

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1
提出年月日	2021年4月20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

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が高めになる漏えい条件を想定する。

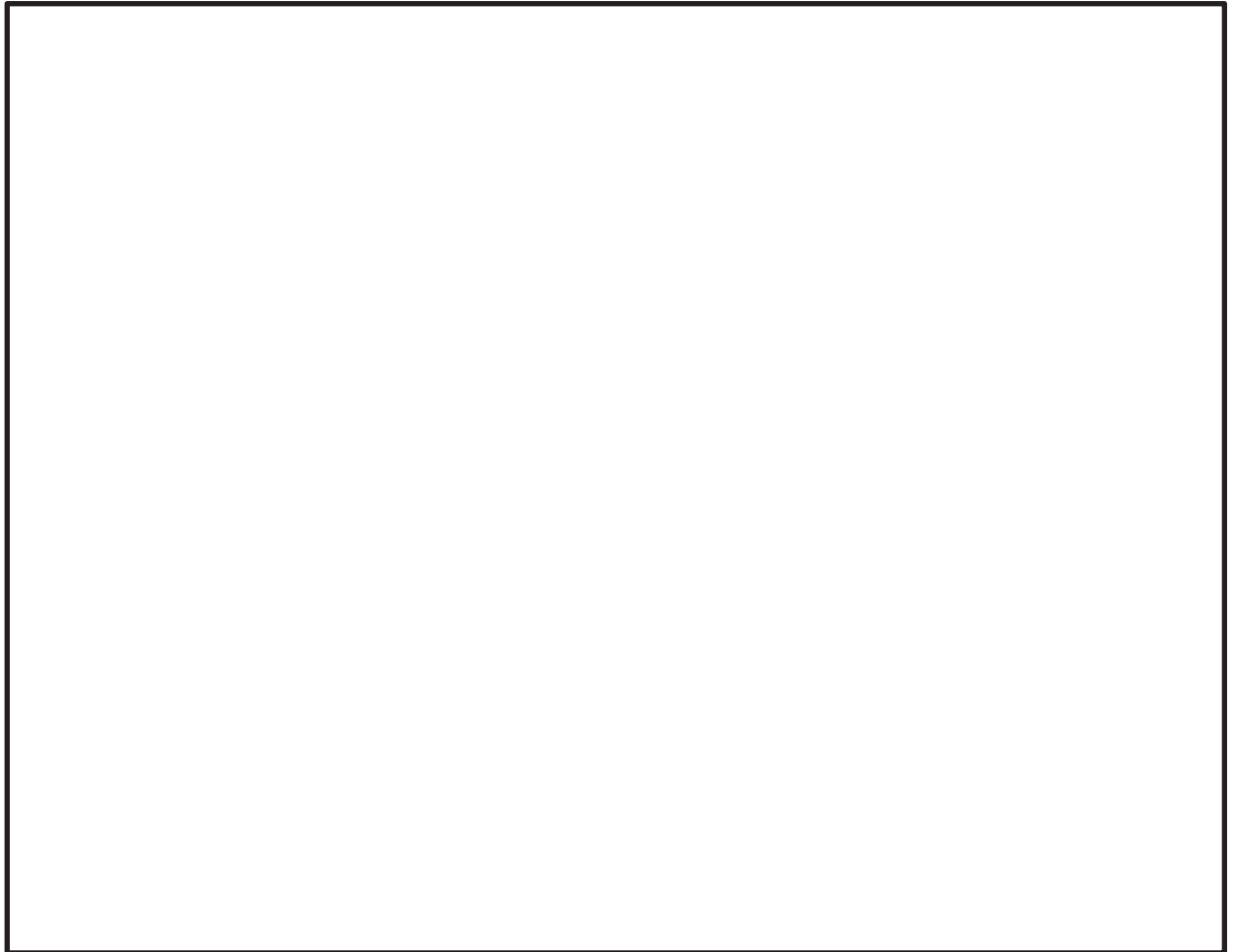


図 2-1 解析モデル

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

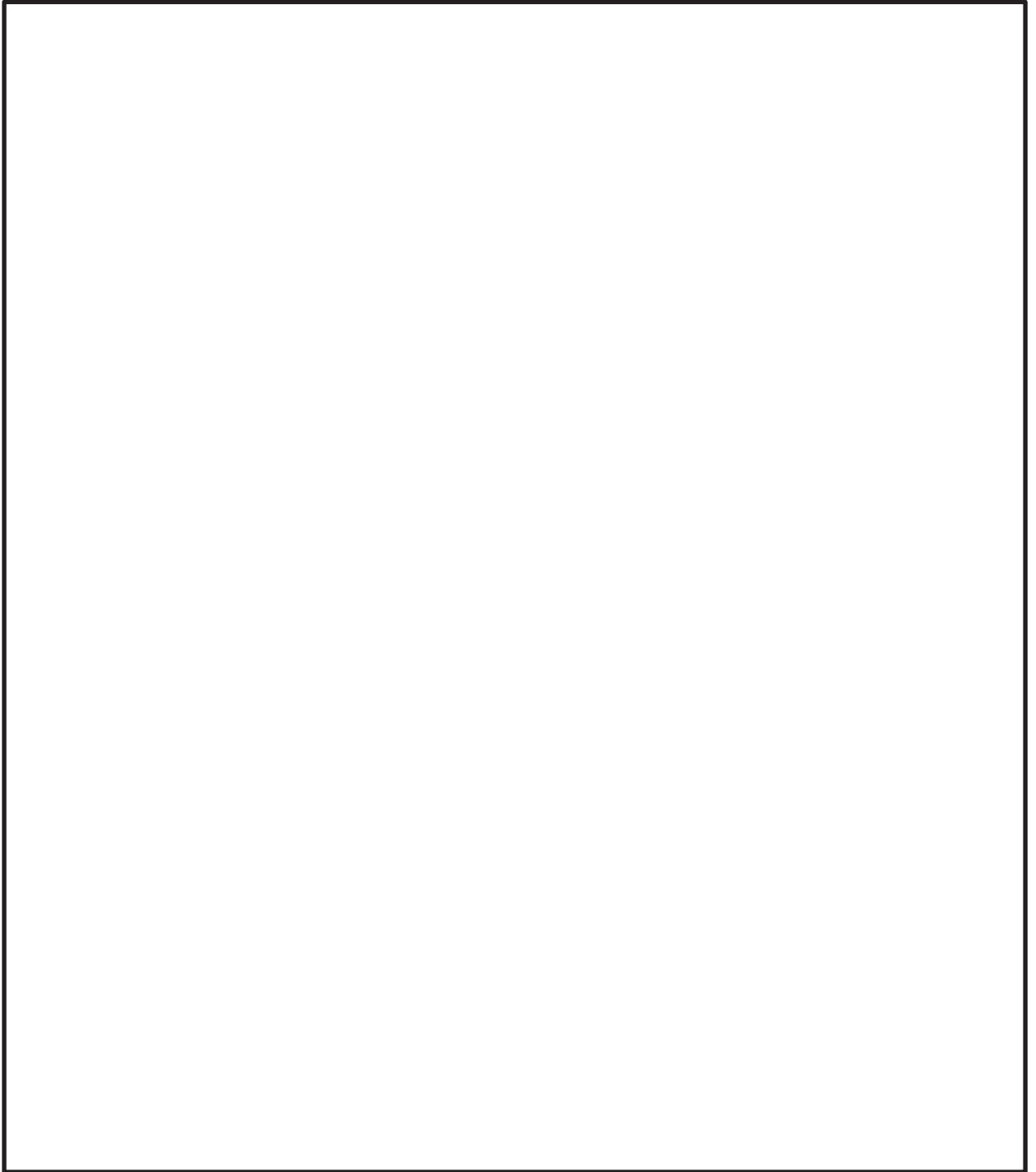


図 2-2 バルブラッピング室の解析イメージ (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

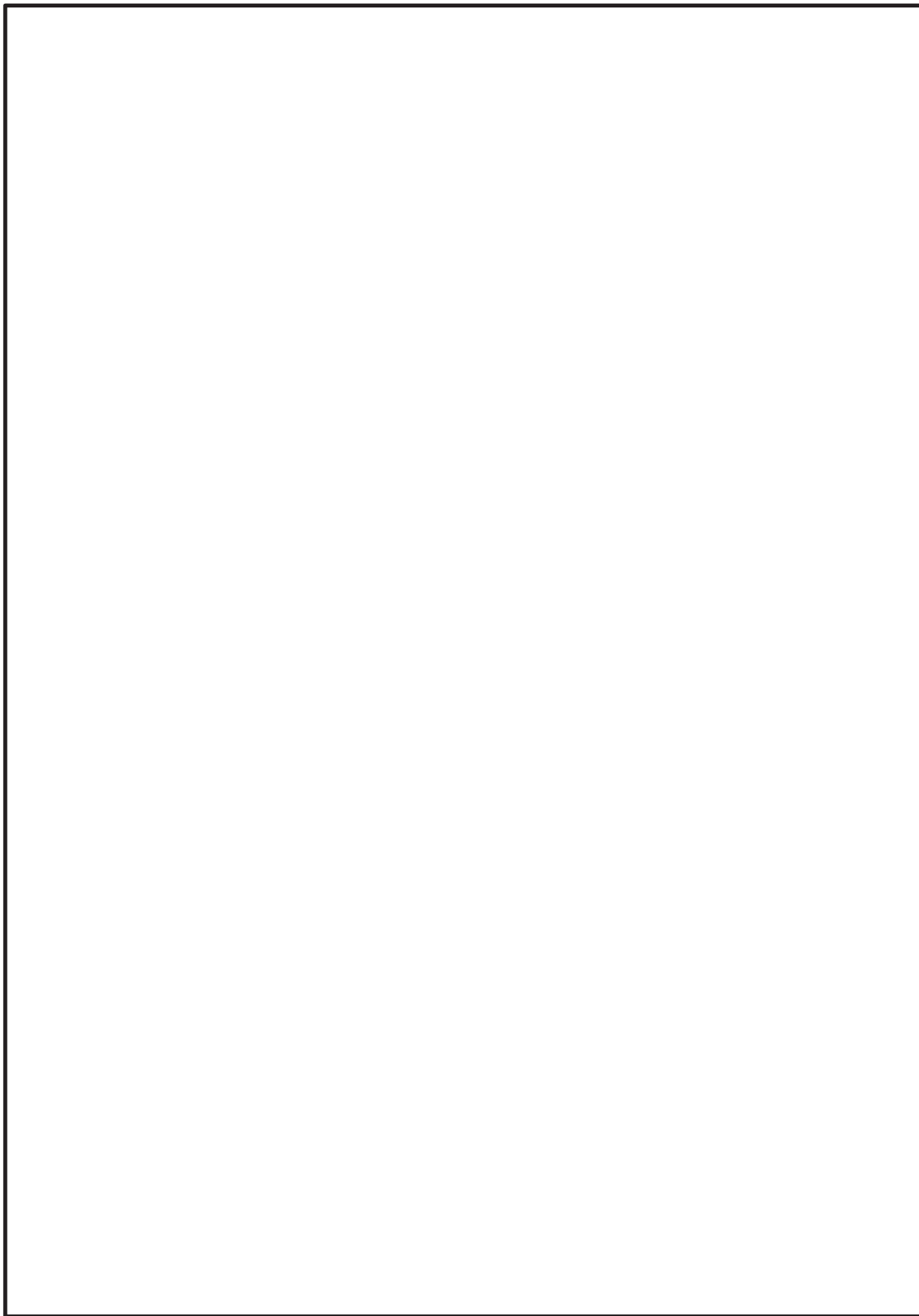


図 2-2 バルブラッピング室の解析イメージ (2/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

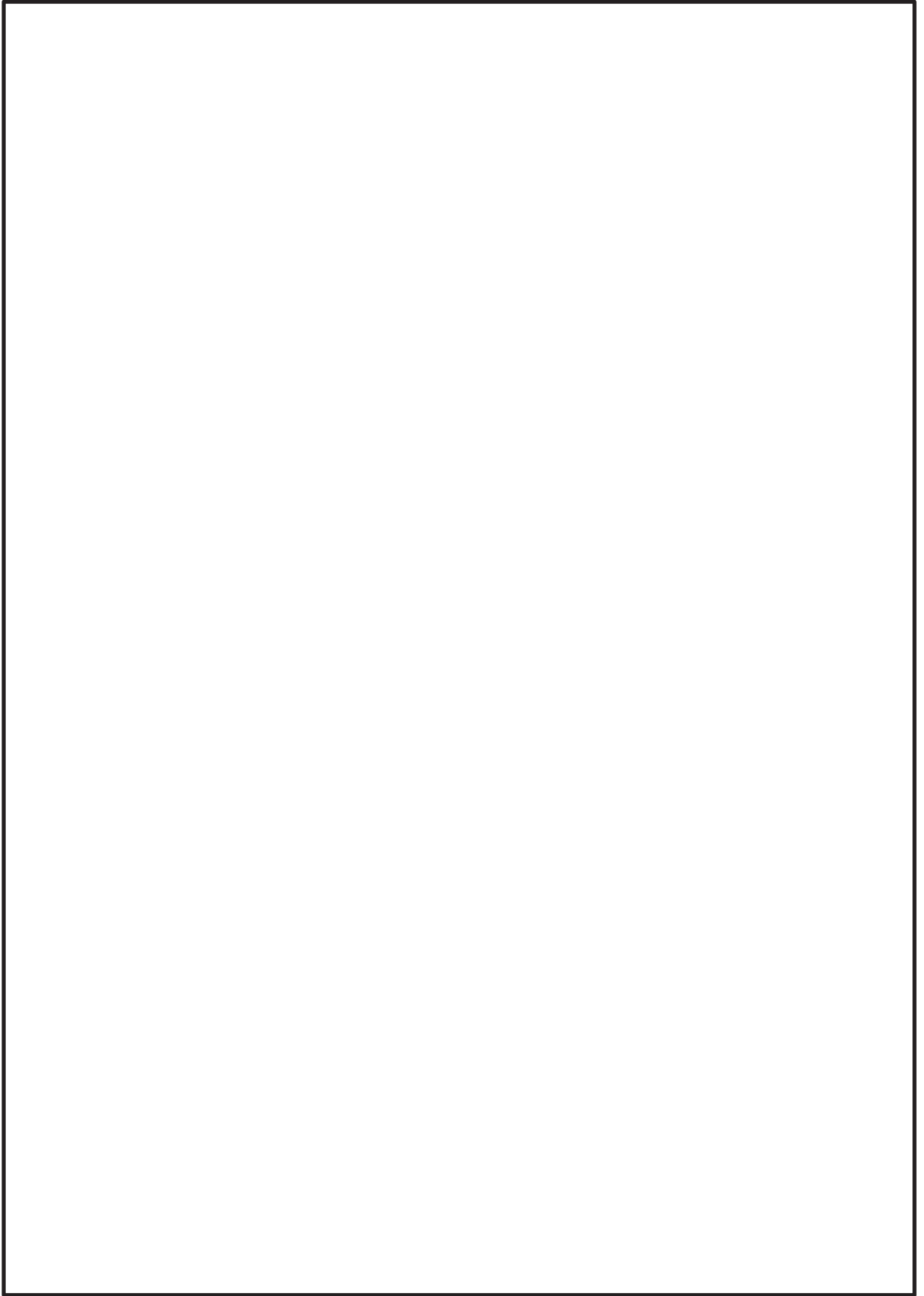


図 2-3 所員用エアロック前室の解析イメージ

