

島根原子力発電所第2号機 審査資料	
資料番号	NS2-補-011 改 17
提出年月日	2022年7月20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	今回の提出範囲
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、ダウンコマ又は排気管から、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、ダウンコマ又は排気管から、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。



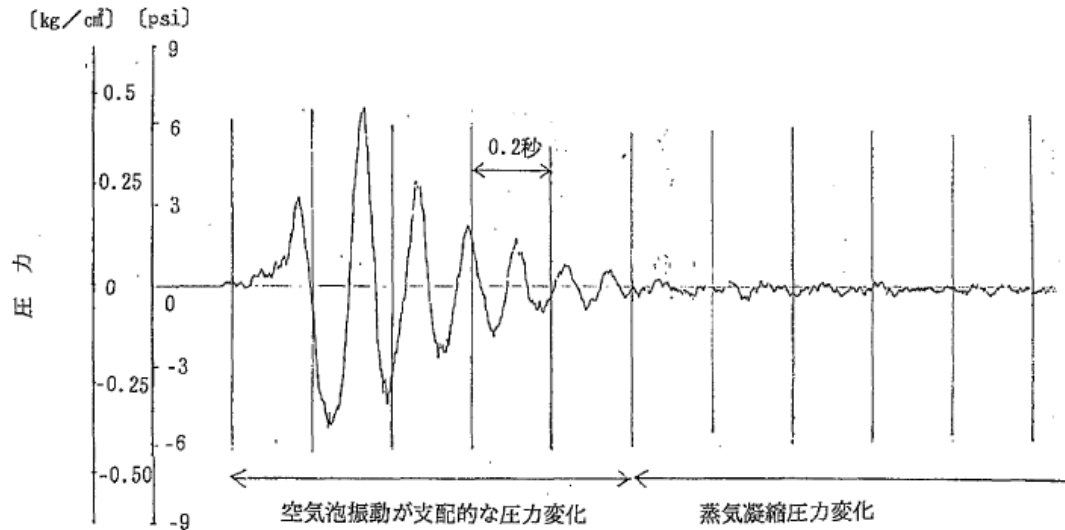


図 2-1 実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形<sup>[1]</sup>  
 (横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料 2 ③)

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	<b>動荷重に対する影響 検討が必要</b>	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	<b>動荷重に対する影響 検討が必要</b>	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	<b>動荷重に対する影響検討が必要</b>  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)	<b>動荷重に対する影響検討が必要</b>  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	<b>動荷重に対する影響検討が必要</b>  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/m<sup>2</sup>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/m<sup>2</sup>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。

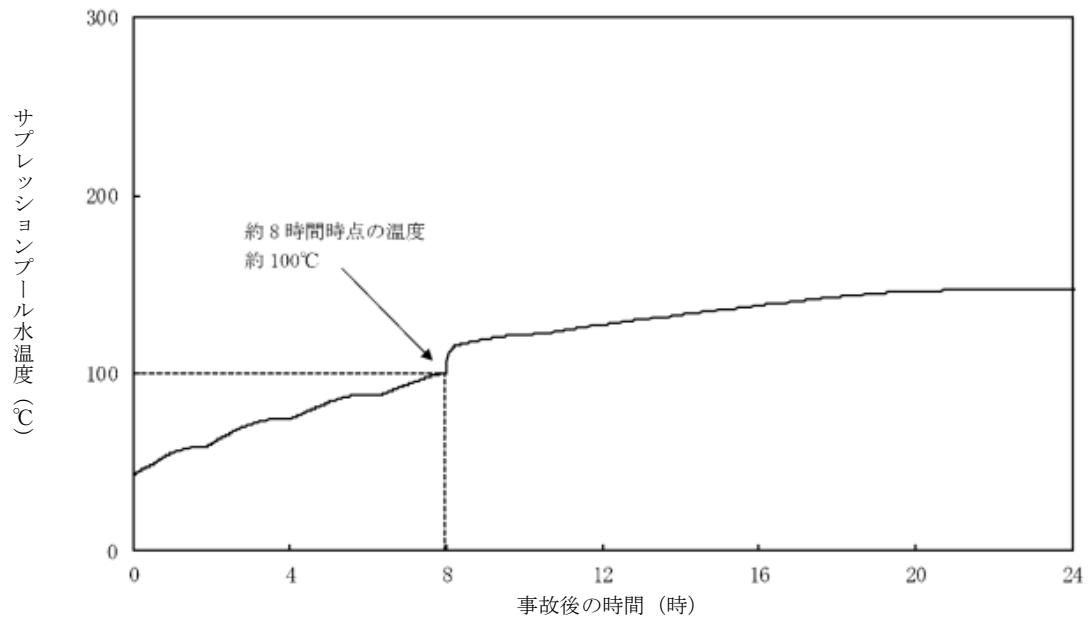


図 2-2 長期 TB 時のプール水温度の時刻歴

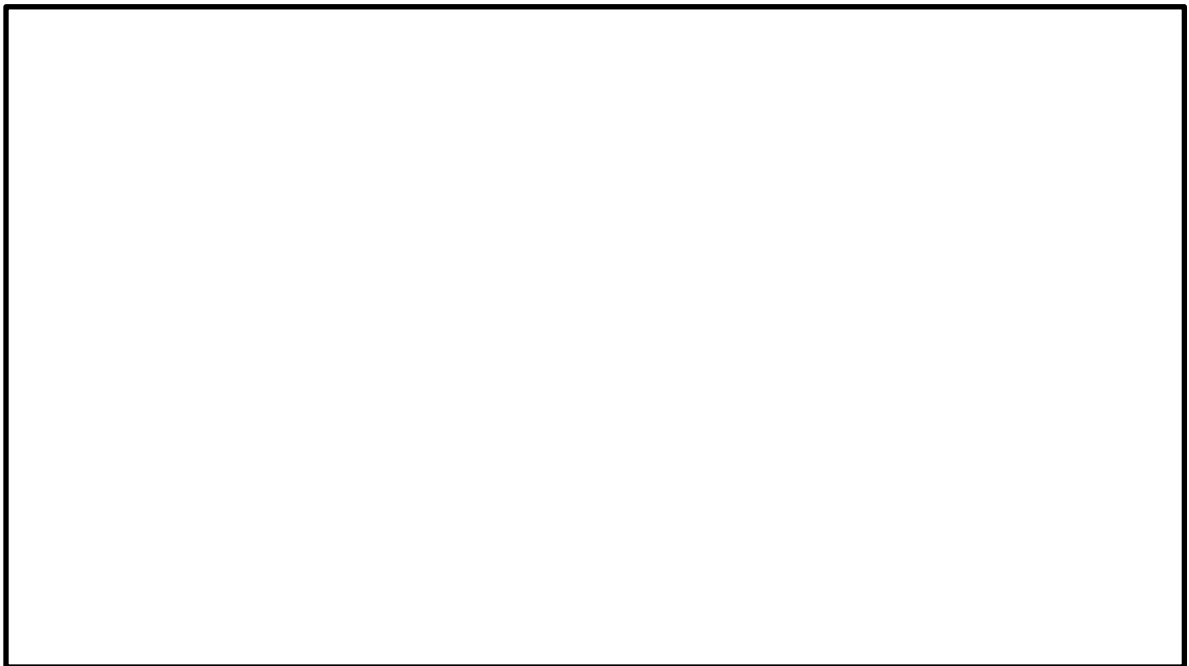


図 2-3 蒸気凝縮時の圧力変動と水温の関係<sup>[1]</sup> (参考資料 2 ①)

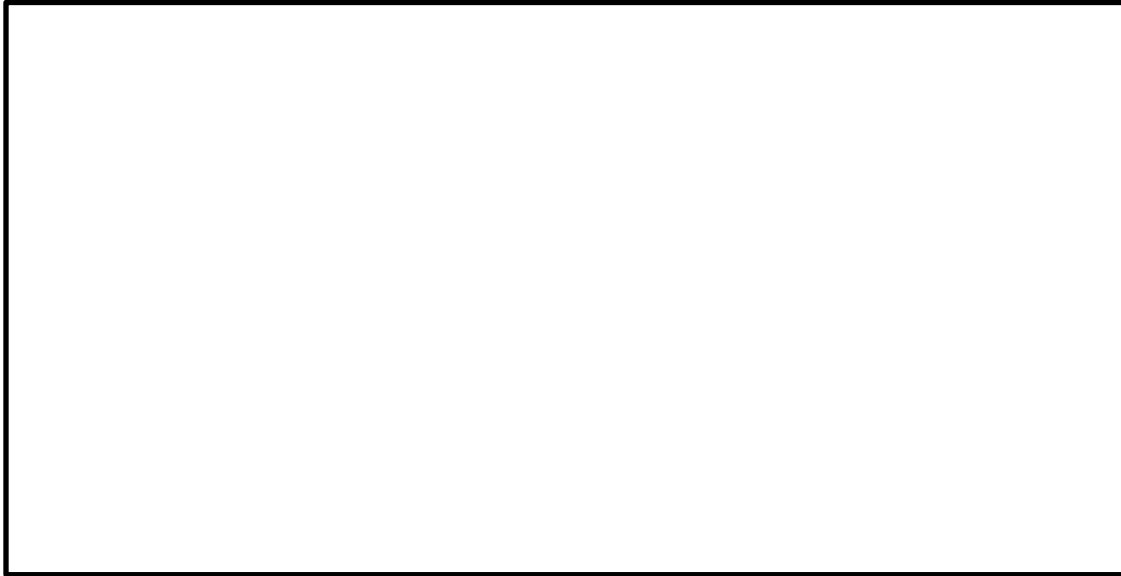


図 2-4 蒸気流束及びプール水温と凝縮性能の関係 (クエンチャタイプ) [4]  
(参考資料 2 ①, ②)

#### 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。

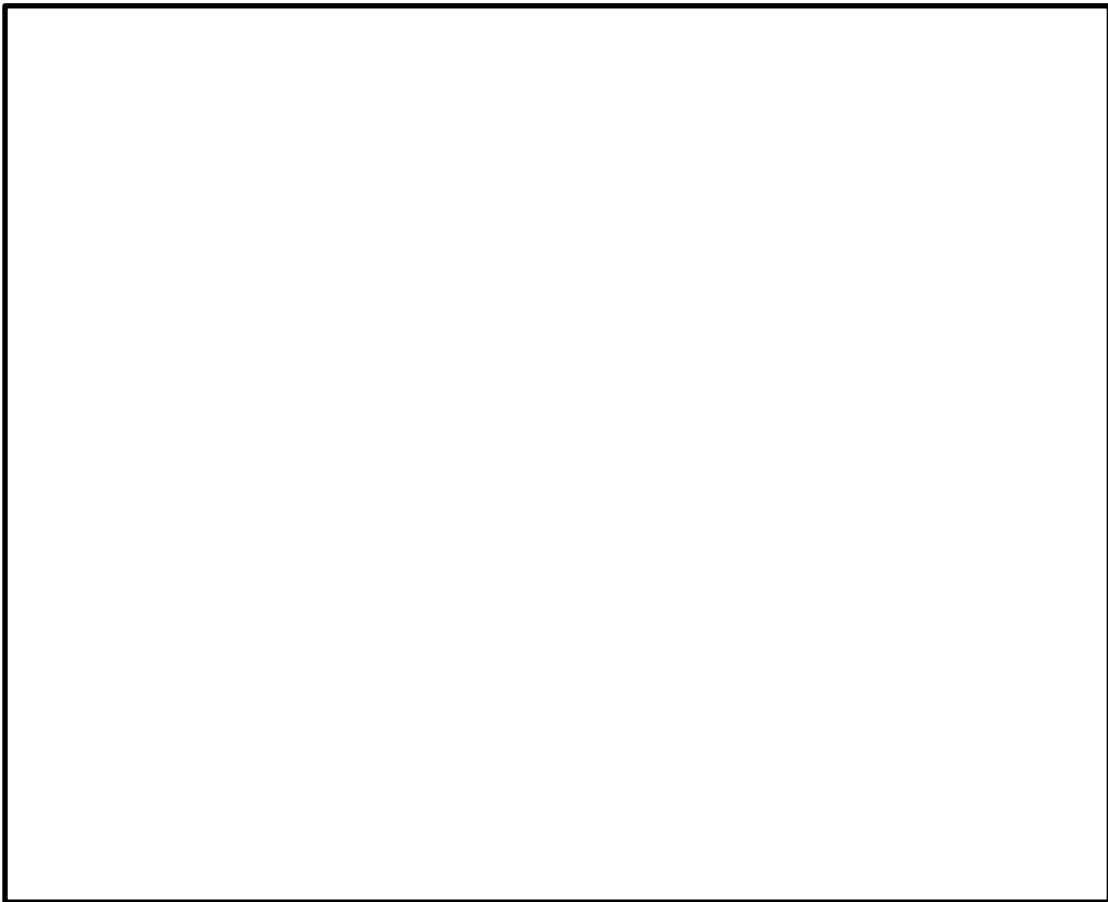


図 2-5 実機試験時の圧力振幅(海外プラント)<sup>[2]</sup>

### 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 <sup>[2]</sup>	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 <sup>[2]</sup>	島根 2 号機

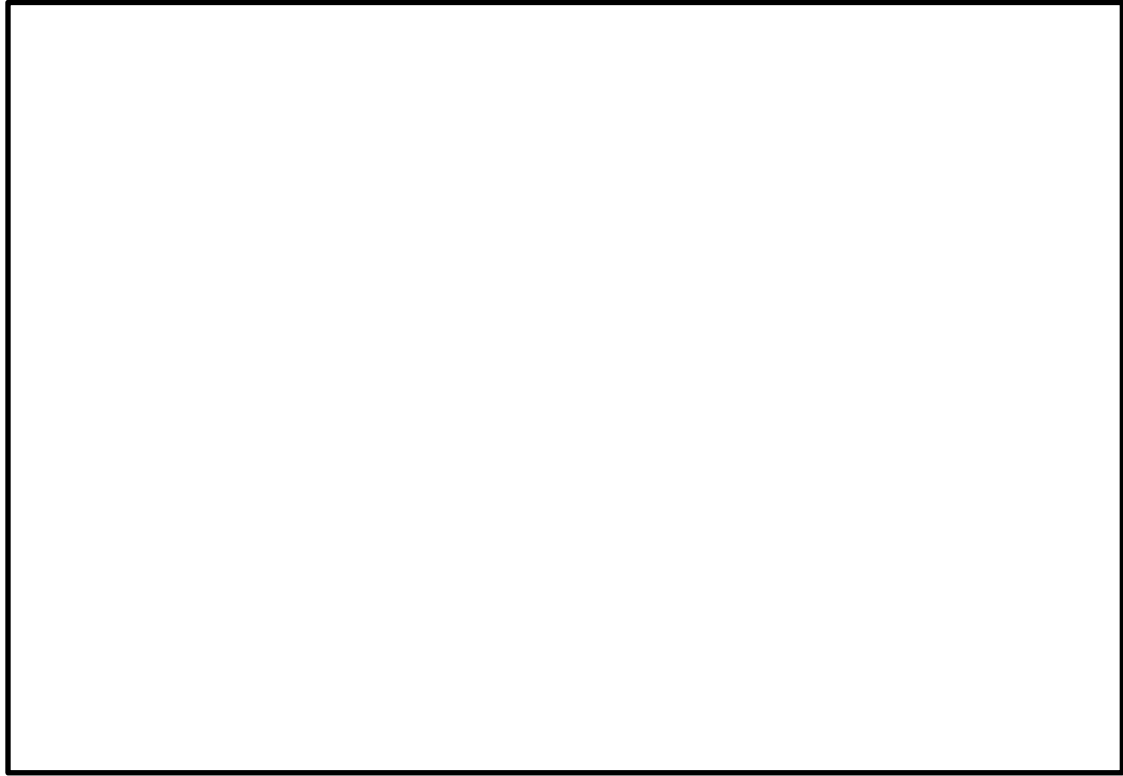
図 2-6 海外プラントと島根 2 号機の比較(2/2)

### 逃がし安全弁の作動タイミングの違い等による位相のずれについて

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

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

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



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

図 2-7 逃がし安全弁の設置位置及び吹出圧力, 排気管長さの関係

#### 実機試験で確認されている距離による減衰効果

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

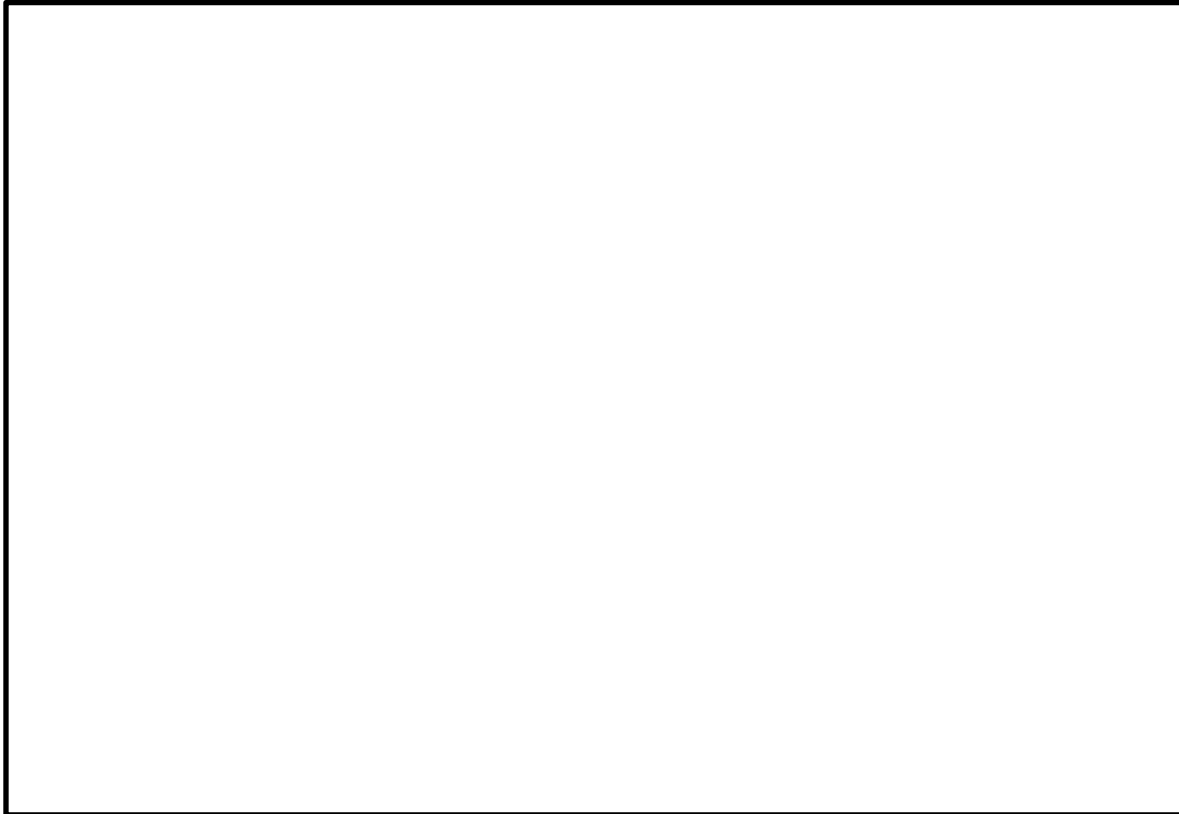


図 2-8 距離による減衰効果(海外プラント) [2]

#### 逃がし安全弁 12 個作動時における設計基準事故時の包絡性確認

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

(2) 原子炉圧力の上昇率が設計基準事故時より高くなる場合の影響評価

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

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

注記\*：逃がし安全弁の設計上の排気流量を基に、排気管内の非凝縮性ガスがサブレーションチェンバに全て排出されるまでの時間を計算した結果  
(排出されるまでの時間 = 排気管長(全長が最大となる箇所) / 蒸気の流速)

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

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

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

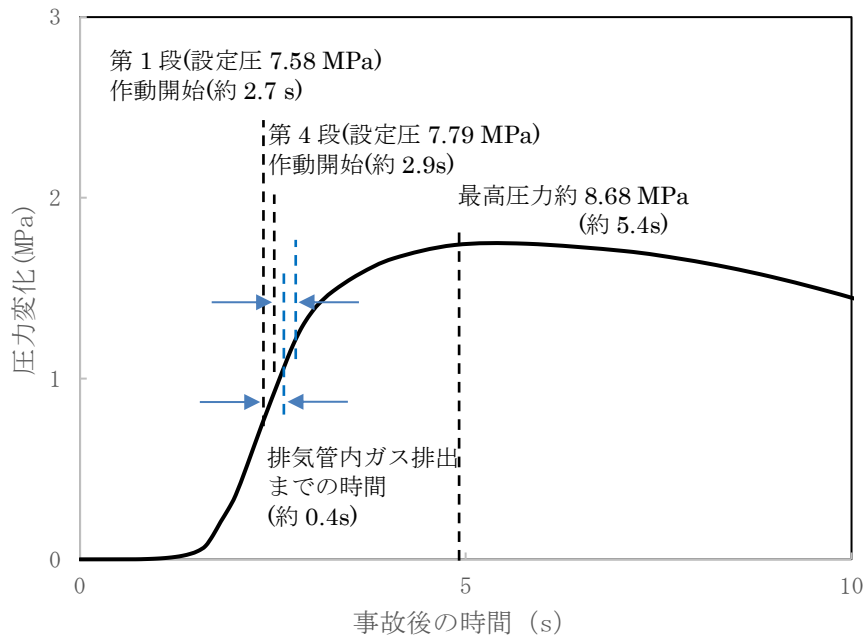


図 2-9 ATWS 事象時の原子炉圧力変化（運転圧力との差）

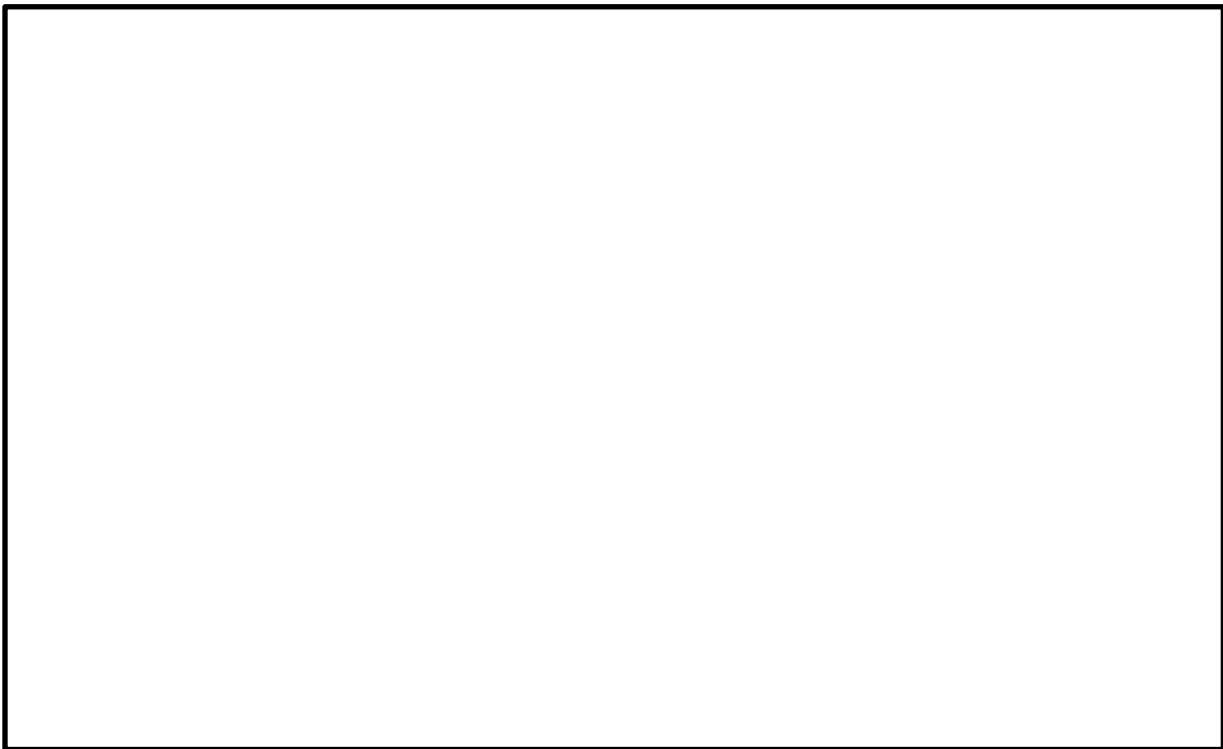


図 2-10 模擬圧力容器蒸気源圧力と圧力振幅の関係（気泡脈動）<sup>[3]</sup>  
 （参考資料 2 ③）

### ATWS 時の最高圧力時に生じる動荷重を踏まえた強度評価条件

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

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

なお、図 2-11 では、設計基準事故時の評価結果であるプラス側の圧力振幅のピーク値（ kg/cm<sup>2</sup>）に対して線形補間したものを示しているが、実機試験で得られたマイナス側の圧力振幅のピーク値（ kg/cm<sup>2</sup>）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。

