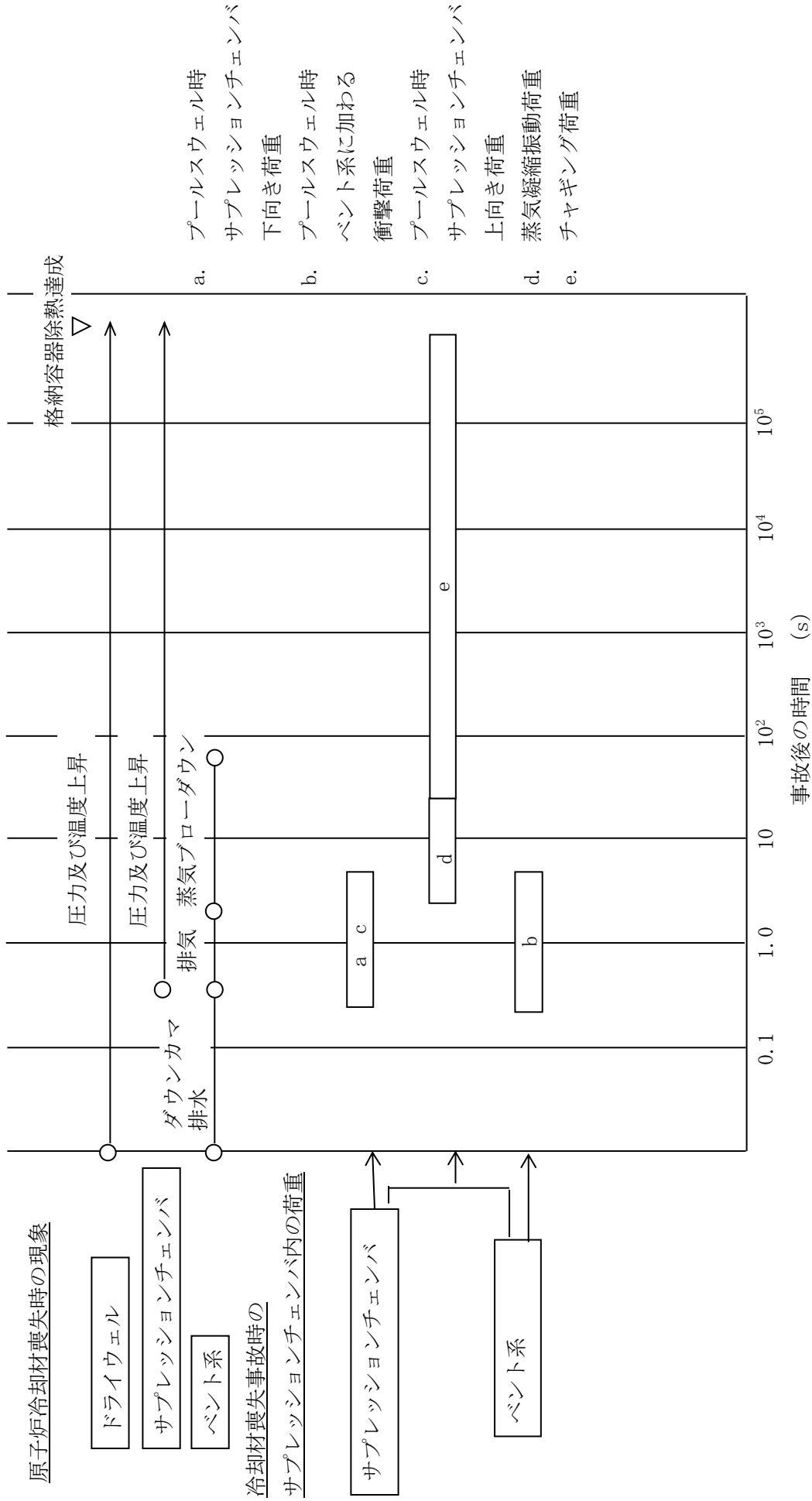


図 5-4 重大事故等荷重の時間履歴 (LOCA 起因)

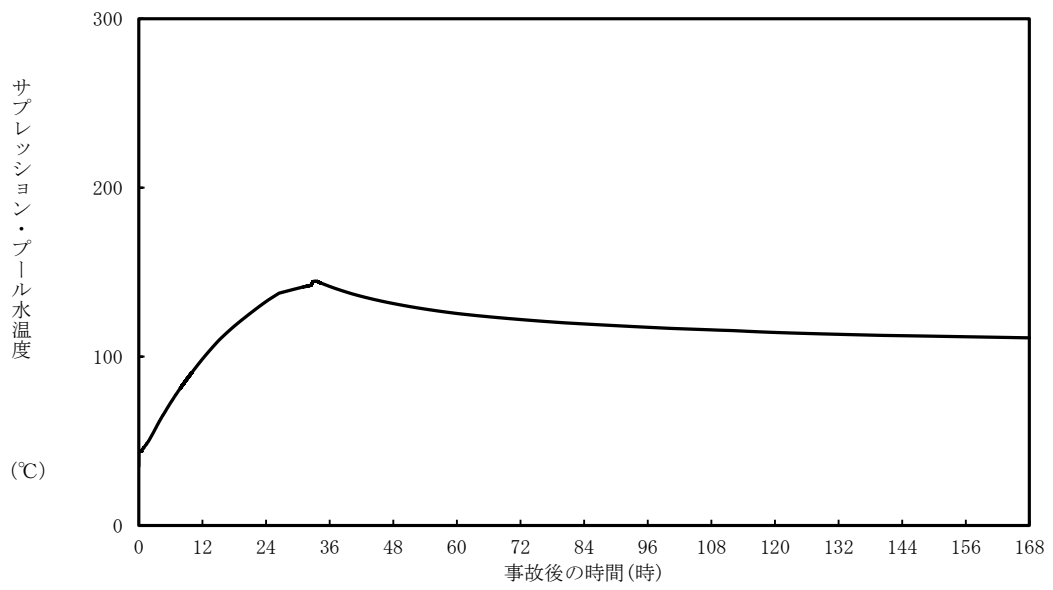


図 5-5 サプレッションプール水温度の推移

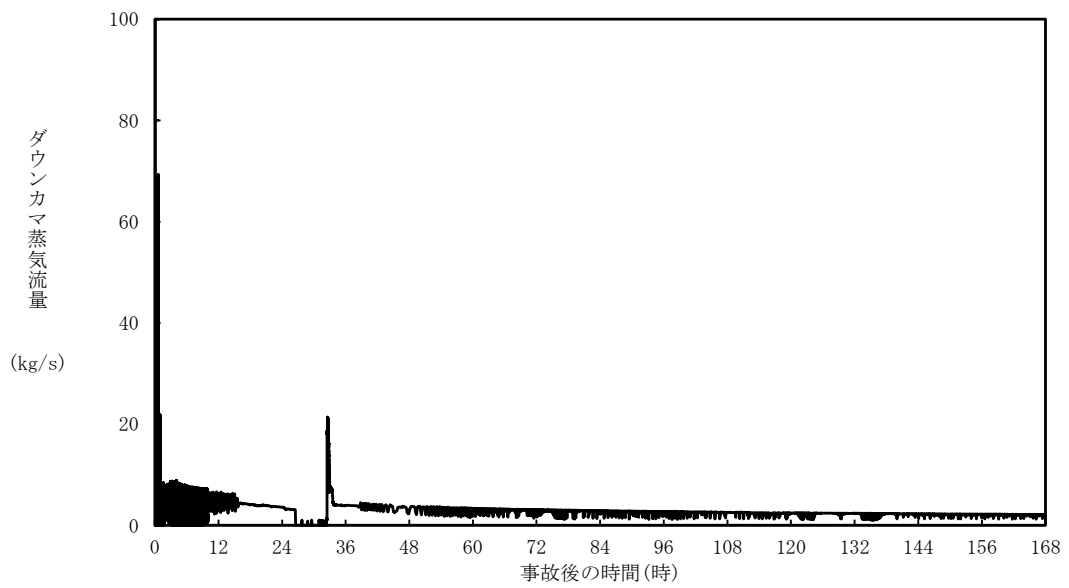


図 5-6 ダウンカマ蒸気流量の時刻歴

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。

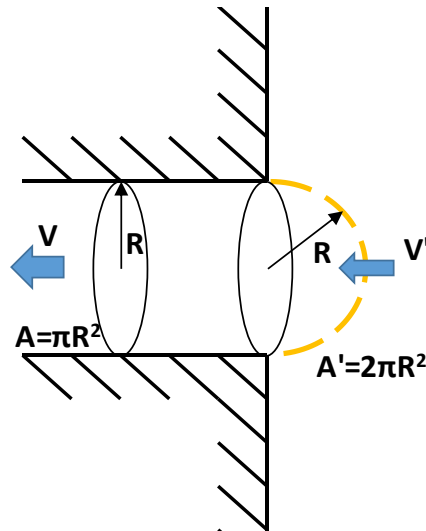
$$C_{g0} = \sqrt{(k g_0 P_0) / \rho_{g0}}$$

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）がドライウエル内に流出し、ドライウエル内の圧力・温度が上昇する ((1)－①)。ドライウエ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、ドライウエ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*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、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、ドライウエ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* : 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

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。

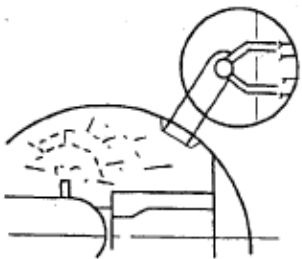
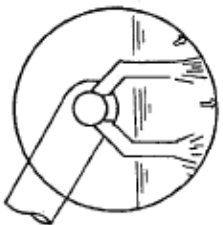
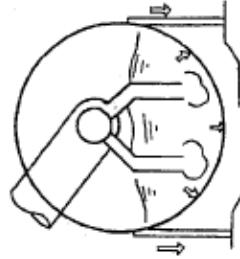
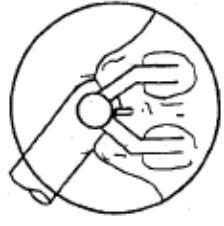
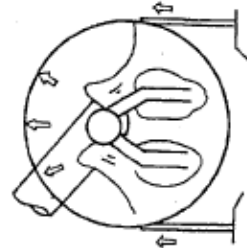


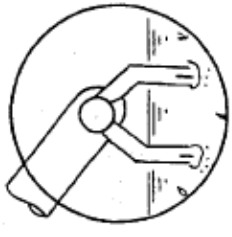
<p>(1)-① LOCA発生</p> 	<p>(1)-② ベントクリア</p> 	<p>(1)-③ 気泡形成</p> 	<p>(1)-④ プール水面上昇</p> 
<p>(1)-⑤ 空間部圧縮</p> 	<p>(1)-⑥ ブレークスルー</p> 	<p>(1)-⑦ フォールバック</p> 	<p>(1)-⑧ 蒸気凝縮振動・チャタリング</p> 

図1 LOCA時の現象

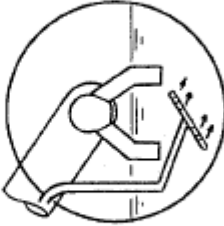

(2)-① クリアリング	
(2)-② 気泡振動	

図 2 逃がし安全弁作動時の現象

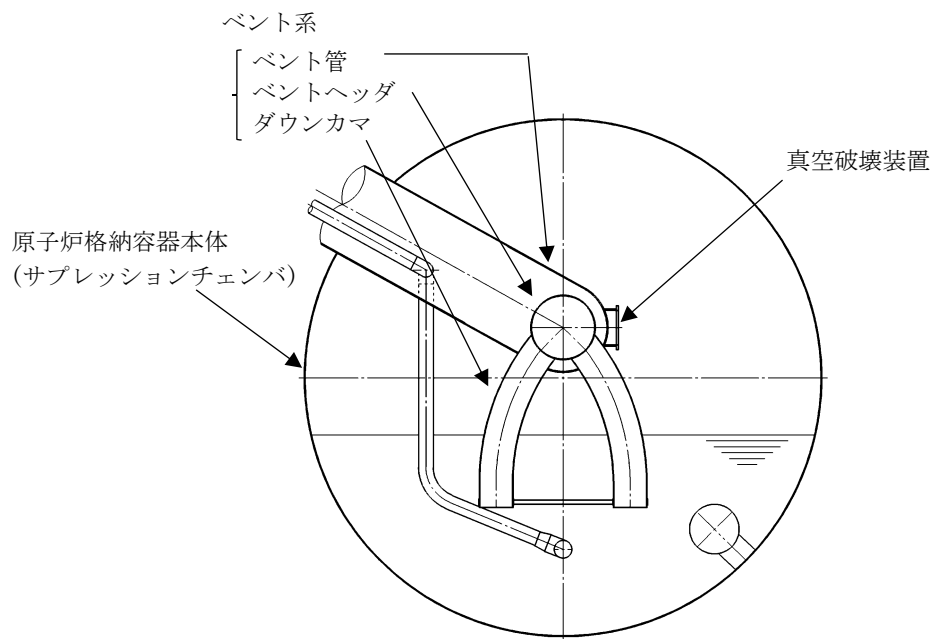


図3 動荷重の評価対象

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。

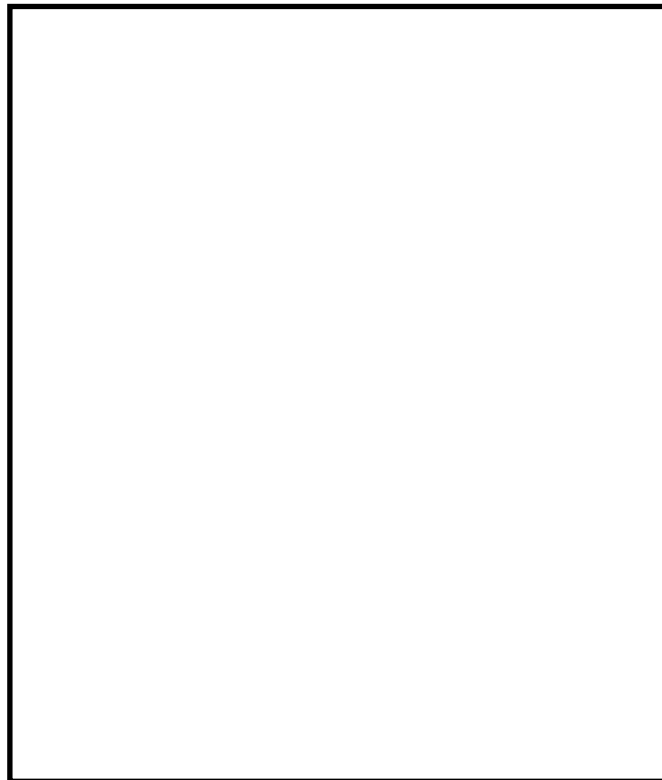


図 1 大規模(1/4 スケール)試験装置

[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。

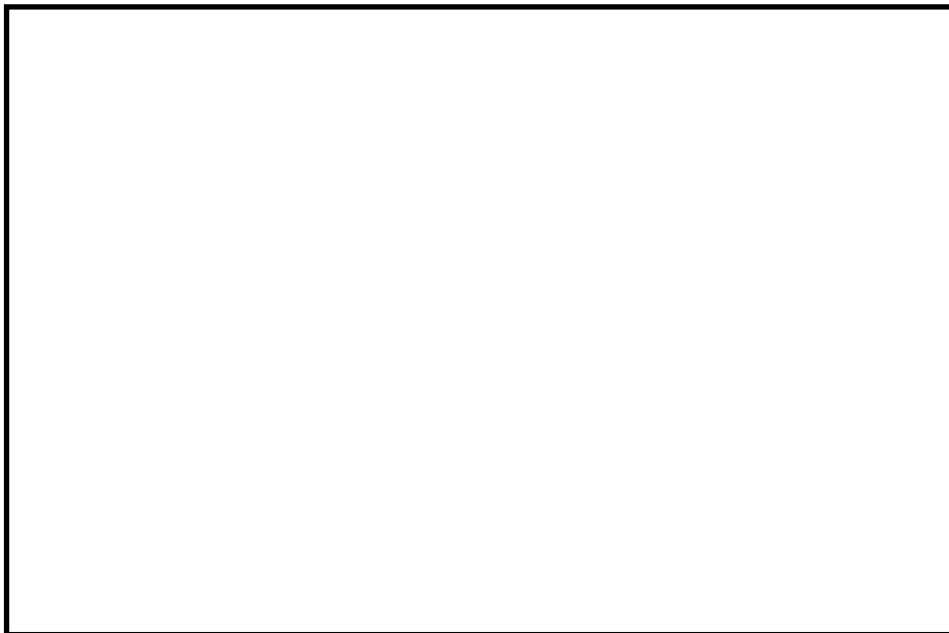


図2 実規模試験試験体系

- [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。

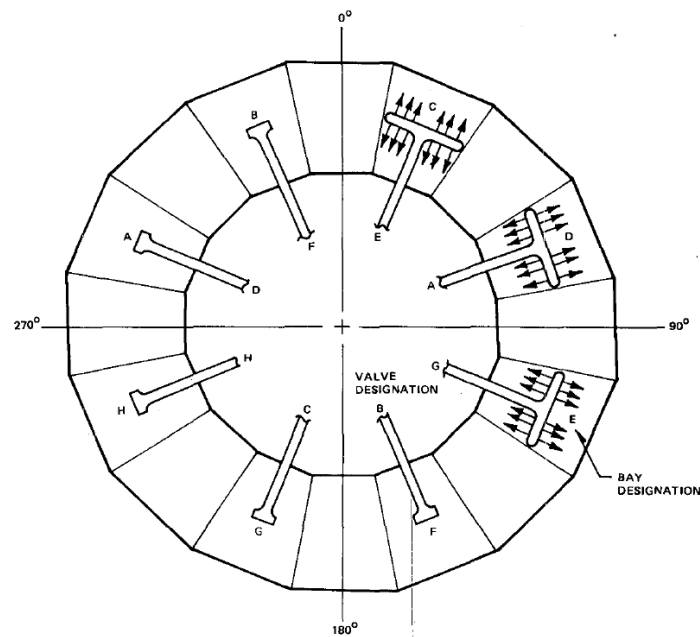


図3 米国 Monticello 発電所の圧力抑制室内クエンチャ配置

[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。

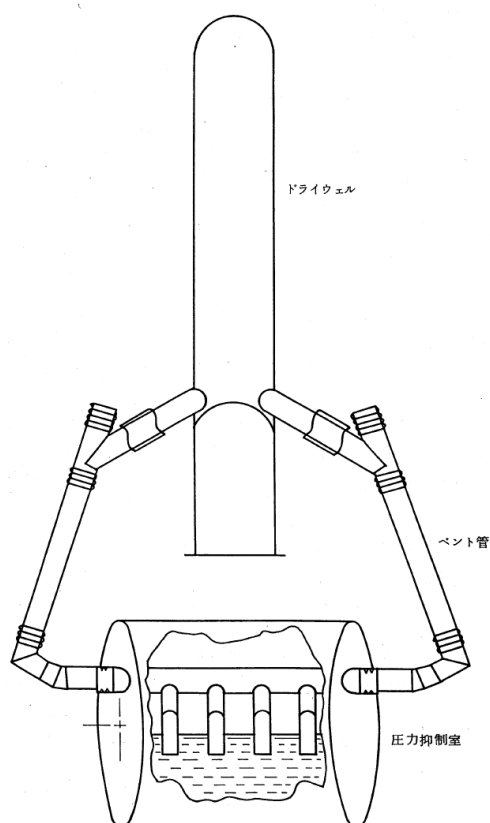


図 4 FSTF 試験装置

- [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	LOCA時 中小破断	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)	S _d	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S _d 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)	S _s	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S _s 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)

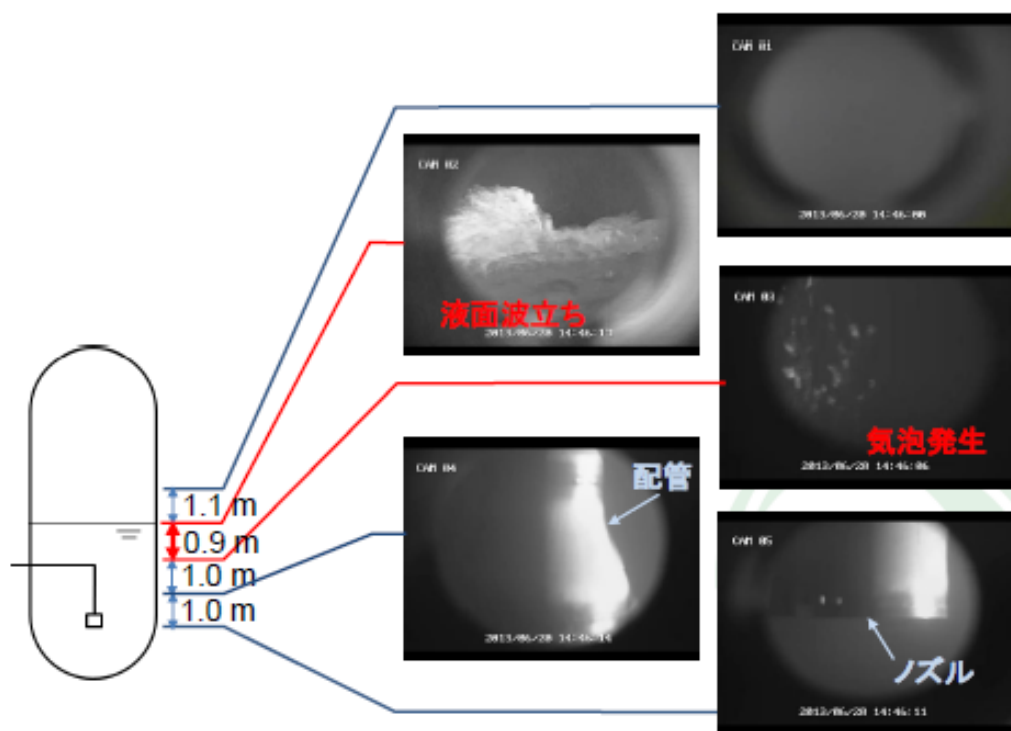


図 1 減圧沸騰時の水面挙動*

*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

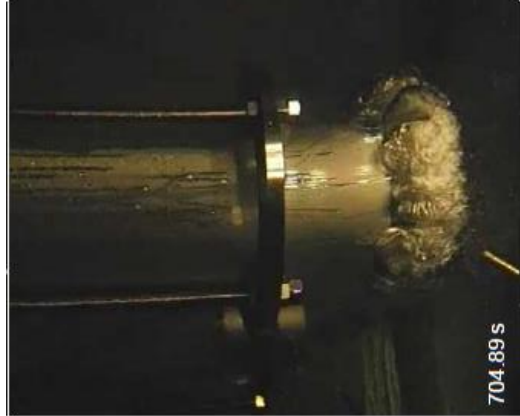
図 1 に示すように、チャギングは蒸気凝縮界面がダウンカマ内外への拡大縮小を繰り返すことに伴い発生する現象である。水温が低くサブクール度が大きい場合には、蒸気凝縮の際の凝縮量が増えるため、気液界面の変動も大きくなるとともに、圧力振幅も増大することから発生する荷重も大きくなる(図 2 参照)。

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



気液界面がダウンカメラ先端から押し出され始める。



蒸気泡がプール水中に噴出する。



蒸気凝縮により気液界面がダウンカメラ内へ後退する。



気液界面がダウンカメラ内を上昇する。

図1 チャギング現象^[1]

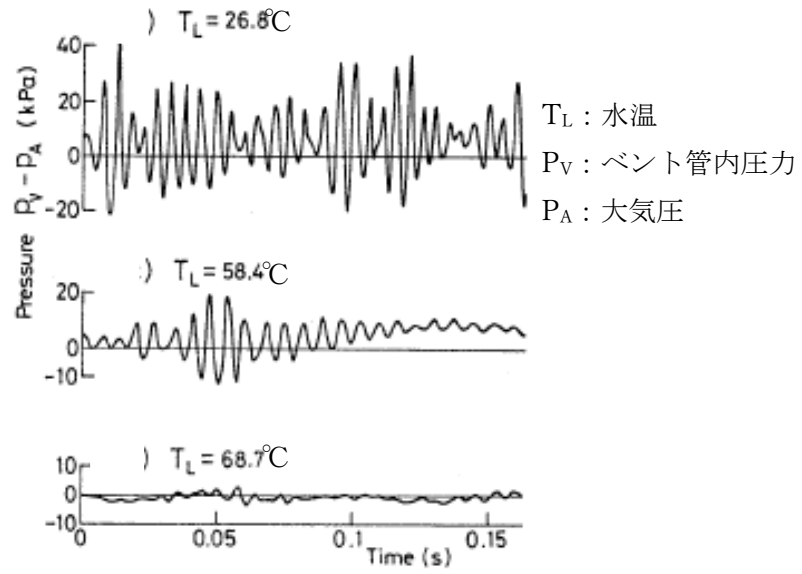


図2 チャギングの水温依存性^[2]

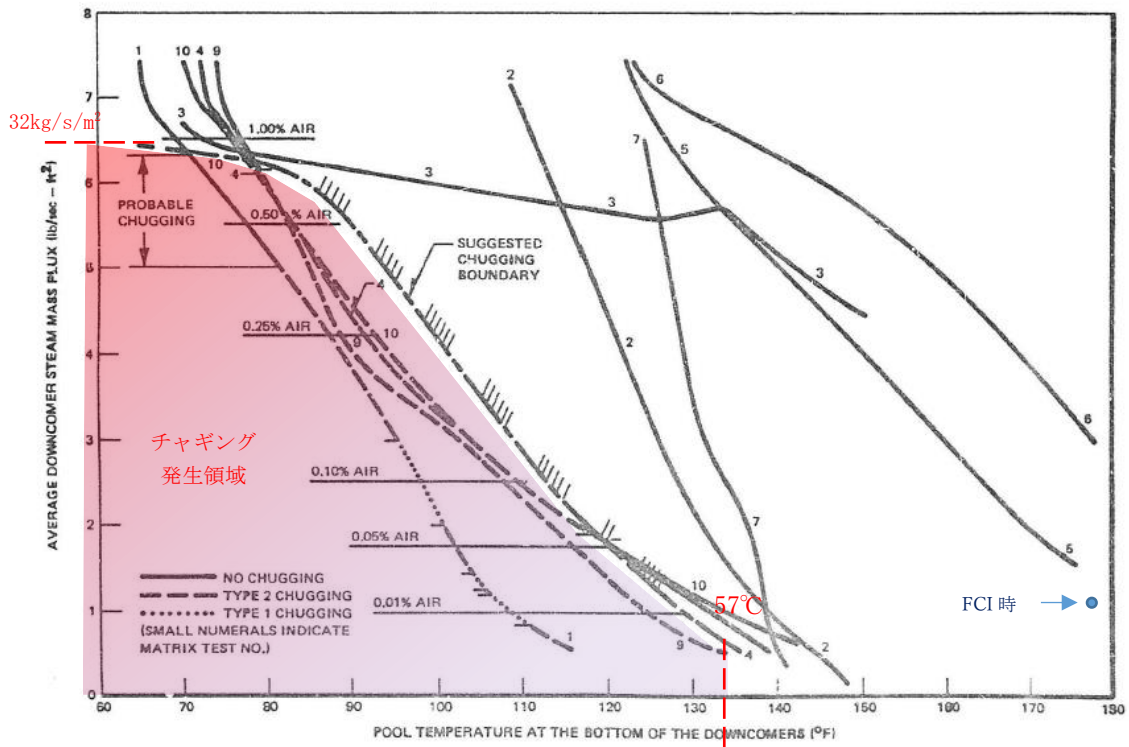


図3 蒸气流束とプール水温の関係 (FSTF 試験)^[3]

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

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) 1×10⁻⁷Pa・m³/s 以下 ○実機相当換算値 1×10⁻⁷%/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) 240cc/min 以下/600A ○実機相当換算値 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

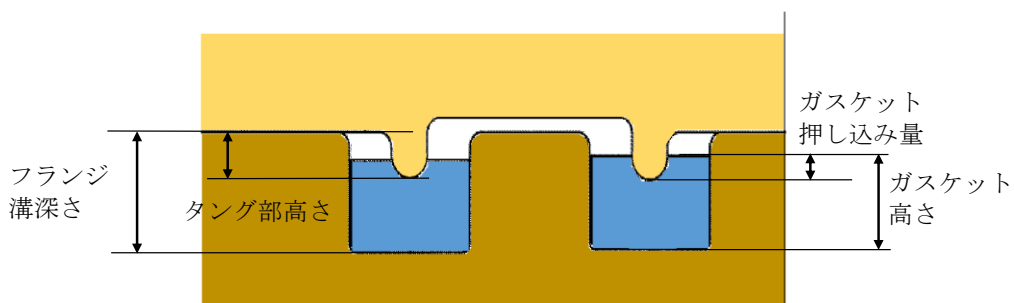
圧縮永久ひずみ試験で得られるひずみ率がフランジ構造によらず、一様に適用できる理由を整理する。