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

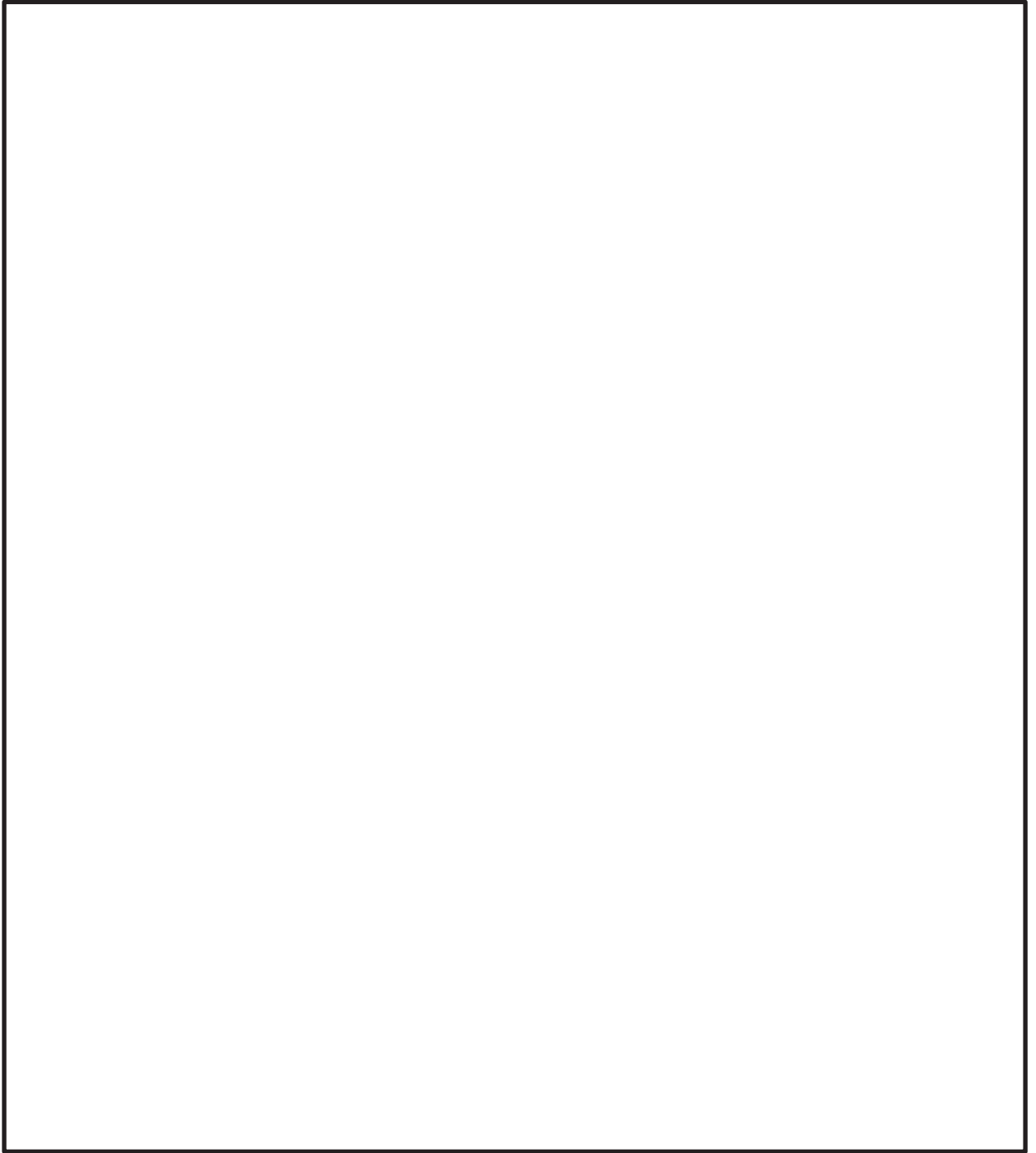


図 2-4 計装ペネトレーション室の解析イメージ (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

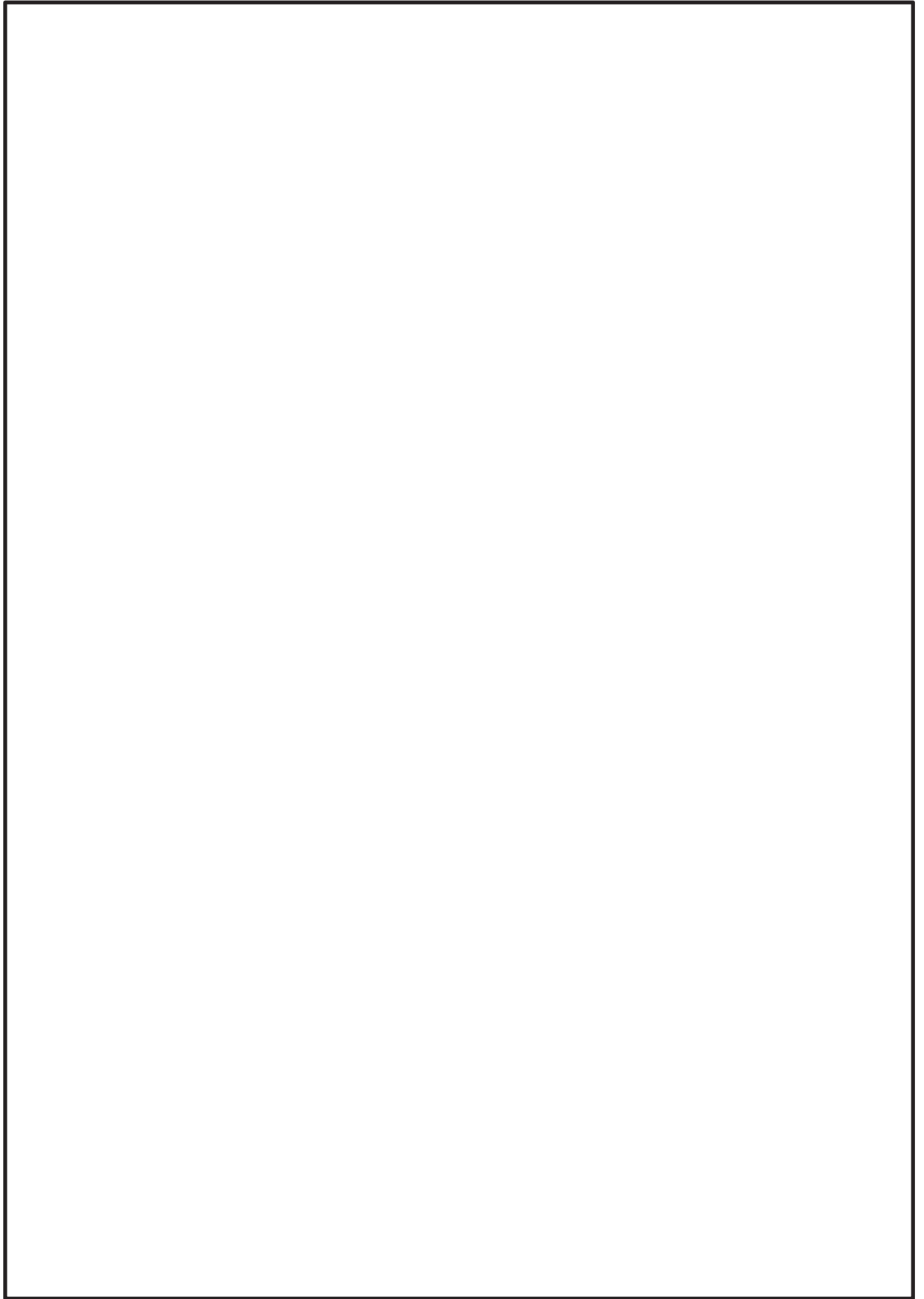


図 2-4 計装ペネトレーション室の解析イメージ (2/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

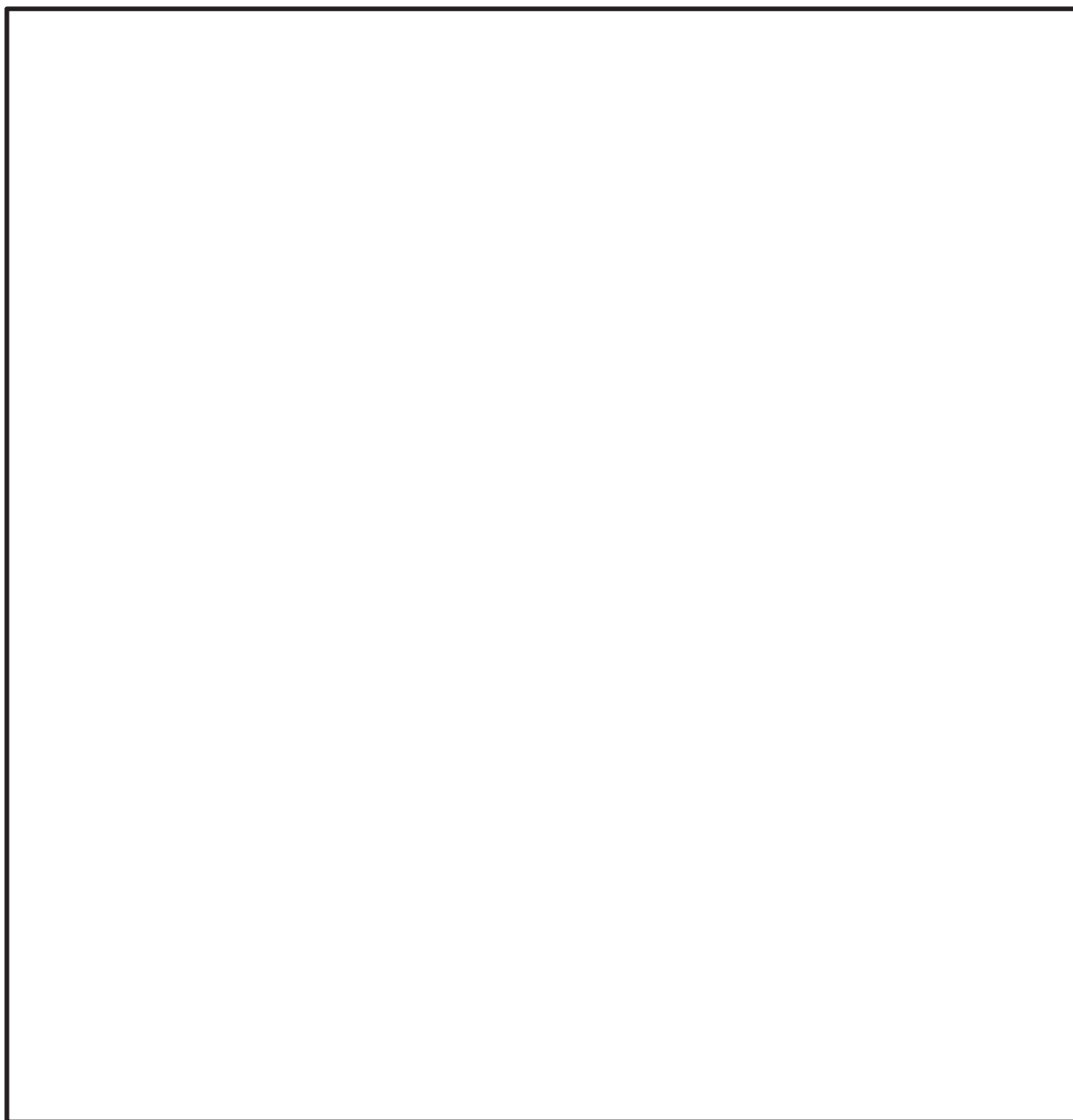


図 2-5 CRD 補修室の解析イメージ (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

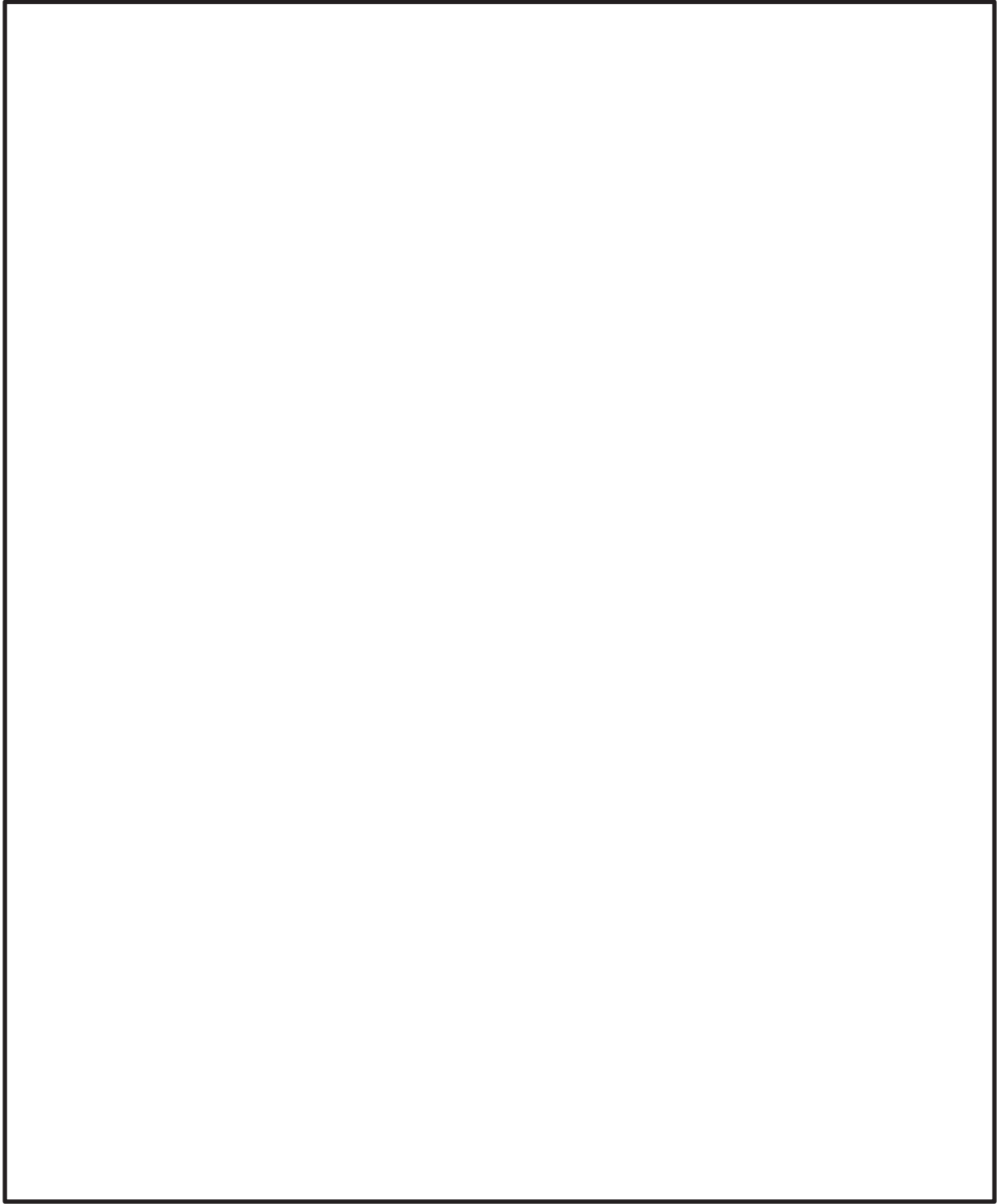


図 2-5 CRD 補修室の解析イメージ (2/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

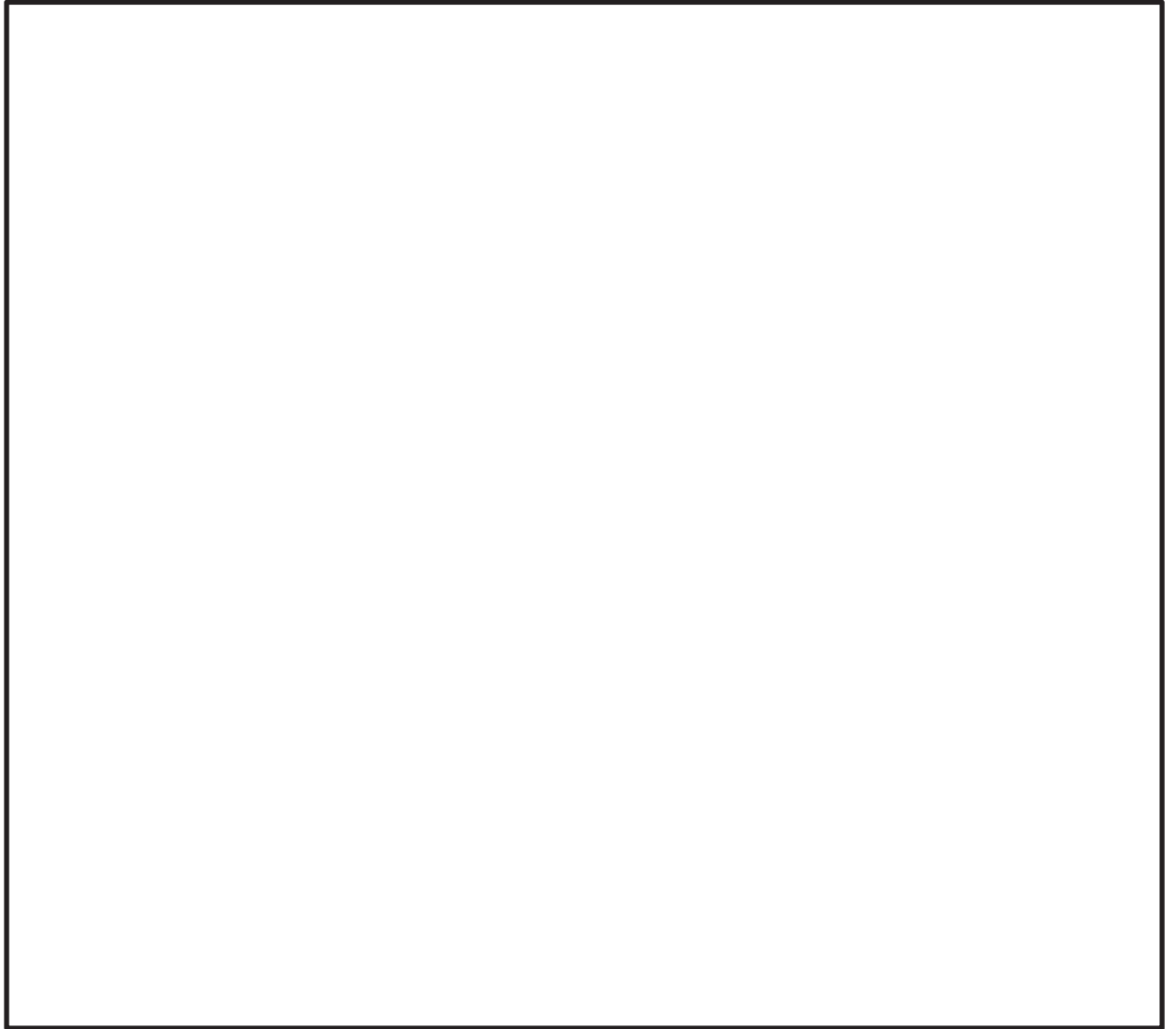
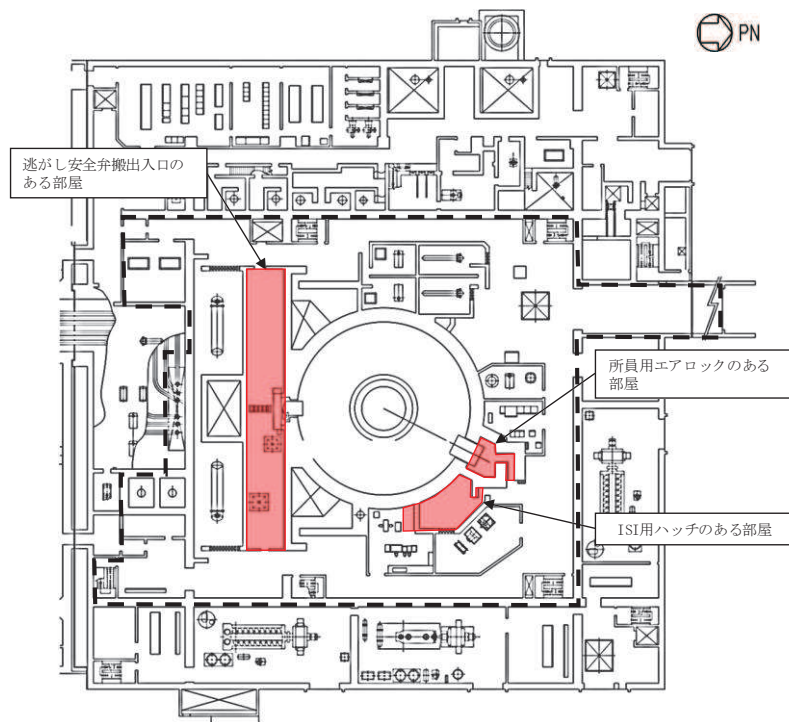


