

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-08-0370-4_改6
提出年月日	2021年11月8日

補足-370-4 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

補足 1	局所エリアの漏えいガスの滞留	補足 1-1
補足 2	原子炉建屋内水素濃度の適用性について	補足 2-1
補足 3	触媒基材（アルミナ）について	補足 3-1
補足 4	原子炉格納容器頂部注水系について	補足 4-1
補足 5	原子炉建屋地上 3 階大物搬入口ハッチカバーについて	補足 5-1
補足 6	可搬型窒素ガス供給装置について	補足 6-1
補足 7	「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	補足 7-1
補足 8	原子炉格納容器内の酸素濃度（ウェット条件）による格納容器ベント基準の 設定と計器誤差の影響	補足 8-1
参考資料 1	有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合）における感度 解析について	参考 1-1

局所エリアの漏えいガスの滞留

1. 評価方法

原子炉格納容器からの水素漏えいが想定される箇所については、「別添 1 2.2.1 (2) 漏えい箇所」に示す漏えい箇所があり、表 1-1 に示す直接漏えいが発生する区画（以下「局所エリア」という。）については、小部屋形状となっている箇所がある。このことから、局所エリアにおいて、漏えいした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。

なお、原子炉ウェルカバー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、原子炉ウェルカバーにシール性がないことことから、評価対象から除外した。また、機器搬出入用ハッチ及びサブプレッションチェンバ出入口がある区画については「別添 1 図 2.2-1 GOTHIC 解析モデル」に示す原子炉建屋地下 1 階及び地下 2 階の区画と同じであり、「別添 1 2.2 原子炉建屋原子炉棟の水素挙動」で評価済みであるため、対象外とした。

表 1-1 評価対象の局所エリア

階数		漏えい箇所	局所エリア名称	空間容積[m ³]
地上 1 階	南側	逃がし安全弁搬出入口	バルブラッピング室	
	北側	所員用エアロック	所員用エアロック前室	
	北東側	ISI 用ハッチ	計装ペネトレーション室	
地下 1 階	北東側	制御棒駆動機構搬出入口	CRD 補修室	

2. 解析条件

(1) 評価モデル

解析モデルを図 2-1 に示す。各局所エリアは、開口部等（扉の開口部や排気ダクト）を通じて、通路とつながっていることから、フローパス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。

解析モデルのイメージを図 2-2 から図 2-5 に、開口面積の算出を図 2-6 に、部屋の位置を図 2-7 及び図 2-8 に示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

局所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、局所エリア内の水素濃度を保守的に評価するため、漏えいガス中の水素濃度を高めになる漏えい条件を想定する。

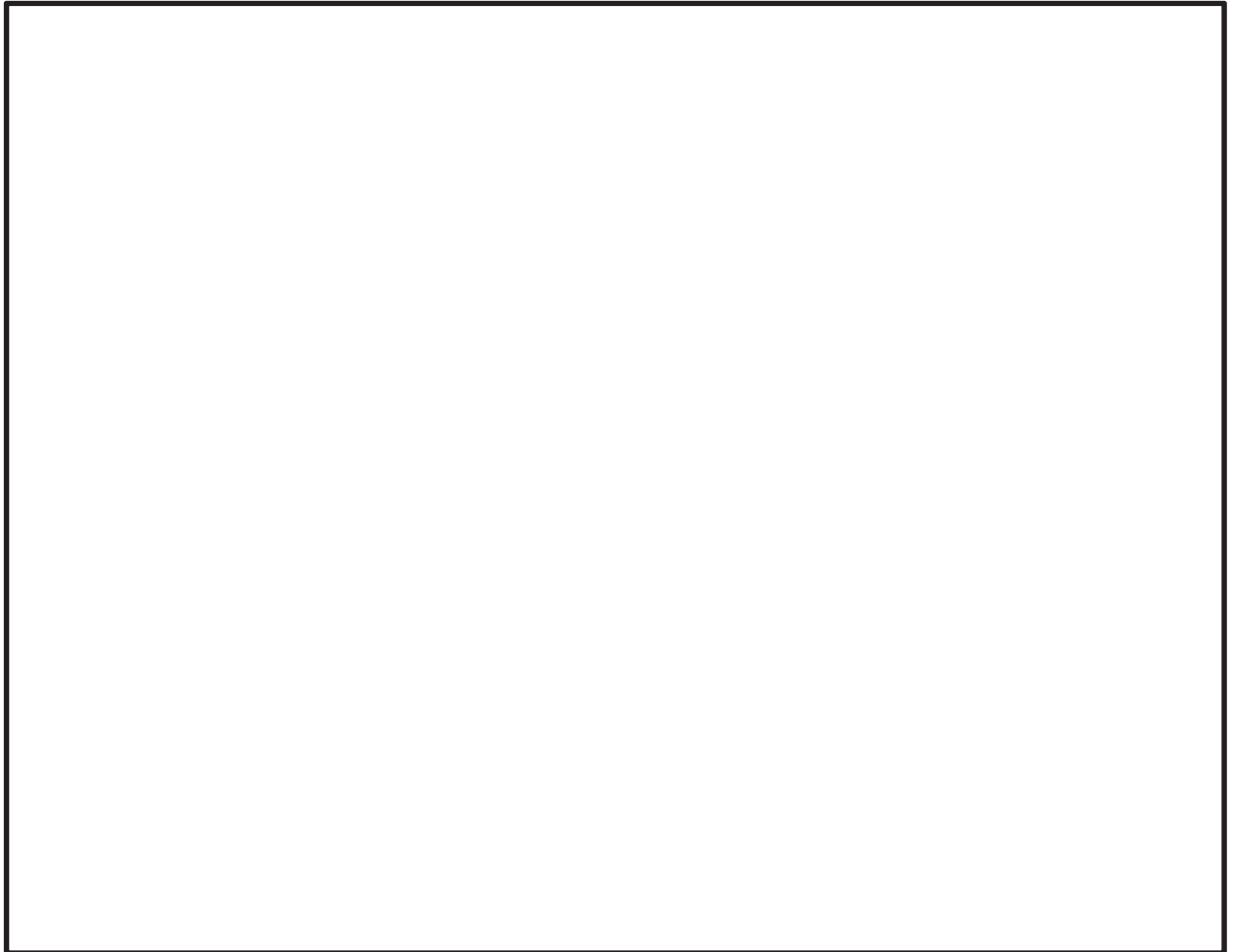


図 2-1 解析モデル

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

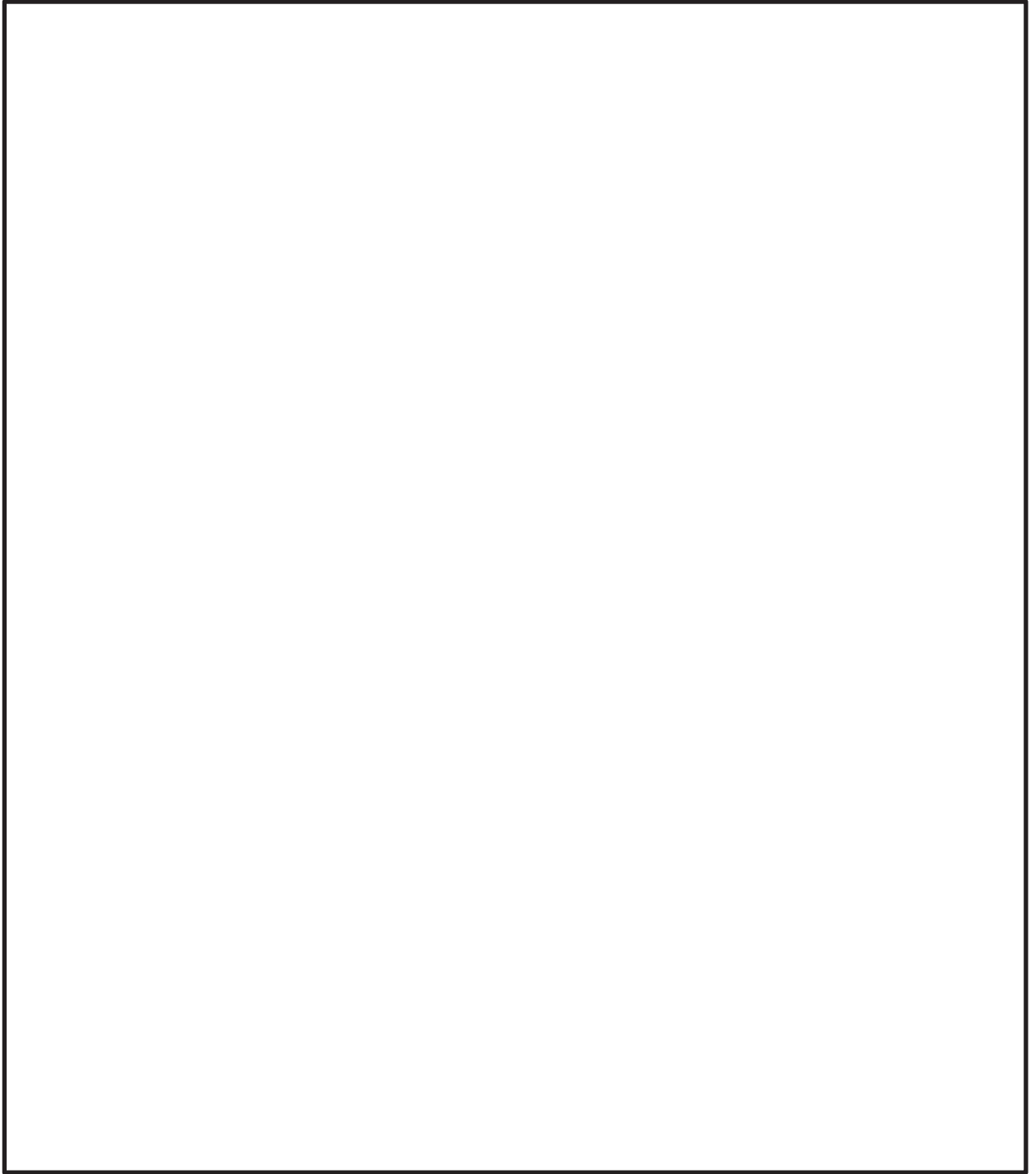


図 2-2 バルブラッピング室の解析イメージ (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

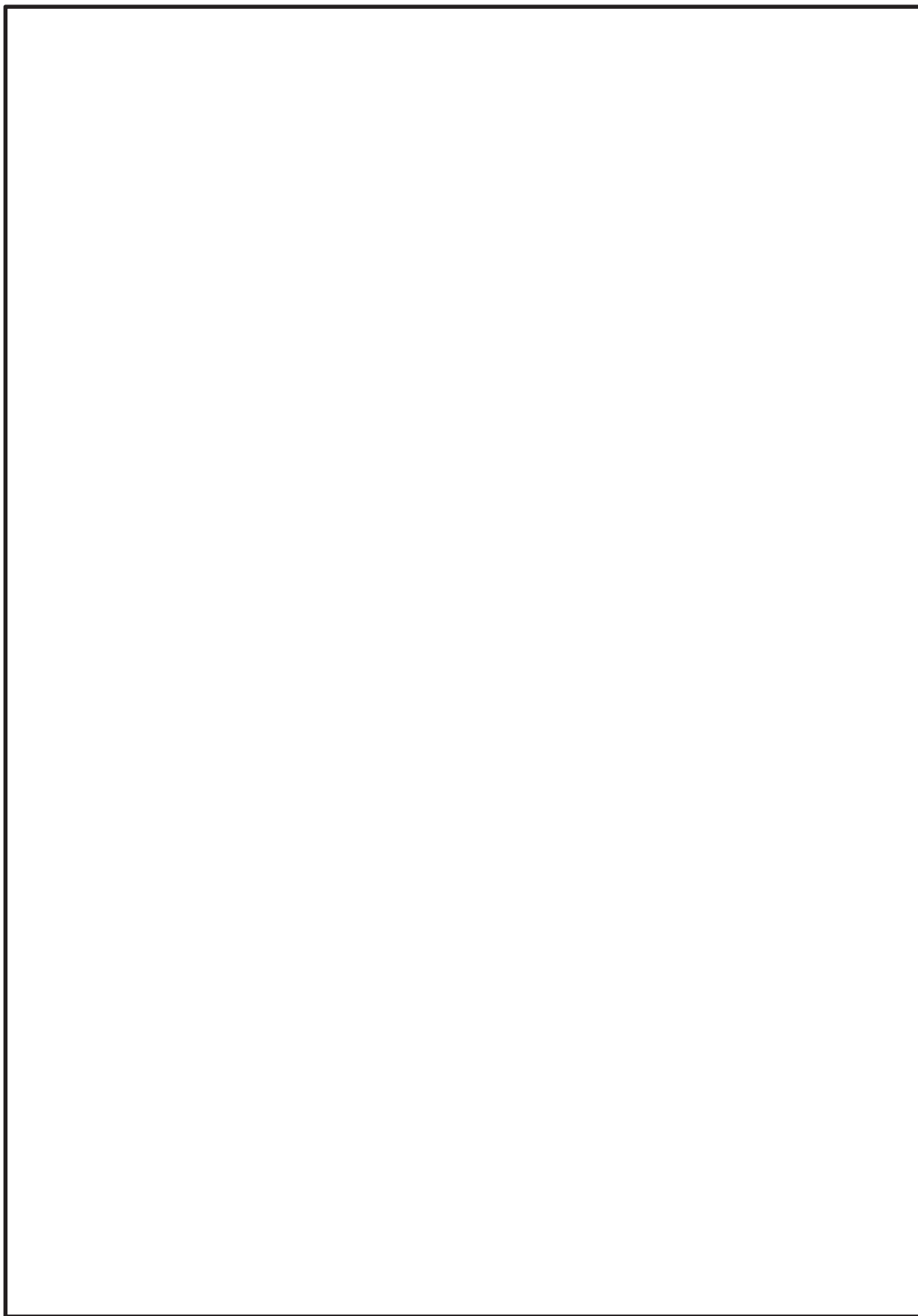


図 2-2 バルブラッピング室の解析イメージ (2/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

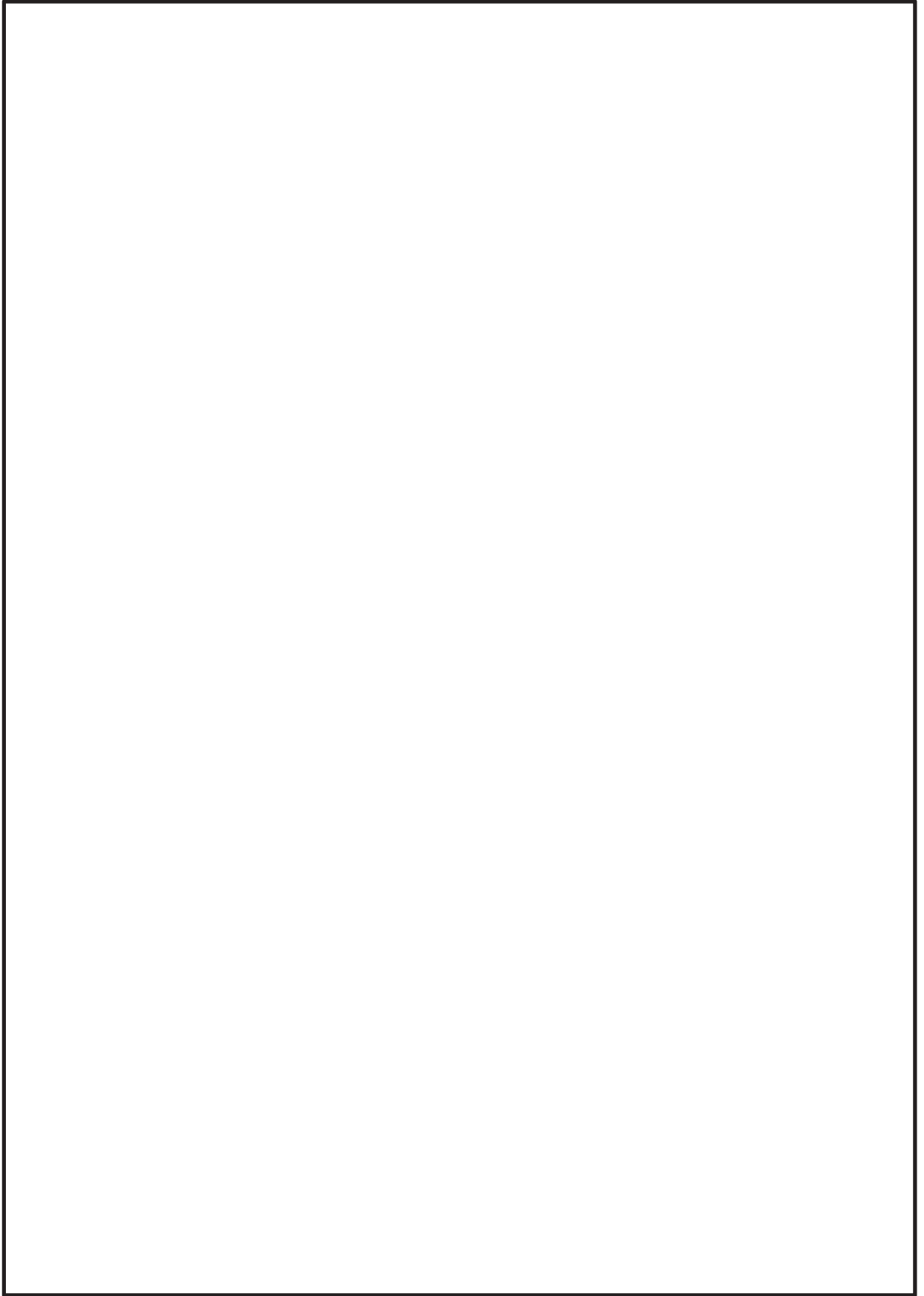


図 2-3 所員用エアロック前室の解析イメージ

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

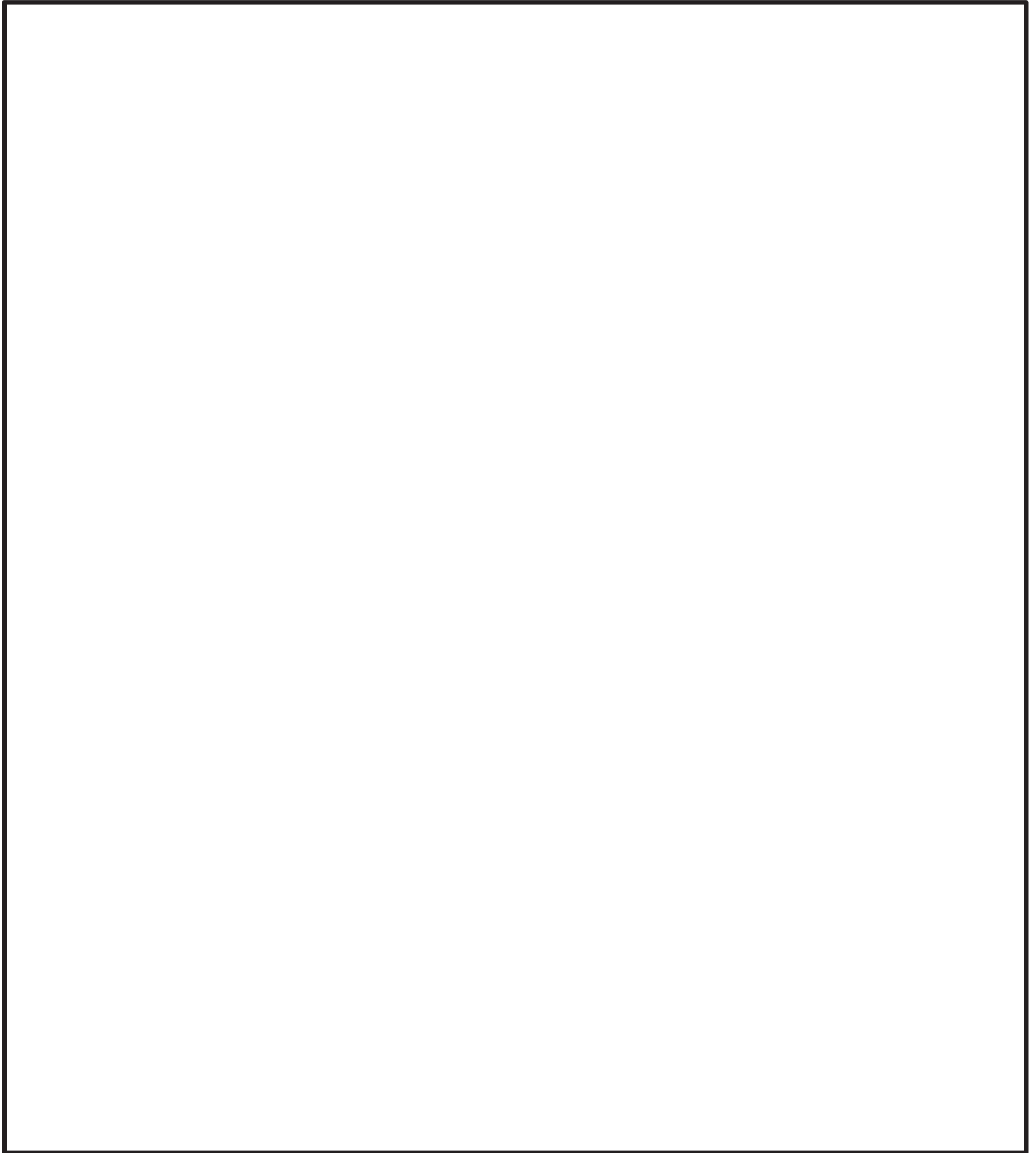


図 2-4 計装ペネトレーション室の解析イメージ (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

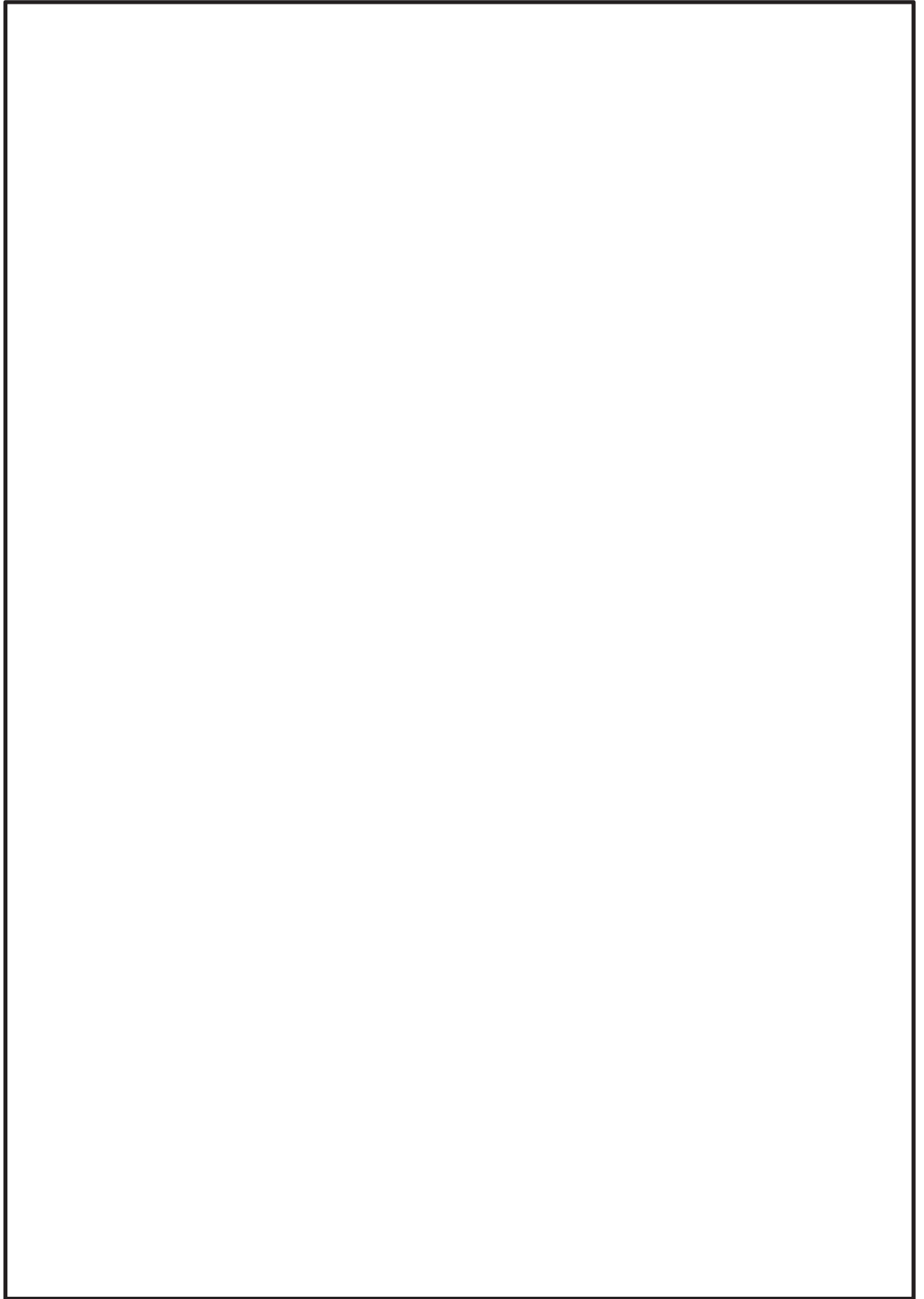


図 2-4 計装ペネトレーション室の解析イメージ (2/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

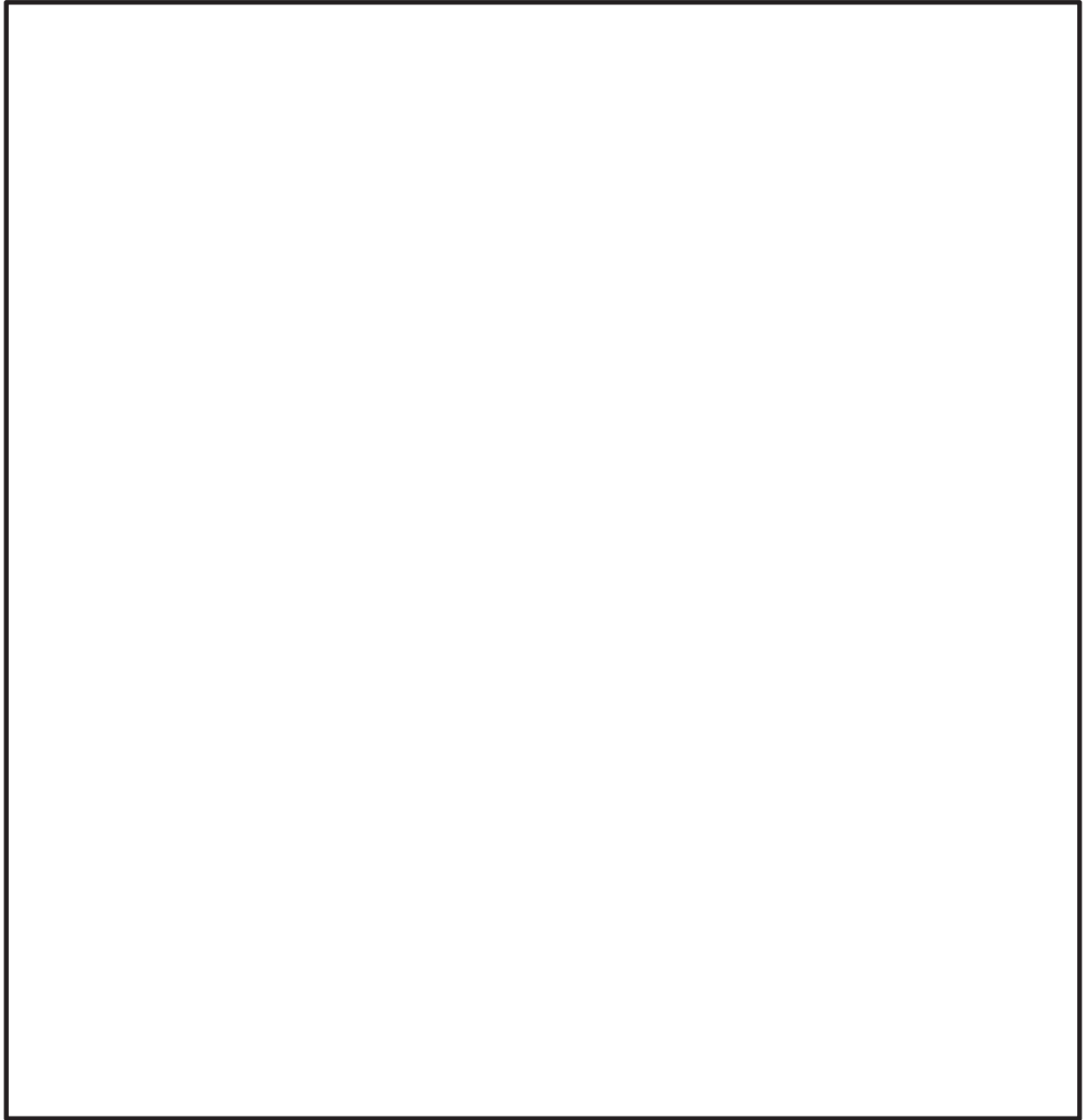


図 2-5 CRD 補修室の解析イメージ (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

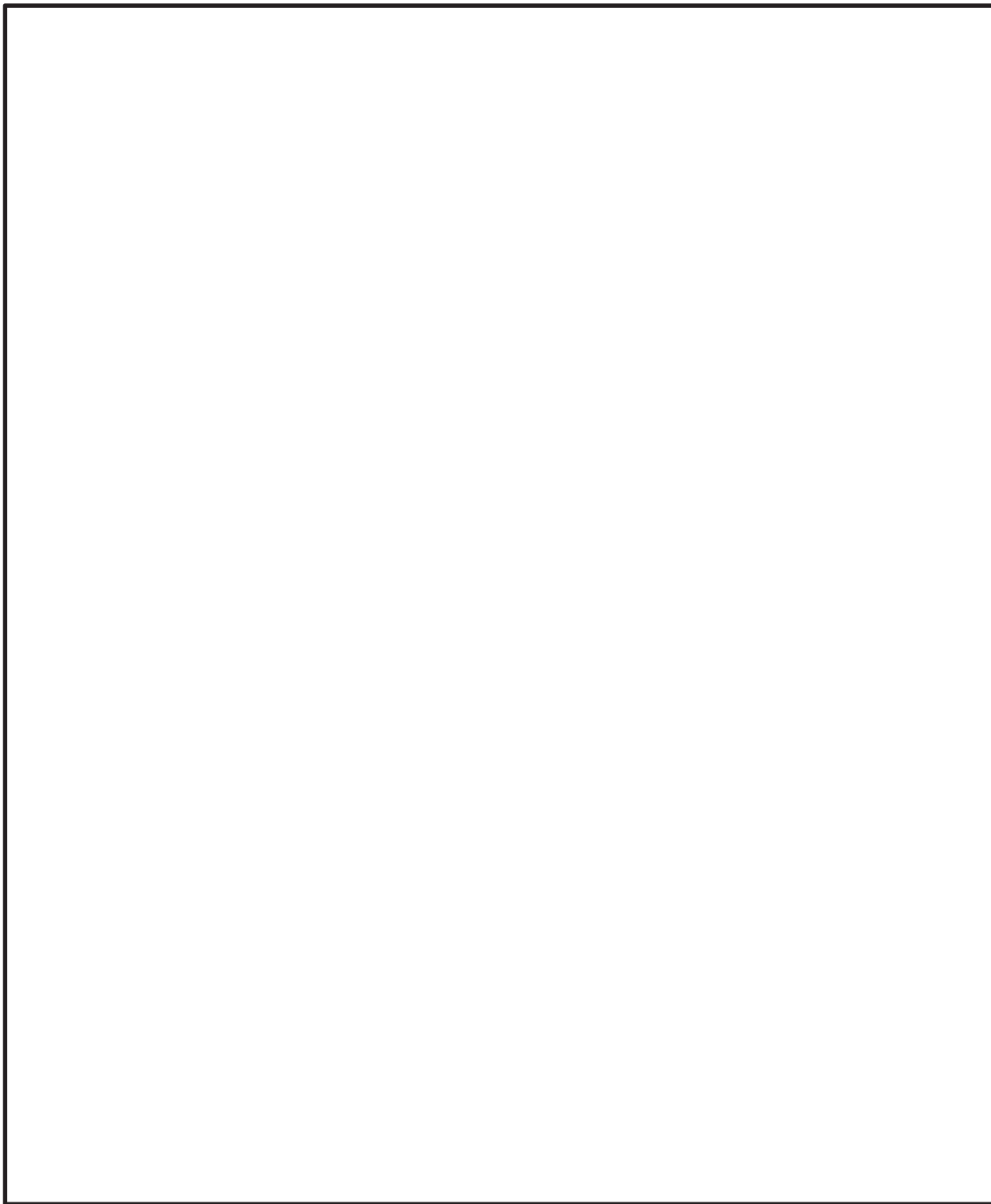


図 2-5 CRD 補修室の解析イメージ (2/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

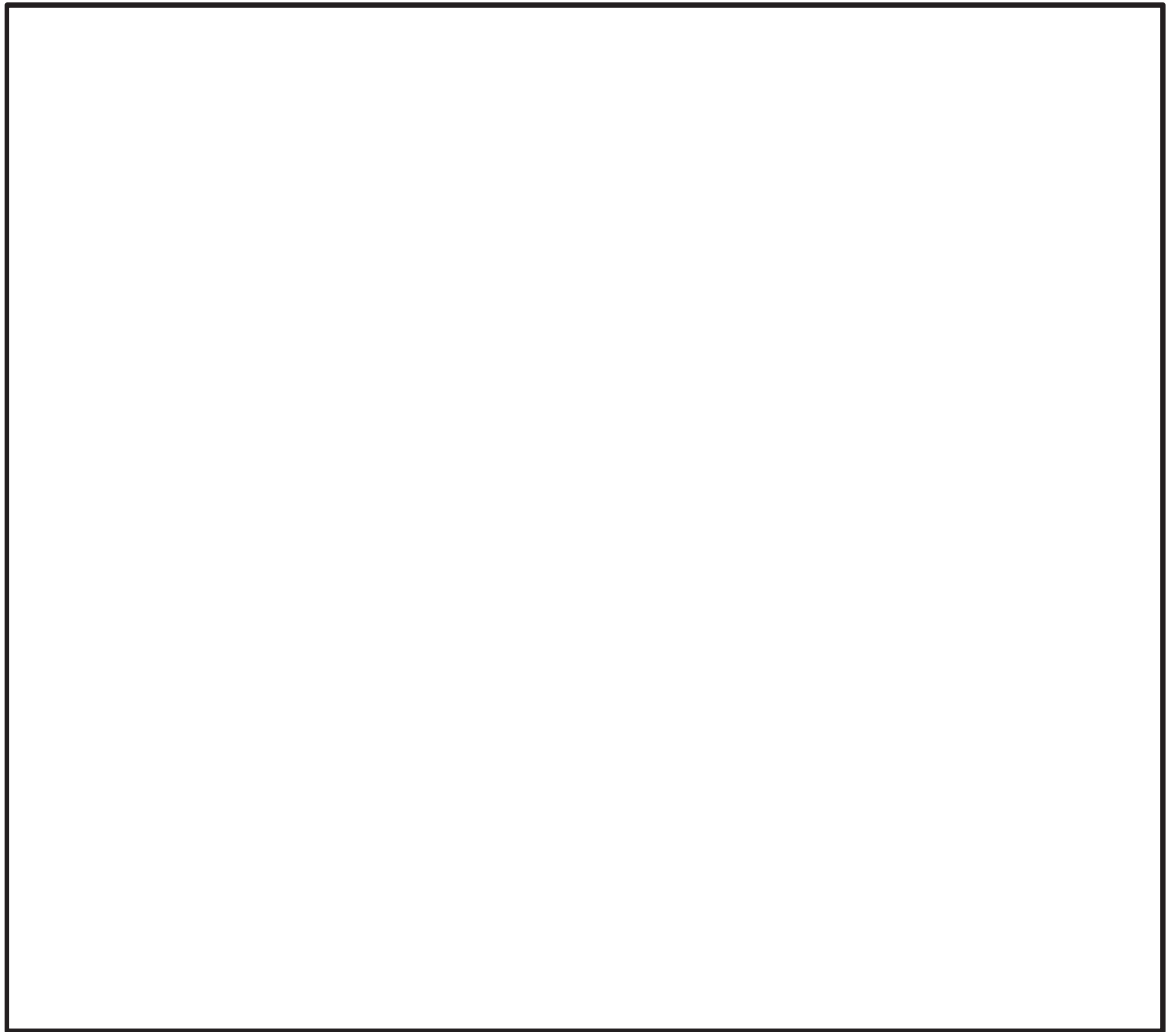
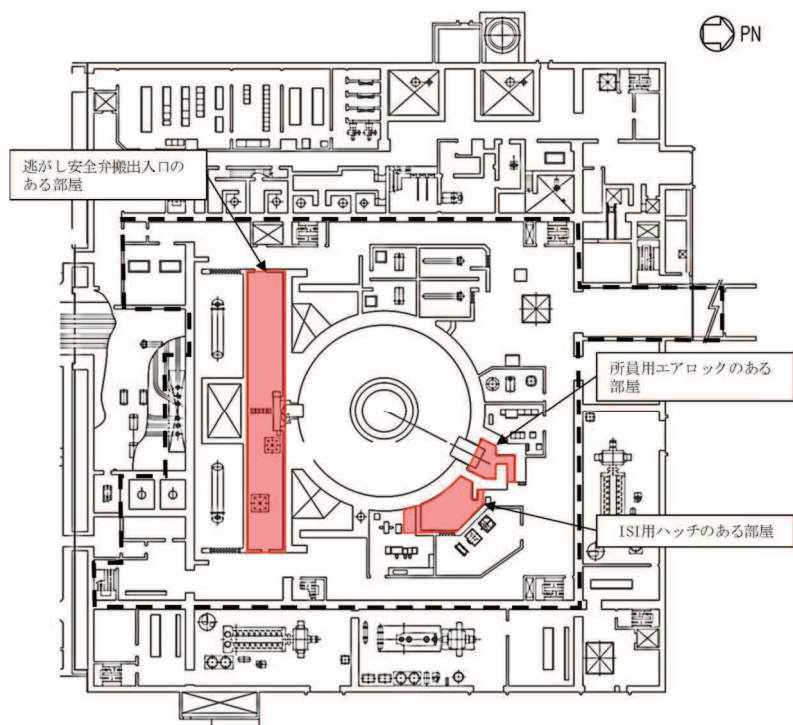