- ・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

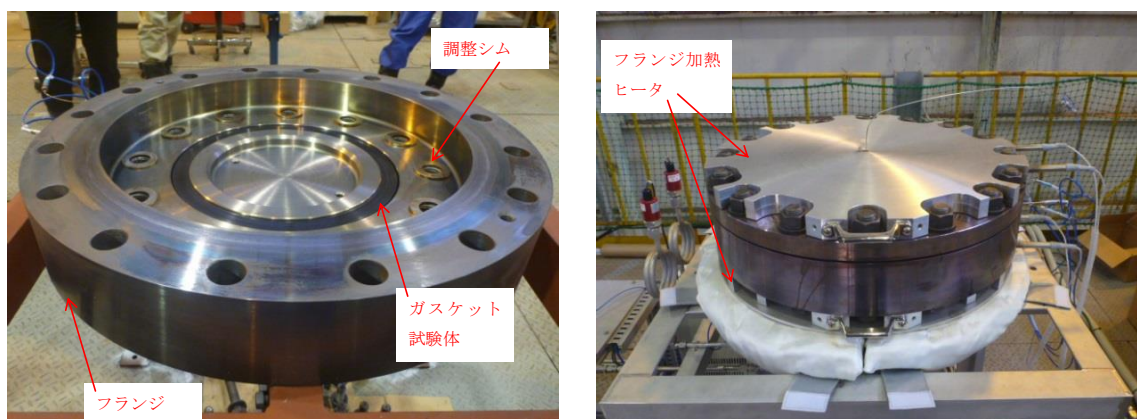
圧縮永久ひずみ試験結果を用いた開口量評価では、内圧によるフランジの構造部の変形は模擬しているが、実機フランジ溝にガスケットをセットした状態におけるシール材の変形は模擬していないため、実機にセットした状態におけるシール材の変形による気密性を確認する必要がある。また、1.1項で記述したシール機能の評価では、ガスケットの復元量とフランジの開口量が等しい状態（ガスケット押し込み量が0mmで接している状態）までをシール機能維持のクライテリアとしており、その状態においても気密性を有することを確認する必要がある。

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，さらに余裕をみた 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。

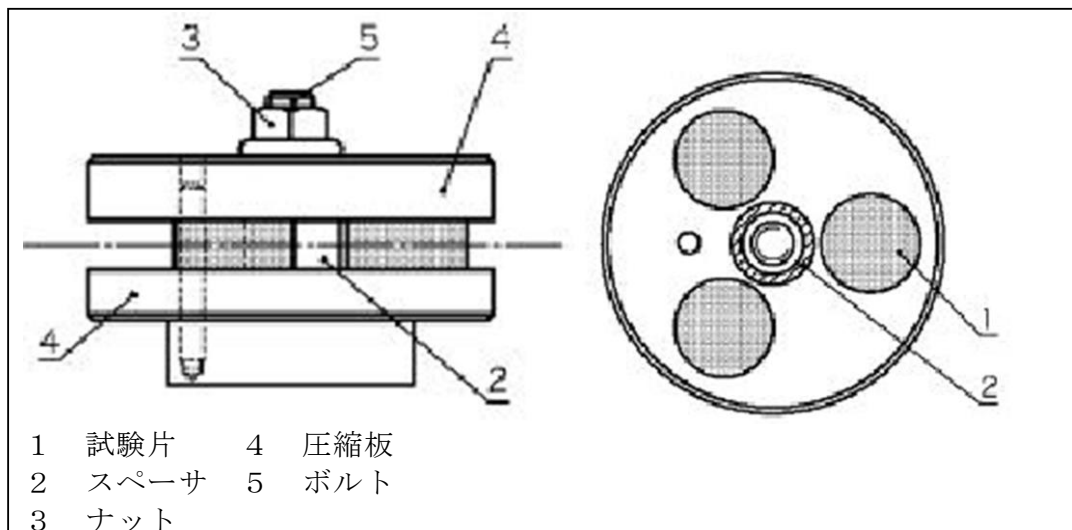


図 1 圧縮永久ひずみ試験装置

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



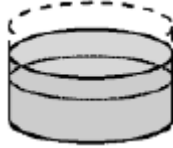
初期状態	試験状態	圧縮開放
		
厚さ t_0	厚さ t_2 (<input type="text"/> % 圧縮)	厚さ t_1 $C_S = \frac{(t_0 - t_1)}{(t_0 - t_2)} \times 100$

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。

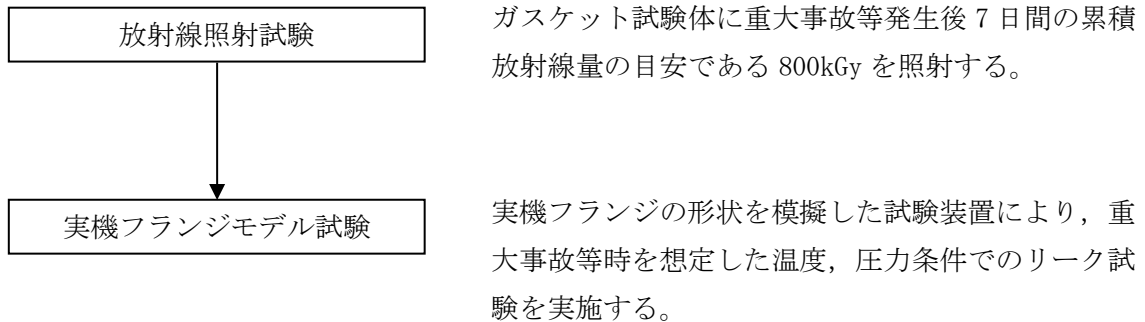


図 1 実機フランジ模擬試験の試験フロー

1. 試験装置

実機フランジ模擬試験の試験装置は図 2、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。

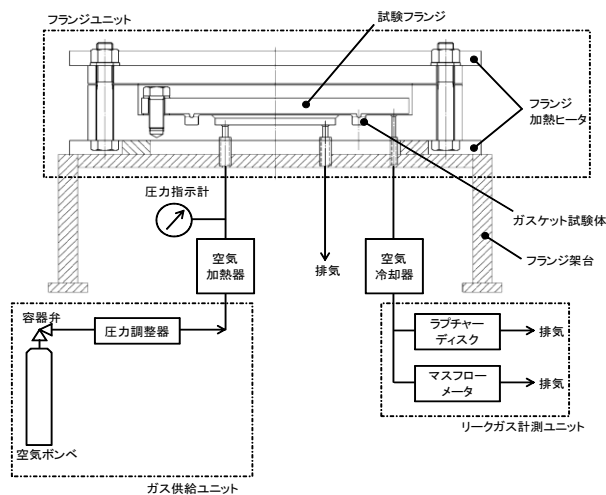
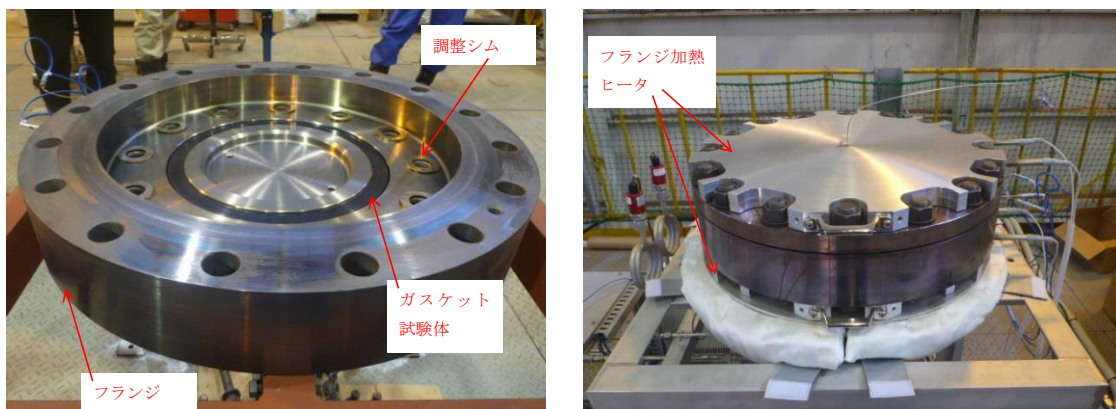


図2 試験装置概要図



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℃、さらに余裕を見た 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

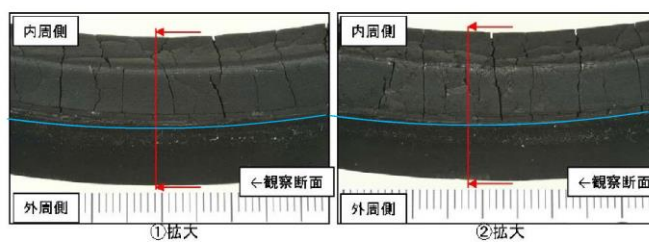
試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えい
改良 EPDM ()	200℃	168hr	0mm	無
改良 EPDM ()	250℃	96hr	0mm	無
改良 EPDM ()	300℃	24hr	0mm	無

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)



全体写真



フランジ接触面

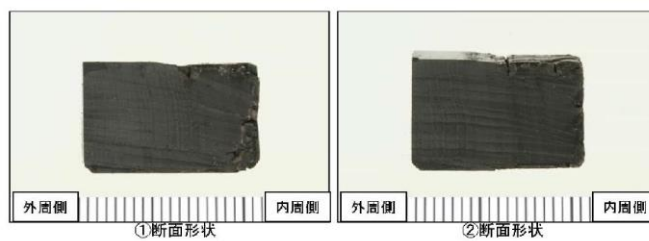


図 4 試験後の試験体外観 (200°C・168 時間)

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。

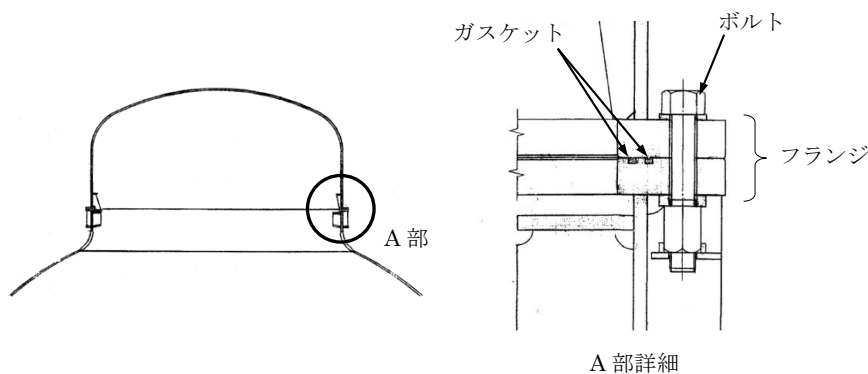


図 1 ドライウェル主フランジ断面形状図



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

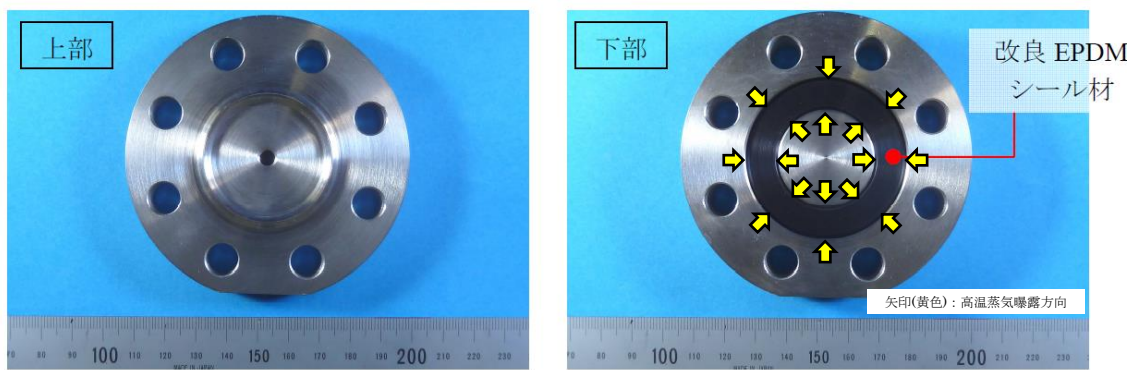


図2 試験治具及びシール材外観

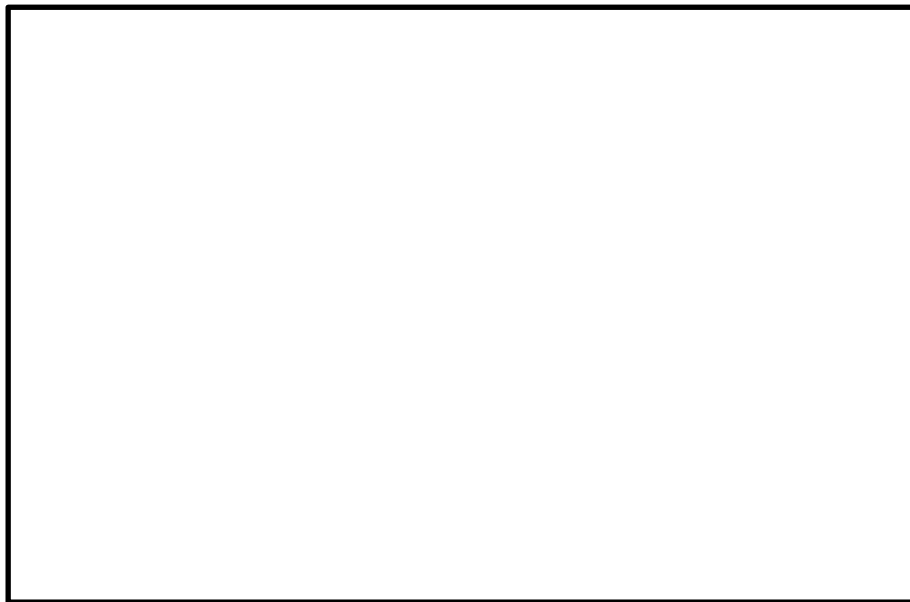


図3 蒸気用オートクレーブ系統図

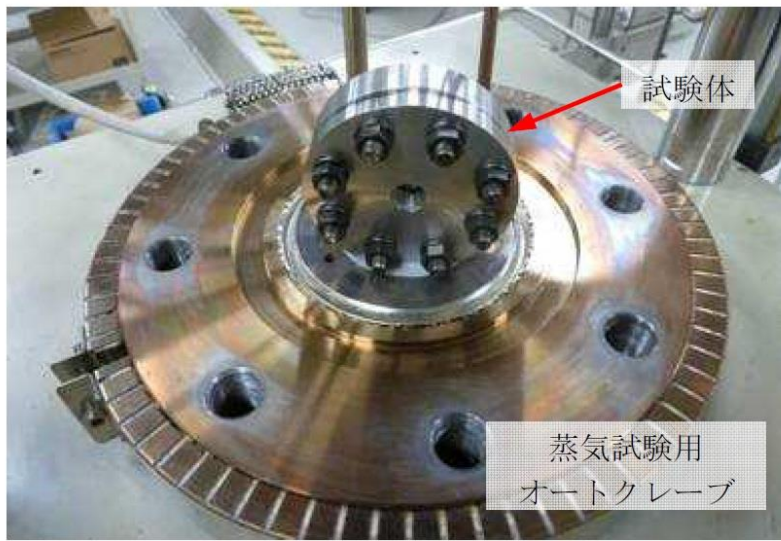


図4 蒸気曝露試験体設置状況



図5 He気密確認試験状況

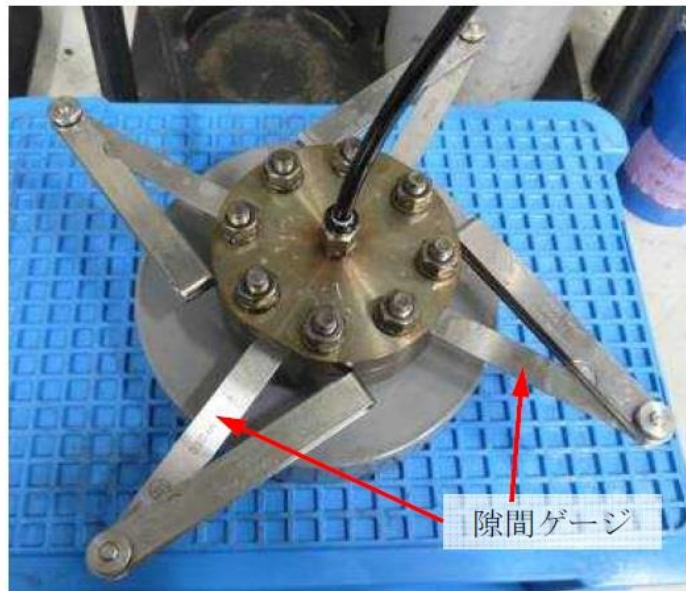


図6 He気密試験時開口模擬
(隙間ゲージ使用)

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°C, 168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気 1MPa, 250°C, 168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気 1MPa, 250°C, 168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：漏えい及び圧力降下なし

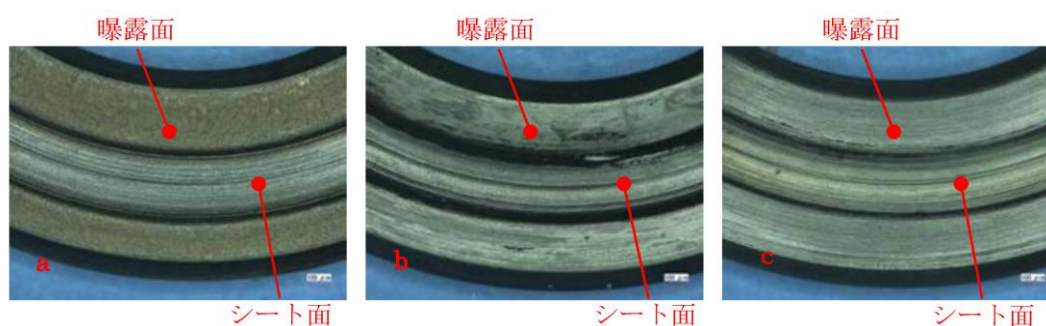


図 7 試験後外観観察結果

(a：乾熱 200°C, 168 時間, b, c：蒸気 250°C, 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, 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。

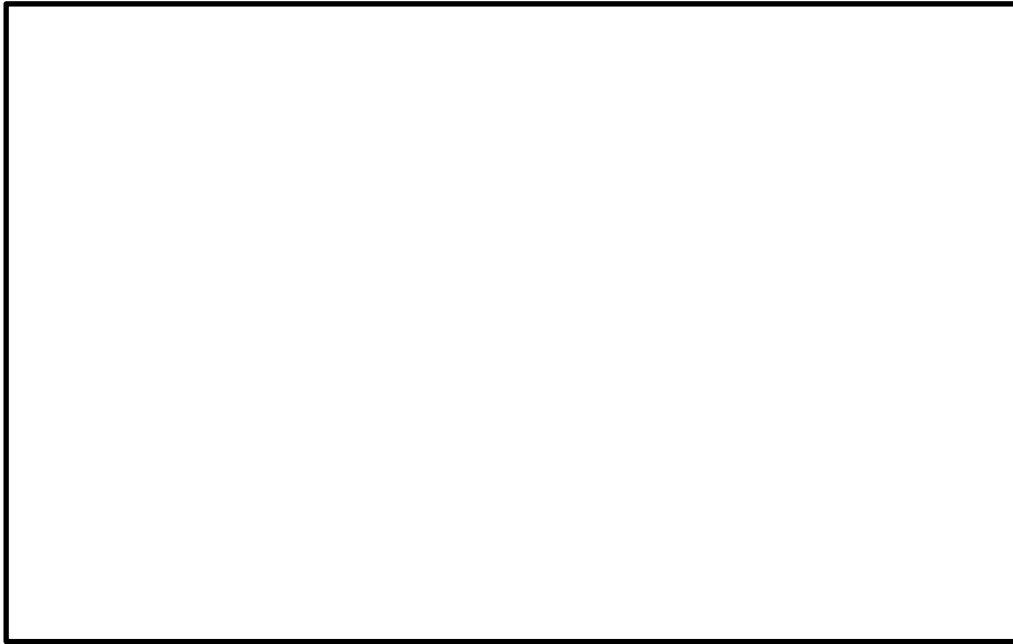


図 8 FT-IR 分析結果 (曝露面)

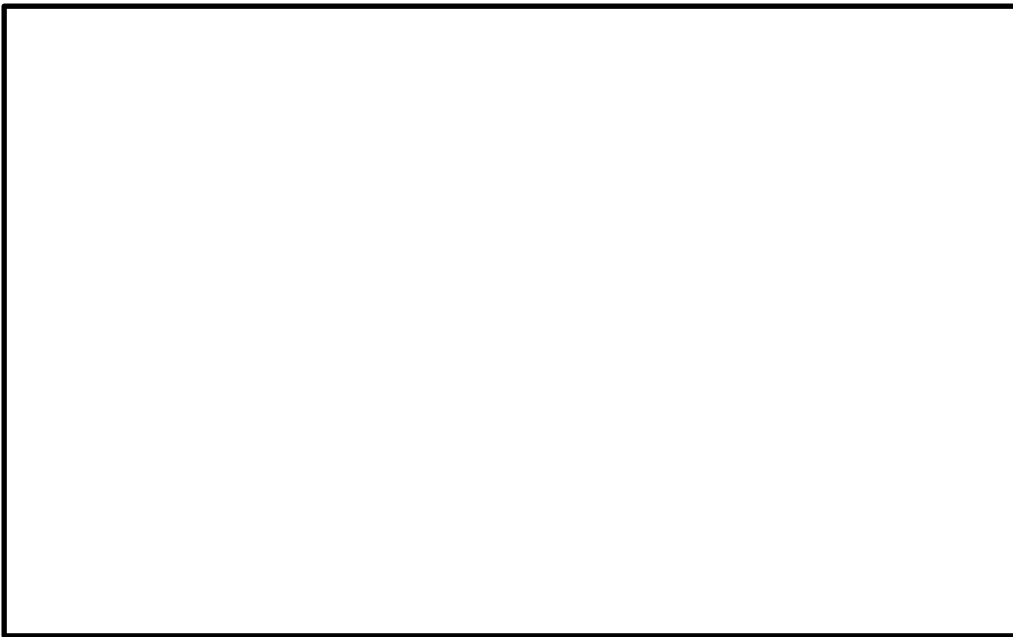


図 9 FT-IR 分析結果 (シート面)

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。

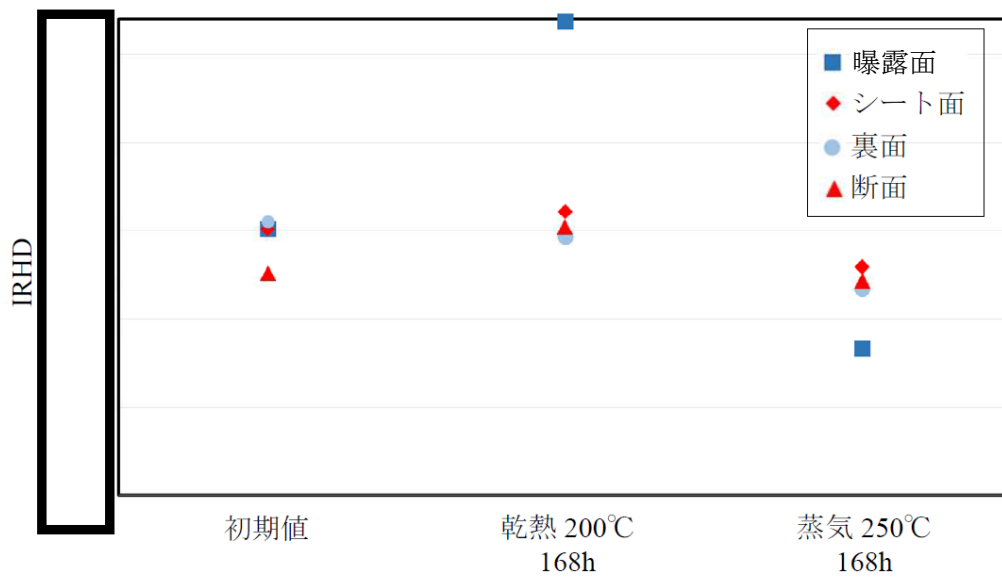


図 10 硬さ測定結果

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、

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

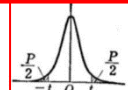
となる。

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 :

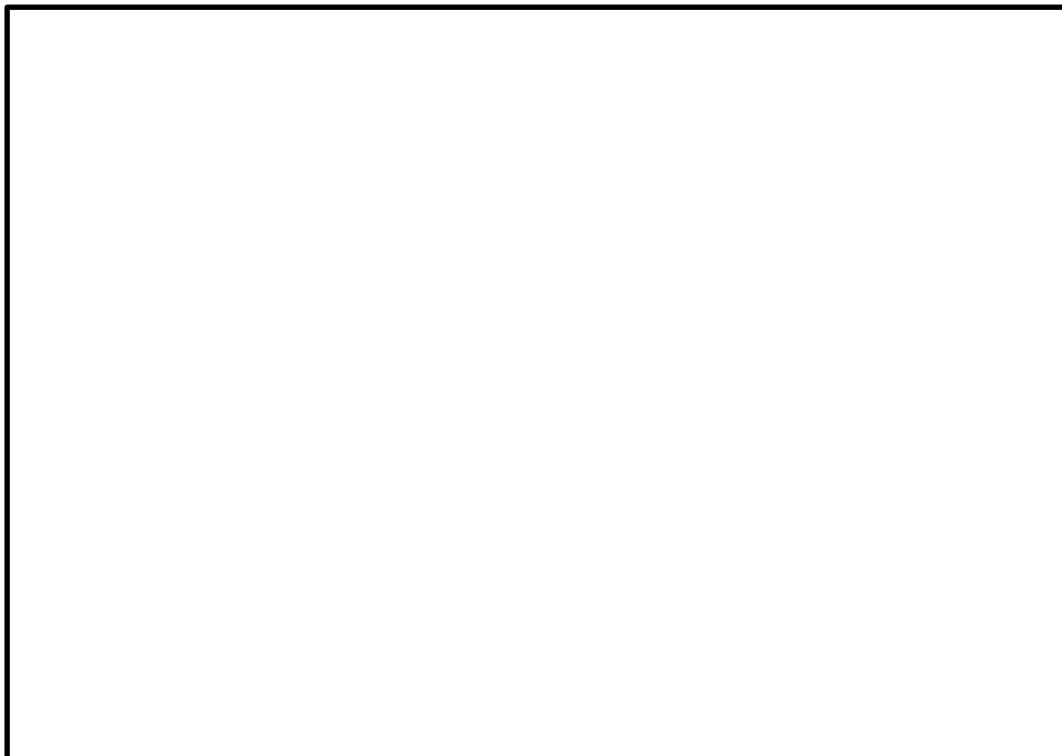


図 2 圧縮永久ひずみデータのヒストグラム

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、

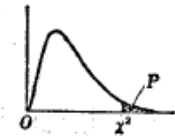
O_i : ある階級に含まれるデータ数

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	0.00598	0.00693	0.00778	0.00854	0.00924	0.00990	0.01054	0.01116	0.01177	0.01236	0.01293	1
2	0.01000	0.01024	0.01048	0.01071	0.01094	0.01117	0.01140	0.01163	0.01186	0.01209	0.01232	0.01255	0.01278	2
3	0.07717	0.07747	0.07776	0.07805	0.07834	0.07863	0.07892	0.07921	0.07950	0.07979	0.08008	0.08037	0.08066	3
4	0.20078	0.20116	0.20154	0.20192	0.20230	0.20268	0.20306	0.20344	0.20382	0.20420	0.20458	0.20496	0.20534	4
5	0.412	0.413	0.414	0.415	0.416	0.417	0.418	0.419	0.420	0.421	0.422	0.423	0.424	5
6	0.676	0.678	0.680	0.682	0.684	0.686	0.688	0.690	0.692	0.694	0.696	0.698	0.700	6
7	0.989	0.992	0.995	0.998	1.001	1.004	1.007	1.010	1.013	1.016	1.019	1.022	1.025	7
8	1.344	1.348	1.352	1.356	1.360	1.364	1.368	1.372	1.376	1.380	1.384	1.388	1.392	8
9	1.735	1.740	1.745	1.750	1.755	1.760	1.765	1.770	1.775	1.780	1.785	1.790	1.795	9
10	2.16	2.17	2.18	2.19	2.20	2.21	2.22	2.23	2.24	2.25	2.26	2.27	2.28	10
11	2.60	2.61	2.62	2.63	2.64	2.65	2.66	2.67	2.68	2.69	2.70	2.71	2.72	11
12	3.07	3.08	3.09	3.10	3.11	3.12	3.13	3.14	3.15	3.16	3.17	3.18	3.19	12
13	3.57	3.58	3.59	3.60	3.61	3.62	3.63	3.64	3.65	3.66	3.67	3.68	3.69	13
14	4.07	4.08	4.09	4.10	4.11	4.12	4.13	4.14	4.15	4.16	4.17	4.18	4.19	14
15	4.60	4.61	4.62	4.63	4.64	4.65	4.66	4.67	4.68	4.69	4.70	4.71	4.72	15
16	5.14	5.15	5.16	5.17	5.18	5.19	5.20	5.21	5.22	5.23	5.24	5.25	5.26	16
17	5.70	5.71	5.72	5.73	5.74	5.75	5.76	5.77	5.78	5.79	5.80	5.81	5.82	17
18	6.26	6.27	6.28	6.29	6.30	6.31	6.32	6.33	6.34	6.35	6.36	6.37	6.38	18
19	6.84	6.85	6.86	6.87	6.88	6.89	6.90	6.91	6.92	6.93	6.94	6.95	6.96	19
20	7.43	7.44	7.45	7.46	7.47	7.48	7.49	7.50	7.51	7.52	7.53	7.54	7.55	20
21	8.03	8.04	8.05	8.06	8.07	8.08	8.09	8.10	8.11	8.12	8.13	8.14	8.15	21
22	8.64	8.65	8.66	8.67	8.68	8.69	8.70	8.71	8.72	8.73	8.74	8.75	8.76	22
23	9.26	9.27	9.28	9.29	9.30	9.31	9.32	9.33	9.34	9.35	9.36	9.37	9.38	23
24	9.89	9.90	9.91	9.92	9.93	9.94	9.95	9.96	9.97	9.98	9.99	10.00	10.01	24
25	10.52	10.53	10.54	10.55	10.56	10.57	10.58	10.59	10.60	10.61	10.62	10.63	10.64	25
26	11.16	11.17	11.18	11.19	11.20	11.21	11.22	11.23	11.24	11.25	11.26	11.27	11.28	26
27	11.81	11.82	11.83	11.84	11.85	11.86	11.87	11.88	11.89	11.90	11.91	11.92	11.93	27
28	12.46	12.47	12.48	12.49	12.50	12.51	12.52	12.53	12.54	12.55	12.56	12.57	12.58	28
29	13.12	13.13	13.14	13.15	13.16	13.17	13.18	13.19	13.20	13.21	13.22	13.23	13.24	29
30	13.79	13.80	13.81	13.82	13.83	13.84	13.85	13.86	13.87	13.88	13.89	13.90	13.91	30
40	20.7	20.7	20.7	20.7	20.7	20.7	20.7	20.7	20.7	20.7	20.7	20.7	20.7	40
50	28.0	28.0	28.0	28.0	28.0	28.0	28.0	28.0	28.0	28.0	28.0	28.0	28.0	50
60	35.5	35.5	35.5	35.5	35.5	35.5	35.5	35.5	35.5	35.5	35.5	35.5	35.5	60
70	43.3	43.3	43.3	43.3	43.3	43.3	43.3	43.3	43.3	43.3	43.3	43.3	43.3	70
80	51.2	51.2	51.2	51.2	51.2	51.2	51.2	51.2	51.2	51.2	51.2	51.2	51.2	80
90	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	90
100	67.3	67.3	67.3	67.3	67.3	67.3	67.3	67.3	67.3	67.3	67.3	67.3	67.3	100
$P \backslash \phi$	2.58	2.33	1.96	1.64	1.28	0.674	0.000	0.674	1.28	1.64	1.96	2.33	2.58	$P \backslash \phi$