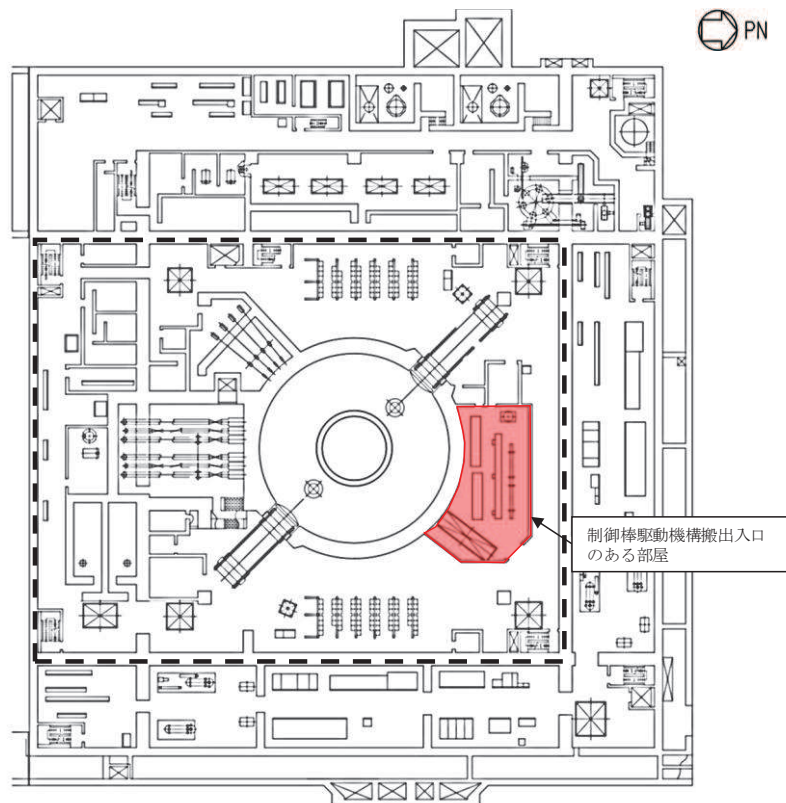
図 2-6 所員用エアロック前室の開口面積の算出

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 ³]	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： $0.15\text{m} \times 0.15\text{m} \approx 0.02\text{m}^3$ (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 $= 0.08\text{m}^3$ 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： $0.15\text{m} \times 0.15\text{m} \approx 0.02\text{m}^3$ (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： $0.3\text{m} \times 0.3\text{m} = 0.09\text{m}^3$ (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包絡条件における漏えい条件を表 2-3 及び表 2-4 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 2-5 及び表 2-6 に示す。

表 2-3 有効性評価シナリオ包絡条件（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
サプレッションチェンバ	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包絡条件（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 ションチ ェンバ	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包絡条件（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包絡条件（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 D/W 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）。

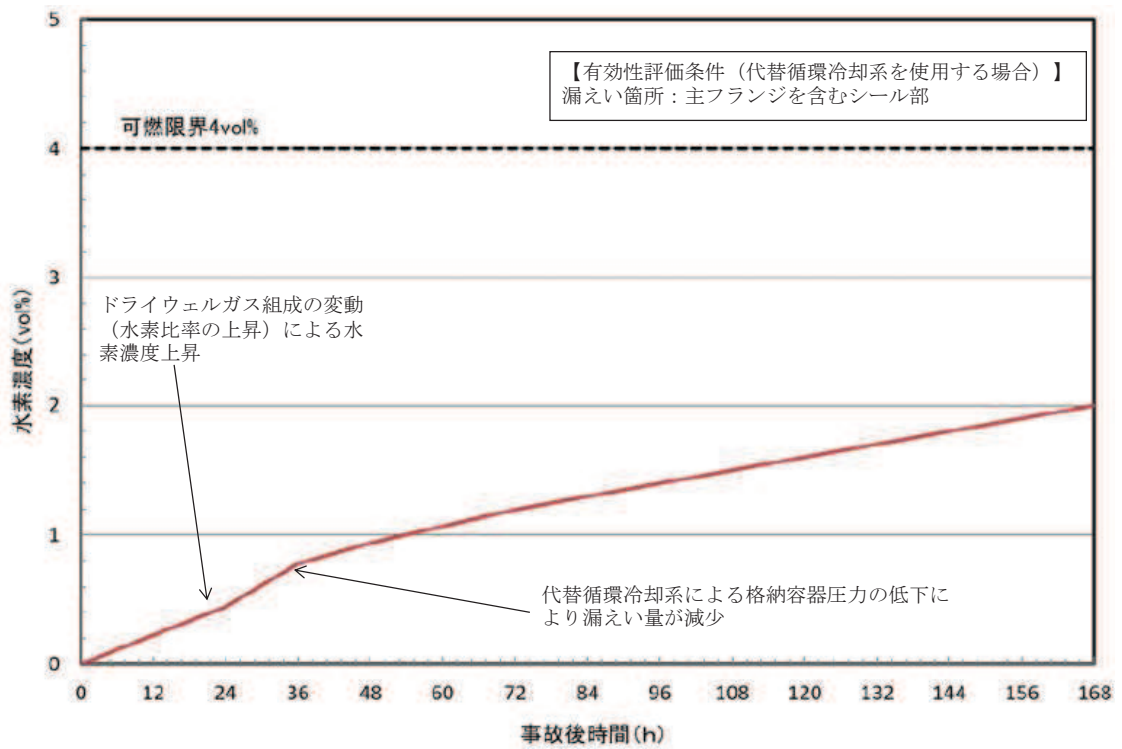


図 3-1 バルブラッピング室の水素濃度 (代替循環冷却系を使用する場合)

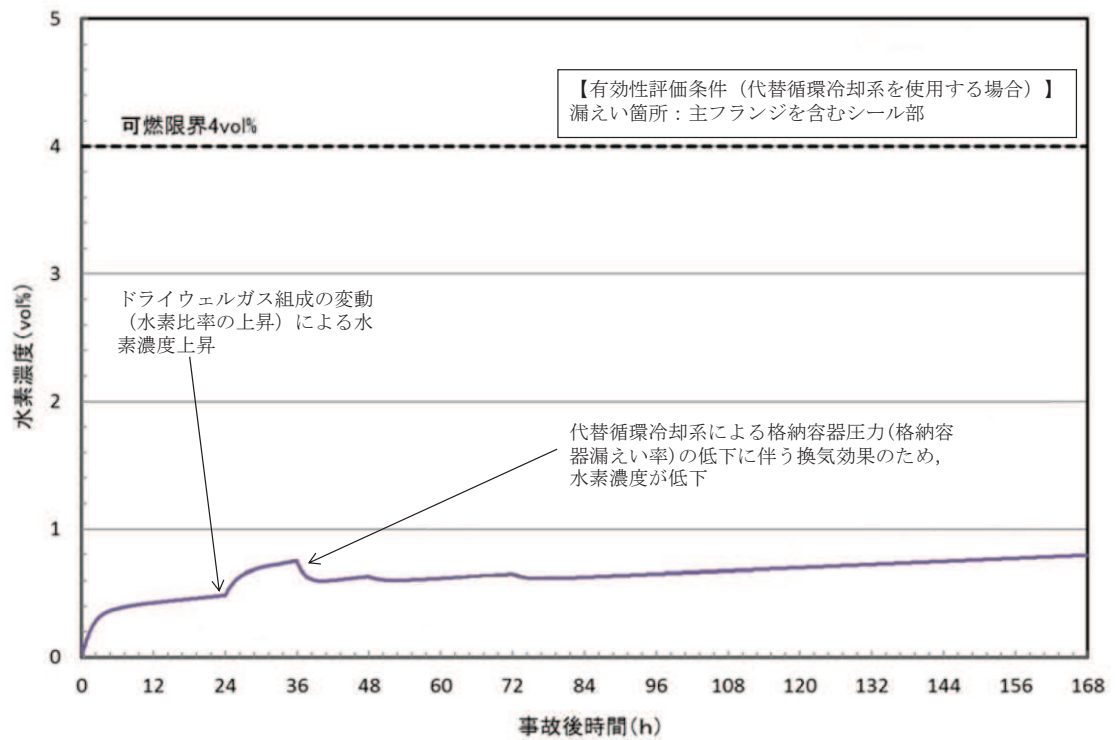


図 3-2 所員用エアロック前室の水素濃度 (代替循環冷却系を使用する場合)

