

本資料のうち、枠囲みの内容は、
営業秘密又は防護上の観点から
公開できません。

東海第二発電所 工事計画審査資料	
資料番号	工認-139 改 32
提出年月日	平成 30 年 8 月 28 日

V-1-8-1 原子炉格納施設的设计条件に関する説明書

目 次

1. 概要	1
2. 基本方針	2
3. 原子炉格納施設の設計条件	5
3.1 設計基準事故時における設計条件	5
3.1.1 最高使用圧力及び最高使用温度	5
3.1.2 漏えい率に対する設計条件	6
3.1.3 最低使用温度	6
3.1.4 使用材料	6
3.1.5 耐圧試験圧力	8
3.1.6 開口部	8
3.1.7 配管貫通部	8
3.1.8 電気配線貫通部	8
3.1.9 原子炉格納容器隔離弁	9
3.1.10 原子炉格納容器体積	20
3.1.11 原子炉格納容器安全設備	20
3.1.12 許容外圧	20
3.1.13 圧力抑制効果を得るために必要な構造及び寸法	20
3.1.14 ダイヤフラム・フロアの設計差圧及び設計温度差	22
3.1.15 真空破壊装置	22
3.1.16 原子炉建屋原子炉棟	23
3.1.17 可燃性ガス濃度制御設備	23
3.1.18 放射性物質濃度制御設備	23
3.1.19 原子炉格納容器調気設備	23
3.1.20 原子炉冷却材喪失時の荷重	24
3.1.21 逃がし安全弁作動時の荷重	31
3.1.22 荷重の組合せ	33
3.2 重大事故等時における設計条件	35
3.2.1 重大事故等時の評価温度，評価圧力	35
3.2.2 重大事故等時における原子炉格納容器の熱の輸送機能	39
3.2.3 重大事故等時における原子炉格納容器冷却機能	40
3.2.4 重大事故等時における原子炉格納容器の過圧破損防止機能	41
3.2.5 重大事故等時における原子炉格納容器下部の熔融炉心冷却機能	42
3.2.6 重大事故等時における水素爆発による原子炉格納容器の破損防止機能	45
3.2.7 重大事故等時における水素爆発による原子炉建屋等の損傷防止機能	45

3.2.8	原子炉格納容器外面への放水設備等	46
3.2.9	重大事故等時の動荷重	47
3.2.10	荷重の組合せ	48
4.	重大事故等時における原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能評価及びその他影響確認	50
4.1	重大事故等時における原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能評価	50
4.1.1	評価方針	50
4.1.2	評価対象部位及び評価対象部位における機能喪失要因	50
4.1.3	評価方法	53
4.1.4	評価結果	57
4.2	その他原子炉格納容器評価温度，圧力に対する影響確認	65
4.2.1	確認内容	65
4.2.2	確認結果	65
別添1	原子炉格納容器の重大事故等時の閉じ込め機能健全性について	
別添2	コリウムシールド及びペDESTAL排水系の設計	
別添3	格納容器圧力逃がし装置の設計	

1. 概要

本資料は、「実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則(以下「技術基準規則」という。)」第44条及びその「実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則の解釈(以下「解釈」という。)」の要求に対する原子炉格納施設の設計基準事故時の設計条件について記載したものであり、最高使用圧力、最高使用温度、設計漏えい率、最低使用温度、使用材料(原子炉格納容器本体の脆性破壊防止含む)、耐圧試験圧力、開口部、配管貫通部、電気配線貫通部、原子炉格納容器隔離弁、原子炉格納容器体積、原子炉格納容器安全設備、許容外圧、圧力抑制効果を得るために必要な構造及び寸法、ダイヤフラム・フロアの設計差圧及び設計温度差、真空破壊装置、原子炉建屋原子炉棟、可燃性ガス濃度制御設備、放射性物質濃度制御設備、原子炉格納容器調気設備、原子炉冷却材喪失時の荷重、逃がし安全弁作動時の荷重について説明する資料である。

また、技術基準規則第63、64、65、66、67、68、70及び71条並びにそれらの解釈の要求に対する重大事故等対処設備として原子炉格納施設の破損防止に係る機能についても説明するとともに、重大事故等時における原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能評価についても説明する。

2. 基本方針

原子炉格納施設は、原子炉冷却系統に係る発電用原子炉施設の損壊又は故障の際に漏えいする放射性物質が公衆に放射線障害を及ぼすおそれがない設計とする。

設計基準事故時における設計条件は以下のとおりとする。

原子炉格納容器は、設計基準事故時において原子炉冷却材配管の最も苛酷な破断を想定し、これにより放出される原子炉冷却材のエネルギーによる原子炉冷却材喪失時の最大の圧力及び最高の温度に耐える設計とする。また、原子炉冷却材喪失時及び逃がし安全弁作動時において、原子炉格納容器に生じる動荷重に耐える設計とする。

原子炉格納容器の開口部である機器搬入口ハッチ、所員用エアロック及び配管貫通部等を含めて原子炉格納容器の漏えい率を許容値以下に保ち、原子炉冷却材喪失時及び逃がし安全弁作動時において想定される原子炉格納容器内の圧力、温度、放射線等の環境条件の下でも原子炉格納容器バウンダリの健全性を保つように設計するとともに、漏えい試験ができる設計とする。

原子炉格納容器は、通常運転時、運転時の異常な過渡変化時及び設計基準事故時において、原子炉格納容器バウンダリの脆性破壊及び破断を防止する設計とする。

原子炉格納容器を貫通する各施設の配管系に設ける原子炉格納容器隔離弁は、安全保護装置からの信号により、自動的に閉鎖する動力駆動弁、チェーンロックが可能な手動弁、キーロックが可能な遠隔操作弁又は隔離機能を有する逆止弁とし、原子炉格納容器の隔離機能の確保が可能な設計とする。

原子炉冷却系統に係る発電用原子炉施設の損壊又は故障の際に生じる原子炉格納容器内の圧力及び温度の上昇により原子炉格納容器の安全性を損なうことを防止するとともに、原子炉格納容器内から漏えいする放射性物質の濃度を低減する設備として残留熱除去系（格納容器スプレイ冷却系）を設置する設計とする。また、原子炉冷却系統に係る発電用原子炉施設の損壊又は故障の際に生じる水素及び酸素により原子炉格納容器の安全性を損なうことを防止するため、可燃性ガス濃度制御系及び不活性ガス系を設置する設計とする。なお、原子炉冷却材喪失事故後、ドライウエル内蒸気の凝縮が進み、ドライウエル圧力がサプレッション・チェンバ圧力より下がった場合に、サプレッション・チェンバのプール水がドライウエルに逆流、あるいはドライウエルの破損を防止するため、真空破壊装置を設置する設計とする。

また、運転時の異常な過渡変化時及び設計基準事故時において、原子炉建屋原子炉棟から直接大気に放射性物質が漏えいしないように、非常用ガス再循環系及び非常用ガス処理系を設置する設計とする。

また、重大事故等時における設計条件は以下のとおりとする。

原子炉格納容器は、重大事故等時の条件下においても放射性物質の閉じ込め機能を有する設計とする。

重大事故等時の原子炉格納容器内の熱を輸送するために用いる格納容器圧力逃がし装置は、フィルタ装置により放射性物質を低減させた後に原子炉建屋原子炉棟屋上に設ける放出口から放出することで、排気中に含まれる放射性物質の環境への放出量を抑制しつつ、原子炉格納容器内に蓄積した熱を最終的な熱の逃がし場である大気へ輸送できる設計とする。また、耐圧強化ベント

系は、格納容器内雰囲気ガスを非常用ガス処理系排気筒を通して原子炉建屋外に放出することで、原子炉格納容器内に蓄積した熱を最終的な熱の逃がし場である大気へ輸送できる設計とする。なお、窒素ガス代替注入系は、可燃性ガスによる爆発及び原子炉格納容器の負圧破損を防止するために、窒素供給装置を用いて原子炉格納容器内に不活性ガス（窒素）の供給が可能な設計とする。

重大事故等時の原子炉格納容器内の冷却のために用いる代替格納容器スプレイ冷却系（常設）及び代替格納容器スプレイ冷却系（可搬型）は、常設低圧代替注水系ポンプ、可搬型代替注水大型ポンプ及び可搬型代替注水中型ポンプによりドライウエル内にスプレイすることで、原子炉格納容器内の圧力及び温度並びに放射性物質の濃度を低下させることができる設計とする。また、残留熱除去系（格納容器スプレイ冷却系）及び残留熱除去系（サブプレッション・プール冷却系）は、常設代替交流電源設備からの給電により機能を復旧し、残留熱除去系ポンプによりサブプレッション・チェンバのプール水をドライウエル内及びサブプレッション・チェンバ内にスプレイ並びに残留熱除去系ポンプ及び熱交換器によりサブプレッション・チェンバのプール水を冷却することで原子炉格納容器を冷却できる設計とする。

重大事故等時の原子炉格納容器の過圧破損防止のために用いる代替循環冷却系は、代替循環冷却系ポンプにより、サブプレッション・チェンバのプール水を残留熱除去系熱交換器にて冷却し、原子炉格納容器内へスプレイするとともに、原子炉注水及びサブプレッション・チェンバのプール水の除熱を行うことで、原子炉格納容器バウンダリを維持しながら原子炉格納容器内の圧力及び温度を低下できる設計とする。また、格納容器圧力逃がし装置は、フィルタ装置により放射性物質を低減させた後に原子炉建屋原子炉棟屋上に設ける放出口から排出することで、排気中に含まれる放射性物質の環境への放出量を低減しつつ、原子炉格納容器内の圧力及び温度を低下できる設計とする。なお、窒素ガス代替注入系は、可燃性ガスによる爆発及び原子炉格納容器の負圧破損を防止するために、窒素供給装置を用いて原子炉格納容器内に不活性ガス（窒素）の供給が可能な設計とする。

重大事故等時の原子炉格納容器下部の溶融炉心冷却のために用いる格納容器下部注水系（常設）、格納容器下部注水系（可搬型）及びペDESTAL排水系は、常設低圧代替注水系ポンプ、可搬型代替注水大型ポンプ及び可搬型代替注水中型ポンプにより、ペDESTAL（ドライウエル部）へ注水し、溶融炉心が落下するまでにペDESTAL（ドライウエル部）にあらかじめ十分な水位を確保するとともに、落下した溶融炉心を冷却できる設計とする。また、溶融炉心が原子炉圧力容器からペDESTAL（ドライウエル部）へ落下する場合に、溶融炉心とペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートの相互作用による侵食及び溶融炉心からペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートへの熱影響を抑制するため、ペDESTAL（ドライウエル部）にコリウムシールドを設ける。

溶融炉心のペDESTAL（ドライウエル部）の床面への落下を遅延・防止するために用いる低圧代替注水系（常設）、低圧代替注水系（可搬型）、高圧代替注水系、代替循環冷却系及びほう酸水注入系は、低圧代替注水系（常設）、低圧代替注水系（可搬型）、代替循環冷却系及び高圧代替注水系のいずれかと並行してほう酸水注入系による原子炉圧力容器への注水を行うことで溶融炉心を冷却できる設計とする。

重大事故等時の原子炉格納容器内における水素爆発による破損防止のために用いる可搬型窒素供給装置は、原子炉格納容器内を不活性化するため、原子炉格納容器内に窒素を供給することで、

ジルコニウム-水反応及び水の放射線分解等により原子炉格納容器内に発生する水素及び酸素の濃度を可燃限界未満にできる設計とする。また、格納容器圧力逃がし装置は、フィルタ装置により放射性物質を低減させた後に原子炉建屋原子炉棟屋上に設ける放出口から排出することで、排気中に含まれる放射性物質の環境への排出を低減しつつ、ジルコニウム-水反応及び水の放射線分解等により発生する原子炉格納容器内の水素及び酸素を大気に排出できる設計とし、排気中に含まれる可燃性ガスによる爆発を防ぐため、系統内を不活性ガス（窒素）で置換した状態で待機させ、ベント開始後においても不活性ガスで置換できる設計とし、排出経路に可燃性ガスが蓄積する可能性のある箇所にはベントラインを設け、可燃性ガスを排出できる設計とすることで、系統内で水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に達することを防止できる設計とする。なお、窒素ガス代替注入系は、可燃性ガスによる爆発及び原子炉格納容器の負圧破損を防止するために、窒素供給装置を用いて原子炉格納容器内に不活性ガス（窒素）の供給が可能な設計とする。

原子炉建屋等の水素爆発による損傷を防止するために用いる原子炉建屋ガス処理系は、非常用ガス処理系排風機及び非常用ガス再循環系排風機により原子炉格納容器から原子炉建屋原子炉棟内に漏えいする水素等を含む気体を吸引し、非常用ガス処理系フィルタトレイン及び非常用ガス再循環系フィルタトレインにて放射性物質を低減して主排気筒に隣接する非常用ガス処理系排気筒から排出することで、原子炉建屋原子炉棟内に水素が滞留せず、水素爆発による原子炉建屋原子炉棟の損傷の防止が可能な設計とする。また、静的触媒式水素再結合器は、原子炉格納容器から原子炉建屋原子炉棟内に漏えいした水素と酸素を触媒反応によって再結合させることで、原子炉建屋原子炉棟内の水素濃度の上昇を抑制し、原子炉建屋原子炉棟の水素爆発を防止できる設計とする。

炉心の著しい損傷及び原子炉格納容器の破損に至った場合において、発電所外への放射性物質の拡散を抑制するために用いる原子炉建屋放水設備は、可搬型代替注水大型ポンプにより海水を取水し、放水砲から原子炉建屋へ放水することで発電所外への放射性物質の拡散を抑制する設計とし、原子炉建屋周辺における航空機衝突による航空機燃料火災に対応するため、可搬型代替注水大型ポンプにより泡混合器を通して、海水を泡消火薬剤と混合しながらホースを經由して放水砲から原子炉建屋周辺へ放水できる設計とする。また、海洋拡散抑制設備は、汚濁防止膜（可搬型）を汚染水が発電所から海洋に流出する雨水排水路集水柵及び放水路に設置することで発電所外への放射性物質の拡散を抑制する設計とする。

原子炉格納容器は、想定される重大事故等時において、設計基準対象施設としての最高使用圧力及び最高使用温度を超える可能性があるが、設計基準対象施設としての最高使用圧力の2倍の圧力及び200℃の温度で閉じ込め機能を損なわない設計とする。

3. 原子炉格納施設の設計条件

原子炉格納施設の設計条件としては設計基準事故時における設計条件と、重大事故等時における設計条件に分類し、項目ごとに説明する。

3.1 設計基準事故時における設計条件

原子炉格納容器の設計基準事故時の設計条件として、施設時に適用した「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準」（昭和45年通商産業省令 告示第501号，以下「告示第501号」という。）に基づき最高使用圧力（設計圧力），最高使用温度（設計温度），最低使用温度等を設定し，原子炉格納容器の強度評価等も含めた設計条件として使用する。以下に設計条件として使用する項目について示す。

3.1.1 最高使用圧力及び最高使用温度

原子炉格納容器は原子炉冷却材喪失事故直後の圧力上昇に耐えうるものでなくてはならないため，解析から得られる原子炉格納容器の最高内圧及び最高温度を上回るように設定する。

解析の際の初期条件は，表3-1に示す通常運転中の圧力及び温度である。

表3-1 解析に用いた初期条件

	ドライウエル	サプレッション・チェンバ
圧 力	□ kPa [gage]	□ kPa [gage]
温 度	□ °C	□ °C

解析結果による最高圧力及び最高温度は表3-2に示す値となる。

また，解析結果による圧力変化及び温度変化を図3-1，図3-2に示す。

表3-2 解析結果による最高圧力及び最高温度*1

	ドライウエル	サプレッション・チェンバ
圧 力	□ kPa	□ kPa
温 度	□ °C	□ °C

注記 *1：記載内容は，昭和48年10月22日付け48公第8316号にて認可された工事計画の添付書類「Ⅲ-1-1 原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」による。

上記の解析結果に余裕をもたせて最高使用圧力及び最高使用温度を表3-3に示す値とする。

表3-3 最高使用圧力及び最高使用温度

	ドライウエル	サプレッション・チェンバ
圧 力	310 kPa	310 kPa
温 度	171 °C	104.5 °C

3.1.2 漏えい率に対する設計条件

設計基準対象施設として使用する原子炉格納容器の設計漏えい率は、安全評価解析（原子炉設置変更許可申請書添付書類十）の環境への放射性物質の異常な放出において、判断基準（実効線量 5 mSv 以下）を満足することが確認されている設計漏えい率 0.5 %/d 以下（常温，空気，最高使用圧力の 0.9 倍において）とする*1。

注記 *1：「平成26年5月20日付け「総室発第31号」（平成29年11月8日付け「総室発第60号」，平成30年5月31日付け「総室発第18号」及び平成30年6月21日付け「総室発第24号」で一部補正）」をもって申請した「東海第二発電所発電用原子炉設置変更許可申請書」添付書類十 3.事故解析 3.4.4原子炉冷却材喪失 における解析条件

3.1.3 最低使用温度

告示第501号で規定されている原子炉格納容器バウンダリの最低使用温度を表 3-4 に示す。

表3-4 原子炉格納容器の最低使用温度

	ドライウエル	サプレッション・チェンバ
最低使用温度	0 °C	0 °C

ドライウエル，サプレッション・チェンバとも同じ値である。この最低使用温度は耐圧漏えい試験時を考慮して決めたものであり，建設時を除けば，原子炉建屋内にあるため，常用換気系により 10 °C 以上に保たれる。

3.1.4 使用材料

原子炉格納容器バウンダリに使用するフェライト系材料は原子炉格納容器の最低使用温度に対して脆性破壊を防止するため，告示第501号の規定により衝撃試験又は落重試験を行い，これに合格したものを使用する。

原子炉格納容器本体の脆性破壊防止に関する確認事項を以下に示す。

(1) 原子炉格納容器本体の脆性破壊防止

a. 概要

原子炉格納容器本体は，施設時に適用された「告示第501号」及び「電気工作物の溶接に関する技術基準を定める省令」（昭和45年通商産業省令第81号）（以下「省令第81号」という。）に基づき，材料，設計及び製作において，次の試験を実施し，脆性破壊に対し十分安全であることを確認されたものを使用する。

- (a) 原子炉格納容器本体の材料は，告示第501号第20条第3項に規定する衝撃試験を行い，同条第4項に規定する合格基準に示す合格基準に適合するものを使用する。
- (b) 原子炉格納容器本体の溶接部は，省令第81号第37条第4項に規定する試験板について第40条の規定に基づき，衝撃試験を行い，同条に規定する合格基準に適合することを確認されたものを使用する。

b. 脆性破壊防止のための確認事項実施要領

(a) 原子炉格納容器本体の材料に関する確認

本体材料に関する衝撃試験の実施要領は次のとおりである。

イ 対象材料

第二種容器（外径が 115 mm 以下の管，フランジおよび管継手を除く。）に使用する材料のうち，オーステナイト系ステンレス鋼および非鉄金属以外のものであって厚さが 13 mm（細粒化処理を行ない，かつ，焼ならしを行ったものにあつては，16 mm）以上のものに限る。

ロ 材料

原子炉格納容器本体において，該当する材料はSGV49相当である。

ハ 試験温度

試験温度は， $-17\text{ }^{\circ}\text{C}$ とする。これは最低使用温度（ $0\text{ }^{\circ}\text{C}$ ）より $17\text{ }^{\circ}\text{C}$ 低い温度である。

ニ 試験片

試験片は，3個採取する。

ホ 合格基準

試験片の吸収エネルギーが次の表の値以上であるものを合格とする。

吸収エネルギー	
3 個の平均	最小値
J (kg・m)	J (kg・m)
27 (2.8)	21 (2.1)

(b) 原子炉格納容器本体の溶接部に関する確認

本体の溶接に関する衝撃試験の実施要領は次のとおりである。

イ 対象溶接部

第二種容器の突合せ溶接による溶接部のうち，材料がオーステナイト系ステンレス鋼および非鉄金属以外のものであって，板の厚さが 13 mm（細粒化処理および焼ならしを行ったものにあつては，16 mm）以上であり，かつ，管にあつては，外径が 115 mm 以上のものに限る。

ロ 母材の材料

原子炉格納容器本体において，該当する溶接部の母材はSGV49相当である。

ハ 試験温度

試験温度は， $-17\text{ }^{\circ}\text{C}$ とする。これは最低使用温度（ $0\text{ }^{\circ}\text{C}$ ）より $17\text{ }^{\circ}\text{C}$ 低い温度である。

ニ 試験片

試験片は溶接金属部及び熱影響部から，それぞれ3個採取する。

ホ 合格基準

試験片の吸収エネルギーが次の表の値以上であるものを合格とする。

なお，再試験は省令第 8 1 号第 42 条の規定による。

吸収エネルギー	
3 個の平均	最小値
J (kg・m)	J (kg・m)
27 (2.8)	21 (2.1)

3.1.5 耐圧試験圧力

原子炉格納容器の耐圧試験圧力は、施設時に適用された告示第501号第74条に基づき、設計圧力279 kPa (2.85 kg/cm²) の1.25倍である349 kPa (3.56 kg/cm²) で気圧試験を行い原子炉格納容器の健全性を確認する。

以上より、原子炉格納容器の耐圧試験圧力 349 kPa (3.56 kg/cm²) とする。

3.1.6 開口部

開口部となるドライウェルヘッドフランジ、機器搬入口ハッチ、サブプレッション・チェンバアクセスハッチ（以下「ハッチ類」という。）及び所員用エアロックは十分な気密性を保つ設計とし、想定される漏えい量その他の漏えい試験に影響を与える環境条件として、判定基準に適切な余裕係数を見込み、日本電気協会「原子炉格納容器の漏えい率試験規程」（J E A C 4 2 0 3）に定める漏えい試験のうちB種試験ができる設計とする。

所員用エアロックは、扉の開閉状態を管理するため、所員用エアロックの扉が開いた場合には中央制御室に警報を発信する。また、所員用エアロックの扉は、両方の扉が同時に開かないようにインターロックを設ける設計とする。

ハッチ類は、原子炉格納容器の貫通部にフランジ付の胴板が溶接固定されており、ハッチ類の外周側から蓋フランジをガスケットとボルトで固定し、気密性を保つ設計とする。

3.1.7 配管貫通部

原子炉格納容器配管貫通部は、原子炉冷却材喪失時において想定される原子炉格納容器内の圧力を考慮した最高使用圧力、温度を考慮した最高使用温度、湿度、放射線等の環境条件の下でも機能を発揮できる設計とする。

3.1.8 電気配線貫通部

電気配線貫通部は、原子炉冷却喪失時において想定される原子炉格納容器内の圧力を考慮した最高使用圧力、温度を考慮した最高使用温度、湿度、放射線等の環境条件の下でも機能を発揮できるよう、それらの試験条件を考慮した試験により健全性が確認されたものを使用する設計とする。

3.1.9 原子炉格納容器隔離弁

原子炉格納容器隔離弁（以下「隔離弁」という。）は、施設時に適用された「発電用原子力設備に関する技術基準を定める省令」（昭和40年通商産業省令第62号，以下「省令第62号」という。）第32条第3項に基づくとともに以下に示す設計方針及び設計仕様に基づき設置する。

(1) 設計方針

原子炉格納容器を貫通する各施設の配管系に設ける隔離弁は、安全保護装置からの信号により、自動的に閉鎖する動力駆動弁，チェーンロックが可能な手動弁，キーロックが可能な遠隔操作弁又は隔離機能を有する逆止弁とし、原子炉格納容器の隔離機能の確保が可能な設計とする。

原子炉冷却材圧力バウンダリに連絡するか，又は原子炉格納容器内に開口し，原子炉格納容器を貫通している各配管は，原子炉冷却材喪失事故時に必要とする配管及び計測制御系統施設に関連する小口径配管を除いて，原則として原子炉格納容器の内側に1個，外側に1個の自動隔離弁を原子炉格納容器に近接した箇所に設ける設計とする。

ただし，原子炉冷却系統に係る発電用原子炉施設内及び原子炉格納容器内に開口部がなく，かつ，原子炉冷却系統に係る発電用原子炉施設の損壊の際に損壊するおそれがない管又は原子炉格納容器外側で閉じた系を構成した管で，原子炉冷却系統に係る発電用原子炉施設の損壊その他の異常の際に，原子炉格納容器内で水封が維持され，かつ，原子炉格納容器外へ導かれた漏えい水による放射性物質の放出量が，原子炉冷却材喪失事故の原子炉格納容器内気相部からの漏えいによる放出量に比べ十分小さい配管については，原子炉格納容器の外側又は内側に少なくとも1個の隔離弁を原子炉格納容器に近接した箇所に設ける設計とする。

また，原子炉格納容器の内側で閉じた系を構成する管に設置する隔離弁は，遠隔操作にて閉止可能な弁を設置することも可能とする。

貫通箇所の内側又は外側に設置する隔離弁は，一方の側の設置箇所における管であって，湿気や水滴等により駆動機構等の機能が著しく低下するおそれがある箇所，配管が狭隘部を貫通する場合であって貫通部に近接した箇所に設置できないことによりその機能が著しく低下するような箇所には，貫通箇所の外側であって近接した箇所に2個の隔離弁を設ける設計とする。

原子炉格納容器を貫通する配管には，圧力開放板を設けない設計とする。

設計基準事故時及び重大事故等の収束に必要な非常用炉心冷却系，可燃性ガス濃度制御系，不活性ガス系及び残留熱除去系（格納容器スプレイ冷却系）で原子炉格納容器を貫通する配管，その他隔離弁を設けることにより安全性を損なうおそれがあり，かつ，当該系統の配管により原子炉格納容器の隔離機能が失われない場合は，自動隔離弁を設けない設計とする。

ただし，原則遠隔操作が可能であり，設計基準事故時及び重大事故等時に容易に閉鎖可能な隔離機能を有する弁を設置する設計とする。また，重大事故等の収束に必要な設備に係る

配管の隔離弁は、遠隔操作により容易かつ確実に開閉操作ができる設計とする。

原子炉格納容器を貫通する計測制御系統施設又は制御棒駆動装置に関連する小口径配管であって特に隔離弁を設けない場合には、隔離弁を設置したのと同等の隔離機能を有する設計とする。

原子炉冷却材圧力バウンダリに接続される原子炉格納容器を貫通する計測系配管に隔離弁を設けない場合には、オリフィス又は過流量防止逆止弁の設置し、流出量抑制対策を講じる設計とする。

隔離弁は、閉止後に駆動動力源が喪失した場合においても閉止状態が維持され隔離機能を喪失しない設計とする。また、隔離弁のうち、隔離信号で自動閉止するものは、隔離信号が除去されても自動開とはならない設計とする。

隔離弁は、想定される漏えい量その他の漏えい試験に影響を与える環境条件として、判定基準に適切な余裕係数を見込み、日本電気協会「原子炉格納容器の漏えい率試験規程」(J E A C 4 2 0 3) に定める漏えい試験のうちC種試験ができる設計とする。また、隔離弁は、動作試験ができる設計とする。

(2) 設備仕様

原子炉格納容器を貫通する配管系に設ける隔離弁は、以下の項目を満足し、原子炉格納容器バウンダリを構成する。

- a. 設計基準事故及び重大事故等の収束に必要な設備に係る配管の隔離弁は、隔離信号により自動的に閉止しないが、必要に応じて遠隔操作により閉止できる弁又は逆止弁動作により閉止する弁であり、原子炉格納容器の隔離機能を確保できる。
- b. 2個の隔離弁を必要とする配管の弁駆動は、駆動動力源の単一故障によって両方の弁を閉止する能力を損なわない。さらに、閉止後駆動動力源の喪失によっても閉止状態が維持され、隔離機能は喪失しない。
- c. 隔離信号で自動閉止するものは、隔離信号が除去されても自動開とはならない。
自動隔離弁への隔離信号は、原子炉水位低、ドライウェル圧力高あるいは、放射能レベル高及び手動である。

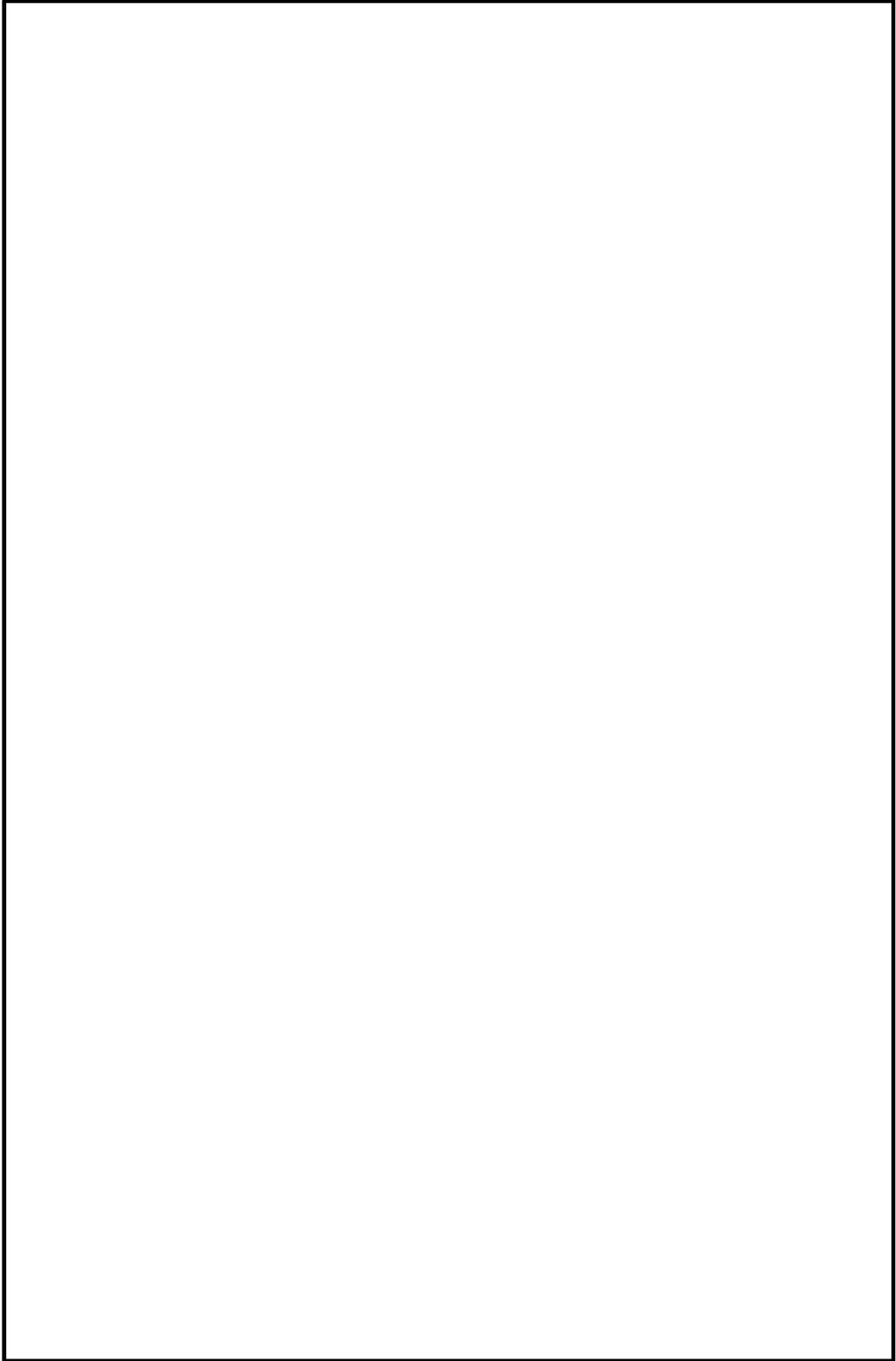


図 3-3 原子炉格納容器バウンダリ及び隔離弁 全体概要図

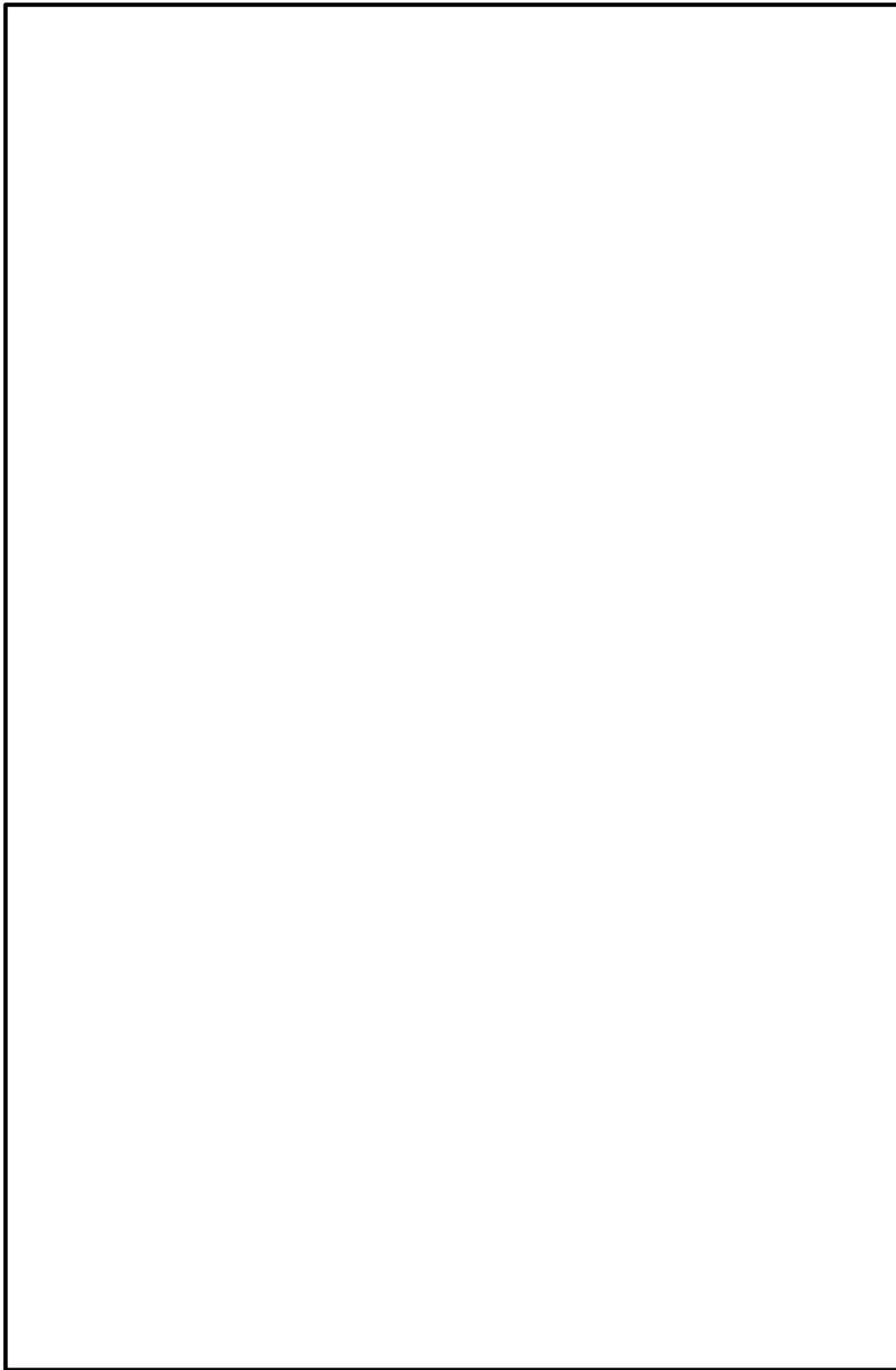


図 3-4 原子炉格納容器バウンダリ及び隔離弁 全体概要図

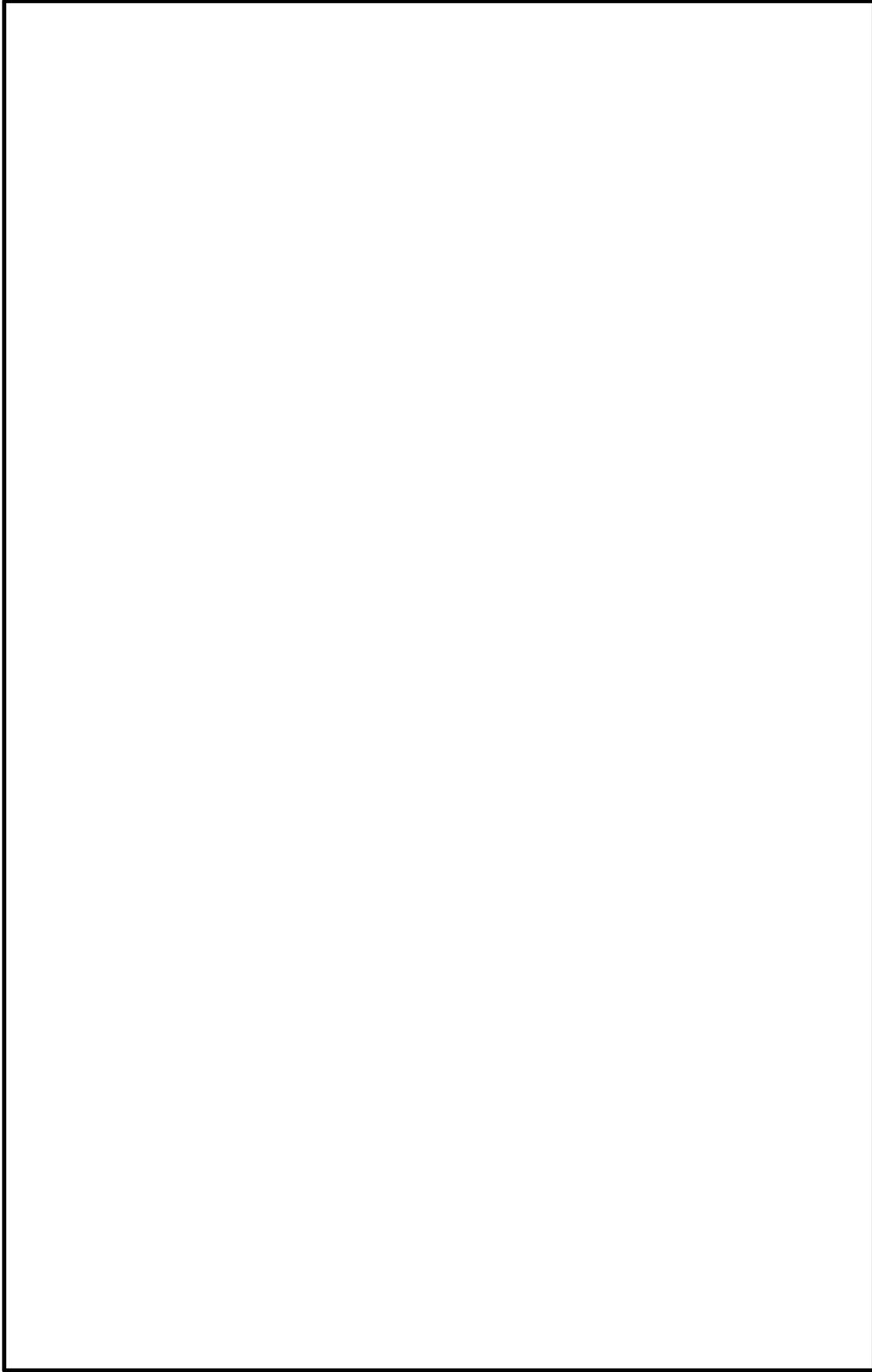


図 3-5 原子炉格納容器バウンダリ及び隔離弁 全体概要図

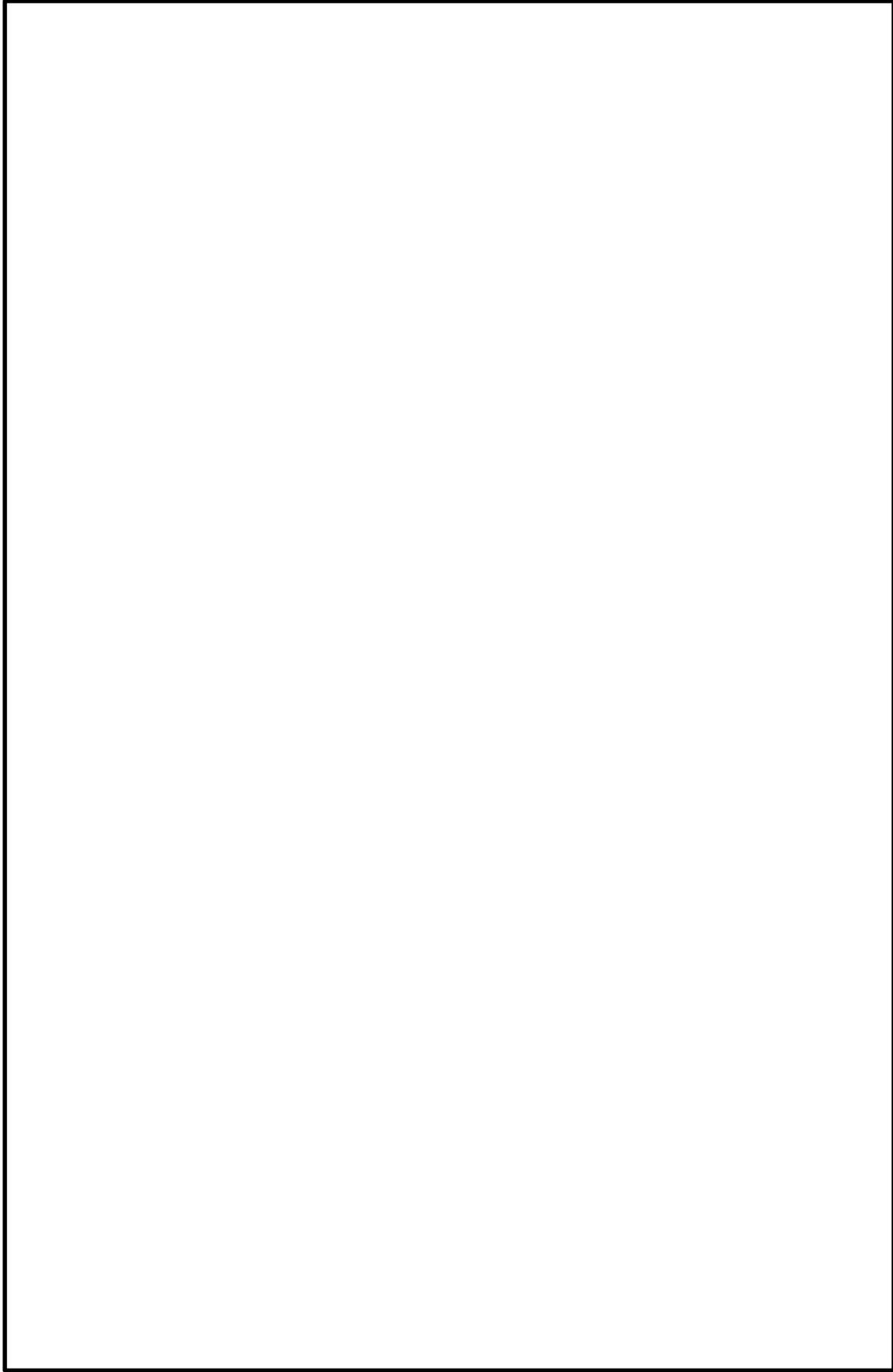


図 3-6 原子炉格納容器バウンダリ及び隔離弁 全体概要図

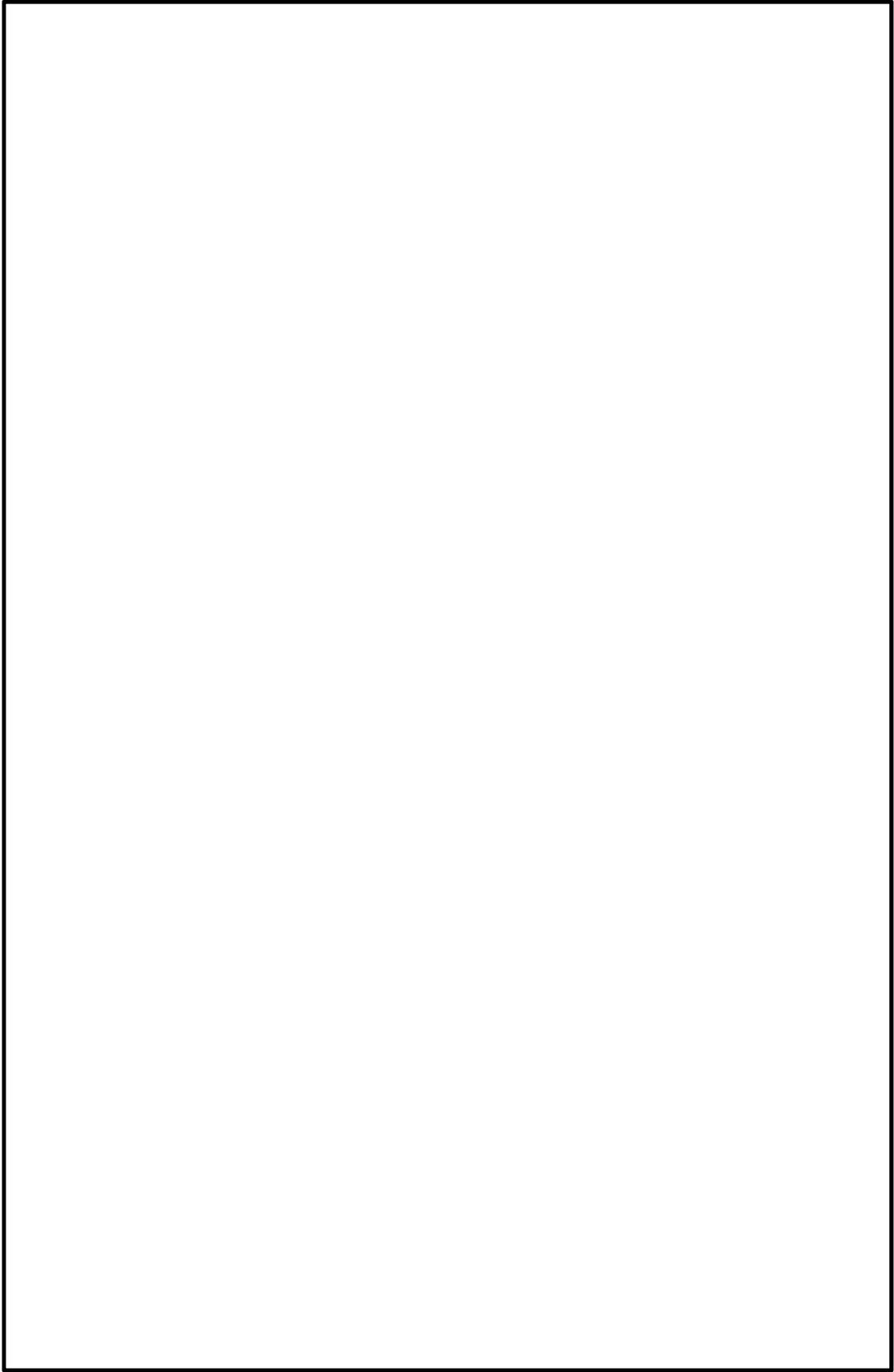


図 3-7 原子炉格納容器バウンダリ及び隔離弁 全体概要図

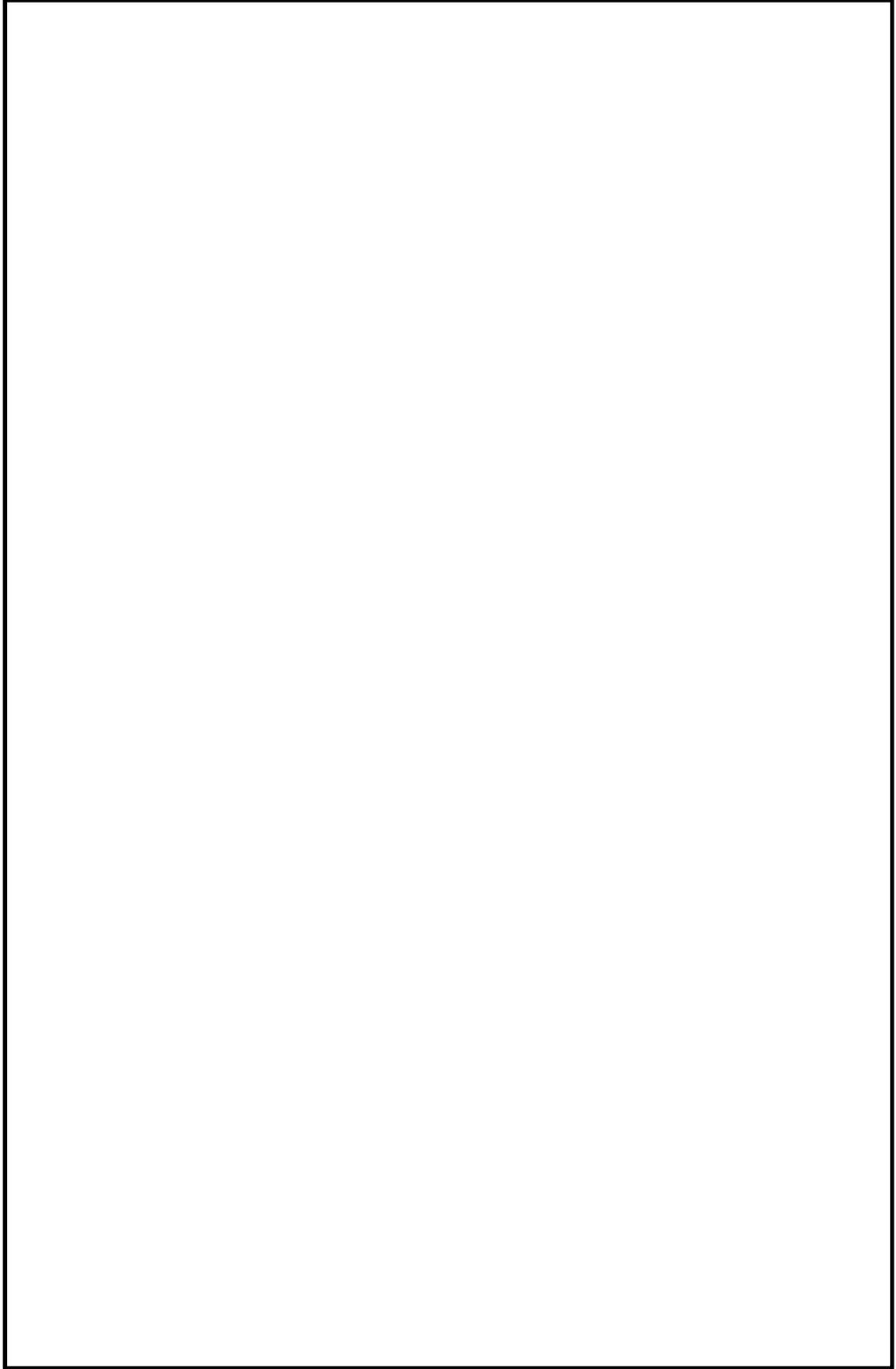


図 3-8 原子炉格納容器バウンダリ及び隔離弁 全体概要図

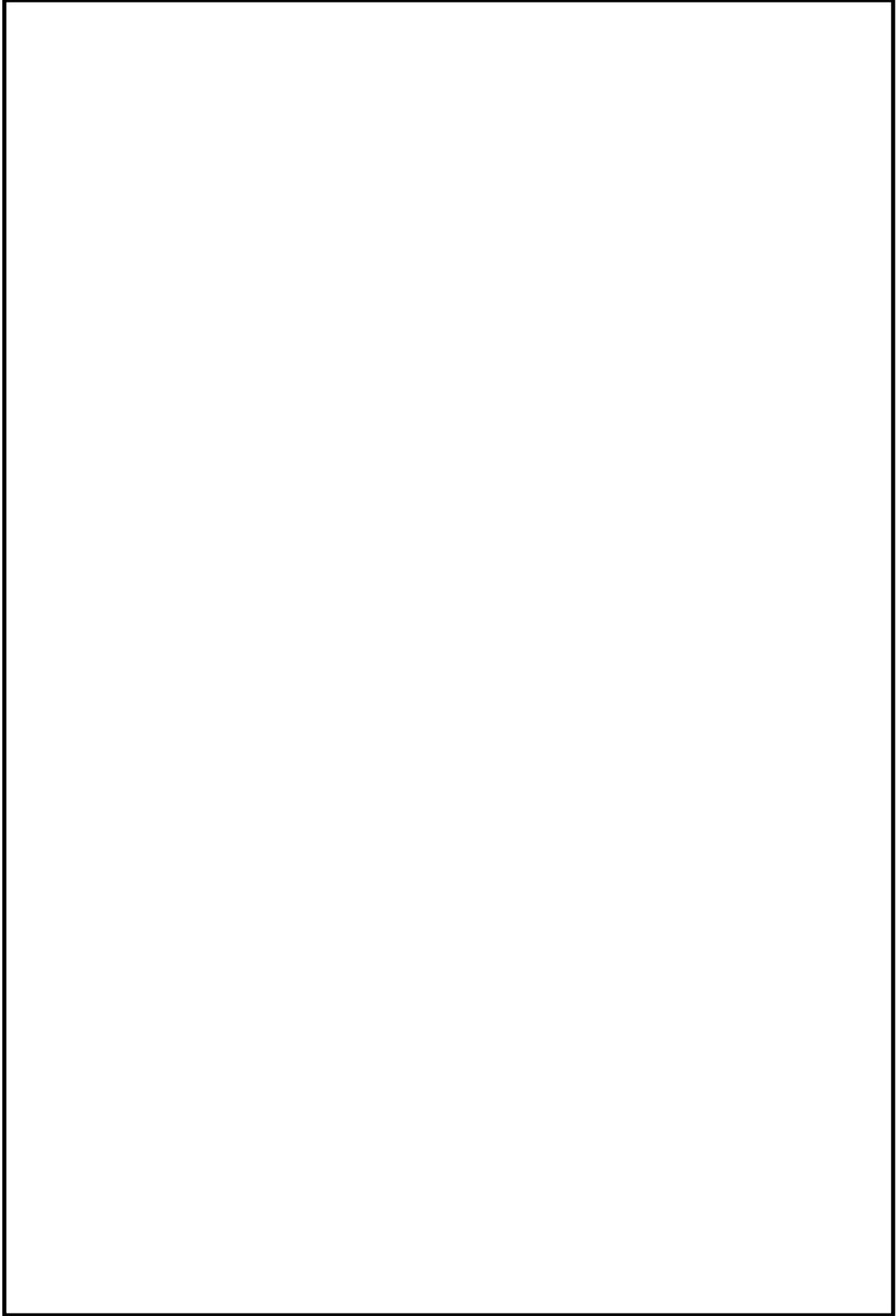


図 3-9 原子炉格納容器バウンダリ及び隔離弁 全体概要図

(注)

- ①：原子炉格納容器に取り付ける管の貫通箇所の内側及び外側であって近接した箇所に1個の隔離弁を設置する。
- ②：原子炉冷却系統に係る発電用原子炉施設内及び原子炉格納容器内に開口部がなく、かつ、原子炉冷却系統に係る発電用原子炉施設の損傷の際に損壊するおそれがない管、又は原子炉冷却系統に係る発電用原子炉施設の損壊その他の異常の際に、構造上内部に滞留する液体により原子炉格納容器の放射性物質が外部へ漏えいするおそれがない管にあつては、貫通箇所の内側又は外側の近接した箇所に1個の隔離弁を設置する。
- ③：貫通箇所の内側又は外側に隔離弁を設ける場合には、一方の側に設置箇所における管であつて、湿気その他の隔離弁の機能に影響を与える環境条件によりその隔離弁の機能が著しく低下するおそれがあると認められるもの（湿気や水滴等により隔離弁の駆動機構等の機能が著しく低下するおそれがある管、配管が狭隘部を貫通する場合であつて貫通部に近接した箇所に設置できないことにより隔離弁の機能が著しく低下するおそれがある管）にあつては、貫通箇所の外側であつて近接した箇所に2個の隔離弁を設置する。
- ④：隔離弁を設けることを要しない箇所
設計基準事故及び重大事故等の収束に必要な系統の配管に隔離弁を設けることにより安全性を損なうおそれがあり、かつ、当該系統の配管により原子炉格納容器の隔離機能が失われない場合。
- ⑤：隔離弁を設けることを要しない箇所
計測制御系統施設又は制御棒駆動装置に関連する配管であつて、当該配管を通じての漏えい量が十分許容される程度に抑制されているもの。

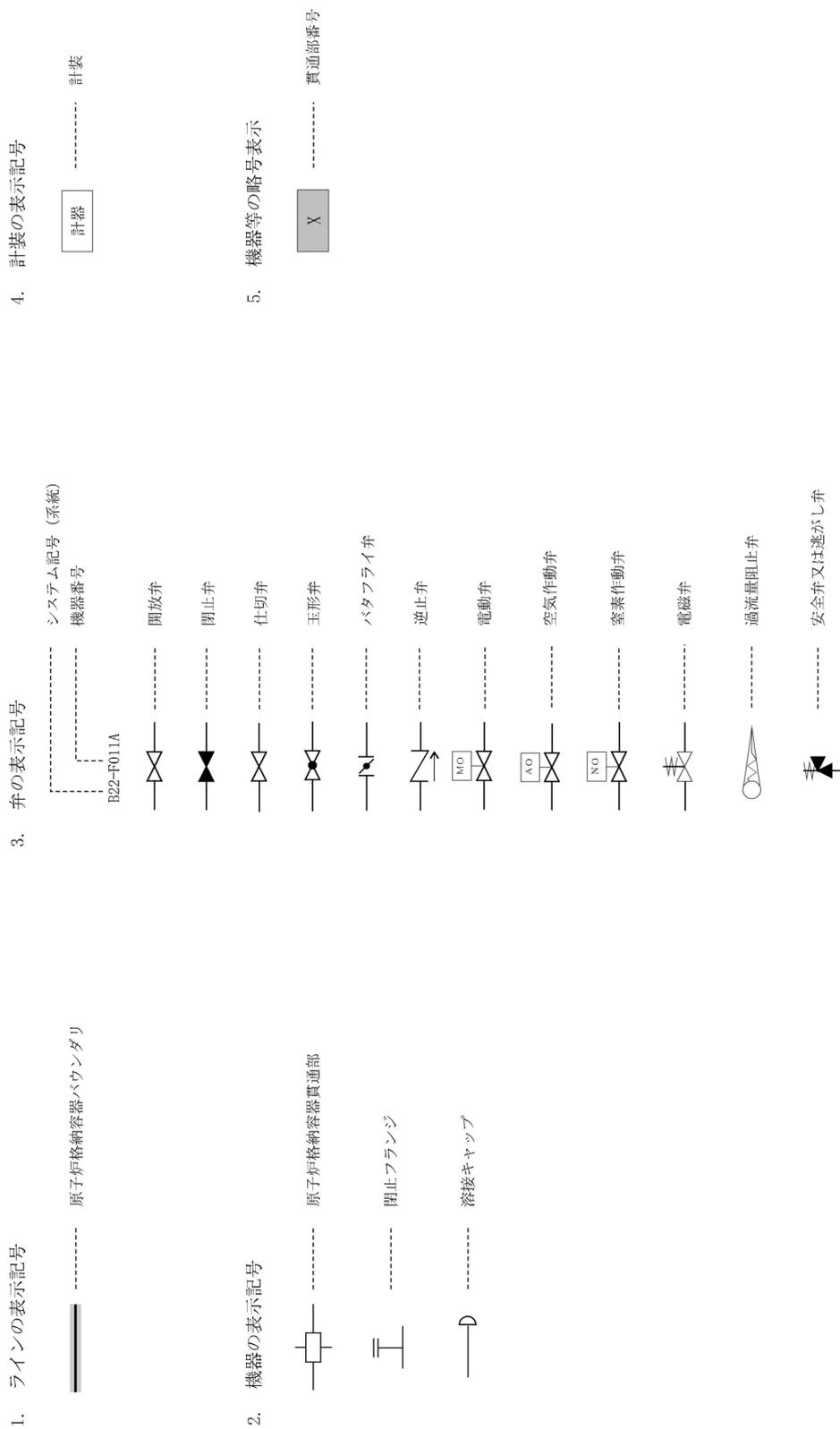


図 3-10 原子炉格納容器バウンダリ及び隔離弁 全体概要図の記号及び略号

3.1.10 原子炉格納容器体積

設計基準事故時における原子炉冷却材喪失事故直後の圧力上昇に耐えうるよう、ドライウエル空間容積（約 5700 m³）、サブプレッション・チェンバ空間容積（約 4100 m³）の自由体積を有している。

3.1.11 原子炉格納容器安全設備

設計基準対象施設としての残留熱除去系（格納容器スプレイ冷却系）は、サブプレッション・チェンバ内のプール水を原子炉格納容器内にスプレイすることにより、原子炉格納容器内の圧力及び温度を原子炉格納容器の最高使用圧力及び最高使用温度以下に維持できる設計とする。

サブプレッション・チェンバのプール水を水源とする残留熱除去系ポンプは、予想される最も小さい有効吸込水頭においても、正常に機能する能力を有する設計とする*1。サブプレッション・チェンバは、設計基準事故及び重大事故等時に必要な水源として容量 3400 m³、個数 1 個を有する設計とする。

残留熱除去系（格納容器スプレイ冷却系）は、テストラインを構成することにより、発電用原子炉の運転中に試験ができる設計とする。また、設計基準事故時に動作する弁については、残留熱除去系ポンプが停止中に開閉試験ができる設計とする。また、残留熱除去系（格納容器スプレイ冷却系）は、原子炉冷却材喪失事故後、サブプレッション・チェンバ内のプール水をドライウエル内及びサブプレッション・チェンバ内にスプレイすることによって、原子炉格納容器内の温度、圧力を低減し、原子炉格納容器内に浮遊している放射性物質が漏えいするのを抑えるよう設計する。

注記 *1：詳細は、V-1-8-4「圧力低減設備のポンプの有効吸込水頭に関する説明書」に示す。

3.1.12 許容外圧

原子炉格納容器の許容外圧は、施設時に適用された告示第 5 0 1 号第 22 条第 3 項第 2 号ハ、チ及び第 23 条第 2 項第 2 号ロにより、

円筒部 約 kPa

円錐部 約 kPa

鏡板 約 kPa となる。

許容外圧は、原子炉格納容器の設計外圧（約 13.7 kPa）を上回る値となっている。

なお、通常運転中においては、原子炉格納容器に窒素を充てんしていることなどから、原子炉格納容器外面に受ける圧力が設計を超えることはない。

3.1.13 圧力抑制効果を得るために必要な構造及び寸法

蒸気凝縮による圧力抑制効果については、パシフィック・ガス・アンド・エレクトリック社と GE 社が米国モスランディング発電所において、フンボルトベイ及びボデガベイ原子力発電所用として行った実験結果に基づいており、この実験により構造及び寸法等のパラメータを定めている。

東海第二発電所における構造及び寸法等のパラメータと上記実験によって求められたパラメータを比較すると表 3-5 のとおりとなっており、圧力抑制効果を得るために必要な構造及び寸法は満足されている。

表 3-5 東海第二発電所 圧力抑制機能の構造、寸法等

		東海第二発電所	実験結果に基づく 設計条件
1	直径(ベント管)		
2	水深(ベント管)		
3	クリアランス ベント管と底部ライナ間		
4	中心間距離(ベント管)		
5	$\frac{\text{破断断面}^{*1}}{\text{ベント管流路面積}^{*2}}$		

注記 *1: 破断面積: A_B

$$A_B = \boxed{} \text{ m}^2$$

*2: ベント管流路面積: A_v

(ベント管断面積×108)

$$A_v = \frac{\pi}{4} \times \boxed{} \times 108 = \boxed{} \text{ mm}^2 = \boxed{} \text{ m}^2$$

ここで、

ベント管内径: $\boxed{}$ mm

ベント管本数: 108 本

3.1.14 ダイヤフラム・フロアの設計差圧及び設計温度差

ダイヤフラム・フロアの設計差圧及び設計温度差を第 3-6 表に示す。

第 3-6 表 ダイヤフラム・フロアの設計差圧及び設計温度差

設計差圧		□ kPa
設計温度差		□ °C

これらの値は第 3-7 表に示す原子炉冷却材喪失事故の際の解析結果による最高差圧及び最高温度差に余裕をもたせた値としている。

表 3-7 解析結果による最高圧差及び最高温度差*1

最高差圧		□ kPa
最高温度差		□ °C

注記 *1: 記載内容は、昭和 48 年 10 月 22 日付け 48 公第 8316 号にて認可された工事計画の添付書類「Ⅲ-1-1 原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」による。

3.1.15 真空破壊装置

(1) 真空破壊装置の機能

ドライウエル内の原子炉冷却材喪失事故（再循環回路完全破断を想定）後、ドライウエル内の蒸気の凝縮が進み、ドライウエル内圧力がサプレッション・チェンバ内圧力より下回ると、サプレッション・チェンバのプール水がドライウエルへ逆流し、また負圧によってドライウエルの破損の原因となる。

真空破壊装置は設計外圧以上の負圧を生じないように作動し、これらの防護効果を有する。

(2) 真空破壊装置の容量

ドライウエルの真空破壊装置の必要容量は、ベント管の容量とともにモスランディング発電所における実験によって求められている。

必要な真空破壊装置の流路面積は

$$\frac{\text{真空破壊装置流路断面積}}{\text{ベント管流路断面積}} \geq \square$$

したがって、真空破壊装置の必要流路面積 A_B は

$$A_B = \square \times \square = \square \text{ (m}^2\text{)}$$

一方、真空破壊装置の内径は \square m であるので、1 個当たりの流路面積は

$$\frac{\pi}{4} \times \square = \square \text{ (m}^2\text{)}$$

したがって、真空破壊装置の必要個数は、



実際の真空破壊装置の個数は11個であるので要求を満たしている。

なお、この真空破壊装置は常時その開閉状態をチェックできる試験開閉装置が設置されているため、ディスク固着のおそれはない。

3.1.16 原子炉建屋原子炉棟

原子炉冷却系統に係る発電用原子炉施設の損壊又は故障の際に原子炉格納容器から気体状の放射性物質が漏えいした場合、放射性物質の濃度を低減する設備として原子炉建屋原子炉棟を設置する。

原子炉建屋原子炉棟は、原子炉格納容器を収納する建屋であって、非常用ガス処理系により、内部の負圧を確保し、原子炉格納容器から放射性物質の漏えいがあっても発電所周辺に直接放出されることを防止する設計とする。

原子炉建屋原子炉棟に開口部を設ける場合には、気密性を確保する設計とする。

3.1.17 可燃性ガス濃度制御設備

設計基準対象施設としての可燃性ガス濃度制御系は、通常運転中、原子炉格納容器に不活性ガス系により窒素を充てんすることとあいまって、原子炉冷却材喪失事故時に原子炉格納容器内の水素濃度又は酸素濃度を、可燃限界に達しないための制限値である水素濃度を4 vol%未満又は酸素濃度を5 vol%未満に維持できる設計とする。

3.1.18 放射性物質濃度制御設備

原子炉冷却系統に係る発電用原子炉施設の損壊又は故障の際に原子炉格納容器から気体状の放射性物質が漏えいした場合、放射性物質の濃度を低減する設備として原子炉建屋ガス処理系を設置する設計とする。

原子炉建屋ガス処理系である非常用ガス再循環系及び非常用ガス処理系は、原子炉冷却材喪失時に原子炉格納容器内から原子炉建屋原子炉棟に漏えいした放射性よう素・粒子状核分裂生成物を除去できるように設計する。非常用ガス再循環系及び非常用ガス処理系は、よう素用チャコール・フィルタによるよう素総合除去効率がそれぞれ90%、97%以上となる設計とする*1。

注記 *1：「平成26年5月20日付け「総室発第31号」（平成29年11月8日付け「総室発第60号」、平成30年5月31日付け「総室発第18号」及び平成30年6月21日付け「総室発第24号」で一部補正）」をもって申請した「東海第二発電所発電用原子炉設置変更許可申請書」添付書類十 3.事故解析 3.4.4原子炉冷却材喪失 における解析条件

3.1.19 原子炉格納容器調気設備

設計基準対象施設としての不活性ガス系は、水素及び酸素の反応を防止するため、あらか

じめ原子炉格納容器内に窒素を充てんすることにより、水素濃度及び酸素濃度を可燃限界以下に保つ設計とする。

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、発電用原子炉の運転中は、原子炉格納容器内を不活性ガス系により常時不活性化する設計とする。

3.1.20 原子炉冷却材喪失時の荷重

(1) ドライウエル内の配管破断によるジェット力

ドライウエル内で原子炉冷却材配管が破断した場合、ドライウエル壁面は高温・高圧の飽和及び二相流の噴出流によるジェット力を受ける。

ジェット力及びその広がりには F. J. Moody の理論により求めるが、その荷重は応力評価すべき場所によって異なるため、計算書の中で述べる。

(2) サプレッション・チェンバ内に生じる荷重

原子炉冷却材喪失事故時にはまずドライウエル内の気体がベント管を経てサプレッション・プール水中に押し出されるが、この気体によって、サプレッション・プール水がスラグ流となって上昇し、急速な水面の上昇（プールのスウェル）が起こり、サプレッション・チェンバ内部構造物に種々の荷重が加わる。

また、その後サプレッション・プール水中に蒸気が放出され、サプレッション・プール水中で凝縮する。これらにより、サプレッション・チェンバ及び内部構造物に次のような荷重が加わる。図 3-11 に原子炉冷却材喪失事故時荷重の時間履歴を、表 3-8 にこれらの荷重について現象と設計評価荷重を示す。

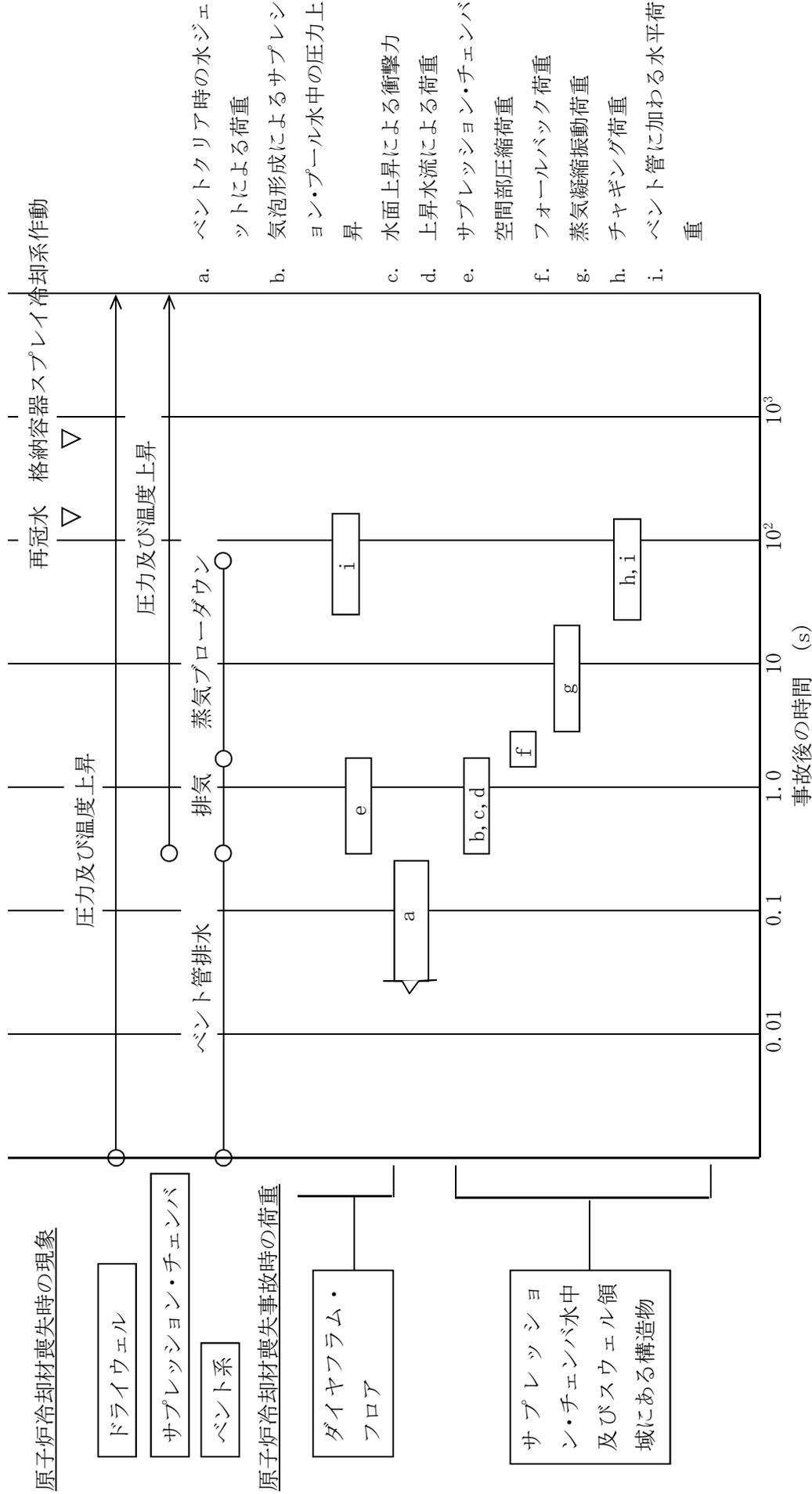


図 3-11 原子炉冷却材喪失事故時荷重の時間履歴

表 3-8 原子炉冷却材喪失事故時の荷重について(その1)

荷重	現象	設計評価荷重
<p>a. ベントクリア時の水ジェットによる荷重</p>	<p>ドライウエル圧力の急激な上昇によりベント管内のサブプレッション・プール水がプール内に放出されるため水ジェット流が形成され、ジェットによる衝撃力及びドラッグ力がベント管の下部にある内部構造物及び原子炉格納容器底部鉄筋コンクリートマットに作用する。</p>	<p>○ ドラッグ力*</p> $F(t) = \frac{C_D A_x \gamma}{2g} V^2$ <p>C_D: ドラッグ係数 A_x: ジェットの作用する実行面積 γ: 水の比重量 V: ジェット水速度 <input type="text"/> m/s) g: 重力加速度</p> <p>○ 衝撃力 <math>P_j = \text{<input type="text"/> kg/cm}^2</math> ベースマットとプール壁面は <input type="text"/> kg/cm² の圧力荷重が加わる。</p>

注記 * : 構造物がジェット流中に含まれる場合に用いる。

表 3-8 原子炉冷却材喪失事故時の荷重について(その2)

荷重	現象	設計評価荷重
b. 気泡形成によるサブプレッション・プール水中の圧力上昇	ドライウエルの空気がベント管から放出される際、気泡がサブプレッション・プール側壁、内部構造物及び原子炉格納容器底部鉄筋コンクリートマットに圧力波として作用する。	気泡形成によるサブプレッション・プール水中の 圧力上昇： <input type="text"/> kg/cm ²
c. 水面上昇による衝撃力	スラッグ流が上昇する際、水面より上方にある機器、配管、内部構造物にサブプレッション・プール水が衝突しそれらに衝撃力が作用する。	○ 衝撃力 $F_I = A \cdot P_I(t)$ A：衝撃の作用する実行面積 P_I ：衝撃圧力 $P_I(t) = P_{I_max} \frac{(1 - \cos 2\pi \frac{t}{T})}{2}$ T：衝撃継続時間 $P_{I_max} = 2 \frac{I_P}{T}$ $I_P = \frac{M_H \cdot V}{A \cdot g \times 10^4}$ M _H ：水力学的重量 g：重力加速度

表 3-8 原子炉冷却材喪失事故時の荷重について(その 3)

荷重	現象	設計評価荷重
d. 上昇水流による荷重	サブレシジョン・プール水が上昇する際、上昇水流によりドラッグ力が、機器、配管及び内部構造物に作用する。	<p>○ ドラッグ力*</p> $F(t) = \frac{C_D A_x \gamma}{2g} V^2$ <p> C_D: ドラッグ係数 A_x: ドラッグの作用する実行面積 γ: 水の比重量 V: ドラッグ速度 <input type="text"/> m/s g: 重力加速度 </p>

注記 * : 構造物がジェット流中に含まれる場合に用いる。

表 3-8 原子炉冷却材喪失事故時の荷重について(その 4)

荷重	現象	設計評価荷重
e. サプレッション・チェンバ空間部圧縮荷重	サプレッション・プール水面の上昇によりサプレッション・プール上部の空間部が圧縮されるところにより、サプレッション・チェンバ空間部圧縮荷重が作用する。 また、この現象により真空破壊弁が反復動作することが考えられる。	<p>設計評価荷重</p> <ul style="list-style-type: none"> サプレッション・チェンバ空間部圧縮荷重： <input type="text"/> kg/cm² ダイヤフラム・フロア上向き差圧： <input type="text"/> kg/cm²
f. フォールバック荷重	上昇した水面の上昇が停止し、水が落下すると落下水により、機器、配管、内部構造物にドラッグ力が作用する。	<ul style="list-style-type: none"> ドラッグ力* $F(t) = \frac{C_D A_x \gamma V^2}{2g}$ C_D: ドラッグ係数 A_x: フォールバック荷重の作用する実行面積 γ: 水の比重量 V: フォールバック速度 <input type="text"/> (m/s) g: 重力加速度
g. 蒸気凝縮振動荷重	中高流量蒸気が凝縮する際、サプレッション・プール水に凝縮振動波が伝播し、サプレッション・プール側壁、原子炉格納容器底部鉄筋コンクリートマット、原子炉本体基礎及び内部構造物に作用する。	<p>プールバウンダリに加わる荷重</p> <input type="text"/> kPa <input type="text"/> kPa

注記 * : 構造物がジェット流中に含まれる場合に用いる。

表 3-8 原子炉冷却材喪失事故時の荷重について(その5)

荷重	現象	設計評価荷重
h. チャヤング荷重	<p>低流量蒸気が凝縮する際、ベント管出口での不均一な凝縮によりプールバウダリに荷重が加わる。 また、この現象により、真空破壊弁が反復動作することが考えられる。</p>	<p>プールバウダリに加わる荷重 \square kg/cm² \square kg/cm²</p>
i. ベント管に加わる水平荷重	<p>低流量蒸気が凝縮する際、ベント管出口での不均一な凝縮によりベント管に水平力が作用する。</p>	<p>○ 単一ベント $F(t) = \square (\times 10^3 \text{ kg})$ $0 \leq t \leq 3 \text{ ms}$</p> <p>○ 多ベント $F(t) = M \cdot A(\tau) \sin\left(\frac{\pi t}{\tau}\right) (0 \leq t \leq \tau)$ ここで、 $A(\tau) = \square (\times 10^3 \text{ kg})$ $M = \square$ (多ベントによる低減係数) $3 \text{ ms} \leq \tau \leq 6 \text{ ms}$</p>

3.1.21 逃がし安全弁作動時の荷重

- (1) 逃がし安全弁作動時には排気管内の水がクエンチャノズルよりサブプレッション・プール水中に排出される。排気管内の水が排出された後、管内の気体が圧縮され、これがサブプレッション・プール水中に放出される際、気泡を形成し、この気泡が過膨張、収縮を繰り返しながら浮力で上昇する。このとき、サブプレッション・チェンバ内構造物には、表 3-9 に示すような水ジェットと気泡の圧力振動による荷重が加わる。
- (2) (1)の圧力振動に起因してサブプレッション・プール水中の内部構造物に差圧及びドラッグ荷重が作用する。この荷重は応力評価すべき構造物によって異なるため、個々の場合については計算書で述べる。

表 3-9 逃がし安全弁作動時の荷重について

荷重	現象	設計評価荷重
<p>a. 水ジェットによる荷重</p>	<p>逃がし安全弁作動時、排気管内の水がクエンチャノズルによりサブプレッション・プール水中に放出される際、ジェット流が形成され、サブプレッション・プール水中の内周構造物に衝撃力及びドラッグ力が作用する。</p>	<p>○ 衝撃力 $F_j = A \cdot P_j$ A : ジェットの当たる面積 P_j : ジェットの圧力 ○ ドラッグ力 $F(t) = \frac{C_D A_x \gamma V^2}{2g}$ C_D : ドラッグ係数 A_x : ジェットの作用する実行面積 γ : 水の比重 V : ジェット水速度 g : 重力加速度</p>
<p>b. 空気泡圧力の振動による荷重</p>	<p>逃がし安全弁作動時、排気管内の空気が圧縮され、これがサブプレッション・プール水中に放出される際、気泡を形成し、この気泡が過膨張、収縮を繰り返す、圧力振動が、機器、配管、内部構造物、サブプレッション・プール側壁、原子炉格納容器底部鉄筋コンクリートマットに作用する。</p>	<p>圧力波による荷重 \square kPa \square kPa</p>

3.1.22 荷重の組合せ

設計基準対処施設としての原子炉格納施設の荷重の組合せを表 3-10 に示す。なお、応力計算はそれぞれの荷重の組合せの中で最も厳しい条件について行う。また、荷重の発生する時間が明らかに異なる場合は時間のずれを考慮する。

表 3-10 設計基準対処施設の荷重の組合せ

No.	荷重の組合せ		許容応力状態	死荷重	活荷重 (燃料交換時)	圧力				温度		事故時荷重	動荷重		
	各運転状態による荷重	地震				最高使用圧力	通常運転圧力	事故時最大圧力	試験圧力	通常運転温度	事故時最大温度		逃がし安全弁作動時	プールのウェル	蒸気凝縮振動
1	設計条件による荷重	—	設計条件	○	—	○	—	—	—	—	—	—	—	—	—
2	運転状態 I による荷重	—	I _A	○	—	—	○	—	—	—	○	—	—	—	—
3	運転状態 I による荷重	—	I _A	○	○	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
4	運転状態 II による荷重	—	II _A	○	—	—	○	—	—	—	○	—	—	—	—
5	運転状態 IV による荷重	—	IV _A	○	—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—
6	運転状態 IV による荷重	—	設計条件	○	—	—	—	○	—	—	—	—	—	○	—
7	運転状態 IV による荷重	—	設計条件	○	—	—	—	○	—	—	—	—	—	—	○
8	試験状態による荷重	—	試験状態	○	—	—	—	—	○	—	—	—	—	—	—
9	運転状態 I による荷重	S _d [*]	III _A S	○	—	—	○	—	—	—	○	—	—	—	—
10	運転状態 I による荷重	S _d [*]	III _A S	○	○	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
11	運転状態 I による荷重	S _s	IV _A S	○	—	—	○	—	—	—	—	—	—	—	—
12	運転状態 I による荷重	S _s	IV _A S	○	○	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
13	運転状態 II による荷重	S _d [*]	III _A S	○	—	—	○	—	—	—	○	—	—	—	—
14	運転状態 II による荷重	S _s	IV _A S	○	—	—	○	—	—	—	—	—	—	—	—
15	運転状態 IV による荷重	S _d [*]	III _A S	○	—	—	—	○ ^{*1}	—	—	○	—	—	—	—
16	運転状態 IV による荷重	S _d [*]	IV _A S ^{*3}	○	—	—	—	○	—	—	—	—	—	—	—

注記 *1：原子炉冷却材喪失事故後 10⁻¹年程度以降の最大内圧を考慮
 *2：原子炉冷却材喪失事故後の最大内圧を考慮。また、クラス 2 管については最高使用圧力を考慮。
 *3：クラス 2 管については、III_AS で評価する。

3.2 重大事故等時における設計条件

重大事故等時については、原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能の確認を行うために、原子炉格納容器の評価温度、評価圧力を設定し、構造健全性評価又は機能維持評価を行い、その環境下での原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能が損なわれることがないことを確認する。

また、重大事故等時の原子炉格納施設として原子炉格納容器内の熱を輸送するために用いる格納容器圧力逃がし装置、耐圧強化ベント系及び窒素ガス代替注入系、原子炉格納容器内を冷却するために用いる代替格納容器スプレイ冷却系（常設）、代替格納容器スプレイ冷却系（可搬型）、残留熱除去系（格納容器スプレイ冷却系）及び残留熱除去系（サプレッション・プール冷却系）、原子炉格納容器の過圧破損を防止するために用いる代替循環冷却系、格納容器圧力逃がし装置及び窒素ガス代替注入系、ペDESTAL（ドライウエル部）の溶融炉心を冷却するために用いる格納容器下部注水系（常設）、格納容器下部注水系（可搬型）及びペDESTAL排水系、ペDESTAL（ドライウエル部）の床面への落下を遅延・防止するために用いる低圧代替注水系（常設）、低圧代替注水系（可搬型）、高圧代替注水系、代替循環冷却系及びほう酸水注入系、原子炉格納容器内の水素爆発による破損を防止するために用いる格納容器圧力逃がし装置及び窒素ガス代替注入系、原子炉建屋原子炉棟内の水素爆発による破損を防止するために用いる原子炉建屋ガス処理系及び静的触媒式水素再結合器、並びに炉心の著しい損傷及び原子炉格納容器の破損に至った場合において、原子炉格納容器外面への放水のために用いる原子炉建屋放水設備及び海洋拡散抑制設備の設計についても以下に示す。

3.2.1 重大事故等時の評価温度、評価圧力

重大事故等時の原子炉格納容器の破損の防止において想定する原子炉格納容器の破損モードである格納容器過温破損、格納容器過圧破損について原子炉格納容器の温度、圧力を評価した結果、原子炉格納容器バウンダリにかかる温度（壁面温度）の最高値は、約 157 °C^{*1}となる。なお、事象発生直後、破断口から流出する過熱蒸気により一時的に原子炉格納容器雰囲気温度は約 202 °C^{*2}となるが、この時の原子炉格納容器バウンダリにかかる温度（壁面温度）は約 137 °C^{*3}である。原子炉格納容器圧力は事象発生直後から徐々に上昇するが、0.465 MPa[gage]に到達すれば常設低圧代替注水系ポンプを用いた代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による格納容器冷却を行うため、原子炉格納容器圧力の最高値は約 0.47 MPa[gage]^{*4}となる。

重大事故等時の原子炉格納容器内の最高温度は、設計基準事故時における最高使用温度（ドライウエル：171 °C、サプレッション・チェンバ：104.5 °C）を上回ることから、重大事故等時の最高温度を上回り、かつ、産業界でシビアアクシデント時の原子炉格納容器の耐性の指標^{*5}として用いており、原子炉格納容器の限界圧力、限界温度まで至らない値として、評価温度 200 °C及び評価圧力 2 Pd (0.62 MPa[gage])を設定し、その環境下での原子炉格納容器の放射性物質の閉じ込め機能について評価対象部位ごとに評価することにより、その機能が損なわれることがないことを確認する。また、これにより、原子炉格納容器を重大事故等時において使用する場合の設計漏えい率は、設計基準対象施設として使

用する設計漏えい率と同じ0.5%/d以下を維持できる。なお、重大事故等時の漏えい率は、原子炉格納容器圧力が0.9Pdより大きい場合の原子炉格納容器の環境条件を考慮し、適切に割増しして評価に使用しており、その設定値において被ばく評価に問題となることはないことを確認している。

図3-12に原子炉格納容器内雰囲気温度の変化、図3-13に原子炉格納容器内雰囲気圧力の変化を示す。

- 注記 *1: 「平成26年5月20日付け「総室発第31号」(平成29年11月8日付け「総室発第60号」、平成30年5月31日付け「総室発第18号」及び平成30年6月21日付け「総室発第24号」で一部補正)」をもって申請した「東海第二発電所発電用原子炉設置変更許可申請書」添付書類十 7.2.1.3.2 (4)有効性評価の結果 b. 評価項目等 における原子炉格納容器バウンダリにかかる温度(壁面温度)の最高値
- *2: 「平成26年5月20日付け「総室発第31号」(平成29年11月8日付け「総室発第60号」、平成30年5月31日付け「総室発第18号」及び平成30年6月21日付け「総室発第24号」で一部補正)」をもって申請した「東海第二発電所発電用原子炉設置変更許可申請書」添付書類十 7.2.1.3.2 (4)有効性評価の結果 b. 評価項目等 における原子炉格納容器雰囲気温度の最高値
- *3: 「平成26年5月20日付け「総室発第31号」(平成29年11月8日付け「総室発第60号」、平成30年5月31日付け「総室発第18号」及び平成30年6月21日付け「総室発第24号」で一部補正)」をもって申請した「東海第二発電所発電用原子炉設置変更許可申請書」添付書類十 7.2.1.3.2 (4)有効性評価の結果 b. 評価項目等 における原子炉格納容器雰囲気温度の最高値時点における原子炉格納容器バウンダリにかかる温度(壁面温度)
- *4: 「平成26年5月20日付け「総室発第31号」(平成29年11月8日付け「総室発第60号」、平成30年5月31日付け「総室発第18号」及び平成30年6月21日付け「総室発第24号」で一部補正)」をもって申請した「東海第二発電所発電用原子炉設置変更許可申請書」添付書類十 7.2.1.3.2 (4)有効性評価の結果 における原子炉格納容器雰囲気圧力の推移
- *5: (財)原子力発電技術機構「重要構造物安全評価(原子炉格納容器信頼性実証事業)に関する総括報告書」

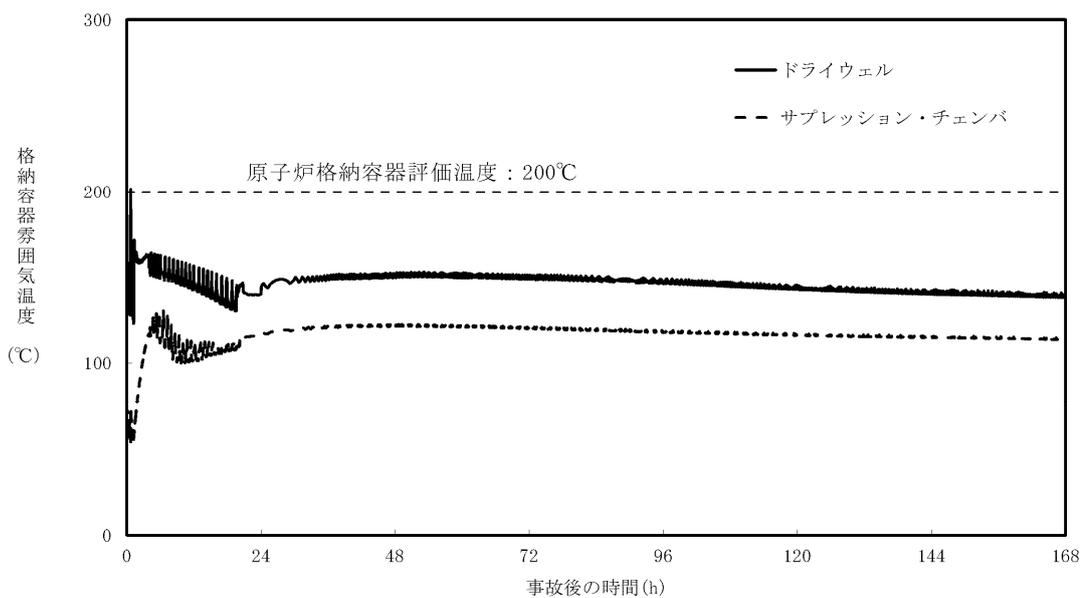


図 3-12 重大事故等時の原子炉格納容器内雰囲気温度の変化*

注記 * : 「平成26年5月20日付け「総室発第31号」(平成29年11月8日付け「総室発第60号」, 平成30年5月31日付け「総室発第18号」及び平成30年6月21日付け「総室発第24号」で一部補正)」をもって申請した「東海第二発電所発電用原子炉設置変更許可申請書」添付書類十 7.2.1.3.2 (4)有効性評価の結果 における原子炉格納容器雰囲気温度の推移

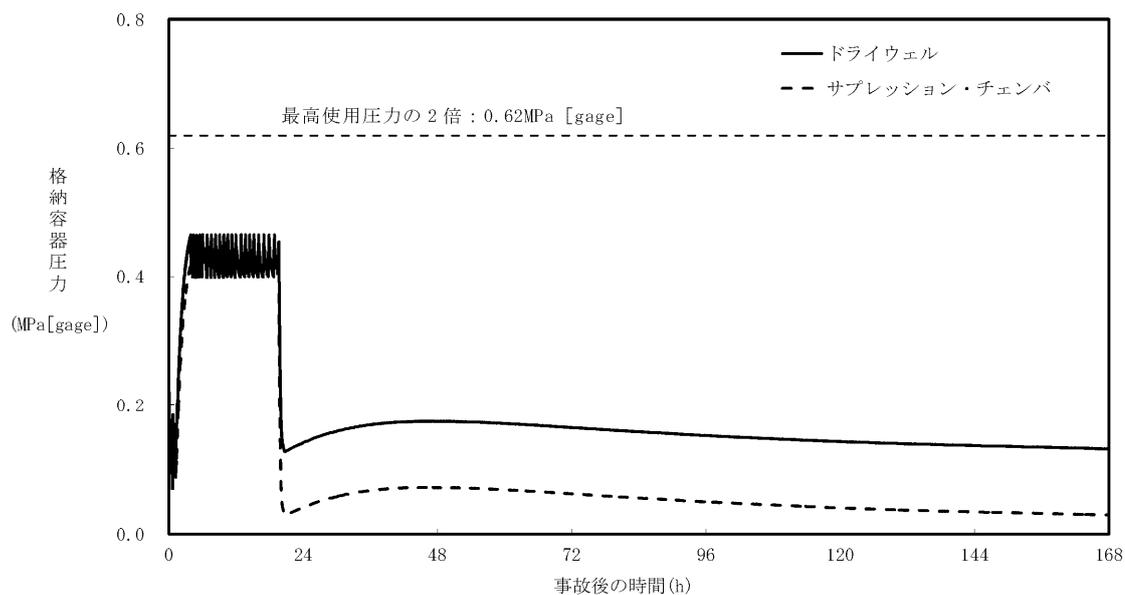


図 3-13 重大事故等時の原子炉格納容器内雰囲気圧力の変化*

注記 * : 「平成26年5月20日付け「総室発第31号」(平成29年11月8日付け「総室発第60号」, 平成30年5月31日付け「総室発第18号」及び平成30年6月21日付け「総室発第24号」で一部補正)」をもって申請した「東海第二発電所発電用原子炉設置変更許可申請書」添付書類十 7.2.1.3.2 (4)有効性評価の結果 における原子炉格納容器圧力の推移

3.2.2 重大事故等時における原子炉格納容器の熱の輸送機能

設計基準事故対処設備が有する最終ヒートシンクへ熱を輸送する機能が喪失した場合において原子炉格納容器の破損（炉心の著しい損傷が発生する前に生ずるものに限る。）を防止するため、最終ヒートシンクへ熱を輸送するために必要な重大事故等対処設備として、格納容器圧力逃がし装置及び耐圧強化ベント系を設ける。

格納容器圧力逃がし装置は、フィルタ装置（フィルタ容器、スクラビング水、金属フィルタ、よう素除去部）、圧力開放板、配管・弁類、計測制御装置等で構成し、原子炉格納容器内雰囲気ガスを不活性ガス系等を経由して、フィルタ装置へ導き、放射性物質を低減させた後に原子炉建屋原子炉棟屋上に設ける放出口から放出（系統設計流量 13.4 kg/s（1 Pd において））することで、排気中に含まれる放射性物質の環境への放出量を抑制しつつ、原子炉格納容器内に蓄積した熱を最終的な熱の逃がし場である大気へ輸送できる設計とする。

格納容器圧力逃がし装置を使用した場合に放出される放射性物質の放出量に対して、設置（変更）許可において敷地境界での線量評価を行い、実効線量が 5 mSv 以下であることを確認しており、格納容器圧力逃がし装置はこの評価条件を満足する設計とする。

詳細は、「3.2.4 重大事故等時における原子炉格納容器の過圧破損防止機能」に示す。

耐圧強化ベント系は、格納容器内雰囲気ガスを不活性ガス系等を経由して、主排気筒に隣接する非常用ガス処理系排気筒を通して原子炉建屋外に放出することで、原子炉格納容器内に蓄積した熱を最終的な熱の逃がし場である大気へ輸送できる設計とする。

最終ヒートシンクへ熱を輸送するための設備として使用する場合の耐圧強化ベント系は、炉心損傷前に使用するため、排気中に含まれる放射性物質及び可燃性ガスは微量である。

耐圧強化ベント系は、使用する際に弁により他の系統・機器と隔離することにより、悪影響を及ぼさない設計とする。

耐圧強化ベント系の使用に際しては、原子炉格納容器が負圧とならないよう代替格納容器スプレイ冷却系等による原子炉格納容器内へのスプレイを停止する運用とする。仮に、原子炉格納容器内にスプレイをする場合においても、原子炉格納容器内圧力が規定の圧力まで減圧した場合には、原子炉格納容器内へのスプレイを停止する運用とする。

耐圧強化ベント系使用時の排出経路に設置される隔離弁は電動弁とし、常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電により操作が可能な設計とする。

第一弁（S/C側）、第一弁（D/W側）については、遠隔人力操作機構によって人力による操作が可能な設計とし、隔離弁の操作における駆動源の多様性を有する設計とする。

耐圧強化ベント系の系統設計流量は約 48,000 kg/h（1 Pd において）であり、サブプレッション・チェンバ及びドライウエルと接続し、いずれからも排気できる設計とする。サブプレッション・チェンバ側からの排気ではサブプレッション・チェンバの水面からの高さを確保し、ドライウエル側からの排気では、ドライウエル床面からの高さを確保するとともに燃料有効長頂部よりも高い位置に接続箇所を設けることで長期的にも熔融炉心及び水没の悪影響を受けない設計とする。

耐圧強化ベント系を使用した場合に放出される放射性物質の放出量に対して、設置（変更）許可において敷地境界での線量評価を行い、実効線量が 5 mSv 以下であることを確認

しており、耐圧強化ベント系はこの評価条件を満足するよう、非常用ガス処理系排気筒（地上の高さ 140 m）から放出する設計とする。

可燃性ガスによる爆発及び原子炉格納容器の負圧破損を防止するために必要な重大事故等対処設備として、窒素ガス代替注入系を設ける。

窒素ガス代替注入系は、窒素供給装置を用いて原子炉格納容器内に不活性ガス（窒素）の供給が可能な設計とする。

3.2.3 重大事故等時における原子炉格納容器冷却機能

設計基準事故対処設備が有する原子炉格納容器内の冷却機能が喪失した場合において炉心の著しい損傷を防止するために原子炉格納容器内の圧力及び温度を低下させるため、また、炉心の著しい損傷が発生した場合において原子炉格納容器の破損を防止するために原子炉格納容器内の圧力及び温度並びに放射性物質の濃度を低下させるための必要な重大事故等対処設備として、代替格納容器スプレー冷却系（常設）及び代替格納容器スプレー冷却系（可搬型）を設ける。また、想定される重大事故等時において、設計基準事故対処設備である残留熱除去系（格納容器スプレー冷却系）及び残留熱除去系（サブプレッション・プール冷却系）が使用できる場合は重大事故等対処設備として使用できる設計とする。

代替格納容器スプレー冷却系（常設）は、常設低圧代替注水系ポンプにより、代替淡水貯槽の水を残留熱除去系等を経由して原子炉格納容器内のスプレーヘッドからドライウェル内にスプレーすることで、原子炉格納容器内の圧力及び温度並びに放射性物質の濃度を低下させることができる設計とする。

代替格納容器スプレー冷却系（常設）の水源である代替淡水貯槽は、複数の代替淡水源から淡水を供給できる設計とし、淡水が枯渇した場合に、海を利用できる設計とする。

代替格納容器スプレー冷却系（常設）は、代替所内電気設備を経由した常設代替交流電源又は可搬型代替交流電源設備からの給電が可能な設計とする。

代替格納容器スプレー冷却系（常設）は、炉心の著しい損傷及び原子炉格納容器の破損を防止するための設備として兼用する設計とする。

代替格納容器スプレー冷却系（可搬型）は、可搬型代替注水中型ポンプ（直列 2 台）により西側淡水貯水設備の水を、可搬型代替注水大型ポンプにより代替淡水貯槽の水を残留熱除去系等を経由してスプレーヘッドからドライウェル内にスプレーすることで、原子炉格納容器内の圧力及び温度並びに放射性物質の濃度を低下させることができる設計とする。

代替格納容器スプレー冷却系（可搬型）の水源である代替淡水貯槽及び西側淡水貯水設備は、複数の代替淡水源から淡水を供給できる設計とし、淡水が枯渇した場合に、海を利用できる設計とする。

代替格納容器スプレー冷却系（可搬型）は、代替所内電気設備を経由した常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電が可能な設計とする。また、可搬型代替注水中型ポンプ及び可搬型代替注水大型ポンプは、空冷式のディーゼルエンジンにより駆動できる設計とする。

代替格納容器スプレー冷却系（可搬型）は、炉心の著しい損傷及び原子炉格納容器の破

損を防止するための設備として兼用する設計とする。

残留熱除去系（格納容器スプレイ冷却系）は、常設代替交流電源設備からの給電により機能を復旧し、残留熱除去系ポンプによりサブプレッション・チェンバのプール水をドライウエル内及びサブプレッション・チェンバ内にスプレイすることで原子炉格納容器を冷却できる設計とする。

残留熱除去系（サブプレッション・プール冷却系）は、常設代替交流電源設備からの給電により機能を復旧し、残留熱除去系ポンプ及び熱交換器により、サブプレッション・チェンバのプール水を冷却することで原子炉格納容器を冷却できる設計とする。

3.2.4 重大事故等時における原子炉格納容器の過圧破損防止機能

炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器の過圧による破損を防止するために必要な重大事故等対処設備として、原子炉格納容器バウンダリを維持しながら原子炉格納容器内の圧力及び温度を低下させるための設備である代替循環冷却系及び原子炉格納容器内の圧力を大気中に逃がすための設備である格納容器圧力逃がし装置を設ける。

代替循環冷却系は、Mark-II型原子炉格納容器の特徴を踏まえ多重性を有する設計とし、代替循環冷却系ポンプによりサブプレッション・チェンバのプール水を残留熱除去系熱交換器にて冷却し、残留熱除去系等を経由して原子炉格納容器内へスプレイするとともに、原子炉注水及びサブプレッション・チェンバのプール水の除熱を行うことで、原子炉格納容器バウンダリを維持しながら原子炉格納容器内の圧力及び温度を低下できる設計とする。

原子炉格納容器内へスプレイされた水は、格納容器ベント管を経て、サブプレッション・チェンバに戻ることで循環できる設計とする。

代替循環冷却系は、代替所内電気設備を経由した常設代替交流電源設備からの給電が可能な設計とする。

格納容器圧力逃がし装置は、フィルタ装置（フィルタ容器、スクラビング水、金属フィルタ、よう素除去部）、圧力開放板、配管・弁類、計測制御装置等で構成し、原子炉格納容器内雰囲気ガスを不活性ガス系及び耐圧強化ベント系を経由して、フィルタ装置へ導き、放射性物質を低減させた後に原子炉建屋原子炉棟屋上に設ける放出口から排出（系統設計流量 13.4 kg/s（1 Pd において））することで、排気中に含まれる放射性物質の環境への放出量を低減しつつ、原子炉格納容器内の圧力及び温度を低下できる設計とする。

フィルタ装置は、排気中に含まれる粒子状放射性物質、ガス状の無機よう素及び有機よう素を除去できる設計とする。また、無機よう素をスクラビング水中に捕集・保持するためにアルカリ性の状態（pH13 以上）に維持する設計とする。

格納容器圧力逃がし装置はサブプレッション・チェンバ及びドライウエルと接続し、いずれからも排気できる設計とする。サブプレッション・チェンバ側からの排気ではサブプレッション・チェンバの水面からの高さを確保し、ドライウエル側からの排気では、ドライウエル床面からの高さを確保する設計とするとともに燃料有効長頂部よりも高い位置に接続箇所を設けることで、長期的にも熔融炉心及び水没の悪影響を受けない設計とする。

格納容器圧力逃がし装置は、排気中に含まれる可燃性ガスによる爆発を防ぐため、系統内を不活性ガス（窒素）で置換した状態で待機させ、不活性ガスで置換できる設計とする。とともに、系統内に可燃性ガスが蓄積する可能性のある箇所にはベントラインを設け、可燃性ガスを排出できる設計とすることで、系統内で水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に達することを防止できる設計とする。

格納容器圧力逃がし装置は、他の発電用原子炉施設とは共用しない設計とする。また、格納容器圧力逃がし装置と他の系統・機器を隔離する弁は直列で2個設置し、格納容器圧力逃がし装置と他の系統・機器を確実に隔離することで、悪影響を及ぼさない設計とする。

格納容器圧力逃がし装置の使用に際しては、原子炉格納容器が負圧とならないよう、代替格納容器スプレイ冷却系等による原子炉格納容器内へのスプレイは停止する運用とする。仮に、原子炉格納容器内にスプレイをする場合においても、原子炉格納容器内圧力が規定の圧力まで減圧した場合には、原子炉格納容器内へのスプレイを停止する運用とする。

格納容器圧力逃がし装置使用時の排出経路に設置される隔離弁は、遠隔人力操作機構（個数4）によって人力により容易かつ確実に操作が可能な設計とする。

排出経路に設置される隔離弁の電動弁については、常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電により、中央制御室から操作が可能な設計とする。

系統内に設ける圧力開放板は、格納容器圧力逃がし装置の使用の妨げにならないよう、原子炉格納容器からの排気圧力と比較して十分に低い圧力で破裂する設計とする。

格納容器圧力逃がし装置は、水の放射線分解により発生する水素がフィルタ装置内に蓄積することを防止するため、格納容器圧力逃がし装置使用後にフィルタ装置スクラビング水を移送ポンプ（容量10 m³/h/個、揚程40 m、個数1）によりサブプレッション・チェンバへ移送できる設計とする。

格納容器圧力逃がし装置は、西側淡水貯水設備又は代替淡水貯槽から、可搬型代替注水中型ポンプ又は可搬型代替注水大型ポンプによりフィルタ装置にスクラビング水を補給できる設計とする。また、代替淡水貯槽及び西側淡水貯水設備は、複数の代替淡水源から淡水を供給できる設計とし、淡水が枯渇した場合に、海を利用できる設計とする。

可燃性ガスによる爆発及び原子炉格納容器の負圧破損を防止するために必要な重大事故等対処設備として、窒素ガス代替注入系を設ける。

窒素ガス代替注入系は、窒素供給装置を用いて原子炉格納容器内に不活性ガス（窒素）の供給が可能な設計とする。

窒素供給装置用電源車は、窒素供給装置用電源車1台により、2台の窒素供給装置に給電できる設計とする。

3.2.5 重大事故等時における原子炉格納容器下部の熔融炉心冷却機能

炉心の著しい損傷が発生した場合において原子炉格納容器の破損を防止するため、熔融し、ペDESTAL（ドライウエル部）に落下した炉心を冷却するために必要な重大事故等対処設備として、格納容器下部注水系（常設）、格納容器下部注水系（可搬型）及びペDESTAL排水系を設ける。また、熔融炉心がペDESTAL（ドライウエル部）に落下するまでに、

ペDESTAL（ドライウエル部）にあらかじめ十分な水位を確保し、落下した溶融炉心の冷却が可能な設計とする。なお、格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL（ドライウエル部）への注水及び格納容器下部注水系（可搬型）によるペDESTAL（ドライウエル部）への注水と合わせて、溶融炉心が原子炉圧力容器からペDESTAL（ドライウエル部）へ落下する場合に、溶融炉心とペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートの相互作用による侵食及び溶融炉心からペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートへの熱影響を抑制するため、ペDESTAL（ドライウエル部）にコリウムシールドを設ける。

格納容器下部注水系（常設）は、常設低圧代替注水系ポンプにより、代替淡水貯槽の水を格納容器下部注水系配管等を経由してペDESTAL（ドライウエル部）へ注水し、溶融炉心が落下するまでにペDESTAL（ドライウエル部）にあらかじめ十分な水位を確保するとともに、落下した溶融炉心を冷却できる設計とする。

格納容器下部注水系（常設）の水源である代替淡水貯槽は、複数の代替淡水源から淡水を供給できる設計とし、淡水が枯渇した場合に、海を利用できる設計とする。

格納容器下部注水系（常設）は、代替所内電気設備を経由した常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電が可能な設計とする。

格納容器下部注水系（可搬型）は、可搬型代替注水中型ポンプ（直列2台）により、西側淡水貯水設備の水を建屋内にあらかじめ敷設した格納容器下部注水系配管等を経由してペDESTAL（ドライウエル部）へ注水し、溶融炉心が落下するまでにペDESTAL（ドライウエル部）にあらかじめ十分な水位を確保するとともに、落下した溶融炉心を冷却できる設計とする。

格納容器下部注水系（可搬型）の水源である西側貯水設備は、複数の代替淡水源から淡水を供給できる設計とし、淡水が枯渇した場合に、海を利用できる設計とする。

格納容器下部注水系（可搬型）は、代替所内電気設備を経由した常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電が可能な設計とする。また、可搬型代替注水中型ポンプは、空冷式のディーゼルエンジンにより駆動できる設計とする。

なお、可搬型代替注水大型ポンプにより代替淡水貯槽の水を建屋内にあらかじめ敷設した格納容器下部注水系配管等を経由してペDESTAL（ドライウエル部）へ注水し、溶融炉心が落下するまでにペDESTAL（ドライウエル部）にあらかじめ十分な水位を確保するとともに、落下した溶融炉心を冷却できる設計とする。

コリウムシールドは、溶融炉心がペDESTAL（ドライウエル部）へと落下した場合において、溶融炉心とペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートの相互作用による侵食及び溶融炉心からペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートへの熱影響を抑制するため、寸法が高さ1.88 m、厚さ0.15 m、材料がジルコニア（ ZrO_2 ）、個数が1個の設計とする。なお、コリウムシールドは耐震性を有する設計とする。

ペDESTAL排水系は、ドライウエル圧力高信号及び原子炉水位異常低下信号（L1）により、ペDESTAL（ドライウエル部）内へ流入する配管に対してペDESTAL（ドライウエル部）外側に設置した制限弁を自動閉止し、ペDESTAL（ドライウエル部）への流入水を制限するとともに、格納容器床ドレンサンプに貯留された水が格納容器床ドレンサンプ及び

格納容器機器ドレンサンプの排水流路により排出されることで、必要な水位を維持できる設計とする。また、ベント管に接続する排水弁は、原子炉圧力容器破損前に閉とし、原子炉圧力容器破損後のペDESTAL水のサブプレッション・チェンバへの流出を防止する設計とする。

格納容器床ドレンサンプの排水流路のうち、格納容器床ドレンサンプ導水管は、ペDESTAL（ドライウェル部）内の水位を常時1 mに維持するため、格納容器床ドレンサンプ床面から高さが1 mの設計とする。また、格納容器機器ドレンサンプの排水流路のうち、格納容器機器ドレンサンプ導水管は、ペDESTAL（ドライウェル部）内の水位が1.2 m以上であるときに、格納容器床ドレンサンプの排水流路に加え、格納容器機器ドレンサンプの排水流路から排出するため、格納容器床ドレンサンプ床面から高さが1.2 mの設計とする。なお、格納容器床ドレンサンプ及び格納容器機器ドレンサンプの排水流路は、原子炉圧力容器破損後に排水流路内でデブリが凝固する構造とし、サブプレッション・チェンバへのデブリ流出を防止する設計とする。

原子炉圧力容器破損前までに想定される落下物により、格納容器床ドレンサンプ導水管及び格納容器機器ドレンサンプ導水管が損傷することを防止するため、格納容器床ドレンサンプ導水管カバー及び格納容器機器ドレンサンプ導水管カバーを設ける設計とする。また、格納容器床ドレンサンプ導水管カバー及び格納容器機器ドレンサンプ導水管カバーは、異物による排水機能への悪影響を防止するため、異物混入防止機能を有した設計とする。なお、格納容器床ドレンサンプ導水管カバー及び格納容器機器ドレンサンプ導水管カバーは耐震性を有した設計とする。

炉心の著しい損傷が発生した場合に溶融炉心のペDESTAL（ドライウェル部）の床面への落下を遅延・防止するための重大事故等対処設備として、低圧代替注水系（常設）、低圧代替注水系（可搬型）、高圧代替注水系、代替循環冷却系及びほう酸水注入系を設ける。

低圧代替注水系（常設）、低圧代替注水系（可搬型）、高圧代替注水系、代替循環冷却系及びほう酸水注入系は、低圧代替注水系（常設）、低圧代替注水系（可搬型）、高圧代替注水系及び代替循環冷却系のいずれかと並行してほう酸水注入系による原子炉圧力容器への注水を行うことで溶融炉心を冷却できる設計とする。

低圧代替注水系（常設）は、常設低圧代替注水系ポンプにより、代替淡水貯槽の水を残留熱除去系等を経由して原子炉圧力容器へ注水することで溶融炉心を冷却できる設計とする。

低圧代替注水系（常設）の水源である代替淡水貯槽は、複数の代替淡水源から淡水を供給できる設計とし、淡水が枯渇した場合に、海を利用できる設計とする。

低圧代替注水系（可搬型）は、可搬型代替注水中型ポンプ（直列2台）により西側淡水貯水設備の水を、可搬型代替注水大型ポンプにより代替淡水貯槽の水を低圧炉心スプレイ系等又は残留熱除去系等を経由して原子炉圧力容器に注水することで溶融炉心を冷却できる設計とする。

低圧代替注水系（可搬型）の水源である代替淡水貯槽及び西側貯水設備は、複数の代替淡水源から淡水を供給できる設計とし、淡水が枯渇した場合に、海を利用できる設計とする。

る。

高圧代替注水系は、蒸気タービン駆動ポンプによりサブプレッション・チェンバのプール水を高圧炉心スプレイ系等を経由して、原子炉压力容器へ注水することで溶融炉心を冷却できる設計とする。

代替循環冷却系は、代替循環冷却系ポンプにより、サブプレッション・チェンバのプール水を残留熱除去系等を経由して原子炉压力容器へ注水することで溶融炉心を冷却できる設計とする。

ほう酸水注入系は、ほう酸水注入ポンプにより、ほう酸水を原子炉压力容器へ注入することで、溶融炉心のペDESTAL（ドライウェル部）の床面への落下を遅延・防止する設計とする。

3.2.6 重大事故等時における水素爆発による原子炉格納容器の破損防止機能

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の重大事故等対処設備として、原子炉格納容器内を不活性化するための設備である窒素供給装置及び原子炉格納容器内に滞留する水素及び酸素を大気へ排出するための設備である格納容器圧力逃がし装置を設ける。

また、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、発電用原子炉の運転中は、原子炉格納容器内を不活性ガス系により常時不活性化する設計とする。

窒素供給装置は、原子炉格納容器内に窒素を供給することで、ジルコニウム-水反応及び水の放射線分解等により原子炉格納容器内に発生する水素及び酸素の濃度を可燃限界未満にできる設計とする。

窒素供給装置は、窒素供給装置用電源車から給電できる設計とする。

格納容器圧力逃がし装置は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器内雰囲気ガスを不活性ガス系等を経由して、フィルタ装置へ導き、放射性物質を低減させた後に原子炉建屋原子炉棟屋上に設ける放出口から排出することで、排気中に含まれる放射性物質の環境への排出を低減しつつ、ジルコニウム-水反応及び水の放射線分解等により発生する原子炉格納容器内の水素及び酸素を大気に排出できる設計とする。

格納容器圧力逃がし装置は、排気中に含まれる可燃性ガスによる爆発を防ぐため、系統内を不活性ガス（窒素）で置換した状態で待機させ、ベント開始後においても不活性ガスで置換できる設計とし、排出経路に可燃性ガスが蓄積する可能性のある箇所にはベントラインを設け、可燃性ガスを排出できる設計とすることで、系統内で水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に達することを防止できる設計とする。

なお、詳細はV-1-8-2「原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する説明書」に示す。

3.2.7 重大事故等時における水素爆発による原子炉建屋等の損傷防止機能

炉心の著しい損傷が発生した場合において原子炉建屋等の水素爆発による損傷を防止するために原子炉格納容器から原子炉建屋原子炉棟内に漏えいした水素等を含む気体を排出

するとともに、放射性物質を低減するための重大事故等対処設備として、水素排出設備である原子炉建屋ガス処理系を設ける。また、原子炉建屋原子炉棟内の水素濃度上昇を抑制し、水素濃度を可燃限界未満に制御するための重大事故等対処設備として、水素濃度制御設備である静的触媒式水素再結合器を設ける。

水素排出設備である原子炉建屋ガス処理系の非常用ガス処理系排風機及び非常用ガス再循環系排風機は、負圧達成機能及び負圧維持機能をもち、原子炉格納容器から原子炉建屋原子炉棟内に漏えいする水素等を含む気体を吸引し、非常用ガス処理系フィルタトレイン及び非常用ガス再循環系フィルタトレインにて放射性物質を低減して主排気筒に隣接する非常用ガス処理系排気筒から排出することで、原子炉建屋原子炉棟内に水素が滞留せず、水素爆発による原子炉建屋原子炉棟の損傷の防止が可能な設計とする。

水素濃度制御設備である静的触媒式水素再結合器は、運転員の起動操作を必要とせず、原子炉格納容器から原子炉建屋原子炉棟内に漏えいした水素と酸素を触媒反応によって再結合させることで、原子炉建屋原子炉棟内の水素濃度の上昇を抑制し、原子炉建屋原子炉棟の水素爆発を防止できる設計とする。

なお、詳細はV-1-8-2「原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する説明書」に示す。

3.2.8 原子炉格納容器外面への放水設備等

炉心の著しい損傷及び原子炉格納容器の破損に至った場合において、発電所外への放射性物質の拡散を抑制するための重大事故等対処設備として、原子炉建屋放水設備及び海洋拡散抑制設備を設ける。また、原子炉建屋周辺における航空機衝突による航空機燃料火災に対応できる設備として、原子炉建屋放水設備を設ける設計とする。

大気への拡散を抑制するための重大事故等対処設備として、原子炉建屋放水設備は、可搬型代替注水大型ポンプにより海水を取水し、ホースを経由して放水砲から原子炉建屋へ放水できる設計とする。可搬型代替注水大型ポンプ及び放水砲は、設置場所を任意に設定し、複数の方向から原子炉建屋に向けて放水できる設計とする。また、原子炉建屋周辺における航空機衝突による航空機燃料火災に対応するため、可搬型代替注水大型ポンプにより泡混合器を通して、海水を泡消火薬剤と混合しながらホースを経由して放水砲から原子炉建屋周辺へ放水できる設計とする。

海洋への放射性物質の拡散を抑制するための重大事故等対処設備として、海洋拡散抑制設備は、汚濁防止膜等で構成し、汚濁防止膜（可搬型）は、汚染水が発電所から海洋に流出する雨水排水路集水柵及び放水路に設置できる設計とする。

汚濁防止膜（可搬型）は、海洋への放射性物質の拡散を抑制するため、設置場所に応じた高さ及び幅を有する設計とする。また、予備については、保守点検は目視点検であり、保守点検中でも使用可能であるため、保守点検用は考慮せずに、破れ等の破損時の予備用として各設置場所に保管する。

3.2.9 重大事故等時の動荷重

重大事故等時は、設計基準事故時と事故進展が異なるため、設計基準事故時に生じる原子炉冷却材喪失時の動荷重及び逃がし安全弁作動時以外の動荷重が加わる。

そこで、炉心損傷防止対策の有効性評価における重要事故シーケンス及び格納容器破損防止対策の有効性評価における評価事故シーケンス（以下「重要事故シーケンス等」という。）ごとの事故進展を考慮し、重大事故等時の動荷重を抽出した。

その結果、設計基準事故時の動荷重である原子炉冷却材喪失時及び逃がし安全弁作動時以外に、以下の重要事故シーケンス等における動荷重を新たに抽出した。

- ・原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用時の蒸気発生に伴う圧力上昇
- ・雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）時の格納容器ベントによる減圧

これらの動荷重については、影響を評価した結果、原子炉冷却材喪失時の動荷重に対して同等以下であり、設計基準事故時の動荷重に包絡される。

一方で、以下の重要事故シーケンス等の状態は設計基準事故時の範囲を逸脱しており、この際に生じる逃がし安全弁作動時の動荷重は設計基準事故時より大きくなる可能性が考えられる。

- ・全交流動力電源喪失のプール水の温度上昇時
- ・原子炉停止機能喪失時の逃がし安全弁 18 弁作動時
- ・原子炉停止機能喪失時の原子炉圧力容器圧力上昇時
- ・高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の発生防止のための逃がし安全弁作動に伴う過熱蒸気発生時

これらのうち、原子炉停止機能喪失時の原子炉圧力容器圧力上昇時の動荷重は、設計基準事故時の逃がし安全弁作動時の動荷重よりも大きくなる可能性があることから、重大事故等時の動荷重として、新たに考慮する。

上記以外の状態については、影響を評価した結果、設計基準事故時の逃がし安全弁の動荷重に対して同等以下であり、設計基準事故時の動荷重に包絡される。

3.2.10 荷重の組合せ

原子炉格納施設の重大事故等時における荷重の組合せを表 3-11 に示す。なお、応力計算はそれぞれの荷重の組合せの中で最も厳しい条件について行う。また、荷重の発生する時間が明らかに異なる場合は時間のずれを考慮する。

表 3-11 重大事故等時の荷重の組合せ

No.	荷重の組合せ		許容応力状態	死荷重*3	活荷重(燃料交換時)	圧力				最大温度*5	事故時荷重*6	動荷重*7		
	各運転状態による荷重	地震				限界圧力	最大圧力*4	SA(L) 圧力	SA(LL) 圧力			逃がし安全弁作動時	原子炉冷却材喪失事故	原子炉圧力容器外の溶融燃料冷却材相互作用
SA1	SA短期における荷重	-	V _A	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
SA2	SA短期における荷重*1	-	V _A	○	-	○*8	-	-	-	-	○*8	-	-	-
SA2'	SA短期における荷重*2	-	V _A	○	-	○	-	-	-	-	○	○	-	-
SA3	SA短期における荷重	-	V _A	○	-	○	-	-	-	-	-	○*9	-	-
SA4	SA短期における荷重	-	V _A	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○*9	-
SA5	SA短期における荷重	-	V _A	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	○*9
SA6	SA長期(L)における荷重	S _d	V _A S	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
SA7	SA長期(L)における荷重	S _d	V _A S	○	-	-	○	-	-	-	-	-	○	-
SA8	SA長期(LL)における荷重	S _s	V _A S	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-

注記 *1: 原子炉停止機能喪失時の有効性評価結果を考慮

*2: 原子炉冷却材喪失事故時注水機能喪失(中小破断)の有効性評価結果を考慮

*3: 各運転状態による荷重の組合せで最も厳しいプールの水位を考慮

*4: 各運転状態による荷重の組合せで想定される最大圧力を考慮

*5: 重大事故等の最大温度による影響は発生する回数が1回であり、疲労破壊には顕著な影響を与えないため、組み合わせない

*6: 疲労評価は不要であるため、一次二次応力評価は不要とする

*7: 重大事故等時の事象発生直後に生じる荷重であり、設計基準準事故時に考慮されているため、組み合わせない

*8: 最大圧力と逃がし安全弁作動時の組合せについては原子炉停止機能喪失時の原子炉格納容器最大圧力時の内圧による影響又は原子炉圧力容器最大圧力時の動

荷重(圧力波による荷重 \square kPa / \square kPa) による影響が最も小さくなるものを考慮

*9: 長期間継続するチャタリング荷重と組み合わせる

4. 重大事故等時における原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能評価及びその他影響確認
重大事故等時の評価温度，評価圧力に対して原子炉格納容器の構造健全性及び機能維持について評価する。

4.1 重大事故等時における原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能評価

4.1.1 評価方針

「3.2.1 重大事故等時の評価温度，評価圧力」で設定した重大事故等時の原子炉格納容器の評価温度（200℃），評価圧力（2Pd）を用いて，その環境下での原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能について評価部位ごとに評価することにより，その機能が損なわれることがないことを確認する。

原子炉格納容器の放射性物質の閉じ込め機能を確認するため，200℃，2Pdの環境下で原子炉格納容器本体及び開口部等のリークパスとなる可能性のある部位を抽出し，規格を用いた構造健全性評価にて原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能について確認する。

さらに，福島第一原子力発電所での事故において，原子炉格納容器からの漏えい要因の一つとして指摘されている原子炉格納容器に設置されるフランジ部等のシール部についても評価部位として抽出し，試験結果を用いた機能維持評価により原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能について確認する。

4.1.2 評価対象部位及び評価対象部位における機能喪失要因

図3-3～図3-9「原子炉格納容器バウンダリ及び隔離弁 全体概要図」に示す原子炉格納容器バウンダリを構成する機器から，以下のとおり評価対象部位を抽出し，評価部位ごとに放射性物質の閉じ込め機能喪失の要因を抽出する。

評価対象部位として200℃，2Pdの環境下で原子炉格納容器の放射性物質の閉じ込め機能が損なわれることがないよう原子炉格納容器本体について強度評価する。また，原子炉格納容器の開口部及び貫通部については，構造上原子炉格納容器の変位荷重等の影響によりリークパスになる可能性があるため，評価対象部位として抽出する。開口部のシール部についても，ガスケットの劣化及びシール部の変形に伴いリークパスになる可能性があるため評価対象部位とする。

原子炉格納容器の機能喪失要因としては脆性破壊，疲労破壊，座屈及び延性破壊が考えられるため，これらの破損モードの中から原子炉格納容器内の環境条件等を考慮し，評価対象ごとに想定される機能喪失要因を抽出する。

機能喪失要因の詳細な抽出内容については別添1の評価対象ごとの「評価方針」の項にて説明する。

以下に，原子炉格納容器バウンダリ構成部である評価対象部位を以下に示す。また，バウンダリ構成部の概要図を図4-1に示す。

- ① 原子炉格納容器本体
- ② トップヘッドフランジ
- ③ 機器搬入用ハッチ
- ④ サプレッション・チェンバアクセスハッチ

- ⑤ 所員用エアロック
- ⑥ 配管貫通部
 - ・接続配管
 - ・スリーブ
 - ・平板類※，セーフエンド，伸縮継手
- ※：平板，穴あき平板，フランジ，ボルト締め平板，フルードヘッド
- ⑦ 電気配線貫通部
 - ・アダプタ，ヘッダ，モジュール
- ⑧ 原子炉格納容器隔離弁

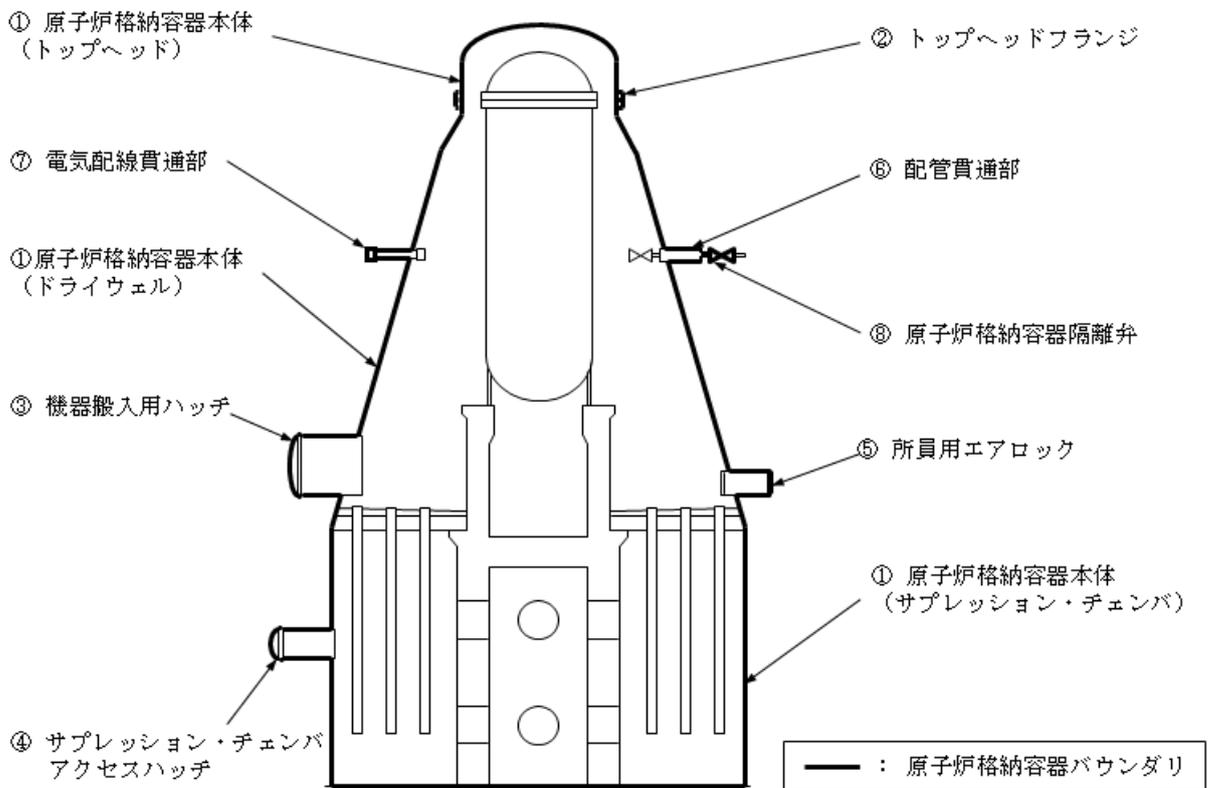


図4-1 原子炉格納容器バウンダリ構成部の概要図

原子炉格納容器バウンダリ構成部の重大事故時における放射性物質の閉じ込め機能喪失の要因（以下「機能喪失要因」という。）として，原子炉格納容器内の温度，圧力条件や原子炉格納容器本体の変形から，表 4-1 に示す機能喪失要因が想定される。

表 4-1 評価対象における機能喪失要因

評価対象		機能喪失要因	
		構造部	シール部
①原子炉格納容器本体 (トップヘッド, ドライウエル, サプレッション・チェンバ)	一般構造部	延性破壊	—
	構造不連続部	延性破壊	—
②トップヘッドフランジ	フランジ部	延性破壊	開口, シール材劣化
③機器搬入用ハッチ	円筒胴	延性破壊	—
	鏡板	延性破壊	—
	フランジ部	延性破壊	開口, シール材劣化
④サプレッション・チェンバ アクセスハッチ	円筒胴	延性破壊	—
	鏡板	延性破壊	—
	フランジ部	延性破壊	開口, シール材劣化
⑤所員用エアロック	円筒胴, 隔壁	延性破壊	—
	扉板	—	開口, シール材劣化
	シール部 (扉以外)	—	シール材劣化
⑥配管貫通部	接続配管	延性破壊	—
	スリーブ (本体・取付部)	延性破壊	—
	平板類	延性破壊	開口, シール材劣化
	セーフエンド	延性破壊	—
	伸縮継手	疲労破壊	—
⑦電気配線貫通部	アダプタ	延性破壊	—
	ヘッダ	延性破壊	—
	モジュール	—	シール材劣化
⑧原子炉格納容器隔離弁	耐圧部 (弁箱)	延性破壊	—
	シール部	—	シール材劣化

4.1.3 評価方法

機能喪失要因に対する評価方法は、各評価対象に対し放射性物質の閉じ込め機能を確保できる判断基準を設定し、以下の(a)～(c)のいずれかの方法により評価し、200 °C、2Pdの環境下での構造健全性及びシール部の機能維持を確認する。

- (a) 「発電用原子力設備規格（設計・建設規格（2005年版（2007年追補版含む。））J S M E S N C 1-2005/2007）」（以下「設計・建設規格」という。）等に準拠した評価
- (b) 設計・建設規格の準用等による評価
- (c) 既往研究又は解析結果等を活用した評価

評価方法による評価対象の分類を図4-2及び表4-2に示す。

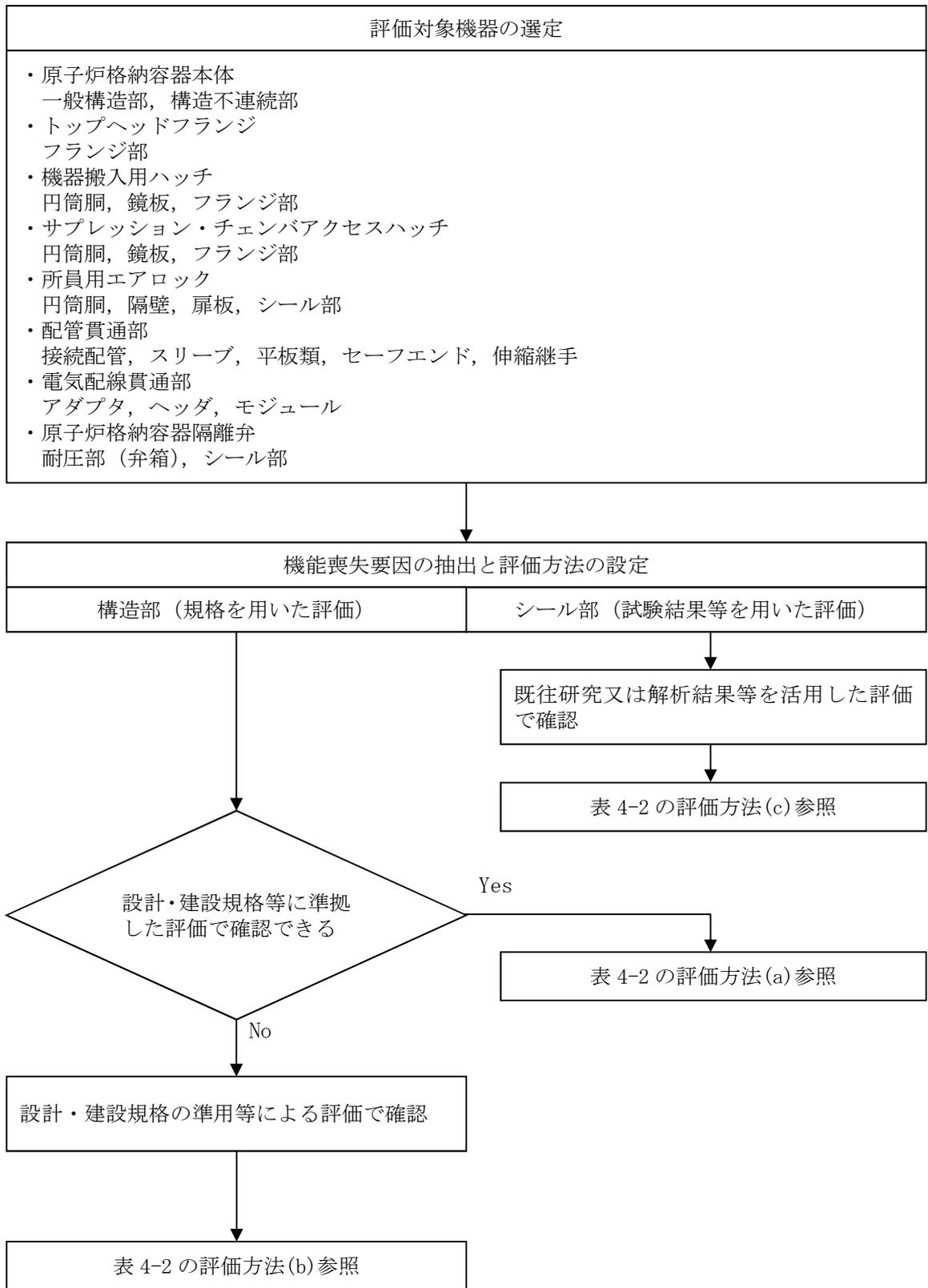


図4-2 評価方法による評価対象の分類

表4-2 評価対象の分類及び評価内容 (1/2)

評価対象	想定される機能喪失要因	評価方法*1	評価方法の概要	判定基準
本格炉格納容器本体	一般構造部、構造不連続部	(b)	原子炉格納容器本体の一般構造部について、設計・建設規格の評価式を準用し、200℃における2/3Su値が発生するときの許容圧力を算出。 ^{*2}	0.62 MPa [lgage] (2 Pd) 以上の水頭圧以上
		(a)	V-3-9-1-1「原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載。	
ハッチ類	トッドフラジ	(a)	V-3-9-1-1「原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載。	
	搬入用ハッチ	(c)	有限要素法を用いた弾塑性解析結果による開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき評価を実施。	シール部が健全であること
		(b)	円筒胴及び鏡板について、設計・建設規格の評価式を準用し、2/3Su値 (200℃) に相当する許容圧力を評価 ^{*2}	0.62 MPa [lgage] (2 Pd) 以上
		(a)	V-3-9-1-2「機器搬出入口の強度計算書」に記載。	
		(c)	有限要素法を用いた弾塑性解析結果による開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき評価を実施。	シール部が健全であること
		(b)	円筒胴及び鏡板について、設計・建設規格の評価式を準用し、2/3Su値 (200℃) に相当する許容圧力を評価 ^{*2}	0.62 MPa [lgage] (2 Pd) 以上
		(a)	V-3-9-1-3「エアロロックの強度計算書」に記載。	
		(c)	有限要素法を用いた弾塑性解析結果による開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき評価を実施。	シール部が健全であること
		(b)	円筒胴について、設計・建設規格の評価式を準用し、2/3Su値 (200℃) に相当する許容圧力を評価 ^{*2}	0.62 MPa [lgage] (2 Pd) 以上
		(a)	V-3-9-1-3「エアロロックの強度計算書」に記載。	
所員用エアロック	延性破壊 (円筒胴)	(b)	円筒胴について、設計・建設規格の評価式を準用し、2/3Su値 (200℃) に相当する許容圧力を評価 ^{*2}	0.62 MPa [lgage] (2 Pd) 以上
	延性破壊 (円筒胴、隔壁)	(a)	V-3-9-1-3「エアロロックの強度計算書」に記載。	
	開口、高温劣化 (扉板シール部)	(b)	機械工学便覧のほりのたわみ計算式を用いた開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき評価を実施。	シール部が健全であること
	開口、高温劣化 (その他シール部)	(c)	シール材について、ガスケットの試験結果及び材料特性により耐性を評価。	シール部が健全であること

表4-2 評価対象の分類及び評価内容 (2/2)

評価対象	想定される機能喪失要因	評価方法*1	評価方法の概要	判定基準	
配管貫通部	接続配管	(a)	V-3-5-4-1「高圧炉心スプレイス系の強度計算書」に記載。	0.62 MPa[gage] (2 Pd) 以上	
	スリーブ	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し、2/3Su 値 (200 °C) に相当する許容圧力を評価。*2		
	平板類	延性破壊 (スリーブ本体)	(a)	V-3-9-1-4-1「原子炉格納容器貫通部の強度計算書」に記載。	0.62 MPa[gage] (2 Pd) 以上 許容応力以下 総有効断面積以下 シール部が健全であること
		延性破壊 (スリーブ取付部)	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し、2/3Su 値 (200 °C) に相当する許容圧力を評価。*2	
		延性破壊 (ボルト締め平板)	(b)	設計・建設規格を適用し、J I S B 8 2 6 5 に基づいて 200°C, 2Pd におけるフランジの発生応力及びボルトの必要総有効断面積を評価。	
		延性破壊 (フランジ, ボルト)	(b)	文献の理論式を用いて 200°C, 2Pd における開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき評価を実施。	
	セーフエンド	開口, 高温劣化 (シール部)	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し、2/3Su 値 (200 °C) に相当する許容圧力を評価。*2	0.62 MPa[gage] (2 Pd) 以上
	電気配線	伸縮継手	(a)	V-3-9-1-4-2「原子炉格納容器貫通部ベロローズの強度計算書」に記載。	0.62 MPa[gage] (2 Pd) 以上
		アダプタ	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し、2/3Su 値 (200 °C) に相当する許容圧力を評価。*2	
		ヘッド	(c)	電気ベネ共研, NUPEC 試験等の結果により, 200 °C, 2 Pd における耐漏えい性を評価。	
原子炉格納容器隔離弁	モジュール	(a)	レーティング設計 (圧力クラス 1.03 MPa) の 200 °C における許容圧力により評価。	0.62 MPa[gage] (2Pd) 以上 設計漏えい量以下	
	不活性ガス系バタフライ弁	(c)	実機を模擬した漏えい確認試験(200 °C, 2 Pd 以上)により評価。		
	TIP ボール弁	延性破壊	(a)	レーティング設計 (圧力クラス 1.03 MPa) の 200 °C における許容圧力により評価。	0.62 MPa[gage] (2Pd) 以上 シール部が健全であること
		高温劣化 (シール部)	(c)	シール材について, ガスケットの試験結果より耐性を評価。	

注記 *1: (a) 設計・建設規格等に準拠した評価

(b) 設計・建設規格の準用等による評価

(c) 既往研究及び解析結果等を活用した評価

*2: 設計・建設規格における必要な厚さを求める式により許容圧力を算出

4.1.4 評価結果

原子炉格納容器本体及び原子炉格納容器に設置されている開口部（機器搬入用ハッチ，サブプレッション・チェンバアクセスハッチ，所員用エアロック）については，設計・建設規格の規格式による応力評価等を行い，判定値を満足することにより200 °C，2 Pdの環境下での構造健全性を確認した。

原子炉格納容器貫通部（配管貫通部，電気配線貫通部）及び原子炉格納容器隔離弁については，設計・建設規格等による評価を行い，判定値を満足することにより200 °C，2 Pdの環境下での構造健全性を確認した。

また，機器搬入用ハッチ，サブプレッション・チェンバアクセスハッチ等の開口部のシーリング部，不活性ガス系バタフライ弁等については電気ペネ共研等での試験結果を基に評価を行い，200 °C，2 Pdの環境下での機能維持が可能であることを確認した。

表 4-3 評価結果まとめ (1/2)

評価対象	評価点	評価方法	評価条件	評価値*1	判定基準	評価結果
原子炉格納容器本体	一般構造部	設計・建設規格を準用	200 °C 2 Pd	許容圧力 [] MPa [gage] (円筒胴部)	[] MPa [gage] (2 Pd+SA 時の水頭圧) 以上	破断せず
	構造不連続部	V-3-9-1-1 「原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載。				
トップヘッドフランジ	構造部 (フランジ, ボルト)	V-3-9-1-1 「原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載。				
	シール部 (フランジ, ガスケット)	有限要素法 (FEM) ガスケット試験	200 °C 2 Pd	開口量 [] mm (内側), [] mm (外側)	許容開口量 [] mm) 以下	シール機能維持*2
機器搬入用ハッチ	構造部 (円筒胴, 鏡板)	設計・建設規格準用	200 °C 2 Pd	許容圧力 (円筒胴) [] MPa [gage] 許容圧力 (鏡板) [] MPa [gage]	0.62 MPa [gage] (2 Pd) 以上 0.62 MPa [gage] (2 Pd) 以上	破断せず
	構造部 (円筒胴, 鏡板, フランジ, ボルト)	V-3-9-1-2 「機器搬入出入口の強度計算書」に記載。				
サブレーション・チェンバ アクセスハッチ	シール部 (フランジ, ガスケット)	有限要素法 (FEM) ガスケット試験	200 °C 2 Pd	開口量 [] mm (内側), [] mm (外側)	許容開口量 [] mm) 以下	シール機能維持*2
	構造部 (円筒胴, 鏡板)	設計・建設規格準用	200 °C 2 Pd	許容圧力 (円筒胴) [] MPa [gage] 許容圧力 (鏡板) [] MPa [gage]	[] MPa [gage] (2 Pd) 以上 [] MPa [gage] (2 Pd) 以上	破断せず
所員用エアロック	構造部 (円筒胴)	V-3-9-1-3 「エアロックの強度計算書」に記載。				
	構造部 (隔壁)	有限要素法 (FEM) ガスケット試験	200 °C 2 Pd	開口量 [] mm (内側), [] mm (外側)	許容開口量 [] mm) 以下	シール機能維持*2
所員用エアロック	構造部 (厚板シール部)	設計・建設規格を準用	200 °C 2 Pd	許容圧力 [] MPa [gage]	0.62 MPa [gage] (2 Pd) 以上	破断せず
	シール部 (その他シール部)	V-3-9-1-3 「エアロックの強度計算書」に記載。				
所員用エアロック	シール部 (厚板シール部)	機械工学便覧 ガスケット試験	200 °C 2 Pd	開口量 [] mm	許容開口量 [] mm) 以下	シール機能維持*2
	シール部 (その他シール部)	ガスケット試験 材料仕様	200 °C	200 °C 以上	200 °C 以上	シール機能維持*3

注記 *1: 複数評価している項目は最も厳しい値を記載

*2: フランジ部の形状・寸法に基づき解析等により算出した開口量が圧縮永久ひずみ試験結果及び実機フランジ模擬試験の漏えい試験結果に基づき設定した許容開口量以下であることを確認

*3: シール材の試験結果又は材料仕様により高温環境下における耐性を確認

*4: 試験における漏えい量が設計漏えい量以下であることを確認

表 4-3 評価結果まとめ (2/2)