(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、 \square mm（公称値） $-$ \square mm（公差） $=$ \square mm と評価できる。

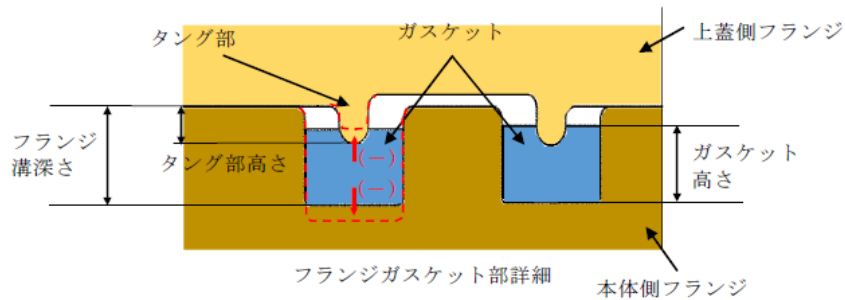


図 3 製作公差の概要（赤点線：製作公差のイメージ）

更に、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		

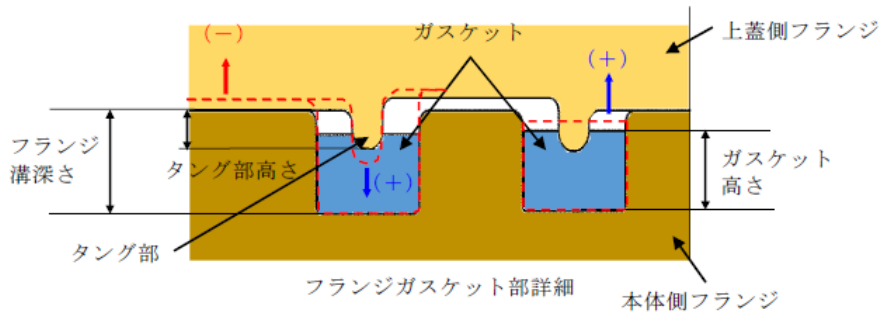


図4 熱膨張変位の概要 (赤点線：熱膨張のイメージ)

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 \cdot °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。

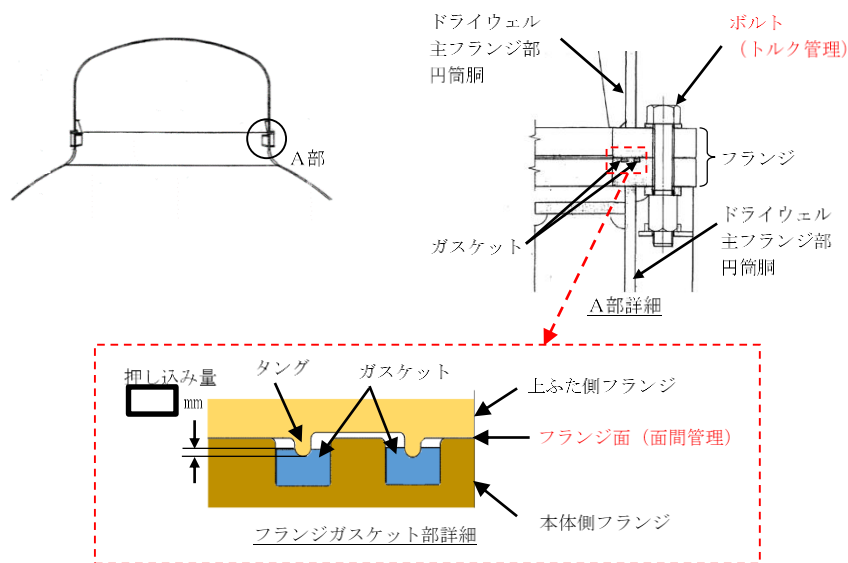


図 5 ドライウェル主フランジ部の構造

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、図 7 に示す。

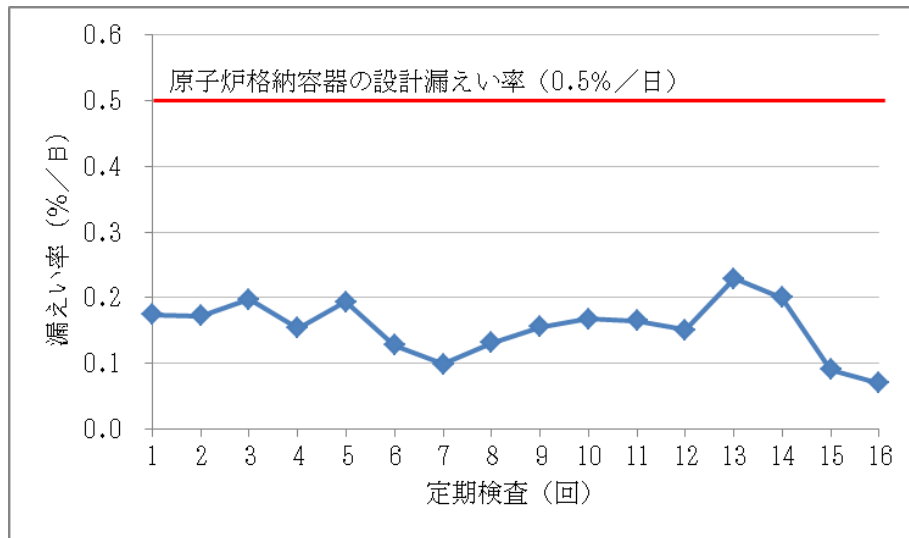


図6 原子炉格納容器の全体漏えい率検査実績

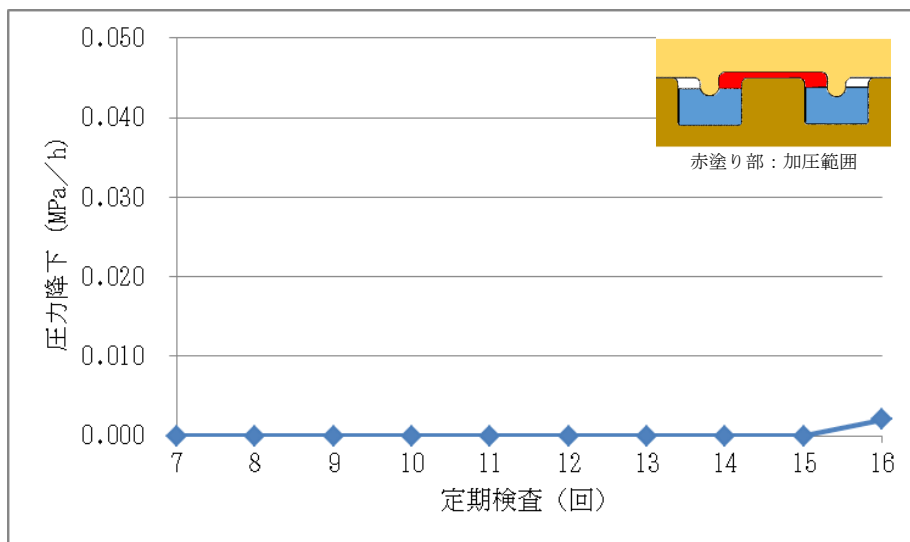


図7 ドライウェル主フランジ部のリークテスト実績

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		
タンク部高さ		
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		
タンク部高さ		
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		
タンク部高さ		
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		
タンク部高さ		
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 F E M 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℃，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℃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。

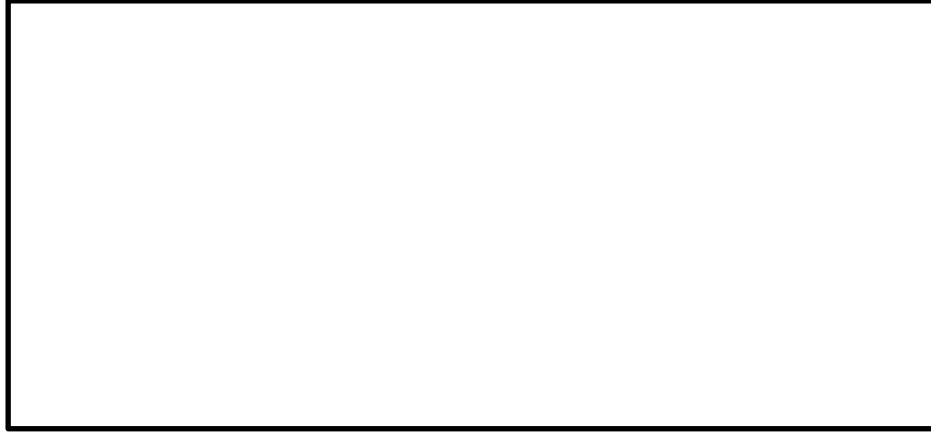


図1 ドライウェル主フランジの解析モデル
(左：全体図 右：フランジ部拡大図)



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

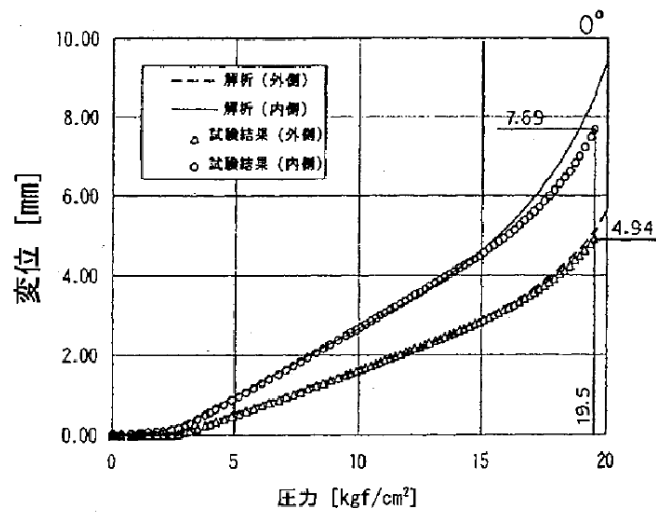


図4 NUPEC機器搬入用ハッチフランジの圧力-開口量関係

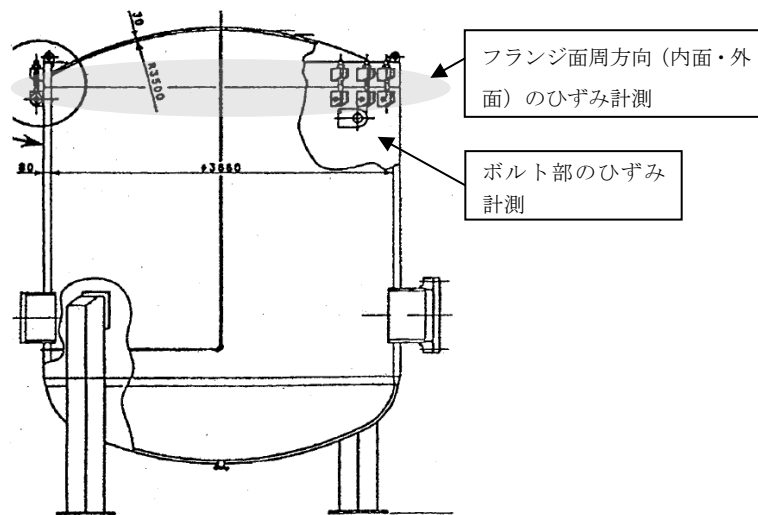


図5 NUPECハッチモデル試験体

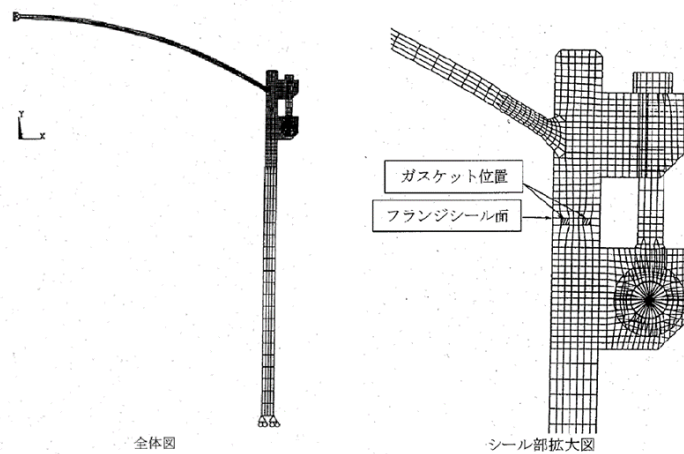


図6 NUPECハッチモデル試験解析モデル

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。

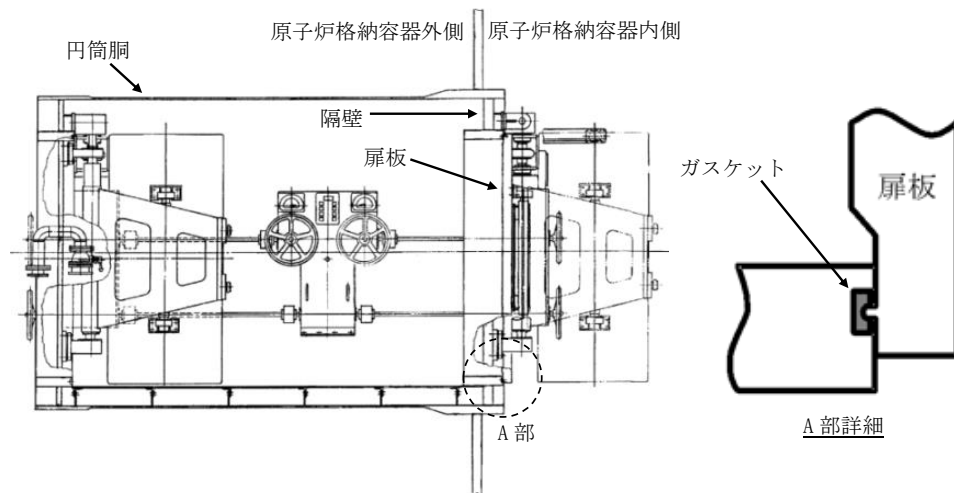


図1 所員用エアロックのシール部構造

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、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 δ_x 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。

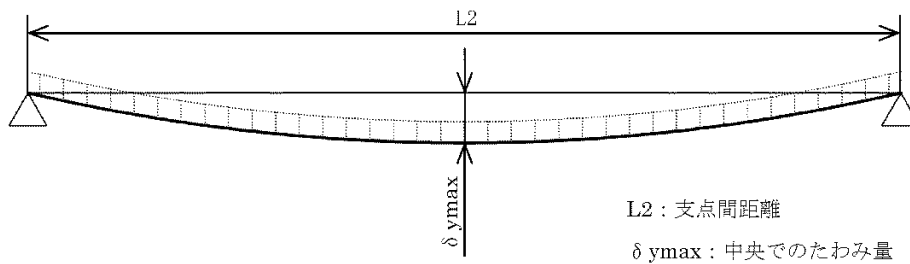
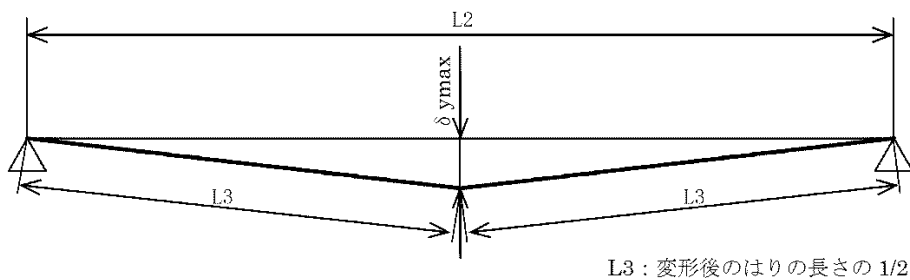


図2 2点支持はりモデル



※ 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

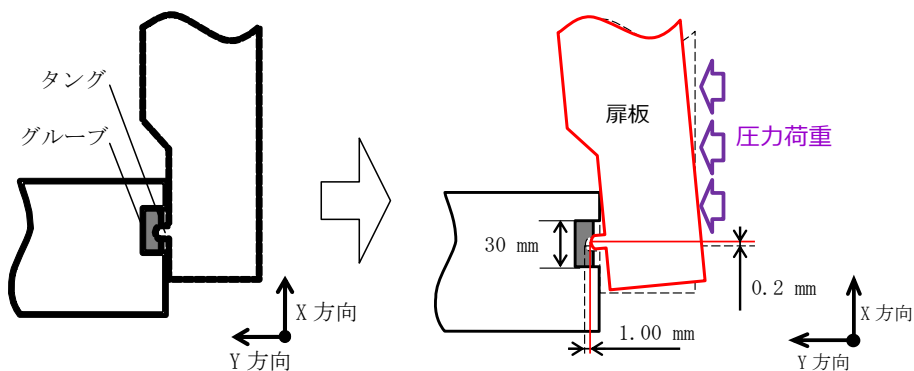


図4 所員用エアロック扉板シール部の変形挙動のイメージ

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)

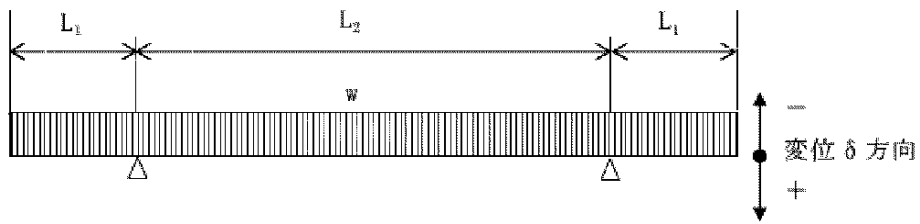


図5 2点支持はりモデル

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

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。

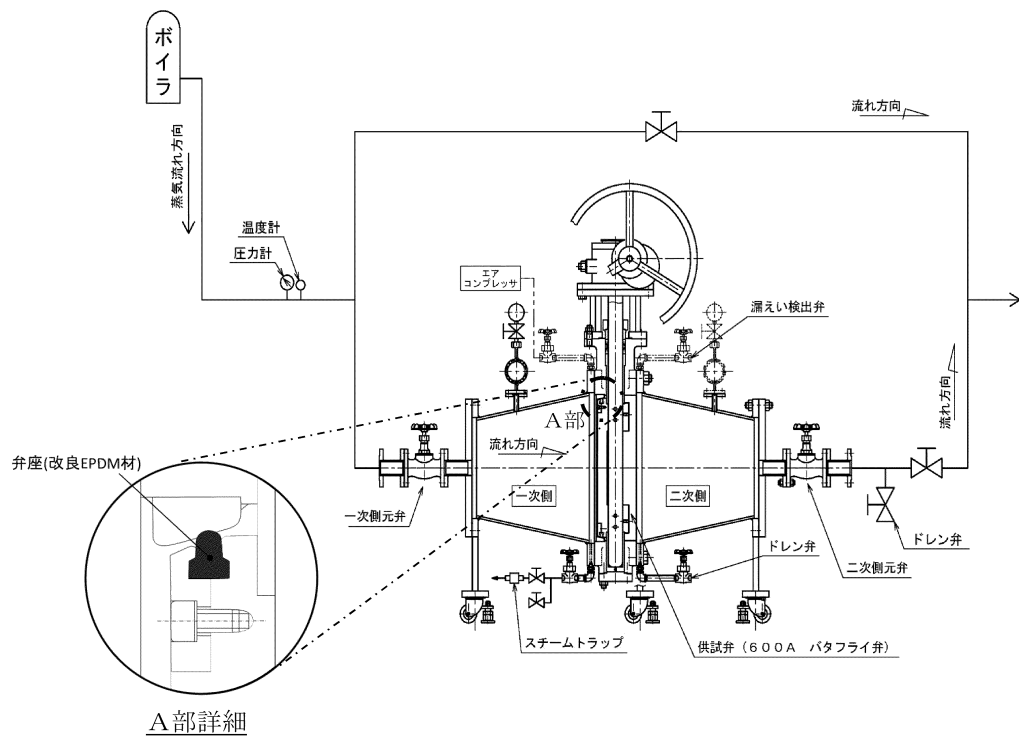


図1 蒸気通気試験装置概要図

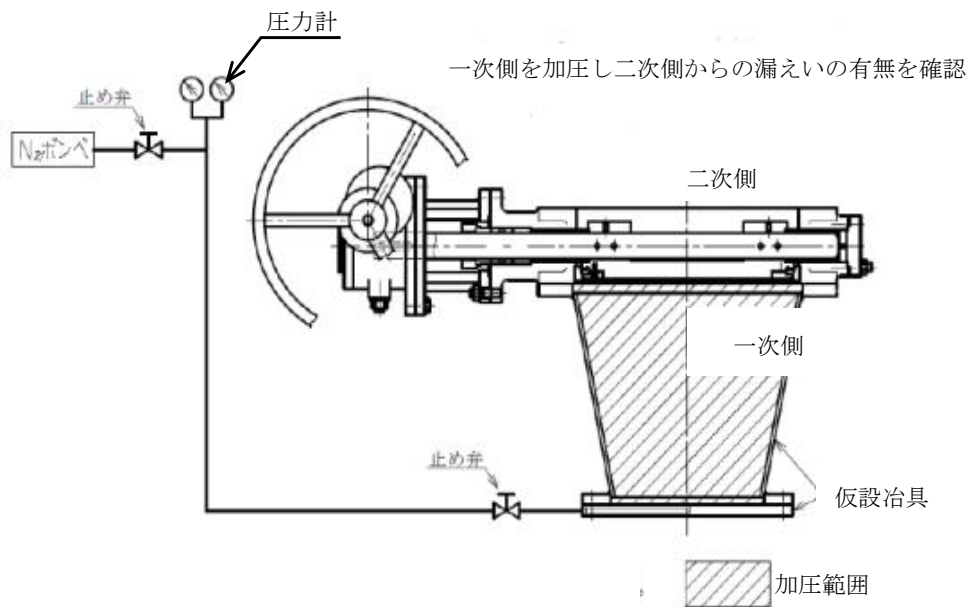


図2 常温弁座漏えい試験概要図

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。

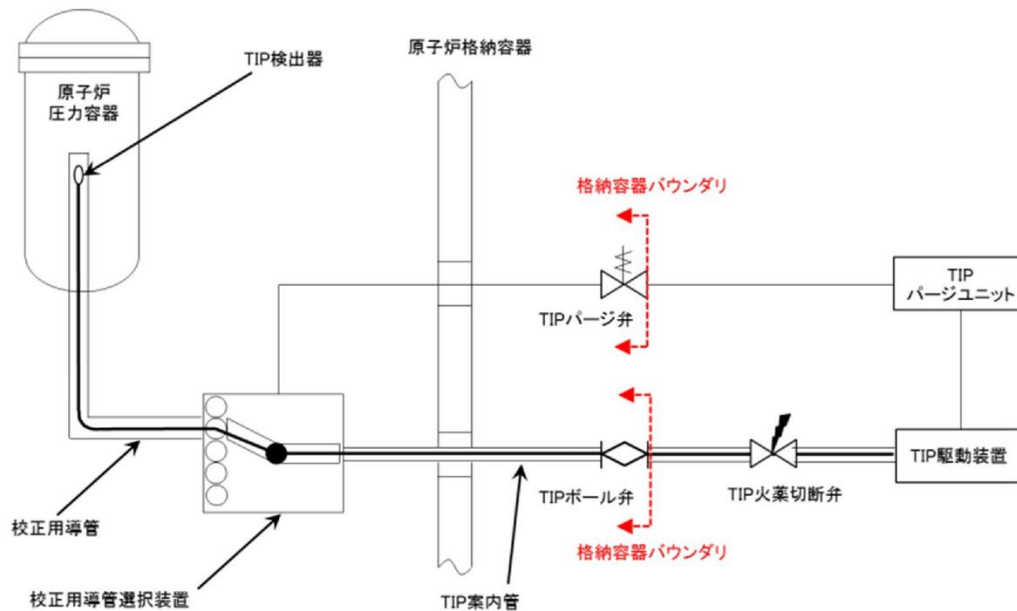


図 1 T I P システム構成図

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。

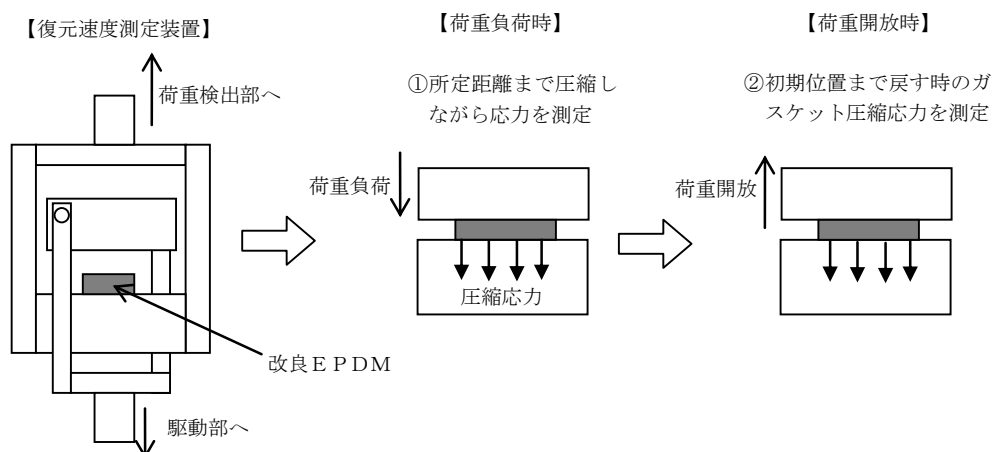


図1 復元速度測定試験の概要

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)

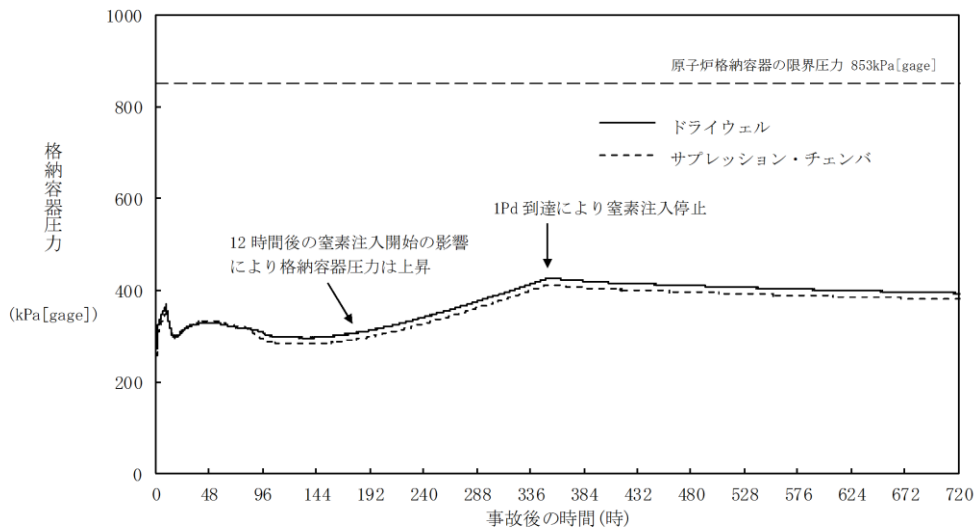


図1 原子炉格納容器圧力の推移（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において残留熱代替除去系を使用する場合）