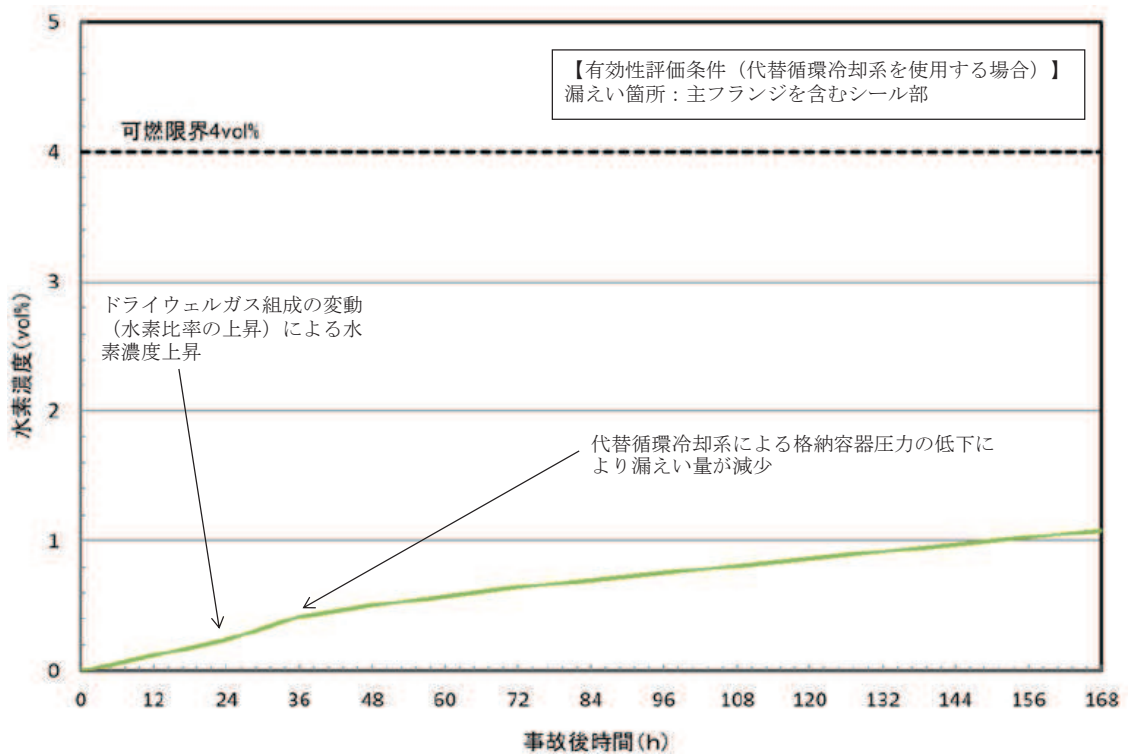


図 3-3 計装ペネトレーション室の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

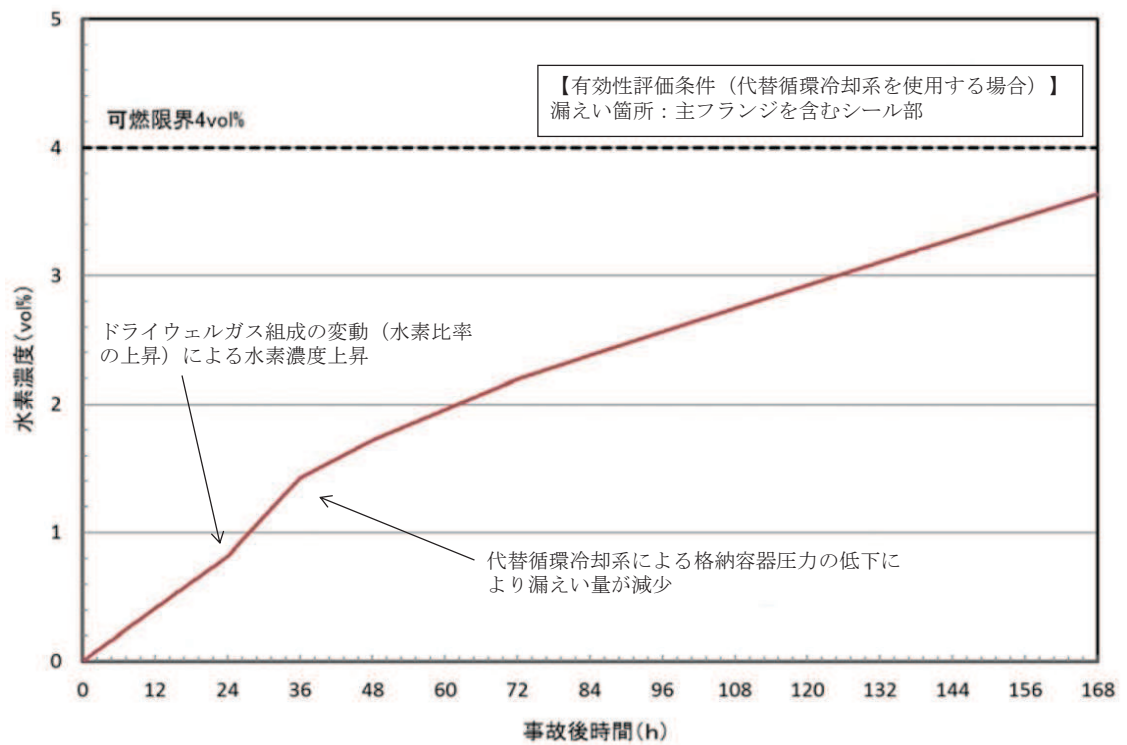


図 3-4 CRD 補修室の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

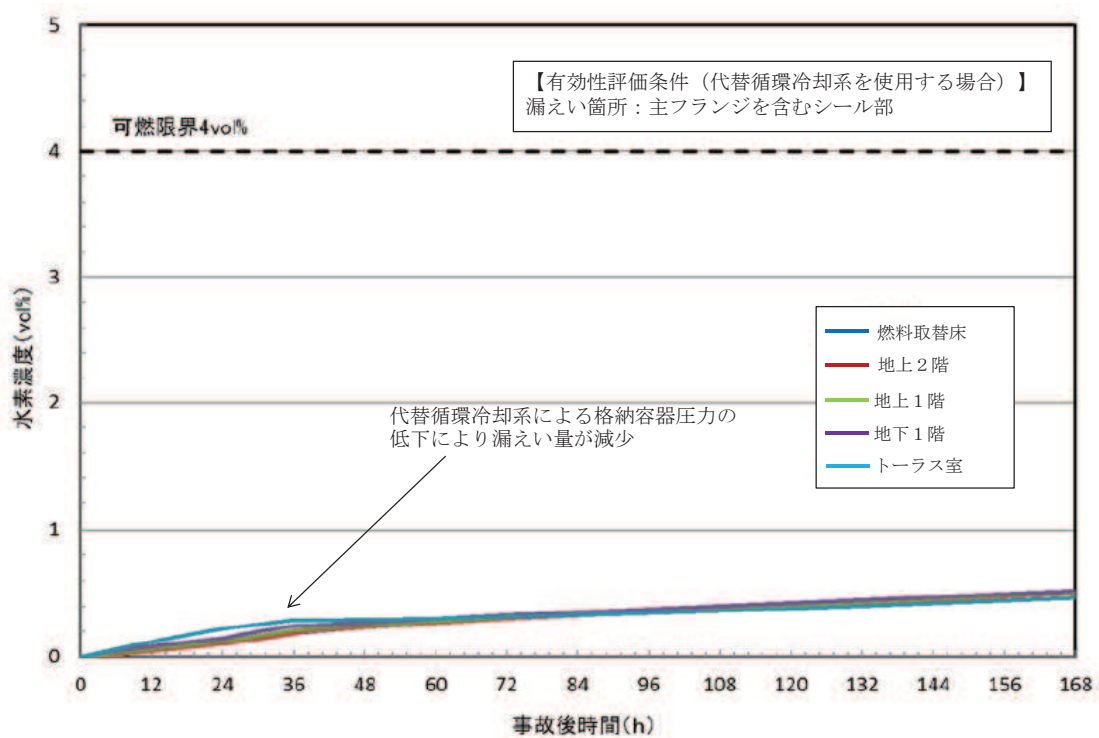


図 3-5 原子炉建屋燃料取替床及び各階通路部の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

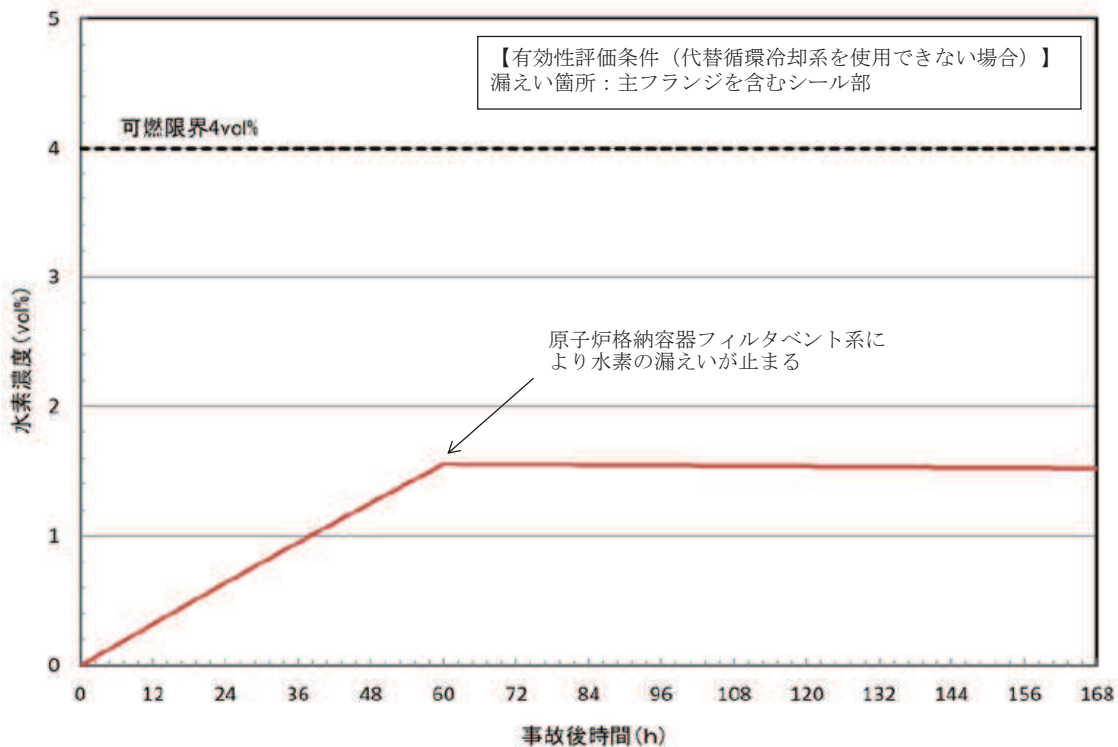


図 3-6 バルブラッピング室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

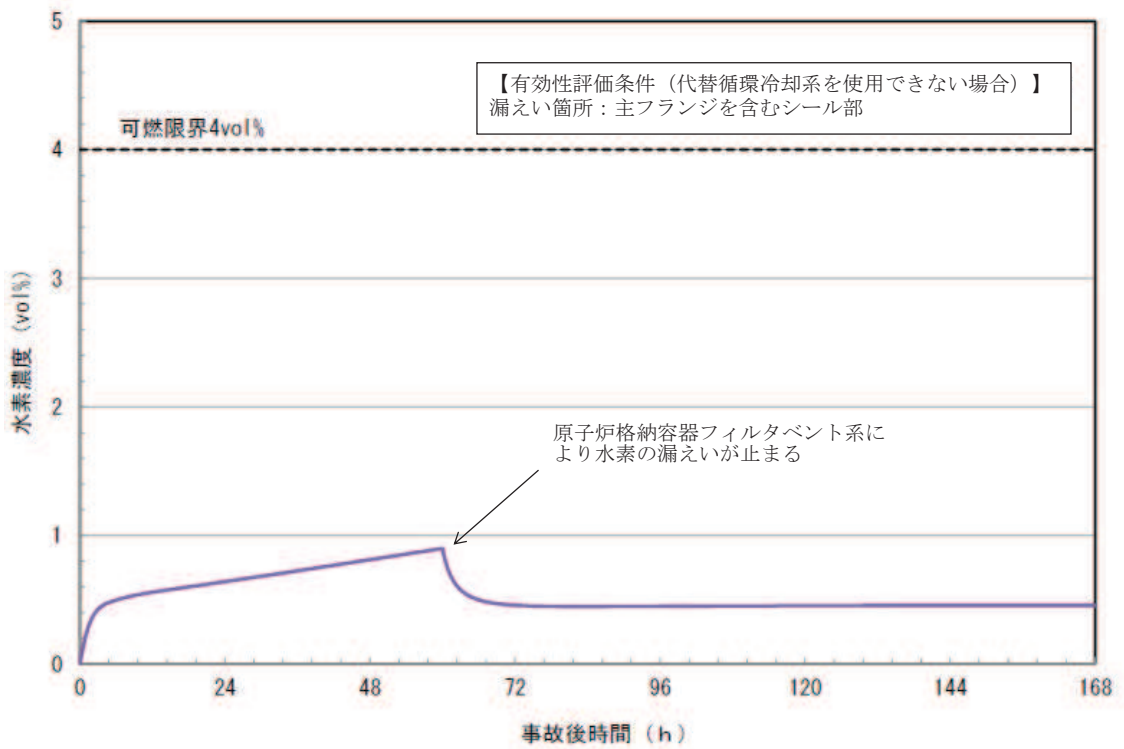


図 3-7 所員用エアロック前室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

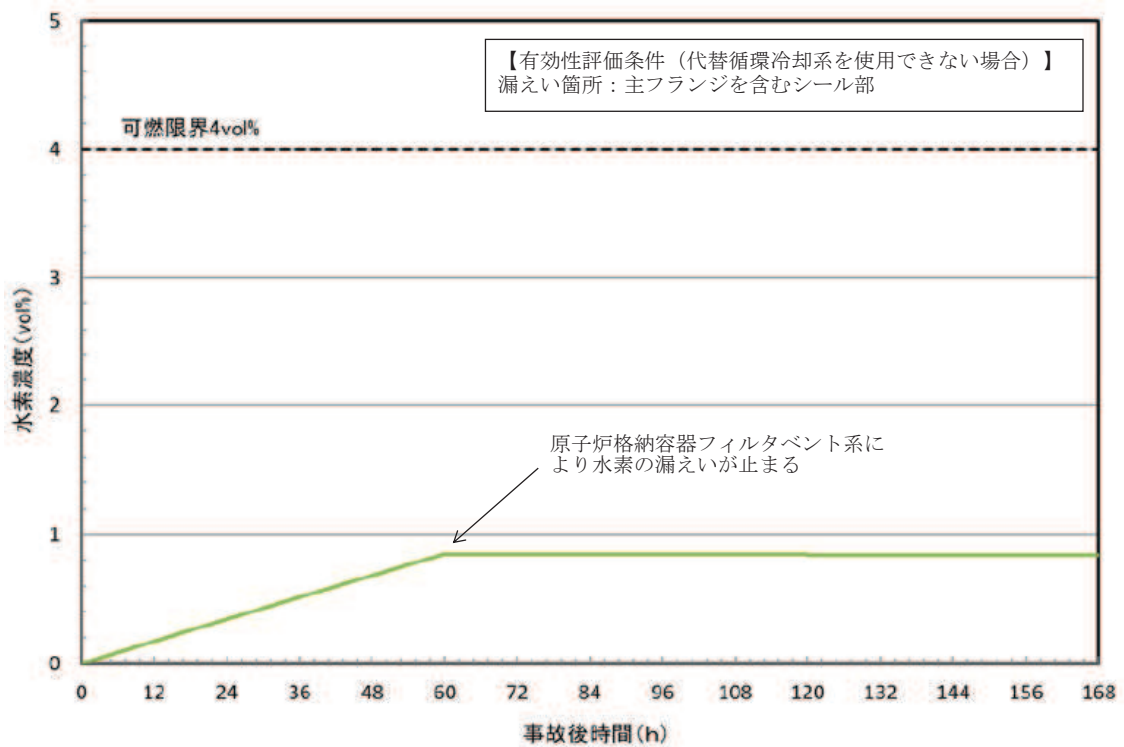


図 3-8 計装ペネトレーション室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

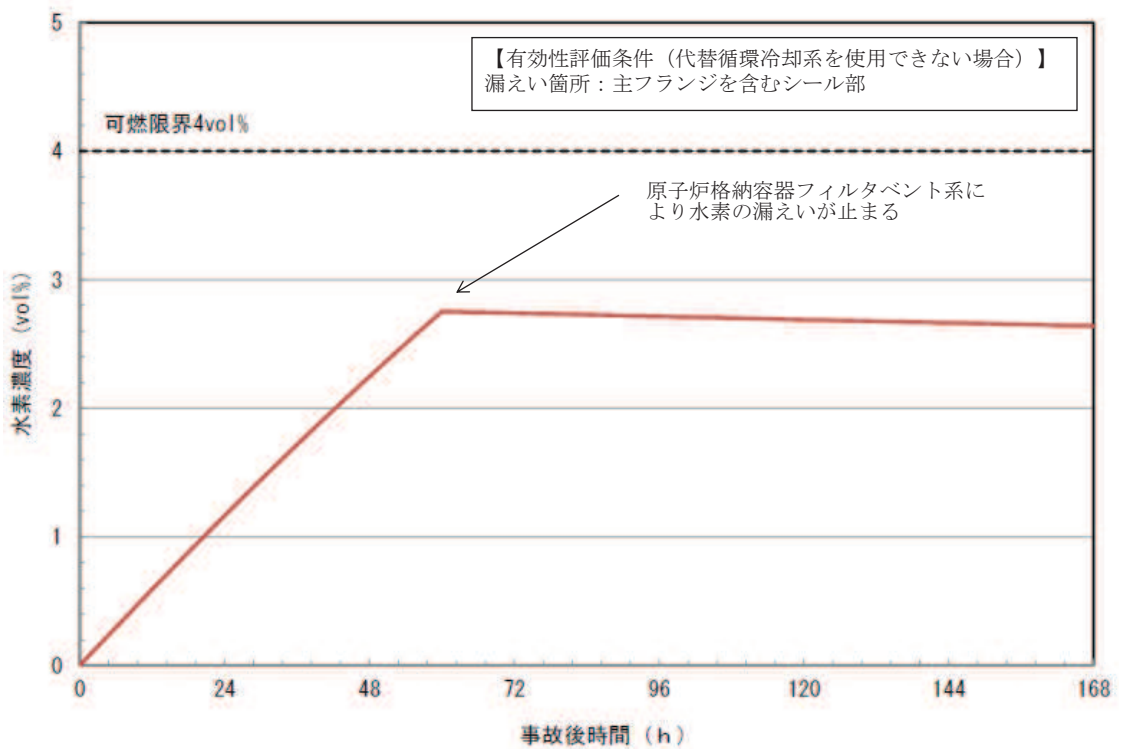


図 3-9 CRD 補修室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

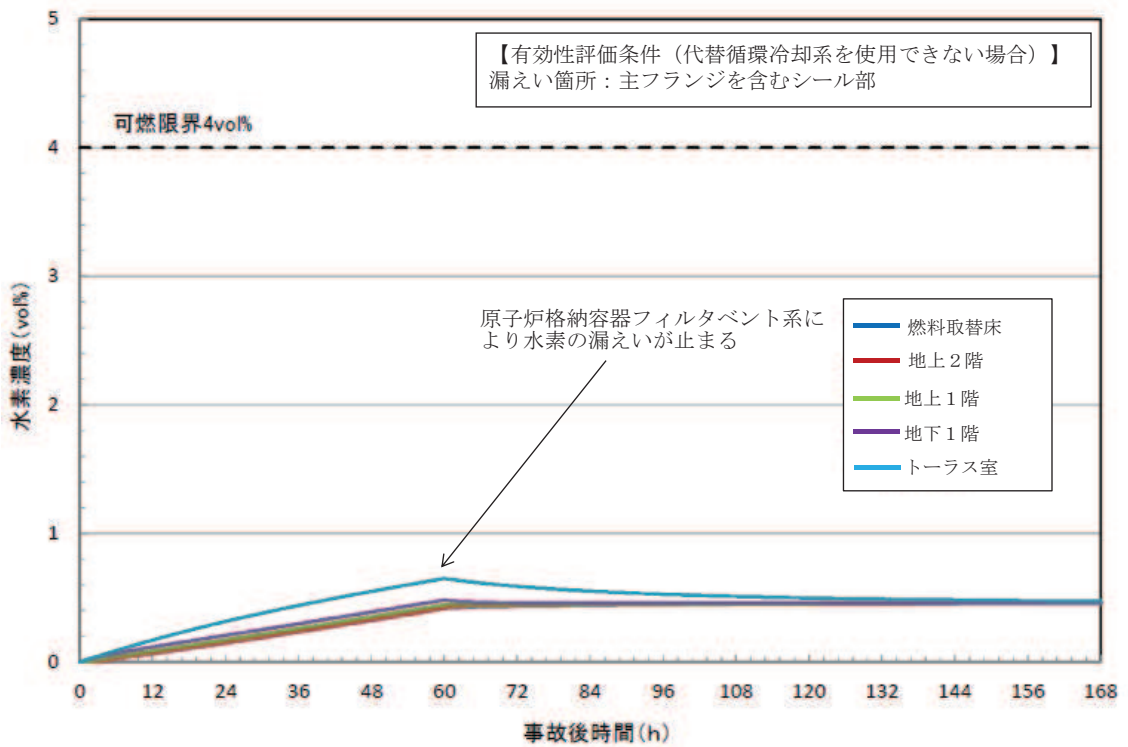


図 3-10 原子炉建屋燃料取替床及び各階通路部の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

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。

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, いずれも水平に設置されていることから水素が滞留する構造ではなく, ダクト内と壁面温度差による自然対流によりダクト内の循環が行われることから, 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。

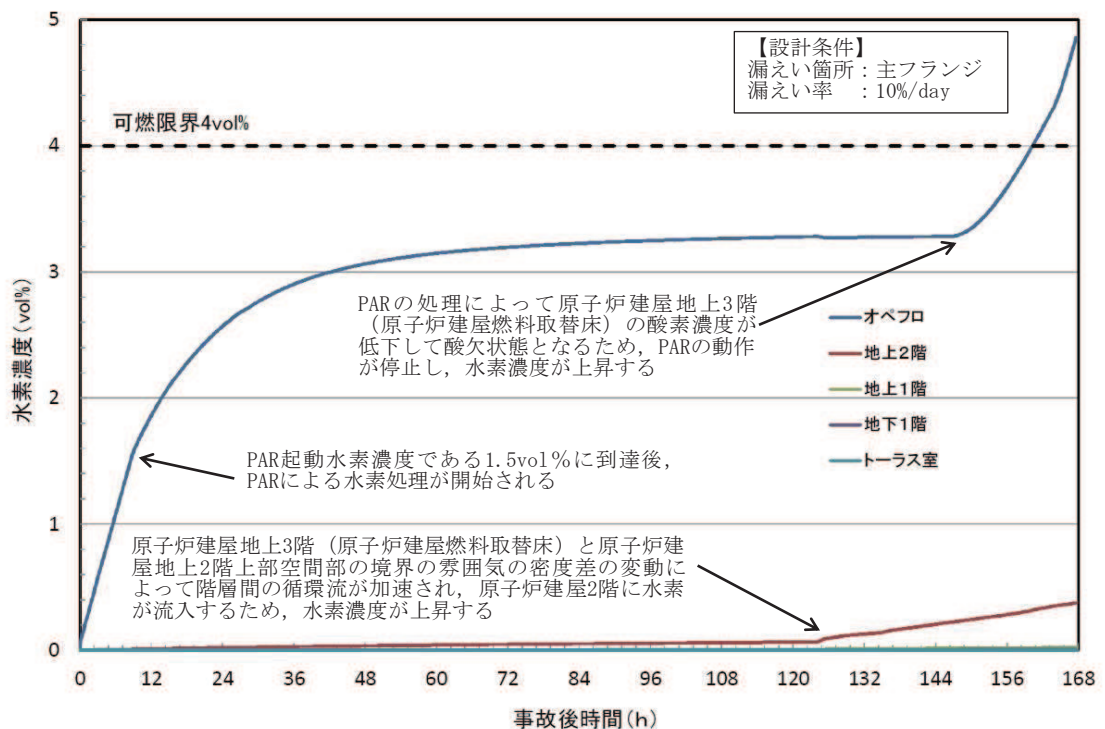


図1-1 設計条件における原子炉建屋原子炉棟内の水素濃度の推移

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。

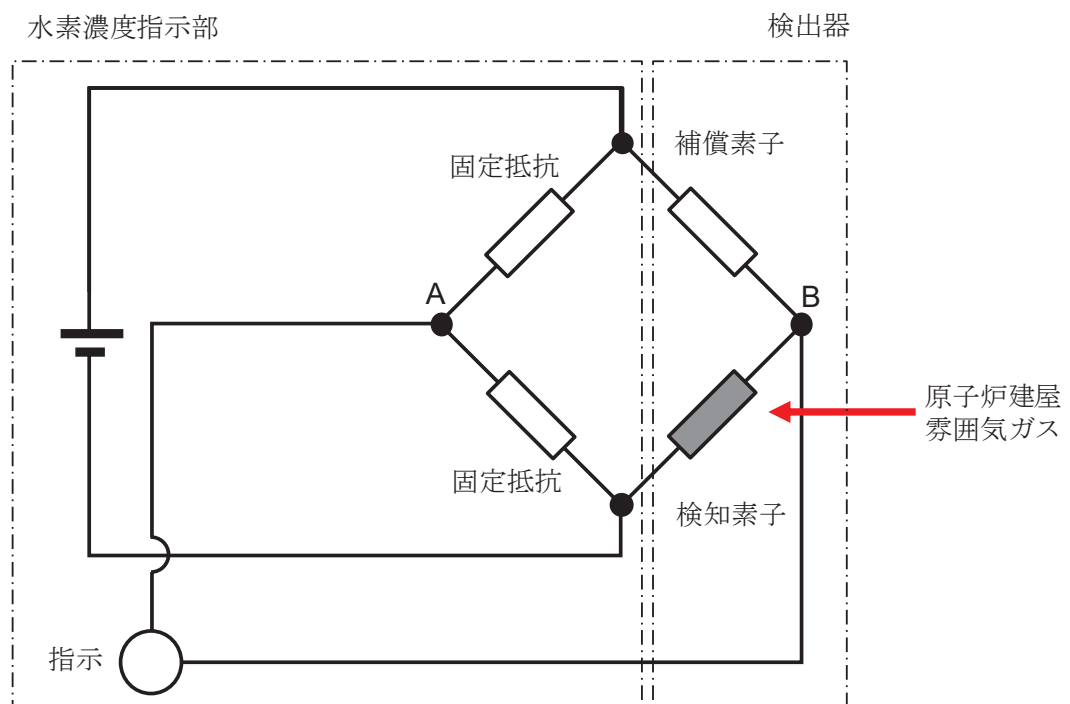


図 2-1 触媒式水素検出器の測定原理

(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率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率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。