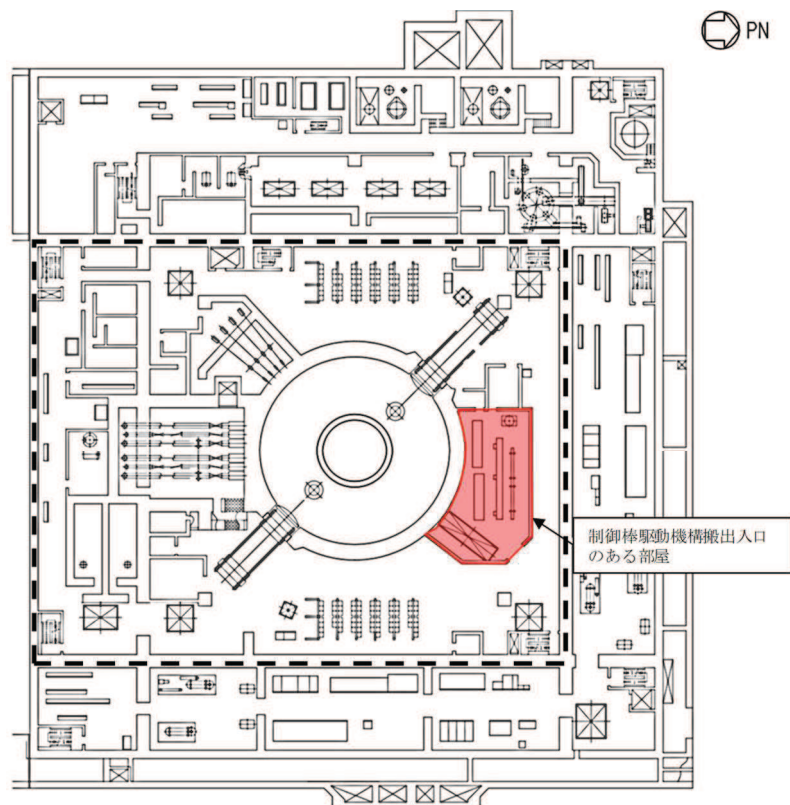
図 2-6 所員用エアロック前室の開口面積の算出

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



□内：原子炉建屋原子炉棟（二次格納施設）

図 2-7 原子炉建屋地上 1 階



□内：原子炉建屋原子炉棟（二次格納施設）

図 2-8 原子炉建屋地下 1 階

(2) 解析条件

解析条件を表 2-1 に示し、通路及び原子炉建屋地上 3 階（原子炉建屋燃料取替床）とつながる開口部の開口面積を表 2-2 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（開口部）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 のうち表 2.2.1-4 と同様である。

表 2-1 解析条件

No	項目	解析条件	備考
1	原子炉建屋原子炉棟の条件 (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）	101.325kPa 40℃ 相対湿度 100%の空気 表 1-1 参照	大気圧 通常運転時の環境仕様温度の 最大値として設定
2	圧力境界条件 （外部への漏えい） (1) 圧力（固定） (2) 温度（固定） (3) 酸素濃度（固定） (4) 窒素濃度（固定） (5) 水蒸気濃度（固定）	101.325kPa 40℃ 19.5vol% 73.2vol% 7.3vol%	大気圧 通常運転時の環境仕様温度の 最大値として設定 相対湿度 100%の空気として設定 同上 同上
3	流出条件 （外部への漏えい） (1) 流出条件	圧力損失を考慮	

表 2-2 開口面積

局所エリア 名称	開口面積[m ²]	備考
バルブ ラッピング室	給気口（隣室との連 通口）：－ 給気口：－ 排気口：0.02	①給気口（隣室との連通口）：重力ダンパを設置して いるため、開口として 扱わない。 ②,③給気口：ダクト経路が長い ため、開口として扱 わない。 ④排気口： $0.15\text{m} \times 0.15\text{m} \doteq 0.02\text{m}^2$ (バルブラッピング室側の排気口 の大きさは⑤,⑥ の $0.45\text{m} \times 0.3\text{m} \times 2$ 箇所 であるが、通路室側開口が④ の $0.15\text{m} \times 0.15\text{m}$ のため、 通路室開口面積を設定)
所員用エア ロック前室	所員用エアロック 前室扉：0.08 給気口：－ 排気口：－	①所員用エアロック前室扉： $0.2\text{m} \times 0.2\text{m} \times 2$ 箇所 $= 0.08\text{m}^2$ ②,③給気口：重力ダンパを設 置しているため、開口 として扱わない。 ④排気口：ダクト経路が長い ため、開口として扱わ ない。
計装ペネ トレーション室	給気口：－ 排気口：0.02	①,②給気口：重力ダンパを設 置しているため、開口 として扱わない。 ③排気口： $0.15\text{m} \times 0.15\text{m} \doteq 0.02\text{m}^2$ (計装ペネトレーション側の 排気口の大きさは④の $0.3\text{m} \times 0.3\text{m}$ であるが、 通路室開口が③の $0.15\text{m} \times$ 0.15m のため、通路室開口 面積を設定)
CRD 補修室	給気口（隣室との連 通口）：－ 給気口：－ 排気口：0.09	①給気口（隣室との連通口）： 重力ダンパを設置して いるため、開口として 扱わない。 ②,③給気口：重力ダンパを設 置しているため、開口 として扱わない。 ④排気口： $0.3\text{m} \times 0.3\text{m} = 0.09\text{m}^2$ (CRD 補修室側の排気口の 大きさは⑤の $0.6\text{m} \times$ 0.45m であるが、通路室 開口が④の $0.3\text{m} \times 0.3\text{m}$ の ため、通路室開口面積を 設定)

*：備考欄内の①から⑥の数字は、図 2-2 から図 2-5 内の数字と一致している

(3) 漏えい条件

有効性評価シナリオ条件における漏えい条件を表 2-3 及び表 2-4 に示す。条件設定にあたっては、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」シナリオにおける原子炉格納容器圧力, 原子炉格納容器温度及び原子炉格納容器ガス組成をそれぞれ保守側に包絡するように設定する。（「別添 1 2.2.1 解析条件 (1) b. (a) 及び (b)」参照。）

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 2-5 及び表 2-6 に示す。

表 2-3 有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合）における漏えい条件

項目		条件					
		0~6h	6~24h	24~36h	36~48h	48~72h	72~168h
ドライウエル	圧力(kPa[gage])	550			300	250	200
	温度(°C)	200			171		
	水素分率(vol%)	10		15	20		
	窒素分率(vol%)	0	10		35		
	水蒸気分率(vol%)	90	80	75	45		
	原子炉格納容器漏えい率(%/day)	1.3			0.7	0.65	0.6
サブレーションチエンバ	圧力(kPa[gage])	550			300	250	200
	温度(°C)	200			171		
	水素分率(vol%)	25		20	15		
	窒素分率(vol%)	30			25		
	水蒸気分率(vol%)	45		50	60		
	原子炉格納容器漏えい率(%/day)	1.3			0.7	0.65	0.6

表 2-4 有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））における漏えい条件

項目		条件		
		0～6h	6～60h	60～168h
ドライウエル	圧力 (kPa [gage])	854		50
	温度 (°C)	200		171
	水素分率 (vol%)	10		0
	窒素分率 (vol%)	0	10	0
	水蒸気分率 (vol%)	90	80	100
	原子炉格納容器漏えい率 (%/day)	1.3		0.5 (設計漏えい率)
サブプレッションエンバ	圧力 (kPa [gage])	854		50
	温度 (°C)	200		171
	水素分率 (vol%)	25		0
	窒素分率 (vol%)	30		0
	水蒸気分率 (vol%)	45		100
	原子炉格納容器漏えい率 (%/day)	1.3		0.5 (設計漏えい率)

表 2-5 有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合）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	漏えい量 [kg/s]					
	0～6 時間	6～24 時間	24～36 時間	36～48 時間	48～72 時間	72～168 時間
バルブラッピング室	4.18×10^{-4}	4.44×10^{-4}	4.23×10^{-4}	1.65×10^{-4}	1.34×10^{-4}	1.06×10^{-4}
所員用エアロック前室	3.63×10^{-4}	3.85×10^{-4}	3.68×10^{-4}	1.43×10^{-4}	1.16×10^{-4}	9.22×10^{-5}
計装ペネトレーション室	6.00×10^{-5}	6.37×10^{-5}	6.08×10^{-5}	2.37×10^{-5}	1.92×10^{-5}	1.52×10^{-5}
CRD 補修室	3.03×10^{-4}	3.22×10^{-4}	3.07×10^{-4}	1.20×10^{-4}	9.72×10^{-5}	7.77×10^{-5}

表 2-6 有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））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	漏えい量[kg/s]		
	0～6 時間	6～60 時間	60～168 時間
バルブラッピング室	6.13×10^{-4}	6.51×10^{-4}	4.37×10^{-5}
所員用エアロック前室	5.33×10^{-4}	5.65×10^{-4}	3.79×10^{-5}
計装ペネトレーション室	8.80×10^{-5}	9.34×10^{-5}	6.27×10^{-6}
CRD 補修室	4.45×10^{-4}	4.72×10^{-4}	3.17×10^{-5}

3. 解析結果

代替循環冷却系を使用する場合の各局所エリアにおける水素濃度の時間変化を図 3-1 から図 3-4 に、原子炉建屋燃料取替床及び各階通路部の水素濃度の時間変化を図 3-5 に示す。また、代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合）の各局所エリアにおける水素濃度の時間変化を図 3-6 から図 3-9 に、原子炉建屋燃料取替床及び各階通路部の水素濃度の時間変化を図 3-10 に示す。

解析の結果、代替循環冷却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、代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合）の各局所エリアの水素濃度は、原子炉格納容器ベントを実施する 60 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。

水素濃度が上昇傾向となる理由として、「別添 1 図 2.2.1-3、図 2.2.1-4、図 2.2.1-7 及び図 2.2.1-8」のとおり、実際には事故 6 時間から 24 時間まではドライウェル側に水素はほとんど存在しなくなるが、解析上は水素濃度が高くなるようにガス組成を保守側に包絡するように設定していること、また、表 2-2 のとおり、実際にはバルブラッピング室は給気口からの排出も期待できるが排気口のみを、所員用エアロック前室は排気口からの排出も期待できるが所員用エアロック前室扉のみを、計装ペネトレーション室及び CRD 補修室の排気口は通路室以外とも連通しているが、通路室のみからの排出としていることで保守性を持たせていることに加えて、全室とも入室扉の隙間からも水素が排出されることから、実際の水素濃度上昇は緩やかになるものと考えられる。

以上のことから、各局所エリアに漏えいした水素は、ダクト等を通じて原子炉建屋地上 3 階（原子炉建屋燃料取替床）に設置された静的触媒式水素再結合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 2-2 から図 2-5 参照）。

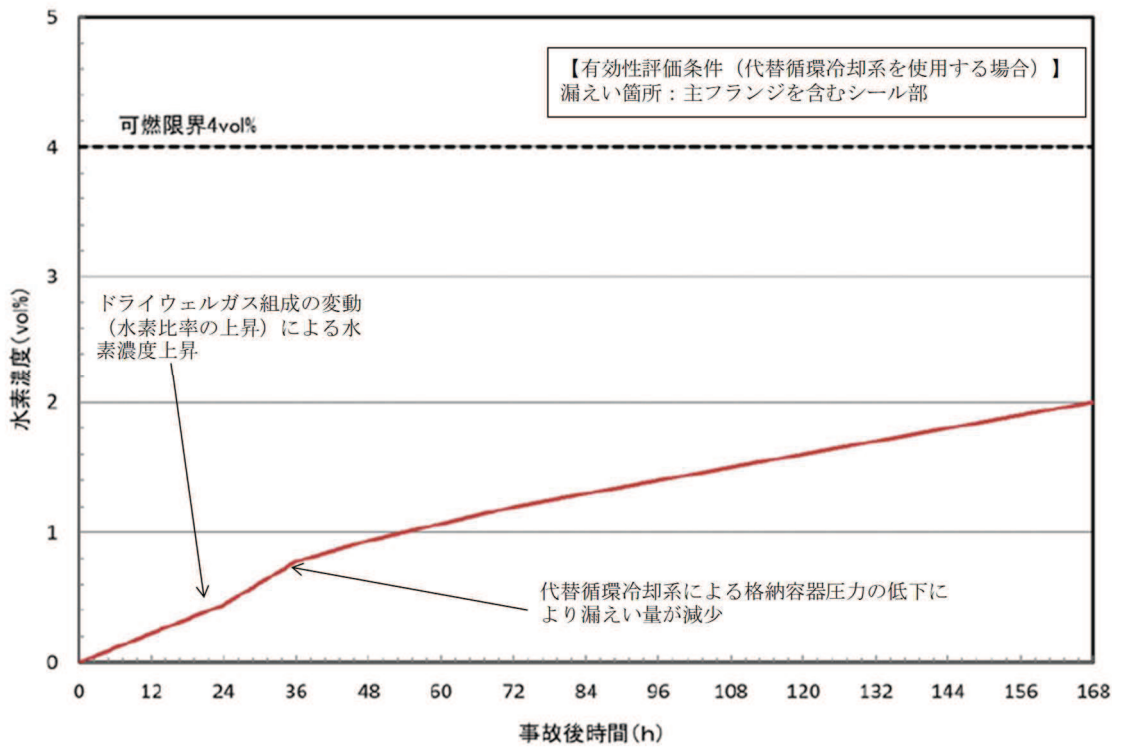


図 3-1 バルブラッピング室の水素濃度 (代替循環冷却系を使用する場合)

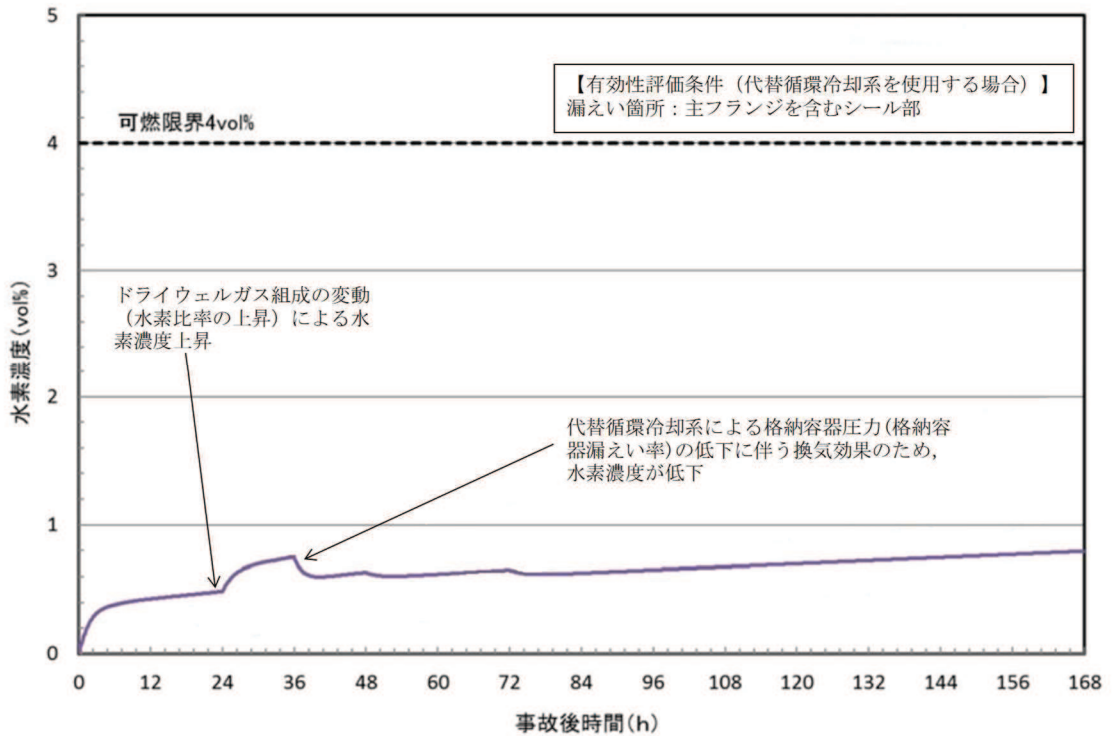


図 3-2 所員用エアロック前室の水素濃度 (代替循環冷却系を使用する場合)

