

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-08-0370_改0
提出年月日	2021年 5月 11日

補足-370 工事計画に係る補足説明資料（原子炉格納施設）

2021年5月

東北電力株式会社

工事計画添付書類に係る補足説明資料

添付書類の記載内容を補足するための資料を以下に示す。

工認添付書類	補足説明資料
VI-1-8-1-別添 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健全性について	補足-370-1 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
VI-1-8-1-別添 2 原子炉格納容器フィルタベント系の設計	補足-370-2 原子炉格納容器フィルタベント系について
	補足-370-3 ベント実施に伴う作業等の作業員の被ばく評価について
VI-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	補足-370-4 原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する説明書に係る補足説明資料
VI-1-8-4 圧力低減設備その他の安全設備のポンプの有効吸込水頭に関する説明書	補足-370-5 圧力低減設備その他の安全設備のポンプの有効吸込水頭に関する補足説明資料

本資料のうち、枠囲みの内容は
商業機密の観点から公開できま
せん。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-08-0370-1_改0
提出年月日	2021年3月4日

補足-370-1 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健全性について

目次

1. 概要

- 別紙 1. シール機能維持に対する考え方について
- 別紙 2. 改良EPDM製シール材の適用性について
- 別紙 3. 改良EPDM製シール材における各試験について
- 別紙 4. 改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験について
- 別紙 5. 実機フランジ模擬試験の概要について
- 別紙 6. 改良EPDM製シール材における実機フランジ模擬試験結果の適用について
- 別紙 7. ドライウェル主フランジ等の開口量評価について
- 別紙 8. 経年劣化を考慮したシール機能について
- 別紙 9. 化学薬品や核分裂生成物のシール機能への影響について
- 別紙 10. シール材の運転環境（放射線量，温度）の考慮について
- 別紙 11. 黒鉛製シール材について
- 別紙 12. フランジ開口量評価の妥当性について（構造解析との関連性）
- 別紙 13. 原子炉格納容器の各シール部の開口裕度について
- 別紙 14. 所員用エアロック開口量評価に係る変形支点の変位の影響について
- 別紙 15. 原子炉格納容器隔離弁の重大事故等時環境における耐性確認試験の概要について
- 別紙 16. 重大事故等時におけるシール機能の追従性について
- 別紙 17. フランジ部の塑性変形の評価について
- 別紙 18. 200℃，2Pdの適用可能時間を過ぎてから用いる限界圧力，温度について
- 別紙 19. 原子炉格納容器貫通部リスト
- 別紙 20. 重大事故等時の動荷重について
- 別紙 21. 代替循環冷却系の健全性
- 別紙 22. 原子炉格納容器隔離弁のうち重大事故等時閉操作対象弁抽出フロー

1. 概要

本資料は、添付書類「VI-1-8-1 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「3.2.9 重大事故等時の動荷重」、「3.2.10 荷重の組合せ」、「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」に示す重大事故等時の限界温度、限界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詳細を示すものである。

シール機能維持に対する考え方について

原子炉格納容器のハッチ類，配管貫通部，電気配線貫通部及び原子炉格納容器隔離弁のシール部のシール機能は，ガスケット等の試験結果及び材料特性により判定基準を定め，200℃，2Pdの環境下においてシール機能が維持できることを確認している。シール機能維持の考え方を表1に示す。

表1 シール機能維持の考え方

対象箇所	判定基準	シール機能維持の考え方
<ul style="list-style-type: none"> ・ドライウェル主フランジ ・機器搬出入用ハッチ ・逃がし安全弁搬出入口 ・制御棒駆動機構搬出入口 ・所員用エアロック (扉のシール部) ・配管貫通部 (フランジ部) 	許容開口量以下	<p>開口量評価で得られた開口量*1が，ガスケットの試験結果*2に基づき設定した許容開口量（シール機能が維持できる開口量）以下であることを確認することにより，シール機能が維持できることを確認</p> <p>注記 *1：フランジ部の形状・寸法に基づき解析等により算出 *2：圧縮永久ひずみ試験結果及び実機フランジ模擬試験による漏えい試験結果</p>
<ul style="list-style-type: none"> ・電気配線貫通部 (モジュール) ・原子炉格納容器隔離弁 (原子炉格納容器調気系バタフライ弁) 	設計漏えい量以下	試験における漏えい量が設計漏えい量以下であることを確認することにより，シール機能が維持できることを確認
<ul style="list-style-type: none"> ・所員用エアロック (扉以外のシール部) ・原子炉格納容器隔離弁 (TIP電磁弁及びボール弁) 	200℃以上	圧力により開口が生じる部位ではないため，試験結果及び材料仕様によりシール材の高温環境下における耐性を確認することにより，シール機能が維持できることを確認

また，ハッチ類，電気配線貫通部（モジュール）及び原子炉格納容器隔離弁（原子炉格納容器調気系バタフライ弁）については，シール材の漏えい試験結果に基づき設定した判定基準を基にシール機能の維持を確認している。このことから，各漏えい試験において判定基準として設定した漏えい量より，判定基準を満たした場合に実機において想定される漏えい量を推定したところ，原子炉格納容器全体の設計漏えい率に比べても十分小さい値であり，シール機能は維持されると判断している。漏えい量の推定結果を表2に示す。

表2 判定基準を満たした場合に想定される漏えい量の推定結果

対象箇所	判定基準	判定基準を満たした場合に想定される漏えい量
<ul style="list-style-type: none"> ・ ドライウェル主フランジ ・ 機器搬出入用ハッチ ・ 逃がし安全弁搬出入口 ・ 制御棒駆動機構搬出入口 ・ 所員用エアロック (扉のシール部) ・ 配管貫通部 (フランジ部) 	許容開口量以下	<p>実機フランジ模擬試験において、開口量＝許容開口量となる状態を模擬したリーク試験を実施しており、本試験において判定基準として設定した漏えい量から原子炉格納容器ハッチ類の実機相当に換算した漏えい量は、原子炉格納容器設計漏えい率である0.5%/dayに比べ、十分に小さい値であることを確認している。</p> <p>○漏えい有無の判定基準 漏えい量：1cc/min以下</p> <p>○実機相当換算値 0.001%/day以下 (PCV空間容積に対する割合)</p>
<ul style="list-style-type: none"> ・ 電気配線貫通部 (モジュール) ・ 原子炉格納容器隔離弁 (原子炉格納容器調気系バタフライ弁) 	設計漏えい量以下	<p>試験における判定基準として設定した漏えい量から電気配線貫通部（モジュール）及び原子炉格納容器隔離弁（原子炉格納容器調気系バタフライ弁）の実機相当に換算した漏えい量は、原子炉格納容器設計漏えい率である0.5%/dayに比べ、十分に小さい値であることを確認している。</p> <p><電気配線貫通部（モジュール）> ○漏えい有無の判定基準（設計漏えい量） 1×10⁻² Std. cc/sec以下</p> <p>○実機相当換算値 1×10⁻⁵ %/day以下 (PCV空間容積に対する割合)</p> <p><原子炉格納容器隔離弁（原子炉格納容器調気系バタフライ弁）> ○漏えい有無の判定基準（設計漏えい量） 240cc/min以下/600A</p> <p>○実機相当換算値 0.003%/day以下 (PCV空間容積に対する割合)</p>
<ul style="list-style-type: none"> ・ 所員用エアロック (扉以外のシール部) ・ 原子炉格納容器隔離弁 (TIP電磁弁及びボール弁) 	200℃以上	<p>圧力により開口が生じる部位でなく、また、高温環境下での耐性を確認していることから原子炉格納容器内の200℃の環境条件であってもシール機能に影響を及ぼすものでない。</p>

改良 EPDM 製シール材の適用性について

女川原子力発電所第 2 号機では、改良 EPDM 製シール材として [] を採用する計画である。

改良 EPDM 製シール材の開発経緯を以下に示す。

- ・ 従来、原子炉格納容器のシール材（ガスケット）として使用していたシリコンゴムは、使用温度範囲が -60°C ～ 200°C であり、従来の EPDM 製シール材の使用温度範囲 -50°C ～ 150°C よりも耐熱性は若干高いものの、既往の試験結果から高温蒸気環境での劣化が確認されていた。
- ・ 従来の EPDM 製シール材はシリコンゴムに比較して高温蒸気に強い材料であったが、更なる耐熱性向上を目的に材料の改良を進め、改良 EPDM 製シール材を開発した。

改良 EPDM 製シール材については、ガスケットメーカーにおいて、耐熱性、耐高温蒸気性及び耐放射線性の確認を目的に、重大事故等時環境を考慮した条件（放射線量 [] kGy を照射した上で 200°C の蒸気環境にて 168 時間）にて圧縮永久ひずみ試験が実施されており、耐性が確認されている。

女川原子力発電所第 2 号機で採用予定の改良 EPDM 製シール材 [] については、ガスケットメーカーで実施された試験と同様に圧縮永久ひずみ試験を実施するとともに、重大事故等時の温度及び放射線による劣化特性がシール機能に影響を及ぼすものでないことを実機フランジ模擬試験にて確認している。

また、改良 EPDM 製シール材は、従来の EPDM 製シール材と同様、ガスケットメーカーにて材料や特長に応じ定めている型番品 [] として管理されているものであり、当該品を特定可能であることから、メーカー型番を指定することにより今回シール機能が確認されたものを確実に調達することが可能である。

なお、今後の技術開発により、より高い信頼性があるシール材が開発された場合は、今回と同様に圧縮永久ひずみ試験等を実施し、重大事故等時環境におけるシール機能評価を行うことで、実機フランジへの適用性について確認する。

改良 EPDM 製シール材における各試験について

改良 EPDM 製シール材の適用にあたり、「改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験」及び「実機フランジ模擬試験」の 2 種類の試験を実施している。本資料では、各試験の位置付けを明確化するとともに、「実機フランジ模擬試験」の試験条件が重大事故等時環境を適切に模擬できているかを確認するため「高温曝露の方法」及び「放射線試験の方法」について適切性を確認した。

1. 各試験の位置付けについて

1.1 改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験

フランジ部からの漏えいの発生を防止するため、フランジ面にはシール材がセットされている。フランジはフランジボルトを締め付けることによりシール材を圧縮し、シール機能を発揮する構造となっている。

このため、フランジ部からの漏えいは「内部圧力の上昇によりフランジ部が開口すること」に加え「その開口量がシール材の復元量を超える」場合に生じる。したがって、シール材の耐漏えい性能を確認するためには、シール材がセットされるフランジが「圧力上昇によりどの程度開口するのか」を評価し、その開口量に対して熱等により劣化した「シール材の復元量」を確認することが必要となる。フランジ部の開口量評価と圧縮永久ひずみ試験の位置付けを表 1 に示す。

表 1 フランジ部の開口量評価と圧縮永久ひずみ試験の位置付け

フランジ部からの漏えい要因	確認事項	試験及び評価の位置付け
圧力の上昇によりフランジ部が開口することによる漏えい	フランジ部の圧力上昇による開口量	解析による開口量評価
開口量がシール材の復元特性を超えることによる漏えい	熱等により劣化したシール材の復元量	圧縮永久ひずみ試験によるシール材の復元量評価

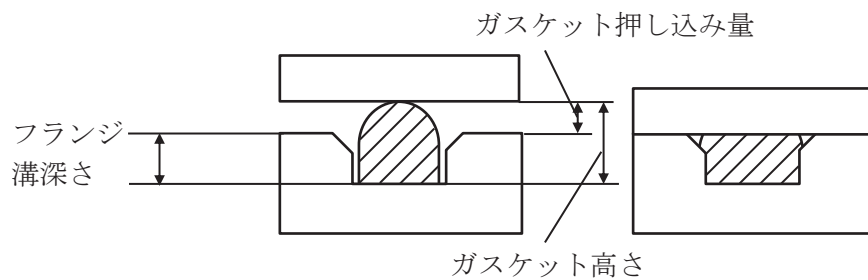
圧縮永久ひずみ試験で得られるひずみ率がフランジ構造によらず、一様に適用できる理由を整理する。

- ・原子炉格納容器の限界温度、圧力である 200°C、2Pd で評価しているため、圧力上昇による影響は、フランジ構造によらず同等である。
- ・本試験は、フランジ構造に関わらず、圧縮状態で使用される静的シール部におけるシール材単体の劣化度（ひずみ率）から復元量を確認するものであることから、フランジ構造の違いはフランジ構造の解析による開口量計算において評価している。
- ・本試験におけるシール材試験片の圧縮率は、%としており、改良 EPDM 製シール材を適用するフランジのガスケットの圧縮率とほぼ同等である（表 2）。

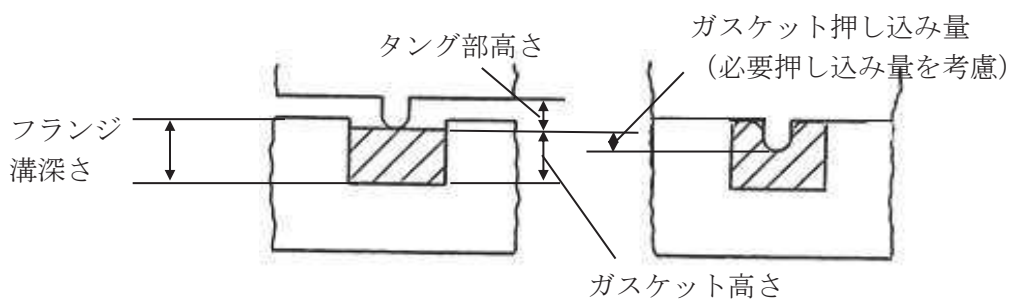
よって、女川原子力発電所第 2 号機原子炉格納容器の限界温度、圧力の評価では、フランジ部の開口量と圧縮永久ひずみ試験結果を用いることでシール部の健全性を評価できる。

表2 改良 EPDM 製ガスケットの圧縮率

設備名	フランジ溝 深さ	ガスケット 高さ	タング部 高さ	ガスケット 押し込み量	圧縮率
ドライウェル 主フランジ					
機器搬出入用ハッチ					
逃がし安全弁 搬出入口					
制御棒駆動機構 搬出入口					
所員用エアロック					
サプレッション チェンバ出入口					



<甲丸型ガスケット押し込み量>



<タング&グループ型ガスケット押し込み量>

- 甲丸型ガスケット押し込み量 = ガスケット高さ - フランジ溝深さ
- タング&グループ型ガスケット押し込み量 = (ガスケット高さ + タング部高さ) - フランジ溝深さ - 必要押し込み量 (mm)
- 圧縮率 = (ガスケット押し込み量 / ガスケット高さ) × 100%

1.2 実機フランジ模擬試験

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

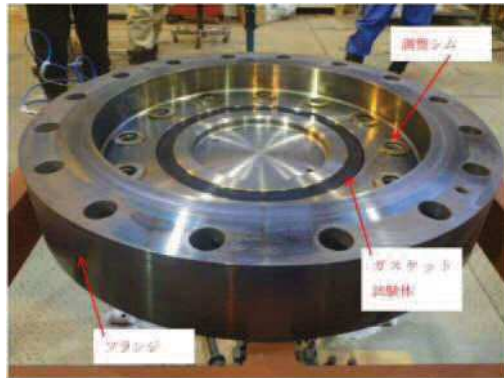
実機フランジ模擬試験は、圧縮永久ひずみ試験の結果を用いた開口量評価の中で最も厳しい状態を再現する試験をすることで、開口量評価の妥当性を確認するために実施している。

(表3)

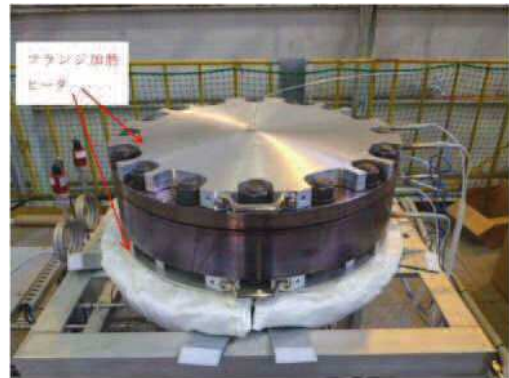
表3 実機フランジ模擬試験の位置付け

開口量評価における未確認事項	確認事項	実機フランジ模擬試験の位置付け
実機フランジガスケット溝にガスケットをセットした状態における内圧や熱膨張によりシール材が変形した状態における気密性	内圧，熱膨張でシール材がガスケット溝内で変形した状態で気密性を有すること	ガスケット溝内でのシール材の変形を考慮するため，実機フランジを模擬した試験装置*により気密性を有していることを確認
ガスケットの押し込み量が0mmで接している状態（開口量＝許容開口量）における気密性	ガスケットの押し込み量が0mmで接している状態で気密性を有すること	ガスケットの押し込み量が0mmで接している状態で試験を実施することにより気密性を有していることを確認

注記 *：試験装置の断面形状は実機と同形状であり，ガスケット及び溝寸法は幅・高さともに実機と同等，中心径のみ縮小した試験装置（図1）



試験装置外観（フランジ開放時）



試験装置外観（フランジ密閉時）

図1 試験装置外観写真

実機フランジ模擬試験で得られた結果がフランジ構造によらず、一様に適用できる理由を整理する。

- ・原子炉格納容器の限界温度、圧力である 200°C、2Pd で評価しているため、内圧上昇による影響は、フランジ構造によらず同等である。
- ・内圧上昇後にフランジが開口した状態を想定し、ガスケットの復元量とフランジの開口量が等しい状態（押し込み量が 0mm で接している状態）でのシール性を確認しているものであり、フランジ構造による開口の違いはフランジ部の解析による開口量計算において評価している。

実機フランジ模擬試験によって、ガスケットの押し込み量が 0mm で接している状態を再現しており、圧縮永久ひずみ試験の結果を用いた開口量評価において、最も厳しい状態である。よって、女川原子力発電所第2号機原子炉格納容器の限界温度、圧力の評価では、フランジ部の解析による開口量評価において、開口量が許容開口量以内であることを確認することで、シール部の健全性を評価できる。

2. 実機フランジ模擬試験の高温曝露の方法について

改良 EPDM 製シール材の劣化は、一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、実機フランジ模擬試験では蒸気ではなく高温空気（乾熱）で曝露し、重大事故等時環境より保守的な条件で試験を実施している。また、温度については原子炉格納容器限界温度 200℃が 7 日間継続する条件であり、重大事故等時環境よりも厳しい条件で曝露しており、それに加え、さらに余裕をみた 250℃、300℃をそれぞれ定める期間を一定温度で高温に曝露した試験を実施している。

よって、本試験は高温曝露時に、蒸気環境よりも厳しい乾熱曝露、重大事故等時環境よりも保守的な温度条件により、重大事故等時環境を適切に模擬できていると考える。

3. 実機フランジ模擬試験の放射線照射の方法について

放射線照射量については、重大事故等時条件を模擬するために、有効性評価（大 LOCA+ECCS 機能喪失+SB0）におけるフランジガスケット部の重大事故等発生後 7 日間の累積放射線量の目安である kGy を用いて試験している。

また、放射線照射と高温曝露の順序について「原子力発電所のケーブル経年劣化評価ガイド」に事故時環境評価試験の試験実施方法として放射線照射をした後に定められた温度条件下に曝露することが定められていることから、この考え方を参考にし、放射線照射後に高温曝露を行う順序で試験を実施している。

改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験について

改良EPDM製シール材の重大事故等時環境における劣化特性を確認するために、J I S K 6 2 6 2 「加硫ゴム及び熱可塑性ゴム－常温，高温及び低温における圧縮永久ひずみの求め方」に準じた圧縮永久ひずみ試験を実施した。

試験装置を図1に示す。試験片として，あらかじめγ線照射したシール材を用いている。放射線量は，重大事故等時条件を模擬するために，フランジガスケット部の重大事故等発生後7日間の累積放射線量の目安である kGyを用いて実施している。試験は，試験片を圧縮板ではさみ，ボルトを締め付けることにより圧縮させる。

試験片の圧縮量はスペーサの厚さで調整している。

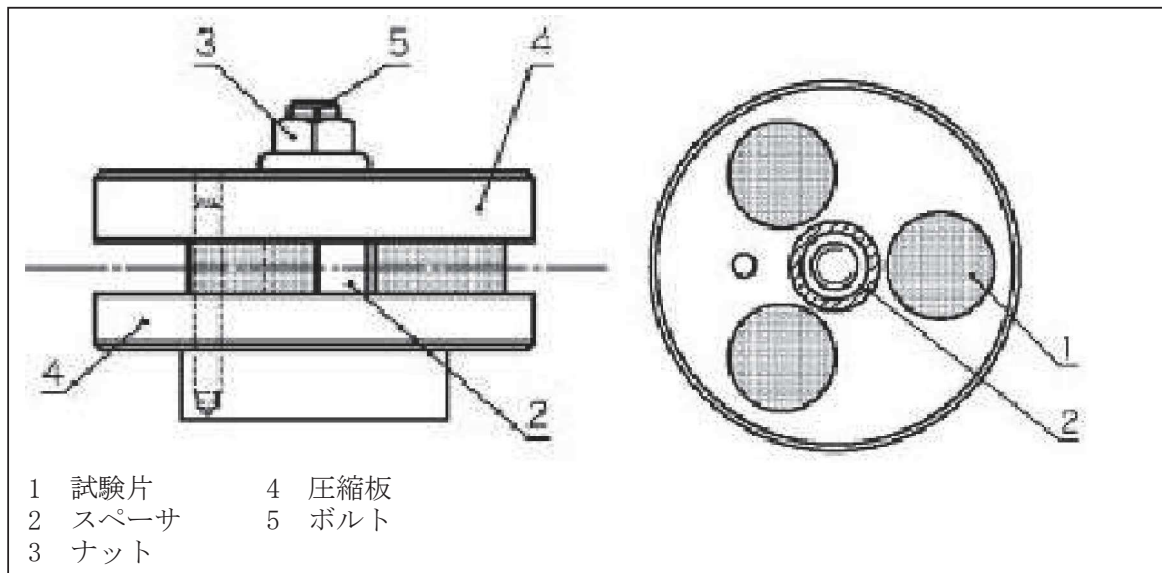


図1 圧縮永久ひずみ試験装置

試験では、加圧試験容器を用いて高温蒸気で曝露し、試験温度は、原子炉格納容器限界温度である200℃、試験期間は7日間（168時間）とし、一定温度で高温曝露している。

圧縮永久ひずみ率は、試験片の初期厚さと試験後の試験片厚さを測定し、次の式（1）により算出する。各試験片の中心を0.01mmの単位まで厚さ測定し、3個の試験片で得られた値の平均値を算出する。圧縮永久ひずみの算出概念図を図2に示す。

$$Cs = \frac{t_0 - t_1}{t_0 - t_2} \times 100 \quad \dots \dots \dots (1)$$

Cs : 圧縮永久ひずみ率
 t₀ : 試験片の初期厚さ
 t₁ : 試験後の試験片厚さ
 t₂ : スペーサ厚さ

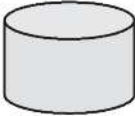

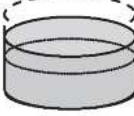
初期状態	試験状態	圧縮開放
		
厚さ t ₀	厚さ t ₂ (<input type="text"/> % 圧縮)	厚さ t ₁ $Cs = \frac{(t_0 - t_1)}{(t_0 - t_2)} \times 100$

図2 圧縮永久ひずみの算出概念図

圧縮永久ひずみ試験の結果を表1に示す。

表1 圧縮永久ひずみ試験*1結果

試験体	試験温度	放射線照射量	試験雰囲気	試験時間	圧縮永久ひずみ率*2 (%)	
					各試験片	平均
改良EPDM製シール材 <input type="text"/>	200℃	<input type="text"/> kGy	蒸気	168時間	<input type="text"/>	<input type="text"/>

注記*1: J I S K 6 2 6 2 に従い実施

*2: 試料を圧縮し完全に元の状態に戻った場合を0%, 全く戻らずに完全に圧縮された状態を100%とする

実機フランジ模擬試験の概要について

改良EPDM製シール材のシール機能の性能確認として、実機フランジの形状を模擬した試験装置を用いて、実機条件に近い状態でのシール機能の健全性確認を行った。

試験フローを図1に示し、試験の概要を以下に示す。

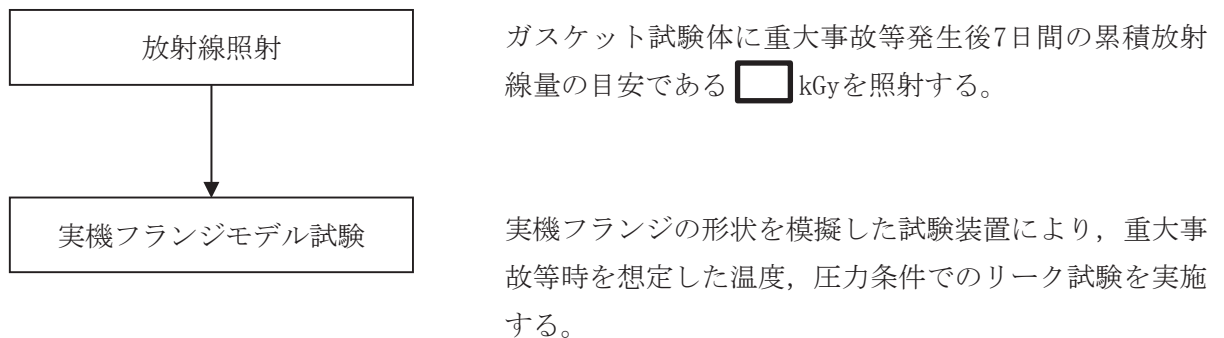


図1 実機フランジ模擬試験の試験フロー

1. 試験装置

実機フランジ模擬試験の試験装置は図2、図3に示すようにフランジユニット、ガス供給ユニット、リークガス計測ユニットから構成される。フランジユニットは、直径250mmのガスケット試験体を組み込んで内部を加圧可能な試験フランジと、試験フランジを所定の試験条件に加熱制御するためのフランジ加熱ヒータから構成される。試験フランジにガスケット試験体を組み込む溝断面形状（フランジ型式）は実機フランジで採用されているタング&グループ型（T&G型）及び甲丸型の2種類を模擬している。フランジ断面形状は実機と同形状であり、中心径のみを縮小した試験装置としているため、試験で得られたリーク量をガスケット径比で補正することで実機フランジにおけるリーク量として適用できる。

また、内圧上昇後の原子炉格納容器フランジの開口を模擬するため、ガスケット試験体の押し込み量をフランジ間に設置する調整シムにより設定する。ガス供給ユニットは、高压空気ボンベと圧力調整器から構成され、所定の圧力に調整された加圧ガスを空気加熱器により所定の温度に加熱制御する。リーク量はリークガス計測ユニットのマスフローメータにて計測される。試験装置外観写真を図3に示す。

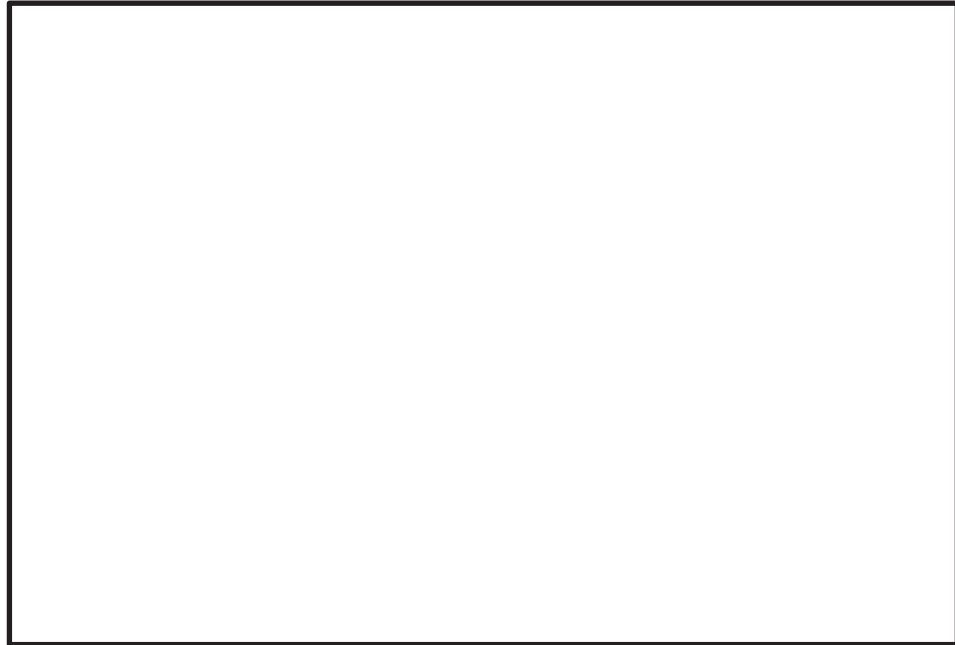
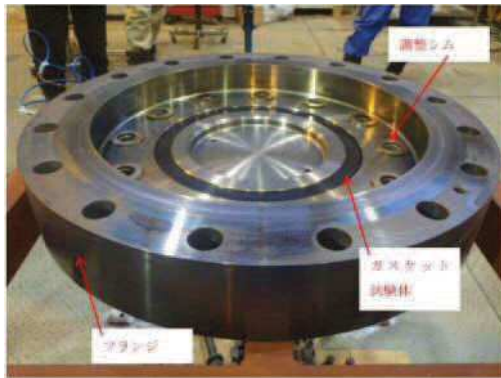


図2 試験装置概要図



試験装置外観（フランジ開放時）



試験装置外観（フランジ密閉時）

図3 試験装置外観写真

2. 試験条件

重大事故等時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等発生後7日間の累積放射線量の目安である kGyを予め照射したシール材をガスケット試験体として用いる。また、改良EPDM製シール材の劣化は、一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、加圧雰囲気は蒸気ではなく高温空気（乾熱）を用い、試験温度については、原子炉格納容器限界温度である200℃、さらに余裕を見た250℃及び300℃とし、加圧圧力は原子炉格納容器限界圧力2Pd（0.854MPa）を包絡する圧力で気密確認を実施する。放射線照射と高温暴露の順序について、「原子力発電所のケーブル経年劣化評価ガイドライン」に重大事故等時環

境試験の試験方法として放射線照射をした後に温度条件を曝露することが定められていることから、この考えを参考にし、放射線照射後に高温暴露を行う順序で試験を実施した。

ガスケット試験体の押し込み量は、設計押し込み量に対し、予備試験によりリークしない最小の押し込み量に設定する。なお、予備試験の結果、いずれの試験ケースともリークしない最小押し込み量は0mmであった。

3. 試験結果

試験結果を表1に示す。フランジによるガスケット試験体の押し込み量が最小（0mm）であっても有意な漏えいは発生せず、200℃・168時間及び250℃・96時間の耐性が確認された。300℃のケースにおいては試験途中でリークが発生したケースがあったものの、概ね24時間程度の耐性を有することが確認された。図4に200℃・168時間の試験ケースにおける試験体の外観写真を示す。図4より、フランジとガスケット試験体との接触面を境界として劣化（表面のひび割れ）は内周側で留まり、外周側に有意な劣化が見られないことから、フランジ接触面でシール機能を維持できていることが確認された。また、断面形状より、劣化（表面のひび割れ）はガスケット試験体の表面層のみで留まっているため、有意な劣化が進行していないことが確認された。

表1 重大事故等時条件での試験結果*1

No.	フランジ形式	試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えいの有無
1	T&G型	改良EPDM製シール材 (<input type="text"/>)	200℃	168時間	0mm	無
2	甲丸型	改良EPDM製シール材 (<input type="text"/>)	200℃	168時間	0mm	無
3	T&G型	改良EPDM製シール材 (<input type="text"/>)	250℃	96時間	0mm	無
4	甲丸型	改良EPDM製シール材 (<input type="text"/>)	250℃	96時間	0mm	無
5	T&G型	改良EPDM製シール材 (<input type="text"/>)	300℃	24時間	0mm	無
6	甲丸型	改良EPDM製シール材 (<input type="text"/>)	300℃	24時間	0mm	有*2

注記*1：下記条件は全ケース共通

試験圧力：2Pd以上（0.854MPa以上），放射線照射量： kGy，加圧媒体：乾熱（空気）
漏えい判定基準：1cc/min以上の漏えい量が30分以上継続した場合に漏えい有とする。

*2：継続時間22時間で漏えいが発生

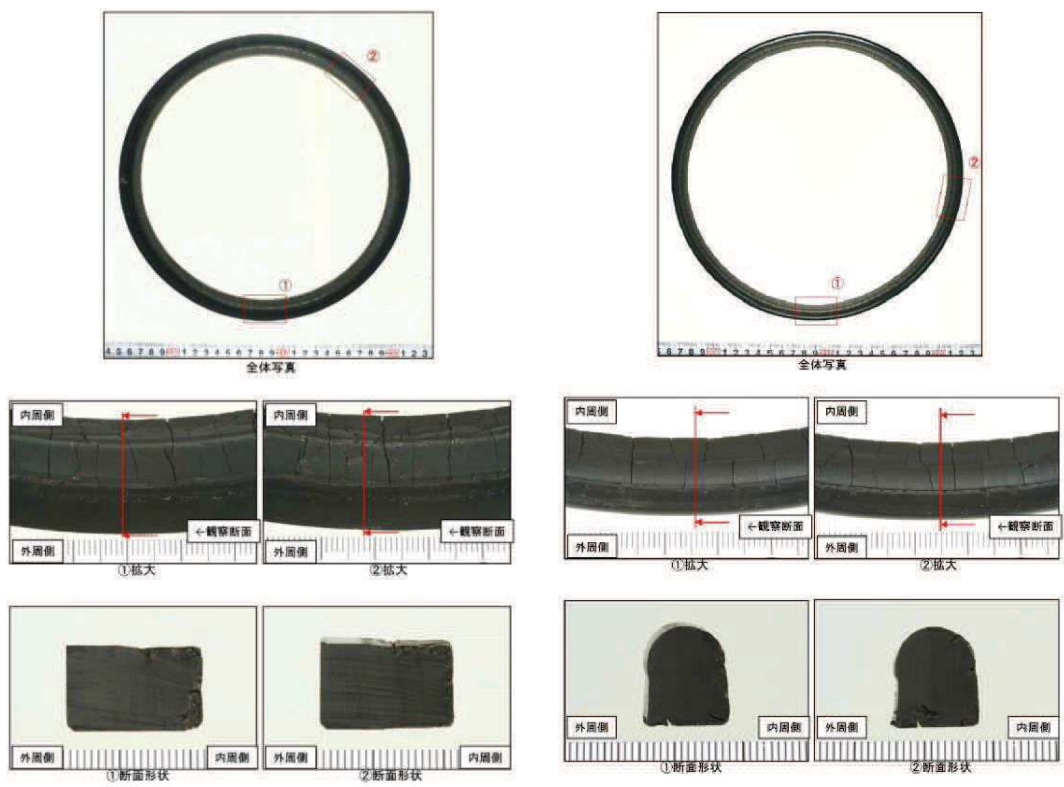


図4 200℃・168時間試験後の試験体外観写真（左：T&G型，右：甲丸型）

改良 EPDM 製シール材における実機フランジ模擬試験結果の適用について

改良 EPDM 製シール材については、シール機能の性能確認として圧縮永久ひずみ試験に加えて、実機フランジを模擬した試験装置（以下「実機フランジ模擬試験装置」という。）を用いてシール機能を確認している。

実機フランジ模擬試験装置のフランジ断面形状は実機と同形状、ガスケット及び溝寸法は幅・高さともに実機と同等であり、中心径のみを縮小した試験装置としており、フランジ部は実機と同様な変形を模擬できる。

また、実機フランジ模擬試験ではガスケット試験体の押し込み量を 0mm に設定し、実機が 2Pd 時の開口量以上を模擬した条件で試験を実施している。

1. 実機と実機フランジ模擬試験装置の比較

実機（ドライウェル主フランジ）及び実機フランジ模擬試験装置のフランジ部の断面形状及び寸法を図 1、図 2 及び表 1 に示す。

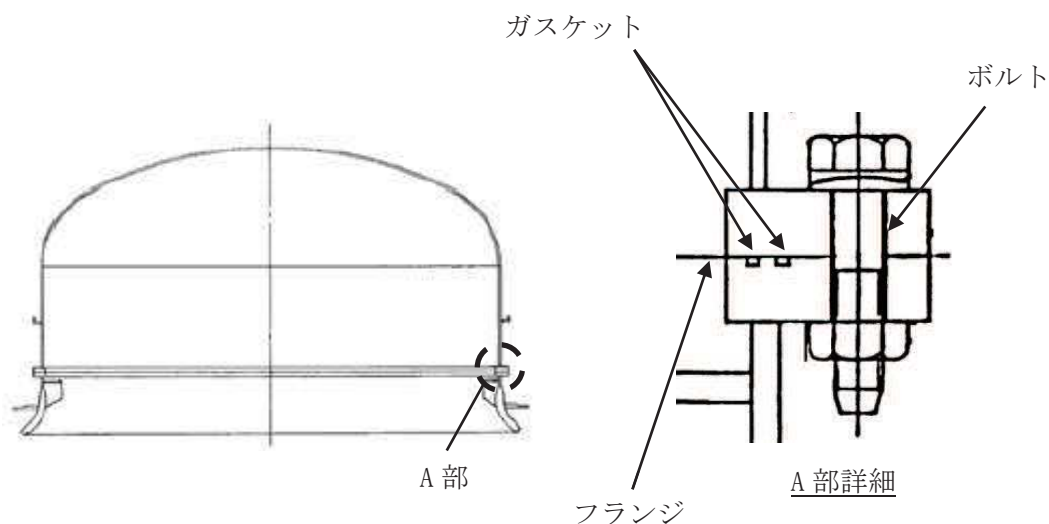


図 1 ドライウェル主フランジ断面形状図



図 2 実機フランジ模擬試験装置図

表1 実機フランジと実機フランジ模擬試験装置の寸法比較

単位：mm

	ガスケット寸法			溝寸法			押込量
	中心径	幅	高さ	中心径	幅	高さ*	
実機フランジ (ドライウェル 主フランジ)							>0
実機フランジ 模擬試験装置							0

注記*：溝高さの差異分は、ガスケット押し込み量に影響するが、漏えい評価を行うためのガスケット押し込み量を模擬できるため問題ない。(今回の試験では押し込み量を0mmと設定しているが、実機では押し込み量は0mmより大きくなる)

2. 実機への適用性

実機では、内側と外側の2本のガスケットが使用されているが、実機フランジ模擬試験装置では、1本のガスケットのみで模擬している。

前述のとおり、実機フランジ模擬試験装置は、フランジの断面形状が実機と同形状、ガスケット及び溝寸法は幅・高さとも実機と同程度であり、中心径のみを縮小した試験装置である。

実機フランジ模擬試験では、漏えい有無の判定基準として、1cc/min以上の漏えい量が30分以上継続した場合に漏えい有と判断することとしている。ここで、試験の判定基準として設定した1cc/minの漏えい量を実機フランジでの漏えい量に換算し、原子炉格納容器の設計漏えい率との比較を行った結果は以下のとおりである。

ガスケットの内径を d_i 、外径を d_o とすると、JIS B 2490よりガスケットからの漏えい量 L はガスケットの接触面の内径 d_i に比例し、ガスケット接触幅 $(d_o - d_i)/2$ に反比例する。

$$L \propto \frac{d_i}{(d_o - d_i)/2} = \frac{1}{(d_o/d_i - 1)/2}$$

表1より実機フランジ模擬試験のガスケットの断面形状は実機と一致させていることから、ガスケット試験体の接触幅は実機ガスケットと一致している。このため、フランジ部からの漏えい量はガスケット内径に比例する。また、実機フランジ模擬試験ではガスケット押し込み量を0mmに設定し、実機が2Pd時の開口量以上を模擬した条件で試験を実施している。

本試験で判定基準として設定した漏えい量(1cc/min)より、ガスケット径比で補正した実機フランジでの漏えい量を推定したところ、原子炉格納容器全ハッチ類フランジからの漏えい量は0.001%/day以下であり、原子炉格納容器の設計漏えい率(0.5%/day)の1/500以下となる。実機フランジのガスケット径を表2に、実機フランジにおける漏えい量の推定結果を表3に示す。

このように、重大事故等時条件を模擬した改良 EPDM 製シール材の試験結果は、原子炉格納容器の設計漏えい率と比較して十分に余裕がある状態であることから、改良 EPDM 製シール材の実機への適用は可能であると考ええる。

表 2 実機フランジのガスケット径

対象	ガスケット径 (mm) *1, *2
ドライウェル主フランジ	
機器搬出入用ハッチ	
逃がし安全弁搬出入口	
制御棒駆動機構搬出入口	
所員用エアロック *3	
サプレッションチェンバ出入口	
合計	

注記*1：二重ガスケットについては保守的に外側ガスケットの中心径を用いる。

*2：ガスケット径が 100mm 以下の閉止フランジ付貫通部については、他の大開口部と比較して影響が小さいため対象外とする。

*3：所員用エアロックはガスケット周長が等価となる等価直径とする。

表 3 実機フランジにおける漏えい量の推定結果

試験での漏えい判定基準(L_1)	1 cc/min
試験フランジガスケット径(D_1)	mm
原子炉格納容器フランジガスケット径合計(D_0)	mm
ガスケット径比($\alpha = \frac{D_0}{D_1}$)	mm/mm
原子炉格納容器フランジでの漏えい量($L_0 = L_1 \times \alpha$)	cc/min m ³ /day
原子炉格納容器空間容積(V_0)	m ³
原子炉格納容器空間容積に対する割合($\frac{L_0}{V_0}$)	%/day

ドライウェル主フランジ等の開口量評価について

1. ドライウェル主フランジの開口量評価における製作公差等の影響について

原子炉格納容器フランジ部の閉じ込め機能評価については、フランジ開口量評価と改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ特性を組み合わせることで評価している。ドライウェル主フランジの開口量評価を図 1、改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果を表 1 に示す。

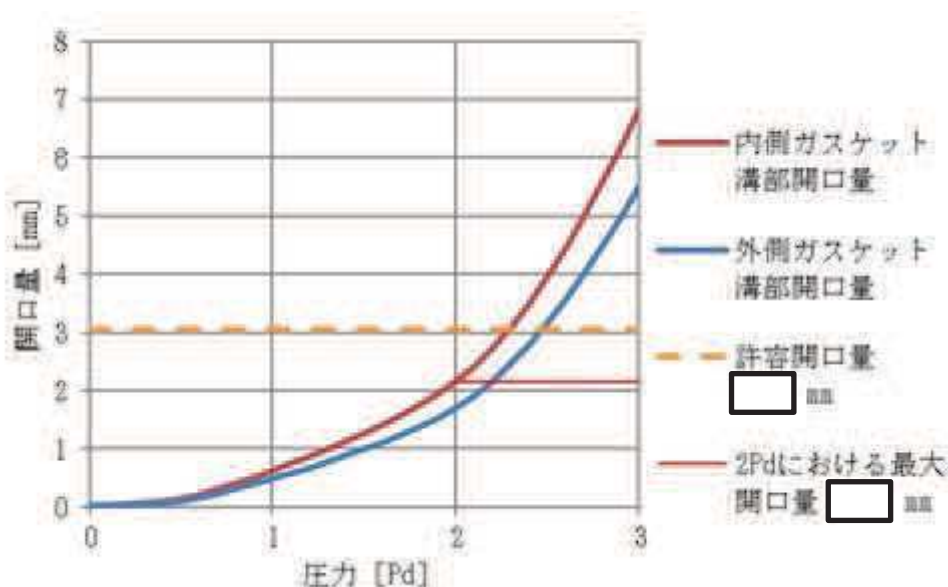


図 1 ドライウェル主フランジの圧力と開口量の関係
(女川原子力発電所第 2 号機モデル, 200°C)

表 1 圧縮永久ひずみ試験*1 結果 (改良 EPDM 製シール材)

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元の状態に戻った場合を 0%, 全く戻らずに完全に圧縮された状態を 100%とする

*3: □ %の平均値

図 1 の開口量評価線図で設定している許容開口量は、原子炉格納容器内温度 200℃の状態での 7 日間経過した際のシール材復元量が、フランジ開口量に追従できなくなる限界であり、原子炉格納容器限界温度・圧力である 200℃、2Pd に対して、シール材機能は余裕があることを示している。

なお、原子炉格納容器のドライウェル主フランジについては、技術基準規則第 44 条に要求される単体の漏えい試験を可能とするように、内側ガスケットと外側ガスケットの間に加圧空間を有した二重シール構造を採用している。原子炉格納容器バウンダリに要求される重大事故等時の閉じ込め機能維持の観点からは、内外どちらかのシール部の機能が保たれていればよく、さらに一方のシール機能が喪失するまではもう一方のシール部が直接、重大事故等時環境に晒されるものではない。そこで、本評価では、保守的に最初に原子炉格納容器内雰囲気は晒され、同圧力の時の開口量が大きくなる内側シール部の閉じ込め機能を評価した。

開口量評価については、フランジ開口量とシール材復元量を比較しているが、シール部を構成する部位の製作公差（フランジの製作公差、シール材の製作公差等）、シール部の構成材料の熱膨張を踏まえ、保守的な評価となるようにしている。

以上の考え方を表 2 に整理する。

表 2 シール部の構造及び寸法のばらつきを考慮した評価の考え方

評価項目	評価内容	考え方
シール部を構成する部位の製作公差	二乗和平方根の採用	・機器の寸法公差は、一般的に独立した値を組み合わせる場合、各々の寸法公差の二乗和平方根を用いて、算出する。
シール部の構成材料の熱膨張	材料の熱膨張を考慮	・開口量評価は、200℃におけるシール部の評価であることから、構成材料の熱膨張を考慮した。

表 2 に基づき、シール部を構成する部位の製作公差等を考慮したドライウェル主フランジの開口量評価を実施する。

製作公差がドライウェル主フランジの開口量評価に影響する箇所は、シール材を締め付ける部位の開口方向の製作公差であるため、フランジ溝深さ及びガスケット高さが該当する(図 2 参照)。これらの製作公差を表 3 に示す。

表 3 製作公差を考慮したガスケットの押し込み量

部位	公称値	公差 (絶対値)
フランジ溝深さ		
ガスケット高さ		
ガスケット 押し込み量		

表 3 より、製作公差を考慮したガスケットの押し込み量は、 \square mm (公称値) - \square mm (公差) = \square mm と評価できる。

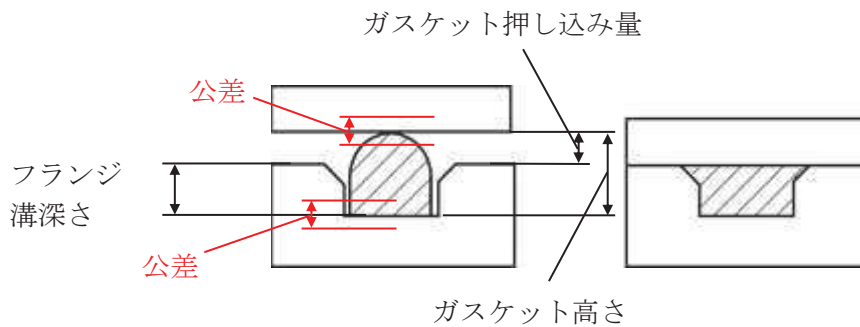


図 2 製作公差の概要 (ドライウェル主フランジ等の甲丸型)

更に、各部位の熱膨張を考慮した寸法を表 4 に示す。これらの製作公差の概要を図 3 に示す。

表 4 各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	公称値	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

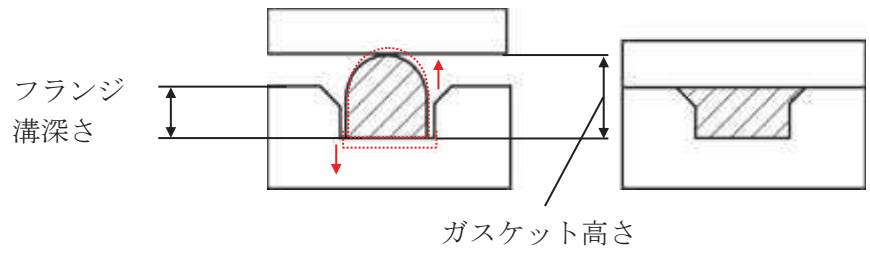


図3 熱膨張変位の概要（ドライウェル主フランジ等の甲丸型）（赤点線：熱膨張のイメージ）

熱膨張量 Δl の評価式は以下のとおり。

$$\Delta l = L \times \alpha \times \Delta t$$

ここで、

L ：基準寸法 (mm)

α ：材料の熱膨張係数 (mm/mm・°C)

鋼材=12.24×10⁻⁶，ガスケット=

Δt ：据付状態から評価温度までの温度差 (°C) (=200 - =)

表4より、熱膨張を考慮したガスケットの押し込み量は、製作公差を考慮したガスケットの押し込み量より、 mm + mm = mm と評価できる。

以上の結果から、シール部の構造及び寸法のばらつきを考慮した評価は表5のとおりとなり、ばらつきを保守側に積み上げて評価した場合においても、シール機能は維持されることを確認した。

表5 シール部の構造及び寸法のばらつきを考慮した評価結果

評価	押し込み量	圧縮永久ひずみ率	許容開口量	開口量 (2Pd)	評価結果
公称値					○
評価値					○

2. ドライウェル主フランジの施工管理について

ドライウェル主フランジ部の構造を図4に示す。上蓋フランジと本体側フランジのフランジ面を隙間がないように据え付けることで、ガスケット押し込み量 \square mm が確保できる構造となっている。実機のドライウェル主フランジにおいては、定期検査におけるドライウェル主フランジ閉鎖時に、所定のトルクでフランジボルトを締め付けることが工事要領書で定められていること、締め付け後に隙間ゲージによる異物の噛み込みや予期せぬフランジの変形等による隙間が生じていないことを確認していることから、作業者の技量によってガスケットの押し込み量が変動することは考え難く、施工管理による品質維持は可能であると考えられる。

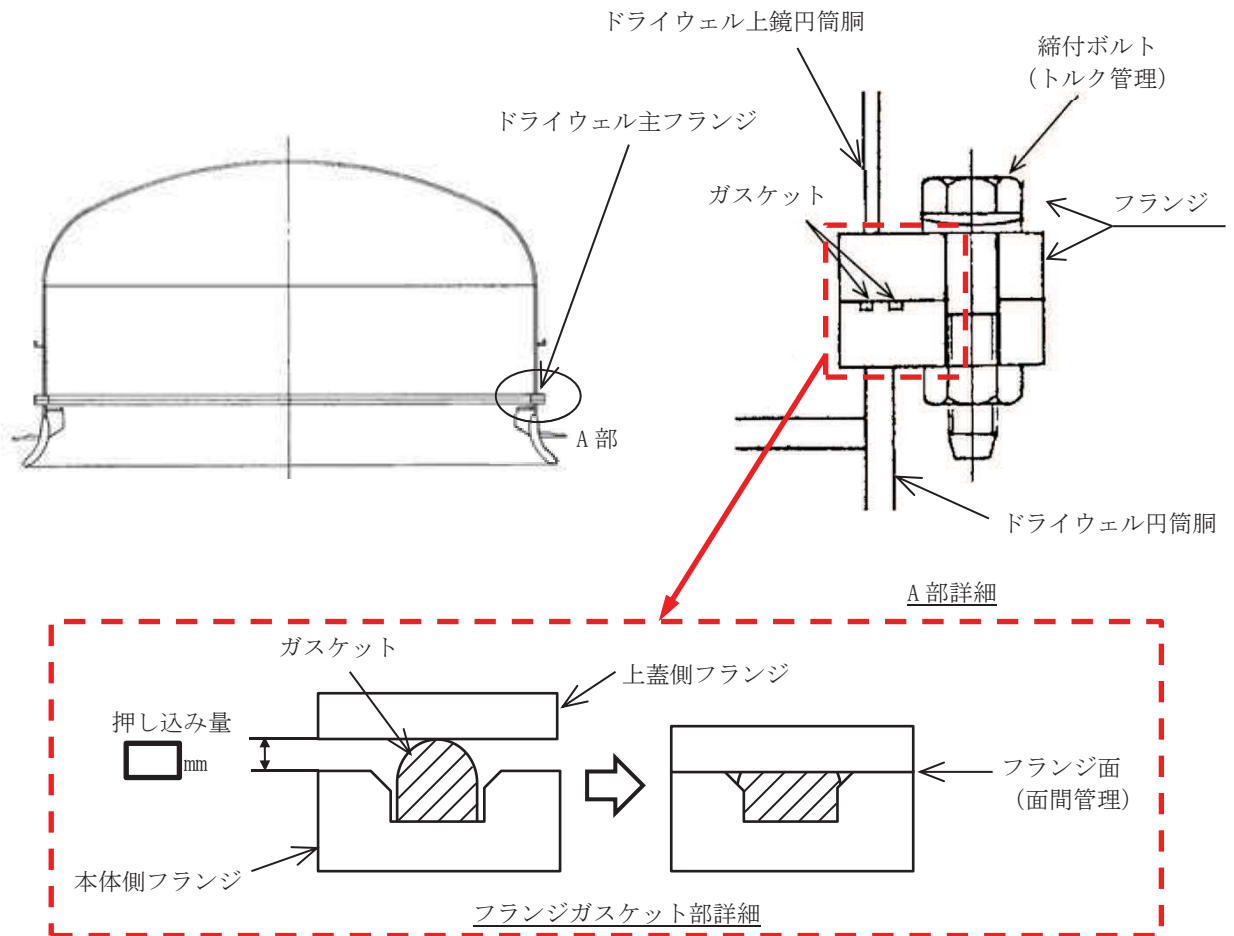


図4 ドライウェル主フランジ部の構造

また、ドライウェル主フランジのガスケット取付溝部及びフランジシール面については、定期検査の開放時に手入れ及び外観目視点検を開放の都度行い、傷や変形がないことを確認している。さらに、ドライウェル主フランジ閉鎖後に原子炉格納容器全体漏えい率検査及びドライウェル主フランジのみのリークテストにより所定の漏えい率以下であることを確認している。原子炉格納容器全体漏えい率検査実績及びドライウェル主フランジ部リークテスト実績を図5、図6に示す。上記よりドライウェル主フランジのガスケット取付溝部及びフランジシール面は気密性を維持していると考えられる。

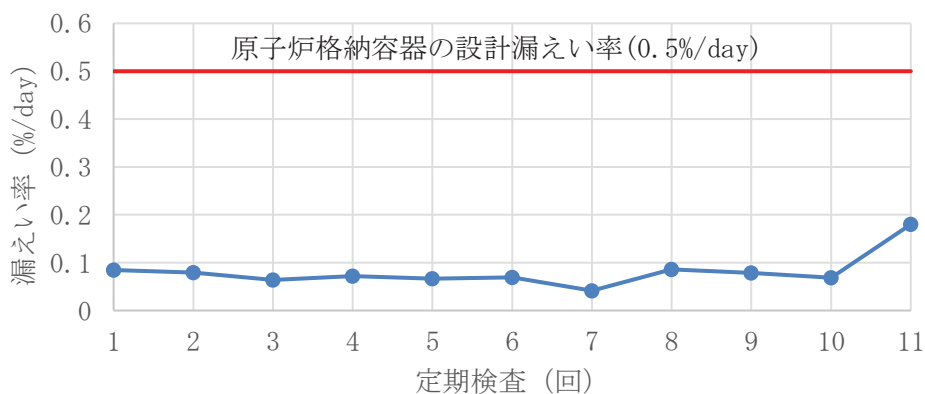


図5 原子炉格納容器全体漏えい率検査実績

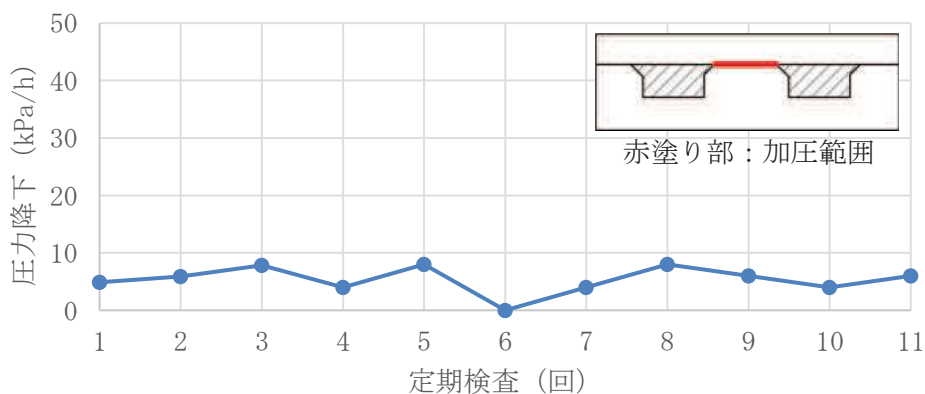


図6 ドライウェル主フランジ部リークテスト実績

3. ドライウェル主フランジ以外の開口量評価における製作公差等の影響について

ドライウェル主フランジの開口量評価（1.にて記載）と同様に，原子炉格納容器バウンダリ構成部として，評価対象としている機器搬出入用ハッチ，逃がし安全弁搬出入口，制御棒駆動機構搬出入口，所員用エアロック及びサブプレッションチェンバ出入口についても開口量評価を実施する。

タンク&グループ型である所員用エアロックのフランジ溝深さ，ガスケット高さ及びタンク部高さを図7に示す。また，各部位の熱膨張を考慮した寸法の製作公差の概要を図8に示す。所員用エアロック以外については，ドライウェル主フランジと同じ甲丸型（図2及び図3参照）である。

評価結果は，表6から表20のとおりであり，製作公差を考慮しても閉じ込め機能が維持できる。

表6 機器搬出入用ハッチのガスケット押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝深さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量		

表7 機器搬出入用ハッチの各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	公称値	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

表8 機器搬出入用ハッチの開口量評価結果

評価	押し込み量	圧縮永久ひずみ率	許容開口量	開口量(2Pd)	評価結果
公称値					○
評価値					○

注記*：押し込み量 = [(ガスケット押し込み量) - (シール部公差) + (熱膨張変位)]

表9 逃がし安全弁搬出入口のガスケット押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝深さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量		

表10 逃がし安全弁搬出入口の各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	公称値	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

表11 逃がし安全弁搬出入口の開口量評価結果

評価	押し込み量	圧縮永久ひずみ率	許容開口量	開口量(2Pd)	評価結果
公称値					○
評価値					○

注記*：押し込み量 = [(ガスケット押し込み量) - (シール部公差) + (熱膨張変位)]

表 12 制御棒駆動機構搬出入口のガスケット押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝深さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量		

表 13 制御棒駆動機構搬出入口の各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	公称値	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

表 14 制御棒駆動機構搬出入口の開口量評価結果

評価	押し込み量	圧縮永久ひずみ率	許容開口量	開口量(2Pd)	評価結果
公称値					○
評価値					○

注記*：押し込み量 = [(ガスケット押し込み量) - (シール部公差) + (熱膨張変位)]

表 15 所員用エアロックのガスケット押し込み量

部位	公称値	公差 (絶対値)
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量		

表 16 所員用エアロックの各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	公称値	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

表 17 所員用エアロックの開口量評価結果

評価	押し込み量	圧縮永久ひずみ率	許容開口量	開口量(2Pd)	評価結果
公称値					○
評価値					○

注記* : 押し込み量 = [(ガスケット押し込み量) - (シール部公差) + (熱膨張変位)]

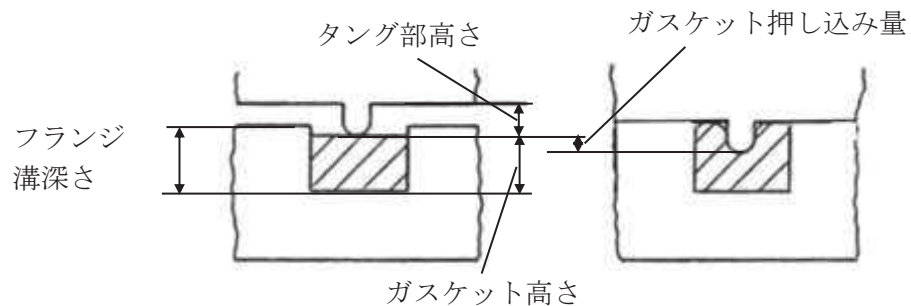


図 7 製作公差の概要 (所員用エアロックのタング&グループ型)

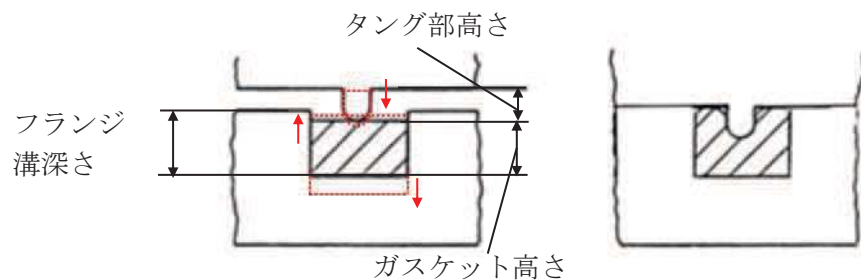


図 8 熱膨張変位の概要 (所員用エアロックのタング&グループ型)
(赤点線 : 熱膨張のイメージ)

表 18 サプレッションチェンバ出入口のガスケット押し込み量

部位	公称値	公差 (絶対値)
フランジ溝深さ		
ガスケット高さ		
ガスケット 押し込み量		

表 19 サプレッションチェンバ出入口の各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	公称値	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

表 20 サプレッションチェンバ出入口の開口量評価結果

評価	締付量	ひずみ率	許容開口量	開口量(2Pd)	評価結果
公称値					○
評価値					○

注記* : 押し込み量 = [(ガスケット押し込み量) - (シール部公差) + (熱膨張変位)]

4. 開口量評価における保守性について

FEM 解析による開口量評価においては、構造物の剛性や強度が実機に比べ低めとした評価としていることや許容開口量の算出において、圧縮永久ひずみ試験は実機よりも劣化に対して保守性がある評価となっている。表 21 に開口量評価における保守性の考え方を示す。

表 21 開口量評価における保守性

項目		保守性	備考
開口量	FEM 解析	<ul style="list-style-type: none"> 材料物性値を規格値ベースとすることで、剛性や強度を低めに見積もっている。 	
許容開口量	漏えい限界	<ul style="list-style-type: none"> 既往知見で得られたガスケット自身の変形によるセルフシール性については評価に反映されない。 	<ul style="list-style-type: none"> 実機フランジ模擬試験において、試験装置等の製作誤差は把握できていない。
	圧縮永久ひずみ率	<ul style="list-style-type: none"> 実機のガスケットは底面・側面が溝と接しているのに対し、圧縮永久ひずみ試験は、試験体の側面全体が直接蒸気環境下に晒されるため、圧縮永久ひずみ試験から得られた圧縮永久ひずみ率は材料の劣化を保守的に見積もっている。 実機ガスケット全体のうち、タング部で圧縮している部分は局所的であり、圧縮されていない部分が大部分残存しているため、タング押し込み部の復元量は、圧縮されていない部分のゴム弾性の寄与も想定される。 	

経年劣化を考慮したシール機能について

本資料では、シール材の経年劣化を考慮したシール機能の健全性について示す。

原子炉格納容器のシール材に使用する改良 EPDM 製シール材については、性能確認のための試験を実施している。試験においては、通常運転時に加えて、重大事故等時に想定される照射線量を上回る放射線環境を経験したシール材に対し、高温蒸気環境下でのシール機能を確認している。また、開口部に用いられる改良 EPDM 製シール材は、通常運転中に想定される温度環境を踏まえても劣化はほとんどしないものと考えられること、かつ、原子炉格納容器の開口部に用いられているシール材については、すべてプラントの定期検査において取替えを行っており、複数の運転サイクルにわたって使用しないものであることから、現在の性能確認の結果により、十分にシール機能が確保されるものと考えられる。

所員用エアロック圧力平衡弁及び移動式炉心内計装系ボール弁のシール部に用いる PEEK 製シール材については、耐放射線性 (10^7 Gy) 及び耐熱性 (250°C) を持つシール材であることから、通常運転時に重大事故等時を加えた積算放射線量 (kGy) 及び重大事故等時に想定される温度環境を踏まえてもシール機能が確保されるものとする。なお、改良 EPDM 製シール材は、積算放射線量 kGy においてもシール機能を維持していることを確認しており、PEEK 製シール材は、一般特性から積算放射線量 10^7 Gy の耐放射線性を有している。したがって、改良 EPDM 製シール材及び PEEK 製シール材は、重大事故等時及び通常運転時の原子炉格納容器内積算放射線量 20 サイクル相当分以上の耐性を有しているものの、適切な周期を定め交換を実施する。

長期間シール材を継続使用する電気配線貫通部については、過去の電気配線貫通部の環境試験において、高電圧用モジュール及び低電圧用モジュールを対象として、通常運転中の劣化を考慮した上で冷却材喪失事故模擬試験が実施されており、健全性が確認されている (表 1 参照)。

これらのことから、原子炉格納容器に使用されているシール材は、運転中の環境を考慮しても重大事故等時にシール機能は確保されるものと考えられる。

表 1 劣化を考慮した試験方法

No	試験項目	試験方法
1	サーマルサイクル試験	ペネトレーションを冷熱装置内に設置し、120*サイクルのサーマルサイクルを放射線照射試験の前に実施。1サイクル <input type="text"/> *を <input type="text"/> 時間で変化させる。
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 <input type="text"/> kGyとして試験を実施。
3	熱劣化試験	加熱促進試験により、40年間に相当する加速熱劣化として、 <input type="text"/> を加える。

注記* : IEEE Std 317TM に準拠

化学薬品や核分裂生成物のシール機能への影響について

1. 化学薬品等のシール機能への影響

女川原子力発電所第 2 号機のシール材として適用する改良 EPDM 製シール材は、エチレンとプロピレン等の共重合によって得られる合成ゴム的一种であり、同材質のゴムである EPDM は、これまでも原子炉格納容器隔離弁の弁体等に使用されてきた実績のある材料である。

EPDM 材の基本的な特性を考慮した場合、シール機能に影響を及ぼす可能性のある物質としては、「化学薬品」と「油」が挙げられる。表 1 に EPDM 材の基本特性を示す。

プラント運転中は、原子炉格納容器内において化学薬品を使用することはない。また、定期点検時は、原子炉格納容器内にて溶剤を使用するが、プラント起動前に資機材の置き忘れ確認を含め最終確認を行っているため、シール材に悪影響を及ぼすことはない。

原子炉格納容器内の油として、原子炉再循環ポンプモータの潤滑油が存在するが、原子炉格納容器バウンダリを構成するいずれのシール部からも離れており、シール部まで直接到達することは考えにくいいため、シール材に悪影響を及ぼすことはない。

また、潤滑油以外にもフランジガスケット取付部及び所員用エアロックのメカニカルシール等にグリースを使用しているが、シール材に影響を与えないものを選定して塗布するためシール材に悪影響を及ぼすことはない。

表 1 EPDM 材の基本特性

耐蒸気性	A
耐水性	A
耐性（植物油）	A～B
耐性（潤滑油）	D
耐性（溶剤）	D

凡例 A：優 B：良 D：不可（ただし配合による）

出典：日本バルカー工業（株）発行「バルカーハンドブック」より抜粋

2. 重大事故等時に発生する核分裂生成物や水素のシール機能への影響

炉心損傷時に発生する核分裂生成物の中で化学的な影響を及ぼす可能性がある物質として、アルカリ金属であるセシウム及びハロゲン元素であるよう素が存在する。このうち、アルカリ金属のセシウムについては、水中でセシウムイオンとして存在しアルカリ環境の形成に寄与するが、膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットはアルカリ環境において劣化の影響はなく、また、EPDM 材についても耐アルカリ性を有する材料であることから、セシウムによるシール機能への化学的影響はないものとする。

一方、ハロゲン元素のよう素については、無機材料である膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットでは影響がないが、有機材料である EPDM 材では影響を生じる可能性がある。今後、使用することとしている改良 EPDM 製シール材については、東京電力ホールディングス株式会社の社内研究

により、よう素による影響の確認を行っており、炉心損傷時に想定されるよう素濃度（約 mg/m³）よりも高濃度のよう素環境下においても、圧縮永久ひずみ等のシール材としての性状に大きな変化がないことを確認している。このように、よう素環境下での性能が確認された材料を用いることにより、シール機能への影響が生じることはないものとする。

重大事故等時に原子炉格納容器内で発生する水素の原子炉格納容器外への主要な放出モードとして気体分子のガスケット材料透過が考えられる。これは水素等の分子量が小さい気体の場合に起こりうる事象であるが、重大事故等時の原子炉格納容器内環境条件下（温度・放射線）においてシール機能の顕著な劣化は生じないこと及び気体分子の透過に対して十分な材料の厚みが確保されていることから、ガスケット材料透過による原子炉格納容器外への水素の放出可能性は極めて低いものと考えられる。

シール材の運転環境（放射線量，温度）の考慮について

ドライウェル主フランジ等のシール材に使用する改良 EPDM 製シール材については，性能確認のための試験を実施している。試験においては，通常運転時に加えて，重大事故等時に想定される照射線量を上回る放射線環境を経験したシール材に対し，高温蒸気環境下でのシール機能を確認している。また，開口部に用いられる改良 EPDM 製シール材は，通常運転中に想定される温度環境を踏まえても劣化はほとんどしないものと考えられること，プラントの定期検査において取替えを行っており，複数の運転サイクルにわたって使用しないものであることから，現在の性能確認の結果により，十分にシール機能が確保されるものと考えられる。

所員用エアロック圧力平衡弁及び移動式炉心内計装系ボール弁のシール部に用いる PEEK 製シール材については，耐放射線性（ 10^7 Gy）及び耐熱性（ 250°C ）を持つシール材であることから，通常運転時に重大事故等時を加えた積算放射線量（ kGy）及び重大事故等時に想定される温度環境を踏まえてもシール機能が確保されるものとする。なお，改良 EPDM 製シール材は，積算放射線量 kGy においてもシール機能を維持していることを確認しており，PEEK 製シール材は，一般特性から積算放射線量 10^7 Gy の耐放射線性を有している。したがって，改良 EPDM 製シール材及び PEEK 製シール材は，重大事故等時及び通常運転時の原子炉格納容器内積算放射線量 20 サイクル相当分以上の耐性を有しているものの，適切な周期を定め交換を実施する。

長期間シール材を継続使用する電気配線貫通部については，過去の電気配線貫通部の環境試験において，高電圧用モジュール及び低電圧用モジュールを対象として，通常運転中の劣化を考慮した上で冷却材喪失事故模擬試験が実施されており，健全性が確認されている。

これらのことから，原子炉格納容器に使用されているシール材は，運転中の環境を考慮しても重大事故等時にシール機能は確保されるものと考えられる。

黒鉛製シール材について

黒鉛製シール材は、膨張黒鉛（化学反応を用いて鱗片状黒鉛に物質を挿入した黒鉛層間化合物を急熱すると層間に入れられた物質が燃焼、ガス化し、黒鉛が層の重なり方向に膨張したものを圧縮加工したものであり、一般的に 400℃程度の高温環境下においても安定性の高いシール材料である。

女川原子力発電所第 2 号機で使用する黒鉛製シール材の仕様例を表 1 に示す。重大事故環境下に十分な耐性を有する製品であることを確認している。

表 1 原子炉格納容器隔離弁に使用する黒鉛製シール材の仕様例

対象部位	仕様		
	耐熱温度	耐圧性	耐放射線性
原子炉格納容器隔離弁 (グラント部)	350 °C	10 MPa	15 MGy

フランジ開口量評価の妥当性について（構造解析との関連性）

今回、実施したドライウェル主フランジ、機器搬出入用ハッチ、逃がし安全弁搬出入口及び制御棒駆動機構搬出入口の開口量評価には、FEM 解析を用いている。FEM 解析では、開口量に影響を及ぼす可能性のあるボルト等の構造は、実機の寸法等を模擬して解析モデルに反映している。また、フランジ部の開口の挙動への影響が大きいと考えられる上下フランジ面同士の接触の影響も考慮し、三次元ソリッド要素を用いて弾塑性大変形解析を実施した。その評価モデルを図 1 に、圧力-開口量の関係を図 2 に、200℃、2Pd 時の相当塑性ひずみ分布を図 3 に示す。

以上のような解析手法を用いることにより、高い精度で開口量の評価が可能である。図 4 は、NUPEC で実施された機器搬出入用ハッチフランジの圧力と開口量の関係である。この開口量は、図 5 に示すハッチモデル試験体のフランジ部にひずみゲージを取り付けて、漏えいが生じるまで内圧を加えて計測されたものである。なお、この試験において、漏えいが発生したのは、内圧が 4.48Pd、フランジ開口量が平均で 6.3mm のときであり、フランジが開口しても、所定の圧力までは漏えいが生じていない結果が得られている。この試験結果に対して、当社解析と同様に精度を向上させた解析手法を適用し、同等のメッシュ分割を用いて解析を行っている（図 6 及び表 1）。図 4 の試験結果と解析結果の比較に示すように、解析結果は、圧力の上昇に伴って増加するフランジ部の開口量を精度よく評価できていることがわかる。

フランジ部の開口量評価では、フランジ部だけではなく、圧力作用面である上鏡板や胴部もモデル化しているため、内圧の増加により、ボルト部にモーメントが生じてフランジ部の開口が発生する。フランジ部に生じるモーメントが増加すると、同時に上鏡板や胴部の幾何学形状も変化するため、ボルトへの荷重のかかり方が逐次的に変化し、結果として、内圧の増加に対する開口挙動が曲線的に変化する。

フランジやボルトについては、材料の降伏点が高く、内圧が 2Pd まで増加しても、弾性変形の範囲内にあり、塑性ひずみは発生していないことから、内圧が変動しても開口挙動に影響を及ぼすような顕著な構造の変形は生じない。

以上より、FEM 解析を用いて実施したドライウェル主フランジ等の開口量評価により、実機の挙動を適切に評価することが可能である。

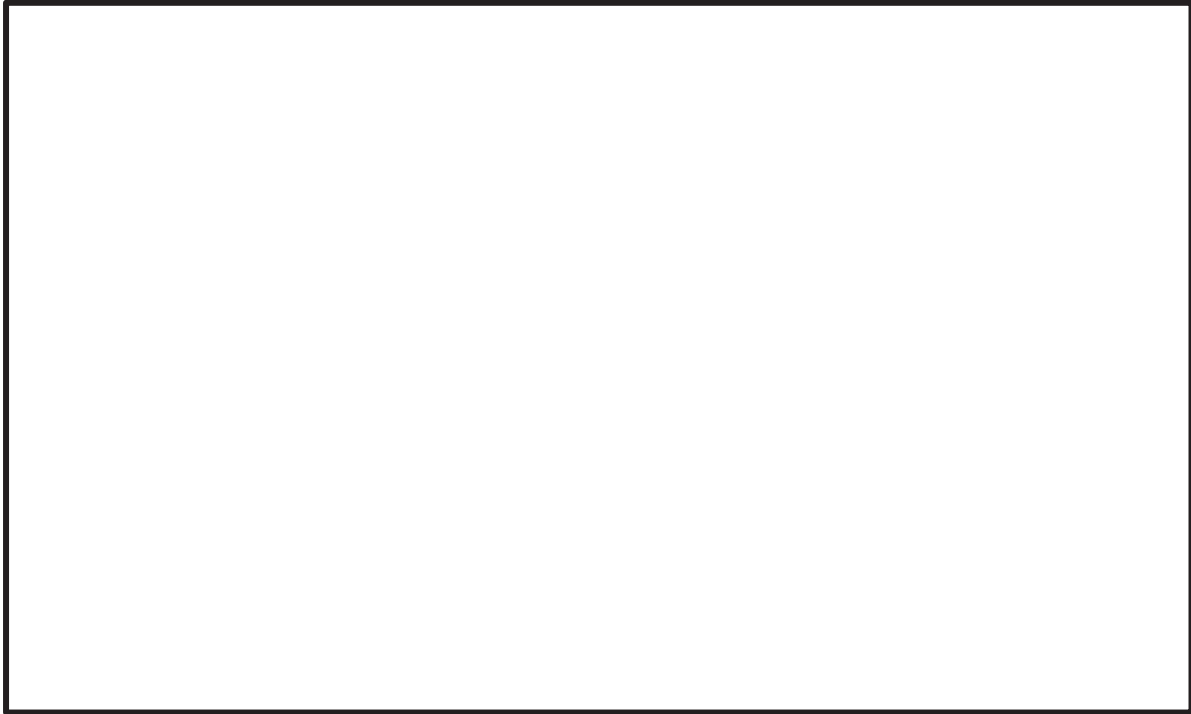


図1 ドライウェル主フランジ部の解析モデル

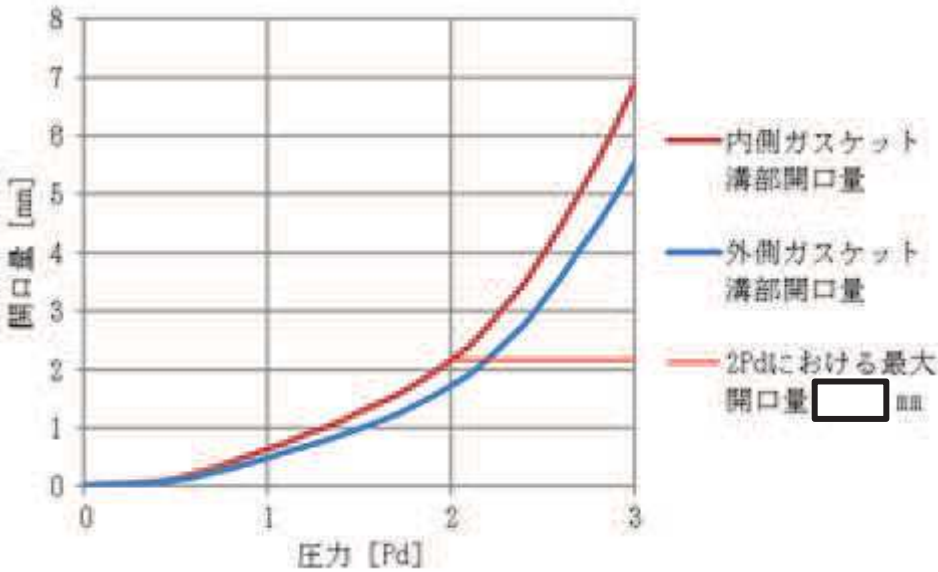


図2 ドライウェル主フランジ部における圧力ー開口量の関係

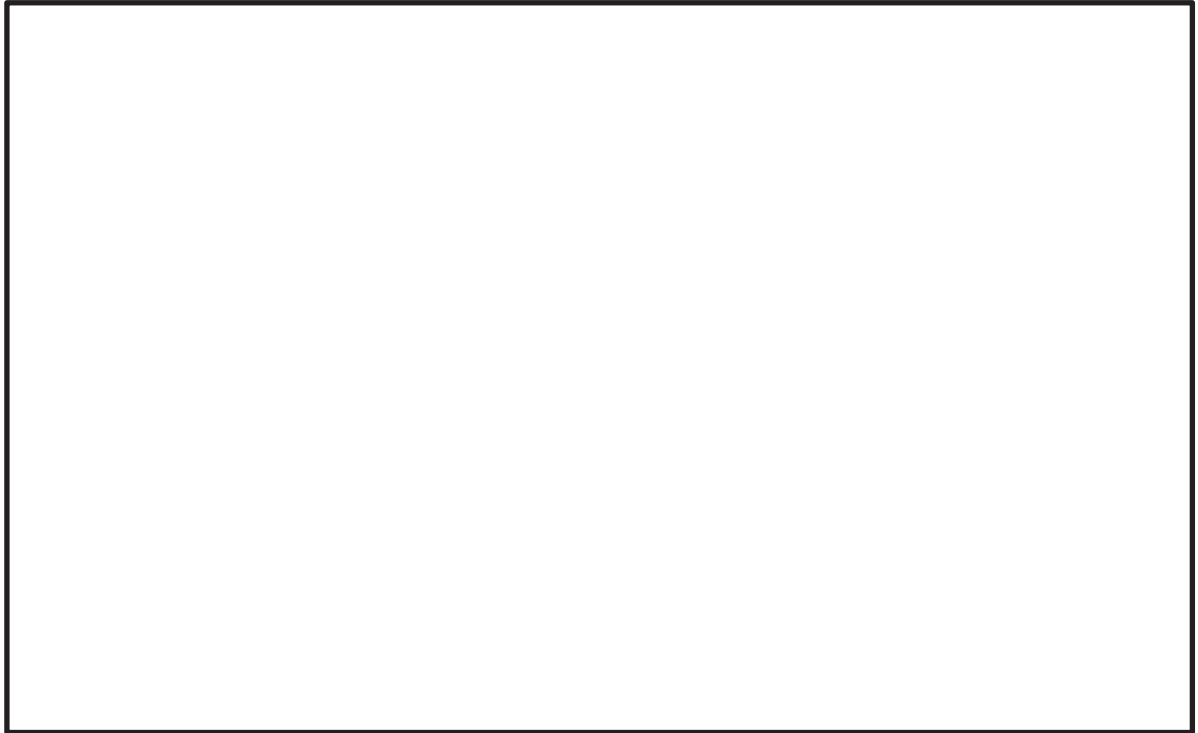


図3 200℃, 2Pd 時におけるドライウェル主フランジの相当塑性ひずみ分布

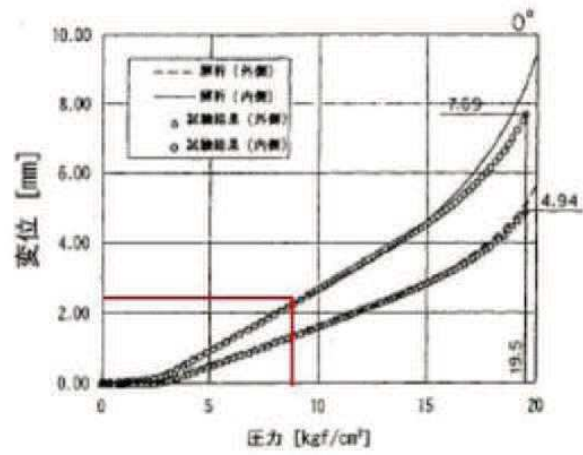


図4 NUPEC 機器搬出入用ハッチフランジの圧力-開口量の関係

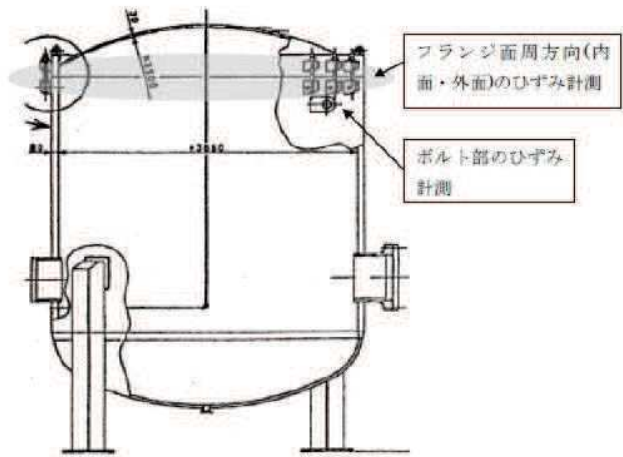


図5 NUPEC ハッチモデル試験体

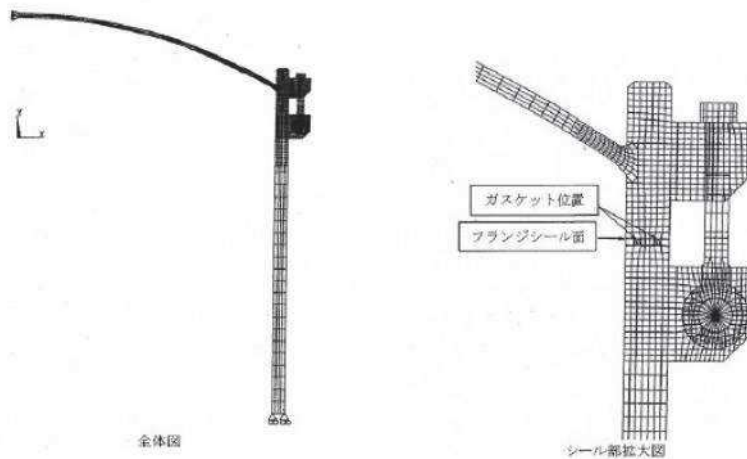


図6 NUPEC ハッチモデル試験解析モデル

表1 NUPEC 解析モデルと当社解析モデルの比較

解析項目	NUPEC 解析モデル	当社解析モデル (ドライウェル主フランジの例)
解析コード	ANSYS	ANSYS
モデル化範囲	胴部, 上鏡部: 軸対称ソリッド要素 ボルト, ブラケット: 平面応力要素 フランジシール面: 接触要素	上鏡部, 円筒部 (胴部), ナックル部, 上部球形部, ウェルシールリング, バルクヘッド, 主フランジ構成部材 (上下フランジ, ボルト, ナット, 座金): 主フランジとバルクヘッドガセットプレートの相対関係より 7.5 度範囲をセクターとした周期対称ソリッド要素 上下フランジ面, 座金と上フランジ, ナットと下フランジ: 接触と摩擦を定義
材料定数	試験体の材料の引張試験から得られた物性値を用いた。 応力ひずみ関係は, 真応力-真ひずみ関係を多直線で近似して用いた。	材料規格に基づく物性値を用いた。 応力ひずみ関係は, 発電用原子力設備規格 シビアアクシデント時の構造健全性評価ガイドライン (BWR 鋼製格納容器編) (2014 年版) (JSME S NX2-2014) による真応力-真ひずみ関係を多直線で近似して用いた。
境界条件	上鏡中央は, 軸対称性から X 方向に拘束, Y 方向を自由。胴板下端は X 方向に自由, Y 方向を拘束。	周方向端部断面に対称境界を設定。 上部球形部下端は, 半径 (法線) 方向以外を拘束。
ボルト初期締め付け荷重	実機で設定している値を用いた。	実機で設定している値を用いた。
荷重条件	内圧を段階的に負荷し, 1.96MPa となるまで解析を実施した。	内圧を段階的に負荷し, 1.281MPa となるまで解析を実施した。

原子炉格納容器の各シール部の開口裕度について

原子炉格納容器バウンダリを構成する各設備に関して、重大事故等時に放射性物質の閉じ込め機能が喪失する要因として、原子炉格納容器内の温度・圧力条件の変化や原子炉格納容器本体の変形に伴い、構造健全性が失われる場合と、シール部のシール機能が失われる場合が想定される。

構造部材の評価については、規格等に定められている許容値を基準として用いて評価しており、200℃、2Pd の環境条件が継続しても構造強度を維持できるため、閉じ込め機能に対して十分な裕度を有しているものとする。

一方、シール部については、シール材が重大事故等時環境下において時間的に劣化していくことが確認されており、現在の評価において健全性が確認されている7日間の期間を超えて200℃、2Pd の環境条件が長期間継続した場合には、シール材が機能を喪失し漏えいが生じる可能性がある。また、シール部のうち、ドライウェル主フランジや機器搬出入用ハッチ等のフランジ構造になっている箇所については、圧力の上昇に伴い開口量が増加するため、その影響により、他のシール部に比べて漏えいが生じるリスクが高いものと考えられる。

以上の検討結果から、原子炉格納容器で漏えいが発生する可能性が高い部位はフランジ構造のシール部であると評価できる。このため、フランジ構造のシール部について、200℃、2Pd の状態での健全性を確認した際の判定基準に対する裕度を確認した。

フランジ部の限界温度・圧力に対する裕度を表1に示す。

表1 フランジ部の限界温度・圧力に対する裕度

評価対象部位	開口量 (mm)	許容値 (mm)	裕度*
ドライウェル主フランジ			1.4
機器搬出入用ハッチ			3.9
逃がし安全弁搬出入口			2.5
制御棒駆動機構搬出入口			52.8
所員用エアロック			2.1
サプレッションチェンバ出入口			1.7

注記*：許容値／開口量

所員用エアロック開口量評価に係る変形支点の変位の影響について

所員用エアロックにおけるシール部の評価については、原子炉格納容器内圧による扉の変形に伴うシール部の開口量評価を実施しているが、この評価では、変形による支点のずれを考慮しない評価としているため、支点のずれに伴う影響について評価を行う。図1に所員用エアロックシール部の構造を示す。

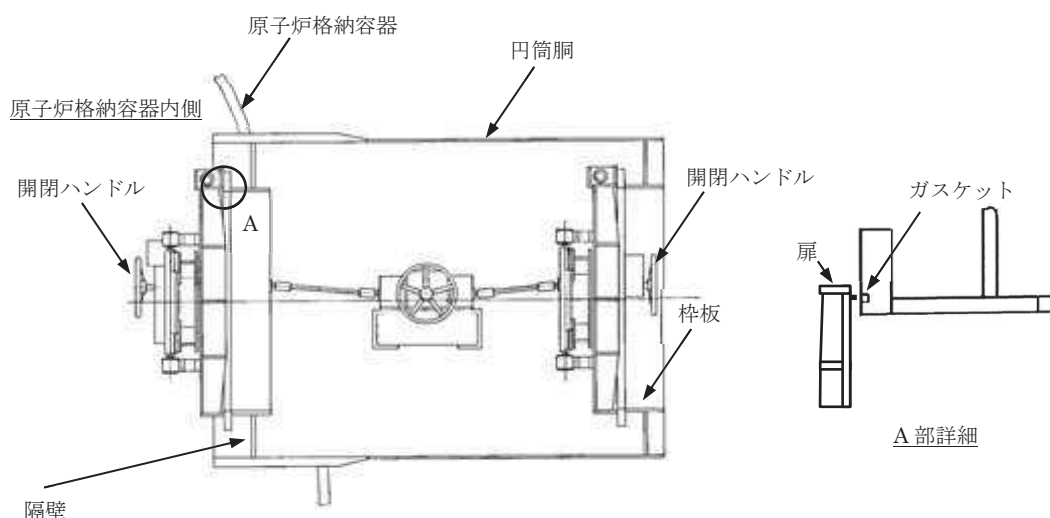


図1 所員用エアロックのシール部構造

1. 扉の変形（たわみ等）について

所員用エアロック扉を図2、図3のように2点支持のはりとしてモデル化する。女川原子力発電所第2号機の所員用エアロック扉は、平板に水平部材及び垂直部材が接続された構造となっており、はりモデルの剛性は垂直部材の断面を含めた剛性を考慮している。また、はりモデルは変位量が保守的となる扉板長辺側をモデル化しており、実際に荷重がかかった際は、上下に加え左右にも支持があるところを、上下2点支持としていることから、保守的な評価であるといえる。

このはりモデルにより、扉の変形（たわみ等）によって生じる縦軸方向（扉幅）の変位量 δ_x を評価した結果、 mm程度であり、ガスケット幅 mmと比較しても十分小さく無視できる。

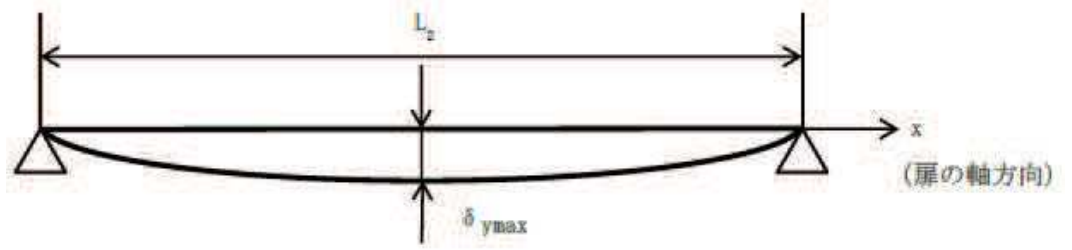
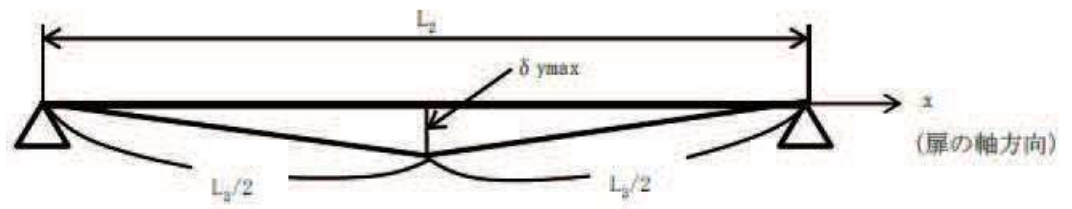


図2 2点支持はりモデル



縦軸方向（扉端）の変位量 δ_x は $\delta_x = L_3 - L_2$

図3 三角形モデル

2. 変形支点の変位について

上記で示した扉の軸方向への変位量 $\delta_x = \square$ mm の場合について、所員用エアロック扉を図4のように2点支持はりモデル化し、シール部の変位量を算出した。その結果、扉シール部の変位量は、 \square mm であり、変形支点を考慮しない場合の変位量 \square mm の方が保守的な結果となった。



図4 2点支持はりモデル

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

$$= \square \text{ mm}$$

$$w = P \times b_1 \quad (w: \text{等分布荷重})$$

$$I = \frac{(b_1 \times t_1^3 + 4 \times b_2 \times t_2^3)}{12} \quad (I: \text{断面二次モーメント})$$

P	圧力 (MPa[gage])	0.854
b_1	扉の全幅 (mm)	\square
t_1	扉の板厚 (mm)	
b_2	扉垂直部材の幅 (mm)	
t_2	扉垂直部材の板厚 (最小値) (mm)	
L_1	支点からシール部中心までの長さ (mm)	
E	縦弾性係数 (MPa)	191000
L_2	支点間の長さ (mm)	\square
δ	扉シール部の変位量 (mm)	

注：変形支点を考慮しない場合のパラメータ

原子炉格納容器隔離弁の重大事故等時環境における耐性確認試験の概要について

原子炉格納容器隔離弁のうち、バタフライ弁の弁座ゴムシートに対し、重大事故等時の環境における耐性向上のため、より耐熱性及び耐放射線性に優れたシート材である改良 EPDM 製シート材を選定し、耐性確認試験を実施した。試験の概要を以下に示す。

1. 試験内容

試験フロー及び試験内容を表1に示す。また、図1に蒸気通気試験装置の概要図、図2に常温弁座漏えい試験の概要図を示す。600Aのバタフライ弁を供試体とし、弁座シール材に改良EPDM製シート材を適用して、初期性能確認及び劣化処理を行った後、200℃における飽和蒸気環境下（BWRの原子炉格納容器の設計圧力の2倍（2Pd）以上）で168時間蒸気通気試験を実施する。さらに常温復帰後、窒素を媒体とした常温弁座漏えい試験を実施する。重大事故等時の環境における原子炉格納容器の閉じ込め機能を確認する観点から、供試弁は閉弁状態で試験を実施する。重大事故等時の環境における放射線による劣化と熱による劣化は、シート材に放射線照射をした後、定められた温度条件下に曝露する逐次法により付与する。一般に有機材料の放射線劣化挙動には、酸素が影響を及ぼすことが知られているが、環境に酸素が存在しない場合においては、放射線と熱の同時法と逐次法の劣化はほぼ等しいことが知られている。バタフライ弁のシール材は原子炉格納容器内雰囲気をシールするものであり、重大事故等時の蒸気環境をシールし、酸素が常に供給される環境をシールするものではないことから、放射線と熱の同時曝露のシール機能への影響は十分小さいものとする。

表1 試験フロー及び試験内容

試験フロー	試験内容
熱・放射線同時劣化処理	通常運転中に負荷される温度，線量を供試体に加える。
初期機能試験	初期状態における閉じ込め機能等を確認する。
機械的劣化処理（弁開閉）	負荷試験機を用いて弁の開閉操作を実施する。
放射線照射劣化 （重大事故等時の環境条件）	重大事故等時環境で想定される放射線量（ <input type="text"/> MGy）を供試体に照射する
蒸気通気試験	図1に示す試験装置で200℃，0.854MPa以上の蒸気環境下における閉じ込め機能を確認する。蒸気は168時間通気し，24時間おきに二次側の漏えい検出弁より漏えいの有無を確認する。
常温弁座漏えい試験	図2に示す試験装置で供試体一次側を0.854MPaの窒素加圧環境下とし，二次側からの漏えいがないことを確認する。

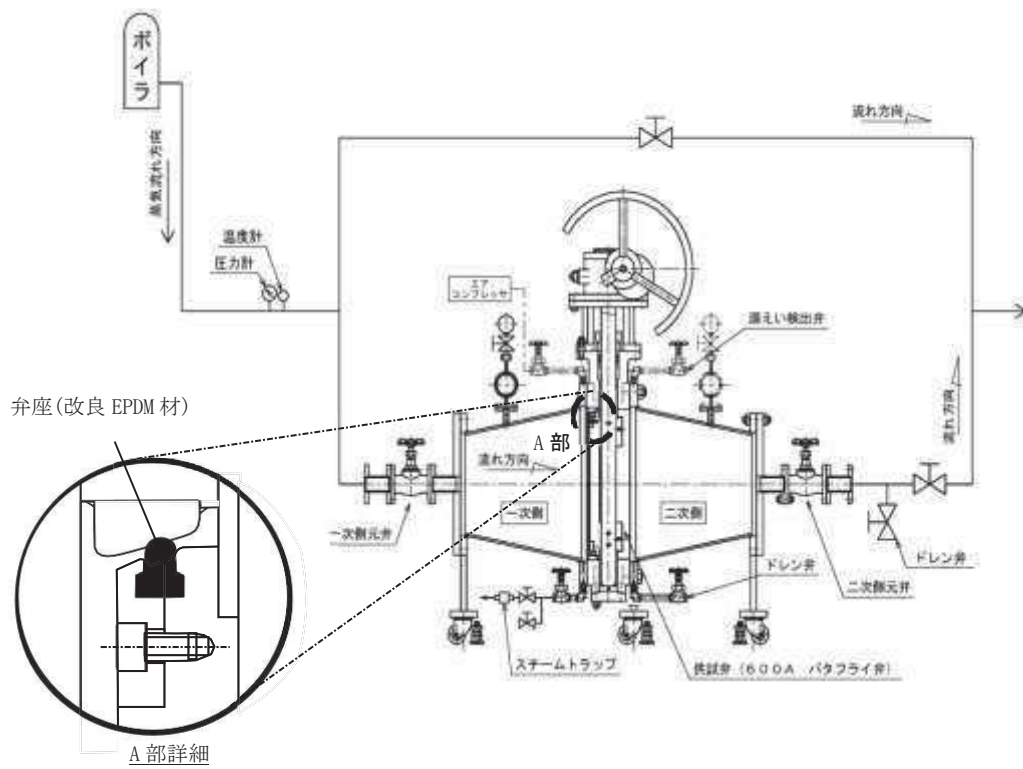


図1 蒸気通気試験装置概要図

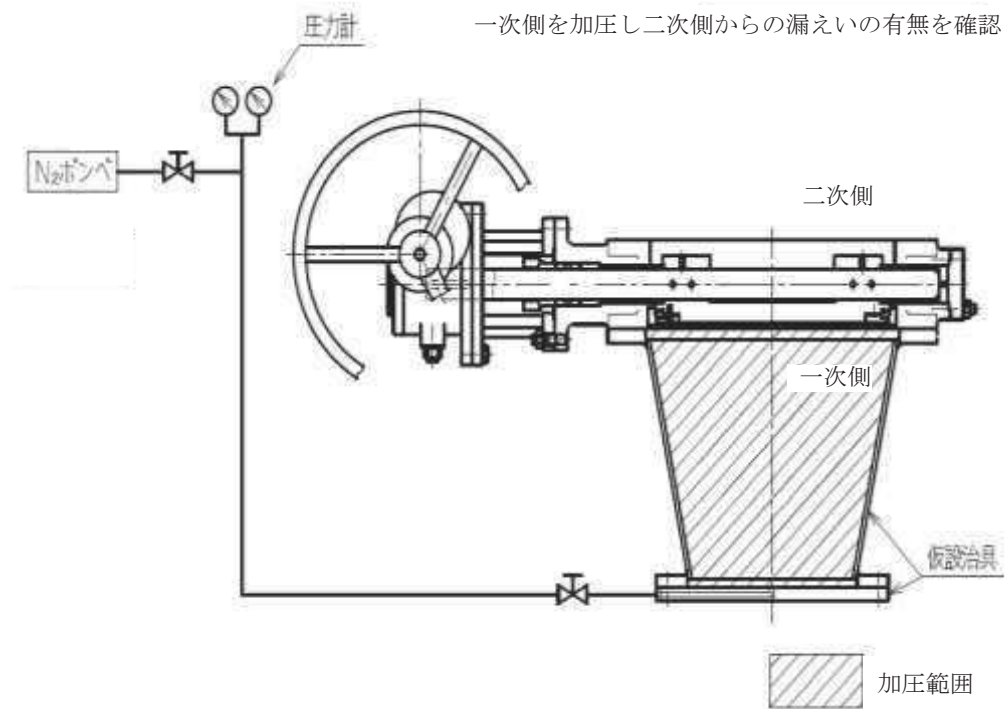


図2 常温弁座漏えい試験概要図

2. 試験結果

蒸気通気試験の試験結果を表2に、常温弁座漏えい試験の試験結果を表3に示す。蒸気通気試験中に漏えいは確認されず、また、常温復帰後の常温弁座漏えい試験においても漏えいは確認されず、閉じ込め機能を維持できることを確認した。

表2 蒸気通気試験結果

シート材	圧力	温度	加圧媒体	継続時間	照射量	漏えいの有無
改良 EPDM 材	0.854MPa 以上	200℃	蒸気	168 時間	<input type="checkbox"/> MGy	無

表3 常温弁座漏えい試験の試験結果

シート材	圧力	温度	加圧媒体	漏えいの有無
改良 EPDM 材	0.854MPa	常温	窒素	無

重大事故等時におけるシール機能の追従性について

1. はじめに

原子炉格納容器については、重大事故等時に原子炉格納容器圧力の上昇率が大きくなる場合においてシール機能が追従できず、原子炉格納容器から漏えいが生じる可能性がある。原子炉格納容器の圧力上昇率が大きくなる以下の2ケースを対象に、圧力上昇時のシール機能への影響について評価した。

- ・LOCA 時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出時（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））
- ・原子炉圧力容器破損に伴う原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用（以下「FCI」という。）による蒸気発生時

2. 原子炉圧力容器破損に伴う圧力上昇の影響について

有効性評価に関する事故シナリオにおいて、原子炉格納容器の圧力上昇率が大きいのは、1.に記載のとおり LOCA のブローダウン時と原子炉圧力容器破損に伴う FCI による蒸気発生時である。フランジ等のシール部に用いるシール材は、フランジ等の開口量に合わせて形状が変化することによりシール性能を確保しているが、原子炉格納容器の圧力上昇時のフランジの開口量の変化する速度にシール材の形状の変化が追従できない場合には、漏えいが生じる可能性がある。

このため、シール材の形状が変化するために必要な時間（復元速度）を確認し、フランジ部の開口量の変化速度との比較を行った。

2.1 シール材の形状変化速度

フランジ部においてシール材に採用する改良 EPDM 製シール材について、復元速度を評価するため、J I S K 6 2 5 4 に基づく試験を行った。

当社が評価している有効性評価に関する事故シナリオにおいて、フランジ開口量の変化速度が早くなるのは、LOCA のブローダウン時及び原子炉圧力容器破損に伴う FCI による蒸気発生時である。この場合における開口量の変化速度は、LOCA のブローダウン時で 0.29mm/s 程度、FCI による蒸気発生時で 0.03mm/s 程度であることが分かっているため、これを参照して、両変化速度を上回る 300mm/min (5mm/s) 及び 500mm/min (8.33mm/s) を試験速度とした。

試験では、常温下で所定距離 (3.75mm) まで一定速度 (300mm/min 又は 500mm/min) で圧縮後、初期位置まで一定速度 (300mm/min 又は 500mm/min) で荷重を開放し、この際に改良 EPDM 製シール材に加わる圧縮応力を測定する試験を実施した (図 1 参照)。本試験装置では、シール材の荷重を開放するとき、シール材の復元速度が試験装置の開放速度より大きい場合には圧縮応力が計測されることから、これにより、復元速度を測定することができる。

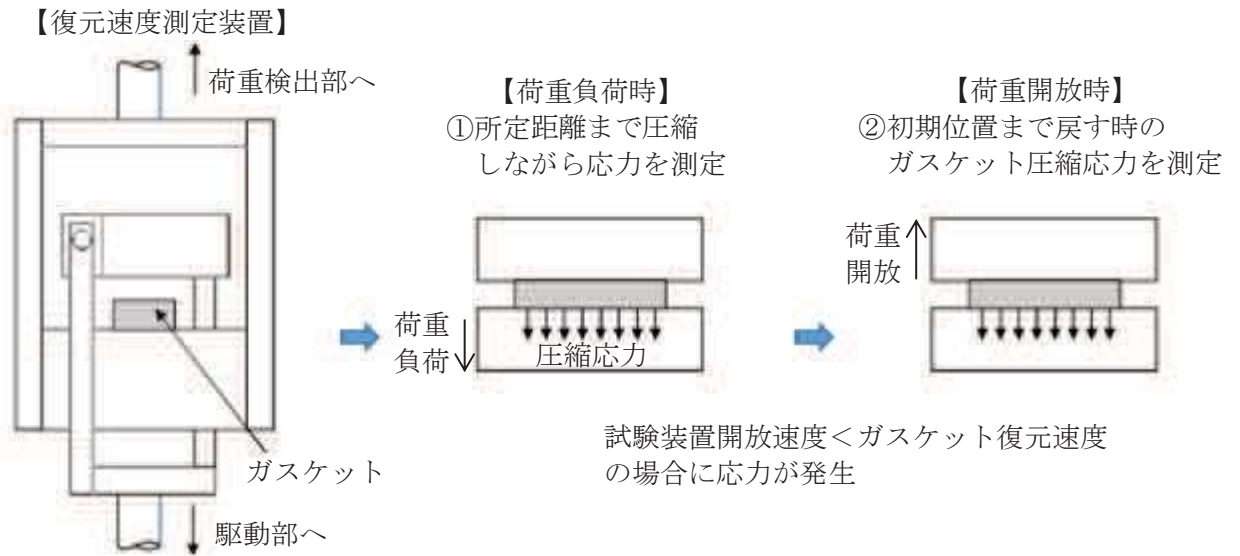


図1 復元速度測定試験の概要

2.2 試験結果

試験結果を図2に示す。この図に示すように、荷重開放時の各計測点において圧縮応力が測定されたことから、改良 EPDM 製シール材の復元速度は 500mm/min (8.33mm/s) 以上であることを確認した。前述のとおり、フランジ開口量の変化速度が早くなるのは、LOCA のブローダウン時及び原子炉圧力容器破損に伴う FCI による蒸気発生時であるが、その時のフランジ開口変化速度はそれぞれ 0.29mm/s 程度、0.03mm/s 程度であり、以下のとおりシール材復元速度は十分な追従性を有しているものであり、急速な開口に対してもシール機能を維持できるものと考えられる。

シール材復元速度 500mm/min (8.33mm/s) 以上

> フランジ開口変化速度 (0.29mm/s 及び 0.03mm/s)



図2 一定復元速度下で測定した改良 EPDM 製シール材の圧縮応力

なお、本試験は、劣化していない材料に対して実施したものであるが、表1に示すとおり、劣化後の圧縮永久ひずみ、硬さ、質量変化率は、大きなばらつきがなく、有意な性状変化が見られていない。

これらに示す試験結果から、劣化を考慮した場合でもシール材の復元特性に大きな変化はなく、また、復元速度はフランジ開口速度に対して十分な余裕があることから、開口に対する追従性に問題はないものとする。

表1 改良 EPDM 製シール材の基礎特性データの経時変化

No	試験時間 (日)	試験温度 (°C)	圧縮永久ひずみ試験					
			圧縮永久ひずみ率 (%)		硬さ		質量変化率 (%)	
			実測値	平均値	実測値	平均値	実測値	平均値
1	0~7	200						
2	7~14	150						
3	14~30	150						

注：γ線 1.0MGy 照射済の試験体を用い、飽和蒸気環境下に曝露した後の測定値

<追従性判断に使用できる理由>

劣化した試験体についても復元速度測定を実施している。試験条件を表 2、試験結果を図 3、4 に示しているが、劣化後においても復元速度は 500mm/min 以上であり、十分な復元速度を有していることが確認できた。

表 2 劣化試験体を用いた復元速度測定試験の試験条件

ケース	材料	照射量	曝露気体	曝露温度	復元速度	試験体数
1	改良 EPDM	□ MGy	蒸気	200℃ (168 時間)	300mm/min	3 個
					500mm/min	3 個
2	改良 EPDM	□ MGy	蒸気	200℃ (168 時間) + 150℃ (168 時間)	300mm/min	3 個
					500mm/min	3 個

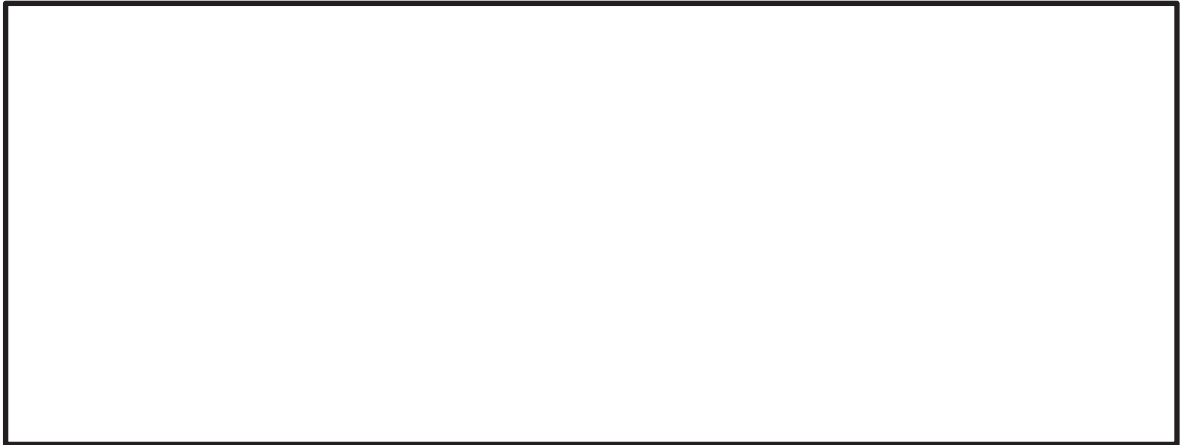


図 3 復元速度測定試験 (試験数: 各 3)
(劣化条件<ケース 1>: 放射線 □ MGy, 熱 200℃, 168h)
(左: 300mm/min, 右: 500mm/min)



図 4 復元速度測定試験 (試験数: 各 3)
(劣化条件<ケース 2>: 放射線 □ MGy, 熱 200℃, 168h⇒150℃, 168h)
(左: 300mm/min, 右: 500mm/min)

本試験で得られた結果から、劣化を考慮した場合の改良 EPDM 製シール材の復元速度は 500mm/min (8.33mm/s) 以上であることが確認できる。これは、有効性評価で考慮している最もフランジ開口の変化速度が速い事象 (0.29mm/s 程度及び 0.03mm/s 程度) と比較しても、十分な裕度を有しており、試験データのばらつきも小さいことから、重大事故等時に必要なシール機能を維持できるものと評価できる。

フランジ部の塑性変形の評価について

原子炉格納容器バウンダリの健全性評価のうち、開口評価を行っているものに対して、重大事故等時の原子炉格納容器過圧状態における開口により、塑性変形が生じないことを示す。

開口影響がある部位の評価として、200℃、2Pdにおけるフランジ部の変形によるフランジ部の発生応力を算出し、供用状態Cにおける許容応力と比較した。その結果、すべてのフランジ部の発生応力が供用状態Cにおける許容応力を下回っており、塑性変形が生じないことを確認した。

<評価対象>

- ①ドライウェル主フランジ
- ②機器搬出入用ハッチ
- ③逃がし安全弁搬出入口
- ④制御棒駆動機構搬出入口
- ⑤所員用エアロック
- ⑥サプレッションチェンバ出入口

①ドライウェル主フランジ

ドライウェル主フランジについて、供用状態 C における許容応力を下回ることを確認する。

ドライウェル主フランジの評価結果を表 1 に示す。発生応力は供用状態 C における許容応力を下回っており、塑性変形は生じない。

表 1 ドライウェル主フランジの評価結果

荷重	発生応力			供用状態 C における許容応力 (MPa)	
2Pd	ボルト中心円におけるフランジの半径方向応力	$\sigma_{R'}$	接触面	212	225
			裏面	-212	
	フランジの半径方向応力	σ_R	接触面	13	225
			裏面	-17	
	フランジの周方向応力	σ_T	接触面	53	225
			裏面	26	
	円筒胴のフランジとの結合部の軸方向応力	σ_{H1}	内面	154	338
			外面	-39	
	円筒胴のフランジとの結合部の周方向応力	σ_{H2}	内面	96	338
			外面	39	
組合せ応力	$\frac{\sigma_H^* + \sigma_{R'}}{2}$		184	225	
	$\frac{\sigma_H^* + \sigma_T}{2}$		104	225	
ボルトの平均引張応力			391		

注記* : σ_H は σ_{H1} と σ_{H2} のいずれか大きい値とする。

②機器搬出入用ハッチ

機器搬出入用ハッチ蓋フランジについて、供用状態 C における許容応力を下回ることを確認する。

機器搬出入用ハッチ蓋フランジの評価結果を表 2 に示す。発生応力は供用状態 C における許容応力を下回っており、塑性変形は生じない。

表 2 機器搬出入用ハッチ蓋フランジの評価結果

材質 : SGV49

応力評価点	発生応力	供用状態 C における許容応力 (MPa)
蓋フランジ	93	338

③逃がし安全弁搬出入口

逃がし安全弁搬出入口蓋フランジについて、供用状態 C における許容応力を下回ることを確認する。

逃がし安全弁搬出入口蓋フランジの評価結果を表 3 に示す。発生応力は供用状態 C における許容応力を下回っており、塑性変形は生じない。

表 3 逃がし安全弁搬出入口蓋フランジの評価結果

材質：SGV49

応力評価点	発生応力	供用状態 C における許容応力 (MPa)
蓋フランジ	42	338

④制御棒駆動機構搬出入口

制御棒駆動機構搬出入口蓋フランジについて、供用状態 C における許容応力を下回ることを確認する。

制御棒駆動機構搬出入口の評価結果を表 4 に示す。発生応力は供用状態 C における許容応力を下回っており、塑性変形は生じない。

表 4 制御棒駆動機構搬出入口蓋フランジの評価結果

材質：SGV49

応力評価点	発生応力	供用状態 C における許容応力 (MPa)
蓋フランジ	24	338

⑤所員用エアロック

所員用エアロック隔壁について、添付書類「VI-3-3-6-1-3-2 所員用エアロックの強度計算書」の最も厳しい応力評価点の結果より、供用状態 C における許容応力を下回ることを確認する。

所員用エアロック隔壁の評価結果を表 5 に示す。発生応力は供用状態 C における許容応力を下回っており、塑性変形は生じない。

表 5 所員用エアロック隔壁の評価結果

材質：SGV49

応力評価点	発生応力	供用状態 C における許容応力 (MPa)
隔壁	258	338

⑥サプレッションチェンバ出入口

サプレッションチェンバ出入口フランジについて、供用状態 C における許容応力を下回ることを確認する。

サプレッションチェンバ出入口フランジの評価結果を表 6 に示す。発生応力は供用状態 C における許容応力を下回っており、塑性変形は生じない。

表 6 サプレッションチェンバ出入口フランジの評価結果

材質：SFVC2B（フランジ），SNCM439（ボルト）

荷重	発生応力			供用状態 C における 許容応力 (MPa)
2Pd	フランジの半径方向応力	σ_R	45	206
	フランジの周方向応力	σ_T	7	206
	円筒胴のフランジとの結合部の軸方向応力	σ_H	61	309
	組合せ応力	$\frac{\sigma_H + \sigma_R}{2}$	53	206
		$\frac{\sigma_H + \sigma_T}{2}$	34	206
	ボルトの平均引張応力		375	

200℃, 2Pd の適用可能時間を過ぎてから用いる限界圧力, 温度について

1. 概要

有効性評価における原子炉格納容器の限界温度・圧力の判定基準（評価項目）は 200℃, 2Pd と設定しており, 200℃, 2Pd の状態が継続することを考慮した評価が必要な部位はシール部である。このため, シール部については, 200℃, 2Pd の状態が 7 日間（168 時間）継続した場合でもシール機能に影響がないことを確認することで, 限界温度, 圧力における原子炉格納容器閉じ込め機能の健全性を示している。

ここでは, 200℃, 2Pd を適用可能な 7 日間（168 時間）以降においても, 有効性評価で得られている厳しい条件を考慮し, 原子炉格納容器の閉じ込め機能を示す。

また, 上記に加えて, 7 日間（168 時間）以降の累積放射線照射量に対しても, 原子炉格納容器の閉じ込め機能に影響がないことを確認する。

2. 7 日間（168 時間）以降の圧力, 温度の条件

7 日間（168 時間）以降において, 原子炉格納容器圧力が最も高くなるのは, 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合のシーケンス及び「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」で想定されるシーケンスである。これらのシーケンスは, 格納容器内雰囲気酸素濃度が 4.0vol%（ドライ条件）に到達した時点で, 格納容器内雰囲気酸素濃度上昇による格納容器ベントを遅延するため, 427kPa まで原子炉格納容器への窒素注入を行う手順としており, 表 1 で示すとおり, 7 日間（168 時間）以降の原子炉格納容器圧力は最大で 427kPa となる。代表的に, 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合のシーケンスにおける原子炉格納容器圧力の推移を図 1 に示す。

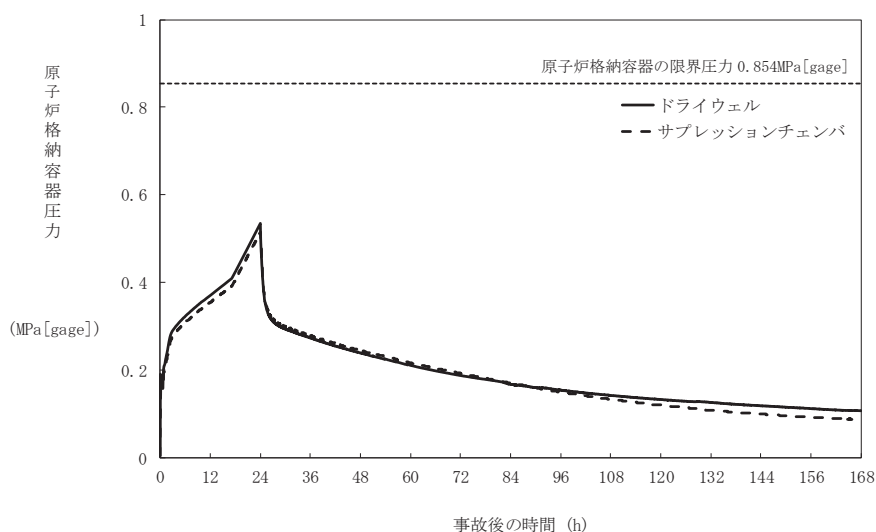


図 1 原子炉格納容器圧力（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合）

7日間（168時間）以降の原子炉格納容器雰囲気温度が最も高くなるのは、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用できない場合のシナリオである。このシナリオの原子炉格納容器雰囲気温度の推移を図2に示すが、7日間（168時間）時点で150℃未満であり、その後の原子炉格納容器雰囲気温度は崩壊熱の減衰によって低下傾向となるため、表1で示すとおり7日間（168時間）以降は150℃を下回る。また、原子炉格納容器バウンダリにかかる温度（壁面温度*）についても、事象発生後5.2時間後に生じる最高値は約171℃であるが、7日間以降は150℃を下回る。

注記*：評価に用いているMAAPコードは、FP沈着に伴う発熱を考慮したものとなっている。

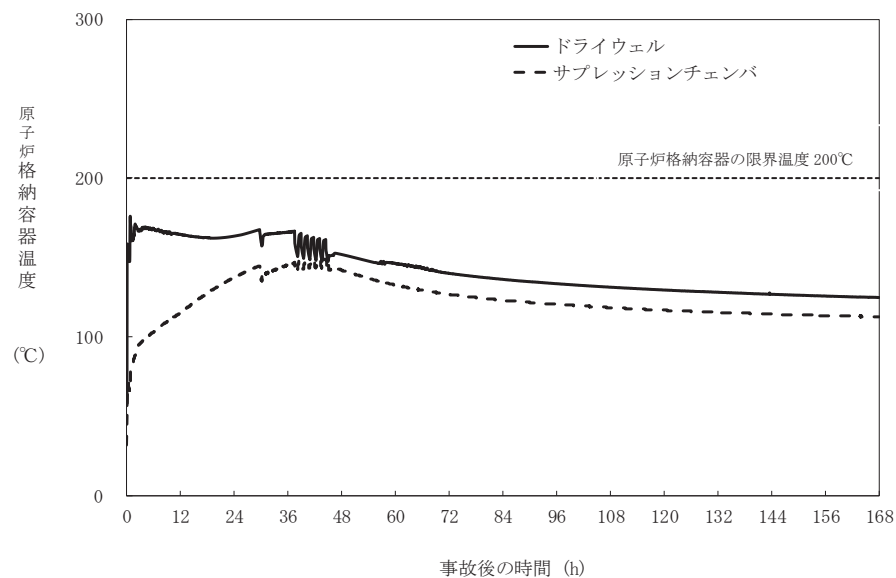


図2 原子炉格納容器雰囲気温度（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用できない場合）

表1 事故発生後の経過時間と原子炉格納容器圧力・温度の関係

事象発生後の経過時間	0～168時間	168時間以降
原子炉格納容器圧力	評価項目として2Pd(854kPa)を設定	有効性評価シナリオで最大427kPa以下となる (MAAP解析結果)
原子炉格納容器温度	評価項目として200℃を設定	有効性評価シナリオで150℃を下回る (MAAP解析結果)

3. 7日間（168時間）以降の原子炉格納容器圧力、温度と閉じ込め機能の関係について
 3.1 7日間（168時間）以降の原子炉格納容器圧力と閉じ込め機能の関係について

時間経過により、原子炉格納容器の健全性に影響を及ぼす部位はシール材である。シール部の機能維持は、図3の模式図に示すとおり、原子炉格納容器圧力の上昇に伴うフランジ部の過渡的な開口挙動に対し、シール材の復元量が十分に確保されていることをもって確認している。つまり、原子炉格納容器温度によるシール材の熱劣化を考慮しても、圧縮永久ひずみ試験結果によりシール材の復元量が十分であれば、シール部の機能は健全である。長期のケースとして、有効性評価シナリオにおいて168時間時の原子炉格納容器圧力が高い代替循環冷却系運転ケースを評価しても、原子炉格納容器圧力は約0.120MPaであり開口量は小さい（表2参照）。なお、復元量の具体的な評価は、原子炉格納容器温度に関係することから3.2で示す。

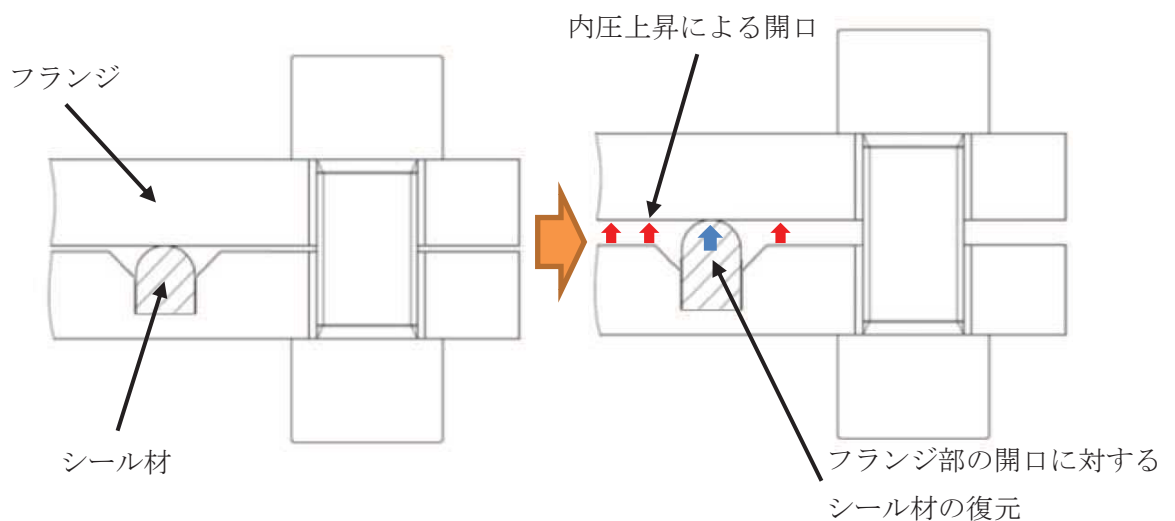


図3 シール部の機能維持確認の模式図

表2 原子炉格納容器圧力と開口量の関係

フランジ部位	168時間時点 (0.120MPa) (mm)	2Pd時 (0.854MPa) (mm)
ドライウェル主フランジ	[Redacted]	[Redacted]
機器搬出入用ハッチ		
逃がし安全弁搬出入口		
制御棒駆動機構搬出入口		
所員用エアロック		
サブプレッションチェンバ出入口		

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3.2 7日間（168時間）以降の原子炉格納容器温度と閉じ込め機能の関係について

原子炉格納容器温度の上昇に伴う、時間経過によるシール材の長期的（原子炉格納容器温度が150℃を下回る状況）な影響を調査する。ここでは、ドライウェル主フランジや機器搬出入用ハッチ等に使用されている改良EPDM製シール材について、168時間以降の温度・時間とシール材料の劣化挙動を確認するため、シール材の圧縮永久ひずみ試験を実施した。表3に改良EPDM製シール材の長期劣化を考慮した圧縮永久ひずみ試験結果を示す。

表3 改良EPDM製シール材の長期劣化を考慮した圧縮永久ひずみ試験結果

No	試験時間及び試験温度	圧縮永久ひずみ試験					
		圧縮永久ひずみ率(%)		硬さ		質量変化率(%)	
		実測値	平均値	実測値	平均値	実測値	平均値
1	168h(200℃)						
2	168h(200℃) +168h(150℃)						
3	168h(200℃) +30日(150℃)						

注：γ線 MGy 照射済の試験体を用い、飽和蒸気環境下に暴露した後の測定値

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表3に示すように、168時間以降、150℃の環境下においては、改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験データにほとんど変化はなく、経時劣化の兆候は見られない。したがって、重大事故等発生後168時間以降における原子炉格納容器温度を150℃と設定した場合でも、シール部の機能は十分維持される。なおEPDM材の一般特性としての耐温度性は150℃であり、表3の結果は改良EPDM製シール材が200℃条件を7日間経験しても、一般特性としての耐熱温度まで低下すれば、それ以降は有意な劣化傾向は見られないことを示している。また、表3の結果から圧縮永久ひずみ率 %時の改良EPDM製シール材復元量とフランジ開口量のイメージを図4に示しており、表2で示す168時間以降の原子炉格納容器圧力に対しても十分追従可能な復元量を維持していることが確認できる。

なお、圧縮永久ひずみ試験は、同じ条件に暴露した3個の試験体を用いて試験を実施している。圧縮永久ひずみ率、硬さ及び質量変化率ともに試験結果にばらつきがないため、試験体数が3個であることは妥当であると考えられる。よって、これらの平均値を用いて評価は信頼性を有していると考えられる。

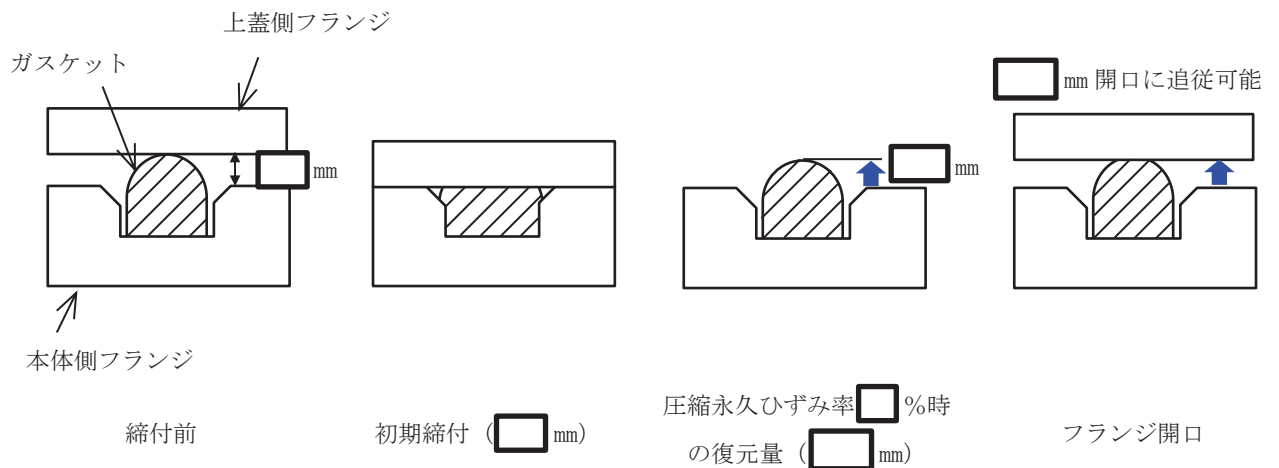


図4 圧縮永久ひずみ率 %時のシール材復元量とフランジ開口量

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

4. 7日間（168時間）以降の原子炉格納容器の閉じ込め機能について

前述の検討を踏まえ、168時間以降については、原子炉格納容器圧力、温度が低下していることから、最初の168時間に対して限界温度、圧力を超えないよう管理することで、長期的な原子炉格納容器閉じ込め機能は維持されると考える。ただし、重大事故等時環境が継続することにより、熱劣化等の閉じ込め機能低下要因が存在することも踏まえ、長期的なプラントマネジメントの目安として、168時間以降の領域においては、原子炉格納容器温度が150℃を超えない範囲で、また、原子炉格納容器圧力が1Pdを超えない範囲でプラント状態を運用する。



図5 原子炉格納容器温度の168時間以降の考え方



図6 原子炉格納容器圧力の168時間以降の考え方

5. 7日間（168時間）以降の放射線照射量と閉じ込め機能の関係について

時間経過によるシール材の長期的な影響を調査する。ここでは、ドライウェル主フランジや機器搬出入用ハッチ等に使用されている改良 EPDM 製シール材を用いて、168 時間以降の累積放射線照射量・時間とシール材料の劣化挙動を確認するため、シール材の基礎特性試験を実施した。試験結果を表 4 に示す。累積放射線照射量による影響は、試験結果より、有意な変更がないことから、168 時間以降の累積放射線照射量に対してもシール機能は維持することができる。

表 4 改良 EPDM 製シール材の累積放射線照射量と圧縮永久ひずみ率の関係

累積放射線照射量		圧縮永久ひずみ率	
	MGy		%
	MGy		%
	MGy		%

試験条件

雰囲気：蒸気環境

温度・劣化時間：200℃・168 時間+150℃・168 時間

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

原子炉格納容器貫通部リスト

原子炉格納容器に取り付けられている貫通部のリストを以下に示す。

原子炉格納容器貫通部リスト(1/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取付位置	
			口径 D [mm]	厚さ t [mm]	t/D	高さ [O. P.]	角度
アクセス開口等	X-1	逃がし安全弁搬出入口		—*	—*		
	X-2A	機器搬出入用ハッチ		—*	—*		
	X-2B	機器搬出入用ハッチ		—*	—*		
	X-3	所員用エアロック		—*	—*		
	X-4	制御棒駆動機構搬出入口		—*	—*		
	X-5	ISI 用ハッチ	318.50				
	X-6A	ベント開口		—*	—*		
	X-6B	ベント開口		—*	—*		
	X-6C	ベント開口		—*	—*		
	X-6D	ベント開口		—*	—*		
	X-6E	ベント開口		—*	—*		
	X-6F	ベント開口		—*	—*		
	X-6G	ベント開口		—*	—*		
	X-6H	ベント開口		—*	—*		
	X-200A	サプレッションチェンバ 出入口		—*	—*		
	X-200B	サプレッションチェンバ 出入口		—*	—*		
	X-201A	ベント開口		—*	—*		
	X-201B	ベント開口		—*	—*		
	X-201C	ベント開口		—*	—*		
	X-201D	ベント開口		—*	—*		
X-201E	ベント開口		—*	—*			
X-201F	ベント開口		—*	—*			
X-201G	ベント開口		—*	—*			
X-201H	ベント開口		—*	—*			

注記*：当該貫通部は、配管貫通部以外の評価対象であり、代表性として不要な情報であるため、「—」とする。

原子炉格納容器貫通部リスト(2/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取付位置		
			口径 D [mm]	厚さ t [mm]	t/D	高さ [O. P.]	角度	
アクセス開口等	X-202A	真空破壊装置						
	X-202B	真空破壊装置						
	X-202C	真空破壊装置						
	X-202D	真空破壊装置						
	X-202E	真空破壊装置						
	X-202F	真空破壊装置						
	X-205A	ドレン用						216.30
	X-205B	ドレン用						216.30
配管貫通部【プロセス配管貫通部(ドライウエル)】	X-10A	主蒸気(タービンへ)	1066.8					
	X-10B	主蒸気(タービンへ)	1066.8					
	X-10C	主蒸気(タービンへ)	1066.8					
	X-10D	主蒸気(タービンへ)	1066.8					
	X-11	MS ドレン	457.2					
	X-12A	給水(RPVへ)	914.4					
	X-12B	給水(RPVへ)	914.4					
	X-13A	PLR ポンプパージ水供給	165.2					
	X-13B	PLR ポンプパージ水供給	165.2					
	X-14	PLR サンプリング	216.3					
	X-20	CRD 挿入	42.7					
	X-21	CRD 引抜	34.0					
	X-22	ほう酸水注入	165.2					
	X-30A	ドライウエルスプレイ	267.4					
	X-30B	ドライウエルスプレイ	267.4					
	X-31A	RHR 低圧注入(LPCI)	660.4					
	X-31B	RHR 低圧注入(LPCI)	660.4					
	X-31C	RHR 低圧注入(LPCI)	660.4					
	X-32A	RHR 戻り(停止時冷却)	711.2					
	X-32B	RHR 戻り(停止時冷却)	711.2					
X-33A	RHR 供給(停止時冷却)	762.0						
X-33B	RHR 供給(停止時冷却)	762.0						

原子炉格納容器貫通部リスト(3/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取付位置	
			口径 D [mm]	厚さ t [mm]	t/D	高さ [O. P.]	角度
配管貫通部【プロセス配管貫通部(ドライウエル)】	X-34	低圧炉心スプレイ	660.4				
	X-35	高圧炉心スプレイ	660.4				
	X-36	RCIC 蒸気供給	508.0				
	X-37	RPV ヘッドスプレイ	508.0				
	X-50	CUW ポンプ給水	609.6				
	X-51	機器ドレン	89.1				
	X-52	床ドレン	165.2				
	X-60	MUWC 供給	89.1				
	X-61A	RCW (A) 供給	165.2				
	X-61B	RCW (B) 供給	165.2				
	X-62A	RCW (A) 戻り	165.2				
	X-62B	RCW (B) 戻り	165.2				
	X-63	HNCW 供給	457.2				
	X-64	HNCW 戻り	457.2				
	X-70	所内用空気	89.1				
	X-71	計装用空気	165.2				
	X-72A	ADS アキュームレータ (A) 供給	165.2				
	X-72B	ADS アキュームレータ (B) 供給	165.2				
	X-73	常用アキュームレータ供給	165.2				
	X-80	ドライウエル換気(送気)	609.6				
	X-81	ドライウエル換気(排気)	609.6				
	X-82A	FCS 吸込 (A)	114.3				
	X-82B	FCS 吸込 (B)	114.3				
	X-90	予備	406.4				
	X-91	代替高圧窒素ガス (B) 供給	406.4				
	X-92	原子炉格納容器下部注水	318.5				
X-93	原子炉格納容器 pH 調整	318.5					
X-106B	代替高圧窒素ガス (A) 供給	318.5					

原子炉格納容器貫通部リスト(4/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取付位置	
			口径 D [mm]	厚さ t [mm]	t/D	高さ [O. P.]	角度
配管貫通部 【プロセス配管貫通部(サブプレッションチェンバ)】	X-212	MSIV リークオフライン	60.5				
	X-213A	サブプレッションチェンバ スプレイ	114.3				
	X-213B	サブプレッションチェンバ スプレイ	114.3				
	X-214A	RHR ポンプ給水(A)	508.0				
	X-214B	RHR ポンプ給水(B)	508.0				
	X-214C	RHR ポンプ給水(C)	508.0				
	X-215A	RHR ポンプテスト(A)	318.5				
	X-215B	RHR ポンプテスト(B, C)	318.5				
	X-217	LPCS ポンプ給水	508.0				
	X-218	LPCS ポンプテスト	267.4				
	X-219	HPCS ポンプ給水	508.0				
	X-220	HPCS ポンプテスト	267.4				
	X-221	RCIC ポンプ給水	165.2				
	X-222	RCIC タービン排気	318.5				
	X-223	真空ポンプ吹出(RCIC)	60.5				
	X-230	サブプレッションチェンバ 換気(排気)	609.6				
	X-231	サブプレッションチェンバ 換気(送気)	609.6				
	X-232A	FCS(A) 戻り	165.2				
	X-232B	FCS(B) 戻り	165.2				
	X-233	予備	114.3				
	X-240	予備	114.3				
	X-241	予備	165.2				
	X-242	予備	165.2				
	X-243	原子炉格納容器フィルタ ベント	114.3				
X-281	原子炉格納容器調気	34.0					

原子炉格納容器貫通部リスト(5/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取付位置	
			口径 D [mm]	厚さ t [mm]	t/D	高さ [O. P.]	角度
配管貫通部【計装配管貫通部(ドライウエル)】	X-130A	主蒸気流量(b~e), 予備(a, f)	406.4				
	X-130B	主蒸気流量(b~e), 予備(a, f)	406.4				
	X-130C	主蒸気流量(b~e), 予備(a, f)	406.4				
	X-130D	主蒸気流量(b~e), 予備(a, f)	406.4				
	X-131	原子炉水位	114.3				
	X-132A	原子炉水位及び圧力	114.3				
	X-132B	原子炉水位及び圧力	114.3				
	X-132C	原子炉水位及び圧力	114.3				
	X-132D	原子炉水位及び圧力	114.3				
	X-133A	原子炉水位及び圧力	114.3				
	X-133B	原子炉水位及び圧力	114.3				
	X-133C	原子炉水位及び圧力	114.3				
	X-133D	原子炉水位及び圧力	114.3				
	X-134A	原子炉水位及び圧力	114.3				
	X-134B	原子炉水位及び圧力	114.3				
	X-134C	原子炉水位及び圧力	114.3				
	X-134D	原子炉水位及び圧力	114.3				
	X-135A	ジェットポンプ流量(a~f)	406.4				
	X-135B	ジェットポンプ流量(a~f)	406.4				
	X-135C	ジェットポンプ流量(a~f)	406.4				
	X-135D	ジェットポンプ流量(a~f)	406.4				
	X-136A	PLR(b~e), 炉心下部格子板下圧力(a), 予備(f)	406.4				
	X-136B	PLR(b~e), 予備(a, f)	406.4				
	X-137A	PLR(c, d), CUW(b, e), 予備(a, f)	406.4				
X-137B	PLR(c, d), RHR(a, b, e, f)	406.4					
X-137C	PLR(c, d), RHR(a, b, e, f)	406.4					

原子炉格納容器貫通部リスト(6/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取付位置	
			口径 D [mm]	厚さ t [mm]	t/D	高さ [O. P.]	角度
配管貫通部 【計装配管貫通部(ドライウエル)】	X-137D	PLR(c, d), CUW(b, e), 炉心下部格子板上圧力(a), 予備(f)	406.4				
	X-138	炉心下部格子板下圧力(c), 炉心下部格子板上圧力(d), 予備(a, b, e, f)	406.4				
	X-139A	LPCI-A(c), LPCS(d), 予備(a, b, e, f)	406.4				
	X-139B	予備(a, b, e, f), LPCI-B(d), LPCI-C(c)	406.4				
	X-140A	RCIC(a, f), 予備(b, c, d, e)	406.4				
	X-140B	RPV フランジリーク(b), RCIC(a, f), HPCS(e), 予備(c), D/W 水位(d)	406.4				
	X-150	FP モニタ(a, b), D/W 水位(c)	318.5				
	X-151A	CAMS(γ線)	267.4				
	X-151B	CAMS(γ線)	267.4				
	X-152A	D/W 圧力(a), CAMS サンプルリング(b, c)	318.5				
	X-152B	D/W 圧力(a), 予備(b, c)	318.5				
	X-152C	D/W 圧力(a), 予備(b, c)	318.5				
	X-152D	D/W 圧力(a), CAMS サンプルリング(b, c)	318.5				
	X-153	露点計測(a, b), 予備(c)	318.5				
	X-154	LOCA 時炉水サンプルリング	114.3				
	X-155	格納容器漏洩試験用(a, b), 予備(c)	318.5				
	X-160A	TIP 案内管	48.6				
	X-160B	TIP 案内管	48.6				
	X-160C	TIP 案内管	48.6				
	X-160D	TIP 案内管	48.6				
	X-161	TIP パージ用	48.6				
	X-190A	予備	406.4				
X-190B	予備	406.4					
X-191A	予備	406.4					
X-191B	予備	406.4					

原子炉格納容器貫通部リスト(7/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取付位置	
			口径 D [mm]	厚さ t [mm]	t/D	高さ [O. P.]	角度
配管貫通部 【計装配管貫通部(サブプレッションチェンバ)】	X-260A	CAMS (A) 供給	27.2				
	X-260B	CAMS (B) 供給	27.2				
	X-261A	CAMS (A) 戻り	27.2				
	X-261B	CAMS (B) 戻り	27.2				
	X-262A	CAMS ドレン (A)	27.2				
	X-262B	CAMS ドレン (B)	27.2				
	X-263	LOCA 時液体サンプル戻り	27.2				
	X-270A	真空破壊装置計装	27.2				
	X-270B	真空破壊装置計装	27.2				
	X-270C	真空破壊装置計装	27.2				
	X-270D	真空破壊装置計装	27.2				
	X-270E	真空破壊装置計装	27.2				
	X-270F	真空破壊装置計装	27.2				
	X-271A	サブプレッションチェンバ 圧力	27.2				
	X-271B	サブプレッションチェンバ 圧力	27.2				
	X-272A	サブプレッションプール水位	34.0				
	X-272B	サブプレッションプール水位	27.2				
	X-272C	サブプレッションプール水位	34.0				
	X-272D	サブプレッションプール水位	27.2				
	X-272E	サブプレッションプール水位	34.0				
X-272F	サブプレッションプール水位	27.2					
X-280	サブプレッションプール水位	34.0					
電気配線貫通部 (ドライウエル)	X-100A	中性子計装	318.5				
	X-100B	中性子計装	318.5				
	X-100C	中性子計装	318.5				
	X-100D	中性子計装	318.5				
	X-101A	再循環ポンプ動力	457.2				
	X-101B	再循環ポンプ動力	457.2				
	X-101C	再循環ポンプ動力	457.2				
	X-101D	再循環ポンプ動力	457.2				
	X-102A	制御	318.5				
	X-102B	制御	318.5				
	X-102C	制御	318.5				
	X-102D	制御	318.5				

原子炉格納容器貫通部リスト(8/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取付位置	
			口径 D [mm]	厚さ t [mm]	t/D	高さ [O.P.]	角度
電気配線貫通部(ドライウエル)	X-102E	制御	318.5				
	X-103A	計装	318.5				
	X-103B	計装	318.5				
	X-103C	計装	318.5				
	X-104A	制御棒位置指示	318.5				
	X-104B	制御棒位置指示	318.5				
	X-104C	制御棒位置指示	318.5				
	X-104D	制御棒位置指示	318.5				
	X-105A	低圧動力	318.5				
	X-105B	低圧動力	318.5				
	X-105C	低圧動力	318.5				
	X-105D	低圧動力	318.5				
	X-106A	予備	318.5				
	電気配線貫通部(サブレーションチャンネル)	X-250A	計装	318.5			
X-250B		計装	318.5				

重大事故等時の動荷重について

1. 概要

女川原子力発電所第2号機（以下「女川2号機」という。）において、重大事故等時の原子炉格納容器に生じる動荷重について整理し、その動荷重が設計基準事故を上回る又は設計基準事故で想定されていない動荷重については、原子炉格納容器に対する影響を確認する。

2. 原子炉格納容器に生じる動荷重について

2.1 設計基準事故時に生じる動荷重

原子炉格納容器に生じる動荷重を抽出するにあたって、初めに設計基準事故時に生じる動荷重について記載する。

設計基準事故時に生じる動荷重は、「BWR MARK I型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針」で示されており、冷却材喪失（以下「LOCA」という。）時及び逃がし安全弁作動時に生じるものを考慮することが求められている（参考資料1）。この2つの事象時は、以下のような現象により動荷重が生じる。

2.1.1 LOCA時に生じる動荷重

LOCA時には、原子炉冷却材圧力バウンダリ内から多量の原子炉冷却材が流出することに伴い、以下のような現象が生じる。

- ・LOCA時のドライウェル圧力の急激な上昇によりダウンカマ内の水がサブプレッションチェンバへ移行する
- ・その後、ドライウェル内の非凝縮性ガスがサブプレッションチェンバへ移行する
- ・原子炉冷却系統から流出した原子炉冷却材が蒸気となり、ドライウェルからサブプレッションチェンバへ移行する

この過程で、ダウンカマ内の水がサブプレッションチェンバへ移行すると、水ジェット流が形成され動荷重が作用する。また、非凝縮性ガスがサブプレッションチェンバへ移行すると気泡を形成し、プール水中の圧力上昇、水面上昇による衝撃力等により動荷重が作用する。さらに蒸気がサブプレッションチェンバへ移行するとプール水によって蒸気は凝縮され、この過程でサブプレッションチェンバ内のプール水が揺動し種々の動荷重が生じる。

2.1.2 逃がし安全弁作動時に生じる動荷重

逃がし安全弁作動時には、逃がし安全弁排気管（以下「排気管」という。）から多量の原子炉冷却材が流出することに伴い、以下のような現象が生じる。

- ・逃がし安全弁作動時に多量の原子炉冷却材が放出されるため、排気管内の水がサブプレッションチェンバへ移行する
- ・その後、排気管内の非凝縮性ガスがサブプレッションチェンバへ移行する
- ・原子炉圧力容器から流出した蒸気が、逃がし安全弁から排気管を通じて、サブプレッションチェンバへ移行する

この過程で、排気管内の水がサブプレッションチェンバへ移行すると、水ジェット流が形成され動荷重が作用する。また、非凝縮性ガスがサブプレッションチェンバへ移行すると気泡を形成し、この気泡が過膨張・収縮を繰り返し動荷重が作用する。さらに蒸気がサブプレッションチェンバへ移行するとプール水によって蒸気は凝縮され、この過程で蒸気が不安定凝縮となる場合動荷重が生じるが、排気管出口にクエンチャを設置することで安定的な蒸気凝縮を確保しており、荷重としては非凝縮性ガス放出時に比べて小さい。

なお、逃がし安全弁作動時の動荷重のように原子炉冷却材圧力バウンダリからサブプレッションチェンバに放出される蒸気として、原子炉隔離時冷却系タービン排気がある。原子炉隔離時冷却系タービン排気管出口の蒸気圧力は数十kPa程度であり、逃がし安全弁の排気管出口の蒸気圧力（約3MPa）と比較し、十分に小さく、逃がし安全弁作動時の動荷重に包絡される。また、逃がし安全弁作動時と原子炉隔離時冷却系による冷却は同時に生じないことから、動荷重は重ならない。このため、原子炉隔離時冷却系タービン排気管から放出される蒸気による動荷重は、考慮不要である。なお、高圧代替注水系タービン排気圧力も同等であるため、考慮不要である。

2.2 重大事故等時に生じる動荷重の整理

2.1に示したとおり、動荷重は、ダウンコマ又は排気管から、多量の水、非凝縮性ガス及び蒸気がサブプレッションチェンバに移行するときに発生する。このため、重大事故等時に生じる動荷重についても、ダウンコマ又は排気管から、多量の水、非凝縮性ガス及び蒸気がサブプレッションチェンバに移行する事象を抽出し、整理する。

整理方法としては、炉心損傷防止対策の有効性評価における重要事故シーケンス及び格納容器破損防止対策の有効性評価における評価事故シーケンス（以下「重要事故シーケンス等」という。）ごとに事故進展を整理し、生じる動荷重を抽出する。重要事故シーケンス等において、多量の水、非凝縮性ガス及び蒸気がサブプレッションチェンバに移行するシーケンスを表2-1に示す。

この整理により、設計基準事故時に考慮されていない動荷重を、以下のように抽出した（表2-2）。

- ・高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

逃がし安全弁作動時に原子炉圧力容器からサブプレッションチェンバへ放出される蒸気が過熱蒸気であることから設計基準事故時の飽和蒸気と性状が異なる

- ・原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（以下「FCI」という。）

高温の炉心（デブリを含む）と水との接触に伴う圧力上昇に伴い、サブプレッションチェンバへドライウエル内の非凝縮性ガス等が流入する

- ・雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（以下「格納容器過圧・過温破損」という。）

格納容器ベント時にサブプレッションチェンバが減圧することによりドライウエルからサブプレッションチェンバへ蒸気が流入するとともにプール水の減圧沸騰が生じるおそれがある

これらの動荷重に対して、有効性評価等で得られている各パラメータ等を用いることで、原子炉格納容器の健全性を確認する。

また、逃がし安全弁作動時の動荷重のうち、設計基準事故時に想定される動荷重と同等以下と考えられる重要事故シーケンスについては、一部のパラメータが設計基準事故時のパラメータを超えることから、その動荷重への影響について評価結果を記載する。

表2-1 重大事故等時に生じる動荷重

No.	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
1	<p>高圧・低圧注水 機能喪失 (給水喪失)</p> <p>[TQUV]</p>	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下するが、逃がし安全弁（自動減圧機能）6個を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）6個の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出及びサブプレッションチェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
2	<p>高圧注水・減圧 機能喪失 (給水喪失)</p> <p>[TQUX]</p>	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下するが、代替自動減圧回路による自動減圧（逃がし安全弁2個）が行われ、低圧炉心スプレイ系及び残留熱除去系（低圧注水モード）3系統により注水される。</p> <p>本事象は、<u>自動減圧時の逃がし安全弁2個の作動に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
3	<p>全交流 動力電源喪失</p> <p>[長期 TB]</p>	<p>全交流動力電源喪失により原子炉水位は低下し、その後原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位は維持される。逃がし安全弁（自動減圧機能）2個を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）2個の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>

No.	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
4	<p style="text-align: center;">全交流 動力電源喪失</p> <p style="text-align: center;">[TBU]</p>	<p>全交流動力電源喪失により原子炉水位は低下し、原子炉隔離時冷却系の自動起動に失敗する。その後高圧代替注水系を手動起動して原子炉水位を維持する。逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
5	<p style="text-align: center;">全交流 動力電源喪失</p> <p style="text-align: center;">[TBD]</p>	<p>全交流動力電源喪失により原子炉水位は低下し、直流電源が喪失する。その後高圧代替注水系を手動起動して原子炉水位を維持する。逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
6	<p style="text-align: center;">全交流 動力電源喪失</p> <p style="text-align: center;">[TBP]</p>	<p>全交流動力電源喪失により原子炉水位は低下し、その後原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位が維持される。再閉鎖に失敗した逃がし安全弁1 個に加えて逃がし安全弁（自動減圧機能）1 個を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）（直流駆動低圧注水系ポンプ）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>再閉鎖に失敗した逃がし安全弁1 個に加えて逃がし安全弁（自動減圧機能）1 個の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>

No.	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
7	崩壊熱除去機能喪失 (取水機能喪失) [TW]	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下し、その後原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位が維持される。その後、逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
8	崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系機能喪失) [TW]	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下し、その後原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心スプレイ系が運転開始して原子炉水位が維持される。その後、逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個を手動開放させ、高圧炉心スプレイ系により注水を継続する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出及びサブプレッションチェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
9	原子炉停止 機能喪失 [TC]	<p>主蒸気隔離弁誤閉止の発生後、原子炉スクラムに失敗する。主蒸気隔離弁が閉止されると原子炉圧力が上昇し、原子炉圧力高信号で再循環ポンプがトリップする。主蒸気隔離弁の閉止により、タービン駆動給水ポンプはトリップするが、電動駆動給水ポンプが自動起動して給水が継続される。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁の作動に伴うサブプレッションチェンバへの蒸気放出</u>を想定している。</p>

No.	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
10	LOCA 時注水機能喪失 (中小破断) [S1E, S2E]	<p>外部電源喪失及び LOCA 発生により原子炉水位は低下するが、逃がし安全弁（自動減圧機能）6 個を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）による注水を開始する。</p> <p>本事象は、<u>LOCA 時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出</u>を想定している。また、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）6 個の手動開放に伴うサプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサプレッションチェンバへの多量の蒸気放出及びサプレッションチェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
11	格納容器バイパス (高圧炉心スプレイ系配管破断) [ISLOCA]	<p>ISLOCA 時は、高圧炉心スプレイ系からの漏えいを想定し、破断口からの冷却材流出による水位低下により、原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位が維持される。その後、逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個を手動開放させ、低圧炉心スプレイ系及び残留熱除去系（低圧注水モード）による注水を開始する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個の手動開放に伴うサプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>

No.	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
12	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)	<p>大破断 LOCA により原子炉水位は低下し、炉心が損傷・溶融する。低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）による注水を開始する。その後、格納容器ベントによって、原子炉格納容器を除熱する。</p> <p>本事象は、<u>LOCA 時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサプレッションチェンバへの多量の蒸気放出及びサプレッションチェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
13	格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を 使用する場合)	<p>大破断 LOCA により原子炉水位は低下し、炉心が損傷・溶融する。低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）による注水を開始する。その後、代替循環冷却系により、原子炉格納容器を除熱する。</p> <p>本事象は、<u>LOCA 時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出</u>を想定している。</p>
14	水素燃焼	
15	高圧溶融物放出／格納容器 雰囲気直接加熱	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下し、炉心が損傷・溶融する。逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個を手動開放させ、原子炉圧力容器の圧力を低下することで、高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の発生を防止する。</p>
16	原子炉圧力容器外の FCI	<p>本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）2 個の手動開放に伴うサプレッションチェンバへの多量の過熱蒸気放出</u>を想定している。また、<u>高温の溶融炉心と水との接触に伴う蒸気等のペDESTALからドライウエルを介したサプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
17	溶融炉心・コンクリート 相互作用	

表2-2 重大事故等時に生じる動荷重のまとめ表

	重要事故 シーケンス等	動荷重			
		逃がし 安全弁	LOCA	FCI	ベント
1	高圧・低圧注水機能喪失（給水喪失） [TQUV]	○			●
2	高圧注水・減圧機能喪失（給水喪失） [TQUX]	○			
3	全交流動力電源喪失 [長期 TB]	○			
4	全交流動力電源喪失 [TBU]	○			
5	全交流動力電源喪失 [TBD]	○			
6	全交流動力電源喪失 [TBP]	○			
7	崩壊熱除去機能喪失 （取水機能喪失） [TW]	○			
8	崩壊熱除去機能喪失 （残留熱除去系機能喪失） [TW]	○			●
9	原子炉停止機能喪失 [TC]	○			
10	LOCA 時注水機能喪失（中小破断） [S1E, S2E]	○	○		●
11	格納容器バイパス （高圧炉心スプレイ系配管破断） [ISLOCA]	○			
12	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】		○		●*
13	格納容器過圧・過温破損 【代替循環冷却系を使用する場合】		○		
14	水素燃焼		○		
15	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気 直接加熱	●*		●	
16	原子炉圧力容器外の FCI	●		●*	
17	溶融炉心・コンクリート相互作用	●		●	

○：設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下と考えられるもの

●：設計基準事故時に考慮されていないもの

●*：設計基準事故時に考慮されていないもののうち、代表で動荷重に関する検討を行うもの

2.3 重要事故シーケンス等のうち他の重要事故シーケンスで包絡できると考えられるものについて

2.2で抽出した重大事故等時に生じる動荷重のうち、重要事故シーケンス等のうち他の重要事故シーケンスで包絡できると考えられるものについて、検討する。

逃がし安全弁作動時の動荷重のうち、設計基準事故時に想定される動荷重と同等以下と考えられる重要事故シーケンスについては、一部のパラメータが設計基準事故時のパラメータを超えるため、動荷重への影響検討が必要である。

検討のため、原子炉格納容器に対する逃がし安全弁の動荷重の考え方について、設計基準事故時の設計条件について記載する。設計条件は、実機試験により、非凝縮性ガスによる気泡脈動の圧力振幅が支配的であることを確認しているため、この圧力振幅に基づき動荷重が設定されている（図2-1）。排気管内に保留されている非凝縮性ガスの体積は、設計基準事故時と重大事故等時で変わらないため、重大事故等時の気泡脈動による圧力振幅は設計基準事故と同等以下と考えられる。非凝縮性ガスの放出後は、原子炉圧力容器から放出された蒸気が凝縮する過程で圧力振幅が生じるが、図2-1で示すように既往の試験から不安定凝縮しなければ、気泡脈動による動荷重を上回ることはないため、逃がし安全弁作動時の蒸気が安定的に凝縮できることを確認することにより、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下と考えられる。また、既往の試験条件として、多弁作動時による影響、原子炉圧力容器圧力による影響も確認されていることから、以下の観点で設計基準事故時と重大事故等時のパラメータを比較し、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下となるかを確認する。

- ・ サプレッションチェンバ内のプール水温

プール水温が設計基準事故時より高くなる場合、原子炉圧力容器より放出される蒸気による不安定凝縮が生じる可能性があるため、動荷重が設計基準事故時より大きくなる可能性がある

- ・ 逃がし安全弁作動時の個数

重大事故等時に作動する逃がし安全弁の数は、設計基準事故時と同等（全11個作動）となるが、重大事故等時に作動する逃がし安全弁の作動間隔が、設計基準事故時と比較して短くなった場合、多弁作動時の圧力振幅が大きくなり、動荷重が設計基準事故時より大きくなる可能性がある

- ・ 逃がし安全弁作動時の原子炉圧力容器圧力

逃がし安全弁は原子炉圧力容器圧力に応じた吹出量を放出するため、逃がし安全弁作動時の圧力が設計基準事故時より大きくなった場合、動荷重が設計基準事故時より大きくなる可能性がある

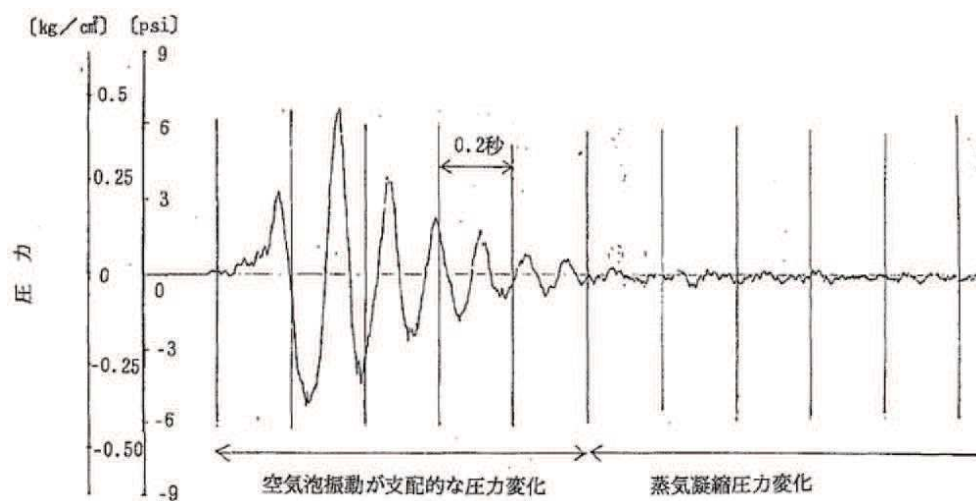


図2-1 実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形^[1]