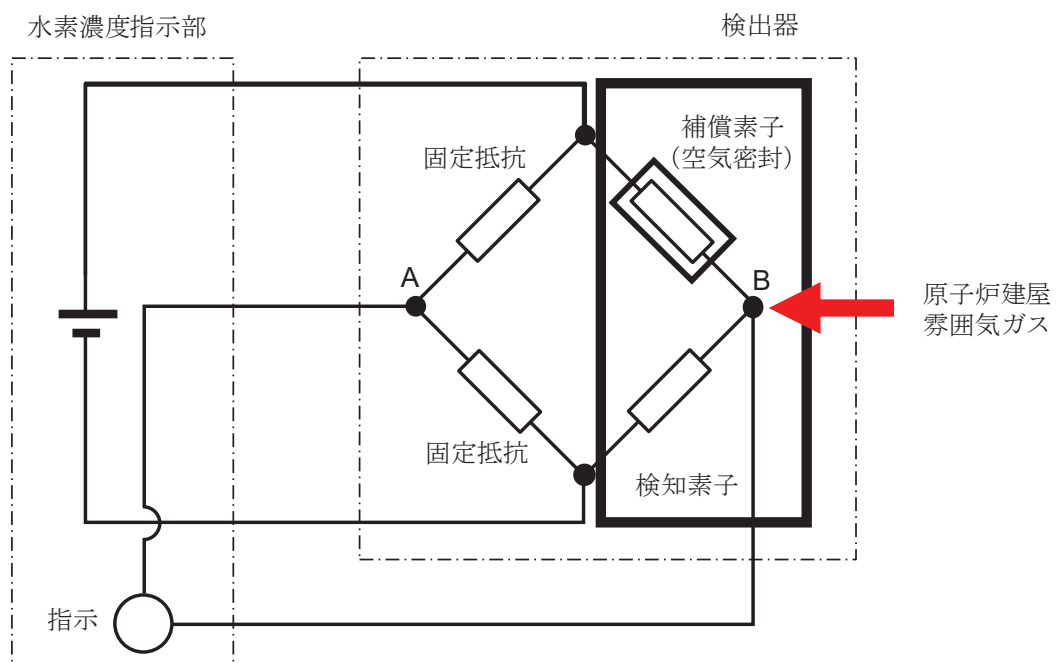


図2-2 気体熱伝導式水素検出器の測定原理

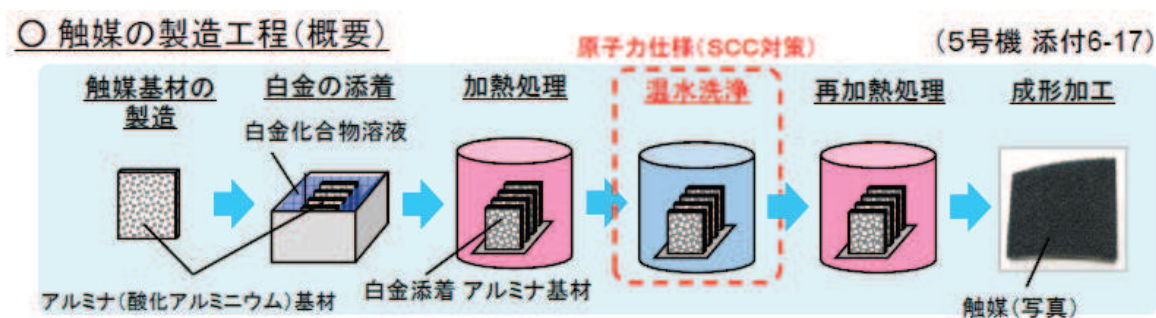
触媒基材（アルミナ）について

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。

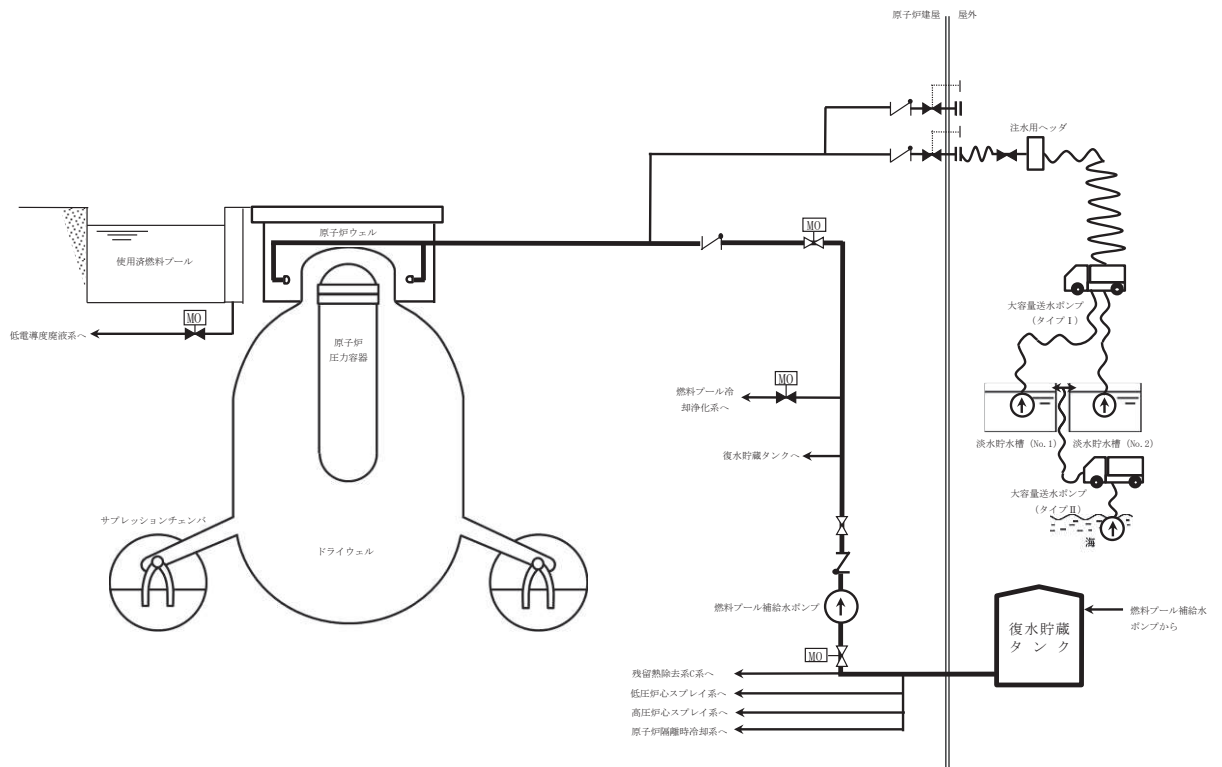


図1 原子炉格納容器頂部注水系（常設）

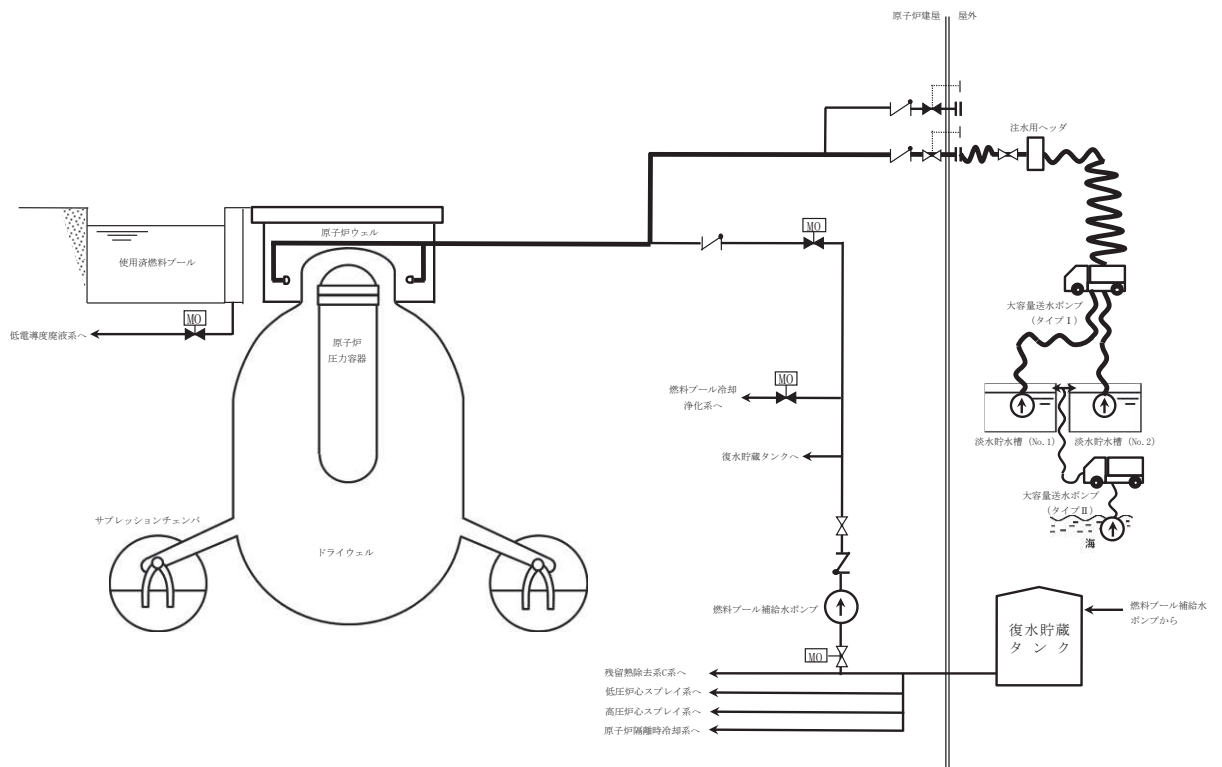


図2 原子炉格納容器頂部注水系（可搬型）

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。

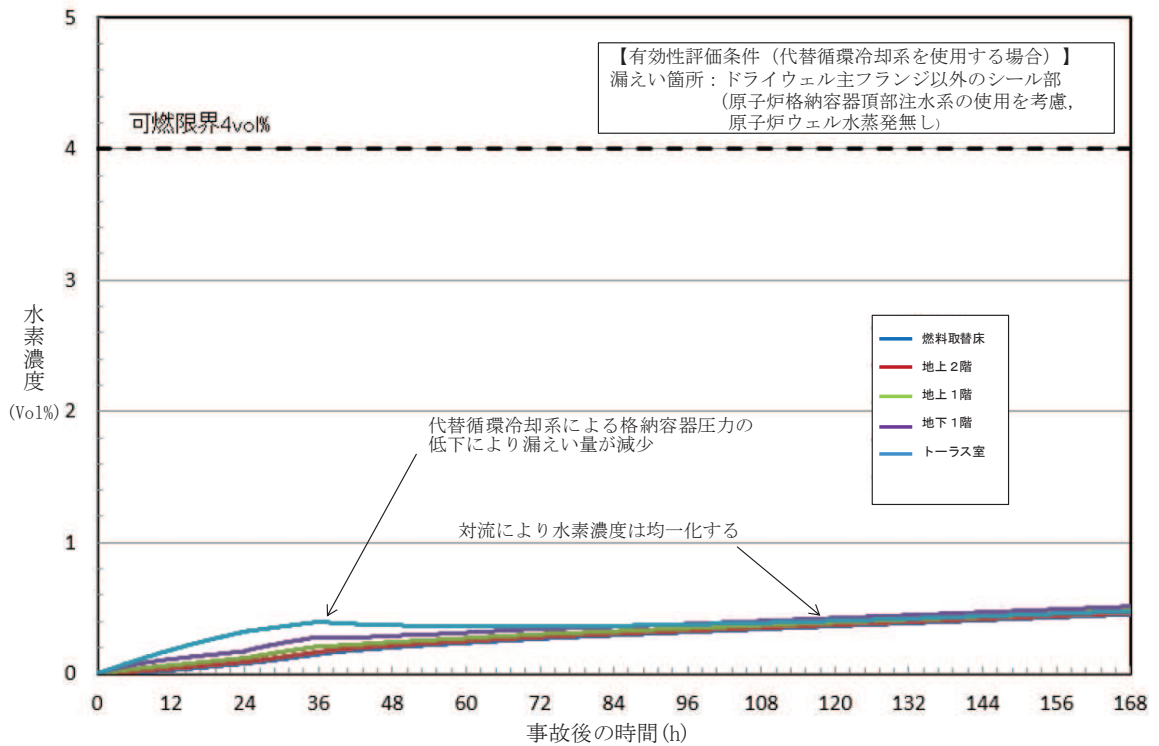


図 5-1 水素濃度の時間変化（原子炉建屋全域）（代替循環冷却系を使用する場合）

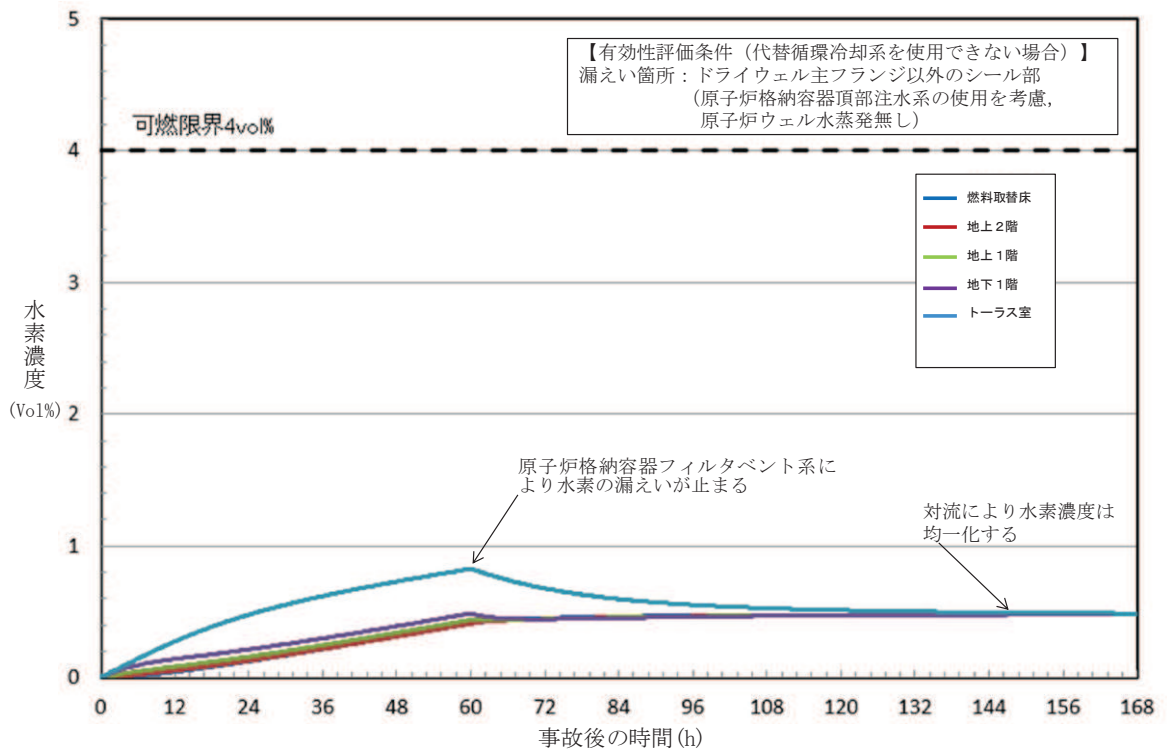


図 5-2 水素濃度の時間変化（原子炉建屋全域）（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

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。

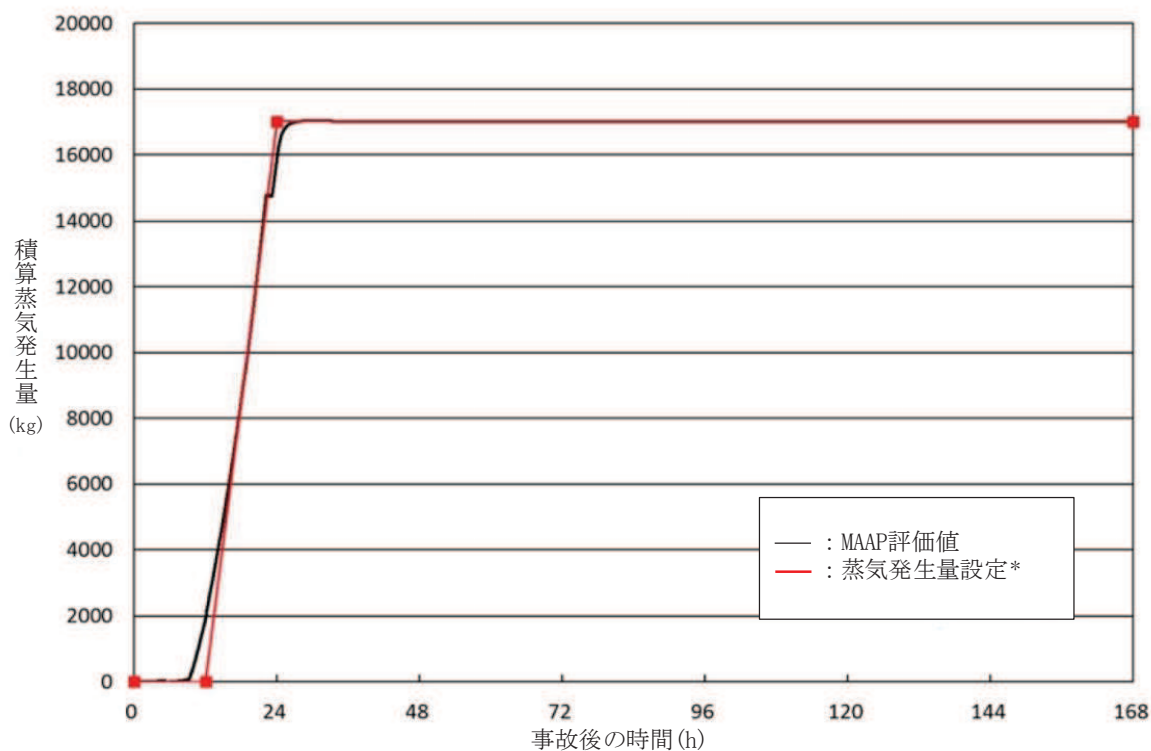
蒸気発生量については、MAAPコードによる蒸気発生量評価を基に表5-1及び表5-2のとおりとした。原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量を図5-3及び図5-4に、水素濃度の解析結果を図5-5及び図5-6に示す。