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。

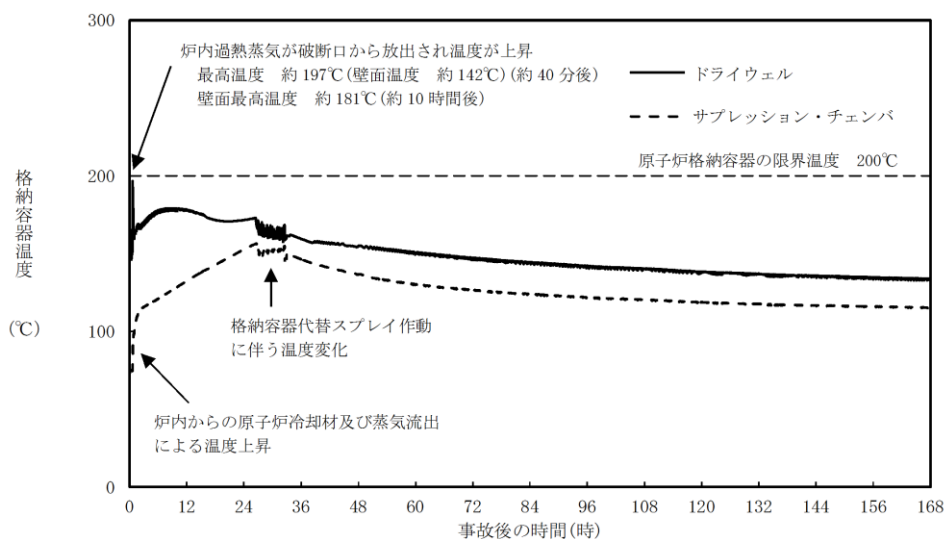


図2 原子炉格納容器温度の推移（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において残留熱代替除去系を使用しない場合）

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)。

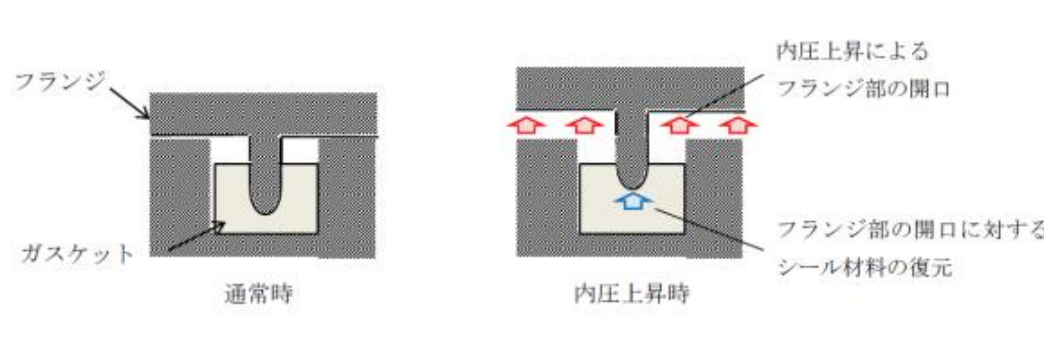


図3 シール部の機能維持確認の模式図

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。

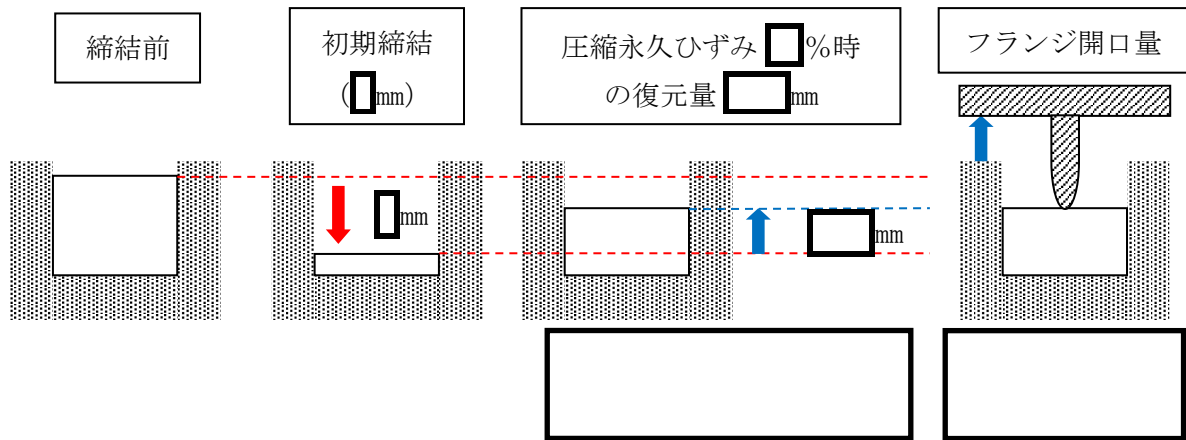


図4 圧縮永久ひずみ □%時のシール材復元量とフランジ開口量

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ると考えている。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

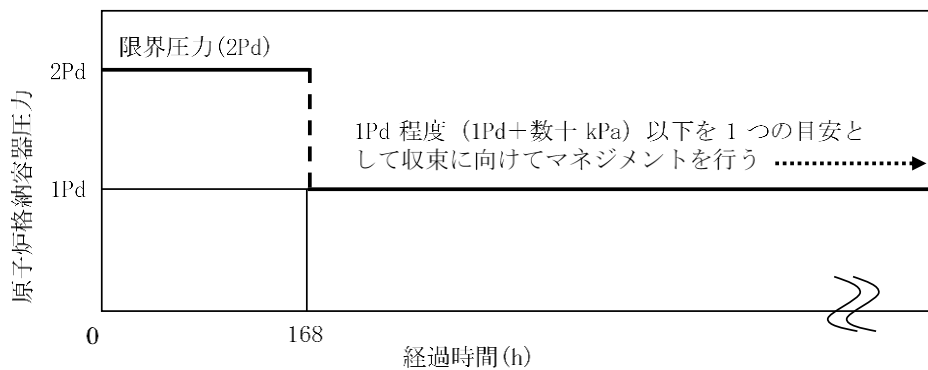


図5 原子炉格納容器圧力の168時間以降の考え方

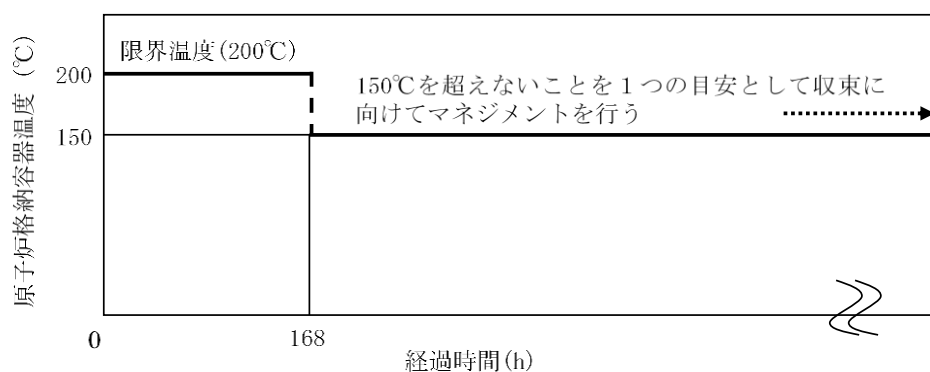


図6 格納容器温度の168時間以降の考え方

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

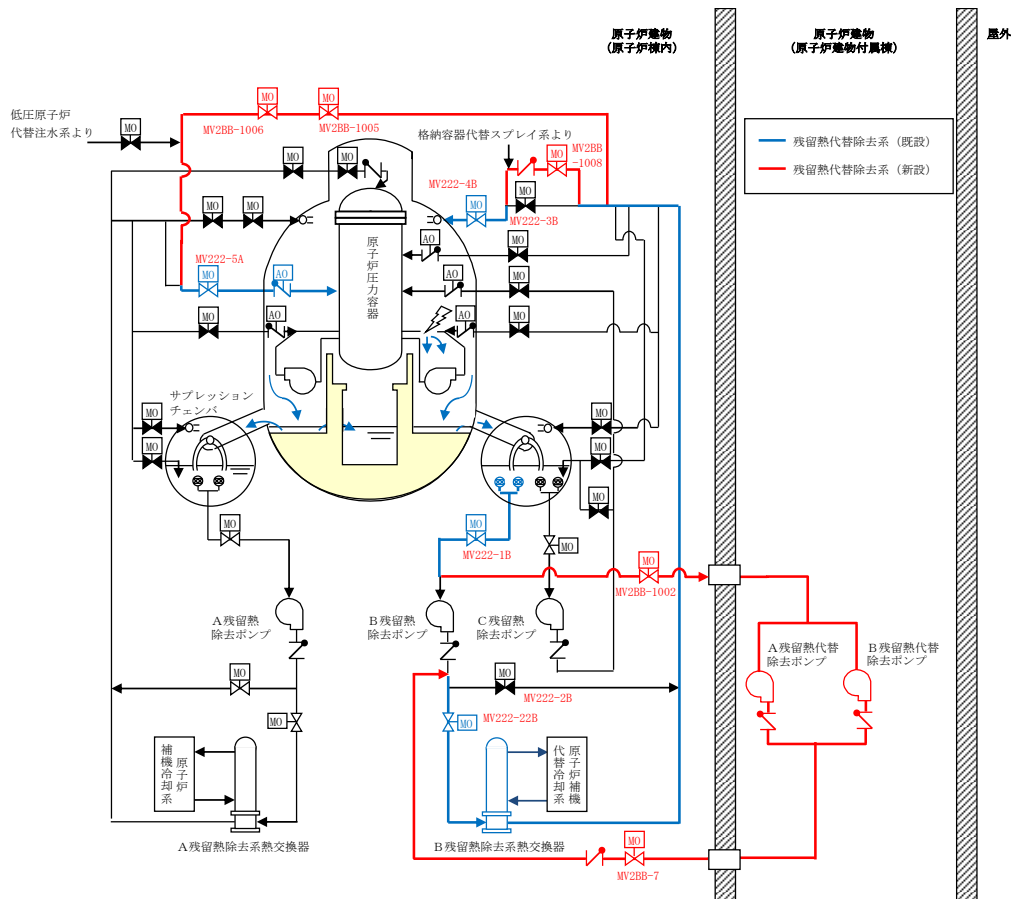


図1 残留熱代替除去系概要図

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、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はない。有機材料であるフッ素ゴムについても、よう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、よう素に対する耐性があるものとする。

このように、よう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
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	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
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	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
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	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
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	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＋一次曲げ応力	1.5×2/3・Su	1.5×2/3・Su	差異無し
VI-3-3-7-1-15	所員用エアロックの強度計算書	許容応力評価条件（物性値）	円筒胴（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	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	1.5×2/3・Su	1.5×2/3・Su	差異無し
VI-3-3-7-1-17	配管貫通部の強度計算書	許容応力評価条件（物性値）	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）	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
			スリーブ（SGV480）*	Su=422MPa	Su=422MPa	差異無し
			スリーブ（STS410）*	Su=404MPa	Su=404MPa	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
		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
			原子炉格納容器胴（SPV490）	Su=545MPa	Su=545MPa	差異無し
			補強板（SPV490）	Su=545MPa	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 $\sigma = \frac{1.5Et\delta}{n \sqrt{bh^3}} + \frac{Ph}{100tc}$	$N = \left(\frac{11031}{\sigma} \right)^{3.5}$ 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 $\sigma = \frac{1.5Et\delta}{n \sqrt{bh^3}} + \frac{Ph}{tc}$	*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，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°C/62 時間、低圧用モジュールの樹脂シール部は 137°C/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°C、低圧用 68°C）を保守的に 100°C と想定し、一次シール部の熱劣化条件（高圧用 194°C/62 時間、低圧用 137°C/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。

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

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

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

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

$$h_o = \sqrt{B \cdot g_o}$$
$$= 212.46$$

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

$$e = \frac{F}{h_o}$$
$$= 4.278 \times 10^{-3}$$

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

$$=1.84$$

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

$$=11.973$$

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

$$=10.896$$

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

$$=5.621$$

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

$$=1.197$$

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。

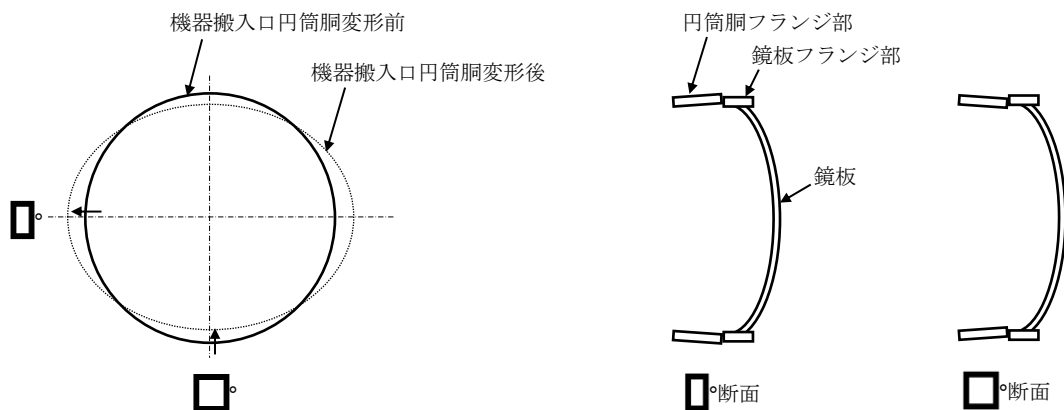


図 1 機器搬入口変形の概念図

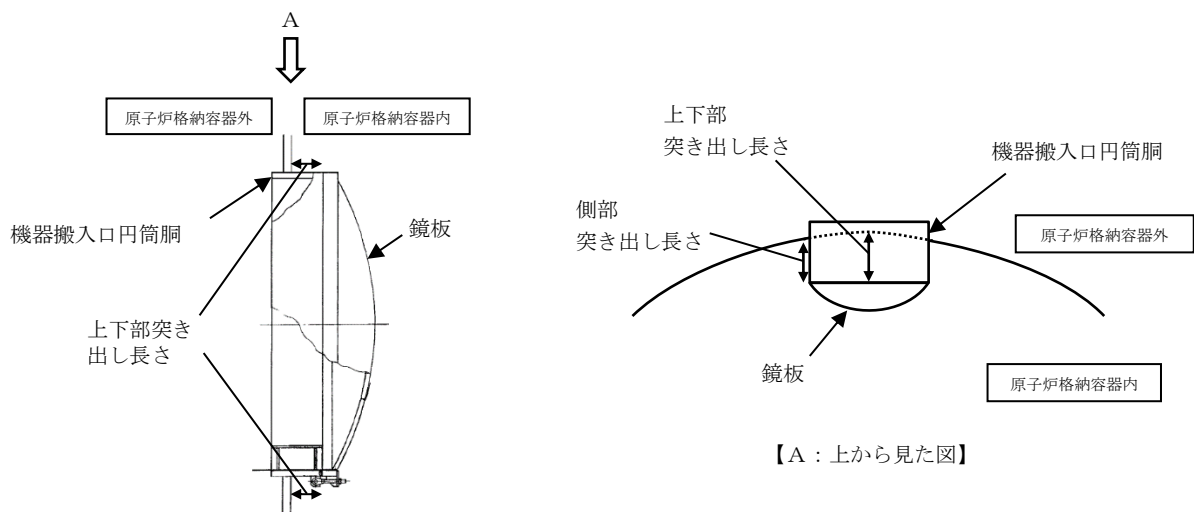
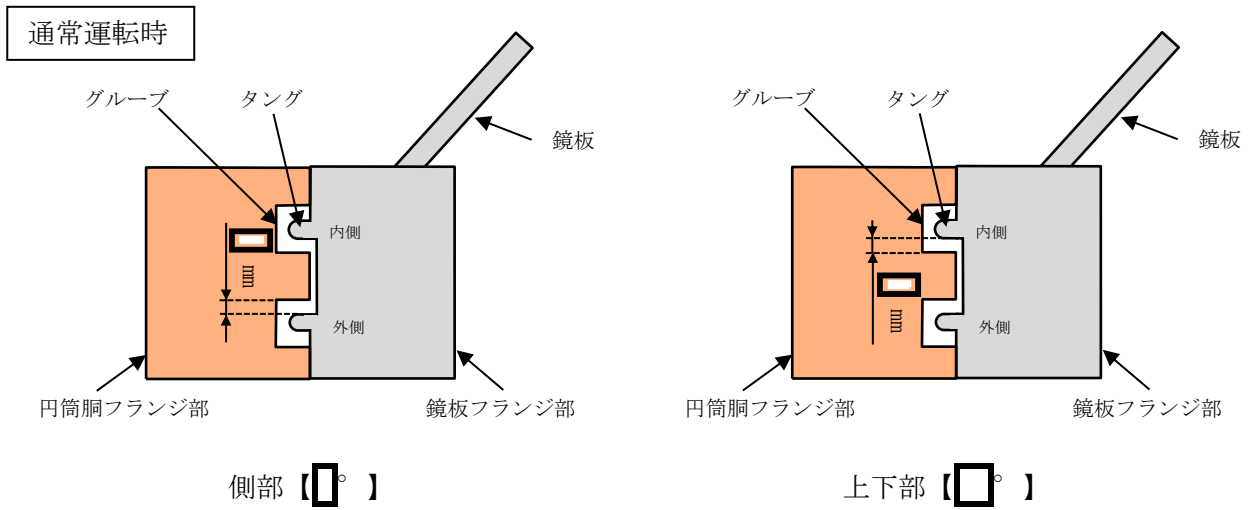
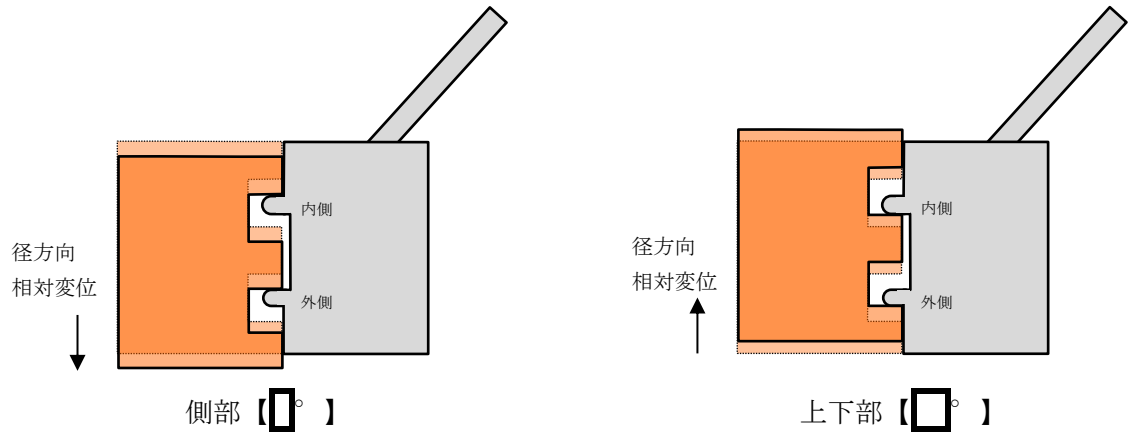


図 2 機器搬入口円筒胴の突き出し長さ概略図



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。

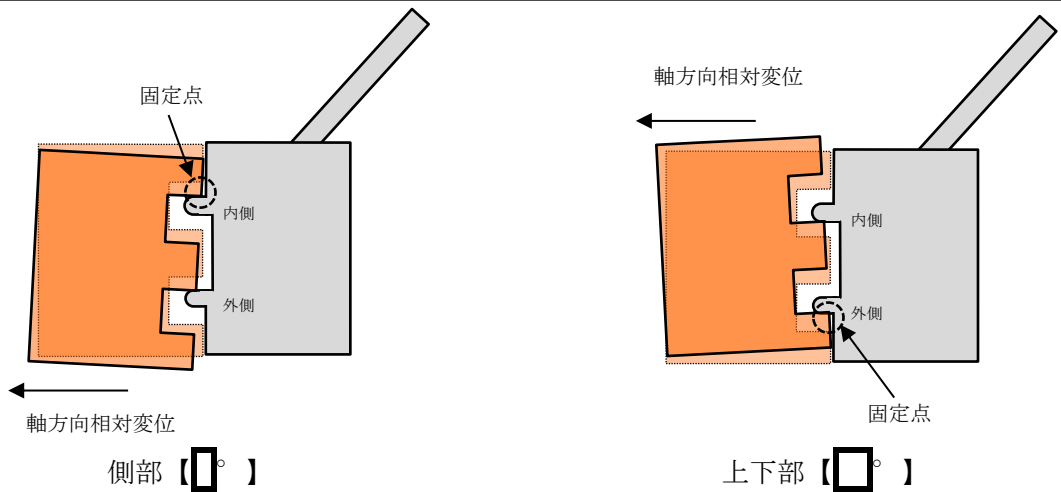


図3 径方向及び軸方向の相対変位



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。

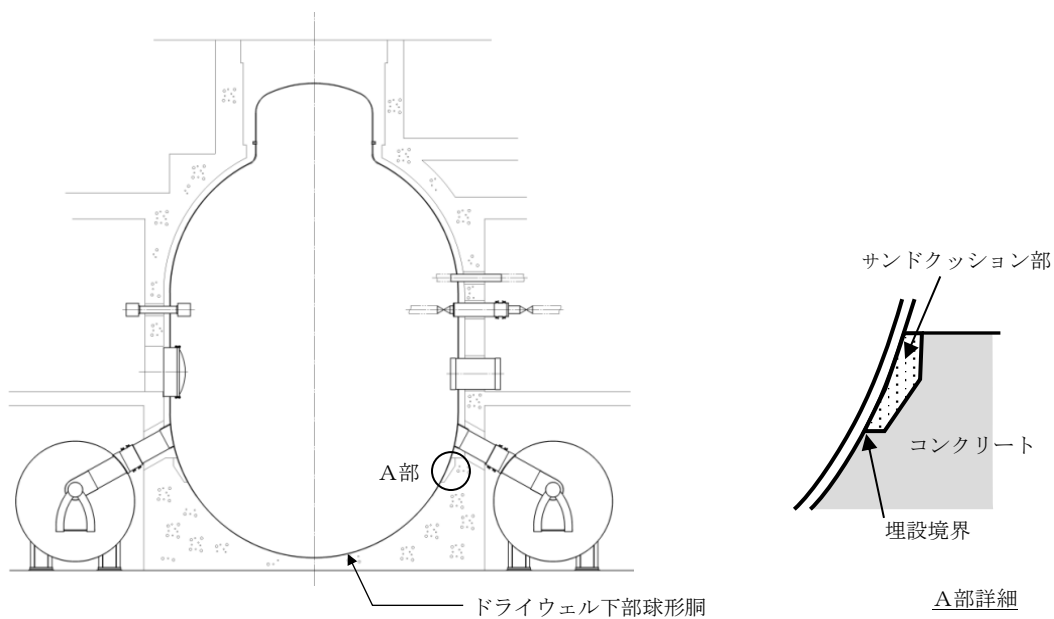


図1 サンドクッション部詳細図

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。

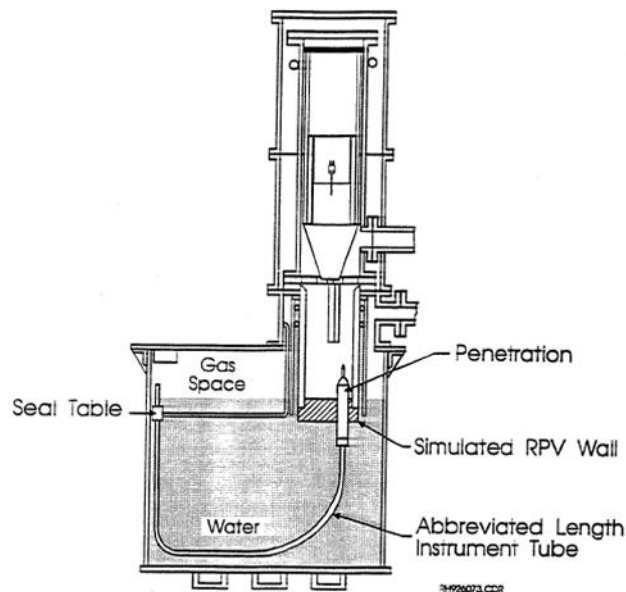


図 1 Epstein モデル検証用試験の試験体の例

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、

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

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

熔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／ウオーターロッド／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 ウオーターロッド: 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とはび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。

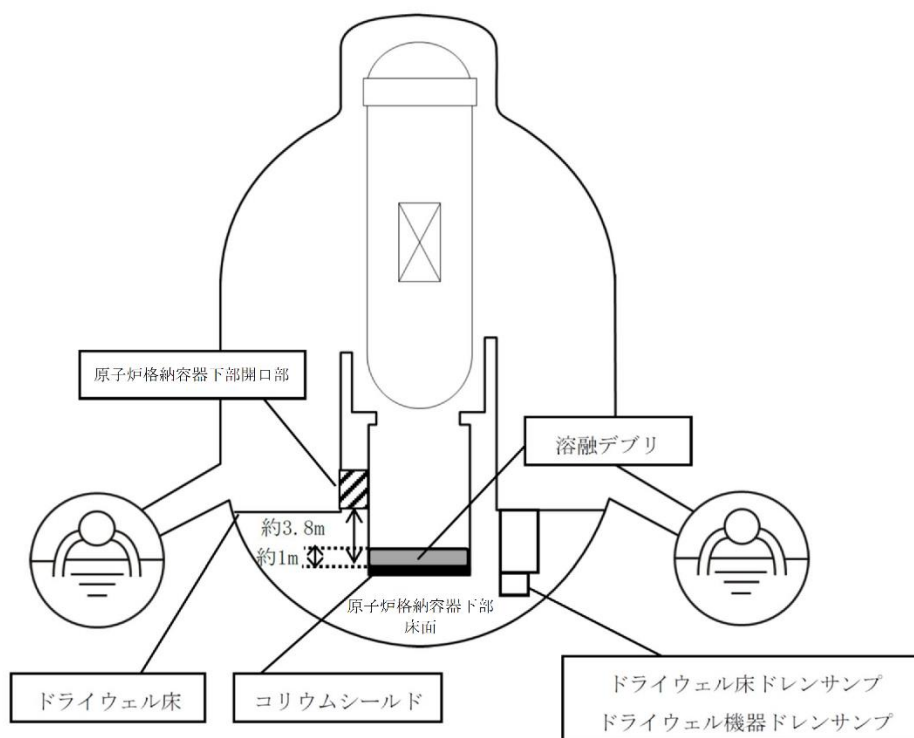


図 1 溶融デブリと原子炉格納容器下部の構造の位置関係

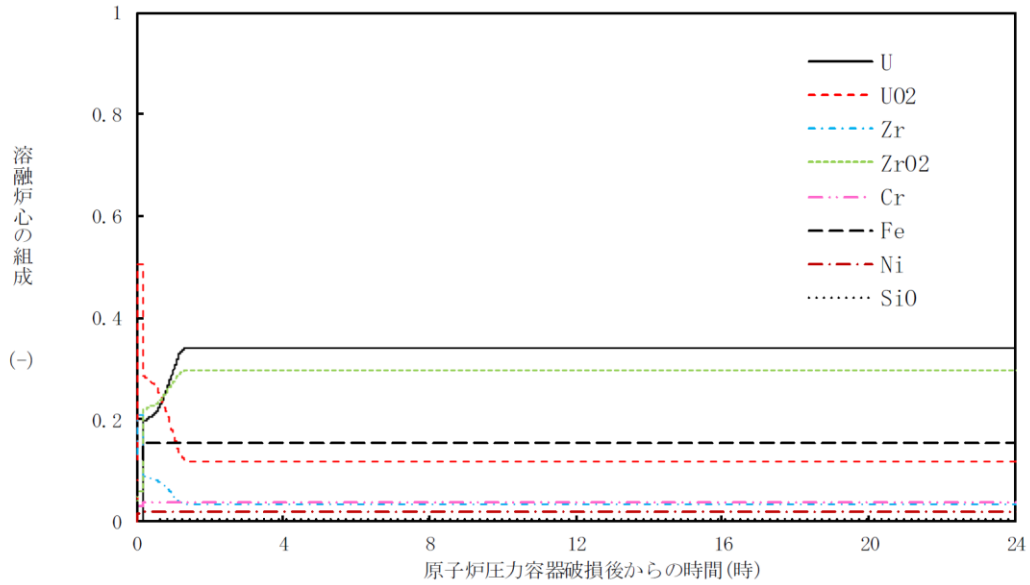


図2 溶融デブリの組成の推移

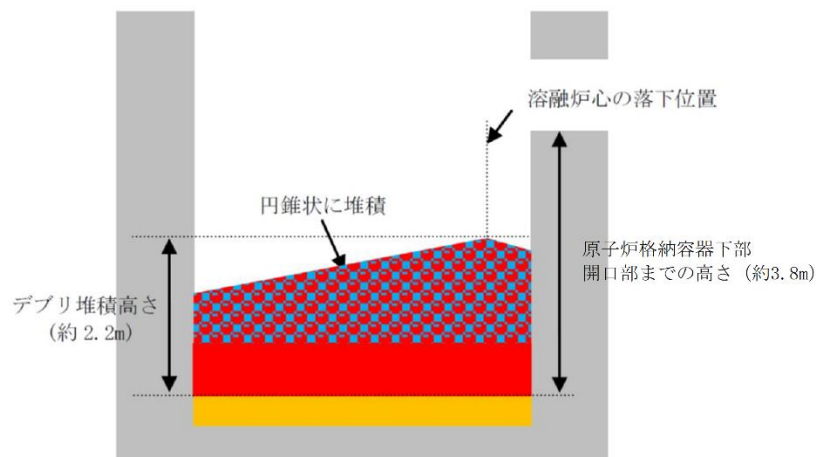


図3 デブリ堆積高さと原子炉格納容器下部開口部の高さ関係

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Aspect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Aspect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。