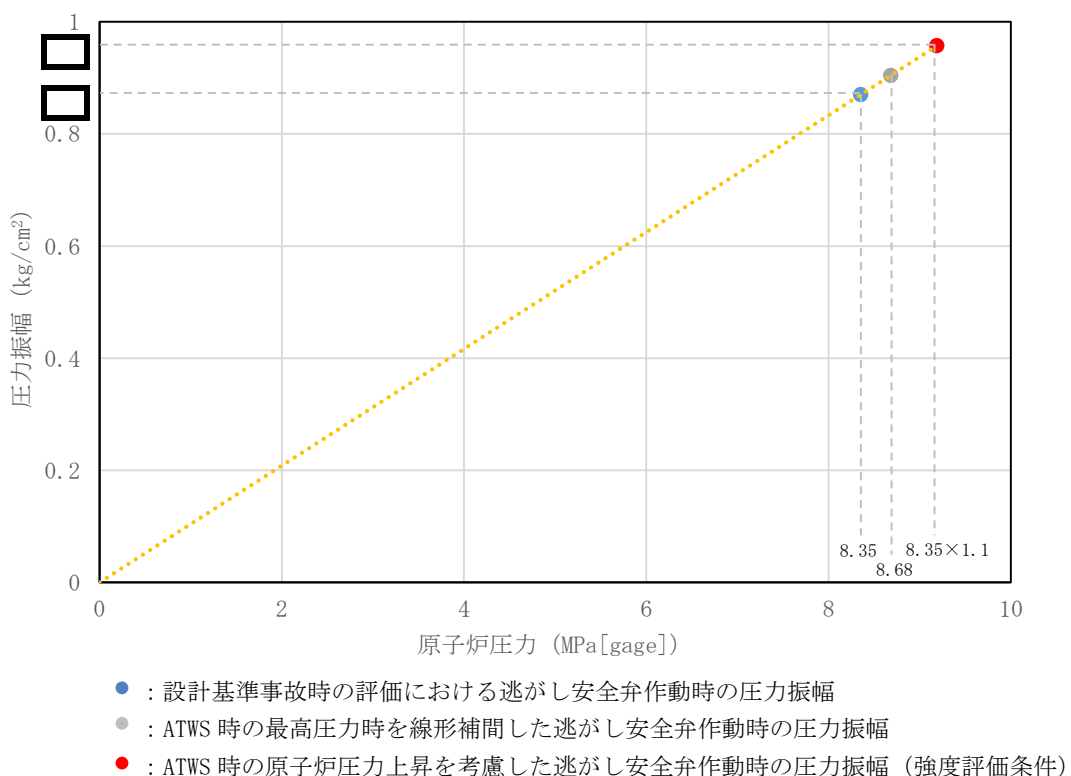


図 2-11 原子炉圧力と線形補間した圧力振幅の関係

## 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"> <li>設計基準事故時の動荷重の設計条件：設計基準事故時の水の噴流速度約 <input type="text"/> m/s (水の移行量換算約 <input type="text"/> kg/s/m<sup>2</sup>) をもとに動荷重を算出し、設計条件として適用</li> <li>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。</li> </ul>
ドライウェルのガス	<ul style="list-style-type: none"> <li>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</li> <li>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。</li> </ul>
ドライウェルの蒸気	<ul style="list-style-type: none"> <li>設計基準事故時の動荷重の設計条件：既往の試験(参考資料 2 ④)において蒸気移行量約 <input type="text"/> kg/s/m<sup>2</sup> 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/m<sup>2</sup>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</li> <li>設計基準事故時と重大事故等時の動荷重の比較方法：蒸気凝縮振動荷重については、上記の蒸気移行量約 <input type="text"/> kg/s/m<sup>2</sup> 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。</li> <li>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。</li> </ul>

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

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

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

\*3：既往の試験結果(参考資料 2 ④)

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

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

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

#### 3.1 逃がし安全弁開直後の影響

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

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

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

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

① 蒸気流束の算出

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

② プール水温の確認

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

③ 過熱蒸気を飽和蒸気に仮定した場合の蒸気凝縮時の動荷重確認

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

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

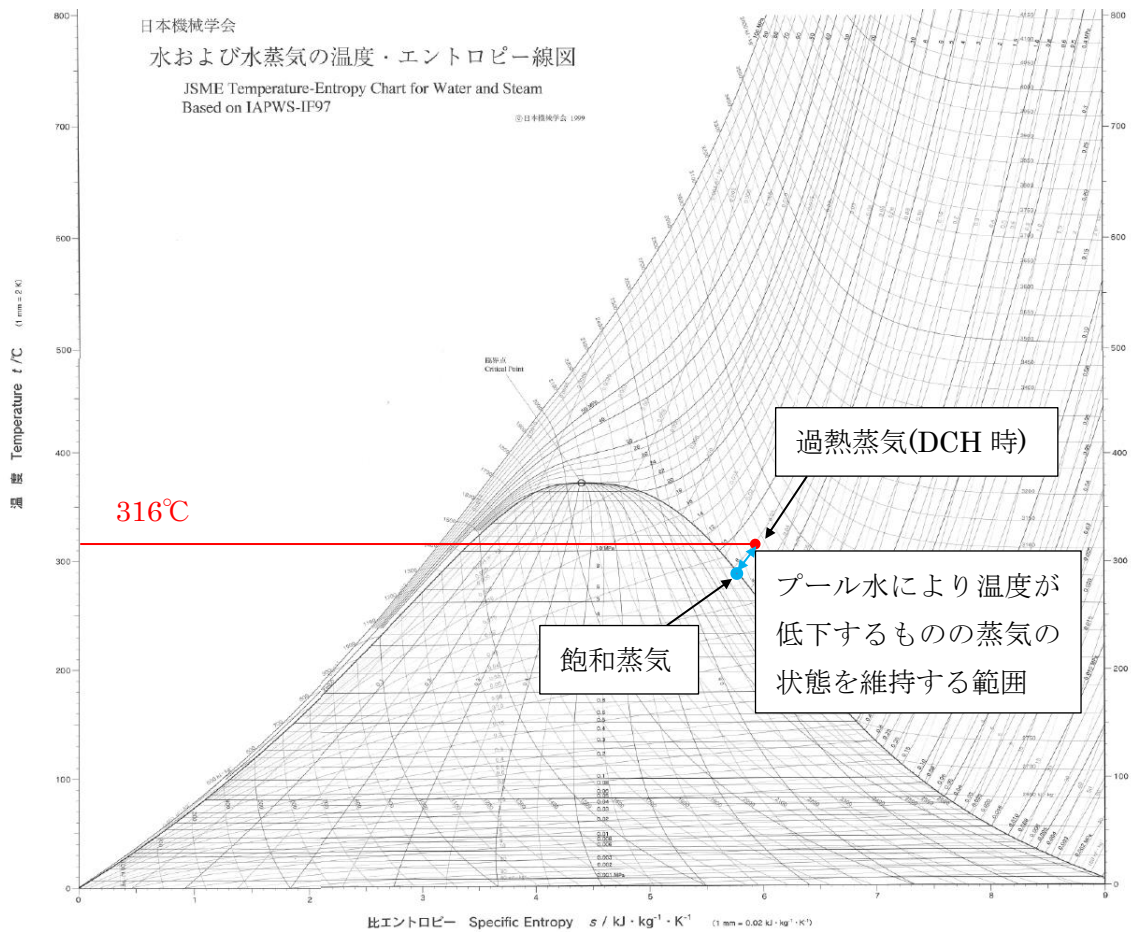


図 3-1 蒸気 T-s 線図

表 3-1 逃がし安全弁作動時（開直後）のパラメータ

パラメータ	高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱
原子炉圧力[MPa]	7.58(解析値)
蒸気温度[ $^\circ\text{C}$ ]	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 $^2$ ]	
蒸气流束[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 $^2$ ]	

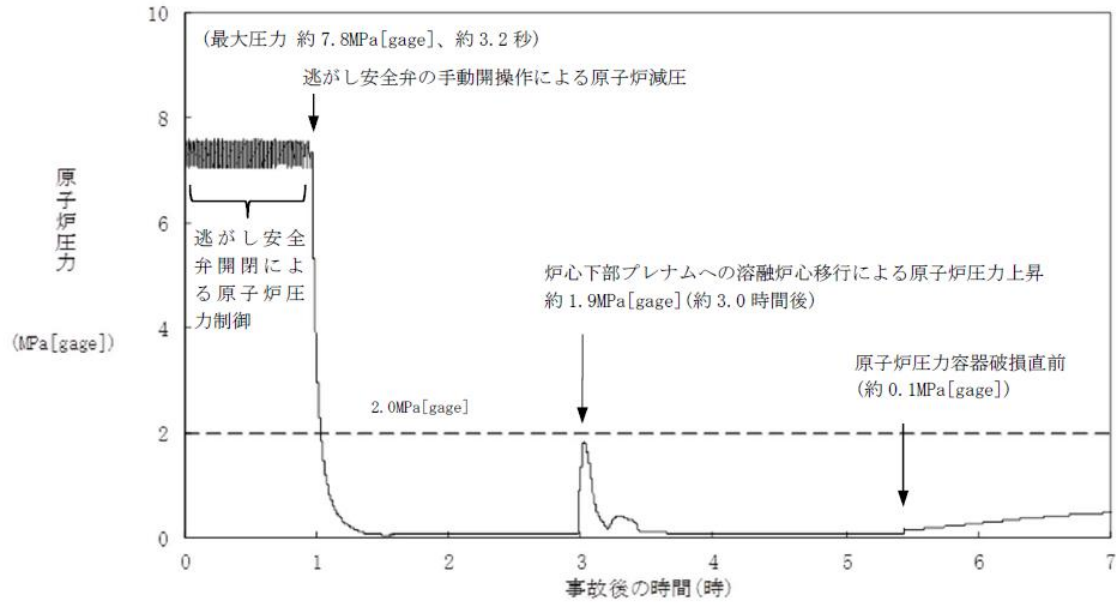


図 3-2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉圧力の推移

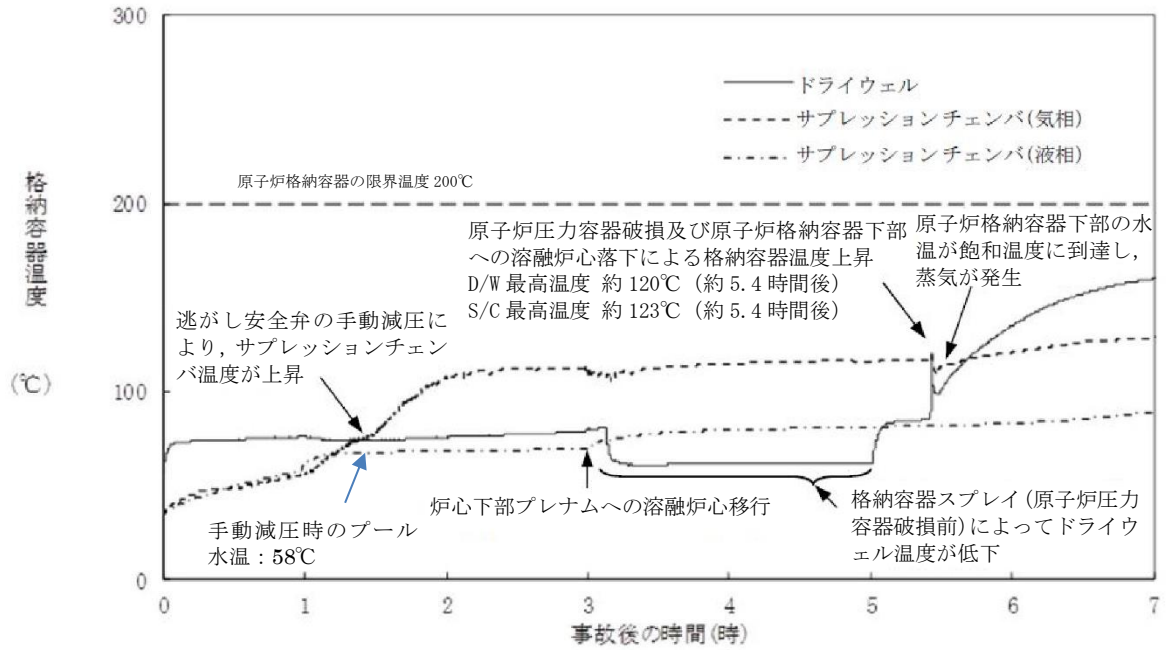


図 3-3 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉格納容器温度の推移

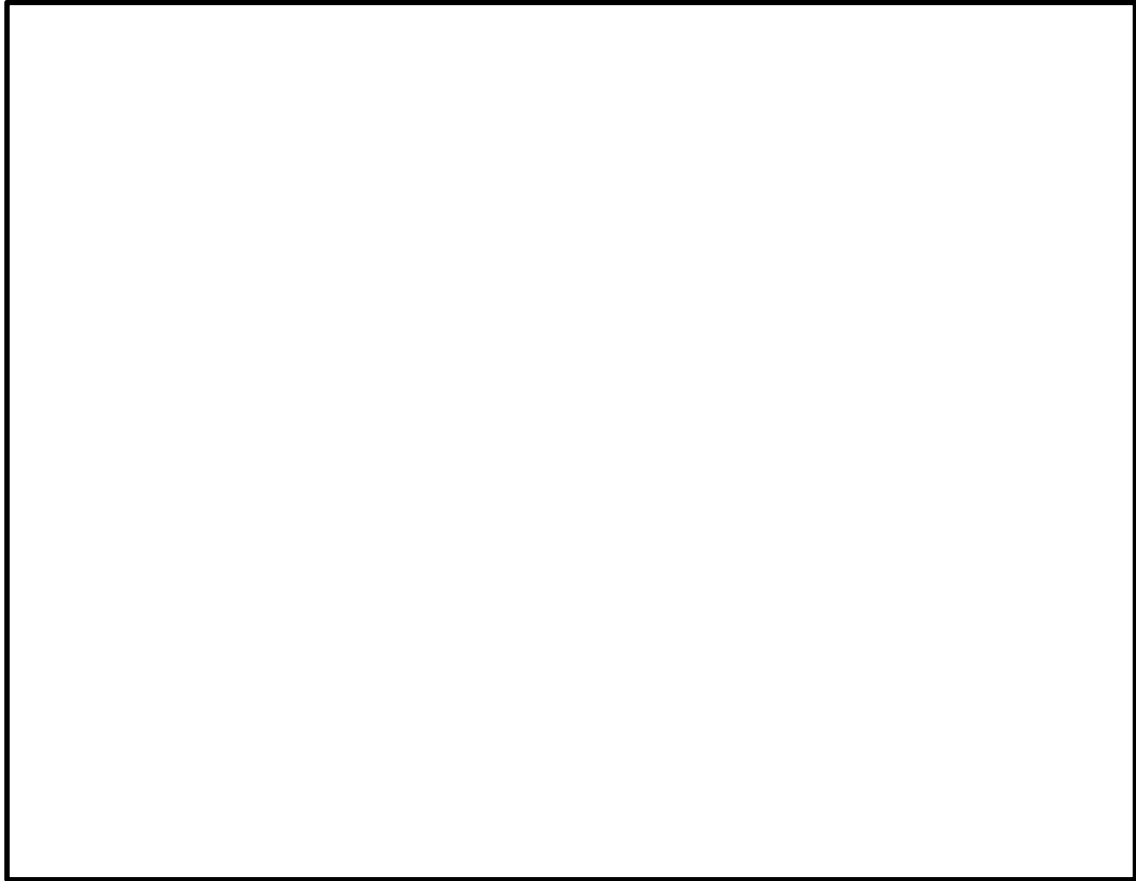


図 3-4 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係 (ストレートタイプ) <sup>[4]</sup>  
(参考資料 2 ①)

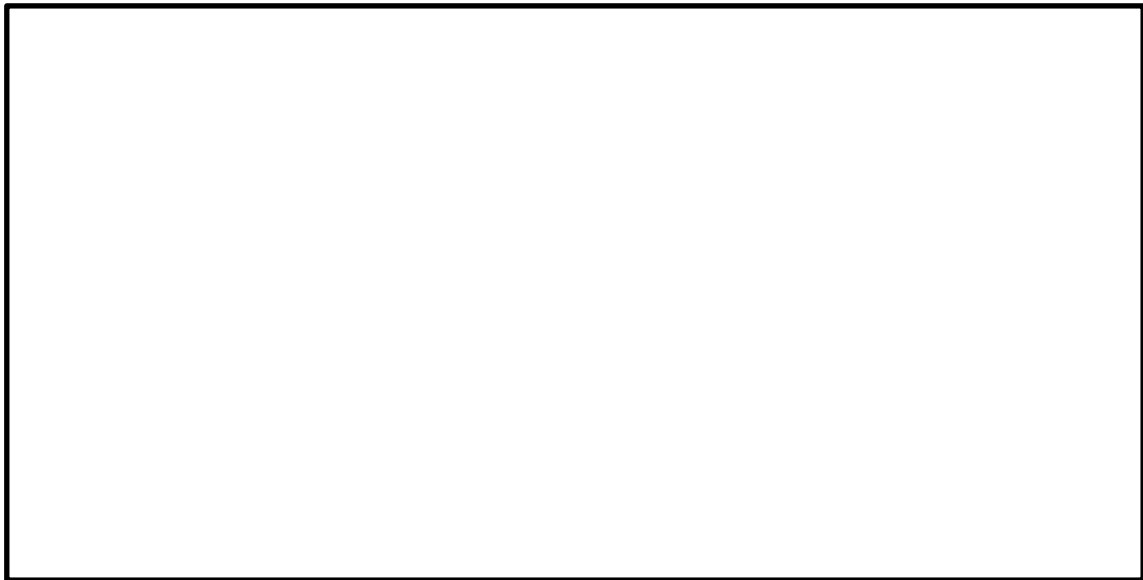


図 3-5 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係 (クエンチャタイプ) <sup>[4]</sup>  
(参考資料 2 ①, ②)

### 3.2 逃がし安全弁作動後の開保持期間における影響

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

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

表3-2 逃がし安全弁作動後（原子炉圧力容器破損直前）のパラメータ

パラメータ	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱
原子炉圧力[MPa]	0.1(解析値)
蒸気温度[°C]	549(解析値)
蒸気の比エンタルピー[kJ/kg]	
排気管出口の流路面積[m <sup>2</sup> ]	
蒸気流束[kg/s/m <sup>2</sup> ](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 <sup>2</sup> ]	



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

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



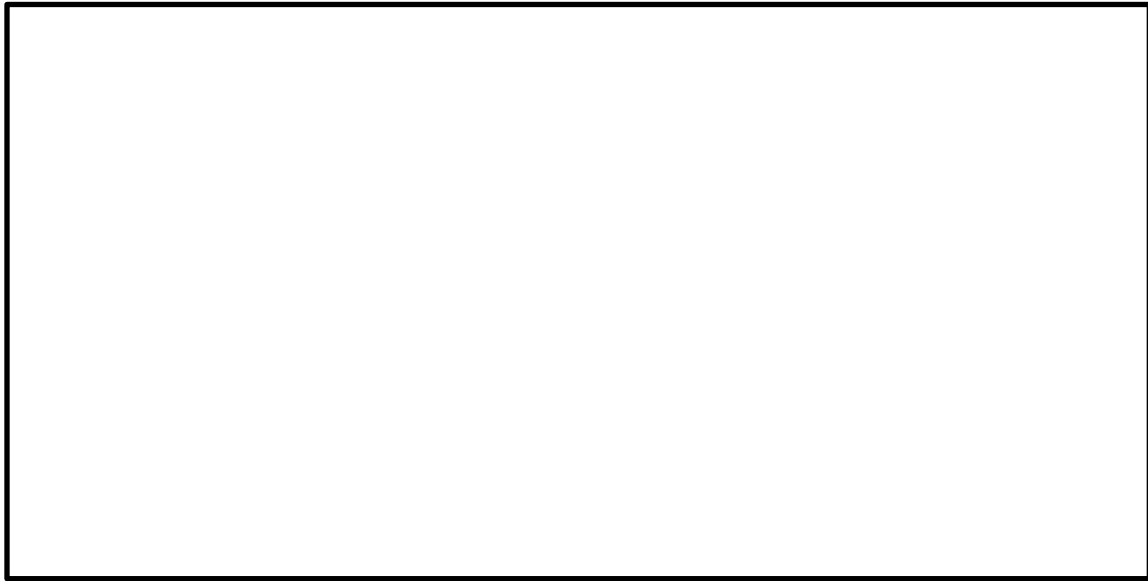


図 3-7 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（クエンチャタイプ）<sup>[4]</sup>  
（参考資料 2 ①，②）