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	

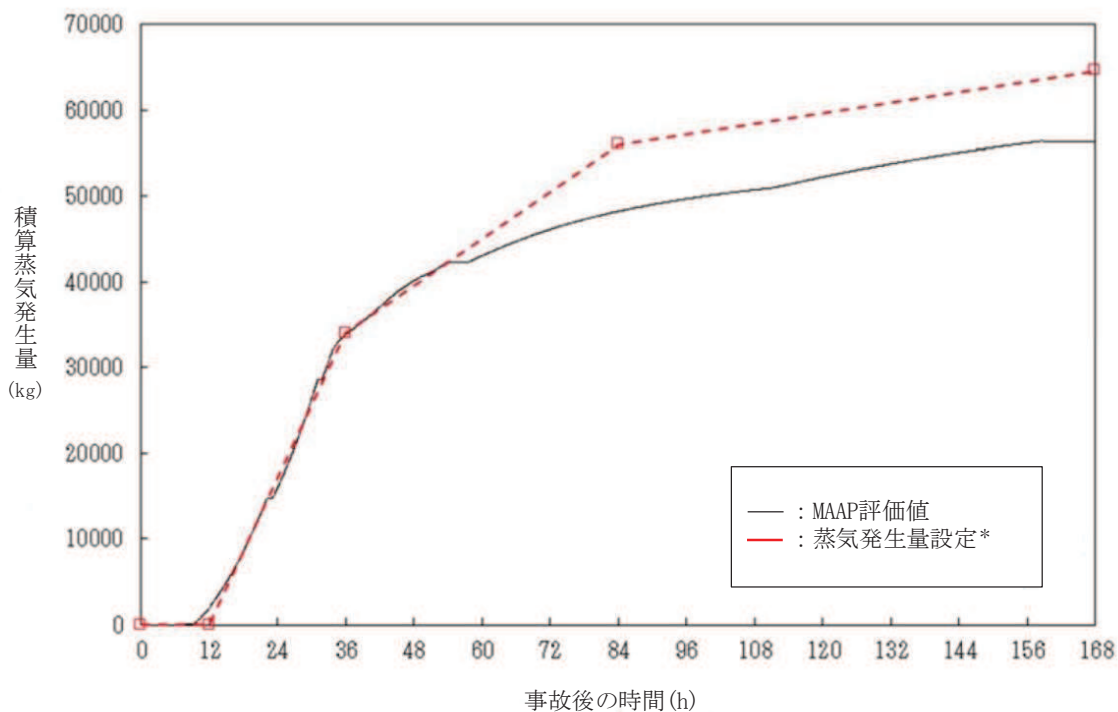
表5-2 原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量(代替循環冷却系を使用できない場合(原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合))

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))

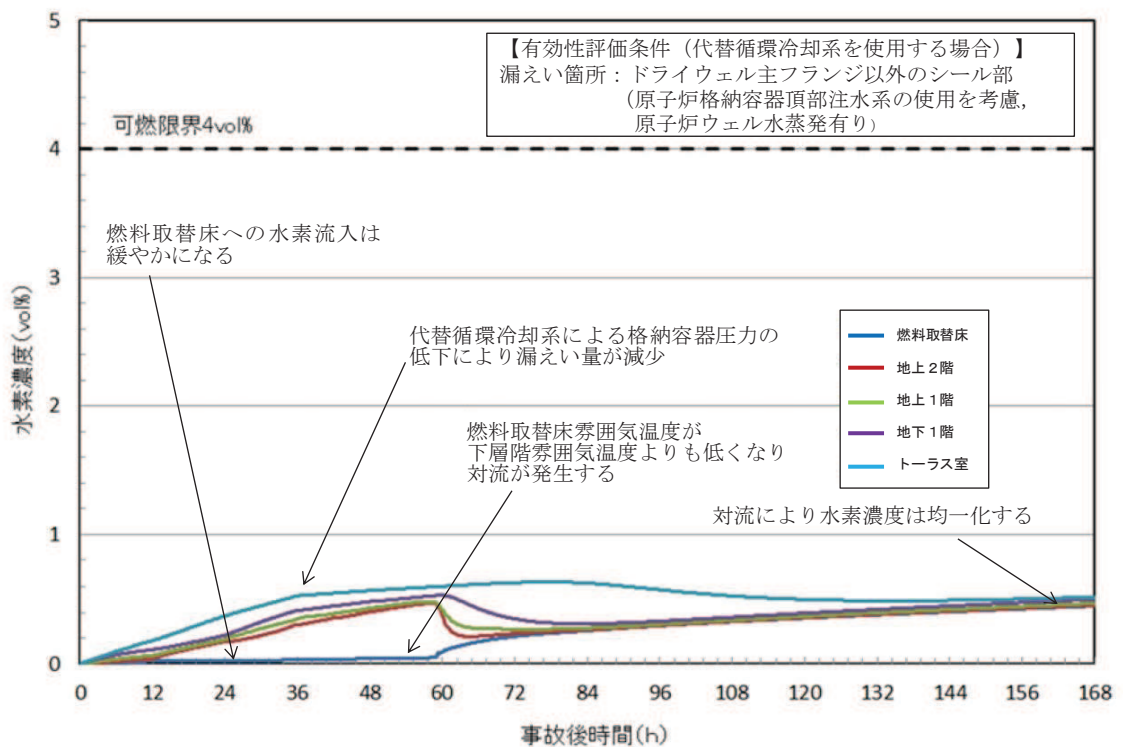


図 5-5 水素濃度の時間変化（原子炉建屋原子炉棟内）（代替循環冷却系を使用する場合）

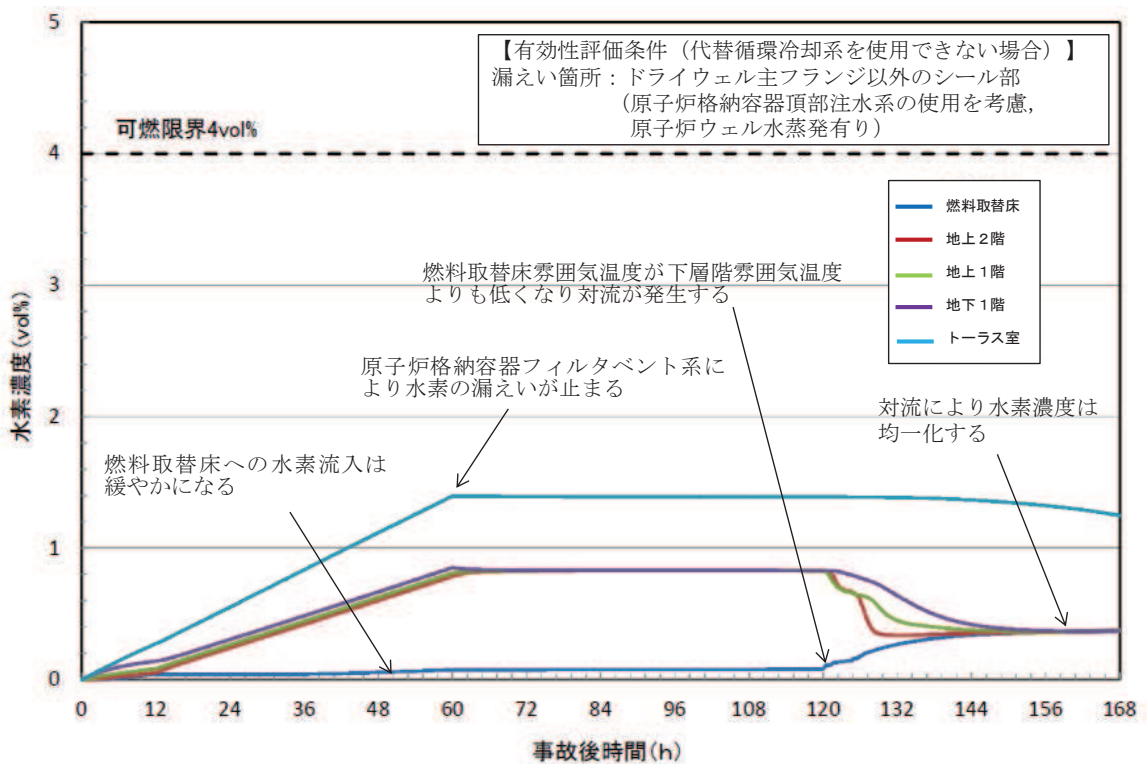


図 5-6 水素濃度の時間変化（原子炉建屋原子炉棟内）（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

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に、耐震性を有したターンバックル付棒鋼のハッチカバー固定装置を設置し、ターンバックルを締付けたうえで固定する設計としている。ハッチカバー固定装置の構造図を図 2 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。

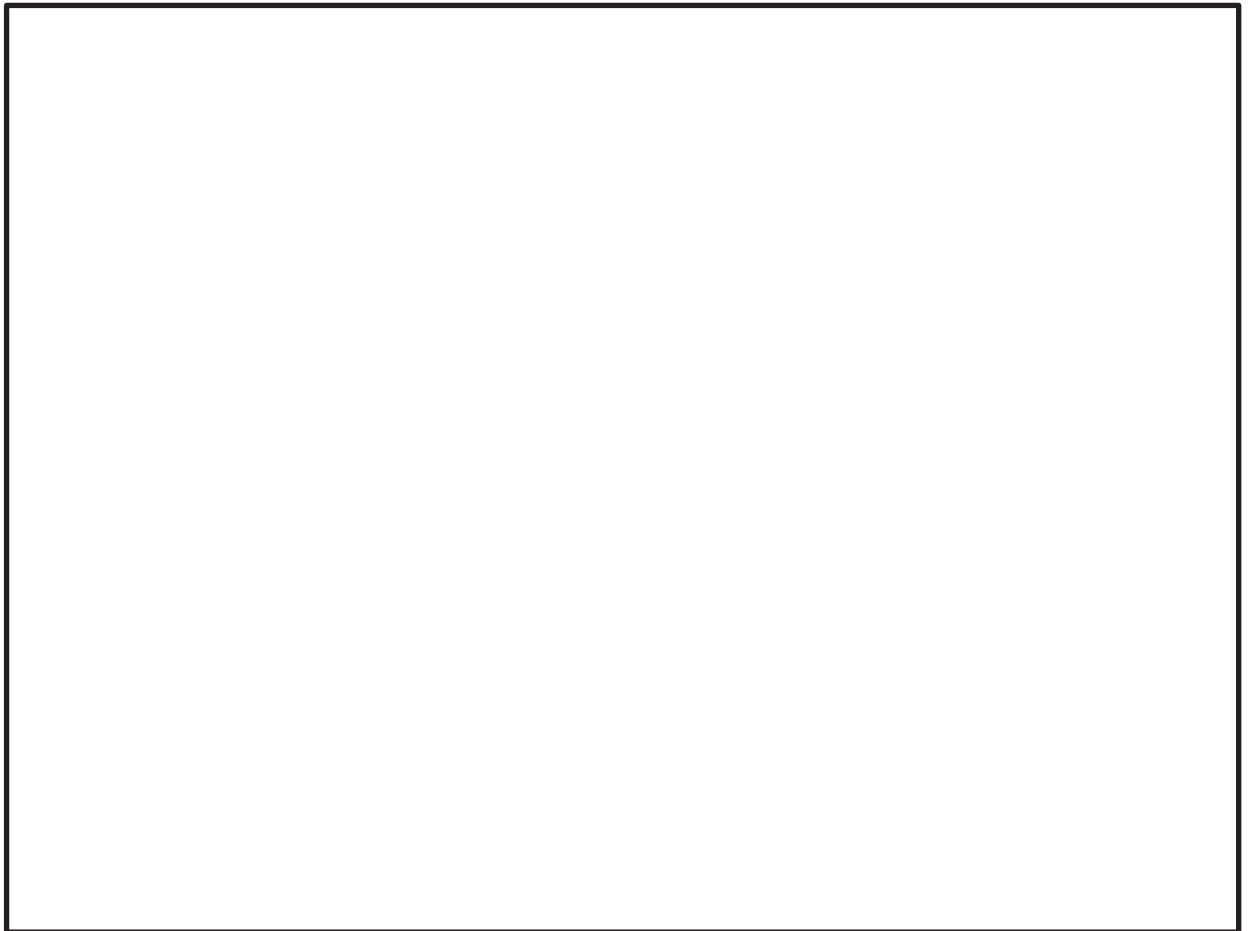


図 1 ハッチカバー構造図

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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

5.1 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、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。

5.1.1 一般事項

5.1.1.1 評価方針

ハッチカバー固定装置の強度評価は、「5.1.3 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、「5.1.2 評価部位」にて設定する箇所において、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、「5.1.3 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「5.1.4 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 5.1.1.1-1 に示す。

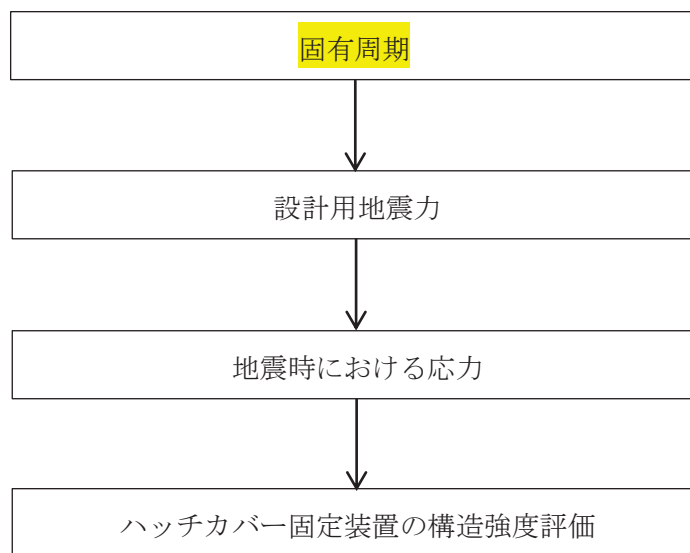


図 5.1.1.1-1 ハッチカバー固定装置の強度評価フロー

5.1.1.2 記号の説明

記号	記号の説明	単位
A_b	吊り金具取付ボルトの断面積	mm^2
A_{ri}	ターンバックル付棒鋼の断面積* ²	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_b	建築基準法及び同施行令に定める値	N/mm^2
F_{ri}	建築基準法及び同施行令に定める値* ²	N/mm^2
f_{tb}	引張応力のみを受ける吊り金具取付ボルトの許容引張応力度	N/mm^2
f_{tri}	ターンバックル付棒鋼の許容引張応力度* ²	N/mm^2
g	重力加速度 (=9.80665)	m/s^2
L_1	ハッチカバーヒンジから開口側ハッチカバー重心までの鉛直方向距離	mm
L_2	ハッチカバーヒンジから壁側ハッチカバー重心までの鉛直方向距離	mm
L_3	ハッチカバーヒンジからハッチカバーアーム重心までの鉛直方向距離	mm
L_4	ハッチカバーヒンジから開口側ハッチカバー重心までの水平方向距離	mm
L_5	ハッチカバーヒンジから壁側ハッチカバー重心までの水平方向距離	mm
L_b	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
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_{bj}	ボルトの本数* ¹	—
n_{ri}	ターンバックル付棒鋼の本数* ²	—
p_{aj}	アンカーボルトに生じる引張力に対する短期許容応力* ¹	N
T_{1i}	ターンバックル付棒鋼 2 本に作用する引張力* ²	N
T_{2i}	ターンバックル付棒鋼 1 本あたりの引張力* ²	N
T_{bj}	ボルト 1 本あたりに作用する最大引張力* ¹	N
W_1	開口側ハッチカバーの質量	kg
W_2	壁側ハッチカバーの質量	kg
W_3	ハッチカバーアームの質量	kg
σ_b	吊り金具取付ボルトに生じる引張応力度	N/mm^2
σ_{ri}	ターンバックル付棒鋼に生じる引張応力度* ²	N/mm^2

注 *1: n_{bj} , p_{aj} 及び T_{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

$j=2$: アンカーボルト①

$j=3$: アンカーボルト②

*2: 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

5.1.2 評価部位

ハッチカバー固定装置の概略構造を図 5.1.2-1 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、アンカーボルト及び吊り金具取付ボルトについて実施する。