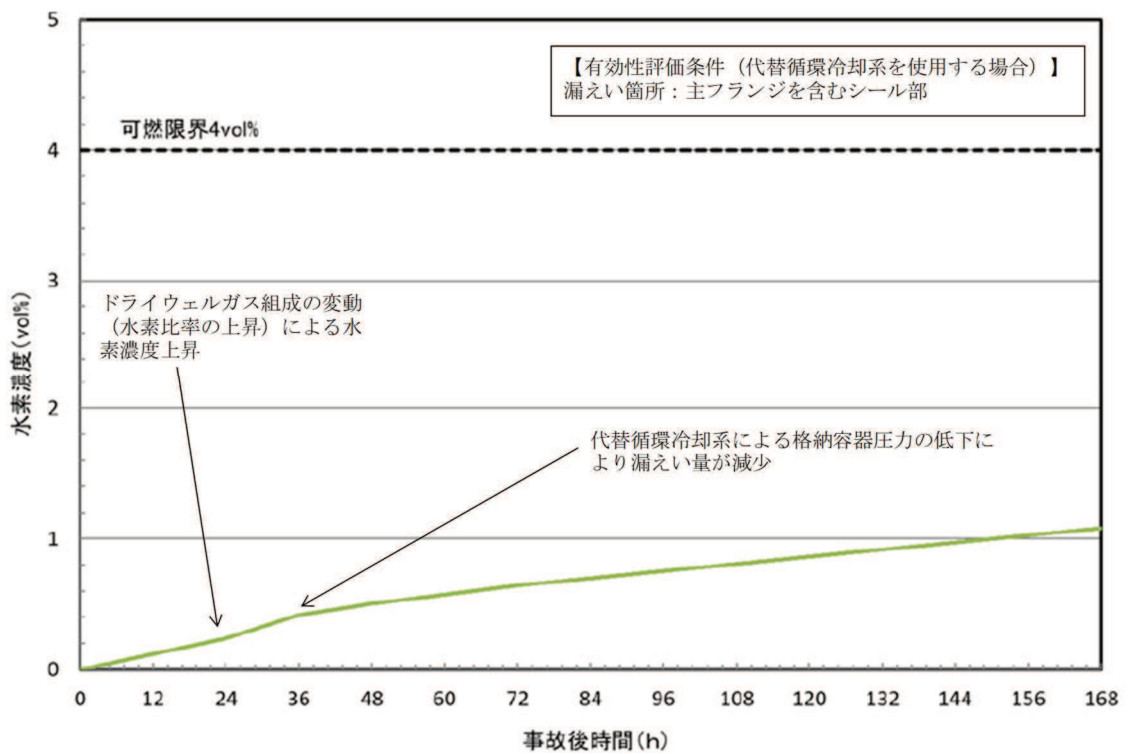


図 3-3 計装ペネトレーション室の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

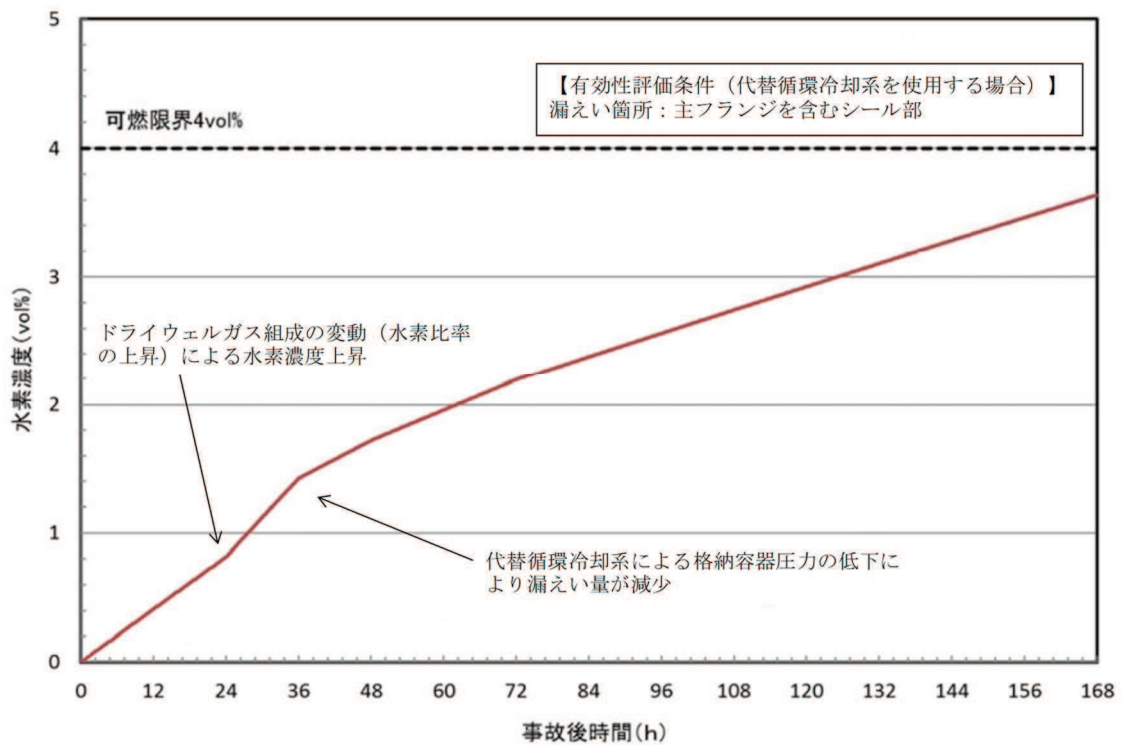


図 3-4 CRD 補修室の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

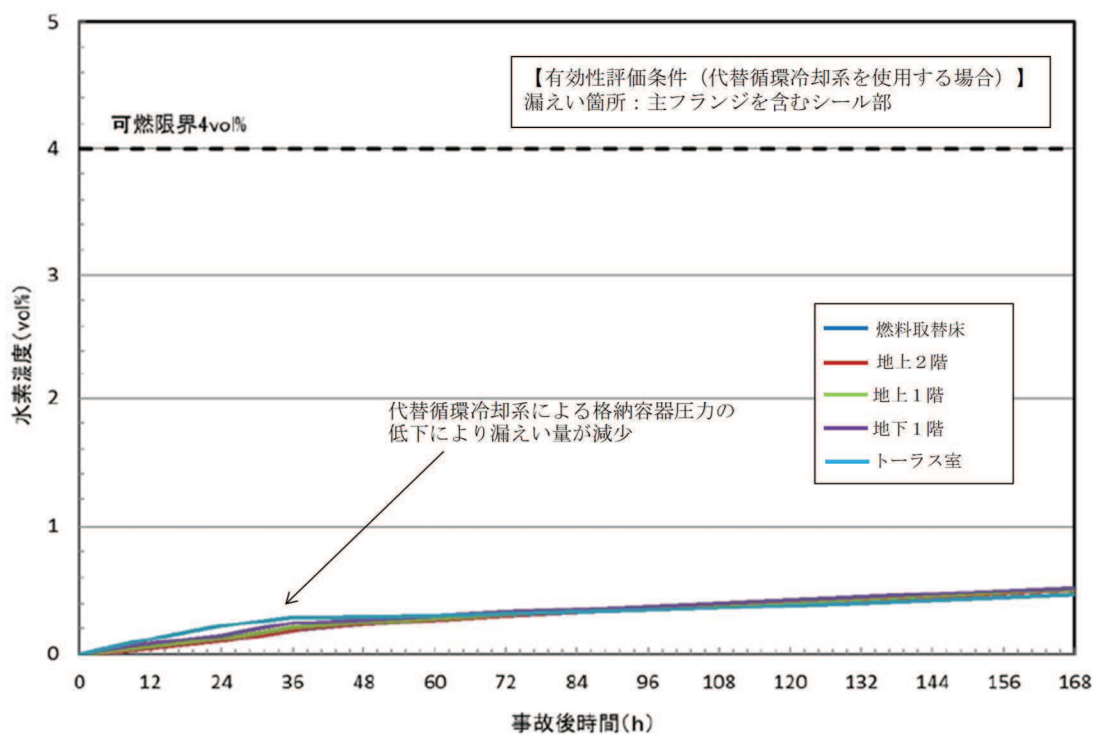


図 3-5 原子炉建屋燃料取替床及び各階通路部の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

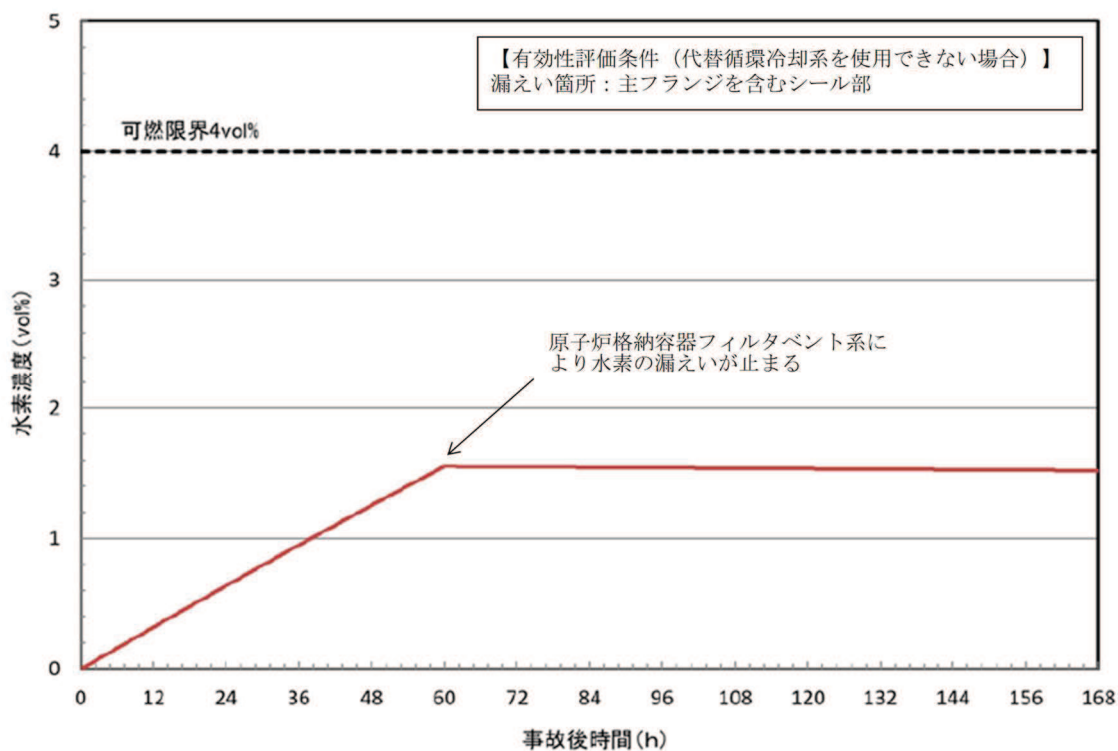


図 3-6 バルブラッピング室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

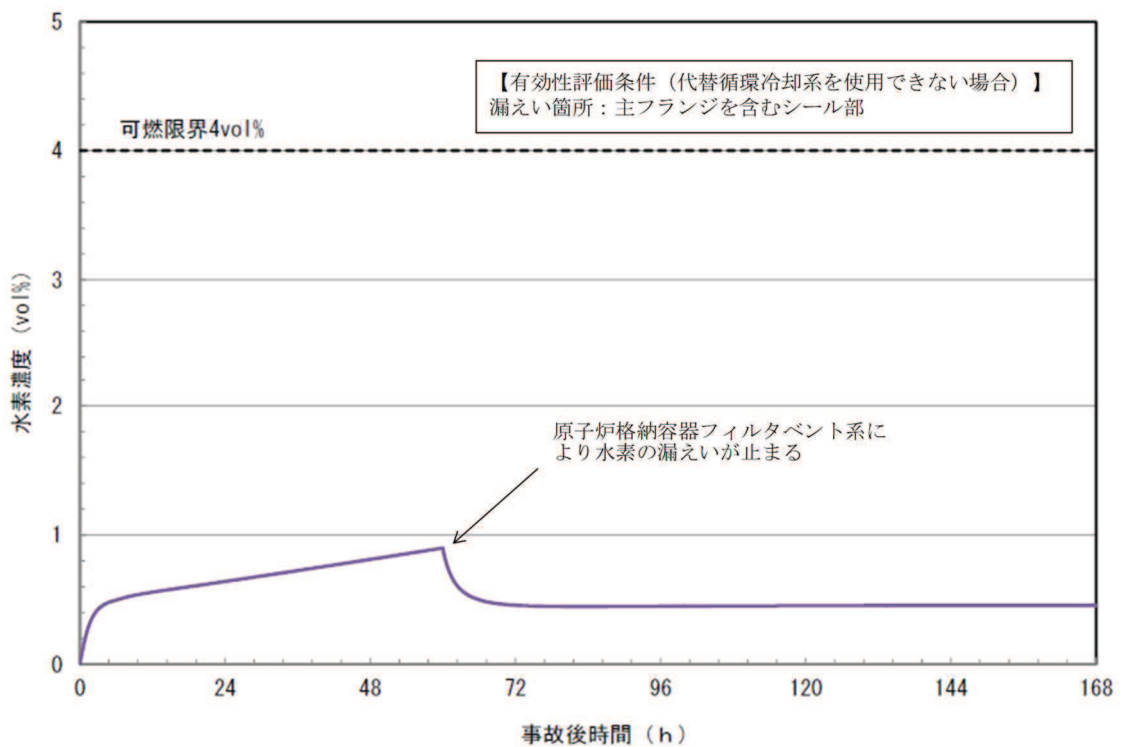


図 3-7 所員用エアロック前室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

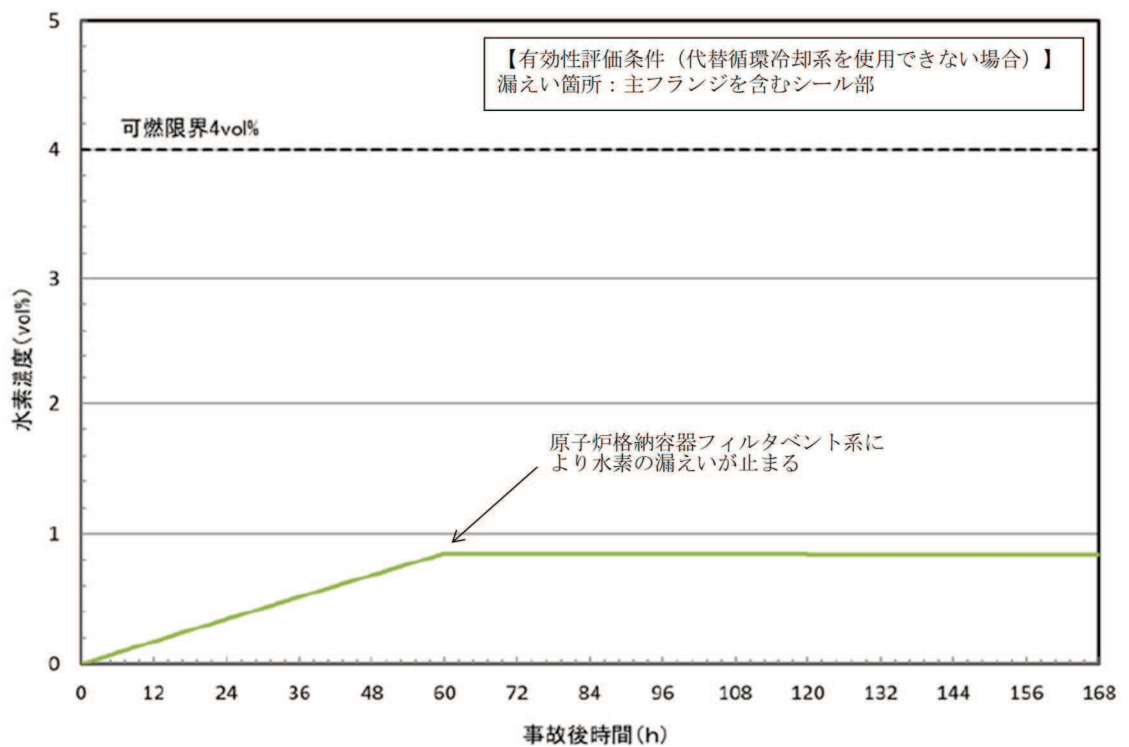


図 3-8 計装ペネトレーション室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

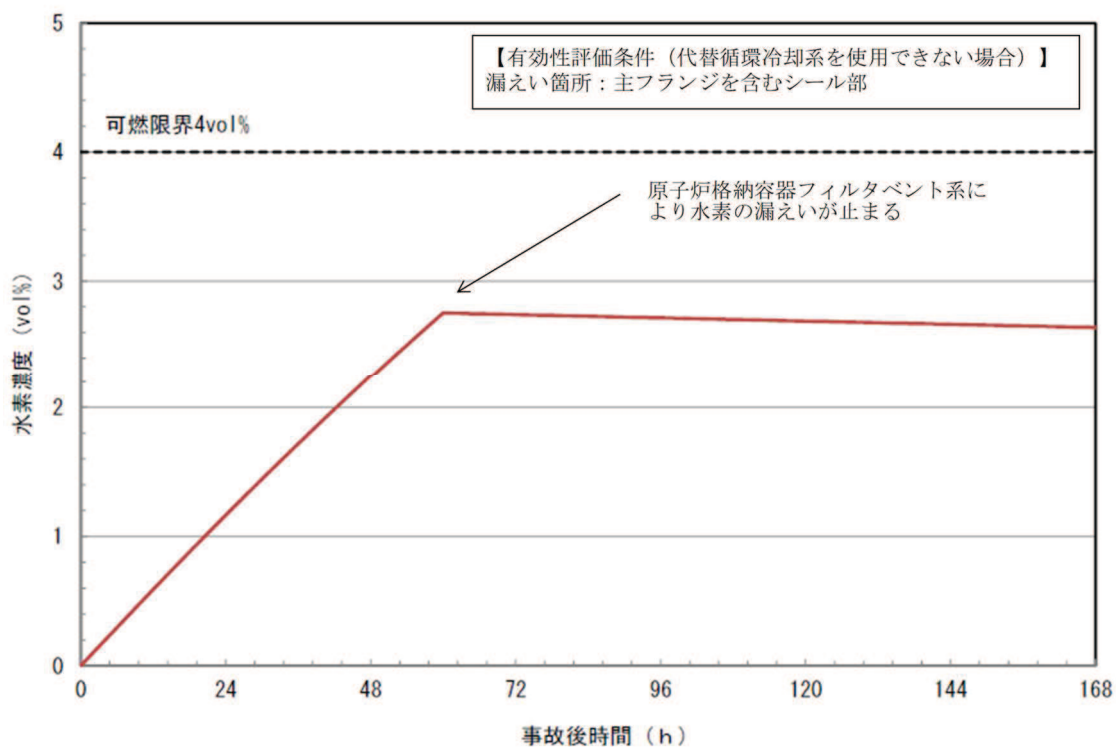


図 3-9 CRD 補修室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

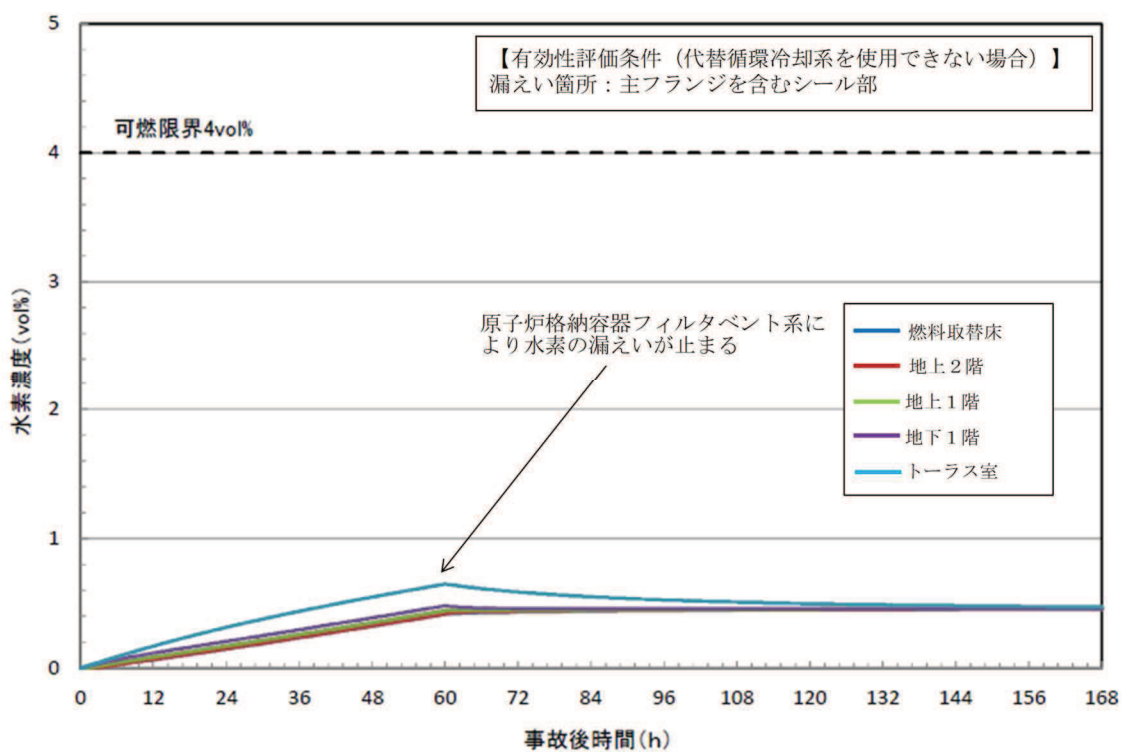


図 3-10 原子炉建屋燃料取替床及び各階通路部の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

4. 重力ダンパ付き給気ダクト内における水素滞留について

バルブラッピング室, 所員用エアロック前室, 計装ペネトレーション室及びCRD補修室の給気ダクトに設置された重力ダンパの配置を図2-2から図2-5に示す。

なお, バルブラッピング室, 所員用エアロック前室, 計装ペネトレーション室及びCRD補修室の給気ダクトは, いずれも水平かつ給気口は側面に設置されていることから水素が滞留するような構造ではない。

また, 給気ダクト内の雰囲気ガス温度と壁面温度との温度差による自然対流によって給気ダクト内雰囲気ガスの循環が行われることから, 給気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。

原子炉建屋内水素濃度の適用性について

原子炉建屋内水素濃度は、炉心の著しい損傷が発生した場合に、原子炉建屋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。

1. 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、原子炉建屋原子炉棟内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、0～10vol%を計測可能な範囲とする。

なお、静的触媒式水素再結合装置の設計条件における原子炉建屋原子炉棟内の水素濃度の推移を評価した結果を図1-1に示す。7日後の時点における水素濃度の最大値は、原子炉建屋燃料取替床において5vol%程度であり、十分な計測範囲を有していることを確認している。

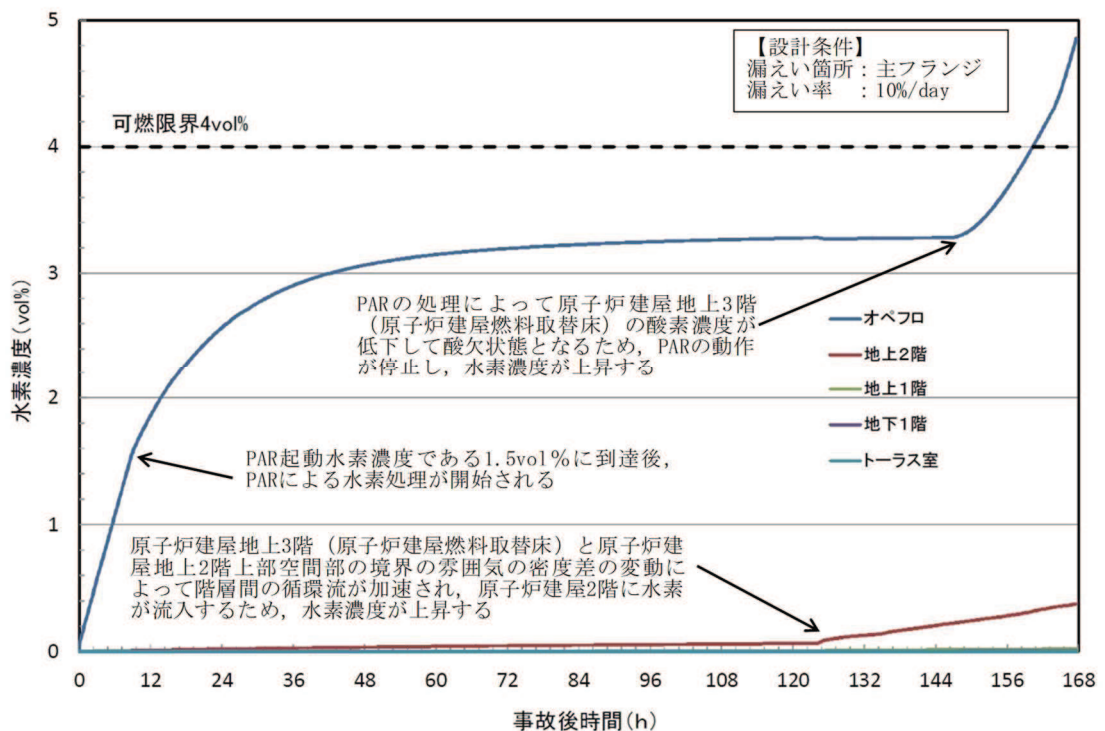


図1-1 設計条件における原子炉建屋原子炉棟内の水素濃度の推移

2. 水素濃度計の測定原理

- (1) 原子炉建屋内水素濃度（原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）、原子炉建屋地下2階）

原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）及び原子炉建屋地下2階に設置する水素濃度は、触媒式水素検出器を用いる。

触媒式水素検出器は、検知素子と補償素子が図2-1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、発熱が起こり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が設けられており、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。

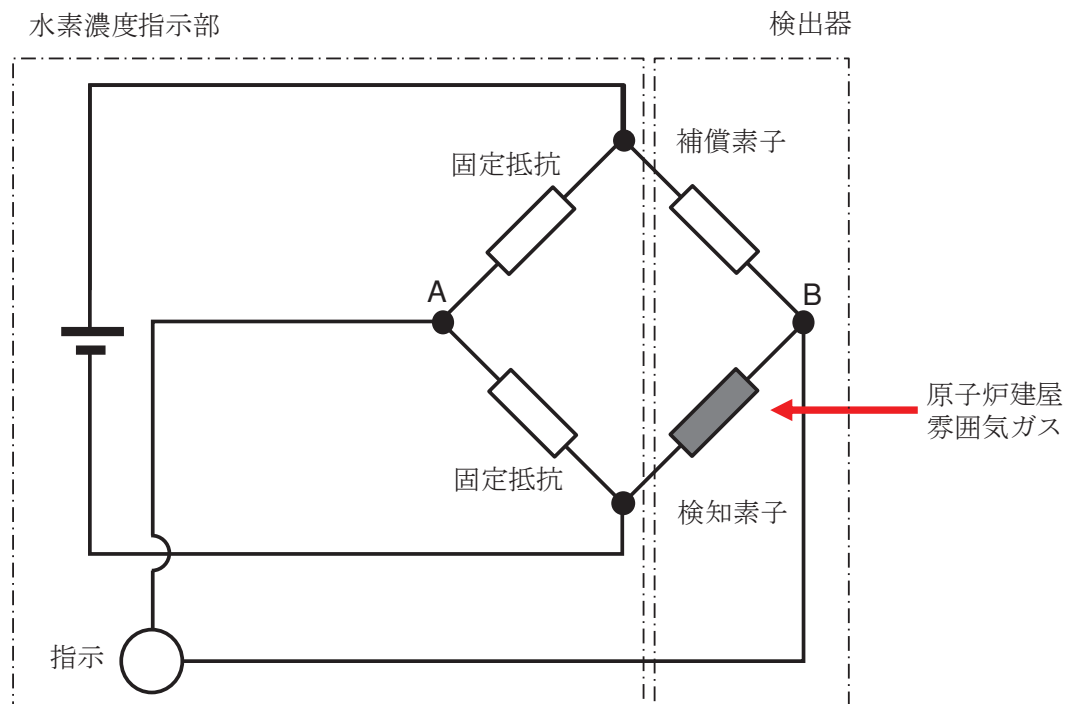


図 2-1 触媒式水素検出器の測定原理

(2) 原子炉建屋内水素濃度（原子炉建屋地上1階，原子炉建屋地下1階）

原子炉建屋地上1階及び原子炉建屋地下1階に設置する水素濃度は、気体熱伝導式水素検出器を用いる。

気体熱伝導式水素検出器は、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、原子炉建屋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と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、補償素子側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。

気体熱伝導式水素検出器は、標準空気に対する測定ガスの熱伝導率の差が大きいことを利用しているものである。水素の熱伝導率は、約 $0.18\text{W/m}\cdot\text{k}$ (27°C において) である一方、酸素及び窒素は、約 $0.02\text{W/m}\cdot\text{k}$ (27°C において) と水素より1桁小さく、これらのガス成分の変動があっても水素濃度計測に対する大きな誤差にはならない。

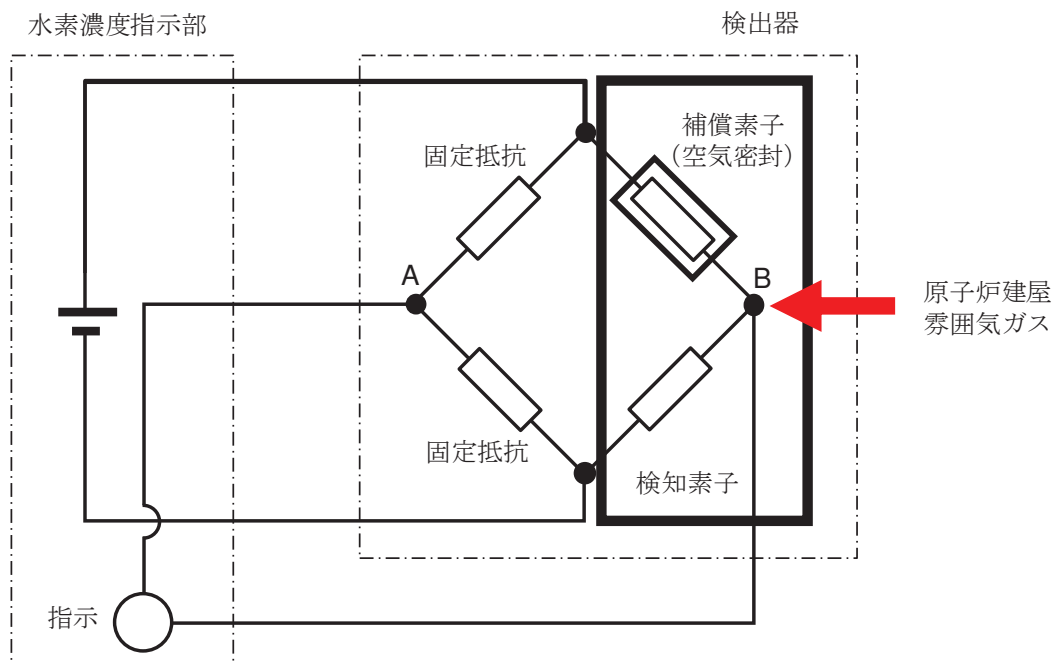


図 2-2 気体熱伝導式水素検出器の測定原理

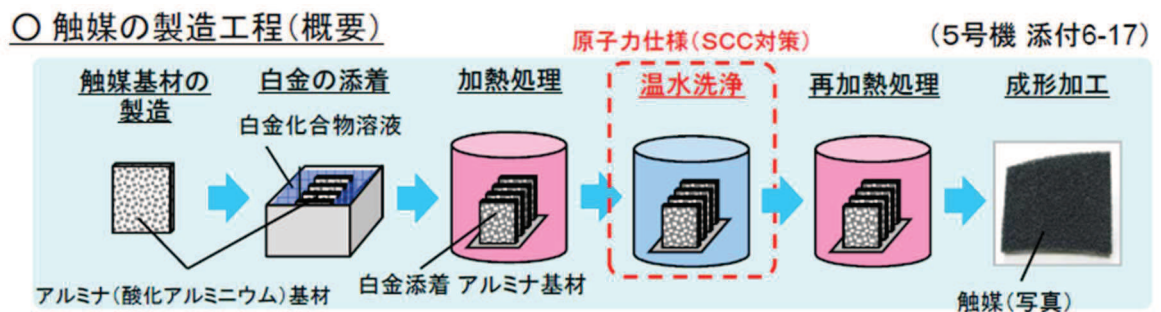
触媒基材（アルミナ）について

NIS 社製の PAR は、触媒担体としてペレット状のアルミナを使用している。アルミナについては、熱水環境で水酸基をもつアルミナ（ベーマイト）に変化し、シリコン系のシール材に含まれる揮発性物質（シロキサン）とベーマイトの水酸基が化学結合することで、触媒表面にシロキサン重合物の膜を形成し、反応を阻害する知見*が得られている。

注記*：経済産業省原子力安全・保安院 事対 2147-002「中部電力（株）浜岡原子力発電所 4・5号機 気体廃棄物処理系の水素濃度上昇に伴う原子炉手動停止」(平成 21 年 7 月 7 日)

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（図 1 参照）。

NIS 社の 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、X 線回析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。



[引用文献]

(1) 経済産業省原子力安全・保安院 事対 2147-002

「中部電力（株）浜岡原子力発電所 4・5号機 気体廃棄物処理系の水素濃度上昇に伴う原子炉手動停止」（平成 21 年 7 月 7 日）

図 1 浜岡原子力発電所気体廃棄物処理系触媒の事象発生前の製造工程

原子炉格納容器頂部注水系について

原子炉格納容器頂部注水系は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器頂部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、原子炉建屋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。原子炉格納容器頂部注水系は、図 1 から図 2 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る。改良 EPDM 製シール材は、200℃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、原子炉建屋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原子炉格納容器頂部を冷却し水素漏えいを抑制することを目的として、原子炉格納容器頂部注水系を設置する。

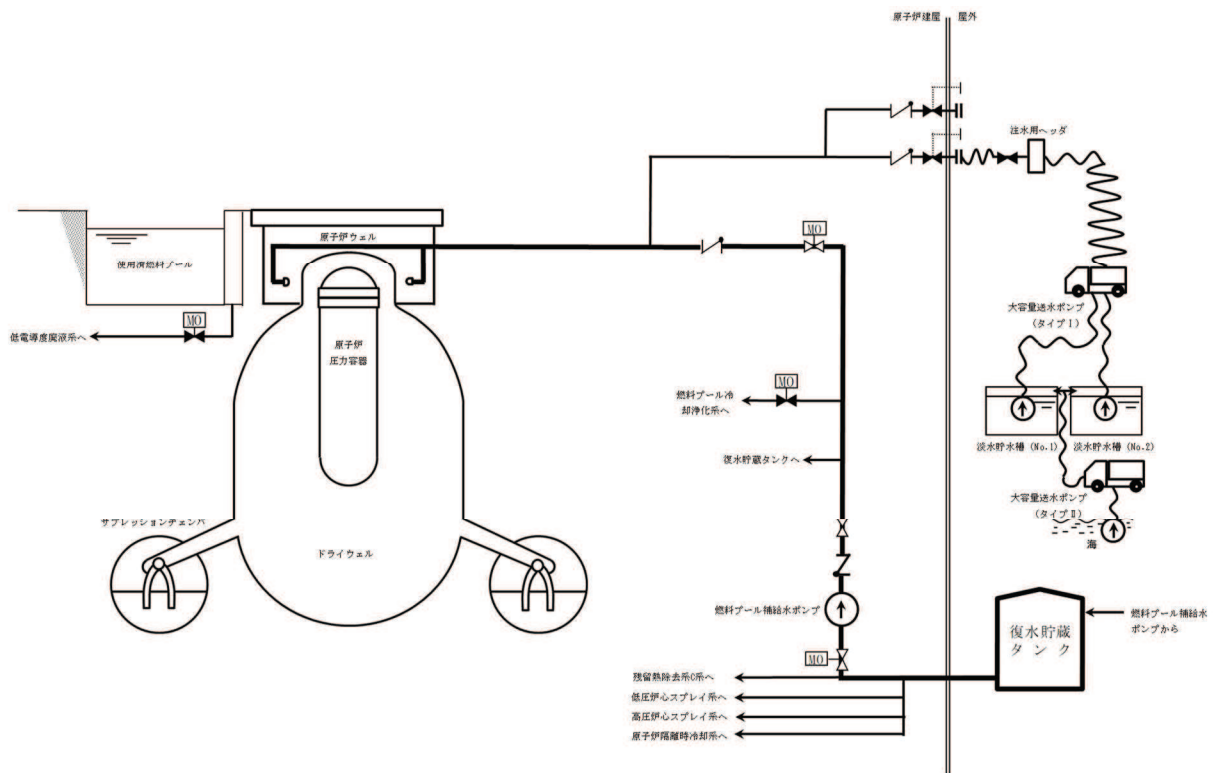


図1 原子炉格納容器頂部注水系（常設）

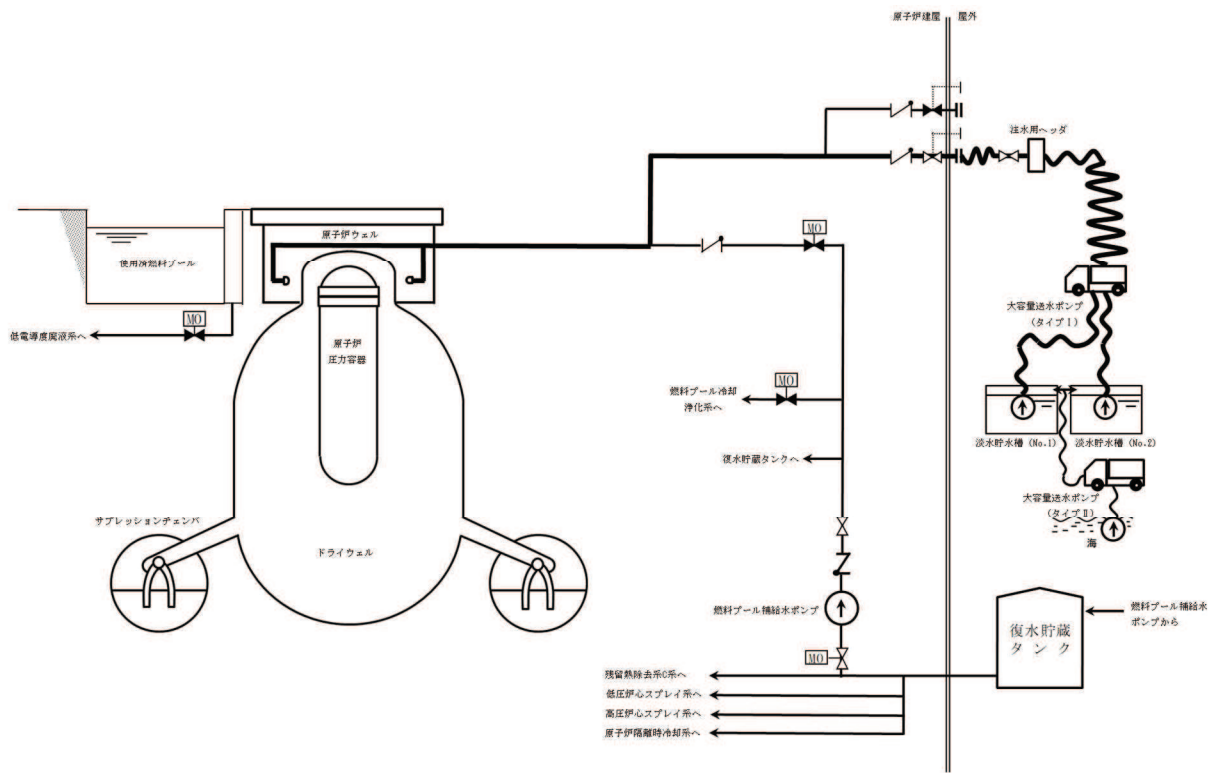


図2 原子炉格納容器頂部注水系（可搬型）

1. 原子炉格納容器頂部注水系の設計方針について

原子炉格納容器頂部注水系（常設及び可搬型）は、原子炉ウェルに水を注水し、ドライウェル主フランジのシール材を原子炉格納容器外部から冷却することを目的とした系統である。

原子炉格納容器頂部注水系（常設）は、燃料プール補給水ポンプ等で構成しており、炉心の著しい損傷が発生した場合において、復水貯蔵タンクを水源として原子炉ウェルに注水し原子炉格納容器頂部を冷却することで、原子炉格納容器頂部からの水素漏えいを抑制する設計とする。

また、原子炉格納容器頂部注水系（可搬型）は、大容量送水ポンプ（タイプ I）、接続口等で構成しており、炉心の著しい損傷が発生した場合において、代替淡水源（淡水貯水槽（No. 1）若しくは淡水貯水槽（No. 2））又は海を水源として原子炉ウェルに注水し原子炉格納容器頂部を冷却することで、原子炉格納容器頂部からの水素漏えいを抑制する設計とする。

2. 原子炉格納容器頂部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原子炉格納容器限界温度（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漏えいポテンシャルは低減しているが、原子炉格納容器頂部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、原子炉格納容器頂部注水系は、原子炉建屋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。

3. 原子炉格納容器頂部注水系による原子炉格納容器への影響について

原子炉格納容器頂部注水系は、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ないかについて評価を行った。

(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。

(2) 評価結果

原子炉格納容器頂部注水系によるドライウエル主フランジ締付ボルト冷却時の発生応力について表 3-1 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 3-1 ドライウエ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	ドライウエル主フランジ締付ボルトの材料
ヤング率	E	MPa	205,000	—
熱膨張率	α	1/K	1.25×10^{-5}	—
温度差	ΔT	K	180	水温を 20℃とし、原子炉格納容器温度 200℃時の温度差
ひずみ	ε	—	2.26×10^{-3}	$\varepsilon = \alpha \times \Delta T$
応力	σ	MPa	464	$\sigma = E \times \varepsilon$
設計降伏点	Sy	MPa	754	SNCM439 (200℃)
設計引張応力	Su	MPa	865	SNCM439 (200℃)

また、原子炉格納容器頂部注水系は原子炉ウエルに注水し原子炉格納容器頂部を冷却するため、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、原子炉ウエルに注水し原子炉格納容器頂部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 1.1MW 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。

(3) まとめ

上記の結果から、原子炉格納容器頂部注水系による急冷により原子炉格納容器閉じ込め機能に悪影響を与えることはない。また、低炭素鋼の脆性遷移温度は、一般的に約-10℃以下であり、水温が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. 原子炉格納容器頂部注水系の監視方法について

原子炉格納容器頂部注水系の使用時における監視は、原子炉ウェル水位及びドライウェル温度により行う。

燃料プール補給水ポンプ又は大容量送水ポンプ（タイプⅠ）を起動後、流量調整弁にて注水流量を調整し、原子炉ウェル水位の上昇とドライウェル温度の指示により原子炉格納容器頂部が冷却されていることを確認し、原子炉格納容器頂部注水系の効果を監視する。

5. 原子炉格納容器頂部注水系の効果を考慮した水素挙動について

原子炉格納容器頂部注水系は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器頂部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、原子炉建屋原子炉棟の水素爆発を防止する機能を有している。

一方で原子炉格納容器頂部注水系の効果によって、ドライウェル主フランジからの漏えいがなくなり、原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）に直接水素が漏えいしなくなった場合には、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（地上1階、地下1階、地下2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 表2.2.2-1」のケース1及びケース2と同様である。水素濃度の解析結果を図5-1及び図5-2に示す。

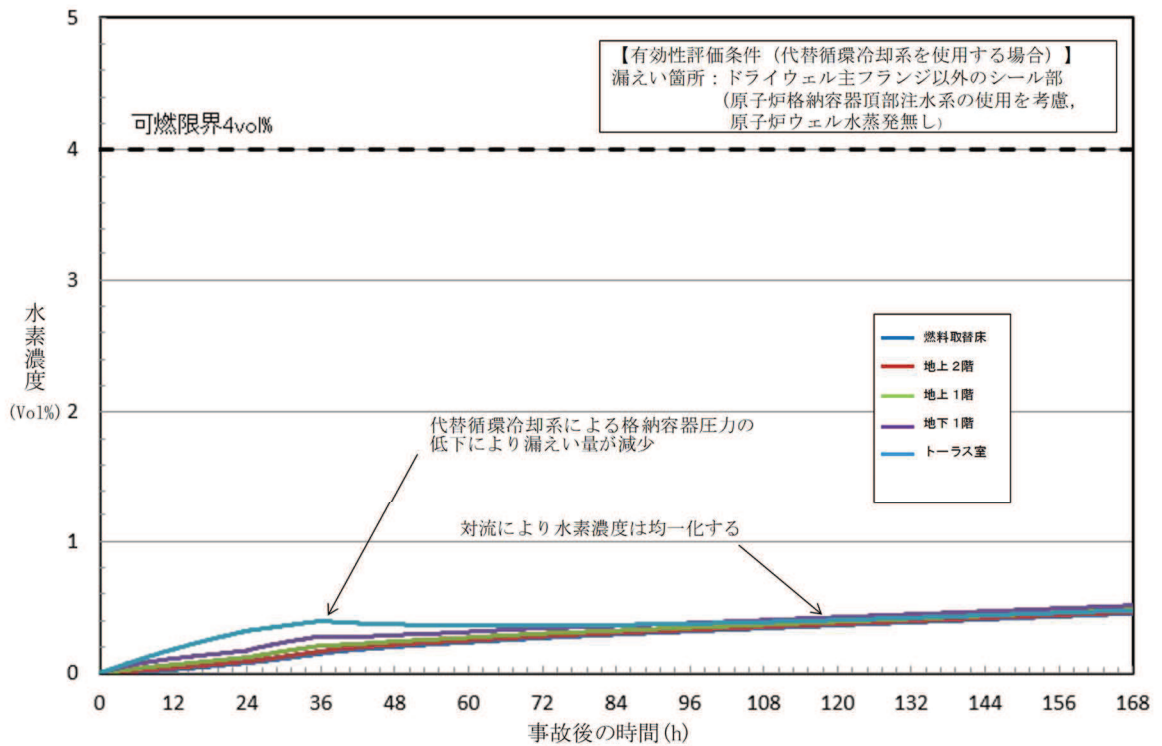


図 5-1 水素濃度の時間変化（原子炉建屋全域）（代替循環冷却系を使用する場合）

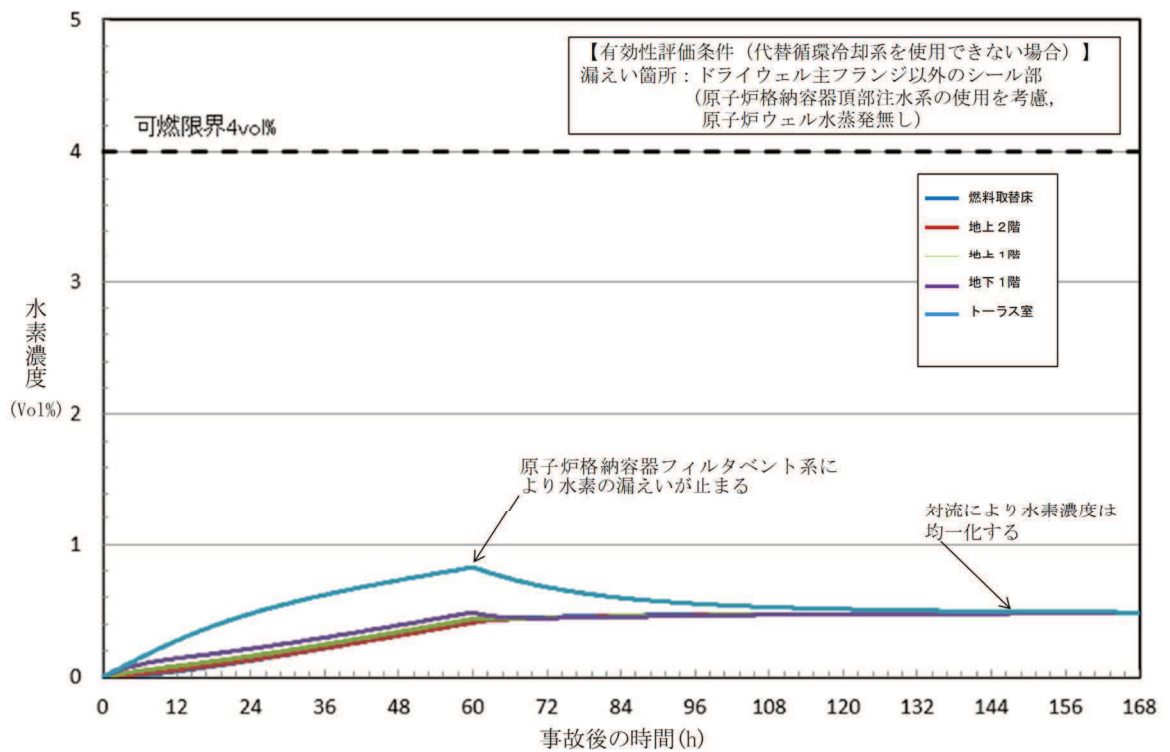


図 5-2 水素濃度の時間変化（原子炉建屋全域）（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

下層階のみから水素が漏えいした場合においても、大物搬入口設置区画及びダクト区画を通じて原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）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。

また、原子炉格納容器頂部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、原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）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、原子炉格納容器頂部注水系の機能を期待できる8時間後から原子炉ウェルの水が蒸発し、原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）に水蒸気が流入するとした場合の評価を実施した。