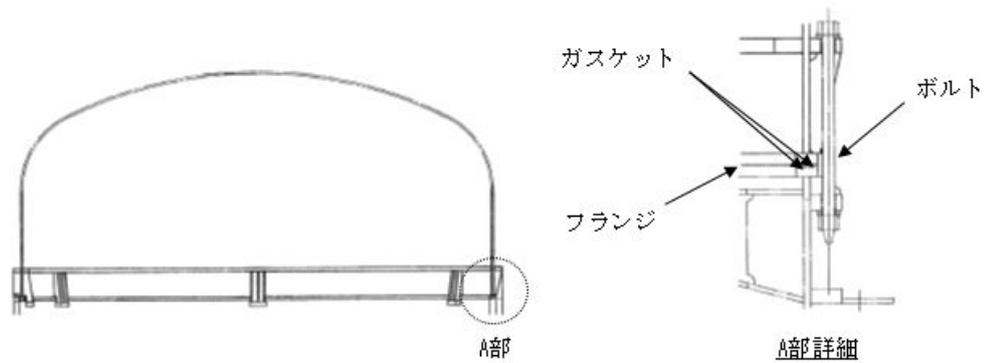
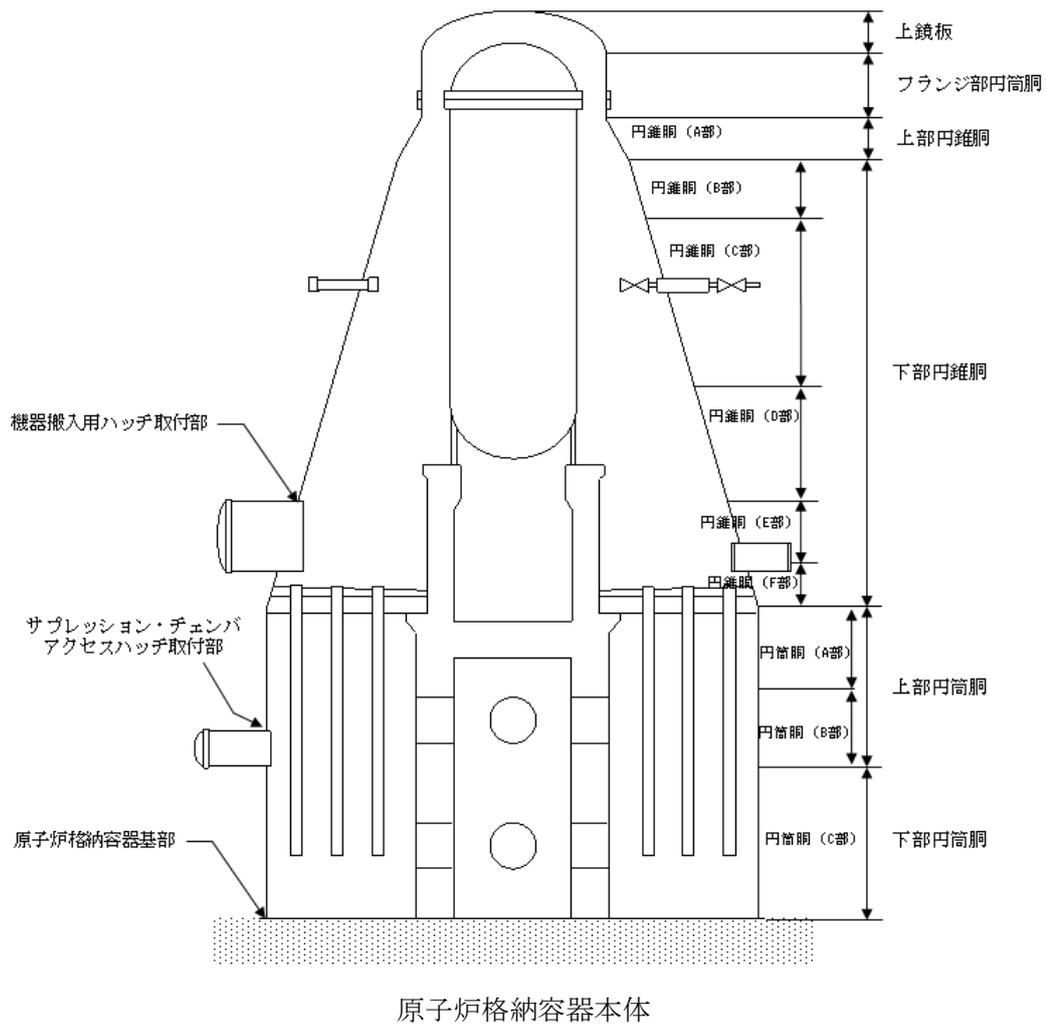
評価対象	評価点	評価方法	評価条件	評価値*1	判定基準	評価結果
接続配管	同左	V-3-5-4-1「高圧炉心スプレイス系の強度計算書」に記載。				
	スリーブ本体	設計・建設規格を準用	200 °C 2 Pd	許容圧力 (X-18) : <input type="text"/> MPa [gage]	0.62 MPa [gage] (2 Pd) 以上	破断せず
配管貫通部	スリーブ取付部	V-3-9-1-4-1「原子炉格納容器貫通部の強度計算書」に記載。				
	平板類	設計・建設規格を準用				
	構造部 (ボルト締め平板)	J I S B 8 2 6 5	200 °C 2 Pd	許容圧力 (X-28) : <input type="text"/> MPa [gage] 発生応力 (X-28 フランジ) : 124 MPa 必要有効断面積 (X-28 ボルト) : 1.212 × 10 ³ mm ²	0.62 MPa [gage] (2 Pd) 以上 許容応力 (281 MPa) 以下 総有効断面積 (6.765 × 10 ³ mm ²) 以下	破断せず 破断せず
	シール部 (フランジ, ガスケット)	文献の理論式	200 °C 2 Pd	開口量 : <input type="text"/> mm	許容開口量 <input type="text"/> (mm) 以下	シール機能維持*2
セーフエントド	同左	設計・建設規格を準用	200 °C 2 Pd	許容圧力 (X-18) : <input type="text"/> MPa [gage]	0.62 MPa [gage] (2 Pd) 以上	破断せず
伸縮継手	同左	V-3-9-1-4-2「原子炉格納容器貫通部ベローズの強度計算書」に記載。				
電気配線貫通部	アダプタ	設計・建設規格を準用	200 °C 2 Pd	許容圧力 (低圧) : <input type="text"/> MPa [gage] 許容圧力 (高圧) : <input type="text"/> MPa [gage]	0.62 MPa [gage] (2 Pd) 以上	破断せず
	ヘッダ	設計・建設規格を準用	200 °C 2 Pd	許容圧力 (低圧) : <input type="text"/> MPa [gage] 許容圧力 (高圧) : <input type="text"/> MPa [gage]	0.62 MPa [gage] (2 Pd) 以上	破断せず
	モジュール	電気ペネ共研, NUPEC 試験	200 °C 2 Pd	漏えいなし	設計漏えい量以下	シール機能維持*4
	不活性ガス系 バタフライ弁	レーティング設計	200 °C 2 Pd	許容圧力 : 1.40 MPa [gage]	0.62 MPa [gage] (2Pd) 以上	破断せず
原子炉格納容器隔離弁	弁シール部	漏えい確認試験	200 °C 2 Pd	漏えいなし	設計漏えい量以下	シール機能維持*4
	耐圧部 (弁箱)	レーティング設計	200 °C 2 Pd	許容圧力 : 1.32 MPa [gage]	0.62 MPa [gage] (2Pd) 以上	破断せず
	シール部	ガスケット試験	200 °C 2 Pd	200 °C 以上	200 °C 以上	シール機能維持*3

注記 *1: 複数評価している項目は最も厳しい値を記載

*2: フランジ部の形状・寸法に基づき算出した開口量が圧縮永久ひずみ試験結果及び実機フランジ模擬試験の漏えい試験結果に基づき設定した許容開口量以下であることを確認

*3: シール材の試験結果又は材料仕様により高温環境下における耐性を確認

*4: 試験における漏えい量が設計漏えい量以下であることを確認



トップヘッドフランジ

図 4-3 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (1/5)

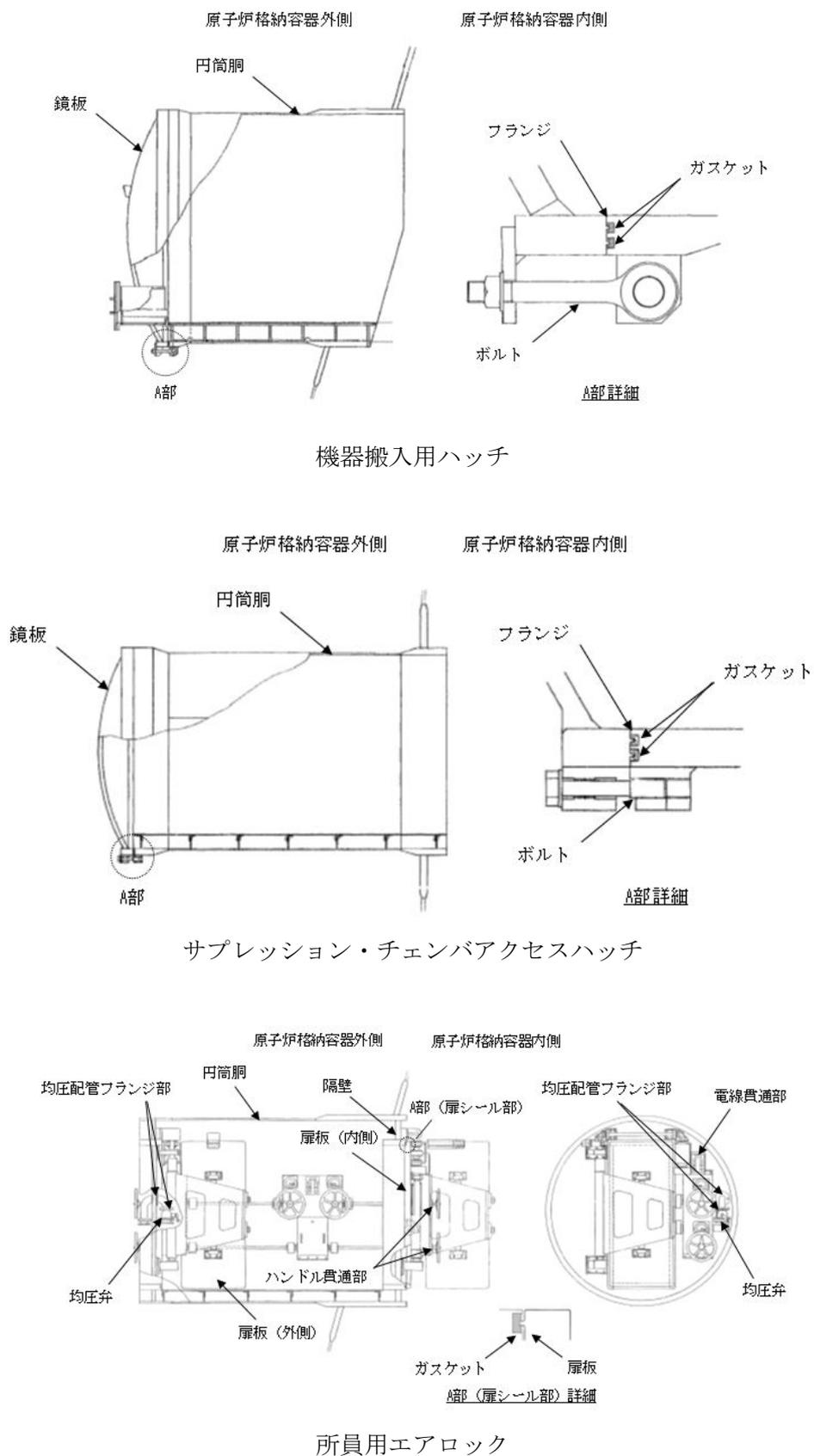
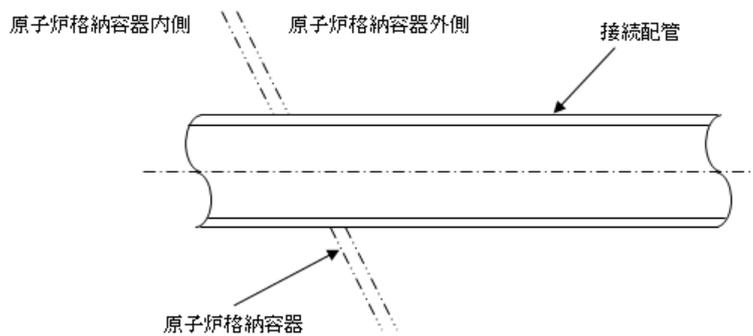
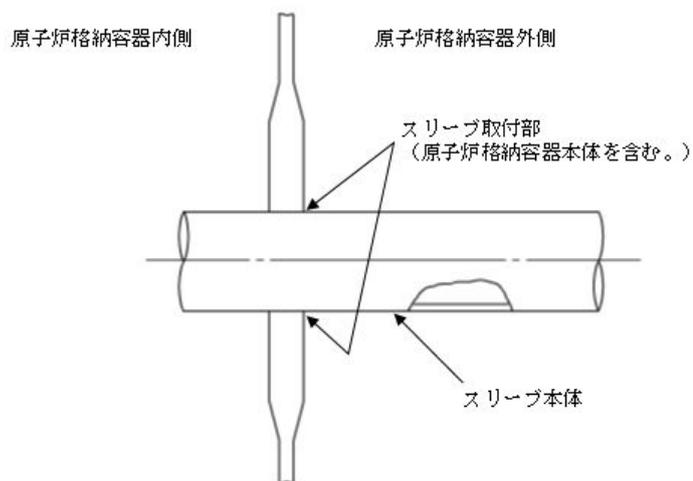


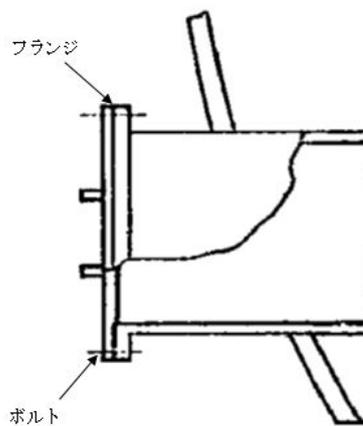
図 4-3 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (2/5)



配管貫通部（接続配管）

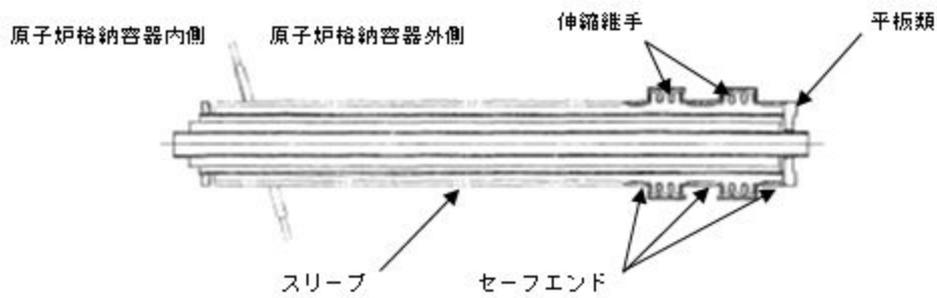


配管貫通部（スリーブ）

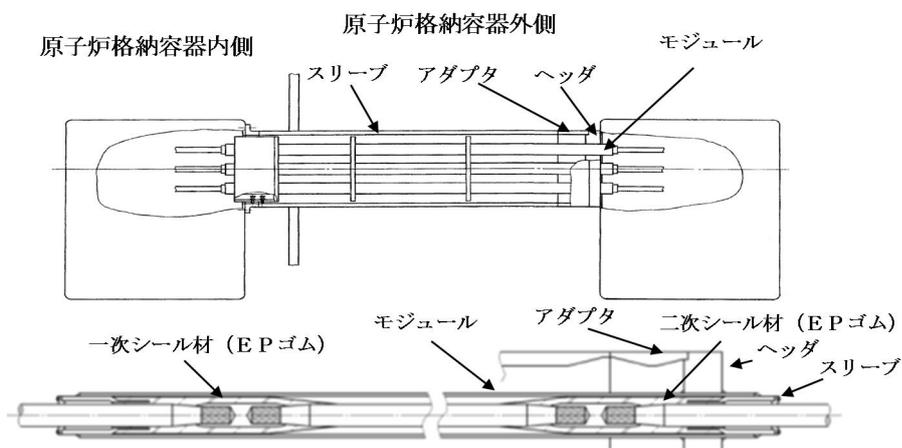


配管貫通部（平板類）

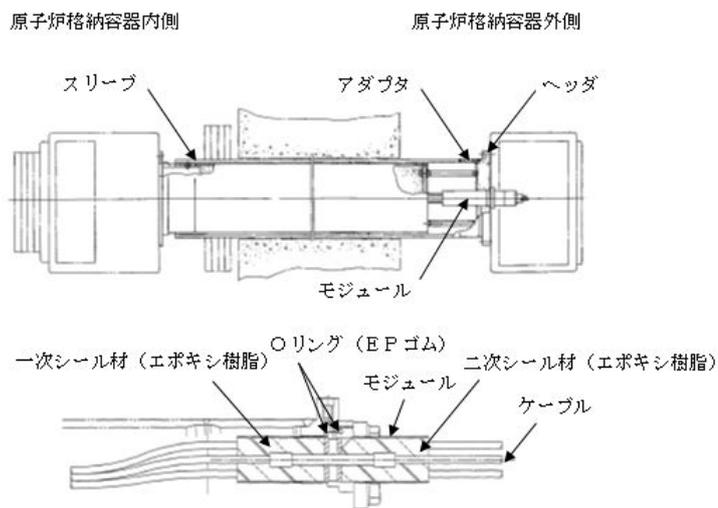
図 4-3 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (3/5)



配管貫通部（セーフエンド，伸縮継手）

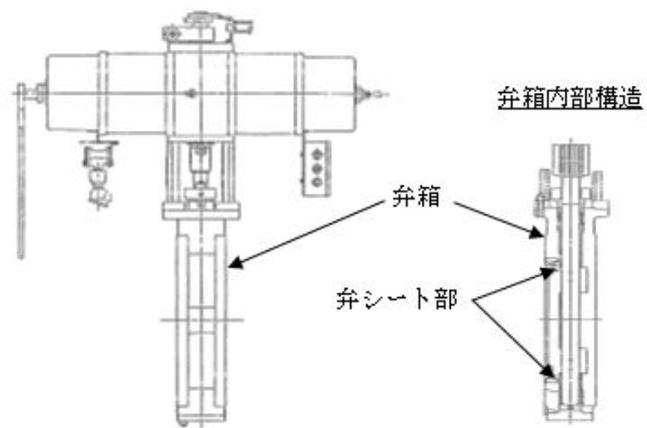


電気配線貫通部（高圧用）

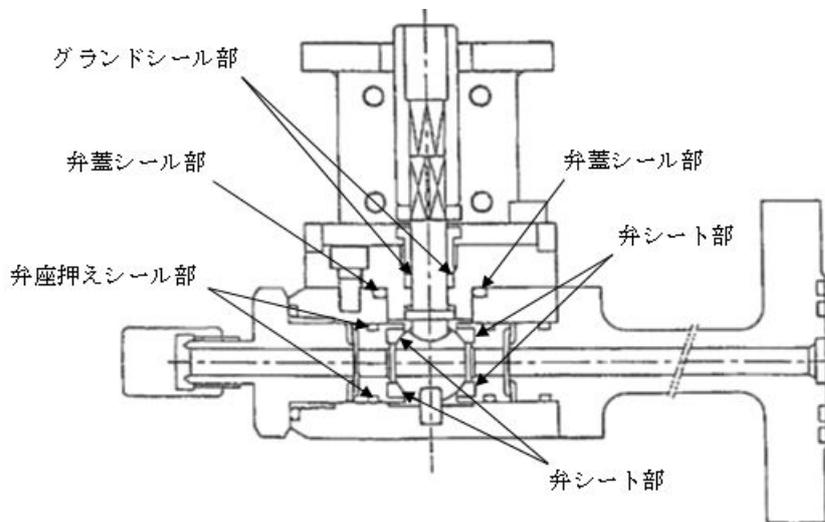


電気配線貫通部（低圧用）

図 4-3 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (4/5)



原子炉格納容器隔離弁（不活性ガス系バタフライ弁）



原子炉格納容器隔離弁（T I P ボール弁）

図 4-3 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (5/5)

4.2 その他原子炉格納容器評価温度，圧力に対する影響確認

原子炉格納容器の評価温度，圧力における評価に対して影響を及ぼす可能性のある設備の経年劣化，評価温度，圧力が負荷された後の耐震性，貫通部の核分裂生成物（以下「F P」という。）沈着について影響を確認する。

4.2.1 確認内容

原子炉格納容器の放射性物質の閉じ込め機能の評価に対して，影響を及ぼす可能性のある対象機器の経年劣化，評価温度，圧力負荷後の耐震性への影響等以下の内容について影響を確認する。

(1) 経年劣化の影響

原子炉格納容器評価温度・圧力（200 °C，2 Pd）時の放射性物質の閉じ込め機能の健全性が，経年劣化により低下していないことを確認する。確認方法及び確認結果の詳細は別添 1 別紙 1 に示す。

(2) 評価温度，圧力負荷後の耐震性への影響

原子炉格納容器が評価温度・圧力（200 °C，2 Pd）が負荷された後の耐震性の影響について確認する。確認方法及び確認結果の詳細は別添 1 別紙 2 に示す。

(3) 貫通部の F P 沈着による影響

炉心熔融時，貫通部のリークパスに F P が沈着した場合の温度上昇について確認する。確認方法及び確認結果の詳細は別添 1 別紙 3 に示す。

4.2.2 確認結果

- (1) 原子炉格納容器の閉じ込め機能を有する箇所における経年劣化の対策についても確認し，原子炉格納容器の評価温度，圧力への影響はないことを確認した。
- (2) 重大事故等時の温度，圧力を超える評価温度，圧力（200 °C，2 Pd）が負荷された後の耐震性の影響については，評価温度，圧力の環境で一部の箇所において小さな残留ひずみが生じるが，発生応力に与える影響はない。地震の許容応力は，放射性物質の閉じ込め機能の確認にて考慮した許容応力の制限内であり，さらに評価温度・圧力負荷前と同様の挙動を示すことから，耐震性に影響はないことを確認した。
- (3) 炉心熔融時の原子炉格納容器内の F P の沈着による温度上昇について，格納容器破損防止対策の有効性評価における評価事故シーケンスのうち雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）を想定した条件にて，原子炉格納容器のリークパスへ F P が飛散し，リークパス内が F P で満たされ目詰まりしたと保守的に仮定し，FEM解析により熱解析を実施した。評価結果としては，原子炉格納容器の貫通部リークパス箇所の最高温度は約 175 °C となり原子炉格納容器評価温度である 200 °C を下回ることから原子炉格納容器評価温度，圧力に影響ないことを確認した。

別添 1 原子炉格納容器の重大事故等時の閉じ込め機能健全性について

目 次

1. 概要	
2. 原子炉格納容器本体	
2.1 評価方針	別添 1-2-1
2.2 評価結果	別添 1-2-4
3. トップヘッドフランジ	
3.1 評価方針	別添 1-3-1
3.2 評価	別添 1-3-3
3.3 評価結果	別添 1-3-11
4. 機器搬入用ハッチ	
4.1 評価方針	別添 1-4-1
4.2 評価	別添 1-4-4
4.3 評価結果	別添 1-4-9
5. サプレッション・チェンバアクセスハッチ	
5.1 評価方針	別添 1-5-1
5.2 評価	別添 1-5-4
5.3 評価結果	別添 1-5-10
6. 所員用エアロック	
6.1 評価方針	別添 1-6-1
6.2 評価	別添 1-6-6
6.3 評価結果	別添 1-6-11
7. 配管貫通部	
7.1 概要	別添 1-7-1
7.2 配管貫通部（接続配管）	別添 1-7-2
7.3 配管貫通部（スリーブ）	別添 1-7-3
7.4 配管貫通部（平板類）	別添 1-7-6
7.4.1 評価方針	別添 1-7-6
7.4.2 評価	別添 1-7-7
7.4.3 評価結果	別添 1-7-12
7.5 配管貫通部（セーフエンド）	別添 1-7-13
7.6 配管貫通部（伸縮継手）	別添 1-7-15

8.	電気配線貫通部	
8.1	概要	別添 1-8-1
8.2	電気配線貫通部 (アダプタ)	別添 1-8-3
8.3	電気配線貫通部 (ヘッド)	別添 1-8-5
8.4	電気配線貫通部 (モジュール)	別添 1-8-8
8.4.1	評価方針	別添 1-8-8
8.4.2	評価	別添 1-8-9
8.4.3	評価結果	別添 1-8-13
9.	原子炉格納容器隔離弁	
9.1	概要	別添 1-9-1
9.2	原子炉格納容器隔離弁 (不活性ガス系バタフライ弁)	別添 1-9-2
9.2.1	評価方針	別添 1-9-2
9.2.2	評価	別添 1-9-3
9.2.3	評価結果	別添 1-9-3
9.3	原子炉格納容器隔離弁 (T I P ボール弁)	別添 1-9-4
9.3.1	評価方針	別添 1-9-4
9.3.2	評価	別添 1-9-5
9.3.3	評価結果	別添 1-9-5
別紙 1	原子炉格納容器 限界温度・圧力に対する経年劣化の影響について	
別紙 2	原子炉格納容器 評価温度・圧力負荷後の耐震性の影響について	
別紙 3	原子炉格納容器貫通部の核分裂生成物沈着による影響について	

1. 概要

本資料は、「原子炉格納施設的设计条件に関する説明書」(以下「説明書」という。)の「6. 重大事故等時における原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能評価」に示す重大事故等時の評価温度, 評価圧力に対する原子炉格納容器の構造健全性及び機能維持の評価方法及び評価結果を詳細に示すものである。

2. 原子炉格納容器本体

2.1 評価方針

原子炉格納容器本体は、円錐フラスタム形のドライウエル、円筒形のサブプレッション・チェンバから構成されている。

原子炉格納容器本体の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200 °C, 2 Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が一般構造部に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外とする。

したがって、原子炉格納容器本体の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受けることによって生じる、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。原子炉格納容器本体の評価対象と評価方法を表 2-1 に、評価対象を図 2-1 にそれぞれ示す。

ここで、「発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (2005 年版 (2007 年追補版を含む)) (第 I 編 軽水炉規格) J S M E S N C 1-2005/2007」(以下、「設計・建設規格」という。)の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することになっている。設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験 (引張試験) を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ (Su) に割下げ率を考慮して設定されたものである (設計・建設規格 解説 GNR-2200)。今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する原子炉格納容器本体の構造健全性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m (一次一般膜応力強さ) には 1.5, $P_L + P_b$ (一次一般局部膜応力強さ + 一次曲げ応力強さ) には 1.0 とした評価を行う。すなわち、原子炉格納容器本体に発生する応力が、 P_m が $2/3Su$, $P_L + P_b$ が Su 以下であれば、延性破壊に至らず、構造は健全で機能要求 (放射性物質の閉じ込め機能) を確保できる。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示されるように、供用状態 D の P_m , $P_L + P_b$ の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定 (原子炉冷却材喪失事故を想定) に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全余裕を考慮して規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため、割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

(1) 一般構造部

原子炉格納容器本体の一般構造部 (設計・建設規格 PVE-3010 で規定されている部位) の評価として、設計・建設規格の PVE-3230(2)a 項及び PVE-3323(1) 項を準用し、許容引張応力に供用状態 D における一次一般膜応力の許容値である 200 °C の $2/3Su$ を与えることで許容応力を算出し、評価圧力 2 Pd, 2 Pd+SA 時の水頭圧を上回ることを確認する。また、応力評価を実施し、200 °C, 2 Pd における発生応力 P_m を算出し、原子炉格納容器の $2/3Su$ 値 (200 °C) に相当する許容応力以内であることを確認する。なお、応力評価は、V-3-9-1-1 「原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載する。

(2) 構造不連続部

原子炉格納容器の構造不連続部の評価として、応力評価を実施する。評価温度・圧力 (200 °C, 2 Pd) における発生応力 $P_L + P_b$ を算出し、原子炉格納容器の Su 値 (200 °C) に相当する許容応力以内であることを確認する。なお、応力評価は、V-3-9-1-1 「原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載する。

また、東海第二発電所の原子炉格納容器は原子炉格納容器基部においてアンカボルトで支持された自立式の格納容器であるため、温度上昇時には原子炉格納容器基部に熱応力 (二次応力) が発生する。二次応力は、応力増加に伴い局所的な塑性流れが生じ応力分布が均等化され破損を引き起こすとは考えられないが、念のため一次 + 二次応力を評価する。

表 2-1 評価対象と評価方法

	評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部	一般構造部	延性破壊	<ul style="list-style-type: none"> ・設計・建設規格の評価式を準用した評価 ・応力評価
	構造不連続部	延性破壊	<ul style="list-style-type: none"> ・応力評価

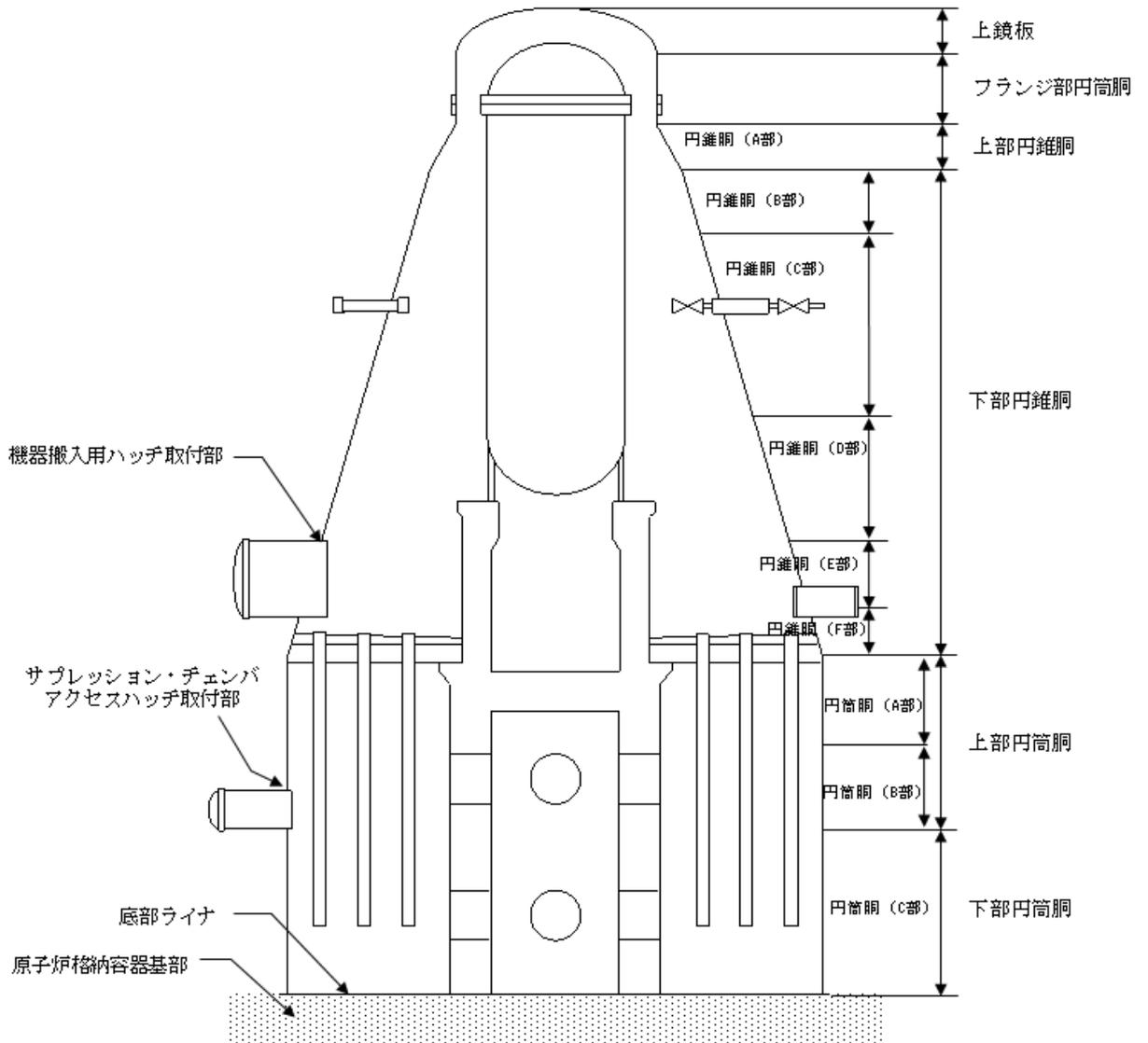


図 2-1 原子炉格納容器本体の評価対象

2.2 評価結果

(1) 一般構造部

原子炉格納容器本体の一般構造部について、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要最小板厚の式を用い許容圧力を求め、 $2Pd$ を上回ることを確認した。その際、部材に発生する応力強さの許容値は、今回の評価が設計基準を超えた限界温度、圧力の評価であることを踏まえ、設計引張強さ (S_u 値) に対する割下げ率を P_m (一次一般膜応力強さ) には 1.5 として評価した。 S_u 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200°C を用いる。評価結果の詳細を添付 2-1 に示す。

また、応力評価結果は、V-3-9-1-1「原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載する。

上記により、 200°C 、 $2 Pd$ における発生応力に対して、一般構造物の許容応力以内であることを確認した。

(2) 構造不連続部

原子炉格納容器の構造不連続部の応力評価結果は、V-3-9-1-1「原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載する。

上記により、 200°C 、 $2 Pd$ における発生応力に対して、構造不連続部の許容応力以内であることを確認した。

原子炉格納容器の許容圧力評価結果

東海第二発電所の原子炉格納容器円筒部、円錐部及びトップヘッド部の必要板厚は、設計・建設規格の PVE-3521, PVE-3230(2)a 項及び PVE-3230(2)h 項を用いて求めることができる。ここで求めた式の許容引張応力に 200 °C での 2/3Su を与えることで東海第二発電所の限界圧力は、算出できる。

下記に、各評価対象を示す。

①上鏡板

上鏡板： (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3521 を準用

$$P = 2S \eta t / (RW + 0.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
R	ふた板の中央部における内半径 (mm)	<input type="text"/>
W	さら形ふた板の形状による係数	1.322
P	200 °Cにおける許容圧力	<input type="text"/>
<input type="text"/> MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)		

②フランジ部円筒胴

フランジ部円筒胴： (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3230(2)a 項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	<input type="text"/>
P	200 °Cにおける許容圧力	<input type="text"/>
<input type="text"/> MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)		

③円錐胴 A 部

円錐胴 A 部 : (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)h 項を準用

$$P = 2 \cos \theta \cdot S \eta t / (D_i + 1.2 \cos \theta \cdot t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の 1/2 (°)	<input type="text"/>
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	
P	200 °Cにおける許容圧力	
<input type="text"/> MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)		

④円錐胴 B 部

円錐胴 B 部 : (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)h 項を準用

$$P = 2 \cos \theta \cdot S \eta t / (D_i + 1.2 \cos \theta \cdot t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の 1/2 (°)	<input type="text"/>
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	
P	200 °Cにおける許容圧力	
<input type="text"/> MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)		

⑤円錐胴 C 部

円錐胴 C 部 : (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)h 項を準用

$$P = 2 \cos \theta \cdot S \eta t / (D_i + 1.2 \cos \theta \cdot t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の 1/2 (°)	<input type="text"/>
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	
P	200 °Cにおける許容圧力	
<input type="text"/> MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)		

⑥円錐胴 D 部

円錐胴 D 部 : (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)h 項を準用

$$P = 2 \cos \theta \cdot S \eta t / (D_i + 1.2 \cos \theta \cdot t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の 1/2 (°)	<input type="text"/>
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	
P	200 °Cにおける許容圧力	
<input type="text"/> MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)		

⑦円錐胴 E 部

円錐胴 E 部 : (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)h 項を準用

$$P = 2 \cos \theta \cdot S \eta t / (D_i + 1.2 \cos \theta \cdot t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の 1/2 (°)	<input type="text"/>
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	
P	200 °Cにおける許容圧力	
<input type="text"/> MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)		

⑧円錐胴 F 部

円錐胴 F 部 : (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)h 項を準用

$$P = 2 \cos \theta \cdot S \eta t / (D_i + 1.2 \cos \theta \cdot t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の 1/2 (°)	<input type="text"/>
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	
P	200 °Cにおける許容圧力	
<input type="text"/> MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)		

⑨円筒胴 A 部

円筒胴 A 部 : (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)a 項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	
P	200 °Cにおける許容圧力	
<input type="text"/> MPa[gage] > <input type="text"/> MPa[gage] (2 Pd+ S A時の水頭圧)		

⑩円筒胴 B 部

円筒胴 B 部 : (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2)a 項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	
P	200 °Cにおける許容圧力	
<input type="text"/> MPa[gage] > <input type="text"/> MPa[gage] (2 Pd+ S A時の水頭圧)		

⑪円筒胴 C 部

円筒胴 C 部 : (SGV480 相当)

許容圧力算定式 : PVE-3230(2) a 項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
D_i	胴内径 (mm)	
P	200 °Cにおける許容圧力	
<input type="text"/> MPa[gage] > <input type="text"/> MPa[gage] (2 Pd+ S A時の水頭圧)		

原子炉格納容器の応力評価結果

原子炉格納容器本体の応力評価結果は、添付書類「V-3-9-1-1 原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載する。

原子炉格納容器基部の評価

1. 概要

原子炉格納容器本体については、200 °C、2 Pd において一次応力が発生する。また、原子炉格納容器基部については、熱膨張の拘束による熱応力が発生する。ここでは、既工認（工事計画認可申請書参考資料（平成 20・02・29 原第 41 号 平成 20 年 4 月 7 日付け）の参考資料 2-6「サプレッション・チェンバ円筒部シェル部及びサンドクッション部の強度計算書」の応力値を用いて、原子炉格納容器基部について一次応力+二次応力（ P_L+P_b+Q ）を評価する。

なお、原子炉格納容器の限界圧力、限界温度の確認においては、繰り返し荷重を考慮する必要はないと考えられるが、原子炉格納容器基部については、念のため、200 °C、2 Pd における発生応力を算出し、許容応力を下回ることを確認する。

2. 評価方針

発生応力は、熱により発生する二次応力に分類されることから、設計・建設規格に示される一次+二次応力の評価方法及び評価基準値に従う。

許容値は、設計・建設規格において示される原子炉格納容器（クラス MC 容器）の供用状態 A、B に対する許容値と同じ 3S（S 値：200 °C における値）とする。

一次+二次応力が制限値を超えた場合は、設計・建設規格 PVB-3315(2)に規定される疲労評価により、疲労累積係数が 1 以下であることを確認する。

3. 評価条件

(1) 圧力及び温度

評価圧力 : 0.62 MPa[gage] (2 Pd)
 評価温度 : 200°C

(2) 材料及び許容応力

材料及び許容応力を表 2-3(1)に示す。

表 2-3(1) 材料の許容応力

部位	材料	一次+二次応力
		$P_L + P_b + Q$
原子炉格納容器	SGV480	393 (=3S)

4. 応力計算

(1) 応力評価点

応力評価点を表 2-3(2)及び図 2-3(1)に示す。応力評価点は、既工認の強度計算書において、一次局部膜応力+一次曲げ応力+二次応力が最大の値を示す部位を応力評価点とする。

表 2-3(2) 応力評価点

応力評価点番号	評価項目	応力評価点
P6	一次局部膜応力 + 一次曲げ応力 + 二次応力	原子炉格納容器基部

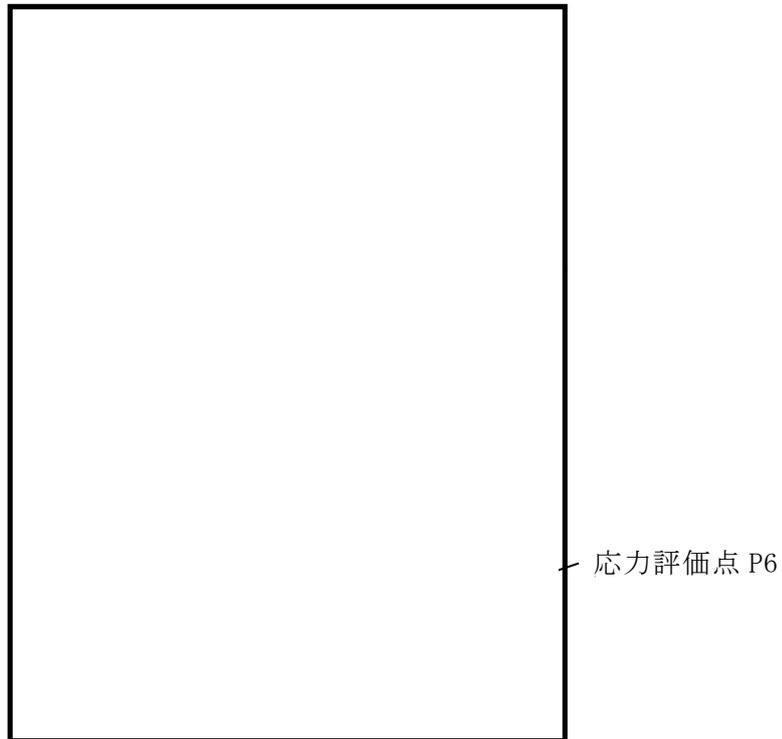


図 2-3(1) 応力評価点

(2) 応力計算

原子炉格納容器基部の作用する圧力，熱応力及び死荷重による圧力は，既工認で計算した応力を用い，評価荷重比の割り増しを考慮して算出する。

5. 応力評価

原子炉格納容器基部の各荷重による応力を表 2-3(3)表に示す。また，応力の組合せ結果を表 2-3(4)に示す。

応力評価点の発生応力は一次＋二次応力の許容値を超える結果となったため，疲労評価を行い，疲労累積係数が 1 以下であることを確認した。疲労評価の結果を表 2-3(5)，表 2-3(6)に示す。

表 2-3(3) 各荷重による応力

荷重	一次+二次応力					
	$P_L + P_R + Q$					
	内面			外面		
	σ_t	σ_l	τ	σ_t	σ_l	τ
SA 時荷重						
鉛直荷重 (通常)						
熱荷重 (SA 時: 200 °C)						
プール水頭						

σ_t : 円周方向応力, σ_l : 軸方向応力, τ : せん断応力 (t-l 方向)

表 2-3(4) 一次+二次応力の評価結果

応力評価点	荷重の組合せ	応力分布	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
P6	死荷重+内圧+熱+ S A 時の水頭圧	一次+二次応力		393

表 2-3(5) 疲労評価結果

S_n	発生応力 [MPa]	
K	応力集中係数	
K_e	ピーク応力補正係数	
S_p	疲労解析によるピーク応力強さのサイクルにおいて, その最大値と最小値との差 [MPa]	
S_l	繰返しピーク応力強さ [MPa]	
S_l'	補正繰返しピーク応力強さ [MPa]	
N_a	許容繰返し回数 [回]	
N_c	重大事故等時の繰返し回数 [回]	1
U	疲労累積係数	

注) 設計・建設規格 PVB-3315(2) 項を適用

表 2-3(6) 評価結果

一次+二次応力評価 (MPa)		疲労評価	
一次+二次応力評価	許容応力	疲労累積係数	許容値
	393		1

3. トップヘッドフランジ

3.1 評価方針

トップヘッドフランジは、ドライウエル上蓋側のフランジと原子炉格納容器本体側のフランジをボルトにより固定している。また、シール部はシール溝が内外二重に配置されており、それぞれにシリコンゴムのガスケットを使用している。

トップヘッドフランジの構造強度上考慮すべき機能喪失要因として、脆性破壊、疲労破壊及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200 °C、2 Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊及び疲労破壊は評価対象外とする。

シール部については、内圧が低い段階ではボルトの締め付けにより開口は抑制されるが、内圧の上昇に伴って開口量が増加することにより、外部への漏えい経路を形成する。

また、フランジが開口してもフランジの密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができるが、重大事故等時の環境に晒されると、シール材が高温劣化し、フランジの開口に追従できなくなりシール機能の低下が想定される。

したがって、トップヘッドフランジの機能喪失要因は、原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、シール部のフランジ開口量及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

このため、200 °C、2 Pdでの健全性確認には以下の評価が必要である。

- ・フランジ部の耐圧
- ・フランジ固定部の強度
- ・ガスケットの健全性

トップヘッドフランジの評価対象と評価方法を表3-1に、評価対象を図3-1にそれぞれ示す。

表 3-1 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部 (フランジ部, ボルト)	延性破壊	・応力評価
シール部 (フランジ, ガスケット)	開口 シール機能低下	・実機モデルの FEM 解析による開口量評価 ・既往研究の試験結果を用いた評価

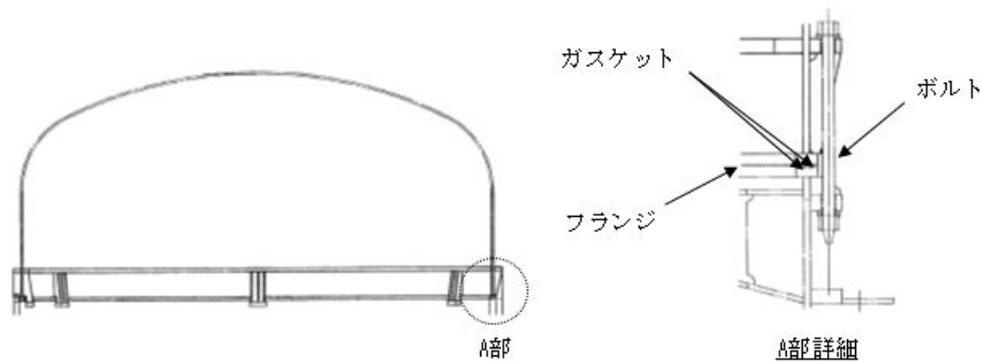


図3-1 トップヘッドフランジの評価対象

(1) フランジ部の耐圧

フランジ部の耐圧評価として、原子炉格納容器温度・圧力が200 °C、2 Pdにおけるフランジ部の一次応力評価を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認する。

ここで、設計・建設規格の解説表PVB-3110-1において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに、国内Su値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説GNR-2200）。今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するフランジ部の限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には1.0とした評価を行う。すなわち、フランジ部に発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b がSu以下であれば延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できる。この許容値の考え方は、設計・建設規格解説PVB-3111に示すように、供用状態Dの P_m 、 P_L+P_b の許容値と同様である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態Dの許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su (=Su)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力がSuに到達すると直ちに破損に至るため割下げ率1.5を考慮して規定されているが、後者は、断面表面がSuに到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は1.0とする。

なお、応力評価は、添付書類「V-3-9-1-1 原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載する。

(2) フランジ固定部の強度

① 締付けボルトの強度評価

トップヘッドフランジの締付けボルトについて、200 °C、2 Pdにおける評価する。

② フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM解析を用いてトップヘッドフランジ部における開口量を評価する。

(3) ガスケットの健全性

シール材（ガスケット）はこれまでシリコン製シール材を使用しているが、重大事故等時の環境下における性能特性に優れたシール材である改良EPDM製シール材に変更する。改良EPDM製シール材による重大事故等時の原子炉格納容器閉じ込め機能を確認するために、圧縮永久ひずみ試験結果をもとに原子炉格納容器限界開口量を評価し、重大事故等時におけるフランジ開口量と比較することで原子炉格納容器閉じ込め機能を評価する。

3.2 評価

(1) フランジ部の耐圧

評価は、添付書類「V-3-9-1-1 原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載する。

(2) フランジ固定部の強度

① 締付けボルトの強度評価

評価は、添付書類「V-3-9-1-1 原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載する。

② フランジの開口評価

トップヘッドフランジについて、2 Pdにおけるフランジ面の開口量が許容開口量を下回ることを確認するため、三次元FEMモデルを用いて弾塑性解析を実施した。

図3-2に解析モデルを示す。本解析では、フランジの他、圧力作用面であるトップヘッド及び原子炉格納容器胴部（円筒胴及び円錐胴）をモデル化する。

また、フランジシール部を構成する各種部材（フランジ、ボルト、ナット等）の荷重伝達経路を詳細にモデル化するため、ソリッド要素を用いて可能な限り詳細な形状をモデル化する。モデルは対称性を考慮してボルト1/2ピッチ分をモデル化している。荷重条件として、0から発散するまで内圧を加えた。

200℃における圧力と開口量の関係を図3-3に示す。

2 Pdにおける内側ガスケット部の開口量は mm，外側ガスケット部は mmであった。

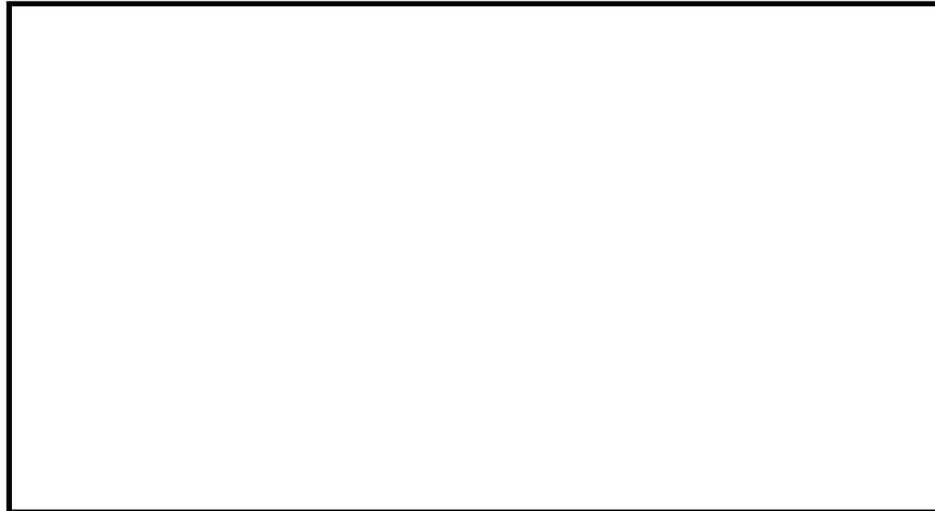


図3-2 トップヘッドフランジの解析モデル



図3-3 圧力と開口量の関係（東海第二発電所モデル，200℃）

(3) ガasketの健全性

フランジシール部は、内圧が低い段階ではボルトの初期締付けにより開口は抑制されているが、内圧の上昇に伴って開口量が増加することにより、外部への漏えい経路を形成する。ただし、フランジ部が開口しても、フランジ部の密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができる。しかしながら、重大事故等時の環境に晒されると、フランジシール部に使用されているシール材が劣化し、フランジの開口に追従できなくなり格納容器閉じ込め機能を損なう可能性がでてくる。

そこで、トップヘッドフランジのシール部に使用されているシール材（シリコンゴム）について、重大事故等時の環境下の耐性が優れた改良EPDM製シール材に変更して格納容器閉じ込め機能の強化を図る。したがって、改良EPDM製シール材について、重大事故等時の温度や放射線による劣化特性を試験により確認し、想定される事故シナリオにおけるシール機能を評価する。なお、フランジ部のシール材は、プラントの定期検査時に開放される場合には取り替えを実施しており、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、重大事故等時の条件下での評価を実施する。

a. シール材（改良EPDM製）の圧縮永久ひずみ試験結果について

改良EPDM製シール材の重大事故等時の環境における劣化特性を確認するために、JIS K 6262「加硫ゴム及び熱加塑性ゴムの常温・高温及び低温における圧縮永久ひずみの求め方」に準じた圧縮永久ひずみ試験を実施した。その結果を表3-2に示す。なお、圧縮永久ひずみ測定とは、所定の圧縮率をかけ変形させた後、開放時の戻り量を評価するものである。完全に元の形状に戻った場合を0%とし、全く復元せずに完全に圧縮された状態のままである状態を100%としている。圧縮永久ひずみが表3-2で示す [] % は、シール材の初期締付量が [] mm であるとき、 [] mm 戻ることを意味する。この場合、 [] mm のフランジ部開口まではシール機能が確保可能である。

表 3-2 圧縮永久ひずみ試験^{※1} 結果（改良EPDM製）

試験温度	200 °C
構造部放射線照射量	[] kGy
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率 ^{※2}	[] % ^{※3}

※1 JIS K 6262 に従い実施

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

※3 [] % の平均値

b. 改良E P D M製シール材の性能確認試験

b-1 実機を模擬した小型フランジ試験

改良E P D M製シール材の性能を確認するために、圧縮永久ひずみ試験に加え、実機フランジOリング溝を模擬した小型試験装置を用いて、重大事故等時の条件を模擬した環境に曝露した後のシール機能を確認した。試験装置を図3-4に示しており、実機Oリング溝の断面寸法を1/2スケールとして試験治具を製作し、予めγ線照射したシール材を用いて試験体を作り、高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施した。

試験条件としては、重大事故等時の条件を模擬するために、放射線照射量はフランジガasket部の重大事故後7日間の累積放射線量の目安である800 kGyを用いて実施している。また、高温曝露は高温空気及び高温蒸気で曝露し、温度については、格納容器限界温度である200℃と、さらに余裕を見た250℃を設定し、それぞれ7日間(168時間)一定温度で高温曝露している。また、試験治具のOリング溝は内側に□mmの段差があり、その段差の間からシール材が高温空気又は蒸気に曝露されるため、重大事故等時の格納容器過圧に伴うフランジ開口を考慮した状態で、高温曝露ができる試験体となっている。高温曝露後は、重大事故等時に発生する水素を模擬するために、Heにより気密確認試験を実施している。気密確認試験では、格納容器限界圧力2 Pd(0.62 MPa)以上の気密性を確認するため最大で0.9 MPaまで加圧して気密性を確認している。また、格納容器過圧に伴うフランジ開口時のシール材の気密性を確認するために、高温曝露後の試験体フランジを0.8 mm開口させ、その状態でもHe気密確認試験を実施し、0.9 MPa加圧時に漏えいのないことを確認している。なお、開口量の0.8 mmは、2 Pdにおける開口量が最も大きなトップヘッドフランジのフランジ開口量(□mm)を1/2スケールにしたものと同様である。

試験結果は表3-3に示すとおり、本試験により200℃が168時間継続した場合の改良E P D M製シール材のシール機能の健全性を確認した。

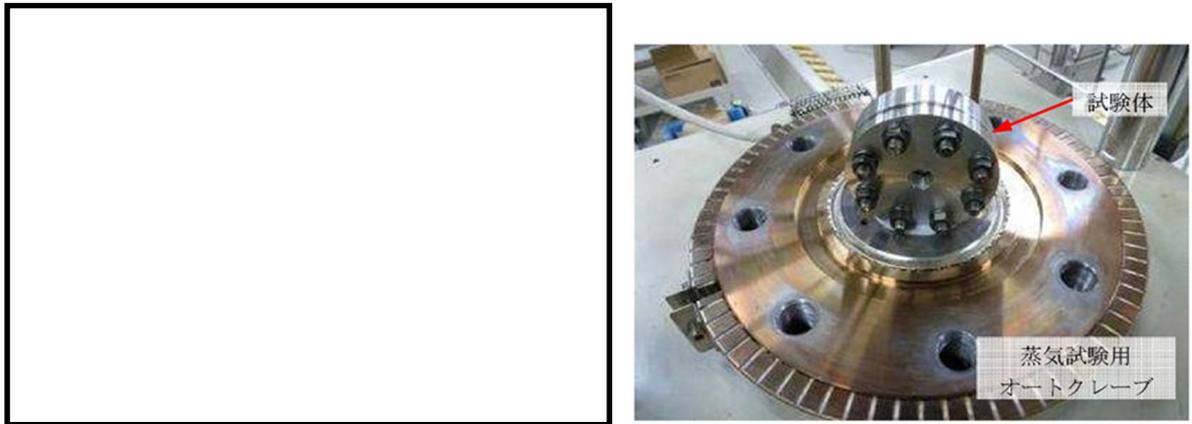


図3-4 改良E P D M製シール材の性能確認試験装置

表 3-3 He気密確認試験結果

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

○：リーク及び圧力降下なし

b - 2 実機フランジ模擬試験

改良EPDM製シール材は前述の小型フランジ試験に加え、より大口径（ガスケット径：約250 mm）の実機フランジ模擬試験（実機フランジモデル試験）も実施しており、実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を行っている。試験装置は図3-5、図3-6に示しており、試験フランジの溝断面形状は実機と同じとし、溝径を縮小した試験フランジとする。試験試料の断面形状は実機と同じとし、径を縮小した試験試料とする。予めγ線照射したシール材を用いて試験体を作り、高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施する。

試験条件としては、重大事故等時の条件を模擬するために、放射線照射量はフランジガスケット部の重大事故後7日間の累積放射線量の目安である800 kGyを用いて実施している。また、EPDMの劣化は一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、高温曝露は蒸気ではなく高温空気（乾熱）で曝露し、温度については、格納容器限界温度である200℃と、さらに余裕を見た250℃、300℃とし、それぞれ定める期間を一定温度で高温曝露する。また、内圧作用時の実機フランジの開口を模擬するため、フランジ面に調整シムを挟んで押し込み量を調整できる装置にしている。

本試験装置によりシール材を高温曝露した後、気密確認試験を実施した。気密確認試験では、格納容器限界圧力2 Pd(0.62 MPa)を包絡する圧力で気密性を確認した。

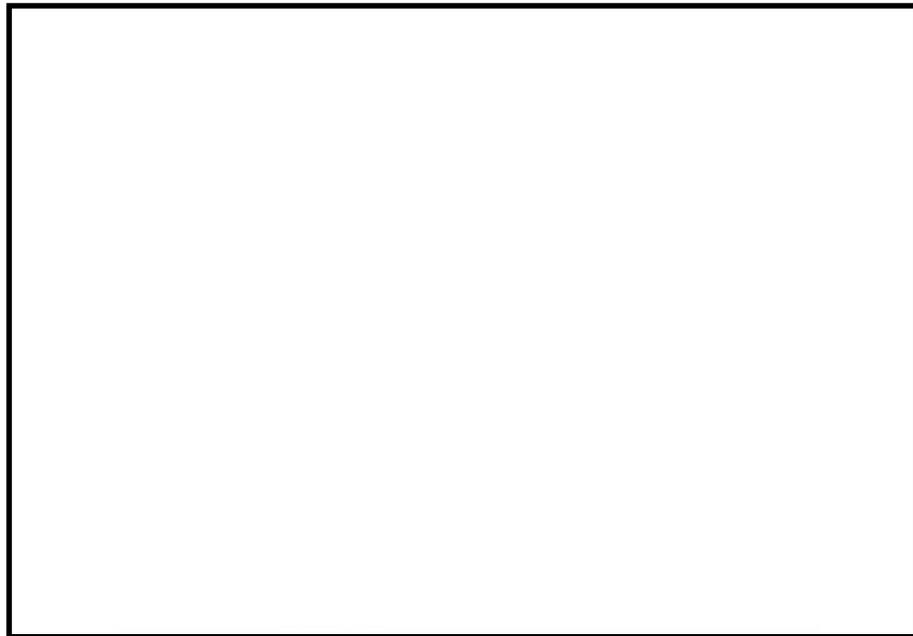
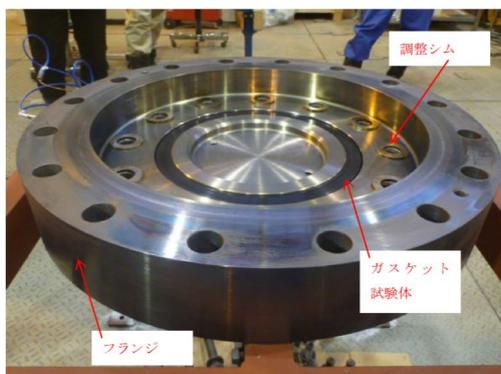
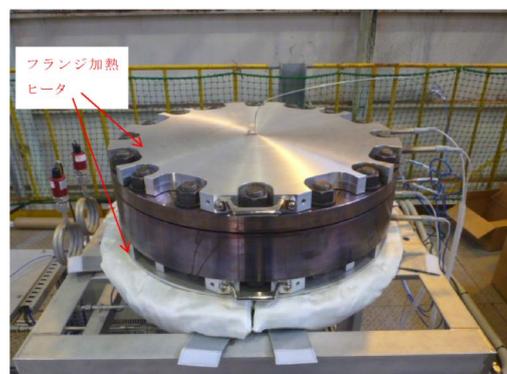


図 3-5 実機フランジ模擬試験の装置概要



試験装置外観（フランジ開放時）



試験装置外観（フランジ密閉時）

図 3-6 実機フランジ模擬試験装置の外観

試験結果を表 3-4 に示す。フランジによるガスケット試験体の押し込み量が最小限 (0 mm) であっても、有意な漏えいは発生せず、200 °C・168 時間、250 °C・96 時間、300 °C・24 時間の耐性が確認された。図 3-7 に 200 °C・168 時間の試験ケースにおける試験体の外観を示す。図 3-7 より、フランジとガスケット試験体との接触面を境界として劣化 (表面のひび割れ) は内周側で留まり、外周側に有意な劣化が見られないことから、フランジ接触面でシール機能を維持できていることが確認された。また、断面形状より、劣化 (表面のひび割れ) はガスケット試験体の表面層のみで留まっているため、有意な劣化が進行していないことが確認された。

表 3-4 シビアアクシデント条件での試験結果

No.	試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えいの有無
1	改良 E P D M ()	200 °C	168 時間	0 mm	無
2	改良 E P D M ()	250 °C	96 時間	0 mm	無
3	改良 E P D M ()	300 °C	24 時間	0 mm	無

下記条件は全ケース共通

試験圧力：2 Pd 以上 (0.854 MPa 以上)、放射線照射量：800 kGy、

加圧媒体：乾熱 (空気)

漏えい判定基準：1 cc/min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有とする。



全体写真

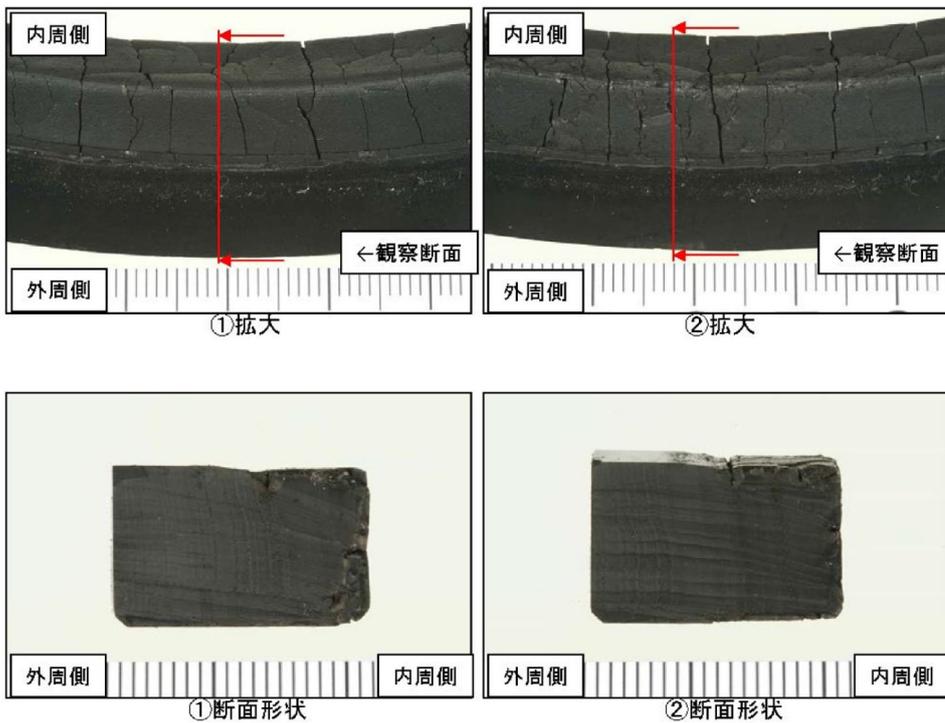


図 3-7 試験後の試験体外観 (200 °C・168 時間)

c. トップヘッドフランジの開口量評価

ガスケットの健全性を評価するにあたり、トップヘッドフランジに許容される開口量について以下のように設定する。

図 3-8 に開口量とシール材のシール性との関係図を示す。東海第二発電所のトップヘッドフランジは、タング（突起）がガスケットを押し込む構造であり、フランジの定格締付量（タング押込量）は \square mm である。圧力の増加に伴いフランジ部は開口するが、「シール材（改良 E P D M 製）の圧縮永久ひずみ試験」より得られたガスケットの圧縮永久ひずみ率 \square % をもとに、ガスケットの重大事故等時の環境における最大復元量を評価すると、 \square mm ($= \square$ mm \times (100 % - \square %)) となる。また、「実機フランジ模擬試験」から 200 °C、2 Pd におけるタング押込量 0 mm においてシール機能が維持されていることを確認したことから、許容開口量は、最大復元量と同じ \square mm に設定する。

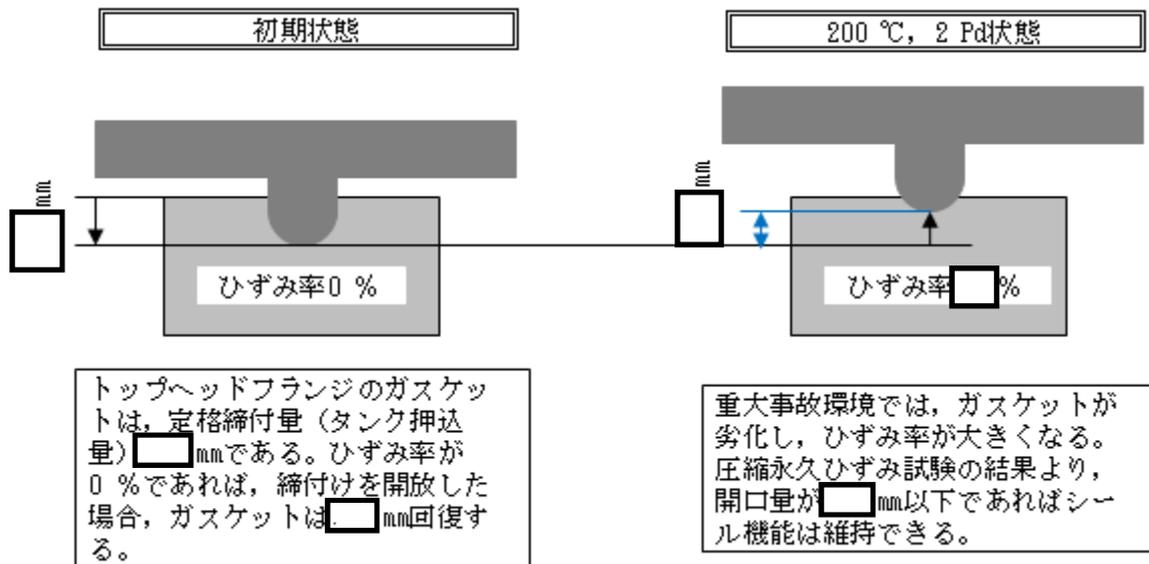


図 3-8 ひずみ率と許容開口量関係図

本評価に用いる許容開口量は、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」シーケンスのベント実施タイミング（事故後約 19 時間）における環境条件を包絡する 168 時間後の圧縮永久ひずみ試験結果（ひずみ率）から \square mm としている。

したがって、(2)b. 項にて求めた 200 °C、2 Pd (0.62 MPa [gage]) における開口量は、内側ガスケット部で \square mm、外側ガスケット部で \square mm であり、許容開口量 \square mm を下回り、シール機能が維持できることを確認した（図 3-9）。

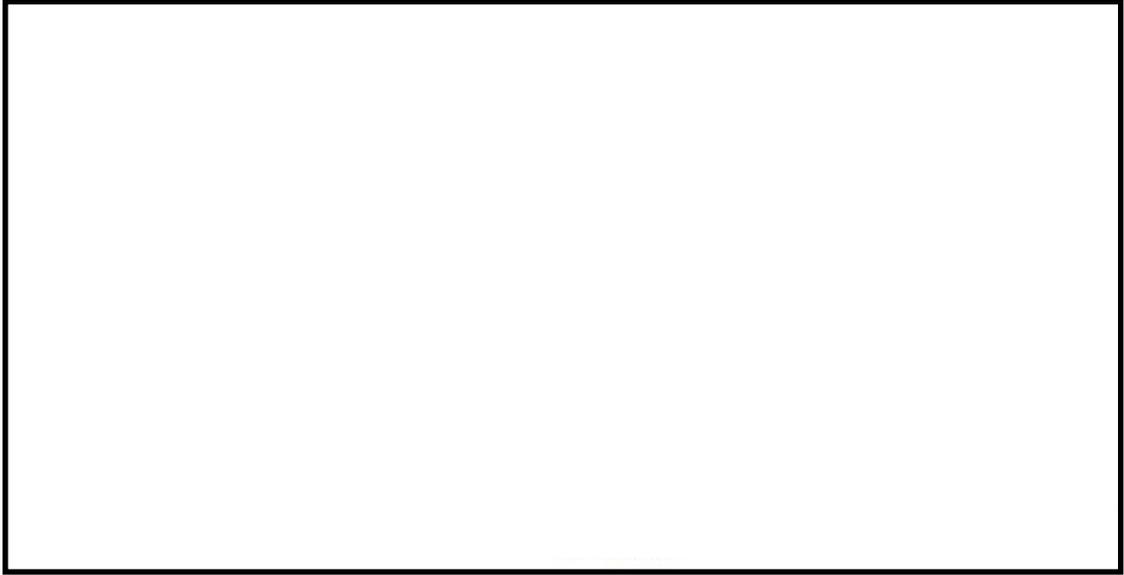


図 3-9 圧力と開口量の関係（東海第二発電所モデル，200 °C）

NT2 補② V-1-8-1 R1

3.3 評価結果

トップヘッドフランジの健全性評価結果を表3-5に示す。

表3-5 トップヘッドフランジの健全性評価結果

No.	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	フランジ部の耐圧	応力評価	添付書類「V-3-9-1-1 原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載	
(2)	フランジ固定部の強度	①締付けボルトの強度評価	添付書類「V-3-9-1-1 原子炉格納容器本体の強度計算書」に記載	—
		②フランジの開口評価	200 °C, 2 Pdにおけるフランジ開口を評価 ((3) ガasketの健全性と併せて健全性評価を行う)	
(3)	ガasketの健全性	シール材劣化, 開口量評価	・ガasket (改良E P D M製シール材) の重大事故等時の環境における劣化特性を考慮しても200 °C, 2 Pdにおけるフランジ開口量は, 許容開口量以下となり, シール機能が維持されることを確認	○

以上により, トップヘッドフランジについては, 200 °C, 2 Pd 環境下でも, 放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

なお, 更なる安全性向上対策として, 重大事故後の長期におけるシール機能健全性を補強するために, 高温蒸気に耐性があるバックアップシール材を追加塗布する。その有効性については, バックアップシール材の試験を元に評価し, 格納容器閉じ込め機能の信頼性を確認した。

4. 機器搬入用ハッチ

4.1 評価方針

機器搬入用ハッチは、原子炉格納容器外側に突き出した円筒胴及び鏡板によって原子炉格納容器バウンダリを構成しており、原子炉格納容器の内圧が円筒胴及び鏡板に対して内圧として作用する。また、フランジ部はボルトにより固定され、シール部はシール溝が内外二重に配置されており、それぞれにシリコンゴムのガスケットを使用している。

機器搬入用ハッチの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200 °C、2 Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊及び疲労破壊は評価対象外とする。

シール部については、内圧が低い段階ではボルトの締め付けにより開口は抑制されるが、内圧の上昇に伴って開口量が増加することにより、外部への漏えい経路を形成する。

また、フランジが開口してもフランジの密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができるが、重大事故等時の環境に晒されると、シール材が高温劣化し、フランジの開口に追従できなくなりシール機能の低下が想定される。

したがって、機器搬入用ハッチの機能喪失要因は、原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

このため、200 °C、2 Pd での健全性確認には以下の評価が必要である。

- ・本体の耐圧
- ・フランジ固定部の強度
- ・ガスケットの健全性

機器搬入用ハッチの評価対象と評価方法を表 4-1 に、評価対象を図 4-1 にそれぞれ示す。

表 4-1 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部 (円筒胴, 鏡板, フランジ部)	延性破壊	<ul style="list-style-type: none"> ・応力評価 ・設計・建設規格の評価式を準用した評価
シール部 (フランジ, ガスケット)	開口, シール材劣化	<ul style="list-style-type: none"> ・有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用した評価 ・試験結果等に用いた評価

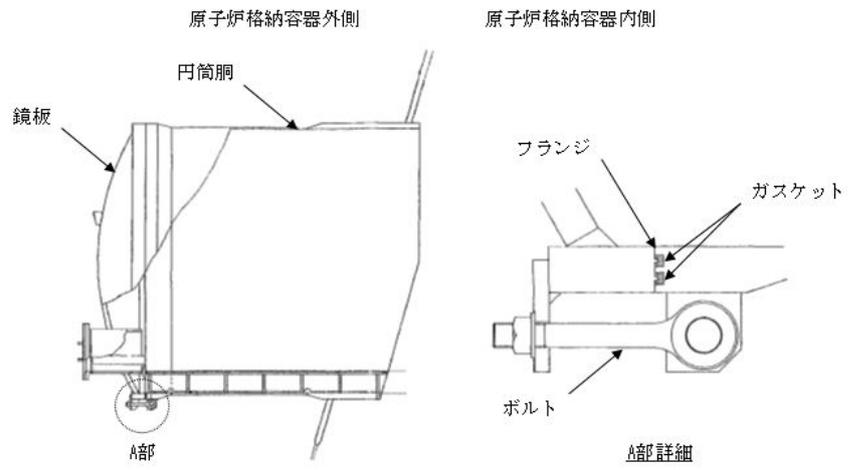


図 4-1 機器搬入用ハッチの評価対象

(1) 本体の耐圧

a. 応力評価

機器搬入用ハッチの構造健全性評価として、応力評価を実施する。評価温度・圧力（200℃，2 Pd）における発生応力 $P_L + P_b$ を算出し、発生応力が原子炉格納容器の S_u 値（200℃）に相当する許容応力以内であることを確認する。

ここで、設計・建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 S_u 値検討会で設定された設計引張強さ（ S_u ）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する機器搬入用ハッチの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5， $P_L + P_b$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、機器搬入用ハッチに発生する応力が、 P_m が $2/3S_u$ ， $P_L + P_b$ が S_u 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できる。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m ， $P_L + P_b$ の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3S_u$ ， $P_L + P_b$ は $1.5 \times 2/3S_u$ （ $=S_u$ ）と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が S_u に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が S_u に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

b. 許容圧力評価

機器搬入用ハッチの構造健全性評価として、機器搬入用ハッチのうち内圧による荷重を受け止める部位として円筒胴及び鏡板について、設計・建設規格に定められている円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さの算出式を用いて許容圧力が 2 Pd を上回ることを確認する。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 S_u 値検討会で設定された設計引張強さ（ S_u ）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する機器搬入用ハッチの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5， $P_L + P_b$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、機器搬入用ハッチに発生する応力が、 P_m が $2/3S_u$ ， $P_L + P_b$ が S_u 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できる。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m ， $P_L + P_b$ の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3S_u$ ， $P_L + P_b$ は $1.5 \times 2/3S_u$ （ $=S_u$ ）と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が S_u に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が S_u に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

(2) フランジ固定部の強度

a. 締付けボルトの強度評価

機器搬入用ハッチのフランジ締付ボルトについて、200 °C、2 Pd における評価する。

b. フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用し、機器搬入用ハッチにおける開口量を評価する。

(3) ガasketの健全性

シール材（ガスケット）はこれまでシリコンゴムを使用しているが、重大事故等時の環境下における性能特性に優れたシール材である改良EPDM製シール材に変更する。改良EPDM製シール材による重大事故等時の原子炉格納容器閉じ込め機能を確認するために、圧縮永久ひずみ試験結果をもとに原子炉格納容器限界開口量を評価し、重大事故等時におけるフランジ開口量と比較することで原子炉格納容器閉じ込め機能を評価する。

4.2 評価

(1) 本体の耐圧

a. 応力評価

機器搬入用ハッチの応力評価結果は、添付書類「V-3-9-1-2 機器搬出入口の強度計算書」に記載する。

b. 許容圧力評価

機器搬入用ハッチの円筒胴及び鏡板の構造健全性について、設計・建設規格に定められている円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さの算出式を用いて許容圧力の評価を実施した。評価部位として、内圧による荷重を受け止める部位（円筒胴、鏡板）を選択し、許容圧力を評価した。

評価に用いた主要仕様を表 4-2 に示す。

表 4-3 表に、機器搬入用ハッチの許容圧力評価結果を示す。

表 4-2 機器搬入用ハッチの主要仕様

項目	東海第二発電所	
最高使用圧力 (MPa)	0.31	
最高使用温度 (°C)	171	
材料	[] (SGV480 相当)	
内径 (mm)	[]	
胴板厚さ (mm)	[]	
蓋板厚さ (mm)	[]	

表 4-3 機器搬入用ハッチの許容圧力評価結果

①円筒胴： [] (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3230(2)a 項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3S _u 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	[]
D _i	胴内径 (mm)	[]
P	200°Cにおける許容圧力	[]
[] MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)		

②鏡板： (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3323(1)項を準用

$$P = 2S \eta t / (R + 0.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3S _u 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
R	鏡板内半径 (mm)	
P	200°Cにおける許容圧力	
<input type="text"/> MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)		

(2) フランジ固定部の強度

a. 締付ボルトの強度評価

評価は、添付書類「V-3-9-1-2 機器搬出入口の強度計算書」に記載する。

b. フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温，過圧時におけるフランジ開口量を評価するために，有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用し，機器搬入用ハッチ部における開口量を評価した。解析モデルを図 4-2 に，開口量の解析評価結果を図 4-3 にそれぞれ示す。

2 Pd における開口量は，内側ガスケット部で mm，外側ガスケット部で mm となる。



図 4-2 機器搬入用ハッチ開口部評価解析モデル



図 4-3 機器搬入用ハッチの各ガスケット部の圧力と開口変位の関係

(3) ガasketの健全性

フランジシール部は、内圧が低い段階ではボルトの初期締付けにより開口は抑制されているが、内圧の上昇に伴って開口量が増加することにより、外部への漏えい経路を形成する。ただし、フランジ部が開口しても、フランジ部の密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができる。しかしながら、重大事故等時の環境に晒されると、フランジシール部に使用されているシール材が劣化し、フランジの開口に追従できなくなり格納容器閉じ込め機能を損なう可能性がでてくる。

そこで、機器搬入用ハッチのフランジシール部に使用されているシール材（シリコンゴム）について、重大事故等時の環境下の耐性が優れた改良EPDM製シール材に変更して格納容器閉じ込め機能の強化を図る。したがって、改良EPDM製シール材について、重大事故等時の温度や放射線による劣化特性を試験により確認し、想定される事故シナリオにおけるシール機能を評価する。なお、フランジ部のシール材は、プラントの定期検査時に開放される場合には取り替えを実施しており、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、重大事故等時の条件下での評価を実施する。

- a. シール材（改良EPDM製）の圧縮永久ひずみ試験結果について
改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果の詳細は、別添1 3.2(3)a. に示す。
- b. 改良EPDM製シール材の性能確認試験
改良EPDM製シール材の性能確認試験の詳細は、別添1 3.2(3)b. に示す。
- c. 機器搬入用ハッチフランジの開口量評価

ガスケットの健全性を評価するにあたり、機器搬入用ハッチフランジに許容される開口量は別添1 3.2(3)c. に示す。

本評価に用いる許容開口量は、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」シーケンスのベント実施タイミング（事故後約19時間）における環境条件を包絡する168時間後における圧縮永久ひずみ試験結果（ひずみ率）から mm としている。

したがって、(1)項にて求めた200℃、2Pd(0.62MPa[gage])における開口量は、内側ガスケット部で mm、外側ガスケット部で mm であり、許容開口量 mm を下回り、シール機能が維持できることを確認した（図4-4）。



図4-4 圧力と開口量の関係（東海第二発電所モデル，200℃）

4.3 評価結果

機器搬入用ハッチの健全性評価結果を表4-3に示す。

表4-3 機器搬入用ハッチの健全性評価結果

No.	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①応力評価	添付書類「V-3-9-1-2 機器搬出入口の強度計算書」に記載	○
		②許容圧力評価	200 °C, 2 Pdにおける一次応力は, 許容値: Suを満足することを確認 許容圧力は, 2 Pd以上であることを確認	
(2)	フランジ固定部の強度	①締付けボルト評価	添付書類「V-3-9-1-2 機器搬出入口の強度計算書」に記載	-
		②フランジ開口評価	200 °C, 2 Pdにおけるフランジ開口を評価 (以下(3)ガスケットの健全性と併せて健全性評価を行う)	
(3)	ガスケットの健全性	シール材劣化, 開口量評価	・ガスケット(改良EPDM製シール材)の重大事故等時の環境における劣化特性を考慮しても200 °C, 2 Pdにおけるフランジ開口量は, 許容開口量以下となり, シール機能が維持されることを確認	○

以上により, 機器搬入用ハッチについては, 200 °C, 2 Pd環境下でも, 放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

なお, 更なる安全性向上対策として, 重大事故後の長期におけるシール機能健全性を補強するために, 高温蒸気に耐性があるバックアップシール材を追加塗布する。その有効性については, バックアップシール材の試験を元に評価し, 格納容器閉じ込め機能の信頼性を確認した。

5. サプレッション・チェンバアクセスハッチ

5.1 評価方針

サプレッション・チェンバアクセスハッチは、原子炉格納容器外側に突き出した円筒胴及び鏡板によって原子炉格納容器バウンダリを構成しており、原子炉格納容器の内圧が円筒胴及び鏡板に対して内圧として作用する。また、フランジ部はボルトにより固定されており、シール部はシール溝が内外二重に配置されており、それぞれにシリコンゴムのガスケットを使用している。

サプレッション・チェンバアクセスハッチの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200 °C、2 Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊及び疲労破壊は評価対象外とする。

シール部については、内圧が低い段階ではボルトの締め付けにより開口は抑制されるが、内圧の上昇に伴って開口量が増加することにより、外部への漏えい経路を形成する。

また、フランジが開口してもフランジの密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができるが、重大事故等時の環境に晒されると、シール材が高温劣化し、フランジの開口に追従できなくなりシール機能の低下が想定される。

したがって、サプレッション・チェンバアクセスハッチの機能喪失要因は、原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

このため、200 °C、2 Pd での健全性確認には以下の評価が必要である。

- ・本体の耐圧
- ・フランジ固定部の強度
- ・ガスケットの健全性

サプレッション・チェンバアクセスハッチの評価対象と評価方法を表 5-1 に、評価対象を図 5-1 にそれぞれ示す。

表 5-1 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部 (円筒胴, 鏡板, フランジ部)	延性破壊	<ul style="list-style-type: none"> ・応力評価 ・設計・建設規格の評価式を準用した評価
シール部 (フランジ, ガスケット)	開口, シール材劣化	<ul style="list-style-type: none"> ・有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用した評価 ・試験結果等に用いた評価

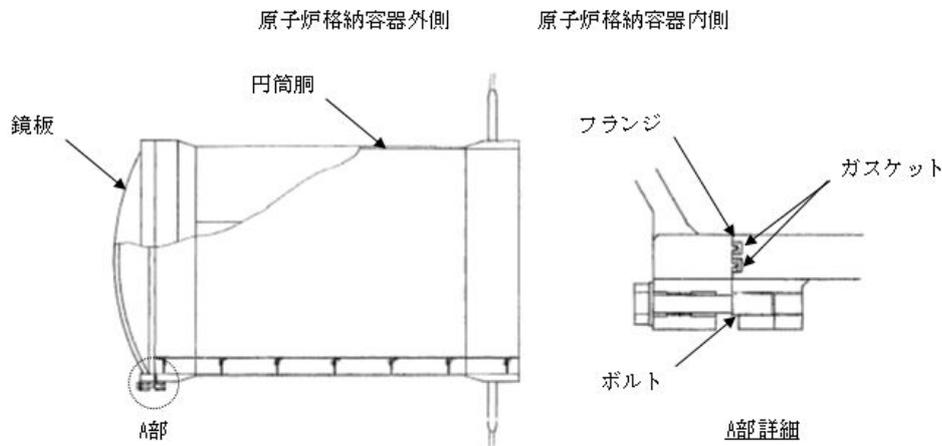


図 5-1 サプレッション・チェンバアクセスハッチの評価対象

(1) 本体の耐圧

a. 応力評価

サプレッション・チェンバアクセスハッチの構造健全性評価として、応力評価を実施する。評価温度・圧力 (200 °C, 2 Pd) における発生応力 $P_L + P_b$ を算出し、発生応力が原子炉格納容器の S_u 値 (200 °C) に相当する許容応力以内であることを確認する。

ここで、設計・建設規格の解説表 PVB - 3110 - 1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験 (引張試験) を実施した結果をもとに国内 S_u 値検討会で設定された設計引張強さ (S_u) に割下げ率を考慮して設定されたものである (設計・建設規格 解説 GNR - 2200)。今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するサプレッション・チェンバアクセスハッチの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m (一次一般膜応力強さ) には 1.5, $P_L + P_b$ (一次局部膜応力強さ + 一次曲げ応力強さ) には 1.0 とした評価を行う。すなわち、サプレッション・チェンバアクセスハッチに発生する応力が、 P_m が $2/3S_u$, $P_L + P_b$ が S_u 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求 (放射性物質の閉じ込め機能) を確保できる。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB - 3111 に示すように、供用状態 D の P_m , $P_L + P_b$ の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定 (原子炉冷却材喪失事故を想定) に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3S_u$, $P_L + P_b$ は $1.5 \times 2/3S_u (=S_u)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が S_u に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が S_u に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

b. 許容圧力評価

サプレッション・チェンバアクセスハッチの構造健全性評価として、機器搬入用ハッチのうち内圧による荷重を受け止める部位として円筒胴及び鏡板について、設計・建設規格に定められている円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さの算出式を用いて許容圧力が $2 Pd+SA$ 時の水頭圧を上回ることを確認する。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB - 3110 - 1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 S_u 値検討会で設定された設計引張強さ（ S_u ）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR - 2200）。今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するサプレッション・チェンバアクセスハッチの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、サプレッション・チェンバアクセスハッチに発生する応力が、 P_m が $2/3S_u$ 、 P_L+P_b が S_u 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できる。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB - 3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3S_u$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3S_u (=S_u)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が S_u に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が S_u に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

(2) フランジ固定部の強度

a. 締付けボルトの強度評価

サプレッション・チェンバアクセスハッチのフランジ締付ボルトについて、 $200\text{ }^\circ\text{C}$ 、 $2 Pd$ における強度を評価する。

b. フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用し、サプレッション・チェンバアクセスハッチにおける開口量を評価する。

(3) ガasketの健全性

シール材（ガasket）はこれまでシリコンゴムを使用しているが、重大事故等時の環境下における性能特性に優れたシール材である改良 EPDM 製シール材に変更する。改良 EPDM 製シール材による重大事故等時の格納容器閉じ込め機能を確認するために、圧縮永久ひずみ試験結果をもとに格納容器限界開口量を評価し、重大事故等時におけるフランジ開口量と比較することで格納容器閉じ込め機能の評価する。

5.2 評価

(1) 本体の耐圧

a. 応力評価

サプレッション・チェンバアクセスハッチの応力評価は添付書類「V-3-9-1-3
エアロックの強度計算書」に記載する。

b. 許容圧力評価

サブプレッション・チェンバアクセスハッチの円筒胴及び鏡板の構造健全性について、設計・建設規格に定められている円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さの算出式を用いて許容圧力の評価を実施した。評価部位として、内圧による荷重を受け止める部位（円筒胴，鏡板）を選択し，許容圧力を評価した。

評価に用いた主要仕様を表 5-2 に示す。

表 5-3 に，サブプレッション・チェンバアクセスハッチの許容圧力評価結果を示す。

表 5-2 サブプレッション・チェンバアクセスハッチの主要仕様

項目	東海第二発電所	
最高使用圧力 (MPa)	0.31	
最高使用温度 (°C)	104.5	
材料	[] (SGV480 相当)	
内径 (mm)	[]	[]
胴板厚さ (mm)	[]	[]
蓋板厚さ (mm)	[]	[]

表 5-3 サブプレッション・チェンバアクセスハッチの許容圧力評価結果

①円筒胴： [] (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3230(2)a 項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3S _u 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	[]
D _i	胴内径 (mm)	[]
P	200°Cにおける許容圧力	[]
[] MPa[gage] > [] MPa[gage] (2 Pd + S A時の水頭圧)		

②鏡板： (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3323(1)項を準用

$$P = 2S \eta t / (R + 0.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3S _u 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
R	鏡板内半径 (mm)	
P	200°Cにおける許容圧力	
<input type="text"/> MPa[gage] > <input type="text"/> MPa[gage] (2 Pd + S A 時の水頭圧)		

(2) フランジ固定部の強度

a. 締付ボルトの強度評価

評価は、添付書類「V-3-9-1-3 エアロックの強度計算書」に記載する。

b. フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温，過圧時におけるフランジ開口量を評価するために，有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用し，サプレッション・チェンバアクセスハッチ部における開口量を評価した。解析モデルを図 5-2 に，開口量の解析評価結果を図 5-3 にそれぞれ示す。

2 Pd における開口量は，内側ガスケット部で mm，外側ガスケット部で mm となる。

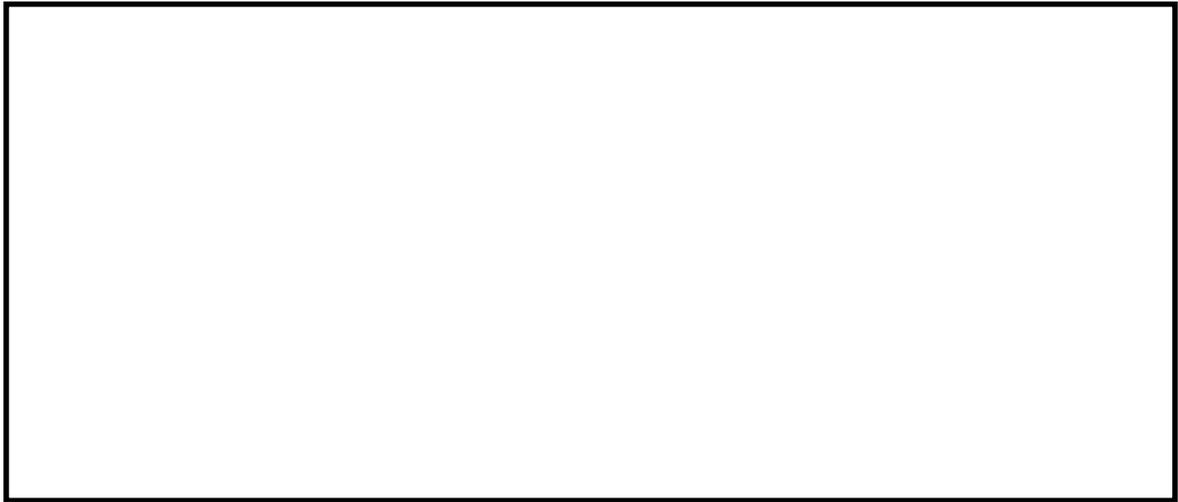


図 5-2 サプレッション・チェンバアクセスハッチ開口部評価解析モデル

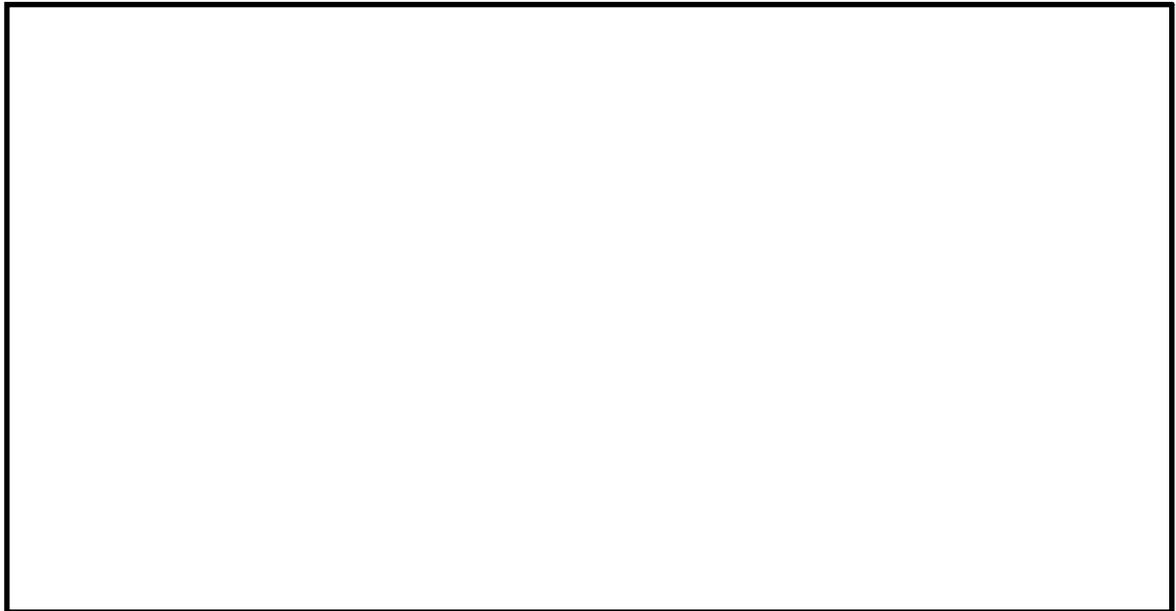


図 5-3 サプレッション・チェンバアクセスハッチの各ガスケット部の圧力と開口変位の関係

(3) ガasketの健全性

フランジシール部は、内圧が低い段階ではボルトの初期締付けにより開口は抑制されているが、内圧の上昇に伴って開口量が増加することにより、外部への漏えい経路を形成する。ただし、フランジ部が開口しても、フランジ部の密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができる。しかしながら、重大事故等時の環境に晒されると、フランジシール部に使用されているシール材が劣化し、フランジの開口に追従できなくなり格納容器閉じ込め機能を損なう可能性がでてくる。

そこで、サプレッション・チェンバアクセスハッチのフランジシール部に使用されているシール材（シリコンゴム）について、重大事故等時の環境下の耐性が優れた改良EPDM製シール材に変更して格納容器閉じ込め機能の強化を図る。したがって、改良EPDM製シール材について、重大事故等時の温度や放射線による劣化特性を試験により確認し、想定される事故シナリオにおけるシール機能を評価する。なお、フランジ部のシール材は、プラントの定期検査時に開放される場合には取り替えを実施しており、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、重大事故等時の条件下での評価を実施する。

a. シール材（改良EPDM製）の圧縮永久ひずみ試験結果について

改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果の詳細は、別添1 3.2(3)a. に示す。

b. 改良EPDM製シール材の性能確認試験

改良EPDM製シール材の性能確認試験の詳細は、別添1 3.2(3)b. に示す。

c. サプレッション・チェンバアクセスハッチのフランジの開口量評価

ガasketの健全性を評価するにあたり、サプレッション・チェンバアクセスハッチのフランジに許容される開口量は別添1 3.2(3)c. に示す。

本評価に用いる許容開口量は、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」シーケンスのベント実施タイミング（事故後約19時間）における環境条件を包絡する168時間後における圧縮永久ひずみ試験結果（ひずみ率）から mm としている。

したがって、(2)項にて求めた200℃、2Pd(0.62MPa[gage])における開口量は、内側ガasket部で mm、外側ガasket部で mm であり、許容開口量 mm を下回り、シール機能が維持できることを確認した（図5-4）。



図5-4 圧力と開口量の関係（東海第二発電所モデル，200℃）

5.3 評価結果

サプレッション・チェンバアクセスハッチの健全性評価結果を表5-4に示す。

表5-4 サプレッション・チェンバアクセスハッチの健全性評価結果

No.	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①応力評価	添付書類「V-3-9-1-3 エアロックの強度計算書」に記載	○
		②許容圧力評価	200℃, 2 Pdにおいて一次応力は, 許容値: Suを満足することを確認 許容圧力は2 Pd以上であることを確認	
(2)	フランジ固定部の強度	①締付けボルト評価	添付書類「V-3-9-1-3 エアロックの強度計算書」に記載	-
		②フランジ開口評価	200℃, 2 Pdにおけるフランジ開口を評価 (以下(3)ガスケットの健全性と併せて健全性評価を行う)	
(3)	ガスケットの健全性	シール材劣化, 開口量評価	・ガスケット(改良EPDM製シール材)の重大事故等時の環境における劣化特性を考慮しても200℃, 2 Pdにおけるフランジ開口量は, 許容開口量以下となり, シール機能が維持されることを確認	○

以上により, サプレッション・チェンバアクセスハッチについては, 200℃, 2 Pd環境下でも, 放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

なお, 更なる安全性向上対策として, 重大事故後の長期におけるシール機能健全性を補強するために, 高温蒸気に耐性があるバックアップシール材を追加塗布する。その有効性については, バックアップシール材の試験を元に評価し, 格納容器閉じ込め機能の信頼性を確認した。

6. 所員用エアロック

6.1 評価方針

所員用エアロックは、原子炉格納容器外側に突き出した円筒胴、隔壁及び隔壁に支持された扉板によって原子炉格納容器バウンダリを構成している。また、扉板はロック機構により固定されており、隔壁と扉板とのシール部には、シリコンゴムのガスケットを使用している。

隔壁には扉開閉ハンドル軸、開閉表示盤の電線管が貫通しており、貫通部にはフッ素系シール材を使用している。また、隔壁に接続する均圧配管にはフランジ部及び均圧弁にシール材を使用しており、フランジ部には非石綿系シートガスケット、均圧弁シート部にはフッ素系シール材を使用している。

所員用エアロックの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200 °C、2 Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、有意な圧縮力が所員用エアロックに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外とする。

したがって、所員用エアロックの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

また、シール部のうち扉板部については、原子炉格納容器内の圧力が上昇した際に、扉板は所員用エアロック本体側に押し付けられる構造であるため、圧力により扉が開くことはないが、高温状態で内圧を受けることによる扉板のわずかな変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が想定される。なお、その他のシール部についても高温劣化によるシール機能の低下が想定される。

そのため、所員用エアロック本体の塑性変形に伴う延性破壊、並びに、扉の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

このため、200 °C、2 Pd での健全性確認には以下の評価が必要である。

- ・本体の耐圧
- ・ガスケットの健全性

所員用エアロックの評価対象と評価方法を表 6-1 に、評価対象を図 6-1 にそれぞれ示す。

表 6-1 評価対象と評価方法

評価対象 (シール材)		機能喪失要因	評価方法
構造部	円筒胴	延性破壊	・設計・建設規格の評価式を準用した評価
	隔壁	延性破壊	・応力評価
シール部	扉板 (ガスケット)	開口, シール材劣化	・機械工学便覧の計算式を用いた評価 ・試験結果等を用いた評価
	扉開閉ハンドル貫通部 (Oリング)	シール材劣化	・試験結果等を用いた評価
	電線管貫通部 (シール材)	シール材劣化	・試験結果等を用いた評価
	均圧配管フランジ部 (ガスケット)	シール材劣化	・試験結果等を用いた評価
	均圧弁 (シート部)	シール材劣化	・試験結果等を用いた評価

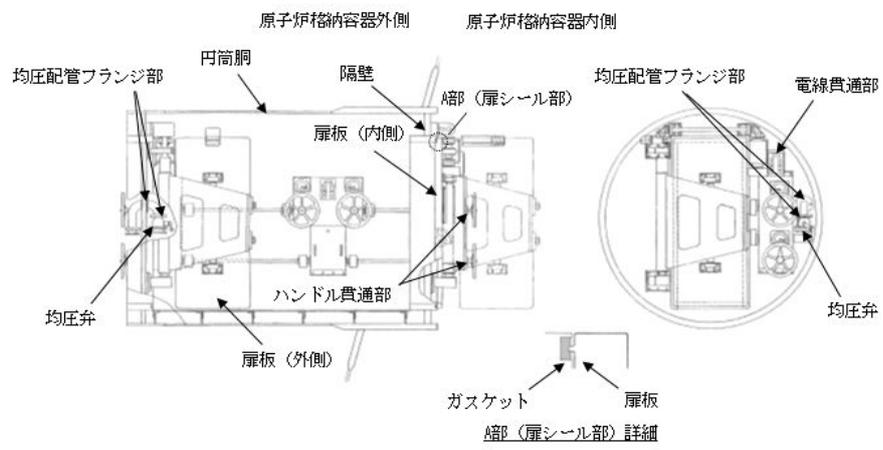


図 6-1 所員用エアロックの評価対象

(1) 本体の耐圧

a. 許容圧力評価

所員用エアロックの構造健全性評価として、所員用エアロックのうち内圧による荷重を受け止める部位のうち、円筒胴については、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要最小板厚の式を用い許容圧力評価を行い、許容圧力が $2 Pd$ を上回ることを確認する。

ここで、設計・建設規格の解説表 PVB - 3110 - 1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 S_u 値検討会で設定された設計引張強さ（ S_u ）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR - 2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する所員用エアロックの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5 とした評価を行う。すなわち、所員用エアロックに発生する応力が、 P_m が $2/3S_u$ 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できる。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB - 3111 に示すように、供用状態 D の P_m の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3S_u$ と規定されている。 P_m は、膜応力であり断面の応力が S_u に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されている。

b. 応力評価

所員用エアロックの隔壁の構造健全性を確認するため、応力評価を実施する。

ここで、設計・建設規格の解説表 PVB - 3110 - 1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 S_u 値検討会で設定された設計引張強さ（ S_u ）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR - 2200）。今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する所員用エアロックの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 $P_L + P_b$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、所員用エアロックに発生する応力が、 P_m が $2/3S_u$ 、 $P_L + P_b$ が S_u 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できる。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB - 3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 $P_L + P_b$ の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3S_u$ 、 $P_L + P_b$ は $1.5 \times 2/3S_u (=S_u)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が S_u に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が S_u に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

(2) ガasketの健全性

a. 扉のシール材

所員用エアロックの扉のシール材には、これまでシリコンガasketを使用しているが、重大事故等時の耐環境性に優れた改良EPDM製シール材に変更する。所員用エアロック扉閉止時は、扉は原子炉格納容器内圧により扉板が支持部に押付けられる構造であり、圧力により扉板が開くことはない。しかし、高温状態で内圧を受けることによる扉板のわずかな変形によりガasket部の微小な開口が予想されるため、圧力による開口量を機械工学便覧のほりのたわみ計算式に基づき評価する。改良EPDM製シール材による重大事故等時の格納容器閉じ込め機能を確認するために、圧縮永久ひずみ試験結果をもとに許容開口量を評価し、重大事故等時における扉板部の開口量と比較することで格納容器閉じ込め機能を評価する。

なお、シール材の高温劣化については、エアロックの扉に使用されるシール材がトップヘッドフランジ及びハッチ類と同一であり、重大事故等時の耐環境性に優れた改良EPDM製シール材であること、重大事故等時には格納容器の内圧により扉が押し付けられシール部を抑え込む方向であること及び扉が二重に設けられることから、原子炉格納容器閉じ込め機能への影響度は小さいと考え、トップヘッドフランジ・ハッチ類の評価にて代表するものとする。所員用エアロックの構造概略図を図6-2に示す。なお、エアロックのシール材は、プラントの定期検査時に開放される場合には取り替えを実施しており、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、重大事故等時の条件下での評価を実施する。

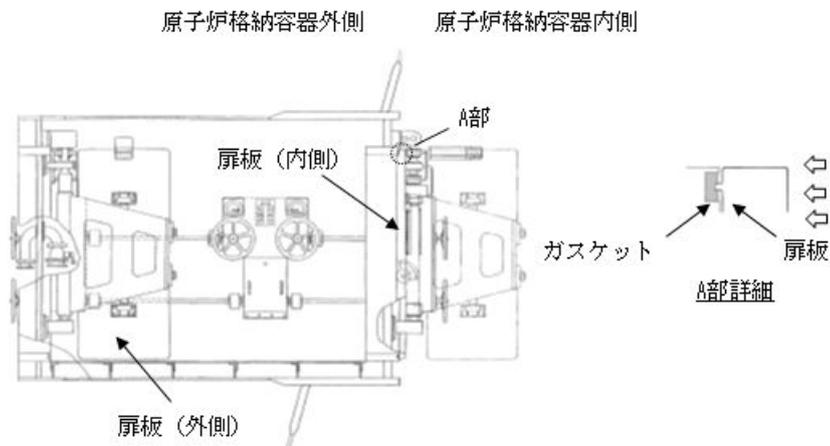


図6-2 所員用エアロックの構造概略図

b. 扉以外のシール材

所員用エアロックには、扉のシリコンガスケット以外に格納容器閉じ込め機能を確保するための隔壁貫通部にシール材が使用されているが、今後、重大事故時の耐環境性に優れた表 6-2 に示すシール材に変更する。

これらのシール材について試験結果及び一般的な材料特性により重大事故等時の環境下における耐性を確認する。

表 6-2 所員用エアロック（扉以外）のシール材

対象部位	シール材
扉開閉ハンドル貫通部 (Oリング)	改良E P D M材
電線管貫通部 (シール材)	膨張黒鉛材
均圧配管フランジ部 (ガスケット)	改良E P D M材 又は 膨張黒鉛材
均圧弁 (シート部)	P E E K材

6.2 評価

(1) 本体の耐圧

a. 許容圧力評価

所員用エアロックの構造健全性評価として、所員用エアロックのうち内圧による荷重を受け止める部位のうち、円筒胴については、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要最小板厚の式を用い許容圧力評価を実施した。評価に用いた主要仕様を表 6-3 に示す。

表 6-4 に、所員用エアロックの許容圧力評価結果を示す。

表 6-3 所員用エアロックの主要仕様

項目	東海第二発電所	
最高使用圧力 (MPa)	0.31	
最高使用温度 (°C)	171	
材料	[] (SGV480 相当)	
内径 (mm)	[]	[]
胴板厚さ (mm)	[]	[]

表 6-4 所員用エアロックの許容圧力評価結果

①円筒胴 [] (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3230(2)a 項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200°Cにおける 2/3S _u 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	[]
D _i	胴内径 (mm)	[]
P	200°Cにおける許容圧力	[]
3.301 MPa > 0.62 MPa (2 Pd)		

b. 応力評価

所員用エアロックの応力評価結果は、添付書類「V-3-9-1-3 エアロックの強度計算書」に記載する。

(2) ガasketの健全性

a. 扉のシール材

a-1 扉板部の開口量評価

所員用エアロック扉閉止時は、扉は原子炉格納容器内圧により扉板が支持部に押付けられる構造であり、圧力により扉板が開くことはない。しかし、高温状態で内圧を受けることによる扉板のわずかな変形によりガスケット部の微小な開口が予想されるため、圧力による開口量を機械工学便覧のはりのたわみ計算式に基づき評価した。改良E P D M製シール材による重大事故等時の格納容器閉じ込め機能を確認するために、圧縮永久ひずみ試験結果をもとに許容開口量を評価し、重大事故等時における扉板部の開口量と比較することで格納容器閉じ込め機能の評価した。

許容開口量の設定に使用する改良E P D M製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果を表 6-5 に示す。

表 6-5 圧縮永久ひずみ試験*1結果 (改良E P D M製)

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

注記 *1: J I S K 6 2 6 2 に従い実施

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

*3: □ %の平均値

許容開口量の設定に使用する試験結果は、トップフランジの設定の考え方と同様、168 時間のひずみ率とする。また、扉板シール部の定格押込量が □ mm であることを踏まえ、許容開口量は □ mm (= 定格締付量 □ mm × (100 % - □ %) / 100 %) とする。

機械工学便覧のはりのたわみ計算式を用いて求めた、所員用エアロック扉板の変位量は表 6-6 に示すとおり □ mm であり、許容開口量 □ mm を下回る。所員用エアロック扉の変形概念図を図 6-3 に示す。

表 6-6 所員用エアロック（扉板）の開口量評価結果

評価式：機械工学便覧

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

$$w = P \times b \quad (w: \text{単位荷重})$$

$$I = b \times h^3 / 12 \quad (I: \text{断面二次モーメント})$$

P	圧力 (MPa[gage])	0.62
b	扉板の幅 (mm)	
L ₁	支点からシール部までの長さ (mm)	
E	縦弾性係数 (MPa)	191,000
h	扉板の厚さ (mm)	
L ₂	支点間の長さ (mm)	
δ	変位量 (mm)	

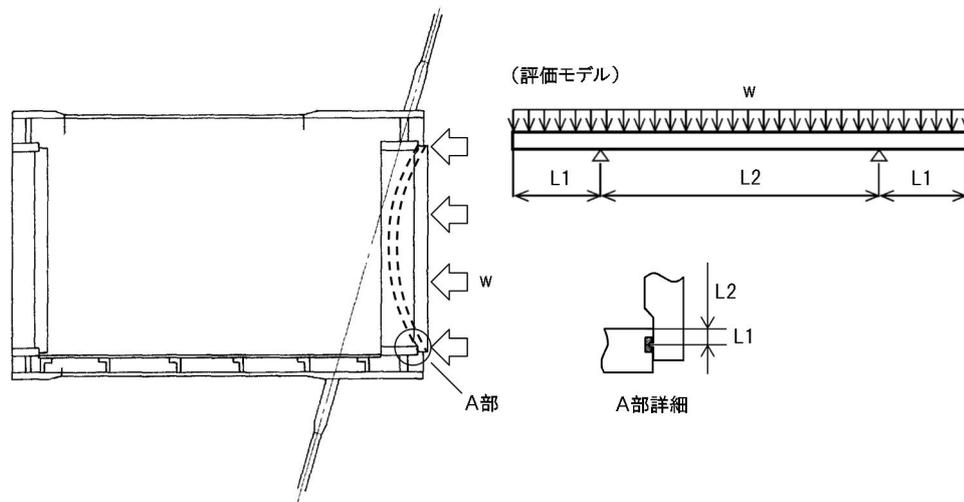


図 6-3 所員用エアロック扉の変形概念図

b. 扉以外のシール材

所員用エアロックには、扉のシリコンガasket以外に格納容器閉じ込め機能を確保するための隔壁貫通部にシール材が使用されているが、今後、重大事故等時の耐環境性に優れた表 6-2 に示すシール材に変更する。

これらのシール材について試験結果及び一般的な材料特性により重大事故等時の環境下における耐性を確認した。

扉開閉ハンドル貫通部及び均圧配管フランジ部に使用する改良 EPDM 製シール材については、表 6-5 の圧縮永久ひずみ試験結果に示すとおり、重大事故等時の環境下においても十分な耐性を有することを確認している。

電線管貫通部及び均圧配管フランジ部に使用する膨張黒鉛材は、一般的に 400℃ 程度の高温環境下においても高い安定性を得ることができるシール材料であり、表 6-7 に示す材料特性から、重大事故等時の環境下においても十分な耐性を有することを確認した。

表 6-7 膨張黒鉛材の材料特性

シール材	仕様		
	耐熱温度	耐圧性	耐放射線性
膨張黒鉛材	400 °C 以上	6.9 MPa	約 15 MGy

均圧弁シート部に使用する PEEK 材は、一般的に 200 °C 程度の高温環境下においても高い安定性を得ることができるシール材料であり、表 6-8 に示す材料特性から、重大事故等時の環境下においても十分な耐性を有することを確認した。

表 6-8 PEEK 材の材料特性

シール材	仕様		
	耐熱温度	融点	耐放射線性
PEEK 材	250 °C	334 °C	約 10 MGy

また、PEEK 材は均圧弁シート部に用いるシール材料であるため、実機均圧弁と同型の弁を使用した、重大事故等時の格納容器環境を模擬した耐環境試験を実施しており、熱及び放射線曝露後の漏えい試験にて弁シート部の気密性が確保できることを確認している。表 6-9 に耐環境試験条件を示す。

表 6-9 均圧弁の耐環境試験条件 (PEEK 材)

熱劣化	200 °C, 168 時間
放射線照射量	<input type="text"/> kGy
漏えい試験圧力	0.9 MPa [gage]

6.3 評価結果

所員用エアロックの健全性評価結果を表6-10に示す。

表6-10 所員用エアロックの健全性評価結果

No.	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①許容圧力評価	許容圧力は2 Pd以上であることを確認 200 °C, 2 Pdにおいて一次応力は, 許容値: Suを満足することを確認	○
		②応力評価	添付書類「V-3-9-1-3 エアロックの強度計算書」に記載	
(2)	ガスケットの健全性	シール材劣化, 開口量評価	ガスケット(改良EPDM材, 膨張黒鉛材, PEEK材)の重大事故等時の環境における劣化特性を考慮しても200 °C, 2 Pdにおけるフランジ開口量は, 許容開口量以下となり, シール機能が維持されることを確認	○

以上により, 所員用エアロックについては, 200 °C, 2 Pd 環境下でも, 放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

7. 配管貫通部

7.1 概要

配管貫通部の 200 °C，2 Pd 環境下の健全性を確認する。

代表的な配管貫通部の概要図を図 7-1 に示す。配管貫通部は，スリーブと平板類（平板，穴あき平板，フランジ，ボルト締め平板及びフルードヘッド），セーフエンド，伸縮継手とスリーブ等に接続する配管（接続配管）によって原子炉格納容器バウンダリを構成している。また，フランジ部はボルトにより固定されており，シール部にはシリコンゴムを使用している。

上記を踏まえ，以下の構成で健全性を確認する。

7.2 項では，配管貫通部（接続配管）の構造健全性を確認する。

7.3 項では，配管貫通部（スリーブ）の構造健全性を確認する。

7.4 項では，配管貫通部（平板類）の構造健全性，シール部の機能維持を確認する。

7.5 項では，配管貫通部（セーフエンド）の構造健全性を確認する。

7.6 項では，配管貫通部（伸縮継手）の構造健全性を確認する。

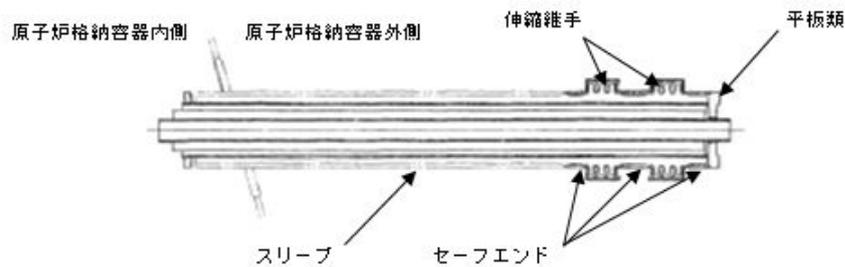


図 7-1 配管貫通部概要図

7.2 配管貫通部（接続配管）

接続配管の強度評価方法及び評価結果は、添付書類「V-3-5-4-1 高圧炉心スプレイ系の強度計算書」に記載する。

7.3 配管貫通部（スリーブ）

7.3.1 評価方針

スリーブは、原子炉格納容器本体胴を貫通する円筒形の部材で、原子炉格納容器本体胴に溶接固定されている。

スリーブの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200 °C、2 Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、内圧を受けるスリーブには圧縮力が生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外とする。

したがって、スリーブの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

このため、200 °C、2 Pd でのスリーブの健全性確認について、表 7-1 に示す評価方法により評価を実施する。

スリーブ本体の評価は、配管厚さと口径の比が最も小さくなる箇所が内圧による発生応力が大きくなるため、最大径の貫通部 X-18A～D を代表評価し、スリーブ取付部については、接続配管の反力及びモーメントが最大となる作用することから、7.2 配管貫通部（接続配管）と同様に貫通部 X-31 を代表として評価する。

スリーブの評価対象を図 7-2 に示す。

表 7-1 評価対象と評価方法

評価対象		機能喪失要因	評価方法
構造部	スリーブ本体	延性破壊	設計・建設規格の評価式を準用した評価 (X-18A～D で代表評価)
	スリーブ取付部 (スリーブ側、胴側)	延性破壊	設計・建設規格の評価式を準用した評価 (X-31 で代表評価)

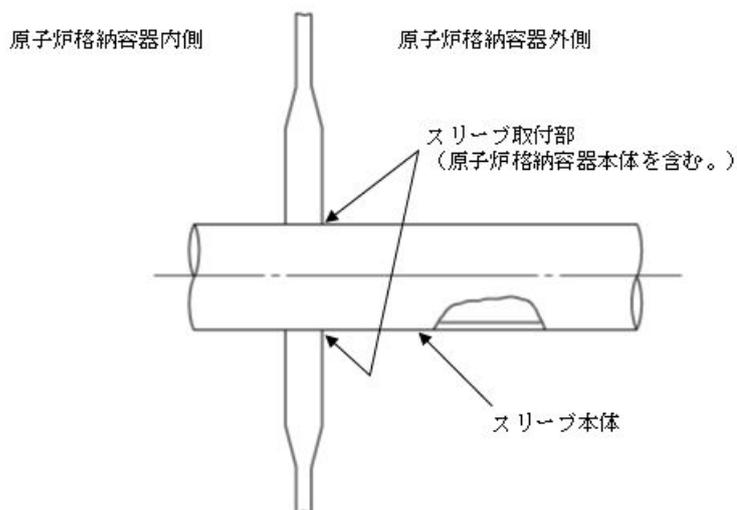


図 7-2 スリーブの評価対象

7.3.2 評価

(1) スリーブ本体

貫通部 X-18A～D のスリーブ本体については、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要最小板厚の式を用い許容圧力を求め、 $2Pd$ を上回ることを確認する。

その際、部材に発生する応力強さの許容値は、今回の評価が設計基準を超えた限界温度、圧力の評価であることを踏まえ、設計引張強さ (S_u 値) に対する割下げ率を P_m (一次一般膜応力強さ) には 1.5 として評価を行う。

すなわち、部材に発生する応力 P_m が $2/3S_u$ 値以下であれば、延性破壊に至らず、構造は健全で機能要求 (放射性物質の閉じ込め機能) を確保できる。この許容値の考え方は、設計・建設規格において示される原子炉格納容器 (クラスMC容器) の供用状態Dに対する許容値と同じ考え方である (設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照)。

S_u 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200 °Cを用いる。

a. 計算に使用する記号の定義

スリーブ本体の許容圧力の計算に使用する記号の定義について、以下に示す。

記号	単位	説明
P	MPa	圧力
S	MPa	許容引張応力 (200 °Cにおける $2/3S_u$ 値を使用)
η	—	継手効率
t	mm	板厚
D_o	mm	スリーブの外径

b. 許容圧力の計算方法

スリーブ本体の許容圧力は、設計・建設規格の評価式を用いて計算する。

$$t = \frac{PD_o}{2S\eta + 0.8P} \quad [\text{設計・建設規格 PVE-3611}]$$

設計・建設規格の評価式を圧力について解くと

$$P = \frac{2S\eta t}{D_o - 0.8t}$$

上式を用いて、スリーブ本体の許容圧力を計算する。

- c. 許容圧力の計算結果
スリーブ本体の許容圧力の計算結果を以下に示す。

スリーブ： (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3611 を準用

$$P = 2S \eta t / (D_o - 0.8t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>
D_o	管台の外径 (mm)	
P	200 °Cにおける許容圧力 [MPa]	
<input type="text"/> MPa > 0.62 MPa (2 Pd)		

- (2) スリーブ取付部

スリーブ取付部の応力評価は、添付書類「V-3-9-1-4-1 原子炉格納容器貫通部の強度計算書」に記載する。

7.3.3 評価結果

スリーブについては、200 °C、2 Pd 環境下でも、放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

7.4 配管貫通部（平板類）

7.4.1 評価方針

平板類のうち、平板、穴あき平板、フランジ、ボルト締め平板及びフルードヘッドは、スリーブ又はセーフエンドに溶接固定されている。また、フランジ部はボルトにより固定されており、シール部にはシリコンゴムのガスケットを使用している。

平板類の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200 °C、2 Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊及び疲労破壊は評価対象外とする。

したがって、平板類の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

また、シール部については、高温状態で内圧を受け、フランジ部が変形することによる開口及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が想定される。さらに、シール部の開口が進むとボルトに引張応力が作用し、ボルト破損に至ることが想定される。

このため、200 °C、2 Pd での平板類の健全性確認について、表 7-2 に示す評価方法により評価を実施する。シール部については、改良 E P D M 製シール材による評価を実施する。

平板類は、配管厚さと口径の比が最も小さくなる箇所が内圧による発生応力が大きくなるため、最大径の貫通部 X-28 を代表評価する。

平板類（X-28）の評価対象を図 7-3 に示す。平板類（X-28）は、機器搬入用ハッチに取り付けられている制御棒駆動機構搬出入用のハッチである。

表 7-2 評価対象と評価方法

	評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部	ボルト締め平板	延性破壊	設計・建設規格の評価式を準用した評価 (X-28 で代表評価)
	フランジ	延性破壊	J I S B 8 2 6 5 を用いた評価 (X-28 で代表評価)
	ボルト	延性破壊	J I S B 8 2 6 5 を用いた評価 (X-28 で代表評価)
シール部	フランジ、ガスケット	開口、シール材劣化	一般式を用いた評価 試験結果等を用いた評価 (X-28 で代表評価)

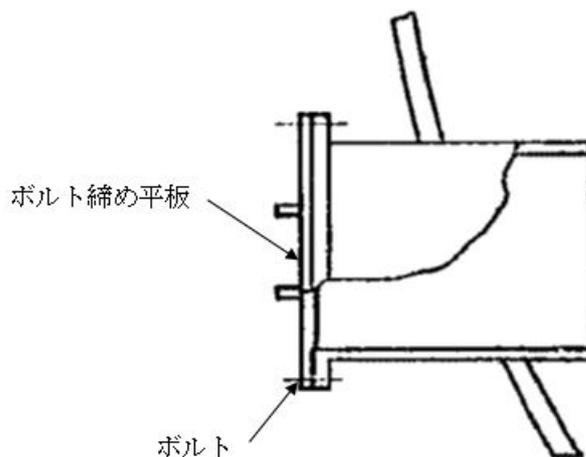


図 7-3 平板類 (X-28) の評価対象

7.4.2 評価

(1) 構造部 (ボルト締め平板)

貫通部 X-28 のボルト締め平板について、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要最小板厚の式を用い許容圧力を求め、 $2 Pd$ を上回ることを確認する。

その際、部材に発生する応力強さの許容値は、今回の評価が設計基準を超えた限界温度、圧力の評価であることを踏まえ、設計引張強さ (S_u 値) に対する割下げ率を P_m (一次一般膜応力強さ) には 1.5 として評価を行う。すなわち、部材に発生する応力 P_m が $2/3S_u$ 値以下であれば、延性破壊に至らず、構造は健全で機能要求 (放射性物質の閉じ込め機能) を確保できる。この許容値の考え方は、設計・建設規格において示される原子炉格納容器 (クラス MC 容器) の供用状態 D に対する許容値と同じ考え方である (設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照)。

S_u 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した $200\text{ }^\circ\text{C}$ を用いる。

a. 計算に使用する記号の定義

ボルト締め平板の許容圧力の計算に使用する記号の定義について、以下に示す。

記号	単位	説明
P	MPa	許容圧力
S	MPa	許容引張応力 ($200\text{ }^\circ\text{C}$ における $2/3S_u$ 値を使用)
K	—	平板の取付方法による係数
t	mm	板厚
d	mm	平板の径または最小内のり

- b. 許容圧力の計算方法
 ボルト締め平板の許容圧力は、設計・建設規格の評価式を用いて計算する。

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}} \quad [\text{設計・建設規格 PVE-3410}]$$

設計・建設規格の評価式を圧力について解くと

$$P = \frac{S}{K} \left(\frac{t}{d} \right)^2$$

上式を用いて、アダプタの許容圧力を計算する。

- c. 計算結果
 以下の示すとおり、ボルト締め平板の許容圧力は 2 Pd 以上である。

ボルト締め平板： (SGV480 相当)

許容圧力算定式：PVE-3410 を準用

$$P = S/K \times (t/d)^2$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
K	係数	0.47
t	板厚 (mm)	<input style="border: 1px solid black; width: 80px; height: 80px;" type="text"/>
d	平板の径 (mm)	
P	200 °Cにおける許容圧力	
<input style="border: 1px solid black; width: 60px; height: 15px;" type="text"/> MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2Pd)		

(2) 構造部 (フランジ, ボルト)

貫通部 X-28 のフランジ部について、J I S B 8265「压力容器の構造—一般事項」を用いて、2 Pd におけるフランジの発生応力が許容応力を下回ること及びボルトの必要総有効断面積が、ボルトの総有効断面積を下回ることを確認する。

その際、部材に発生する応力強さの許容値は、今回の評価が設計基準を超えた限界温度、圧力の評価であることを踏まえ、設計引張強さ (Su 値) に対する割下げ率を P_m (一次一般膜応力強さ) には 1.5 として評価を行う。すなわち、部材に発生する応力 P_m が 2/3Su 値以下であれば、延性破壊に至らず、構造は健全で機能要求 (放射性物質の閉じ込め機能) を確保できる。この許容値の考え方は、設計・建設規格において示される原子炉格納容器 (クラスMC 容器) の供用状態 D に対する許容値と同じ考え方である (設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照)。

Su 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200 °C を用いる。

a. フランジ部の仕様及び評価条件

貫通部 X-28 のフランジ概要図を図 7-4、フランジ部の仕様及び評価条件を表 7-3 に示す。

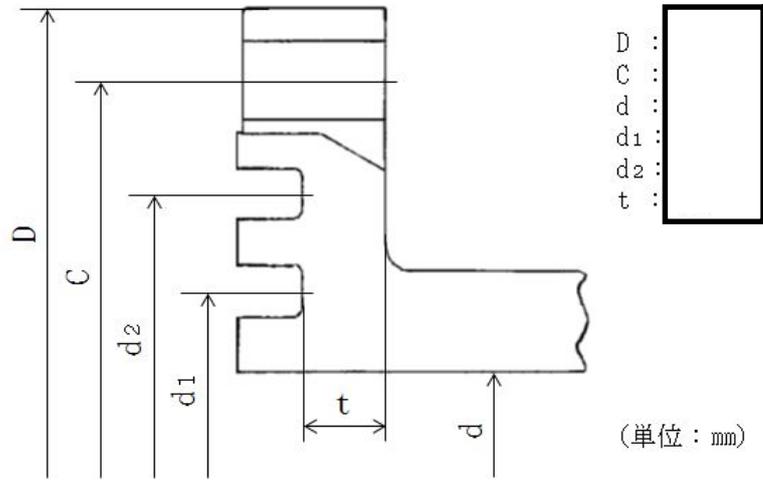


図 7-4 フランジ概要図（貫通部 X-28）

表 7-3 評価条件（貫通部 X-28）

項目	仕様及び値
評価圧力	0.62 MPa[gage]
評価温度	200 °C
フランジ材質	SGV480 相当
フランジ内径	<input type="text"/> mm
フランジ板厚（最小厚さ）	<input type="text"/> mm
ボルト呼び径	<input type="text"/>
ボルト本数	<input type="text"/> 本

ボルトの評価結果を表 7-4、フランジの評価結果を表 7-5 に示す。

表 7-4 ボルト評価結果（貫通部 X-28）

単位：mm²

荷重	必要総有効断面積 Am	総有効断面積 Ab
2Pd	1.212 × 10 ³	6.765 × 10 ³

表 7-5 フランジ応力評価結果（貫通部 X-28）

単位：MPa

応力	記号	X-28	
		発生応力	許容応力
ハブの軸方向応力	σ_H	90	422
フランジの半径方向応力	σ_R	158	281
フランジの周方向応力	σ_T	31	281
組合せ応力	$\frac{\sigma_H + \sigma_R}{2}$	124	281
組合せ応力	$\frac{\sigma_H + \sigma_T}{2}$	61	281

(3) シール部

a. 規格等を用いた評価（ボルト締め平板）

貫通部 X-28 のフランジ部について、文献の理論式を用いて 2 Pd における開口量を求め、許容開口量を下回ることを確認する。

シール材については、改良 E P D M 製シール材を使用することとする。

許容開口量の設定に使用する改良 E P D M 製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果を表 7-6 に示す。

表 7-6 圧縮永久ひずみ試験*1 結果（改良 E P D M 製）

試験温度	200 °C
構造部放射線照射量	<input type="text"/> kGy
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率*2	<input type="text"/> %*3

注記 *1：J I S K 6 2 6 2 に従い実施

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

*3 % の平均値

許容開口量はトップヘッドフランジの考え方と同様，168 時間のひずみ率と貫通部 X-28 のフランジ部の定格締付量 mm を踏まえ mm（= 定格締付量 mm × (100 % - %) / 100 %）とする。

図 7-5 に示すモデルを用いた開口量の評価結果を表 7-7 に示す。

2Pd における開口量は mm であり，許容開口量 mm を下回る。

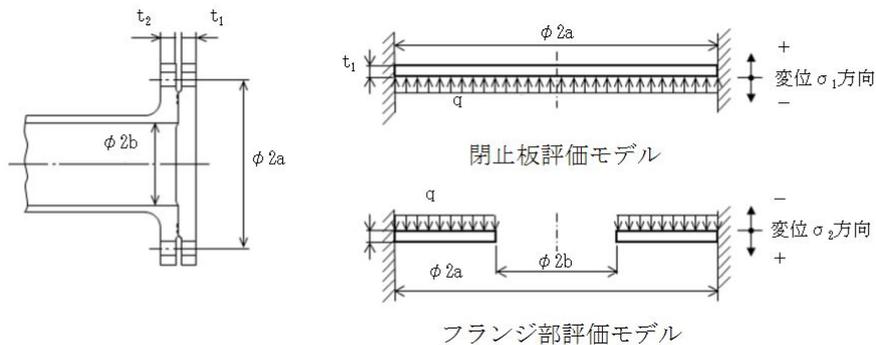


図 7-5 評価モデル

表 7-7 フランジ部開口量評価結果（貫通部 X-28）

記号	内 容	X-28
a	ボルト ピッチ円半径	<input type="text"/> mm
b	内半径	<input type="text"/> mm
D_1	$= \frac{Et_1^3}{12(1-\nu^2)}$ *1	<input type="text"/>
D_2	$= \frac{Et_2^3}{12(1-\nu^2)}$ *1	<input type="text"/>
E	縦弾性係数	191000 MPa
K_{yb}	b/a から 定まる係数 *1	-6.330×10^{-4}
q	評価圧力	0.620 MPa
t_1	閉止板板厚	<input type="text"/> mm
t_2	フランジ部板厚	<input type="text"/> mm
ν	ポアソン比	0.3
δ_1	$= \frac{qa^4}{64D_1}$ *1 *2	<input type="text"/> mm
δ_2	$= \frac{-K_{yb} \cdot qa^4}{D_2}$ *1 *2	<input type="text"/> mm
$\delta_1 + \delta_2$	変位量合計	<input type="text"/> mm

注記 *1：出典「ROARK' S FORMULAS FOR STRESS AND STRAIN EIGHTH EDITION」

*2：保守的に、はりの最大変位量をシール部の変位量とみなす

7.4.3 評価結果

平板類については、200 °C、2 Pd 環境下でも、放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

7.5 配管貫通部（セーフエンド）

7.5.1 評価方針

セーフエンドは、伸縮継手付貫通部に用いられる短管で、スリーブ及び伸縮継手等に溶接固定されている。

セーフエンドの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200 ℃、2 Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力がセーフエンドに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外とする。

したがって、セーフエンドの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

このため、200 ℃、2 Pd でのセーフエンドの健全性確認について、表 7-8 に示す評価方法により評価を実施する。

セーフエンドは、配管厚さと口径の比が最も小さくなる箇所が内圧による発生応力が大きくなるため、最大径の貫通部 X-18A～D を代表評価する。

セーフエンドの評価対象を図 7-6 に示す。

表 7-8 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	規格方法
構造部 (セーフエンド)	延性破壊	規格を用いた評価 (X-18A～D で代表評価)

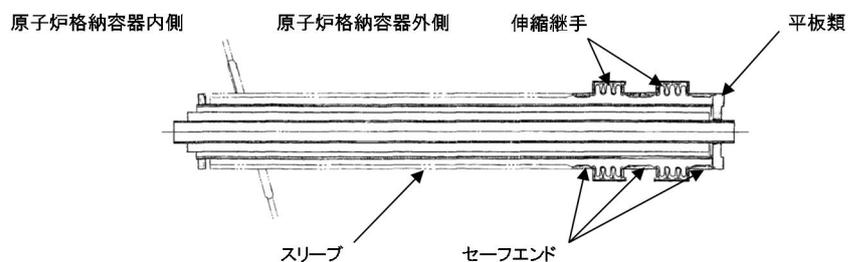


図 7-6 セーフエンドの評価対象

7.5.2 評価

(1) 構造部

a. 規格を用いた評価

貫通部 X-18A~D のセーフエンドについて、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要最小板厚の式を用い許容圧力を求め、2 Pd を上回ることを確認する。

その際、部材に発生する応力強さの許容値は、今回の評価が設計基準を超えた限界圧力・限界温度の評価であることを踏まえ、設計引張強さ (Su 値) に対する割下げ率を P_m (一次一般膜応力強さ) には 1.5 として評価を行う。すなわち、部材に発生する応力 P_m が 2/3Su 値以下であれば、延性破壊に至らず、構造は健全で機能要求 (放射性物質の閉じ込め機能) を確保できると考える。この許容値の考え方は、設計・建設規格において示される原子炉格納容器 (クラス MC 容器) の供用状態 D に対する許容値と同じ考え方である (設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照)。

Su 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200℃を用いる。

評価結果を以下に示す。

貫通部 X-18A~D のセーフエンドは、2 Pd を上回る。

セーフエンド: (SGV480 相当)

許容圧力算定式: PVE-3230(2)a 項を準用

$$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$$

S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	板厚 (mm)	
D _i	胴内径 (mm)	
P	200 °Cにおける許容圧力	
 MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)		

7.5.3 評価結果

セーフエンドについては、200 °C, 2 Pd 環境下でも、放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

7.6 配管貫通部（伸縮継手）

伸縮継手の評価は、添付書類「V-3-9-1-4-2 原子炉格納容器貫通部ベローズの強度計算書」に記載する。

8. 電気配線貫通部

8.1 概要

電気配線貫通部の 200 °C, 2 Pd 環境下における健全性を確認する。

電気配線貫通部は、高圧用と低圧用の構造上 2 種類に大別される。高圧用電気配線貫通部の構造図を図 8-1, 低圧用電気配線貫通部の構造図を図 8-2 に示す。

高圧用電気配線貫通部は、モジュールがヘッドに溶接されており、モジュール内に封入された E P ゴム, スリーブ及びアダプタにより気密性を維持する構造となっている。

低圧用電気配線貫通部は、ヘッドとモジュール固定部の O リング (E P ゴム), モジュール内に封入されたエポキシ樹脂, スリーブ及びアダプタにより気密性を維持する構造となっている。

上記を踏まえ、以下の構成で健全性を確認する。

8.2 項では、電気配線貫通部 (アダプタ) の構造健全性を確認する。

8.3 項では、電気配線貫通部 (ヘッド) の構造健全性を確認する。

8.4 項では、電気配線貫通部 (モジュール) のシール部の機能維持を確認する。

なお、スリーブについては、配管貫通部 (スリーブ) の評価において評価している。

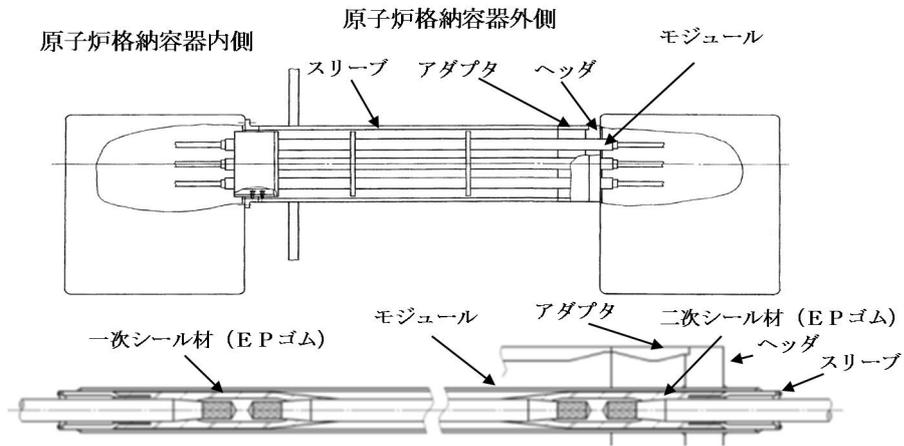


図 8-1 高圧用電気配線貫通部構造図

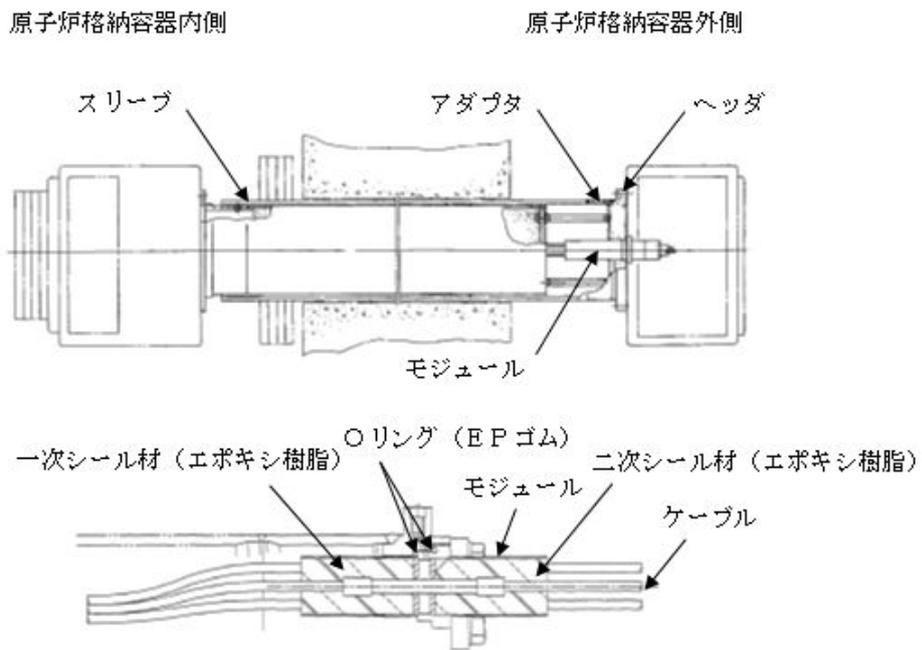


図 8-2 低圧用電気配線貫通部構造図

8.2 電気配線貫通部（アダプタ）

8.2.1 評価方針

アダプタの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200 °C、2 Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力がアダプタに生じないことから、脆性破壊及び疲労破壊及び座屈は評価対象外とする。

したがって、アダプタの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形による延性破壊が想定される。このため、200 °C、2 Pd でのアダプタの健全性評価について、表 8-1 に示す評価方法により評価を実施する。

なお、電気配線貫通部は複数設置されているが、構造上は高圧用と低圧用の 2 種類であることから、それぞれについて評価を実施する。

表 8-1 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部	延性破壊	設計・建設規格の評価式を準用した評価

8.2.2 評価

アダプタについて、設計・建設規格に示される必要最小板厚の式を用い許容圧力を求め、2 Pd を上回ることを確認する。

その際、部材に発生する応力強さの許容値は、今回の評価が設計基準を超えた限界温度、圧力の評価であることを踏まえ、設計引張強さ（Su 値）に対する割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5 として評価を行う。すなわち、部材に発生する応力 P_m が $2/3Su$ 値以下であれば、延性破壊に至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できる。この許容値の考え方は、設計・建設規格において示される原子炉格納容器（クラスMC容器）の供用状態Dに対する許容値と同じ考え方である（設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照）。

Su 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200 °C を用いる。

(1) 計算に使用する記号の定義

アダプタの許容圧力の計算に使用する記号の定義について、以下に示す。

記号	単位	説明
P	MPa	圧力
S	MPa	許容引張応力 (200 °Cにおける $2/3Su$ 値を使用)
η	—	継手効率
t	mm	板厚
D_o	mm	アダプタの外径

(2) 許容圧力の計算方法

アダプタの許容圧力は、設計・建設規格の評価式を用いて計算する。

$$t = \frac{PD_o}{2S\eta + 0.8P} \text{ [設計・建設規格 解説 PVE-3611]}$$

設計・建設規格の評価式を圧力について解くと

$$P = \frac{2S\eta t}{D_o - 0.8t}$$

上式を用いて、アダプタの許容圧力を計算する。

8.2.3 評価結果

以下に示すとおり、アダプタの 200 °C における許容圧力は 2 Pd 以上である。これより、200 °C, 2 Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能が確保されることを確認した。

アダプタ : (SF440A 相当)

許容圧力計算式 : PVE-3611 を準用

$$P = 2S\eta t / (D_o - 0.8t)$$

項目		低圧用	高圧用
S	許容引張応力 (MPa) (200 °C における 2/3Su 値を使用)	267	267
η	継手効率 (-)	1.0	1.0
t	板厚 (mm)	<input type="text"/>	
D _o	アダプタ外径 (mm)		
P	200 °C における許容圧力 (MPa)		
	低圧用 <input type="text"/> MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)		
	高圧用 <input type="text"/> MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)		

8.3 電気配線貫通部（ヘッド）

8.3.1 評価方針

ヘッドの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200 °C、2 Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、脆性破壊及び疲労破壊は評価対象外とする。

したがって、ヘッドの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形による延性破壊が想定される。

このため、200 °C、2 Pd でのヘッドの健全性評価について、表 8-2 に示す評価方法により評価を実施する。

なお、電気配線貫通部は複数設置されているが、構造上は高圧用と低圧用の 2 種類であることから、それぞれについて評価を実施する。

表 8-2 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部	延性破壊	設計・建設規格の評価式を準用した評価

8.3.2 評価

ヘッドについて、設計・建設規格に示される必要最小板厚の式を用い許容圧力を求め、2 Pd を上回ることを確認する。

その際、部材に発生する応力強さの許容値は、今回の評価が設計基準を超えた限界温度、圧力の評価であることを踏まえ、設計引張強さ（Su 値）に対する割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5 として評価を行う。すなわち、部材に発生する応力 P_m が $2/3Su$ 値以下であれば、延性破壊に至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考える。この許容値の考え方は、設計・建設規格において示される原子炉格納容器（クラス MC 容器）の供用状態 D に対する許容値と同じ考え方である。（設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照）

Su 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200 °C を用いる。

(1) 計算に使用する記号の定義

ヘッドの許容圧力の計算に使用する記号の定義について、以下に示す。

記号	単位	説明
P	MPa	圧力
S	MPa	許容引張応力 (200 °C における $2/3Su$ 値を使用)
K	—	平板の取付方法による係数
t	mm	板厚
d	mm	平板の径または最小内のり

(2) 許容圧力の計算方法

ヘッダの許容圧力は、設計・建設規格の評価式を用いて計算する。

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}} \quad [\text{設計・建設規格 解説 PVE-3410}]$$

設計・建設規格の評価式を圧力について解くと

$$P = \frac{S}{K} \left(\frac{t}{d} \right)^2$$

上式を用いて、ヘッダの許容圧力を計算する。

(3) 穴の補強計算

東海第二発電所に設置されている電気配線貫通部のヘッダにはモジュール取付用の貫通穴があるため、既工事計画認可申請書の強度計算書と同様に穴の補強を評価する。

ここで、

A_0 : 補強に有効な面積

A_r : 補強に必要な面積

d_p : パイプの最大内径

t_{0r} : ヘッダの計算上必要な厚さ

t_{pp} : パイプの最小厚さ

t_0 : ヘッダの厚さ

Y : 補強に有効な範囲

ℓ_1 : 点検溝の幅

ℓ_2 : 点検溝の深さ

F : 係数

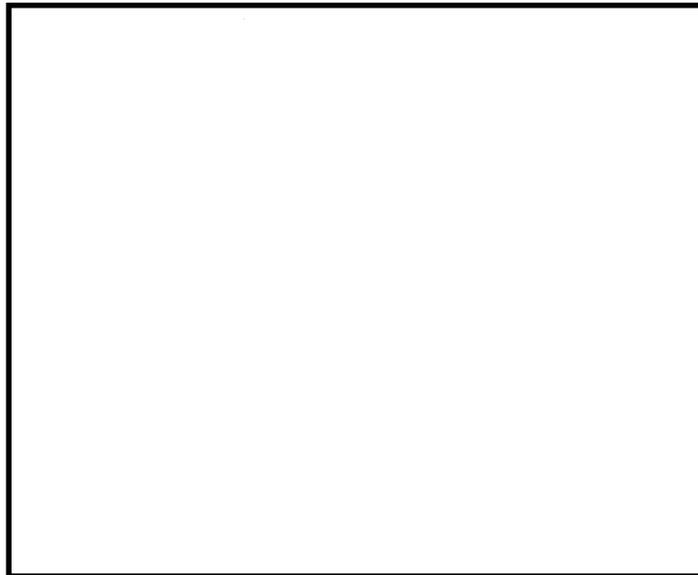


図 穴部の形状及び寸法（単位：mm）（既工事計画書より）

8.3.3 評価結果

以下に示すとおり、ヘッダの 200 °Cにおける許容圧力は 2 Pd 以上である。これより、200 °C、2 Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能が確保されることを確認した。

ヘッダ (SUSF304 相当)

許容圧力計算式：PVE-3410 を準用

$$P = S/K \times (t/d)^2$$

項目		低圧用	高圧用
S	許容引張応力 (MPa) (200 °Cにおける 2/3Su 値を使用)	251	251
K	平板の取付方法による係数	0.33	0.33
t	公称板厚 (mm)		
d	平板の径または最小内のり (mm)		
P	200 °Cにおける許容圧力 (MPa)		
低圧用 MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)			
高圧用 MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2 Pd)			

ヘッダの計算上必要な厚さ t_{0r} は、設計建設規格 PVE-3410 より

$$t_{0r} = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

$$= 14.49 \text{ mm}$$

K : 0.5 (既工認より)

P : 0.62 MPa (=2Pd)

S : 251 MPa (200°Cにおける 2/3Su)

補強に必要な面積 A_r

$$A_r = d_p \cdot t_{0r} \cdot F = \text{} \times 14.49 \times 1.0 = \text{} \text{ mm}^2$$

補強に有効な面積 A_0

$$A_0 = (2Y - d_p - 2t_{pp}) (t_0 - t_{0r}) - 2\ell_1 \cdot \ell_2$$

$$= (2 \times \text{} - \text{} - 2 \times \text{}) \times (\text{} - 14.49) - 2 \times \text{} \times \text{}$$

$$= \text{} \text{ mm}^2$$

よって $A_0 > A_r/2 = \text{} \text{ mm}^2$

であり、穴の補強は十分である。

8.4 電気配線貫通部（モジュール）

8.4.1 評価方針

モジュールのシール材には、高圧用モジュールにはE P ゴム、低圧用モジュールには、エポキシ樹脂及びE P ゴムを使用しているため、高温劣化によるシール機能の低下が想定される。

なお、モジュールの接合部は、原子炉格納容器貫通部付け根から十分距離を確保し、原子炉格納容器胴側の変形影響が減衰する位置に設けていることから、200 °C、2 Pd による格納容器胴側の不均一な変形に伴う影響は及ばない。

このため、200 °C、2 Pd でのモジュールの健全性確認について、表 8-3 に示す評価方法により評価を実施する。

表 8-3 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
シール部 (モジュール)	シール材劣化	試験結果等を用いた評価

8.4.2 評価

(1) 電気ペネ共研の試験結果を用いた評価

電気ペネ共研において、LOCA時の圧力、温度条件を超える条件下での、電気配線貫通部の知見を得るため、東海第二発電所を含む国内BWR電力実機の電気配線貫通部の構造を反映した試験体を用い、電気配線貫通部モジュールの気密性能について検証を行っている。図8-3に電気ペネ共研の試験概要図を、表8-4、図8-4及び図8-5に試験結果を示す。

試験結果より、高圧用モジュールのEPゴムシール部は194℃/62時間、低圧用モジュールの樹脂シール部は137℃/62時間の熱劣化に対して、漏えいがないことが確認できている。

なお、本試験においては、放射線による照射が行われていないが、電気ペネトレーションの二次シール部は格納容器本体から離れた位置に取り付けられ、スリーブ周囲は遮へい壁で覆われていることから、温度と同様に格納容器内の積算線量に比べ小さいものとする。

したがって、実機においてもシール部の耐性に対し有意な影響を及ぼさない範囲と考えられるため、シール部の劣化要因としては温度が主要なパラメータであるとする。

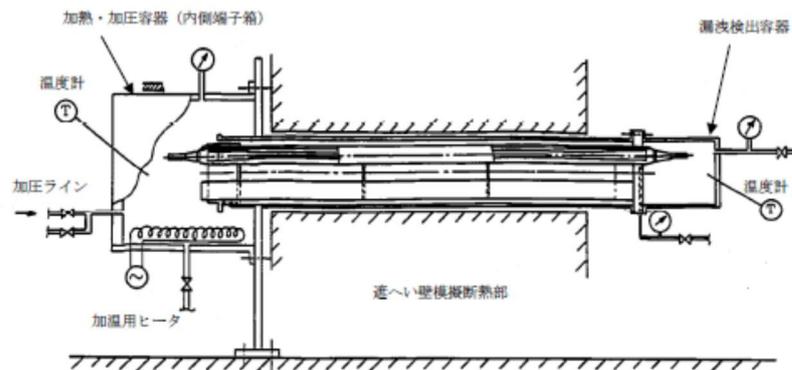


図 8-3 電気ペネ共研の試験概要

表 8-4 電気ペネ共研の試験結果

種類	試験条件					シール部温度(℃)／漏えい有無	
	雰囲気	温度(℃)	圧力(MPa)	放射線照射	時間(h)	一次シール	二次シール
高圧	乾熱	200(220)*1	(0.61~0.79)*1	なし	62	194/漏えいなし	44/漏えいなし
低圧	乾熱	200(220)*1	(0.60~0.81)*1	なし	62	137/漏えいなし	68/漏えいなし