図 3-7 で示すように原子炉圧力容器からサブ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、非凝縮性ガスがサブ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ブ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ブ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。

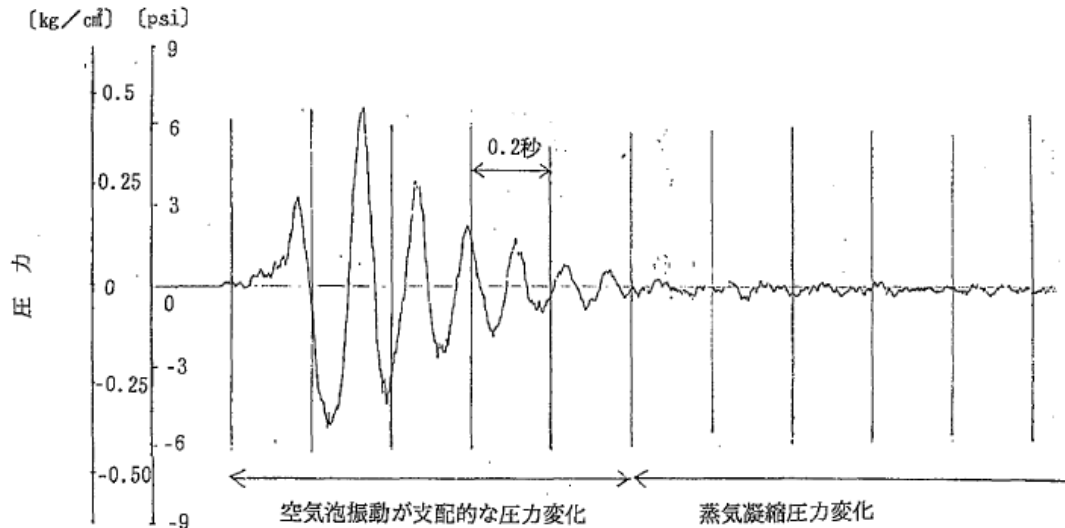


図3-8 実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形<sup>[1]</sup>  
 (横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料2 ③)

#### 4. 原子力圧力容器外の FCI 時の動荷重の評価について

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

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

また、事象後期には、チャギングによる動荷重が考えられるが、既往の試験より、サプレッションプール水温(57℃)が低く、さらにダウンカム内の蒸气流束(32kg/s/m<sup>2</sup>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/m<sup>2</sup>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<sup>[3]</sup>。

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 <sup>2</sup> )	ガス移行量の 最大値 (kg/s/m <sup>2</sup> )	蒸気移行量の 最大値 (kg/s/m <sup>2</sup> )
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)

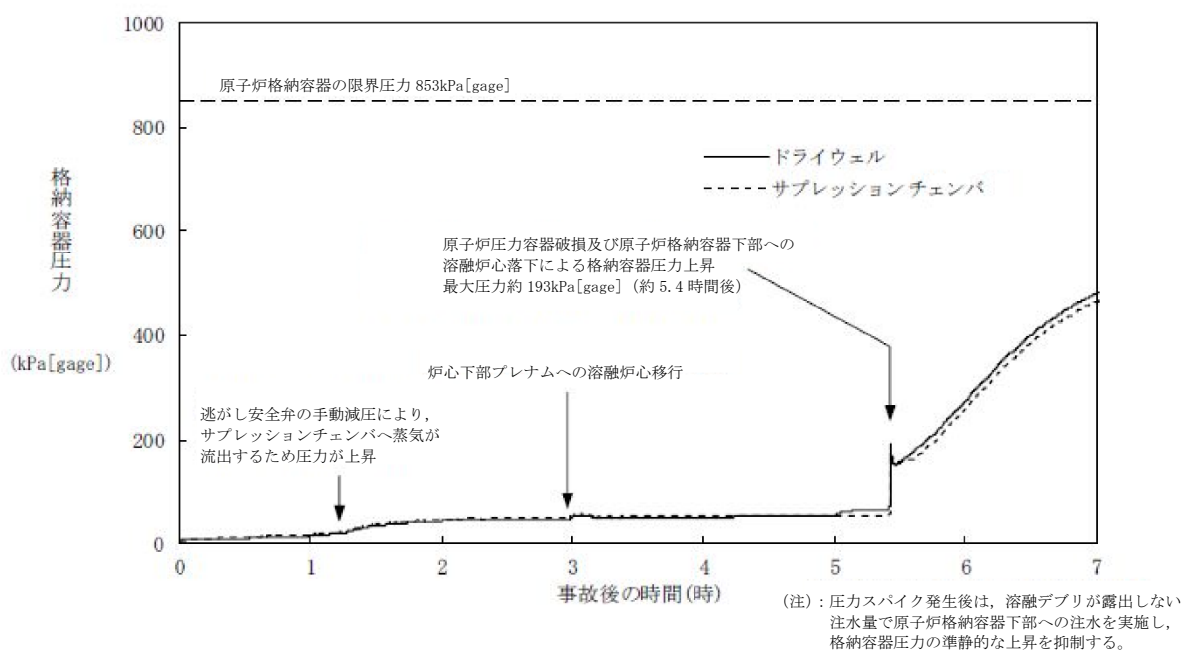


図 4-1 FCI 時の原子炉格納容器圧力の推移

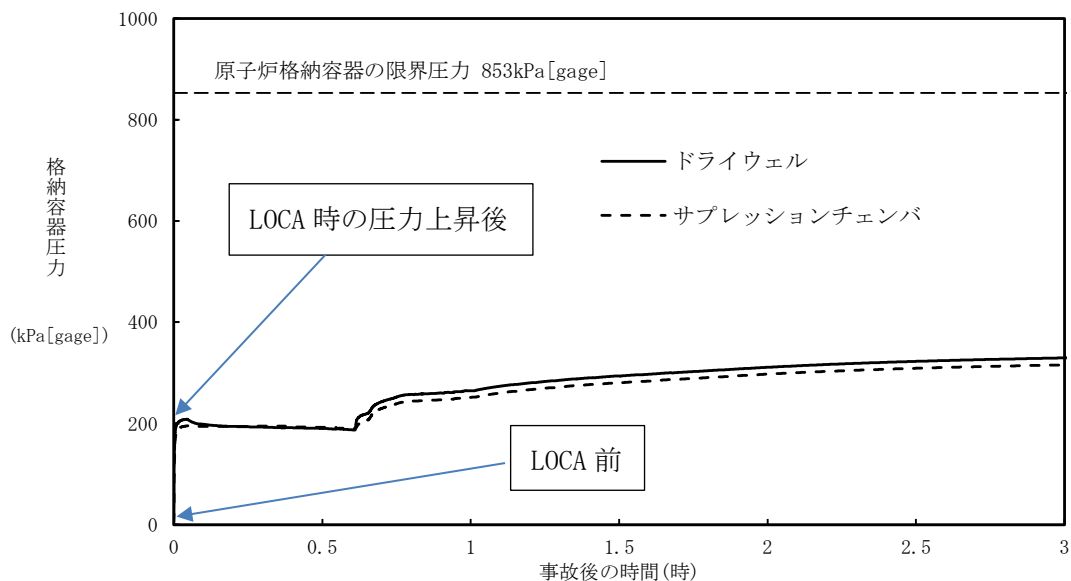


図 4-2 LOCA 時の原子炉格納容器圧力の推移

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 <sup>2</sup> )	ガス移行量の 最大値 (kg/s/m <sup>2</sup> )	蒸気移行量の 最大値 (kg/s/m <sup>2</sup> )
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。

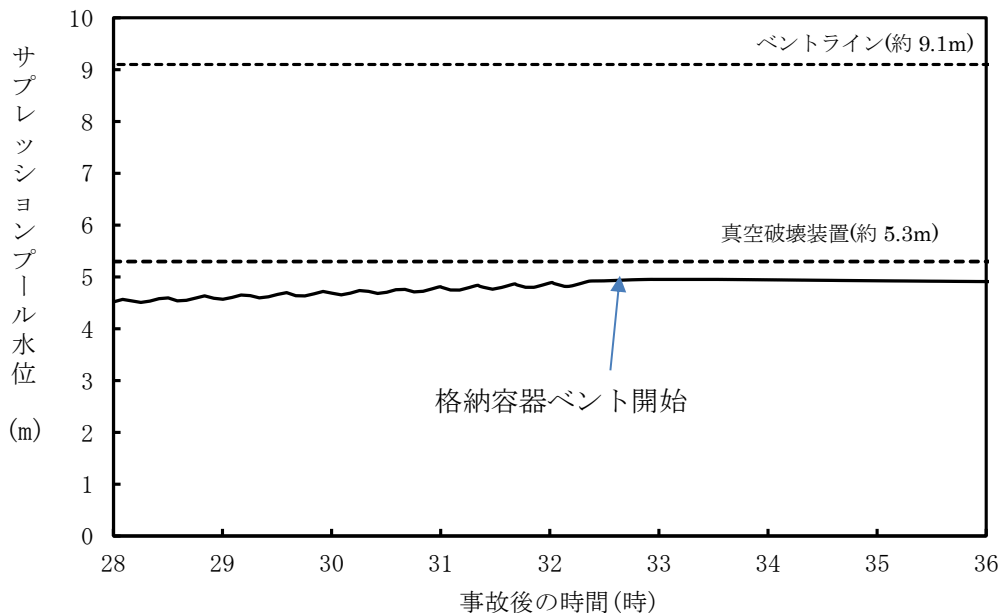


図 5-1 格納容器ベント時のサプレッションプール水位上昇

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/m<sup>3</sup> とすると発生した蒸気の体積は約  $\square$  m<sup>3</sup> となる。サブプレッションチェンバの断面積は約  $\square$  m<sup>2</sup> 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。

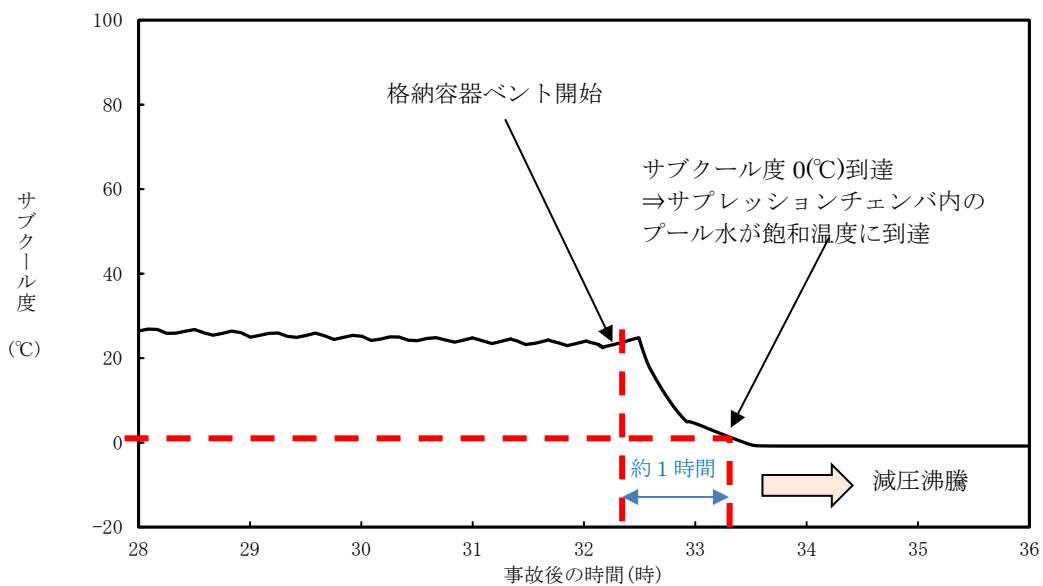


図 5-2 サプレッションプール水のサブクール度

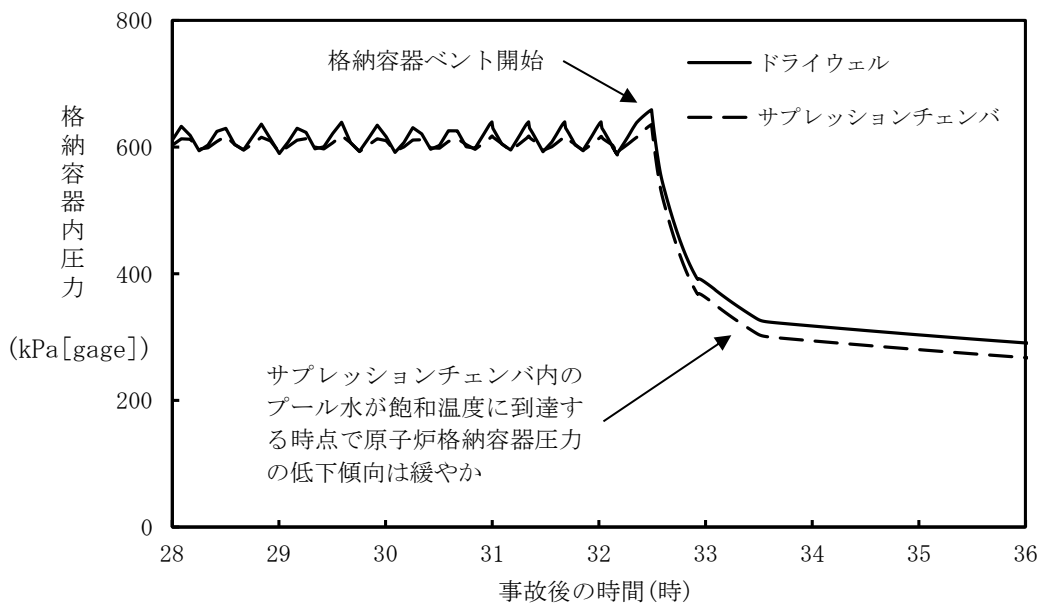


図 5-3 原子炉格納容器圧力の推移



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

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

蒸气流束が小さくなるような事象後期の影響は、表 5-1 で示すように有効性評価結果との比較により動荷重の評価ができる。前述のとおり、チャギング荷重はサプレッションプール水温の上昇にともなって低下する傾向が確認されている(参考資料 5)。格納容器ベント後においては、ベント時のプール水温が 145°C、蒸气流束が 1.1kg/s/m<sup>2</sup> 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、原子炉圧力容器破損時に原子炉圧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、原子炉圧力容器破損時点では、すでに原子炉圧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。

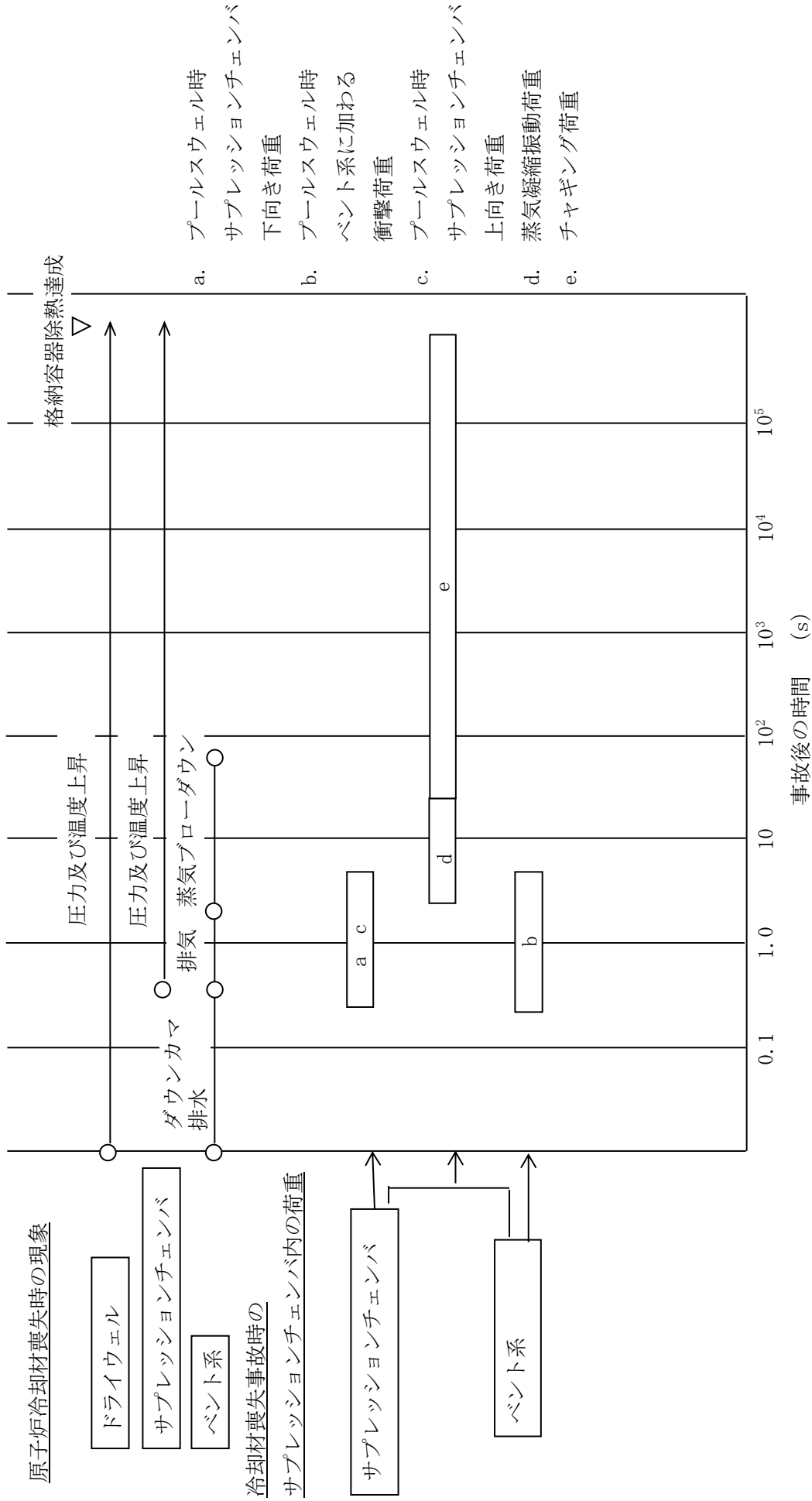


図 5-4 重大事故等荷重の時間履歴 (LOCA 起因)

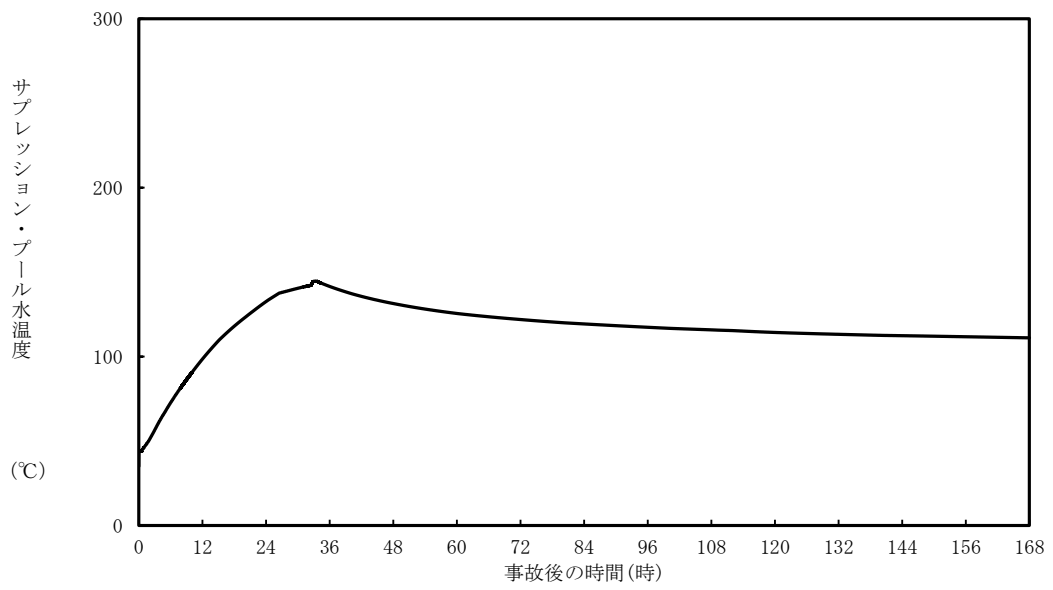


図 5-5 サプレッションプール水温度の推移

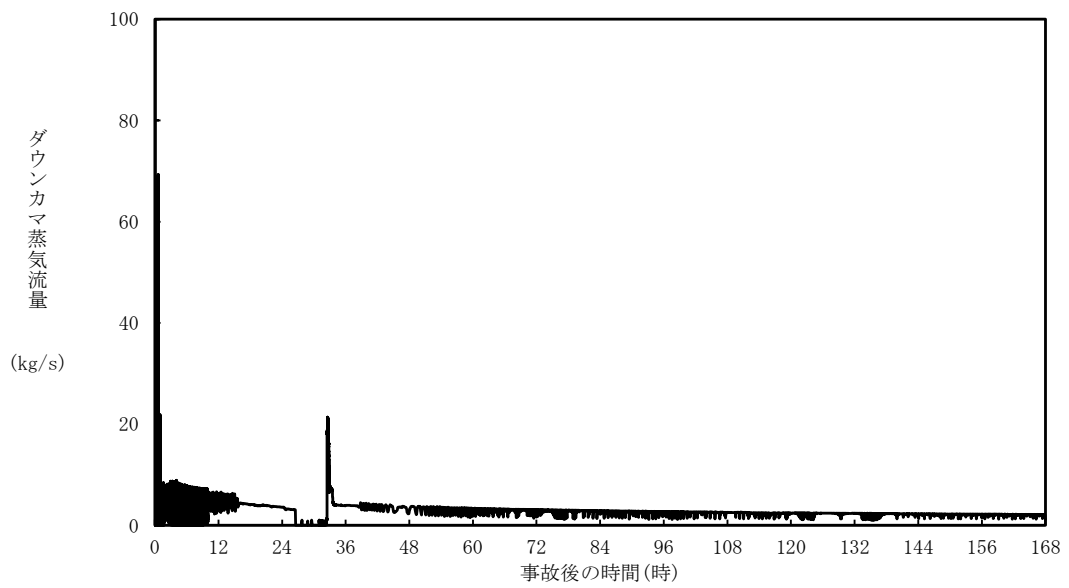


図 5-6 ダウンカマ蒸気流量の時刻歴

### 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<sup>[6]</sup> 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	$\rho_{g0}$	約4.61 kg/m <sup>3</sup>	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。