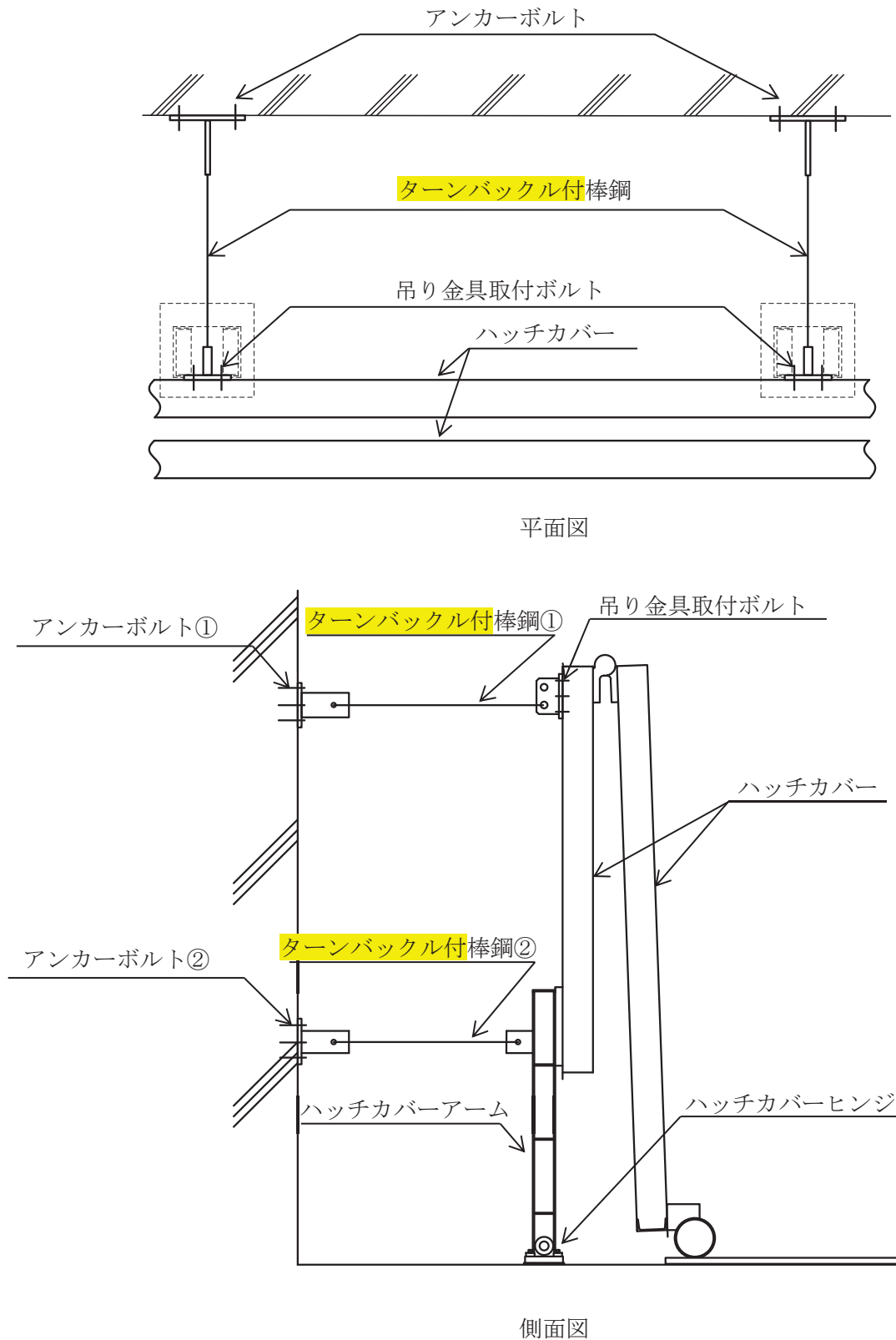


図 5.1.2-1 ハッチカバー固定装置の概略構造図

5.1.3 構造強度評価

5.1.3.1 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。評価に用いるものを表 5.1.3.1-1 に示す。

表 5.1.3.1-1 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

5.1.3.2 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 5.1.3.2-1 のとおりとする。

表 5.1.3.2-1 短期許容応力度（ターンバックル付棒鋼）

引張
$\frac{F_{ri}}{1.5} \cdot 1.5$

(2) 吊り金具取付ボルトの短期許容応力度

吊り金具取付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 5.1.3.2-2 のとおりとする。

表 5.1.3.2-2 短期許容応力度（吊り金具取付ボルト）

引張
$\frac{F_b}{1.5} \cdot 1.5$

(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。アンカーボルトの降伏により決まる許容応力及び定着したコンクリート躯体のコーン状破壊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。

5.1.3.3 固有周期

固有周期は上部のターンバックル付棒鋼の軸剛性が支配的と考えられることから、ターンバックル付棒鋼をばねとする簡易的なばねマスモデルにより、以下のとおり、固有周期を算出した。

ターンバックル付棒鋼の軸剛性Kは、

$$K = \frac{E \times A}{\ell} = \frac{205000 \times \left(\frac{30^2}{4} \times \pi \times 2\right)}{1878} \times 10^3 = 1.543 \times 10^8$$

ここで、K：軸剛性 (N/m)

E：ヤング係数 (N/mm²)

A：ターンバックル付棒鋼の直径 30 mm×2 本の断面積 (mm²)

/ ℓ：壁面から吊り金具取付側のハッチカバー中心までの距離 (mm)

ハッチ部の質量は、5.1.4.2 機器要目に示す質量とし、保守的にW₁+W₂+W₃=4,330 kg とした。

上部ターンバックル付棒鋼の軸剛性K及びハッチカバー並びにハッチカバーアームの質量から、固有周期Tを求めた。

$$T = 2 \times \pi \sqrt{\frac{4330}{1.543 \times 10^8}} = 0.0332$$

ここで、T：固有周期 (s)

上記より、0.033 秒であることから、剛であることを確認した。

5.1.3.4 設計用地震力

評価に用いる設計用地震力を表 5.1.3.4-1 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」により設定する。

表 5.1.3.4-1 設計用地震力

原子炉建屋 0. 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
	2.3	1.5

注記*：基準床レベルを示す。

5.1.3.5 解析モデル

ハッチカバー固定装置の解析モデルを図 5.1.3.5-1 に示す。組合せ係数法により、ハッチカバー固定装置に作用する荷重が最大となる「水平震度×1.0+鉛直震度×0.4」の組合せで解析を行う。解析コードは「KANSAS2」を使用する。

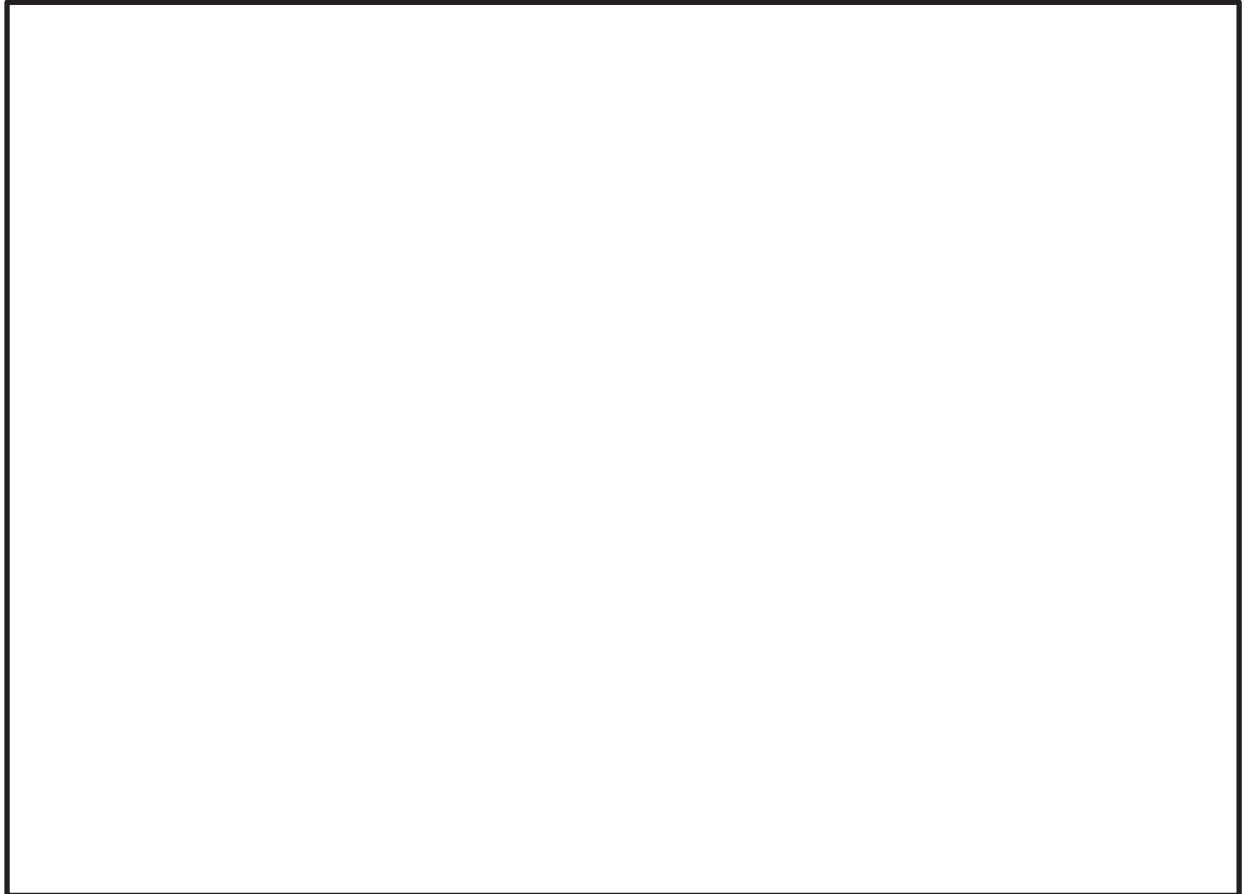


図 5.1.3.5-1 解析モデル図

5.1.3.6 計算方法

(1) ターンバックル付棒鋼①の計算方法

ターンバックル付棒鋼①の応力度は、地震による震度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に作用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本あたりの引張応力 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 J I S B 1082-2009 より、561 (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の応力度は、地震による震度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に作用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本あたりの引張応力 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 J I S B 1082-2009 より、561 (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の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生じる引張力から計算する。計算モデルを図 5.1.3.6-1 に示す。

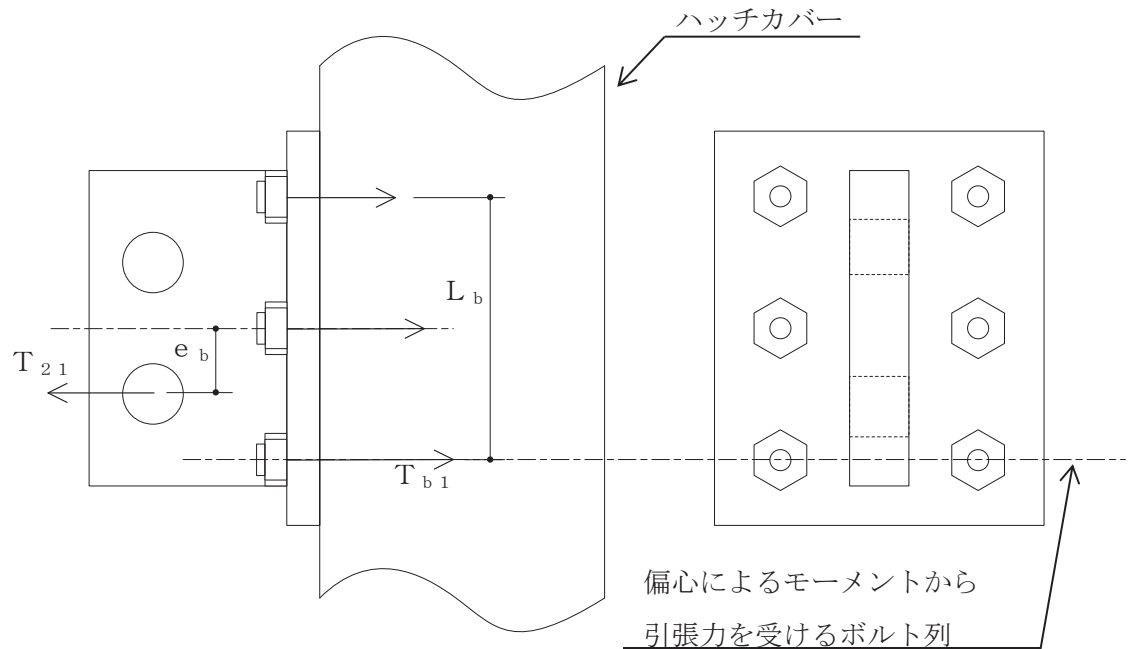


図 5.1.3.6-1 計算モデル

a. 引張応力度

吊り金具取付ボルトに作用する引張力は、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

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

引張応力度

$$\sigma_b = \frac{T_{b1}}{A_b}$$

ここで、断面積 A_b 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の応力として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について計算する。計算モデルを図 5.1.3.6-2 に示す。

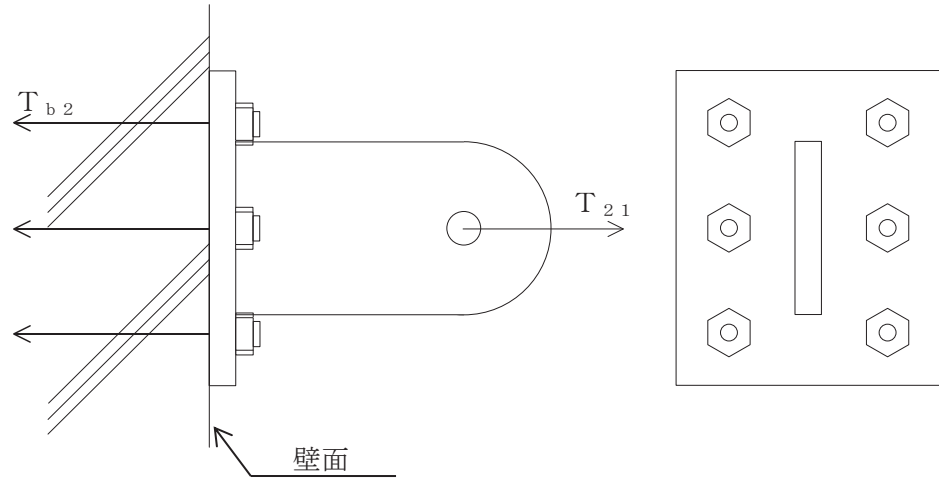


図 5.1.3.6-2 計算モデル

a. 引張力

アンカーボルト①に対する引張力は、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

$$T_{b2} = \frac{T_{21}}{n_{b2}}$$

(5) アンカーボルト②の計算方法

アンカーボルト②の応力として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について計算する。計算モデルを図 5.1.3.6-3 に示す。

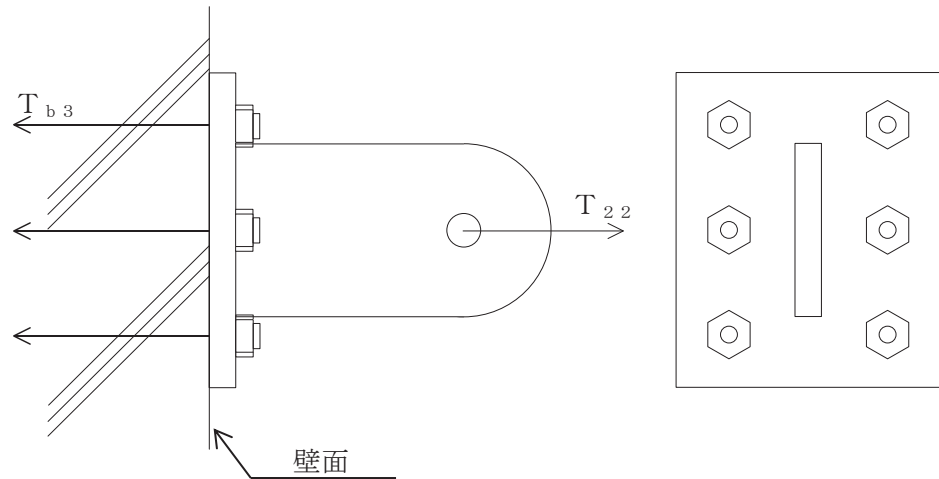


図 5.1.3.6-3 計算モデル

a. 引張力

アンカーボルト②に対する引張力は、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

$$T_{b3} = \frac{T_{22}}{n_{b3}}$$

5.1.3.7 応力評価

(1) ターンバックル付棒鋼の応力評価

5.1.3.6(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) 吊り金具取付ボルトの応力評価

5.1.3.6(3)で求めた吊り金具取付ボルトの引張応力度 σ_b は下表の許容引張応力度 f_{tb} 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_{tb}	$\frac{F_b}{1.5} \cdot 1.5$

(3) アンカーボルトの応力評価

5.1.3.6(4)及び(5)で求めたアンカーボルトの引張力 T_{bj} 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 p_{aj} 以下であること。

5.1.4 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。

5.1.4.1 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
	2.3	1.5

注記*：基準床レベルを示す。

5.1.4.2 機器要目

(1) ハッチカバー固定装置

部材	W_1 (kg)	W_2 (kg)	W_3 (kg)	L_1 (mm)
ハッチカバー 固定装置	2200	2000	130	2008

部材	L_2 (mm)	L_3 (mm)	L_4 (mm)	L_5 (mm)
ハッチカバー 固定装置	2537.5	862.5	657	228

(2) ターンバックル付棒鋼

部材	n_{ri}	A_{ri} (mm^2)	F_{ri} (N/mm^2)
ターンバックル付棒鋼① ($i=1$)	2	561	235
ターンバックル付棒鋼② ($i=2$)	2	561	235

(3) ボルト

部材	n_{bj}	n_{be}	e_b (mm)	L_b (mm)
吊り金具 取付ボルト ($j=1$)	6	2	60	200
アンカー ボルト① ($j=2$)	6	—	—	—
アンカー ボルト② ($j=3$)	6	—	—	—

部材	A_b (mm^2)	F_b (N/mm^2)	P_{aj} (N)
吊り金具 取付ボルト ($j=1$)	245	300	—
アンカー ボルト① ($j=2$)	—	—	22.12×10^3
アンカー ボルト② ($j=3$)	—	—	22.12×10^3