(横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料2 ③)

整理した結果を表2-3に示す。その結果，以下の2つの重要事故シーケンス等で生じる動荷重は，設計基準事故の評価条件を超えるパラメータがあるため，影響評価が必要と判断した。

- 全交流動力電源喪失[TBU]

プール水温は約132℃に達しており，さらに，減圧完了までの間に約144℃まで上昇するため，設計基準事故時のプール水温97℃を超える。

- 原子炉停止機能喪失[TC]

主蒸気隔離弁閉止後の原子炉停止失敗に伴い，逃がし安全弁11個が動作する。このとき，原子炉圧力が約9.26MPa[gage]まで上昇するため，最高使用圧力(8.62MPa)を超える。

表2-3 重大事故等時に生じる動荷重の整理結果 (1/2)

重要事故シナリオ等	高圧・低圧注水機能喪失 (給水喪失) [TQUV]	高圧注水・減圧機能喪失 (給水喪失) [TQUX]	全交流動力電源喪失 [長期 TB]	全交流動力電源喪失 [TBU]	全交流動力電源喪失 [TBD]	全交流動力電源喪失 [TBP]	崩壊熱除去機能喪失 (取水機能喪失) [TW]	崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系機能喪失) [TW]	原子炉停止機能喪失 [TC]	LOCA 時注水機能喪失 (中小破断) [S1E, S2E]	格納容器バイパス (高圧炉心スプレイ系配管破断) [ISLOCA]
逃がし安全弁作動時 (排気管からサブプレッショントラップへの流入)	他シナリオに包絡	他シナリオに包絡	他シナリオに包絡	動荷重に対する影響検討が必要	他シナリオに包絡	他シナリオに包絡	他シナリオに包絡	他シナリオに包絡	動荷重に対する影響検討が必要	他シナリオに包絡	他シナリオに包絡
	原子炉圧力容器の急速減圧時点での原子炉圧力容器圧力は 7.58Pa[gage] 以下、プール水温は約 42℃ であり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失 [TC] に、プール水温は全交流動力電源喪失 [TBU] に包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 6 個による急速減圧を想定しており、作動個数は原子炉停止機能喪失 [TC] の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点での原子炉圧力容器圧力は 7.58Pa[gage] 以下、プール水温は約 42℃ であり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失 [TC] に、プール水温は全交流動力電源喪失 [TBU] に包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 2 個による急速減圧を想定しており、作動個数は原子炉停止機能喪失 [TC] の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点での原子炉圧力容器圧力は 7.58Pa[gage] 以下、プール水温は約 131℃ であり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失 [TC] に、プール水温は全交流動力電源喪失 [TBU] に包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 2 個による急速減圧を想定しており、作動個数は原子炉停止機能喪失 [TC] の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧開始時点での原子炉圧力容器圧力は 7.58Pa[gage] 以下であり原子炉停止機能喪失 [TC] に包絡されるが、プール水温は約 132℃ に達しており、さらに、減圧完了までの間に約 144℃ まで上昇する。このため、設計基準事故時のプール水温 97℃ を超えることから設計基準事故時の動荷重を超える可能性があるため、影響評価を実施する。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 2 個による急速減圧を想定しており、作動個数は原子炉停止機能喪失 [TC] の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点での原子炉圧力容器圧力は 7.58Pa[gage] 以下、プール水温は約 130℃ であり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失 [TC] に、プール水温は全交流動力電源喪失 [TBU] に包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 2 個による急速減圧を想定しており、作動個数は原子炉停止機能喪失 [TC] の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点での原子炉圧力容器圧力は 7.58Pa[gage] 以下、プール水温は約 56℃ であり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失 [TC] に、プール水温は全交流動力電源喪失 [TBU] に包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には、再閉鎖に失敗した逃がし安全弁 1 個に加えて逃がし安全弁 1 個による急速減圧を想定しており、作動個数は原子炉停止機能喪失 [TC] の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点での原子炉圧力容器圧力は 7.58Pa[gage] 以下、プール水温は約 83℃ であり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失 [TC] に、プール水温は全交流動力電源喪失 [TBU] に包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 2 個による急速減圧を想定しており、作動個数は原子炉停止機能喪失 [TC] の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点での原子炉圧力容器圧力は 7.58MPa[gage] 以下、プール水温は約 86℃ であり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失 [TC] に、プール水温は全交流動力電源喪失 [TBU] に包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 2 個による急速減圧を想定しており、作動個数は原子炉停止機能喪失 [TC] の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の除熱の過程で、プール水温は約 116℃ まで上昇するが、プール水温は全交流動力電源喪失 [TBU] に包絡される。また、主蒸気隔離弁閉止後の原子炉停止失敗に伴い、逃がし安全弁 11 個が動作し原子炉圧力が約 9.26MPa[gage] まで上昇しており、原子炉圧力の上昇率が設計基準事故時より高くなることから設計基準事故時の動荷重を超える可能性があるため、影響評価を実施する。	原子炉圧力容器の急速減圧時点での原子炉圧力容器圧力は 7.58MPa[gage] 以下、プール水温は約 40℃ であり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失 [TC] に、プール水温は全交流動力電源喪失 [TBU] に包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 6 個による急速減圧を想定しており、作動個数は原子炉停止機能喪失 [TC] に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点での原子炉圧力容器圧力は 7.58MPa[gage] 以下、プール水温は約 35℃ であり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失 [TC] に、プール水温は全交流動力電源喪失 [TBU] に包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 2 個による急速減圧を想定しており、作動個数は原子炉停止機能喪失 [TC] に包絡される。
ドライウェル圧力上昇時等 (ダウンカムからサブプレッショントラップへの流入)	他シナリオに包絡							他シナリオに包絡		他シナリオに包絡	
	1Pd での格納容器ベント実施を想定することから、格納容器ベント実施時のガス放出流量は、格納容器過圧・過温破損 (外部水源注水量限界に到達 +5 分 (0.540MPa[gage] 以上) での格納容器ベントを想定) に包絡される。								1Pd での格納容器ベント実施を想定することから、格納容器ベント実施時のガス放出流量は、格納容器過圧・過温破損 (外部水源注水量限界に到達 +5 分 (0.540MPa[gage] 以上) での格納容器ベントを想定) に包絡される。		1Pd での格納容器ベント実施を想定することから、格納容器ベント実施時のガス放出流量は、格納容器過圧・過温破損 (外部水源注水量限界に到達 +5 分 (0.540MPa[gage] 以上) での格納容器ベントを想定) に包絡される。

表2-3 重大事故等時に生じる動荷重の整理結果 (2/2)

重要事故シナケンス等	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】	格納容器過圧・過温破損【代替循環冷却系を使用する場合】	水素燃焼	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の FCI	溶融炉心・コンクリート相互作用
逃がし安全弁作動時 (排気管からサブプレッションチェンバへの流入)	—	—	—	動荷重に対する影響検討が必要 原子炉水位が低下し有効燃料棒底部から燃料棒有効長さの 20%上の位置に到達した時点で、原子炉圧力容器の減圧を実施していることから、原子炉圧力容器内の蒸気が露出した燃料に熱せられ過熱状態となる。よって、 <u>逃がし安全弁作動時に生じる動荷重について過熱蒸気の影響評価を実施する。</u>	他シナケンスと同じ 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱と同じシナケンス。	他シナケンスと同じ 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱と同じシナケンス。
ドライウエル圧力上昇時等 (ダウンカムからサブプレッションチェンバへの流入)	動荷重に対する影響検討が必要 大破断 LOCA を起因事象とするシナリオであり、事象発生後短期間における原子炉格納容器内の圧力・温度挙動及び生じる動荷重は設計基準事故時の大破断 LOCA と同等となるため、DBA に包絡される。 <u>格納容器ベントの実施を想定する場合には、一時的なダウンカマの蒸気流束の増加及びサブプレッションチェンバ内のプール水表面での減圧沸騰が大きくなることから考えられるため、影響評価を実施する。</u> <u>格納容器ベント後、長期的な動荷重としてチャギングが継続すると考えられるため、5.にて、影響評価を実施する。</u>	DBA で包絡 大破断 LOCA を起因事象とするシナリオであり、事象発生後短期間における原子炉格納容器内の圧力・温度挙動及び生じる動荷重は設計基準事故時の大破断 LOCA と同等となるため、DBA に包絡される。	他シナケンスと同じ 格納容器過圧・過温破損【代替循環冷却系を使用する場合】と同じシナケンス。	他シナケンスと同じ 原子炉圧力容器外の FCI と同じシナケンス。	動荷重に対する影響検討が必要 原子炉圧力容器破損に伴い溶融燃料がペDESTAL内の水に落下した際に、当該溶融燃料と水との相互反応によって、大量の水蒸気が発生する。この時、 <u>ドライウエルが急激に加圧されることによってサブプレッションチェンバへ移行するガス・蒸気の流量が増大すると考えられるため、ガス及び蒸気の移行に伴う荷重の影響について考慮する必要がある。</u>	他シナケンスと同じ 原子炉圧力容器外の FCI と同じシナケンス。

2.4 重大事故等時に生じる動荷重のうち設計基準事故時の逃がし安全弁作動時と同等以下と考えられる重要事故シーケンス等

2.3において、設計基準事故時の動荷重が包絡できると考えられる重要事故シーケンス等について、既往の試験等から、影響評価を実施する。

2.4.1 全交流動力電源喪失[TBU]時の影響評価

本事象は、事象発生後24時間までの原子炉注水を高圧代替注水系に期待しているため、原子炉圧力容器を減圧操作する事象発生後24時間時点でプール水温は約132℃に達し、さらに、減圧完了までの間に約144℃まで上昇する(図2-2)。このことから、原子炉圧力容器減圧操作時点でのプール水温は設計基準事故時(約97℃)を逸脱する。このため、以下のように検討し、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下となるか影響評価を実施した。

プール水温が設計基準事故時を逸脱する場合において設計基準事故時に包絡される理由

クエンチャを採用した場合の逃がし安全弁作動時の凝縮性能に関しては、図2-3で示すように、プール水がほぼ飽和状態となっても不安定凝縮が発生しないことを確認している(参考資料2 ①)。このため、図2-2で示すようにプール水温が100℃以上の飽和水は図2-3の100℃付近の飽和水の試験結果と同様に不安定凝縮することはない。また、本事象は原子炉圧力容器圧力が7.38MPa時に逃がし安全弁が動作する。このときの最大蒸気流束は、約 kg/s/m² であるため、図2-3で示す試験条件を逸脱しているが、図2-4で示すように蒸気流束 kg/s/m² において、蒸気は不安定凝縮をしていない。よって、現状の設計条件を逸脱することなく、設計基準事故時と同等以下の動荷重となる。

また、蒸気による動荷重への影響の他に非凝縮性ガスの動荷重への影響が考えられるが、このときの荷重として支配的な気泡脈動荷重については、排気管内に保留されている非凝縮性ガスの放出に伴う荷重であり、排気管内の非凝縮性ガスの体積は設計基準事故時と同等である。また、気泡脈動荷重は、サプレッションチェンバ内での凝縮を伴わないことから、プール水温上昇による影響を受けない。

よって、蒸気の不安定凝縮が生じなければ、上記で示すように設計基準事故時の動荷重を上回ることは無いため、重大事故等時の逃がし安全弁作動時の蒸気が安定的に凝縮できることを確認することにより、設計基準事故時と同等以下であることを確認した。

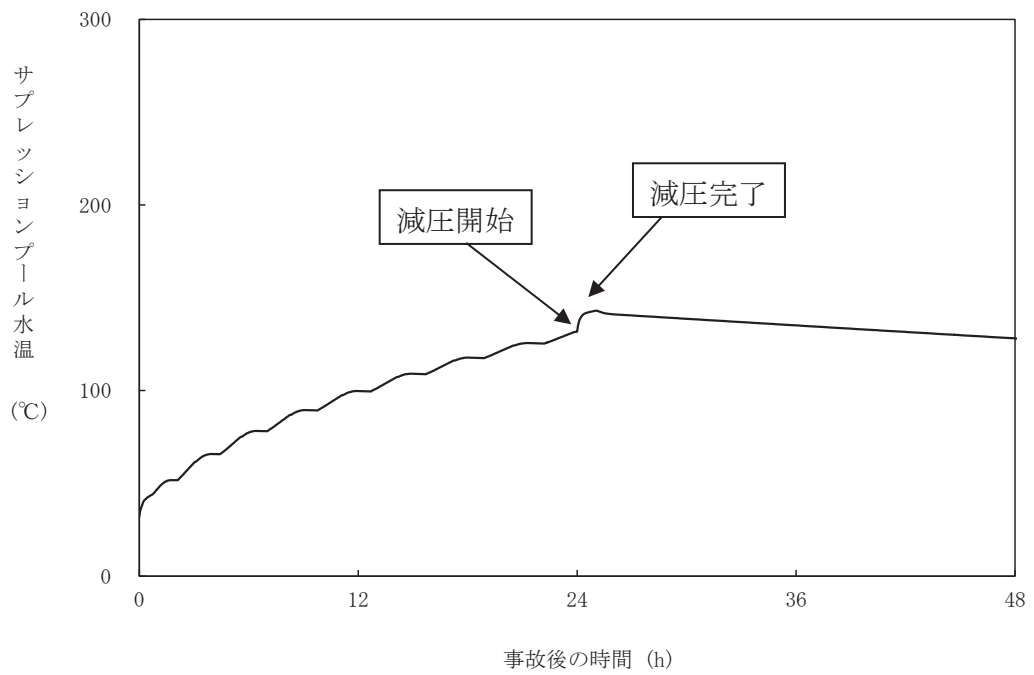


図2-2 全交流動力電源喪失[TBU]時のプール水温度の時刻歴



図2-3 蒸気凝縮時の圧力変動と水温の関係^[1]

(参考資料2 ①)



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

2.4.2 原子炉停止機能喪失[TC]時の影響評価

Mark-I型原子炉格納容器に対しては、逃がし安全弁作動時の気泡振動荷重を以下のよう
に評価している。

まず、逃がし安全弁作動試験を行った海外プラントを対象に、試験時の構造応答が良
く模擬できるような気泡・流体・構造連成モデルにおける擾乱（ソース）を求める。こ
の擾乱を、評価対象とする当該プラントの逃がし安全弁作動挙動やサプレッションチェ
ンバの構造等を踏まえて補正し、当該プラントの構造モデルに与えて応答を評価してい
る。

ここで、逃がし安全弁作動挙動の評価に際しては、弁の設定圧力や気泡の駆動力とな
る蒸気流量を厳しく設定している。また、構造解析モデル（トーラスの単位セクターを
模擬）では、クエンチャ配置に係る対称面（セクターの端面）で流体・構造双方に対し
て対称条件を用いている。これは、仮想的にすべてのクエンチャから同時に気泡が放出
され、すべての気泡が同期して振動する状態を模擬した扱いになるため、全弁作動相当
の解析となっているが、実際には各弁の設定圧力や排気管長さが異なり同期しないため、
保守的な評価となっている。

以上から、解析体系としては11個が作動した場合も含むものとなっており、原子炉圧
力上昇に伴う蒸気流量の増加に対しても一定の余裕をみた評価としているが、以下では
重大事故等時の影響を検討する。

主蒸気隔離弁閉止後の原子炉停止失敗に伴い、逃がし安全弁11個が動作する。また、
このときに原子炉圧力が約9.26MPa[gage]まで上昇するため、最高使用圧力（8.62MPa）
を超える。

上記の2つの事象について、以下のように検討し、設計基準事故時に生じる動荷重の同
等以下となるか影響評価を実施した。

(1) 逃がし安全弁11個作動時の影響評価

設計基準事故時の評価は、解析体系として11個が作動した場合も含むものとなってい
る。また、海外プラントで逃がし安全弁作動時の実機試験を実施しており、以下のこと
が確認されており、このことから考察できる。

- ・実機試験で複数の逃がし安全弁が作動したときに測定された圧力振幅は、単弁作動
時と同等の結果である
- ・実機試験で測定された圧力振幅は、クエンチャ近傍で大きく、距離が離れるほど、
減衰する

海外プラントで確認されている多弁作動時の影響

本試験では、逃がし安全弁は 弁作動しており、多弁作動の圧力振幅を確認している。

図2-5に示すように逃がし安全弁作動時の圧力振幅は、単弁作動時と比較し、多弁作動時は有意な差がない結果であった。多弁作動した時に圧力振幅が大きくならなかった理由は、逃がし安全弁の作動タイミングのずれ、排気管の配管長及び非凝縮性ガスが排出される各クエンチャから測定点までの距離の違いによる気泡脈動の位相のずれが生じることにより圧力振幅が相殺される等によって、圧力振幅が増幅しなかったものと考えられる。

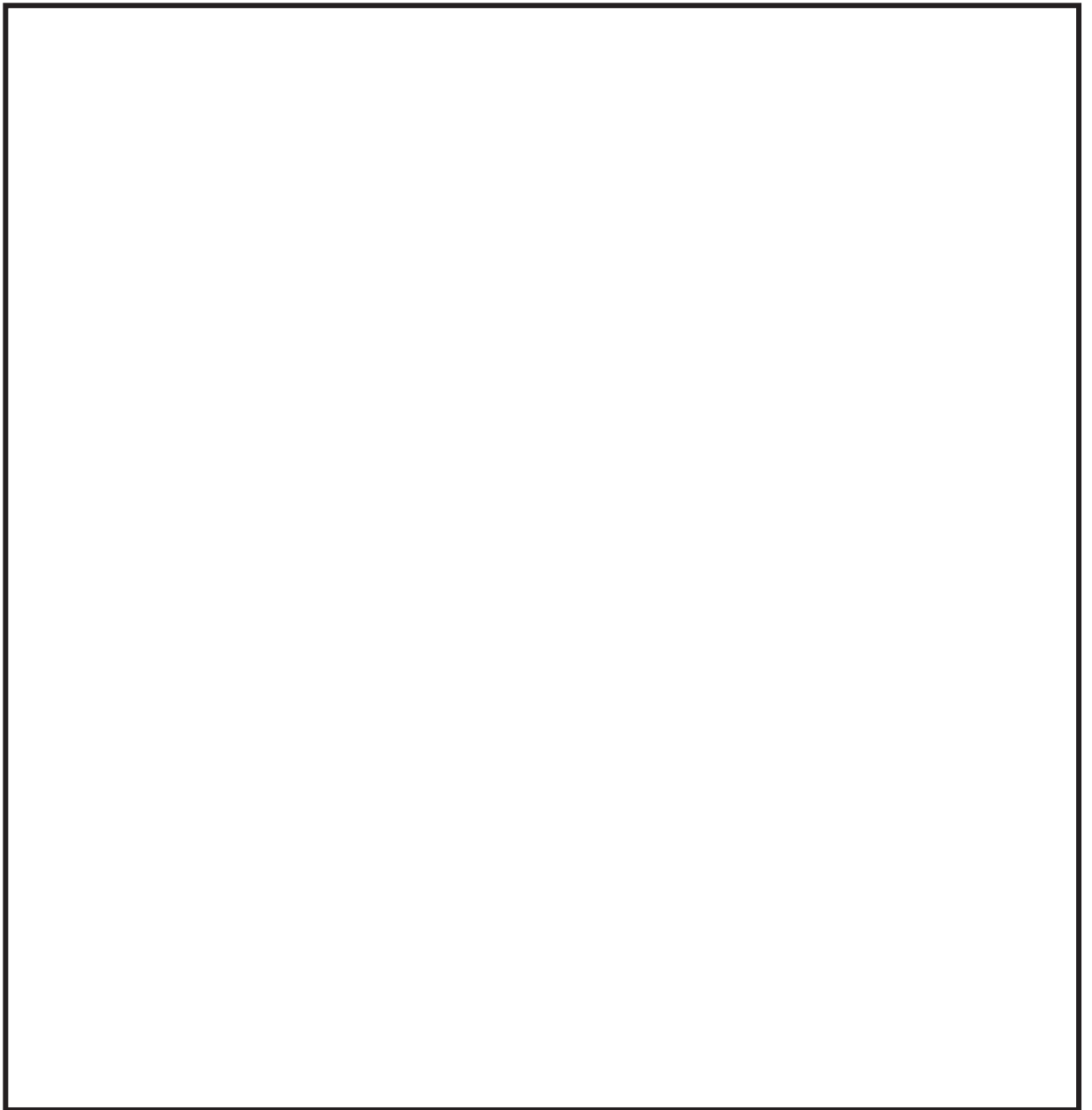


図2-5 実機試験時の圧力振幅（海外プラント）^[2]

海外プラント実機試験の女川2号機への適用性

実機試験を実施した海外プラントは女川2号機と類似したサブプレッションチェンバを有するMark-I型原子炉格納容器となっている。また、クエンチャの形状が同等であること、クエンチャの配置については、対称的な配置が同様である（図2-6）。これらのことから、海外プラントと女川2号機のサブプレッションチェンバは類似した形状であるため、実機試験の結果は適用できる。

海外プラント ^[2]	女川2号機

図2-6 海外プラントと女川2号機の比較（1/2）

海外プラント ^[2]	女川2号機

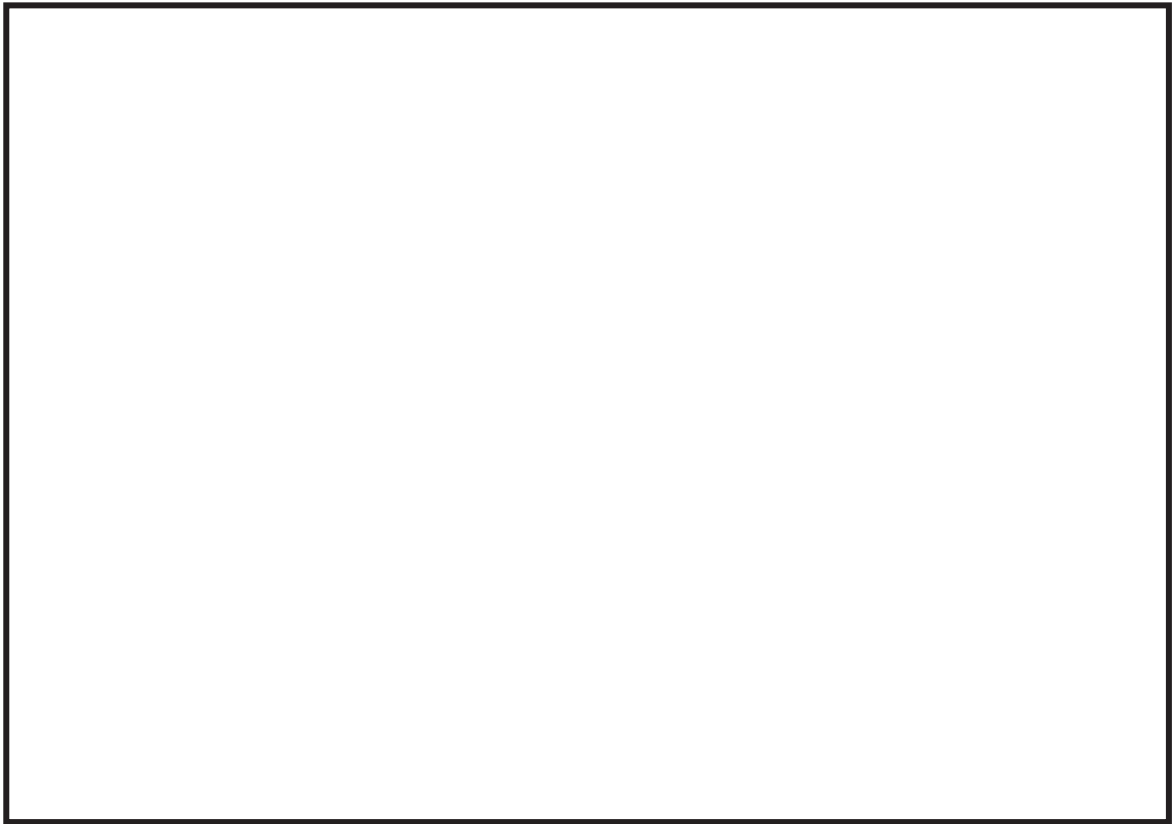
図2-6 海外プラントと女川2号機の比較 (2/2)

逃がし安全弁の作動タイミングのずれ等による位相のずれについて

逃がし安全弁は、それぞれの弁ごとに作動圧（吹出圧力）が定められており、多弁が作動するような状況においても、当該作動圧の違いにより、吹出すタイミングが異なる。また、同じ作動圧が設定された逃がし安全弁であってもすべてが同時に作動するわけではない。

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

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



主蒸気系統	対象弁及びクエンチャ	吹出圧力 (MPa) (逃がし弁機能)	排気管長さ (m)
主蒸気系 A	A	7.58	
	B	7.44	
	C	7.51	
	D	7.37	
主蒸気系 B	E	7.58	
	F	7.44	
主蒸気系 C	G	7.44	
	H	7.51	
主蒸気系 D	J	7.51	
	K	7.37	
	L	7.58	

図2-7 逃がし安全弁の設置位置及び吹出圧力，排気管の長さの関係

実機試験で確認されている距離による減衰効果

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

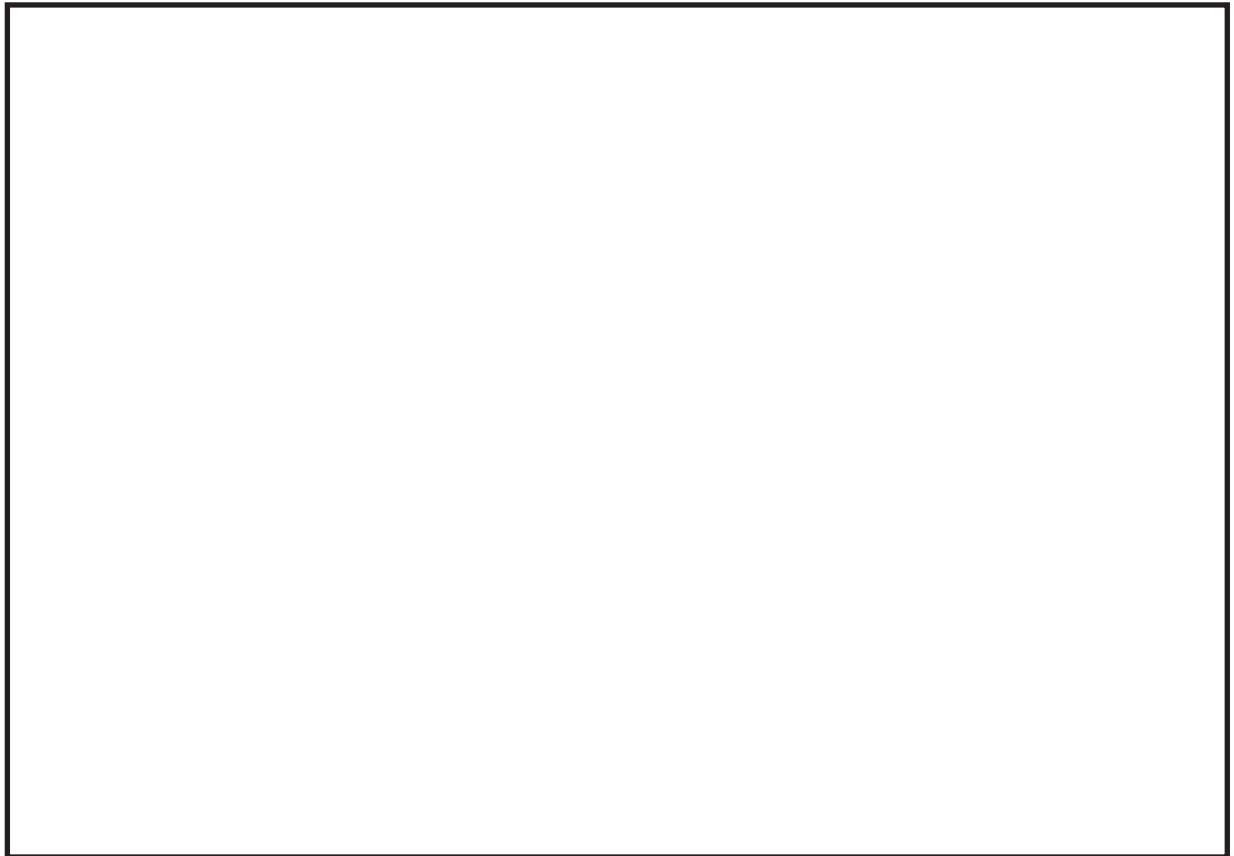


図2-8 距離による減衰効果（海外プラント）^[2]

逃がし安全弁11個作動時における設計基準事故時の動荷重に対する影響

実機試験から、多弁作動時に気泡脈動の位相のずれ等により圧力振幅が増幅していないこと及び距離による減衰が確認されており、重大事故等時に11個の逃がし安全弁が作動しても、設計基準事故時の動荷重と同等以下となる。また、NUREG-0802において、Mark-II型原子炉格納容器である海外プラントの実機試験の知見から8個や19個作動を想定した場合の動荷重は、4個の試験結果に基づき評価可能であるとされていることから実機試験において多弁作動時に圧力振幅が増大していない結果は妥当と考えられる。

このことから、重大事故等時には、設計基準事故時の動荷重を設計条件とする。

(2) 原子炉圧力の上昇率が設計基準事故時より高くなる場合の影響評価

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

本事象においては、主蒸気隔離弁閉止後のスクラム失敗に伴い、原子炉圧力は上昇し、逃がし安全弁の逃がし弁機能の設定圧に応じて11個が動作するものの原子炉圧力が約9.26MPa[gage]まで上昇する。この過程において、排気管内の非凝縮性ガスは、逃がし安全弁作動後約0.20秒間*程度で放出が完了する。この時間をATWS事象に適用すると、約2.4～2.6秒後に逃がし安全弁が作動するため、約2.60～2.80秒後に非凝縮性ガスの放出が完了すると考えられ、この間原子炉圧力は最大約0.19MPa程度上昇するため、動荷重に対して影響を及ぼす可能性がある（図2-9）。

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

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

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

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

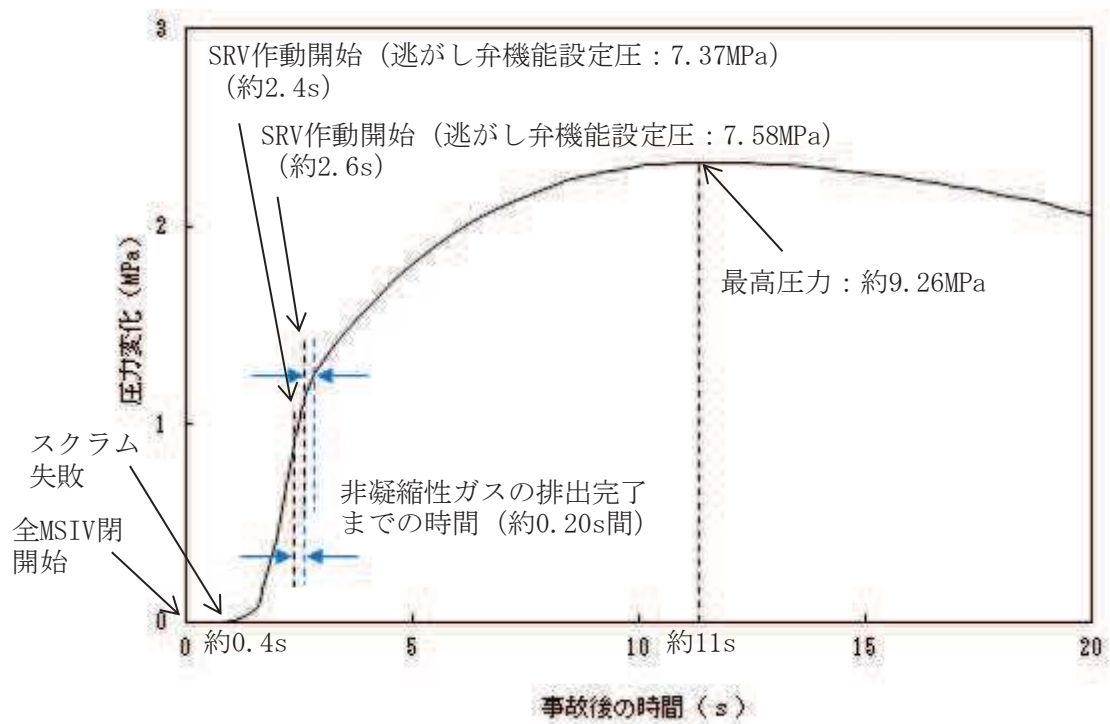


図2-9 ATWS事象時の原子炉圧力変化（運転圧力との差）



図2-10 模擬圧力容器蒸気源圧力と圧力振幅の関係（気泡脈動）^[4]

（参考資料2 ②）

ATWS時の最大圧力時に生じる動荷重を踏まえた強度評価

ATWS時の逃がし安全弁作動時の動荷重は、設計基準事故時と同等と考えられる。また、女川2号機の逃がし安全弁作動時の動荷重は、設置許可基準事故時において弁の開放設定圧に余裕をみた評価を実施していることから、裕度を有するものと考えられるが、参考として評価を実施する。

設計基準事故時の評価における逃がし安全弁作動時の圧力振幅とそのときの原子炉圧力から、ATWS時の最高圧力時を線形補間し、圧力振幅を設定する。ATWS時の最高圧力を線形補間したグラフを図2-11に示す。

なお、図2-11では、設計基準事故時の評価結果であるプラス側の圧力振幅のピーク値 (+1.01kg/cm²) に対して線形補間しており、約1.1倍 (1.14/1.01) となる。設計基準事故時の評価結果であるマイナス側の圧力振幅のピーク値 (-0.77kg/cm²) についても、原子炉圧力の上昇に伴い変化がなくなる傾向は同様であるが、厳しめの荷重となるようプラス側と同じ線形補間の倍数を乗じている。

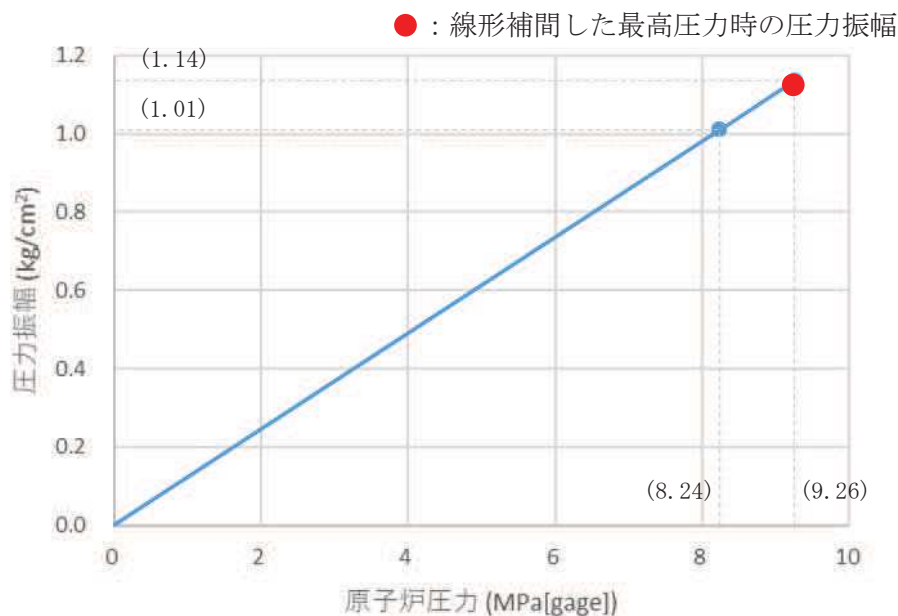


図2-11 原子炉圧力と線形補間した圧力振幅の関係

評価した結果、以下のように十分な裕度があることを確認した。なお、評価は、逃がし安全弁作動時の荷重の組合せを考慮し、重大事故等時の内圧と動荷重を組み合わせた。また、11個が作動するタイミングは、事象初期であるため、サプレッションチェンバ内のプール水位は通常運転時の水位とする。

荷重の組合せ	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度
死荷重＋水頭圧（通常水位） ＋11個作動時圧力（6kPa）* ¹ ＋SRV作動時（圧力影響補正）			

注記 *1：11個作動時の原子炉格納容器圧力

*2：動荷重による発生応力は簡易評価にて実施。発生応力のうち円周方向の動荷重成分を記載。

*3：許容応力状態 V_A としての IV_A 許容限界を用いる。（限界温度（200℃）における許容値）

原子炉格納容器本体の応力評価は、原子炉格納容器の内圧による影響が寄与するため、ATWS時の原子炉圧力最大時の動荷重を考慮しても裕度は大きい結果となった。

2.5 重要事故シーケンス等のうち設計基準事故時のLOCA時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出と同等以下となる重要事故シーケンス等

2.3において整理した設計基準事故時の動荷重と同等以下となる重要事故シーケンス等について、影響評価が不要とできる理由の妥当性を既往の試験等に基づき、記載する。

LOCA時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出による動荷重は、ドライウエルに放出された蒸気によって、ダウンカマ内の水、ドライウエル内のガス及び蒸気がサプレッションチェンバへ移行することにより生じる。移行する際のパラメータは格納容器破損防止対策の有効性評価の解析の結果から得られるため、その値から評価する。評価の考え方について表2-4に示す。

事象初期に生じる動荷重を評価するためのダウンカマ内の水のサプレッションチェンバへの移行量、ドライウエルからサプレッションチェンバへのガス及び蒸気を含む気体の移行量の最大値は表2-5のとおりであり、設計基準事故時のLOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出時の移行量に重大事故等時は包絡される。

また、事象後期にはチャギングによる動荷重が発生するが、設計基準事故時のLOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出時と事象進展は同じであるため、設計基準事故時に考慮している動荷重と同じ条件を設定する。

表2-4 動荷重の評価の考え方

サプレッションチェンバへ移行する流体	サプレッションチェンバへの水等の移行により生じる動荷重
ダウンカマ内の水の移行	<ul style="list-style-type: none"> ●設計基準事故時の動荷重の設計条件：設計基準事故時の水の噴流速度約 <input type="text"/> m/s（水の移行量換算約 <input type="text"/> kg/s/m²）を基に動荷重を算出し，設計条件として適用 ●設計基準事故時と重大事故等時の動荷重の比較方法：上記の水の移行量（約 <input type="text"/> kg/s/m²）と有効性評価の解析結果を基に算出した最大の水の移行量との比較により，重大事故等時の動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する
ドライウエルのガスの移行	<ul style="list-style-type: none"> ●設計基準事故時の動荷重の設計条件：設計基準事故時のドライウエル圧力変化の解析結果を条件とした，プールスウェル実験により「サプレッションチェンバ内での気泡形成時の圧力」，「気泡によって押し上げられる水面の上昇速度」及び「水面の到達高さ」を測定し，その結果に基づき動荷重を算出し，設計条件として適用 ●設計基準事故時と重大事故等時の動荷重の比較方法：動荷重に影響するドライウエル圧力変化はサプレッションチェンバへ流入するガス移行量と連動するため，設計基準事故時の解析における最大のガス移行量と有効性評価の解析結果を基に算出した最大のガス移行量との比較により，重大事故等時の動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する
ドライウエルの蒸気の移行	<ul style="list-style-type: none"> ●設計基準事故時の動荷重の設計条件：既往の試験（参考資料2 ④）において蒸気移行量約 <input type="text"/> kg/s/m²までの動荷重を測定しており，その際の最大荷重を蒸気凝縮振動荷重の設計条件として適用。また，既往の試験結果（参考資料2 ④）で測定された特定の条件（蒸気移行量 <input type="text"/> kg/s/m²以下かつプール水温 <input type="text"/> °C以下）での大振幅のチャギング荷重を設計条件として適用 ●設計基準事故時と重大事故等時の動荷重の比較方法：蒸気凝縮振動荷重については，上記の蒸気移行量約 <input type="text"/> kg/s/m²と有効性評価の解析結果を基に算出した最大の蒸気移行量との比較により，重大事故等時の動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する チャギング荷重については，上記の特定の条件と有効性評価の解析結果（蒸気移行量，プール水温）との比較により，重大事故等時の動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する

表2-5 サプレッションチェンバへの水等の移行量

事象	水移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	ガス移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	蒸気移行量の 最大値 [kg/s/m ²]
LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出（格納容器過圧・過温破損）の起因事象である大破断LOCAを対象）			
LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出（設計基準事故対処設備としての設計条件）			

注記 *1：有効性評価の解析結果（MAAPの解析結果から得られる流量をダウンカマ流路断面積で除した値）

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

*3：既往の試験結果（参考資料2 ④）

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

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

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

3.1 逃がし安全弁作動時の短期的な影響

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

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

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

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

①蒸気流束の算出

- ・ 過熱蒸気のエネルギー流束が最大となるように有効性評価の原子炉圧力（7.31MPa[gage]）、蒸気温度（359℃）及び排気管出口の流路断面積から蒸気の比エンタルピ及び蒸気流束を算出し、サブプレッションチェンバへの流入するエネルギー流束を求める。

・算出した結果は、表3-1のとおり。

②プール水温の確認

・逃がし安全弁作動時のプール水温は、有効性評価結果（47℃）に基づく（図3-2、図3-3）。

③過熱蒸気を飽和蒸気に仮定した場合の蒸気凝縮時の動荷重確認

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

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

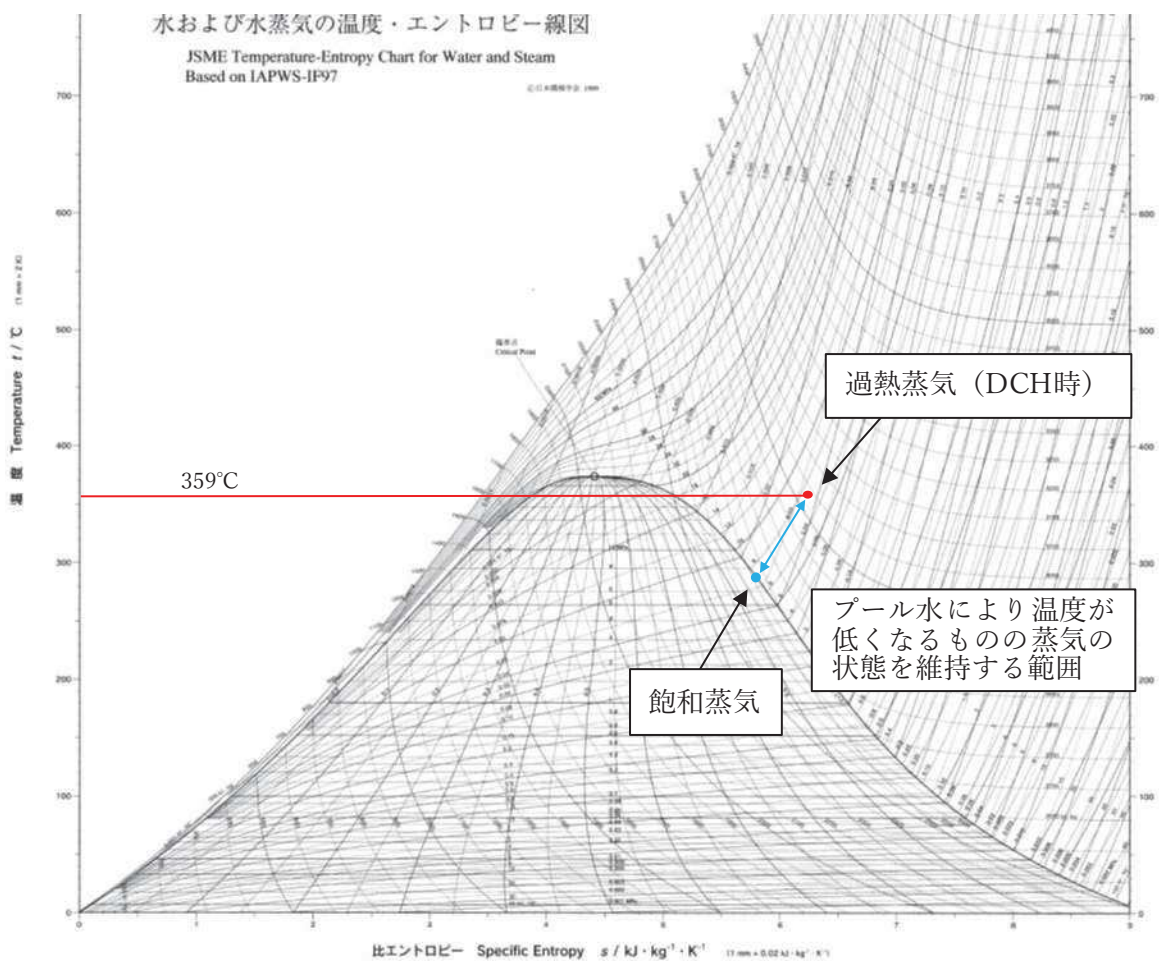


図3-1 蒸気T-s 線図^[5]

表3-1 逃がし安全弁作動時のパラメータ

パラメータ	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱
原子炉圧力容器圧力[MPa[gage]]	7.31 (解析値)
蒸気温度[°C]	359 (解析値)
蒸気の比エンタルピ[kJ/kg]	
排気管出口の流路断面積[m ²]	
蒸気流束[kg/s/m ²]	
サプレッションチェンバへの 流入エネルギー流束[MJ/s/m ²]	

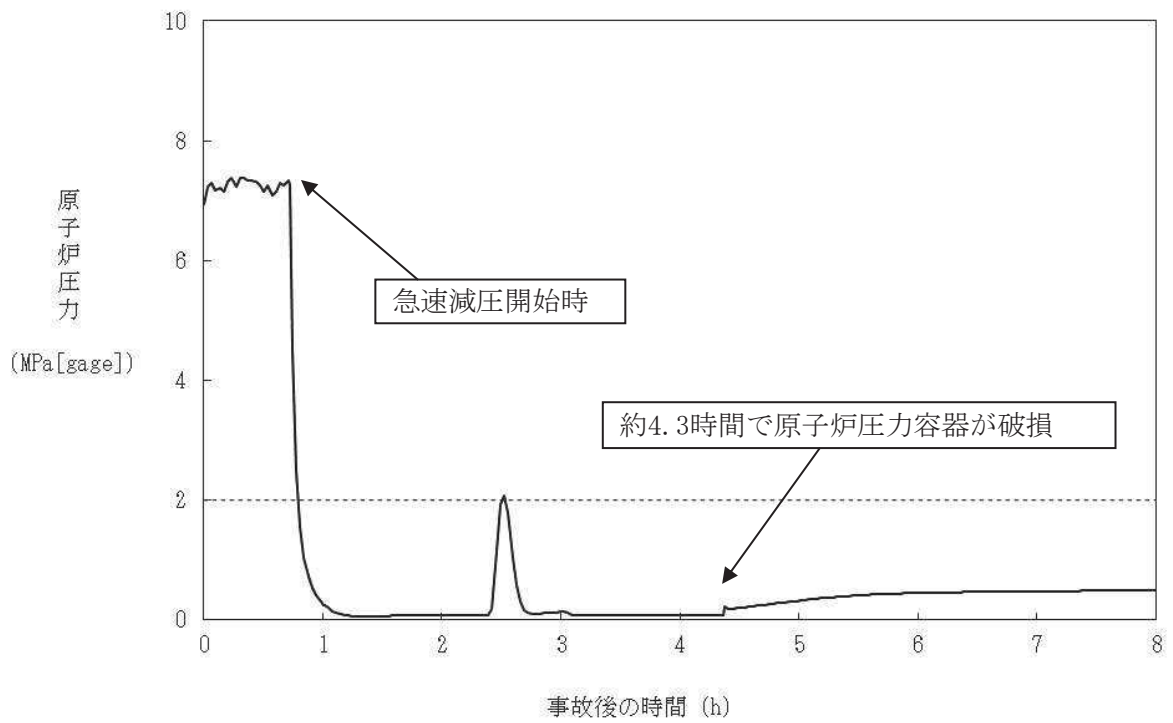


図3-2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉圧力容器圧力の推移

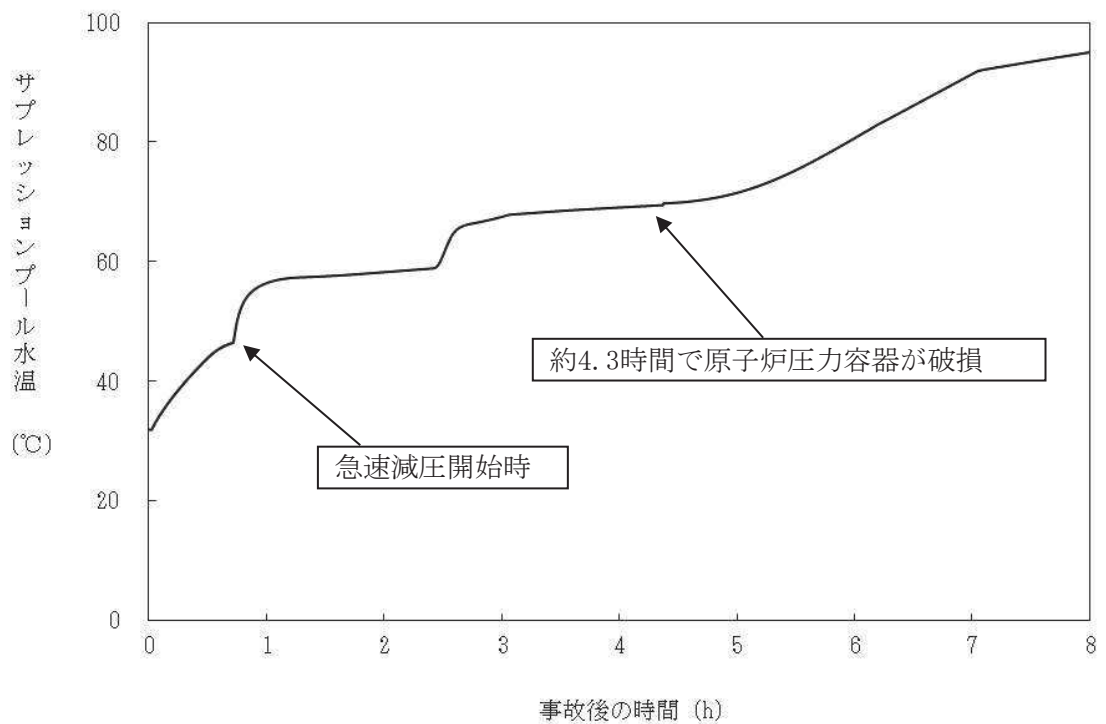


図3-3 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉格納容器温度の推移

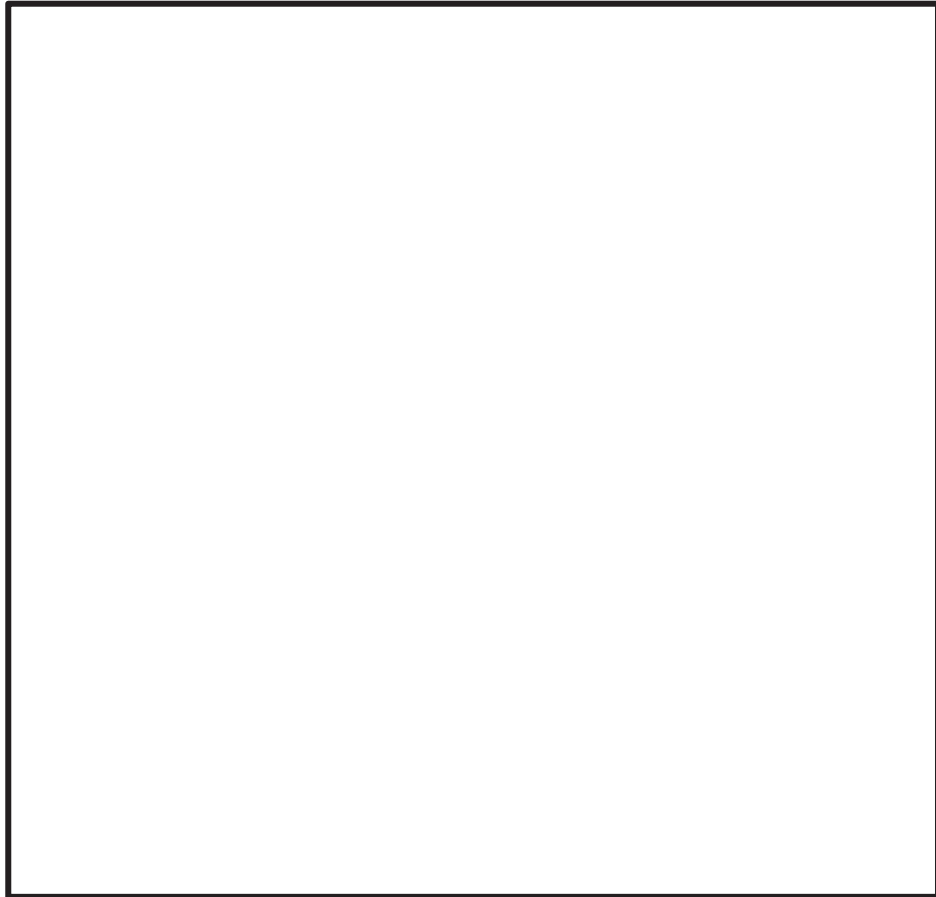


図3-4 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（ストレートタイプ）^[4]
(参考資料2 ①)

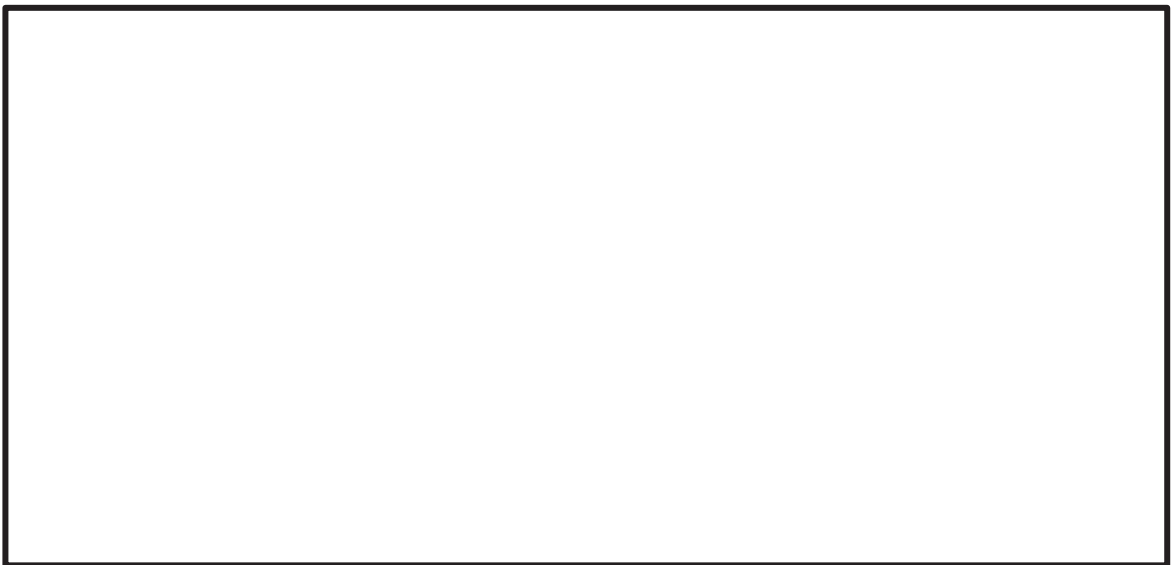


図3-5 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（クエンチャタイプ）^[4]
(参考資料2 ①, ②)

3.2 逃がし安全弁作動後の長期的な影響

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

3.1と同様に過熱蒸気の蒸気流束及びエネルギー流束とプール水温から、蒸気凝縮時の動荷重への影響を確認した。表3-2で示すパラメータのときを図3-6上に示す。過熱蒸気が保有するエネルギー流束とプール水温は蒸気が安定凝縮する領域であることを確認した。

表3-2 逃がし安全弁作動時のパラメータ

パラメータ	高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱 (逃がし安全弁作動後(長期))
原子炉圧力容器圧力[MPa[gage]]	0.08 (解析値)
蒸気温度[°C]	419 (解析値)
蒸気の比エンタルピ[kJ/kg]	
排気管出口の流路断面積[m ²]	
蒸気流束[kg/s/m ²]	
サプレッションチェンバへの 流入エネルギー流束[MJ/s/m ²]	

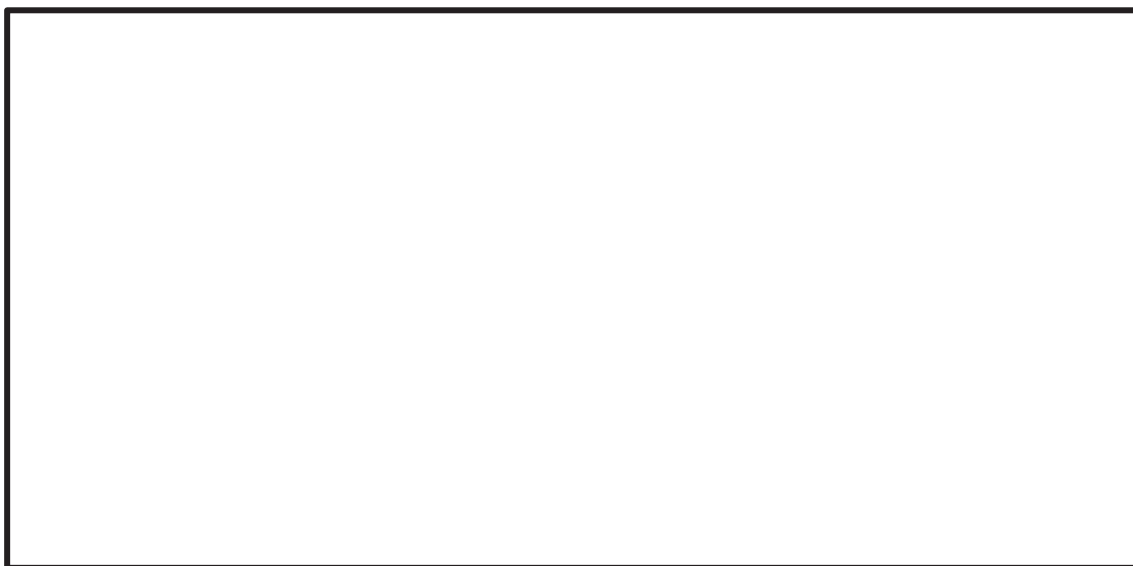


図3-6 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係 (クエンチャタイプ) ^[4]

(参考資料2 ①, ②)

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



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

（参考資料2 ①，②）

図3-7で示すように原子炉圧力容器からサプレッションチェンバへ放出される蒸気は減少し、異なる圧力振幅が生じる領域を通過する。

このような状況において生じる動荷重は実機試験結果から得られた図3-8の結果から、その影響がないことを確認できる。図3-8で示すように、動荷重が大きくなるのは逃がし安全弁作動直後に生じる気泡脈動荷重である。気泡脈動荷重は、非凝縮性ガスがサプレッションチェンバへ移行した際に生じる荷重であり、蒸気による影響ではない。よって、実機試験から原子炉圧力容器からサプレッションチェンバへ放出される蒸気が減少する過程において、蒸気凝縮による動荷重は気泡脈動荷重を超えることはない。

このことから、逃がし安全弁を開保持し、原子炉圧力容器から蒸気がサプレッションチェンバに移行した際の蒸気凝縮に伴う動荷重の影響はないことから、設計基準事故時の動荷重として、設定している気泡脈動荷重を超えることはなく、同等以下となることを確認した。

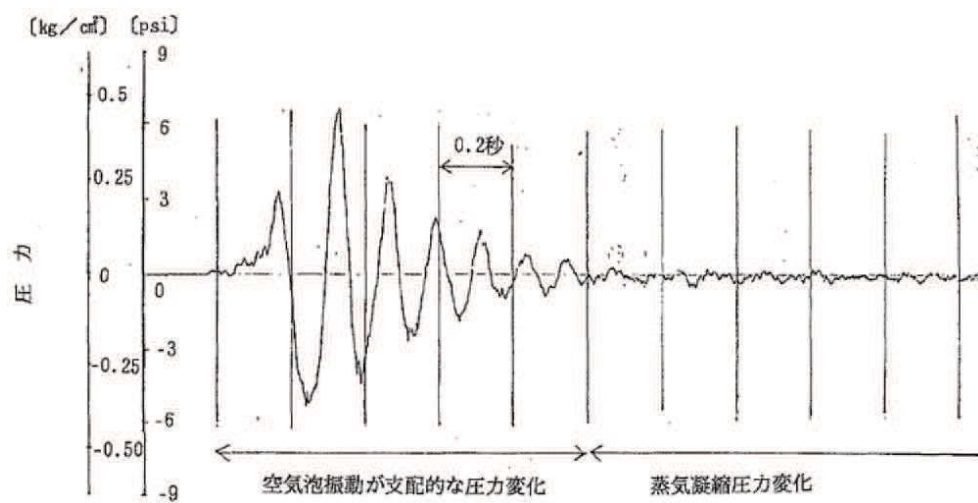


図3-8 実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形^[1]

(横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料2 ③)

4. 原子炉圧力容器外のFCI時の動荷重の評価について

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

事象初期に生じる動荷重を評価するためのダウンカマ内の水のサプレッションチェンバへの移行及びドライウェルからサプレッションチェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量の最大値は表4-1のとおりであり、LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出時の移行量が最大となっており、このときの動荷重が最も厳しくなる。LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出は、設計基準事故「LOCA」の起因事象である大破断LOCA時と同じであり、このときの破断想定は原子炉水位の低下が最も早くなる再循環ポンプ吸込側配管の両端破断としていること及びこの設計基準事故「LOCA」時に原子炉格納容器の健全性が確保されることを確認していることから、FCI時は、設計基準事故時に包絡されており、原子炉格納容器の健全性が確保される。なお、FCI発生時には、発生する蒸気によってドライウェルは急激に圧力上昇することから、これに伴う動荷重は大きくなる可能性が考えられるが、有効性評価結果（図4-1、図4-2）より、LOCA時の圧力上昇率の方が大きいことを確認しており、設計基準事故時に包絡される（FCI時の圧力上昇率：約2.2kPa/s、LOCA時の圧力上昇率：約74.1kPa/s）。

また、事象後期にはチャギングによる動荷重が考えられるが、既往の試験よりサプレッションチェンバ内のプール水の水温（℃以下）が低く、さらにダウンカマ内の蒸气流束（kg/s/m²以下）の特定の領域で振幅の大きな荷重が生じることが確認されているが、FCI時において、プール水温は約℃、蒸气流束kg/s/m²以下であり、プール水温が高いことからチャギング荷重は小さくなる方向であるため、設計基準事故時に生じる動荷重の影響は大きくなることはない^[3]。

表4-1 サプレッションチェンバへの水等の移行量

事象	水移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	ガス移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	蒸気移行量の 最大値 [kg/s/m ²]
原子炉圧力容器破損に伴うFCI発生時の蒸気発生	[Blank]		
LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出（設計基準事故対処設備としての設計条件）			
LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出（格納容器過圧・過温破損）の起因事象である大破断LOCAを対象）			

注記 *1：有効性評価の解析結果（MAAPの解析結果から得られる流量をダウンコマ流路断面積で除した値）

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

*3：既往の試験結果（参考資料2 ④）

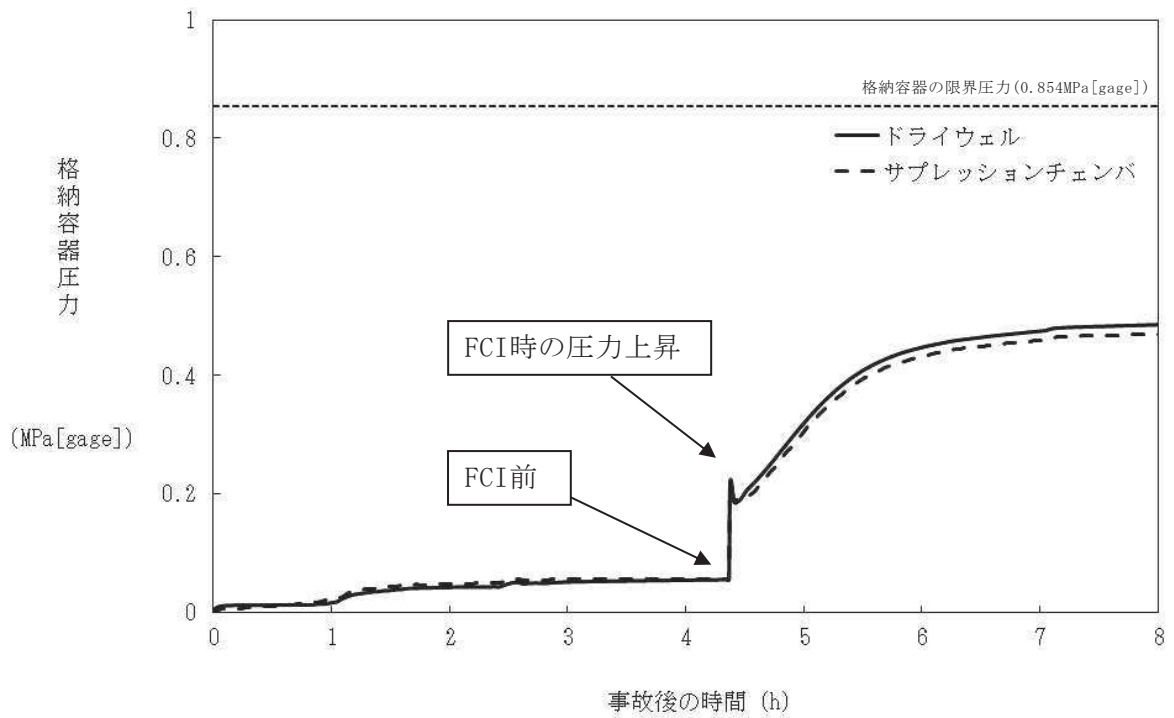


図4-1 FCI時の原子炉格納容器圧力の推移

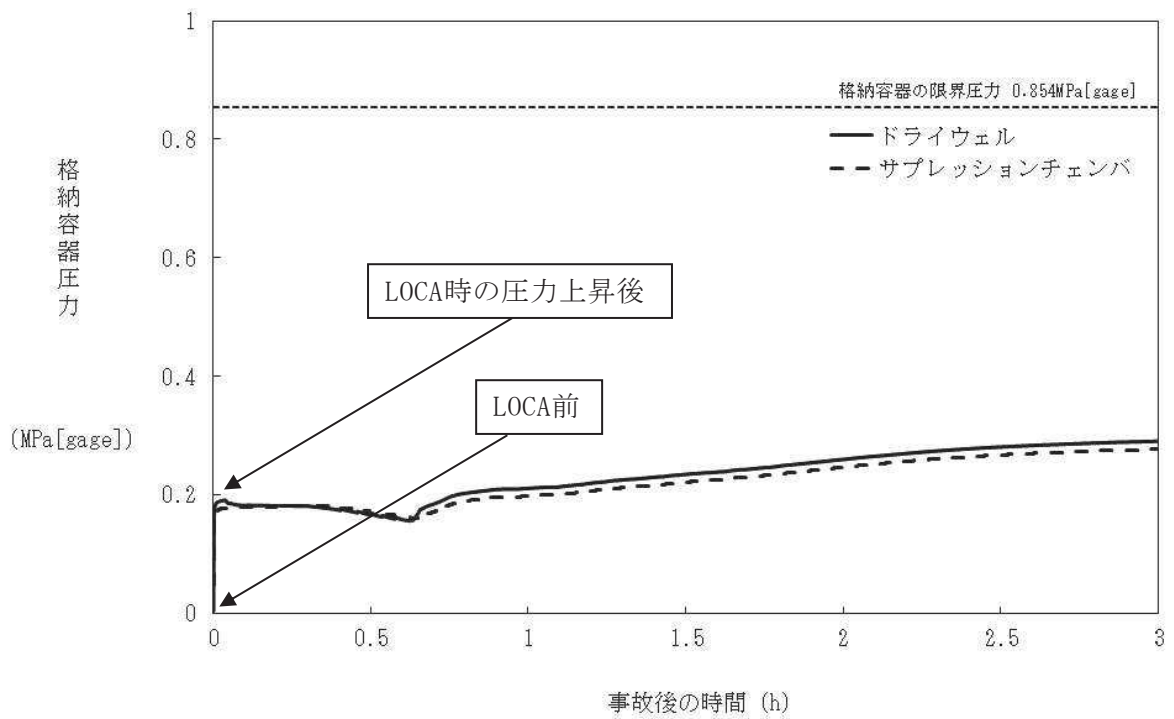


図4-2 LOCA時の原子炉格納容器圧力の推移

5. 格納容器ベント時の動荷重の評価について

5.1 格納容器ベント時のサプレッションチェンバへの水等の移行に伴う影響

格納容器ベント時の動荷重評価は格納容器破損防止対策の有効性評価の解析の結果を用いて評価する。考え方について、表2-4に示す。格納容器ベント開始直後はサプレッションチェンバの圧力低下率が最も大きく、ダウンカマ内の水のサプレッションチェンバへの移行並びにドライウエルからサプレッションチェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量が多くなる。

格納容器破損防止対策の有効性評価の解析の結果、ダウンカマ内の水のサプレッションチェンバへの移行並びにドライウエルからサプレッションチェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量の最大値は表5-1のとおりであり、LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出時の移行量が最大となっており、このときの動荷重が最も厳しくなる。LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出は、設計基準事故「LOCA」の起因事象である大破断LOCA時と同じであり、このときの破断想定は原子炉水位の低下が最も早くなる再循環ポンプ吸込側配管の両端破断としていること及びこの設計基準事故「LOCA」時に原子炉格納容器の健全性が確保されることを確認していることから、格納容器ベント時は、設計基準事故時に包絡されており、原子炉格納容器の健全性が確保される。

表5-1 サプレッションチェンバへの水等の移行量

事象	水移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	ガス移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	蒸気移行量の 最大値 [kg/s/m ²]
格納容器ベント (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】)の格納容器ベント時を対象)	[Blank]		
LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出(設計基準事故対処設備としての設計条件)			
LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出(格納容器過圧・過温破損)の起因事象である大破断LOCAを対象)			

注記 *1: 有効性評価の解析結果 (MAAPの解析結果から得られる流量をダウンコマ流路断面積で除した値)

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

*3: 既往の試験結果 (参考資料2 ④)

5.2 格納容器ベント時の水位上昇による影響

格納容器ベント時において、ダウンコマ内の水がサプレッションチェンバへ移行するため、サプレッションチェンバ内のプール水の水位上昇が生じるが、表5-1に示すように、LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出と比較し、水の流量は小さいため、緩やかな上昇となる。このため、動荷重として、LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出に包絡される。なお、このときの格納容器ベント時におけるサプレッションチェンバ内のプール水位を図5-1に示す。この時の水位上昇は約0.04mであるが、この水位上昇に伴う影響は、原子炉格納容器に対する水頭圧であり、静荷重に分類される。この静荷重は、2Pd時の静荷重と比較し、小さいため、原子炉格納容器の健全性は維持される。

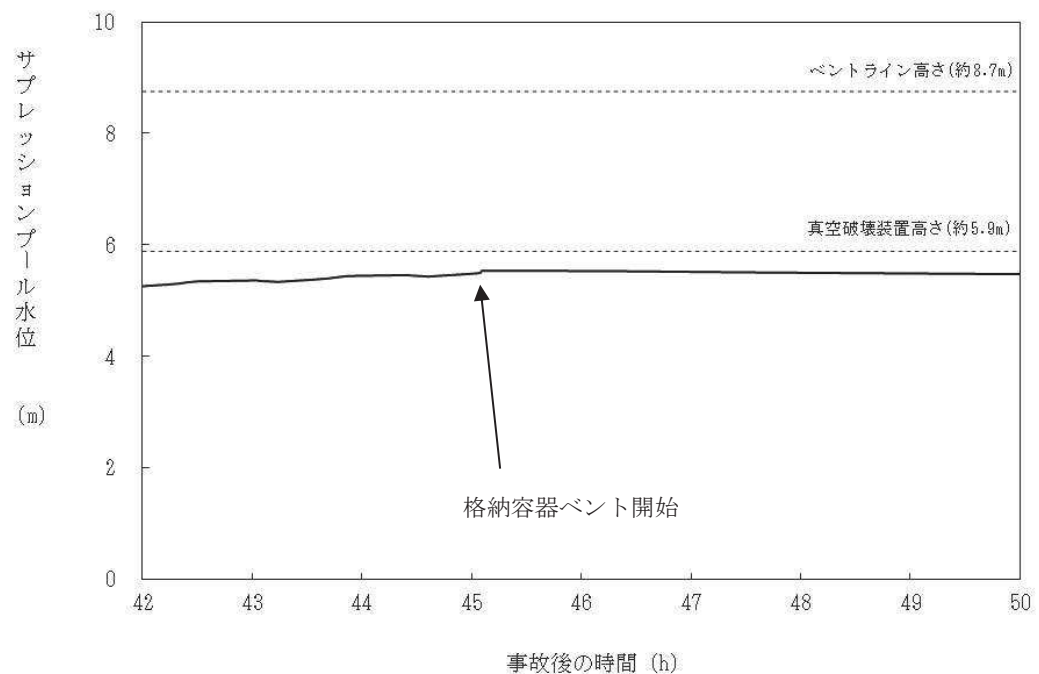


図5-1 格納容器ベント時のサプレッションチェンバ水位上昇

なお、真空破壊弁は、重大事故等時におけるサプレッションチェンバの水位でも水没することはないことから、真空破壊弁についての構造健全性の確認は不要である。

5.3 格納容器ベント時の減圧沸騰による影響

格納容器ベント時には、サプレッションチェンバ圧力の低下によりサプレッションチェンバ内のプール水が減圧沸騰することが考えられるが、以下のことから、格納容器ベント時の原子炉格納容器への動荷重としては小さく、健全性への影響はない。

- ・「格納容器過圧・過温破損【代替循環冷却系を使用できない場合】」では、事故発生約45時間後に格納容器ベントを実施しているが、図5-2で示すように、サプレッションチェンバ内のプール水が飽和温度に達するのは格納容器ベントを開始して約1時間後であり、これ以降減圧沸騰が生じると考えられる。しかしながら、図5-3で示すように、サプレッションチェンバ内のプール水が飽和温度に達するタイミングでは原子炉格納容器圧力の低下傾向は緩やかになっていることから、急速減圧しないため、減圧沸騰が生じない。
- ・サプレッションチェンバ内のプール水の減圧沸騰が生じるタイミングにおいては、ドライウエルとサプレッションチェンバに圧力差があることから、サプレッションチェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行は継続するが、その移行量は少ない。
- ・減圧沸騰の影響はなく、及び、減圧沸騰が生じるタイミングにおいては、ドライウエルからサプレッションチェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量は少ないことから、原子炉格納容器の健全性への影響はないと考えられる。

上記に加えて、有効性評価の解析における格納容器ベント時の流量がすべて減圧沸騰に寄与したと仮定して、検討を行った。

ここで、発生蒸気が水面に到達するまでに要する時間を1秒と仮定し、1秒間に発生した蒸気がすべてサプレッションチェンバ内のプール水位の上昇に寄与すると仮定する。減圧沸騰が生じるタイミングでのベント流量は約 kg/s であることから、この時減圧沸騰によって発生する蒸気量も同等の kg/s と仮定すると、最大 kg の蒸気によってサプレッションチェンバ内のプール水面が押しあげられることとなる。また、この時の蒸気の密度を、大気圧下における蒸気の密度約 kg/m³ とすると発生蒸気の体積は約 m³ となる。サプレッションチェンバ内のプール水が飽和温度に達するタイミングでのサプレッションチェンバの断面積は約 m² であるため、蒸気泡がサプレッションチェンバ内に一様に分布しているとして、発生蒸気による水位上昇は約 m となる。このことから、減圧沸騰によりサプレッションチェンバの水位上昇が生じたとしても、その規模は小さい。

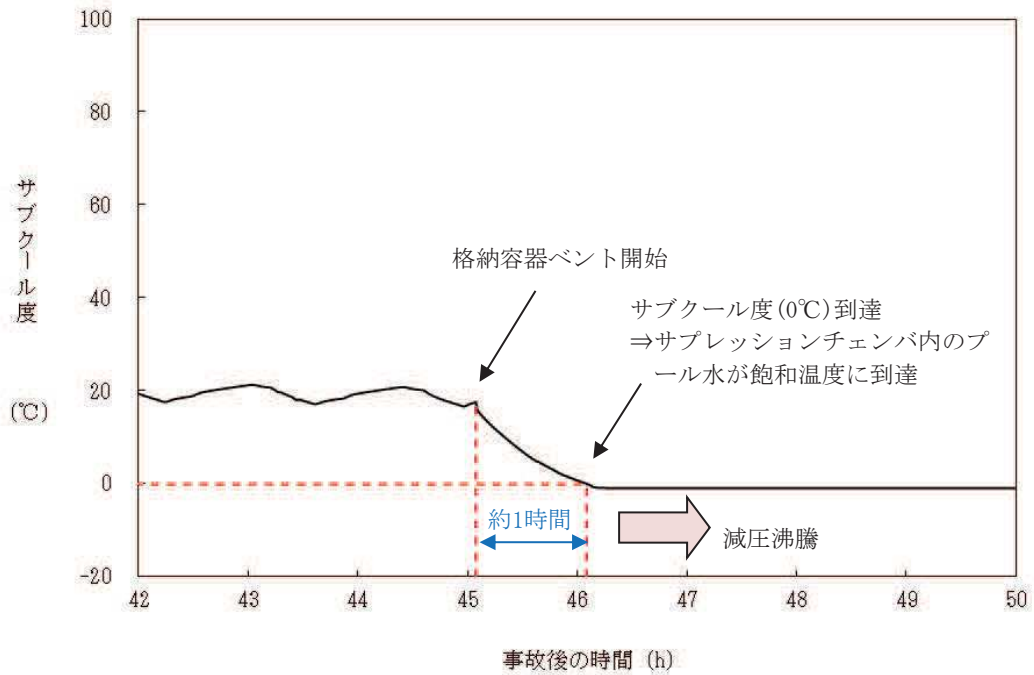


図5-2 格納容器過圧・過温破損【代替循環冷却系を使用できない場合】のプール水のサブクール度の推移

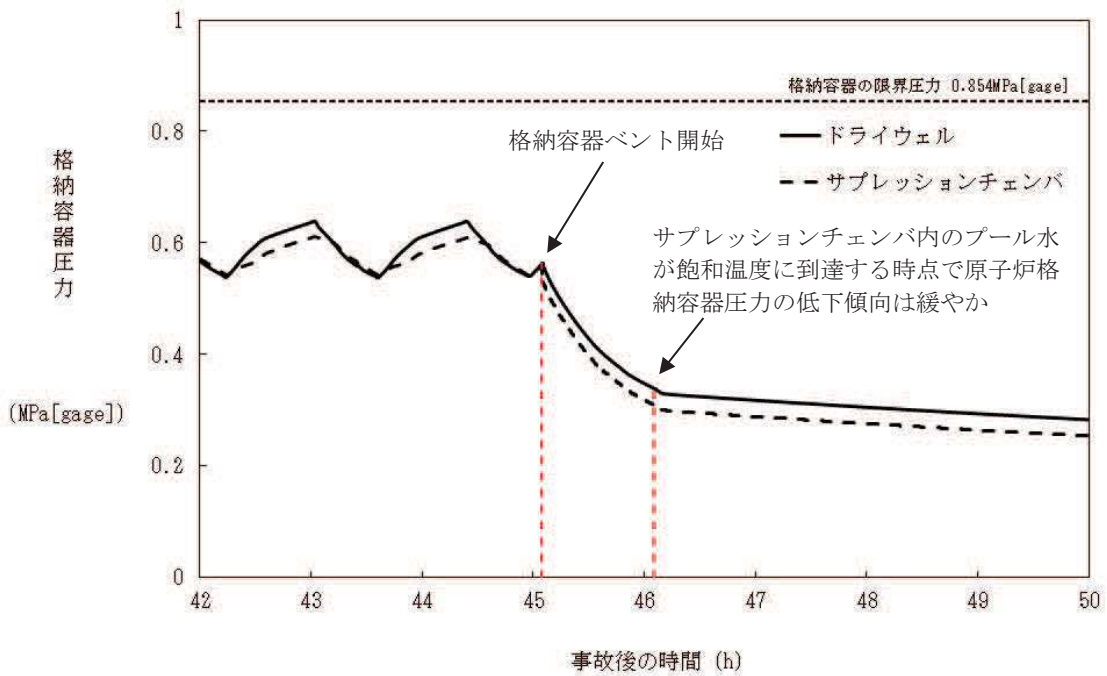


図5-3 格納容器過圧・過温破損【代替循環冷却系を使用できない場合】の原子炉格納容器圧力の推移

5.4 格納容器ベント時の継続時間による影響

LOCAを起因とする格納容器ベント時における継続時間による影響について検討する。

格納容器ベント時の重大事故等時荷重の時間履歴を図5-4に示す。LOCA時に加わる荷重のうち、a. からb. までの現象における荷重に関しては配管破断発生後、原子炉圧力容器からのブローダウンが終了するまでの比較的短期間に生じる荷重であるため、生じる荷重の強さ及び荷重発生時の原子炉格納容器内圧力・温度条件は設計基準事故と同等となる。

一方で、c. については、原子炉圧力容器からのブローダウン収束後も比較的長期にわたって継続する荷重であるため、重大事故等時の原子炉格納容器内圧力・温度条件との組合せを考慮する必要がある。具体的には、原子炉格納容器の除熱手段の復旧等により格納容器ベントを停止し、ドライウエルとサプレッションチェンバの差圧が解消されるまでは、崩壊熱によって発生した蒸気がサプレッションチェンバ内のプール水へと移行し続けることにより、チャギングが生じると考えられることから、c. の荷重は格納容器ベント停止までの期間において発生し続けることを考慮する。

図5-5、図5-6で示すように格納容器ベント後サプレッションチェンバ内のプール水温が高いこと及び破断口からの蒸気放出量が低下することで、ダウンカマの蒸气流束が小さくなっていく。

蒸气流束が小さくなるような事象後期の影響は、表5-1で示すように有効性評価結果との比較により動荷重の評価ができる。このため、格納容器ベントの事象後期に生じるチャギングによる動荷重は既往の試験より、サプレッションチェンバ内のプール水の水温（℃以下）が低く、さらにダウンカマ内の蒸气流束が kg/s/m²程度以下の特定の領域で振幅の大きな荷重が生じることが確認されている。格納容器ベント後においては、ベント時のプール水温が ℃、蒸气流束が kg/s/m²以下であり、設計基準事故時に生じる動荷重の影響は大きくなることはない^[3]。

なお、設計基準事故時に想定しているチャギング荷重が繰返し生じた場合であっても発生応力は、89MPaであり、原子炉格納容器本体の一次＋二次応力の許容限界内（393MPa）となることから、原子炉格納容器の強度評価に対する影響はない。

図5-4は、LOCAを起因とする格納容器ベント時における荷重の時刻歴を示したものであるが、以下の理由により、LOCAを伴わない事象における荷重の時刻歴は図5-4の時刻歴に包絡されると考えられる。

- (1) LOCAを起因としない事象においては、原子炉圧力容器破損時に原子炉圧力容器内のガスがドライウエルへと放出されると考えられるが、原子炉圧力容器破損時点では、すでに原子炉圧力容器内は減圧されており、LOCA時に生じるような急激なガス放出とならない。
- (2) 高温の溶融燃料がペDESTAL内に落下した際には、FCIによって急激な蒸気発生が生じると考えられるが、当該事象において、サプレッションチェンバに流入する水等の移行量はLOCA時に比べて非常に小さく（表4-1）、LOCA発生直後に生じる荷重（図5-4におけるa. 及

びb.の荷重)に包絡される。

- (3) 格納容器ベント実施時においても一時的にドライウェルからサブプレッションチェンバに流入する水等の移行量が増加すると考えられるが、この時の移行量はLOCA時に比べて非常に小さく(表5-1)、(2)同様にLOCA発生直後に生じる荷重に包絡される。

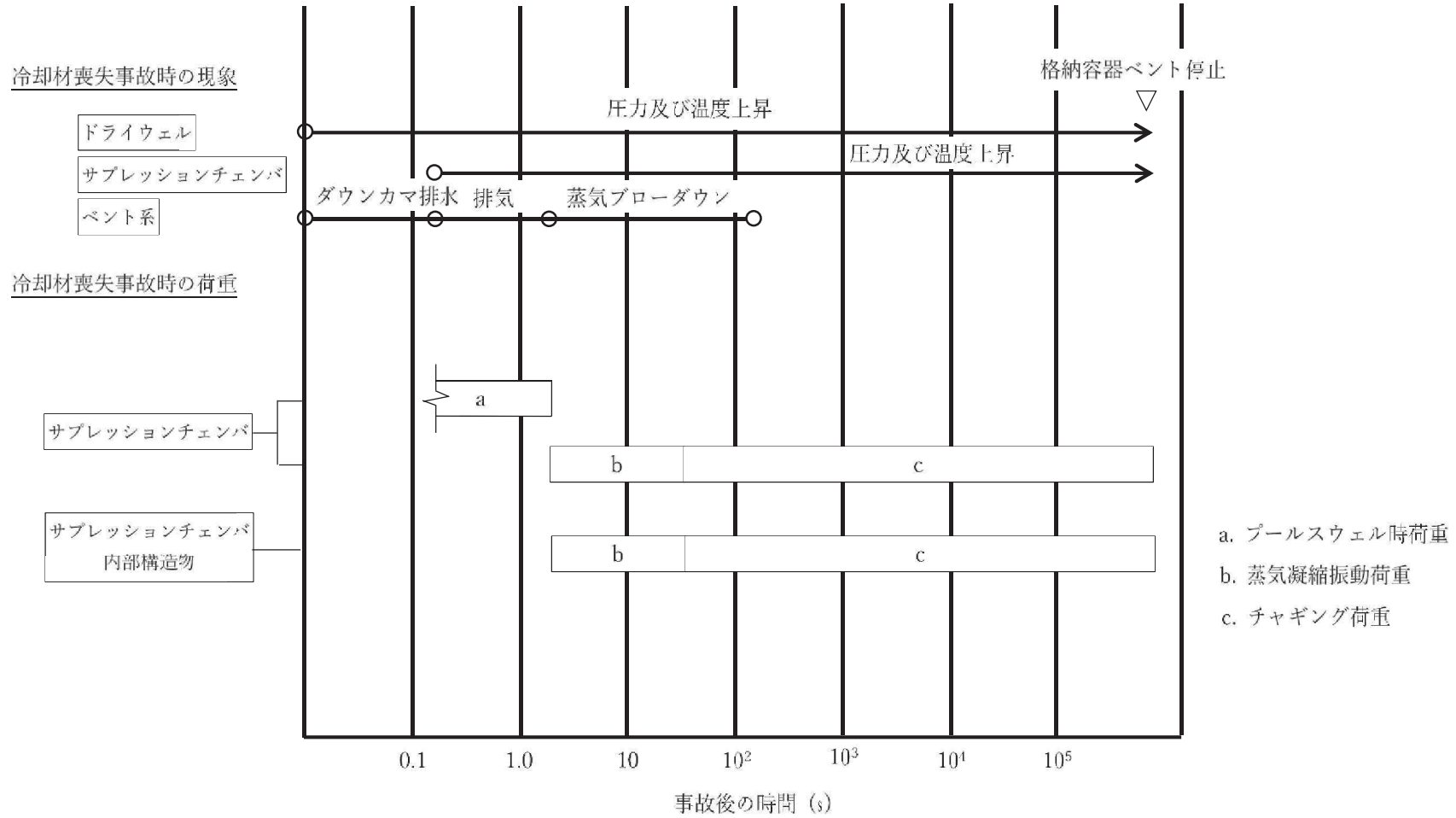


図5-4 重大事故等時荷重の時間履歴 (LOCA起因)

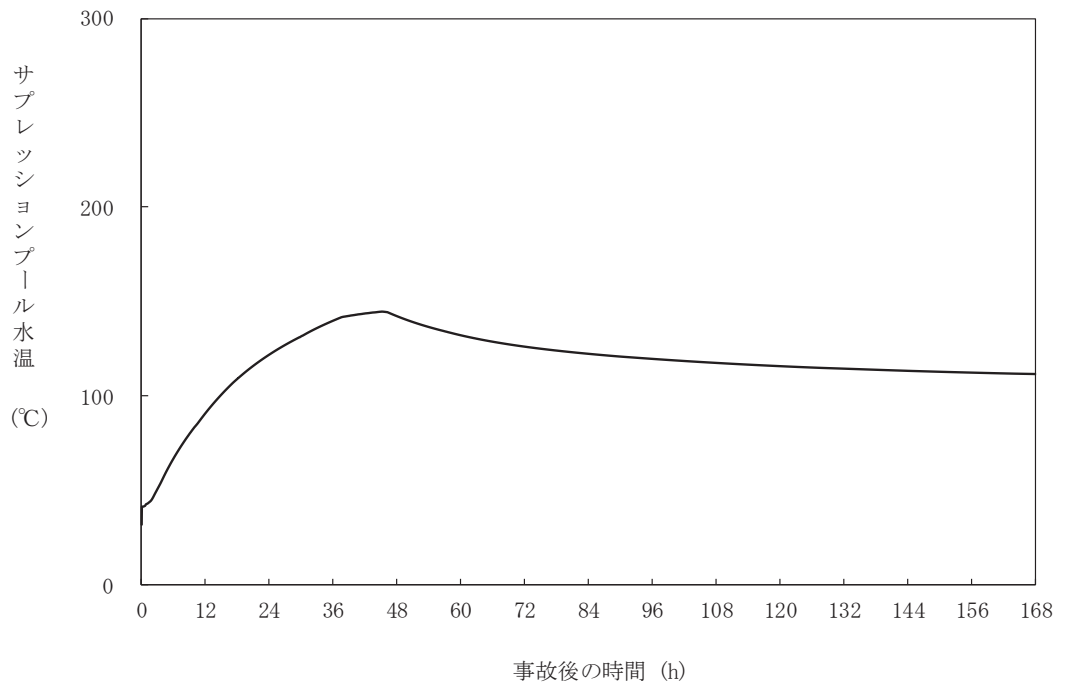


図5-5 サプレッションチェンバ内のプール水温の時刻歴

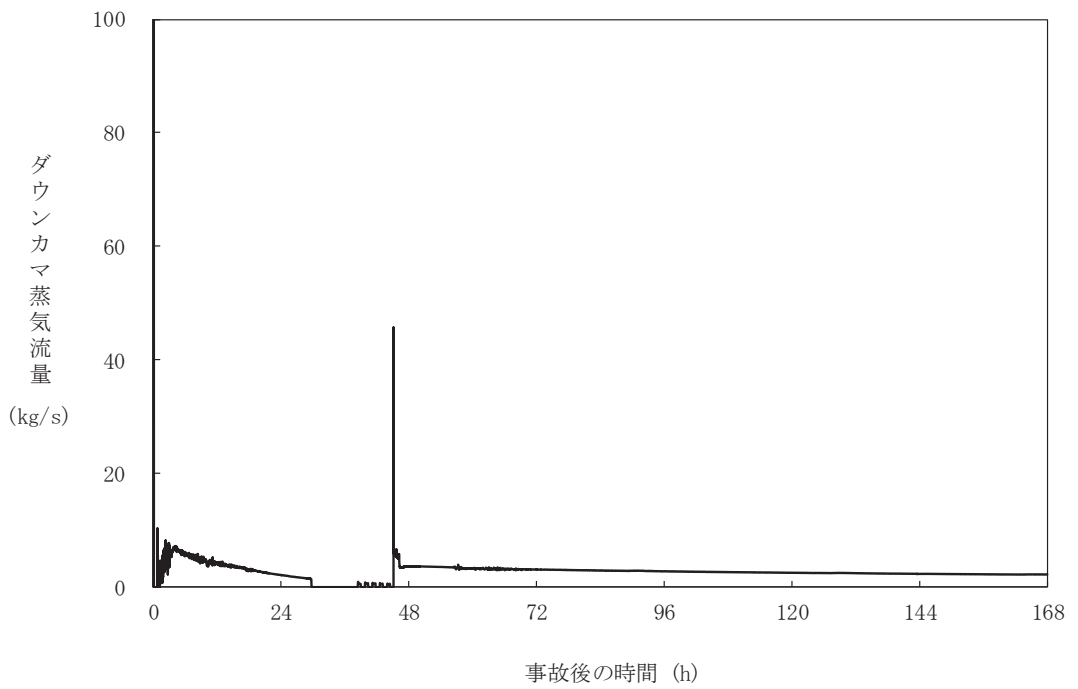


図5-6 ダウンコマ蒸気流量の時刻歴

5.5 格納容器ベント時の減圧波による影響

US-ABWRには原子炉格納容器の過圧保護のため、系統に取り付けたラプチャーディスクにより、瞬時に配管の流路断面積を100%開放し、大気放出によって急速減圧するCOPS (Containment Overpressure Protection System) が設けられている。このため、米国ではCOPSを設ける場合、急速減圧による減圧波の影響を考慮する必要があるとされている。女川2号機の原子炉格納容器は、格納容器ベント時において、弁による開動作により減圧することから、COPSのように急速減圧することはない。しかしながら、保守的に減圧波を考慮するため、COPSと同様に弁の開操作直後に配管の流路断面積が100%開放され、大気放出することを仮定し、検討を実施した。

検討にあたっては、US ABWR DCD Ch. 19E. 2. 3. 5. 1における評価手法を用いて、格納容器ベント直後のサプレッションチェンバ内のプール水面に作用すると考えられる減圧波について評価する。

評価に用いる主要なパラメータは、以下のとおりである。

表5-2 評価に用いる主要なパラメータ

パラメータ	記号	値	備考
S/C圧力	P_0	854kPa [gage]	最高使用圧力の2倍
S/C水位	—	約5.5m	MAAPによる解析結果 (格納容器ベント時)
S/Cガス密度	ρ_{g0}	約4.62kg/m ³	200℃, 2Pd時の蒸気密度
比熱比	k	1.4	理想気体における二原子分子の 比熱を仮定
ベントライン 入口	半径	R	AC系配管 (600A)
	面積	A	
ベントライン チョーク部	面積	a	AC系-SGTS取り合い後～排気筒ま で (300A)

プール水の水面に到達する減圧波を評価するため、格納容器ベント直後において、原子炉格納容器より放出されるガスは臨界流と仮定する。ベント流量は、ベントラインにおけるチョーク部で律速されることから、当該箇所におけるガス流量はDCDにおける以下の評価式及び表5-2のパラメータを用いるとガス流量は、約100kg/sとなる。

$$G_{gc} = \left(\frac{2}{k+1} \right)^{(k+1)/2(k-1)} \sqrt{kg_0 P_0 \rho_{g0}}$$

$$m = G_{gc} a$$

この時、ベントライン入口におけるガスの流速 (V) は、以下の式により約92m/sとなる。

$$V = \frac{m}{A \times \rho_{g0}}$$

また、DCDにおける以下の評価式により、サプレッションチェンバ内の音速 (C_{g0}) は約 538m/sであり、この時のマッハ数 (V/C_{g0}) は約0.17 (<0.2) であることから、ベント時の減圧波は音響波として扱うことができる。

$$C_{g0} = \sqrt{kg_0 P_0 / \rho_{g0}}$$

ここで、ベントラインに吸い込まれるガスの流速について、ベントライン入口から、ベントライン入口半径 (R) 相当離れた位置 (評価点のイメージは、図5-7のとおり) におけるガス流速 (V') を計算する。当該位置における流路を半径 R の半球の表面積相当とする。よって、ベントライン内の流路面積との面積比からベントライン入口から R 離れた半球表面上の位置におけるガス流速は、以下となる。

$$V' = V \frac{\pi R^2}{2\pi R^2} = \frac{V}{2} = \text{約}46\text{m/s}$$

この流速及びDCDにおける以下の音響方程式を用いると、前述の半球表面における減圧波は、約115kPaとなる。

$$\delta P_0 = \frac{\rho C \delta V}{g_0}$$

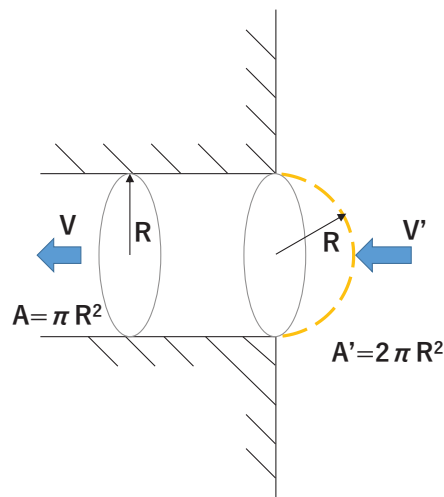


図5-7 評価点のイメージ図

次に、上記減圧波がプール表面に到達した際の圧力を求める。

ベントライン入口高さは約8.8mであるため、ベントライン入口から、水面までの距離（r）は、約3.3mとなる。したがって、DCDにおける以下の式から、水面に到達する減圧波は約9.6kPaとなる。

$$\delta P = \frac{R}{r} \delta P_0$$

さらに水面に到達した減圧波の水中への伝達係数をDCDにおける以下の式から算出する。

$$\frac{\delta P_{\text{transmitted}}}{\delta P_{\text{oncoming}}} = \frac{2}{1 + \rho_1 C_1 / \rho_2 C_2}$$

ρ_1 : 気体の密度

C_1 : 気体中の音速

ρ_2 : 水の密度

C_2 : 水中の音速

ここで、水の密度及び水中音速はそれぞれガスの密度及び気体中の音速に比べて大きいことから、保守的に、上記式における $\rho_1 C_1 / \rho_2 C_2$ を0とすると、減圧波の水中への伝達係数は2となる。したがって、ベントライン入口で生じた減圧波によってサプレッションチェンバにもたらされる負圧度は約19kPaとなる。

格納容器ベント実施時点でのサプレッションチェンバ圧力は854kPa[gage]となる可能性を考慮し、この場合の負圧度を考慮した正味の圧力は835kPa[gage]であることから、水面の飽和温度は、約177℃となる。格納容器ベント開始時のサプレッションチェンバ内のプール水温は、約 ℃であることから、水面の飽和温度（約177℃）に対して十分に小さい。よって、減圧波を踏まえてもプール水の減圧沸騰の影響は極めて小さい。

また、蒸気の負圧度より、水面に到達した減圧波によってプール水面の揺動する速度は、以下の式より約0.01m/sであり、プール水面の揺動する速度は小さく、これに伴うプールの影響は極めて小さい。

$$\delta V_L = \frac{g_0 \delta P}{\rho_L C_L}$$

ρ_L : 水の密度

C_L : 水中の音速

以上のことから、格納容器ベントによる減圧沸騰及びプールの影響を保守的に評価したが、その影響は小さく、原子炉格納容器の健全性に影響はない。

6. まとめ

重大事故等時の原子炉格納容器に生じる動荷重について整理した。重大事故等時の動荷重は設計基準事故時に想定している動荷重に包絡されること等を確認することにより、重大事故等時の動荷重を想定した場合の原子炉格納容器の健全性を確認した。

7. 参考文献

- [1] 荷重が小さく圧力抑制バウンダリへの影響が小さい荷重について，原子炉安全基準専門部会 格納容器（BWR.MARK-I型）評価小委 資料2-3（1986）
- [2] General Electric, Mark I Containment Program Final Report Monticello T-Quencher Test, NEDE-21864（1978）
- [3] General Electric, Full Scale Test Program Final Report, NEDO-24539（1979）
- [4] General Electric, Test Results Employed by General Electric for BWR Containment and Vertical Vent Loads (proprietary), NEDE-21078（1978）
- [5] 蒸気表（1999），日本機械学会

設計基準事故時に生じる動荷重について

LOCA時に原子炉格納容器で起こる現象を表1に、現象の流れを図1に示す。また、逃がし安全弁作動時に原子炉格納容器で起こる現象を表2に、現象の流れを図2に示す。

女川2号機では、「BWR MARK I型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針」に基づき、LOCA時及び逃がし安全弁作動時の動荷重を図3に示す評価対象に対して、表3、表4及び表5で示すような荷重が生じてても、原子炉格納容器の健全性が確保されることを確認している。また、生じる荷重は、表6で示すように解析や試験データに基づき設定している。

表1 LOCA時の現象

現象	説明
a. LOCA発生	LOCAが発生すると原子炉圧力容器内の高圧、高温の1次冷却水（蒸気）がドライウェル内に流出するのでドライウェル内圧力、温度が上昇する。
b. ベントクリア	ドライウェル内の圧力が上昇するのでダウンカマ内のプール水が押し出される（ベントクリア）。
c. 気泡形成	ドライウェル内非凝縮性ガスもサプレッションチェンバに押し出されるのでダウンカマ出口に気泡が形成される。b.～c.の過程で、サプレッションチェンバ壁面及びサプレッションチェンバ支持構造物に下向きの荷重が加わり、サプレッションチェンバプール水中の内部構造物にはドラッグ荷重が加わる。
d. プール水面上昇	気泡の成長とともにプール水面が上昇するが、このときプール水面より上にある構造物には衝撃、ドラッグ荷重が加わる。
e. 空間部圧縮	プール水面上昇によりサプレッションチェンバ気相部は圧縮され、サプレッションチェンバ気相部壁及びサプレッションチェンバ支持構造物に上向きの荷重が加わる。
f. ブレークスルー ～フォールバック	さらに水面が上昇すると水面が壊れ（ブレークスルー）、プールのウェルは終結し、プール水が落下する（フォールバック）。
g. 蒸気凝縮振動	プールのウェルが終了して、ドライウェル内蒸気がベント系を通してプール水中に流れ込むとプール水中で凝縮するが、このときの蒸気凝縮によってサプレッションチェンバ壁面に圧力振動が加わり水中構造物にはドラッグ荷重が、ダウンカマには横向きの荷重が加わる。蒸気流量が多い間はダウンカマ出口に蒸気泡が形成され、連続した凝縮振動（蒸気凝縮振動）が起こる。
h. チャギング	蒸気流量が少なくなるとダウンカマ内で凝縮するようになるが、凝縮の不安定によってプール水がダウンカマ内を間欠的に出入りするようになる（チャギング）。

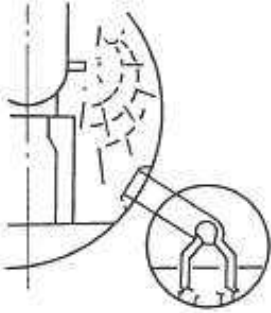
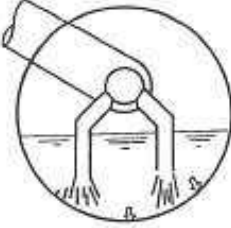
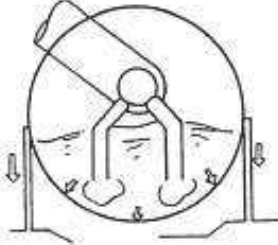

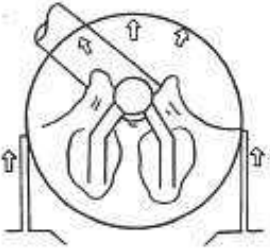



<p>(1)-① LOCA発生</p>	<p>(1)-② ベントクリア</p>	<p>(1)-③ 気泡形成</p>	<p>(1)-④ プール水面上昇</p>
			
<p>(1)-⑤ 空間部圧縮 (Space compression)</p>	<p>(1)-⑥ ブレークスルー (Breakthrough)</p>	<p>(1)-⑦ フォールバック (Fallback)</p>	<p>(1)-⑧ 蒸気凝縮振動・チャギング (Steam condensation vibration/chugging)</p>
			

図1 LOCA時の現象の流れ

表2 逃がし安全弁作動時の現象

現象	説明
a. 逃がし安全弁作動 ～クリアリング	逃がし安全弁が作動すると原子炉内の高圧蒸気が排気管内に流入して管内の圧力，温度が上昇する。これにより管内の水柱はサプレッションチェンバに押し出される（クリアリング）。このとき排気管系に荷重が加わる。
b. 気泡振動	排気管内の非凝縮性ガスがプール水中に押し出され，このときサプレッションチェンバ壁面には振動荷重が加わる。また水中構造物にはドラッグ荷重が加わる。
c. 蒸気凝縮	非凝縮性ガスの排出が終わると蒸気がプール水中に放出され安定に凝縮する。

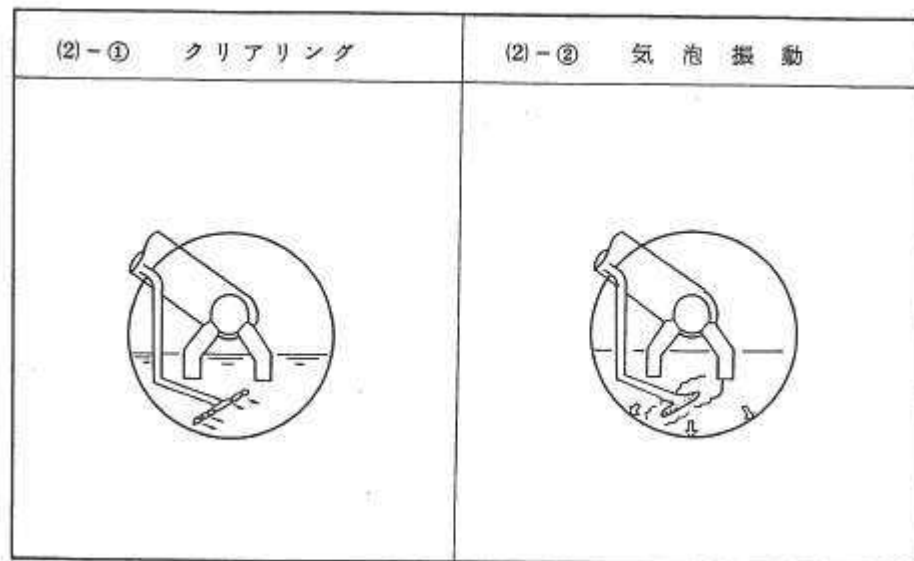


図2 逃がし安全弁作動時の現象の流れ

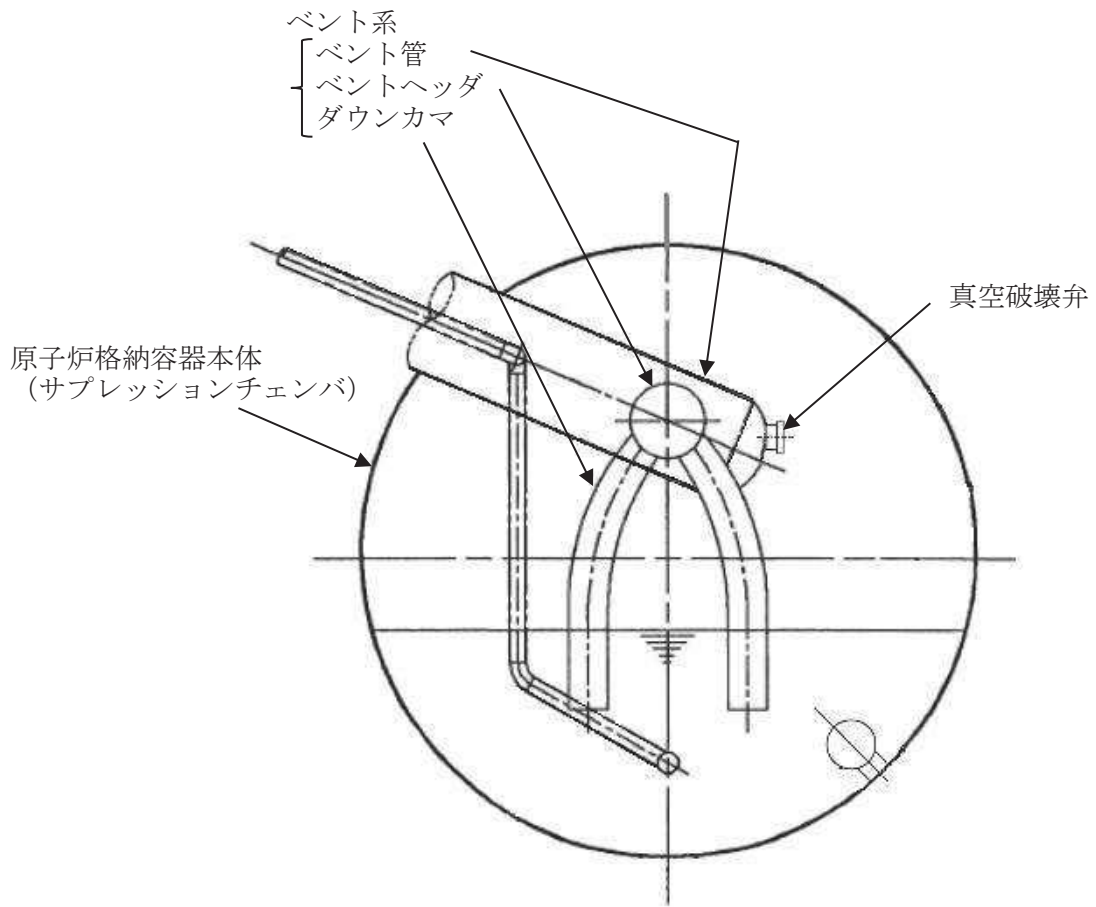


図3 動荷重の評価対象

表3 PCV動荷重指針要求荷重と対象構造物との対応

項 目	格納容器 原子炉 本体	ベント管	ベントヘッド	ダウンカメラ	真空破壊弁	備 考	
							Mark-I PCV 動荷重指針
圧力抑制系の バウンダリに加わる 荷重	表4 (1)	(2次荷重であり，指針上評価を省略可)					
	表4 (2)	—	○	—	—	—	
	表4 (3)	○	○	—	—	—	
	表4 (4)	○	○	—	—	—	
	表4 (5)	○	—	—	—	—	
	表4 (6)	(2次荷重であり，指針上評価を省略可)					
	表4 (7)	○	—	—	—	—	
圧力抑制系 内の構造物 に加わる荷重	表4 [1]	—	—	—	○	—	
	表4 [2]	—	—	—	○	—	
	表4 [3]	—	○	○	○	—	
	表4 [4]	—	—	—	—	—	
	表4 [5]	—	—	—	—	○	
	表4 [6]～ [8]	(2次荷重であり，指針上評価を省略可)					
逃がし安全 弁作動時の 動荷重	表5 (1)	○	—	—	○	—	
	表5 (2)	○	—	—	○	—	
逃がし安全 弁作動時の 構造物に加 わる荷重	表5 [1]	○	—	—	○	—	
	表5 [2]	○	—	—	○	—	
	表5 [3]	○	—	—	○	—	
	表5 [4]	—	—	—	—	—	

表4 指針要求に対応するLOCA時動荷重の概要図 (1/4)

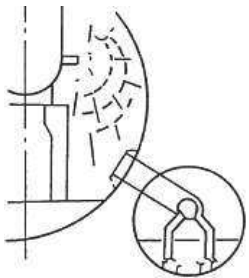
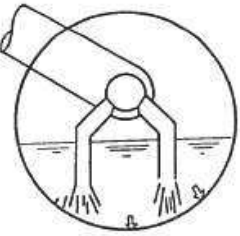
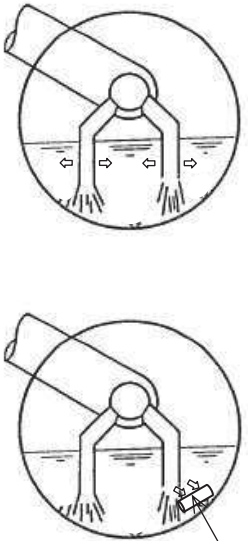
現象	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
①LOCA発生		<p>(1) 破断発生直後に生じる圧力波により、プール壁面に加わる荷重</p>		
②ベントクリア		<p>(2) ベントクリアに至るまでの過程におけるダウンカメラ下端からの噴流によりプール壁面に加わる荷重</p>	 <p style="text-align: right;">構造物</p>	<p>[2] ベントクリア時にダウンカメラに対して横方向に加わる荷重</p> <p>[1] ベントクリアに伴いプール水の流動により構造物に加わる荷重</p>

表4 指針要求に対応するLOCA時動荷重の概要図 (2/4)

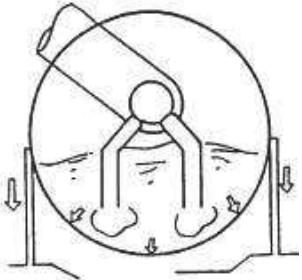
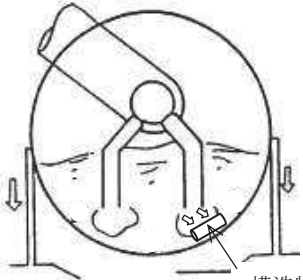
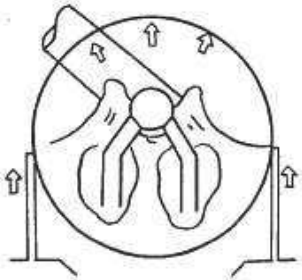

現象	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
③気泡形成		<p>(3) 気泡の形成、プールのウェルにより プール壁面へ加わる荷重</p>	 <p style="text-align: right;">構造物</p>	<p>[1] 気泡形成に伴いプール水の流動 により構造物に加わる荷重</p>
④プール 水面上昇		<p>(4) プールのウェル時のサブプレッ ションチェンバ気相部圧縮によりサブ プレッションチェンバ気相部壁面に 加わる荷重</p>	 <p>(女川2号機では発生なし)</p> <p style="text-align: center;">同上</p>	<p>[4] プールのウェルに伴いサブプレッ ションチェンバ気相部内の構造 物に加わる衝撃荷重</p> <p>[3] プールのウェル時にベント系に 加わる衝撃荷重及びドラッグ荷 重</p> <p>[5] プールのウェル時の真空破壊弁 作動により弁本体に加わる荷重</p>

表4 指針要求に対応するLOCA時動荷重の概要図 (3/4)


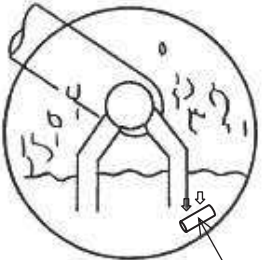
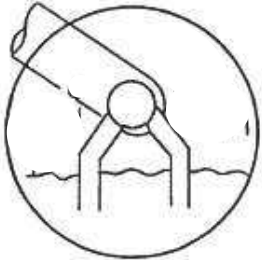
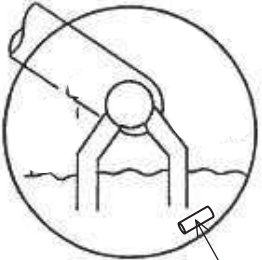
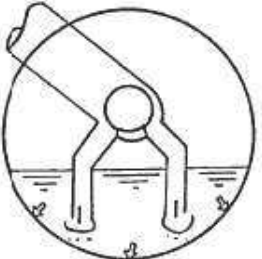
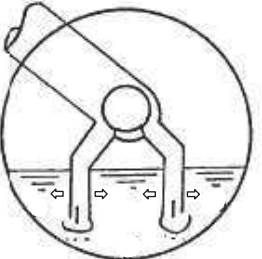
現象	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
⑤フォールバック		(5) フォールバックによりプール壁面に加わる荷重		[1] フォールバックに伴いプール水の流動により構造物に加わる荷重
⑥フォールバック		(6) プールのスウェル後のプール水面の揺動によりプール壁面に加わる荷重		[6] プールのスウェル後のプール水面の揺動により構造物に加わる荷重
⑦蒸気凝縮		(7) 蒸気凝縮に伴いプール壁面に加わる荷重		[8] 蒸気凝縮に伴いダウンカムに対して横方向に加わる荷重

表4 指針要求に対応するLOCA時動荷重の概要図 (4/4)

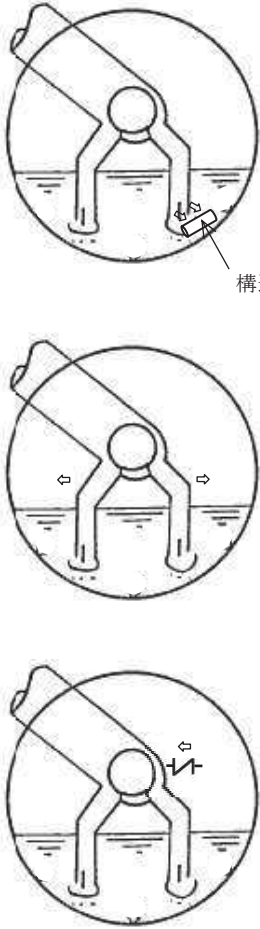
現象	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
⑦蒸気凝縮 (続き)				<p>[1] 蒸気凝縮に伴いプール水の流動により構造物に加わる荷重</p> <p>[7] 蒸気流によりベント系に加わる荷重</p> <p>[5] 蒸気凝縮時の真空破壊弁作動により弁本体に加わる荷重</p>

表5 指針要求に対応する逃がし安全弁作動時動荷重の概要図






現象	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
①クリアリング			 <p>構造物</p>	<p>[1] 排気管内にたまっていた水のクリアリングによる噴流により、構造物に加わる衝撃荷重及びドラッグ荷重</p>
②気泡振動		<p>(1) 排気管内にたまっていた非凝縮性ガスがプール内に吹き出し膨脹，収縮することによりプール壁面に加わる荷重</p>	 <p>構造物</p>	<p>[2] 排気管内にたまっていた非凝縮性ガスがプール内に吹き出して膨脹，収縮することにより構造物に加わるドラッグ荷重</p>
③蒸気凝縮		<p>(2) 排気管からプールへ流入する蒸気の凝縮が不安定となる場合に生じるプール壁面に加わる荷重</p>	 <p>構造物</p>	<p>[3] 排気管からプールへ流入する蒸気の凝縮が不安定となる場合に生じる構造物に加わるドラッグ荷重</p> <p>[4] 弁作動時にクエンチャ自身に加わる荷重</p>

表6 設計基準事故時に生じる動荷重と根拠

(a) LOCA時

荷重	根拠	表4との対応
a. LOCA発生直後の圧力波による荷重	指針上評価の省略可	(1)
b. ベントクリア時の水ジェットによる荷重	プールスウェル試験結果に基づき設定 水中構造物に対する荷重は指針上評価の省略可	(2) [1]
c. 気泡形成による荷重	プールスウェル試験結果に基づき設定 水中構造物に対する荷重は指針上評価の省略可	(3) [1]
d. プール水面上昇による衝撃・ドラッグ荷重	プールスウェル試験結果に基づき設定（女川2号機では発生なし）	[3], [4], [5]
e. 気相部圧縮による荷重	プールスウェル試験結果に基づき設定	(4)
f. フォールバック荷重	指針上評価の省略可 水中構造物に対する荷重は指針上評価の省略可	(5) [1]
g. 水面揺動による荷重	指針上評価の省略可	(6) [6]
h. 蒸気凝縮振動荷重	FSTF試験（参考資料2 ④）データに基づき設定	(7) [1]
i. チャギング荷重	FSTF試験（参考資料2 ④）データに基づき設定	(7) [1]
j. ダウンカマ横方向荷重	FSTF試験（参考資料2 ④）データに基づき設定	[2], [7], [8]

(b) 逃がし安全弁作動時

荷重	根拠	表5との対応
a. 水ジェットによる荷重	指針上評価の省略可	[1], [4]
b. 気泡振動による荷重	海外プラント試験（参考資料2 ③）データに基づき設定	(1) [2], [4]
c. 蒸気凝縮振動荷重	指針上評価の省略可	(2) [3], [4]

①主蒸気逃がし安全弁クエンチャ開発試験：大規模試験（1/4体積スケールテスト）

試験目的

小規模試験からクエンチャ型が蒸気凝縮振動の安定化に最良との結果を得たので、実機に適用するためのクエンチャノズルを開発すべく大規模実験が実施された。

試験の項目及び成果

本試験では、主に水温等をパラメータとして、°C前後から°Cまで幅広い温度範囲で試験が実施された。気泡脈動荷重及び蒸気凝縮振動荷重の試験結果から、主に以下の内容が確認された。

- ・クエンチャを採用すれば低プール水温（°C）から高プール水温（°C）まで安定した蒸気凝縮性能が確保可能である。
- ・蒸気凝縮振動荷重に対する蒸気流束（約kg/s/m²）及びプール水温による影響



【参考文献】 NUREG-0783 “Suppression Pool Temperature Limits for BWR Containment”
NEDE-21078 “Test Results Employed by General Electric for BWR Containment and Vertical Vent Loads”

②主蒸気逃がし安全弁クエンチャ開発試験：実規模試験

試験の目的

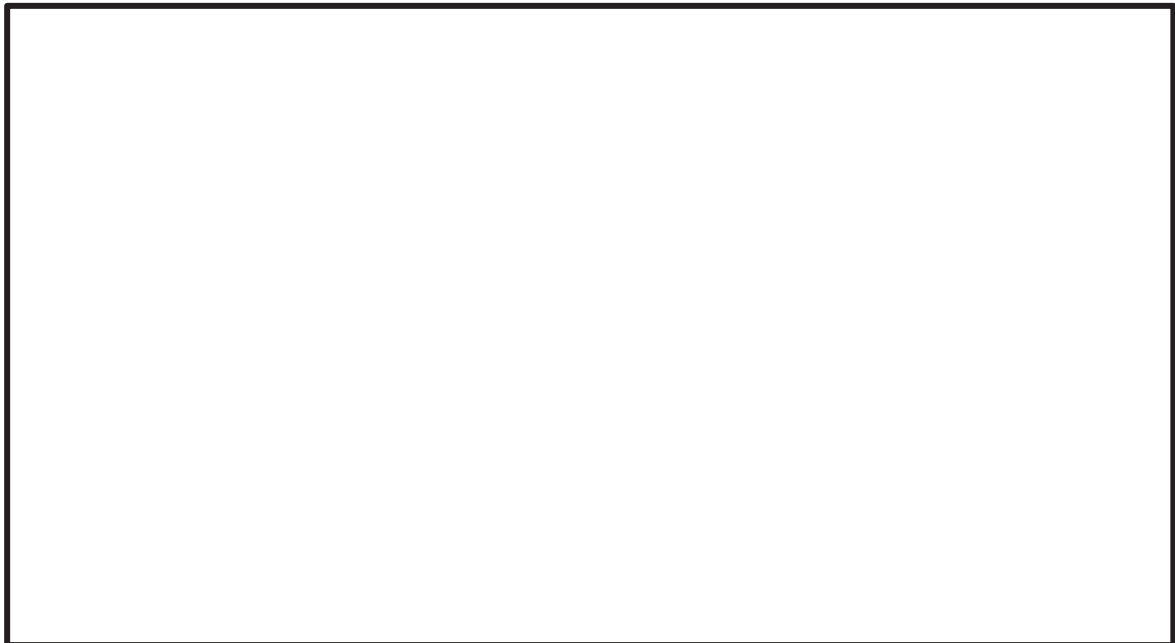
本試験では、実規模のクエンチャを使用して荷重確認試験を行った。

試験の項目及び成果

試験に用いられたクエンチャのクエンチャアーム角度は、1か所が ，他の3か所が であり、クエンチャアーム取り付け角度の影響が確認された。また、試験は、実機の運転条件を包絡するように幅広いレンジの蒸気源圧力（ Psi：約 MPa），プール水温条件（約 °F：約 °C）で実施された。

この結果、以下の内容が確認された。

- ・クエンチャアーム角度 ， のすべての方向でクエンチャは安定した凝縮性能を発揮した。
- ・クエンチャアームの孔の放射角度が 程度以下であれば高温水がクエンチャ周囲に留まることなく安定凝縮が得られることが示された。



【参考文献】 NUREG-0783 “Suppression Pool Temperature Limits for BWR Containment”

NUREG-0802 “Safety/Relief Valve Quencher Loads Evaluation for BWR Mark II and III Containments”

NEDE-21078 “Test Results Employed by General Electric for BWR Containment and Vertical Vent Loads”

③米国 Monticello発電所 主蒸気逃がし安全弁実機試験

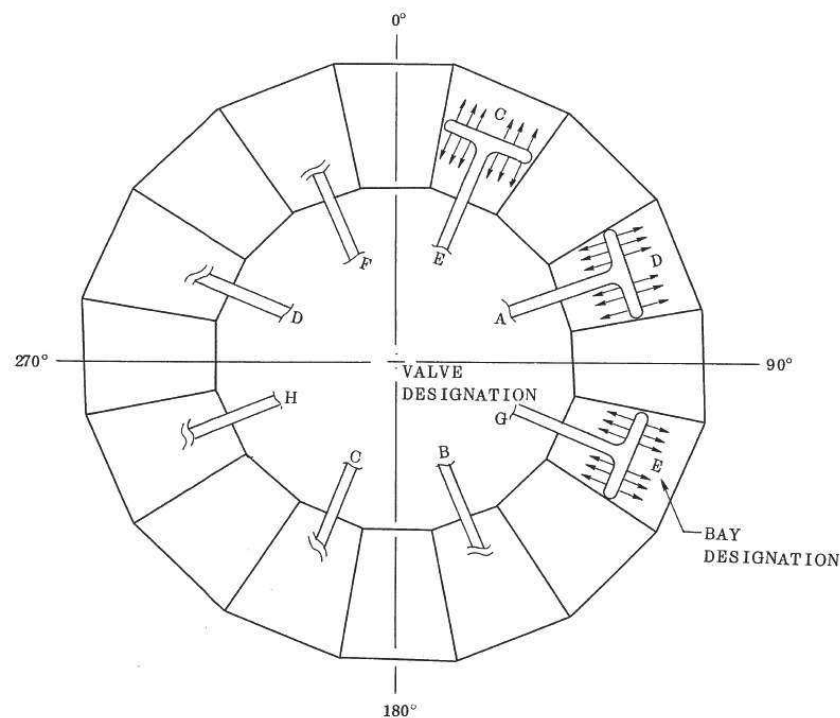
試験の目的

本試験は、逃がし安全弁作動に伴いサプレッションチェンバに加わる動荷重を把握することを目的として、米国 Monticello発電所 (BWR3, 536MWe) で実施された。

試験の項目及び成果

試験では、逃がし安全弁作動時においてサプレッションチェンバや内部構造物に作用する荷重と応力、排気管内挙動、プール水温分布などが測定された。合計38回の試験が実施され、以下の成果が得られた。

- ・ 逃がし安全弁作動時の気泡振動荷重と排気管・プールの熱水力挙動に対する各種パラメータの影響、及びT-クエンチャの凝縮性能が確認された。
- ・ 単弁作動試験のほか多弁作動試験も実施されたが、両者の荷重に有意な差はみられなかった。
- ・ 逃がし安全弁の最初の作動と後継作動では、後者の荷重が小さいことが確認された。
- ・ 実機プラントの流体-構造連成 (FSI) 解析のベースとなるデータが取得された。



【参考文献】 General Electric, Mark I Containment Program Final Report Monticello T-Quencher Test, NEDE-21864 (1978)

④米国 FSTF (Full Scale Test Facility) 試験

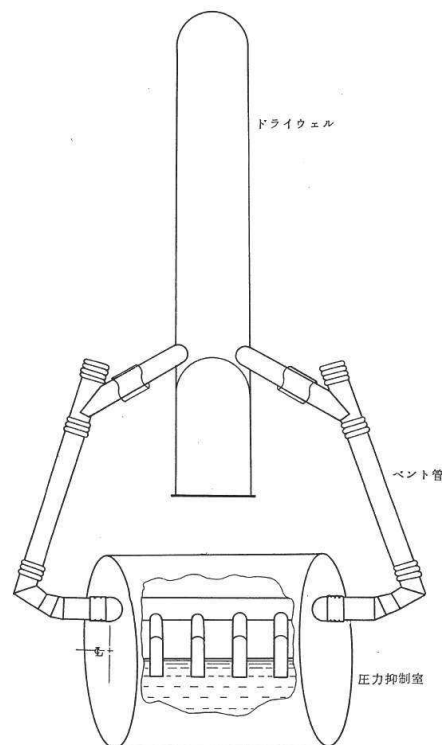
試験の目的

Mark-I型原子炉格納容器プラントのLOCA時における，蒸気凝縮振動荷重及びチャギング荷重設定のためのデータを取得することを目的として実施された。試験装置はMonticelloプラント (BWR3, 536MWe) のサプレッションチェンバ (22.5° セクター) を実規模で模擬している。

試験の項目及び成果

試験では，サプレッションチェンバ及びサポートコラムに加わる圧力と応力を測定するとともに，ベント系に加わる圧力と応力も測定している。合計12回の試験が実施され，以下の成果が得られた。

- Mark-I型原子炉格納容器の蒸気凝縮振動荷重に対する各種パラメータの影響が確認された。
- 実機プラントの流体-構造連成 (FSI) 解析のベースとなるデータが取得された。
- 本試験の結果は，日米のMark-I型原子炉格納容器のLOCA時動荷重評価に広く用いられている。



【参考文献】 General Electric, Full Scale Test Program Final Report, NEDO-24539 (1979)

重大事故等時の動荷重の組合せについて

設計基準対象施設としての原子炉格納容器に対する動荷重の組合せの考え方を以下に示す。

- ・原子炉格納容器の応力計算は、各運転状態に生じる荷重の組合せの中で最も厳しい条件について行う。
- ・圧力、温度及びLOCA時の蒸気ブローダウンによる荷重において、荷重の生じる時間が明らかに異なる場合は時間のずれを考慮する。具体的には以下の組合せとなる。
 - ▶ LOCA直後のジェット力及びLOCA時のサプレッションチェンバのプール水揺動による荷重は、事象発生後一度のみ作用する荷重であるため、許容応力状態IV_Aとして評価する。この状態は、原子炉格納容器の内圧が上昇する前の過渡的な状況であることから、最高使用圧力とは組み合わせない。
 - ▶ ドライウェルからサプレッションチェンバへの蒸気の流入が起これ、継続的に蒸気の凝縮等による動的荷重（蒸気凝縮荷重（CO）及びチャギング（CH））が作用する状態は、設計条件として評価するものとし、LOCA事故後の最大内圧との組合せを考慮する。なお、COとCHはドライウェルからサプレッションチェンバに流入する蒸気量の変化に伴い段階的に生じる事象であるため、互いに組み合わせる必要はない。
 - ▶ 逃がし安全弁作動時の動荷重については、逃がし安全弁の作動が運転状態Ⅱに区分される事象であることから、許容応力状態Ⅱ_Aとして評価するとともに、弾性設計用地震動S_dと基準地震動S_sとの組合せも評価する。

前述の考え方を踏まえ、重大事故等時に生じる動荷重（本文表2-2）に係る荷重の組合せを以下のように整理する（表1）。

<逃がし安全弁作動時荷重>

逃がし安全弁が作動する事象は、「高圧・低圧注水機能喪失（給水喪失）[TQUV]」のように原子炉圧力容器バウンダリの機能が維持されている状態であり、原子炉圧力容器破損は想定されない。したがって、重大事故等時であっても、逃がし安全弁作動時荷重と同時に原子炉格納容器の過度な圧力上昇は重畳するものではなく、原子炉格納容器の内圧は最大でも設計圧力において想定される427kPa以下である。

<LOCA、FCI及びベント時に生じる動的荷重>

本文2章、4章及び5章で述べたとおり、LOCA時に生じる動荷重について重大事故等時において特に考慮が必要となる荷重は、LOCA後長期にわたって発生しうる荷重であるCH荷重のみとなる。また、格納容器ベント実施時やFCI発生時にはベント管を通過する水やガスの流量が一時的に増

大するが、この時の水及びガスの流量（流束）はLOCA時に想定される最大流量（流束）に比べて小さいことから荷重としては包絡される。したがって、重大事故等時における原子炉格納容器内の圧力・温度条件との組合せを考慮すべき荷重は設計基準事故時に想定するCH荷重に包絡される。また、原子炉格納容器圧力が最大となるのは、格納容器雰囲気過圧・過温のシナリオにおいて2Pd以下で格納容器ベントを実施する時点となる。

重大事故等時の荷重の組合せが設計基準対象施設としての荷重の組合せを網羅的に適用できているかを確認するため、表2で示す。確認した結果、設計基準事故時には告示第501号に基づき、運転状態Ⅱである逃がし安全弁作動時の動荷重は地震との組合せが必要であるが、重大事故等時は逃がし安全弁作動が短期的な荷重であることから組み合わせないため、相違が生じたものの、その他の荷重について網羅的に組み合わせしており、重大事故等時の組合せが妥当であることを確認した（表2）。

表1 重大事故等時の荷重の組合せ

荷重の組合せ			許容 応力 状態	死 荷重	圧力					動荷重				重要事故シーケンス等	荷重の組合せの考え方	備考		
No.	各運転状態 による荷重	地震			限界 圧力	SA 時最大 当該の LOCA時 中小破 断	SA (L) 圧力	SA (LL) 圧力	SRV 作動	(CH) LOCA	FCI	ベ ント						
V(S)-1	SA短期	—	V _A	○	○							○		○	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】	限界温度，圧力を考慮する。 動荷重については，LOCA発生直後分は設計基準事故時の評価に包絡されるため組み合わせない。 格納容器ベント実施時点の動荷重として，保守的な取り扱いではあるが，LOCA後長期のCH荷重及び格納容器ベント時の荷重を合わせたものとして，設計基準事故時のCH荷重を組み合わせる。	強度計算書 評価ケース	
V(S)-1-1	SA短期	—	V _A	○	○								○		格納容器過圧・過温破損 【代替循環冷却系を使用する場合】	限界温度，圧力を考慮する。 動荷重については，LOCA発生直後分は設計基準事故時の評価に包絡されるため組み合わせない。 LOCA後長期のCH荷重を保守的に考慮する。	V(S)-1で 包絡	
V(S)-1-2	SA短期	—	V _A	○		○							○		原子炉圧力容器外のFCI 包絡される重要事故シーケンス等： 高圧溶解物放出／格納容器雰囲気直接加熱， 熔融炉心・コンクリート相互作用	FCIによる動荷重と動荷重発生中の原子炉格納容器内圧力を組み合わせる。 なお，FCI時の動荷重については，LOCA後長期のCH荷重を考慮する。	V(S)-1で 包絡	
V(S)-2	SA短期	—	V _A	○		○							○		高圧・低圧注水機能喪失（給水喪失）， 高圧注水・減圧機能喪失（給水喪失）， 崩壊熱除去機能喪失（残留熱除去系機能喪失）	逃がし安全弁による急速減圧までの短期的な原子炉格納容器の圧力上昇と逃がし安全弁作動時の荷重が重畳するため，組み合わせる。また，格納容器ベント時の動荷重として，保守的な取り扱いではあるが，設計基準事故時のCH荷重を組み合わせる。原子炉格納容器圧力には，ベント時の圧力を用いる。	強度計算書 評価ケース	
V(S)-2-1	SA短期	—	V _A	○		○							○		全交流動力電源喪失 [TBU]， 全交流動力電源喪失 [長期TB]， 全交流動力電源喪失 [TBD]， 全交流動力電源喪失 [TBP]， 崩壊熱除去機能喪失（取水機能喪失）， 原子炉停止機能喪失， 格納容器バイパス（高圧炉心スプレイ系配管破断）， 高圧溶解物放出／格納容器雰囲気直接加熱， 原子炉圧力容器外のFCI， 熔融炉心・コンクリート相互作用	逃がし安全弁による急速減圧までの短期的な原子炉格納容器の圧力上昇と逃がし安全弁作動時の荷重が重畳するため，組み合わせる。	V(S)-2で 包絡	
V(S)-2-2	SA短期	—	V _A	○			○						○	○	LOCA時注水機能喪失（中小破断）	中小破断LOCAが発生し，CHが生じている状況で，逃がし安全弁が作動する可能性があるため，組み合わせる。原子炉格納容器圧力は，逃がし安全弁作動時とする。	V(S)-2で 包絡	
V(L)-1	SA長期 (L)	S _d	V _A S	○											○	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】	格納容器ベントタイミングの不確実性を考慮した事故後1×10 ⁻² 年の荷重と弾性設計用地震動S _d を組み合わせる。 SA(L)で想定される原子炉格納容器圧力と長期間継続しうる動荷重であるCHとの重畳を保守的に考慮し，組み合わせる。	耐震計算書 評価ケース
V(LL)-1	SA長期 (LL)	S _s	V _A S	○											○	格納容器過圧・過温破損 【代替循環冷却系を使用する場合】	重大事故等時の地震を考慮するため，事故後2×10 ⁻³ 年の荷重と基準地震動S _s を組み合わせる。この時点では原子炉格納容器は代替循環冷却系等により冷却が開始されており，動的荷重が作用しないため，SA(LL)で想定される圧力のみを地震と組み合わせる。	耐震計算書 評価ケース

表2 重大事故等時の荷重の組合せの網羅性

荷重の組合せ			許容応力 状態	荷重状態	死 荷重	圧力			動荷重				備考
No.	各運転状態 による荷重	地震				最高使用圧力 ／ 限界圧力	通常運 転圧力	当該事象時の 最大圧力	作 動時	S R V	ジ ェ ット	C O	
1	設計条件	—	設計条件	IV (異常時)	○	○							V (S)-1の組合せで包絡
2	運転状態 I	—	Ⅰ _A	I (通常運転時)	○		○						通常運転時のため、SA時は組み合わせない
3	運転状態 II	—	Ⅱ _A	II (逃がし安全弁作動時)	○		○		○				V (S)-2の組合せで包絡
4	運転状態 IV	—	Ⅳ _A	IV (ジェット力作用時)	○					○			ジェット荷重はLOCA発生直後にのみ発生する荷重であることから、SA時は組み合わせない
5	運転状態 IV	—	設計条件	III (異常時)	○			○			○		V (S)-1の組合せと同様
6	運転状態 IV	—	設計条件	III (異常時)	○			○				○	V (S)-1の組合せと同様
7	試験状態	—	試験状態	II (試験時)	○								試験状態は記載しない
8	運転状態 I	*	Ⅲ _A S	III (地震時)	○		○						V (L)-1の組合せで包絡
9	運転状態 I	Ss	Ⅳ _A S	IV (地震時)	○		○						V (LL)-1の組合せで包絡
10	運転状態 II	*	Ⅲ _A S	III (地震時)	○		○		○				SRV作動は短期であるため、SA時は組み合わせない
11	運転状態 II	Ss	Ⅳ _A S	IV (地震時)	○		○		○				
12	運転状態 IV	*	Ⅲ _A S	III (異常+地震時)	○			○					V (L)-1の組合せで包絡
13	運転状態 IV	Ss	Ⅳ _A S	IV (異常+地震時)	○			○					V (LL)-1の組合せと同様
V (S)-1	SA短期	—	V _A	ベントケース	○	○						○	評価圧力：限界圧力2Pd (854kPa)
V (S)-1-1	SA短期	—	V _A	代替循環冷却ケース	○	○						○	評価圧力：限界圧力2Pd (854kPa)
V (S)-1-2	SA短期	—	V _A	FCI	○			○				○	評価圧力：FCI発生時の圧力 (221kPa)
V (S)-2	SA短期	—	V _A	SRV作動 (ベントケース)	○			○	○			○	評価圧力：設計圧力1Pd (427kPa)
V (S)-2-1	SA短期	—	V _A	SRV作動	○			○	○				評価圧力：設計圧力1Pd (427kPa)
V (S)-2-2	SA短期	—	V _A	LOCA時注水機能喪失	○			○	○			○	評価圧力：設計圧力1Pd (427kPa)
V (L)-1	SA長期(L)	Sd	V _A S	ベントケース (地震)	○			○				○	評価圧力：SA長期(L)時の圧力640kPa
V (LL)-1	SA長期(LL)	Ss	V _A S	代替循環冷却ケース (地震)	○			○					評価圧力：SA長期(LL)時の圧力427kPa

注記 * : Sd又は静的地震力

減圧沸騰に関する既往の試験

既往の研究でタンクの初期圧力0.33MPa時にガスの流入がない状態で、減圧沸騰をさせる試験が実施されている。当該試験では水面から約1m程度で気泡が発生するものの、水面の揺動としては、比較的小さいものと考えられる。(図1)。

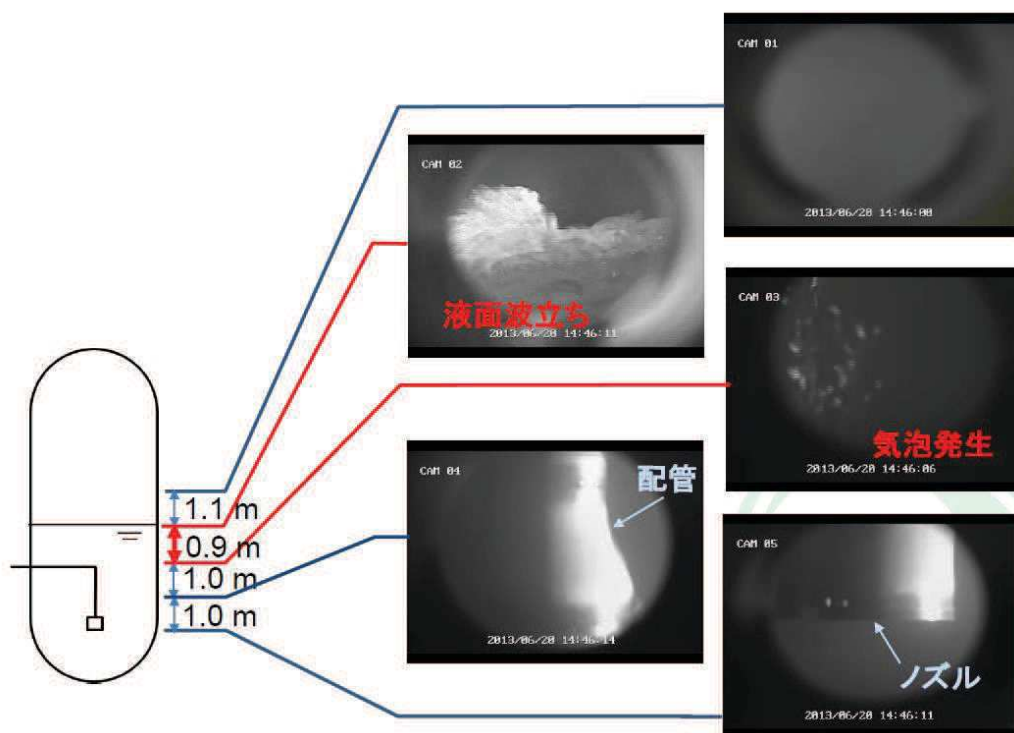


図1 減圧沸騰時の水面の揺動

【参考文献】秋葉 美幸 “プールスクラビングによるエアロゾル除去効果実験”，NRA，平成29年11月

代替循環冷却系の健全性

1. はじめに

原子炉格納容器の温度，圧力が200℃，2Pdの条件下において，原子炉格納容器に接続される代替循環冷却系の健全性が維持できることを確認する。

2. 代替循環冷却系

代替循環冷却系は，サプレッションチェンバを水源とし，代替循環冷却ポンプ，残留熱除去系熱交換器及び原子炉補機代替冷却水系又は原子炉補機冷却水系（原子炉補機冷却海水系を含む。）を使用し，また，流路として代替循環冷却系の配管及び弁，残留熱除去系並びに補給水系の配管及び弁を使用し，原子炉圧力容器への注水，原子炉格納容器内へのスプレー及び原子炉格納容器下部への注水を行うものである。

主要機器の仕様を2.1項に，代替循環冷却系概要図を図1に示す。

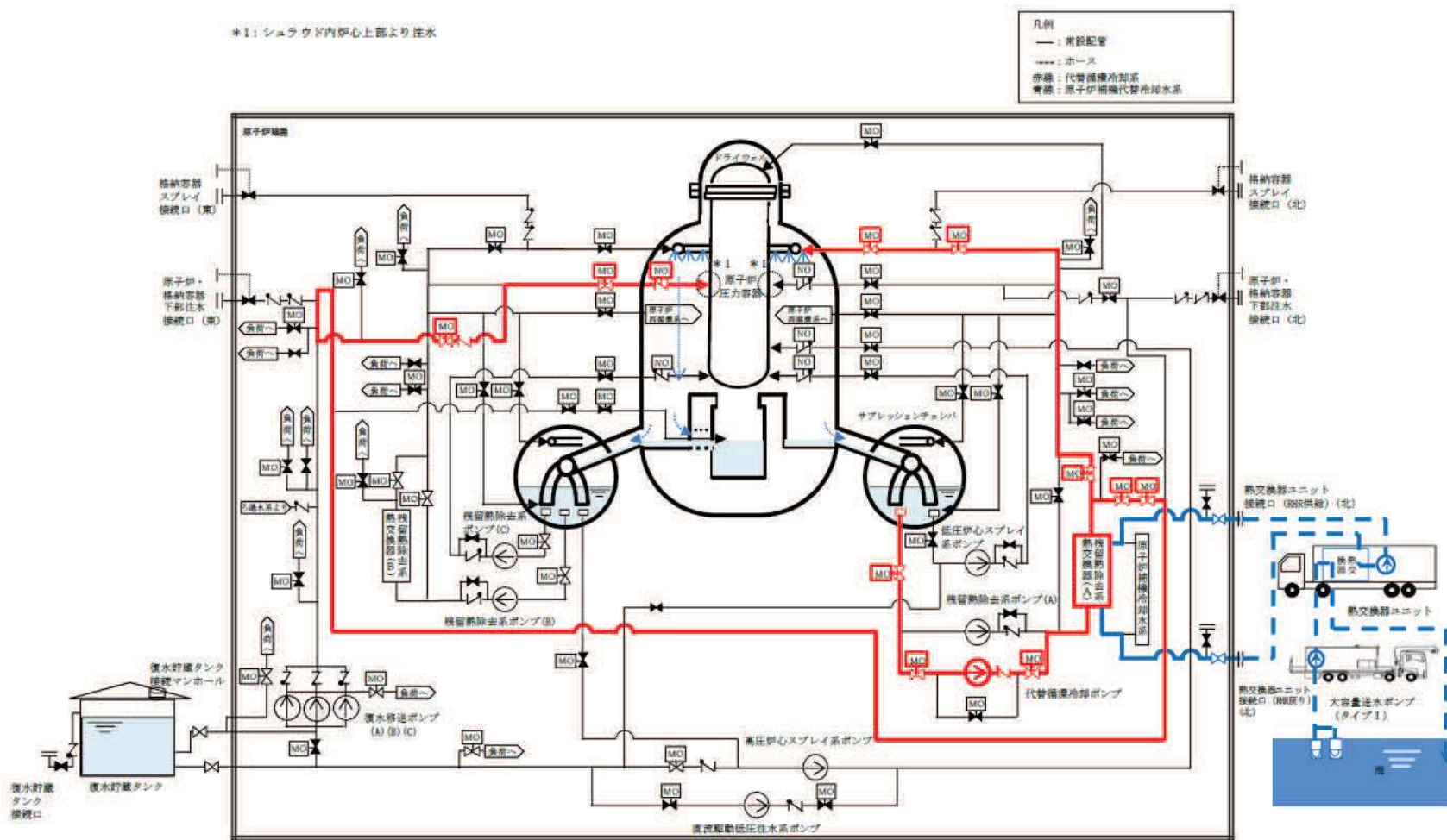
2.1 主要機器の仕様

(1) 代替循環冷却ポンプ

型	式	: ターボ形
個	数	: 1
容	量	: 150m ³ /h
全	揚	程 : 80m
最	高	使用圧力 : 3.73MPa[gage]
最	高	使用温度 : 186℃

(2) 残留熱除去系熱交換器

型	式	: 横置U字管式
個	数	: 1
最	高	使用圧力 : 3.73MPa[gage] (管側)
最	高	使用温度 : 186℃ (管側)
伝	熱	容量 : 8.84MW



原子炉圧力容器への注水及び原子炉格納容器内へのスプレー時（冷却は原子炉補機代替冷却水系熱交換器ユニット使用）の図を示す。

図1 代替循環冷却系 概要図

2.2 代替循環冷却系の健全性

代替循環冷却系の健全性について、「代替循環冷却ポンプの健全性」、「残留熱除去系熱交換器の健全性」、「シール材の健全性」の観点から評価する。

(1) 代替循環冷却ポンプの健全性

サプレッションチェンバのプール水の温度は854kPa[gage] (2Pd)における飽和温度178℃となる。サプレッションチェンバのプール水は代替循環冷却ポンプにて加圧し、原子炉補機代替冷却水系熱交換器ユニット又は原子炉補機冷却水ポンプからの冷却水を用いて残留熱除去系熱交換器にて冷却後、原子炉圧力容器への注水、原子炉格納容器へのスプレイ及び原子炉格納容器下部への注水を行う。

また、代替循環冷却ポンプ吸込ラインはサプレッションチェンバのプール水の最低水位以下の位置に設置し、サプレッションチェンバ空間圧力が大気圧以上であれば、サプレッションチェンバのプール水が飽和水の状態においても有効NPSHが代替循環冷却ポンプの必要NPSHを上回るよう設計している。このため、代替循環冷却ポンプ入口の圧力は水の飽和蒸気圧力以上であり、運用時に減圧沸騰は起きない。

なお、代替循環冷却ポンプの運転に伴うポンプ入熱による影響及びサプレッションチェンバのプール水中の核分裂生成物による発熱による影響については、代替循環冷却系運用時のサプレッションチェンバのプール水最高水温150℃に余裕を見て、代替循環冷却ポンプ最高使用温度を186℃としている。

以上より、2Pdの条件下においても、代替循環冷却ポンプの健全性については問題ない。

(2) 残留熱除去系熱交換器の健全性

854kPa[gage] (2Pd)においては、サプレッションチェンバのプール水の温度は854kPa[gage] (2Pd)における飽和温度178℃となる。残留熱除去系熱交換器の最高使用温度は186℃で設計されているため、2Pdの条件下においても健全性に問題はない。

(3) シール材の健全性

代替循環冷却系を使用する場合に、系統内の弁、配管及びポンプのバウンダリに使用されているシール材について高温環境による影響、放射線影響及び化学種による影響によって材料が劣化し漏えいが生じる可能性がある。これらの影響について下記のとおり評価を行った。

①高温環境及び放射線による影響

代替循環冷却系は、重大事故等時に炉心損傷した状態で系統を使用することとなる。このため、高温環境下であること及び系統内を高放射能の流体が流れることから、高温及び放射線による劣化が懸念される。

上記に示す部材のうち、配管フランジガスケット及び弁グランドシールには膨張黒鉛材料若しくはステンレス鋼等の金属材料が主に用いられている。これらは、耐熱性があること及び無機材料であり高放射線下においても劣化の影響はないか極めて小さい。このため、これらについては評価温度である200℃以上の耐熱性を有することに加え、放射線影響についても、耐放射線性能が確認されたシール材を用いることから、シール機能が維持される。

また、代替循環冷却ポンプのバウンダリを構成する部材（ケーシングシール等）のシール材についても同様に、耐熱性及び耐放射線性に優れた改良EPDM製シール材を適用する。

②化学種による影響

炉心損傷時に発生する核分裂生成物の中で化学的な影響を及ぼす可能性がある物質として、アルカリ金属であるセシウム及びハロゲン元素であるよう素が存在する。このうち、アルカリ金属のセシウムについては、水中でセシウムイオンとして存在しアルカリ環境の形成に寄与するが、膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットはアルカリ環境において劣化の影響はなく、また、改良EPDMについても耐アルカリ性を有する材料であることから、セシウムによるシール機能への化学的影響はない。

一方、ハロゲン元素のよう素については、無機材料である膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットでは影響はないが、有機材料であるEPDM製シール材では影響が生じる可能性がある。EPDM製シール材については、東京電力ホールディングス株式会社の社内研究により、よう素による影響の確認を行っており、炉心損傷時に想定されるよう素濃度（約 mg/m³）よりも高濃度のよう素環境下においても、圧縮永久ひずみ等のシール材としての性状に大きな変化がないことを確認している。また、ガスケットメーカーにおいて、よう素に対するEPDMの耐性として、表1に示すとおり、5段階評価（ランク1が最も耐性がある）のうち、ランク2に位置づけられており、よう素に対する耐性があるものと考えられる。

このように、よう素に対する性能が確認された材料を用いることにより、漏えい等の影響は生じることはない。なお、以上のEPDMに関する特性は、改良EPDM製シール材においても同様であり、設備での使用を考慮している改良EPDM製シール材も化学種に対して問題ない。

表1 EPDMの特性

薬品	耐性ランク
ヨウ素	2

<耐性ランクの凡例>

- 1：動的部分にも使用可能で体積変化率は10%以内。
- 2：動的部分にも条件により使用可能，体積変化率は20%以内。
- 3：静的部分には使用可能，体積変化率は30%以内。
- 4：静的部分には条件により使用可能，体積変化率は100%以内。
- 5：使用できない，体積変化率は100%以上。

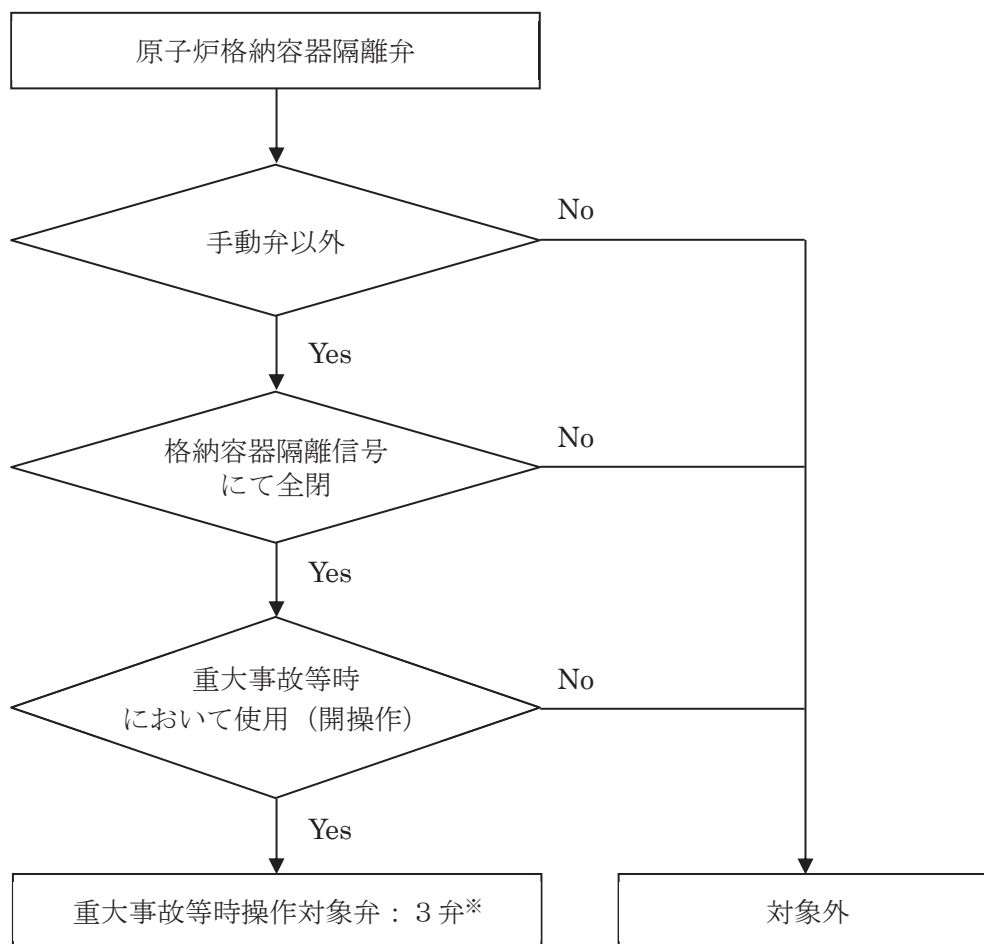
出典：日本バルカー工業(株)発行「バルカーハンドブック」より抜粋

原子炉格納容器フィルタベント系を使用する際、原子炉格納容器内が酸性化することを防止し、サプレッションチェンバのプール水及び原子炉格納容器下部の保有水中によう素を捕捉することで、よう素の放出量を低減するために、原子炉格納容器pH調整系を設ける。なお、本設備は事業者の自主的な取り組みで設置するものである。原子炉格納容器pH調整系の使用により、アルカリ薬液である水酸化ナトリウム水溶液をサプレッションチェンバのプール水及び原子炉格納容器下部の保有水に注入することとなるため、アルカリ薬液によるシール性への影響が懸念されるが、耐アルカリ性を有する改良EPDMを使用することにより、原子炉格納容器バウンダリのシール機能には影響はない。

3. まとめ

代替循環冷却系運用時のサプレッションチェンバのプール水最高水温は150℃であり、代替循環冷却ポンプの最高使用温度186℃を超えない。また、ガスケットやシール材については、黒鉛系ガスケット等を用いており、200℃、2Pdの条件下であっても健全性は維持可能である。

原子炉格納容器隔離弁のうち重大事故等時開操作対象弁抽出フロー



※重大事故等時操作対象弁：

- ・ T48-M0-F011 D/W補給用窒素ガス供給用第一隔離弁（ドライウェルへの窒素供給に使用）
- ・ T48-M0-F019 D/Wベント用出口隔離弁（原子炉格納容器ベントにて使用）
- ・ T48-M0-F022 S/Cベント用出口隔離弁（原子炉格納容器ベントにて使用）

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-08-0370-2_改1
提出年月日	2021年4月6日

補足-370-2 原子炉格納容器フィルタベント系について

目次

補足1	原子炉格納容器フィルタベント系の漏えいに対する考慮について……………	補足1-1
補足2	フィルタ装置の各構成要素における機能について……………	補足2-1
補足3	電源構成の考え方について……………	補足3-1
補足4	スクラバ溶液が管理範囲を超えた場合の措置について……………	補足4-1
補足5	フィルタ装置出口側ラプチャディスクの信頼性について……………	補足5-1
補足6	フレキシブルシャフトが常時接続されている状態における 弁操作の詳細メカニズム……………	補足6-1
補足7	原子炉格納容器フィルタベント系の計装設備の網羅性について……………	補足7-1
補足8	原子炉格納容器フィルタベント系の計装設備の概略構成図……………	補足8-1
補足9	フィルタ装置出口水素濃度の計測時間遅れについて……………	補足9-1
補足10	配管内面に付着した放射性物質による発熱の影響について……………	補足10-1
補足11	主ライン・弁の構成について……………	補足11-1
補足12	系統内の水素濃度について……………	補足12-1
補足13	フィルタ装置使用後の保管管理……………	補足13-1
補足14	計装設備が計測不能になった場合の推定方法，監視場所について……………	補足14-1
補足15	エアロゾルの密度の変化が慣性衝突効果に与える影響について……………	補足15-1
補足16	フィルタ装置における化学反応熱について……………	補足16-1
補足17	フィルタ装置の台数の違いによる影響……………	補足17-1
補足18	スクラバ溶液スロッシングの影響について……………	補足18-1
補足19	原子炉格納容器ベント時の発生荷重について……………	補足19-1
補足20	フィルタ装置の内部構造物強度計算について……………	補足20-1
補足21	FPの再揮発による影響……………	補足21-1
補足22	FPの放射性壊変による被ばく評価への影響……………	補足22-1
補足23	フィルタの除去性能に与える影響について……………	補足23-1
補足24	ステンレス構造材，膨張黒鉛パッキンの妥当性について……………	補足24-1
補足25	JAVA試験及びJAVA PLUS試験の適用性について……………	補足25-1
補足26	製造時における内部構造物の検査について……………	補足26-1
補足27	ベント実施時の放射線監視測定 of の考え方について……………	補足27-1
補足28	原子炉格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮について……………	補足28-1
補足29	排水設備（自主対策設備）について……………	補足29-1
補足30	枝管に対する混合ガスの蓄積評価について……………	補足30-1