注記 *1：()内は記録グラフからの読み取り値

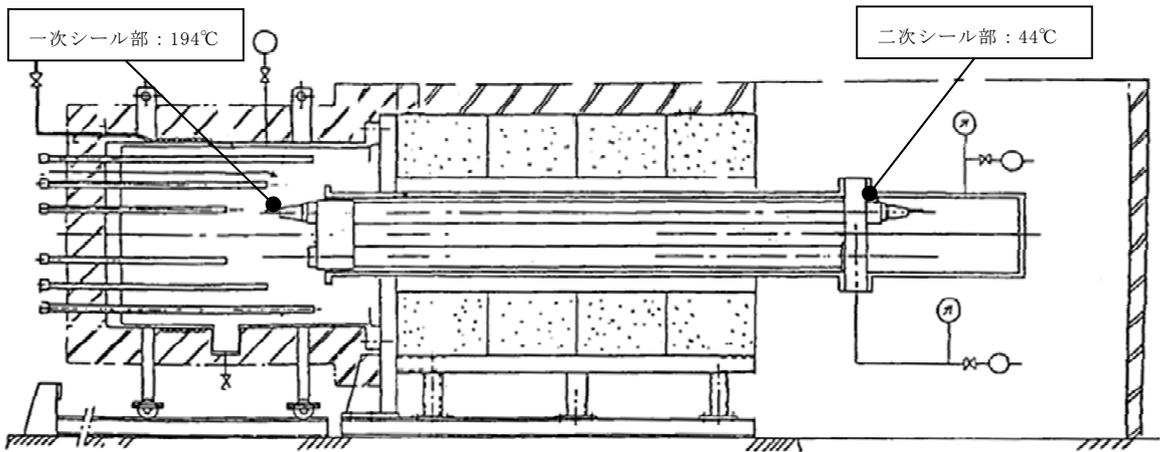


図 8-4 高圧用モジュール試験体 温度分布図

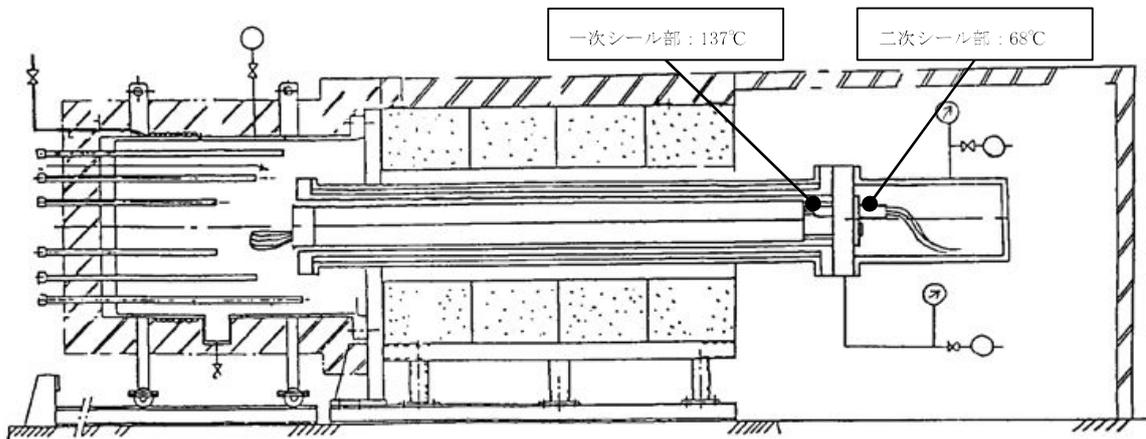


図 8-5 低圧用モジュール試験体 温度分布図

(2) 過去の環境試験結果を用いた評価

過去の電気配線貫通部の環境試験では、電気配線貫通部（高圧用）及び電気配線貫通部（低圧用）を対象として、冷却材喪失事故模擬試験が実施されており、健全性が確認されている。図 8-6 及び図 8-7 に試験装置の概要図、図 8-8 に冷却材喪失事故模擬試験における二次シール部の温度測定結果を示す。

図 8-6 及び図 8-7 に示すとおり、試験においては電気ペネモジュールとカバーのみの構成であり、実機に比べ簡略的な構造である。そのため、実機に比べカバー外側からの入熱量が多く、結果として二次シール部の温度が実機に比べ高くなる傾向にあるものと考えられる。一方、電気ペネ共研における試験は電気ペネトレーションの接続箱内を加熱する構造であり、モジュール部への伝熱の観点からはより実機に即した構造であると言える。

したがって、格納容器内環境が 200 °C となった場合の実際の温度は電気ペネ共研の温度（高圧用 44 °C、低圧用 68 °C）で得られた結果が実機に則したものと考えていること及び本試験において原子炉格納容器内を模擬した電気ペネ共研の試験（二次シール部において高圧用 44 °C、低圧用 68 °C）よりも厳しい温度条件下で、13 日間のシール機能の健全性が確認された結果から、格納容器が 200 °C の状況において格納容器閉じ込め機能が確保できると考える。



図 8-6 冷却材喪失事故模擬試験の試験概要図（高圧用）

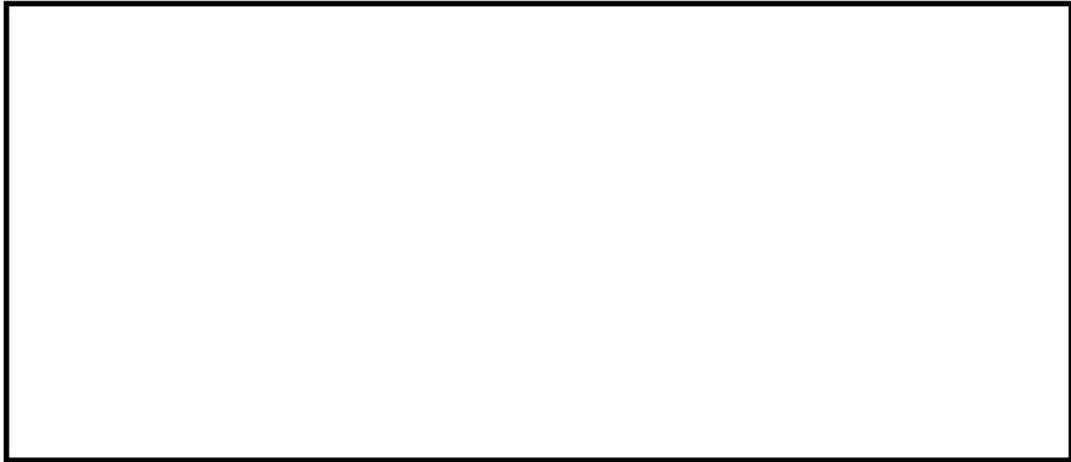


図 8-7 冷却材喪失事故模擬試験の試験概要図（低圧用）



図8-8 冷却材喪失事故模擬試験温度測定結果

なお，図 8-8 で示した試験については，経年劣化を踏まえた冷却材喪失事故模擬試験であり，劣化を考慮して表 8-5 に示す試験を実施している。

表8-5 劣化を考慮した試験方法

No	試験項目	試験方法
1	サーマルサイクル試験	ペネトレーションを冷熱装置内に設置し，60サイクルのサーマルサイクルを放射線照射試験の前後2回実施。1サイクルは□℃—□℃—□℃を□時間で変化させている。
2	放射線照射試験	ペネトレーションが40年間の運転期間及び冷却材喪失事故時に受ける放射線を考慮し照射線量□kGyとして試験を実施。
3	熱劣化試験	加熱促進により，40年間に相当する加速熱劣化として□℃，□日間を加える。

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

(3) NUPECの試験結果を用いた評価

NUPEC試験において、実機を模擬したモジュール試験体を使用して、高温時におけるシール部の漏えい確認試験が行われている。表 8-6 に試験結果、図 8-9 に漏えい発生温度の圧力依存性を示す。

漏えい発生温度は、圧力が 0.4 MPa~1.0 MPa の範囲においては、圧力に依存せず、ほぼ一定となることが報告されている。

また、放射線照射の影響については、エポキシ樹脂に 800 kGy の放射線照射を行った場合においても、放射線照射を行わなかった場合に比べ、シート部からの漏えい発生温度が著しく低くなることはなかった。

表 8-6 漏えい発生条件確認試験結果

種類	雰囲気	圧力(MPa)	放射線照射量(kGy)	漏えい発生温度(°C)
高压用	蒸気	0.8	800	400 °Cまで漏えいなし
低压用	蒸気	0.4	800	284
	蒸気	0.8	800	284~303
	蒸気	0.8	なし	285
	蒸気	1.0	なし	266

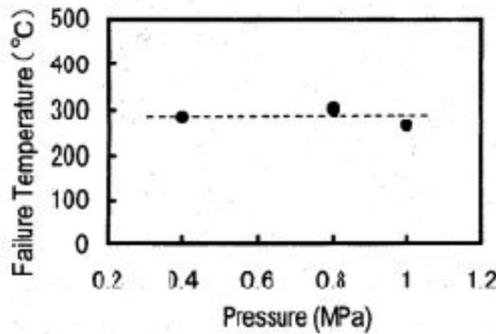


図 8-9 低压モジュールの漏えい発生温度の圧力依存

8.4.3 評価結果

モジュールについては、200 °C、2 Pd 環境下でも、放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

9. 原子炉格納容器隔離弁

9.1 概要

原子炉格納容器隔離弁の 200 °C, 2 Pd 環境下における健全性を確認する弁の耐圧部は、弁箱、弁蓋、弁体等で構成しており、弁体、グランド部及び弁蓋部等には、シール材を使用している。原子炉格納容器隔離弁のうち、不活性ガス供給系バタフライ弁及び T I P ボール弁には、ゴム系又は樹脂系のシール材を使用しており、高温劣化による機能低下が想定される。

また、弁の耐圧部については、機能喪失要因として、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び変形が考えられるが、200 °C, 2 Pd の環境下では、脆性破壊が生じる温度域ではないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が弁耐圧部に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えられる。

従って、原子炉格納容器隔離弁のうち、不活性ガス系バタフライ弁及び T I P ボール弁の耐圧部の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な変形（一次応力）が想定されるため、以下の構成で健全性を確認する。

9.2 項では、不活性ガス系バタフライ弁の機能維持を確認する。

9.3 項では、T I P ボール弁の機能維持を確認する。

上記以外の原子炉格納容器隔離弁については、以下の理由により 200 °C, 2 Pd の環境下で健全性を有している。

- ・弁箱の圧力クラスは各配管ラインの設計圧力に応じて適切なものが選定されており（圧力クラス：1.03 MPa 以上）、耐圧上問題とならない。
- ・グランドシール部及び弁蓋シール部には、黒鉛製のパッキン、ガスケットを有しており、耐熱性上問題とならない。
- ・弁シート部は金属製又は黒鉛製である。

9.2 原子炉格納容器隔離弁（不活性ガス系バタフライ弁）

9.2.1 評価方針

不活性ガス系バタフライ弁は、弁シート部にEPゴムを使用しているため、シール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。また、弁耐圧部は、高温状態で内圧を受け、延性破壊が想定される。このため、200℃、2Pdでの不活性ガス系バタフライ弁の健全性について、表9-1に示す評価方法により確認する。なお、弁シート部のシール材については、改良EPDM製シール材による評価を実施する。

不活性ガス系バタフライ弁の評価対象を図9-1に示す。

表 9-1 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
弁シート部	シール材劣化	試験結果等を用いた評価
耐圧部（弁箱）	延性破壊	設計・建設規格（弁の圧力温度基準）の準用による評価

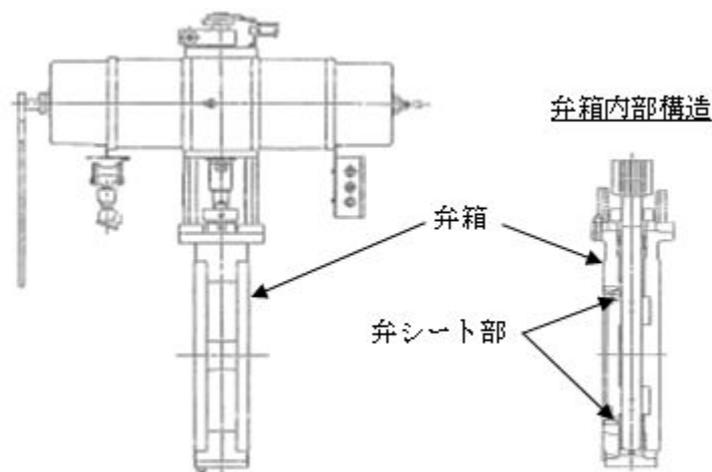


図 9-1 不活性ガス系バタフライ弁評価対象

9.2.2 評価

(1) 隔離機能

隔離機能は、弁シート材の耐環境性が支配的であるため、200 °C、2 Pd の環境下での弁シート部への影響を 600 A のバタフライ弁供試体による蒸気加熱漏えい試験により確認する。試験条件を表 9-2 に示す。

表 9-2 蒸気加熱漏えい試験条件

試験圧力	0.853 MPa
試験温度	200 °C
試験時間	168 Hr
積算放射線量	 kGy

(2) 弁耐圧部の構造健全性

設計・建設規格 別表 1-1 に示す弁の許容圧力が、200 °C、2 Pd の環境条件を上回ることを確認する。

9.2.3 評価結果

(1) 隔離機能

蒸気加熱漏えい試験を実施した結果、200 °C、2 Pd 環境下において、弁シート部からの漏えいはなく、弁シート部の隔離機能が維持することを確認した。

(2) 弁耐圧部の構造健全性

当該弁の圧力クラスは 1.03 MPa (150 LB) であり、弁耐圧部の 200 °C における許容圧力 1.40 MPa [gage] は、2 Pd (0.62 MPa [gage]) を上回る。これにより、弁耐圧部については、200 °C、2 Pd 環境下において健全性が維持されることを確認した。

圧力クラス 1.03 MPa の弁の温度－許容圧力を図 9-2 に示す。

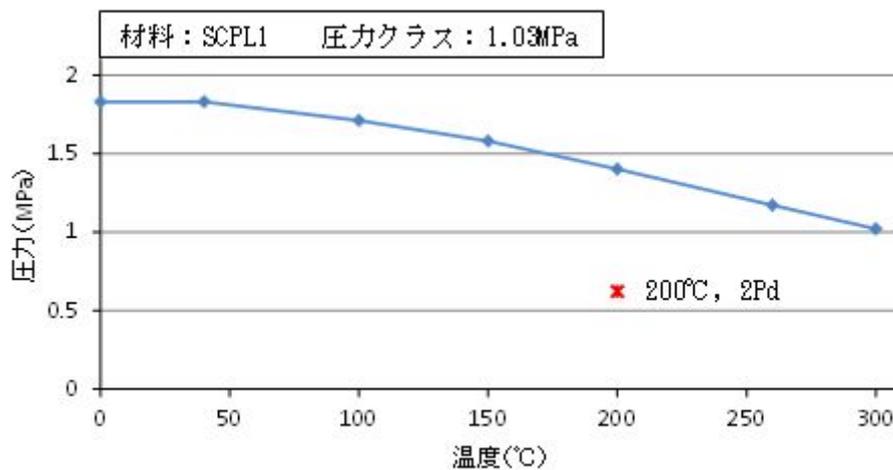


図 9-2 不活性ガス系バタフライ弁の温度－許容圧力

以上のことから、不活性ガス系バタフライ弁について、200 °C、2 Pd の環境下での健全性を有すると考える。

9.3 原子炉格納容器隔離弁（T I P ボール弁）

9.3.1 評価方針

T I P ボール弁は、弁シート部、グランドシール部にフッ素樹脂、弁蓋シール部にはフッ素ゴムを使用しているため、シール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。また、弁耐圧部は、高温状態で内圧を受け、延性破壊が想定される。このため、200℃、2PdでのT I P ボール弁の健全性について、表9-3に示す評価方法により確認する。なお、弁シート部、グランドシール部及び弁蓋シール部のシール材については、改良E P D M製シール材による評価を実施する。

T I P ボール弁の評価対象を図9-3に示す。

表9-3 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
シール材	シール材劣化	試験結果等を用いた評価
耐圧部（弁箱）	延性破壊	設計・建設規格（弁の圧力温度基準）の準用による評価

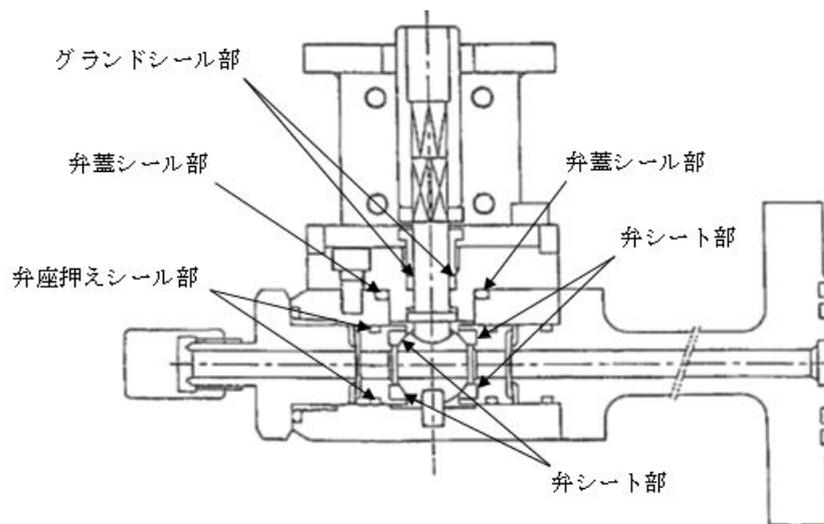


図9-3 T I P ボール弁評価対象

9.3.2 評価

(1) 隔離機能

隔離機能は、シール材の耐環境性が支配的であるため、200 °C、2 Pd 環境下における圧縮永久ひずみ試験及び不活性系バタフライ弁の蒸気加熱漏えい試験の結果から、シール材の環境耐性を確認する。

(2) 弁耐圧部の構造健全性

設計・建設規格 別表 1-1 に示す弁の許容圧力が、200 °C、2 Pd の環境条件を上回ることを確認する。

9.3.3 評価結果

(1) 隔離機能

ボール弁の構造上、圧力負荷により隔離機能を有するシート部が離れる方向に変形することは考えにくいため、要求される環境下においてシール材に適用する材質の劣化が無い限り、シール性に影響を及ぼすことはない。したがって、隔離機能の評価は、シール材の環境耐性があることをもって評価する。

弁シート部、グランドシール部及び弁蓋シール部に使用する改良 E P D M 製シール材については、表 9-4 に示す圧縮永久ひずみ試験結果から、200 °C、2 Pd 環境下における環境耐性を有している。また、不活性ガス系バタフライ弁の蒸気加熱漏えい試験の結果において、同材質の弁シートからの漏えいが無いことを確認している。

表 9-4 圧縮永久ひずみ試験*1 結果 (改良 E P D M 製)

試験温度	200 °C
構造部放射線照射量	<input type="text"/> kGy
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率*2	<input type="text"/> %*3

注記 *1: J I S K 6 2 6 2 に従い実施

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

*3: %の平均値

(2) 弁耐圧部の構造健全性

当該弁の圧力クラスは 1.03 MPa (150 LB) であり、弁耐圧部の 200 °C における許容圧力 1.32 MPa [gage] は 2 Pd (0.62 MPa [gage]) を上回る。これにより、弁耐圧部については、200 °C、2 Pd 環境下において健全性が維持されることを確認した。

圧力クラス 1.03 MPa の弁の温度－許容圧力を図 9-4 に示す。

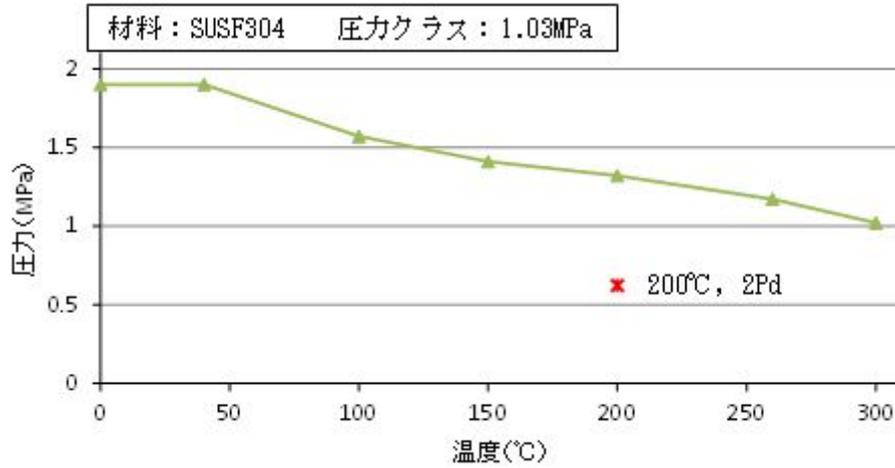
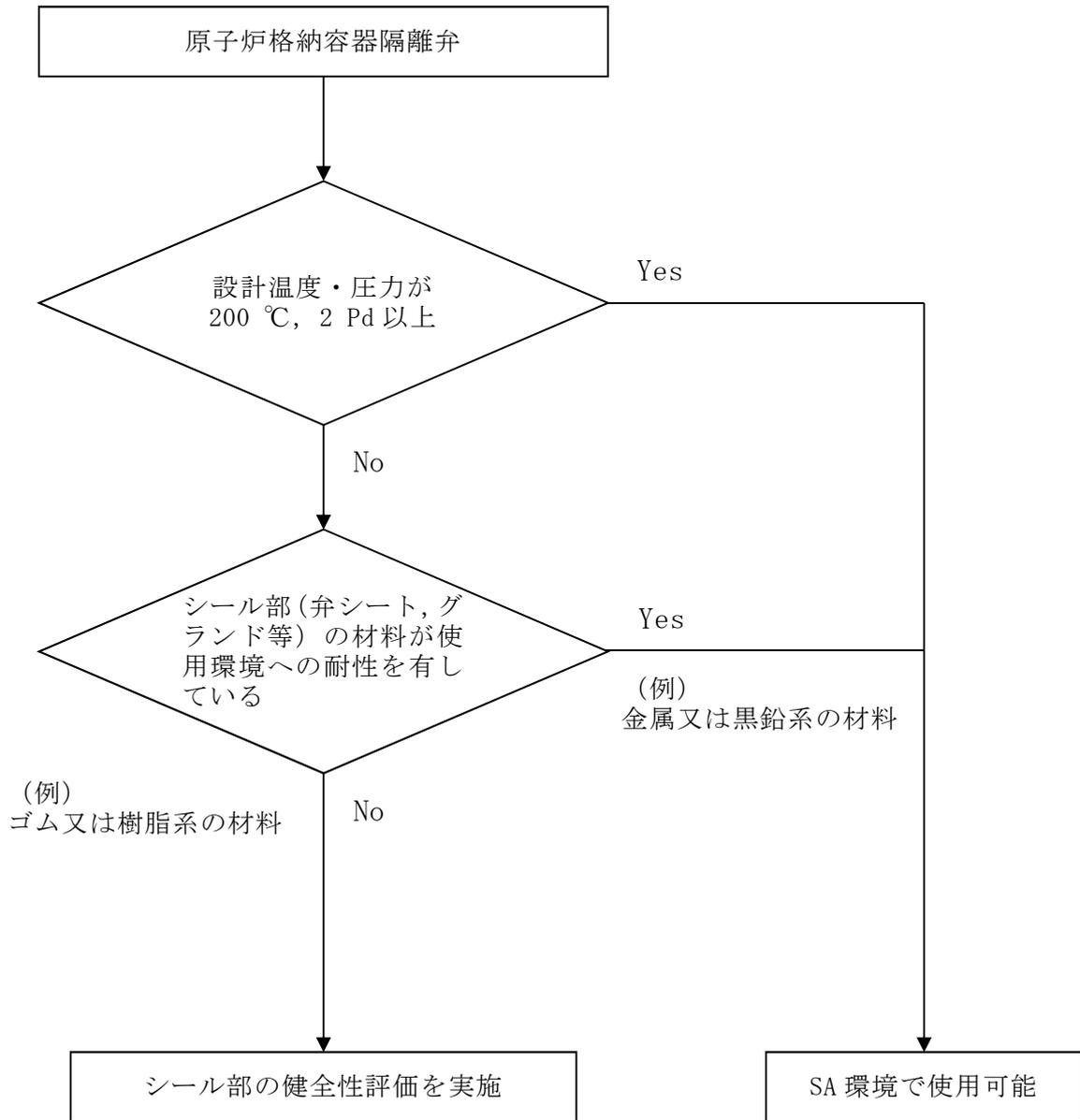


図 9-4 T I P ボール弁の温度－許容圧力

以上のことから、T I P ボール弁について、200 °C、2 Pd の環境下での健全性を有する
と考える。

原子炉格納容器隔離弁の抽出について

原子炉格納容器隔離弁について、原子炉格納容器限界温度、圧力（200 °C，2 Pd）での健全性を確認するため、図 9-1(1)のフローに従い対象弁を抽出した。



- (評価対象弁)
- ・ 不活性ガス系バタフライ弁
 - ・ T I P ボール弁

図 9-1(1) 原子炉格納容器隔離弁の評価対象抽出フロー

NT2 補② V-1-8-1 RI

原子炉格納容器 限界温度・圧力に対する経年劣化の影響について

1. はじめに

原子炉格納容器の限界温度・圧力に関する評価における評価対象部位について、放射性物質の閉じ込め機能が、経年劣化により低下していないことを確認し、今回の限界温度・圧力に関する評価結果に影響しないことを確認する。なお、考慮する経年劣化事象については、東海第二発電所において実施した高経年化技術評価を参考に検討する。

2. 原子炉格納容器本体

原子炉格納容器本体については、経年劣化事象として腐食が考えられるが、原子炉格納容器本体は、鋼板表面に防食塗装を施すとともに、保全計画に基づく外観点検において表面の腐食、塗膜等の異常があれば、補修塗装を実施するとともに適切な肉厚管理を実施している。また、保全計画に基づき、計画的に肉厚測定を実施していることから、有意な劣化はないと考えられる。なお、原子炉格納容器本体に対して、一般社団法人 日本電気協会 電気技術規程「原子炉格納容器の漏えい率試験規程（J E A C 4 2 0 3）」（以下、「J E A C 4 2 0 3」という。）に基づく、全体漏えい率試験（1回/1定検）を実施し、放射性物質の閉じ込め機能の健全性を継続的に確認している。

3. 原子炉格納容器本体以外

原子炉格納容器本体以外の評価部位について、考慮する経年劣化事象は以下のとおり。

- ・ステンレス鋼配管については、塩分付着による外面の応力腐食割れが考えられるが、社内規則に基づき計画的な塩化物付着量測定を実施し、基準を満足しない場合は、純水拭きを実施することにより、塩化物付着量を応力腐食割れ発生のしきい値未満に管理していることから、有意な劣化はないと考えられる。
- ・炭素鋼配管については、流れ加速型腐食による減肉が考えられるが、社内規則に基づき計画的な肉厚測定を実施し、基準を満足しない場合は、計画的に取替えを行うなど、適切な管理を行っている。
- ・原子炉格納容器隔離弁については、保全計画に基づく、計画的な分解点検、目視・表面検査を実施していることから、有意な劣化はないと考えられる。
- ・電気配線貫通部については、経年劣化事象として樹脂等の劣化が考えられる。これらの部位の経年劣化については、長期健全性試験により、健全性を確認している。
- ・機器搬入用ハッチ等に使用しているガスケット等については、保全計画に基づく定期的な取替を実施していることから、経年劣化事象とはならない。
- ・J E A C 4 2 0 3に基づく、全体漏えい率検査（1回/1定検）を実施し、放射性物質の閉じ込め機能の健全性を継続的に確認している。

以上のことから、経年劣化による原子炉格納容器の限界温度・圧力への影響はないと考える。

原子炉格納容器 評価温度・圧力負荷後の耐震性の影響について

1. 検討方針

原子炉格納容器バウンダリ構成部の評価対象の各部位に対し，評価温度・圧力（200 °C，2 Pd）負荷時に部材が弾性域または塑性域のいずれにあるか，また，除荷後に残留ひずみが生じるかを確認するとともに，除荷後の残留ひずみの挙動により，耐震性への影響を評価する。

2. 検討結果

残留ひずみの有無及び耐震性への影響有無については，一次応力のみ考慮する部位と一次＋二次応力を考慮する部位に分けて次のとおり判断する。

評価温度・圧力負荷時に周囲の部材の変形の影響を受けず二次応力を考慮する必要がない場合は，一次応力が S_y を超えるか否かで残留ひずみの有無を確認する。この場合，一次応力が S_y 以下の場合は，除荷後に残留ひずみは生じない（第1図， $0 \rightarrow a \rightarrow 0$ ）。 S_y を超える場合は，除荷後に残留ひずみが生じる（図1， $0 \rightarrow a \rightarrow b \rightarrow c$ ）。一次応力は与えられた荷重に対して決定する応力であるため，同じ荷重が作用した場合の発生応力は除荷後も同等であり，評価温度・圧力負荷前と同じ弾性的挙動を示す（図1， $c \rightarrow b$ ）。また，設計・建設規格の許容値は荷重を変形前の断面積で割った公称応力を基に設定されているため（図2），設計・建設規格の許容値内であれば発生応力を算出する際に変形前の断面積を用いることに問題ない。

なお，材料に予めひずみが作用した場合について，作用した予ひずみ（～約19 %）だけ応力－ひずみ曲線をシフトしたものと，予ひずみが作用しない材料の応力－ひずみ曲線がほぼ一致するという知見^[1]が得られており，十分小さな残留ひずみであれば発生応力に与える影響はないと言える。

地震（許容応力状態 $IV_A S$ ）の一次応力の許容応力は，供用状態Dの許容応力の制限内で同等であり，さらに評価温度・圧力負荷前と同様の挙動を示すことから，耐震性に影響はないと判断できる。

- [1] 一般社団法人 日本溶接協会「建築鉄骨の地震被害と鋼材セミナー（第12回溶接構造用鋼材に関する研究成果発表会）」 J W E S - I S - 9 7 0 1，（1997）

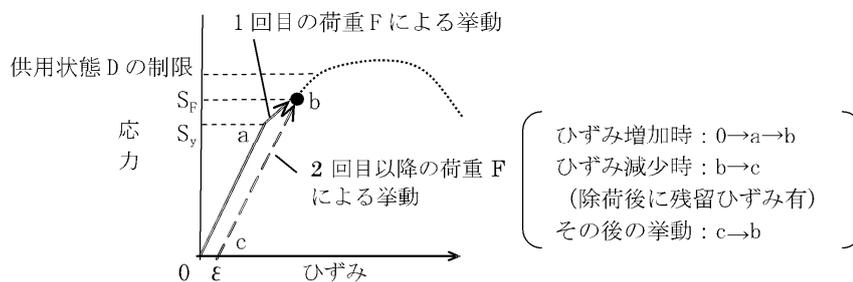


図1 降伏点を越える場合のひずみ履歴イメージ（一次応力）

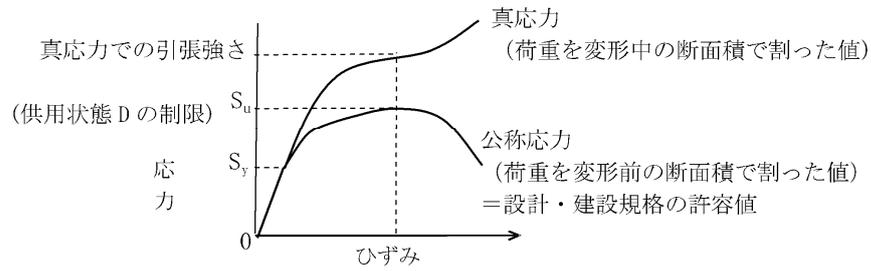


図2 公称応力と真応力について

次に、評価温度・圧力負荷時に周囲の部材の変形の影響を受けるため、局部的に発生する二次応力を考慮する必要がある場合は、構造不連続部に発生する二次応力も考慮して、一次＋二次応力で残留ひずみの有無を確認する。一次＋二次応力が S_y を超えると塑性域に入りますが（図3（設計・建設規格 解説PVB-3112）, $0 \rightarrow A \rightarrow B$ ）, $2S_y$ 以下の場合は除荷時にひずみが減少し、除荷後に残留ひずみは生じない（図3（設計・建設規格 解説PVB-3112）, $B \rightarrow C$ ）。また、その後の挙動は図3のB-C上の弾性的挙動を示し、これは評価温度・圧力負荷前と同じである。

一次＋二次応力が $2S_y$ を超える場合は、残留ひずみ有と判断する（図3(応力 S_1 が $2S_y$ 超の場合)）。しかし、十分小さな残留ひずみであれば、上述の通り、発生応力に与える影響はないと言える。

地震（許容応力状態 $IV_A S$ ）の一次＋二次応力の許容応力は、今回の一次＋二次応力の許容応力と同等であることから、地震による外力が加わったとしても一次＋二次応力の許容応力の制限内であり、さらに評価温度・圧力負荷前と同様の挙動を示すことから、耐震性に影響はないと判断できる。

なお、一次応力が S_y を超える部位については、残留ひずみ有と判断する。このとき、上述のとおり、十分小さな残留ひずみであれば発生応力に与える影響はないといえる。

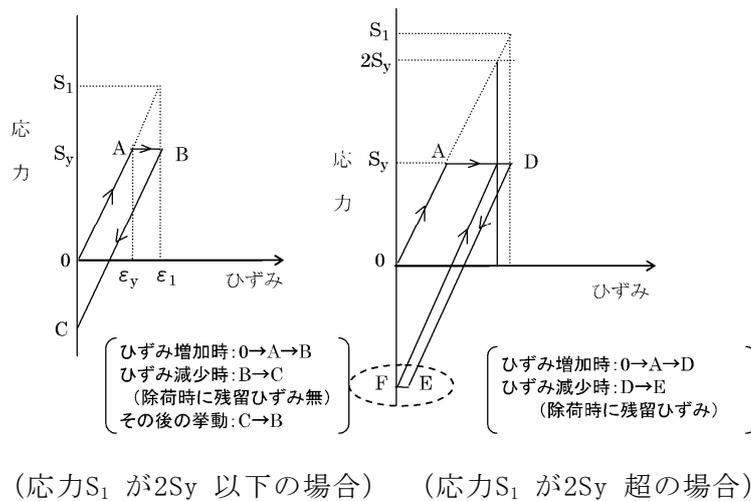


図3 降伏点を越える場合のひずみ履歴イメージ（一次＋二次応力）

除荷後に残留ひずみが生じるかを確認するとともに、除荷後の挙動により、耐震性への影響を評価するため、一次応力が S_y 以下かまたは一次+二次応力が $2S_y$ 以下かを確認した。

原子炉格納容器本体（基部）については、一次+二次応力が S_y を超えるため除荷後に残留ひずみが生じるが、供用状態Dの制限内であり、除荷後は弾性的挙動を示すため、耐震性への影響はない。

機器搬入口用ハッチ（円筒胴）、サプレッション・チェンバアクセスハッチ（円筒胴）、所員用エアロック（隔壁部）、配管貫通部（平板類、セーフエンド）、電気配線貫通部及び原子炉格納容器隔離弁については、一次応力が S_y を超えないと考えられ、残留ひずみは生じない。伸縮継手については疲労係数が微小であることから耐震性への影響はない。

トップヘッドフランジについては、一次応力が S_y 以下であり、残留ひずみは生じない。

配管貫通部（接続配管、スリーブ取付部）については、一次+二次応力が $2S_y$ 以下であり、残留ひずみは生じない。

以上より、一次応力は供用状態Dの制限内であり、一次+二次応力は $2S_y$ 以下であることを確認した。

したがって、耐震評価にて考慮する許容応力に対応する地震が生じた場合、地震による外力が加わったとしても今回の評価で考慮した許容応力の制限内であり、さらに評価温度・圧力負荷前と同様の挙動を示すことから、耐震性への影響はないと考える。

表1 各部位の評価温度・圧力負荷時の状況

評価部位	評価点	分類	評価値*1	判定値	残留ひずみ 有無	備考
原子炉格納容器 本体	基部	一次+二次		452 MPa (2Sy)	有 (1%未満)	
トップヘッドフ ランジ	同左	添付書類「V-3-9-1-1 原子炉格納容 器本体の強度計算書」に記載			無	
機器搬入用 ハッチ	円筒胴	一次	0.62 MPa (2 Pd)	1.966 MPa (Syでの限 界圧力)	無	
サブプレッジョン・チェン バアクセスハッチ	同左	一次	0.62 MPa (2 Pd)	0.708 MPa (Syでの限 界圧力)	無	
所員用 エアロック	隔壁部	添付書類「V-3-9-1-3 エアロックの 強度計算書」に記載			無	
配管貫 通部	接続配管	同左 (貫通部付 近)	添付書類「V-3-5-4-1 高圧炉心ス プレイ系の強度計算書」に記載		無	
	スリーブ	スリーブ取 付部	添付書類「V-3-9-1-4-1 原子炉格 納容器貫通部の強度計算書」に記載		無	
	平板類	同左	一次	0.62 MPa (2 Pd)	1.534 MPa (Syでの限 界圧力)	無
	セーフエント	同左	一次	0.62 MPa (2 Pd)	3.643 MPa (Syでの限 界圧力)	無
	伸縮継手	同左	添付資料「V-3-9-1-4-2 原子炉格納容器貫通部 ベローズの強度計算書」に記載			
電気配 線貫 通部	アダプタ	同左	一次	0.62 MPa (2 Pd)	7.795 MPa (Syでの限 界圧力)	無
	ヘッド	同左	一次	0.62 MPa (2 Pd)	6.133 MPa (Syでの限 界圧力)	無
原子炉格納容器 隔離弁	弁箱	一次	0.62 MPa (2 Pd)	1.03 MPa (レーティング 設計圧)	無	

注記 *1: 判定値を超える場合、残留ひずみ有となる。

原子炉格納容器貫通部の核分裂生成物沈着による影響について

炉心溶融時の原子炉格納容器の各貫通部において、よう素等の核分裂生成物（以下、「F P」という。）が沈着して発熱することにより、温度上昇することが考えられる。このときの温度上昇を評価し、原子炉格納容器評価温度以下となることを確認する。

1. 原子炉格納容器貫通部のF P沈着による温度評価

炉心溶融時の原子炉格納容器内のF Pの沈着による温度上昇について、格納容器破損防止対策の有効性評価における評価事故シーケンスのうち雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）を想定した条件にて、原子炉格納容器のリークパスへF Pが飛散し、リークパス内がF Pで満たされ、目詰まりしたと保守的に仮定し、FEM解析により温度分布を確認した。

評価結果としては、原子炉格納容器の貫通部リークパス箇所の最高温度は約 175 °C となり、原子炉格納容器評価温度である 200 °C を下回ることから原子炉格納容器評価温度に影響ないことを確認した。

注：原子炉格納容器内のF Pの挙動としては、「シビアアクシデント時格納容器内多次元熱流動及びF P挙動解析（原子力安全基盤機構（JNES）」において、F Pが飛散してもその多くは重力沈降により原子炉格納容器内の床や壁表面にとどまり原子炉格納容器自由空間に飛散しないという知見が得られているが、リークパスへF Pが飛散し導かれたと仮定する。リークパスへのF Pの捕集量についての知見はないことから保守的にF Pが満たされた状態と仮定する。（F Pが満たされた状態は、漏えい量はゼロとなるが温度評価のため保守的に仮定する。）

○原子炉格納容器貫通部のF P沈着による温度評価

炉心溶融時の原子炉格納容器内のF Pが貫通部のリークパスに付着した場合の温度上昇について、下記条件にて評価する。

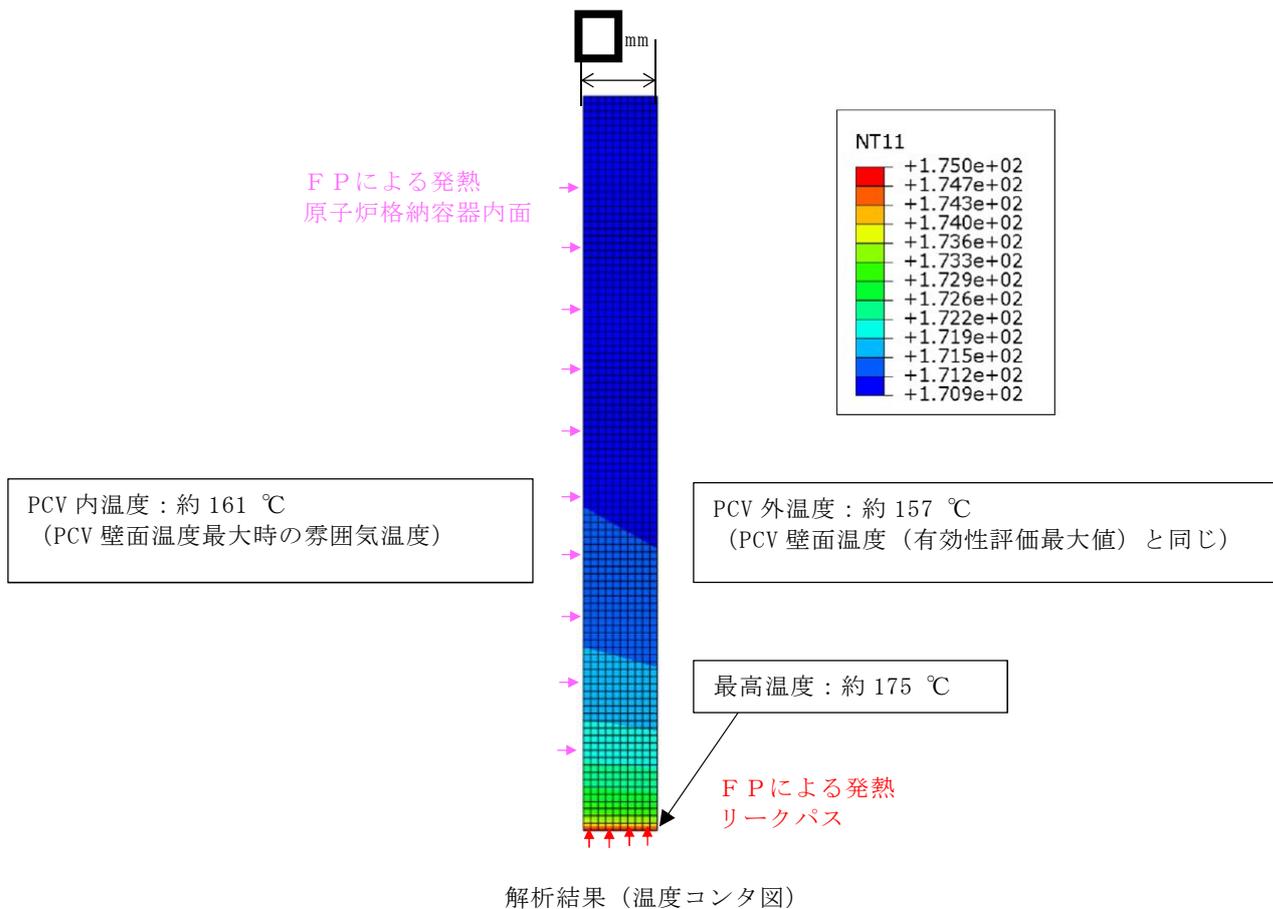
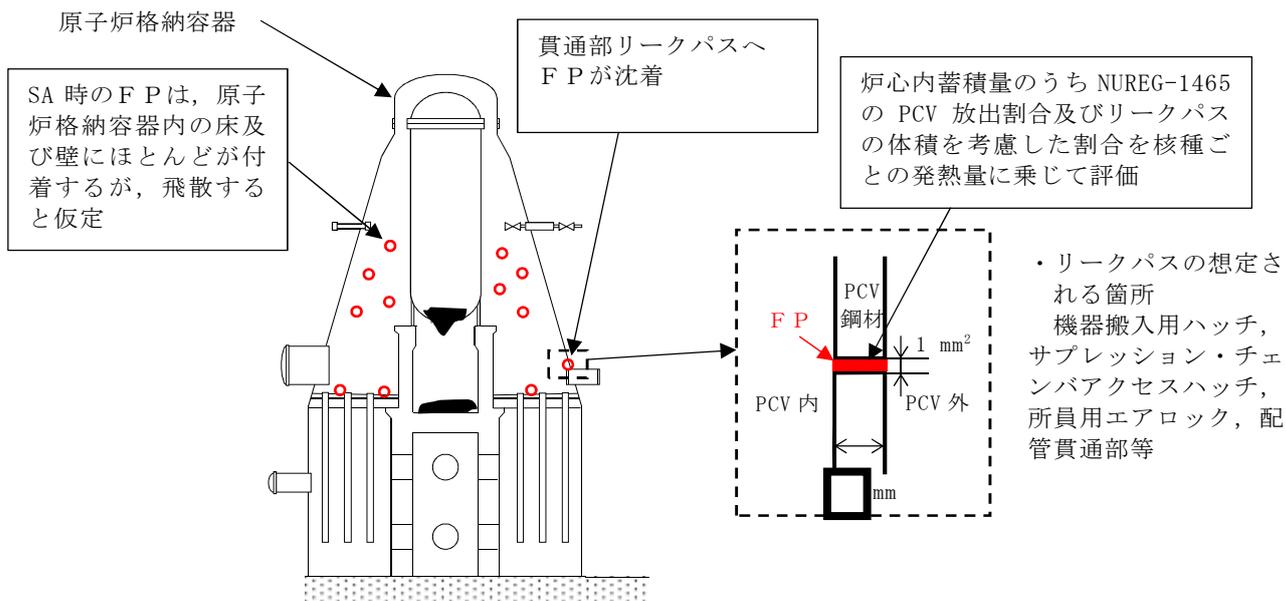
- a. 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）を想定する。
- b. 重大事故等時における原子炉格納容器内のF Pの飛散については「シビアアクシデント時格納容器内多次元熱流動及びF P挙動解析（JNES）」において、F Pのほとんどが重力沈降により原子炉格納容器内の床や壁表面に付着し原子炉格納容器自由空間に飛散しないという知見が得られているが、F Pが飛散し貫通部リークパスへ到達したと仮定する。
- c. 貫通部の仮定するリークパスは、原子炉格納容器の漏えい試験結果をもとに約 1 mm²

のリークパスと仮定。

- d. F Pが飛散し貫通部リークパスにおけるF Pの捕集量については、知見がないことから保守的にリークパスにF Pが満たされた状態を仮定する。（リークパスへF Pが満たされた状態では、漏えい率は0 %/dayとなるが温度評価のため保守的に仮定する。）
- e. 原子炉格納容器貫通部リークパスに沈着したF Pの発熱量は、NUREG-1465の炉心内のF P量に対する原子炉格納容器内への放出割合を核種ごとの発熱量に乗じて算出する。
- f. F Pの発熱量は、時間経過により低下するが、本評価では保守的に沈着後の時間経過による発熱量の低下は考慮しない。

よう素については事象進展により化学組成が変動することが考えられるが寄与割合の大きなセシウムについて密度の高いCsI（よう化セシウム）の密度を想定し、F P質量の保守性を考慮し算出する。

上記条件による評価結果として、原子炉格納容器内壁面温度が雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）時の最大値である約157℃となる時、F Pによる温度上昇は、約18℃であり原子炉格納容器の貫通部表面温度は、約175℃となり原子炉格納容器評価温度（200℃）を下回り原子炉格納容器評価温度に影響のないことを確認した。



第 1 図 FP 沈着による温度上昇評価イメージ

○F P 沈着による温度評価における保守性について

- ・リークパスを1箇所と仮定。

原子炉格納容器のリークパスは、数箇所の可能性もあるが評価においては1箇所に集中してF Pが捕集されたと仮定した。

- ・リークパスに捕集されるF Pの量をリークパスにF Pが満たされた状態を仮定。

F Pの捕集量については、原子炉格納容器信頼性実証事業放射性物質捕集特性試験（NUPEC）の結果よりF Pが配管に目詰まりする事象が確認されており、目詰まりはリークパス入口部で生じていることも確認されているが、捕集量についての知見は得られていないことからリークパスにF Pが満たされた状態を仮定した。

- ・リークパスに捕集されるF Pの質量を発熱量の寄与割合が高いものの内、密度の高い核種として算出。

発熱の寄与割合が高い核種は、C s I（よう化セシウム）であることから、F Pの密度は、C s Iの約4.5 g/cm³を用いてF Pの質量を求める。

- ・F Pの発熱量は、発熱量が最大である事故直後の熱量、原子炉格納容器内温度は最大となる時点の温度にて評価

F Pの発熱量は、時間の経過とともに低下するが、評価においてはNUR E G - 1 4 6 5のF Pの核種の放出割合をもとに、F Pの発熱量が最大となる事故直後（プラント停止直後）の発熱量より求められた約6.59×10³ kWとし、原子炉格納容器壁面温度は最高となる約3時間後の157 °Cを使用し評価した。（3時間後は、約3.79×10³ kW（事故直後の約0.6倍）。）

○FP発熱の核種の寄与割合について

FPの発熱の核種での寄与割合を第1表に整理する。

よう素の寄与割合が約85.5%と高く、その他核種の発熱の寄与割合は約14.5%であり熱量への寄与割合は低い。

第1表 核種グループごとの熱量の寄与割合

核種グループ	熱量寄与割合
よう素	約85.5%
セシウム類	約2.3%
アンチモン	約1.5%
テルル	約2.5%
ストロンチウム	約4.2%
バリウム	約2.5%
ルテニウム類	約0.1%
セリウム類	約0.4%
ランタン類	約0.9%
合計	100%

○原子炉格納容器の漏えい試験結果をもとに算出した約1 mm²のリークパスの算出方法について

今回の評価における原子炉格納容器のリークパスは、「原子炉格納容器信頼性実証事業放射性物質捕集特性試験（NUPEC）」及び「流体力学 実教出版株式会社 第21版」を参考とした下記評価方法により算出した。

$$Ae = \frac{m \cdot \sqrt{R \cdot T_0}}{P_0 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \gamma}{\gamma - 1} \left\{ \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{\frac{2}{\gamma}} - \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{\frac{\gamma - 1}{\gamma}} \right\}}}$$

ここで、 m ：質量流量

P_0 ：1次側圧力

γ ：比熱比

R ：ガス定数

Ae ：漏えい等価面積

P_b ：2次側圧力

T_0 ：1次側温度

上記式中の1次側及び2次側のパラメータは、それぞれ原子炉格納容器内外の値を使用。

原子炉格納容器内のパラメータは、原子炉格納容器漏えい試験の圧力、温度、原子炉格納容器外の圧力は大気圧として評価。

質量流量（ m ）は原子炉格納容器内の密度×体積×漏えい率より算出。

○原子炉格納容器のリークパスに満たされた核種の割合について

今回の評価における原子炉格納容器のリークパスに満たされた核種は、NUREG-1465の炉心内のFP量に対する原子炉格納容器内への放出割合を使用しリークパスにおける発熱量を評価する。

第 2 表 NUREG-1465の原子炉格納容器内放出割合

Table 3.12 BWR Releases Into Containment*

	Gap Release***	Early In-Vessel	Ex-Vessel	Late In-Vessel
Duration (Hours)	0.5	1.5	3.0	10.0
Noble Gases**	0.05	0.95	0	0
Halogens	0.05	0.25	0.30	0.01
Alkali Metals	0.05	0.20	0.35	0.01
Tellurium group	0	0.05	0.25	0.005
Barium, Strontium	0	0.02	0.1	0
Noble Metals	0	0.0025	0.0025	0
Cerium group	0	0.0005	0.005	0
Lanthanides	0	0.0002	0.005	0

* Values shown are fractions of core inventory.

** See Table 3.8 for a listing of the elements in each group

*** Gap release is 3 percent if long-term fuel cooling is maintained.

[出典] NUREG-1465 「Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants」

リークパスの体積は、リークパス面積 1 mm^2 と鋼板厚さ $\square \text{ mm}$ より $\square \text{ cm}^3$ であるため、原子炉格納容器内に放出されたFPのうち支配的なCsI（よう化セシウム）の密度を想定し、リークパスに詰まるFPの量は約 $\square \text{ g}$ となる。

また、この量は原子炉格納容器内に放出されたFPのうち約 $1.65 \times 10^{-4} \%$ が詰まっている想定となる。この割合とNUREG-1465の放出割合を基にリークパスでの発熱量を算出する。

別添2 コリウムシールド及びペデスタル排水系の設計

目 次

1. ペDESTAL（ドライウエル部）に係る設備対策の概要について…………… 別添 2-1
2. コリウムシールドの設計について…………… 別添 2-5
3. ペDESTAL（ドライウエル部）水位管理に係る対策設備の設計について…………… 別添 2-12
4. ペDESTAL（ドライウエル部）内の水位管理方法について…………… 別添 2-23
5. 溶融炉心の排水流路内での凝固停止評価について…………… 別添 2-32
6. 原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の冠水評価について…………… 別添 2-45
7. コリウムシールドを考慮した溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について…………… 別添 2-48
8. 溶融炉心による熱影響評価について…………… 別添 2-71
9. ペDESTAL排水系の排水機能評価について…………… 別添 2-97
10. コリウムシールドの施工性について…………… 別添 2-112
11. コリウムシールドの選択的侵食について…………… 別添 2-124

1. ペDESTAL（ドライウエル部）に係る設備対策の概要について

東海第二発電所における、熔融燃料－冷却材相互作用（以下「FCI」という。）及び熔融炉心・コンクリート相互作用（以下「MCCI」という。）の影響抑制を考慮したペDESTAL（ドライウエル部）（以下「ペDESTAL」という。）に係る設備対策の概要を以下に示す。

東海第二発電所のペDESTALの概要図を図 1-1 及び図 1-2 に示す。

ペDESTAL内の底面及び側面には、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）が破損し熔融炉心（以下「デブリ」という。）が落下した際のペDESTAL構造健全性確保のため、ZrO₂製のコリウムシールドを設置する。コリウムシールド内は格納容器床ドレンサンプとして用いるために、コリウムシールド表面にSUS製のライナを敷設し通常運転中の水密性を確保するとともに、その内側に格納容器機器ドレンサンプを設置する。

ドライウエルにて生じる床ドレン及び機器ドレンと、格納容器機器ドレンサンプを冷却するための原子炉補機冷却系の冷却水は、図 1-1 及び図 1-2 のようにペDESTAL側壁の貫通孔を通る配管により各ドレンサンプへ導かれる。これらの配管には、事故時にペDESTAL内への流入水を制限するため、ペDESTAL側壁の外側に制限弁を設ける。

格納容器床ドレンサンプ内に流入した水は、1 mに立ち上げた格納容器床ドレンサンプの導入管（スワンネック）から流出させ、スリット及び配管を通じて原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備へ排水する。また、格納容器機器ドレンサンプにも導入管を設け、事故発生後にペDESTAL内の水位が1.2 mを超えた場合には、格納容器床ドレンサンプの導入管と併せて排水が可能な設計とする。それぞれの導入管の周囲には、ペDESTAL内での落下物や異物による悪影響を防止するための導入管カバーを設置する。

それぞれの排水配管の下流には格納容器外側隔離弁が設置されており、これらの弁は事故発生時に自動閉止する。これに対して、各排水配管を分岐させベント管へ接続することで、事故発生後においてペDESTALからサプレッション・チェンバへ排水する経路を設けるとともに、排水完了後にペDESTALからの冷却水の流出を防止するための排水弁を設ける。さらに、RPVが破損しデブリがスリット内へ流入した際に、下流側の配管内で圧力上昇が生じる可能性を考慮し、安全弁を設ける。

RPVが破損しデブリがペDESTAL内に落下した場合には、格納容器下部注水配管から注水を行うことでデブリを継続的に冷却する。また、RPV破損（ペDESTAL内へのデブリ落下）の検知及びペDESTAL内水位管理のために、ペDESTAL内には温度計及び水位計（格納容器下部水温及び格納容器下部水位）を設置する。

ペDESTALの側壁は鋼製スカートを介してRPVを支持しており、RPV下部プレナムの中心付近には原子炉冷却材浄化系のボトムドレン配管が接続されているとともに、ペDESTAL内には制御棒駆動水圧系配管が敷設されている。

また、MCCIに係る設備のDB・SAの区分について図 1-3 に示す。

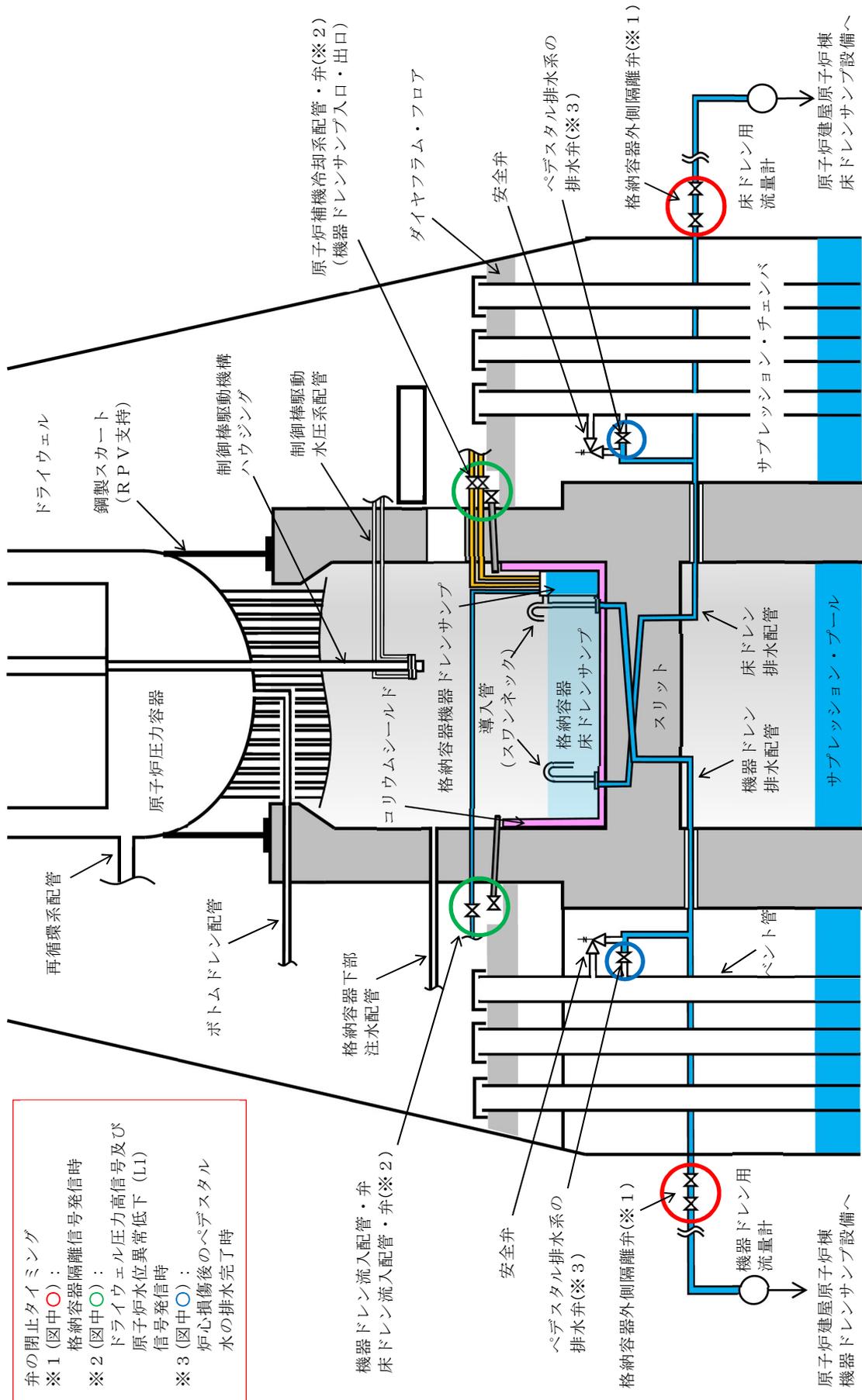


図 1-1 ペデスタル概要図 (断面図)

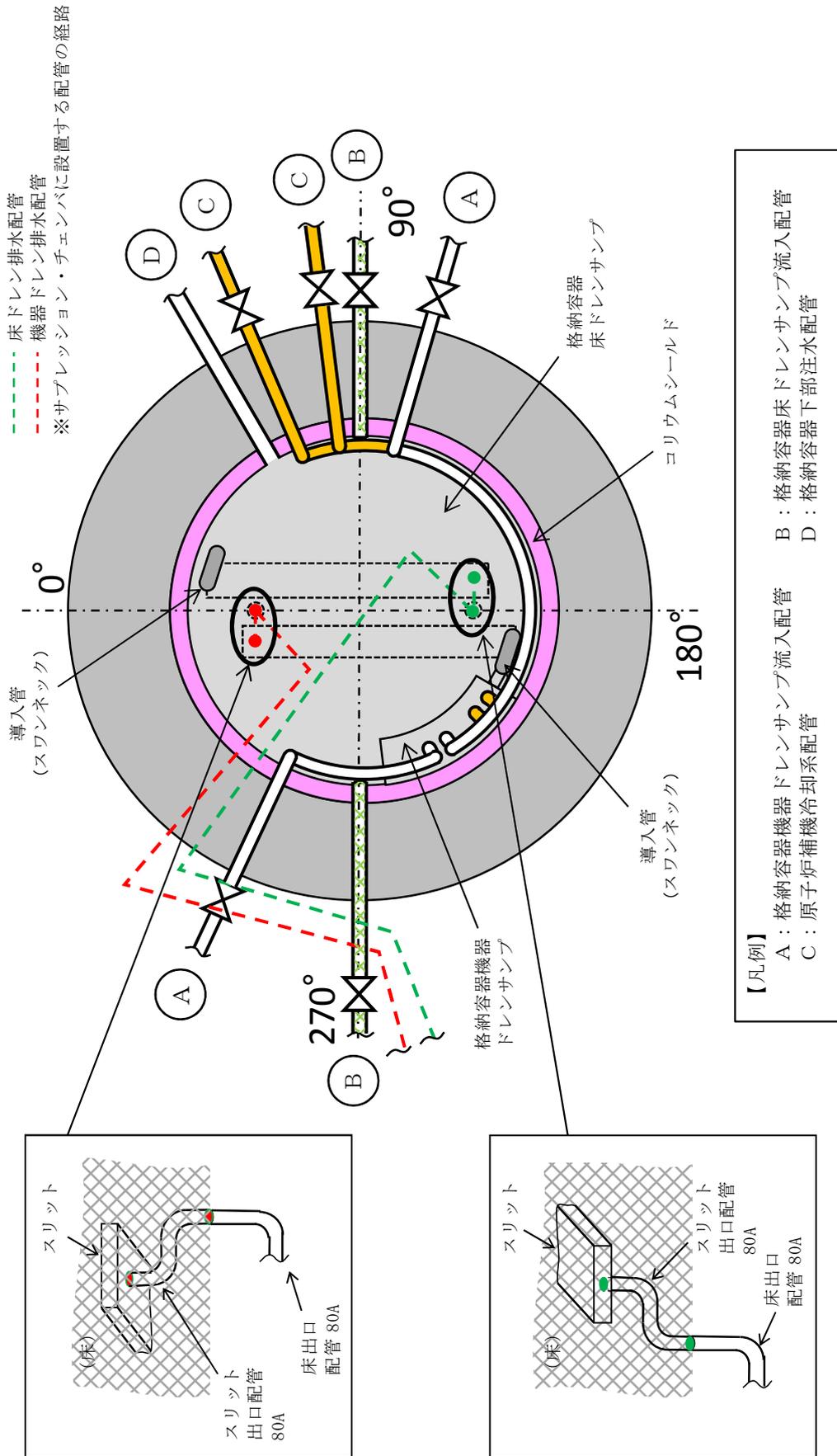


図 1-2 ペDESTAL概要図 (平面図)

2. コリウムシールドの設計について

2.1 コリウムシールド材料の選定

コリウムシールドの材料としては、模擬熔融炉心を用いた種々の試験結果を基に、高融点でかつ化学的安定性に優れており、熔融炉心に対して高い耐性を有していることが確認された ZrO_2 を選定した。表 2-1 に、試験の概要を示す。

表 2-1 コリウムシールド材料の選定に係る試験の概要*1

試験の種類	概要
熔融 Zr による耐熱材侵食試験	<p>試験目的：耐熱材の各候補材の耐侵食性を確認。 模擬熔融炉心として、侵食量が大きくなる 100 mol% Zr をるつぼ内で 2000 °C ~ 2200 °C の所定温度に昇温・熔融し、、、ZrO_2 の耐熱材試験片を上部から挿入し 5 分間保持した後、取り出して残存状態を確認。 侵食量は > > ZrO_2 となり、ZrO_2、、 の順に耐侵食性に優れていることを確認 (図 2-1)。</p>
模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験	<p>試験目的：ZrO_2 耐熱材の侵食開始温度として設定している 2100 °C *2 までの熔融炉心温度範囲における耐熱材の耐侵食性を確認。 るつぼ内に円柱状に加工した ZrO_2 耐熱材と模擬熔融炉心粒子 ($UO_2 - ZrO_2 - Zr$: 30 mol% - 30 mol% - 40 mol%) を装荷し、模擬熔融炉心を 2000 °C ~ 2100 °C に昇温・熔融し 10 分間保持した後、るつぼを切断し断面を確認。 ZrO_2 耐熱材の厚さは試験前から変化せず、模擬熔融炉心による ZrO_2 耐熱材の有意な侵食がないことを確認 (図 2-2)。</p>
耐熱材への模擬熔融炉心落下試験	<p>試験目的：耐熱材に熔融炉心が接触した際の短期的な相互作用を確認。 ZrO_2 耐熱材を内張りしたコンクリートトラップに、2450 °C 以上に加熱した模擬熔融炉心 ($UO_2 - ZrO_2 - Zr$: 30 mol% - 30 mol% - 40 mol%) を落下させ、耐熱材の侵食状況等を確認。 模擬熔融炉心接触部から最大約 1 cm の範囲で ZrO_2 耐熱材が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び急激な入熱 (熱衝撃) による耐熱材の割れが生じていないことを確認 (図 2-3)。 黒色化した部分について X 線回折分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化がないことを確認。</p>

注記 *1: 本試験は、中部電力(株)、東北電力(株)、東京電力ホールディングス(株)、北陸電力(株)、中国電力(株)、日本原子力発電(株)、電源開発(株)、(一財)エネルギー総合工学研究所、(株)東芝、日立 GE ニュークリア・エナジー(株)が実施した共同研究の成果の一部である。

*2: 「7. コリウムシールドを考慮した熔融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について」参照

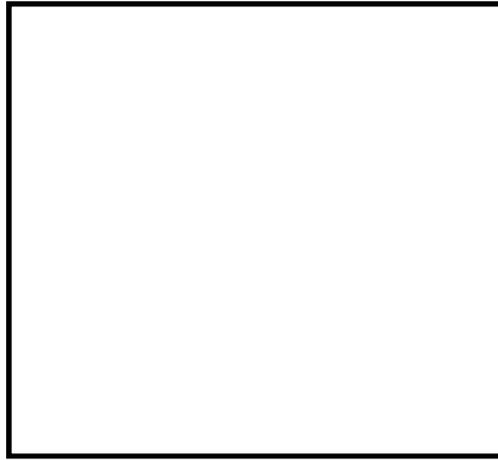


図 2-1 溶融 Zr による耐熱材侵食試験後の断面写真

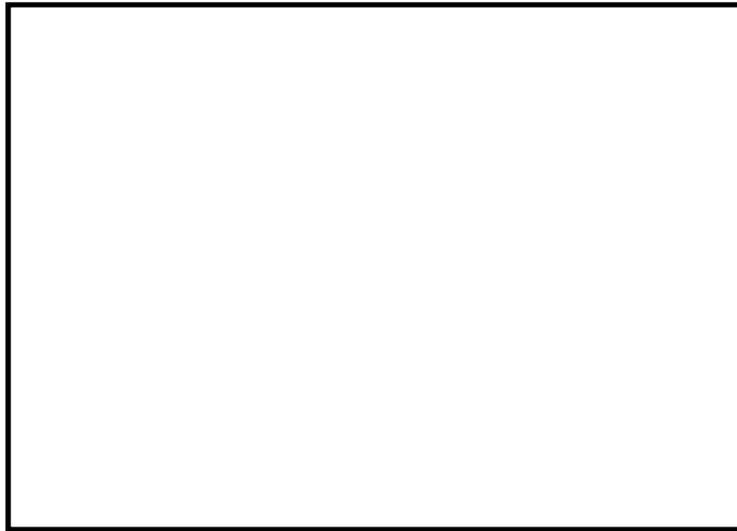


図 2-2 模擬溶融炉心による耐熱材侵食試験後の断面写真



図 2-3 耐熱材への模擬溶融炉心落下試験後の断面写真

2.2 コリウムシールド厚さ、高さの設定

コリウムシールドは、MCCIの影響抑制の目的で設置するが、ペDESTAL内の設備配置上、設置高さに制限があり、これを考慮した上で、原子炉压力容器から落下するデブリを全量保有でき、かつ、MCCIの影響も抑制できるよう、その厚さを設定する必要がある。これを踏まえ、コリウムシールドは、高さ 1.88 m、厚さ 0.15 m とすることとした。以下にその考え方を示す。

(1) コリウムシールド高さの設定

ペDESTAL内には人通用開口部や床ドレン配管等のドライウエルと通じる経路があるため、デブリ堆積高さがこれらの経路に到達した場合、ペDESTAL外へ流出するおそれがある。そのため、デブリをペDESTAL内に全量保有する観点から、デブリ堆積高さはデブリがペDESTAL外に流出する可能性のある経路よりも低い位置とする必要がある。ペDESTAL床高さに対して最も低い位置となる経路は、ドライウエルからペDESTAL床ドレンサンプへのドレン配管である(図 2-4)。当該配管の下端は、ペDESTAL床から約 1.88 m の位置に存在することから、コリウムシールド設置高さの上限として 1.88 m を設定する。

(2) コリウムシールド厚さの設定

ペDESTALにおけるコンクリート侵食抑制及びコンクリートへの熱影響を抑制する観点からは、コリウムシールドは可能な限り厚さを確保することが望ましい。ただし、コリウムシールドの設置高さには上限があるため、厚さを増加させるとコリウムシールド内に保有可能なデブリ量が減少する。したがって、ある程度の保守性を見込んだデブリ体積を全量保有できる上限の厚さとして、0.15 m を設定する。

以下にコリウムシールド厚さの計算方法を示す。また、計算におけるデブリ体積等の条件の考え方について、表 2-2 に示す。

デブリの堆積高さ H_{debri} は、式(1)及び式(2)で算定される。

$$H_{\text{debri}} = (V_m \times (1 - \Phi_{\text{ent}}) + V_s + V_m \times \Phi_{\text{ent}} \div (1 - P)) \div S_{fz} \quad (2.1)$$

$$S_{fz} = (L_{\text{PD}} / 2 - D_{\text{CS}})^2 \times \pi \quad (2.2)$$

V_m : 熔融物体積 [36 m³]

V_s : ペDESTAL内構造物体積 [4 m³]

Φ_{ent} : 粒子化割合 [0.173]

P : ポロシティ [0.5]

S_{fz} : コリウムシールドの設置を考慮した床面積 [m²]

L_{PD} : ペDESTAL床直径 [6.172 m]

D_{CS} : コリウムシールド厚さ [m]

コリウムシールドの高さは、デブリ堆積高さとして床に設置するコリウムシールド

の厚さを加えた値となるため、式(1)において H_{debris} を $(1.88 - D_{\text{cs}})\text{m}$ として計算した結果、 $D_{\text{cs}} = \text{約} 0.15 \text{ m}$ となる。

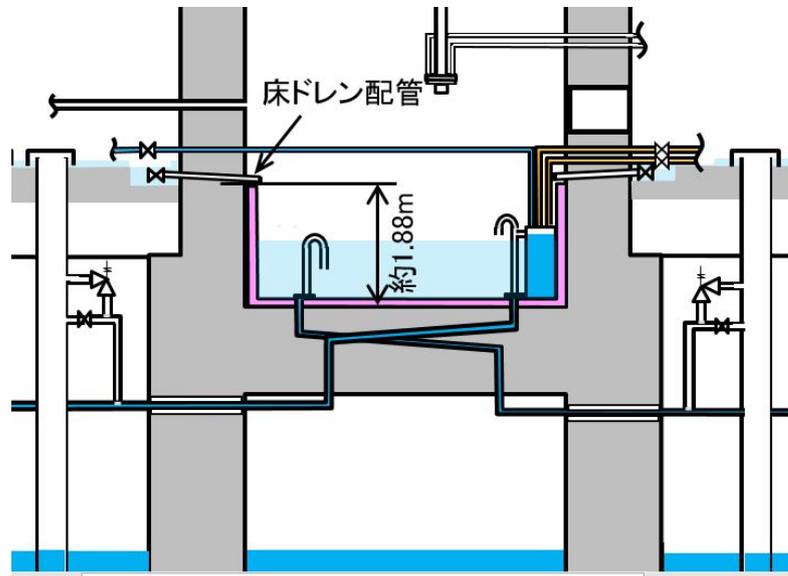


図 2-4 デブリがペDESTAL外へ流出する可能性のある経路

表 2-2 コリウムシールド厚さの計算に係る条件設定の考え方

項目	条件設定根拠
熔融物体積 (36 m ³)	MAAP 計算結果に基づき設定 (RPV内の熔融炉心全量がペDESTALへ落下)
ペDESTAL内構造物体積 (4 m ³)	既設及び新設のペDESTAL内構造物全量を積算し、さらに余裕を考慮した体積を設定
粒子化割合 (0.173)	ペDESTAL水深、デブリジェット径等に基づき、Ricou-Spalding 相関式により計算し設定
ポロシティ (0.5)	各種の粒子状デブリに係る試験結果や、単純立方格子のポロシティ (0.48) を包絡する値を設定

2.3 コリウムシールドを考慮した侵食量評価

格納容器破損防止対策の有効性評価においては、コリウムシールドを考慮したデブリによる侵食量評価を、MAAPコードを用いた解析により実施している。また、デブリから冷却水への熱流束、コリウムシールドの物性値及び侵食量に係る不確かさを踏まえた感度解析を実施し、コリウムシールド及びペDESTALコンクリートに侵食が生じないことを確認している。なお、評価に用いる解析コードの検証及び妥当性確認等の概要については、「V-5-13 計算機プログラム (解析コード) の概要・MAAP」に示す。

ベースケース及び感度ケースの解析条件を表 2-3 に、解析結果を表 2-4 に示す。また、各解析ケースの条件設定の考え方等の詳細について、「7. コリウムシールドを考慮した熔融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について」に示す。

表 2-3 侵食量評価における解析条件

項目	ベースケース	感度ケース①	感度ケース②
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断 L O C A 時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	
溶融炉心から水プールへの限界熱流束	800 kW/m ² (圧力依存性あり)	800 kW/m ² (一定*)	800 kW/m ² (圧力依存性あり)
ペDESTAL 初期水位	1 m		
ペDESTAL 注水	R P V 破損 7 分後から 80 m ³ /h		
コリウムシールド厚さ	15 cm	11 cm	
コリウムシールド熱伝導率			
コリウムシールド比熱			
コリウムシールド侵食開始温度	2100 °C		
R P V 破損時の溶融炉心温度	M A A P 解析結果に基づく		

注記 * : 侵食の不均一性等の影響を考慮して設定

表 2-4 侵食量評価における解析結果

項目	ベースケース	感度ケース①	感度ケース②
コリウムシールド侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし	侵食なし
コンクリート侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし	侵食なし

2.4 デブリによる熱影響評価

R P V が破損しデブリがペDESTAL へ落下した場合、デブリからの熱影響によってペDESTAL の鉄筋やコンクリートの強度が低下することが考えられる。これに対して、コリウムシールド等の対策を考慮した上で、ペDESTAL に要求される R P V 支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認している。

評価方法及び評価結果を以下に示す。また、評価条件の考え方等の詳細については、「8. 溶融炉心による熱影響評価について」に示す。

(1) 評価方法

・荷重条件

構造強度の評価に当たり、R P V 支持機能の評価では R P V、遮へい壁等の自重を考慮する。また、デブリ保持機能の評価では、デブリ、コリウムシールド、床スラブ

躯体等の自重を考慮する。

・評価部位及び項目

a. 側壁（R P V 支持機能）

R P V 等の自重により，側壁コンクリートには圧縮軸力が作用し，側壁基部コンクリートには面外方向のせん断力が作用する。このため，高温によるコンクリート圧縮強度の低下を考慮した等価壁厚を評価し，R P V 等の自重による圧縮軸力及び面外せん断に対して必要な壁厚と比較する。

b. 床スラブ（デブリ保持機能）

デブリ等の自重により，床スラブのコンクリートには面外せん断力が作用し，鉄筋には曲げ応力が作用する。このため，高温によるコンクリートの圧縮強度の低下を考慮した等価板厚を評価し，デブリ等の自重によるせん断力に対して必要な板厚と比較する。また，高温による鉄筋の強度低下を考慮した等価鉄筋量を評価し，デブリ等の自重による曲げ応力に対して必要な鉄筋量と比較する。

・温度条件

デブリからの伝熱によるペDESTALの側壁及び床スラブの温度は，MAAPコードによる解析結果に基づき，解析コードABAQUSによる熱伝導解析にて評価する。なお，評価に用いる解析コードの検証及び妥当性確認等の概要については，「V-5-5 計算機プログラム（解析コード）の概要・ABAQUS」に示す。

・判断基準

炉心損傷防止に失敗し，重大事故時を想定する防護レベルにおいて，格納容器の健全性維持に必要な安全機能が維持されることを確認する観点より，判断基準は終局限界状態に至らないこととする。具体的には，側壁コンクリートの必要壁厚，床スラブコンクリートの必要板厚，床スラブの必要鉄筋量の算定において，終局強度又は短期許容応力度を適用する。

(2) 評価結果

各評価項目に対する判断基準及び評価結果を，表 2-5 に示す。

表 2-5 デブリによる熱影響評価結果

項 目	判断基準	評価結果	判定
側壁コンクリート 圧縮軸力	必要壁厚 133 mm	熱影響を考慮した等価壁厚 約 1229 mm	○
側壁基部コンクリート 面外せん断力	必要壁厚 192 mm	熱影響を考慮した等価壁厚 約 1276 mm	○
床スラブコンクリート 面外せん断力	必要板厚 □ mm	熱影響を考慮した等価板厚 約 629 mm	○
床スラブ鉄筋 曲げ応力	必要鉄筋量 □ mm ²	熱影響を考慮した等価鉄筋量 約 □ mm ²	○

3. ペDESTAL（ドライウエル部）水位管理に係る対策設備の設計について

3.1 ペDESTAL水位管理に係る対策設備の機能

ペDESTAL水位管理に用いる設備について、それぞれの機能を以下に示す。また、各設備を用いた水位管理方法の詳細については、「4. ペDESTAL（ドライウエル部）内の水位管理方法について」に示す。なお、各設備の配置関係については、図 1-1 及び図 1-2 に示したとおりである。

(1) 格納容器床ドレン制限弁，格納容器機器ドレン制限弁及び原子炉補器冷却水制限弁

ドライウエルからペDESTAL内の格納容器床ドレンサンプ及び格納容器機器ドレンサンプへ流入する配管に対して、ペDESTAL外側に制限弁を設置する。

事故時においてペDESTAL内水位を制御するため、ドライウエル圧力高信号及び原子炉水位異常低下（レベル 1）信号が同時に発信した場合に自動閉止し、ペDESTAL内への流入水を遮断する設計とする。

(2) 格納容器床ドレンサンプ導入管及び格納容器機器ドレンサンプ導入管

格納容器床ドレンサンプからの排水配管の入口に、格納容器床ドレンサンプ底部から 1 m 高さのスワンネック形状の導入管を設置する。これにより、通常運転中からペDESTAL内水位は約 1 m で維持されるとともに、事故発生後にペDESTAL内への流入水が生じた場合、RPV破損までにペDESTAL内水位が 1 m となるまで排水可能な設計とする（「9. ペDESTAL排水系の排水機能評価について」参照）。

また、格納容器機器ドレンサンプについても、格納容器床ドレンサンプ底部から 1.2 m 高さ*のスワンネック形状の導入管を設置する。これにより、事故発生後の流入水によりペDESTAL内水位が 1.2 m 以上となった場合には、格納容器床ドレンサンプ導入管と併せてペDESTALからの排水が可能となり、排水機能の信頼性が向上する。

注記 *：通常運転中に格納容器床ドレンと機器ドレンが混合することを防止するため、格納容器床ドレンサンプ導入管に対して高低差をもった設計とする。

各ドレンサンプ導入管は、排水性の確保及び意図した水位で排水を停止させるため、スワンネック形状の頂部付近に空気抜き孔を有する設計とする（図 3-1）。

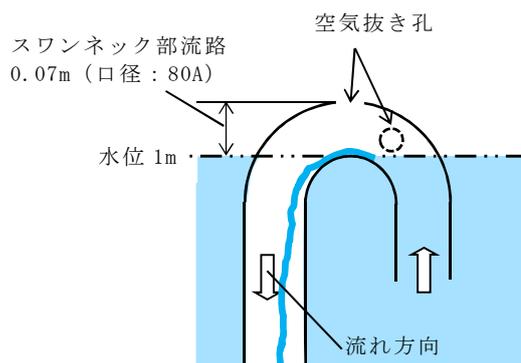


図 3-1 ドレンサンプ導入管の構造

(3) ドレンサンプ導入管カバー

ペDESTAL内での落下物により、格納容器床/機器ドレンサンプ導入管が損傷すること、また、異物の流入により排水流路が閉塞することを防止するため、各ドレンサンプ導入管の周囲にカバーを設置する。

カバーは、排水流路のスリット部の短辺 \square mm よりも小さい開口径を多数有する板を用い、これを開口が重ならないよう二重に配置することで、線状の異物についても流入を防止する設計とする（図 3-2）。

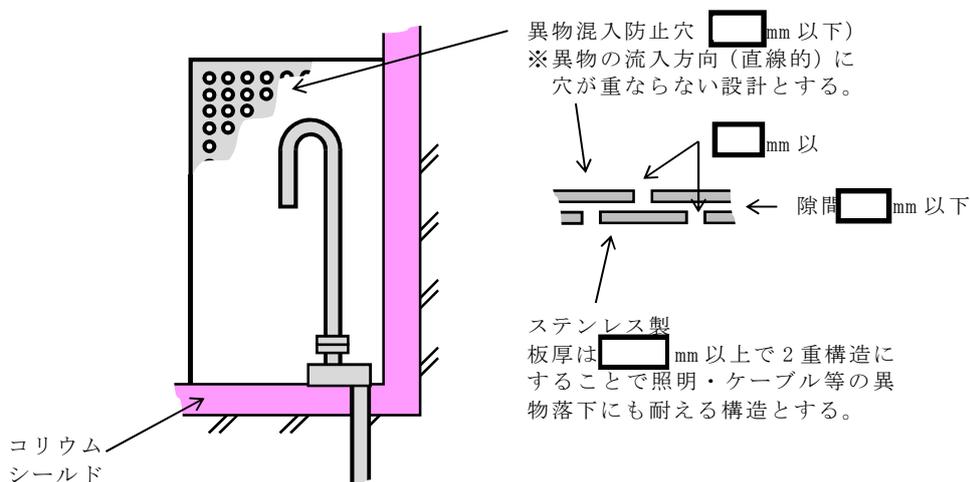


図 3-2 ドレンサンプ導入管カバーの構造

(4) ドレンサンプ排水流路スリット部

R P V破損時にペDESTALに落下したデブリが、各ドレンサンプの排水流路を通じてサブプレッション・チェンバへ移行することを防止するため、ペDESTAL床スラブのコンクリート内に高さ \square mm × 幅 \square mm のスリット形状の流路を設置する（図

3-3)。

スリット部は厚さ□cmのステンレスで製作し、流入したデブリの冷却及び凝固停止を促進する設計とする。横方向スリット部には、通常運転中の排水性を確保する観点から勾配を設けるが、RPV破損後のスリット内でのデブリの凝固停止距離を短くする観点から、その勾配を□に制限した設計とする。また、横方向スリット部の長さは約□mとすることで、流入したデブリがスリット長さの範囲内で凝固停止することを確認している。デブリの凝固停止評価の詳細については、「5. 熔融炉心の排水流路内での凝固停止評価について」に示す。

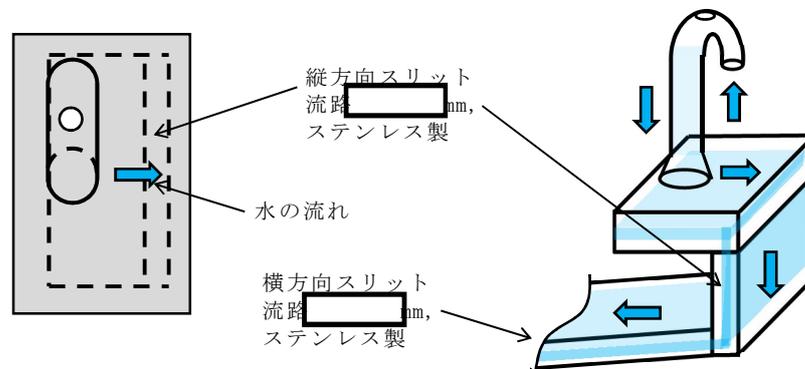


図 3-3 排水流路のスリット部の構造

(5) ペDESTAL排水配管及び排水弁

通常運転中、ペDESTALへ流入した格納容器床ドレン及び機器ドレンは、各ドレンサンプの導入管から排水され、下流の配管及び格納容器外側隔離弁を通じて原子炉建屋原子炉棟のドレンサンプへ導かれる。

事故発生時には、格納容器隔離信号により格納容器外側隔離弁は自動閉止されるため、各ドレンサンプの排水配管を分岐させベント管に接続することで、事故発生後のペDESTALからの排水を可能とする。

排水配管を接続するベント管は、真空破壊装置作動時のベント管内の上昇流がペDESTALからの排水に影響することがないように、真空破壊装置が設置されていないものを選定する (図 3-4)。

ベント管接続部にはペDESTAL排水弁を設置し、通常運転中から開状態としておく。事故発生後、RPV破損前のペDESTAL注水により一旦水位を上昇させるが、その後排水により格納容器下部水位 (ペDESTAL床面高さ+1.05 m 検知用) が水位を検知しなくなった時点から約 6 分後*に、自動で閉止する設計とする。

注記 * : ペDESTAL水位が 1.05 m から 1 m まで低下する時間 (モックアップ試験より得られたスリット部圧損係数を踏まえ評価した時間)

以下を考慮し、床ドレン排水配管のベント管への接続高さをペDESTAL床のコンクリート表面より約 m 下の位置に設置する設計とする。

- ・床ドレン排水配管のベント管への接続高さは、サンプへの流入水の排水流量を確保する観点からは低い方が望ましいが、スリット内部でのデブリ凝固の確実性向上の観点からは、スリット内に水を保有させるためスリットより高くする必要がある。このため、床ドレン排水配管のベント管への接続高さは、床ドレン排水配管の下端位置がスリット高さ方向の流路 (mm) の上端の位置になるように設置する設計とする。
- ・スリットの設置高さを低くする場合、スリット内でデブリが凝固した際に、床スラブ鉄筋コンクリートの温度上昇による強度低下が懸念される。そこで、コリウムシールドなしの条件において温度による強度低下を考慮しても床スラブの健全性が確保されるスリット高さ（ペDESTAL床のコンクリート表面から約 m 下）にスリットを設置する。



- 格納容器機器ドレン排水配管 (80A)
(原子炉建屋原子炉棟機器ドレンサンプ設備へ)
- 格納容器床ドレン排水配管 (80A)
(原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備へ)
- ベント管 格納容器床ドレンの排水経路となるもの (真空破壊装置なし 1 か所)
- ベント管 格納容器機器ドレンの排水経路となるもの (真空破壊装置なし 1 か所)
- ベント管 真空破壊装置付き (11 か所)
- ベント管 真空破壊装置なし (95 か所)

図 3-4 ペDESTAL排水配管及び排水弁の配置

3.2 ペDESTAL内 に設置する計器について

ペDESTAL内の水位管理のために設置する計器について、概要及び設置位置を表 3-1 及び図 3-5 に示す。

各計器の検出部の仕様等を表 3-2 に、測定原理を図 3-6 及び図 3-7 にそれぞれ示す。また、各計器の構造図及び設置概略図を図 3-8 に示す。ペDESTAL内に設置する各計器の検出部及びケーブル (MI ケーブル) は耐熱性の高い無機物で構成し、ペDESTAL外に取り出したケーブル (MI ケーブル) をペネトレーションボックス内にてペネトレーションのケーブルと直ジョイントで接続する。

これらの計器は、重大事故等時の環境条件下において耐性を有する設計とする。ペDESTAL内の SA 環境条件としては、格納容器破損防止対策の有効性評価において示している各解析結果の最高値は約 212 °C—約 1 秒間、0.465 MPa[gage]であり、これを包絡するペDESTAL内環境条件 200 °C (ピーク温度 215 °C—1 分間)、0.62 MPa[gage]を設定している。また、ペDESTAL内はRPV破損後のデブリの落下に配慮した設計とする。

- ・各計器の MI ケーブルは、図 3-9 に示すとおり、チャンネル毎に別ルートで敷設し、デブリの落下に伴うペDESTAL内構造物等の落下物を考慮した場合においても、複数のチャンネルが同時に損傷し、機能喪失することがない設計とする。
- ・RPVからデブリが大量に落下した場合は、デブリはペDESTAL内の構造物に付着せず、ペDESTAL下部のプールに落下すると考えられる。仮に、RPVから少量のデブリが落下した場合に僅かなデブリが構造物に付着したとしても、プールから発生する蒸気や構造物との伝熱によって冷却されるため、輻射熱による各計器への影響は小さいと考えられる。ただし、各計器の検出部及び MI ケーブルに対して金属製の保護カバーを設置 (デブリ検知用水温計検出部を除く) することで、RPV破損後のペDESTAL内計器の健全性に配慮した設計とする。

なお、ペDESTAL内の検出器・MI ケーブル、保護カバーは無機物で構成されており、放射線による影響はない。

表 3-1 ペデスタル内計器の概要

	設置高さ*	設置数	計器種別
格納容器下部 水温	0 m	各高さに 5 個	測温抵抗体式 温度計
	0.2 m		
格納容器下部 水位	0.5 m	各高さに 2 個	電極式 水位計
	0.95 m		
	1.05 m		
	2.25 m		
	2.75 m		

注記 * : ペデスタル底面 (コリウムシールド上表面) からの高さ

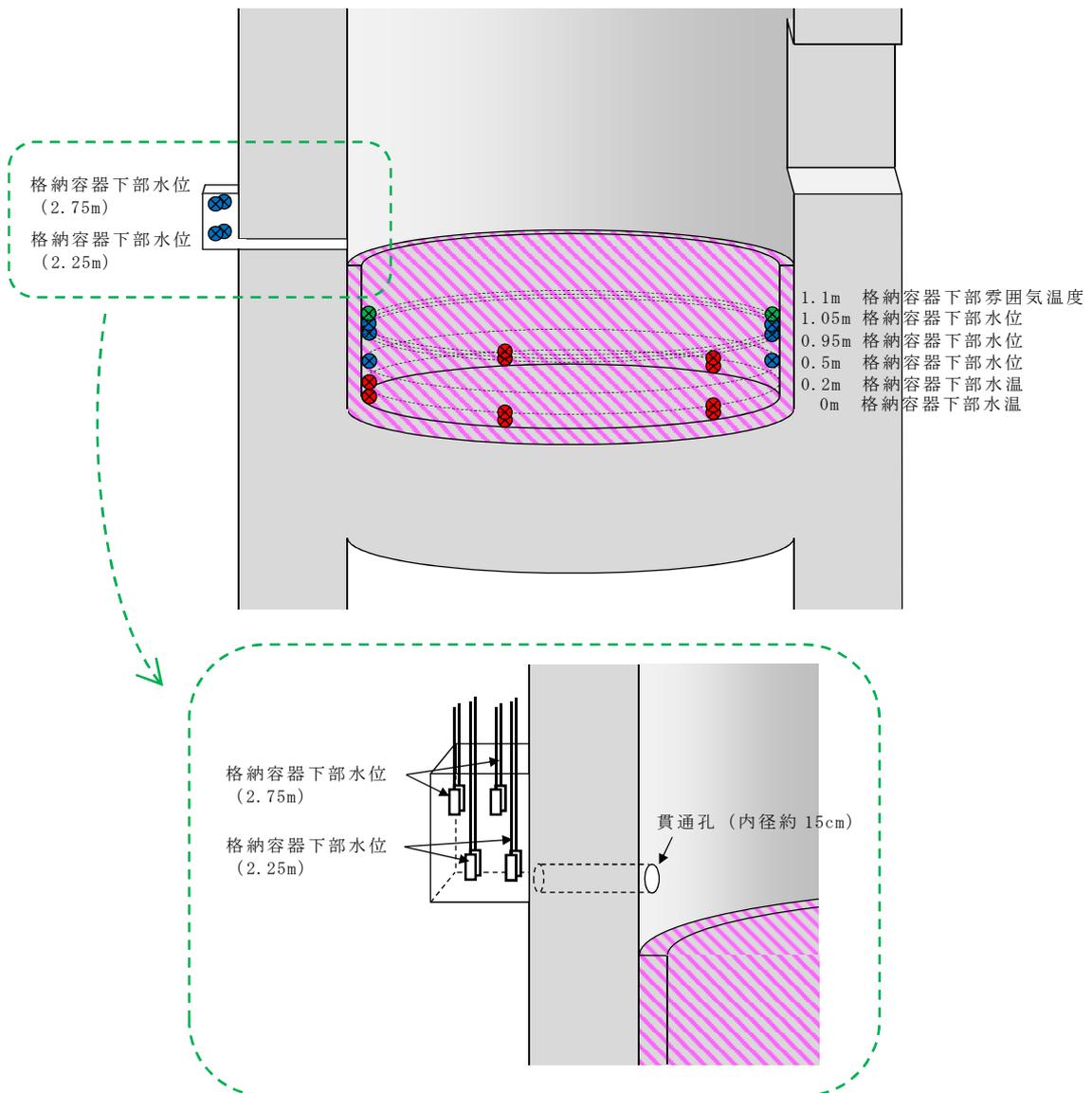


図 3-5 ペデスタル内の計器設置図

表 3-2 検出部の仕様等

計器種別	測定レンジ	測定誤差	耐環境性
測温抵抗体式 温度計	-200 ℃～500 ℃	$\pm (0.3 + 0.005 t)$ t : 測定温度	温度 : 短期 230 ℃, 長期 200 ℃ 圧力 : 620 kPa[gage] 放射線 : -*
電極式 水位計	— (レベル スイッチ)	±10mm	温度 : 短期 230 ℃, 長期 200 ℃ 圧力 : 620 kPa[gage] 放射線 : -*

注記 * : 検出部は無機物で構成しており、放射線による影響はない

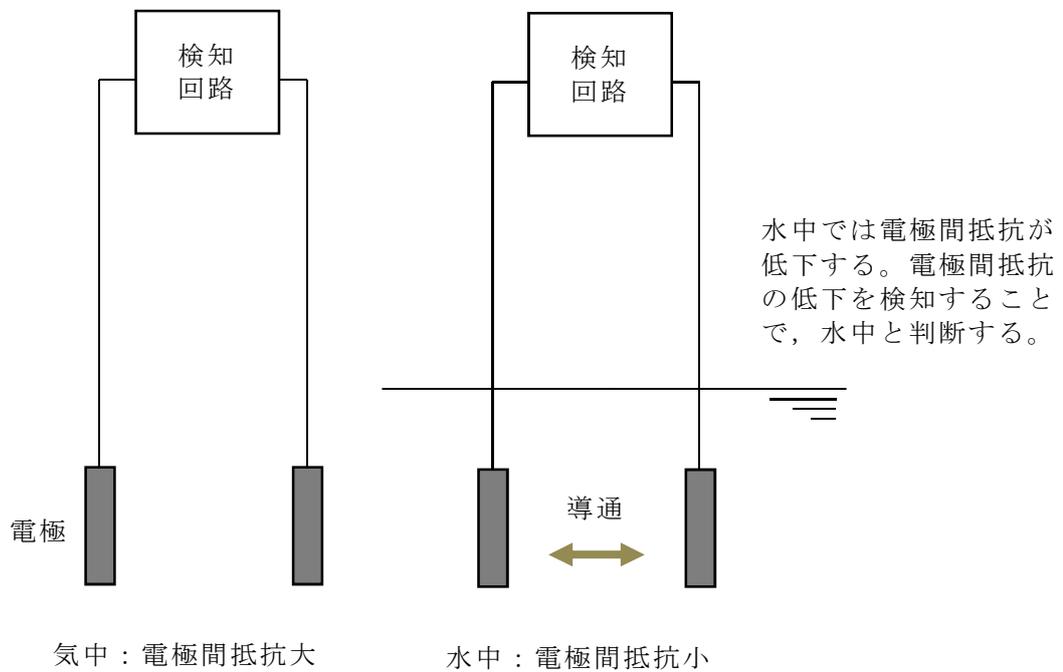
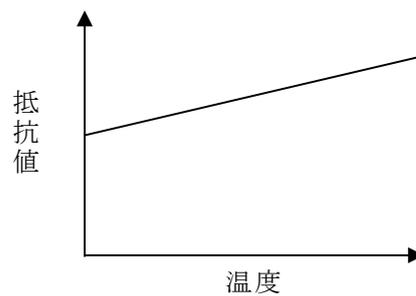
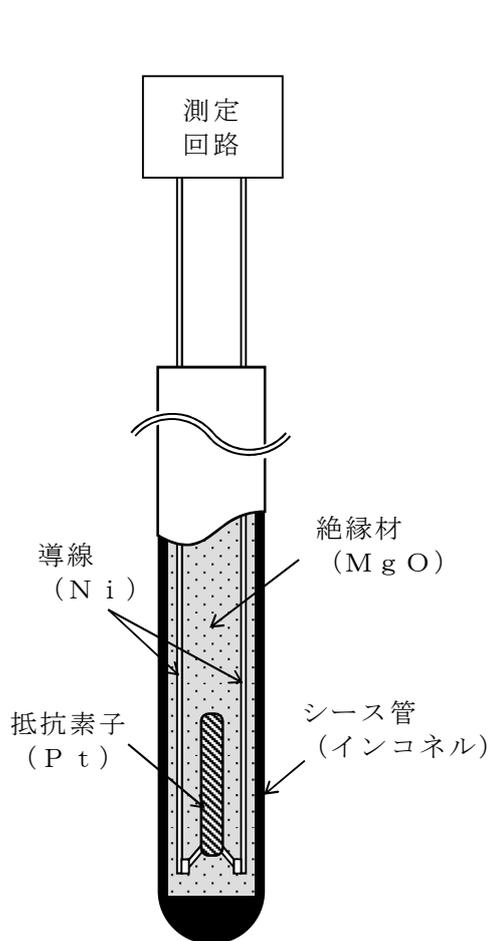


図 3-6 電極式水位計の動作原理



金属の電気抵抗が温度に比例する性質を利用し、抵抗素子の抵抗値を基に温度測定を行う。

高温のデブリが接触すると、温度指示値は急上昇しオバースケールとなる。

また、以下の過程の中で導線間の絶縁性が失われ短絡又は導通すると、抵抗値が低下し温度指示値がダウンスケールとなる。

- ・シース管の熔融，水及びデブリの浸入
- ・水との反応による絶縁材の膨張，剥離
- ・デブリとの反応に伴う絶縁材の熔融，蒸発

測温抵抗体構成材料の融点

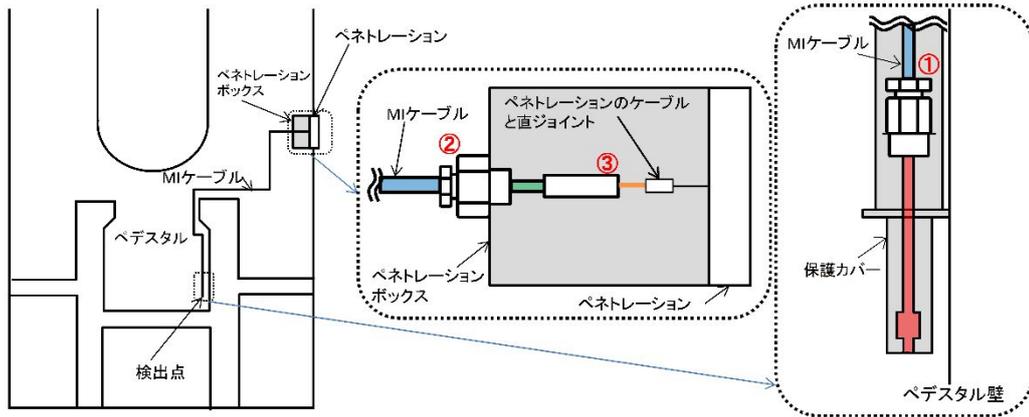
	材質	融点
シース管	インコネル (NCF600)	1370℃～ 1425℃
導線	N i	1455℃
抵抗素子	P t	1768℃
絶縁材	M g O *	約 2800℃

注記 *：デブリ中の Z r 等により還元されると、融点約 650℃，沸点約 1100℃の M g となり，熔融又は蒸発する。

図 3-7 測温抵抗体式温度計の動作原理



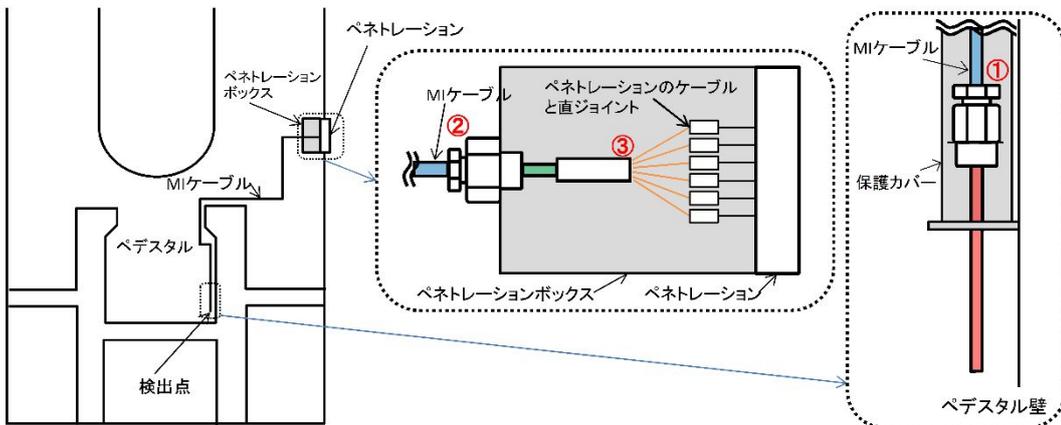
格納容器下部水位（電極式）構造図



格納容器下部水位の設置概略図

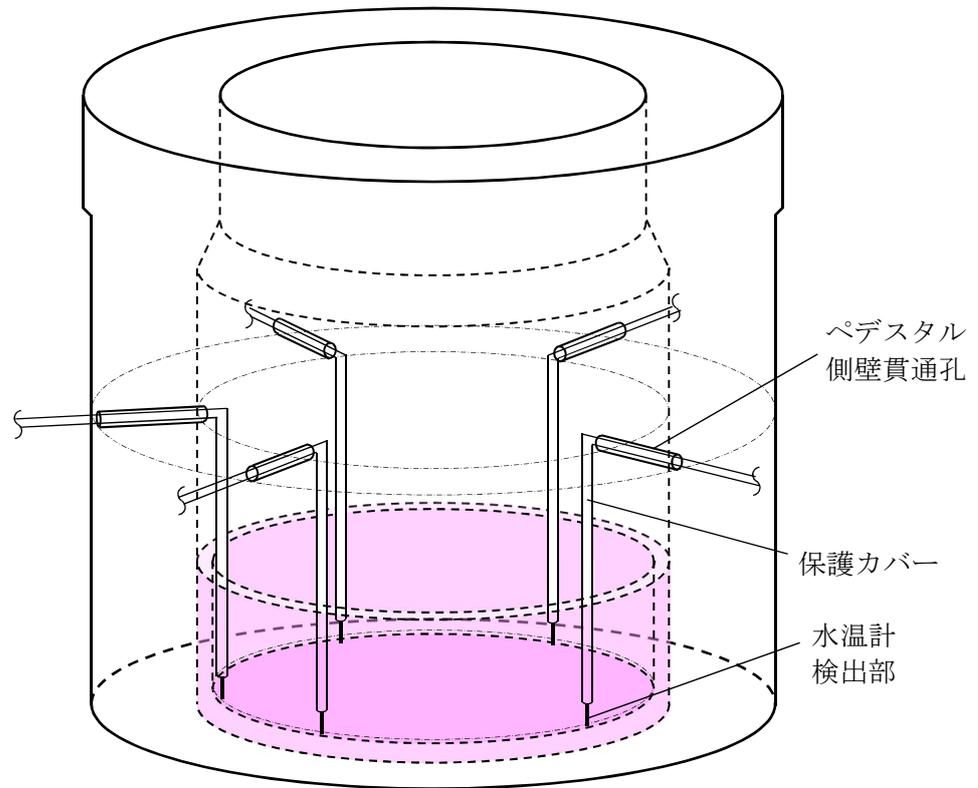


格納容器下部水温（測温抵抗体式）構造図



格納容器下部水温の設置概略図

図 3-8 格納容器下部水位及び格納容器下部水温の構造図及び設置概略図



図は格納容器下部水温（0m）の場合のイメージ

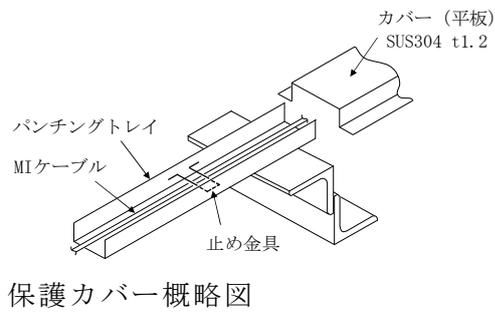


図 3-9 ペデスタル内検出器及びケーブル（MI ケーブル）設置概略図*

注記 *：格納容器下部水位についても同様の構造

ペDESTAL内の水位管理のために設置する計器について、設置概念を図 3-10 に示す。
 図 3-10 のとおり、コリウムシールドより上部のペDESTAL側壁コンクリートからコリウムシールド内にサポートを下ろし、このサポートに溶接された固定金具により計器を固定する。これにより、コリウムシールドに貫通部を設けることなく、ペDESTAL内に計器を設置することとする。

また、計器のサポートは必要な耐震性を確保し、ペDESTAL構造に悪影響を及ぼさない設計とする。

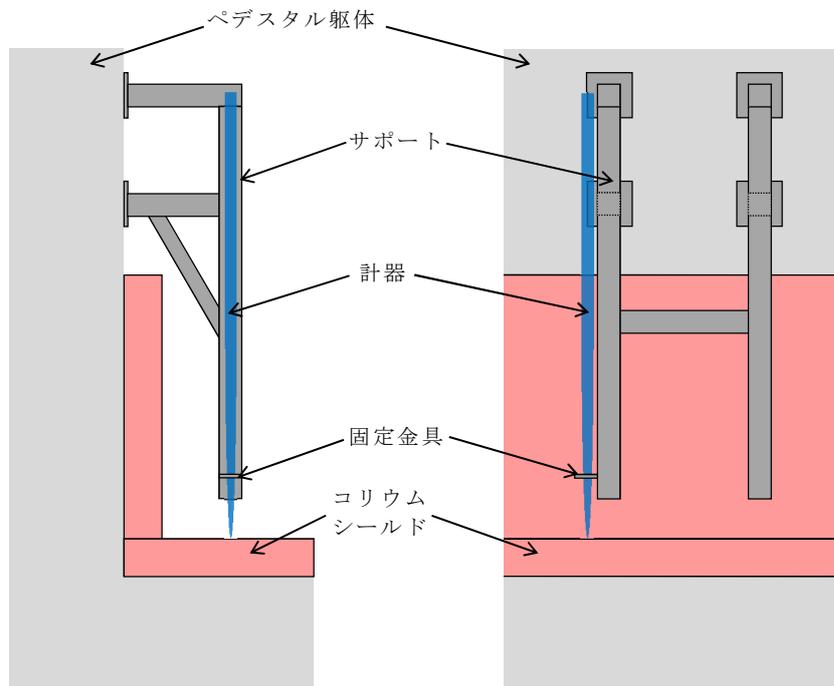


図 3-10 ペDESTAL内計器の設置概念図

4. ペDESTAL（ドライウェル部）内の水位管理方法について

東海第二発電所における，FCI及びMCCIの影響抑制を考慮したペDESTAL内の水位管理方法の内容を以下に示す。

(1) 原子炉起動前及び通常運転時

原子炉起動前において，通常運転時のペDESTAL格納容器床ドレンサンプの排水性を確保するため，消火系，補給水系又は純水系を使用して必要によりペDESTAL内への事前水張りを行い，ペDESTAL内水位を約1 m（約27 m³）にし，通常運転時のペDESTALへの流入水の計測を可能とする。

通常運転時におけるペDESTAL内へ流入する発生源が明らかな漏えい水として格納容器内のドライウェル内ガス冷却装置から発生する凝縮水等があり，これらが床ドレン水（ドライウェルエアクーラードレン含む。）として格納容器内の床ドレン配管からペDESTAL内へ流入（2004年4月30日～2011年3月11日の通常運転時における実測値 多量時：約6.8 L/h，少量時：約0.2 L/h）する。なお，通常運転時に発生する格納容器内床ドレン水の放射能濃度は約3.7 Bq/mLである。

ペDESTAL内へ流入した床ドレン水は，ペDESTAL内水位が約1 mの状態で見入し，導尿管から原子炉建屋原子炉棟格納容器床ドレンサンプ設備へ排水されるため，その排水状況を格納容器床ドレン流量により確認することで，ペDESTAL内水位が約1 mに維持されていることを確認できる。また，ペDESTAL内水位が約1 mに維持されていることを格納容器下部水位にて確認することもできる。

原子炉冷却材圧力バウンダリからの原子炉冷却材の漏えいが発生した場合において，導尿管から原子炉建屋原子炉棟格納容器床ドレンサンプ設備に排水される過程で，格納容器床ドレン流量により原子炉冷却材圧力バウンダリからの原子炉冷却材の漏えい水を検出することが可能である（図4-1）。格納容器床ドレンサンプ改造に伴う漏えい水の検知性への影響については添付4-1に示す。

ペDESTAL格納容器機器ドレンサンプには，再循環系ポンプグランド部からの排水，機器からのリーク水及び機器点検時のドレン水が流入する。流入したドレン水は，機器ドレンサンプ内を通る原子炉補機冷却系配管により冷却され，原子炉建屋原子炉棟格納容器機器ドレンサンプ設備に排水される。その過程で，格納容器機器ドレン流量により排水量を計測することで，漏えい水を検出することが可能である（図4-2）。

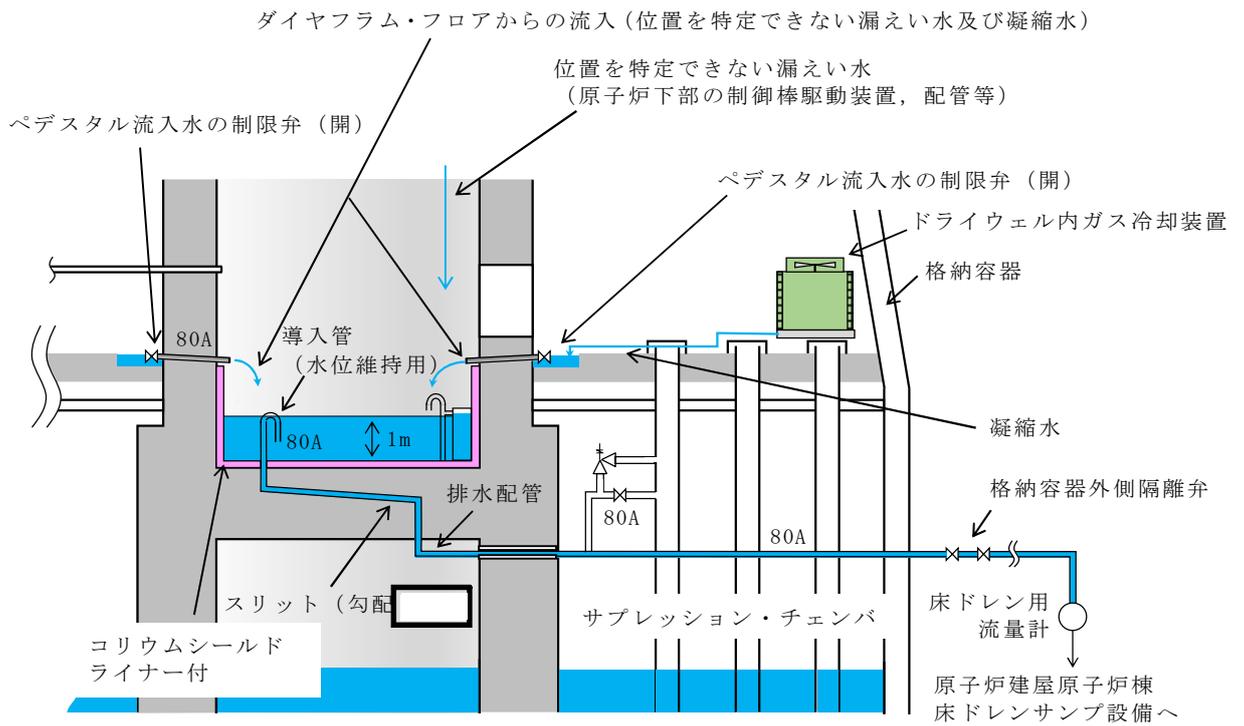


図 4-1 格納容器床ドレンサンプの通常運転時流入水及び排水経路図

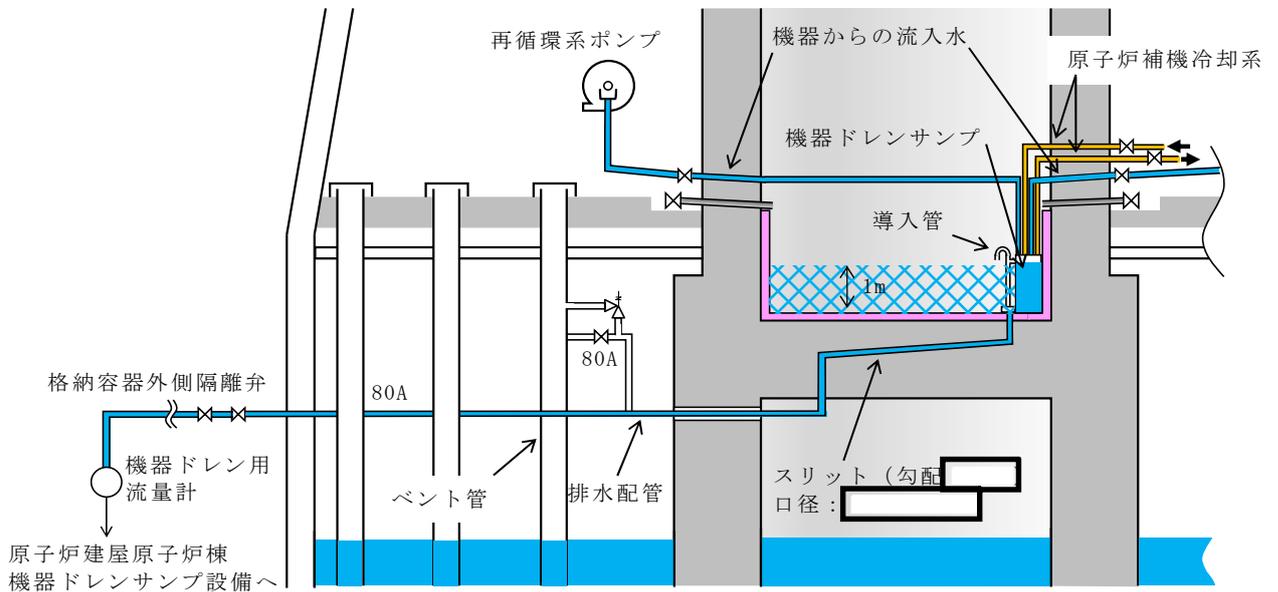
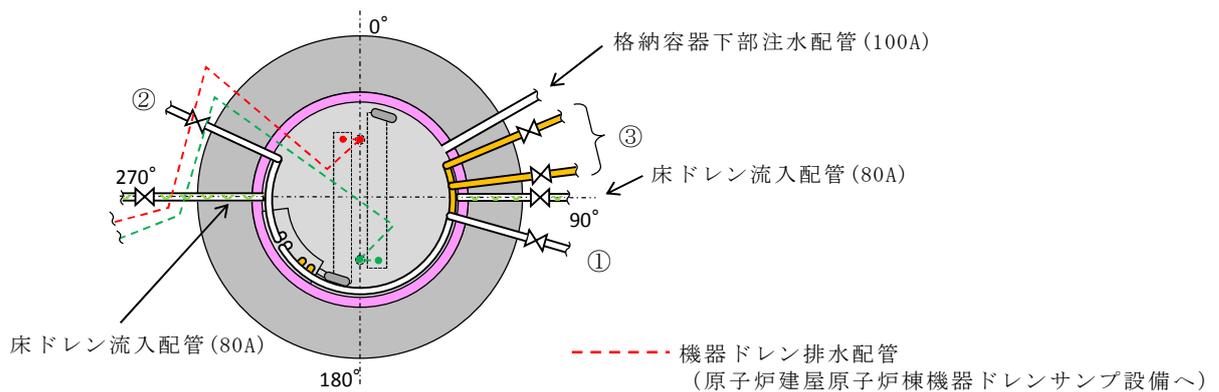


図 4-2 格納容器機器ドレンサンプの通常運転時流入水及び排水経路図（1/2）



NO.	流入元	運転中の状態
①	再循環系ポンプ (A) グランド部排水，機器からのリーク水 (* ¹)，機器点検時のドレン水 (* ²)，再循環系ポンプ (A) 点検時のドレン (* ²) (50A)	常時排水あり
②	再循環系ポンプ (B) グランド部排水，機器からのリーク水 (* ¹)，機器点検時のドレン水 (* ²)，再循環系ポンプ (B) 点検時のドレン (50A) (* ²)	常時排水あり
③	原子炉補機冷却系配管 (50A)	常時通水

注記 *1：弁グランド部からのリーク水（運転中）
 *2：通常閉の弁を開にし排水（定検時のみ）

図 4-2 格納容器機器ドレンサンプの通常運転時流入水及び排水経路図（2/2）

(2) 事故発生から R P V 破損まで

ドライウェル圧力高信号及び原子炉水位異常低下（レベル 1）信号により，ペDESTAL内へ流入する配管（床ドレン配管，機器ドレン配管及び原子炉補機冷却系配管）に対してペDESTAL外側に設置した制限弁を自動閉止し，ペDESTALへの流入水を制限する（図 4-3）。制限弁を閉にすることにより，格納容器スプレイ水等のペDESTALへ流入する可能性のある水は，ベント管を介してサプレッション・チェンバへ排水される（図 4-4）。

制限弁閉止前の流入水等により水位が 1 m を超えた場合には，ベント管に接続された床ドレン排水配管及び床ドレン排水弁を経由してサプレッション・チェンバへ排水され，R P V破損までにペDESTAL内水位は 1 m まで低下する（図 4-5）。

事故が発生し炉心が損傷した場合，格納容器下部水位（ペDESTAL床面+1.05 m）が水位を検知するまで格納容器下部注水配管から注水を実施し，その後排水することにより，R P V破損時に確実に水位 1 m を確保する運用とする。これに要する時間は 30 分程度（注水開始操作に要する時間（17 分），水位 10 cm 分の注水に

要する時間（3分）、注水停止操作に要する時間（4分）及び5 cm 分の排水に要する時間（6分）に余裕を加味した時間）と想定され、炉心損傷後のペDESTAL注水開始からR P V破損までの約1.8時間（事象進展の早い大破断L O C A時の例）の間に余裕をもって実施可能である。

また、格納容器機器ドレンサンプについても格納容器床ドレンサンプと同様に導入管、ベント管への排水配管及び排水弁を設置することで、ペDESTAL内水位が1.2 m 以上となった場合には、格納容器機器ドレンサンプ排水配管からもサンプレッション・チェンバへ排水が可能な設計とする（図4-6）。

ベント管に接続する床ドレン排水弁及び機器ドレン排水弁はR P V破損前に閉とし、R P V破損後のペDESTAL水のサンプレッション・チェンバへの流出を防止する。

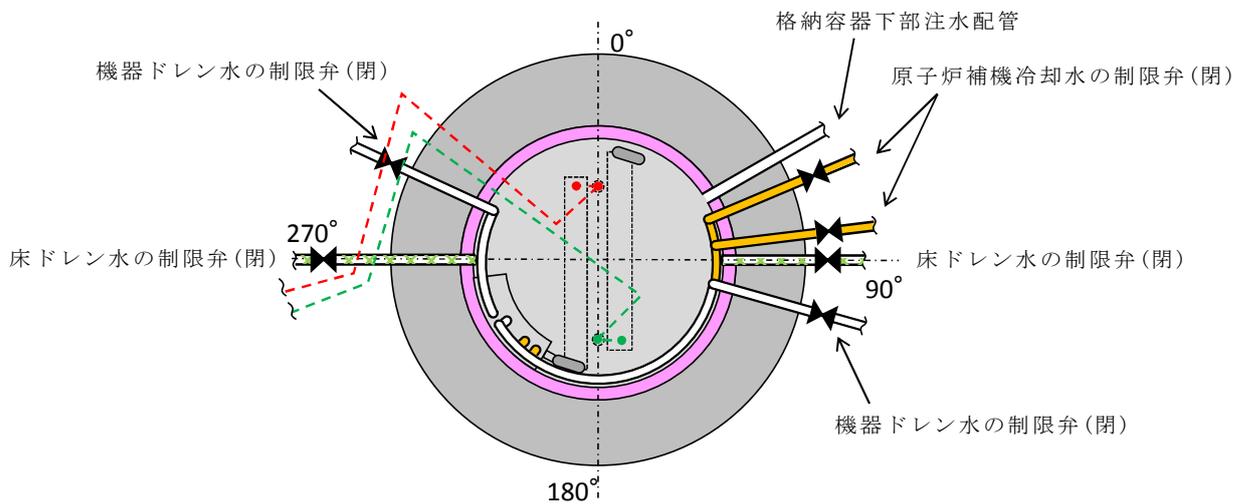


図 4-3 ペDESTAL内への流入水の制限

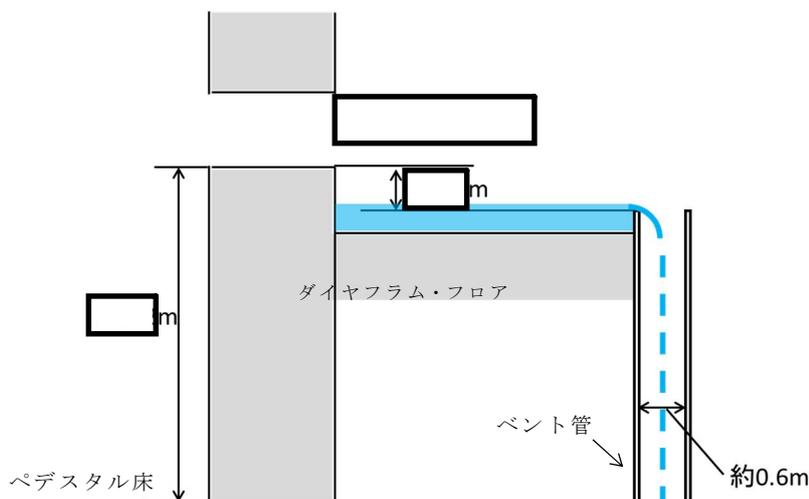
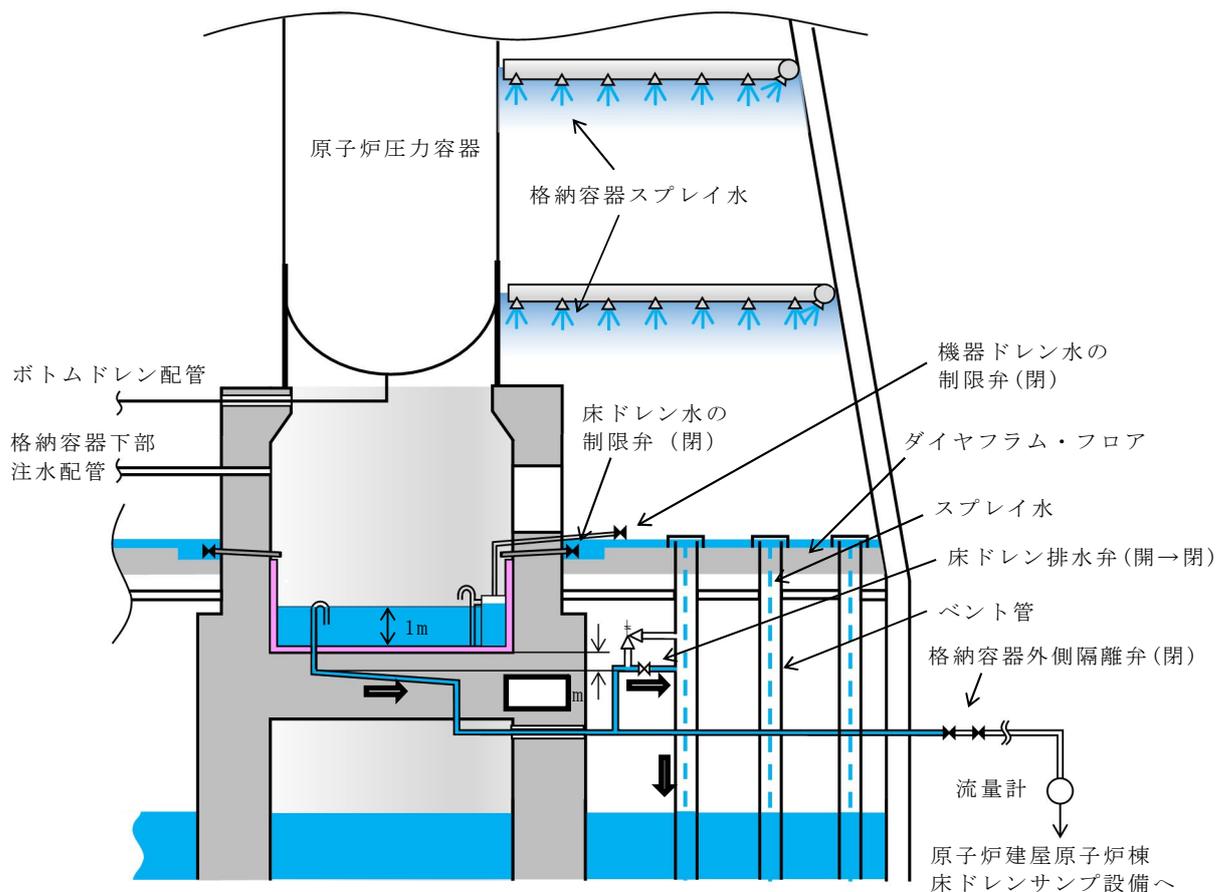


図 4-4 ベント管を通じたサンプレッションチェンバへの排水



ペDESTALに流入した水はベント管（真空破壊装置が設置されていないもの）を介してサブプレッション・チェンバへ排水される。ベント管は、格納容器スプレイ水等の流入も考えられるが、ベント管は個数が108本あり、約0.6mの直径を有していることから、ベント管の単位面積当たりに流れる格納容器スプレイ水等の流量は僅かであり、ペDESTALへの流入水の排水性に影響はないと考えられる。

サブプレッション・チェンバからの格納容器ベント用の配管下端は、ペDESTAL床のコンクリート表面より約0.6m下であり、排水配管のベント管への接続高さよりも高い位置に設置されている。ただし、格納容器ベント中のサブプレッション・プール水の最高水位は、ペDESTAL床のコンクリート表面より約0.62m下であり、床ドレン排水配管のベント管への接続高さよりも低い位置となるため、格納容器ベント中でも床ドレン排水配管が水没することはない。（図4-7）

【参考】最も高い位置の真空破壊装置はペDESTAL床のコンクリート表面より約0.47m下であり、床ドレン排水配管のベント管への接続高さよりも高い位置であるが、その他の真空破壊装置はペDESTAL床のコンクリート表面より約1.36m下であり、床ドレン排水配管のベント管への接続高さよりも低い位置に設置されている。（図4-7）

図 4-5 床ドレン排水経路及びベント管を介した排水

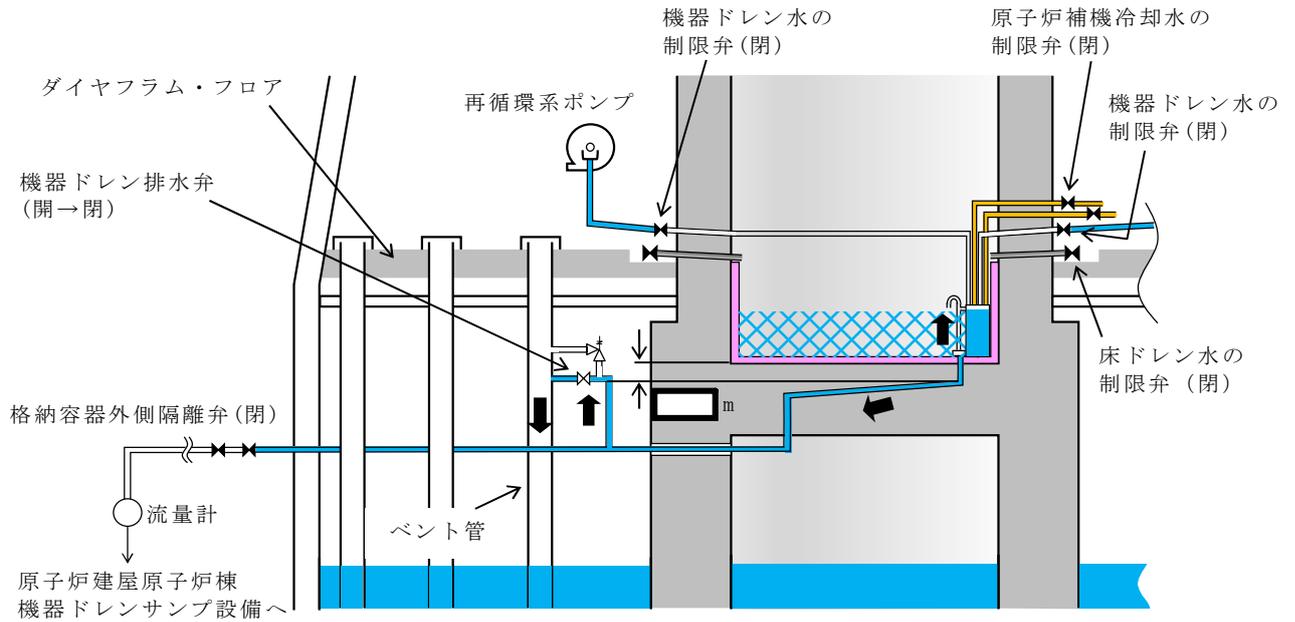
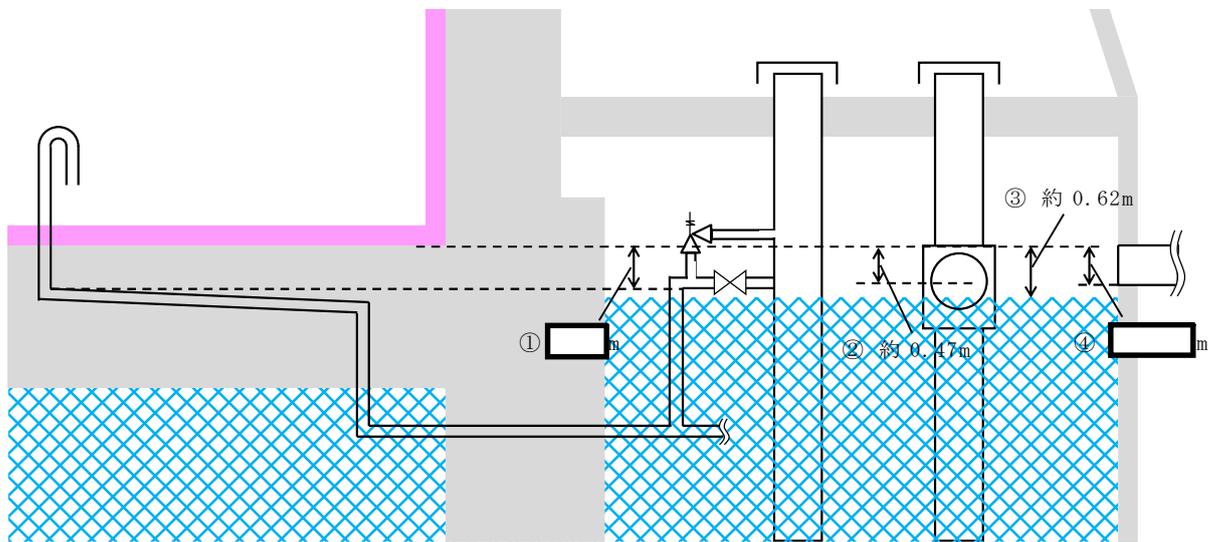


図 4-6 機器ドレン排水経路及びベント管を介した排水



- ①：ペDESTAL床コンクリート表面から、横方向スリット上端及び排水配管のベント管への接続高さ
- ②：ペDESTAL床コンクリート表面から、最も高い位置の真空破壊装置設置高さ
- ③：ペDESTAL床コンクリート表面から、格納容器ベント中のサブプレッション・プールの最高水位
- ④：ペDESTAL床コンクリート表面から、サブプレッション・チェンバ側の格納容器ベントライン下端

図 4-7 スリット，排水配管等の位置関係

(3) R P V 破損後

R P V 破損及びデブリ落下後，ペDESTAL内にて 0.2 m 以上のデブリ堆積を検知後に，80 m³/h でペDESTAL満水相当まで水位を上昇させる（図 4-8）とともに，その後は満水近傍にて水位を維持する。この際，ペDESTAL内での貯水はペDESTAL躯体にて行う。

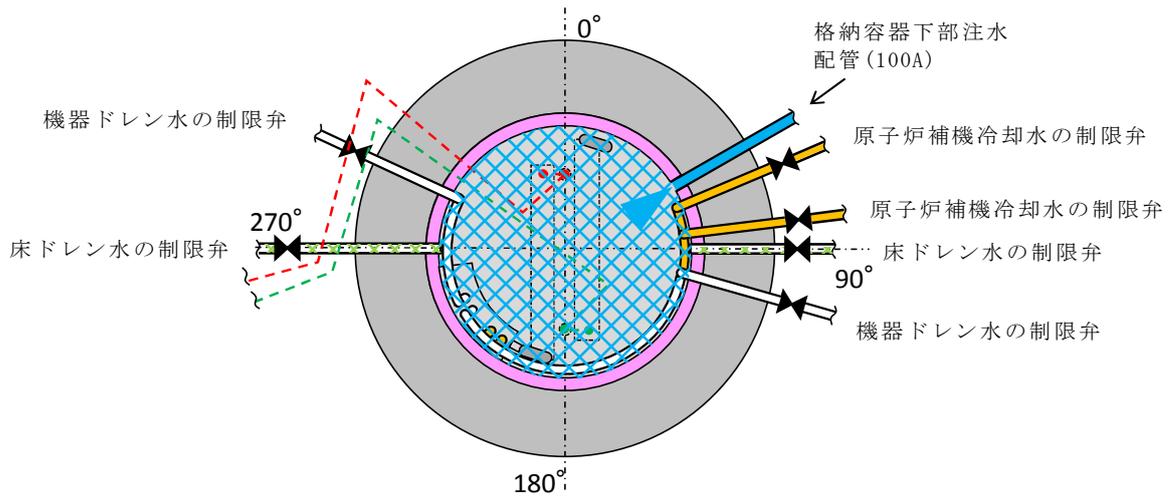


図 4-8 格納容器下部注水系によるペDESTALへの注水

ペDESTAL格納容器床ドレンサンプ改造に伴う
位置を特定できない漏えい水の検知性について

改造前のペDESTAL格納容器床ドレンサンプは、ペDESTAL床下に設置されており、水深約□の深さ及び水面の表面積が□のサンプである（図1）。改造後は、ペDESTAL格納容器床ドレンサンプの水深は1 m、かつ、表面積は約27 m²であり、漏えい水によるペDESTAL格納容器床ドレンサンプの水位は上昇しにくい構造となる。しかし、通常運転中はドライウェル冷却装置のクーラー部より凝縮水が発生するため、常時ペDESTAL格納容器床ドレンサンプには少量の流入水があり、水位は満水の1 mを常時維持する*。

したがって、ペDESTALへの流入水は常時全量が原子炉建屋原子炉棟格納容器床ドレンサンプ設備へ排水され、その流量はペDESTAL格納容器床ドレンサンプ改造前と同様に格納容器床ドレンサンプ流量計により確認できる設計とする。これにより、位置を特定できない漏えい水はペDESTAL格納容器床ドレンサンプ改造前と同様に検知することが可能である。

注記 *：改造後のペDESTAL格納容器床ドレンサンプは表面積が増えること等により蒸発量が増加することが考えられるが、その分、ドライウェル冷却装置のクーラー部での除湿量も増え凝縮水としてサンプに戻るため、サンプ推移高さは約1 mに維持可能である（図2）。

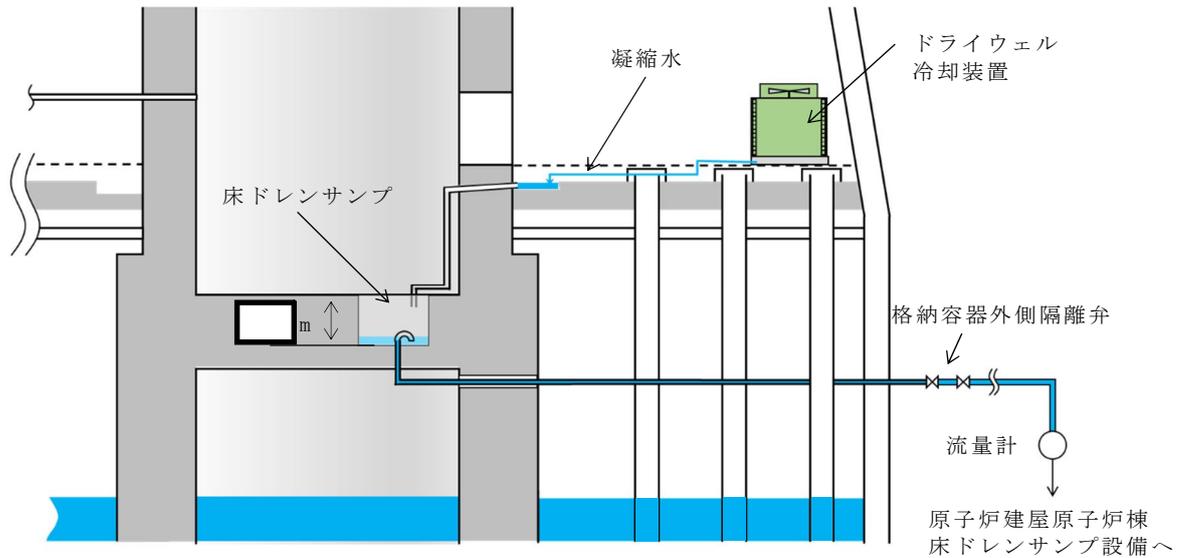


図1 格納容器床ドレンサンブ概要図 (改造前)

(改造前)

格納容器内の湿度（露点温度）を一定に保つ設計としているため、ベント管を通じたS/Pからの蒸発量（ $G1$ ）と、サンブ（床ドレン、機器ドレン）からの蒸発量（ $G2$ ）が、ドライウェル冷却装置の除湿コイルでの除湿量（ $G3$ ）とバランスする。

(改造後)

改造前と比べて、サンブ（床ドレン、機器ドレン）からの蒸発量（ $G2'$ ）が増加することになるが、ドライウェル冷却装置の除湿コイルでの除湿量（ $G3'$ ）も増加し、蒸発量（ $G1 + G2'$ ）と除湿量（ $G3'$ ）はバランスする。

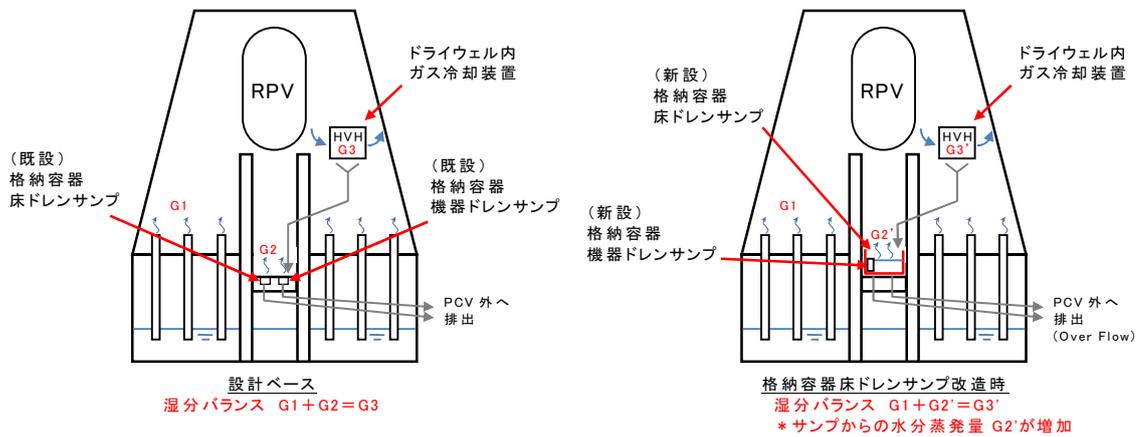


図2 格納容器床ドレンサンブの水位維持イメージ

5. 溶融炉心の排水流路内での凝固停止評価について

東海第二発電所では、R P V破損時にペDESTALに落下した溶融炉心が、ペDESTALに設置された格納容器ドレンサンプの排水流路を通じてサプレッション・チェンバへ移行することを防止するため、排水流路の形状を変更することとしている。

R P V破損時には、ペDESTAL内の水により格納容器ドレンサンプの排水流路は水で満たされていることから、溶融炉心が排水流路に流入する際には、流路内から水や水蒸気の対向流が生じる。また、溶融炉心が格納容器ドレンサンプの排水口に到達するまでの温度低下及び粘性増加を考慮すると、現実的には溶融炉心の排水流路への流入はごく限定的と考えられる。

しかしながら、溶融炉心の落下時及び落下後の挙動は不確かさがあることから、溶融炉心の排水流路への流入を想定した場合でも溶融炉心が横スリット内で凝固停止しサプレッション・チェンバ側へ移行しないことを、M A A P計算結果を基に評価し、スリット状排水流路の有効性を確認した。

5.1 格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更を考慮した凝固停止評価モデル

図 5-1 に、格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更を考慮した凝固停止評価モデルの概要図を示す。

各ドレンサンプからの排水流路は、ペDESTAL床面に堆積する溶融炉心による熱影響を抑制するコンクリート深さまで通じる縦方向の流路（縦スリット）と、流入した溶融炉心を凝固させる横方向の流路（横スリット）を介し、既設の格納容器ドレンサンプ排水配管へ接続する構成とする。

また、縦スリット及び横スリットは薄い中空平板型（幅 mm [内径]、厚さ mm [内径]）の形状とし、周囲をS U S材とすることで、流入した溶融炉心の冷却及び凝固停止を促進させる設計とする。

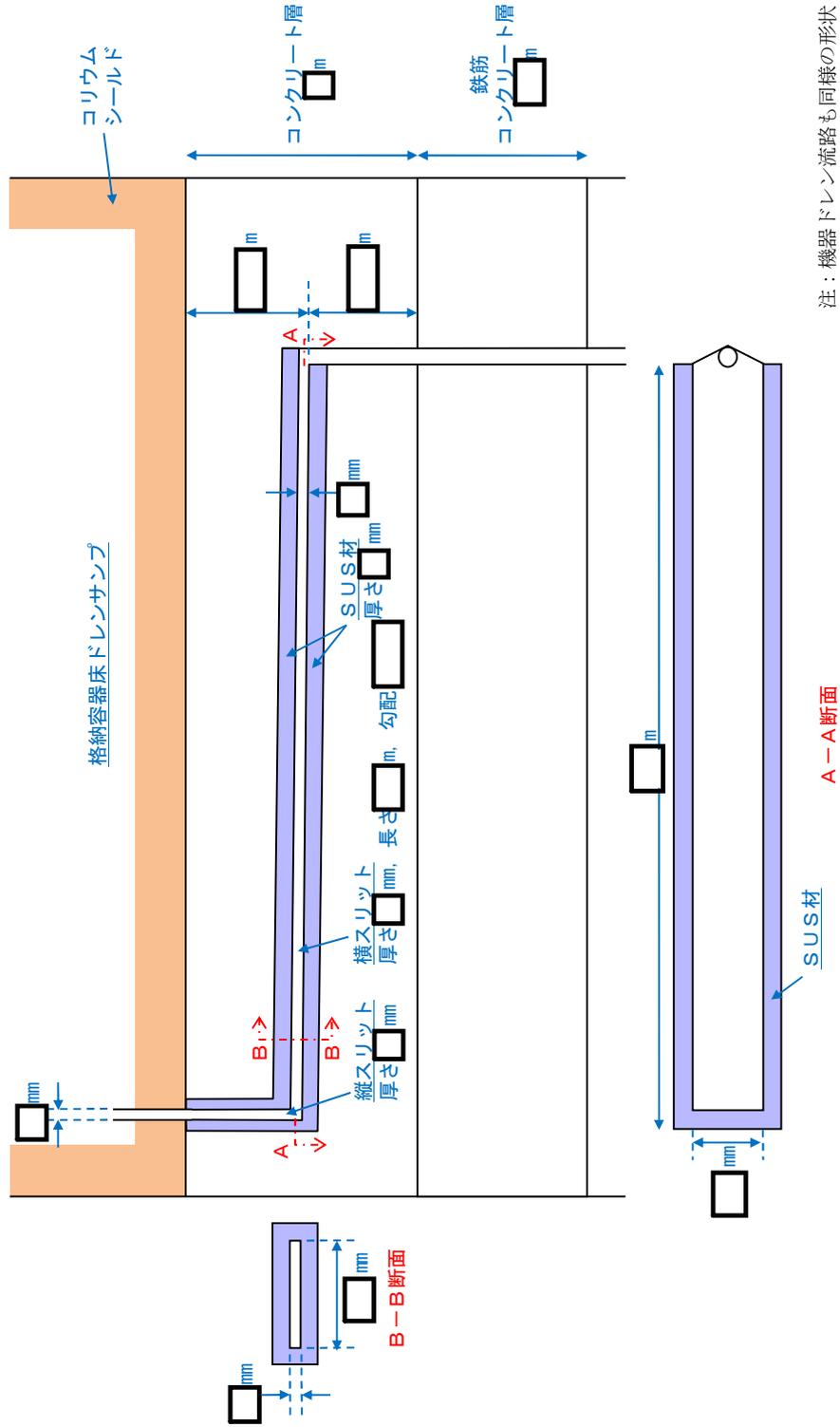


図 5-1 格納容器ドレンサンプリング排水流路の形状変更を考慮した凝固停止評価モデル

5.2 既往の試験結果に基づく評価

配管等の流路内における溶融炉心の流動・凝固挙動に係る試験として、米国 E P R I 及び F A I により実施された炉心溶融時の R P V 下部プレナム貫通部の挙動に係る試験がある。^[1]この試験では、R P V 下部プレナム及びドレン配管(内径 5 cm)を模擬した試験体に模擬コリウムとして A l₂O₃ を流入させ、その流動挙動を確認している。図 5-2 に試験装置の概要図を示す。