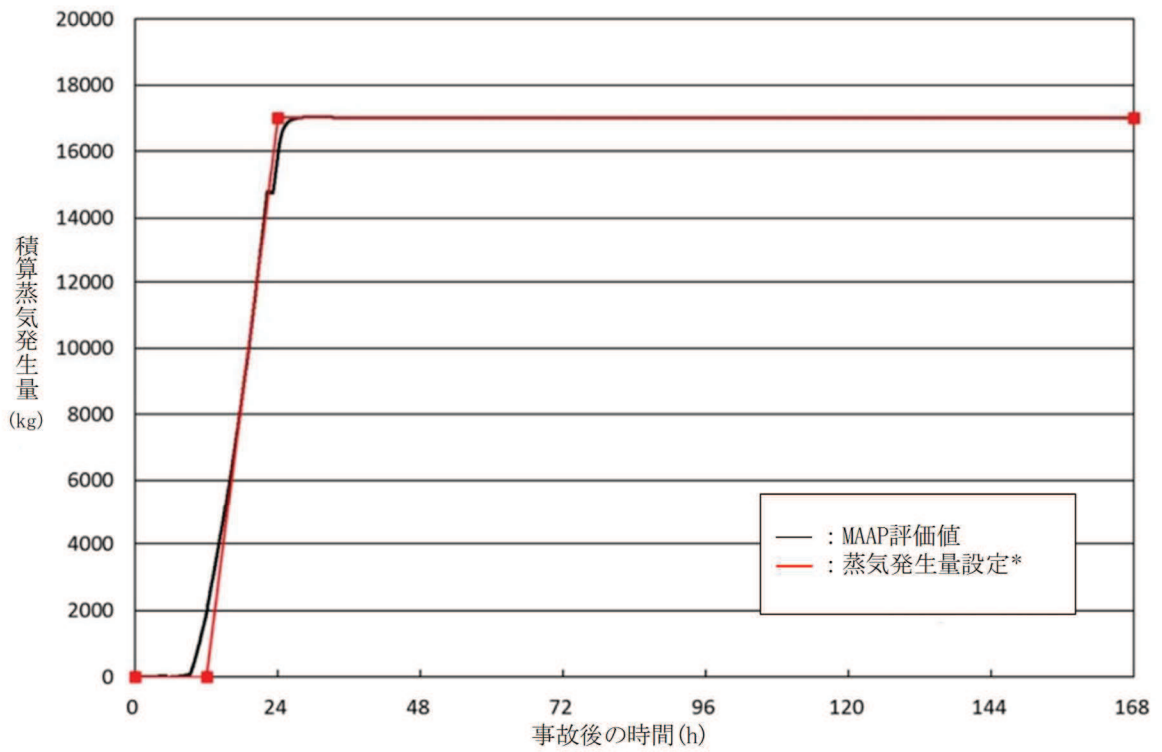
蒸気発生量については、MAAPコードによる蒸気発生量評価を基に表5-1及び表5-2のとおりとした。原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量を図5-3及び図5-4に、水素濃度の解析結果を図5-5及び図5-6に示す。

表5-1 原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量(代替循環冷却系を使用する場合)

事故発生からの時間(h)	平均蒸気発生量(kg/s)	設定理由
0~12	0	図5-3による
12~24	3.94×10^{-1}	
24~168	0	

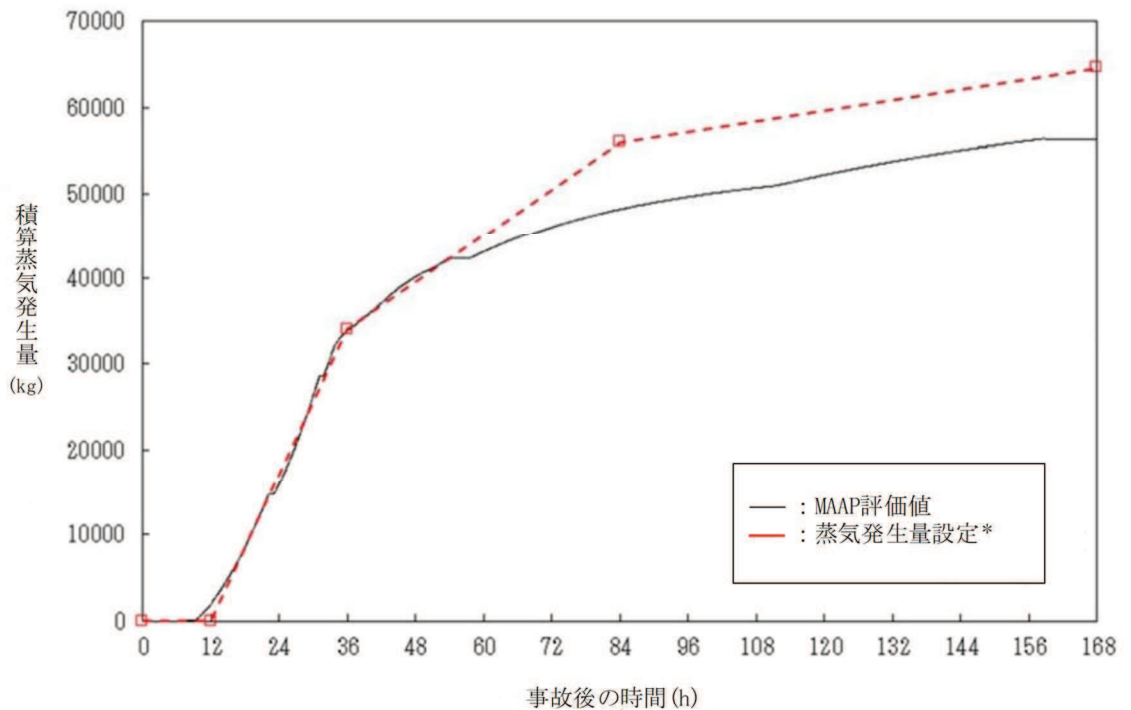
表5-2 原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量(代替循環冷却系を使用できない場合(原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合))

事故発生からの時間(h)	平均蒸気発生量(kg/s)	設定理由
0~12	0	図5-4による
12~36	3.94×10^{-1}	
36~84	1.27×10^{-1}	
84~168	0.28×10^{-1}	



* : MAAP コード評価による積算蒸気発生量に対して同等の積算蒸気発生量となるように設定する。

図 5-3 原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量 (代替循環冷却系を使用する場合)



* : MAAP コード評価による積算蒸気発生量に対して同等の積算蒸気発生量となるように設定する。

図 5-4 原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量(代替循環冷却系を使用できない場合(原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合))

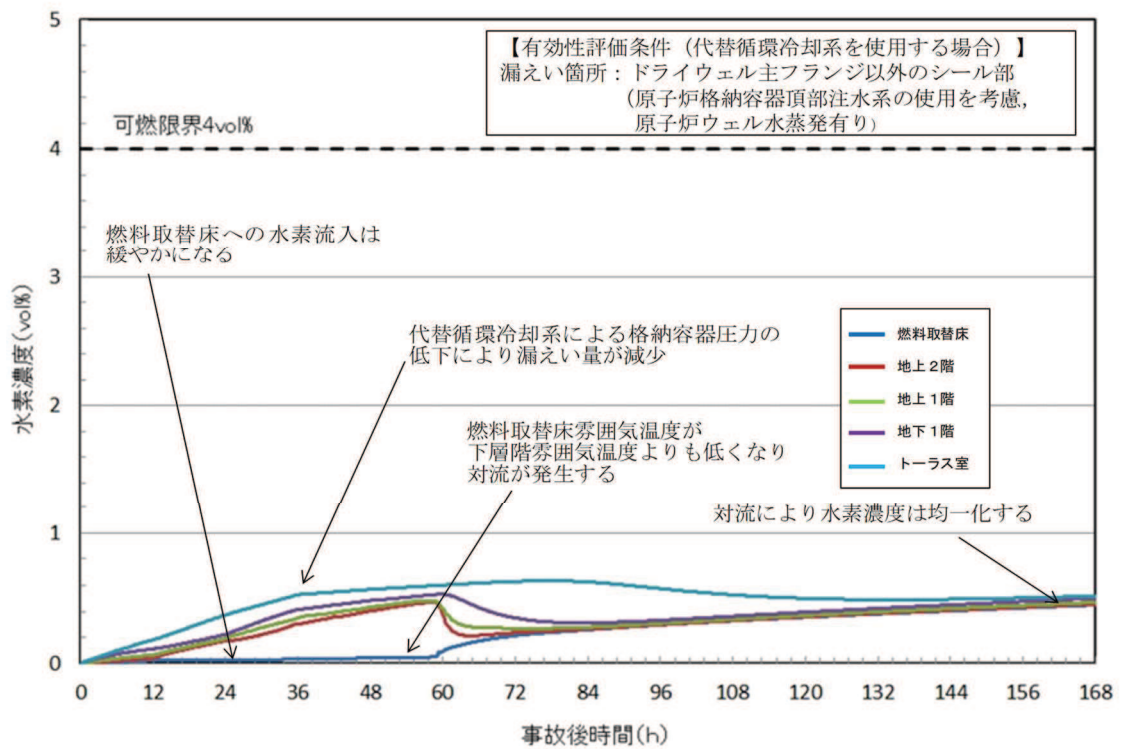


図 5-5 水素濃度の時間変化（原子炉建屋原子炉棟内）（代替循環冷却系を使用する場合）

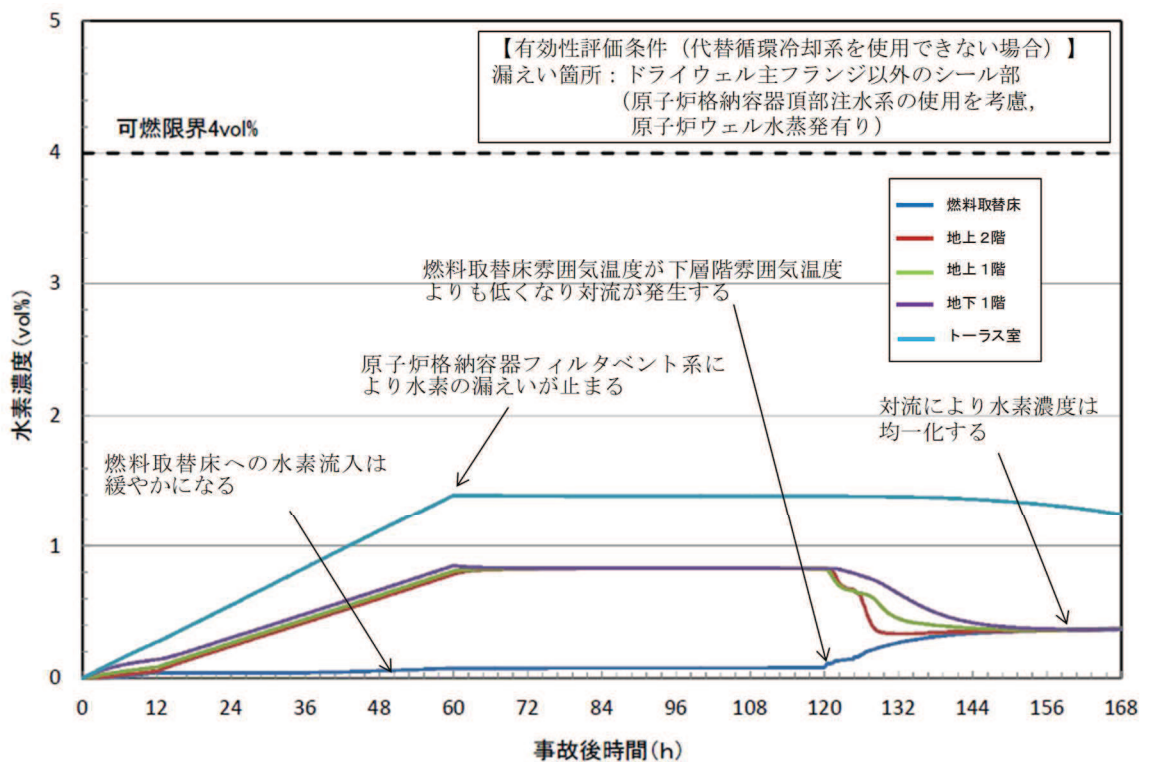


図 5-6 水素濃度の時間変化（原子炉建屋原子炉棟内）（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

原子炉ウエ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、下層階から原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）への水素流入は緩やかになり、原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）以外の水素濃度が図5-1及び図5-2に比べ高く推移するが、大物搬入口設置区画及びダクト区画から水素が原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）に流入することにより、下層階で水素が滞留することなく、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、原子炉格納容器頂部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。

原子炉建屋地上 3 階大物搬入口ハッチカバーについて

原子炉建屋地上 3 階大物搬入口ハッチカバー（以下「ハッチカバー」という。）は、定検作業時の原子炉開放による原子炉建屋地上 3 階（原子炉建屋燃料取替床）からの汚染拡大防止のために設置している。ハッチカバーは、電動開閉式の 2 分割折畳式ハッチカバーであり、片側に設置されたワイヤロープ巻取機により、ワイヤロープを巻き取ることで開動作、送り出すことで閉動作する構造である。開状態においては、ストッパーピンを挿入することで意図しない閉動作を防止する設計としている。ハッチカバーの構造を図 1 に示す。

また、地震により万一、ワイヤロープの切断或いはストッパーピンの破断が発生した場合においてもハッチカバーの開状態を維持できるよう、耐震性を有したハッチカバー固定装置を設置する。ハッチカバー固定装置は上部固定装置、下部固定装置及び先端固定装置から構成されている。上部固定装置及び下部固定装置はターンバックル付棒鋼であり、ターンバックルを締め付けることで固定する。先端固定装置は、床スラブに固定した固定マストとハッチカバーに固定した受金具を接合ボルトで締め付けることで固定する。ハッチカバー固定装置の構造図を図 2 及び図 3 に示す。

これらの対策を施していることから、GOTHIC コードによる重大事故時の原子炉建屋水素濃度評価においては、ハッチカバー開状態を考慮している。

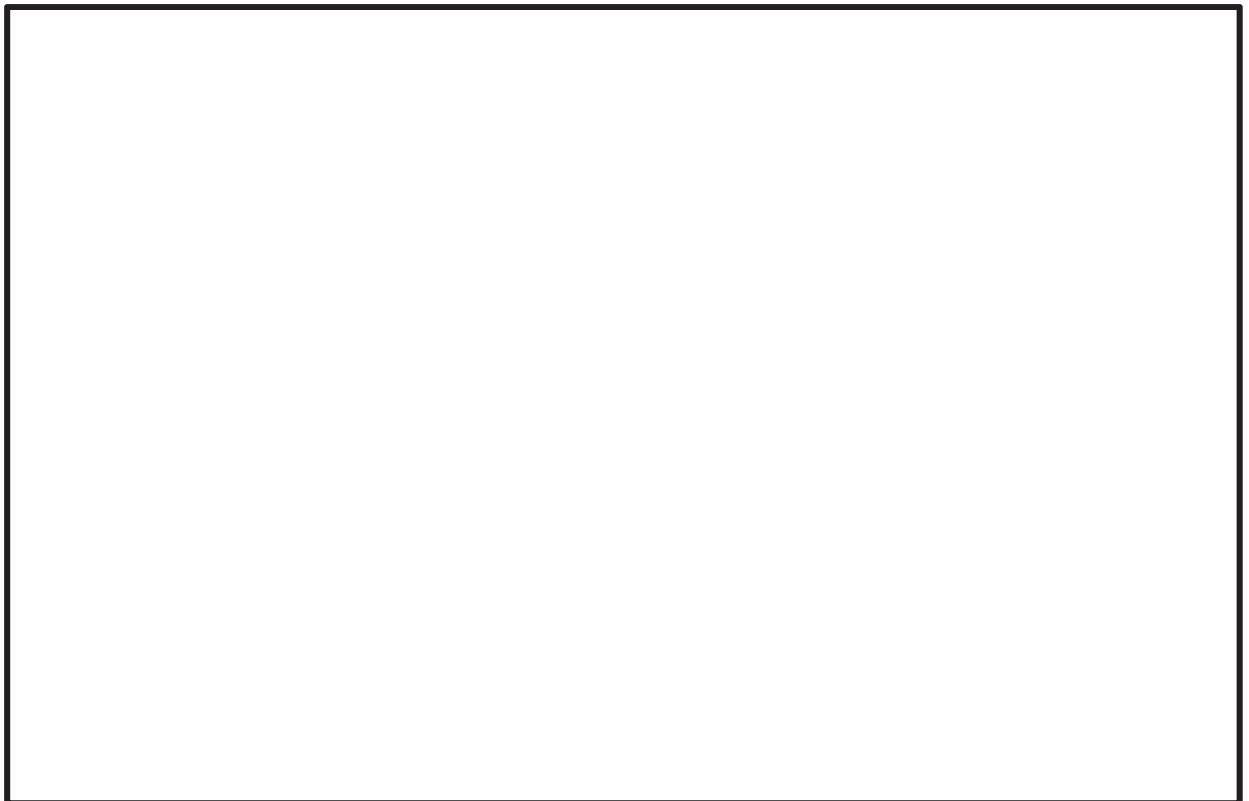


図 1 ハッチカバーの構造図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

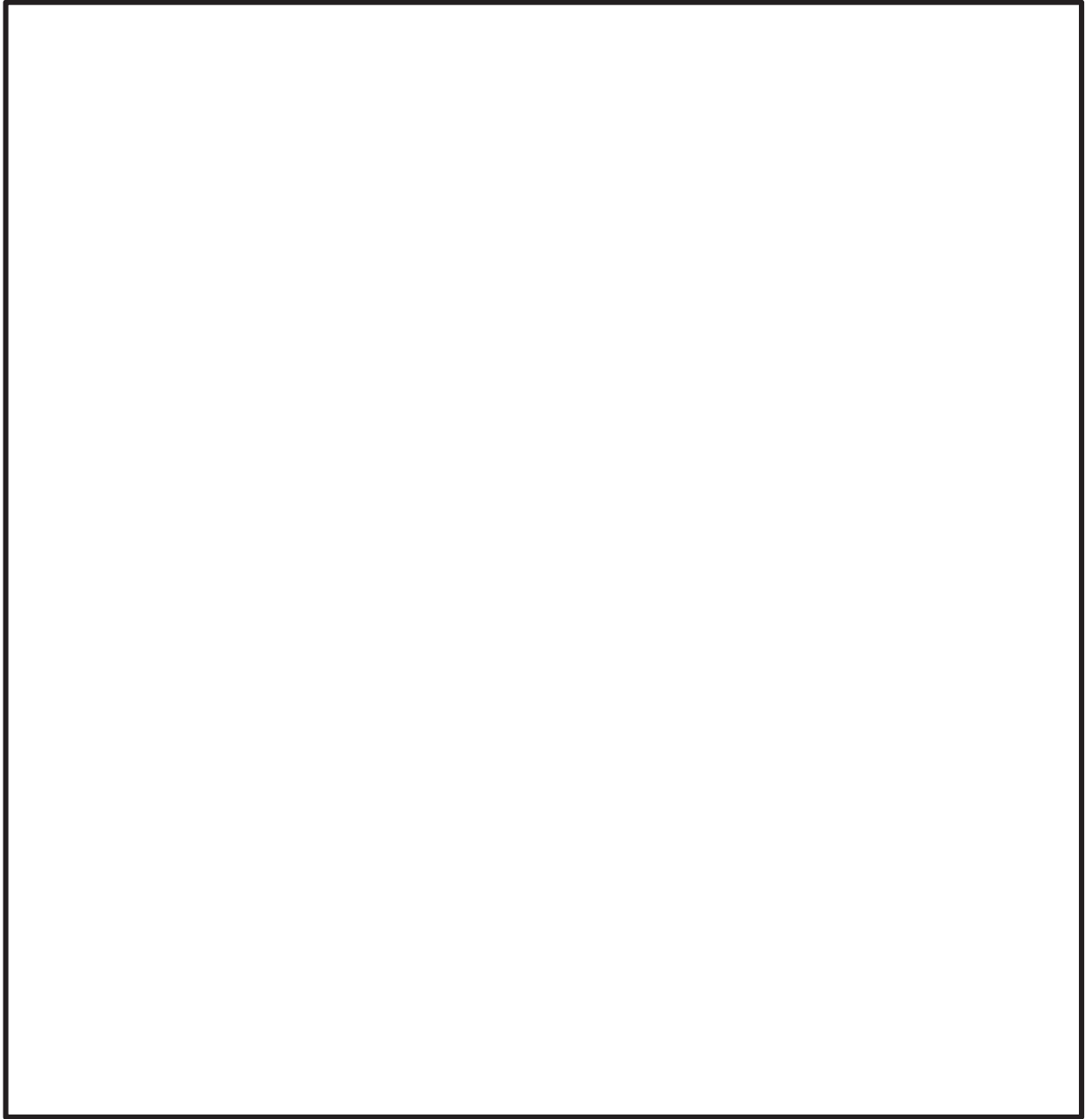


図2 ハッチカバー固定装置の構造図（側面図）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

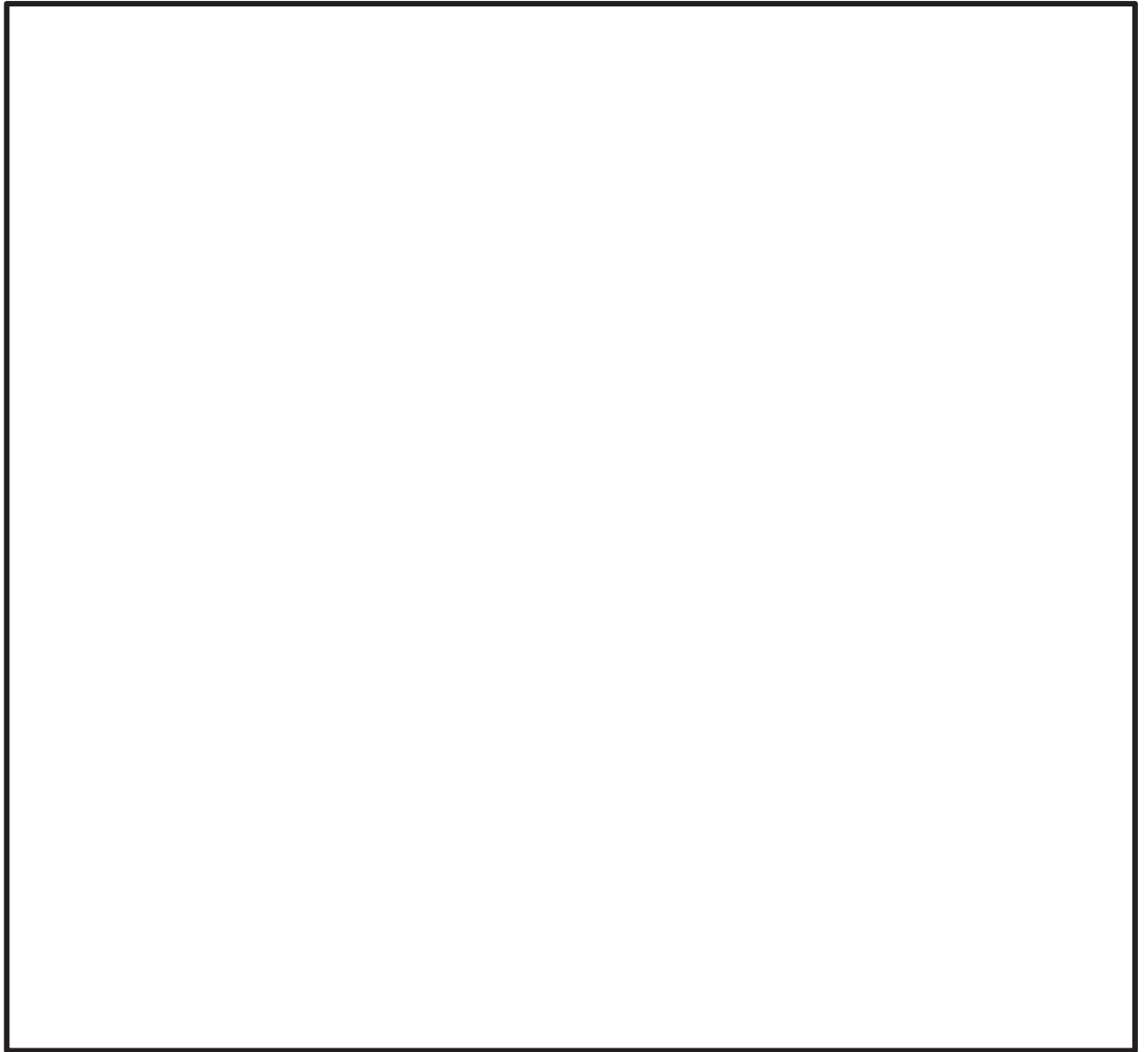


図3 ハッチカバー固定装置の構造図（正面図）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

1. ハッチカバー固定装置の耐震性について

ハッチカバー固定装置は、地震時にハッチカバーのワイヤロープの切断或いはストッパーピンの破断が発生した場合においてもハッチカバーの開状態を維持するために設置する。

以下に、ハッチカバー固定装置が設計用地震力に対して十分な構造強度を有していることを計算により確認し、地震力を受けてもハッチカバーが開状態を維持できることを示す。

なお、ハッチカバー固定装置が地震力を受けてもハッチカバーを開状態で維持させるために必要な事項を保安規定に定め、ハッチカバー固定装置を適切な状態で管理する。

1.1 一般事項

1.1.1 評価方針

ハッチカバー固定装置の強度評価は、「1.4 構造強度評価」にて設定した荷重及び荷重の組合せ並びに許容限界に基づき、「1.2 評価部位」にて設定する箇所において、「1.3 固有周期」で算出した固有周期に基づく設計用地震力による応力度等が許容限界内に収まることを、「1.4 構造強度評価」にて示す方法にて確認することで実施する。確認結果を「1.5 評価結果」に示す。

ハッチカバー固定装置の強度評価フローを図 1.1.1-1 に示す。

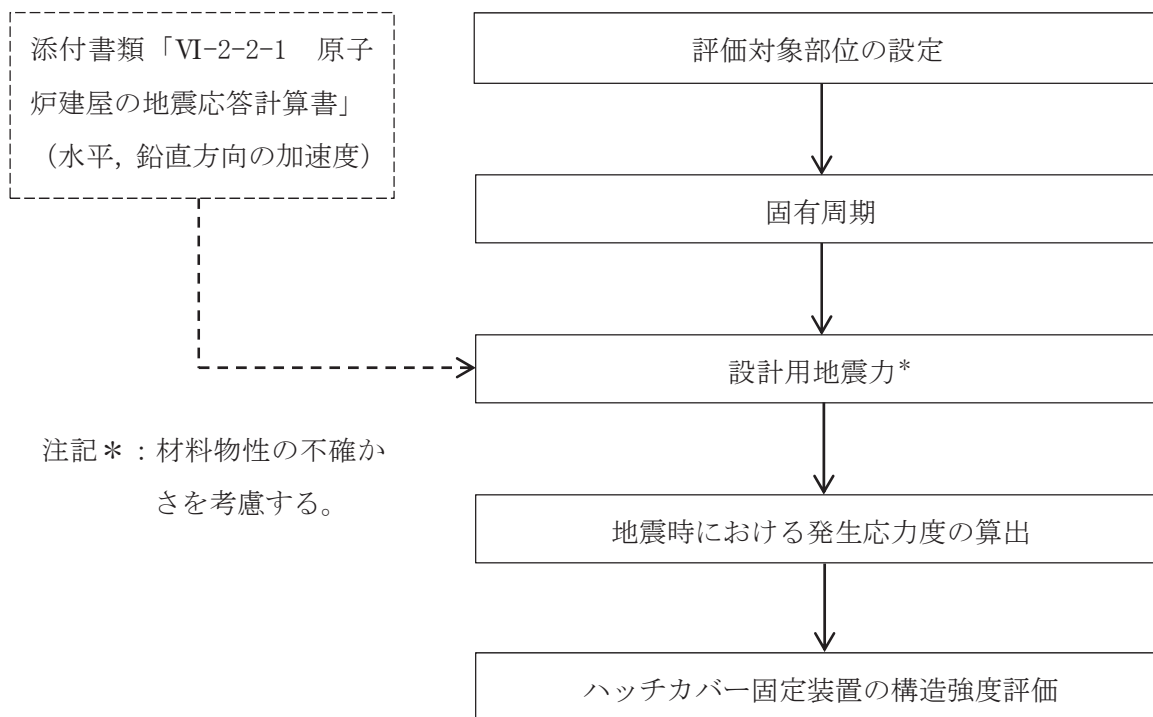


図 1.1.1-1 ハッチカバー固定装置の強度評価フロー

1.1.2 記号の説明

記号	記号の説明	単位
A_{ri}	ターンバックル付棒鋼の断面積 ^{*1}	mm ²
A_{bj}	吊り金具取付ボルトまたは接合ボルトの断面積 ^{*2}	mm ²
$A_{p\ell}$	ヒンジピンの断面積 ^{*3}	mm ²
A_{sm}	固定マスト又は受金具の断面積 ^{*4}	mm ²
C_H	水平方向設計震度	—
C_V	鉛直方向設計震度	—
e_b	吊り金具に作用する荷重の偏心距離	mm
F_{H1}	先端固定装置に作用する水平荷重（面外方向モデル）	N
F_{V1}	先端固定装置に作用する鉛直荷重（面外方向モデル）	N
F_{H2}	先端固定装置に作用する水平荷重（面内方向モデル）	N
F_{V2}	先端固定装置に作用する鉛直荷重（面内方向モデル）	N
F_{bj}	吊り金具取付ボルトまたは接合ボルトの基準強度 ^{*2}	N/mm ²
$F_{p\ell}$	ヒンジピンの基準強度 ^{*3}	N/mm ²
F_{ri}	ターンバックル付棒鋼の基準強度 ^{*1}	N/mm ²
F_{sm}	固定マストまたは受金具の基準強度 ^{*4}	N/mm ²
f_{tri}	ターンバックル付棒鋼の許容引張応力度 ^{*1}	N/mm ²
f_{tsbj}	引張力とせん断力を同時に受けるボルトの許容引張応力度 ^{*2}	N/mm ²
f_{tbj}	引張力のみを受けるボルトの許容引張応力度 ^{*2}	N/mm ²
f_{sbj}	せん断力のみを受けるボルトの許容せん断応力度 ^{*2}	N/mm ²
$f_{bp\ell}$	ヒンジピンの許容曲げ応力度 ^{*3}	N/mm ²
$f_{sp\ell}$	ヒンジピンの許容せん断応力度 ^{*3}	N/mm ²
f_{tsm}	固定マストまたは受金具の許容引張応力度 ^{*4}	N/mm ²
f_{bsm}	固定マストまたは受金具の許容曲げ応力度 ^{*4}	N/mm ²
h_{11}	ターンバックル付棒鋼②の高さ	mm
h_{21}	ヒンジアーム上端の高さ	mm
h_{31}	ターンバックル付棒鋼①の高さ	mm
ℓ_{11}	ヒンジアームとアーム側ハッチカバーの水平距離	mm
ℓ_{21}	ヒンジアームと開口側ハッチカバーの水平距離	mm
h_{12}	開口側ハッチカバー下端の高さ	mm
h_{22}	ハッチカバー上端の高さ	mm
h_{32}	下段の鋼材の高さ	mm

記号	記号の説明	単位
h_{42}	鋼材間の鉛直方向距離	mm
h_{52}	ヒンジアーム上端の高さ	mm
l_{12}	アーム側ハッチカバー側端からヒンジアームまでの水平距離	mm
l_{22}	ヒンジアーム間の水平距離	mm
l_{32}	ハッチカバーの幅	mm
l_{42}	開口側ハッチカバー側端から先端固定装置までの水平距離	mm
l_{52}	先端固定装置間の水平距離	mm
L_{ab1}	固定マストの回転中心から水平荷重作用点までの鉛直方向距離	mm
L_{ab2}	固定マストの回転中心から鉛直荷重作用点までの水平方向距離	mm
L_{ab3}	曲げモーメントを偶力で受けるアンカーボルト③間の距離	mm
L_{b1}	偏心によるモーメントが作用する吊り金具取付ボルト間の距離	mm
$L_{p\ell}$	ヒンジピンの長さ*3	mm
L_{s1m}	回転中心から水平荷重作用点までの鉛直方向距離*4	mm
L_{s2m}	回転中心から鉛直荷重作用点までの水平方向距離*4	mm
M_{abx1}	固定マストの強軸方向に作用する曲げモーメント（面外方向モデル）	N・mm
M_{abx2}	固定マストの強軸方向に作用する曲げモーメント（面内方向モデル）	N・mm
M_{aby2}	固定マストの弱軸方向に作用する曲げモーメント（面内方向モデル）	N・mm
$M_{p\ell}$	ヒンジピンに発生する曲げモーメント*3	N・mm
M_{sx1m}	強軸方向に作用する曲げモーメント（面外方向モデル）*4	N・mm
M_{sy1m}	弱軸方向に作用する曲げモーメント（面外方向モデル）*4	N・mm
M_{sx2m}	強軸方向に作用する曲げモーメント（面内方向モデル）*4	N・mm
M_{sy2m}	弱軸方向に作用する曲げモーメント（面内方向モデル）*4	N・mm
n_{ri}	ターンバックル付棒鋼の本数*1	—
n_{bj}	ボルトの本数*2	—
n_{be}	偏心によるモーメントから引張力を受ける吊り金具取付ボルトの本数	—
n_{abk}	アンカーボルトの本数*5	—

記号	記号の説明	単位
n'_{ab3}	曲げモーメントから引張力を受けるアンカーボルト③の本数	—
p_{ak}	アンカーボルトに発生する引張力に対する短期許容応力 ^{*5}	N
Q_{abk}	アンカーボルトに発生するせん断力 ^{*5}	N
q_{ak}	アンカーボルトに発生するせん断力に対する許容応力 ^{*5}	N
Q_{b2}	接合部ボルトに発生するせん断力	N
$Q_{p\ell}$	ヒンジピンに発生するせん断力 ^{*3}	N
$Q_{p1\ell}$	ヒンジピンに作用する水平荷重（面外方向モデル） ^{*3}	N
$Q_{p2\ell}$	ヒンジピンに作用する鉛直荷重（面外方向モデル） ^{*3}	N
$Q_{p3\ell}$	ヒンジピンに作用する鉛直荷重（面内方向モデル） ^{*3}	N
$R_{p\ell}$	ヒンジピンの直径 ^{*3}	mm
T_{1i}	ターンバックル付棒鋼 2 本に作用する引張力 ^{*1}	N
T_{2i}	ターンバックル付棒鋼 1 本に作用する引張力 ^{*1}	N
T_{abk}	アンカーボルトに発生する引張力 ^{*5}	N
T_{bj}	吊り金具取付ボルトまたは接合ボルトに発生する引張力 ^{*2}	N
T_{s2}	受金具に発生する引張力	N
W_1	開口側ハッチカバーの質量	kg
W_2	アーム側ハッチカバーの質量	kg
W_3	ヒンジアームの質量	kg
W_4	鋼板の質量	kg
W_5	鋼材 1 本あたりの質量	kg
W_6	受け金具 1 つあたりの質量	kg
$Z_{p\ell}$	ヒンジピンの断面係数 ^{*3}	mm ³
Z_{sxm}	固定マスト又は受金具の強軸の断面係数 ^{*4}	mm ³
Z_{sym}	固定マスト又は受金具の弱軸の断面係数 ^{*4}	mm ³
σ_{ri}	ターンバックル付棒鋼に発生する引張応力度 ^{*1}	N/mm ²
σ_{bj}	吊り金具取付ボルトまたは接合ボルトに発生する引張応力度 ^{*2}	N/mm ²
$\sigma_{p\ell}$	ヒンジピンに発生する曲げ応力度 ^{*3}	N/mm ²
σ_{bsm}	固定マストまたは受金具に発生する曲げ応力度 ^{*4}	N/mm ²
σ_{ts2}	受金具に発生する引張応力度	N/mm ²
τ_{b2}	接合ボルトに発生するせん断応力度	N/mm ²
$\tau_{p\ell}$	ヒンジピンに発生するせん断応力度 ^{*3}	N/mm ²