原子炉格納容器フィルタベント系の漏えいに対する考慮について

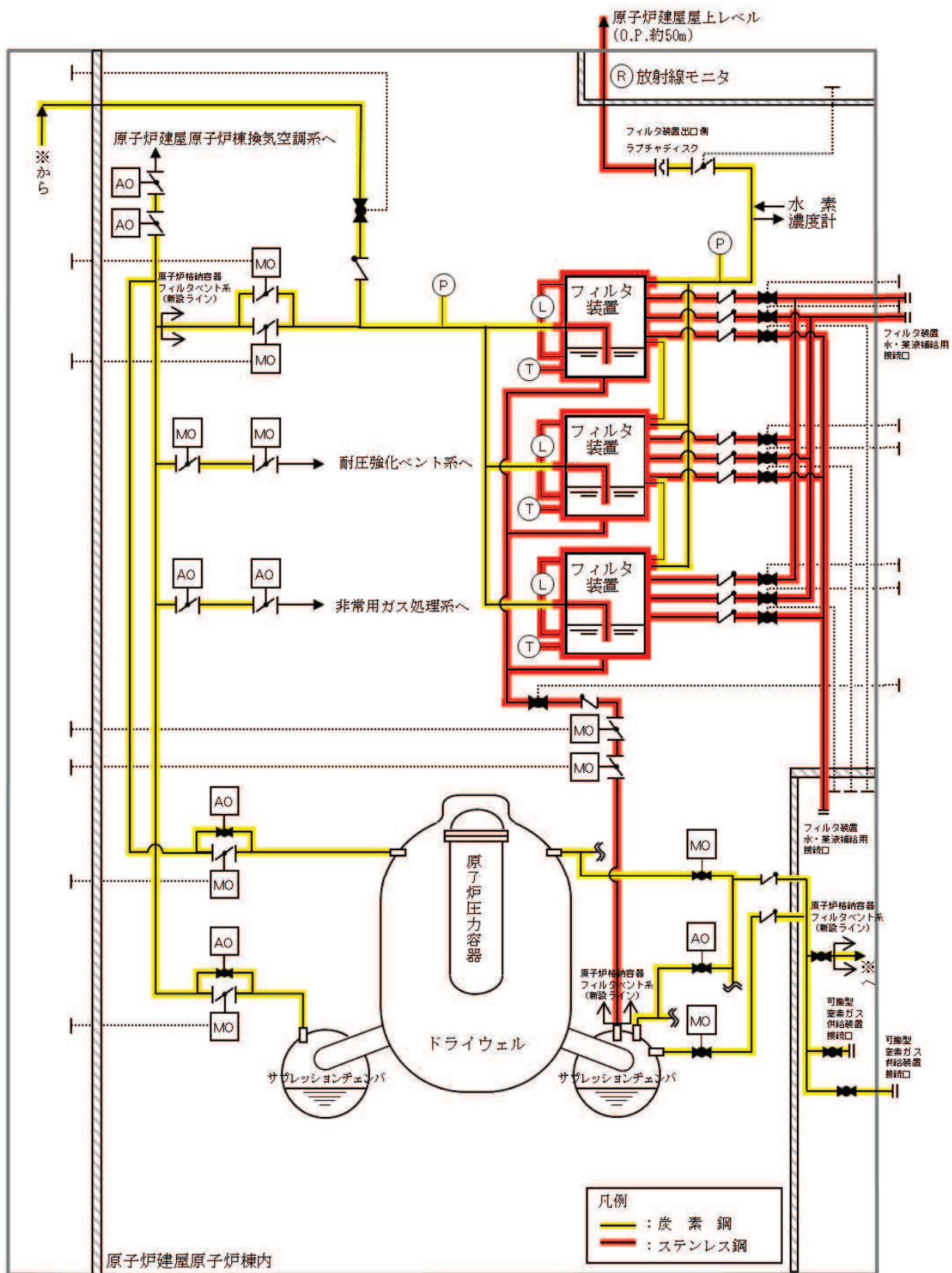
1. 設計条件

原子炉格納容器フィルタベント系を構成する容器, 配管等に使用する材料については, ステンレス鋼及び炭素鋼を使用しており, 想定される重大事故等が発生した場合における温度, 放射線, 荷重及びその他の使用条件においてその機能が発揮できるように, 構造設計を行う。また, 屋内の炭素鋼配管及び屋外のステンレス鋼配管は腐食防止の観点から, 外面に樹脂系塗料を塗装する。

第 1 表に主要な設計条件を, 第 1 図に材質範囲を示す。

第 1 表 原子炉格納容器フィルタベント系の主要設計条件

最高使用圧力	854kPa [gage]
最高使用温度	200°C
機器クラス	重大事故等クラス 2
耐震条件	基準地震動 S_s にて機能維持



第1図 フィルタ装置及び配管の材質範囲

2. 設計上の考慮事項

スクラバ溶液と接液する各部位については，スクラバ溶液の性状（高アルカリ性）と重大事故等時に原子炉格納容器より放出される放射性物質を捕集・保持すること（高線量）を考慮して，クラス2設計による頑健性に加え，漏えい対策として設計上の考慮事項を設ける。

具体的な設計上の考慮事項を第2表に示す。

第2表 各部位の設計上の考慮事項

部位	設計考慮内容
フィルタ装置	<ul style="list-style-type: none"> ・溶接部はJ S M E規格に基づき非破壊検査を実施し，欠陥がないことを確認する。 ・スクラバ溶液が高アルカリ性（pH13以上）であること，重大事故におけるベント時にはスクラバ溶液が高温（～200℃）となることを考慮し，耐食性に優れたステンレス鋼を採用することで，健全性を確保する。 ・スクラバ溶液の水面より高い位置にマンホールを設置し，漏えいのリスクを低減した設計とする。
配管・弁	<ul style="list-style-type: none"> ・容器，配管，弁の接続部は原則溶接構造とし，漏えいのリスクを低減した設計とする。溶接部はJ S M E規格に基づき非破壊検査を実施し，欠陥がないことを確認する。 ・フランジ接続部は，適切なガスケットパッキンを使用し，ボルトの締め付け管理により，漏えい防止を図る（第3表）。 ・接液部は，スクラバ溶液が高アルカリ性（pH13以上）であること，重大事故におけるベント時にはスクラバ溶液が高温（～200℃）となることを考慮し，耐食性に優れたステンレス鋼を採用することで，健全性を確保する。

第3表 主なパッキン類の使用箇所

パッキン類の使用部位	パッキン類の材質
配管の接続部（フランジ構造）	黒鉛製
弁グランド部	黒鉛製
弁ボンネット部（フランジ構造）	黒鉛製

以上のとおり，原子炉格納容器フィルタベント系の各設備については，スクラバ溶液の漏えいを防止する対策を実施するが，万一スクラバ溶液がフィルタ装置室に漏えいした場合であっても，早期に検知し，漏えい水を移送できるよう，自主対策設備として，排水設備を設置する。また，フィルタ装置室入口扉付近に堰を設置することにより，汚染の拡大防止を図る計画としている。

3. 漏えい対策

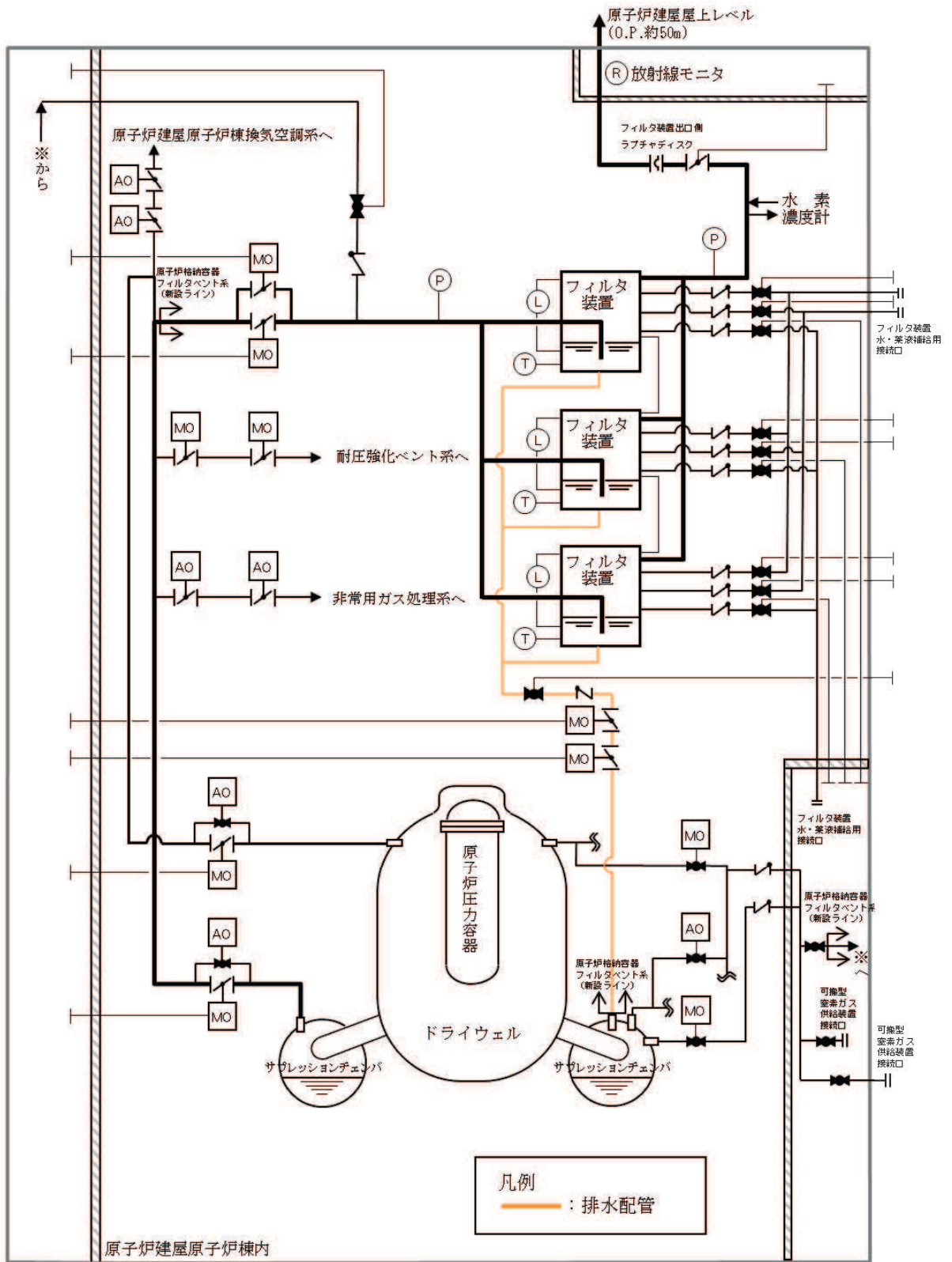
原子炉格納容器フィルタベント系の各設備については，スクラバ溶液の性状（高アルカリ性）と重大事故等時に放出される放射性物質の捕集・保持（汚染水の貯蔵）を達成するよう，構造材には耐食性に優れた材料を選定し，重大事故等時の使用環境条件及び基準地震動 S_s に対して機能維持するような構造設計とする。

また，フィルタ装置内のスクラバ溶液は配管から高低差により，サブプレッションチェンバに移送できる設計とするが，これらの設備についても漏えいし難い構造としている。

第4表に各部位の設計上の考慮事項，第2図に排水設備（自主対策設備）概要図を示す。

第4表 各部位の設計上の考慮事項

部位	設計考慮内容
配管・弁	<ul style="list-style-type: none"> ・高温，高アルカリ性（pH13以上），放射線を考慮し，耐食性に優れたステンレス鋼を採用することで，健全性を確保する。 ・配管，弁の接続部は原則溶接構造とし，漏えいのリスクを低減した設計とする。また，「発電用原子力設備規格 設計・建設規格」の規定を適用して設計するとともに，基準地震動 S_s に対して機能を維持するよう設計する。 ・フランジ接続部や弁のグランド部には，温度・圧力・放射線の影響を考慮して，黒鉛を採用する。



原子炉建屋

第2図 原子炉格納容器フィルタベント系排水設備（自主対策設備）概要図

4. フィルタ装置室の設計上の考慮

フィルタ装置を設置するフィルタ装置室は、原子炉建屋原子炉棟内に設置し、基準地震動 S_s に対して機能維持するような構造設計とする。

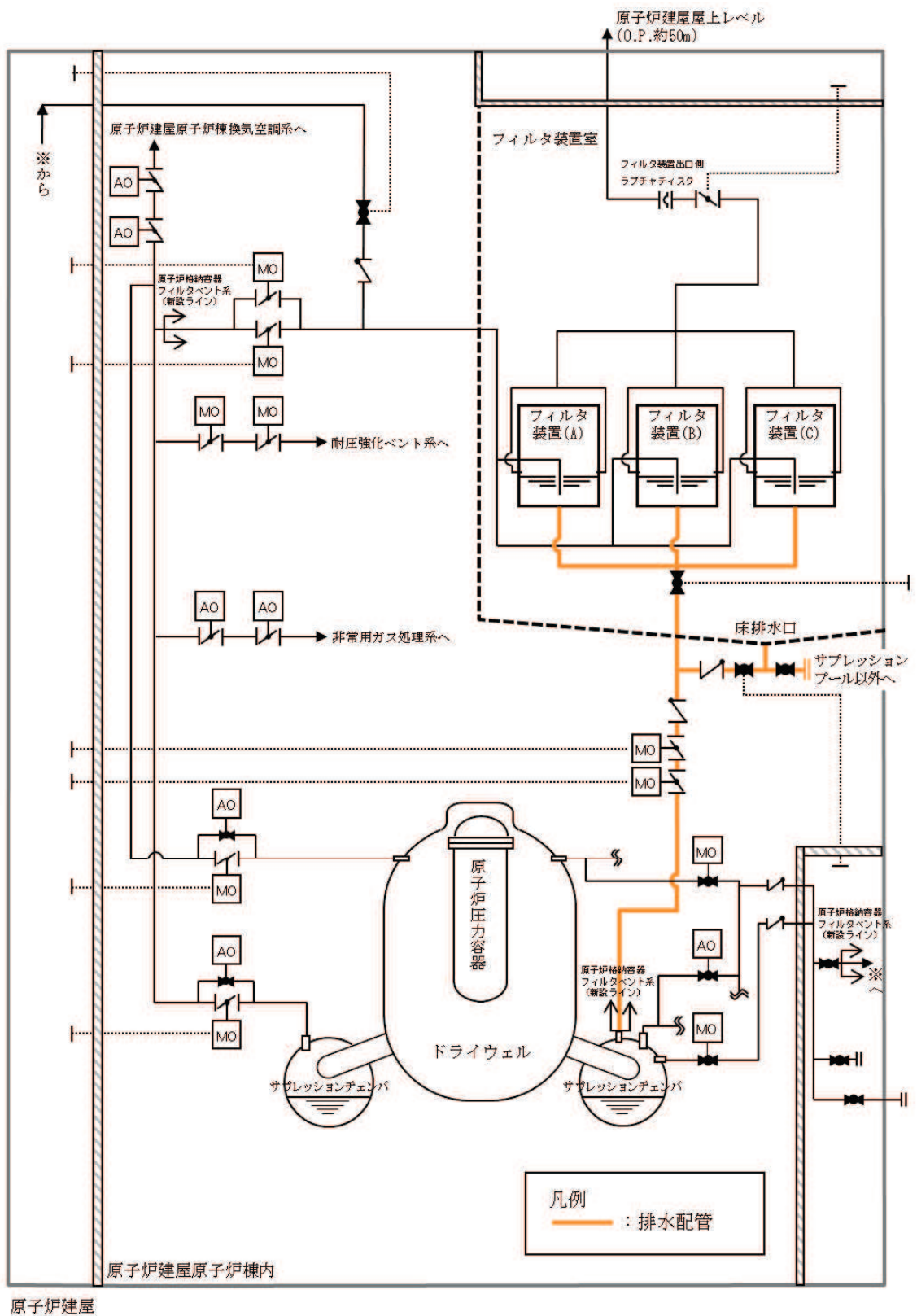
万一、フィルタ装置外にスクラバ溶液が漏えいした場合を想定し、早期に検出できるようフィルタ装置室内にFCVSフィルタ装置室漏えい水位（自主対策設備）を設置する。また、フィルタ装置室入口扉付近に堰を設置することにより、フィルタ装置室外へ漏えいの拡大が防止できる設計とする。

5. 漏えい時等の対応

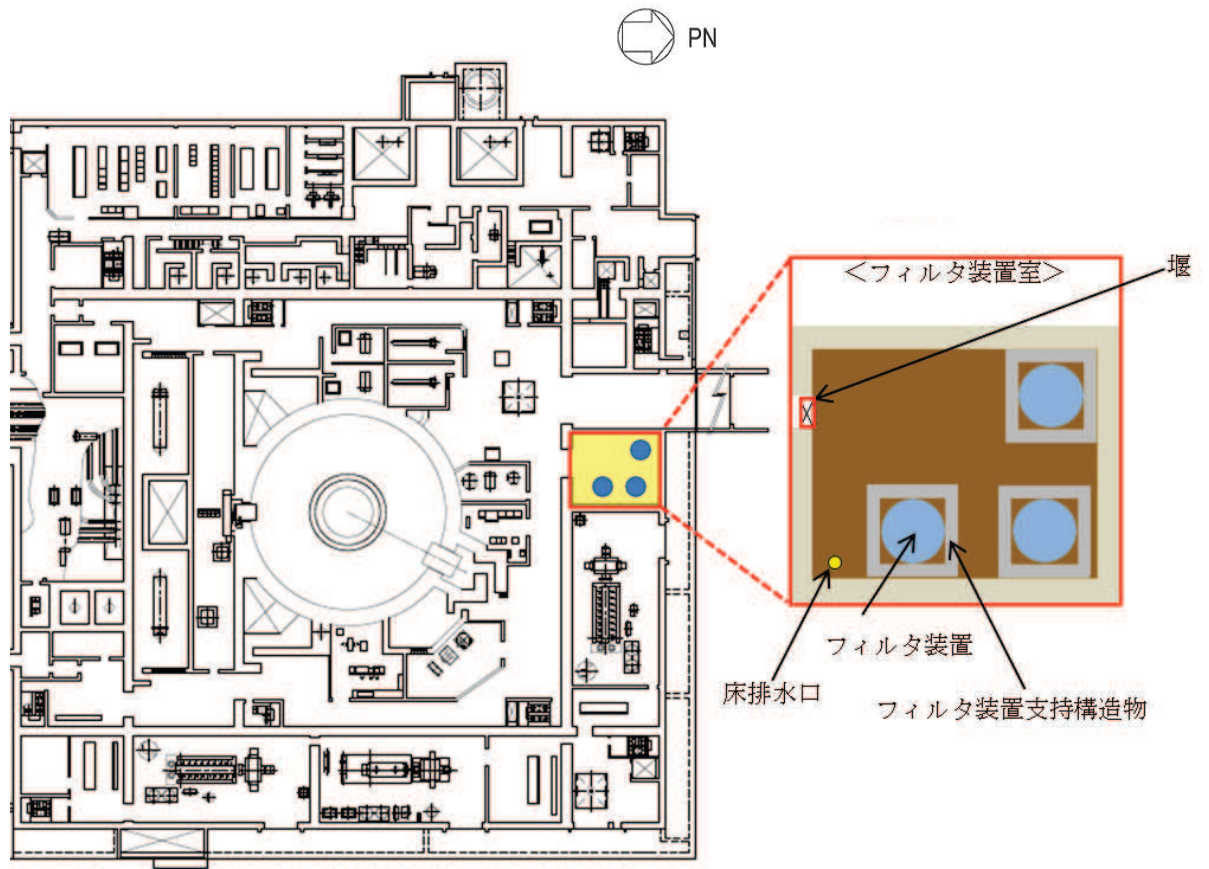
原子炉格納容器フィルタベント系の各設備については、スクラバ溶液の漏えいを防止する設計とするが、万一、フィルタ装置外にスクラバ溶液が漏えいした場合を想定し、早期に検出できるようフィルタ装置室内にFCVSフィルタ装置室漏えい水位（自主対策設備）を設置する。

フィルタ装置室内における漏えい水は、原子炉格納容器圧力が約100kPa[gage]以下の場合に弁を開操作することにより、ポンプを用いることなく、高低差によりフィルタ装置室から移送できる設計とする。移送先はサプレッションチェンバとする。ただし、サプレッションチェンバ以外にも水を移送できる設計とし、排水の種別に応じ移送先を選択する。具体的には、放射性物質を含まない場合はサプレッションチェンバ以外に、放射性物質を含む場合はサプレッションチェンバにそれぞれ移送する。

第3図に排水設備系統概略図を、第4図にフィルタ装置室配置図（原子炉建屋地上1階）を示す。



第3図 排水設備（自主対策設備）系統概要図



第4図 フィルタ装置配置図（原子炉建屋地上1階）

フィルタ装置の各構成要素における機能について

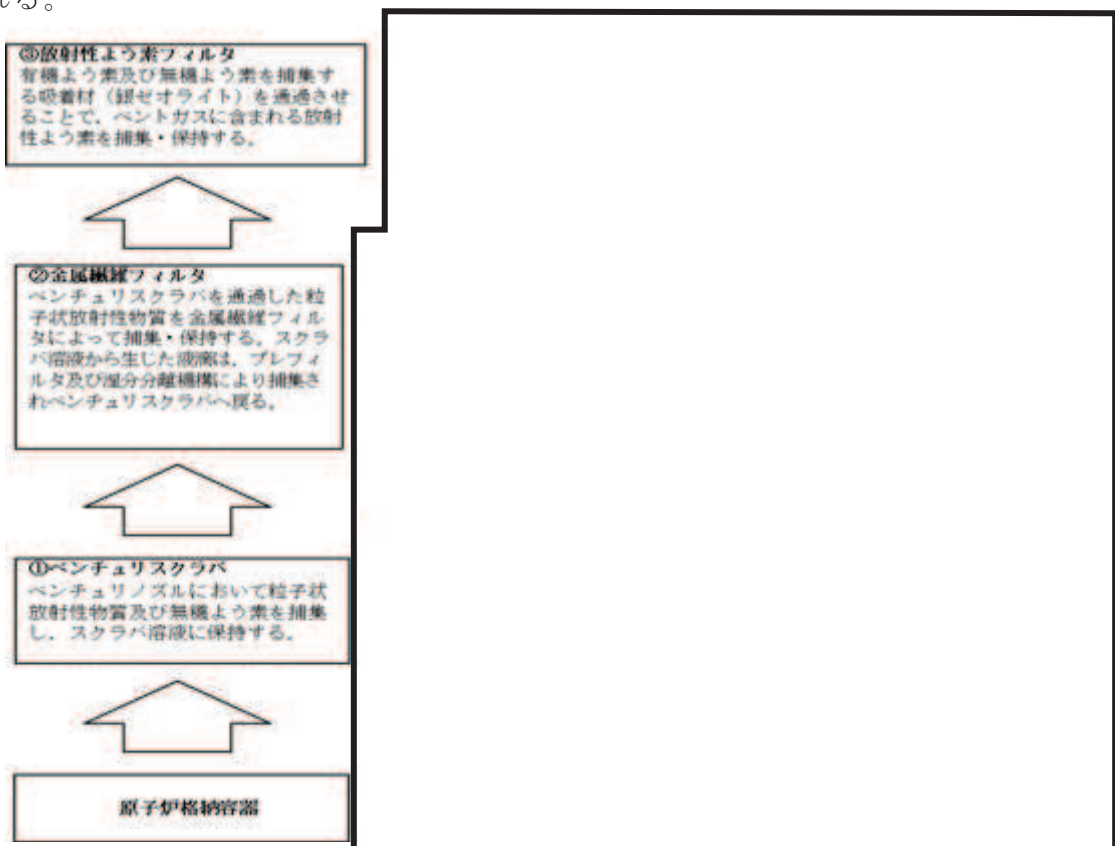
1. フィルタ装置の機能

フィルタ装置は、①ベンチュリスクラバ、②金属繊維フィルタ、③放射性よう素フィルタの3つのセクションで構成され、その構成要素は以下のとおりである。フィルタ装置の機能模式図を第1図に示す。

- ①ベンチュリスクラバ…ベンチュリノズル、スクラバ溶液、多孔板
- ②金属繊維フィルタ…プレフィルタ、湿分分離機構、メインフィルタ
- ③放射性よう素フィルタ…銀ゼオライト

注：②と③の間に流量制限オリフィスを設ける。

ベントガスはまずベンチュリスクラバに流入し、ベントガスに含まれるエアロゾル及び無機よう素の大部分が捕集され、スクラバ溶液に保持される。金属繊維フィルタでは、ベンチュリスクラバで捕集できなかったエアロゾルを捕集・保持する。金属繊維フィルタの下流には、流量制限オリフィスを介して設置する放射性よう素フィルタがあり、ガス状の放射性よう素を捕集・保持する。これら3つのセクションは同一容器内に格納される。



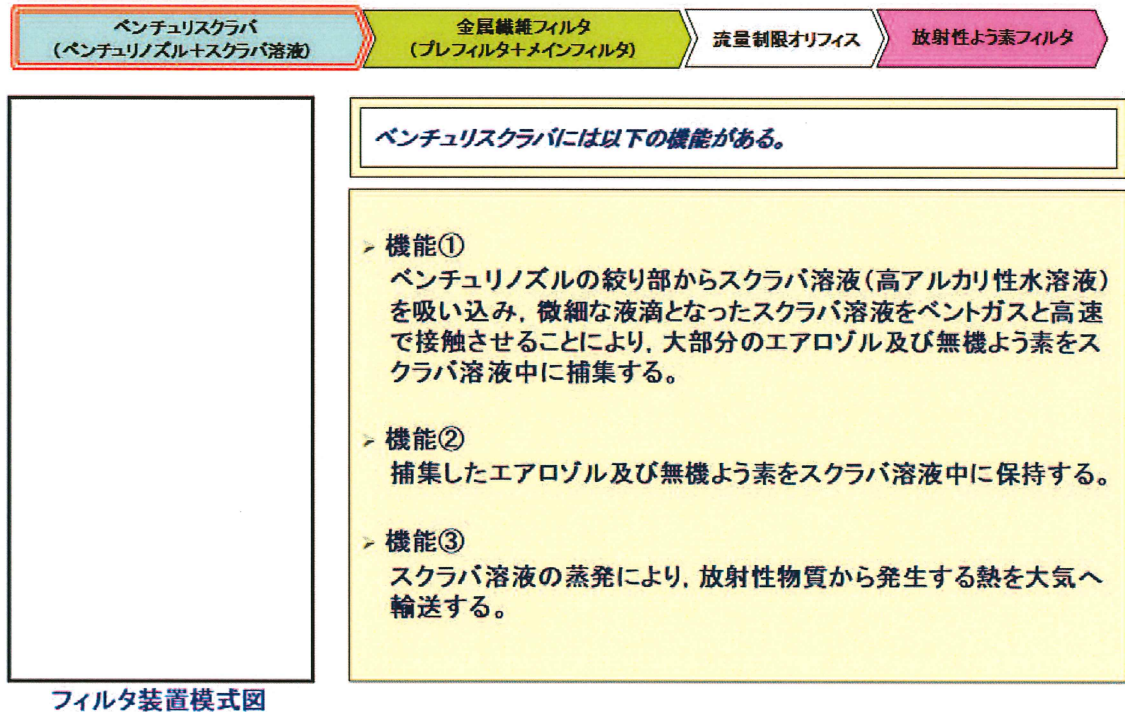
第1図 フィルタ装置の機能模式図

各構成要素における機能等の説明を第2図から第15図に示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

[フィルタ装置の各構成要素における機能の概要]

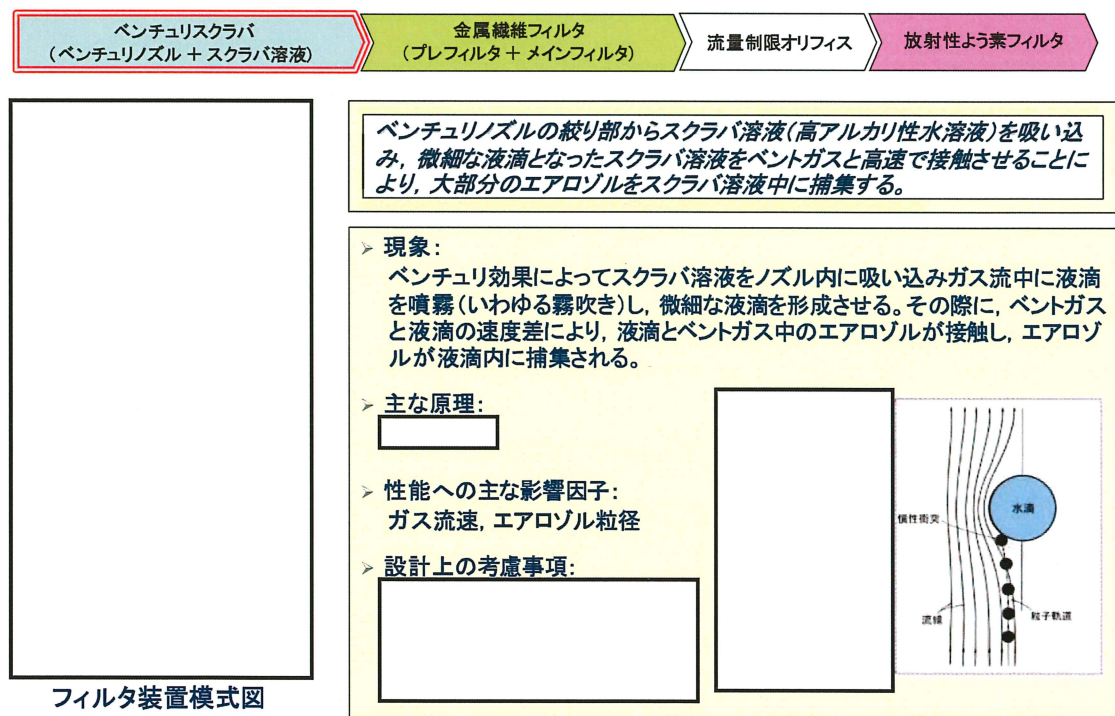
ベンチュリスクラバの機能



フィルタ装置模式図

第2図 ベンチュリスクラバの機能

ベンチュリスクラバの機能①(エアロゾルの捕集)

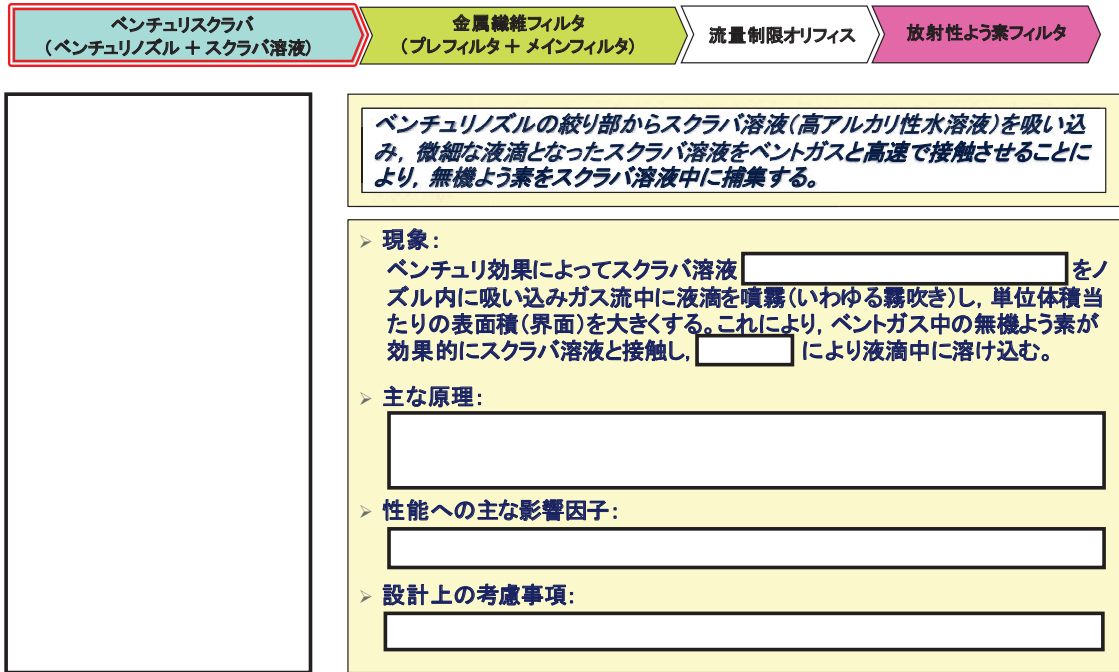


フィルタ装置模式図

第3図 ベンチュリスクラバの機能①(エアロゾルの捕集)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

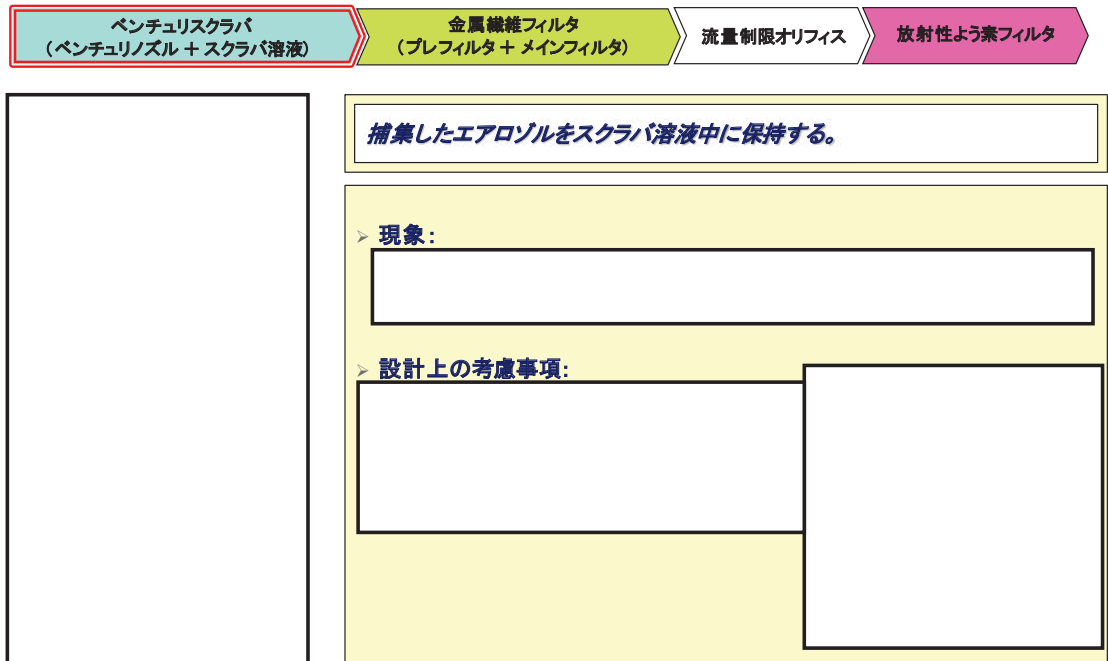
ベンチュリスクラバの機能①(無機よう素の捕集)



フィルタ装置模式図

第 4 図 ベンチュリスクラバの機能① (無機よう素の捕集)

ベンチュリスクラバの機能②(エアロゾルの保持)

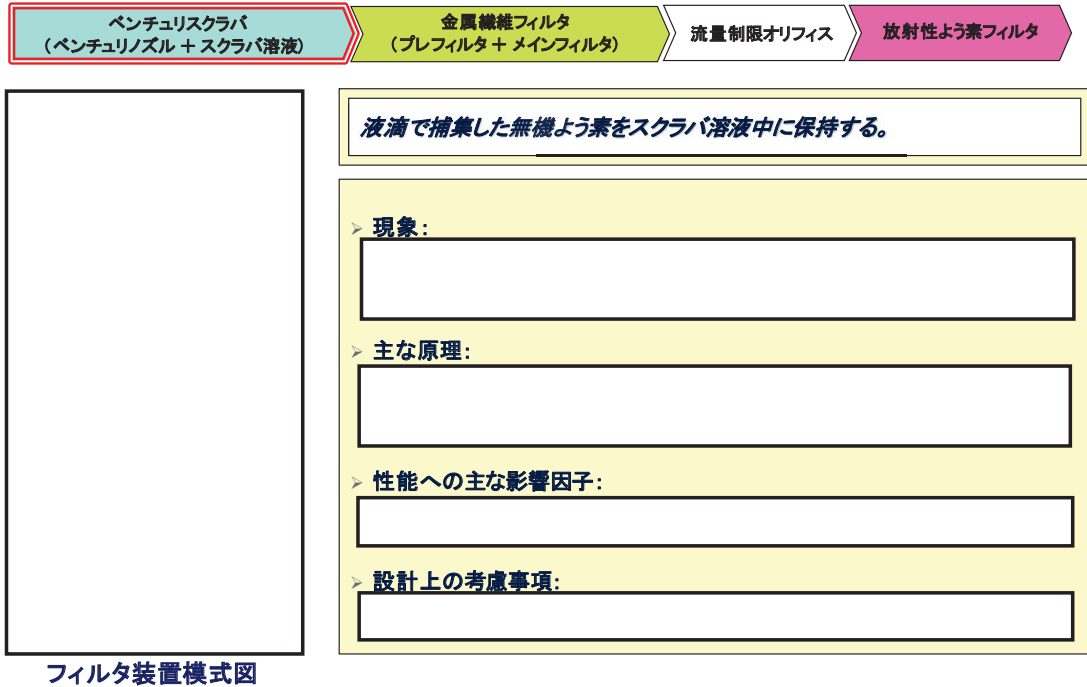


フィルタ装置模式図

第 5 図 ベンチュリスクラバの機能② (エアロゾルの保持)

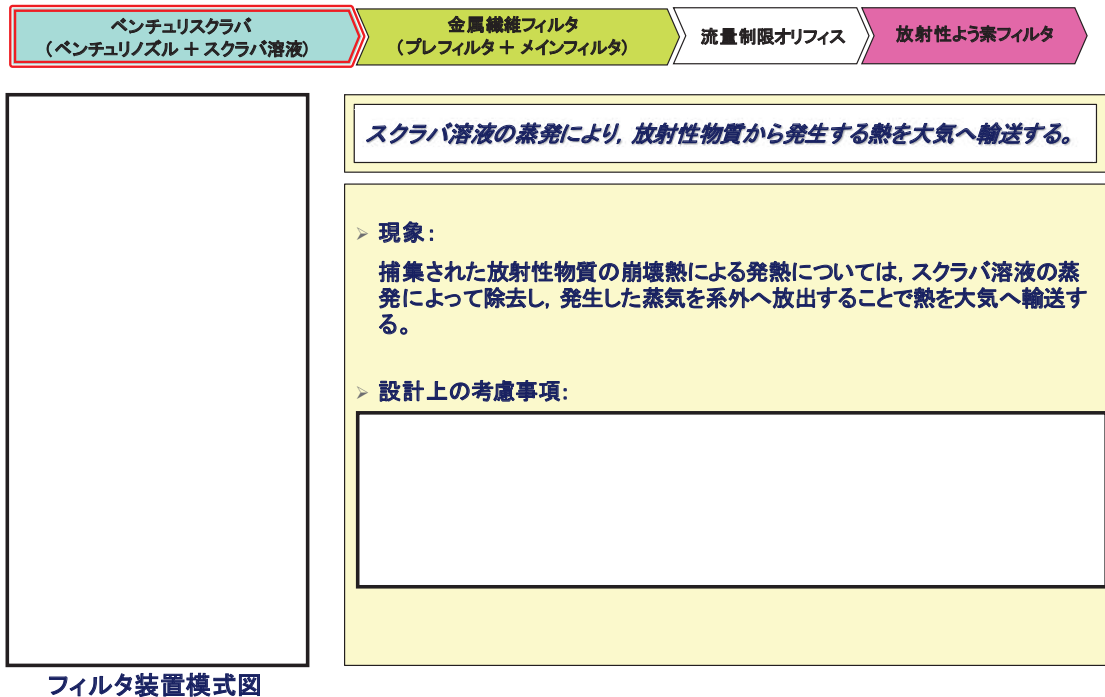
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

ベンチュリスクラバの機能②(無機よう素の保持)



第 6 図 ベンチュリスクラバの機能② (無機よう素の保持)

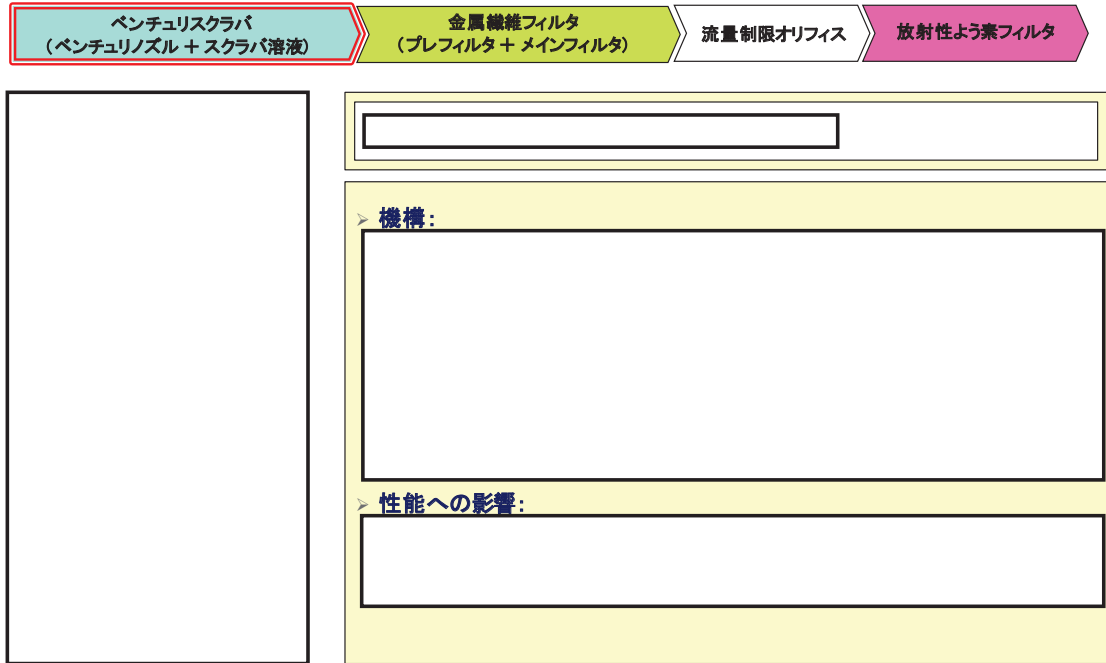
ベンチュリスクラバの機能③(崩壊熱の除去)



第 7 図 ベンチュリスクラバの機能③ (崩壊熱の除去)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

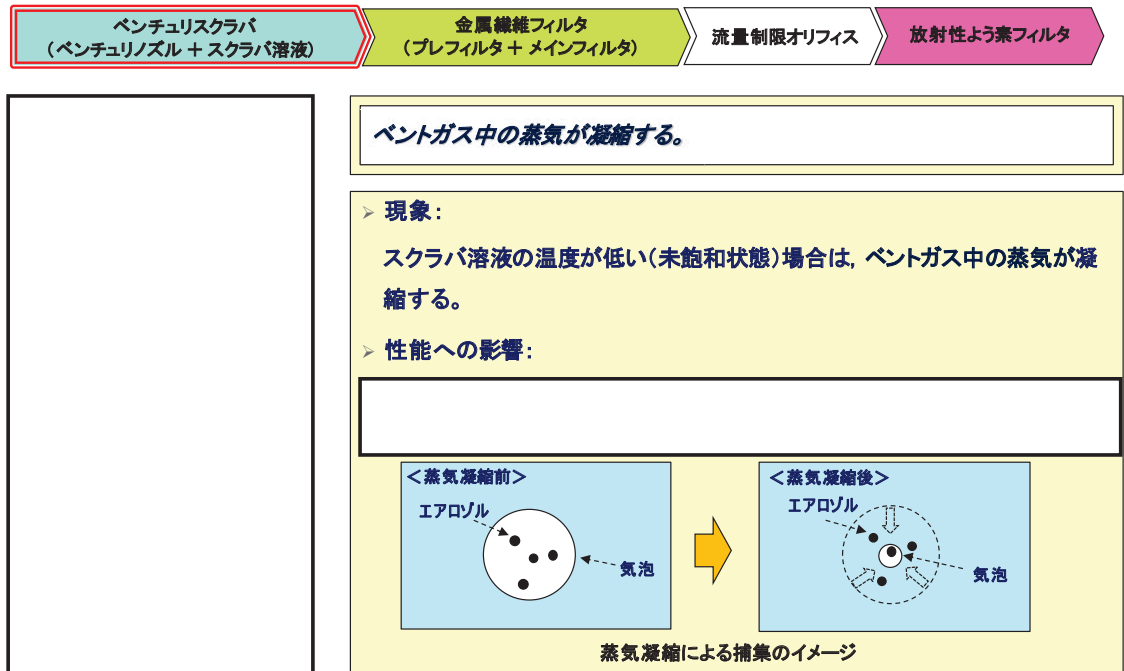
多孔板



フィルタ装置模式図

第 8 図 多孔板

ベンチュリスクラバにおける現象(蒸気凝縮)

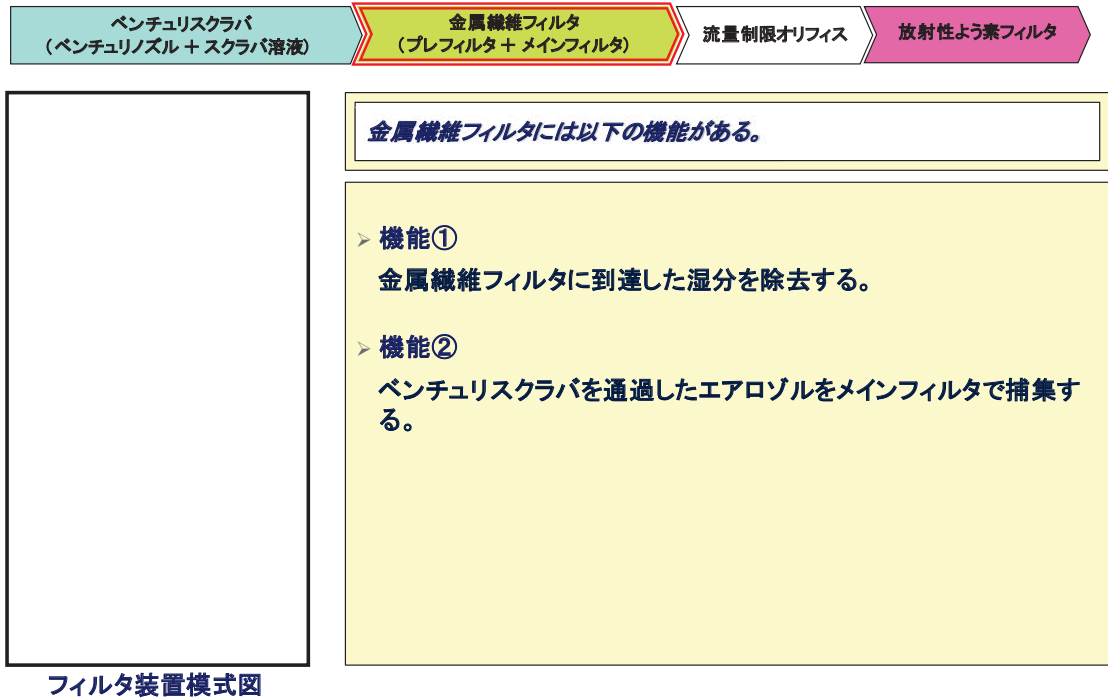


フィルタ装置模式図

第 9 図 ベンチュリスクラバにおける現象 (蒸気凝縮)

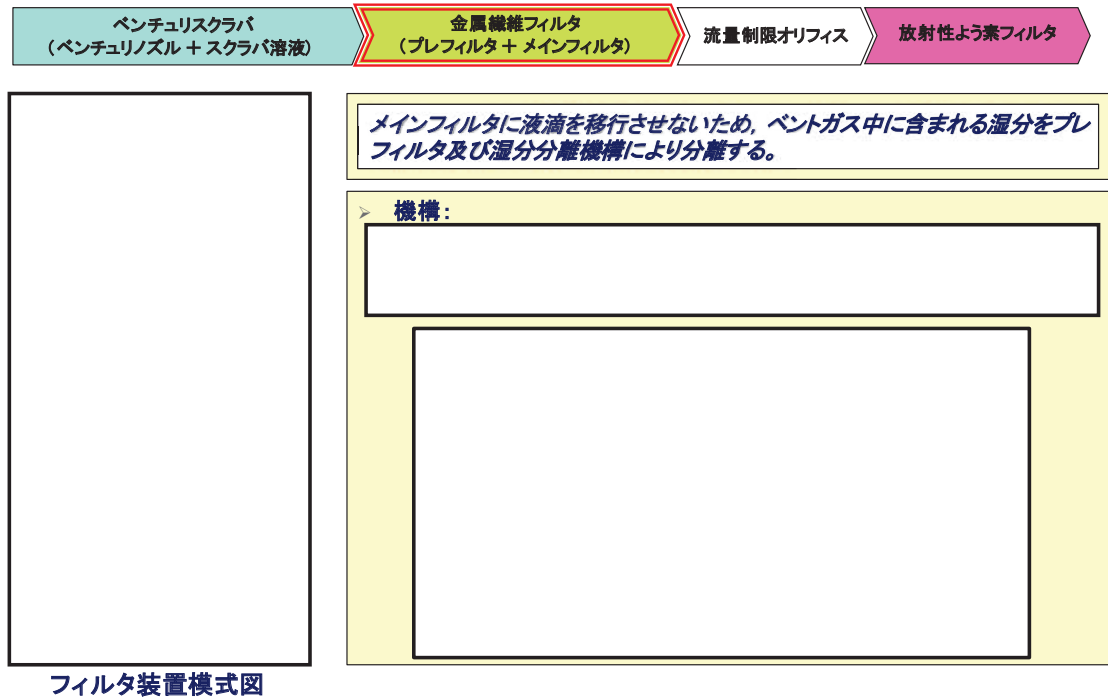
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

金属繊維フィルタの機能



第 10 図 金属繊維フィルタの機能

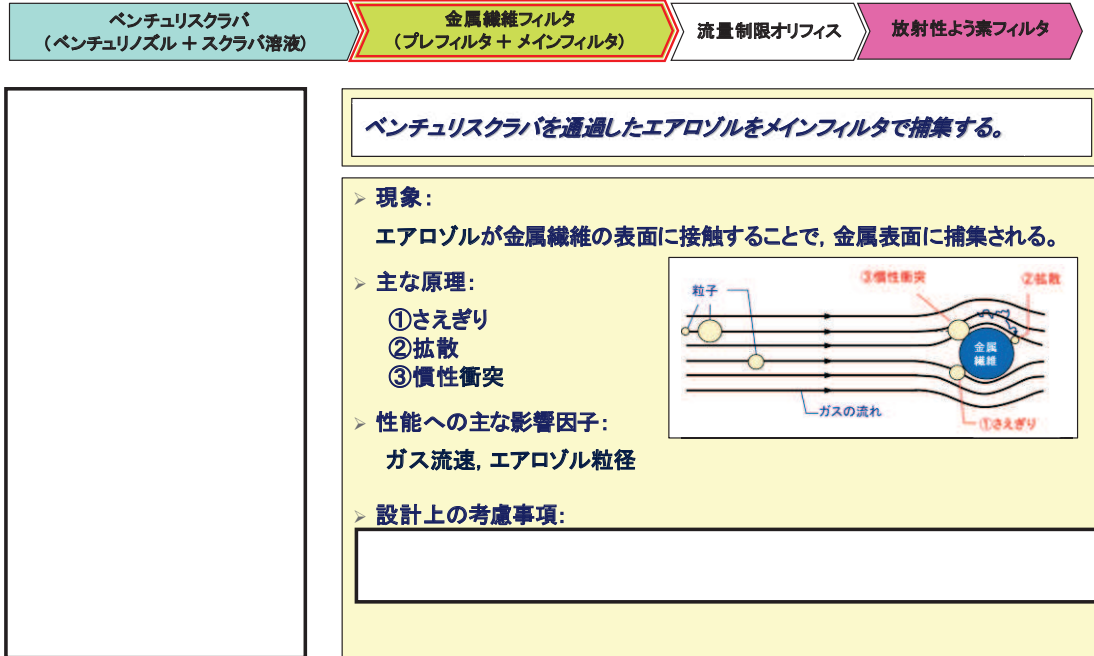
金属繊維フィルタの機能①(湿分分離)



第 11 図 金属繊維フィルタの機能① (湿分分離)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

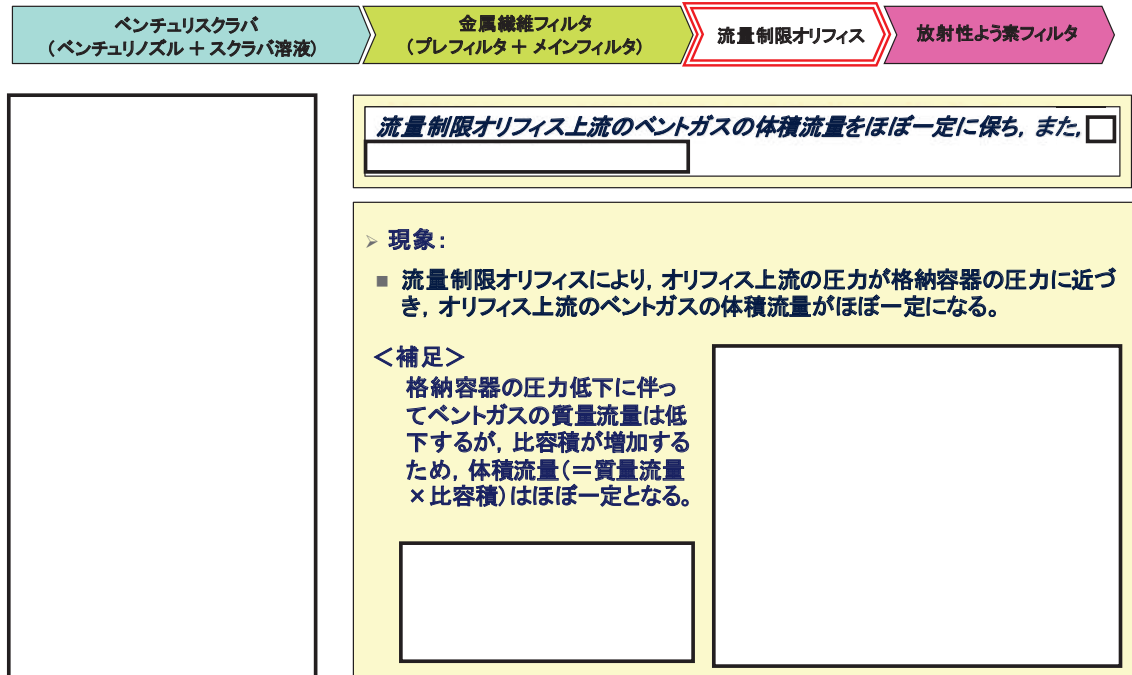
金属繊維フィルタの機能②(エアロゾルの捕集)



フィルタ装置模式図

第 12 図 金属繊維フィルタの機能② (エアロゾルの捕集)

流量制限オリフィス

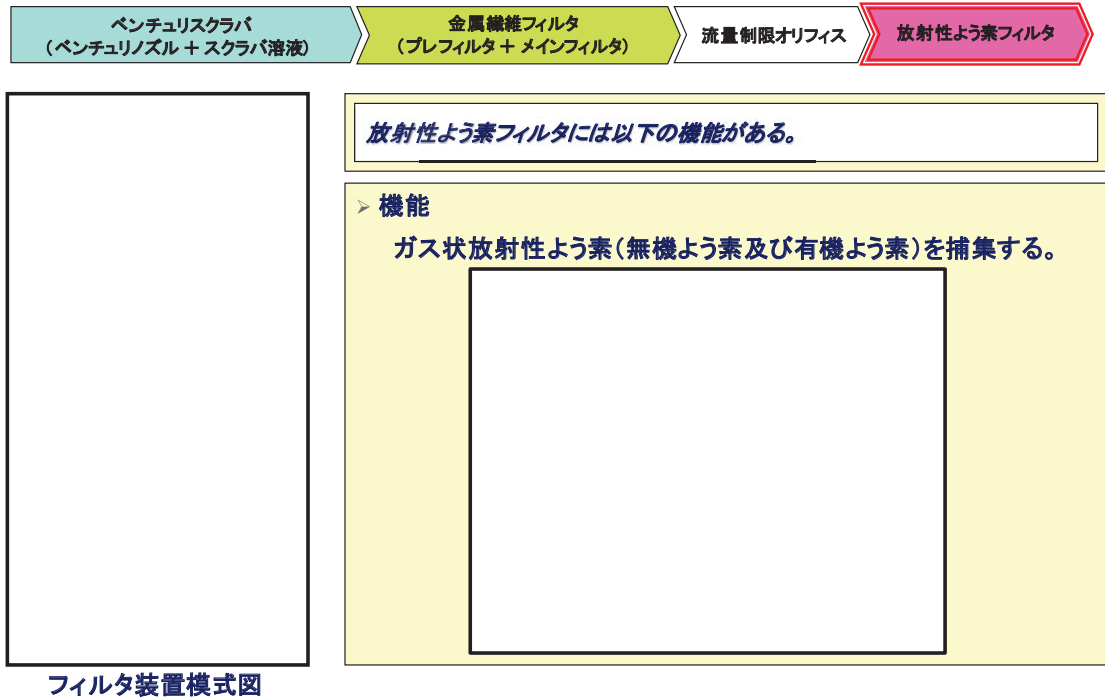


フィルタ装置模式図

第 13 図 流量制限オリフィス

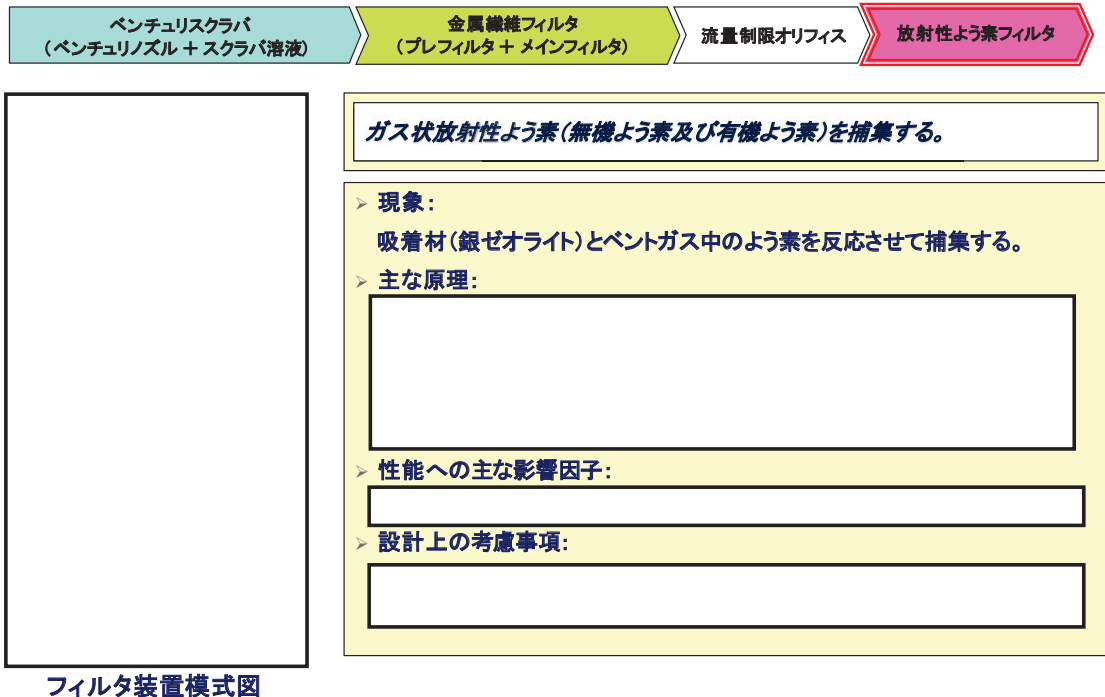
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

放射性よう素フィルタの機能



第 14 図 放射性よう素フィルタの機能

放射性よう素フィルタの機能(よう素の捕集)



第 15 図 放射性よう素フィルタの機能 (よう素の捕集)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

電源構成の考え方について

1. 電源系統の構成

原子炉格納容器フィルタベント系に必要な電動弁及び計装設備の電源構成は、全交流動力電源喪失時においても重大事故等に対処するための電源から受電可能な構成とする。

(1) 所内常設蓄電式直流電源設備

所内常設蓄電式直流電源設備として、125V 蓄電池 2A, 125V 蓄電池 2B, 125V 充電器 2A 及び 125V 充電器 2B を設置する。本設備は、設計基準事故対処設備である非常用直流電源設備を兼ねた設備であり、位置的分散及び区画された部屋にそれぞれ設置することにより物理的分離を図り、共通要因によって同時に機能が損なわれるおそれがないようにする。本系統は、全交流動力電源喪失から原子炉格納容器フィルタベント系の隔離弁及び計装設備に、24 時間にわたり電源を供給できる容量を有している。

(2) 常設代替交流電源設備

常設代替交流電源設備として、ガスタービン及び発電機を搭載したガスタービン発電機を設置する。本設備は、中央制御室からの遠隔操作も可能とする。

(3) 可搬型代替交流電源設備

可搬型代替交流電源設備として、ディーゼル機関及び発電機を搭載した電源車を配備する。本設備は、常設代替交流電源設備とは位置的分散を考慮して離れた場所に分散して配備する。接続口は、原子炉建屋の西側及び東側に位置的分散を考慮して設置することで、共通要因により接続することができなくならないようにする。

(4) 可搬型代替直流電源設備

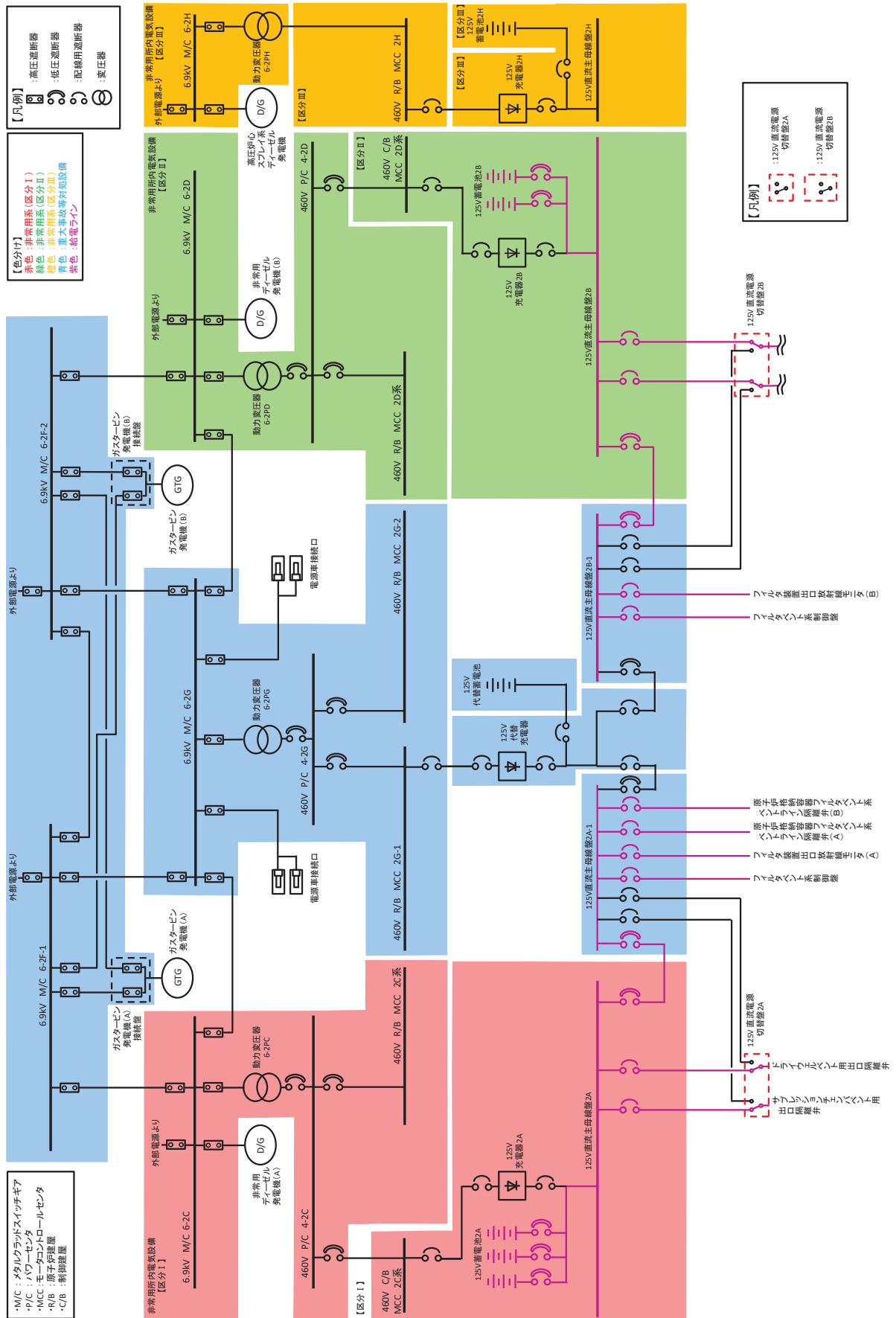
可搬型代替直流設備として、125V 代替蓄電池、125V 代替充電器及び電源車を配備する。

2. 電源種別ごとの電源供給範囲

(1) 所内常設蓄電式直流電源設備による電源給電範囲

所内常設蓄電式直流電源設備により, サプレッションチェンバメント用出口隔離弁, ドライウェルメント用出口隔離弁, 原子炉格納容器フィルタメント系メントライン隔離弁(A), 原子炉格納容器フィルタメント系メントライン隔離弁(B), フィルタ装置出口放射線モニタ(A), フィルタ装置出口放射線モニタ(B), フィルタメント系制御盤に給電可能である。

電源供給範囲を第 2-1 図に, 負荷一覧を第 2-1~2-2 表に示す。



第2-1図 所内常設蓄電式直流電源設備による電源給電範囲

第 2-1 表 所内常設蓄電式直流電源設備（125V 蓄電池 2A）による負荷一覧

	負荷	電源容量 (直流)	備考
1	サプレッションチェンバメント用出口隔離弁	113A	始動電流を記載 (定格電流は 46A)
2	ドライウェルメント用出口隔離弁	113A	始動電流を記載 (定格電流は 46A)
3	原子炉格納容器フィルタメント系 メントライン隔離弁 (A)	34A	始動電流を記載 (定格電流は 9.4A)
4	原子炉格納容器フィルタメント系 メントライン隔離弁 (B)	34A	始動電流を記載 (定格電流は 9.4A)
5	フィルタ装置出口放射線モニタ (A)	3A	
6	フィルタメント系制御盤	4A	
合計		301A	218.3Ah* ¹

注記*1： 蓄電池の必要容量。

所内常設蓄電式直流電源設備(125V 蓄電池 2A)の設備容量は約 8,000Ah とし、
負荷容量 218.3Ah に対して十分な容量とする。

第 2-2 表 所内常設蓄電式直流電源設備（125V 蓄電池 2B）による負荷一覧

	負荷	電源容量 (直流)	備考
1	フィルタ装置出口放射線モニタ (B)	3A	
2	フィルタメント制御盤	2A	
合計		5A	149.4Ah* ²

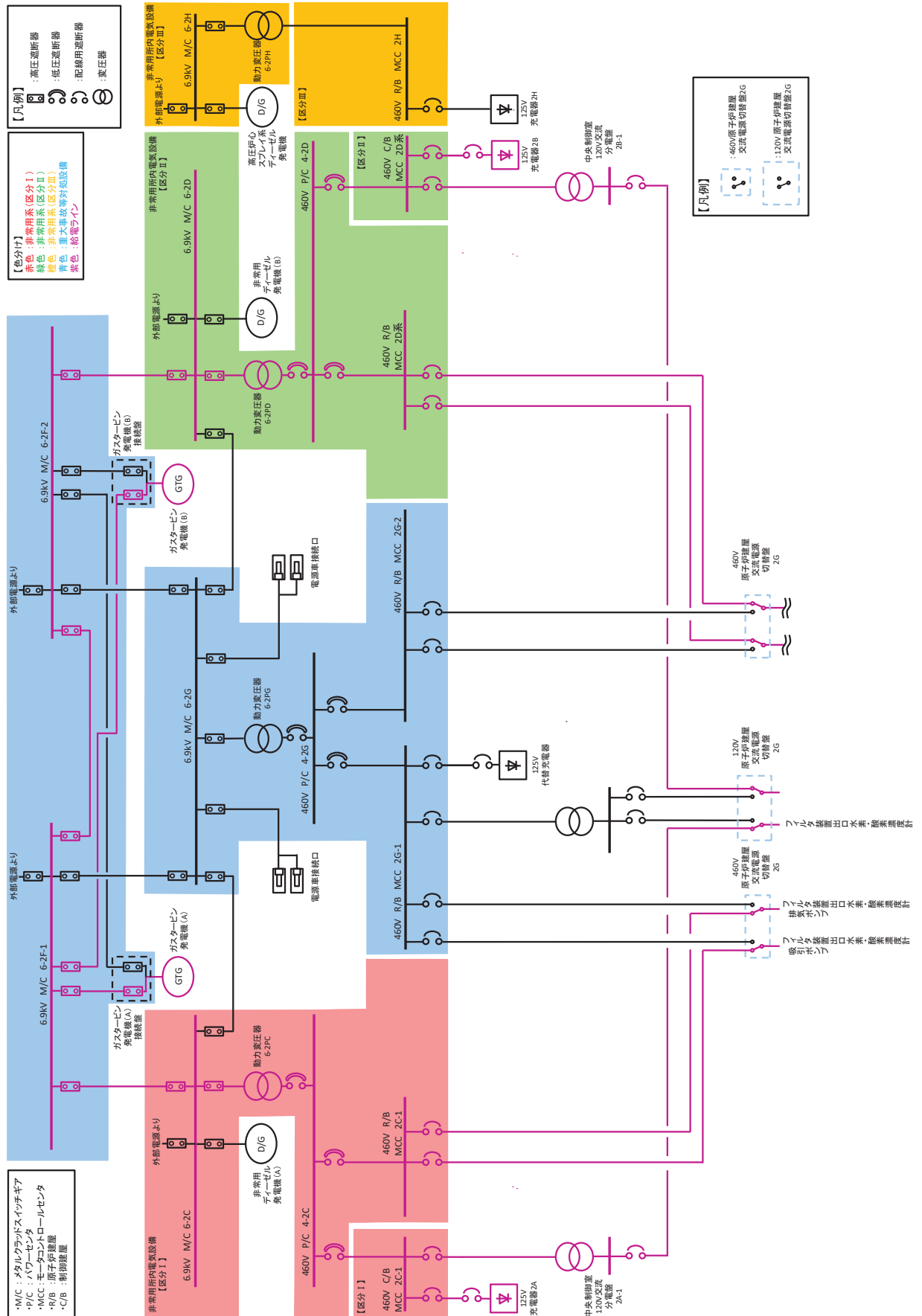
注記*2： 蓄電池の必要容量。

所内常設蓄電式直流電源設備(125V 蓄電池 2B)の設備容量は約 6,000Ah とし、
負荷容量 149.4Ah に対して十分な容量とする。

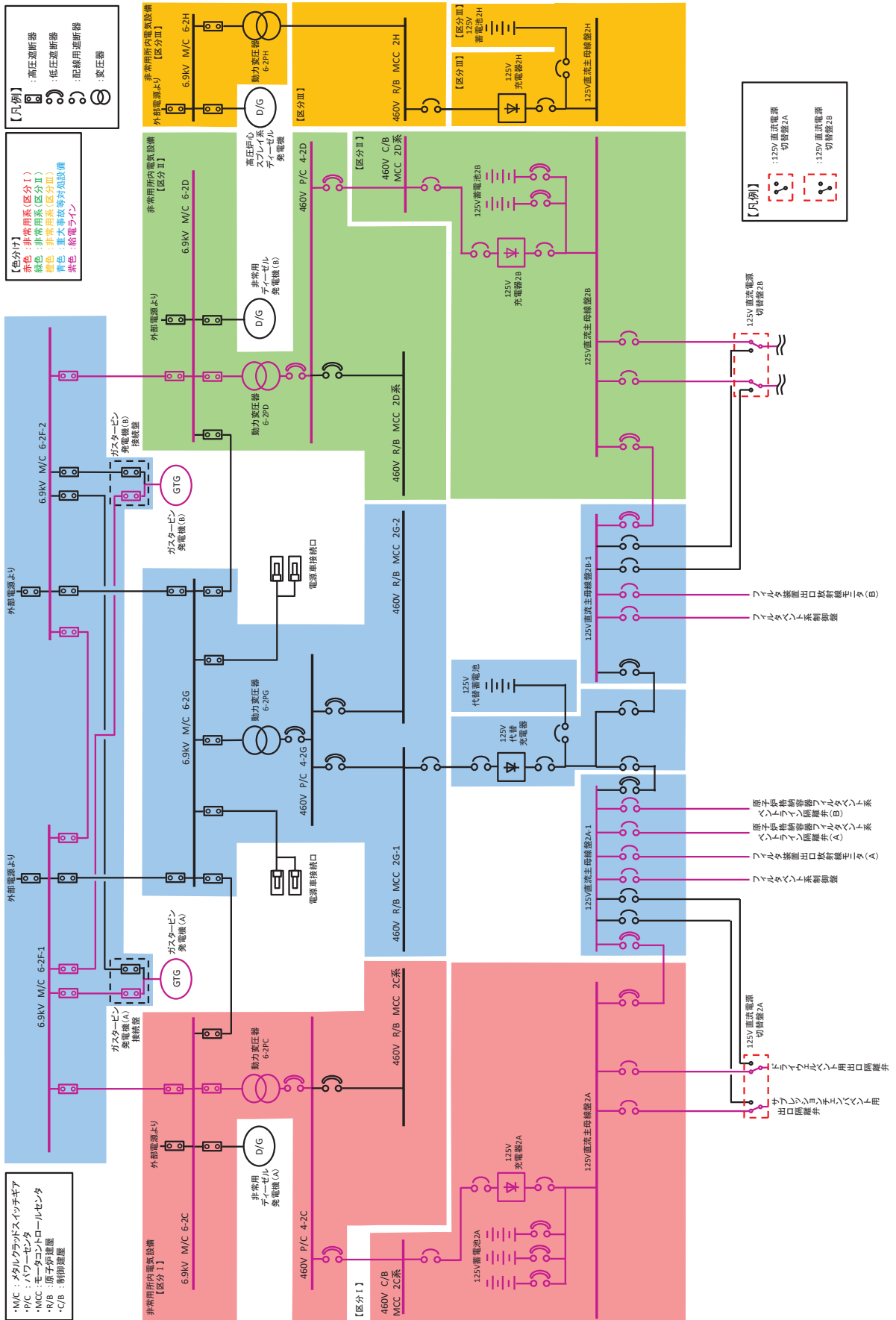
(2) 常設代替交流電源設備による電源供給範囲

常設代替交流電源設備により，フィルタ装置出口水素・酸素濃度計 吸引ポンプ，フィルタ装置出口水素・酸素濃度計 排気ポンプ，フィルタ装置出口水素・酸素濃度計，サプレッションチェンバメント用出口隔離弁，ドライウェルメント用出口隔離弁，原子炉格納容器フィルタベント系ベントライン隔離弁(A)，原子炉格納容器フィルタベント系ベントライン隔離弁(B)，フィルタ装置出口放射線モニタ(A)，フィルタ装置出口放射線モニタ(B)，フィルタベント系制御盤に給電可能である。

電源供給範囲を第 2-2～2-3 図に，負荷一覧を第 2-3 表に示す。



第 2-2 図 常設代替交流電源設備による電源給電範囲 (交流)



第2-3 図 常設代替交流電源設備による電源給電範囲（直流）

第 2-3 表 常設代替交流電源設備による負荷一覧

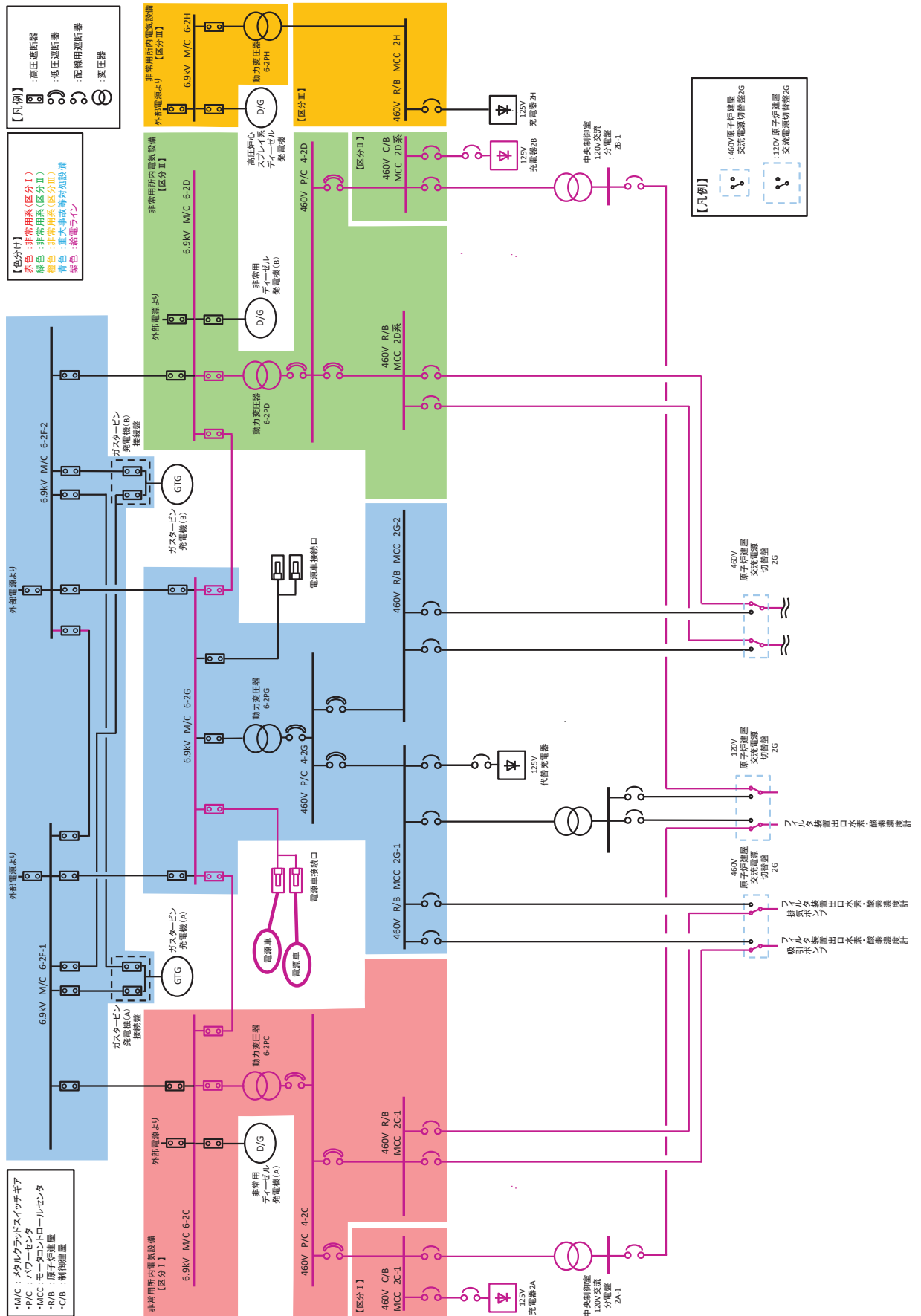
	負荷	電源容量 (交流)	備考
1	フィルタ装置出口水素・酸素濃度計 吸引ポンプ	0.75kW	
2	フィルタ装置出口水素・酸素濃度計 排気ポンプ	0.75kW	
3	フィルタ装置出口水素・酸素濃度計	3kW	
4	サプレッションチェンバメント用出口隔離弁	2.48kW	
5	ドライウェルメント用出口隔離弁	2.48kW	
6	原子炉格納容器フィルタベント系 ベントライン隔離弁 (A)	0.69kW	
7	原子炉格納容器フィルタベント系 ベントライン隔離弁 (B)	0.69kW	
8	フィルタ装置出口放射線モニタ (A)	0.38kW	
9	フィルタ装置出口放射線モニタ (B)	0.38kW	
10	フィルタベント系制御盤	0.5kW	
11	フィルタベント系制御盤	0.25kW	
	合計	約 13kW*	

注記*： 常設代替交流電源設備の設備容量は、7,200kW (9,000kVA) とし、負荷容量約 13kW に対して必要十分な容量とする。

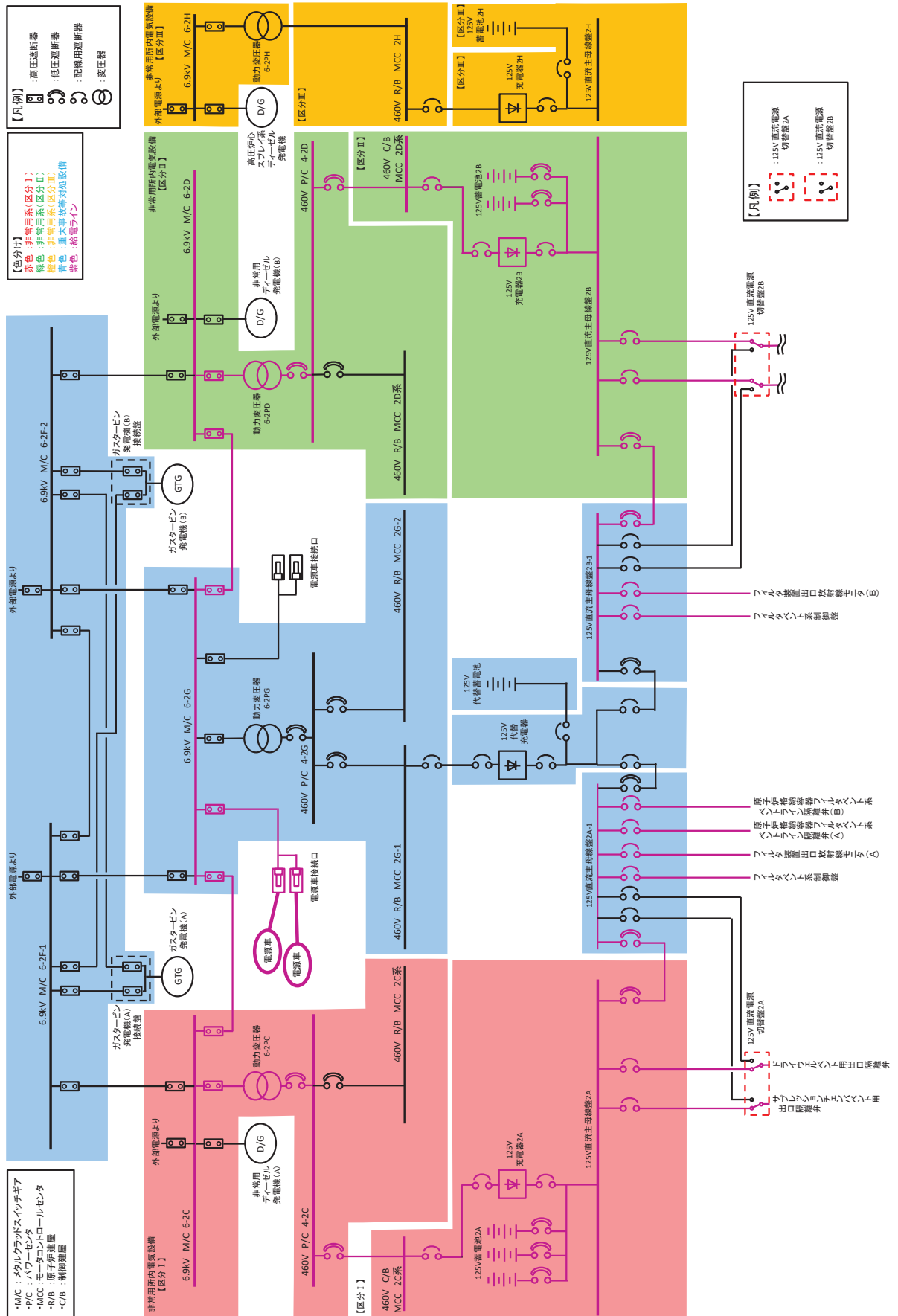
(3) 可搬型代替交流電源設備による電源供給範囲

可搬型代替交流電源設備により,フィルタ装置出口水素・酸素濃度計 吸引ポンプ, フィルタ装置出口水素・酸素濃度計 排気ポンプ, フィルタ装置出口水素・酸素濃度計, サプレッションチェンバメント用出口隔離弁, ドライウェルメント用出口隔離弁, 原子炉格納容器フィルタベント系ベントライン隔離弁(A), 原子炉格納容器フィルタベント系ベントライン隔離弁(B), フィルタ装置出口放射線モニタ(A), フィルタ装置出口放射線モニタ(B), フィルタベント系制御盤に給電可能である。

電源供給範囲を第 2-4～2-5 図に, 負荷一覧を第 2-4 表に示す。



第 2-4 図 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲 (交流)



第 2-5 図 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲 (直流)

第 2-4 表 可搬型代替交流電源設備による負荷一覧

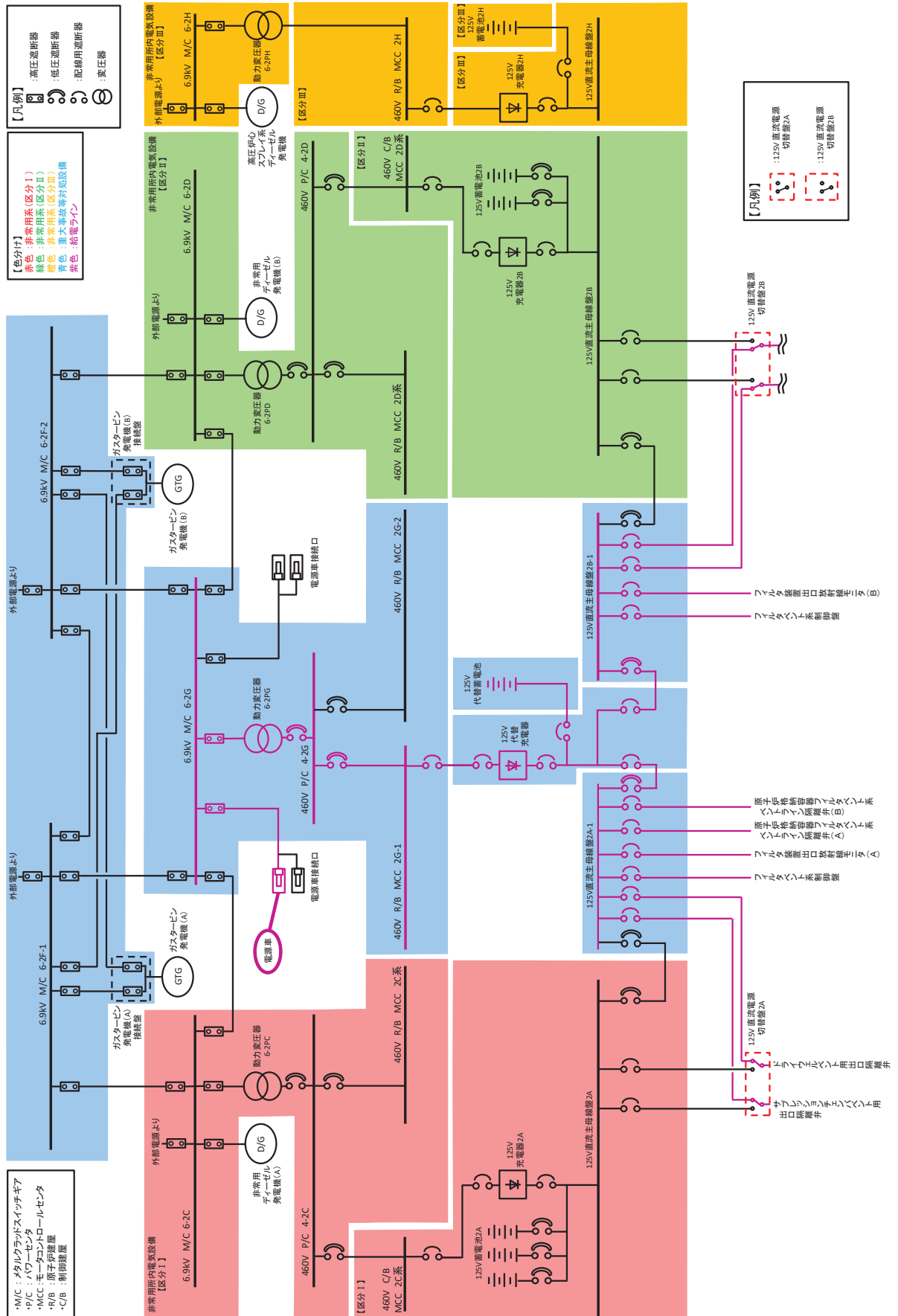
	負荷	電源容量 (交流)	備考
1	フィルタ装置出口水素・酸素濃度計 吸引ポンプ	0.75kW	
2	フィルタ装置出口水素・酸素濃度計 排気ポンプ	0.75kW	
3	フィルタ装置出口水素・酸素濃度計	3kW	
4	サプレッションチェンバメント用出口隔離弁	2.48kW	
5	ドライウェルメント用出口隔離弁	2.48kW	
6	原子炉格納容器フィルタベント系 ベントライン隔離弁 (A)	0.69kW	
7	原子炉格納容器フィルタベント系 ベントライン隔離弁 (B)	0.69kW	
8	フィルタ装置出口放射線モニタ (A)	0.38kW	
9	フィルタ装置出口放射線モニタ (B)	0.38kW	
10	フィルタベント系制御盤	0.5kW	
11	フィルタベント系制御盤	0.25kW	
	合計	約 13kW*	

注記*： 可搬型代替交流電源設備の設備容量は、電源車 2 台分の 680kW (800kVA) とし、
負荷容量約 13kW に対して必要十分な容量とする。

(4) 可搬型代替直流電源設備による電源供給範囲

可搬型代替直流電源設備により，サプレッションチェンバメント用出口隔離弁，ドライウエルメント用出口隔離弁，原子炉格納容器フィルタメント系ベントライン隔離弁(A)，原子炉格納容器フィルタメント系ベントライン隔離弁(B)，フィルタ装置出口放射線モニタ(A)，フィルタ装置出口放射線モニタ(B)，フィルタメント系制御盤に給電可能である。

電源供給範囲を第 2-6 図に，負荷一覧を第 2-5 表に示す。



第 2-6 図 可搬型代替直流電源設備による電源給電範囲

第 2-5 表 可搬型代替直流電源設備による負荷一覧

	負荷	電源容量 (交流)	電源容量 (直流)	備考
1	サプレッションチェンバメント用 出口隔離弁	2.48kW	113A	始動電流を記載 (定格電流は 46A)
2	ドライウェルメント用出口隔離弁	2.48kW	113A	始動電流を記載 (定格電流は 46A)
3	原子炉格納容器フィルタメント系 ベントライン隔離弁 (A)	0.69kW	34A	始動電流を記載 (定格電流は 9.4A)
4	原子炉格納容器フィルタメント系 ベントライン隔離弁 (B)	0.69kW	34A	始動電流を記載 (定格電流は 9.4A)
5	フィルタ装置出口放射線モニタ (A)	0.38kW	3A	
6	フィルタ装置出口放射線モニタ (B)	0.38kW	3A	
7	フィルタメント系制御盤	0.5kW	4A	
8	フィルタメント系制御盤	0.25kW	2A	
	合計	約 8kW* ¹	306A	365.7Ah* ²

注記*1: 可搬型代替直流電源設備の設備容量は、電源車が 340kW (400kVA), 125V 代替充電器が 118kW であり、負荷容量約 8kW に対して必要十分な容量とする。

*2: 蓄電池の必要容量。

可搬型代替直流電源設備 (125V 代替蓄電池) の設備容量は約 2,000Ah とし、負荷容量 365.7Ah に対して十分な容量とする。

スクラバ溶液が管理範囲を超えた場合の措置について

1. 水位が管理範囲を超えた場合の措置

フィルタ装置は、要求される放射性物質除去性能が発揮できることを確認するため、スクラバ溶液の水位が管理範囲にあることを監視する。水位が管理範囲を超えた場合の措置について以下に示す。

(1) 系統待機時

系統待機時においては、フィルタ装置水位（狭帯域）にて、スクラバ溶液の水位が待機時の下限水位から上限水位（ mm）にあることを確認する。

フィルタ装置内は窒素で置換されており、原子炉格納容器第二隔離弁及びフィルタ装置出口側ラプチャディスクにて隔離された状態となっている。系統待機時のフィルタ装置への補給については、給水設備等とフィルタ装置の間の手動弁を開操作して注水することとなり、系統待機中は常時閉の状態を維持していることから、系統待機中に水位が変動することはない。

(2) ベント開始後

ベント時においては、フィルタ装置水位（広帯域）にて、スクラバ溶液の水位がベント時の下限水位から上限水位（ mm）にあることを確認する。

フィルタ装置に捕集した放射性物質の崩壊熱により、スクラバ溶液が蒸発し下限水位を下回る可能性がある場合は、補給を行う。

「別紙 4 スクラバ溶液の保有水量の設定根拠及び健全性について」に示すとおり、スクラバ溶液の水位はベント初期のベントガス凝縮による水位上昇を考慮しても上限水位に至らない設計としている。さらに、ベントガス以外にフィルタ装置に外部から流入するラインはないことから、上限水位に至ることはない。なお、万が一上限水位となった場合は、排水設備（自主対策設備）に設置する弁の操作によって自重にてサプレッションチェンバへ排水し、水位を低下させることが可能な設計とする。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

フィルタ装置出口側ラプチャディスクの信頼性について

1. 設計時の考慮

フィルタ装置出口側ラプチャディスクの設定破裂圧力は、ベントを実施する際の妨げにならないよう、ベント開始時の原子炉格納容器圧力（427～854kPa[gage]）と比較して十分低い圧力で動作するように、設定破裂圧力は 100kPa（フィルタ装置出口側ラプチャディスクの前後差圧）を適用している。

ベント開始時におけるフィルタ装置出口側ラプチャディスクが破裂したことの確認は、原子炉格納容器内のガスが大気へ放出されることによる原子炉格納容器圧力の指示値の下降、また、ベント開始時にベントガスがフィルタ装置へ流入することによりフィルタ装置圧力が上昇し、フィルタ装置出口側ラプチャディスクが破裂するとベントガスが大気へ放出されるためフィルタ装置圧力が下降することから、フィルタ装置圧力の変化によっても確認することができる。

さらに、炉心の損傷が発生している場合においては、ベントガスに含まれる放射性物質により、フィルタ装置出口側ラプチャディスク下流に設置されたフィルタ装置出口放射線モニタの指示値が上昇することによっても、確認することができる。

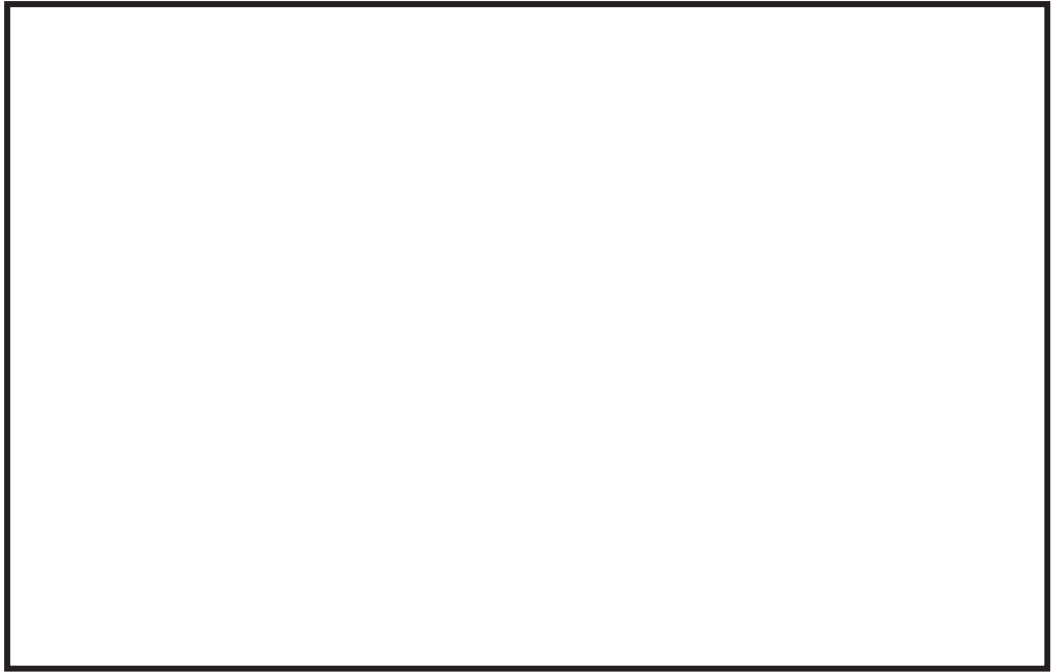
なお、フィルタ装置出口側ラプチャディスクは、大気との境界に設置されることから、排気管放出口から降水が侵入し、凍結することで機能に影響を与えることがないように放出口から降水が浸入し難い構造とする。

放出口の構造図を第 1 図に示す。

2. 製作時の考慮

フィルタ装置出口側ラプチャディスクは以下の項目を確認することで、信頼性を確保している。

- (1) 同一ミルシートの素材を用いて、1 ロット（出荷台数+2+ α ）を製作する。
- (2) 同一加工機／同一加工者が 1 ロットを製作する。
- (3) 同一ロットから 2 台以上ランダムに選定し、破裂試験を実施する。



第 1 図 放出口構造図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

フレキシブルシャフトが常時接続されている状態における弁操作の詳細メカニズム

1. 詳細メカニズム

隔離弁の駆動方式は、電動（電動機による駆動）と遠隔手動（フレキシブルシャフトによる操作）があり、これらの方式の切替えには「オートデクラッチ機構」を採用している。

オートデクラッチ機構は、従来、弁駆動部のレバー操作により実施していたクラッチの切替操作を、フレキシブルシャフトを操作することで、自動的に通常電動側にあるクラッチを手動（人力）側に切り替えることを可能とした機構である。

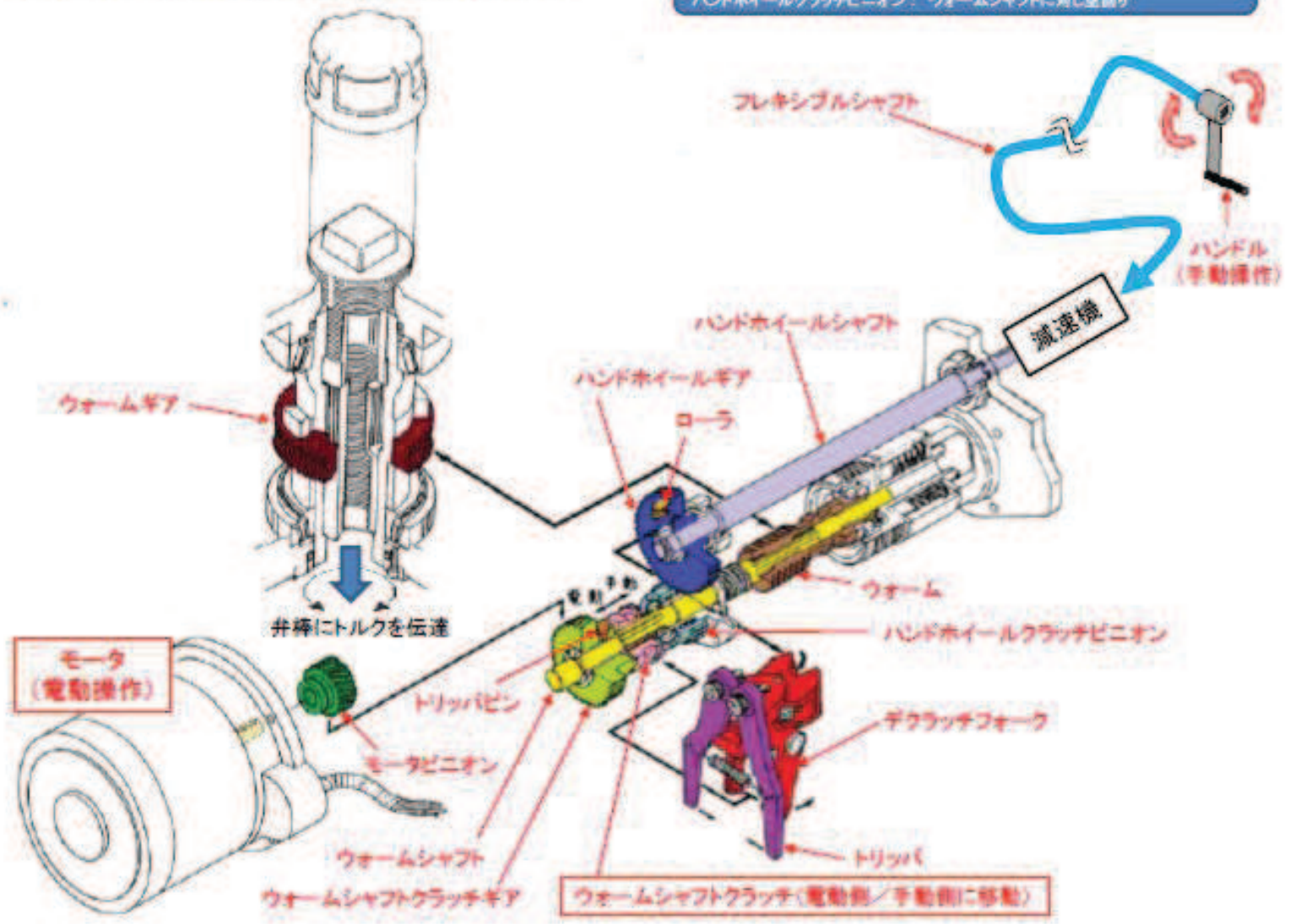
また、弁駆動部に動力を伝えるためのウォームシャフト部への動力の伝達は、クラッチ機構を採用しており、電動側又は手動側のウォームシャフト部と切り離されるため、トルク伝達に影響を与えない構造となっている。

オートデクラッチ機構付の電動弁の概要を第 1 図に示す。

オートデクラッチ機構は、ウォームシャフトクラッチが保持される位置により、弁へのトルクの伝わり方が変動する。電動操作時と手動操作時のオートデクラッチ機構の動作の違いについて第 2 図から第 5 図に示す。

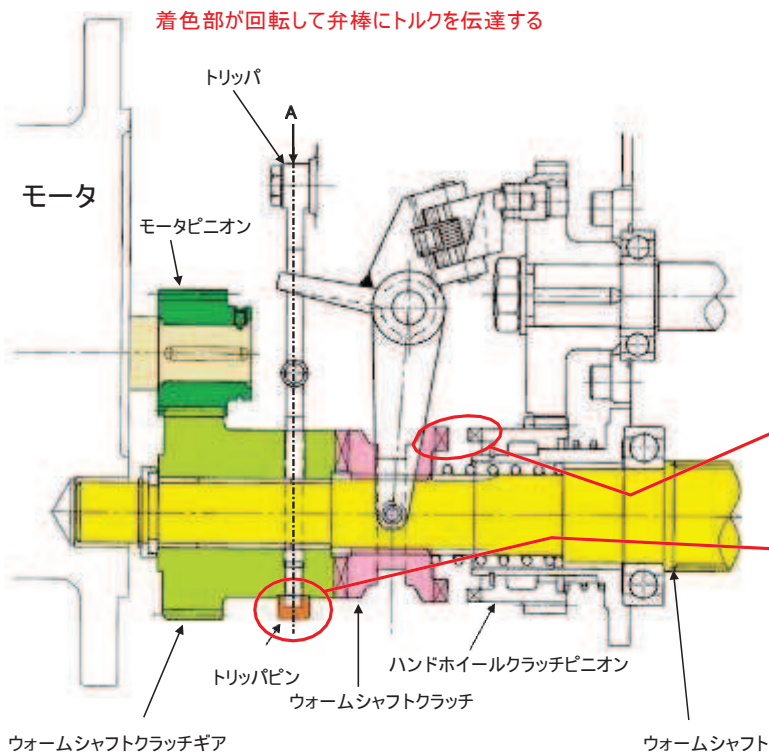
オートデクラッチ機構付電気作動弁の概要

ウォームシャフトクラッチ : ウォームシャフトと共に回転(トルク伝達)
 ウォームシャフトクラッチギア : ウォームシャフトに対し空回り
 ハンドホイールクラッチピニオン : ウォームシャフトに対し空回り



第1図 オートデクラッチ機構の概要

電動操作時(通常状態)



<トルクの伝達経路>
 モータ
 ↓
 モータピニオン
 ↓
 ウォームシャフトクラッチギア
 ↓
 ウォームシャフトクラッチ
 ↓
 ウォームシャフト
 ↓
 ウォーム, ウォームギア, 弁棒

ウォームシャフトクラッチが、バネによりウォームシャフトクラッチギア側に保持され、ハンドホイールクラッチピニオンとかみ合っていないため、手動操作機構側にトルクは伝達しない。

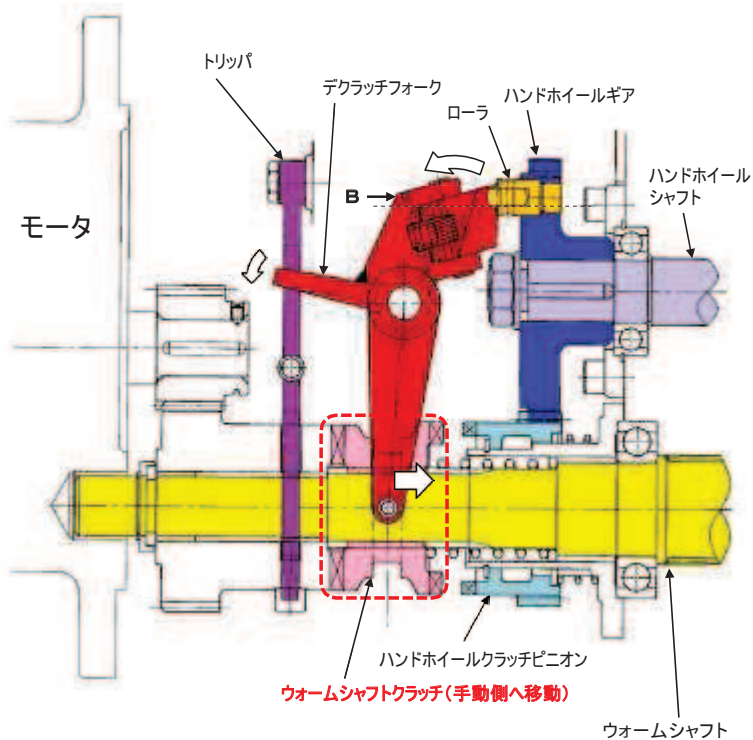
トリッパが開いた状態のため、トリッパピンはトリッパに当たらずに回転する。



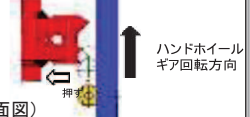
(A断面図)

第2図 弁駆動部の状態(電動操作時(通常状態))

通常状態から手動操作位置への切替え(オートデクラッチ)



<オートデクラッチの仕組み>
 ハンドホイールギアと一緒に回転するローラがデクラッチフォークを押し。



(B断面図)

↓
 ウォームシャフトクラッチが手動操作側へ移動してハンドホイールクラッチピニオンとかみ合うことにより、弁棒にトルクを伝達する。

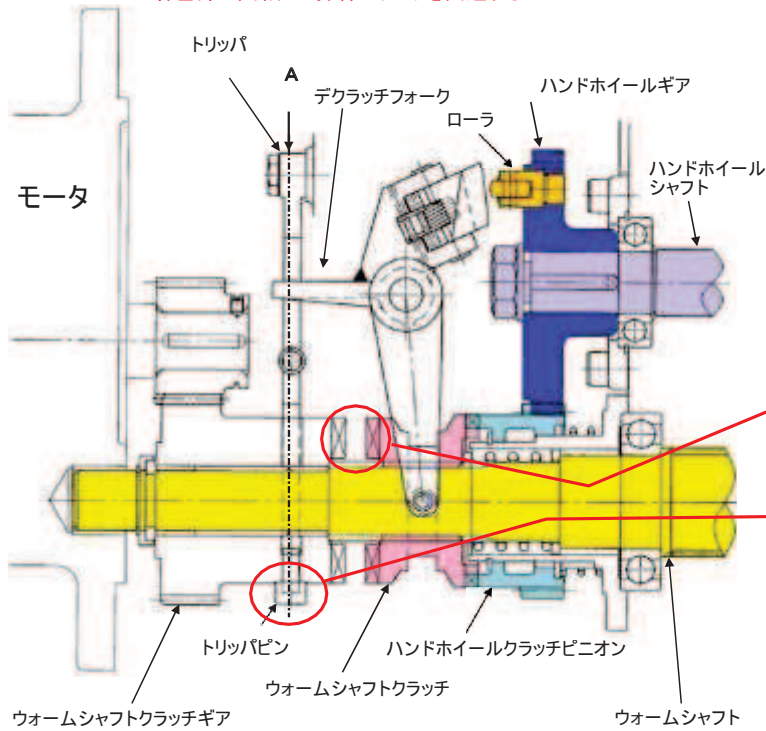
↓
 デクラッチフォークのトリッパと接触していた部分が下がり、バネによりトリッパが閉じることにより、ウォームシャフトクラッチが手動操作位置で保持される。



第3図 弁駆動部の状態(電動から手動への切替え時(オートデクラッチ))

手動操作時

着色部が回転して弁棒にトルクを伝達する



<トルクの伝達経路>
 フレキシブルシャフト、減速機
 ↓
 ハンドホイールシャフト
 ↓
 ハンドホイールギア
 ↓
 ハンドホイールクラッチピニオン
 ↓
 ウォームシャフトクラッチ
 ↓
 ウォームシャフト
 ↓
 ウォーム、ウォームギア、弁棒

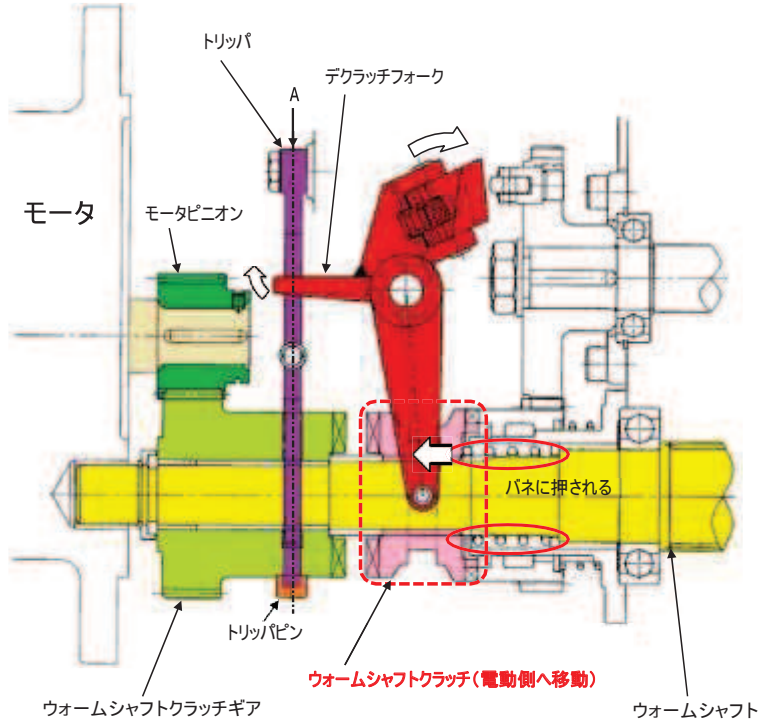
ウォームシャフトクラッチとウォームシャフトクラッチギアがかみ合っていないため、電動操作機構側にトルクは伝達しない。

バネによりトリップが閉じることで、デクラッチフォーク及びウォームシャフトクラッチが手動操作位置で保持される

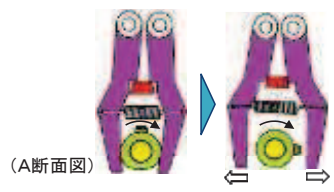


第4図 弁駆動部の状態（手動操作時）

手動操作位置から電動操作位置への自動復帰



<自動復帰の仕組み>
 モータのトルクがウォームシャフトクラッチギアに伝わり、トリップピンが回転してトリップを広げる。



↓
 バネによりウォームシャフトクラッチが電動側へ移動し、ウォームシャフトクラッチギアとかみ合うとともに、デクラッチフォークがトリップを開いた状態で保持される。

↓
 トリップが開いた状態のため、トリップピンはトリップに当たらず回転する。

第5図 弁駆動部の状態（手動から電動への切替え時（自動復帰））

原子炉格納容器フィルタベント系の計装設備の網羅性について

1. 網羅性について

原子炉格納容器フィルタベント系の計装設備については、以下の考えに基づき網羅性を有する設計とする。

- (1) 原子炉格納容器フィルタベント系の待機時、運転時、事故収束時の各状態で、系統の要求上確認すべき項目のすべてが監視可能であること。
- (2) 上記の各状態において、管理すべき値を網羅した計測範囲であること。

2. 確認すべき項目について

原子炉格納容器フィルタベント系の待機時、運転時、事故収束時の各状態で確認すべき項目を下記(1)～(5)に抽出し、各確認すべき項目に対する計装設備が設置されていることを第1表に示す。

(1) 系統待機時の状態

系統待機時の状態が、以下のとおり把握可能である。

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（狭帯域）にて、スクラバ溶液の水位が、系統待機時の設定範囲内（ mm）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発揮できることを把握できる。

系統待機時における水位の範囲は、ベント時のスクラバ溶液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範囲である。

また、フィルタ装置内のスクラバ溶液の pH が、アルカリ性の状態（pH13 以上）であることを確認することで、フィルタ装置の性能維持に影響がないことを把握できる。

b. 系統不活性状態の確認

フィルタ装置入口圧力（狭帯域）及びフィルタ装置出口圧力（狭帯域）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把握できる。

(2) 系統運転時の状態

系統運転時の状態が、以下のとおり把握可能である。

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

フィルタ装置入口圧力（広帯域）及びフィルタ装置出口圧力（広帯域）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把握できる。

また、フィルタ装置水温度にて、ベント開始によりスクラバ溶液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把握できる。さらに、フィルタ装置出口放射線モニタの指示値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（広帯域）にて、スクラバ溶液の水位が、ベント後の下限水位から上限水位の範囲内（ mm）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把握できる。

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、金属繊維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把握できる。

(3) 事故収束時の状態

事故収束時の状態が、以下のとおり把握可能である。

a. 系統内に水素が滞留していないことの確認

フィルタ装置出口水素濃度にて、窒素供給による系統パージ中において、水素が系統内に滞留していないことを把握できる。

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（広帯域）にて、スクラバ溶液の水位が確保されていること、フィルタ装置水温度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にて放射性物質の放出がないことを把握できる。

(4) フィルタ装置の水位調整時の確認

原子炉格納容器フィルタベント系の待機時、運転時、事故収束時に、フィルタ装置の水位調整を以下のとおり把握可能である。

a. フィルタ装置の水位調整の確認

系統待機時にはフィルタ装置水位（狭帯域）にて、系統運転時及び事故収束時にはフィルタ装置水位（広帯域）にて、フィルタ装置の排水又は水張りを実施する際

に、フィルタ装置の水位を把握できる。

b. フィルタ装置スクラバ溶液の水質管理

系統待機時にはフィルタ装置水位（狭帯域）にて、系統運転時及び事故収束時にはフィルタ装置水位（広帯域）にて、フィルタ装置の排水又は水張りを実施する際に、フィルタ装置の水位を把握できるとともに、必要な追加薬液量の把握ができる。

また、スクラバ溶液 pH にて、フィルタ装置へ薬液を補給する際に、スクラバ溶液の pH を把握できる。

(5) 想定される機能障害の把握

原子炉格納容器フィルタベント系の運転時に、想定される機能障害を以下のとおり把握可能である。

a. フィルタ装置の閉塞

(a) フィルタ装置入口圧力（広帯域）にて、ベント実施により待機圧力から上昇した圧力が、低下傾向を示さないことを確認することで、フィルタ装置が閉塞していることを把握できる。

(b) フィルタ装置水温度にて、ベント操作後も待機状態から温度が上昇しないことを確認することで、フィルタ装置が閉塞していることを把握できる。

(c) フィルタ装置出口放射線モニタの指示値が初期値から上昇しないことを確認することにより把握できる。

b. 金属繊維フィルタの閉塞

フィルタ装置出口放射線モニタにて、ベント実施により待機状態から上昇した放射線量率が、低下傾向を示さないこと及びフィルタ装置入口圧力（広帯域）が上昇傾向を示すことを確認することで、金属繊維フィルタの閉塞を把握できる。

c. フィルタ装置入口配管の破断

フィルタ装置入口圧力（広帯域）にて、ベント実施により待機圧力から上昇した圧力が低下傾向を示すが、フィルタ装置出口放射線モニタの指示値が初期値から上昇しないことを確認することにより把握できる。

d. フィルタ装置スクラバ溶液の漏えい

(a) 系統待機時にはフィルタ装置水位（狭帯域）にて、系統運転時及び事故収束時にはフィルタ装置水位（広帯域）にて、フィルタ装置からのスクラバ溶液の漏えいによる水位低下を確認することで把握できる。

(b) FCVS フィルタ装置室漏えい水位により、フィルタ装置室内に漏えいしたスクラバ溶液を検知することで把握できる。

3. 計測範囲について

原子炉格納容器フィルタベント系の待機時，運転時，事故収束時の各状態で確認すべき項目について，管理すべき値を網羅した計測範囲であることを第2表に示す。

第1表 原子炉格納容器フィルタベント系 計装設備の網羅性について (1/2)

フィルタ装置の状態	確認すべき項目	計装設備	多重性又は多様性*
(1) 系統待機時	a. フィルタ装置の性能に影響するパラメータの確認	①フィルタ装置水位 (狭帯域)	①は多重性あり 系統待機時のフィルタ装置の pH 測定は、スクラバ溶液のサンプリング (手動) により実施 ①自主対策設備)
	b. 系統不活性状態の確認	①フィルタ装置入口圧力 (狭帯域) ②フィルタ装置出口圧力 (狭帯域)	①②自主対策設備
(2) 系統運転時	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	①フィルタ装置入口圧力 (広帯域) ②フィルタ装置出口圧力 (広帯域) ③フィルタ装置水温度 ④フィルタ装置出口放射線モニタ	①②③④で多様性あり ③④は多重性あり
	b. フィルタ装置の性能に影響するパラメータの確認	①フィルタ装置水位 (広帯域)	①は多重性あり
	c. ベントガスが放出されていることの確認	①フィルタ装置出口放射線モニタ	①は多重性あり
(3) 事故収束時	a. 系統内に水素が滞留していないことの確認	①フィルタ装置出口水素濃度	—
	b. フィルタ装置の状態確認	①フィルタ装置水位 (広帯域) ②フィルタ装置水温度 ③フィルタ装置出口放射線モニタ	①②③で多様性あり ①②③は多重性あり
(4) フィルタ装置の 水位調整時	a. フィルタ装置の水位調整の確認	①フィルタ装置水位 (狭帯域) ②フィルタ装置水位 (広帯域)	①②は多重性あり ①は系統待機時, ②は系統運転時及び事故収束時に使用 ①自主対策設備
	b. フィルタ装置スクラバ溶液の水質管理	①フィルタ装置水位 (狭帯域) ②フィルタ装置水位 (広帯域) ③スクラバ溶液 pH	①②は多重性あり ①は系統待機時, ②は系統運転時及び事故収束時に使用 ①自主対策設備 ③自主対策設備 (参考値)

第1表 原子炉格納容器フィルタベント系 計装設備の網羅性について (2/2)

フィルタ装置の状態	確認すべき項目	計装設備	多重性又は多様性*
(5) 想定される機能 障害	a. フィルタ装置の閉塞	①フィルタ装置入口圧力 (広帯域) ②フィルタ装置水温度 ③フィルタ装置出口放射線モニタ	①②③で多様性あり ②③は多重性あり
	b. 金属繊維フィルタの閉塞	①フィルタ装置入口圧力 (広帯域) ②フィルタ装置出口放射線モニタ	①②で多様性あり ②は多重性あり
	c. フィルタ装置入口配管の破断	①フィルタ装置入口圧力 (広帯域) ②フィルタ装置出口放射線モニタ	①②で多様性あり ②は多重性あり
	d. フィルタ装置スクラバ溶液の漏えい	①フィルタ装置水位 (狭帯域) ②フィルタ装置水位 (広帯域) ③FCVS フィルタ装置室漏えい水位	①②③で多様性あり ①②は多重性あり ①は系統待機時, ②は系統運転時及び事故収束時に使用 ①自主対策設備 ③自主対策設備 (参考値)

注記* : 重大事故等発生時に使用する計装設備は, その環境条件においても機能喪失しないよう十分配慮した設計とすることから, 基本的には多重性又は多様性の考え方を適用しない。ただし, 原子炉格納容器フィルタベント系の機能維持のための監視・操作に直接影響を与えるパラメータについては, 多重化する設計とする。

第2表 原子炉格納容器フィルタベント系 計装設備の計測範囲の網羅性について

監視パラメータ	計測範囲	計測範囲の根拠
①フィルタ装置水位（広帯域）	0～3650mm ^{*2}	フィルタ装置機能維持のための下限水位から上限水位の範囲（ <input type="text"/> mm ^{*2} ）を監視できる範囲
②フィルタ装置入口圧力（広帯域）	-0.1MPa～1.0MPa[gage]	システムの最高使用圧力（0.854MPa[gage]）を監視できる範囲
③フィルタ装置出口圧力（広帯域）	-0.1MPa～1.0MPa[gage]	システムの最高使用圧力（0.854MPa[gage]）を監視できる範囲
④フィルタ装置水温度	0～200℃	システムの最高使用温度（200℃）を監視できる範囲
⑤フィルタ装置出口放射線モニタ	10 ⁻² mSv/h～10 ⁵ mSv/h	原子炉格納容器ベント実施時に、想定されるフィルタ装置出口の最大放射線量率（1.9×10 ³ mSv/h）を測定できる範囲
⑥フィルタ装置出口水素濃度	0～30vol% 0～100vol%	原子炉格納容器ベント後に窒素による掃気を実施し、原子炉格納容器フィルタベント系の配管内に滞留する水素濃度が可燃限界濃度（4vol%）未満であることを監視できる範囲
⑦フィルタ装置水位（狭帯域） ^{*1}	1180mm～1580mm ^{*2}	系統待機時のフィルタ装置の水位の範囲（ <input type="text"/> mm ^{*2} ）を監視できる範囲
⑧フィルタ装置入口圧力（狭帯域） ^{*1}	0～100kPa[gage]	封入した窒素圧力（ <input type="text"/> kPa[gage]程度）を監視できる範囲
⑨フィルタ装置出口圧力（狭帯域） ^{*1}	0～100kPa[gage]	封入した窒素圧力（ <input type="text"/> kPa[gage]程度）を監視できる範囲
⑩スクラバ溶液 pH ^{*1}	pH0～14	想定される pH の変動範囲を計測できる範囲

注記*1：自主対策設備

*2：基準点はフィルタ装置（本体）下鏡底部。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

原子炉格納容器フィルタベント系の計装設備の概略構成図

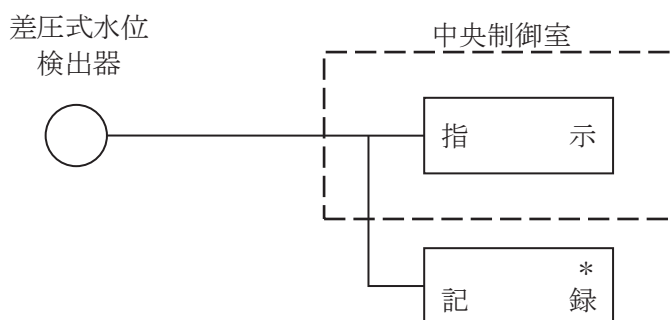
1. 計測設備

原子炉格納容器フィルタベント系の計装設備について記載する。

(1) フィルタ装置水位（広帯域）

フィルタ装置水位（広帯域）は、重大事故等対処設備の機能を有しており、差圧式水位検出器にて差圧を電流信号として検出する。検出した電流信号は、フィルタ装置水位（広帯域）として中央制御室及び緊急時対策所に指示する。また、安全パラメータ表示システム伝送装置（以下「SPDS 伝送装置」という。）にて記録及び保存する。

（第 1 図「フィルタ装置水位（広帯域）の概略構成図」参照。）



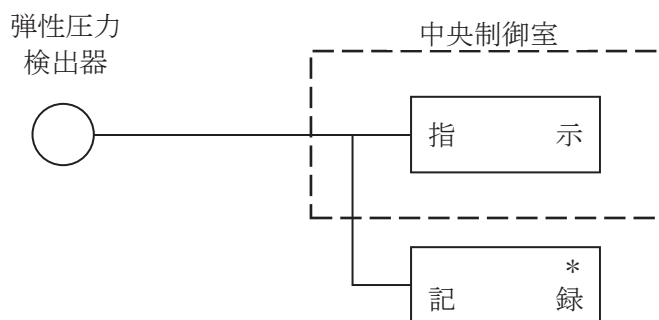
注記*：SPDS 伝送装置（緊急時対策所の SPDS 表示装置で監視可能）

第 1 図 フィルタ装置水位（広帯域）の概略構成図

(2) フィルタ装置入口圧力（広帯域）

フィルタ装置入口圧力（広帯域）は、重大事故等対処設備の機能を有しており、弾性圧力検出器にて圧力を電流信号として検出する。検出した電流信号は、フィルタ装置入口圧力（広帯域）として中央制御室及び緊急時対策所に指示する。また、SPDS 伝送装置にて記録及び保存する。

（第 2 図「フィルタ装置入口圧力（広帯域）の概略構成図」参照。）



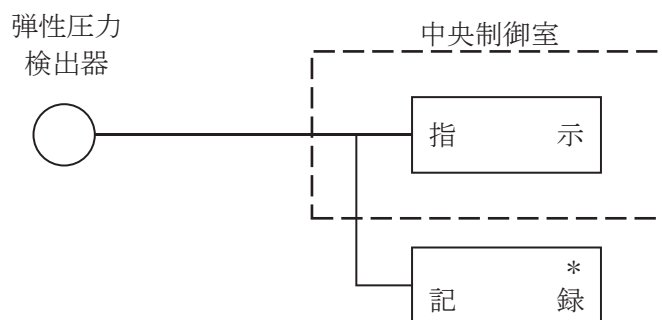
注記* : SPDS 伝送装置（緊急時対策所の SPDS 表示装置で監視可能）

第 2 図 フィルタ装置入口圧力（広帯域）の概略構成図

(3) フィルタ装置出口圧力（広帯域）

フィルタ装置出口圧力（広帯域）は、重大事故等対処設備の機能を有しており、弾性圧力検出器にて圧力を電流信号として検出する。検出した電流信号は、フィルタ装置出口圧力（広帯域）として中央制御室及び緊急時対策所に指示する。また、SPDS 伝送装置にて記録及び保存する。

（第 3 図「フィルタ装置出口圧力（広帯域）の概略構成図」参照。）



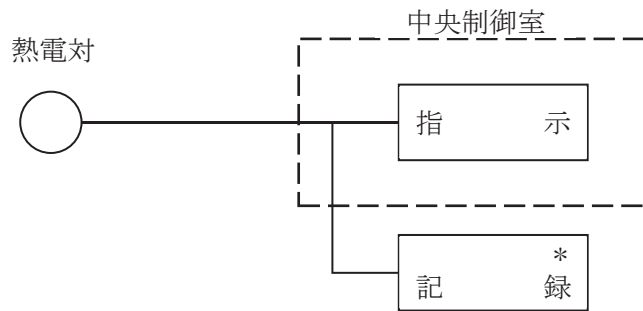
注記*：SPDS 伝送装置（緊急時対策所の SPDS 表示装置で監視可能）

第 3 図 フィルタ装置出口圧力（広帯域）の概略構成図

(4) フィルタ装置水温度

フィルタ装置水温度は、重大事故等対処設備の機能を有しており、熱電対にて温度を起電力として検出する。検出した起電力は、フィルタ装置水温度として中央制御室及び緊急時対策所に指示する。また、SPDS 伝送装置にて記録及び保存する。

(第4図「フィルタ装置水温度の概略構成図」参照。)



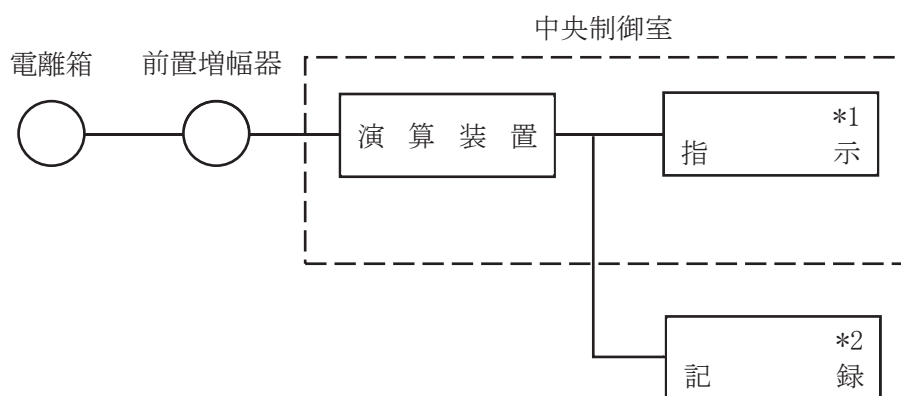
注記* : SPDS 伝送装置 (緊急時対策所の SPDS 表示装置で監視可能)

第4図 フィルタ装置水温度の概略構成図

(5) 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、重大事故等対処設備の機能を有しており、フィルタ装置出口放射線モニタの検出信号は、電離箱からの電気信号を前置増幅器で増幅し、中央制御室の演算装置にて線量当量率信号へ変換する処理を行った後、線量当量率を中央制御室及び緊急時対策所に指示する。また、SPDS 伝送装置にて記録及び保存する。

(第 5 図「フィルタ装置出口放射線モニタの概略構成図」参照。)



注記*1：記録計

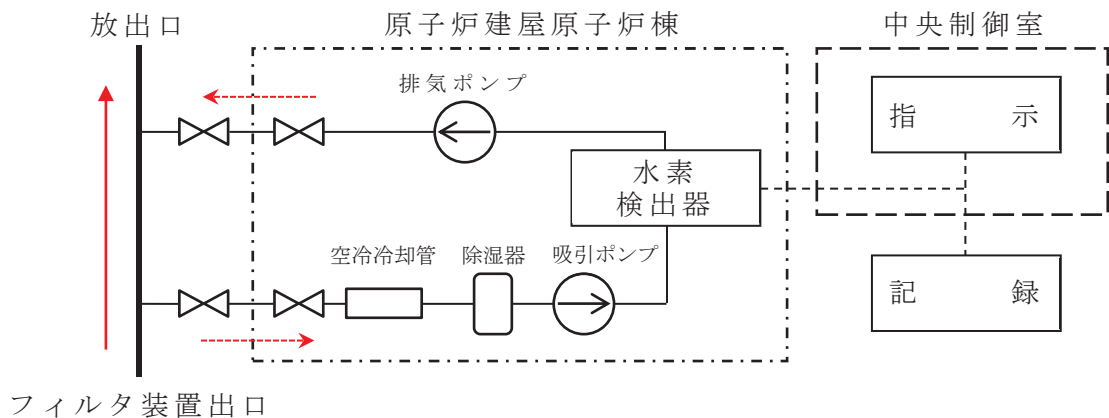
*2：SPDS 伝送装置（緊急時対策所の SPDS 表示装置で監視可能）

第 5 図 フィルタ装置出口放射線モニタの概略構成図

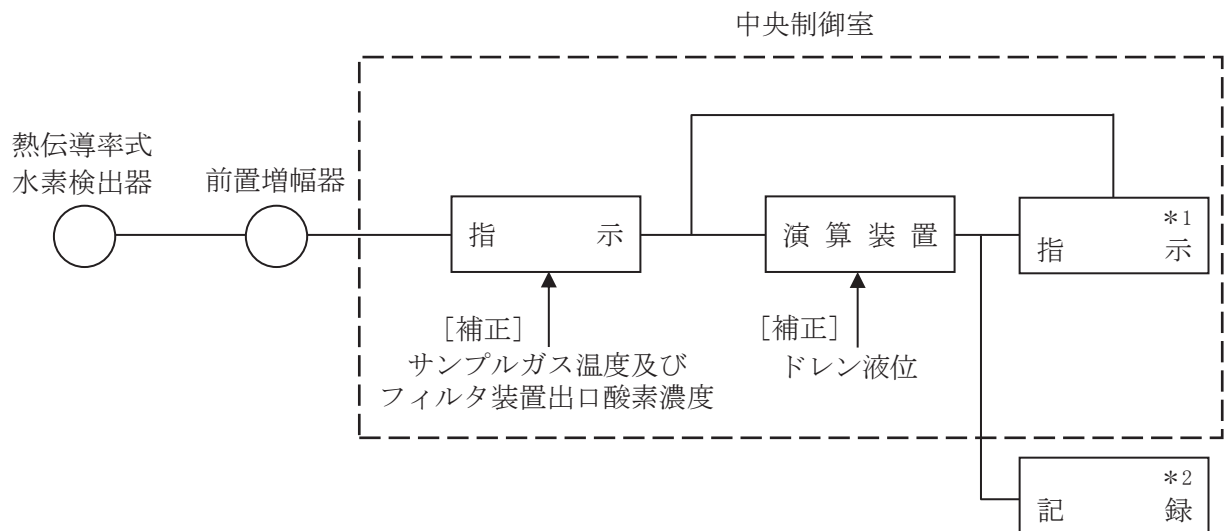
(6) フィルタ装置出口水素濃度

フィルタ装置出口水素濃度は、重大事故等対処設備の機能を有しており、フィルタ装置出口水素濃度の検出信号は、熱伝導率式水素検出器からの電流信号を前置増幅器にて増幅し、中央制御室の演算装置にて水素濃度信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置出口水素濃度を中央制御室及び緊急時対策所に指示する。また、SPDS 伝送装置にて記録及び保存する。

(第6図「フィルタ装置出口水素濃度 システム概要図」及び第7図「フィルタ装置出口水素濃度の概略構成図」参照。)



第6図 フィルタ装置出口水素濃度 システム概要図



注記*1：記録計

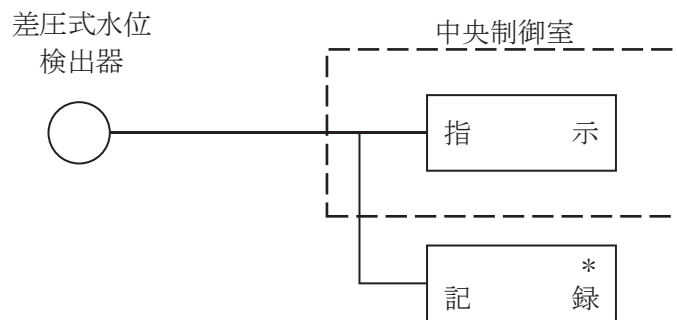
*2：SPDS 伝送装置（緊急時対策所の SPDS 表示装置で監視可能）

第7図 フィルタ装置出口水素濃度の概略構成図

(7) フィルタ装置水位（狭帯域）

フィルタ装置水位（狭帯域）（自主対策設備）は，系統待機時におけるフィルタ装置の監視機能を有しており，差圧式水位検出器にて差圧を電流信号として検出する。検出した電流信号は，フィルタ装置水位（狭帯域）として中央制御室及び緊急時対策所に指示する。また，SPDS 伝送装置にて記録及び保存する。

（第 8 図「フィルタ装置水位（狭帯域）の概略構成図」参照。）



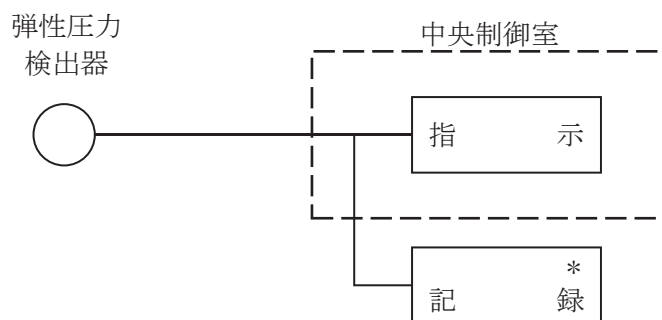
注記*：SPDS 伝送装置（緊急時対策所の SPDS 表示装置で監視可能）

第 8 図 フィルタ装置水位（狭帯域）の概略構成図

(8) フィルタ装置入口圧力（狭帯域）

フィルタ装置入口圧力（狭帯域）（自主対策設備）は，系統待機時におけるフィルタ装置の監視機能を有しており，弾性圧力検出器にて圧力を電流信号として検出する。検出した電流信号は，フィルタ装置入口圧力（狭帯域）として中央制御室及び緊急時対策所に指示する。また，SPDS 伝送装置にて記録及び保存する。

（第 9 図「フィルタ装置入口圧力（狭帯域）の概略構成図」参照。）



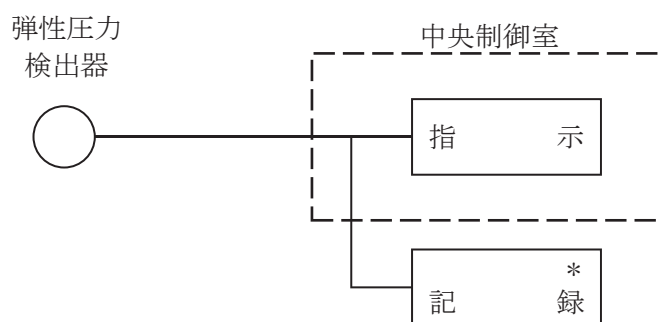
注記*：SPDS 伝送装置（緊急時対策所の SPDS 表示装置で監視可能）

第 9 図 フィルタ装置入口圧力（狭帯域）の概略構成図

(9) フィルタ装置出口圧力（狭帯域）

フィルタ装置出口圧力（狭帯域）（自主対策設備）は，系統待機時におけるフィルタ装置の監視機能を有しており，弾性圧力検出器にて圧力を電流信号として検出する。検出した電流信号は，フィルタ装置出口圧力（狭帯域）として中央制御室及び緊急時対策所に指示する。また，SPDS 伝送装置にて記録及び保存する。

（第 10 図「フィルタ装置出口圧力（狭帯域）の概略構成図」参照。）



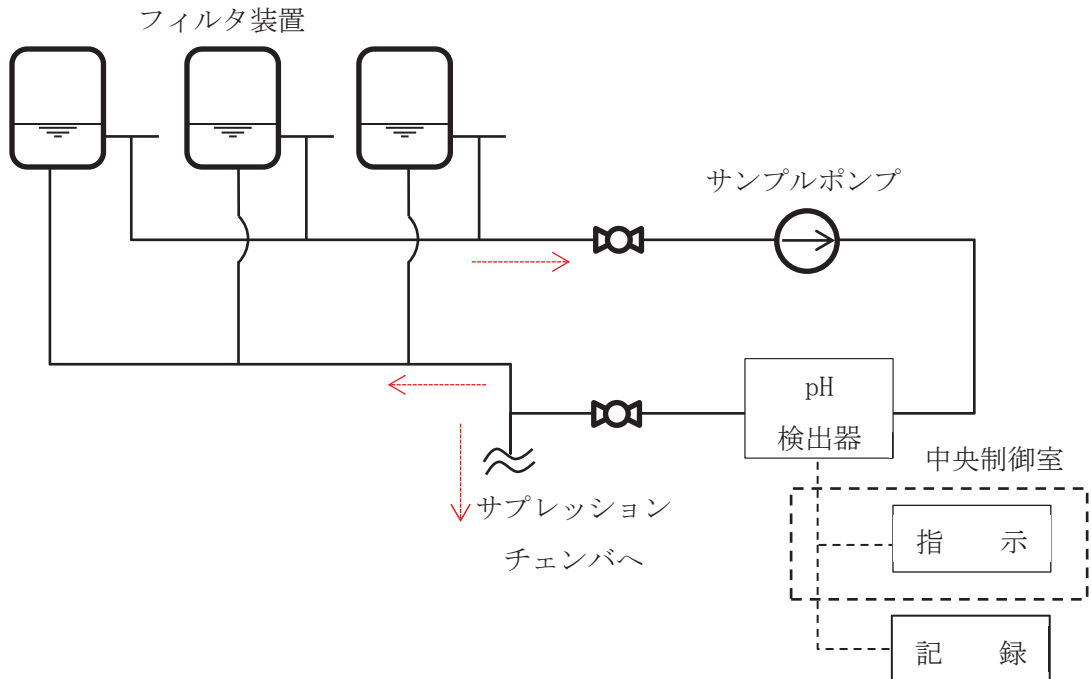
注記*：SPDS 伝送装置（緊急時対策所の SPDS 表示装置で監視可能）

第 10 図 フィルタ装置出口圧力（狭帯域）の概略構成図

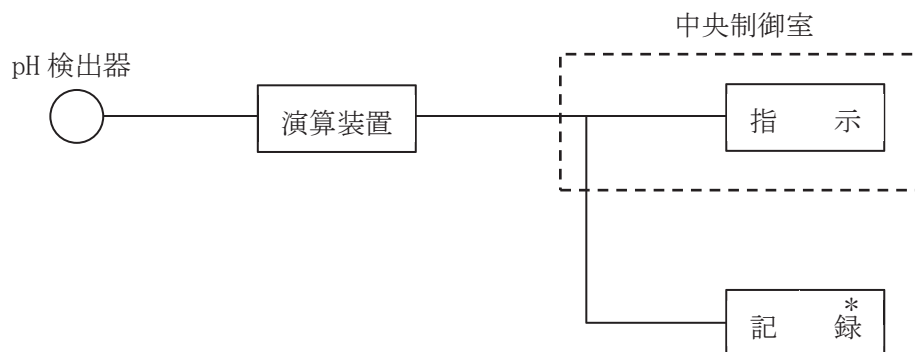
(10) スクラバ溶液pH

スクラバ溶液 pH（自主対策設備）は、pH 検出器からの電圧信号を演算装置にて pH 信号に変換する処理を行った後、スクラバ溶液 pH を中央制御室及び緊急時対策所に指示する。また、SPDS 伝送装置にて記録及び保存する。

（第 11 図「スクラバ溶液 pH システム概要図」及び第 12 図「スクラバ溶液 pH の概略構成図」参照。）



第 11 図 スクラバ溶液 pH システム概要図



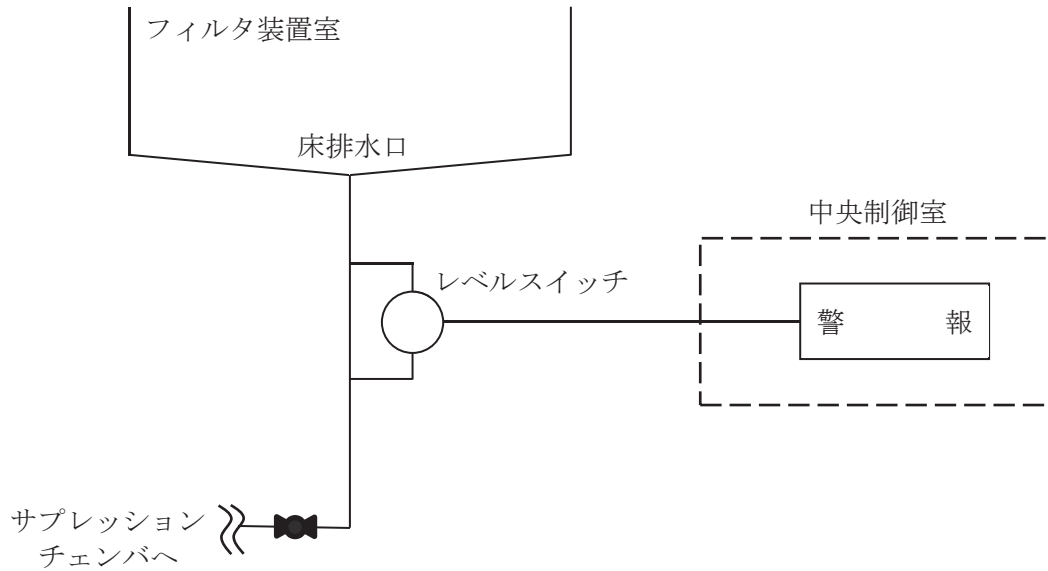
注記*：SPDS 伝送装置（緊急時対策所の SPDS 表示装置で監視可能）

第 12 図 スクラバ溶液 pH の概略構成図

(11) FCVSフィルタ装置室漏えい水位

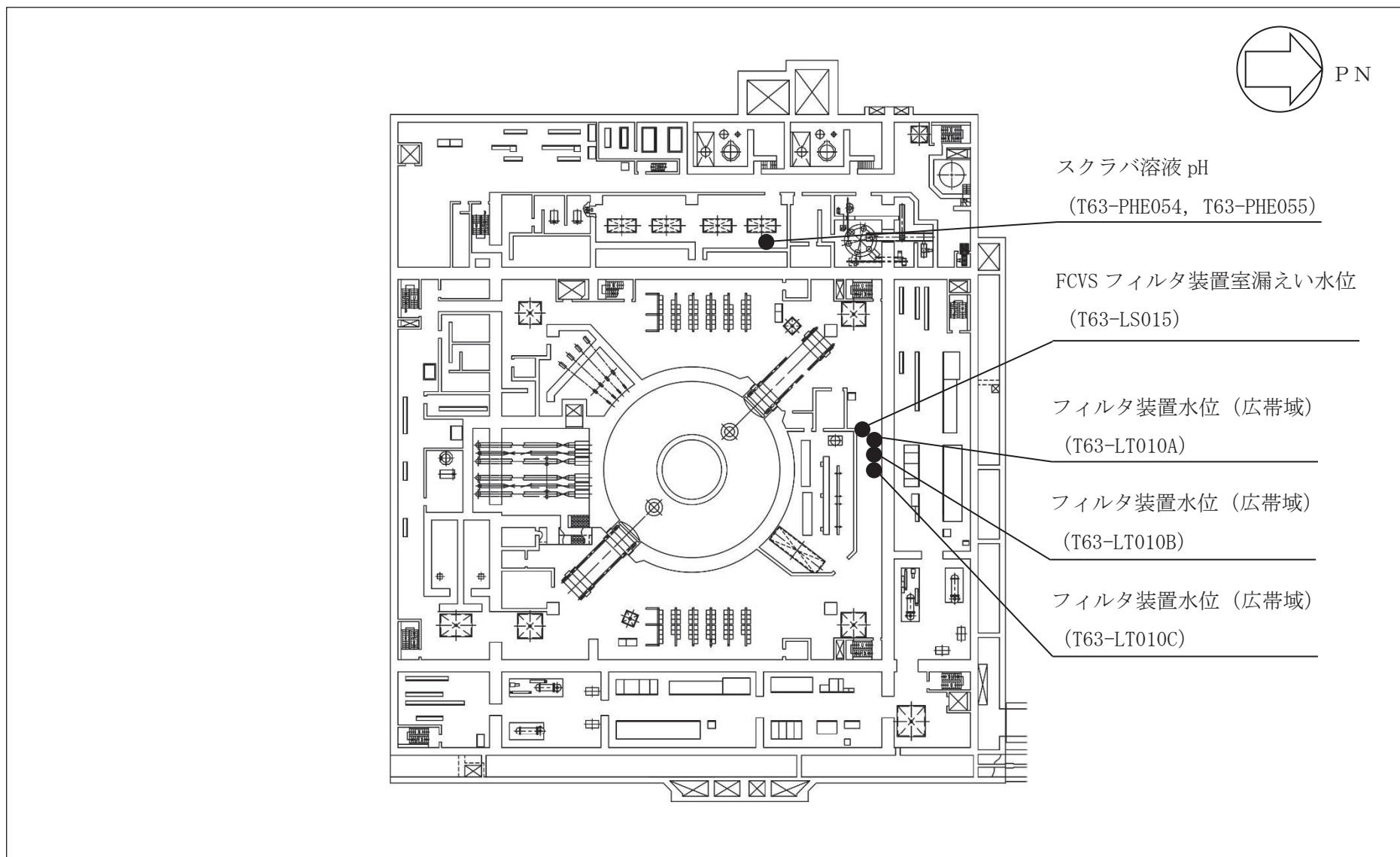
FCVS フィルタ装置室漏えい水位（自主対策設備）は、レベルスイッチからの水位状態を ON-OFF 信号として検出する。検出した ON-OFF 信号は、中央制御室に警報を発報させる。

（第 13 図「FCVS フィルタ装置室漏えい水位の概略構成図」参照。）

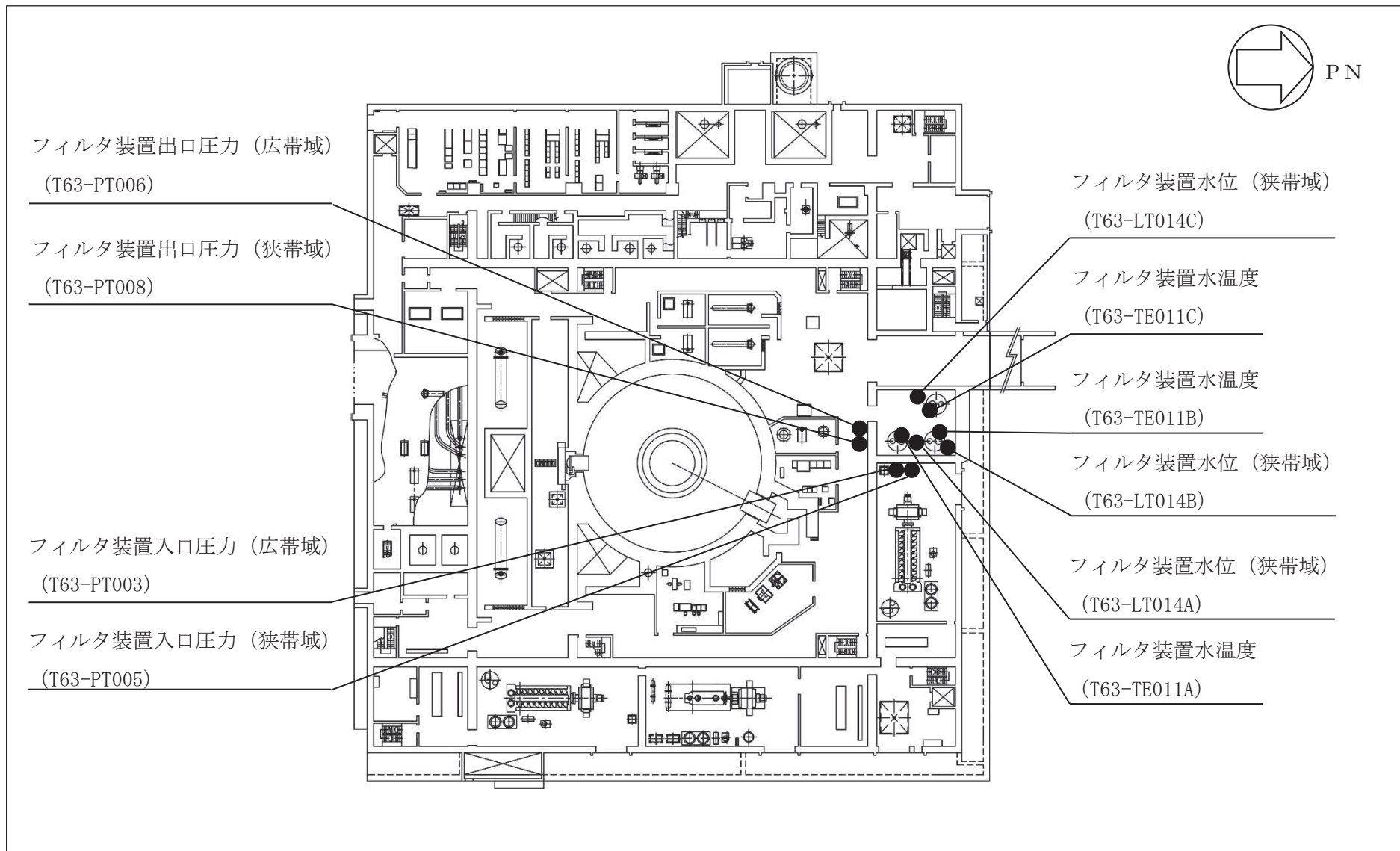


第 13 図 FCVS フィルタ装置室漏えい水位の概略構成図

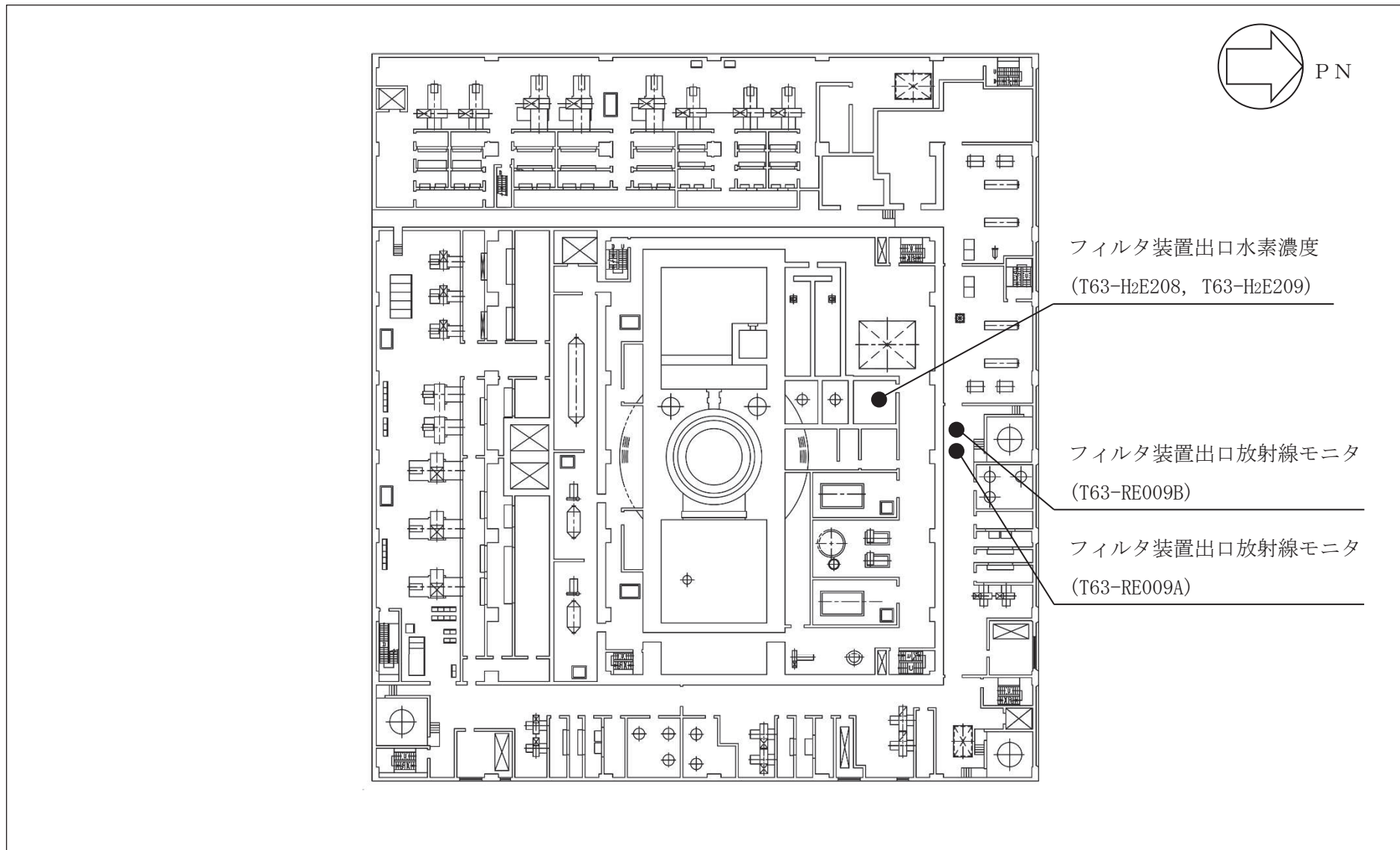
2. 原子炉格納容器フィルタベント系計装設備の機器配置図
第 14 図～第 16 図に計装設備の配置を示す。



第 14 図 検出器の取付箇所を明示した図面 (原子炉建屋 O.P. 6.00m)



第 15 図 検出器の取付箇所を明示した図面 (原子炉建屋 0. P. 15. 00m)



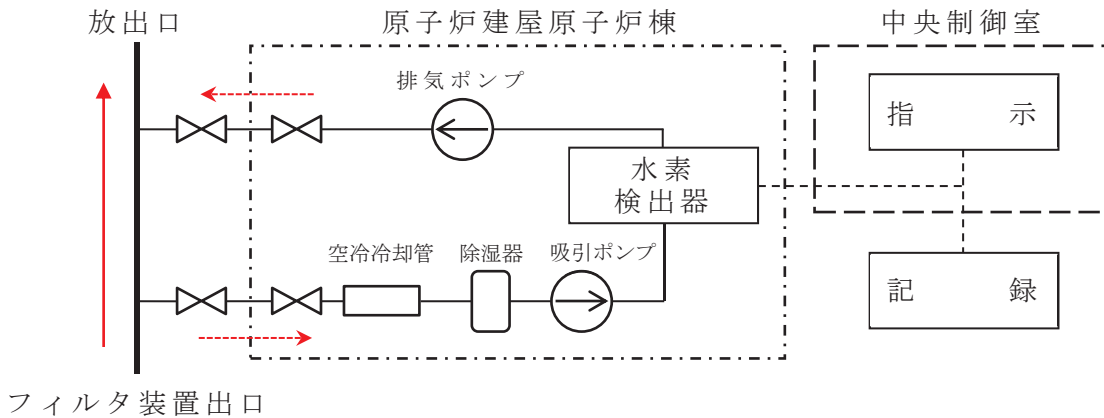
第 16 図 検出器の取付箇所を明示した図面 (原子炉建屋 0. P. 22. 50m)

フィルタ装置出口水素濃度の計測時間遅れについて

1. フィルタ装置出口水素濃度の概要

第 1 図にフィルタ装置出口水素濃度測定システムの概要を示す。フィルタ装置出口水素濃度は、原子炉格納容器フィルタベント系の使用後に配管内に水素が残留していないことにより不活性状態が維持されていることを把握するため、フィルタ装置出口配管内のガスを吸引ポンプで引き込み、空冷冷却管で冷却し、除湿器で水分を除去した後、水素検出器にて水素濃度を電流信号として検出する。水素濃度計測後のサンプルガスは、排気ポンプでフィルタ装置出口配管に戻す。