試験の結果、配管内での A l₂O₃ の流動距離は最大でも 79 cm 程度となっており、配管の破断は生じていない。また、配管内での水平方向の流速は最大でも約 0.2 m/s と推定されており、流路形状に基づきベルヌーイ則により計算される流速よりも 1/10 から 1/100 小さい結果となっている。これは、模擬ドレン配管内における水の存在により、模擬コリウムの流動が著しく抑制されたためと推定されている。

表 5-1 に、E P R I 試験条件と東二の排水流路における条件の比較を示す。

E P R I 試験では、模擬コリウムとして A l₂O₃ を用いており、その体積当たりの溶融潜熱は約 4.41×10^9 J/m³ と計算される。これに対して、東海第二発電所の溶融炉心の場合、溶融潜熱に加えて液相線温度から固相線温度までの顕熱を考慮しても、体積当たりの凝固までの放出熱量は J/m³ と計算され、A l₂O₃ と同等であることが分かる。

また、東海第二の溶融炉心の熱伝導率は A l₂O₃ に比べて大きいことに加え、格納容器ドレンサンプの排水流路はスリット形状とし周囲に S U S 材を配置することから、実機条件の方が溶融炉心の冷却が進みやすいと考えられる。

一方、東海第二の溶融炉心は A l₂O₃ に比べて動粘度が小さいことや堆積ヘッドが大きくなっていることから、E P R I 試験条件に対して流路内での流入速度が速くなることが考えられる。しかし、流速が大きくなると、溶融炉心と S U S 材間の対流熱伝達率が大きくなり溶融炉心の冷却率が大きくなることから、流動距離は流速の増加に対して単純に線形には増加しない。

以上より、E P R I 試験条件と実機条件の差を勘案しても、総合的な流動距離への影響は同程度であることから、東海第二のスリット条件でも E P R I 試験結果の流動距離(約 79 cm)を大きく上回ることは考えにくく、溶融炉心は横スリット長さ (m) の範囲内で凝固停止するものと考えられる。

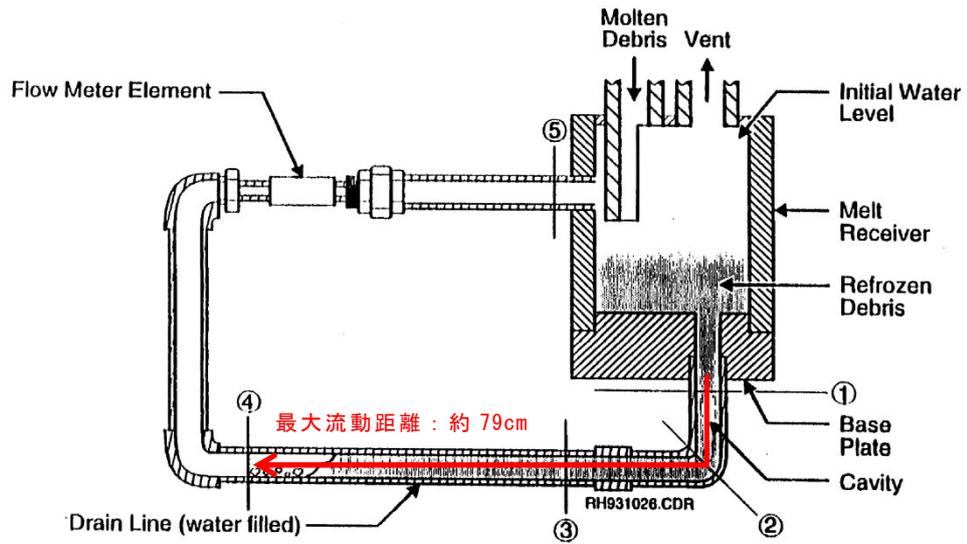
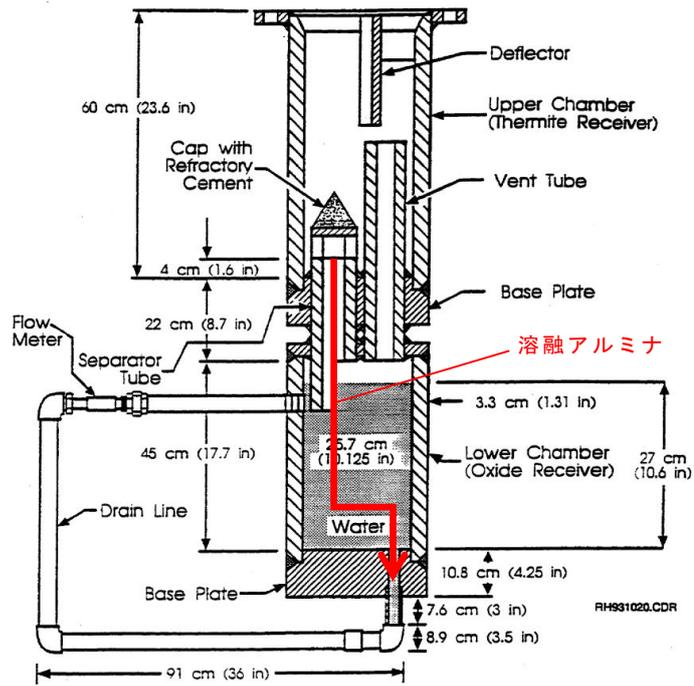


図 5-2 E P R I / F A I による試験装置

表 5-1 E P R I 試験条件と東海第二実機条件の比較

項目	E P R I 試験条件〔1〕	東海第二 実機条件	流動距離への影響の比較
溶融物	A 1 2 O 3	溶融炉心	
融点 (°C)	2047		凝固までに必要な除熱量は同程度。 (A 1 2 O 3 は溶融潜熱のみ, 溶融炉心は液相線温度から固相線温度までの顕熱と溶融潜熱を考慮)
密度 (kg/m ³)	3800		
比熱 (J/kgK)	1300		
溶融潜熱 (J/kg)	1.16×10 ⁶		
体積当たりの凝固までの放出熱量 (J/m ³)	約 4.41×10 ⁹		
熱伝導率 (W/mK)	7.5		
粘性係数 (Pa・s)	0.003	0.004*2	
動粘性係数 (m ² /s)	7.9×10 ⁻⁷		
全量堆積時の水平流路までのヘッド (m)	0.3		
流路構造	配管	スリット状 (S U S 材被覆)	
流路内径	5cm		
溶融物条件			
流路条件			

注記 *1: M A A P 解析 (T Q U V シーケンス) における R P V 破損時の値

*2: M A T P R O における U O 2 の値〔2〕

5.3 溶融金属の凝固モデルによる評価

5.3.1 溶融金属の流路内での凝固挙動

図 5-3 に、流路内における溶融金属の凝固挙動の概念図を示す。

純金属や共晶温度の合金では、図 5-3(a)のように流路の入口付近から固化クラスタが成長し流路が閉塞することで、流動が停止する。

一方、液相線温度と固相線温度に差がある合金では、図 5-3(b)のように溶融物の先端から温度低下とともに固相率が増加し、流動限界固相率を超えたときに流動を停止する。これは、図 5-4 に示すように、固相率の増加とともに粘性が増加するためである。

溶融炉心については、液相線温度 °C に対して固相線温度が °C (M A A P 計算結果) と差があることから、合金の凝固挙動を示すものと考えられる。

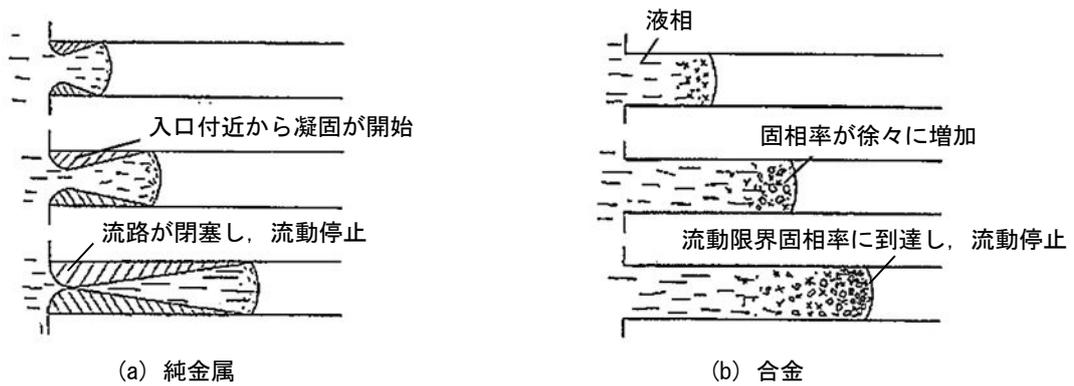


図 5-3 流路内での溶融金属の凝固挙動の概念図

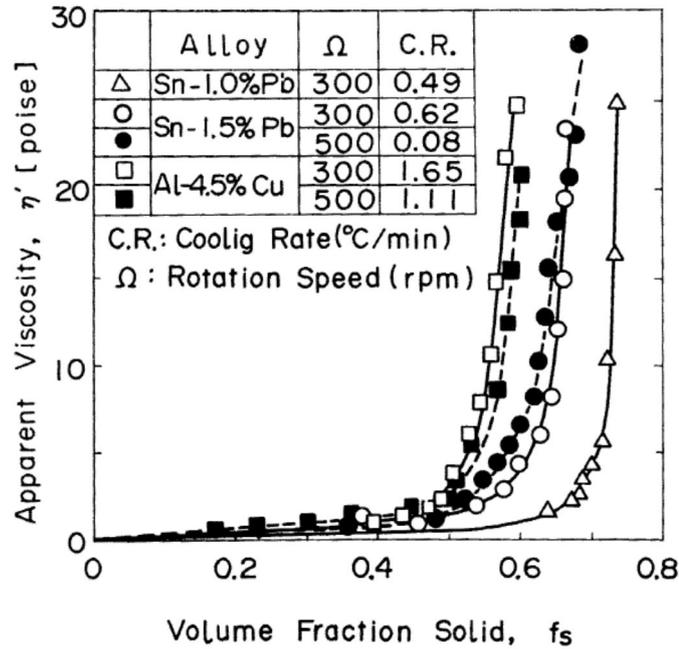


図 5-4 溶融合金における固相率と見かけの粘性の関係 [3]

5.3.2 評価方法

溶融合金の流路内での流動距離を評価するモデルとして、Fleming のモデル^[4]があり、このモデルを用いて溶融炉心の横スリット内での流動距離の評価を行った。その内容を以下に示す。

なお、本凝固評価モデルは流路内に水が存在しないドライ状態を前提としていることから、実機条件に対して十分保守的な評価となると考えられる。

(1) Flemings モデルの評価式

Flemings モデルは(5.1)式のように表され、流路を流れる溶融物が保有するエネルギーと周囲の構造材への除熱速度を基に、溶融物が凝固するまでに必要なエネルギーが除去されるまでの流動距離を評価するモデルとなっている。

$$L_{freeze} = \frac{A\rho v(f_c H_f + C_p \Delta T)}{hS(T_d - T_w)} \left(1 + \frac{B}{2}\right) \quad (5.1)$$

ここで、

$$B = \frac{h\sqrt{\pi\alpha_w\Delta X}}{k_w\sqrt{v}} \quad (5.2)$$

であり、各パラメータの内容は以下のとおりである。

- L_{freeze} : 流動距離 (m), A : 流路断面積 (m^2),
- ρ : 溶融炉心密度 (kg/m^3), v : 溶融炉心流速 (m/s),
- f_c : 流動限界固相率 (-), H_f : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),
- C_p : 溶融炉心比熱 (J/kgK), ΔT : 初期温度と凝固温度の差 (K),
- h : 熱伝達率 (W/m^2K), S : 流路周長 (m), T_d : 溶融炉心温度 (K),

T_w : 構造材温度 (K), α_w : 構造材熱拡散率 (m^2/s),

ΔX : チョーキングレンジ* (m), k_w : 構造材熱伝導率 (W/mK)

注記 * : 熔融物先端でどの程度の長さが流動限界固相率を超えると流動が停止するかを定義する定数

(2) 熱伝達係数の計算

熔融炉心とスリット構造材間の熱伝達係数 h は, 熔融炉心の熱伝導率 k , 水力等価直径 d_e 及び Sleicher-Rouse の式^[5] より求まるヌセルト数 Nu を用いて, 下式により算出する。

$$h = \frac{k}{d_e} Nu \quad (5.3)$$

Sleicher-Rouse の式

$$Nu_m = 5 + 0.015 Re_f^a Pr_w^b \quad (5.4)$$
$$\left(10^4 < Re < 10^6, 0.1 < Pr < 10^4 \right)$$
$$\begin{cases} a = 0.88 - \frac{0.24}{4 + Pr_w} \\ b = \frac{1}{3} + 0.5 \exp(-0.6 Pr_w) \end{cases}$$

添字はそれぞれ, m : 混合平均温度, f : 膜温度, w : 壁温における物性値を表す。ただし本評価では, 物性値は温度によらず一定と仮定している。

(3) 熔融炉心の温度低下の考慮

(5.1)式から直接的に流動距離を計算すると, 流路内を進行する間の熔融炉心の温度低下が考慮されず, 熔融炉心から構造材への熱伝達速度が過大評価されることにより, 流動距離が短く評価されることが考えられる。

今回の評価では, Flemings の評価式を基に, 流動に伴う熔融炉心の温度低下を考慮した上で, 熔融炉心先端が流動停止する固相率に至るまでの除熱時間を算出し, 熔融炉心の流速との積により流動距離を計算した。評価の概要を図 5-5 に示す。



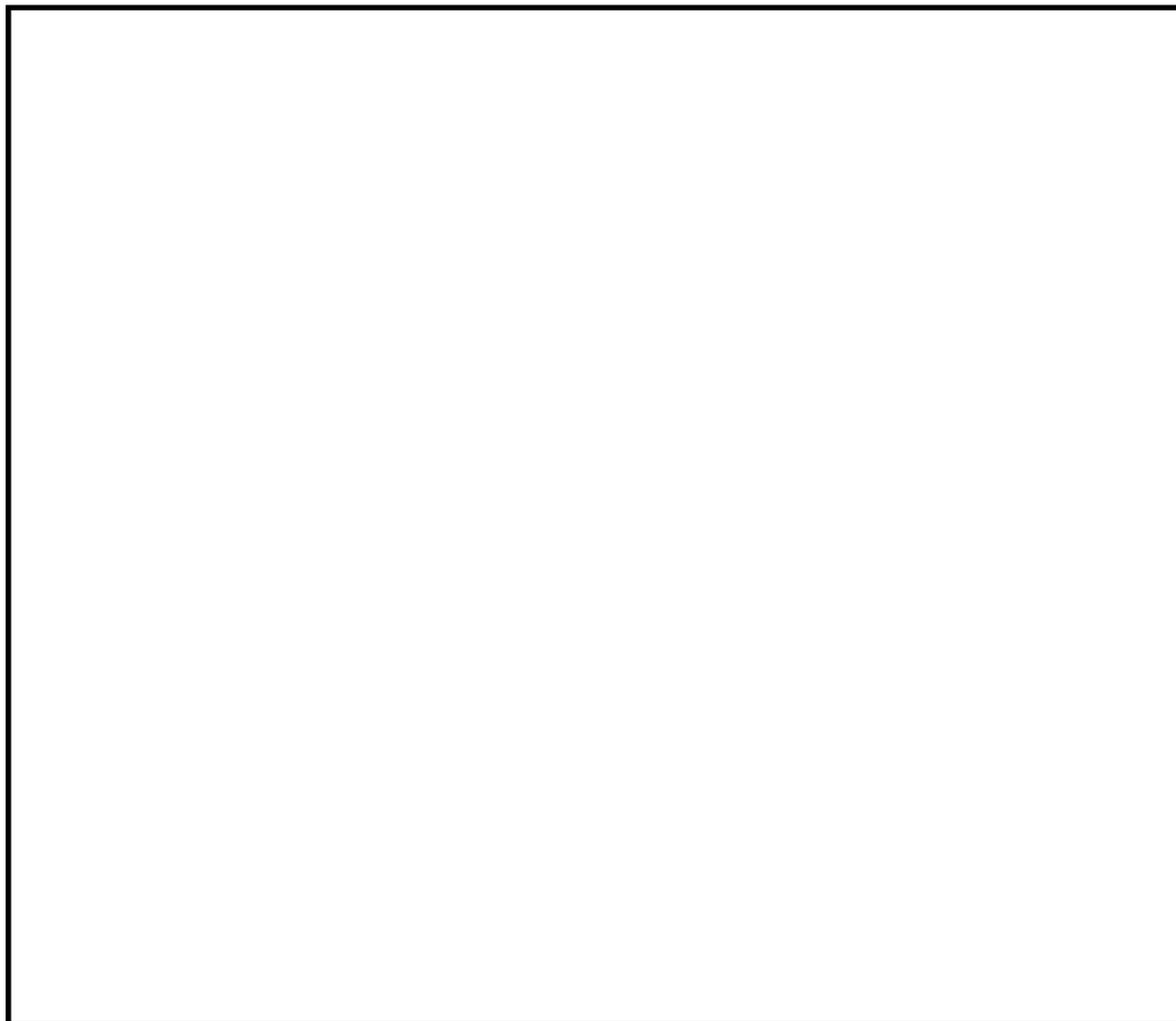


図 5-5 溶融炉心流動距離の評価イメージ図

5.3.3 評価条件

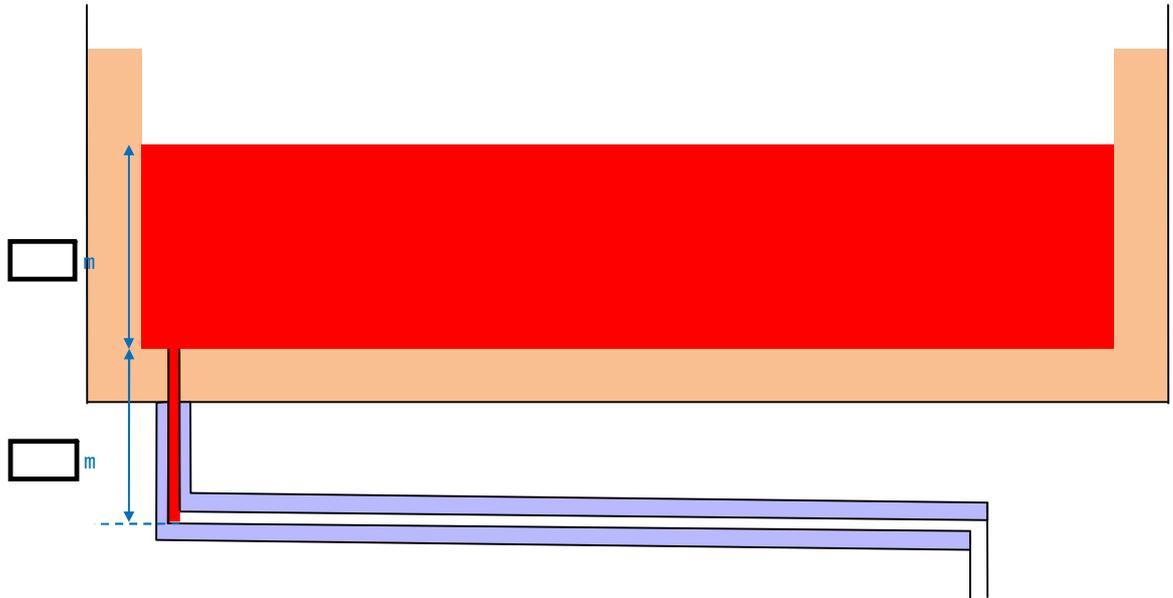
横スリット内での溶融炉心凝固評価に用いた条件を表 5-2 に示す。

溶融炉心の物性については，MAAP 計算結果における RPV 破損時の溶融炉心物性値を用いる。なお，流動距離が長くなるよう溶融炉心の保有エネルギーを大きく設定する観点から，TQUVシーケンスの値を設定する。

溶融炉心の流速については，溶融炉心全量に加えペDESTAL内構造物等がペDESTAL内に堆積した場合の堆積高さ m と，横スリット下端までの高低差 m の合計 m をヘッドとして考慮した場合，溶融炉心の流速は m/s となる。これに対し，スリット内の冷却水の存在による溶融炉心の流速の低下として，EPR I 試験の知見（1/10 から 1/100）及び実機溶融炉心と EPR I 試験の溶融アルミナの動粘度の差（約 1.6 倍）を考慮し，保守的に 1/2 を考慮した m/s を設定する（図 5-6）。

流動限界固相率及びチョーキングレンジについては，既往の溶融炉心拡がり試験においては固相率が 0.4～0.6 程度で粘性が急激に増加するといった知見^[6]

があるが、チョーキングレンジには明確な知見がないことから、熔融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くものと仮定し、流動限界固相率を 1.0、チョーキングレンジを 0 m と設定する。



デブリの堆積高さとしリット下端までの高低差をヘッドとしてベルヌーイ則を適用すると、

$$\text{流速} v = \sqrt{2gh} = \boxed{}$$

水の存在による流速の低下を保守的に 1/2 として考慮すると、流速は $\boxed{}$ m/s となる。

図 5-6 熔融炉心の流速の想定

表 5-2 評価条件

項目		条件	備考
横スリット流路形状	流路高さ (cm)		設計値
	流路幅 (cm)		
溶融炉心物性	液相線温度 (°C)		M A A P 計算結果 (R P V 破損時の値) 流動距離が長くなるよう溶融炉心の保有エネルギーを大きく設定する観点から, T Q U V シーケンスの値を使用
	固相線温度 (°C)		
	密度 (kg/m ³)		
	熱伝導率 (W/mK)		
	比熱 (J/kgK)		
	溶融潜熱 (J/kg)		
構造材物性	粘性係数 (Pa・s)	0.004	M A T P R O における溶融 U O ₂ の値 [2]
	密度 (kg/m ³)	7890	伝熱工学資料 (400K における S U S 304 の値)
	熱伝導率 (W/mK)	16.5	
	比熱 (J/kgK)	511	
初期温度条件	溶融炉心初期温度 (°C)		R P V 破損時の溶融炉心平均温度 [] °C : M A A P 計算結果) に対し, 保守的に液相線温度を設定
	構造材初期温度 (°C)	167	保守的に限界圧力での飽和水温度を設定
溶融炉心流動条件	溶融炉心流速 (m/s)		溶融炉心等の堆積量, スリット形状, スリット内冷却水の存在を考慮し, 保守的に設定
	流動限界固相率 (-)	1.0	溶融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くと仮定し設定
	チャージングレンジ (m)	0	

5.3.4 評価結果

5.3.3 に示した条件に基づく評価の結果、溶融炉心の流動距離は約 1.0 m となり、横スリットの長さ (m) の範囲内で凝固停止することを確認した。また、凝固に要する時間は s 程度であり、この間の溶融炉心の崩壊熱による影響は無視し得る。

なお、表 5-2 の評価条件において、溶融炉心のレイノルズ数及びプラントル数はそれぞれ $Re \approx 1.3 \times 10^5$ 及び $Pr \approx 0.14$ であり、(5.4) 式の Sleicher-Rouse の式の適用範囲内である。

5.3.5 評価における保守性について

本評価は、以下のような点で保守性を有すると考えられる。

- ・本評価は流路内がドライな状態を前提としているが、実際にはスリット内は水で満たされた状態であり、溶融炉心から水への除熱等により流動距離はより短くなると考えられる。
- ・流動距離の計算において、溶融炉心の流速は流動停止まで一定としており、縦スリット及び横スリット内での圧損や粘性増加に伴う速度低下を考慮していない。
- ・横スリットへ流入する溶融炉心の初期温度は、R P V 破損時の溶融炉心平均温度 (°C) に対し保守的に液相線温度 (°C) を設定しているが、溶融炉心がペDESTAL 床面を拡がる間や縦スリットを通過する間の除熱を考慮すると、実際にはより温度は低下し、またそれに伴い溶融炉心の粘性は増加すると考えられる。
- ・流動限界固相率は 1.0 を設定しているが、既往の溶融炉心拡がり試験においては、固相率が 0.4~0.6 程度で粘性が急激に増加するといった知見^[6]がある。

5.3.6 評価条件の不確かさによる影響について

表 5-2 の評価条件において、溶融炉心の物性値条件については M A A P 計算結果における溶融炉心の組成平均値を用いている。

これに対して、スリットに流入する溶融炉心の物性は不確かさを有すると考えられることから、評価条件の不確かさとして M A A P 計算結果のうち溶融炉心内の金属相及び酸化物相の物性値を参照し、評価結果への影響を検討する。なお、表 5-2 の評価条件において、構造材物性値は不確かさが小さいと考えられること、構造材初期温度及び溶融炉心流動条件は十分な保守性を見込み設定していることから、評価結果に対する不確かさの影響は小さいと考えられる。

表 5-3 に、M A A P 計算結果における溶融炉心の組成平均、金属相及び酸化

物相のそれぞれの物性値を示す。各物性値から計算される溶融炉心が凝固するまでの体積当たりの放出熱量を比較すると、組成平均の物性値を用いた場合が最も大きく、溶融炉心の凝固までの流動距離が最も長くなることが分かる。

したがって、溶融炉心の物性値の不確かさを考慮した場合でも、溶融炉心は横スリットの長さ (m) の範囲内で凝固停止すると考えられる。

表 5-3 溶融炉心の物性値の比較

項目		組成平均	金属相	酸化物相	備考
溶融炉心物性	液相線温度 (°C)				M A A P 計算結果 (R P V 破損時の値)
	固相線温度 (°C)				
	密度 (kg/m ³)				
	比熱 (J/kgK)				
	溶融潜熱 (J/kg)				
	体積当たりの凝固までの放出熱量 (J/m ³)				計算値

参考文献

- [1] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volumel, EPRI report TR-103389, 1994
- [2] L. J. Siefken et al., SCDAP/RELAP5/MOD3.3 Code Manual; MATPRO - A Library of Materials Properties for Light-Water-Reactor Accident Analysis, NUREG/CR-6150, Vol. 4 Rev. 2, 2001
- [3] 渋谷 他, 固相・液相共存下における鉄および非鉄合金のみかけの粘性の測定結果, 鉄と鋼, 第 66 年, 第 10 号, 1980
- [4] M. C. Fleming et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFC Transactions, vol. 69, 1961
- [5] 日本機械学会, 伝熱工学資料 第 4 版, 1986
- [6] M. T. Farmer, Melt Spreading Code Assessment, Modifications, and Applications to the EPR Core Catcher Design, ANL-09/10, 2009

6. 原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の冠水評価について

6.1 はじめに

R P V破損により落下したデブリは、事前に水張りされていたペDESTALの水中に落下し、冠水する。その後、R P V破損から7分後に格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL注水を実施することとしているが、7分の間に水が蒸発することから、デブリの冠水状態の評価を実施する。

また、ポロシティが冠水状態に与える影響についても評価した。

6.2 評価対象事故シーケンス

R P V破損する有効性評価の評価事故シーケンスとして、過渡事象時に注水機能が喪失する事象（以下「過渡事象」という。）を選定している。ここでは、有効性評価のベースケースとなる過渡事象について、デブリの冠水状態の評価を実施する。

また、起因事象をL O C Aとした場合には事象進展が異なることから、R P V破損時間が早くなる大破断L O C A時に注水機能が喪失する事象（以下「L O C A事象」という。）についても、同様にデブリの冠水状態の評価を実施する。

6.3 デブリ冠水評価

デブリの堆積形状を図6-1に示す。ポロシティを考慮したデブリ堆積高さ H_{debri} は式(6.1)で評価する。

$$H_{debri} = (V_m \times (1 - \Phi_{ent}) + V_s + V_m \times \Phi_{ent} \div (1 - P)) \div S_{fz} \quad (6.1)$$

V_m : 溶融物体積 [約 36 m³]

V_s : ペDESTAL内構造物体積 [約 4 m³]

Φ_{ent} : 粒子化割合 [0.173]

P : ポロシティ [0.5] 既往実験の知見から保守的に設定

S_{fz} : コリウムシールドの設置を考慮した床面積 [約 27.08 m²]

また、粒子化したデブリの間隙に冷却水が浸入するため、デブリの冠水維持評価の観点から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 $H_{pool-ent}$ について式(6.2)で評価する。ここで、デブリ堆積範囲より上の領域にはコリウムシールドが敷設されていないものとする。

$$H_{pool-ent} = (H_{pool} - (V_m \times \Phi_{ent} \div (1 - P) \times P \div S_{fz})) \times (S_{fz} / S_f) \quad (6.2)$$

H_{pool} : 水プール初期水深 [1 m]

S_f : コリウムシールドが設置されていない範囲の断面積 [約 29.92 m²]

式(6.1)からデブリ堆積高さ H_{debri} は約1.71 mとなる。また、式(6.2)から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 $H_{pool-ent}$ は約0.69 mとなる。

解析コードM A A Pを用いた有効性評価の結果（デブリから水プールへの限界熱流束を 800 kW/m^2 （圧力依存性あり）と設定）から、R P V破損によるデブリ落下からペDESTAL注水開始までの7分間におけるペDESTAL水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.34 m 、L O C A事象の場合は約 0.44 m であり、デブリの冠水は維持される。なお、R P V破損時点からデブリ露出までの時間は、過渡事象の場合で約21分間、L O C A事象の場合で約15分間であることから、ペDESTAL注水の開始が遅れた場合でも一定時間冠水維持することが可能である。

6.4 ポロシティが冠水評価に与える影響

水位低下量評価にポロシティの効果を考慮していないことから、その影響を評価した。

粒子状デブリベッドのドライアウト熱流束に関する相関式であるL i p i n s k i - 0 Dモデルでは、ポロシティの増加によってドライアウト熱流束が上昇する結果が得られており、図6-2においてポロシティ 0.48 の場合、ドライアウト熱流束は、約 3300 kW/m^2 となる。これは、水位低下量評価で、デブリから水プールへの熱流束として設定している 800 kW/m^2 と比較して大きな値となるが、ポロシティを形成するデブリの粒子化割合は約 17% と小さく、粒子化したデブリはクエンチしていることから、ポロシティによるドライアウト熱流束増加の影響は小さい。

よって、ポロシティを考慮しても水位低下量評価への影響は小さく、冠水評価に影響はない。

6.5 まとめ

以上の評価から、過渡事象及びL O C A事象いずれにおいても、R P V破損から7分の間において、デブリの冠水状態が維持されることを確認した。

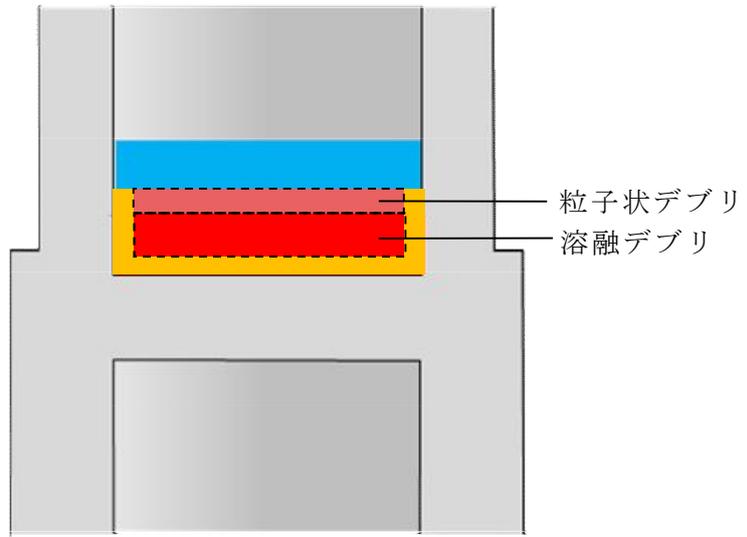


図 6-1 デブリ堆積形状

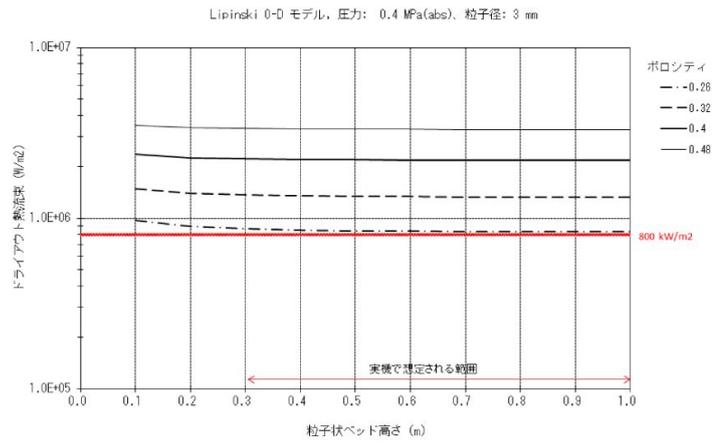


図 6-2 粒子状ベッド高さ とドライアウト熱流束の関係

7. コリウムシールドを考慮した溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」に対する重大事故等対処設備であるコリウムシールドについて、解析コードにおける取扱いを示すとともに、解析コード及び解析条件の不確かさの影響について整理する。

7.1 解析コードにおけるコリウムシールドの取扱いについて

解析コードMAAPにおける、MCCI伝熱モデルでは、溶融炉心ーコンクリート間の伝熱、クラストの伝熱と厚さ、上部クラストー水プール間熱伝達が考慮されている。ここでは、コリウムシールド模擬に伴う設定の変更点及び評価モデルの適用性について示す。

(1) コリウムシールドの模擬について

解析コードMAAPにおけるMCCI伝熱モデルの概念図を図 7-1 に示す。解析コードMAAPによる侵食量評価では、本モデルのうちコンクリートの物性値として設定されている以下のパラメータについて ZrO_2 の物性値を固定値で設定し、コリウムシールドを模擬している。

- ・侵食開始温度
- ・密度
- ・比熱
- ・熱伝導率
- ・溶融潜熱

侵食開始温度については、化学反応等による侵食開始温度低下を考慮した保守的な設定としている（添付 7-1）。また、落下した溶融炉心とコリウムシールド間の接触面温度は侵食開始温度未満であることから、コリウムシールドの侵食は発生しない。なお、解析上はコリウムシールドの厚さを考慮し、コリウムシールド裏面にはコンクリートが配置されたモデル*1として評価を実施しているが、コンクリートーコリウムシールド間の伝熱において接触熱抵抗は考慮していない。

以上のとおり、解析コードMAAPにおいてコリウムシールドを適切に模擬している。

注記 *1：ペDESTAL（ドライウェル部）壁面，床のコンクリートとドライウェル，サプレッション・チェンバ雰囲気との伝熱についても考慮している。

(2) 溶融炉心ーコリウムシールド間の伝熱

溶融炉心ーコリウムシールド間の伝熱は、溶融炉心ーコンクリート間の伝熱と同様のモデルを用いている。溶融プールからクラスト，クラストから構造材への

伝熱は以下の式で評価され、(1)で示した構造材の物性値等による影響を受けずにクラスト内の熱量が全て構造材に移行する扱いとなっており、壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっている。なお、伝熱を受けた構造材の温度上昇は、構造材の熱伝導率等の物性に基づき計算され、種々の実験により得られたコリウムシールド耐熱材の物性値を適切に入力することで、適切に計算される。

$$\text{床方向の熱流束 } q_d = h_d (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cd} \quad (7.1)$$

$$h_d = h_{d0}(1 - f_s)^n \quad (7.2)$$

$$\text{壁方向の熱流束 } q_s = h_s (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cs} \quad (7.3)$$

$$h_s = h_{s0}(1 - f_s)^n \quad (7.4)$$

ここで、

q_d, q_s : 床方向及び側面方向の熱流束 [W/m²]

h_d, h_s : 溶融プールからクラスト層への対流熱伝達係数 [W/m²K]

h_{d0}, h_{s0} : 溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数 [W/m²K]

f_s : 固化割合 [-]

n : 固化効果項の指数 [-]

T_f : 溶融プールの温度 [K]

$T_{F,m}$: デブリ融点 [K]

q_v : 体積発熱率 [W/m³]

X_{cd}, X_{cs} : 床面及び壁面のクラスト厚さ [m]

(3) クラストの厚さ

床面及び壁面のクラスト厚さ評価モデルでは、溶融プールからの伝熱及び構造材への伝熱によりクラスト厚さの変化率を計算しており、壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっているため、コリウムシールドにも適用可能である。なお、クラスト-コリウムシールド接触面温度は、(1)に記載のとおり Z r O₂ の物性値を基に計算されることから、クラストの厚さを評価するにあたり Z r O₂ の物性値が考慮されている。

$$q = 2k_F(T_{F,m} - T_i)/x_c \quad (7.5)$$

ここで、

q : 床方向又は側面方向の熱流束 [W/m²]

k_F : デブリ熱伝導率 [W/mK]

$T_{F,m}$: デブリ融点 [K]

T_i : クラスト-コリウムシールド接触面温度*² [K]

x_c : 床面又は壁面のクラスト厚さ [m]

注記 *² : コリウムシールドの表面温度と同値であり、クラストからの伝熱量及び入力したコリウムシールドの物性値に基づいて適切に計算されている。

7.2 解析コードにおける不確かさの影響

(1) 不確かさの整理

解析コードにおける、コリウムシールドを考慮したMCC I 過程毎の不確かさ要因を整理する。設置変更許可申請書 添付書類十 追補2. III「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」において、MCC I は以下の過程で段階的に推移することが示されているが、コリウムシールドを考慮してもこの過程に変わりはない。

- ・原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程
- ・熔融物の落下・堆積過程
- ・MCC I 進行と注水によるデブリ冷却過程

ただし、「MCC I 進行と注水によるデブリ冷却過程」においては、MCC I 現象の影響因子として熔融炉心からのコリウムシールドを介したコンクリートへの伝熱を考慮する必要がある。ここで、MCC I 伝熱モデルでは固定値の物性を設定することから、コリウムシールドを介した伝熱の感度解析パラメータとして、コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性が想定される。図 7-2 にMCC I における不確かさに関する流れ図を示す。

MCC I 現象の影響因子より抽出された感度解析パラメータに対して、感度解析の要否を整理する。MCC I 評価の不確かさに関する評価結果を表 7-1 に示す。

エントレインメント係数について、感度解析より熔融炉心の細粒化割合がコンクリート侵食に与える感度は小さいことを確認している。また、このことは、エントレインメント係数の不確かさにより熔融炉心の細粒化割合が変化した場合でも熔融炉心の温度に対する感度は小さいことを示しており、コリウムシールド侵食に与える感度についても同様に小さいと考えられることから、評価項目となるパラメータに与える影響は小さく、コリウムシールドを考慮した感度解析は不要である。

熔融炉心の拡がりについて、熔融炉心の拡がりが抑制されると想定した場合は、種々の不均一な堆積形状を考慮しても、拡がりが抑制されないペデスタル（ドライウェル部）への均一堆積形状の方が熔融炉心と水の伝熱面積が大きくなり、熔融炉心が冷却される傾向となる。拡がりが抑制されない均一堆積形状の場合、熔融炉心落下時点における熔融炉心とコリウムシールドの接触面温度はコリウムシールドの侵食開始温度を下回っており、また、熔融炉心への注水によって熔融炉心は継続的に冷却されることから、熔融炉心の拡がりが抑制されると想定した場合においても、コリウムシールド及びコンクリートの侵食への影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はないことから、コリウムシールドを考慮した感度解析は不要である。

上面熱流束係数及び熔融プールークラスト間の熱伝達係数について、MCCIへの影響を確認する観点で実施したエントレインメント係数、上面熱流束及び熔融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を踏まえ、解析コードMAAPによりコリウムシールド及びコンクリート侵食量について支配的な熔融炉心からプールへの熱流束を対象に感度解析を行い、影響を確認する。

【感度解析①】

また、侵食の異方性について、コンクリート侵食の異方性については熔融炉心からプール水への熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認されており、コリウムシールドは侵食開始温度に到達していないことより同様に影響が小さいと考えられるため、上記の熔融炉心からプールへの熱流束を対象にした感度解析により、影響を確認する。【感度解析①】

コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性について、解析コードMAAPにおけるMCCI伝熱モデルでは、固定値の物性を設定することから、不確かさが想定される。このため、感度解析により伝熱物性値（熱伝導率、比熱）の温度依存性の影響を確認する。【感度解析②】

(2) 感度解析

a. 熔融炉心上面熱流束の感度解析【感度解析①】

(a) 解析条件

解析条件を表 7-2 に示す。熔融炉心から水プールへの熱流束については、上面熱流束の不確かさを考慮した 800 kW/m^2 （一定）とする。また、対象シーケンスは、事象進展が早く、崩壊熱が大きくなり、侵食を厳しくする観点で「大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス」とする。

(b) 解析結果

評価結果を表 7-3 に示す。ペDESTALのプール水中に落下した熔融炉心とコリウムシールドの接触面温度は $2100 \text{ }^\circ\text{C}$ 未満であり、コリウムシールドを設置することにより、MCCIによるコンクリートの侵食が生じない。このため、原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。

b. 伝熱物性値温度依存性の感度解析【感度解析②】

コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性の影響については、「7.4 コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析」において、コリウムシールドの侵食が生じた場合の影響と併せて確認する。なお、伝熱物性値の温度依存性の取扱いが可能な解析コードにて評価した場合においても、ペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリートが侵食されないことを確認している（添付 7-2）。

7.3 解析条件における不確かさの影響

解析コードMAAPにおけるMCCI評価では、コリウムシールドを考慮した機器条件として、以下の条件を設定している。

- ・コリウムシールド耐熱材の種類
- ・コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度
- ・ペDESTAL（ドライウエル部）床面積

これらは全て最確条件と同様の設定であることから、不確かさの影響はない。解析コードMAAPの解析条件を表 7-4 に示す。

7.4 コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析

溶融炉心中の金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出により、コリウムシールドが侵食される可能性があるが、既往の実験にて確認された侵食速度を仮定した場合、コリウムシールドの侵食量は約 33 mm となる（添付 7-3）。コリウムシールドの厚みが減少した場合、コリウムシールド外表面のペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートへの伝熱量が大きくなることから、この影響を感度解析により確認する。また、前述のとおり、解析コードMAAPでは ZrO_2 の物性値を固定値で設定するモデルであることから、伝熱物性値の温度依存性の不確かさの影響についても併せて確認する。

(1) 解析条件

解析条件を表 7-5 に示す。コリウムシールドの厚さは、コリウムシールドの設計値に対して、既往実験に基づく侵食量の約 33 mm を考慮し、保守性を見込んだ値として 110 mm を設定する。なお、コリウムシールドの侵食によるペDESTAL（ドライウエル部）床面積の拡大は保守的に考慮しない。

また、解析コードMAAPにおけるコリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性の不確かさを考慮し、ペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートの温度を厳しく評価する観点で、常温時の ZrO_2 の伝熱物性値を設定する。

対象シーケンスは、事象進展が早く、崩壊熱が大きくなり、ペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリート侵食を厳しく評価する観点で「大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス」とする。

(2) 解析結果

解析結果を表 7-6 に示す。また、ベースケース及び感度解析ケースのコリウムシールド温度の推移及びコンクリート温度の推移を図 7-3 から図 7-6、クラスト厚さの推移（上下方向）を図 7-7 に示す。コリウムシールド内表面温度の最高値は

約 1860 °Cにとどまり、コリウムシールドの侵食開始温度である 2100 °Cを下回ることから、コリウムシールドの侵食は熔融炉心中の金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出で生じた状態から進行しない。また、コリウムシールド外表面と接するペDESTAL（ドライウェル部）コンクリートの温度の最高値は約 728 °Cにとどまり、コンクリートの侵食開始温度である約 1230 °Cを下回ることから、コンクリートは侵食されない。このため、コリウムシールドが熔融炉心中の金属酸化物により侵食された場合においても、コリウムシールドを介した伝熱の不確かさが、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

なお、本評価においては、コンクリートの表面温度を厳しく評価する観点から、コンクリートーコリウムシールド間の接触熱抵抗は考慮していない。接触熱抵抗を考慮した場合には、熔融炉心からペDESTAL（ドライウェル部）コンクリートへの熱通過率が小さくなり、熔融炉心及びコリウムシールドの温度挙動に影響を与えることが考えられるが、熔融炉心はペDESTAL（ドライウェル部）のプール水に落下した直後に 2100 °C未満となること、また、熔融炉心から上面水へは崩壊熱以上の除熱がされ熔融炉心の温度は 2100 °C未満を維持することから、コリウムシールドの侵食は生じず、温度挙動への影響は軽微であると考えられる。

7.5 まとめ

解析コードMAAPではコリウムシールドを適切に模擬しており、熔融炉心ーコリウムシールド間の伝熱モデルはコリウムシールドに適用可能である。

コリウムシールドを考慮した解析コードの不確かさを踏まえた感度解析により、原子炉圧力容器の支持機能を維持でき、不確かさの影響は小さいことを確認した。また、コリウムシールドを考慮した解析条件は最確条件と同様であり、不確かさはない。

さらに、コリウムシールドが熔融炉心中の金属酸化物により侵食される可能性を考慮した感度解析により、コリウムシールド外表面と接するコンクリートは侵食されないことを確認した。

表 7-1 コリウムシールドを考慮した場合のMCCI評価の不確かさに関する整理結果

MCCI現象への影響因子	不確かさ要因	有効性評価の取扱い	解析コード資料* における感度解析の要否	東海第二発電所における コリウムシールドを考慮した取扱い
下部ヘッド破損モード	破損部位 破損口侵食拡大	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の制御棒駆動機構ハウジングの瞬時破損を想定し、破損口径の拡大を考慮	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の貫通部の破損を想定し、破損口径の拡大も考慮しているため、感度解析不要	同左
溶融炉心落下量	原子炉圧力容器内 溶融進展	全炉心相当を想定	全炉心相当の最も厳しい落下量を想定しているため、感度解析不要	同左
溶融炉心の粒子化	プール水深	ベダスタルの注水開始条件及び注水流量について、手順書規定に準じた操作を想定	解析モデルパラメータではないため、感度解析不要	同左
	エントレインメント 係数	実験解析を元に、粒子化割合を少ない側に評価する値を使用	エントレインメント係数に不確かさがあるため、解析コードMAAPの不確かさ範囲内(FARO実験解析に基づく)で感度解析を実施	左記の感度解析により、溶融炉心の細粒化割合がコンクリート侵食に与える感度が小さいことを確認しており、溶融炉心の細粒化割合が溶融炉心温度に対する感度は小さいと考えられることから感度解析不要
溶融炉心の拡がり	溶融炉心ジェット径	破損口径に対応した径を考慮	最も大きい径を想定して、粒子化割合を小さくし、水に落下した際のデブリクエッチ量を小さくして感度解析不要	同左
	水による拡がり抑制	拡がりの知見から、全面に拡がることを想定し、均一堆積モデルを使用	溶融炉心の拡がりを抑制した場合を想定し、水張深さ等の個別プラントの状況を踏まえた感度解析等の取扱いを行うことが必要	溶融炉心の拡がりが抑制される場合は、溶融炉心と水の伝熱面積が大きくなり、溶融炉心が冷却される傾向となる。拡がりが抑制されない場合は、溶融炉心落下時点における溶融炉心とコリウムシールド接触面温度はコリウムシールドの侵食開始温度を下回っており、また、注水により溶融炉心は継続的に冷却されることから、侵食への影響はなく、感度解析不要
デブリから水への熱伝達	デブリ上面の性状	粒子状ベットの熱流束として、現実的な範囲内で保守側の想定をして、大気圧状態で800kW/m ² として圧力依存性を考慮	粒径やポロシティの不確かさを考慮して、下限の熱流束に対して感度解析を実施	【感度解析①】(コンクリートの種類と同じ) MCCIへの影響の観点で、エントレインメント係数、上面熱流束及び溶融プールからクラスタへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を踏まえ、コリウムシールド及びコングリート侵食量について支配的な溶融炉心からプール水への熱流束についての感度解析を実施
コリウムシールドを介した熱伝達	伝熱物性値の 温度依存性	コリウムシールド侵食開始温度における物性値を考慮	—	【感度解析②】 コリウムシールドの伝熱物性値には温度依存性があることを踏まえ、コリウムシールド及びコングリート侵食量への影響を確認する観点で、伝熱物性値についての感度解析を実施
〔 コンクリート種類 玄武岩系コンクリートの 侵食の異方性 〕	壁方向と床方向の 熱分配	溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数として、床方向クラスタへは $100 \text{ kW/m}^2\text{-K}$ 、壁方向クラスタへは $10 \text{ kW/m}^2\text{-K}$ を使用	床方向と壁方向の侵食の異方性の影響を見るため、CCI-3実験で確認された熱分配比率を想定した感度解析を実施	【感度解析①】(デブリから水への熱伝達と同じ) コンクリートの異方性については溶融炉心からプール水への熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認されており、コリウムシールドにおいても侵食開始温度に到達していないことなどから同様に影響が小さいと考えられるため、溶融炉心からプール水への熱流束についての感度解析を実施

注記 *：設置変更許可申請書 添付書類十 追補2. III 「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コード」について

表 7-2 解析条件（溶融炉心上面熱流束）【感度解析①】

項目	ベースケース	感度ケース
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し，原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断 L O C A 時に損傷炉心冷却に失敗し，原子炉圧力容器が破損するシーケンス
溶融炉心から水プールへの限界熱流束	800 kW/m ² (圧力依存性あり)	800 kW/m ² (一定* ¹)
ペDESTAL初期水位	1 m	
ペDESTAL注水	R P V破損 7 分後から 80 m ³ /h	
コリウムシールド厚さ	15 cm	
コリウムシールド侵食開始温度	2100 °C* ²	
R P V破損時の溶融炉心温度	M A A P 解析結果に基づく	

注記 *1：侵食の不均一性等の影響を考慮して設定

*2：Z r O₂耐熱材の 100 mol% Z r による侵食試験結果に基づき設定
(添付 7-1)

表 7-3 解析結果（溶融炉心上面熱流束）【感度解析①】

項目	ベースケース	感度ケース
コリウムシールド侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし
ペDESTAL (ドライウェル部) コンクリート侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし

表 7-4 解析コードM A A P 解析条件

項 目		解析条件	最確条件
機器条件	コリウムシールド耐熱材の種類	ジルコニア耐火材	ジルコニア耐火材
	コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度	2100 °C	2100 °C
	ペDESTAL (ドライウエル部) 床面積	コリウムシールドを考慮	コリウムシールドを考慮

表 7-5 解析条件 (伝熱物性値及びコリウムシールド侵食) 【感度解析②】

項 目	ベースケース	感度ケース
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し, 原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断L O C A時に損傷炉心冷却に失敗し, 原子炉圧力容器が破損するシーケンス
コリウムシールド厚さ	15 cm	11 cm *1
コリウムシールド熱伝導率	<input type="text"/> W/m・K *2	<input type="text"/> W/m・K *3
コリウムシールド比熱	<input type="text"/> J/kg・K *2	<input type="text"/> J/kg・K *3
コリウムシールド侵食開始温度	2100 °C *4	
ペDESTAL (ドライウエル部) 床面積	27.08 m ²	
ペDESTAL初期水位	1 m	

注記 *1: 熔融炉心中の金属酸化物による侵食を仮定した厚さとして設定 (添付 7-3)
 *2: Z r O₂ 耐熱材の侵食開始温度における伝熱物性として設定
 *3: Z r O₂ 耐熱材の常温における伝熱物性として設定
 *4: Z r O₂ 耐熱材の 100mol% Z r による侵食試験結果に基づき設定 (添付 7-1)

表 7-6 解析結果（伝熱物性値及びコリウムシールド侵食）【感度解析②】

項目	ベースケース	感度ケース
コリウムシールド侵食量 （壁面及び床面）	侵食なし	侵食なし
ペDESTAL（ドライウェル部） コンクリート侵食量 （壁面及び床面）	侵食なし	侵食なし

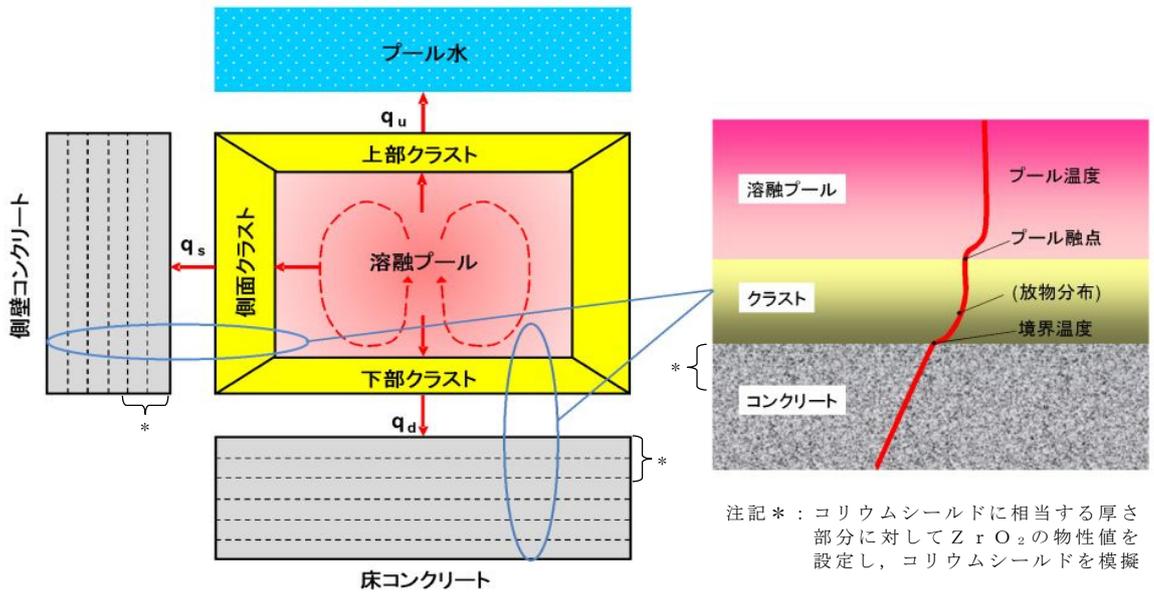


図 7-1 解析コードMAAPにおけるMCCI伝熱モデル

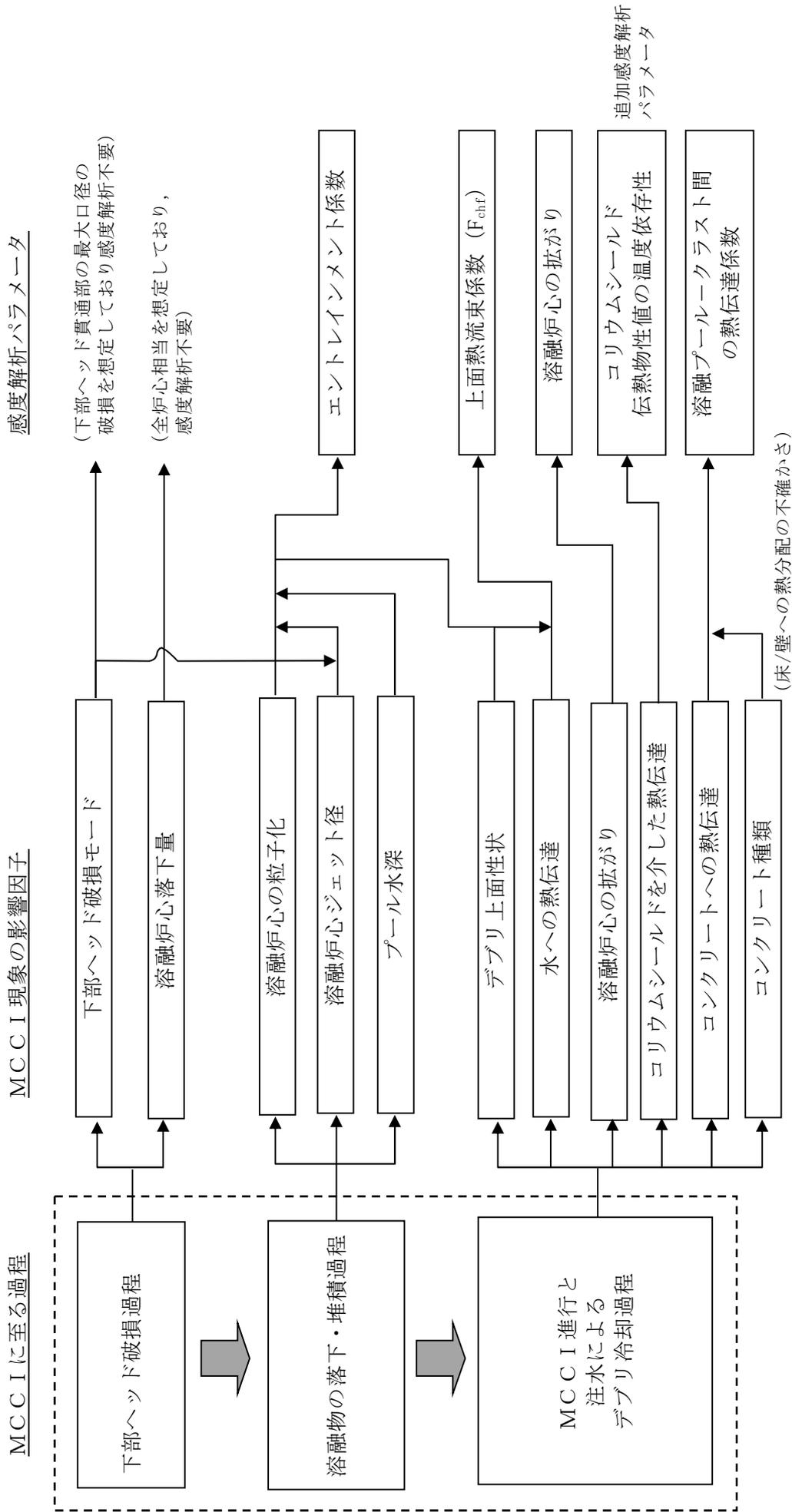


図 7-2 コリウムシールドを考慮した場合のMCCIにおける不確かさに関する流れ図

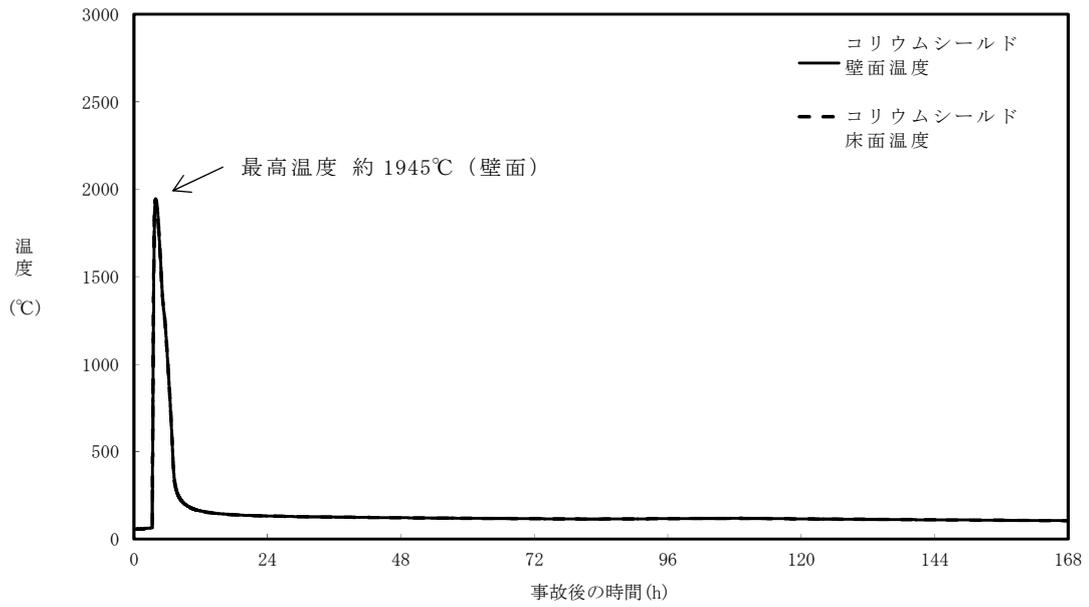


図 7-3 コリウムシールド内表面温度の推移 (ベースケース)

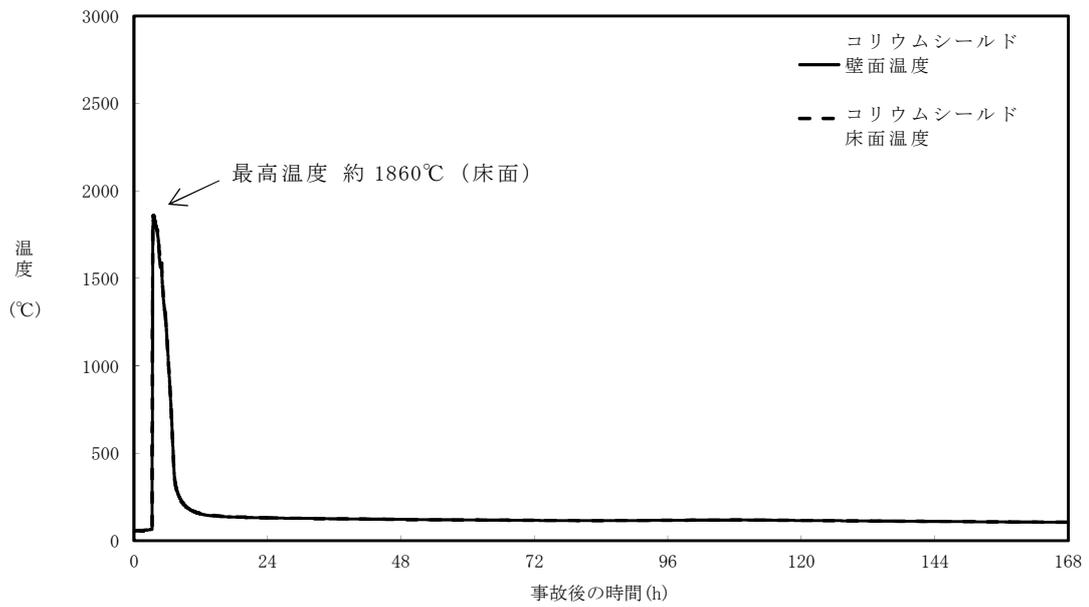


図 7-4 コリウムシールド内表面温度の推移 (感度解析ケース)

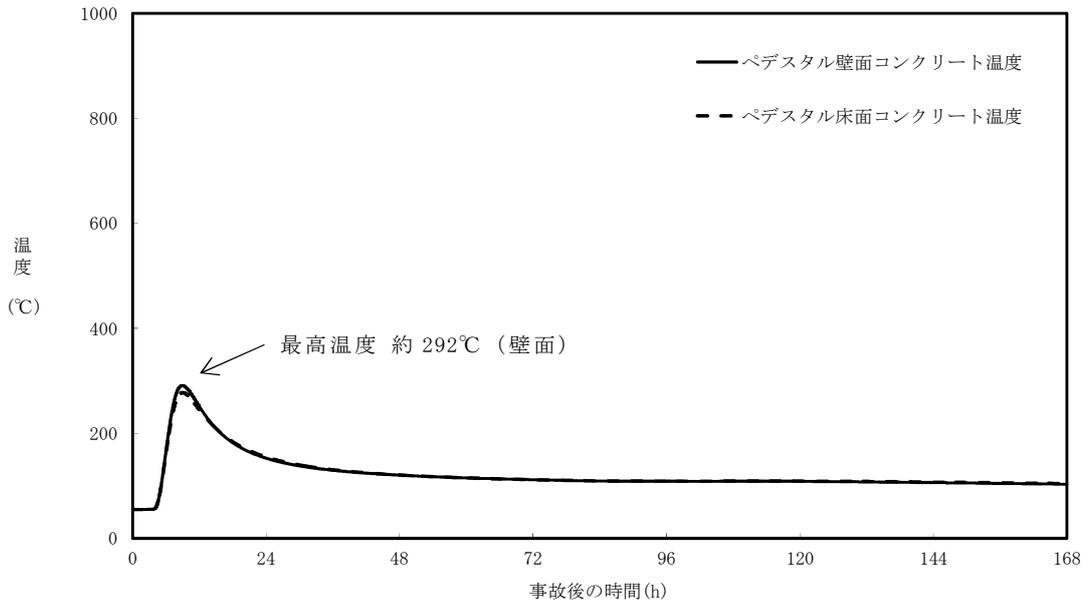


図 7-5 ペDESTAL (ドライウェル部) コンクリート表面温度の推移 (ベースケース)

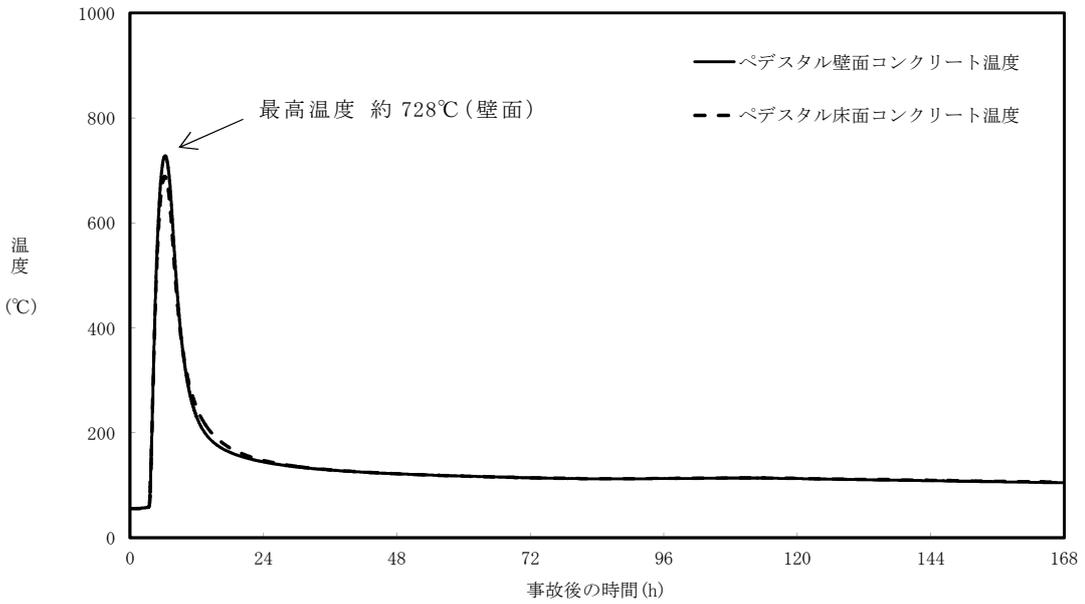


図 7-6 ペDESTAL (ドライウェル部) コンクリート表面温度の推移 (感度解析ケース)

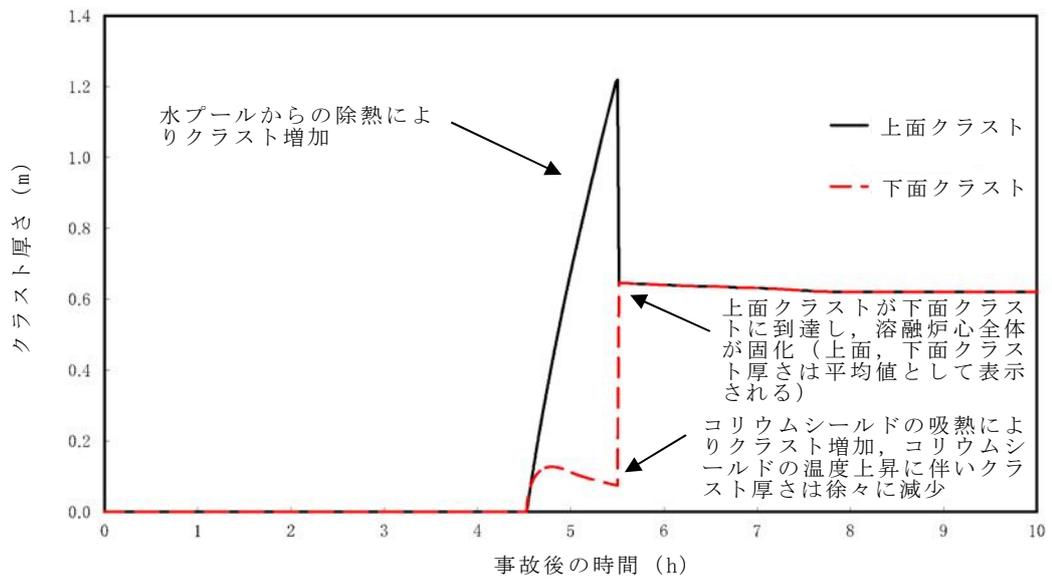


図 7-7 クラスト厚さの推移（上面及び下面*）

注記 *：側面クラストはコリウムシールドと接しており下面クラストと同等の挙動を示すと考えられることから、代表として上面及び下面クラスト厚さを示す。

ZrO₂耐熱材の侵食開始温度の設定について

ZrO₂耐熱材の侵食量評価においては、耐熱材の侵食開始温度として 2100 °C を設定している。その設定の考え方を以下に示す。

ZrO₂単体での融点は約 2700 °C であるが、熔融炉心に含まれる Zr 等の金属との化学反応により、ZrO₂耐熱材の侵食開始温度は 2700 °C より低下する。

これに対して、化学反応による耐熱材の侵食影響を確認するため、ZrO₂試験片の各種熔融金属への浸透試験が実施されており、熔融金属中の Zr の割合が大きいほど耐熱材の侵食量が大きくなる傾向が確認されている。

図 1* に、極めて耐熱材の侵食が大きくなる 100 mol% Zr の条件で実施された侵食試験後の ZrO₂耐熱材試験片の断面写真を示す。試験結果より、2150 °C 以上の条件では数分で耐熱材試験片が大きく侵食されているのに対し、2100 °C では 30 分保持した場合でもほとんど侵食されていない。

なお、本試験は 100 mol% Zr という極めて厳しい条件で実施されているが、実機における熔融炉心では、UO₂、SUS 及び金属-水反応で生成された ZrO₂等が含まれるため、100 mol% Zr という条件は考え難く、ZrO₂耐熱材は試験条件より侵食されにくくなると考えられる。

以上より、ZrO₂耐熱材の侵食量評価においては、極めて厳しい試験条件でも侵食量が僅かであった 2100 °C を侵食開始温度として設定した。



図 1 試験後の断面写真

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

汎用有限解析コードによるコリウムシールド伝熱物性値温度依存性の 影響評価について

解析コードM A A PにおけるM C C I 伝熱モデルでは、固定値の物性を設定することから、不確かさが想定される。このため、伝熱物性値の温度依存性の取扱いが可能な解析コードA B A Q U Sを用いた熱伝導解析により影響を確認する。

1. 伝熱物性値温度依存性の感度解析

(1) 解析条件

解析条件を表 1 に示す。コリウムシールドの伝熱物性は既往の共同研究において確認された値を設定する。また、M A A P 解析に基づくコリウムシールド- 熔融炉心接触面温度、ペデスタル雰囲気温度等を境界条件とする。なお、これらの境界条件は、R P V が破損し熔融炉心がペデスタルへ落下する事故シーケンスの解析結果を包絡する保守的な温度条件を適用する。

(2) 解析結果

解析結果を表 2 及び図 1 に示す。解析結果が最も厳しいペデスタル（ドライウェル部）壁面の温度は約 900 °C であり、コンクリートの侵食開始温度である約 1230 °C を下回ることから、ペデスタル（ドライウェル部）のコンクリートは侵食されない。

なお、A B A Q U S を用いた熱伝導解析結果は、「7.4 コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析」において示した解析コードM A A P による解析結果（壁面温度 約 728 °C）を上回っているが、これは大破断L O C A シナリオとして熔融炉心から水プールへの限界熱流束 800 kW/m²（一定）を考慮したM A A P 解析を包絡する温度境界条件を与えたためである。

表 1 解析条件 (伝熱物性値温度依存性)

項目	設定	備考
解析コード	ABAQUS	—
温度境界条件	過渡事象及び大破断LOCAシナリオ*のMAAP解析結果を包絡する条件	「8. 熔融炉心による熱影響評価について」添付 8-1 参照
コリウムシールド伝熱物性値	既往の共同研究において確認された値	

注記 * : 大破断LOCAシナリオとして熔融炉心から水プールへの限界熱流束 800 kW/m² (圧力依存性あり) 及び 800 kW/m² (一定) の 2 ケースを考慮

表 2 解析結果 (伝熱物性値温度依存性)

項目	解析結果	備考
ペDESTAL壁面温度	約 900 °C	コンクリート侵食開始温度約 1230 °C

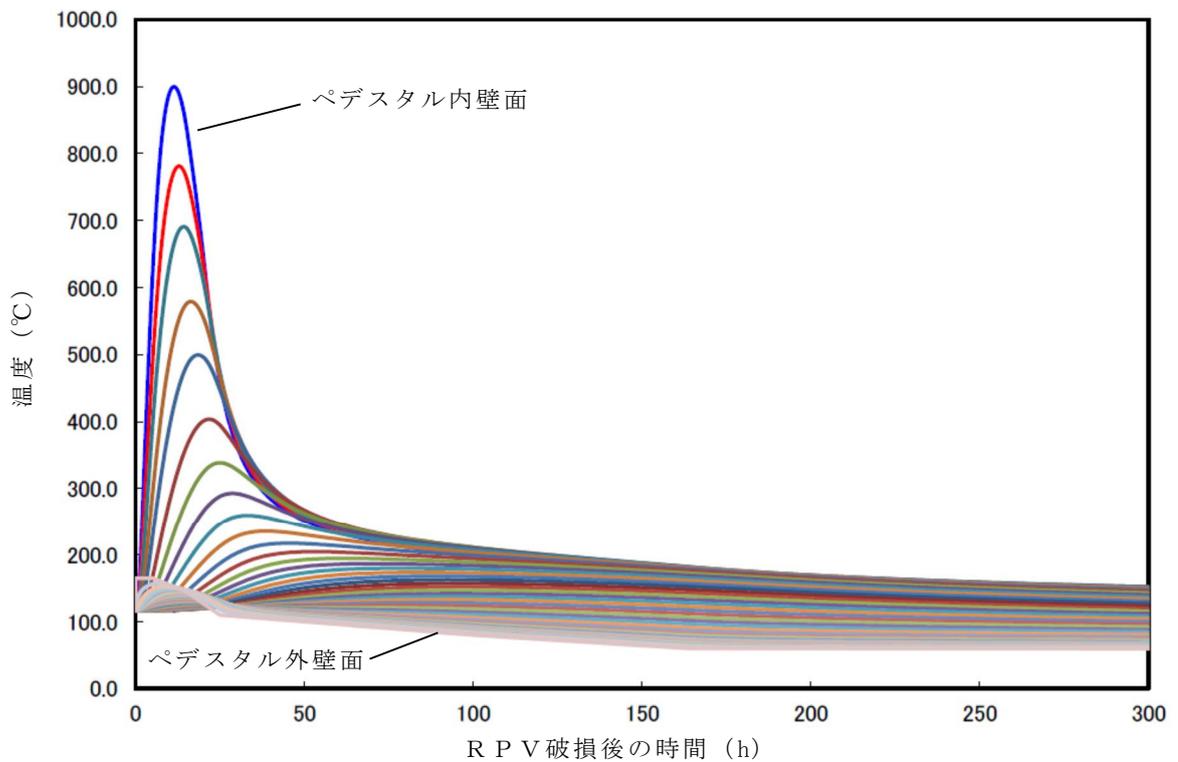


図 1 ペDESTAL壁面の温度変化

既往実験の知見を考慮したコリウムシールドの侵食量評価について

解析コードMAAPによる侵食量評価では、熔融炉心中のZrによるZrO₂耐熱材の還元反応を考慮し、耐熱材侵食試験結果に基づき侵食開始温度を保守的に2100℃と設定した上で、熔融炉心によるコリウムシールドの侵食が生じないことを確認している。しかし、熔融炉心には少量ながらその他の金属酸化物も含まれており、これらの影響によってZrO₂耐熱材が侵食される可能性も考えられるため、関連する既往実験の知見を考慮した場合のコリウムシールドの侵食量について検討する。

1. CIT実験について

模擬熔融炉心によるZrO₂耐熱材の侵食挙動に係る実験として、欧州委員会のプロジェクトとして実施されたCIT実験^{[1][2]}がある。

CIT実験では、図1に示すような試験装置によって、模擬熔融炉心とZrO₂耐熱材を最長10時間程度接触させ、模擬熔融炉心の表面温度（ZrO₂耐熱材との界面温度）と侵食深さの推移が測定された。そのうち、CIT-9及びCIT-11では実機の条件に近い組成のZrO₂耐熱材が用いられている。

CIT-9における入力エネルギー及び模擬熔融炉心表面温度とZrO₂耐熱材の侵食深さの推移を図2及び図3に示す。耐熱材の最終的な侵食深さは22.5mm、最大の侵食速度は0.18mm/minと報告されている。実験において、模擬熔融炉心は誘導加熱により2080℃から2474℃まで段階的に昇温されたが、出力を一定に維持し模擬熔融炉心の昇温を停止すると、耐熱材の侵食は一定の深さまで進んだ後に停止する挙動が確認されている。

また、CIT-11における模擬熔融炉心表面温度とZrO₂耐熱材の侵食深さの推移を図4に示す。最終的な侵食深さは39.5mm、最大の侵食速度は0.28mm/minと報告されており、CIT-9と同様に出力を一定に維持すると侵食が停止する挙動が確認されている。

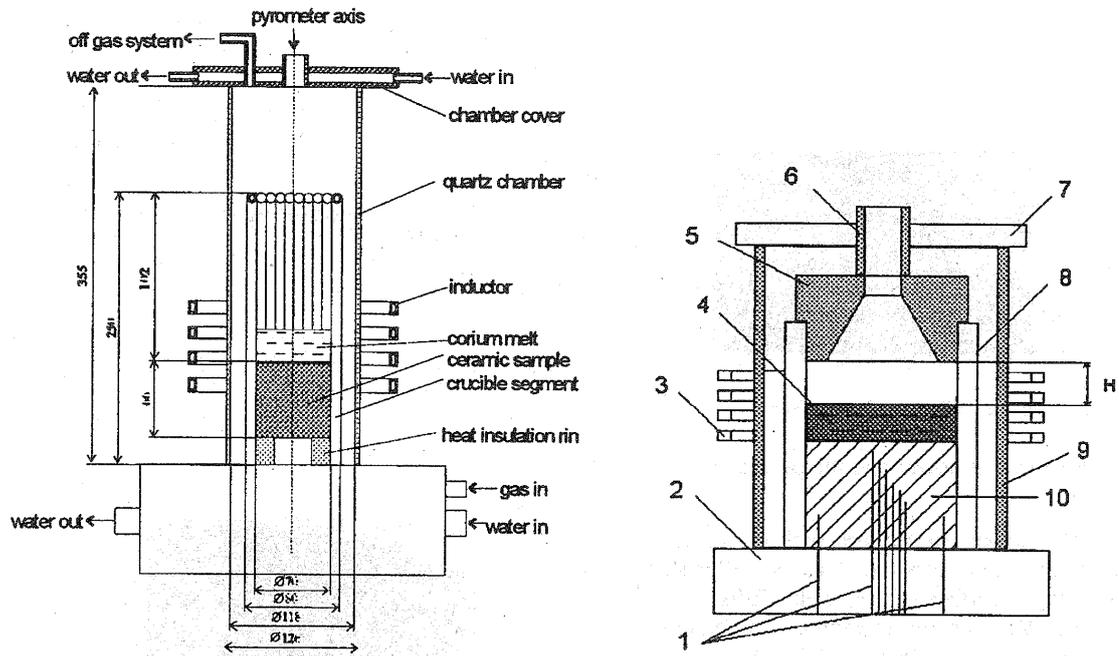


Figure 7.4 Test device and details of the interaction zone. 1 – thermocouples; 2 – water collector of the crucible; 3 – inductor; 4 – corium melt; 5 – ceramic shield; 6 – ceramic shaft of pyrometer; 7 – steel water-cooled lid of the furnace; 8 – crucible sections and cooling system; 9 – quartz shell; 10 – bottom ceramic specimen. H – distance between the ceramic shield and corium melt surface.

図 1 C I T 実験装置

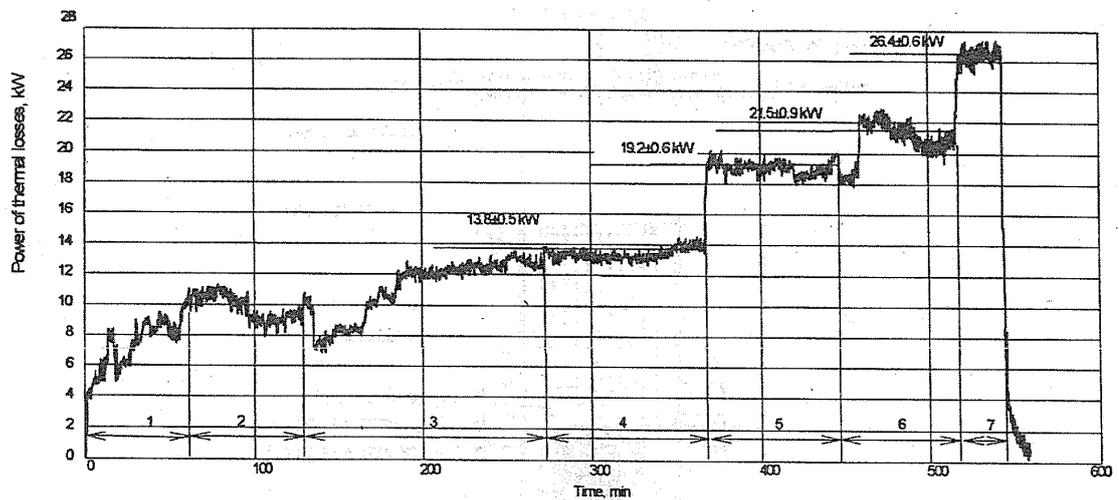


図 2 CIT-9 における入力エネルギー

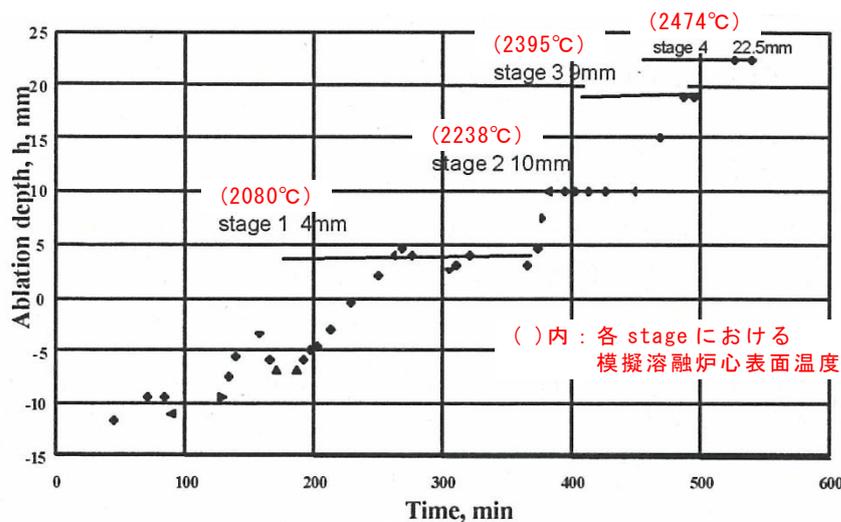


図 3 CIT-9 における模擬熔融炉心表面温度と耐熱材侵食深さの推移

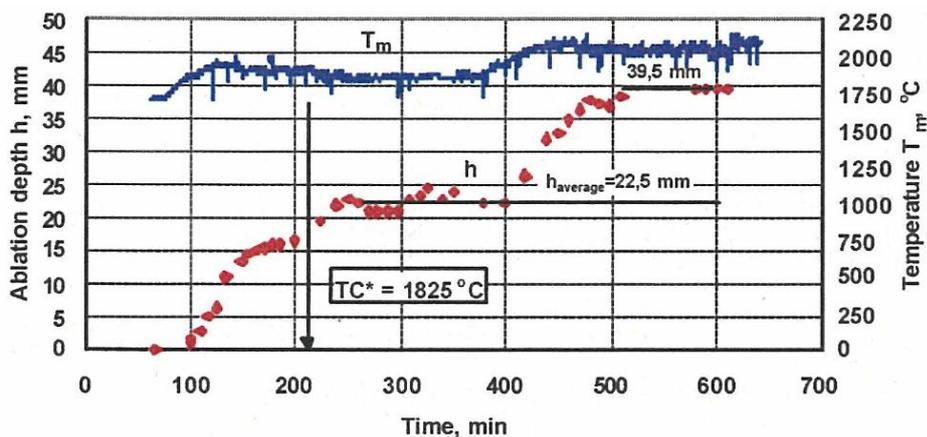


図 4 CIT-11 における模擬熔融炉心表面温度と耐熱材侵食深さの推移

2. 実験条件と実機条件の比較

CIT-9 及び CIT-11 実験にて用いられた ZrO_2 耐熱材の組成を表 1 に示す。主成分である ZrO_2 の純度は 94.7 wt% であり、東海第二発電所においてコリウムシールドとして用いる ZrO_2 耐熱材と同等であることから、耐熱材の特性は実験条件と実機条件で大きな差はないと考えられる。

次に、CIT-9 及び CIT-11 実験における模擬熔融炉心の組成を表 2 に示す。実験で用いられた模擬熔融炉心は、酸化鉄 (FeO や Fe_3O_4) の割合が大きく、CIT 実験においては、酸化鉄成分を多く含んだ模擬熔融炉心中へ ZrO_2 が溶出することにより、耐熱材が侵食されたものと考えられる。

一方、実機での熔融炉心中に含まれる酸化鉄の割合は 3 % 程度^{*1} と想定され、熔融炉心に混入し得るペダスタル内構造物 4 m³ を全量酸化鉄^{*2} として加えた場合でも酸化鉄割合は約 13 % となることから、CIT 実験の条件は、ともに実機条件に比べて熔融

炉心中の酸化鉄成分による耐熱材侵食が生じやすい条件と考えられる。

注記 *1：原子炉压力容器破損時点での熔融炉心中の酸化鉄割合（MAAP解析結果より）

*2：ペDESTAL内構造物は主にSUS材であり鉄以外の物質も含まれる。また，含有する鉄が全て酸化することは考え難いが，ここでは保守的に全量を酸化鉄として計算

表1 CIT-9及びCIT-11実験におけるZrO₂耐熱材組成

成分	割合 wt%
SiO ₂	1.4
CaO	0.2
MgO	2.5
Fe ₂ O ₃	0.2
Al ₂ O ₃	0.8
TiO ₂	0.2
ZrO ₂	94.7

表2 CIT-9及びCIT-11実験における模擬熔融炉心組成

	CIT-9	CIT-11
組成 wt%	49.1 UO ₂ 20.4 ZrO ₂ 30.5 FeO	19.0 ZrO ₂ 81.0 Fe ₃ O ₄ (共晶組成)

3. 実機における熔融炉心中の金属酸化物によるZrO₂耐熱材の侵食

CIT-9及びCIT-11実験は，ともに実機の酸化鉄の割合を大きく上回っているが，ここでは実機の酸化鉄の割合により近いCIT-9実験に基づき，熔融炉心中の金属酸化物によるZrO₂耐熱材の侵食量について考察する。

実機のMAAP解析結果によれば，熔融炉心とコリウムシールドの接触面の最高温度は約2000℃となっている。CIT-9実験では，これを上回る2080℃において約4mmの侵食が見られているが，その侵食量は時間とともに増加する傾向にはない結果となっている。ただし，この挙動は実験容器が外部から冷却されていたことに起因することが示唆されており，外部冷却がない場合には侵食が継続的に生じる可能性がある。

仮に実機において熔融炉心中の金属酸化物による侵食が継続的に生じる可能性を考慮し，RPV破損時点から熔融炉心とコリウムシールドの接触面温度が1800℃^{*3}を下回るまでの約3時間，CIT-9実験で確認された最大侵食速度である0.18mm/minで侵食が進んだと仮定した場合でも，侵食量は約33mmとなる。

注記 *3: 熔融炉心中の酸化鉄による侵食がより生じやすい条件と考えられる CIT-11 実験にて、 ZrO_2 耐熱材の侵食が開始している温度 (図 4)

したがって、万一熔融炉心中の酸化鉄が局所的に存在し耐熱材が侵食されたとしても、侵食量はコリウムシールド厚さ 15 cm を十分下回る。

なお、コリウムシールドの ZrO_2 耐熱材ブロック間やアンカボルト周囲の隙間には、耐熱材ブロックと同成分の不定形耐火物とモルタルバインダ (主成分: ケイ酸ナトリウム) を混練したモルタルを目地材として用いる (図 5)。このモルタルは、耐熱材ブロックと同等の ZrO_2 含有率を有するものを用いるとともに、常温で固化し、固化後は周囲の ZrO_2 耐熱材と結合して耐熱材ブロックと同等の性能を発揮するため、熔融炉心による選択的な侵食は生じない。また、仮にモルタルの熔融を想定する場合においても、モルタルの大半を占める ZrO_2 は熔融せず、モルタルバインダのみが熔融すると考えられるため、耐火材ブロックに生じる間隙は極めて僅かであること、及びコリウムシールドへの伝熱によって熔融炉心は表面がクラスト化し流動性が低下することから、耐火材ブロックに生じる間隙へ選択的に侵入するとは考え難く、コリウムシールドの健全性に影響を与えることはないと考えられる。

また、MAAP 解析結果における原子炉压力容器破損時の熔融炉心温度は $2100\text{ }^{\circ}\text{C}$ から $2200\text{ }^{\circ}\text{C}$ 程度となっているが、ドライ条件にて $2450\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以上の模擬熔融炉心を落下させた試験でも、耐熱材の顕著な侵食や割れは確認されておらず、また、 ZrO_2 の融点は約 $2700\text{ }^{\circ}\text{C}$ *4 と十分高いことから、熔融炉心落下時の熱衝撃やジェットインピンジメントによりコリウムシールドの健全性が失われることはない。

注記 *4: ZrO_2 耐熱材の侵食開始温度 $2100\text{ }^{\circ}\text{C}$ は、熔融炉心と耐熱材が接触し続けた際の化学反応を考慮し設定している (添付 7-1)。一方、ジェットインピンジメントは、化学反応ではなく熔融炉心落下時の短時間での熱移送に付随し生じるものであるため、 ZrO_2 の融点との比較を行っており、水プール中に熔融炉心が落下することから影響はないと考える。

<側面図>

<正面図>



図 5 コリウムシールド設置構造概念図

参考文献

- [1] D.Lopukh et al., “New Experimental Results On The Interaction Of Molten Corium With Core Catcher Material”, ICONE-8179, (2000).
- [2] J.M.Seiler, K.Froment, “Material Effects On Multiphase Phenomena In Late Phases Of Severe Accidents Of Nuclear Reactors”, Multiphase Science and technology, Vol.12, No.2, pp.117-257, (2000).

8. 溶融炉心による熱影響評価について

8.1 評価目的

東海第二発電所におけるペDESTAL構造の特徴を踏まえた対策として、MCCIによるペDESTALへの影響抑制のためのコリウムシールドを設置するとともに、RPVから落下したデブリの冠水及びFCIによる影響抑制の観点からRPV破損時のペDESTAL内水位を1mに維持する対策、さらに、床スラブ内の排水流路をスリット形状としてデブリを凝固させる対策を講じることとしている。

これら東海第二発電所の特徴を踏まえた対策を考慮した上で、RPV破損時にペDESTALへ落下したデブリからの熱影響によってペDESTALに要求されるRPV支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを評価する。

8.2 評価方針

RPV破損後にデブリからの伝熱によって高温となる鉄筋コンクリートの物性変化を考慮した上で、RPV支持機能及びデブリ保持機能の維持に必要な構造強度が保持されることを評価する。

8.3 評価方法

(1) 荷重条件

構造強度の評価に当たり、RPV支持機能の評価ではRPV、遮へい壁等の自重（以下「RPV等の自重」という。）を考慮する。また、デブリ保持機能の評価では、デブリ、コリウムシールド、床スラブ躯体等の自重（以下「デブリ等の自重」という。）を考慮する。

(2) 評価部位及び項目

a. 側壁（RPV支持機能）

RPV等の自重により、側壁コンクリートには圧縮軸力が作用し、側壁基部コンクリートには面外方向のせん断力が作用する。

このため、高温によるコンクリート圧縮強度の低下を考慮した等価壁厚を評価し、RPV等の自重による圧縮軸力及び面外せん断に対して必要な壁厚と比較する。

b. 床スラブ（デブリ保持機能）

デブリ等の自重により、床スラブのコンクリートには面外せん断力が作用し、鉄筋には曲げ応力が作用する。

このため、高温によるコンクリートの圧縮強度の低下を考慮した等価板厚を評価し、デブリ等の自重によるせん断力に対して必要な板厚と比較する。また、高温による鉄筋の強度低下を考慮した等価鉄筋量を評価し、デブリ等の自重による

曲げ応力に対して必要な鉄筋量と比較する。

(3) 温度条件

添付 8-1 にペDESTALの温度評価を示す。デブリからの伝熱によるペDESTALの側壁及び床スラブの温度は、M A A Pコードによる解析結果に基づき、解析コード A B A Q U S による熱伝導解析にて評価する。

(4) 判断基準

炉心損傷防止に失敗し、重大事故時を想定する防護レベルにおいて、格納容器の健全性維持に必要な安全機能が維持されることを確認する観点より、判断基準は終局限界状態に至らないこととする。具体的には、側壁コンクリートの必要壁厚、床スラブコンクリートの必要板厚、床スラブの必要鉄筋量の算定において、終局強度又は短期許容応力度を適用する。添付 8-2 に R P V 支持に必要な側壁コンクリート厚さ評価を、添付 8-3 にデブリ保持に必要な床スラブコンクリート厚さ評価を、添付 8-4 にデブリ保持に必要な床スラブ鉄筋量評価を示す。

8.4 評価結果

以下に R P V 支持機能及びデブリ保持機能に対する評価結果を示す。評価結果はいずれも判断基準を満足し、デブリからの熱影響によってもペDESTALに要求される機能は損なわれることはない。

(1) 側壁 (R P V 支持機能)

a. コンクリートに対する圧縮軸力

添付 8-5 に熱影響を考慮した側壁コンクリートの構造評価を示す。側壁コンクリートの等価壁厚は約 1229 mm であり、R P V 等の自重によってコンクリートに作用する圧縮軸力に対して必要な壁厚 133 mm (添付 8-2) を上回る。

b. 基部コンクリートに対する面外せん断力

添付 8-5 に示したとおり、側壁コンクリートの等価壁厚は約 1276 mm であり、R P V 等の自重によって基部コンクリートに作用する面外せん断力に対して必要な壁厚 192 mm (添付 8-2) を上回る。

(2) 床スラブ (デブリ保持機能)

a. コンクリートに対する面外せん断力

添付 8-6 に熱影響を考慮した床スラブのコンクリート及び鉄筋の評価を示す。床スラブコンクリートの等価板厚は約 629 mm であり、デブリ等の自重によってコンクリートに作用する面外せん断力に対して必要な板厚 mm (添付 8-3) を上

回る。

b. 鉄筋に対する曲げ応力

添付 8-6 に示したとおり，床スラブの鉄筋コンクリート部の幅 1 m 当たりの等価鉄筋量は mm² であり，デブリ等の自重によって鉄筋に作用する曲げ応力に対して必要な鉄筋量 mm²（添付 8-4）を上回る。

8.5 まとめ

東海第二発電所におけるペDESTAL構造の特徴を踏まえた対策による影響を考慮し，デブリからの熱影響に対するペDESTALの構造健全性を評価した。

その結果，高温による鉄筋コンクリートの物性変化を考慮しても，ペDESTALに要求される R P V 支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認した。

デブリからの伝熱によるペDESTALの温度評価

1. 概要

MAAPコードによる解析結果に基づき、解析コードABAQUSを用いた熱伝導解析により、デブリからの伝熱によるペDESTALの側壁及び床スラブの温度を評価する。

2. 解析コードABAQUSによるペDESTAL熱伝導解析

(1) 評価モデル

図1に熱伝導解析モデルを示す。デブリからの熱影響による側壁及び床スラブの温度は、2次元体系有限要素法解析により評価する。本評価では、解析体系を縦横のメッシュで区切り、以下に示す2次元体系での非定常熱伝導の支配方程式に基づき、各部の温度変化を計算している。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + Q$$

ここで、 T : 温度、 ρ : 密度、 c : 比熱、 k_x 、 k_y : x 方向及び y 方向の熱伝導率、 Q : 物体の内部発熱量である。

(2) 評価条件

表1にABAQUSコードによる熱伝導解析の解析条件を示す。解析条件は、RPVが破損しデブリがペDESTALへ落下する事故シーケンスに対するMAAPコードの解析結果を参照*し、これを包絡する条件を設定している。

注記 * : 参照するMAAP解析結果は、有効性評価上のベースケースを含む以下を考慮

- ・ 起因事象：過渡事象，デブリから水プールへの限界熱流束：
800 kW/m²（圧力依存性あり）（ベースケース）
- ・ 起因事象：LOCA，デブリから水プールへの限界熱流束：
800 kW/m²（圧力依存性あり）
- ・ 起因事象：LOCA，デブリから水プールへの限界熱流束：
800 kW/m²（一定）

(3) 評価結果

図7にペDESTAL温度の評価点の位置を示す。また、図8に横スリット部の温度変化を示す。横スリット部の最高温度は約798℃であり、スリット内で凝固したデブリは再溶融する温度に至らない。

また、図 9 に最も温度が高くなる位置の側壁の温度変化を、図 10 に床スラブ鉄筋コンクリート部の温度変化をそれぞれ示す。ペDESTAL側壁の最高温度は内表面で約 900 °C、床スラブ鉄筋コンクリート部の最高温度は上端部で約 475 °Cとなっている。

表 1 ABAQUSコードによる熱伝導解析条件

項目	条件	備考
デブリ密度 (kg/m ³)		MAAP 計算結果 (RPV 破損時の値) を包絡する値
デブリ熱伝導率 (W/mK)		
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ溶融潜熱 (J/kg)		
デブリ内部発熱密度 (W/m ³)	(図 2)	MAAP 計算結果 (保守的にスクラム後 3 時間からの崩壊熱を使用。希ガス・揮発性 FP による減衰 (30 %) を考慮)
SUS 密度 (kg/m ³)	(表 2)	伝熱工学資料改訂第 5 版より
SUS 熱伝導率 (W/mK)		
SUS 比熱 (J/kgK)		
コンクリート密度 (kg/m ³)	2345	鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 (2010) より
コンクリート熱伝導率 (W/mK)	(表 3)	Eurocode より
コンクリート比熱 (J/kgK)		
ジルコニア耐火材密度 (kg/m ³)	(表 4)	試験結果*に基づき設定
ジルコニア耐火材熱伝導率 (W/mK)		
ジルコニア耐火材比熱 (J/kgK)		
スリット内デブリ初期温度 (°C)		MAAP 計算結果における RPV 破損時のデブリ平均温度 <input type="text"/> °C に対し、保守的に液相線温度を設定
構造材初期温度 (°C)	117	MAAP 解析結果における RPV 破損時点でのペDESTAL 構造部の最高温度
ペDESTAL 雰囲気温度 (°C)	(図 3)	MAAP 計算結果を包絡する温度変化を設定
ドライウェル雰囲気温度 (°C)	(図 4)	
サプレッション・チェンバ雰囲気温度 (°C)	(図 5)	
デブリ-ジルコニア耐火材接触面温度 (°C)	(図 6)	

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

表2 SUS材物性値

温度 (K)	密度 (kg/m ³)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
300	7920	16.0	499
400	7890	16.5	511
600	7810	19.0	556
800	7730	22.5	620
1000	7640	25.7	644

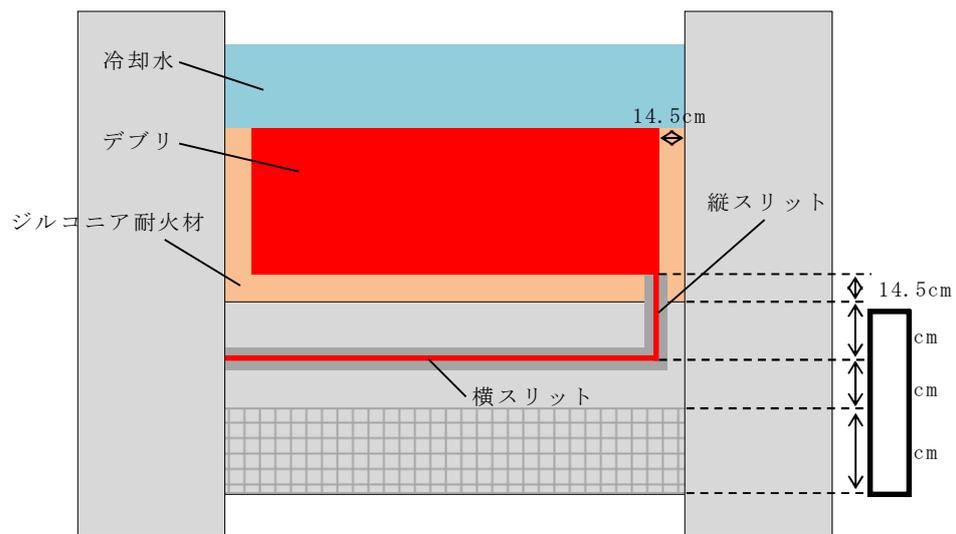
表3 コンクリート物性値

温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)	温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
20	1.951	901.1	650	0.859	1111.7
50	1.880	917.3	675	0.833	1114.4
75	1.822	930.2	700	0.809	1116.8
100	1.766	942.8	725	0.785	1118.7
125	1.710	954.9	750	0.764	1120.3
150	1.656	966.7	775	0.743	1121.3
175	1.604	977.9	800	0.724	1122.0
200	1.553	988.8	825	0.706	1122.2
225	1.503	999.2	850	0.690	1122.1
250	1.454	1009.3	875	0.675	1121.4
275	1.407	1018.8	900	0.661	1120.4
300	1.361	1028.0	925	0.648	1118.9
325	1.316	1036.7	950	0.637	1117.1
350	1.273	1045.1	975	0.627	1114.7
375	1.231	1052.9	1000	0.619	1112.0
400	1.191	1060.4	1025	0.612	1108.8
425	1.152	1067.4	1050	0.606	1105.3
450	1.114	1074.1	1075	0.602	1101.2
475	1.077	1080.2	1100	0.599	1096.8
500	1.042	1086.0	1125	0.597	1091.9
525	1.008	1091.3	1150	0.596	1086.7
550	0.976	1096.3	1175	0.597	1080.9
575	0.944	1100.7	1200	0.600	1074.8
600	0.915	1104.8	1225	0.600	1068.2
625	0.886	1108.4	1250	0.600	1061.3

表 4 ジルコニア耐火材の物性値*

温度 (°C)	密度 (kg/m ³)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
---------	-------------------------	-------------	------------

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



(a) 全体概要図



(b) スリット部拡大図

図 1 熱伝導解析モデル

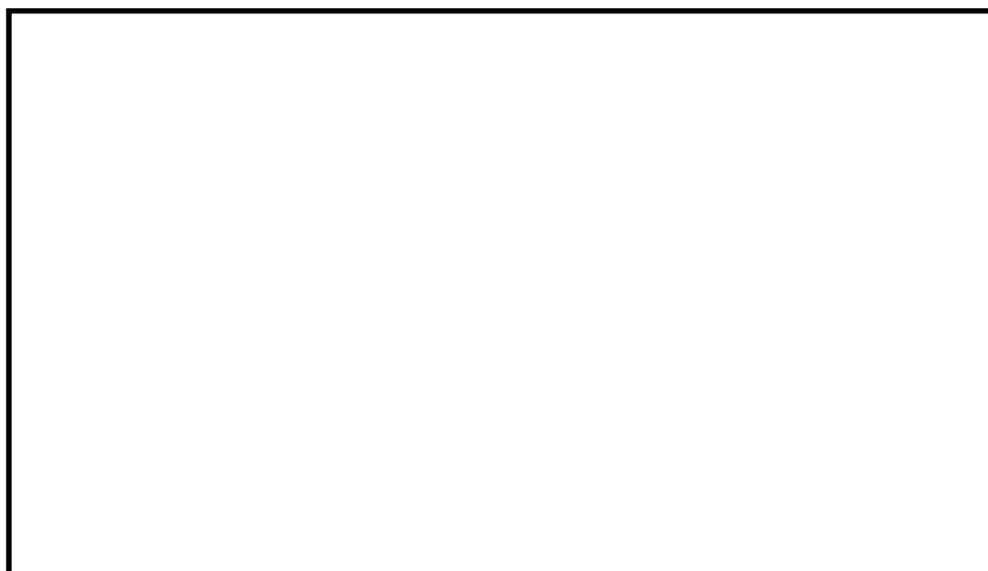


図 2 デブリ内部発熱密度条件

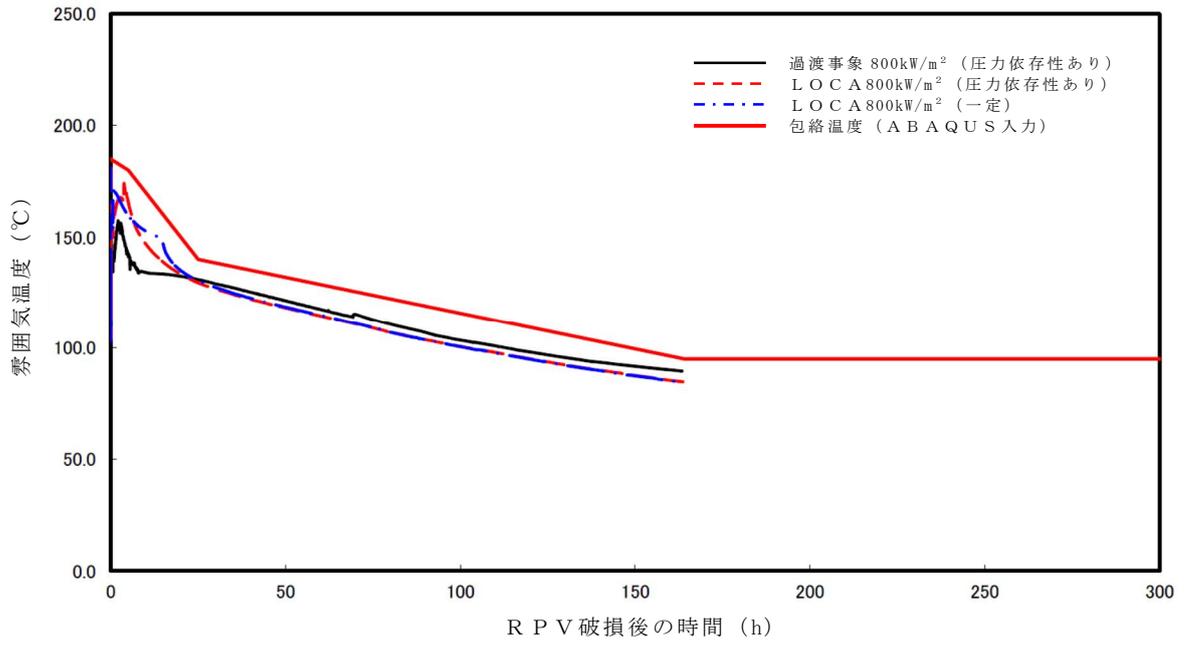


図 3 ペデスタル雰囲気温度条件

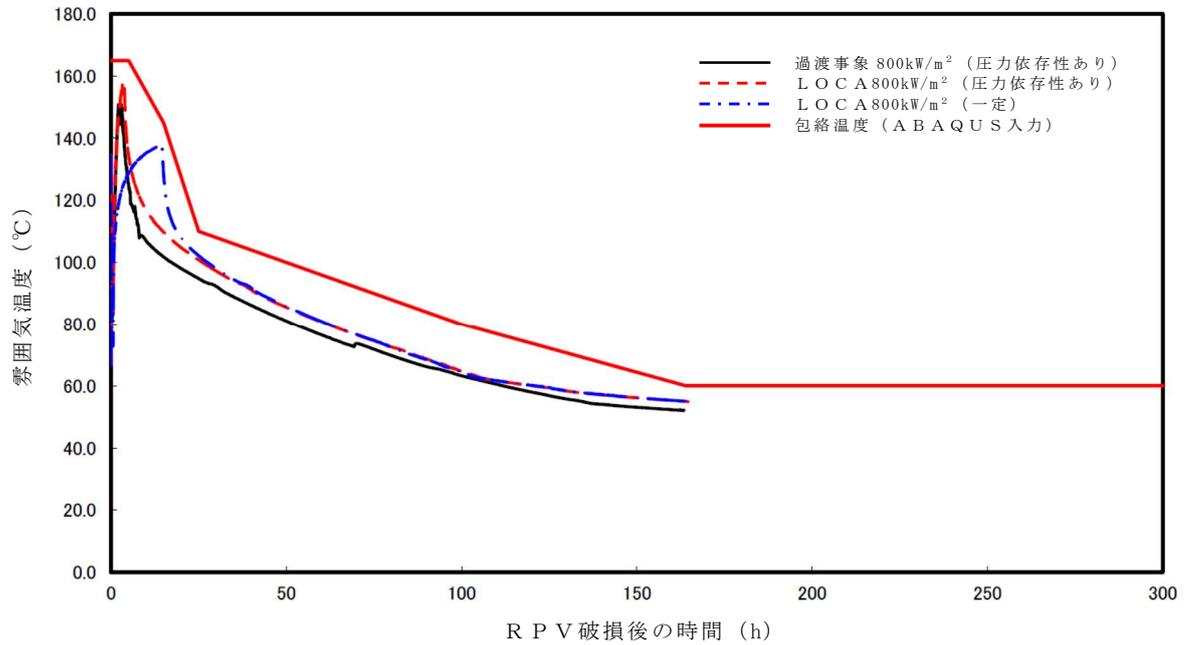


図 4 ドライウェル雰囲気温度条件

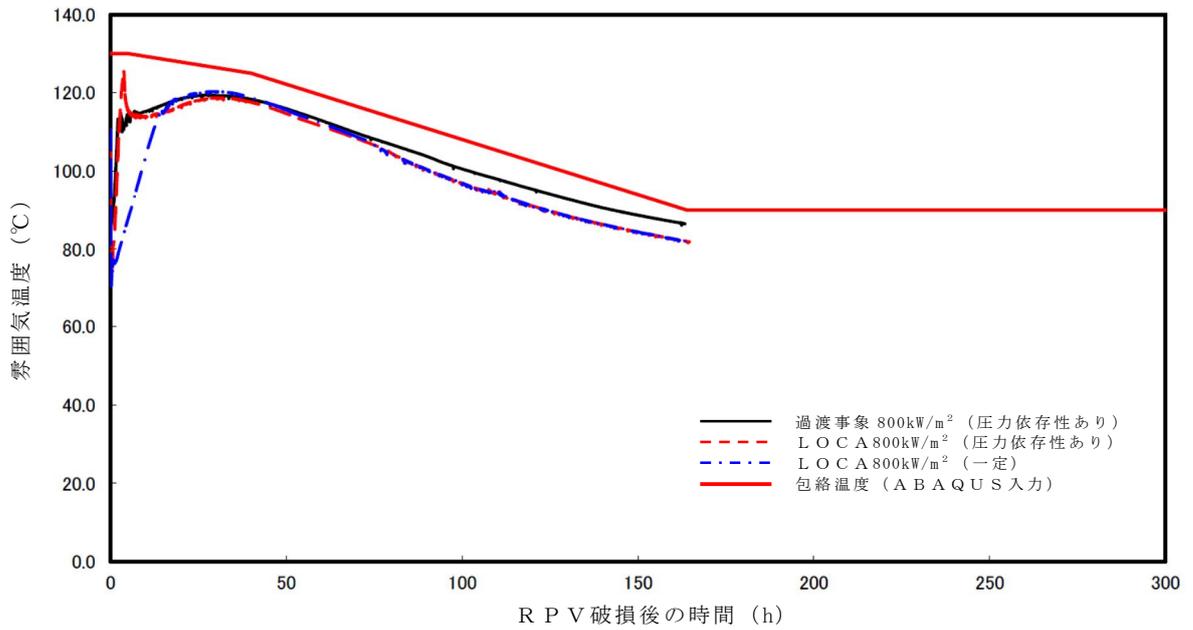


図 5 サプレッション・チェンバ雰囲気温度条件

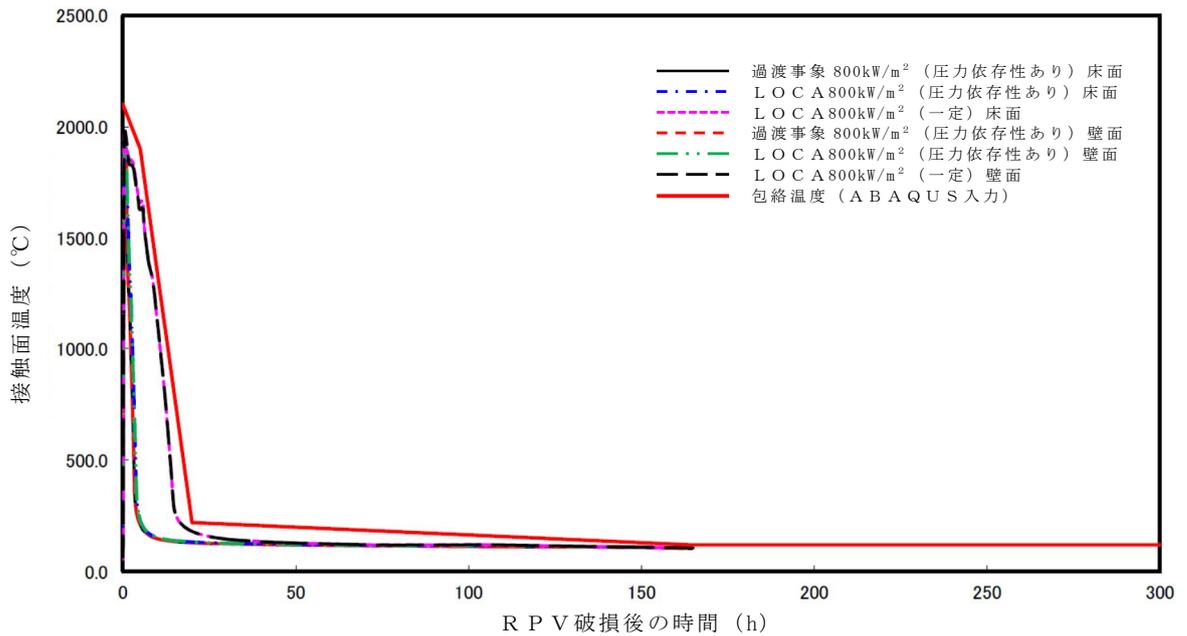


図 6 デブリー・ジルコニア耐火材接触面温度条件

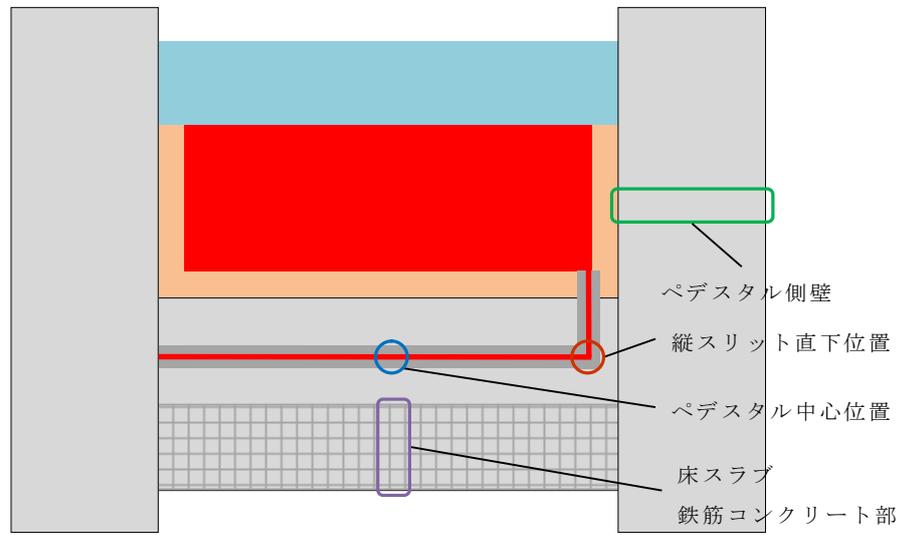


図 7 ペデスタル温度評価位置

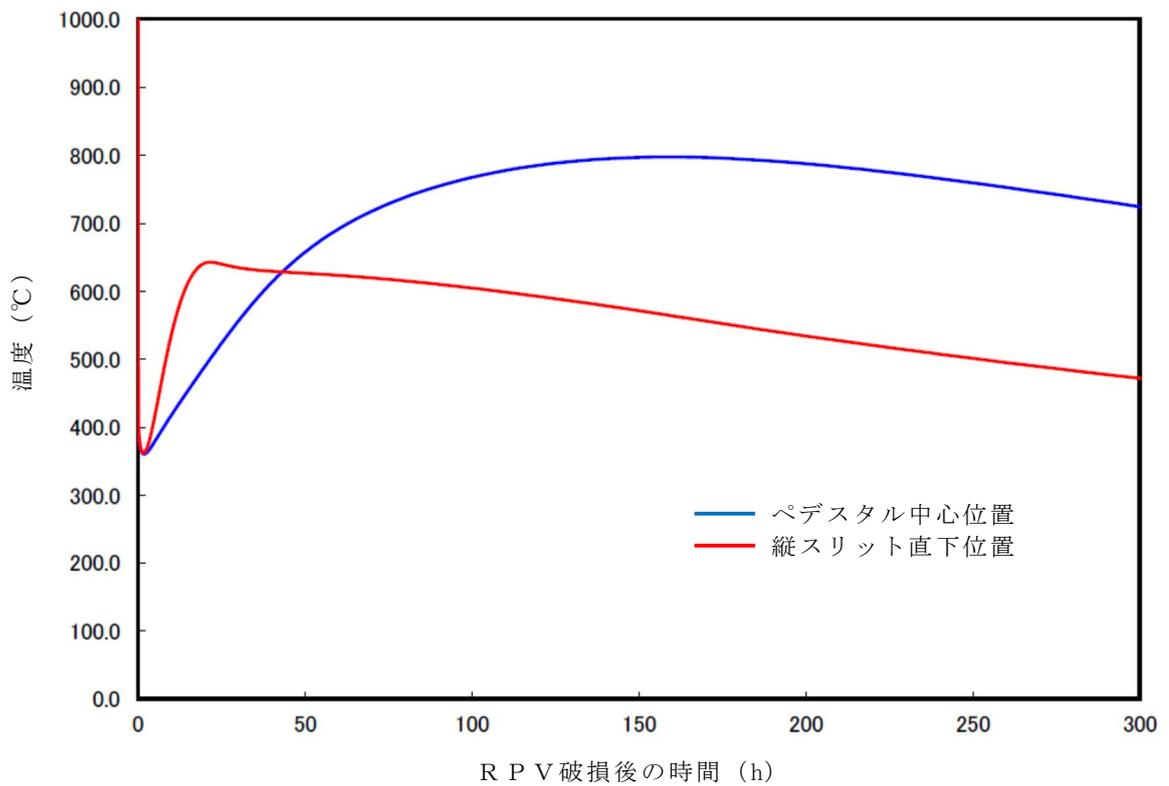


図 8 横スリット部の温度変化

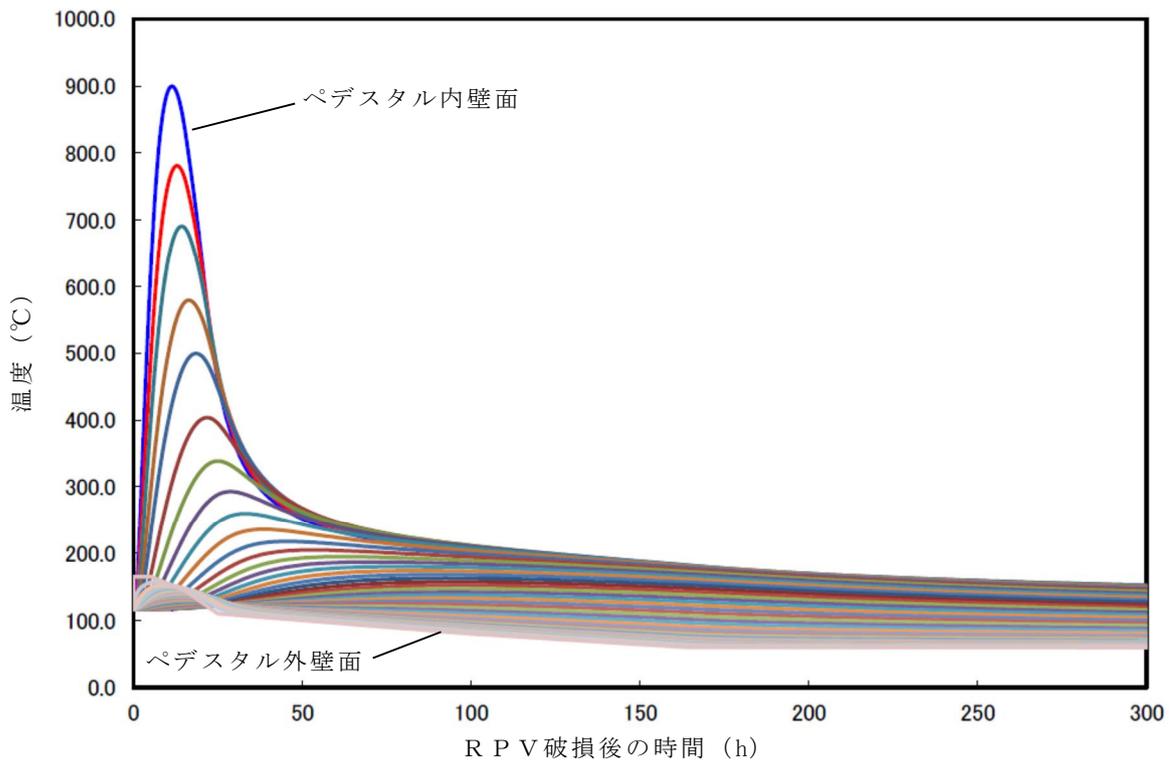


図 9 ペDESTAL側壁の温度変化

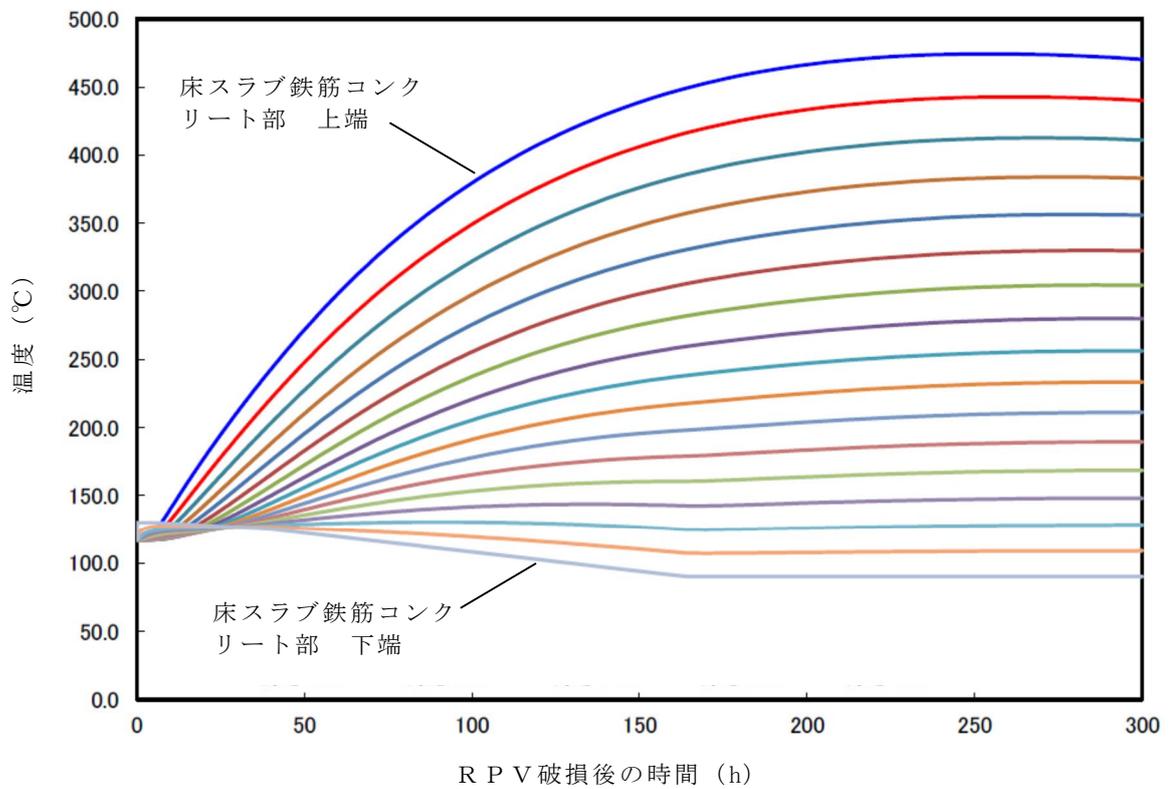


図 10 床スラブ鉄筋コンクリート部の温度変化

R P V 支持に必要な側壁コンクリート厚さ評価

1. 概要

格納容器内のペDESTAL等配置図を図 1 に示す。ペDESTALは、原子炉圧力容器、遮へい壁等を支持する構造物である。R P Vが破損しデブリがペDESTALに落下した場合でも、コンクリートの侵食は生じない評価結果となっているが、ペDESTAL側壁部のコンクリートが侵食する可能性を考慮し、これら構造物を支持するために必要となるペDESTAL側壁部の壁厚（以下「必要壁厚」という。）を算定する。

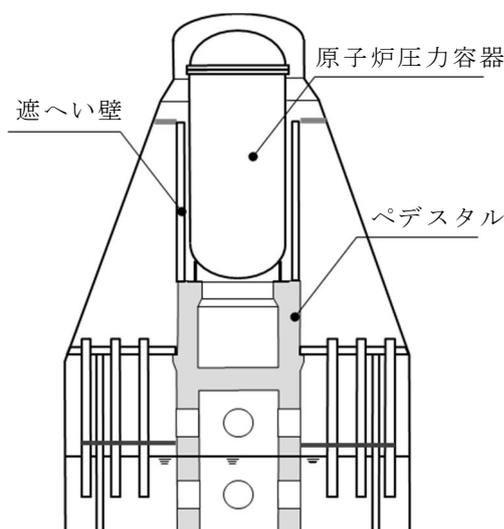


図 1 格納容器内ペDESTAL等配置図

2. ペDESTAL側壁部に生じる荷重算定

2.1 荷重の算定方針

必要壁厚の算定のために必要となるペDESTAL側壁部の荷重は、今回工認におけるペDESTALの構造健全性評価に用いる解析モデルを適用し、ペDESTALにて支持される構造物の重量を考慮した解析により算定する。

2.2 解析方法

解析モデル図を図 2 に、解析条件等の概要について表 1 に示す。解析モデルは、ペDESTAL構造をシェル要素にて 3 次元的にモデル化したものを用いる。解析コードは「MSC NASTRAN」を使用し、評価に用いる解析コードの検証及び妥当性確認等の概要については、「V-5-1 計算機プログラム（解析コード）の概要・MSC NASTRAN」に示す。

ペデスタルは、R P V 及び遮へい壁等を支持する構造物であるため、解析における各構造物の重量の模擬については、ペデスタル上面に等分布荷重として負荷させる。また、M C C I に至る過程を踏まえれば、R P V 内の燃料集合体等はデブリ化し、ペデスタル床面上に落下していることになるが、ペデスタル側壁コンクリートの必要壁厚を保守的に算定するために、R P V 内に燃料集合体が残存することを前提に評価した。

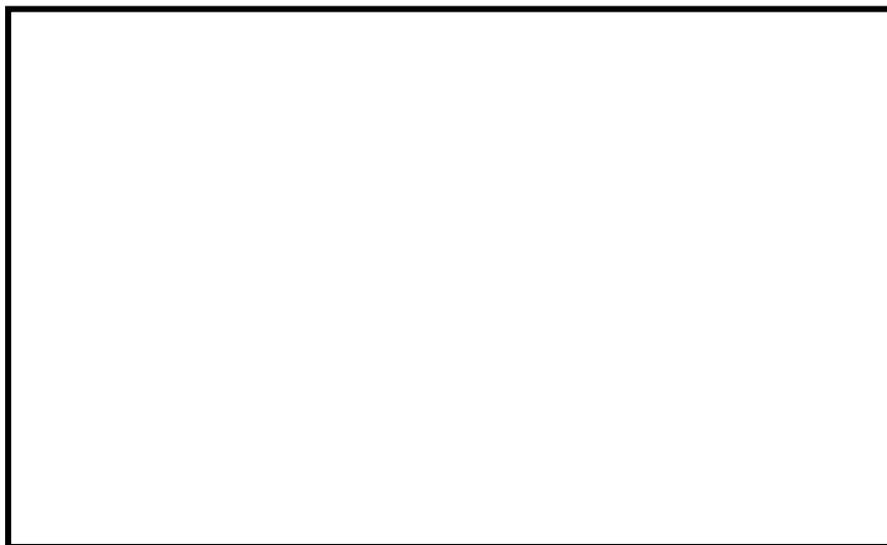


図 2 ペデスタル 3 次元 F E M モデル図

表 1 解析条件等の概要

項 目	内 容
解析モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 3 次元 F E M モデル ・ シェル要素
解析コード	<ul style="list-style-type: none"> ・ M S C N A S T R A N
重量模擬	<ul style="list-style-type: none"> ・ 原子炉圧力容器 955×10^3 kg (圧力容器内構造物を含む) ・ 遮へい壁 656×10^3 kg
コンクリートの材料物性等	<ul style="list-style-type: none"> ・ 設計基準強度 22 N/mm^2 ・ ヤング係数 $2.2 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ ・ せん断弾性係数 $0.918 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ ・ 単位体積重量 23 kN/m^3

3 必要壁厚の算定

3.1 解析結果

必要壁厚の算定に用いる荷重は、構造物の重量によるペデスタル鉛直方向に発生

する荷重（圧縮軸力）に加えて、側壁コンクリートの壁厚変化に伴う構造不連続形状部に発生する面外せん断力についても考慮する。

構造物の重量を付加させた解析結果として、MCCIによる侵食が想定されるペDESTAL側壁部における圧縮軸力及び面外せん断力を表2に示す。

表2 ペDESTAL側壁部に生じる荷重

部 位	圧縮軸力 (kN/m)	面外せん断力 (kN/m)
MCCIによる 侵食想定部位	1940	178

3.2 コンクリートの応力度

必要壁厚の算定に当たっては、鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（（社）日本建築学会，1999）（以下「RC規準」という。）に規定されているコンクリートの短期許容応力度を用いた。表3に必要壁厚算定に用いた許容応力度を示す。

表3 必要壁厚算定に用いた許容応力度（短期）

圧縮 (N/mm ²)	せん断 (N/mm ²)
14.6	1.06

※ RC規準許容応力度（短期）

・圧縮： $2/3 F_c$

・せん断： $1/30 F_c$ かつ $(0.49 + 1/100 \times F_c)$ 以下の 1.5 倍

3.3 必要壁厚の算定結果

側壁コンクリートに生じる荷重，短期許容応力度から必要壁厚を圧縮軸力及び面外せん断力に対して算定した。

(1) 圧縮軸力による評価

側壁コンクリートに生じる圧縮軸力と短期許容応力度が等しくなるときの壁厚を必要壁厚として算定する。必要壁厚は下式のとおり算定され，圧縮軸力による評価においては，必要壁厚は 133 mm となる。

$$1.940 \times 10^3 \text{ (N/mm)} \div 14.6 \text{ (N/mm}^2\text{)} = 133 \text{ mm}$$

(2) 面外せん断力による評価

面外せん断力を用いた必要壁厚の算定については，RC規準の断面算定に用いる評価式を適用する。

$$Q = b \cdot j \cdot f_s$$

ここで、

Q : 発生荷重 (N)

b : 部材の有効幅 (mm)

j : 柱の中心間距離 (mm)

$$j = d \times 7/8$$

d : 有効せい (必要壁厚) (mm)

f_s : 短期許容応力度 (N/mm²)

必要壁厚は、解析により生じる面外せん断力、短期許容応力から下式のとおり算定され、面外せん断力による評価としての必要壁厚は 192 mm となる。

$$\begin{aligned} d &= 8/7 \times (Q \div b) \div f_s \\ &= 8/7 \times 178 \text{ (N/mm)} \div 1.06 \text{ (N/mm}^2\text{)} = 192 \text{ mm} \end{aligned}$$

4. まとめ

圧縮軸力による評価及び面外せん断力による評価から算定した必要壁厚を表 4 に整理する。熱影響を考慮しない場合の健全な側壁コンクリート厚さ mm に対し、必要壁厚は、圧縮軸力に対しては 133 mm、面外せん断力に対しては 192 mm となる。

表 4 必要壁厚の算定結果

	圧縮軸力による評価	面外せん断力による評価
必要壁厚	133 mm	192 mm

デブリ保持に必要な床スラブ厚さ評価

床スラブに係る荷重を評価し、コンクリートのせん断耐力から必要床スラブ厚さを算定する。なお、本評価におけるコンクリートのせん断耐力は、終局強度に対して保守的な短期許容応力度を用いる。

1. 床スラブ荷重

床スラブ荷重として、床スラブ自重及びデブリ等の床スラブ積載荷重を評価する。

(1) 床スラブ自重

床スラブ自重は、

- ・床スラブのコンクリート体積：約 53.85 m³
- ・鉄筋コンクリートの単位体積重量：24 kN/m³

より、床スラブ自重による荷重は約 1.30×10^3 kN となる。

(2) 床スラブ積載荷重

床スラブ積載荷重は、デブリ、冷却水、コリウムシールド及びペDESTAL内構造物等の総重量を保守的に切り上げた値として 500 ton を使用し、約 4.90×10^3 kN となる。

以上から、床スラブ荷重として約 6.20×10^3 kN を用いる。

2. せん断応力による必要床スラブ厚さ

床スラブ端部の必要厚さは次のとおり算定される（図 1）。

必要せん断面積 = 床スラブ荷重 / 短期許容せん断応力度

必要床スラブ厚さ = 必要せん断面積 / 床スラブ円周長

RC 規準に規定されている短期許容せん断応力度に基づき 1.06 N/mm^2 を使用すると、熱影響を考慮しない場合の健全な床スラブ厚さ mm に対し、必要厚さは mm と算定される。

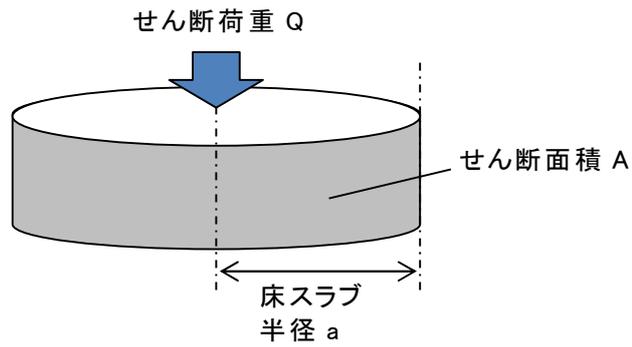


図1 床スラブのせん断荷重

表 6.1 コンクリートの許容応力度 (N/mm²)

	長 期			短 期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
普通コンクリート			$\frac{1}{30} F_c$ かつ $(0.49 + \frac{1}{100} F_c)$ 以下			
軽量コンクリート 1種および2種	$\frac{1}{3} F_c$	—	普通コンクリートに対する値の 0.9倍	長期に対する 値の2倍	—	長期に対する 値の1.5倍

[注] F_c は、コンクリートの設計基準強度 (N/mm²) を表す。

F_c : コンクリートの設計基準強度 約 22.1 (N/mm²)

図2 コンクリートの許容応力度

デブリ保持に必要な床スラブ鉄筋量評価

床スラブに係る荷重を評価し、鉄筋の終局曲げ強度から曲げ応力に対する必要鉄筋量を算定する。

1. 床スラブ荷重

床スラブ荷重は添付 8-3 と同様に約 6.20×10^3 kN を用いる。

分布荷重は床スラブ荷重を床面積で除した値であり kN/m² となる。

2. 曲げ応力による必要鉄筋量

「機械工学便覧 基礎編 a3 材料力学」(図 1) に基づき、等分布荷重を受ける周辺単純支持の円板に作用するモーメント M を算定する。

$$M = (3 + \nu) \cdot p \cdot a^2 / 16 = \text{} \text{ kN} \cdot \text{m/m}$$

ここで、

ν : ポアソン比 0.2

p : 分布荷重

a : 床スラブ半径

算定したモーメント及び建築物の構造関係技術規準解説書(国土交通省ほか, 2015) に示される終局曲げ強度算定式より、床スラブ本体部の幅 1 m 当たりの必要鉄筋量を算定する。

$$\text{必要鉄筋量} = M / (\sigma_y \cdot d) = \text{} \text{ mm}^2$$

ここで、

σ_y : 鉄筋の降伏強度 (345 N/mm²) の 1.1 倍^{*1} = 379.5 N/mm²

d : 床スラブの有効せい^{*2} = mm

- 注記 *1: 建築物の構造関係技術規準解説書では、終局強度算定に当たり J I S 規格品の鉄筋の基準強度を 1.1 倍以下の数値とすることができるとされている。
*2: 圧縮縁から引張側鉄筋の重心までの距離 (図 2)

表 5・1 円板のたわみと曲げ応力 (その1)
 (图中○印は最大応力を示す。応力式の複号は、上が上面、下が下面を表す。ln は自然対数、*印はポアソン比 $\nu=0.3$ のときの値を表す)

No.	荷重状態とたわみ形および下表面の応力分布	たわみ w , w_{max} および応力 σ , σ_{max}
1	円板, 周辺単純支持, 等分布荷重 	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right) \left(\frac{5+\nu}{1+\nu} - \frac{r^2}{a^2}\right)$ $w_{max} = (w)_{r=0} = \frac{(5+\nu)pa^4}{64(1+\nu)D} = 0.696 \frac{pa^4}{Eh^3}^*$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} (3+\nu) \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right)$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (3+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ <div style="border: 1px solid red; padding: 2px; display: inline-block;"> $\sigma_{max} = (\sigma_r)_{r=0} = (\sigma_\theta)_{r=0} = \mp \frac{3(3+\nu)pa^2}{8h^2} = \mp 1.24 \frac{pa^2}{h^2}^*$ </div>
2	円板, 周辺固定, 等分布荷重 	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right)^2$ $w_{max} = (w)_{r=0} = \frac{pa^4}{64D} = 0.171 \frac{pa^4}{Eh^3}^*$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (3+\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_{max} = (\sigma_r)_{r=a} = \pm \frac{3pa^2}{4h^2} = \pm 0.750 \frac{pa^2}{h^2}$ <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-top: 10px;"> $M_{max} = \sigma_{max} \cdot Z$ 断面係数 $Z = h^2/6$ のため, $M_{max} = \left\{ 3(3+\nu)p \cdot a^2/8h^2 \right\} \times \left\{ h^2/6 \right\}$ $= (3+\nu)p \cdot a^2/16$ </div>

高温による影響を考慮した場合でも、床スラブの周辺固定が完全に失われることはないが、保守的に周辺単純支持条件での評価を実施

図 1 等分布荷重を受ける円板の応力計算式

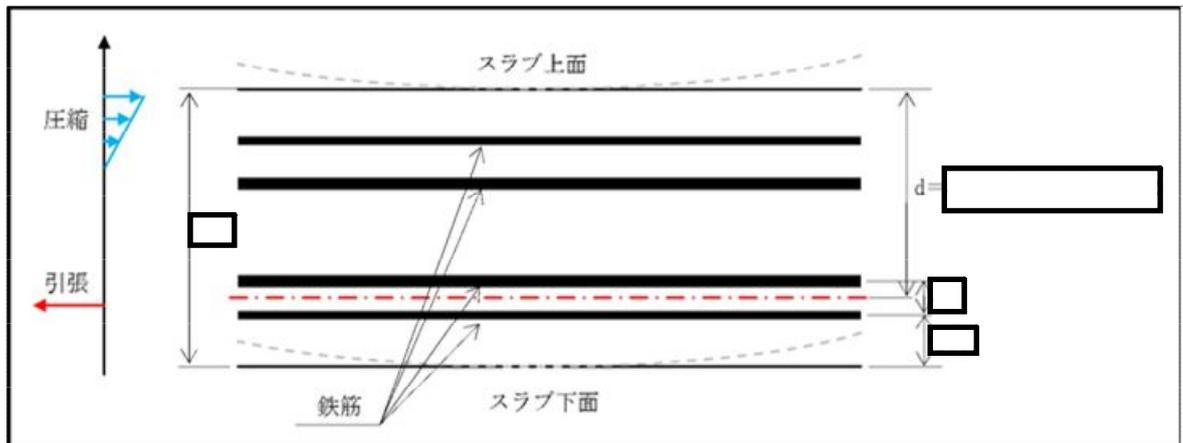


図 2 床スラブの有効せい

熱影響を考慮した側壁コンクリートの構造評価

1. 側壁コンクリートの圧縮軸力に対する評価

(1) 評価方法

- ・ R P V等の重量は，側壁コンクリートに圧縮軸力として作用することから，コンクリートを対象に評価し，鉄筋については考慮しない。
- ・ A B A Q U Sコードによる熱伝導解析結果における側壁での径方向各厚さの温度（図 1）に対して，図 2 に示すとおり包絡温度を設定する。
- ・各厚さ部分の包絡温度に対して，図 3 に示す構造材料の耐火性ガイドブック（（社）日本建築学会，2017）（以下「耐火性ガイドブック」という。）に示される加熱冷却後の圧縮強度残存比を参照し，コンクリート侵食後の残存壁厚に対し健全なコンクリートとしてみなせる等価壁厚を算定する。
- ・上記手順により算定した等価壁厚と添付 8-2 に示す R P Vを支持するために必要な壁厚である 133 mm とを比較し，等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価壁厚は約 1229 mm となり，R P V支持に必要な壁厚 133 mm を上回ることから，側壁コンクリートの圧縮軸力に対して R P V支持機能は維持される。

2. 側壁基部コンクリートの面外せん断に対する評価

(1) 評価方法

- ・図 4 に示すコンクリート面外せん断の短期許容応力度に，1. の圧縮軸力に対する評価において設定した側壁部各厚さにおける包絡温度（図 2）を考慮した圧縮強度残存比（図 3）を乗じて，高温影響を考慮したコンクリート強度を求める。
- ・R C規準の断面算定評価式に基づいて，面外せん断に対する等価壁厚を算定する。

$$Q = b \cdot j \cdot f_s$$

ここで，

Q：発生荷重（N）

b：部材の有効幅（mm）

j：柱の中心間距離（mm）

$$j = d \times 7/8$$

d：有効せい（必要壁厚）（mm）

f_s：短期許容応力度（N/mm²）

- ・上記手順により算定した等価壁厚と添付 8-2 に示す R P Vを支持するために必要な壁厚である 192 mm とを比較し，等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価壁厚は約 1276 mm となり, R P V 支持に必要な壁厚 192 mm を上回ることから, 側壁基部コンクリートの面外せん断に対して R P V 支持機能は維持される。

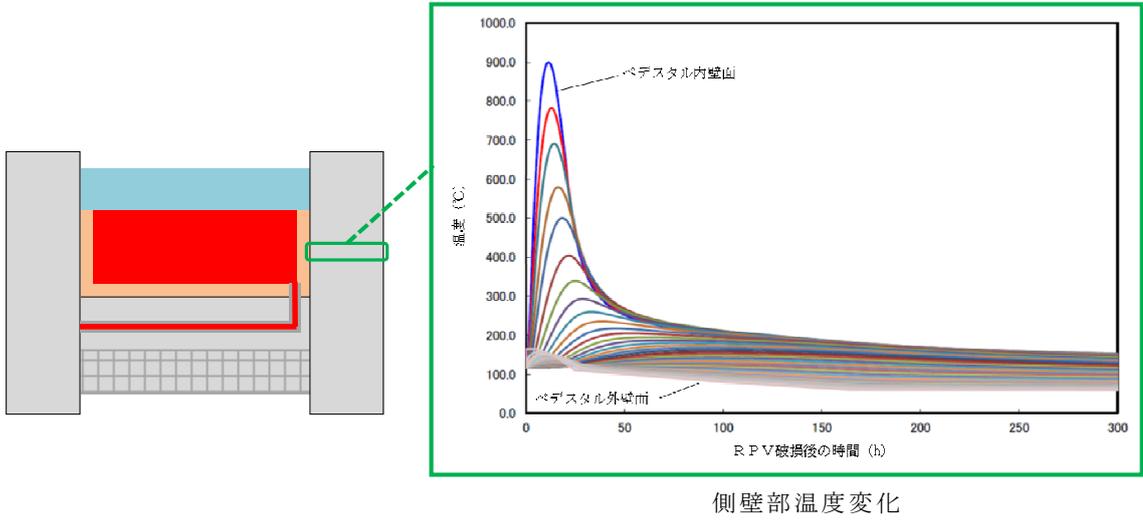


図 1 側壁部の熱伝導解析結果

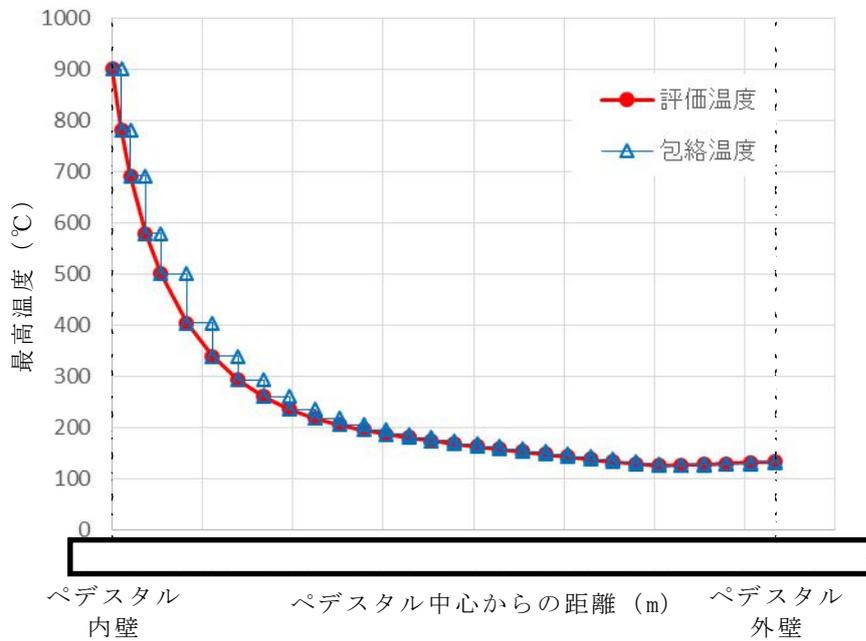


図 2 ペデスタル側壁における包絡温度の設定

表 2.4.1.4 圧縮強度残存比の提案値

加熱温度 T, T_r (°C)	高温時		加熱冷却後	
	Eurocode ⁶⁹ (normal weight concrete)	提案値 $\kappa_c(T)$	Eurocode ⁶⁹ (normal weight concrete)	提案値 $\kappa_{cr}(T_r)$
20	1.00 [1.00]*	1.00	1.00	1.00
100	1.00 [0.95]*	$0.09 \times W/B + 0.74$	0.95	0.97
200	0.95 [0.90]*	$0.27 \times W/B + 0.78$	0.86	0.93
300	0.85 [0.85]*	$0.21 \times W/B + 0.80$	0.77	0.77
400	0.75 [0.75]*	$0.32 \times W/B + 0.64$	0.68	0.61
500	0.60 [0.60]*	$0.31 \times W/B + 0.48$	0.54	0.45
600	0.45 [0.45]*	$0.41 \times W/B + 0.24$	0.41	0.35
700	0.30 [0.30]*	$0.40 \times W/B + 0.14$	0.27	0.25
800	0.15 [0.15]*	0.15	0.14	0.15