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

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。

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

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 \square [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。

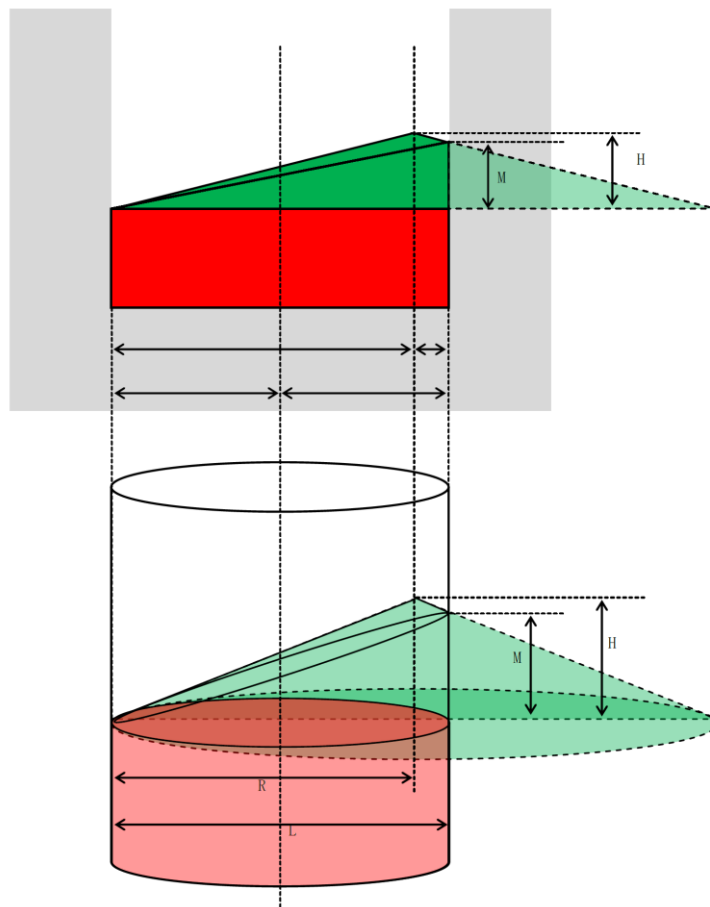


図1 偏心位置における円錐状のデブリ堆積状態の例

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。

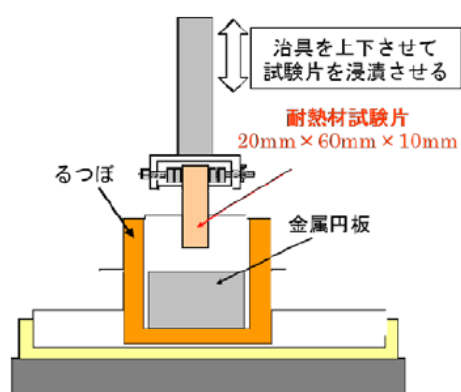


図1 試験体系

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。

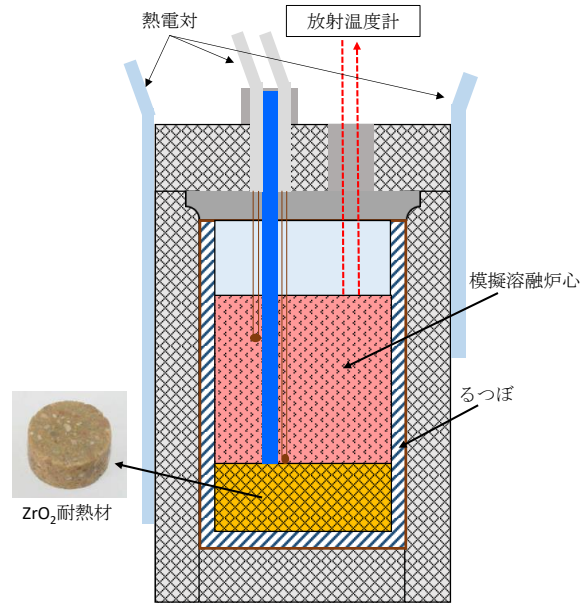


図 3 試験体系

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°C ～ 2050°C 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。 ZrO_2 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 ZrO_2 耐熱材の有意な侵食がないことが分かる。

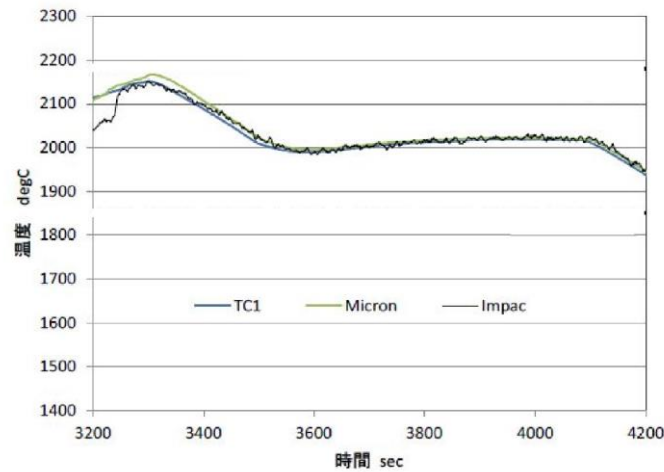


図 4 試験温度推移



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。

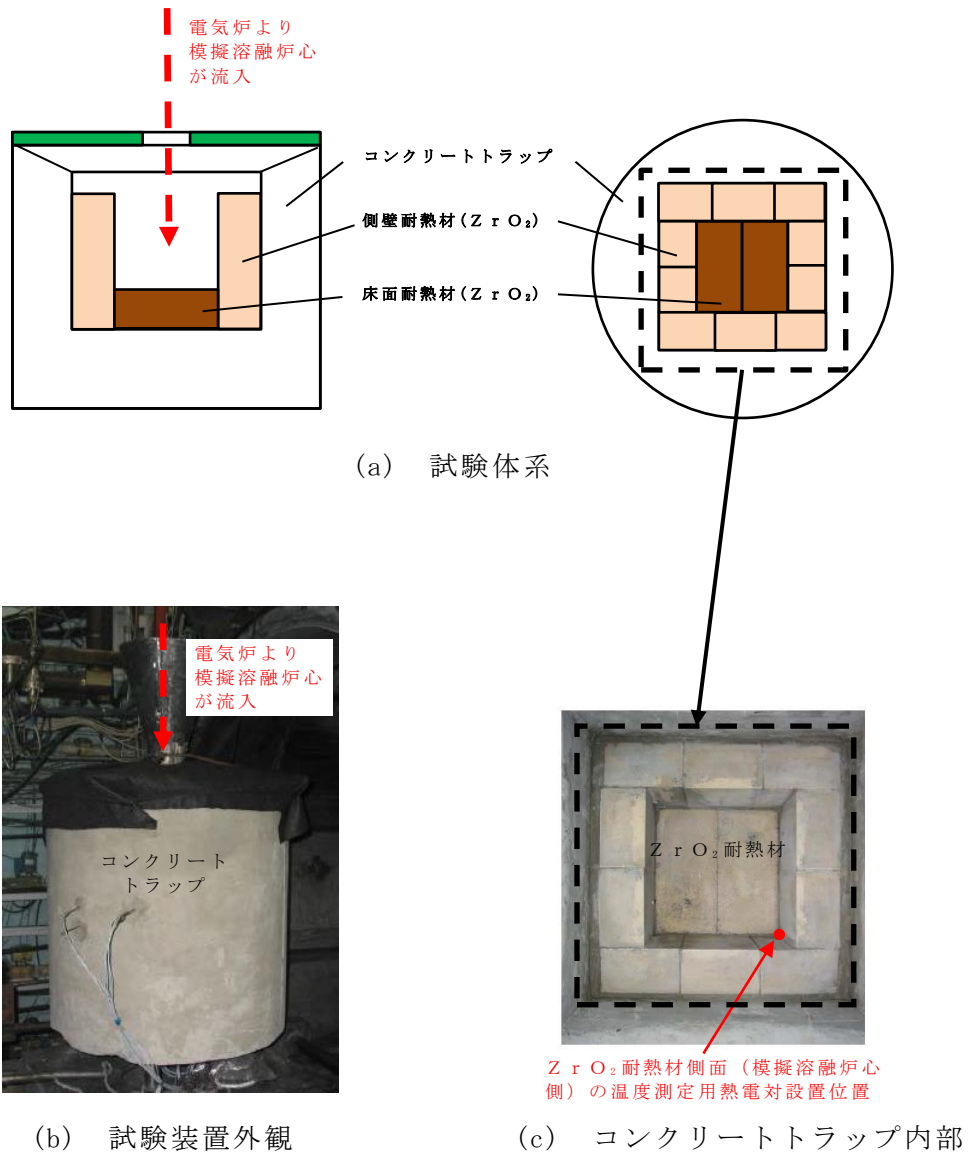


図 6 試験装置

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。

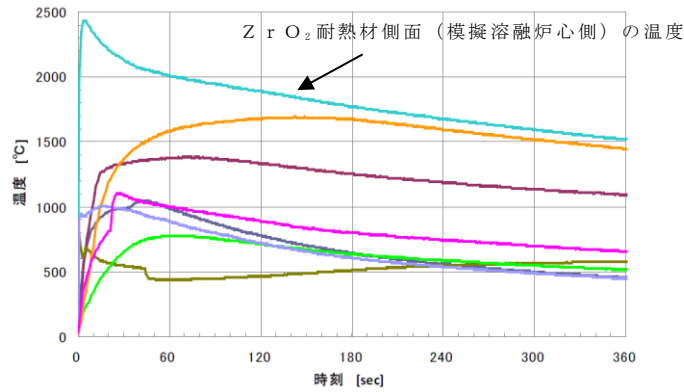


図 7 試験温度推移

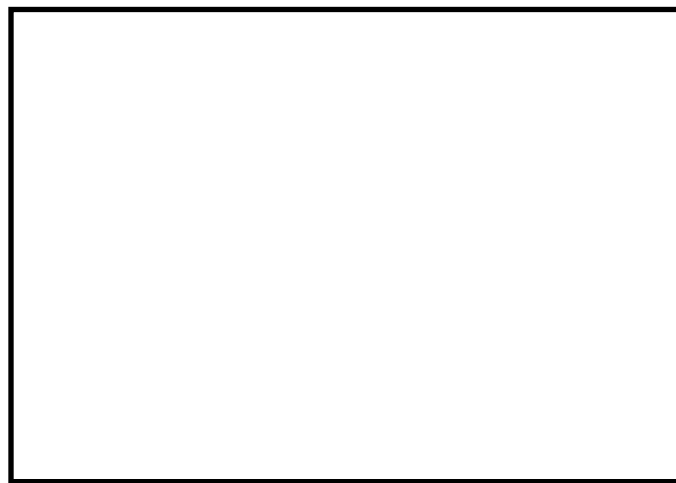


図 8 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験後の断面写真

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。

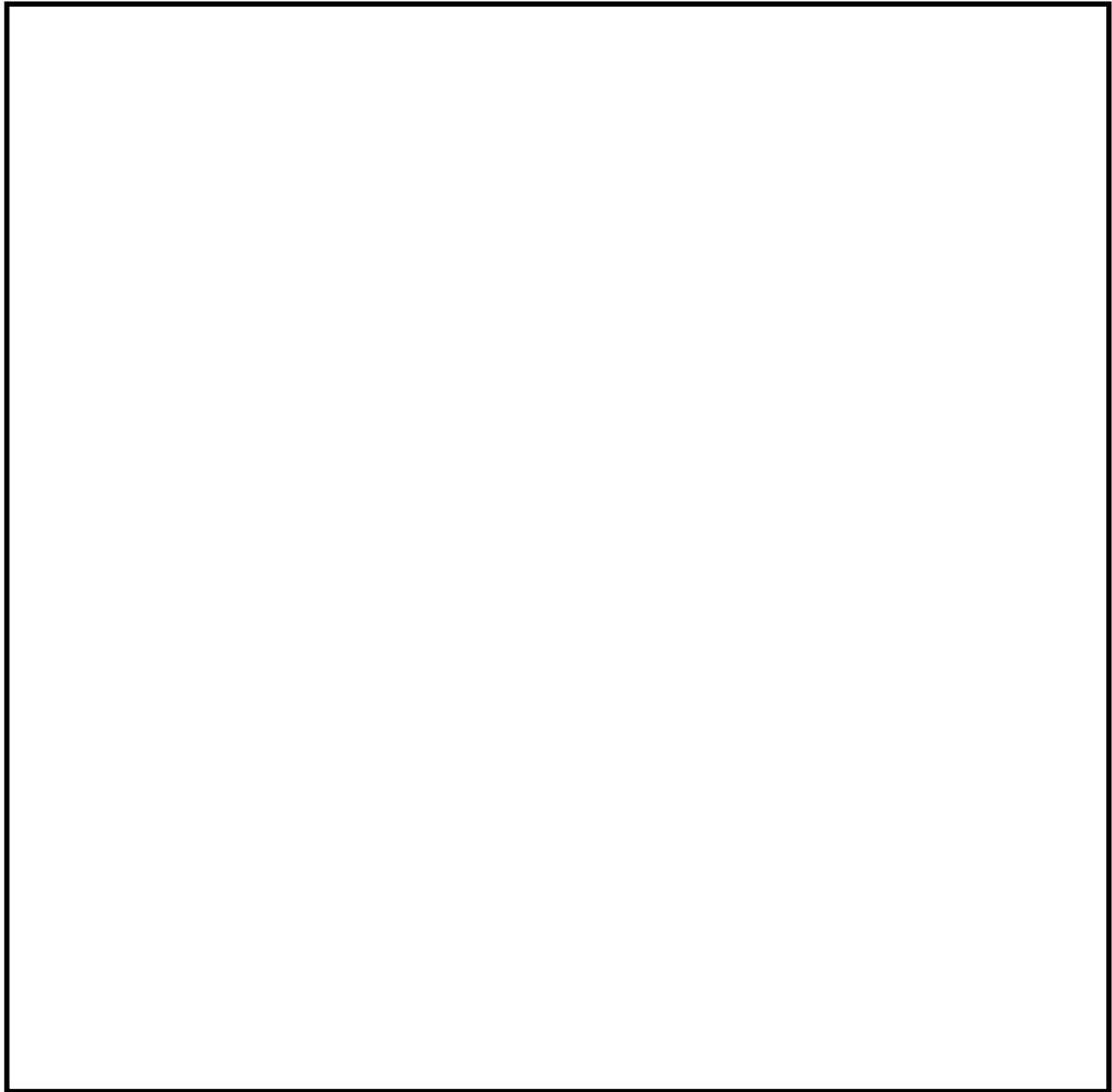


図 9 耐熱材表面の成分分析結果

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ZrO₂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	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。 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。
目地材	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。
ライニングプレート	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。

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。

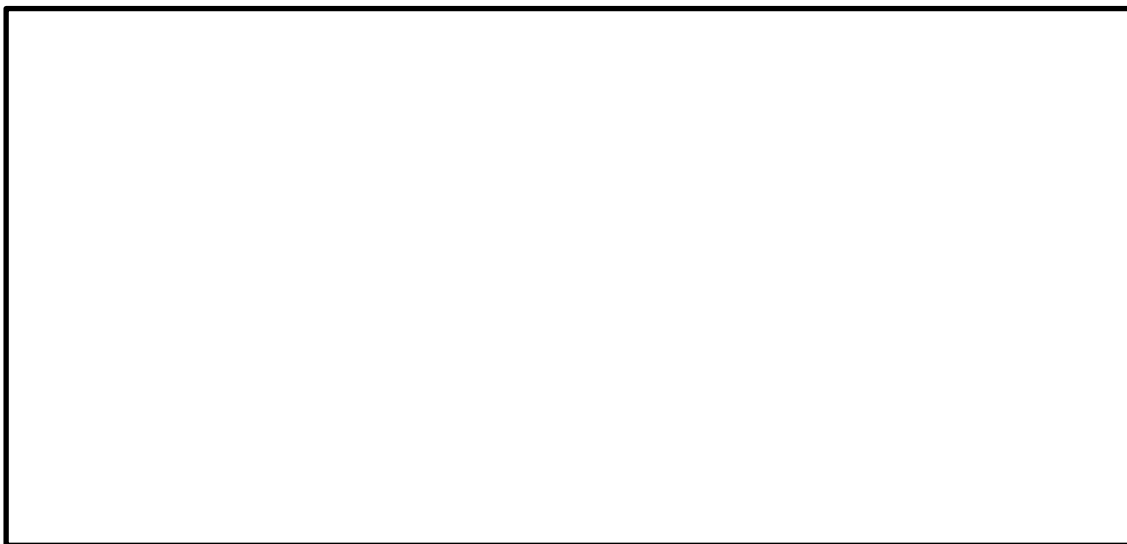


図1 コリウムシールドの寸法測定手順概念図

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、設置環境での劣化はなく、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、ライニングプレートに覆われているため耐熱材の損傷もないことから、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

原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する
説明書に係る補足説明資料

目 次

1. 局所エリアの漏えいガスの滞留	1
2. 原子炉建物水素濃度の適用性について	14
3. 触媒基材（アルミナ）について	17
4. 原子炉ウェル代替注水系について	18
5. 可搬式窒素供給装置について	22
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	26
7. 原子炉ウェル排気ラインの閉止及び原子炉ウェル水張りラインにおけるドレン弁の 閉運用について	29
（参考評価）ダクトにおける水素滞留評価について	33

1. 局所エリアの漏えいガスの滞留

1.1 評価対象

別添1「2.2.1(2)漏えい箇所」に示す原子炉格納容器からの水素漏えいが想定される箇所のうち、小部屋形状となっている漏えい箇所（以下「局所エリア」という。）については、漏えいガスが滞留する可能性があるため、各局所エリアにおいて漏えいガスの滞留が無いことをGOTHICコードによる解析により確認する。表1-1に評価対象とする局所エリアを示す。

なお、シールドプラグが置かれた状態の原子炉ウェル部については、原子炉格納容器ドライウェル主フランジからの水素漏えいが想定されるが、シールドプラグに気密性がないことから、評価対象から除外した。

表1-1 評価対象の局所エリア

階数	漏えい箇所	局所エリア名称	空間容積 (m ³)
2階	逃がし安全弁搬出 ハッチ	SRV 補修室	1076
1階	制御棒駆動機構搬出 ハッチ	CRD 補修室	379
	所員用エアロック	所員用 エアロック室	37

1.2 解析条件

1.2.1 解析モデル

各局所エリアは、開口部等（扉の隙間や給排気ダクト）を通じて、通路及び原子炉建物原子炉棟4階とつながっていることから、圧力境界条件を設けて局所エリア外部との流入をモデル化する。また、流入境界条件を設けて原子炉格納容器からのガスの漏えいをモデル化する。

解析モデル概略及びメッシュ図を図1-1及び図1-2、漏えい箇所及び局所エリアの位置を図1-3及び図1-4に示す。

エリア内は断熱とし、構造物のヒートシンク、壁を介した隣接エリアの伝熱はモデル化しない。また、伝熱による蒸気の凝縮分だけ水素濃度が高くなると考えられることから、保守的に評価するため、蒸気の100%凝縮を仮定した漏えい条件を想定する。



図1-1 SRV 補修室及びCRD 補修室の解析モデル概略及びメッシュ図

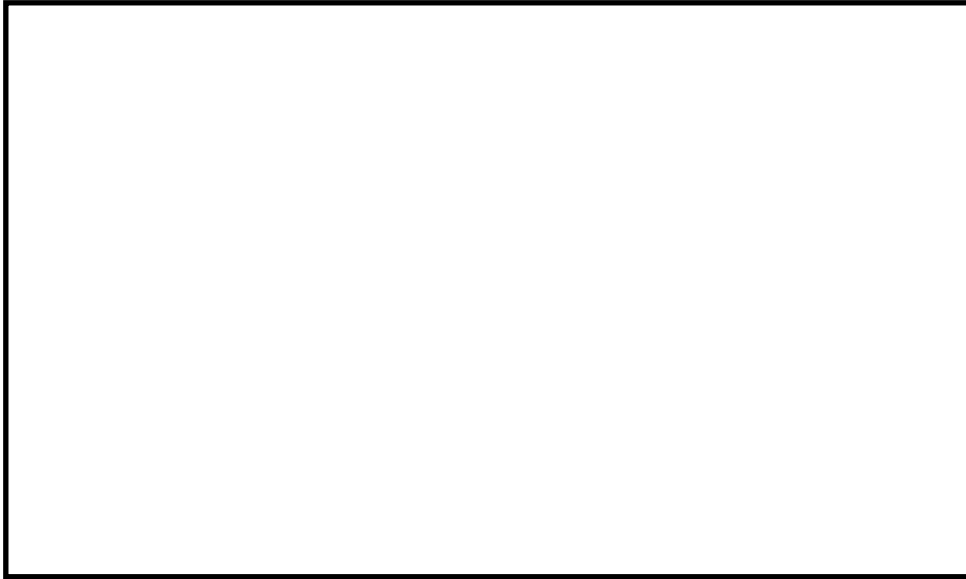


図 1-2 所員用エアロック室の解析モデル概略及びメッシュ図

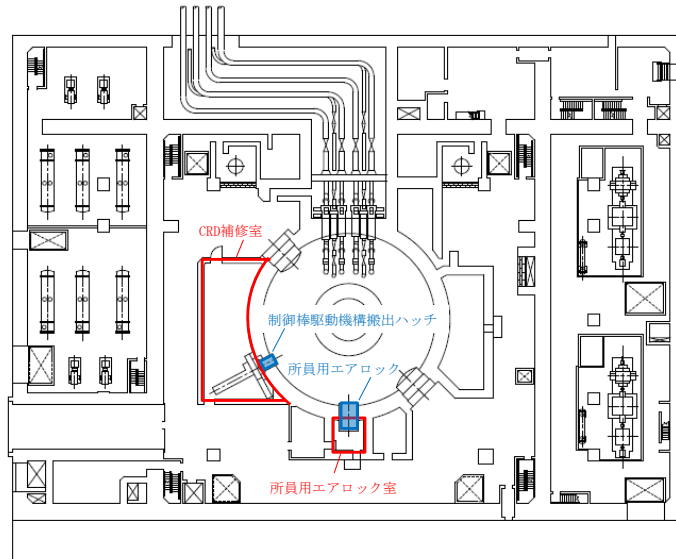


図 1-3 原子炉建物 1 階

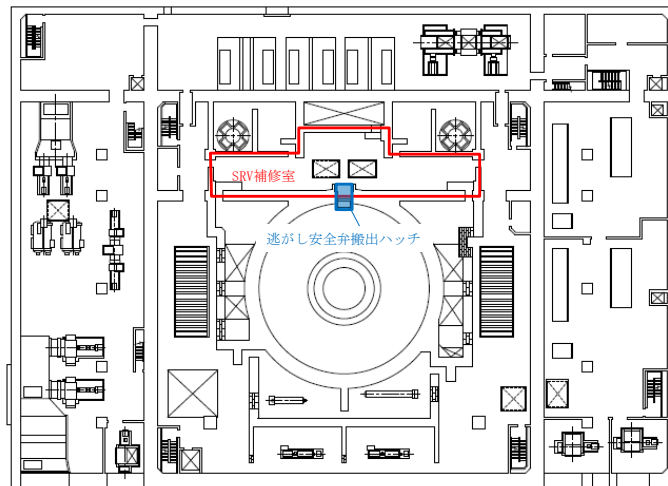


図 1-4 原子炉建物 2 階

1.2.2 解析条件

解析条件を表1-2に示し、隣接エリアとつながる開口部の開口面積を表1-3に示す。

各局所エリアの漏えい量は、全漏えい量を各漏えい箇所の周長割合で分配して計算する。なお、漏えいの分配条件は別添1「2.2.1(2)漏えい箇所 表2-10」と同様である。

表1-2 解析条件

No.	項目	解析条件	備考
1	各局所エリアの条件 (1)圧力 (初期条件) (2)温度 (初期条件) (3)組成 (初期条件) (4)空間容積 (固定) (5)開口面積 (固定)	101.325kPa 40℃ 相対湿度 100%の空気 表1-1 参照 表1-3 参照	大気圧 想定される高めの温度として設定 想定される高めの湿度として設定
2	圧力境界条件 (1)圧力 (固定) (2)温度 (固定) (3)組成 (固定) (4)圧力損失	101.325kPa 40℃ 相対湿度 100%の空気 圧力損失を考慮	大気圧 想定される高めの温度として設定 想定される高めの湿度として設定
3	流出条件 (外部への漏えい) (1)流出条件	圧力損失なし	

表1-3 開口面積

局所エリア名称	開口面積 (m ²)	備考
SRV 補修室	—	圧力境界条件として設定
CRD 補修室	—	圧力境界条件として設定
所員用エアロック室	給気ダクト：0.0225 排気ダクト：0.0225	給気ダクト：0.15m×0.15m=0.0225m ² 排気ダクト：0.15m×0.15m=0.0225m ²

1.2.3 漏えい条件

有効性評価シナリオ包絡条件における漏えい条件を表1-4から表1-7に示す。また、原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量を表1-8及び表1-9に示す。

表1-4 有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合)

包絡条件 (ドライウエル) における漏えい条件

項目	解析条件				
	0～ 2時間	2～ 15時間	15 ～40時間	40～ 96時間	96～ 168時間
圧力	427kPa (1Pd)	427kPa (1Pd)	853kPa (2Pd)	853kPa (2Pd)	85.3kPa (0.2Pd)
温度	200℃	200℃	200℃	200℃	171℃
水蒸気分率	90vol%	96vol%	96vol%	92vol%	100vol%
水素分率	10vol%	4vol%	4vol%	8vol%	0vol%
原子炉格納容器 漏えい率	0.5%/day	0.5%/day	1.3%/day	1.3%/day	0.5%/day

表 1-5 有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用しない場合）

包絡条件（サブプレッションチェンバ）における漏えい条件

項目	解析条件				
	0～ 2 時間	2～ 15 時間	15 ～48 時間	48～ 96 時間	96～ 168 時間
圧力	427kPa (1Pd)	427kPa (1Pd)	853kPa (2Pd)	853kPa (2Pd)	85.3kPa (0.2Pd)
温度	200℃	200℃	200℃	200℃	171℃
水蒸気分率	83vol%	83vol%	83vol%	92vol%	100vol%
水素分率	17vol%	17vol%	17vol%	8vol%	0vol%
原子炉格納容器 漏えい率	0.5%/day	0.5%/day	1.3%/day	1.3%/day	0.5%/day

表 1-6 有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用する場合）

包絡条件（ドライウエル）における漏えい条件

項目	解析条件			
	0～ 1 時間	1～ 15 時間	15 ～24 時間	24～ 168 時間
圧力	384.3kPa (0.9Pd)	384.3kPa (0.9Pd)	341.6kPa (0.8Pd)	341.6kPa (0.8Pd)
温度	200℃	200℃	150℃	150℃
水蒸気分率	85vol%	93vol%	93vol%	93vol%
水素分率	15vol%	7vol%	7vol%	7vol%
原子炉格納容器 漏えい率	0.85%/day	0.82%/day	0.73%/day	0.73%/day

表 1-7 有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用する場合）

包絡条件（サブプレッションチェンバ）における漏えい条件

項目	解析条件			
	0～ 1 時間	1～ 15 時間	15 ～24 時間	24～ 168 時間
圧力	384.3kPa (0.9Pd)	384.3kPa (0.9Pd)	341.6kPa (0.8Pd)	341.6kPa (0.8Pd)
温度	200℃	200℃	150℃	150℃
水蒸気分率	80vol%	80vol%	80vol%	85vol%
水素分率	20vol%	20vol%	20vol%	15vol%
原子炉格納容器 漏えい率	0.87%/day	0.87%/day	0.78%/day	0.76%/day

表 1-8 有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用しない場合）

包絡条件における原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量

局所エリア名称	ガス漏えい量[kg/s]				
	0～2 時間	2～15 時間	15～40 時間	40～96 時間	96～168 時間
SRV 補修室	1.45×10^{-6}	5.81×10^{-7}	2.73×10^{-6}	5.46×10^{-6}	0
CRD 補修室	1.05×10^{-6}	4.19×10^{-7}	1.97×10^{-6}	3.94×10^{-6}	0
所員用エアロック室	1.94×10^{-6}	7.74×10^{-7}	3.64×10^{-6}	7.28×10^{-6}	0

表 1-9 有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用する場合）
包絡条件における原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量

局所エリア名称	ガス漏えい量[kg/s]		
	0～1 時間	1～15 時間	15～168 時間
SRV 補修室	3.40×10^{-6}	1.53×10^{-6}	1.39×10^{-6}
CRD 補修室	2.46×10^{-6}	1.11×10^{-6}	1.00×10^{-6}
所員用エアロック室	4.54×10^{-6}	2.04×10^{-6}	1.86×10^{-6}

1.3 解析結果

各局所エリアにおける水素濃度の時間変化及び燃焼判定図を図 1-5 から図 1-16 に示す。なお、燃焼判定図については、事故発生 168 時間後までのガス組成のプロットが爆轟領域及び爆燃領域に入っていないことを確認することに用いる。

解析の結果、残留熱代替除去系を使用する場合の各局所エリアの水素濃度は、全体的に上昇傾向となるものの、事故発生 168 時間後の時点では可燃限界未満となった。

また、残留熱代替除去系を使用しない場合の各局所エリアの水素濃度は、解析上の格納容器ベント想定時刻である 96 時間後までは全体的に上昇傾向となるものの、その後、ほぼ一定で推移し可燃限界未満となった。