水素検出器により検出した電流信号は、演算装置で水素濃度信号に変換した後、中央制御室及び緊急時対策所にて指示する。また、安全パラメータ表示システム伝送装置（以下「SPDS 伝送装置」という。）にて記録及び保存する。



第 1 図 フィルタ装置出口水素濃度 システム概要図

2. 時間遅れ

測定対象となるガスのサンプリング点は、原子炉建屋原子炉棟 1 階のフィルタ装置出口配管頂部であり、そこから水素検出器までの時間遅れは以下のとおりである。

- (1) サンプリング配管長(サンプリング点～水素検出器) : 約 m
- (2) サンプリング配管の内容積 : 約 m³
- (3) 吸引ポンプの定格流量 : 約 L/min[Normal] (約 m³/min)
- (4) サンプルガス流速(流量÷配管断面積) : 約 m/min

なお、ガスは標準状態 (0°C, 101.325 kPa[abs]) として算出。

第 1 表にフィルタ装置出口水素濃度の時間遅れを示す。

第 1 表 フィルタ装置出口水素濃度の時間遅れ

時間遅れ	約 <input type="text"/> 分
------	--------------------------

3. 時間遅れによる影響

フィルタ装置出口水素濃度の計測は、約□分の時間遅れが発生するが、フィルタ装置出口水素濃度の監視目的は、ベント停止後に可搬型窒素ガス供給装置により系統内に窒素を連続的に供給している状態における水素濃度の確認であり、系統の状態変化を監視して操作等の判断を行うパラメータでないことから、計測時間遅れの影響はない。

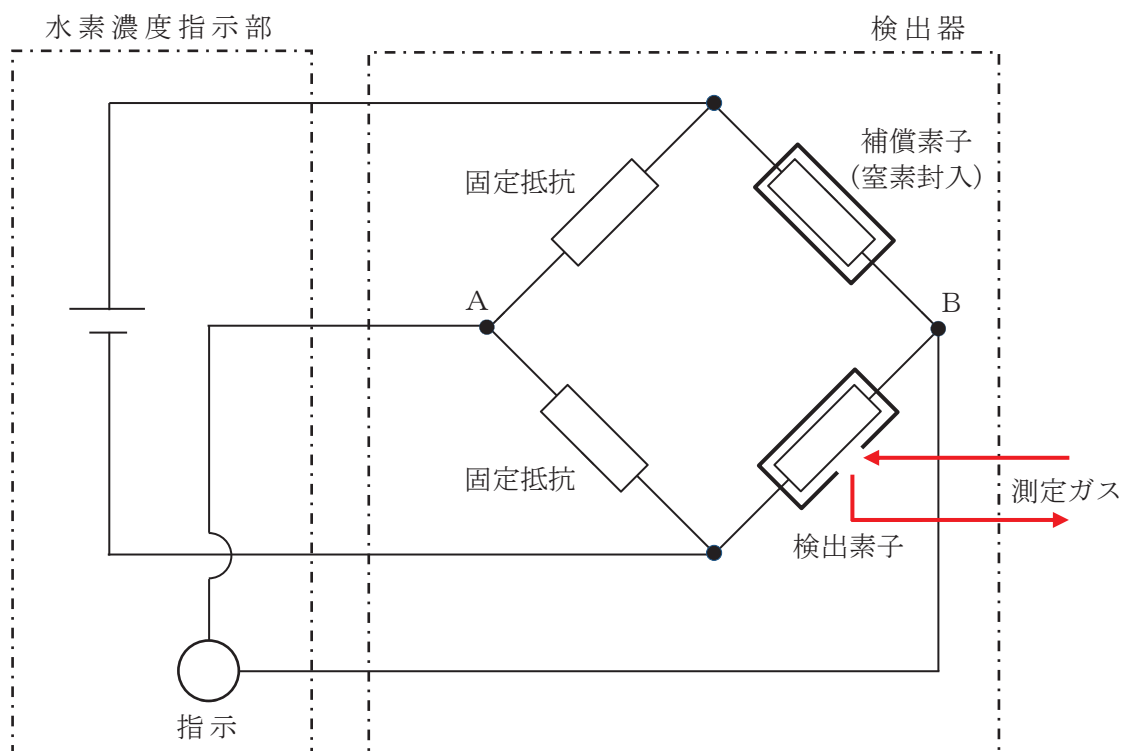
(参考)

1. 水素検出器の測定原理

フィルタ装置出口配管内の水素濃度を測定するフィルタ装置出口水素濃度は、熱伝導率式水素検出器を用いる。

熱伝導率式水素検出器は、第2図に示すとおり、検出素子、補償素子及び2つの固定抵抗でブリッジ回路が構成されている。検出素子にはサンプリングされたフィルタ装置出口配管内のガスが流れ、補償素子には基準ガスである窒素が封入されており、サンプリングされたフィルタ装置出口配管内のガスとは接触しない構造になっている。

水素濃度指示部より電圧を印加して検出素子と補償素子の両方を加熱した状態で、検出素子側に水素を含むガスが流れると、ガスが熱を奪い、検出素子の温度が低下することにより抵抗値が低下する。この検出素子の抵抗値が低下するとブリッジ回路の平衡が失われ、第2図のAB間に電位差が生じる。この電位差が水素濃度に比例する原理を用いて、水素濃度を測定する。



第2図 熱伝導率式水素検出器の測定原理

2. 水素濃度の測定

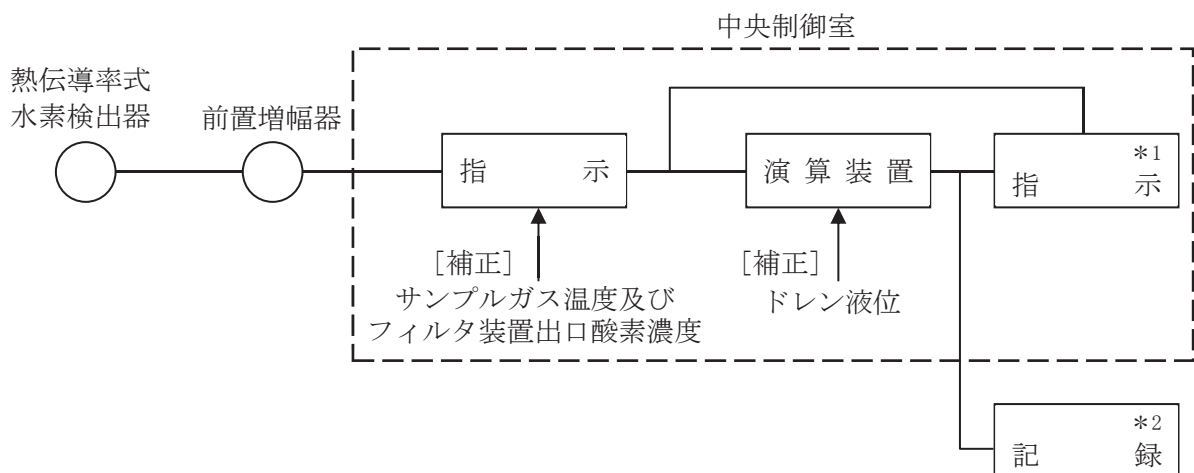
熱伝導率式水素検出器は、標準空気に対する測定ガスの熱伝導率の差を検出する方式のものであり、酸素、窒素などの空気中のガスに対し、水素の熱伝導率の差が大きいことを利用している。水素の熱伝導率は、約 $0.18 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ at $27 \text{ }^\circ\text{C}$ である一方、酸素、窒素は、約 $0.02 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ at $27 \text{ }^\circ\text{C}$ と水素より 1 桁小さく、これらのガス成分の変動があっても水素濃度計測に対する大きな誤差にはならない。

3. 水素濃度測定システムの構成

フィルタ装置出口配管内のガスを吸引ポンプで引き込み、空冷冷却管で冷却後、除湿器で水分が除去されて、ほぼドライ状態で水素検出器にて測定される。

4. 水素検出器の仕様

種類	熱伝導率式水素検出器
計測範囲	0～30vol%，0～100vol%
個数	2
設置場所	原子炉建屋地上2階（原子炉建屋原子炉棟内）



注記 *1：記録計

*2：SPDS 伝送装置（緊急時対策所の SPDS 表示装置で監視可能）

第3図 フィルタ装置出口水素濃度の概略構成図

第3図にフィルタ装置出口水素濃度の概略を示す。水素検出器の計測範囲 0～30vol%及び 0～100vol%において、計器仕様は最大±2.1%の誤差を生じる可能性があるが、この誤差があることを理解した上で、フィルタ装置使用後の配管内の水素濃度の推移、傾向（トレンド）を監視していくことができる。

配管内面に付着した放射性物質による発熱の影響について

フィルタ装置入口の配管内面には放射性物質（エアロゾル）が付着することが想定されることから、その放射性物質の崩壊熱による温度上昇が配管の構造健全性に与える影響について検討した。

1. 放射性物質による発熱の影響

検討対象とする状態は、ベントガスの流れによる配管の冷却が期待できるケースとベントガスの流れのないケースを想定した。

【ケース 1】

ベント中を想定し、配管内に高温の蒸気が流れ、かつ配管内面に付着した放射性物質からの発熱が加わった状態。

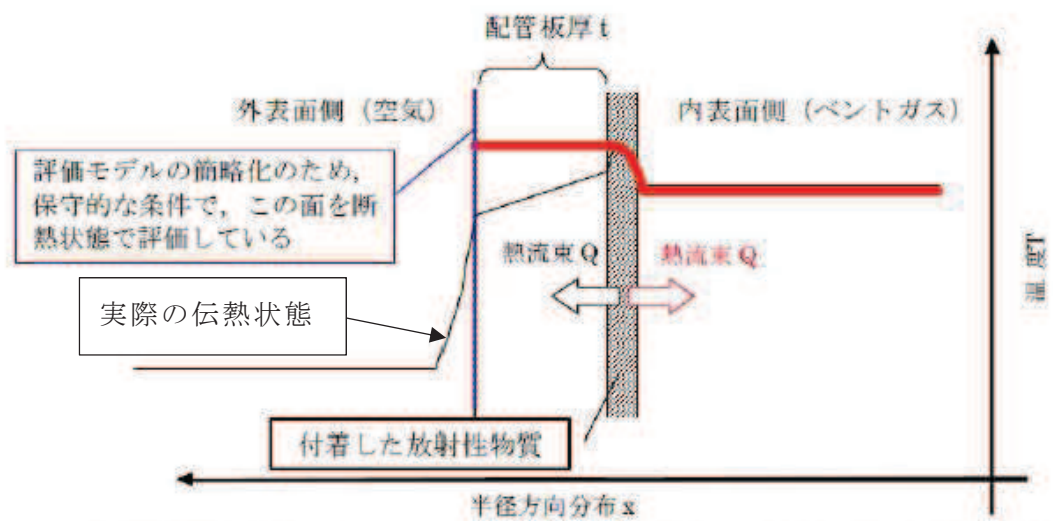
【ケース 2】

ベント停止後を想定し、配管内面に放射性物質が付着した後で配管内のベントガス流れがないため、放射性物質からの発生熱がこもる状態。

まず、【ケース 1】として、第 1 図に示すような配管の半径方向の温度分布を考慮して評価を行った。配管内には高温のベントガスの流れが存在し、配管内面には放射性物質が付着して崩壊熱による発熱を行っている。この場合、放射性物質の崩壊熱による熱量は配管内面・外面双方に放熱され、配管板厚方向に熱勾配ができるが、本評価では保守的に配管外面は断熱されているものとした。

【ケース 1】の温度評価条件を第 1 表に示す。

なお、ベントガス温度については、第 2 図に示すとおりベント開始後、原子炉格納容器圧力及び雰囲気温度が低下し、その後熔融炉心からの放熱によって原子炉格納容器雰囲気温度が 152℃以下となる。

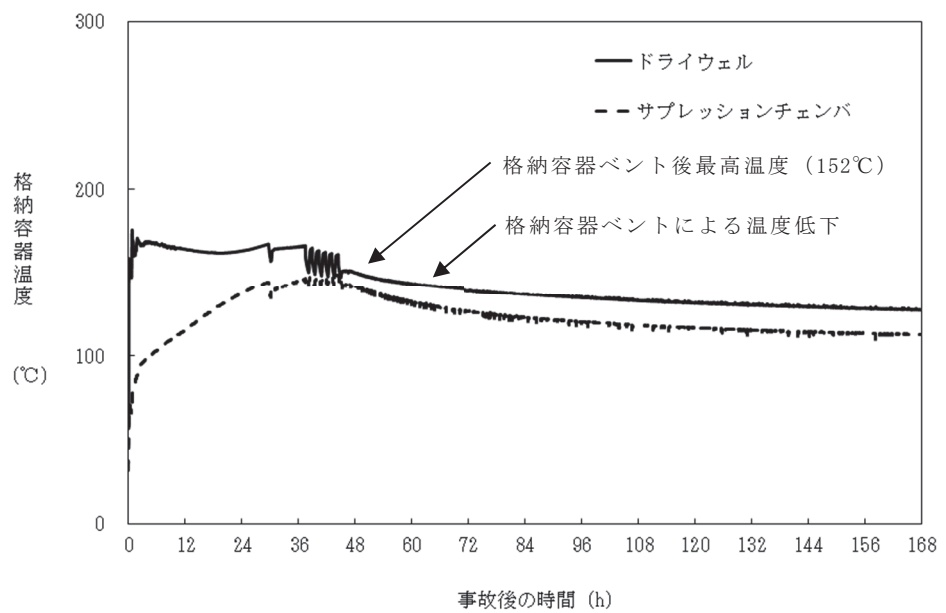


注：実際の伝熱状態は——で示すような分布になると想定されるが、保守的な評価となるよう配管外面を断熱し、全ての熱流束がベントガス側に移行する評価とした。(赤線で示されるような熱流束の与え方と分布)

第1図 配管内表面の温度評価 (ケース1のイメージ)

第1表 配管内表面の温度上昇評価条件【ケース1】

項目	条件
評価シナリオ	有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）（ドライウエルベント）」
PCVより流入する崩壊熱量	<input type="text"/> kW
配管内発熱割合 (FP付着割合)	10%/100m
配管外径, 板厚	200A, 8.2mm (sch40)
配管熱流束	<input type="text"/> W/m ²
質量流量	<input type="text"/> kg/s (ベント後期 (ベント1ヶ月後の蒸気流量))
ベントガス温度	152°C



第2図 「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）（ドライウエルベント）」における格納容器温度の推移

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

原子炉格納容器より流入する崩壊熱量は、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）（ドライウェルベント）シナリオにおける kW とし、配管内面に付着する放射性物質割合としては、10%/100m を用いる。評価に当たっては保守的な条件として、付着割合の全量の放射性物質が付着した条件で発熱しているものとする。また、ベントガス流量については流速が低くなることで熱伝達率が低くなり、保守的な評価となることから、ベント後の1ヶ月の蒸気流量である kg/s を用いた。

配管内表面に付着する放射性物質の崩壊熱による配管内表面の上昇温度は、以下の式で算出した温度上昇量で評価する。

$$\Delta T = q/h \dots\dots\dots \text{式(1)}$$

- ΔT :放射性物質の崩壊熱による配管内表面の温度上昇 (°C)
- q :配管熱流束 (W/m²)
- h :配管内表面の熱伝達率 (W/ (m²・K))

$$h = Nu \times k/d \dots\dots\dots \text{式(2)}$$

- Nu :ヌッセルト数
- k :水蒸気の熱伝導率 (約 0.031 (W/ (m・K)))
- d :水力等価直径 (m)

ここで、Nu を算出するに当たり円管内乱流の熱伝達率を表現するものとして kays の式を引用した (式(3)) 。

$$Nu = 0.022Re^{0.8} \times Pr^{0.5} \dots\dots\dots \text{式(3)}$$

- Re :レイノルズ数
- Pr :プラントル数 (1.093 ; 152°Cの飽和蒸気の値を設定)

$$Re = v \times d/\nu \dots\dots\dots \text{式(4)}$$

- v :流速 (約 15.0 (m/s) : 質量流量から換算)
- ν :水蒸気の動粘性係数 (約 5.25×10⁻⁶ (m²/s))

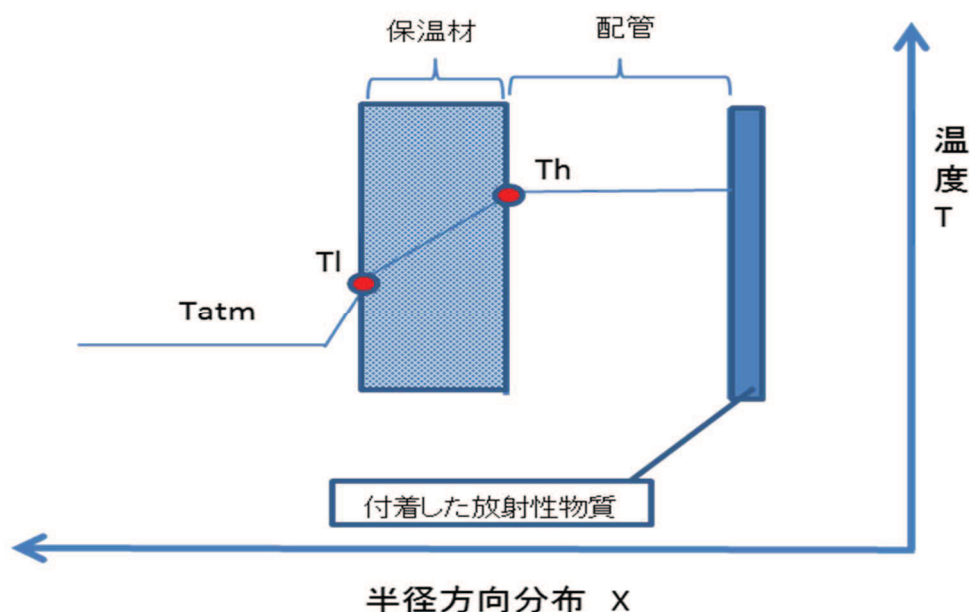
これにより、配管内面の温度上昇は 0.016°C程度であると評価できる。ベントガスの温度は 152°C程度であることから、上記の温度上昇分を考慮しても、配管内表面温度は配管設計における最高使用温度である 200°Cを下回っているため、配管の構造健全性に影響を与えることはない。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

次に，【ケース 2】として，第 3 図に示すような配管の半径方向の温度分布を考慮して評価を行った。配管内はベントガスの流れがないものとし，配管内面には放射性物質が付着して崩壊熱による発熱を行っている。ここで，評価対象の配管板厚は 8.2mm であり，炭素鋼の熱伝導率が $50\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 程度であることから，板厚方向の温度勾配は微小であると考えることができる。そのため，配管内表面の温度はほぼ配管外表面温度と同等であると考え，また，保温材の熱通過率を考慮する。配管内部の熱量による温度を評価する方法として J I S A 9 5 0 1 “保温保冷工事施工標準”の表面温度及び表面熱伝達率の算出方法を用いて，配管外表面温度を評価する。

【ケース 2】の温度評価条件を第 2 表に示す。

なお，評価条件については，【ケース 1】と同様に「雰囲気圧力・温度による静的負荷（代替循環冷却系を使用できない場合）（格納容器過圧・過温破損）（ドライウエルベント）」を想定する。



第 3 図 配管内表面の温度評価（ケース 2 のイメージ）

第2表 配管内表面の温度上昇評価条件【ケース2】

項目	条件
評価シナリオ	有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）（ドライウェルベント）」
PCVより流入する崩壊熱量	<input type="text"/> kW
配管内発熱割合 (FP付着割合)	10%/100m
配管外径, 板厚	200A, 8.2mm
配管熱流束	<input type="text"/> W/m ²
配管外表面放射率	0.22 (アルミニウム板の放射率*)
環境温度	100℃

注記 * : J I Sハンドブック 6-1 配管 I

評価式の概要は以下のとおりとなる。

$$T_h = (qL/\lambda) + T_l \dots \dots \dots \text{式(5)}$$

- T_h : 配管外表面温度 (℃)
- T_l : 保温材外表面温度 (℃)
- q : 配管熱流束 (W/m²)
- L : 保温材厚さ (0.05m)
- λ : 保温材熱伝導率 (5.35×10^{-2} W/(m・K))

$$T_l = (q/h_{se}) + T_{atm} \dots \dots \dots \text{式(6)}$$

- h_{se} : 保温材外表面熱伝達率 (W/(m²・K))
- T_{atm} : 環境温度 (℃)

この式(6)における, q と h_{se} は以下の式で表される。

$$q = Q/S \dots \dots \dots \text{式(7)}$$

$$h_{se} = h_r + h_{cv} \dots \dots \dots \text{式(8)}$$

- Q : 単位長さ当たりの配管内面での発熱量 (W)
- S : 単位長さ当たりの配管外面表面積 (m²)
- h_r : 放射による配管外表面熱伝達率 (W/(m²・K))
- h_{cv} : 対流による配管外表面熱伝達率 (W/(m²・K))

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

上記の h_r は以下の式で表される。

$$h_r = \varepsilon \times \sigma \times \left(\frac{(T_l + 273.15)^4 - (T_{atm} + 273.15)^4}{T_l - T_{atm}} \right) \dots\dots\dots \text{式(9)}$$

ε : 配管外表面放射率 (0.22)

σ : ステファン・ボルツマン定数 (5.67×10^{-8} (W/ (m²・K⁴)))

h_{cv} については、J I S A 9 5 0 1 “保温保冷工事施工標準” 付属書 E (参考) 表面温度及び表面熱伝達率の算出方法における、垂直管 (Nusselt の式) 及び水平管 (Wamsler, Hinlein の式) をもとに対流熱伝達率を算出した。垂直管 (式(10), (11)) と水平管 (式(12)) とで得られる h_{cv} を比較し、小さい方の値を用いることで保守的な評価を得るようにしている。

$$h_{cv}(\text{垂直管}) = 2.56 \times (T_l - T_{atm})^{0.25} \quad ((T_l - T_{atm}) \geq 10K) \dots\dots\dots \text{式(10)}$$

$$h_{cv}(\text{垂直管}) = 3.61 + 0.094 \times (T_l - T_{atm}) \quad ((T_l - T_{atm}) < 10K) \dots\dots\dots \text{式(11)}$$

$$h_{cv}(\text{水平管}) = 1.19 \times \left(\frac{T_l - T_{atm}}{D_o} \right)^{0.25} \dots\dots\dots \text{式(12)}$$

D_o : 配管外径 (m)

これらにより評価した結果、配管外表面温度は約 103℃となる。

以上の結果から、配管内表面温度は配管設計における最高使用温度である 200℃を下回っているため、配管内表面に付着した放射性物質の崩壊熱は、ベント後における配管の構造健全性に影響を与えることはない。

なお、これらの式を含めた評価については、J I S A 9 5 0 1 において、適用範囲が-180℃～1000℃となっており、適用に対して問題にないことを確認している。また、管外径等の寸法にかかる制約条件は規定されていない。

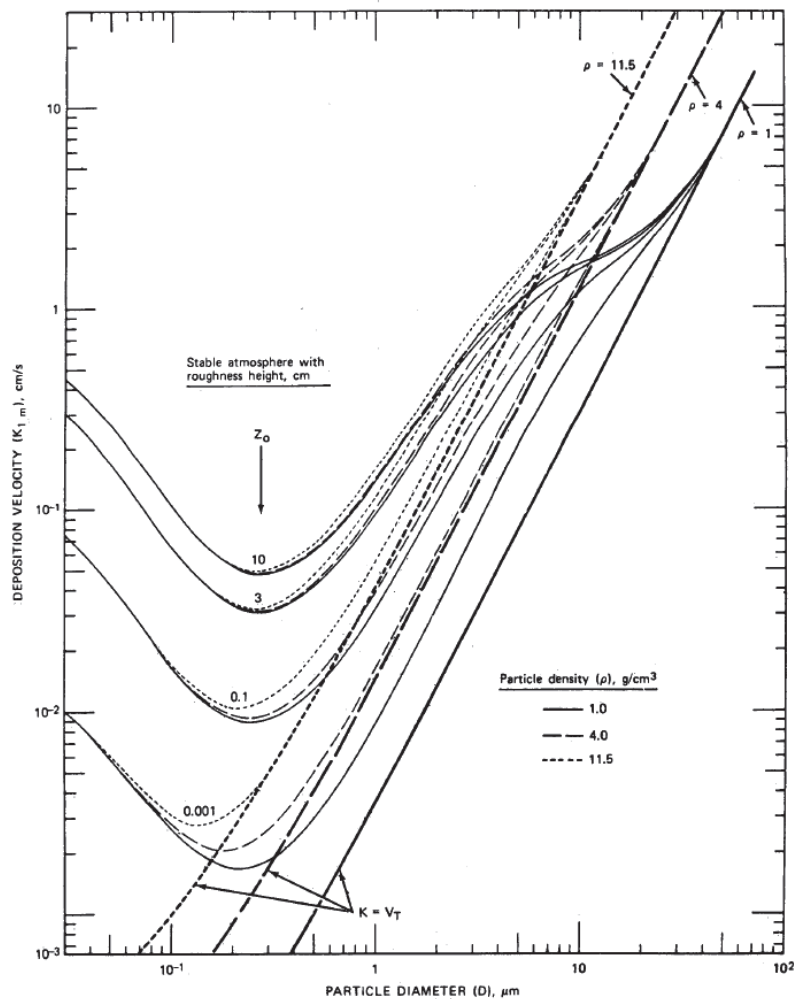
(参考)

1. 配管内面への放射性物質付着量の考え方について

配管内面への放射性物質（エアロゾル）の付着量を設定するに当たっては、NUREG/CR-4551を参照し、付着量を設定する主要なパラメータとして沈着速度に着目して、配管内面への沈着割合を検討した。

NUREG/CR-4551 “Evaluation of Severe Accident Risks: Qualification of Major Input Parameters MACCS INPUT” は、環境拡散評価(MELCOR Accident Consequence Code System: MACCS計算)についての文献となっており、その評価には、エアロゾル粒子径、エアロゾル粒子密度、対象物の表面粗さで沈着速度を整理したSehmelのモデルが用いられている。

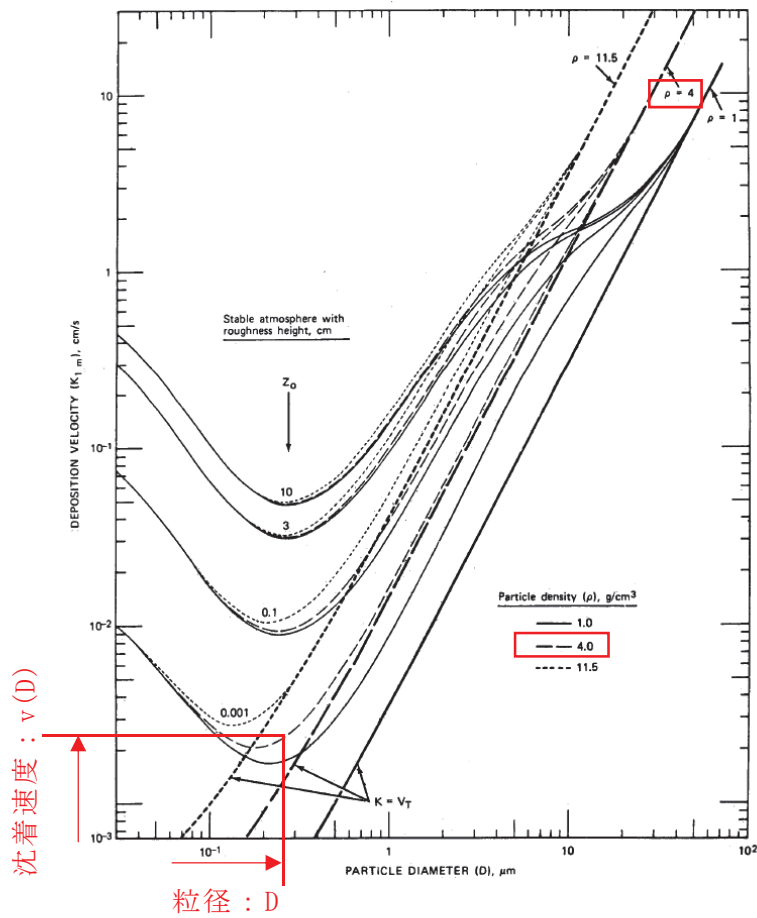
このSehmelの沈着速度モデルに基づき、配管内面の表面粗さ 0.001cm ($10\mu\text{m}$) と粒子密度 $4\text{g}/\text{cm}^3$ を想定した、原子炉格納容器より放出される粒子径ごとの沈着速度（第4図）を用いて配管内面への沈着割合（エアロゾルの沈着速度と配管内のベントガス通過時間から算出された、流れているベントガス中のエアロゾルが壁面に到達する割合）を以下のとおり評価した。



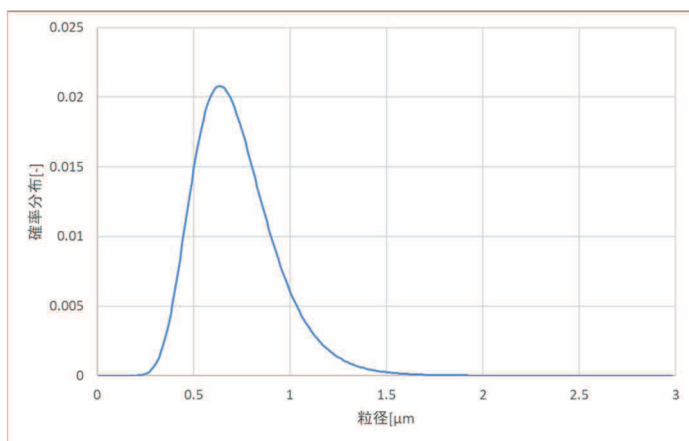
第4図 エアロゾル粒子径と沈着速度の関係

評価条件は、女川原子力発電所第2号機を対象として配管長さ100m、配管内径590.6mm、ベント開始時及び事象発生7日後蒸気流量を適用する。また、考慮する粒子径分布は「雰囲気圧力・温度による静的負荷（代替循環冷却系を使用できない場合）（格納容器過圧・過温破損）（ドライウェルベント）」に基づくものとした。

これらの条件から、100mの配管をベントガスが通過する時間を算出し、その時間に粒径ごとの沈着速度を乗じて、ベントガス通過時間中に配管内面方向にどれだけのエアロゾルが移動するかを評価する。この移動した粒子の総和について、ベントガス通過中のエアロゾル総量に対する割合を算出することで沈着割合を評価する。評価の考え方を第5図に、評価結果を第3表に示す。



第4図に基づき、各粒径ごとの沈着速度を設定する。

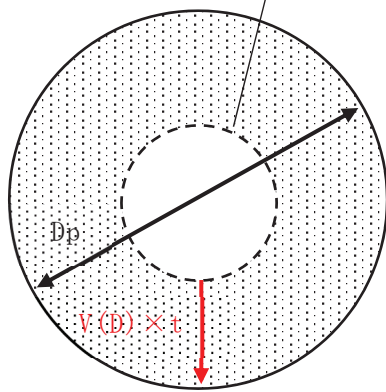


MAAP 解析に基づくエアロゾル粒径分布から確率密度 ($P(D)$) を算出する。



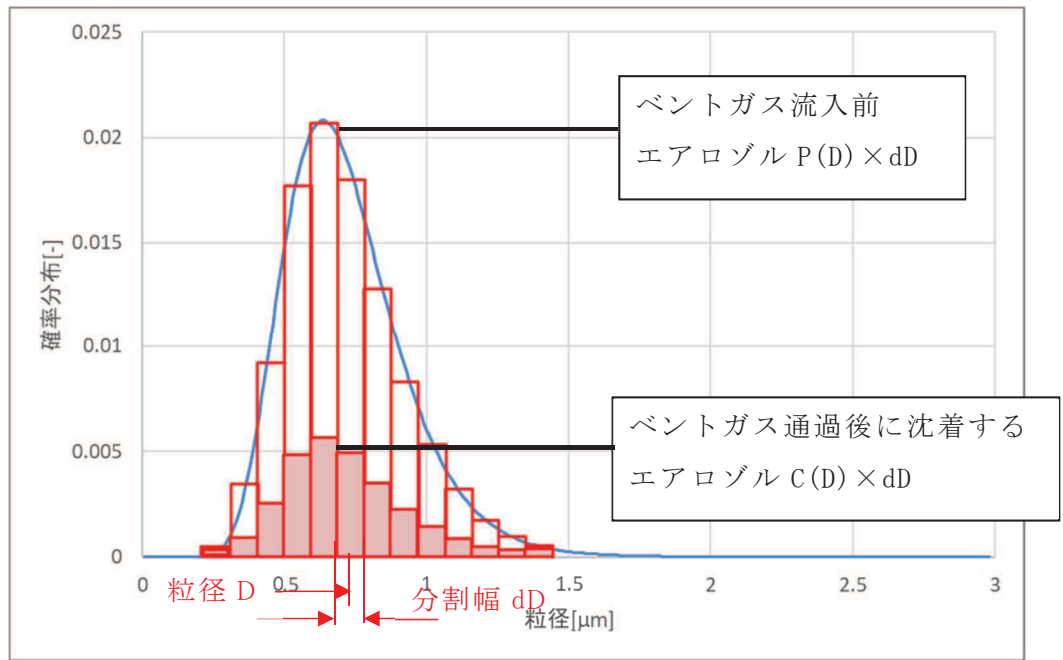
(次ページに続く)

第5図 沈着割合評価の考え方 (1/2)



沈着量は、100mの配管をベントガスが通過する時間 (t) の分だけ、各粒子が各沈降速度 (v (D)) で移動して壁面に到達できる範囲

$$(A = \pi \left(\left(\frac{D_p}{2}\right)^2 - \left(\frac{D_p}{2} - v(D) \cdot t\right)^2 \right))$$
 にあるエアロゾル量の総和となる。



第5図 沈着割合評価の考え方 (2/2)

第 5 図に示した関係から、沈着割合 R は以下の式で表される。

$$R = \left(\frac{\sum \text{[red box]}}{\sum \text{[white box]}} \right) \times 100 = \left(\frac{\sum(C(D) \times dD)}{\sum(P(D) \times dD)} \right) \times 100 = \left(\frac{\sum(C(D))}{\sum(P(D))} \right) \times 100$$

ここで、C(D) は以下の式で表される。

$$C(D) = P(D) \times \left(\frac{\pi \left(\frac{D_p}{2} \right)^2 - \pi \left(\frac{D_p}{2} - v(D) \cdot t \right)^2}{\pi \left(\frac{D_p}{2} \right)^2} \right)$$

$$= P(D) \times \left(\frac{\left(\frac{D_p}{2} \right)^2 - \left(\frac{D_p}{2} - v(D) \cdot t \right)^2}{\left(\frac{D_p}{2} \right)^2} \right)$$

第 3 表 排気される蒸気流量に対する沈着割合評価結果

項目	パラメータ	単位	原子炉格納容器圧力	
			<input type="checkbox"/> kPa [gage] *1	<input type="checkbox"/> kPa [gage] *2
配管条件	長さ	m	100	
	内径	mm	590.6	
沈着条件	沈着速度の分布	cm/s	2 × 10 ⁻³ ~ 2 × 10 ⁻¹	
排気条件	蒸気流量	kg/s	8.4	2.6
	蒸気流速	m/s	12	12
沈着割合		%	1.0	1.0

注記 *1: ベント開始時圧力

*2: 事象発生 7 日後の圧力

第 1 表より、約 1.0% の沈着割合となることが評価された。以上を踏まえ、エルボ部などといった部位での沈着量がばらつくことを考慮し、100m 当たり 10% を配管への沈着割合として放射性物質の付着量を設定する。

2. 引用文献

- (1) "Evaluation of Severe Accident Risks: Qualification of Major Input Parameters MACCS INPUT", NUREG/CR-4551 Vol.2 Rev.1 Pt.7, 1990

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

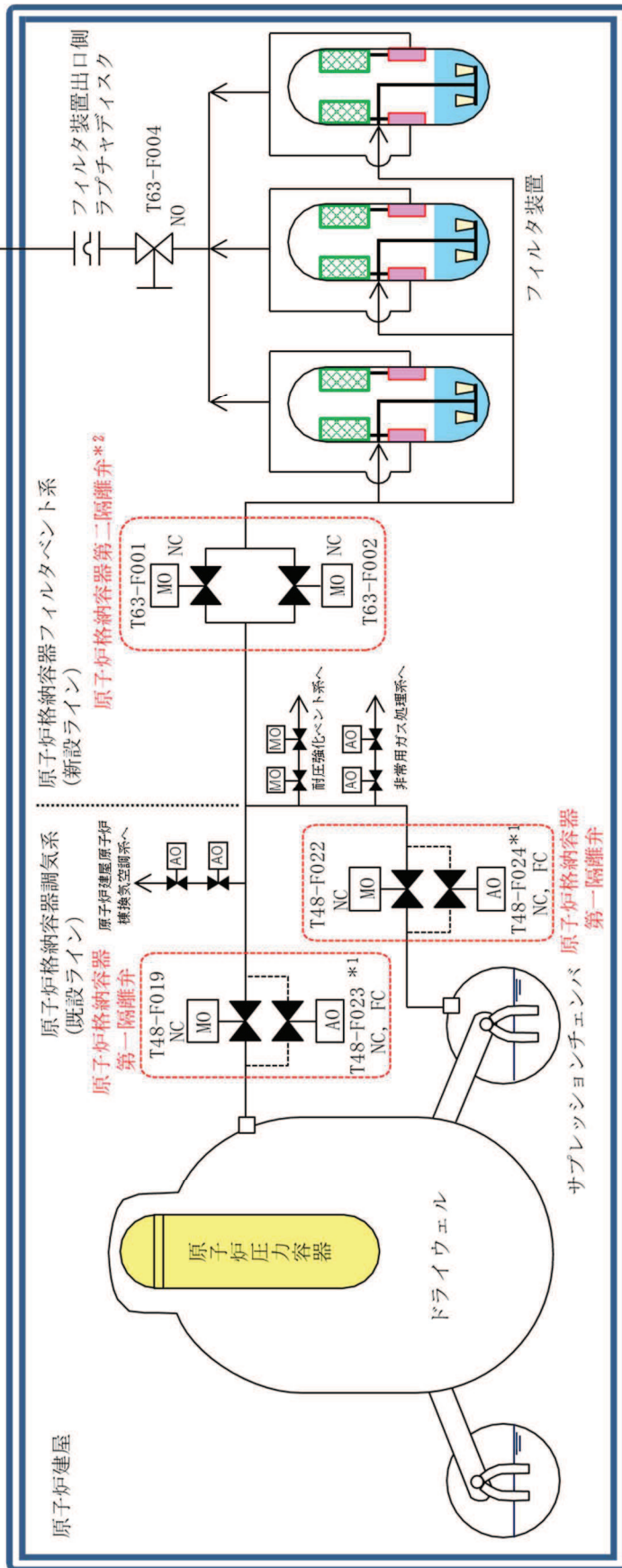
主ライン・弁の構成について

1. 主ライン構成

1.1 系統概要図

原子炉格納容器フィルタベント系のベントガスを原子炉格納容器から放出口まで導く主ラインの概略図を第 1 図に示す。

弁の種類
 AO：空気作動弁
 MO：電動弁
 弁の状態
 FC：フェイクルローズ
 NC：常時閉
 NO：常時開



注記*1：T48-F023 及び T48-F024 はプラント運転中の原子炉格納容器圧力の調整に用いる呼び径が 50A の弁であり，原子炉格納容器フィルタベント系の経路としては期待しない。

*2：100%容量の原子炉格納容器第二隔離弁及び配管を並列に設置する。

第1図 原子炉格納容器フィルタベント系 主ライン概略図

1.2 設計の意図

女川原子力発電所第2号機では、原子炉格納容器の圧力及び温度を低下させるためのベントを確実にを行うため、以下に配慮し、主ラインの設計を行っている。

(1) 主ラインの取り出し及び構成

原子炉格納容器からの取り出しについては、サプレッションプール水でのスクラビング効果が期待できるサプレッションチェンバからの取り出しに加え、外部注水等による水没の影響を受け難いドライウェル上部からの取り出しを行っている。

具体的な取り出し位置（貫通孔）については、漏えい経路の増加等による大気への放射性物質の放出リスク増加を最小限に抑えるため、既存の貫通孔の中から十分な排気容量が確保できる原子炉格納容器調気系の貫通孔（600A）を選定し使用する構成とする。

主ラインは原子炉格納容器調気系配管（既設）を経て、原子炉格納容器フィルタベント系配管（新設）によりフィルタ装置に導かれるが、他の系統とは弁で隔離することで、他の系統や機器への悪影響を防止する設計とする。

(2) 原子炉格納容器隔離弁

原子炉格納容器隔離弁の設置要求（実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈）に基づき、サプレッションチェンバ側及びドライウェル側それぞれの主ラインに原子炉格納容器第一隔離弁として電動弁（M0弁）を各1弁設置する構成とする。また、主ラインが合流した後に原子炉格納容器第二隔離弁としてM0弁を並列に2弁設置する構成とする。

(3) フィルタ装置出口弁

フィルタ装置出口弁は、ベント実施後にフィルタ装置を大気から隔離するために設置する。

1.3 弁の設置位置の妥当性（物理的位置、他からの悪影響）

ベント開始に必要な主ラインの隔離弁（原子炉格納容器第一隔離弁、原子炉格納容器第二隔離弁）の設置位置は、弁の設置スペース、人力による遠隔操作性等を考慮して決定する。

また、事故後の環境条件を考慮して設計するため、ベント時においても弁の健全性は確保され、主ラインの隔離弁は、電源がある場合は中央制御室で操作できる。炉心損傷後は弁設置エリアが高線量となるため、現場において弁本体を直接操作することはできないが、遠隔手動弁操作設備を設けることで駆動源喪失時においても人力による開閉操作が可能である。

なお、遠隔手動弁操作設備の操作場所は、遮蔽効果が得られる二次格納施設外とし、必要な遮蔽等の対策を行い、作業員の被ばく低減に配慮している。

遠隔手動弁操作設備は、フィルタ装置入口配管近傍に敷設されることから、高線量、高温雰囲気による機能への影響の可能性があるため、これらの耐性を確認した。

(1) 耐放射線性について

フィルタ装置入口配管近傍における積算線量は、有効性評価で確認している事故発生から 45 時間後のベントで約 0.89kGy/7 日と評価している。遠隔手動弁操作設備を構成する部品のうち、フレキシブルシャフトの被覆（シリコンゴム又はクロロプレンゴム（CR ゴム））及び摺動部に使用される潤滑油は、長期的には放射線による劣化が考えられる。

これに対し、シリコンゴム及び CR ゴムの耐放射線性能は一般的に 100kGy 以上であり、放射線による劣化の影響はない。さらに、フレキシブルシャフトの被覆は、据付時等の製品保護用であり、劣化（硬化）しても機能への影響はない。

また、潤滑油については、隔離弁の操作時間のような短期間で劣化（粘度増加）することはなく機能への影響はない。

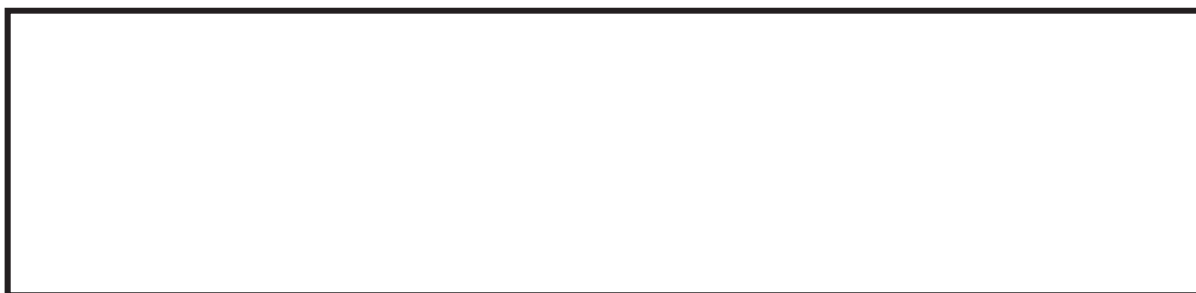
(2) 耐熱性について

ベント時のフィルタ装置入口配管は、最高使用温度を 200℃と設定しているが、周囲の温度が 66℃以下になるように保温を施工する設計としている。

フレキシブルシャフト被覆（シリコンゴム又は CR ゴム）の耐熱温度は 100℃以上であり、また、遠隔手動弁操作設備を構成するフレキシブルシャフトの被覆以外の部品については金属材料であり、温度上昇が機能に影響することはない。

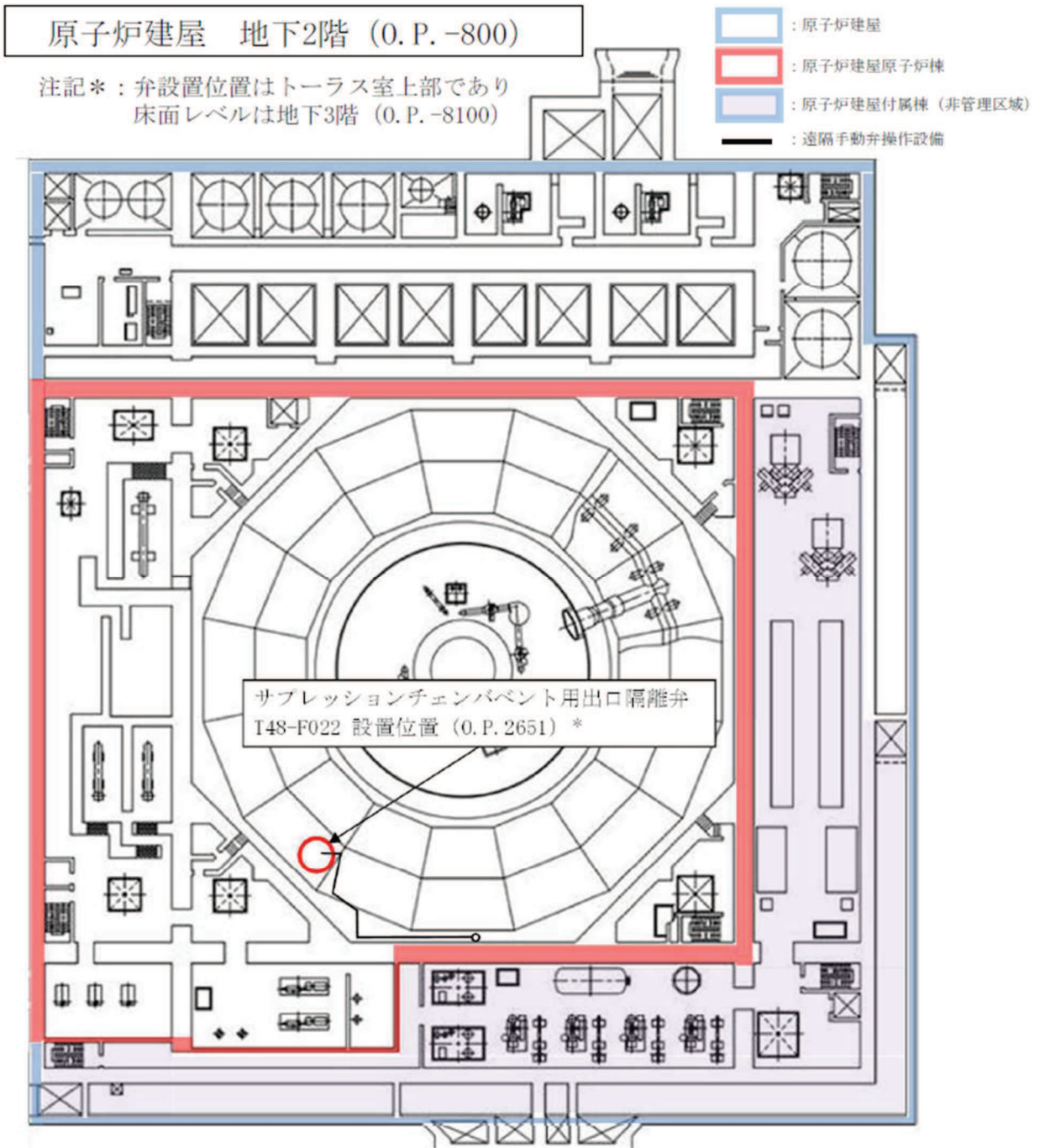
よって、遠隔手動弁操作設備は、フィルタ装置入口配管近傍に敷設される環境でも、機能への影響はない。

遠隔手動弁操作設備フレキシブルシャフトの構造を第 2 図に、主ラインの隔離弁の設置位置及び人力による現場における遠隔手動操作場所を第 3 図～第 6 図に示す。



第 2 図 遠隔手動弁操作設備フレキシブルシャフトの構造

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

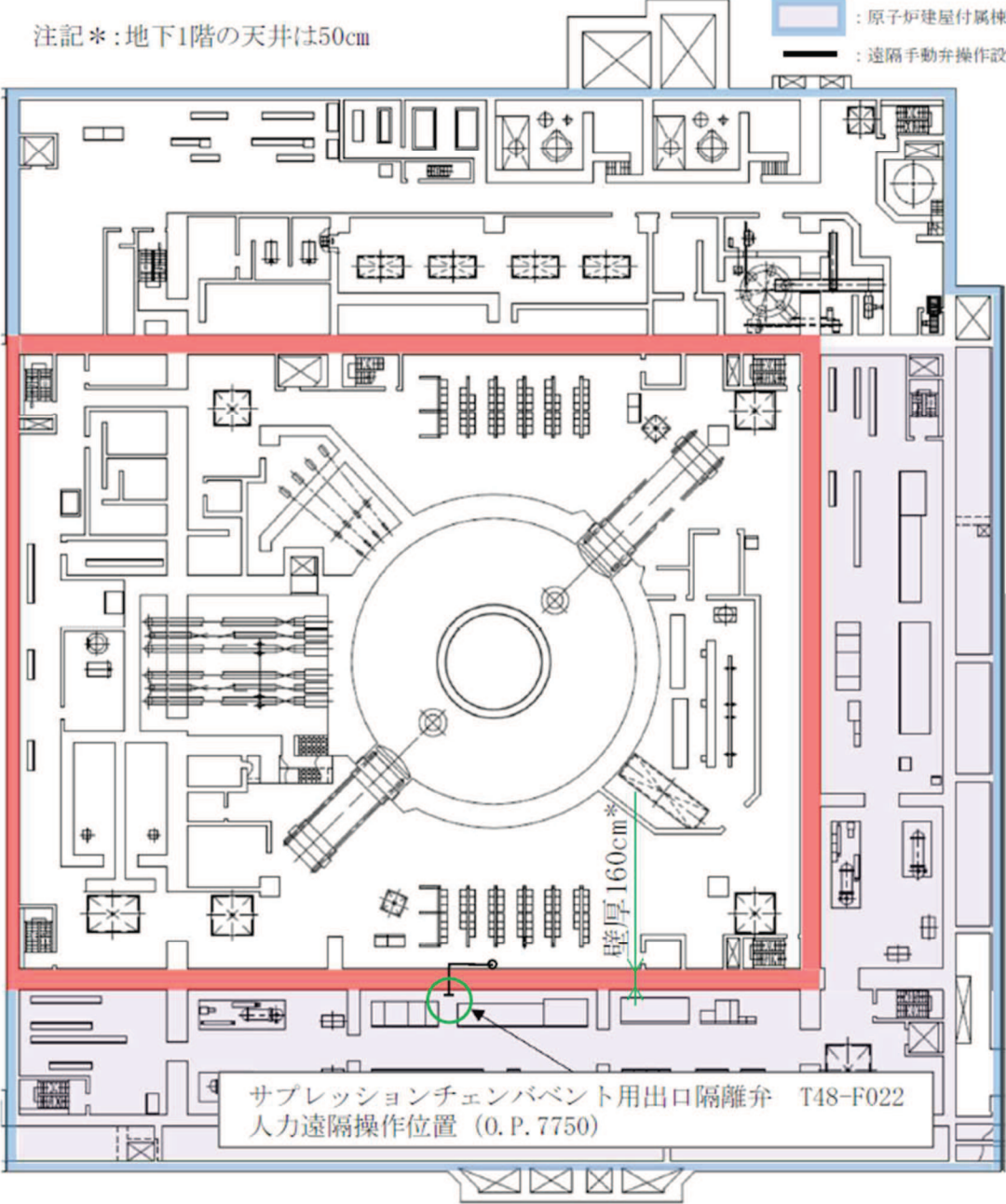


第3図 隔離弁設置位置及び現場における遠隔手動操作場所 (原子炉建屋地下2階)

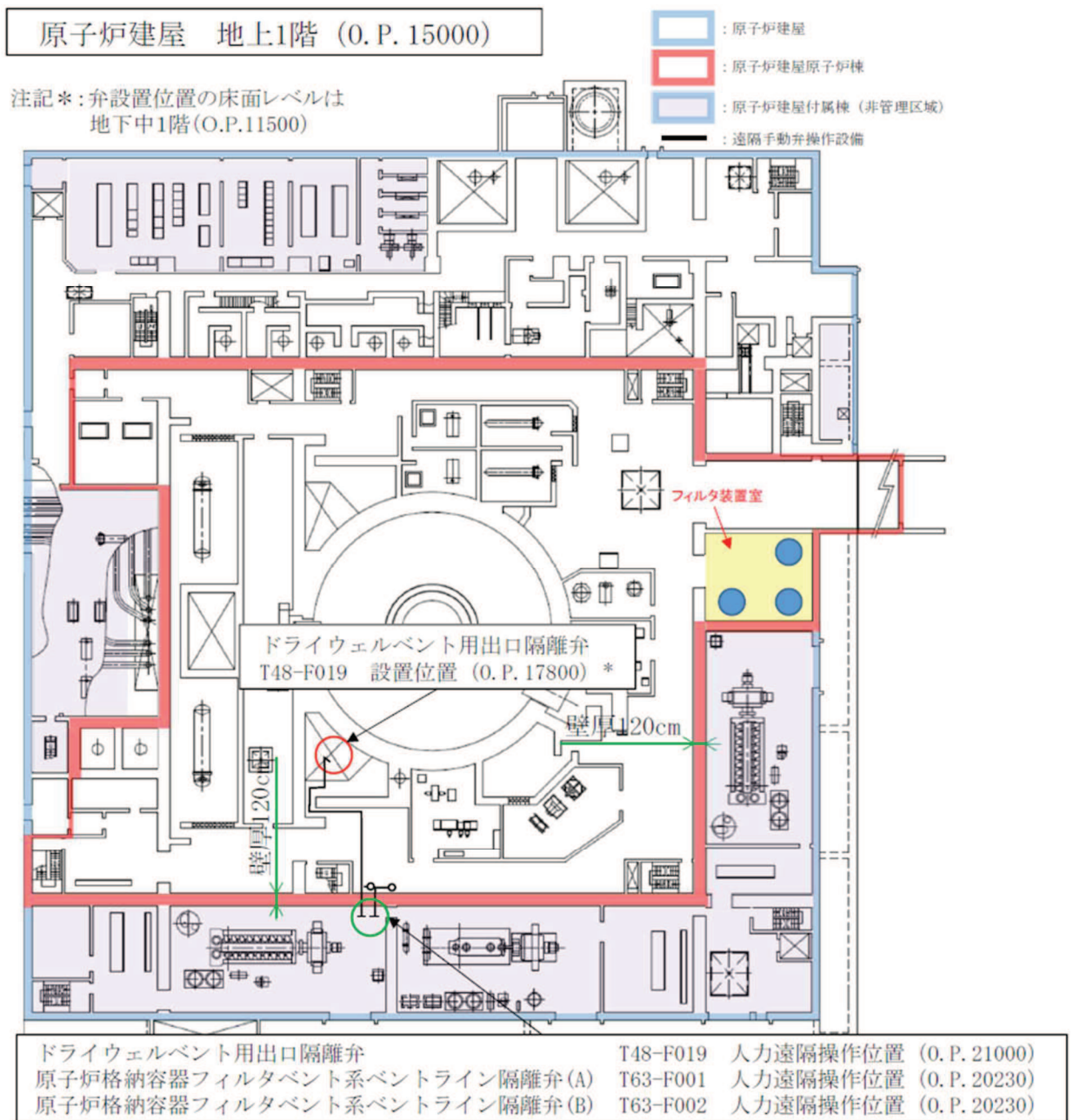
原子炉建屋 地下1階 (O. P. 6000)

- : 原子炉建屋
- : 原子炉建屋原子炉棟
- : 原子炉建屋付属棟 (非管理区域)
- : 遠隔手動弁操作設備

注記*: 地下1階の天井は50cm



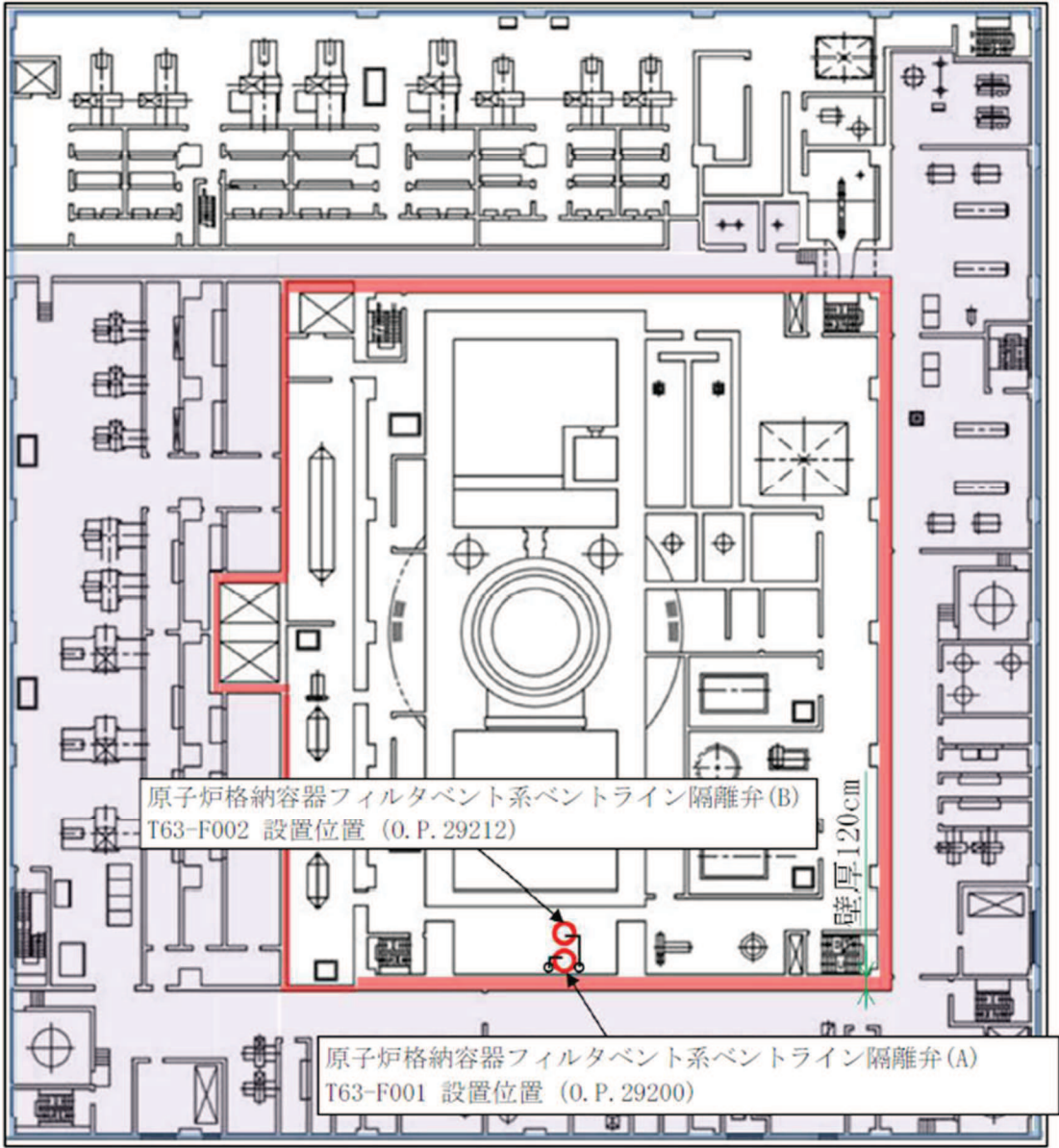
第4図 隔離弁設置位置及び現場における遠隔手動操作場所 (原子炉建屋地下1階)



第5図 隔離弁設置位置及び現場における遠隔手動操作場所 (原子炉建屋地上1階)

原子炉建屋 地上2階 (O. P. 22500)

- : 原子炉建屋
- : 原子炉建屋原子炉棟
- : 原子炉建屋附属棟 (非管理区域)
- : 遠隔手動弁操作設備



第 6 図 隔離弁設置位置及び現場における遠隔手動操作場所 (原子炉建屋地上 2 階)

1.4 開の確実性、隔離の確実性

(1) 開の確実性

ベント実施時は、フィルタ装置側隔離弁（原子炉格納容器第二隔離弁）、原子炉格納容器側隔離弁（原子炉格納容器第一隔離弁）の順に開弁する。原子炉格納容器第一隔離弁、原子炉格納容器第二隔離弁とも直流電源で駆動する弁であり、中央制御室の制御盤から遠隔操作できる設計とする。

原子炉格納容器フィルタベント系を使用する際に操作が必要な電源駆動の隔離弁は、全交流動力電源喪失した場合でも、所内常設蓄電式直流電源設備、常設代替交流電源設備、可搬型代替交流電源設備及び可搬型代替直流電源設備のいずれかから受電可能な構成とする。

また、これら代替電源設備からの受電が期待できない場合は、遠隔手動弁操作設備により、二次格納施設外にて人力で開閉操作が実施できること、補助ツールとして汎用の電動工具を用いることで操作時間を短縮できる設計とする。

以上のように、操作方法に多様性を持たせ開操作が確実に実施できる。

(2) 隔離の確実性

a. ベント実施前

ベント実施前は、原子炉格納容器バウンダリの維持が要求される。原子炉格納容器フィルタベント系の隔離弁（原子炉格納容器第一隔離弁、原子炉格納容器第二隔離弁）は常時「閉」であり、通常時閉キーロック付の操作スイッチにより運転員の誤操作防止を図っていること、駆動源喪失時その状態が維持（フェイルアズイズ）されるため、確実に隔離状態は維持される。

b. ベント実施後

ベント実施後は、原子炉格納容器隔離弁を閉とし原子炉格納容器と隔離する。さらに、フィルタ装置出口弁を閉とし、フィルタ装置を大気と隔離する。

原子炉格納容器と原子炉格納容器フィルタベント系の隔離について、原子炉格納容器からの除熱機能が使用可能となり、原子炉格納容器及び原子炉格納容器フィルタベント系の窒素置換後に、ベント実施時に開弁した隔離弁を閉とし、原子炉格納容器バウンダリを復旧する。閉操作の確実性は、「(1) 開の確実性」に示した開操作と同様に実施できる。

フィルタ装置と大気の隔離について、放射性物質を含むスクラバ溶液の移送が完了し、捕集した放射性物質の崩壊熱が除去できた後に、フィルタ装置下流に設置したフィルタ装置出口弁を閉とし、フィルタ装置を大気と隔離することができる。この弁の操作は、ベント実施後に放射線量が高くなるフィルタ装置設置エリアに入域せずに実施できるよう、原子炉建屋付属棟内（非管理区域）に遠隔手動

弁操作設備を設置することで、フィルタ装置設置エリア外から人力で操作できる設計とする。

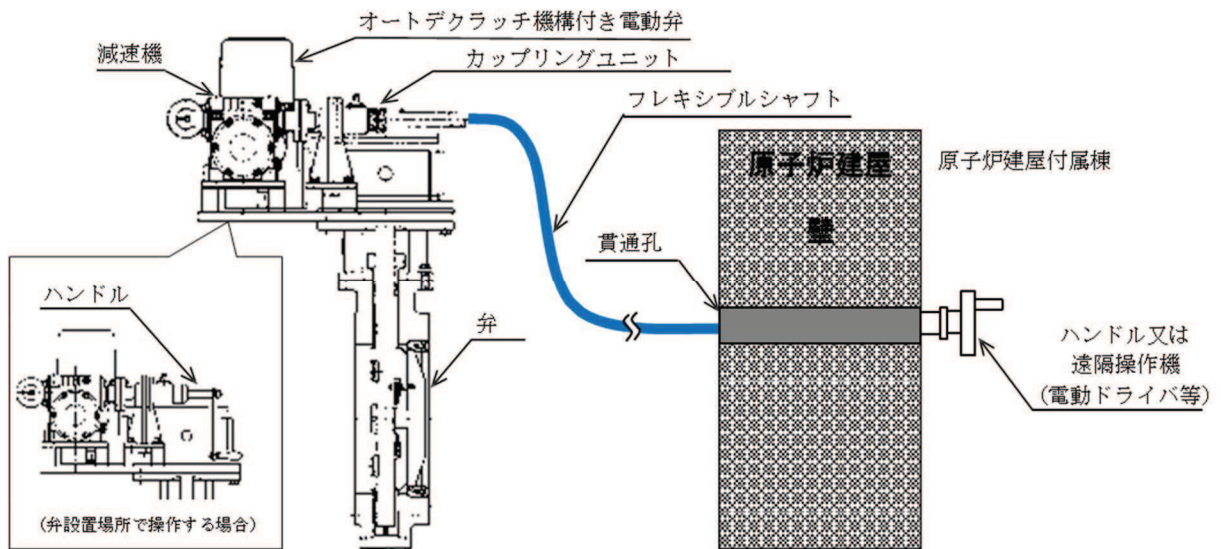
1.5 遠隔手動弁操作設備の概要

1.5.1 電動弁の遠隔手動弁操作設備の概要

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成とする。フレキシブルシャフトは直線に限らずトルクが伝達可能な構造とし、容易に操作できるように設計する。フレキシブルシャフトの一部は、隔離弁の近傍に設置されることから、設備の使用時には高温、高放射線環境が想定されるが、機械装置であり機能が損なわれるおそれはない。

なお、フレキシブルシャフトを取り外し、ハンドルを取り付けることにより、弁設置場所での操作も可能である。

遠隔手動弁操作設備の模式図を第7図に、ベントに必要な隔離弁の遠隔手動弁操作設備の仕様について第1表に示す。



第7図 遠隔手動弁操作設備の模式図

第 1 表 ベントに必要な隔離弁の遠隔手動弁操作設備の仕様

弁番号	原子炉格納容器第一隔離弁		原子炉格納容器第二隔離弁	
	T48-F019	T48-F022	T63-F001	T63-F002
弁名称 (呼び径)	ドライウェルベント用出口隔離弁 (600A)	サプレッションチェンバベント用出口隔離弁 (600A)	原子炉格納容器フィルタベント系ベントライン隔離弁 (A) (400A)	原子炉格納容器フィルタベント系ベントライン隔離弁 (B) (400A)
フレキシブルシャフト長さ	約 20m	約 28m	約 19m	約 18m
ハンドル部操作トルク*	約 8N・m	約 7N・m	約 2N・m	約 2N・m
ハンドル回転数	約 4800 回	約 4800 回	約 3800 回	約 3800 回

注記*：操作トルクは、開操作時においては、弁上流側に原子炉格納容器圧力 2Pd に相当する圧力（854kPa[gage]）が負荷された条件にて算出したトルク、閉操作時においては、弁下流側に 1Pd（427kPa[gage]）が負荷された条件にて算出したトルクの最大値を超えるトルクとして設定。

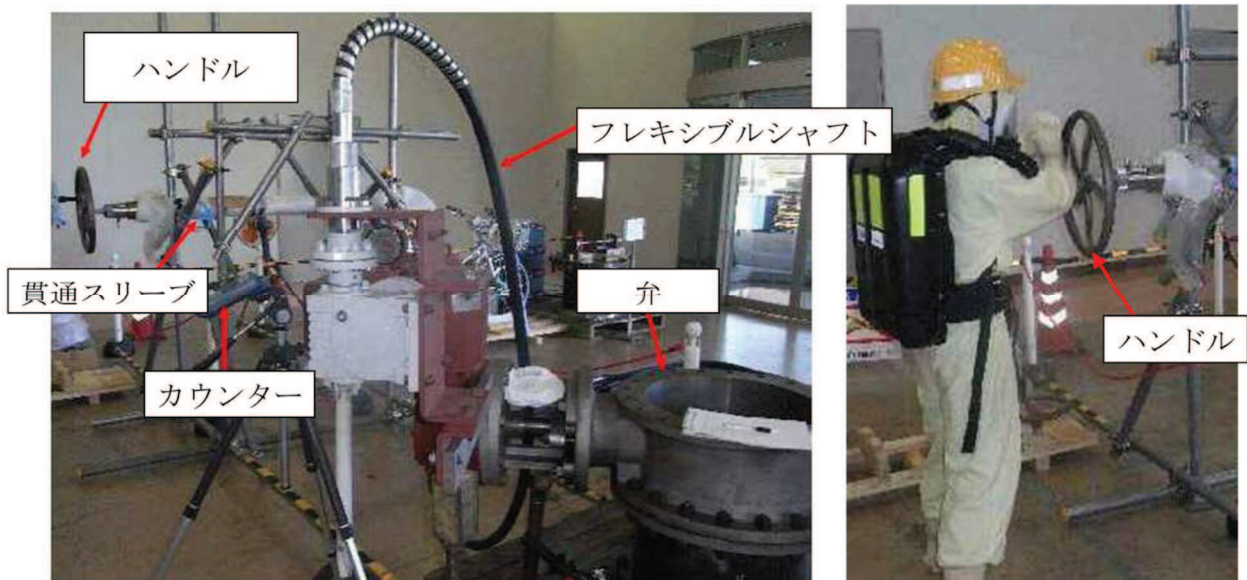
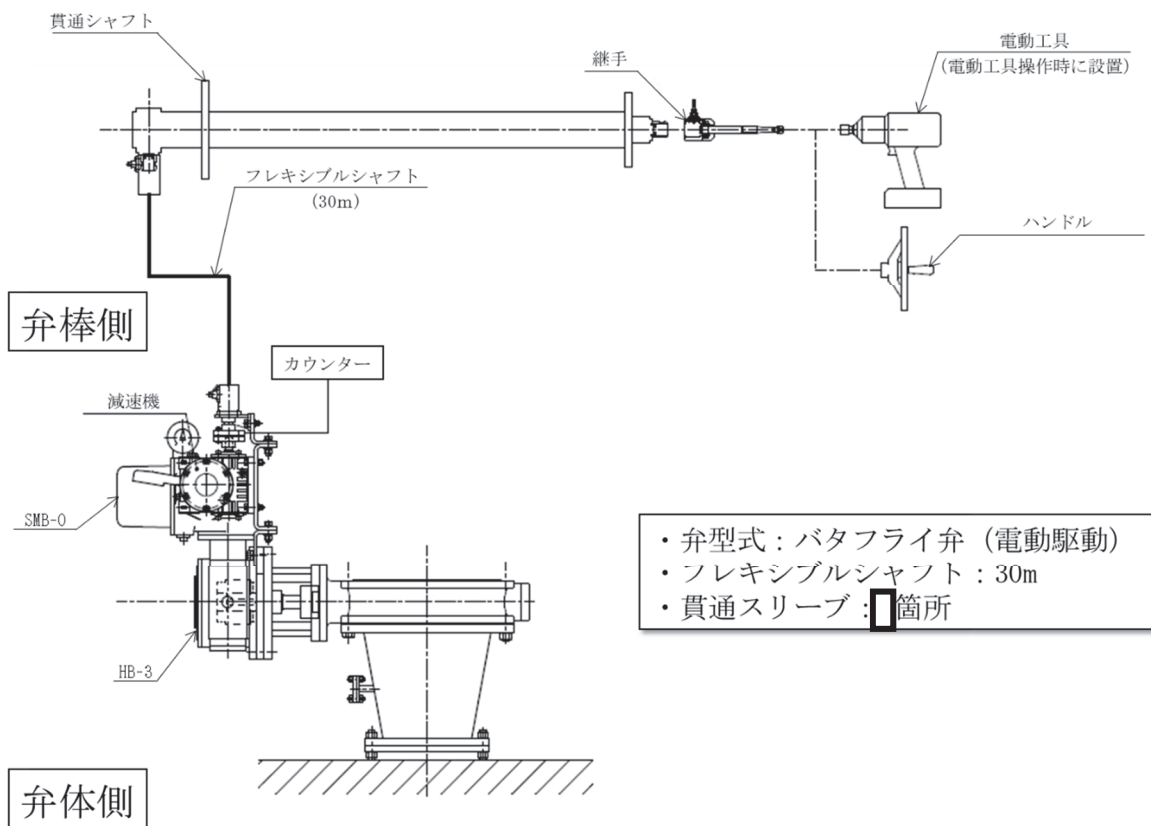
1.5.2 遠隔手動弁操作設備のモックアップ試験

フレキシブルシャフトを介した遠隔手動弁操作設備の成立性及び操作時間を 400A のバタフライ弁を用いたモックアップ試験により確認した。モックアップ試験の概要を第 8 図に示す。

モックアップ試験の結果、弁開閉操作時に想定される圧力が負荷された状態の最大トルク以上であっても、フレキシブルシャフトを介した遠隔手動操作が可能であることを確認した。また、弁の操作要員は 2 名で 3N・m のハンドル部操作トルクにおいて 105 回/分以上の速度、9N・m のハンドル部操作トルクにおいて 88 回/分以上の速度にてハンドル操作が可能であることを確認した。モックアップ試験の結果を第 2 表に示す。

試験の結果を反映したベントに必要な隔離弁のハンドル操作時間を第 3 表に示す。

なお、女川原子力発電所第 2 号機では原子炉格納容器フィルタベント系を使用する際の系統構成（他系統との隔離及びベント操作）において、空気作動弁（A0 弁）の遠隔手動操作をすることはない。



第 8 図 モックアップ試験の概要

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第2表 モックアップ試験結果

項目	確認結果	
	ハンドル部操作トルク*	3N・m
ハンドル接続に要した時間	10 秒	10 秒
回転数	約 3800 回	約 4800 回
ハンドル操作時間	35 分 23 秒	53 分 19 秒
ハンドル操作速度	105 回/分以上	88 回/分以上
備考	2 名が交替で実施 (防護服等着用)	2 名が交替で実施 (防護服等着用)

注記*：モックアップ試験での操作トルクは、開操作時においては、弁上流側に原子炉格納容器圧力 2Pd に相当する圧力（854kPa[gage]）が負荷された条件にて算出したトルク，閉操作時においては，弁下流側に 1Pd（427kPa[gage]）が負荷された条件にて算出したトルクの最大値（第1表記載値）を超えるトルクとして設定。

第3表 ベントに必要な隔離弁のハンドル操作時間

弁番号	原子炉格納容器第一隔離弁		原子炉格納容器第二隔離弁	
	T48-F019	T48-F022	T63-F001	T63-F002
弁名称	ドライウェルベント用出口隔離弁	サプレッションチェンバベント用出口隔離弁	原子炉格納容器フィルタベント系ベントライン隔離弁(A)	原子炉格納容器フィルタベント系ベントライン隔離弁(B)
ハンドル操作時間	約 54 分	約 54 分	約 36 分	約 36 分

1.5.3 汎用電動工具による操作性向上

遠隔手動弁操作設備のハンドル操作時間には数十分を要することから、操作性を向上するために、汎用電動工具（電動ドライバ）を準備する。汎用電動工具を用いたハンドル操作時間は、原子炉格納容器第一隔離弁は13分程度、原子炉格納容器第二隔離弁は10分程度に短縮可能である。

なお、過回転による遠隔手動弁操作設備の損傷防止のため、汎用電動工具の出力トルクを、遠隔操作設備の損傷しない範囲に制限するとともに、弁開度が全閉及び全開付近では必要により人力で操作することとする。

(参考)

1. 原子炉格納容器第一隔離弁の遠隔手動操作場所の環境について

重大事故等時に想定される放射線量及び室温が、隔離弁の操作に影響はないことを以下のとおり確認した。

遠隔手動操作場所は、弁操作要員の滞在中の被ばく防護のため、鉛厚さ 2mm の遮蔽厚さを有する遠隔手動弁操作設備遮蔽を設けることとしている。

さらに、鉛 2mm 相当のタングステンベストを着用して作業することで放射性物質のガンマ線による外部被ばくを低減する対策を行っている。

また、自給式呼吸器を着用し、内部被ばくを低減する対策を行っている。

これらの対策により、遠隔手動操作場所にベント開始から 84 分滞在し、移動時間 12 分（往復）を考慮した実効線量は、サブプレッションチェンバからのベントを行う場合で約 78mSv、ドライウェルからのベントを行う場合で約 71mSv と評価している。

また、室温については、重大事故等時においても通常時と同等で、夏季でも約 40℃程度と考えられる。

2. 弁の種類

2.1 主ラインの弁構成の考え方

A0 弁は、駆動源喪失時の弁状態を選択（フェイルオープン、フェイルクローズ）する箇所に用いる。M0 弁は駆動源喪失時に弁状態を維持（フェイルアズイズ）する箇所に用いる。また、M0 弁は遠隔手動弁操作設備が設置できる。

原子炉格納容器フィルタベント系の主ラインの弁は、中央制御室からの遠隔操作と人力による遠隔手動操作が両立できること、駆動源喪失時の弁状態維持（フェイルアズイズ）の観点から、M0 弁を採用する。

主ラインの弁に採用する場合の駆動方式の違いによる特徴を第 4 表に示す。

第 4 表 主ラインの弁に採用する場合の駆動方式の特徴

駆動方式	メリット	デメリット
A0 (空気駆動)	<ul style="list-style-type: none">・M0 弁に対して必要な電源容量が小さい	<ul style="list-style-type: none">・駆動源として事故時に使用可能な電源に加えて、空気（圧縮空気設備）が必要・遠隔手動弁操作設備の設置が困難
M0 (電動駆動)	<ul style="list-style-type: none">・駆動源喪失時は、その状態を維持（フェイルアズイズ）する・電源以外のサポート系が不要・遠隔手動弁操作設備の設置が可能・開度調整が可能	<ul style="list-style-type: none">・A0 弁に対して必要な電源容量が大きい

2.2 主ライン上の主な弁の仕様

主ラインの弁について、主な仕様を第5表に示す。

第5表 主ラインの弁の仕様

弁名称	原子炉格納容器第一隔離弁		原子炉格納容器第二隔離弁		フィルタ装置 出口弁	
	ドライウエル ベント用 出口隔離弁	サプレッション ンチェンバ ベント用 出口隔離弁	原子炉格納容 器フィルタベ ント系ベント ライン 隔離弁(A)	原子炉格納容 器フィルタベ ント系ベント ライン 隔離弁(B)		
弁番号	T48-F019	T48-F022	T63-F001	T63-F002	T63-F004	
型式	バタフライ弁					
呼び径	600A	600A	400A	400A	500A	
駆動方式	電動駆動（直流）				手動	
遠隔手動弁 操作設備	有					
弁の状態	常時閉 (NC)				常時開 (NO)	
フェイルク ロース (FC)	無 (フェイルアズイズ)				—	
設置場所	原子炉建屋 地上1階 (原子炉建屋 原子炉棟内)	原子炉建屋 地下2階 (原子炉建屋 原子炉棟内)	原子炉建屋 地上2階 (原子炉建屋 原子炉棟内)	原子炉建屋 地上2階 (原子炉建屋 原子炉棟内)	原子炉建屋 地上1階 (原子炉建 屋原子炉棟 内)	
操 作 場 所	電源 あり	中央制御室				原子炉建屋 地上1階
	電源 なし	原子炉建屋 地上1階 (原子炉建屋 附属棟内 (非 管理区域))	原子炉建屋 地下1階 (原子炉建屋 附属棟内 (非 管理区域))	原子炉建屋 地上1階 (原子炉建屋 附属棟内 (非 管理区域))	原子炉建屋 地上1階 (原子炉建屋 附属棟内 (非 管理区域))	原子炉建屋 附属棟内 (非管理区 域))

2.3 設計の意図

主ラインに設置する隔離弁の駆動方式の採用理由は、「2.1 主ラインの弁構成の考え方」に示すとおり、開弁時には駆動源喪失時にもその状態を維持（フェイルアズイ）する必要のあることから、M0 弁を採用する。これらの弁については、ベント時以外に開弁することがないことから、系統待機時の原子炉格納容器バウンダリの維持のため、常時閉（NC）とし、通常時閉キーロック付の操作スイッチにより運転員の誤操作防止を図っている。

また、フィルタ装置を大気から隔離するフィルタ装置出口弁は、ベント実施後に使用するため、排気の妨げとならないよう常時開（NO）とする。

なお、原子炉格納容器第一隔離弁に並列して設置されているバイパス弁（T48-F023、T48-F024）は、通常運転中、原子炉格納容器の内圧調整のため、一時的に開弁することがある。これらの弁はフェイルクローズ（FC）機能を設ける必要があるため、A0 弁を採用する。また、事故時に自動的かつ確実に閉止されるように、原子炉格納容器隔離信号により閉止する機能を設けている。これらバイパス弁は、通常運転中に常時の使用はないため、常時閉（NC）運用とする。

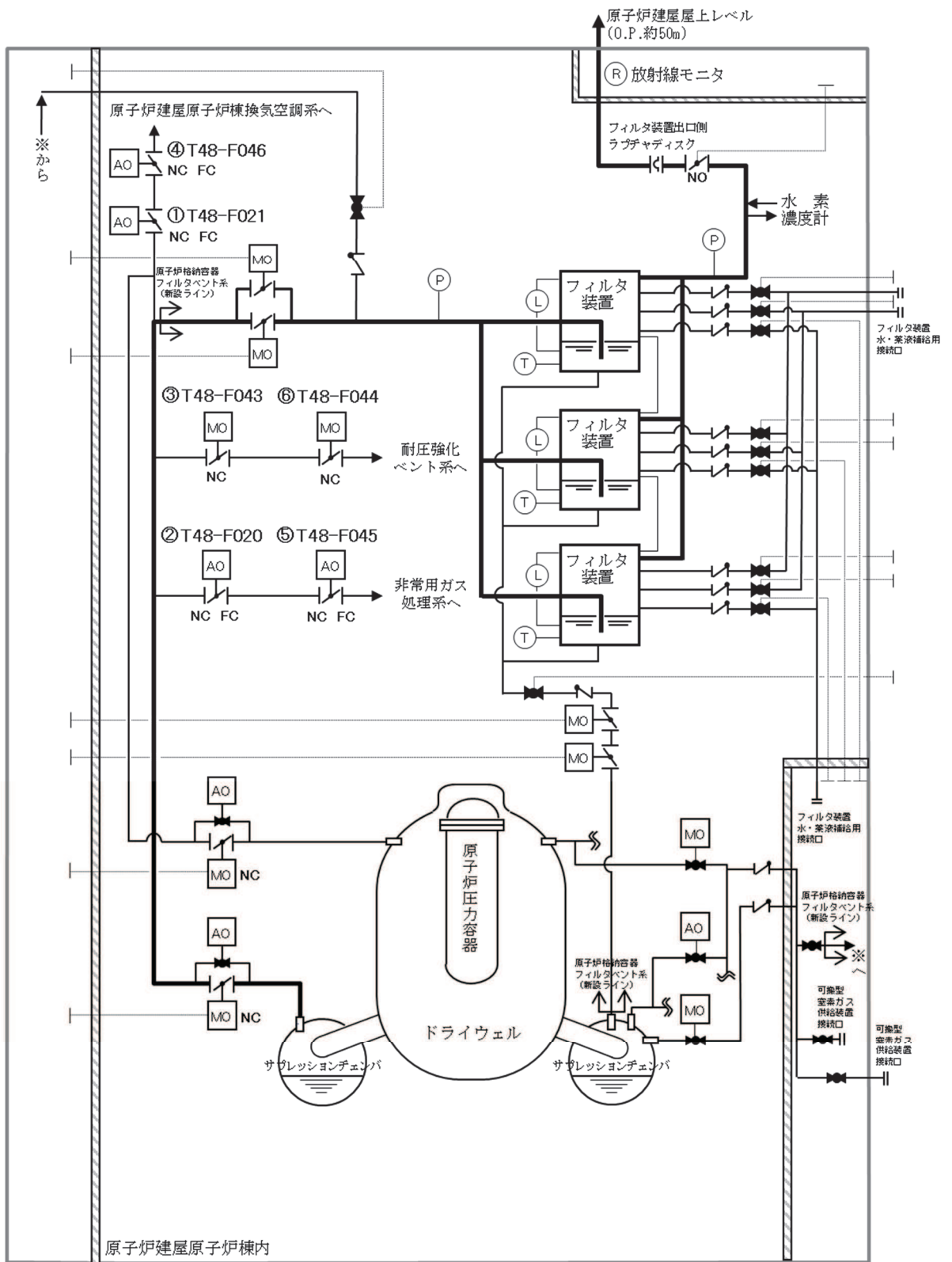
3. 原子炉格納容器フィルタベント系と接続する各系統の隔離弁の数と種類

3.1 各系統の隔離弁の数と種類

原子炉格納容器フィルタベント系には，原子炉建屋原子炉棟換気空調系，非常用ガス処理系及び耐圧強化ベント系が接続する。各系統の隔離弁の数と種類等の仕様を第6表に，系統概略図を第9図に示す。

第6表 他系統隔離弁（原子炉格納容器隔離弁）の仕様

系統名	原子炉建屋原子炉棟 換気空調系		非常用ガス処理系		耐圧強化ベント系	
個数	2		2		2	
番号 (第9図中の表 記)	①	④	②	⑤	③	⑥
弁番号	T48-F021	T48-F046	T48-F020	T48-F045	T48-F043	T48-F044
型式	バタフライ弁					
駆動方式	空気駆動				電動駆動（交流）	
呼び径	600A		300A			
弁の状態	常時閉（NC）					
フェイルク ロース（FC） 機能	有				無 （フェイルアズイズ）	



原子炉建屋

第9図 原子炉格納容器フィルタベント系に接続する系統概要図

3.2 設計の意図

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。

重大事故等時以外に開操作する可能性のある隔離弁は、駆動源喪失時においても原子炉格納容器バウンダリを維持できるようフェイルクローズ (FC) が可能な AO 弁を選定する。また、重大事故等時に開操作する可能性のある隔離弁については、駆動源喪失時においても人力による手動操作が容易な MO 弁を選定し、常時閉 (NC) 運用とする。

なお、万一のこれらの隔離弁の漏えいを考慮し、第 6 表及び第 9 図のとおり、上流と同一設計の弁を新規に設置する。

(1) 原子炉建屋原子炉棟換気空調系との隔離

原子炉建屋原子炉棟換気空調系との隔離は、第 9 図中①T48-F021 及び④T48-F046 の 2 弁より、主ラインから隔離できる構成となっている。

これら隔離弁は、通常運転時の原子炉格納容器の圧力降下操作時においても、重大事故等が発生した際には確実な閉止が求められるが、中央制御室からの操作が可能であり、駆動源が喪失した際のフェイルクローズ (FC) 機能を有し、T48-F021 については原子炉格納容器隔離信号により閉止する機能を設けていることから、確実な隔離を実施できる。

(2) 非常用ガス処理系との隔離

非常用ガス処理系との隔離は、第 9 図中②T48-F020 及び⑤T48-F045 の 2 弁より、主ラインから隔離できる構成となっている。

これら隔離弁は、駆動源が喪失した際のフェイルクローズ (FC) 機能を有し、T48-F020 については原子炉格納容器隔離信号により閉止する機能を設けていることから、確実な隔離を実施できる。

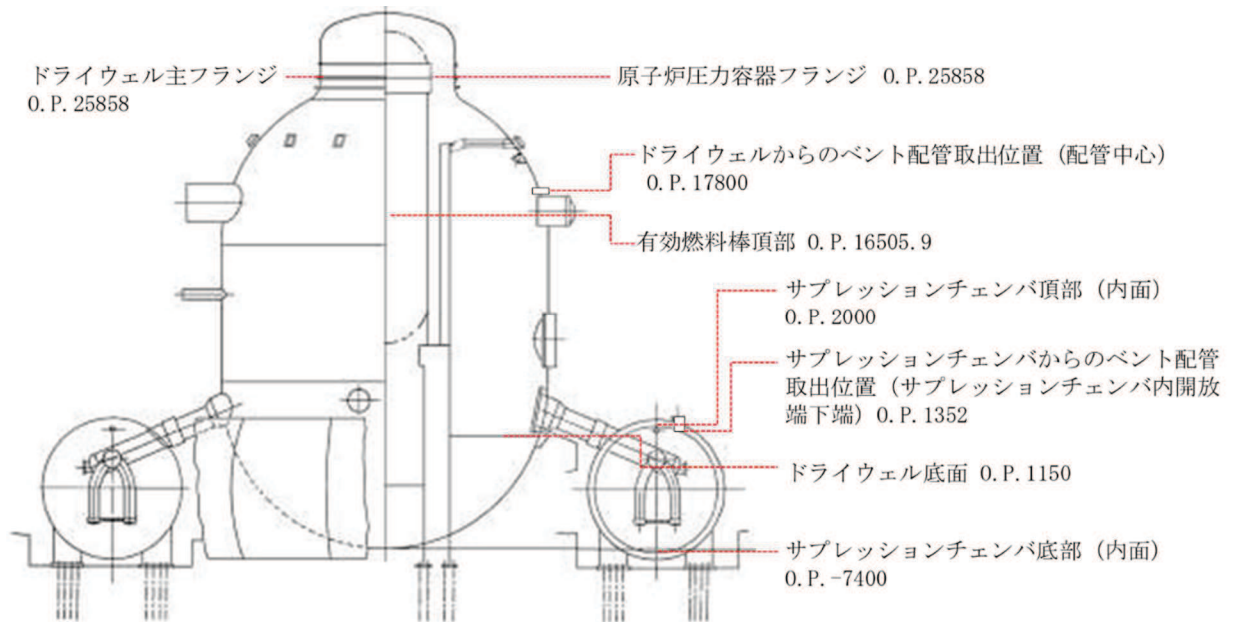
(3) 耐圧強化ベント系との隔離

耐圧強化ベント系との隔離は、第 9 図中③T48-F043 及び⑥T48-F044 の 2 弁より、主ラインから隔離できる構成となっている。

これら隔離弁は、重大事故等時に開操作する可能性があるため、駆動源喪失時においても人力による手動操作が容易な MO 弁を選定し、常時閉 (NC) 運用とする。

3.3 原子炉格納容器からの取り出し高さ

各主要高さを示した図を第 10 図に示す。



第 10 図 原子炉格納容器からの取り出し高さ

3.4 設計の意図

ドライウエル側の取り出しには、原子炉格納容器スプレイによる水没等の影響を受けにくい原子炉格納容器上部に位置し、原子炉格納容器の圧力を下げるために十分な呼び径である既設原子炉格納容器調気系の貫通孔 (X-81) を選定する。

また、サブプレッションチェンバ側の取り出しには、原子炉及び原子炉格納容器冷却のため実施する外部注水による水位上昇を考慮して、サブプレッションチェンバ頂部付近に位置し、原子炉格納容器圧力を下げるために十分な呼び径である既設原子炉格納容器調気系の貫通孔 (X-230) を選定する。

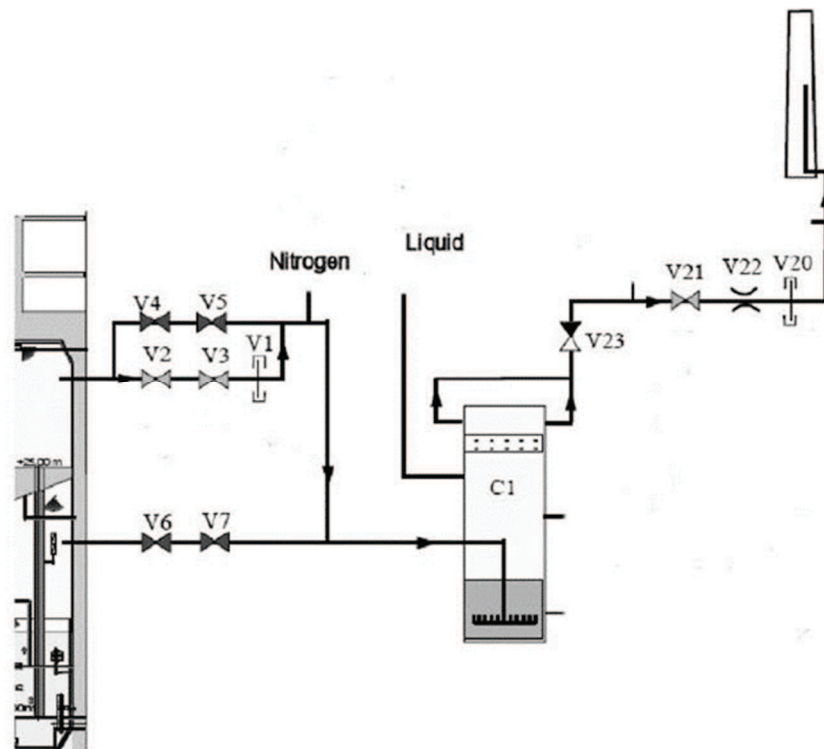
(参考)

1. 諸外国の弁構成

フィルタベント設備を設置している諸外国の弁構成を以下に示す。

(1) フィンランド

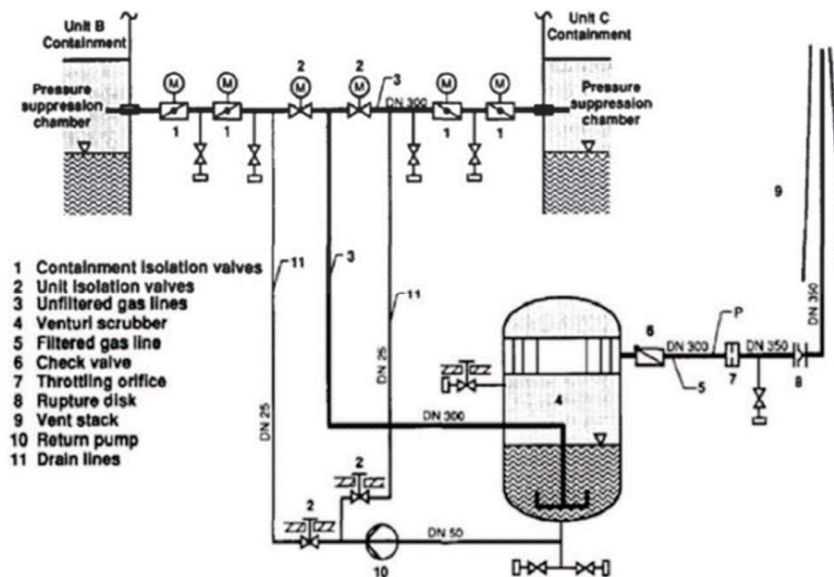
フィンランドの BWR プラントにて設置されているフィルタベント設備の概略系統図を第 11 図に示す。V1 と V20 は圧力開放板である。ベントライン上の弁はすべて手動弁で構成されている。ドライウェルのラインにはバイパスラインが設置されており、V2, V3 は系統待機時「開」となっている。また、V21, V23 についても系統待機時「開」となっている。そのため、操作員がベントラインに設置された弁の「開」操作を実施しなくても、原子炉格納容器圧力が既定の値まで上昇し、V1 と V20 の圧力開放板が開放すれば、ドライウェルのバイパスラインより原子炉格納容器ベントは自動的に開始される。



第 11 図 フィルタベント設備概略系統図 (フィンランド)

(2) ドイツ

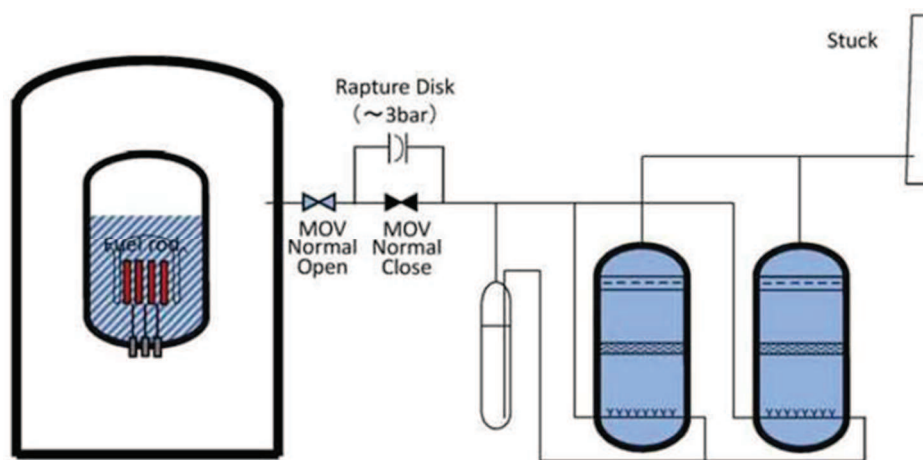
ドイツの BWR プラントに設置されているフィルタベント設備の概略系統図を第 12 図に示す。フィルタベント設備は、2 ユニットで共有する設計となっている。ベントラインには、原子炉格納容器隔離のための M0 弁が 2 つ、ユニット間の切替えのための M0 弁が 1 つ設置されている。また、フィルタ装置の出口側には逆止弁が設置されている。



第 12 図 フィルタベント設備概略系統図 (ドイツ)

(3) スイス

スイスの BWR プラントに設置されているフィルタベント設備の概略系統図を第 13 図に示す。ベントラインには MO 弁が 2 つ設置されており、原子炉格納容器から 1 つ目の弁は常時「開」、2 つ目の弁は常時「閉」となっている。また、2 つ目の弁をバイパスするラインが設置されており、バイパスラインには圧力開放板が設置されている。そのため、操作員が 2 つ目の弁の「開」操作を実施しなくても、原子炉格納容器圧力が規定の値まで上昇し、圧力開放板が開放すれば原子炉格納容器ベントは自動的に開始される。



第 13 図 フィルタベント設備概略系統図 (スイス)

2. 引用文献

- (1) NEA/CSNI/R(2014)7, “OECD/NEA/CSNI Status Report on Filtered Containment Venting”, 02-Jul-2014.
- (2) INPO 13-002, “Benchmarking-Emergency Countermeasures and Mitigation Strategies”, February 2013

3. 耐圧強化ベント系の駆動源喪失時の現場における弁操作について

耐圧強化ベント系を使用する際に操作が必要な弁については、中央制御室から操作可能であるが、駆動源喪失時には現場において操作が必要であるため、以下のとおり、操作の成立性を確認した。

炉心損傷前に耐圧強化ベント系を現場操作する際の作業員の被ばくは、原子炉格納容器から原子炉建屋内に漏えいした放射性物質による被ばく及び操作場所付近の耐圧強化ベント系配管、非常用ガス処理系フィルタからの直接線による被ばくを考慮する。放出量評価条件、線量評価条件等を第7表～第10表に示す。線量率の評価結果は第11表に示すとおり約21mSv/hである。

室温については、耐圧強化ベント系は炉心損傷前に使用する系統であり、通常時と同等で夏季でも約40℃程度と考えられる。

耐圧強化ベント系を使用する場合で、駆動源喪失時に手動操作が必要な弁は、ドライウェルベント用出口隔離弁、サプレッションチェンバベント用出口隔離弁、第9図中③T48-F043及び⑥T48-F044の4個である。このうち現場で手動操作が必要なT48-F043及びT48-F044の1弁あたりの最大操作時間は10分である。

以上のことから、耐圧強化ベント系の駆動源喪失時にも、現場において弁の操作が可能である。

第 7 表 放出量評価条件

項目	評価条件	備考
原子炉熱出力 (MW)	2436	女川原子力発電所第 2 号機 定格熱出力
原子炉運転時間 (日)	2000	十分な運転時間として仮定
冷却材中濃度 (I-131) (Bq/g)	約 1.8×10^3	I-131 の冷却材中濃度に応 じて他のよう素の組成を拡 散組成として考慮
追加放出量 (I-131) (Bq)	3.70×10^{13}	I-131 の追加放出量に応じ 他のよう素及び希ガスの組 成を平衡組成として考慮, 希 ガスについてはよう素の 2 倍の値
原子炉冷却材重量 (t)	200	設計値から設定
原子炉冷却材浄化系流量 (g/s)	1.97×10^4	設計値から設定
主蒸気流量 (g/s)	1.32×10^6	設計値から設定
原子炉冷却材浄化系の除染係数	10	「発電用軽水型原子炉施設 周辺の線量目標値に対する 評価指針」に基づき設定
追加放出されたよう素の割合 (%)	無機よう素 : 96 有機よう素 : 4	「発電用軽水型原子炉施設 の安全評価に関する審査指 針」に基づき設定
原子炉圧力容器気相部への移行割 合 (%)	希ガス : 100 有機よう素 : 10 無機よう素 : 約 11.6	残りの 90%の有機よう素は 原子炉冷却材中で分解され, 無機よう素と同様の割合で 気相に移行する。
スクラビングの除去効果	考慮しない	
耐圧強化ベント開始時間	事象発生 44 時間後	事象発生 44 時間後までの自 然減衰を考慮

第 8 表 換気系の評価条件

項目	評価条件	備考
非常用ガス処理系	よう素除去効率：100% 換気率：0.5 回/日	非常用ガス処理系の起動を考慮し保守的に評価
原子炉建屋漏えい	考慮しない	原子炉建屋内の放射性物質による線量率を保守的に評価

第 9 表 建屋内に漏えいした放射性物質による外部被ばく条件

項目	評価条件	選定理由
半球状モデル (評価式)	$D = 6.2 \cdot 10^{-14} \cdot Q_{\gamma} \cdot E_{\gamma} \cdot \left(1 - e^{-\mu \cdot R}\right) \cdot 3600$ <p> D : 放射線量率 (Sv/h) 6.2×10^{-14} : 線量換算係数 $\left(\frac{\text{dis} \cdot \text{m}^3 \cdot \text{Sv}}{\text{MeV} \cdot \text{Bq} \cdot \text{s}}\right)$ Q_{γ} : 原子炉建屋内の放射性物質濃度 (Bq/m³) (0.5MeV 換算値) E_{γ} : ガンマ線エネルギー (0.5MeV/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 : 操作場所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 : 操作場所の空間体積 (m³) </p>	
操作場所の空間体積	460m ³	非常用ガス処理系フィルタトレイン室の空間体積

第 10 表 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	ICRP Publication 71 に基づき設定
	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		
呼吸率	1.2m ³ /h	成人活動時の呼吸率を設定
耐圧強化ベント系配管から評価点までの距離	配管表面から 30cm	操作場所を考慮して設定
非常用ガス処理系フィルタから評価点までの距離	フィルタ表面から 30cm	操作場所を考慮して設定

第 11 表 線量率の評価結果

被ばく経路		線量率 (mSv/h)
建屋内の放射性物質による線量率	外部被ばく	約 5.8×10^{-3}
	内部被ばく	約 1.5×10^1
非常用ガス処理系フィルタからの線量率		約 6.0×10^0
配管からの線量率		約 4.1×10^{-2}
合計線量率		約 2.1×10^1
作業線量 (10 分/個)		約 3.5×10^0 mSv

4. フレキシブルシャフトにおける線量影響について

原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質による直接ガンマ線におけるフレキシブルシャフトへの線量影響について以下のとおり確認した。

線量評価条件を第 12 表に示す。また、評価モデルを第 14 図及び第 15 図に示す。

この結果、フレキシブルシャフトにおける原子炉格納容器フィルタベント系配管(400A)からの直接ガンマ線の 7 日間の積算線量は約 0.89kGy、原子炉格納容器フィルタベント系配管(600A)では約 0.34kGy であり、シリコンゴム及び CR ゴムの耐性値の 100kGy を超えないことを確認した。

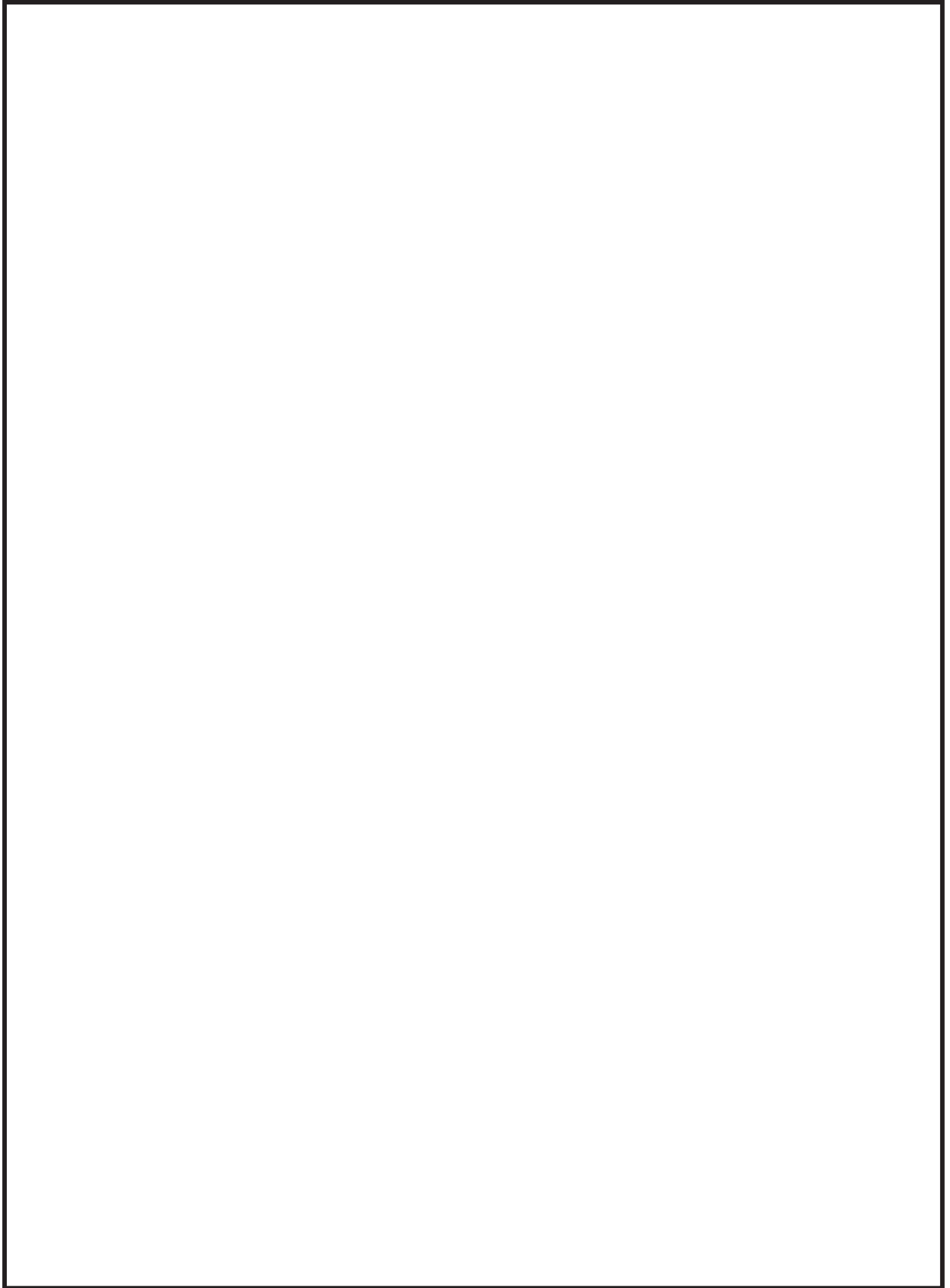
なお、配管内に浮遊した放射性物質(希ガス及び有機よう素を含む。)からの直接ガンマ線は、評価結果の約 0.89kGy と比較して 1 桁程度小さく影響は小さい。

第 12 表 線量評価条件

項目	評価条件	備考
想定事象	大破断 LOCA+HPCS 失敗+低圧 ECCS 失敗+全交流動力電源喪失	代替循環冷却系を使用しない場合
放出量条件	事象発生から約 45 時間後ベント (ドライウェルベント)	サプレッションチェンバ内のプール水でのスクラビングによる除去効果に期待しない
配管の線源条件	配管内に流入する放射性物質 (希ガス及び有機よう素を除く。)の 10%が、配管長 100m に 均一に付着	付着した放射性物質のガンマ線 線源強度を第 13 表に示す。
配管条件	配管外径：406.4mm 及び 609.6mm 配管板厚：9.5mm 配管長：50m	フレキシブルシャフト近傍の原 子炉格納容器フィルタベント系 配管を想定し設定
評価位置	配管表面から 10cm 地点	配管表面からフレキシブルシャ フトまでの最短距離から設定す る。
直接ガンマ線評価 コード	QAD-CGGP2R	三次元形状を扱う遮蔽解析コー ド

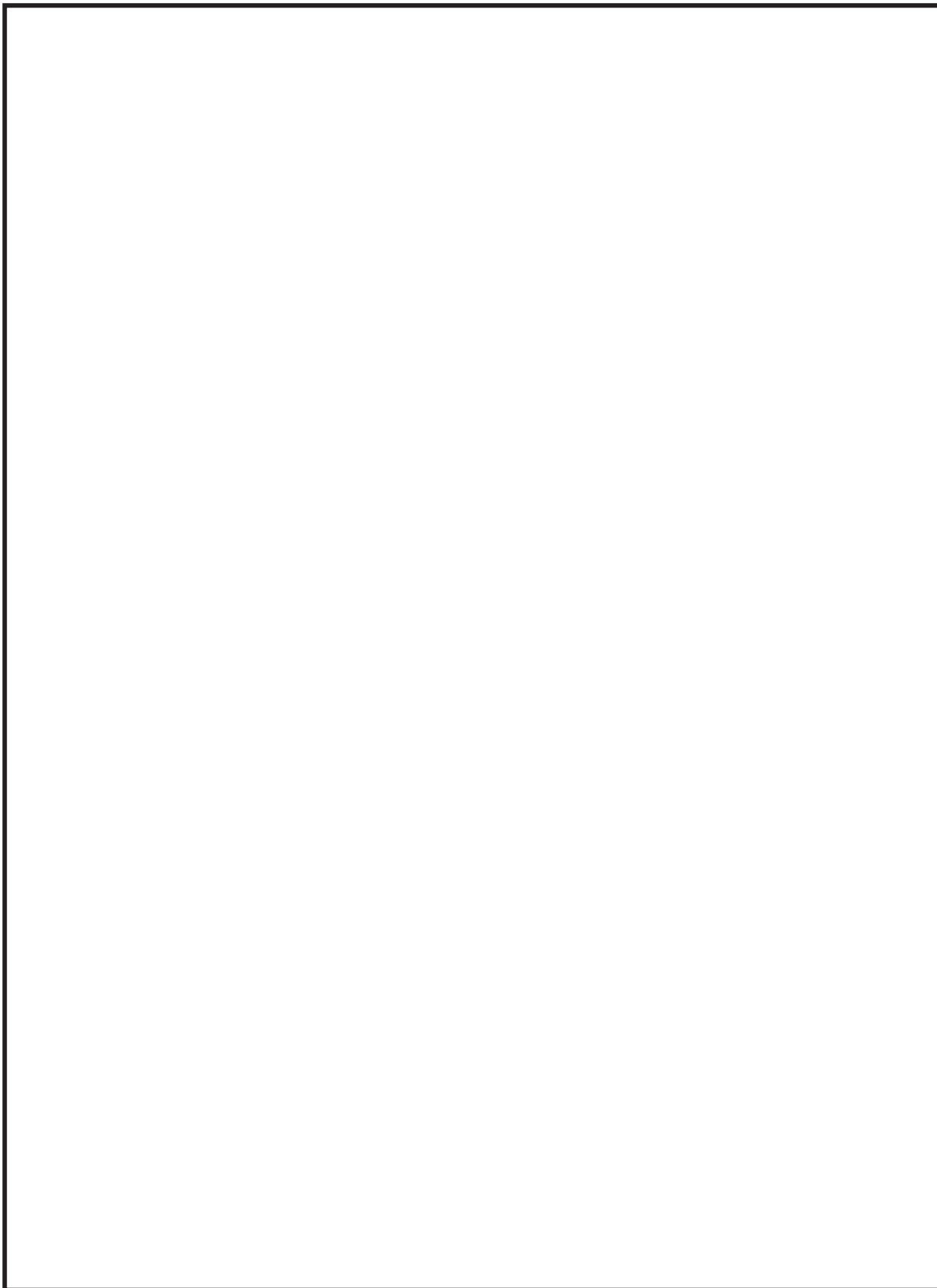
第 13 表 原子炉格納容器フィルタベント系配管のガンマ線線源強度

ガンマ線エネルギー (MeV)	線源強度 (1/10m)
0.01	約 5.5×10^{18}
0.025	約 3.2×10^{18}
0.0375	約 1.1×10^{18}
0.0575	約 1.0×10^{18}
0.085	約 1.1×10^{18}
0.125	約 4.8×10^{17}
0.225	約 3.6×10^{18}
0.375	約 2.0×10^{19}
0.575	約 1.0×10^{19}
0.85	約 3.7×10^{18}
1.25	約 7.6×10^{17}
1.75	約 1.1×10^{18}
2.25	約 3.5×10^{16}
2.75	約 4.1×10^{16}
3.5	約 3.3×10^{14}
5.0	約 8.2×10^6
7.0	約 9.5×10^5
9.5	約 1.1×10^5



第 14 図 原子炉格納容器フィルタベント系配管線量評価モデル (400A 配管)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 15 図 原子炉格納容器フィルタベント系配管線量評価モデル (600A 配管)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

系統内の水素濃度について

原子炉格納容器からのベント中は，系統内に流れがあり水素が局所的に蓄積することはない。一方，ベント停止後はフィルタ装置内に捕集した粒子状放射性物質によるスクラバ溶液の放射線分解により，蒸気とともに水素，酸素が発生する。

発生する水素は蒸気に比べて十分少なく約 0.17%と評価され，蒸気発生量に対して一定となる。さらに，入口配管に接続された窒素供給ラインより窒素を供給することで，系統内の水素濃度は低くなる。

入口配管の水素濃度は，窒素供給を実施することで，約 0.005%と評価される。一方，出口配管の水素濃度は，上述のとおり窒素供給を考慮せずに約 0.17%と評価され，窒素供給を考慮することで更に低減される。

ベント停止後，入口配管については，可搬型窒素ガス供給装置によりフィルタ装置の上流側から窒素を供給し，フィルタ装置を経由し放出口に至る流れを作り，水素を掃気する。

また，出口配管は放出口まで連続上り勾配となり，水素は蒸気とともに放出口に導かれることから，系統内に水素が蓄積することはないが，窒素供給による系統パージ中において，系統内の水素濃度が低下していることを確認するために，可搬型窒素ガス供給装置による系統内の窒素の流れを考慮し，水素濃度計で出口配管の水素濃度を監視する。

(参考)

1. 各運転モードにおける系統構成と系統内の水素濃度について

原子炉格納容器フィルタベント系の各運転モード(系統待機時, ベント実施時, ベント停止後)における系統状態及び系統内の水素濃度について以下に示す。

(1) 系統待機時

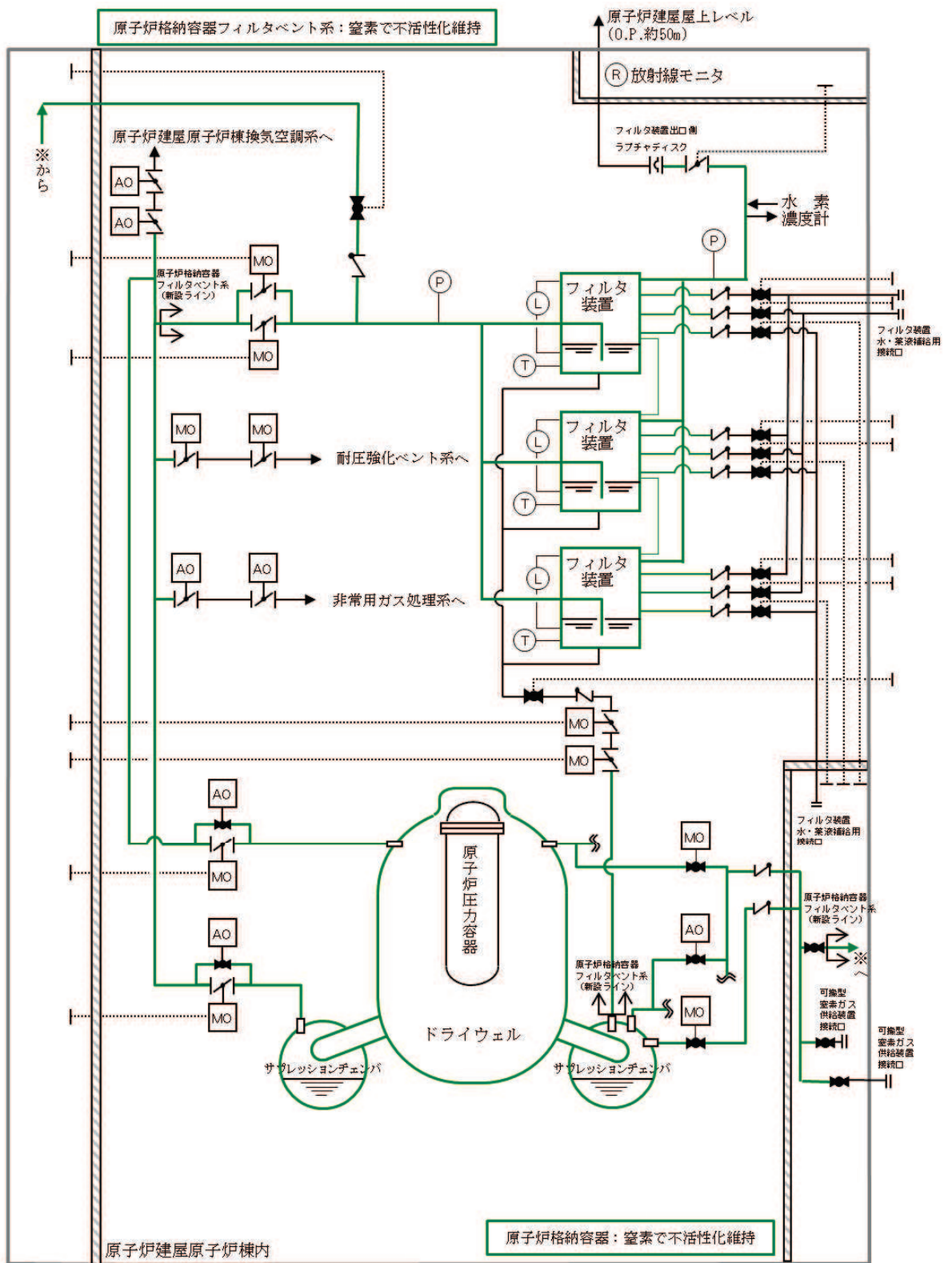
a. 系統状態

系統待機時においては, 原子炉格納容器隔離弁が閉止されており, 隔離弁からフィルタ装置出口側ラプチャディスクの間は窒素により不活性化されている。

系統待機時の状態を第 1 図に示す。

b. 水素濃度

系統待機状態においては, 系統内への水素流入はなく, また, 系統内における水素発生はない。



原子炉建屋

第1図 系統待機時の状態概要図

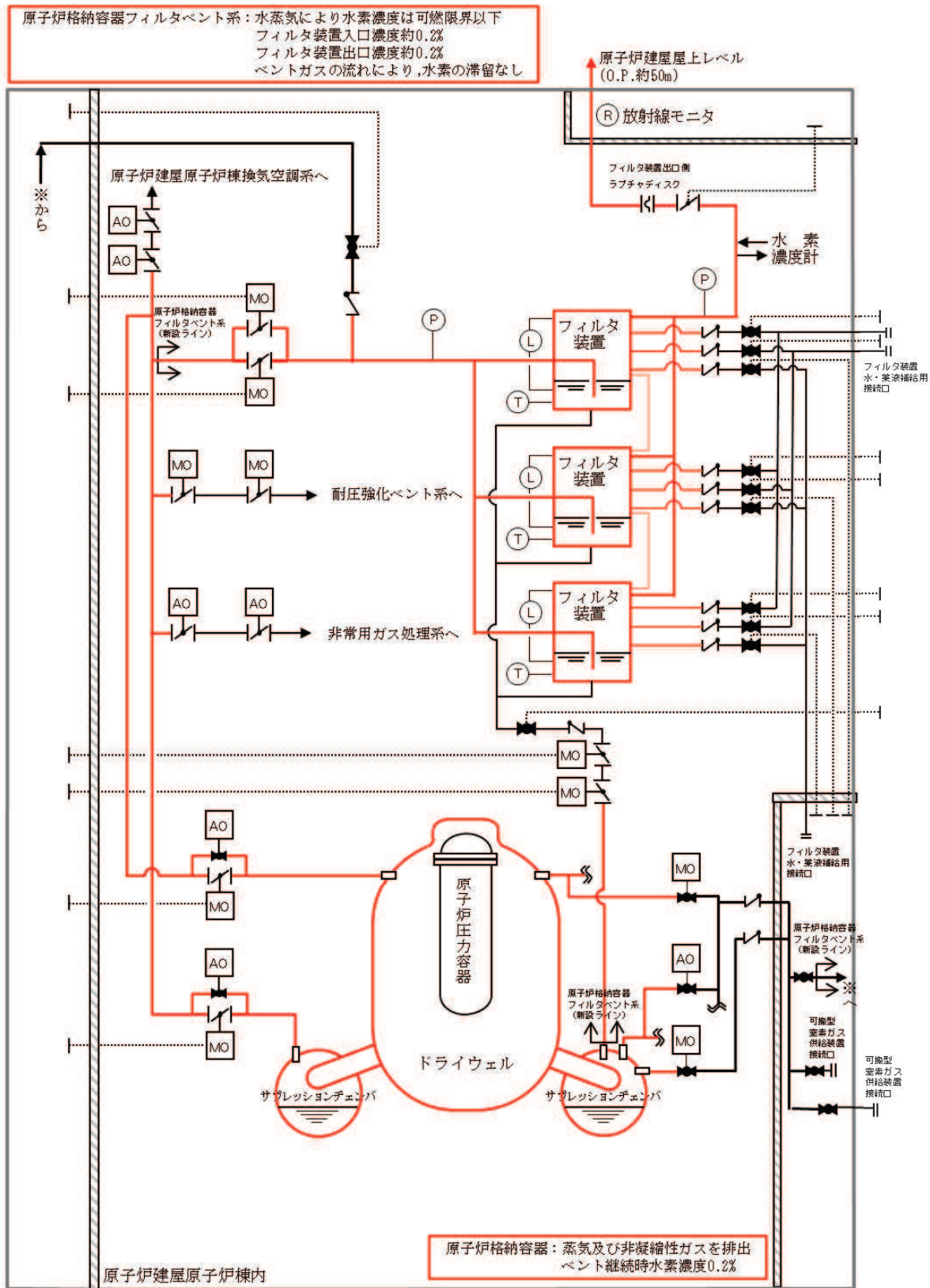
(2) ベント実施時

a. 系統状態

炉心の著しい損傷が発生した場合のベント開始後には、原子炉格納容器内における水-金属反応や水の放射線分解により発生する水素が原子炉格納容器フィルタベント系の系統内に流入するとともに、ベンチュリスクラバにて捕捉した放射性物質によるスクラバ溶液の放射線分解により、フィルタ装置内において水素が発生する。

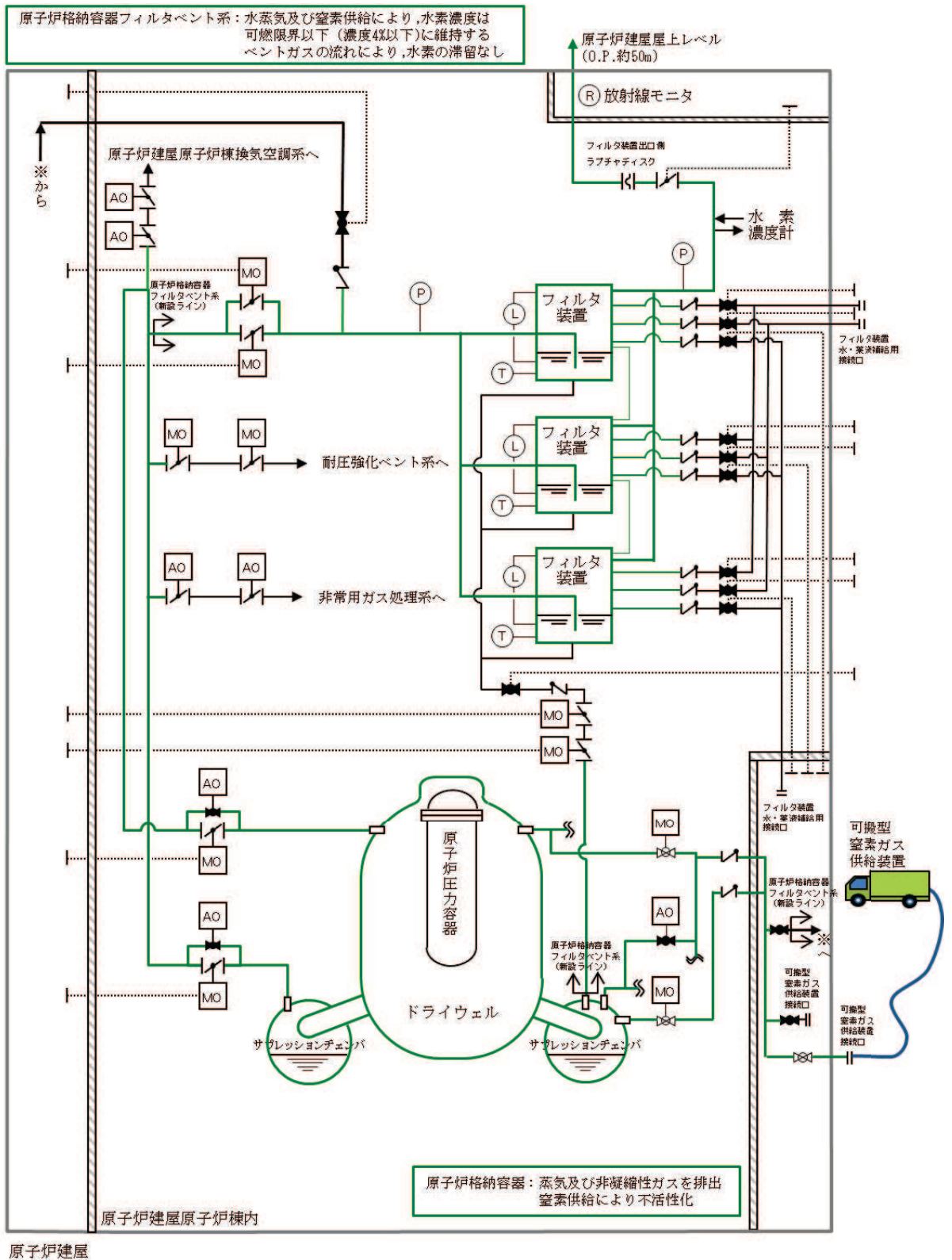
この状態においても、系統待機時の不活性化のために封入した窒素並びに原子炉格納容器及びフィルタ装置において崩壊熱により発生する多量の水蒸気による水素の希釈により、水素濃度は可燃限界には至らない。また、フィルタ装置出口配管が放出口に向かい連続上り勾配となるよう設計しており、系統全体にベントガスの流れがあることから、局所的な水素ガスの滞留及び蓄積は発生しない。

ベント実施時の状態を第2図に、ベント停止前の窒素供給時の状態を第3図に示す。



原子炉建屋

第2図 ベント実施時状態概要図



第3図 原子炉格納容器への窒素供給状態概要図

b. 水素濃度（ベント実施時）

原子炉格納容器フィルタベント系へ流入するベントガスの水素濃度については、原子炉格納容器内での水の放射線分解による水素発生量と、同時に発生する水蒸気発生量の割合から求める。その結果、原子炉格納容器より系統内へ流入するベントガスの水素濃度は約 0.17%となる。

$$\text{水蒸気発生量} = Q \times 1000 / (\text{飽和蒸気比エンタルピ} \\ - \text{飽和水比エンタルピ}) \times 1000 / \text{分子量} \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600$$

$$\text{水素発生量} = Q \times 10^6 \times G \text{ 値}^{(\text{分子}/100\text{eV})} / 100 / (1.602 \times 10^{-19})^{(*1)} \\ / (6.022 \times 10^{23})^{(*2)} \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times \text{放射線吸収割合}$$

$$\text{水素濃度} = \text{水素発生量} / (\text{水蒸気発生量} + \text{水素発生量}) \times 100$$

Q : 崩壊熱 (MW)

注記*1 : $1\text{eV} = 1.602 \times 10^{-19} \text{ [J]}$

*2 : アボガドロ数 6.022×10^{23}

以上の式に重大事故等発生7日後の状態を想定した条件を適用し、水素濃度を求める。

- ・原子炉格納容器圧力はベント実施時の圧力として 100kPa[gage] とする。
- ・原子炉格納容器内の水は沸騰していると想定し、水素発生量のG値は 0.4 (分子/100eV) とする。
- ・放射線吸収割合は 1.0 とする。
- ・重大事故等発生7日後の崩壊熱はQとする。

$$\text{水蒸気発生量} = Q \times 1000 / (2706.24 - 504.68) \times 1000 / 18 \\ \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 = 2034.92 Q \text{ m}^3/\text{h}[\text{normal}]$$

$$\text{水素発生量} = Q \times 10^6 \times 0.4 / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \\ \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times 1.0 = 3.35 Q \text{ m}^3/\text{h}[\text{normal}]$$

$$\text{水素濃度} = 3.35 Q / (2034.92 Q + 3.35 Q) \times 100 = \text{約 } 0.17\%$$

次に、フィルタ装置において発生する水素濃度については、フィルタ装置内のスクラバ溶液の放射線分解による水素発生量と、同時に発生する水蒸気発生量の割合から求める。

水素濃度は系統へ流入するベントガスの水素濃度を求める式と同様の式を用いて計算する。その結果、フィルタ装置より発生する水素濃度は約 0.17%となる。

水素濃度の計算条件は以下のとおりとする。

- ・水の放射線分解に寄与する崩壊熱はQとする。
- ・スクラバ溶液は沸騰しているものと想定し、水素発生量のG値は 0.4 (分子/100eV) とする。
- ・放射線吸収割合は 1.0 とする。

$$\text{水蒸気発生量} = Q \times 1000 / (2675.53 - 418.99) \times 1000 / 18 \\ \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 = 1985.34 Q \text{ m}^3/\text{h}[\text{normal}]$$

$$\text{水素発生量} = Q \times 10^6 \times 0.4 / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \\ \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 = 3.35 Q \text{ m}^3/\text{h}[\text{normal}]$$

$$\text{水素濃度} = 3.35 Q / (1985.34 Q + 3.35 Q) \times 100 = \text{約 } 0.17\%$$

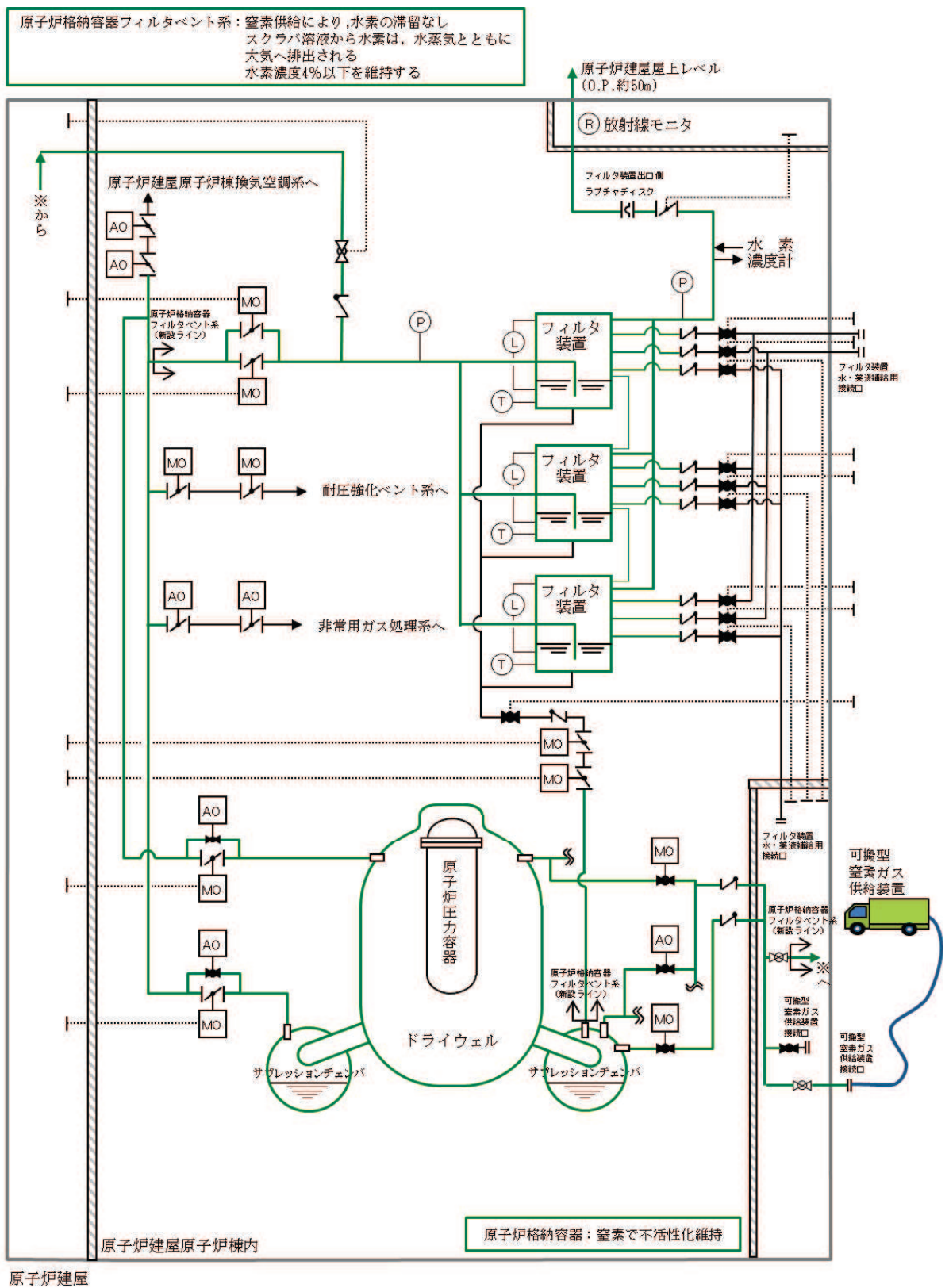
c. 水素濃度 (ベント停止前, 窒素供給時)

窒素供給を開始することで, b. で評価した値より更に水素濃度が低くなることから, 原子炉格納容器を含め系統の水素濃度は約 0.17%を上回ることはない。

(3) ベント停止後

a. 系統状態

ベント停止後, 可搬型窒素ガス供給装置により系統内への窒素供給を開始する。系統内に連続的に窒素を供給することで, 系統内の水素を希釈, 掃気する (フィルタ装置出口側への流れが形成される) ため, フィルタ装置入口配管内に水素が滞留することはなく, スクラバ溶液の放射線分解により発生した水素もこの流れにより, 放出口から掃気される。また, フィルタ装置出口側については, スクラバ溶液が飽和状態にある場合は, 水蒸気発生量が水素発生量を大きく上回るため, 水素濃度が可燃限界に至ることはない。ベント停止後の状態を第4図に示す。



第4図 ベント停止後状態概要図

b. 水素濃度（隔離弁～フィルタ装置）

フィルタ装置入口側へ逆流する水素濃度について、窒素供給量、水素発生量の割合から求める。その結果、水素濃度は約 0.005% となる。

なお、入口配管に逆流する可能性のある水素発生量は以下に示した式を用いて計算する。

$$\begin{aligned} \text{フィルタ装置内水素発生量} &= Q \times 10^6 \times G \text{ 値 (分子/100eV)} \div 100 \\ &\div (1.602 \times 10^{-19}) \div (6.022 \times 10^{23}) \times 22.4 \times 10^{-3} \\ &\times 3600 \times \text{放射線吸収割合} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{入口配管内への水素流量} &= \text{フィルタ装置内水素発生量} \\ &\times \text{フィルタ装置入口配管断面積} \div \text{フィルタ装置断面積} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{水素濃度} &= \text{入口配管への水素流入量} \\ &\div (\text{入口配管への水素流入量} + \text{窒素供給量}) \times 100 \end{aligned}$$

水素濃度の計算条件は以下のとおりとする。

- ・スクラバ溶液は沸騰しているものと想定し、水素発生量の G 値は 0.4（分子/100eV とする）。
- ・水の放射線分解に寄与する熱量は 370kW を想定する。（原子炉格納容器フィルタベント系設計条件）
- ・放射線吸収割合は 1.0 とする。
- ・可搬型窒素ガス供給装置の窒素供給容量は 220m³/h[normal] であるが、保守的に窒素供給量は 180m³/h[normal] とする。

$$\begin{aligned} \text{フィルタ装置内水素発生量} &= 0.37 \times 10^6 \times 0.4 \div 100 \div (1.602 \times 10^{-19}) \\ &\div (6.022 \times 10^{23}) \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times 1.0 \\ &= 1.24 \text{m}^3/\text{h}[\text{normal}] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{入口配管内への水素流量} &= 1.24 \times 0.094 \div 15.3 \\ &= \text{約 } 0.008 \text{m}^3/\text{h}[\text{normal}] \end{aligned}$$

$$\text{水素濃度} = 0.008 \div (0.008 + 180) \times 100 = \text{約 } 0.005\%$$

c. 水素濃度（フィルタ装置～放出口）

原子炉格納容器への窒素供給時の水素濃度については、窒素供給量、水素発生量の割合から求める。その結果、水素濃度は約 0.17%となる。

なお、ベント停止後のフィルタ装置出口側の水素濃度は 1. (2) に示した式を用いて計算する。

水素濃度の計算条件は以下のとおりとする。

- ・フィルタ装置出口が開放しているため、フィルタ装置圧力は大気圧であると想定する。
- ・スクラバ溶液は沸騰しているものと想定し、水素発生量のG値は 0.4（分子/100eV）とする。
- ・崩壊熱はQとする。
- ・放射線吸収割合は 1.0 とする。
- ・窒素供給は考慮しない。

$$\begin{aligned} \text{水蒸気発生量} &= Q \times 1000 / (2675.53 - 418.99) \times 1000 / 18 \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \\ &= 1985.34 \times Q \text{ m}^3/\text{h}[\text{normal}] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{水素発生量} &= Q \times 10^6 \times 0.4 / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \\ &\quad \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 = 3.35 \times Q \text{ m}^3/\text{h}[\text{normal}] \end{aligned}$$

$$\text{水素濃度} = 3.35 \times Q / (1985.34 + 3.35) \times Q \times 100 = \text{約 } 0.17\%$$

(4) 評価の保守性について

各運転モードにおける系統内の水素濃度評価は、水素発生量のG値を用いて算出している。

G値には、設置変更許可申請書の安全解析に用いられる値（沸騰域 0.40 分子/100eV）を使用することにより、評価結果に保守性を持たせている。

実際にシビアアクシデントが発生した状況を想定した場合の水素発生量のG値は、電力共同研究報告書「シビアアクシデントにおける可燃性ガスの挙動に関する研究」において評価されており、その値（沸騰域 0.27 分子/100eV）は許認可で用いられるG値に対して低い値となっている。

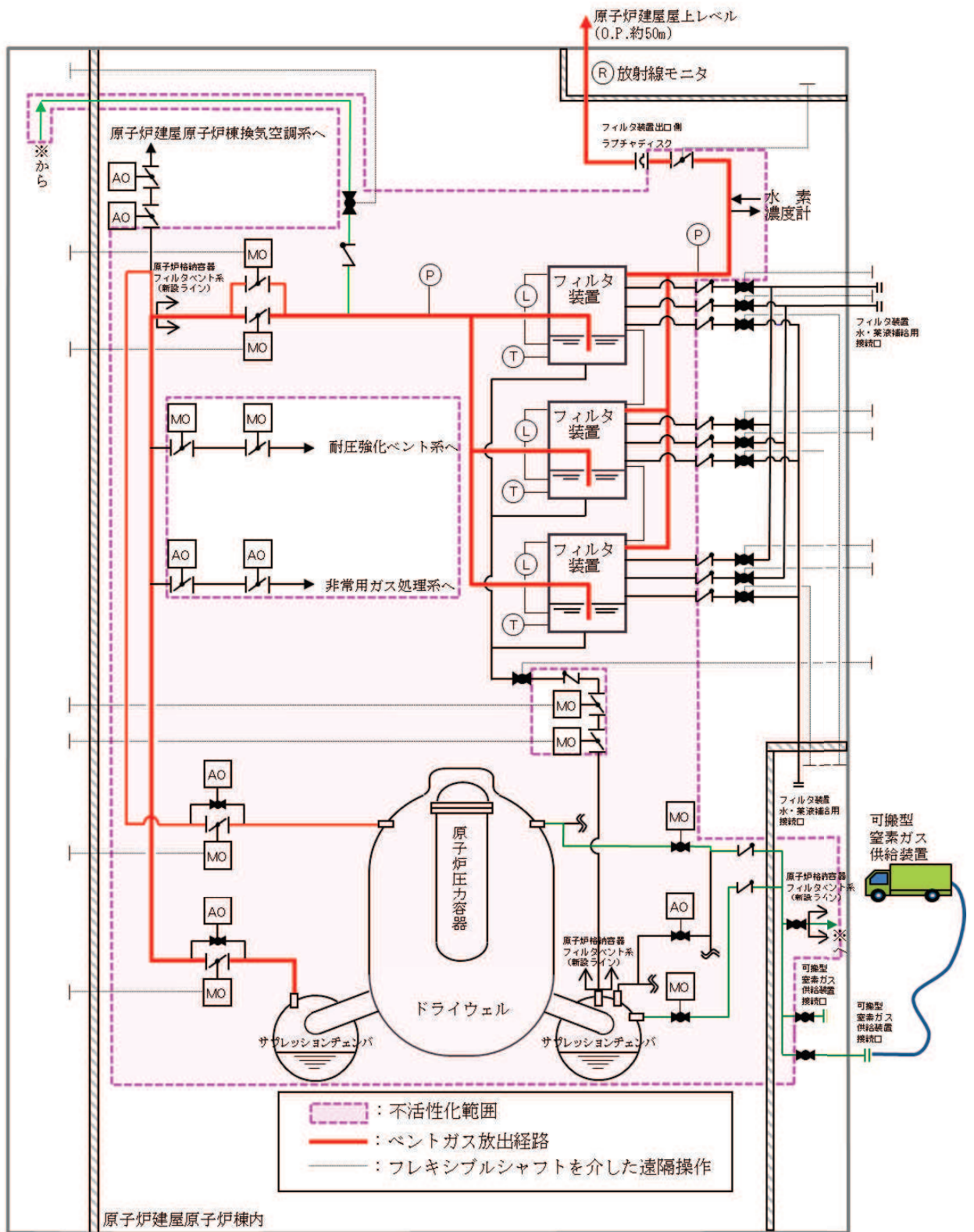
水素が発生する過程では酸素も発生するが、この量を評価に見込まないことで若干の保守性を有することとなる。

以上より、各運転モードにおける水素濃度評価は適切に行われているものとする。

2. 原子炉格納容器フィルタベント系の不活性化について

原子炉格納容器フィルタベント系の不活性化については、プラント起動前に実施する。系統の不活性化に使用する系統について第 5 図に示す。

原子炉格納容器第二隔離弁を閉とした状態で、原子炉格納容器第二隔離弁下流から可搬型窒素ガス供給装置により窒素供給を実施し、フィルタ装置を通じて原子炉格納容器第二隔離弁からフィルタ装置出口側ラプチャディスクの間の窒素置換を実施する。



第5図 原子炉格納容器フィルタベント系の不活性化系統

3. 原子炉格納容器内における気体のミキシングについて

BWR の原子炉格納容器内の気体のミキシング効果については、電力共同研究「格納容器内ミキシング確認試験に関する研究」(S57 年度)によって、原子炉格納容器スプレイや温度差による自然対流に伴う攪拌効果による十分なミキシングが短時間に得られることを確認している。

有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」において、事象発生後約 29 時間から原子炉格納容器スプレイを実施すること及び原子炉格納容器内の温度差により、原子炉格納容器内の気体は十分にミキシングされるものと考えられる。さらに、崩壊熱によって炉心で発生した蒸気が原子炉格納容器内へ放出されることによってもミキシングが促進される。

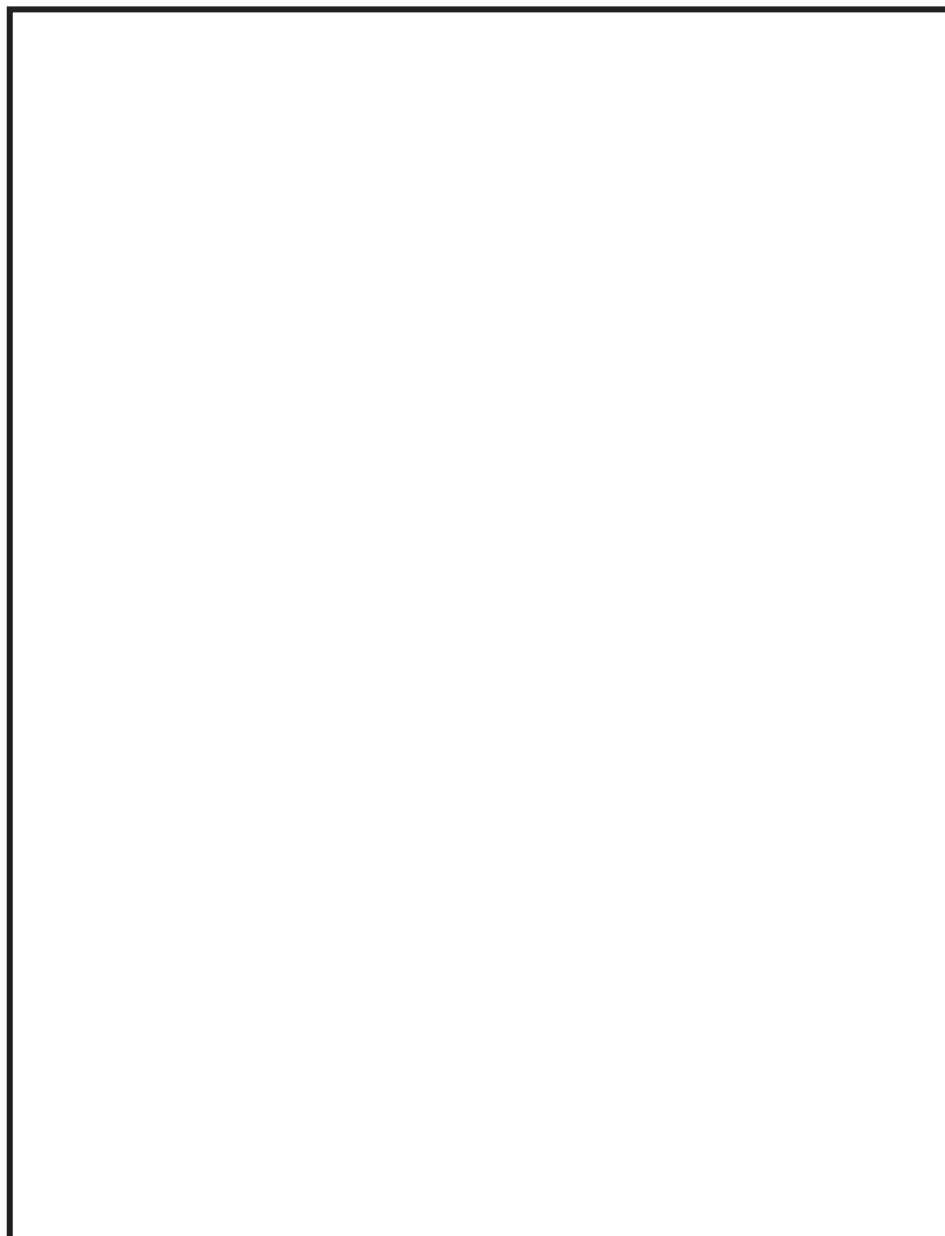
原子炉格納容器スプレイを実施している場合の原子炉格納容器内の気体の流動については、上記研究にて実験的に確認されている。実験結果を第 6 図に示す。10vol%の空気希釈ヘリウムガスの供給を停止すると、原子炉格納容器スプレイにより短期間で十分なミキシング効果が得られることが示されている。

原子炉格納容器内雰囲気と壁面に温度差がある場合のミキシング効果についての実験結果を第 7 図に示す。第 7 図は原子炉格納容器内雰囲気と壁面に 5℃の温度差がある場合のミキシング効果を示しており、10vol%の空気希釈ヘリウムガスを供給しているが、実験開始から約 20 分後までには十分にミキシングされることを示している。BWR の原子炉格納容器内では、原子炉圧力容器が熱源として考えられるため、原子炉格納容器内雰囲気と壁面において少なくとも 5℃以上の温度差は生じているものと考えられる。このため、BWR の原子炉格納容器内において、気体が成層化する等の位置的な濃度の著しい偏りが生じる可能性は低いと考えられる。さらに、本試験は、より成層化の可能性が高い軽い気体であるヘリウムにて攪拌効果を確認しているため、原子炉格納容器内での水素燃焼を防止するためのベント実施判断基準として設定している酸素については、濃度の著しい偏りが生じる可能性はさらに低いと考えられる。

また、シビアアクシデント条件下における原子炉格納容器内の気体のミキシング効果については、比較的単純な形状から大規模で複雑な形状の試験装置に至る国内外の試験において検討されている。代表的なものとして、旧（財）原子力発電技術機構による試験で得られた知見を以下にまとめる。

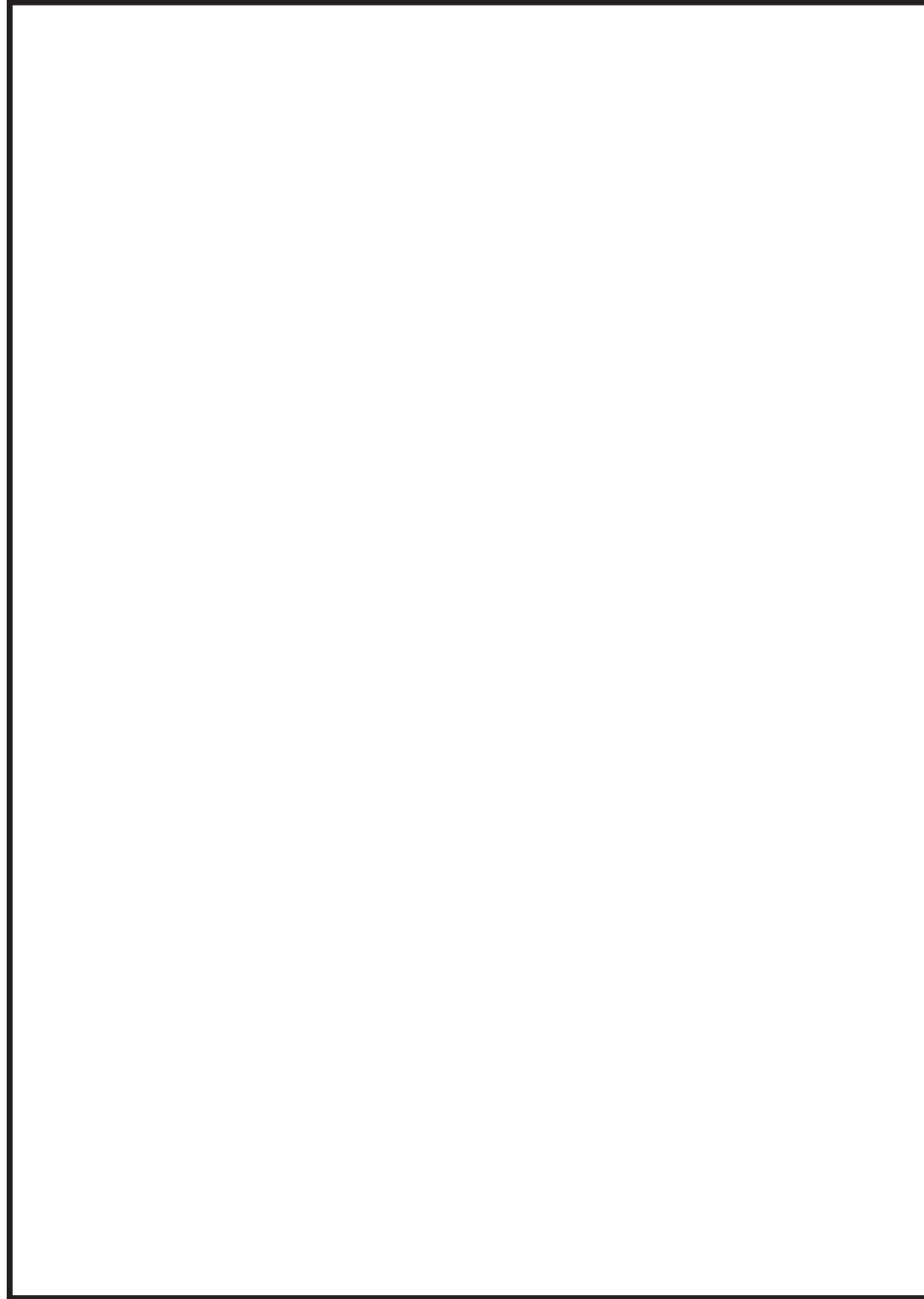
- ・軽い気体（試験では水素をヘリウムで模擬）の放出による自然循環のみでも、ミキシングは比較的良好であった。
- ・水蒸気発生を考慮したケースでは、ミキシングは促進された。
- ・上部区画へ軽い気体を放出して濃度の偏りを生じさせたケースでも、原子炉格納容器スプレイを作動させることによりミキシングは達成された。

本試験は PWR プラントを模擬したものであるが、複雑な区画を含む形状においても十分なミキシングが得られたことが確認されており、BWR プラントでも同様の効果が期待できると考えられる。



第 6 図 原子炉格納容器スプレイ実施時のガス濃度変化

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第7図 原子炉格納容器内雰囲気と壁面の温度差によるガス濃度変化結果

4. 引用文献

- (1) 共同研究報告書，格納容器内ミキシング確認試験に関する研究（S57年度）
- (2) 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書，財団法人 原子力発電技術機構（平成15年3月）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

フィルタ装置使用後の保管管理

原子炉格納容器フィルタベント系使用後には、フィルタ装置には多量の放射性物質が捕集される。そのため、フィルタ装置に捕集された放射性物質が環境に放出されることがないように、原子炉格納容器フィルタベント系使用後は、フィルタ装置内のスクラバ溶液をサプレッションチェンバへ移送し、その後、フィルタ装置内に再度水張して保管する。

なお、フィルタ装置に放射性物質を含んだスクラバ溶液が保管されていたとしても、ベンチュリスクラバから環境への放射性物質の再揮発は防止可能であるが、放射性物質の放出リスクを更に低減するため、スクラバ溶液をサプレッションチェンバへ移送する。

また、金属繊維フィルタに捕集した放射性物質は、原子炉格納容器フィルタベント系使用後にベントガスの流れがない状態においても、崩壊熱により発生する蒸気によって冷却され、金属繊維フィルタの過熱による放射性物質の再浮遊は生じないことを確認している。

放射性よう素フィルタで捕集した放射性よう素は、高温状態で数時間程度水素を通気した場合によう素の再揮発が考えられるが、原子炉格納容器フィルタベント系使用後は、スクラバ溶液をサプレッションチェンバへ移送することで、放射性よう素フィルタに水素が流入しないようにし、放射性よう素フィルタからの放射性よう素の再浮遊を防止する。

また、放射性よう素フィルタの温度上昇を考慮しても、放射性よう素フィルタからの放射性よう素の再浮遊は生じないことを確認している。

なお、原子炉格納容器フィルタベント系使用後には、フィルタ装置出口配管に設置しているフィルタ装置出口放射線モニタにて、フィルタ装置からの放射性物質の放出がないことを確認する。

計装設備が計測不能になった場合の推定方法，監視場所について

1. 計装設備の個数の考え方について

原子炉格納容器フィルタベント系の計装設備は，系統運転時において計装設備の機能喪失が原子炉格納容器フィルタベント系の機能維持のための監視及び放射性物質の除去性能の監視に直接係るパラメータについては，計器を多重化する設計とする。

多重化対象の監視パラメータは以下のとおりである。

- ・フィルタ装置水位（広帯域）
- ・フィルタ装置水温度
- ・フィルタ装置出口放射線モニタ

2. 計測不能となった場合の推定方法について

原子炉格納容器フィルタベント系の計装設備は，計器の故障等により計測ができない場合においても代替パラメータによる推定が可能である。

各主要パラメータに対する代替パラメータ及び代替パラメータによる推定方法を第 1 表に，計装設備概略構成図を第 1 図に示す。

3. 計装設備の監視場所の考え方について

原子炉格納容器フィルタベント系の計装設備は，ベントの実施により現場環境が悪化した場合でも支障がないよう，中央制御室において監視可能な設計とする。また，中央制御室の運転員を介さず，事故状態を把握できるよう緊急時対策所においても監視可能とする。

第1表 原子炉格納容器フィルタベント系 計装設備の代替パラメータによる推定方法 (1/2)

主要パラメータ* ³	個数	監視場所	測定範囲	監視目的	代替パラメータ	代替パラメータによる推定方法
①フィルタ装置水位 (広帯域)	3	中央制御室, 緊急時対策所, 現場* ²	0~3650mm* ¹	フィルタ装置性能維持のための水位監視	1. フィルタ装置水位 (広帯域) (他チャンネル)	1. フィルタ装置水位 (広帯域)の1チャンネルが故障した場合は, 他チャンネルにより推定する。
②フィルタ装置入口圧力 (広帯域)	1	中央制御室, 緊急時対策所, 現場* ²	-0.1MPa~ 1.0MPa[gage]	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	1. ドライウェル圧力 1. 圧力抑制室圧力	1. フィルタ装置入口圧力 (広帯域)の監視が不可能となった場合は, ドライウェル圧力又は圧力抑制室圧力の傾向監視により原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置の健全性を確認する。
③フィルタ装置出口圧力 (広帯域)	1	中央制御室, 緊急時対策所, 現場* ²	-0.1MPa~ 1.0MPa[gage]	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	1. ドライウェル圧力 1. 圧力抑制室圧力	1. フィルタ装置出口圧力 (広帯域)の監視が不可能となった場合は, ドライウェル圧力又は圧力抑制室圧力の傾向監視により原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置の健全性を確認する。
④フィルタ装置水温度	3	中央制御室, 緊急時対策所	0~200℃	フィルタ装置の温度監視	1. フィルタ装置水温度 (他チャンネル)	1. フィルタ装置水温度の1チャンネルが故障した場合は, 他チャンネルにより推定する。