*: 表中の [] は、本ガイドブック 2009 年版の記載値である。
2005 年の Eurocode⁶⁹ 修正に伴い、修正した。

図 3 コンクリートの圧縮強度残存比

	長 期			短 期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
普通コン クリート			$\frac{1}{30} F_c$ かつ $(0.49 + \frac{1}{100} F_c)$ 以下			
軽量コン クリート 1種およ び2種	$\frac{1}{3} F_c$	—	普通コンクリートに対する値の 0.9倍	長期に対す る値の2倍	—	長期に対す る値の1.5倍

[注] F_c は、コンクリートの設計基準強度 (N/mm²) を表す。

図 4 コンクリートの許容応力度

熱影響を考慮した床スラブのコンクリート及び鉄筋の構造評価

1. 床スラブコンクリートの面外せん断に対する評価

(1) 評価方法

- ・デブリ等の重量によるせん断応力は床スラブにせん断荷重として掛かることから、コンクリートを対象にせん断応力を評価し、鉄筋については考慮しない。また、必要なコンクリート厚さを小さく評価する観点で保守的に、床スラブのコンクリート部厚さ (mm) を考慮せず、鉄筋コンクリート部厚さ (mm) を対象に評価する。
- ・ A B A Q U S コードによる熱伝導解析結果における床スラブ鉄筋コンクリート部の縦方向各厚さの温度 (図 1) に対して、図 2 に示すとおり包絡温度を設定する。
- ・各厚さ部分の包絡温度に対して、耐火性ガイドブックに示される加熱冷却後の圧縮強度残存比を参照し、健全なコンクリートとしてみなせる等価板厚を算定する。
- ・上記手順により算定した等価板厚と添付 8-3 に示すデブリ保持に必要な板厚である mm とを比較し、等価板厚が必要板厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価板厚は約 618 mm となり、デブリ保持に必要な板厚である mm を上回るため、床スラブコンクリートの面外せん断に対してデブリ保持機能は維持される。

2. 床スラブ鉄筋の曲げ応力に対する評価

(1) 評価方法

以下に熱影響を考慮した床スラブ鉄筋の構造評価の方法を示す。

- ・デブリ等の重量による曲げ応力は床スラブの鉄筋コンクリート部に引張荷重として掛かることから、図 3 に示す鉄筋を対象に曲げ応力を評価し、コンクリートについては考慮しない。
- ・ A B A Q U S コードによる熱伝導解析結果より、下端筋位置では最高 220 °C 程度まで温度上昇するため、図 4 に示す耐火性ガイドブックの高温時の鉄筋強度を参考に、強度低下割合として 4 割を設定する。
- ・実機の床スラブ本体部の幅 1 m 当たりの鉄筋量 mm² に対し、上記の鉄筋強度劣化度合いを考慮し、健全な状態とみなせる鉄筋量を評価する。
- ・上記手順により算定した強度低下を考慮した鉄筋量と添付 8-3 に示すデブリ等の重量保持に必要な鉄筋量である幅 1 m 当たり mm² とを比較し、健全な状態とみなせる鉄筋量が必要鉄筋量を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

強度低下を考慮した鉄筋量は \square mm² となる。デブリ等の重量保持に必要な鉄筋量は幅 1 m 当たり \square mm² であり，必要な鉄筋量を上回ることから，曲げ応力に対してデブリ保持機能は確保される。

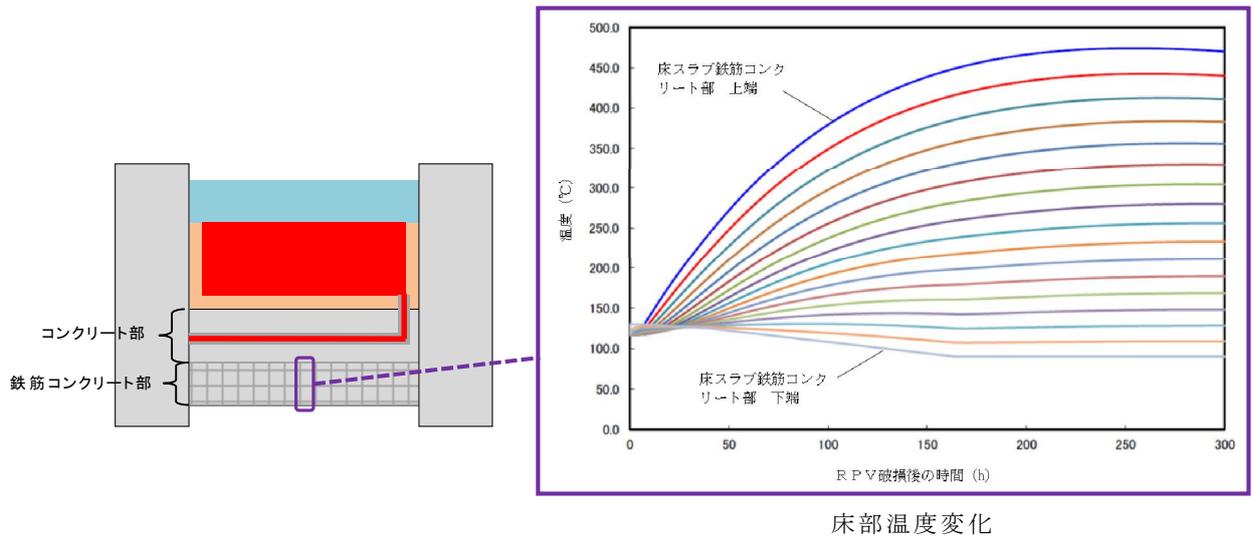


図 1 ペデスタル温度評価結果

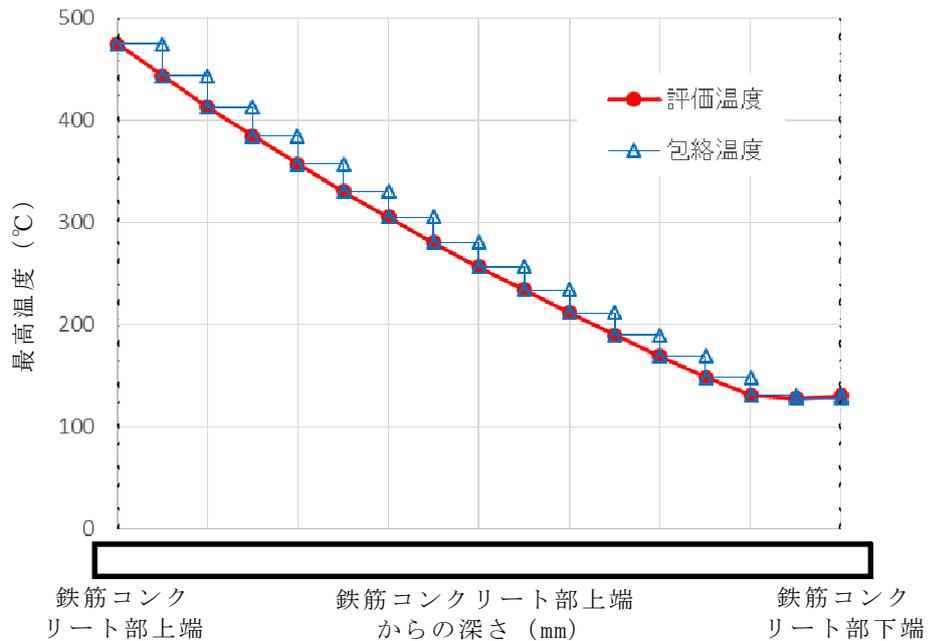


図 2 床スラブ鉄筋コンクリート部における包絡温度の設定

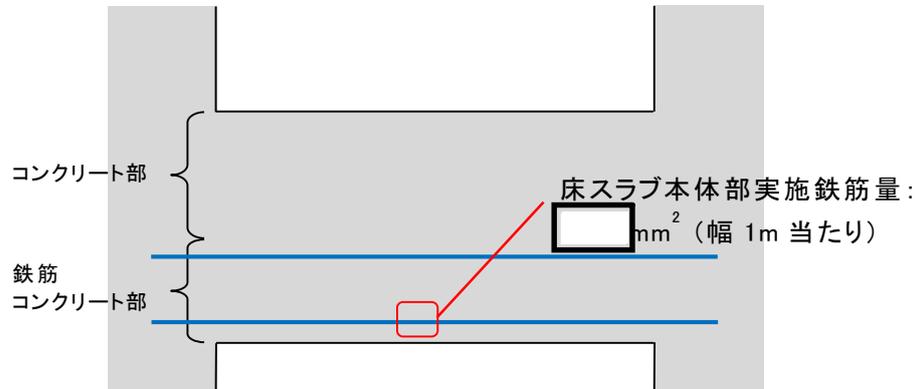


図 3 床スラブの鉄筋コンクリート範囲

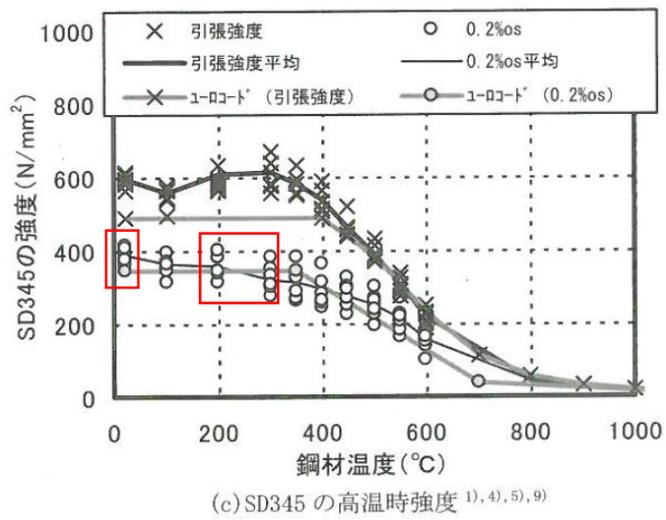


図 4 鉄筋強度の低下割合

9. ペデスタル排水系の排水機能評価について

9.1 概要

R P Vから落下した溶融炉心の冠水及びF C Iによる影響抑制の観点から、R P V破損時のペデスタル内水位を1 mに維持することとしている。

これに対して、事故発生後にペデスタル内への流入水（余剰水）が生じた場合に、余剰水が規定時間内にサプレッション・チェンバへ排水できることを、モックアップ試験及び試験結果に基づく排水評価により確認する。具体的には、下記の確認を実施する。

- ・モックアップ試験により、格納容器床ドレンサンプ導入管（以下「導入管」という。）及びスリット形状の排水ラインにおける流動状況を確認するとともに、圧損係数を評価する。
- ・試験結果を基に、実機体系における排水評価を実施し、排水制限時間内にペデスタル内水位1 mまで排水可能であることを確認する。

9.2 評価において想定する事象

ペデスタル内への流入水により水位が著しく高くなり得る事象として、ペデスタル内におけるボトムドレンL O C Aを想定する。この場合、R P Vからペデスタル内への流入は事象発生約0.3時間で停止し、水位はペデスタルの人通用開口部下端まで達すると想定される。

排水時間の制限としては、流入が停止する事象発生約0.3時間から、R P V破損が早くなる大破断L O C A時におけるR P V破損時間を保守的に短くした3時間を組合せて2.7時間とする。

9.3 試験条件

試験方法を表 9-1、設備条件を表 9-2、確認項目及び判定基準を表 9-3 に示す。また、試験装置を図 9-1 に示す。

表 9-1 試験方法

試験水	排水配管状態	排水先	試験方法
水道水 (常温)	配管内満水 (D B時に常時排水があるため)	排水口をスリットと同程度の高さに設定 (S A時にベント管への排水となるため)	排水弁を閉の状態にて導入管より高く水を張り、弁を開とすることで、静水圧にて排水

表 9-2 設備条件

排水配管経路	試験計画
導入管～ スリット入口	アクリル製 80A (ペデスタル床面から高さ1 m)
スリット入口～ スリット出口	アクリル製 (流路断面寸法：)
スリット出口～ ベント管	塩化ビニル製 80A

表 9-3 確認項目／判定基準

確認項目	判定基準
排水流路全体での排水時間	2.7 時間以下
流動状況	—

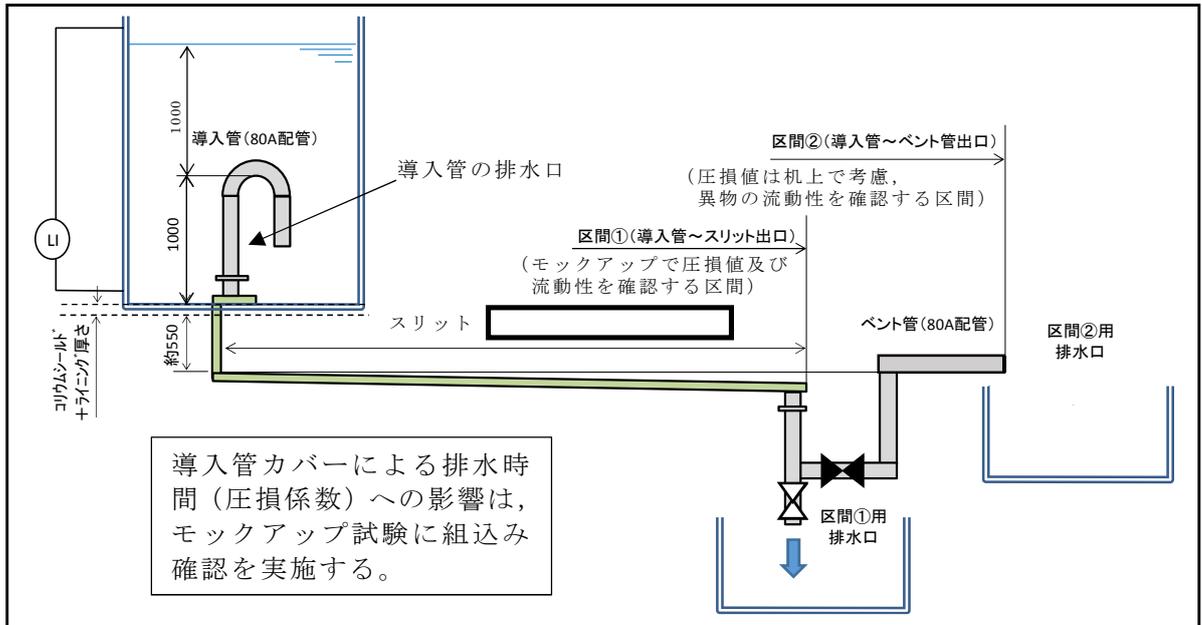


図 9-1 試験装置

9.4 モックアップ装置と実機の相違点について

今回使用するモックアップ装置と実機の相違点を表 9-4 に示す。

表 9-4 モックアップ装置と実機の相違点

	モックアップ装置	実機	評価に与える影響
配管材質	導入管～スリット出口： アクリル製 スリット出口からベント管： 塩化ビニル製	導入管～ベント管： ステンレス製	材質の違いによる表面粗さの違いによって、圧損係数への影響はあるが、試験で得られた係数に対しては、裕度を考慮して今後の設計を行うため問題ないと考える。
水温	常温（約 10～20 ℃）	高温水 （約 167 ℃（2Pd での飽和温度に相当））	水温が低い方が圧損係数は高くなるため、常温水での試験を実施しておけば、SA 時の高温水の排水性については包絡できる。
流路勾配			装置のたわみ等を考慮し、保守的に設定。
水位差	1.000 m （最高水位 2 m から最低水位 1 m までの差）		圧損 $H = \text{圧損係数 } K \times \text{流量 } Q^2$ より水位差による圧損係数算出への影響は無いが、信頼性のあるデータ取得のため十分な試験時間及び流量確保の観点から設定。

9.5 異物による影響について

ペDESTAL内に設ける排水の流入口（導入管）は、スワンネック構造とする。導入管は、逆U字形の形状をしているため、水面付近の浮遊物は排水口から流入し難い構造上の利点がある。空気孔は、逆U字形部からの排水性を確実にするために設ける設計とする。排水口の高さ方向の位置は、水面の浮遊物や床面の異物を持ち込ませないために適切な位置で設定する設計とする。また、異物落下に対して破損等がないよう、サポート等で固定する。この導入管の構造を考慮した上で、導入管への落下物の影響、ペDESTAL内に流入する異物による排水性への影響を評価する。なお、スワンネック構造を流入口とする排水流路は、RPV破損前にペDESTAL内の水位 1 m を達成した時点で排水弁を閉止し、その後は用いないことから、排水機能の要求期間はRPV破損前までであり、RPV破損前までに想定される落下物及び異物を対象として評価する。

事故時に発生する落下物により導入管が損傷しないこと、異物がペDESTAL格納容器床ドレンサンプに流入したと仮定し評価しても、異物により排水性に悪影響が生じる可能性が低いことを表 9-5 に示す。

落下物により、導入管が影響を受けないことを確実にするため、導入管の周囲に柵を設置する設計とする。

この柵は、異物が導入管及び排水配管の排水性に対して悪影響を及ぼさないこと及び想定されない異物が排水性に悪影響を及ぼさないことをより確実にするため、異物混入防止機能を有した設計とする。柵は、スリットの短辺 mm よりも小さい開口径を有し、開口が重ならないよう2重に配置した設計とする。仮に、スリット部で固着し堆積する可能性がある線状の異物を想定しても、柵の2重部分で流入を防ぐ構造の設計とする。(図 9-2)

なお、格納容器機器ドレンサンプについても、排水経路として利用することから、異物落下に対して破損等がないよう、十分な強度を有する設計とし、導入管の異物混入防止及び損傷防止については、床ドレン排水用の導入管と同様の対策を行うことで、悪影響を防止する。

表 9-5 想定異物と影響評価 (1/2)

想定異物	異物による排水性への影響
核計装用及び照明用等のケーブル (管路含む)	<p>【発生源】 ペDESTAL内</p> <p>【導入管への落下/床ドレンへの流入】 落下あり/流入あり</p> <p>ペDESTAL上部には、ケーブルが設置されており、落下の可能性はある。</p> <p>【影響評価】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・落下による影響 導入管は鋼製でサポートに固定されているため破損・転倒するおそれはない。また、周囲に鋼製の柵を設置することから、導入管に直接接触することもない。格納容器機器ドレンサンプについては、サンプ自体を十分な強度を有する設計とするため、破損するおそれはない。 ・流入による影響 ケーブルは床に沈降することから、排水性に影響はない。また、何らかの要因で被覆片が生じたとしても、格納容器機器ドレンサンプと格納容器床ドレンサンプ各々の導入管は対向して配置され、かつ前述のとおり各々の周囲を柵(図 9-2 参照)にて囲うため、共通要因による排水性への影響はない。
保温材	<p>【発生源】 ペDESTAL外</p> <p>【導入管への落下/床ドレンへの流入】 落下なし/流入あり</p> <p>ペDESTAL格納容器床ドレンサンプ内に保温材はない。</p> <p>重大事故時にドライウエルから格納容器スプレイ水等によって床ドレンの流入経路から持ち込まれる可能性がある。</p> <p>【影響評価】</p> <p>床ドレン流入経路の弁を事故後早期に閉に流入を制限することから、排水経路を閉塞させる等、排水性への影響はない。</p>

表 9-5 想定異物と影響評価 (2/2)

想定異物	異物による排水性への影響
塗料片	<p>【発生源】 ペDESTAL内・外</p> <p>【導入管への落下/床ドレンへの流入】 落下あり/流入あり</p> <p>ペDESTAL内・外の構造物には塗装が施されていることから導入管への落下、床ドレンへ流入する可能性がある。</p> <p>【影響評価】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・落下による影響 導入管を損傷する程の重量はなく導入管が破損・転倒するおそれはない。また、同様に格納容器機器ドレンサンプへの影響もない。 ・流入による影響 塗料片は、底に堆積若しくは水面に浮遊することが考えられるが、導入管の排水口を水位 1 m の中間位置に設定するため、これらの異物が導入管の排水口に流入するとは考え難い。また、重大事故時は格納容器スプレイ水等によってペDESTAL外から床ドレンの流入経路を通じて塗料片が多く持ち込まれる可能性があるが、床ドレン流入経路の弁を事故後早期に閉にし、流入を制限することから、排水経路を閉塞させる等、排水性への影響はない。
スラッジ (鉄錆)	<p>【発生源】 ペDESTAL外</p> <p>【導入管への落下/床ドレンへの流入】 落下なし/流入あり</p> <p>スラッジ(鉄錆)は、床ドレン水によって格納容器床ドレンサンプ内に流入し底に堆積する可能性がある。</p> <p>【影響評価】</p> <p>導入管の排水口を水位 1 m の中間位置に設定するため、底に堆積した異物が積極的に排水経路に流入するとは考え難い。また、重大事故時は格納容器スプレイ水等によってペDESTAL外から床ドレンの流入経路を通じてスラッジが多く持ち込まれる可能性があるが、床ドレン流入経路の弁を事故後早期に閉にし、流入を制限することから、排水経路を閉塞させる等、排水性への影響はない。</p>
サポート	<p>【発生源】 ペDESTAL内</p> <p>【導入管への落下/床ドレンへの流入】 落下なし/流入なし</p> <p>ペDESTAL内にはサポートが設置されているが、十分な耐震性を有する設計とすることから、落下しない。</p> <p>【影響評価】</p> <p>排水性への影響はない。</p>
照明	<p>【発生源】 ペDESTAL内</p> <p>【導入管への落下/床ドレンへの流入】 落下あり/流入あり</p> <p>ペDESTAL内には照明が設置されているため、落下の可能性がある。</p> <p>【影響評価】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・落下による影響 導入管は鋼製でサポートに固定されているため破損・転倒するおそれはない。また、周囲に鋼製の柵を設置することから、導入管に直接接触することもない。格納容器機器ドレンサンプについても、十分な強度を有する設計とすることから、破損するおそれはない。 ・流入による影響 照明は、床に沈降することから、排水性に影響はない。

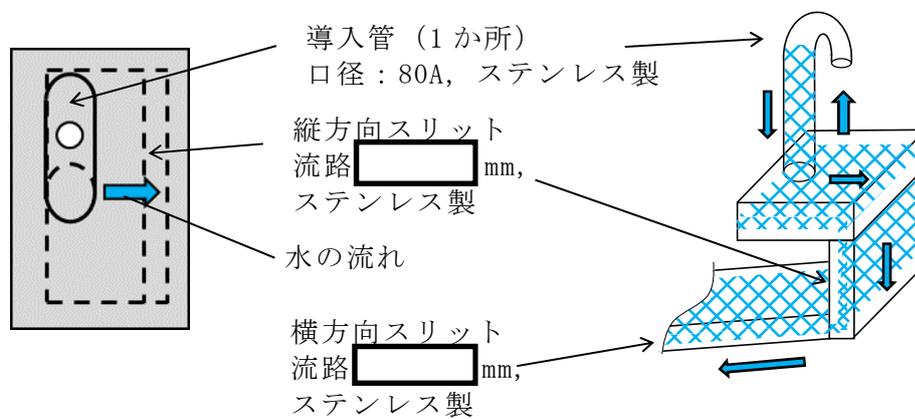
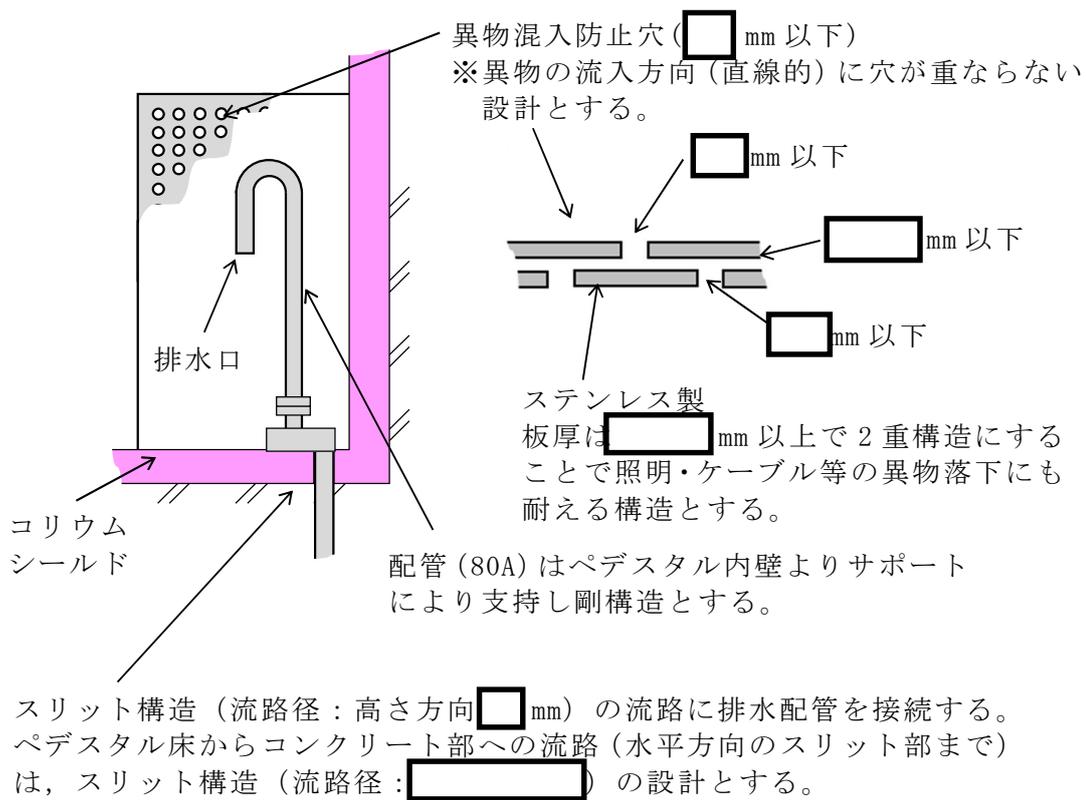


図 9-2 排水配管に対する異物対策概要

9.6 モックアップ試験における異物の考慮

9.5 項の内容を踏まえ想定した異物の種類を表 9-6 に示す。表 9-6 の保温材、塵土、塗料片、錆片、スラッジ及びその他異物は、ECCS ストレーナに関する『平成 20・02・12 原院第 5 号』の内規記載項目から抽出した。

表 9-6 に示すように、導入管に到達、通過する異物としてスラッジが想定されるため、モックアップ試験で想定する異物は下記のとおりとした。

- ・異物（スラッジ）の模擬材として Fe_3O_4 （四酸化三鉄）を使用する。
- ・濃度は、東海第二発電所の調査結果から最大値を考慮し保守的に ppm で設定する。
- ・異物（スラッジ）は、保守的に全量がスリットを通過するよう投入する。

表 9-6 モックアップで想定する異物の種類

想定異物	ペデスタル内への流入		導入管・スリットへの流入	
ケーブル	○	ペデスタル内での落下	×	床に沈降*2
照明	○	ペデスタル内での落下	×	床に沈降*2
保温材	×	ペデスタル内にはない*1	—	(評価不要)
塵土	×	ペデスタル内にはない*1	—	(評価不要)
塗装片	○	流入、あるいは、ペデスタル内に存在	×	床に沈降*2
錆片	○		×	床に沈降*2
スラッジ	○		○	大部分は床に沈降*2

- 注記 ○ : 流入すると想定したもの。
 × : 流入しないと想定したもの。
 *1 : 外部からの通常時流入については、作業後清掃等を実施することでほとんどないと想定。
 また、事故後早期に流入経路の弁を閉とすることで流入を制限することから事故時の流入は無いものと想定。
 *2 : 導入管 (80A) の周りには導入管カバー (mm の穴ダブル構造) を設置していることから、大きな異物は近接・流入できない構造となっている。
 導入管の排水口を水位 1 m の中間位置に設置するため、床や水面の異物が排水口に流入するとは考え難い。

9.7 試験結果

試験結果の一例を図 9-3 に示す。図 9-3 は床ドレン排水系経路のみを考慮した場合であるが、判定基準である 2.7 時間以内に水位 1 m まで排水できない結果となった。このため、排水経路全体で支配的な圧損発生部位を特定し、特定部位を改善し、全体圧損を低減することとした。

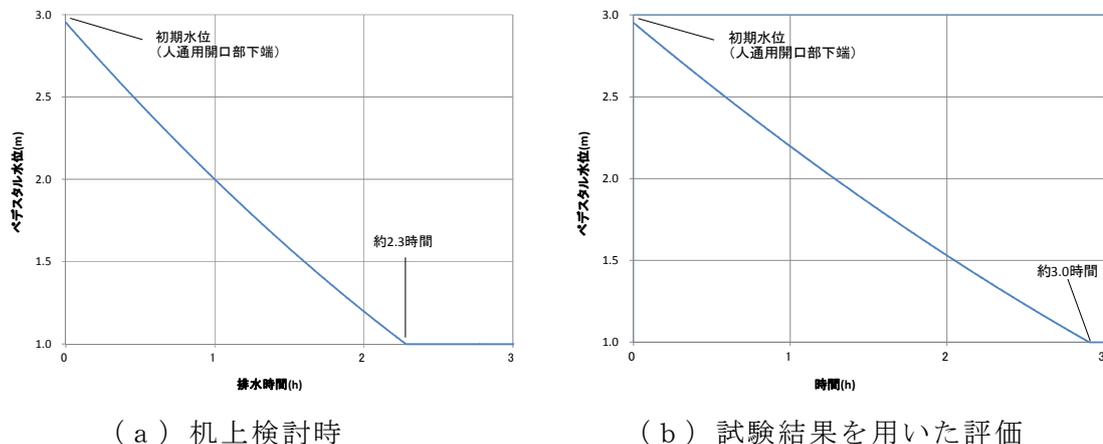


図 9-3 実機排水時間評価結果

9.8 試験結果を踏まえた改善

流動性の向上を図るため導入管とスリット接続部の形状をレデューサ形状に変更し、導入管のベント穴形状や位置を見直すことで流速及び抵抗の低減を図ることとした。

(図 9-4)

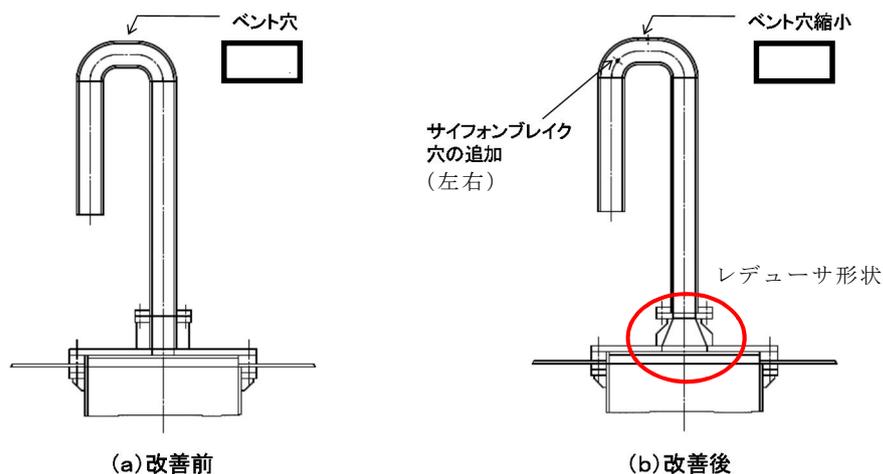


図 9-4 導入管の接続部及びベント穴の改善

9.9 実機排水評価

実施した試験結果を踏まえ、流路等の改善を反映した試験を実施し、試験結果を基にした実機体系における排水時間を評価した。評価においては、以下を考慮している。

- ・排水評価は人通用開口部下端から水位 1 m までの水量（必要排水量）とする。また、設備対策より配置されるコリウムシールド等の構造物については、評価上その体積を除外することで必要排水量を増やし、保守的な評価とする。
- ・排水配管はドライウェル気相部に接続され圧力差はないため、排水量を評価する上でドライウェル及びサプレッション・チェンバ内圧は考慮しない。
- ・導入管及びスリット部の圧損係数は、モックアップ試験により確認された値を用いる。モックアップ試験により確認された圧損係数値は、 $3.0 \times 10^{-3} \text{ m}/(\text{m}^3/\text{h})^2$ である。
- ・スリット部下流側の排水配管については、実配管ルートを考慮した机上評価により算出した圧損係数を用いる。配管の長さ、内径、エルボや弁等に相当する長さ等考慮し、下記式によりある排水流量を想定した場合の排水流路の圧力損失を算出する。本評価では、まず任意の流量（ $22 \text{ m}^3/\text{h}$ ：ボトムドレン L O C A 時の平均必要排水流量）の場合の圧力損失（1.04 m）を算出し、圧損係数（K）を求めた。

圧力損失計算式（出典：日本機械学会編，機械工学便覧）

$$H = \lambda \times (L/D) \times (v^2/2g) + \Sigma \lambda \times (L'/D) \times (v^2/2g) = K \times Q^2 \quad (9.1)$$

H：配管圧損 [m]，L：配管長さ [m]，D：配管内径 [m]，

L'：エルボや弁等に相当する長さ [m]，v：流速 [m/s]，

g：重力加速度 [m/s²]，λ：管摩擦係数 [-]，K：圧損係数 [-]，

Q：流量 [m³/h]

表 9-7 圧力損失計算要素

	単位	スリット下流配管
配管内径：D	m	
流量* ¹	m ³ /h	22
流速	m/s	
管摩擦係数：λ	—	
配管長	m	
配管 L/D	—	
90° ショートエルボ* ² (L' /D=□)	個	
90° ロングエルボ (L' /D=□)	個	
弁 (L' /D=□)	個	
ティー分岐 (直流) (L' /D=□)	個	
ティー分岐 (分流) (L' /D=□)	個	
管入口 (λ · (L' /D)=□)	個	
開放端 (λ · (L' /D)=□)	個	

注記 *1：必要排水量約 59 m³を約 2.7 時間で排出する場合の流量 22 m³/h とした場合の例を記載。

*2：CRANE 社「FLOW OF FLUIDS THROUGH VALVES, FITTINGS, AND PIPE Technical Paper No. 410, 1988」

上表を基に、スリット下流配管の圧力損失を計算した結果を以下に示す。

$$H = \square$$

$$\frac{\square}{\rho g} = \square$$

$$K = \square$$

導入管及びスリット部とスリット部下流側の排水配管それぞれで求めた圧損係数を加えた流路全体の圧損係数を以下に示す。

$$K = \square \text{ m}/(\text{m}^3/\text{h})^2$$

圧力損失はペDESTAL水位と排水口の水頭差に等しいことから、排水開始する初期水位時の排水口との水頭差及び圧損係数 (K) を基に初期排水流量を算出し、初期排水流量である時間ステップ幅だけ排水された場合の水位及び当該水位での排水流量を算出し、これを繰り返すことによって水位 1 m までの排出時間を算出している。

評価結果を図 9-5 に示す。床ドレン流路からの排水により、判定基準である 2.7 時間以内にペDESTAL水位 1 m までの排水が可能なことを確認した。

また、床ドレンに加え機器ドレンも考慮した場合の評価結果は、図 9-6 のとおりであり、排水時間は約 1.5 時間となる。

なお、排水時間の判定基準は想定事象を保守的に組合せて設定していること、必要排水量等についても保守的な条件で評価を行っていることから、実態としては十分な時間余裕がある。

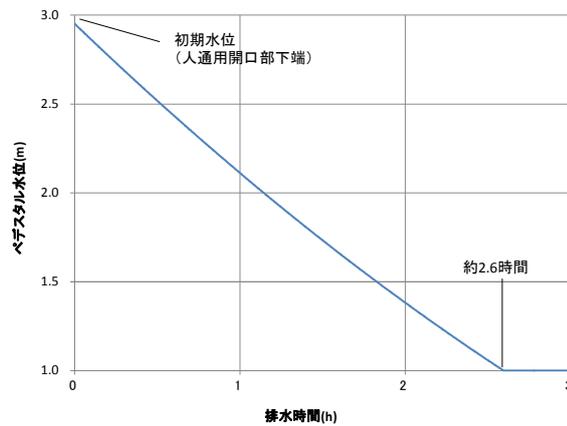


図 9-5 実機排水時間評価結果

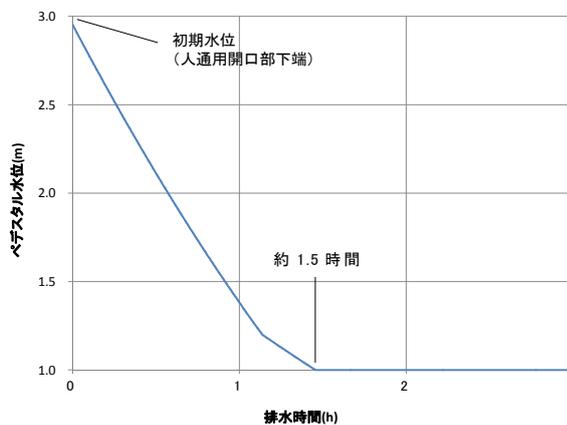


図 9-6 実機排水時間評価結果（床ドレン及び機器ドレン流路を考慮した場合）

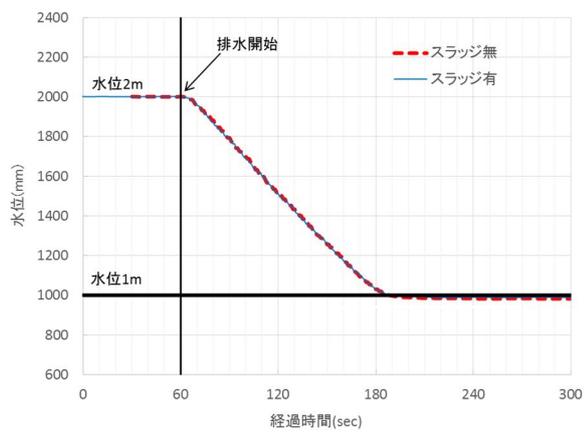
9.10 スラッジ模擬試験

9.6 項で検討した想定する異物であるスラッジ模擬材（ Fe_3O_4 ）を投入した試験を実施した。

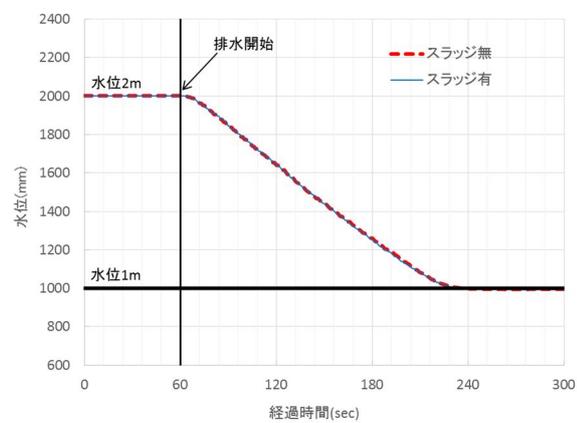
スラッジ模擬試験の結果を図 9-7 に示す。

区間①及び区間②から排出した場合共にスラッジ有無で排出時間の相違はなく、圧損への影響がないことを確認した。

スラッジ模擬試験におけるスラッジの流動状況を表 9-8 及び表 9-9 に示す。



(a) 区間①の試験結果



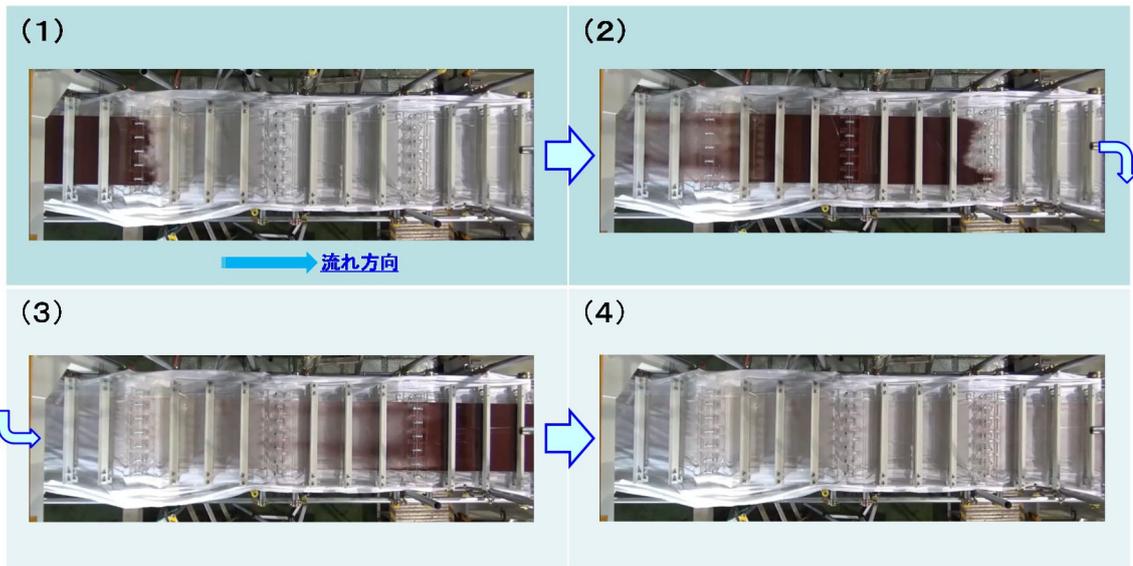
(b) 区間②から排出時の試験結果

図 9-7 スラッジ模擬試験結果

表 9-8 スラッジ模擬試験のスラッジ流動状況

	排水前	排水中	排水後
導入管部			
垂直スリット部			

表 9-9 スラッジ模擬試験のスラッジ流動状況（水平スリットを真上から見た状態）



9.11 導入管カバー影響試験

落下物に対する導入管保護，導入管への異物混入防止として設置する導入管カバーの圧損への影響を確認するため，導入管カバーを設置した試験を実施した。

試験用の導入管カバーは，流動状況を確認可能なようにスリットと同じ亚克力製（図 9-8）とし，図 9-9 に示す位置に設置した。



図 9-8 試験用導入管カバー

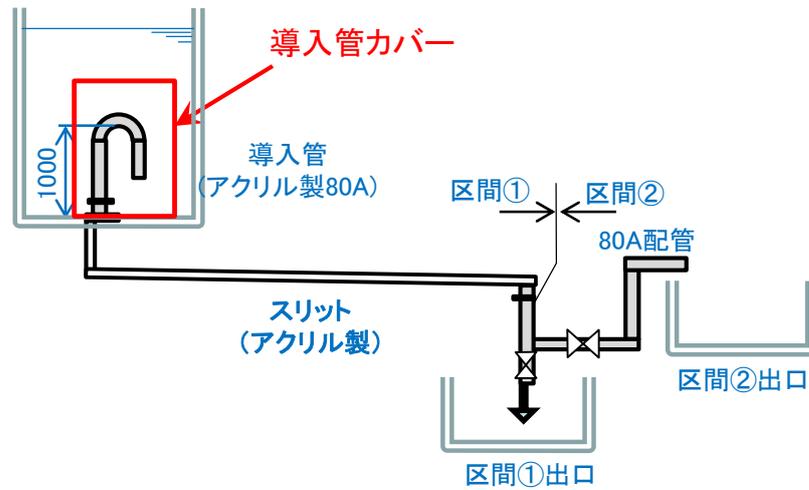


図 9-9 導入管カバー設置入位置

導入管カバーを設置した場合及び設置しない場合の試験結果を図 9-10 に示す。

図 9-10 に示すように導入管カバーの有無で排出時間の相違はなく，圧損への影響がないことを確認した。

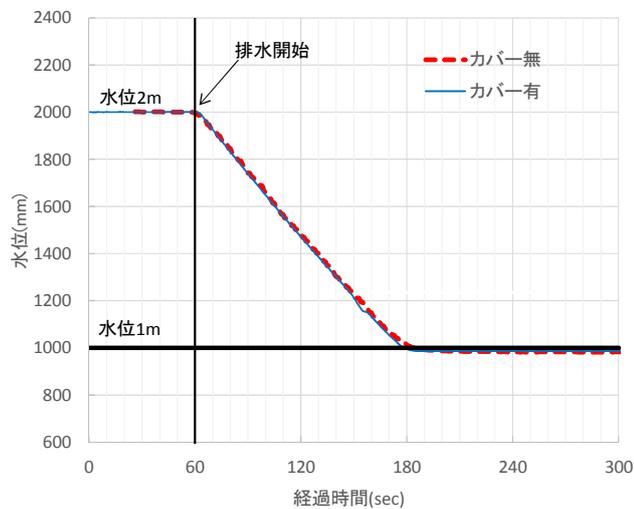


図 9-10 導入管カバー試験の結果

9.12 まとめ

採用実績，圧損評価実績のないスリット部の流動状況，圧損係数を把握し，実機排水評価のため，スリットモックアップ試験を実施した。

試験の結果，ボトムドレンLOCA時において，ペDESTAL内が満水（人通口開口部下端まで）になった際，RPV破損までの間（約2.7時間）に床ドレン流路からの排水によりペDESTAL水位1 mまでの排水が可能なことを確認した。

事故が発生し炉心が損傷した場合，格納容器下部注水配管から水位1 mを超過する（1.05 m）まで注水を実施し，その後排水することにより，RPV破損時に確実に水位1 mを確保する運用としている。その際に5 cm分の排水に要する時間を約5分としていたが，試験結果を踏まえ約6分と設定した。当運用に要する時間は約30分（注水開始操作に要する時間約17分，水位10 cm分の注水に要する時間約3分，注水停止操作に要する時間約4分及び5 cm分の排水に要する時間約6分）と想定され，炉心損傷後のペDESTAL注水開始からRPV破損までの約1.8時間（事象進展の早い大破断LOCA時の例）の間に余裕をもって実施可能であることを確認した。

また，スラッジ及び導入管カバーによる圧損への影響を確認する試験を実施し，スラッジ及び導入管カバーは圧損への影響がないことを確認した。

10. コリウムシールドの施工

10.1 概要

コリウムシールドの施工は、国内プラントでは初めてとなり、構造・手順・環境の面で施工に係る実現性を確認する必要があることから、コリウムシールドの施工性について説明するものである。

10.2 施工前後

溶融炉心の冷却に係る設備の施工前、施工後を図 10-1 及び図 10-2 に示す。

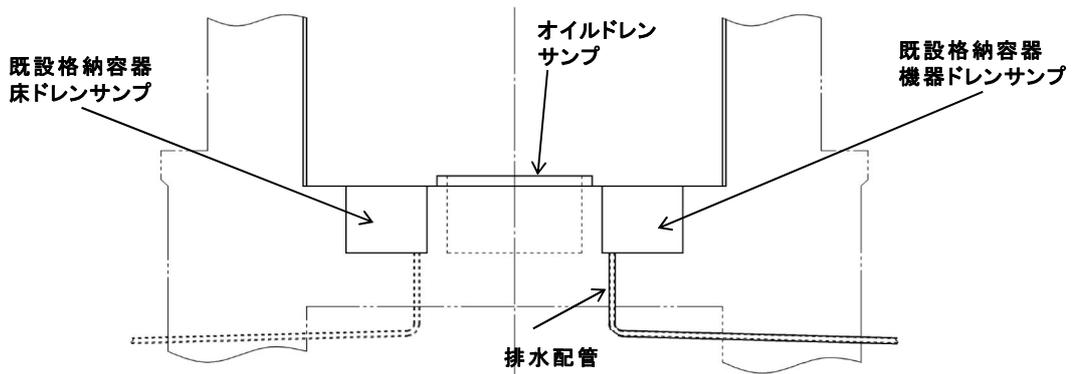


図 10-1 施工前

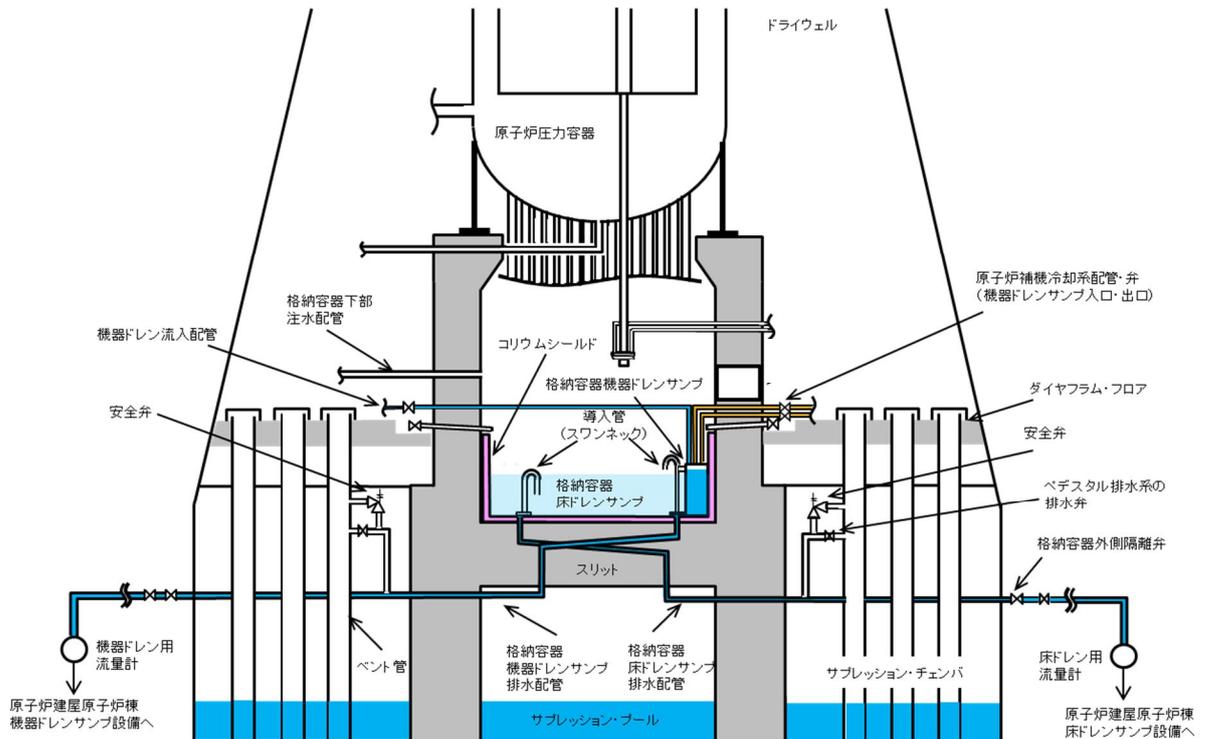


図 10-2 施工後

10.3 施工手順

コリウムシールド及びペDESTAL排水系配管の施工手順を確認する。

①既設サンプの撤去

【作業概要】

- ・既設の床ドレンサンプ及び機器ドレンサンプ，オールドレンサンプの除染
- ・既設の床ドレンサンプ及び機器ドレンサンプ，オールドレンサンプの撤去

【作業内容】

- ・作業環境を改善するため，ペDESTAL内の床ドレンサンプ及び機器ドレンサンプ，オールドレンサンプ，ペDESTAL内の除染を行う。除染は線量による今後の作業時間と除染による線量の低減を踏まえて作業が実施可能な範囲で行う。
- ・既設の床ドレンサンプ及び機器ドレンサンプ，オールドレンサンプのライナ（SUS）を撤去し，サンプ設置深さ（ m）までコンクリート部をはつる。
深さ m までのコンクリート内にある鉄筋は強度計算上は期待していないものなので切断・撤去する。

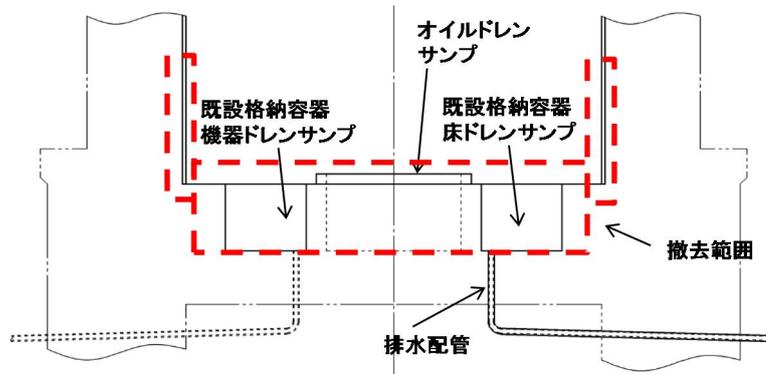


図 10-3 既設サンプの撤去範囲

②スリットの設置，コンクリート打設

【作業概要】

- ・排水用スリットの設置
- ・コンクリート打設

【作業内容】

- ・アンカーボルト用の穿孔（ハンマードリル等使用），無機系接着材の充填後，アンカーボルト（スリット用，ライナ用）を設置する。
- ・スリット用のサポート及びライナの下地材をアンカーボルトに溶接する。
- ・スリットをサポート部材の上に設置し，既設の排水配管と接続（溶接）する。
- ・規定の高さまでコンクリートを打設する。

【管理項目】

- ・スリット設置位置，勾配 
- ・コンクリート打設高さ

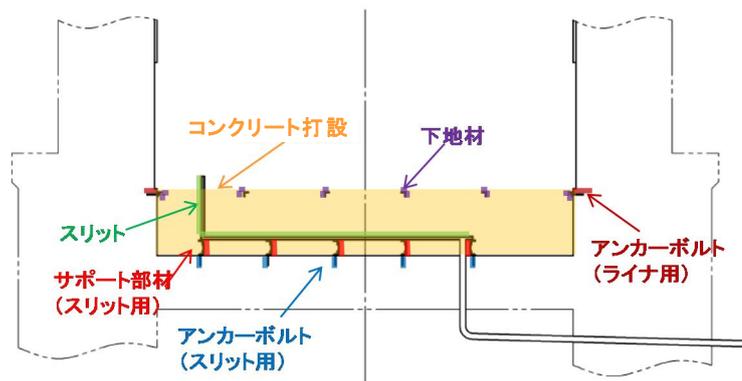


図 10-4 スリット設置・コンクリート打設

③アンカーボルト，下地材設置

【作業概要】

- ・ペDESTALライナ，アンカーボルト及び下地材の設置

【作業内容】

- ・ペDESTALライナ及びコリウムシールド用のアンカーボルト等を設置する。
- ・コリウムシールド用サポート部材（水平方向）を設置する。

【管理項目】

- ・アンカーボルトの埋め込み長さを管理

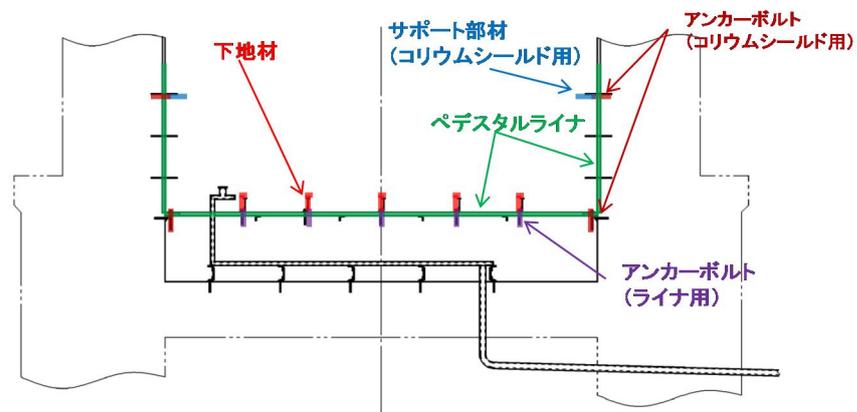


図 10-5 ペDESTALライナ，アンカーボルト，下地材の設置

④ コリウムシールド設置

【作業概要】

- ・ コリウムシールドの設置

【作業内容】

- ・ コリウムシールド用サポート部材（鉛直方向）を設置する。
- ・ コリウムシールド用のサポート部材（鉛直方向）に沿って、コリウムシールドブロックを積む。コリウムシールドブロック間の隙間は、ブロックと同じ材料である ZrO_2 にモルタルバインダを混練した目地材により埋める（目地材による耐侵食性への影響については「7. コリウムシールドを考慮した熔融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について」参照）。なお、目地材は、コリウムシールドブロックの熱膨張を吸収する役割も持っている。

【管理項目】

- ・ コリウムシールド高さ，厚さ，内径を管理

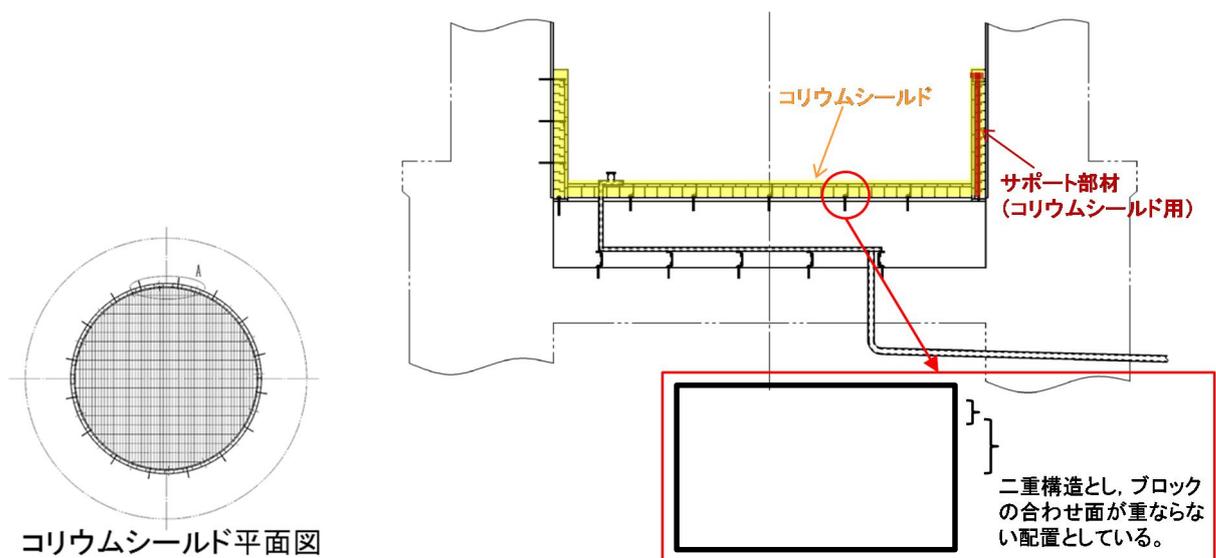


図 10-6 コリウムシールドサポート，コリウムシールドの設置

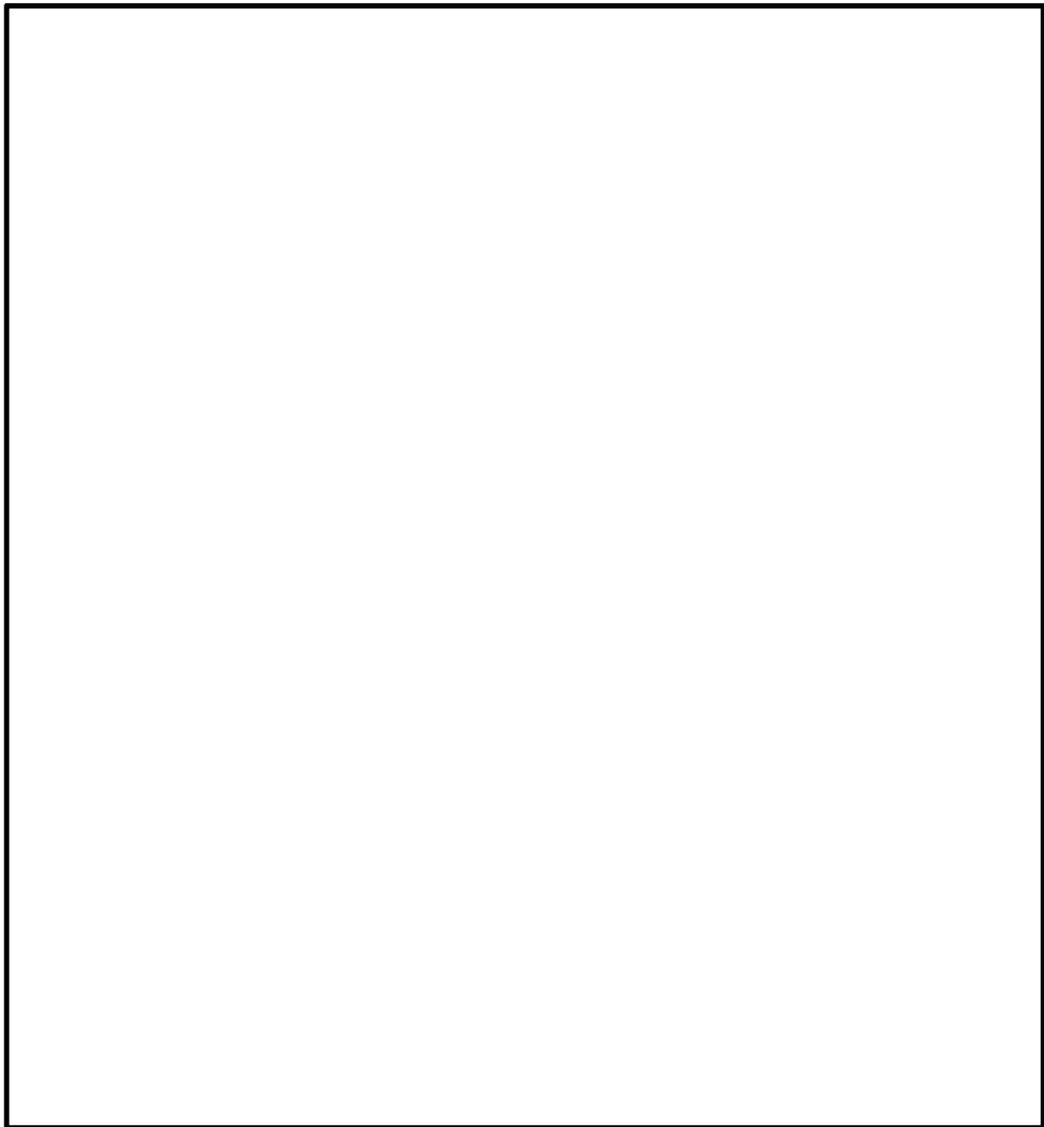


図 10-7 コリウムシールドサポート， コリウムシールド設置概念図

⑤床ドレンサンプ，機器ドレンサンプ，スワンネック（導入管）設置

【作業概要】

- ・新設の床ドレンサンプ，機器ドレンサンプ，導入管の設置

【作業内容】

- ・下地材にステンスライナ（新設の床ドレンサンプ）を溶接により取付ける。
- ・新設の機器ドレンサンプ及びスワンネック（導入管）等を設置する。

【管理項目】

- ・床ドレンサンプの内径が，規定の寸法であることを管理
- ・スワンネック（導入管）の内面の高さが規定寸法であること（床面から 1 m）を管理

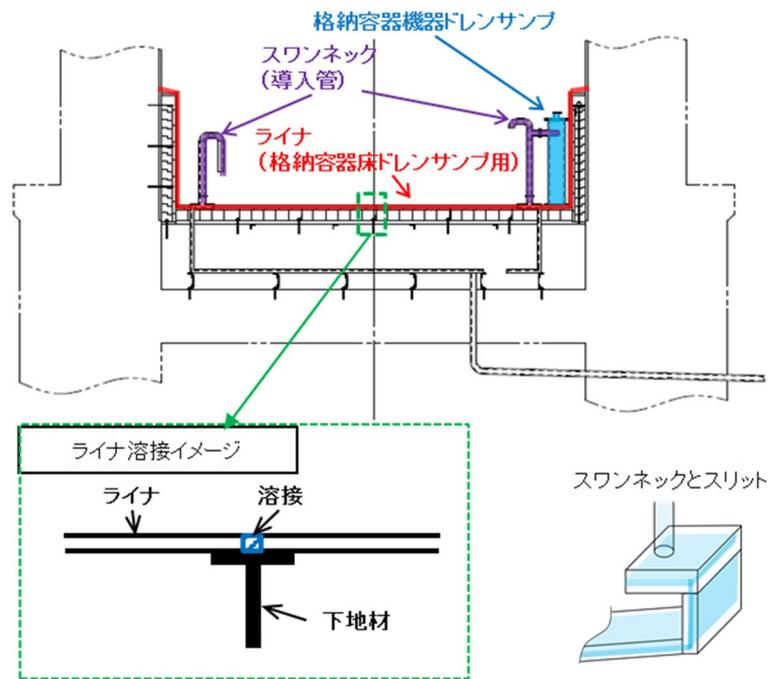


図 10-8 床ドレンサンプ（ライナ），機器ドレンサンプ，スワンネック（導入管）設置

⑥計測機器，スワンネック（導入管）カバー，機器ドレン配管設置

【作業概要】

- ・計測機器用（サポート含む），スワンネック（導入管）カバー（サポート含む），機器ドレン配管設置

【作業内容】

- ・計装機器用サポート，スワンネック（導入管）カバーサポート設置，機器ドレン接続配管の接続。
- ・スワンネック（導入管）カバー，水位計・水温計を設置し完成。

【管理項目】

- ・格納容器下部水位計・水温計設置位置の確認
- ・漏えい試験
- ・排水性確認試験

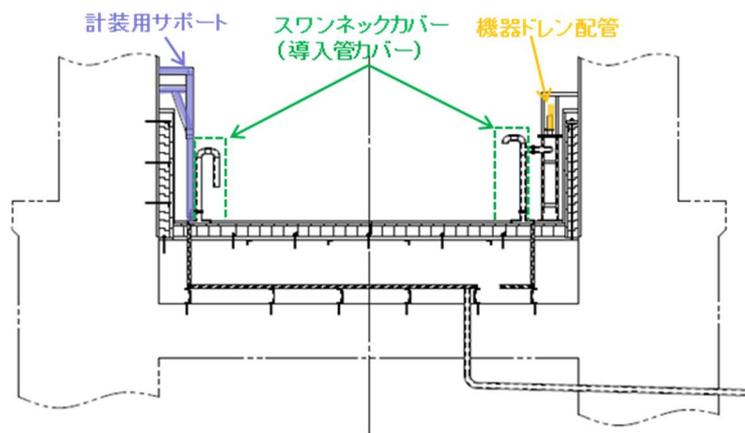


図 10-9 計測機器，スワンネック（導入管）カバー，機器ドレン配管の設置

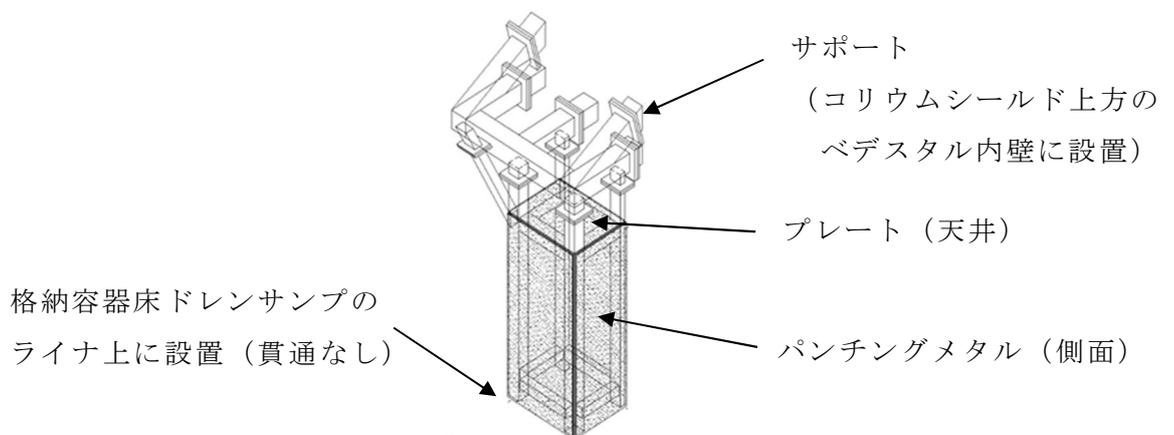


図 10-10 スワンネック（導入管）カバー詳細図

10.4 製造公差について

コリウムシールド及びペDESTAL排水系に係る設備の製造公差を表 10-1 に示す。また、製造公差による各種評価への影響を表 10-2 に示す。

各設備の製造公差を考慮した場合でも、各種評価結果への有意な影響はなく、設備対策に悪影響を及ぼすものがないことを確認した。

表 10-1 各設備の製造公差

構成	主要寸法(mm)		許容範囲	根拠
コリウムシールド	厚さ	150		製造能力，製造実績を考慮したメーカー許容値
	高さ	1880		製造能力，製造実績を考慮したメーカー許容値
導入管	高さ	1000		製造能力，製造実績を考慮したメーカー許容値
排水配管のベント管接続高さ	高さ			製造能力，製造実績を考慮したメーカー許容値
スリット	厚さ			製造能力，製造実績を考慮したメーカー許容値
	幅			製造能力，製造実績を考慮したメーカー許容値
	鋼材厚さ		製造能力，製造実績を考慮したメーカー許容値	

表 10-2 製造公差と各種評価への影響 (1/4)

項目	コリウムシールド厚さ	コリウムシールド高さ
ノミナル値 (製造公差)	150 mm (<input type="text"/> mm)	1800 mm (<input type="text"/> mm*1, <input type="text"/> mm)
ペデスタル 流入水の 排水評価	保守的に、コリウムシールド等の体積を考慮せず必要排水量を多めに設定しているため、影響なし。	
デブリ堆積 高さ・冠水 維持評価	コリウムシールド厚さを 160 mm とした場合でも、デブリ堆積高さは約 1.72 m ^{*2} となり、コリウムシールドを超過しない。コリウムシールドが薄くなると、デブリ堆積高さは低くなり、水深 1 m に対応する水量は多くなるため、裕度が増加する。	コリウムシールドが高くなると、デブリ堆積高さに対するコリウムシールド超過までの余裕は大きくなる。
デブリによる 侵食量評価	コリウムシールドが厚くなると、デブリの上面プール水との接触面積が減少するが、 <input type="text"/> mm 厚くなった場合でも面積減少率は約 0.5% と小さく、有意な影響はない。コリウムシールドが薄くなる場合でも、耐熱材の侵食に係る不確かさとして厚さを 110 mm とした感度解析を実施しており、これに包絡される。	影響なし。
デブリによる 熱影響評価	コリウムシールドが厚くなると、デブリからコンクリートへの熱伝達が緩和され、裕度が増加する。コリウムシールドが薄くなる場合でも、耐熱材の侵食に係る不確かさとして厚さを 110 mm とした感度解析を実施しており、これに包絡される。	コリウムシールドが高くなると、その分床スラブコンクリート上部が薄くなるが、床スラブの強度を担保する鉄筋コンクリート部への熱影響はスリット内デブリの崩壊熱が支配的であり、床スラブ強度への有意な影響はない。また、強度評価上は、床スラブ上側の無筋コンクリート部には期待していないため、影響はない。
デブリの凝固 停止評価	コリウムシールド等のペデスタル内構造物は考慮せず、ペデスタルに堆積したデブリが直接スリットに流入するモデルとしているため、影響なし。	

注記 *1: コリウムシールド高さが高くなる場合、その分床スラブの打継コンクリート厚さが減少する (コリウムシールドと床ドレン流入配管との干渉を避けるため (図 2-4 参照))

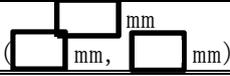
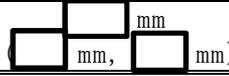
*2: 床面コリウムシールド上表面からの高さ

表 10-2 製造公差と各種評価への影響 (2/4)

項目	導入管高さ	ベント管への接続高さ
ノミナル値 (製造公差)	1000 mm (<input type="text"/> mm, <input type="text"/> mm)	ペDESTAL床コンクリート表面 
ペDESTAL 流入水の 排水評価	スワンネックが高くなると、排水開始水位からスワンネック高さまでの高低差が小さくなり、排水時間は短くなる。	接続高さが <input type="text"/> mm高くなった場合でも、ペDESTAL満水からの排水時間は2分程度の増加に留まり、想定している時間内(2.7時間)に排水可能である。
デブリ堆積 高さ・冠水 維持評価	スワンネックが高くなると、RPV破損時のペDESTAL内の水量が多くなり、露出までの時間余裕が増加する。水深が深くなるとデブリ落下時の粒子化割合が増加するが、その増加率は0.3%未満であり、デブリ堆積高さへの有意な影響はない。	影響なし。
デブリによる 侵食量評価	スワンネックが高くなると、RPV破損時のペDESTAL内の水量が多くなり、デブリ落下時の冷却効果が大きくなるため、裕度が増加する。	影響なし。
デブリによる 熱影響評価	スワンネックが高くなると、RPV破損時のペDESTAL内の水量が多くなり、デブリ落下時の冷却効果が大きくなるため、裕度が増加する。	影響なし。
デブリの凝固 停止評価	コリウムシールド等のペDESTAL内構造物は考慮せず、ペDESTALに堆積したデブリが直接スリットに流入するモデルとしているため、影響なし。	接続高さが高くなった場合でも、スリット内に水が存在することには変わりはないため、影響なし。

NT2 補① V-1-8-1 別添2 R1

表 10-2 製造公差と各種評価への影響 (3/4)

項目	スリット厚さ	スリット幅
ノミナル値 (製造公差)		
ペDESTAL 流入水の 排水評価	スリットの厚さや幅が大きくなると、排水時の圧損が小さくなり排水時間は短くなるため、裕度が増加する。	
デブリ堆積 高さ・冠水 維持評価	影響なし。	
デブリによる 侵食量評価	影響なし。	
デブリによる 熱影響評価	スリットの厚さや幅が大きくなると、スリット内のデブリ量（発熱量）が増加するが、評価モデルは2次元軸対象であり床スラブ内の水平面全面にスリットが存在するモデルとなっているため、この保守性に包絡される。	
デブリの凝固 停止評価	スリット厚さが [] mm、スリット幅が [] mm 大きくなった場合、スリット内の単位長さ当たりのデブリ量は約 1.2 倍となる。これにより、デブリが冷却され凝固停止するまでの距離が 1.2 倍となったとしても*、その距離は約 1.2 m であり、スリット長さの範囲内に留まる。	

注記 * : スリット厚さ及び幅が増加するとデブリからスリットへの除熱面積も増加するため、実際には凝固停止距離は 1.2 倍より小さくなる

表 10-2 製造公差と各種評価への影響 (4/4)

項目	スリット鋼材厚さ
ノミナル値 (製造公差)	
ペDESTAL 流入水の 排水評価	影響なし。
デブリ堆積 高さ・冠水 維持評価	影響なし。
デブリによる 侵食量評価	影響なし。
デブリによる 熱影響評価	単位体積当たりの熱容量はコンクリートよりもスリット鋼材（SUS）の方が大きいため、スリット鋼材が厚くなると熱影響（温度上昇）は小さくなり、裕度が増加する。
デブリの凝固 停止評価	影響なし。

11. 溶融デブリによる選択的侵食について

11.1 概要

コリウムシールドは、重大事故等時、溶融デブリ落下時のペDESTAL・中間スラブの侵食防止機能が求められる。一方で、コリウムシールドは、重大事故等対処設備として、基準地震動 S_s により定まる地震力に対して機能維持が求められ、耐震補強部材として、鋼製のサポート材が内部に設置される。また、重大事故等時、溶融デブリの冠水及び水蒸気爆発抑制の観点から、ペDESTALの水位を1 mに維持するために、水密性を担保する必要があるため、コリウムシールド上面に床ドレンサンプを兼ねるライナを設置する。ライナ同士を溶接するため、ライナの下に鋼製の下地材を設ける。

しかし、原子炉圧力容器から落下した溶融デブリの大部分は、ライナを溶融、貫通して融点の高い耐熱煉瓦と接触するが、ごく一部の溶融デブリはコリウムシールド内部に設けられる、サポート材やライナの下地材といった鋼材と接触する。

ここで、耐熱煉瓦と鋼材との融点の違いによって、鋼材の溶融の方が先行し、コリウムシールドを貫通するリークパスとなり得ることが想定される（以下「選択的侵食」という。）。

本項は、溶融デブリに対する選択的侵食の有無を確認した結果を示すものである。

11.2 評価の概要

コリウムシールドを貫通する鋼材は、水平サポート材及びライナの下地材のみであるため、選択的侵食が想定される部位は水平サポート材及びライナの下地材である。コリウムシールド内に設置される計測機器、導入管カバーや機器ドレンサンプのサポートはコリウムシールド設置位置から取らないため、選択的侵食を想定する部位とはならない。

コリウムシールド内部の構造物である水平サポート材を図11-1に示す。また、下地材を図11-2に示す。

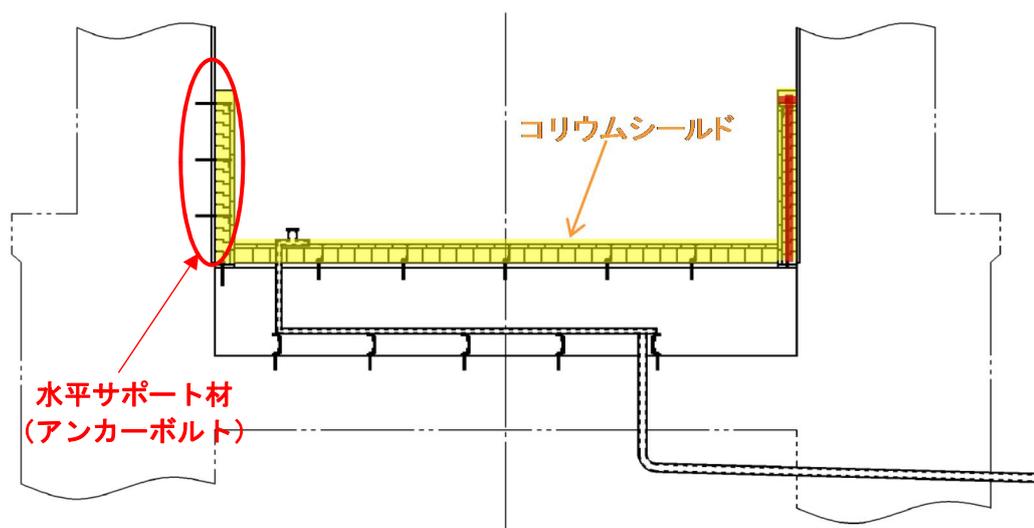


図 11-1 水平サポート材

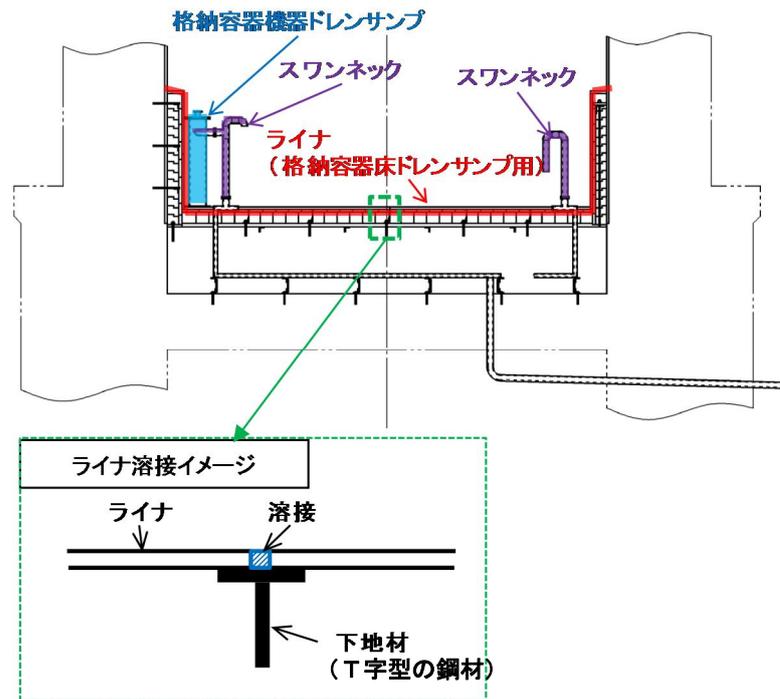


図 11-2 下地材

図 11-1 及び図 11-2 に示す構造から、原子炉圧力容器から落下した溶融デブリの大部分は、ライナを溶融、貫通して融点の高い耐熱煉瓦と接触するが、ごく一部の溶融デブリはコリウムシールド内部に設けられる、水平サポート材（アンカーボルト）やライナの下地材（T字型の鋼材）といった鋼材と接触し、溶融デブリによる選択的侵食が想定される。

ここで、選択的侵食の有無を確認するため、耐熱煉瓦、溶融デブリ、鋼材をモデル化した温度分布解析を実施し、当該部の温度分布挙動を評価する。

なお、溶融デブリはペDESTAL内に張られた水により上面から冷却されること、及び自重の影響により下方向への侵食が想定される。また、床部の下地材は壁面の水平サポート（アンカーボルト）に比べ、伝熱面積が大きいことから、床部の下地材の方が壁面のサポートよりも選択的侵食が生じやすいと想定されるため、温度分布解析の評価対象の代表部位は床部ライナの下地材とする。

11.3 温度分布計算

(1) 計算方法

温度分布計算は、解析コードABAQUSを用いる。

(2) 計算モデル

モデル化範囲は、コリウムシールド内を貫通するライナの下地材（鋼材）及び下地材周囲の耐熱材（ ZrO_2 ）とする。耐熱材のモデル化範囲は下地材のピッチを考慮して設定する。また、コリウムシールドの上のライナ（厚さ4 mm）及びライナ直下の下地材（幅50 mm，厚さ3 mm）については、保守的な評価となるよう溶融デブリにより直ちに溶融した場合を想定し、解析モデルには含めない。

解析モデル及び境界条件を図11-3に示す。



図11-3 計算モデル（左：実機構造 右：解析モデル）

図11-3の計算モデルにおいて溶融デブリ接触面温度及び床スラブ上面温度は、MAAP解析に基づき保守的に設定した図11-4，図11-5及び図11-6を用いる。図11-4は、「8. 溶融炉心による熱影響評価について」の添付8-1における図6の包絡温度であり，図11-5及び図11-6は、「7. コリウムシールドを考慮した溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について」の図7-5及び図7-6のペDESTAL床面コンクリート温度である。

また、耐熱材及び下地材の初期温度はMAAP解析でのRPV破損直前の床面，壁面ヒートシンクの最高温度である117°Cとする。

ここで、耐熱材の物性値は、試験結果に基づき設定した「8. 溶融炉心による熱影響評価について」の添付8-1における表4を用いた。

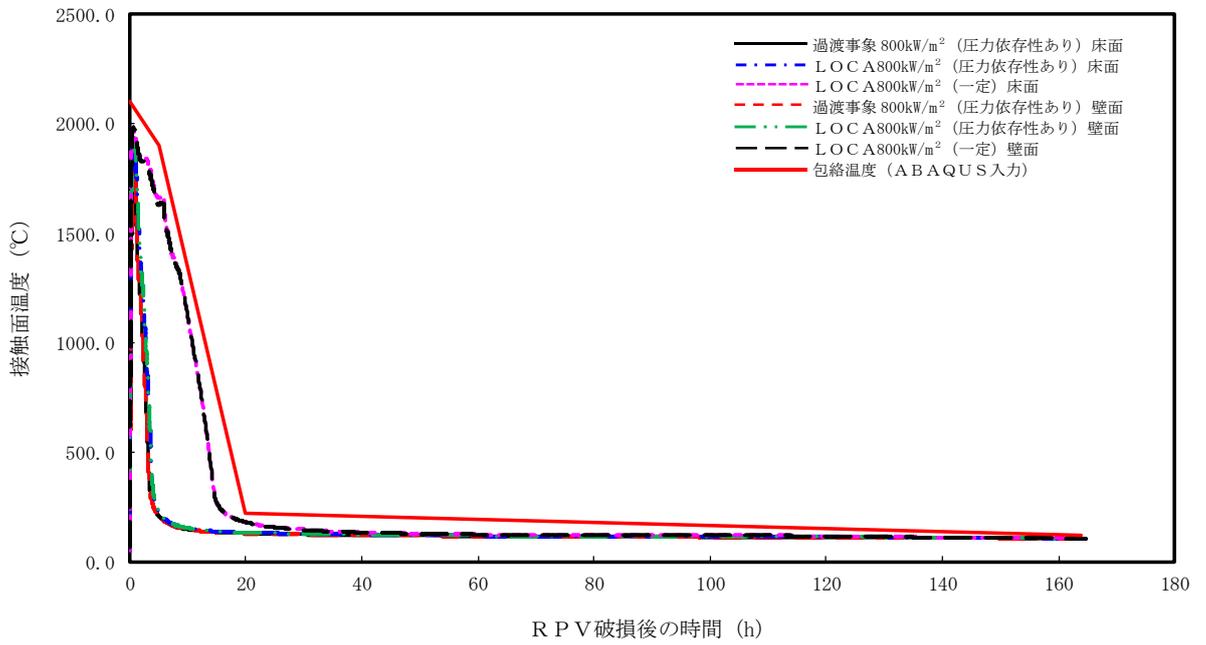


図 11-4 溶融デブリ接触面温度

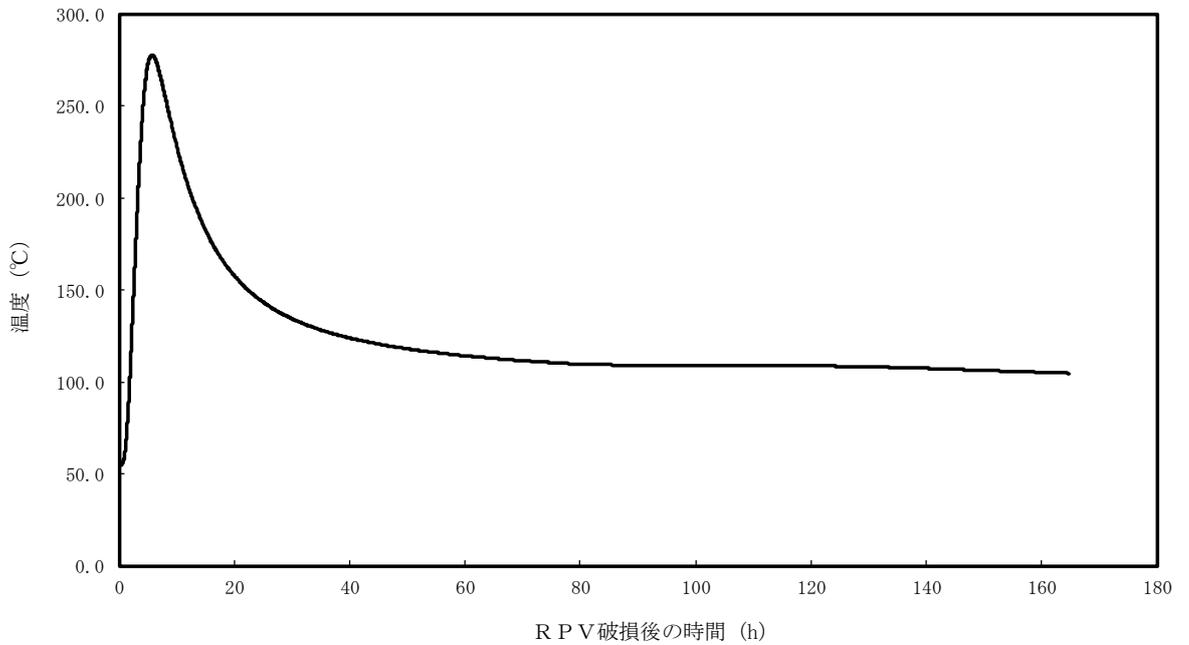


図 11-5 床スラブ上面温度 (ベースケース)

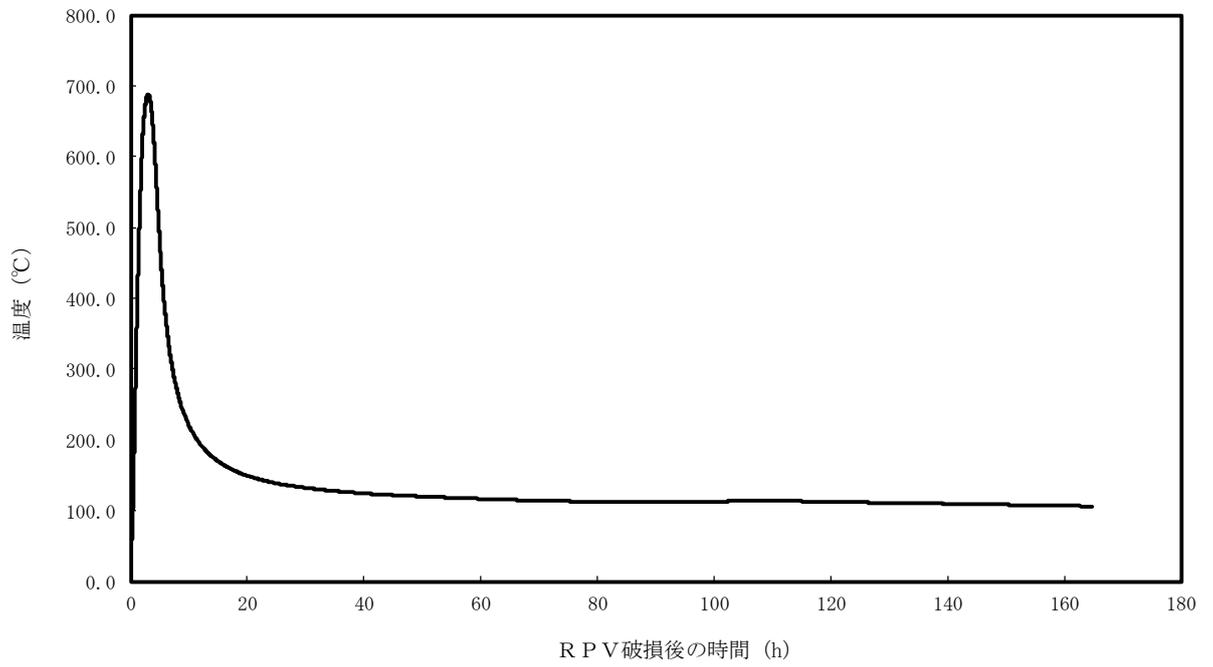


図 11-6 床スラブ上面温度 (感度解析ケース)

11.4 評価結果

温度分布解析の解析モデル及び結果を図 11-7～図 11-11 に示す。

図 11-7 は解析モデル及び評価点，図 11-8 及び図 11-10 は温度分布の時刻履歴，図 11-9 及び図 11-11 は各時刻における温度分布のコンター図を示す。

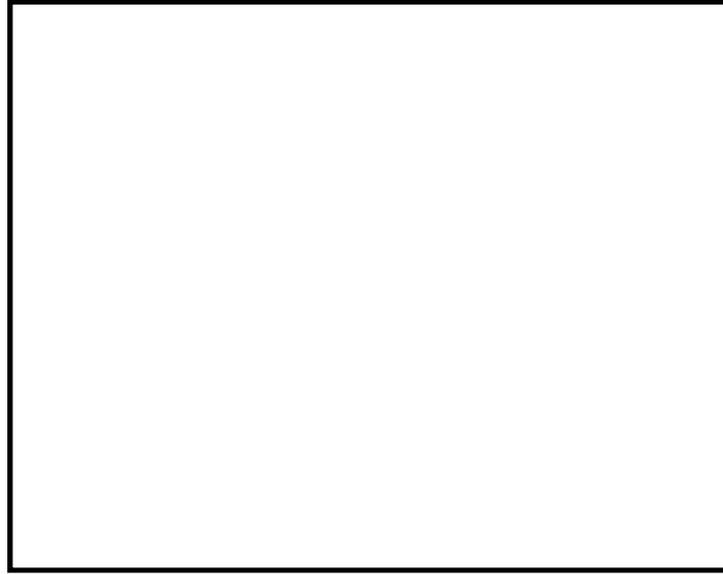


図 11-7 解析モデル及び評価点

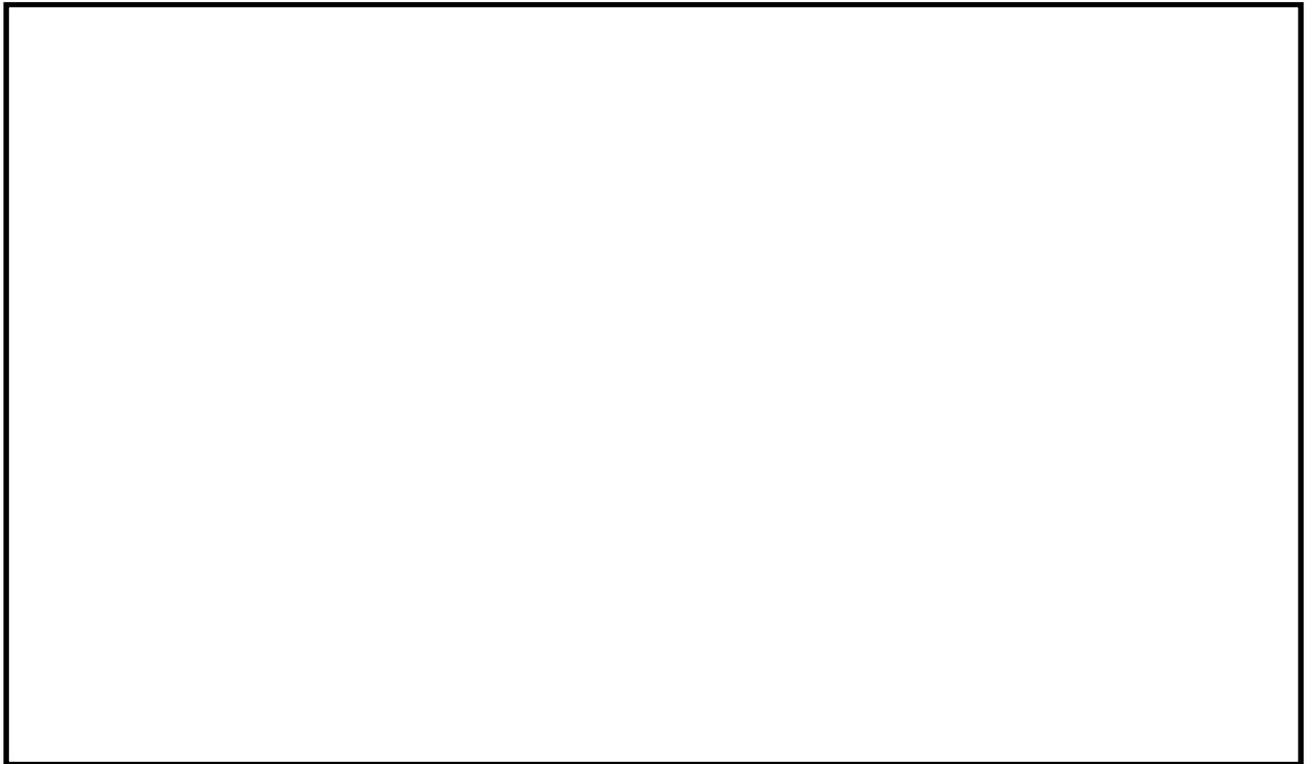


図 11-8 温度分布履歴 (ベースケース)

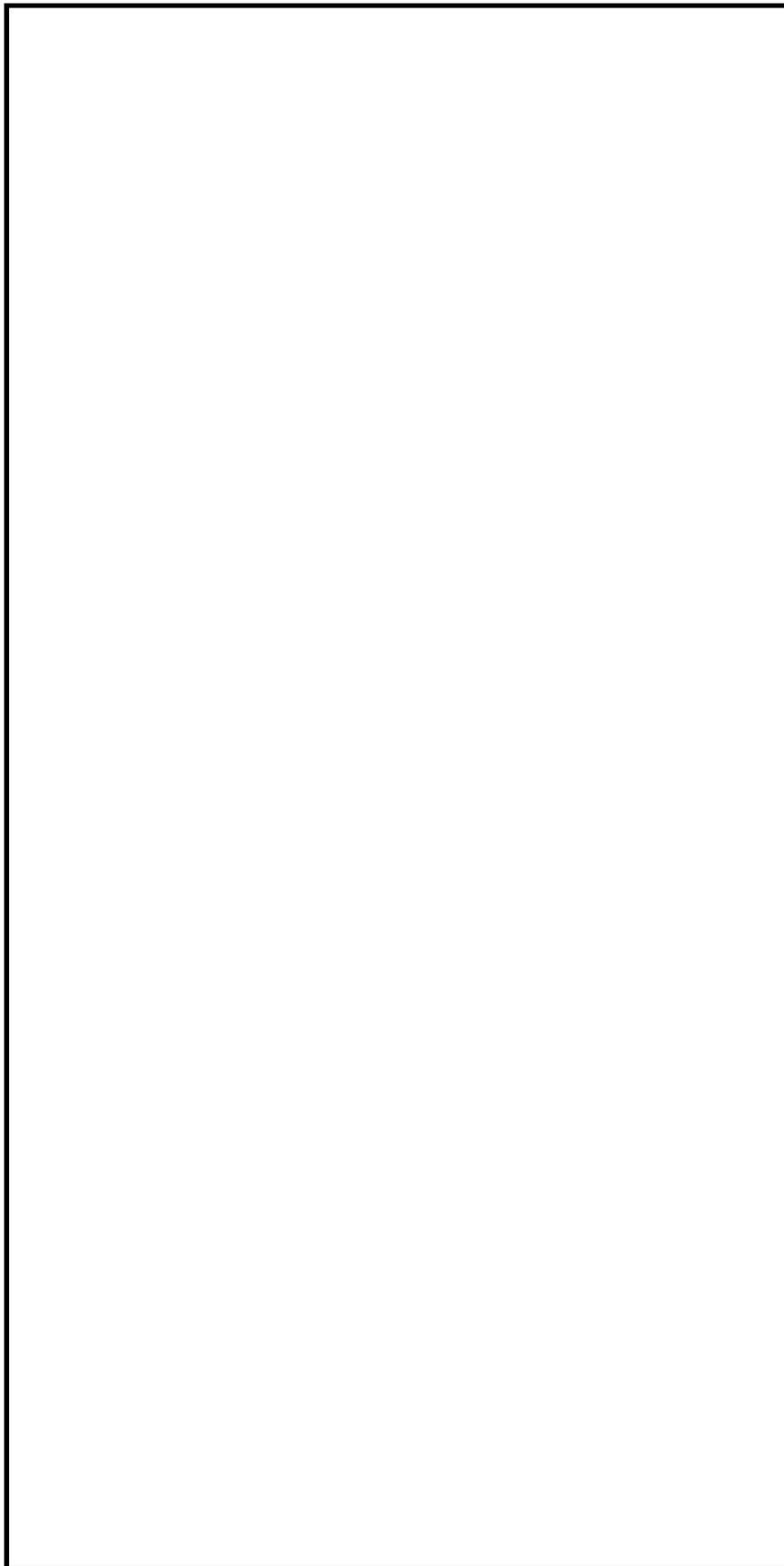


図 11-9 各時刻における温度分布のコンター図 (ベースケース)

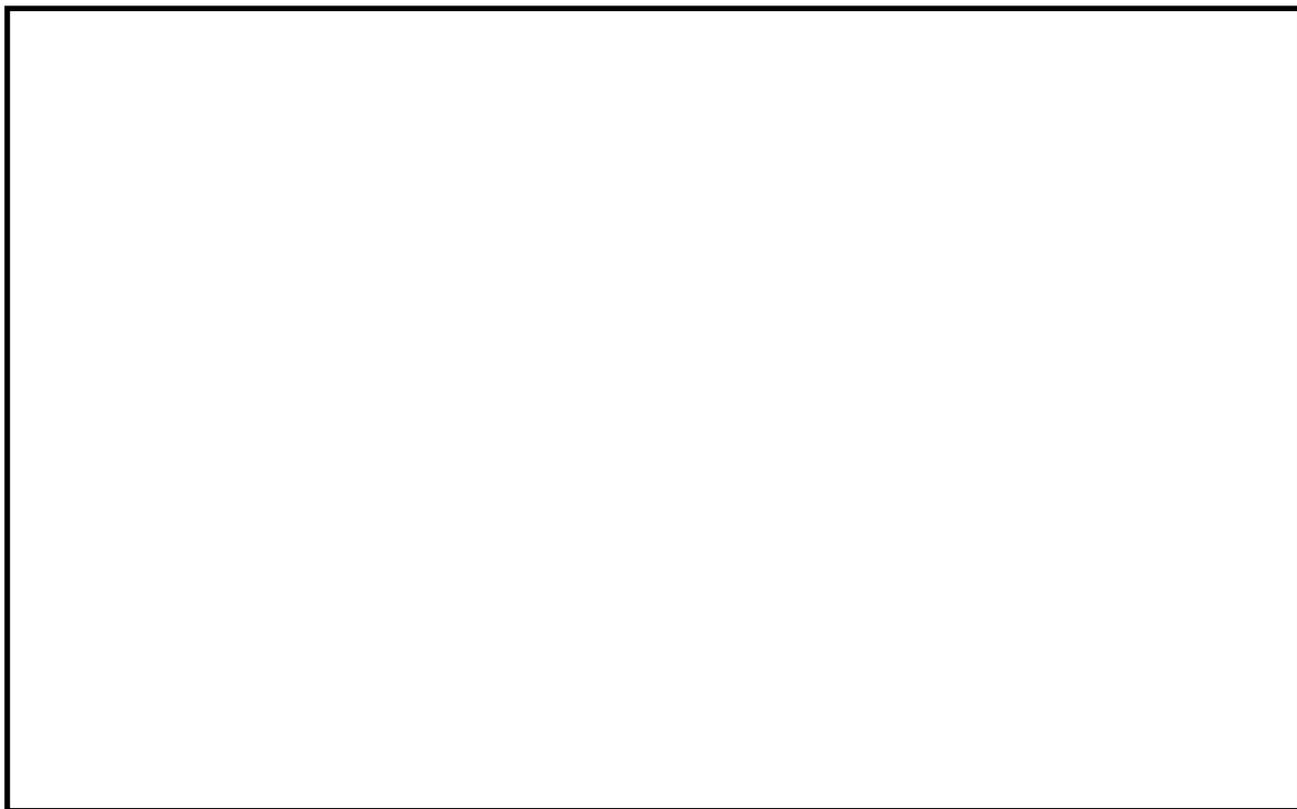


図 11-10 温度分布履歴（感度解析ケース）

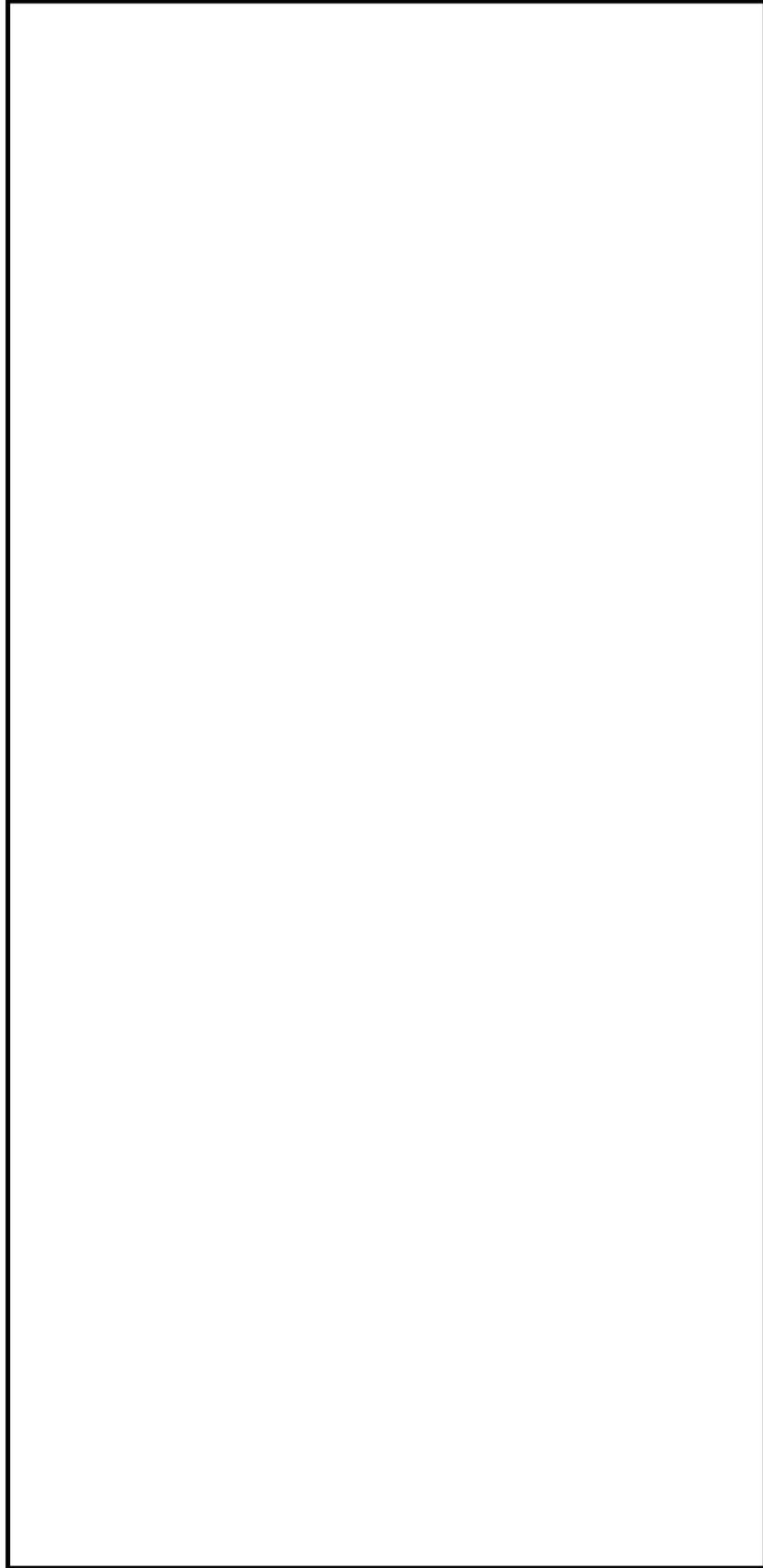


図 11-11 各時刻における温度分布のコンター図（感度解析ケース）

ベースケースについては、図 11-8 に示す各評価点における温度の時刻歴より、2.2 時間後の溶融デブリ接触面 N201 と隣接する下地材評価点 N181 の温度は鋼材の融点 1500 °C を超えるが、床スラブ上面 N1 と隣接する下地材評価点 N21 の温度は約 290 °C となり、下地材が全溶融しないことが確認できる。また、床スラブ上面と隣接する下地材の温度が最大となる 5.7 時間後の下地材評価点 N21 の温度は約 463 °C となり、下地材は全溶融しない。

更に、図 11-8 の各評価点での温度の時刻歴及び図 11-9 の温度分布のコンター図より、15 時間後の下地材の最大温度は約 780 °C となり、20 時間後には約 290 °C に下がり鋼材の融点を下回ることが確認できる。

感度解析ケースについては、図 11-10 に示す各評価点における温度の時刻歴より、2.8 時間後の溶融デブリ接触面 N201 と隣接する下地材評価点 N181 の温度は鋼材の融点 1500 °C を超えるが、床スラブ上面 N1 と隣接する下地材評価点 N21 の温度は約 800 °C となり、下地材が全溶融しないことが確認できる。

更に、図 11-10 の各評価点での温度の時刻歴及び図 11-11 の温度分布のコンター図より、15 時間後の下地材の最大温度は約 780 °C となり、20 時間後には約 280 °C に下がり鋼材の融点を下回ることが確認できる。

以上より、溶融デブリの熱に対し、鋼材の下地材は全溶融しないことを確認した。

ベースケース及び感度解析ケース共に、溶融デブリが選択的にライナ下地材を侵食したとしても、ライナ下地材が全て溶融しないため、溶融デブリはペデスタルスラブコンクリートまで到達せず、ライナ溶接部の下地材が溶融デブリ落下時のリークパスとなることはない。また、水平サポート材についても、先に侵食されることが想定されるライナ溶接部の下地材が溶融しないため、同様に溶融せず、溶融デブリによるコリウムシールド内部の鋼材の選択的侵食は生じない。

格納容器圧力逃がし装置の設計

目次

1. 概要	別添3-1
1.1 設置目的	別添3-1
1.2 基本性能	別添3-1
1.3 系統概要	別添3-1
2. 系統設計	別添3-3
2.1 設計方針	別添3-3
2.2 設計条件	別添3-6
2.3 格納容器圧力逃がし装置	別添3-6
2.3.1 系統構成	別添3-6
2.3.2 フィルタ装置	別添3-10
2.3.3 配置	別添3-20
2.4 付帯設備	別添3-30
2.4.1 計装設備	別添3-30
2.4.2 電源設備	別添3-37
2.4.3 給水設備	別添3-40
2.4.4 可搬型窒素供給装置	別添3-41
2.4.5 排水設備	別添3-43
2.4.6 格納容器圧力逃がし装置排気筒排水設備	別添3-44
3. フィルタ性能	別添3-45
3.1 フィルタ装置による放射性物質の除去原理	別添3-45
3.1.1 エアロゾルの除去原理	別添3-45
3.1.2 ガス状放射性よう素の除去原理	別添3-50
3.2 運転範囲	別添3-53
3.3 性能検証試験結果	別添3-54
3.3.1 性能検証試験の概要	別添3-54
3.3.2 エアロゾルの除去性能試験結果	別添3-59
3.3.3 ガス状放射性よう素の除去性能試験結果	別添3-67
3.3.4 フィルタ装置の継続使用による性能への影響	別添3-71
4. 設備の維持管理	別添3-75

別紙

別紙1 可燃性ガスの爆発防止対策について	別添3-83
別紙2 格納容器圧力逃がし装置の系統設計条件の考え方について	別添3-103
別紙3 流量制限オリフィスの設定方法について	別添3-113
別紙4 スクラビング水の保有水量の設定根拠及び健全性について	別添3-117
別紙5 格納容器圧力逃がし装置隔離弁の人力操作について	別添3-138
別紙6 ベント実施に伴う作業等の作業員の被ばく評価	別添3-142

1. 概要

1.1 設置目的

炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器破損及び原子炉格納容器内の水素による爆発を防止するため、格納容器圧力逃がし装置を設置する。本系統はフィルタ装置（フィルタ容器、スクラビング水、金属フィルタ、よう素除去部）を通して放射性物質を低減した上で、原子炉格納容器内の雰囲気ガスを放出することで、原子炉格納容器内の圧力及び温度を低下させるとともに、原子炉格納容器内に滞留する水素を大気へ放出する機能を有する。

また、設計基準事故対処設備の有する最終ヒートシンクへ熱を輸送する機能が喪失した場合に、炉心の著しい損傷及び原子炉格納容器破損を防止するために、大気を最終ヒートシンクとして熱を輸送する機能を有する。

1.2 基本性能

格納容器圧力逃がし装置は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器に発生するガスを、フィルタ装置を通して大気に逃がすことで、放出される粒子状の放射性物質（セシウム等）を低減する。このため、放射性物質による環境への汚染の視点も含め、環境への影響をできるだけ小さくとどめるものとして定められているC s-137の放出量が100 TBqを下回ることができる性能を有したものとする。

フィルタ装置としては、上述したC s-137の放出量制限を満足させるため、粒子状放射性物質除去効率99.9%以上の性能を有する装置を採用する。

また、当該装置は、ガス状放射性よう素の除去効率として、無機よう素は99%以上、有機よう素は98%以上の性能を有する。

1.3 系統概要

図1.3-1に系統概要を示す。

本系統は、フィルタ装置、圧力開放板等で構成する。本系統は、中央制御室からの操作で、第一弁及び第二弁を「全開」とすることにより、原子炉格納容器内の雰囲気ガスを、ドライウェル又はサプレッション・チェンバより抜き出し、フィルタ装置にて放射性物質を低減させた後に、排気管を通して原子炉建屋屋上位置（EL. 約65 m）で放出する。

本系統は、排気ラインに圧力開放板を設け、水素爆発防止のため系統内を不活性ガス（窒素）で置換した状態で待機する際の大气との隔壁とする。この圧力開放板は、原子炉格納容器からの排気の妨げにならないように、原子炉格納容器からの排気圧力と比較して十分小さい圧力に設定する。

本系統は、中央制御室からの操作を可能とするため、代替電源設備からの給電を可能とするが、電源の確保ができない場合であっても、放射線量率の低い原子炉建屋付属棟（二次格納施設外）より遠隔で操作することができる。

なお、原子炉格納容器からの排気時に、高線量率となるフィルタ装置等からの被ばくを低減するために、必要な遮蔽等を行う。

2. 系統設計

2.1 設計方針

格納容器圧力逃がし装置は、想定される重大事故等が発生した場合において、原子炉格納容器の過圧破損及び原子炉格納容器内の水素による爆発を防止するとともに、大気を最終ヒートシンクとして熱を輸送できるよう、以下の事項を考慮した設計とする。

(1) 格納容器圧力逃がし装置の設置

炉心の著しい損傷が発生した場合において原子炉格納容器の過圧による破損を防止するために必要な重大事故等対処設備のうち、原子炉格納容器内の圧力を大気中に逃がすための設備として、格納容器圧力逃がし装置を設ける設計とする。

- a. 格納容器圧力逃がし装置は、フィルタ装置（フィルタ容器、スクラビング水、金属フィルタ、よう素除去部）、圧力開放板、配管・弁類、計測制御装置等で構成し、格納容器圧力逃がし装置は、原子炉格納容器内雰囲気ガスを不活性ガス系及び耐圧強化ベント系を經由して、フィルタ装置へ導き、放射性物質を低減させた後に原子炉建屋原子炉棟屋上に設ける放出口から排出（系統設計流量13.4 kg/s）することで、排気中に含まれる放射性物質の環境への放出量を低減しつつ、原子炉格納容器内の圧力及び温度を低下できる設計とする。なお、炉心の著しい損傷等を防止するため、格納容器圧力逃がし装置を使用した場合に放出される放射性物質の放出量に対して、設置（変更）許可において敷地境界での線量評価を行い、実効線量が5 mSv以下であることを確認している。
- b. フィルタ装置は、排気中に含まれる粒子状放射性物質、ガス状の無機よう素及び有機よう素を除去できる設計とする。また、無機よう素をスクラビング水中に捕集・保持するためにアルカリ性の状態（pH13以上）に維持する設計とする。放射性物質除去能力の設計条件を表2.1-1に示す。

表2.1-1 放射性物質除去能力の設計条件

	エアロゾル	無機よう素	有機よう素
DF	1000以上	100以上	50以上

- c. 格納容器圧力逃がし装置は、サプレッション・チェンバ及びドライウエルと接続し、いずれからも排気できる設計とする。サプレッション・チェンバ側からの排気ではサプレッション・チェンバの水面からの高さを確保し、ドライウエル側からの排気では、ドライウエル床面からの高さを確保する設計とするとともに燃料有効長頂部よりも高い位置に接続箇所を設けることで、長期的にも熔融炉心及び水没の悪影響を受けない設計とする。
- d. 格納容器圧力逃がし装置は、排気中に含まれる可燃性ガスによる爆発を防ぐため、系統内を不活性ガス（窒素）で置換した状態で待機させ、不活性ガスで置換できる設計とするとともに、系統内に可燃性ガスが蓄積する可能性のある箇所にはベントラインを設け、可燃性ガスを排出できる設計とすることで、系統内で水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に達することを防止できる設計とする。

- e. 格納容器圧力逃がし装置は、他の発電用原子炉施設とは共用しない設計とする。また、格納容器圧力逃がし装置と他の系統・機器を隔離する弁は直列で2個設置し、格納容器圧力逃がし装置と他の系統・機器を確実に隔離することで、悪影響を及ぼさない設計とする。
- f. 格納容器圧力逃がし装置の使用に際しては、原子炉格納容器が負圧とならないよう、代替格納容器スプレイ冷却系等による原子炉格納容器内へのスプレイは停止する運用を保安規定に定めて管理する。仮に、原子炉格納容器内にスプレイする場合においても、原子炉格納容器内圧力が規定の圧力まで減圧した場合には、原子炉格納容器内へのスプレイを停止する運用を保安規定に定めて管理する。
- g. 格納容器圧力逃がし装置使用時の排出経路に設置される隔離弁は、遠隔人力操作機構(個数4)により容易かつ確実に操作が可能な設計とする。
- h. 排出経路に設置される隔離弁の電動弁については、常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電により、中央制御室から操作が可能な設計とする。
- i. 系統内に設ける圧力開放板は、格納容器圧力逃がし装置の使用の妨げにならないよう、原子炉格納容器からの排気圧力と比較して十分に低い圧力で破裂する設計とする。
- j. 格納容器圧力逃がし装置のフィルタ装置は、格納容器圧力逃がし装置格納槽(地下埋設)内に設置し、格納容器圧力逃がし装置使用後に高線量となるフィルタ装置等の周囲には遮蔽体(フィルタ装置遮蔽、配管遮蔽)を設け、格納容器圧力逃がし装置の使用時に本系統内に蓄積される放射性物質から放出される放射線から作業員を防護する設計とする。
- k. 格納容器圧力逃がし装置は、水の放射線分解により発生する水素がフィルタ装置内に蓄積することを防止するため、格納容器圧力逃がし装置使用後にフィルタ装置スクラビング水を移送ポンプ(容量10 m³/h/個、揚程40 m、個数1)によりサプレッション・チェンバへ移送できる設計とする。
- l. 格納容器圧力逃がし装置は、西側淡水貯水設備又は代替淡水貯槽から、可搬型代替注水中型ポンプ又は可搬型代替注水大型ポンプによりフィルタ装置にスクラビング水を補給できる設計とする。
- m. 代替循環冷却系及び格納容器圧力逃がし装置は、共通要因によって同時に機能を損なわないよう、原理の異なる冷却及び原子炉格納容器内の減圧手段を用いることで多様性を有する設計とする。
- n. 格納容器圧力逃がし装置は、人力により排出経路に設置される隔離弁を操作できる設計とすることで、代替循環冷却系に対して駆動源の多様性を有する設計とする。
- o. 代替循環冷却系の代替循環冷却系ポンプ、残留熱除去系熱交換器及びサプレッション・チェンバは原子炉建屋原子炉棟内に設置し、格納容器圧力逃がし装置のフィルタ装置は原子炉建屋近傍の格納容器圧力逃がし装置格納槽(地下埋設)に、第二弁操作室遮蔽、第二弁操作室空気ボンベユニット(空気ボンベ)及び第二弁操作室差圧計は原子炉建屋付属棟に、圧力開放板は原子炉建屋近傍の屋外に設置することで共通要因によって同時に機能を損なわないよう位置的分散を図る設計とする。

- p. 代替循環冷却系と格納容器圧力逃がし装置は、共通要因によって同時に機能を損なわないよう、流路を分離することで独立性を有する設計とする。
- q. これらの多様性及び流路の独立性並びに位置的分散によって、代替循環冷却系と格納容器圧力逃がし装置は、互いに重大事故等対処設備として、可能な限りの独立性を有する設計とする。
- r. 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、原子炉格納容器内に滞留する水素及び酸素を大気へ排出するための設備として、格納容器圧力逃がし装置を設ける設計とする。
- s. 原子炉格納容器内に滞留する水素及び酸素を大気へ排出するための重大事故等対処設備として、格納容器圧力逃がし装置は、フィルタ装置（フィルタ容器、スクラビング水、金属フィルタ、よう素除去部）、圧力開放板、配管・弁類、計測制御装置等で構成し、炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器内雰囲気ガスを不活性ガス系等を経由して、フィルタ装置へ導き、放射性物質を低減させた後に原子炉建屋原子炉棟屋上に設ける放出口から排出（系統設計流量13.4 kg/s）することで、排気中に含まれる放射性物質の環境への排出を低減しつつ、ジルコニウム-水反応及び水の放射線分解等により発生する原子炉格納容器内の水素及び酸素を大気に排出できる設計とする。
- t. 格納容器圧力逃がし装置は、排気中に含まれる可燃性ガスによる爆発を防ぐため、系統内を不活性ガス（窒素）で置換した状態で待機させ、ベント開始後においても不活性ガスで置換できる設計とし、排出経路に可燃性ガスが蓄積する可能性のある箇所にはベントラインを設け、可燃性ガスを排出できる設計とすることで、系統内で水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に達することを防止できる設計とする。
- u. 格納容器圧力逃がし装置使用時の排出経路に設置される第一弁（サプレッション・チェンバ側）、第一弁（ドライウェル側）、第二弁及び第二弁バイパス弁は、中央制御室のスイッチで操作が可能な設計とし、また、駆動源喪失時であっても人力により容易かつ確実に操作が可能な遠隔人力操作機構（個数4）を有する設計とする。
- v. 窒素ガス代替注入系は、可燃性ガスによる爆発及び原子炉格納容器の負圧破損を防止するために、窒素供給装置及び窒素供給装置用電源車を用いて原子炉格納容器内に不活性ガス（窒素）の供給が可能な設計とする。
- w. 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に必要な重大事故等対処設備のうち、原子炉格納容器内を不活性化するための設備として、窒素供給装置を設ける設計とする。
- x. 可搬型窒素供給装置は、窒素供給装置及び窒素供給装置用電源車で構成し、原子炉格納容器内に窒素を供給することで、ジルコニウム-水反応及び水の放射線分解等により原子炉格納容器内に発生する水素及び酸素の濃度を可燃限界未満にできる設計とする。

2.2 設計条件

本システムにおける設備の設計条件を表 2.2-1 に示す。

表 2.2-1 設計条件

設計条件		設定根拠
最高使用圧力	620 kPa [gage]	原子炉格納容器の限界圧力を考慮し、2Pd（最高使用圧力 310 kPa [gage] の 2 倍）とする。
最高使用温度	200 °C	原子炉格納容器の限界温度を考慮し、200 °Cとする。
設計流量	13.4 kg/s (格納容器圧力 310 kPa [gage] において)	<input type="text"/> の飽和蒸気量を、ベント開始圧力が低い場合（310 kPa [gage]）であっても排出可能な流量とする。
フィルタ装置内発熱量	500 kW	想定されるフィルタ装置に捕集及び保持される放射性物質の崩壊熱に対して十分な余裕を見込み、原子炉定格熱出力の 0.015 %に相当する発熱量とする。
エアロゾル移行量	400 kg	想定されるフィルタ装置に移行するエアロゾルの量（38 kg）に対して十分な余裕を見込み、400 kg とする。
よう素の炉内内蔵量	<input type="text"/> kg	BWRプラントにおける代表炉心（ABWR*）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して、東海第二発電所の熱出力（3293 MW）を考慮して算出した結果、 <input type="text"/> kg とする。
耐震条件	基準地震動 S_s にて機能維持	基準地震動 S_s にて機能を維持する。

注記 * : 炉心比出力が高いほど炉心内蔵量が高くなることから、炉心比出力が高い ABWR を代表させ、1 MW 当りの炉心内蔵量を評価している。また、ORIGEN2 コードでは、保守的に 1 サイクル 13 カ月（395 日）に対して、1 サイクル 10,000 時間（416 日）の燃焼期間を仮定している。

2.3 格納容器圧力逃がし装置

2.3.1 システム構成

本システムは、屋外地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置するフィルタ装置、原子炉格納容器からフィルタ装置までの入口配管、フィルタ装置から大気開放される出口配管、圧力開放板、計装設備、電源設備、給水設備、窒素供給装置及び排水設備で構成される。

(1) 配管等の構成

入口配管は、原子炉格納容器のサブプレッション・チェンバ及びドライウエルに接続された不活性ガス系配管が合流した下流に接続する耐圧強化ベント系配管から分岐し、弁を経由してフ

フィルタ装置に接続する。

出口配管には、待機時に窒素置換された系統と大気を隔離する圧力開放板を設置する。圧力開放板はベント開始時に微正圧で動作するものとし、信頼性の高いものを使用する。

フィルタ装置には、外部からスクラビング水を補給できるよう給水配管を設置する。また、外部から系統に窒素を供給できるよう窒素供給配管を設置する。また、ベント後の放射性物質を含むスクラビング水を原子炉格納容器（サプレッション・チェンバ）に移送するための移送ポンプ及び配管、さらに、万一、放射性物質を含むスクラビング水が格納容器圧力逃がし装置格納槽に漏えいした場合に、漏えい水を原子炉格納容器（サプレッション・チェンバ）に移送するための排水ポンプ及び配管を設置する。

図2.3.1-1に格納容器圧力逃がし装置の系統構成を示す。

(2) 材質及び構造

配管及び弁は、重大事故等クラス2機器として、「日本機械学会 発電用原子力設備規格 設計・建設規格（2005/2007）」クラス2の規定に準拠して設計する。材質は炭素鋼を基本とするが、使用環境に応じて耐食性の高いステンレス鋼を使用する。炭素鋼配管外面には防錆のため塗装を施し、特に屋外に敷設される配管の外面については、海塩粒子の付着による腐食防止の観点から、シリコン系等の防食塗装を行う。

遠隔人力操作機構については、隔離弁の操作軸にフレキシブルシャフトを接続し、二次格納施設外まで延長し、端部にハンドル又は遠隔操作器を取り付けて人力で操作できる構造とする。

圧力開放板については、ベント開始時の格納容器圧力（310 kPa[gage]）と比較して十分低い圧力で動作するように設定し、材料はステンレス鋼を使用する。

系統を構成する主要な機器の仕様を表2.3.1-1に、フィルタ装置及び配管の材質範囲を図2.3.1-2に示す。

(3) 系統の切替性

原子炉格納容器からフィルタ装置へ至る配管は、ベントを実施する際、接続する他系統と隔離し、流路を構成する必要がある。対象となる系統は、原子炉建屋ガス処理系、換気空調系及び耐圧強化ベント系である。これらの系統との取合いの弁は通常全閉状態であるが、開状態の場合でも中央制御室からの操作により、速やかに閉操作が可能である。

原子炉建屋ガス処理系及び換気空調系との取合いの弁は、フェイルクローズの空気駆動弁であることから、全交流動力電源喪失時には、全閉状態となる。また、耐圧強化ベント系との取合い弁は、電動駆動弁であり、耐圧強化ベント系は格納容器圧力逃がし装置が使用できない場合に使用する系統であるため、全閉状態を維持する。

以上より、原子炉格納容器からフィルタ装置へ至る配管は、ベントを実施する際、他系統と隔離し、流路の構成が可能である。

表 2.3.1-1 主要系統構成機器の仕様

(1) 配管

	口径	材質
a. フィルタ装置入口配管 (b. の範囲を除く)	450 A~600 A	炭素鋼
b. フィルタ装置周辺配管 (格納容器圧力逃がし装置格納槽 内に設置する範囲)	450 A (入口側) , 350 A~600 A (出口側)	ステンレス鋼
c. フィルタ装置出口配管 (b. の範囲を除く)	600 A	炭素鋼

(2) 隔離弁

	型式	駆動方式	口径
a. 第一弁 (サプレッション・チェンバ側)	バタフライ弁	電動駆動 (交流) +遠隔人力操作機構	600 A
b. 第一弁 (ドライウエル側)	バタフライ弁	電動駆動 (交流) +遠隔人力操作機構	600 A
c. 第二弁	バタフライ弁	電動駆動 (交流) +遠隔人力操作機構	450 A
d. 第二弁バイパス弁	バタフライ弁	電動駆動 (交流) +遠隔人力操作機構	450 A

(3) 遠隔人力操作機構

弁名称 (口径)	第一弁 (サプレッション・ チェンバ側) (600A)	第一弁 (ドライウエル側) (600A)	第二弁及び 第二弁バイパス弁 (450A)
フレキシブル シャフト長さ	約 12 m	約 25 m	約 15 m
個 数	1	1	2

(4) 圧力開放板

型式	設定破裂圧力	呼び径	材質	個数
引張型ラプチャ ディスク	0.08 MPa	600 A	ステンレス鋼	1

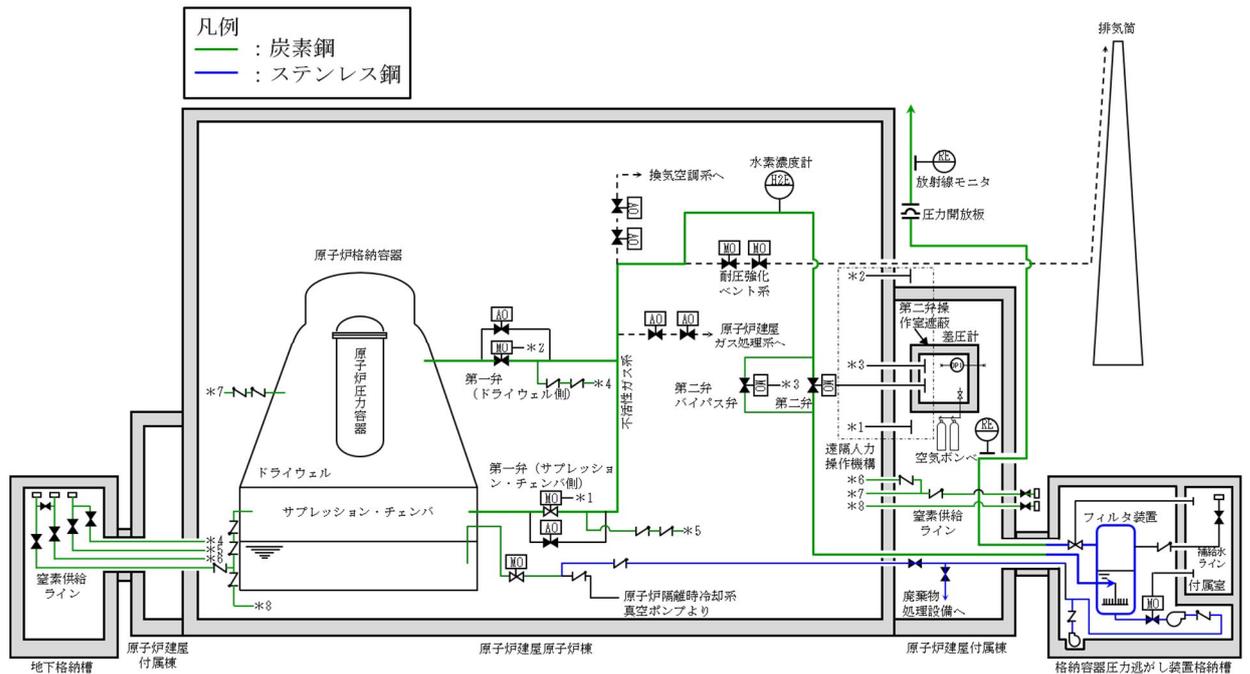


図 2.3.1-2 フィルタ装置及び配管の材質範囲

2.3.2 フィルタ装置

(1) フィルタ装置仕様

フィルタ装置は、スカート支持されるたて置円筒型の容器であり、常時スクラビング水を貯留する。容器下部にはベンチュリスクラバ（ベンチュリノズル及びスクラビング水）、上部には金属フィルタが設置され、これらを組み合わせてエアロゾルを除去する。

さらに、金属フィルタの後段に、容器内部による素除去部を設け、ガス状放射性よう素を捕集する物質（銀ゼオライト）を収納している。

フィルタ装置の主な仕様を以下に示す。

- a. 容器は、重大事故等クラス2容器として「日本機械学会 発電用原子力設備規格 設計・建設規格（2005/2007）」クラス2容器の規定に準拠して設計する。
- b. 容器内に貯留するスクラビング水量は、捕集した放射性物質の崩壊熱による減少を考慮し、設計条件であるフィルタ装置内発熱量500 kWに対して、ベント開始後 はベンチュリスクラバによる所定の放射性物質の除去性能が確保できるように設定する。
- c. 容器及び内部構造物の材料は、スクラビング水に添加されるアルカリ性の薬剤に対して、耐性に優れるステンレス鋼を使用する。
- d. 容器には、スクラビング水の減少分を補充するための注水用ノズル、スクラビング水を採取するための試料採取用ノズル及びスクラビング水を移送するためのドレン用ノズルを設ける。
- e. 容器は、ベンチュリノズル及び金属フィルタを内蔵する。

- f. 容器内部には、よう素除去部を設け、銀ゼオライトを収納する。
- g. 金属フィルタとよう素除去部の連絡管には、流量制限オリフィスを設け、原子炉格納容器より排出されるガスの体積流量をほぼ一定に保つ設計とする。

フィルタ装置の仕様を表 2.3.2-1 に、構造を図 2.3.2-1 に示す。

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R2

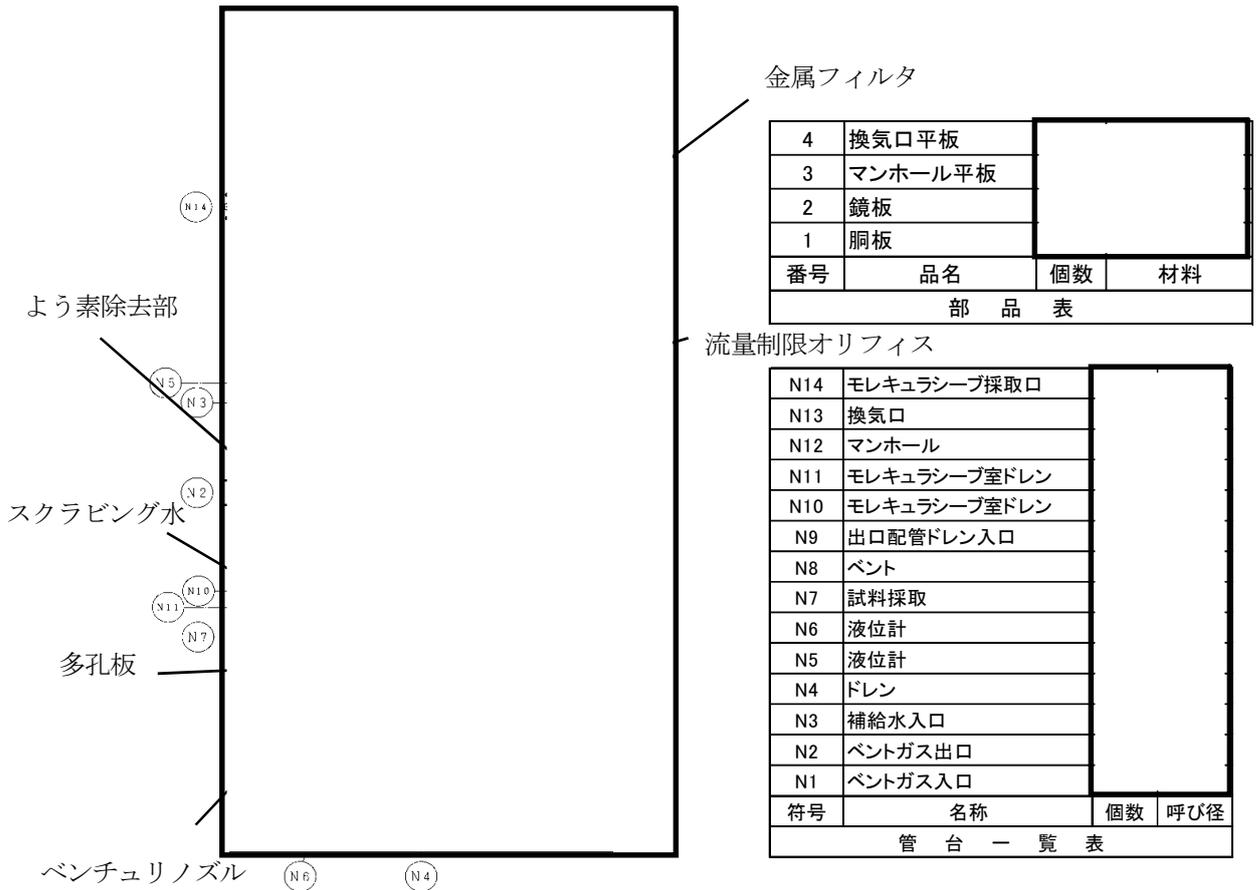


図 2.3.2-1 フィルタ装置概略図

(2) フィルタ仕様

a. ベンチュリスクラバ

ベンチュリスクラバは、ベンチュリノズル、スクラビング水で構成され、ベントガス中に含まれるエアロゾル及び無機よう素を捕集し、スクラビング水中に保持する。

ベンチュリノズルは、上部に行くにつれて緩やかに矩形断面の流路面積を増やして断面変化させており、上端は閉じて、側面に出口開口を設けている。また、ノズル中低部の最も流路断面が小さくなるスロート部の側面にスクラビング水を取り込む開口を設けている。これにより、スロート部で高流速とすることで、スロート部の圧力を周囲スクラビング水領域よりも低下させて側面開口からノズル周囲のスクラビング水を吸込み、ノズル内

に噴霧させる。ノズル内ではガスと噴霧水滴の流速の差でエアロゾルの捕集効率を高め、上端吐出部からスクラビング水中に排出させる。

ベンチュリノズルは、分配管に設置し、同一分配管上のベンチュリノズルは、分配管に対して直行させるとともに、同心円状のベンチュリノズルは、離隔距離を確保した配置とする。また、ベントガスは、スクラビング水中に [] に排出されたのち、減速し分配管の間を浮き上がっていく流れとなるため、同一分配管上の隣接ノズル及び同心円状の隣接ノズルへ与える影響はない。

また、スクラビング水には放射性の無機よう素 (I_2) を捕集、保持するため、 [] [] 及び [] が添加される。 [] [] は、揮発性の高い無機よう素を不揮発性のよう素イオン (I^-) に変化させ、 [] [] は、 [] の効果を安定させるために、スクラビング水を高アルカリ性の状態に維持する。

ベンチュリノズルの材質は、耐アルカリ性に優れるステンレス鋼とする。

ベンチュリノズルの機器仕様を表 2.3.2-1 に、スクラビング水の仕様を表 2.3.2-2 に、概略図を図 2.3.2-2 に、配置を図 2.3.2-3 に、ベンチュリノズルからのベントガスの流れの概要を図 2.3.2-4 に示す。

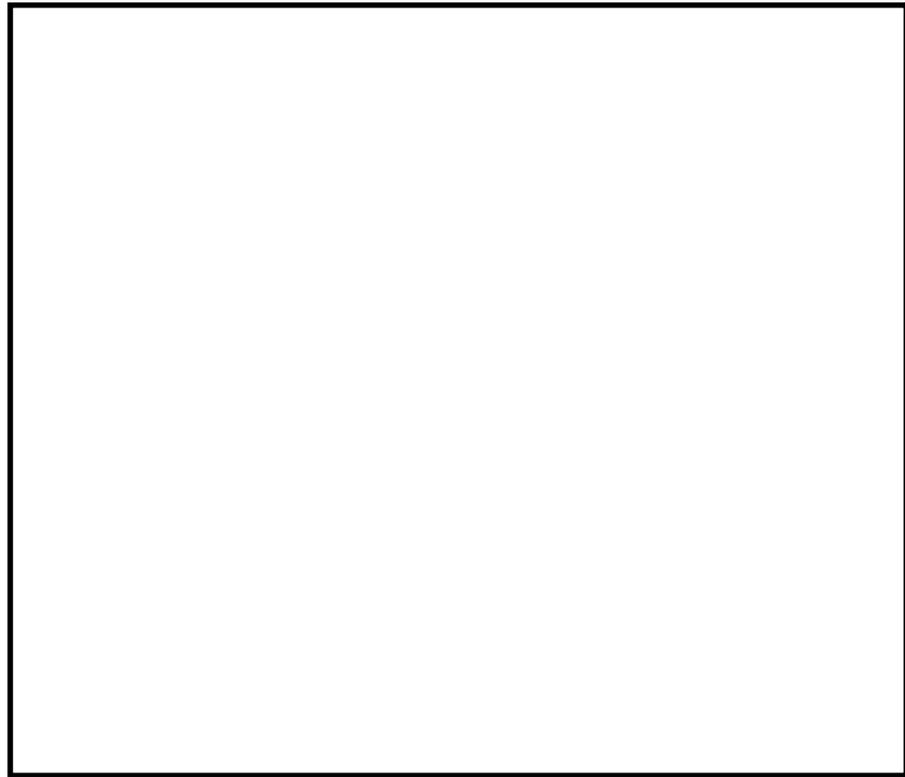


図 2.3.2-2 ベンチュリノズル概略図

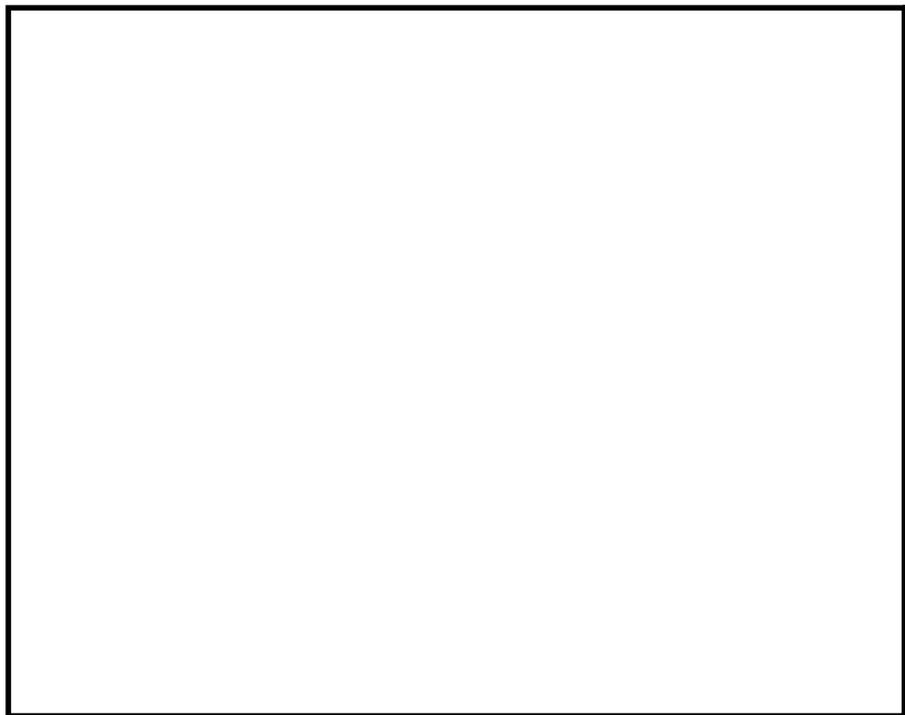


図 2.3.2-3 ベンチュリノズルの配置図



図 2.3.2-4 ベンチュリノズルからのベントガスの流れの概要

b. 金属フィルタ

金属フィルタは、ベンチュリスクラバで除去しきれなかったエアロゾルを除去する。

金属フィルタは、必要なフィルタ面積と最適なガス流速が得られるように、容器の上部に縦向きに配置される。金属フィルタはステンレス鋼製で、プレフィルタとメインフィルタを [] であり、周囲の型枠により容器内部に直接取り付けられる。

ベントガスは、スクラビング水を出た後、スクラビング水から生じる湿分（液滴）を含んでいる。長時間の運転でも高い除去効率を確保するため、 [] [] 湿分分離機構が設けられ、除去した液滴は、スクラビング水内にドレンされる。

金属フィルタの機器仕様を表 2.3.2-1 に、概略図及びフィルタ容器内の配置を図 2.3.2-5 及び図 2.3.2-6 に示す。

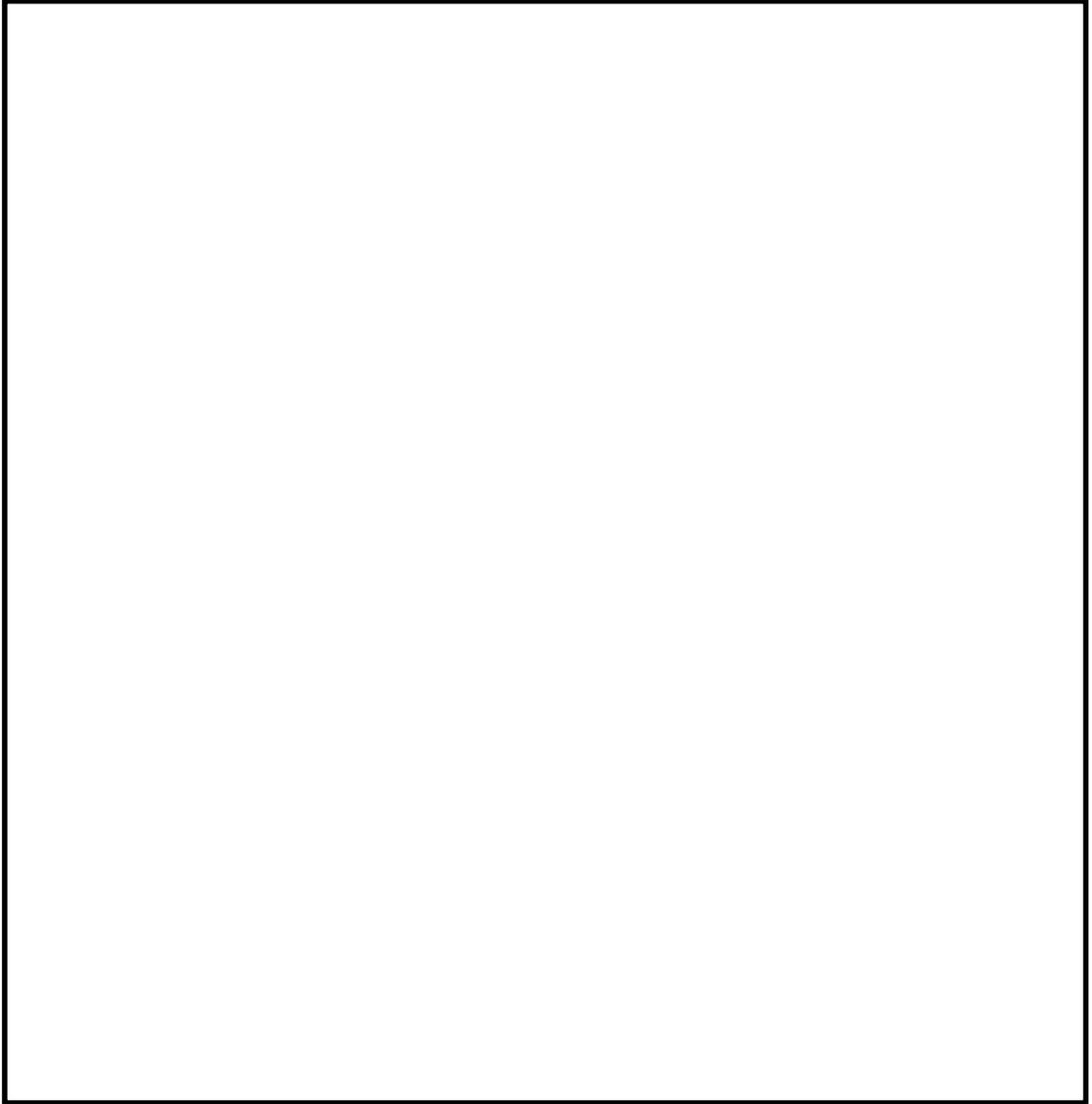


図 2.3.2-5 金属フィルタ概略図



図 2.3.2-6 フィルタ装置の断面図（金属フィルタ高さ）

(a) プレフィルタ及び湿分分離機構

プレフィルタ及び湿分分離機構は、ベントガスに含まれる液滴を凝集させる。ベントガスに含まれる液滴は、湿分分離機構 [] を通過する際、 [] [] ベントガス中から分離される。分離した液滴は、金属フィルタ下部に接続したドレン配管を介してスクラビング水中に戻る。