なお、残留熱代替除去系を使用する場合及びしない場合のいずれにおいても、解析は保守的な条件を設定して行っていることから、実際の水素濃度の上昇は解析結果よりも緩やかになると考えられる。解析において保守的に設定している条件は以下のとおりである。

- 原子炉格納容器内の水素濃度について有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用する場合又はしない場合）のMAAP解析結果を包絡するように設定している（別添 1「2.2.1(1) 原子炉格納容器漏えい条件図2-6, 図2-7, 図2-10及び図2-11」参照）。
- SRV補修室とCRD補修室もダクトが設置されていることから、所員用エアロックと同様にダクトから水素の排出を期待できるが、表1-3のとおり、解析上は期待しない設定としている。
- 入室扉の隙間から水素が排出されると考えられるが、解析上は期待しない設定としている。

以上のことから、各局所エリアに漏えいした水素は、ダクト等を通じて最終的に原子炉建物原子炉棟 4 階に設置された静的触媒式水素処理装置に導かれるため、各局所エリアでの水素滞留のおそれはない。

なお、各局所エリアの天井付近には、それぞれ水素濃度計を設置する設計としており、これらの水素濃度計により、万一、各局所エリアでの水素滞留が発生した場合においても、速やかに検知が可能である。

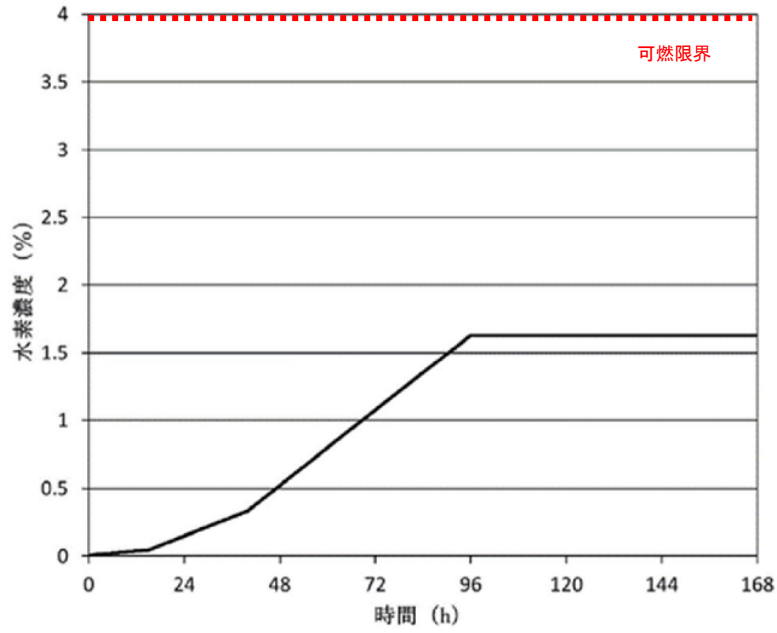


図 1-5 SRV 補修室の水素濃度の時間変化
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

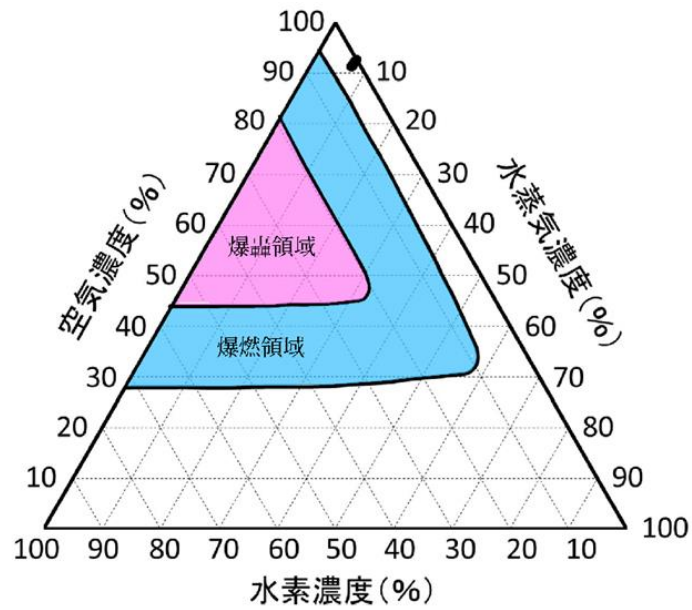


図 1-6 SRV 補修室の燃焼判定図
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

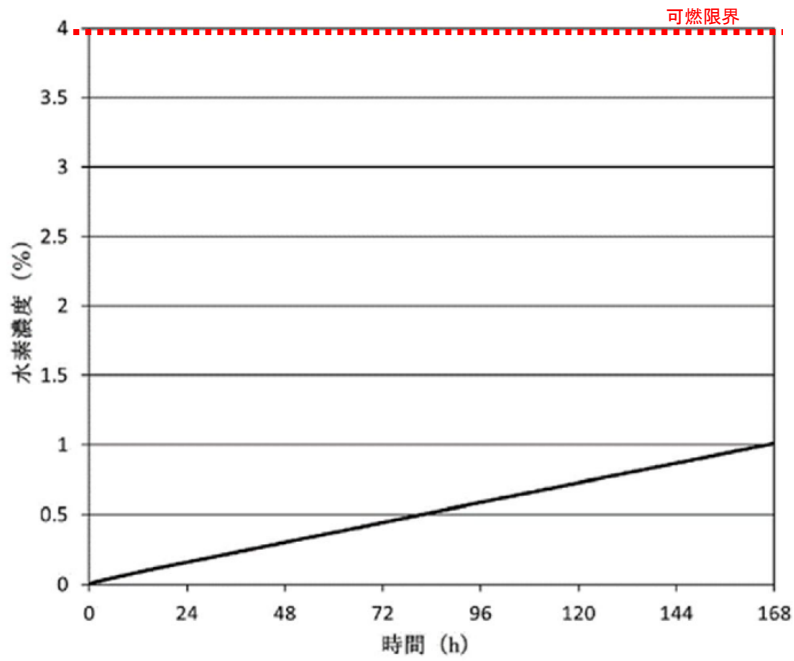


図 1-7 SRV 補修室の水素濃度の時間変化
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

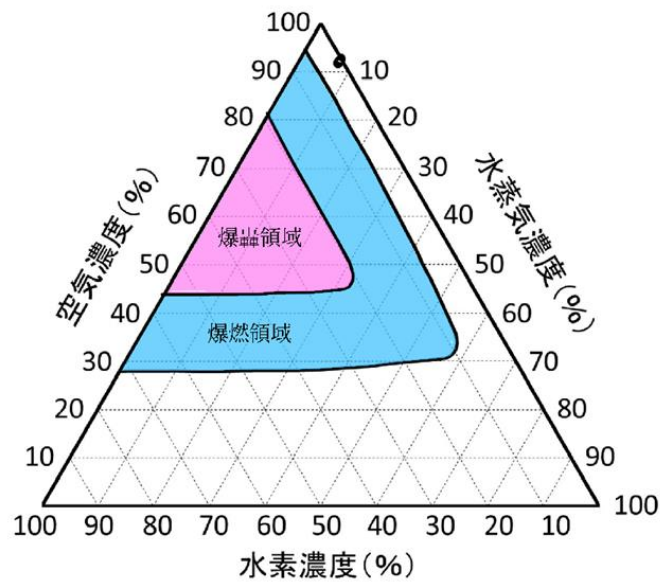


図 1-8 SRV 補修室の燃焼判定図
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

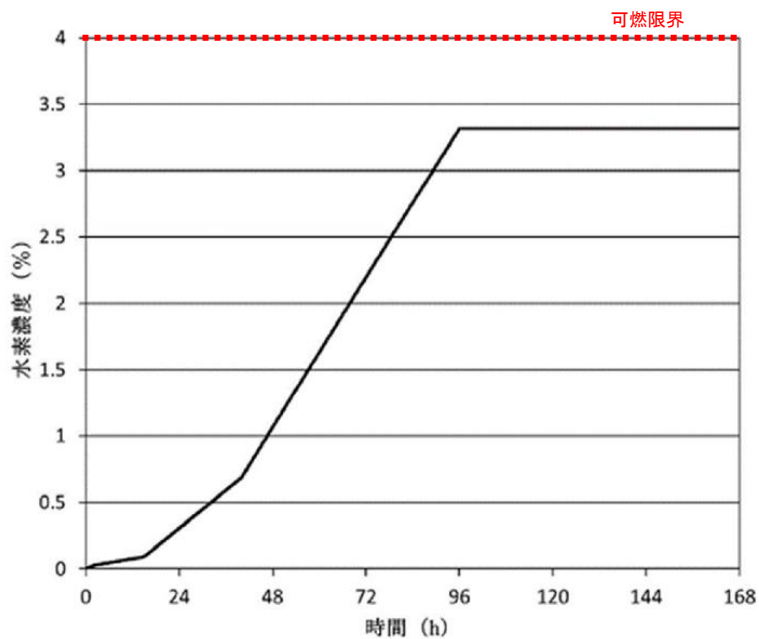


図 1-9 CRD 補修室の水素濃度の時間変化
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

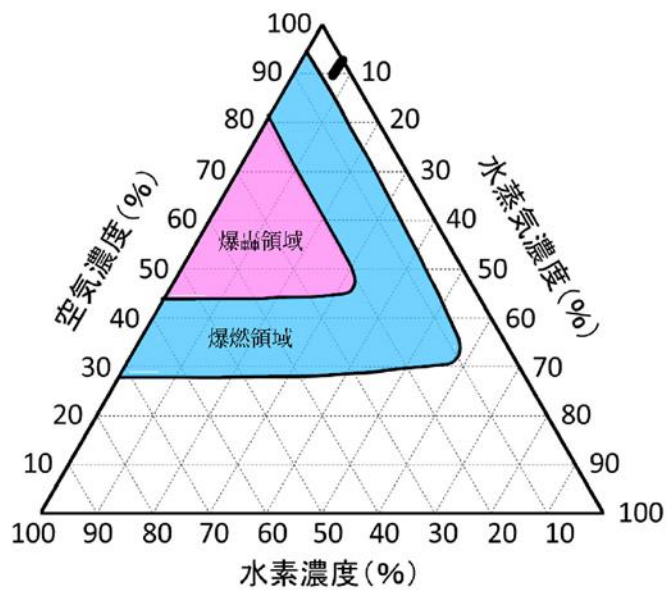


図 1-10 CRD 補修室の燃焼判定図
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

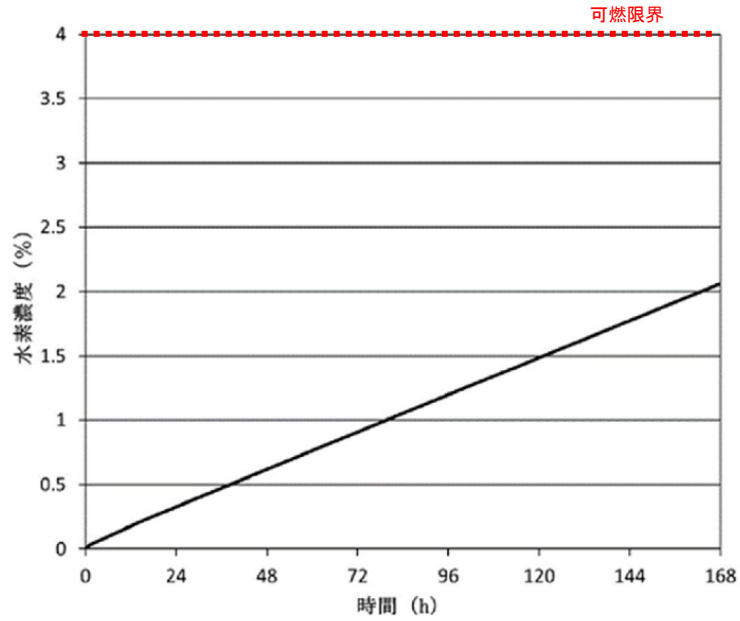


図 1-11 CRD 補修室の水素濃度の時間変化
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

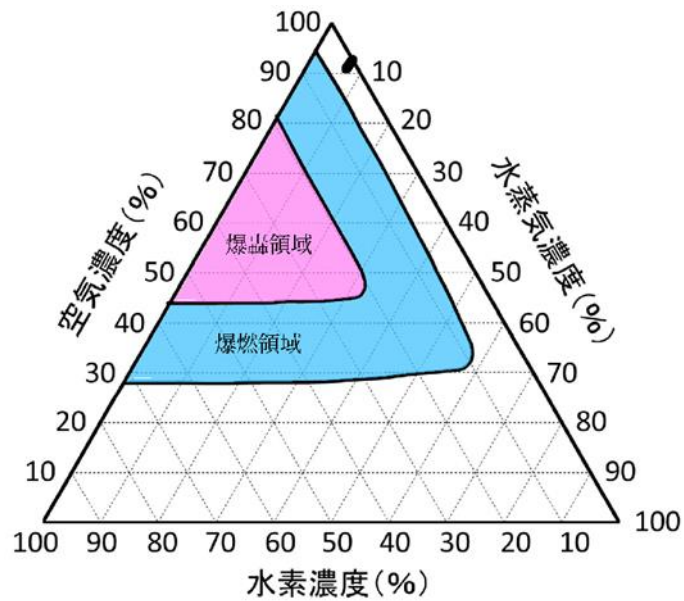


図 1-12 CRD 補修室の燃焼判定図
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

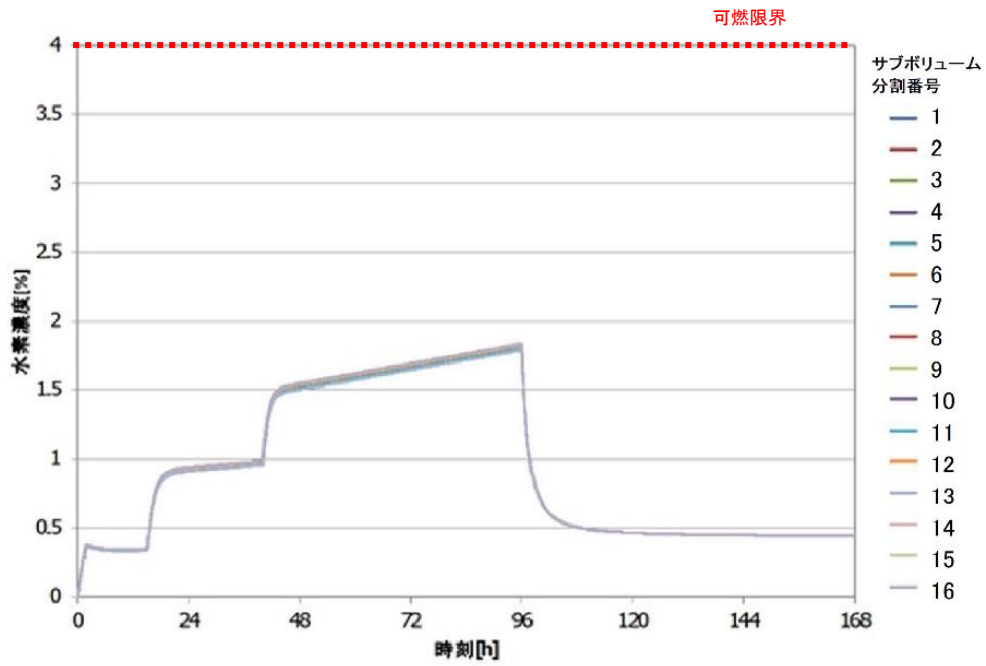


図1-13 所員用エアロック室の水素濃度の時間変化
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

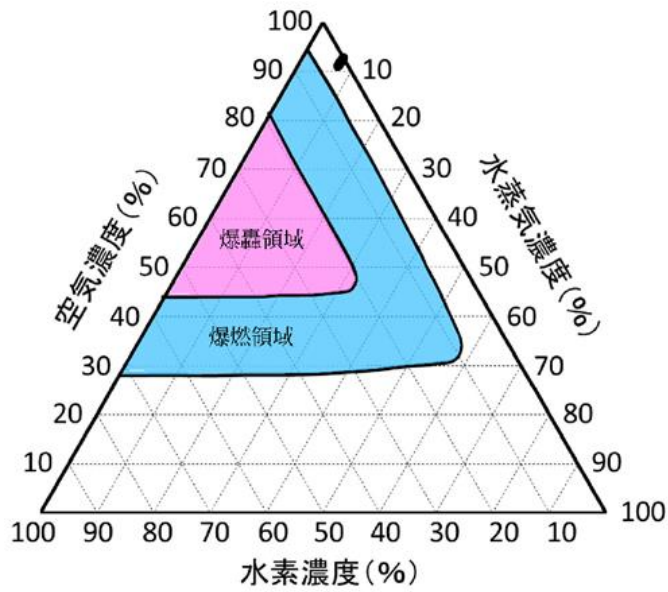


図1-14 所員用エアロック室の燃焼判定図
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

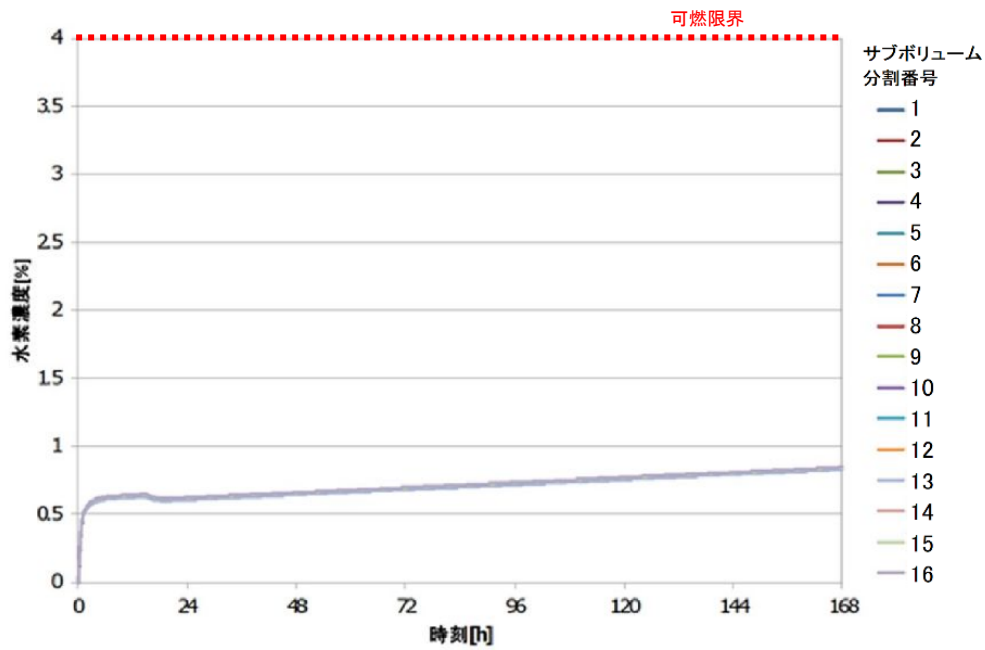


図 1-15 所員用エアロック室の水素濃度の時間変化
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

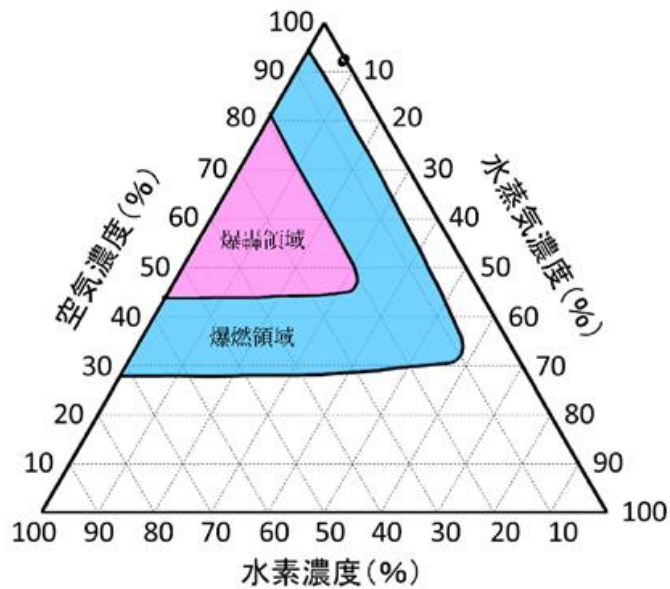
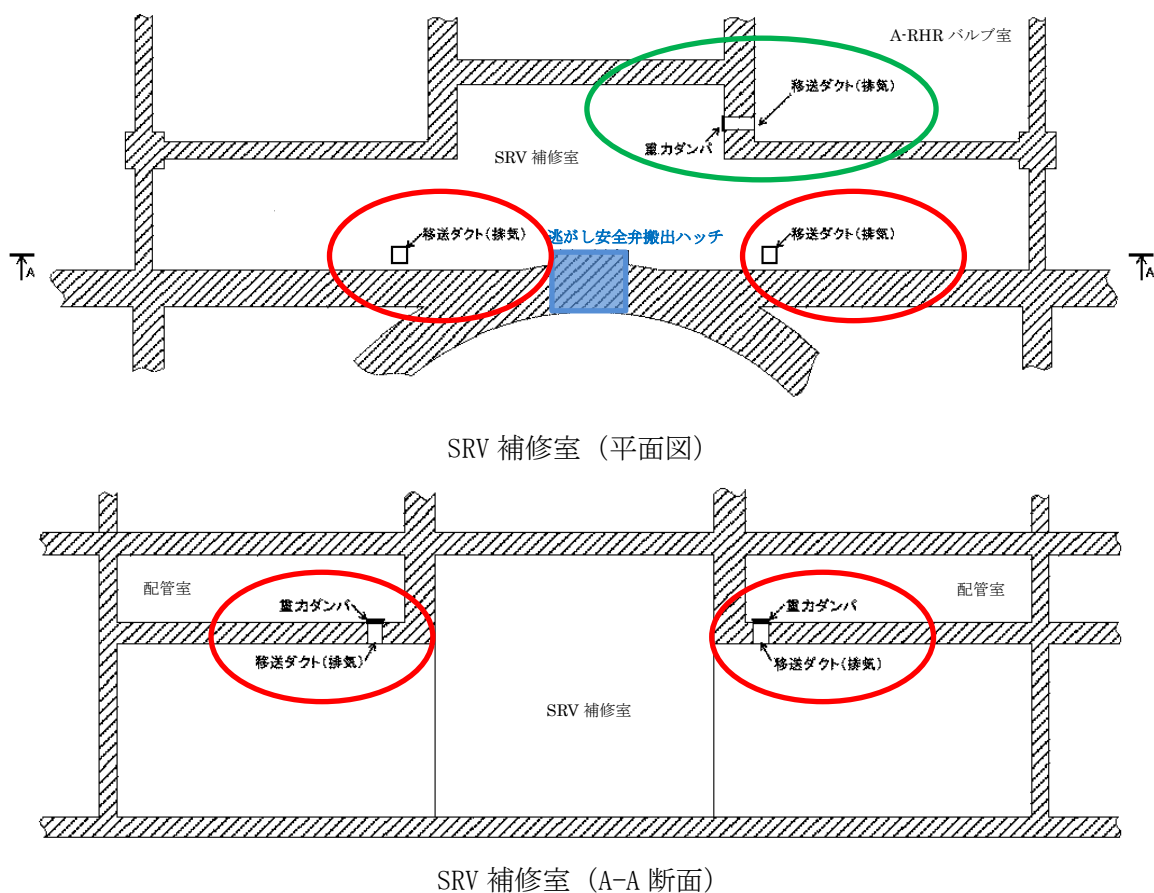


図 1-16 所員用エアロック室の燃焼判定図
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

1.4 重力ダンパ付き排気ダクト内における水素滞留について

SRV 補修室のダクトに設置された重力ダンパの配置を図 1-17 に示す。SRV 補修室のダクトに設置された重力ダンパは、汚染の可能性の低い SRV 補修室から汚染の可能性の高い配管室及び A-RHR バルブ室に移送給気していることから、汚染拡大防止の観点より、逆流を防止する目的で設置している。なお、重力ダンパは、片方向からの風のみを通し、逆方向の風が流れないように羽根が自重で閉じられる構造であり、約 20~30Pa の圧力差で羽根が開く。図 1-18 に重力ダンパの構造図を示す。

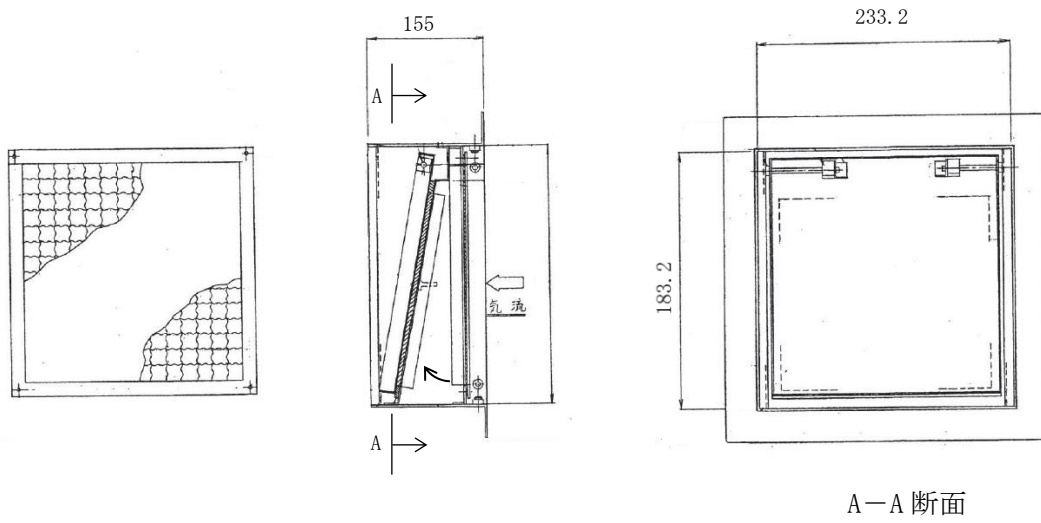
SRV 補修室では、排気ダクトの水平部及び鉛直部に重力ダンパが設置されている。水平部に関しては、SRV 補修室側に重力ダンパを設置しており、ダクト内に水素滞留が発生する可能性はないものと考えられる。鉛直部に関しては、凸型上部に重力ダンパが設置されていることから水素滞留が発生することが考えられるが、水素の可燃限界である 4vol% に到達することはないことを確認している（「参考評価」参照）。



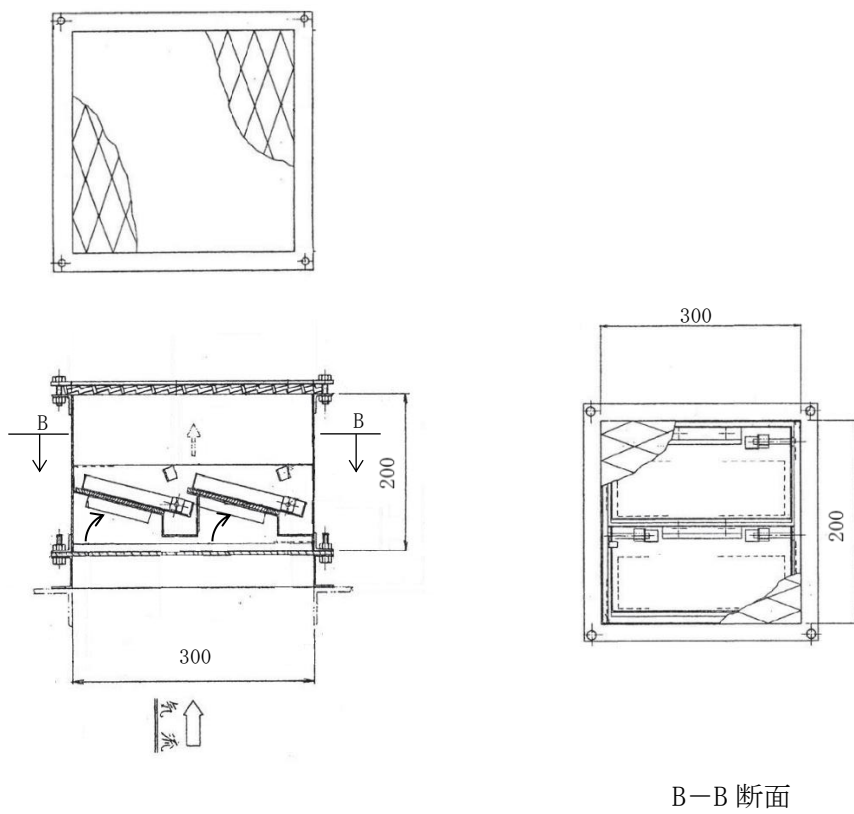
【凡例】

- 重力ダンパ (水平)
- 重力ダンパ (鉛直)

図 1-17 SRV 補修室のダクトに設置された重力ダンパの配置



(1) 重力ダンパ (水平)



(2) 重力ダンパ (鉛直)

(単位 : mm)

図 1-18 重力ダンパの構造図

2. 原子炉建物水素濃度の適用性について

2.1 原子炉建物水素濃度について

原子炉建物水素濃度は、炉心の著しい損傷が発生した場合に、原子炉建物原子炉棟内に発生する水素を監視する目的で、水素濃度が変動する可能性のある範囲で測定できる設計としている。

2.2 計測範囲の考え方

炉心損傷時に原子炉格納容器内に発生する水素が原子炉建物原子炉棟に漏えいした場合に、PARによる水素濃度低減（可燃限界である4vol%未満）をトレンドとして連続的に監視できることが主な役割であることから、以下を計測可能な範囲とする。