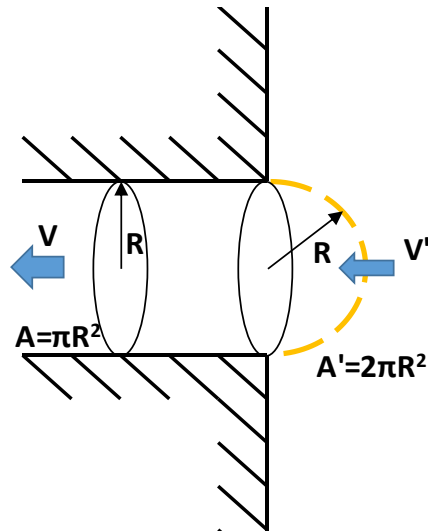
$$C_{g0} = \sqrt{(k g_0 P_0) / \rho_{g0}}$$

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( $\delta P_0$ )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 ( $\delta P$ ) 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、 $\rho_1$ 、 $C_1$  はそれぞれ気体の密度及び気体中の音速であり、 $\rho_2$ 、 $C_2$  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  $\delta V_L$  は水面の上昇速度、 $\delta P$  は前述のサブプレッションプール水に伝達された圧力 ( $\delta P_{\text{transmitted}}$ )、 $\rho_L$  はプール水の密度、 $C_L$  は水中音速であり、 $\rho_L$ 、 $C_L$  については、常温の水における物性値として  $\rho_L=1000\text{kg/m}^3$ 、 $C_L=1500\text{m/s}$  を使用した。

## 6. まとめ

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

## 7. 参考文献

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



## 設計基準事故時における動荷重について

## 1. LOCA 時の現象 (図 1 参照)

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

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

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

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

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

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

## 2. 逃がし安全弁作動時の現象 (図 2 参照)

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

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

非凝縮性気体が排出し終わると、蒸気がプール水中に放出され凝縮する。

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

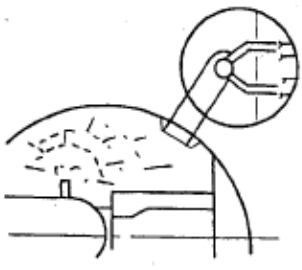
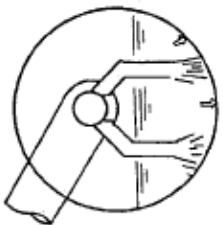
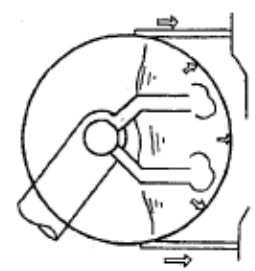
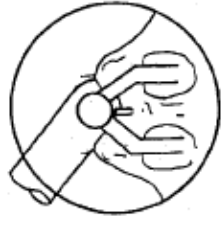
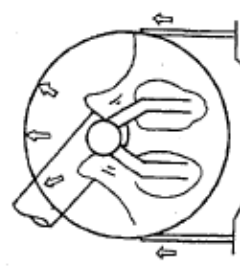


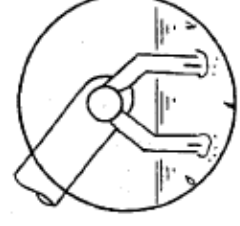
<p>(1)-① LOCA発生</p> 	<p>(1)-② ベントクリア</p> 	<p>(1)-③ 気泡形成</p> 	<p>(1)-④ プール水面上昇</p> 
<p>(1)-⑤ 空間部圧縮</p> 	<p>(1)-⑥ ブレークスルー</p> 	<p>(1)-⑦ フォールバック</p> 	<p>(1)-⑧ 蒸気凝縮振動・チャタリング</p> 

図1 LOCA時の現象

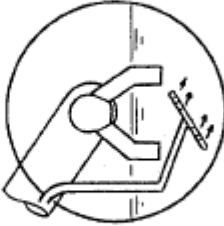

(2)-① クリアリング	
(2)-② 気泡振動	

図 2 逃がし安全弁作動時の現象

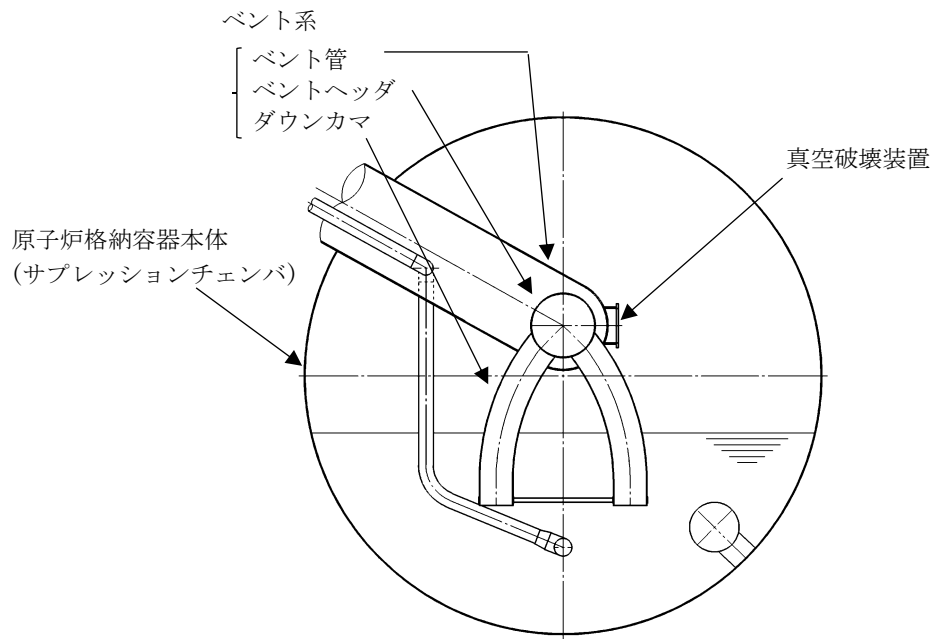


図3 動荷重の評価対象

表 1 指針要求荷重と対象構造物との対応 (LOCA 時)

現象	荷重番号*1	圧力抑制プール壁	圧力抑制プールサポート	ベント管	ベントヘッド	ダウンコマ	真空破壊装置	圧力抑制しない機能に 構造物
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	—	—	—	—	ロ
		—	—	—	—	—	—	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"> <li>・クリアリング時噴流による荷重</li> <li>・弁作動時クエンチャに加わる荷重</li> </ul>	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"> <li>・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</li> <li>・気泡振動による水中構造物に加わる荷重</li> </ul>	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"> <li>・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</li> <li>・蒸気凝縮による水中構造物に加わる荷重</li> </ul>	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/m<sup>2</sup>）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。

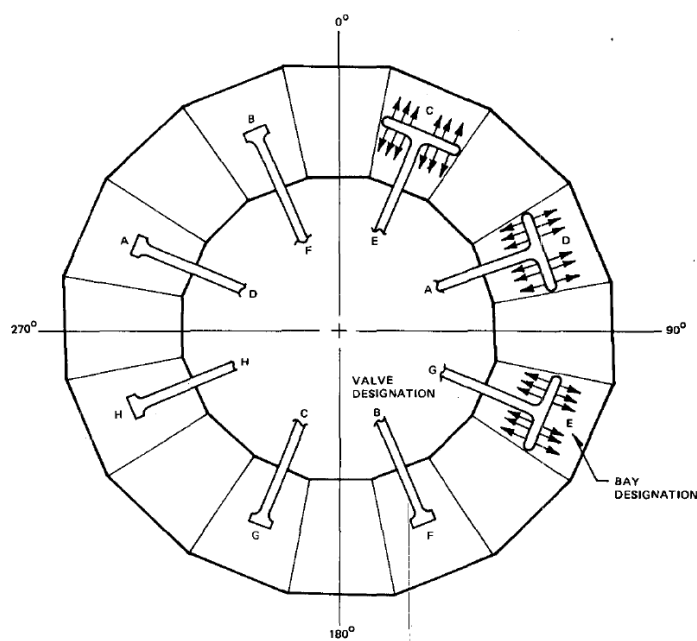


図3 米国 Monticello 発電所の圧力抑制室内クエンチャ配置

[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。

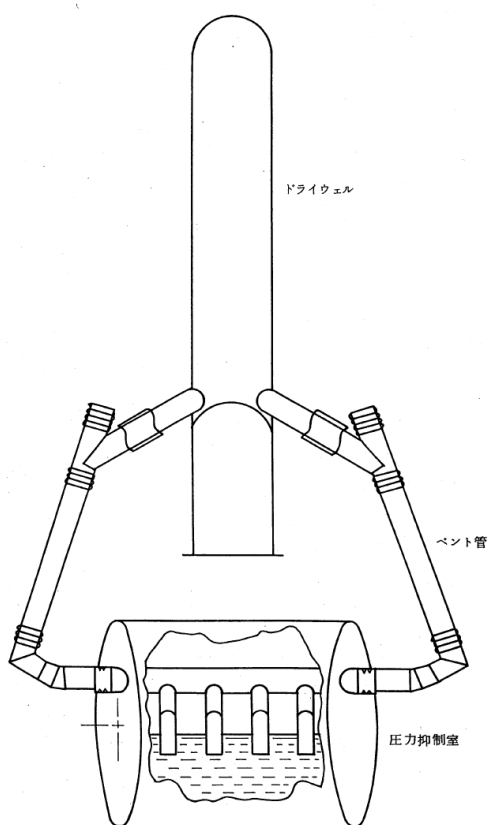


図 4 FSTF 試験装置

- [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<sub>A</sub>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<sub>A</sub>として評価するとともに、弾性設計用地震動 S<sub>d</sub> と基準地震動 S<sub>s</sub> 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 501 号に基づき、運転状態Ⅱである逃がし安全弁作動時の動荷重は地震との組合せが必要であるが、重大事故等時は逃がし安全弁作動が短期的な荷重であることから組合せないため、相違が生じたものの、その他の荷重について網羅的に組合せており、重大事故等時の組合せが妥当であることを確認した(表 2)。

表1 重大事故等時の荷重の組合せ

荷重の組合せ			許容 応力 状態	死 荷重	圧力						動荷重				重要事故シーケンス等	荷重の組合せの考え方	備 考
No.	各運転状態 による荷重	地震			限界 圧力	設計 圧力	最大 圧力 SA時	中小 破断 LOCA時	SA (L) 圧力	SA (LL) 圧力	SRV 作動	LOCA	FCI	ベ ント			
V(S)-1	SA短期	-	V <sub>A</sub>	○	○						○		○	<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 <sub>A</sub>	○	○						○			<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 <sub>A</sub>	○		○							○	<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 <sub>A</sub>	○	○					○			○	<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 <sub>A</sub>	○	○					○				<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 <sub>A</sub>	○			○			○	○			<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 <sub>d</sub>	V <sub>A</sub> 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 <sup>-2</sup> 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 <sub>d</sub> 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 <sub>s</sub>	V <sub>A</sub> 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 <sup>-1</sup> 年(約70日)の荷重と基準地震動S <sub>s</sub> 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 <sub>A</sub>	○		○					通常運転時のため、SA時は組合せない
3	運転状態 II	—	II <sub>A</sub>	○		○		○			V(S)-2の組合せで包絡
4	運転状態 IV	—	IV <sub>A</sub>	○				○			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 <sub>d</sub> *	III <sub>A</sub> S	○		○					V(L)-1の組合せで包絡
10	運転状態 I	S <sub>s</sub>	IV <sub>A</sub> S	○		○					V(LL)-1の組合せで包絡
11	運転状態 II	S <sub>d</sub> *	III <sub>A</sub> 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 <sub>s</sub>	IV <sub>A</sub> S	○		○		○			
13	運転状態 IV	S <sub>d</sub> *	III <sub>A</sub> S	○			○				V(L)-1の組合せで包絡
14	運転状態 IV	S <sub>d</sub> *	IV <sub>A</sub> S	○			○				V(L)-1の組合せで包絡
V(S)-1	SA短期	—	V <sub>A</sub>	○	○					○	評価圧力：限界圧力2Pd (853 kPa)
V(S)-1-1	SA短期	—	V <sub>A</sub>	○	○						評価圧力：限界圧力2Pd (853 kPa)
V(S)-1-2	SA短期	—	V <sub>A</sub>	○			○			○	評価圧力：FCI発生時の圧力193 kPa
V(S)-2	SA短期	—	V <sub>A</sub>	○			○	○		○	評価圧力：設計圧力1Pd (427 kPa)
V(S)-2-1	SA短期	—	V <sub>A</sub>	○			○	○			評価圧力：設計圧力1Pd (427 kPa)
V(S)-2-2	SA短期	—	V <sub>A</sub>	○			○	○		○	評価圧力：中小破断LOCA時の圧力 (50 kPa)
V(L)-1	SA長期(L)	S <sub>d</sub>	V <sub>A</sub> S	○			○			○	評価圧力：SA(L)時の圧力660 kPa
V(LL)-1	SA長期(LL)	S <sub>s</sub>	V <sub>A</sub> S	○			○				評価圧力：SA(LL)時の圧力380 kPa

注記：S<sub>d</sub>\*は弾性設計用地震動S<sub>d</sub>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)

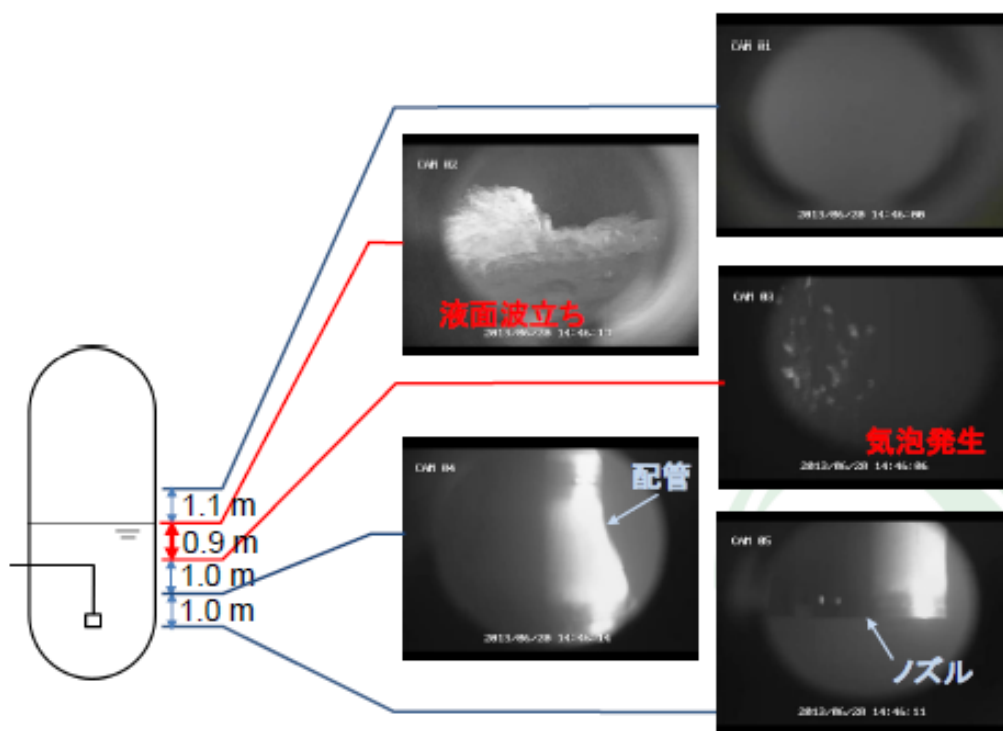


図 1 減圧沸騰時の水面挙動\*

\*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

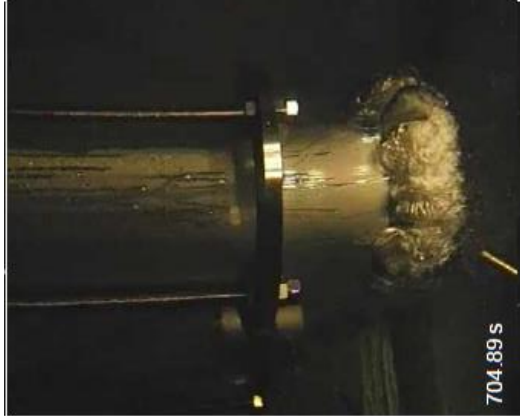
図 1 に示すように、チャギングは蒸気凝縮界面がダウンカマ内外への拡大縮小を繰り返すことに伴い発生する現象である。水温が低くサブクール度が大きい場合には、蒸気凝縮の際の凝縮量が増えるため、気液界面の変動も大きくなるとともに、圧力振幅も増大することから発生する荷重も大きくなる(図 2 参照)。

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/m<sup>2</sup> 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<sup>[1]</sup>

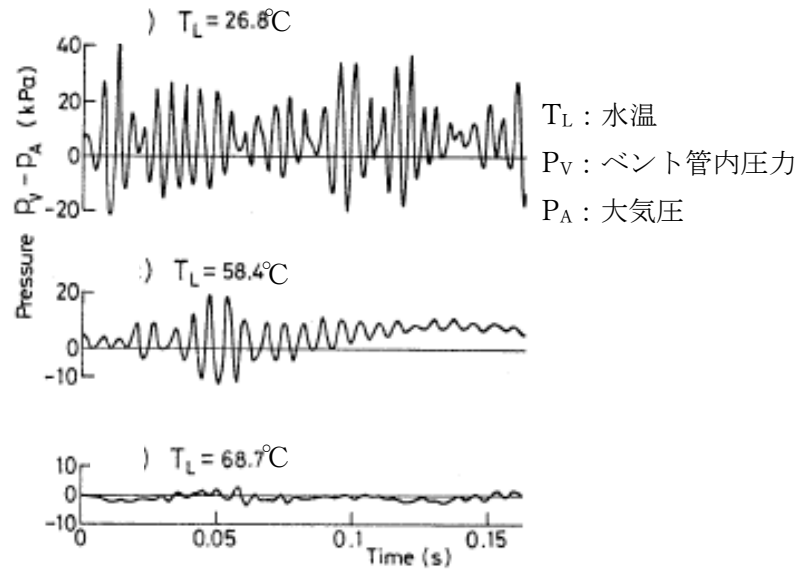


図2 チャギングの水温依存性<sup>[2]</sup>

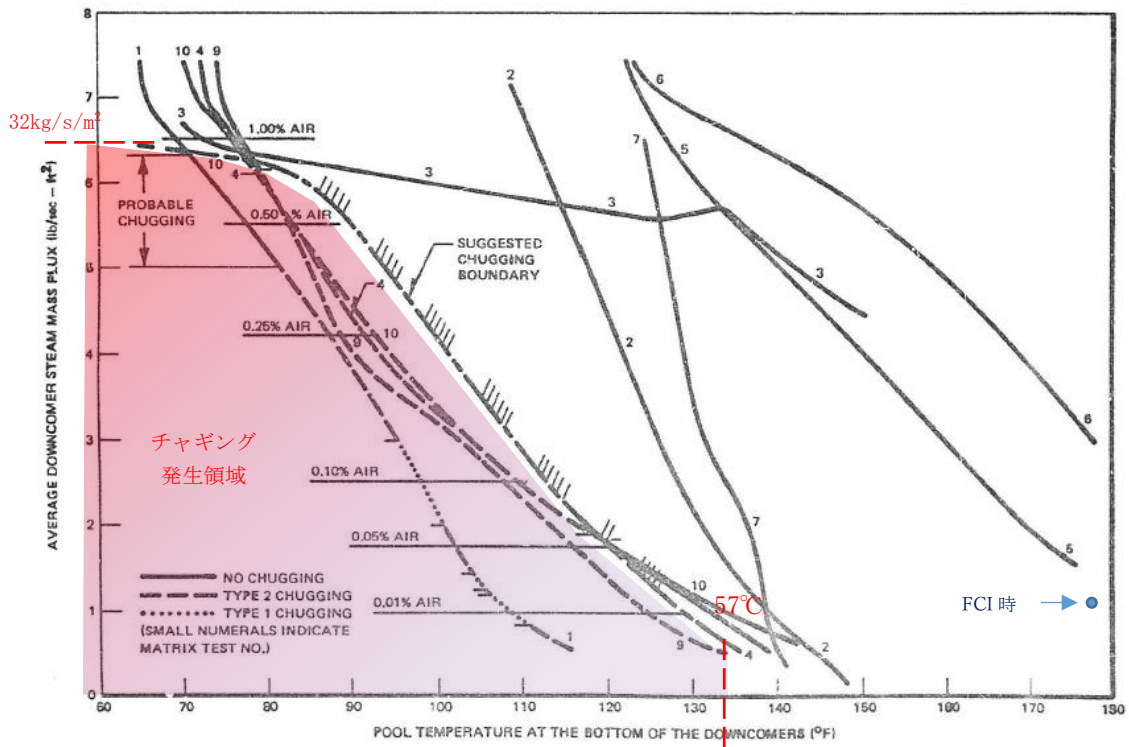


図3 蒸气流束とプール水温の関係 (FSTF 試験)<sup>[3]</sup>

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。

## 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。）のコリウムシールドの設計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)<sup>[1]</sup>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<sup>[2]</sup>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。

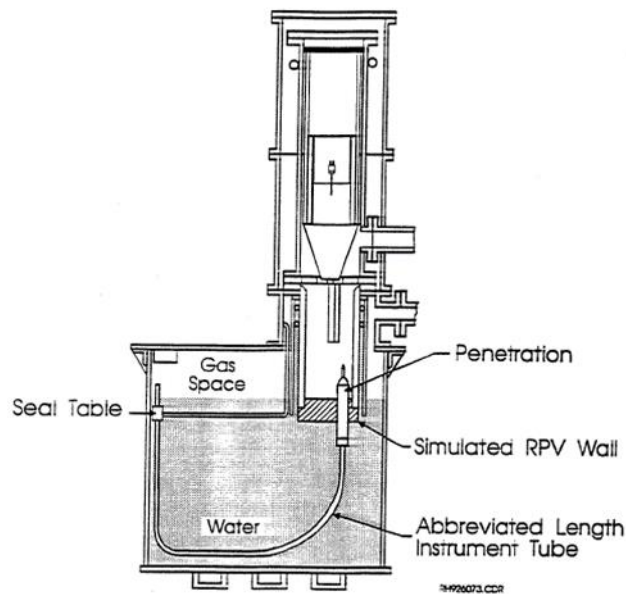


図 1 Epstein モデル検証用試験の試験体の例

表 1 試験結果と計算結果の比較

Test Number	Penetration Type	Differential Pressure <sup>(1)</sup> (MPa)		Calculated Penetration Length (m)			Measured Penetration Length (m)
		Maximum	Initial	X*	X <sub>s</sub> <sup>(2)</sup>	Total <sup>(3)</sup>	
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 <sup>(4)</sup>	0.003 <sup>(4)</sup>	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<sup>[3]</sup>や、Flemings のモデル<sup>[4]</sup>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),  
 $\rho_{cm}$  : 溶融デブリ密度 (kg/m<sup>3</sup>),  $C_p$  : 溶融デブリ比熱 (J/kgK),  $\Delta T$  : 過熱度 (K),  
 $H_0$  : スリット高さ (m),  $h_0$  : 縦スリット部高さ (m),  $\alpha_w$  : 構造材熱拡散率 (m<sup>2</sup>/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/s<sup>2</sup>),  $\dot{m}_{ves}$  : 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 (m<sup>2</sup>)