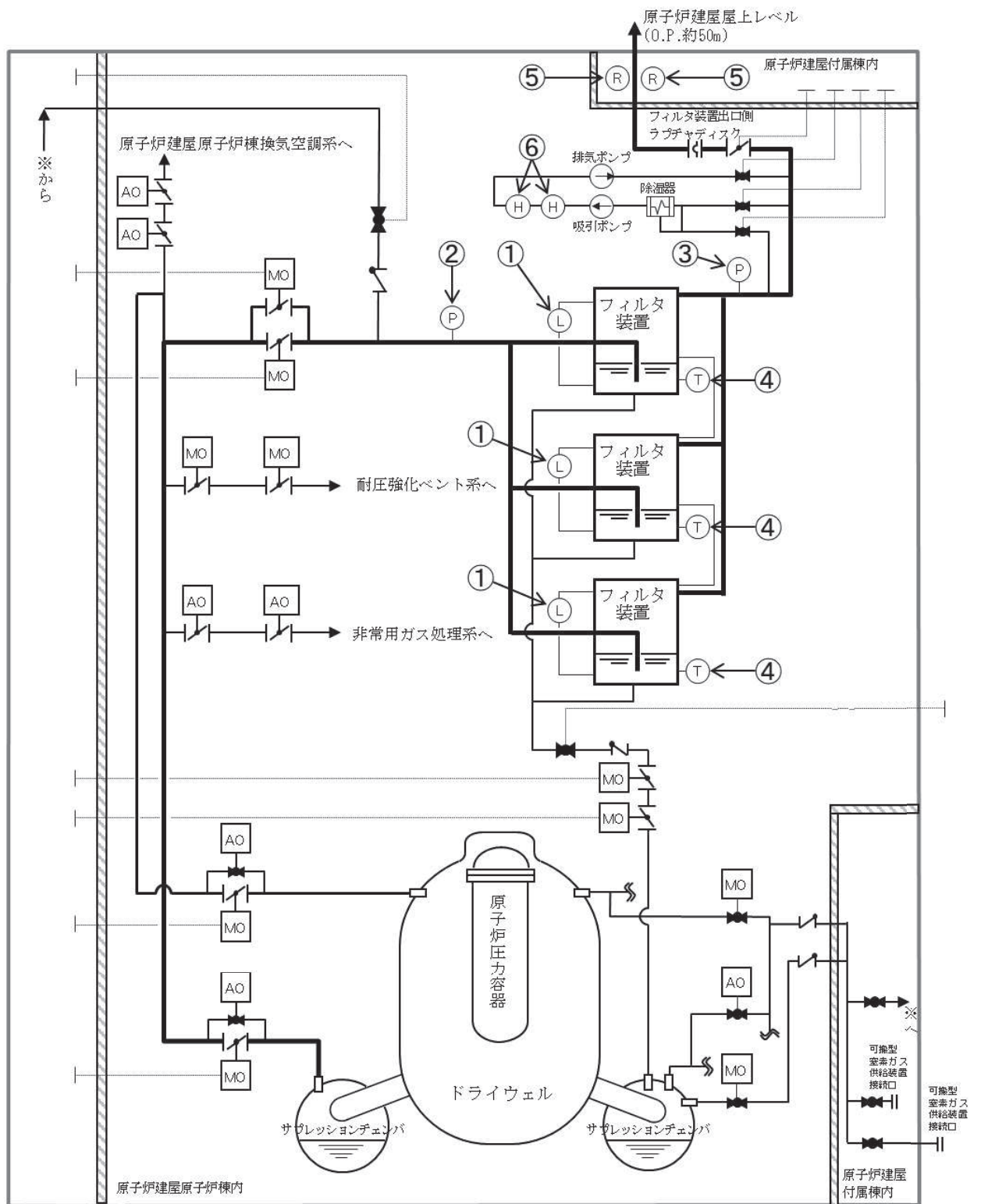
第1表 原子炉格納容器フィルタベント系 計装設備の代替パラメータによる推定方法 (2/2)

主要パラメータ*3	個数	監視場所	測定範囲	監視目的	代替パラメータ	代替パラメータによる推定方法
⑤フィルタ装置 出口放射線モニタ	2	中央制御室, 緊急時対策所	10^{-2} mSv/h～ 10^5 mSv/h	ベント開始時及び継続時に放出されるベントガスの放射性物質濃度の確認	1. フィルタ装置出口放射線モニタ (他チャンネル)	1. フィルタ装置出口放射線モニタの1チャンネルが故障した場合は、他チャンネルにより推定する。
⑥フィルタ装置 出口水素濃度	1	中央制御室, 緊急時対策所	0～30vol%	事故収束時の系統内の水素濃度の確認	1. 格納容器内水素濃度(D/W)	1. フィルタ装置出口水素濃度の監視が不可能となった場合は、原子炉格納容器内の水素が原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置の配管内を通過することから、格納容器内水素濃度(D/W)又は格納容器内水素濃度(S/C)により推定する。
	1		0～100vol%		1. 格納容器内水素濃度(S/C)	

注記*1:基準点はフィルタ装置(本体)下鏡底部。

*2:自主対策設備

*3:主要パラメータの数字は第1図の丸数字に対応する。



原子炉建屋

第 1 図 原子炉格納容器フィルタベント系 計装設備概略構成図

エアロゾルの密度の変化が慣性衝突効果に与える影響について

1. 除去効率への影響

Framatome社製のフィルタ装置は、ベンチュリスクラバと金属繊維フィルタを組み合わせ、エアロゾルを捕集するが、このうちベンチュリスクラバは、慣性衝突効果を利用してエアロゾルを捕集することから、エアロゾルの密度によって、除去効率への影響が表れることが考えられる。しかし、重大事故等時に原子炉格納容器に発生するエアロゾルの密度の変化に対して、ベンチュリスクラバの除去効率の関係式(引用文献(1))を用いて除去効率に与える影響を評価した結果、エアロゾルの密度の変化に対する除去効率の変化は小さいと評価できること、また、JAVA試験で複数の種類のエアロゾルを用いた試験において除去効率に違いが見られていないことから、Framatome社製のフィルタ装置は重大事故等時に発生するエアロゾルの密度の変化に対して除去効率への影響は小さいと評価できる。

2. ベンチュリスクラバの除去効率

(1) エアロゾル密度と除去効率の関係

ベンチュリスクラバでは、ベンチュリノズルを通過するベントガスとベンチュリノズル内に吸い込んだスクラバ溶液の液滴の速度差を利用し、慣性衝突効果によってベントガスに含まれるエアロゾルを捕集する。引用文献(1)において、ベンチュリスクラバにおける除去効率は、以下の式によって表される。

$$P_t = \exp\left(-\frac{V^*}{V_g}\right) = \exp\left(-\frac{V^* Q_L}{V_L Q_g}\right) \dots\dots\dots (式 1)$$

$$V^* = \int_0^T \eta_d |u_d - u_g| A_d dt \dots\dots\dots (式 2)$$

$$\eta_d = \frac{K^2}{(K+0.7)^2} = \frac{1}{(1+0.7/K)^2} \dots\dots\dots (式 3)$$

$$K = \frac{2\tau_p |u_d - u_g|}{d_d} = \frac{2C_{\rho p} d_p^2 |u_d - u_g|}{18\mu d_d} \dots\dots\dots (式 4)$$

ここで、

P_t	: 透過率	T	: 滞留時間
V^*	: 液滴通過ガス体積	τ_p	: 緩和時間
V_g	: ガス体積	A_d	: 液滴断面積
V_L	: 液滴体積	K	: 慣性パラメータ
Q_g	: ガス体積流量	C	: すべり補正係数
Q_L	: 液滴体積流量	μ	: ガス粘性係数
η_d	: 捕集効率係数	ρ_p	: エアロゾル密度
u_g	: ガス速度	d_p	: エアロゾル粒径
u_d	: 液滴速度	d_d	: 液滴径

これらから、透過率 P_t （除去係数 DF の逆数）は、慣性パラメータ K によって決まる捕集効率係数 η_d によって影響を受けることが分かる。

式（4）で表される慣性パラメータ K は、曲線運動の特徴を表すストークス数と同義の無次元数であり、その大きさは、エアロゾル密度 ρ_p 、エアロゾル粒径 d_p 、液粒径 d_d 、ガス粘性係数 μ 、液滴・エアロゾル速度差によって決まる。

エアロゾル粒径 d_p が同じ場合でもエアロゾル密度 ρ_p が増加すると、慣性パラメータ K が増加し、除去効率は増加する。

(2) 重大事故等時に発生するエアロゾルの密度

原子炉格納容器に放出されるエアロゾルの密度は、エアロゾルを構成する化合物の割合によって変化する。「別紙 2 原子炉格納容器フィルタベント系の系統設計条件の考え方について」の表 2-5 に示す化合物について、NUREG-1465 に記載されている割合を用いてエアロゾル密度を計算すると第 1 表のとおり g/cm^3 となる。

第1表 原子炉格納容器の状態とエアロゾルの密度

代表化学形態	炉内内蔵量 (kg)	Gap Release	Early-In-vessel	Ex-vessel	Late-In-vessel	合計
CsI		0.05	0.25	0.30	0.01	0.61
CsOH		0.05	0.20	0.35	0.01	0.61
TeO ₂ , Sb*		0	0.05	0.25	0.005	0.305
BaO, SrO*		0	0.02	0.1	0	0.12
MoO ₂		0	0.0025	0.0025	0	0.005
CeO ₂		0	0.0005	0.005	0	0.0055
La ₂ O ₃		0	0.0002	0.005	0	0.0052
密度 (g/cm ³)		-				

注記 * : 複数の代表化合物を持つグループでは、各化合物の平均値を使用した。

ここで、各化合物の密度は、以下のとおり。

CsI	: 4.5g/cm ³ (引用文献(3))	SrO	: 5.1g/cm ³ (引用文献(2))
CsOH	: 3.7g/cm ³ (引用文献(4))	MoO ₂	: 6.4g/cm ³ (引用文献(2))
TeO ₂	: 5.7g/cm ³ (引用文献(3))	CeO ₂	: 7.3g/cm ³ (引用文献(2))
Sb	: 6.7g/cm ³ (引用文献(2))	La ₂ O ₃	: 6.2g/cm ³ (引用文献(2))
BaO	: 6.0g/cm ³ (引用文献(5))		

(3) エアロゾル密度の変化による影響

エアロゾル密度の変化による捕集効率係数 η_d の変化の計算例を以下に示す。エアロゾル密度は、前記(2)のとおり g/cm³ 付近であるが、ここでは、エアロゾル密度算出に用いた各化合物の密度から、エアロゾル密度 ρ_{p1} が g/cm³ のときの捕集効率係数 η_{d1} と、エアロゾル密度 ρ_{p2} が 3.7g/cm³ のときの捕集効率係数 η_{d2} との比を求める。

$$\frac{\eta_{d1}}{\eta_{d2}} = \frac{K_1^2 (K_2 + 0.7)^2}{K_2^2 (K_1 + 0.7)^2} = \text{$$

$$K_1 = \text{, } K_2 = \text{$$

ここでは、

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

とした。この結果から、密度の変化（）に対して捕集効率係数の変化（）は非常に小さく、除去効率に及ぼす影響が非常に小さいと評価できる。

3. JAVA 試験での除去効率

(1) JAVA 試験の結果

JAVA 試験にて使用した の質量中央径（MMD）の範囲は約 μm となっているが、これら複数の種類のエアロゾルを用いた試験において除去効率に違いが見られていない。エアロゾルの粒径に対する除去係数を第 1 図に示す。



第 1 図 エアロゾルの粒径に対する除去係数

(2) 空気力学的質量中央径による比較

エアロゾルの粒径の指標の一つに「空気力学径」を用いる場合があり、これは様々な密度の粒子に対して、密度 $1\text{g}/\text{cm}^3$ の粒子に規格化したときの粒径を表すものである。

空気力学径が同じであれば、その粒子は密度や幾何学的な大きさとは関係なく、同じ空気力学的挙動を示し、空気力学的質量中央径（AMMD）と質量中央径（MMD）は以下の関係がある。

$$\text{AMMD} = \sqrt{\rho}\text{MMD}$$

ここで、 ρ はエアロゾルの密度である。重大事故等時に想定される主要なエアロゾルの密度及び空気力学的質量中央径を第 2 表に、JAVA 試験にて使用したエアロゾルの密度及び空気力学的質量中央径を第 3 表に示す。重大事故等時に想定される主要なエアロゾルの空気力学的質量中央径の範囲は約 [] μm であり、JAVA 試験にて使用したエアロゾルの空気力学的質量中央径の範囲は約 [] μm となっている。

JAVA 試験にて使用した質量中央径 (MMD) 約 [] の空気力学的質量中央径 (AMMD) はそれぞれ約 [] μm であるが、JAVA 試験における除去効率に大きな違いは見られていない。

以上より、Framatome 社製のフィルタ装置では、重大事故等時のベンチュリスクラバの液滴・ガス速度差が大きいため、重大事故等時に想定されるエアロゾルの密度 ([] g/cm^3) の範囲では、フィルタ装置の除去効率に与える影響は小さく、その除去性能の評価は質量中央径 (MMD)、空気力学的質量中央径 (AMMD) どちらを用いても変わらない。

第 2 表 重大事故等時に想定されるエアロゾルの密度及び空気力学的中央径

代表 エアロゾル	質量中央径 (MMD)	密度	空気力学的 質量中央径 (AMMD)
CsI		約 $4.5\text{g}/\text{cm}^3$	
CsOH		約 $3.7\text{g}/\text{cm}^3$	
TeO ₂		約 $5.7\text{g}/\text{cm}^3$	
Te		約 $6.2\text{g}/\text{cm}^3$ (引用文献(2))	

第 3 表 JAVA 試験にて使用したエアロゾルの密度及び空気力学的中央径

エアロゾル	質量中央径 (MMD)	密度	空気力学的 質量中央径 (AMMD)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

4. 引用文献

- (1) OECD/NEA, “STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS”, (2009) NEA /CSNI/R (2009)
- (2) 理化学辞典第4版
- (3) 理化学辞典第4版増補版
- (4) Hazardous Chemicals Desk Reference
- (5) 理化学辞典第3版増補版
- (6) Aerosol Measurement : Principles, Techniques, and Applications, Third Edition. Edited by P. Kulkarni, P.A. Baron and K. Willeke (2011)

フィルタ装置における化学反応熱について

1. 化学反応熱

重大事故等時に原子炉格納容器で発生したエアロゾル及び無機よう素がフィルタ装置に到達し、ベンチュリスクラバにおいて無機よう素が化学反応した際の生成物は中性物質（よう化ナトリウム (NaI) , 硫酸ナトリウム (Na₂SO₄)) であり、スクラバ溶液の pH に与える影響はほとんどない。また、ベンチュリスクラバにて無機よう素がスクラバ溶液と化学反応することによって発熱するが、この発熱量と、設計条件であるフィルタ装置内の放射性物質の崩壊による発熱量 (370kW) とを比較した結果、ベンチュリスクラバにおける化学反応の発熱量は約 2.5% であり、化学反応の発熱量の影響が十分小さいことを確認した。

重大事故等時に原子炉格納容器で発生した有機よう素及びベンチュリスクラバを通過した無機よう素について、放射性よう素フィルタにおいて有機よう素及び無機よう素が化学反応した際の生成物のうち、 は爆発性のおそれがある物質とされているが、生成量は約 vol% と微量であることから、爆発することはないと考えられる。なお、生成物のうち、 については、光によって分解する性質があるが、放射性よう素フィルタは容器内の遮光された環境にあるため、光分解によるよう素の放出は発生しない。また、放射性よう素フィルタにて有機よう素及び無機よう素が吸着剤と化学反応することによって発熱・吸熱するが、化学反応の発熱・吸熱による温度変化量を評価した結果、放射性よう素フィルタの温度変化が十分小さいことを確認した。

2. ベンチュリスクラバにおける化学反応による発熱量

(1) ベンチュリスクラバにおけるエアロゾルの化学反応による発熱量

ベンチュリスクラバで捕集されるエアロゾルは核分裂生成物エアロゾルと構造材エアロゾルがある。核分裂生成物エアロゾルと構造材エアロゾルは炉内構造物等の金属及びコンクリート含有元素 (Si, Ca, Mg, Al, K 等) で構成されている。それらがスクラバ溶液と反応したときの反応熱の中で 1mol 当たりの発熱量が最も大きいのは であることから、ここでは で代表し、設計条件である 150kg 全量が としてスクラバ溶液で反応したときの発熱量にて影響を評価する。

ベンチュリスクラバにおける の化学反応は以下の熱化学方程式のとおりである。



それぞれの化学種の標準生成エンタルピは以下の値となる (引用文献(1))。



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

熱化学方程式と標準生成エンタルピーより、 kJ となる。

以上より、1mol の の反応には kJ/mol の発熱量を伴うこととなる。

(分子量 g/mol) 150kg は mol に当たることから、発熱量は kJ となる。

kJ

(2) ベンチュリスクラバにおける無機よう素の化学反応による発熱量

ベンチュリスクラバにおける無機よう素の捕集は、スクラバ溶液に添加する薬剤により行われ、その化学反応は以下の熱化学方程式のとおりである。

アルカリ性条件下 (発熱反応)

それぞれの化学種の標準生成エンタルピーは以下の値となる (引用文献(1))。

熱化学方程式と標準生成エンタルピーより、 kJ となる。

以上より、1mol の無機よう素の反応には kJ/mol の発熱量を伴うこととなる。

ここで、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の量について、以下のとおり設定する。

a. よう素炉内内蔵量 (約 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 コードの計算結果より、約 kg とする。

b. 原子炉格納容器へのよう素放出割合 (61%)

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うち無機よう素生成割合 (91%)

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。

d. 原子炉格納容器内の除去 (DF10)

自然沈着、サプレッションチェンバのプール水によるスクラビング効果として、DF10 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 253.8g/mol) の量は約 g (= kg × 61% × 91% × 1/10) であり、約 mol (= g ÷ 253.8g/mol) である。この場合無機よう素と の反応により生じる全発熱量は、約 kJ となる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

[] kJ

(3) ベンチュリスクラバにおける化学反応の発熱量の評価

(1), (2)で求めた発熱量の合計は、約 [] kJ となる。この発熱量に対して、 [] のフィルタ装置内の崩壊熱と比較すると、設計条件としている崩壊熱 370kW において、 [] kJ となり、化学反応による発熱量が十分小さい値であることが分かる。

[]

「別紙 4 スクラバ溶液の保有水量の設定根拠及び健全性について」に示すとおり、

[]

以上より、ベンチュリスクラバにおける化学反応による発熱量が与える影響はないと言える。

3. 放射性よう素フィルタにおける化学反応による発熱

(1) 放射性よう素フィルタにおける有機よう素の化学反応による発熱量

放射性よう素フィルタにおける有機よう素の捕集は、銀ゼオライトへの吸着反応として行われ、その化学反応は以下の熱化学方程式のとおりである。

アルカリ性条件下（発熱反応）

[]

それぞれの化学種の標準生成エンタルピは以下の値となる（引用文献(1)）。

[]

熱化学方程式と標準生成エンタルピより、 $Q = []$ kJ となる。

以上より、1mol の有機よう素 CH_3I の反応には [] kJ/mol の発熱量を伴うこととなる。

ここで、放射性よう素フィルタに流入する有機よう素の量について、以下のとおり設定する。

a. よう素炉内内蔵量（約 [] kg）

2. (2)と同様。

b. 原子炉格納容器へのよう素放出割合（61%）

2. (2)と同様。

c. 原子炉格納容器に放出されるよう素のうち有機よう素生成割合（4%）

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。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

d. よう素重量から有機よう素重量への補正

よう素 (I) の分子量 126.9g/mol 及びよう化メチル (CH_3I) の分子量 141.9g/mol から、 $141.9/126.9 \approx 1.12$ である。

以上より、放射性よう素フィルタに流入する有機よう素 (分子量 141.9g/mol) の量は約 g (\approx kg $\times 61\% \times 4\% \times 1.12$) となり、これは約 mol である。

したがって、放射性よう素フィルタにおける有機よう素の反応による発熱量は約 kJ となる。

有機よう素の全量が で放射性よう素フィルタへ捕集されたと考えると、発熱量は約 kW となる。

(2) 放射性よう素フィルタにおける無機よう素の化学反応による吸熱量

放射性よう素フィルタにおける無機よう素の銀ゼオライトへの吸着反応は、以下の熱化学方程式で示される。

それぞれの化学種の標準生成エンタルピーは以下の値となる (引用文献(1))。

熱化学方程式と標準生成エンタルピーより、 kJ となる。

以上より、1mol の無機よう素 I_2 の反応には kJ/mol の吸熱量を伴うこととなる。

ここで、放射性よう素フィルタに流入する無機よう素の量について、以下のとおり設定する。

a. よう素炉内内蔵量 (約 kg)

2. (2) と同様。

b. 原子炉格納容器へのよう素放出割合 (61%)

2. (2) と同様。

c. 原子炉格納容器に放出されるよう素のうち無機よう素生成割合 (91%)

2. (2) と同様。

d. 原子炉格納容器内の除去 (DF10)

2. (2) と同様。

e. フィルタ装置内のベンチュリスクラバによる除去 (DF)

フィルタ装置内のベンチュリスクラバによる除去効果として、DF とする。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

以上より、放射性よう素フィルタに流入する無機よう素（分子量 253.8g/mol）の量は約 g（ \div kg \times 61% \times 91% \times 1/10 \times ）となり、これは約 mol である。したがって、放射性よう素フィルタにおける無機よう素による反応熱量は約 kJ となる。

無機よう素の全量が で放射性よう素フィルタへ捕集されたと考えると、吸熱量は約 kW となる。

(3) 放射性よう素フィルタにおける化学反応の発熱量の評価

(1)(2)で求めた反応熱量の合計は kW となる 。この発熱量による放射性よう素フィルタの上昇温度を求めるために、放射性よう素フィルタに流入する水蒸気に上述の発熱量を加算する。水蒸気の圧力、温度条件は、放射性よう素フィルタが流量制限オリフィスの下流側に設置されるため、大気圧及びその飽和温度とする。

$$\cdot \text{蒸気発生量} = \text{ kg/s}$$

$$\cdot \text{比熱 (100}^\circ\text{C 飽和蒸気)} = 2.077 \text{ kJ/kg/}^\circ\text{C}$$

ベントガスを 1°C 上昇させるのに必要な熱量を求める。

$$\text{ kg/s} \times 2.077 \text{ kJ/kg/}^\circ\text{C} = \text{ J/s/}^\circ\text{C}$$

次に、放射性よう素フィルタの温度上昇を求める。

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

以上より、放射性よう素フィルタにおける化学反応による発熱量が与える温度変化は十分小さいため、影響はないと言える。

4. 引用文献

(1) 化学便覧基礎編改訂 5 版

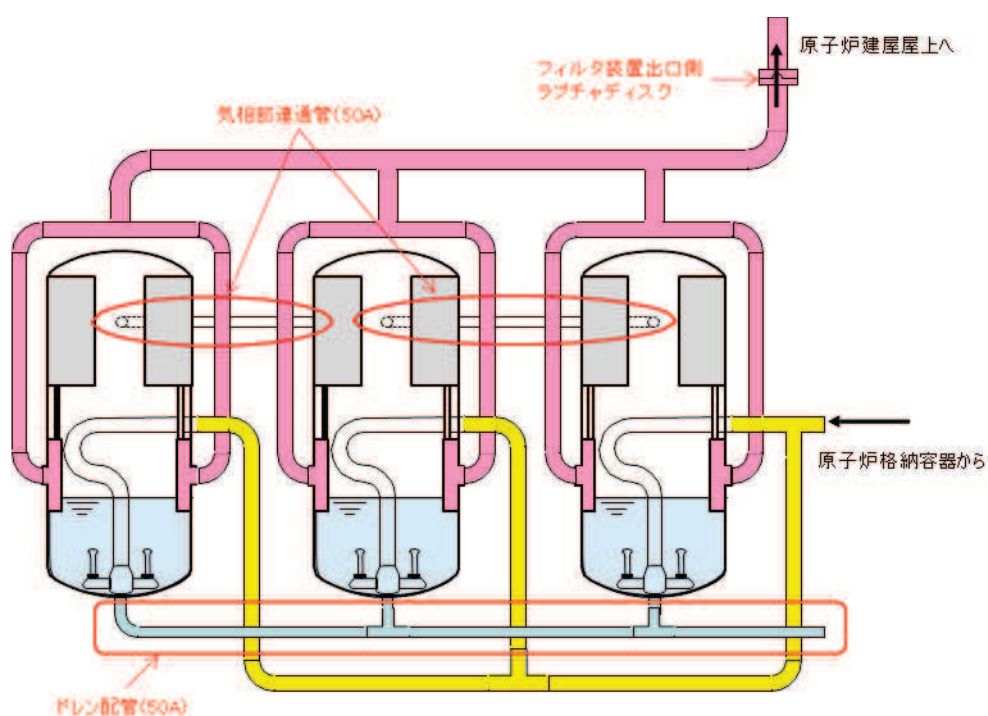
フィルタ装置の台数の違いによる影響

原子炉格納容器フィルタベント系は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器の過圧による破損を防止し、排気に含まれる放射性物質を低減させることができる設計とする。

原子炉格納容器フィルタベント系は、フィルタ装置 1 基（全 3 台）の構成としていることから、台数による影響について評価する。

1. フィルタ装置周りの系統概要

原子炉格納容器フィルタベント系は、原子炉格納容器から排出されたベントガスが、フィルタ装置の上流で分岐し 3 台のフィルタ装置へ流入、フィルタ装置にて放射性物質を低減させた後、フィルタ装置下流にて合流し、大気へ放出できる設計とする。フィルタ装置周りの系統概要を第 1 図に示す。



第 1 図 フィルタ装置周りの系統概要

2. 設計方針における台数による影響と設計要求事項

原子炉格納容器フィルタベント系は、フィルタ装置 1 基（全 3 台）の構成としていることから、台数による影響を網羅的に確認するため、フィルタ装置 3 台を設置する場合の考慮事項を抽出した。設計方針における台数による考慮事項について第 2 表に示す。

原子炉格納容器フィルタベント系は、フィルタ装置 3 台を設置するため、フィルタ装

置 1 台を設置する場合と異なりベントガスの分岐及び合流を行う必要がある。そのため、各フィルタ装置のベントガス流量にばらつきが生じる可能性がある。

フィルタ装置 1 台当たりのベントガス流量にばらつきが発生した場合には、第 2 表から抽出した以下の影響により所定の性能を発揮することができない可能性がある。

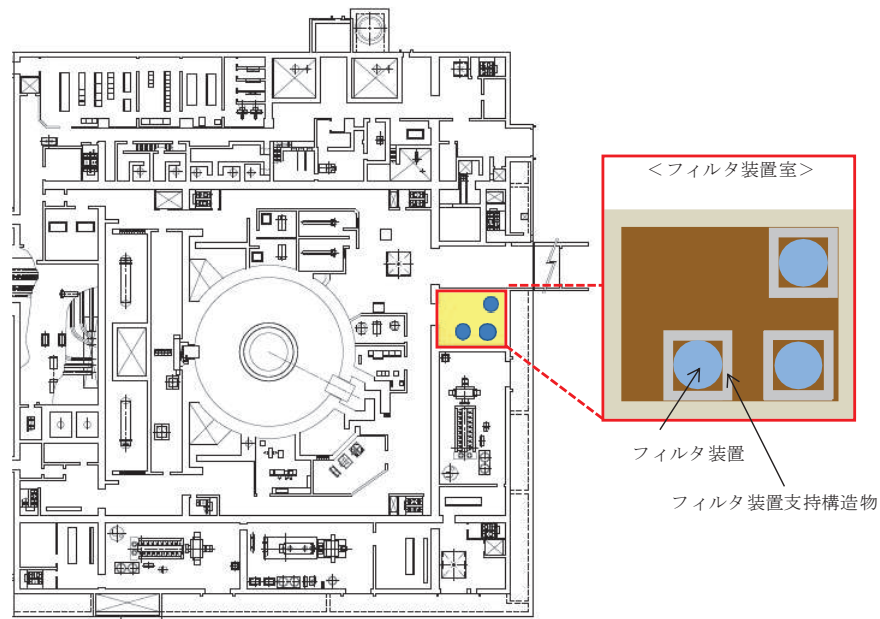
- (1) 想定している運転範囲からの逸脱
- (2) エアロゾルによる金属繊維フィルタ及びドレン配管の閉塞
- (3) 原子炉格納容器内で発生した酸によるスクラバ溶液の pH の異常低下
- (4) 捕集した放射性物質の崩壊熱による水量の異常低下

したがって、フィルタ装置 3 台を設置する場合の設計要求事項は、所定の性能を発揮することが可能なよう、フィルタ装置 1 台当たりのベントガス流量を同等とし、ベントガス流量のばらつきによる影響を防止することである。

3. 設計における考慮事項

原子炉格納容器フィルタベント系は、ベントガス流量のばらつきによる影響を防止するため以下について考慮した設計とする。

- (1) 各フィルタ装置の設計条件（ベンチュリノズル个数，金属繊維フィルタ个数，流量制限オリフィス个数，放射性よう素フィルタの構造等）を同等とする。
- (2) 各フィルタ装置の気相部及び液相部をそれぞれ連通管で接続する。
- (3) すべてのフィルタ装置を近接配置する（第 2 図）。
- (4) 配管の分岐部をフィルタ装置近傍に設置する。



第 2 図 フィルタ装置配置図（原子炉建屋地上 1 階）

4. ベントガス流量評価

フィルタ装置入口配管の圧力損失の差を小さくするような配管ルートとしており、想定している運転範囲においてベンチュリノズルにおける流速が一定以上となるようにベントガス流量比の差を %以内とすることを設計目標としている。

フィルタ装置入口配管の分岐部から各フィルタ装置までの圧力損失とベントガス流量を評価した結果、フィルタ装置の入口流量比の差は %であり、ベントガス流量のばらつきによる影響がないことを確認した。フィルタ装置入口側の圧力損失及びガス流量を第1表に示す。

第1表 フィルタ装置入口側の圧力損失及びガス流量

	圧力損失 (kPa)	流量比 (%) *
フィルタ装置 (A)		
フィルタ装置 (B)		
フィルタ装置 (C)		

注記*：フィルタ装置 (B) の流量を 100% としたときの値。

フィルタ装置出口配管については、配管の圧力損失の差を小さくするような設計としており、また、フィルタ装置内の流量制限オリフィスにより となる設計とすることから流量は同等となる。

5. まとめ

以上より、フィルタ装置 3 台を設置する場合の考慮事項を抽出し評価した結果、フィルタ装置 1 台当たりのベントガス流量にばらつきが発生し、性能に影響を与える可能性があるが、フィルタ装置 1 台当たりのベントガス流量を同等となる設計とすることから、所定の性能を発揮することが可能である。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第2表 設計方針における台数による考慮事項と影響評価結果 (1/4)

フィルタ装置を3台並列に設置する場合の考慮事項		対応方針及び影響評価結果	
		設計要求事項	
排気容量 (ベントガス流量)	フィルタ装置1台当たりのベントガス流量に差がでることによって運転範囲 (ベントガス流量) から逸脱する可能性がある。	<ul style="list-style-type: none"> フィルタ装置1台当たりのベントガス流量を同等とする。 	<ul style="list-style-type: none"> ベントガス流量が同等となるよう設計するため、各フィルタ装置においてベントガス流量が運転範囲内に収まることから排気容量への影響はない。
閉塞防止	エアロゾルはベントガス流量が大きいフィルタ装置へ多く流入することになり、一部の金属繊維フィルタ及び液相部のドレン配管 (排水配管) が閉塞する可能性がある。	<ul style="list-style-type: none"> フィルタ装置1台当たりのベントガス流量を同等とする。 	<ul style="list-style-type: none"> ベントガス流量が同等となるよう設計するため、各フィルタ装置へエアロゾルが均等に流入する。金属繊維フィルタへ移行するエアロゾル量は金属繊維フィルタの許容負荷量に対して小さいことを確認しており金属繊維フィルタの閉塞への影響はない。また、フィルタ装置底部へのエアロゾルの蓄積により、液相部のドレン配管 (排水配管) が閉塞しないことを確認しており液相部のドレン配管 (排水配管) の閉塞への影響はない。
放射性物質の捕集及び保持	フィルタ装置1台当たりのベントガス流量に差がでることによって各フィルタ部におけるフィルタ性能を発揮できる運転範囲 (ベントガス流量及び過熱度) から逸脱する可能性がある。	<ul style="list-style-type: none"> フィルタ装置1台当たりのベントガス流量を同等とする。 	<ul style="list-style-type: none"> ベントガス流量が同等となるよう設計するため、各フィルタ装置においてベントガス流量が運転範囲内に収まることから放射性物質の捕集及び保持への影響はない。

第2表 設計方針における台数による考慮事項と影響評価結果 (2/4)

フィルタ装置を3台並列に設置する場合の考慮事項		設計要求事項	対応方針及び影響評価結果
水量の確保	放射性物質はベントガス流量が大きいフィルタ装置へ多く流入することになり、捕集した放射性物質の崩壊熱により一部のフィルタ装置のスクラバ溶液の水量が下がる可能性がある。	<ul style="list-style-type: none"> フィルタ装置1台当たりのベントガス流量を同等とする。 連通管を設置する。 	<ul style="list-style-type: none"> ベントガス流量が同等となるよう設計するため各フィルタ装置へ放射性物質が均等に流入する。また、各フィルタ装置の液相部及び気相部をそれぞれ連通管で接続する設計とするため各フィルタ装置の水位が等しくなることから水量の確保への影響はない。 外部接続口からフィルタ装置それぞれに対して水を補給可能な構成としており、また、各フィルタ装置のスクラバ溶液の水位を監視可能とするため、各フィルタ装置に水位計を設置することから水量の確保への影響はない。
水質	原子炉格納容器内で発生した酸はベントガス流量が大きいフィルタ装置へ多く流入することになり、一部のフィルタ装置のスクラバ溶液のpHが下がる可能性がある。	<ul style="list-style-type: none"> フィルタ装置1台当たりのベントガス流量を同等とする。 	<ul style="list-style-type: none"> 待機時においては、各フィルタ装置のスクラバ溶液は、十分な量の薬液を保有しており、定期的にスクラバ溶液の薬液濃度を確認することから水質への影響はない。 ベント時においては、ベントガス流量が同等となるよう設計するため各フィルタ装置へ酸が均等に流入する。また、外部接続口からフィルタ装置それぞれに対して薬液が補給可能な構成としていていることから水質への影響はない。
放出高さ	放出口の高さは、フィルタ装置の台数による影響なし。	—	—

第2表 設計方針における台数による考慮事項と影響評価結果 (3/4)

フィルタ装置を3台並列に設置する場合の考慮事項		設計要求事項	対応方針及び影響評価結果
水素爆発の防止	可搬型窒素ガス供給装置等により窒素置換が可能なため台数による影響なし。	—	—
他への悪影響防止	他系統とは弁により隔離しているため、フィルタ装置の台数による影響なし。	—	—
設計基準事故対処設備に対する多様性及び独立性、位置的分散	すべてのフィルタ装置を原子炉建屋原子炉棟内のフィルタ装置室に設置しているため、フィルタ装置の台数による影響なし。	—	—
操作の確実性	ベントの操作に必要な隔離弁は、フィルタ装置入口配管の分岐部より上流側にあるため、フィルタ装置の台数による影響なし。	—	—
補助操作	ベント後可能な限り運転員等の操作が不要となるようスクラバ溶液の水量を設定しているため、フィルタ装置の台数による影響なし。	—	—

第2表 設計方針における台数による考慮事項と影響評価結果 (4/4)

フィルタ装置を3台並列に設置する場合の考慮事項		設計要求事項	対応方針及び影響評価結果
溶融炉心及び水没による悪影響防止	原子炉格納容器の接続位置は、フィルタ装置の台数による影響なし。		
作業員被ばく低減	すべてのフィルタ装置を原子炉建屋原子炉棟内のフィルタ装置室に設置しているため、フィルタ装置の台数による影響なし。	—	—
水素及び放射性物質濃度の監視	フィルタ装置出口配管の合流部より下流側に水素濃度計及び放射線モニタを設置することから、フィルタ装置の台数による影響なし。	—	—
環境条件	環境条件は、フィルタ装置の台数による影響なし。	—	—
試験又は検査	すべてのフィルタ装置で点検を行える必要があるが、すべてのフィルタ装置にマンホールを設置していることから、フィルタ装置の台数による影響なし。	—	—

(参考 1) 設計目標の考え方について

原子炉格納容器フィルタベント系は、フィルタ装置 1 基 (全 3 台) の構成としており、フィルタ装置 1 台当たりのベントガス流量にばらつきが発生することで、フィルタ装置の性能に影響がでる可能性がある。このため、原子炉格納容器フィルタベント系の性能を確保するためにベントガス流量比の差を %以内とすることを設計目標としている。

1. 設計目標の考え方

原子炉格納容器フィルタベント系は、所定の性能を確保するためにベンチュリノズルの流速について、メーカーが定めている流速以上にする必要がある。その理由を以下に示す。

フィルタ装置における粒子状放射性物質の除去は、ベンチュリスクラバ及び金属繊維フィルタの組合せにより行う設計とする。このうちベンチュリスクラバにおける粒子状放射性物質の除去は、慣性衝突効果によるものが支配的である。慣性衝突効果はエアロゾル粒径が大きい程大きく、ベントガス流速が早い程大きくなる傾向がある。そのため、ベンチュリスクラバにおいて粒径が小さいエアロゾルに対しても除去を期待するためにはベンチュリノズルの流速を一定以上にする必要がある。

このため、フィルタ装置 1 台当たりのベントガス流量にばらつきが発生した場合においても、ベンチュリノズルにおける流速 (流量) が一定 (メーカーが定めている流速) 以上となるようにベントガス流量比の差を %以内に設定している。

2. 流量のばらつきによる影響

フィルタ装置 1 台当たりの流量のばらつきが発生した場合には、以下の影響により所定の性能を発揮することができない可能性がある。

(1) 想定している運転範囲からの逸脱

原子炉格納容器フィルタベント系は、想定する運転範囲としてベントガス流量を kg/s としており、このベントガス流量が各フィルタ装置に均等に分配されるように設計する。このため、フィルタ装置 1 台当たりのベントガス流量にばらつきが発生することにより、各フィルタ装置で想定している流量が増減することで、想定している運転範囲から逸脱する可能性がある。この結果、除去性能検証試験で確認された試験範囲から逸脱し、所定の除去性能が発揮できない可能性がある。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) エアロゾルによる金属繊維フィルタ及びドレン配管の閉塞

フィルタ装置 1 台当たりのベントガス流量にばらつきが発生することにより、一部のフィルタ装置のベントガス流量が大きくなる。この結果、流量が大きくなったフィルタ装置に流入するエアロゾル量が増加し、金属繊維フィルタ及びドレン配管の閉塞が発生する可能性がある。

(3) 原子炉格納容器内で発生した酸によるスクラバ溶液の pH の異常低下

フィルタ装置 1 台当たりのベントガス流量にばらつきが発生することにより、一部のフィルタ装置のベントガス流量が大きくなる。この結果、流量が大きくなったフィルタ装置に流入する酸の量が増加し、スクラバ溶液の pH が異常に低下する可能性がある。

(4) 捕集した放射性物質の崩壊熱による水量の異常低下

フィルタ装置 1 台当たりのベントガス流量にばらつきが発生することにより、一部のフィルタ装置のベントガス流量が大きくなる。この結果、流量が大きくなったフィルタ装置に流入する放射性物質が多くなり、放射性物質の崩壊熱が大きくなることでスクラバ溶液が異常に低下する可能性がある。

3. 設計目標の妥当性

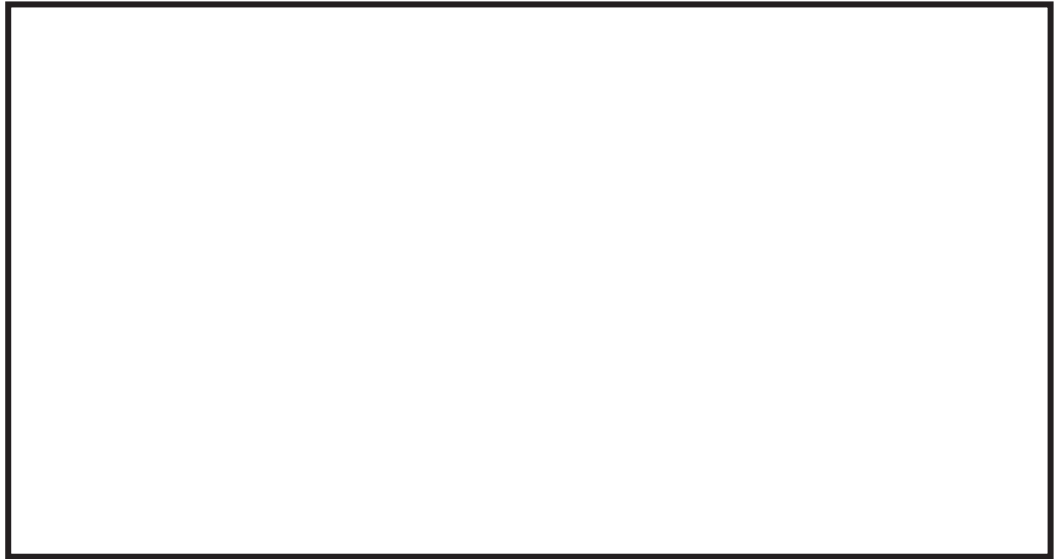
フィルタ装置周りの配管は、各フィルタ装置のベントガス流量が同等になるように、ベントガス流量比の差を設計目標である %以内となるように設計する。ここでは、ベントガス流量比の差が %となった場合の影響について評価を行い、所定の性能に影響がないことを確認した。確認結果の詳細は以下のとおり。

(1) 想定している運転範囲からの逸脱

a. 金属繊維フィルタ

第 3 図に金属繊維フィルタにおけるガス流速に対して整理した除去性能検証試験結果を示す。第 3 図より、流量にばらつきが発生した場合においても、除去性能検証試験で除去係数 DF1000 以上を満足していることから、金属繊維フィルタにおける運転範囲への影響はない。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 3 図 金属繊維フィルタの速度に対するフィルタ装置の除去係数

なお、ベンチュリスクラバでは、無機よう素も捕集・保持するが、除去性能に影響を与える因子はスクラバ溶液の pH であり、流速に依存しないためベンチュリスクラバにおける無機よう素の捕集・保持に影響はない。

b. ベンチュリスクラバ

第 4 図にベンチュリノズルにおけるガス流速に対して整理した除去性能検証試験結果を示す。第 4 図より、流量にばらつきが発生した場合においても、除去性能検証試験で除去係数 DF1000 以上を満足していることから、ベンチュリスクラバにおける運転範囲への影響はない。

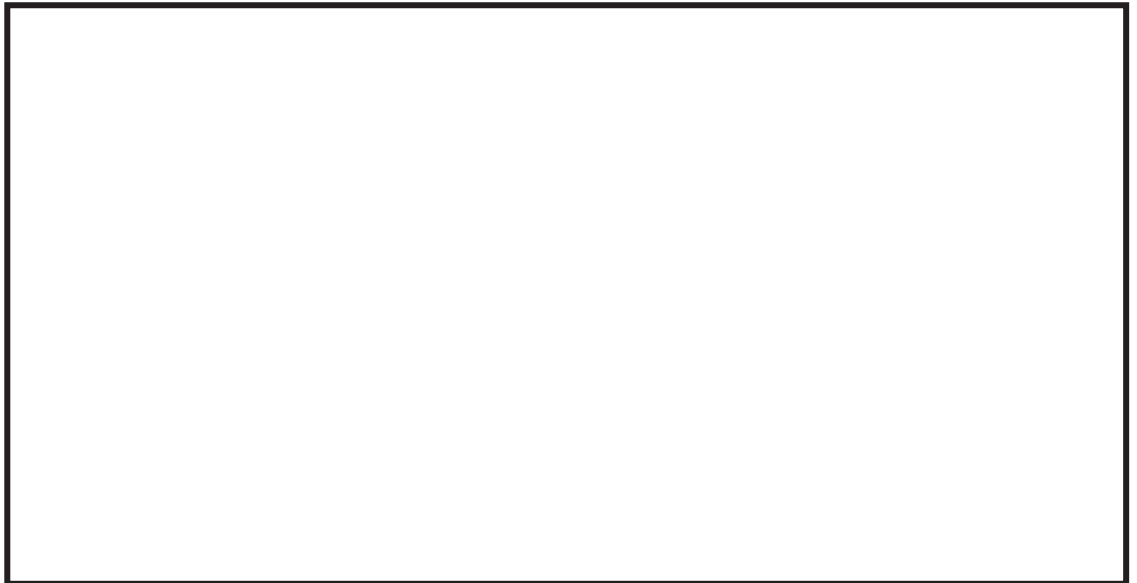


第 4 図 ベンチュリノズルの速度に対するフィルタ装置の除去係数

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

c. 放射性よう素フィルタ

第5図に実機条件における除染係数の補正値を過熱度で整理した結果を示す。第5図より、流量にばらつきが発生した場合においても、除去性能検証試験で除去係数 DF50 以上を満足していることから、放射性よう素フィルタにおける運転範囲への影響はない。



第5図 JAVA PLUS 試験結果（実機条件補正）

(2) エアロゾルによる金属繊維フィルタ及びドレン配管の閉塞

想定するエアロゾル量(150 kg)がフィルタ装置に均等に流入した場合の金属繊維フィルタへの移行量は \square g/m² であり、ベントガス流量が \square %増加した場合においてもその移行量は \square g/m² (\square) のため、金属繊維フィルタの閉塞のリスクが極めて低い運用が可能な負荷量 \square g/m² に対して小さいため、金属繊維フィルタの閉塞が生じる可能性はない。なお、有効性評価（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））におけるエアロゾルの金属繊維フィルタへの移行量は \square g/m² であり、金属繊維フィルタの閉塞のリスクが極めて低い運用が可能な負荷量に対して十分小さい。

また、想定するエアロゾル量(150kg)がフィルタ装置に均等に流入した場合のフィルタ装置 1 台当たりのエアロゾル蓄積量は 2.1×10^7 mm³ であり、ベントガス流量が \square %増加した場合の蓄積量は \square mm³ (\square) のため、ドレン配管（排水配管）吸込部（液相部連通管）までの容積 \square mm³ に対して十分小さいためドレン配管の閉塞が生じる可能性はない。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

なお、原子炉停止時の炉内内蔵量のうち、原子炉格納容器に放出される割合を考慮した放射性よう素フィルタへ移行するガス状放射性よう素は、有機よう素約 [] g と無機よう素約 [] g の合計約 [] g であり、ベントガス流量が [] % 増加した場合のフィルタ装置 1 台当たりのガス状放射性よう素の移行量は、 [] g ([]) であり、フィルタ装置 1 台当たりの許容負荷量 [] kg ([]) より小さいため放射性よう素フィルタの閉塞が生じる可能性はない。

(3) 原子炉格納容器内で発生した酸によるスクラバ溶液の pH の異常低下

保守的に原子炉格納容器内で発生した酸 ([] mol) がすべてフィルタ装置へ移行した場合、スクラバ溶液をアルカリ性に維持するためには [] mol 以上の [] [] が必要となり、その濃度は約 [] wt% (待機時水量) である。これに余裕をみて待機時には、スクラバ溶液の濃度を [] wt% 以上とすることで、待機時の [] [] は [] mol としている。

ベントガス流量が [] % 増加した場合のフィルタ装置 1 台当たりの酸の移行量は、 [] mol ([]) であり、待機時のフィルタ装置 1 台当たりの水酸化ナトリウム [] mol ([]) より小さいためスクラバ溶液の pH への影響はない。

(4) 捕集した放射性物質の崩壊熱による水量の異常低下

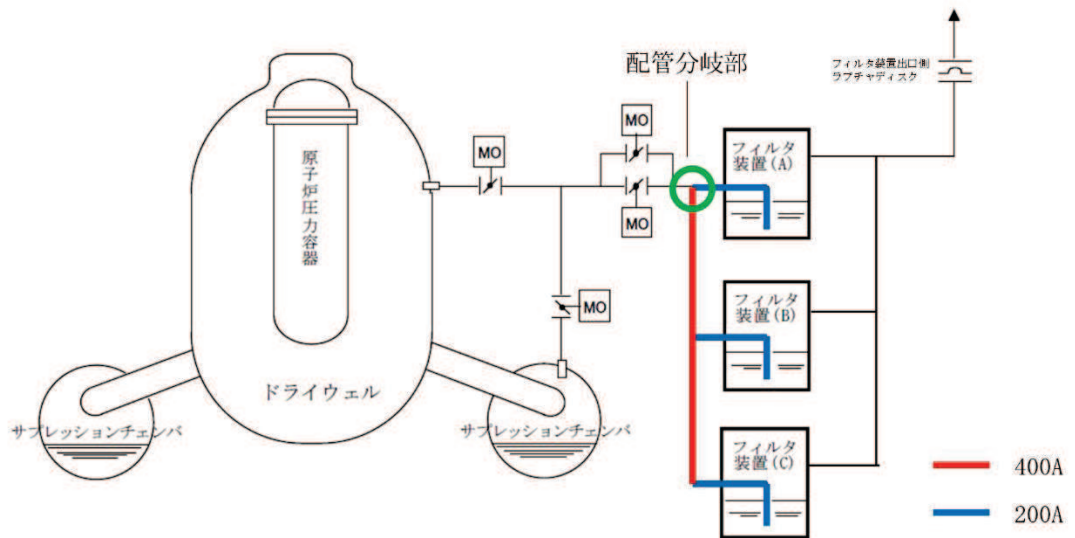
ベントガス流量が [] % 増加した場合に、一部のフィルタ装置に流入する放射性物質が多くなるため、その崩壊熱により一部のフィルタ装置のスクラバ溶液の蒸発量は増加する。一方、他のフィルタ装置では流入する放射性物質が少なくなるためスクラバ溶液の蒸発量は減少することになり、3 台のフィルタ装置全体とした場合における蒸発量はベントガス流量が同等の場合と同様であり、水量の低下への影響はない。また、一部のフィルタ装置のスクラバ溶液が減少した場合は、連通管によりスクラバ溶液の水位は均一となる設計とするため、水量の低下への影響はない。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(参考2) フィルタ装置周りの配管圧力損失について

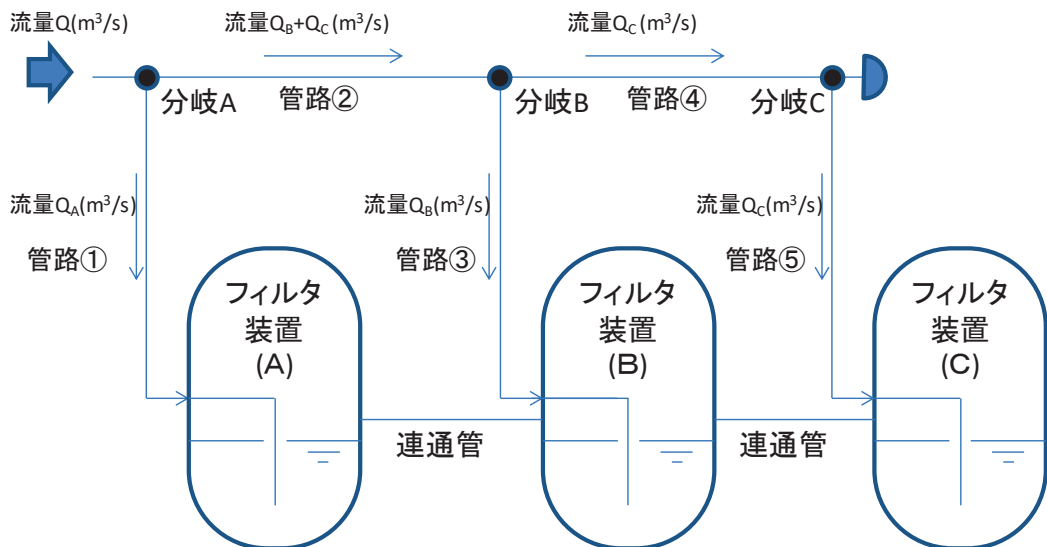
フィルタ装置周りの配管は、各フィルタ装置が同等の性能が発揮できるように各フィルタ装置における体積流量が均一になるように配管の圧力損失を考慮した設計を行っている。

1. フィルタ装置入口側（配管分岐部～フィルタ装置）の圧力損失について
 フィルタ装置入口側の配管構成を第6図に示す。



第6図 フィルタ装置入口側の配管構成

第6図に示すフィルタ装置入口側の配管構成を、第7図に示す管路図として整理する。



第7図 フィルタ装置入口配管側の管路図

各フィルタ装置の気相部は連通管で接続されており、各フィルタ装置内の圧力は等しくなる。そのため、分岐 A から各フィルタ装置への配管圧損は等しくなることから以下の式が成り立つ。

$$\begin{aligned} \Delta P_{\text{管路①}} + \Delta P_{\text{フィルタ装置(A)}} &= \Delta P_{\text{管路②}} + \Delta P_{\text{管路③}} + \Delta P_{\text{フィルタ装置(B)}} \\ &= \Delta P_{\text{管路②}} + \Delta P_{\text{管路④}} + \Delta P_{\text{管路⑤}} + \Delta P_{\text{フィルタ装置(C)}} \dots \dots \text{式(1)} \end{aligned}$$

$\Delta P_{\text{管路}}$: 管路における圧力損失

$\Delta P_{\text{フィルタ装置}}$: フィルタ装置内圧力損失

(1) 管路（フィルタ装置内のベンチュリノズル入口）における圧力損失

配管分岐部からフィルタ装置内のベンチュリノズル入口までの配管圧力損失は、以下の式に基づき計算する。

配管	配管要素
$\Delta P_{\text{配管}} = \lambda \cdot \frac{L}{D} \cdot \frac{\rho \cdot v^2}{2}$	$\Delta P_{\text{配管要素}} = \zeta \cdot \frac{\rho \cdot v^2}{2}$ (引用文献：機械工学便覧)

ΔP : 圧力損失

λ : 管摩擦係数

L : 管軸長さ

D : 内径

v : 流速

ρ : 密度 (約 kg/m³) *

ζ : 損失係数

注記* : 括弧内は原子炉格納容器圧力 1Pd のときの値を表す。

とすると、各管路の圧力損失は以下の式となる。

$$\Delta P_{\text{管路}} = \Delta P_{\text{配管}} + \Delta P_{\text{配管要素}} \dots \dots \dots \text{式(2)}$$

流体抵抗である合計 L/D は配管長、曲げ箇所数及びティーの数から、合計 ζ はレジューサ数から第 3 表に示す値とする。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第 3 表 配管ルート毎の流体抵抗

配管ルート	呼び径	配管長 (m)	曲げ箇所数	ティー数	レジューサ数	合計 L/D	合計 ζ
管路①:分岐 A～フィルタ装置(A) (フィルタ装置(A)内配管含む)							
管路②:分岐 A～分岐 B							
管路③:分岐 B～フィルタ装置(B) (フィルタ装置(B)内配管含む)							
管路④:分岐 B～分岐 C							
管路⑤:分岐 C～フィルタ装置(C) (フィルタ装置(C)内配管含む)							

各配管内のベントガス流量の合計は，原子炉格納容器圧力 1Pd 時のベントガス質量流量である 10.0 kg/s を体積流量に換算した m³/s に等しくなることから，各フィルタ装置へのガス流量 Q は以下の式が成り立つ。

$$Q_A + Q_B + Q_C = \text{} \text{ m}^3/\text{s} \dots\dots\dots \text{式(3)}$$

(2) フィルタ装置内圧力損失

ベンチュリノズル入口～流量制限オリフィスまでのフィルタ装置内圧力損失は，JAVA 試験の結果から導出した以下の実験式に基づき計算する。

注記*：括弧内の数値は原子炉格納容器圧力 1Pd のときの値を表す。

また，金属繊維フィルタの圧力損失 ΔP_{MFF} は，試験結果に基づき kPa であることから，フィルタ装置の圧力損失 $\Delta P_{\text{フィルタ装置}}$ は以下の式となる。

$$\text{} \dots\dots\dots \text{式(4)}$$

(3) フィルタ装置入口側（配管分岐部～フィルタ装置）の圧力損失及びガス流量

式(1)～式(4)より，配管分岐部から各フィルタ装置までの圧力損失及びフィルタ装置入口ガス流量は第 4 表のとおりとなる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第4表 フィルタ装置入口側の圧力損失及びガス流量

	圧力損失 (kPa)	フィルタ装置入口 ガス流量 (m ³ /s)	フィルタ装置入口 ガス流速 (m/s)	流量比 (%) *
フィルタ装置(A)				
フィルタ装置(B)				
フィルタ装置(C)				

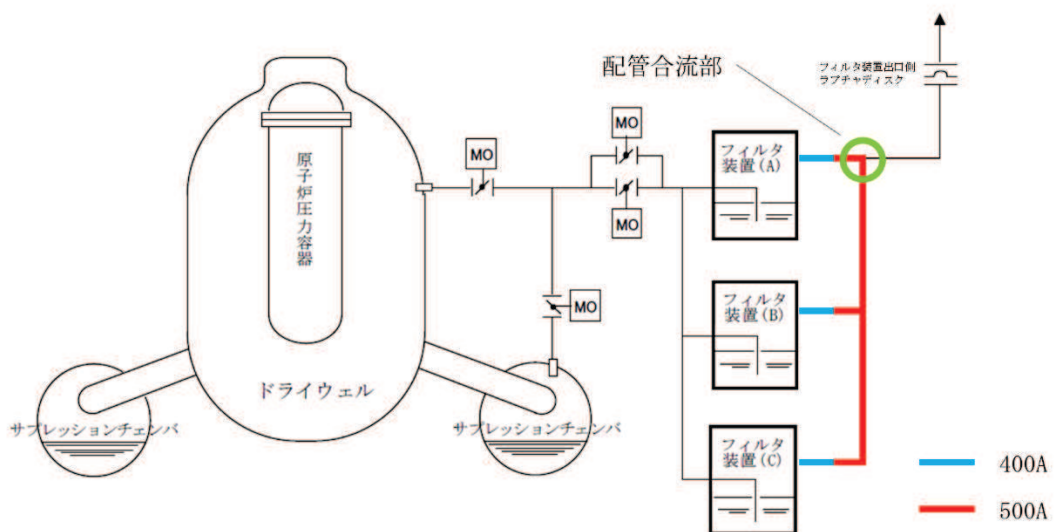
注記*：フィルタ装置(B)の流量を100%としたときの値。

以上より、フィルタ装置入口ガス流量比で %程度の違いであり、フィルタ装置の除去性能に対する影響は小さい。

2. フィルタ装置出口側（流量制限オリフィス～配管合流部）の圧力損失について

(1) フィルタ装置出口側（流量制限オリフィス～配管合流部）の圧力損失

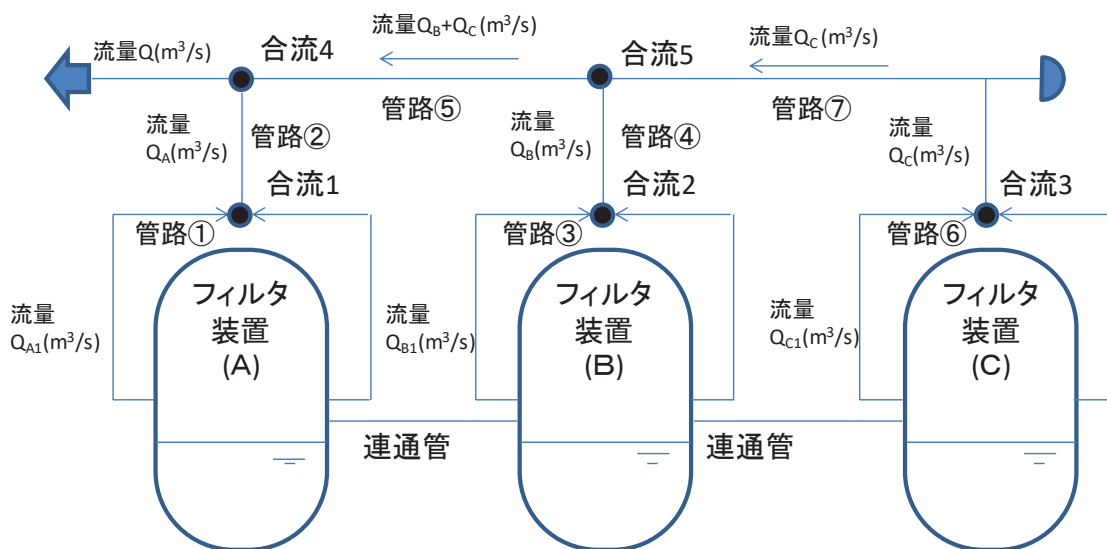
フィルタ装置出口側は、圧力損失の差を小さくすることにより、各フィルタ装置出口におけるベントガス圧力が均一になるように設計する。フィルタ装置出口側の配管構成を第8図に示す。



第8図 フィルタ装置出口側の配管構成

第8図に示すフィルタ装置出口側の配管構成を、第9図に示す管路図として整理する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 9 図 フィルタ装置出口配管側の管路図

流量制限オリフィス～配管合流部までの圧力損失は、放射性よう素フィルタ内圧力損失とフィルタ装置出口配管の圧力損失となる。

放射性よう素フィルタの圧力損失は試験結果に基づき kPa である。また、フィルタ装置出口側配管の配管圧力損失は、1. (1) に示す式 (2) により計算する。

流体抵抗である合計 L/D は配管長，曲げ箇所数及びティーの数から，合計 ζ はレジューサ数から第 5 表に示す値とする。

第 5 表 配管ルートごとの流体抵抗

配管ルート	呼び径	配管長 (m)	曲げ箇所数	ティー数	レジューサ数	合計 L/D	合計 ζ
管路①：フィルタ装置 (A) 出口部～合流 1							
管路②：合流 1～合流 4							
管路③：フィルタ装置 (B) 出口部～合流 2							
管路④：合流 2～合流 5							
管路⑤：合流 5～合流 4							
管路⑥：フィルタ装置 (C) 出口部～合流 3							
管路⑦：合流 3～合流 5							

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

各フィルタ装置は、流量制限オリフィスが設置されており、原子炉格納容器圧力 1Pd 時においてベントを実施した場合に、設計流量のベントガスが [] となるように設計することから、各フィルタ装置から排出されるベントガス流量は同等となるため、各フィルタ装置からのベントガス流量 Q は以下の式が成り立つ。

$$Q_A = Q_B = Q_C \dots\dots\dots \text{式(5)}$$

放射性よう素フィルタの圧力損失、式(2)及び式(5)より、フィルタ装置出口側（流量制限オリフィス～配管合流部）の圧力損失は第 6 表のとおりとなる。

第 6 表 フィルタ装置出口側の圧力損失

	圧力損失 (kPa)	流量制限オリフィス出口 圧力 (kPa[abs])	圧力比 (%) *
フィルタ装置 (A)			
フィルタ装置 (B)			
フィルタ装置 (C)			

注記*：フィルタ装置 (B) の流量制限オリフィス出口圧力を 100% にしたときの値。

以上より、圧力比で [] 程度の違いであり、フィルタ装置下流は [] となっていることからフィルタ装置の除去性能に対する影響は小さい。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(参考3) ベントガス流速及び過熱度の運転範囲の設定の考え方

原子炉格納容器フィルタベント系は、原子炉格納容器圧力と大気との差圧により原子炉格納容器の雰囲気ガスを大気へ放出する設計としており、原子炉定格熱出力の1%相当の蒸気(10.0kg/s)をベント開始圧力が低いとき(1Pd)においても排出できるように設計する。

フィルタ装置には流量制限オリフィスを設置しており、原子炉格納容器からのベントガス流量の変化に対して、フィルタ装置内の体積流量をほぼ一定に保ち、また、とする。

オリフィスの断面積は、原子炉格納容器圧力が1Pd(427kPa[gage])時に、設計流量10.0kg/sが流れる設計とする。原子炉格納容器圧力が1Pd以外の場合には、原子炉格納容器圧力及び配管等の圧力損失によりベントガス流量が定まることとなり、原子炉格納容器圧力が2Pd(854kPa[gage])時の質量流量はkg/s、原子炉格納容器圧力が約kPa[gage]時の質量流量はkg/sとなる。

想定している運転範囲においてベントガス流量の変化による粒子状放射性物質の除去性能を確認するため、ベントガス流量をベンチュリノズルのガス流速と金属繊維フィルタのガス流速に換算しJAVA試験結果と比較しており、また、有機よう素の除去性能を確認するため、過熱度で整理しJAVA PLUS試験結果と比較していることから、ベントガス流速及び過熱度の運転範囲の設定の考え方を示す。

1. 金属繊維フィルタのベントガス流速

ベントガス流量から金属繊維フィルタのガス流速への換算は、以下により算出している。

$$\begin{aligned} & \text{(金属繊維フィルタのガス流速 [m/s])} \\ & = \text{(体積流量 [m}^3\text{/s])} / \text{(金属繊維フィルタ総面積 [m}^2\text{])} \\ & = \text{(質量流量 [kg/s])} \times \text{(比体積 [m}^3\text{/kg])} \\ & \quad / \text{((金属繊維フィルタ面積 [m}^2\text{/個])} \times \text{(金属繊維フィルタ個数 [個]))} \end{aligned}$$

以上により原子炉格納容器圧力に対応した金属繊維フィルタにおけるガス流速を、原子炉格納容器圧力2Pd時のガス流速を100%として整理し、JAVA試験結果に運転範囲を記載している(第3図参照)。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2. ベンチュリノズルのベントガス流速

ベントガス流量からベンチュリノズルのガス流速への換算は、以下により算出している。

$$\begin{aligned} & (\text{ベンチュリノズルのガス流速}[\text{m/s}]) \\ & = (\text{体積流量}[\text{m}^3/\text{s}]) / (\text{ベンチュリノズルスロート部総断面積}[\text{m}^2]) \\ & = (\text{質量流量}[\text{kg/s}] \times (\text{比体積}[\text{m}^3/\text{kg}]) \\ & \quad / ((\text{ベンチュリノズルスロート部断面積}[\text{m}^2/\text{個}]) \\ & \quad \times (\text{ベンチュリノズル個数}[\text{個}])) \end{aligned}$$

以上により原子炉格納容器圧力に対応したベンチュリノズルにおけるガス流速を求め、JAVA 試験結果に運転範囲を記載している（第 4 図参照）。

3. 放射性よう素フィルタにおける過熱度

原子炉格納容器圧力が 1Pd (427kPa[gage])，設計流量 10.0kg/s の場合のフィルタ装置内の圧力と温度を第 10 図に示す。

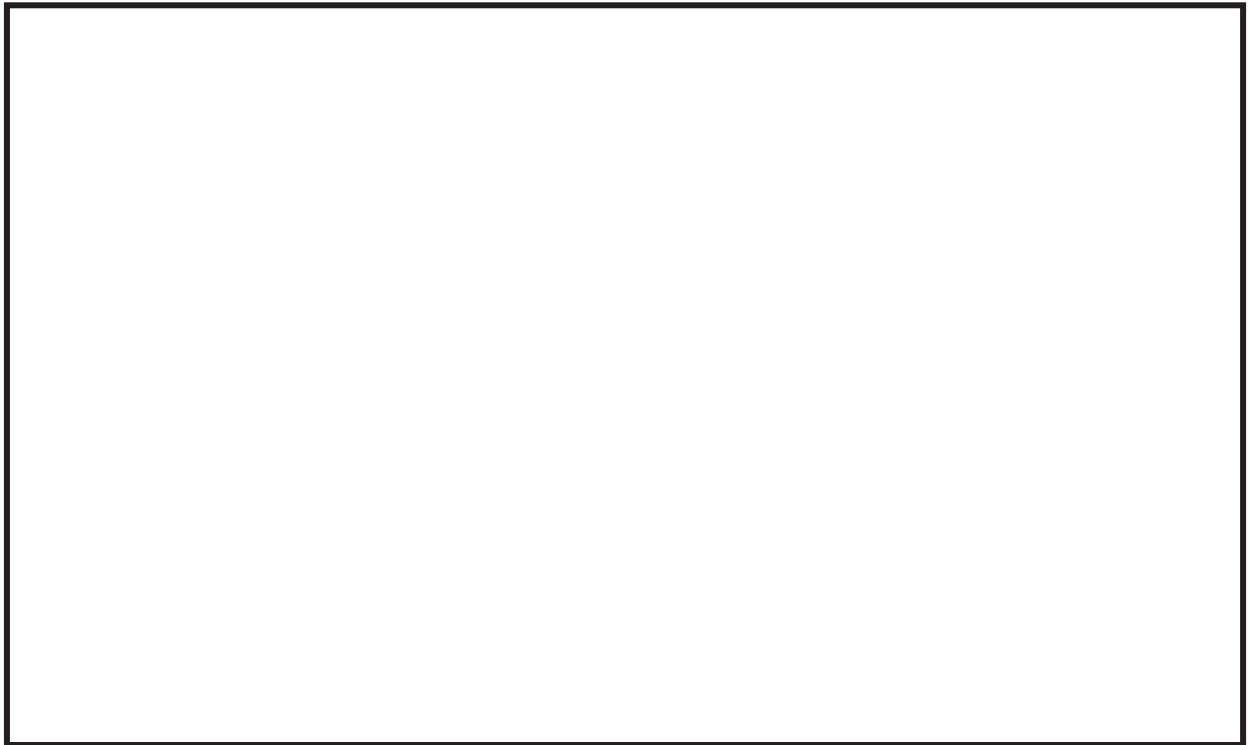


第 10 図 フィルタ装置内の圧力と温度

配管等の圧力損失により流量制限オリフィス上流における圧力は原子炉格納容器圧力より低下するが、ベントガスは [redacted] となる。

第 11 図に、流量制限オリフィス通過後の蒸気の状態変化（過熱度）のイメージを示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 11 図 流量制限オリフィス通過後の蒸気の状態変化（過熱度）のイメージ

第 11 図より原子炉格納容器圧力が高く，ベントガス流量が大きいほど過熱度が大きくなる。

以上により原子炉格納容器圧力に対応した過熱度を求め，JAVA PLUS 試験結果に運転範囲を記載している（第 5 図参照）。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(参考 4) 液相部及び気相部の連通管について

原子炉格納容器フィルタベント系は、フィルタ装置 1 基 (全 3 台) の構成としており、フィルタ装置の気相部及び液相部をそれぞれ連通管により接続している。連通管の設置目的及び連通管の呼び径の根拠を以下に示す。

1. 連通管の設置目的 (役割)

フィルタ装置に気相部及び液相部に設置する連通管の設置目的(役割)を以下に示す。

(1) ベントガス流量のばらつきによる影響防止

- a. 液相部の連通管は、各フィルタ装置の水位を同等とすること
- b. 気相部の連通管は、各フィルタ装置気相部の圧力を同等にすることで各フィルタ装置の水位を同等とすること

(2) スクラバ溶液の排水

- a. 液相部の連通管は、ベント終了後の放射性物質を含むスクラバ溶液をサブプレッションチェンバへ移送すること

2. 連通管の配管径の適切性について

プラントに設置する配管の呼び径については、むやみに圧力損失が増え、動力、最高使用圧力を増加させることがないように、また、浸食、配管振動を生じさせないように、配管内流速を第 7 表に示す標準流速以下に抑えることを考慮して選定している。

第 7 表 配管内標準流速 (目安値)

内部流体		呼び径	標準流速 (m/s)
淡水	通常系	50A 以下	3 以下
		∩	(内挿) *1
		300A 以下	7 以下
	短期運転系 *2	50A 以下	4.5 以下
		∩	(内挿) *1
		300A 以下	10 以下
蒸気	低圧蒸気	すべて	80 以下
	高圧蒸気	すべて	60 以下
空気・ガス		すべて	30 以下

注記 *1: (内挿) と記載した箇所は、流速を記載した前後配管呼び径で直線補間することにより内挿し、設定する。

*2: 非常用炉心冷却系統等、常時は運転されない系統をいう。

スクラバ溶液はベントに伴い、蒸気凝縮、捕集された放射性物質の発熱による蒸発等により増減するが、液相部の連通管によりスクラバ溶液が移動し、移動したスクラバ溶液と同等量のベントガス等が気相部の連通管を流れることで、スクラバ溶液の水位は同等となる。この際、フィルタ装置の気相部の圧力は同等となる。

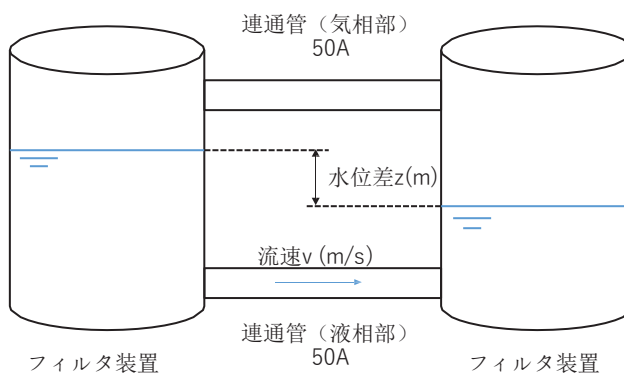
よって、スクラバ溶液の水位差が生じた場合において、第7表より液相部及び気相部の配管内流速を標準流速以下に抑えることを考慮し、呼び径は50Aと設定している。

また、気相部の連通管は、各フィルタ装置気相部の圧力を同等にするために、ベンチュリスクラバを通過したベントガス等が流れることから、ベントガス中のエアロゾルにより閉塞しないようにする必要があるが、エアロゾルは数 μm であり、呼び径が50A(内径49.5 mm)であれば閉塞はしない。

(1) スクラバ溶液が均一になる場合の配管内流速

スクラバ溶液の水位が等しくなる場合の液相部及び気相部の配管内流速について確認するため、何らかの要因で2台のフィルタ装置のスクラバ溶液の水位差が m* から均一になった場合について評価する。評価は、2台のフィルタ装置とそれらを接続する連通管をモデルとした。評価モデルを第12図に示す。

注記*:フィルタ装置の機能を喪失しない範囲(スクラバ溶液の上限水位～下限水位)における水位差として設定。



第12図 評価モデル図

2台のフィルタ装置に水位差が生じた場合の液相部の連通管の流速は以下の式に基づき計算する。

$$\Delta h = \lambda \cdot \frac{L}{D} \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g} \quad (\text{引用文献：機械工学便覧})$$

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

Δh : 圧力損失 (m^{*})

λ : 管摩擦係数 ()

L : 連通管の長さ (m)

D : 連通管内径 (m)

v : 流速 (m/s)

g : 重力加速度 (9.80665m/s²)

注記* : 初期水位差と同じとする。

流体抵抗である合計 L/D は、連通管の長さ等から第 8 表に示す値となる。評価は、流体抵抗が小さく、配管内流速が大きくなる L/D として、フィルタ装置 (A)～フィルタ装置 (B) の L/D を用いる。

第 8 表 連通管の流体抵抗

連通管	L/D
フィルタ装置 (A)～フィルタ装置 (B)	<input type="text"/>
フィルタ装置 (A)～フィルタ装置 (C)	
フィルタ装置 (B)～フィルタ装置 (C)	

評価の結果、液相部の配管内流速は約 m/s となる。また、気相部の連通管は、液相部の連通管を流れる流量と同等のベントガス等が流れるため、気相部の連通管の配管内流速は約 m/s となる。

以上より、液相部及び気相部の配管内流速は第 7 表に示す標準流速以下であり、呼び径が 50A で問題ないことを確認した。

(2) スクラバ溶液をサプレッションチェンバへ移送する場合の配管内流速

ベント終了後のスクラバ溶液のサプレッションチェンバへの移送は、 にサプレッションチェンバへ移送できる流量としている。

サプレッションチェンバへ移送するスクラバ溶液の水量を初期水量である t とすると、液相部の連通管は呼び径が 50A (内径 49.5mm) であることから、その配管内流速は以下の式より約 m/s となる。

$$\text{} \times \frac{1}{\frac{\pi}{4} \times (49.5 \times 10^{-3})^2} = \text{} \text{ m/s}$$

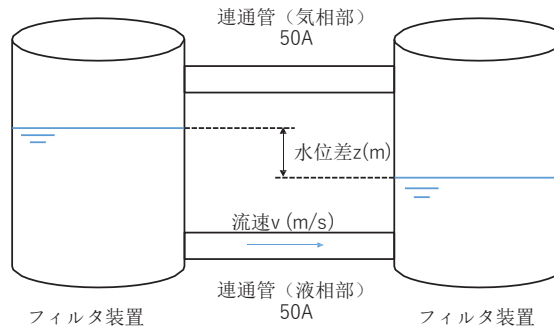
以上より、液相部の配管内流速は第 7 表に示す標準流速以下であり、呼び径が 50A で問題ないことを確認した。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(参考5) フィルタ装置に水位差が発生した場合の液面振動

原子炉格納容器フィルタベント系は、ベントガス流量を同等とする設計及び3台のフィルタ装置を連通管で接続する設計としており、スクラバ溶液の水位が等しくなることから、スクラバ溶液の水位差が生じることは考えにくい。

仮に、何らかの要因によりフィルタ装置に水位差が発生した場合の液面振動について評価を行った。評価は、2台のフィルタ装置とそれらを接続する連通管をモデルとした。評価モデルを第13図に示す。



第13図 評価モデル図

2台のフィルタ装置に水位差が生じた場合の液面振動の水位差 z と固有振動数 f_u は以下の式に基づき計算する。

$$\frac{dz}{dt} = \frac{\sqrt{2} \cdot n}{m} \cdot \sqrt{m \cdot z + 1 - (m \cdot z_0 + 1) \cdot e^{m \cdot (z - z_0)}} \quad \dots \text{式(6)}$$

$$m = \frac{2 \cdot g \cdot c \cdot F_1 \cdot F_2}{L \cdot f \cdot (F_1 + F_2)} \quad \dots \text{式(7)}$$

$$n = \sqrt{\frac{g \cdot f \cdot (F_1 + F_2)}{L \cdot F_1 \cdot F_2}} \quad \dots \text{式(8)}$$

$$f_u = \frac{n}{2 \cdot \pi} \quad \dots \text{式(9)}$$

F_1, F_2 : フィルタ装置1台の断面積 (2.0m²)

c : 連通管の摩擦抵抗係数 (1.0s²/m) (引用文献: 機械工学便覧)

f : 連通管の断面積 (0.0019m²)

L : 連通管の長さ (15m)

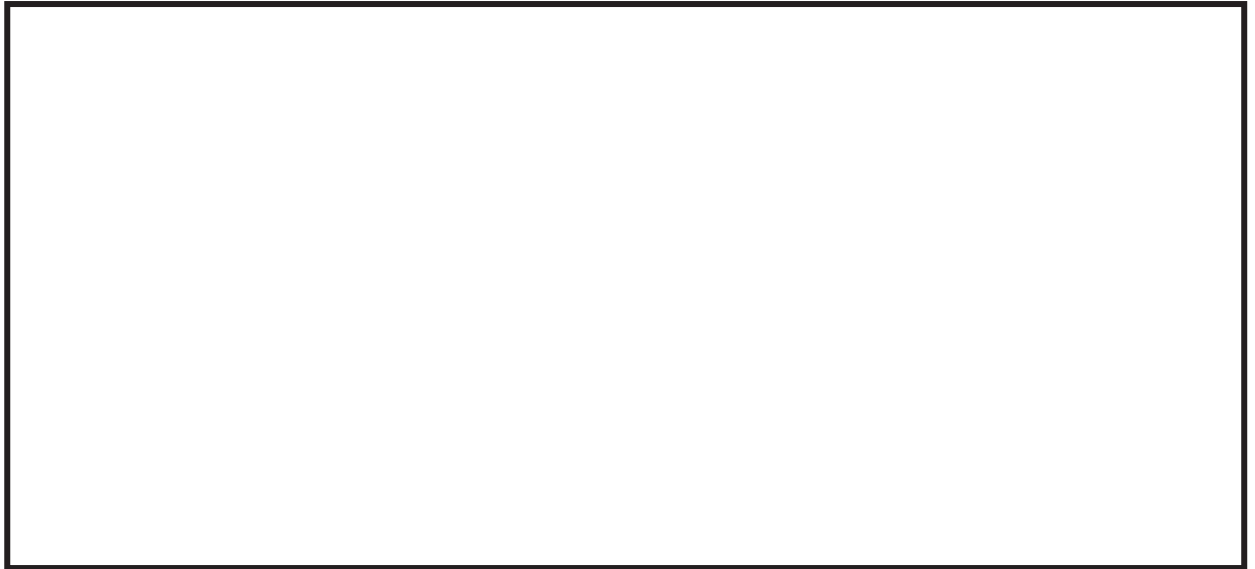
g : 重力加速度 (9.80665m/s²)

z : 水位差 (m)

z_0 : 初期水位差 (1.5m*)

f_u : 固有振動数 (Hz)

注記*: フィルタ装置の機能を喪失しない範囲(スクラバ溶液の上限水位～下限水位)における水位差として設定。



以上より、何らかの要因により水位差が□ m となった場合の液面振動の最大振幅は約 □ mm であり、液面振動を考慮しても上限水位である □ mm に対し余裕があるため液面振動による影響はない。なお、ベントガスの凝縮水が最大となるのは 2Pd ベント時であり、その時のスクラバ溶液の最高水位は □ mm であり、有効性評価における 7 日後の水位は下限水位に対し余裕がある。

また、式(8)及び式(9)より液面振動の固有振動数 f_u は □ Hz 未満であり、剛構造であるフィルタ装置の固有振動数 (20Hz 以上) に対し十分小さいことから、液面振動がフィルタ装置と共振することはない。

なお、フィルタ装置 3 台間での液面振動を評価するため、前述の評価において、フィルタ装置断面積 F_2 を 2 台分の断面積として評価を実施した結果、液面振動の振幅は最大でも □ mm であり、固有振動数は □ Hz 未満であることから液面振動の影響はないと考えられる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

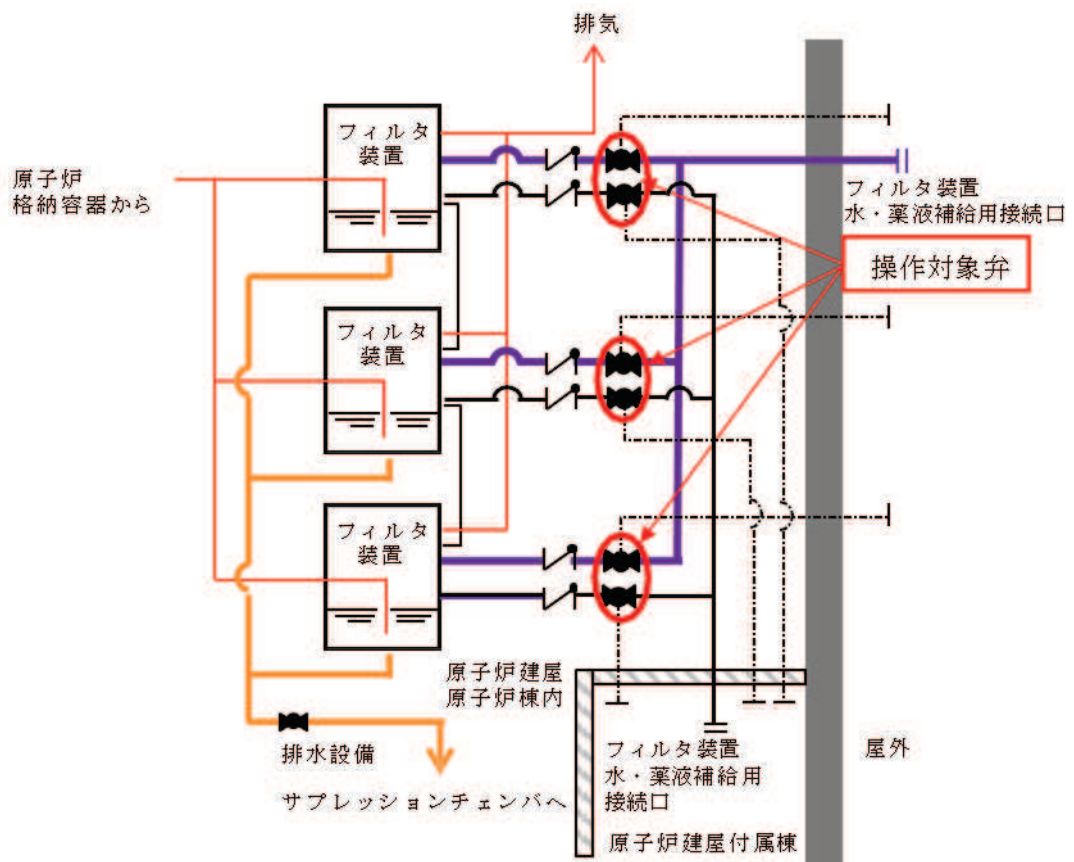
(参考 6) 薬液補給時の均一性

フィルタ装置は、屋外又は原子炉建屋付属棟から薬液が補給可能な設計とする。

外部接続口からフィルタ装置へ至る配管は、フィルタ装置それぞれに対して補給可能な構成としており、フィルタ装置へ薬液を補給する場合、フィルタ装置 1 台ごとに同量の薬液を補給する。

なお、スクラバ溶液は、待機時に十分な量の薬液を保有することにより、ベントを実施した際に原子炉格納容器から移行する酸の量を保守的に想定しても、アルカリ性を維持することができる。

薬液補給ラインを第 15 図に示す。



第 15 図 薬液補給概要図

スクラバ溶液スロッシングの影響について

1. スクラバ溶液スロッシングの影響について

原子炉格納容器フィルタベント系のフィルタ装置について、地震時にスロッシングが発生することで、スクラバ溶液が金属繊維フィルタ下端まで到達する可能性がある。そこで、速度ポテンシャル法を用いてスロッシング高さを評価した。

速度ポテンシャル法による振動数 f 及び最大波高は以下のように算出できる。

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{1.841}{R} \cdot g \cdot \tanh\left(1.841 \cdot \frac{H}{R}\right)} \dots \dots \dots \text{式(1)}$$

$$\eta = 0.837 \cdot \frac{R}{g} \cdot \alpha_1 \dots \dots \dots \text{式(2)}$$

ここで、

R : フィルタ装置容器半径 (内径) mm

H : スクラバ溶液上限水位 mm

η : スロッシング波高 mm

g : 重力加速度 9806.65mm/s²

α_1 : 基準地震動 S s (7 波包絡) による使用済燃料プールのスロッシング評価用床
応答スペクトル mm/s²

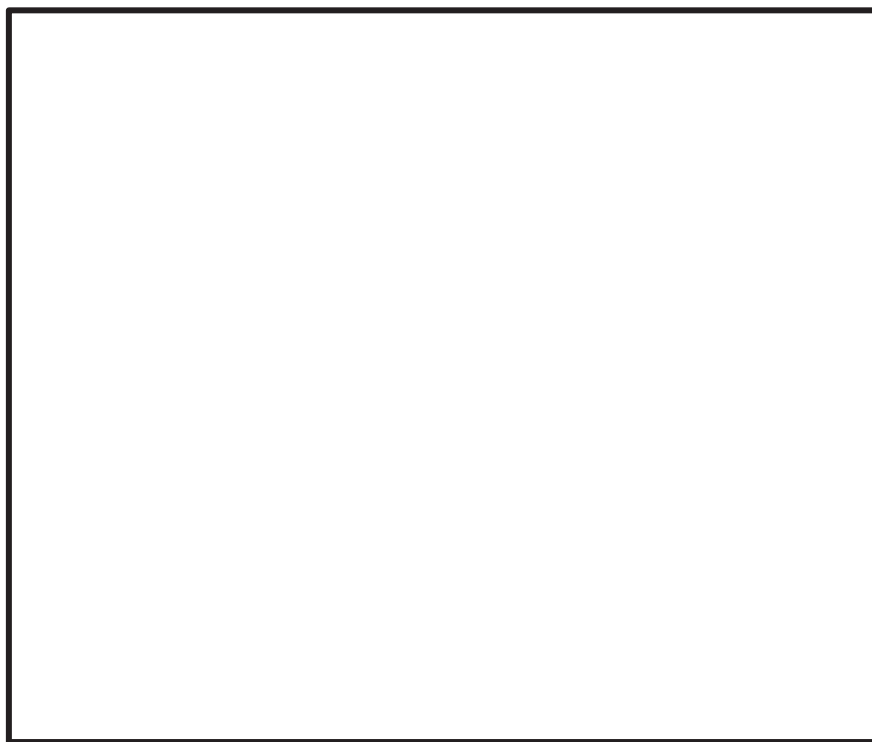
であることから、式 (1) に代入すると振動数 f は、 $f = \text{ sec}^{-1}$ となる。よって、固有周期 t は、 $t = 1/f = \text{ sec}$ となる。このときの加速度スペクトル α_1 は、基準地震動 S s (7 波包絡) による使用済燃料プールのスロッシング評価用床応答スペクトルから、 $\alpha_1 = \text{ mm/s}^2$ であるから、式(2)より波高は $\eta = \text{ mm}$ となる。

フィルタ装置の待機時における最大保有水量は 1 台あたり t (計 3 台 t) であり、その水位は mm である。このときの速度ポテンシャル法によるスロッシング波高は $\eta = \text{ mm}$ であることから、スロッシングの最大波高は mm + mm \approx 約 mm となる。よって、スロッシングによる波高を考慮しても、金属繊維フィルタ下端 (mm) 未満であり、金属繊維フィルタ上部の開口部から内部にスクラバ溶液が流入することはなく、金属繊維フィルタに影響を及ぼさない。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

なお、ベントガスは [] から金属繊維フィルタに導かれ、スロッシングで発生する飛沫（液滴）が金属繊維フィルタに流入しがたい構造となっており、さらに、金属繊維フィルタには飛沫（液滴）を除去する湿分分離機構が設置されている。

また、スロッシング水位が下限水位時にスロッシングが発生すると、ベンチュリノズルは一部気層部に露出し、性能が一時低下するが、露出している時間はベント実施時間と比較して非常に小さく、さらにベンチュリスクラバの後段には金属繊維フィルタも設置していることから、原子炉格納容器ベントにより放出される放射性物質のトータル量に影響を与えるものではないと考える。



第1図 スクラバ溶液スロッシング評価結果

[] 枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

原子炉格納容器ベント時の発生荷重について

1. ベント時において発生する荷重の考慮について

重大事故等発生時において、原子炉格納容器内にて発生する可能性がある動的荷重は、以下のものがある。

- a. 原子炉冷却材喪失時の動荷重（ドライウェル内の配管破断によるジェット力、プールスウェル荷重及びベント管出口での蒸気凝縮振動荷重）
- b. 主蒸気逃がし安全弁作動時の荷重
- c. 原子炉隔離時冷却系（高圧代替注水系）タービン排気圧力の荷重
- d. 熔融燃料－冷却材相互作用による荷重
- e. 原子炉格納容器ベント時の荷重

フィルタ装置内は、前述の原子炉格納容器内と同様に、原子炉格納容器ベント時には、低温のスクラバ溶液中に蒸気等が放出されるため、蒸気凝縮等による荷重が発生し、フィルタ装置及び内部構造物に作用する可能性がある。

フィルタ装置は、ベンチュリノズル内で蒸気とスクラバ溶液が混合され蒸気凝縮等による荷重が低減され、また、ベント時には非凝縮性ガスを含む高流束の蒸気が供給され直ちに飽和温度に達することから、破損を引き起こすような蒸気凝縮振動やチャギングが発生しない安定な状態で運用される設計となっている。

蒸気が水中に放出される際の振動様式については、蒸气流束とプール水温で整理された状態線図がある。この線図は、蒸気を垂直下向きにベントする試験体系で実施されたものであるが、蒸気を水平方向にベントする試験での振動様式の説明等に引用されており、一般的に、振動様式は蒸气流束とプール水温が重要なパラメータであると考えられている。国内 ABWR 開発時の水平ベント圧力抑制確証試験で得られた蒸気凝縮とチャギングの遷移領域をこの線図と比較した結果、ほぼ一致することも確認しており、この線図は に蒸気を放出するベンチュリノズルに対する振動様式の指標とすることができると思われる。

このため、発生する荷重については、原子炉格納容器内にて発生する可能性がある動的荷重、蒸気が水中に放出される際の振動様式の状態線図を参考に、フィルタ装置内の放出される流体、スクラバ溶液温度等の状態を踏まえると、入口配管内のスクラバ溶液及び非凝縮性ガス（窒素）がベンチュリノズルからフィルタ装置内に放出される際（クリアリング過程、気泡形成過程）のクリアリング荷重、その後、蒸気がフィルタ装置内のスクラバ溶液に放出される際（蒸気放出過程）の蒸気凝縮振動による荷重、チャギングによる荷重が考えられる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

これら荷重のうち、チャギングについては、蒸気流束が小さい領域で生じ、水温が高くなると荷重が小さくなることが知られており、ベント実施後のフィルタ装置内水温は約□℃と低温であるが、蒸気流束は約□ kg/(m²・s)と高い状態となること、事象経過とともに蒸気流束は減少していくが、水温は約□℃(飽和温度)まで上昇し、この状態が維持されることから、これらの状態においてチャギング領域外で維持される。ベント末期には、窒素によるパージを実施する運用としており、蒸気中の非凝縮性ガスの割合が十分に小さい場合に発生する現象であるチャギング*は、生じない。

また、□を用いた一連の試験後においても、ベンチュリノズル等の損傷は確認されていない。

これらより、フィルタ装置及び内部構造物には、以下の荷重が作用すると考えられる。

- a. スクラバ溶液の放出によるクリアリング荷重
- b. 窒素噴出時のクリアリング荷重
- c. 蒸気噴出時の蒸気凝縮による荷重

ベント時の事象を第2表に示す。

注記 *：参考文献「格納容器圧力抑制系信頼性実証試験評価委員会報告書（昭和58年11月）」

2. フィルタ装置に作用する水力的動荷重

フィルタ装置の設計に当たって、強度評価では、最高使用圧力 2Pd, 最高使用温度 200℃の条件における内圧荷重に対する必要板厚を算出し、最小板厚が必要板厚を満足すること、耐震評価では、内圧荷重及び地震荷重による発生応力が許容値を満足することを確認している（第3表）。

評価結果は、添付書類「VI-3-3-6-2-10-1-1 フィルタ装置の強度計算書」及び「VI-2-9-4-6-1-2 フィルタ装置の耐震性についての計算書」に示す。

以下では、フィルタ装置に作用する荷重設定の前提として、水力的動荷重の影響について確認し、上記評価に包含されていることを示す。

2.1 スクラバ溶液噴出によるフィルタ装置強度評価への影響

スクラバ溶液による噴流荷重は、急速に減衰することから、クリアリング時の水の噴出速度でベンチュリノズルやフィルタ装置内面等に直接作用することではなく、実際に作用するクリアリング荷重による圧力は小さな値となるが、この評価においては、噴流が直接ベンチュリノズルやフィルタ装置内面に作用することを考慮する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2.2 窒素噴出によるフィルタ装置強度評価への影響

窒素噴出時、気泡の形成による荷重、水面上昇による荷重が容器内面に作用するが、窒素ガス噴出時、気泡は瞬時に水面に到達することから、気泡の膨脹・収縮による圧力脈動による影響は小さいと考えられ、水面上昇もわずかであることから、容器への影響は軽微である。

2.3 蒸気噴出によるフィルタ装置強度評価への影響

クリアリング過程、気泡形成過程及び蒸気放出過程を含む実機の運転環境を模擬した [] を用いた起動試験において、ベント中には、ベンチュリノズルからの蒸気放出時の蒸気凝縮等による圧力変動が生じるが、その挙動は安定しており不安定な圧力変動は生じないこと、圧力変動の周期は剛設計の基準である 0.05 秒 (20Hz) に対し [] と長く、共振の恐れがないことが確認されている。

この圧力変動の挙動及び周期は、ベンチュリノズル形状、ガス流速及びガス組成に影響を受けるが、この試験は、実機と同じベンチュリノズル、運転条件を模擬したものであることから、実機における圧力変動の挙動及び周期は、この試験結果と同等と考えられ、また、実機のフィルタ装置の固有周期は約 [] 秒で剛であり圧力変動と共振の恐れがないことから、圧力変動の荷重は静的荷重として扱うことができる。

これらを踏まえ、この起動試験時に計測された圧力値の範囲は、 [] [] kPa[gage]程度であり、疲労破損を生じさせるような変動ではなく（添付 1 参照）、また、最大値が作用した場合においても 2.1 項の評価に包絡される。

なお、フィルタ装置内には蒸気が継続して供給されるため、フィルタ装置内の圧力は大気圧以上に維持されると考えられるが、保守的にフィルタ装置内が真空状態となり、外圧として 0.1MPa 作用することを想定した場合においても、第 1 表に示すようにフィルタ装置の構造健全性は確保されることから、圧力変動の下限の圧力が作用する場合においても構造健全性は確保される。

第 1 表 構造健全性確認結果

評価対象	作用圧力 (MPa)	必要板厚* (mm)	最小板厚 (mm)	判定
胴板	0.1 (外圧)	10.27	[]	○
鏡板	0.1 (外圧)	4.04		○

注記*：評価は、設計・建設規格の PVC-3122 及び PVC-3226 に従い実施した。

[] 枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. 内部構造物及び配管に作用する水力的動荷重

ベント実施時にフィルタ装置内の内部構造物に作用する主な水力的動荷重としては、入口配管内のスクラバ溶液及び非凝縮性ガス（窒素）がベンチュリノズルからフィルタ装置内に放出される際（クリアリング過程、気泡形成過程）のクリアリング荷重、その後、蒸気がフィルタ装置内のスクラバ溶液に放出される際（蒸気放出過程）の蒸気凝縮振動が考えられる。

クリアリング過程、気泡形成過程、蒸気放出過程でフィルタ装置内の内部構造物に加わる荷重は第4表のとおりであり、内部構造物の強度評価に用いるベント時のベンチュリノズルに対して上向きに作用する水力的動荷重としては、最も荷重が大きい「クリアリング時の噴流荷重」を考慮するものとする。

内部構造物の評価結果は、「補足 20 フィルタ装置の内部構造物強度計算について」に示す。

なお、容器の内部配管は、クリアリング過程及び気泡形成過程においては、通過する内部流体が待機時のスクラバ溶液及び窒素であることから、配管の温度上昇に寄与せず熱応力による影響はない。また、蒸気放出過程においては、高温の蒸気が配管内を通過し、一時的に内部配管の温度上昇による熱応力が発生するが、この熱応力が発生する回数（ベント回数）は非常に少なく、疲労破壊に顕著な影響を与えることはない。

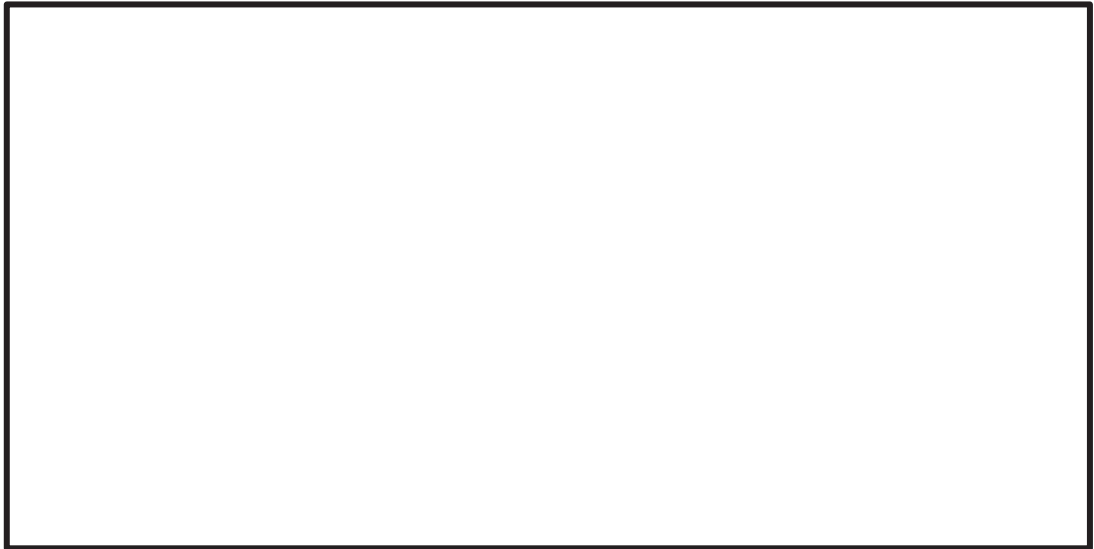
ベント実施時には、蒸気と配管との温度差により蒸気凝縮が発生し、配管内では凝縮水と蒸気とが存在することとなる。このため、配管内において水撃の発生が懸念されるが、原子炉格納容器フィルタベント系配管は、保温材を設置しており大量の凝縮水の発生はなく、また、連続した勾配を設け、凝縮水が停留しない設計としていることから、凝縮水による配管の閉塞は発生せず、水撃が発生しても荷重としては小さく、配管が損傷することはない。

第2表 ベント時の事象

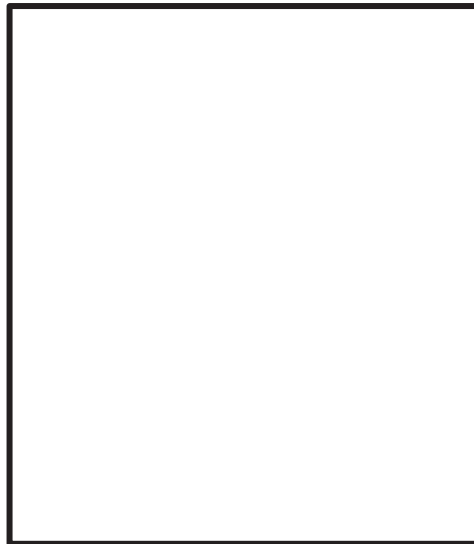
ベント時事象	事象の内容	容器内への流入流	容器内圧力	容器内温度
①クリアリング過程	ベントが開始されると、原子炉格納容器からのベントガスにより、内部配管内のスクラバ溶液がフィルタ装置内に放出される。	スクラバ溶液	約 <input type="text"/> kPa[abs]	約 <input type="text"/> °C
②気泡形成過程	入口配管内にパージされていた窒素ガスがフィルタ装置内に放出される。	窒素	約 <input type="text"/> kPa[abs] → 昇圧	約 <input type="text"/> °C
③蒸気放出過程	ベントガスがフィルタ装置内に放出される。 (蒸気凝縮→バブリング)	蒸気 (約 <input type="text"/> kg/m ² s の蒸気流束で流入)	約 <input type="text"/> kPa[abs] →原子炉格納容器 圧力低減に伴い、 容器内圧力も低減	約 <input type="text"/> °C (飽和温度) まで上昇 →フィルタ装置内圧力低減に伴い、その圧力における飽和温度を維持しながら温度は低下
	ベント末期は、蒸気に加えて、窒素ガスによるパージを実施する。	蒸気+窒素	約 <input type="text"/> kPa[abs]	温度は徐々に低下

補足 19-6

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 1 図 蒸気放出過程での蒸気凝縮状態



第 2 図 クリアリング時にベンチュリノズルに作用する荷重

第 3 表 フィルタベント装置の設計

部位	設計に用いた荷重	評価方法
フィルタ装置	内圧荷重 (最高使用圧力)	「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」に基づき、荷重に対する必要板厚を算出し、最小板厚が必要板厚を満足することを確認する。
	内圧荷重, 地震荷重	内圧荷重及び地震荷重による一次応力及び一次＋二次応力を算出し、原子力発電所耐震設計技術指針で定める許容値を満足することを確認する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第4表 ベント時に考慮が必要な荷重

ベント時の推移	フィルタ装置の内部構造物に加わる荷重	フィルタ装置に加わる荷重
①クリアリング過程	1) スクラバ溶液噴出時の反力がベンチュリノズル上向きに作用するが、この荷重を考慮した評価により内部構造物の発生応力は許容値を満足することを確認している。 2) 直接噴流が作用する内部構造物はない。	1) スクラバ溶液噴出による荷重が容器内面に作用するが、スクラバ溶液噴出による荷重が直接容器に作用すると仮定しても、最高使用圧力による強度評価に内包されることから、容器への影響は軽微である。
②気泡形成過程	1) 窒素噴出時の反力がベンチュリノズル上向きに作用するが、密度差*によりクリアリング時よりも荷重は小さい。 2) 窒素噴出時、気泡の形成による荷重、水面上昇による荷重が内部構造物に作用するが、窒素噴出時、気泡は瞬時に水面に到達することから、気泡の膨脹・収縮による圧力脈動による影響は小さいと考えられ、水面上昇もわずかであることから、内部構造物への影響は軽微である。	1) 窒素噴出時に、気泡の形成による荷重、水面上昇による荷重が容器内面に作用するが、窒素噴出時、気泡は瞬時に水面に到達することから、気泡の膨脹・収縮による圧力脈動による影響は小さいと考えられ、水面上昇もわずかであることから、容器への影響は軽微である。
③蒸気放出過程	1) 蒸気噴出時の反力がベンチュリノズル上向きに作用するが、密度差*によりクリアリング時よりも荷重は小さい。 2) ベント中は安定した蒸気凝縮及びバブリングが維持されるため、内部構造物への影響は軽微である。	1) 圧力変動による荷重がフィルタ装置内面に作用するが、圧力変動による荷重は、前記①の荷重よりも小さく、最高使用圧力による強度評価に内包されることから、フィルタ装置への影響は軽微である。

注記 * : スクラバ溶液密度 $\rho_w =$ kg/m^3

窒素密度 $\rho_{N_2} =$ kg/m^3

蒸気密度 $\rho_v =$ kg/m^3

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

フィルタ装置の蒸気凝縮振動による疲労評価

1. 圧力変動による胴板の周方向応力の変動 ($\Delta \sigma_t$)

フィルタ装置胴板*1の周方向応力の変動は、次式で計算される。(機械工学便覧)

$$\sigma_t = \frac{P \cdot D}{2 \cdot t}$$

ここで、

P : 内圧

D : フィルタ装置内径 = 2550mm

t : フィルタ装置胴板厚 = 25mm

これより、圧力変動 $dP = \pm 30\text{kPa} = \pm 0.03\text{MPa}$ (0-P) が作用したときの周方向応力の変動範囲 (片振幅) $\Delta \sigma_t$ は次のようになる。

$$\Delta \sigma_t = \frac{0.03 \cdot 2550}{2 \cdot 25} = 1.53 \rightarrow 2\text{MPa} \text{ (0-P)}$$

設計・建設規格 添付 4-2 3.2 項に従い、縦弾性係数により 200℃における周方向応力の変動範囲 (片振幅) を補正すると下記のようなになる。

$$2 \times (1.95 \times 10^5 / 1.83 \times 10^5) = 2.1 \rightarrow 3\text{MPa} \text{ (0-P)}$$

注記*1: 半だ円の鏡板に発生する応力は胴板と同等以下になるため、胴板で代表して評価した。

2. 疲労限

設計・建設規格 (2005/2007) の表添付4-2-2及び図添付4-2-2(1)のオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金の設計疲労線図を適用する。

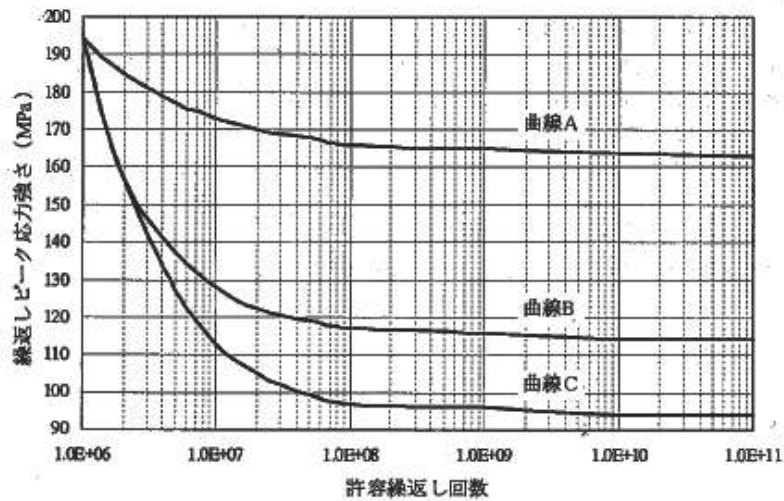


図 設計疲労線図（オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金）

適用する曲線については，設計・建設規格(2005/2007)の図添付4-2-2(2)のフロー図に従い，「評価対象部に溶接継ぎ手を含む」「(PL+Pb+Q)の範囲は188MPa以下となる*2」の条件から，設計疲労線図の「曲線B」となる。

注記*2：フィルタ装置に最高使用圧力(0.854MPa[gage])が作用したときに胴板に発生する周方向応力 σ_t は次のようになる。

$$\sigma_t = 0.854 \times 2550 / (2 \times 25) = 43.6 \rightarrow 44 \text{MPa}$$

曲線Bの 1×10^{11} 回における繰返しピーク応力強さは，表添付4-2-2より114MPaとなることから，疲労限は114MPaとなる。

3. 評価結果

圧力変動作用したときフィルタ装置胴板の周方向応力の変動範囲(3MPa(0-P))は，疲労限(114MPa)を越えることはないため，蒸気凝縮に伴う圧力変動によりフィルタ装置の疲労損傷が生じることはない。

フィルタ装置の内部構造物強度計算について

1. 概要

本計算書は、フィルタ装置の内部構造物が十分な構造強度を有していることを説明するものである。

2. 評価条件

2.1 構造計画

フィルタ装置内部の構造計画を第 1 表に示す。

2.2 適用基準

適用基準を以下に示す。

- (1) 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
ME S NC 1-2005/2007）（以下「設計・建設規格」という。）
- (2) 機械工学便覧 基礎編（日本機械学会）

第1表 フィルタ装置内部の構造計画

計画の概要		概略構造図
支持構造	主体構造	

補足 20-2

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2.3 応力評価部位

(1) フィルタ装置内の流路（バウンダリ）

フィルタ装置に送気されたベントガスは、内部配管、分配管、ベンチュリノズルを経てスクラバ溶液中に放出される。

その後、ベントガスは、装置内面に沿ってフィルタ装置頂部に流れ、金属繊維フィルタ上面の開口部から金属繊維フィルタに達し、金属繊維フィルタ室、伸縮管、放射性よう素フィルタを経てフィルタ装置外に排気される。

フィルタ装置内の流路（バウンダリ）を第1図に示す。



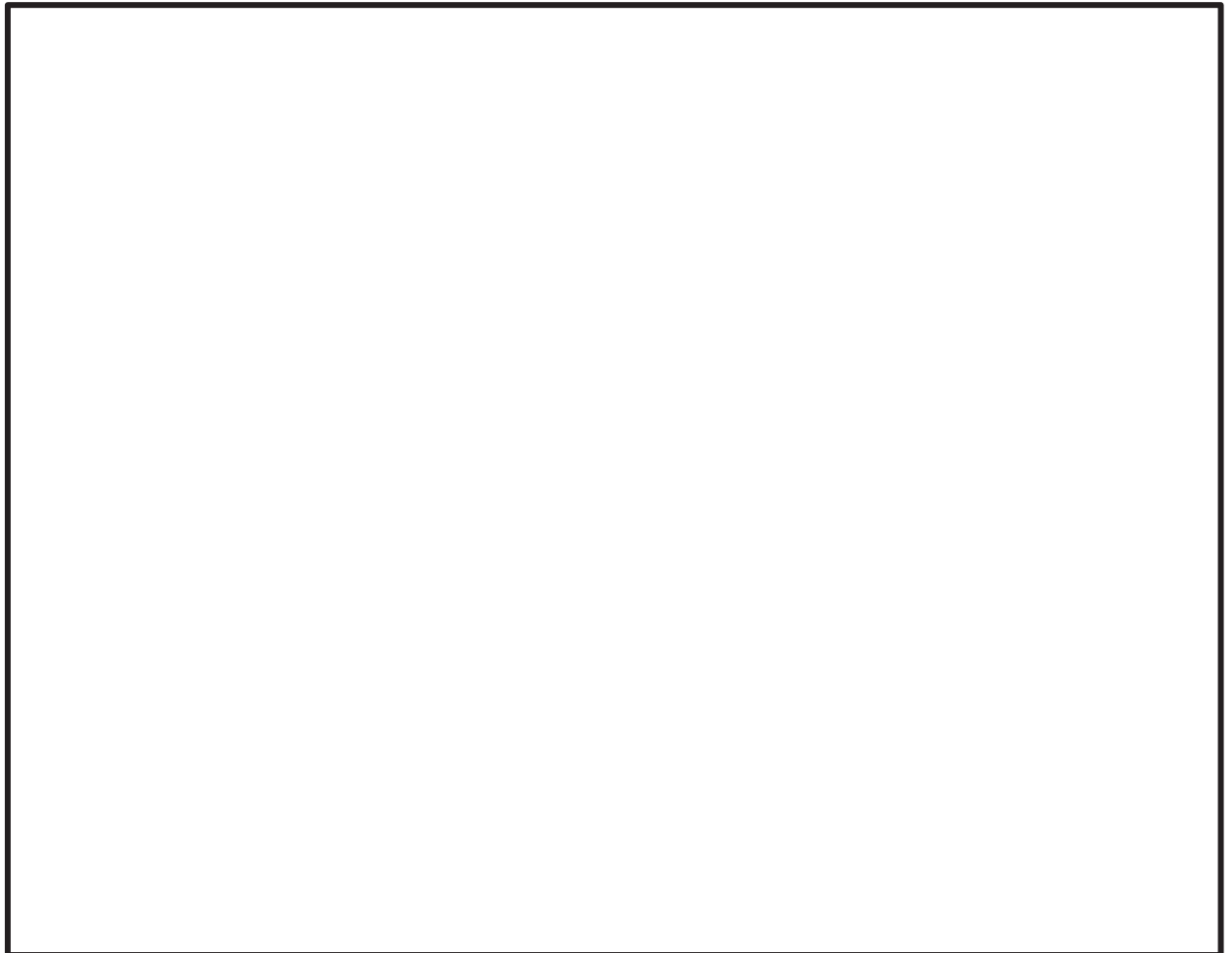
第1図 フィルタ装置の流路（バウンダリ図）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 応力評価部位

応力評価を行う箇所を第 2 図に示す。

- | | |
|---------------|-------|
| ① 内部配管 | (P-1) |
| ② 分配管 | (P-2) |
| ③ ベンチュリノズル | (P-3) |
| ④ 金属繊維フィルタ | (P-4) |
| ⑤ 金属繊維フィルタ室 | (P-5) |
| ⑥ 伸縮管 | (P-6) |
| ⑦ 放射性よう素フィルタ室 | (P-7) |



第 2 図 フィルタ装置 内部構造物応力評価部位

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2.4 各部の形状及び構造

応力評価部の主要寸法を第3図に、応力評価部の詳細を第3表に示す。

2.5 物性値

材料は第2表に従って分類する。

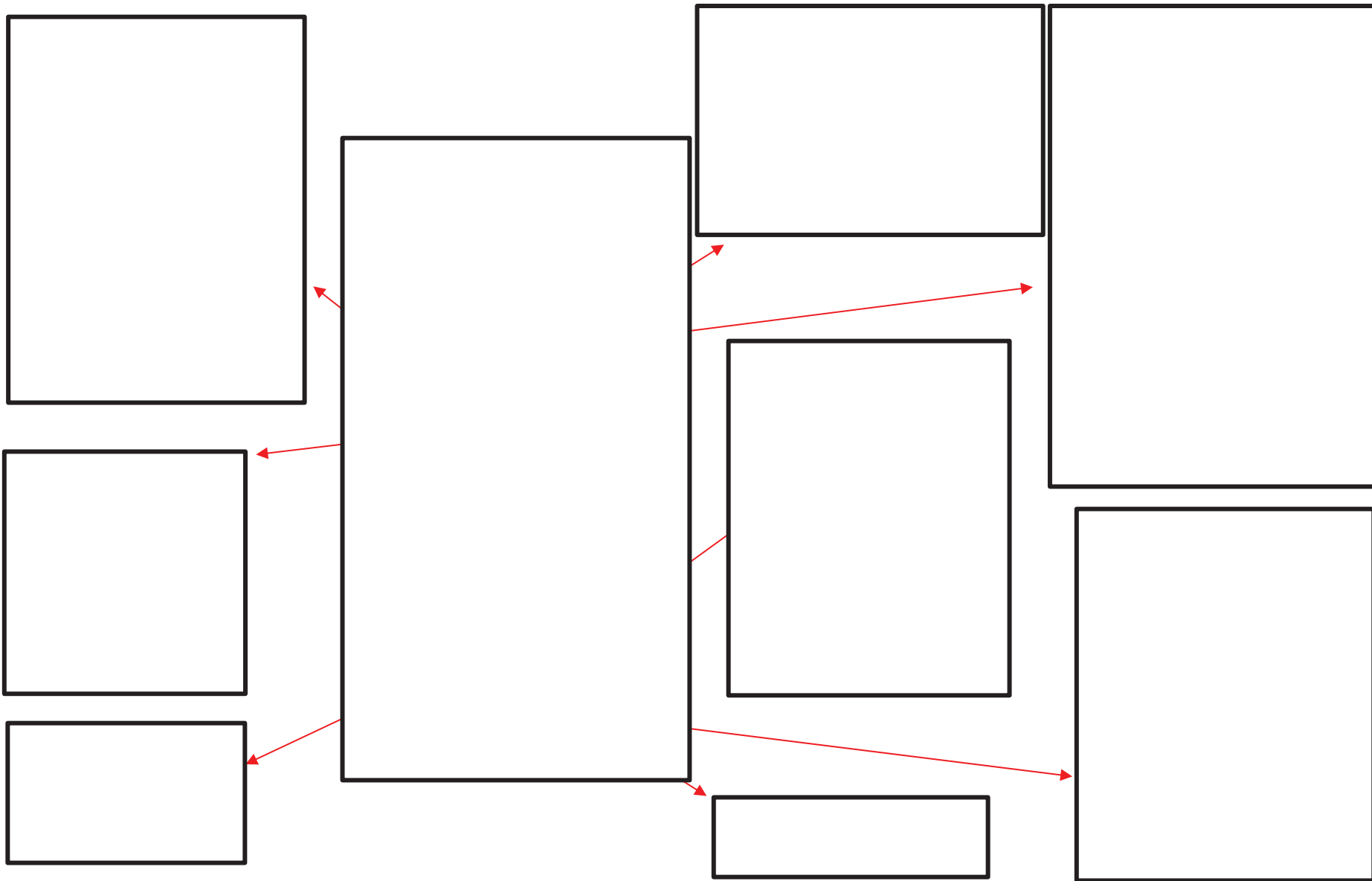
第2表 材料の分類

部位	材料	備考
内部構造物	SUS316L	内部構造物
内部配管	SUS316LTP	内部配管
ベンチュリノズル		
ベンチュリノズル取付ボルト		

2.6 許容応力

- (1) フィルタ装置の内部配管については設計条件、内部構造物については供用状態A及びBで評価する。
- (2) 使用材料の許容応力を第4表に示す。また各評価に対する許容応力を第5表に示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 3 図 応力評価部の主要寸法

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第3表 応力評価部位の詳細 (1/2)

応力評価部	評価部位	評価方法
内部配管	内部配管	内部配管について、自重、内圧、水力的動的荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	内部配管サポート	内部配管を支持する内部配管サポートについて、自重、水力的動的荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
分配管	分配管	分配管について、自重、内圧、水力的動的荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	VN 取付部	VN フランジ部と分配管を接続する VN 取付部について、自重、内圧、水力的動的荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
ベンチュリノズル	VN カバープレート	クリアリング時にスクラバ溶液が直接作用するカバープレートについて、クリアリング荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	VN 取付ボルト	ベンチュリノズルの取付ボルトについて、クリアリング荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
金属繊維フィルタ	金属繊維フィルタ溶接部	金属繊維フィルタ本体の自重を支持する金属繊維フィルタ取付溶接部について、金属繊維フィルタの自重が作用する場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	金属繊維フィルタサポートビーム	金属繊維フィルタ(メインフィルタ)を背面から支持する金属繊維フィルタサポートビームについて、フィルタ差圧及び自重が作用する場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。

第3表 応力評価部位の詳細 (2/2)

応力評価部	評価部位	評価方法
金属繊維フィルタ室	金属繊維フィルタ室底板	金属繊維フィルタを支持する金属繊維フィルタ室のうち、自重が作用する底板について、金属繊維フィルタ及び金属繊維フィルタ室の自重、金属繊維フィルタの差圧が作用する場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
伸縮管	伸縮管	オリフィス取外しを容易に実施できるように設置している伸縮管について、ベント時に作用する差圧により発生する応力に対する許容繰返し回数を算出し、実際の繰返し回数以上であることを確認する。
放射性よう素フィルタ室	放射性よう素フィルタ室底板	放射性よう素フィルタ室のうち、自重が作用する底板について、放射性よう素フィルタ室及び放射性よう素フィルタの自重、放射性よう素フィルタ室の差圧が作用する場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。

注 : VN はベンチュリノズルを示す。

第 4 表 使用材料の許容応力

評価部材	材料	温度条件 (°C)	S _h (MPa)	S _y (MPa)	S _u (MPa)	S _y (R T) (MPa)
配 管	SUS316LTP	最高使用温度 200	107	—	—	—
内部構造物	SUS316L	最高使用温度 200	—	120	407	175
ベンチュリノズル		最高使用温度 200				
ベンチュリノズル 取付ボルト		最高使用温度 200				

第 5 表 許容応力

供用状態	許容限界 (MPa) (配管)	許容限界 (MPa) (内部構造物)			
		金属繊維フィルタ 取付溶接部	ベンチュリノズル	ベンチュリノズル 取付ボルト	左記以外の 内部構造物
	一次応力	一次応力 (せん断応力)	一次応力 (組合せ応力)	一次応力 (引張応力)	一次応力 (組合せ応力)
設計条件	160	—	—	—	—
供用状態 A 及び B	—				108

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. 荷重条件

フィルタ装置の内部構造物の評価においては、自重、ベント時内圧に加えて、ベント時の水力学的荷重が作用する。

本評価では、最も厳しくなる起動直後のクリアリング時荷重を考慮する。

評価に用いる荷重を第 6 表に示す。また、荷重の組合せと応力評価項目の対応を第 7 表に示す。

第 6 表 評価に用いる荷重

記号	荷重	荷重値
L 01	自重	
L 02	内圧(差圧)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 内部配管：Δ内=<input type="text"/> MPa ・ 金属繊維フィルタ室，伸縮管：Δ金=<input type="text"/> MPa ・ 放射性よう素フィルタ室：Δ放=<input type="text"/> MPa ・ 多孔板：Δ多=<input type="text"/> MPa
L 03	クリアリング荷重	<ul style="list-style-type: none"> ・ ベンチュリノズル：噴流反力$F1$=<input type="text"/> N ・ 内部配管：噴流荷重$F2$=<input type="text"/> N

第 7 表 荷重の組合せ

供用状態	荷重の組合せ
設計条件（配管）	L 01+ L 02+ L 03
供用状態 A 及び B (内部構造物)	L 01+ L 02+ L 03

4. 応力評価

応力評価方法を第 8 表に示す。また、内部配管の評価に用いた解析モデルを第 4 図に示す。なお、内部配管の解析には、補正工認でも使用している「ISAP-IV」を用いた。



- (1) 内部配管及び分配管は、各荷重による一次応力が許容応力以下となることを確認する。
- (2) 内部構造物は、各荷重による一次応力が許容応力以下となることを確認する。
- (3) 伸縮管は、ベント時繰り返し回数が許容繰り返し回数以下となることを確認する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第 8 表 内部構造物評価法 (1/4)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法		準用規格
内部配管部	内部配管 分配管 ベンチュリノズ ル取付部	内圧 自重 クリアリング 荷重	$S_{pr m} = \frac{B_1 P D_0}{2 t} + \frac{B_2 M_a}{Z}$ ⇒各Mは FEM により算出する	P : 内圧(差圧) D ₀ : 配管の外径 M _a : 配管に作用するモーメント B ₁ , B ₂ : 応力係数 t : 配管の板厚 Z : 配管の断面係数 S _{pr m} : 一次応力	設計・建設規格 クラス 2 配管 PPC-3520(1) 準用
	伸縮管	差圧 繰返し回数	$N = \left(\frac{11031}{\sigma} \right)^{3.5}$ N > N _a	N _a : ベント時の繰返し回数(1回) N : 許容繰返し回数	設計・建設規格 クラス 2 配管 PPC-3416 準用

第 8 表 内部構造物評価法 (2/4)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法	準用規格
支持部	金属繊維フィルタ室底板	内圧	金属繊維フィルタ室底板 $\sigma = \frac{M}{Z}$ $\tau = \frac{R}{A}$ 	機械工学便覧, 設計・建設規格 クラス 2 支持構造物 SSC-3121.1 準用
	放射性よう素フィルタ室底板	自重	放射性よう素フィルタ室底板 $\sigma = \frac{M}{Z}$ $\sigma_b = \beta \frac{P}{t}$  $S = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3 \tau^2}$	

補足 20-12

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第 8 表 内部構造物評価法 (3/4)

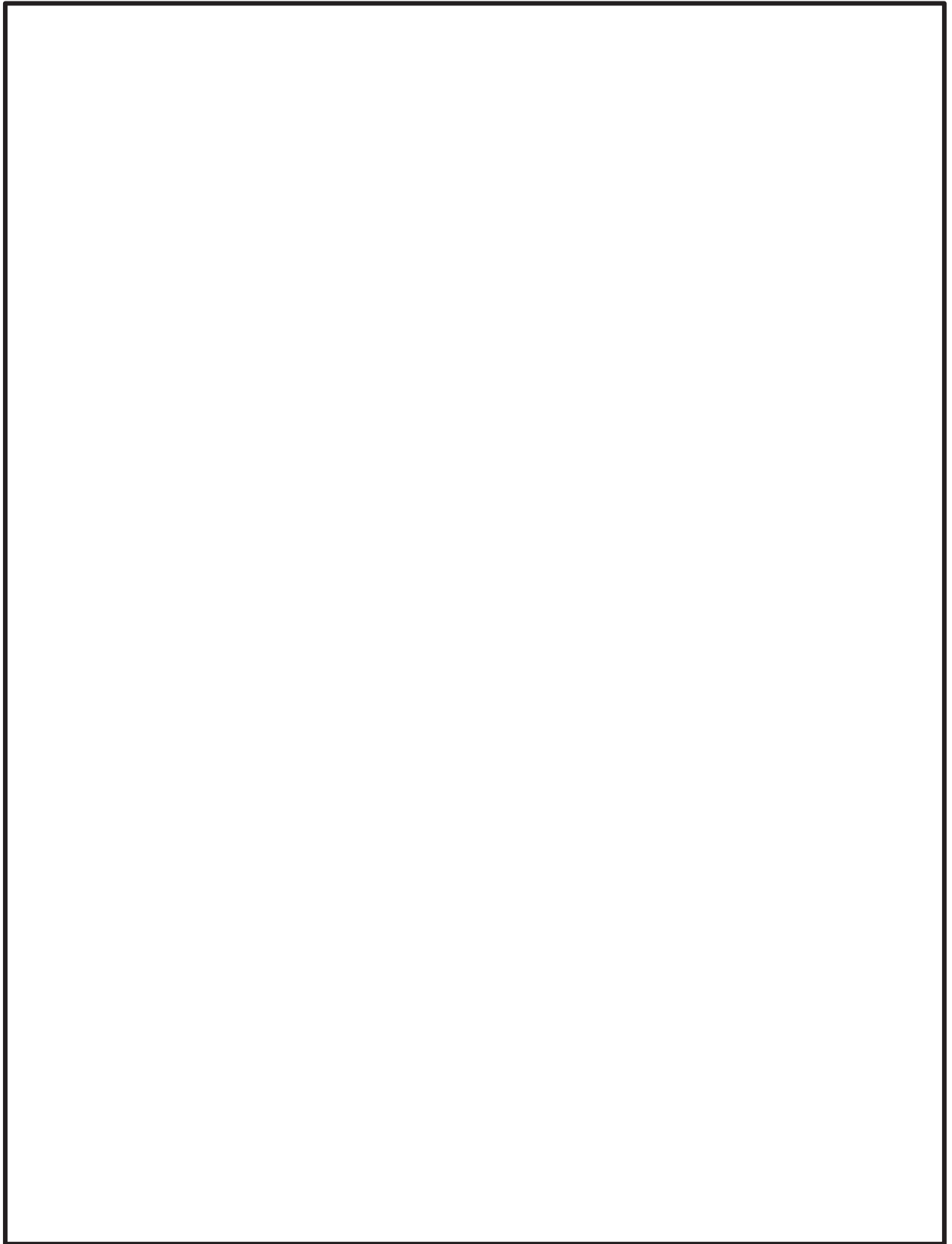
評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法		準用規格
支持部	内部配管サポ ート	自重 クリアリング荷 重	$\sigma = \frac{M}{Z} + \frac{N}{A}$ $\tau = \frac{R}{A}$ <p>⇒各M, N, RはFEMより 算出する</p> $S = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau^2}$	<p>M : 各荷重によるモーメント N : サポートに作用する軸力 Z : サポートの断面係数 A : サポートの断面積</p> <p>σ : 曲げモーメントによる軸方向応力 R : 反力 τ : 内圧により生じるせん断応力 S : 組合せ応力</p>	<p>機械工学便覧, 設計・建設規格 クラス 2 支持構造物 SSC-3121.1 準用</p>

第 8 表 内部構造物評価法 (4/4)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法		準用規格
金属繊維フィルタ部	金属繊維フィルタサポートビーム	差圧 自重	$\sigma = \frac{M}{Z}$ $\tau = \frac{R}{A}$ $S = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau^2}$	M : 各荷重によるモーメント Z : 金属繊維フィルタサポートの断面係数 σ : 曲げモーメントによる軸方向応力 R : 反力 A : 金属繊維フィルタの断面積 τ : 内圧により生じるせん断応力 S : 組合せ応力	機械工学便覧, 設計・建設規格 クラス 2 支持構造物 SSC-3121.1 準用
ベンチュリノズル	ベンチュリノズルカバープレート	自重 クリアリング荷重	$\sigma = \frac{M}{Z}$ $\tau = \frac{R}{A}$ $S = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau^2}$	M : 各荷重によるモーメント Z : ベンチュリノズルの断面係数 σ : 曲げモーメントによる軸方向応力 R : 反力 A : サポートの断面積 τ : 内圧により生じるせん断応力 S : 組合せ応力	機械工学便覧, 設計・建設規格 クラス 2 支持構造物 SSC-3121.1 準用
	ベンチュリノズル取付ボルト	クリアリング荷重	$\sigma = \frac{F}{A}$	F : 流体力 A : 取付ボルトの総断面積 σ : 取付ボルトに作用する引張応力	設計・建設規格 クラス 1 支持構造物 SSB-3131 準用

補足 20-14

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 4 図 内部配管の解析モデル

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

5. 評価結果

各部位の評価結果を第9表～第14表に示す。評価の結果、すべての部位で許容値を満足することを確認した。

第9表 内部配管，分配管，ベンチュリノズル取付部の一次応力評価結果
(クラス2配管準用) (単位:MPa)

応力の種類	P-1 内部配管	P-2 分配管	P-3 ベンチュリノズル配管付根部	許容応力
一次応力				160

発生応力値は許容応力値以下である。

第10表 伸縮管の評価結果 (クラス2配管準用)

繰返し回数	P-6 伸縮管
ベント時繰返し回数(Na)	
許容繰返し回数(N)	

ベント時繰返し回数は許容繰返し回数以下である。

第11表 内部構造物の一次応力評価結果 (クラス2支持構造物準用)

(単位:MPa)

応力の種類	P-1 内部配管 サポート	P-4 金属繊維フ ィルタサポ ートビーム	P-5 金属繊維フ ィルタ室 底板	P-7 放射性よう 素フィルタ 底板	許容応力
一次応力 (組合せ応力)					108

発生応力値は許容応力値以下である。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第 12 表 内部構造物の一次応力評価結果（クラス 2 支持構造物準用）

（単位：MPa）

応力の種類	P-4 金属繊維フィルタ取付溶接部		許容応力
一次応力 (せん断応力)			62

発生応力値は許容応力値以下である。

第 13 表 ベンチュリノズルの一次応力評価結果（クラス 2 支持構造物準用）

（単位：MPa）

応力の種類	P-3 ベンチュリノズル		許容応力
一次応力 (組合せ応力)			

発生応力値は許容応力値以下である。

第 14 表 ベンチュリノズル取付ボルトの一次応力評価結果（クラス 2 支持構造物準用）

（単位：MPa）

応力の種類	P-3 ベンチュリノズル取付ボルト		許容応力
一次応力 (引張応力)			

発生応力値は許容応力値以下である。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

フィルタ装置 内部配管に作用する流体力

ベント時に、フィルタ装置の内部配管に作用する流体力としては、下記の荷重が考えられる。

- ① ベント開始後のスクラバ溶液排出時にベンチュリノズルに作用する荷重(クリアリング荷重)
- ② ベント中のベントガス噴出時にベンチュリノズルに作用する荷重 (ベントガス噴出荷重)

評価の結果、クリアリング時の荷重の方が大きいため、強度評価には第 15 表に示すクリアリング時荷重を用いる。



第 5 図 内部配管に作用するベント時流体力

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第 15 表 内部配管評価に用いるクリアリング時荷重

クリアリング時の荷重	評価に用いる荷重 (N)
VN に作用するクリアリング荷重 F1	□
内部配管エンドキャップに作用するクリアリング荷重 F2	□

【ベント開始後のスクラバ溶液排出時にベンチュリノズルに作用する荷重(クリアリング荷重)】

(1) ベンチュリノズルに作用するクリアリング荷重 F1

ベントが開始されると、原子炉格納容器からのベントガス及び入口配管内の窒素ガスにより、フィルタ装置内の内部配管内のスクラバ溶液が押し出される。押し出されたスクラバ溶液は、第 6 図に示すように、ベンチュリノズルの天板（カバープレート内面）にあたり、□クリアリング荷重 F1 が作用する。



第 6 図 ベンチュリノズルに作用するクリアリング荷重 F1

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第6図に示すように、噴出し部の角度を θ とすると、ベント開始直後にベンチュリノズルに作用するクリアリング荷重 $F1$ は次式で計算される。

ここで、第6図に示すように、保守的に、スロート部での流速がそのまま天板に当たるものとして評価する。

$$F1 = \boxed{}$$

ここで、

$$\rho_w : \text{スクラバ溶液の密度} = \boxed{} \text{ kg/m}^3$$

$$A1 : \text{スロート部断面積} = \boxed{} \text{ m}^2$$

$$V1 : \text{スロート部流速 (m/s)}$$

$$P_i = \boxed{} \text{ kPa (abs)} \quad (\text{スロート入口部までの圧損で入口圧力は低下するが、保守的に原子炉格納容器の最高使用圧力の2倍の値とする。})$$

$$P_o = 101 \text{ kPa (abs)} \quad (\text{スロート出口部にはスクラバ溶液の水頭圧が作用するが、保守的に大気圧とする。})$$

$$\theta : \text{噴出角度} = \boxed{}$$

よって、

$$F1 = \boxed{} \text{ N}$$

(2) 内部配管エンドキャップに作用するクリアリング荷重 $F2$

ベント開始直後に内部配管のエンドキャップに作用するクリアリング荷重 $F2$ は次式で計算される。

$$F2 = \boxed{}$$

ここで、

$$\rho_w : \text{スクラバ溶液の密度} = \boxed{} \text{ kg/m}^3$$

$$A2 : \text{エンドキャップ部断面積} = \boxed{}$$

$$V2 : \text{エンドキャップ部流速 (m/s) は、} \boxed{} \text{ 算出する。}$$

$$(\text{ベンチュリノズル数 } n = \boxed{})$$

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

【ベント中のベントガス噴出時にベンチュリノズルに作用する荷重(ベントガス噴出荷重)】

(1) ベンチュリノズルに作用する噴流荷重 F1

ベント中は、前記スクラバ溶液排出時同様に、原子炉格納容器からのベントガスが、
[] に噴出することによる噴流荷重 F1 が、また内部配管のエンドキャップにもベントガスによる噴流荷重 F2 が作用する。

前記スクラバ溶液排出時同様に F1 は次式で計算される。

$$F1 = []$$

ここで、

$$\rho_{gas} : \text{ベントガスの密度} = [] \text{ kg/m}^3$$

$$A1 : \text{スロート部断面積} = [] \text{ m}^2$$

$$V1 : \text{スロート部流速 (m/s)} = [] \text{ m/s}$$

$$\theta : \text{噴出角度} = []$$

よって、

$$F1 = [] \text{ N}$$

(2) 内部配管エンドキャップに作用するクリアリング荷重 F2

ベント開始直後に内部配管のエンドキャップに作用するクリアリング荷重 F2 は次式で計算される。

$$F2 = []$$

ここで、

$$\rho_{gas} : \text{ベントガスの密度} = [] \text{ kg/m}^3$$

$$A2 : \text{エンドキャップ部断面積} = [] \text{ m}^2$$

$$Q2 : \text{エンドキャップ部流量} = [] \text{ m}^3$$

$$V2 : \text{エンドキャップ部流速 (m/s)}$$

$$V2 = [] \text{ m/s}$$

よって、

$$F2 = [] \text{ N}$$

密度差により、密度が大きいスクラバ溶液排出時の荷重のほうが大きくなる。

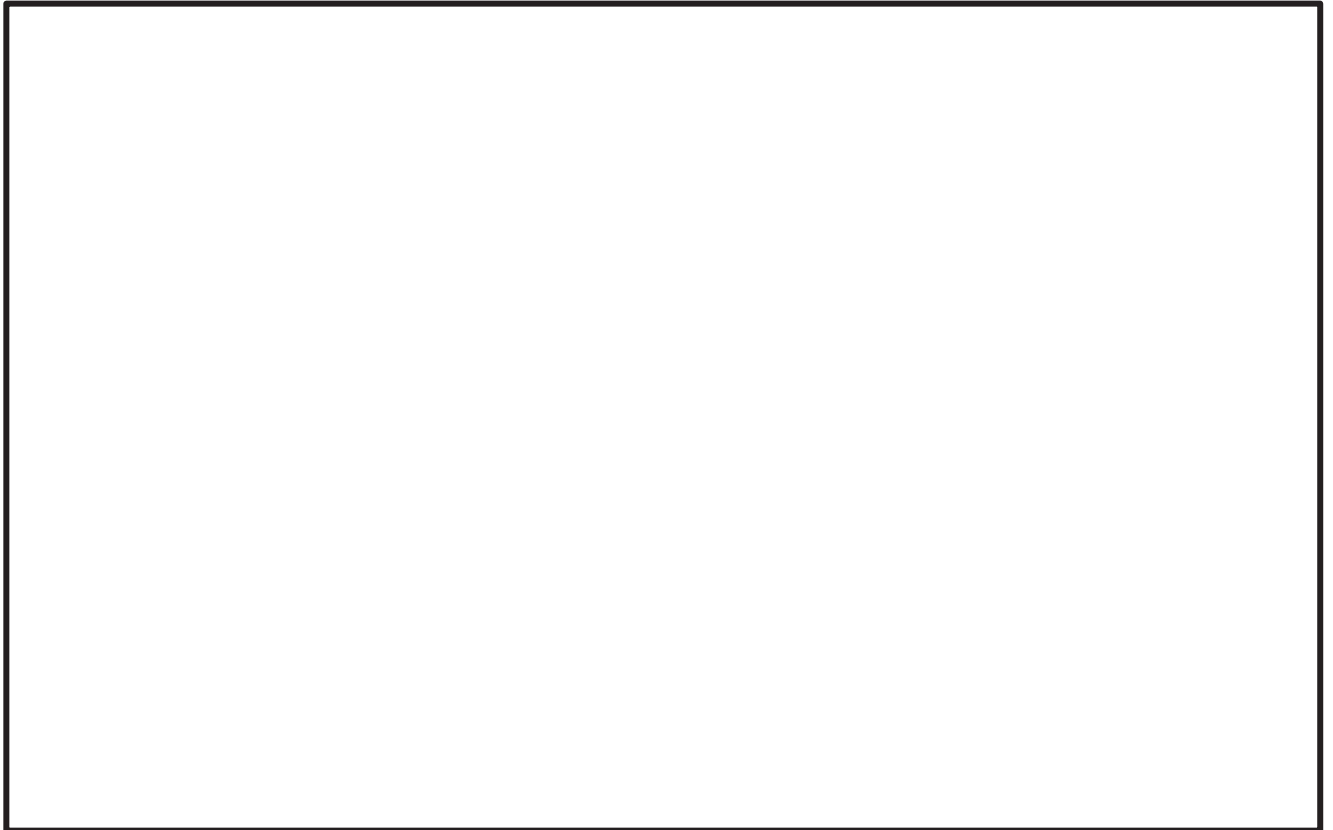
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

フィルタ装置 内部配管のモデル化及び境界条件

フィルタ装置の内部配管の評価は、解析コード ISAP-IV のビーム要素により実施した。

1. モデル化範囲

内部配管及びベンチュリノズルに関してモデル化した範囲を第7図に示す。

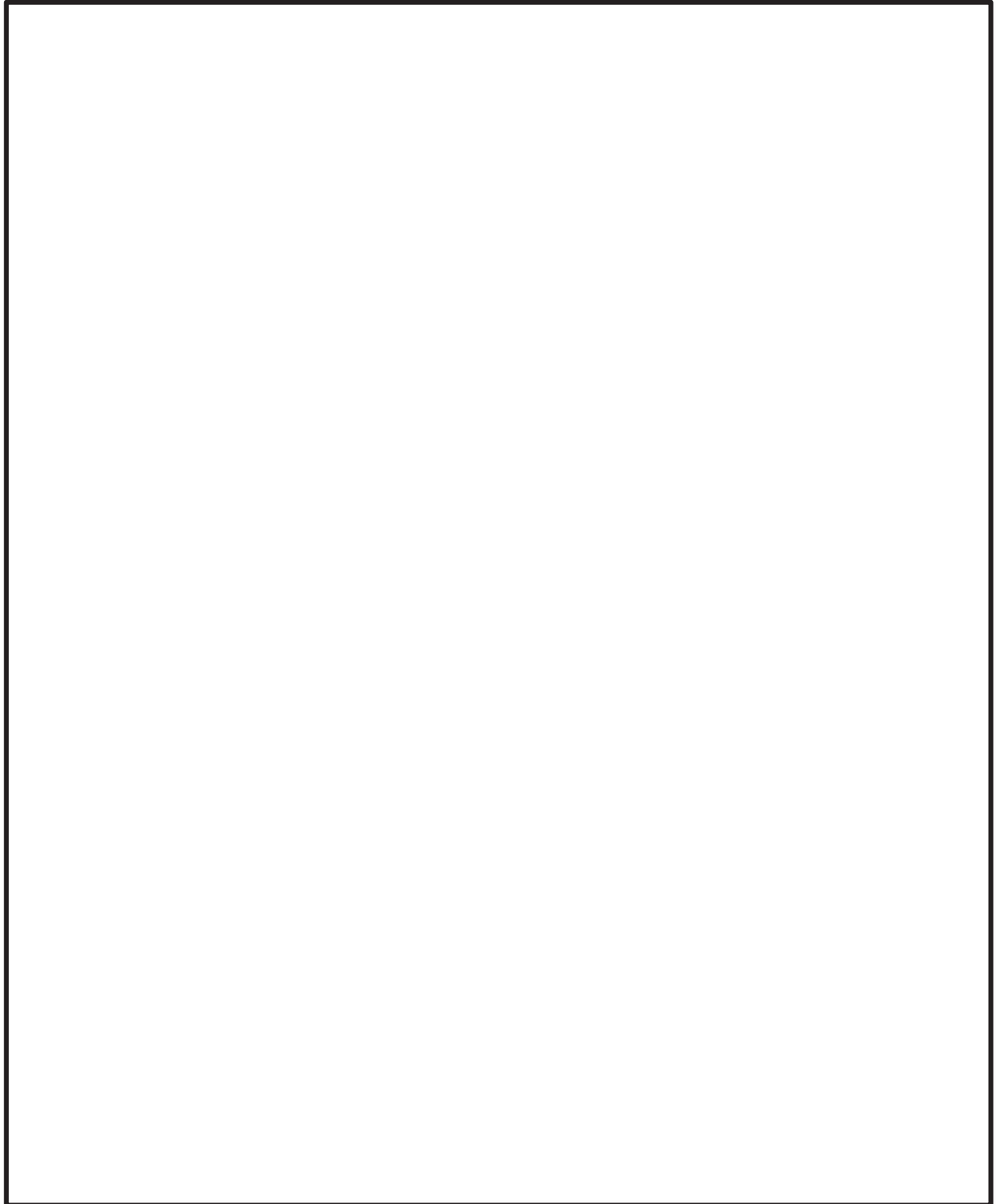


第7図 内部配管・ベンチュリノズル モデル化範囲

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

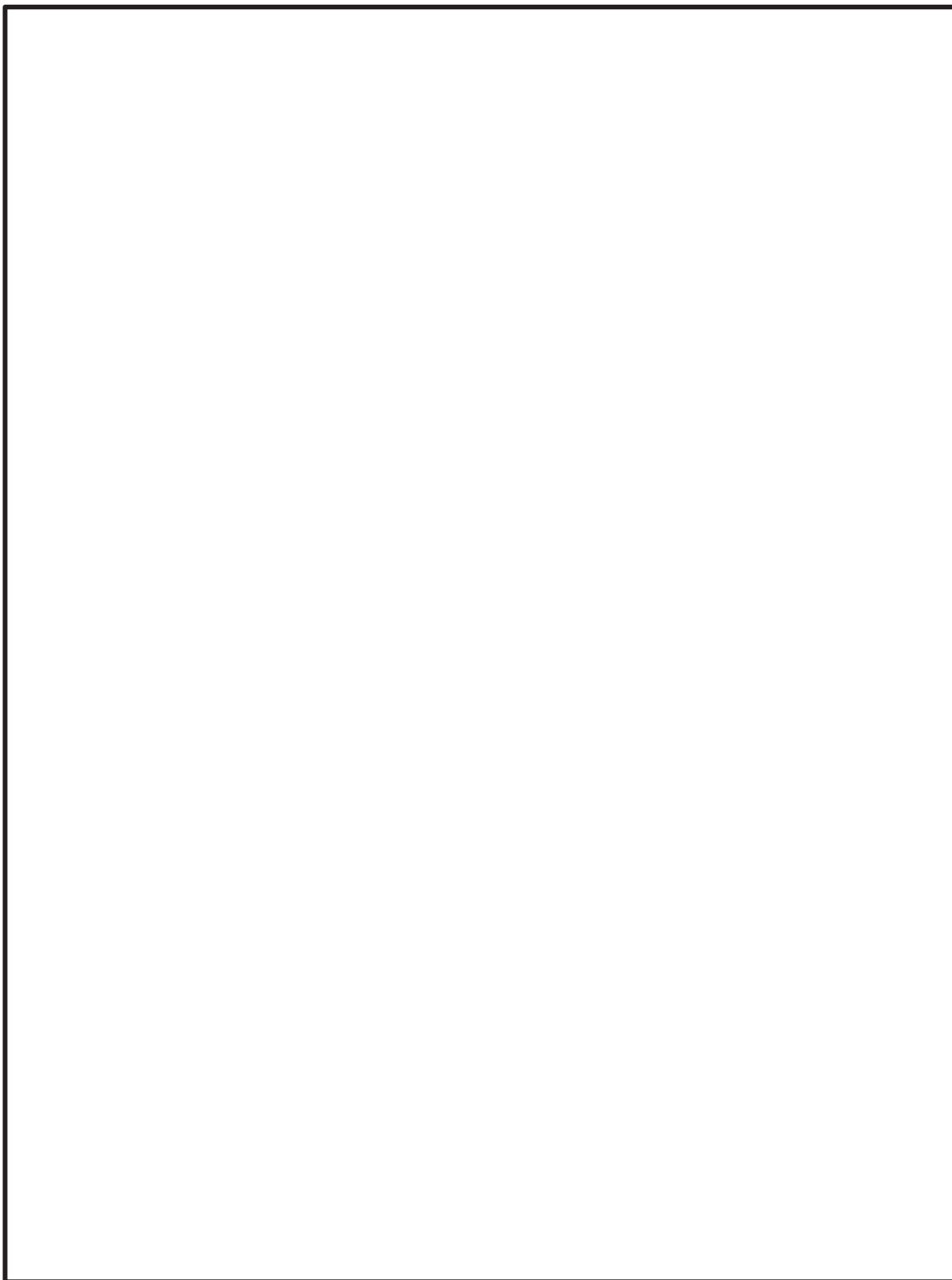
2. 解析モデル及び境界条件

第7図のモデル化範囲について、ビーム要素により作成した解析モデルを第8図に示す。なお、としてモデル化した。また境界条件を第9図に示す。



第8図 解析モデル

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 9 図 モデル境界条件

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. フィルタ装置の最高使用圧力及び最高使用温度を超える場合の健全性について

ベント中のフィルタ装置（容器）について、設計裕度の確認のために設計上考慮している最高使用圧力（854kPa[gage]）、最高使用温度（200℃）を超える場合の構造健全性を評価する。

(1) 評価方法

フィルタ装置の持つ放射性物質の閉じ込め機能が喪失する要因として、高温状態で内圧を受け、過度に塑性変形することによる延性破壊が想定される。

フィルタ装置について、「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」に示される、内面に圧力を受ける円筒胴の計算上必要な厚さを求める式により、温度（フィルタ装置温度における材料の許容引張応力）、圧力をパラメータとして、フィルタ装置（胴部）の構造健全性が確保される、温度と圧力の組合せを評価する。

(2) 評価

「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」の PVC-3122（1）項に準拠し、「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」の「表 5 鉄鋼材用（ボルト材を除く）の各温度における許容引張応力」に規定される、50℃から 450℃の各温度における許容引張応力を与えることで、構造健全性が確保できる圧力を算出する。

$$t = \frac{P D_i}{2 S \eta - 1.2 P}$$

ここで、

t : 胴の最小厚さ mm

P : 構造健全性が確保できる圧力 (MPa)

D_i : 胴の内径 2550mm

S : 各温度における材料の許容引張応力 (MPa)

η : 長手継手の効率 (η = 1)

(3) 評価結果

「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」の必要最小板厚を求める式を用いて評価を実施した結果、第 10 図に示すとおり、設計上考慮している最高使用圧力（854kPa [gage]）、最高使用温度（200℃）を超える圧力、温度でも構造健全性を有する結果が得られた。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 10 図 フィルタ装置（胴部）の必要最小板厚の式を用いた評価結果

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

ベント時に生じる圧力変動荷重による影響

クリアリング過程、気泡形成過程及び蒸気放出過程を含む実機の運転環境を模擬した [] 起動試験において、ベント中には、ベンチュリノズルからの蒸気放出時の蒸気凝縮等による圧力変動が生じるが、その挙動は安定しており不安定な圧力変動は生じないこと、圧力変動の周期は剛設計の基準である 0.05 秒 (20Hz) に対し [] と長く、共振の恐れがないことが確認されている。

この圧力変動の挙動及び周期は、ベンチュリノズル形状、ガス流速及びガス組成に影響を受けるが、この試験は、実機と同じベンチュリノズル、運転条件を模擬したものであることから、実機における圧力変動の挙動及び周期は、この試験結果と同等と考えられ、また、実機のフィルタ装置の固有周期は約 [] 秒で剛であり圧力変動と共振の恐れがないことから、圧力変動の荷重は静的荷重として扱うことができる。

ベント開始直後のクリアリング時の荷重は、直接内部配管に作用することはない。

これらを踏まえ、この起動試験時に計測された圧力変動の最大値は [] kPa 程度であることから、内部配管外面に圧力変動 $\Delta P = []$ kPa が作用した場合の内部配管の周方向応力 $\sigma_{p\theta}$ の増加量は次のようになる。

$$\sigma_{p\theta} = \frac{D_{p0}}{2t_p} \Delta P = [] \text{ MPa}$$

ここで、

D_{p0} : 最大の内部配管外径 = [] mm

t_p : 最大の内部配管板厚 = [] mm

一方、内部配管に自重、内圧 (2Pd)、水力的動荷重が作用した場合の発生応力値 (一次応力) * は、設計条件における一次応力制限 (160MPa) に対して 13MPa である。

注記 * : 設計・建設規格 クラス 2 配管 PPC-3520 (1) 準用

したがって、ベント時に生じる圧力変動を受けた場合でも、内部配管の強度への影響は軽微である。

FP の再揮発による影響

フィルタ装置において、粒子状放射性物質、無機よう素、有機よう素を除去するベンチュリスクラバ、金属繊維フィルタ、放射性よう素フィルタにおける放射性物質の再揮発による影響を確認する。

ベンチュリスクラバは粒子状放射性物質及び無機よう素に対し、金属繊維フィルタは粒子状放射性物質に対し、放射性よう素フィルタは有機よう素に対し除去性能を確認している。無機よう素に対する放射性よう素フィルタの除去性能は未確認であるが、放射性よう素フィルタはベンチュリスクラバ及び金属繊維フィルタが取り逃した無機よう素を全て捕集するものとして確認を行う。

1. ベンチュリスクラバ

(1) エアロゾルの再浮遊

a. 想定される状態

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。スクラバ溶液の水面近傍には、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、金属繊維フィルタが備えられており、この金属繊維フィルタには、



以上より、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を抑制することができる。

(2) 無機よう素の再揮発

a. 想定される状態

気液界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、温度の上昇に伴い気相中に移行する無機よう素が増えることが知られている。高温のベントガスによりスクラバ溶液の温度が上昇した場合、スクラバ溶液中に捕集され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

無機よう素の除去係数の温度依存性については、NUREG/CR-5732に類似の影響評価に関する知見が得られている。

NUREG/CR-5732によれば、原子炉格納容器内のよう素の化学形態について、気相中のよう素と液相中のよう素の挙動は、

- (a) 液相中における無機よう素 (I_2) とよう素イオン (I^-) の平衡の影響
- (b) 液相と気相の無機よう素 (I_2) の平衡

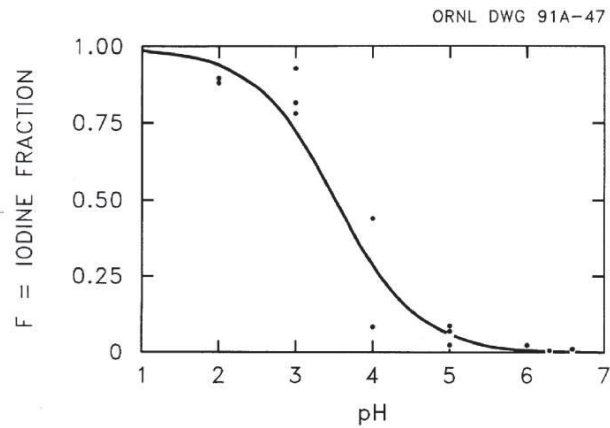
の2つの効果が組み合わさって影響を受けるが、(a)の影響が支配的であり、pH7以上であれば無機よう素の再揮発を抑制することができる。スクラバ溶液のpHは、定期検査時に13以上であることを確認することに加え、重大事故等時に原子炉格納容器内で発生する酸が全量スクラバ溶液に移行することを考慮しても十分なアルカリ環境に保たれるため、無機よう素の再揮発を抑制することができる。

(a) 液相中における無機よう素 (I_2) とよう素イオン (I^-) の平衡

放射線環境下において、液相中における無機よう素とよう素イオンの存在比は以下のように表される。

$$F = \frac{[I_2]}{[I_2] + [I^-]}$$

$[I_2]$ と $[I^-]$ は、無機よう素とよう素イオンの濃度を表す。この平衡反応はpHに強く依存する。第1図にpHに対する平衡の関係を示す。



第 1 図 液相中における I_2 と I^- の平衡と pH の関係

(b) 液相と気相の無機よう素 (I_2) の平衡

液相中の無機よう素 (I_2 (aq)) と気相中の無機よう素 (I_2 (g)) の存在比は以下のように表される。

$$P = \frac{[I_2 \text{ (aq)}]}{[I_2 \text{ (g)}]}$$


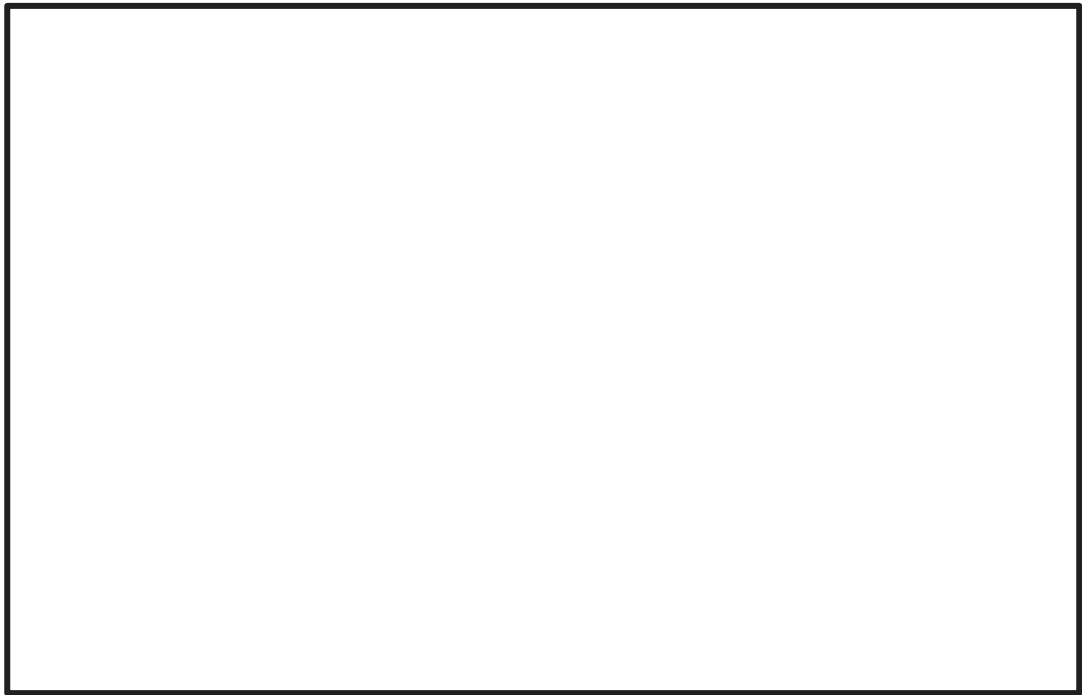
$[I_2 \text{ (aq)}]$ 及び $[I_2 \text{ (g)}]$ はそれぞれ液相中の無機よう素濃度及び気相中の無機よう素濃度を表す。この平衡は、以下の関係で温度に依存する。

$$\log_{10} P = 6.29 - 0.0149T \quad T: \text{絶対温度}$$

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、スクラバ溶液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、(a) の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、スクラバ溶液の温度が上昇しても十分小さい値となる。

JAVA 試験で得られた無機よう素除去性能試験の結果を第 1 表に、温度に対する無機よう素除去性能の関係を第 2 図に示す。第 2 図から、(b) と比較して (a) の影響が大きいことがわかる。

第 1 表 JAVA 試験結果（無機よう素除去性能試験結果）

A large empty rectangular box with a black border, intended for the data of Table 1.