注 *1: A_{ri} , F_{ri} , f_{tri} , n_{ri} , T_{1i} , T_{2i} 及び σ_{ri} の添え字 i の意味は、以下のとおりとする。

$i=1$: ターンバックル付棒鋼①

$i=2$: ターンバックル付棒鋼②

*2: A_{bj} , F_{bj} , f_{tsbj} , f_{tbj} , f_{sbj} , n_{bj} , T_{bj} 及び σ_{bj} の添え字 j の意味は、以下のとおりとする。

$j=1$: 吊り金具取付ボルト

$j=2$: 接合ボルト

*3: $A_{p\ell}$, $F_{p\ell}$, $f_{bp\ell}$, $f_{sp\ell}$, $L_{p\ell}$, $M_{p\ell}$, $Q_{p\ell}$, $Q_{p1\ell}$, $Q_{p2\ell}$, $Q_{p3\ell}$, $R_{p\ell}$, $Z_{p\ell}$, $\sigma_{p\ell}$ 及び $\tau_{p\ell}$ の添え字 ℓ の意味は以下のとおりとする。

$\ell=1$: ヒンジピン①

$\ell=2$: ヒンジピン②

*4: A_{sm} , F_{sm} , $f_{t sm}$, $f_{b sm}$, L_{s1m} , L_{s2m} , M_{sx1m} , M_{sy1m} , M_{sx2m} , M_{sy2m} , Z_{sxm} , Z_{sym} 及び $\sigma_{b sm}$ の添え字 m の意味は以下のとおりとする。

$m=1$: 固定マスト

$m=2$: 受金具

*5: n_{abk} , p_{ak} , Q_{abk} , q_{ak} 及び T_{abk} の添え字 k の意味は以下のとおりとする。

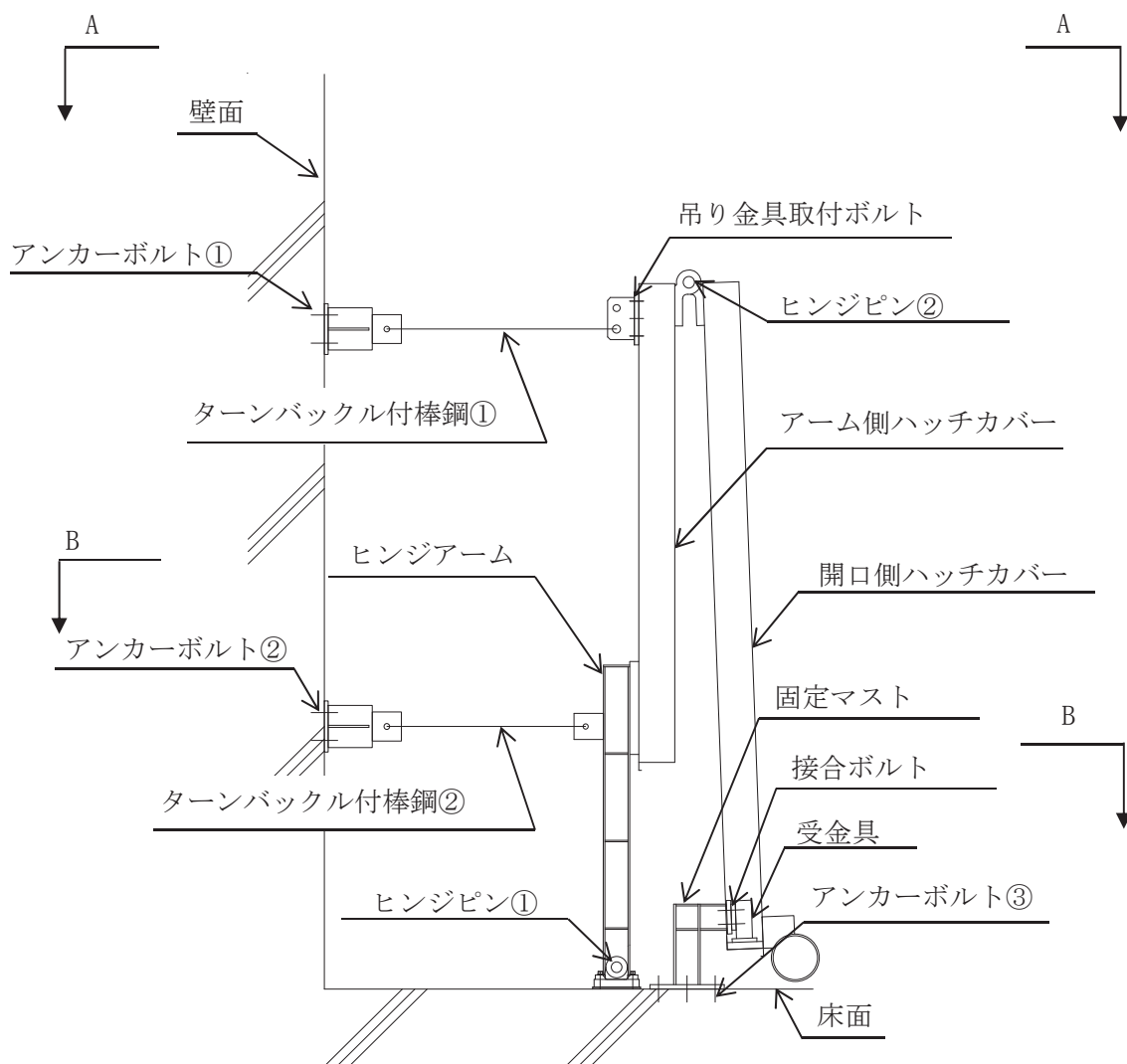
$k=1$: アンカーボルト①

$k=2$: アンカーボルト②

$k=3$: アンカーボルト③

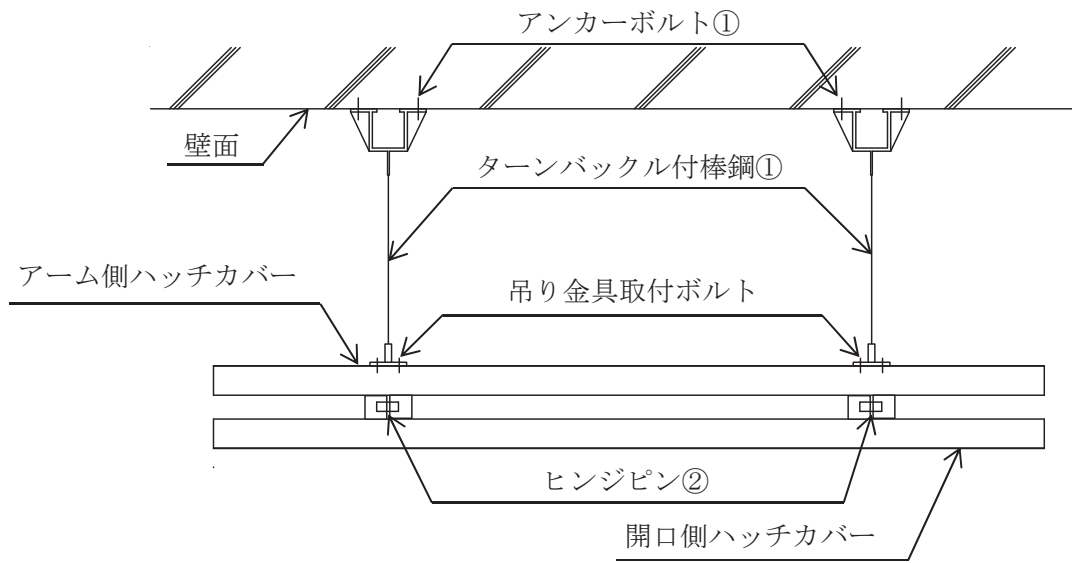
1.2 評価部位

ハッチカバー固定装置の概略構造を図 1.2-1 に示す。強度評価は、ハッチカバー固定装置のターンバックル付棒鋼、吊り金具取付ボルト、アンカーボルト、ヒンジピン、接合ボルト、固定マスト及び受金具について実施する。

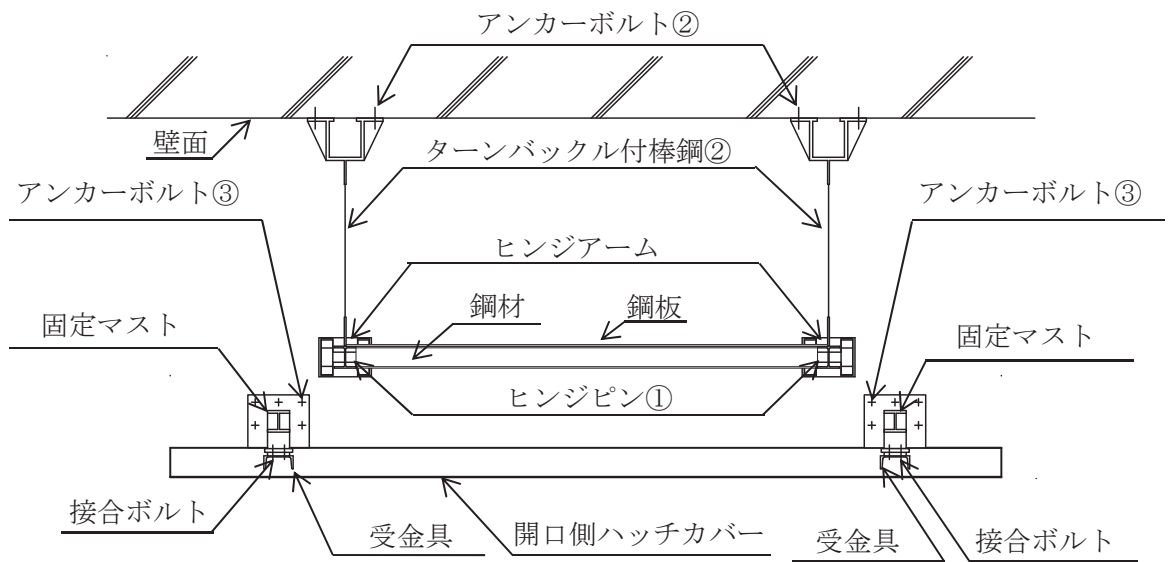


(1) 側面図

図 1.2-1 (1) ハッチカバー固定装置の概略構造図



(2) A-A 矢視図



(3) B-B 矢視図

図 1.2-1 (2) ハッチカバー固定装置の概略構造図

1.3 固有周期

1.3.1 固有周期の算出方法

ハッチカバーの固有周期は図 1.3.1-1 及び図 1.3.1-2 に示すハッチカバーの解析モデルにより算出する。

面外方向モデルは，上部固定装置及び下部固定装置をトラス要素で，ヒンジアーム，アーム側ハッチカバー及び開口側ハッチカバーをはり要素でモデル化する。上部固定装置及び下部固定装置の壁との取り合い部，ヒンジアームの床との取り合い部（ヒンジピン①）及び先端固定装置をピン接合とする。また，アーム側ハッチカバーと開口側ハッチカバーの接続部（ヒンジピン②）はヒンジとしてモデル化する。

面内方向モデルは，ヒンジアーム及び鋼材をはり要素で，アーム側ハッチカバー，開口側ハッチカバー及び鋼板をシェル要素でモデル化する。ヒンジアームの床との取り合い部（ヒンジピン①）及び先端固定装置をピン接合とする。また，アーム側ハッチカバーと開口側ハッチカバーの接続部（ヒンジピン②）において，同一変位とする。

また，質量はアーム側ハッチカバー，開口側ハッチカバー，ヒンジアーム，鋼板，鋼材及び受け金具の質量をそれぞれの要素または節点に与えている。

解析コードは「KANSAS2」を使用する。

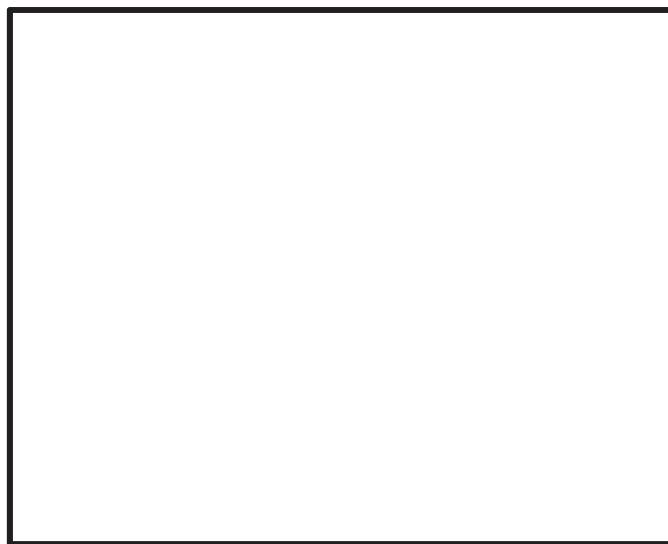


図 1.3.1-1 ハッチカバーの解析モデル（面外方向）



図 1.3.1-2 ハッチカバーの解析モデル（面内方向）

1.3.2 固有周期の算出結果

固有周期の算出結果を表 1.3.2-1 に示す。算出結果より、固有周期は 0.05 秒以下であり、剛であることを確認した。図 1.3.2-1～図 1.3.2-4 に 1 次固有モード図を示す。

表 1.3.2-1 固有周期

（単位：s）

水平方向（面外）	水平方向（面内）	鉛直方向（面外・面内）
0.038	0.032	0.011

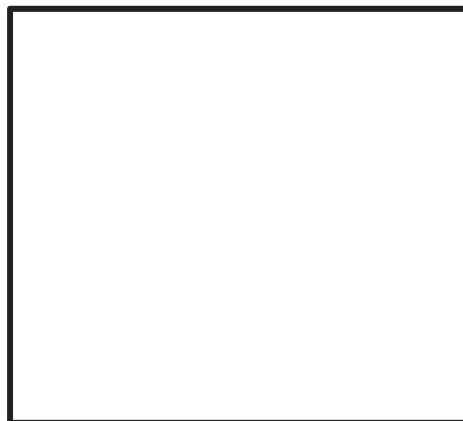


図 1.3.2-1 1 次固有モード図（水平方向（面外））

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



図 1.3.2-2 1次固有モード図（水平方向（面内））



図 1.3.2-3 1次固有モード図（鉛直方向（面外））



図 1.3.2-4 1次固有モード図（鉛直方向（面内））

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

1.4 構造強度評価

1.4.1 荷重の組合せ及び許容応力度状態

ハッチカバー固定装置の荷重の組合せ及び許容応力度状態については、添付書類「VI-2-1-9 機能維持の基本方針」に準じて設定する。評価に用いる荷重の組合せ及び許容応力度状態を表 1.4.1-1 に示す。

表 1.4.1-1 荷重の組合せ及び許容応力度状態

機器名称	荷重の組合せ	許容応力度状態
ハッチカバー固定装置	G + S s	短期

1.4.2 許容限界

(1) ターンバックル付棒鋼の短期許容応力度

ターンバックル付棒鋼の短期許容応力度は、「建築基準法（昭和 25 年 5 月 24 日法律第 201 号）」及び「建築基準法施行令（昭和 25 年 11 月 16 日政令第 338 号）」に基づき表 1.4.2-1 のとおりとする。

表 1.4.2-1 短期許容応力度（ターンバックル付棒鋼）

引張
$\frac{F_{r i}}{1.5} \cdot 1.5$

(2) ボルトの短期許容応力度

吊り金具取付ボルト及び接合ボルトの短期許容応力度は、「建築基準法（昭和 25 年 5 月 24 日法律第 201 号）」及び「建築基準法施行令（昭和 25 年 11 月 16 日政令第 338 号）」に基づき表 1.4.2-2 のとおりとする。

表 1.4.2-2 短期許容応力度（吊り金具取付ボルト及び接合ボルト）

引張	せん断
$\frac{F_{b j}}{1.5} \cdot 1.5$	$\frac{F_{b j}}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$

(3) アンカーボルトの短期許容応力

アンカーボルトの短期許容応力は、「日本建築学会 2010年 各種合成構造設計指針・同解説」に基づき算出した短期許容応力とする。アンカーボルトが引張力を受ける場合には、アンカーボルトの降伏により決まる許容応力及びアンカーボルトの付着力により決まる許容応力のいずれか小さいほうの値を採用する。アンカーボルトがせん断力を受ける場合には、アンカーボルトのせん断強度により決まる許容応力及び定着した躯体の支圧強度により決まる許容応力を比較して、いずれか小さい値を採用する。

a. 引張力を受ける場合

$$p_{ak} = \min(p_{a1}, p_{a3})$$

$$p_{a1} = \Phi_1 \cdot s \sigma_{pa} \cdot s c a$$

$$p_{a3} = \Phi_3 \cdot \tau_a \cdot \pi \cdot d_a \cdot l_{ce}$$

- ここで、 p_{a1} : アンカーボルトの降伏により決まる場合のアンカーボルト 1 本当たりの許容引張力 (N)
- p_{a3} : アンカーボルトの付着力により決まる場合のアンカーボルト 1 本当たりの許容引張力 (N)
- Φ_1 : 低減係数 (短期荷重用)
- Φ_3 : 低減係数 (短期荷重用)
- $s \sigma_{pa}$: アンカーボルトの引張強度 ($= s \sigma_y$) (N/mm²)
- $s \sigma_y$: アンカーボルトの規格降伏点強度 (N/mm²)
- $s c a$: アンカーボルトの断面積 (mm²)
- d_a : アンカーボルトの径 (mm)
- l_{ce} : アンカーボルトの強度算定用埋込み長さ ($= l_e - 2 d_a$) (mm)
- l_e : アンカーボルトのコンクリート内への有効埋込み長さ (mm)
- τ_a : へりあき及びアンカーボルトのピッチによる低減を考慮した付着強度 (N/mm²)

b. せん断力を受ける場合

$$q_{ak} = \min(q_{a1}, q_{a2})$$

$$q_{a1} = \Phi_1 \cdot s \sigma_{qa} \cdot s_{ca}$$

$$q_{a2} = \Phi_2 \cdot c \sigma_{qa} \cdot s_{ca}$$

ここで、 q_{a1} : アンカーボルトのせん断強度により決まる場合のアンカーボルト1本当たりの許容せん断力 (N)

q_{a2} : 定着した躯体の支圧強度により決まる場合のアンカーボルト1本当たりの許容せん断力 (N)

Φ_1 : 低減係数 (短期荷重用)

Φ_2 : 低減係数 (短期荷重用)

$s \sigma_{qa}$: アンカーボルトのせん断強度 ($=0.7 \cdot s \sigma_y$) (N/mm²)

$s \sigma_y$: アンカーボルトの規格降伏点強度 (N/mm²)

s_{ca} : アンカーボルトの断面積 (mm²)

$c \sigma_{qa}$: コンクリートの支圧強度 (N/mm²) ($=0.5 \sqrt{F_c \cdot E_c}$)

F_c : コンクリートの設計基準強度 (N/mm²)

E_c : コンクリートのヤング係数 (N/mm²)

表 1.4.2-3 アンカーボルト①, ②の許容荷重の設定に用いる入力値

記号	記号の説明	単位	数値
Φ_1	低減係数 (短期荷重用)	—	1.0
Φ_3	低減係数 (短期荷重用)	—	2/3
${}_s\sigma_{pa}$	アンカーボルトの引張強度	N/mm ²	235
${}_s\sigma_y$	アンカーボルトの規格降伏点強度	N/mm ²	235
${}_s c a$	アンカーボルトの断面積	mm ²	245
d_a	アンカーボルトの径	mm	20
l_{ce}	アンカーボルトの強度算定用埋込み長さ	mm	160
τ_a	へりあき及びアンカーボルトのピッチによる低減を考慮した付着強度	N/mm ²	8.69

表 1.4.2-4 アンカーボルト③の許容荷重の設定に用いる入力値

記号	記号の説明	単位	数値
Φ_1	低減係数 (短期荷重用)	—	1.0
Φ_2	低減係数 (短期荷重用)	—	2/3
Φ_3	低減係数 (短期荷重用)	—	2/3
${}_s\sigma_{pa}$	アンカーボルトの引張強度	N/mm ²	235
${}_s\sigma_y$	アンカーボルトの規格降伏点強度	N/mm ²	235
${}_s c a$	アンカーボルトの断面積	mm ²	245
d_a	アンカーボルトの径	mm	20
l_{ce}	アンカーボルトの強度算定用埋込み長さ	mm	160
τ_a	へりあき及びアンカーボルトのピッチによる低減を考慮した付着強度	N/mm ²	5.71
${}_s\sigma_{qa}$	アンカーボルトのせん断強度	N/mm ²	164.5
${}_c\sigma_{qa}$	コンクリートの支圧強度	N/mm ²	450.9
F_c	コンクリートの設計基準強度	N/mm ²	32.4
E_c	コンクリートのヤング係数	N/mm ²	25100

表 1.4.2-5 アンカーボルト①, ②の短期許容応力

材質	短期許容荷重 (kN)					
	引張			せん断		
	p_{a1}	p_{a3}	設定値	q_{a1}	q_{a2}	設定値
SS400	57.58	58.24	57.58	—	—	—

表 1.4.2-6 アンカーボルト③の短期許容応力

材質	短期許容荷重 (kN)					
	引張			せん断		
	p_{a1}	p_{a3}	設定値	q_{a1}	q_{a2}	設定値
SS400	57.58	38.27	38.27	40.30	73.65	40.30

(4) ヒンジピンの短期許容応力度

ヒンジピンの短期許容応力度は、「日本建築学会 2005年 鋼構造設計規準—許容応力度設計法—」に基づき表 1.4.2-7 のとおりとする。

表 1.4.2-7 短期許容応力度 (ヒンジピン)

せん断	曲げ
$\frac{F_{p\ell}}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$	$\frac{F_{p\ell}}{1.5} \cdot 1.5$

(5) 鋼材の短期許容応力度

固定マスト及び受金具の短期の許容引張応力度は、「建築基準法 (昭和 25 年 5 月 24 日法律第 201 号)」及び「建築基準法施行令 (昭和 25 年 11 月 16 日政令第 338 号)」に基づき表 1.4.2-8 のとおりとする。また、短期の許容曲げ応力度は、同法に定めるものとする。

表 1.4.2-8 短期の許容引張応力度 (鋼材)

引張
$\frac{F_{sm}}{1.5} \cdot 1.5$

1.4.3 設計用地震力

評価に用いる設計用地震力を表 1.4.3-1 に示す。

「基準地震動 S_s 」による地震力は、添付書類「VI-2-2-1 原子炉建屋の地震応答計算書」の地震応答解析結果より設定する。

各評価部位の計算に用いる応力は、組合せ係数法 (1.0 : 0.4) を用いて最大となるケースについて適用する。

表 1.4.3-1 設計用地震力

原子炉建屋 O.P. 33. 2m*	基準地震動 S_s	
	水平方向設計震度 C_H	鉛直方向設計震度 C_V
	2.21	1.47

注記* : 基準床レベルを示す。

1.4.4 計算方法

図1.3.1-1及び図1.3.1-2に示す解析モデルを用いてハッチカバー固定装置の各評価部位に作用する応力を算定し、以下に示す方法で各評価部位に発生する応力度を計算する。

(1) ターンバックル付棒鋼①の応力評価

ターンバックル付棒鋼①に発生する応力度は、地震により作用する引張力から計算する。

a. 引張応力度

ターンバックル付棒鋼①に発生する引張応力度を計算する。

引張力

ターンバックル付棒鋼①1本あたりの引張力 T_{21} は以下の式で求められる。

$$T_{21} = \frac{T_{11}}{n_{r1}}$$

引張応力度

$$\sigma_{r1} = \frac{T_{21}}{A_{r1}}$$

ここで、ターンバックル付棒鋼①の断面積 A_{r1} はJIS B 1082-2009より、303 (mm²) とする。

(2) ターンバックル付棒鋼②の計算方法

ターンバックル付棒鋼②に発生する応力度は、地震により作用する引張力から計算する。

a. 引張応力度

ターンバックル付棒鋼②に発生する引張応力度を計算する。

引張力

ターンバックル付棒鋼②1本あたりの引張力 T_{22} は以下の式で求められる。

$$T_{22} = \frac{T_{12}}{n_{r2}}$$

引張応力度

$$\sigma_{r2} = \frac{T_{22}}{A_{r2}}$$

ここで、ターンバックル付棒鋼②の断面積 A_{r2} はJIS B 1082-2009より、303 (mm²) とする。

(3) 吊り金具取付ボルトの計算方法

吊り金具取付ボルトに発生する応力度はターンバックル付棒鋼①から受ける荷重によって作用する引張力から計算する。計算モデルを図 1.4.4-1 に示す。

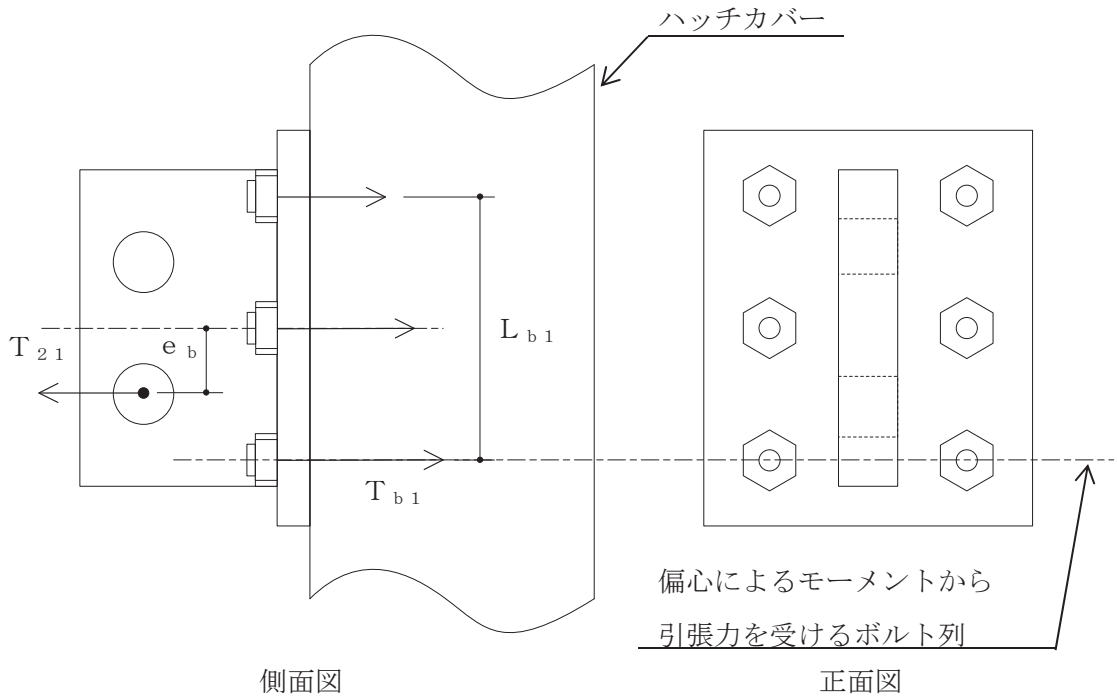


図 1.4.4-1 計算モデル

a. 引張応力度

吊り金具取付ボルトに発生する引張力は、吊り金具に作用する引張力を吊り金具取付ボルト全数で受けるものとして計算する。

引張力

$$T_{b1} = \frac{T_{21}}{n_{b1}} + \frac{T_{21} \times e_b}{n_{be} \times L_{b1}}$$

引張応力度

$$\sigma_{b1} = \frac{T_{b1}}{A_{b1}}$$

ここで、断面積 A_{b1} は J I S B 1082-2009 より 245 (mm²) とする。

(4) アンカーボルト①の計算方法

アンカーボルト①に発生する応力はターンバックル付棒鋼①から受ける荷重によって生じる引張力から計算する。計算モデルを図 1.4.4-2 に示す。

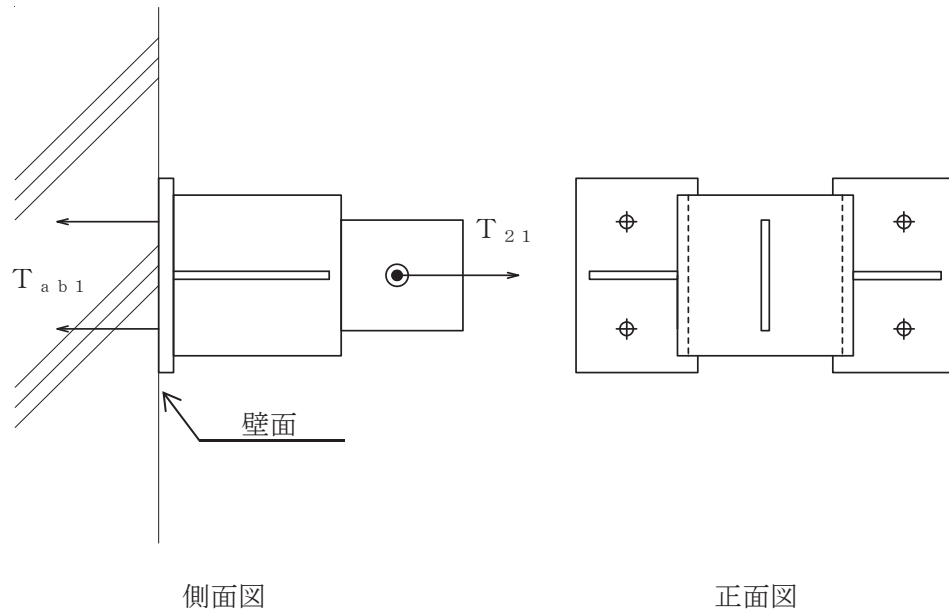


図 1.4.4-2 計算モデル

a. 引張力

アンカーボルト①に発生する引張力は、アンカーボルト①全数で受けるものとして計算する。

引張力

$$T_{ab1} = \frac{T_{21}}{n_{ab1}}$$

(5) アンカーボルト②の計算方法

アンカーボルト②に発生する応力はターンバックル付棒鋼②から受ける荷重によって生じる引張力から計算する。計算モデルを図 1.4.4-3 に示す。

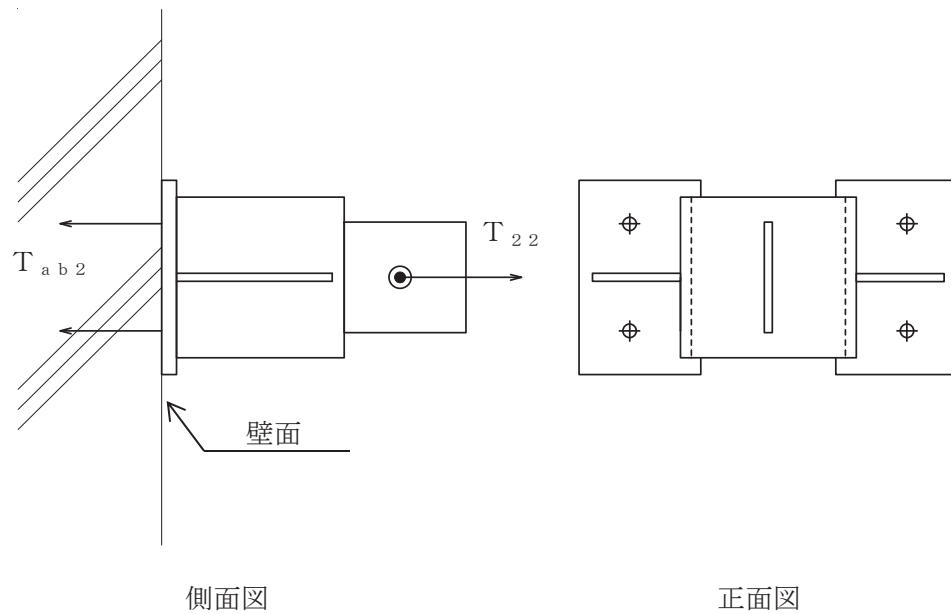


図 1.4.4-3 計算モデル

a. 引張力

アンカーボルト②に発生する引張力は、アンカーボルト②全数で受けるものとして計算する。

引張力

$$T_{ab2} = \frac{T_{22}}{n_{ab2}}$$

(6) ヒンジピン①の計算方法

ヒンジピン①に発生する応力度は、地震により作用するせん断力及び曲げモーメントから計算する。計算モデルを図 1.4.4-4 に示す。

面外方向モデル及び面内方向モデルにおいてヒンジピン①をモデル化したピン支持点にはそれぞれ水平方向と鉛直方向の反力が発生する。この反力がヒンジピン①に作用するものとして、以下に示す方法でヒンジピン①に発生する応力度を計算する。ただし、面内方向モデルの水平方向反力は、ハッチカバーの構造上ヒンジピン①に応力が伝達しないものとして計算では考慮しない。

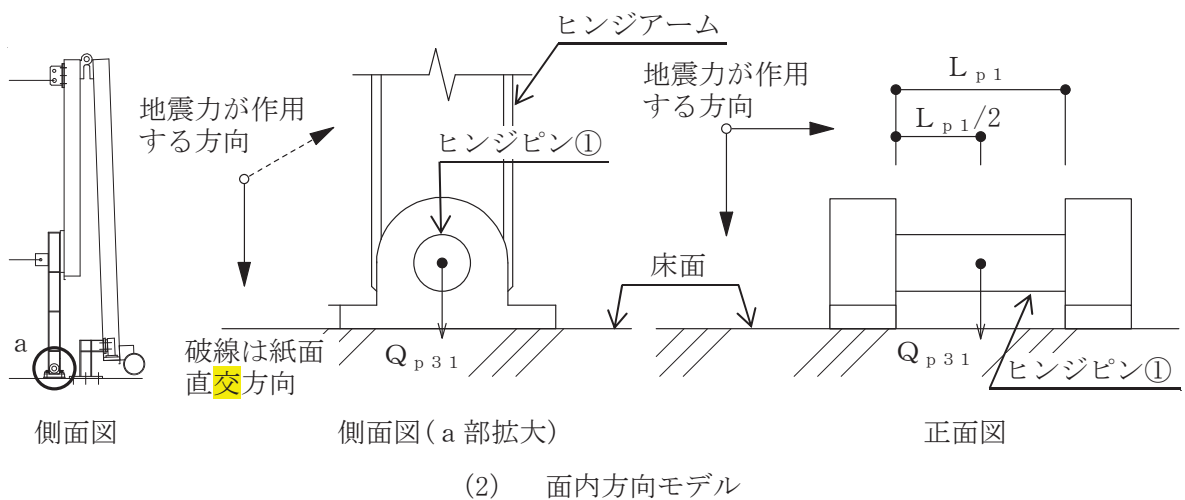
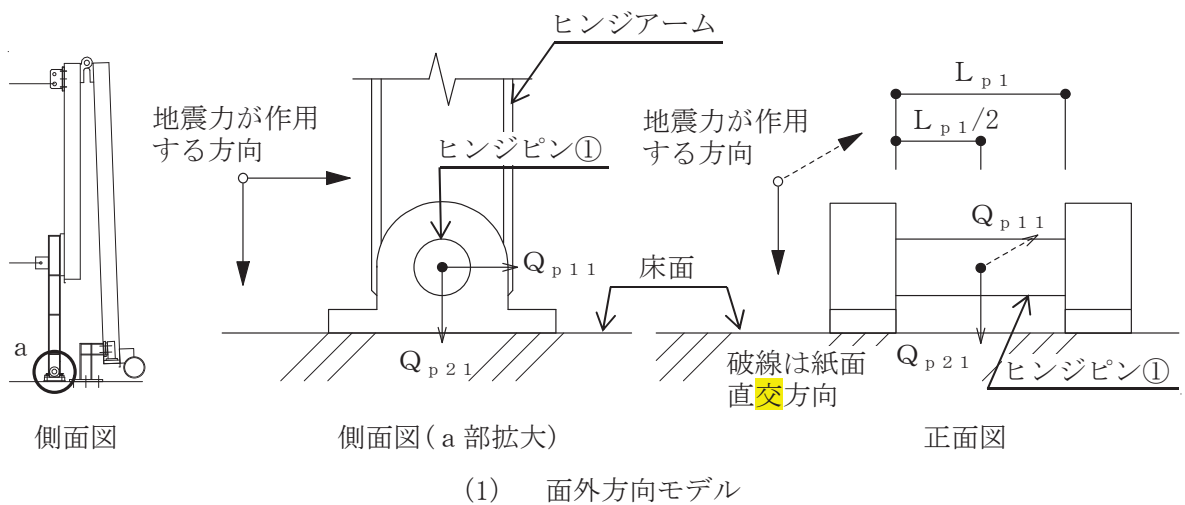