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 (m<sup>2</sup>),  $\rho$  : デブリ密度 (kg/m<sup>3</sup>),  
 $v$  : 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),  $\Delta T$  : 初期温度と凝固温度の差 (K),  
 $h$  : 熱伝達率 (w/m<sup>2</sup>/K),  $S$  : 流路周長 (m),  $T_d$  : デブリ温度 (K),  $T_w$  : 構造材温度 (K),  
 $\alpha_w$  : 構造材熱拡散率 (m<sup>2</sup>/s),  $\Delta X$  : 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

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

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

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

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、

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

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),  $\Delta x$  : タイムステップ毎の流動距離 (m),

$\Delta t$  : 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。

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

ここで、

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

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

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]

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

ここで、 $f$ は管摩擦係数であり、

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

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に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<sup>[1]</sup>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<sup>[2]</sup>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<sup>[3]</sup>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 <sup>2</sup>	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 <sub>2</sub> )	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m <sup>3</sup>	炉心内全UO <sub>2</sub> の重量
被覆管(Zr)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m <sup>3</sup>	標準長燃料棒, 短尺燃料棒を考慮
チャンネルボックス/ ウォーターロッド/ スペーサ(Zr)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m <sup>3</sup>	チャンネルボックス: 約 <input type="text"/> t ウォーターロッド: 約 <input type="text"/> t スペーサ: 約 <input type="text"/> t
CRD関係(SUS)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m <sup>3</sup>	CR, CRDハウジング, CRDガイドチューブの合計
CR(B <sub>4</sub> C)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m <sup>3</sup>	CRにおけるB <sub>4</sub> 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 <sup>3</sup>	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 <sup>3</sup>	—

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。

UO<sub>2</sub> : 10.57(g/cm<sup>3</sup>)

Zr : 6.55(g/cm<sup>3</sup>)

SUS : 7.75(g/cm<sup>3</sup>)

B<sub>4</sub>C : 2.38(g/cm<sup>3</sup>)

\*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。

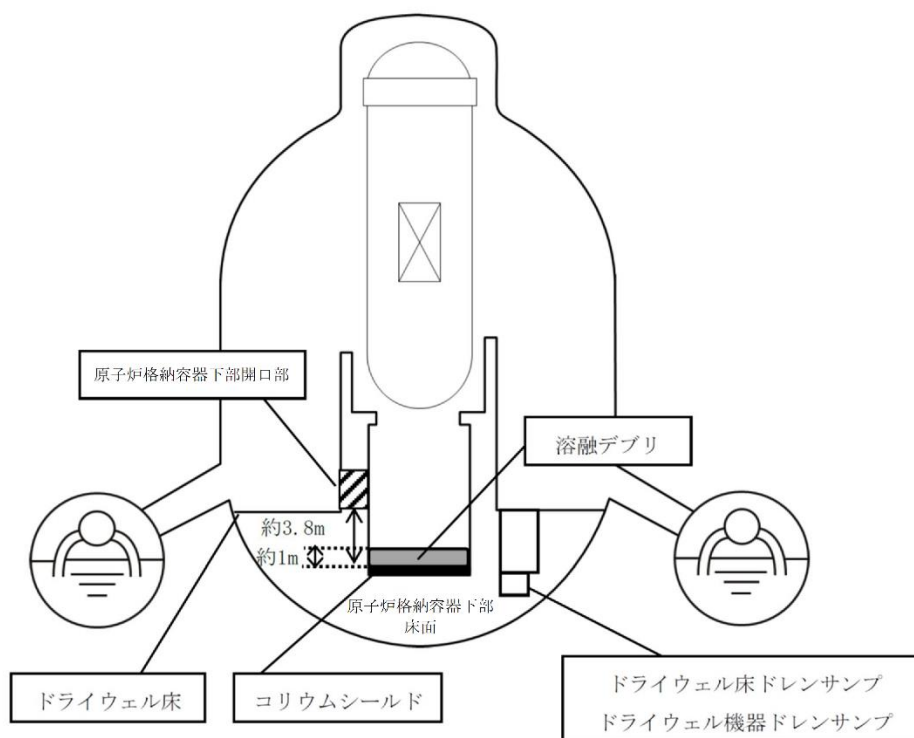


図 1 溶融デブリと原子炉格納容器下部の構造の位置関係

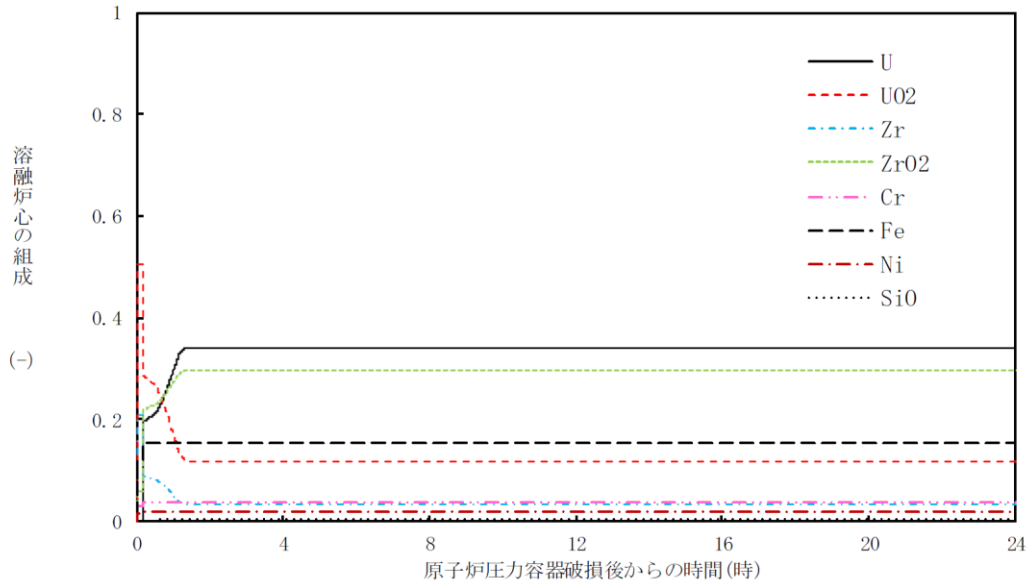


図2 溶融デブリの組成の推移

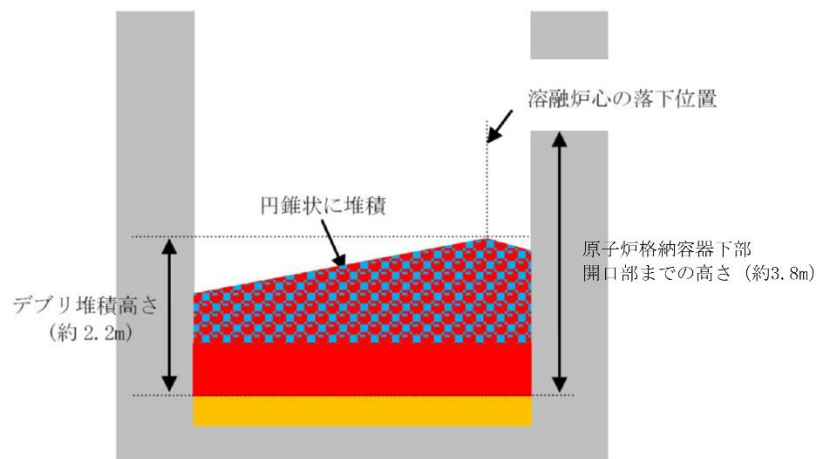


図3 デブリ堆積高さと原子炉格納容器下部開口部の高さ関係

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  [m<sup>2</sup>]

$h$ ：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]

$\Phi_{ent}$ ：粒子化割合 0.38[-]

$P$ ：ポロシティ 0.50[-]

2.2 円錐部分（図1の緑部分）

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

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

$H_{lcn}$ ：円錐部分の高さ[m]

$R$ ：円錐部分の半径  [m]

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

2.3 円柱部分（図1の赤部分）

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

2.3.1 円錐部分の体積の計算

図1のように、円錐部分(緑部分)を上下に分割することを考える。

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

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

$V_{Blcn}$ ：円錐部分の下側の体積[m<sup>3</sup>]

$A_p$ ：原子炉格納容器下部底面積 約  [m<sup>2</sup>]

$M$ ：円錐部分の下側の高さ

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

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

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

$V_{tlm}$ ：円錐部分の上側の体積[m<sup>3</sup>]

$R$ ：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 [m<sup>3</sup>]

$V$  : デブリ全体体積 [m<sup>3</sup>]

$V_{Blcn}$  : 円錐部分の下側の体積 [m<sup>3</sup>]

$V_{ilm}$  : 円錐部分の上側の体積 [m<sup>3</sup>]

### 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 [m<sup>3</sup>]

$A_p$  : 原子炉格納容器下部底面積 約  $\square$  [m<sup>2</sup>]

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。

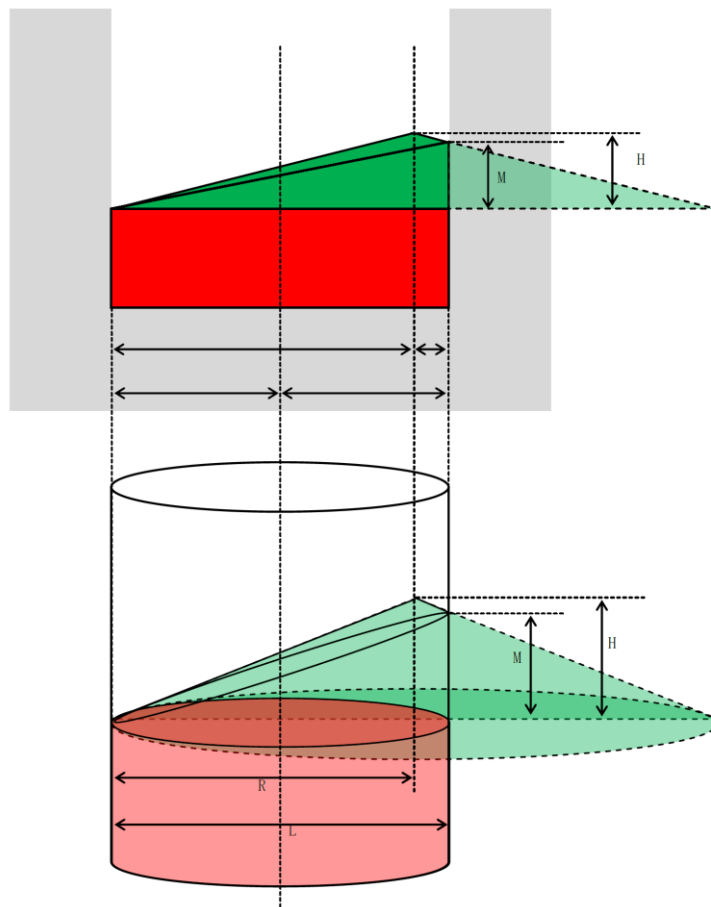


図1 偏心位置における円錐状のデブリ堆積状態の例

## 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。

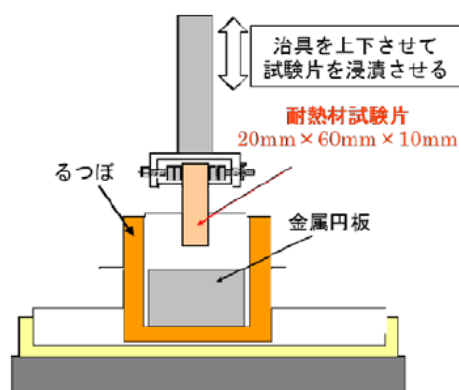


図1 試験体系



## 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  >  > ZrO<sub>2</sub> となり、ZrO<sub>2</sub>, ,  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ZrO<sub>2</sub>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UO<sub>2</sub>-ZrO<sub>2</sub>-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。

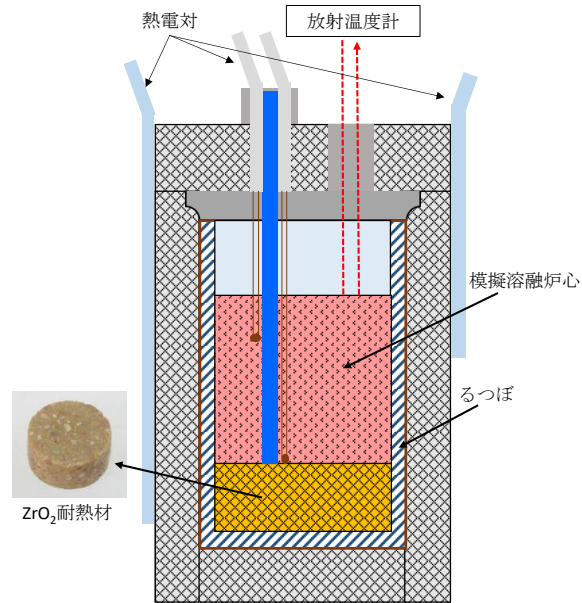


図 3 試験体系

## 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  $2000^{\circ}\text{C}$ ～ $2050^{\circ}\text{C}$  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。 $\text{ZrO}_2$  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  $\text{ZrO}_2$  耐熱材の有意な侵食がないことが分かる。

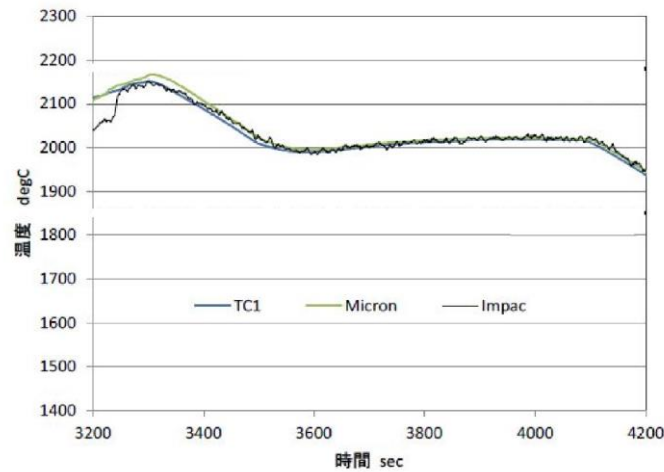


図 4 試験温度推移



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。

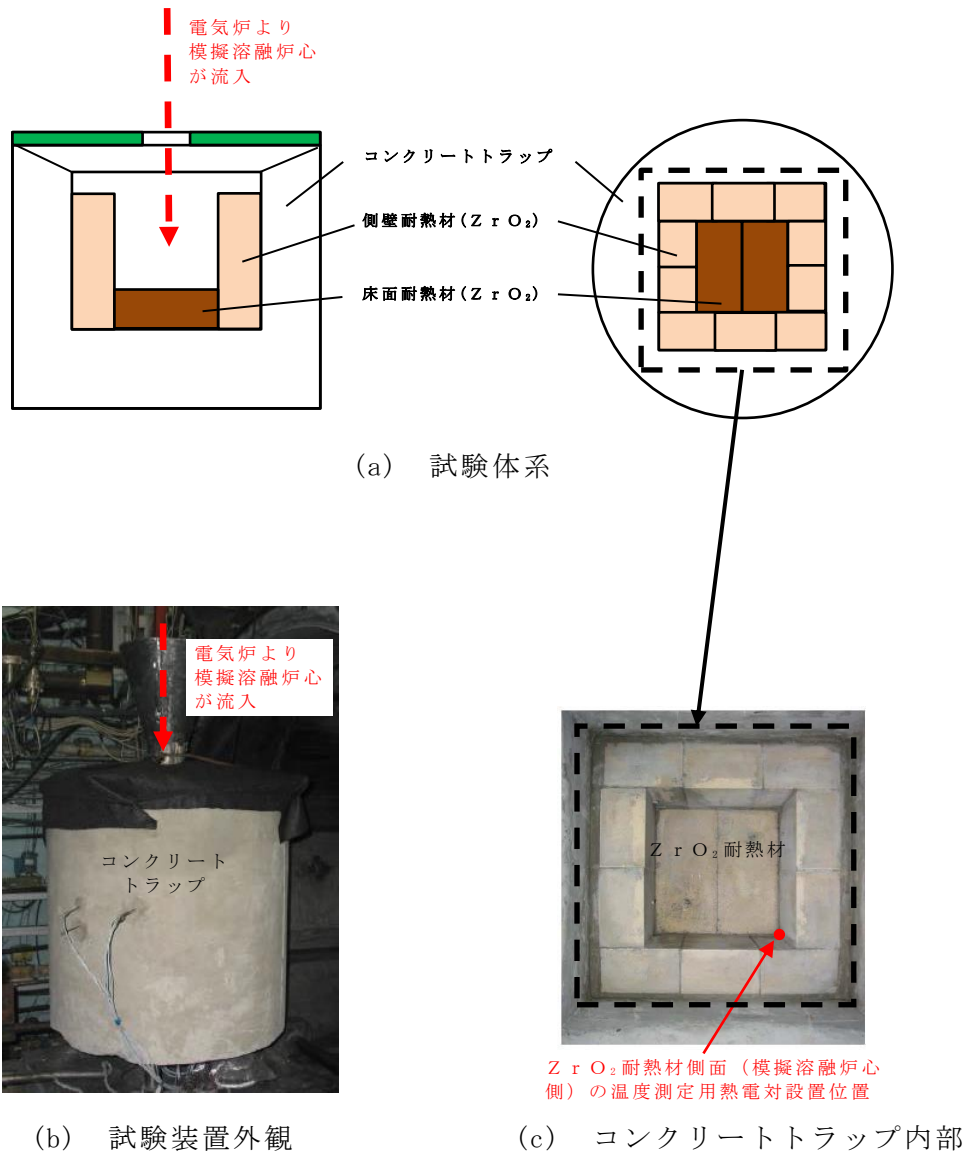


図 6 試験装置

### 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 (模擬溶融炉心側) の温度を測定する熱電対が模擬溶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、落下してきた模擬溶融炉心温度は  $2450^{\circ}C$  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。模擬溶融炉心接触部から最大で約 1cm が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び急激な入熱 (熱衝撃) による耐熱材の割れは確認されなかった。

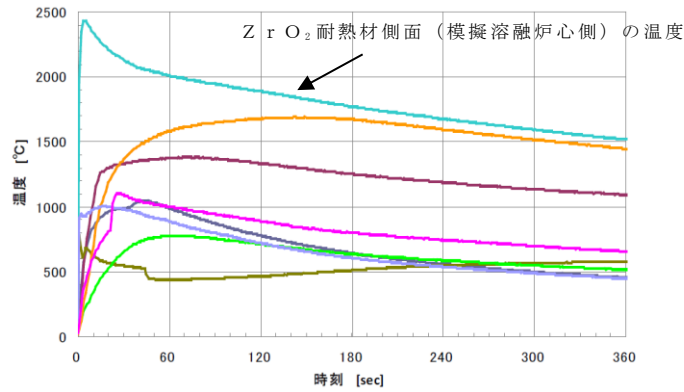


図 7 試験温度推移

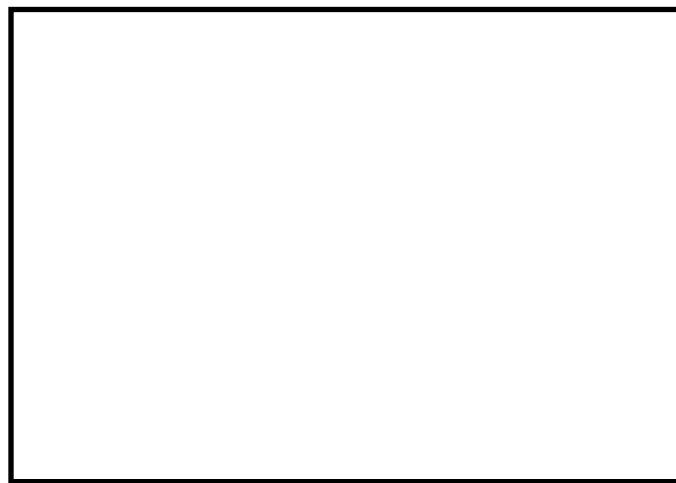


図 8 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験後の断面写真

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

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

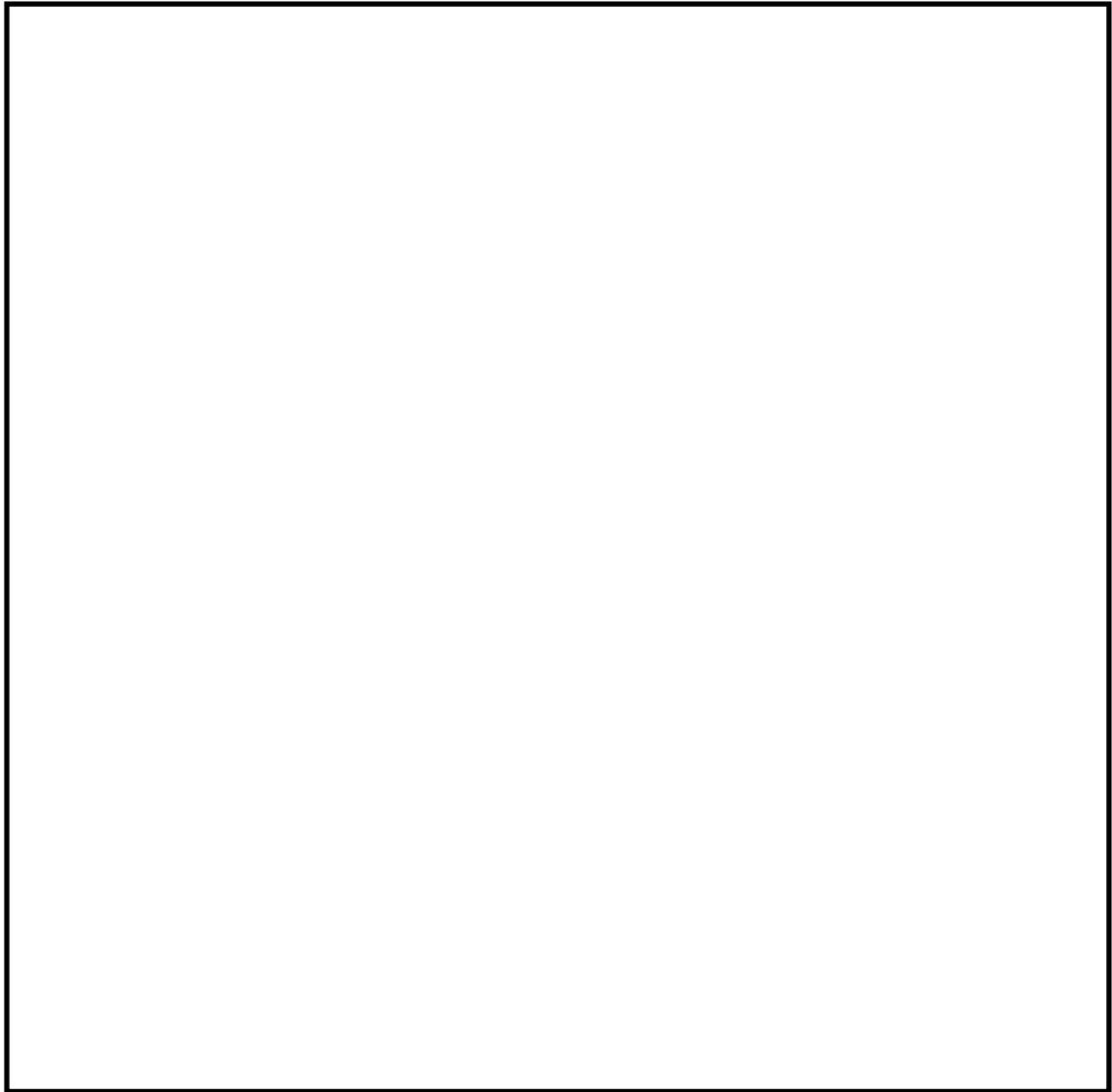


図 9 耐熱材表面の成分分析結果

#### 4. まとめ

上記試験結果から、熔融炉心に対して高い耐性を有しているZrO<sub>2</sub>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、 $2100^\circ\text{C}$  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  $2100^\circ\text{C}$  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. ZrO<sub>2</sub>含有量の影響度合い