第 2 図 温度に対する無機よう素除去性能

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2. 金属繊維フィルタ

(1) エアロゾルの再浮遊

a. 想定される状態

b. 影響評価

金属繊維フィルタに捕集されたエアロゾルの崩壊熱は、原子炉格納容器ベント実施時はベントガスにより冷却され、原子炉格納容器ベント停止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、この影響について評価する。

なお、原子炉格納容器ベント停止後においては、窒素による系統パージを実施するため、窒素によるスクラバ溶液の冷却効果を考慮する。

(a) 金属繊維フィルタへのエアロゾル移行割合

フィルタ装置では、ベンチュリスクラバにより大部分のエアロゾルが捕集される。このベンチュリスクラバによる除去性能を考慮して、金属繊維フィルタへのエアロゾル移行割合は、フィルタ装置に移行する総量の とする。

(b) エアロゾルによる発熱量

有効性評価におけるベント開始時間である事故後 45 時間経過後の原子炉格納容器内の F P の発熱量は MAAP 解析により、 W である。原子炉格納容器内の F P の全量がフィルタ装置に移行すると保守的に仮定すると、上記のように金属繊維フィルタへのエアロゾル移行割合は であるため、スクラバ溶液へのエアロゾル移行割合を とする。

・金属繊維フィルタの発熱量 = W

・スクラバ溶液の発熱量 = W

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(c) 計算条件

保守的に評価するため、冷却源となる蒸気量が最も小さくなるような条件として、原子炉格納容器フィルタベント系の隔離弁を閉とした場合を想定し、蒸気量はスクラバ溶液に捕集される崩壊熱から窒素によるスクラバ溶液の冷却量を差し引いた熱量により発生する蒸気量とし、圧力、温度条件は原子炉格納容器ベント停止後長期間を経た後と想定し、大気圧及びその飽和温度とする。窒素はスクラバ溶液の通過により 50℃から 100℃に温度上昇し、保守的に金属繊維フィルタでは冷却に寄与しないものとする。

- ・ 蒸気潜熱 (100℃飽和蒸気) = $2.256 \times 10^6 \text{ J/kg}$
- ・ 蒸気比熱 (100℃飽和蒸気) = $2077 \text{ J/kg/}^\circ\text{C}$
- ・ 窒素流量 = $220 \text{ m}^3/\text{h} [\text{Normal}] = 6.11 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s} [\text{Normal}]$
- ・ 窒素密度 = $1.25 \text{ kg/m}^3 [\text{Normal}]$
- ・ 窒素比熱 = $1040 \text{ J/kg/}^\circ\text{C}$

(d) 評価結果

金属繊維フィルタに蓄積したエアロゾルの崩壊熱により、ベントガスが昇温される量进行评估することで、簡易的に金属繊維フィルタの温度上昇量进行评估する。金属繊維フィルタに蓄積したエアロゾルの崩壊熱の全量がベントガスに移行したと仮定し、以下の評価式にて金属繊維フィルタの温度上昇量进行评估した。

温度上昇量 (°C) =

蒸気発生量 (kg/s) =

窒素による冷却量 (W) =

以上より、

- ・ 窒素による冷却量 = (W)
- ・ 蒸気発生量 = (kg/s)
- ・ 温度上昇量 = (°C)

したがって、金属繊維フィルタの温度は、エアロゾルの再浮遊が起こるような温度 (参考: CsOH の融点 272.3℃) に対し十分低く、再浮遊を抑制することができる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. 放射性よう素フィルタ

(1) 無機よう素及び有機よう素の再揮発

a. 想定される状態

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。放射性よう素フィルタ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、捕集された無機よう素及び有機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揮発は 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、放射性よう素フィルタで捕集した無機よう素及び有機よう素の崩壊熱は、原子炉格納容器ベント実施時はベントガスにより冷却され、原子炉格納容器ベント停止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、この影響について評価する。

なお、原子炉格納容器ベント停止後においては、窒素による系統パージを実施するため、窒素によるスクラバ溶液の冷却効果を考慮する。

(a) 放射性よう素フィルタへのよう素移行割合

ベンチュリスクラバでの無機よう素の除去性能 (DF=100) を考慮して、ベンチュリスクラバで除去されずに残った全ての無機よう素が放射性よう素フィルタに蓄積するものとする。また、放射性よう素フィルタの有機よう素の除去性能は DF=50 であるが、有機よう素全てが放射性よう素フィルタに蓄積されるものとする。ことで放射性よう素フィルタでの発熱量を保守的に評価する。

(b) よう素による発熱量

放射性よう素フィルタに蓄積されるよう素の発熱量を以下のとおり設定した。

イ. 事故時に炉内に内蔵されるよう素の発熱量

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 ORIGEN2 コードの計算結果に対して、女川原子力発電所第 2 号機の熱出力 (2436MW) を考慮した結果より、約 MW とする。

ロ. 原子炉格納容器への放出割合

NUREG-1465 に基づき、原子炉格納容器へのよう素の放出割合を 61% とする。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

ハ. 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、無機よう素 91%、有機よう素 4%とする。

ニ. 原子炉格納容器内の除去係数（無機よう素）

原子炉格納容器内の沈着やスプレイ、サプレッションチェンバのプール水によるスクラビング効果によっては、保守的に除去されないものとして評価する。

放射性よう素フィルタでの発熱量を第 2 表に示す。

第 2 表 放射性よう素フィルタでの発熱量（単位:W）

	原子炉停止後時間	
	45 時間	168 時間
有機よう素+無機よう素の発熱量		

(c) 計算条件

保守的に評価するため、冷却源となる蒸気量が最も小さくなるような条件として、原子炉格納容器フィルタベント系の隔離弁を閉とした場合を想定し、蒸気量はスクラバ溶液に捕集される崩壊熱から窒素によるスクラバ溶液の冷却量を差し引いた熱量により発生する蒸気量とし、圧力、温度条件は原子炉格納容器ベント停止後長期間を経た後と想定し、大気圧及びその飽和温度とする。窒素はスクラバ溶液の通過により 50°C から 100°C に温度上昇し、保守的に金属繊維フィルタでは冷却に寄与しないものとする。

- ・ 蒸気潜熱（100°C 飽和蒸気） = $2.256 \times 10^6 \text{ J/kg}$
- ・ 蒸気比熱（100°C 飽和蒸気） = $2077 \text{ J/kg/}^\circ\text{C}$
- ・ 窒素流量 = $220 \text{ m}^3/\text{h}[\text{Normal}] = 6.11 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}[\text{Normal}]$
- ・ 窒素密度 = $1.25 \text{ kg/m}^3[\text{Normal}]$
- ・ 窒素比熱 = $1040 \text{ J/kg/}^\circ\text{C}$
- ・ 原子炉格納容器内発熱量 = W（原子炉停止 45 時間後）
= W（原子炉停止 168 時間後）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(d) 評価結果

放射性よう素フィルタに蓄積したよう素の崩壊熱により、ベントガスが昇温される量を評価することで、簡易的に放射性よう素フィルタの温度上昇量を評価する。放射性よう素フィルタに蓄積したよう素の崩壊熱の全量がガスに移行したと仮定し、以下の評価式にて放射性よう素フィルタの温度上昇量を評価した。

温度上昇量 (°C) =

蒸気発生量 (kg/s) =

窒素による冷却量 (W) =

以上より、

・窒素による冷却量 =
= (W)

ここで、原子炉停止 45 時間後については、

・蒸気発生量 = (kg/s)
・温度上昇量 = (°C)

原子炉停止 168 時間後については、

・蒸気発生量 = (kg/s)
・温度上昇量 = (°C)

したがって、放射性よう素フィルタの温度は、再揮発が起こるような温度 (400°C 以上) に対して十分に低く、再揮発を抑制することができる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

4. 引用文献

- (1) NUREG/CR-5732_ORNL/TM-1861 Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents
- (2) ORNL/TM-6607 "Literature Survey of Methods to Remove Iodine from Off-gas Streams Using Solid Sorbents", Apr/10/1979
- (3) NUREG-1465 "Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants", Feb.1995
- (4) Regulatory Guide 1.195, "Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors"

(参考)

1. 有機よう素の生成割合に関する REGULATORY GUIDE 1.195 の適用について

有機よう素の生成割合は、Regulatory Guide 1.195 “Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light Water Nuclear Power Reactors” で示されたよう素の存在割合を用い、4%を仮定している。

原子炉格納容器中の無機よう素等から有機よう素への転換割合、重大事故時における pH 調整と有機よう素の生成割合に関する評価を以下に示す。

(1) 原子炉格納容器中の無機よう素等から有機よう素への転換割合

WASH-1233 “Review of Organic Iodide Formation Under Accident Conditions in Water-Cooled Reactors” では、粒子状よう素 (CsI) を除く無機よう素等 (I₂, HI) から有機よう素 (CH₃I) への転換に関して、原子炉格納容器内を模擬した種々の実験結果に基づいて提案している。

一方、NUREG-0772 “Technical Basis for Estimating Fission Product Behavior during LWR Accidents” において、上記のWASH-1233の実験結果を再度評価し、WASH-1233で示される有機よう素への転換割合は、有機よう素の生成を導くメカニズムの定義付けが十分ではなく、保守的としている。

WASH-1233及びNUREG-0772に示されている、それぞれの有機よう素への転換割合を第3表に示す。

第3表 原子炉格納容器中の無機よう素等から有機よう素への転換割合

有機よう素	WASH-1233	NUREG-0772
非放射線場	1%未満	約0.02%
放射線場	2.2%未満	約0.01%
合計	3.2%未満	約0.03%

NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” では、無機よう素等から生成される有機よう素の転換割合として、WASH-1233で示される3.2% (合計) に基づき決定している。しかし、WASH-1233では有機よう素の生成反応のみを考慮し、放射線による分解反応については考慮していないこと、原子炉格納容器内での有機よう素の生成割合を評価していることなどから、NUREG-0772のレビュー結果と同様、相当な保守性を持った値としている。

(2) 重大事故時における pH 調整と有機よう素の生成割合

NUREG/CR-5732 “Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents”では、pH とよう素の存在割合について、pH の低下に伴って無機よう素等への生成割合が増加する知見が示されており、pH 調整が実施されている場合と pH 調整が実施されていない場合のそれぞれについて、重大事故時のよう素形態に関して、複数のプラントに対するよう素の発生量を評価している。pH 調整が実施されている場合の結果を第 4 表に、pH 調整が実施されていない場合の結果を第 5 表に示す。BWR プラント (Grand Gulf, Peach Bottom) では、重大事故時において、pH 調整の実施の有無に限らず、有機よう素の生成割合は 1%以下となっている。

第 4 表 重大事故時に pH 調整を実施した場合の有機よう素の生成割合

Table 3.6 Distribution of iodine species for pH controlled above 7

Plant	Accident	Fraction of total iodine in containment (%)			
		I ₂ (g)	I ₂ (l)	I ⁻ (l)	CH ₃ I (g)
Grand Gulf	TC γ	0.05	0.03	99.92	0.001
	TQUV γ	0.01	0.03	99.96	0.0003
Peach Bottom	AE γ	0.002	0.03	99.97	0.0001
	TC2 γ	0.02	0.03	99.95	0.0004

第 5 表 重大事故時に pH 調整を実施しない場合の有機よう素の生成割合

Table 3.7 Distribution of iodine species for uncontrolled pH

Plant	Accident	Fraction of total iodine in containment (%)			
		I ₂ (g)	I ₂ (l)	I ⁻ (l)	CH ₃ I (g)
Grand Gulf	TC γ	26.6	15.3	58.0	0.2
	TQUV γ	6.6	18.3	75.1	0.06
Peach Bottom	AE γ	1.6	21.6	76.8	0.01
	TC2 γ	10.9	18.0	71.0	0.07

以上より、有機よう素の生成割合については不確定さがあるものの、Regulatory Guide 1.195 で示されている 4%は十分な保守性を有していると考えられることから、設計値として採用している。

2. 引用文献

- (1) WASH-1233, "Review of Organic Iodide Formation Under Accident Conditions in Water-Cooled Reactors"
- (2) NUREG-0772, "Technical Basis for Estimating Fission Product Behavior during LWR Accidents"

FP の放射性壊変による被ばく評価への影響

スクラバ溶液，金属繊維フィルタ，放射性よう素フィルタにおいて捕集された物質が放射性壊変をし，放射性を持つ希ガスが再浮遊することにより，被ばく評価に影響を与える可能性があるため，粒子状放射性物質とよう素の放射性壊変が及ぼす被ばく評価への影響について確認する。

1. 粒子状放射性物質の壊変

被ばく評価で対象としている評価核種 65 核種の中で，粒子状放射性物質のうち希ガスを生成する親核種として，Cs-134，Rb-86，Te-129，Te-129m，Te-131m，Te-132 があり，これらの 99.9% はスクラバ溶液及び金属繊維フィルタによって捕集される。この他の粒子状放射性物質は希ガスへの壊変をせず，スクラバ溶液及び金属繊維フィルタにより保持される。

Cs-134，Rb-86，Te-129，Te-129m，Te-131m，Te-132 の壊変により生成される娘，孫核種の約 99% 以上は，Xe-134，Kr-86，Xe-129，Xe-131，Xe-132 と安定核種であるため，被ばく評価への影響は小さい。

2. よう素の壊変

被ばく評価で考慮されているよう素の同位体は，I-131 から I-135 の 5 核種であり，これらは全て Xe に壊変するが，このうち I-132 及び I-134 から生成する Xe は安定核種である。また，I-131 についても約 99% が安定核種のため，娘核種の寄与としては，I-133 及び I-135 から生成する Xe-133 と Xe-135 を考慮する。

スクラバ溶液，金属繊維フィルタ，放射性よう素フィルタに共通して，I-133 と I-135 の放射性壊変により，Xe-133 と Xe-135 の生成が考えられるが，捕集後の I-133 と I-135 の壊変による Xe-133 と Xe-135 の追加放出量は，ベント時に系外に放出される量の 1% 未満である。

原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置のスクラバ溶液，金属繊維フィルタ，放射性よう素フィルタに捕捉された I-133，I-135 から再浮遊する Xe-133，Xe-135 の追加放出量について，再浮遊した希ガスは瞬時に大気中に放出されるものと仮定すると，ベント後にフィルタ装置から再浮遊する希ガスの発生率 dN_2/dt (1/s) とよう素の減衰率 dN_1/dt (1/s) との関係は次のように表せる。

$$\frac{dN_2}{dt} = -\frac{dN_1}{dt}$$

ここで，

N_1 : 親核種の原子の個数 (-)

N_2 : 娘核種の原子の個数 (-)

ベント直後を $t = 0$ (s)としてベントから T (s)までに再浮遊して放出される希ガスの原子の個数は、よう素の原子の個数 $N_1 = N_{10}e^{-\lambda_1 t}$ (-)より、次のように表せる。

$$\int_0^T \frac{dN_2}{dt} dt = - \int_0^T \frac{dN_1(t)}{dt} dt = N_{10}(1 - e^{-\lambda_1 T})$$

上式に希ガスの崩壊定数(1/s)を乗じて放射能に換算すると式(1)が得られる。

$$\lambda_2 N_2 = \lambda_2 N_{10}(1 - e^{-\lambda_1 T}) \dots \dots \dots \text{式(1)}$$

ここで、

- λ_1 : 親核種の崩壊定数 (1/s)
- λ_2 : 娘核種の崩壊定数 (1/s)
- N_{10} : 親核種のベント時刻における原子の個数 (-)
- T : ベント後の経過時間(s)

親核種のベント開始時における放射能(Bq)は、I-133, I-135の炉内内蔵量から、ORIGEN解析による減衰計算により、設置許可申請の有効性評価におけるベント開始時間約45時間後の放射エネルギーを計算し、そこによる素の化学形態ごとの挙動とフィルタへの捕集率を考慮し、フィルタ装置に付着するよう素量を求める。これらの条件は第1表のとおり。なお、粒子状放射性物質、無機よう素の原子炉格納容器内での沈着・付着等による除去効果は無視している。

第1表 フィルタベント装置へのよう素の移行率

	原子炉格納容器への放出割合*1	存在割合	サプレッションチェンバ内のプール水におけるスクラビングの除去係数(DF)	フィルタ装置への捕集率*2
粒子状よう素	0.61	0.05	5	1
無機よう素	0.61	0.91	5	1
有機よう素	0.61	0.04	1	1

注記*1: 原子炉格納容器への放出割合はNUREG-1465の放出割合を参照する。

*2: 実際には、一部はフィルタ装置で捕集されずに系外へ放出され则认为されるが、付着量の評価では、保守的にフィルタ装置で全量捕集されるとする。

以上を考慮すると、ベント開始時における初期放射エネルギー及びフィルタ装置に付着する放射エネルギーは第2表のとおりとなる。

第2表 フィルタ装置に付着する I-133, I-135 を考慮した放射エネルギー

	放射エネルギー (Bq)		
	炉内内蔵量	ベント開始時	フィルタ装置付着*
I-133	4.94×10^{18}	1.13×10^{18}	1.60×10^{17}
Xe-133	4.82×10^{18}	4.34×10^{18}	—
I-135	4.68×10^{18}	4.00×10^{16}	5.67×10^{15}
Xe-135	1.39×10^{18}	3.33×10^{17}	—

注記*：実際には、一部はフィルタ装置で捕集されずに系外へ放出されると考えられるが、付着量の評価では、保守的にフィルタ装置で全量捕集されるとする。

ベント開始時において原子炉格納容器からベントラインに放出される Xe-133, Xe-135 と、式(1)に基づいて算出した、フィルタ装置から再浮遊して放出される Xe-133, Xe-135 の比較を第3表に示す。

第3表 Xe-133, Xe-135 のベント時放出量とフィルタからの追加放出量*の比較

	Xe-133 (Bq)	Xe-135 (Bq)	合計 (Bq)
ベントラインからの放出	3.7×10^{17}	1.4×10^{17}	5.1×10^{17}
フィルタからの再浮遊	2.3×10^{15}	2.1×10^{15}	4.4×10^{15}

注記*：希ガス放出量の影響を比較するため、(Bq: γ 線実効エネルギー 0.5MeV 換算値)としている。

以上より、フィルタから再浮遊する Xe-133 と Xe-135 は、ベントラインから放出される既存の Xe-133, Xe-135 の 1%未満 ($\approx 4.4 \times 10^{15} / 5.1 \times 10^{17} = 0.85\%$) であり、被ばく評価への影響は十分小さい。

フィルタの除去性能に与える影響について

1. フィルタの除去性能に与える影響

フィルタ装置を継続使用する場合、粒子状放射性物質、無機よう素及び有機よう素の除去性能に影響を与える可能性がある因子として、エアロゾルによるフィルタの閉塞、放射性物質の再揮発、放射性よう素フィルタにおける吸着材の減少及び吸着材の変質がある。そのため、これらの影響について評価を実施する。なお、フィルタ装置内で保持した放射性物質が再揮発することによる除去性能への影響については、「補足 21 FP の再揮発」による影響の評価のとおりであり、対象外とする。

2. エアロゾルによるフィルタの閉塞

2.1 想定する状態

炉心損傷後のベント時には、熔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、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がベンチュリノズルの狭隘部や金属繊維フィルタに付着し、閉塞する可能性について考慮する。また、金属繊維フィルタについては、液滴の付着による閉塞についても考慮する。

2.2 影響評価

(1) ベンチュリノズル

ベンチュリノズルの狭隘部は であり、狭隘部を通過するガス流速は高速となる。これに対して、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。

(2) 金属繊維フィルタ（エアロゾルによる閉塞）

ベンチュリスクラバで捕集されなかったエアロゾルは、後段の金属繊維フィルタに捕集される。この金属繊維フィルタに捕集されるエアロゾル量と金属繊維フィルタの許容負荷量を比較し、閉塞しないことを以下のとおり確認した。

a. 金属繊維フィルタの許容負荷量

金属繊維フィルタ単体に対し、エアロゾルを供給した場合、 g/m^2 まで有意な差圧の上昇はなく^{※1}、 g/m^2 まで金属繊維フィルタの機能が確保できること^{※2}が確認されている。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

※1：フィルタ装置全体の許容負荷量を確認するため、JAVA 試験施設を使用し
てベンチュリスクラバと金属繊維フィルタの組み合わせにて実施した試
験であり、金属繊維フィルタに有意な差圧の上昇が発生するまで試験用
エアロゾルを負荷した試験。

※2：金属繊維フィルタの許容負荷量を確認するため、JAVA 試験施設を使用し
てベンチュリスクラバを用いずに金属繊維フィルタのみで実施した試験
であり、金属繊維フィルタに顕著な差圧が発生するまで試験用エアロゾ
ルを負荷した試験。

b. エアロゾル量

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
ションチェンバのプール水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 28kg となる。さらに、
エアロゾルに係る海外規制を踏まえ、150kg に設定している。

このエアロゾル重量に金属繊維フィルタへのエアロゾル移行割合 [] を考
慮すると、設計エアロゾル重量 (150kg) に対して金属繊維フィルタへの移行量
は、 [] kg となる。

c. 評価結果

金属繊維フィルタの総面積は約 [] m² であり、設計エアロゾル移行量に対する
金属繊維フィルタへの移行量は [] kg となることから、金属繊維フィルタの負
荷は約 [] g/m² (= []) となる。

これは金属繊維フィルタの許容負荷量に対して十分小さいことから、金属繊維
フィルタが閉塞することはない。

(3) 金属繊維フィルタ (液滴による閉塞)

金属繊維フィルタに移行するベントガスに含まれる液滴 (湿分) は、 []
[] により分離され
る。

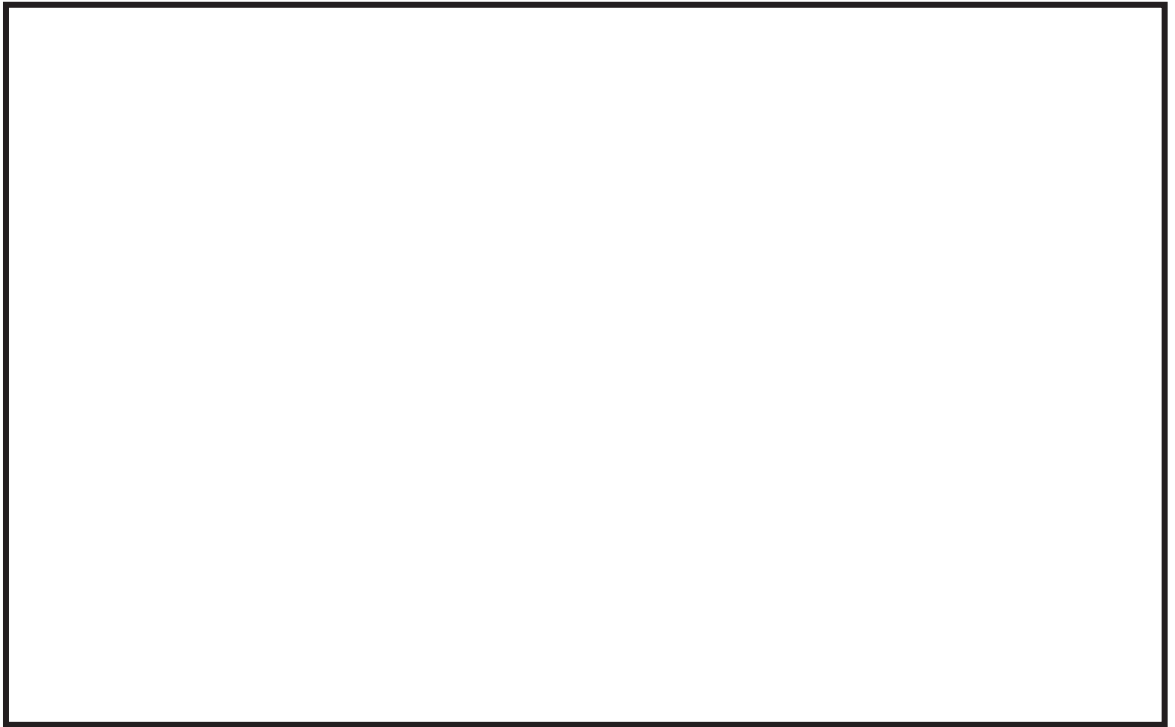
低流速では、 [] により液滴を分離する機能の低下が懸念される
ものの、JAVA 試験における下記の結果から、金属繊維フィルタにおけるエアロ
ゾルの除去性能は運転範囲を下回る低速範囲 ([]
[]) においても低下しないと考えられる。

①フィルタ装置運転範囲を下回る低流速範囲においても、第1図のとおりフィ
ルタ装置 (ベンチュリスクラバ及び金属繊維フィルタ) の除去性能が確保さ
れている。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

②ベンチュリスクラバでは、によりエアロゾルを除去していることから、低流速においては、除去効率が低下する傾向にあると考えられる。

以上から、が十分に実施でき、液滴（湿分）によるメインフィルタの閉塞が発生することはないと評価する。



第1図 金属繊維フィルタにおけるガス流速に対するベンチュリスクラバと金属繊維フィルタを組み合わせた除去係数（JAVA 試験）

3. 吸着材の容量減少

3.1 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。

3.2 影響評価

放射性よう素フィルタ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ことを以下のとおり確認した。また、JAVA PLUS 試験と実機の有機よう素注入量と銀ゼオライト充填量との比較においても、放射性よう素フィルタの有機よう素捕集に関する吸着容量が十分であることを確認した。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(1) 放射性よう素フィルタの銀の保有量

放射性よう素フィルタの銀ゼオライトの銀含有割合は約 wt% であるため、銀ゼオライト t に含まれる銀の量は約 t (約 mol) である。

(2) ガス状放射性よう素の流入量

放射性よう素フィルタに蓄積されるよう素の発熱量を以下のとおり設定した。

- ・ 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 ORIGEN2 コードの計算結果より、約 kg とする。

- ・ 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。

- ・ 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 (粒子状) 5%、無機よう素 91%、有機よう素 4% とする。

ベンチュリスクラバでの無機よう素の除去性能 (DF =) を考慮して、ベンチュリスクラバで除去されずに残った全ての無機よう素が放射性よう素フィルタに蓄積するものとする。また、有機よう素は全てが放射性よう素フィルタに蓄積されるものとする。

以上の想定で、放射性よう素フィルタに吸着するガス状放射性よう素の量は無機よう素約 mol、有機よう素約 mol であり、無機よう素 I₂ (分子量: 253.8) 約 g、有機よう素 CH₃I (分子量: 141.9) 約 g に相当する。

(無機よう素 (I₂) のモル数)

$$\begin{aligned} &= \text{ g} / 126.9 \text{ g/mol} \times 61\% \times 91\% / \text{ (DF)} / 2 \text{ (I}_2\text{)} \\ &= \text{ mol} \end{aligned}$$

(有機よう素 (CH₃I) のモル数)

$$\begin{aligned} &= \text{ g} / 141.9 \text{ g/mol} \times 61\% \times 4\% \\ &= \text{ mol} \end{aligned}$$

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(3) 評価結果

よう素は、以下に示すように銀と反応することから、銀ゼオライトに含まれる銀の量（約 mol）は、流入する放射性よう素の捕集に十分な量であると言える。

- ・有機よう素の除去反応

- ・無機よう素の除去反応

(4) JAVA PLUS 試験と実機の比較による容量の確認

JAVA PLUS 試験において、有機よう素を用いて銀ゼオライトの性能検証を行っている。JAVA PLUS 試験では、約 kg の銀ゼオライトを交換することなく有機よう素を約 g 以上注入しているが、銀ゼオライトの性能劣化は確認されていない。

実機の銀ゼオライト充填量は約 t であり、JAVA PLUS 試験の実績より、約 kg の有機よう素が流入しても性能劣化を起こさないと言える。実機の放射性よう素フィルタに想定される有機よう素の最大流入量は約 g であり、無機よう素を含めても約 g であることから、銀ゼオライトが性能劣化することはないと考えられる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

4. 吸着材の変質

4.1 想定する状態

放射性よう素フィルタの吸着材として使用する銀ゼオライトは、光及び放射線の照射又は高湿度の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。

4.2 影響評価

(1) 光の照射による劣化

銀ゼオライトは、ステンレス鋼製のフィルタ装置内の放射性よう素フィルタに充填されるため、光が照射されることはなく、変質するおそれはない。

(2) 放射線の照射による劣化

銀ゼオライトは MGy の放射線照射後においても DF が 以上を満たすことを確認しており、女川原子力発電所第 2 号機のフィルタ装置で想定される照射量は MGy 程度であるため、捕集性能が低下するおそれはない。

a. 実機で想定される照射線量

実機において銀ゼオライトは、放射性よう素フィルタに保持される放射性物質、その他フィルタ装置内に保持される放射性物質、放射性よう素フィルタを通過する希ガス、原子炉格納容器から原子炉建屋に漏えいする放射性物質、原子炉格納容器ベント等により原子炉建屋外に放出される放射性物質等の壊変により、放射線の照射を受ける。このうち、原子炉格納容器から原子炉建屋に漏えいする放射性物質、原子炉格納容器ベント等により原子炉建屋外に放出される放射性物質からの放射線照射については、フィルタ装置室の壁による遮蔽の効果が期待できるため、その影響は軽微である。

(a) 放射性よう素フィルタに保持される放射性物質からの照射線量

放射性よう素の炉内内蔵量は第 1 表のとおり。

第 1 表 よう素の炉内内蔵量（ベント開始時（原子炉停止から 45 時間後））

核種	炉内内蔵量(Bq)
I-131	2.077E+18
I-132	2.346E+18
I-133	1.133E+18
I-134	7.969E+03
I-135	4.006E+16

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

有効性評価における最も早いベント開始時間である原子炉停止から 45 時間後にベントを開始するものとして減衰を考慮し，NUREG-1465 の記載に基づき，事故時の原子炉格納容器へのよう素の放出割合を 61%，粒子状よう素 5%，無機よう素 91%，有機よう素 4% とする。また，粒子状よう素と無機よう素はどちらもベンチュリスクラバで [] % が捕集され，有機よう素は捕集されないものとする。銀ゼオライトに流入するよう素の崩壊熱エネルギーは，第 2 表のとおり。

第 2 表 よう素の崩壊熱エネルギー

粒子状よう素 (J)	無機よう素 (J)	有機よう素 (J)	合計 (J)
1.12×10^8	2.04×10^9	8.98×10^9	1.11×10^{10}

銀ゼオライトの重量は [] kg であるため，銀ゼオライトが照射される累積線量は， $1.11 \times 10^{10} \text{J} \div [] \text{kg} = [] \text{Gy} = [] \text{MGy}$ となる。

(b) その他フィルタ装置内に保持される放射性物質からの照射線量

フィルタ装置を通過する希ガスを除く放射性物質の全量 [] Bq が，ベンチュリスクラバ，金属繊維フィルタ，その他配管等に保持され，これらが放射性よう素フィルタに接触しているものと保守的に仮定する。銀ゼオライトが照射される放射線量を，遮蔽計算コード QAD を用いて求めると，7 日間の積算線量は，[] Gy となる。この値は放射性よう素フィルタに保持される放射性物質からの照射線量と比較して 1 桁小さくなっている。

(c) 放射性よう素フィルタを通過する希ガスからの照射線量

原子炉格納容器内に内蔵される希ガスの放射エネルギーは，有効性評価におけるベント開始時間である原子炉停止から 45 時間後の放射エネルギーとして $4.72 \times 10^{18} \text{Bq}$ とする。また，希ガスの系外への放出率を 100% とする。

希ガスの滞留時間は 0.7 秒程度であるため，保守的に 1 秒としたとき，銀ゼオライトに流入する希ガスの崩壊熱エネルギーは $1.60 \times 10^5 \text{J}$ となる。

銀ゼオライトの重量は [] kg であるため，銀ゼオライトが照射される累積線量は， $1.60 \times 10^5 \text{J} \div [] \text{kg} = [] \text{Gy}$ となる。この値は放射性よう素フィルタに保持される放射性物質からの照射線量と比較して 5 桁小さいため，その影響は軽微である。

以上より，実機で想定される銀ゼオライトへの照射線量は，[] MGy 程度である。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

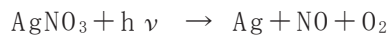
b. 銀ゼオライトの放射線耐性

銀ゼオライトの放射線耐性の確認のため、Framatome 社は、ドイツの第三者認証機関である TÜV に試験を委託しており、 MGy の放射線照射後と未照射のサンプルを比較し、DF に有意な差がないことが確認されている。試験結果を第 3 表に示す。

第 3 表 吸着材の放射線耐性

	照射線量 (MGy)	捕集率 (%)	DF
照射サンプル	<input type="text"/>		
未照射サンプル			

また、銀ゼオライトは放射線の照射を受けることにより、以下に示す反応等によって、変質することが考えられるが、これらの反応は温度、圧力等への依存性が低いため、確認された放射線耐性は実機においても適用可能である。



c. 評価結果

前述のとおり、銀ゼオライトの放射線耐性は MGy 以上であり、実機で想定される銀ゼオライトの照射線量は MGy 程度であるため、実機において銀ゼオライトの健全性は維持される。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(3) 湿分による劣化

湿分による銀ゼオライトのよう素除去性能への影響については、密閉容器内にスクラバ溶液（）と銀ゼオライトを保管し、後及び後の除去効率の測定試験を行い、性能基準（）を満たしていることを確認した。

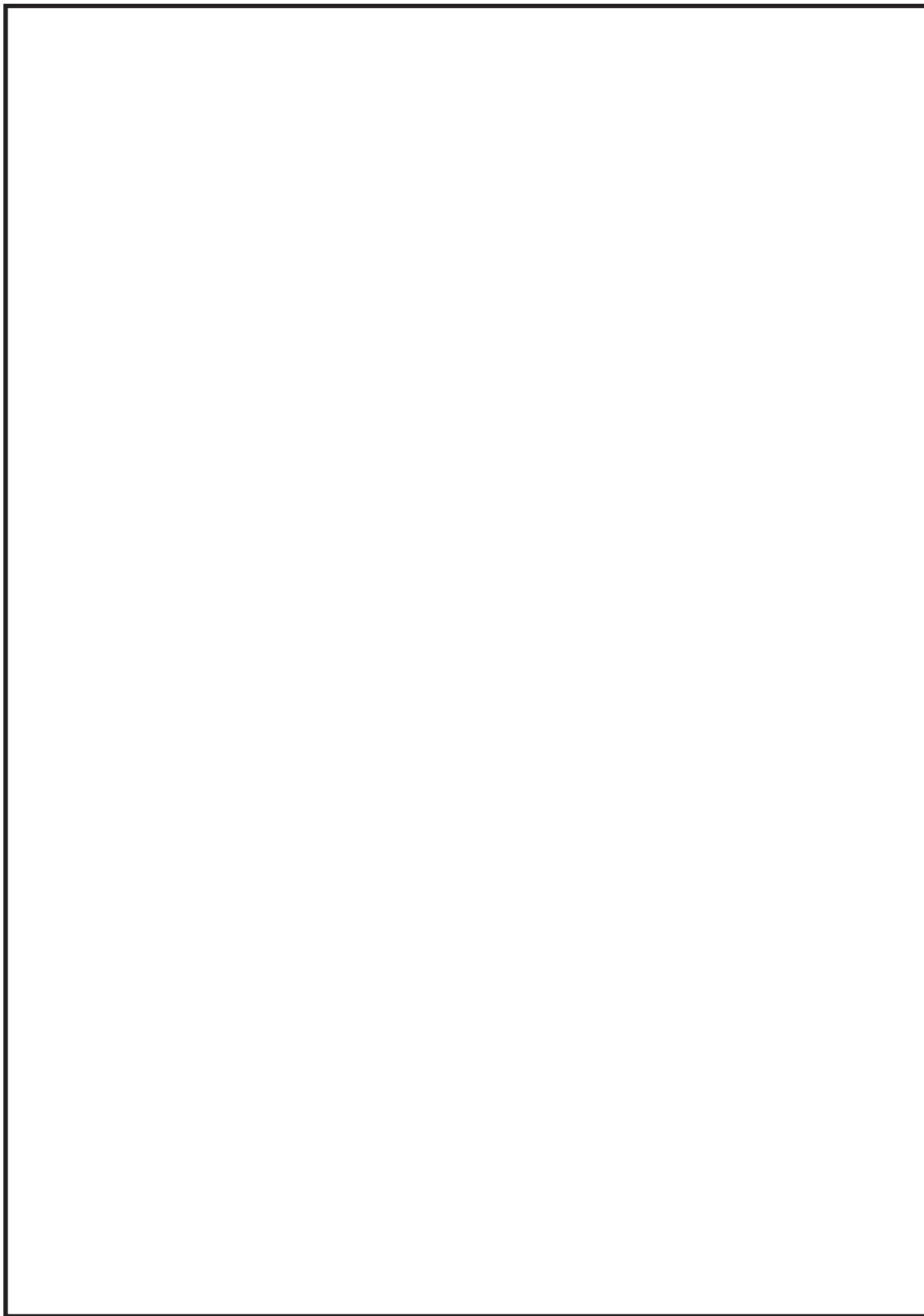
a. スウェリングの影響について

スクラバ溶液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とともに、スクラバ溶液の水温も上昇する。その結果、定常状態（スクラバ溶液が飽和した状態）では、スクラバ溶液は待機時に比べ上昇しており、放射性よう素フィルタの外壁はスクラバ溶液に接することとなる。この場合、スクラバ溶液から放射性よう素フィルタへ入熱されるため、放射性よう素フィルタ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。

スクラバ溶液が飽和した状態においては、スクラバ溶液の温度はフィルタ装置内の圧力（スクラバ溶液部の圧力）により決まる。ベントガスの温度はこのベンチュリスクラバ（スクラバ溶液）を通過することで、スクラバ溶液の水温と同じになっているものと考えられる。

したがって、放射性よう素フィルタの外壁がスクラバ溶液に接する場合、スクラバ溶液の温度は放射性よう素フィルタを通過するベントガスの温度よりも高いこととなり、スクラバ溶液からの入熱が期待でき、放射性よう素フィルタにおいて蒸気が凝縮し、銀ゼオライトの表面に水が付着することはないため、よう素の除去性能への悪影響はない。フィルタ装置内のガスの流れと温度の関係を第2図に示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 2 図 フィルタ装置内のガスの流れと温度の関係

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

- b. 系統待機時における放射性よう素フィルタへのスクラバ溶液の影響について
 プラント運転中を通して原子炉格納容器フィルタベント系の系統待機時は、フィルタ装置内がスクラバ溶液によって飽和蒸気的环境となり、銀ゼオライトは長期間、飽和蒸気的环境下で保管される。

この保管状況において湿分による銀ゼオライトのよう素除去性能への影響を確認するため、密閉容器内にスクラバ溶液（)と銀ゼオライトを第3表に示す環境で保管し、よう素除去効率を後及び後に測定を実施した結果と銀ゼオライトの保管の様子を各々第4表と第3図に示す。

第3表 銀ゼオライトの試験条件

項目	試験条件	実機環境を考慮した適用性

第4表 銀ゼオライトの除去効率の経時変化

有機よう素の除去効率 (%)	
初期	<input type="text"/>
<input type="text"/>	

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第3図 銀ゼオライトの保管の様子

試験結果によると、及び後における銀ゼオライトの除去効率は、性能基準（）を満たしており、実機においてもプラント運転中を通して性能は維持され则认为る。

5. 引用文献

- (1) ORNL/TM-6607 “Literature Survey of Methods to Remove Iodine from Off-gas Streams Using Solid Sorbents”, Apr/10/1979
- (2) NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” Feb. 1995
- (3) Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors”

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

ステンレス構造材，膨張黒鉛パッキンの妥当性について

1. ステンレス構造材，膨張黒鉛パッキンの妥当性

フィルタ装置や入口配管等のスクラバ溶液の接液部については，内部に保有しているスクラバ溶液の通常状態での性状（高アルカリ）と重大事故等時に放出される放射性物質を捕集・保持すること（汚染水の貯蔵）を考慮して，耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定している。

第 1 表にスクラバ溶液接液部の材質について記載する。

第 1 表 スクラバ溶液接液部の材質

部位		材質
バウンダリ	容器	[]
	接続配管	[] (計装配管，ドレン配管，給水配管)
内部構造物	入口配管接液部	[]
	多孔板，支持部材等	[]
	ベンチュリノズル	[]
	金属繊維フィルタ	ドレン配管： []
その他	放射性よう素フィルタ	構造部材： []
	ガスケット類	膨張黒鉛系シール材

スクラバ溶液は pH13 以上の高アルカリ性であることから，各材料については，全面腐食，局部腐食（孔食，すきま腐食）及び応力腐食割れが想定されるため，これらについて検討する。

(1) ステンレス鋼の腐食評価

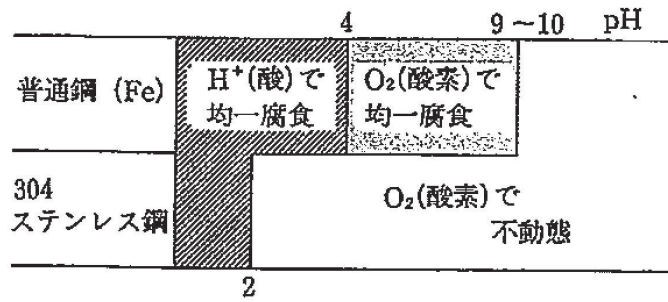
a. 全面腐食

全面腐食は，金属表面の全面にわたってほぼ同一の速度で侵食が進む腐食形態である。SUS304 は第 1 図に示すとおり，pH2 以上で不動態化するため，高アルカリ環境では，全面腐食に対する耐性がある。

系統待機時は pH13 以上で水質が維持されることから，不動態化が保てることとなる。

[]等の適用材料についても同様の傾向を示すことから，全面腐食の発生は考え難い。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第1図 大気中酸素に接する水中環境における SUS304 の腐食形態と pH の関係

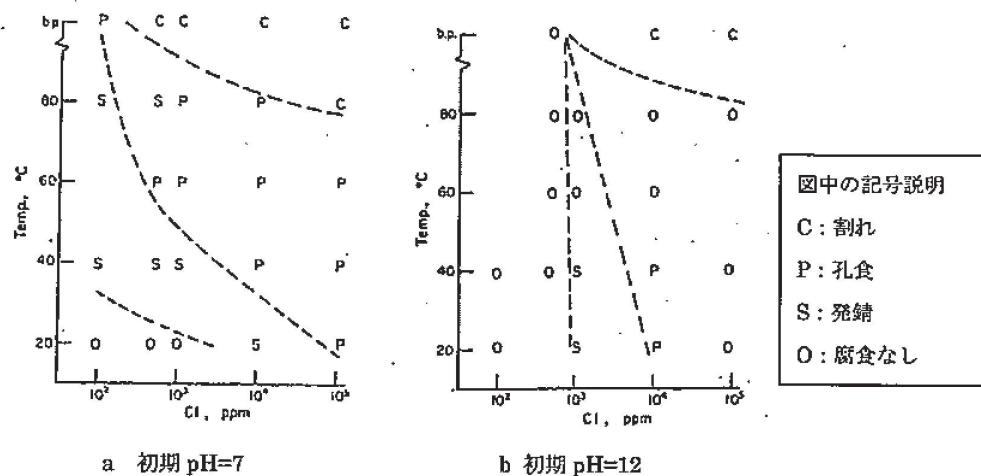
b. 孔食

孔食は、ステンレス鋼のように表面に生成する不動態化膜によって耐食性が保たれている金属において、塩化物イオン等の影響で不動態化膜の一部が破壊され、その部分において局部的に腐食が進行する腐食形態である。

第2図に SUS304 の塩化物イオン濃度と温度が腐食形態に及ぼす影響を示す。孔食発生領域は pH7 と比べ pH12 の方が狭く、アルカリ環境になるほど孔食発生のリスクは低減する。

等¹⁾の適用材料についても同様の傾向を示すものと評価する。

なお、系統待機時は pH13 以上であり、塩化物イオンの濃度も十分低いと考えられるため、孔食は発生しないものと考えられる。



第2図 SUS304 の pH7 及び pH12 の塩化物イオン濃度と温度が腐食形態に及ぼす影響

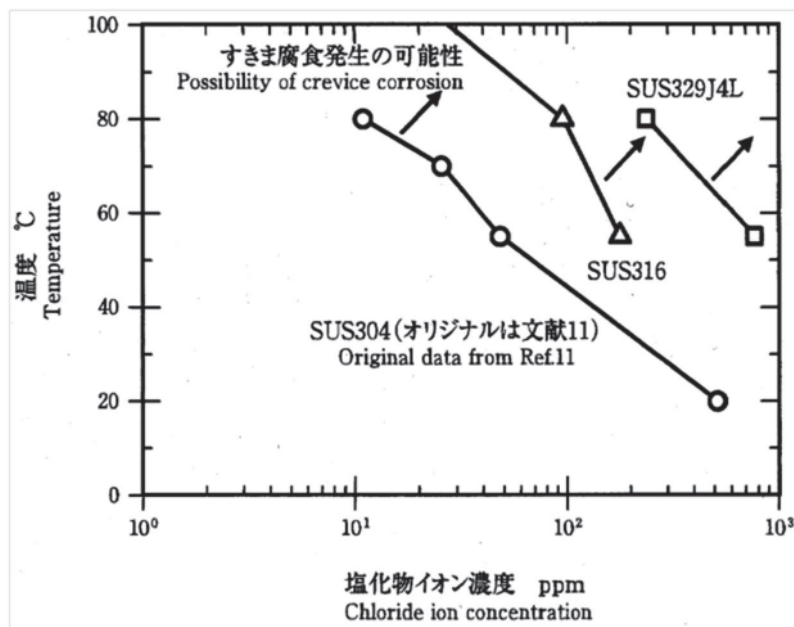
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

c. すきま腐食

すきま腐食は，ステンレス鋼表面の異物付着，構造上のすきま部分において進行する腐食形態であり，その成長過程は孔食と類似している。第3図に SUS304 と SUS316 の中性環境におけるすきま腐食発生に対する塩化物イオン濃度と温度の影響を示す。

SUS304 及び SUS316 のいずれも塩化物イオン濃度が低い中性環境では，すきま腐食の発生の可能性は低い。前述のとおりアルカリ環境では中性環境より孔食の発生リスクが低いことから，同様な成長過程のすきま腐食についても発生の可能性が低減されるものと考えられる。

等々の適用材料についても同様の傾向を示すものと評価する。



第3図 SUS304 と SUS316 の中性環境におけるすきま腐食に対する塩化物イオン濃度と温度の影響

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

d. 応力腐食割れ

応力腐食割れ（SCC）は、腐食性の環境におかれた金属材料に引張応力が作用して生ずる割れであり、材料、応力、環境の三要因が重畳した場合に発生する。以下にアルカリ環境及び [] 環境における応力腐食割れ発生に関する評価結果を示す。

(a) アルカリ環境における応力腐食割れ

第4図に SUS304, SUS316 の [] 濃度に対する応力腐食割れ発生限界を示す。フィルタ装置の使用環境は、待機時で [] [] となる。また、ベント時でスクラバ溶液が最低水位となった場合の [] [] となる。いずれの場合においても応力腐食割れの発生領域から外れており問題のないことがわかる。

使用する材料である [] 等については、耐応力腐食割れに優れた材料であることから、さらに信頼性が高いものと評価する。

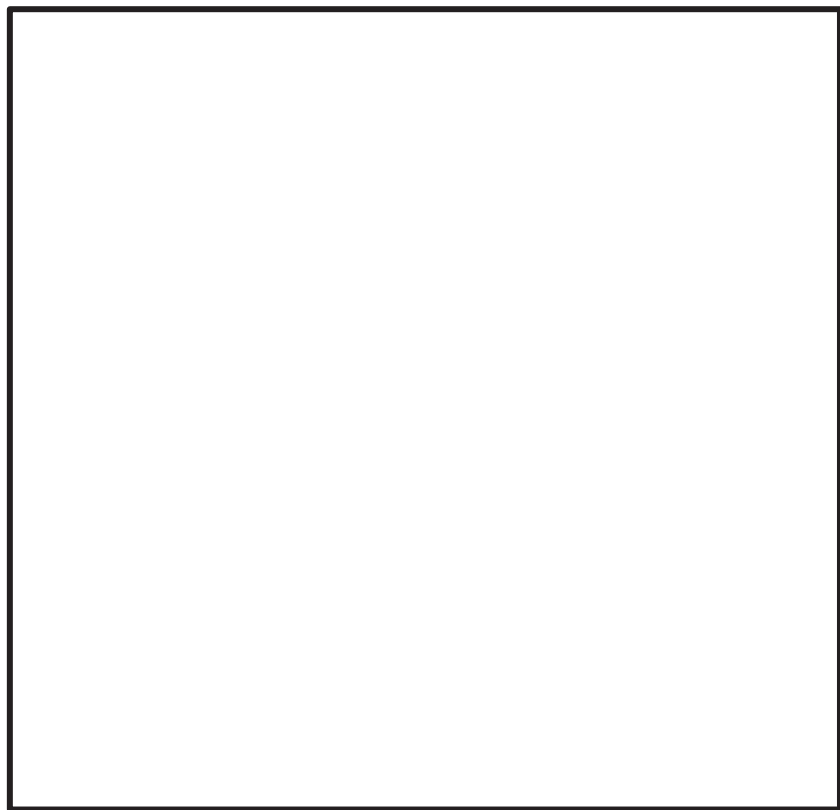


第4図 SUS304, SUS316 の [] 溶液中の耐食性

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(b) [] 環境下における応力腐食割れ

第 5 図に [] 水溶液中の SUS304 の低ひずみ速度試験 (SSRT) の結果を示す (参考図書 5)。この試験は室温 (23℃) において、 [] [] の水溶液中で行った試験であり、鋭敏化していない試験片については、応力腐食割れの発生が認められなかったことを示している。実機の [] 濃度も同等であり、 [] 等については鋭敏化し難く、耐応力腐食割れに優れた材料であることから、より信頼性が高いものと評価する。



第 5 図 [] 水溶液中における 304 ステンレス鋼の低ひずみ速度試験結果

(2) ベンチュリノズルの耐エロージョン性

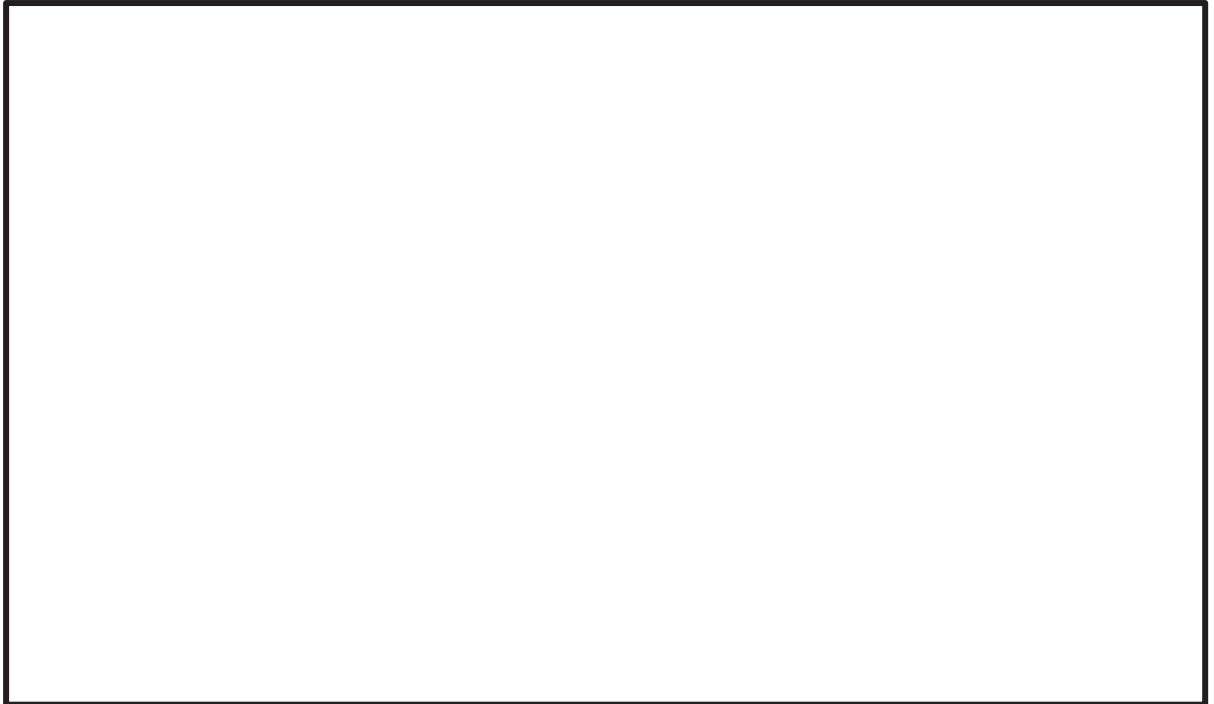
a. JAVA PLUS 試験時に使用したベンチュリノズルの確認

ベンチュリノズルについては、ノズル絞り部の速度が [] m/s 以上となることから、液滴衝撃エロージョンの影響について、JAVA PLUS 試験に使用したノズルの確認を行った。

[] 枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

JAVA PLUS 試験において、℃まで上昇するスタートアップ状態に 回以上、計 時間程度の運転状態に置かれたベンチュリノズルと、同一製造ロットの商品の内面状態の比較をする。

第 6 図に示すとおり、条件の厳しい部位として、ベント時のガスの流速が最も速いスロート部と、ベントガスを反射するカバープレート内面を比較する。

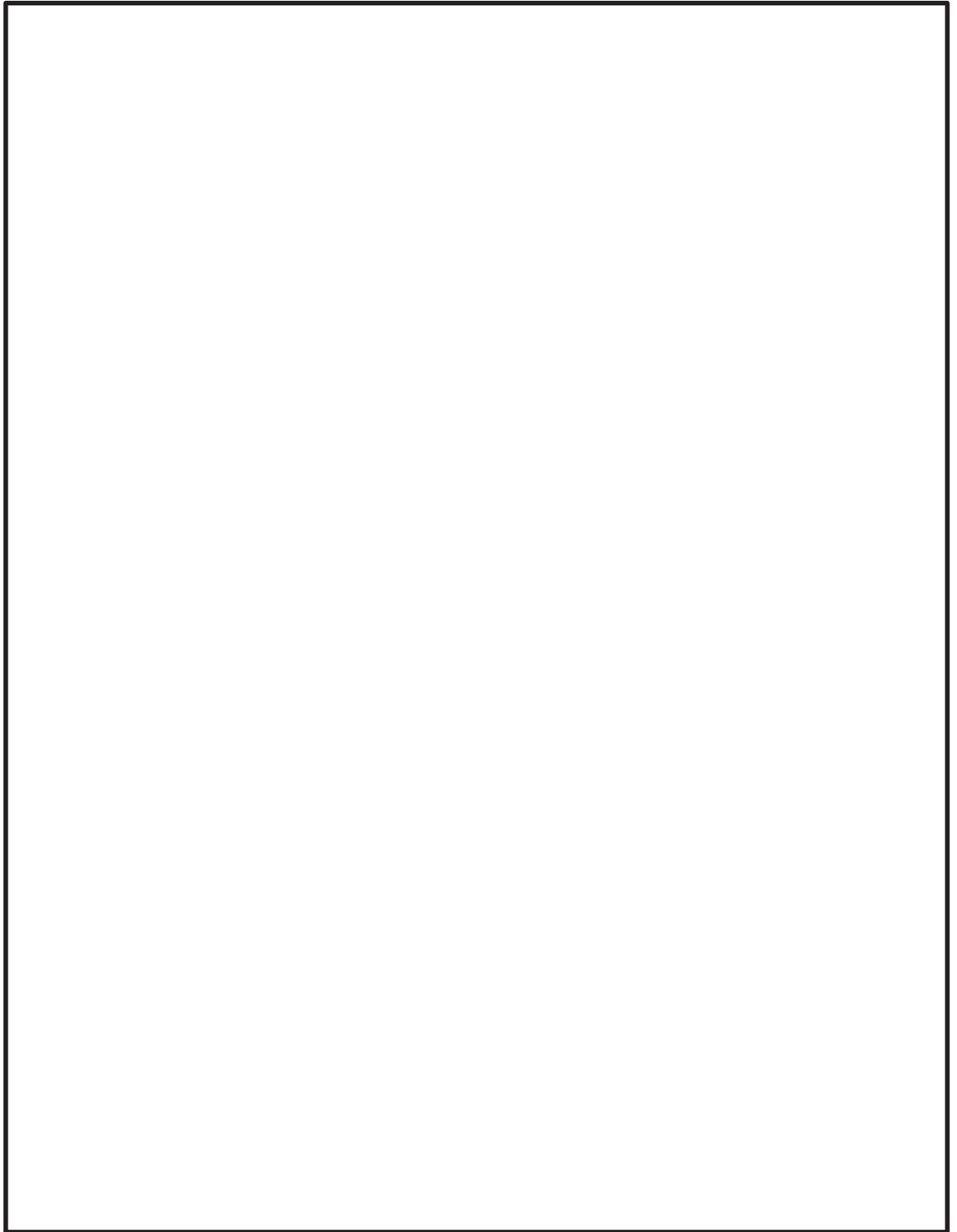


第 6 図 ベンチュリノズル内面観察部位

第 7 図及び第 8 図に各ベンチュリノズルの SEM 写真を示す。この結果、使用品と未使用品の状態に顕著な差は見られない。

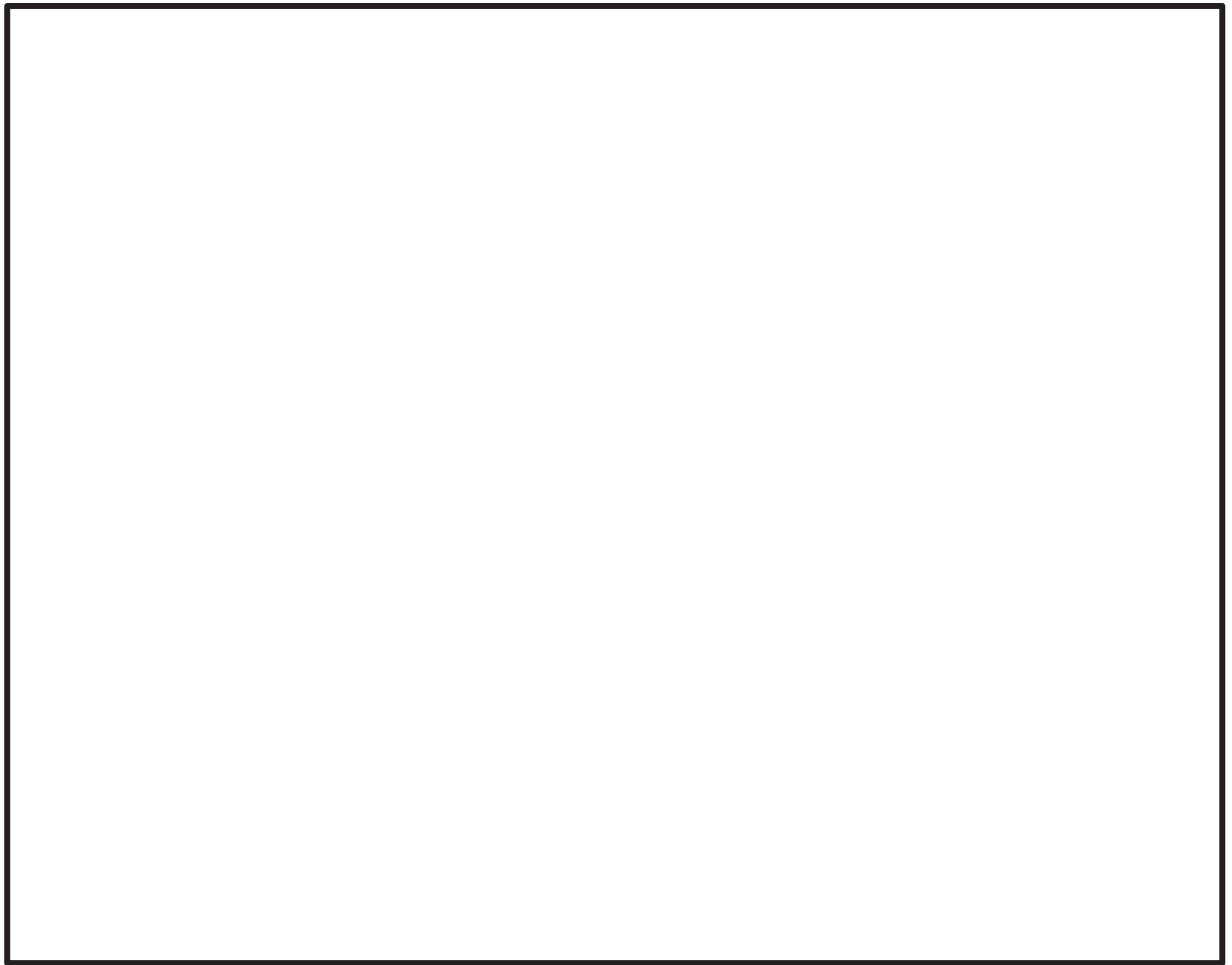
液滴衝撃エロージョンは蒸気とともに加速されるなどして高速となった液滴が、配管等の壁面に衝突したときに、局部的に大きな衝撃力を発生させ、それにより配管等の表面の酸化膜や母材が侵食される現象である。液滴衝撃エロージョンは非常に進展の速い減肉の一種であることから、発生ポテンシャルがあれば、第 7 図及び第 8 図に示すカバープレート等にその痕跡が残るものと考えられる。したがって、ベンチュリノズルは液滴衝撃エロージョンを含むベント時の環境に対して十分な耐性があると考えられる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第7図 ベンチュリノズル内面 SEM 観察結果 (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 8 図 ベンチュリノズル内面 SEM 観察結果 (2/2)

b. ベントガス流速におけるエロージョン発生の評価

(a) 評価部位

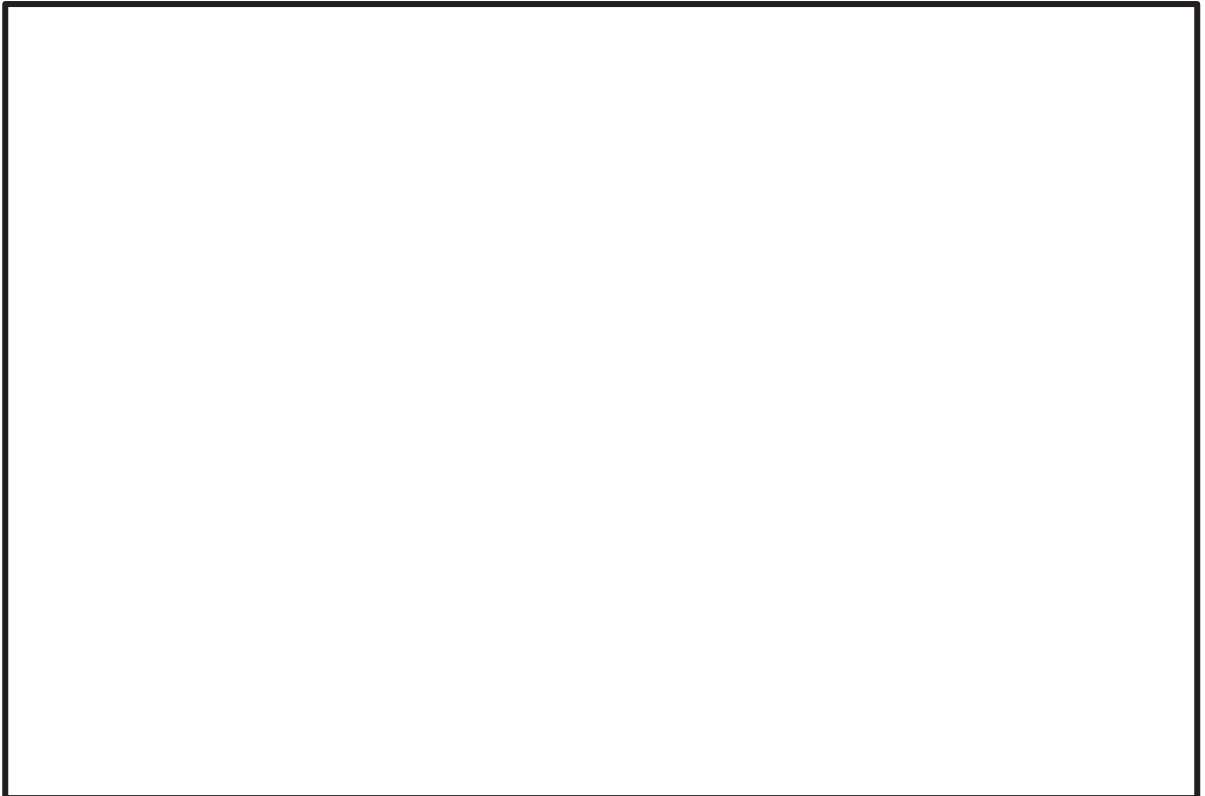
ベンチュリノズルのように高速で流体が流れる部位の減肉モードとしては、流れ加速型腐食及び液滴衝撃エロージョンが対象となるが、ベンチュリノズルはステンレス鋼を採用しているため、化学的な腐食が水の流れによって加速する現象である流れ加速型腐食は発生しない。

液滴衝撃エロージョンは、高速の液滴が壁面に衝突し、発生する衝撃力によって壁面が局所的に減肉する現象であり、ある一定の衝突速度以上の場合において、液滴の衝撃速度が速いほど、また、衝突角度が 90 度に近いほど減肉が発生しやすい。

第 9 図に示すように、ベンチュリノズルは、スロート部により絞られ、カバープレート部に向かって流路が拡大していく構造となっており、ベントガスはスロート部でスクラバ溶液を吸い込み、アウトレットコーンの形状に沿って減速しながら流れ、カバープレート部に最大 90 度で衝突し、流れの向きを変えて吐出部により排出される。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

このため、ベントガスが流れるベンチュリノズル内部のうち、液滴衝撃エロージョンは、液滴がほぼ垂直に衝突するカバープレート部内面に発生するものと考えられる。なお、スロート部は最もガス流速が速くなるものの、ベントガスの流れがアウトレットコーンに沿って流れることから、液滴の衝突角度がほぼ 0 度（衝突面となるアウトレットコーンと並行）であり、液滴衝撃エロージョンの発生は考え難い。



第 9 図 ベンチュリノズル内のガスの流路について

(b) 液滴の衝突速度

液滴の衝突速度は、カバープレート部に達するベントガス流速と等しく、カバープレート部での流路面積から計算される。このため、カバープレート部に達する際の面積が最も小さくなるアウトレットコーン出口断面形状の場合と、面積が最も大きくなるカバープレート部全面の場合について、液滴が衝突する速度を式 (1) を用いて算出した。計算に用いるベンチュリノズルにおけるガス流速は、流速が速いほど液滴衝撃エロージョンが発生しやすいことから、運転範囲における最大値である約 kg/s (体積流量 : m³/s) とした。

$$V = \frac{Q}{A \cdot N} \cdot \dots \dots \dots (1)$$

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

ここで、

V：ベントガス流速 m/s

Q：ベントガス体積流量 [] m³/s

A：アウトレットコーン出口断面積 [] mm 又は
カバープレート面積 [] mm

N：ベンチュリノズルの数 [] 個

計算の結果、アウトレットコーン出口断面積形状の場合は約 [] m/s、カバープレート部前面の場合は約 [] m/s であり、カバープレート部に衝突する液滴の速度は約 [] m/s となる。

(c) 評価結果

カバープレート部に衝突する液滴の速度（約 [] m/s）は、「発電用設備規格 配管減肉管理に関する規格（2005 年度版）（増訂版）J S M E S C A 1 - 2005」によるステンレス鋼のエロージョン限界流速である 70m/s を下回っていることから、ベント時の運転範囲において、液滴衝撃エロージョンは発生しないものと考えられる。

(3) 膨張黒鉛パッキンの評価

原子炉格納容器フィルタベント系に使用する弁には、耐漏えい性確保のため、使用環境（温度、圧力、放射線量、高アルカリ環境）を考慮して膨張黒鉛系のパッキン、ガスケットを使用する。

膨張黒鉛は、天然黒鉛の優れた耐熱性や耐薬品性を維持しつつ、シート状に形成することで柔軟性、弾性を有した材料で、パッキン、ガスケットの材料として幅広く使用されている。パッキン類は系統の設計条件である、最高使用圧力 2Pd、最高使用温度 200℃について満足する仕様のものを使用する。また、メーカーの試験実績より [] Gy の照射に対しても機械的性質に変化はみられないことが確認されており、無機物であることから十分な耐放射線性も有し、アルカリ溶液にも耐性があり、100%の [] 溶液に対しても適用可能である。

劣化については、黒鉛の特性として、400℃以上の高温で酸素雰囲気下では酸化劣化が進むため、パッキンが痩せる（黒鉛が減少する）ことでシール機能が低下することが知られているが、原子炉格納容器フィルタベント系を使用する環境は 200℃以下であることから、酸化劣化の懸念はない。

したがって、膨張黒鉛パッキンは系統待機時、ベント時のいずれの環境においても信頼性があるものと評価する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2. 引用文献

- (1) 腐食・防食ハンドブック, 腐食防食協会編, 平成 12 年 2 月
- (2) J.E.Truman, “ The Influence of chloride content, pH and temperature of test solution on the occurrence of stress corrosion cracking with austenitic stainless steel” , Corrosion Science, 1977
- (3) 宮坂松甫: 荏原時報, 腐食防食講座ー 海水ポンプの腐食と対策技術 (第 5 報) , No.224, 2009 年
- (4) ステンレス鋼便覧 第 3 版ステンレス協会編
- (5)
- (6) 発電用設備規格 配管減肉管理に関する規格 (2005 年度版) (増訂版) J S M E S C A 1 - 2005

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の適用性について

1. JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験

Framatome 社製のフィルタ装置は、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験により、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。JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験で使用したフィルタ装置は、ベンチュリノズル、金属繊維フィルタ、放射性よう素フィルタ及び装置内のガスの経路が実機を模擬した装置となっており、また、試験条件は様々なプラントの運転範囲に対応できる広範囲の試験を行っていることから、各試験で得られた結果は、実機の性能検証に適用できるものとする。

一方、米国 EPRI（電力研究所）が中心となって行った ACE 試験については、Framatome 社製のフィルタ装置についても性能試験を実施しているが、試験条件等の詳細が開示されていないことから、フィルタ装置の性能検証には用いていない。

(1) JAVA 試験の概要

JAVA 試験で使用したフィルタ装置は、高さ約 [] m、直径約 [] m の容器の中に、実機と同形状のベンチュリノズル（ [] ）と、実機と同一仕様の金属繊維フィルタ（ [] ）を内蔵している。

また、これら試験のフィルタ装置に流入したベントガスは、ベンチュリスクラバ、気相部、金属繊維フィルタ、流量制限オリフィスの順に通過し、フィルタ装置外部へ放出される経路となっており、実機と同じ順に各部を通過する。

(2) JAVA PLUS 試験の概要

JAVA PLUS 試験設備は、実規模を想定した有機よう素の除去性能を確認するため、JAVA 試験で使用したフィルタ装置に、実機と同一仕様（同一材質、同一充填率）の銀ゼオライト（ベッド厚さ約 [] mm）を追加設置している。

フィルタ装置に流入したベントガスは、ベンチュリスクラバ、気相部、金属繊維フィルタ、流量制限オリフィス、放射性よう素フィルタ（銀ゼオライト）の順に通過し、フィルタ装置外部へ放出される経路となっており、実機と同じ順に各部を通過する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(3) ACE 試験の概要

Framatome 社製のフィルタ装置は、各国のフィルタメーカ等が参加した ACE 試験においても試験が行われ、エアロゾル及び無機よう素の除去性能について確認されている。第 1 図に試験設備の概要を、第 1 表に試験条件及び結果を示す。

ACE 試験で使用したフィルタ装置は、高さ約 [] m、直径約 [] m の容器の中に、実機と同じベンチュリノズル ([]) 及び実機と同構造 (同一金属メッシュ構造、同一充填率) の金属繊維フィルタを設置しており、ベントガスは実機と同じ経路を流れるが、試験装置、試験条件の詳細が開示されないため、フィルタ装置の性能検証には用いていない。

(4) スケール性の確認

JAVA 試験、JAVA PLUS 試験のスケール性を確認することで、実機への適用性を確認する。第 2 図に実機と JAVA 試験装置 (JAVA PLUS 試験でも同一の容器を使用) 及び参考に ACE 試験装置の主要寸法の比較を示す。

女川原子力発電所第 2 号機のフィルタ装置は高さ約 6.2m、直径約 2.6m であり、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験のフィルタ装置よりも高さが小さいが、フィルタ装置の構成要素及びベントガス経路の同一性から JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験にて使用したフィルタ装置は実機を模擬したものとなっていると言える。

JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の条件と実機運転範囲の比較を第 2 表に示す。実機はベンチュリノズル (個数: [] 個) と金属繊維フィルタ (表面積: 約 [] m²) を内蔵しており、重大事故等時にベントを実施した際のベンチュリノズルスロート部流速及び金属繊維フィルタ流速が JAVA 試験で除去性能を確認している範囲に包絡されるよう設計している。JAVA 試験において得られたベンチュリノズルスロート部における速度に対する除去係数を第 3 図、金属繊維フィルタにおける速度に対する除去係数を第 4 図に示す。ベンチュリスクラバと金属繊維フィルタを組み合わせた試験において、ベンチュリノズルスロート部流速及び金属繊維フィルタ流速が変化した場合においても除去係数は低下していない。

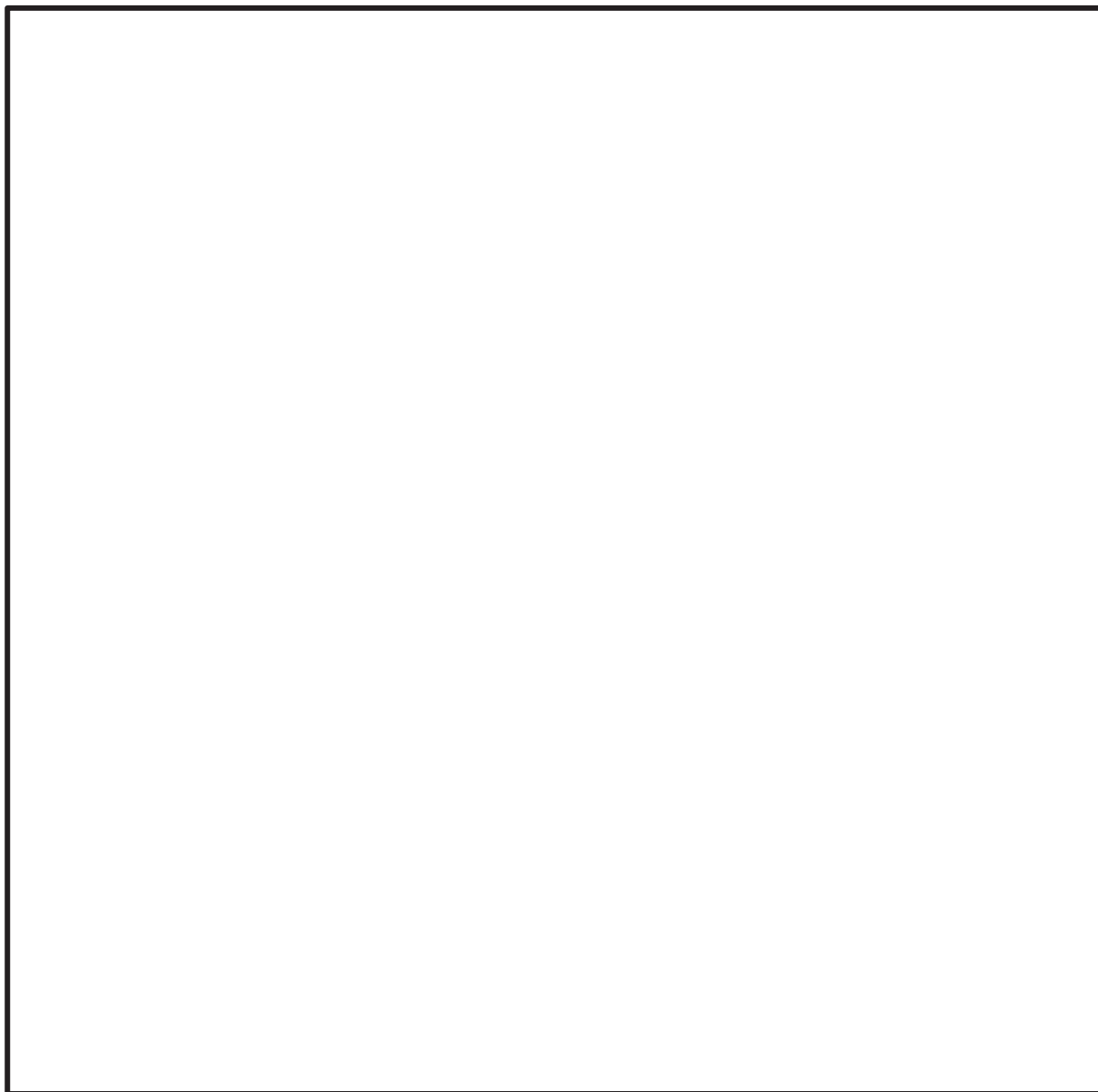
また、JAVA PLUS 試験で用いた銀ゼオライトのベッド厚さは約 [] mm であり、実機 (約 [] mm) に対して薄いですが、これは JAVA PLUS 試験結果に基づき滞留時間を確保するために実機のベッド厚さを厚くしていることから、JAVA PLUS 試験結果を適切に実機に適用していると言える。

JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の実機への適用性についてまとめたものを第 3 表に示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(5) 評価

以上より，JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験のスケール性については性能に影響する範囲について実機を模擬できていると評価できる。これらの試験は実機の使用条件についても模擬できしており，試験結果を用いて実機の性能を評価することが可能であると考える。



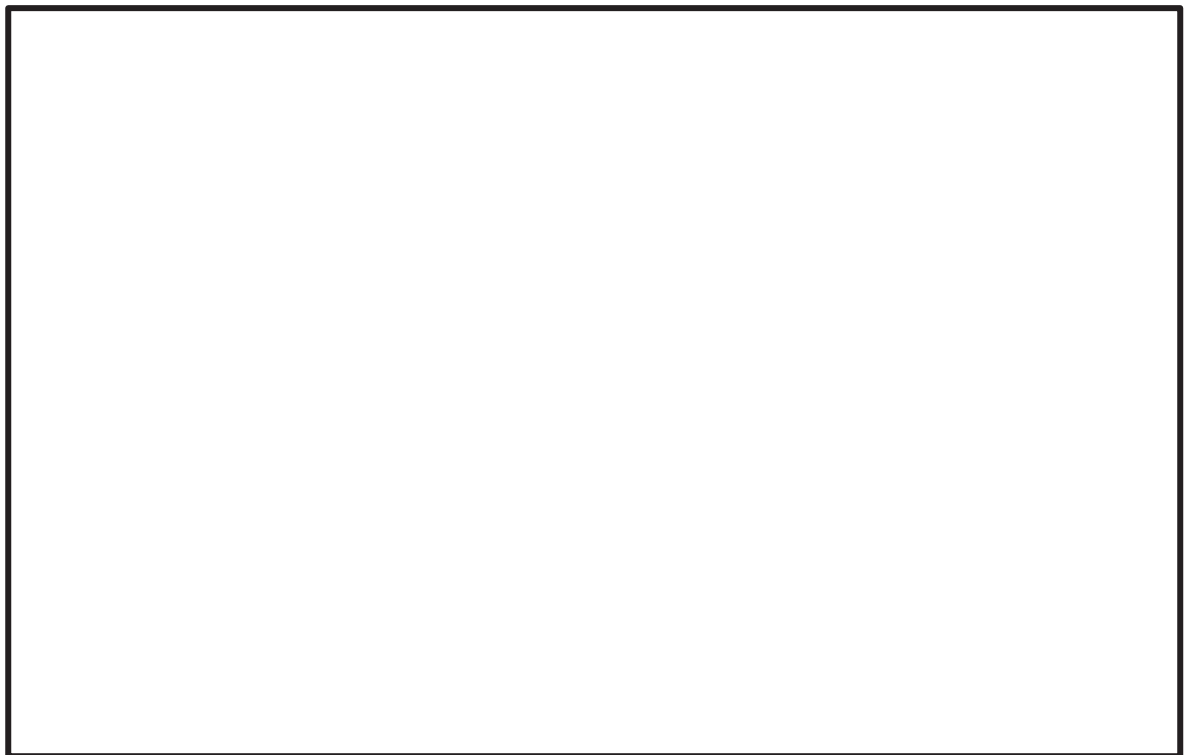
第 1 図 ACE 試験の設備概要

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第1表 ACE試験の試験条件及び結果

PROJECT	YEARS	Materials tested	Conditions Tested			Measured Retention Efficiency %
			Pressure [bar abs]	Temperature [°C]	Gas Composition % steam	
ACE	1989-1990	Cs	1.4	145	42	99.9999
		Mn	1.4	145	42	99.9997
		Total Iodine (particles and gaseous)	1.4	145	42	99.9997
		DOP	1.2-1.7	ambient	0	99.978-99.992

出典：OECD/NEA, “Status Report on Filtered Containment Venting”, (2014)



第2図 実機フィルタ装置と試験装置の主要寸法の比較

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第2表 JAVA試験及びJAVA PLUS試験の条件と実機運転範囲の比較

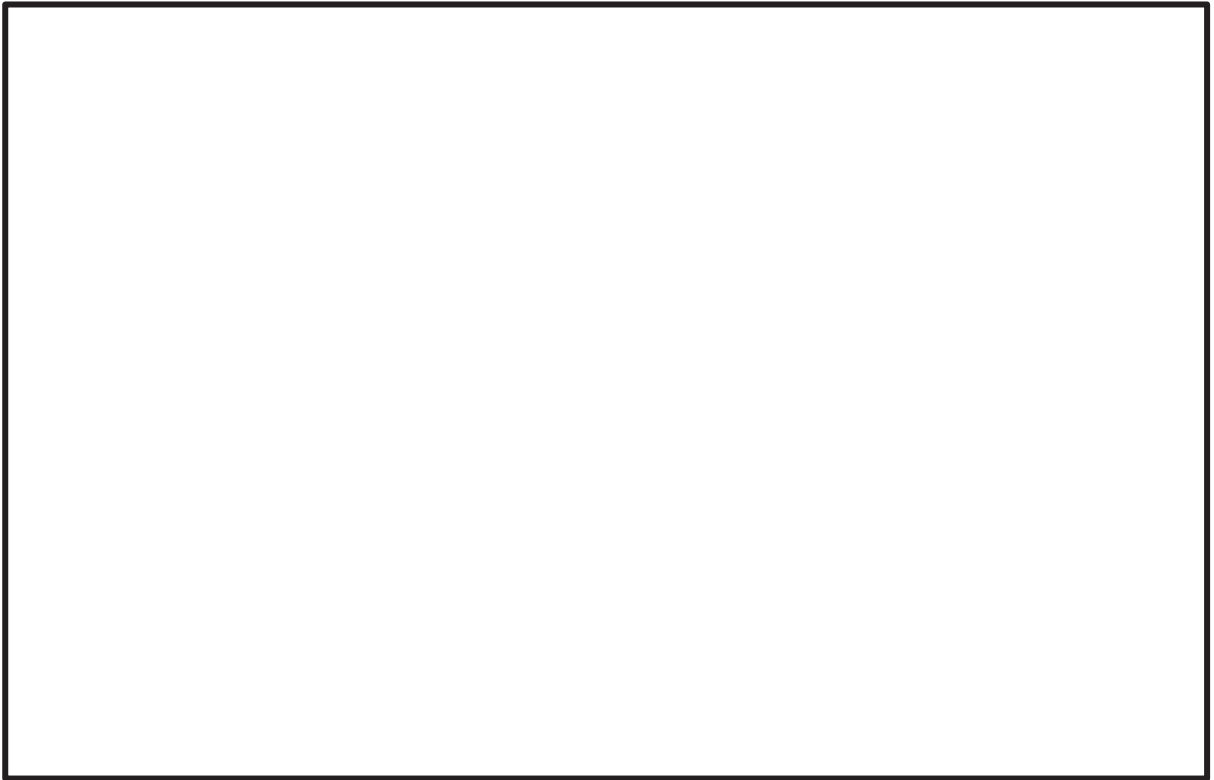
パラメータ	JAVA試験	JAVA PLUS試験	実機運転範囲
圧力 (kPa[abs])			
温度 (°C)			
ベンチュリノズルスロート部 流速 (m/s)			
金属繊維フィルタ流速 (%)			
蒸気割合 (%)			
過熱度 (K)			

注記* : 概算評価値を示す。



第3図 ベンチュリノズルスロート部における流速に対する除去係数 (JAVA試験)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第4図 金属繊維フィルタにおける流速に対する除去係数（JAVA試験）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第3表 JAVA 試験, JAVA PLUS 試験の実機への適用性

構成要素		相違点			適用性
		有無	JAVA (PLUS)	実機	
容器	高さ	有	約 <input type="text"/> m	約 6.2m	試験装置と実機で高さと直径が異なることで、空間部の容積が異なるが、空間部はベンチュリスクラバや金属繊維フィルタに比べ <input type="text"/> ことから、高さと直径の違いによる影響は小さい。
	直径	有	約 <input type="text"/> m	約 2.6m	
ベンチュリノズル	構造	無	—	—	試験装置は実機と同一形状（寸法）のベンチュリノズルを使用している。
	個数	有	<input type="text"/>	<input type="text"/> 個	実機のベンチュリノズルスロット部の流速が、JAVA 試験で確認されている流速の範囲内となるよう、ベンチュリノズルの個数を設定している。また、実機のベンチュリノズルは周辺のベンチュリノズルからの影響を受けない配置としている。
金属繊維フィルタ	構造	無	—	—	試験装置は実機と同一仕様（ <input type="text"/> ）の金属繊維フィルタを使用している。
	表面積（個数）	有	約 <input type="text"/> m ² (<input type="text"/> 個)	約 <input type="text"/> m ² (<input type="text"/> 個)	実機の金属繊維フィルタの流速が、JAVA 試験で確認されている流速の範囲内となるよう金属繊維フィルタの表面積を設定している。
スクラバ溶液	薬剤	無	—	—	試験装置と実機は同じ薬剤を使用している。
	水位	有	—*	—*	JAVA 試験の水位を変化させた試験において、除去効率に変化が無いことが確認されていることから、水位の違いによる影響はない。
放射性よう素フィルタ	吸着材	無	—	—	試験装置は実機と同じ吸着材（銀ゼオライト）を使用している。
	厚さ	有	約 <input type="text"/> mm	約 <input type="text"/> mm	JAVA PLUS 試験ではベッド厚さが実機に比べて薄いですが、実機は試験結果を基に滞留時間を確保するために厚くなっていることから、試験結果を適切に実機に適用していると言える。
	配置	有	容器外側	容器内側	JAVA PLUS 試験ではフィルタ装置の外部に放射性よう素フィルタが配置されたが、実機では容器の中に配置される。放射性よう素フィルタの放熱は、外部に配置される試験の方が厳しくなるため、JAVA PLUS 試験は保守的な条件で実施されていると言える。

注記 * : 適用性の欄に相違内容を記載

(6) ベンチュリスクラバ及び金属繊維フィルタにおける除去係数

Framatome 社製のフィルタ装置は、ベンチュリスクラバ及び金属繊維フィルタを組み合わせることにより、所定の除去性能 (DF) を満足するよう設計されている。エアロゾルに対する除去効率は、ベンチュリスクラバと金属繊維フィルタを組み合わせた体系で評価を行っており、JAVA 試験結果では、試験を実施した全域にわたって DF1000 以上を満足していることを確認している。JAVA 試験ではベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を確認している試験ケースもあり、実機運転範囲のガス流速において、ベンチュリスクラバ単独でも DF 以上と評価される。ベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を第 4 表に示す。

ベンチュリスクラバによるエアロゾル除去の主な原理は慣性衝突効果であり、一般的にガス流速が大きい方が除去効率は高く、ガス流速が小さい方が除去効率は低くなることから、実機運転範囲以下のガス流速におけるベンチュリスクラバ単独での除去性能は、実機運転範囲と比較して低下することが見込まれるが、後段の金属繊維フィルタによる除去により、フィルタ装置全体としては試験を実施した全域にわたって要求される DF1000 以上の除去性能を満足していると考えられる。

第 4 表 ベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能 (JAVA 試験)

--

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

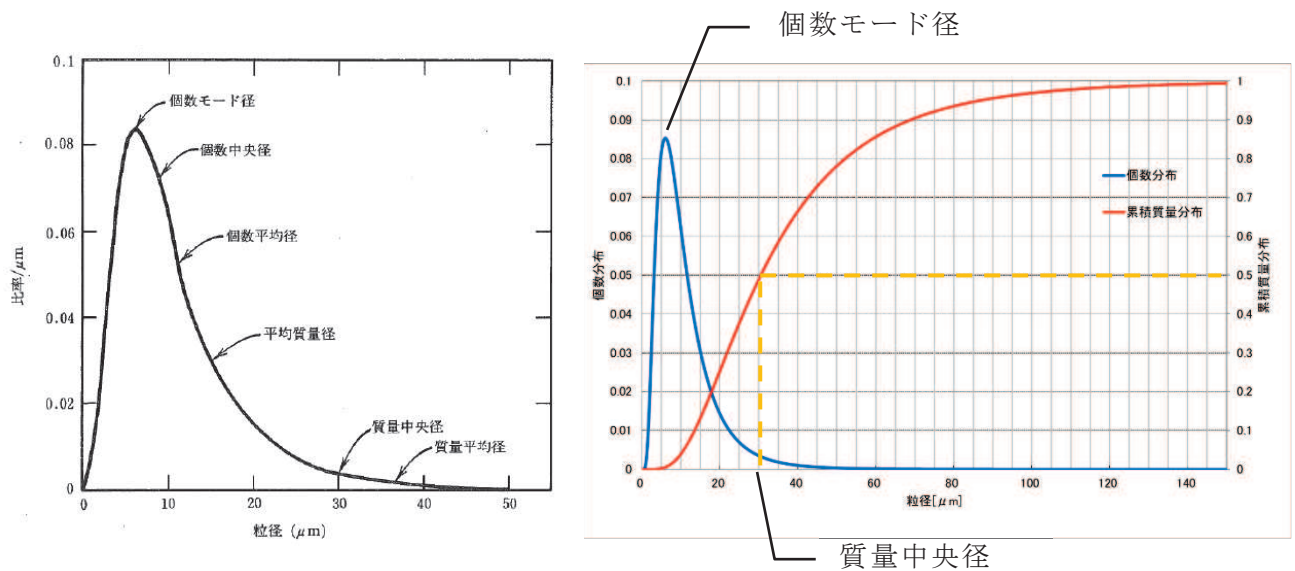
2. エアロゾルの粒径と除去係数の関係について

(1) 除去係数と重量及び放射能の関係

除去係数 (DF) は、フィルタに流入した粒子の重量とフィルタを通過した粒子の重量の比で表される。エアロゾルに放射性物質が均一に含まれている場合、DF はフィルタへ流入した粒子の放射能とフィルタを通過した粒子の放射能の比で置き換えることができる。

(2) 粒径分布 (個数分布と累積質量分布)

エアロゾルは一般的に、単一粒径ではなく、粒径に対して分布を持つ。粒径に対する個数分布及び累積質量分布の関係を第 5 図に示す。



第 5 図 個数分布と累積質量分布

(左図出典：W. C. ハイネズ，エアロゾルテクノロジー，(株)井上書院 (1985))

ここで、

個数モード径
質量中央径

最も存在個数の比率の多い粒径
全質量の半分がその粒径よりも小さい粒子によって占められ、残りの半分がその粒径よりも大きい粒子によって占められる関係にある粒径

を表す。第 5 図のような粒径分布の場合、小さい粒径のエアロゾルの個数は多いが、総重量に占める割合は小さいことが分かる。よって、大きい粒径のエアロゾルに比べて小さい粒径のエアロゾルが DF に与える影響は小さい。

(3) JAVA 試験における除去係数と重量及び放射性物質の関係

ベンチュリスクラバでは、慣性衝突効果を利用しエアロゾルを捕集しており、重大事故等時におけるエアロゾルの密度変化を考慮しても、慣性衝突効果による DF への影響は小さいと評価している（「補足 15 エアロゾルの密度の変化が慣性衝突効果に与える影響について」）。また、Framatome 社製のフィルタ装置では、慣性衝突効果、さえぎり効果、拡散効果による除去機構によってエアロゾルを捕集するものであり、JAVA 試験において、小さい粒径のエアロゾルを含む [] を使用した場合においても、高い除去効率を発揮することを確認している。

3. エアロゾルの粒径分布が除去性能に与える影響について

JAVA 試験における試験用エアロゾルの粒径は、JAVA 試験装置からエアロゾルをサンプリングし、 [] で観察することにより、粒径分布を測定している。過酷事故解析コード（MAAP コード）より得られる粒径について、JAVA 試験において得られたエアロゾルの粒径との比較検証を行い、想定される粒径分布の全域を包絡できていることを確認することで、重大事故等時に想定されるエアロゾルの粒径分布においても、JAVA 試験と同様の除去性能（DF1000 以上）が適用可能であることを確認した。

(1) JAVA 試験におけるエアロゾルの粒径分布

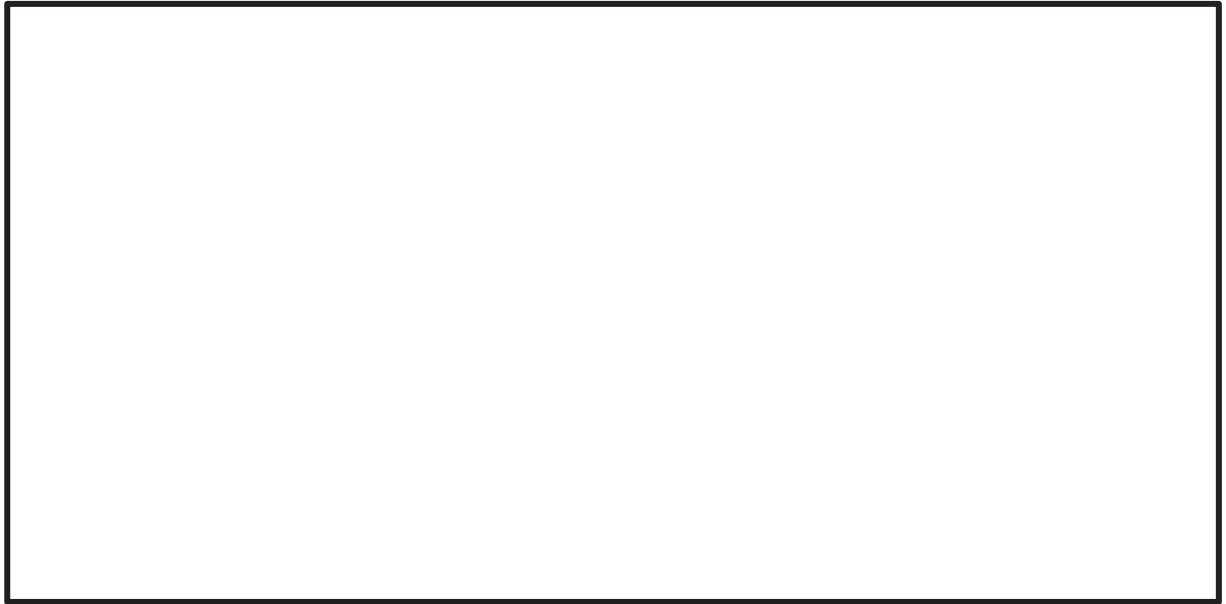
JAVA 試験においては、エアロゾルの除去性能を評価するため、 [] [] を試験用エアロゾルとして用いている。それぞれの試験用エアロゾルの質量中央径を以下に示す。



これらの試験用エアロゾルの粒径分布は [] を使用した測定を行っており、ベンチュリスクラバ上流側より採取したガスを粒径測定用フィルタに通過させ、粒径測定用フィルタ表面の粒子を [] にて拡大し、エアロゾルの量及び粒径を確認している。

JAVA 試験装置のサンプリングラインを第 6 図に、サンプルガスの取出し部分の概要を第 7 図に示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 6 図 JAVA 試験装置サンプリングライン



第 7 図 サンプルガスの取だし部分概要図

(2) 重大事故等時に想定される粒径分布

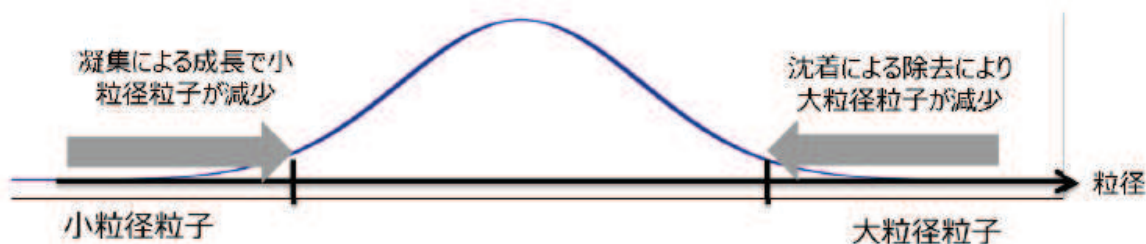
重大事故等時におけるエアロゾルの粒径分布は MAAP コードによる解析にて得ることができる。エアロゾルの粒径分布は凝集効果及び沈着効果の自然現象に加えて、原子炉格納容器スプレイ効果やサプレッションチェンバのプール水におけるスクラビング効果によって、粒径分布の幅が限定される。MAAP コードではこれらの効果を考慮してエアロゾルの粒径分布を評価している。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

a. 粒径分布の収束効果

(a) 凝集効果と沈着効果

エアロゾルの粒径分布は、凝集効果及び沈着効果によりある粒径を中心を持つような分布が形成される。第8図に、エアロゾル分布形成のイメージを示す。また、以下に凝集効果及び沈着効果の内容を示す。

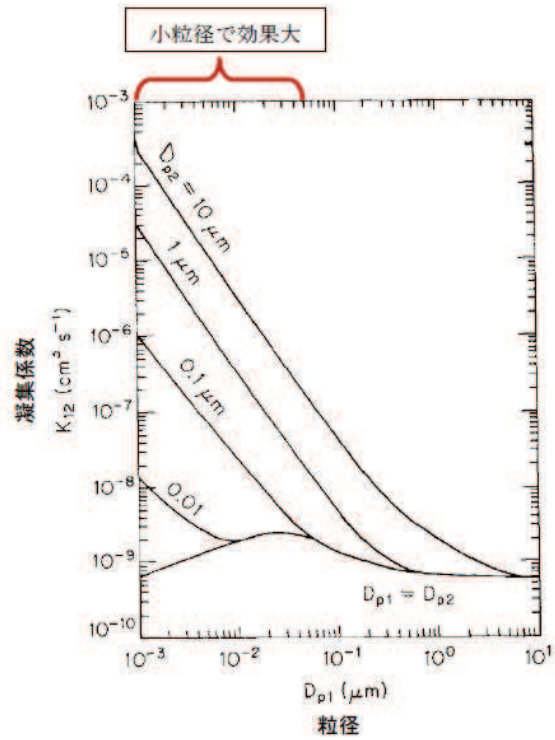


第8図 エアロゾル分布形成のイメージ

イ. 凝集による成長

小粒径のランダムな運動（ブラウン運動：Brownian Diffusion）により、他の粒子と衝突し凝集することでより大きな粒子へと成長する。小粒径の粒子は、特に大粒径の粒子と衝突し凝集する傾向が見られる。凝集効果の例を第9図に示す。

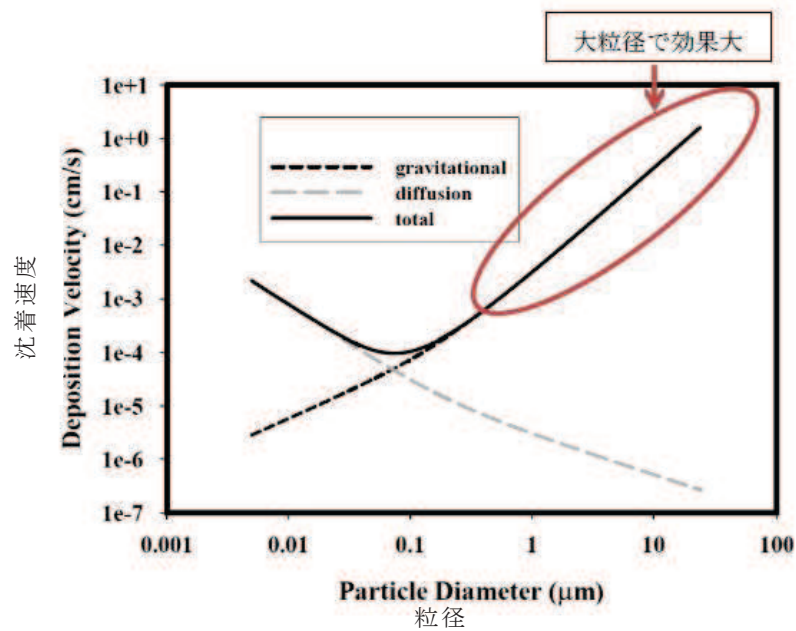
第9図の横軸は粒径 (D_{p1}) で、縦軸はブラウン運動による凝集係数を示しており、この値が大きい場合に凝集効果が大きくなる。凝集係数は凝集する相手の粒子径 (D_{p2}) により変化するため、 D_{p2} を変化させた場合の凝集係数として複数の曲線が示されている。相手の粒径による差はあるものの、小粒径の場合に効果が大きいことがわかる。



第 9 図 凝集効果の例

ロ. 沈着による除去

沈着による除去効果は重量が大きいほど沈着しやすく、床・壁に付着することで減少する傾向が見られる。粒子の密度が一定と仮定した場合には、粒子径が大きいほど沈着効果を期待することができる。沈着効果の例を第 10 図に示す。



第 10 図 沈着効果の例

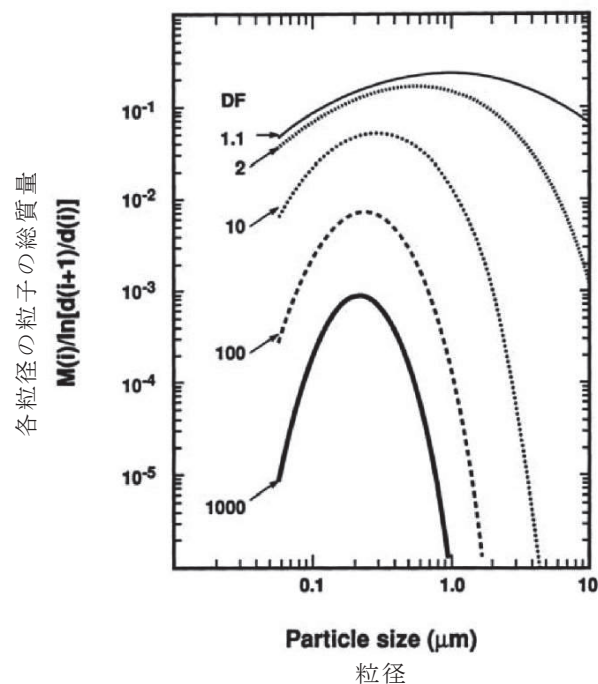
(b) 原子炉格納容器内のエアロゾル除去機構の影響

原子炉格納容器内では，重大事故等対処設備による原子炉格納容器スプレイ効果やサプレッションチェンバのプール水におけるスクラビング効果によって，エアロゾルが除去される。以下に原子炉格納容器スプレイ効果及びサプレッションチェンバのプール水におけるスクラビング効果を示す。

イ. 原子炉格納容器スプレイ効果

原子炉格納容器スプレイでは，水滴が落下する際に，慣性効果，さえぎり効果，拡散効果等の除去メカニズムが働く。

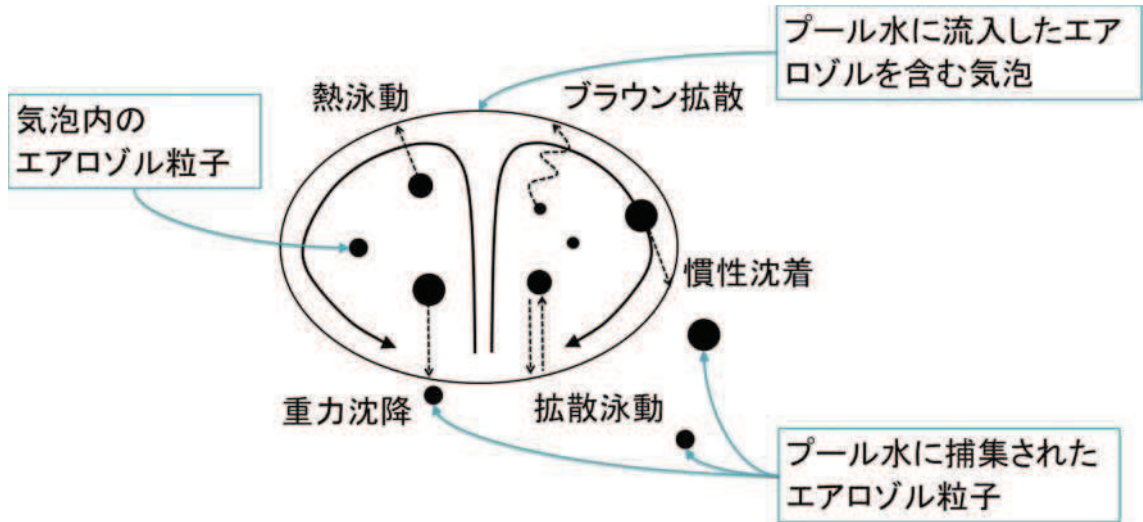
第 11 図に原子炉格納容器スプレイを継続することによる原子炉格納容器内のエアロゾル粒子の粒径分布の変化の例を示す。初期の段階（DF：1.1）では，エアロゾル粒子は最大値が約 $1\mu\text{m}$ で幅の広い分布を持っているが，原子炉格納容器スプレイを継続し積算の除去効果が大きくなると，大粒径の粒子と小粒径の粒子が効果的に除去され，粒径分布の最大値は小さくなり，また分布の幅も小さくなる傾向が見られる。



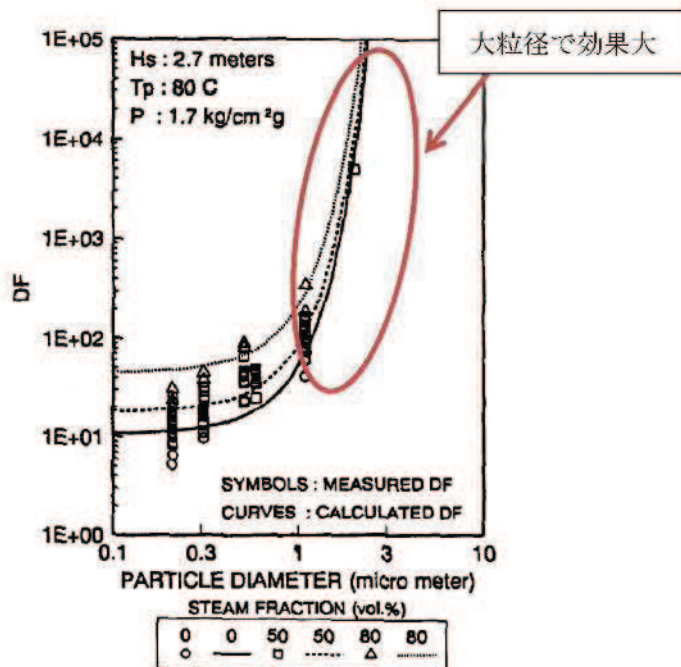
第 11 図 原子炉格納容器スプレイを継続することによる原子炉格納容器内のエアロゾル粒径分布の変化

ロ. プールスクラビング効果

サプレッションチェンバのプール水におけるスクラビングでは、気泡が上昇する間に第12図に示すような種々の除去メカニズムが働き、第13図の実験結果に示すように、粒径の大きいエアロゾルが効果的に除去される。



第12図 スクラビング気泡内でのガスの働きとエアロゾル除去メカニズム



第13図 プールスクラビングによる除去性能の例 (引用文献(3))

b. MAAP コードにより得られる粒径分布

有効性評価で用いる MAAP コードより得られるベントの際のエアロゾルは、約 μm 程度に質量中央径を持つ分布（ウェットウェルベント）となることを確認している。また、同じタイミングでドライウェルよりベントした場合においても、エアロゾルは約 μm 程度に質量中央径を持つ分布となる。第 5 表にベント位置の違いによる粒径分布を示す。

第 5 表 想定事故シナリオのエアロゾル粒径分布

想定事故シナリオ	ベント時間 [h]	ベント位置	質量中央径 [μm]	幾何標準偏差 σ_g [-]	エアロゾル量 [g]
雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	45	ウェットウェル	<input type="text"/>	1.33	2.6
		ドライウェル		1.33	1200

ドライウェルベントと比較してウェットウェルベントではエアロゾル量が少なくなる。これはウェットウェルベントでは、サプレッションチェンバのプール水におけるスクラビング効果により、エアロゾルが除去されるためと考えられる。

(3) 試験用エアロゾルの粒径分布の妥当性と除去性能

JAVA 試験では、様々な粒径分布を持つ を試験用エアロゾルとして DF を確認している。これらの試験用エアロゾルと MAAP コードより想定されるドライウェルベント時及びウェットウェルベント時の粒径分布の比較を第 14 図に示す。ドライウェルベント時は、スプレイ効果によって、またウェットウェルベント時にはサプレッションチェンバのプール水におけるスクラビング効果によりエアロゾルが除去されると考えられる。これにより、空間中には除去されにくい μm を質量中央径とする粒径分布を持ったエアロゾルが存在していることが第 14 図には示されている。

第 14 図に示すとおり、JAVA 試験に使用した試験用エアロゾルの粒径分布は MAAP コードより想定される粒径分布の全域を包絡できていることが確認できることから、これらの試験用エアロゾルで試験を行うことで、想定粒径全体の性能を確認することができる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



図14(a) : 試験用エアロゾルとMAAPコードより想定される粒径分布 (ドライウェルベント時)

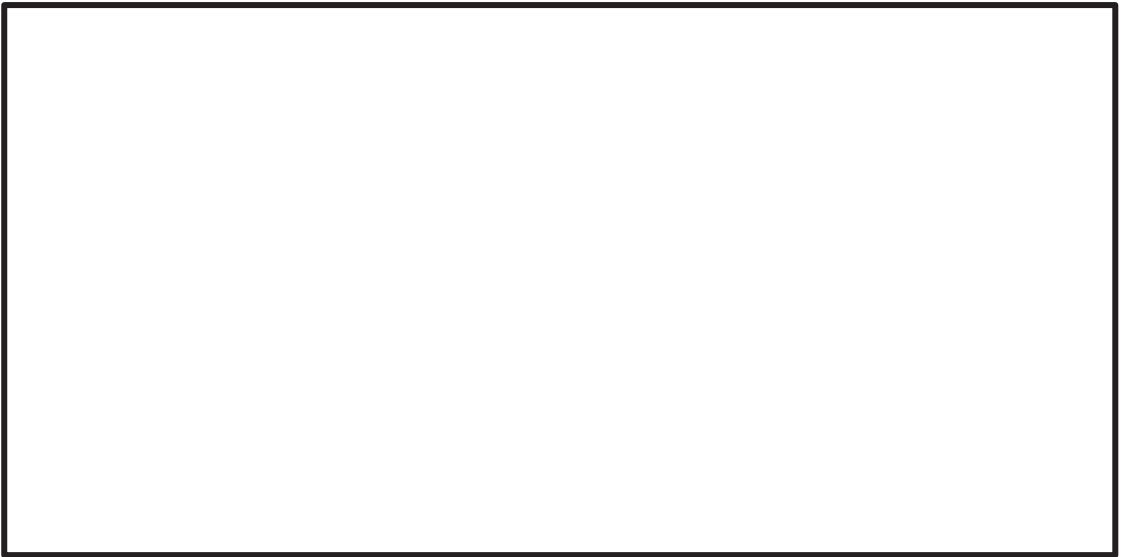


図14(b) : 試験用エアロゾルとMAAPコードより想定される粒径分布 (ウェットウェルベント時)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

4. 引用文献

- (1) NEA/CSNI/R(2009)5 STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS
- (2) California Institute of Technology FUNDAMENTALS OF AIR POLLUTION ENGINEERING
- (3) 22nd DOSE/NRC Nuclear Air Cleaning and Treatment Conference
Experimental study on Aerosol removal effect by pool scrubbing,
Kaneko et al. (TOSHIBA)
- (4) A Simplified Model of Aerosol Removal by Containment Sprays
(NUREG/CR-5966)
- (5) A Simplified Model of Decontamination by BWR Steam Suppression
Pools (NUREG/CR-6153 SAND93-2588)
- (6) Overview of Main Results Concerning the Behaviour of Fission Products
and Structural Materials in the Containment (NUCLEAR ENERGY FOR NEW
EUROPE 2011)

(参考)

1. 質量中央径と空気力学的質量中央径

分布を持つエアロゾルの粒径を表す方法として、質量中央径を使用する場合と、空気力学的質量中央径を使用する場合があるが、カスケードインパクターのような慣性衝突効果を利用した粒径の測定を行う場合には空気力学的質量中央径で測定され、のような画像分析を利用した粒径の測定を行う場合には質量中央径で測定される。Framatome 社製のフィルタは、慣性衝突効果の他に、さえぎり効果、拡散効果を利用したエアロゾルの捕集を行っており、フィルタ装置の除去性能の評価には質量中央径を使用している。

2. 性能検証試験に係る品質保証

フィルタ装置の放射性物質除去性能は、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験で用いたベンチュリノズル、金属繊維フィルタ及び銀ゼオライトと同じ仕様・構造のものを、IS09001 等に適合した品質保証体制を有する Framatome 社において設計・製作することにより、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験と同じ性能を保証している。

(1) 性能保証

フィルタ装置に設置するベンチュリノズル、金属繊維フィルタ及び銀ゼオライトは、Framatome 社試験 (JAVA 試験, JAVA PLUS 試験) で用いた金属繊維フィルタ、ベンチュリノズル及び銀ゼオライトと同じ仕様・構造とする。また、ベンチュリノズル及び金属繊維フィルタは、単体性能試験により性能を確認している。

これに加えて、ベンチュリノズル、金属繊維フィルタ及び銀ゼオライト (放射性よう素フィルタ) の運転範囲は、Framatome 社試験で確認している範囲内で運転されるよう原子炉格納容器フィルタベント系を設計する。

(2) Framatome 社品質保証体制

ベンチュリノズル、金属繊維フィルタ及び銀ゼオライトフィルタを製作する Framatome 社は、IS09001 及び各種の原子力品質保証システム (品質マネジメントシステム) の認証を取得・維持しており、原子力プラントメーカーとしての品質保証体制を確立している。

また、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験当時においても、品質保証体制が確立していたことを以下のとおり確認している。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

a. JAVA 試験当時の品質保証体制について

JAVA 試験は 1980 年代に実施された試験であるが、Framatome 社の品質保証体制としては、当時（旧 Siemens 社）より独国原子力品質保証の規定である KTA1401 及び米国 NRC ガイド 10CFR50, App.B をベースとした品質マニュアルが存在していたことを確認した。また、この品質マニュアルは、J E A C 4 1 1 1-2009 の試験・検査に係る要求事項と同等の要求事項も網羅されていることを確認した。

品質保証記録については、当時の品質保証体制から、当時の品質マニュアルに基づいて JAVA 試験の管理が実施されているものと判断できる。

b. JAVA PLUS 試験当時の品質保証体制について

JAVA PLUS 試験は、2010 年代に実施された試験であり、試験当時において、既に ISO9001 を取得しており、ISO9001 をはじめとし、KTA1401 及び 10CFR50, App.B 等の原子力規格を基にした品質マニュアルにより、試験が実施されていることを確認した。

製造時における内部構造物の検査について

1. 製造時におけるフィルタ除去効率の検査方法について

フィルタ装置内に設置するフィルタについては、製造時にフィルタ単体での性能検査を行い、各フィルタが JAVA 試験又は JAVA PLUS 試験で用いたフィルタと同一性能を有していることの確認を実施する。なお、無機よう素については、無機よう素の化学特性により、DF がスクラバ溶液の水質に依存するため、スクラバ溶液の水質を確認することによって、JAVA 試験で確認された DF を満足することを確認する。第 1 表に検査概要を示す。

第 1 表 検査概要

	ベンチュリスクラバ	金属繊維フィルタ	銀ゼオライト
検査方法			
検査条件			
判定基準			

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2. 内部構造物の検査方法について

フィルタ装置の内部構造物のうち、フィルタ装置の耐圧機能に影響を及ぼす可能性のあるもの（容器に直接溶接にて取り付けられているもの）、「損傷が発見された場合に原子炉格納容器フィルタベント系の性能に影響を及ぼす可能性のあるもの」及び「ベントガス流路を構成し、欠陥があるとリークパスを生じる可能性のあるもの」については、PT 検査を実施する。

また、「支持機能を担うもの」については、PT 検査、その他については、VT 検査を実施する。

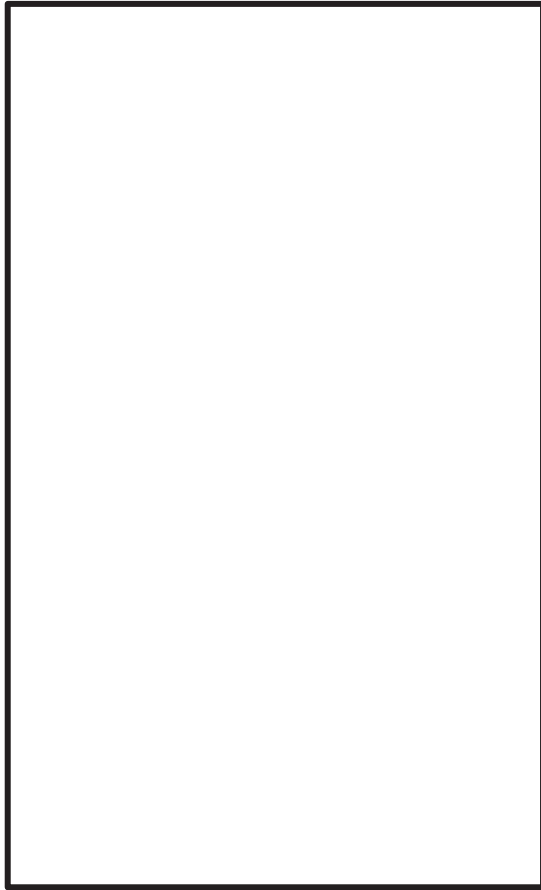
なお、構造上、PT 液の拭き取りが困難となる部位については、VT 検査により溶接部に欠陥等がないことを確認する。

第 1 図に検査部位を、第 2 表に部位ごとの検査項目を示す。

第 2 表 部位ごとの検査項目

機器名	製造時の検査
①金属繊維フィルタ	本体：外観検査，リーク試験 フレームへの取付溶接部：PT 検査
②フランジ，伸縮管	フランジ：PT 検査 伸縮管：PT 検査，耐圧試験 (+ボルトのトルク管理)
③放射性よう素フィルタ (構造部材)	PT 検査
④入口配管	PT 検査
⑤分配管	PT 検査
⑥ベンチュリノズル	PT 検査，VT 試験* (+ボルトのトルク管理)
⑦多孔板	PT 検査
⑧金属繊維フィルタドレン配管	PT 検査
⑨支持構造物	PT 検査

注記*：PT 液の拭き取り困難箇所は VT 検査



機器名
① 金属繊維フィルタ
② フランジ, 伸縮管
③ 放射性よう素フィルタ
④ 入口配管
⑤ 分配管
⑥ ベンチュリノズル
⑦ 多孔板
⑧ 金属繊維フィルタドレン配管
⑨ 支持構造物

第 1 図 検査部位

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

ベント実施時の放射線監視測定のお考え方について

1. フィルタ装置出口放射線モニタの計測範囲

フィルタ装置出口放射線モニタの計測範囲と計測範囲の設定のお考え方は、第1表のとおりである。

第1表 計測範囲とその考え方

名称	計測範囲	取付箇所	計測範囲の設定のお考え方
フィルタ装置出口放射線モニタ	$10^{-2} \sim 10^5 \text{mSv/h}$	原子炉建屋2階	原子炉格納容器フィルタベント系による原子炉格納容器ベント実施時に、想定されるフィルタ装置出口の最大放射線量率 ($1.9 \times 10^3 \text{mSv/h}$) を計測できる範囲として設定する。

(1) ベント実施に想定される線量率について

ベント実施時に想定される最大の線量率を評価するために必要な評価条件を第2表に示す。また、第2表の評価条件に基づく評価結果を第3表に示す。フィルタ装置出口放射線モニタの計測範囲の上限値である 10^5mSv/h は、ベント実施時に想定される最大線量率 $1.9 \times 10^3 \text{mSv/h}$ に対し、余裕があり、計測可能である。

第2表 評価条件

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価対象核種	Kr-83m, Kr-85m, Kr-85, Kr-87, Kr-88, Kr-89, Kr-90, Xe-131m, Xe-133m, Xe-133, Xe-135m, Xe-135, Xe-137, Xe-138, Xe-139	原子力安全委員会安全審査指針「被ばく計算に用いる放射線エネルギー等について」に記載の放射性希ガス核種を選定した。
炉心状態	平衡炉心（サイクル末期）	炉心内の放射性物質の量が最も多く含まれる状態
炉心から原子炉格納容器への移行割合（希ガス）	約98%	MAAP解析結果による
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい	考慮しない	原子炉格納容器フィルタベント系による大気への放出量を多く見積もるため
ベント開始時間	事象発生から約1時間後	開始時刻が遅れるほど希ガスが減衰するため、保守的に設定
評価モデル	第1図のとおり	フィルタ装置出口放射線モニタの設置位置（第2図）をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可（添十）と同じ



第1図 評価モデル



第2図 フィルタ装置出口放射線モニタ位置図

第3表 評価結果

評価対象核種	線量率 (mSv/h)
Kr-83m	3.8E-30
Kr-85	4.2E-02
Kr-85m	1.6E+01
Kr-87	2.8E+02
Kr-88	1.3E+03
Kr-89	2.5E-03
Kr-90	0
Xe-131m	7.5E-03
Xe-133	1.1E-01
Xe-133m	3.2E-01
Xe-135	4.5E+01
Xe-135m	1.2E+02
Xe-137	1.1E-02
Xe-138	1.1E+02
Xe-139	0
合計	1.9E+03

(2) 評価対象核種の考え方

原子炉格納容器フィルタベント系を通じて原子炉格納容器内の放射性物質が大気へ放出される際、希ガス及びヨウ素を除く放射性物質はフィルタ装置の除去効果を大きく受けるため、大気へ放出される主な放射性物質は希ガス及びヨウ素となる。

第4表に示す評価条件を用いて希ガス及びよう素の線量率を評価した結果、第5表のとおり全線量率に占める放射性希ガスの寄与率は約87%であり支配的であるため、希ガスを評価対象核種とする。

第4表 評価条件(1/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価事象	格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」における評価事故シーケンス「大破断LOCA+HPCS失敗+低圧ECCS失敗+全交流動力電源喪失」（代替循環冷却系を使用できない場合）	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、希ガス類及びよう素の放出量が最も多くなる事故シーケンスとして、ベントの実施時間が最も早くなる事故シーケンスを選定
炉心状態	平衡炉心（サイクル末期）	炉心内の放射性物質の量が最も多く含まれる状態
評価対象核種	希ガス：第3表に示す15核種 よう素：I-131, I-132, I-133, I-134, I-135 (5核種)	希ガス、よう素以外の核種は本評価の結果に影響を与えないため
炉心から格納容器への放射性物質移行量	希ガス：約98% よう素：約75%	MAAP解析結果による
よう素の形態	無機よう素：91% 有機よう素：4% 粒子状よう素：5%	無機よう素割合が多くなる Regulatory Guide 1.195
原子炉格納容器内での除去効果（希ガス及び有機よう素）	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）	沈着による除去係数：200	CSE実験及びStandard Review Plan 6.5.2 に基づき設定
原子炉格納容器内での除去効果（粒子状よう素）	・格納容器スプレイによる除去効果 ・自然沈着による除去効果	MAAP解析結果による

第4表 評価条件(2/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
ベント開始時間	事象発生から約45時間	MAAP解析結果による
フィルタ装置の除去性能	粒子状よう素：DF1000 無機よう素：DF500 有機よう素：DF50 希ガス：DF1	設計値に基づき設定
ベント配管への付着	考慮せず	—
評価モデル	第1図のとおり	フィルタ装置出口放射線モニタの設置位置(第2図)をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可(添十)と同じ

第5表 評価結果

ベント開始時間	全線量率 (mSv/h)	希ガス線量率 (mSv/h)	よう素線量率 (mSv/h)	希ガスの寄与 割合
原子炉停止から 約45時間後	1.27×10^1	1.1×10^1	1.7×10^0	87%

2. フィルタを通過した放射性物質がフィルタ装置出口放射線モニタ近傍の配管に付着した場合の影響について

フィルタ装置出口放射線モニタはフィルタ装置出口の配管外側から計測となるため、フィルタ装置出口配管内に付着した放射性物質の影響を受ける。そのため、ベント終了後に残る放射線モニタ指示値から配管付着分を評価し、ベント中の放射線モニタ指示値から差し引くことで配管付着影響を除去することができる。

第4表の評価条件(希ガスは配管付着しないため、よう素に係る評価条件のみ)及びフィルタ装置出口配管への放射性物質付着率を「放射性物質の通過量に対して100m当たり10%が配管内に均一に付着する」とした場合の評価結果は、1.1mSv/hである。

3. 線量率から放射性物質濃度への換算の考え方

フィルタ装置出口放射線モニタでの計測値（ γ 線強度）は、フィルタ装置出口配管内の放射性物質の核種及びその放射性物質濃度により決まる値である。あらかじめ、フィルタ装置出口配管内の放射性物質濃度と線量率により、換算係数を定めておくことで、事故時のフィルタ装置出口放射線モニタの指示値からフィルタ装置出口配管内の放射性物質濃度を把握することができる。

第4表の評価条件において評価したフィルタ装置出口放射線モニタの換算係数を第6表に示す。なお、換算係数の算出過程を以下に示す。

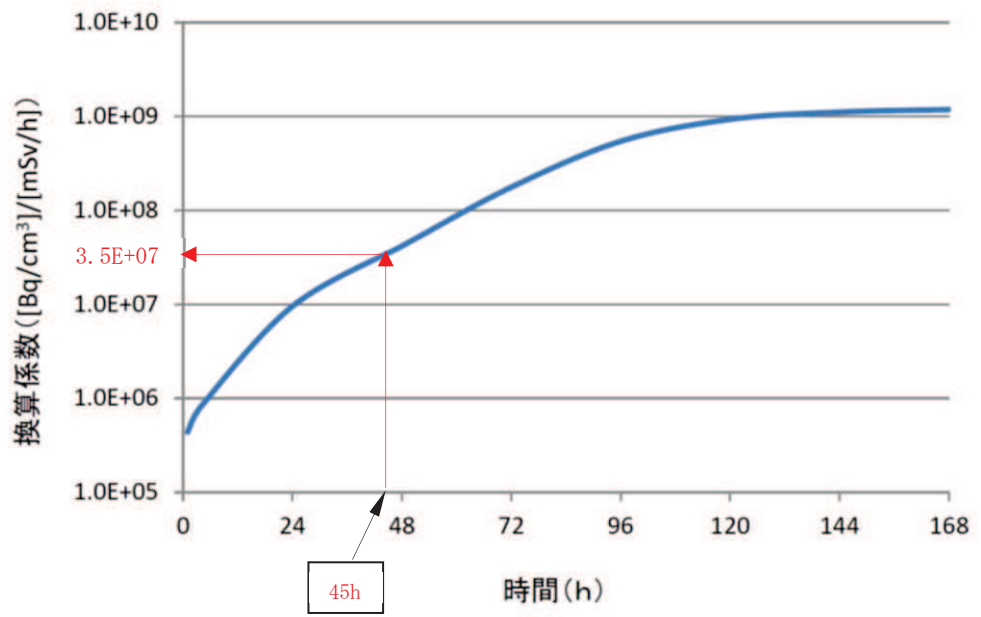
- ① 平衡炉心（サイクル末期）における核種ごとの炉内希ガスの総量（①）を解析により算出する。
- ② ベント開始時間までの減衰を考慮した核種ごとの希ガスの総量（②）を算出する。
- ③ 原子炉格納容器空間体積（12600m³）で核種ごとの希ガス量を除し、核種ごとの放射性物質濃度の合計（③）を算出する。
- ④ 上記③の核種ごとの放射性物質濃度に γ 線放出割合を乗じて算出した γ 線線源強度と第1図の評価モデルから核種ごとの線量率の合計（④）を算出する。
- ⑤ 上記③で求めた放射線物質濃度の合算値を④で求めた線量率の合算値で除すことで、換算係数を算出する。

第6表 換算係数の算出

炉停止時 内蔵量① (Bq)	45時間後 減衰値② (Bq)	放射性物質 濃度③ (Bq/cm ³)	線量率④ (mSv/h)	換算係数 ((Bq/cm ³) / (mSv/h))
2.8×10^{19}	4.9×10^{18}	3.8×10^8	1.1×10^1	3.5×10^7

第6表の換算係数は、原子炉停止から45時間後にベントを開始した場合の換算係数であり、核種の減衰により換算係数は変化するため、同様の手法で算出した換算係数の時間変化は第3図のグラフのとおりとなる。実際の運用では、手順書に代表的な時間における換算係数を表として備えるなどして適切な評価ができるように準備する。

なお、事故後に当該事故の状態を詳細に把握し、換算係数の再評価を実施することにより、フィルタ装置出口放射線モニタの指示値（mSv/h）の記録から、より精度の高い放射性物質濃度（Bq/cm³）を評価することが可能である。



第3図 換算係数の時間推移

4. 放射性物質の放出量の推定方法

フィルタ装置出口放射線モニタは、フィルタ装置出口配管に設置されており、ベントによる放射性物質からの放射線を測定するものである。ベント中に放出される放射性物質濃度とベント流量を把握することで、放射性物質の放出量を推定する。以下にフィルタ装置出口放射線モニタによる推定方法を示す。

(1) 事前準備事項

3 項で示す手法で算出した「換算係数（ $(\text{Bq}/\text{cm}^3) / (\text{mSv}/\text{h})$ ）」をあらかじめ用意する。なお、核種の減衰により換算係数は変化するため、代表的な時間における同様な手法で算出した換算係数を表として備えるなどの対応をあらかじめ用意する。

(2) 放射性物質の推定方法

- ① フィルタ装置出口放射線モニタの指示値 (mSv/h) に対し、事前に評価した「換算係数 ($(\text{Bq}/\text{cm}^3) / (\text{mSv}/\text{h})$ ）」を乗じ、放射性物質濃度 (Bq/cm^3) を求める。
- ② ①で求めた放射性物質濃度 (Bq/m^3) に原子炉格納容器圧力から推定されるベント流量 (m^3/h) を乗じ、放出速度 (Bq/h) を求める。
- ③ ②の放出速度 (Bq/h) をベント実施期間で積分することにより、放出放射エネルギー (Bq) を求める。
- ④ 事故後に換算係数を再評価し、また、配管付着分のバックグラウンドを差し引くことで、より精度の高い放出放射エネルギー (Bq) を求める。

5. 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”, March 2007

原子炉格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮について

1. 外部事象の考慮

原子炉格納容器フィルタベント系は，自然現象（地震及び津波を除く。）及び人為事象に対して，原子炉建屋原子炉棟内のフィルタ装置室に配置する等，第1表（1/4～4/4）のとおり考慮した設計とする。

なお，想定する外部事象は，「設置許可基準規則」第六条（外部からの衝撃による損傷の防止）において考慮する事象，内部溢水及び意図的な航空機衝突とする。ただし，洪水，地滑り，生物学的事象（海生生物），高潮の自然現象，並びに飛来物（航空機落下），ダムの崩壊，有毒ガス，船舶の衝突，電磁的障害の人為事象については，発電所の立地及び原子炉格納容器フィルタベント系の設置場所等により，影響を受けないことから考慮する必要はない。

第1表 原子炉格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮 (1/4)

外部事象		影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	風 (台風)	荷重 (風), 荷重 (衝突)	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、外殻となる原子炉建屋により防護する設計とする。
			屋外	風荷重による影響は竜巻影響評価で想定している風荷重の影響に包絡される。
	竜巻	荷重 (風), 荷重 (衝突), 荷重 (気圧差)	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、外殻となる原子炉建屋により防護する設計とする。
			屋外	屋外に設置するフィルタ装置出口配管は、竜巻飛来物により損傷する可能性があるが、代替設備 (代替循環冷却系) により必要な機能を維持できる設計とする。また、風荷重、気圧差により、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。
	凍結	温度	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、空調設備により環境温度が維持されていることから、外気温の影響を受け難い。
			屋外	屋外に設置するフィルタ装置出口配管は、保温等の凍結防止対策を行い、凍結し難い設計とする。また、適宜ドレン水を排出することから、排気管を閉塞することはない。
	降水	浸水	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、外殻となる原子炉建屋により防護する設計とする。
			屋外	屋外に設置するフィルタ装置出口配管は、開口部から降水が侵入し難い構造にすることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。


第1表 原子炉格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮 (2/4)

外部事象		影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	積雪	荷重 (堆積)	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、外殻となる原子炉建屋により防護する設計とする。
			屋外	屋外に設置するフィルタ装置出口配管は、雪が積もりにくい形状であり、必要な機能が損なわれるおそれはない。
	落雷	雷サージによる電気・計装設備の損傷	屋内及び屋外	避雷設備を設置するとともに、構内接地網を布設することにより、接地抵抗の低減や雷撃に伴う構内接地系の電位分布の平坦化を図ることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。
	火山の影響	荷重, 閉塞, 腐食	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、外殻となる原子炉建屋により防護する設計とする。
			屋外	屋外に設置するフィルタ装置出口配管は、降下火砕物が積もりにくい形状であり、必要な機能が損なわれるおそれはない。また、開口部から降下火砕物が侵入し難い構造とすることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。 化学的影響 (腐食) 防止のため、屋外に敷設されるステンレス鋼配管の外面には樹脂系塗料を塗装する。

第1表 原子炉格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮 (3/4)

外部事象		影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	生物学的事象	電氣的影響 (げっ歯類(ネズミ等)によるケーブル類の損傷)	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、外殻となる原子炉建屋により防護する設計とする。
			屋外	屋外に設置するフィルタ装置出口配管は、開口部から小動物が侵入し難い構造にすることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。
	森林火災	温度, 閉塞	屋内及び屋外	機器を内包する原子炉建屋及び屋外に設置される機器は、防火帯の内側に配置することで、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。
人為事象	爆発	衝突, 爆風圧	屋内及び屋外	近隣の産業施設等, 発電所敷地外 10km 以内の危険物貯蔵施設又は発電所敷地外道路を通行する燃料輸送車両の爆発による爆風圧及び飛来物の影響に対し、離隔距離を確保することにより影響はない。
	近隣工場等の火災	温度	屋内及び屋外	敷地内の危険物貯蔵施設の火災に対し、離隔距離を確保することにより影響はない。

第1表 原子炉格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮 (4/4)

外部事象	影響モード	設置場所	設計方針
内部溢水	没水, 被水, 蒸気による環境条件の悪化	屋内	<p>内部溢水発生時は, 自動隔離又は手動隔離により, 漏えい箇所の隔離操作を行う。また, 漏えい箇所の隔離が不可能な場合においても, 漏えい水は, 開放ハッチ部, 床ファンネルを介し建屋最地下階へと導く設計としていることから, ベント操作を阻害することはない。</p> <p>隔離弁については, 没水, 被水等の影響により中央制御室からの操作機能を喪失する可能性があるものの, 人力での現場操作が可能であり機能は維持される。</p> <p>必要な監視機器については, 没水, 被水, 蒸気に対する防護対策を講じ, 機能を維持する設計とする。</p>
		屋外	対象外
意図的な航空機衝突	衝突による衝撃力, 火災による熱影響	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については, 外殻となる原子炉建屋により防護されると考えられる。
		屋外	屋外に設置されるフィルタ装置出口配管については, 航空機の衝突による衝撃力及び航空機燃料火災による熱影響により損傷する可能性があるが, フィルタ装置の除去性能に大きな影響はないと考えられる。
鳥の侵入	鳥の侵入による影響	屋外	<p>放出口先端に鳥等の侵入防止対策としてバードフェンスを設置する。</p> 

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

排水設備（自主対策設備）について

1. 設置目的

排水設備は、フィルタ装置使用後の保管のため、フィルタ装置内のスクラバ溶液をサプレッションチェンバへ移送するために設置する。

なお、以下の場合にも使用する。

- ・万一、放射性物質を含むスクラバ溶液がフィルタ装置室に漏えいした場合に、漏えい水をサプレッションチェンバに移送する。また、放射性物質を含まない場合はサプレッションチェンバ以外に移送する。
- ・万一、ベント開始後にフィルタ装置内のスクラバ溶液が上限水位となった場合に、スクラバ溶液をサプレッションチェンバに移送し、水位を低下させる。

2. 設備の概要

フィルタ装置からのスクラバ溶液の排水及び漏えい水の移送は、原子炉格納容器圧力が約 kPa[gage] 以下の場合に、排水設備に設置する弁を開操作することにより、ポンプを用いることなく、自重によってフィルタ装置室から移送できる設計とする。

排水設備の概要を第 1 図に、配管ルート図を第 2 図～第 4 図に示す。

3. 排水設備の位置付け

排水設備は、原子炉設置変更許可申請書添付書類十追補において以下の理由から自主対策設備として位置付けている。

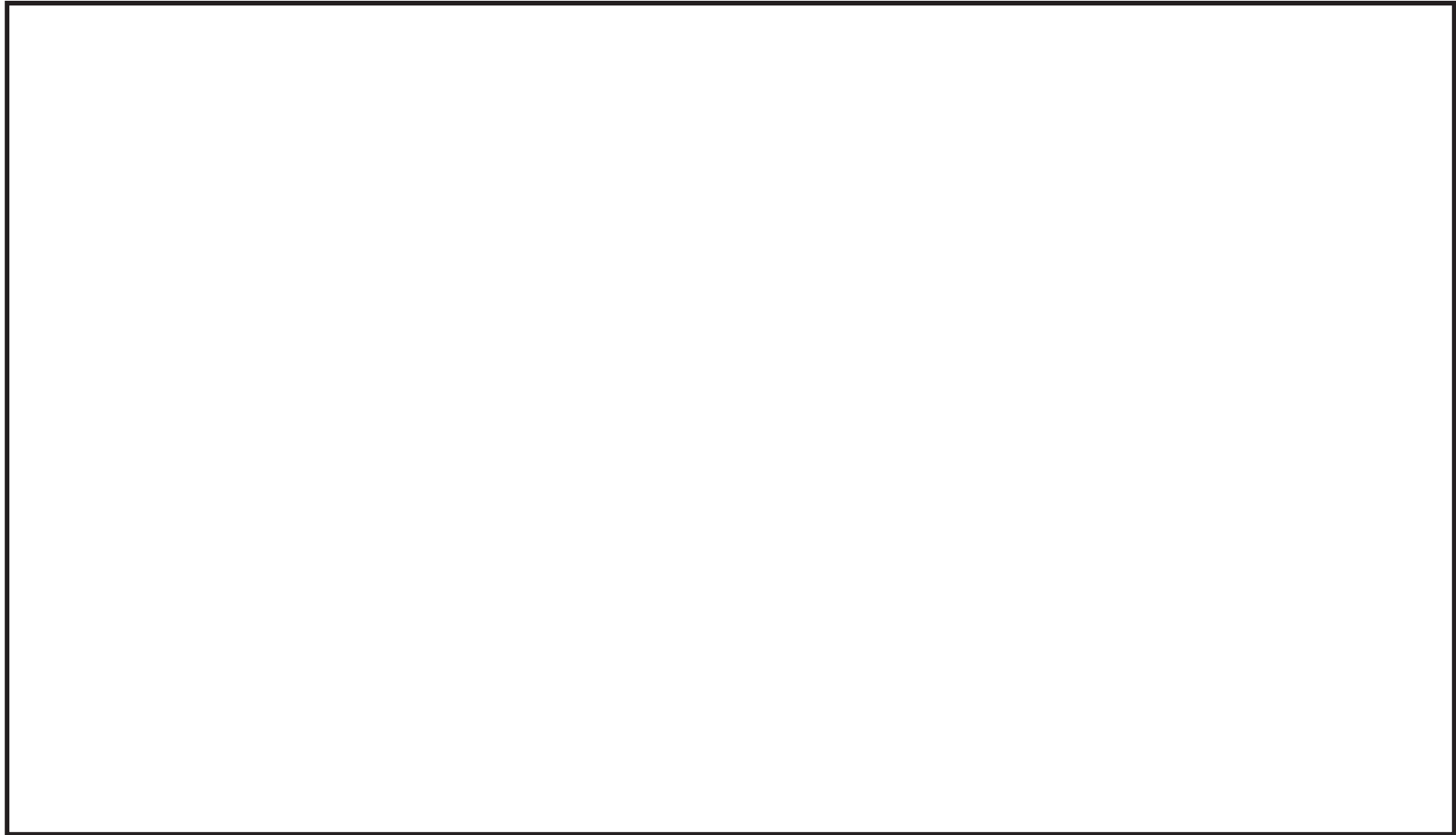
- ・原子炉格納容器フィルタベント系を使用する際に、蒸気凝縮によりスクラバ溶液が上昇しても機能喪失しない設計としており、フィルタ装置の排水は不要であるが、原子炉格納容器フィルタベント系使用後において、放射性物質を含むスクラバ溶液をサプレッションチェンバに移送することができることから、放射性物質低減対策として有効である。

なお、原子炉格納容器フィルタベント系の隔離弁、可搬型窒素ガス供給装置、給水設備（大容量送水ポンプ（タイプ I））、給水設備（薬液補給装置）及び排水設備について、有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」における使用想定を第 5 図に示す。給水設備（薬液補給装置）及び排水設備は、原子炉格納容器の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機能に直接関係しない設備であり、安定状態の維持を目的として使用することから、自主対策設備として位置付けている。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

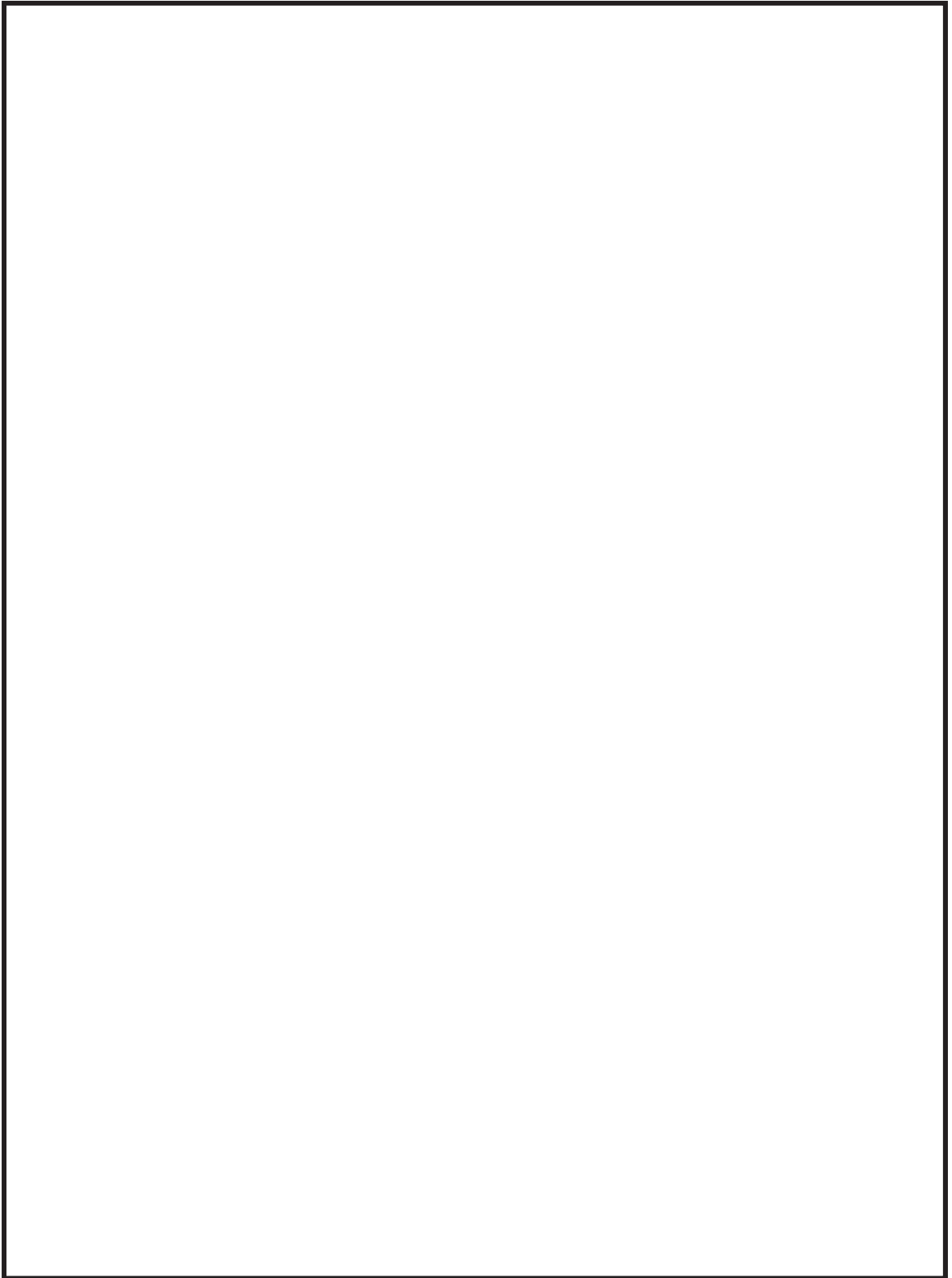
排水設備のうち、原子炉格納容器フィルタベント系のバウンダリとなる重大事故等対処設備の範囲を第 1 図及び第 2 図に示す。ここで、フィルタ装置連通管から分岐した後、止め弁までの範囲（図中に緑色で示す範囲）は、主たる機能を果たすために本流が流れる配管ではないため当該系統の主配管にはならないが、当該系統のバウンダリとなることから、技術基準規則第 55 条（材料及び構造）に適合するように設計する。

また、排水設備のうち、原子炉格納容器バウンダリとなる範囲（第 1 図及び第 4 図に示す、サブプレッションチェンバ貫通部から 2 個目の隔離弁までの範囲）は、添付書類「VI-1-8-1 原子炉格納施設的设计条件に関する説明書」に示す設計条件を満足するように設計する。



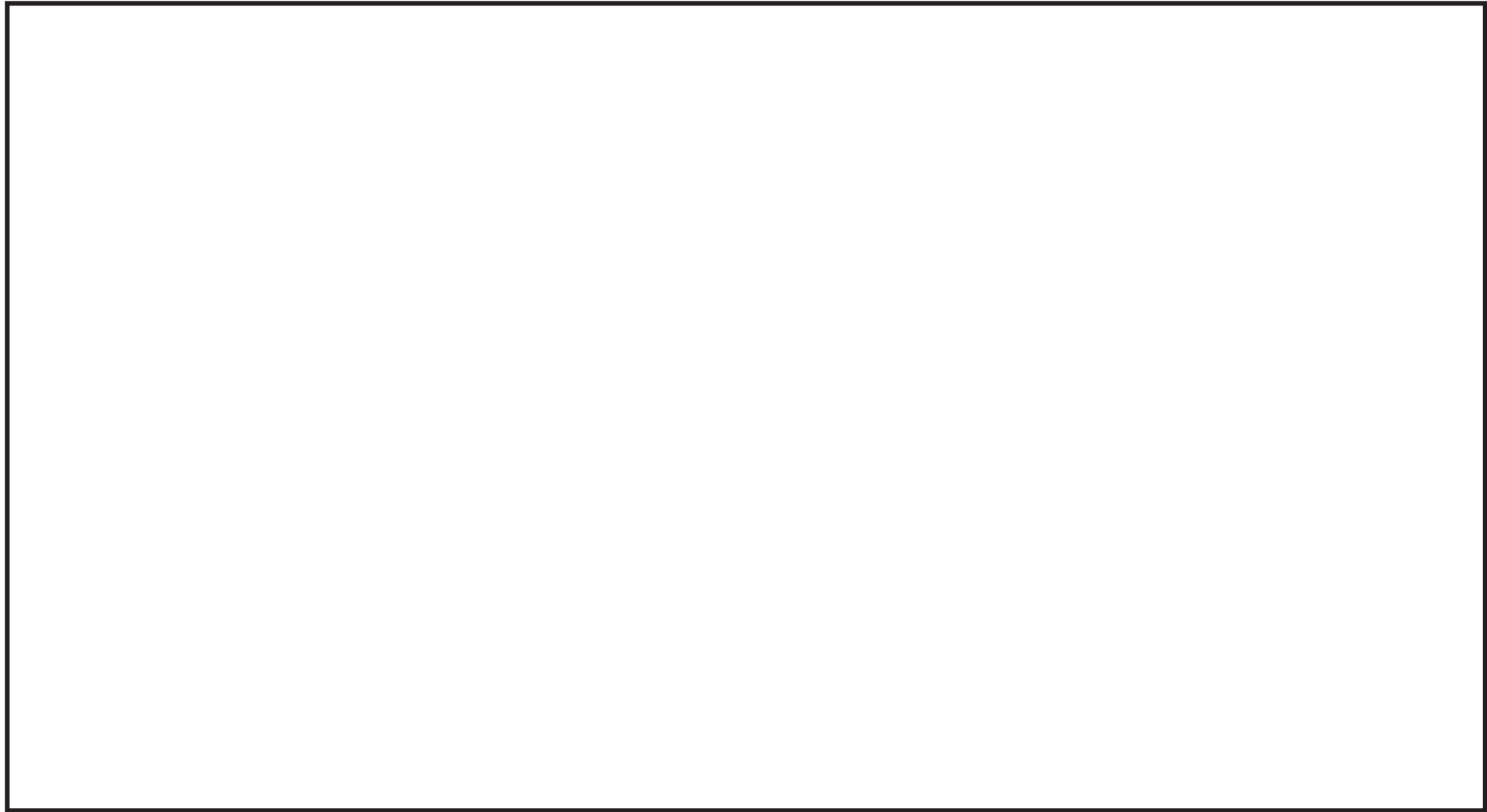
第 2 図 排水設備（自主対策設備） 配管ルート図（1/3）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



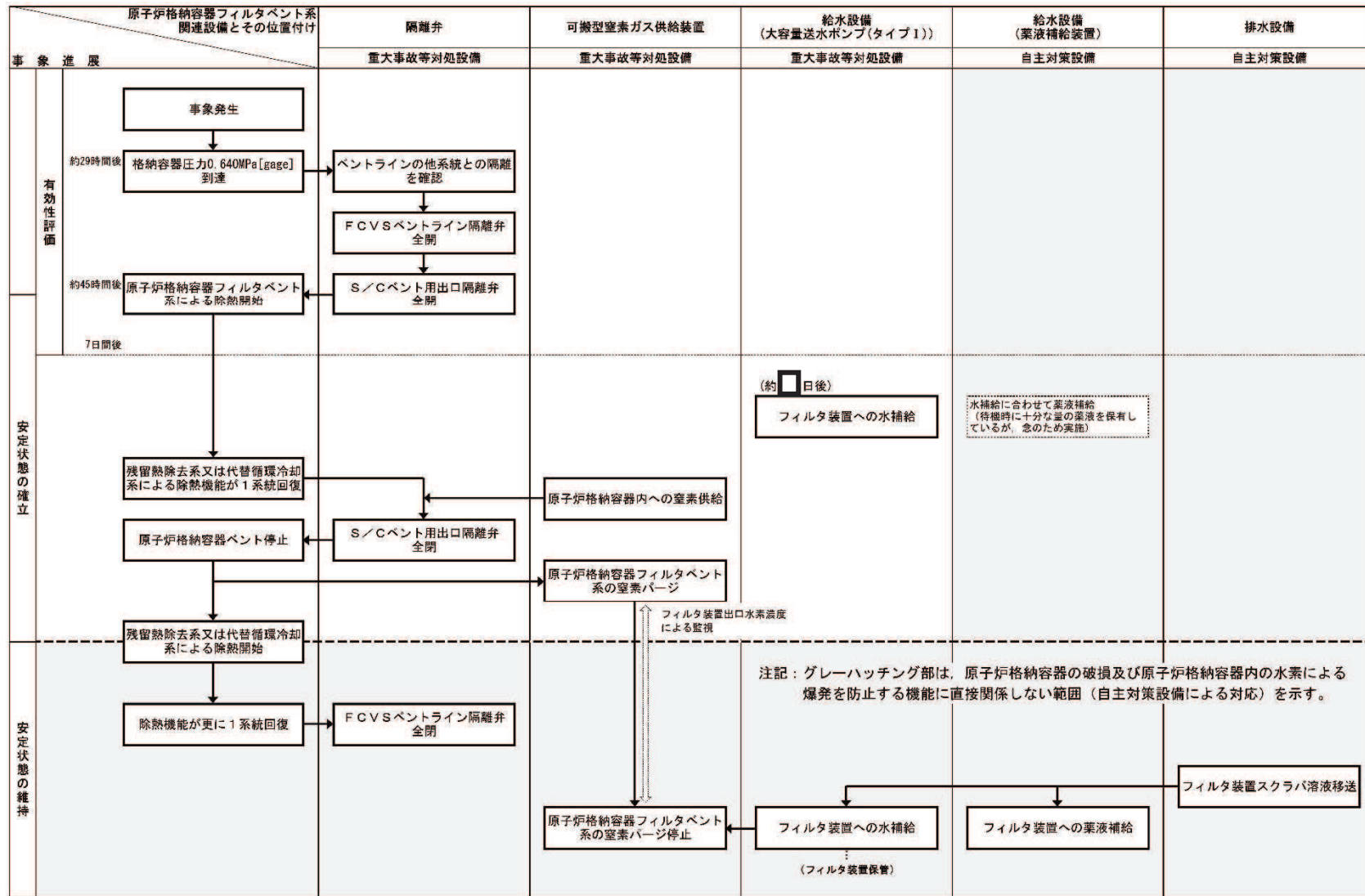
第 3 図 排水設備（自主対策設備） 配管ルート図（2/3）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 4 図 排水設備（自主対策設備） 配管ルート図（3/3）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第5図 原子炉格納容器フィルタベント系関連設備の使用想定概略図(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）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

枝管に対する混合ガスの蓄積評価について

1. はじめに

主ラインから分岐する配管のうち上向き及び斜め上向き枝管については、主ラインの流れにより、枝管内に換気流れが発生する。この換気流れが枝管内へ侵入することが可能な深さは、(一社)日本原子力技術協会により制定された「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)」(以下「ガイドライン」という。)において、枝管内の流速より求められる Re 数に対応した換気限界長さとして規定される。枝管の長さから求める不燃限界長さ(L/D)が換気限界長さ以下であれば、換気流れによって混合ガスは枝管内から排出され、蓄積しないと評価される。

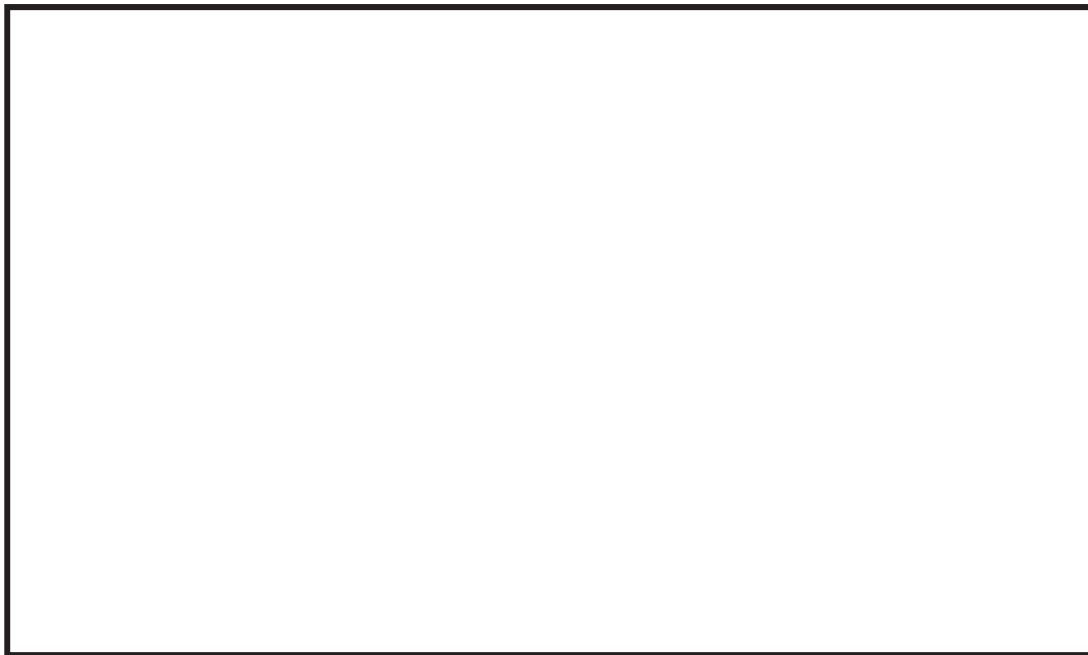
原子炉格納容器フィルタベント系の主ラインから分岐する配管のうち上向き又は斜め上向き枝管は以下の4ヶ所である。

- ③ 非常用ガス処理系ライン
- ⑤ 原子炉格納容器フィルタベント系ベントライン隔離弁(B)(上流側)
- ⑥ 原子炉格納容器フィルタベント系ベントライン隔離弁(B)(下流側)
- ⑨ 耐圧強化ベント系ライン

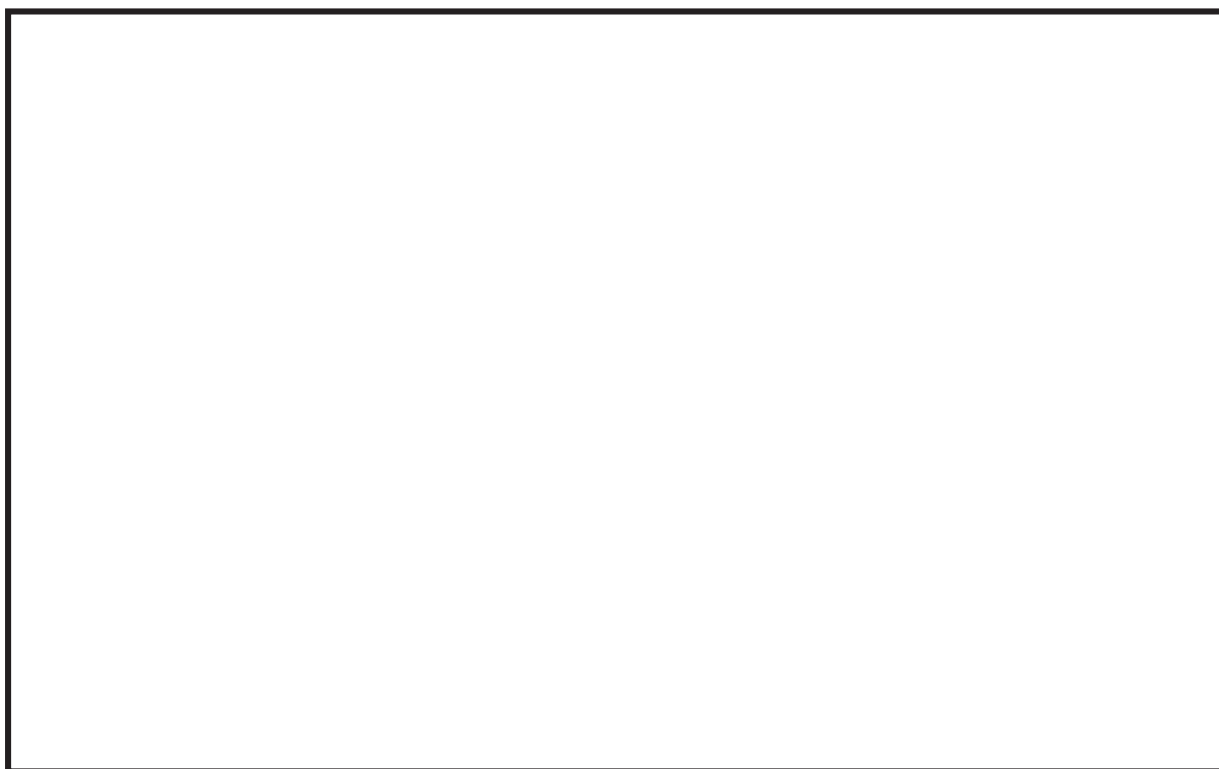
注記：各ラインの番号は「別紙1 可燃性ガスの爆発防止対策について」の表1-1及び図1-4に対応している。