図 1.4.4-4 計算モデル

a. せん断応力度

ヒンジピン①に発生するせん断応力度はヒンジピン①の中心に荷重が作用するものとして計算する。

$$Q_{p1} = \frac{\max\left(\sqrt{Q_{p11}^2 + Q_{p21}^2}, Q_{p31}\right)}{2}$$

せん断応力度

$$\tau_{p1} = \frac{Q_{p1}}{A_{p1}}$$

ここで、断面積 A_{p1} は次式により求める。

$$A_{p1} = \frac{\pi \cdot R_{p1}^2}{4}$$

b. 曲げ応力度

ヒンジピン①に発生する曲げ応力度はヒンジピン①の中心に荷重が作用するものとして計算する。

$$M_{p1} = \frac{Q_{p1} \cdot L_{p1}}{2}$$

曲げ応力度

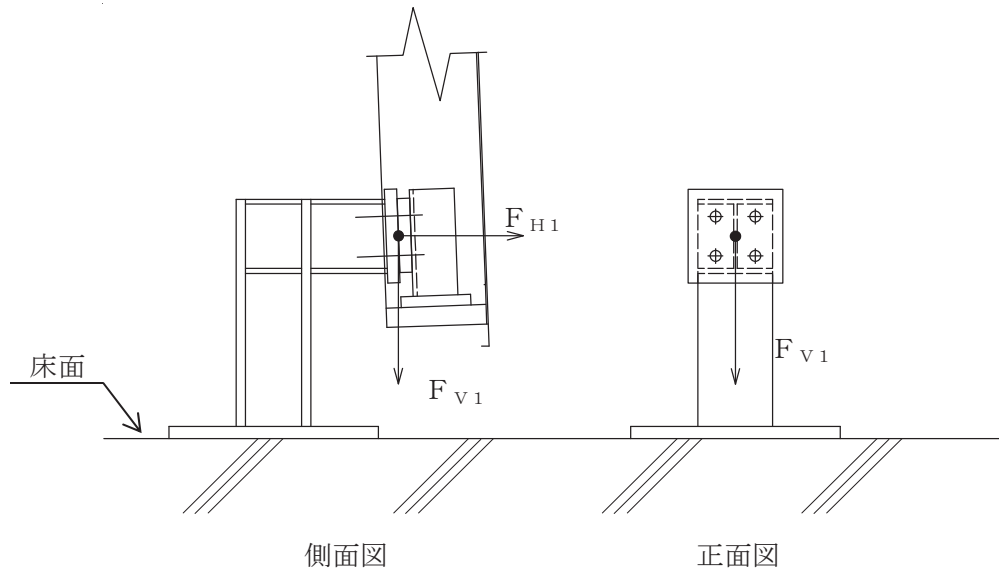
$$\sigma_{p1} = \frac{M_{p1}}{Z_{p1}}$$

ここで、ヒンジピン①の断面係数 Z_{p1} は次式により求める。

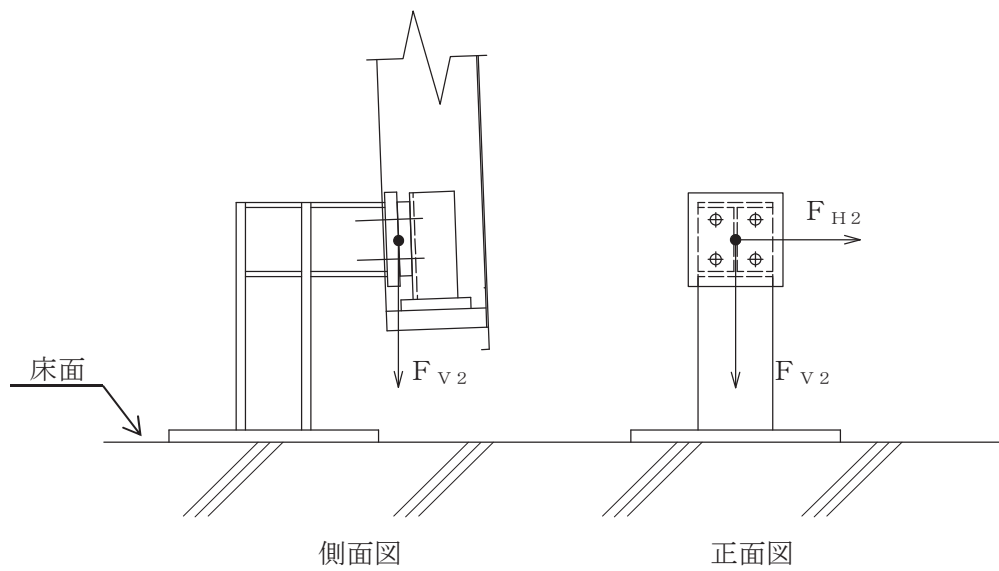
$$Z_{p1} = \frac{\pi \cdot R_{p1}^3}{32}$$

(7) 接合ボルト

接合ボルトに発生する応力度は、地震による震度により作用する引張力及びせん断力から計算する。接合ボルトの傾きは小さいため、角度の補正は行わずに計算する。計算モデルを図 1.4.4-5 に示す。



(1) 面外方向



(2) 面内方向

図 1.4.4-5 計算モデル図

a. 引張応力度

接合ボルトに発生する引張応力度はボルト全数で受けるものとして計算する。

引張力

$$T_{b2} = \frac{F_{H1}}{n_{b2}}$$

引張応力度

$$\sigma_{b2} = \frac{T_{b2}}{A_{b2}}$$

ここで、断面積 A_{b2} は J I S B 1082-2009 より 245 (mm²) とする。

b. せん断応力度

接合ボルトに発生するせん断応力度はボルト全数で受けるものとして計算する。

せん断力

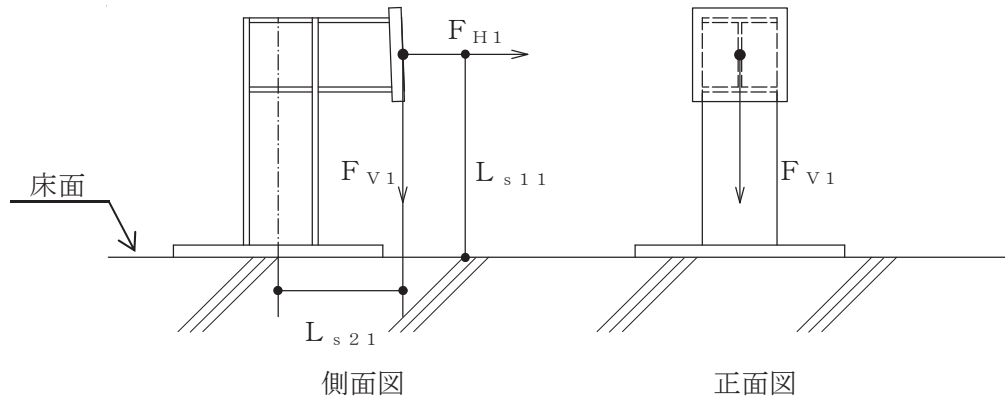
$$Q_{b2} = \max \left(\frac{F_{V1}}{n_{b2}}, \frac{\sqrt{F_{V2}^2 + F_{H2}^2}}{n_{b2}} \right)$$

せん断応力度

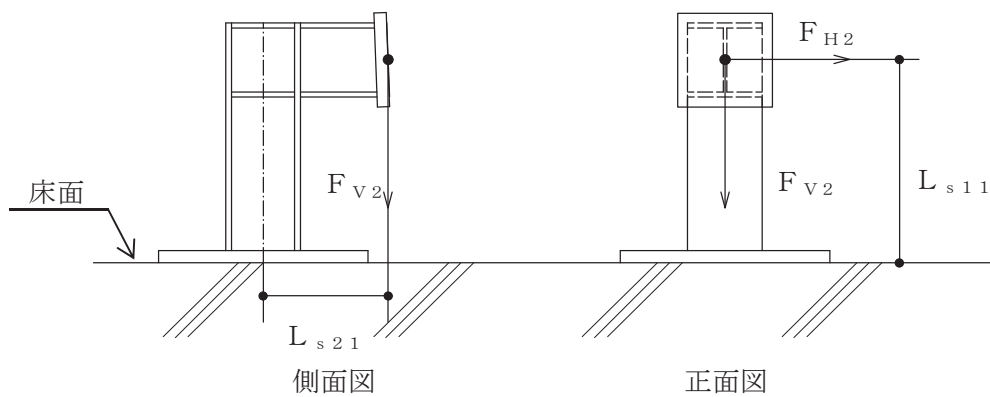
$$\tau_{b2} = \frac{Q_{b2}}{A_{b2}}$$

(8) 固定マストの計算方法

固定マストに発生する応力度は地震により作用する曲げモーメントから計算する。図 1.4.4-6 に計算モデルを示す。



(1) 面外方向



(2) 面内方向

図 1.4.4-6 計算モデル図

a. 曲げ応力度

曲げモーメント

固定マストに発生する曲げ応力度は水平荷重及び鉛直荷重によって発生する曲げモーメントを固定マストが受けるものとして計算する。

$$M_{s x 1 1} = F_{H 1} \cdot L_{s 1 1} + F_{V 1} \cdot L_{s 2 1}$$

$$M_{s x 2 1} = F_{V 2} \cdot L_{s 2 1}$$

$$M_{s y 2 1} = F_{H 2} \cdot L_{s 1 1}$$

曲げ応力度

$$\sigma_{b s 1} = m a x \left(\frac{M_{s x 1 1}}{Z_{s x 1}}, \frac{M_{s x 2 1}}{Z_{s x 1}} + \frac{M_{s y 2 1}}{Z_{s y 1}} \right)$$

ここで、断面係数 Z_{sx1} 及び Z_{sy1} は次式により求める。

$$Z_{sx1} = \frac{B \cdot H^3 - (B - t_1)(H - 2 \cdot t_2)^3}{6 \cdot H}$$

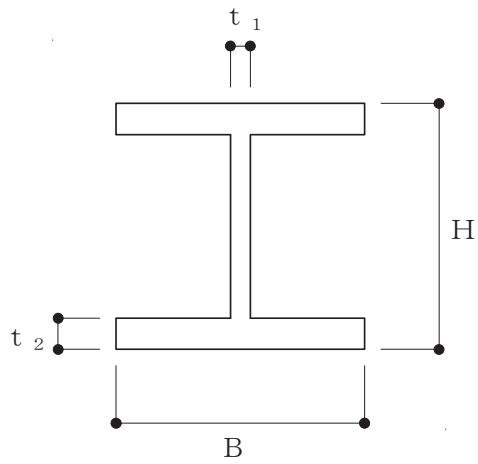
$$Z_{sy1} = \frac{2 \cdot t_2 \cdot B^3 + (H - 2 \cdot t_2)t_1^3}{6 \cdot B}$$

ここで、 B : H鋼の幅

H : H鋼のせい

t_1 : H鋼のウェブ厚さ

t_2 : H鋼のフランジ厚さ



(9) アンカーボルト③の計算方法

アンカーボルト③に発生する応力は地震により作用するモーメントによって生じる引張力とせん断力から計算する。図 1.4.4-7 に計算モデルを示す。

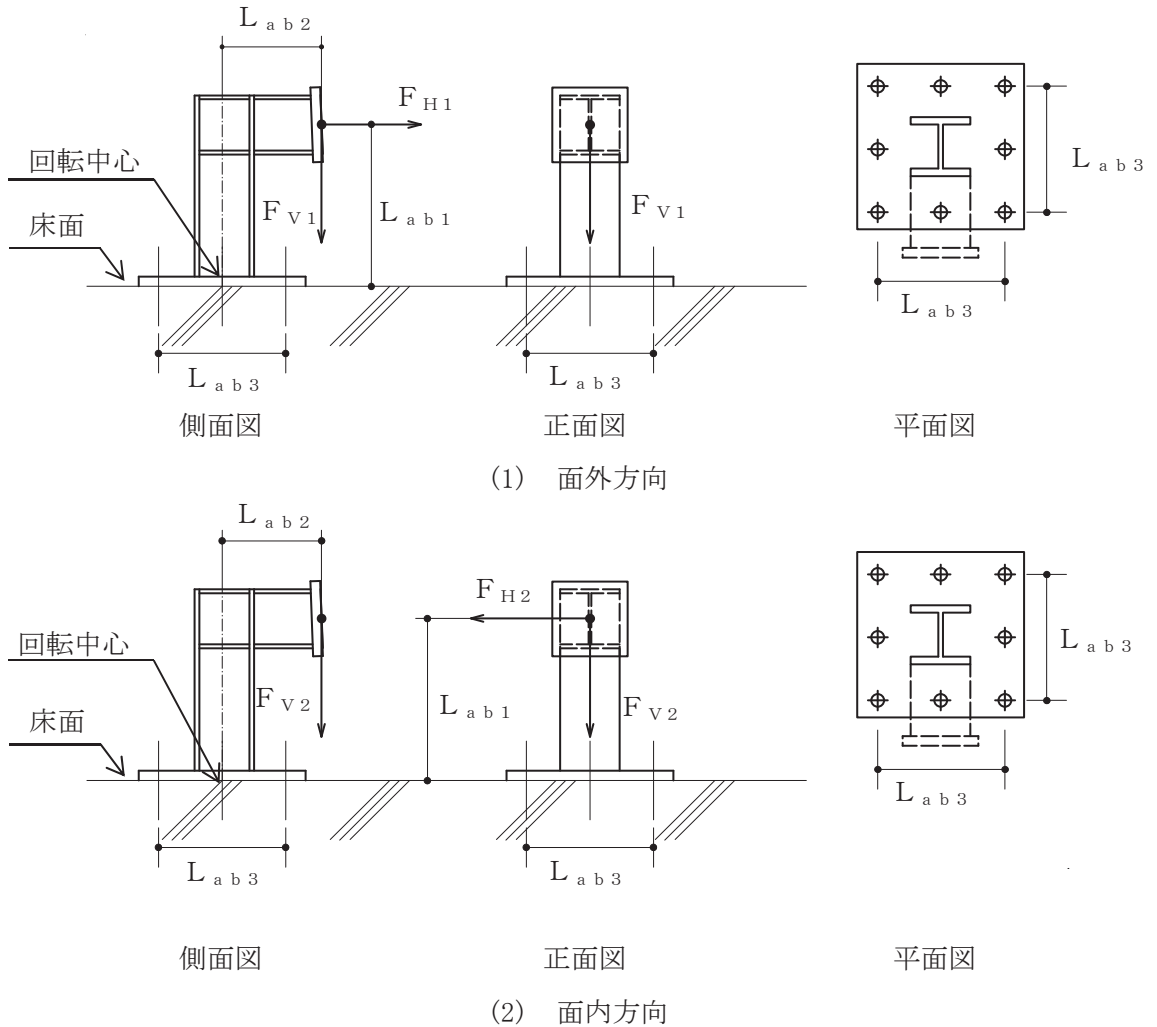


図 1.4.4-7 計算モデル

a. 引張力

アンカーボルト③に発生する引張力は、固定マストに作用する曲げモーメントをアンカーボルト③で受けるものとして計算する。

曲げモーメント

$$M_{abx1} = F_{H1} \cdot L_{ab1} + F_{V1} \cdot L_{ab2}$$

$$M_{abx2} = F_{V2} \cdot L_{ab2}$$

$$M_{aby2} = F_{H2} \cdot L_{ab1}$$

引張力

$$T_{ab3} = m a x \left(\frac{M_{abx1}}{n'_{ab3} \cdot L_{ab3}}, \frac{M_{abx2}}{n'_{ab3} \cdot L_{ab3}} + \frac{M_{aby2}}{n'_{ab3} \cdot L_{ab3}} \right)$$

b. せん断力

アンカーボルト③に発生するせん断力は、ボルト全数で受けるものとして計算する。

せん断力

$$Q_{ab3} = m a \times \left(\frac{F_{H1}}{n_{ab3}}, \frac{F_{H2}}{n_{ab3}} \right)$$

(10) ヒンジピン②

ヒンジピン②に発生する応力度は、地震により作用するせん断力及び曲げモーメントから計算する。計算モデルを図 1.4.4-8 に示す。

面外方向モデル及び面内方向モデルにおいてヒンジピン②をモデル化した節点にはそれぞれ水平方向と鉛直方向の応力が発生する。この応力がヒンジピン②に作用するものとして、以下に示す方法でヒンジピン②に発生する応力度を計算する。ただし、面内方向モデルの水平方向応力は、ハッチカバーの構造上ヒンジピン②に応力が伝達しないものとして計算では考慮しない。

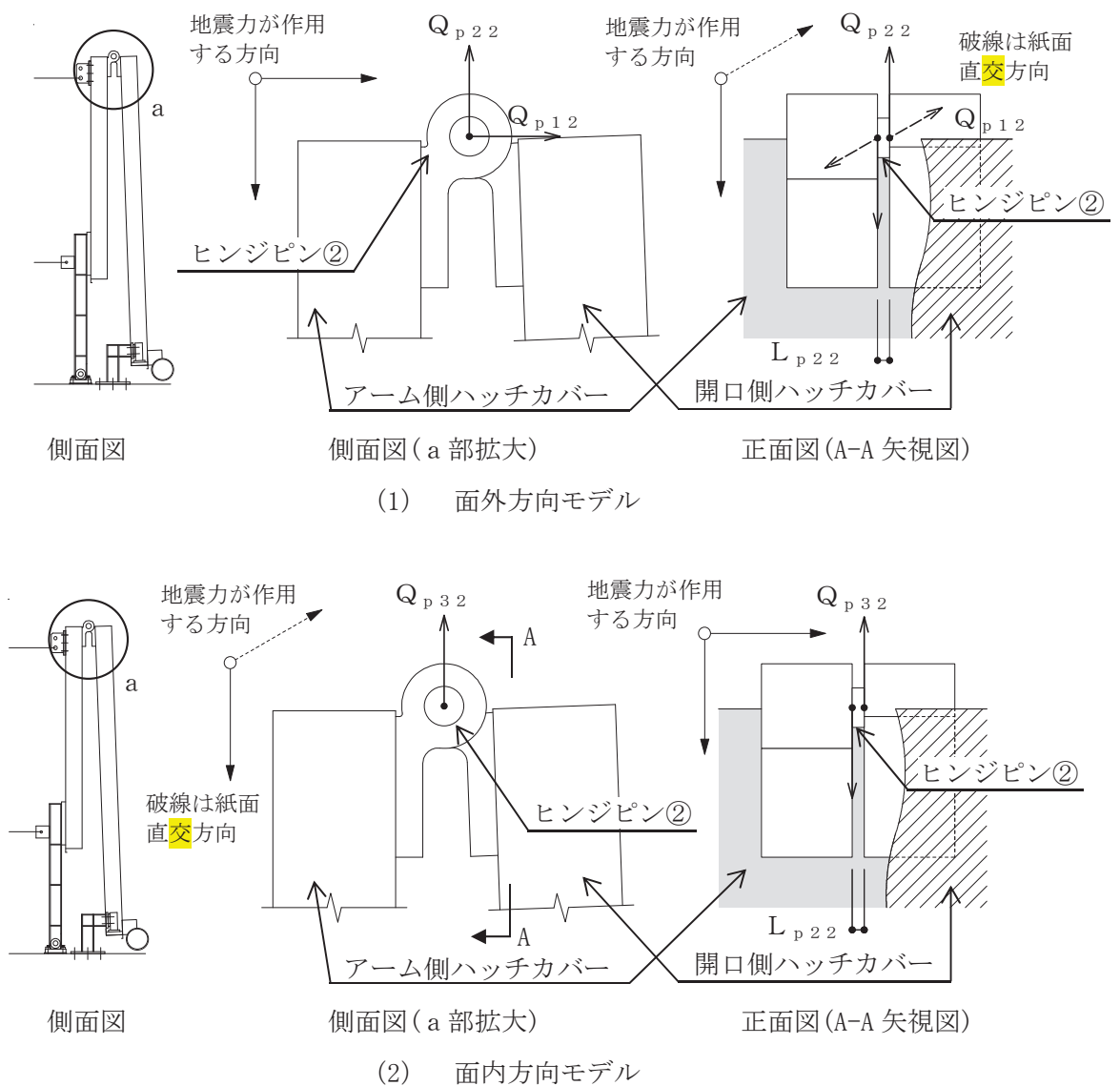


図 1.4.4-8 計算モデル

a. せん断応力度

ヒンジピン②に発生するせん断応力度はヒンジピン②の端部に荷重が作用するものとして計算する。

$$Q_{p2} = \max \left(\sqrt{Q_{p12}^2 + Q_{p22}^2}, Q_{p32} \right)$$

せん断応力度

$$\tau_{p2} = \frac{Q_{p2}}{A_{p2}}$$

ここで、断面積 A_{p2} は次式により求める。

$$A_{p2} = \frac{\pi \cdot R_{p2}^2}{4}$$

b. 曲げ応力度

ヒンジピン②に発生する曲げ応力度はヒンジピン②の端部に荷重が作用するものとして計算する。

曲げモーメント

$$M_{p2} = Q_{p2} \cdot L_{p2}$$

曲げ応力度

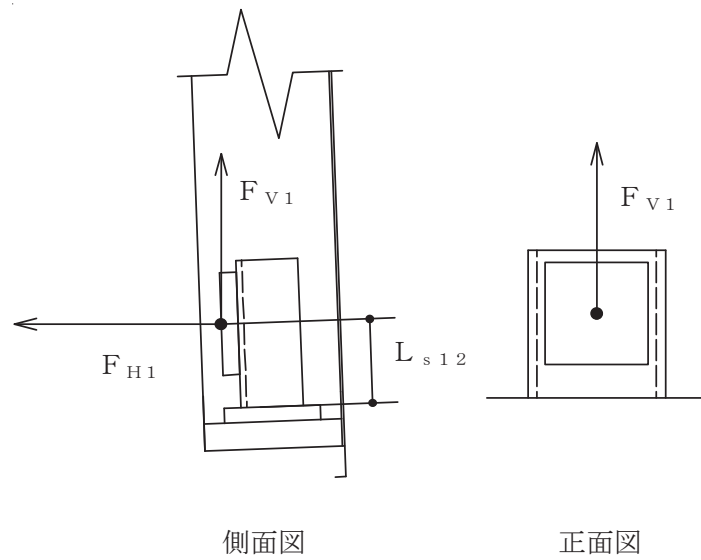
$$\sigma_{p2} = \frac{M_{p2}}{Z_{p2}}$$

ここで、ヒンジピン②の断面係数 Z_{p2} は次式により求める。

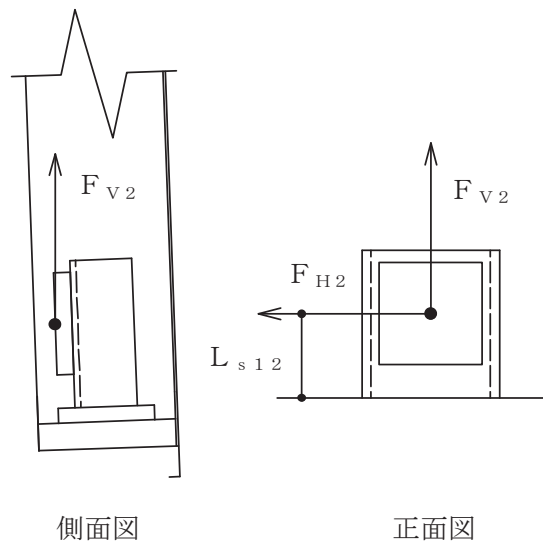
$$Z_{p2} = \frac{\pi \cdot R_{p2}^3}{32}$$

(11) 受金具の計算方法

受金具に発生する応力度は、地震により作用する曲げモーメント及び引張力から計算する。受金具の傾きは小さいため、角度の補正は行わずに計算する。計算モデルを図 1.4.4-9 に示す。



(1) 面外方向



(2) 面内方向

図 1.4.4-9 計算モデル

a. 曲げ応力度

曲げモーメント

受金具に発生する曲げ応力度は水平荷重によって発生する曲げモーメントを受けるものとして計算する。

$$M_{s_y 1 2} = F_{H1} \cdot L_{s 1 2}$$

$$M_{s_x 2 2} = F_{H2} \cdot L_{s 1 2}$$

曲げ応力度

$$\sigma_{b s 2} = \max \left(\frac{M_{s_y 1 2}}{Z_{s_y 2}}, \frac{M_{s_x 2 2}}{Z_{s_x 2}} \right)$$

ここで、断面係数 $Z_{s_x 2}$ 及び $Z_{s_y 2}$ はJ I S G 3 1 9 2-2014より、 249×10^3 (mm³) 及び 44.2×10^3 (mm³) とする。

b. 引張応力度

引張力

受金具に発生する引張応力度は鉛直荷重によって発生する引張力を受けるものとして計算する。

$$T_{s 2} = \max (F_{V1}, F_{V2})$$

引張応力度

$$\sigma_{t s 2} = \frac{T_{s 2}}{A_{s 2}}$$

ここで、断面積 $A_{s 2}$ はJ I S G 3 1 9 2-2014より、 38.65×10^2 (mm²) とする。

1.4.5 評価方法

(1) ターンバックル付棒鋼の評価方法

1.4.4(1)及び(2)で求めたターンバックル付棒鋼の引張応力度 σ_{ri} は下表の許容応力度 f_{tri} 以下であること。

	基準地震動 S_s による組合せの場合
許容引張応力度 f_{tri}	$\frac{F_{ri}}{1.5} \cdot 1.5$

(2) ボルトの応力評価

1.4.4(3)及び(7)で求めた吊り金具取付ボルト及び接合ボルトの引張応力度 σ_{bj} は許容引張応力度 f_{tbj} 以下であること。ただし、引張力及びせん断力を受ける場合は次式により求めた許容引張応力度 f_{tsbj} 以下であること。ただし、 f_{tbj} は下表による。

$$f_{tsbj} = \text{Min} [1.4 \cdot f_{tbj} - 1.6 \cdot \tau_{bj}, f_{tbj}]$$

せん断応力度 τ_{bj} は、せん断力のみを受けるボルトの許容せん断応力度 f_{sbj} 以下であること。ただし f_{sbj} は下表による。

	基準地震動 S_s による組合せの場合
許容引張応力度 f_{tbj}	$\frac{F_{bj}}{1.5} \cdot 1.5$
許容せん断応力度 f_{sbj}	$\frac{F_{bj}}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$

(3) アンカーボルトの応力評価

1.4.4(4), (5)及び(9)で求めたアンカーボルトの引張力 T_{abk} 及びせん断力 Q_{abk} は「日本建築学会 2010年 各種合成構造設計指針・同解説」に基づき算出した短期許容引張力 p_{ak} 及び短期許容せん断力 q_{ak} 以下であること。また、引張力及びせん断力を受ける場合は、以下の式を満たすこと。

$$\left(\frac{T_{abk}}{p_{ak}}\right)^2 + \left(\frac{Q_{abk}}{q_{ak}}\right)^2 \leq 1$$

(4) ヒンジピンの応力評価

1.4.4(6)及び(10)で求めたヒンジピンの曲げ応力度 $\sigma_{p\ell}$ 及びせん断応力度 $\tau_{p\ell}$ は許容曲げ応力度 $f_{bp\ell}$ 及び許容せん断応力度 $f_{sp\ell}$ 以下であること。また、曲げモーメント及びせん断力を受ける場合は、次式を満たすこと。ただし、 $f_{bp\ell}$ 及び $f_{sp\ell}$ は下表による。

$$\sqrt{\sigma_{p\ell}^2 + 3 \cdot \tau_{p\ell}^2} < f_{bp\ell}$$

	基準地震動 S_s による組合せの場合
許容曲げ応力度 $f_{bp\ell}$	$\frac{F_{p\ell}}{1.5} \cdot 1.5$
許容せん断応力度 $f_{sp\ell}$	$\frac{F_{p\ell}}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$

(5) 鋼材の応力評価

1.4.4(8)及び(11)で求めた固定マスト及び受金具の引張応力度 $\sigma_{t\ s\ m}$ 及び曲げ応力度 $\sigma_{b\ s\ m}$ は許容引張応力度 $f_{t\ s\ m}$ 及び許容曲げ応力度 $f_{b\ s\ m}$ 以下であること。また、引張力及び曲げモーメントを受ける場合は次式を満たすこと。ただし、 $f_{t\ s\ m}$ は下表によるものとし、 $f_{b\ s\ m}$ は建築基準法に定める短期の許容曲げ応力度とする。

$$\frac{\sigma_{t\ s\ m} + \sigma_{b\ s\ m}}{f_{t\ s\ m}} \leq 1 \quad \text{かつ} \quad \frac{\sigma_{b\ s\ m} - \sigma_{t\ s\ m}}{f_{b\ s\ m}} \leq 1$$

	基準地震動 S_s による組合せの場合
許容引張応力度 $f_{t\ s\ m}$	$\frac{F_{s\ m}}{1.5} \cdot 1.5$

1.5 評価結果

ハッチカバー固定装置の構造強度評価結果を以下に示す。発生応力度は許容応力度を満足しており、設計用地震力に対して十分な構造強度を有していることを確認した。

1.5.1 設計条件

原子炉建屋 O.P. 33.2m*	基準地震動 S_s	
	水平方向設計震度 C_H	鉛直方向設計震度 C_V
	2.21	1.47

注記*：基準床レベルを示す。

1.5.2 機器要目

(1) 解析モデル

W_1 (kg)	W_2 (kg)	W_3 (kg)	W_4 (kg)	W_5 (kg)	W_6 (kg)
2200	2000	130	332	100	31

h_{11} (mm)	h_{21} (mm)	h_{31} (mm)	ℓ_{11} (mm)	ℓ_{21} (mm)
1375	1725	3645	228	657

h_{12} (mm)	h_{22} (mm)	h_{32} (mm)	h_{42} (mm)	h_{52} (mm)
1125	3905	475	550	1725

ℓ_{12} (mm)	ℓ_{22} (mm)	ℓ_{32} (mm)	ℓ_{42} (mm)	ℓ_{52} (mm)
1225	3200	5650	7770	4110

(2) ターンバックル付棒鋼

部材	A_{ri} (mm^2)	n_{ri}	F_{ri} (N/mm^2)
ターンバックル付棒鋼① ($i=1$)	303	2	235
ターンバックル付棒鋼② ($i=2$)	303	2	235

(3) ボルト

部材	A_{bj} (mm^2)	n_{bj}	n_{be}	e_b (mm)	L_{b1} (mm)	F_{bj} (N/mm^2)
吊り金具取付ボルト ($j=1$)	245	6	2	60	200	240
接合ボルト ($j=2$)	245	4	—	—	—	240

(4) ヒンジピン

部材	$R_{p\ell}$ (mm)	$A_{p\ell}$ (mm^2)	$Z_{p\ell}$ (mm^3)	$L_{p\ell}$ (mm)	$F_{p\ell}$ (N/mm^2)
ヒンジピン① ($\ell=1$)	60	2827	21200	170	345
ヒンジピン② ($\ell=2$)	65	3318	27000	20	345

(5) 鋼材

部材	B (mm)	H (mm)	t_1 (mm)	t_2 (mm)	A_{sm} (mm ²)
固定マスト (m=1)	150	150	12	19	—
受け金具 (m=2)	—	—	—	—	3865

部材	Z_{sxm} (mm ³)	Z_{sym} (mm ³)	L_{s1m} (mm)	L_{s2m} (mm)	F_{sm} (N/mm ²)
固定マスト (m=1)	347000	143000	360	193	325
受け金具 (m=2)	249000	44200	121	—	235

(6) アンカーボルト

部材	n_{abk}	n'_{ab3}	L_{ab1} (mm)	L_{ab2} (mm)	L_{ab3} (mm)
アンカーボルト① (k=1)	4	—	—	—	—
アンカーボルト② (k=2)	4	—	—	—	—
アンカーボルト③ (k=3)	8	3	360	193	280

1.5.3 計算数値

(1) ターンバックル付棒鋼に作用する力

(単位：N)

部材	T_{1i}
	基準地震動 S_s
ターンバックル付棒鋼① ($i=1$)	48.00×10^3
ターンバックル付棒鋼② ($i=2$)	33.96×10^3

(2) ボルトに作用する力

(単位：N)

部材	T_{2i}
	基準地震動 S_s
吊り金具取付ボルト ($i=1$)	24.00×10^3

(単位：N)

部材	F_{v1}	F_{H1}
	基準地震動 S_s	基準地震動 S_s
接合ボルト	21.53×10^3	12.60×10^3

(単位：N)

部材	F_{v2}	F_{H2}
	基準地震動 S_s	基準地震動 S_s
接合ボルト	59.27×10^3	43.33×10^3

(3) ヒンジピンに作用する力

(単位：N)

部材	$Q_{p1\ell}$	$Q_{p2\ell}$	$Q_{p3\ell}$
	基準地震動 S_s	基準地震動 S_s	基準地震動 S_s
ヒンジピン① ($\ell=1$)	0.09×10^3	28.78×10^3	40.84×10^3
ヒンジピン② ($\ell=2$)	11.92×10^3	3.92×10^3	15.34×10^3

(4) 鋼材に作用する力

(単位：N)

部材	F_{v1}	F_{H1}
	基準地震動 S_s	基準地震動 S_s
固定マスト	21.53×10^3	12.60×10^3
受け金具	21.53×10^3	12.60×10^3

(単位：N)

部材	F_{v2}	F_{H2}
	基準地震動 S_s	基準地震動 S_s
固定マスト	59.27×10^3	43.33×10^3
受け金具	59.27×10^3	43.33×10^3

(5) アンカーボルトに作用する力

(単位：N)