- ・原子炉建物水素濃度（原子炉建物原子炉棟地下1階）：0～10vol%
- ・原子炉建物水素濃度（原子炉建物原子炉棟4階、2階及び1階）：0～20vol%

2.3 水素濃度計の測定原理

2.3.1 原子炉建物水素濃度（原子炉建物原子炉棟地下1階）

原子炉建物原子炉棟地下1階に設置する水素濃度計は、触媒式の検出器を用いる。

触媒式の水素検出器は、検知素子と補償素子が図2-1に示すようにホイートストンブリッジ回路に組み込まれている。検知素子は触媒活性材でコーティングされており、水素が検知素子に触れると触媒反応により空気中の酸素と結合し、発熱して検知素子温度が上昇する。検知素子温度が上昇することにより、検知素子の抵抗値が変化するとブリッジ回路の平衡がくずれ、信号出力が得られる。水素と酸素の結合による発熱量は水素濃度に比例するため、検知素子の温度変化による抵抗値変化を水素濃度として測定できる。

また、水素による検知素子の温度上昇と環境温度の上昇を区別するため、素子表面に触媒層を有さない補償素子により環境温度の変化による検知素子の抵抗値変化は相殺される。

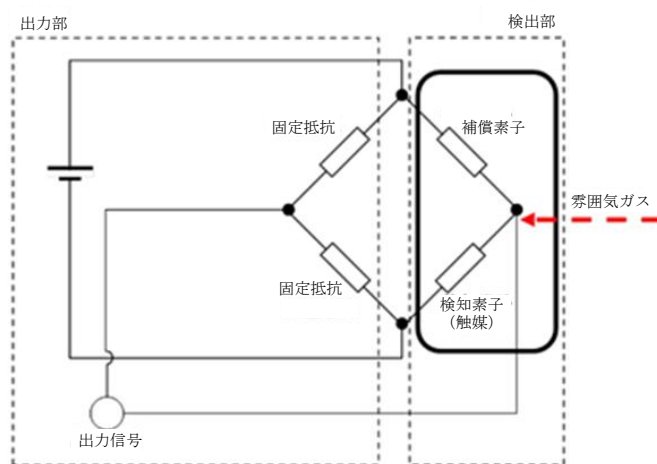


図2-1 原子炉建物水素濃度（触媒式）検出回路の概要図

2.3.2 原子炉建物水素濃度（原子炉建物原子炉棟4階、2階及び1階）

原子炉建物原子炉棟4階、2階及び1階に設置する水素濃度計は、熱伝導式のものを用いる。

熱伝導式の水素検出器は、検知素子と補償素子が図2-2のようにホイートストンブリッジ回路に組み込まれている。検知素子側は、原子炉建物原子炉棟内雰囲気ガスが触れるようになっており、補償素子側は基準となる標準空気が密閉され、測定ガスは直接接触しない構造になっている。このため、水素が検知素子に接触することで、補償素子と接触している基準となる標準空気との熱伝導度の違いから温度差が生じ、抵抗値が変化し、ブリッジ回路の平衡がくずれ、信号出力が得られる。検知素子に接触するガスの熱伝導度は水素濃度に比例するため、検知素子の温度変化による抵抗値変化を水素濃度として測定できる。

また、補償素子の標準空気容器の外側には測定ガスが同様に流れ、温度補償は考慮された構造となっている。

熱伝導式水素検出器は、標準空気に対する測定ガス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 $0.18\text{W/m}\cdot\text{K}$ （ 27°C において）である一方、酸素及び窒素は、約 $0.02\text{W/m}\cdot\text{K}$ （ 27°C において）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。

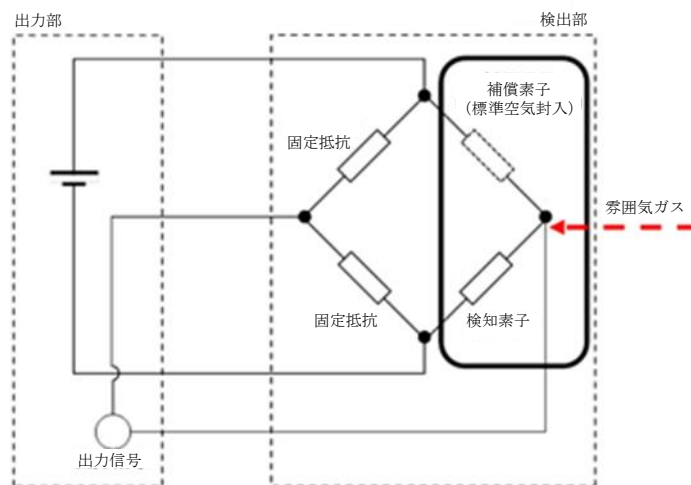
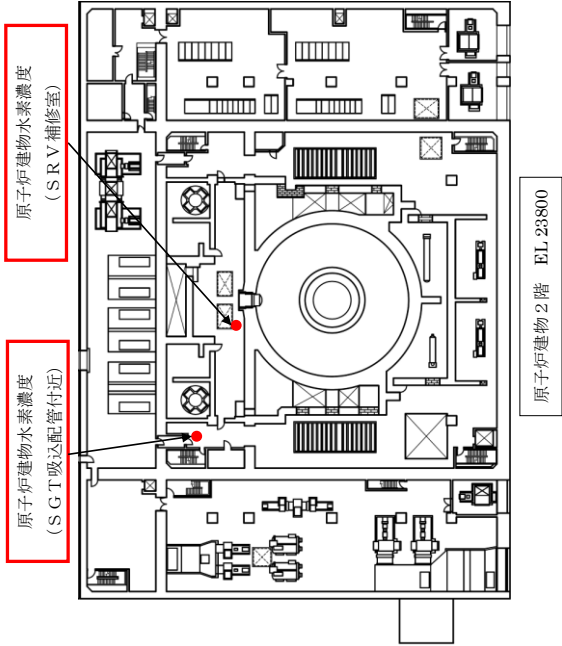
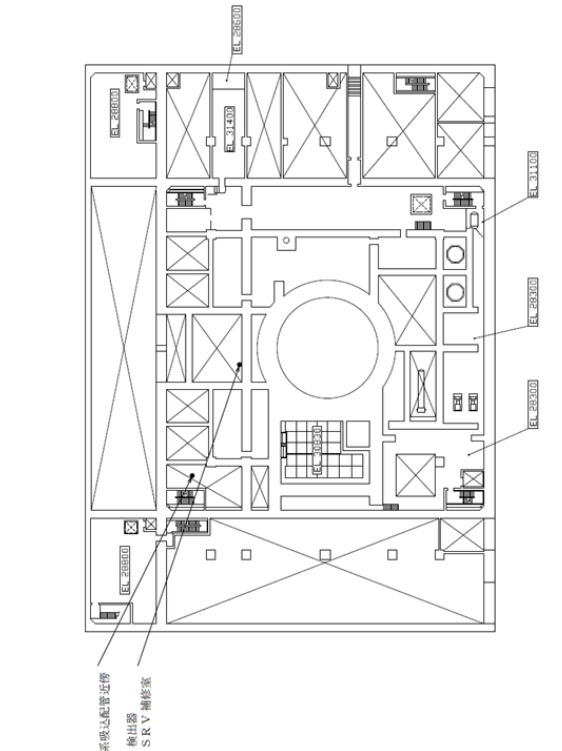
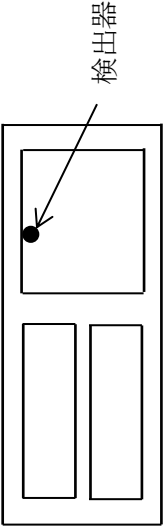


図2-2 原子炉建物水素濃度（熱伝導式）検出回路の概要図

2.4 設置（変更）許可申請における審査資料からの配置図見直しについて

原子炉建物原子炉棟2階及び非常用ガス処理系吸込配管近傍に設置する原子炉建物水素濃度検出器の配置図について、設置（変更）許可申請における審査資料（島根原子力発電所2号炉 重大事故等対処設備について 補足説明資料 53 条 水素爆発による原子炉建物等の損傷を防止するための設備）からの見直しを行ったため、変更内容を表2-1に示す。

表 2-1 設置 (変更) 許可申請 (変更) 設置 (変更) 申請における審査資料からの変更

設置 (変更) 許可申請	設工認補正申請 (今回)
	
<p><変更点></p> <p>設置 (変更) 許可申請における審査資料では、原子炉建物 2 階の水素濃度監視という検出器の機能に基づき、原子炉建物 2 階 (EL 23800mm) の床面に対して検出器の配置を記載していた。今回の設工認補正申請では、検出器の設置位置を考慮して、原子炉建物中 2 階 (EL 30500mm) の床面に対して検出器の配置を記載するように見直している。なお、本変更は記載方針の相違によるものであり、検出器の設置位置に変更はない。</p> <div style="display: flex; align-items: center; justify-content: center;"> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-right: 10px;"> 3 階 (EL 34800mm) </div> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-right: 10px;"> 中 2 階 (EL 30500mm) </div> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> 2 階 (EL 23800mm) </div> </div> <div style="display: flex; align-items: center; justify-content: center; margin-top: 10px;"> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-right: 10px;">原子炉建物</div>  </div>	

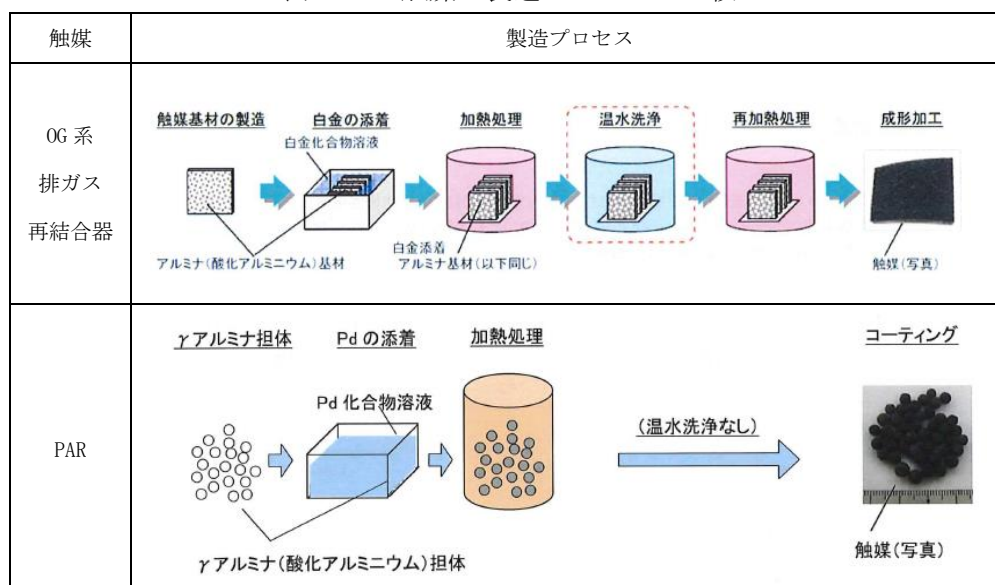
3. 触媒基材（アルミナ）について

浜岡原子力発電所 4 号機及び 5 号機で気体廃棄物処理系（以下「OG 系」という。）の水素濃度が上昇する事象が発生したが、推定原因として、製造段階での触媒担体（アルミナ）のベーマイト化及びシロキサンが存在が挙げられており、2 つの要因が重畳した結果、OG 系の排ガス再結合器触媒の性能低下に至ったものと報告されている。

浜岡原子力発電所の事象では、触媒基材の製造工程において、SCC 対策として温水洗浄が実施されており、その際、アルミナの一部がベーマイト化したことが確認されている（表 3-1 参照）。

NIS 社製の PAR は、触媒基材の製造工程において温水洗浄のプロセスがないこと（表 3-1 参照）、X 線回折分析によりベーマイトがないことが確認されているため、ベーマイト化による触媒の性能低下については、対策済みである。

表 3-1 触媒の製造プロセスの比較



[引用文献]

- ・中部電力株式会社 2009 年 6 月 23 日プレスリリース参考資料「浜岡原子力発電所 4, 5 号機 気体廃棄物処理系における水素濃度の上昇に対する原因と対策について」

4. 原子炉ウェル代替注水系について

原子炉ウェル代替注水系は、重大事故等時において、ドライウェル主フランジを冷却することで原子炉格納容器外への水素漏えいを抑制し、原子炉建物原子炉棟の水素爆発を防止する機能を有するものであり、自主対策設備として設置する。原子炉ウェル代替注水系は図4-1に示すように、原子炉ウェルに水を注水することで、ドライウェル主フランジを外側から冷却することができる。

ドライウェル主フランジは事故時の過温・過圧状態に伴うフランジ開口で、シール材が追従できない程の劣化があると、閉じ込め機能を喪失する。このシール材は、以前はシリコンゴムを採用していたが、原子炉格納容器閉じ込め機能の強化のために耐熱性、耐蒸気性、耐放射線性に優れた改良EPDM製シール材に変更し、閉じ込め機能強化を図っている。改良EPDM製シール材は200℃の蒸気が7日間継続しても閉じ込め機能が確保できることを確認しているが、シール材の温度が低くなると、熱劣化要因が低下し、閉じ込め機能もより健全となり、原子炉建物原子炉棟への水素漏えいを抑制できる。

このことから、設置許可基準規則第53条（水素爆発による原子炉建屋等の損傷を防止するための設備）に対する自主対策設備として、重大事故等時に原子炉ウェルに注水し、原子炉格納容器外側からドライウェル主フランジを冷却し水素漏えいを抑制することを目的として原子炉ウェル代替注水系を設置する。

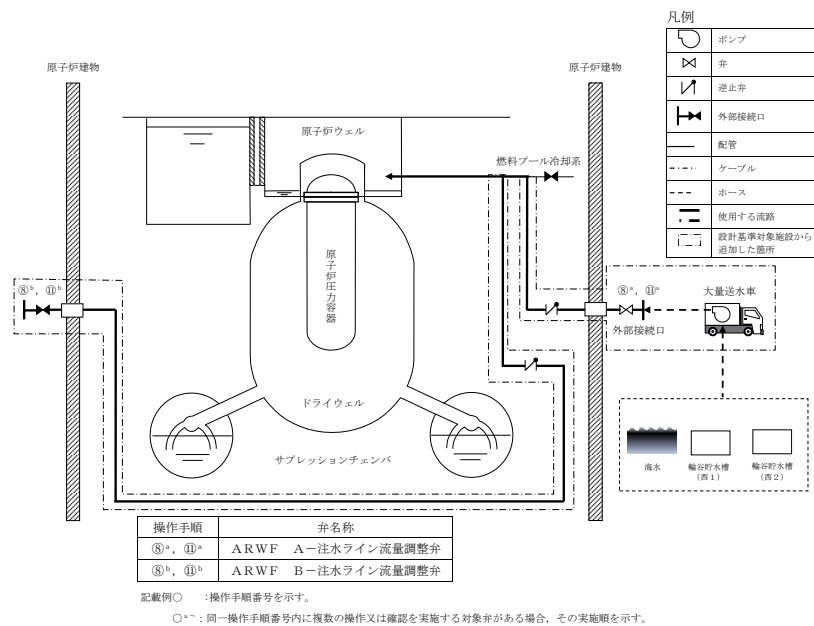


図4-1 原子炉ウェル代替注水系の概要図

4.1 原子炉ウェル代替注水系の設計方針について

原子炉ウェル代替注水系は、原子炉ウェルに水を注水し、ドライウェル主フランジシール材を原子炉格納容器外側から冷却することを目的とした系統である。

原子炉ウェル代替注水系は、大量送水車、接続口等で構成しており、重大事故等時において、代替淡水源（輪谷貯水槽（西1）及び輪谷貯水槽（西2））の水、又は海水を原子炉ウェルに注水しドライウェル主フランジを冷却することで、ドライウェル主フランジからの水素漏えいを抑制する設計とする。

4.2 原子炉ウェル代替注水系の効果について

重大事故等時における格納容器過温・過圧事象においてドライウェル主フランジの閉じ込め機能を強化するために格納容器限界温度（200℃）が7日間継続したとしても健全性が確認できている改良 EPDM 製シール材を取り付ける。

これにより、ドライウェル主フランジからの水素ガス漏えいポテンシャルは低減しているが、原子炉ウェル代替注水系により原子炉ウェルに常温の水を注水することで冷却効果が得られるため、水素ガスの漏えいを更に抑制することが可能である。よって、原子炉ウェル代替注水系は、原子炉建物原子炉棟の水素爆発防止対策の1つとして効果的である。

4.3 原子炉ウェル注水による原子炉格納容器への影響について

原子炉ウェル代替注水系は、原子炉格納容器温度が200℃のような過温状態で常温の水を原子炉ウェルに注水することから、ドライウェル主フランジ部を急冷することにより原子炉格納容器閉じ込め機能に影響が無いかについて評価を行った。

4.3.1 評価方法

原子炉格納容器過温時に原子炉ウェルに注水することで、低温の水がドライウェル主フランジに与える熱的影響を評価する。原子炉格納容器への影響としては鋼材部の熱影響が考えられるため、影響する可能性がある部位としてはドライウェル主フランジ及びドライウェル主フランジ締付ボルトが挙げられる。このうち、体積が小さい方が水により温度影響を受けるため、評価対象としてドライウェル主フランジ締付ボルトを選定し、ドライウェル主フランジ締付ボルトの急冷による熱的影響を評価する。

4.3.2 評価結果

原子炉ウェル代替注水系によるドライウェル主フランジ締付ボルト冷却時の発生応力について表4-1に示す。評価結果から、ボルトが200℃から20℃まで急冷された場合でも、応力値は降伏応力を下回っておりボルトが破損することはない。

表4-1 ドライウェル主フランジ締付ボルトの熱収縮による応力評価結果

項目	記号	単位	値	備考
材料	—	—	SNCM439	ドライウェル主フランジ締付ボルトの材料
ヤング率	E	MPa	192000	
熱膨張率	α	MPa	1.254×10^{-5}	
温度差	ΔT	K	180	水温20℃とし、原子炉格納容器温度200℃時の温度差
ひずみ	ϵ	—	2.26×10^{-3}	$\epsilon = \alpha \cdot \Delta E$
応力	σ	MPa	434	$\sigma = E \cdot \alpha \cdot \Delta E$
設計降伏点	Sy	MPa	754	SNCM439 (200℃)
設計引張応力	Su	MPa	865	SNCM439 (200℃)

また、原子炉ウェル代替注水系は原子炉ウェルに注水しドライウェル主フランジを冷却するため、原子炉格納容器を除熱することによる原子炉格納容器負圧破損への影響が懸念される。この原子炉格納容器の負圧破損に対する影響について検討した結果、原子炉ウェルに注水しドライウェル主フランジを冷却することによる原子炉格納容器除熱効果は除熱量 1MW 以下と小さく、7 日後の崩壊熱約 7.2MW に対して十分低いことが確認できており、原子炉格納容器を負圧にするような悪影響はない。

4.3.3 まとめ

上記の結果から、原子炉ウェル代替注水系による急冷により原子炉格納容器の閉じ込め機能に悪影響を与えることはない。また、低炭素鋼の延性-脆性遷移温度は一般的に約-10℃以下であり、水温はこの温度領域以上であるため脆性の影響もないと考えられる。

4.4 原子炉ウェル代替注水系の監視方法について

原子炉ウェル代替注水系の使用時における監視は、大量送水車付属の流量計、原子炉ウェル水位計と、ドライウェル温度（SA）（ドライウェル上部温度）により行う。

大量送水車で注水する際に流量計で注水流量を調整し、原子炉ウェル水位計により原子炉ウェル水位を監視すると同時に、ドライウェル温度（SA）（ドライウェル上部温度）の指示によりドライウェル主フランジが冷却されていることを確認し、原子炉ウェル代替注水系の効果を監視する。

4.5 原子炉ウェル代替注水系の効果を考慮した水素挙動について

原子炉ウェル代替注水系の効果により、原子炉建物原子炉棟 4 階に直接、水素ガスが漏えいしなくなった場合、下層階からの漏えい量が増加することで、下層階において水素濃度が可燃限界に到達するおそれがある。

上記の影響を確認するため、漏えい箇所を下層階（2 階、1 階、地下 1 階）のみとしたケースの評価を実施した。漏えい箇所以外の条件は別添 1「2.2.2 解析結果 表 2-11」のケース 1 と同様である。水素濃度の解析結果を図 4-2 に示す。

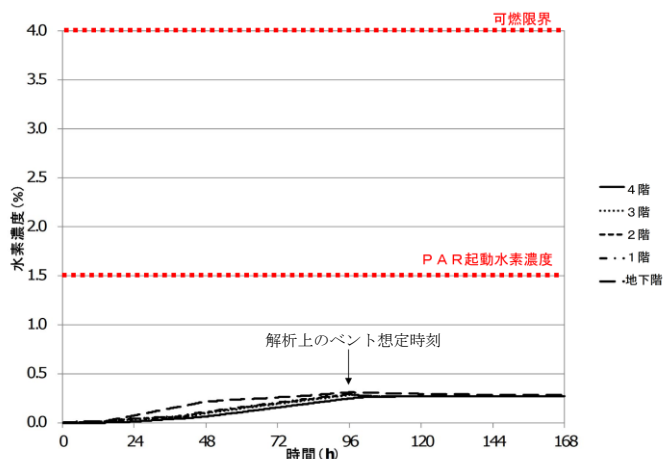


図 4-2 水素濃度の時間変化（原子炉建物原子炉棟全域）

下層階のみから水素ガスが漏えいした場合においても、大物搬入口及びトラス室上部ハッチを通じて原子炉建物原子炉棟4階まで水素ガスが到達することにより、下層階で水素が滞留することはなく、可燃限界である4.0vol%に到達しない結果となった。

さらに、原子炉ウェル代替注水系の効果により、原子炉ウェルに溜まった水が蒸発し、原子炉建物原子炉棟4階に水蒸気が追加で流入した場合の水素挙動の影響を確認するため、原子炉ウェルの水が蒸発し、事故発生直後から原子炉建物原子炉棟4階に水蒸気が流入するとした場合の評価を実施した。水蒸気追加流入以外の条件は図4-2に示した解析と同様である。水素濃度の解析結果を図4-3に示す。

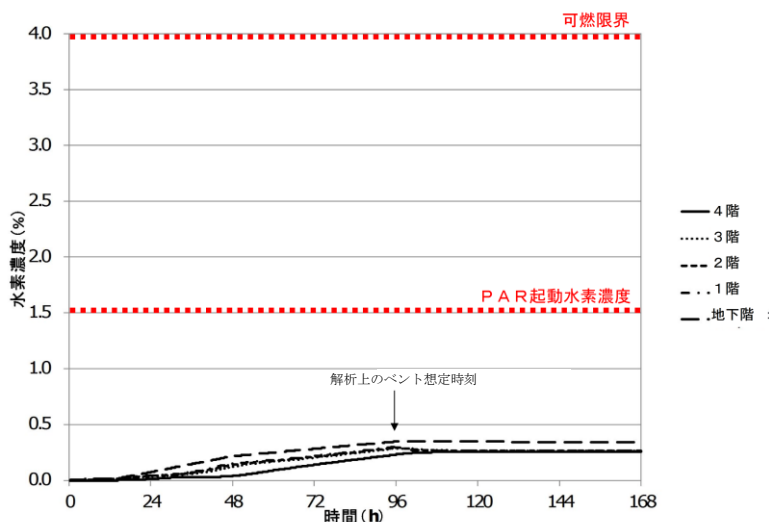


図4-3 水素濃度の時間変化（原子炉建物原子炉棟全域、原子炉ウェル蒸発）

原子炉ウェルの水が蒸発して水蒸気の追加流入が発生した場合においては、原子炉建物原子炉棟4階への水素流入は緩やかになるが、大物搬入口及びトラス室上部ハッチを通じて原子炉建物原子炉棟3階以下で水素濃度が均一化される効果と相まって、可燃限界である4.0vol%に到達しない結果となった。

以上のことから、原子炉ウェル代替注水系によって下層階での水素爆発のおそれはなく、悪影響はない。

5. 可搬式窒素供給装置について

可搬式窒素供給装置は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器内における水素爆発による破損を防止できるように、原子炉格納容器内を不活性化するための設備として、可搬式窒素供給装置を設置する。原子炉格納容器内の水素燃焼防止のための運用に当たっては、原子炉格納容器内へ不活性ガスである窒素を注入することで、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を可燃限界未満にできる設計とする。

可搬式窒素供給装置は、1台あたり、純度約99.9vol%にて100m³/h[normal]の流量で原子炉格納容器に窒素注入が可能な能力を有している。

5.1 窒素製造プロセス

可搬式窒素供給装置は、圧力変動吸着（P S A : Pressure Swing Adsorption）方式の窒素ガス発生装置であり、圧力変動を利用して空気中の酸素分子を吸着し、残りの窒素ガスと分離することにより窒素を発生させる。

空気圧縮機による加圧下で吸着、減圧下で吸着材の再生（脱着）工程を繰り返し行うことで、純度の高い窒素ガスを連続して発生することが可能である。

圧力変動吸着方式による窒素ガス供給原理を図5-1に示す。

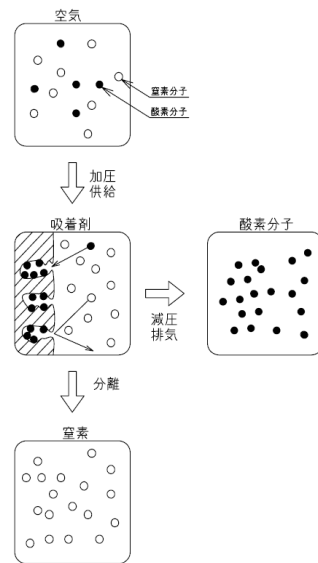


図5-1 圧力変動吸着方式による窒素ガス供給原理

5.2 重大事故等時の格納容器内水素濃度及び酸素濃度低減性能

可搬式窒素供給装置による原子炉格納容器内の水素低減性能の評価については、当該機器が水素爆発による原子炉格納容器の破損防止に有効であることは、設置（変更）許可における添付書類十「II 3.2.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」における「II 3.2.1.2 残留熱代替除去系を使用する場合」において確認している。

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する場合）」における原子炉格納容器内の気体の組成の推移（ドライ条件）を図5-2及び図5-3に示す。原子炉格納容器内の水素濃度は、事象発生直後か

らジルコニウム-水反応により大量の水素が発生し、可燃限界濃度である 4vol%を大きく上回る。その後、水の放射線分解によって格納容器内酸素濃度が上昇する。事象発生 12 時間後に原子炉格納容器への窒素供給を実施することで、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度は低下し、事象発生から 168 時間後まで酸素濃度がドライ条件においても可燃限界である 5vol%を超えることはなく、原子炉格納容器内での水素爆発は生じない。

また、168 時間以降に水の放射線分解によって発生する酸素によって酸素濃度が再び上昇し、ドライ条件において 4.4vol%及びウェット条件において 1.5vol%に到達した場合には、原子炉格納容器内での水素燃焼を防止する観点で、格納容器ベントを実施するため、原子炉格納容器内で可燃限界に到達することはなく、原子炉格納容器内での水素爆発は生じない。

以上のことから、可搬式窒素供給装置によって原子炉格納容器の水素爆発を防止可能である。

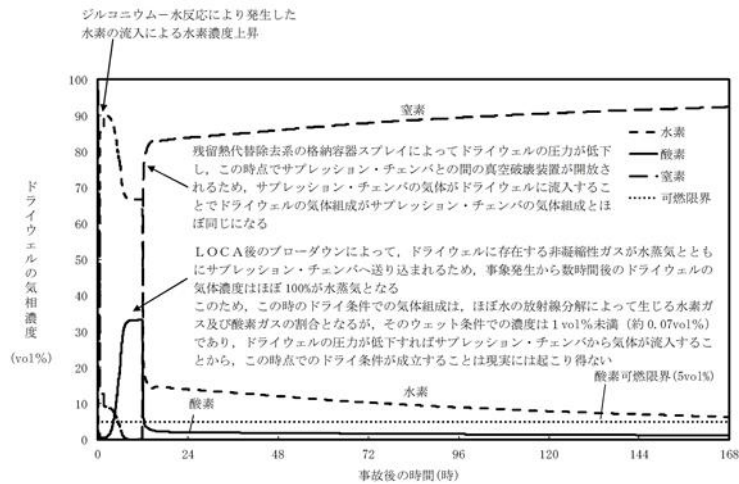


図 5-2 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用する場合）」におけるドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

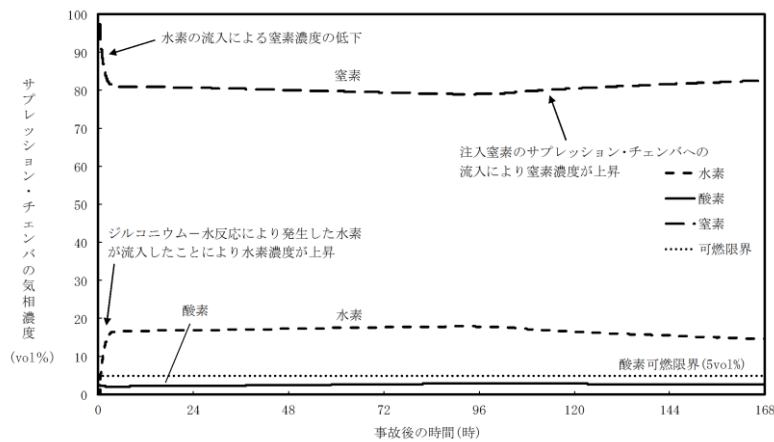


図 5-3 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用する場合）」におけるサプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