当該部の配管ルートを第1図及び第2図に示す。

上記4ヶ所の枝管に対して、ガイドラインの評価方法に従い、不燃限界長さ(L/D)及び換気限界長さを求め、両者を比較することで混合ガスの蓄積可能性について評価する。



第 1 図 配管ルート図 (⑤及び⑥)



第 2 図 配管ルート図 (③及び⑨)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2. 評価内容

2.1 不燃限界長さ(L/D)

不燃限界長さ(L/D)は、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パラメータである。第1表に、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及び不燃限界長さ(L/D)を示す。

第1表 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及び不燃限界長さ(L/D)

	分岐箇所	配管分岐方向	枝管長さ L (m)	枝管内径 D (m)	不燃限界長さ (L/D) (-)
③	非常用ガス処理系ライン	上*1	7.653	0.2979	25.69
⑤	FCVS ベントライン隔離弁(B) (上流側)	斜上	2.405	0.3810	6.32
⑥	FCVS ベントライン隔離弁(B) (下流側)	斜上	2.910	0.3810	7.64
⑨	耐圧強化ベント系ライン	上*1	27.952	0.2979	93.84

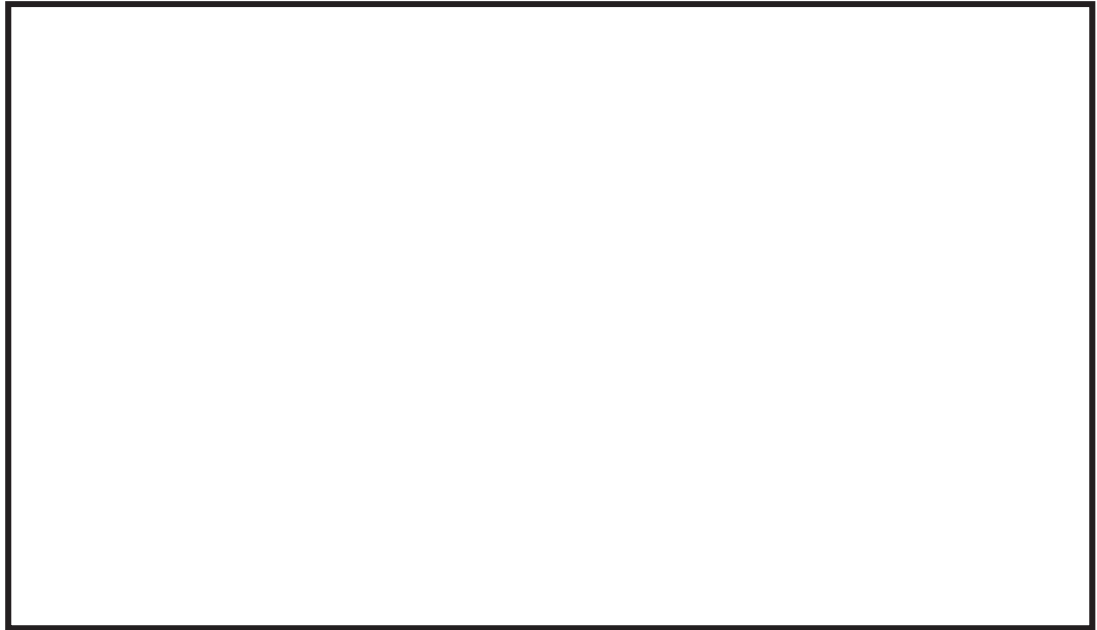
注記*1：分岐方向は水平であるが、分岐直後に上向きとなる。

2.2 換気限界長さ

換気限界長さは、枝管内の換気流れにより混合ガスが排出され蓄積しないと判定される換気領域のしきい値であり、第3図に示すガイドラインの解説図3.3-7から枝管Re数に応じた換気限界長さが求められる。第3図は枝管Re数、主ラインと枝管の口径比等をパラメータとして実施した複数の解析結果を包絡するように設定されたグラフであり、また、本評価においては、グラフから読み取った値より小さい整数とすることで、換気限界長さを保守的に設定している。

枝管の流速と枝管Re数及び換気限界長さを第2表に示す。ここで、枝管Re数は、原子炉格納容器フィルタベント系の想定運転範囲(原子炉格納容器圧力 kPa[abs] ~ 955kPa[abs])のうち最も流速が低くなる kPa[abs]時の配管流速により設定した。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第3図 換気限界長さ(出典：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) 解説図 3.3-7)

第2表 主ラインから分岐する配管の流速と Re 数及び換気限界長さ

	分岐箇所	流速 (m/s)	枝管 Re 数 (-)	換気限界*1 長さ (-)
③	非常用ガス処理系ライン			5
⑤	FCVS ベントライン隔離弁(B) (上流側)			8
⑥	FCVS ベントライン隔離弁(B) (下流側)			8
⑨	耐圧強化ベント系ライン			5

注記*1：枝管 Re 数を第3図にプロットして読み取った値となるが，保守性を持たせたいので整数とした。

2.3 評価

2.1項で求めた不燃限界長さと2.2項で求めた換気限界長さの比較を第3表に示す。

主ラインから斜め上向きの配置となっている⑤及び⑥の枝管は，主ラインからの換気流れにより混合ガスは枝管内から排出され蓄積しない。

一方，主ラインから上向きの配置となっている③及び⑨の枝管は，混合ガスが蓄積する可能性があるため，第2図に示す位置にバイパスラインを設置する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第3表 主ラインから分岐する配管の不燃限界長さ(L/D)と換気限界長さの比較

	分岐箇所	不燃限界長さ (L/D) (-)	換気限界長さ (-)	評価
③	非常用ガス処理系ライン	25.69	5	×
⑤	FCVS ベントライン隔離弁(B)(上流側)	6.32	8	○
⑥	FCVS ベントライン隔離弁(B)(下流側)	7.64	8	○
⑨	耐圧強化ベント系ライン	93.84	5	×

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密又は防護上の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-08-0370-3_改0
提出年月日	2021年2月4日

補足-370-3 ベント実施に伴う作業等の作業員の被ばく評価について

目次

補足1	原子炉格納容器漏えい率の設定について……………	補足1-1
補足2	原子炉格納容器内での除去効果について……………	補足2-1
補足3	原子炉格納容器内における無機よう素の自然沈着効果について……………	補足3-1
補足4	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（無機よう素） について……………	補足4-1
補足5	原子炉格納容器外への核分裂生成物の放出割合の設定について……………	補足5-1
補足6	地表面への沈着速度の設定について……………	補足6-1
補足7	有機よう素の乾性沈着速度について……………	補足7-1
補足8	エアロゾルの乾性沈着速度について……………	補足8-1
補足9	実効放出継続時間の設定について……………	補足9-1
補足10	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考慮している 線源の選定について……………	補足10-1
補足11	気象資料の代表性について……………	補足11-1
補足12	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， グランド シャインガンマ線評価モデルについて……………	補足12-1
補足13	ベント弁開操作時の作業員の被ばく評価における評価条件について…	補足13-1
補足14	ベント実施に伴う現場作業の作業員の被ばく評価について……………	補足14-1
補足15	重大事故等時におけるフィルタ装置室の遮蔽の熱除去の評価について…	補足15-1

原子炉格納容器漏えい率の設定について

原子炉格納容器からの原子炉建屋への漏えい率は、MAAP 内で模擬した漏えい孔の等価漏えい面積及び原子炉格納容器の圧力に応じて設定している。

模擬する漏えい孔の等価漏えい面積は、以下に示す原子炉格納容器圧力が 1Pd 以下の場合、1Pd～1.5Pd の場合及び 1.5Pd～2Pd の場合の 3 種類を設定する。

ただし、MAAP 解析においては、よう素の化学組成について考慮されておらず、全て粒子状よう素として扱われることから、無機よう素及び有機よう素の原子炉格納容器漏えい率は別途設定する。

(1) 原子炉格納容器圧力が 1Pd 以下の場合

原子炉格納容器圧力が 1Pd 以下の場合、427kPa[gage]で 0.9%/日となる等価漏えい面積（ドライウエル及びウェットウエルの総面積は約 $5 \times 10^{-6} \text{m}^2$ ）を設定し、MAAP 内で圧力に応じた漏えい量を評価している。

427kPa[gage]での 0.9%/日の設定は AEC の評価式及び GE の評価式によって評価した漏えい率の結果を基にさらに保守的な値を設定した。

(2) 原子炉格納容器圧力が 1Pd～1.5Pd の場合

原子炉格納容器圧力が 1Pd～1.5Pd の場合、640kPa[gage]で 1.1%/日となる等価漏えい面積（ドライウエル及びウェットウエルの総面積は約 $6 \times 10^{-6} \text{m}^2$ ）を設定し、MAAP 内で圧力に応じた漏えい量を評価している。

640kPa[gage]での 1.1%/日の設定は AEC の評価式及び GE の評価式によって評価した漏えい率の結果を基にさらに保守的な値を設定した。

(3) 原子炉格納容器圧力が 1.5Pd～2Pd 場合

原子炉格納容器圧力が 1.5Pd～2Pd の場合、854kPa[gage]で 1.3%/日となる等価漏えい面積（ドライウエル及びウェットウエルの総面積は約 $7 \times 10^{-6} \text{m}^2$ ）を設定し、MAAP 内で圧力に応じた漏えい量を評価している。

854kPa[gage]での 1.3%/日の設定は AEC の評価式及び GE の評価式によって評価した漏えい率の結果を基にさらに保守的な値を設定した。

○AEC の評価式*1

<原子炉格納容器圧力が 1Pd の場合>

$$L = L_0 \sqrt{\frac{(P_t - P_a) \times R_t \times T_t}{(P_d - P_a) \times R_d \times T_d}} = 0.873\%$$

L : 事故時の原子炉格納容器漏えい率

L₀ : 設計漏えい率(圧力 Pd に対して(ここでは 0.9 Pd)) 【0.5 %/日】

Pt	: 事故時の原子炉格納容器内圧力	【528 kPa [abs]】
Pd	: 設計圧力	【485 kPa [abs]】
Pa	: 原子炉格納容器外の圧力	【101.325 kPa [abs]】
Rt	: 事故時の気体定数*2	【487.4 J/Kg・K】
Rd	: 空気の気体定数	【287 J/Kg・K】
Tt	: 事故時の原子炉格納容器内温度	【473.15 K】
Td	: 設計原子炉格納容器内温度 漏えい試験時の温度 (20 °C)	【293.15 K】

<原子炉格納容器圧力が 1.5Pd の場合>

$$L = L_0 \sqrt{\frac{(P_t - P_a) \times R_t \times T_t}{(P_d - P_a) \times R_d \times T_d}} = 1.069\%$$

L	: 事故時の原子炉格納容器漏えい率	
Pt	: 事故時の原子炉格納容器内圧力	【741 kPa [abs]】
Rt	: 事故時の気体定数*2	【487.4 J/Kg・K】
Tt	: 事故時の原子炉格納容器内温度	【473.15 K】

<原子炉格納容器圧力が 2Pd の場合>

$$L = L_0 \sqrt{\frac{(P_t - P_a) \times R_t \times T_t}{(P_d - P_a) \times R_d \times T_d}} = 1.235\%$$

L	: 事故時の原子炉格納容器漏えい率	
Pt	: 事故時の原子炉格納容器内圧力	【955 kPa [abs]】
Rt	: 事故時の気体定数*2	【487.4 J/Kg・K】
Tt	: 事故時の原子炉格納容器内温度	【473.15 K】

注記*1:United States Atomic Energy Commission report "reactor containment leakage testing and surveillance requirements" USAEC technical safety guide, Dec. 1966

*2:事故時の気体定数は水素(2.016):窒素(28.01):水蒸気(18.02)のガス組成 16%:16%:68%より計算している。AEC の評価式が事故時の気体定数に依存し、水素等のように気体定数が小さい気体の割合が大きい場合に漏えい率が高くなるため、燃料有効部被覆管が全てジルコニウム-水反応した場合の水素量発生(約990kg)を考慮して設定した。

○GE の評価式 (General Electric 社の漏えいモデル式)

< 原子炉格納容器圧力が 1Pd の場合 >

$$L = L_0 \frac{\sqrt{1 - \left(\frac{P_a}{P_t}\right)^2}}{\sqrt{1 - \left(\frac{P_a}{P_d}\right)^2}} = 0.502\%$$

- L : 事故時の原子炉格納容器漏えい率
L₀ : 設計漏えい率(圧力 Pd に対して(ここでは 0.9 Pd)) 【0.5 %/日】
P_t : 事故時の原子炉格納容器内圧力 【528 kPa [abs]】
P_d : 設計圧力 【485 kPa [abs]】
P_a : 原子炉格納容器外の圧力 【101.325 kPa [abs]】

< 原子炉格納容器圧力が 1.5Pd の場合 >

$$L = L_0 \frac{\sqrt{1 - \left(\frac{P_a}{P_t}\right)^2}}{\sqrt{1 - \left(\frac{P_a}{P_d}\right)^2}} = 0.506\%$$

- L : 事故時の原子炉格納容器漏えい率
P_t : 事故時の原子炉格納容器内圧力 【741 kPa [abs]】

< 原子炉格納容器圧力が 2Pd の場合 >

$$L = L_0 \frac{\sqrt{1 - \left(\frac{P_a}{P_t}\right)^2}}{\sqrt{1 - \left(\frac{P_a}{P_d}\right)^2}} = 0.508\%$$

- L : 事故時の原子炉格納容器漏えい率
P_t : 事故時の原子炉格納容器内圧力 【955 kPa [abs]】

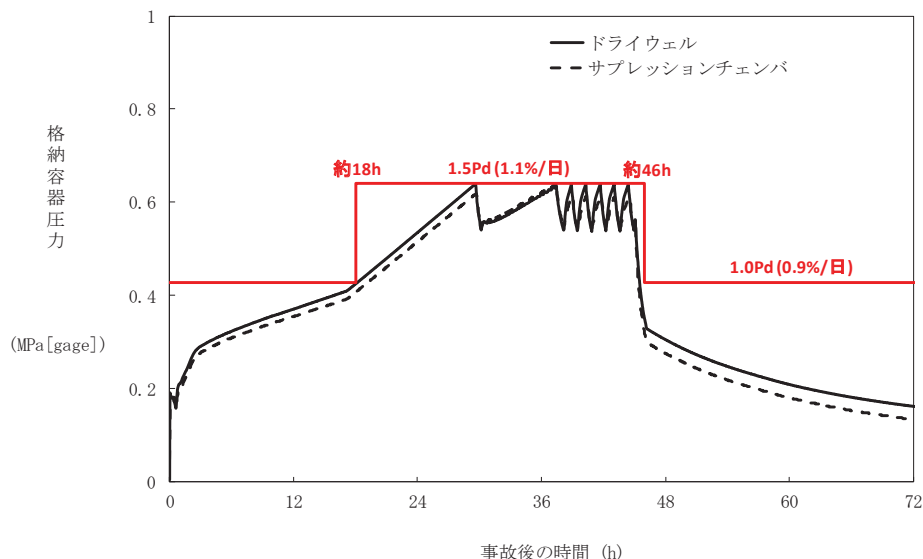
(4) 無機よう素及び有機よう素の原子炉格納容器漏えい率

a. 無機よう素

他の核種と同様に原子炉格納容器圧力に応じて漏えい率が変動すると考えるが、MAAP 解析において無機よう素を模擬していないため、MAAP 解析結果による原子炉格納容器圧力を基に漏えい率を設定する。

漏えい率の設定に当たっては、第 1 図のとおり MAAP 解析結果による原子炉格納容器圧力を包絡した原子炉格納容器圧力を設定し、その原子炉格納容器圧力に対する漏えい率を設定している。

このように設定した漏えい率は、1.0Pd 以下で 0.9%/日、1.0Pd~1.5Pd で 1.1%/日、1.5Pd 超過で 1.3%/日を一律に与えるものであり、MAAP 解析における漏えい率を包絡した保守的な設定であるとする。



第 1 図 原子炉格納容器圧力と漏えい率の時間変化
(無機よう素の原子炉格納容器漏えい率の設定)

b. 有機よう素

有機よう素についても、無機よう素と同様の漏えい率の設定が可能であるが、有機よう素がガス状として振る舞うこと及び原子炉格納容器内での除去効果を受けない点で希ガスに類似していることから、MAAP 解析における希ガスと同じ挙動を示すものとし、(1)及び(2)に基づき漏えい率を設定する。

原子炉格納容器内での除去効果について

MAAP におけるエアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果として、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を考慮している。また、沈着については、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、核分裂生成物（以下「FP」という。）ガス凝縮/再蒸発で構成される。（「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」の「第 5 部 MAAP」（抜粋）参照）

「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」の
「第 5 部 MAAP」（抜粋）

(2) FP の状態変化・輸送モデル

高温燃料から出た希ガス以外の FP は雰囲気温度に依存して凝固し、エアロゾルへ変化する。気相及び液相中の FP の輸送においては、熱水力計算から求まる体積流量から FP 輸送量を計算する。FP がガス状とエアロゾル状の場合は、気体の流れに乗って、原子炉圧力容器内と原子炉格納容器内の各部に輸送される。水プール上に沈着した FP の場合は、区画内の水の領域間の移動に伴って輸送される。また、炉心あるいは溶融炉心中の FP の場合は、溶融炉心の移動量に基づいて輸送される。

FP の輸送モデルは上述の仮定に基づいており、炉心燃料から放出されてから原子炉格納容器に到達する経路としては、次のとおりである。燃料から原子炉圧力容器内に放出された FP は、原子炉圧力容器破損前には LOCA 破損口あるいは逃がし安全弁から原子炉格納容器へ放出される。また、原子炉圧力容器破損後には原子炉圧力容器破損口若しくは格納容器下部に落下した溶融炉心から FP が原子炉格納容器へ放出される。逃がし安全弁を通じて放出された FP はスクラビングによってサプレッション・チェンバ液相部へ移行する。原子炉格納容器の気相部へ放出された FP は、気体の流れに伴って原子炉格納容器内を移行する。

原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内の気体、エアロゾル及び構造物表面上（沈着）の状態間の遷移を模擬している。原子炉格納容器内のF P輸送モデル概要を図3.3-15に示す。

エアロゾルの沈着の種類としては、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、F Pガス凝縮、F Pガス再蒸発を模擬している。なお、沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない。

重力沈降は、Stokesの重力沈降式とSmoluchowski方程式（エアロゾルの粒径分布に対する保存式）の解から得られる無次元相関式を用いて、浮遊するエアロゾル質量濃度から沈着率を求める。なお、Smoluchowski方程式を無次元相関式としているのは解析時間短縮のためであり、この相関式を使用したMAAPのモデルは様々な実験データと比較して検証が行われている。

拡散泳動による沈着は、水蒸気凝縮により生じるStefan流（壁面へ向かう流体力学的気流）のみを考慮して沈着率を求める。

熱泳動による沈着は、Epsteinのモデルを用い、沈着面での温度勾配による沈着速度及び沈着率を求める。

慣性衝突による沈着は、原子炉格納容器内でのみ考慮され、流れの中にある構造物に、流線から外れたエアロゾルが衝突するものと仮定し、沈着率は重力沈降の場合と同様にSmoluchowski方程式の解から得られる無次元相関式を用いて求める。

F Pガスの凝縮は、F Pガスの構造物表面への凝縮であり、雰囲気中の気体状F P圧力がF P飽和蒸気圧を超えると構造物表面への凝縮を計算する。

5-66

F Pガスの再蒸発は、凝縮と逆であり、気体状F Pの圧力がF Pの飽和蒸気圧を下回ると、蒸発が起こると仮定している。

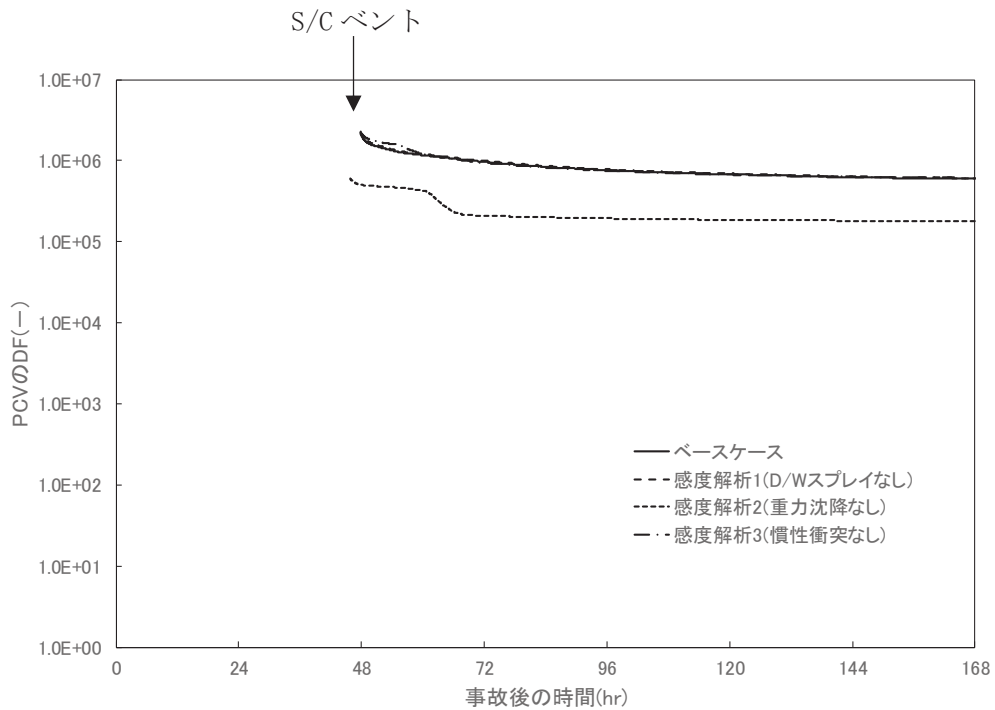
エアロゾルのプール水によるスクラビング現象による除去効果の取り扱いに関しては、スクラビングによる除染係数(DF)を設定し、エアロゾル除去効果が計算される。DFの値は、クエンチャ、垂直ベント、水平ベントの3つの種類のスクラビング機器に対し、詳細コード SUPRA^[9]を用いて、圧力、プール水深、キャリアガス中の水蒸気質量割合、プール水のサブクール度及びエアロゾル粒子径をパラメータとして評価した結果を内蔵しており、これらのデータから求める。

また、格納容器スプレーによるF P除去も模擬しており、スプレー液滴とエアロゾルとの衝突による除去率を衝突効率、スプレーの液滴径、流量及び落下高さから計算する。

(1) 沈着及びドライウェルスプレイによる除去効果

沈着及びドライウェルスプレイによる除去効果を確認するため、感度解析を行った。感度解析結果を第1図に示す。なお、感度解析では、MAAPで考慮しているエアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果を確認するため、エアロゾル核種であるCsIを代表させ、以下の式により原子炉格納容器内の除去効果を算出している。

原子炉格納容器内 DF = 原子炉格納容器内への CsI 放出割合 / ベントラインから大気への CsI 放出割合



第1図 エアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果（感度解析結果）

第1図より、全除去効果を考慮したベースケースにおけるDFとの比較から、重力沈降のDFは10程度であることがわかる。これより、エアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果は重力沈降の影響が大きいと考える。

(2) 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

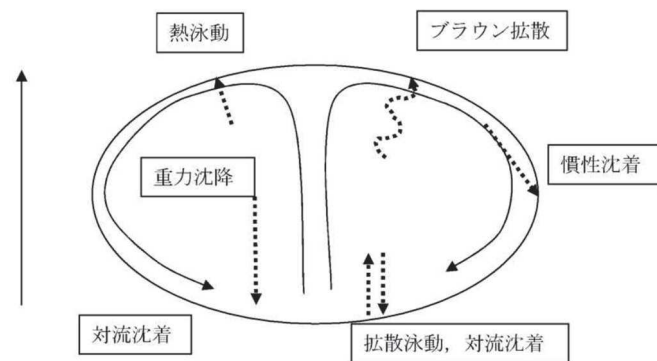
(a) スクラビング効果について

スクラビングは、エアロゾルを含む気体がプール内に移行する場合、気泡が分裂しながら上昇していく過程においてエアロゾルが気泡界面に到達した時点で水に溶解して気体から除去される現象である。スクラビングにおけるエアロゾル除去のメカニズムは、プールへの注入時の水との衝突や気泡がプール水中を上昇していく過程における慣性衝突等が考えられる。

(b) MAAP 解析上の扱いについて

スクラビングによる除去効果について、MAAP 解析ではスクラビング計算プログラム (SUPRA コード) により計算された DF 値のデータテーブルに、プール水深、エアロゾルの粒子径、キャリアガス中の水蒸気割合、原子炉格納容器圧力及びサブプレッションプールのサブクール度の条件を補間して求めている。

SUPRA コードでは、スクラビングに伴う初期気泡生成時及び気泡上昇時のエアロゾルの除去効果をモデル化しており、気泡挙動 (気泡サイズ及び気泡上昇速度)、初期気泡生成時の DF、気泡上昇時の DF を評価式により与えている。第 2 図に、気泡中のエアロゾルが気泡界面に到達するまでの過程を示す。気泡上昇時における各過程の除去速度を評価することでエアロゾルの DF を与えている。



第 2 図 スクラビングによるエアロゾル捕集効果

(c) SUPRA コードによる計算結果と実験結果の比較について

SUPRA コードによる計算結果については、電力共同研究*1にて実験結果との比較検討が行われている。試験条件及び試験装置の概要を第 1 表及び第 3 図に示す。また、試験結果を第 4 図から第 10 図に示す。

試験結果より、SUPRA コードによる計算結果と実験結果について、キャリアガス流量等のパラメータ値の増減による DF 値の傾向は概ね一致していることを確認した。

また、粒径 μm までの粒子について、SUPRA コードによる計算結果が実験結果より小さい DF 値を示しており、保守的な評価であることを確認した。

一方、粒径 μm の粒子について、SUPRA コードによる計算結果が実験結果より大きい DF 値を示しているが、これは実験と SUPRA コードで用いている粒子の違い (実験: LATEX 粒子 (密度 g/cm^3), SUPRA コード: CsOH (密度 g/cm^3)) が影響しているためである。SUPRA コードの計算結果を密度補正*2した第 7 図及び第 9 図では、SUPRA コードによる計算結果は実験結果より概ね小さい傾向となる DF 値を示すことが確認できる。

以上より、SUPRA コードにより計算された DF 値を用いることは妥当と考える。

注記*1: 共同研究報告書「放射能放出低減装置に関する開発研究」(PHASE2) 最終報告書
平成 5 年 3 月

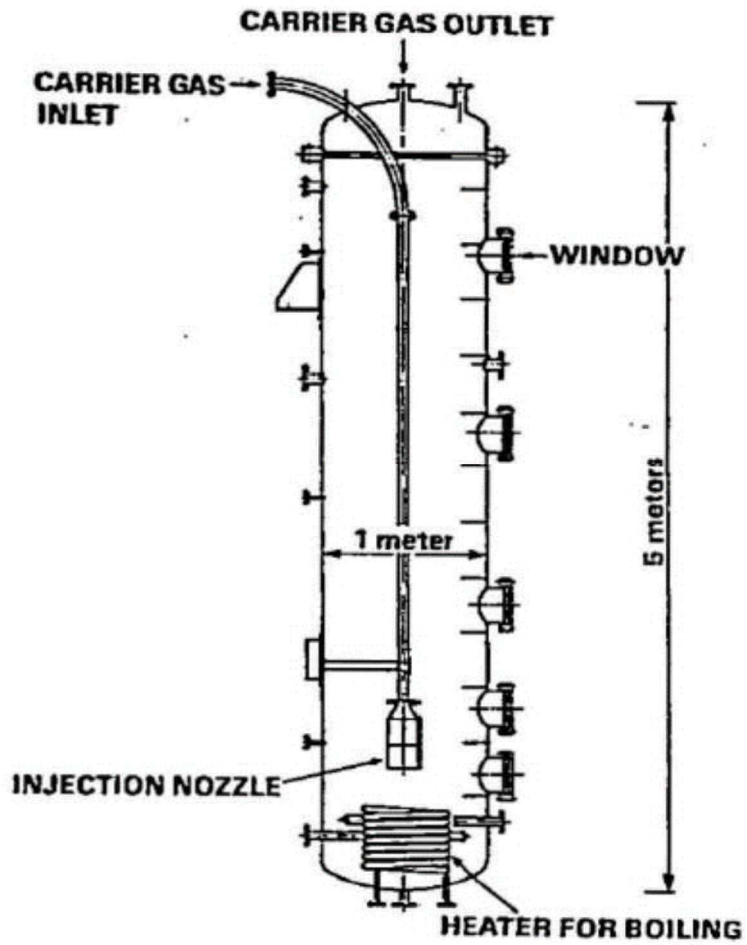
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

*2：実験では LATEX 粒子を用いているため、その粒径は [] となる。一方、SUPRA コードでは CsOH の粒径を基にしているため、粒径に粒子密度 ([] g/cm³) の平方根を乗じることにより [] に換算する。

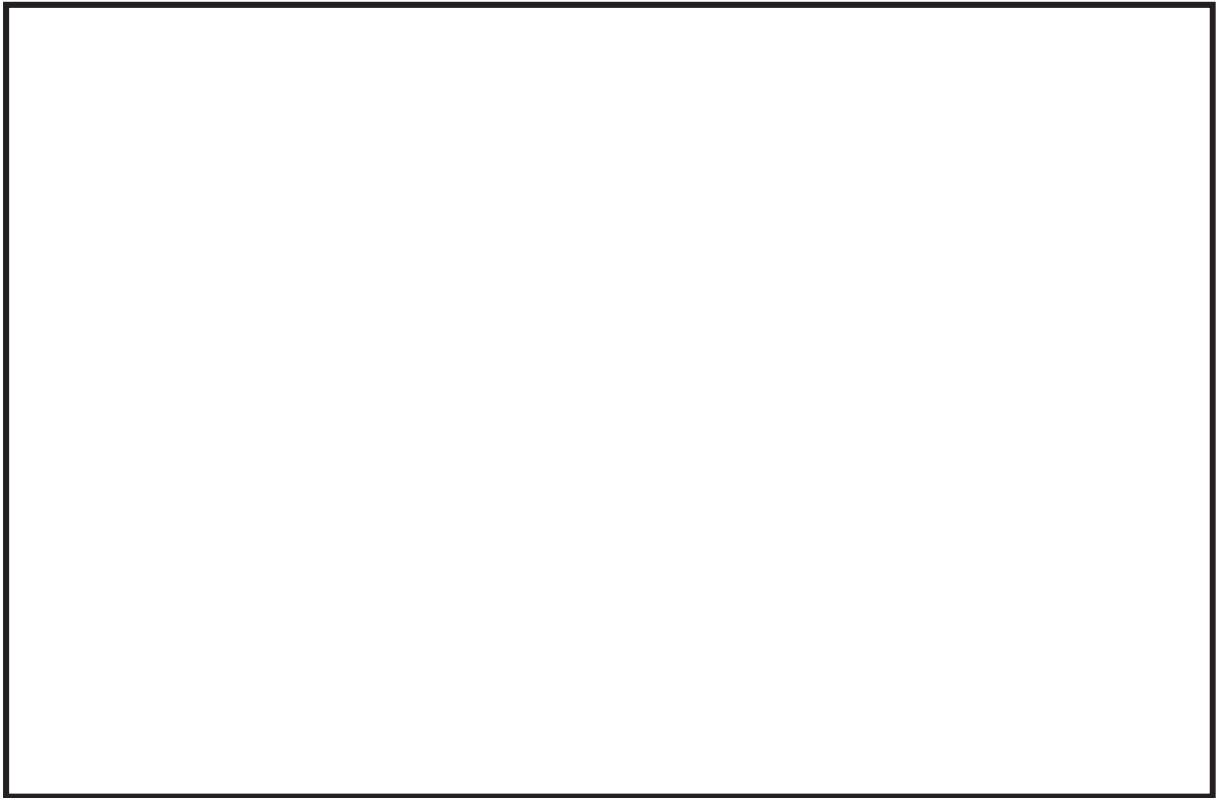
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第1表 試験条件

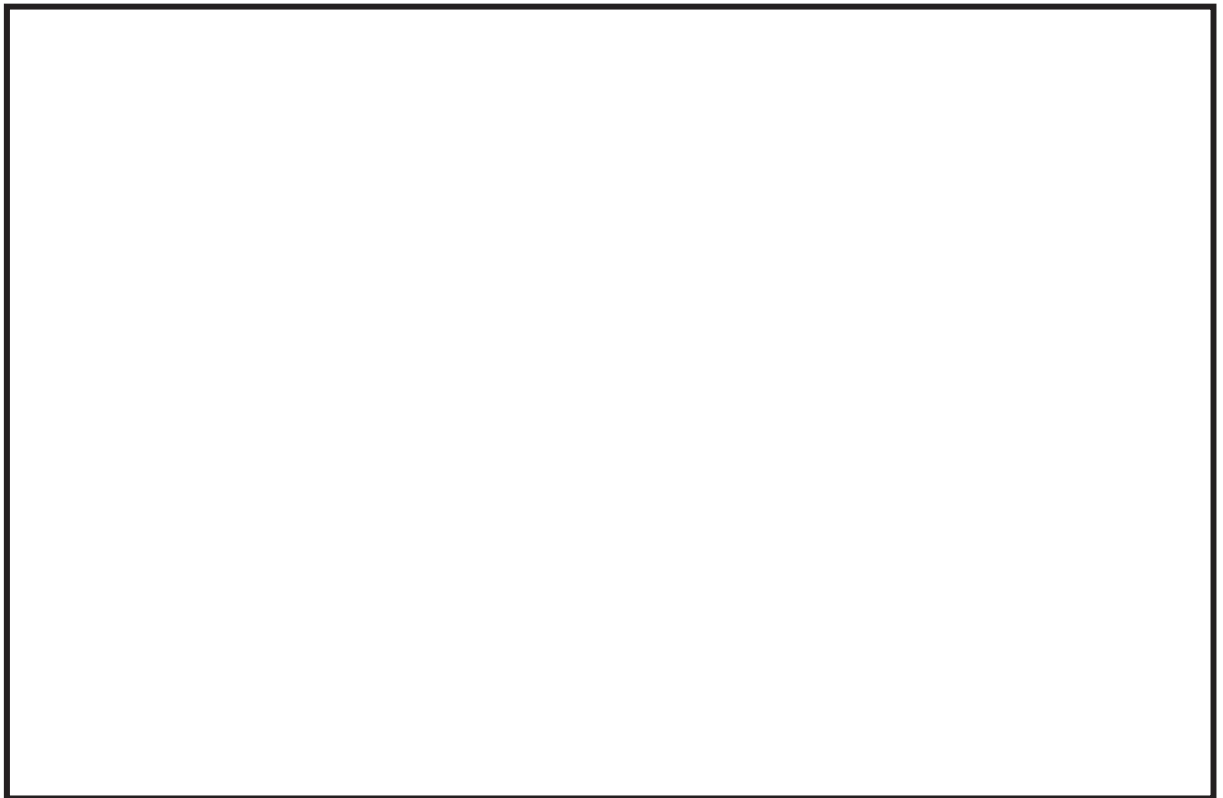
Parameter		Standard Value	Range
Geometric property	injection nozzle diameter (cm)	15	1~15
	scrubbing depth (meters)	2.7	0~3.8
Hydraulic property	pool water temperature (°C)	80	20~110
	carrier gas temperature (°C)	150	20~300
	steam fraction (vol.%)	50	0~80
	carrier gas flow rate (L/min)	600	300~2000
Aerosol property	particle diameter (μm)	0.21~1.1	0.1~1.9
	material	LATEX	LATEX, CsI



第3図 試験装置の概要

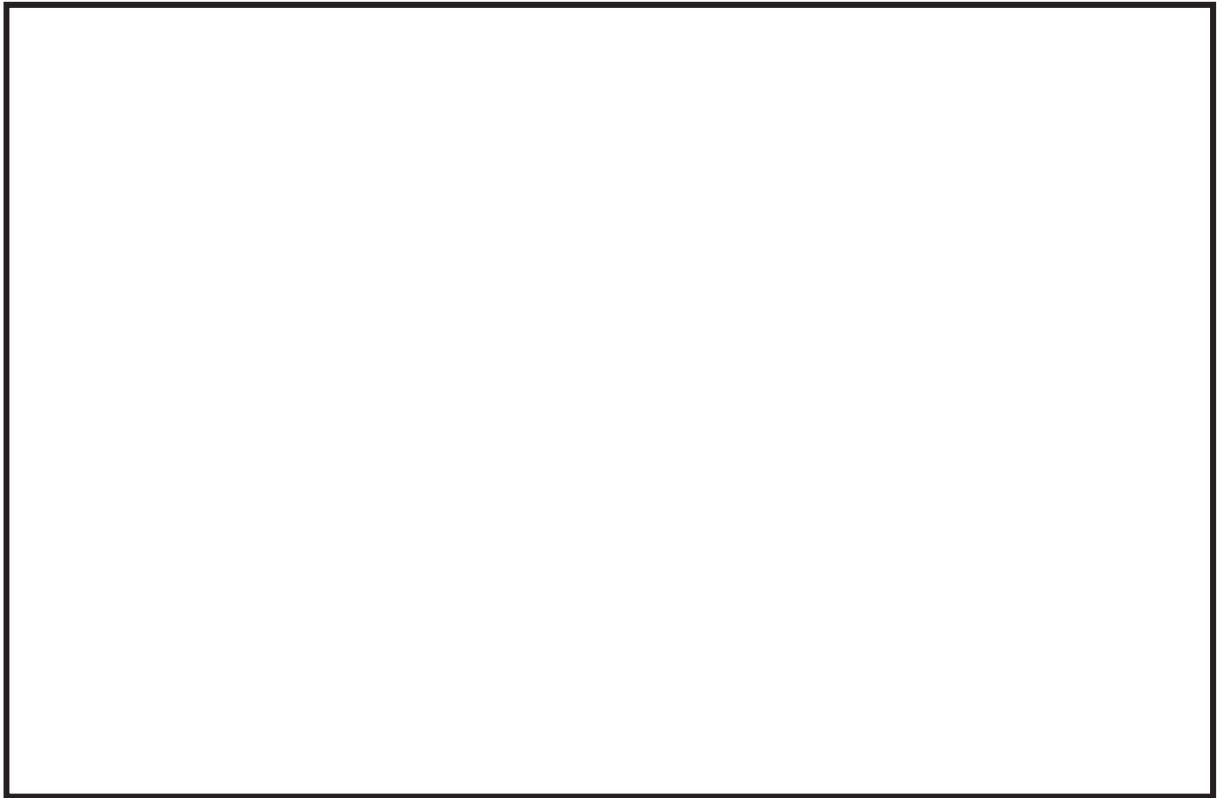


第4図 キャリアガス流量に対するDFの比較

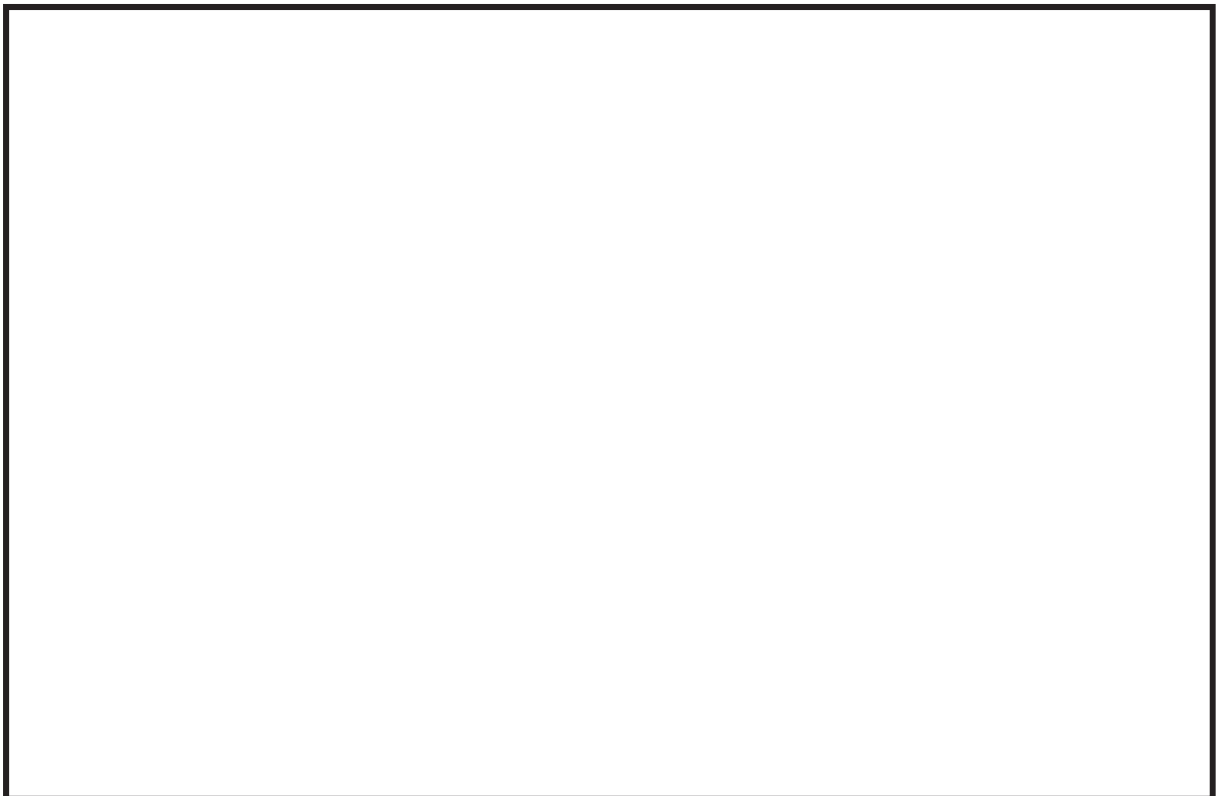


第5図 プール水温に対するDFの比較

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

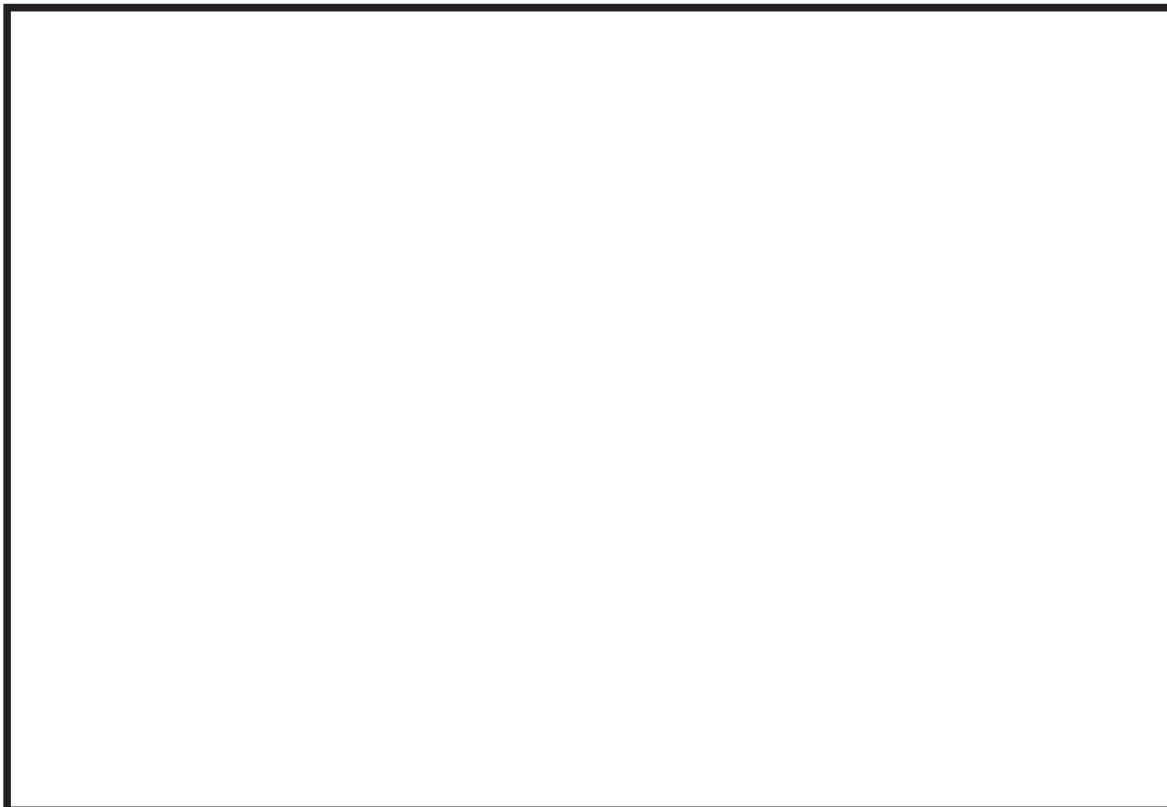


第6図 水蒸気割合に対するDFの比較

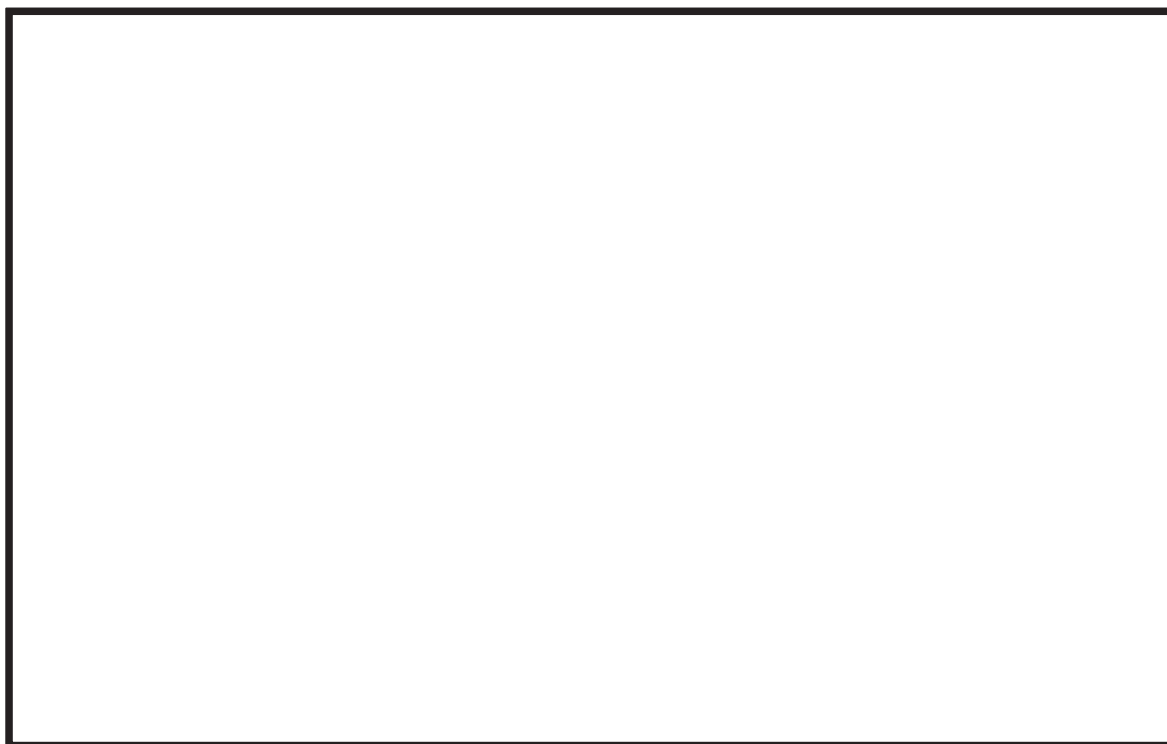


第7図 水蒸気割合に対するDFの比較（密度補正）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

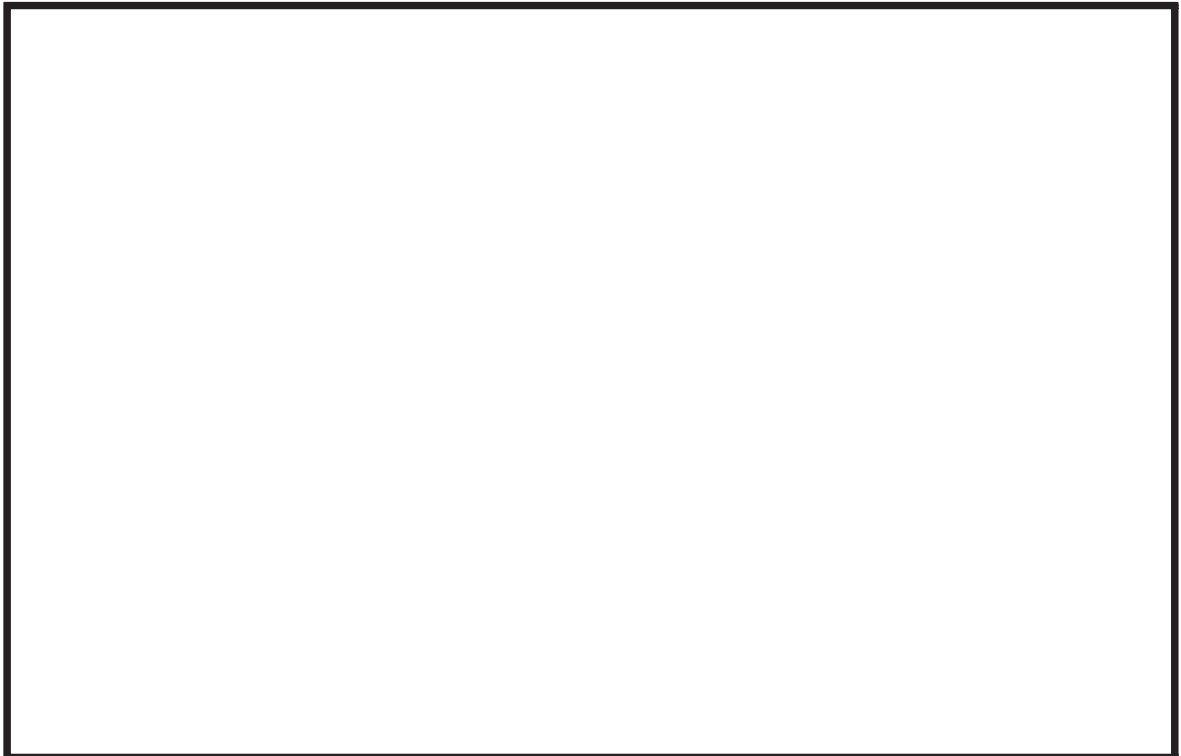


第8図 スクラビング水深に対するDFの比較



第9図 スクラビング水深に対するDFの比較（密度補正）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 10 図 ガス温度に対する DF の比較

(d) 沸騰による除去効果への影響について

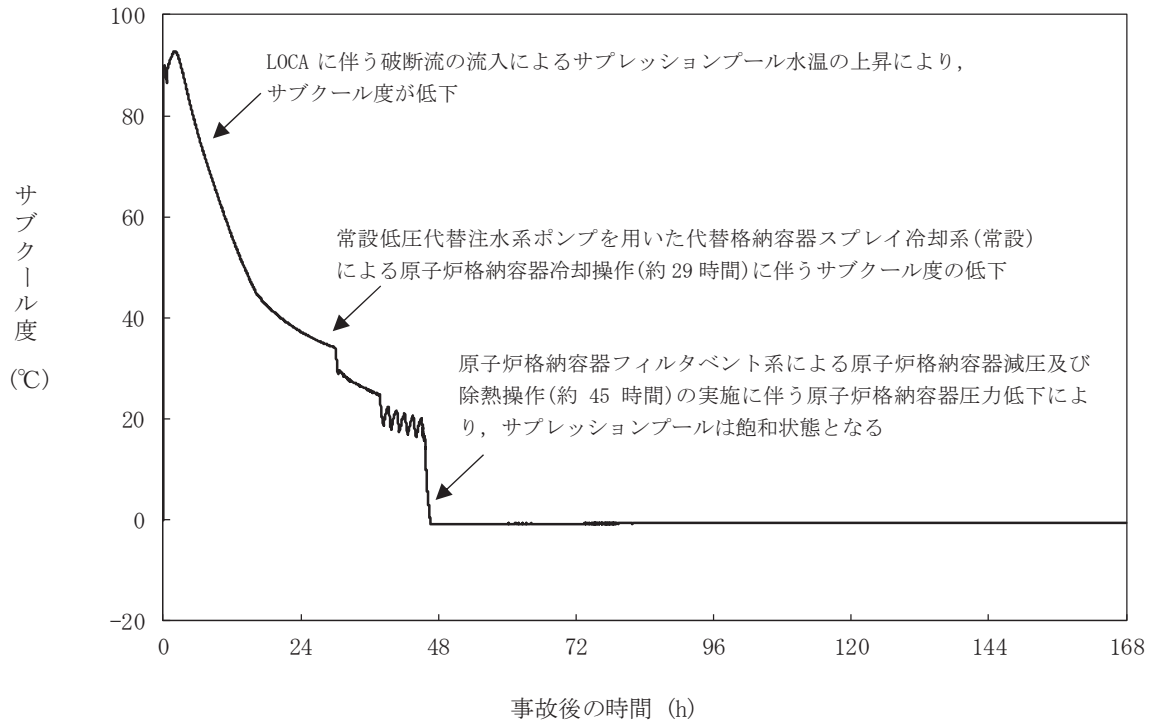
「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の代替循環冷却系を使用できない場合における事故シーケンスでは、第 11 図のとおり、原子炉格納容器フィルタベント系による原子炉格納容器除熱の実施に伴いサプレッションプールは飽和状態（沸騰状態）になるため、サプレッションプールの沸騰による除去効果への影響を確認した。MAAP 解析条件及び評価結果を第 2 表及び第 3 表に示す。なお、エアロゾルの粒径については、スクラビング前後でそれぞれ最も割合の多い粒径について除去効果への影響を確認した。その結果、第 3 表のとおり沸騰時の除去効果は非沸騰時に比べて小さいことを確認した。

ただし、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の代替循環冷却系を使用できない場合における事故シーケンスにおいて、原子炉圧力容器内の放射性物質は大破断 LOCA により生じた破断口より原子炉格納容器内気相部へ移行し、その後、重力沈降等により、大部分が原子炉格納容器内液相部へ移行することになるが、第 12 図のとおり、MAAP 評価においてサプレッションプールのスクラビング効果に期待しているエアロゾル粒子のうち、被ばく影響への寄与が大きいヨウ素やセシウム（CsI 及び CsOH）は、事象発生 5 時間程度で大部分が原子炉格納容器内液相部へ移行し、この時点ではサプレッションプールは非沸騰状態であることから、サプレッションプールの沸騰による除去効果の減少の影響はほとんどないと考える。

また、CsI、CsOH の融点はそれぞれ 621 °C、272 °C 以上^{*3}であり、沸点はそれ以上の温度であることから、シビアアクシデント時に原子炉格納容器内で CsI、CsOH が揮発することは考えにくいですが、サプレッションプールの沸騰に伴い液相部中の CsI、CsOH の一部が気相部へ移行する可能性がある。ただし、その場合でも、ドライウェルから原子炉格納容器フィルタ

ベント系を介した場合における放射性物質の放出量に包絡されると考えられる。

注記*3：「化学大辞典 縮刷版」 共立出版



第 11 図 サプレッションプールのサブクール度の推移

第 2 表 評価条件

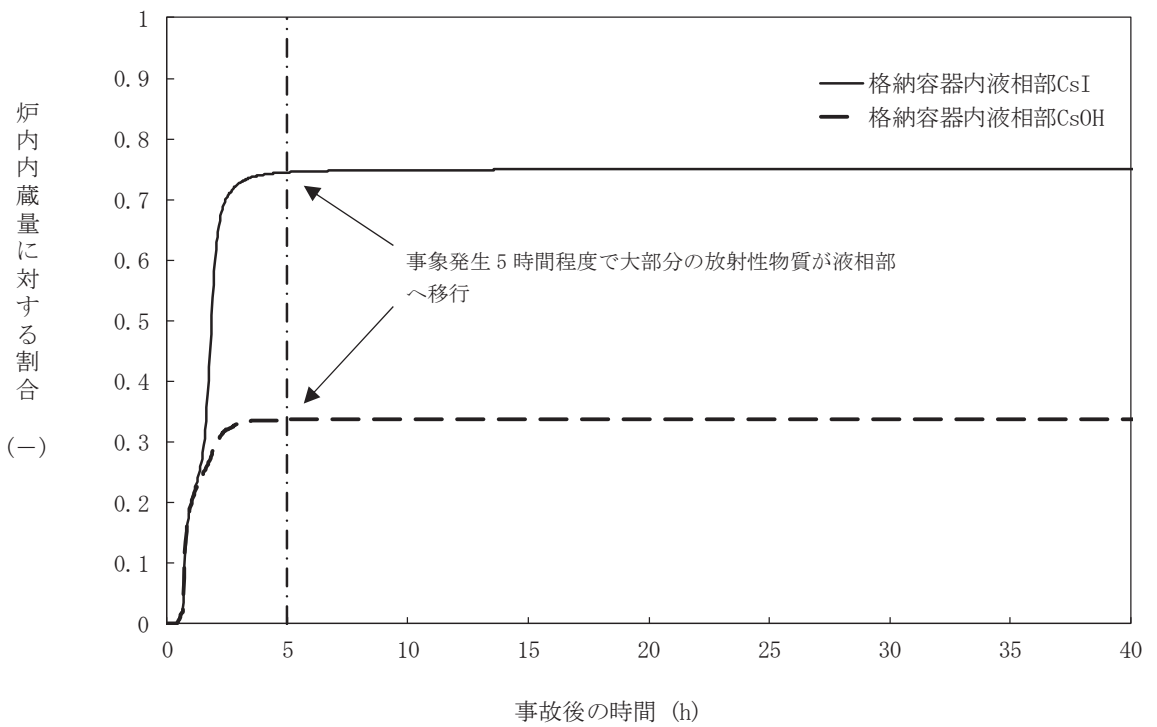
項目	評価条件*	選定理由
蒸気割合	□ %	格納容器ベント実施前のドライウェルにおける蒸気割合 (約68%) により, 保守的に □%を採用
原子炉格納容器圧力	□ kPa [gage]	格納容器ベント実施前の原子炉格納容器圧力 (554kPa [gage]) より, 設定上限値を採用
サプレッションプール水深	□ m	実機では水深 □ m 以上のため, 設定上限値を採用
サブクール度	□ °C	未飽和状態として設定 (設定上限値)
	□ °C	飽和状態として設定 (設定下限値)
エアロゾルの粒径 (半径)	□ μm	スクラビング前において最も割合が多い粒径 (約0.5 μm) および, スクラビング後において最も割合が多い粒径 (約0.4 μm) より, □ μm と □ μm を採用
	□ μm	

注記* : SUPRA コードにより計算されたデータテーブルの設定値を採用

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第3表 評価結果

粒径（半径）	DF	
	未飽和状態 （サブクール度 <input type="text"/> °C）	飽和状態 （サブクール度 <input type="text"/> °C）
<input type="text"/> μm		
<input type="text"/> μm		



第12図 原子炉格納容器内液相部中の存在割合

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

原子炉格納容器内における無機よう素の自然沈着効果について

(1) 無機よう素の自然沈着率の設定

原子炉格納容器内での無機よう素の除去効果として、自然沈着率 9.0×10^{-4} (1/s) (原子炉格納容器内への積算放出量の 1/200 まで) を用いている。以下に、自然沈着率の算出に関する概要を示す。

原子炉格納容器内における無機よう素の自然沈着について、財団法人原子力発電技術機構 (以下「NUPEC」という。) による検討「平成 9 年度 NUREG-1465 のソースタームを用いた放射性物質放出量の評価に関する報告書 (平成 10 年 3 月)」において、CSE (Containment Systems Experiment) A6 実験に基づく値が示されている。

原子炉格納容器内での無機よう素の自然沈着率を λ_d (1/s) とすると、原子炉格納容器内における無機よう素濃度 ρ の濃度変化 ($\mu\text{g}/\text{m}^3$) は式 1 で表され、自然沈着率 λ_d は時刻 t_0 における無機よう素濃度 ρ_0 と時刻 t_1 における無機よう素濃度 ρ_1 を用いて式 2 のとおりとなる。

$$\frac{d\rho}{dt} = -\lambda_d \rho \quad \dots \dots \dots \text{(式 1)}$$

$$\lambda_d = -\frac{1}{t_1 - t_0} \log \left(\frac{\rho_1}{\rho_0} \right) \quad \dots \dots \dots \text{(式 2)}$$

なお、NUPEC の報告書では、Nuclear Technology “Removal of Iodine and Particles by Sprays in the Containment Systems Experiment” の記載 (CSE A6 実験) より、時刻 0 分における無機よう素の気相濃度 $10^5 \mu\text{g}/\text{m}^3$ 及び時刻 30 分における無機よう素の気相濃度 $1.995 \times 10^4 \mu\text{g}/\text{m}^3$ を上式に代入することで、式 3 のとおり、無機よう素の自然沈着率 9.0×10^{-4} (1/s) を算出したとしている。

$$\lambda_d = -\frac{1}{30 \times 60 - 0} \log \left(\frac{1.995 \times 10^4}{10^5} \right) \approx 9.0 \times 10^{-4} \dots \dots \text{(式 3)}$$

この自然沈着率は、BNWL-1244, “Removal of Iodine and Particles from Containment Atmospheres by Sprays-Containment Systems Experiment Interim Report” の CSE A6 実験による無機よう素の気相部濃度の時間変化を表す図に基づくものである。時刻 0 分～30 分の濃度変化は、よう素の浮遊量が多く、格納容器スプレイを考慮していない事故初期の状態を模擬していると考えられる。(第 1 図参照)

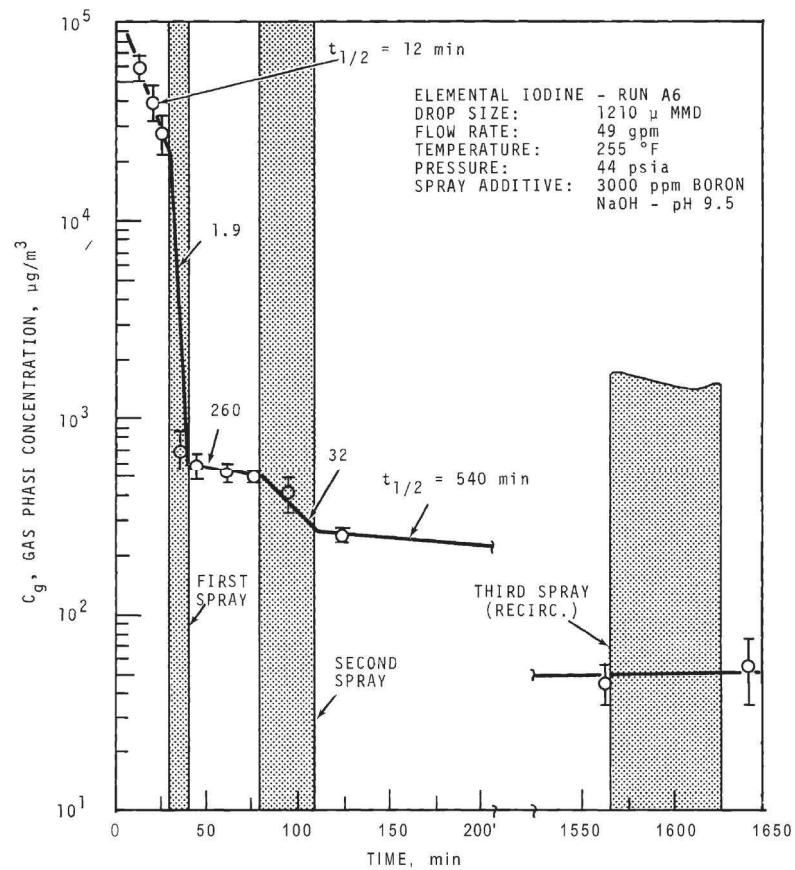


FIGURE 9. Concentration of Elemental Iodine in the Main Room, Run A6

第 1 図 CSE A6 実験による無機よう素の濃度変化図

(2) CSE 実験の適用について

CSE 実験条件と女川原子力発電所第 2 号機の評価条件の比較を第 1 表に示す。

第 1 表 CSE 実験と女川 2 号機の評価条件の比較

	CSE実験のRun No.			女川2号機
	A6*1*2	A5*3	A11*3	
雰囲気	蒸気 + 空気	同左	同左	蒸気 + 窒素 (+ 水素)
雰囲気圧力 (MPa [gage])	約0.20	約0.22	約0.24	約0.31*4
雰囲気温度 (°C)	約120	約120	約120	約170*4
格納容器 スプレー	間欠*5	なし	なし	あり*6

注記*1: R.K.Hilliard et.al, "Removal of iodine and particles by sprays in the containment systems experiment", Nucl. Technol. Vol 10 pp499-519, 1971

*2: R.K.Hilliard et.al, "Removal of iodine and particles from containment

atmospheres by sprays”, BNWL-1244, 1970

- *3 : R.K.Hilliard and L.F.Coleman, “Natural transport effects on fission product behavior in the containment systems experiment”, BNWL-1457, 1970
- *4 : 格納容器破損防止対策の有効性評価の事故シーケンス「大破断 LOCA+HPCS 失敗+低圧 ECCS 失敗+全交流動力電源喪失」において、炉心からよう素が大量放出された後（事象初期）の値
- *5 : A6 実験はスプレイを伴う実験だが、自然沈着率の算出には 1 回目のスプレイ実施前における原子炉格納容器内の濃度変化より設定している
- *6 : 格納容器スプレイを実施するが、評価上は無機よう素の除去効果に対しては自然沈着のみ考慮し、格納容器スプレイによる除去効果は考慮しない

スプレイを使用していない A5 及び A11 における無機よう素の原子炉格納容器内気相部濃度の時間変化を第 2 図に示す。初期の沈着については A6 と同様の傾向を示すとともに、初期濃度より数百分の 1 程度まで低下した後は緩やかとなる傾向が見られる。また、米国 S R P 6.5.2 では、原子炉格納容器内の無機よう素濃度が 1/200 になるまでは無機よう素の除去が見込まれるとしている。

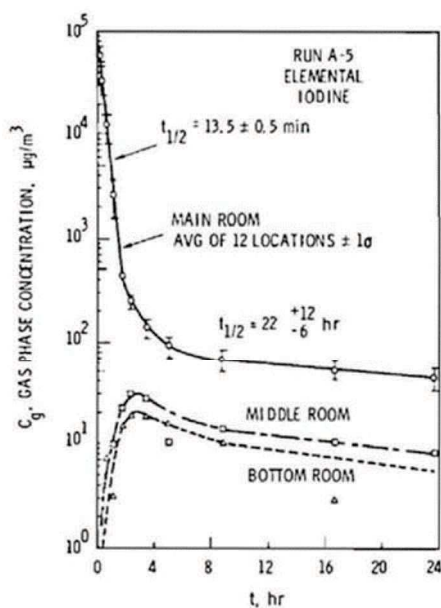


FIGURE B-5.
Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-5

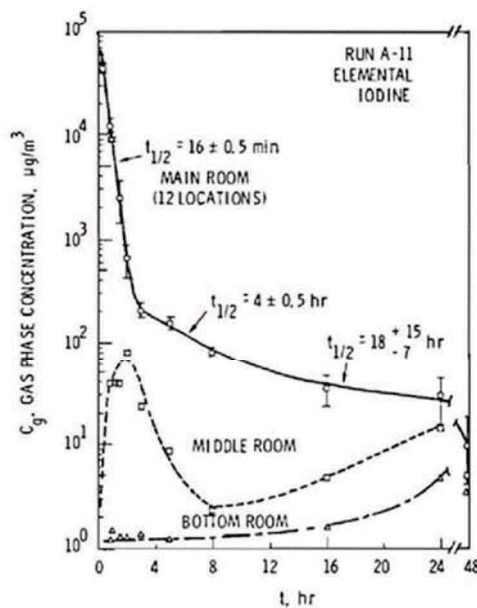


FIGURE B-6.
Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-11

第 2 図 CSE A5 及び A11 実験における無機よう素の
原子炉格納容器内気相部濃度の時間変化

自然沈着率は、評価する体系の体積と内表面積の比である比表面積の影響を受け、比表面積が大きいほど自然沈着率は大きくなると考えられるため、CSE 実験における体系

と女川原子力発電所第2号機の比表面積について第2表に示す。表からCSE実験と女川原子力発電所第2号機の比表面積は同程度となっていることが確認できる。

第2表 CSE実験と女川2号機の比表面積の比較

	CSE実験体系	女川2号機
体積 (m ³)	約600	約13,000
表面積 (m ²)	約570	約12,000
比表面積 (1/m)	約0.96	約0.93

サブレーションプールでのスクラビングによる除去効果（無機よう素）について

サブレーションプールでのスクラビングによる無機よう素の除去効果（以下「DF」という。）として、Standard Review Plan 6.5.5に基づき DF5 を設定している。これは Standard Review Plan 6.5.5 において、「無機よう素のスクラビングによる除去効果として、Mark-II 及び Mark-III に対して DF10 以下、Mark-I に対して DF5 以下を主張する場合は、特に計算を必要とせず容認しても良い」との記載に基づくものであり（抜粋参照）、女川原子力発電所第 2 号機は Mark-I 型原子炉格納容器を採用していることから、サブレーションプールの沸騰の有無に関わらず、DF5 を適用することとしている。

なお、有機よう素についてはガス状の性質であることから、本 DF の効果には期待していない。粒子状よう素の DF については、MAAP 解析のスクラビング計算プログラム（SUPRA コード）にて評価している。

「Standard Review Plan 6.5.5」（抜粋）

1. **Pool Decontamination Factor.** The decontamination factor (DF) of the pool is defined as the ratio of the amount of a contaminant entering the pool to the amount leaving. Decontamination factors for each fission product form as functions of time can be calculated by the SPARC code. An applicant may use the SPARC code or other methods to calculate the retention of fission products within the pool, provided that these methods are described in the SAR adequately to permit review. If the time-integrated DF values claimed by the applicant for removal of particulates and elemental iodine are 10 or less for a Mark II or a Mark III containment, or are 5 or less for a Mark I containment, the applicant's values may be accepted without any need to perform calculations. A DF value of one (no retention) should be used for noble gases and for organic iodides. The applicant should provide justification for any DF values greater than those given above.
- The reviewer has an option to perform an independent confirmatory calculation of the DF. If the SPARC code is used for a confirmatory calculation of fission product decontamination, the review should take care in proper establishment of the input parameters for the calculations.

サプレッションプールでのスクラビングによる
無機よう素の除去効果に関する他の知見について

サプレッションプールでのスクラビングによる無機よう素の除去効果に関する他の知見として、SPARCコードによる計算結果並びにUKAEA及びPOSEIDONにて行われた実験がある。

なお、選定した事故シーケンスは、原子炉停止機能喪失であり、以下の事故進展を想定している。

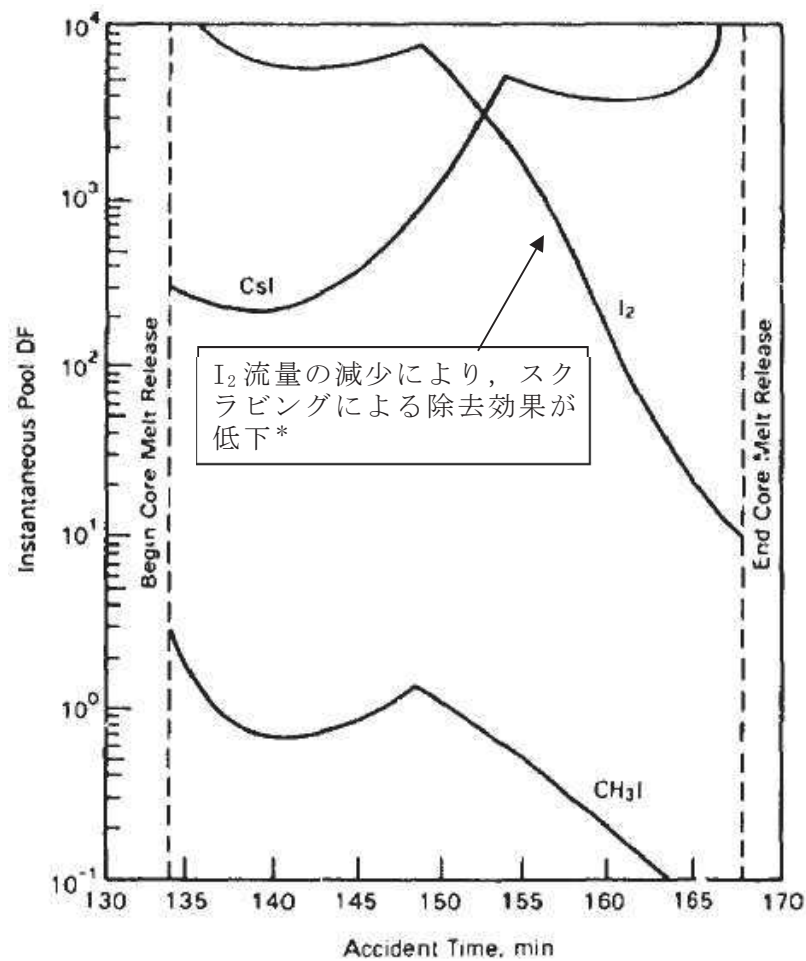
(1) SPARCコードによる計算結果

Standard Review Plan 6.5.5の引用文献*1において、SPARCコードを用いたよう素のスクラビングによる除去効果を計算している。当該文献では、Mark-I型原子炉格納容器を対象として無機よう素(I_2)、粒子状よう素(CsI)及び有機よう素(CH_3I)に対するスクラビングによる除去効果を計算している。計算結果は第1図のとおりであり、無機よう素に対するDFは最小で10程度である。

なお、選定した事故シーケンスは、原子炉停止機能喪失であり、以下の事故進展を想定している。

- ・ 過渡時において制御棒の挿入不良が発生
- ・ 緊急炉心冷却システムは作動するが、原子炉出力レベルはサプレッションプールの冷却能力を超過
- ・ 原子炉圧力容器の過圧破損の発生により冷却材が喪失した結果、炉心損傷が発生

注記*1: P. C. Owczarski and W. K. Winegarder, "Capture of Iodine in Suppression Pools", 19th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conference.



第 1 図 SPARC 計算結果 (瞬時値 DF)

注記* : 文献中の記載 (抜粋)

“Here the I_2 flow rate is fairly high until 148.5min, then the rate (and incoming I_2 concentration) decreases. These decreases cause the pool scrubbing to become less effective at the iodine concentrations of pool.”

(2) UKAEA 及び POSEIDON にて行われた実験

無機よう素に対するスクラビングによる除去効果について、UKAEA*² 及び POSEIDON*³ において実験が行われている。実験体系を第 2 図及び第 3 図、実験条件及び実験結果を第 1 表及び第 2 表に示す*⁴。第 2 表のとおり、無機よう素の DF は最小で 14 である。

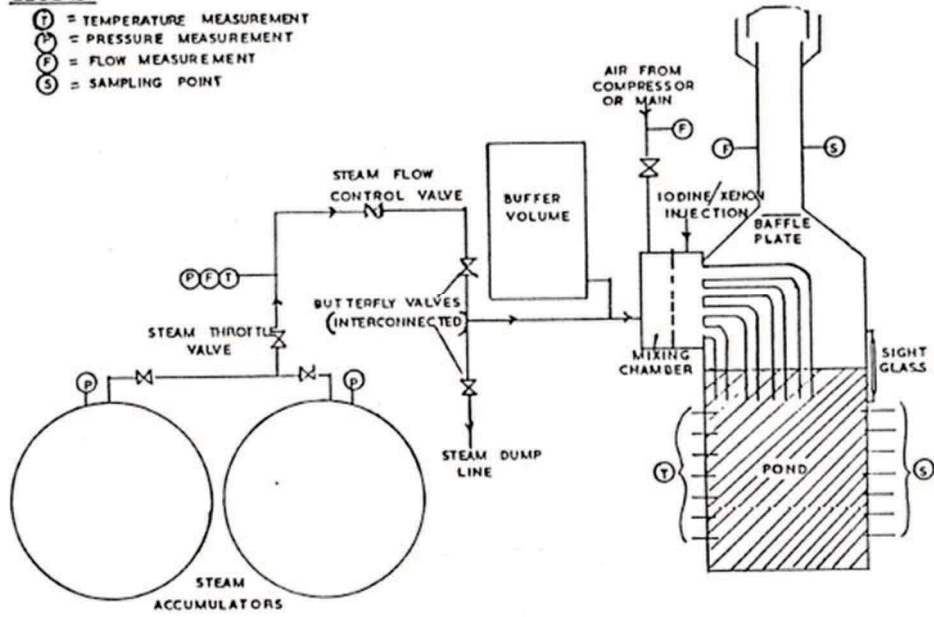
注記*² : イギリスのウィンフリス (重水減速沸騰軽水冷却炉 (SGHWR)) の蒸気抑制システムにおける核分裂生成物の保持を調べるための実験

*³ : スイスのポール・シェラー研究所で行われた水中へのガス状よう素のスクラビングに関する実験

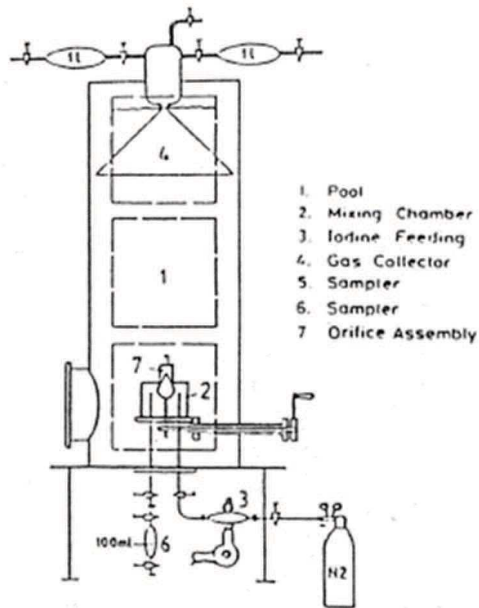
*⁴ : “State-of-the-art review on fission products aerosol pool scrubbing under severe accident conditions” , 1995

LEGEND

- (T) = TEMPERATURE MEASUREMENT
- (P) = PRESSURE MEASUREMENT
- (F) = FLOW MEASUREMENT
- (S) = SAMPLING POINT



第 2 図 UKAEA 実験体系



1. Pool
2. Mixing Chamber
3. Iodine Feeding
4. Gas Collector
5. Sampler
6. Sampler
7. Orifice Assembly

第 3 図 POSEIDON 実験体系

第 1 表 実験条件

Program	Aerosol	Aerosol size, μm	Carrier fluid	Steam mass fraction	Water temp., $^{\circ}\text{C}$	Pool pressure	Injector
ACE	CsI CsOH MnO	1.7 - 2.7 1.6 - 2.8 1.7 - 2.3	N_2 + steam	0.008 - 0.31	25 83	ambient	sparger
EPRI	CsI TeO_2 Sn	0.2 - 3.0 0.4 - 2.7 2.7	air, N_2 or He + steam	0 - 0.95	- ambient - near saturated	ambient	single orifice
EPSI	CsI CsOH	~ 4.5 (radius)	steam	1	273 (initially)	1.1 MPa 3.1 MPa 6.1 MPa	single orifice
GE	Eu_2O_3 CsI	0.1 - 40.0 < 0.3	air	0	ambient	ambient	single orifice
JAERI	DOP	0.3 - 10.0	air	0	ambient	ambient	single orifice
LACE - España	CsI	1.7 - 7.2	N_2 + steam	0.07 - 0.85	110	3 bar (abs.)	-single orifice -multior.
SPARTA	CsI	0.7	air + N_2	0	close to saturation	ambient	2 orifices
UKAEA	Cr/Ni	0.06	air + steam	0.25 - 0.96	ambient	ambient	4 orifices (downcomers)
UKAEA	I_2 vapour	-	air and/or steam	0 - 1	ambient	ambient	4 orifices (downcomers)
POSEIDON	I_2 vapour	-	N_2	0	ambient	ambient	-single orifice - multior.

第 2 表 実験結果

Experiments	Species tested	DF range
ACE	Cs Mn I DOP	145 - 3000 11 - 260 47 - 1500 6 - 12
EPRI	CsI, TeO_2 Sn	1.4 - 1600 110 - 6800
EPSI	CsI	2100 - 3300
GE	Eu_2O_3 CsI	68 - 2900 7 - 10
JAERI	DOP	10 - 150
LACE-España	CsI	16 - 3000
SPARTA	CsI	7 *
UKAEA	Ni/Cr I_2	15 - 1680 14 - 240
POSEIDON	I_2	20 - 300 000

* Only one test performed.

原子炉格納容器外への核分裂生成物の放出割合の設定について

大気への放出量は、炉内内蔵量に原子炉格納容器外への放出割合を乗じることで算出する。(参考 1 参照)

原子炉格納容器外への放出割合の評価に当たっては、想定事故シナリオ「大破断 LOCA+HPCS 失敗+低圧 ECCS 失敗+全交流動力電源喪失」において原子炉圧力容器が健全な状態で事故収束するため、そのプラント状態を模擬可能な MAAP コードを用いることとするが、以下の考察から、より実態に即した原子炉格納容器外への核分裂生成物の放出割合を設定するため、NUREG-1465 の知見を用いて中・低揮発性核種の放出割合を補正する。なお、被ばく評価に与える影響としては高揮発性核種からの寄与がほとんどとなるが、NUREG-1465 の知見を用いて補正する中・低揮発性核種のうち短半減期核種についても被ばく評価への寄与が考えられ、MAAP コードの解析結果をそのまま適用すると過度に保守的な評価となることから、より実態に即した評価とするため NUREG-1465 の知見を用いた放出割合の補正を行う。

第 1 表 放出割合の評価結果 (MAAP 解析)

核種 グループ	原子炉格納容器から原子炉建屋 への漏えい割合*1		原子炉格納容器フィルタベント系 フィルタ装置への放出割合*1	
	S/C ベント	D/W ベント	S/C ベント	D/W ベント
希ガス類	約 2.2×10^{-2}	約 2.2×10^{-2}	約 9.6×10^{-1}	約 9.6×10^{-1}
CsI 類	約 7.0×10^{-5}	約 7.0×10^{-5}	約 1.3×10^{-6}	約 3.5×10^{-4}
CsOH 類	約 2.8×10^{-5}	約 2.8×10^{-5}	約 1.2×10^{-6}	約 3.2×10^{-4}
Sb 類	約 8.4×10^{-5}	約 8.4×10^{-5}	約 2.5×10^{-6}	約 7.1×10^{-4}
TeO ₂ 類	約 4.4×10^{-5}	約 4.4×10^{-5}	約 4.5×10^{-7}	約 7.5×10^{-5}
SrO 類	約 1.8×10^{-5}	約 1.6×10^{-5}	約 4.7×10^{-5}	約 1.9×10^{-2}
BaO 類	約 3.0×10^{-5}	約 2.9×10^{-5}	約 2.5×10^{-5}	約 9.8×10^{-3}
MoO ₂ 類	約 7.1×10^{-5}	約 7.1×10^{-5}	約 1.1×10^{-6}	約 1.9×10^{-4}
CeO _s 類	約 5.6×10^{-6}	約 3.6×10^{-6}	約 4.2×10^{-5}	約 1.3×10^{-2}
La ₂ O ₃ 類	約 5.4×10^{-6}	約 3.5×10^{-6}	約 4.2×10^{-5}	約 1.3×10^{-2}

注記*1：小数点第 2 位を切り上げ

第2表 放出割合の評価結果（中・低揮発性の核種グループに対する補正後）

核種 グループ	原子炉格納容器から原子炉建屋 への漏えい割合*1		原子炉格納容器フィルタベント系 フィルタ装置への放出割合*1	
	S/C ベント	D/W ベント	S/C ベント	D/W ベント
希ガス類	約 2.2×10^{-2}	約 2.2×10^{-2}	約 9.6×10^{-1}	約 9.6×10^{-1}
CsI 類	約 7.0×10^{-5}	約 7.0×10^{-5}	約 1.3×10^{-6}	約 3.5×10^{-4}
CsOH 類	約 2.8×10^{-5}	約 2.8×10^{-5}	約 1.2×10^{-6}	約 3.2×10^{-4}
Cs 類 ^{※2}	約 3.2×10^{-5}	約 3.2×10^{-5}	約 1.2×10^{-6}	約 3.3×10^{-4}
Sb 類	約 6.3×10^{-6}	約 6.3×10^{-6}	約 2.4×10^{-7}	約 6.5×10^{-5}
TeO ₂ 類	約 6.3×10^{-6}	約 6.3×10^{-6}	約 2.4×10^{-7}	約 6.5×10^{-5}
SrO 類	約 2.6×10^{-6}	約 2.6×10^{-6}	約 9.5×10^{-8}	約 2.6×10^{-5}
BaO 類	約 2.6×10^{-6}	約 2.6×10^{-6}	約 9.5×10^{-8}	約 2.6×10^{-5}
MoO ₂ 類	約 3.2×10^{-7}	約 3.2×10^{-7}	約 1.2×10^{-8}	約 3.3×10^{-6}
CeO ₂ 類	約 6.3×10^{-8}	約 6.3×10^{-8}	約 2.4×10^{-9}	約 6.5×10^{-7}
La ₂ O ₃ 類	約 2.6×10^{-8}	約 2.6×10^{-8}	約 9.5×10^{-10}	約 2.6×10^{-7}

注記*1：小数点第2位を切り上げ

*2：CsI 類及び CsOH 類の値から評価（評価式は式1）

①TMI や福島第一原子力発電所事故での観測事実について

第1表によると、高揮発性核種 (CsI, CsOH) のベントラインからの放出割合 (10^{-6} オーダー) と比べ、中・低揮発性核種の放出割合が大きい (10^{-5} オーダー) という結果になっている。

一方、TMI や福島第一原子力発電所事故での観測事実から、事故が発生した場合に最も多く放出される粒子状物質は、よう素やセシウム等の高揮発性の物質であり、中・低揮発性の物質の放出量は高揮発性の物質と比べて少量であることがわかっている。

第3表は、TMI 事故後に評価された放射性核種の場所ごとの存在量であるが、希ガスや高揮発性核種 (セシウムやよう素) が原子炉圧力容器外に炉内内蔵量の半分程度放出される一方で、中・低揮発性核種はほぼ全量が原子炉圧力容器に保持されているという評価となっている。

第3表 TMI 事故後に評価された放射性核種の場所毎の存在割合*3

核種	低揮発性			中揮発性			高揮発性		
	¹⁴⁴ Ce	¹⁵⁴ Eu	¹⁵⁵ Eu	⁹⁰ Sr	¹⁰⁶ Ru	¹²⁵ Sb	¹³⁷ Cs	¹²⁹ I	⁸⁵ Kr
原子炉建屋									
原子炉圧力容器	105.4	122.7	109.5	89.7	93.2	117.2	40.1	42	30
原子炉冷却系	-	-	-	1	-	0.2	3	1	-
地階水、気相タンク類	0.01	-	-	2.1	0.5	0.7	47	(47) [†]	54
補助建屋	-	-	-	0.1	-	0.7	5	7	-
合計	105	122	110	93	94	119	95	97	85

† 広範囲のI濃度測定値と多量のデブリ(おもに地下水沈殿物)のため、ここでの保持量は炉心インベントリを大きく上回る分析結果となってしまいます。したがって、ここに保持されたIのインベントリはCsと同等であると考えます。

注記*3: 存在割合 = サンプル試料の分析結果 / ORIGEN2 コード解析結果

出典: 「TMI-2 号機の調査研究成果 (渡会 慎祐, 井上康, 榎田 藤夫 日本原子力学会誌 Vol.32, No.4 (1990))」

また、第4表は、福島第一原子力発電所事故後に実施された発電所敷地内の土壤中放射性核種のサンプリング結果であるが、最も多く検出されているのは高揮発性核種 (セシウムやよう素) であり、多くの中・低揮発性核種は不検出 (ND) という結果となっている。

第4表 福島第一原子力発電所事故後に検出された土壤中の放射性核種

試料採取場所	【地点①】+I ダラド (東北西約500m)*2			【地点②】+I 野島の森 (西約500m)*2			【地点③】+I 産廃処分場近傍 (南南西約500m)*2		北の谷機サマ と北前 (北約1000m)*2		500m圏内 約500m*2		700m圏内 約750m*2		800m圏内 約1000m*2	
	3/21	3/25	3/28	3/25	3/28	3/28	3/25	3/28	3/25	3/22	3/22	3/22	3/22	3/22	3/22	
試料採取機関	JAEA	JAEA	日本分析センター*3	JAEA	日本分析センター*3	JAEA	日本分析センター*3	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	
測定日	3/24	3/28	3/30	3/28	3/30	3/28	3/30	3/28	3/25	3/25	3/24	3/25	3/24	3/25		
核種	5.8E+06	5.7E+06	3.8E+06	3.0E+06	3.9E+04	1.2E+07	2.8E+06	4.8E+05	3.1E+06	7.9E+05	2.2E+06	5.4E+06	5.4E+06	5.4E+06		
I-131(約2週間)	#4	#4	2.3E+05	#4	1.3E+02	#4	1.5E+05	#4	#4	#4	#4	#4	#4	#4		
Cs-134(約2年)	3.4E+05	4.9E+05	5.3E+05	7.7E+04	3.2E+02	3.5E+06	8.7E+05	6.8E+04	5.9E+05	8.7E+03	1.7E+04	1.8E+05	1.8E+05			
Cs-136(約13日)	7.2E+04	8.1E+04	3.3E+04	1.0E+04	2.8E+01	4.9E+05	8.9E+04	8.6E+03	1.1E+05	1.9E+03	2.2E+03	2.5E+04	2.5E+04			
Cs-137(約30年)	3.4E+05	4.8E+05	5.1E+05	7.0E+04	3.2E+02	3.5E+06	8.3E+05	6.7E+04	1.0E+06	2.0E+04	1.0E+04	1.0E+05	1.0E+05			
Te-129m(約34日)	2.5E+05	2.9E+05	8.5E+05	5.3E+04	ND	2.7E+06	8.0E+05	2.8E+04	6.9E+05	9.5E+03	1.9E+04	1.7E+05	1.7E+05			
Te-132(約3日)	6.1E+05	3.4E+05	3.0E+05	6.5E+04	1.4E+02	3.1E+06	2.0E+05	3.2E+04	1.9E+06	2.1E+04	3.9E+04	3.0E+05	3.0E+05			
Ba-140(約13日)	1.3E+04	1.5E+04	ND	2.5E+03	ND	ND	ND	ND	6.0E+04	ND	ND	ND	ND			
Nb-95(約35日)	1.7E+03	2.4E+03	ND	ND	ND	5.3E+03	ND	ND	8.1E+03	ND	ND	7.9E+02	7.9E+02			
Ru-106(約370日)	5.9E+04	ND	ND	6.4E+03	ND	2.7E+05	ND	ND	6.9E+04	1.9E+03	ND	3.2E+04	3.2E+04			
Mo-99(約66時間)	2.1E+04	ND	ND	ND	ND	5.8E+04	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND			
Tc-99m(約6時間)	2.3E+04	2.0E+04	ND	ND	ND	4.5E+04	ND	1.8E+03	2.3E+04	ND	ND	8.3E+03	8.3E+03			
La-140(約2日)	3.3E+04	3.7E+04	ND	2.3E+03	ND	9.7E+04	ND	2.5E+03	2.1E+05	4.2E+02	6.2E+02	7.8E+03	7.8E+03			
Ba-141(約53日)	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND	3.2E+04	ND	ND	ND	ND			
Ag-110m(約250日)	1.1E+03	2.6E+03	ND	ND	ND	ND	ND	1.7E+02	1.8E+04	ND	ND	ND	ND			

出典: 東京電力(株) HP (<http://www.tepco.co.jp/cc/press/11040609-j.html>)

②各元素の放出挙動について

燃料からの核分裂生成物の放出及び移行挙動に関する研究結果より、各元素の放出挙動は以下のように整理されており*4、高揮発性核種が高温でほぼ全量放出されるのに対し、中・低揮発性核種は雰囲気条件に大きく左右されるものであり、高揮発性核種は中・低揮発性核種に比べ放出割合が大きくなる特徴をもつ。

希ガス：高温にてほぼ全量放出される。

I, Cs：高温にてほぼ全量放出される。放出速度は希ガスと同等。

Sb, Te：被覆管と反応した後、被覆管の酸化に伴い放出される。

Sr, Mo, Ru, Rh, Ba：雰囲気条件(酸化条件 or 還元条件)に大きな影響を受ける。

Ce, Np, Pu, Y, Zr, Nb：高温状態でも放出速度は低い。

注記*4：「化学形に着目した破損燃料からの核分裂生成物及びアクチニドの放出挙動評価のための研究 (JAEA-Review 2013-034, 2013年12月)」

③補正について

①及び②より、第1表の中・低揮発性核種の放出割合が高揮発性核種よりも大きいという結果は実態に即しておらず、これは、MAAP解析において、中・低揮発性核種の放出割合が過度に大きく評価されたためと考えられ、要因としては、熔融燃料が再冠水し熔融燃料の外周部が固化した後でも、燃料デブリ表面からの放射性物質の放出評価において熔融燃料の平均温度を参照して放出量を評価していることや、熔融燃料上部の水によるスクラビング効果を考慮していないことが挙げられる。なお、MAAPコードの開発元であるEPRIからも、以下の報告がなされている。

- ・炉心が再冠水した場合の低揮発性核種 (Ru 及び Mo) の放出について、低温の熔融燃料表面付近ではなく、熔融燃料の平均温度を基に放出速度を算出しているため、MAAP解析が保守的な結果を与える場合がある。
- ・Moの放出量評価について、NUREG-1465よりもMAAPの方が放出量を多く評価する。

したがって、TMI事故や福島第一原子力発電所事故の実態により見合った、環境中への放出量を評価するため、中・低揮発性核種の放出割合を補正することとした。補正するに当たり、TMI事故を契機として行われたシビアアクシデントに係るソースターム研究を踏まえ、被覆管材であるジルコニウムの酸化量の違い等により核分裂生成物の放出量や放出タイミングに相違が生じることを考慮し、BWR及びPWRそれぞれに対して放出割合を設定する等、より現実的なソースタームの設定を目的として制定されたNUREG-1465の知見を利用する。事象発生後、炉心損傷が開始し、原子炉圧力容器が破損するまでのMAAP解析とNUREG-1465の想定と比較は第5表のとおりであり、想定事故シーケンスでは重大事故等対処設備による原子炉注水により原子炉圧力容器破損には至らないが、NUREG-1465の想定とMAAP解析の事象進展に大きな差はなく、本評価においてNUREG-1465の知見は利用可能と判断している。

第5表 MAAP事象進展とNUREG-1465の想定と比較

	燃料被覆管損傷が開始し、ギャップから放射性物質が放出される期間	炉心溶融が開始し、溶融燃料が原子炉圧力容器を破損するまでの期間
MAAP	約5分～約30分*5	約30分～約3.0時間*6
NUREG-1465	～30分	30分～2時間

注記*5：炉心損傷開始（燃料被覆管 1000K）～燃料溶融開始（燃料温度 2500K）

*6：原子炉注水をしない場合における原子炉圧力容器破損時間（本評価においては原子炉注水により原子炉圧力容器破損には至らない）

以下、各核種グループにおける放出割合の具体的な評価手法を示す。

(1) 希ガスグループ、CsIグループ、CsOHグループ

希ガスを含めた高揮発性の核種グループについては、MAAP解析結果から得られた放出割合を採用する。

なお、Csの放出割合については、CsIグループ及びCsOHグループの放出割合、I元素とCs元素の原子炉停止直後の炉内内蔵量より、式1を用いて評価する。（式1の導出過程は、参考2参照）

$$F_{Cs}(T) = F_{CsOH}(T) + \frac{M_I}{M_{Cs}} \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times (F_{CsI}(T) - F_{CsOH}(T)) \quad (\text{式1})$$

- $F_{Cs}(T)$: 時刻 T における Cs の放出割合
- $F_{CsOH}(T)$: 時刻 T における CsOH グループの放出割合
- $F_{CsI}(T)$: 時刻 T における CsI グループの放出割合
- M_I : 停止直後の I の炉内内蔵量
- M_{Cs} : 停止直後の Cs の炉内内蔵量
- W_I : I の分子量
- W_{Cs} : Cs の分子量

(2) 中・低揮発性の核種グループ

中・低揮発性の核種グループについては、MAAP解析から得られた放出割合は採用せず、MAAP解析の結果から得られたCsの放出割合、希ガスグループの放出割合及びNUREG-1465の知見を利用して放出割合を評価する。

ここで、中・低揮発性の核種における放出割合の経時的な振る舞いは、原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置への放出については希ガス、原子炉建屋への漏えいについてはCsと同一になるものとし*7、事象発生から168時間経過時点におけるCsの放出割合に対する当該核種グループの放出割合の比率はNUREG-1465で得られた比率に等しいとして、式2及び式3に基づき評価する。

また、第6表に、NUREG-1465で評価された格納容器内への放出割合を示す。

【原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置への放出】

$$F_i(T) = F_{Cs}(168h) \times \frac{\gamma_i}{\gamma_{Cs}} \times \frac{F_{NG}(T)}{F_{NG}(168h)} \quad (\text{式 2})$$

【原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい】

$$F_i(T) = F_{Cs}(T) \times \frac{\gamma_i}{\gamma_{Cs}} \quad (\text{式 3})$$

- $F_i(T)$: 時刻 T における i 番目の MAAP 核種グループの放出割合
 $F_{NG}(T)$: 時刻 T における希ガスグループの放出割合
 $F_{Cs}(T)$: 時刻 T における Cs の放出割合
 γ_i : NUREG-1465 における i 番目の MAAP 核種グループに相当する核種グループの原子炉格納容器への放出割合
 γ_{Cs} : NUREG-1465 における Cs に相当する核種グループの原子炉格納容器への放出割合

注記*7: 原子炉格納容器内に放出された中・低揮発性の核種グループは、粒子状として振る舞い、沈着やドライウェルスプレイ等による除去効果を受けると考えられる。したがって、中・低揮発性の核種グループの原子炉建屋への漏えいについては、沈着等による除去効果を受ける Cs の振る舞いに近いと考えられる。また、中・低揮発性の核種グループは、Cs に比べて原子炉格納容器内に放出される量が少なく、壁面等への付着量も少ない。したがって、原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置への放出については、格納容器ベントに伴い大気に放出された後も、壁面等に付着した放射性物質の再浮遊に伴い大気への放出が生じる Cs ではなく、原子炉格納容器気相部に浮遊し、壁面等からの追加放出がない希ガスの放出割合の振る舞いに近いと考えられる。以上のことから、中・低揮発性の核種グループの「各時刻における放出割合」は、「各時刻における希ガスグループ又は Cs の放出割合」に比例するものとする。

第 6 表 NUREG-1465 での原子炉格納容器内への放出割合

核種グループ	原子炉格納容器内への放出割合*8
Cs	0.25
TeO ₂ , Sb	0.05
SrO, BaO	0.02
MoO ₂	0.0025
CeO ₂	0.0005
La ₂ O ₃	0.0002

注記*8: NUREG-1465 の Table3.12 「Gap Release」及び「Early In-Vessel」の値の和 (NUREG-1465 では、「Gap Release」, 「Early In-Vessel」, 「Ex-Vessel」及び「Late In-Vessel」の各事象進展フェーズに対して原子炉格納容器内への放出割合を与えている。本評価事象は原子炉圧力容器が健全な状態で事故収束するため、原子炉圧力容器損傷前までの炉心からの放出を想定する「Gap Release」及び「Early In-Vessel」の値を用いる。)

参考1 大気への放出量評価過程について

大気への放出量は、「核種ごとに評価した炉内内蔵量」に「MAAPにより評価した核種グループごとの格納容器外への放出割合」を乗じることで算出する。本評価において考慮したMAAPにおける核種グループと各グループの核種を第7表に示す。なお、MAAPにおける核種グループとNUREG-1465における核種グループの比較は第1図のとおりであり、分類数に違いはあるが、取り扱っている核種は同等である。

第7表 MAAPにおける核種グループと各グループの核種

核種グループ	核種*1
希ガス類	Kr, Xe
CsI類	I
CsOH類	Cs, Rb
Sb類	Sb
TeO ₂ 類	Te
SrO類	Sr
BaO類	Ba
MoO ₂ 類	Mo, Tc, Ru, Rh
CeO ₂ 類	Ce, Np, Pu
La ₂ O ₃ 類	La, Y, Zr, Nb, Pr, Nd, Am, Cm, Sm

注記*1：本評価において「Te₂類」及び「UO₂類」の核種グループに対するMAAP解析結果がゼロのため、対象外とした。

【FPの核種グループ】

(NUREG-1465)

グループ	核種
1	希ガス/Xe, Kr
2	ハロゲン/I, Br
3	アルカリ金属/Cs, Rb
4	テルルグループ/ Te, Sb, Se
5	バリウム・ストロンチウム/ Ba, Sr
6	貴金属/ Ru, Rh, Pd, Mo, Tc, Co
7	ランタノイド/ La, Zr, Nd, Eu, Nb, Pm, Pr, Sm, Y, Cm, Am
8	セリウムグループ/ Ce, Pu, Np

(MAAP)

グループ	核種
1	希ガス
2	CsI
3	TeO ₂
4	SrO
5	MoO ₂
6	CsOH
7	BaO
8	La ₂ O ₃
9	CeO ₂
10	Sb
11	Te ₂
12	UO ₂

第1図 MAAP及びNUREG-1465における核種グループの比較（「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」の「第5部 MAAP」(抜粋)）

参考2 Csの放出割合の評価式について

Csの放出割合については、CsIグループ及びCsOHグループの放出割合、I及びCsの原子炉停止直後の炉内内蔵量並びにI及びCsの分子量を用いて、下記の式1により評価している。

ここでは、式1の導出過程について示す。

$$F_{Cs}(T) = F_{CsOH}(T) + \frac{M_I}{M_{Cs}} \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times (F_{CsI}(T) - F_{CsOH}(T)) \quad (\text{式1})$$

$F_{Cs}(T)$:	時刻TにおけるCsの放出割合
$F_{CsOH}(T)$:	時刻TにおけるCsOHグループの放出割合
$F_{CsI}(T)$:	時刻TにおけるCsIグループの放出割合
M_I	:	停止直後のIの炉内内蔵量
M_{Cs}	:	停止直後のCsの炉内内蔵量
W_I	:	Iの分子量
W_{Cs}	:	Csの分子量

1. CsIに含まれるCs

Iは全てCsIとして存在しているため、CsI中に含まれるCsは、CsI中に含まれるIの重量にI及びCsの分子量の比を乗ずることで算出する。

$$M_{Cs(CsI)}(T) = M_I \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times F_{CsI}(T)$$

$M_{Cs(CsI)}(T)$: 時刻TにおけるCsI中に含まれるCsの放出量

2. CsOHに含まれるCs

CsはCsI又はCsOHのいずれかの形態で存在しているため、CsOH中に含まれるCsは、1.で算出したCsI中に含まれるCsを差引くことで算出する。

$$M_{Cs(CsOH)}(T) = (M_{Cs} - M_I \times \frac{W_{Cs}}{W_I}) \times F_{CsOH}(T)$$

$M_{Cs(CsOH)}(T)$: 時刻TにおけるCsOH中に含まれるCsの放出量

3. Cs の放出割合

1. 及び 2. で得られた Cs の放出量を Cs の炉内内蔵量で除することで, Cs の放出割合を算出する。

$$\begin{aligned} F_{Cs}(T) &= \frac{M_{Cs(CsI)}(T) + M_{Cs(CsOH)}(T)}{M_{Cs}} \\ &= \frac{M_I \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times F_{CsI}(T) + (M_{Cs} - M_{Cs(CsI)}) \times F_{CsOH}(T)}{M_{Cs}} \\ &= \frac{M_I \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times F_{CsI}(T) + (M_{Cs} - M_I \times \frac{W_{Cs}}{W_I}) \times F_{CsOH}(T)}{M_{Cs}} \\ &= F_{CsOH}(T) + \frac{M_I}{M_{Cs}} \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times (F_{CsI}(T) - F_{CsOH}(T)) \end{aligned}$$

参考3 MAAP解析結果及びNUREG-1465の放出割合について

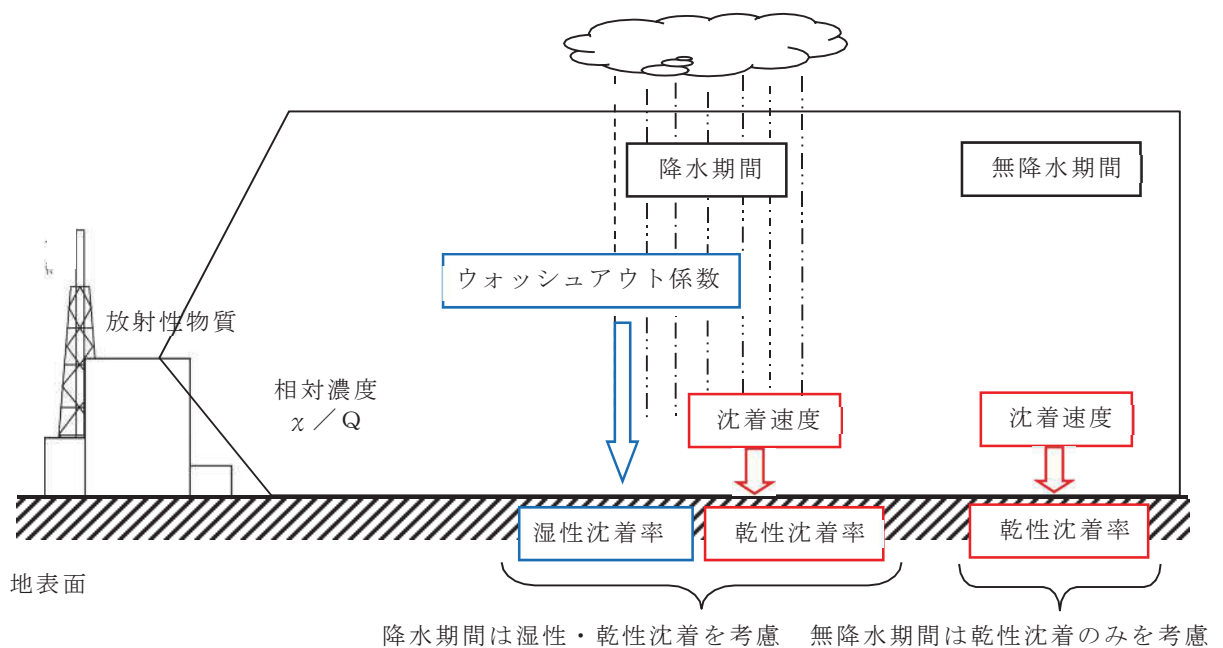
被ばく評価への寄与が大きい核種に対する MAAP 解析結果及びNUREG-1465の放出割合を第8表に示す。第8表のとおり、Cs及びIについてはMAAP解析結果の方が大きい。また、希ガスについては、NUREG-1465の放出割合の方が大きい。これは女川原子力発電所2号機の想定事故シナリオでは、原子炉注水により炉心が再冠水することで炉心内に健全な状態の燃料が一部存在するためと考える。

第8表 MAAP解析結果及びNUREG-1465の放出割合

	MAAP	NUREG-1465
希ガス	約 0.98	1
I	約 0.76	0.30
Cs	約 0.38	0.25

地表面への沈着速度の設定について

地表面への放射性物質の沈着は、第 1 図に示すように乾性沈着と湿性沈着によって発生する。乾性沈着は地上近くの放射性物質が、地面状態等によって決まる沈着割合（沈着速度）に応じて地表面に沈着する現象であり、放射性物質の地表面濃度に沈着速度をかけることで計算される。湿性沈着は降水によって放射性物質が雨水に取り込まれ、地表面に落下・沈着する現象であり、大気中の放射性物質の濃度分布と降水強度及び沈着の割合を示すウォッシュアウト係数によって計算される。



第 1 図 地表面沈着のイメージ

現場作業の線量影響評価においては、地表面の放射性物質（エアロゾル粒子及び無機よう素）の乾性沈着及び降雨による湿性沈着を考慮した地表面沈着速度として 0.4cm/s を用いる。

以下では、無機よう素の湿性沈着を考慮した地表面沈着速度として 0.4cm/s^1 を用いることの適用性について確認した。

注記*1：有機よう素の地表面への沈着速度としては $1.4 \times 10^{-3} \text{ cm/s}$

(1) 評価手法

湿性沈着を考慮した地表面沈着速度 (0.4cm/s) の適用性は、乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度 97% 値を求め、乾性沈着率の累積出現頻度 97% 値との比を求める。その比と乾性沈着速度(0.3cm/s, 補足 8 参照)の積が 0.4cm/s を超えていないことを確認する。乾性沈着率及び湿性沈着率は以下のように定義される。

(a) 乾性沈着率

乾性沈着率は、「日本原子力学会標準 原子力発電所の確率論的安全評価に関する実施基準 (レベル 3PSA 編) : 2008」(社団法人 日本原子力学会) (以下「学会標準」という。) 解説 4.7 を参考に評価した。学会標準解説 4.7 では、使用する相対濃度は地表面高さ付近としているが、ここでは「原子力発電所中央制御室の居住性に係る被ばく評価手法について (内規)」[【解説 5.3】] に従い、放出経路ごとの相対濃度を用いて評価した。

$$(\chi/Q)_D(x,y,z)_i = V_d \cdot \chi/Q(x,y,z)_i \quad \dots\dots\dots ①$$

$(\chi/Q)_D(x,y,z)_i$: 時刻 i での乾性沈着率 [1/m²]

$\chi/Q(x,y,z)_i$: 時刻 i での相対濃度 [s/m³]

V_d : 沈着速度 [m/s] (0.003 NUREG/CR-4551 Vol.2 より)

(b) 湿性沈着率

降雨時には、評価点上空の放射性核種の地表への沈着は、降雨による影響を受ける。湿性沈着率 $(\chi/Q)_W(x,y)_i$ は学会標準解説 4.11 より以下のように表される。

$$(\chi/Q)_W(x,y)_i = \Lambda_i \cdot \int_0^\infty \chi/Q(x,y,z)_i dz = \chi/Q(x,y,0)_i \cdot \Lambda_i \cdot \sqrt{\frac{\pi}{2}} \cdot \Sigma_{zi} \cdot \exp\left[-\frac{h^2}{2\Sigma_{zi}^2}\right] \quad \dots\dots\dots ②$$

$(\chi/Q)_W(x,y)_i$: 時刻 i での湿性沈着率 [1/m²]

$\chi/Q(x,y,0)_i$: 時刻 i での地表面高さでの相対濃度 [s/m³]

Λ_i : 時刻 i でのウォッシュアウト係数 [1/s]
(= $9.5 \times 10^{-5} \times P_{ri}^{0.8}$ 学会標準より)

P_{ri} : 時刻 i での降水強度 [mm/h]

Σ_{zi} : 時刻 i での建屋影響を考慮した放射性雲の鉛直方向の拡散幅 [m]

h : 放出高さ [m]

乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度 97%値と、乾性沈着率の累積出現頻度 97%値の比は以下で定義される。

$$\frac{\text{乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度 97\%値 (①+②)}}{\text{乾性沈着率の累積出現頻度 97\%値 (①)}}$$

$$= \frac{\left(V_d \cdot \chi/Q(x,y,z)_i + \chi/Q(x,y,0)_i \cdot \Lambda_i \cdot \sqrt{\frac{\pi}{2}} \cdot \Sigma_{zi} \cdot \exp\left[\frac{h^2}{2\Sigma_{zi}^2}\right] \right)_{97\%}}{\left(V_d \cdot \chi/Q(x,y,z)_i \right)_{97\%}} \dots\dots\dots ③$$

(2) 地表面沈着率の累積出現頻度 97%値の求め方

地表面沈着率の累積出現頻度は、気象指針に記載されている χ/Q の累積出現頻度 97%値の求め方*2 に基づいて計算した。具体的には以下の手順で計算を行った（第 2 図参照）。

(a) 各時刻における気象条件から、式①及び式②を用いて χ/Q 、乾性沈着率、湿性沈着率を 1 時間ごとに算出する。なお、評価対象方位以外に風が吹いた時刻については、評価対象方位における χ/Q がゼロとなるため、地表面沈着率（乾性沈着率+湿性沈着率）もゼロとなる。

第 2 図の例は、評価対象方位を SW とした場合であり、 χ/Q による乾性沈着率及び降水による湿性沈着率から地表面沈着率を算出する。評価対象方位 SW 以外の方角に風が吹いた時刻については、地表面沈着率はゼロとなる。

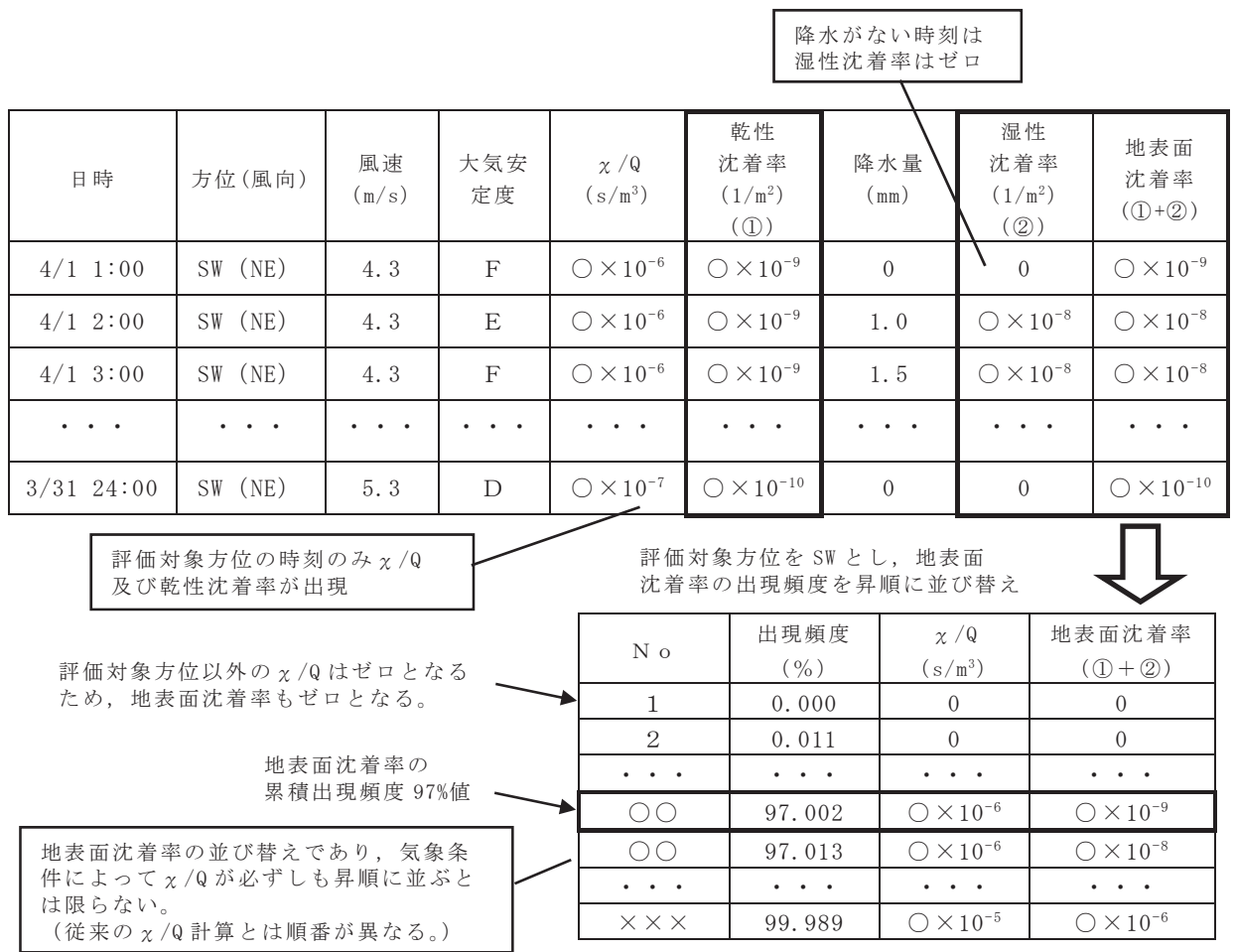
(b) 上記 (1) で求めた 1 時間ごとの地表面沈着率を値の大きさ順に並びかえ、小さい方から数えて累積出現頻度が 97%値を超えたところの沈着率を、地表面沈着率の 97%値とする（地表面沈着率の累積出現頻度であるため、 χ/Q の累積出現頻度と異なる）。

注記*2：（気象指針解説抜粋）

VI. 想定事故時等の大気拡散の解析方法

1. 線量計算に用いる相対濃度

(2) 着目地点の相対濃度は、毎時刻の相対濃度を年間について小さい方から累積した場合、その累積出現頻度が 97%に当たる相対濃度とする。



第 2 図 地表面沈着率の累積出現頻度 97% 値の求め方
(評価対象方位が SW の場合)

(3) 評価結果

各放出点の地表面沈着率の評価結果を第1表、地表面沈着率の累積出現頻度97%値付近の値を第2表～第4表に示す。

気象指針では、大気拡散評価においてめったに遭遇しないと思われる厳しい気象条件として累積出現頻度97%値を採用^{*3}している。このことから、地表面沈着率の評価においても同様に、実際の降雨を考慮してめったに遭遇しないと思われる気象条件として累積出現頻度97%値を評価した。その結果、各地表面沈着率（乾性+湿性）は乾性沈着率の約1.02倍～1.09倍程度となった。なお、風速、風向、大気安定度、降雨状況等様々な条件から計算を行うため、厳しい気象条件として選定される地表面沈着率の累積出現頻度97%値は、必ずしも降雨があるとは限らない。

以上より、無機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度として、乾性沈着速度（0.3cm/s）の1.32倍（0.4cm/s）を設定することは適切であると考えられる。また、有機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度は、NRPB-B322レポートから乾性沈着速度 10^{-3} （cm/s）を引用（補足7参照）し、乾性沈着速度（ 10^{-3} cm/s）に対して上記と同じ倍率（=0.4/0.3）から 1.4×10^{-3} cm/sを採用した。

なお、中央制御室の居住性評価及び緊急時対策所の居住性評価においては、更に保守性を持たせ、沈着速度として1.2cm/sを採用している。

注記*3：（気象指針解説抜粋）

I. 指針作成の考え方

想定事故時における安全解析は、想定事故期間中の線量を評価するものであるため、この場合には、想定事故が任意の時刻に起こること及び実効的な放出継続時間が短いことを考慮して、平均的な気象条件よりもむしろ出現頻度からみてめったに遭遇しないと思われる厳しい気象条件を用いる必要がある。このため、指針では、気象観測資料を基に出現確率的観点から想定事故期間中の相対濃度を解析し、その出現頻度が極めて小さいものを選ぶことによって、放射性物質の濃度が厳しい気象条件に相当するものとなるように考慮することとした。

VI. 想定事故時の大気拡散の解析方法

1. 相対濃度

指針では、想定事故時においてめったに遭遇しない気象条件下の濃度を導くため、相対濃度の出現確率は過去の経験に照らして97%を採用して解析することとした。

第1表 沈着率評価結果

放出点	相対濃度 (s/m ³)	乾性沈着率 (①) (1/m ²)	地表面沈着率 (①+②) (1/m ²)	③比 ((①+②)/①)	湿性沈着を考慮 した沈着速度 (cm/s)
原子炉建屋 ブローアウト パネル	約 1.9×10^{-3}	約 5.7×10^{-6}	約 5.8×10^{-6}	約1.02	約0.31
原子炉格納 容器フィル タベント系 排気管	約 9.5×10^{-4}	約 2.9×10^{-6}	約 2.9×10^{-6}	約1.02	約0.31
排気筒	約 2.9×10^{-6}	約 8.7×10^{-9}	約 9.5×10^{-9}	約1.09	約0.33

第2表 女川2号機における地表面沈着率（放出点：原子炉建屋ブローアウトパネル）

No	方位* (風向)	降水量 (mm/h)	χ / Q (s/m ³)	地表面沈着率 (1/m ²) (①+②)	乾性沈着率の累積出現 頻度 97%値との 比率(③)	累積出現頻度 (%)
...
8449	ESE (WNW)	0.0	約 1.9×10^{-3}	約 5.8×10^{-6}	約 1.02	96.991
8450	ESE (WNW)	0.0	約 1.9×10^{-3}	約 5.8×10^{-6}	約 1.02	97.003
8451	ESE (WNW)	0.0	約 1.9×10^{-3}	約 5.8×10^{-6}	約 1.02	97.014
...

注記*：評価対象方位（N, NNE, NE, ENE, E, ESE, WNW, NW, NNW）

第3表 女川2号機における地表面沈着率
（放出点：原子炉格納容器フィルタベント系排気管）

No	方位* (風向)	降水量 (mm/h)	χ / Q (s/m ³)	地表面沈着率 (1/m ²) (①+②)	乾性沈着率の累積出現 頻度 97%値との比率 (③)	累積出現頻度 (%)
...
8449	SE (NW)	0.0	約 9.7×10^{-4}	約 2.9×10^{-6}	約 1.02	96.991
8450	ESE (WNW)	0.0	約 9.7×10^{-4}	約 2.9×10^{-6}	約 1.02	97.003
8451	SSW (NNE)	0.0	約 9.7×10^{-4}	約 2.9×10^{-6}	約 1.02	97.014
...

注記*：評価対象方位（NNE, NE, ENE, E, ESE, SE, SSE, S, SSW）

第4表 女川2号機における地表面沈着率（放出点：排気筒）

No	方位* (風向)	降水量 (mm/h)	χ / Q (s/m ³)	地表面沈着率 (1/m ²) (①+②)	乾性沈着率の累積出現 頻度 97%値との比率 (③)	累積出現頻度 (%)
...
8407	E (W)	0.0	約 3.2×10^{-6}	約 9.5×10^{-9}	約 1.09	96.999
8408	E (W)	0.0	約 3.2×10^{-6}	約 9.5×10^{-9}	約 1.09	97.011
8409	E (W)	0.0	約 3.2×10^{-6}	約 9.5×10^{-9}	約 1.09	97.022
...

注記*：評価対象方位（E）

(4) 降雨時における被ばく低減について

事故発生後は、原子炉建屋を取り囲むようにモニタリングポスト又は可搬型モニタリングポストを設置し、敷地内の放射線環境状況を監視するとともに、作業の際は個人線量計を着用し、作業員の被ばく線量を管理することとしている。

降雨時においては、屋外の移動又は作業をする場合には、現場作業員はアノラック、ゴム手袋及び長靴を着用することにより、体表面の汚染を防止する。

また、実際には、事故時の降雨や風向といった気象条件によって、敷地内の放射性物質の沈着の濃淡ができると考えられることから、モニタリングポスト等の測定値より著しい線量率の上昇がある方位や作業時及び移動時に携行するサーベイメータ等により高線量となる場所を把握し、著しく線量率が高くなると想定されるルート等を避けて移動することやルート上の高線量物の移動などの運用により、被ばく低減を図ることが可能である。

有機よう素の乾性沈着速度について

原子炉建屋から放出されるよう素のうち、無機よう素はエアロゾルと同じ沈着速度を用いる。有機よう素についてはエアロゾルと別に設定した。以下にその根拠を示す。

(1) 英国放射線防護庁 (NRPB) による報告

英国放射線防護庁 大気拡散委員会による年次レポート (NRPB-R322*) に沈着速度に関する報告がなされている。本レポートでは、有機よう素について、植物に対する沈着速度に関する知見が整理されており、以下のとおり報告されている。

- ・植物に対する沈着速度の” best judgement” として 10^{-5} m/s (10^{-3} cm/s) を推奨

(2) 日本原子力学会による報告

日本原子力学会標準レベル 3PSA 解説 4.8 に沈着速度に関する以下の報告がなされている。

- ・ヨウ化メチルは非反応性の化合物であり、沈着速度が小さく、実験では 10^{-4} cm/s $\sim 10^{-2}$ cm/s の範囲である。
- ・ヨウ化メチルの沈着は、公衆のリスクに対し僅かな寄与をするだけであり、事故影響評価においてはその沈着は無視できる。

以上のことから、有機よう素の乾性沈着速度はエアロゾルの乾性沈着速度 0.3cm/s に比べて小さいことがいえる。

また、原子力発電所内は、コンクリート、道路、芝生及び木々で構成されているがエアロゾルへの沈着速度の実験結果 (NUREG/CR-4551) によると、沈着速度が大きいのは芝生や木々であり、植物に対する沈着速度が大きくなる傾向であった。

したがって、有機よう素の乾性沈着速度として、NRPB-R322の植物に対する沈着速度である 10^{-3} cm/s を用いるのは妥当と判断した。

注記* : NRPB-R322-Atmospheric Dispersion Modelling Liaison Committee Annual Report, 1998-99

2.2.2 Meadow grass and crops

Methyl iodide

There are fewer data for methyl iodide than for elemental iodine, but all the data indicate that it is poorly absorbed by vegetation, such that surface resistance is by far the dominant resistance component. The early data have been reviewed elsewhere (Underwood, 1988; Harper *et al.*, 1994) and no substantial body of new data is available. The measured values range between 10^{-6} and 10^{-4} m s^{-1} approximately. Again, there are no strong reasons for taking r_s to be a function of windspeed, so it is recommended that v_d is taken to be a constant. Based on the limited data available, the 'best judgement' value of v_d is taken as 10^{-5} m s^{-1} and the 'conservative' value as 10^{-4} m s^{-1} . Where there is uncertainty as to the chemical species of the iodine, it is clearly safest to assume that it is all in elemental form from the viewpoint of making a conservative estimate of deposition flux.

2.2.3 Urban

Methyl iodide

There appear to be no data for the deposition of methyl iodide to building surfaces: the deposition velocity will be limited by adsorption processes and chemical reactions (if any) at the surface, for which specific data are required. No recommendations are given in this case. For vegetation within the urban area (lawns and parks etc), it is recommended that the values for extended grass surfaces be used.

エアロゾルの乾性沈着速度について

現場作業の線量影響評価では、地表面への放射性物質の沈着速度として乾性沈着及び降水による湿性沈着を考慮した沈着速度（0.4cm/s，補足 6 参照）を用いており，沈着速度の評価に当たっては，乾性沈着速度として 0.3cm/s を用いている。以下に，乾性沈着速度の設定の考え方を示す。

エアロゾルの乾性沈着速度は，NUREG/CR-4551^{*1}に基づき 0.3cm/s と設定した。NUREG/CR-4551 では郊外を対象としており，郊外とは道路，芝生及び木々で構成されるとしている。原子力発電所内も同様の構成であるため，この沈着速度が適用できると考えられる。また，NUREG/CR-4551 では $0.5\mu\text{m}\sim 5\mu\text{m}$ の粒径に対して検討されているが，原子炉格納容器内の除去過程で，相対的に粒子径の大きなエアロゾルは原子炉格納容器内に十分捕集されるため，粒径の大きなエアロゾルの放出はされにくいと考えられる。

また，W.G.N.Slinn の検討^{*2}によると，草や水，小石といった様々な材質に対する粒径に応じた乾性の沈着速度を整理しており，これによると $0.1\mu\text{m}\sim 5\mu\text{m}$ の粒径では沈着速度は 0.3cm/s 程度（第 1 図）である。以上のことから，現場作業の線量影響評価におけるエアロゾルの乾性の沈着速度として 0.3cm/s を適用できると判断した。

ENVIRONMENTAL EFFECTS

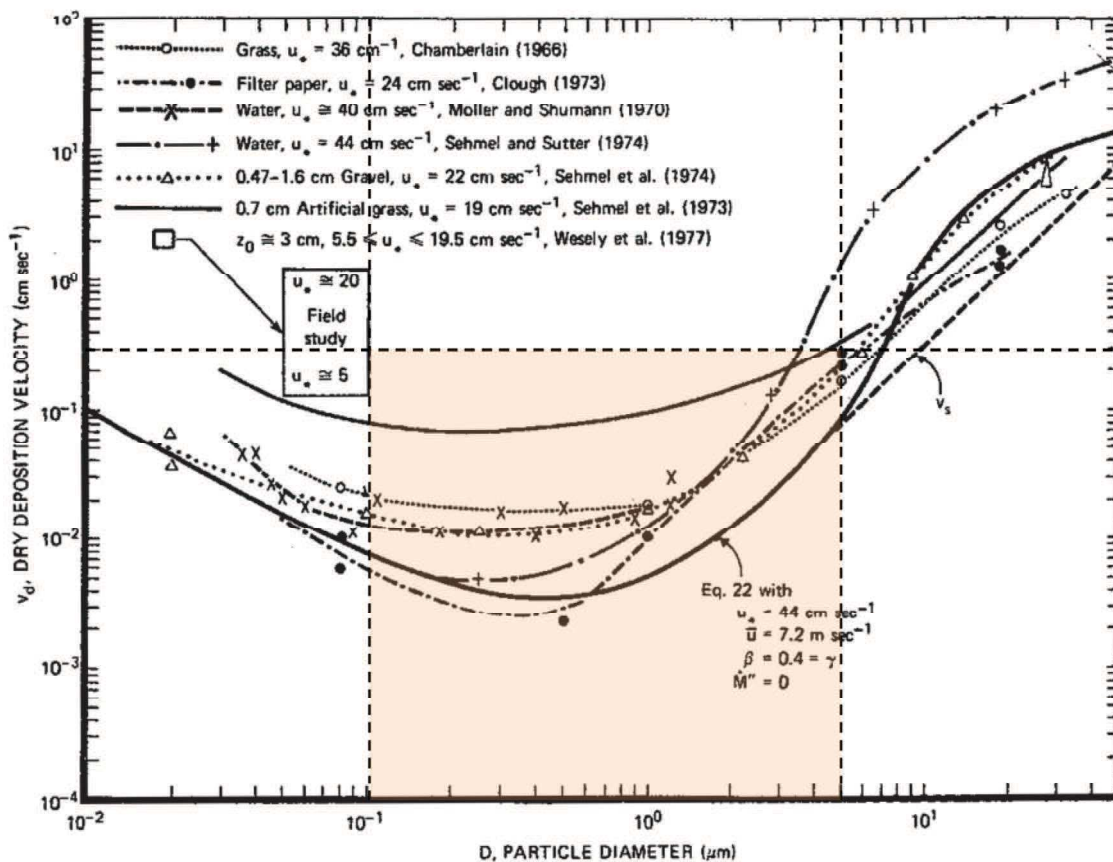


Fig. 4 Dry deposition velocity as a function of particle size. Data were obtained from a number of publications.¹⁹⁻²⁵ The theoretical curve appropriate for a smooth surface is shown for comparison. Note that the theoretical curve is strongly dependent on the value for u_* and that Eq. 22 does not contain a parameterization for surface roughness. For a preliminary study of the effect of surface roughness and other factors, see Ref. 5.

第1図 様々な粒径における地表沈着速度 (Nuclear Safety Vol.19^{*2})

注記*1: J.L. Sprung 等: Evaluation of severe accident risks: quantification of major input parameters, NUREG/CR-4451 Vol.2 Rev.1 Part 7, 1990

*2: W.G.N. Slinn: Environmental Effects, Parameterizations for Resuspension and for Wet and Dry Deposition of Particles and Gases for Use in Radiation Dose Calculations, Nuclear Safety Vol.19 No.2, 1978

シビアアクシデント時のエアロゾルの粒径について

シビアアクシデント時に原子炉格納容器内で発生する放射性物質を含むエアロゾル粒径分布として「 $0.1\mu\text{m}$ 以上」の範囲であることは、粒径分布に関して実施されている研究を基に設定している。

シビアアクシデント時には原子炉格納容器内にスプレイ等による注水が実施されることから、シビアアクシデント時の粒径分布を想定し、「原子炉格納容器内でのエアロゾルの挙動」及び「原子炉格納容器内の水の存在の考慮」といった観点で実施された第1表の②、⑤に示す試験等を調査した。さらに、シビアアクシデント時のエアロゾルの粒径に対する共通的な知見とされている情報を得るために、海外の規制機関（NRC等）や各国の合同で実施されているシビアアクシデント時のエアロゾルの挙動の試験等（第1表の①、③、④）を調査した。以上の調査結果を第1表に示す。

この表で整理した試験等は、想定するエアロゾル発生源、挙動範囲（原子炉格納容器、原子炉冷却材配管等）、水の存在等に違いがあるが、エアロゾル粒径の範囲に大きな違いはなく、原子炉格納容器内環境でのエアロゾル粒径はこれらのエアロゾル粒径と同等な分布範囲を持つものと推定できる。

したがって、過去の種々の調査・研究により示されている範囲をカバーする値として、 $0.1\mu\text{m}$ 以上のエアロゾルを想定することは妥当である。

第1表 シビアアクシデント時のエアロゾル粒径についての文献調査結果

番号	試験名又は 報告書名等	エアロゾル粒径 (μm)	備考
①	LACE LA2* ¹	約0.5～5 (第1図参照)	シビアアクシデント時の評価に使用されるコードでの原子炉格納容器閉じ込め機能喪失を想定した条件とした比較試験
②	NUREG/CR-5901* ²	0.25～2.5 (参考1-1)	原子炉格納容器内に水が存在し、熔融炉心を覆っている場合のスクラビング効果のモデル化を紹介したレポート
③	AECLが実施した 試験* ³	0.1～3.0 (参考1-2)	シビアアクシデント時の炉心損傷を考慮した1次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
④	PBF-SFD* ³	0.29～0.56 (参考1-2)	シビアアクシデント時の炉心損傷を考慮した1次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
⑤	PHEBUS-FP* ³	0.5～0.65 (参考1-2)	シビアアクシデント時のFP挙動の実験 (左記のエアロゾル粒径はPHEBUS FP実験の格納容器内のエアロゾル挙動に着目した実験の結果)

注記*1: J. H. Wilson and P. C. Arwood, Summary of Pretest Aerosol Code Calculations for LWR Aerosol Containment Experiments (LACE) LA2, ORNL

*2: D. A. Powers and J. L. Sprung, NUREG/CR-5901, A Simplified Model of Aerosol Scrubbing by a Water Pool Overlying Core Debris Interacting With Concrete

*3: STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS, NEA/CSNI/R (2009)5

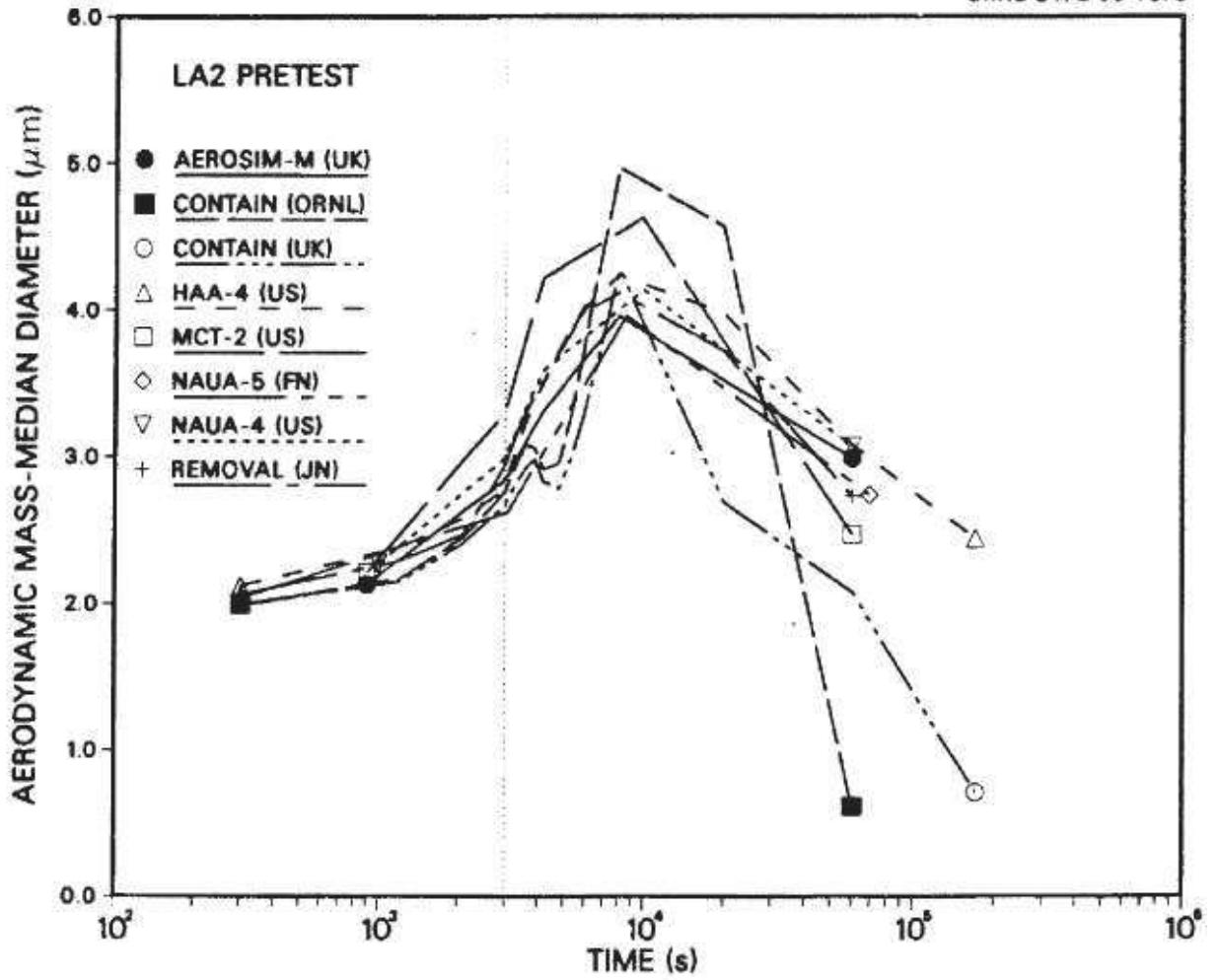


Fig. 11. LA2 pretest calculations - aerodynamic mass median diameter vs time.

第1図 LACE LA2でのコード比較試験で得られたエアロゾル粒径の時間変化グラフ

so-called "quench" temperature. At temperatures below this quench temperature the kinetics of gas phase reactions among CO, CO₂, H₂, and H₂O are too slow to maintain chemical equilibrium on useful time scales. In the sharp temperature drop created by the water pool, very hot gases produced by the core debris are suddenly cooled to temperatures such that the gas composition is effectively "frozen" at the equilibrium composition for the "quench" temperature. Experimental evidence suggest that the "quench" temperature is 1300 to 1000 K. The value of the quench temperature was assumed to be uniformly distributed over this temperature range for the calculations done here.

(6) Solute Mass. The mass of solutes in water pools overlying core debris attacking concrete has not been examined carefully in the experiments done to date. It is assumed here that the logarithm of the solute mass is uniformly distributed over the range of $\ln(0.05 \text{ g/kilogram H}_2\text{O}) = -3.00$ to $\ln(100 \text{ g/kilogram H}_2\text{O}) = 4.61$.

(7) Volume Fraction Suspended Solids. The volume fraction of suspended solids in the water pool will increase with time. Depending on the available facilities for replenishing the water, this volume fraction could become quite large. Models available for this study are, however, limited to volume fractions of 0.1. Consequently, the volume fraction of suspended solids is taken to be uniformly distributed over the range of 0 to 0.1.

(8) Density of Suspended Solids. Among the materials that are expected to make up the suspended solids are Ca(OH)₂ ($\rho = 2.2 \text{ g/cm}^3$) or SiO₂ ($\rho = 2.2 \text{ g/cm}^3$) from the concrete and UO₂ ($\rho = 10 \text{ g/cm}^3$) or ZrO₂ ($\rho = 5.9 \text{ g/cm}^3$) from the core debris or any of a variety of aerosol materials. It is assumed here that the material density of the suspended solids is uniformly distributed over the range of 2 to 6 g/cm³. The upper limit is chosen based on the assumption that suspended UO₂ will hydrate, thus reducing its effective density. Otherwise, gas sparging will not keep such a dense material suspended.

(9) Surface Tension of Water. The surface tension of the water can be increased or decreased by dissolved materials. The magnitude of the change is taken here to be $S\sigma(w)$ where S is the weight fraction of dissolved solids. The sign of the change is taken to be minus or plus depending on whether a random variable ϵ is less than 0.5 or greater than or equal to 0.5. Thus, the surface tension of the liquid is:

$$\sigma_1 = \begin{cases} \sigma(w) (1-S) & \text{for } \epsilon < 0.5 \\ \sigma(w) (1+S) & \text{for } \epsilon \geq 0.5 \end{cases}$$

where $\sigma(w)$ is the surface tension of pure water.

(10) Mean Aerosol Particle Size. The mass mean particle size for aerosols produced during melt/concrete interactions is known only for situations in which no water is present. There is reason to believe smaller particles will be produced if a water pool is present. Examination of aerosols produced during melt/concrete interactions shows that the primary particles are about 0.1 μm in diameter. Even with a water pool present, smaller particles would not be expected.

Consequently, the natural logarithm of the mean particle size is taken here to be uniformly distributed over the range from $\ln(0.25 \mu\text{m}) = -1.39$ to $\ln(2.5 \mu\text{m}) = 0.92$.

(11) Geometric Standard Deviation of the Particle Size Distribution. The aerosols produced during core debris-concrete interactions are assumed to have lognormal size distributions. Experimentally determined geometric standard deviations for the distributions in cases with no water present vary between 1.6 and 3.2. An argument can be made that the geometric standard deviation is positively correlated with the mean size of the aerosol. Proof of this correlation is difficult to marshal because of the sparse data base. It can also be argued that smaller geometric standard deviations will be produced in situations with water present. It is unlikely that data will ever be available to demonstrate this contention. The geometric standard deviation of the size distribution is assumed to be uniformly distributed over the range of 1.6 to 3.2. Any correlation of the geometric standard deviation with the mean size of the aerosol is neglected.

(12) Aerosol Material Density. Early in the course of core debris interactions with concrete, UO_2 with a solid density of around 10 g/cm^3 is the predominant aerosol material. As the interaction progresses, oxides of iron, manganese and chromium with densities of about 5.5 g/cm^3 and condensed products of concrete decomposition such as Na_2O , K_2O , Al_2O_3 , SiO_2 , and CaO with densities of 1.3 to 4 g/cm^3 become the dominant aerosol species. Condensation and reaction of water with the species may alter the apparent material densities. Coagglomeration of aerosolized materials also complicates the prediction of the densities of materials that make up the aerosol. As a result the material density of the aerosol is considered uncertain. The material density used in the calculation of aerosol trapping is taken to be an uncertain parameter uniformly distributed over the range of 1.5 to 10.0 g/cm^3 .

Note that the mean aerosol particle size predicted by the VANESA code [6] is correlated with the particle material density to the $-1/3$ power. This correlation of aerosol particle size with particle material density was taken to be too weak and insufficiently supported by experimental evidence to be considered in the uncertainty analyses done here.

(13) Initial Bubble Size. The initial bubble size is calculated from the Davidson-Schular equation:

$$D_b = \epsilon \left(\frac{6}{\pi} \right)^{1/3} \frac{V_s^{0.4}}{g^{0.2}} \text{ cm}$$

where ϵ is assumed to be uniformly distributed over the range of 1 to 1.54. The minimum bubble size is limited by the Fritz formula to be:

$$D_b = 0.0105 \Psi[\sigma_l / g(\rho_l - \rho_g)]^{1/2}$$

where the contact angle is assumed to be uniformly distributed over the range of 20 to 120° . The maximum bubble size is limited by the Taylor instability model to be:

9.2.1 *Aerosols in the RCS*

9.2.1.1 *AECL*

The experimenters conclude that spherical particles of around 0.1 to 0.3 μm formed (though their composition was not established) then these agglomerated giving rise to a mixture of compact particles between 0.1 and 3.0 μm in size at the point of measurement. The composition of the particles was found to be dominated by Cs, Sn and U: while the Cs and Sn mass contributions remained constant and very similar in mass, U was relatively minor in the first hour at 1860 K evolving to be the main contributor in the third (very approximately: 42 % U, 26 % Sn, 33 % Cs). Neither break down of composition by particle size nor statistical size information was measured.

9.2.1.2 *PBF-SFD*

Further interesting measurements for purposes here were six isokinetic, sequential, filtered samples located about 13 m from the bundle outlet. These were used to follow the evolution of the aerosol composition and to examine particle size (SEM). Based on these analyses the authors state that particle geometrical-mean diameter varied over the range 0.29-0.56 μm (elimination of the first filter due to it being early with respect to the main transient gives the range 0.32-0.56 μm) while standard deviation fluctuated between 1.6 and 2.06. In the images of filter deposits needle-like forms are seen. Turning to composition, if the first filter sample is eliminated and "below detection limit" is taken as zero, for the structural components and volatile fission products we have in terms of percentages the values given in Table 9.2-1.

9.2.2 *Aerosols in the containment*

9.2.2.1 *PHÉBUS FP*

The aerosol size distributions were fairly lognormal with an average size (AMMD) in FPT0 of 2.4 μm at the end of the 5-hour bundle-degradation phase growing to 3.5 μm before stabilizing at 3.35 μm ; aerosol size in FPT1 was slightly larger at between 3.5 and 4.0 μm . Geometric-mean diameter (d_{50}) of particles in FPT1 was seen to be between 0.5 and 0.65 μm ; a SEM image of a deposit is shown in Fig. 9.2-2. In both tests the geometric standard deviation of the lognormal distribution was fairly constant at a value of around 2.0. There was clear evidence that aerosol composition varied very little as a function of particle size except for the late settling phase of the FPT1 test: during this period, the smallest particles were found to be cesium-rich. In terms of chemical speciation, X-ray techniques were used on some deposits and there also exist many data on the solubilities of the different elements in numerous deposits giving a clue as to the potential forms of the elements. However, post-test oxidation of samples cannot be excluded since storage times were long (months) and the value of speculating on potential speciation on the basis of the available information is debatable. Nevertheless, there is clear evidence that some elements reached higher states of oxidation in the containment when compared to their chemical form in the circuit.