部材	T_{2i}
	基準地震動 S_s
アンカーボルト① ($i=1$)	24.00×10^3
アンカーボルト② ($i=2$)	16.98×10^3

(単位：N)

部材	F_{v1}	F_{H1}
	基準地震動 S_s	基準地震動 S_s
アンカーボルト③	21.53×10^3	12.60×10^3

(単位：N)

部材	F_{v2}	F_{H2}
	基準地震動 S_s	基準地震動 S_s
アンカーボルト③	59.27×10^3	43.33×10^3

1.5.4 結論

(1) ターンバックル付棒鋼の応力度

(単位：N/mm²)

部材	材料	応力度	基準地震動 S _s	
			算出応力度	許容応力度
ターンバックル付棒鋼① (i=1)	SNR400B	引張	$\sigma_{r1}=79$	$f_{r1}=235$
ターンバックル付棒鋼② (i=2)	SNR400B	引張	$\sigma_{r2}=56$	$f_{r2}=235$

すべて許容応力度以下である。

(2) ボルトの応力度

(単位：N/mm²)

部材	強度区分	応力度	基準地震動 S _s	
			算出応力度	許容応力度
吊り金具取付ボルト (j=1)	4.6	引張	$\sigma_{b1}=31$	$f_{tb1}=240$
接合ボルト (j=2)	4.6	引張	$\sigma_{b2}=13$	$f_{tsb2}=216^*$
		せん断	$\tau_{b2}=75$	$f_{sb2}=138$

すべて許容応力度以下である。注記*： $f_{tsbj} = \text{Min}[1.4 \cdot f_{tbj} - 1.6 \tau_{bj}, f_{tbj}]$

(3) ヒンジピンの応力度

(単位：N/mm²)

部材	材料	応力度	基準地震動 S _s	
			算出応力度	許容応力度
ヒンジピン① (ℓ=1)	S45C	せん断	$\tau_{p1}=7$	$f_{sp1}=199$
		曲げ	$\sigma_{p1}=82$	$f_{bp1}=345$
		組合せ	$\sqrt{\sigma_{p1}^2 + 3 \cdot \tau_p^2}$ =83	$f_{bp1}=345$
ヒンジピン② (ℓ=2)	S45C	せん断	$\tau_{p2}=5$	$f_{sp2}=199$
		曲げ	$\sigma_{p2}=11$	$f_{bp2}=345$
		組合せ	$\sqrt{\sigma_{p2}^2 + 3 \cdot \tau_p^2}$ =14	$f_{bp2}=345$

すべて許容応力度以下である。

(4) 鋼材の応力度

(単位：N/mm²)

部材	材料	応力度	基準地震動 S _s	
			算出応力度	許容応力度
固定マスト (m=1)	SN490B	曲げ	$\sigma_{b s 1}=142$	$f_{b s 1}=325$
受け金具 (m=2)	SS400	引張	$\sigma_{t s 2}=15$	$f_{t s 2}=235$
		曲げ	$\sigma_{b s 2}=34$	$f_{b s 2}=235$

すべて許容応力度以下である。

部材	材料	組合せ	基準地震動 S _s	
			算出値	許容値
受け金具 (m=2)	SS400	$\frac{\sigma_{t s 2} + \sigma_{b s 2}}{f_{t s 2}}$	0.21	1.00
		$\frac{\sigma_{b s 2} - \sigma_{t s 2}}{f_{b s 2}}$	0.09	1.00

すべて許容値以下である。

(5) アンカーボルトの応力

(単位：N)

部材	材料	応力度	基準地震動 S _s	
			算出応力	許容応力
アンカーボルト① (k=1)	SS400	引張	$T_{a b 1}=6.00 \times 10^3$	$p_{a 1}=57.58 \times 10^3$
アンカーボルト② (k=2)	SS400	引張	$T_{a b 2}=4.25 \times 10^3$	$p_{a 2}=57.58 \times 10^3$
アンカーボルト③ (k=3)	SS400	引張	$T_{a b 3}=32.19 \times 10^3$	$p_{a 3}=38.27 \times 10^3$
		せん断	$Q_{a b 3}=5.42 \times 10^3$	$q_{a 3}=40.30 \times 10^3$

すべて許容応力以下である。

部材	材料	組合せ	基準地震動 S _s	
			算出値	許容値
アンカーボルト③ (k=3)	SS400	$\left(\frac{T_{a b 3}}{p_{a 3}}\right)^2 + \left(\frac{Q_{a b 3}}{q_{a 3}}\right)^2$	0.73	1.00

許容値以下である。

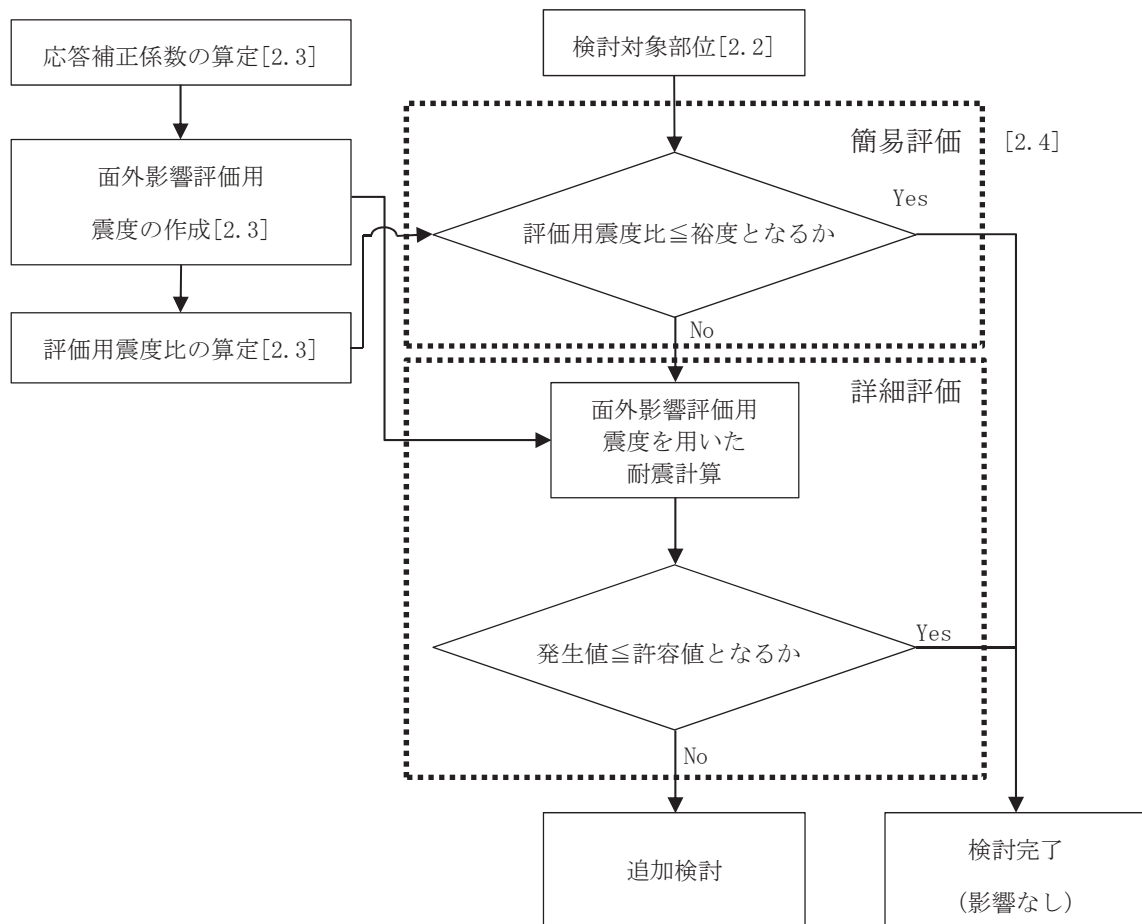
2. 燃料取替床面の面外方向加速度による影響評価

補足説明資料「補足-600-5 別紙 4.7 原子炉建屋 3 次元 FEM モデルの面外加速度に係る機器・配管系への影響検討」においては、原子炉建屋燃料取替床に設置された機器・配管系を対象に、面外加速度に対する影響検討を行っている。大物搬入口ハッチカバーは燃料取替床に設置されていることから、同様に燃料取替床面の面外方向（鉛直方向）加速度に対するハッチカバーの影響検討を行う。

2.1 一般事項

2.1.1 評価方針

ハッチカバーについて、評価用震度比（詳細は 2.3 項にて説明）と検討対象の裕度（許容値/発生値）を用いた簡易評価及び面外影響評価用震度（詳細は 2.3 項にて説明）を用いた詳細評価を行う。影響検討フローを図 2.1.1-1 に示す。



注：[]内は、本資料における章番号を示す。

図 2.1.1-1 原子炉建屋 3 次元 FEM モデルの面外加速度に係るハッチカバーへの影響検討フロー

2.2 評価対象部位

評価対象部位は、「1.5.4 結論」にて最も裕度の小さいアンカーボルト③とする。

2.3 面外加速度の影響を評価するための震度の算定

補足説明資料「補足-600-5 別紙2 3次元FEMモデルを用いた精査」においては、3次元FEMモデルを用いて弾性設計用地震動 S_d-D2 に対する地震応答解析を行っていることから、質点系モデルの弾性設計用地震動 S_d 及び基準地震動 S_s に対する応答から算定した補正係数を乗じることで、面外加速度による影響を評価に用いる震度を算定する。

材料物性の不確かさによる応答補正比率は、基本ケースの質点系モデルの最大応答加速度に対する材料物性の不確かさを考慮した質点系モデルの最大応答加速度の比（以下、「材料物性の不確かさによる応答比」という。）により算定する。算定した材料物性の不確かさによる応答比を表2.3-1に示す。

S_s 地震時に用いる質点系モデルによる最大応答加速度比は、 S_d 地震時の基本ケースと S_s 地震時の基本ケースの比（以下、「 S_d 地震時に対する S_s 地震時の応答比」という。）により算定する。算定した S_d 地震時に対する S_s 地震時の応答比を表2.3-2に示す。

材料物性の不確かさによる応答比及び S_d 地震時に対する S_s 地震時の応答比から算定した応答補正係数を表2.3-3に示す。

弾性設計用地震動 S_d-D2 に対する3次元FEMモデルの応答に応答補正係数を乗算し、重力加速度で除算した震度（以下、「面外影響評価用震度」という。）を算定する。算定した面外影響評価用震度を表2.3-4に示す。

設計震度に対する面外影響評価用震度の比（以下、「評価用震度比」という。）を算定する。算定した評価用震度比を表2.3-5に示す。

影響評価に用いる弾性設計用地震動 S_d-D2 に対する3次元FEMモデルの応答は、ハッチカバーの設置箇所に対応する節点の応答について支配幅を考慮した重み付け平均により算定する。影響検討に用いた節点を図2.3-1に、応答の算出方法の概要を図2.3-2に示す。

影響評価に用いる弾性設計用地震動 S_d-D2 及び基準地震動 S_s-D2 に対する質点系モデルの応答は、鉛直方向モデルの質点番号6番の応答とする。原子炉建屋の鉛直方向モデルを図2.3-3に示す。

表 2.3-1 質点系モデルに基づく材料物性の不確かさによる応答比

O.P. (m)	33.2	備考
①基本ケースの最大応答加速度 (cm/s ²)	785	—
②材料物性の不確かさを考慮した 最大応答加速度 (cm/s ²)	803	地盤剛性+σ考慮 モデルの応答
③材料物性の不確かさによる応答比 ②/①	1.03	—

表 2.3-2 質点系モデルに基づく S_d 地震時に対する S_s 地震時の応答比

O.P. (m)	33.2	備考
①弾性設計用地震動 S _d -D ₂ に対する 最大応答加速度 (cm/s ²)	785	基本ケース
②基準地震動 S _s -D ₂ に対する 最大応答加速度 (cm/s ²)	1353	基本ケース
③ S _d 地震時に対する S _s 地震時の応答比 ②/①	1.73	—

表 2.3-3 応答補正係数

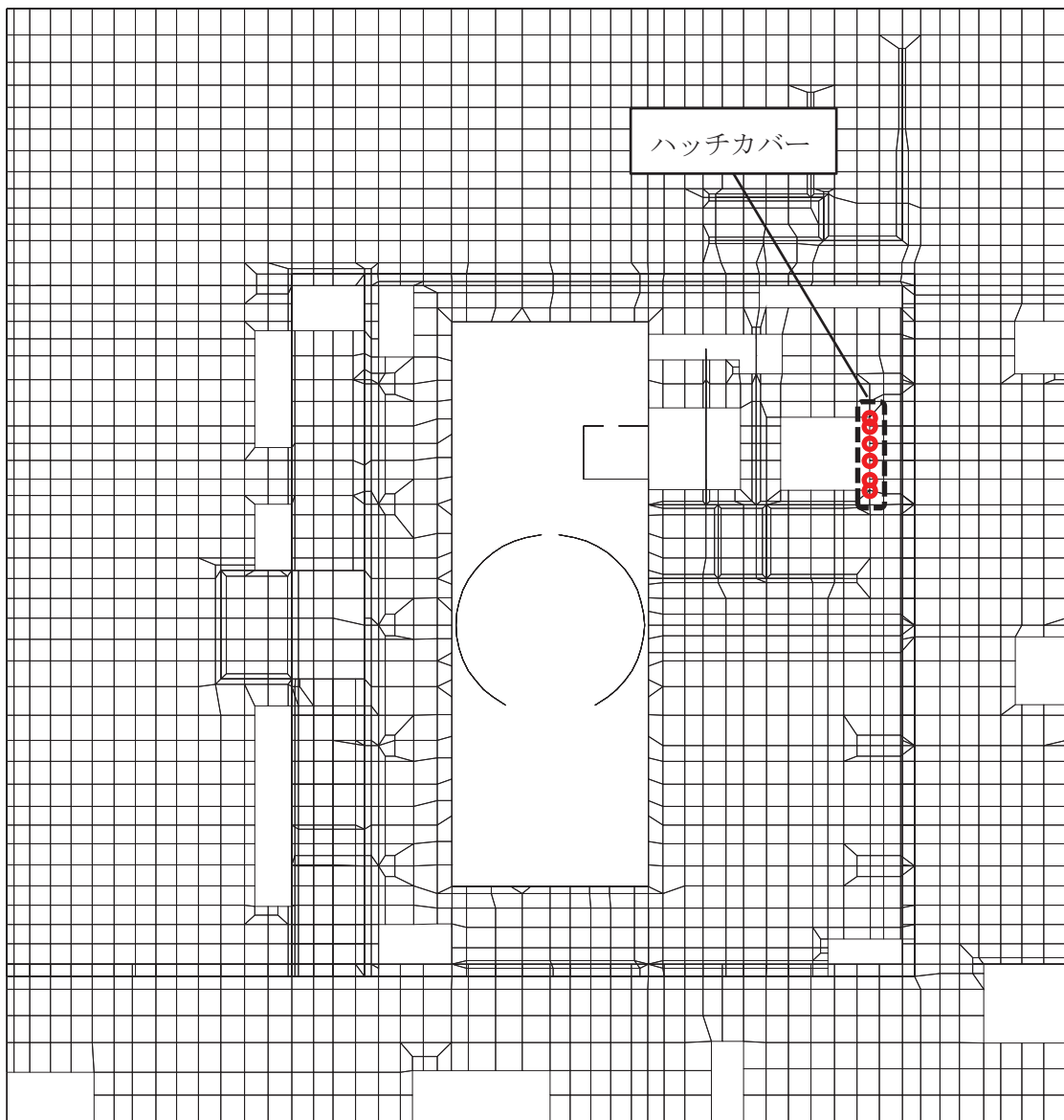
O.P. (m)	33.2	備考
①材料物性の不確かさによる応答比	1.03	—
② S _d 地震時に対する S _s 地震時の応答比	1.73	—
③応答補正係数 ①×②	1.78	—

表 2.3-4 面外影響評価用震度

0. P. (m)	33.2
①弾性設計用地震動 S d - D 2 に対する 3次元 FEM モデルの最大応答加速度 (cm/s ²)	885
②応答補正係数	1.78
③重力加速度 (cm/s ²)	980.665
④面外影響評価用震度 ①×②/③	1.61

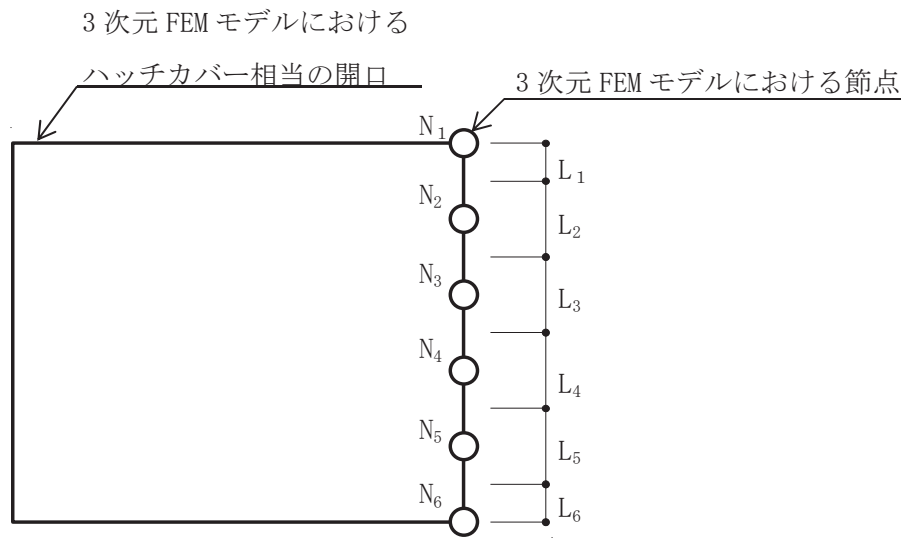
表 2.3-5 評価用震度比

0. P. (m)	33.2
①面外影響評価用震度	1.61
②設計震度	1.47
③評価用震度比 ①/②	1.10



3次元 FEM モデルの原子炉建屋地上3階平面図 (0. P. 33. 2m)

図 2.3-1 ハッチカバー設置箇所に対応する節点の位置



$$\text{ハッチカバーの応答} = \frac{\sum (L_i \times A_i)}{\sum L_i}$$

A_i : 節点 N_i における最大応答加速度

L_i : 節点 N_i の支配幅

図 2.3-2 ハッチカバーの応答の算出方法の概要

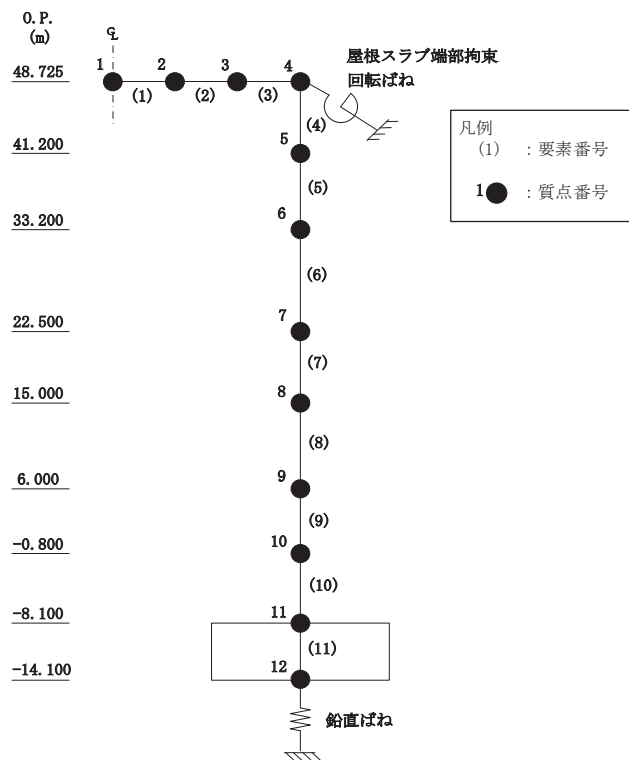


図 2.3-3 地震応答解析モデル (UD 方向)

2.4 評価結果

評価結果を表 2.4-1 に示す。

表 2.4-1 評価結果

評価対象部位	評価用震度比	最小裕度	簡易評価
アンカーボルト③	1.10	1.18	○

2.5 まとめ

燃料取替床面の面外方向（鉛直方向）加速度による影響を考慮しても、ハッチカバーの耐震性評価に影響がないことを確認した。

可搬型窒素ガス供給装置について

1. 概要

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、可搬型窒素ガス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あたっては、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。

可搬型窒素ガス供給装置は、1台あたり、純度 99.0vol%にて 220Nm³/h 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。

2. 窒素製造プロセス

可搬型窒素ガス供給装置は、圧力変動吸着（PSA：Pressure Swing Adsorption）方式の窒素ガス発生装置であり、空気圧縮機（エアドライヤ付）、吸着槽、窒素ガス分離装置、制御装置等で構成され、大気中の空気を原料とし、原料空気から酸素を吸着除去することで、窒素を製造・供給する設備である。

原料となる空気は、空気圧縮機内で加圧されエアドライヤで除湿後、吸着槽に送られる。吸着槽内には、空気から酸素を吸着除去する吸着剤が充填されており、送られてくる空気中の酸素を吸着除去して窒素の純度を上げて系統に供給する。なお、吸着された酸素等は、大気圧に減圧する過程で吸着材から脱着され、吸着材は酸素等を再度吸着することが可能となる。この吸脱着操作を繰り返すことにより、連続して窒素を供給する。

圧力変動吸着方式による窒素供給原理を図 2-1 に示す。

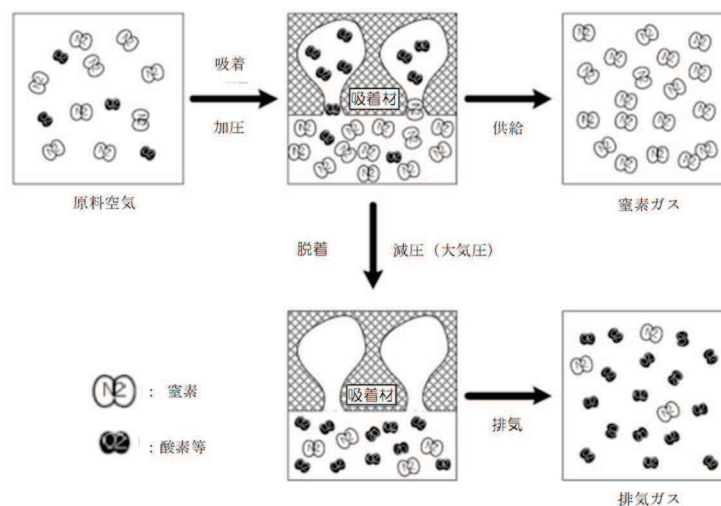


図 2-1 圧力変動吸着方式による窒素供給原理

3. 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

可搬型窒素ガス供給装置による原子炉格納容器内の評価については、当該機器を使用しない場合においても、原子炉格納容器内での水素爆発が発生しないことを設置（変更）許可における「添付書類十 7.2.1 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「7.2.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」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）（代替循環冷却系を使用する場合）」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3-1及び図3-2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ものの、可燃限界である5.0vol%を上回ることはなく、事象発生から168時間後の酸素濃度は、ドライウエルにおいて約2.8vol%、サプレッションチェンバにおいて約3.4vol%である。したがって、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。

なお、事象発生の約11時間後から約24時間後までの間、ドライウエルにおける酸素濃度が可燃限界である5vol%を上回るが、これはLOCA後のブローダウンによる影響であり、現実には可燃限界である5vol%を上回ることはない。

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、ドライ条件において4.3vol%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、可搬型窒素ガス供給装置を用いた窒素の注入を行わない場合においても、原子炉格納容器の水素爆発が発生しないことを確認している。

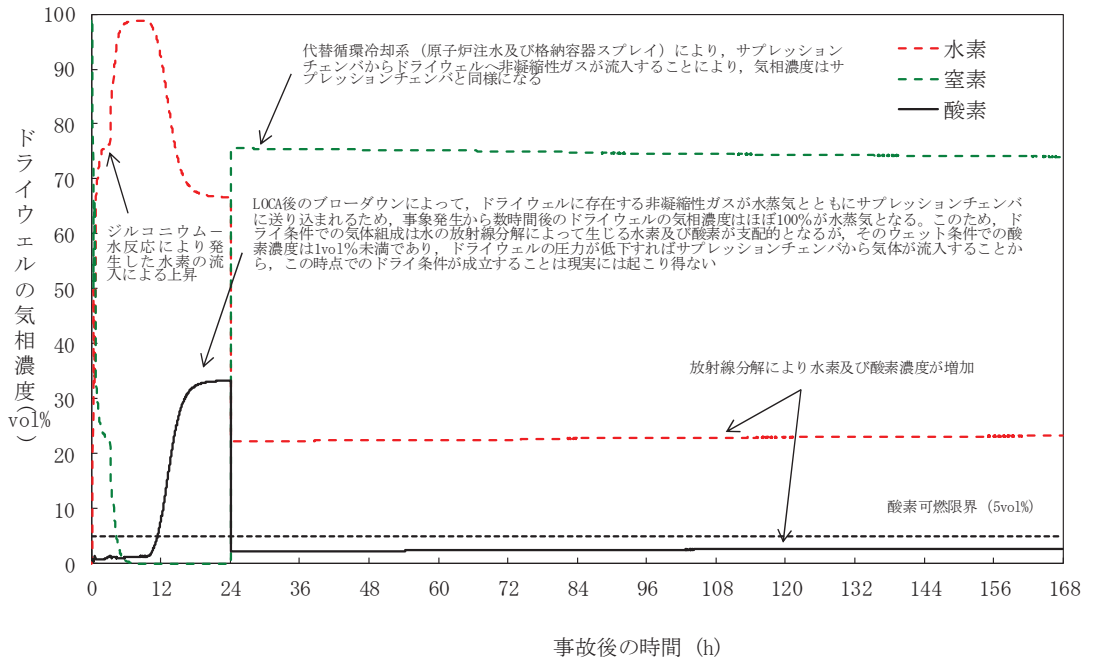


図 3-1 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」におけるドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

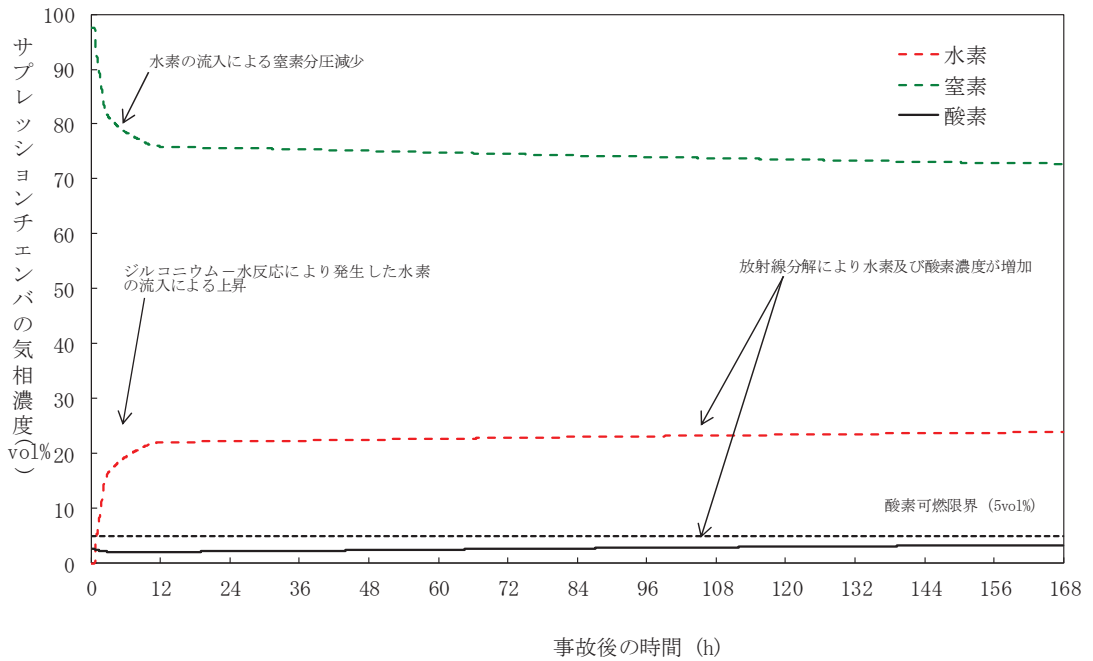


図 3-2 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」におけるサブプレッションチェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

4. 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

3.にて示した評価は、電力共同研究の結果を踏まえ、水の放射線分解における水素及び酸素のG値を $G(\text{H}_2)=0.06$ 、 $G(\text{O}_2)=0.03$ 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り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4.3vol%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。確認結果を図4-1及び図4-2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 $G(\text{H}_2)=0.4$ 、 $G(\text{O}_2)=0.2$ 、非沸騰状態においては $G(\text{H}_2)=0.25$ 、 $G(\text{O}_2)=0.125$ とした。この値は設計基準事故対応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。

設計基準事故対応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、原子炉格納容器内の酸素濃度が4.3vol%（ドライ）及び1.5vol%（ウェット）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原子炉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（約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、可搬型窒素ガス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。

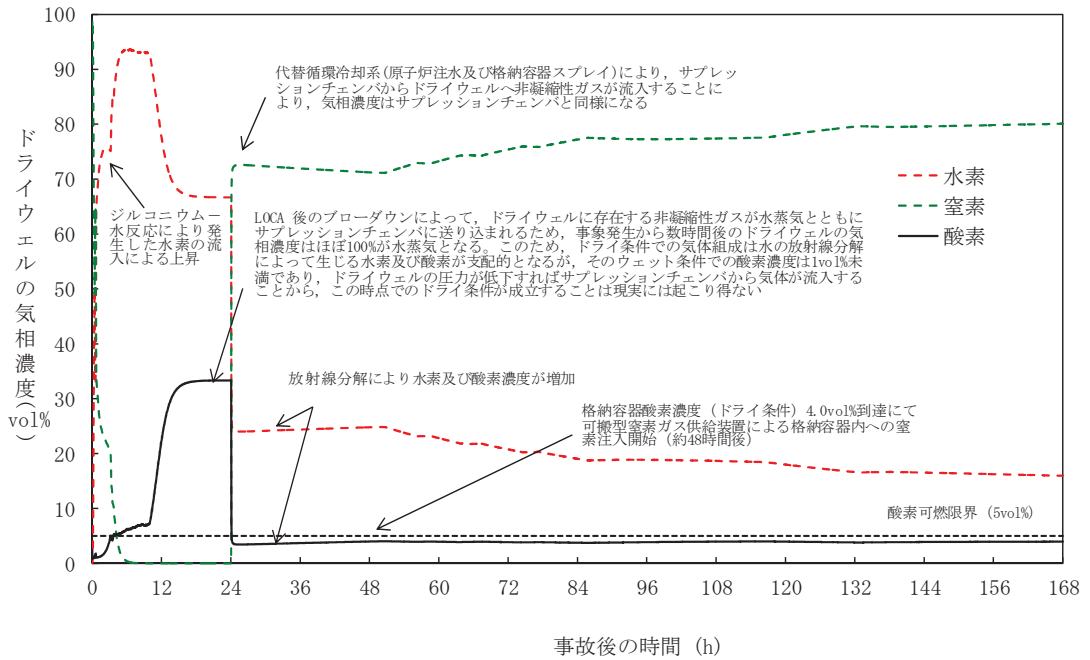


図 4-1 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用している G 値を採用した場合のドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

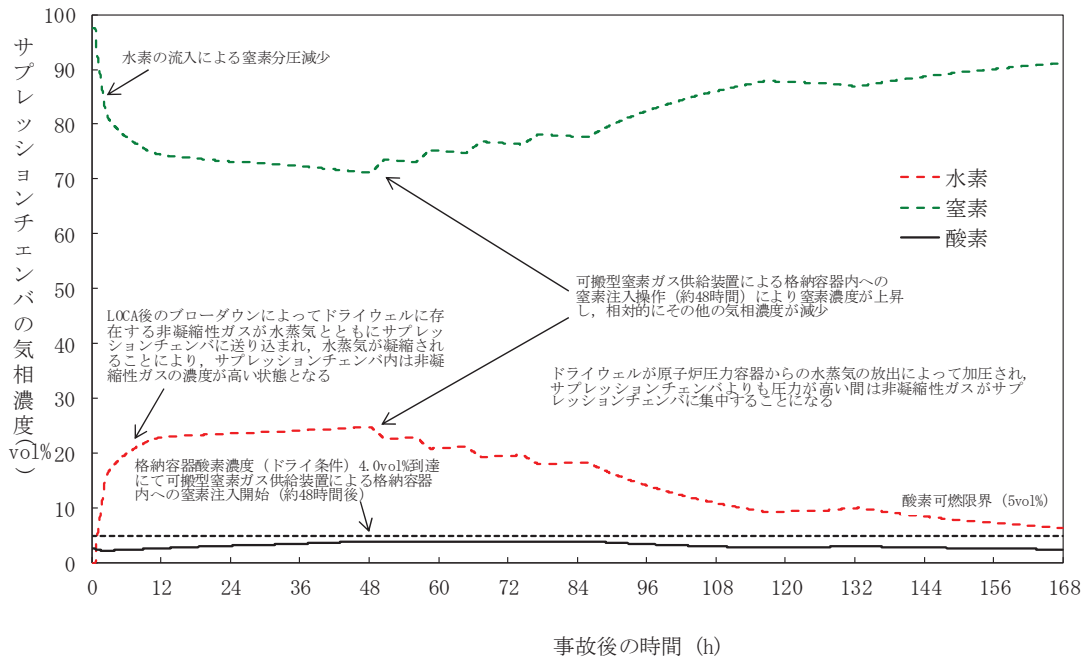


図 4-2 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用している G 値を採用した場合のサブプレッションチェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

「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 可燃性ガスの発生について」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> [その 1 - 9×9 燃料が装荷されるまでのサイクル]

3.5.3.2 格納容器内の可燃性ガス濃度の制御

水が放射線エネルギーを吸収すると、一部は放射線分解によって水素と酸素に分かれる。事故後、大部分の核分裂生成物は燃料中に存在し、発生する崩壊熱（放射線エネルギー）のほとんどは燃料棒に吸収されるが、一部は炉心冷却水に直接吸収される。また、燃料棒から核分裂生成物が放出される場合には、サブプレッションチェンバ内のプール水中に保持された核分裂生成物からの放射線エネルギーがプール水中に吸収されることにより、これらの水の一部が放射線分解する。このように放射線分解の量によっては、何らかの対策を施さないと事故時に隔離された格納容器内に、水素、酸素が徐々に蓄積され可燃限界を超えて燃焼し、格納容器内の温度、圧力を上昇させる可能性があるため可燃性ガス濃度制御系を作動させて水素濃度及び酸素濃度を低下させる。

なお、可燃性ガスのミキシングについては、格納容器内に存在する種々の駆動力により、十分なミキシングが期待できる。

以下に LOCA 時の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。^{(23) (24)}

- a. 原子炉は事故発生直前まで定格出力の約 105% (2,540MWt) で運転していたものとする。
- b. ジルコニウム-水反応割合は、ECCS の性能解析結果の 5 倍、又は燃料被覆管の 0.23 ミル（これは燃料被覆管全量の 0.73%に相当する）厚さが反応した場合のいずれか大きいほうとし、解析では 0.73%とする。
- c. 格納容器調気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。
- d. 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。
- e. ECCS の性能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、解析では放出割合を希ガス 100%、ハロゲン 50%及び固形分 1%とする。