プレフィルタは、 [] の繊維径のものを使用し、 [] [] になっている。繊維の材質は、 [] ステンレス鋼を採用する。

湿分分離機構の概要を図 2.3.2-7 に、ドレン配管接続部の概要を図 2.3.2-8 に示す。



図 2.3.2-7 湿分分離機構の概略図



図 2.3.2-8 ドレン配管接続部の概略図

(b) メインフィルタ

メインフィルタは、の繊維径のものを使用し、
なっている。繊維の材質は、を採用する。

c. 流量制限オリフィス

ベントフィルタ内の体積流量をほぼ一定に保つため、金属フィルタ下流に流量制限オリフィスを設置する。流量制限オリフィスの穴径は、系統の圧力損失を考慮した上で、ベント開始時の格納容器圧力 (1Pd~2Pd) のうち、低い圧力 (1Pd) において、設計流量が確実に排気できるよう設定する。

なお、ベントガスは、により、
よう素除去部に供給される。

流量制限オリフィスの仕様を表 2.3.2-1 に示す。

d. よう素除去部

よう素除去部には、銀ゼオライトを収納し、ベントガスを通過させることで、ガス中に含まれる放射性のよう素を除去する。

銀ゼオライトの充填部は、 各充填部に充填孔を設け、万一、銀ゼオライトの交換が必要になった場合は、容器頂部のマンホールから充填孔を介して銀ゼオライトを充填もしくは吸引回収できる構造とする。

よう素除去部の仕様を表 2.3.2-1 に、概略図を図 2.3.2-9 に、フィルタ装置内のよう素除去部の配置を図 2.3.2-10 に示す。

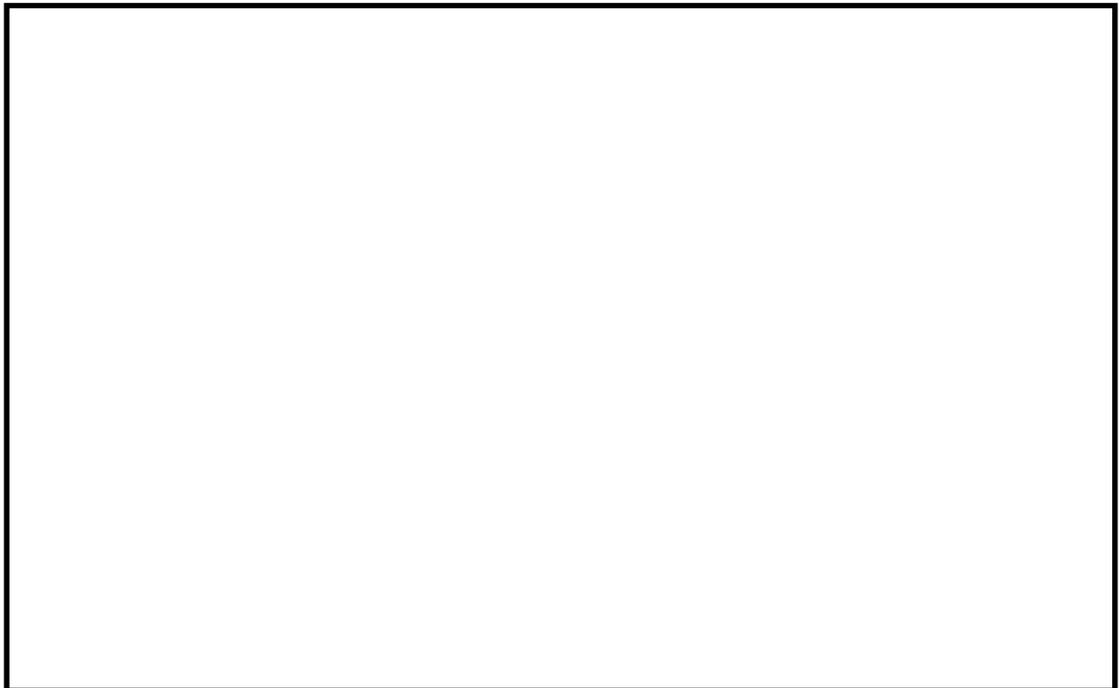


図 2.3.2-9 よう素除去部概略図



図 2.3.2-10 フィルタ装置の断面図（よう素除去部高さ）

表 2.3.2-1 フィルタ装置主要仕様

(1) 容器

型 式	たて置円筒形
材 質	ステンレス鋼 <input type="text"/>
胴 内 径	約 5 m
高 さ	約 10 m

(2) ベンチュリノズル

材 質	ステンレス鋼 <input type="text"/>
個 数	<input type="text"/>

(3) 金属フィルタ

材 質	ステンレス鋼 <input type="text"/>
寸 法	高さ 約 <input type="text"/> mm 横幅 約 <input type="text"/> mm 厚さ 約 <input type="text"/> mm
織 維 径	プレフィルタ 約 <input type="text"/> μm メインフィルタ 約 <input type="text"/> μm
個 数	<input type="text"/>
総 面 積	約 <input type="text"/> m ² (約 <input type="text"/> m ² /個)

(4) 流量制限オリフィス

型 式	同心オリフィス板
材 質	ステンレス鋼 <input type="text"/>
個 数	<input type="text"/>

(5) よう素除去部

材 質	銀ゼオライト
充 填 量	約 <input type="text"/> t
ベッ ド厚 さ	約 <input type="text"/> mm

表 2.3.2-2 スクラビング水仕様（待機水位時）

項 目	設定値
pH	13 以上

2.3.3 配置

フィルタ装置は、原子炉建屋外に地下埋設で設置する頑健な格納容器圧力逃がし装置格納槽の中に設置することで、地震や津波等の自然現象及び航空機衝突に対する耐性を高めている。格納容器圧力逃がし装置格納槽は、鉄筋コンクリート製であり、フィルタ装置に保持された放射性物質からの遮蔽を考慮した設計としている。また、最終ヒートシンクへ熱を輸送するための設計基準事故対処設備である残留熱除去系ポンプ、残留熱除去系熱交換器及び残留熱除去系海水ポンプ並びに重大事故等対処設備である緊急用海水ポンプに対して位置的分散を図っている。さらに、重大事故等対処設備である代替循環冷却系ポンプに対しても位置的分散を図っている。

フィルタ装置の配置を図 2.3.3-1、図 2.3.3-2 に示す。

格納容器圧力逃がし装置の配管については、ベント時に発生する蒸気凝縮で発生するドレン水による閉塞やこれに起因する水素及び酸素の滞留を防止するため、配置に留意する。具体的には配管ルートにUシール部ができないよう配置する。なお、新設部分については、水平配管に適切な勾配を設ける。

格納容器逃がし装置は、サプレッション・チェンバ及びドライウエルと接続し、いずれからも排気できる設計とするため、サプレッション・チェンバ側からの排気では、重大事故等時の最大水位（EL. 10.711 m）よりも高い位置（EL. 11.173 m）に接続箇所を設け、ドライウエル側からの排気では、燃料有効長頂部（EL. 29.495 m）よりも高い位置（EL. 33.646 m）に接続箇所を設ける。

格納容器圧力逃がし装置の配管ルート図を図 2.3.3-3～図 2.3.3-15 に示す。

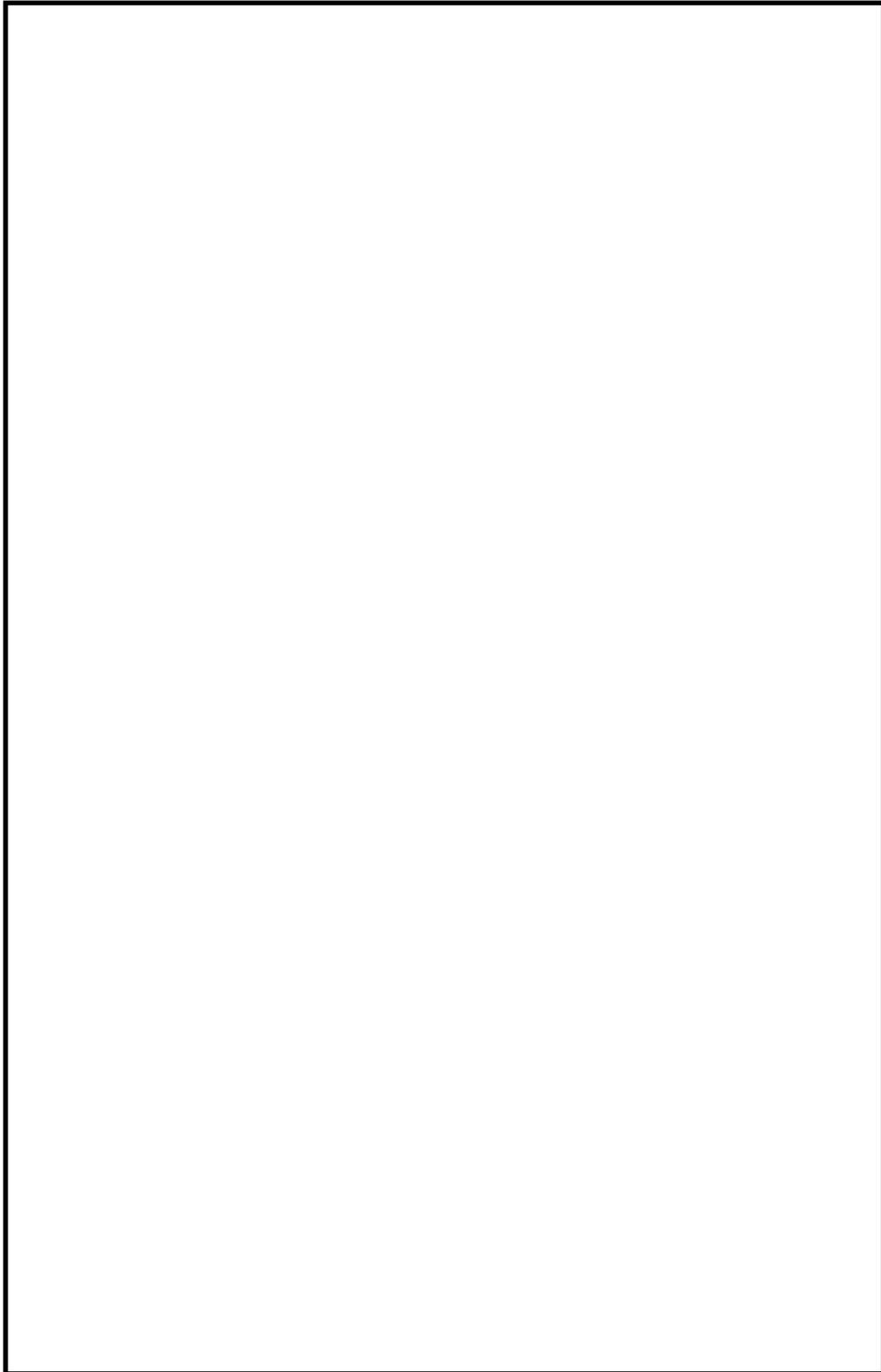


図 2.3.3-1 フィルタ装置配置 (原子炉建屋地下 2 階)

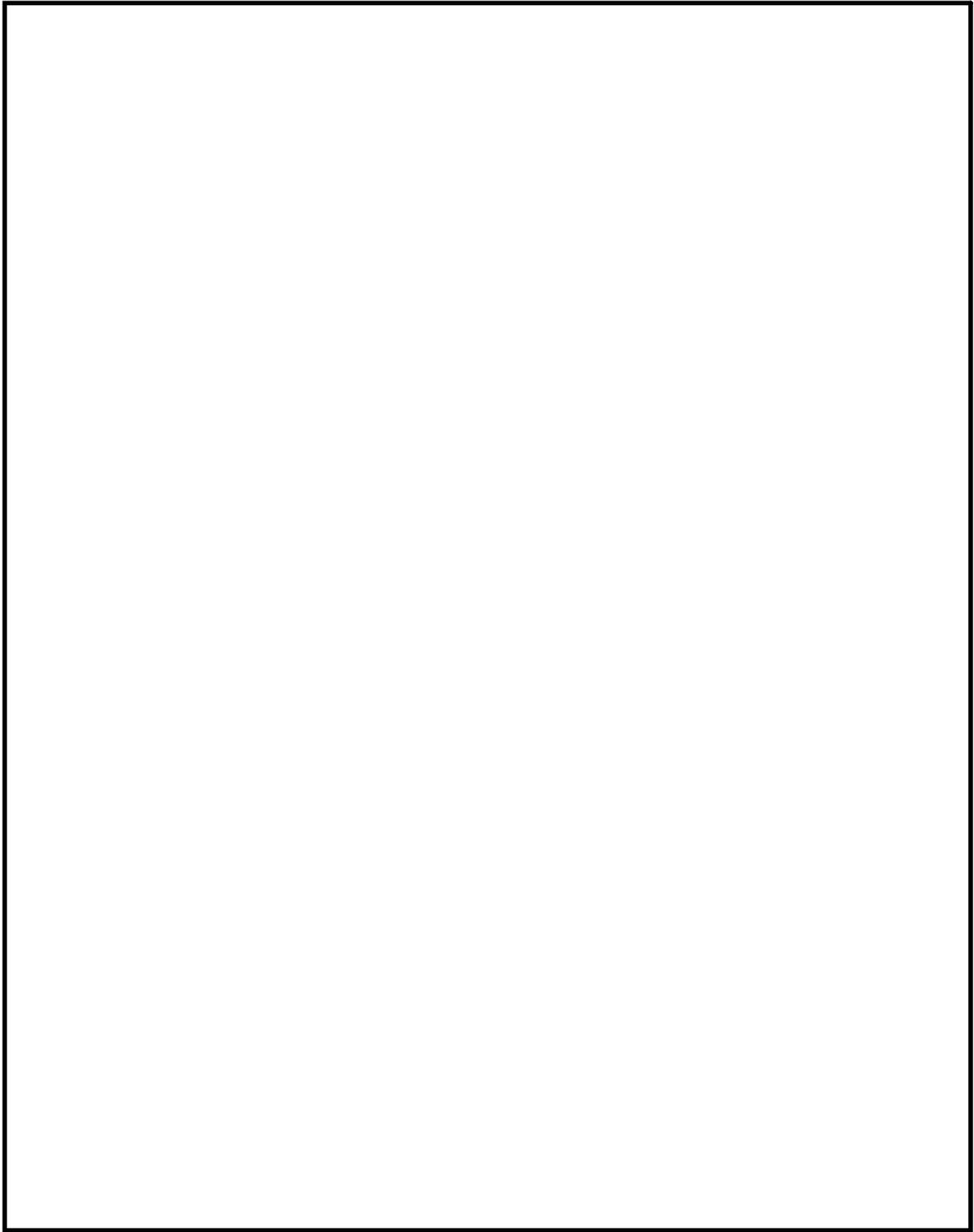


図 2.3.3-2 フィルタ装置配置図 (屋外)

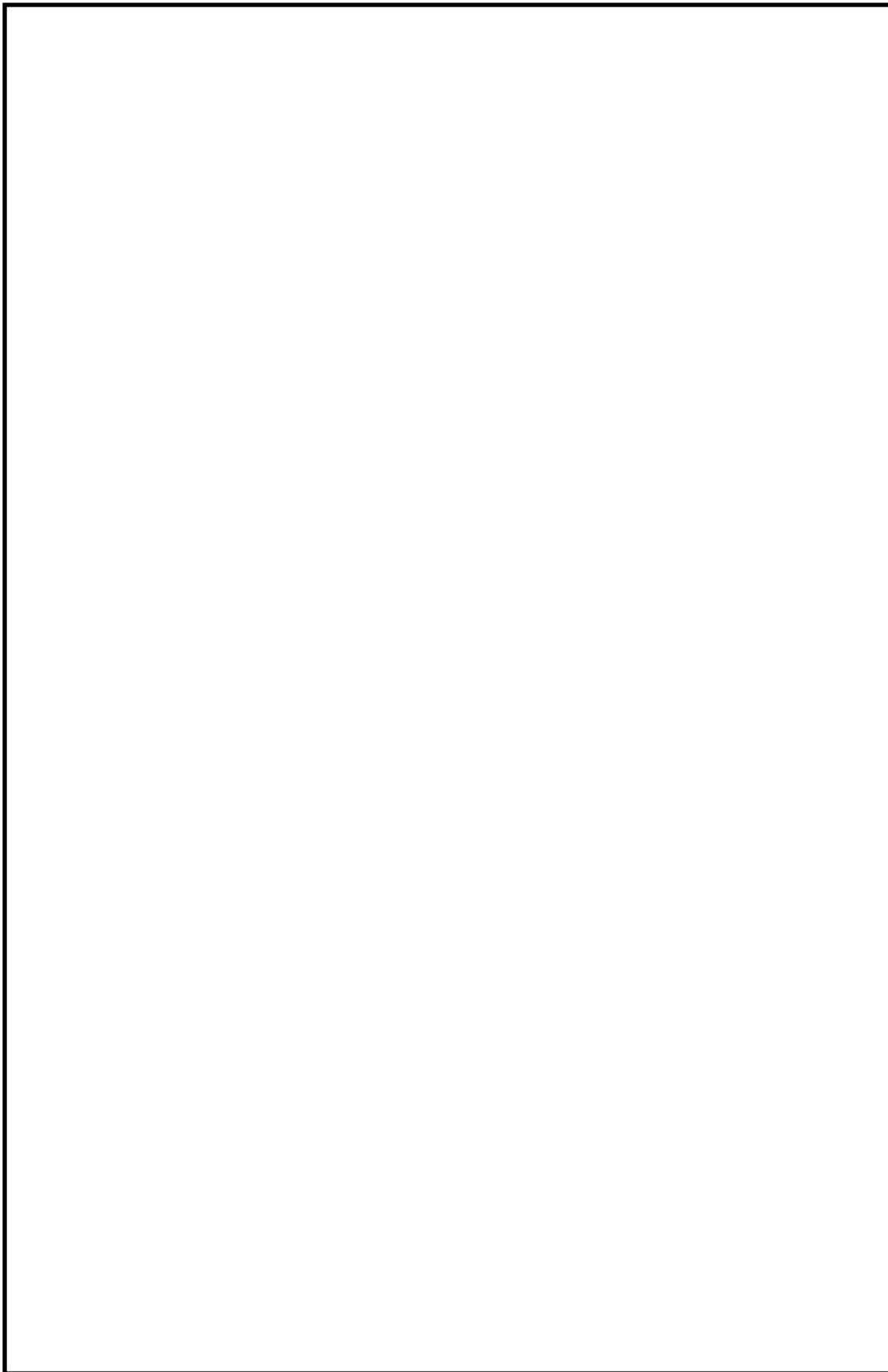


図 2.3.3-3 格納容器圧力逃がし装置 配管ルート図 (全体図)

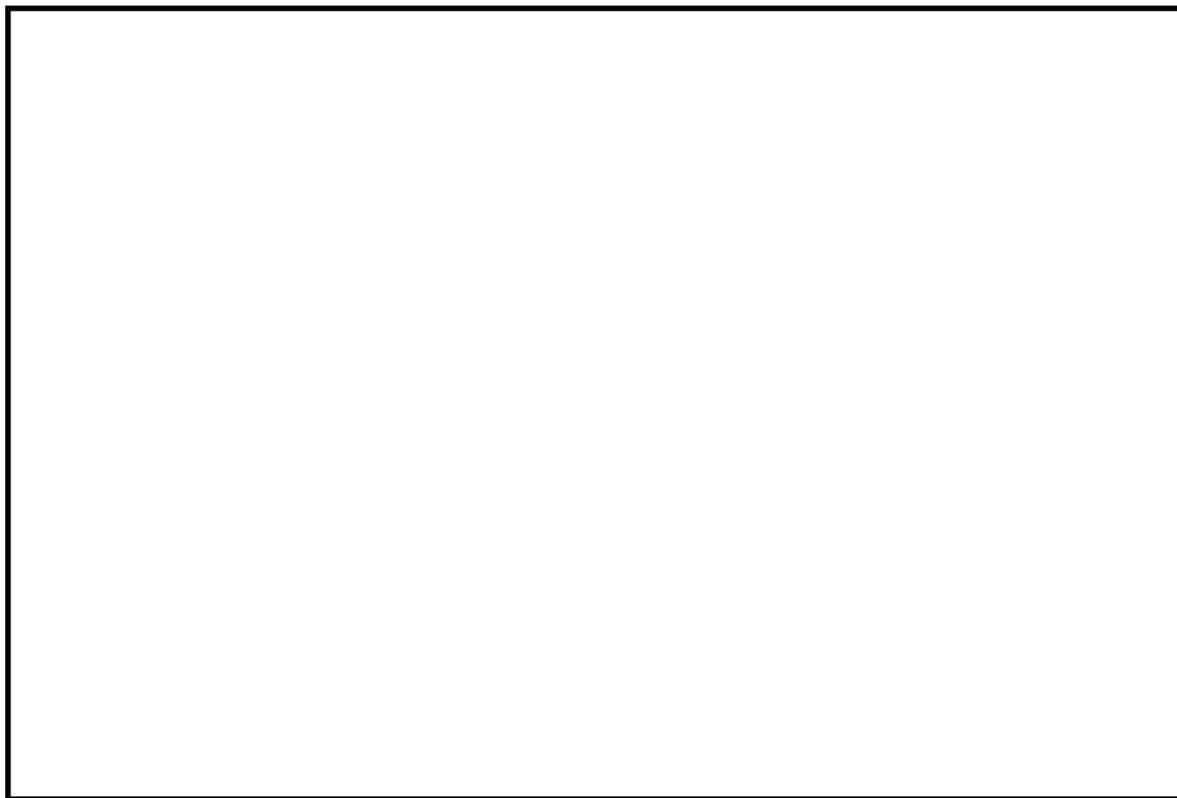


図 2.3.3-4 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (1/12)

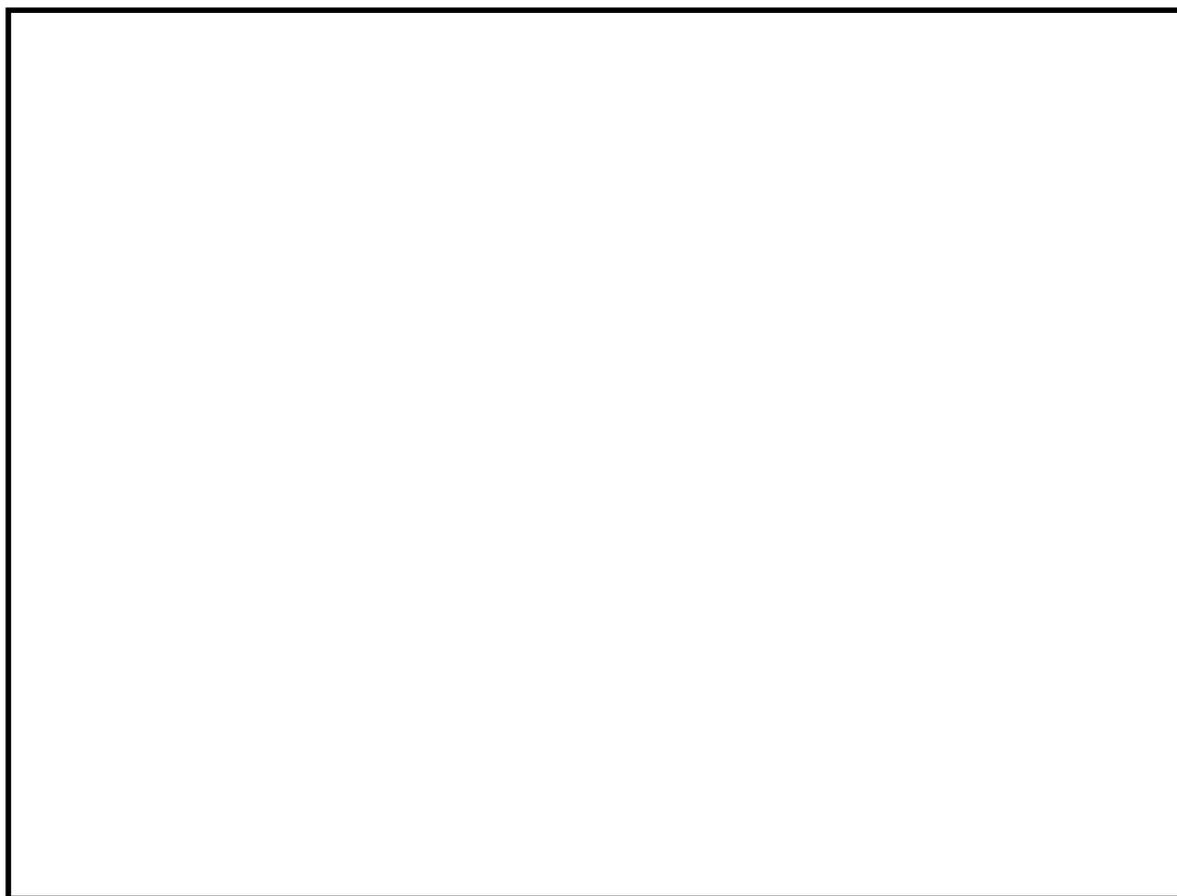


図 2.3.3-5 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (2/12)



図 2.3.3-6 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (3/12)

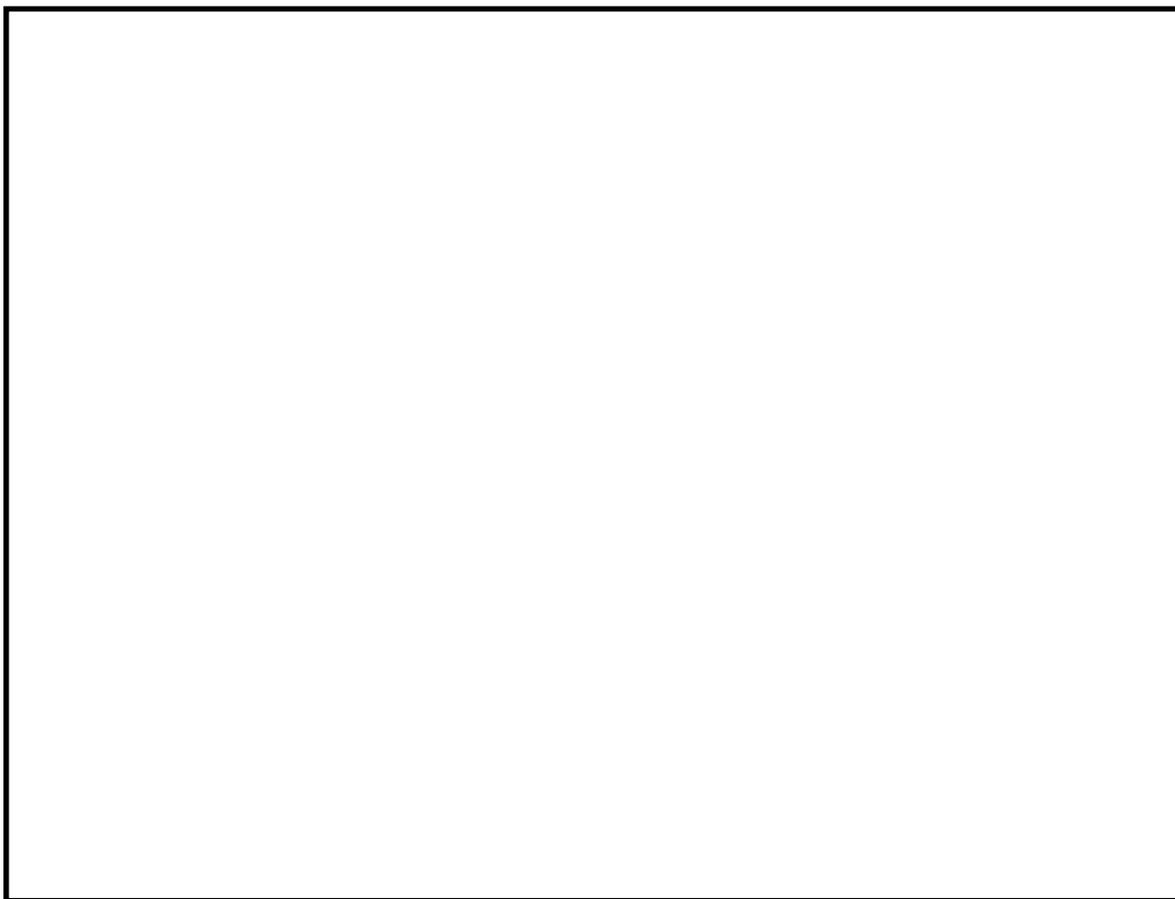


図 2.3.3-7 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (4/12)

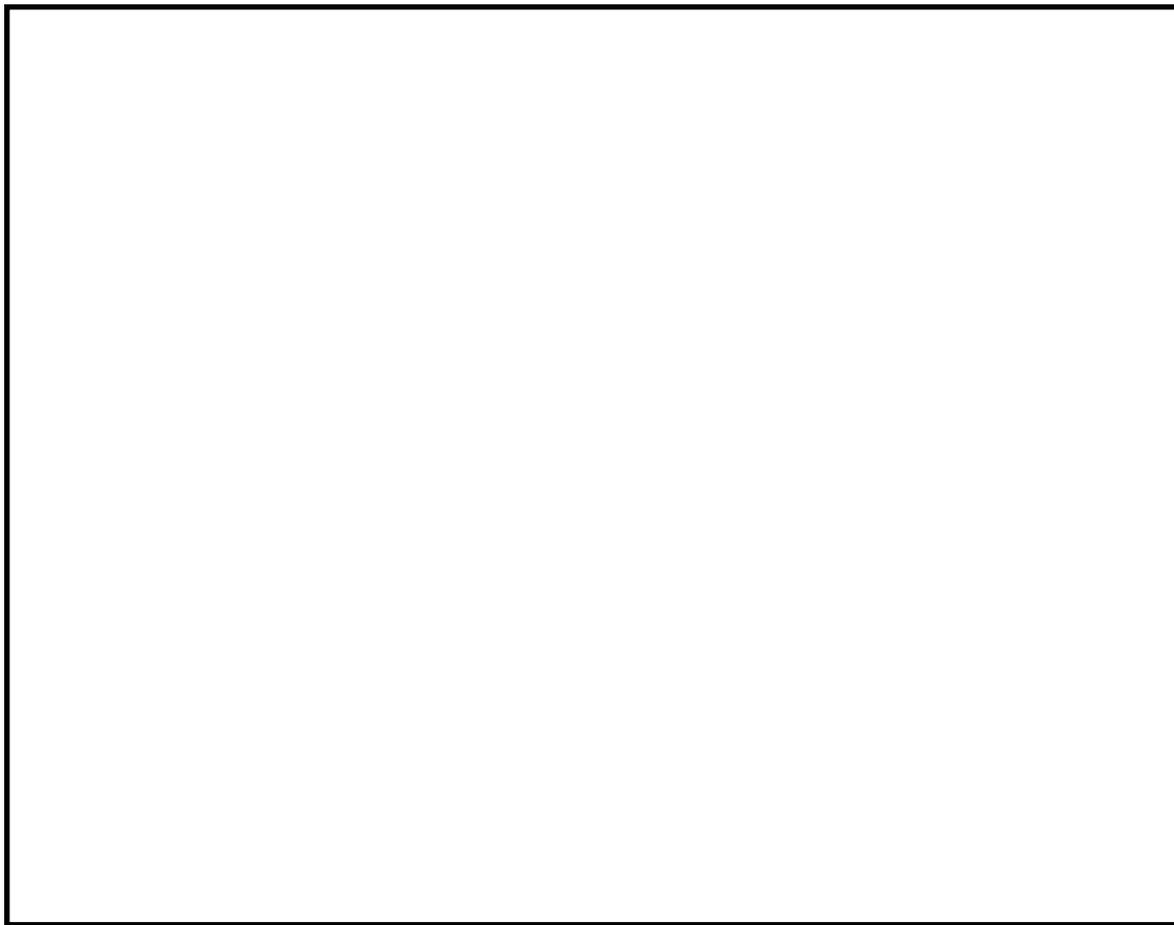


図 2.3.3-8 格納容器圧力逃がし装置系配管ルート拡大図 (5/12)



図 2.3.3-9 格納容器圧力逃がし装置系配管ルート拡大図 (6/12)



図 2.3.3-10 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (7/12)



図 2.3.3-11 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (8/12)



図 2.3.3-12 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (9/12)



図 2.3.3-13 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (10/12)



図 2.3.3-14 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (11/12)

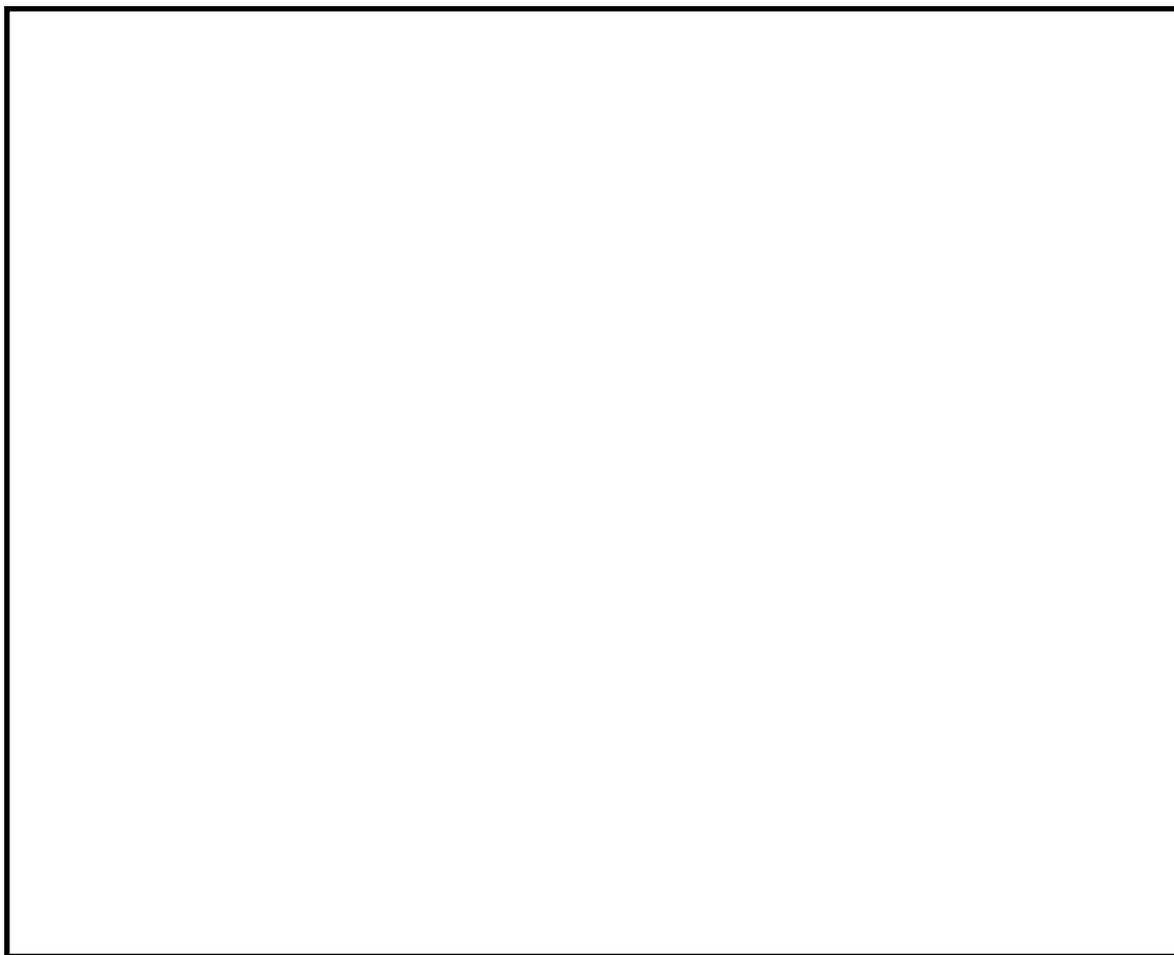


図 2.3.3-15 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (12/12)

2.4 付帯設備

2.4.1 計装設備

格納容器圧力逃がし装置の計装設備は、各運転状態において、設備の状態を適切に監視するため、フィルタ装置入口水素濃度計、フィルタ装置出口放射線モニタ及びフィルタ装置周り計装設備にて構成する。

(1) フィルタ装置入口水素濃度計

フィルタ装置入口水素濃度計は、ベント停止後の系統内の水素濃度が可燃限界 4 vol%以下に維持されていることを監視するため、フィルタ装置入口配管の頂部に設置する。

ベント停止（第一弁を閉止）後は、フィルタ装置入口配管に窒素を供給し、系統内に残留するガスを掃気することで、水素が可燃限界に至ることはない。また、フィルタ装置内の放射性物質を保持するスクラビング水より放射線分解で発生する水素は、窒素供給することでフィルタ装置出口配管を通して掃気され、可燃限界に至ることはない。

水素濃度の計測は、ベント停止後の窒素供給による系統パージ停止後に実施する。

フィルタ装置入口水素濃度計の計測範囲は、0～100 vol%とする。計測した水素濃度は、中央制御室及び緊急時対策所で監視可能な設計とする。

フィルタ装置入口水素濃度計は、通常待機時には非常用母線より受電しているが、重大事故等時で非常用電源から受電できない場合には、常設代替交流電源設備である常設代替高圧電源装置及び可搬型代替交流電源設備である可搬型代替低圧電源車から給電可能な構成とする。

フィルタ装置入口水素濃度計の主要仕様を表 2.4.1-1 に示す。

表 2.4.1-1 フィルタ装置入口水素濃度計の仕様

種 類	熱伝導式水素濃度検出器
計測範囲	0～100 vol%
個 数	2
使用電源	交流電源

(2) フィルタ装置出口放射線モニタ

フィルタ装置出口放射線モニタは、大気へ放出する放射性物質濃度を監視する目的で、排気中の放射性物質からのγ線強度を計測するため、フィルタ装置出口配管近傍に設置する。

フィルタ装置出口放射線モニタの計測範囲は、ベント時に想定される排気中の放射性物質がフィルタ装置出口配管に内包された時の最大の放射線量率を計測できる範囲として、炉心損傷している場合は 10^{-2} Sv/h～ 10^5 Sv/h（高レンジ用）を、炉心損傷していない場合は 10^{-3} mSv/h～ 10^4 mSv/h（低レンジ用）を計測範囲としている。計測した放射線量率は、中央制御室及び緊急時対策所で監視可能な設計とする。

フィルタ装置出口放射線モニタは、通常待機時には非常用母線より受電しているが、重大事故等時で非常用電源から受電できない場合には、常設代替直流電源設備である緊急用 125 V

系蓄電池並びに可搬型代替直流電源設備である可搬型低圧電源車及び可搬型整流器から給電可能な構成とする。

フィルタ装置出口放射線モニタの主要仕様を表 2.4.1-2 に示す。

表 2.4.1-2 フィルタ装置出口放射線モニタの仕様

	高レンジ用	低レンジ用
種 類	イオンチェンバ式 放射線検出器	イオンチェンバ式 放射線検出器
計測範囲	10^{-2} Sv/h \sim 10^5 Sv/h	10^{-3} mSv/h \sim 10^4 mSv/h
個 数	2	1
使用電源	直流電源	直流電源

(3) フィルタ装置周り計装設備

通常待機時、系統運転時及び事故収束時の各状態において、フィルタ装置の水位、圧力及び温度並びにスクラビング水 pH を監視するため、フィルタ装置周辺に水位計、圧力計、温度計及び pH 計を設置し、中央制御室、緊急時対策所及び一部現場において監視できる設計とする。

フィルタ装置周りの計装設備のうち水位計、圧力計及び温度計は、通常待機時には非常用母線より受電しているが、重大事故等時で非常用電源から受電できない場合には、常設代替直流電源設備である緊急用 125 V 系蓄電池並びに可搬型代替直流電源設備である可搬型代替低圧電源車及び可搬型整流器から給電可能な構成とする。また、pH 計は、通常待機時には非常用母線より受電しているが、非常用電源から受電できない場合には、常設代替交流電源設備である常設代替高圧電源装置及び可搬型代替交流電源設備である可搬型代替低圧電源車から給電可能な構成とする。

なお、フィルタ装置周り計装設備のうち、フィルタ装置排気ライン圧力計及びフィルタ装置スクラビング水 pH 計は、系統待機時以外の系統運転時及び事故収束時は監視する必要がないため、自主対策設備とする。また、フィルタ装置水位計及びフィルタ装置圧力計は、中央制御室及び現場にて監視が可能であるため、現場計器は自主対策設備とする。

(4) 各状態における監視の目的

a. 系統待機状態

格納容器圧力逃がし装置の通常待機時の状態を、以下のとおり確認する設計としている。

(a) フィルタ装置の性能に影響するパラメータの確認

フィルタ装置水位計にて、スクラビング水の水位が、通常待機時の設定範囲内

であることを監視することで、要求される放射性物質の除去性能が発揮できることを確認する。

通常待機時における水位の範囲は、ベント時のスクラビング水の水位変動を考慮しても放射性物質の除去性能を維持し、ベント開始後 7 日間は水補給が不要となるよう設定する。

また、フィルタ装置スクラビング水 pH 計にて、pH がアルカリ性の状態 (pH13 以上) であることを監視することで、フィルタ装置の性能維持に影響がないことを確認する。

(b) 系統不活性状態の確認

フィルタ装置排気ライン圧力計及びフィルタ装置圧力計にて、封入した窒素圧力 (□ kPa [gage] 程度) を継続監視することによって、系統内の不活性状態を確認する。

b. 系統運転状態

格納容器圧力逃がし装置の運転時の状態を、以下のとおり確認する設計としている。

(a) 原子炉格納容器内の雰囲気ガスがフィルタ装置へ導かれていることの確認

フィルタ装置圧力計にて、ベント開始により圧力が上昇し、ベント継続により原子炉格納容器の圧力に追従して圧力が低下傾向を示すことで、原子炉格納容器内の雰囲気ガスがフィルタ装置に導かれていることを確認する。

また、フィルタ装置スクラビング水温度計にて、ベント開始によりスクラビング水が待機状態から飽和温度まで上昇することを監視することで、原子炉格納容器のガスがフィルタ装置に導かれていることを確認する。さらに、フィルタ装置出口放射線モニタが初期値から上昇することを計測することにより、ガスが通気されていることを把握できる。

(b) フィルタ装置の性能に影響するパラメータの確認

フィルタ装置水位計にて、スクラビング水の水位が、ベント後の下限水位から上限水位の範囲内 (□) にあることを監視することで、要求される放射性物質の除去性能が維持できることを確認する。

ベント後における下限水位については、ベンチュリノズルが水没していることを確認するため、上限水位については、金属フィルタの性能に影響がないことを確認するためにそれぞれ設定する。

(c) ベントガスが放出されていることの確認

フィルタ装置出口放射線モニタにて、フィルタ装置出口を通過するガスに含まれる放射性物質からのγ線強度を計測することで、フィルタ装置出口配管よりベントガスが放出されていることを確認する。

c. 事故収束状態

格納容器圧力逃がし装置の事故収束時の状態を以下のとおり確認する設計としている。

(a) 系統内に水素が滞留していないことの確認

フィルタ装置入口水素濃度計にて、窒素供給による系統パージ停止後において、水素が長期的に系統内に滞留していないことを確認する。

(b) フィルタ装置の状態確認

フィルタ装置に異常がないことを確認するため、フィルタ装置水位計にて、スクラビング水の水位が確保されていること（フィルタ装置のスクラビング水の移送後を除く。）、フィルタ装置スクラビング水温度計にて温度の異常な上昇がないこと及びフィルタ装置出口放射線モニタの指示値が上昇傾向にないことを確認する。

(5) 計装設備の仕様

フィルタ装置の水位について図 2.4.1-1 に、計装設備の概略構成図を図 2.4.1-2 に、主要仕様を表 2.4.1-3 に示す。

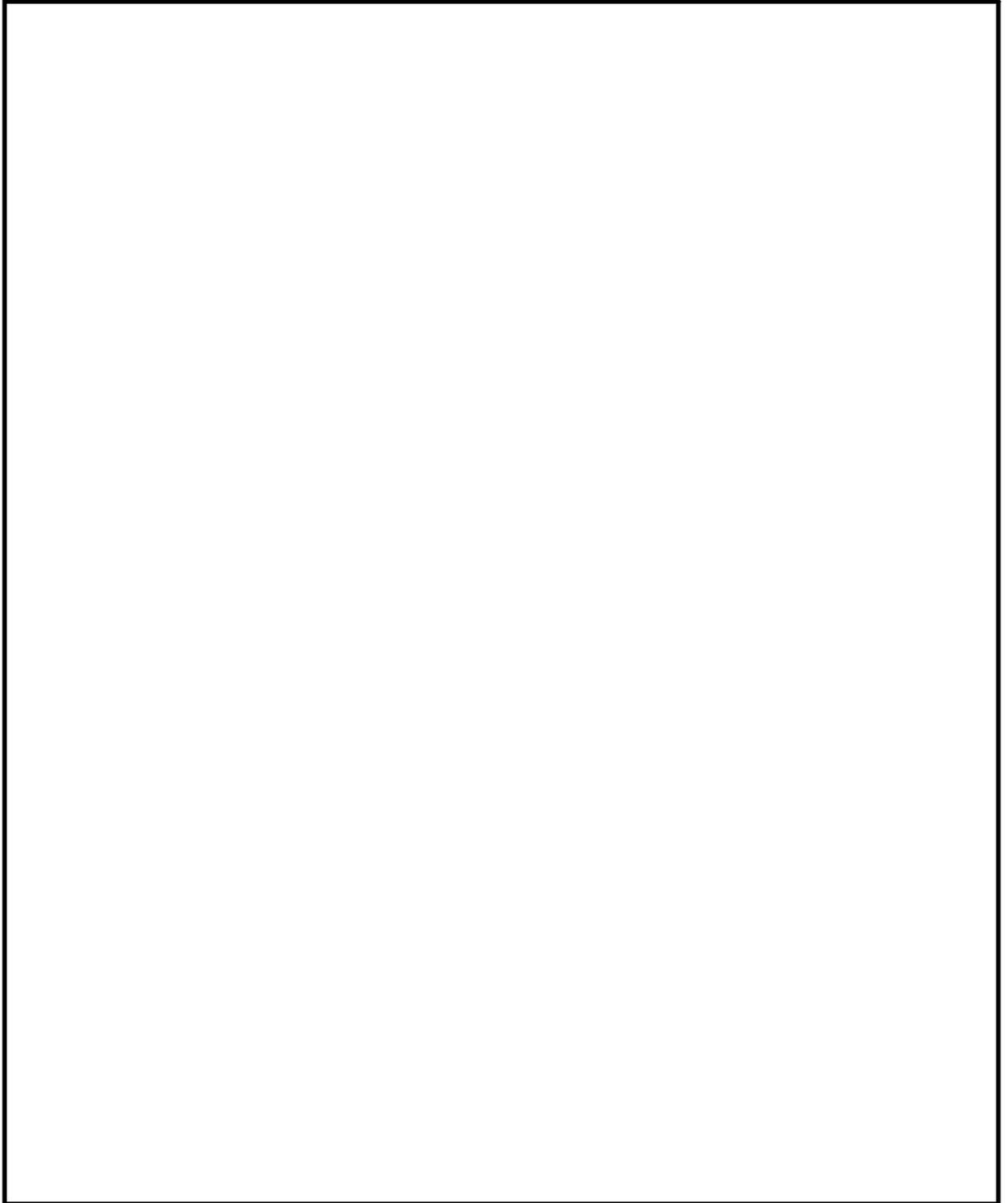


図 2.4.1-1 フィルタ装置水位

表 2.4.1-3 計装設備主要仕様

監視パラメータ ^{*1}	設置目的	計測範囲	計測範囲の根拠	検出器 個数	監視場所
①フィルタ装置水位	フィルタ装置性能維持のための水位監視	180 mm～5500 mm	通常待機時における水位の範囲 [] 及び系統運転時の下限水位から上限水位の範囲 [] を監視できる範囲	2	中央制御室, 緊急時対策所
				1 ^{*2}	現場
②フィルタ装置圧力	系統運転中に原子炉格納容器雰囲気ガスがフィルタ装置に導かれていることの確認	0～1.0 MPa [gage]	系統の最高使用圧力 (620 kPa [gage]) を監視できる範囲	1	中央制御室, 緊急時対策所
				1 ^{*2}	現場
③フィルタ装置スクラビング水温度	フィルタ装置の温度監視	0～300 ℃	系統の最高使用温度 (200 ℃) を監視できる範囲	1	中央制御室, 緊急時対策所
④フィルタ装置排気ライン圧力 ^{*2}	通常待機時の窒素封入による不活性状態の確認	0～100 kPa [gage]	封入した窒素圧力 [] kPa [gage] 程度) を監視できる範囲	1	中央制御室
⑤フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	系統運転中に放出される放射性物質濃度の確認	高レンジ用: 10 ⁻² Sv/h～10 ⁵ Sv/h 低レンジ用: 10 ⁻³ mSv/h～10 ⁴ mSv/h	想定される放射性物質がフィルタ装置出口配管に内包された時の最大の放射線量率 (約 5×10 ¹ Sv/h) を計測できる範囲	高レンジ用: 2 低レンジ用: 1	中央制御室, 緊急時対策所
⑥フィルタ装置入口水素濃度	事故収束時の系統内の水素濃度の確認	0～100 vol%	想定される水素濃度の変動範囲を計測できる範囲	2	中央制御室, 緊急時対策所
⑦フィルタ装置スクラビング水pH ^{*2}	フィルタ装置性能維持のためのpH監視	pH0～pH14	想定されるpHの変動範囲を計測できる範囲	1	中央制御室
⑧第二弁操作室差圧計	正圧化維持のための差圧監視	0～60 Pa	温度の影響を無視できる圧力差 (約20 Pa) を計測できる範囲	1	第二弁操作室

注記 *1: 監視パラメータの数字は図 2.4.1-2 の○数字に対応する。

*2: 自主対策設備

2.4.2 電源設備

ベントガスの流路となる配管に設置される電動駆動弁及び計装設備については、通常待機時には非常用母線より受電しているが、重大事故等時で非常用母線から受電できない場合には、常設代替交流電源設備である常設代替高圧電源装置、可搬型代替交流電源設備である可搬型低圧電源車、常設代替直流電源設備である緊急用 125 V 系蓄電池並びに可搬型代替直流電源設備である可搬型低圧電源車及び可搬型整流器から給電可能な構成とする。電源構成図を図 2.4.2-1、図 2.4.2-2 に示す。

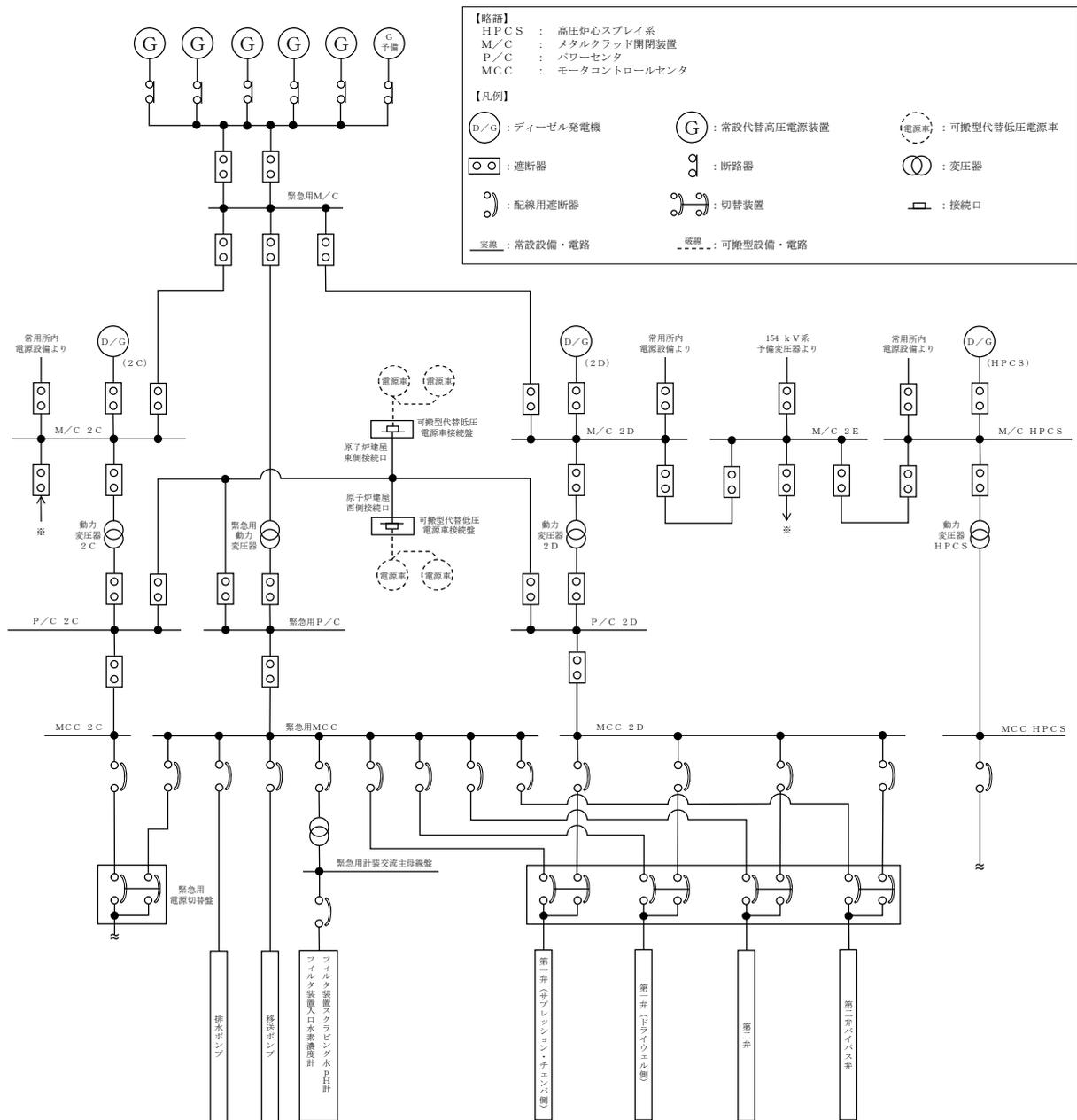


図 2.4.2-1 格納容器圧力逃がし装置 電源構成図 (交流電源)

2.4.3 給水設備

系統待機状態において、フィルタ装置はスクラビング水を貯留している状態であるが、重大事故等時において格納容器圧力逃がし装置を使用した場合、保持した放射性物質の崩壊熱によりスクラビング水が蒸発し、水位が低下する。このような状況に備え、フィルタ装置には格納容器圧力逃がし装置格納槽に設ける遮蔽外から給水できるよう接続口を設け、可搬型代替注水大型ポンプ車等からの給水を可能とする設計としている。

給水配管の仕様を表 2.4.3-1 に、概要を図 2.4.3-1 に示す。

表 2.4.3-1 給水配管仕様

口 径	25 A, 50 A
材 質	ステンレス鋼 (SUS316LTP)

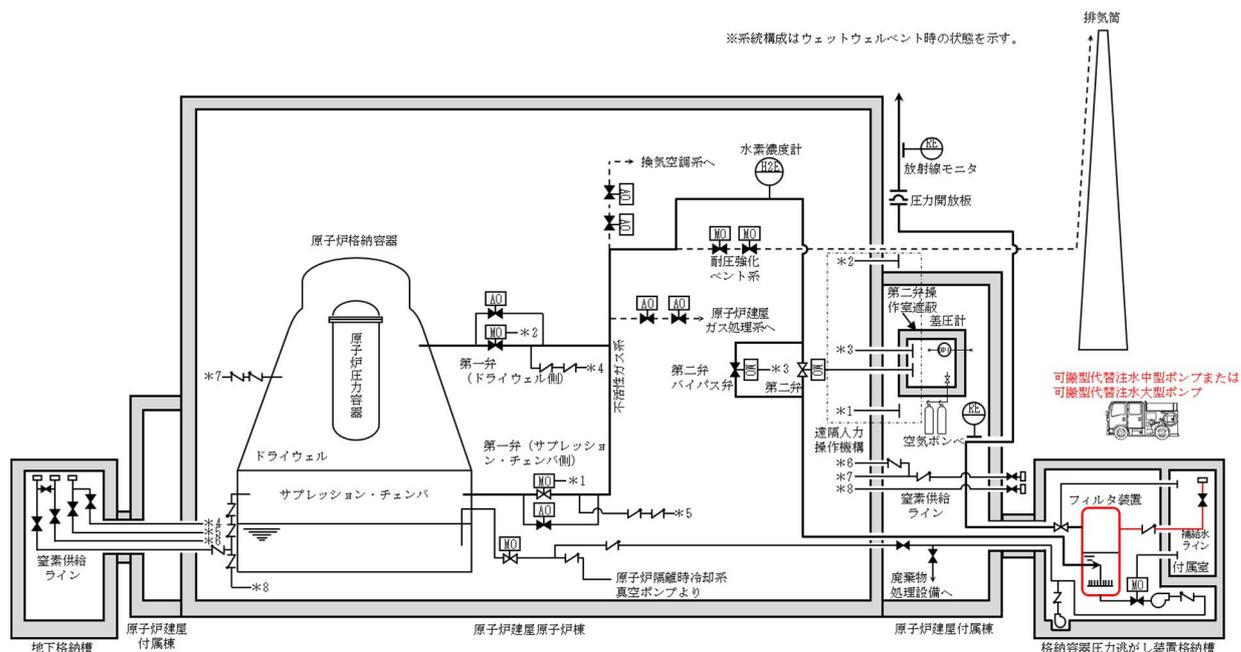


図 2.4.3-1 給水設備概要図

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R3

2.4.4 可搬型窒素供給装置

ベント終了後、スクラビング水の放射線分解によって発生する水素により系統内の水素濃度が上昇する可能性があるため、窒素を供給し、系統内の水素濃度が可燃限界を超えないように希釈、掃気するため及び原子炉格納容器の負圧破損を防止するために、窒素供給装置及び窒素供給装置用電源車で構成する可搬型窒素供給装置を設ける。

窒素の供給は、可搬型窒素供給装置（窒素供給装置及び窒素供給装置用電源車）により行う。系統の隔離弁（第一弁）の下流配管から供給ラインを分岐し、原子炉建屋外に接続口を設け、窒素供給装置を可搬ホースにて接続する。

窒素供給装置の仕様を表 2.4.4-1 に、窒素供給配管の仕様を表 2.4.4-2 に、可搬型窒素供給装置の概要を図 2.4.4-1 に、可搬型窒素供給装置の構成概略を図 2.4.4-2 に示す。

表 2.4.4-1 窒素供給装置仕様

種 類	圧力変動吸着式
容 量	約 200 Nm ³ /h
窒素純度	約 99.0 vol%
供給圧力	約 0.5 MPa [gage]
個 数	2 (予備 2)

表 2.4.4-2 窒素供給配管仕様

口 径	50 A
材 質	炭素鋼 (STPT410)

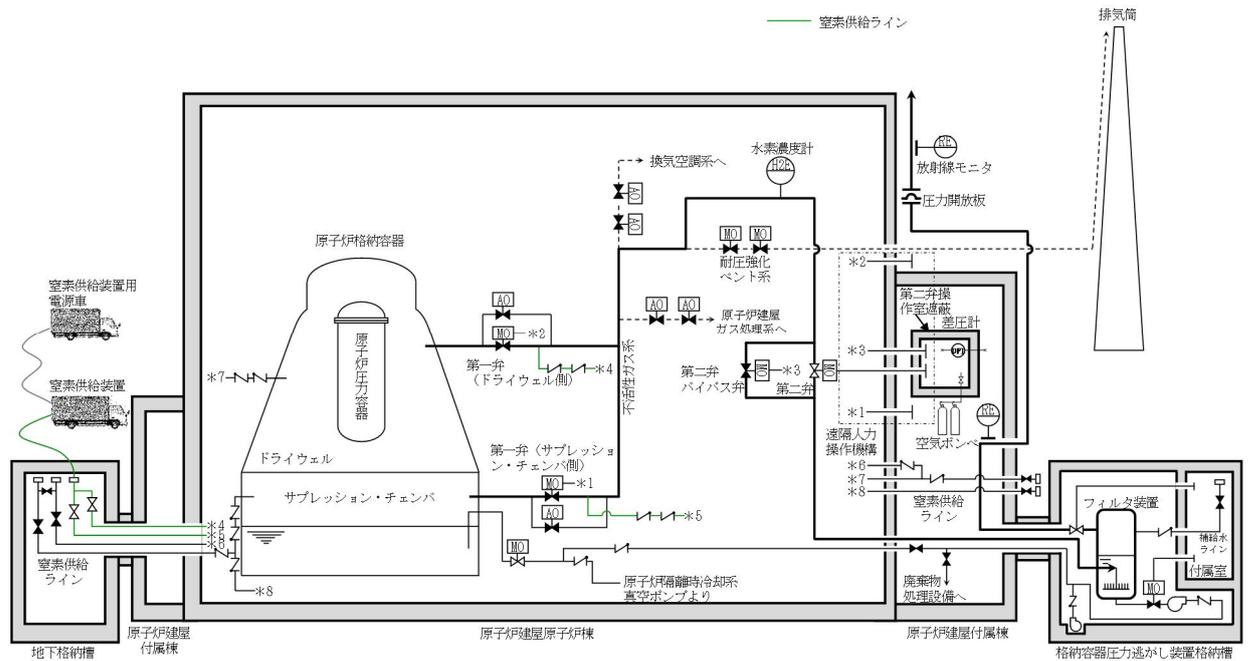


図 2.4.4-1 可搬型窒素供給装置概要図

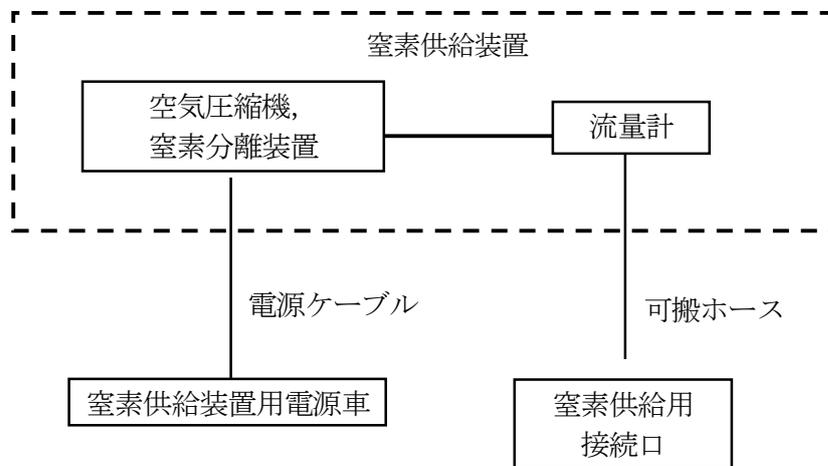


図 2.4.4-2 可搬型窒素供給装置構成概略

2.4.5 排水設備

フィルタ装置の水位調整及びベント停止後の放射性物質を含んだスクラビング水の原子炉格納容器（サブプレッション・チェンバ）へ移送するための移送ポンプ及び配管，さらに，万一，放射性物質を含むスクラビング水が格納容器圧力逃がし装置格納槽に漏えいした場合に，漏えい水を原子炉格納容器（サブプレッション・チェンバ）に移送するための排水ポンプ及び配管を設置する。

排水設備の仕様を表 2.4.5-1 に，排水設備の概要を図 2.4.5-1 に示す。

表 2.4.5-1 排水設備仕様

(1) 配管

口 径	50 A
材 質	ステンレス鋼 (SUS316LTP)

(2) ポンプ

	移送ポンプ	排水ポンプ
型 式	キャンドポンプ	水中ポンプ
定格流量	10 m ³ /h	10 m ³ /h
定格揚程	40 m	40 m
個 数	1	1
駆動方式	電動駆動（交流）	電動駆動（交流）

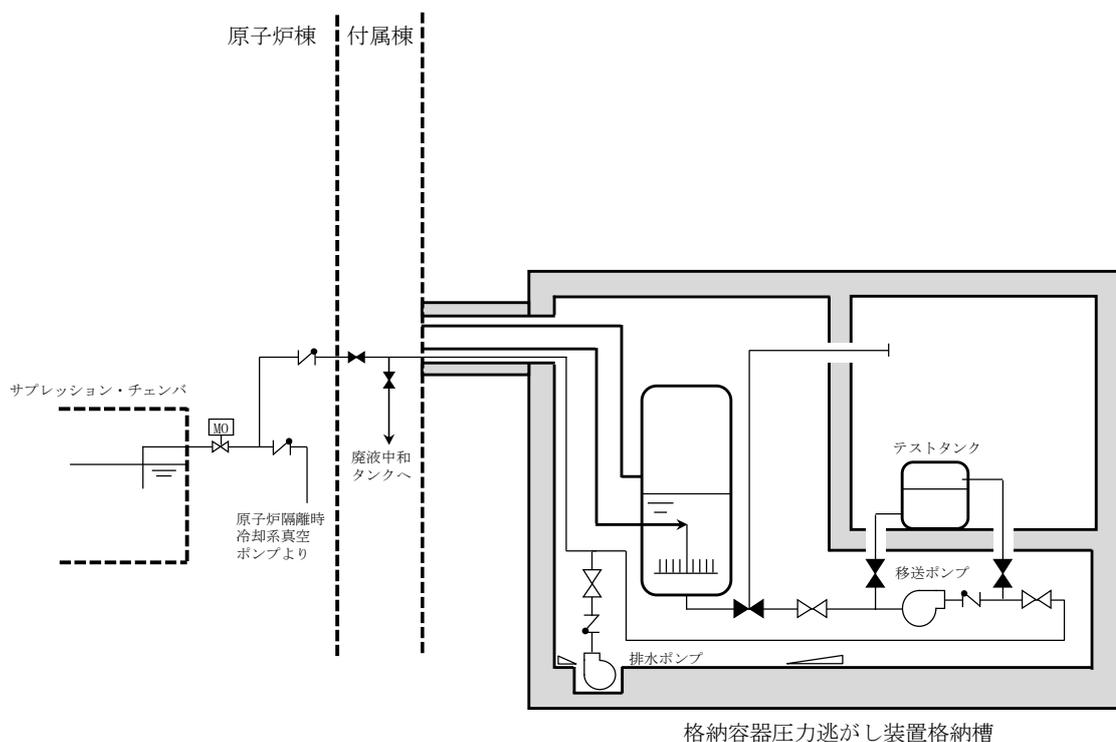


図 2.4.5-1 排水設備概要図

2.4.6 格納容器圧力逃がし装置排気筒排水設備

格納容器圧力逃がし装置排気筒への雨水の滞留による配管腐食等を防止するため、格納容器圧力逃がし装置排気筒排水設備を設置する。

また、凍結によるドレンポット等の機器損傷防止の観点より凍結防止対策を講じる。

格納容器圧力逃がし装置排気筒排水設備の概要を図 2.4.6-1 に示す。

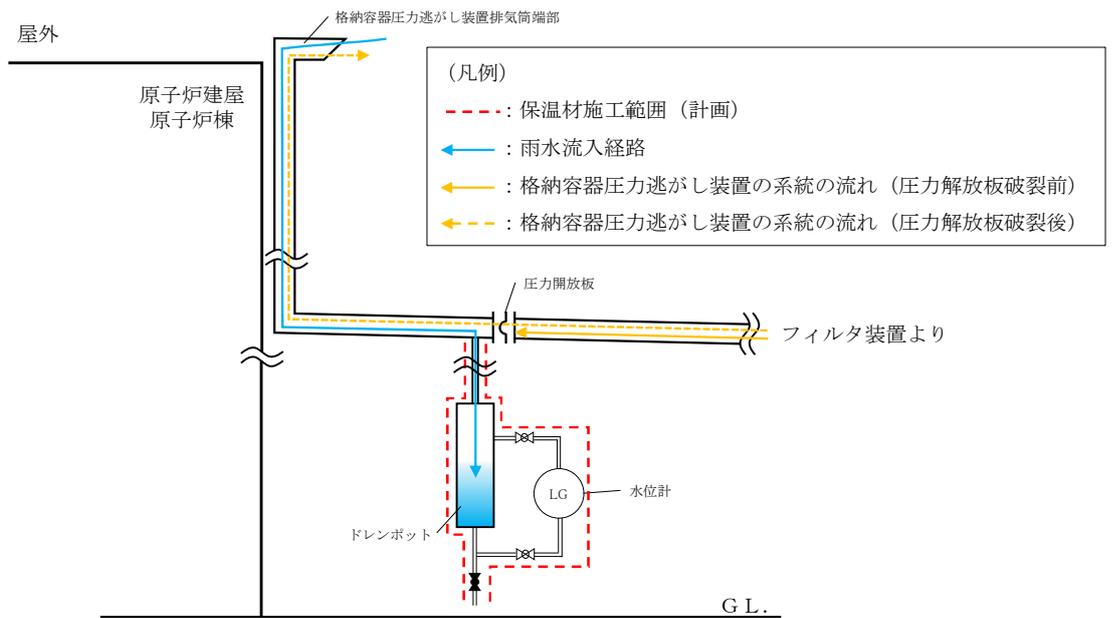


図 2.4.6-1 格納容器圧力逃がし装置排気筒排水設備概要図

3. フィルタ性能

3.1 フィルタ装置による放射性物質の除去原理

3.1.1 エアロゾルの除去原理

エアロゾルの除去原理は、一般にフィルタ媒体（ベンチュリスクラバの場合は水滴，金属フィルタの場合は金属繊維）の種類によらず，主に以下の3つの効果の重ね合わせとして記述できる。

- ・ さえぎり効果（Interception）：粒径が大きい場合に有効
- ・ 拡散効果（Diffusion）：流速が遅い場合，粒径が小さい場合に有効
- ・ 慣性衝突効果（Inertia effect）：流速が早い場合，粒径が大きい場合に有効

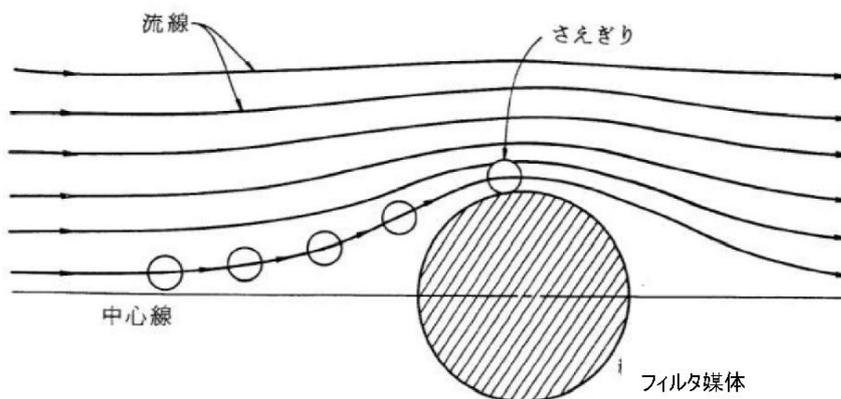
(1)～(3)に，それぞれの除去効果についてその特性を記載する。これらの除去原理はフィルタ媒体が水滴でも金属繊維でも作用するが，フィルタの種類や系統条件により効果的に除去できる粒径，流速の範囲が異なることから，幅広い粒径，流速のエアロゾルを除去するためには異なる種類のフィルタを組み合わせることが有効である。

(4)，(5)に，ベンチュリスクラバ及び金属フィルタにおけるエアロゾルの除去原理を示す。

(1) さえぎり効果

さえぎりによるエアロゾルの捕集は，図3.1.1-1に示すように，エアロゾルが流線にそって運動している場合に，フィルタ媒体表面から1粒子半径以内にエアロゾルが達したときに起こる。

エアロゾル粒径が大きい場合，より遠くの流線に乗っていた場合でもフィルタ媒体と接触することが可能であるため，さえぎりによる除去効果は，エアロゾル粒径が大きい程大きくなる傾向にある。



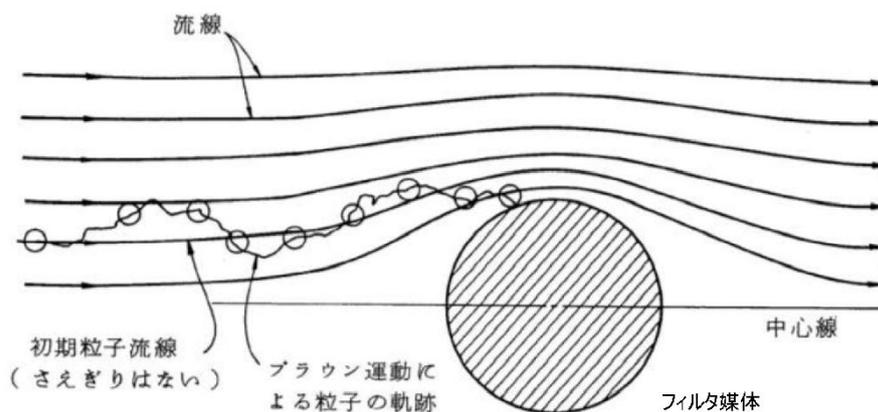
出典：W. C. ハイネズ，エアロゾルテクノロジー，(株)井上書院（1985）

図3.1.1-1 さえぎりによる捕集

(2) 拡散効果

拡散によるエアロゾルの捕集は、図 3.1.1-2 に示すように、エアロゾルがフィルタ媒体をさえぎらない流線上を移動しているときでも、フィルタ媒体近傍を通過する際に、ブラウン運動によってフィルタ媒体に衝突することで起こる。

エアロゾル粒径が小さい場合、ブラウン運動による拡散の度合いが大きくなるため、拡散による除去効果は、エアロゾル粒径が小さい程大きくなる傾向にある。また、フィルタ媒体の近傍にエアロゾルが滞在する時間が長い程ブラウン運動によりフィルタ媒体に衝突する可能性が高まるため、流速が遅い程大きくなる傾向にある。



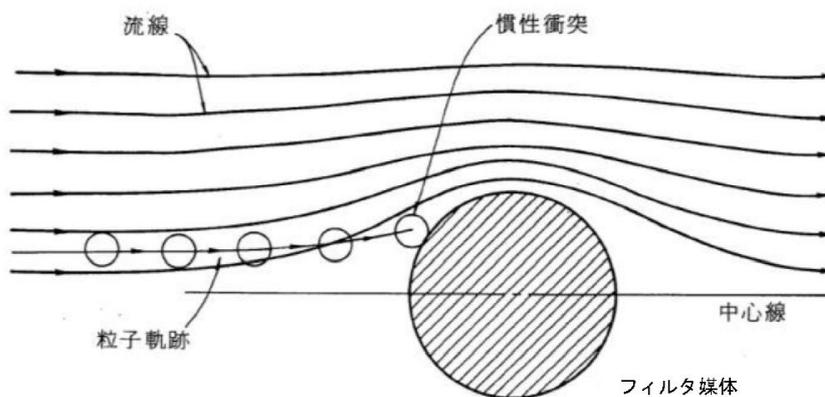
出典：W. C. ハイネズ，エアロゾルテクノロジー，(株)井上書院（1985）

図 3.1.1-2 拡散による捕集

(3) 慣性衝突効果

慣性衝突によるエアロゾルの捕集は、図 3.1.1-3 に示すように、エアロゾルがその慣性のために、フィルタ媒体の近傍で急に変化する流線に対応することができず、流線を横切ってフィルタ媒体に衝突するとき起こる。

エアロゾル粒径が大きい場合又はエアロゾルの流れが早い場合にエアロゾルの慣性が大きくなり、フィルタ媒体と衝突する可能性が高まるため、慣性衝突による除去効果はエアロゾル粒径が大きい程大きく、流速が速い程大きくなる傾向がある。



出典：W. C. ハイネズ，エアロゾルテクノロジー，(株)井上書院（1985）

図 3.1.1-3 慣性衝突による捕集

(4) ベンチュリスクラバにおけるエアロゾルの除去原理

ベンチュリスクラバは、断面積の小さいベンチュリノズルのスロート部にベントガスを通し、ガス流速を大きくすることで発生する負圧によって、ガス中にスクラビング水を噴霧（いわゆる霧吹き）し、微小水滴にすることでエアロゾルが水と接触する面積を大きくすることにより、効果的にエアロゾルを水滴に捕集する。

ベンチュリノズルにおける除去原理を図 3.1.1-4 に、ベンチュリノズルにおける速度模式図を図 3.1.1-5 に示す。

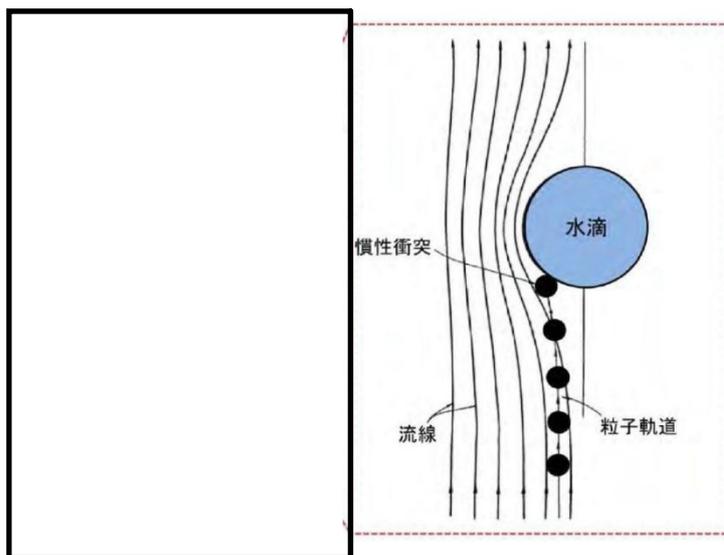


図 3.1.1-4 ベンチュリノズルにおける除去原理

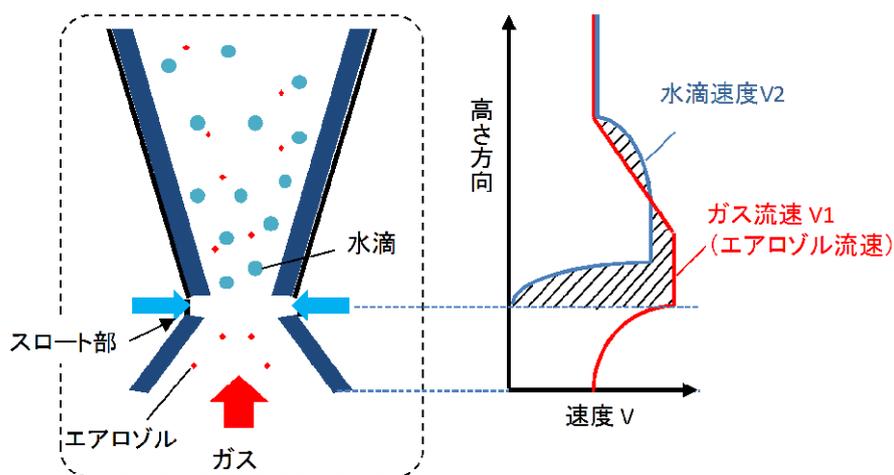


図 3.1.1-5 ベンチュリノズルにおける速度模式図

図 3.1.1-5 に示すとおり、ベンチュリスクラバはガス流速 V_1 と水滴速度 V_2 が異なることで、ガス中のエアロゾルが水滴に衝突し水滴に付着する現象を利用していることから、慣性衝突

による除去が支配的と考えられる。慣性衝突効果では「ガス流速」と「粒径」が主な影響因子である。

以上より、ベンチュリスクラバの除去性能に影響を与える可能性のある主要なパラメータは、ガス流速、水滴速度、エアロゾル粒径及び水滴の噴霧量が考えられるが、水滴速度及び水滴の噴霧量はガス流速に依存するため、ガス流速及びエアロゾル粒径が主要なパラメータとなる。

図 3.1.1-6 にベンチュリスクラバにおける除去原理の模式図を示す。

- ①ベンチュリノズル下方よりベントガスが流入する。
- ②ベンチュリノズルのスロート部（絞り機構）によってベントガスの流速が加速される
- ③ガス流速を大きくすることで発生する負圧によりスクラビング水が吸入され、ガス流中に水滴を噴霧（いわゆる霧吹き）する。
- ④噴霧によって、微小水滴にすることでエアロゾルが水と接触する面積が大きくなり、エアロゾルがフィルタ媒体と衝突し、ベントガスから捕集される。
- ⑤ベンチュリノズルの出口に設置した板によってベントガス及び水滴の方向が変わり、エアロゾルはスクラビング水に保持される。

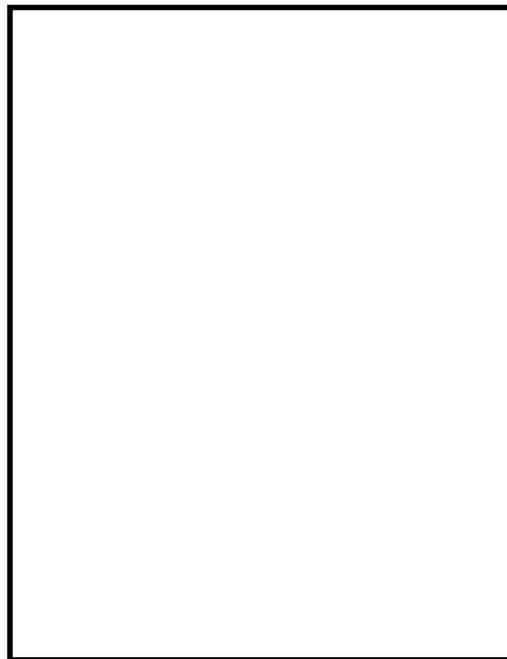


図 3.1.1-6 ベンチュリスクラバにおける除去原理の模式図

(5) 金属フィルタにおけるエアロゾルの除去原理

金属フィルタは、ベンチュリスクラバの後段に設置され、より粒径の小さいエアロゾルを除去する。

金属フィルタの除去原理は、図 3.1.1-7 に示すように、さえぎり、拡散、慣性衝突効果の重ね合わせにより、エアロゾルを金属繊維表面に付着させ捕集する。さえぎり、拡散、慣性衝突効果では「粒径」と「ガス流速」が主な影響因子である。

以上より、金属フィルタの除去性能に対して、影響を与える可能性のある主要なパラメータとしては、ガス流速、エアロゾル粒径を考慮する必要がある。

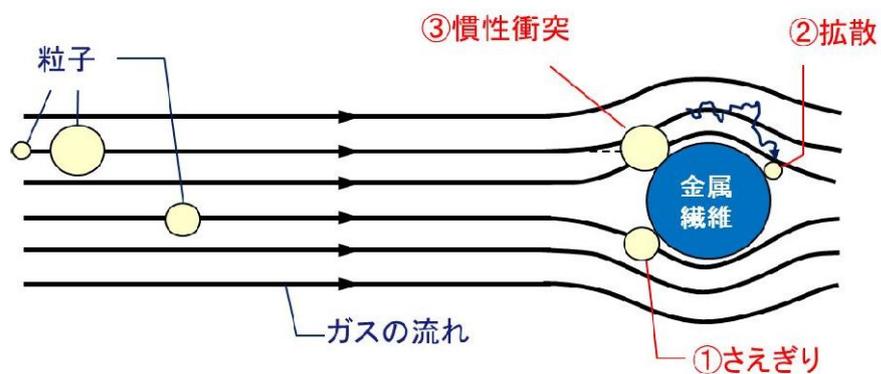


図 3.1.1-7 金属フィルタにおける除去原理

3.1.2 ガス状放射性よう素の除去原理

重大事故等時に発生する放射性よう素は、粒子状よう素（ CsI ：よう化セシウム等）と、ガス状よう素として無機よう素（ I_2 ：元素状よう素）と有機よう素（ CH_3I ：よう化メチル等）の形態をとる。大部分のよう素は粒子状よう素として原子炉格納容器内へ放出され、残りは無機よう素として原子炉格納容器内に放出されるが、無機よう素の一部は原子炉格納容器内の有機物（塗装等）と結合し、有機よう素へ転換する。粒子状よう素については、エアロゾルの除去原理に基づき、ベンチュリスクラバと金属フィルタで捕集する。

無機よう素については、スクラビング水に添加された薬剤と化学反応させることによりベンチュリスクラバで捕集し、吸着材と化学反応させることにより、よう素除去部で捕集する。有機よう素については、吸着材と化学反応させることにより、よう素除去部で捕集する。

(1) フィルタ装置内におけるベントガスの流れ

フィルタ装置内部の下部にベンチュリスクラバ（ベンチュリノズル、スクラビング水等）、上部に金属フィルタを設置し、金属フィルタの下流側に流量制限オリフィスを介してよう素除去部を設置する。ベントガスの流れを図 3.1.2-1 に示す。

ベントガスは、流量制限オリフィスを通過する際、となる。オリフィス下流の排気配管は大気に接続されており、よう素除去部における圧力は大気圧に近い状態となることから、オリフィス上流の圧力が高いベント開始初期は、最も高くなる。

オリフィス通過時の蒸気の状態変化のイメージを図 3.1.2-2 に示す。

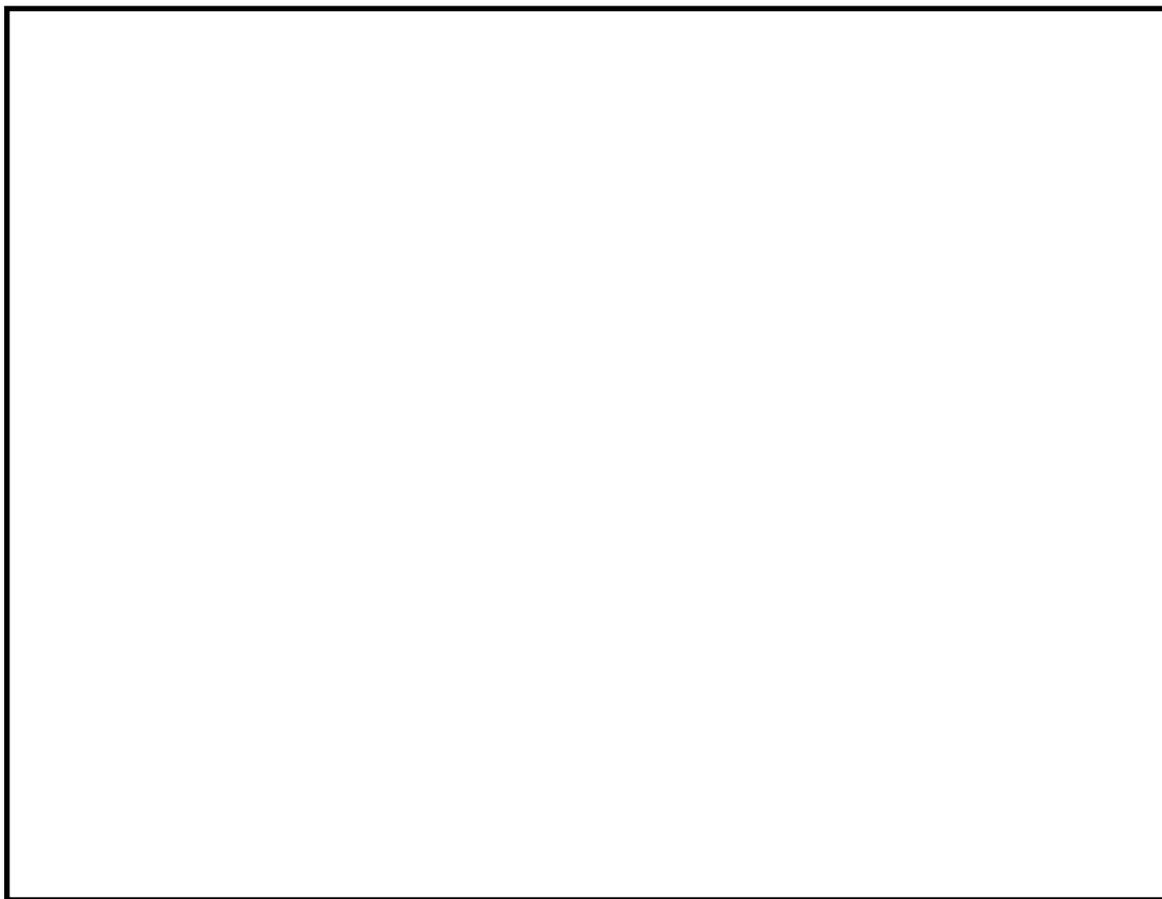


図 3.1.2-1 フィルタ装置内のベントガスの流れ

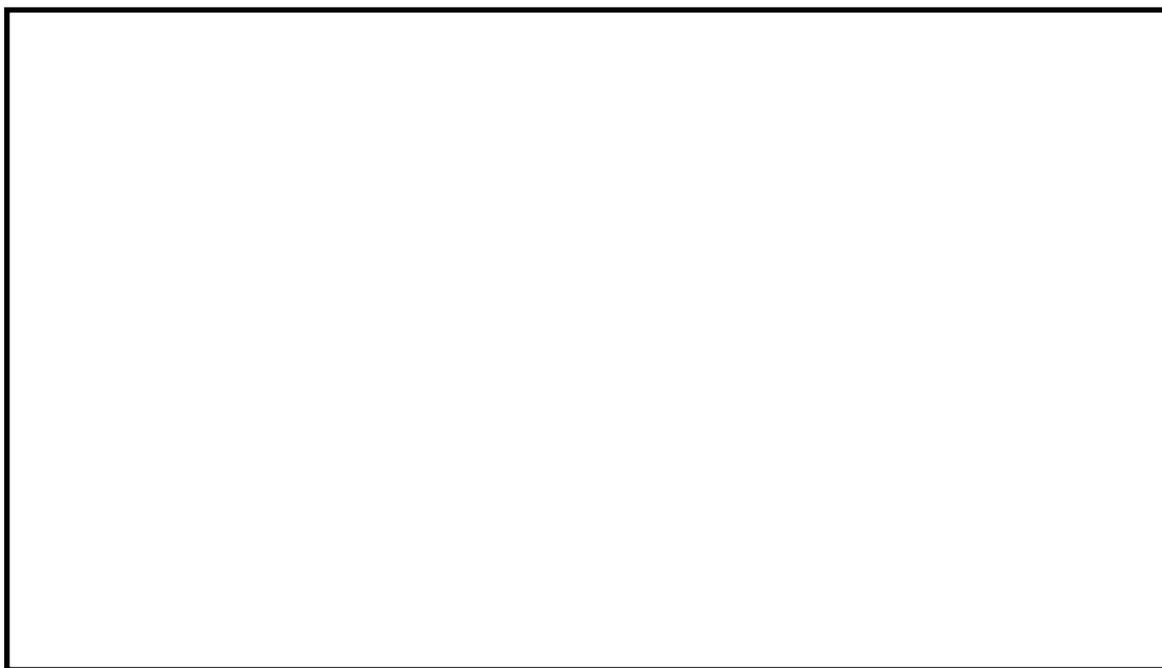


図 3.1.2-2 流量制限オリフィス通過時の蒸気の状態変化 (イメージ)

(2) ベンチュリスクラバにおけるよう素の除去

ベントガスがベンチュリスクラバを通過する際、無機よう素を化学反応によりスクラビング水中に効果的に捕集・保持するために、スクラビング水には表 3. 1. 2-1 に示す薬剤を添加する。

表 3. 1. 2-1 スクラビング水への添加薬剤

薬剤	化学式	目的

ベンチュリスクラバを通過する際、揮発性の高い無機よう素は、添加薬剤との化学反応により非揮発性のよう素イオンに変化し、スクラビング水中に捕集・保持される。以下に化学反応式を示す。

--

の添加によって、スクラビング水はアルカリ性条件下となるため、式 (2) により、無機よう素を捕集する。

また、スクラビング水に捕集されたよう素と、気相中に含まれる無機よう素の割合（気液分配係数）は、スクラビング水の pH の影響を受け、アルカリ性条件下では気液分配係数が大きいため、スクラビング水中に捕集されたよう素イオンが再び無機よう素となる再揮発が抑制される。

したがって、ベンチュリスクラバにおける無機よう素の除去効率に影響を与える因子として「スクラビング水の pH」が挙げられる。

なお、一般的に有機よう素は、無機よう素に比べ活性が低く、反応しにくいいため、ベンチュリスクラバでの有機よう素の除去は期待していない。

(3) よう素除去部におけるよう素の除去

--

吸着材は、ににを添加して粒状に成形したもので、これをフィルタ装置内のよう素除去部に充填することで、吸着ベッドを形成している。

ベントガスの滞留時間は、ベントガスが吸着ベッドを通過するのに要する時間であり、長い程反応の効率が上がる。また、過熱度は吸着ベッドを通過するベントガスの温度と飽和温度との差であり、ベントガスがであれば、

したがって、よう素除去部におけるよう素の除去効率に影響を与える因子として「ベントガスの滞留時間」と「過熱度」が挙げられる。

3.2 運転範囲

3.1.1 項で、エアロゾルの除去原理において主要なパラメータとしたガス流速及びエアロゾル粒径に加え、ベント時に変動するパラメータであるガス温度及びガス蒸気割合について、有効性評価に基づき、ベント実施中に想定する運転範囲を表 3.2-1 に示す。また、3.1.2 項で、ガス状放射性よう素の除去原理において主要なパラメータとしたスクラビング水の pH 及びガスの過熱度について、ベント時に想定する運転範囲を表 3.2-1 に示す。

表 3.2-1 ベント実施中における想定運転範囲

パラメータ	想定運転範囲
ガス流速	ベントからほぼ静定した格納容器圧力に対応するベンチュリノズル部のガス流速は、約 <input type="text"/> m/s*となる。 なお、金属フィルタ部におけるガス流速は、適切なガス流速となるよう金属フィルタの表面積を設定している。
エアロゾル粒径	サプレッション・チェンバからのベント時の粒径分布より、質量中央径を約 <input type="text"/> μmとする。
ガス温度	ベントから格納容器温度がほぼ静定した状態の運転範囲は約 <input type="text"/> ℃となることから、上限を最高使用温度に合わせ包絡するよう、 <input type="text"/> ℃とする。
ガス蒸気割合	ベントから事象発生7日後における、フィルタ装置に流入するガス蒸気割合は約 <input type="text"/> %となるが保守的に0~100%を運転範囲とする。
スクラビング水の pH	スクラビング水は高アルカリに保つために、 <input type="text"/> が添加されていることから、運転範囲はアルカリ側で維持される。
ガス過熱度	ベントからほぼ静定した格納容器圧力に対応する、よう素除去部におけるベントガスの過熱度は、約 <input type="text"/> Kとなる。

注記 *：m/s は事象発生7日後（格納容器圧力kPa [gage]）における流速であり、J A V A試験においては、流速の下限值m/s（格納容器圧力kPa [gage]）までの範囲で所定の除去性能が確保されていることが確認されている。

3.3 性能検証試験結果

3.3.1 性能検証試験の概要

F r a m a t o m e 社製のフィルタ装置は、大規模なセクター試験装置により、実機使用条件を考慮した性能検証試験を行っており、その結果に基づき装置設計を行っている。以下に試験の概要を示す。

(1) エアロゾルの除去性能試験（J A V A 試験）

F r a m a t o m e（当時 S i e m e n s）社は、1980年代から1990年代にかけ、ドイツのカールシュタインにある試験施設（以下、「J A V A」という。）にて、電力会社、ドイツ原子力安全委員会（R S K）及びその他第三者機関立会の下、フィルタ装置のエアロゾルに対する除去性能試験を行っている。

試験装置には、実機に設置するものと同一形状のベンチュリノズルと、実機に設置するものと同一仕様の金属フィルタを設置し、試験条件として、実機の想定事象における種々のパラメータ（圧力、温度、ガス流量等の熱水力条件及びエアロゾル粒径、濃度等のエアロゾル条件）について試験を行うことにより、フィルタ装置の使用条件において所定の性能が発揮されることを確認している。試験装置の概要を図 3.3.1-1 に、試験条件を表 3.3.1-1 に示す。

試験にはエアロゾルを模擬するため、を使用している。図 3.3.1-2 に示すように、試験で使用した の質量中央径は約 μm 、空気中 の質量中央径は約 μm 、蒸気中 の質量中央径は約 μm 、 の質量中央径は約 μm となっている。



図 3.3.1-1 J A V A 試験装置概要

表 3.3.1-1 J A V A 試験条件 (エアロゾル除去性能試験)

試験条件	
圧力	約 <input type="text"/> bar [abs] (約 <input type="text"/> kPa [abs])
温度	約 <input type="text"/> °C
流量	約 <input type="text"/> m ³ /h
蒸気割合	<input type="text"/> %
エアロゾル	<input type="text"/>



図 3.3.1-2 試験用エアロゾルの粒径分布

(2) 無機よう素の除去性能試験（J A V A試験）

F r a m a t o m e社は「J A V A」試験装置を使用し、(1)に示したエアロゾルの除去性能試験と同時期に電力会社、R S K及びその他第三者機関立会の下、無機よう素の除去性能試験を実施している。

試験条件として、種々のパラメータ（圧力、温度、ガス流量等の熱水力条件、スクラビング水のp H等の化学条件）にて試験を行うことにより、フィルタ装置における無機よう素の除去性能について確認している。J A V A試験における無機よう素の試験条件を表3.3.1-2に示す。

表 3.3.1-2 J A V A試験条件（無機よう素除去性能試験）

試 験 条 件	
圧 力	約 [] bar [abs] (約 [] kPa [abs])
温 度	約 [] °C
流 量	約 [] m ³ /h
p H	約 []
物 質	[]

(3) 有機よう素の除去性能試験（J A V A P L U S試験）

実機使用条件を想定した有機よう素の除去性能を確認するため、F r a m a t o m e社は「J A V A」試験装置に有機よう素除去部を設けた「J A V A P L U S」試験装置を用いて、2013年より有機よう素の除去性能試験を実施している。

試験装置には、実機に使用する吸着材を実機と同一の密度で充填し、試験条件として種々のパラメータ（圧力、温度、過熱度等の熱水力条件）にて試験を行うことにより、フィルタ装置における有機よう素の除去性能について確認している。

試験装置の概要を図3.3.1-3に、試験条件を表3.3.1-3に示す。

表 3.3.1-3 J A V A P L U S試験条件（有機よう素除去性能試験）

試 験 条 件	
圧 力	約 [] bar [abs] (約 [] kPa [abs])
温 度	約 [] °C
蒸 気 割 合	約 [] %
過 熱 度	約 [] K
物 質	[]

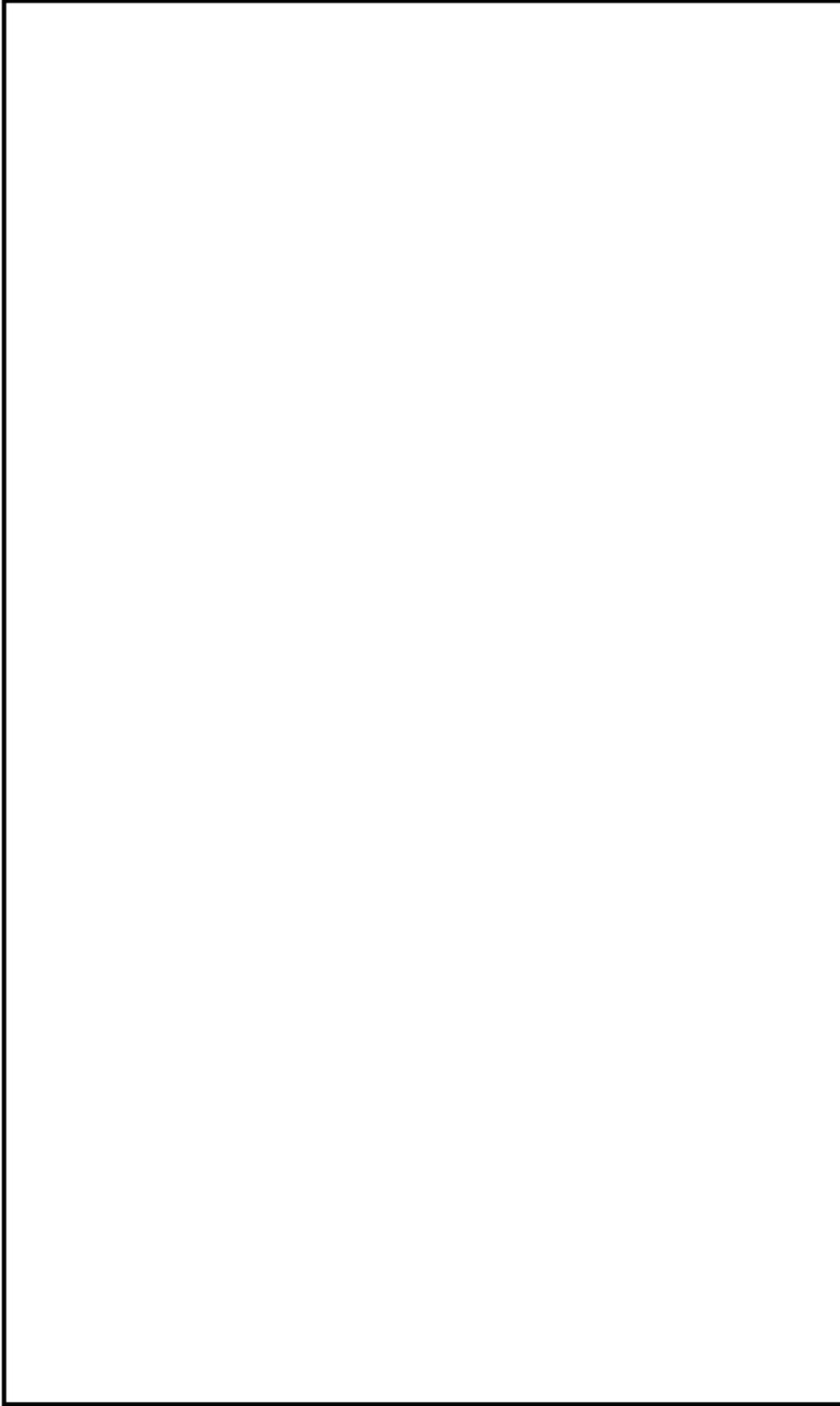


図 3.3.1-3 JAVA PLUS 試験装置概要

3.3.2 エアロゾルの除去性能試験結果

JAVA試験における性能検証試験結果を表3.3.2-1～表3.3.2-4に示す。エアロゾルの除去原理では、3.1.1に示すとおり、「流速」と「粒径」が主な影響因子であるため、ガス流速とエアロゾル粒径に対しての性能評価を行った。さらに、その他の試験条件に用いたパラメータについてもフィルタ装置のエアロゾルの除去性能への影響を確認するため、ガス温度及びガス蒸気割合に対しての性能評価を行った。試験の結果、エアロゾルの除去能力がDF1000以上、無機よう素の除去能力がDF100以上、有機よう素の除去能力がDF50以上であることを確認した。

(1) ガス流速

ガス流速の変化による除去性能を確認するために、流量からベンチュリノズル部のガス流速と金属フィルタ部のガス流速を計算*して確認した。

図3.3.2-1及び図3.3.2-2にベンチュリノズル部及び金属フィルタ部におけるガス流速に対して整理した性能検証試験結果を示す。DFについては、装置の入口と出口のエアロゾル濃度を測定することで算出している。

この結果から、ベンチュリスクラバ部にて想定する運転範囲（約 m/s）と金属フィルタ部にて想定する運転範囲全域にわたって要求されるDF1000以上を満足していることがわかる。

なお、運転範囲よりも小さいガス流速においても、ベンチュリスクラバ及び金属フィルタの組合せで、DF1000以上を満足しているため、フィルタ装置はガス流速によらず十分な性能を有していると言える。

注記 *：ガス流速は、体積流量を、図3.3.2-3に示すベンチュリノズルの最小断面積であるスロート部の総断面積又は金属フィルタの総断面積で割ることにより、算出している。1Pdの時のガス流速の計算過程を例として示す。

①ベンチュリノズル部

$$\begin{aligned} \text{ガス流速 (m/s)} &= \text{体積流量 (m}^3/\text{s)} \div \text{総断面積 (m}^2\text{)} \\ &= \text{} \div \text{} \\ &= \text{ (m/s)} \end{aligned}$$

②金属フィルタ部

$$\begin{aligned} \text{ガス流速 (m/s)} &= \text{体積流量 (m}^3/\text{s)} \div \text{総断面積 (m}^2\text{)} \\ &= \text{} \div \text{} \\ &= \text{ (m/s)} \end{aligned}$$

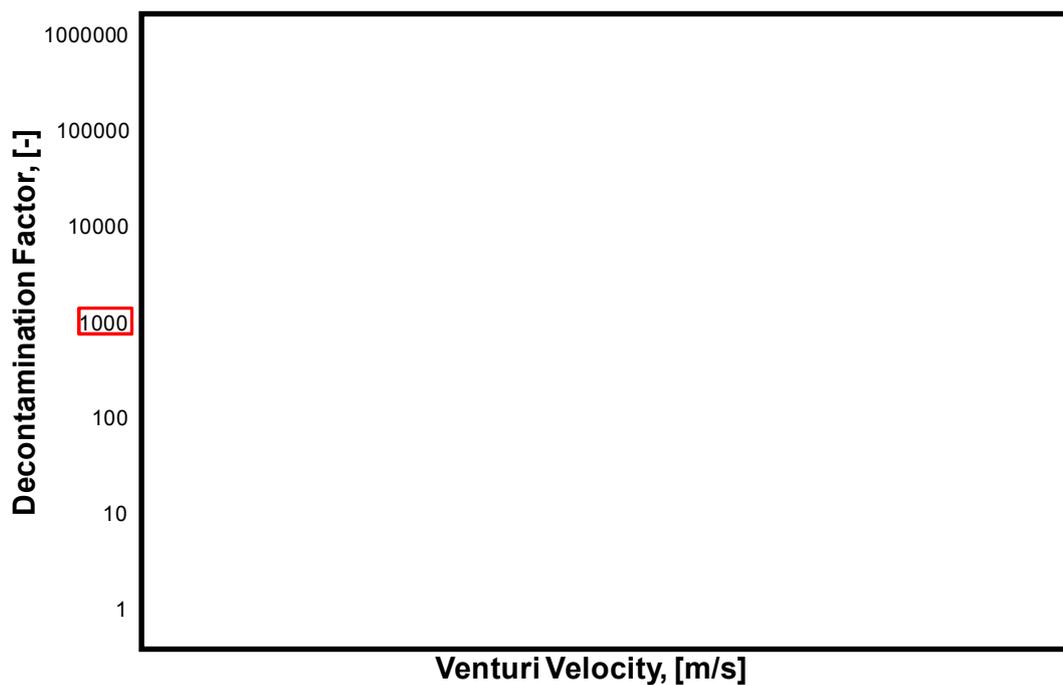


図 3.3.2-1 ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数 (J A V A 試験)

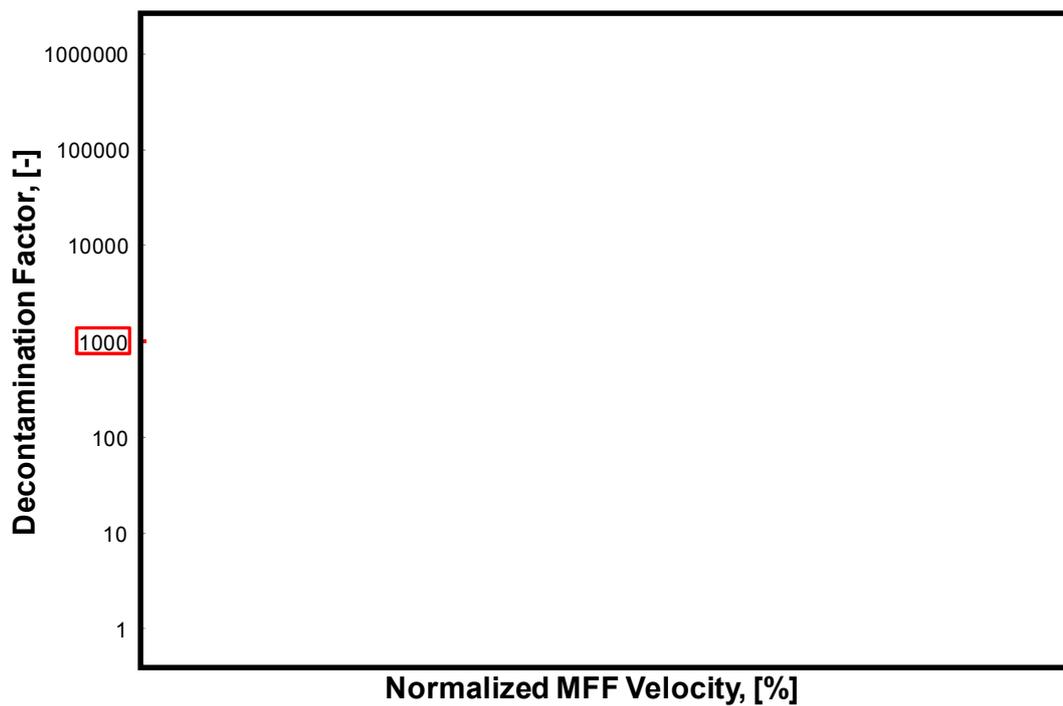


図 3.3.2-2 金属フィルタ部におけるガス流速に対する除去係数 (J A V A 試験)

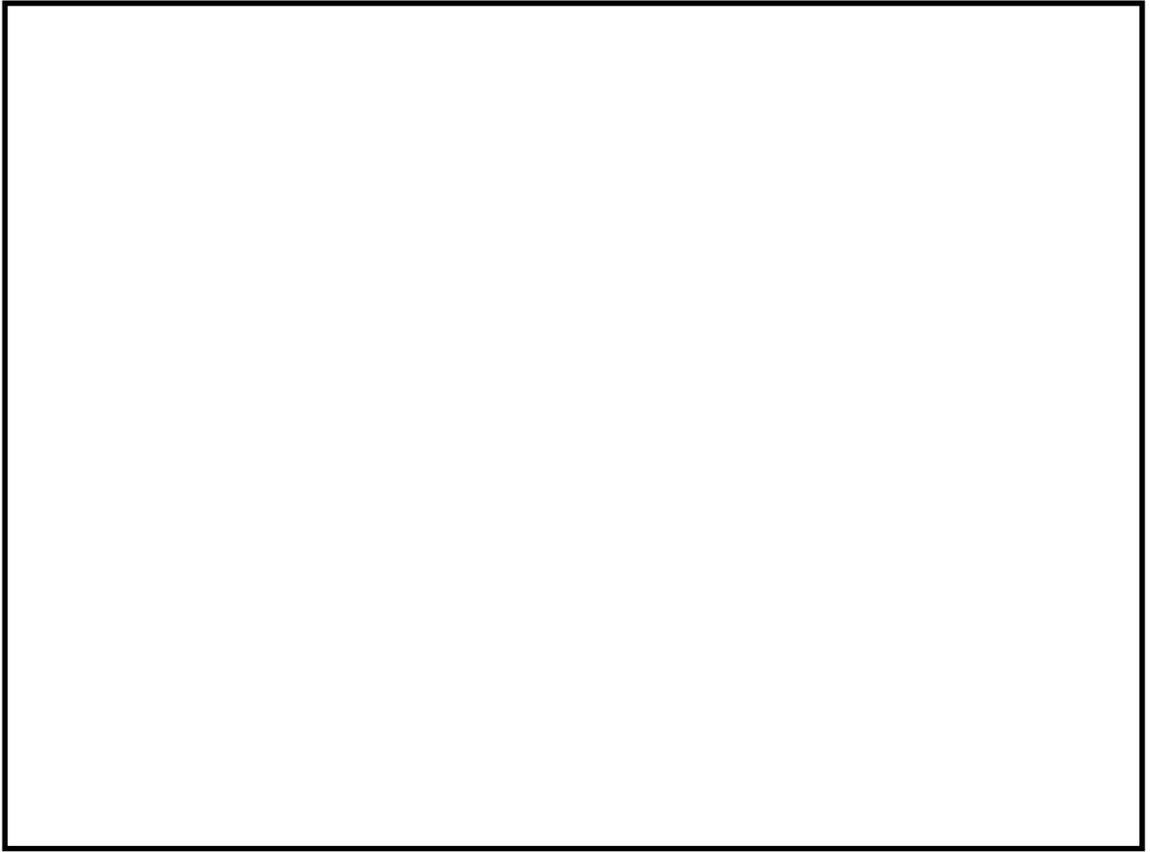


図 3.3.2-3 ベンチュリノズルスロート部及び金属フィルタの断面積

(2) エアロゾル粒径

図 3.3.2-4 に試験用エアロゾル（エアロゾルの粒径）に対して整理した性能検証試験結果を示す。この結果からエアロゾル粒径（質量中央径：約 μm ）の違いによって除去性能に影響が出ているような傾向は見られず、いずれの試験結果においても要求される DF 1000 を満足していることがわかる。

サプレッション・チェンバからのベント実施時に想定する質量中央径は約 μm である。試験用エアロゾルとしては質量中央径約 μm の を使用し、DF 1000 以上を満足していることから、フィルタ装置はエアロゾル粒径に対して十分な性能を有していると言える。

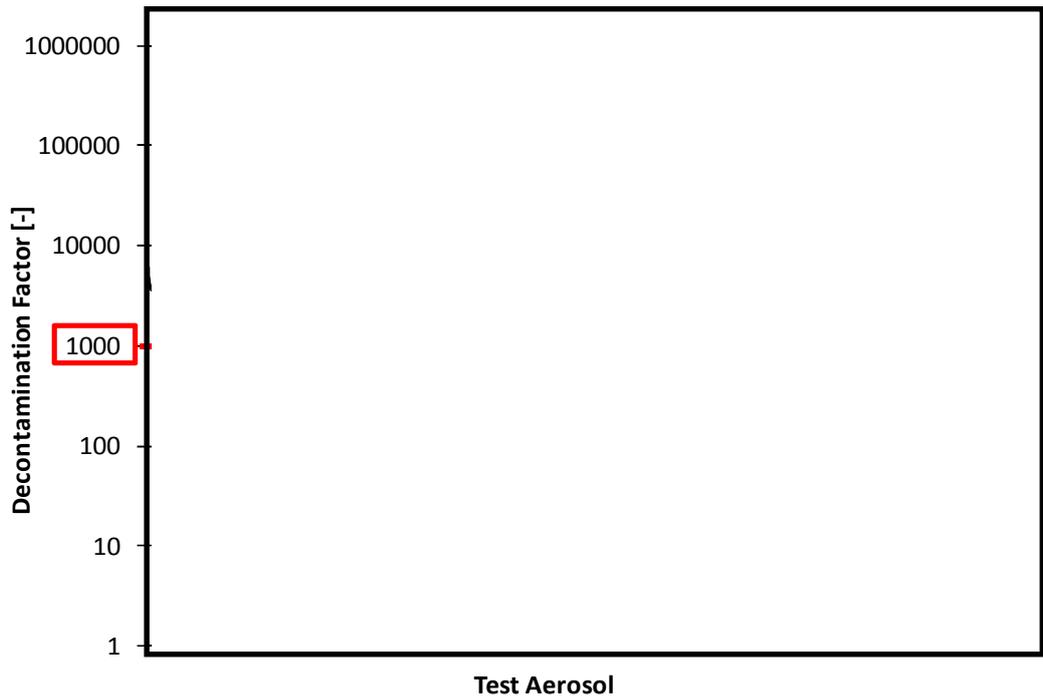


図 3.3.2-4 粒径に対する除去係数（J A V A 試験）

(3) ガス温度

図 3.3.2-5 にガス温度に対して整理した性能検証試験結果を示す。この結果から、ガス温度の違いによって除去性能に影響が出ているような傾向は見られず、試験を実施した全域にわたって要求されるDF1000以上を満足していることがわかる。

したがって、ガス温度の運転範囲 に対して、フィルタ装置はガス温度に対して十分な性能を示していると言える。

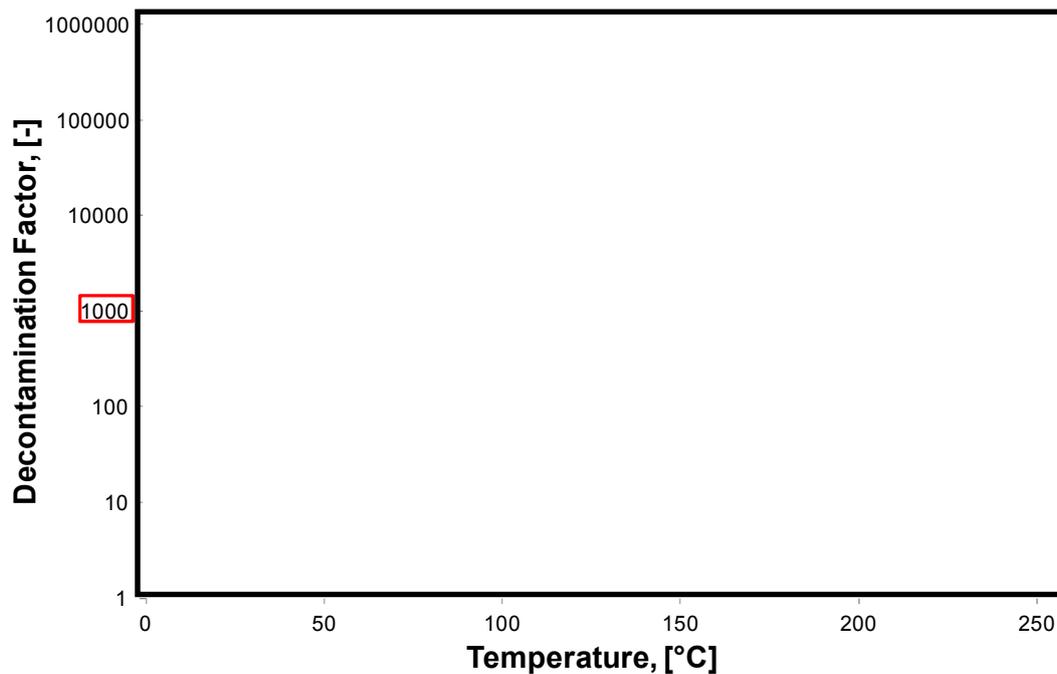


図 3.3.2-5 ガス温度に対する除去係数 (J A V A 試験)

(4) ガス蒸気割合

図 3.3.2-6 にガス蒸気割合に対して整理した性能検証試験結果を示す。この結果から、ガス蒸気割合の違いによって除去性能に影響が出ているような傾向は見られず、試験を実施した全域にわたって要求される DF 1000 以上を満足していることがわかる。

ガス蒸気割合の運転範囲 (0~100 %) で性能検証試験が行われており、フィルタ装置はガス蒸気割合に対して十分な性能を有していると言える。

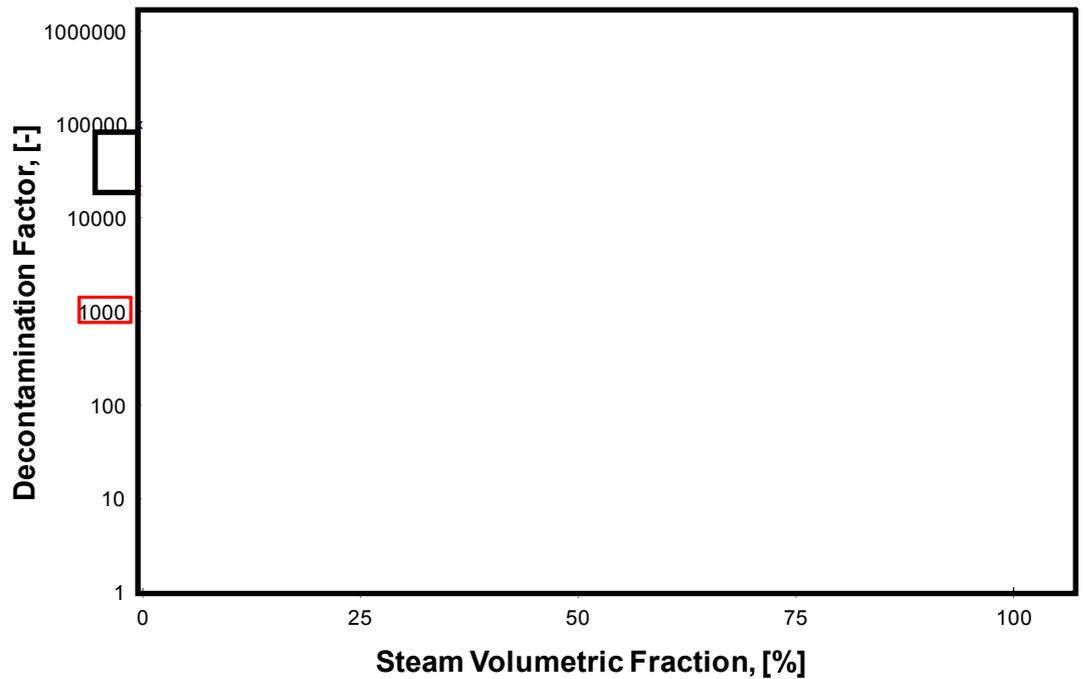


図 3.3.2-6 蒸気割合に対する除去係数 (J A V A 試験)

表 3.3.2-1 エアロゾル 除去性能試験結果 (J A V A 試験)

Test-No.	Test Aerosol	MMD	Pressure	Temp.	Gas Flow	Gas Com- position	Volumetric steam fraction	Contaminated Gas Concentration	Venturi Velocity	Norm. MFF Velocity	Total Removal Efficiency	DF
		(μm)	(bar abs)	($^{\circ}\text{C}$)	(m^3/h)		(%)	(mg/m^3)	(m/s)	(%)	(%)	

表 3.3.2-2 エアロゾル 除去性能試験結果 (J A V A 試験)

Test-No.	Test Aerosol	MMD	Pressure	Temp.	Gas Flow	Gas Com- position	Volumetric steam fraction	Contaminated Gas Concentration	Venturi Velocity	Norm. MFF Velocity	Total Removal Efficiency	DF
		(μm)	(bar abs)	($^{\circ}\text{C}$)	(m^3/h)		(%)	(mg/m^3)	(m/s)	(%)	(%)	

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R3

表 3.3.2-3 エアロゾル 除去性能試験結果（J A V A試験）（1/2）

Test-No.	Test Aerosol	MMD	Pressure	Temp.	Gas Flow	Gas Com- position	Volumetric steam fraction	Contaminated Gas Concentration	Venturi Velocity	Norm. MFF Velocity	Total Removal Efficiency	DF
		(μm)	(bar abs)	($^{\circ}\text{C}$)	(m^3/h)		(%)	(mg/m^3)	(m/s)	(%)	(%)	

表 3.3.2-4 エアロゾル 除去性能試験結果（J A V A試験）（2/2）

Test-No.	Test Aerosol	MMD	Pressure	Temp.	Gas Flow	Gas Com- position	Volumetric steam fraction	Contaminated Gas Concentration	Venturi Velocity	Norm. MFF Velocity	Total Removal Efficiency	DF
		(μm)	(bar abs)	($^{\circ}\text{C}$)	(m^3/h)		(%)	(mg/m^3)	(m/s)	(%)	(%)	

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R3

3.3.3 ガス状放射性よう素の除去性能試験結果

(1) 無機よう素除去性能試験結果

JAVA試験における無機よう素の除去性能試験結果を表 3.3.3-1 に示す。無機よう素のベンチュリスクラバ（スクラビング水）への捕集は化学反応によるものであり、その反応に影響を与える因子は、「スクラビング水の pH」である。図 3.3.3-1 に、スクラビング水の pH に対する無機よう素の除去性能試験結果を示す。この結果から、スクラビング水が の状態においても設計条件である除去効率 99 %（DF100）以上であることを確認した。

一般的に無機よう素は、有機よう素と比べ活性が高く、反応しやすいため、よう素除去部でも捕集されやすい。したがって、ベンチュリスクラバによるよう素除去部を組み合わせることで、さらに除去性能が高くなるものと考えられる。

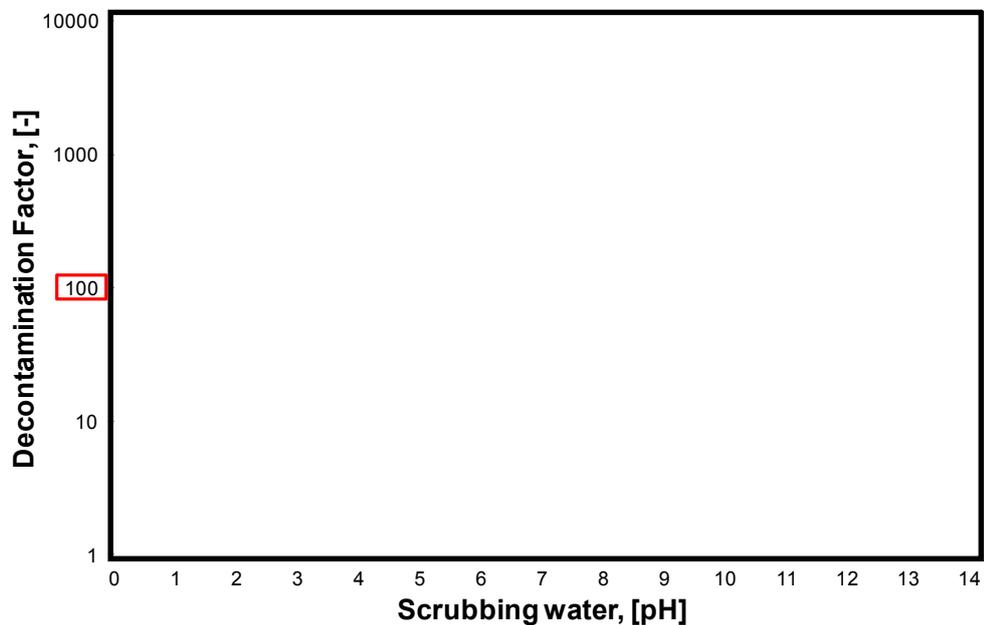


図 3.3.3-1 pH に対する無機よう素除去係数

表 3.3.3-1 ベンチュリスクラバにおける無機よう素除去性能試験結果（J A V A 試験）

Test-No.	Pressure (bar abs)	Temp. (°C)	Gas Flow (m ³ /h)	Gas Composition	Scrubbing Water (pH)	Removal Efficiency (%)

(2) 有機よう素除去性能試験結果

J A V A P L U S 試験における有機よう素の除去性能試験結果を表 3.3.3-2 に示す。J A V A P L U S 試験で得られた除去係数を、過熱度で整理したものを図 3.3.3-2 に示す。

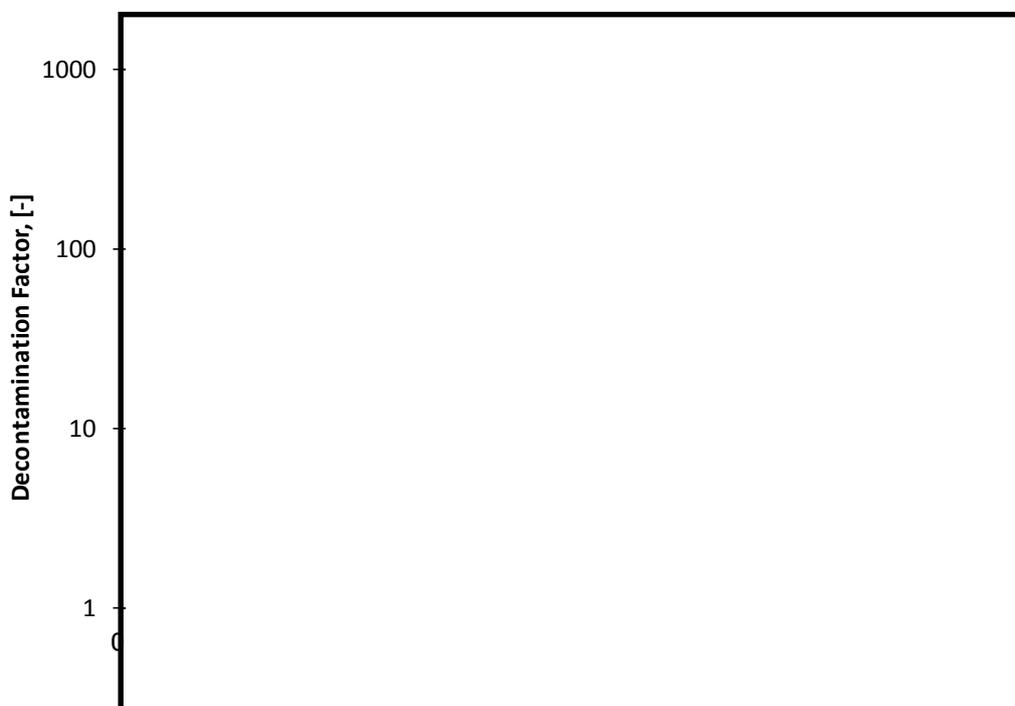


図 3.3.3-2 J A V A P L U S 試験結果

ここで、J A V A P L U S 試験装置と実機においては、ベッド厚さが異なるため、ベントガスの吸着ベッドにおける滞留時間が異なる。その補正をするために以下に示す関係を用いる。

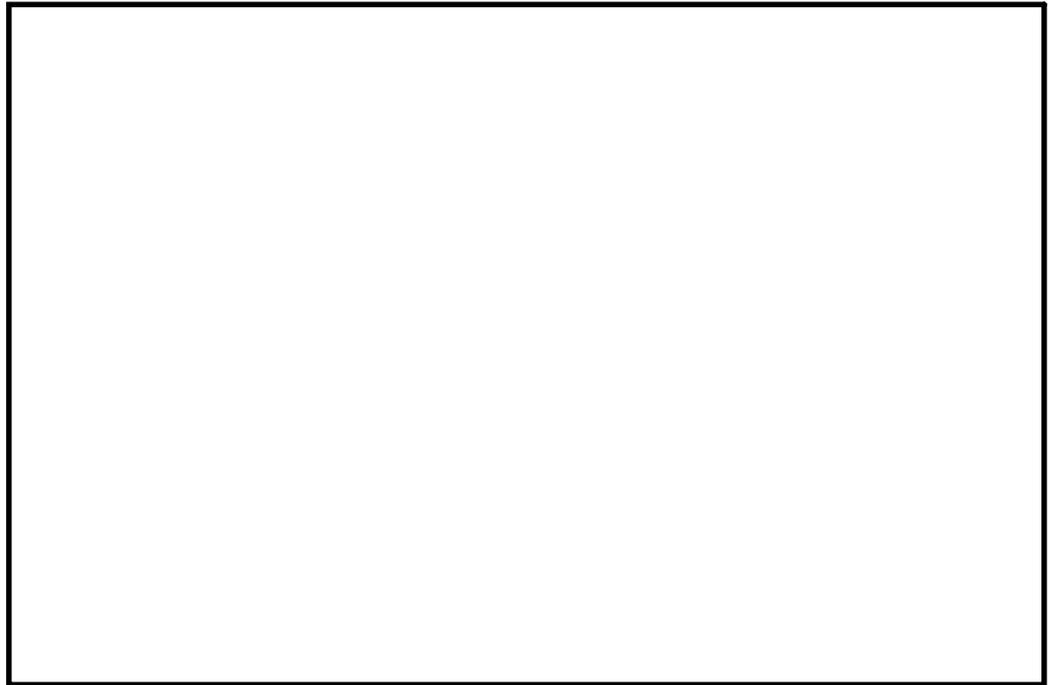
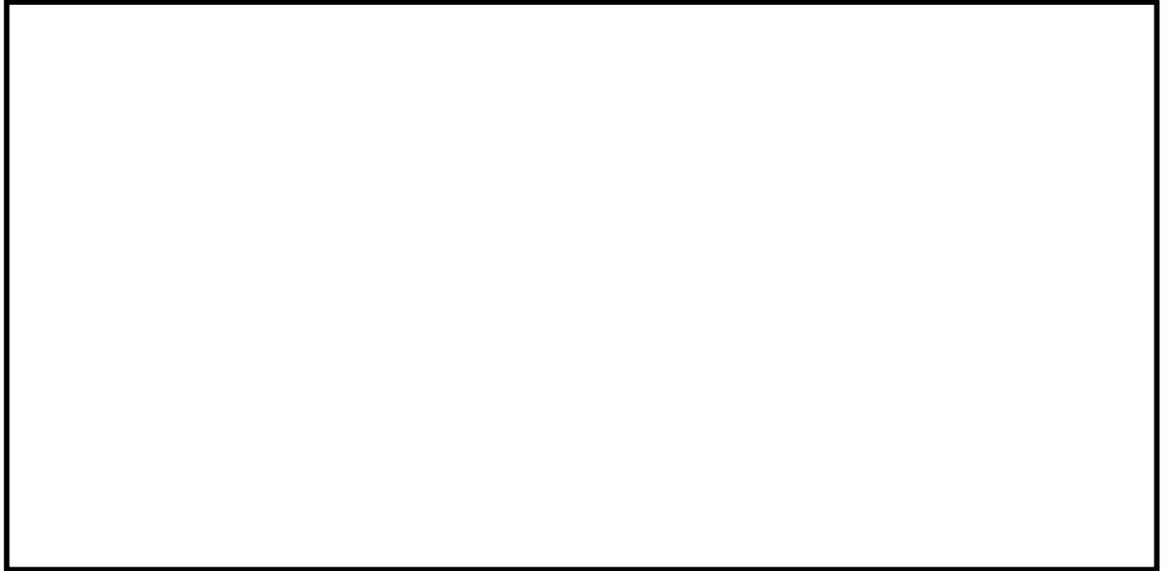


図 3. 3. 3-3 J A V A P L U S 試験結果 (補正後)

表 3.3.3-2 有機よう素除去性能試験結果 (J A V A P L U S 試験)

Test-No.	VSV inlet Pressure (bar abs)	Pressure in the M/S (bar abs)	Temp. (°C)	Gas Flow (kg/s)	Gas Composition (Steam:Air) (vol. %)		Removal Efficiency (%)

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R2

3.3.4 フィルタ装置の継続使用による性能への影響

フィルタ装置を継続使用することにより、放射性物質の除去性能に影響する可能性のある因子について検討する。

(1) エアロゾルの再浮遊

a. ベンチュリスクラバ部

(a) 想定する状態

フィルタ装置を継続使用すると、ベンチュリスクラバで捕集されたエアロゾルにより、ベンチュリスクラバ内のエアロゾル濃度は徐々に上昇する。スクラビング水の水面近傍には、水沸騰やベンチュリノズルを通るベントガスによる気流により、細かい飛沫（液滴）が発生するが、その飛沫にエアロゾルが含まれていると、エアロゾルがベンチュリスクラバの後段に移行することが考えられる。

(b) 影響評価

ベンチュリスクラバの後段には、金属フィルタが備えられており、この金属フィルタには、ベンチュリスクラバからの飛沫（液滴）を除去するための機構（プレフィルタ及び湿分分離機構）と除去したドレン水をスクラビング水内に戻すためのドレン配管が設置されている。そのため、ベンチュリスクラバで発生した飛沫（液滴）は、メインフィルタに到達する前に除去される。また、飛沫（液滴）の微細化や蒸発によってエアロゾルが放出される可能性があるが、メインフィルタにて捕集される。

以上のとおり、フィルタ装置は、ベンチュリスクラバでのエアロゾルの再浮遊に対して考慮した設計となっている。

b. 金属フィルタ部

(a) 想定する状態

金属フィルタで捕集されたエアロゾルが蓄積すると、崩壊熱によりフィルタ部の温度が上昇し、放射性物質の融点／沸点を超えた場合に液体／気体となる。これらの液体／気体がベントガス流により下流に流された場合、フィルタ装置下流側にエアロゾルを放出することが考えられる。

(b) 影響評価

金属フィルタに捕集されたエアロゾルの崩壊熱は、ベント中はベントガスの流れによって冷却され、ベント後はベンチュリスクラバに捕集したエアロゾルの崩壊熱により発生する蒸気によって冷却されることから、金属フィルタの温度は、エアロゾルの再浮遊が起ころうような温度（参考：CsOHの融点：272.3℃）に対し十分低く抑えることができる。

(2) ガス状放射性よう素の再揮発

a. ベンチュリスクラバにおける無機よう素の再揮発

(a) 想定する状態

フィルタ装置を継続使用すると、スクラビング水の温度は上昇する。スクラビング水の温度上昇に伴い、スクラビング水中に捕集した無機よう素が気相中に再揮発することが考えられる。

(b) 影響評価

気液界面（フィルタ装置水面）における無機よう素の平衡については温度依存性があり、スクラビング水の水温が高い方が気相の無機よう素の割合が増える。しかし、アルカリ環境下では、無機よう素とよう素イオンの平衡により液相中に存在する無機よう素が極めて少なく、無機よう素の気相部への移行量は、スクラビング水の温度が上昇しても十分小さい値となる。

JAVA試験は、高温のベントガスを用いて、無機よう素が気相中に移行しやすい条件での試験を実施しており、温度上昇による影響に配慮したものとなっている。

b. よう素除去部における放射性よう素の再揮発

(a) 想定する状態

化学工業の分野ではゼオライトに高温の水素を通気することにより捕集されているよう素を再揮発させる技術がある。よう素除去部に充填された銀ゼオライトに、ベントガスに含まれる水素が通気されると、捕集された放射性よう素が再揮発することが考えられる。

(b) 影響評価

水素によるよう素の再浮遊は400℃以上の高温状態で数時間程度、水素を通気した場合に起こることが知られている。一方フィルタ装置に流入するガスは200℃以下であり、銀ゼオライトに水素を含むガスが通過したとしても、ゼオライトに捕集されているよう素が再揮発することはない。

また、よう素除去部で捕集した放射性よう素の崩壊熱は、ベント中はベントガスにより冷却され、ベント後は系統を不活性化するために供給される窒素により冷却されることから、よう素除去部の温度上昇は、放射性よう素の再揮発が起こるような温度(400℃)に対して、十分低く抑えることができる。

(3) フィルタの閉塞

a. 想定する状態

炉心損傷後のベント時には、溶融炉心から発生するエアロゾルに加え、炉内構造物の過温などによるエアロゾル、コアコンクリート反応により発生する CaO_2 等のコンクリート材料に起因するエアロゾル及び保温材等の熱的・機械的衝撃により発生する粉塵が、フィルタ装置に移行する可能性がある。これらのエアロゾルの影響により、ベンチュリノズルの狭隘部や金属フィルタに付着し、閉塞することが考えられる。

b. 影響評価

ベンチュリノズルの狭隘部を通過するガス流速は、高速となる。ベンチュリノズルの狭隘部寸法に対して、エアロゾルの粒子径は極めて小さく、ベンチュリノズルが閉塞することはない。

金属フィルタには、ベンチュリスクラバで捕集されなかったエアロゾルが移行する。移行するエアロゾル量は、金属フィルタの許容負荷量に対して十分小さく、金属フィルタが閉塞することはない。

(4) 薬剤の容量減少

a. 想定する状態

無機よう素はベンチュリスクラバにて薬剤 との反応により捕集されるが、薬剤の容量を超える無機よう素が流入した場合には、無機よう素は捕集されずに下流に流出されることが考えられる。

b. 影響評価

スクラビング水に含まれる の量は、原子炉格納容器から放出される無機よう素の量に対して十分大きいことから、容量に達することはない。

(5) よう素除去部の容量減少

a. 想定する状態

ガス状放射性よう素は、銀ゼオライトに捕集されるが、銀ゼオライトの吸着容量に達した場合には、ガス状放射性よう素は捕集されずに系外に放出されることが考えられる。

b. 影響評価

よう素除去部で保持が可能なガス状放射性よう素の吸着容量（銀分子数）は、原子炉格納容器から放出されるよう素量に対して十分大きいことから吸着容量に達することはない。

(6) ベント時に生じるスウェリングによるよう素除去部への影響

a. 想定する状態

スクラビング水に蒸気が流入すると、スウェリングにより水位が上昇する。その結果、スクラビング水の水位は通常待機時に比べ上昇しており、よう素除去部の外壁はスクラビング水に接することとなり、スクラビング水の温度による除去性能に影響することが考えられる。

b. 影響評価

ベントガスの温度はベンチュリスクラバ（スクラビング水）を通過することで、スクラビング水の水温と同じになっているものと考えられ、
よって、スクラビング水と接するよう素除去部の外壁はスクラビング水から入熱されるため、よう素除去部で蒸気が凝縮することはなく、よう素の除去性能への悪影響はない。

(7) 吸着材の変質

a. 想定する状態

よう素除去部の吸着材として使用する銀ゼオライトは、放射線の照射環境に長期間晒されると、変質してよう素除去性能が低下することが考えられる。

b. 影響評価

フィルタ装置で想定される照射量以上の放射線を照射した銀ゼオライトの性能試験結果から捕集性能を確認しており、よう素の除去性能への悪影響はない。

4. 設備の維持管理

(1) 点検方法

a. 機械設備

格納容器圧力逃がし装置の機械設備については、東海第二発電所の他設備の点検実績等を参考に、設置環境や動作頻度に対する故障及び劣化モード等を考慮して、適切な周期で点検（時間基準保全）を行うことにより、設備の健全性を確保する。

一方、東海第二発電所として保全の経験がない設備として、高アルカリのスクラビング水に接液する設備が挙げられる。これらの設備については、劣化モード（腐食等）を考慮した材料選定を行っており、有意な劣化が発生する可能性は小さいと考えているが、まずは初回定期検査時に点検を実施し、その結果を基に点検周期を定めるものとする。

スクラビング水の分析については、海外プラントにおいて窒素封入環境下で [] 薬液濃度の有意な変化は認められていない実績があり、性状に有意な変化はないものと考えられるが、定期検査毎に実施することとする。

また、よう素除去部に充填される銀ゼオライトについては、試験を行い、スクラビング水による飽和蒸気環境下で [] 保管した後も性能基準を満たしていることを確認した。

東海第二のフィルタ装置では、銀ゼオライトのサンプリングが可能な設計としており、まずは初回定期検査時に性状の確認を行い、その結果を基にサンプリング周期を定めるものとする。

機械設備の点検内容を表4-1に示す。

表 4-1 機械設備の点検内容

設備名		点検内容	点検周期・時期 (計画)
フィルタ装置	本体	・外観点検 (内面)	初回定検 (結果によりその後の周期を決定)
	機能確認	・漏えい確認	本体内部点検に合わせて実施
	スクラビング水	・水質確認	毎定検
内部構造物 ・ベンチュリノズル ・金属フィルタ ・流量制限オリフィス ・よう素除去部	本体	・外観点検	初回定検 (結果によりその後の周期を決定)
	機能確認 (よう素除去部)	・サンプル性状確認	
圧力開放板	本体	・外観点検	初回定検 (結果によりその後の周期を決定)
		・フランジ面手入れ	
	機能確認	・漏えい確認	
配管	本体	・外観点検	10 定検毎
		・フランジ部点検手入れ	10 定検毎, ただし接液部については初回定検 (結果によりその後の周期を決定)
	機能確認	・漏えい確認	
弁	本体	・弁箱内面点検手入れ	3 定検毎, ただし接液部については初回定検 (結果によりその後の周期を決定)
		・弁体, 弁座, 弁棒等点検手入れ	
		・パッキン類交換	
		・外観目視点検	
	機能確認	・漏えい確認	毎定検 (手動弁を除く)
	・作動試験		
ポンプ	本体	・内面点検手入れ	4 定検毎
		・インペラ, シャフト, ケーシング等点検手入れ	
		・パッキン類交換	
		・外観目視点検	
	機能確認	・漏えい確認	4 定検毎, ただし移送ポンプについては毎月定期試験
	・作動試験		

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R1

b. 電気設備

格納容器圧力逃がし装置の電気設備については、東海第二発電所の他設備の点検実績等を参考に、設置環境や動作頻度に対する故障及び劣化モード等を考慮して、適切な周期で点検（時間基準保全）を行うことにより、設備の健全性を確保する。

電気設備の点検内容を表4-2に示す。

表 4-2 電気設備の点検内容

対象機器		点検内容	点検周期・時期（計画）
電動駆動弁駆動部	電動機	・外観点検	2 定検毎
		・分解点検	156 カ月毎
	トルクスイッチ	・動作確認	2 定検毎
		・設定値確認	
	リミットスイッチ	・動作確認	2 定検毎
		・取付状態確認	
	電気室	・結線点検	2 定検毎
	開度計	・外観点検	2 定検毎
		・指示値確認	
	試験・測定	・絶縁抵抗測定	1 定検毎
・作動試験			
・電流測定			
ポンプ電動機	電動機	・外観点検	5 定検毎
		・分解点検	
	機能確認	・絶縁抵抗測定	5 定検毎，ただし移送ポンプについては毎月定期試験
		・作動試験	
		・電流測定	

c. 計装設備

格納容器圧力逃がし装置の計装設備については、東海第二発電所の他設備の点検実績等を参考に、設置環境や動作頻度に対する故障及び劣化モード等を考慮して、適切な周期で点検（時間基準保全）を行うことにより、設備の健全性を確保する。

計装設備の点検内容を表4-3に示す。

表 4-3 計装設備の点検内容

設備名	点検内容		点検周期・時期（計画）
水位計	特性試験	・外観点検	1 定検毎
		・単体・ループ校正	
圧力計	特性試験	・外観点検	1 定検毎
		・単体・ループ校正	
温度計	特性試験	・外観点検	1 定検毎
		・電気試験	
		・ループ校正	
放射線モニタ	特性試験	・外観点検	1 定検毎
		・単体・ループ校正	
		・線源校正	
水素濃度計	特性試験	・外観点検	1 定検毎
		・単体・ループ校正	
		・ガス校正	
サンプリング機器	外観検査	・外観点検	1 定検毎
	特性試験	・計器校正	1 定検毎
	機能・性能検査	・作動試験	1 定検毎
	分解点検	・ポンプ分解点検	5 定検毎
制御盤	外観検査	・外観点検	1 定検毎