#### 3.1 ZrO<sub>2</sub>含有量と侵食量について

国プロ試験で使用したZrO<sub>2</sub>耐熱材は、製造上におけるZrO<sub>2</sub>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、ZrO<sub>2</sub>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ZrO<sub>2</sub>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ZrO<sub>2</sub>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、ZrO<sub>2</sub>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ZrO<sub>2</sub>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ZrO<sub>2</sub>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ZrO<sub>2</sub>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ZrO<sub>2</sub>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 ZrO<sub>2</sub>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ZrO<sub>2</sub>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、ZrO<sub>2</sub>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、ZrO<sub>2</sub>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ZrO<sub>2</sub>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。

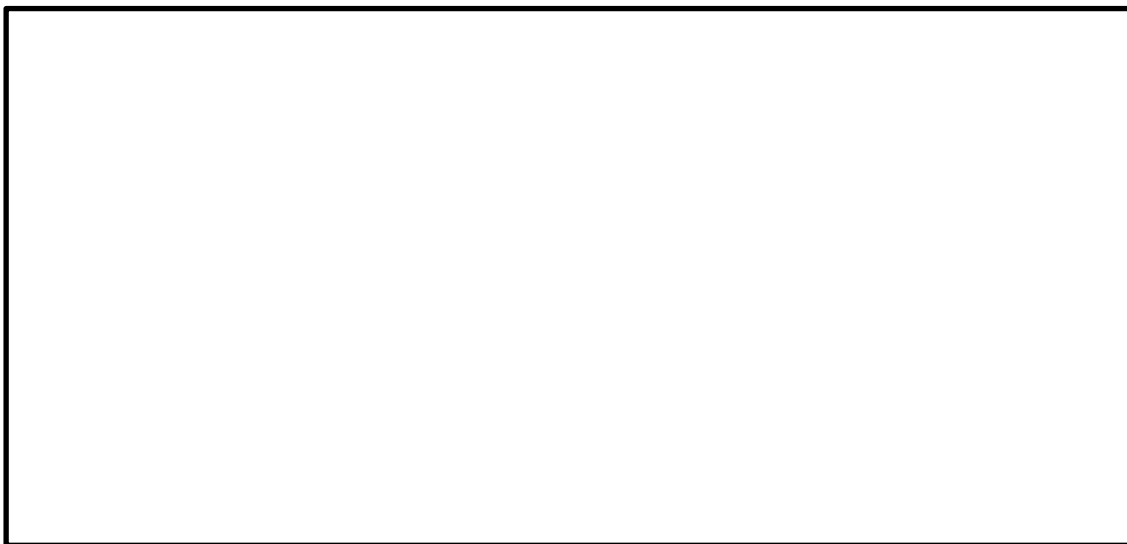


図1 コリウムシールドの寸法測定手順概念図

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、通常運転中における設置環境では、耐熱材の性質に影響を与えるような高温にならないこと並びに湿分環境でないこと等から劣化は想定し難いため、施工段階で計測した寸法が変わることはないと考えられる。また、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 <sup>3</sup> )
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、通路及び静的触媒式水素処理装置が設置されている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出入をモデル化する。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

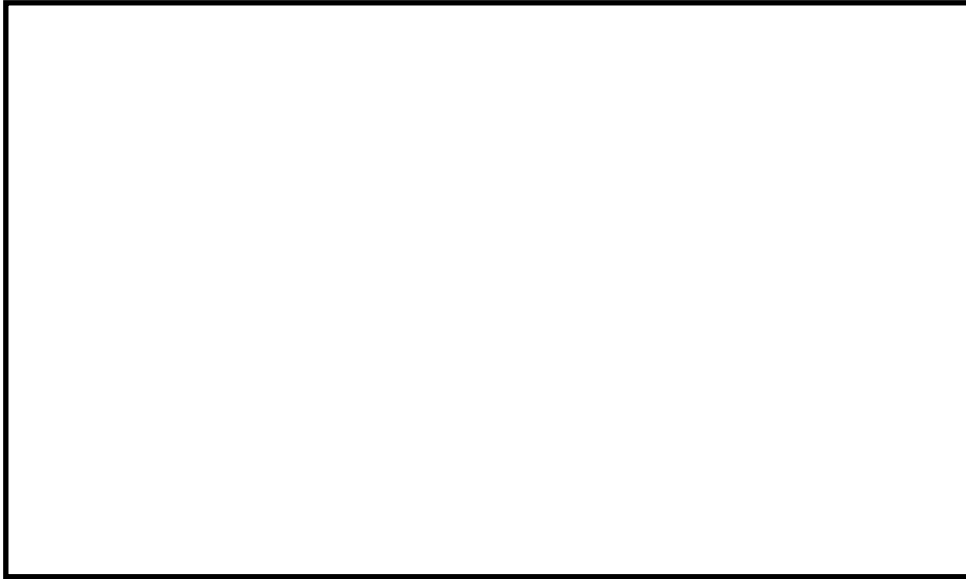


図 1-2 所員用エアロック室の解析モデル概略及びメッシュ図

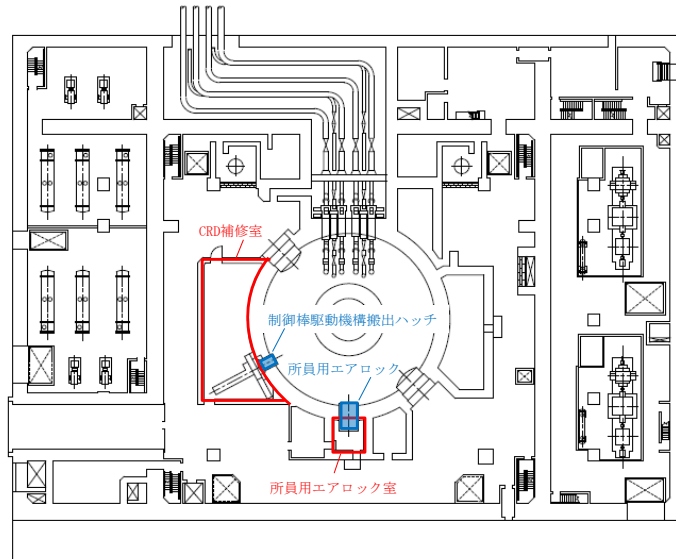


図 1-3 原子炉建物 1 階

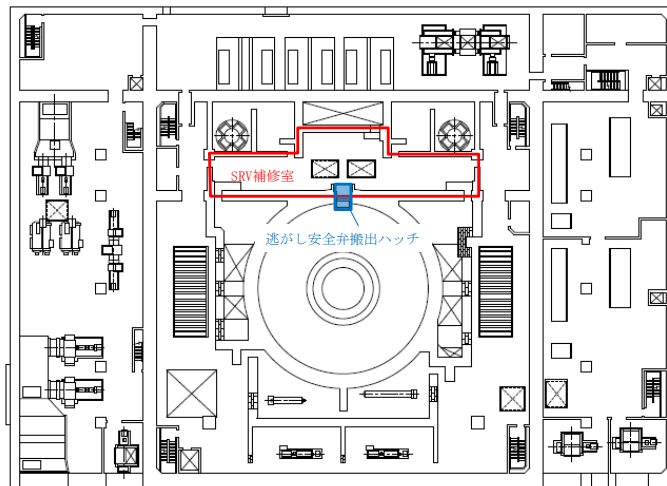


図 1-4 原子炉建物 2 階

### 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 <sup>2</sup> )	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 <sup>2</sup> 排気ダクト：0.15m×0.15m=0.0225m <sup>2</sup>

### 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 (ドライウェル) 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	$1.45 \times 10^{-6}$	$5.81 \times 10^{-7}$	$2.73 \times 10^{-6}$	$5.46 \times 10^{-6}$	0
CRD 補修室	$1.05 \times 10^{-6}$	$4.19 \times 10^{-7}$	$1.97 \times 10^{-6}$	$3.94 \times 10^{-6}$	0
所員用エアロック室	$1.94 \times 10^{-6}$	$7.74 \times 10^{-7}$	$3.64 \times 10^{-6}$	$7.28 \times 10^{-6}$	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	$3.40 \times 10^{-6}$	$1.53 \times 10^{-6}$	$1.39 \times 10^{-6}$
CRD 補修室	$2.46 \times 10^{-6}$	$1.11 \times 10^{-6}$	$1.00 \times 10^{-6}$
所員用エアロック室	$4.54 \times 10^{-6}$	$2.04 \times 10^{-6}$	$1.86 \times 10^{-6}$

### 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。

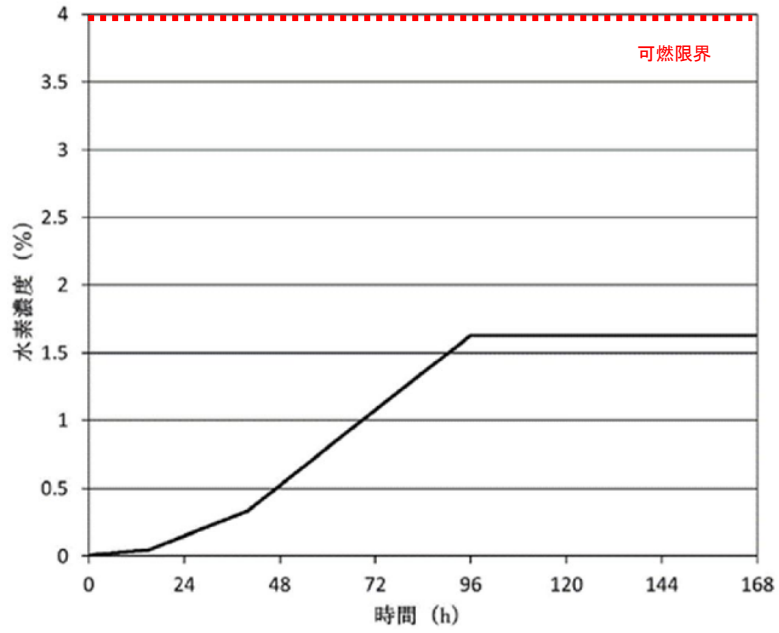


図 1-5 SRV 補修室の水素濃度の時間変化  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

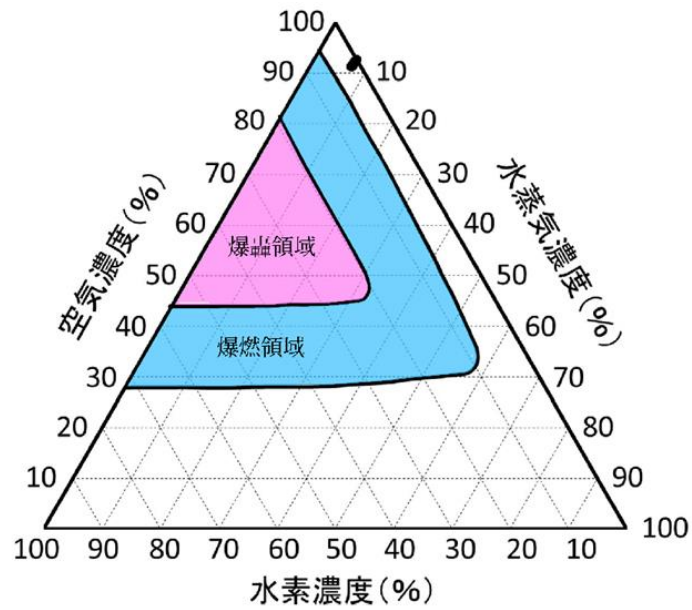


図 1-6 SRV 補修室の燃焼判定図  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

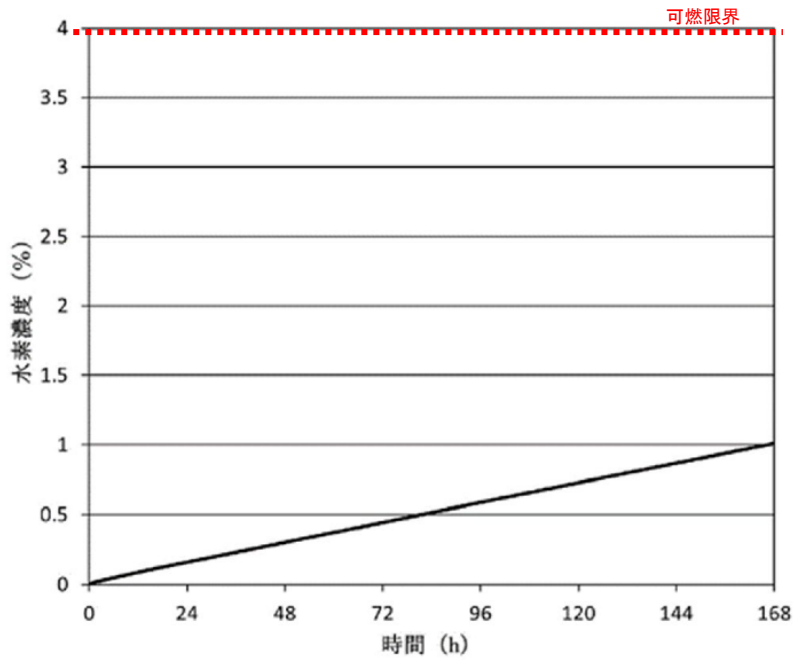


図 1-7 SRV 補修室の水素濃度の時間変化  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

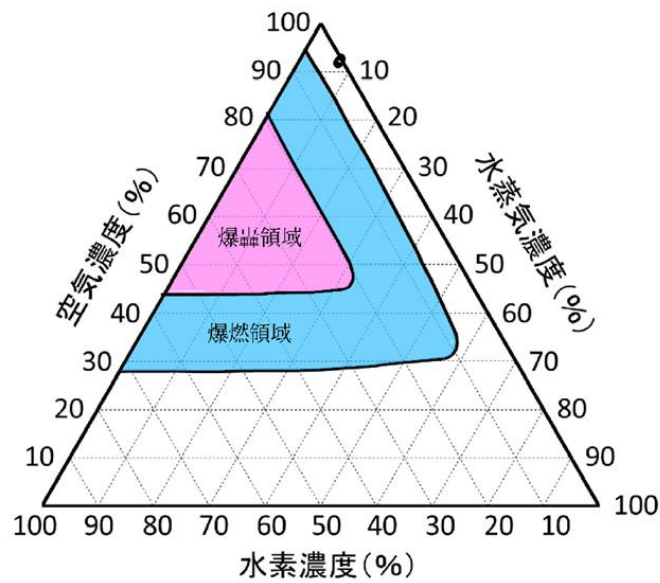


図 1-8 SRV 補修室の燃焼判定図  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

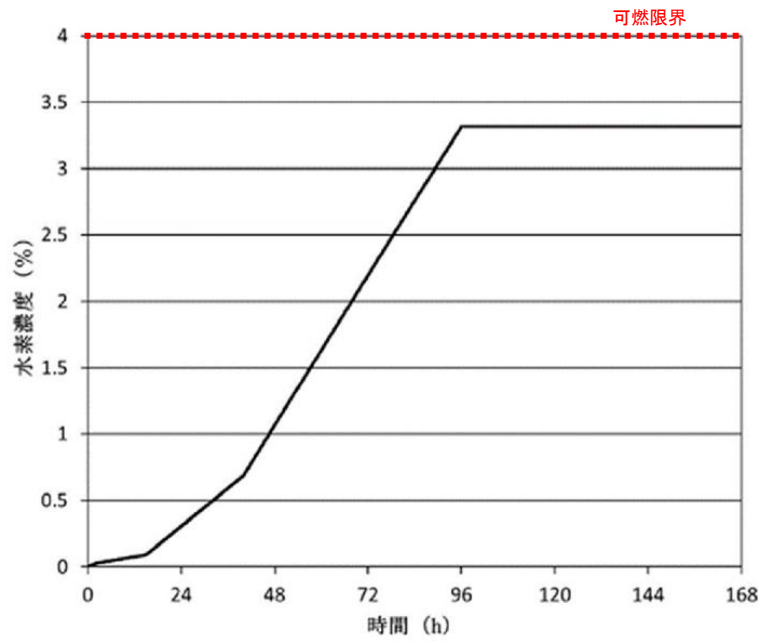


図 1-9 CRD 補修室の水素濃度の時間変化  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

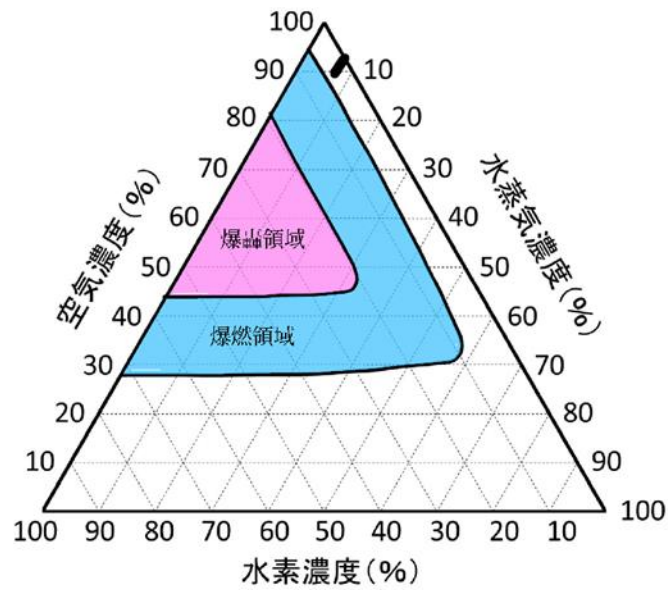


図 1-10 CRD 補修室の燃焼判定図  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

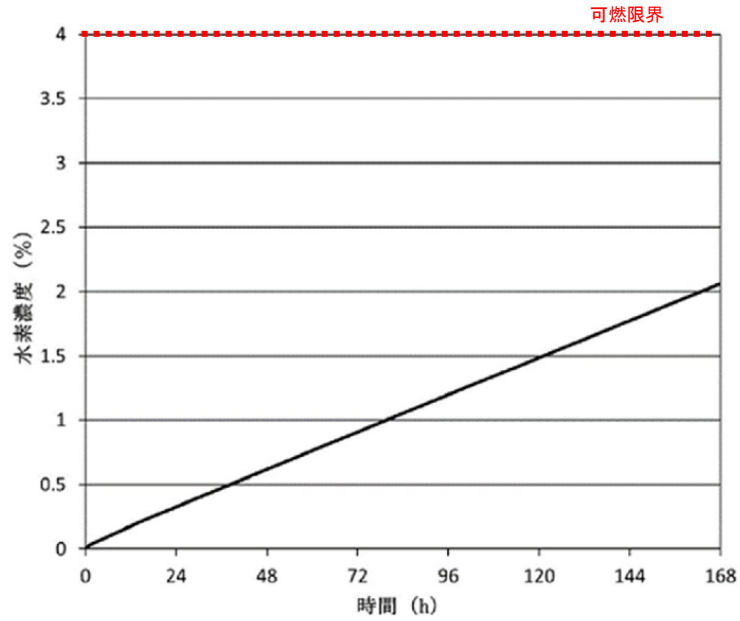


図 1-11 CRD 補修室の水素濃度の時間変化  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

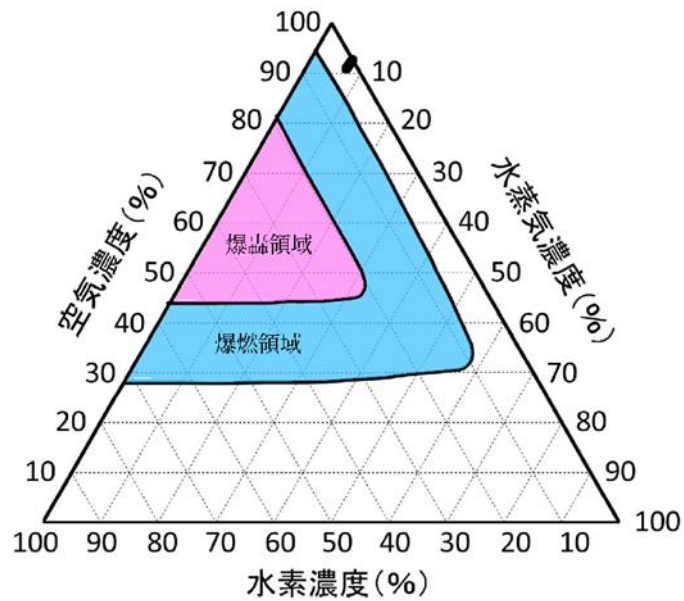


図 1-12 CRD 補修室の燃焼判定図  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

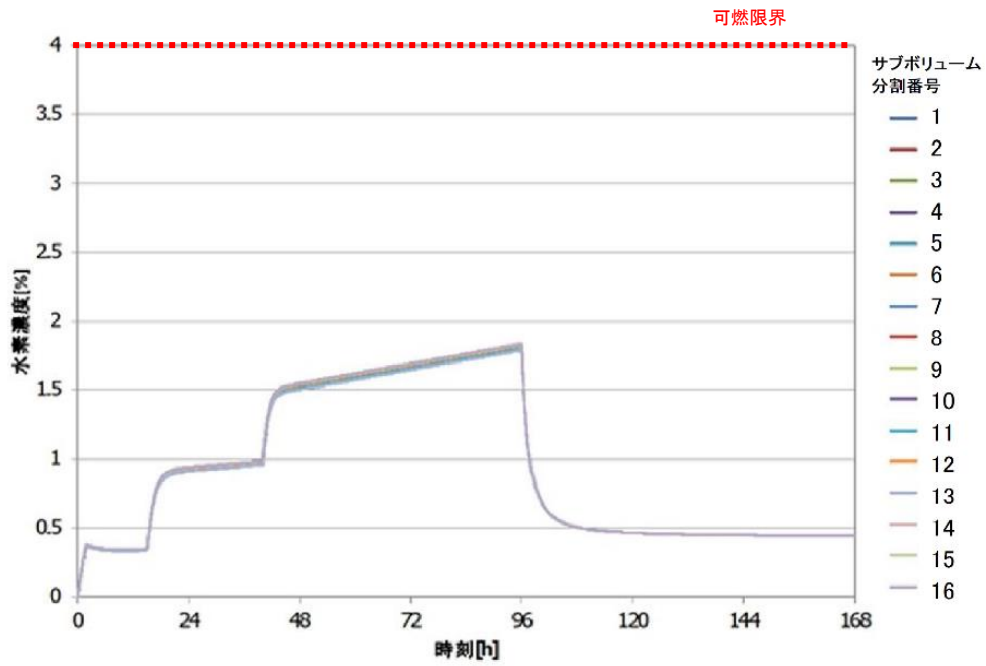


図1-13 所員用エアロック室の水素濃度の時間変化  
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