5.1.4.3 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_{2i}
	基準地震動 S_s
ターンバックル付棒鋼① ($i=1$)	28.87×10^3
ターンバックル付棒鋼② ($i=2$)	13.06×10^3

(2) ボルトに作用する力

(単位：N)

部材	T_{bj}
	基準地震動 S_s
吊り金具 取付ボルト ($j=1$)	9.14×10^3
アンカー ボルト① ($j=2$)	4.81×10^3
アンカー ボルト② ($j=3$)	2.18×10^3

5.1.4.4 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	短期許容応力度
ターンバックル付棒鋼① (i=1)	SNR400B	引張	$\sigma_{r1}=52$	$f_{tr1}=235$
ターンバックル付棒鋼② (i=2)	SNR400B	引張	$\sigma_{r2}=24$	$f_{tr2}=235$

すべて許容応力度以下である。

(2) 吊り金具取付ボルトの応力度

(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	短期許容応力度
吊り金具 取付ボルト (j=1)	5.8	引張	$\sigma_b=38$	$f_{tb}=300$

許容応力度以下である。

(3) アンカーボルトの応力

(単位：N)

部材	材料	応力	基準地震動 S _s	
			算出応力	短期許容応力
アンカー ボルト① (j=2)	SS400	引張	$T_{b2}=4.81 \times 10^3$	$p_{a2}=22.12 \times 10^3$
アンカー ボルト② (j=3)	SS400	引張	$T_{b3}=2.18 \times 10^3$	$p_{a3}=22.12 \times 10^3$

すべて許容応力度以下である。

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。

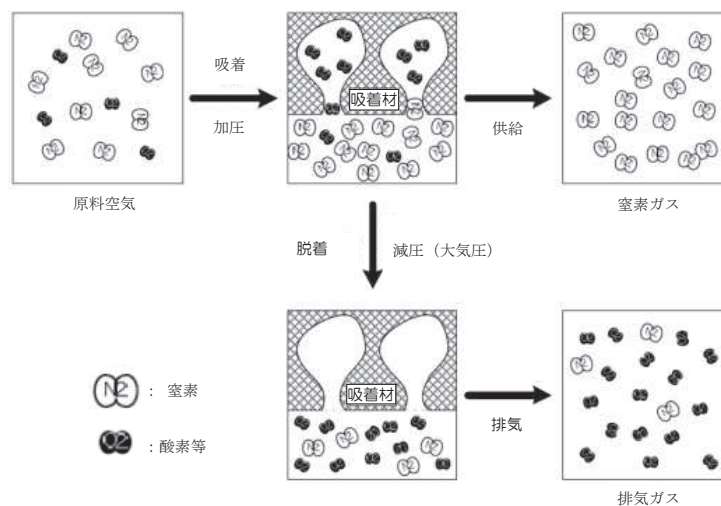


図 2-1 圧力変動吸着方式による窒素供給原理

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、ドライウェルにおいて約 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、事象発生約 11 時間後から約 24 時間後までの間、ドライウェ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い。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。

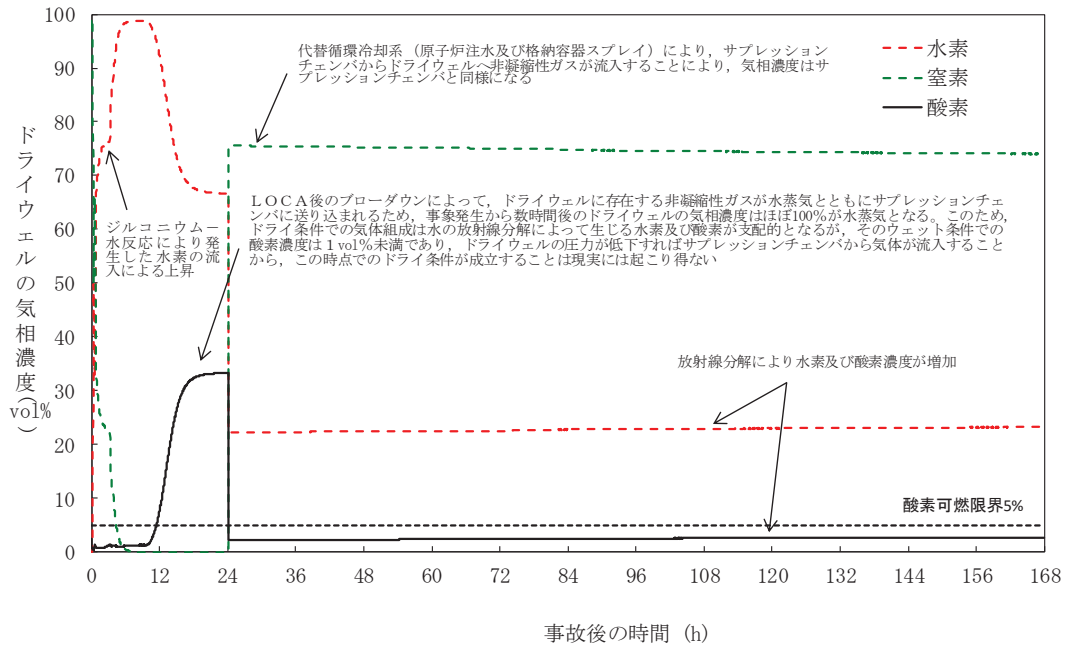


図 3-1 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」におけるドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

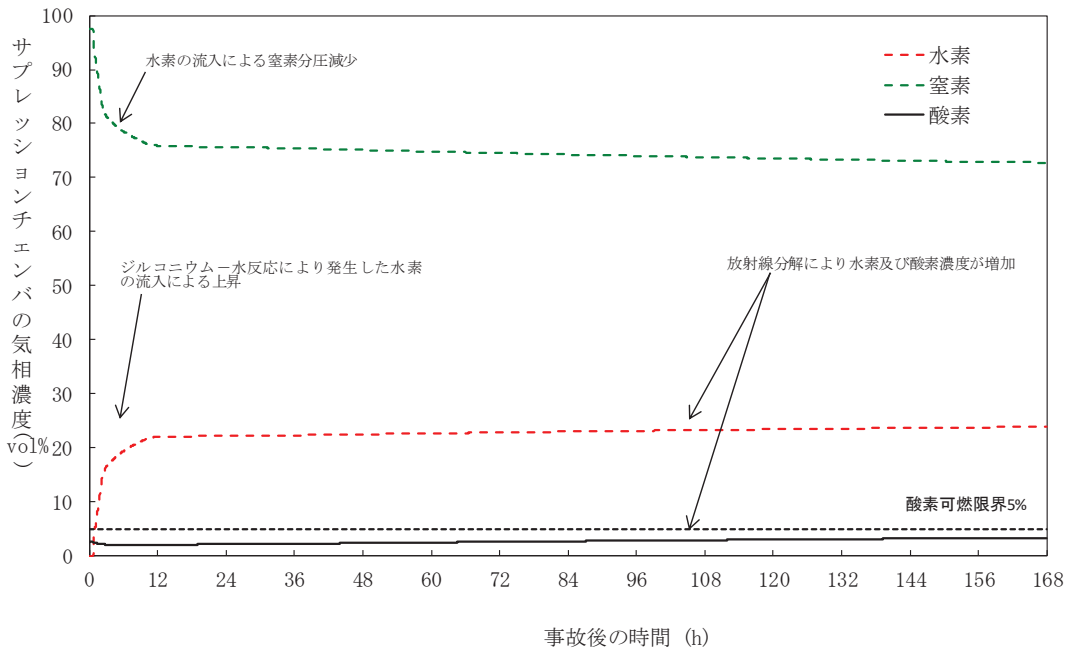


図 3-2 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」におけるサブプレッションチェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

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。

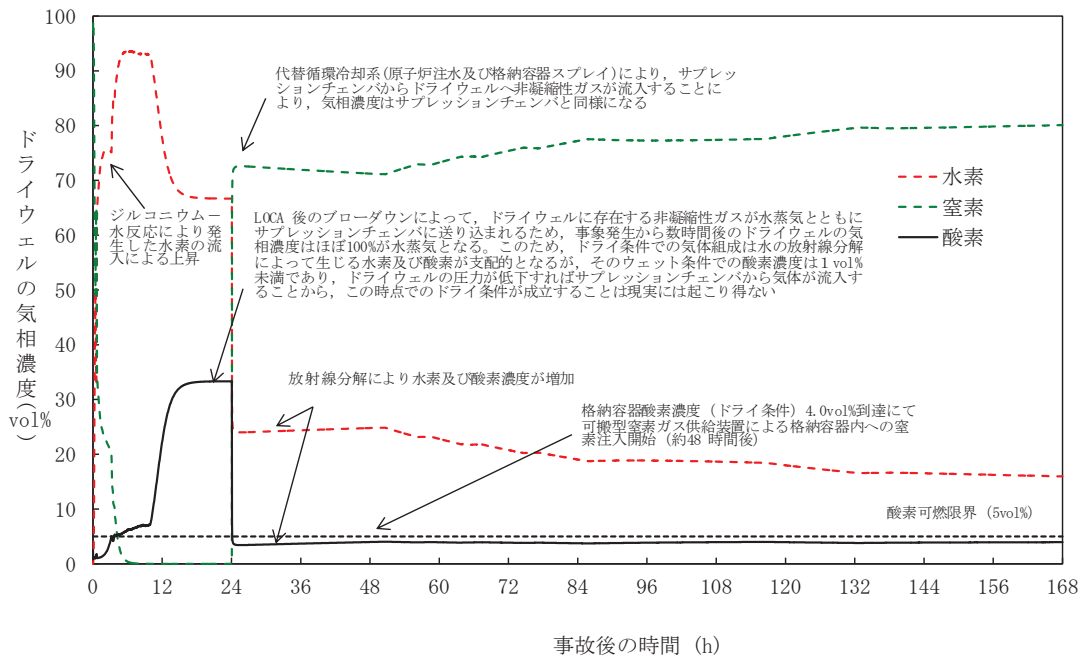


図 4-1 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用している G 値を採用した場合のドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

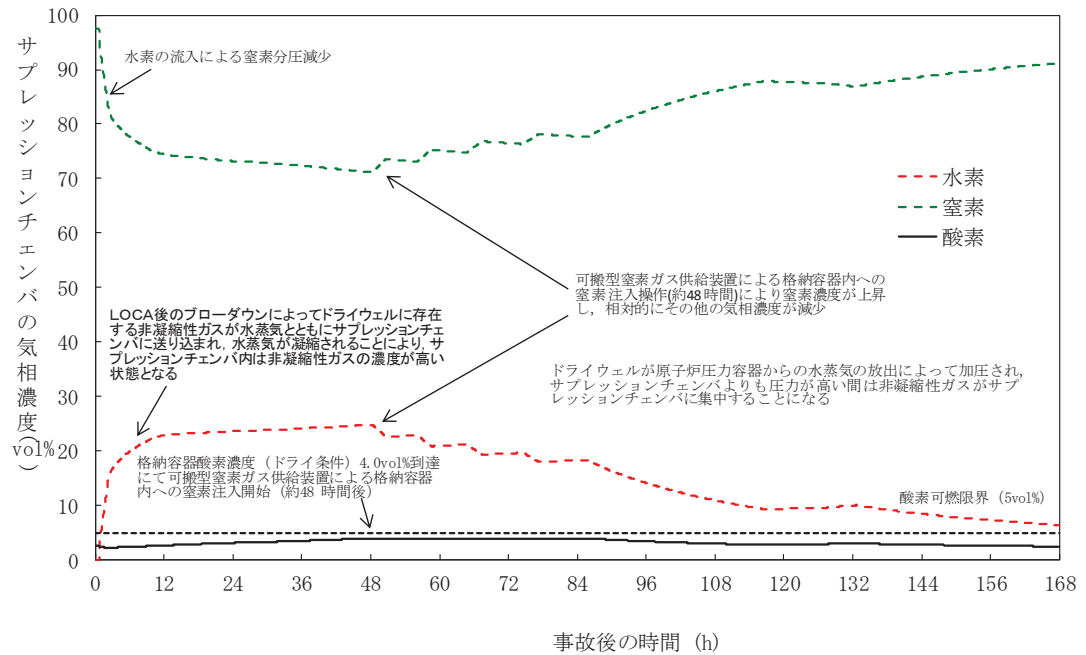


図 4-2 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用している G 値を採用した場合のサブプレッションチェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

「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。

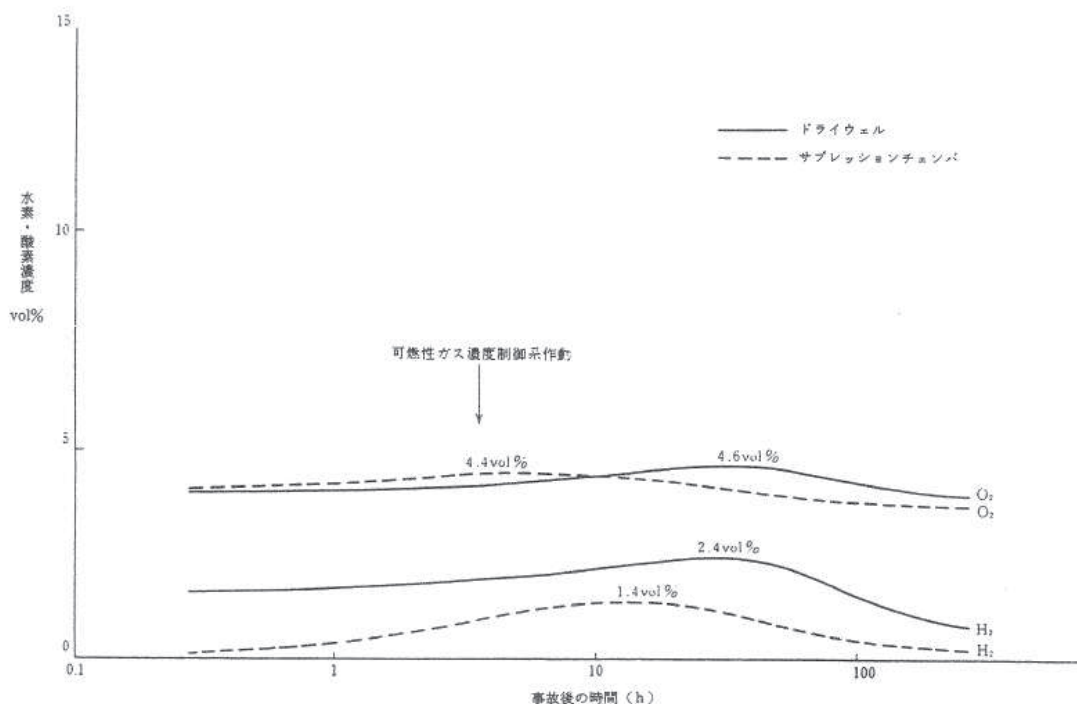
- f. 放射線分解により発生する水素ガス及び酸素ガスの発生割合（G 値）は、それぞれ 0.5 分子/100eV, 0.25 分子/100eV とする。
- g. ドライウエルから加熱式再結合器への吸込み流量は 255Nm³/h/系統とする。
加熱式再結合器で処理されたガスは、すべてサブプレッションチェンバに戻るものとする。
なお、再結合器は、事故後 3.5 時間で作動するものとする。
- h. 加熱式再結合器の水素ガス及び酸素ガスの再結合効率を 95%とする。
- i. 可燃性ガス濃度制御系に単一故障を仮定する。

(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。

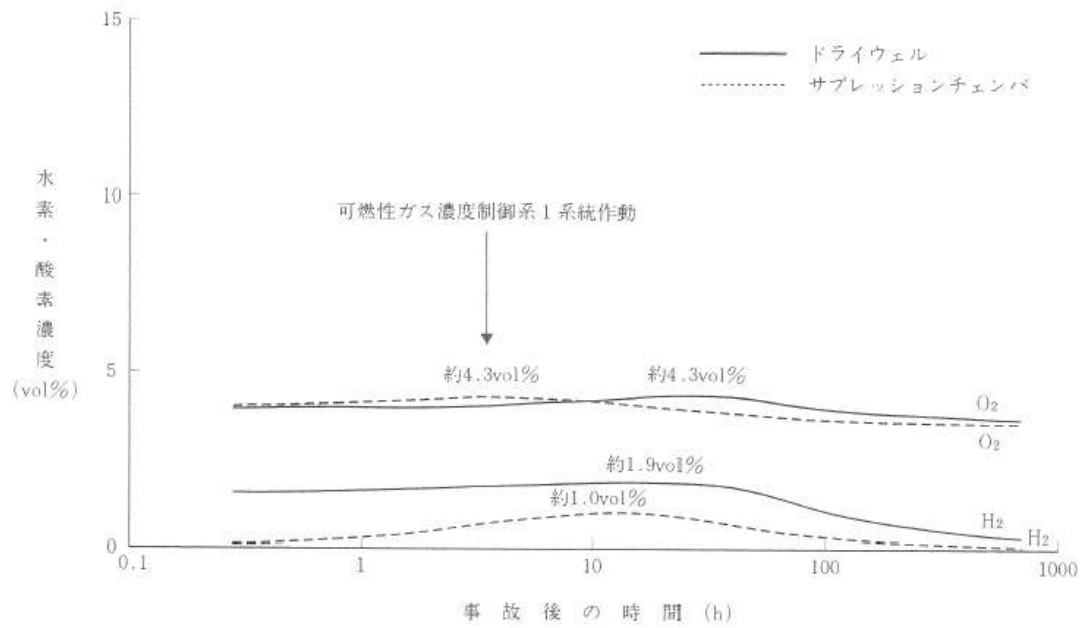
事故後の水素及び酸素濃度の時間変化を第 3.5.2-1 図に示す。この図から分かるとおり，格納容器内の可燃性ガス濃度は，最大でも，事故後約 20 時間でドライウエルの水素濃度が約 1.9vol%，約 27 時間でドライウエルの酸素濃度が約 4.3vol%に達するが，可燃限界である水素 4vol%及び酸素 5vol%より低い。

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