(2) 試験方法

格納容器圧力逃がし装置の機能検査として、「弁開閉試験」, 「移送ポンプ作動試験」, 「漏えい試験」, 「スクラビング水質確認試験」及び「よう素除去部（銀ゼオライト）性能確認試験」を実施する。

a. 弁開閉試験

系統が所定の機能を発揮することを確認するため、以下の弁について開閉試験を実施する。図4-1に対象弁を示す。

- ・中央制御室の操作スイッチによる弁開閉試験
- ・フレキシブルシャフトによる人力での弁開閉試験

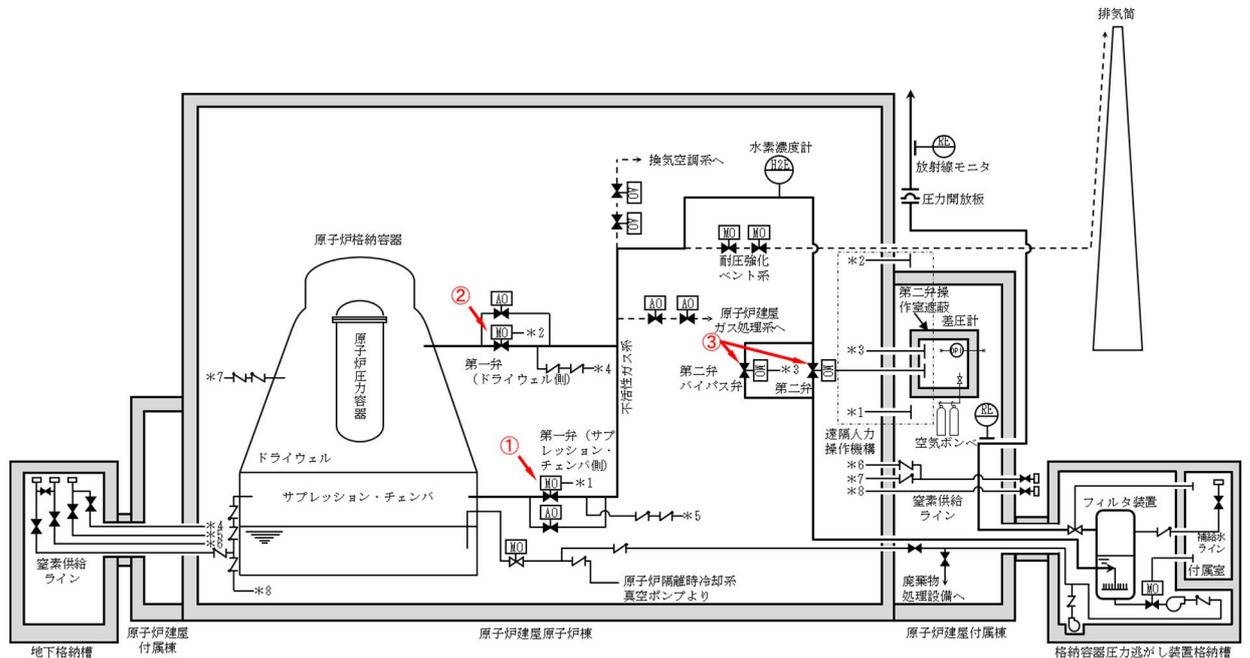
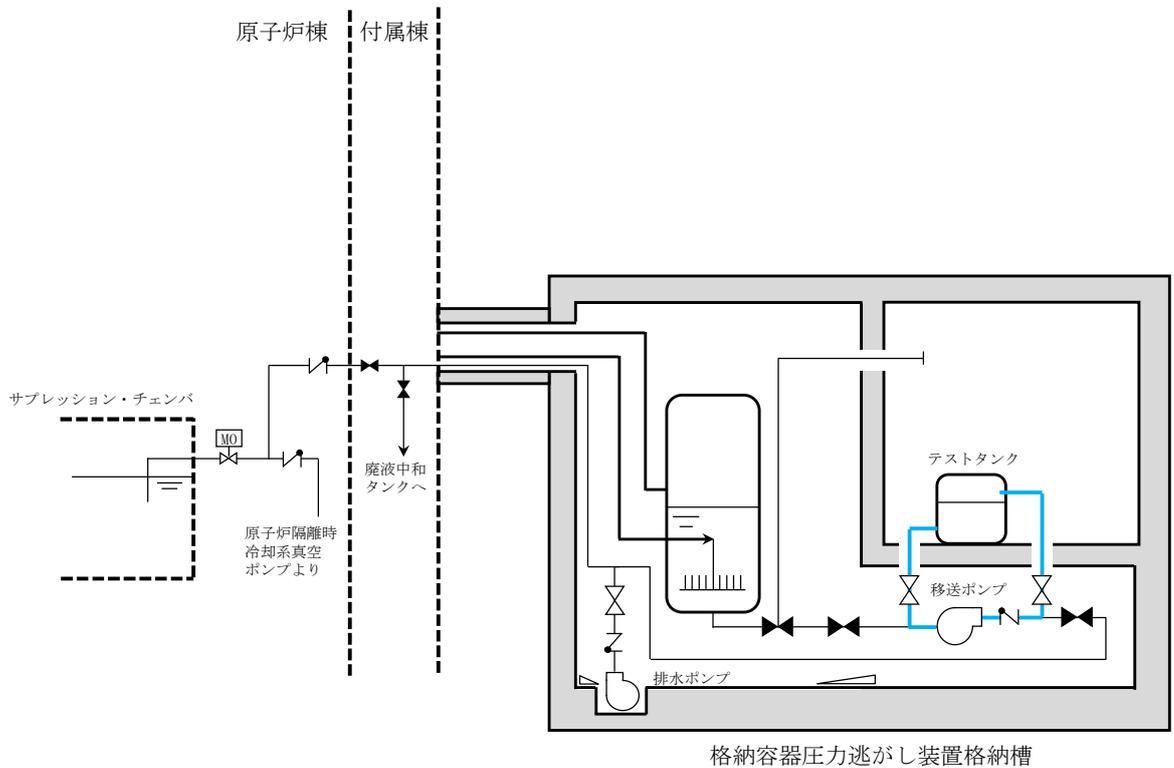


図 4-1 格納容器圧力逃がし装置機能検査対象弁

b. 移送ポンプ作動試験

排水設備のうち移送ポンプが所定の機能を発揮することを確認するため、テストラインを使用して、移送ポンプの作動試験を実施する。移送ポンプ作動試験の概要図を図4-2に示す。



注) 系統構成は現在の計画

図 4-2 排水設備（移送ポンプ）作動試験概要図

c. 漏えい試験（主配管）

漏えい試験の試験条件・方法を表4-4に、試験概要図を図4-3に示す。

漏えい試験の各条件について下記(a)～(c)に整理する。

(a) 加圧媒体

格納容器圧力逃がし装置の最高使用圧力620 kPa [gage] でのベント開始時の系統内は窒素が支配的であること、また、ベント継続中に漏えい防止対象となる放射性物質は窒素より分子量が大きいことから、窒素を加圧媒体とすることは妥当であると判断する。なお、事故時に発生する水素については、フィルタ容器のフランジ部等から漏えい試験の検出限界値の水素が漏えいした場合においても、長期にわたって格納容器圧力逃がし装置格納槽内が可燃限界に到達しないこと、系統内から水素が漏えいした場合においても、建屋内については静的触媒式水素再結合器による処理が、建屋外については外気への拡散が期待できること、また、試験時の安全性確保の観点から、水素を加圧媒体とした漏えい試験は行わない。

(b) 試験圧力

漏えい試験では、系統内が不活性状態で維持できることを確認するため窒素封入圧力 kPa [gage] 以上を試験圧力とする。また、系統の使用時にバウンダリ機能を維持できることを確認するため最高使用圧力620 kPa [gage] を試験圧力とする。

(c) 試験温度

漏えい試験では、系統の最高使用温度200 °Cを模擬することが困難となることから約180 °C低い常温約20 °Cでの漏えい確認となるが、試験温度については、環境温度が高い場合、配管が熱膨張した状態となり、フランジ部パッキンに圧縮荷重が付加されることによりシール性が向上するものとなることから、常温での試験環境は、保守的となる。

表4-4 漏えい試験の試験条件・目的・方法

	加圧媒体	試験圧力	試験温度	試験目的・方法
簡易点検	窒素ガス	<input type="text"/> kPa [gage] 以上 (窒素封入圧力)	常温	系統内を不活性状態に維持することを目的に、系統全体を窒素封入圧力（待機状態）に加圧し、著しい漏えいのないことを確認する。
本格点検	窒素ガス	620 kPa [gage] (最高使用圧力)	常温	使用時にバウンダリ機能が維持されていることを確認するために、系統全体を最高使用圧力に加圧し、著しい漏えいのないことを確認する。

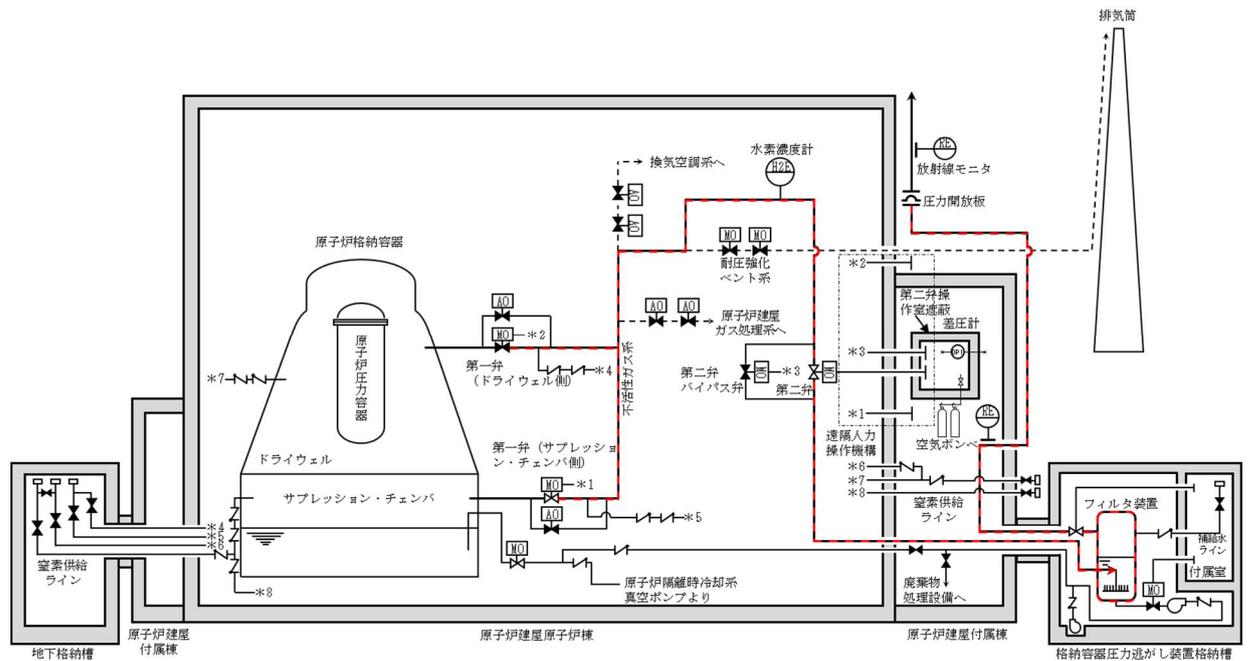


図4-3 漏えい試験の試験概要図

d. スクラビング水質確認試験

スクラビング水質確認試験は、サンプリングラインから水を採取・分析を実施し、スクラビング水が規定の濃度であることを確認する。

e. 銀ゼオライト性能確認試験

よう素除去部に充填される銀ゼオライトについては、原子炉停止期間中にベントフィルタ内の試験用銀ゼオライトを用いてよう素除去性能試験を行い、規定の性能が確保されていることを確認する。

可燃性ガスの爆発防止対策について

1. 格納容器圧力逃がし装置

格納容器圧力逃がし装置の系統内で可燃性ガスの爆発が発生した場合、格納容器圧力逃がし装置に期待している放射性物質の低減効果が喪失するおそれ又はフィルタ装置内で保持している放射性物質の外部への放出のおそれがあるため、設計及び運用により系統内での可燃性ガスの爆発を防止する。

(1) 考慮する可燃性ガスの種類及び対策

炉心の著しい損傷を伴う重大事故等時に発生するおそれのある可燃性ガスとして、ジルコニウム-水反応、水の放射線分解及び金属腐食により発生する水素が考えられる*¹。これらの反応によって原子炉格納容器内水素濃度は、可燃限界濃度である 4 vol% を大きく上回るが、原子炉格納容器内雰囲気は通常運転時から不活性化（ドライ条件で酸素濃度 2.5 vol% 以下に管理）することに加え、水の放射線分解によって発生する酸素を考慮しても酸素濃度を可燃限界であるドライ条件で 5 vol% 未満に管理することで、水素及び酸素が同時に可燃限界に到達することを防止する。格納容器圧力逃がし装置の系統内については、待機状態から系統内を窒素で不活性化することにより、原子炉格納容器内の水素が排出経路を通過する際における水素爆発を防止する。

また、格納容器圧力逃がし装置の配管については、ベント時に発生する蒸気凝縮で発生するドレン水による閉塞やこれに起因する水素及び酸素の滞留を防止するために、配管ルートに U シール部ができないように配置する。新設部分については水平配管に適切な勾配を設ける。

なお、水素爆発の条件として、水素濃度 4 vol% かつ酸素濃度 5 vol% 以上の条件に加えて、着火源又は 500 °C 以上の発熱源が必要となるが、原子炉格納容器内における着火源又は 500 °C 以上の発熱源の不確かさが大きいと、酸素濃度を管理することで水素爆発を防止することとしている。

注記 *1：溶融炉心・コンクリート相互作用によって、可燃性ガスである一酸化炭素が発生することが考えられるが、コリウムシールドを設置することでペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリートが溶融炉心によって侵食されないことから、一酸化炭素は可燃性ガスとして考慮しないこととした。また、仮にペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリートが床面及び壁面共に 30 cm 侵食したことを仮定した場合においても、一酸化炭素の発生量は 15 kg であり、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）」における水素発生量 700 kg に対して十分に低いこと及び一酸化炭素の可燃限界濃度が空気中において 12.5 vol% であることを踏まえると、考慮不要と考えられる。

(2) 系統の各運転状態における設計上の考慮

a. 系統待機状態①：プラント通常運転中

(a) 水素爆発防止対策

プラント通常運転中においては、原子炉格納容器と同様に系統内を窒素で不活性化する設

計としている。フィルタ装置から放出端へ至る配管上には、窒素置換時に大気と隔離するため、圧力開放板を設けている。この圧力開放板は、原子炉格納容器からの排気と比較して、十分低い圧力で開放するよう設計している。

(b) 系統における水素濃度監視

系統における水素濃度に関しては、水素の発生がないため、監視不要である。

この系統状態における水素爆発防止対策概要を図 1-1 に示す。

系統待機状態①：プラント通常運転中

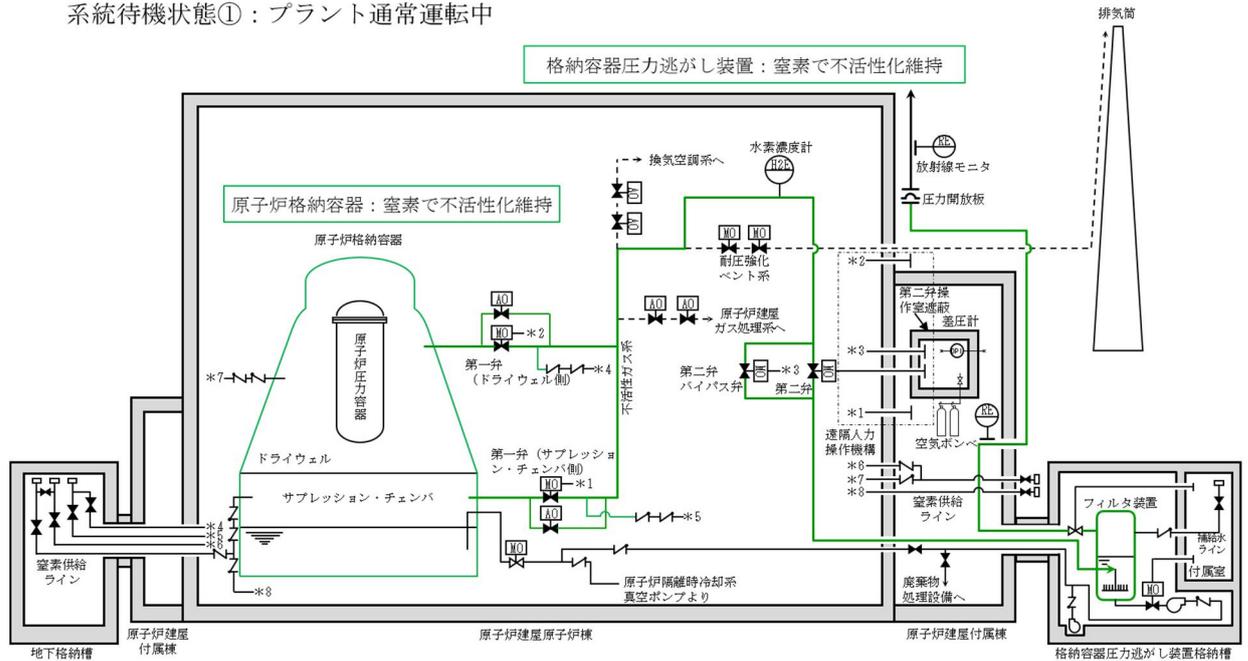


図 1-1 水素爆発防止対策（系統待機状態①）

b. 系統待機状態②：重大事故等時，ベント前

(a) 水素爆発防止対策

炉心の著しい損傷を伴う重大事故等時の原子炉格納容器内雰囲気は、蒸気、窒素、水素及び酸素が混合した状態となるが、格納容器ベント実施前の系統は原子炉格納容器内からのガスの流入はないため、不活性状態が保たれる。

(b) 系統における水素濃度監視

系統における水素濃度に関しては、系統内に水素が持ち込まれないため、監視不要である。

この系統状態における水素爆発防止対策概要を図 1-2 に示す。

系統待機状態②：重大事故等時，ベント前

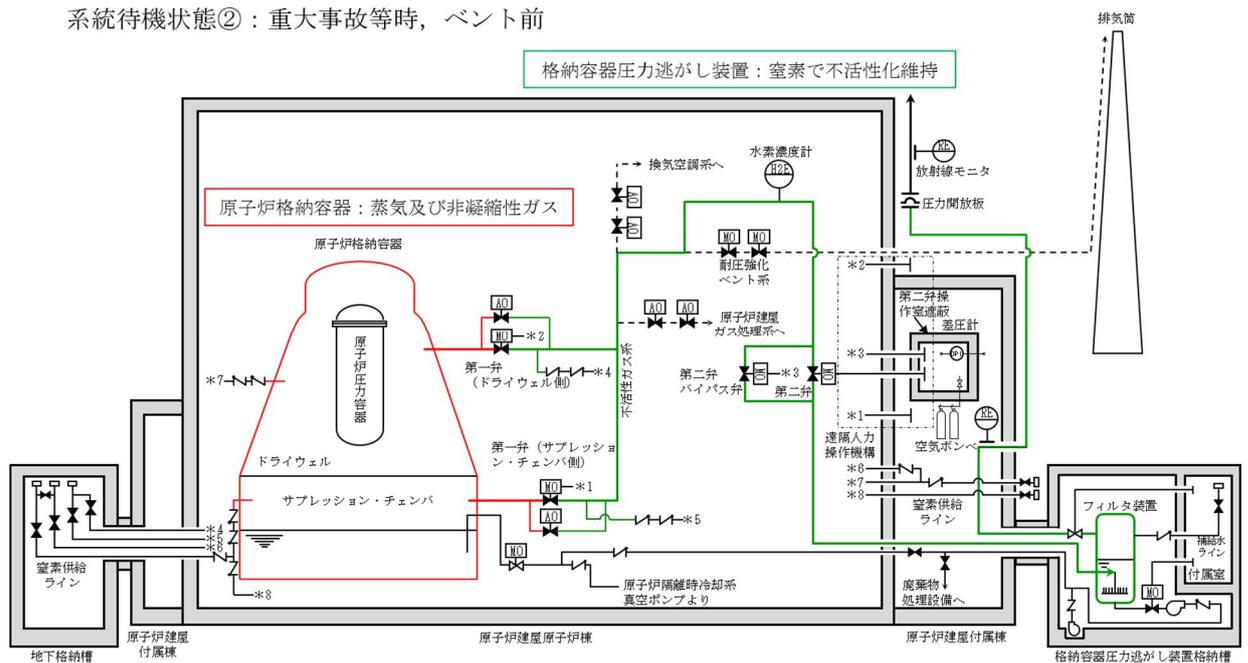


図 1-2 水素爆発防止対策（系統待機状態②）

c. 系統運転状態①：ベント実施直後

(a) 水素爆発防止対策

ベント開始時において、ベントガス中の蒸気がスクラビング水によって凝縮された場合、酸素濃度が上昇することで、水素爆発が発生するおそれがあるが、ベント実施前から、原子炉格納容器内の酸素濃度をドライ条件で監視し、4.3 vol%に到達した時点でベント実施する判断基準を設定していること及び格納容器圧力逃がし装置系統内は不活性化されているため、仮にベントガス中の蒸気全てがスクラビング水によって凝縮された場合においても水素爆発は発生しない。なお、このベント実施判断基準については、酸素濃度の可燃限界である 5 vol% に対し、酸素濃度監視設備（格納容器内酸素濃度（SA））の測定誤差である ± 0.6 vol% 及び 0.1 vol% の余裕を考慮して設定した。また、原子炉格納容器内の気体については、格納容器スプレイ及び温度差による自然対流効果によって均一に攪拌されており、濃度分布がないため、酸素濃度監視設備（格納容器内酸素濃度（SA））により原子炉格納容器全体の濃度を代表して監視することができる。

(b) 系統における水素濃度監視

系統における水素濃度に関しては、原子炉格納容器から可燃限界を超えた水素が流入するが、原子炉格納容器内の酸素を可燃限界未満で管理していることから監視不要である。

(c) 対向流による空気の流れ

フィルタ装置内が負圧に至るような状況下では、対向流が発生することにより、フィルタ装置内に空気が流入するおそれがある。しかしながら、格納容器ベント実施時におけるスクラビング水沸騰までの間、ベントガス中の蒸気がスクラビング水によって凝縮された場合において

も、蒸気の供給が継続的に行われるためフィルタ装置内が負圧にならないこと及び非凝縮性ガスの排出は継続されることから、対向流は発生しない。

(d) 枝管における水素及び酸素の蓄積について

原子炉格納容器内の水素濃度については、ドライ条件に換算して、5 vol%未満に管理することから、ベント実施中において、仮に枝管におけるベントガスの蓄積があった場合においても、枝管での水素爆発は発生しないと考えられるが、万が一、枝管内での成層化等によって混合ガスの濃度が変化した場合、枝管での水素爆発の脅威が存在する。そのため、枝管内での混合ガスの蓄積評価を実施する。枝管における水素及び酸素の混合ガスの蓄積の評価について「BWR配管における混合ガス(水素・酸素)蓄積防止に関するガイドライン(第3版)」(日本原子力技術協会)に基づき、上向きの枝管に対して評価を実施する。なお、ガイドラインでは、下向きの枝管に対しては、水封されることで混合ガスが蓄積しないと評価されているため対象外とした。

枝管長さ(L)を枝管内径(D)で除することによって規格化した不燃限界長さ(L/D)の数値によって、枝管内に混合ガスが蓄積する可能性の有無を判断する。不燃限界長さ(L/D)の数値が4以下であれば混合ガスの蓄積が発生しないとされている。評価結果を表1-1に示す。

ドライウェル側第一弁のバイパスライン、原子炉建屋ガス処理系ライン及び第二弁バイパス弁については、混合ガスが蓄積する可能性がある結果となった。そのため、図1-3～図1-7に示すように、ベントラインを設置し、混合ガスが蓄積することのない設計とする。また、フィルタ装置に接続される枝管については、不燃限界長さ(L/D)を考慮して、必要に応じてベントラインを設置する設計とする。

(e) 圧力開放板の下流における水素爆発について

原子炉格納容器から圧力開放板までは不活性化されていること及び原子炉格納容器内の酸素濃度をドライ条件で可燃限界未満に維持することで、高濃度の水素雰囲気においても水素爆発は発生しないが、圧力開放板以降については、不活性化していない範囲であるため、高濃度の水素と空気が触れることで水素爆発のおそれがある。しかしながら、ベント実施直後は、原子炉格納容器からのベントガスによって系統内の窒素が押し出され、圧力開放板以降の空気が排出されることから、放出端までの範囲で高濃度の水素が空気と触れず、水素爆発が発生することはないと考えられる。また、放出端から先については、大気であるものの、大気中には着火源等がなく、水素爆発は発生しないと考えられる。

表 1-1 主ラインから分岐する枝管の閉止端までの長さとお口径等

	分岐箇所*1	配管 分岐 方向	枝管 長さ L (m)	枝管 内径 D (m)	L/D (-)	混合ガス 蓄積 可能性
①	ドライウェル側第一弁 バイパスライン (上流側)	上	2.525	0.0495	51.0	有
②	ドライウェル側第一弁 バイパスライン (下流側)	上	2.289	0.0495	46.2	有
③	原子炉建屋ガス処理系 ライン	上	2.051	0.5906	3.47	無
④	換気空調系ライン	斜上	4.956	0.5856	8.46	有
⑤	第二弁バイパス弁 (下流側)	上	7.043	0.4286	16.4	有
⑥	サプレッション・チェンバ側第一 弁バイパスライン (上流側)	下	—	—	評価 対象外	無
⑦	プレッション・チェンバ側第一弁 バイパスライン (下流側)	下	—	—	評価 対象外	無
⑧	耐圧強化ベントライン	水平	—	—	評価 対象外	無
⑨	フィルタ装置排気管ドレンライ ン	下	—	—	評価 対象外	無

注記 *1: フィルタ装置に接続される枝管については、不燃限界長さ (L/D) を考慮して、必要に応じてベントラインを設置する設計とする。

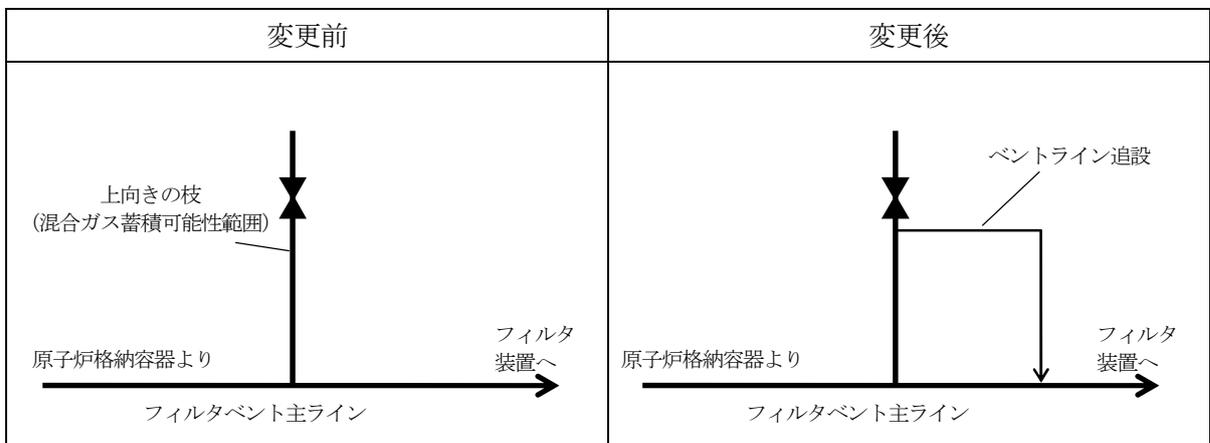


図 1-3 枝管へのベントラインの追設 (混合ガス蓄積防止)

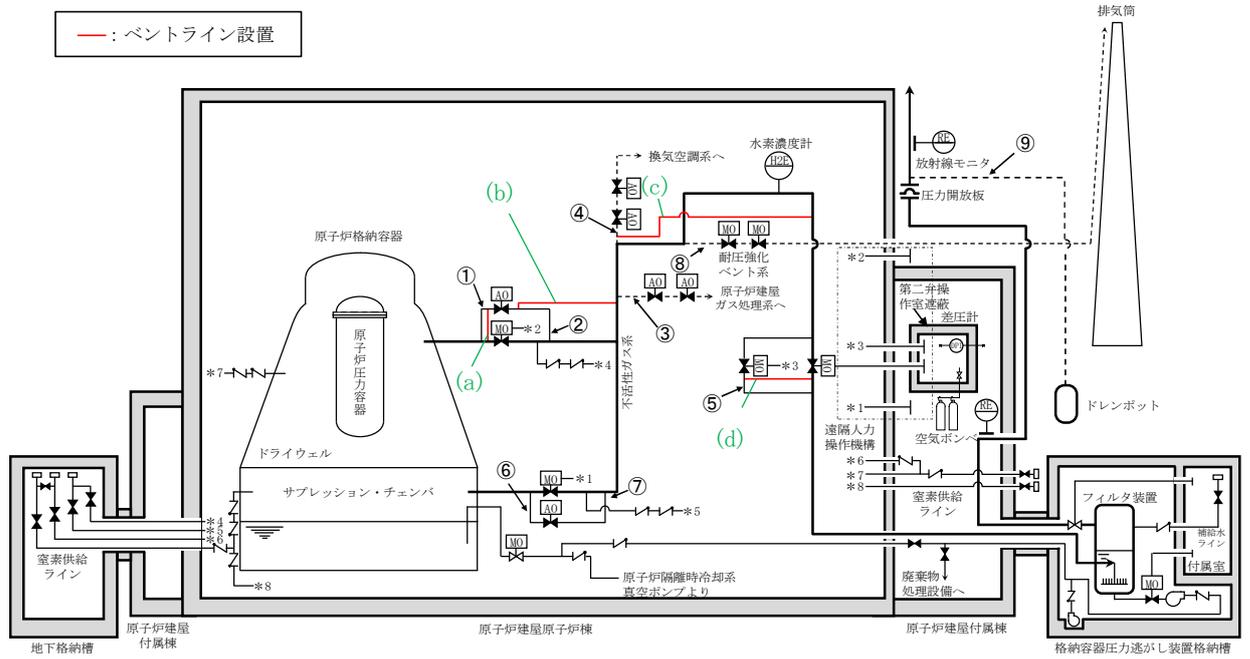


図 1-4 ベントライン設置概要図

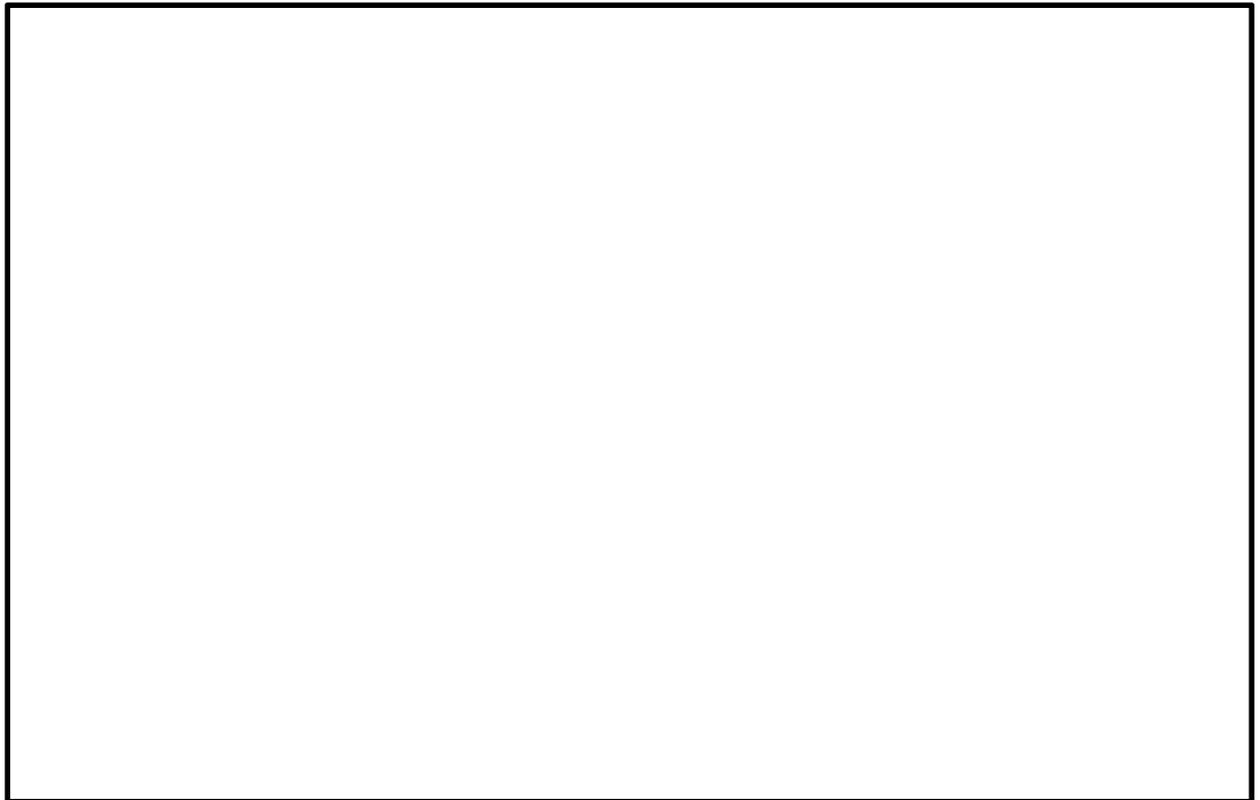


図 1-5 枝管へのベントラインの追設アイソメ図

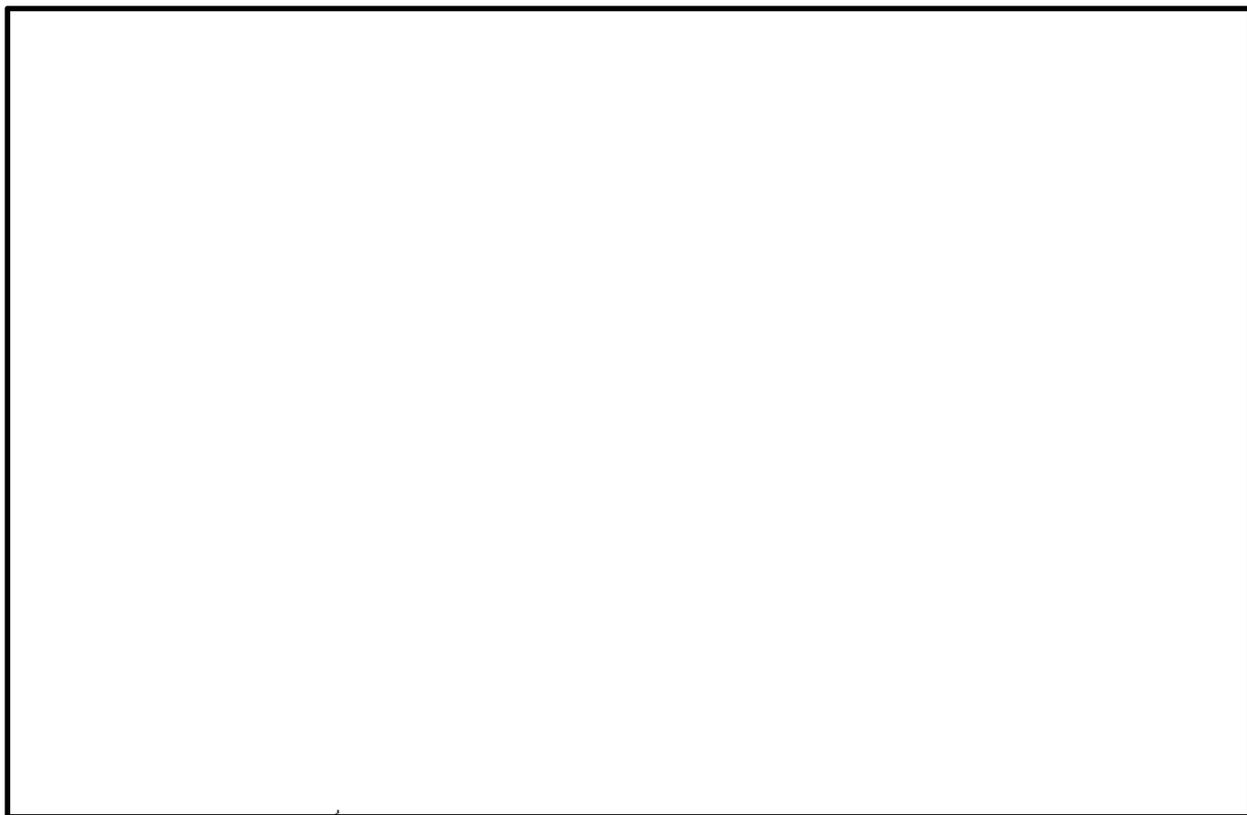


図 1-6 枝管へのベントラインの追設アイソメ図

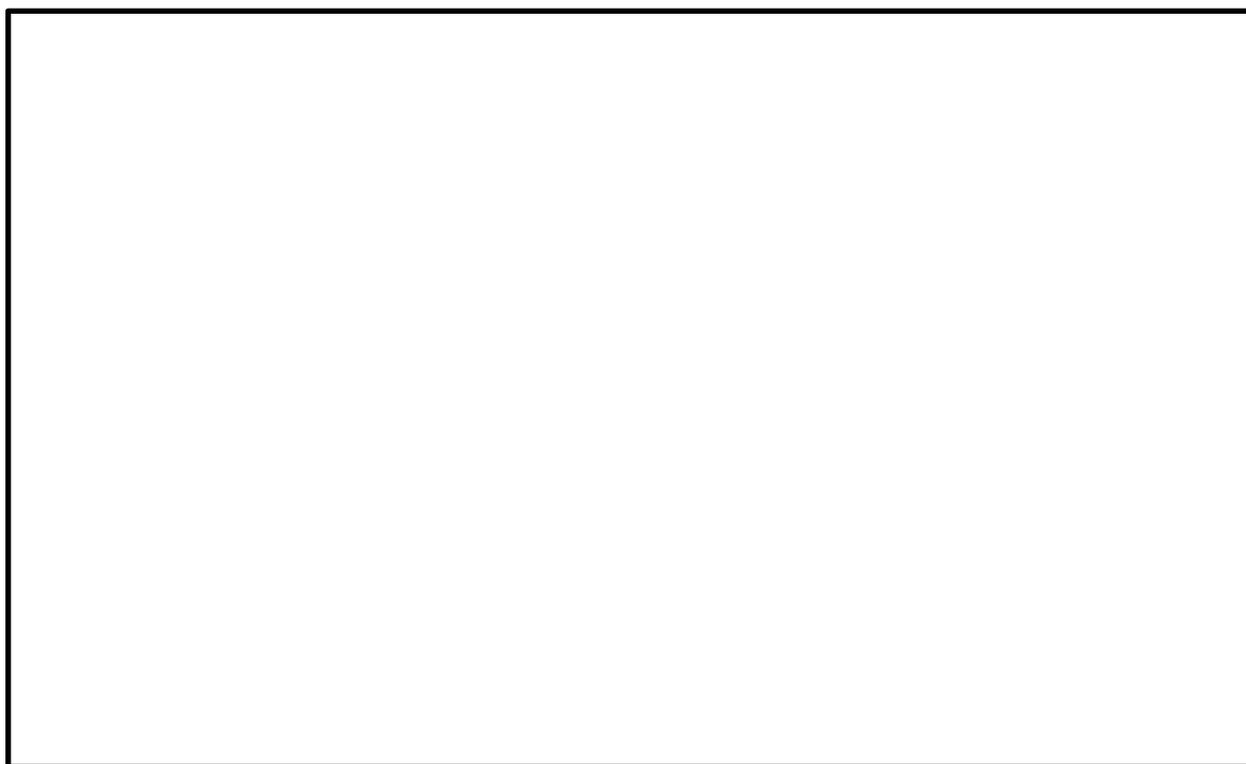
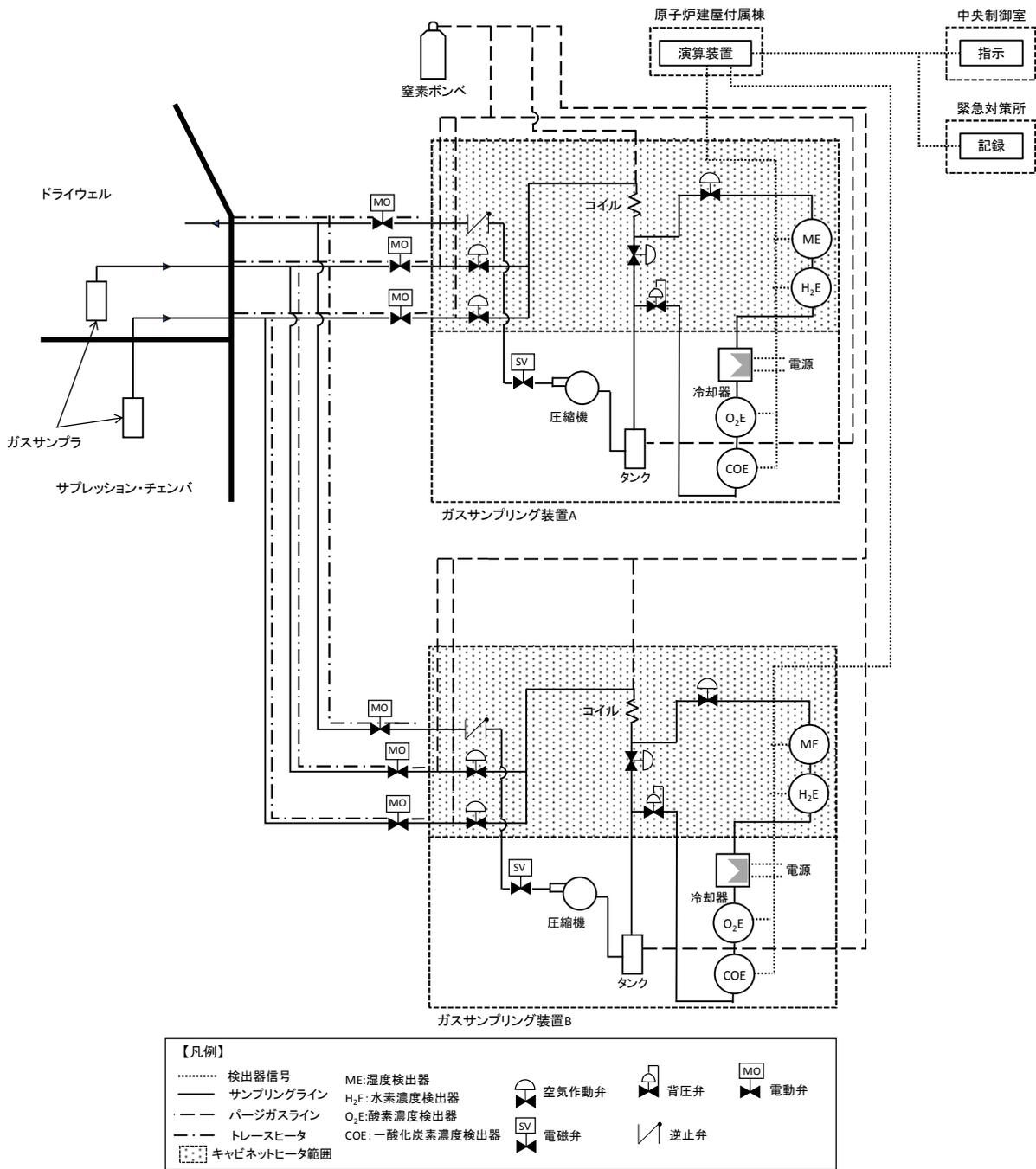


図 1-7 枝管へのベントラインの追設アイソメ図



計測周期 : サンプルング装置は、原子炉格納容器内ガスのサンプルングから、測定、排出までの工程を約3分で行う。

中央制御室指示 : ドライ条件及びウェット条件での濃度を表示する。

図 1-9 酸素濃度監視設備（格納容器内酸素濃度（SA））に関する系統概要図

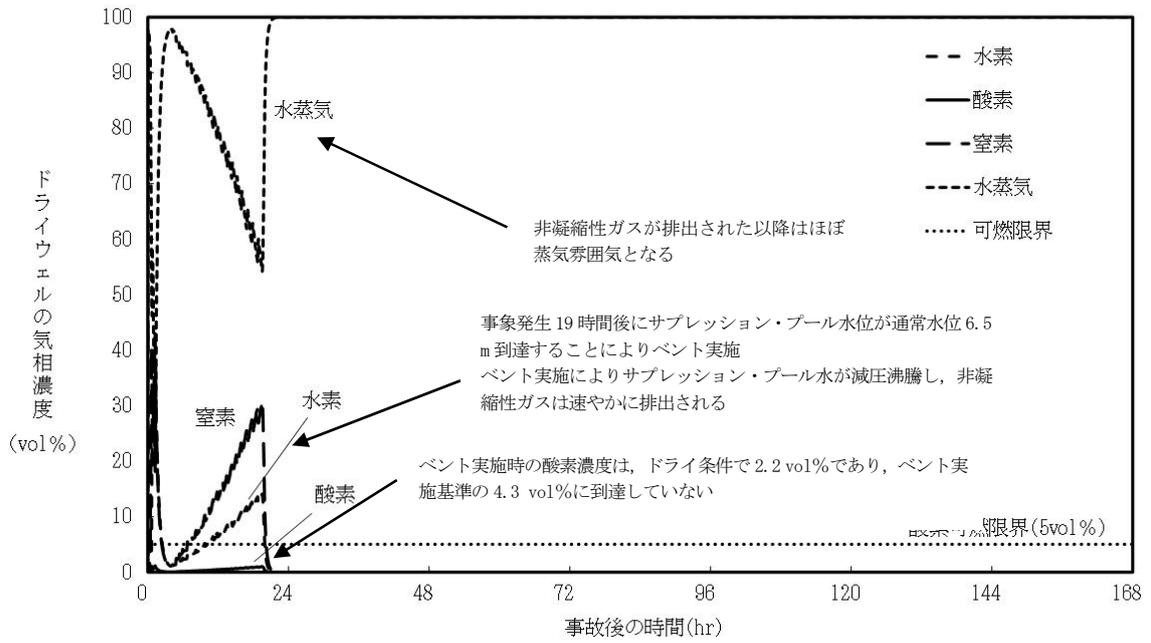


図 1-10 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）
（代替循環冷却系を使用できない場合）」における
ドライウエルの気相濃度の推移（ウェット条件）

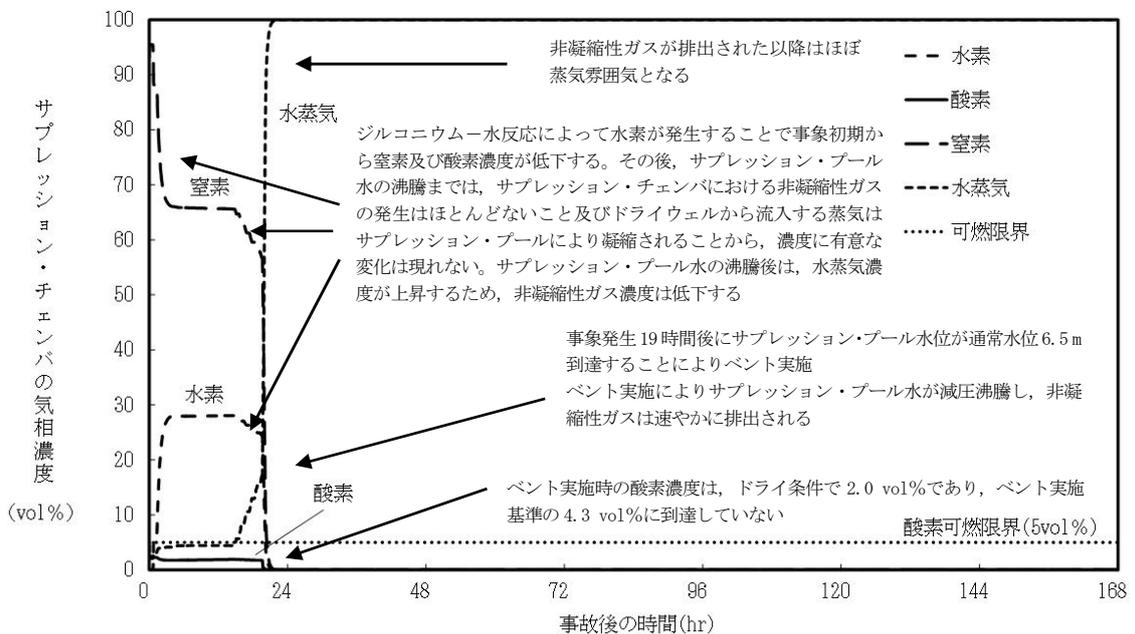


図 1-11 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）
（代替循環冷却系を使用できない場合）」における
サブプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ウェット条件）

d. 系統運転状態②：非凝縮性ガス排出（ベント開始後 1 時間程度）後

(a) 水素爆発防止対策

ベント実施に伴うサプレッション・プール水の減圧沸騰により、可燃性ガスを含む非凝縮性ガスが排出された以降の原子炉格納容器は、ほぼ水蒸気で満たされた状態となり、系統へ流入するベントガスもほぼ水蒸気となることから、水素爆発は発生しない。

(b) 系統における水素濃度監視

系統における水素濃度については、ベントガスがほぼ蒸気となっていることから、監視不要である。

(c) 対向流による空気の流入

原子炉格納容器及び系統から非凝縮性ガスが排出された以降は、仮に対向流が発生した場合であっても、原子炉格納容器及び系統内はほぼ蒸気で満たされている状態となるため、水素爆発は発生しない。

この系統状態における水素爆発防止対策概要は図 1-8 と同様である。

e. 格納容器ベント停止後

(a) 水素爆発防止対策

格納容器ベント停止後、スクラビング水の放射線分解により水素及び酸素が発生するため、第一弁の下流から窒素供給装置等による窒素供給を実施し、系統のパーージを継続することで、水素爆発を防止する。

(b) 系統における水素濃度監視

系統における水素濃度に関しては、窒素供給による系統パーージ停止後において、水素が長期的に系統内に滞留しないことを確認するため、監視を実施する。

(c) スクラビング水の放射線分解による酸素発生

ベント停止後において、スクラビング水の放射線分解によって発生する酸素については、スクラビング水中の放射性物質の崩壊熱によって発生量が変化するが、蒸気の発生量も崩壊熱によって変化する比例関係にあり、以下のとおり、酸素濃度は 0.1 vol% 未満となるため系統内で水素爆発することはない。

- ・スクラビング水の沸騰を考慮し、酸素発生量の G 値は 0.2 とする。
- ・スクラビング水の放射線吸収割合は 1.0 とする。

$$\begin{aligned} \text{○蒸気発生量} &= [\text{崩壊熱 (MW)}] \times 1000 / ([\text{飽和蒸気比エンタルピー}] - \\ &\quad [\text{飽和水比エンタルピー}]) \times 1000 / \text{分子量} \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \\ &= [\text{崩壊熱 (MW)}] \times 1000 / ((2675.57 - 419.10) \times 1000 / 18 \times 22.4 \times \\ &\quad 10^{-3} \times 3600) \\ &= 1985.4 \times [\text{崩壊熱 (MW)}] \text{ Nm}^3/\text{h} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{○酸素発生量} &= [\text{崩壊熱 (MW)}] \times 10^6 \times [\text{G 値}] / 100 \\ &\quad / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \times 22.4 \times 10^{-3} \\ &\quad \times 3600 \times [\text{放射線吸収割合}] \end{aligned}$$

$$= [\text{崩壊熱 (MW)}] \times 10^6 \times 0.2 / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times 1$$

$$= 1.68 \times [\text{崩壊熱 (MW)}] \text{ Nm}^3/\text{h}$$

$$\text{○酸素濃度} = \text{酸素発生量} / (\text{蒸気発生量} + \text{酸素発生量})$$

$$= 0.085 \%$$

(d) 移送ライン使用時における原子炉格納容器内への空気流入の影響について

格納容器ベント停止後は、図 1-12 に示すとおり、移送ポンプを用いてスクラビング水をサブプレッション・チェンバへ移送することとしている。スクラビング水を移送する際には、移送ポンプ下流側配管のうち水張りを行っていない範囲の空気がスクラビング水と共にサブプレッション・チェンバへ流入するが、ベント停止後の原子炉格納容器は窒素供給により不活性化されており、さらに可燃性ガス濃度制御系によって原子炉格納容器内の水素濃度を可燃限界未満に維持するため、空気の流入による影響はない。

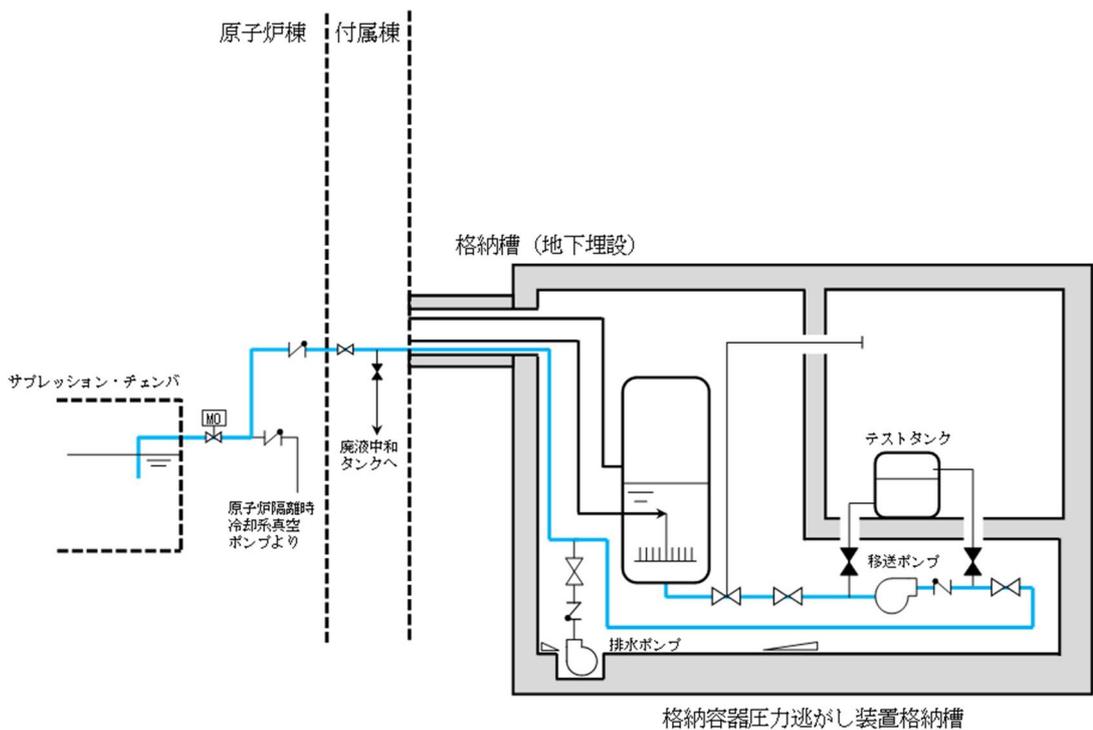


図1-12 移送ライン系統概要図

この系統状態における水素爆発防止対策概要を図 1-13 に示す。

2. 格納容器圧力逃がし装置格納槽

フィルタ容器に設置するフランジ部に使用されるガスケットについては、ヘリウムリーク試験における石鹼水発泡法による試験を実施し、漏えいが検出されないことを確認しているものの、検出限界未満の漏えいが生じている可能性は否定できない。このため、炉心の著しい損傷が発生した場合において、格納容器圧力逃がし装置による格納容器ベントを実施する場合には、原子炉格納容器内又はフィルタ容器内で発生した水素が、フィルタ容器から格納容器圧力逃がし装置格納槽に漏えいし、可燃限界に到達するおそれがある。しかしながら、以下に示すとおり、保守的な条件を仮定した評価によっても、格納容器圧力逃がし装置格納槽内の水素濃度は、事象発生7日後において、約 1.2×10^{-3} vol%程度であり、長期にわたり可燃限界である4 vol%に到達することはない。さらに、事象発生7日後以降については、外部支援等によって、原子炉格納容器除熱機能を復旧させ、格納容器ベントの停止及びスクラビング水の移送による格納容器圧力逃がし装置格納槽への水素漏えい防止、ハッチ及び遮蔽扉開放による格納容器圧力逃がし装置格納槽の換気が実施できる。

以上のことから、格納容器圧力逃がし装置格納槽で水素爆発が発生することはない。

(1) 評価シナリオ

評価シナリオは、炉心損傷を伴う有効性評価事象のうち、格納容器ベント実施時のウェット条件における水素濃度が最も高いシナリオである「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系が使用できない場合）」とする。

また、当該シナリオでは、図1-14及び図1-15に示すとおり、格納容器ベント実施1時間程度で原子炉格納容器内雰囲気は蒸気100 vol%雰囲気となるものの、保守的に高濃度の水素が7日間継続して通過することを仮定して評価を実施する。

(2) 評価

評価条件を表1-2に示す。

a. 漏えい条件

漏えい条件は、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系が使用できない場合）」における格納容器ベント実施前の最大水素濃度である30 vol%（ウェット条件）とし、その他のガス組成については、水蒸気として取り扱う。また、漏えいした水蒸気については、保守的に全て凝縮するものとして評価を実施する。なお、格納容器ベント実施時の水素濃度は、ドライ条件においても30 vol%以下であり、漏えいした水蒸気の凝縮を考慮する場合、ウェット条件の方が保守的な評価となる。

漏えい率については、フィルタ容器に使用されるガスケットのヘリウムリーク試験における石鹼水発泡法による試験に基づき、保守的に620 kPa [gage]、200 °Cの条件下において、検出限界値の水素漏えいがあるものと仮定する。

スクラビング水の放射線分解によって発生する水素については、発生量が少なく、フィルタ容器を通過する水素濃度30 vol%の保守性に包絡されるため、考慮しない。

b. 格納容器圧力逃がし装置格納槽の条件

格納容器圧力逃がし装置格納槽の条件は、乾燥空気におけるガス組成とする。

空間容積については、躯体図から算出した数値（フィルタ容器分除く）に対し、機器配管分の低減率として、0.7を乗算して算出する。

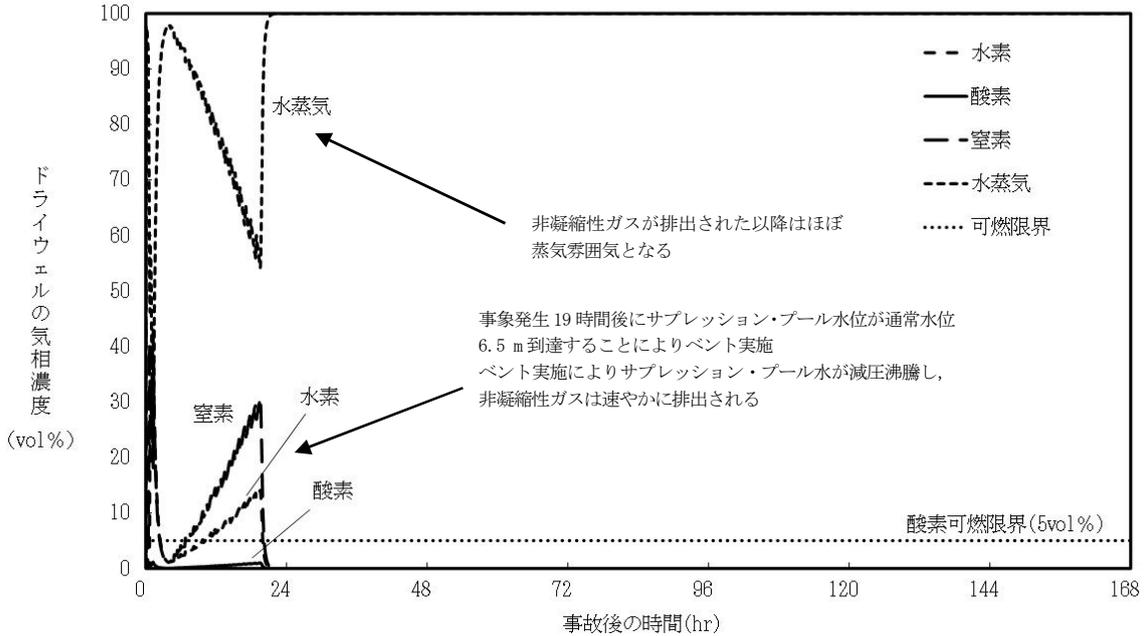


図 1-14 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」におけるドライウエルの気相濃度の推移（ウェット条件）

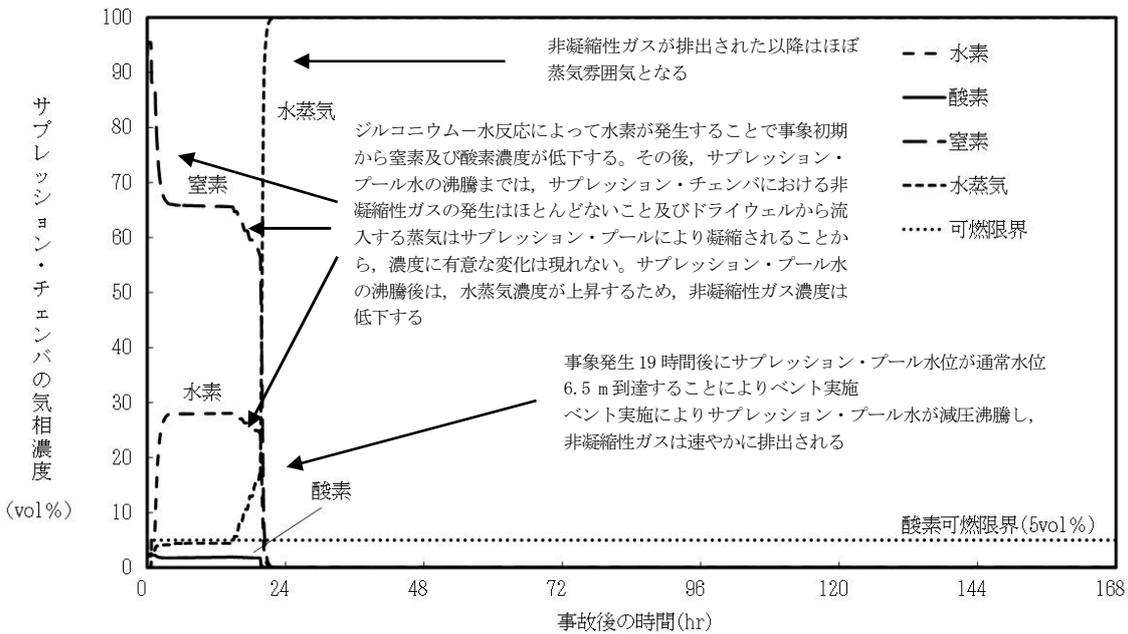


図 1-15 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」におけるサブプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ウェット条件）

表1-2 評価①における評価条件

項目		条件	備考
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）（代替循環冷却系が使用できない場合）	炉心損傷を伴う事象のうち、格納容器ベント実施時のドライ条件における水素濃度が最も高いシナリオを選定
漏えい条件	水素濃度	30 vol%	格納容器ベント実施前の最大水素濃度として設定
	水蒸気濃度 （漏えい時）	70 vol%	保守的な条件として、フィルタ装置から漏えいする水素以外の気体は、全て水蒸気として取扱い、漏えい後は水蒸気が全て凝縮することを仮定して設定
	水蒸気濃度 （漏えい後）	0 vol%	
	酸素濃度	0 vol%	
	窒素濃度	0 vol%	
	漏えい時間	168 時間	保守的に 7 日間継続して高濃度の水素が通過することを仮定して設定
	漏えい率	3.08×10^{-2} mL/s (1.11×10^{-4} m ³ /h)	ガスケット漏えい試験の検出限界値（620 kPa, 200 °C, 水素条件）を踏まえて設定
格納容器圧力逃がし装置格納槽の条件	空間容積	525 m ³	躯体図から算出した空間容積（フィルタ容器除く）に対し、機器配管分の低減率 0.7 を考慮して設定
	窒素濃度	79 vol%	空気中のガス組成を踏まえて設定
	酸素濃度	21 vol%	
濃度算出条件	水素の密度	0.0899	標準状態の条件として設定
	窒素の密度	1.25	
	酸素の密度	1.43	
格納容器圧力逃がし装置格納槽から大気への水素の漏えい		考慮しない	保守的な条件として設定
スクラビング水の放射線分解によって発生する水素		考慮しない	フィルタ容器を通過する水素濃度 30 vol% の保守性に包絡されることを踏まえて設定

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R4

c. 格納容器圧力逃がし装置格納槽への漏えい評価

フィルタ容器から格納容器圧力逃がし装置格納槽へ漏えいする水素量は、以下の式で算出する。

$$\begin{aligned} \text{水素漏えい量} &= \text{漏えい率} \times \text{水素濃度} \times \text{漏えい時間} \cdots \cdots \text{式 (1)} \\ &= 1.11 \times 10^{-4} \times 0.3 \times 168 \\ &= \text{約 } 5.60 \times 10^{-3} \text{ m}^3 \end{aligned}$$

格納容器圧力逃がし装置格納槽内での水素濃度を評価するため、式 (1) で得た結果を mol 数に換算する。

$$\begin{aligned} \text{水素の物質質量} &= \text{密度} \times \text{体積} \times \text{割合} / \text{分子量} \cdots \cdots \text{式 (2)} \\ &= 0.0899 \times 5.60 \times 10^{-3} \times 1 / (2 \times 10^{-3}) \\ &= \text{約 } 0.26 \text{ mol} \end{aligned}$$

次に格納容器圧力逃がし装置格納槽側の気体の物質質量を算出する。

$$\begin{aligned} \text{酸素の物質質量} &= \text{密度} \times \text{体積} \times \text{割合} / \text{分子量} \cdots \cdots \text{式 (3)} \\ &= 1.43 \times 525 \times 0.21 / (32 \times 10^{-3}) \\ &= \text{約 } 4.9 \times 10^3 \text{ mol} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{窒素の物質質量} &= \text{密度} \times \text{体積} \times \text{割合} / \text{分子量} \cdots \cdots \text{式 (4)} \\ &= 1.25 \times 525 \times 0.79 / (28 \times 10^{-3}) \\ &= \text{約 } 1.8 \times 10^4 \text{ mol} \end{aligned}$$

式 (1) ~ 式 (4) の結果を踏まえ、格納容器圧力逃がし装置格納槽の水素濃度は以下のとおりとなる。

$$\begin{aligned} \text{水素濃度} &= \text{水素の物質質量} / (\text{水素の物質質量} + \text{酸素の物質質量} + \text{窒素の物質質量}) \\ &\quad \times 100 \cdots \cdots \text{式 (5)} \\ &= 0.26 / (0.26 + 4.9 \times 10^3 + 1.8 \times 10^4) \times 100 \\ &= \text{約 } 1.2 \times 10^{-3} \text{ vol}\% \end{aligned}$$

3. 窒素供給装置の容量

窒素供給装置の窒素容量は、下記(1)(2)を考慮して設定している。

- (1) ベント停止後、原子炉格納容器内の水素濃度を4 vol%（水素の可燃限界温度）未満あるいは酸素濃度を5 vol%（水素を燃焼させる下限濃度）未満に維持
- (2) ベント停止後の格納容器圧力逃がし装置における水素滞留防止のため、窒素の供給を行い、格納容器圧力逃がし装置の系統内の水素濃度を4 vol%（水素の可燃限界温度）未満あるいは酸素濃度を5 vol%（水素を燃焼させる下限濃度）未満に維持

窒素供給装置の主要な仕様を表1-3に示す。

表1-3 窒素供給装置の主要仕様

窒素容量	約200 Nm ³ /h
窒素純度	99.0 vol%以上
窒素供給圧力	0.5 MPa（窒素供給装置出口にて）

以下に、窒素供給装置の窒素供給量の設定について示す。

a. 原子炉格納容器における窒素供給装置の容量

ベント開始後に原子炉格納容器内で発生する水素及び酸素は、サプレッション・プールに移行した放射性物質による水の放射線分解によるものが支配的となる。ベントシーケンスである「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」におけるMAAP解析に基づき評価した水素及び酸素の発生量を表1-4に示す。なお、水素及び酸素の発生量算出については、以下の式により算出した。ベント後の格納容器除熱によって原子炉格納容器内は非沸騰状態にあることを想定し、水素発生量のG値は0.25、酸素発生量のG値は0.125とする。

- (a) 発生水素（酸素）分子数 [分子数/J]

$$= G \text{ 値 [分子/100 eV] } / 100 / (1.602 \times 10^{-19} \text{ [J]})$$
- (b) 水素（酸素）発生量 [分子数/s]

$$= \text{崩壊熱 [MW]} \times 10^6 \times \text{発生水素（酸素）分子数 [分子数/J]} \times \text{放射線吸収割合}$$
- (c) 水素（酸素）発生量 [m³/h]

$$= \text{水素（酸素）発生量 [分子数/s]} / (6.022 \times 10^{23}) \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600$$

表1-4 想定事象における原子炉格納容器内の水素及び酸素の発生量

対象	放射線 吸収割合	放射性物質移行量		発生量 [m ³ /h] *2	
		割合 [%]	崩壊熱 [MW]	水素	酸素
炉心部 (コリウム)	0.1*1	62.0	6.100	1.27	0.64
炉心部 (コリウム以外)	1.0	9.0	0.889	1.85	0.93
ドライウェル及びペデスタル部	1.0	0.3	0.030	0.06	0.04
サブプレッション・プール	1.0	26.0	2.550	5.33	2.67
合計	—	97.3	9.569	8.51	4.28

注 : ベント停止は事象発生7日後とし、7日後の崩壊熱として10 MWを想定する。

注記 *1 : 炉心部ではβ線が燃料被覆管で吸収されることを考慮し、放射線吸収割合を0.1としている。

*2 : 酸素濃度を厳しく評価するため、水素発生量は小数点第3位を切り下げ、酸素発生量は小数点第3位を切り上げる。

この結果より、酸素濃度を5 vol% (水素を燃焼させる下限濃度) 未満に抑えるために必要な窒素供給量xを求める。

$$\frac{\text{酸素発生量} + \text{窒素供給装置からの酸素供給量}}{\text{水素発生量} + \text{酸素発生量} + \text{窒素供給装置の供給量}(x)} < 0.05$$

$$\frac{4.28 + x \times 0.01}{8.51 + 4.28 + x} < 0.05$$

$$x > 91.1 \text{ (小数点第2位切上げ)}$$

上記結果より、必要窒素供給量は91.1 Nm³/hである。窒素供給装置の1台当たりの容量は200 Nm³/hであることから、原子炉格納容器用の窒素供給装置の必要台数は1台となる。

なお、この時の水素は可燃限界濃度の4 vol%を超えるが、上述のとおり酸素の濃度が5 vol% (水素を燃焼させる下限濃度) を超えないことから水素が燃焼することはない。

b. 格納容器圧力逃がし装置における窒素供給装置の容量

ベント開始後に格納容器圧力逃がし装置のフィルタ装置で発生する水素及び酸素は、フィルタ装置に移行した放射性物質による水の放射線分解によるものが支配的となる。このため、フィルタ装置で発生する水素及び酸素の量は、a. に示した(a)～(c)の式により算出できる。スクラビング水は沸騰しているものと想定し、水素発生量のG値は0.4、酸素発生量のG値は0.2とする。その他の情報については、以下のとおりとする。

崩壊熱量 : 0.5 MW (フィルタ装置の設計条件)

放射線吸収割合 : 1.0

以上より、水素の発生量は1.67 m³/h、酸素の発生量は0.836 m³/hとなる。

水素及び酸素の発生量より、酸素濃度を5 vol%（水素を燃焼させる下限濃度）未満に抑えるために必要な窒素供給量 y を求める。

$$\frac{\text{酸素発生量} + \text{窒素供給装置からの酸素供給量}}{\text{水素発生量} + \text{酸素発生量} + \text{窒素供給装置の供給量} (y)} < 0.05$$

$$\frac{0.836 + y \times 0.01}{1.67 + 0.836 + y} < 0.05$$

$$y > 17.8 \text{ (小数点第2位切上げ)}$$

上記より、必要窒素供給量は17.8 Nm³/hとなる。窒素供給装置の1台当たりの容量は200 Nm³/hであることから、格納容器圧力逃がし装置用の窒素供給装置の必要台数は1台となる。

格納容器圧力逃がし装置の系統設計条件の考え方について

1. 系統設計条件

格納容器圧力逃がし装置については、想定される事故事象での使用条件下において、性能を発揮できる設計とするため、系統設計条件を定めている。主な系統設計条件を表2-1に示す。

表 2-1 格納容器圧力逃がし装置の系統設計条件

設計条件		設定根拠
最高使用圧力	620 kPa [gage]	原子炉格納容器の限界圧力を考慮し 2Pd (最高使用圧力 310 kPa [gage] の 2 倍) とする。
最高使用温度	200 °C	原子炉格納容器の限界温度を考慮し 200 °C とする。
設計流量	13.4 kg/s (格納容器圧力 310 kPa [gage] において)	□ の飽和蒸気量を、ベント開始圧力が低い場合 (310 kPa [gage]) であっても排出可能な流量とする。
フィルタ装置内発熱量	500 kW	想定されるフィルタ装置に捕集、保持される放射性物質の崩壊熱に対して十分な余裕を見込み、原子炉定格熱出力の 0.015 % に相当する発熱量とする。
エアロゾル移行量	400 kg	想定されるフィルタ装置に移行するエアロゾルの量 (38 kg) に対して十分な余裕を見込み、400 kg とする。
よう素の炉内内蔵量	□ kg	BWR プラントにおける代表炉心 (ABWR*) の平衡炉心末期を対象とした ORIGEN2 コードの計算結果に対して、東海第二発電所の熱出力 (3293 MW) を考慮して算出した結果、□ kg とする。
耐震条件	基準地震動 S _s にて機能維持	基準地震動 S _s にて機能を維持する。

注記 * : 炉心比出力が高いほど炉心内蔵量が高くなることから、炉心比出力が高い ABWR を代表させ、1 MW 当りの炉心内蔵量を評価している。また、ORIGEN2 コードでは、保守的に 1 サイクル 13 カ月 (395 日) に対して、1 サイクル 10,000 時間 (416 日) の燃焼期間を仮定している。

格納容器圧力逃がし装置の各設計条件の考え方を以下に示す。

2. 最高使用圧力及び最高使用温度

格納容器圧力逃がし装置は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器の破損を防止するため、原子炉格納容器内のガスを排気することにより、原子炉格納容器内の圧力及び温度を低下させることができる設計とし、格納容器圧力が原子炉格納容器の限界圧力を下回る 620 kPa [gage] (2Pd : 最高使用圧力の 2 倍) に到達するまでにベント操作を実施することとしている。

有効性評価における格納容器圧力及び格納容器温度の推移から、ベント時に格納容器圧力及び格納容器温度は限界圧力を下回る 620 kPa [gage] 及び限界温度を下回る 200 °C を下回ることから、2Pd, 200 °C を最高使用圧力及び最高使用温度としている。

有効性評価のうち格納容器過圧・過温破損モード「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できない場合）」における格納容器圧力及び格納容器温度の推移を図 2-1, 図 2-2 に示す。格納容器圧力の最大値はベント時の約 465 kPa [gage] , シーケンス中の原子炉格納容器の最高温度は事象開始直後、破断口から流出する過熱蒸気により一時的に格納容器雰囲気温度は約 202 °C となるが、原子炉格納容器バウンダリにかかる温度（壁面温度）は最大でも約 157 °C であり、限界温度を下回る 200 °C を超えないことから、原子炉格納容器の限界圧力及び限界温度を下回っている。

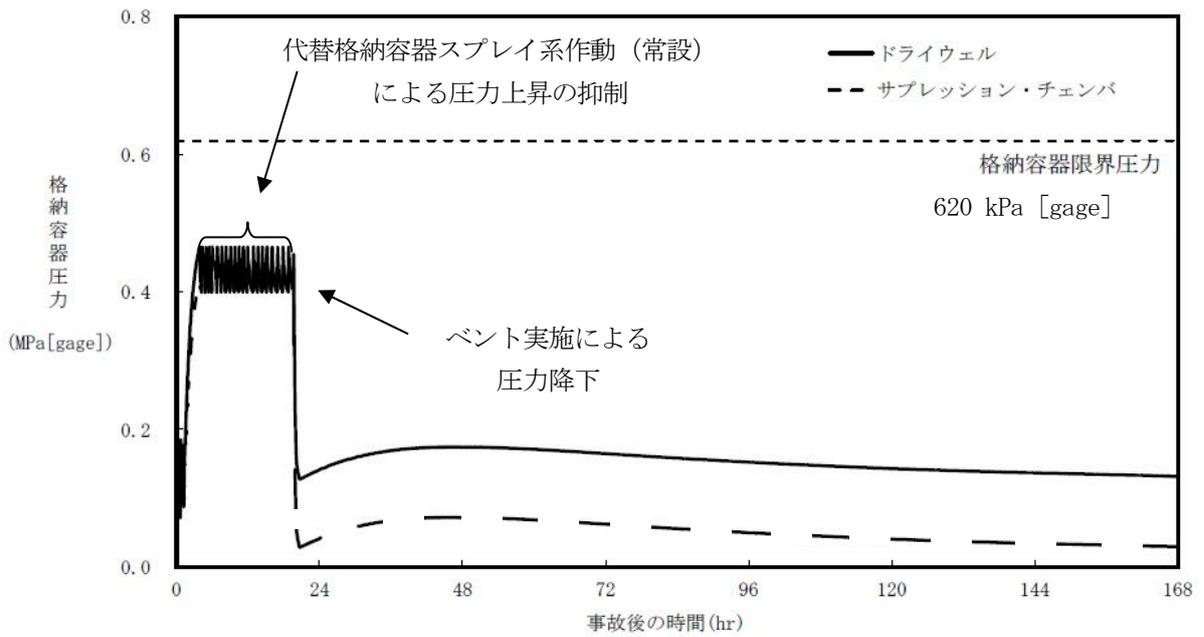


図 2-1 「雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却を使用できない場合)」における格納容器圧力の推移

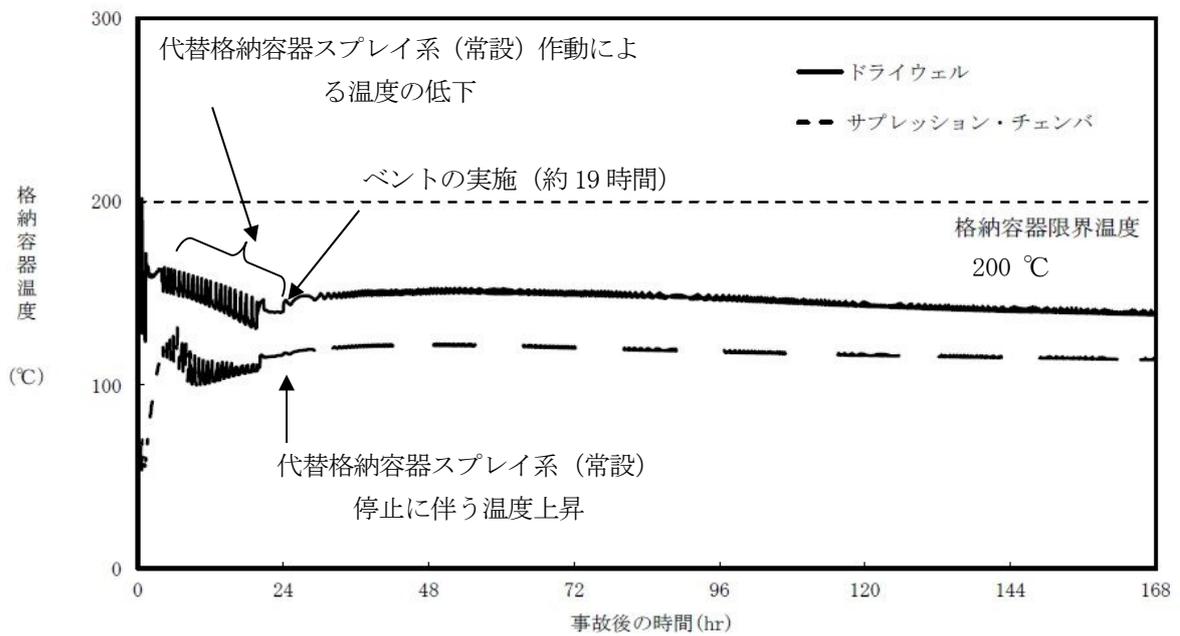


図 2-2 「雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却を使用できない場合)」における格納容器温度の推移

3. 系統流量（ベントガス流量）

格納容器圧力逃がし装置の系統流量は、の蒸気流量をベント開始圧力が低い場合（1Pd）においても排出できるよう以下のとおり設定している。

(1) 蒸気流量の設定

重大事故等発生後の数時間で格納容器圧力逃がし装置が使用されることはないが、保守的に原子炉停止後 2 時間～3 時間後に格納容器圧力逃がし装置が使用されると考え、その時点での原子炉の崩壊熱として を設定し、それに相当する蒸気流量とする。

(2) 格納容器圧力の設定

有効性評価において格納容器圧力逃がし装置のベント開始圧力を 1Pd～2Pd としており、格納容器圧力が低い方が蒸気排出条件が厳しくなるため、格納容器圧力は 1Pd とする。

(3) 系統流量の算出

(1) 及び(2)の組合せにより、系統流量を設定する。系統流量は式 (1) により算出する。崩壊熱は、保守的に注水された水を蒸発させるエネルギーに全て寄与する評価とし、サプレッション・プール等への熱の移行は考慮しない。さらに、原子炉圧力容器に注水された水の蒸発によって発生した蒸気についても、保守的にサプレッション・プール等による凝縮を考慮せず、系統流量として取り扱う。

$$W_{Vent} = Q_R \times 0.01 / (h_s - h_w) \times 3600 / 1000 \dots \dots \dots \text{式 (1)}$$

ここで、

- W_{Vent} : 系統流量 (t/h)
- Q_R : 定格熱出力 (3293 × 10³ kW)
- h_s : 1Pd における飽和蒸気の比エンタルピ (2739 kJ/kg)
- h_w : 60 °C*における飽和水の比エンタルピ (251 kJ/kg)

注記 * : 原子炉圧力容器に注水する水温を保守的に高めに設定した温度（重大事故等対処設備として期待する水源（最大 35 °C）を包含する値）

以上より、系統流量は 48 t/h となることから、13.4 kg/s を格納容器圧力 1Pd の時の系統流量とする。系統流量は、配管設計やオリフィスの設計条件として使用される。

なお、格納容器圧力が 1Pd より高い圧力でベントする場合には、その時の格納容器圧力と系統全体の圧力損失から系統流量が決まり、格納容器圧力が 1Pd 以上になれば系統流量も 13.4 kg/s 以上となり、より蒸気を排出しやすい状況となる。

4. フィルタ装置内発熱量

格納容器圧力逃がし装置のフィルタ装置内発熱量は、原子炉定格熱出力の 0.015 % に相当する崩壊熱である 500 kW に設定している。

NUREG-1465における格納容器ソースタームに基づき、ドライウエルベント時に原子炉格納容器からフィルタ装置に移行するFPによる崩壊熱を評価する。

フィルタ装置内発熱量は以下の式で表される。

【フィルタ装置内発熱量】

$$= \text{【①ベント時の原子炉の崩壊熱】} \\ \times \text{【②FPの原子炉格納容器への放出割合】} \\ \div \text{【③原子炉格納容器内のDF】} \\ \times \text{【④フィルタ装置に蓄積するFPの崩壊熱への寄与割合】}$$

① ベント時の原子炉の崩壊熱

重大事故等発生後の数時間で格納容器圧力逃がし装置が使用されることはないが、保守的に原子炉停止後約 2 時間～3 時間後に格納容器圧力逃がし装置が使用されると考え、その時点での原子炉の崩壊熱として、原子炉定格熱出力の 1 % とする。

② FPの原子炉格納容器への放出割合

NUREG-1465に基づき、揮発性核種のうち原子炉格納容器への放出割合が最も大きい Halogen (I) の放出割合である 61 % で代表させる (表 2-2)。

③ 格納容器内のDF

海外で行われたFPエアロゾルの自然除去効果に関する試験 (NSPP試験等) では、原子炉格納容器のエアロゾルは数時間程度で 1/10 程度まで減少している結果が得られており、原子炉格納容器内のエアロゾルに対する除去効果として、ドライウエルベント時はDF : 10* とする。

注記 * : 事象発生から 19 時間 (有効性評価におけるベント開始時間) 後のMAAP解析における感度解析の結果からDF 10000～DF 100000 であることを確認しており、DF 10 としている発熱量評価の設定は保守的である。

④ フィルタ装置に蓄積するFPの崩壊熱への寄与割合

NUREG-1465に基づき、揮発性が比較的高く、炉心損傷を伴う事故時に有意な放出割合となり、フィルタ装置に蓄積する核種として、Halogen (I), Alkali metal (Cs), Te, Ba 及び Sr を想定し、これら核種の崩壊熱への寄与割合は 22 % とする (表 2-3)。

したがって、定格熱出力に対する崩壊熱は以下のように評価される。

$$\text{ドライウエルベント} : 0.01 \times 0.61 \div 10 \times 0.22 = 0.01342 \%$$

以上より、フィルタ装置内発熱量は、上記割合を包絡する条件とし、原子炉定格熱出力の 0.015 % である 500 kW (3293 MW × 0.015 %) と設定する。

フィルタ装置内発熱量は、スクラビング水の初期保有量及びフィルタ装置の寸法設定に使用される。

表 2-2 NUREG-1465 における原子炉格納容器内への放出割合

	Gap Release	Early-In-vessel	Ex-vessel	Late-In-vessel	合計
Noble Gases*	0.05	0.95	0	0	1.00
Halogens (I)	0.05	0.25	0.30	0.01	0.61
Alkali metal (Cs)	0.05	0.20	0.35	0.01	0.61
Te	0	0.05	0.25	0.005	0.305
Ba, Sr	0	0.02	0.1	0	0.12
Noble metals (Mo, Ru, Sb)	0	0.0025	0.0025	0	0.005
Ce	0	0.0005	0.005	0	0.0055
La	0	0.0002	0.005	0	0.0052

注記 *：希ガスはフィルタ装置内に蓄積しないため、評価対象外とする。

表 2-3 放出割合が大きい揮発性核種の崩壊熱寄与割合

元素グループ*	放出割合	①放出割合 (ハロゲン比)	②崩壊熱寄与割合 (炉停止後約 2 時間)	崩壊熱寄与割合 ①×②
Halogens (I)	0.61	1.0	0.18	0.18
Alkali metal (Cs)	0.61	1.0	0.02	0.02
Te	0.305	0.5	0.02	0.01
Ba, Sr	0.12	0.2	0.06	0.01
			合計	0.22

注記 *：希ガスはフィルタ装置内に蓄積しないため、評価対象外とする。また、放出割合が小さい核種は放出量として無視できるため、評価対象外とする。

5. エアロゾル移行量

有効性評価シナリオのうち、エアロゾル移行量の最も厳しい「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できない場合）」における原子炉格納容器からフィルタ装置に移行するエアロゾルの重量を表 2-4 に示す（参考 3.）。

表 2-4 原子炉格納容器からフィルタ装置に移行するエアロゾル重量

シーケンス（事象）	エアロゾル重量	
	ウェットウェルベント	ドライウェルベント
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できない場合）	1 g	5000 g

一方、原子炉格納容器からのエアロゾルの移行量を保守的に評価するため、サプレッション・プールによるスクラビング効果がないドライウェルベント時の原子炉格納容器からフィルタ装置に移行するエアロゾル量について、核分裂生成物の炉内内蔵量と NUREG-1465 に基づく炉心から原子炉格納容器へ放出される核分裂生成物の割合を用いて評価した結果、約 38 kg となるが、エアロゾルに係る海外規制の規定、さらにそれらを上回る 400 kg として設計する。

想定するエアロゾル移行量の評価方法と海外規制におけるエアロゾル移行量を以下に示す。

(1) 核分裂生成物の炉内内蔵量

各核種グループの F P の炉内内蔵量を表 2-5 に示す。

(2) 核分裂生成物の原子炉格納容器への放出割合

NUREG-1465 に基づき、各核種グループの放出割合を設定する（表 2-2）。

(3) 原子炉格納容器内の D F

保守的にドライウェルベントの場合を想定し、崩壊熱の設定と同様に、D F 10 とする。

以上より、想定するエアロゾル量を計算した結果、約 38 kg となる。

評価式を以下に示す。

【エアロゾル量】 =

$$\sum_{\text{全核種グループ}} [(\text{核種グループの炉内内蔵量}) \times (\text{核種グループの格納容器への放出割合}) / 10]$$

(4) 海外規制におけるエアロゾル移行量

ドイツ R S K の勧告では、フィルタ装置に移行するエアロゾル量として PWR については 60 kg, BWR については 30 kg としている。また、スイスの原子力施設ガイドラインにおいては、エアロゾル量は 150 kg と規定されている。

表 2-5 核分裂生成物の炉内内蔵量

核種 グループ	代表 化学形態	炉内内蔵量 (kg)	原子炉格納容器への 放出割合 (—)	エアロゾル 移行量 (kg) *
H a l o g e n s	C s I		0.61	
A l k a l i m e t a l	C s O H		0.61	
T e	T e O ₂ , S b		0.305	
B a, S r	B a O, S r O		0.12	
N o b l e m e t a l s	M o O ₂		0.005	
C e	C e O ₂		0.0055	
L a	L a ₂ O ₃		0.0052	
			合計	3.8E+01

注記 * : エアロゾル移行量は, 金属フィルタの総面積の設定に使用される。

(参考)

1. エアロゾルの保守性について

(1) 格納容器圧力逃がし装置の設計条件について

格納容器圧力逃がし装置の設計条件としては、エアロゾル移行量を400 kgに設定している。

(2) 事故シナリオに応じたエアロゾル移行量について

a. エアロゾルが発生する事故シナリオの選定について

ベント実施時には、希ガスやガス状イソトプ素（無機イソトプ素及び有機イソトプ素）を除く核分裂生成物及び構造材がエアロゾルとして格納容器圧力逃がし装置に流入する。エアロゾルが発生する事故シナリオは、格納容器破損防止対策の有効性評価の対象とする事故シーケンスのうち、以下に示すMAAP解析上の特徴を踏まえ、原子炉圧力容器が健全な事故シーケンスである「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」を選定している。

(a) 原子炉圧力容器内に溶融炉心が存在する場合は、炉心が再冠水し溶融炉心の外周部が固化した後でも、溶融炉心中心部は溶融プール状態を維持する。一方、原子炉圧力容器破損時は、原子炉圧力容器破損前に水張りしたペDESTAL部で溶融炉心の一部が粒子化するとともに、最終的にはクエンチする。エアロゾル移行量は溶融炉心の温度が高い方がより多くなるため、原子炉圧力容器が健全な場合がより保守的な評価となる。

(b) 原子炉圧力容器内に溶融炉心が存在する場合は、溶融炉心冠水時において溶融炉心上部の水によるスクラビング効果を考慮していない。一方、溶融炉心がペDESTAL部に存在する場合は、溶融炉心上部の水によるスクラビング効果を考慮している。以上より、スクラビング効果を考慮していない原子炉圧力容器が健全な場合がより保守的な評価となる。

(c) 東海第二発電所では、MCC I対策としてコリウムシールドを設置するため、原子炉圧力容器が破損した場合でも溶融炉心による侵食は発生しない。したがって、原子炉圧力容器破損後に特有のエアロゾルの発生源はないと考えられる。

b. 対象シーケンスにおけるエアロゾル移行量について

「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できない場合）」シーケンスにおける格納容器圧力逃がし装置へ流入するエアロゾル移行量を表2-6に示す。本シーケンスの有効性評価ではサブプレッション・チェンバベントを優先して実施することとしているが、ここではドライウエルベントを実施した場合のエアロゾル移行量も併せて示している。表2-6より、エアロゾル移行量はサブプレッション・チェンバベント時よりドライウエルベント時の方が多く5 kgであるが、格納容器圧力逃がし装置で設計上想定するエアロゾル移行量はこれを十分上回る400 kgである。

表2-6 静的負荷シーケンスにおけるFPエアロゾル移行量

放出する系統	FPエアロゾル移行量 (kg)
サブプレッション・チェンバベント	0.001
ドライウエルベント	5

2. NSPP実験について

NSPP実験は、「MELCORコードの改良整備に関する報告書（格納容器内エアロゾル凝集モデルの改良）で平成8年度に（財）原子力発電技術機構 原子力安全解析所が実施している。

(1) エアロゾルの凝集・凝縮及び沈着モデルの検証

シビアアクシデント時のエアロゾル挙動を解明するための実験を対象として、エアロゾルの凝集・凝縮及び沈着モデルの検証計算を実施した。検証計算の対象とした実験は、軽水炉のシビアアクシデント時におけるエアロゾル挙動解明のために米国オークリッジ国立研究所で実施されたNSPP実験及び高エアロゾル濃度領域におけるエアロゾル挙動解明のために米国ハンフォード研究所で実施されたAB実験である。これらの実験の中から、種々の異なった実験条件において、表2-7に示す実験を選定している。

表 2-7 実験条件

実験	エアロゾル条件	雰囲気条件
NSPP-502実験	単成分エアロゾル	水蒸気雰囲気
NSPP-631実験	多成分エアロゾル	乾燥雰囲気
NSPP-613実験	多成分エアロゾル	水蒸気雰囲気
AB-2実験	単成分、高濃度エアロゾル	水蒸気雰囲気
AB-5実験	単成分、高濃度エアロゾル	乾燥雰囲気

(2) NSPP実験を対象とした解析結果のまとめ

- a. 乾燥雰囲気条件では、多成分エアロゾルの凝集による成長と、それに伴う重力沈降による沈着の加速を、精度良く解析することができる。
- b. 水蒸気雰囲気条件では、エアロゾル濃度が高い領域に対して測定データよりも高いエアロゾル濃度を予測する。また、エアロゾル挙動は、水蒸気凝縮が発生するタイミング及び水蒸気凝縮量に強く依存する（図2-3）。
- c. 水蒸気雰囲気におけるエアロゾルの凝集・凝縮による成長及び沈着を計算することが可能になった。



図 2-3 実験結果との比較

流量制限オリフィスの設定方法について

1. 流量制限オリフィスの設定方法

格納容器圧力逃がし装置は、格納容器の過圧破損を防止するため、原子炉格納容器内で発生する蒸気量以上のガスをベントできる必要がある。

一方、格納容器圧力の上昇に伴い、ベントガスの質量流量が増加する場合においても、ベンチュリノズル部の流速を適正な条件に保持するため、フィルタ装置の下流に流量制限オリフィスを設置することにより、体積流量をほぼ一定に保つ設計としている。

ベント操作は格納容器圧力が 1Pd～2Pd (310 kPa [gage] ～620 kPa [gage]) の時に開始する運用としており、流量制限オリフィスの設計に当たっては、ベント時において格納容器圧力が低い状態(原子炉格納容器と大気の差圧が低い状態)を考慮し、格納容器圧力 1Pd の時に の蒸気を排出できるよう、以下のとおり設定する。

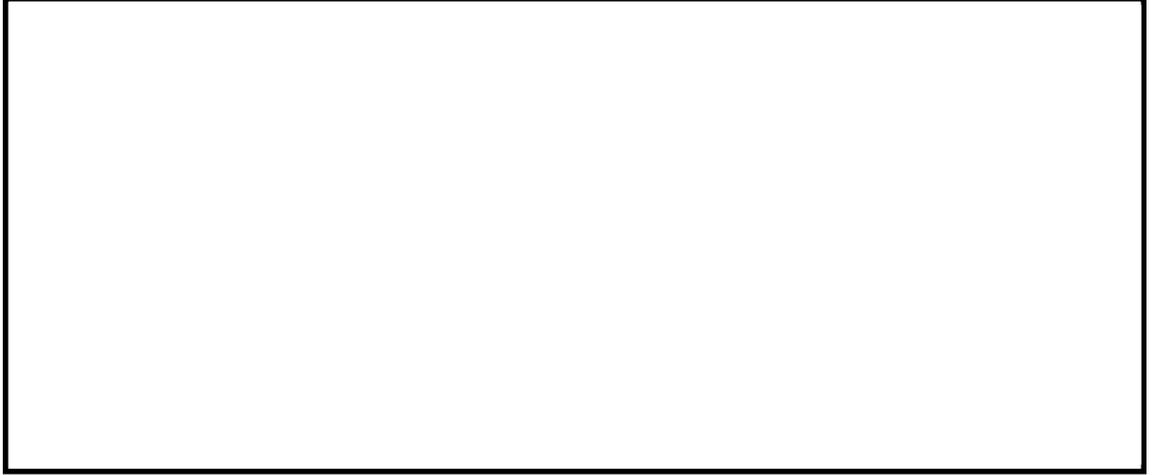
なお、格納容器圧力 1Pd で必要量を排出可能な設計としているため、より差圧が大きくなる格納容器圧力 2Pd によるベントの場合においても必要量は排出できる。

- ① 流量制限オリフィス上流の流路の圧力損失を計算し、流量制限オリフィス上流の圧力を算出する。
- ② 流量制限オリフィス下流の流路の圧力損失を計算し、流量制限オリフィス下流の圧力を算出する。
- ③ ①及び②で算出した流量制限オリフィスの上流及び下流の圧力条件下で、 の蒸気を排出できるような流出断面積を算出する。

オリフィスの流出断面積は、以下の式に基づき計算する。

$$V \text{ [m}^3/\text{s]} = m_{\text{システム}} \text{ [k g/s]} \cdot \sigma \text{ [m}^3/\text{k g]} \quad \text{式 (4)}$$

- V : 体積流量
- m : 質量流量
- σ : 比体積



概算評価結果を表 3-1 及び図 3-1 に、格納容器圧力とベンチュリノズル入口における体積流量の関係を図 3-2 に示す。



2. オリフィス以外の圧力損失

オリフィス以外の圧力損失については、以下に示す。

(1) 入口配管，出口配管

配管の圧損は、損失係数に実機を想定して直管部，エルボ，ティー及び弁等を考慮して以下の式に基づき計算する。



ここで



(2) ベントフィルタ (ベンチュリノズル部)

ここで

注 : 括弧内の数値は 1Pd のときの値を表す。

(3) よう素除去部

よう素除去部の圧力損失は, 試験結果に基づき kPa (1Pd 時) とする。

表 3-1 格納容器圧力に対する体積流量 (概算評価)

格納容器 圧力 kPa [gage]	上流配管 圧力損失 kPa	ベントフィルタ 圧力損失 kPa	オリフイス 圧力損失 kPa	よう素 除去部 圧力損失 kPa	出口配管 圧力損失 kPa	質量流量 kg/s (相対比) *1	体積流量 m ³ /s (相対比) *1
620 (2Pd)							
310 (1Pd)							

注記 *1 : 格納容器圧力 1Pd のときの値を 100 %とした場合の比を記載

*2 : 低流量になる事故発生 7 日後の値

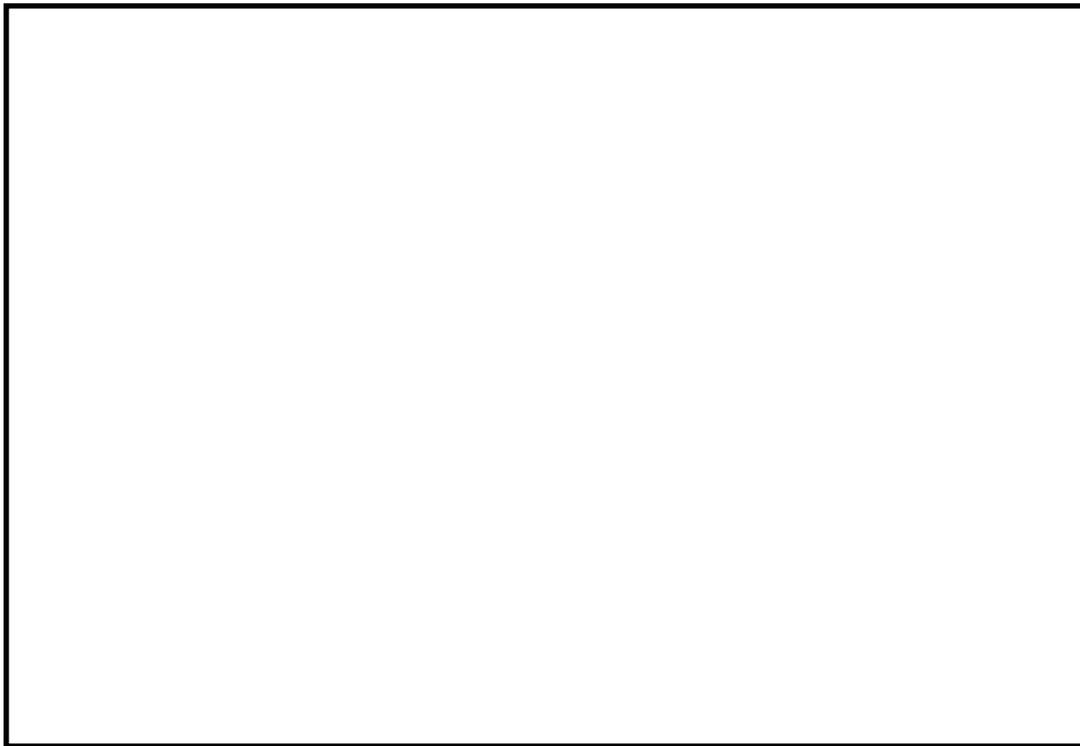


図 3-1 圧力勾配図

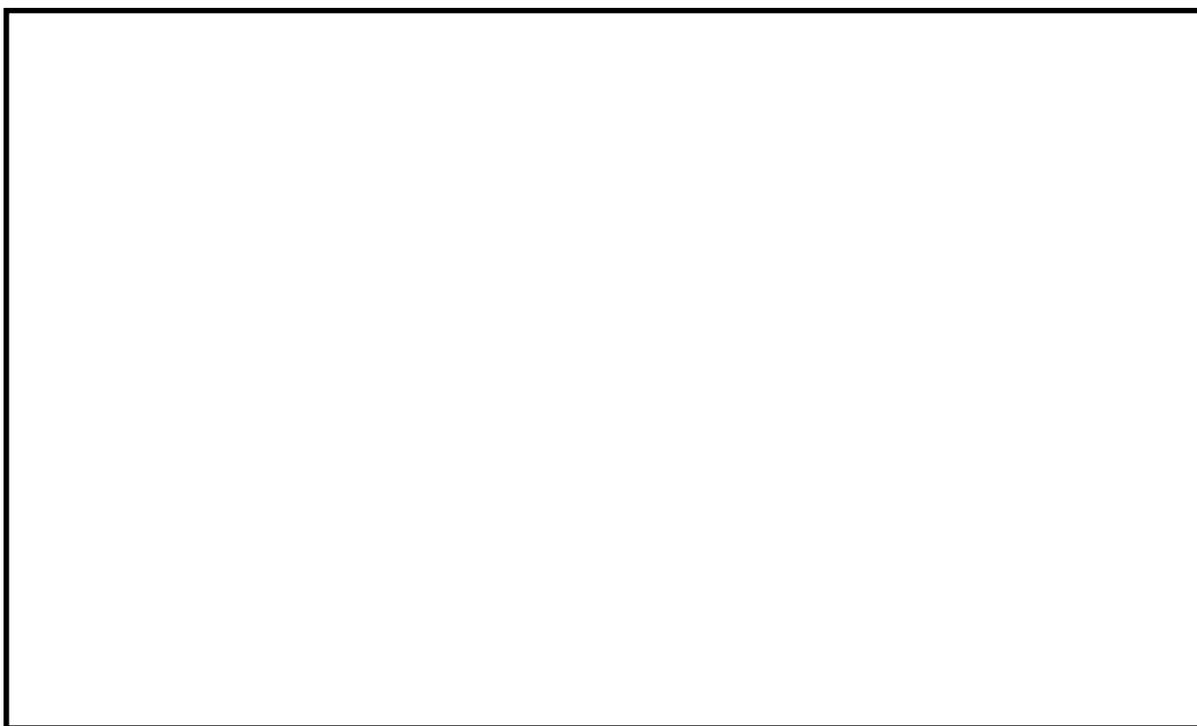


図 3-2 格納容器圧力逃がし装置の流量特性

スクラビング水の保有水量の設定根拠及び健全性について

ベンチュリスクラバのスクラビング水について、その保有水量の設定根拠を示すとともに、その健全性が維持されることを確認する。

1. 保有水量の設定根拠

スクラビング水の初期保有水量（系統待機時）は、ベント開始後 はベンチュリスクラバによる所定の放射性物質の除去性能が得られる水量と、ベント開始初期に発生する蒸気凝縮による水位上昇時において、金属フィルタが水没しない最大水量（以下、「最大水量」という）を考慮して、 t と設定している。

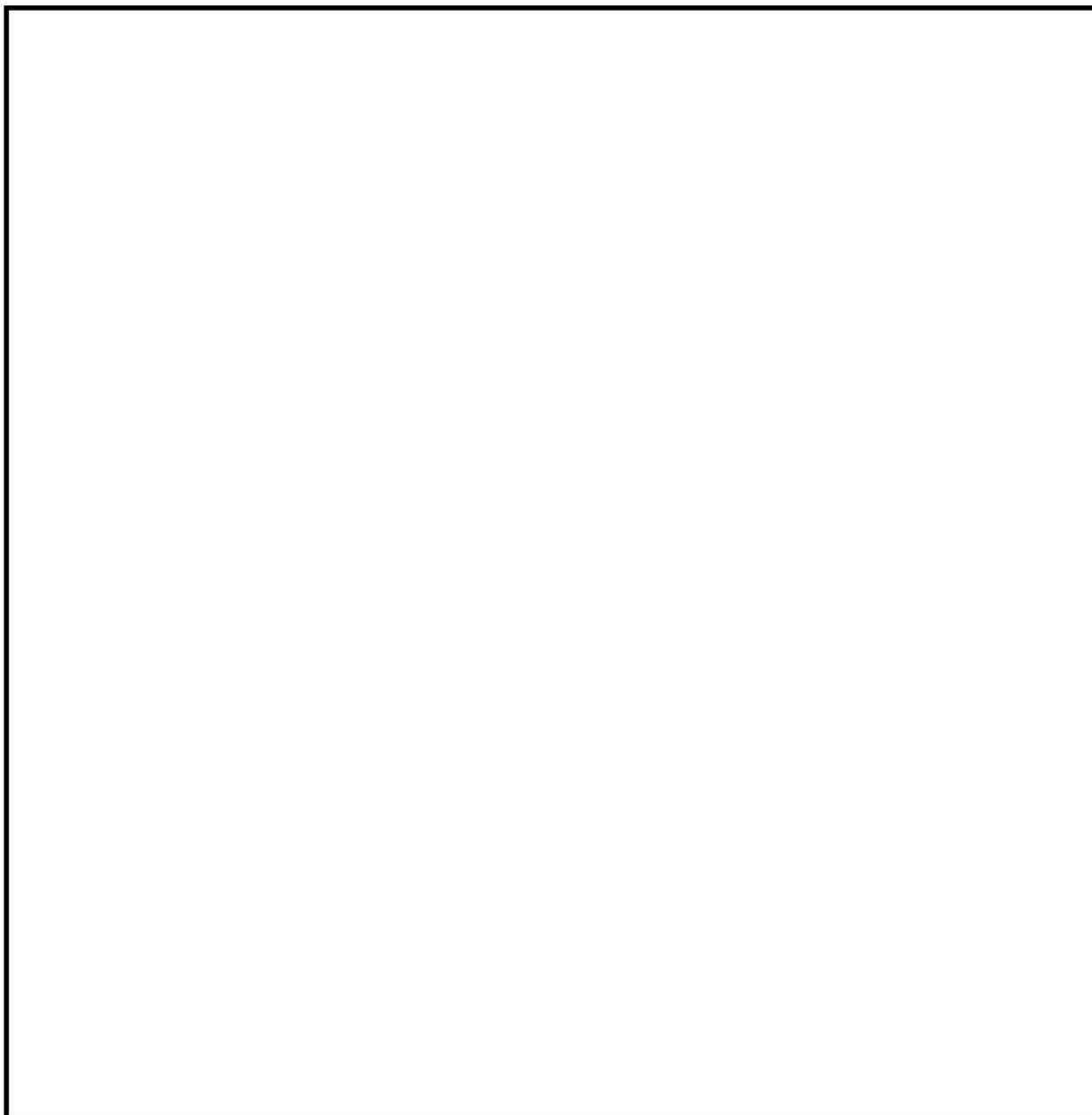
スクラビング水の水量の設定根拠を以下に示す。また、フィルタ装置水位の概略図を図 4-1 に示す。

(1) 最大水量について

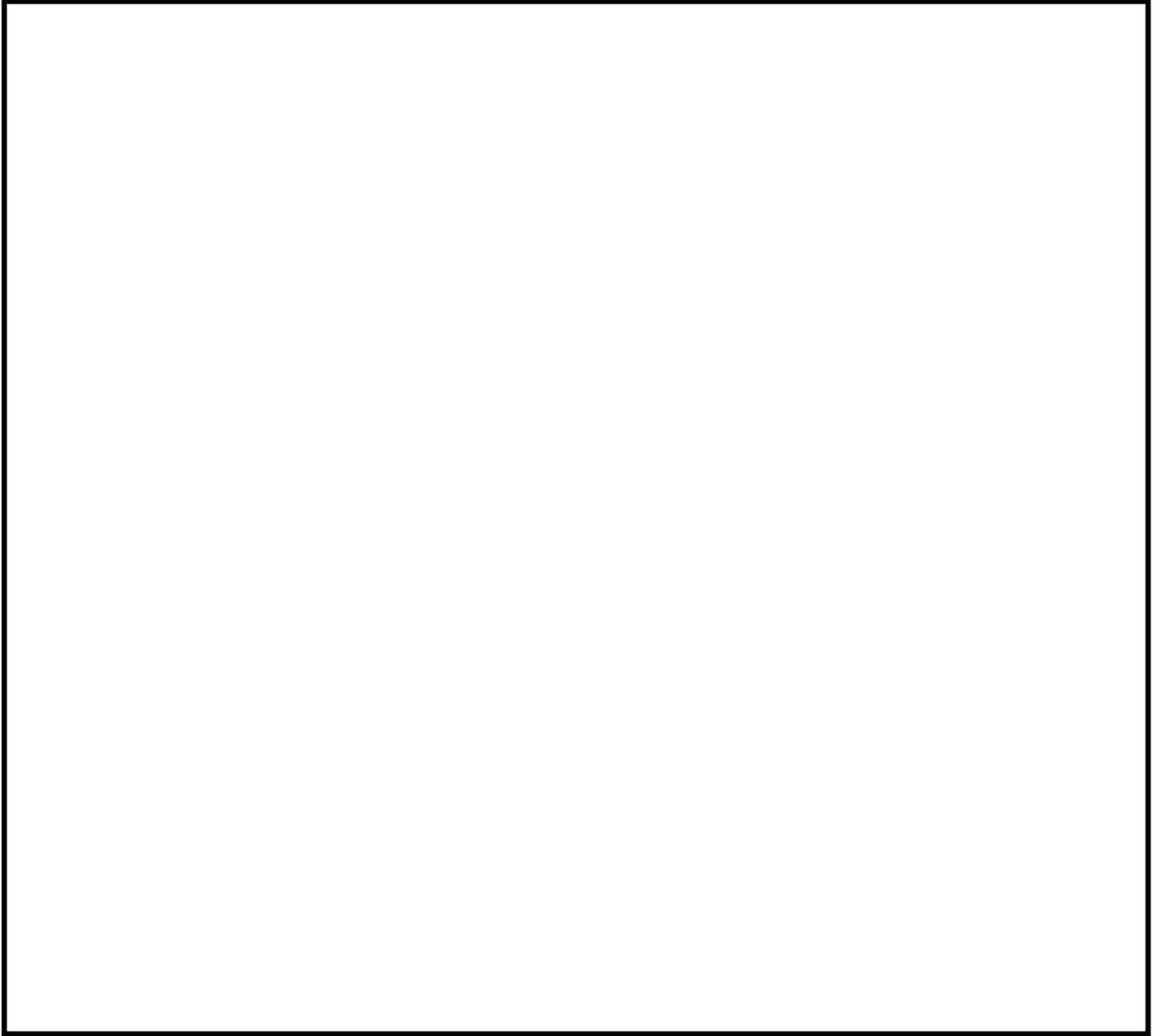




(2) 最小水量について



NT2 補① V-1-8-1 別添3 R4



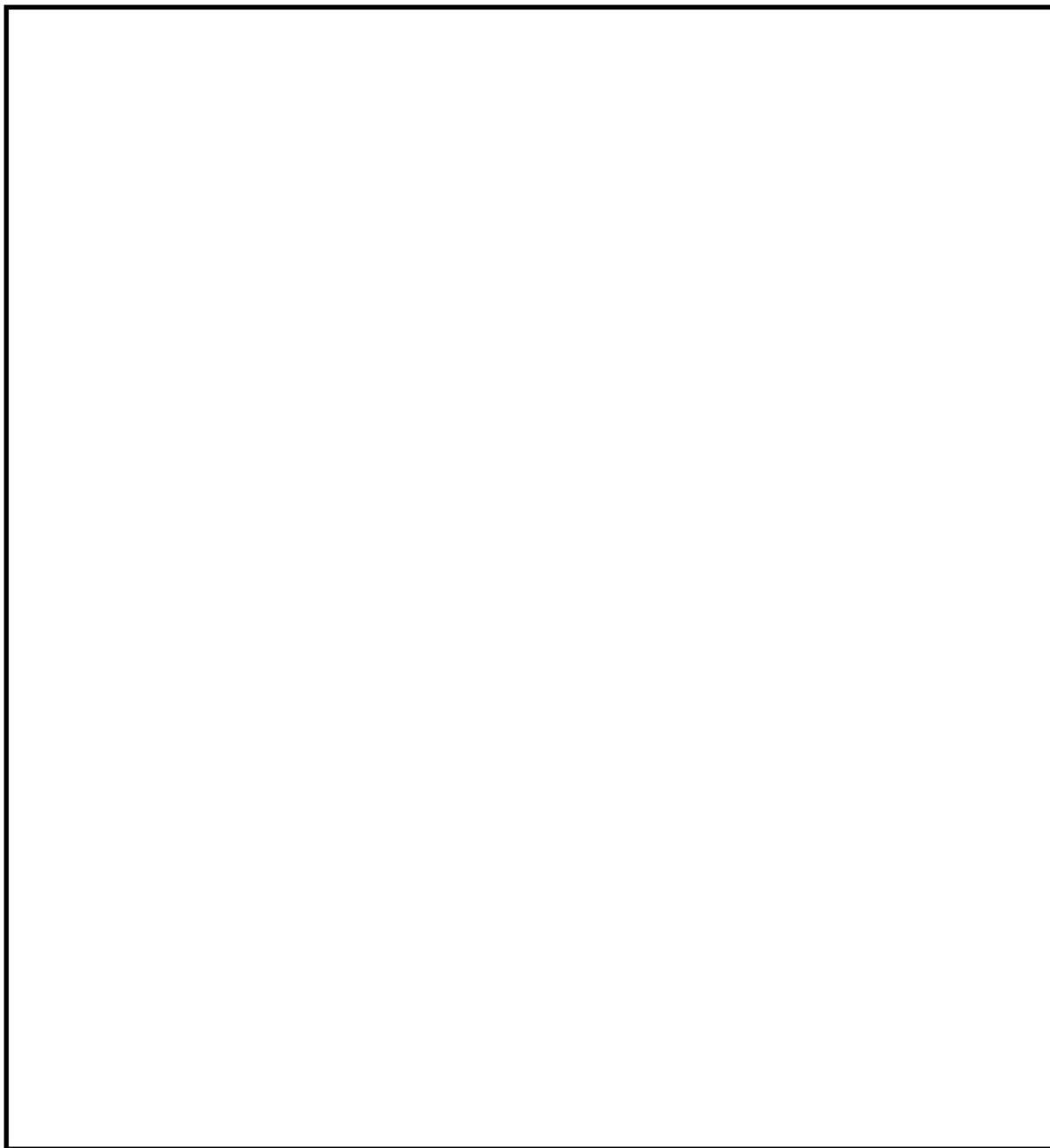


図 4-1 フィルタ装置水位の概略図

(3) スクラビング水の補給期間について

フィルタ装置の設計条件に基づいているスクラビング水の初期保有水量（フィルタ装置の寸法）は、他の設計条件と同様に、大きな保守性を確保し設定（設計）している。一方、スクラビング水の補給期間は、運用に係るものであり、有効性評価に基づく運用を考慮して評価することとし、有効性評価のうちベント時間を厳しく評価する大破断LOCAを想定した「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」におけるフィルタ装置内の発熱量を用いたスクラビング水の水位挙動より評価する（表 4-1）。

スクラビング水の補給期間の評価条件及び評価結果を以下に示す。

a. 評価条件

- (a) 初期水位：
- (b) 室温：25 °C*1（系統待機時），65 °C*2（ベント実施中）
- (c) ベント時の原子炉格納容器圧力：図 4-2 のとおり
- (d) フィルタ装置内発熱量：

注記 *1：ベント実施前のスクラビング水の初期水温としても使用。スクラビング水の蒸発量を多く見込むため、水戸市の地中温度（「地中温度等に関する資料(農業気象資料第3号, 1982)」）に余裕を見た値である 20°Cに余裕を見込み、高めに設定した値

*2：室外温度を水戸市の地中温度（「地中温度等に関する資料(農業気象資料第3号, 1982)」）に余裕を見た値である 20°Cとした場合、フィルタ装置からの放熱による温度上昇を考慮した室内の平衡温度は約 °Cとなり、その値に余裕を見込み、高めに設定した値

室内の平衡温度 T_r は、次式により算出している。

$$q = \sum K \times A (T_r - T_o)$$

q ：フィルタ装置発熱量 (W)

K ：熱通過率 (W/(m²・°C))

A ：フィルタ装置格納槽面積 (m²)

T_r ：室内平衡温度 (°C)

T_o ：室外温度 (°C)

*3：19 時間ベントの解析結果にNUREG補正した原子炉格納容器外へ放出された放射性物質（希ガスを除く）の発熱量（約 kW）に余裕を考慮した値

b. 評価結果

スクラビング水位の挙動を図 4-3 に示す。より保守的な結果を与えるドライウェルベントのケースにおいても、ベント時のスクラビング水位は最高水位、最低水位に至らず、想定事故においては事象発生後 7 日間（168 時間）運転員による水の補給操作は不要となる。

表 4-1 設備設計と運用の主な条件設定の差異

	設備設計 【フィルタ装置寸法】	運用 【水補給の運用の評価】
ベント時間	2 時間～3 時間後 [] の 時間】	19 時間後* 【有効性評価結果より】
フィルタ装置内 発熱量	500 kW 【ベント時間 2 時間～3 時間ベース】	[] kW 【ベント時間 19 時間ベース】

注記 * : 水補給の運用の評価のほか、被ばく評価もベント時間 19 時間ベース

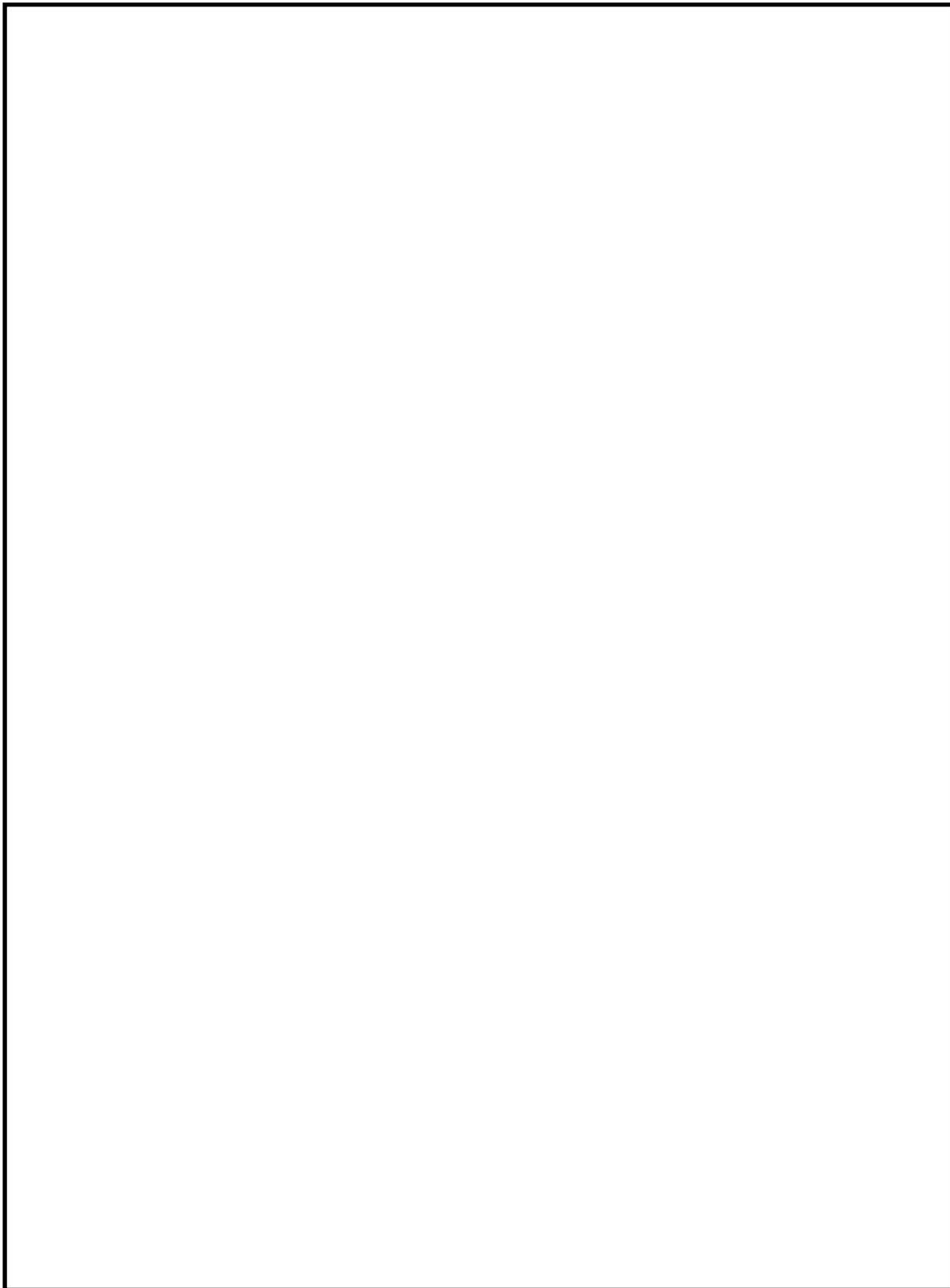


図 4-2 ベント時の圧力推移図 (水位計算時)

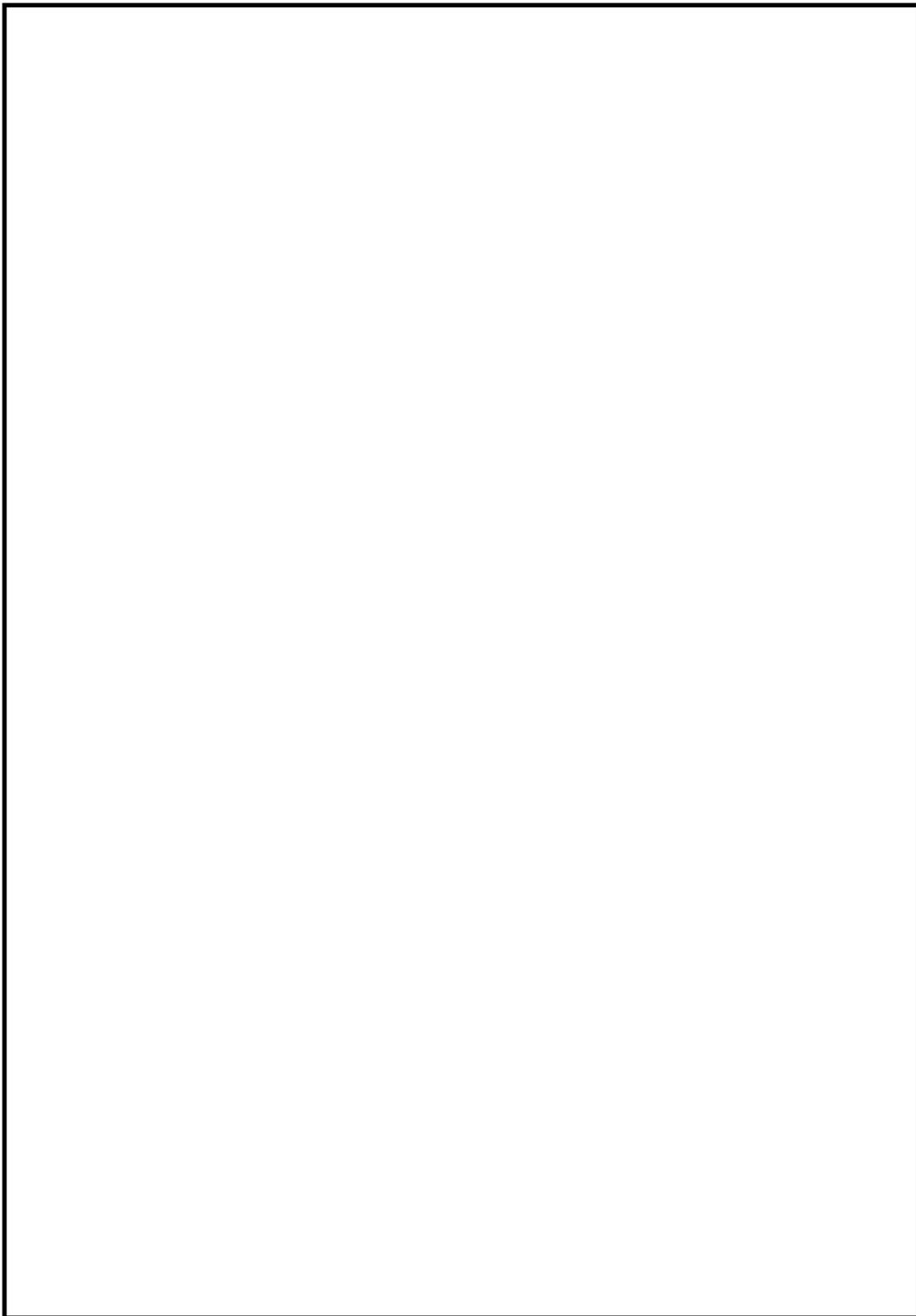


図 4-3 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」
におけるベント時のスクラビング水位の変化

2. スクラビング水の健全性

2.1 スクラビング水の pH

スクラビング水は、無機よう素をスクラビング水中に捕集・保持するためにアルカリ性の状態（pH7 以上）に維持する必要があるが、重大事故等発生時においては、原子炉格納容器内のケーブルから放射線分解、熱分解等により塩化水素（HCl）等の酸として放出され、ベント実施により原子炉格納容器からフィルタ装置（スクラビング水）に移行するため、pHが低下する可能性がある。

これに対して、スクラビング水は、待機時における重大事故等時に発生する可能性がある酸の量に対して十分な塩基量を確保することにより、ベント実施中の pH監視を実施することなく、確実にアルカリ性の状態を維持することとしている。

なお、スクラビング水の pHについては、pH計を設置し、pHがアルカリ性の状態となっていることを原子炉停止中に適宜確認する。

(1) 原子炉格納容器内の酸性物質及び塩基性物質

重大事故等時に原子炉格納容器内において発生する酸性物質と塩基性物質については、NUR EG/CR-5950において検討が実施されており、その発生源として燃料（核分裂生成物）、原子炉水、サプレッション・プール水溶存窒素、原子炉格納容器内塩素含有被覆材ケーブル、原子炉格納容器下部コンクリートが掲げられている。これに加え、原子炉格納容器内の塗料についても成分元素に窒素が含まれており、酸として硝酸、塩基としてアンモニア等の発生源となる可能性がある。主な酸性物質、塩基性物質を発生源毎に表4-2に示す。

表4-2 主な酸性物質と塩基性物質

発生源	酸性物質	塩基性物質	備考
燃料（核分裂生成物）	よう化水素 (HI)	水酸化セシウム (CsOH) 等	
原子炉水	—	五ほう酸ナトリウム (Na ₂ B ₁₀ O ₁₆)	ほう酸水注入系によりほう酸水を原子炉へ注入した場合
サプレッション・プール 水溶存窒素	硝酸 (HNO ₃)	—	
原子炉格納容器内塩素含有 被覆材ケーブル	塩化水素 (HCl)	—	
原子炉格納容器下部 コンクリート (溶融炉心落下時)	二酸化炭素 (CO ₂)	—	
原子炉格納容器内塗料	硝酸 (HNO ₃)	アンモニア (NH ₃)	

これらのうち、酸性物質が発生することが知られているサプレッション・プール水溶存窒素の放射線の照射により発生する硝酸、原子炉圧力容器が破損した場合にMCCIにより発生する二酸化炭素に加え、pHへの寄与が大きいと考えられる塩素含有被覆材ケーブルの放射線分解及び熱分解により発生する塩化水素、スクラビング水中で分解する際に塩基を消費する[]が、スクラビング水の塩基量を評価する上で重要であることから、以下では、これらの発生量を評価することとする。

a. 原子炉格納容器内ケーブルの被覆材の放射線分解による酸の発生量

原子炉格納容器内の塩素含有被覆材ケーブルについて、放射線分解により発生する塩化水素量をNUREG/CR-5950の放射線分解モデルに基づき評価した。なお、ケーブル量については、実機調査を行った。

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）（循環冷却を使用できない場合）」において、ベント時（事象発生から約19時間後）には約[]mol、7日後には約[]mol、60日後には約[]molの酸性物質が原子炉格納容器内で生成されると評価した。

b. 原子炉格納容器内電気ケーブルの被覆材の熱分解による酸の発生量

熱分解については、原子炉圧力容器損傷前の原子炉格納容器内環境（200℃以下）ではケーブルからの塩酸の発生はほとんどないことから、炉心損傷などによるデブリ接近によりケーブル温度が著しく上昇した場合を想定した酸性物質の放出量を評価した。

ここでは、原子炉格納容器ペDESTAL内に配置された塩素を含有するケーブルの被覆材か

ら塩化水素が放出されると仮定し、ペDESTAL内ケーブルの塩酸含有量約 kgの全量が放出されるものとして、約 mol (= g / 36.5 g/mol) の酸が発生すると評価した。

c. サプレッション・プール水での放射線分解による硝酸の発生量

重大事故等時において、サプレッション・プール水中ではサプレッション・プール水溶存窒素の放射線の照射によって硝酸が生成される。

なお、原子炉格納容器内に放出されたエアロゾルの一部はフィルタ装置のスクラビング水に移行し、フィルタ装置内での硝酸の発生に寄与すると考えられるが、ここでは、原子炉格納容器内に放出された放射性元素を全てエアロゾル (CsI) とし、サプレッション・プール内に全てのエアロゾルが移行するものとして、硝酸の発生量を評価した上で、発生した硝酸は全てフィルタ装置に移行し、スクラビング水の塩基と反応するものとして評価している。このため、ラジオリシスによるスクラビング水の pH の影響は保守的に評価されている。

NUREG-1465, Reg. Guide. 1.183及びNUREG/CR-5950に基づき、サプレッション・プール水の積算吸収線量から硝酸の生成量を評価した結果、ベント時(事象発生から約19時間後)には約 mol, 7日後には約 mol, 60日後には約 molとなる。

$$[\text{HNO}_3] = \frac{G \times 10}{1.602 \times 10^{-19} \times 6.022 \times 10^{23}} \times (E(t)^\gamma + E(t)^\beta)$$

ここで、

[HNO₃] : 硝酸濃度 (mol/L)

G : HCO₃の水におけるG値 (個/100eV)

E (t) γ , E (t) β : γ 線と β 線の積算吸収線量 (kGy)

d. MCC Iにより発生する二酸化炭素の発生量

MCC I対策としてコリウムシールドを設置するため、原子炉压力容器が破損した場合でも溶融炉心によるコンクリート侵食は発生しないものの、保守的に約30 cmのコンクリート侵食を見込み評価する。

MCC Iにより発生する二酸化炭素のほとんどは、高温環境下において溶融炉心に含まれる金属元素によって酸性物質ではない一酸化炭素に還元されるが、全て二酸化炭素として評価した結果、二酸化炭素の発生量は約 molとなる。



二酸化炭素は塩化水素ほど溶解度が大きくないため、フィルタ装置内では全量がスクラビング水に溶解することはない、また弱酸のため、酸性物質としてスクラビング水に与える影響は小さいと考えるが、本評価では保守的にスクラビング水のpHに影響を与える酸性物質として評価する。

e. 無機よう素の捕集により消費される塩基の量

ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の量を以下のとおり設定した。

(a) 事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量

BWRプラントにおける代表炉心（ABWR）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN 2コードの計算結果に対して、東海第二発電所の熱出力（3293 MW）を考慮して算出した結果、約 [] kg とする。

(b) 原子炉格納容器への放出割合

NUREG-1465に基づき、原子炉格納容器内へのよう素の放出割合を61%とする。

(c) 原子炉格納容器に放出されるよう素の元素割合

Regulatory Guide 1.195に基づき、よう化セシウム5%、無機よう素91%、有機よう素4%とする。

以上より、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素（分子量253.8 g/mol）の量は約 [] kg（約 [] mol）となる。

（ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の量）

[]

式(1)に示すとおり、無機よう素はベンチュリスクラバにて薬剤 [] との反応により捕集される。

[] …………… 式(1)

この反応によって消費される塩基の量は [] mol となる。なお、この反応において [] mol 消費される。

[]

f. [] の分解により消費される塩基の量

スクラビング水に含まれる [] は、酸素が存在する場合、水酸化物イオンと下記の反応により分解することが知られており、分解される [] の量は、スクラビング水の積算吸収線量の増加に伴って増加する。

[]

ここでは、スクラビング水の積算吸収線量によらず、また、上述のe項で算出した消費される [] の量を見込まず、スクラビング水に含まれる [] 全量が分解したとして、塩基の消費量を評価した結果、 [] の分解により消費される塩基の量は [] molとなる。

(スクラビング水に含まれる [] の量)

[]

[] の分解により消費される塩基の量)

[]

(2) フィルタ装置での塩基の消費量

(1)項で生成した酸性物質は、ほとんどが液相に溶解してサプレッション・プールに移行し、ベント時にはサプレッション・プールに残留してフィルタ装置には移行しない可能性もあるが、保守的に全量が移行するとして評価する。スクラビング水の消費される塩基の量は、以下のとおりとなる。

【事象発生7日後での塩基の消費量 (約 [] mol)】

- ・ケーブルの放射線分解の塩化水素で消費される塩基の量 約 [] mol
- ・ケーブルの熱分解の塩化水素で消費される塩基の量 約 [] mol
- ・サプレッション・プール水から発生する硝酸で消費される塩基の量 約 [] mol
- ・MCC I で発生する二酸化炭素で消費される塩基の量 約 [] mol
- ・無機よう素の捕集により消費される塩基の量 約 [] mol
- ・ [] の分解により消費される塩基の量 約 [] mol

【事象発生60日後での塩基の消費量 ([] mol)】

- ・ケーブルの放射線分解の塩化水素で消費される塩基の量 約 [] mol
- ・ケーブルの熱分解の塩化水素で消費される塩基の量 約 [] mol
- ・サプレッション・プール水から発生する硝酸で消費される塩基の量 約 [] mol
- ・MCC I で発生する二酸化炭素で消費される塩基の量 約 [] mol
- ・無機よう素の捕集により消費される塩基の量 約 [] mol
- ・ [] の分解により消費される塩基の量 約 [] mol

(3) スクラビング水の pH評価結果

フィルタ装置は無機よう素 (I₂) を捕集及び保持するものであるため、2カ月でよう素が十分減衰することを考慮し、スクラビング水には保守的に設定した60日後の塩基の消費量 (約 [] mol) を考慮する。

消費される約 [] molの塩基に相当する [] の濃度は、待機時最低水位 (約 [] t)

時に約 [] wt% (= []) となることから、これに余裕を考慮して、スクラビング水の [] 濃度は、待機時最低水位 (約 [] t) 時に [] wt% とする。

[]

この場合、初期の pH は約 [] 60 日後のスクラビング水の pH は約 [] であり、スクラビング水はアルカリ性の状態を維持できる。なお、電気ケーブルに含まれる酸性物質の総量 (約 [] [] が全て分解し、フィルタ装置に移行した場合であっても 60 日後の塩基の消費量は約 [] mol [] であり、待機時にスクラビング水に含まれる [] の量は十分である。この場合、スクラビング水の pH は約 12.7 となる。

(4) 薬液の劣化・濃度均一性

フィルタ装置スクラビング水に添加する [] の水系の相平衡については、「Cmelins Handbuch der anorganischer Chemie, Natrium, 8 Auflage, Verlag Chemlie, Berlin 1928」より、図4-4のとおり示されている。図4-4より、フィルタ装置スクラビング水の添加濃度である [] [] では、水温が 0 °C 以上であれば相変化は起こらない (つまり析出することはない) ことがわかる。フィルタ装置は格納容器圧力逃がし装置格納槽の地下埋設部に設置することとしており、スクラビング水は 0 °C 以上となる。よって、フィルタ装置待機中に [] が析出することはない。

また、[] は非常に安定な化学種であり、フィルタ装置待機中、フィルタ装置は圧力開放板により外界と隔離され、窒素雰囲気になされることから、フィルタ装置待機中において、薬液が変質することはない。

また、フィルタ装置を使用すると、ベンチュリノズルから噴射されるベントガスによりバブリングされ、[] は均一に拡散されると考えられる。



図4-4 [] の水系相平衡図

(5) スクラビング水の管理について

(3)に記載したとおり、スクラビング水は待機時に十分な薬剤の量を確保しておくことで、ベントを実施した際に原子炉格納容器から酸が移行した場合においても、スクラビング水はpH7以上を維持できる。以上を踏まえ、スクラビング水の管理について以下に示す。なお、系統待機時の管理については、原子炉施設保安規定に規定する。

a. 系統待機時の管理

- ・施設定期検査時に[]の濃度が[] wt%以上であること及びpHが13以上であることを確認する。
- ・スクラビング水が通常水位の範囲内であることを確認する。

b. ベント中の管理

- ・スクラビング水の水位を監視し、水位低に至る場合においては、水を補給する。

c. ベント停止後（隔離弁閉止後）

- ・ベント停止後において、フィルタ装置に異常がないことを確認するため、フィルタ装置水位計にて、スクラビング水の水位が確保されていること（フィルタ装置のスクラビング水の移送後を除く）を確認する。

2.2 スクラビング水の粘性

ベントにより原子炉格納容器からフィルタ装置にエアロゾルが移行すると、スクラビング水の粘性は、エアロゾルが可溶性の場合はそのエアロゾルの水和性と溶解する量によって、不溶性の場合はスクラビング水に分散する固体粒子の量によって変化する。可溶性エアロゾル又は不溶性エアロゾルの影響によるスクラビング水の粘性率の変化を保守的に評価した結果、その変化は十分小さく、DFへの影響がないことを確認した。

(1) フィルタ装置内に移行するエアロゾル等の影響

重大事故等時に原子炉格納容器内へ放出されるエアロゾルがベントによりフィルタ装置に移行することから、NUREG-1465に記載されている原子炉格納容器への放出割合を参照し、フィルタ装置内へ移行するエアロゾル量を基にスクラビング水への影響を評価する。なお、NUREG-1465では原子炉格納容器への放出過程（Early In-Vessel, Late In-Vessel等）ごとに原子炉格納容器への移行割合を与えており、本評価では事故後長期にわたってスクラビング水への影響を評価するため、放出過程ごとの放出割合の合計値をエアロゾル移行量の算出に使用している。）

ベント後のスクラビング水には、可溶性エアロゾルと不溶性エアロゾルがそれぞれ存在することとなる。エアロゾルの種類と溶解の可否を表4-3に示す。

表 4-3 エアロゾル（設計条件）の種類と溶解の可否

核種グループ	代表化学形態	FPエアロゾル移行量 (kg)	溶解の可否
Halogen s	CsI		可溶性
Alkali metal	CsOH		可溶性
Te	TeO ₂ , Sb		不溶性
Ba, Sr	BaO, SrO		可溶性
Noble metals	MoO ₂		不溶性
Ce	CeO ₂		不溶性
La	La ₂ O ₃		不溶性
構造材	SiO ₂ 等	362.8	大半は不溶性
	合計	400	—

可溶性エアロゾルと不溶性エアロゾルでは、スクラビング水の粘性に与える影響はそれぞれ異なることから、可溶性エアロゾル、不溶性エアロゾルに分けて粘性に与える影響を確認する。

なお、流体が流動する際の抵抗を示す粘性の大きさは、粘性率 η [mPa・s] で表され、水の粘性

率は水温10℃の場合は約1.3 [mPa・s] , 80℃の場合は約0.3 [mPa・s] である(引用文献(3))。

a. 可溶性エアロゾルの影響

エアロゾルがスクラビング水に溶解すると、分解してイオンとして存在し、溶解したイオンの周囲に水分子が水和しやすい場合には、イオンと水分子が集団として振る舞うため移動しにくくなり、粘性率が大きくなる。一方、溶解したイオンの周囲に水分子が水和しにくい場合には、イオンや水分子が移動しやすくなり、粘性率が小さくなる(引用文献(4))。

ベント実施後にフィルタ装置に含まれる主な陽イオンには、 Na^+ 、 K^+ 、 Cs^+ があり、陰イオンには OH^- 、 Cl^- 、 Br^- 、 I^- 、 CO_3^{2-} 、 HCO_3^- 、 SO_4^{2-} がある。これらイオンのうち、水和しやすく粘性率の増加に最も寄与する陽イオンは Na^+ 、陰イオンは OH^- であり、水和しにくく粘性率の減少に寄与する陽イオンは Cs^+ 、陰イオンは I^- であると考えられる(引用文献(3),(5))。

このため、フィルタ装置にエアロゾルが移行した場合の粘性率は、エアロゾルの全量を水酸化ナトリウム(NaOH)として評価したとき最も大きく、よう化セシウム(CsI)として評価したときには小さくなる。

スクラビング水として低温(粘性率が高い)の25℃における水酸化ナトリウムとよう化セシウムが水に溶解した場合の粘性率の変化を図4-5に示す。

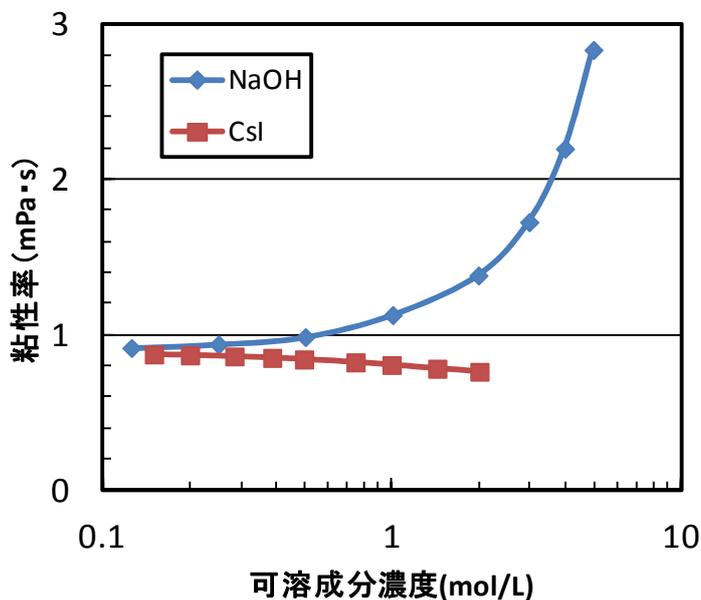


図 4-5 NaOH と CsI が水に溶解した場合の粘性率の変化 (25℃)
(NaOH : 引用文献(6), CsI : 引用文献(7))

スクラビング水に添加している化学薬剤の [] であり、このスクラビング水の粘性率は、化学薬剤を全て水酸化ナトリウムとして評価すると、図4-5より約 [] mPa・sとなる。

また、スクラビング水の粘性率の変化を保守的に評価するため、仮にフィルタ装置に移行す

るエアロゾルが全て水酸化ナトリウム (400 kg=10,000 mol) と想定とすると、その溶液のモル濃度は約 mol/L 上昇し、約 mol/L となり、可溶性エアロゾルが溶解したスクラビング水の粘性率は、図 4-5 より約 1.13 mPa・s となる。

以上より、可溶性エアロゾルが溶解した場合のスクラビング水の粘性率の変化は、フィルタ装置待機時のスクラビング水の粘性率に比べて、わずかに (約 mPa・s 大きくなる) と評価できる。

なお、J A V A 試験における初期のスクラビング水に含まれる化学薬剤の質量パーセント濃度は、 wt% であり、これらのモル濃度はそれぞれ約 mol/L となることから、このスクラビング水の粘性率は、化学薬剤が全て水酸化ナトリウムとして評価すると、図 4-5 より約 mPa・s となる。

b. 不溶性エアロゾルの影響

エアロゾルが不溶性の場合、スクラビング水中ではコロイド等の懸濁粒子濃度が上昇すると考えられる。このような懸濁粒子が分散した溶液の粘性率はアインシュタインの粘度式等によって評価することができる (引用文献(3))。

$$\eta / \eta_0 - 1 = 2.5 \phi$$

ここで、 η : 懸濁粒子溶液の粘性、 η_0 : 分散溶媒の粘性、 ϕ : 懸濁粒子の容積分率を示す。上式を用いて、懸濁粒子濃度が粘性率に及ぼす影響を評価した結果を図4-6に示す (アインシュタインの粘度式の成立限界である容積分率 2 vol% までを記載)。

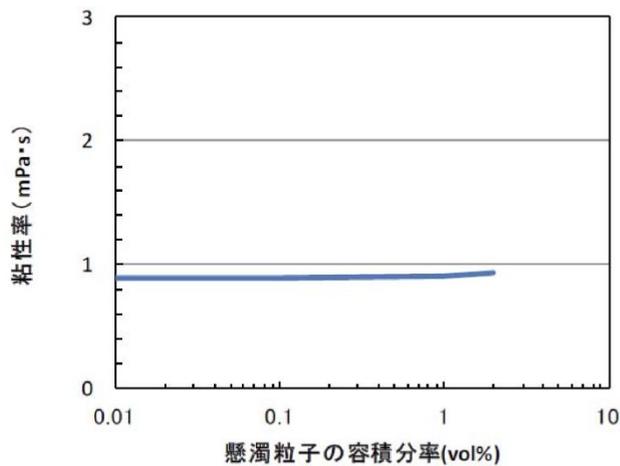


図 4-6 不溶成分が共存した場合の粘性率の変化 (25 °C)

スクラビング水の粘性率の変化を保守的に評価するため、仮にフィルタ装置に移行するエアロゾルを全て不溶性のエアロゾル (密度 g/cm³) とし、最低水量の t に加わったと

して懸濁粒子の容積分率を算出すると、約 vol% (=) となる。図4-6によると懸濁粒子の容積分率2 vol%程度まで粘性率がほとんど上昇していないため、不溶性エアロゾルによるスクラビング水の粘性率の変化はほとんどないと評価できる。

なお、上記の密度 g/cm³は、コア・コンクリート反応で発生するコンクリート由来のエアロゾルを想定したものであり、TeO₂（密度約5.7 g/cm³）等の密度の大きいエアロゾルを想定するよりも懸濁粒子の容積分率を大きく算定するため、保守的な評価となっている。

(2) 評価結果

粘性率の増加量は、粘性率の変化が大きい可溶性エアロゾルの場合においても下記のとおりであり、図4-7に示す純水の温度変化に伴う粘性率の変化量と同等であるため、この粘性率の変化は十分小さい。よって、フィルタ装置を長期に使用する場合においても、スクラビング水の粘性のDFへの影響はないと考えられる。

- ・可溶性エアロゾル（水酸化ナトリウム400 kg）が溶解した場合のスクラビング水の粘性率の変化は、待機時のスクラビング水と比べた場合に約 mPa・s大きくなる。

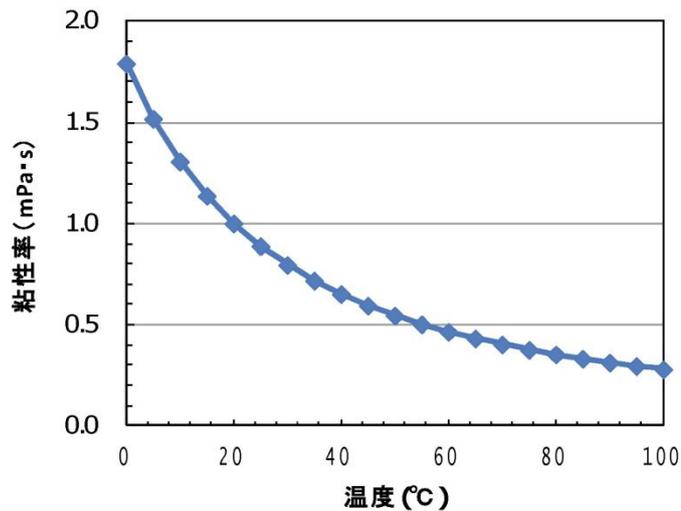


図 4-7 水の粘性率に及ぼす温度の影響

なお、エアロゾルには有機物が含まれていないため、温度が上昇した場合にも粘性率を著しく大きくさせることはない。

2.3 スクラビング水の逆流防止

金属フィルタのプレフィルタ部における圧損が大きい場合、金属フィルタに設置されるドレン配管において逆流が発生し、金属フィルタにスクラビング水が流入する可能性がある。