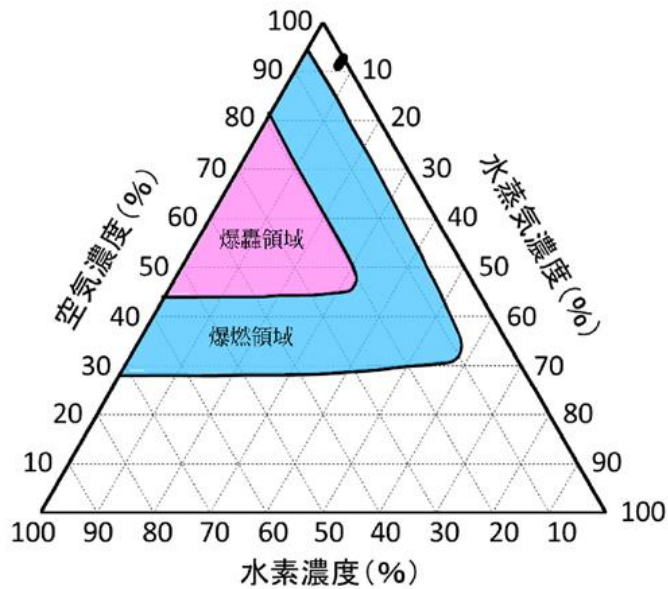


図1-14 所員用エアロック室の燃焼判定図  
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

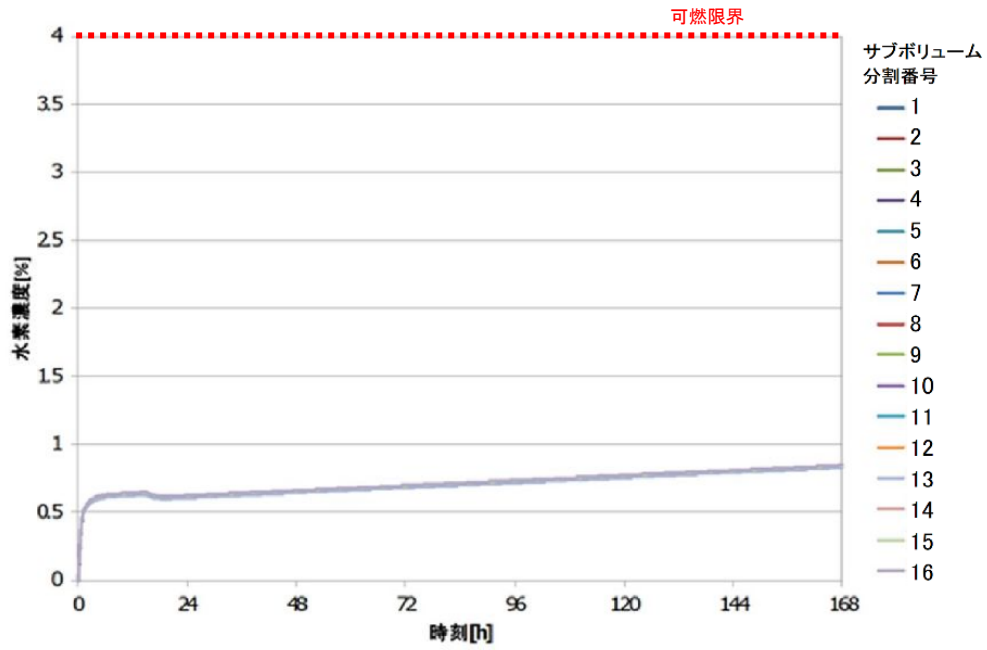


図 1-15 所員用エアロック室の水素濃度の時間変化  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

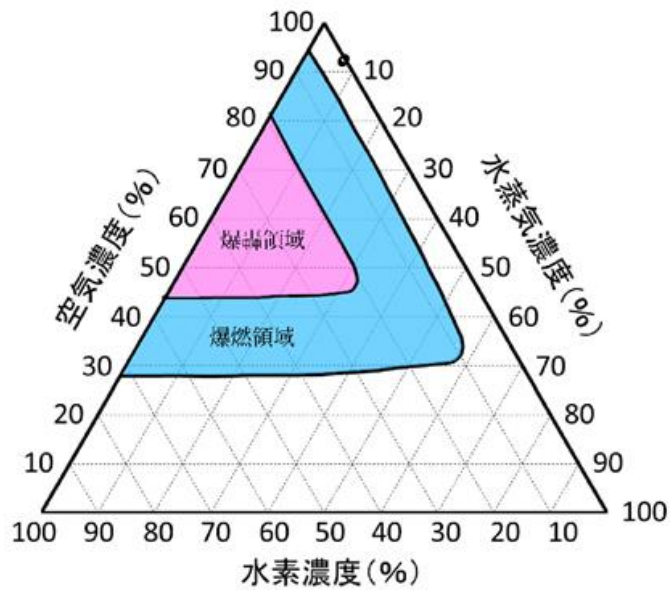


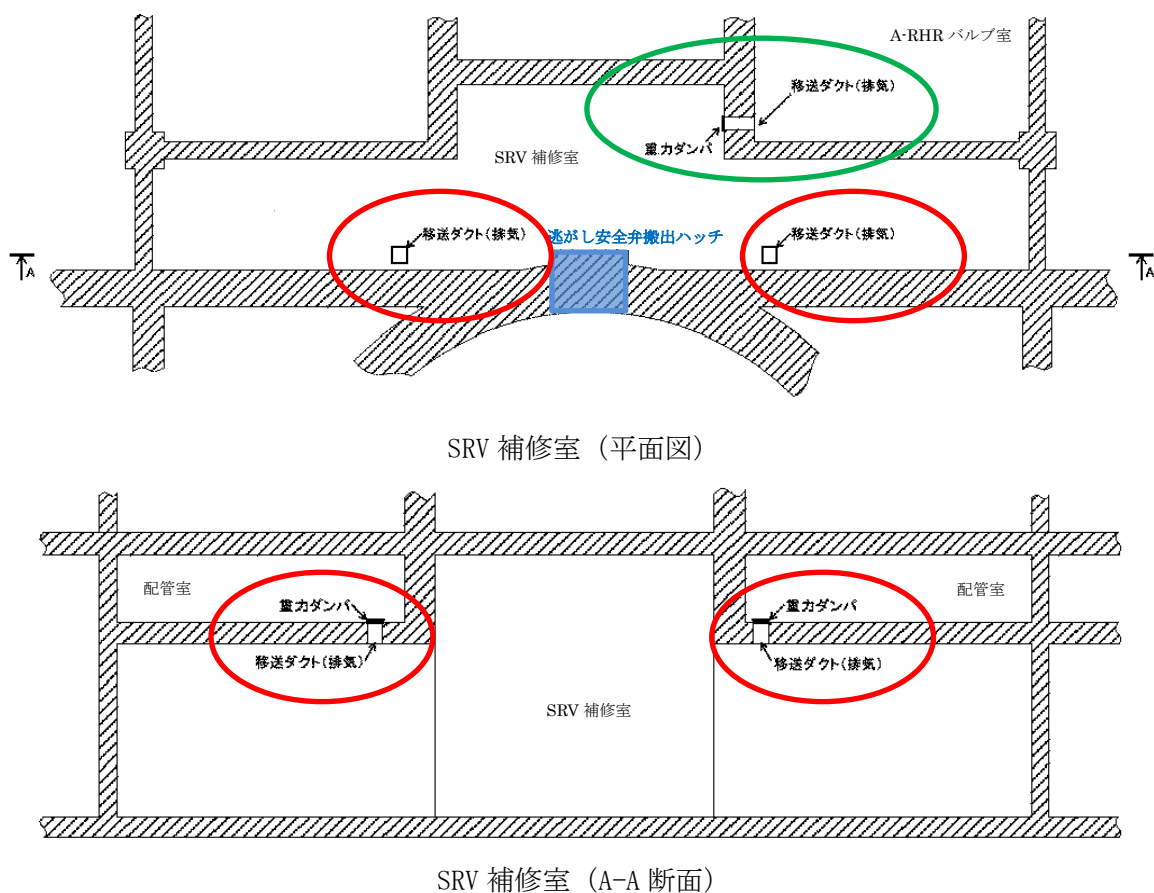
図 1-16 所員用エアロック室の燃焼判定図  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)



#### 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。

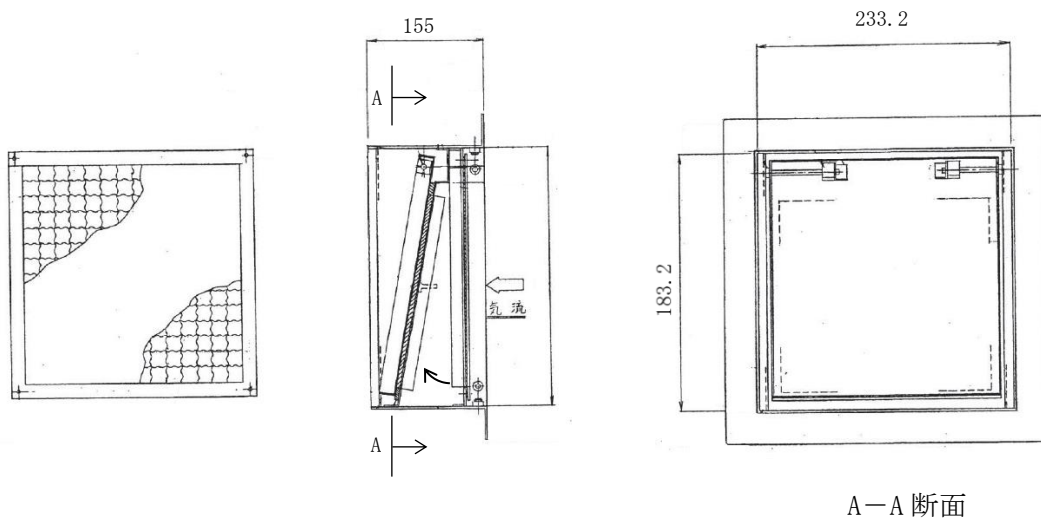
SRV 補修室では、排気ダクトの水平部及び鉛直部に重力ダンパが設置されている。水平部に関しては、SRV 補修室側に重力ダンパを設置しており、ダクト内に水素滞留が発生する可能性はないものと考えられる。鉛直部に関しては、凸型上部に重力ダンパが設置されていることから水素滞留が発生することが考えられるが、水素の可燃限界である 4vol% に到達することはないことを確認している（「参考評価」参照）。



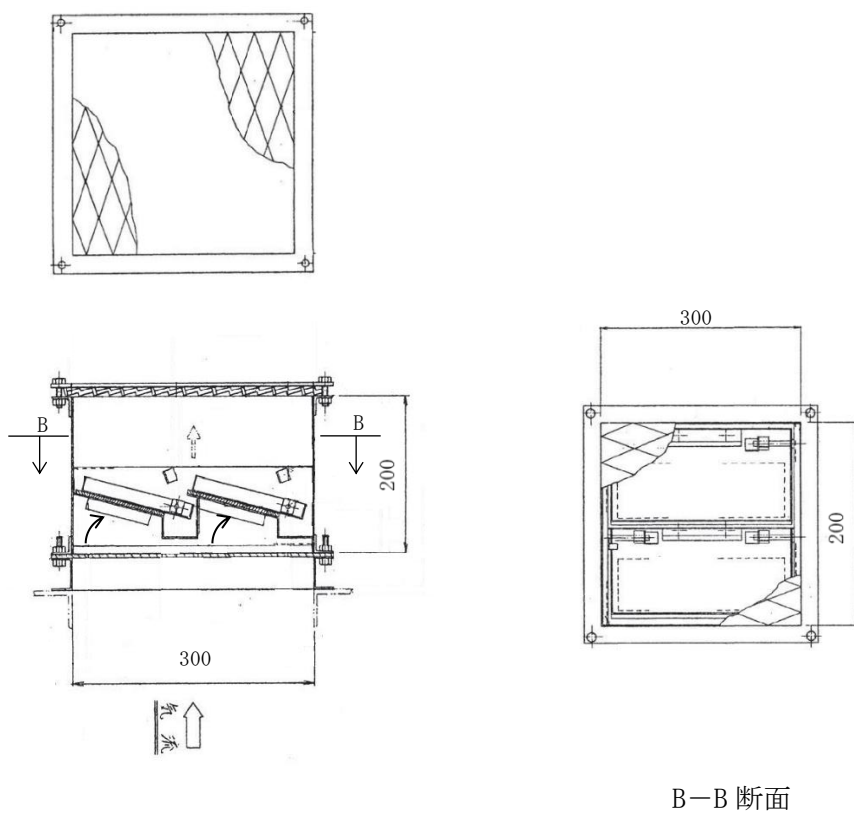
#### 【凡例】

- 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。

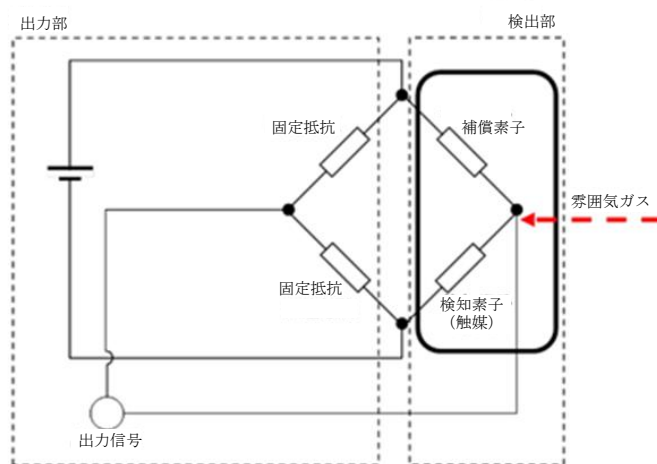


図2-1 原子炉建物水素濃度（触媒式）検出回路の概要図

### 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 $0.18\text{W/m}\cdot\text{K}$ （ $27^\circ\text{C}$ において）である一方、酸素及び窒素は、約 $0.02\text{W/m}\cdot\text{K}$ （ $27^\circ\text{C}$ 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。

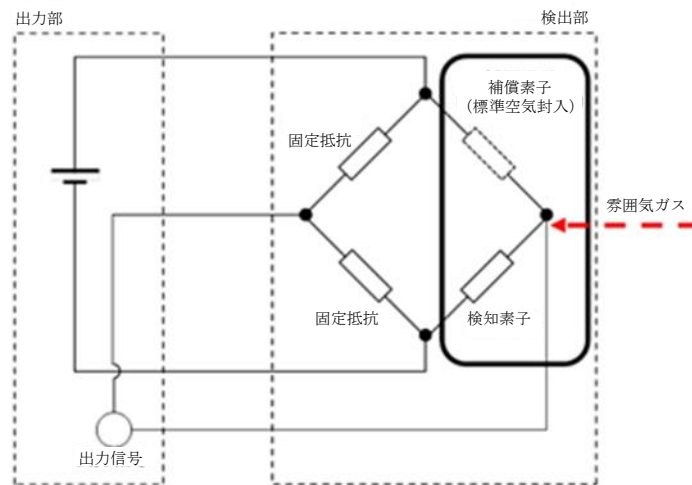
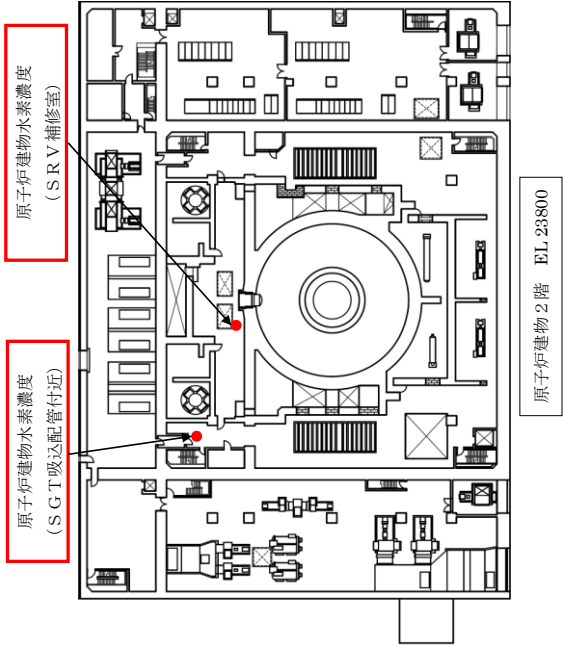
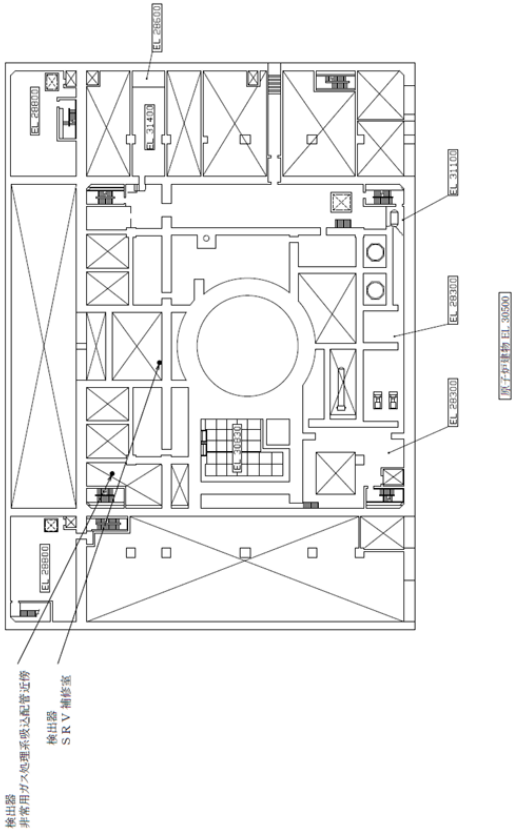


図2-2 原子炉建物水素濃度（熱伝導式）検出回路の概要図

### 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) 許可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>原子炉建物2階 EL.23800</p> <p>原子炉建物水素濃度 (S-G-T吸込配管付近)</p> <p>原子炉建物水素濃度 (SRV補修室)</p>	 <p>検出器 非常用ガス処理系吸込配管近傍 検出器 SRV補修室</p> <p>原子炉建物 EL.30500</p>						
<p>&lt;変更点&gt;</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> <table border="1" data-bbox="1200 743 1359 1265"> <tr> <td>3階 (EL 34800mm)</td> <td>原子炉建物</td> </tr> <tr> <td>中2階 (EL 30500mm)</td> <td>検出器</td> </tr> <tr> <td>2階 (EL 23800mm)</td> <td></td> </tr> </table>		3階 (EL 34800mm)	原子炉建物	中2階 (EL 30500mm)	検出器	2階 (EL 23800mm)	
3階 (EL 34800mm)	原子炉建物						
中2階 (EL 30500mm)	検出器						
2階 (EL 23800mm)							