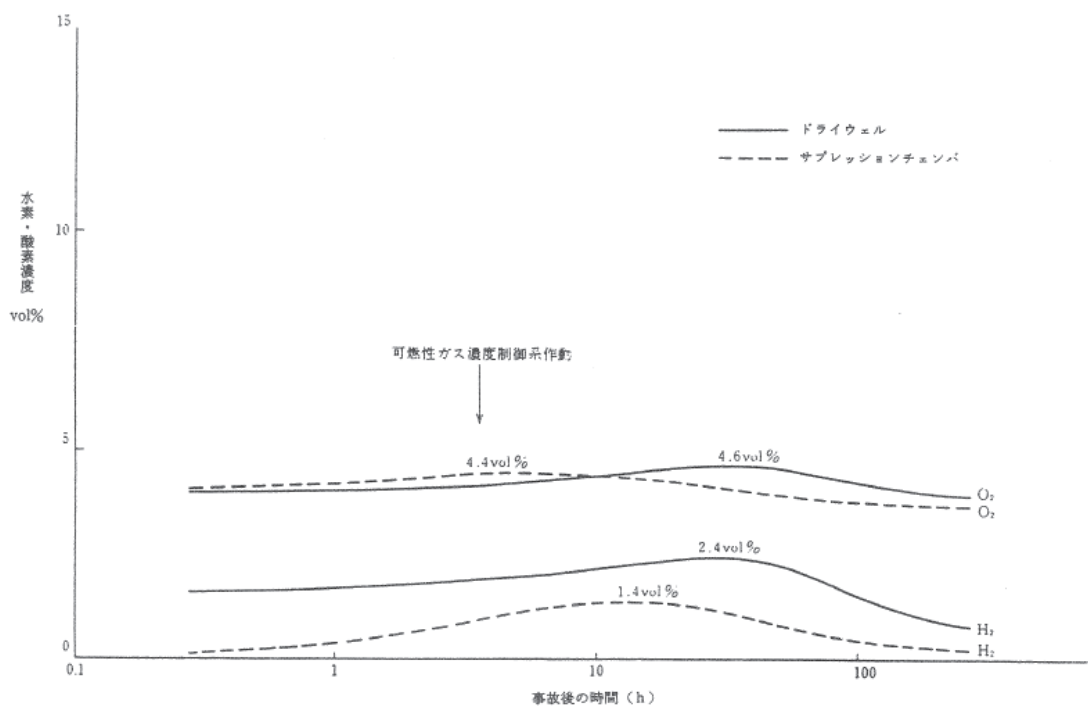
- f. 放射線分解により発生する水素ガス及び酸素ガスの発生割合（G 値）は、それぞれ 0.5 分子/100eV, 0.25 分子/100eV とする。
- g. ドライウエルから加熱式再結合器への吸込み流量は 255Nm³/h/系統とする。
加熱式再結合器で処理されたガスは、すべてサブプレッションチェンバに戻るものとする。
なお、再結合器は、事故後 3.5 時間で作動するものとする。
- h. 加熱式再結合器の水素ガス及び酸素ガスの再結合効率を 95%とする。
- i. 可燃性ガス濃度制御系に単一故障を仮定する。

(2) 解析方法

- a. ドライウエル、サブ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

事故後の水素及び酸素濃度の時間変化を第 3.5.2-1 図に示す。この図に示すように本原子炉施設では可燃性ガス濃度制御系を使用して、水素と酸素を再結合させることにより、LOCA 時のドライウエル及びサブプレッションチェンバ内の可燃性ガス濃度を可燃限界未満に抑えることができる。



第 3.5.2-1 図 冷却材喪失時の格納容器内の水素・酸素濃度変化

<抜粋> [その 2-9×9 燃料が装荷されたサイクル以降]

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。⁽²³⁾⁽²⁴⁾

- a. 原子炉は事故発生直前まで定格出力の約 105% (2,540MWt) で運転していたものとする。
- b. 事故発生と同時に外部電源が喪失するものとする。
- c. ジルコニウム-水反応による水素の発生量は、原子炉冷却材喪失解析による発生量の 5 倍、又は燃料被覆管の表面から 5.8 μm の厚さが反応した場合に相当する量のいずれか大きいほうとし、解析では燃料被覆管の表面から 5.8 μm の厚さが反応した場合に相当する量とする。
なお、これは 9×9 燃料 (A 型) では燃料被覆管全量の 0.88%、9×9 燃料 (B 型) では燃料被覆管全量の 0.89% に相当する量である。
- d. 原子炉格納容器調気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い込み流量は $255\text{m}^3/\text{h}$ [normal]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プレッションチェンバ内のプール水中に保持された核分裂生成物により，サプレッションチェンバ内の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プレッションチェンバに戻される。サ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。

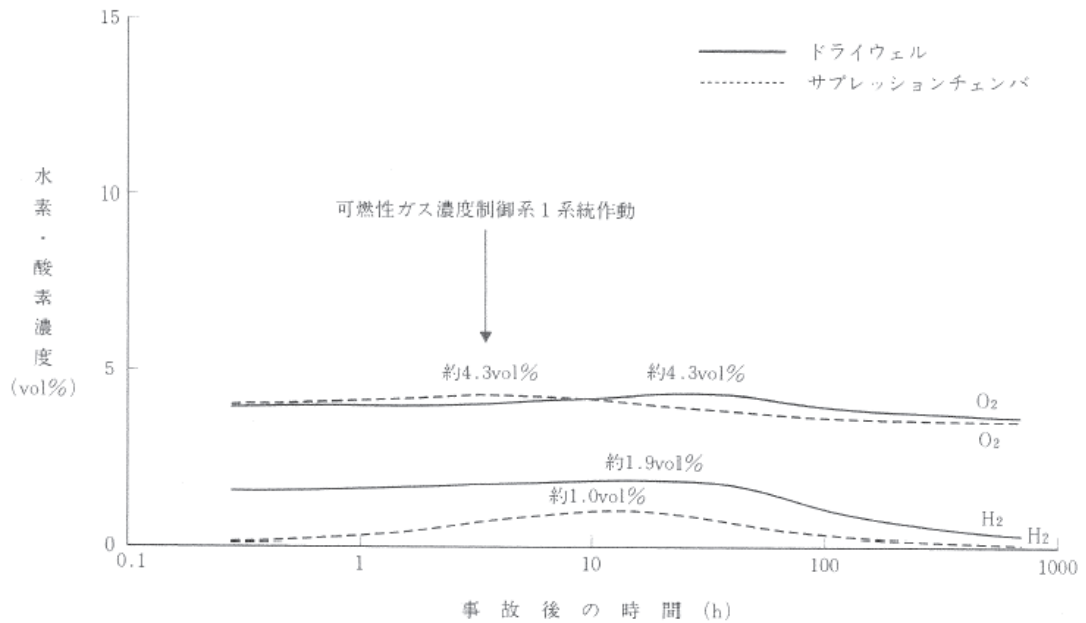
事故後の水素及び酸素濃度の時間変化を第 3.5.2-1 図に示す。この図から分かるとおり，格納容器内の可燃性ガス濃度は，最大でも，事故後約 20 時間でドライウエルの水素濃度が約 1.9vol%，約 27 時間でドライウエルの酸素濃度が約 4.3vol%に達するが，可燃限界である水素 4vol%及び酸素 5vol%より低い。

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せるため，局所的に高い濃度となることはない。

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、格納容器内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。



第 3.5.2-1 図 原子炉冷却材喪失時の格納容器内の水素・酸素濃度変化

原子炉格納容器内の酸素濃度（ウェット条件）による格納容器ベント基準の設定 と計器誤差の影響

1. はじめに

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するため、原子炉格納容器フィルタベント系による格納容器ベントを実施することとしており、その判断基準は、「原子炉格納容器内の酸素濃度がドライ条件で 4.3vol%及びウェット条件で 1.5vol%に到達する場合」となっている。

本資料では、原子炉格納容器内の酸素濃度による格納容器ベント基準のうち、ウェット条件 1.5vol%の設定の考え方を説明するとともに、ウェット条件における計器誤差は、±1.2%程度であり、誤差を考慮しても格納容器ベントの判断に影響を及ぼさないことを説明する。

2. ウェット条件 1.5vol%の設定について

(1) 判断基準の設定理由

格納容器破損モード「水素燃焼」では、原子炉格納容器の水素燃焼による破損を回避するために、水の放射線分解により発生する酸素への中長期的な対応として、原子炉格納容器フィルタベント系による水素及び酸素排出を行う手順としている。

有効性評価「水素燃焼」におけるドライウエルの気相濃度の推移について、ドライ条件の気相濃度の推移を図 1 に、ウェット条件の気相濃度の推移を図 2 に示す。

図 1 に示すとおり、有効性評価の事象進展解析において、ドライ条件では事象発生約 11 時間後から約 24 時間後までの間、ドライウエルにおける酸素濃度が可燃限界である 5vol%を上回るが、これは LOCA 後のブローダウンによる影響であり、現実には可燃限界である 5vol%を上回ることはない*。

以上を踏まえ、不要な格納容器ベントを防止するために、ドライ条件による判断基準に加えウェット条件による判断基準を設定している。

注記*：LOCA 後のブローダウンによって、ドライウエルに存在する非凝縮性ガスが水蒸気とともにサブプレッションチェンバに送り込まれるため、事象発生から数時間後のドライウエルの気相濃度はほぼ 100%が水蒸気となる。このため、ドライ条件での気体組成は水の放射線分解によって生じる水素及び酸素が支配的となるが、そのウェット条件での酸素濃度は 1vol%未満であり、ドライウエルの圧力が低下すればサブプレッションチェンバから気体が流入することから、この時点でのドライ条件が成立することは現実には起こり得ない。

(2) 判断基準値の設定の考え方

ドライ条件が 4.3vol%以上において、ウェット条件で 1.5vol%未満の場合は、ドライ条件とウェット条件に有意な差があり、LOCA 後のブローダウン等により水蒸気の濃度がほぼ 100%となっている状態であると判断できること、また、設定値が低い場合には不要な格納容器ベントの防止という目的に効果が小さいこと、高い場合には格納容器ベントの判断が遅れることとなるため、それらの兼ね合いから、判断基準値は 1.5vol% (ウェット条件) と設定している。

(3) 計器誤差の影響

格納容器内雰囲気酸素濃度のウェット指示により 1.5vol% (ウェット条件) を確認する場合には、ウェット指示値に約±1.2vol%の計器誤差が含まれていることを考慮する必要がある。

LOCA 後のブローダウンの際は、ブローダウンによってドライウェルに存在する非凝縮性ガスが水蒸気とともにサプレッションチェンバに送り込まれ、事象発生から数時間後のドライウェルの気相濃度はほぼ 100%が水蒸気となるため、ウェット条件の実際の酸素濃度は非常に低く (有効性評価では 約 0.007 vol% (ウェット条件))、計器誤差を考慮してもウェット条件の指示値は、1.5vol%に到達しないため、不要な格納容器ベントを防止するという目的は達成でき、格納容器ベントの判断に影響はない。

なお、原子炉格納容器内の酸素濃度による格納容器ベントを実施する可能性のあるシナリオは、代替循環冷却系による除熱を実施できる場合であるが、その場合は、代替循環冷却系による除熱により、原子炉格納容器内の水蒸気濃度が低くなるため、ドライ条件の酸素濃度とウェット条件の酸素濃度の差は小さくなっていく。このため、ドライ条件の酸素濃度が格納容器ベント基準である 4.3vol%に到達した場合に、ウェット条件の酸素濃度が 2.7vol% (格納容器ベント基準 1.5 vol%+計器誤差 1.2 vol%) 以下となるような差は発生せず (有効性評価では 4.2 vol% (ウェット条件) *)、計器誤差を考慮してもウェット条件の指示値は 1.5vol%未満にならないため、格納容器ベントの判断に影響はない。また、代替循環冷却系による除熱が実施できない場合は、過圧破損防止のための格納容器ベントが実施され、原子炉格納容器内の水素及び酸素は排出されることになる。

以上のことから、格納容器ベントの判断については、格納容器内雰囲気酸素濃度のウェット指示の計器誤差を考慮しても影響を及ぼすことはない。

注記* : G 値を設計基準事故ベースとして評価した場合の格納容器ベント時におけるドライウェルの酸素濃度 (ウェット条件)

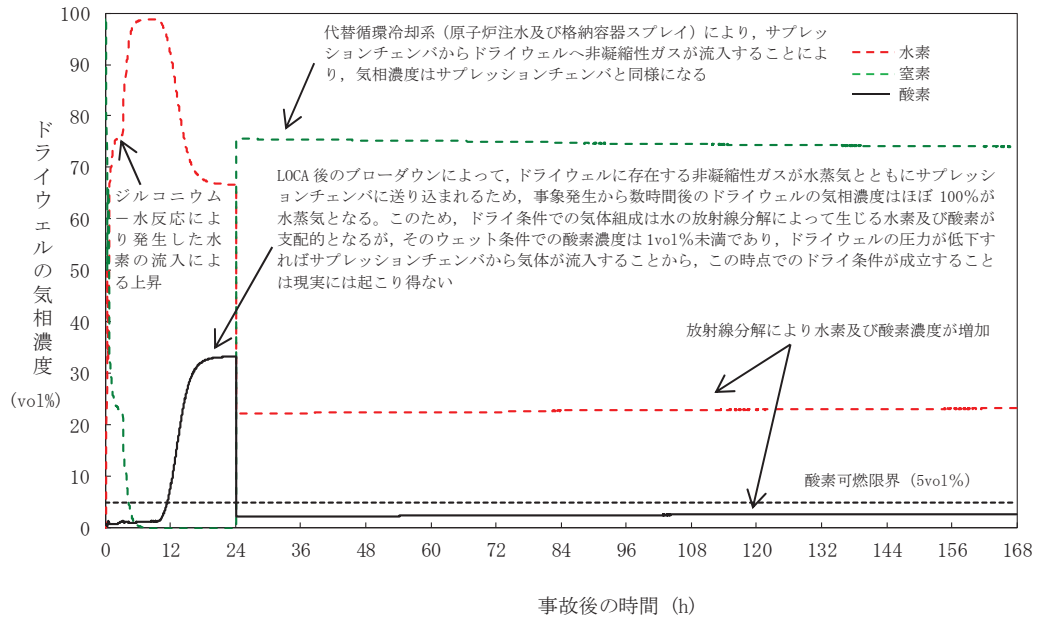


図1 ドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

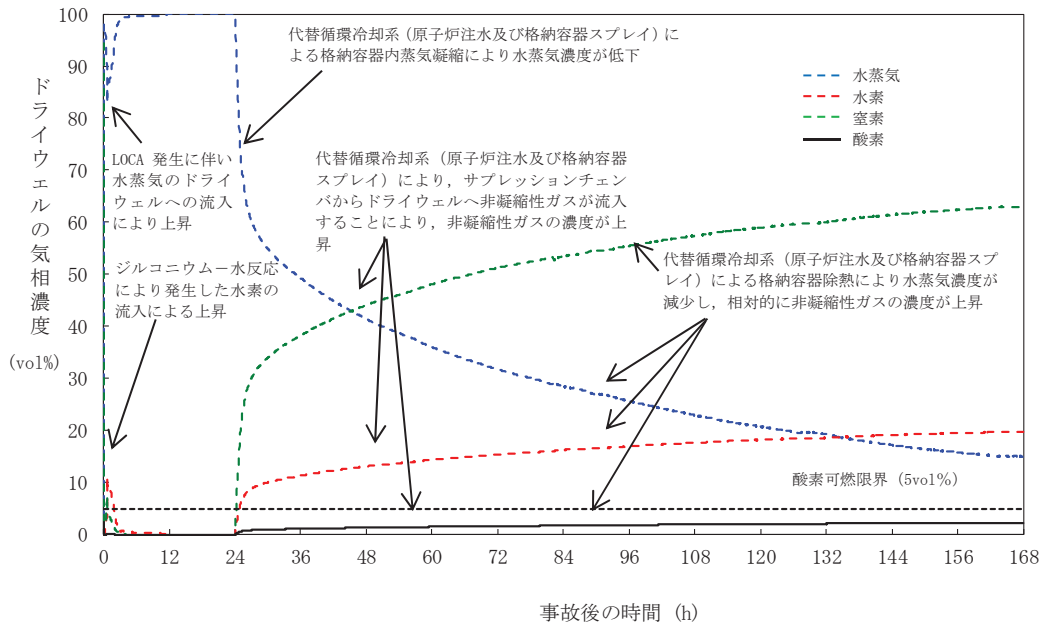


図2 ドライウエルの気相濃度の推移（ウェット条件）

有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合）における感度解析について

1. はじめに

原子炉建屋原子炉棟の水素挙動の解析を行うにあたっては、「別添 1 2.2.1 解析条件 (1) b. 有効性評価シナリオ条件」に記載のとおり、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」のシナリオにおける原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器温度及び原子炉格納容器ガス組成をそれぞれ保守側に包絡するように設定して解析を行っている。（以下「包絡条件」という。）

包絡条件における各局所エリアの水素濃度は「補足 1 3. 解析結果」に示すとおり全体的に上昇傾向となっていることから、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」のシナリオにおける原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器温度及び原子炉格納容器ガス組成を保守側に包絡させずに、MAAP 解析値に沿った感度解析を行った。

2. 感度解析時の水素挙動

(1) 原子炉格納容器漏えい条件

原子炉格納容器から漏えいするガスの圧力、温度、ガス組成（水蒸気分率、水素分率、窒素分率）を図 1 から図 4 に示す。また、原子炉格納容器漏えい率を図 5 に示す。なお、原子炉格納容器からの漏えい条件以外は、「別添 1 2.2.1 解析条件」に示す解析条件と同じである。

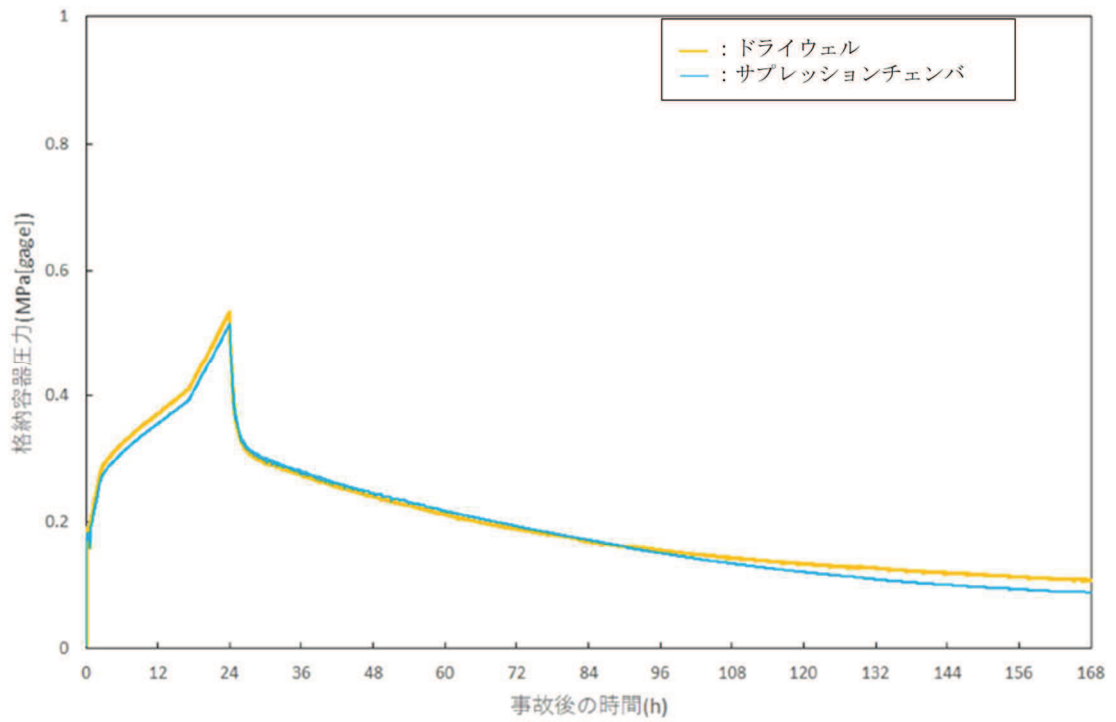


図1 原子炉格納容器圧力(有効性評価シナリオ条件(代替循環冷却系を使用する場合), 感度解析)

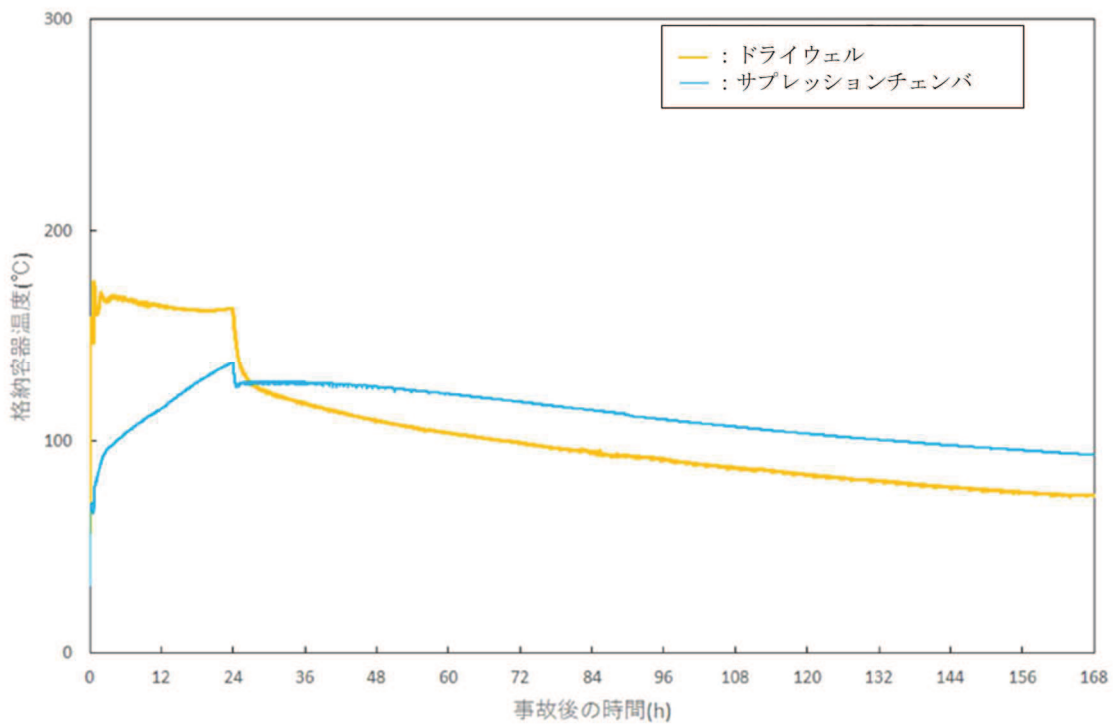


図2 原子炉格納容器温度(有効性評価シナリオ条件(代替循環冷却系を使用する場合), 感度解析)

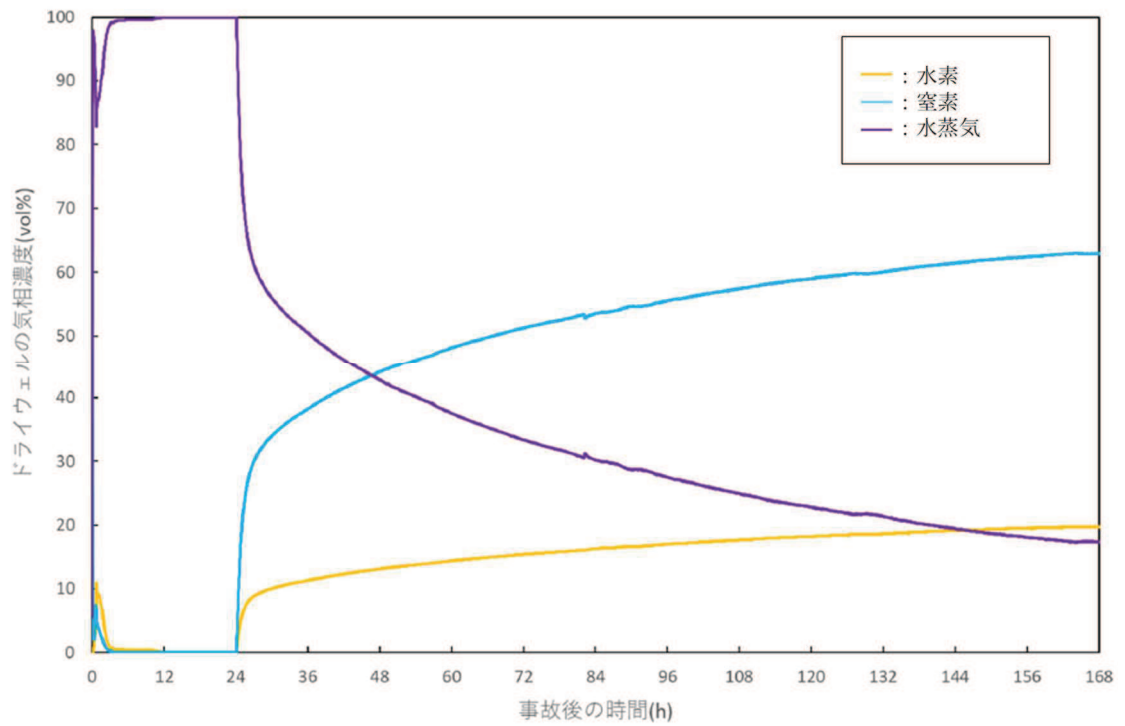


図3 ドライウェルガス組成（有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合）、感度解析）

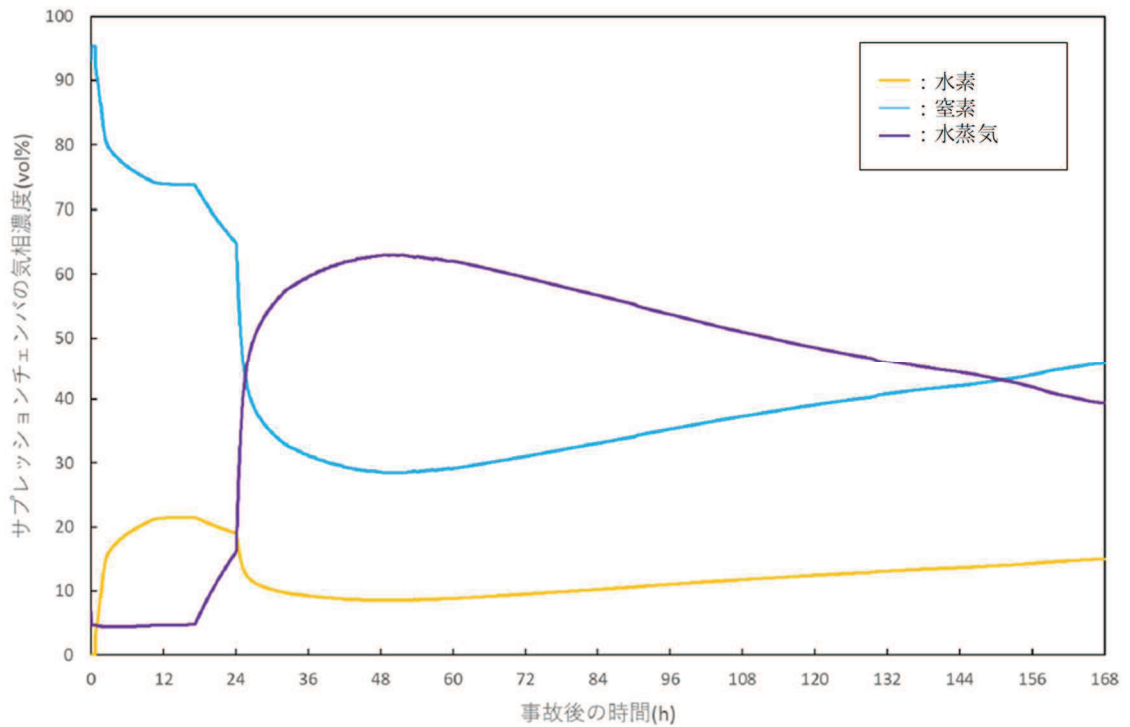


図4 サブプレッションチェンバガス組成（有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合）、感度解析）

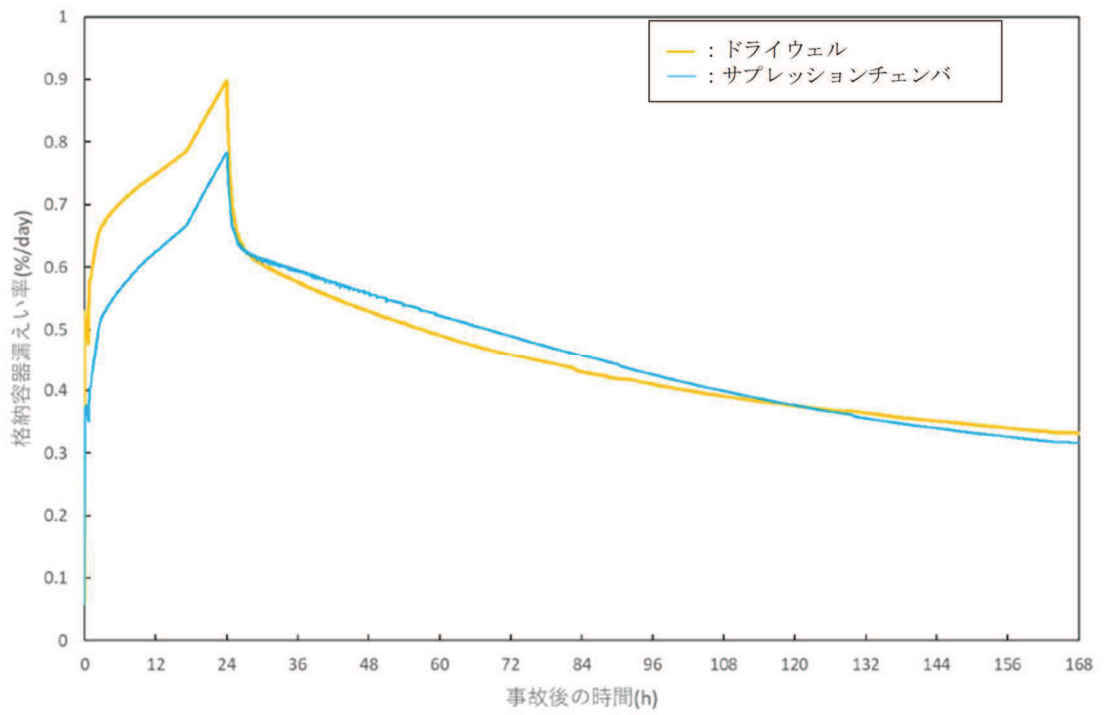


図5 原子炉格納容器漏えい率（有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合），感度解析）

(2) 解析結果

包絡条件における各局所エリアの水素濃度のうち、水素濃度の上昇傾向が大きい結果となっていた「CRD 補修室」の水素濃度の時間変化の感度解析結果を代表として図 6 に示す。

事故発生 168 時間後の水素濃度を感度解析結果と包絡条件の解析結果とで比較すると、感度解析の結果は包絡条件での解析結果に対して水素濃度が 低減される結果となった。

また、「補足 1 3. 解析結果」に記載のとおり、解析モデルには考慮していない水素排出口があることに加え、重大事故時には運転員の被ばく低減を目的に非常用ガス処理系を使用するため、下層階からの原子炉建屋燃料取替床への水素の移動が促進され、原子炉建屋燃料取替床の水素を含む気体を排気筒を経由して屋外へ排気することが期待できることから、図 6 に示した結果よりも更に水素濃度上昇は緩やかになるものと考えられる。

以上のことから、包絡条件の解析結果は十分な保守性を有しており、各局所エリアでの水素滞留のおそれはない。

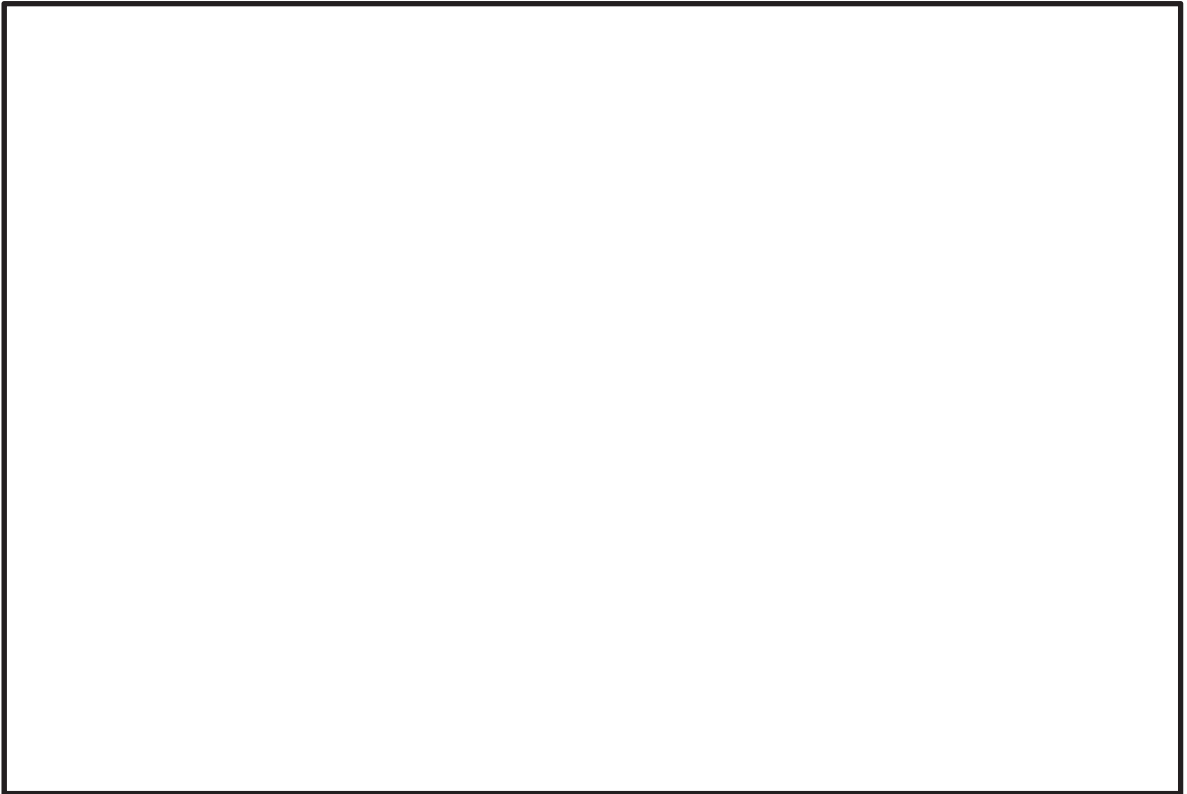


図 6 CRD 補修室の水素濃度（有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合）、感度解析）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。