フィルタ装置の設計では、プレフィルタの圧損を考慮しており、想定される圧損に対して余裕のある値として \square kPa の圧損を考慮している。具体的には、ドレン配管から金属フィルタにスクラビング水が流入しないよう、金属フィルタ下端から下方約 \square m の位置にスクラビング水の水位上限を設定している。

実機ではプレフィルタ部の圧損は \square 程度であり、ドレン配管の逆流を考慮しても、スクラビング水が金属フィルタまで逆流するおそれはないと評価できる。

なお、系統待機時、運転中を通して、フィルタ装置の水位は水位計により監視し、水位が上限水位となる前に排水する計画としている。また、金属フィルタのドレン配管の内径は約 \square mm であり、金属フィルタに流入するベントガスに含まれるエアロゾルの粒径は極めて小さい \square ことから、ドレン配管の閉塞が発生するおそれはないと言える。

フィルタ装置のスクラビング水位の概要を図 4-8 に示す。

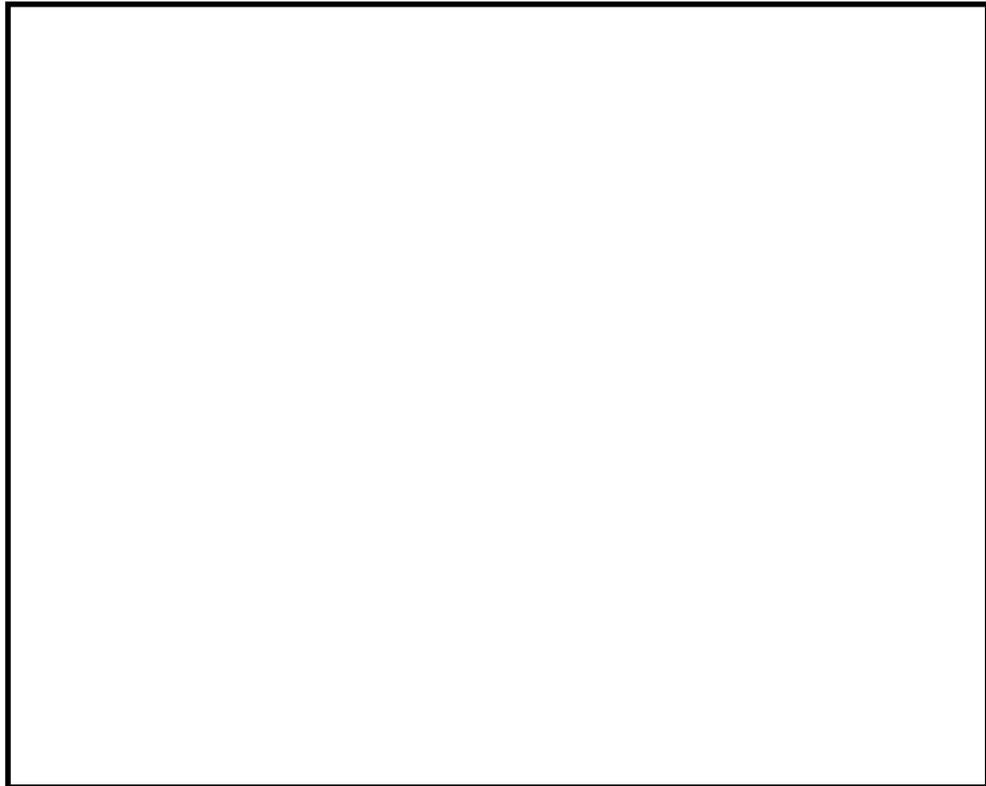


図 4-8 フィルタ装置のスクラビング水位

3. 引用文献

- (1) NUREG/CR-5950 ‘Iodine Evolution and pH Control’ , Dec.1992
- (2) NUREG/CR-5564 ‘Core-Concrete Interactions Using Molten UO₂ With Zirconium on A Basaltic Basement’ , Apr.1992
- (3) 化学便覧改訂3版基礎編II
- (4) 上平恒, 「水の分子工学」
- (5) 横山晴彦, 田端正明「錯体の溶液化学」
- (6) Pal M. Sipos, Glenn Hefter, and Peter M. May, Viscosities and Densities of Highly Concentrated Aqueous MOH Solutions (M⁺) Na⁺, K⁺, Li⁺, Cs⁺, (CH₃)₄N⁺) at 25.0 ° C, J. Chem. Eng. Data, 45, 613-617 (2000)
- (7) Grinnell Jones and Holmes J. Fornwalt, The Viscosity of Aqueous Solutions of Electrolytes as a Function of the Concentration. III. Cesium Iodide and Potassium Permanganate, J. Am. Chem. Soc., 58 (4), 619-625 (1936)
- (8) Joseph Kestin, H. Ezzat Khalifa and Robert J. Correia, Tables of the Dynamic and Kinematic Viscosity of Aqueous NaCl Solution in the Temperature Range 20-150°C and the Pressure Range 0.1-35MPa, J. Phys. Chem. Ref. Data, Vol.10, No.1 (1981)
- (9) 日本機械学会 蒸気表 <1999>

格納容器圧力逃がし装置隔離弁の人力操作について

1. 格納容器圧力逃がし装置隔離弁の人力操作

格納容器圧力逃がし装置の隔離弁は、中央制御室からの操作ができない場合には、現場の隔離弁操作場所から遠隔人力操作機構を介して弁操作を実施する。ベントに必要な弁の位置と操作場所について、図 5-1～図 5-3 に示す。

ベントは、第一弁より開操作を実施し、第一弁が全開となったのちに第二弁の操作を実施し、ベントガスの大気への放出が開始されるため、第二弁操作室を設ける。第二弁操作室は、弁の人力操作に必要な要員を収容可能な遮蔽に囲まれた空間とし、空気ポンプユニットにより正圧化し、外気の流入を一定時間完全に遮断することで、ベントの際のプルームの影響による操作員の被ばくを低減する設計とする。

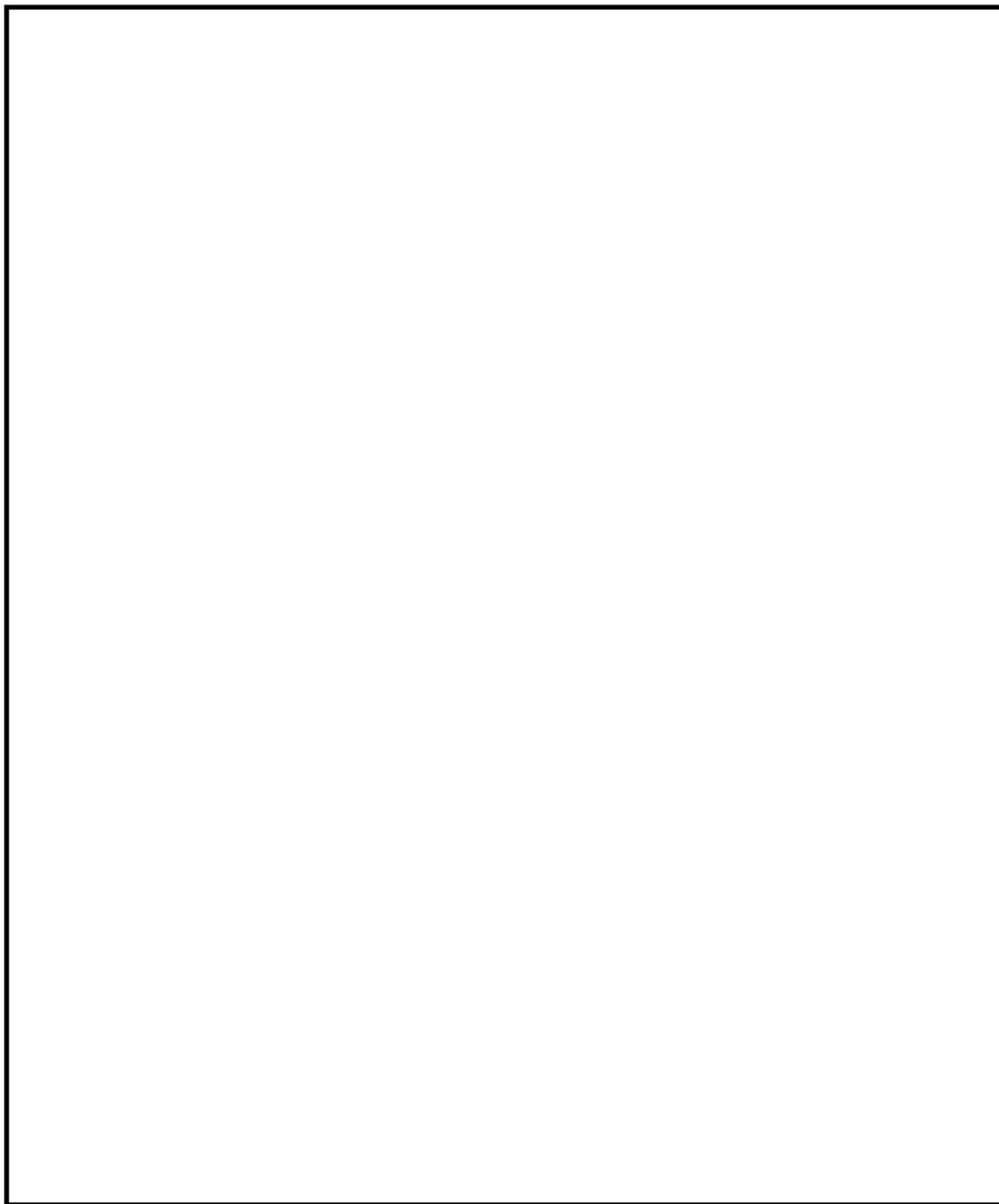


図 5-1 隔離弁の操作場所 (1/3)

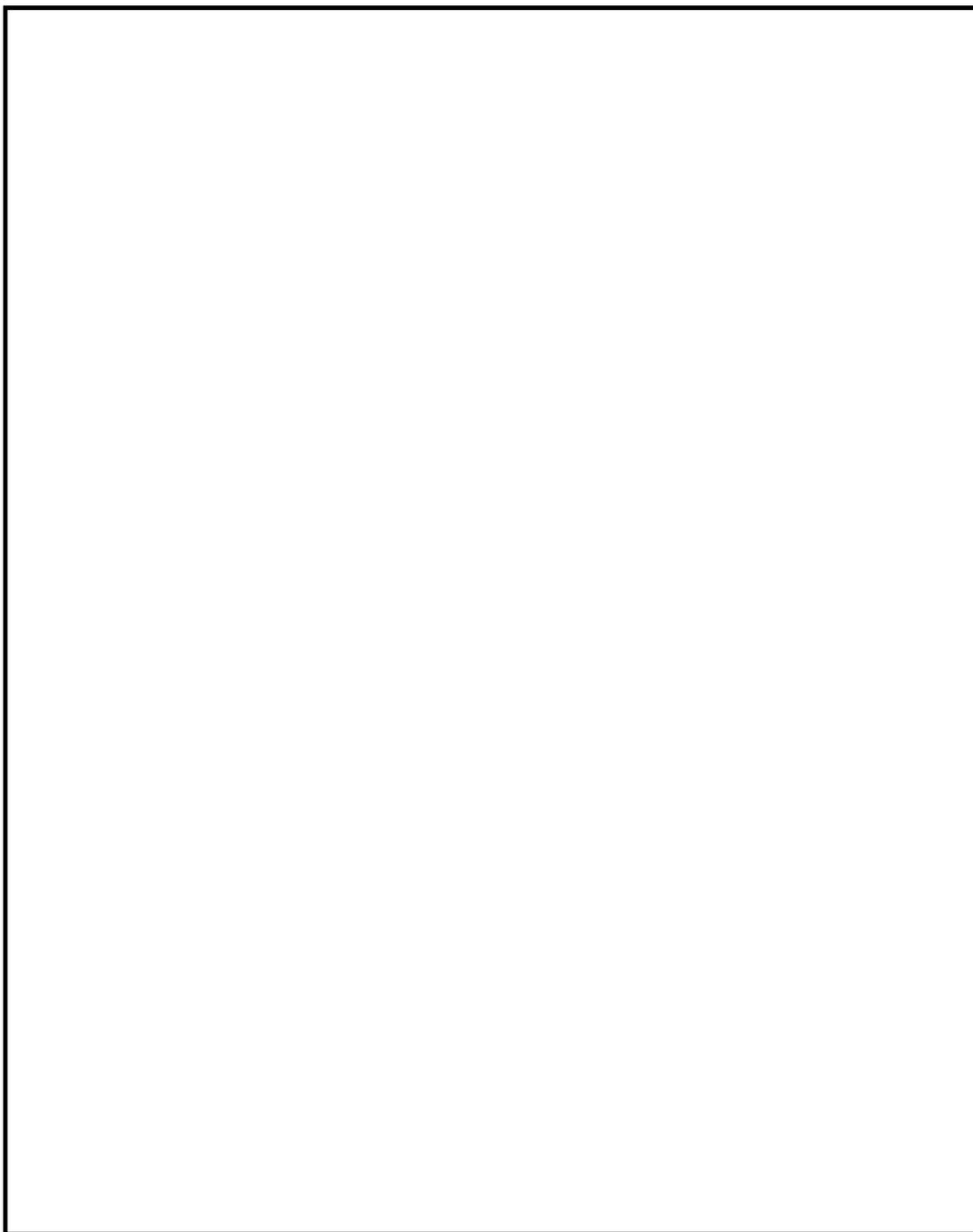


図 5-2 隔離弁の操作場所 (2/3)

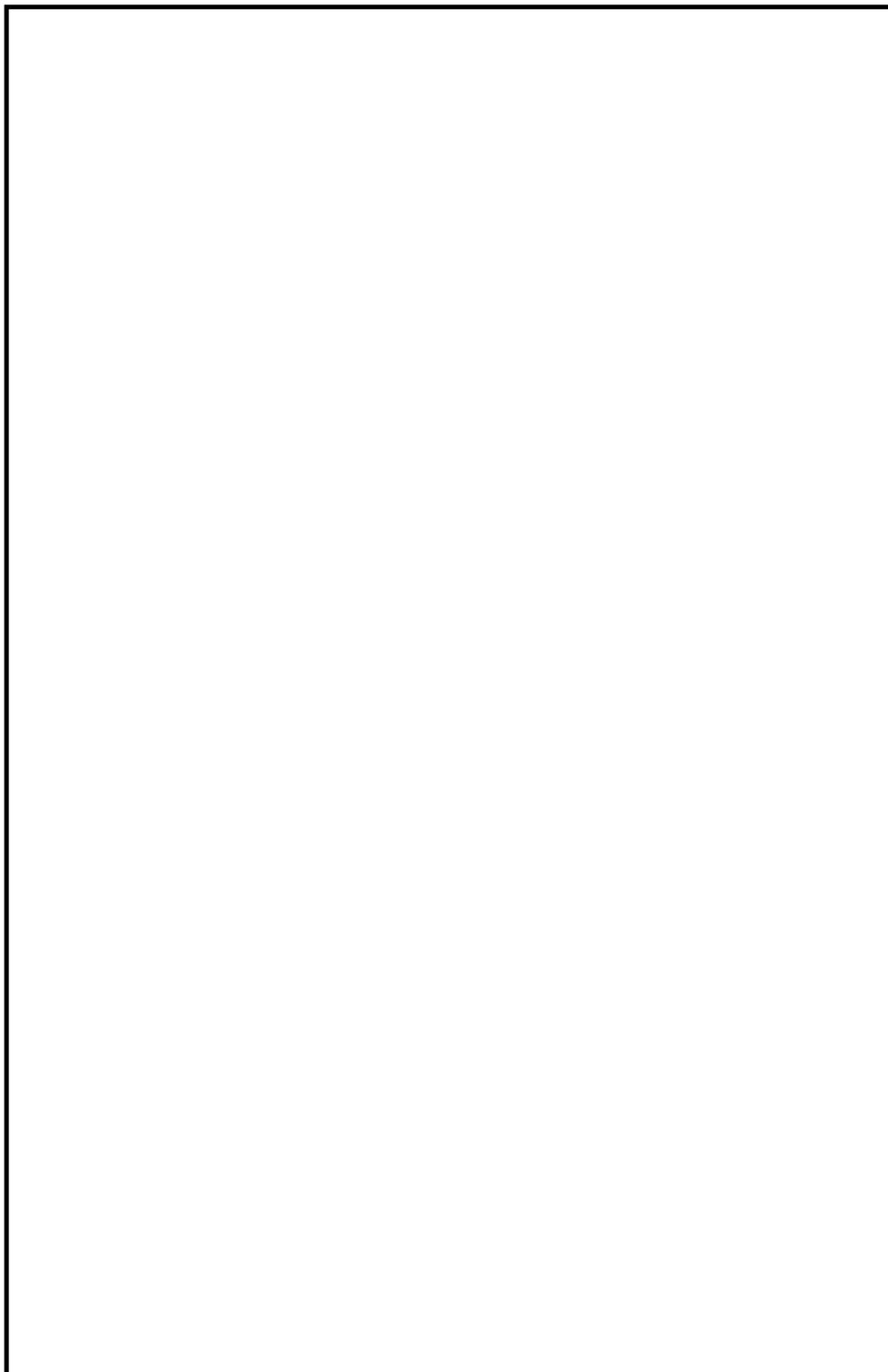


図 5-3 隔離弁の操作場所 (3/3)

ベント実施に伴う作業等の作業員の被ばく評価

1. ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価

ベント実施に伴うベント操作を手動で行う場合の作業員の被ばく評価を以下のとおり行った。

ベント操作としてサプレッション・チェンバからのベントを行う場合及びドライウェルからのベントを行う場合のそれぞれにおける第一弁及び第二弁の開操作時の被ばく評価を行った。

(1) 評価条件

a. 放出量評価条件

格納容器破損防止対策の有効性評価で想定している炉心損傷を前提とした事象のうち、炉心損傷時間が早く、格納容器ベントを実施する「大破断 L O C A + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗」の代替循環冷却系を使用できない場合が最も放射性物質の放出量が多くなるため、この事象をベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価で想定する事象として選定する。

また、放出量評価条件を表 6-1、大気中への放出過程及び概略図を図 6-1～図 6-4 に示す。大気中への放出経路については図 6-5 に示すとおりであり、非常用ガス処理系等が起動するまで（事象発生から 2 時間）は原子炉建屋からの漏えいを想定し地上放出するとし、非常用ガス処理系等が起動した以降（事象発生から 2 時間以降）は非常用ガス処理系排気筒からの放出を想定し排気筒放出とする。また、ベント実施以降は格納容器圧力逃がし装置排気口からの放出を想定し原子炉建屋屋上の排気口放出とする。

b. 被ばく評価条件

被ばく経路は、図 6-6～図 6-8 に示すとおりであり、経路ごとに以下に示す評価を行った。

大気中へ放出される放射性物質については、表 6-2 及び表 6-3 に示すように、ガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮して外部被ばく及び内部被ばくの評価を行った。なお、内部被ばくについては、表 6-5 に示す線量換算係数、呼吸率及びマスクの効果を考慮し評価を行った。

外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばくについては、屋外の放射性物質の濃度と作業場所の放射性物質の濃度を同じとし、外部被ばくについては、表 6-4 に示すとおり作業場所の空間体積を保存したサブマージョンモデルで評価を行い、内部被ばくについては、表 6-5 に示す線量換算係数、呼吸率及びマスクの効果を考慮し評価を行った。なお、第二弁の操作については、空気ボンベにより加圧された第二弁操作室内で作業することを考慮し評価を行った。

大気中に放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による外部被ばくについては、ガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮して放射性物質の濃度を求めた後、表 6-5 に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を行った。

格納容器圧力逃がし装置配管、原子炉建屋等からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による外部被ばくについては、表 6-6 及び表 6-7 に示す原子炉建屋の外壁、作業場所の遮蔽壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。

c. アクセスルート

第一弁（サプレッション・チェンバ側）のベント操作を行う場合のアクセスルートは、図 6-11～図 6-13 に示すとおりである。第一弁（ドライウエル側）のベント操作を行う場合のアクセスルートは、図 6-14～図 6-17 に示すとおりである。第二弁（サプレッション・チェンバ側及びドライウエル側共通）のベント操作を行う場合のアクセスルートは図 6-19～図 6-21 に示すとおりである。また、第一弁及び第二弁のベント操作を行う場合の屋外移動時のアクセスルートは図 6-18 に示すとおりである。

d. 評価点

評価点は、図 6-11～図 6-22 に示すとおりであり、ベント操作時は作業場所を評価点とする。

アクセスルートの評価点は、大気中に放出された放射性物質（グラウンドシャインの評価含む。）に関する評価では、アクセスルート上で相対濃度が最も大きくなる地点を評価点とする。また、原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線、格納容器圧力逃がし装置配管からの直接ガンマ線に関する評価では、アクセスルート上で遮蔽壁等の効果が小さく、線量が厳しくなる地点を評価点とする。

なお、作業及び移動に必要な時間は常に上記の評価点にいるものとし、被ばく評価を行った。

e. 作業時間

第一弁の開操作は、ベント実施前に行うものとし、第一弁（サプレッション・チェンバ側）の作業時間は 160 分（移動時間（往復）70 分＋作業時間 90 分）、第一弁（ドライウエル側）の作業時間は 190 分（移動時間（往復）100 分＋作業時間 90 分）とする。また、第二弁（サプレッション・チェンバ側及びドライウエル側共通）の開操作は、ベント実施直後から 180 分作業場所（第二弁操作室）に滞在するものとし、作業時間は 410 分（移動時間（往復）90 分＋待機時間 140 分＋作業時間（第二弁操作室滞在）180 分）とする。

(2) 評価結果

ベント実施に伴うベント操作を手動で行う場合の作業員の被ばく評価結果は以下に示すとおりであり、作業員の実効線量は緊急作業時の線量限度である 100 mSv 以下であり、ベント実施に伴うベント操作を手動で行うことができることを確認した。また、

実効線量の内訳を表 6-9～表 6-11 に示す。

a. サプレッション・チェンバからのベント操作時の作業員の実効線量

作業員の実効線量は第一弁開操作時で約 37 mSv、第二弁開操作時で約 28 mSv となった。

b. ドライウェルからのベント操作時の作業員の実効線量

作業員の実効線量は第一弁開操作時で約 52 mSv、第二弁開操作時で約 42 mSv となった。

2. スクラビング水補給及び窒素供給作業の作業員の被ばく評価

格納容器圧力逃がし装置格納槽へのスクラビング水の補給及び原子炉建屋系統内への窒素ガスの供給作業における作業員の被ばく評価を以下のとおり行った。なお、評価に当たっては、サプレッション・チェンバからのベントを行う場合及びドライウェルからのベントを行う場合のそれぞれについて評価を行った。

(1) 評価条件

a. 放出量評価条件

想定事象としては、ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価と同様の事故シーケンスにおいて、代替循環冷却系を使用できない場合を想定した事故シナリオを選定する。また、放出量評価条件及び大気中への放出過程も同様とする。

b. 被ばく評価条件

被ばく経路は、図 6-9 及び図 6-10 に示すとおりであり、経路ごとに以下に示す評価を行った。

大気中へ放出される放射性物質については、表 6-2 及び表 6-3 に示すようにガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮した外部被ばく及び内部被ばくの評価を行った。なお、内部被ばくについては、表 6-5 に示す線量換算係数、呼吸率及びマスクの効果を考慮し評価を行った。なお、スクラビング水補給作業については一部建屋内の作業もあるが、大気中へ放出される放射性物質による外部被ばく及び内部被ばくは、屋外にいるものとして評価を行った。

大気中に放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による外部被ばくについては、ガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮して放射性物質濃度を求めた後、表 6-5 に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を行った。なお、スクラビング水補給作業については一部建屋内の作業もあるが、地表面に沈着した放射性物質による外部被ばくは、屋外にいるものとして評価を行った。

原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による外部被ばくについては、表 6-7 に示す原子炉建屋の外壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。

格納容器圧力逃がし装置格納槽からの直接ガンマ線による外部被ばくについては、表 6-8 に示す格納容器圧力逃がし装置格納槽のフィルタ装置遮蔽壁及び作業場所の

フィルタ装置遮蔽壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。

c. 評価地点

評価地点は、図 6-22 に示すとおりであり、スクラビング水補給及び窒素供給作業は作業場所を評価点とする。

アクセスルートの評価点は、大気中に放出された放射性物質（グラウンドシャインの評価含む。）に関する評価では、アクセスルート上で相対濃度が最も大きくなる地点を評価点とする。また、原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線、格納容器圧力逃がし装置格納槽からの直接ガンマ線に関する評価では、アクセスルート上で遮蔽壁等の効果が小さく、線量が厳しくなる地点を評価点とする。

d. 作業開始時間

スクラビング水の補給及び窒素ガスの供給は事象発生から 7 日後に実施することを想定し、7 日目（7 日目に到達する前の 1 時間）について被ばく評価を行った。

(2) 評価結果

スクラビング水の補給及び窒素ガスの供給作業場所の線量率は、表 6-12 及び表 6-13 に示すとおり、サプレッション・チェンバからのベントを行う場合、スクラビング水の補給作業については約 13 mSv/h、窒素ガスの供給作業については約 3.6 mSv/h となり、ドライウェルからのベントを行う場合、スクラビング水の補給作業については約 15 mSv/h、窒素ガスの供給作業については約 4.6 mSv/h となり、スクラビング水の補給及び窒素ガスの供給作業を行うことができる放射線環境であることを確認した。

なお、スクラビング水の補給作業及び窒素ガスの供給作業の作業時間は、移動及び補給等の準備を含めても 2 時間～3 時間であり、作業が可能である。

3. 水源及び燃料の補給作業の作業員の被ばく評価

重大事故対策の作業のうち、作業時間が長く被ばく線量が高くなる水源の補給準備・補給作業及び燃料の給油準備・給油作業の成立性を確認するため、作業員の被ばく評価を行った。

(1) 評価条件

a. 放出量評価条件

想定事象としては、ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価と同様の事故シーケンスにおいて、代替循環冷却系を使用できない場合を想定した事故シナリオを選定しサプレッション・チェンバからのベントを行う場合について評価を行った。また、放出量評価条件及び大気中への放出過程も同様とする。

b. 被ばく評価条件

被ばく経路は、図 6-6 及び図 6-10 に示すとおりとし、スクラビング水補給及び窒素供給作業の作業員の被ばく評価と同様の被ばく経路を考慮し評価を行った。

大気中へ放出される放射性物質については、表 6-2 及び表 6-3 に示すガウスプル

ームモデルを用いて拡散効果を考慮した外部被ばく及び内部被ばくの評価を行った。なお、内部被ばくについては、表 6-5 に示す線量換算係数、呼吸率及びマスクの効果を考慮し評価を行った。

大気中に放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による外部被ばくについては、ガウスブルームモデルを用いて拡散効果を考慮して放射性物質濃度を求めた後、表 6-5 に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を行った。

原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による外部被ばくについては、表 6-7 に示す原子炉建屋の外壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。

格納容器圧力逃がし装置格納槽からの直接ガンマ線による外部被ばくについては、表 6-8 に示す格納容器圧力逃がし装置格納槽のフィルタ装置遮蔽壁及び作業場所のフィルタ装置遮蔽壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。

c. 評価点

評価点は、図 6-22 に示すとおりであり、水源及び燃料の補給作業時は作業場所を評価点とする。

アクセスルートの評価点は、大気中に放出された放射性物質（グラウンドシャインの評価含む。）に関する評価では、アクセスルート上で相対濃度が最も大きくなる地点を評価点とする。また、原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線、格納容器圧力逃がし装置格納槽からの直接ガンマ線に関する評価では、アクセスルート上で遮蔽壁等の効果が小さく、線量が厳しくなる地点を評価点とする。

d. 作業時間

格納容器ベント実施後、水源の枯渇まで 3 日程度の余裕があるが、水源補給準備時間は約 3 時間以内に完了する。

このため、格納容器ベント後の水源補給作業開始については、事象進展の状況や屋外の放射線量等から、作業員の被ばく低減を踏まえて総合的に判断する。

実効線量評価においては、保守的な評価とする観点から、屋外作業実施が可能と考えられる線量率となる格納容器ベント実施 3 時間後とする。

水源の補給作業時間は、西側淡水貯水設備を水源とした可搬型代替注水中型ポンプによる代替淡水貯槽への補給作業のうち、補給準備作業についてはポンプ設置作業を 75 分、ホース敷設等作業 65 分とし、補給作業については補給準備作業を 20 分、補給監視作業を 360 分とする。

なお、補給監視作業の作業時間は、代替淡水貯槽への補給作業の作業時間（21 時間）に補給監視を行う対応要員の交替を考慮し、最も作業時間が長くなる 360 分とする。

燃料の給油作業時間は、可搬型代替注水中型ポンプへの燃料の給油作業のうち、給油準備作業は 90 分、給油作業は 175 分（25 分×7 回）とする。

(2) 評価結果

水源の補給作業における作業員の実効線量は約 61 mSv、燃料の給油作業における作業員の実効線量は約 26 mSv となり、作業員の実効線量は緊急作業時の線量限度である 100 mSv 以下であり、水源の補給作業及び燃料の給油作業ができることを確認した。また、実効線量の内訳を表 6-14 に示す。

表 6-1 放出量評価条件 (1/4)

項目	評価条件	選定理由
評価事象	「大破断 L O C A + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗」 (代替循環冷却系を使用できない場合) (全交流動力電源喪失の重量を考慮)	格納容器破損防止対策の有効性評価で想定する格納容器破損モードのうち, 中央制御室の運転員又は対策要員の被ばくの観点から結果が最も厳しくなる事故収束に成功した事故シーケンスを選定
炉心熱出力	3293 MW	定格熱出力
運転時間	1 サイクル当たり 10000 時間 (約 416 日)	1 サイクル 13 カ月 (395 日) を考慮して設定
取替炉心の燃料装荷割合	1 サイクル : 0.229 2 サイクル : 0.229 3 サイクル : 0.229 4 サイクル : 0.229 5 サイクル : 0.084	取替炉心の燃料装荷割合に基づき設定
炉内蓄積量	希ガス類 : 約 2.2×10^{19} Bq よう素類 : 約 2.8×10^{19} Bq C s O H 類 : 約 1.1×10^{18} Bq S b 類 : 約 1.3×10^{18} Bq T e O ₂ 類 : 約 6.7×10^{18} Bq S r O 類 : 約 1.2×10^{19} Bq B a O 類 : 約 1.2×10^{19} Bq M o O ₂ 類 : 約 2.4×10^{19} Bq C e O ₂ 類 : 約 7.4×10^{19} Bq L a ₂ O ₃ 類 : 約 5.5×10^{19} Bq (核種ごとの炉内蓄積量を核種グループごとに集約して記載)	「単位熱出力当たりの炉内蓄積量 (Bq/MW)」×「3293 MW (定格熱出力)」 (単位熱出力当たりの炉内蓄積量 (Bq/MW) は, BWR 共通条件として, 東海第二と同じ装荷燃料 (9×9 燃料 (A 型)), 運転時間 (10000 時間) で算出した A B W R のサイクル末期の値を使用)
放出開始時間	格納容器漏えい : 事象発生直後 格納容器圧力逃がし装置による格納容器減圧及び除熱 : 事象発生から約 19 時間後	M A A P 解析結果
原子炉格納容器内 p H 制御の効果	考慮しない	サプレッション・プール水内 p H 制御設備は, 重大事故等対処設備と位置付けていないため, 保守的に設定
よう素の形態	粒子状よう素 : 5 % 無機よう素 : 91 % 有機よう素 : 4 %	R. G. 1.195 に基づき設定

表 6-1 放出量評価条件 (2/4)

項目	評価条件	選定理由
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率 (希ガス, エアロゾル及び有機よう素)	1Pd以下 : 0.9Pdで0.5 %/日 1Pd超過 : 2Pdで1.3 %/日	M A A P 解析にて原子炉格納容器の開口面積を設定し格納容器圧力に応じ漏えい率が変化するものとし, 原子炉格納容器の設計漏えい率 (0.9Pd で 0.5 %/日) 及びA E C の式等に基づき設定
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率 (無機よう素)	1.5時間後~19.5時間後 : 1.3 %/日 (一定) その他の期間 : 0.5 %/日 (一定)	原子炉格納容器の設計漏えい率 (0.5 %/日) 及びA E C の式等に基づき設定 (格納容器圧力が0.9Pdを超える期間を包絡するように1.3 %/日の漏えい率を設定)
原子炉格納容器の漏えい孔における捕集効果	考慮しない	保守的に設定
原子炉格納容器内での除去効果 (エアロゾル)	M A A P 解析に基づく (沈着, サプレッション・プールでのスクラビング及びドライウェルスプレイ)	M A A P の F P 挙動モデル
原子炉格納容器内での除去効果 (有機よう素)	考慮しない	保守的に設定
原子炉格納容器内での除去効果 (無機よう素)	自然沈着率 : 9.0×10^{-4} (L/s) (原子炉格納容器内の最大存在量から1/200まで)	C S E 実験及び Standard Review Plan 6.5.2に基づき設定
	サプレッション・プールでのスクラビングによる除去効果 : 10 (サプレッション・チェンバメントのみ)	Standard Review Plan6.5.5に基づき設定

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R7

表 6-1 放出量評価条件 (3/4)

項目	評価条件			選定理由
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい割合	希ガス類 C s I 類 C s O H 類 S b 類 T e O ₂ 類 S r O 類 B a O 類 M o O ₂ 類 C e O ₂ 類 L a ₂ O ₃ 類	サプレッション・チェンバメント : 約 4.3×10^{-3} : 約 6.2×10^{-5} : 約 3.1×10^{-5} : 約 6.7×10^{-6} : 約 6.7×10^{-6} : 約 2.7×10^{-6} : 約 2.7×10^{-6} : 約 3.4×10^{-7} : 約 6.7×10^{-8} : 約 2.7×10^{-8}	ドライウエルベント : 約 4.3×10^{-3} : 約 6.2×10^{-5} : 約 3.2×10^{-5} : 約 6.8×10^{-6} : 約 6.8×10^{-6} : 約 2.7×10^{-6} : 約 2.7×10^{-6} : 約 3.4×10^{-7} : 約 6.8×10^{-8} : 約 2.7×10^{-8}	M A A P 解析結果及び N U R E G - 1 4 6 5 に基づき設定
原子炉建屋から大気への漏えい率 (非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動前)	無限大/日 (地上放出) (原子炉格納容器から原子炉建屋へ漏えいした放射性物質は、即座に大気へ漏えいするものとして評価)			保守的に設定
非常用ガス処理系から大気への放出率 (非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動後)	1 回/日 (排気筒放出)			設計値に基づき設定 (非常用ガス処理系のファン容量)
非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動時間	事象発生から2時間後			起動操作時間 (115分) + 負圧達成時間 (5分) (起動に伴い原子炉建屋原子炉棟内は負圧になるが、保守的に負圧達成時間として5分を想定)
非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系のフィルタ除去効率	考慮しない			保守的に設定
原子炉建屋外側ブローアウトパネルの開閉状態	閉状態			原子炉建屋原子炉棟内の急激な圧力上昇等による原子炉建屋外側ブローアウトパネルの開放がないため

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R7

表 6-1 放出量評価条件 (4/4)

項 目	評価条件			選定理由
格納容器圧力逃 がし装置への放 出割合	希ガス類 C s I 類 C s O H 類 S b 類 T e O ₂ 類 S r O 類 B a O 類 M o O ₂ 類 C e O ₂ 類 L a ₂ O ₃ 類	サプレッショ ン・チェンバベン ト : 約 9.5×10^{-1} : 約 1.0×10^{-6} : 約 4.0×10^{-7} : 約 8.9×10^{-8} : 約 8.9×10^{-8} : 約 3.6×10^{-8} : 約 3.6×10^{-8} : 約 4.5×10^{-9} : 約 8.9×10^{-10} : 約 3.6×10^{-10}	ドライウエル ベント : 約 9.5×10^{-1} : 約 3.9×10^{-3} : 約 7.5×10^{-3} : 約 1.4×10^{-3} : 約 1.4×10^{-3} : 約 5.8×10^{-4} : 約 5.8×10^{-4} : 約 7.2×10^{-5} : 約 1.4×10^{-5} : 約 5.8×10^{-6}	M A A P 解析結果及 び N U R E G - 1 4 6 5 に基づき設定
格納容器圧力逃 がし装置の除去 係数	希ガス : 1 有機よう素 : 50 無機よう素 : 100 エアロゾル (粒子状よう素含む) : 1000			設計値に基づき設定

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R7

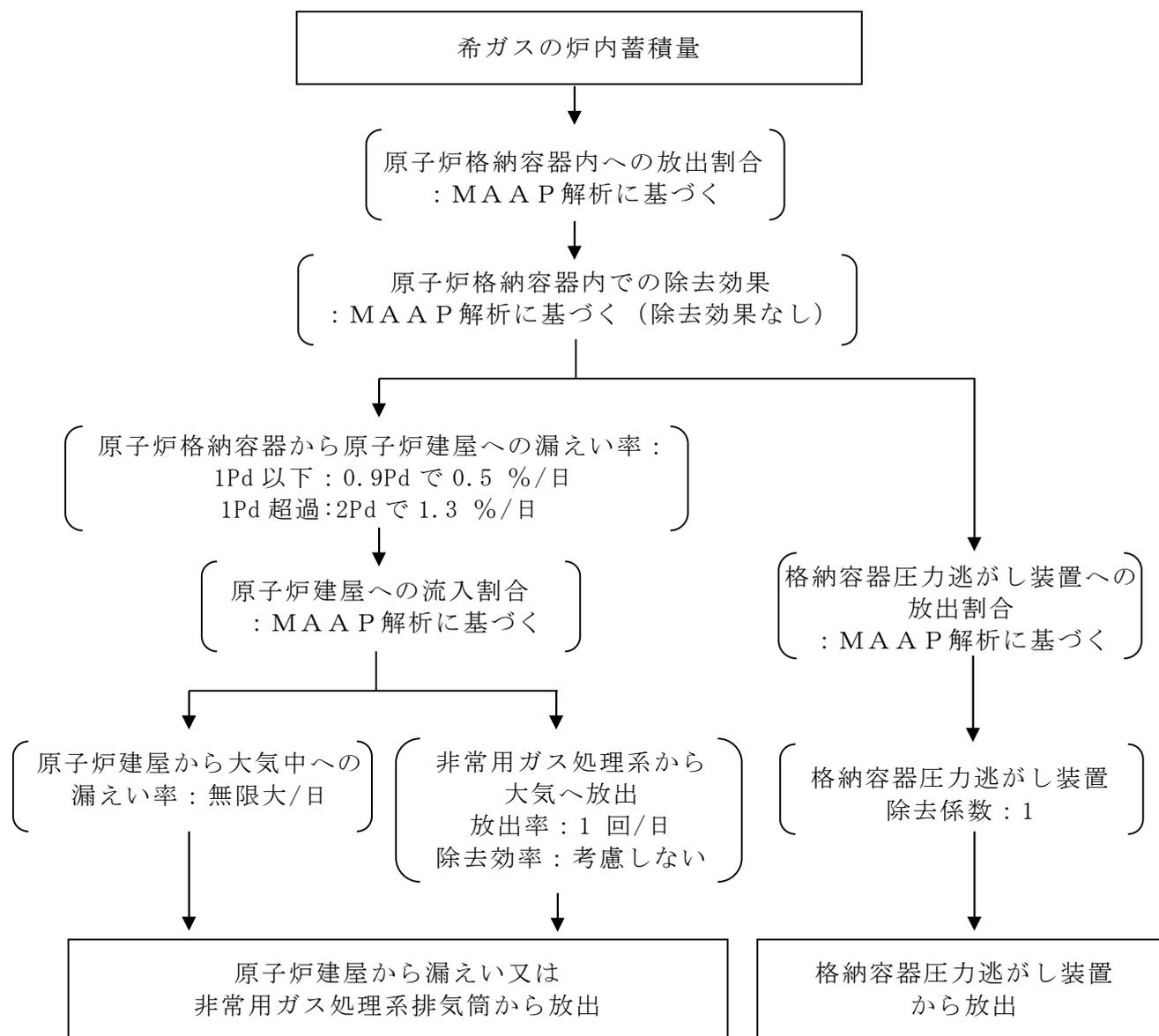


図 6-1 希ガスの大気放出過程

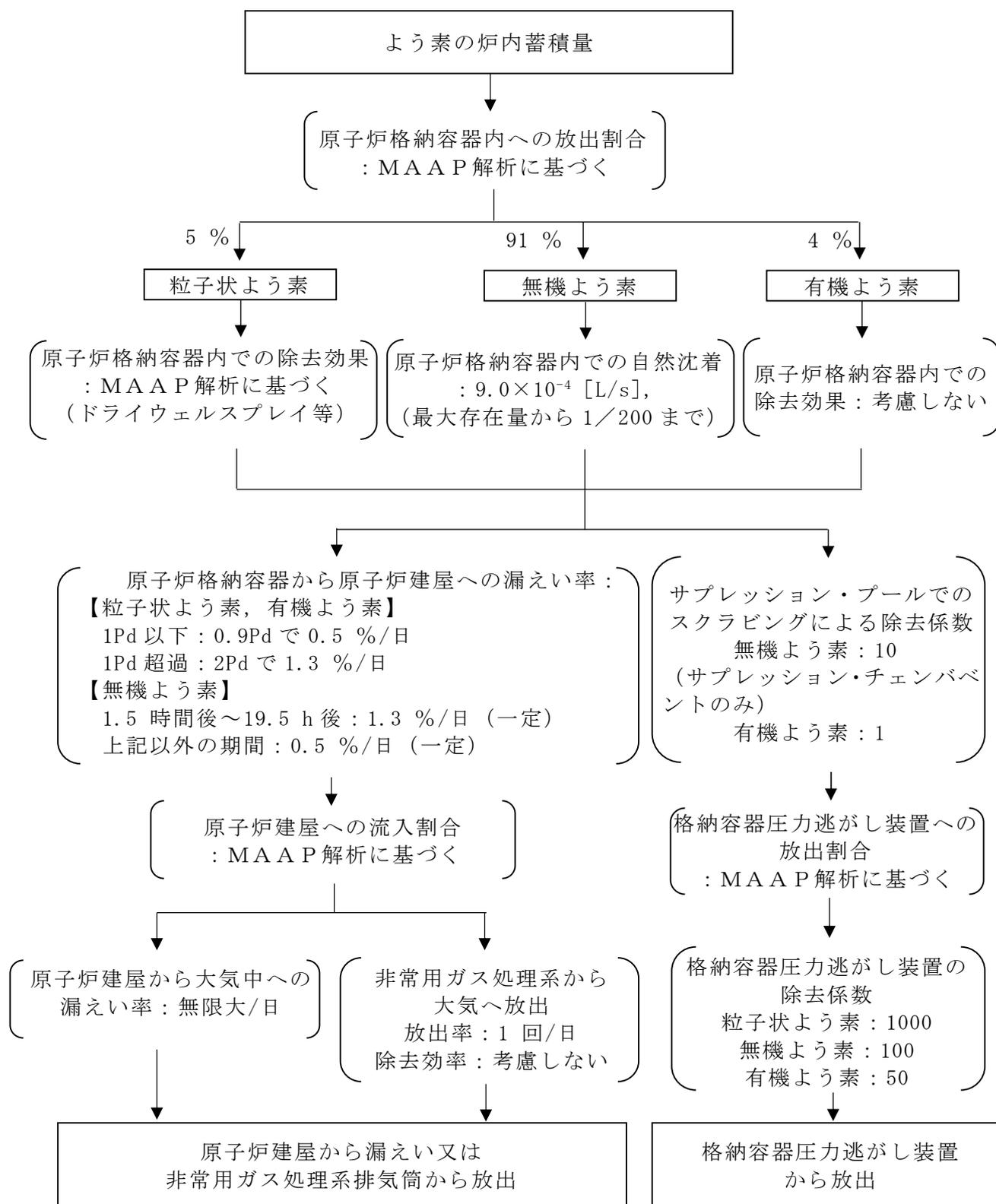


図 6-2 よう素の大気放出過程

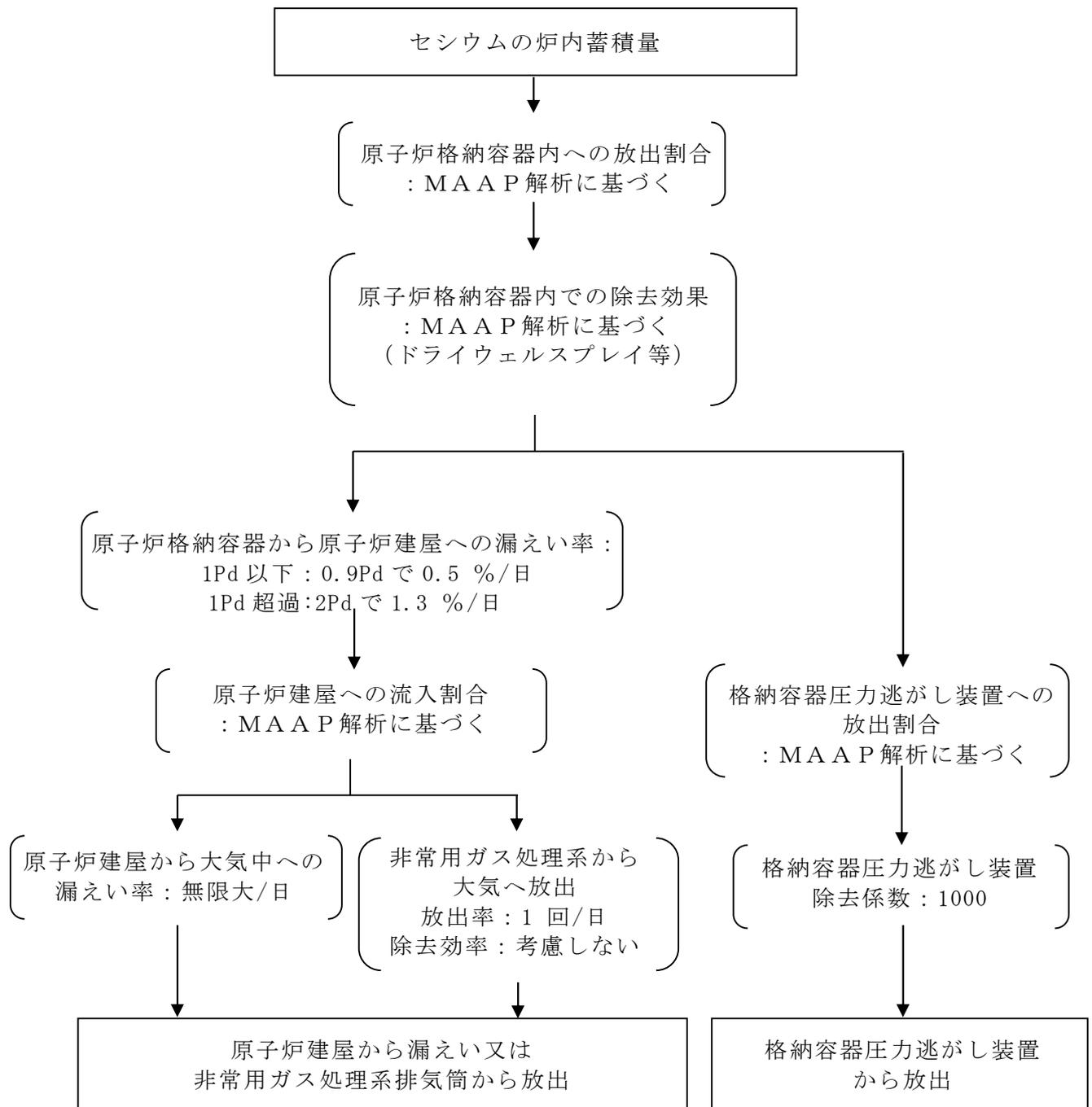


図 6-3 セシウムの大気放出過程

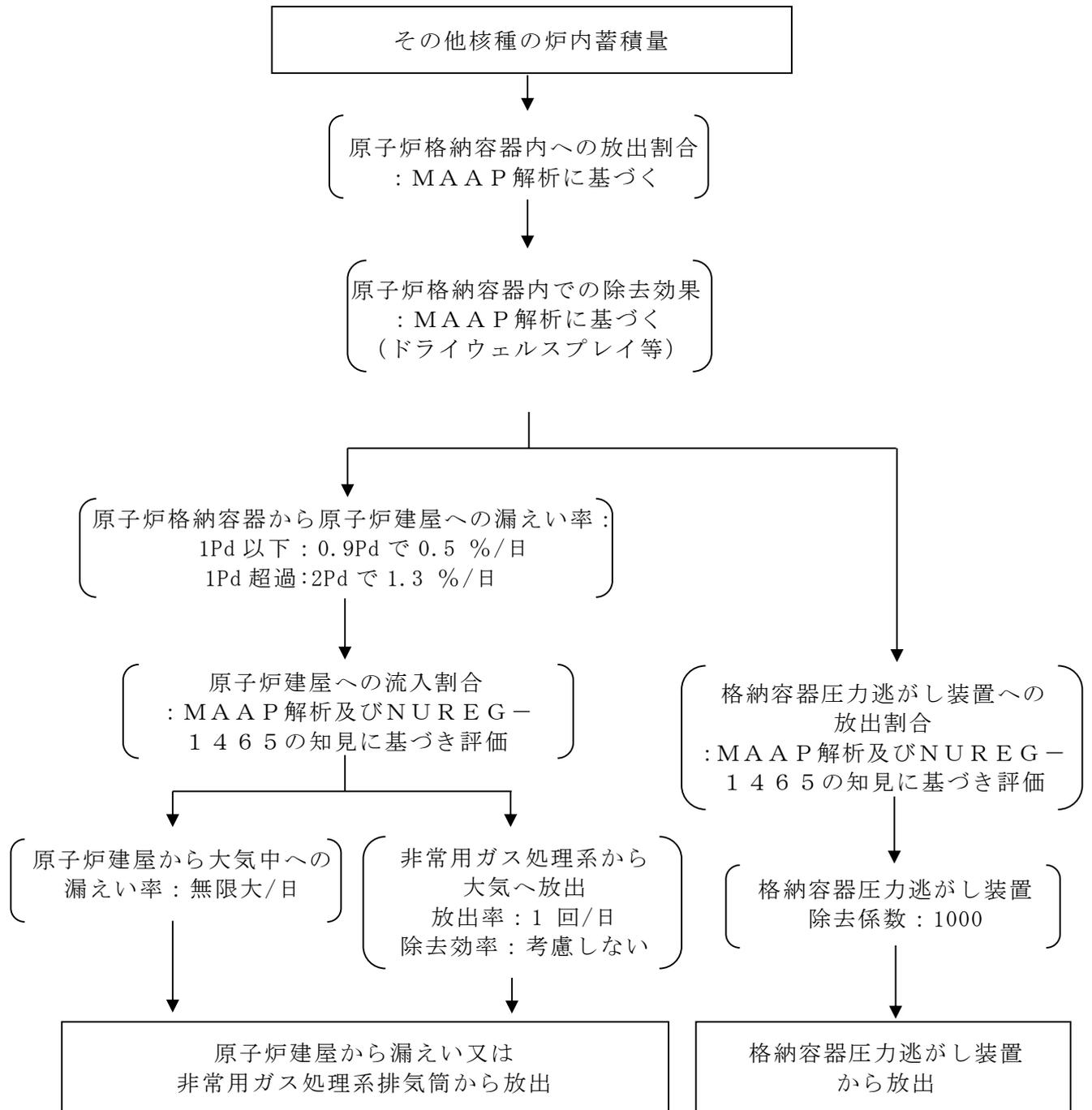
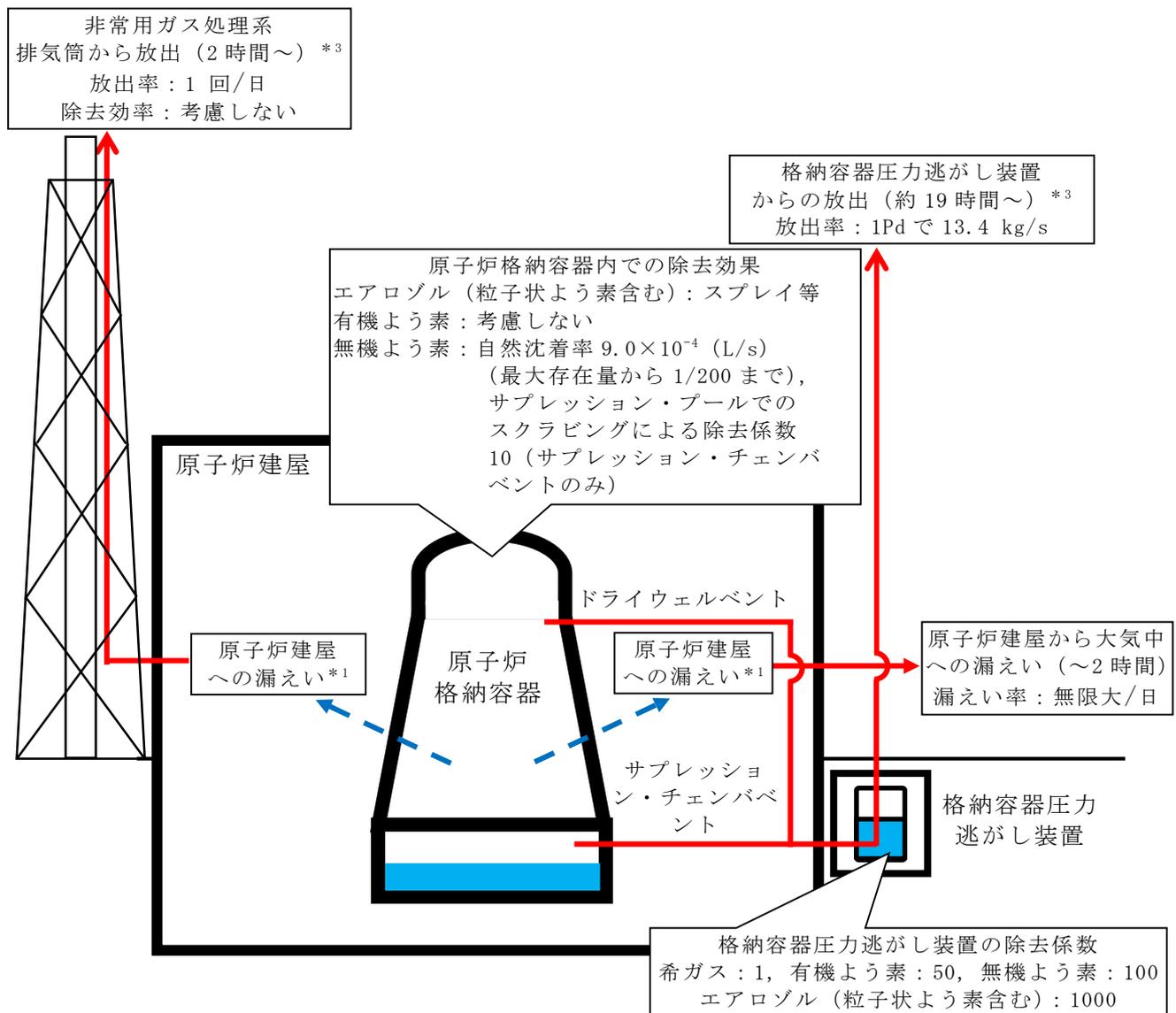


図 6-4 その他核種の大気放出過程



注記 *1：原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率
【希ガス，エアロゾル (粒子状よう素含む)，有機よう素】
1Pd以下：0.9Pdで0.5%/日，1Pd超過：2Pdで1.3%/日
【無機よう素】
1.5時間後～19.5時間後：1.3%/日 (一定)，上記以外の期間：0.5%/日 (一定)

大気への放出経路	0時間	▼2時間* ²	▼19時間* ³	168時間▼
原子炉建屋から大気中への漏えい				
非常用ガス処理系排気筒から放出				
格納容器圧力逃がし装置からの放出				

*2：非常用ガス処理系の起動により原子炉建屋原子炉棟内は負圧となるため，事象発生2時間以降は原子炉建屋から大気中への漏えいはなくなる。
*3：事象発生後19時間以降は，「非常用ガス処理系排気筒から放出」及び「格納容器圧力逃がし装置からの放出」の両経路から放射性物質を放出する。

図 6-5 大気放出過程概略図 (イメージ)

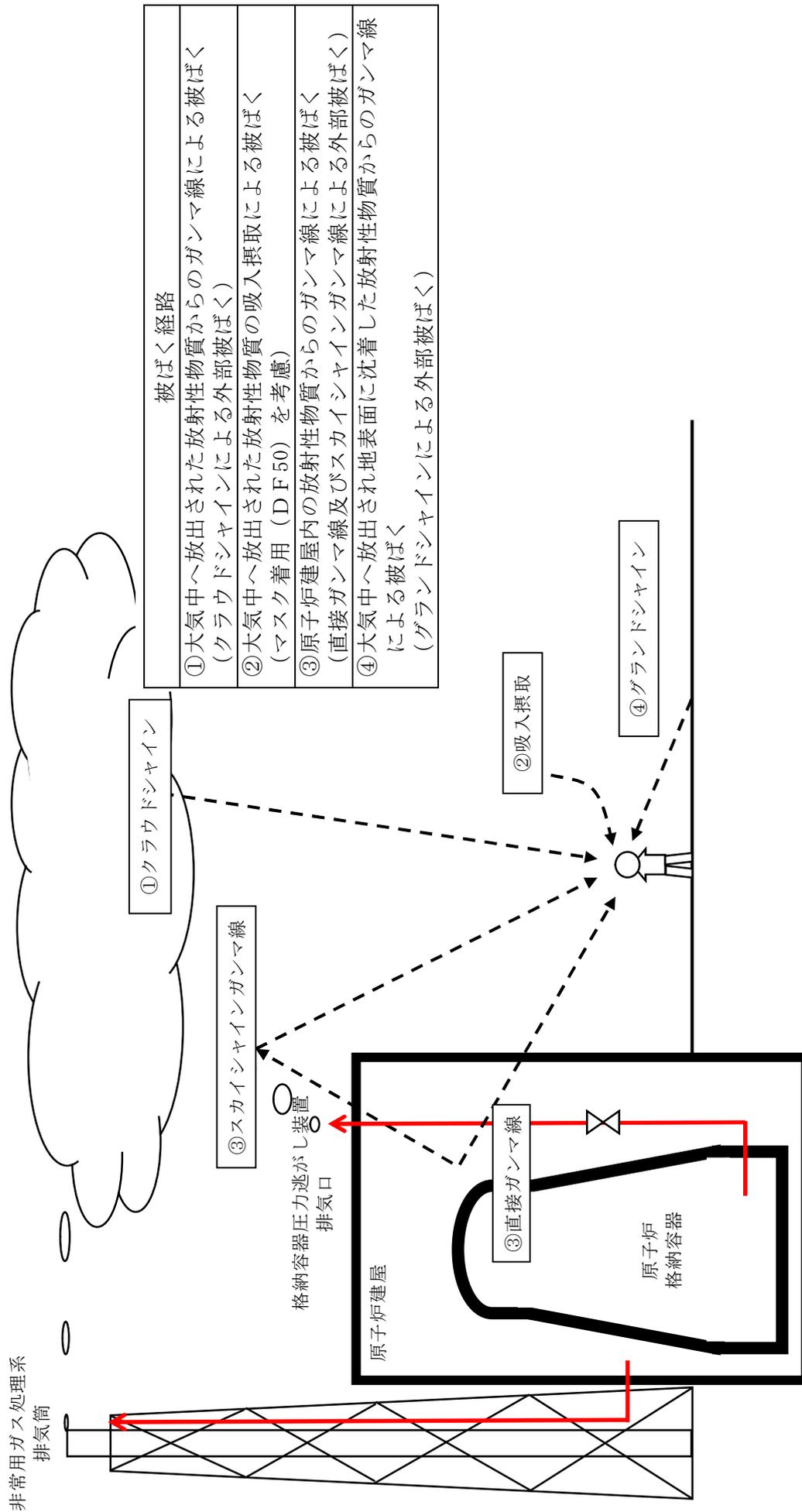


図 6-6 ベント操作に係る作業時及び燃料給油時の被ばく評価経路イメージ (屋外移動時及び屋外作業時)

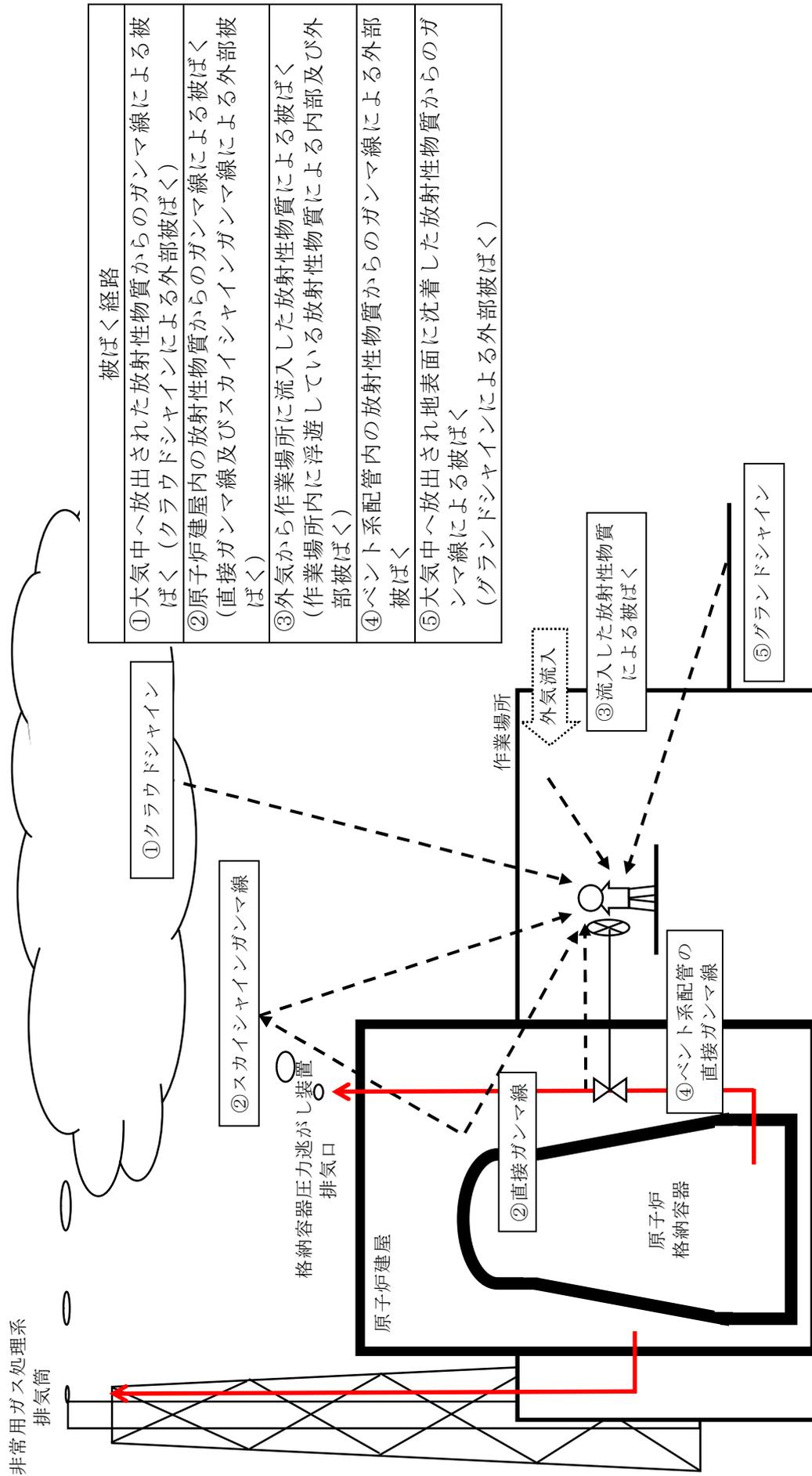


図 6-7 ベント操作に係る作業時の被ばく評価経路イメージ (屋内移動時及び第一弁開操作時)

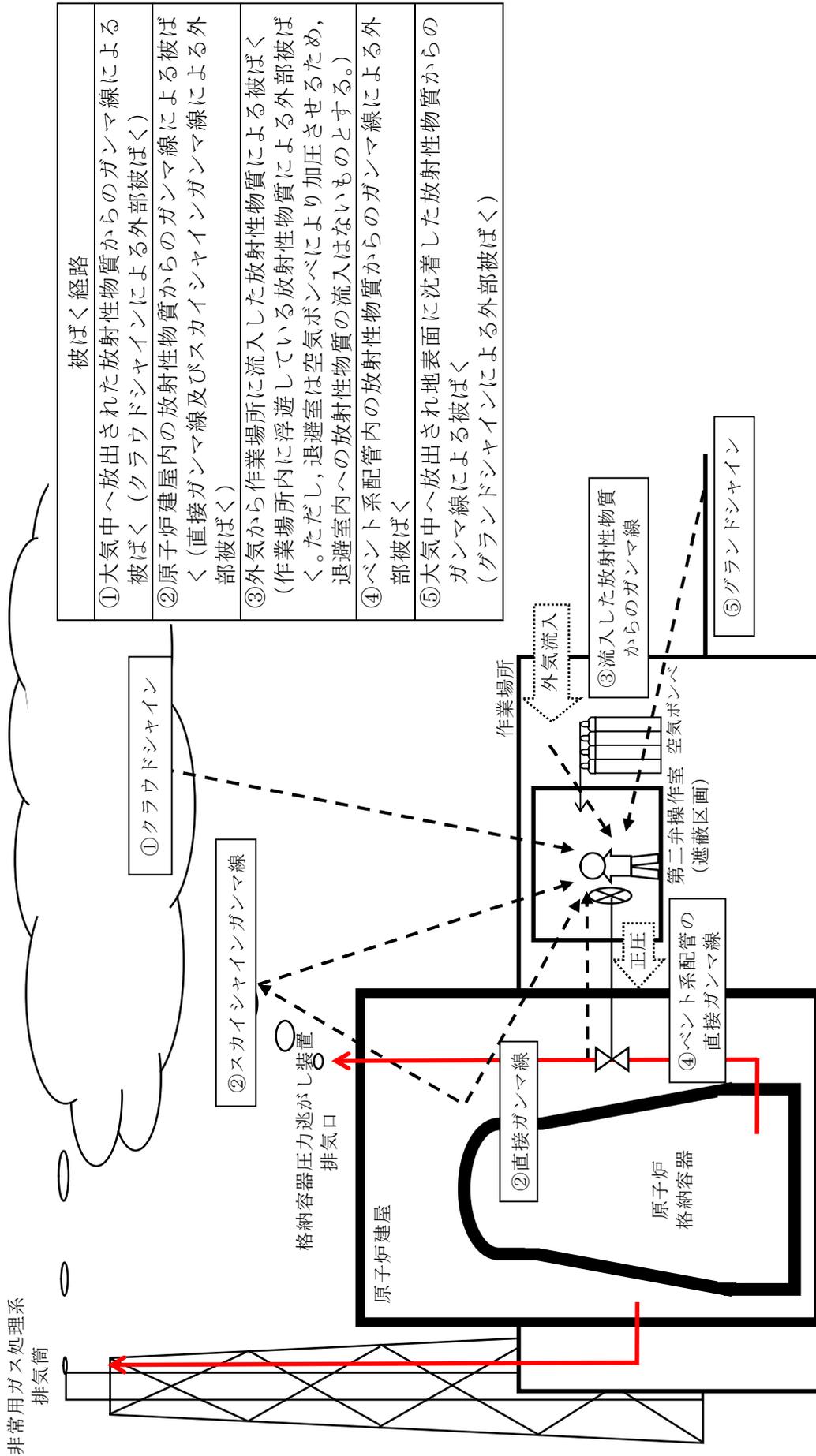


図 6-8 ベント操作に係る作業時の被ばく評価経路イメージ (第二弁開操作時)

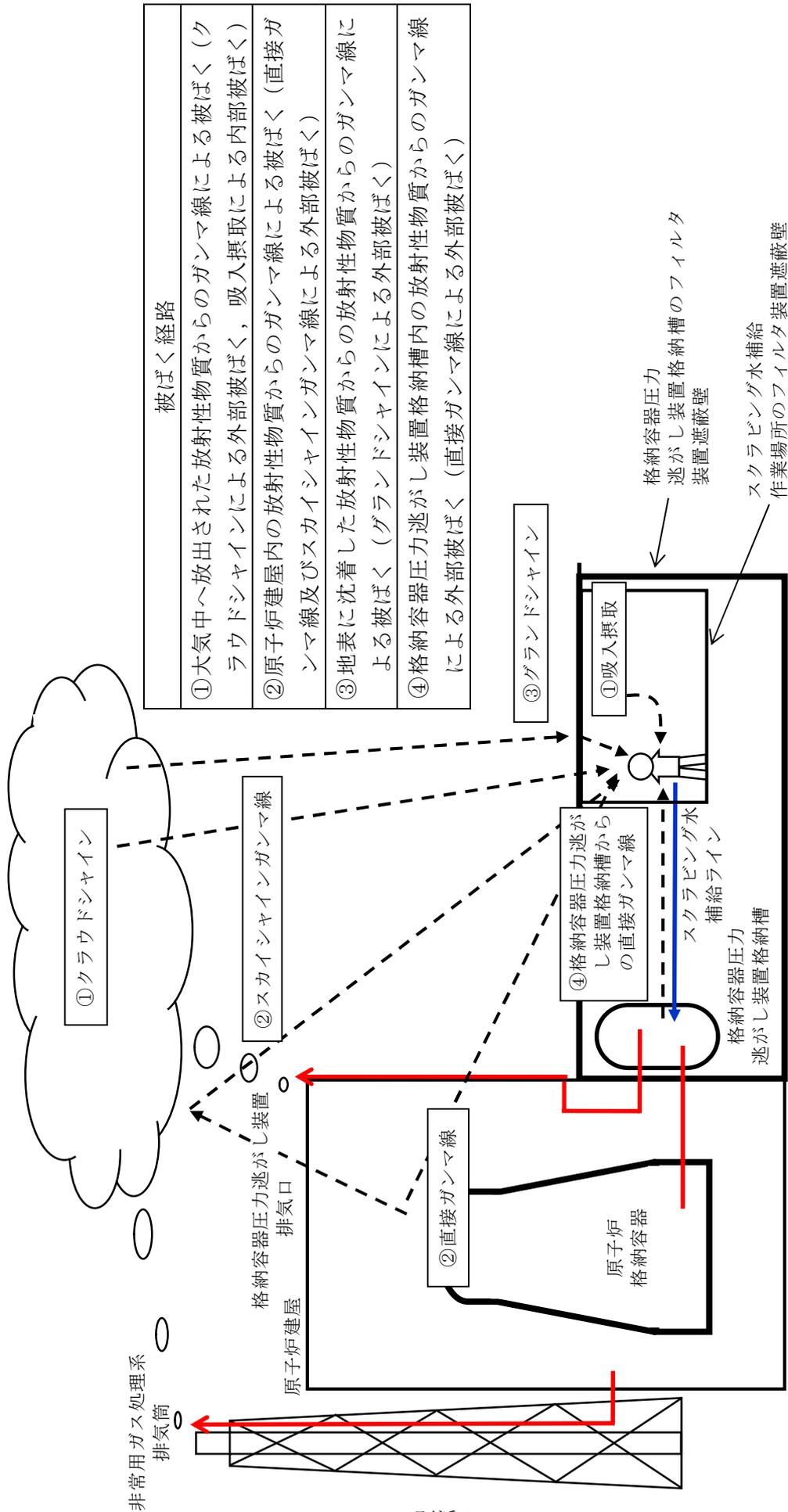


図 6-9 スクラビング水補給作業時の作業員の被ばく評価経路イメージ（屋外作業時）

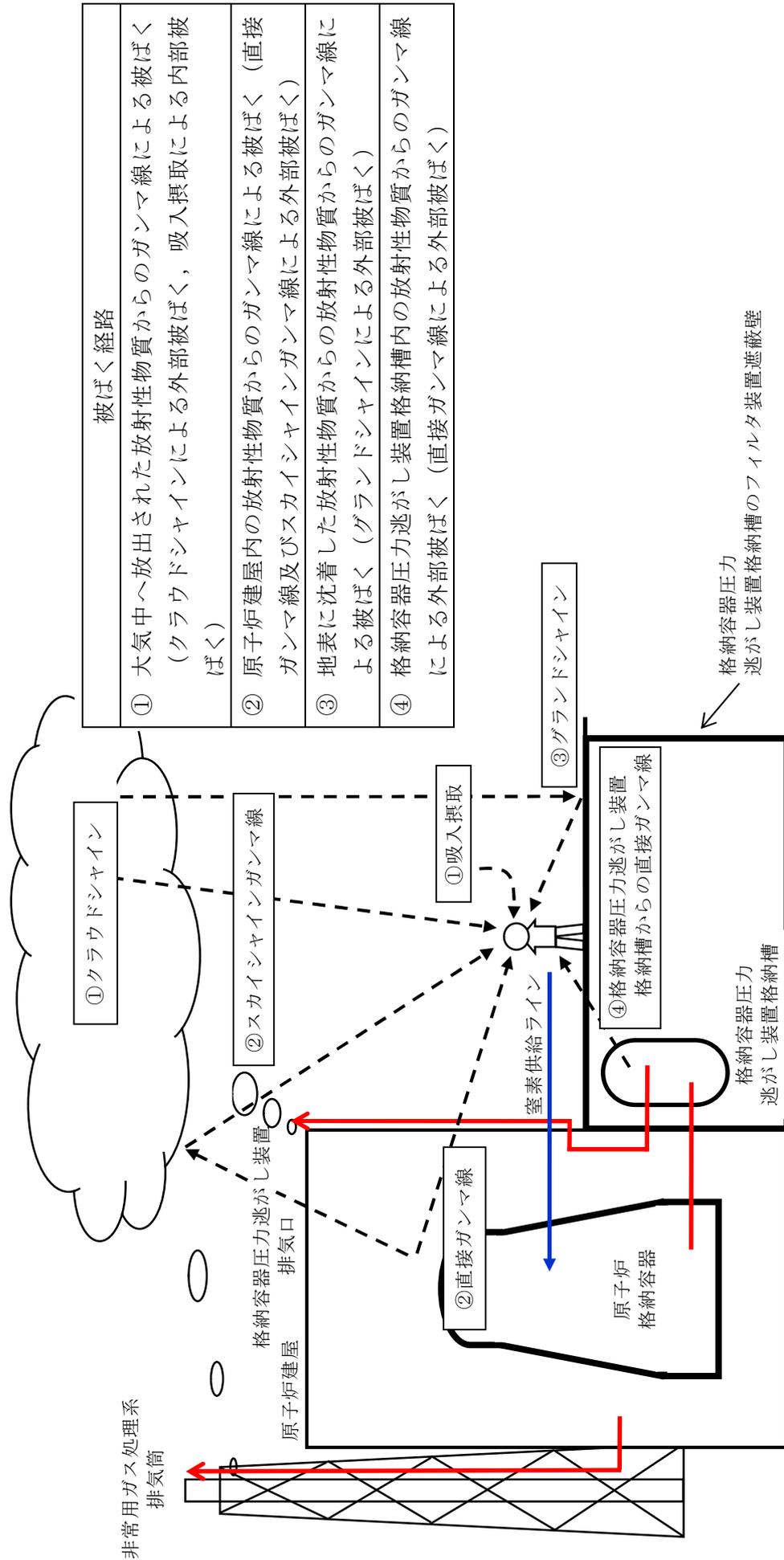


図 6-10 窒素供給作業時及び水源補給作業の作業員の被ばく評価経路イメージ（屋外移動時及び屋外作業時）

表 6-2 大気拡散評価条件

項目	評価条件	選定理由
大気拡散評価モデル	ガウスプルームモデル	発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針に基づき評価
気象資料	東海第二発電所における 1 年間の気象資料 (2005 年 4 月～2006 年 3 月) 地上風 : 地上 10 m 排気筒風 : 地上 140 m	格納容器圧力逃がし装置排気口及び原子炉建屋からの放出は地上風 (地上 10 m) の気象データを使用 非常用ガス処理系排気筒からの放出は排気筒風 (地上 140 m) の気象データを使用
放出源及び放出源高さ (有効高さ)	原子炉建屋漏えい : 地上 0 m 格納容器圧力逃がし装置排気口からの放出 : 地上 57 m 非常用ガス処理系排気筒からの放出 : 地上 95 m	格納容器圧力逃がし装置排気口からの放出は建屋影響を考慮し原子炉建屋屋上からの放出と想定し設定 非常用ガス処理系排気筒からの放出は方位ごとの風洞実験結果のうち保守的に最低の方位の有効高さを設定
実効放出継続時間	1 時間	保守的に最も短い実効放出継続時間を設定
累積出現頻度	小さい方から 97 %	気象指針に基づき設定
建屋の影響	考慮する	格納容器圧力逃がし装置排気口放出及び原子炉建屋漏えいにおいては放出源から近距離の原子炉建屋の影響を受けるため、建屋による巻き込み現象を考慮
巻き込みを生じる代表建屋	原子炉建屋	放出源から最も近く、巻き込みの影響が最も大きい建屋として選定
大気拡散評価点	図 6-22 参照	屋外移動時は敷地内の最大濃度点で設定 屋内移動時は原子炉建屋付近の最大濃度点で設定 作業時は作業地点のある原子炉建屋外壁で設定
着目方位	非常用ガス処理系排気筒 : 1 方位 原子炉建屋及び格納容器圧力逃がし装置排気口 : 9 方位	非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出) については評価点の方位とし、原子炉建屋漏えい及び格納容器圧力逃がし装置排気口については放出源が評価点に近いことから、180 度をカバーする方位を対象とする。
建屋影響	3000 m ²	原子炉建屋の最小投影断面積を設定
形状係数	0.5	発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針に基づき設定

表 6-3 評価に使用する相対濃度 (χ/Q) 及び相対線量 (D/Q) (1/3)

作業内容		放出箇所	χ/Q 及び D/Q	
第一弁 (サブプレッ ション・チェンバ 側) 開操作	屋内外移動時 / 作業時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 8.0×10^{-4}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m^3)	約 3.0×10^{-6}
第一弁 (ドライウエ ル側) 開操作	屋内外移動時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 8.0×10^{-4}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m^3)	約 3.0×10^{-6}
	作業時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 7.4×10^{-4}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m^3) D/Q (Gy/Bq)	約 2.1×10^{-6} 約 6.4×10^{-20}
第二弁 開操作	屋外移動時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 8.3×10^{-4}
		格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 4.2×10^{-4}
			D/Q (Gy/Bq)	約 8.7×10^{-19}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m^3)	約 3.0×10^{-6}
	D/Q (Gy/Bq)		約 1.2×10^{-19}	
	屋内移動時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 8.0×10^{-4}
		格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 4.0×10^{-4}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m^3)	約 3.0×10^{-6}
	作業時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 7.4×10^{-4}
		格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 3.7×10^{-4}
非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)		χ/Q (s/m^3)	約 3.0×10^{-6}	

表 6-3 評価に使用する相対濃度 (λ/Q) 及び相対線量 (D/Q) (2/3)

作業内容		放出箇所	λ/Q 及び D/Q	
スクラビング水 補給作業	屋外移動時 /作業時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	λ/Q (s/m ³)	約 8.3×10^{-4}
		格納容器圧力逃がし装置排気 口 (建屋屋上放出)	λ/Q (s/m ³)	約 4.2×10^{-4}
			D/Q (Gy/Bq)	約 8.7×10^{-19}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	λ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}
			D/Q (Gy/Bq)	約 1.2×10^{-19}
		窒素供給作業	屋外移動時	原子炉建屋漏えい (地上放出)
格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	λ/Q (s/m ³)			約 4.2×10^{-4}
	D/Q (Gy/Bq)			約 8.7×10^{-19}
非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	λ/Q (s/m ³)			約 3.0×10^{-6}
	D/Q (Gy/Bq)			約 1.2×10^{-19}
作業時	原子炉建屋漏えい (地上放出)			λ/Q (s/m ³)
	格納容器圧力逃がし装置排気 口 (建屋屋上放出)		λ/Q (s/m ³)	約 3.7×10^{-4}
			D/Q (Gy/Bq)	約 7.7×10^{-19}
	非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)		λ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}
			D/Q (Gy/Bq)	約 6.3×10^{-20}

表 6-3 評価に使用する相対濃度 (χ/Q) 及び相対線量 (D/Q) (3/3)

作業内容	放出箇所	χ/Q 及び D/Q	
		χ/Q (s/m^3)	D/Q (Gy/Bq)
水源補給準備作業【ポンプ設置等】 水源補給作業【補給監視】 燃料給油作業 (西側淡水貯水設備付近)	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 3.7×10^{-4}
		D/Q (Gy/Bq)	約 1.9×10^{-18}
	格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 1.9×10^{-4}
		D/Q (Gy/Bq)	約 6.6×10^{-19}
	非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m^3)	約 2.4×10^{-6}
		D/Q (Gy/Bq)	約 1.1×10^{-19}
水源補給準備作業【ホース施設等】 (代替淡水貯水槽付近)	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 8.3×10^{-4}
		D/Q (Gy/Bq)	約 3.3×10^{-18}
	格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 4.2×10^{-4}
		D/Q (Gy/Bq)	約 8.7×10^{-19}
	非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m^3)	約 3.0×10^{-6}
		D/Q (Gy/Bq)	約 1.2×10^{-19}

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R5

表 6-4 建屋内に流入した放射性物質による外部被ばく評価条件

項目	評価条件	選定理由
サブマージ ョンモデル (評価式)	$D = 6.2 \times 10^{-14} \cdot Q_{\gamma} \cdot \chi / Q \cdot E_{\gamma} \cdot (1 - e^{-\mu \cdot R}) \cdot 3600$ <p>D : 放射線量率 (Sv/h) Q_{γ} : 大気に放出された放射性物質放出率 (Bq/s) (0.5 MeV 換算値) E_{γ} : ガンマ線エネルギー (0.5 MeV/dis) μ : 空気に対するガンマ線エネルギー吸収係数 (3.9×10⁻³ /m) R : 作業エリア等の空間体積と等価な半球の半径 (m) $R = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot V_R}{2 \cdot \pi}}$ V_R : 作業エリア等の空間体積 (m³)</p>	—
作業場所等 の空間体積 (V _R)	<サプレッション・チェンバからのベントを行う場合> ・第一弁 操作場所 : 2200 m ³ 屋内移動アクセスルート : 2200 m ³ ・第二弁 操作場所 : 590 m ³ 屋内移動アクセスルート : 2200 m ³ <ドライウエルからのベントを行う場合> ・第一弁 屋外のため相対線量より評価 ・第二弁 操作場所 : 590 m ³ 屋内移動アクセスルート : 2200 m ³	アクセスルートとなる 建屋内の区画で最も線 量率が高くなる区画の 空間体積で設定 操作エリアは作業区画 の空間体積で設定
屋内作業場 所流入率の 考慮	考慮しない	保守的に外気濃度と同 一濃度とする。
第二弁操作 室の遮蔽及 び空気ポン ベ加圧考慮 (第二弁操 作場所)の み)	第二弁操作室の遮蔽厚 : 40 cm* (コンクリート) 空気ポンベによる加圧時間 : ベント実施から 3 時間	第二弁操作場所にベン ト後 3 時間滞在する。
許容差	評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許 容差 (-5 mm) を引いた値を適用	建築工事標準仕様書 J A S S 5N・同解説 (原 子力発電所施設におけ る鉄筋コンクリート工 事, 日本建築学会)に基 づき設定
コンクリー ト密度	2.00 g/cm ³	建築工事標準仕様書 J A S S 5N・同解説 (原 子力発電所施設におけ る鉄筋コンクリート工 事, 日本建築学会)を基 に算出した値を設定

注記 * : 格納容器圧力逃がし装置配管がある部分の遮蔽厚は 120 cm (コンクリート)

表 6-5 線量換算係数, 呼吸率等

項目	評価条件	選定理由
線量換算係数	成人実効線量換算係数を使用 (主な核種を以下に示す) I-131 : 2.0×10^{-8} Sv/Bq I-132 : 3.1×10^{-10} Sv/Bq I-133 : 4.0×10^{-9} Sv/Bq I-134 : 1.5×10^{-10} Sv/Bq I-135 : 9.2×10^{-10} Sv/Bq Cs-134 : 2.0×10^{-8} Sv/Bq Cs-136 : 2.8×10^{-9} Sv/Bq Cs-137 : 3.9×10^{-8} Sv/Bq 上記以外の核種は ICRP Pub. 71 等に基づく	ICRP Publication 71 に基づき設定
呼吸率	1.2 m ³ /h	成人活動時の呼吸率を設定
マスクの除染係数	D F 50	性能上期待できる値から設定
地表面への沈着速度	粒子状物質 : 0.5 cm/s 無機よう素 : 0.5 cm/s 有機よう素 : 1.7×10^{-3} cm/s	東海第二発電所の実気象から求めた沈着速度から保守的に設定

表 6-6 格納容器圧力逃がし装置配管からの直接ガンマ線

項 目		評価条件		選定理由
遮蔽厚さ*	第一弁 (サブプレッショ ン・チェンバ側)	作業場所	150 cm	ベント操作エリアにお ける原子炉建屋壁等を考 慮 (図 6-11～図 6-21 参照)
		移動ルート	90 cm	
	第一弁 (ドライウエル 側)	作業場所	60 cm	
		移動ルート	60 cm	
	第二弁	作業場所	120 cm	
		移動ルート	120 cm	
許容差		評価で考慮するコンクリート遮 蔽は、公称値からマイナス側許 容差 (-5 mm) を引いた値を適用		建築工事標準仕様書 J A S S 5N・同解説 (原子力 発電所施設における鉄筋 コンクリート工事, 日本 建築学会) に基づき設定
コンクリート密度		2.00 g/cm ³		建築工事標準仕様書 J A S S 5N・同解説 (原子力 発電所施設における鉄筋 コンクリート工事, 日本 建築学会) を基に算出 した値を設定
配管中心から 評価点までの 距離	第一弁 (サブプレッショ ン・チェンバ側)	作業場所	3.0 m	—
		移動ルート	10.9 m	
	第一弁 (ドライウエル 側)	作業場所	11.6 m	
		移動ルート	11.6 m	
	第二弁	作業場所	1.4 m	
		移動ルート	1.4 m	

注記 * : 遮蔽厚はコンクリート相当の厚さとする。

表 6-7 原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線

項 目	評価条件	選定理由
遮蔽厚さ	10 cm～220 cm	原子炉建屋外壁 (二次遮 蔽) の厚さを設定
原子炉建屋内線源強 度分布	原子炉建屋内に放出された放射性 物質が均一に分布	審査ガイドに示された とおり設定
原子炉建屋のモデル	原子炉建屋の幾何形状をモデル化	建屋外壁を遮蔽体とし て考慮
直接ガンマ線・スカイ シャインガンマ線評 価コード	直接ガンマ線評価 : Q A D - C G G P 2 R スカイシャインガンマ線評価 : A N I S N G 3 3 - G P 2 R	現行許認可 (添十) に同 じ

表 6-8 格納容器圧力逃がし装置からの直接ガンマ線

項目	評価条件	選定理由
スクラビング水補給 作業場所のフィルタ装 置遮蔽壁	130 cm	格納容器圧力逃がし装置格納槽遮蔽設計 値（10m Sv/h 以下）に基づき設定
格納容器圧力逃がし装 置格納槽のフィルタ装 置遮蔽壁	160 cm	格納容器圧力逃がし装置格納槽遮蔽設計 値（0.625 mSv/h 以下）に基づき設定
格納容器圧力逃がし装 置格納槽の配管遮蔽壁	140 cm	配管遮蔽設計値（0.625 mSv/h 以下）に 基づき設定
コンクリート密度	2.10 g/cm ³	新設遮蔽はコンクリート密度 2.10 g/cm ³ 以上で施工

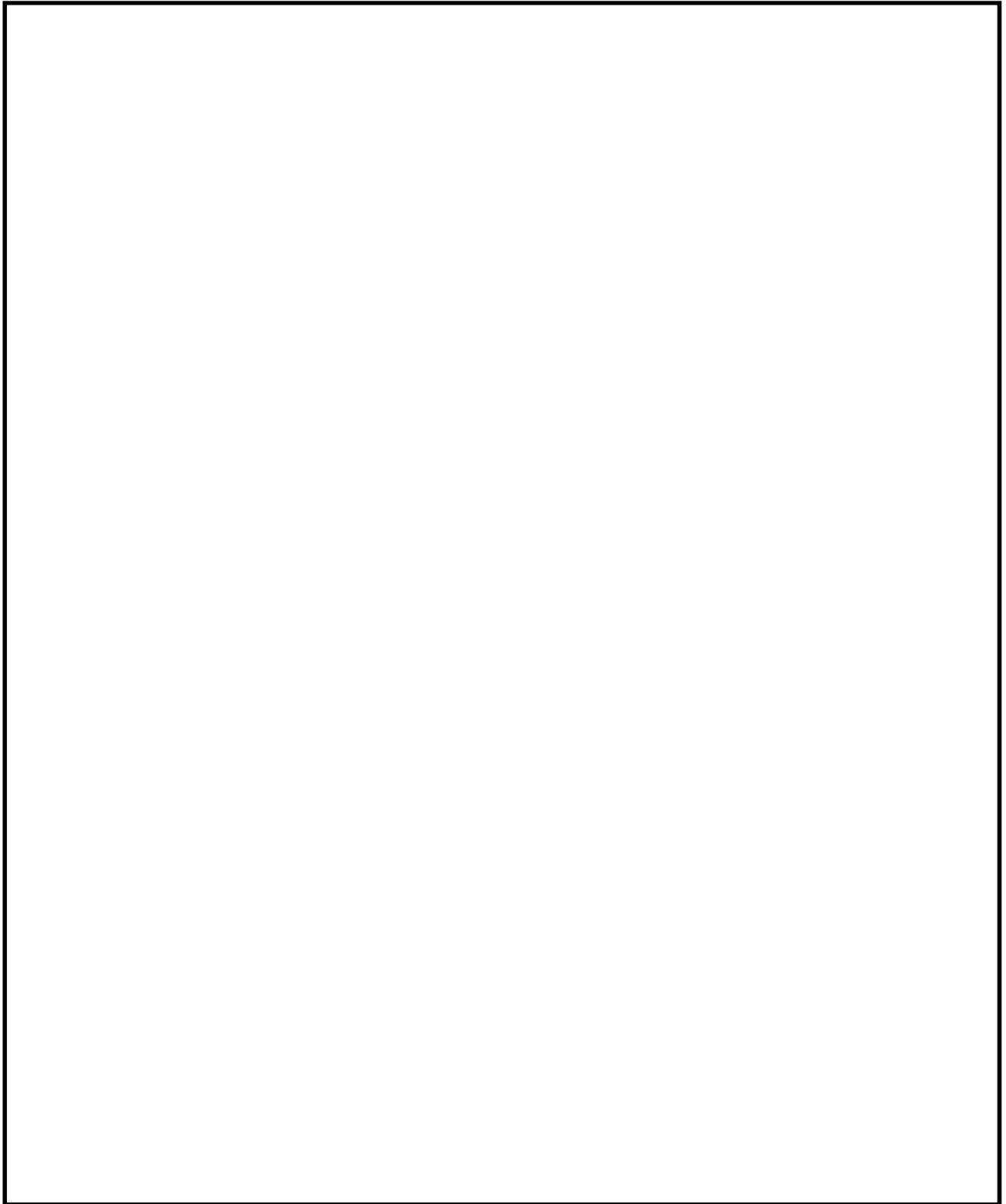


図6-11 第一弁（サブプレッション・チェンバ側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟3階及び原子炉建屋附属棟3階，4階）

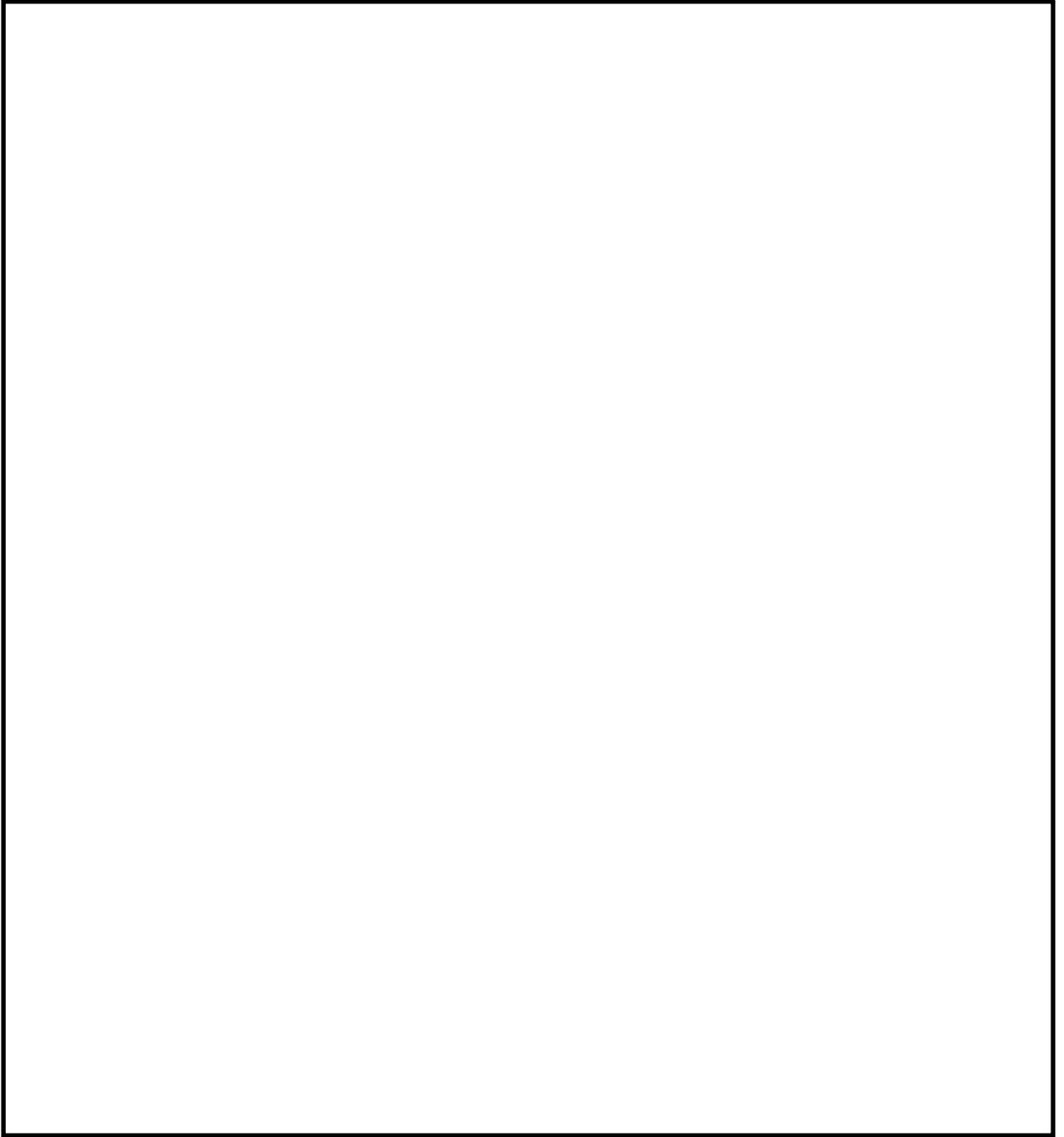


図6-12 第一弁（サプレッション・チェンバ側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟2階及び原子炉建屋附属棟2階）

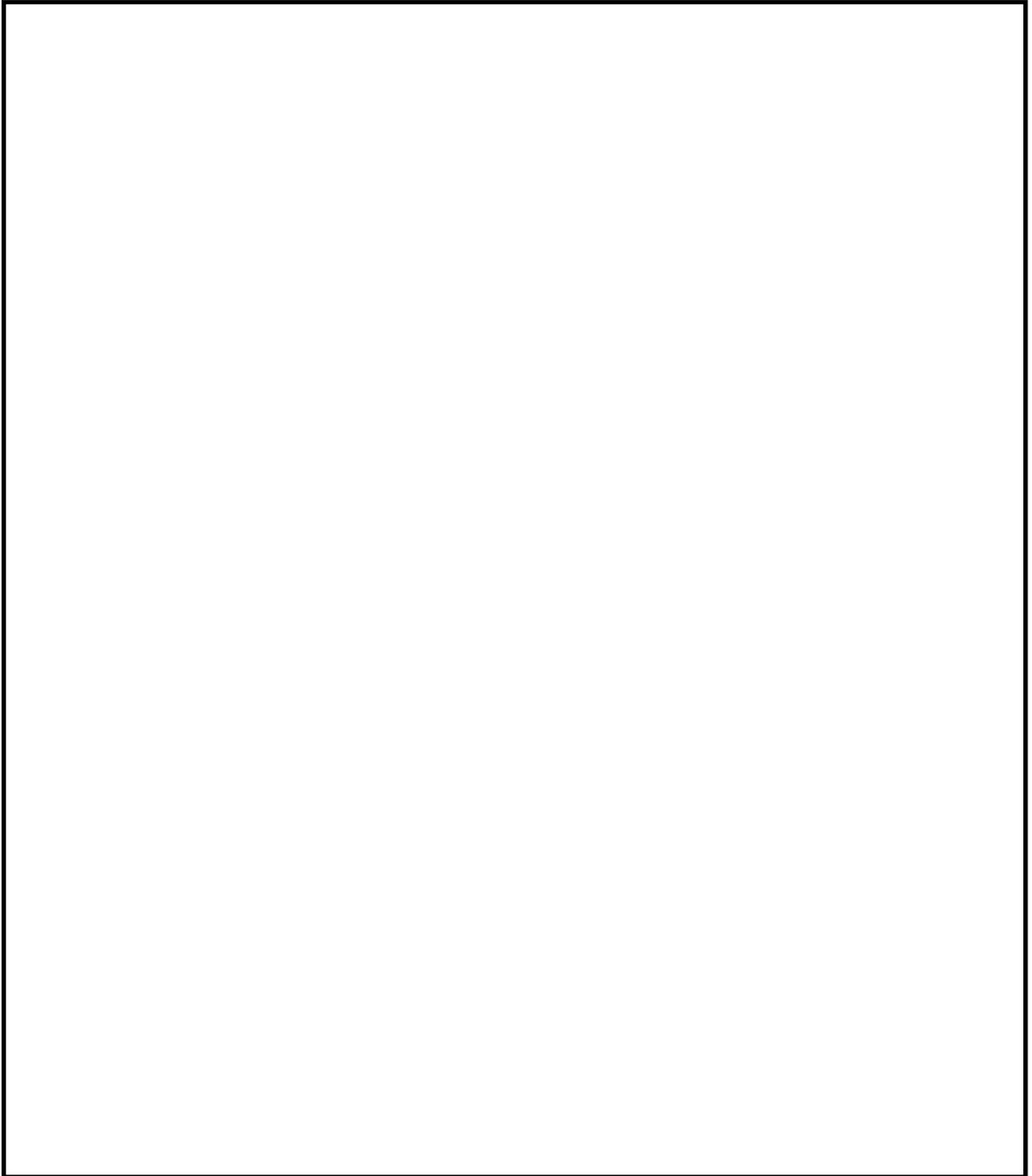


図6-13 第一弁（サプレッション・チェンバ側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟1階及び原子炉建屋附属棟1階）

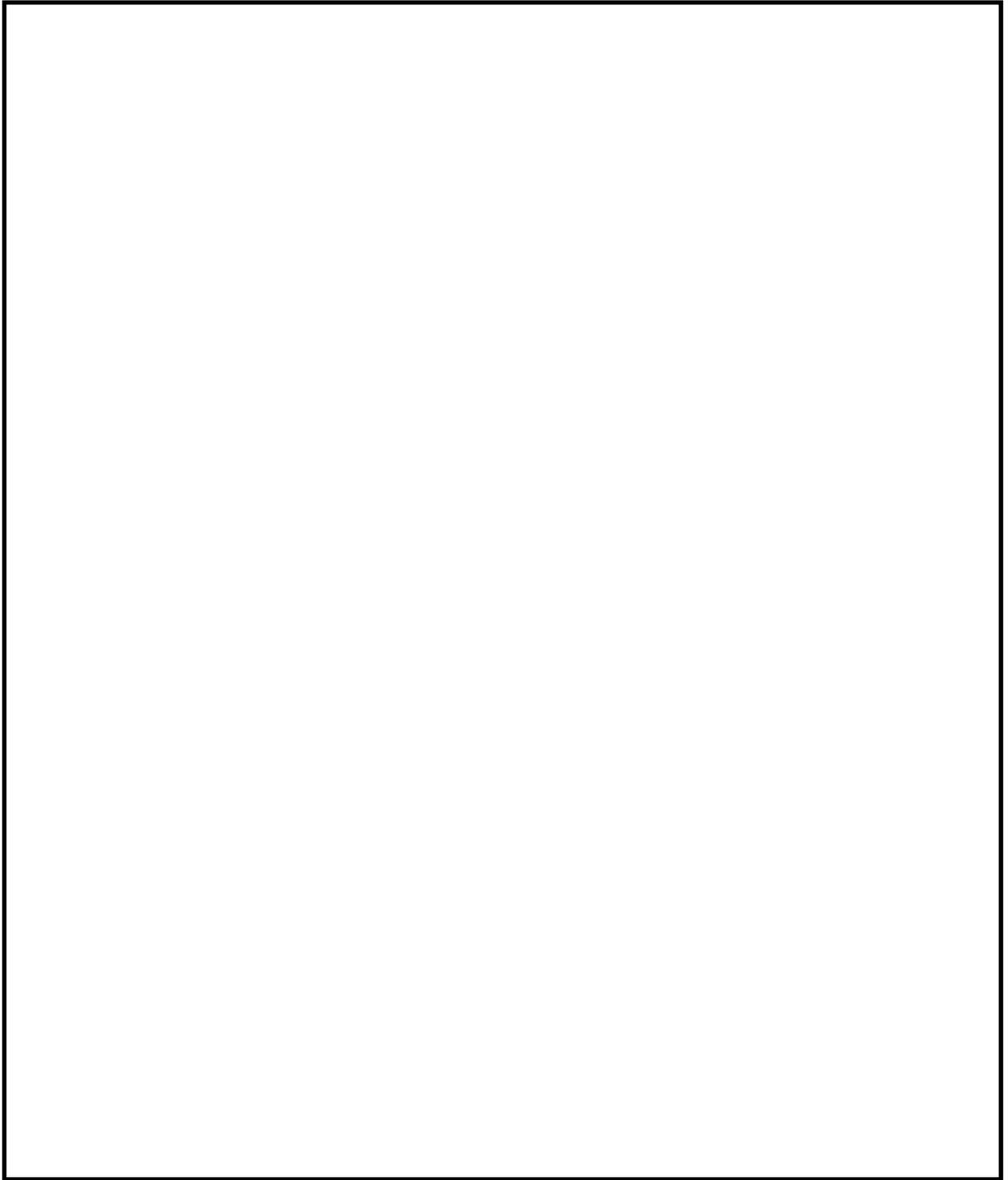


図6-14 第一弁（ドライウェル側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟3階及び原子炉建屋附属棟3階，4階）

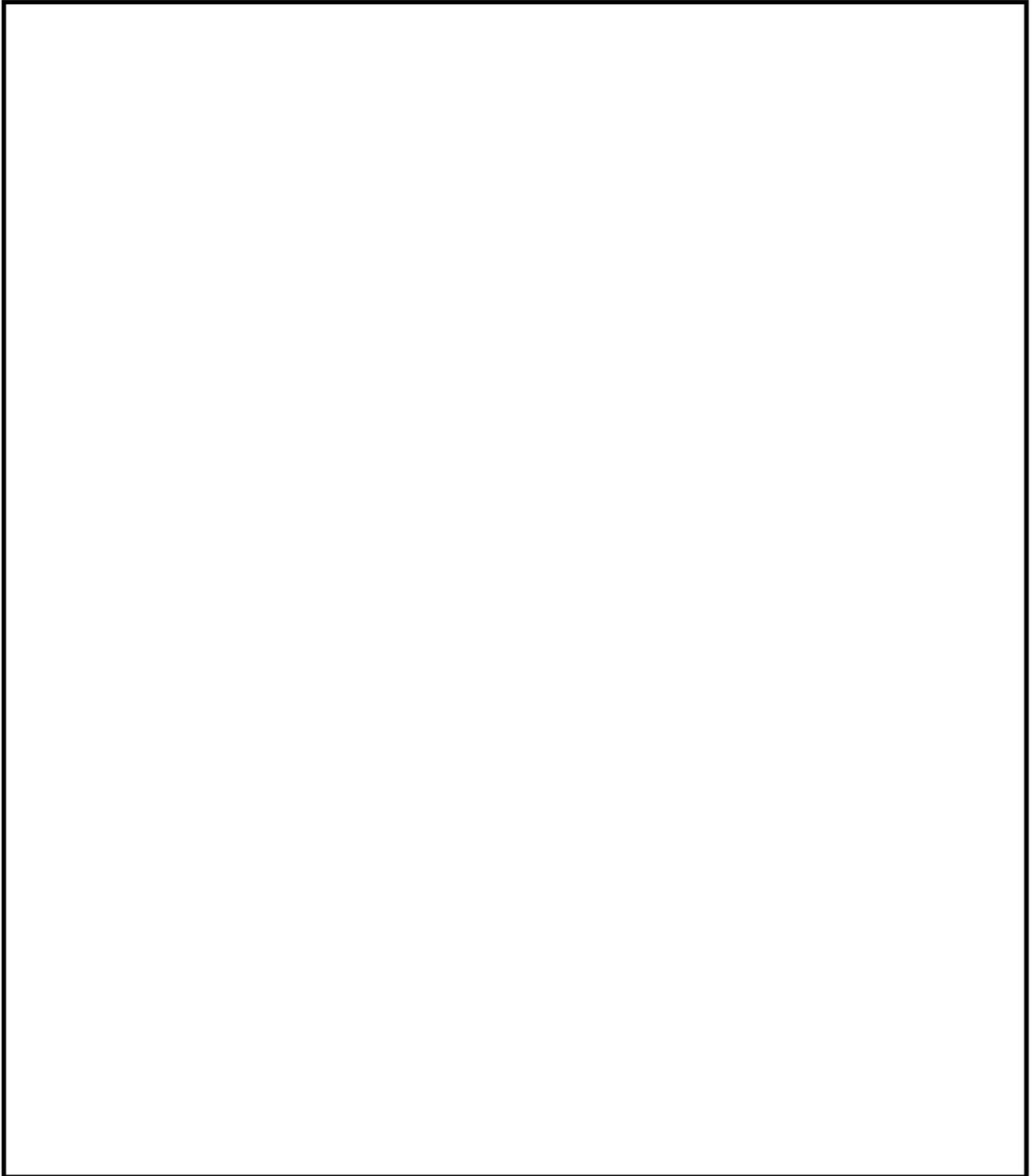


図6-15 第一弁（ドライウエル側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟2階及び原子炉建屋附属棟2階）

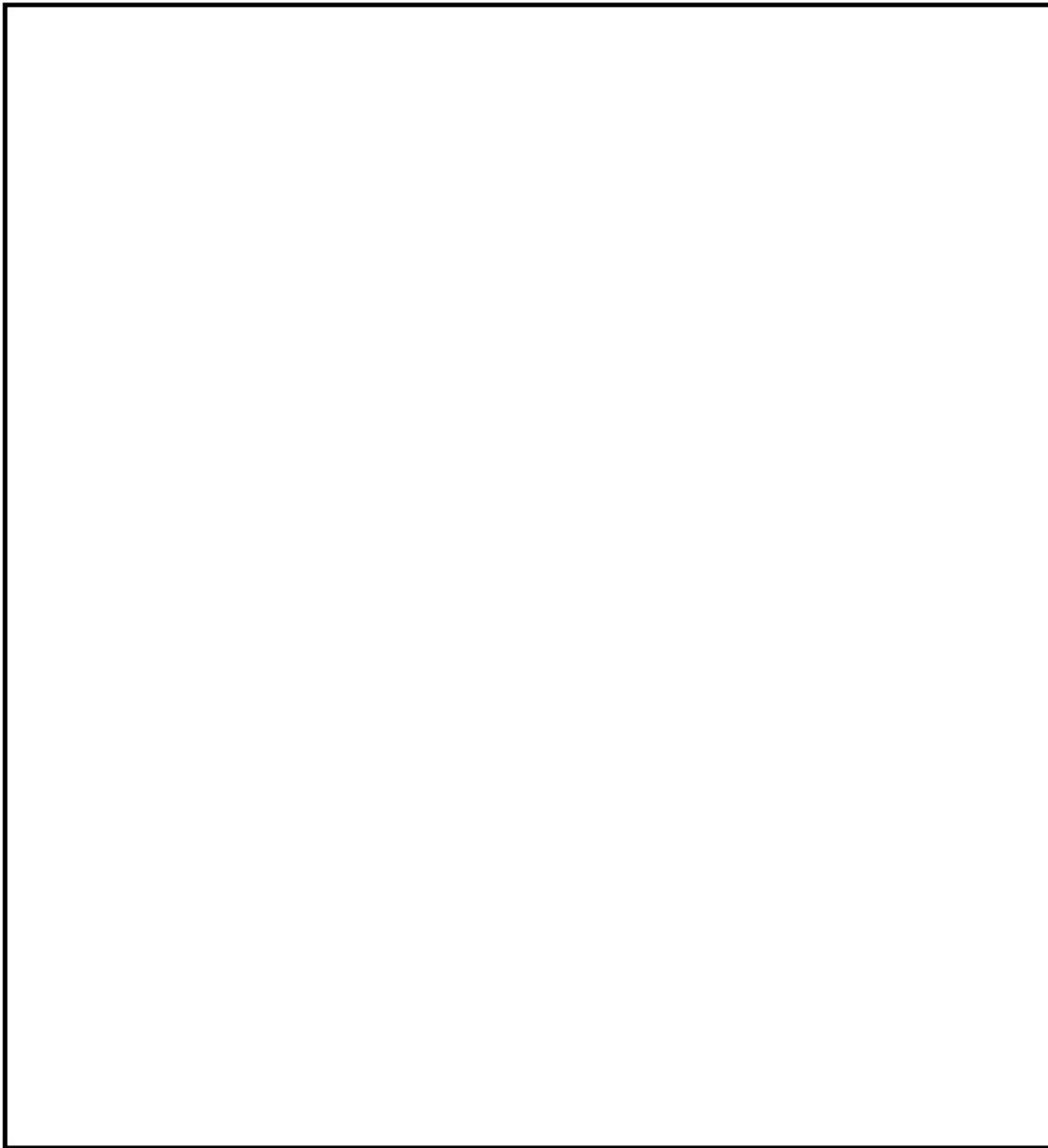


図6-16 第一弁（ドライウエル側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟1階及び原子炉建屋附属棟1階）

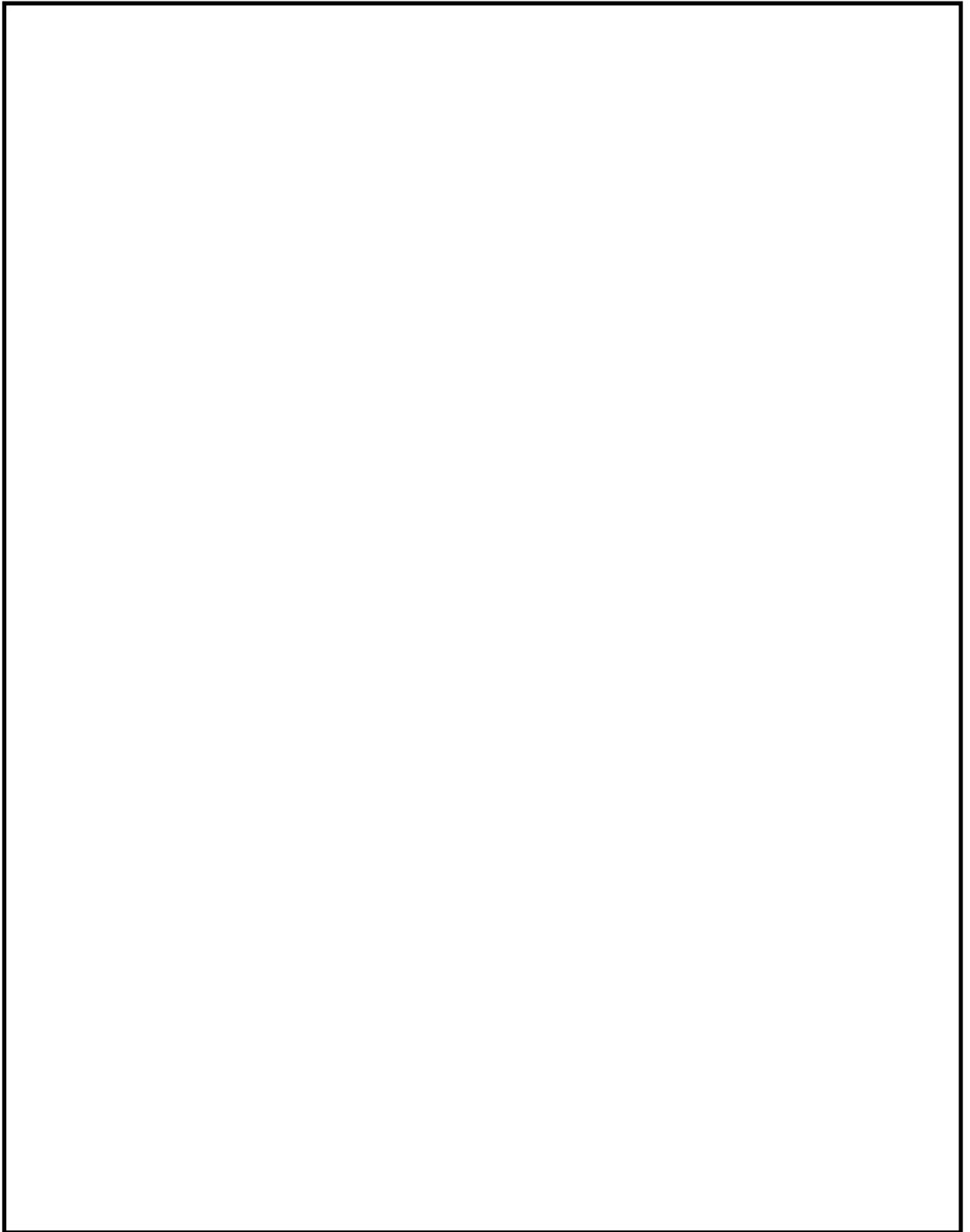


図6-17 第一弁（ドライウェル側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟4階及び原子炉建屋附属棟屋上）

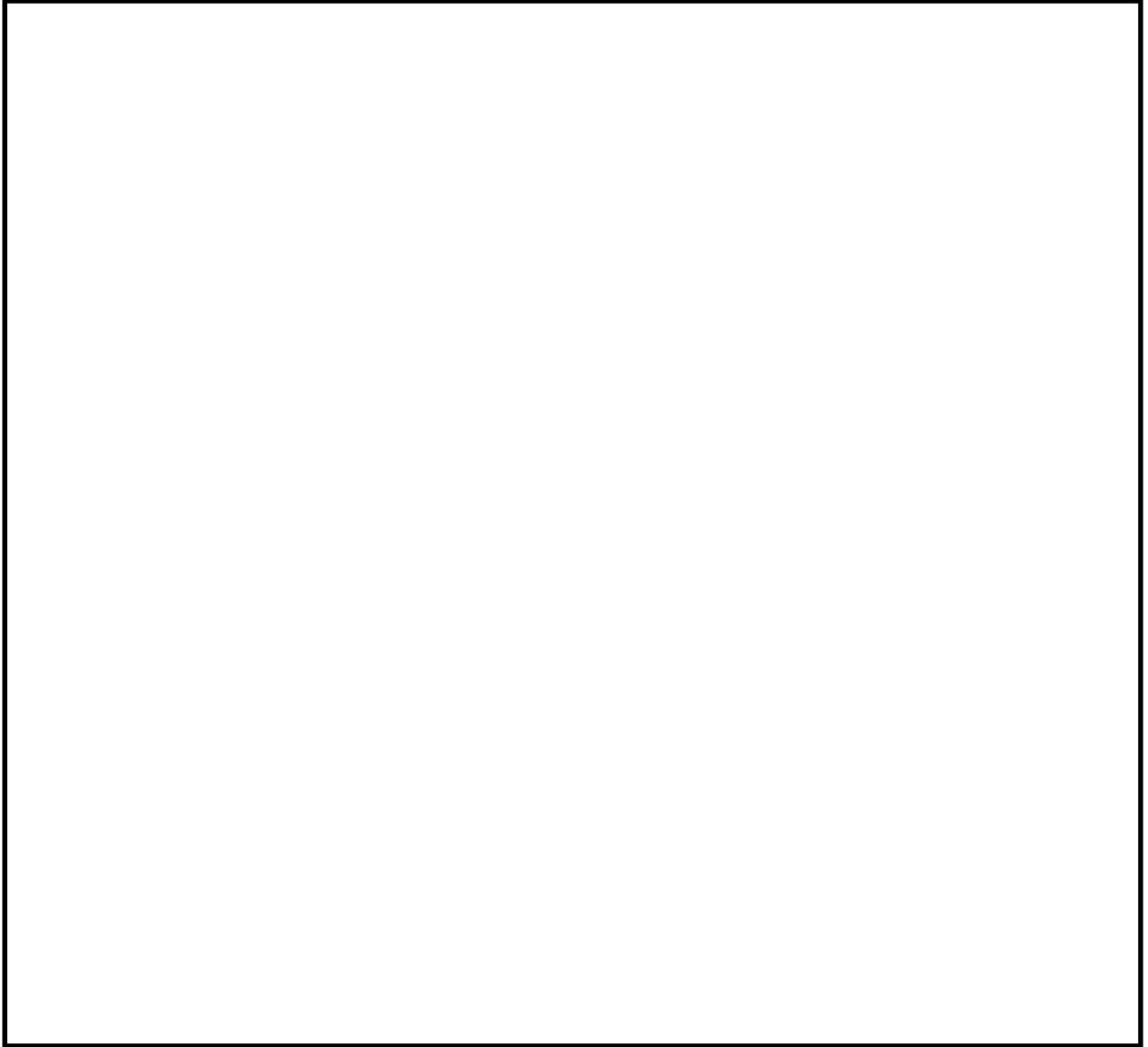


図6-18 屋外移動時のアクセスルート

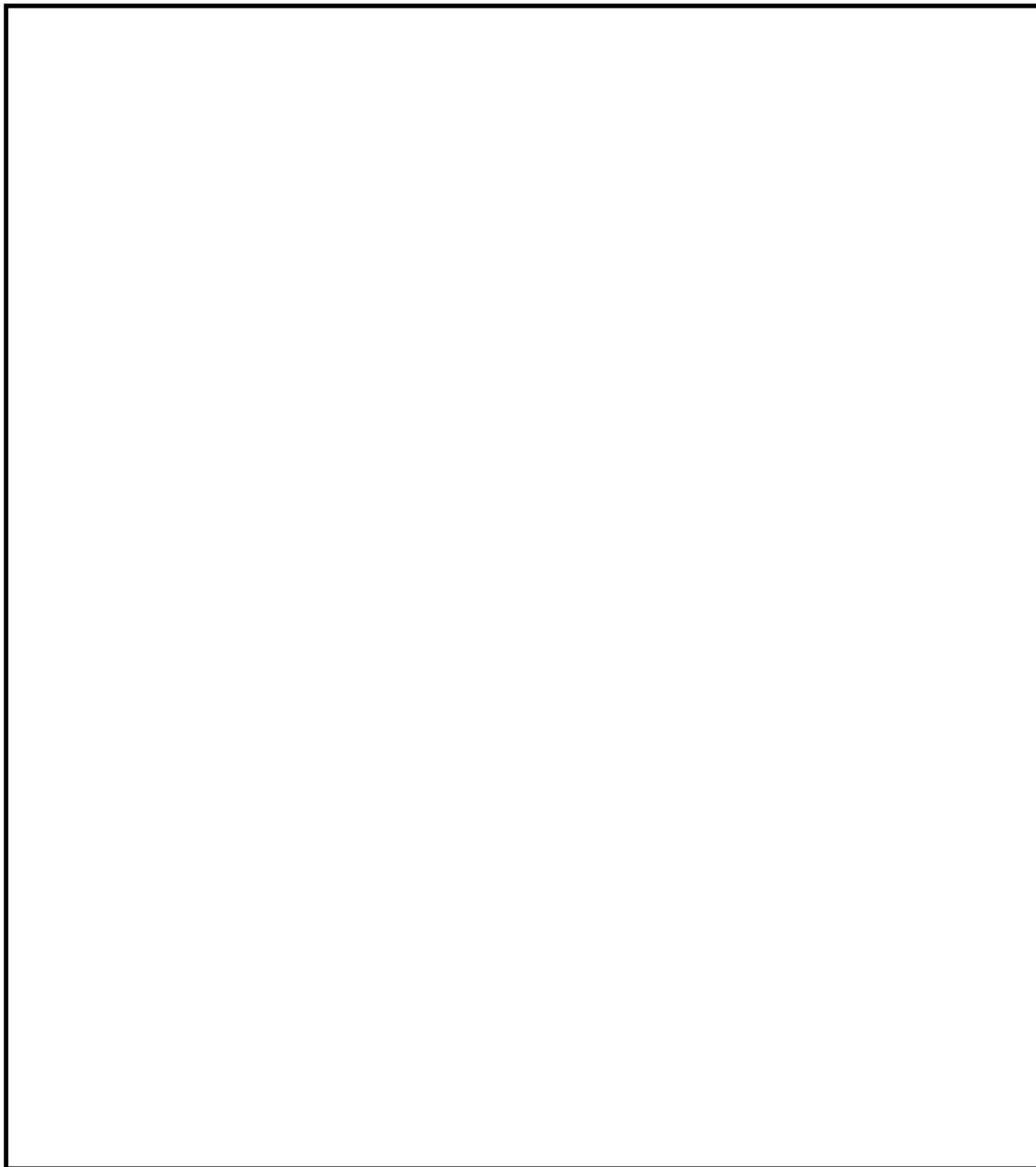


図6-19 第二弁操作場所及びアクセスルート
(原子炉建屋原子炉棟1階及び原子炉建屋附属棟1階)

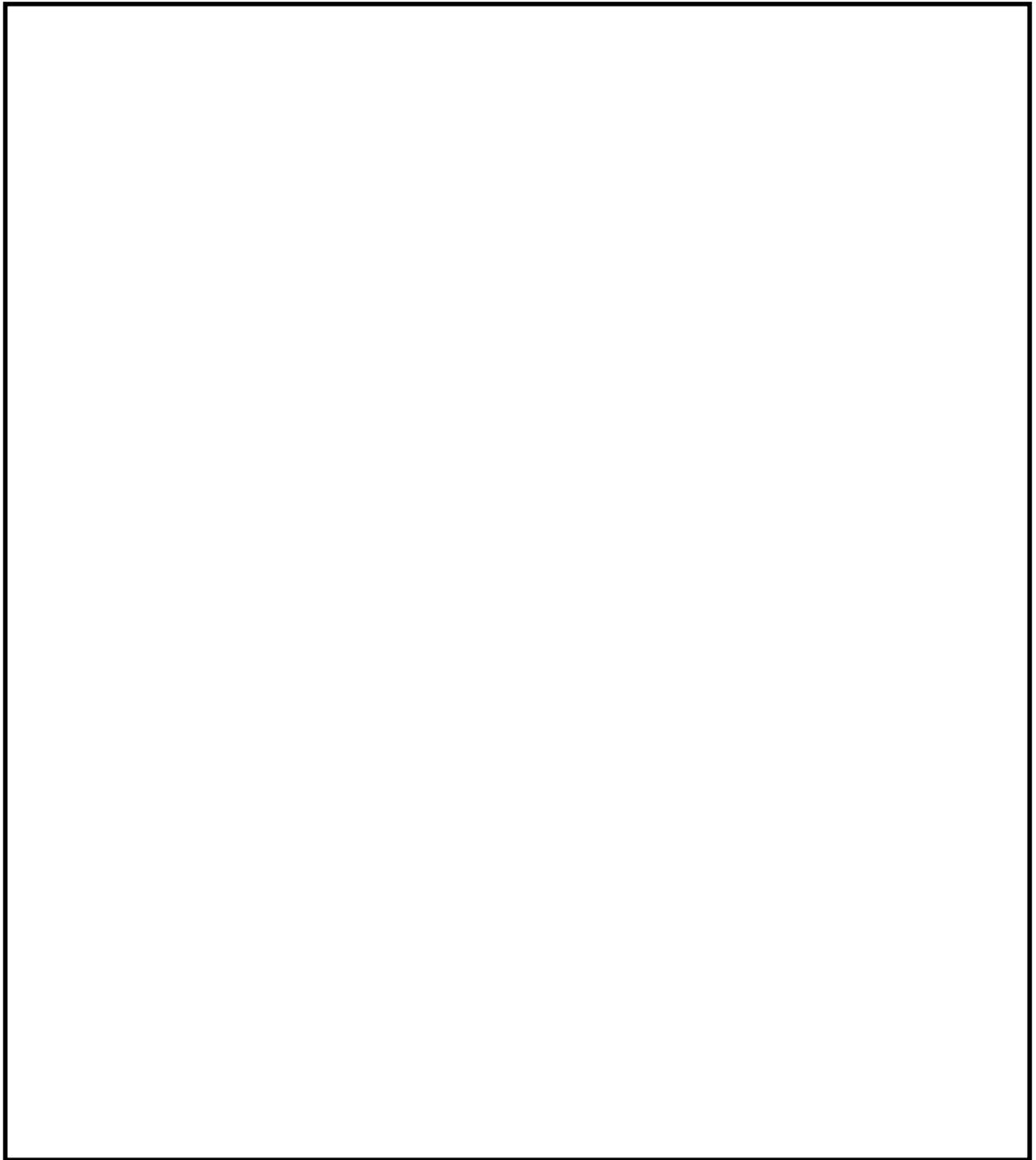


図6-20 第二弁操作場所及びアクセスルート
(原子炉建屋原子炉棟2階及び原子炉建屋附属棟2階)

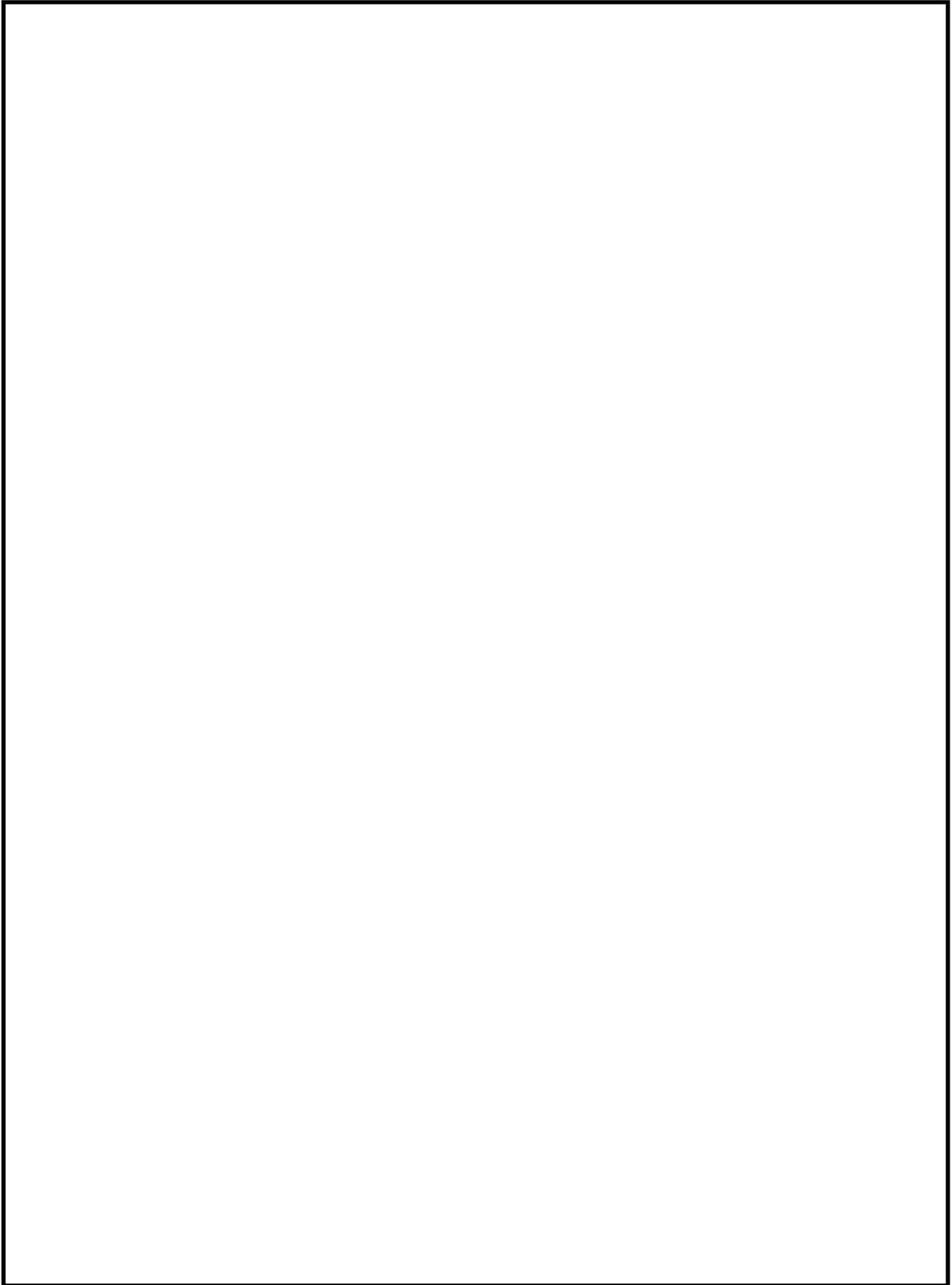


図6-21 第二弁操作場所及びアクセスルート
(原子炉建屋原子炉棟3階及び原子炉建屋附属棟3階)

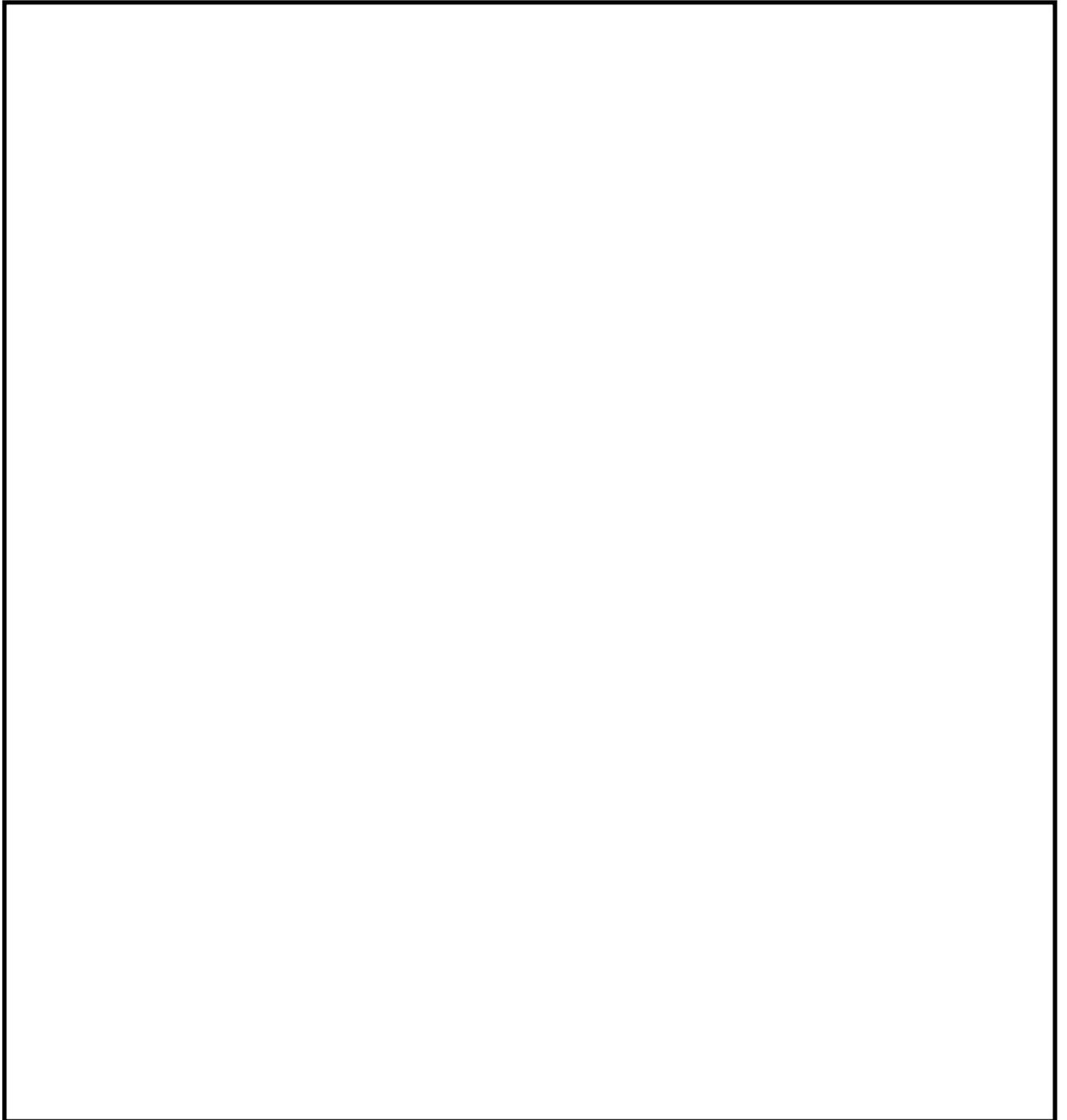


図 6-22 大気中に放出された放射性物質の濃度評価点

表 6-9 第一弁開操作に伴う移動時及び作業時の線量

(単位：mSv/h)

被ばく経路	第一弁（サブプレッション・チェーンバ側）開操作*1		第一弁（ドライウエル側）開操作*1				
	ベント操作時	屋内移動時 （中央制御室⇒ 作業場所）	屋外移動時 （作業場所⇒ 緊急時対策所）	ベント操作時	屋内／屋外移動 時（中央制御室 ⇒作業場所）	屋内／屋外移動 時（作業場所⇒ 付属棟入口）	屋外移動時 （付属棟入口⇒ 緊急時対策所）
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	約2.1×10 ⁰	約3.1×10 ⁰	約1.9×10 ⁰	約5.4×10 ⁰	約5.4×10 ⁰	約5.4×10 ⁰	約1.9×10 ⁰
大気中へ放出された 放射性物質による被ばく	外部被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される	約4.8×10 ⁻²	約2.6×10 ⁻²	約2.6×10 ⁻²	約2.6×10 ⁻²	約4.8×10 ⁻²
	内部被ばく		1.0×10 ⁻² 以下				
外気から作業場内へ流入 した放射性物質による被ばく	外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	大気中へ放出さ れた放射性物質 の影響に包絡さ れる	大気中へ放出され た放射性物質の 影響に包絡され る	大気中へ放出され た放射性物質の 影響に包絡され る	大気中へ放出され た放射性物質の 影響に包絡され る	大気中へ放出され た放射性物質の 影響に包絡され る
	内部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下					
ベント系配管内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく*2	約1.4×10 ⁻¹	1.0×10 ⁻² 以下	屋外移動のため 対象外*3	約4.6×10 ⁻¹	約4.6×10 ⁻¹	約4.6×10 ⁻¹	屋外移動のため 対象外*3
大気中へ放出され地表面に沈着した 放射性物質からのガンマ線による被ばく	約1.2×10 ¹	約1.2×10 ¹	約1.2×10 ¹	約1.1×10 ¹	約1.2×10 ¹	約1.2×10 ¹	約1.2×10 ¹
作業線量率	約1.4×10 ¹	約1.5×10 ¹	約1.4×10 ¹	約1.7×10 ¹	約1.8×10 ¹	約1.8×10 ¹	約1.4×10 ¹
作業時間及び移動時間	90分	35分（往路）	35分（復路）	90分	50分（往路）	15分（復路）	35分（復路）
作業員の実効線量（作業時及び移動時）	約2.1×10 ¹ mSv	約8.6×10 ⁰ mSv	約8.2×10 ⁰ mSv	約2.5×10 ¹ mSv	約1.5×10 ¹ mSv	約4.4×10 ⁰ mSv	約8.2×10 ⁰ mSv
作業員の実効線量（合計）	約5.2×10 ¹ mSv						

注記 *1：第一弁開操作はベント実施前に行う。

*2：第一弁開操作前は、第一弁までのベント系配管内に浮遊した放射性物質を考慮する。

*3：屋外移動時は、アクセスルートからベント系配管の距離が離れているため、評価対象外とする。

表 6-10 第二弁開操作に伴う移動時及び作業時の線量（サブレーション・チェンバからのベント操作の場合）

(単位：mSv/h)

被ばく経路	第二弁開操作時 (ベント実施時)			待機時	屋内移動時 (原子炉建屋入口台 作業場所)		屋外移動時 (緊急時対策所台 原子炉建屋入口)	
	ベント開始～ 1時間	1時間～ 2時間	2時間～ 3時間		ベント 実施前	ベント 実施後	ベント 実施前	ベント 実施後
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	約2.6×10 ⁰	約2.6×10 ⁰	約1.9×10 ⁰	約1.9×10 ⁰
大気中へ放出された放 射性物質による被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される			屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される				
	外部被ばく						約4.8×10 ⁻²	約1.1×10 ⁻¹
外気から作業場所内へ 流入した放射性物質 による被ばく	約4.7×10 ⁰	約5.2×10 ⁻²	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	約4.1×10 ⁻²	1.0×10 ⁻² 以下 屋外移動のため対象外*	
	内部被ばく	正圧化により流入なし			約2.7×10 ⁻²			
ベント系配管内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	約4.6×10 ⁻¹	約4.6×10 ⁻¹	約4.6×10 ⁻¹	約1.3×10 ⁻¹	約1.3×10 ⁻¹	約2.9×10 ⁻¹	屋外移動のため対象外*	
	約2.2×10 ⁻²	約2.2×10 ⁻²	約2.2×10 ⁻²	約2.3×10 ⁻²	約1.2×10 ⁻¹	約1.2×10 ⁻¹	約1.2×10 ⁻¹	約1.2×10 ⁻¹
大気中へ放出され地表面に沈着した 放射性物質からのガンマ線による被ばく	約5.2×10 ⁰	約5.3×10 ⁻¹	約4.8×10 ⁻¹	約1.7×10 ⁻¹	約1.4×10 ¹	約1.4×10 ¹	約1.4×10 ¹	約1.4×10 ¹
作業線量率	60分	60分	60分	140分	10分 (往路)	10分 (復路)	35分 (往路)	35分 (復路)
作業時間及び移動時間								
作業員の実効線量 (作業時及び移動時)	約5.2×10 ⁰ mSv	約5.3×10 ⁻¹ mSv	約4.8×10 ⁻¹ mSv	約4.0×10 ⁻¹ mSv	約2.4×10 ⁰ mSv	約2.4×10 ⁰ mSv	約8.2×10 ⁰ mSv	約8.2×10 ⁰ mSv
作業員の実効線量 (合計)	約2.8×10 ¹ mSv							

注記 *：屋外移動時は、アクセスルートからベント系配管の距離が離れているため、評価対象外とする。

表 6-11 第二弁開操作に伴う移動時及び作業時の線量（ドライウエルからのベント操作の場合）

(単位：mSv/h)

被ばく経路	第二弁開操作時 (ベント実施時)		待機時	屋内移動時 (原子炉建屋入口⇄ 作業場所)		屋外移動時 (緊急時対策所⇄ 原子炉建屋入口)	
	ベント開始～ 1時間	1時間～ 2時間		ベント 実施前	ベント 実施後	ベント 実施前	ベント 実施後
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	約2.6×10 ⁰	約2.6×10 ⁰	約1.9×10 ⁰	約1.9×10 ⁰
大気中へ放出された放 射性物質による被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される		屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される	約4.8×10 ⁻²		約1.5×10 ¹	
	外部被ばく	内部被ばく		1.0×10 ⁻² 以下		約1.3×10 ⁰	
外気から作業場所内へ 流入した放射性物質 による被ばく	約4.0×10 ⁰	約3.1×10 ⁻¹	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	屋外移動のため対象外*		
	正圧化により流入なし		1.0×10 ⁻² 以下	約1.3×10 ⁰			
ベント系配管内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	約5.1×10 ⁻¹	約5.1×10 ⁻¹	約3.1×10 ⁻²	約3.1×10 ⁻²	屋外移動のため対象外*		
	約2.9×10 ⁻²	約2.9×10 ⁻²	約2.3×10 ⁻²	約1.2×10 ¹	約1.2×10 ¹	約1.6×10 ¹	
作業線量率	約4.6×10 ⁰	約8.4×10 ⁻¹	約7.3×10 ⁻²	約1.4×10 ¹	約1.4×10 ¹	約3.5×10 ¹	
作業時間及び移動時間	60分	60分	140分	10分(往路)	10分(復路)	35分(復路)	
作業員の実効線量(作業時及び移動時)	約4.6×10 ⁰ mSv	約8.4×10 ⁻¹ mSv	約1.7×10 ⁻¹ mSv	約2.4×10 ⁰ mSv	約4.7×10 ⁰ mSv	約8.2×10 ⁰ mSv	約2.0×10 ¹ mSv
作業員の実効線量(合計)	約4.2×10 ¹ mSv						

注記 *：屋外移動時は、アクセスルートからベント系配管の距離が離れているため、評価対象外とする。

表 6-12 スクラビング水補給作業及び窒素供給作業における被ばく評価 (サブレーション・チェンバからのベント操作の場合)

(単位 : mSv/h)

被ばく経路	スクラビング水補給作業		窒素供給作業	
	補給作業時	屋外移動時	供給作業時	屋外移動時
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
大気中へ放出された 放射性物質よる被ばく	外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
	内部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
大気中へ放出され地表面に沈着した 放射性物質からのガンマ線による被ばく	約3.3×10 ⁰	約3.3×10 ⁰	約2.9×10 ⁰	約3.3×10 ⁰
格納容器圧力逃がし装置 フィルタ装置格納槽からの直接線	約1.0×10 ¹	約6.3×10 ⁻¹	約6.3×10 ⁻¹	約6.3×10 ⁻¹
作業線量率	約1.3×10 ¹	約3.9×10 ⁰	約3.6×10 ⁰	約3.9×10 ⁰

表 6-13 スクラビング水補給作業及び窒素供給作業における被ばく評価（ドライウエルからのベント操作の場合）

(単位：mSv/h)

被ばく経路	スクラビング水補給作業		窒素供給作業	
	補給作業時	屋外移動時	供給作業時	屋外移動時
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
	外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく	約4.5×10 ⁰	約4.5×10 ⁰	約4.0×10 ⁰	約4.5×10 ⁰
	格納容器圧力逃がし装置 フィルタ装置格納槽からの直接線	約1.0×10 ¹	約6.3×10 ⁻¹	約6.3×10 ⁻¹
作業線量率	約1.5×10 ¹	約5.1×10 ⁰	約4.6×10 ⁰	約5.1×10 ⁰

表 6-14 水源及び燃料の補給作業における被ばく評価

屋外作業	西側淡水貯水設備を水源とした可搬型代替注水中型ポンプによる代替淡水貯槽への補給準備・補給作業						燃料の給油準備・給油作業	
	補給準備作業			補給作業			給油準備作業	給油作業
	ポンプ設置等作業	ホース敷設等作業	補給準備作業	補給監視作業	補給監視作業			
線量評価点	西側淡水貯水設備付近	代替淡水貯槽付近	西側淡水貯水設備付近	西側淡水貯水設備付近	西側淡水貯水設備付近	西側淡水貯水設備付近	西側淡水貯水設備付近	西側淡水貯水設備付近
作業時間帯	格納容器ベント実施 3 時間後以降							
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 5.5×10^{-1}	約 1.9×10^0	約 5.5×10^{-1}	約 5.5×10^{-1}	約 5.5×10^{-1}	約 5.5×10^{-1}	約 5.5×10^{-1}	約 5.5×10^{-1}
	外部被ばく	約 1.1×10^{-1}	約 9.0×10^{-2}	約 9.0×10^{-2}	約 9.0×10^{-2}	約 9.0×10^{-2}	約 9.0×10^{-2}	約 9.0×10^{-2}
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	約 1.5×10^{-2}	約 2.7×10^{-2}	約 1.5×10^{-2}	約 1.5×10^{-2}	約 1.5×10^{-2}	約 1.5×10^{-2}	約 1.5×10^{-2}	約 1.5×10^{-2}
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく	約 5.3×10^0	約 1.2×10^1	約 5.3×10^0	約 5.3×10^0	約 5.3×10^0	約 5.3×10^0	約 5.3×10^0	約 5.3×10^0
格納容器圧力逃がし装置格納槽内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく ^{*2}	—	約 6.3×10^{-1}	—	—	—	—	—	—
線量率 (格納容器ベント実施 3 時間後)	約 6.0×10^0 mSv/h	約 1.5×10^1 mSv/h	約 6.0×10^0 mSv/h	約 6.0×10^0 mSv/h	約 6.0×10^0 mSv/h	約 6.0×10^0 mSv/h	約 6.0×10^0 mSv/h	約 6.0×10^0 mSv/h
作業時間 (移動時間含む)	75 分 (約 1.3 時間)	65 分 (約 1.1 時間)	20 分 (約 0.4 時間)	360 分 (6.0 時間) ^{*3}	90 分 (1.5 時間)	175 分 (25 分×7 回) (約 2.9 時間)	175 分 (25 分×7 回) (約 2.9 時間)	175 分 (25 分×7 回) (約 2.9 時間)
作業員の実効線量 (各作業時)	約 7.5×10^0	約 1.6×10^1	約 2.0×10^0	約 3.6×10^1	約 9.0×10^0	約 9.0×10^0	約 9.0×10^0	約 9.0×10^0
作業員の实効線量 (合計)	約 6.1×10^1 mSv							

注記 *1: マスクを考慮 (DF50) し評価する。

*2: 西側淡水貯水設備付近の作業は格納槽から距離が離れているため考慮しない。

*3: 代替淡水貯槽への補給時間は約 21 時間であるが、対応要員は 2 時間ごとに交代する (評価時間は対応要員のうち最も作業時間が長くなる 360 分とする。)

4. 引用文献

- (1) Regulatory Guide 1.195, “Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors” , May 2003
- (2) Standard Review Plan 6.5.2, “Containment Spray as a Fission Product Cleanup System” , December 2005
- (3) Standard Review Plan 6.5.5, “Pressure Suppression Pool as a Fission Product Cleanup System” , March 2007
- (4) NUREG-1465, “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” , 1995