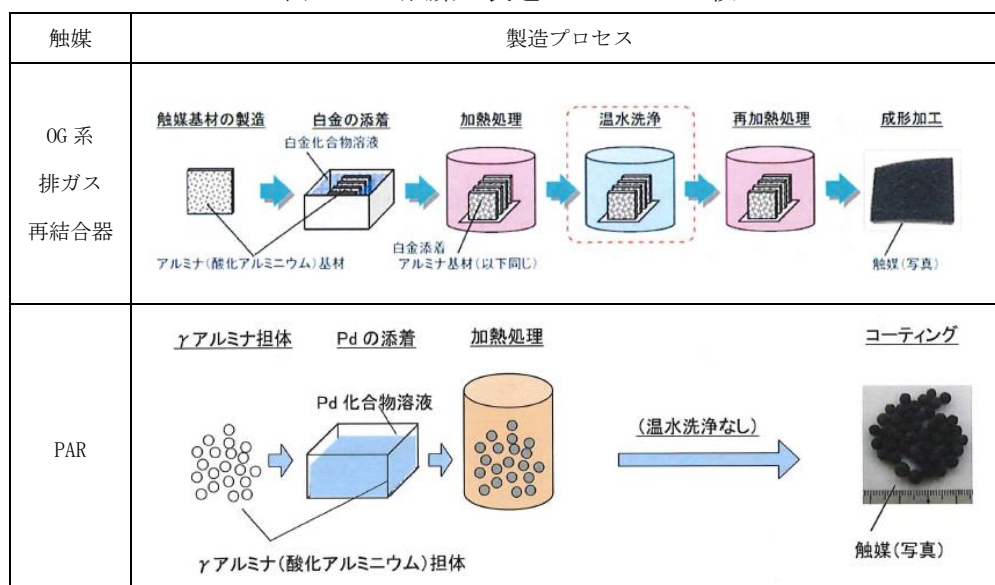
### 3. 触媒基材（アルミナ）について

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。

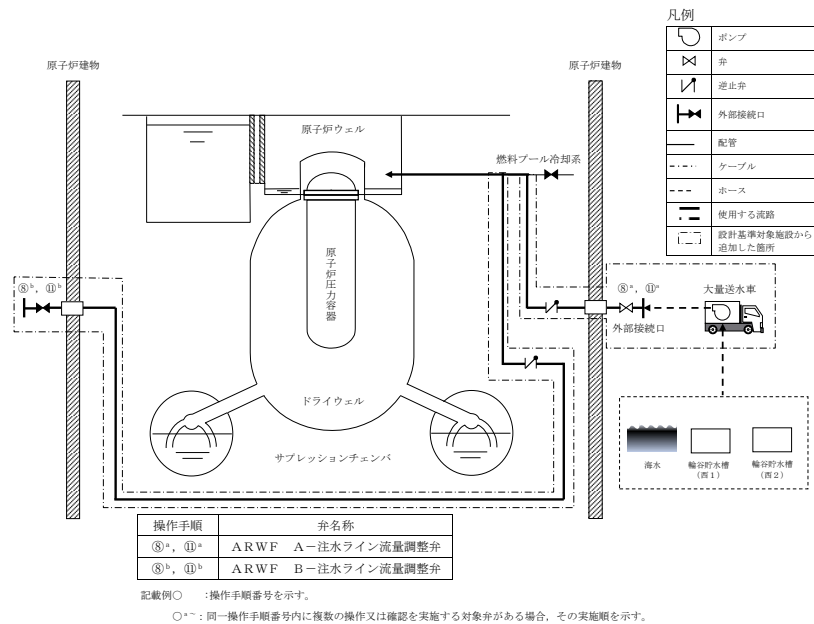


図4-1 原子炉ウェル代替注水系の概要図

##### 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	$\alpha$	MPa	$1.254 \times 10^{-5}$	
温度差	$\Delta T$	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	$\epsilon$	—	$2.26 \times 10^{-3}$	$\epsilon = \alpha \cdot \Delta E$
応力	$\sigma$	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。

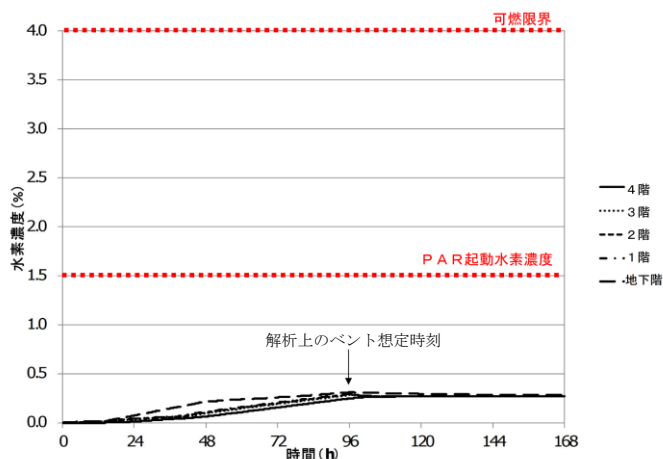


図 4-2 水素濃度の時間変化（原子炉建物原子炉棟全域）

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。

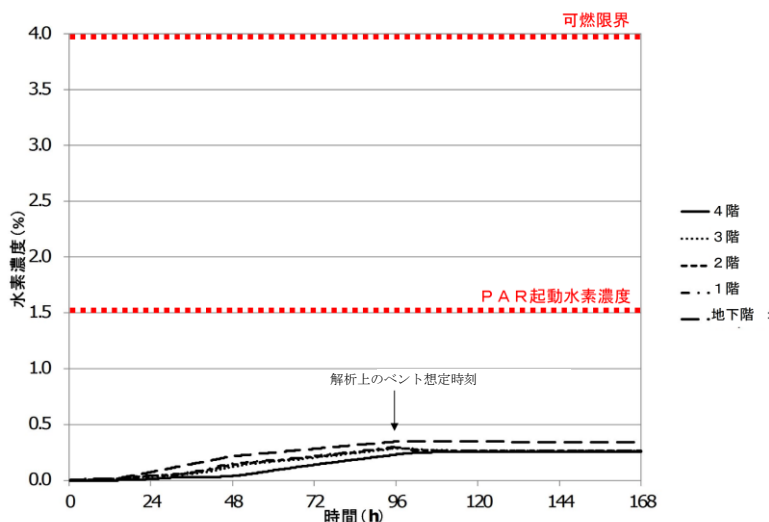


図4-3 水素濃度の時間変化（原子炉建物原子炉棟全域、原子炉ウェル蒸発）

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100m<sup>3</sup>/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。

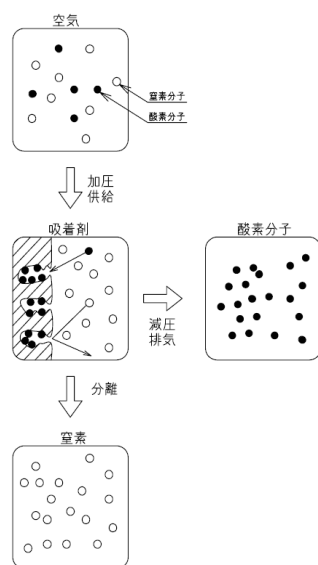


図5-1 圧力変動吸着方式による窒素ガス供給原理

### 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。

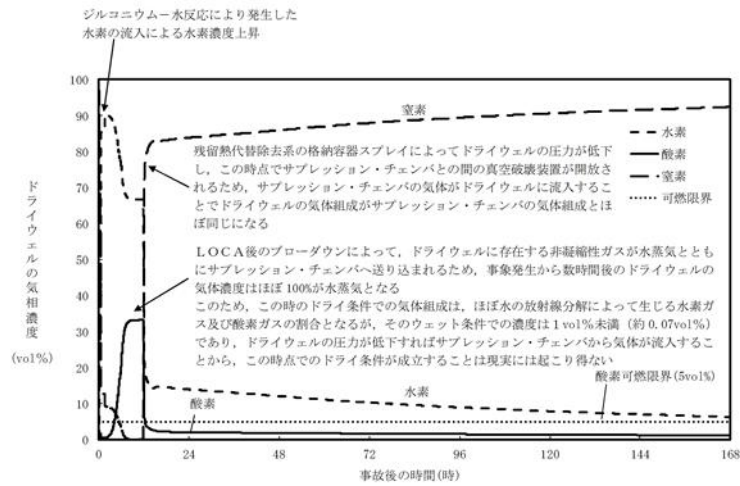


図 5-2 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用する場合）」におけるドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

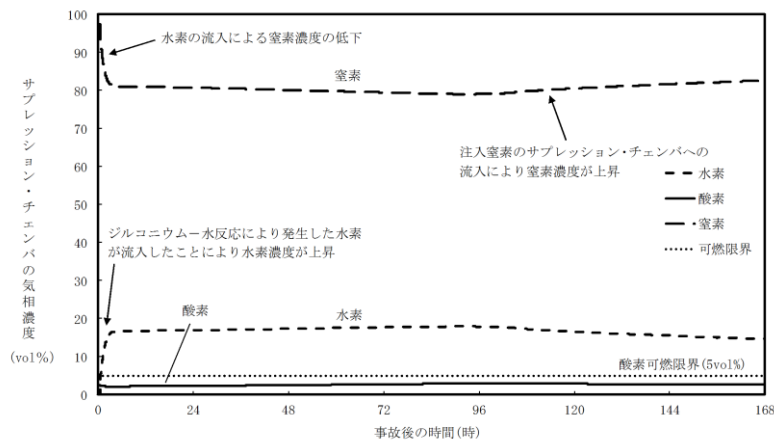


図 5-3 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用する場合）」におけるサプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

### 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。

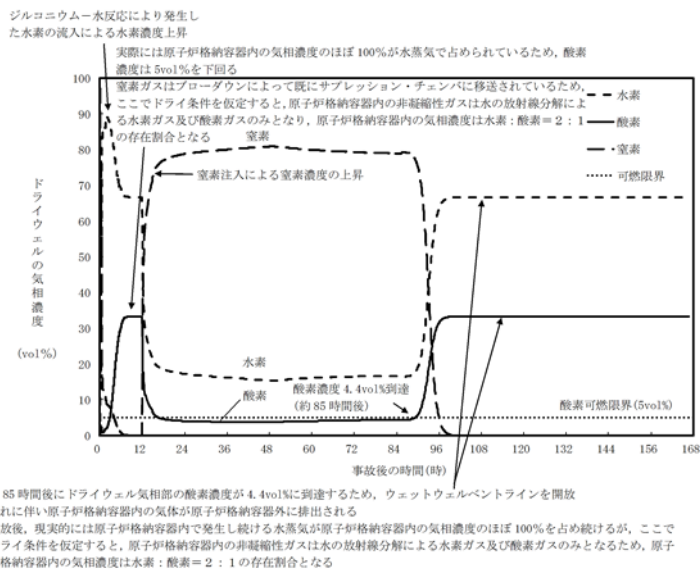


図5-4 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用しない場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用しているG値を採用した場合のドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

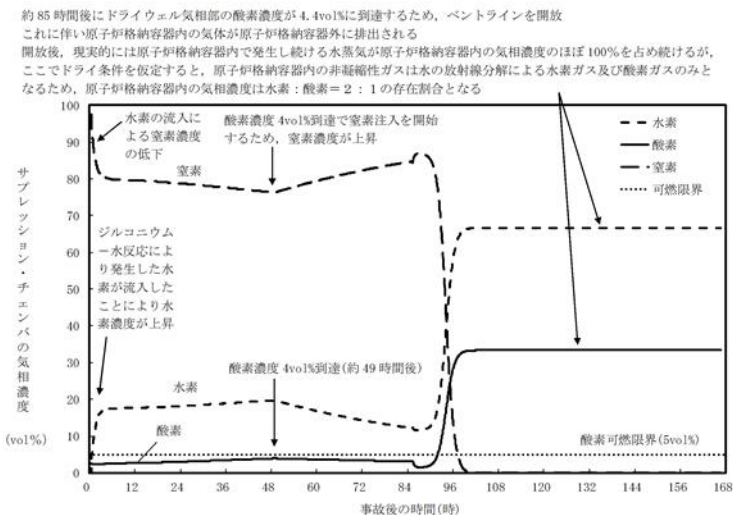


図5-5 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用しない場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用しているG値を採用した場合のサブプレッションチェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

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。<sup>(19)(20)</sup>

- 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  $5.8\mu\text{m}$  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  $5.8\mu\text{m}$  の厚さが反応した場合に相当する量とする。  
なお、これは  $9\times 9$  燃料（A 型）では燃料被覆管全量の 0.88%、 $9\times 9$  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 255m<sup>3</sup>/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シヨンプール水中に保持された核分裂生成物により, サプレシヨ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, サプレッションチェンバ内の水素及び酸素濃度は, サ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。

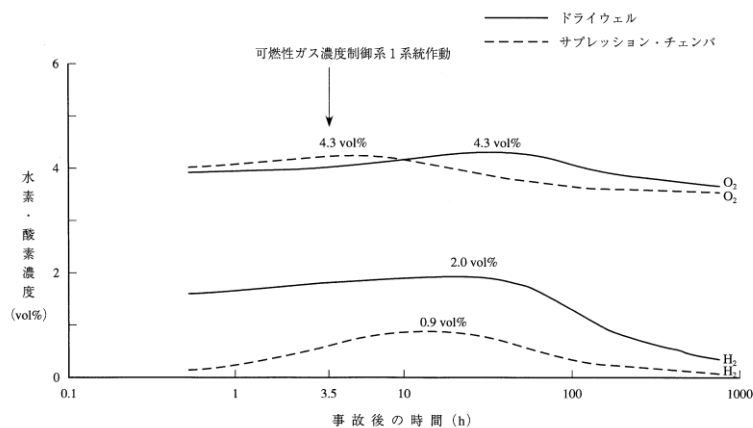


図 6-1 原子炉冷却材喪失時の格納容器内の水素・酸素濃度の時間変化

## 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閉運用について

### 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。

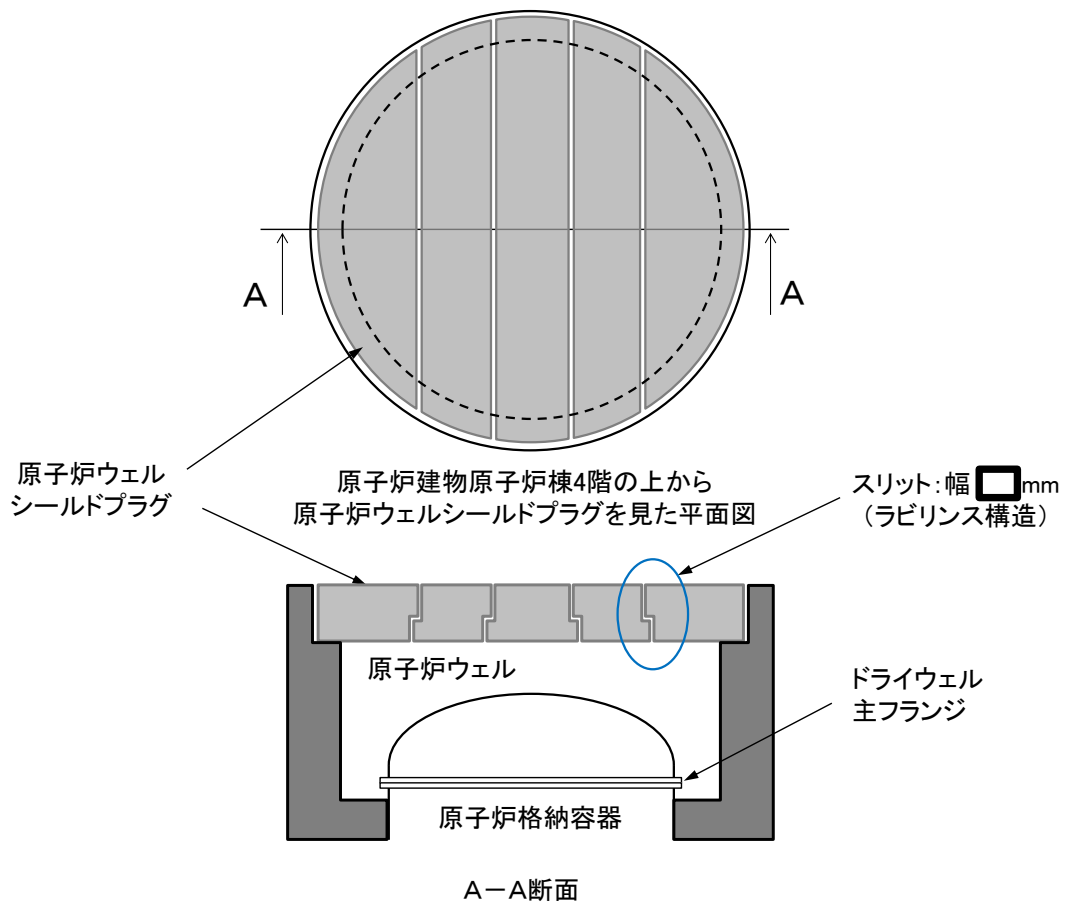
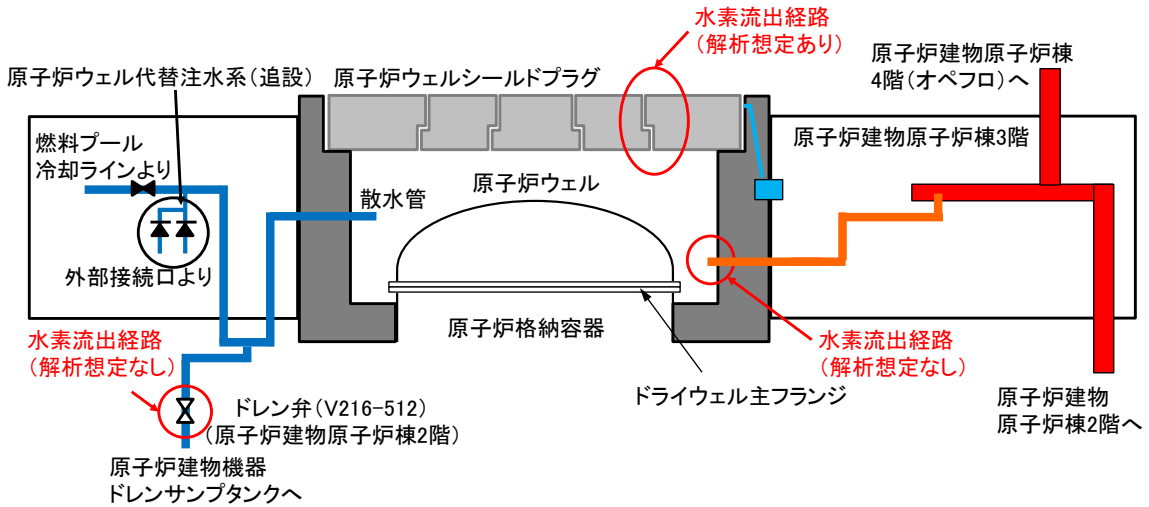
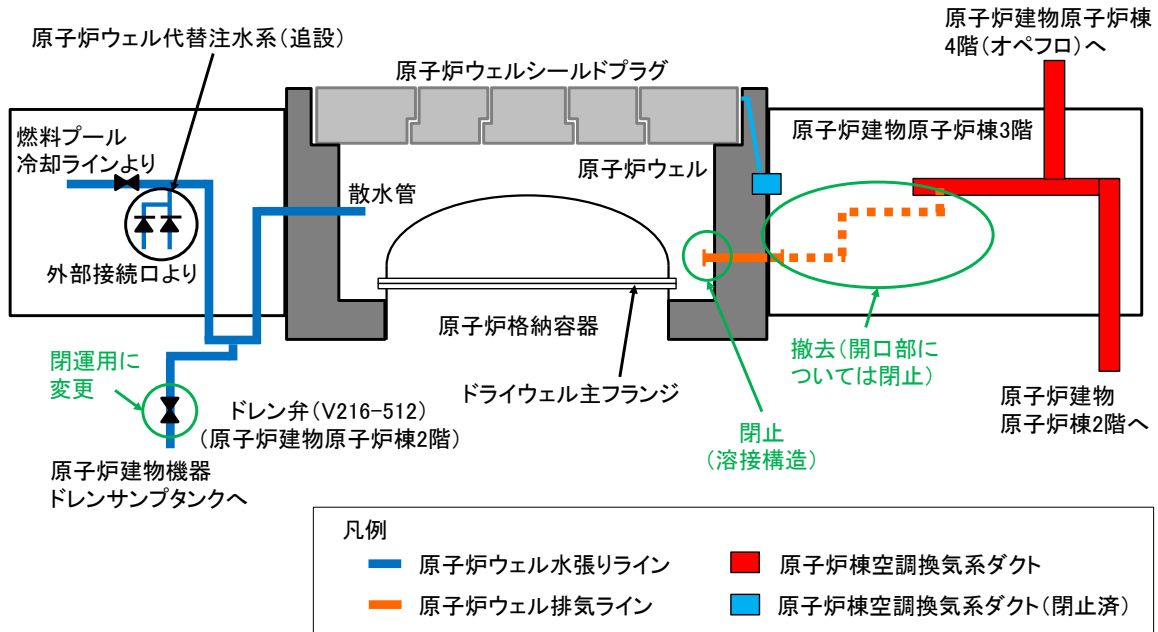


図 7-1 原子炉ウェルシールドプラグの構造

【対策前】



【対策後】



凡例	
— 原子炉ウェル水張りライン	— 原子炉棟空調換気系ダクト
— 原子炉ウェル排気ライン	— 原子炉棟空調換気系ダクト(閉止済)

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0m<sup>3</sup>/h（成り行き）から完全に0m<sup>3</sup>/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 <sup>3</sup> /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  $\mu$  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。

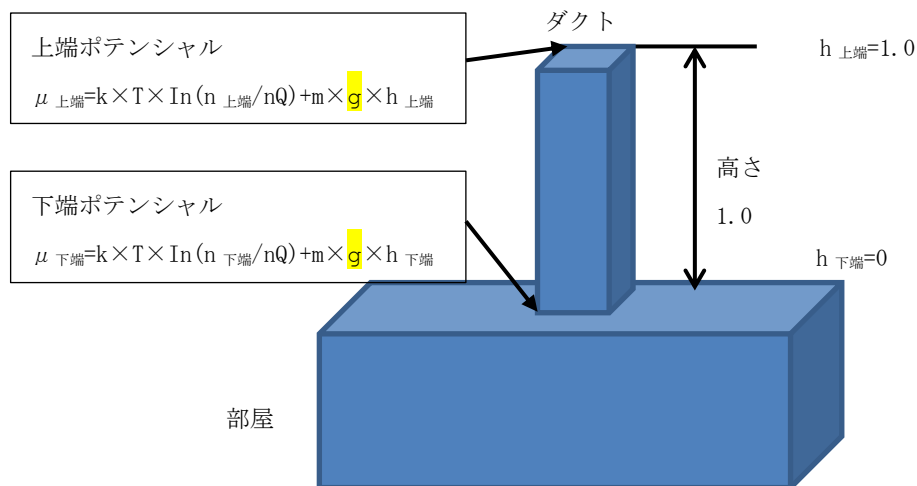


図 1-1 評価モデル

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。

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

ここで、 $k$  : ボルツマン定数

$T$  : 温度

$nQ$  : 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	$1.3807 \times 10^{-23}$	$\text{m}^2\text{kg}/\text{s}^2/\text{K}$	
アボガドロ数	$N_A$	$6.0221 \times 10^{23}$	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	$m_{\text{水素}}$	$3.348 \times 10^{-27}$	kg	分子量 2.016 (g/mol) / アボガドロ数
空気の分子質量	$m_{\text{空気}}$	$4.811 \times 10^{-26}$	kg	分子量 28.97 (g/mol) / アボガドロ数
重力加速度	g	9.8067	$\text{m}/\text{s}^2$	
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