5.3 原子炉格納容器内における水素及び酸素発生量の不確かさを考慮した評価

5.2 にて示した評価は、電力共同研究の成果を踏まえ、水の放射線分解における水素及び酸素のG値を $G(H_2) = 0.06$ 、 $G(O_2) = 0.03$ としている。今回の評価で用いたG値は、過去の複数回の実験によって測定した値であり、重大事故環境下での水の放射線分解の評価に適した値と考えるが、実験においてもG値にはばらつきが確認されたこと及び事故時の原子炉格納容器内の環境には不確かさがあることを考慮すると、G値については不確かさを考慮した取扱いが特に重要となる。

実際の事故対応において、何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合、事象発生から7日が経過する前に酸素濃度がドライ条件において4.4vol%及びウェット条件において1.5vol%を上回る可能性が考えられる。ここでは、何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合を想定し、酸素濃度の上昇速度の変化が評価結果及び事故対応に与える影響を確認した結果を図5-4及び図5-5に示す。なお、G値の不確かさを考慮した評価として、水の放射線分解における水素及び酸素のG値を、沸騰状態においては $G(H_2) = 0.4$ 、 $G(O_2) = 0.2$ 、非沸騰状態においては $G(H_2) = 0.25$ 、 $G(O_2) = 0.125$ とする。この値は、設計基準事故対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能を評価する際に用いている値であり、設計基準事故環境下に対しても一定の保守性を有する値である。設計基準事故環境下に比べ、重大事故環境下ではG値が低下する傾向にあることから、重大事故環境下におけるG値の不確かさとして考慮するには十分に保守的な値である。

設計基準事故対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用しているG値とした場合についても、可搬式窒素供給装置による原子炉格納容器への窒素注入を実施している期間中、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度は抑制され、可燃限界に到達しない。

さらに、原子炉格納容器内の酸素濃度がドライ条件において4.4vol%及びウェット条件において1.5vol%に到達した場合、原子炉格納容器内での水素燃焼の発生防止を目的とした格納容器ベントを実施することにより、原子炉格納容器内の非凝縮性ガスが格納容器フィルタベント系を通じて排出され、原子炉格納容器内の酸素濃度が可燃限界(5vol%)に到達することはない。

以上のことから、原子炉格納容器内における水素及び酸素発生量の不確かさを考慮した評価においても、可搬式窒素供給装置によって原子炉格納容器の水素爆発を防止可能である。

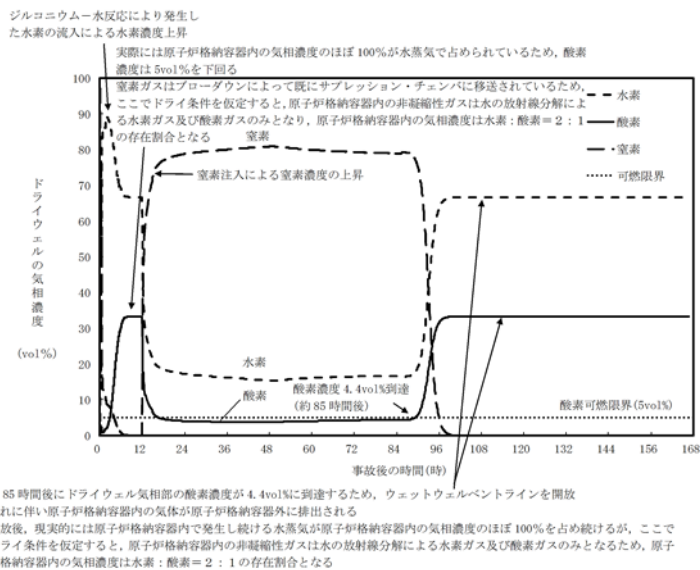


図5-4 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用しない場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用しているG値を採用した場合のドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

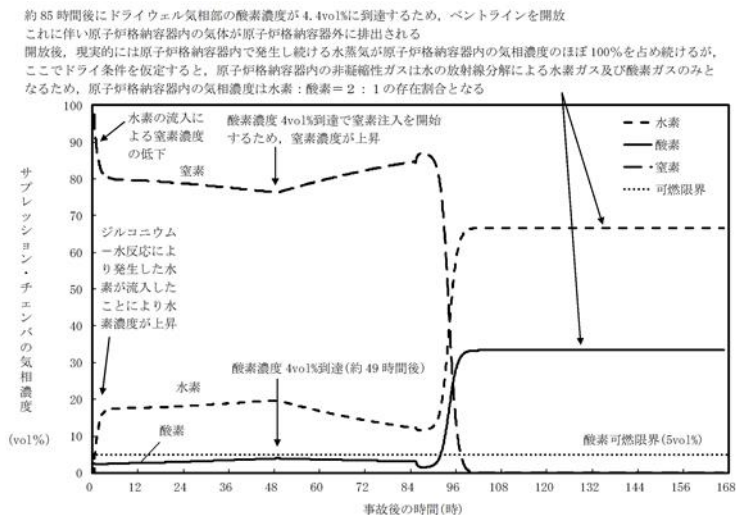


図5-5 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用しない場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用しているG値を採用した場合のサブプレッションチェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

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

可燃性ガス濃度制御系による原子炉格納容器内の水素濃度低減性能については、設置（変更）許可における「添付書類十 I 3.5.2 可燃性ガスの発生」において評価されている。

以下に当該評価条件及び評価結果を抜粋し記載する。

《抜粋》

3.5.2 可燃性ガスの発生

3.5.2.1 原因

本事故の原因は、「3.2.1.1 原因」に記載されたものと同様である。

3.5.2.2 事故防止対策及び事故拡大防止対策

本事故の事故防止対策及び事故拡大防止対策は、「3.2.1.2 事故防止対策及び事故拡大防止対策」に記載されたものと同様である。

3.5.2.3 事故経過の解析

原子炉冷却材喪失時の格納容器の健全性を確認するため、格納容器内の可燃性ガス濃度変化の解析を行う。

(1) 解析条件

解析は次のような仮定を用いて行う。⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾

- a. 原子炉は事故発生直前まで定格出力の約 105%（熱出力 2540MW）で運転していたものとする。
- b. 事故発生と同時に外部電源が喪失するものとする。
- c. ジルコニウム-水反応による水素の発生量は、原子炉冷却材喪失解析による発生量の 5 倍、又は燃料被覆管の表面から 5.8 μm の厚さが反応した場合に相当する量のいずれか大きいほうとし、解析では燃料被覆管の表面から 5.8 μm の厚さが反応した場合に相当する量とする。
なお、これは 9×9 燃料（A 型）では燃料被覆管全量の 0.88%、9×9 燃料（B 型）では燃料被覆管全量の 0.89%、MOX 燃料では燃料被覆管全量の 0.73% に相当する量である。
- d. 窒素ガス置換系により事故前の格納容器内の酸素濃度は 4.0vol% 以下としているが、解析では 4.0vol% とする。
- e. 事故前に冷却材中に溶存している水素、酸素の寄与は非常に少ないので、事故後の格納容器内の水素、酸素濃度の評価では無視する。
- f. 原子炉冷却材喪失解析結果から事故時に燃料棒の破裂が生じないので、核分裂生成物はすべて燃料棒中にとどまるが、解析ではハロゲンの 50% 及び固形分の 1% が格納容器内の水の液相中に存在するものとする。さらに、他の核分裂生成物は、希ガスを除き、すべて燃料棒中に存在するものとする。
- g. 放射線分解により発生する水素ガス及び酸素ガスの発生割合（G 値）は、それぞれ沸騰状態では 0.4 分子/100eV、0.2 分子/100eV、非沸騰状態では 0.25 分

子/100eV, 0.125 分子/100eV とする。

- h. ドライウエルから可燃性ガス濃度制御系への吸込み流量は 255m³/h (1 系統当たり) とする。

可燃性ガス濃度制御系で処理されたガスは、すべてサブプレッションチェンバに戻るものとする。

- i. 可燃性ガス濃度制御系は、事故後 3.5 時間で作動し、同時に系統機能を発揮するものとする。
- j. 可燃性ガス濃度制御系の水素ガス及び酸素ガスの再結合効率を 95% とする。
- k. 放射能閉じ込め機能の観点から可燃性ガス濃度制御系に単一故障を仮定する。

(2) 解析方法

- a. ドライウエル, サプレッションチェンバ間でのガスの移動は、圧力バランスの式により求める。
- b. 水素及び酸素濃度の時間変化は質量バランスの式により求める。

(3) 解析結果

事故発生後、最初にジルコニウム-水反応によりドライウエル内の水素濃度が上昇する。

一方、燃料棒中の核分裂生成物により冷却材の一部が放射線分解し、また燃料棒から放出されサブプレッションプール水中に保持された核分裂生成物により、サブプレッションプール水の一部が放射線分解し、格納容器内の水素及び酸素濃度が徐々に上昇する。

事故後 3.5 時間で可燃性ガス濃度制御系が作動し、系統機能を発揮すると、ドライウエルから可燃性ガス濃度制御系へ流入したガス中の水素と酸素が再結合され、処理されたガスはすべてサブプレッションチェンバに戻される。サブプレッションチェンバ内の気体は、圧力が上昇すると真空破壊装置を通してドライウエルへ流入する。

ドライウエル内の水素及び酸素濃度は、ドライウエル内での発生量とサブプレッションチェンバからの戻り量との合計が可燃性ガス濃度制御系への流出量を下回った時点から低下し始める。同様に、サブプレッションチェンバ内の水素及び酸素濃度は、サブプレッションチェンバ内での発生量と可燃性ガス濃度制御系からの流入量との合計がドライウエルへの流出量を下回った時点から低下し始める。

事故後の水素及び酸素濃度の時間変化を図 6-1 に示す。この図から分かるとおり、格納容器内の可燃性ガス濃度は、最大でも、事故後約 20 時間でドライウエルの水素濃度が約 2.0vol%, 約 31 時間でドライウエルの酸素濃度が約 4.3vol% に達するが、可燃限界である水素 4vol% 及び酸素 5vol% より低い。

なお、格納容器内の可燃性ガス濃度は、格納容器内に存在する種々の駆動力により、十分混合されるため局所的に高い濃度になることはない。

3.5.2.4 判断基準への適合性の検討

本事故に対する判断基準は、事象発生後少なくとも30日間は、格納容器内雰囲気中の酸素又は水素の濃度のいずれかが、それぞれ5vol%又は4vol%以下であることである。

「3.5.2.3(3) 解析結果」で示したように、格納容器の雰囲気は可燃限界未満に制御される。

したがって、判断基準は満足される。

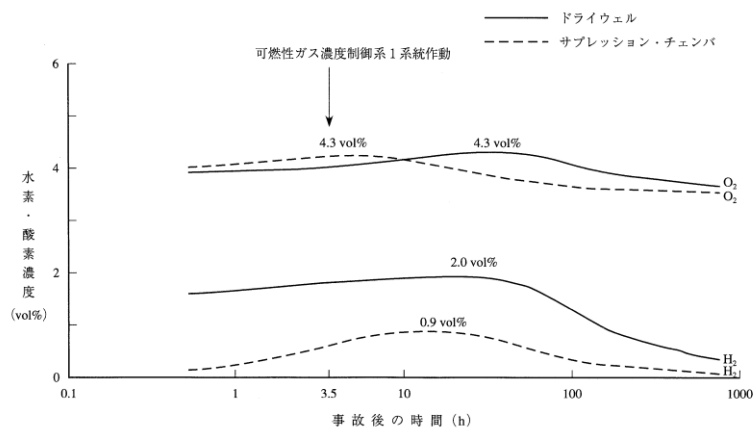


図 6-1 原子炉冷却材喪失時の格納容器内の水素・酸素濃度の時間変化

7. 原子炉ウェル排気ラインの閉止及び原子炉ウェル水張りラインにおけるドレン弁の開運用について

7.1 系統設置目的及び構成

7.1.1 原子炉ウェル排気ライン

通常運転時のドライウェル主フランジからの万一のリークを考慮し、原子炉ウェル内を負圧に保つことを目的に設置しているものであり、原子炉ウェル下部に吸込口を設け、原子炉ウェルを原子炉棟空調換気系ダクトに接続し、そこから排気する構成としている。

7.1.2 原子炉ウェル水張りライン

燃料交換時におけるプール水の効率的循環、プール内の温度の均一化を目的に設置している。

また、外部接続口に繋がるラインを新たに追設し、重大事故等時に大量送水車により原子炉ウェルに注水を行い、ドライウェル主フランジシール材を原子炉格納容器外側から冷却する原子炉ウェル代替注水系（自主対策設備）としても使用する。

原子炉ウェル水張りラインについては、通常運転時は隔離弁により燃料プール冷却ラインと隔離しているが、万一、隔離弁からシートパスした場合に原子炉ウェルへ漏えい水が流入しないよう、隔離弁の下流に設置しているドレン弁（V216-512）を「開」運用としていた。しかし、原子炉ウェル代替注水系により原子炉ウェルに注水する際には当該ドレン弁（V216-512）の「閉」操作が必要となることから、運用性を考慮し、通常運転時から「閉」運用に変更する。

7.2 閉止方法

7.2.1 原子炉ウェル排気ライン

GOTHIC コードを用いた水素濃度解析では、ドライウェル主フランジから漏えいする水素ガスは原子炉ウェル上部から原子炉ウェルシールドプラグ（図 7-1 参照）の隙間を通して原子炉建物原子炉棟 4 階に流出する条件で解析を実施しているが、原子炉ウェル排気ライン及び原子炉ウェル水張りラインのドレン弁（V216-512）を通じて原子炉建物原子炉棟 4 階以外に水素ガスが流出する可能性が考えられることから、原子炉ウェル排気ラインについては原子炉ウェル内側の吸込口を閉止（溶接構造）するとともに、原子炉ウェル外側については、原子炉ウェル外側から原子炉棟空調換気系ダクトまでのラインを撤去し、開口部については閉止する。

7.2.2 原子炉ウェル水張りラインにおけるドレン弁

原子炉ウェル水張りラインのドレン弁（V216-512）については、上述のように通常運転時の運用を「開」運用から「閉」運用に変更することで、原子炉建物原子炉棟 4 階以外に水素ガスの流出を防ぐことができることから、運用の見直しのみとし、撤去等の対策は行わない。

対策イメージを図 7-2 に示す。

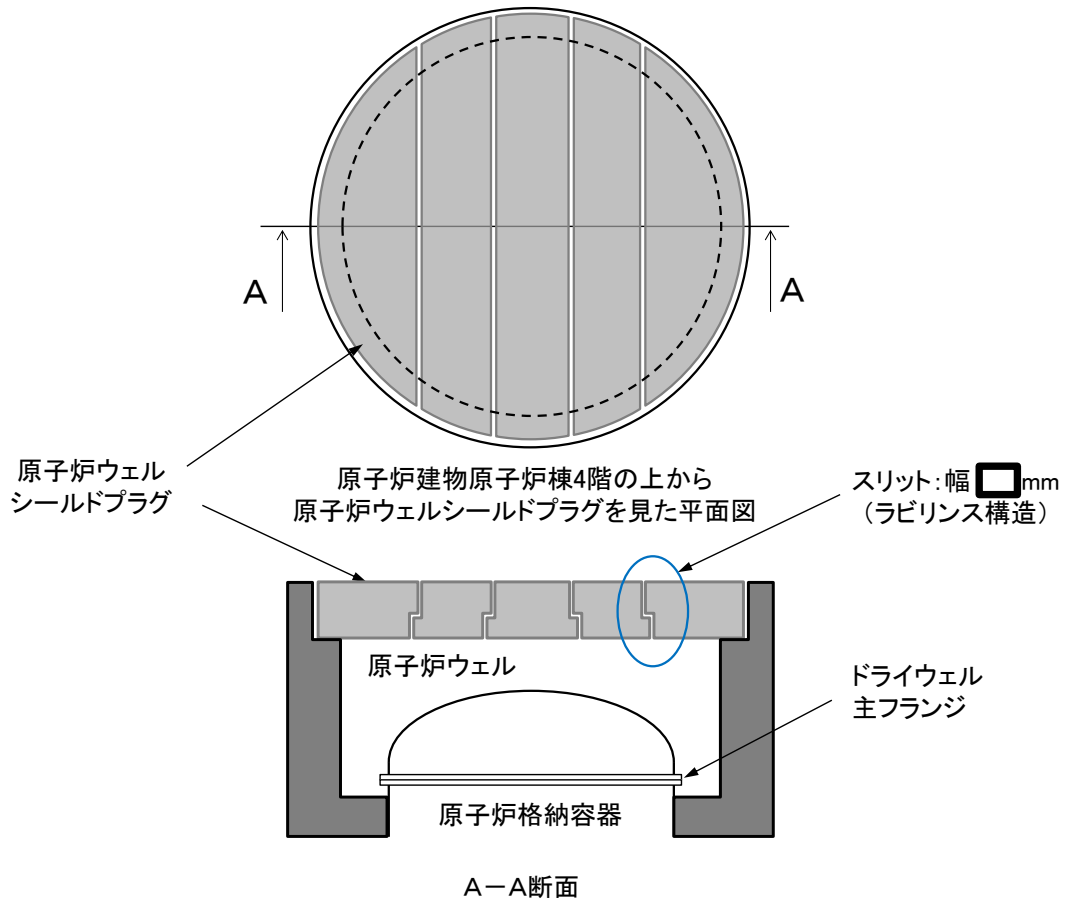
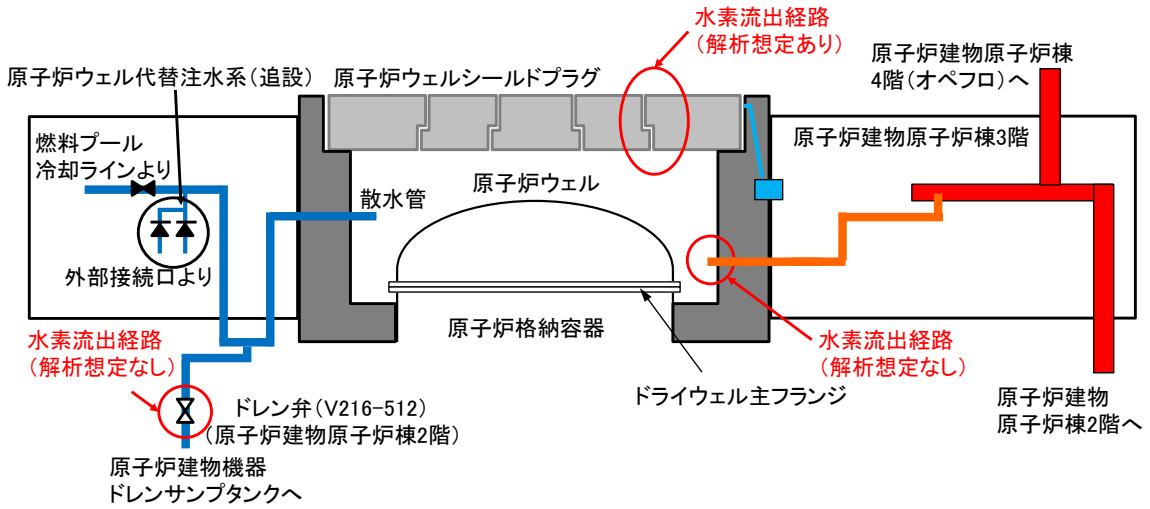


図 7-1 原子炉ウェルシールドプラグの構造

【対策前】



【対策後】

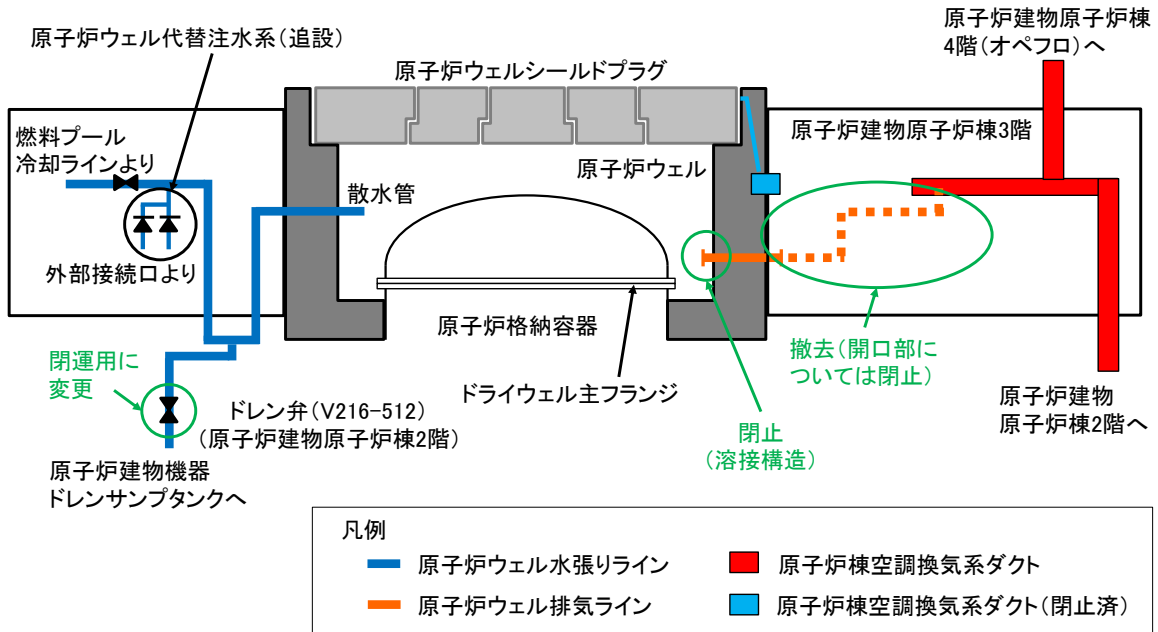


図 7-2 対策イメージ

7.3 閉止による影響

7.3.1 原子炉ウェル排気ラインの吸込口閉止による影響

通常運転中は、原子炉棟空調換気系により原子炉建物原子炉棟4階が適切に負圧維持されているため、原子炉ウェル排気ラインを閉止した場合であっても、ドライウェル主フランジから漏えいしたガスは原子炉ウェル内に溜まることなく、原子炉ウェルシールドプラグに設けられた隙間を通して原子炉建物原子炉棟4階に排出された後、原子炉棟空調換気系を通して適切に処理される。

また、各設備の排気風量は表7-1に示すとおりであり、原子炉ウェル排気ラインの排気風量は、原子炉建物原子炉棟全体及び4階の排気風量に対し、ごく僅かであり、当該ラインを閉止したことにより、原子炉ウェル排気ラインの排気風量が0m³/h（成り行き）から完全に0m³/hになったとしても空調バランスへの影響はほとんど無いと考えられるため、当該ラインの吸込口閉止による悪影響はない。

表7-1 各設備の排気風量（原子炉ウェル排気ライン閉止前）

設備	排気風量[m ³ /h]
原子炉建物原子炉棟全体	225000
原子炉建物原子炉棟4階	76500
原子炉ウェル排気ライン	0（成り行き）

7.3.2 原子炉ウェル水張りラインのドレン弁（V216-512）「閉」運用への変更による影響

通常運転時に、定期的にドレン弁を「開」することにより、燃料プール冷却ラインとの隔離弁からのシートパスの監視及びドレンの排出が可能であることから、「閉」運用による悪影響はない。

7.4 構造健全性

原子炉ウェル排気ライン及び原子炉ウェル水張りラインは、「実用発電用原子炉の設置、運転等に関する規則」別表第二に該当する設備ではないことから、工事計画認可申請対象設備ではないが、原子炉ウェル排気ラインは、より確実に原子炉建物原子炉棟の水素爆発を防止するため、原子炉ウェル水張りラインは、原子炉ウェル代替注水系の設置に伴い、耐震性を確保することとしている。

ダクトにおける水素滞留評価について

1. 評価条件

ある空間内に存在する混合ガスの高さ方向濃度分布については、気体の化学ポテンシャル（密度差による浮力）に着目した評価が一般的である（引用文献 4. (1)）。

ここでは、空気と混合された水素の持つ化学ポテンシャル μ を踏まえ、無限時間経過後において、上端が閉止されたダクト内で水素濃度が可燃限界に到達しないことを確認する。

ダクト内で水素の高さ方向濃度分布を評価するに当たっては、以下の仮定を置く。

- ・空間内での軸方向の温度勾配はないものとする
- ・空間内で対流はないものとする
- ・気体は理想気体とする

評価モデルを図 1-1 に示す。

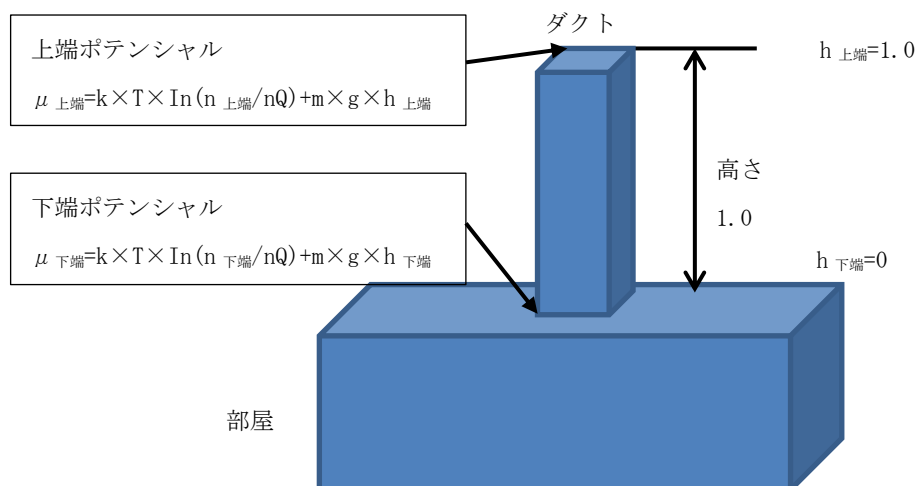


図 1-1 評価モデル

無限時間経過後において、空間内は平衡状態となり、上端での化学ポテンシャル ($\mu_{\text{上端}}$) と下端での化学ポテンシャル ($\mu_{\text{下端}}$) は等しくなるため、次式が成立する。

$$k \times T \times \ln(n_{\text{上端}}/n_Q) + m \times g \times h_{\text{上端}} = k \times T \times \ln(n_{\text{下端}}/n_Q) + m \times g \times h_{\text{下端}} \dots \text{式(1)}$$

ここで、 k : ボルツマン定数

T : 温度

n_Q : 量子濃度

m : 気体分子の質量

n : 割合

式(1)を変形し、上端での水素濃及び空気の割合 ($n_{\text{上端}}$) を求める。

$$n_{\text{上端}} = n_{\text{下端}} \times \exp(-m \times g \times h_{\text{上端}} / (k \times T)) \dots \text{式(2)}$$

評価条件を表 1-1 に示す。

表 1-1 評価条件

項目	記号	値	単位	備考
ボルツマン定数	K	1.3807×10^{-23}	$\text{m}^2\text{kg}/\text{s}^2/\text{K}$	
アボガドロ数	N_A	6.0221×10^{23}	1/mol	
温度	T	283	K	原子炉建物の最低使用温度
水素の分子質量	$m_{\text{水素}}$	3.348×10^{-27}	kg	分子量 2.016 (g/mol) / アボガドロ数
空気の分子質量	$m_{\text{空気}}$	4.811×10^{-26}	kg	分子量 28.97 (g/mol) / アボガドロ数
重力加速度	g	9.8067	m/s^2	
下端における水素の割合	$n_{\text{下端水素}}$	0.035	-	解析結果を踏まえ保守的に設定
下端における空気の割合	$n_{\text{下端空気}}$	0.965	-	
空間上端から下端までの高さ	h	1.0	m	ダクト高さ 0.8m を踏まえ、保守的に設定

2. 評価

まず、上端における水素の割合を式(2)により算出する。

$$\begin{aligned} n_{\text{上端水素}} &= n_{\text{下端水素}} \times \exp(-m \times g \times h_{\text{上端}} / (k \times T)) \\ &= 0.035 \times \exp(3.348 \times 10^{-27} \times 9.8067 \times 1.0 / (1.3807 \times 10^{-23} \times 283)) \\ &= 0.0349997 \end{aligned}$$

次に、上端における空気の割合を式(2)により算出する。

$$\begin{aligned} n_{\text{上端空気}} &= n_{\text{下端空気}} \times \exp(-m \times g \times h_{\text{上端}} / (k \times T)) \\ &= 0.965 \times \exp(-4.811 \times 10^{-26} \times 9.8067 \times 1.0 / (1.3807 \times 10^{-23} \times 283)) \\ &= 0.964883 \end{aligned}$$

上端の水素濃度Nは、上端の水素及び空気の割合から算出する。

$$\begin{aligned} N_{\text{上端水素}} &= n_{\text{上端水素}} / (n_{\text{上端空気}} + n_{\text{上端水素}}) \times 100 \dots \text{式(3)} \\ &= \text{約 } 3.5004 \text{ vol}\% \end{aligned}$$

3. 評価結果

ダクトの下端（部屋）の水素濃度が 3.5vol%であるとき、ダクトの上端において、水素濃度は 3.5004vol%程度である。このように一旦混合したガスにおいては、軽密度ガス成分の化学ポテンシャルによって、わずかに濃度分布を持つものの、空間上部に滞留する状況とならず、水素の可燃限界濃度である 4vol%に到達することはない。

4. 引用文献

- (1) ファインマン，レイトン，サンズ著，富山訳，ファインマン物理学，Ⅱ光，熱，波動，岩波書店，1986