試験名又は報告書名等	試験の概要
AFCLが実施した実験	CANDUのジルカロイ被覆管燃料を使用した、1次系での核分裂生成物の挙動についての試験
PBF-SFD	米国アイダホ国立工学環境研究所で実施された炉心損傷状態での燃料棒及び炉心のふるまい並びに核分裂生成物及び水素の放出についての試験
PHEBUS FP	フランスカのダラッシュ研究所のPHEBUS研究炉で実施された、シビアアクシデント条件下での炉心燃料から1次系を経て原子炉格納容器に至るまでの核分裂生成物の挙動を調べる実機燃料を用いた総合試験

実効放出継続時間の設定について

大気拡散評価に用いる実効放出継続時間は、「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」*に従い、事故期間中の放射性物質の全放出量を 1 時間当たりの最大放出量で除した値として計算する。実効放出継続時間は、大気拡散評価で放出継続時間を考慮した拡散係数を求めるために設定するものであり、被ばく評価においては、評価対象期間の放出率に拡散係数を乗じることにより大気拡散を考慮した評価を行う。

実効放出継続時間は放出経路ごとに設定しており、原子炉建屋、排気筒及び原子炉格納容器フィルタベント系排気管のそれぞれの放出経路について実効放出継続時間を計算した結果を第 1 表及び第 2 表に示す。

原子炉建屋漏えい及び原子炉格納容器フィルタベント系排気管からの放出の実効放出継続時間は 1 時間程度であり、排気筒からの放出の実効放出継続時間は 60 時間～70 時間程度となっている。

大気拡散評価に用いる風速、風向などの気象データは、1 時間ごとのデータとして整理されており、実効放出継続時間として設定できる最小単位は 1 時間である。

また、実効放出継続時間を 2 時間以上で設定した場合、その期間に同一風向の風が吹き続けることを想定し、拡散係数の平均をその期間の拡散係数としている。なお、平均する期間に異なる風向が含まれる場合は、拡散係数を 0 として平均を計算する。このため、実効放出継続時間が長くなるほど平均される期間が長くなり拡散係数は小さい傾向となる。

このことから、ベント実施に伴う被ばく評価では、保守的に被ばく評価上の影響が大きい原子炉建屋漏えい及び原子炉格納容器フィルタベント系排気管からの放出における実効放出継続時間である 1 時間を排気筒放出に対しても適用し大気拡散評価を行った。

なお、参考として実効放出継続時間の違いによる拡散係数（相対濃度、相対線量）の変化について第 3 表に示す。

また、評価対象期間の放出率及び拡散係数（相対線量）から行う被ばく評価の例として、第一隔離弁開操作時（S/C からベントを行う場合）の大気中へ放出された放射性物質による移動中の外部被ばく評価結果について第 4 表に示す。

注記*：（気象指針解説抜粋）

(3) 実効放出継続時間（T）は、想定事故の種類によって放出率に変化があるので、放出モードを考慮して適切に定めなければならないが、事故期間中の放射性物質の全放出量を 1 時間当たりの最大放出量で除した値を用いることもひとつの方法である。

第1表 S/C からベントを行う場合の実効放出継続時間

放出経路	① 放出量 (Bq)			② 最大放出率 (Bq/h)			(①÷②) 実効放出継続時間 (h)		
	原子炉建屋 漏えい分	排気筒放出分	原子炉格納容器 フィルタベント 系排気管放出分	原子炉建屋 漏えい分	排気筒放出分	原子炉格納容器 フィルタベント 系排気管放出分	原子炉建屋 漏えい分	排気筒放出分	原子炉格納容器 フィルタベント 系排気管放出分
ガンマ線実効 エネルギー 0.5MeV 換算値	約 3.7×10^{15}	約 1.4×10^{16}	約 5.4×10^{17}	約 2.8×10^{15}	約 2.0×10^{14}	約 2.3×10^{17}	約1.3	約67.9	約2.3
I-131 等価 量一人実 効線量係数 換算	約 1.0×10^{14}	約 1.6×10^{15}	約 1.4×10^{15}	約 8.0×10^{13}	約 2.4×10^{13}	約 5.9×10^{14}	約1.3	約66.4	約2.3

第2表 D/W からベントを行う場合の実効放出継続時間

放出経路	① 放出量 (Bq)			② 最大放出率 (Bq/h)			(①÷②) 実効放出継続時間 (h)		
	原子炉建屋 漏えい分	排気筒放出分	原子炉格納容器 フィルタベント 系排気管放出分	原子炉建屋 漏えい分	排気筒放出分	原子炉格納容器 フィルタベント 系排気管放出分	原子炉建屋 漏えい分	排気筒放出分	原子炉格納容器 フィルタベント 系排気管放出分
ガンマ線実効 エネルギー 0.5MeV 換算値	約 3.7×10^{15}	約 1.4×10^{16}	約 5.4×10^{17}	約 2.8×10^{15}	約 2.0×10^{14}	約 2.4×10^{17}	約1.3	約68.0	約2.3
I-131 等価 量一人実 効線量係数 換算	約 1.0×10^{14}	約 1.6×10^{15}	約 1.4×10^{15}	約 8.0×10^{13}	約 2.4×10^{13}	約 6.2×10^{14}	約1.3	約66.6	約2.3

第3表 実効放出継続時間の違いによる拡散係数の変更

	相対濃度 (s/m ³)	相対線量 (Gy/Bq)
1 時間	約 2.9×10^{-6}	約 1.2×10^{-19}
5 時間	約 2.9×10^{-6}	約 8.7×10^{-20}
10 時間	約 1.9×10^{-6}	約 7.8×10^{-20}
20 時間	約 1.6×10^{-6}	約 6.6×10^{-20}
60 時間	約 1.2×10^{-6}	約 4.0×10^{-20}

第4表 第一隔離弁開操作後（S/Cからベントを行う場合）に大気に放出された放射性物質による移動中の外部被ばく評価結果

項目	ベント実施後に大気中へ放出された放射性物質による移動中の外部被ばく評価		備考
放出経路	排気筒	原子炉格納容器フィルタ ベント系排気管	ベント実施後の放出経路
放出率 (Bq/h)	約 2.0×10^{14}	約 3.9×10^{17}	(①) 事故後約45時間～ 約46時間（ベント後1時間） の放出率
相対線量 (Gy/Bq)	約 1.2×10^{-19} *2	約 6.7×10^{-18} *3	(②) 実効放出継続時間 1時間の相対線量 (拡散係数)
線量率*1 (mSv/h)	約 1.3×10^{-10}	約 2.9×10^{-6}	(①×②×コンクリートに よる減衰率× 10^3) 評価対象期間の線量率
移動時 線量率 (mSv/h)	約 2.9×10^{-6}		

注釈*1：事故時においては換算係数を1Sv/Gyとして計算

*2：相対線量97%値の高所風の風速は3.8m/s，風下方位はE（2012年度の高所風平均風速は5.2m/s）

*3：相対線量97%値の地上風の風速は0.5m/s，風下方位はNNE，NE，ENE，E，ESE，SE，SSE，S，SSW（2012年度の地上風平均風速は1.9m/s）

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考慮している線源の選定について

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は，放出される放射性物質による被ばく経路として以下の被ばく経路を考慮している。

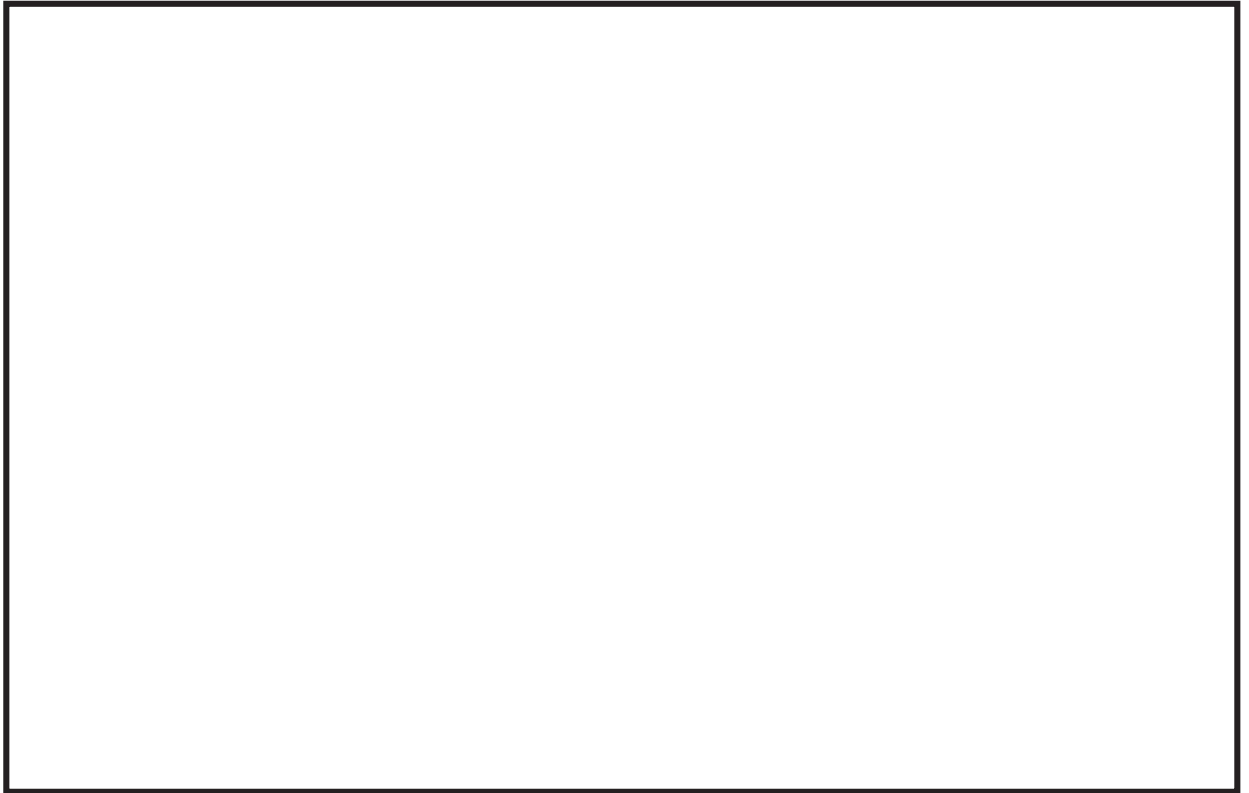
- ・ 原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく
- ・ 大気中へ放出された放射性物質による被ばく
- ・ 大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく
- ・ 外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばく
- ・ 原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく
- ・ 原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく

上記の被ばく経路以外にアクセスルート等には，第 1 表に示すとおり，換気系フィルタ等の線源となる設備があるが，設備からアクセスルート等が十分に離れていること，設備とアクセスルートの間の壁に十分な遮蔽効果が得られること，移動時間を考慮すると設備からの影響は短時間であることなどから，被ばく評価への影響が小さいため評価上考慮していない。設備とアクセスルート等の関係を第 1 図～第 6 図に示す。

第1表 線源となる設備とアクセスルート等への影響について

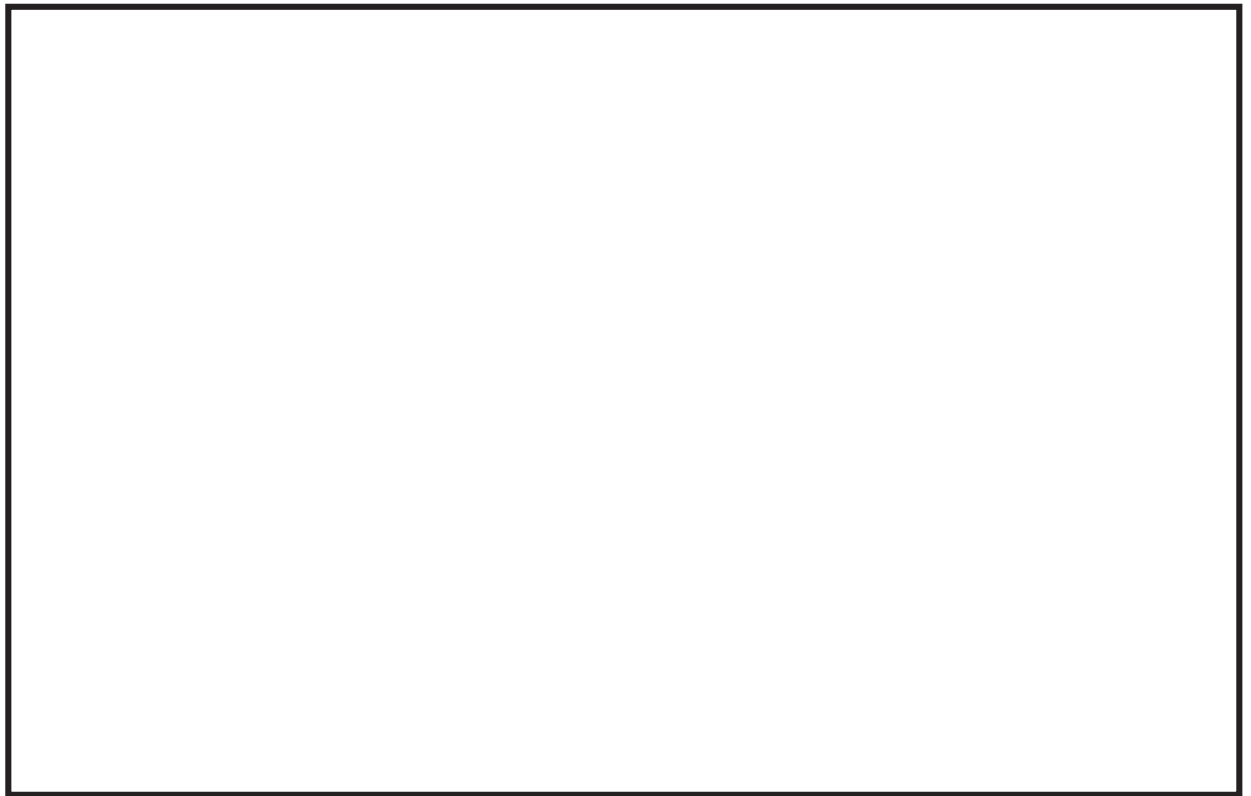
設備*	考慮していない理由	遮蔽厚， 隔離距離	アクセスルート等 における線量率	設備位置
非常用ガス処理系フィルタ装置	原子炉建屋地上二階の設備であり，アクセスルートから十分離れており，設備とアクセスルートの間には原子炉建屋原子炉棟の壁がある。また，移動時における影響は短時間であることから被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚（壁）： 約 50cm 距離：10m 以上	3 mSv/h 以下	① (第2図)
中央制御室再循環フィルタ装置	制御建屋地下二階の設備であり，アクセスルートから十分に離れており，設備とアクセスルートの間には制御建屋の床がある。また，移動時における影響は短時間であることから被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚（床）： 約 120cm 距離：10m 以上	10^{-2} mSv/h 以下	② (第5図及び第6図)

注記*：表の設備以外にも貯蔵タンク等があるが，アクセスルートは管理区域外の区域区分 A (0.006mSv/h 以下) であるため，被ばく評価上影響は小さい。



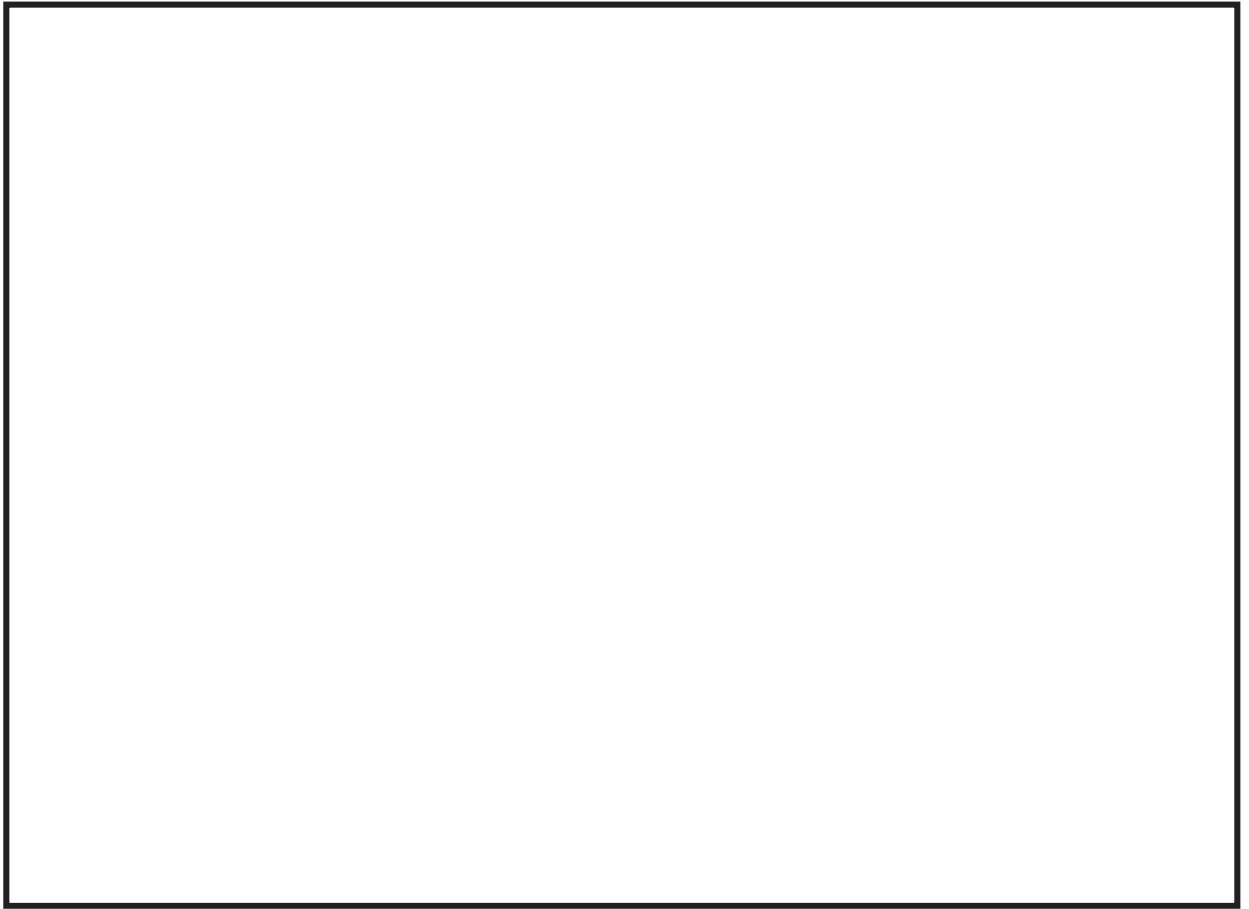
第 1 図 原子炉建屋地上三階及び制御建屋地上三階の操作場所及びアクセスルート

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。



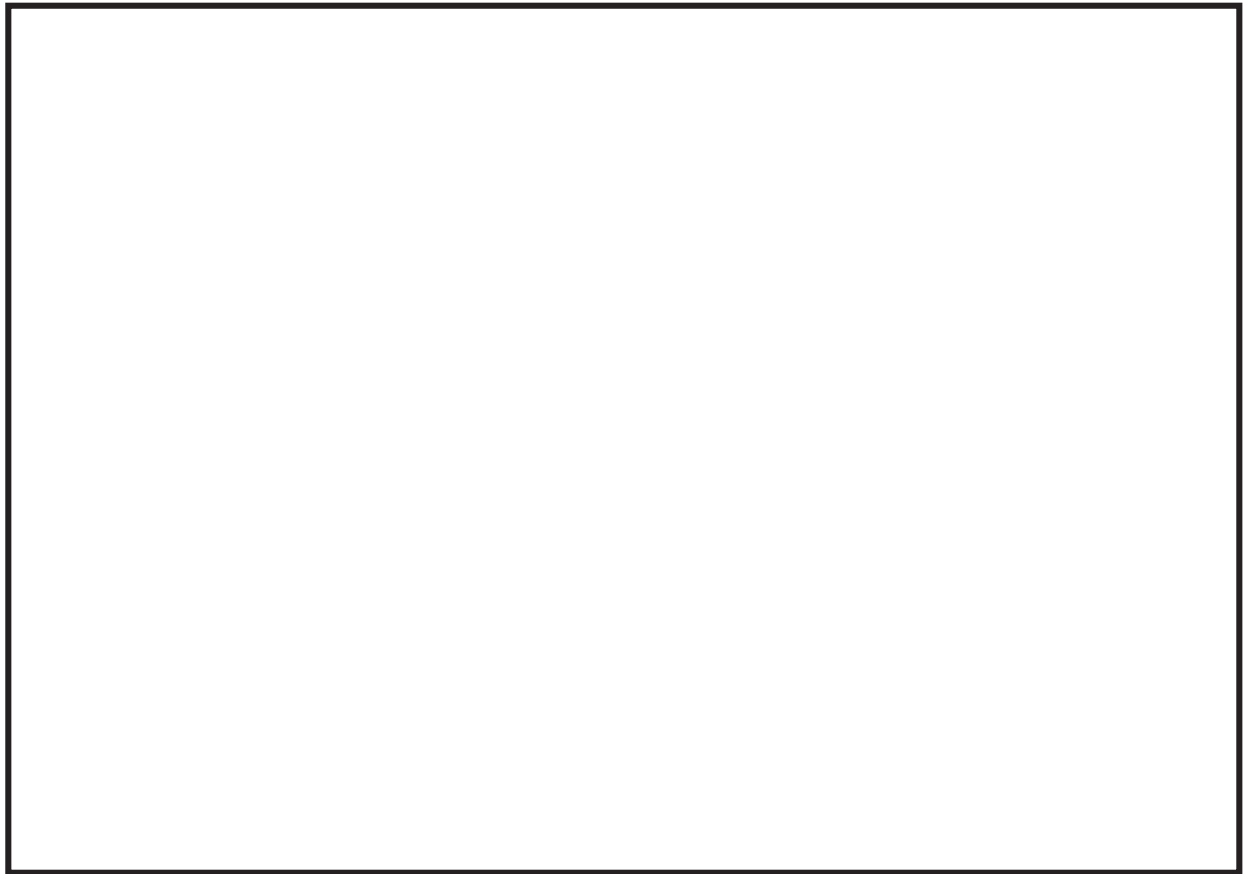
第2図 原子炉建屋地上二階，タービン建屋地上二階及び制御建屋地上二階の操作場所
及びアクセスルート

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。



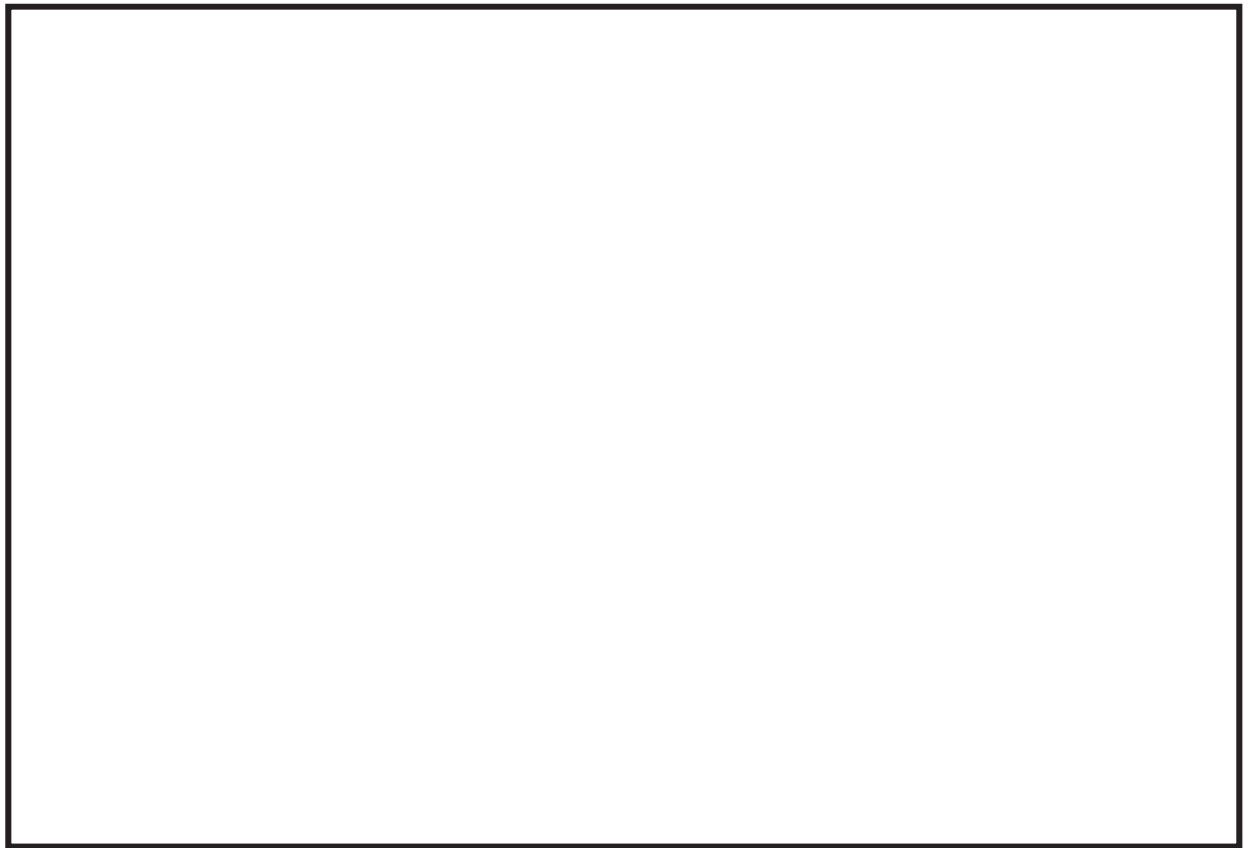
第3図 原子炉建屋地上一階，タービン建屋地上一階及び制御建屋地上一階の操作場所
及びアクセスルート

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。



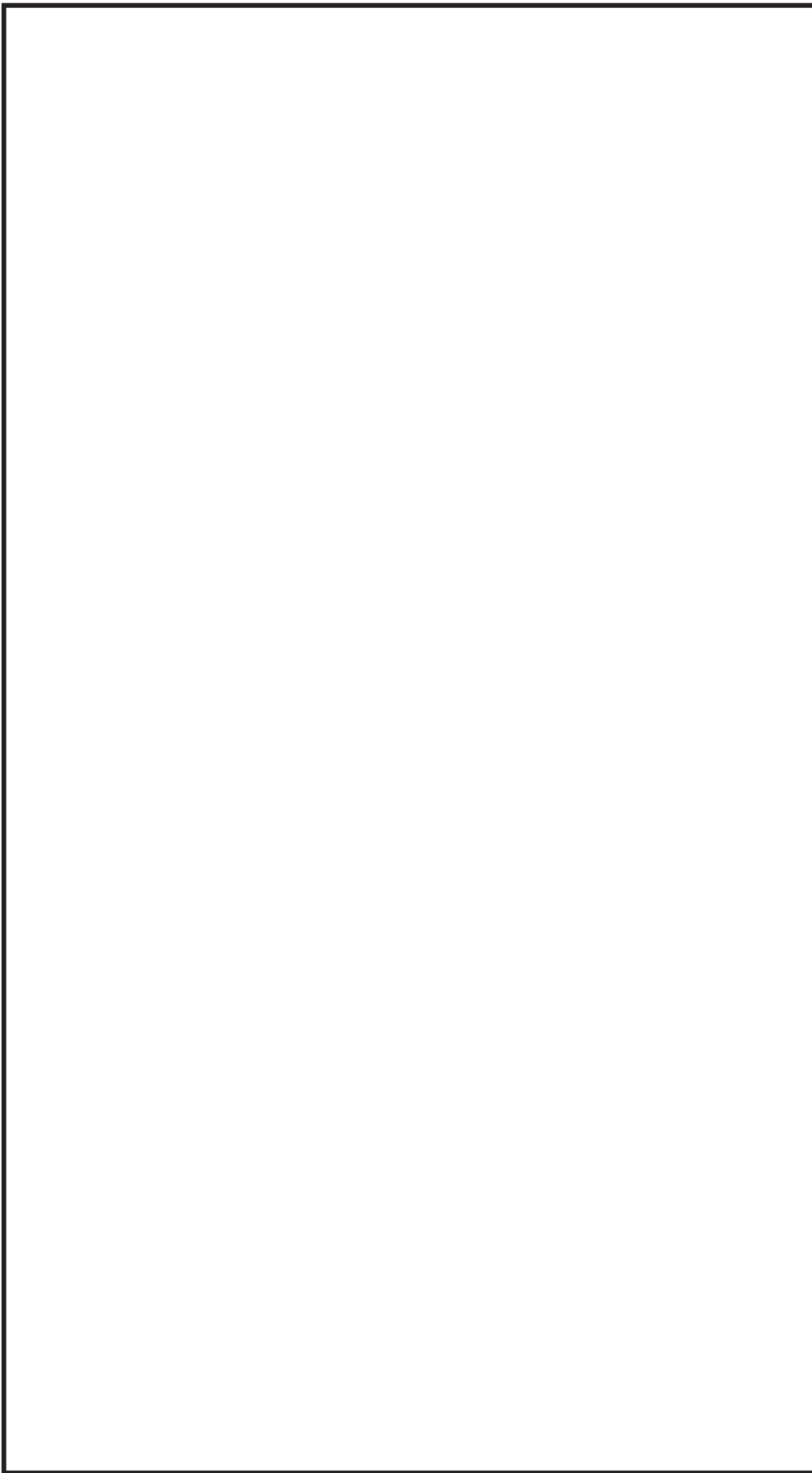
第4図 原子炉建屋地下一階，タービン建屋地下一階及び制御建屋地下一階の操作場所
及びアクセスルート

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。



第 5 図 原子炉建屋地下二階，タービン建屋地下二階及び制御建屋地下二階の操作場所
及びアクセスルート

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。



第6図 制御建屋断面図

気象資料の代表性について

被ばく評価を実施するに当たって、安全解析に用いる気象条件について、その妥当性を確認した。この結果、第 1 表～第 5 表に示すとおり、これまで、安全解析に用いてきた 1991 年 11 月から 1992 年 10 月までの 1 年間の気象条件は、申請時の至近 10 年間（2002 年 1 月～2011 年 12 月）の気象観測結果による検定の結果、棄却数が多くなっていることから、安全解析に用いる気象条件の見直しを行った。

新たに採用した 2012 年 1 月から 2012 年 12 月まで 1 年間の気象条件については、申請時の至近 10 年間（2002 年 1 月～2011 年 12 月）及び最新の至近 10 年間（2008 年 1 月～2018 年 12 月（2012 年の 1 年間を除く））の気象観測結果による検定を行い、敷地内の代表性の確認を行っている。この結果について、申請時における検定結果を第 1 表及び第 6 表～第 9 表に、今回の検定結果を第 1 表及び第 10 表～第 13 表に示す。

（1）検定方法

a. 検定に用いた観測記録

気象資料の代表性を確認するに当たっては、通常は被ばく評価上重要な排気筒高風を用いて検定するものの、被ばく評価では保守的に地上風を使用することもあることから、排気筒高さ付近を代表する標高 175m（地上高 71m 及び地上高 115m）の観測データに加え、参考として標高 70m（地上高 10m）の観測データを用いて検定を行った。気象観測設備の配置を第 1 図に示す。

b. データ統計期間

統計年（申請時）：2002 年 1 月～2011 年 12 月（10 年間）

統計年（今回）：2008 年 1 月～2018 年 12 月（2012 年を除く 10 年間）

検定年（従来）：1991 年 11 月～1992 年 10 月（1 年間）

検定年（新規設定）：2012 年 1 月～2012 年 12 月（1 年間）

c. 検定方法

F 分布検定

（2）検定結果

第 2 表～第 5 表に従来の気象条件の検定結果を、第 6 表～第 9 表に申請時の気象条件の検定結果を、第 10 表～第 13 表に今回の気象条件の検定結果を示す。

従来、安全解析に用いた気象条件については、標高 70m（地上高 10m）での観測点では 28 項目のうち、有意水準（危険率）5%で棄却された項目が 17 個であり、標高 175m（地上高 71m）での観測点では 28 項目のうち、有意水準（危険率）5%で棄却された項目が 5 個であった。

一方、今回新たに安全解析に用いた気象条件については、申請時の統計年における結果では、標高 70m（地上高 10m）での観測点では 28 項目のうち、有意水準（危険率）5%で棄却された項

目が1個であり、標高175m（地上高71m）での観測点では28項目のうち、有意水準（危険率）5%で棄却された項目はなかった。また、今回の統計年における結果では、標高70m（地上高10m）及び標高175m（地上高71m及び地上高115m）での観測点ともに有意水準（危険率）5%で棄却された項目はなかったことから、検定年が十分長期間の気象状態を代表していると判断した。

第1表 異常年検定結果

検定年	観測点	観測項目	検定結果
1991年11月～ 1992年10月 (統計年：2002年1月～2011年12月)	標高70m (地上高10m)	風向出現頻度	棄却数 9
		風速出現頻度	棄却数 8
	標高175m (地上高71m)	風向出現頻度	棄却数 5
		風速出現頻度	棄却なし
2012年1月～ 2012年12月 (統計年：2002年1月～2011年12月)	標高70m (地上高10m)	風向出現頻度	棄却数 1
		風速出現頻度	棄却なし
	標高175m (地上高71m)	風向出現頻度	棄却なし
		風速出現頻度	棄却なし
2012年1月～ 2012年12月 (統計年：2008年1月～2018年12月)	標高70m (地上高10m)	風向出現頻度	棄却なし
		風速出現頻度	棄却なし
	標高175m (地上高71m及び115m)	風向出現頻度	棄却なし
		風速出現頻度	棄却なし

第2表 棄却檢定表 (風向) (標高70m)

檢定年：敷地内A点 (標高70m, 地上高10m) 1991年11月~1992年10月
 統計期間：敷地内A点 (標高70m, 地上高10m) 2002年1月~2011年12月 (%)

統計年 風向	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	檢定年度 1991	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	6.78	6.42	4.08	4.87	6.19	7.63	7.40	7.86	6.30	6.35	6.39	3.32	9.19	3.58	×
NNE	3.72	3.90	2.58	4.16	2.76	2.82	2.98	2.21	2.09	2.52	2.97	3.97	4.67	1.27	○
NE	3.58	3.15	2.49	3.22	4.67	4.19	4.66	3.60	3.09	3.05	3.56	7.22	5.29	1.84	×
ENE	6.15	5.46	5.00	5.69	7.48	5.44	6.40	5.78	5.53	4.50	5.74	3.61	7.67	3.81	×
E	4.48	5.99	5.23	6.04	6.99	5.45	6.57	6.57	5.96	5.06	5.83	2.94	7.67	3.98	×
ESE	2.67	2.81	2.30	3.21	2.83	2.33	2.46	2.68	2.72	1.66	2.57	4.02	3.56	1.59	×
SE	4.61	5.99	5.17	5.05	6.44	5.02	5.92	6.12	5.43	4.80	5.45	5.76	6.93	3.97	○
SSE	1.67	1.97	2.19	1.91	2.13	1.86	1.97	2.18	1.58	1.90	1.93	3.34	2.41	1.46	×
S	2.91	2.47	3.16	2.68	3.01	3.34	3.36	3.91	3.48	3.80	3.21	4.62	4.31	2.12	×
SSW	7.84	6.91	7.98	6.65	5.27	6.86	5.62	7.31	7.31	7.15	6.91	6.55	8.97	4.84	○
SW	12.07	11.53	16.25	13.46	11.77	13.45	11.53	12.58	15.60	15.27	13.37	7.61	17.60	9.14	×
WSW	3.88	3.41	4.86	4.42	3.14	4.73	4.21	4.08	4.66	4.98	4.24	4.23	5.71	2.78	○
W	12.01	10.50	11.59	12.47	11.03	11.71	12.16	11.99	11.77	12.45	11.77	12.67	13.23	10.31	○
WNW	14.06	15.20	15.26	13.55	11.14	10.93	9.78	9.64	9.95	10.12	11.98	18.84	17.44	6.52	×
NW	5.19	6.01	5.09	5.40	6.27	7.41	6.59	6.55	7.30	8.19	6.38	4.11	8.81	3.95	○
NNW	2.99	2.89	2.09	2.04	2.28	3.09	2.34	2.09	2.55	2.24	2.46	3.20	3.40	1.52	○
CALM	5.40	5.37	4.69	5.17	6.60	3.76	6.04	4.87	4.66	5.96	5.23	3.98	7.17	3.28	○

第3表 棄却檢定表 (風速) (標高70m)

檢定年：敷地内A点 (標高70m, 地上高10m) 1991年11月~1992年10月
 統計期間：敷地内A点 (標高70m, 地上高10m) 2002年1月~2011年12月
 (%)

統計年 風速(m/s)	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	檢定年度 1991	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0~0.4	5.40	5.37	4.69	5.17	6.60	3.76	6.04	4.87	4.66	5.96	5.23	3.98	7.17	3.28	○
0.5~1.4	34.04	34.09	31.73	33.29	38.00	35.73	40.82	38.53	37.30	39.08	36.20	25.93	43.16	29.25	×
1.5~2.4	29.75	28.20	28.64	30.49	28.23	31.70	29.52	28.47	30.39	28.80	29.44	29.84	32.21	26.68	○
2.5~3.4	16.45	16.81	17.14	16.74	14.32	16.95	13.26	15.18	15.24	15.79	15.81	16.85	18.85	12.76	○
3.5~4.4	8.41	8.58	9.44	8.46	7.54	7.88	6.84	7.66	7.47	6.76	7.92	9.94	9.89	5.95	×
4.5~5.4	3.59	4.06	4.72	3.68	3.46	2.55	2.14	3.42	3.35	2.35	3.35	5.79	5.23	1.47	×
5.5~6.4	1.28	1.81	2.25	1.42	1.34	0.97	1.02	1.26	1.17	0.99	1.36	3.58	2.31	0.41	×
6.5~7.4	0.65	0.66	0.86	0.56	0.35	0.30	0.27	0.41	0.33	0.18	0.46	2.35	0.97	-0.05	×
7.5~8.4	0.25	0.36	0.32	0.15	0.11	0.09	0.04	0.15	0.08	0.05	0.16	1.03	0.43	-0.11	×
8.5~9.4	0.11	0.05	0.16	0.02	0.03	0.03	0.04	0.03	0.00	0.01	0.05	0.48	0.17	-0.07	×
9.5以上	0.06	0.01	0.06	0.00	0.01	0.02	0.01	0.01	0.00	0.00	0.02	0.23	0.07	-0.03	×

第4表 棄却檢定表 (風向) (標高 175m)

檢定年：敷地内B点 (標高 175m, 地上高 71m) 1991年 11月～1992年 10月
 統計期間：敷地内B点 (標高 175m, 地上高 71m) 2002年 1月～2011年 12月
 (%)

統計年 風向	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	檢定年度 1991	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
														上限	
N	2.61	2.85	2.05	2.33	2.73	3.15	2.89	3.12	3.15	2.57	2.75	2.41	3.61	1.88	○
NNE	3.27	3.43	2.11	3.16	3.70	3.64	3.77	3.84	2.82	2.66	3.24	3.45	4.58	1.91	○
NE	7.31	7.60	4.20	6.63	7.85	8.08	9.13	7.12	5.48	6.41	6.98	6.98	10.29	3.67	○
ENE	6.50	7.58	5.73	6.35	7.88	6.27	6.40	6.37	6.55	5.90	6.56	4.28	8.16	4.95	×
E	5.25	5.99	5.47	5.56	7.59	5.32	6.49	6.23	5.29	4.69	5.79	4.90	7.75	3.84	○
ESE	2.70	3.53	2.97	3.35	3.43	2.63	3.06	3.55	3.25	2.67	3.12	2.33	3.97	2.26	○
SE	2.69	2.78	2.07	2.30	3.13	2.64	2.84	3.04	3.60	2.07	2.72	4.27	3.87	1.57	×
SSE	3.55	3.53	2.84	3.40	4.26	3.45	3.77	3.81	3.17	2.85	3.47	3.90	4.50	2.43	○
S	3.12	3.49	2.81	3.05	3.60	2.77	3.84	3.92	3.00	3.29	3.29	4.26	4.26	2.31	○
SSW	4.52	4.85	6.46	4.87	4.49	5.31	5.13	5.21	5.37	4.43	5.07	8.97	6.49	3.64	×
SW	7.77	8.00	11.13	8.44	6.85	8.42	7.01	8.03	10.79	9.54	8.59	6.67	12.06	5.13	○
WSW	6.31	4.59	6.04	5.21	4.99	5.07	4.58	4.74	5.96	6.00	5.35	7.01	6.92	3.77	×
W	8.24	6.35	9.38	7.96	6.86	8.03	7.68	8.11	9.40	9.59	8.15	7.83	10.70	5.61	○
WNW	15.11	14.49	17.51	18.32	13.32	14.88	12.86	14.19	13.60	15.58	14.98	18.58	19.16	10.80	○
NW	15.64	15.19	14.56	14.34	14.93	15.76	15.83	14.00	13.57	17.17	15.08	9.44	17.59	12.58	×
NNW	3.95	4.02	3.30	2.70	2.95	3.62	3.29	3.35	3.51	3.24	3.39	2.89	4.36	2.43	○
CALM	1.48	1.73	1.37	2.03	1.44	0.98	1.44	1.39	1.48	1.35	1.47	1.83	2.11	0.83	○

第5表 棄却檢定表 (風速) (標高 175m)

檢定年：敷地内B点 (標高 175m, 地上高 71m) 1991年 11月～1992年 10月
 統計期間：敷地内B点 (標高 175m, 地上高 71m) 2002年 1月～2011年 12月
 (%)

統計年 風速 (m/s)	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	檢定年度 1991	棄却限界		判定
													上限	下限	○採択 ×棄却
0.0～0.4	1.48	1.73	1.37	2.03	1.44	0.98	1.44	1.39	1.48	1.35	1.47	1.83	2.11	0.83	○
0.5～1.4	9.43	8.36	7.98	8.18	10.11	8.36	10.99	8.87	9.64	9.20	9.11	7.71	11.38	6.84	○
1.5～2.4	12.93	13.70	12.09	12.06	15.86	12.66	15.36	14.10	14.75	13.93	13.74	12.48	16.87	10.61	○
2.5～3.4	14.26	14.48	13.32	12.39	14.62	15.09	14.91	15.12	14.79	14.98	14.39	13.76	16.49	12.30	○
3.5～4.4	12.70	13.10	12.70	12.33	11.94	14.10	12.74	13.00	12.16	12.46	12.73	13.48	14.15	11.30	○
4.5～5.4	10.22	10.40	10.27	10.16	9.33	10.24	8.91	9.83	10.28	10.89	10.05	10.97	11.39	8.71	○
5.5～6.4	8.46	7.95	8.74	9.00	7.87	8.79	7.94	7.75	7.62	8.29	8.24	9.28	9.39	7.09	○
6.5～7.4	7.33	6.79	7.45	7.43	6.09	7.27	6.67	6.47	6.30	6.58	6.84	6.77	8.03	5.66	○
7.5～8.4	5.89	5.32	5.89	6.18	5.32	6.08	5.28	5.18	5.58	5.60	5.63	5.35	6.49	4.78	○
8.5～9.4	4.62	4.56	4.49	5.68	4.04	4.73	4.19	4.74	4.59	4.57	4.62	4.51	5.65	3.59	○
9.5以上	12.69	13.60	15.69	14.56	13.38	11.71	11.55	13.55	12.81	12.15	13.18	13.87	16.22	10.13	○

第6表 棄却檢定表 (風向) (標高70m)

檢定年：敷地内A点 (標高70m, 地上高10m) 2012年1月~2012年12月
 統計期間：敷地内A点 (標高70m, 地上高10m) 2002年1月~2011年12月 (%)

統計年 風向	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均值	檢定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	6.78	6.42	4.08	4.87	6.19	7.63	7.40	7.86	6.30	6.35	6.39	6.73	9.19	3.58	○
NNE	3.72	3.90	2.58	4.16	2.76	2.82	2.98	2.21	2.09	2.52	2.97	2.50	4.67	1.27	○
NE	3.58	3.15	2.49	3.22	4.67	4.19	4.66	3.60	3.09	3.05	3.56	3.24	5.29	1.84	○
ENE	6.15	5.46	5.00	5.69	7.48	5.44	6.40	5.78	5.53	4.50	5.74	6.13	7.67	3.81	○
E	4.48	5.99	5.23	6.04	6.99	5.45	6.57	6.57	5.96	5.06	5.83	6.23	7.67	3.98	○
ESE	2.67	2.81	2.30	3.21	2.83	2.33	2.46	2.68	2.72	1.66	2.57	2.41	3.56	1.59	○
SE	4.61	5.99	5.17	5.05	6.44	5.02	5.92	6.12	5.43	4.80	5.45	6.49	6.93	3.97	○
SSE	1.67	1.97	2.19	1.91	2.13	1.86	1.97	2.18	1.58	1.90	1.93	2.19	2.41	1.46	○
S	2.91	2.47	3.16	2.68	3.01	3.34	3.36	3.91	3.48	3.80	3.21	5.18	4.31	2.12	×
SSW	7.84	6.91	7.98	6.65	5.27	6.86	5.62	7.31	7.31	7.15	6.91	7.45	8.97	4.84	○
SW	12.07	11.53	16.25	13.46	11.77	13.45	11.53	12.58	15.60	15.27	13.37	10.95	17.60	9.14	○
WSW	3.88	3.41	4.86	4.42	3.14	4.73	4.21	4.08	4.66	4.98	4.24	4.00	5.71	2.78	○
W	12.01	10.50	11.59	12.47	11.03	11.71	12.16	11.99	11.77	12.45	11.77	11.42	13.23	10.31	○
WNW	14.06	15.20	15.26	13.55	11.14	10.93	9.78	9.64	9.95	10.12	11.98	9.27	17.44	6.52	○
NW	5.19	6.01	5.09	5.40	6.27	7.41	6.59	6.55	7.30	8.19	6.38	7.52	8.81	3.95	○
NNW	2.99	2.89	2.09	2.04	2.28	3.09	2.34	2.09	2.55	2.24	2.46	2.43	3.40	1.52	○
CALM	5.40	5.37	4.69	5.17	6.60	3.76	6.04	4.87	4.66	5.96	5.23	5.86	7.17	3.28	○

第7表 棄却檢定表 (風速) (標高70m)

檢定年：敷地内A点 (標高70m, 地上高10m) 2012年1月～2012年12月
 統計期間：敷地内A点 (標高70m, 地上高10m) 2002年1月～2011年12月 (%)

統計年 風速(m/s)	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均值	檢定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0～0.4	5.40	5.37	4.69	5.17	6.60	3.76	6.04	4.87	4.66	5.96	5.23	5.86	7.17	3.28	○
0.5～1.4	34.04	34.09	31.73	33.29	38.00	35.73	40.82	38.53	37.30	39.08	36.20	38.52	43.16	29.25	○
1.5～2.4	29.75	28.20	28.64	30.49	28.23	31.70	29.52	28.47	30.39	28.80	29.44	30.05	32.21	26.68	○
2.5～3.4	16.45	16.81	17.14	16.74	14.32	16.95	13.26	15.18	15.24	15.79	15.81	15.76	18.85	12.76	○
3.5～4.4	8.41	8.58	9.44	8.46	7.54	7.88	6.84	7.66	7.47	6.76	7.92	6.46	9.89	5.95	○
4.5～5.4	3.59	4.06	4.72	3.68	3.46	2.55	2.14	3.42	3.35	2.35	3.35	2.30	5.23	1.47	○
5.5～6.4	1.28	1.81	2.25	1.42	1.34	0.97	1.02	1.26	1.17	0.99	1.36	0.71	2.31	0.41	○
6.5～7.4	0.65	0.66	0.86	0.56	0.35	0.30	0.27	0.41	0.33	0.18	0.46	0.21	0.97	-0.05	○
7.5～8.4	0.25	0.36	0.32	0.15	0.11	0.09	0.04	0.15	0.08	0.05	0.16	0.10	0.43	-0.11	○
8.5～9.4	0.11	0.05	0.16	0.02	0.03	0.03	0.04	0.03	0.00	0.01	0.05	0.03	0.17	-0.07	○
9.5以上	0.06	0.01	0.06	0.00	0.01	0.02	0.01	0.01	0.00	0.00	0.02	0.00	0.07	-0.03	○

第8表 棄却檢定表 (風向) (標高 175m)

檢定年：敷地内B点 (標高 175m, 地上高 71m) 2012年 1月～2012年 12月
 統計期間：敷地内B点 (標高 175m, 地上高 71m) 2002年 1月～2011年 12月 (%)

統計年 風向	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	檢定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	2.61	2.85	2.05	2.33	2.73	3.15	2.89	3.12	3.15	2.57	2.75	2.68	3.61	1.88	○
NNE	3.27	3.43	2.11	3.16	3.70	3.64	3.77	3.84	2.82	2.66	3.24	3.03	4.58	1.91	○
NE	7.31	7.60	4.20	6.63	7.85	8.08	9.13	7.12	5.48	6.41	6.98	7.41	10.29	3.67	○
ENE	6.50	7.58	5.73	6.35	7.88	6.27	6.40	6.37	6.55	5.90	6.56	6.66	8.16	4.95	○
E	5.25	5.99	5.47	5.56	7.59	5.32	6.49	6.23	5.29	4.69	5.79	5.99	7.75	3.84	○
ESE	2.70	3.53	2.97	3.35	3.43	2.63	3.06	3.55	3.25	2.67	3.12	3.32	3.97	2.26	○
SE	2.69	2.78	2.07	2.30	3.13	2.64	2.84	3.04	3.60	2.07	2.72	2.99	3.87	1.57	○
SSE	3.55	3.53	2.84	3.40	4.26	3.45	3.77	3.81	3.17	2.85	3.47	4.28	4.50	2.43	○
S	3.12	3.49	2.81	3.05	3.60	2.77	3.84	3.92	3.00	3.29	3.29	3.83	4.26	2.31	○
SSW	4.52	4.85	6.46	4.87	4.49	5.31	5.13	5.21	5.37	4.43	5.07	5.65	6.49	3.64	○
SW	7.77	8.00	11.13	8.44	6.85	8.42	7.01	8.03	10.79	9.54	8.59	7.46	12.06	5.13	○
WSW	6.31	4.59	6.04	5.21	4.99	5.07	4.58	4.74	5.96	6.00	5.35	4.34	6.92	3.77	○
W	8.24	6.35	9.38	7.96	6.86	8.03	7.68	8.11	9.40	9.59	8.15	7.21	10.70	5.61	○
WNW	15.11	14.49	17.51	18.32	13.32	14.88	12.86	14.19	13.60	15.58	14.98	14.76	19.16	10.80	○
NW	15.64	15.19	14.56	14.34	14.93	15.76	15.83	14.00	13.57	17.17	15.08	15.14	17.59	12.58	○
NNW	3.95	4.02	3.30	2.70	2.95	3.62	3.29	3.35	3.51	3.24	3.39	3.66	4.36	2.43	○
CALM	1.48	1.73	1.37	2.03	1.44	0.98	1.44	1.39	1.48	1.35	1.47	1.60	2.11	0.83	○

第9表 棄却檢定表 (風速) (標高 175m)

檢定年：敷地内B点 (標高 175m, 地上高 71m) 2012年 1月～2012年 12月
 統計期間：敷地内B点 (標高 175m, 地上高 71m) 2002年 1月～2011年 12月
 (%)

統計年 風速(m/s)	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	檢定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0～0.4	1.48	1.73	1.37	2.03	1.44	0.98	1.44	1.39	1.48	1.35	1.47	1.60	2.11	0.83	○
0.5～1.4	9.43	8.36	7.98	8.18	10.11	8.36	10.99	8.87	9.64	9.20	9.11	9.22	11.38	6.84	○
1.5～2.4	12.93	13.70	12.09	12.06	15.86	12.66	15.36	14.10	14.75	13.93	13.74	13.84	16.87	10.61	○
2.5～3.4	14.26	14.48	13.32	12.39	14.62	15.09	14.91	15.12	14.79	14.98	14.39	13.48	16.49	12.30	○
3.5～4.4	12.70	13.10	12.70	12.33	11.94	14.10	12.74	13.00	12.16	12.46	12.73	12.56	14.15	11.30	○
4.5～5.4	10.22	10.40	10.27	10.16	9.33	10.24	8.91	9.83	10.28	10.89	10.05	10.28	11.39	8.71	○
5.5～6.4	8.46	7.95	8.74	9.00	7.87	8.79	7.94	7.75	7.62	8.29	8.24	8.39	9.39	7.09	○
6.5～7.4	7.33	6.79	7.45	7.43	6.09	7.27	6.67	6.47	6.30	6.58	6.84	7.07	8.03	5.66	○
7.5～8.4	5.89	5.32	5.89	6.18	5.32	6.08	5.28	5.18	5.58	5.60	5.63	5.89	6.49	4.78	○
8.5～9.4	4.62	4.56	4.49	5.68	4.04	4.73	4.19	4.74	4.59	4.57	4.62	4.23	5.65	3.59	○
9.5以上	12.69	13.60	15.69	14.56	13.38	11.71	11.55	13.55	12.81	12.15	13.18	13.43	16.22	10.13	○

第10表 棄却檢定表 (風向) (標高 70m)

檢定年：敷地内A点 (標高 70m, 地上高 10m) 2012年 1月～2012年 12月
 統計期間：敷地内A点 (標高 70m, 地上高 10m) 2008年 1月～2018年 12月
 (%)

統計年 風向	2008	2009	2010	2011	2013	2014	2015	2016	2017	2018	平均値	檢定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	7.22	7.86	6.31	6.34	5.89	6.27	7.16	9.08	7.13	7.37	7.06	6.73	9.29	4.84	○
NNE	2.91	2.21	2.10	2.52	1.87	1.94	2.95	3.80	2.75	3.94	2.69	2.50	4.42	0.96	○
NE	4.46	3.60	3.10	3.04	3.13	3.13	4.16	3.12	3.22	2.60	3.36	3.21	4.60	2.03	○
ENE	6.10	5.78	5.53	4.49	5.27	4.81	5.42	7.19	7.02	7.61	5.92	6.13	8.40	3.45	○
E	6.33	6.57	5.96	5.05	6.49	5.67	5.63	3.86	4.18	2.71	5.27	6.23	8.31	2.22	○
ESE	2.37	2.68	2.72	1.66	2.61	1.93	2.55	2.14	2.14	1.77	2.27	2.41	3.18	1.35	○
SE	5.74	6.12	5.42	4.80	5.40	6.17	5.64	4.40	3.96	3.37	5.12	6.49	7.35	2.89	○
SSE	2.03	2.18	1.58	1.89	1.74	1.88	2.39	4.21	3.33	3.94	2.33	2.19	4.87	0.24	○
S	3.43	3.91	3.47	3.81	3.90	4.33	5.40	5.28	3.84	3.76	4.11	5.18	5.76	2.47	○
SSW	5.67	7.31	7.30	7.15	7.82	5.96	6.16	7.48	7.24	6.85	6.89	7.45	8.59	5.19	○
SW	11.88	12.58	15.58	15.29	13.35	15.46	15.41	14.38	17.20	14.90	14.58	10.95	18.36	10.80	○
WSW	4.21	4.08	4.66	4.97	4.37	6.68	8.01	6.54	7.15	7.16	5.78	3.99	9.26	2.29	○
W	12.67	11.99	11.75	12.46	12.67	12.80	9.68	9.20	10.69	9.21	11.32	11.42	14.84	7.80	○
WNW	10.04	9.64	9.94	10.11	9.61	8.59	6.23	6.42	7.47	10.98	8.90	9.28	12.83	4.98	○
NW	6.84	6.55	7.29	8.23	7.36	5.66	3.68	3.51	3.06	3.56	5.57	7.52	10.18	0.96	○
NNW	2.32	2.09	2.56	2.24	2.41	2.26	2.71	3.13	2.49	3.46	2.57	2.43	3.58	1.55	○
CALM	5.79	4.87	4.72	5.95	6.11	6.45	6.60	6.23	6.90	6.79	6.04	5.85	7.80	4.27	○

第11表 棄却檢定表 (風速) (標高70m)

檢定年：敷地内A点 (標高70m, 地上高10m) 2012年1月~2012年12月
 統計期間：敷地内A点 (標高70m, 地上高10m) 2008年1月~2018年12月

統計年 風速(m/s)	2008	2009	2010	2011	2013	2014	2015	2016	2017	2018	平均値	検定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0~0.4	5.79	4.87	4.72	5.95	6.11	6.45	6.60	6.23	6.90	6.79	6.04	5.85	7.80	4.27	○
0.5~1.4	39.84	38.53	37.31	39.13	40.87	39.27	40.79	37.24	37.29	37.71	38.81	38.51	42.15	35.47	○
1.5~2.4	29.60	28.47	30.35	28.81	28.15	29.73	30.07	31.11	29.23	30.07	29.56	30.04	31.72	27.40	○
2.5~3.4	13.84	15.18	15.22	15.79	14.06	15.21	14.84	14.97	15.68	14.57	14.92	15.76	16.42	13.42	○
3.5~4.4	7.23	7.66	7.46	6.74	6.97	6.22	5.89	6.19	6.87	6.79	6.81	6.47	8.17	5.45	○
4.5~5.4	2.25	3.42	3.35	2.35	2.50	2.22	1.49	2.52	2.49	2.41	2.50	2.30	3.82	1.19	○
5.5~6.4	1.05	1.26	1.17	0.99	0.95	0.63	0.27	1.07	1.01	0.99	0.94	0.71	1.62	0.26	○
6.5~7.4	0.31	0.41	0.33	0.18	0.28	0.21	0.03	0.49	0.40	0.41	0.31	0.21	0.63	-0.02	○
7.5~8.4	0.05	0.15	0.08	0.05	0.09	0.03	0.01	0.17	0.09	0.19	0.09	0.10	0.23	-0.05	○
8.5~9.4	0.03	0.03	0.00	0.01	0.02	0.01	0.00	0.01	0.04	0.05	0.02	0.03	0.06	-0.02	○
9.5以上	0.01	0.01	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.01	0.01	0.01	0.01	0.00	0.02	-0.01	○

第12表 棄却検定表 (風向) (標高 175m)

検定年：敷地内B点 (標高 175m, 地上高 71m) 2012年1月～2012年12月
 統計期間：敷地内B点 (標高 175m, 地上高 71m) 2008年1月～2017年1月まで
 敷地内A点 (標高 175m, 地上高 115m) 2017年1月～2018年12月まで
 (%)

風向	統計年	2008	2009	2010	2011	2013	2014	2015	2016	2017	2018	平均値	検定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
		上限		下限												
N		2.89	3.12	3.15	2.57	2.31	2.01	2.88	2.51	2.16	3.14	2.68	2.68	3.68	1.67	○
NNE		3.77	3.84	2.82	2.66	2.76	2.15	3.13	2.81	6.40	6.55	3.67	3.03	7.35	-0.02	○
NE		9.13	7.12	5.48	6.41	4.65	4.82	7.13	7.60	7.42	8.82	6.84	7.41	10.48	3.20	○
ENE		6.40	6.37	6.55	5.90	6.28	5.79	6.55	6.69	4.08	3.31	5.81	6.66	8.55	3.07	○
E		6.49	6.23	5.29	4.69	6.90	5.54	5.58	4.51	2.80	2.32	5.07	5.99	8.64	1.49	○
ESE		3.06	3.55	3.25	2.67	3.74	3.54	3.58	2.76	1.90	2.24	3.05	3.32	4.52	1.57	○
SE		2.84	3.04	3.60	2.07	3.34	2.74	2.70	1.95	2.96	2.93	2.82	2.99	4.02	1.62	○
SSE		3.77	3.81	3.17	2.83	3.39	4.20	3.31	3.43	2.02	3.44	3.42	4.28	4.34	2.29	○
S		3.84	3.92	3.00	3.29	3.07	2.89	3.06	3.63	3.37	3.70	3.37	3.83	4.27	2.48	○
SSW		5.13	5.21	5.37	4.43	3.93	3.57	4.50	5.21	8.18	7.42	5.27	5.65	8.73	1.82	○
SW		7.01	8.03	10.79	9.54	8.36	8.40	8.47	9.03	8.15	8.16	8.59	7.46	11.00	6.19	○
WSW		4.58	4.74	5.96	6.00	4.66	5.86	5.38	5.44	7.26	7.84	5.75	4.34	8.32	3.18	○
W		7.68	8.11	9.40	9.59	8.40	9.34	8.06	7.20	11.65	10.03	8.92	7.21	12.06	5.78	○
WNW		12.86	14.19	13.60	15.58	13.31	15.18	13.33	13.17	18.51	16.66	14.60	14.76	18.95	10.25	○
NW		15.83	14.00	13.57	17.17	19.01	18.30	16.79	17.80	8.33	8.49	14.98	15.14	24.12	5.84	○
NNW		3.29	3.35	3.51	3.24	4.33	3.86	3.74	5.26	2.70	3.78	3.71	3.66	5.37	2.05	○
CALM		1.44	1.39	1.48	1.35	1.55	1.74	1.82	1.01	1.53	1.15	1.45	1.60	2.02	0.87	○

第13表 棄却検定表 (風速) (標高 175m)

検定年：敷地内 B 点 (標高 175m, 地上高 71m) 2012 年 1 月～2012 年 12 月
 統計期間：敷地内 B 点 (標高 175m, 地上高 71m) 2008 年 1 月～2017 年 1 月まで
 敷地内 A 点 (標高 175m, 地上高 115m) 2017 年 1 月～2018 年 12 月まで
 (%)

統計年 風速(m/s)	2008	2009	2010	2011	2013	2014	2015	2016	2017	2018	平均値	検定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0～0.4	1.44	1.39	1.48	1.35	1.55	1.74	1.82	1.01	1.53	1.15	1.45	1.60	2.02	0.87	○
0.5～1.4	10.99	8.87	9.64	9.20	9.36	9.87	9.16	7.18	8.43	9.16	9.20	9.22	11.52	6.87	○
1.5～2.4	15.36	14.10	14.75	13.93	13.81	12.77	13.39	11.50	10.39	11.09	13.14	13.84	17.03	9.25	○
2.5～3.4	14.91	15.12	14.79	14.98	13.65	13.10	13.96	14.16	11.72	13.56	14.01	13.48	16.51	11.50	○
3.5～4.4	12.74	13.00	12.16	12.46	12.68	11.92	11.48	12.30	12.17	13.01	12.39	12.56	13.55	11.24	○
4.5～5.4	8.91	9.83	10.28	10.89	9.82	9.77	9.69	10.55	10.64	10.76	10.10	10.28	11.56	8.64	○
5.5～6.4	7.94	7.75	7.62	8.29	7.89	8.43	8.03	8.95	10.53	9.33	8.46	8.39	10.59	6.32	○
6.5～7.4	6.67	6.47	6.30	6.58	6.70	7.08	6.39	7.58	9.30	8.85	7.17	7.07	9.70	4.65	○
7.5～8.4	5.28	5.18	5.58	5.60	5.73	6.03	5.81	6.82	7.17	6.67	5.98	5.89	7.58	4.37	○
8.5～9.4	4.19	4.74	4.59	4.57	4.76	5.01	5.02	5.77	5.89	5.74	5.02	4.23	6.40	3.63	○
9.5以上	11.55	13.55	12.81	12.15	14.06	14.28	15.25	14.19	12.24	10.68	13.10	13.43	16.48	9.71	○



第 1 図 気象観測設備配置図 (1/2)



第1図 気象観測設備配置図 (2/2)

(参考) F分布検定の計算方法について

気象データの代表性はF分布検定法を用いて評価している。F分布検定法は、正規分布をなす母集団から取り出した標本のうち、不良標本と見られるものを X_0 、その他のものを X_1, X_2, \dots, X_n とした場合、 X_0 を除く他の n 個の標本の平均を $\bar{X} = \sum_{i=1}^n (X_i \times 1/n)$ として、標本の分散からみて X_0 と \bar{X} との差が有意ならば X_0 を棄却とする方法である。F分布検定の計算方法を以下に示す。

(1) 風向別、風速階級別で年単位に出現回数を求める。

(2) (1) のデータを基に、次の計算をする。

$$\text{[平均値]} \quad \bar{X} = \sum_{i=1}^n (X_i \times 1/n)$$

$$\text{[分散]} \quad S^2 = \sum_{i=1}^n (X_i - \bar{X})^2 / n$$

$$\text{[標準偏差]} \quad S = \sqrt{\sum_{i=1}^n (X_i - \bar{X})^2 / n}$$

$$\text{[F値]} \quad F_0 = \frac{(n-1) \cdot (X_0 - \bar{X})^2}{(n+1) \cdot s^2}$$

$$\text{[棄却限界値]} \quad X_0 = \bar{X} \pm S \sqrt{\frac{(n+1)}{(n-1)} \cdot F_{n-1}^1(\alpha)}$$

(全統計年の標準偏差に判断の誤りの偏差で重みづけした値)

X_i : 年別出現回数

n : 統計年数

X_0 : 検定年の出現回数

$F_{n-1}^1(\alpha)$: 有意水準 (危険率) α に対する F 値

有意水準 (危険率) α : 5%

(棄却限界値を超え異常と判断した時に、その判断が誤っている確率)

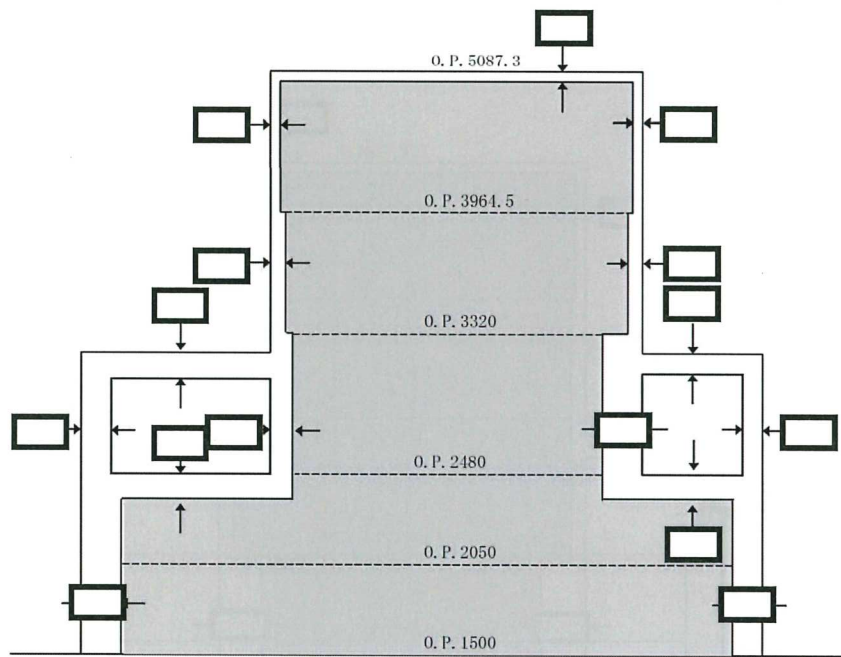
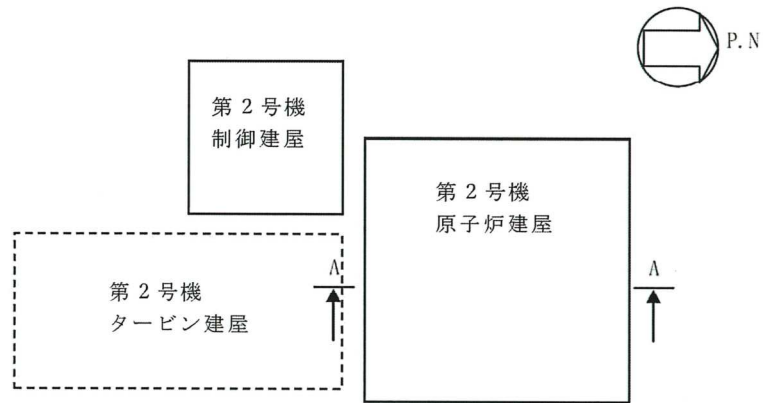
$$n=10 \text{ の場合} \quad F_{n-1}^1(0.05) = 5.12$$

(3) F_0 と $F_{n-1}^1(\alpha)$ を比較し検定する。

$F_0 \geq F_{n-1}^1(\alpha)$ なら異常年として棄却し、 $F_0 < F_{n-1}^1(\alpha)$ なら採択する。なお、 $F_0 < F_{n-1}^1(\alpha)$ は $\bar{X} - S \sqrt{\frac{(n+1)}{(n-1)} \cdot F_{n-1}^1(\alpha)} < X_0 < \bar{X} + S \sqrt{\frac{(n+1)}{(n-1)} \cdot F_{n-1}^1(\alpha)}$ と同義である。

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、
グランドシャインガンマ線評価モデルについて

原子炉建屋原子炉棟からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線評価は、原子炉建屋外壁（二次遮蔽）及び中央制御室遮蔽の遮蔽効果を考慮し評価している。また、グランドシャインガンマ線評価は、大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質を線源とし、線源は地表面に均一分布しているものとする。各評価モデルを第1図～第5図に示す。



線源範囲

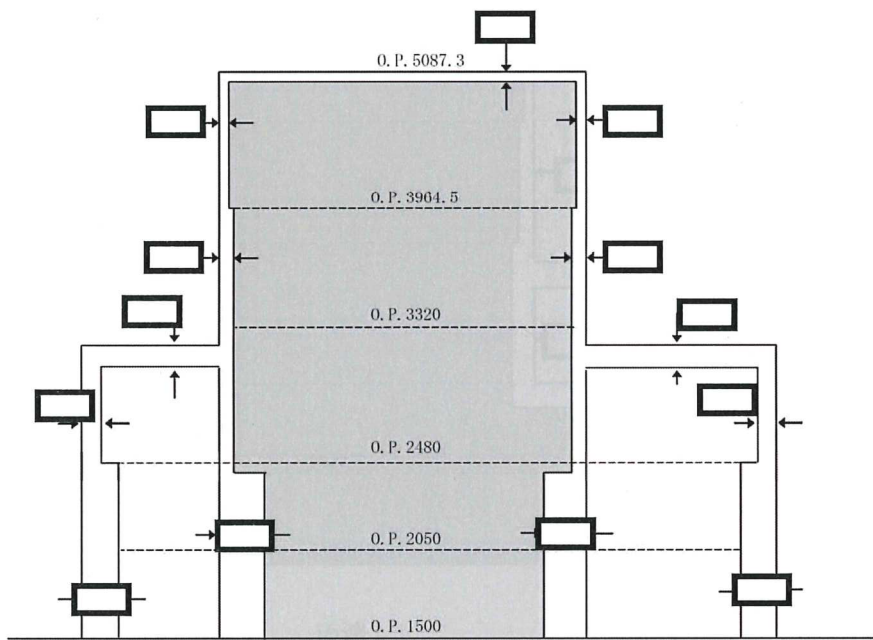
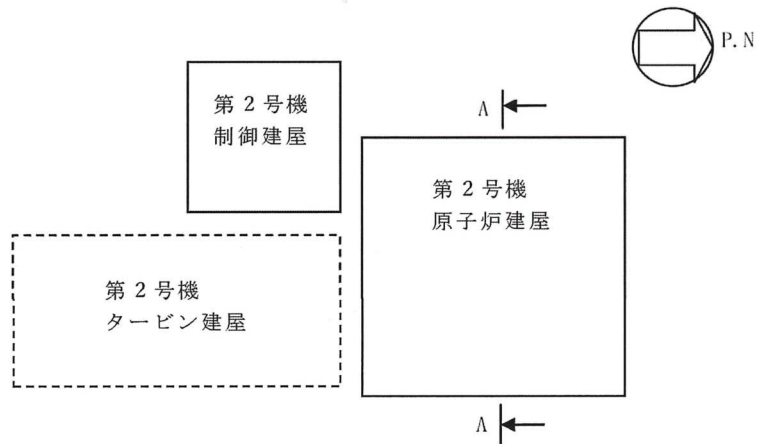
A-A 断面

単位：cm

注：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（-5mm）を引いた値を適用

第1図 直接ガンマ線評価モデル（原子炉建屋）（1/2）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



線源範囲

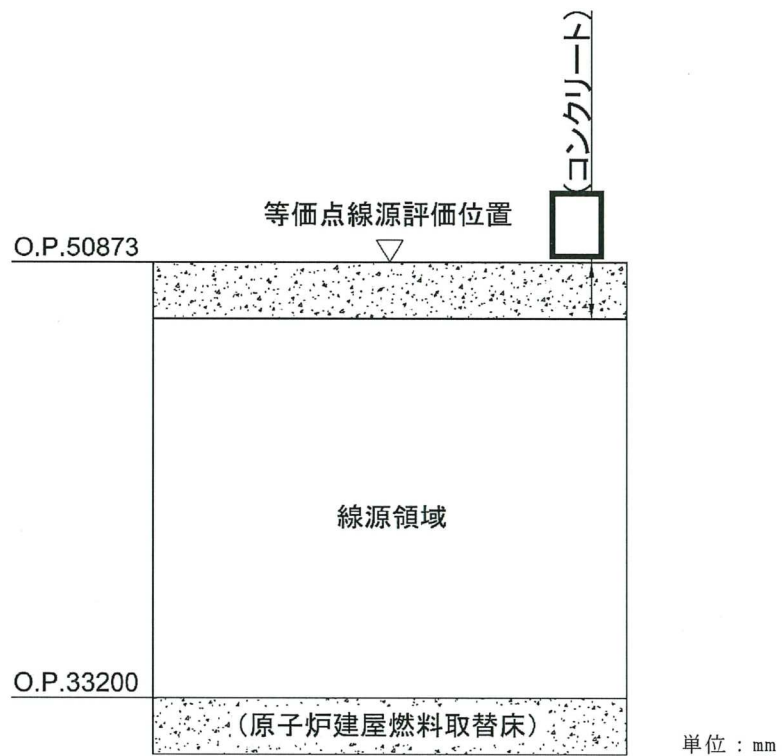
A-A 断面

単位 : cm

注 : 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 (-5mm) を引いた値を適用

第1図 直接ガンマ線評価モデル (原子炉建屋) (2/2)

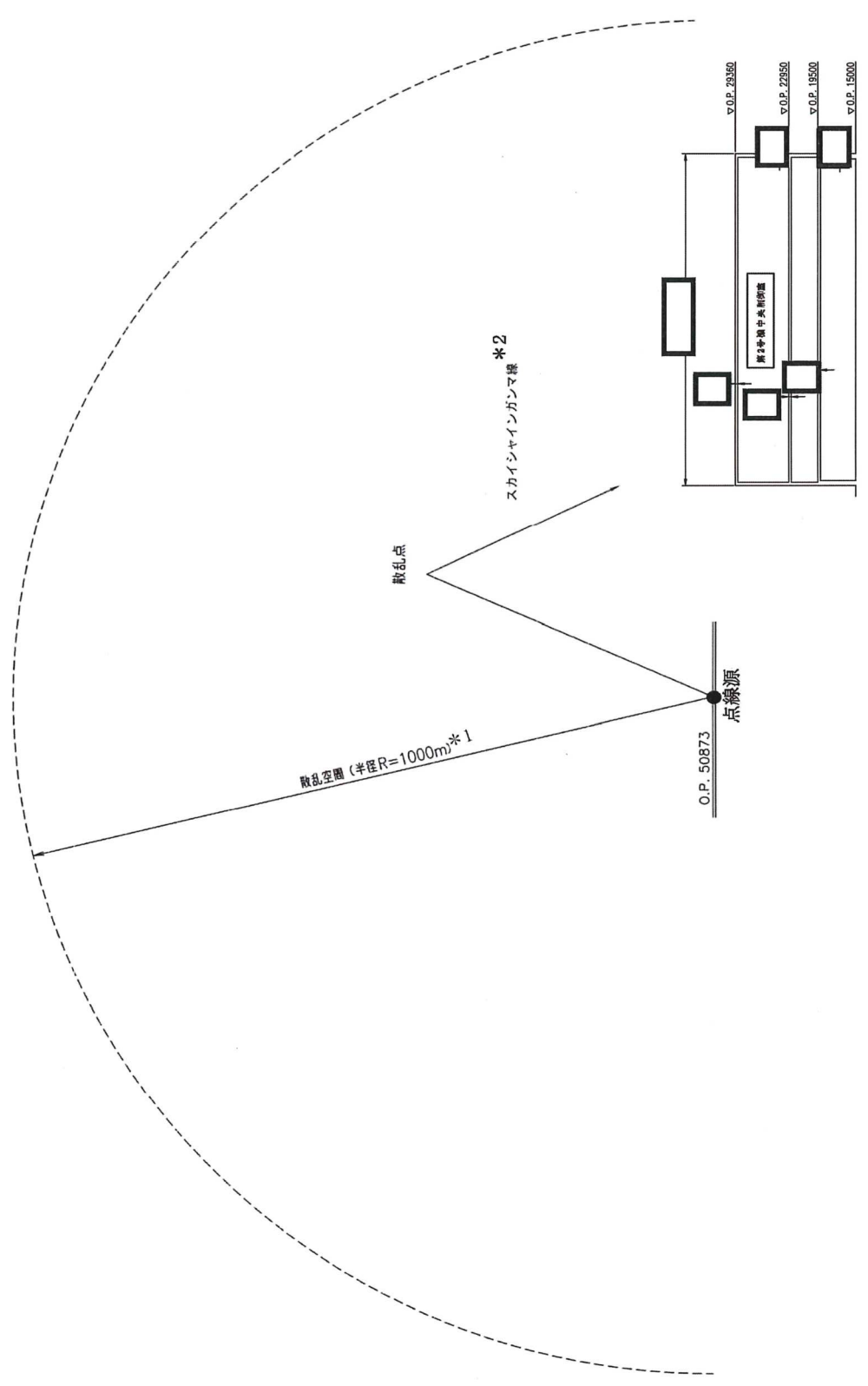
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



線源計算モデル (ANISN コードの計算モデル)

第 2 図 スカイシャインガンマ線評価モデル (原子炉建屋) (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

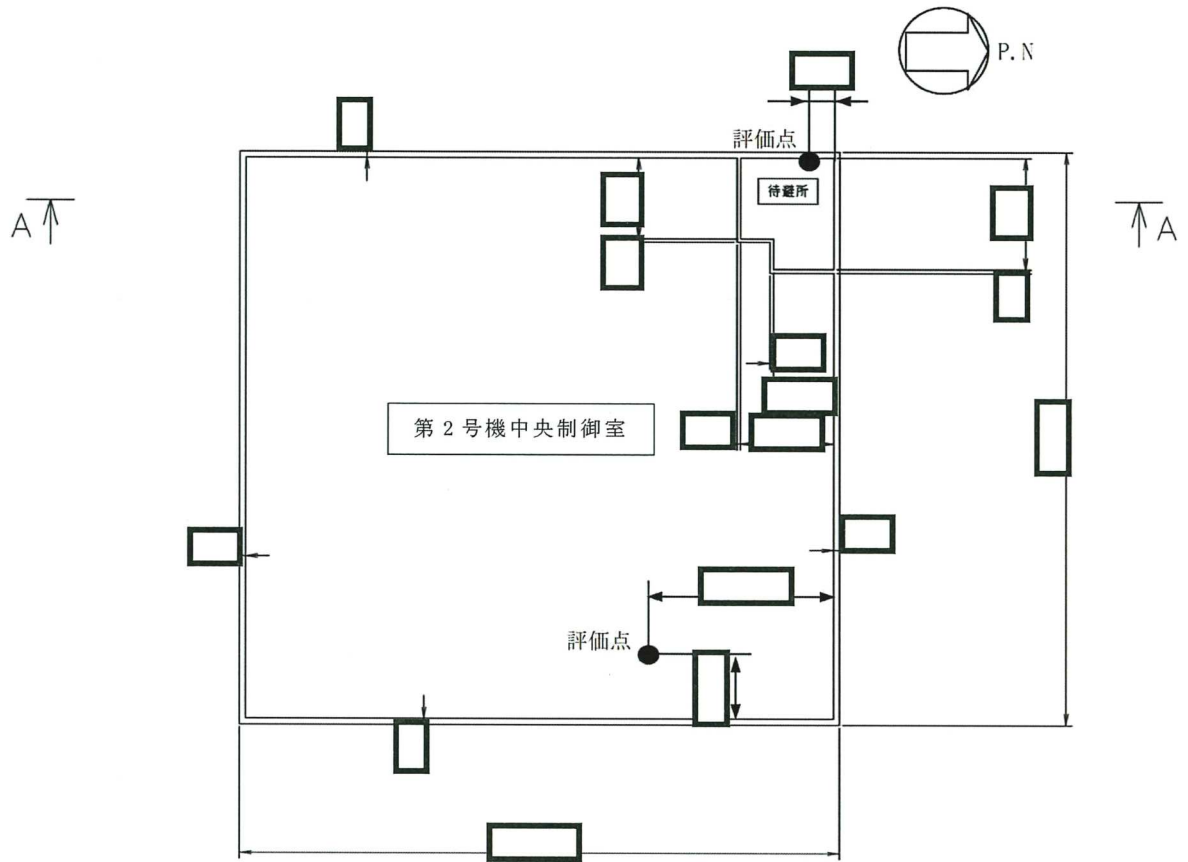


単位：mm
 注記*1：散乱空間は原子炉建屋から制御建屋までを包絡する距離として設定
 *2：本評価モデルはスカイシャインガンマ線の評価モデル

散乱計算モデル (G33-GP2R コードの計算モデル)

第2図 スカイシャインガンマ線評価モデル (原子炉建屋) (2/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

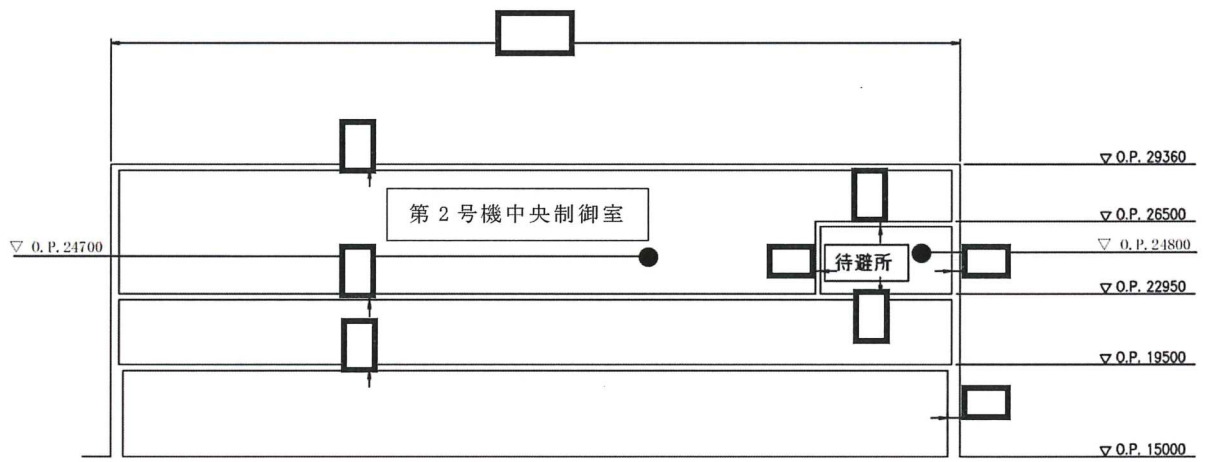


単位:mm

注：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（-5mm）を引いた値を適用

第3図 直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線評価モデル（制御建屋）（1/2）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



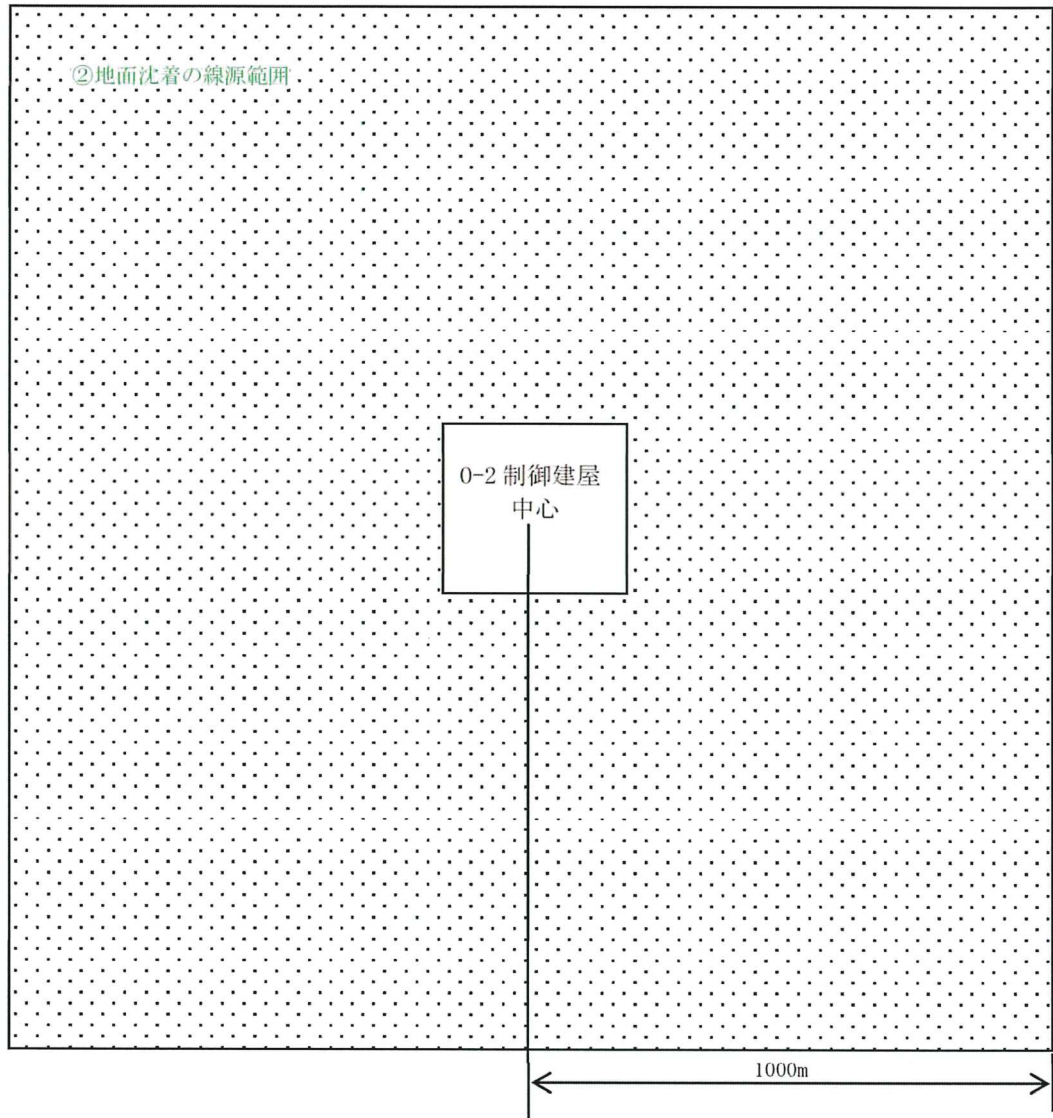
A-A 断面図

単位：mm

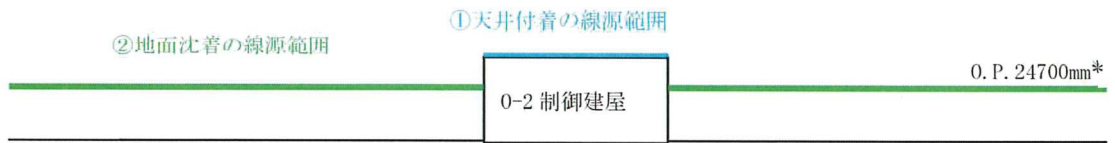
注：評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差（-5mm）を引いた値を適用

第3図 直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線評価モデル（制御建屋）（2/2）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



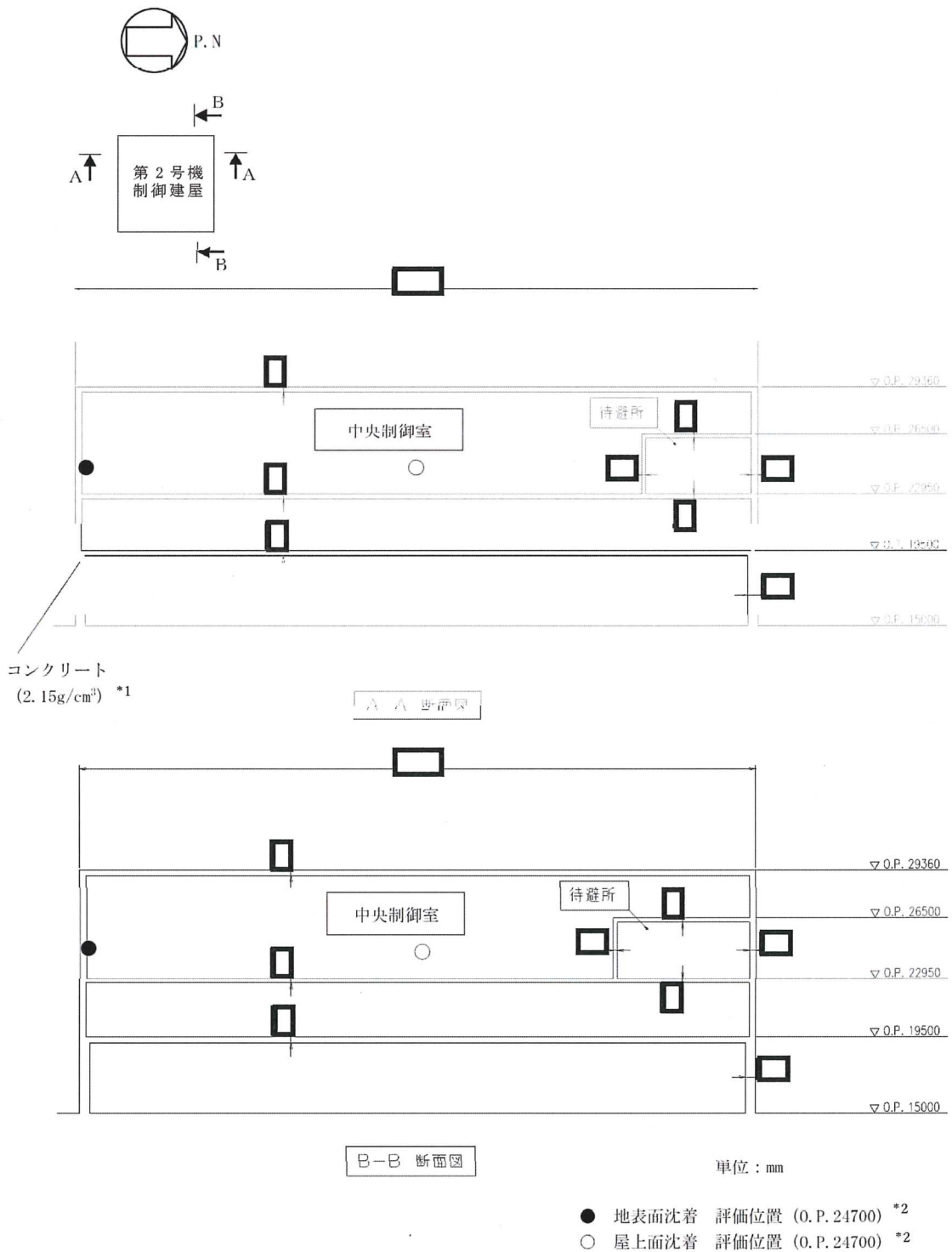
【平面図】



【断面図】

注記 中央制御室内を評価する際の線源範囲の高さを表す。待避所内を評価する際は O. P. 24800mm とする。

第4図 グランドシャインガンマ線評価モデル

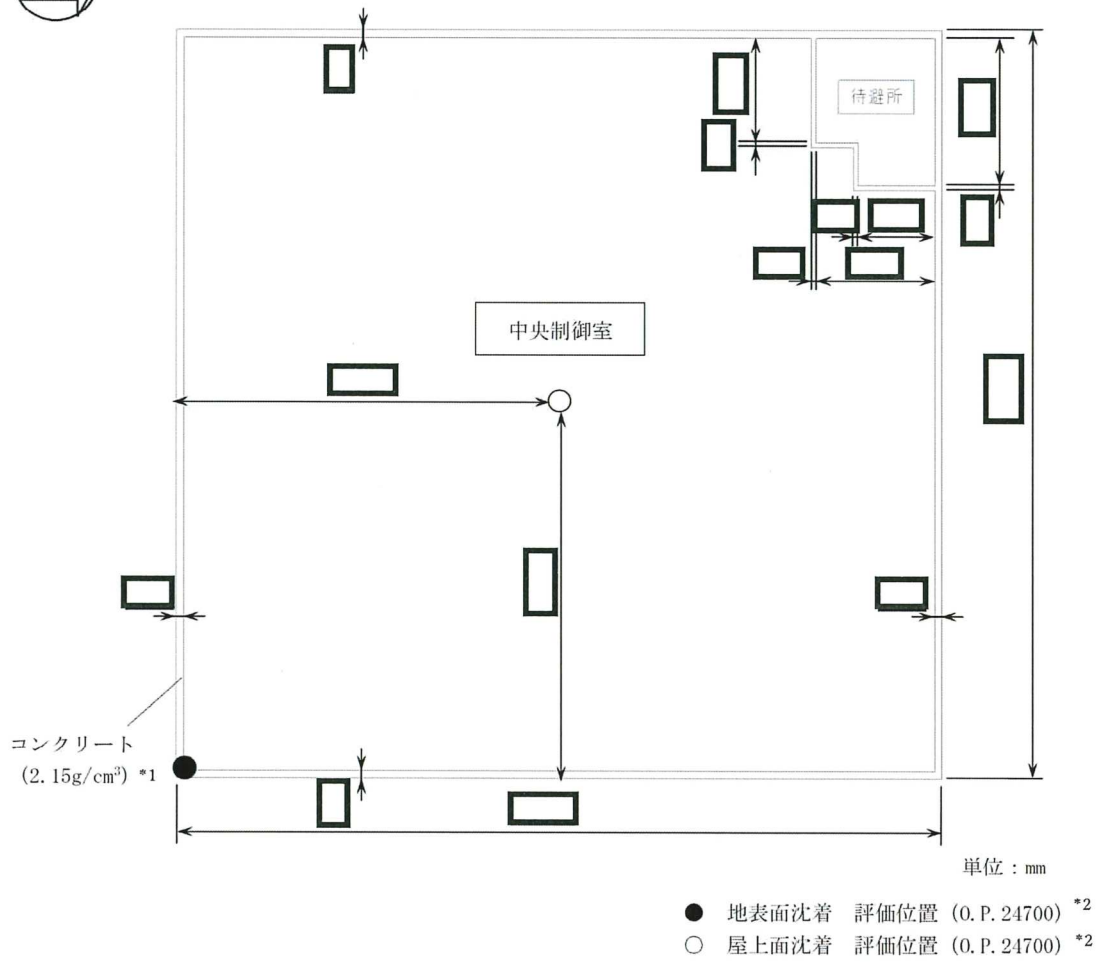


注記*1： 評価モデルはコンクリートの施工誤差を考慮して設定

*2： 床面（フリーアクセスフロア）から1.2mの高さ

第5図 グランドシャインガンマ線評価点位置（中央制御室滞在時）（1/4）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

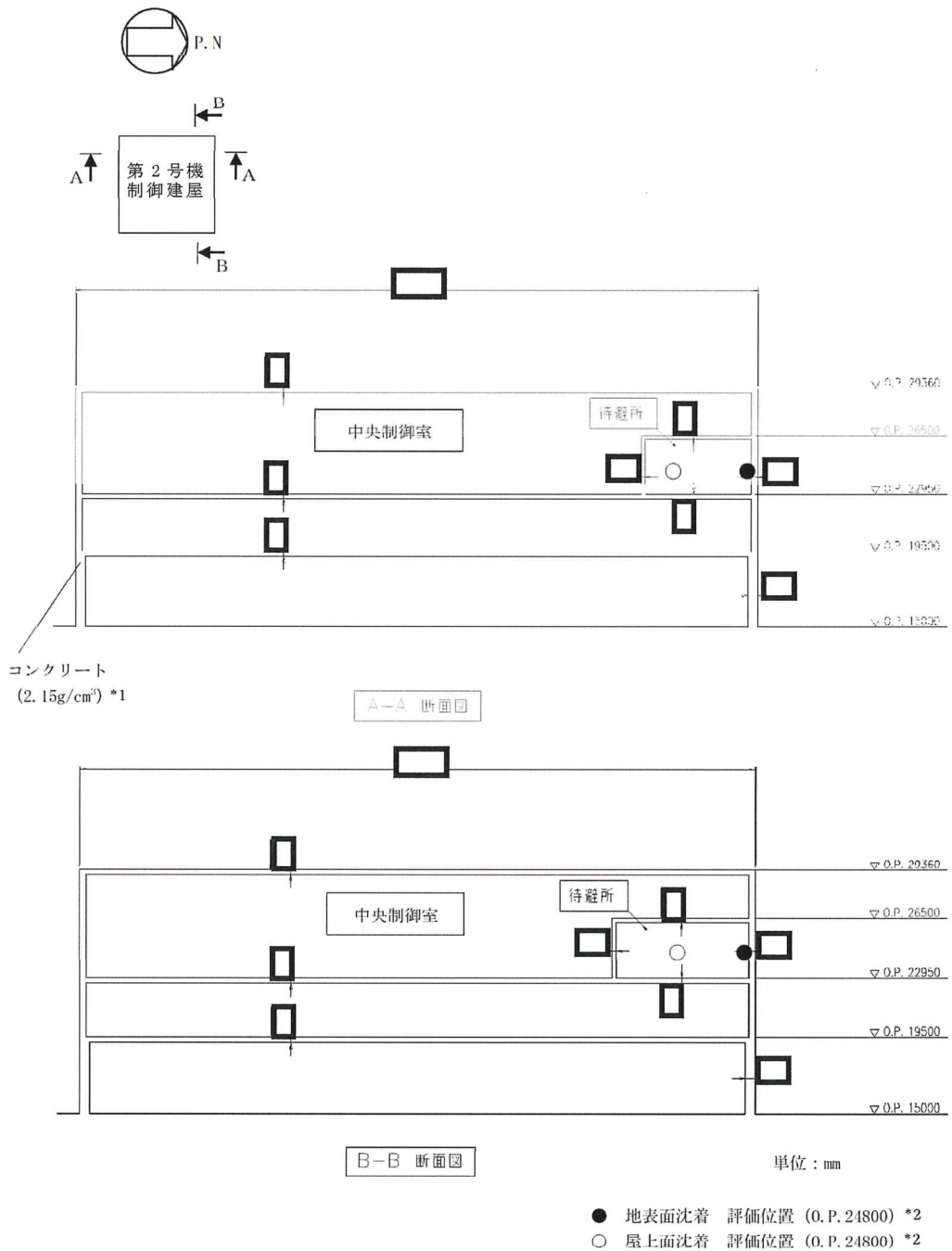


注記*1 : 評価モデルはコンクリートの施工誤差を考慮して設定

*2 : 床面 (フリーアクセスフロア) から 1.2m の高さ

第 5 図 グランドシャインガンマ線評価点位置 (中央制御室滞在時) (2/4)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

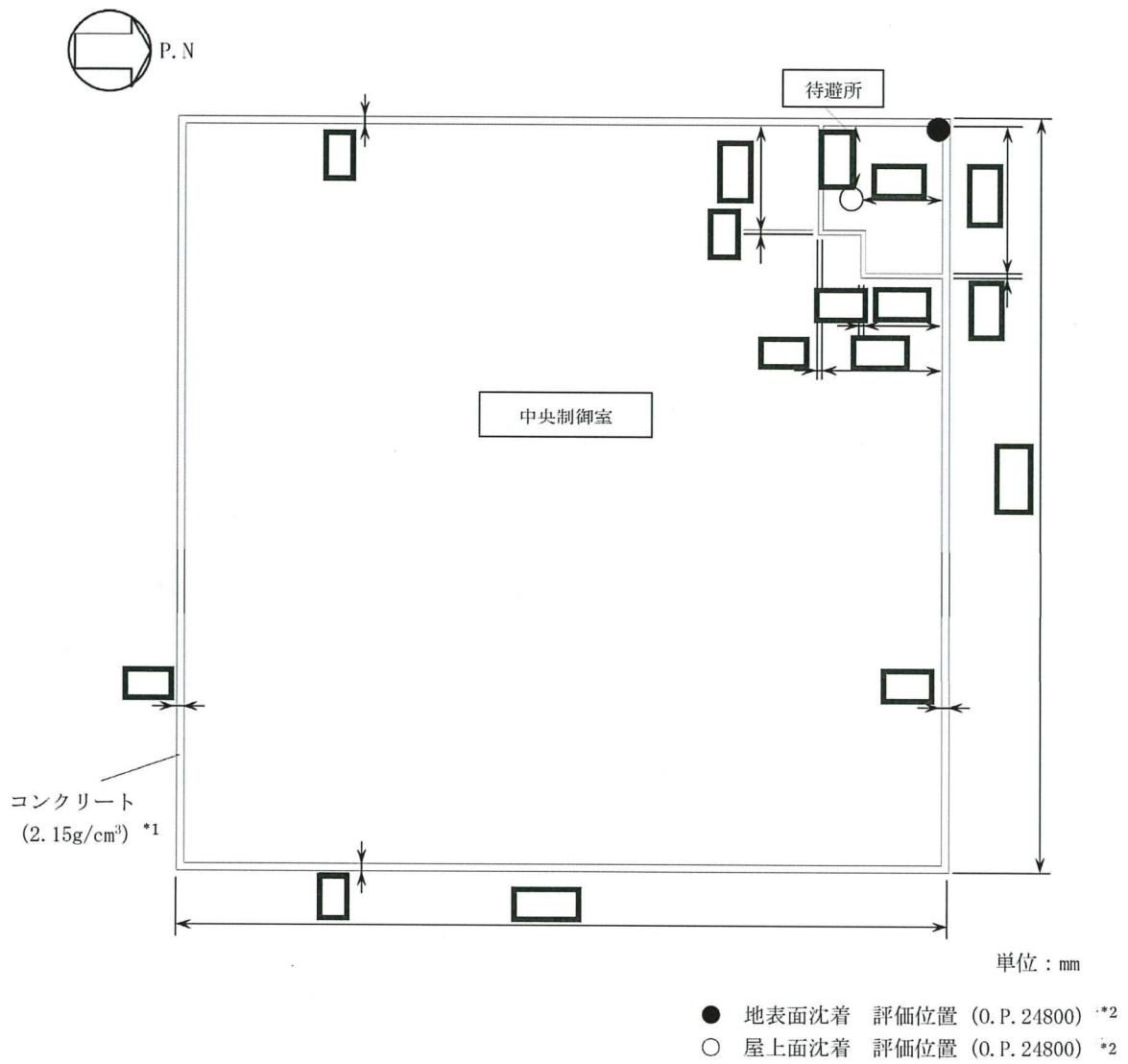


注記*1： 評価モデルはコンクリートの施工誤差を考慮して設定

*2： 床面（フリーアクセスフロア）から1.2mの高さ

第5図 グランドシャインガンマ線評価点位置（中央制御室待避所滞在時）（3/4）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



注記*1： 評価モデルはコンクリートの施工誤差を考慮して設定

*2： 床面（フリーアクセスフロア）から1.2mの高さ

第5図 グランドシャインガンマ線評価点位置（中央制御室待避所滞在時）（4/4）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

ベント弁開操作時の作業員の被ばく評価における評価条件について

ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価においては、サブプレッションチェンバ（以下「S/C」という。）からのベントを行う場合及びドライウエル（以下「D/W」という。）からのベントを行う場合について評価を行っている。それぞれの評価条件の違いについて以下に示す。

1. 放出量評価における評価条件の違い

放出量評価における S/C ベント，D/W ベントの条件の違いは，原子炉格納容器の除去効果であり，その違いは第 1 表に示すとおりである。

第 1 表 放出量評価条件の違い

項 目		評価条件	
		S/C	D/W
原子炉格納容器内での除去効果 (無機よう素)		サブプレッション プールでのスク ラビングによる 除去効果：5	サブプレッション プールでのスク ラビングによる 除去効果：考慮し ない
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	約 2.2×10^{-2}	約 2.2×10^{-2}
	よう素類	約 8.3×10^{-4}	約 8.3×10^{-4}
	Cs類	約 3.1×10^{-6}	約 3.1×10^{-6}
	Te類	約 6.3×10^{-7}	約 6.3×10^{-7}
	Ba類	約 2.5×10^{-7}	約 2.5×10^{-7}
	Ru類	約 3.1×10^{-8}	約 3.1×10^{-8}
	La類	約 2.5×10^{-9}	約 2.5×10^{-9}
原子炉格納容器フィルタベ ント系フィルタ装置への放 出割合	希ガス類	約 9.5×10^{-1}	約 9.5×10^{-1}
	よう素類	約 3.0×10^{-2}	約 3.3×10^{-2}
	Cs類	約 1.2×10^{-6}	約 3.2×10^{-4}
	Te類	約 2.4×10^{-7}	約 6.4×10^{-5}
	Ba類	約 9.4×10^{-8}	約 2.6×10^{-5}
	Ru類	約 1.2×10^{-8}	約 3.2×10^{-6}
	La類	約 9.4×10^{-10}	約 2.6×10^{-7}
Ce類	約 2.4×10^{-9}	約 6.4×10^{-7}	

2. 被ばく評価条件の違い

S/C ベント, D/W ベント実施に伴う作業のうち, 原子炉格納容器第一隔離弁開操作については S/C ベント, D/W ベントでアクセスルート及び作業場所に違いがあるため, 被ばく評価における評価点をそれぞれ設定しており, 評価条件に違いがあるが, 大気拡散評価においては S/C ベント, D/W ベントで共通の評価点で代表させている。また, 原子炉格納容器第二隔離弁開操作, ベントの準備, 実施, 継続中, 停止に係るその他作業については S/C ベント, D/W ベントでアクセスルート及び作業場所は同じであり評価条件の違いはない。

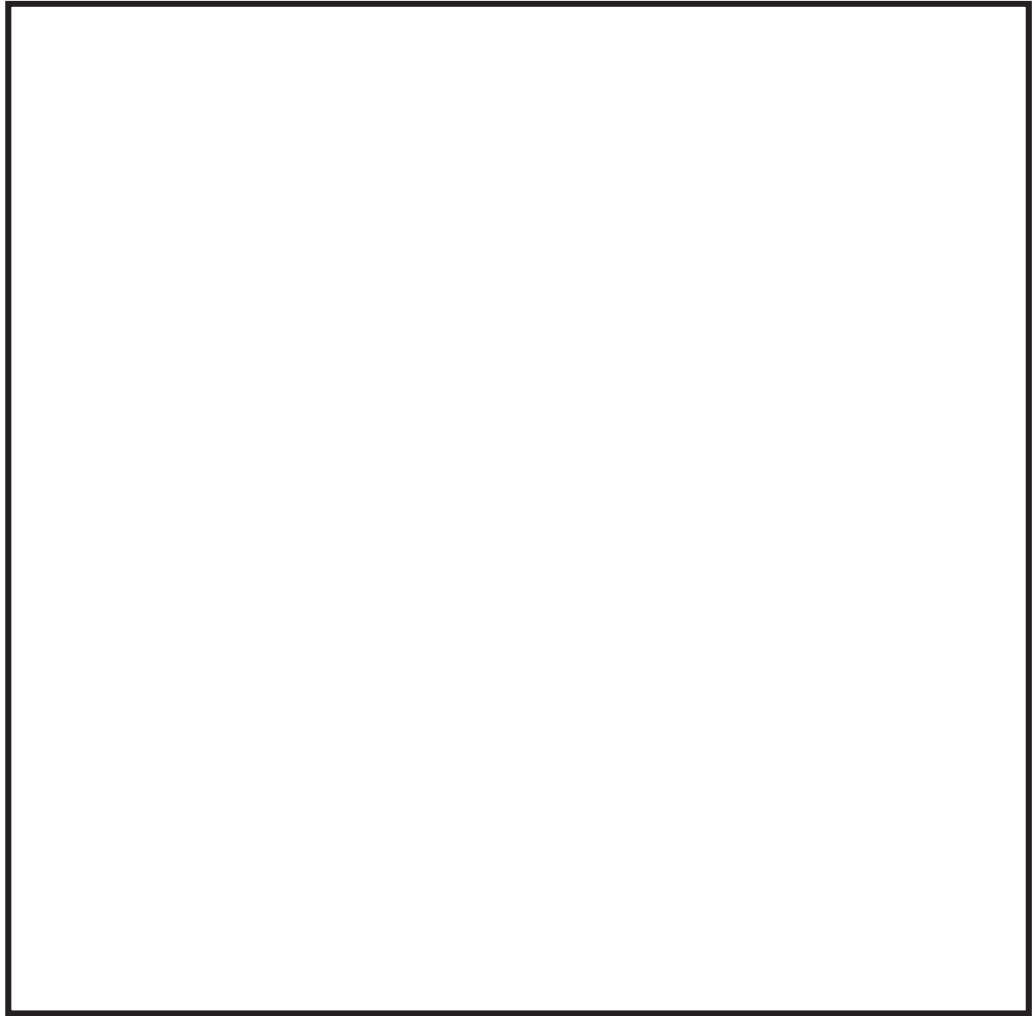
(1) 大気拡散条件

S/C ベント, D/W ベントにおける原子炉格納容器第一隔離弁開操作時の被ばく評価に係る大気拡散評価条件を第 2 表に, 大気拡散評価の評価点を第 1 図に示す。

第 2 表 大気拡散評価

項目		評価条件		備考		
		S/C	D/W			
原子炉格納容器第一隔離弁開操作	移動時	原子炉格納容器 フィルタベント系 排気管	χ / Q (s/m ³)	約 9.5 × 10 ⁻⁴	屋内作業場所への移動経路は全て原子炉建屋内であるため, 移動中の被ばくは屋内作業場所における評価で代表させる。	
			D/Q (Gy/Bq)	約 6.7 × 10 ⁻¹⁸		約 6.7 × 10 ⁻¹⁸
	原子炉建屋 ブローアウトパネル (原子炉建屋漏えい)	χ / Q (s/m ³)	約 1.9 × 10 ⁻³	約 1.9 × 10 ⁻³		
		D/Q (Gy/Bq)	約 7.0 × 10 ⁻¹⁸	約 7.0 × 10 ⁻¹⁸		
	排気筒	χ / Q (s/m ³)	約 2.9 × 10 ⁻⁶	約 2.9 × 10 ⁻⁶		
		D/Q (Gy/Bq)	約 1.2 × 10 ⁻¹⁹	約 1.2 × 10 ⁻¹⁹		
	作業時	原子炉格納容器 フィルタベント系 排気管	χ / Q (s/m ³)	約 9.5 × 10 ⁻⁴		約 9.5 × 10 ⁻⁴
			D/Q (Gy/Bq)	約 6.7 × 10 ⁻¹⁸		約 6.7 × 10 ⁻¹⁸
		原子炉建屋 ブローアウトパネル (原子炉建屋漏えい)	χ / Q (s/m ³)	約 1.9 × 10 ⁻³		約 1.9 × 10 ⁻³
			D/Q (Gy/Bq)	約 7.0 × 10 ⁻¹⁸		約 7.0 × 10 ⁻¹⁸
排気筒		χ / Q (s/m ³)	約 2.9 × 10 ⁻⁶	約 2.9 × 10 ⁻⁶		
		D/Q (Gy/Bq)	約 1.2 × 10 ⁻¹⁹	約 1.2 × 10 ⁻¹⁹		

注記* : 原子炉格納容器第二隔離弁開操作については S/C ベント及び D/W ベントで作業場所は同じであり条件の違いはない。



第 1 図 大気拡散評価の評価点

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 原子炉格納容器フィルタベント系配管からの直接ガンマ線の遮蔽条件

S/C ベント，D/W ベントにおける原子炉格納容器第一隔離弁開操作時の原子炉格納容器フィルタベント系配管からの直接ガンマ線の評価点における遮蔽厚さ，配管からの距離の違いを第3表に，原子炉格納容器第一隔離弁開操作時の評価点を第2図及び第3図に示す。

第3表 遮蔽条件の違い*1

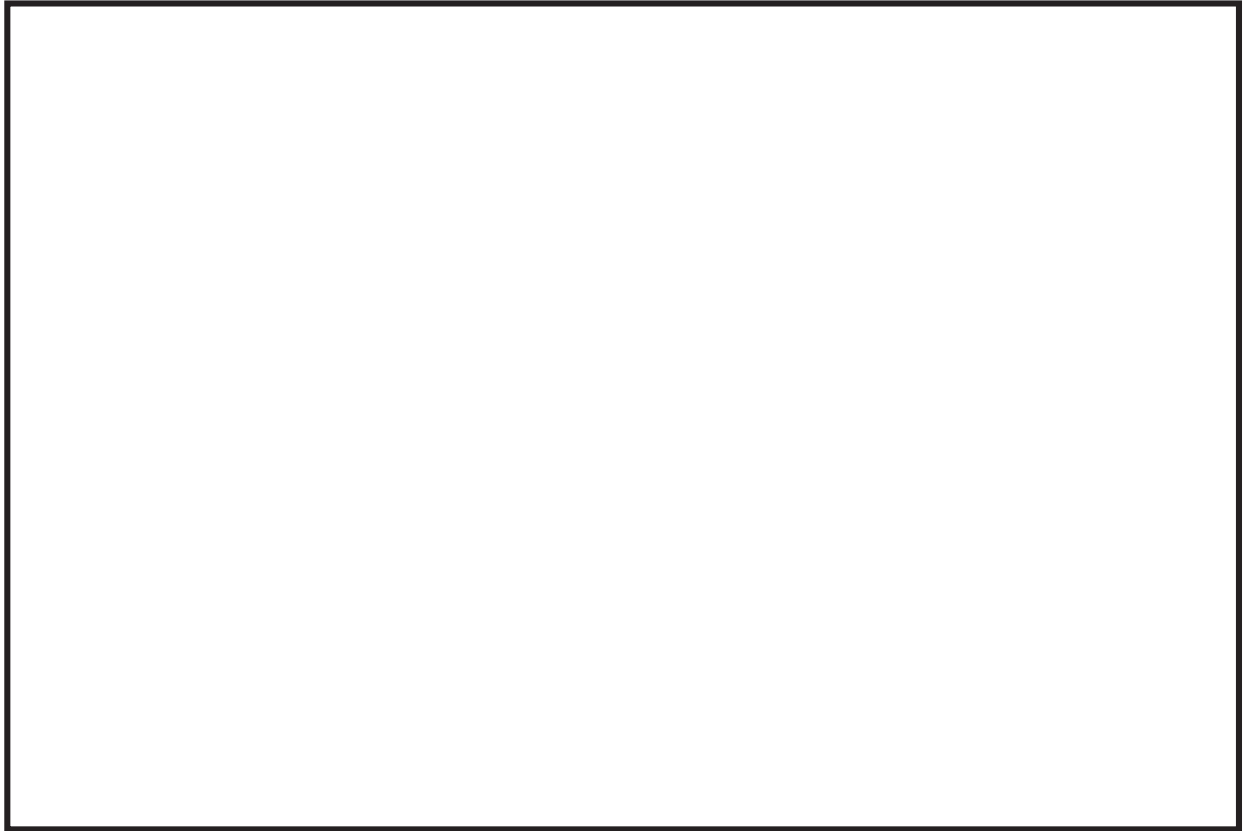
項目		配管位置	配管向き	遮蔽厚さ及び距離 (cm)	備考
遮蔽厚さ	S/Cベント	地下一階	上下方向	□ *2	移動時における評価条件は作業時と同じとする。 遮蔽厚は作業場所における最小厚さを設定する。
		地上一階	南北方向	□ *3	
		地上一階	東西方向		
		地上一階	上下方向		
	D/Wベント	地上一階	南北方向	□ *2	
		地上一階	東西方向		
		地上一階	上下方向		
		地上二階	南北方向		
地上二階		東西方向			
配管中心から評価点までの距離	S/Cベント	地下一階	上下方向	270	
		地上一階	南北方向	880	
		地上一階	東西方向	270	
		地上一階	上下方向	270	
	D/Wベント	地上一階	南北方向	880	
		地上一階	東西方向	270	
		地上一階	上下方向	270	
		地上二階	南北方向	180	
		地上二階	東西方向	180	

注記*1：原子炉格納容器第二隔離弁開操作についてはS/C及びD/Wで作業場所
は同じであり条件の違いはない。

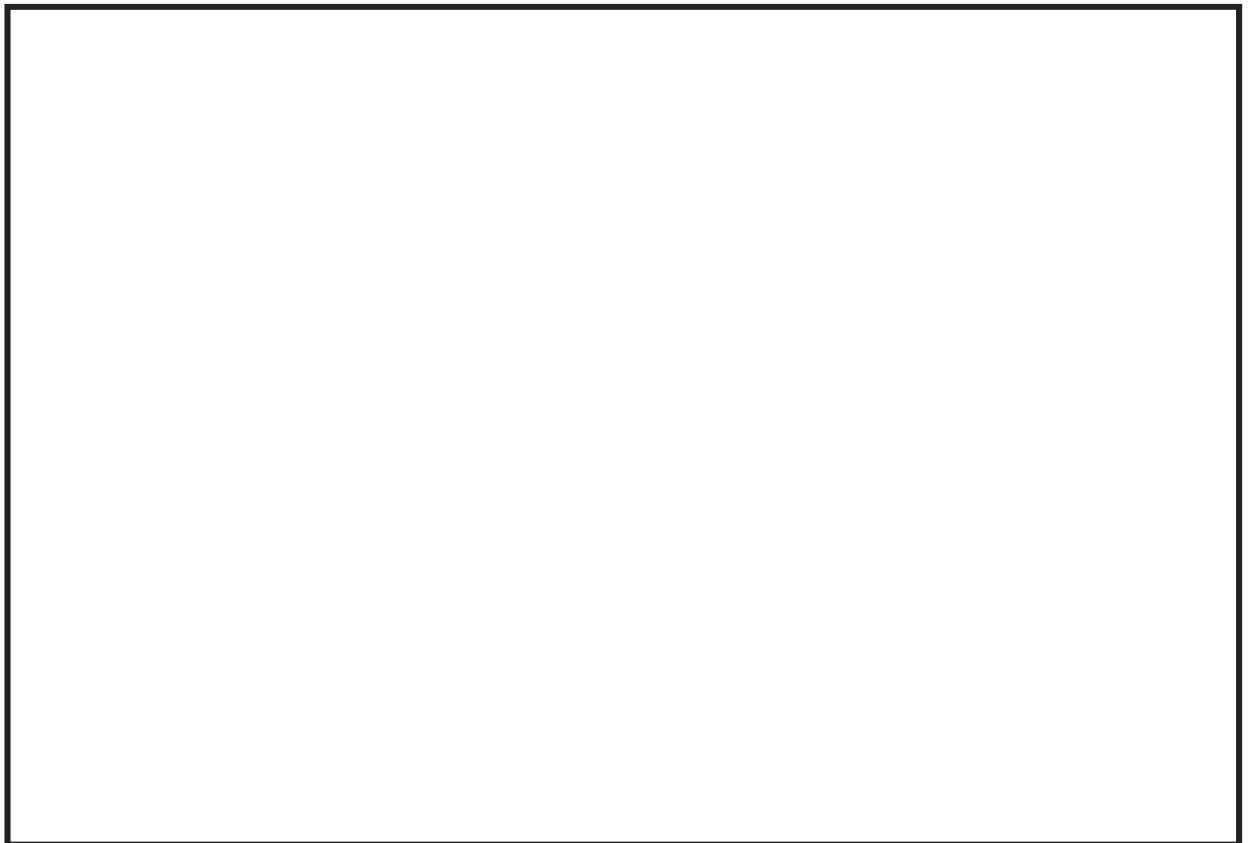
*2：原子炉建屋原子炉棟躯体一枚に対してマイナス側許容差を考慮

*3：原子炉建屋原子炉棟躯体二枚に対してマイナス側許容差を考慮

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 2 図 原子炉格納容器第一隔離弁開操作（S/C）の評価点



第 3 図 原子炉格納容器第一隔離弁開操作（D/W）の評価点

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。

3. 被ばく評価結果の違い

S/C ベント, D/W ベントにおける原子炉格納容器第一隔離弁開操作時の被ばく評価結果の違いを第4表に示す。

第4表 被ばく評価結果の違い

(単位: mSv/h)

被ばく経路	原子炉格納容器第一隔離弁 (サブプレッションチェンバベント用出口隔離弁)		
	作業時	屋内移動時 (中央制御室⇒作業場所)	屋内移動時 (作業場所⇒中央制御室)
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 6.6×10^{-6}	約 2.0×10^{-3}	約 6.6×10^{-6}
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	約 2.9×10^{-6}	約 1.4×10^{-10}
	内部被ばく	屋内に流入する放射性物質の影響に包絡される	
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^{-5}	約 3.0×10^{-5}	約 3.3×10^{-5}
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	外部被ばく	約 4.6×10^1	約 3.1×10^{-4}
	内部被ばく*	0	0
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 3.9×10^{-10}	ベント実施前の作業のため対象外	約 3.9×10^{-10}
原子炉格納容器フィルタ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 1.1×10^{-4}		約 1.1×10^{-4}
作業線量率	約 4.6×10^1	約 2.3×10^{-3}	約 1.4×10^2
作業時間及び移動時間	84分	6分	6分
作業員の実効線量 (作業時及び移動時)	約 6.5×10^1 mSv	約 2.3×10^{-4} mSv	約 1.4×10^1 mSv
作業員の実効線量 (合計)	約 7.8×10^1 mSv		

注記*: 自給式呼吸器の使用により内部被ばくはないものとする。

(単位: mSv/h)

被ばく経路	原子炉格納容器第一隔離弁 (ドライウエルベント用出口隔離弁)		
	作業時	屋内移動時 (中央制御室⇒作業場所)	屋内移動時 (作業場所⇒中央制御室)
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 6.7×10^{-6}	約 2.0×10^{-3}	約 6.7×10^{-6}
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	約 2.2×10^{-2}	約 1.5×10^{-6}
	内部被ばく	屋内に流入する放射性物質の影響に包絡される	
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^{-5}	約 3.0×10^{-5}	約 3.3×10^{-5}
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	外部被ばく	約 4.2×10^1	約 3.1×10^{-4}
	内部被ばく*	0	0
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 6.1×10^{-7}	ベント実施前の作業のため対象外	約 6.1×10^{-7}
原子炉格納容器フィルタ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 3.4×10^{-2}		約 3.4×10^{-2}
作業線量率	約 4.2×10^1	約 2.3×10^{-3}	約 1.2×10^2
作業時間及び移動時間	84分	6分	6分
作業員の実効線量 (作業時及び移動時)	約 5.9×10^1 mSv	約 2.3×10^{-4} mSv	約 1.2×10^1 mSv
作業員の実効線量 (合計)	約 7.1×10^1 mSv		

注記*: 自給式呼吸器の使用により内部被ばくはないものとする。

ベント実施に伴う現場作業の作業員の被ばく評価について

重大事故等時に原子炉格納容器フィルタベント系を使用した場合において、屋内外作業の作業員の実効線量が緊急作業時の線量限度である 100mSv 以下となることを以下のとおり確認した。

1. 可搬型窒素ガス供給装置の準備及び窒素供給操作の作業員の被ばく評価

可搬型窒素ガス供給装置の準備及び窒素供給操作における作業員の被ばく評価を以下のとおり行った。

(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。ベント後に実施する窒素供給操作については、サブ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被ばく評価を行った。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、第 1 図及び第 2 図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、第 1 表及び第 2 表に示すように、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。

屋内で実施する窒素供給操作に関して、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、第 3 表に示すとおり作業場所の空間体積と等価な半球状とし、半球の中心の線量を評価した。

内部被ばくについては、第 4 表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、第 4 表に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を行った。

原子炉格納容器フィルタベント系配管内（ベント時に放射性物質が流入する原子炉格納容器調気系配管及び耐圧強化ベント系配管を含む。）の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく、原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射

性物質からの直接ガンマ線による被ばく，原子炉建屋原子炉棟内等の放射性物質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被ばくについては第5表～第7表に示す原子炉建屋壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。フィルタベント系配管及びフィルタ装置の配置を第6図に示す。

c. 評価点

評価点は，第7図に示すとおりであり，可搬型窒素ガス供給装置の準備及び窒素供給操作の作業場所を評価点とする。アクセスルートの評価点は，作業場所と同じ評価点とする。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，被ばく線量を評価した。

d. 作業時間

可搬型窒素ガス供給装置の準備作業はベント前の事故発生約19時間後に実施し，窒素供給操作は原子炉格納容器フィルタベント開始10時間後に実施すると想定する。可搬型窒素ガス供給装置の準備は320分間（移動時間（往復）40分：作業時間280分）とする。また，窒素供給操作は21分間（移動時間（往復）12分：作業時間9分）とする。

(2) 評価結果

可搬型窒素ガス供給装置の準備作業における作業員の実効線量は約28mSvである。窒素供給操作について，サブプレッションチェンバからのベントを行う場合の作業員の実効線量は約0.19mSv，ドライウエルからのベントを行う場合の作業員の実効線量は約0.20mSv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，可搬型窒素ガス供給装置の準備及び窒素供給操作を行うことができることを確認した。実効線量の内訳を第8表及び第9表に示す。

2. 水源及び燃料確保の作業員の被ばく評価

水源及び燃料確保作業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，第3図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，第1表及び第2表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の評価を行った。

なお，内部被ばくについては，第4表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、第4表に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を行った。

原子炉建屋原子炉棟内等の放射性物質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、第7表に示す原子炉建屋原子炉棟外壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。

c. 評価点

評価点は、第7図に示すとおりであり、水源及び燃料確保の作業場所を評価点とする。アクセスルートの評価点は、作業場所と同じ評価点とする。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、被ばく線量を評価した。

d. 作業時間

水源の確保作業は事故発生約3時間40分後から開始し、作業時間は400分（移動時間（往復）40分＋作業時間6時間）とする。燃料の確保作業は事故発生約7時間後から開始し、燃料の給油準備の作業時間は155分（移動時間（往復）40分＋作業時間115分）とし、燃料給油の作業時間は60分（移動時間（往復）20分＋作業時間40分）とする。

(2) 評価結果

水源の確保における作業員の実効線量は約55mSv、燃料の確保における作業員の実効線量は約23mSv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100mSv以下であり、水源及び燃料の確保作業を行うことができることを確認した。実効線量の内訳を第10表及び第11表に示す。

3. フィルタ装置への水及び薬液補給の作業員の被ばく評価

原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置への水及び薬液の補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。

(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被ばく評価を行った。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、第4図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、第1表及び第2表に示すように、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の評価を行った。

なお、内部被ばくについては、第4表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、第4表に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を実施する。

原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく、原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく、原子炉建屋原子炉棟内等の放射性物質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被ばくについては第5表～第7表に示す原子炉建屋壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。フィルタベント系配管及びフィルタ装置の配置を第6図に示す。

c. 評価点

評価点は、第7図に示すとおりであり、フィルタ装置への水及び薬液補給の作業場所を評価点とする。アクセスルートの評価点は、作業場所と同じ評価点とする。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、被ばく線量を評価した。

d. 作業時間

フィルタ装置への水及び薬液補給はベントで放出された放射線雲の通過を想定して原子炉格納容器フィルタベント開始10時間後に実施すると想定する。フィルタ装置への水及び薬液補給の作業時間は610分（移動時間（往復）40分：作業時間570分）とする。

(2) 評価結果

フィルタ装置への水及び薬液補給について、サプレッションチェンバからのベントを行う場合の作業員の実効線量は約63mSv、ドライウェルからのベントを行う場合の作業員の実効線量は約63mSv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、フィルタ装置への水及び薬液補給作業を行うことができることを確認した。実効線量の内訳を第12表及び第13表に示す。

4. ベント停止に伴う隔離弁閉操作の作業員の被ばく評価

ベント停止に伴う隔離弁閉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。

ベント停止に伴う隔離弁閉操作として原子炉格納容器第一隔離弁（S/C ベント用出口隔離弁及びD/W ベント用出口隔離弁）及び原子炉格納容器第二隔離弁（FCVS ベントライン隔離弁(A)/(B)）の閉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

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被ばく評価を行った。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、第5図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、第1表及び第2表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。

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、第3表に示すとおり作業場所の空間体積と等価な半球状とし、半球の中心の線量を評価した。内部被ばくについては、第4表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、第4表に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を行った。

原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく、原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく、原子炉建屋原子炉棟内等の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばくについては第5表～第7表に示す原子炉建屋壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。フィルタベント系配管及びフィルタ装置の配置を第6図に示す。

c. 評価点

評価点は、第7図に示すとおりであり、ベント停止に伴う隔離弁閉操作の作業場所を評価点とする。アクセスルートの評価点は、作業場所と同じ評価点とする。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、被ばく線量を評価した。

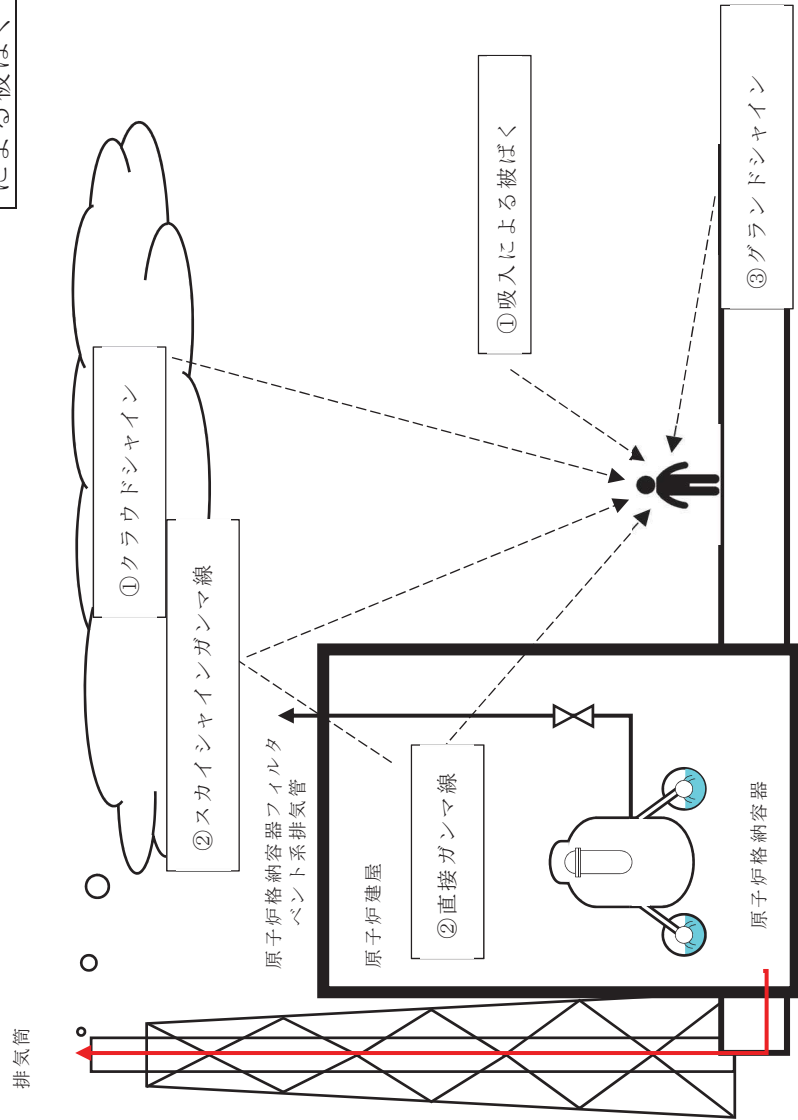
d. 作業時間

原子炉格納容器第二隔離弁（FCVS ベントライン隔離弁）の閉操作は、サプレッションチェンバ側及びドライウェル側共通で原子炉格納容器第二隔離弁の作業時間は66分（移動時間（往復）12分＋作業時間54分）とする。また、原子炉格納容器第一隔離弁（S/C ベント用出口隔離弁及びD/W ベント用出口隔離弁）の閉操作は、作業時間は96分（移動時間（往復）12分＋作業時間（原子炉格納容器第一隔離弁作業場所滞在）84分）とする。

(2) 評価結果

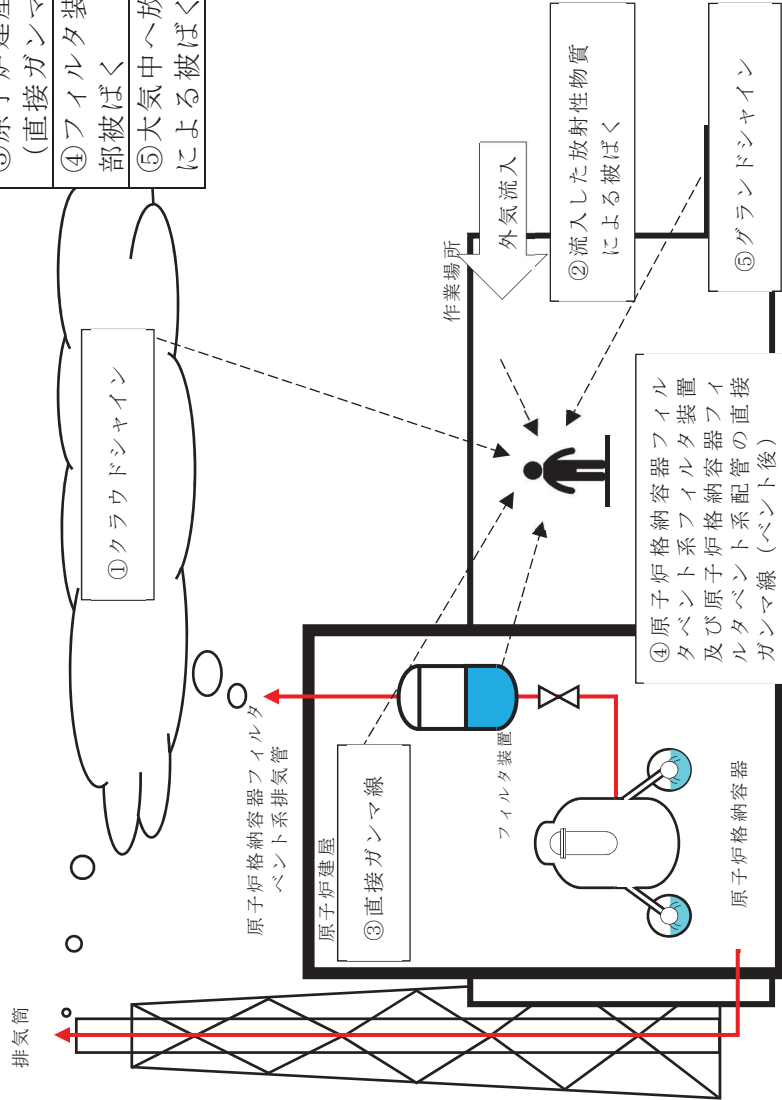
ベント停止に伴う隔離弁閉操作を手動で行う場合について、の作業員の被ばく評価結果は以下に示すとおりであり、サプレッションチェンバからのベントを行う場合の作業員の実効線量は、原子炉格納容器第二隔離弁（FCVS ベントライン隔離弁）の閉操作で約 0.59mSv、原子炉格納容器第一隔離弁（S/C ベント用出口隔離弁）の閉操作で約 0.85mSv となる。また、ドライウエルからのベントを行う場合の作業員の実効線量は、原子炉格納容器第二隔離弁（FCVS ベントライン隔離弁）の閉操作で約 0.62mSv、原子炉格納容器第一隔離弁（D/W ベント用出口隔離弁）の閉操作で約 0.90mSv となり、作業員の実効線量は緊急作業時の線量限度である 100mSv 以下であり、ベント停止に伴う隔離弁閉操作を手動で行うことができることを確認した。実効線量の内訳を第 14 表及び第 15 表に示す。

被ばく経路	
①	大気中へ放出された放射性物質による被ばく（クラウドシヤインによる外部被ばく及び吸入による内部被ばく、マスク着用に伴うDF=50を考慮）
②	原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による被ばく（直接ガンマ線及びスカイシヤインガンマ線による外部被ばく）
③	大気中へ放出された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（グラウンドシヤインによる外部被ばく）



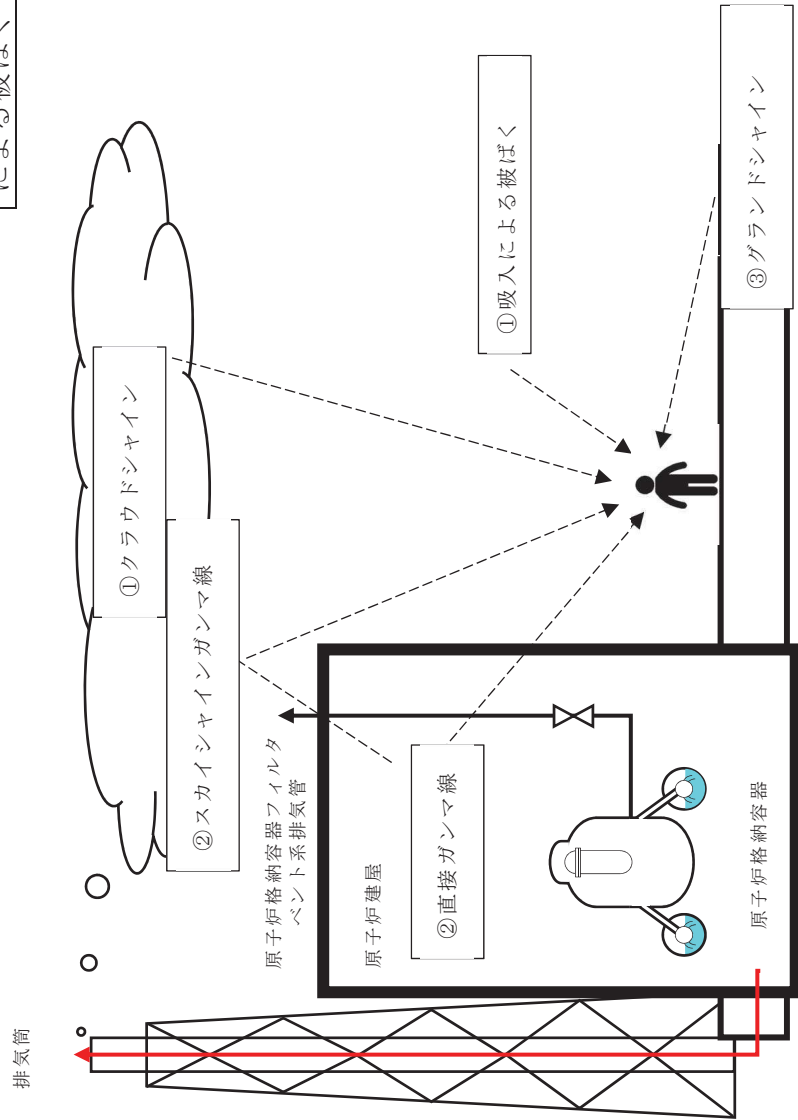
第1図 可搬型窒素ガス供給装置の準備に係る作業時の被ばく評価経路イメージ（屋外作業及び屋外移動時）

被ばく経路	
①	大気中へ放出された放射性物質からのガンマ線による被ばく (クラウドシャインによる外部被ばく)
②	外気から作業場所に流入した放射性物質による被ばく (作業場所内に浮遊している放射性物質による内部及び外部被ばく, マスク着用に伴うDF=50を考慮)
③	原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による被ばく (直接ガンマ線による外部被ばく)
④	フィルタ装置及び配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく
⑤	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 (グラウンドシャインによる外部被ばく)



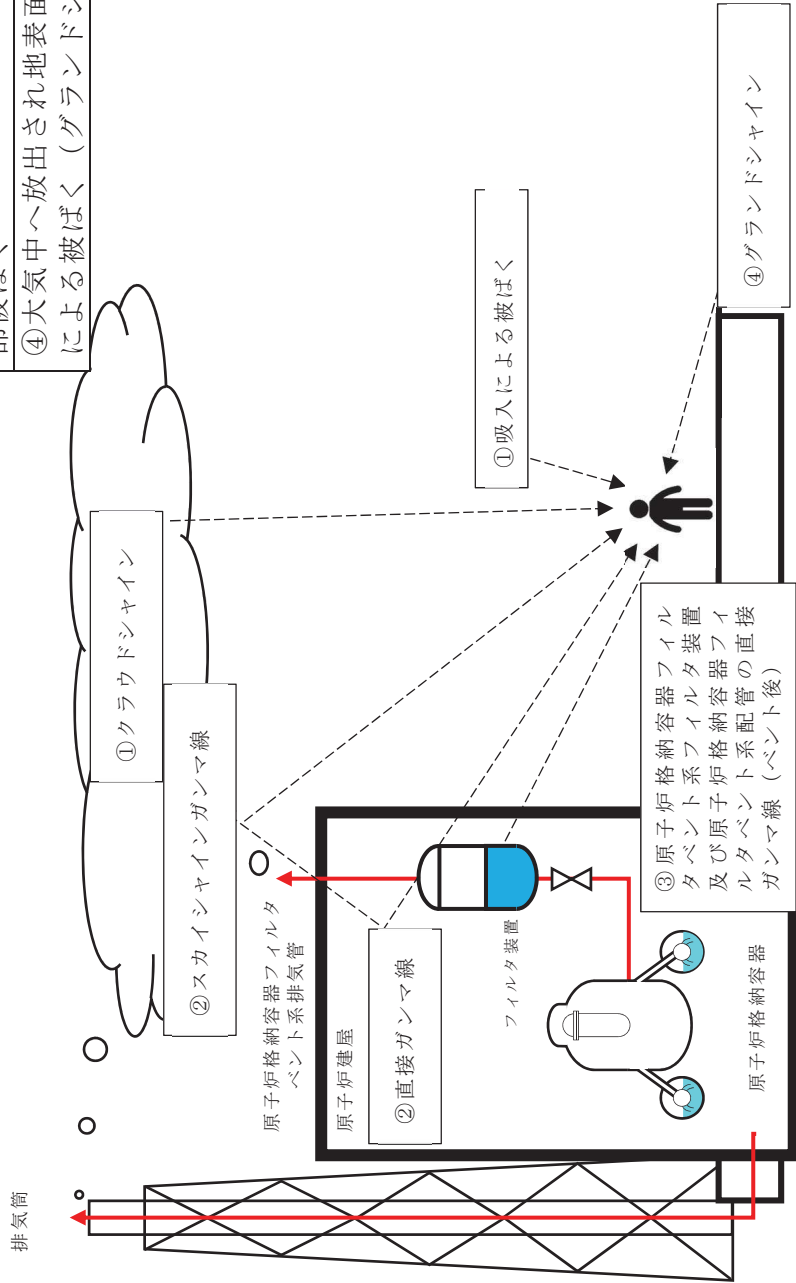
第2図 窒素供給操作に係る作業時の被ばく評価経路イメージ (屋内作業及び屋内移動時)

被ばく経路	
①	大気中へ放出された放射性物質による被ばく（クラウドシヤインによる外部被ばく及び吸入による内部被ばく、マスク着用に伴うDF=50を考慮）
②	原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による被ばく（直接ガンマ線及びスカイシヤインガンマ線による外部被ばく）
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（グラウンドシヤインによる外部被ばく）



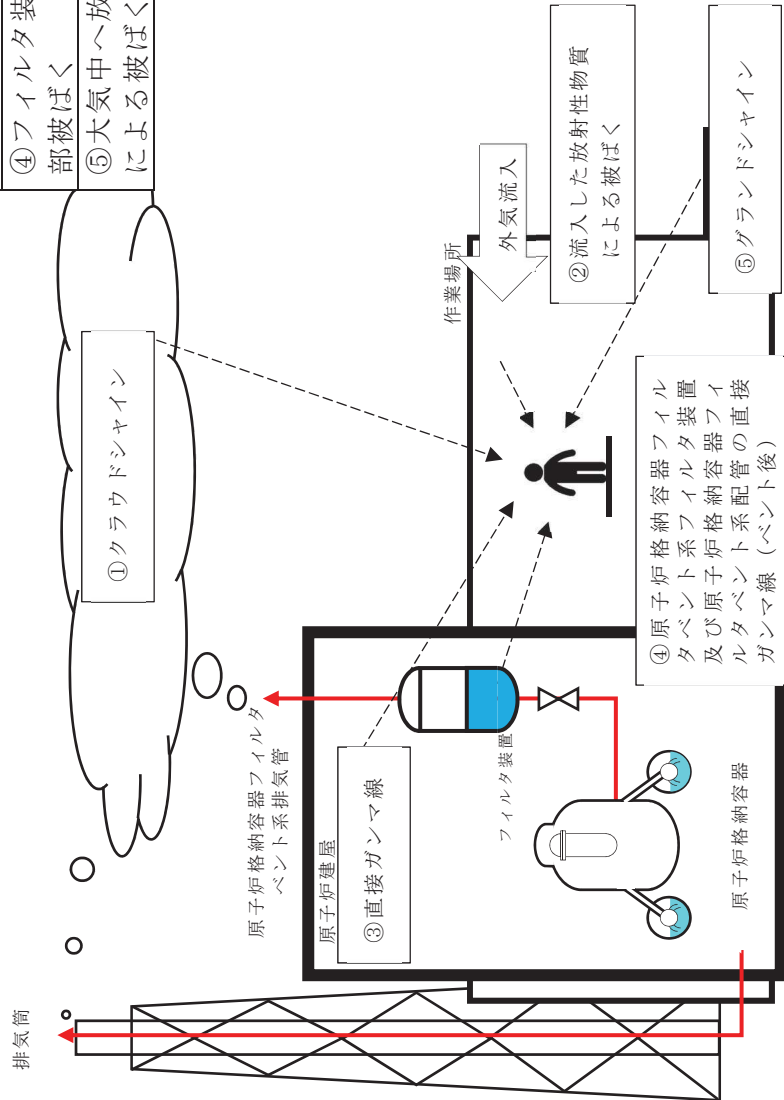
第3図 水源及び燃料確保に係る作業時の被ばく評価経路イメージ（屋外作業及び屋外移動時）

被ばく経路	
①	大気中へ放出された放射性物質による被ばく（クラウドシヤインによる外部被ばく及び吸入による内部被ばく、マスク着用に伴うDF=50を考慮）
②	原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による被ばく（直接ガンマ線及びスカイシヤインガンマ線による外部被ばく）
③	フィルター装置及び配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく
④	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（グラウンドシヤインによる外部被ばく）



第4図 フィルター装置への水及び薬液補給に係る作業時の被ばく評価経路イメージ（屋外作業及び屋外移動時）

被ばく経路	
①	大気中へ放出された放射性物質からのガンマ線による被ばく（クラウドシヤインによる外部被ばく）
②	外気から作業場所に流入した放射性物質による被ばく（作業場所内に浮遊している放射性物質による内部及び外部被ばく、マスク着用に伴うDF=50を考慮）
③	原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による被ばく（直接ガンマ線による外部被ばく）
④	フィルタ装置及び配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく
⑤	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（グラウンドシヤインによる外部被ばく）

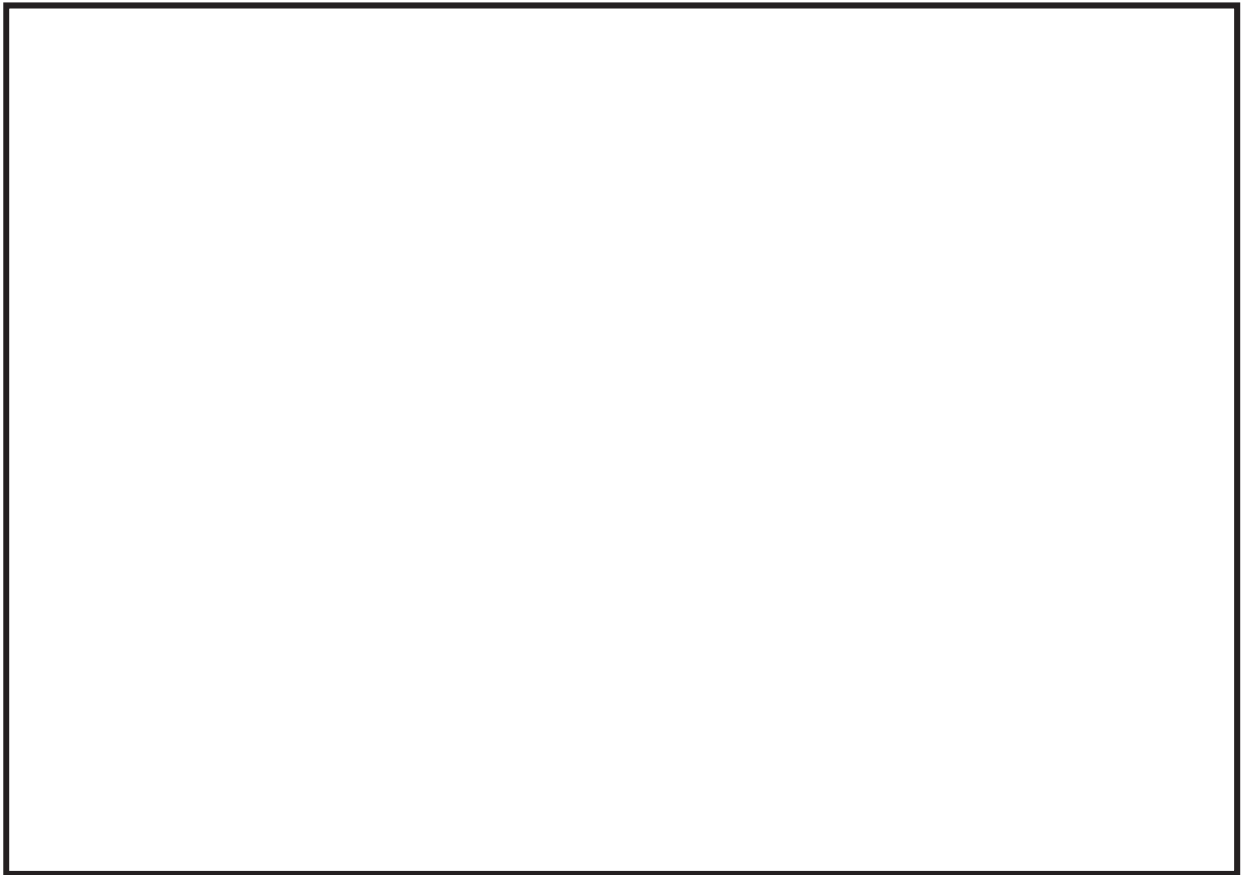


第5図 ベント停止に伴う隔離弁閉操作に係る作業時の被ばく評価経路イメージ（屋内作業及び屋内移動時）



第 6 図 (1) フィルタベント系配管及びフィルタ装置の配置 (原子炉建屋地下一階)

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。



第 6 図 (2) フィルタベント系配管及びフィルタ装置の配置 (原子炉建屋地上一階)

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。



第7図 大気中に放出された放射性物質の濃度評価点

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第1表 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
気象データ	女川原子力発電所における1年間の気象データ(2012年1月～2012年12月) 地上風 : 地上約10m 排気筒風 : 地上71m	原子炉格納容器フィルタベント系排気管及び原子炉建屋からの放出は地上風(地上10m)の気象データを使用。排気筒からの放出は排気筒風(地上71m)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0m 原子炉格納容器フィルタベント系排気管からの放出 : 地上36m 排気筒からの放出 : 地上90m	原子炉格納容器フィルタベント系排気管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 なお、建屋巻き込みの影響を受けない排気筒の放出源高さは、敷地境界における有効高さを使用
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	原子炉建屋漏えい : 考慮する 原子炉格納容器フィルタベント系排気管からの放出 : 考慮する 排気筒からの放出 : 考慮しない	放出点から近距離の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 排気筒については高さが周囲の建屋の2.5倍以上あるため巻き込みの影響を受けない
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	第7図参照	屋内移動時の評価点は作業場所と同一とする
着目方位	排気筒 : 1方位 原子炉建屋及び原子炉格納容器フィルタベント系排気管 : 9方位	排気筒については評価点の方位とし、原子炉建屋漏えい及び原子炉格納容器フィルタベント系排気管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	2050m 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

第2表 評価に使用する相対濃度及び相対線量 (1/4)

作業内容		放出源	相対濃度及び相対線量	
可搬型窒素ガス供給装置の準備	屋外移動時 ／ 屋外作業時	原子炉建屋ブローアウトパネル	相対濃度 (s/m ³)	約1.8×10 ⁻³
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 ⁻¹⁸
		排気筒	相対濃度 (s/m ³)	約4.0×10 ⁻⁶
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.4×10 ⁻¹⁹
窒素供給操作	屋内移動時 ／ 屋内作業時	原子炉格納容器フィルタベント系排気管	相対濃度 (s/m ³)	約9.7×10 ⁻⁴
			相対線量 (Gy/Bq)	約6.7×10 ⁻¹⁸
		原子炉建屋ブローアウトパネル	相対濃度 (s/m ³)	約1.9×10 ⁻³
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 ⁻¹⁸
		排気筒	相対濃度 (s/m ³)	約2.9×10 ⁻⁶
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.2×10 ⁻¹⁹

第2表 評価に使用する相対濃度及び相対線量 (2/4)

作業内容		放出源	相対濃度及び相対線量	
水源確保	屋外移動時 ／ 屋外作業時	原子炉建屋ブロー アウトパネル	相対濃度 (s/m ³)	約1.8×10 ⁻³
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 ⁻¹⁸
		排気筒	相対濃度 (s/m ³)	約4.0×10 ⁻⁶
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.4×10 ⁻¹⁹
燃料確保 (給油準備及び 給油作業)	屋外移動時 ／ 屋外作業時	原子炉建屋ブロー アウトパネル	相対濃度 (s/m ³)	約1.8×10 ⁻³
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 ⁻¹⁸
		排気筒	相対濃度 (s/m ³)	約4.0×10 ⁻⁶
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.4×10 ⁻¹⁹

第2表 評価に使用する相対濃度及び相対線量 (3/4)

作業内容		放出源	相対濃度及び相対線量	
フィルタ装置 への水及び薬 液補給	屋外移動時 ／ 屋外作業時	原子炉格納容器フィルタ ベント系排気管	相対濃度 (s/m ³)	約 9.7×10^{-4}
			相対線量 (Gy/Bq)	約 6.7×10^{-18}
		原子炉建屋ブロー アウトパネル	相対濃度 (s/m ³)	約 1.8×10^{-3}
			相対線量 (Gy/Bq)	約 7.0×10^{-18}
		排気筒	相対濃度 (s/m ³)	約 4.0×10^{-6}
			相対線量 (Gy/Bq)	約 1.4×10^{-19}

第2表 評価に使用する相対濃度及び相対線量 (4/4)

作業内容		放出源	相対濃度及び相対線量	
原子炉格納容器 第一隔離弁 (S/Cベント用 出口隔離弁) 閉操作	屋内移動時 / 屋内作業時	原子炉格納容器フィルタ ベント系排気管	相対濃度 (s/m ³)	約9.7×10 ⁻⁴
			相対線量 (Gy/Bq)	約6.7×10 ⁻¹⁸
		原子炉建屋ブロー アウトパネル	相対濃度 (s/m ³)	約1.9×10 ⁻³
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 ⁻¹⁸
		排気筒	相対濃度 (s/m ³)	約2.9×10 ⁻⁶
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.2×10 ⁻¹⁹
原子炉格納容器 第一隔離弁 (D/Wベント用 出口隔離弁) 閉操作	屋内移動時 / 屋内作業時	原子炉格納容器フィルタ ベント系排気管	相対濃度 (s/m ³)	約9.7×10 ⁻⁴
			相対線量 (Gy/Bq)	約6.7×10 ⁻¹⁸
		原子炉建屋ブロー アウトパネル	相対濃度 (s/m ³)	約1.9×10 ⁻³
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 ⁻¹⁸
		排気筒	相対濃度 (s/m ³)	約2.9×10 ⁻⁶
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.2×10 ⁻¹⁹
原子炉格納容器 第二隔離弁 (FCVSベントラ イン隔離弁) 閉操作	屋内移動時 / 屋内作業時	原子炉格納容器フィルタ ベント系排気管	相対濃度 (s/m ³)	約9.7×10 ⁻⁴
			相対線量 (Gy/Bq)	約6.7×10 ⁻¹⁸
		原子炉建屋ブロー アウトパネル	相対濃度 (s/m ³)	約1.9×10 ⁻³
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 ⁻¹⁸
		排気筒	相対濃度 (s/m ³)	約2.9×10 ⁻⁶
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.2×10 ⁻¹⁹

第3表 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
評価式	$D = 6.2 \times 10^{-14} \cdot Q_Y \cdot \chi/Q \cdot E_Y \cdot (1 - e^{-\mu \cdot R}) \cdot 3600$ <p>D : 放射線量率 (Sv/h)</p> <p>Q_Y : 大気に放出された放射性物質放出率 (Bq/s) (0.5MeV換算値)</p> <p>E_Y : ガンマ線エネルギー (0.5MeV/dis)</p> <p>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)</p> <p>R : 作業エリア等の空間体積と等価な半球の半径 (m)</p> $R = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot V_R}{2 \cdot \pi}}$ <p>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)	<p><窒素供給操作></p> <p>操作場所 : 1840m³</p> <p>屋内移動アクセスルート : 4760m³</p> <p><サプレッションチェンバから弁閉操作を行う場合></p> <ul style="list-style-type: none"> ・FCVS ベントライン隔離弁 <p>操作場所 : 1840m³</p> <p>屋内移動アクセスルート : 4760m³</p> ・S/C ベント用出口隔離弁 <p>操作場所 : 1840m³</p> <p>屋内移動アクセスルート : 4760m³</p> <p><ドライウエルから弁閉操作を行う場合></p> <ul style="list-style-type: none"> ・FCVS ベントライン隔離弁 <p>操作場所 : 1840m³</p> <p>屋内移動アクセスルート : 4760m³</p> ・D/W ベント用出口隔離弁 <p>操作場所 : 1840m³</p> <p>屋内移動アクセスルート : 4760m³</p> 	<p>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</p> <p>操作エリアは作業区画の空間体積で設定</p>

第4表 線量換算係数及び呼吸率等

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, 72に基づく	ICRP Publication 71, 72に基づく
呼吸率	1.2m ³ /h	成人活動時の呼吸率を設定
マスクの除染係数	DF50	性能上期待できる値から設定
地表面への沈着速度	エアロゾル粒子 : 0.4 cm/s 無機よう素 : 0.4 cm/s 有機よう素 : 1.4×10^{-3} cm/s	女川原子力発電所の実気象から求めた沈着速度から保守的に設定

第5表 原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からの
直接ガンマ線による被ばく

項目		作業場所における評価条件			選定理由	
		配管位置	配管向き*1	遮蔽厚さ(cm)		
窒素供給 操作	地上一階 DG(A)室	地上1階	南北方向		作業エリアにおける 原子炉建屋原子炉棟壁等 を考慮	
		地上1階	東西方向			
		地上1階	上下方向			
		地上2階	南北方向			
		地上2階	東西方向			
フィルタ装置への 水及び薬液補給		屋外	上下方向		屋外配管からの直接線であるため、原子炉建屋原子炉棟壁等を考慮しない	
ベント停止 に伴う 隔離弁閉操作	地上一階 DG(A)室	地上1階	南北方向			作業エリアにおける 原子炉建屋原子炉棟壁等 を考慮 保守的に遮蔽厚さの薄い 地上一階DG(A)室で代表
		地上1階	東西方向			
		地上1階	上下方向			
		地上2階	南北方向			
		地上2階	東西方向			
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(-5mm)を引いた値を適用				建築工事標準仕様書JASS5N・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		2.15g/cm ³				建築工事標準仕様書JASS5N・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

注記*1: 原子炉格納容器フィルタベント系配管は方向毎に評価

*2: 原子炉建屋原子炉棟躯体一枚に対してマイナス側許容差を考慮

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第 6 表 原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の
放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく

評価点		遮蔽厚さ*1 (cm)	選定理由
窒素供給 操作	地上 1 階 DG(A)室		作業エリアにおける 原子炉建屋原子炉棟壁 等を考慮
フィルタ装置への水及び 薬液補給			屋外操作エリアにおけ る原子炉建屋原子炉棟 壁等を考慮
ベント停止 に伴う 隔離弁閉操作	地上 1 階 DG(A)室		作業エリアにおける原 子炉建屋原子炉棟壁等 を考慮 保守的に遮蔽厚さの薄 い地上一階 DG(A)室で 代表

注記*1：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
(-5mm) を引いた値を適用

*2：原子炉建屋原子炉棟躯体一枚に対してマイナス側許容差を考慮

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第7表 原子炉建屋原子炉棟内等の放射性物質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被ばく

項 目	評価条件	選定理由
遮蔽厚さ	<div style="border: 1px solid black; display: inline-block; width: 40px; height: 15px; vertical-align: middle;"></div> cm ~ <div style="border: 1px solid black; display: inline-block; width: 40px; height: 15px; vertical-align: middle;"></div> cm*	原子炉建屋原子炉棟外壁（2次しゃへい壁）の厚さを設定
原子炉建屋原子炉棟内線源強度分布	原子炉建屋原子炉棟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
原子炉建屋原子炉棟のモデル	原子炉建屋原子炉棟の幾何形状をモデル化	原子炉建屋原子炉棟外壁を遮蔽体として考慮
直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線評価コード	直接ガンマ線評価：QAD-CGGP2R スカイシャインガンマ線評価： ANISN G33-GP2R	現行許認可（添十）に同じ

注記*：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（-5mm）を引いた値を適用

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第8表 可搬型窒素ガス供給装置の準備及び窒素供給操作における被ばく評価
(サブプレッジョンチェンバからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路	可搬型窒素ガス供給装置の準備		窒素供給操作	
	準備作業	移動時	作業時	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	約 3.8×10^{-1}	約 3.8×10^{-1}	約 5.4×10^{-4}	約 5.4×10^{-4}
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	約 2.3×10^{-2}	約 2.3×10^{-6}	約 2.3×10^{-6}
	内部被ばく	約 5.3×10^{-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 4.9×10^0	約 4.9×10^0	約 2.0×10^{-5}	約 2.0×10^{-5}
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	外部被ばく	—	約 4.0×10^{-2}	約 5.5×10^{-2}
	内部被ばく	—	約 2.2×10^{-2}	約 2.2×10^{-2}
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置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}
原子炉格納容器フィルタ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 7.8×10^{-3}	約 7.8×10^{-3}
作業線量率	約 5.3×10^0	約 5.3×10^0	約 5.3×10^{-1}	約 5.5×10^{-1}
作業時間及び移動時間	280分	40分	9分	12分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)	約 2.5×10^1	約 3.5×10^0	約 8.0×10^{-2}	約 1.1×10^{-1}
作業員の実効線量(合計) (mSv)	約 2.8×10^1		約 1.9×10^{-1}	

注記*：可搬型窒素ガス供給装置の準備はベント前の作業であるため、サブプレッジョンチェンバからのベント、ドライウエルからのベントの線量は同じである。

第9表 可搬型窒素ガス供給装置の準備及び窒素供給操作における被ばく評価
(ドライウエルからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路	可搬型窒素ガス供給装置の準備		窒素供給操作	
	準備作業	移動時	作業時	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	約 3.8×10^{-1}	約 3.8×10^{-1}	約 5.5×10^{-4}	約 5.5×10^{-4}
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	約 2.3×10^{-2}	約 4.2×10^{-7}	約 4.2×10^{-7}
	内部被ばく	約 5.3×10^{-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 4.9×10^0	約 4.9×10^0	約 2.2×10^{-5}	約 2.2×10^{-5}
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	外部被ばく	—	約 4.4×10^{-4}	約 6.0×10^{-4}
	内部被ばく	—	約 8.1×10^{-3}	約 8.1×10^{-3}
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	—	—	約 4.7×10^{-1}	約 4.7×10^{-1}
原子炉格納容器フィルタ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 8.3×10^{-2}	約 8.3×10^{-2}
作業線量率	約 5.3×10^0	約 5.3×10^0	約 5.6×10^{-1}	約 5.6×10^{-1}
作業時間及び移動時間	280分	40分	9分	12分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)	約 2.5×10^1	約 3.5×10^0	約 8.4×10^{-2}	約 1.2×10^{-1}
作業員の実効線量(合計) (mSv)	約 2.8×10^1		約 2.0×10^{-1}	

注記*：可搬型窒素ガス供給装置の準備はベント前の作業であるため、サブレッションチェンバからのベント、ドライウエルからのベントの線量は同じである。

第10表 水源及び燃料確保における被ばく評価
(サブプレシジョンチェンバからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路	水源確保				燃料確保	
	作業中		移動中	移動中	給油準備	給油作業
	事故後4h～	事故後7h～	緊急時対策所から作業場所	作業場所から緊急時対策所		
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 3.8×10^{-1}	約 3.8×10^{-1}	約 3.8×10^{-1}	約 3.8×10^{-1}	約 3.8×10^{-1}	約 3.8×10^{-1}
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	約 2.0×10^{-2}	約 2.0×10^{-2}	約 2.3×10^{-2}	約 2.2×10^{-2}	約 2.3×10^{-2}
	内部被ばく	約 3.5×10^{-3}	約 4.4×10^{-3}	約 3.5×10^{-3}	約 4.4×10^{-3}	約 5.3×10^{-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 8.9×10^0	約 6.2×10^0	約 1.7×10^1	約 4.9×10^0	約 6.2×10^0	約 4.9×10^0
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	外部被ばく	—	—	—	—	—
	内部被ばく	—	—	—	—	—
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	—	—	—	—	—	—
原子炉格納容器フィルタ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	—	—	—	—	—	—
作業線量率	約 9.3×10^0	約 6.6×10^0	約 1.7×10^1	約 5.3×10^0	約 6.6×10^0	約 5.3×10^0
作業時間及び移動時間	180分	180分	20分	20分	155分	60分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)	約 2.8×10^1	約 2.0×10^1	約 5.7×10^0	約 1.8×10^0	約 1.7×10^1	約 5.3×10^0
作業員の実効線量(合計) (mSv)	約 5.5×10^1			約 2.3×10^1		

注記*：水源及び燃料確保はベント前の作業であるため、サブプレシジョンチェンバからのベント、ドライウエルからのベントの線量は同じである。

第 11 表 水源及び燃料確保における被ばく評価
(ドライウエルからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路	水源確保				燃料確保	
	作業中		移動中	移動中	給油準備	給油作業
	事故後4h～	事故後7h～	緊急時対策所から作業場所	作業場所から緊急時対策所		
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 3.8×10^{-1}	約 3.8×10^{-1}	約 3.8×10^{-1}	約 3.8×10^{-1}	約 3.8×10^{-1}	約 3.8×10^{-1}
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	約 2.0×10^{-2}	約 2.0×10^{-2}	約 2.3×10^{-2}	約 2.2×10^{-2}	約 2.3×10^{-2}
	内部被ばく	約 3.5×10^{-3}	約 4.4×10^{-3}	約 3.5×10^{-3}	約 4.4×10^{-3}	約 5.3×10^{-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 8.9×10^0	約 6.2×10^0	約 1.7×10^1	約 4.9×10^0	約 6.2×10^0	約 4.9×10^0
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	外部被ばく	—	—	—	—	—
	内部被ばく	—	—	—	—	—
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	—	—	—	—	—	—
原子炉格納容器フィルタ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	—	—	—	—	—	—
作業線量率	約 9.3×10^0	約 6.6×10^0	約 1.7×10^1	約 5.3×10^0	約 6.6×10^0	約 5.3×10^0
作業時間及び移動時間	180分	180分	20分	20分	155分	60分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)	約 2.8×10^1	約 2.0×10^1	約 5.7×10^0	約 1.8×10^0	約 1.7×10^1	約 5.3×10^0
作業員の実効線量(合計) (mSv)	約 5.5×10^1				約 2.3×10^1	

注記*：水源及び燃料確保はベント前の作業であるため、サプレッションベンバからのベント、ドライウエルからのベントの線量は同じである。

第12表 フィルタ装置への水及び薬液補給における被ばく評価
(サブプレッシャーチェンバからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路	フィルタ装置への水及び薬液補給	
	作業時	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	約 4.3×10^{-2}	約 4.3×10^{-2}
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	約 2.6×10^{-1}
	内部被ばく	約 2.5×10^{-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 1.4×10^0	約 1.4×10^0
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	外部被ばく	—
	内部被ばく	—
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 4.5×10^0	約 4.5×10^0
原子炉格納容器フィルタ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 7.2×10^{-3}	約 7.2×10^{-3}
作業線量率	約 6.2×10^0	約 6.2×10^0
作業時間及び移動時間	570分	40分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)	約 5.9×10^1	約 4.1×10^0
作業員の実効線量(合計) (mSv)	約 6.3×10^1	

第13表 フィルタ装置への水及び薬液補給における被ばく評価
 (ドラライウエルからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路	フィルタ装置への水及び薬液補給	
	作業時	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	約 4.3×10^{-2}	約 4.3×10^{-2}
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	約 1.8×10^{-2}
	内部被ばく	約 1.1×10^{-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 1.5×10^0	約 1.5×10^0
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	外部被ばく	—
	内部被ばく	—
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 4.6×10^0	約 4.6×10^0
原子炉格納容器フィルタ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 3.9×10^{-2}	約 3.9×10^{-2}
作業線量率	約 6.2×10^0	約 6.2×10^0
作業時間及び移動時間	570分	40分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)	約 5.9×10^1	約 4.1×10^0
作業員の実効線量(合計) (mSv)	約 6.3×10^1	

第14表 ベント停止に伴う隔離弁閉操作における被ばく評価
(サブプレッジョンチェンバからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路	原子炉格納容器第二隔離弁 (FCVSベントライン隔離弁)			原子炉格納容器第一隔離弁 (S/Cベント用出口隔離弁)		
	作業時	屋内移動時 (中央制御室⇒作業場所)	屋内移動時 (作業場所⇒中央制御室)	作業時	屋内移動時 (中央制御室⇒作業場所)	屋内移動時 (作業場所⇒中央制御室)
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 5.4×10^{-4}	約 5.4×10^{-4}	約 5.4×10^{-4}	約 5.4×10^{-4}	約 5.4×10^{-4}	約 5.4×10^{-4}
大気中へ放出された放射性物質 による被ばく	約 2.3×10^{-6}	約 2.3×10^{-6}	約 2.3×10^{-6}	約 2.3×10^{-6}	約 2.3×10^{-6}	約 2.3×10^{-6}
	—	—	—	—	—	—
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 2.0×10^{-5}	約 2.0×10^{-5}	約 2.0×10^{-5}	約 2.0×10^{-5}	約 2.0×10^{-5}	約 2.0×10^{-5}
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^{-2}	約 5.5×10^{-2}	約 5.5×10^{-2}	約 4.0×10^{-2}	約 5.5×10^{-2}	約 5.5×10^{-2}
	約 2.2×10^{-2}	約 2.2×10^{-2}	約 2.2×10^{-2}	約 2.2×10^{-2}	約 2.2×10^{-2}	約 2.2×10^{-2}
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の 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 4.6×10^{-1}	約 4.6×10^{-1}	約 4.6×10^{-1}
原子炉格納容器フィルタベント系配管内の 放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 7.8×10^{-3}	約 7.8×10^{-3}	約 7.8×10^{-3}	約 7.8×10^{-3}	約 7.8×10^{-3}	約 7.8×10^{-3}
作業線量率	約 5.3×10^{-1}	約 5.5×10^{-1}	約 5.5×10^{-1}	約 5.3×10^{-1}	約 5.5×10^{-1}	約 5.5×10^{-1}
作業時間及び移動時間	54分	6分	6分	84分	6分	6分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)	約 4.8×10^{-1}	約 5.5×10^{-2}	約 5.5×10^{-2}	約 7.4×10^{-1}	約 5.5×10^{-2}	約 5.5×10^{-2}
作業員の実効線量(合計) (mSv)	約 5.9×10^{-1}			約 8.5×10^{-1}		

第15表 ベント停止に伴う隔離弁閉操作における被ばく評価
(ドライウエルからのベントを行う場合)

(単位: mSv/h)

被ばく経路	原子炉格納容器第二隔離弁 (FCVSベントライン隔離弁)			原子炉格納容器第一隔離弁 (D/Wベント用出口隔離弁)		
	作業時	屋内移動時 (中央制御室⇒作業場所)	屋内移動時 (作業場所⇒中央制御室)	作業時	屋内移動時 (中央制御室⇒作業場所)	屋内移動時 (作業場所⇒中央制御室)
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^{-4}	約 5.5×10^{-4}	約 5.5×10^{-4}	約 5.5×10^{-4}	約 5.5×10^{-4}	約 5.5×10^{-4}
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	約 4.2×10^{-7}	約 4.2×10^{-7}	約 4.2×10^{-7}	約 4.2×10^{-7}	約 4.2×10^{-7}	約 4.2×10^{-7}
	—	—	—	—	—	—
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 2.2×10^{-5}	約 2.2×10^{-5}	約 2.2×10^{-5}	約 2.2×10^{-5}	約 2.2×10^{-5}	約 2.2×10^{-5}
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 4.4×10^{-4}	約 6.0×10^{-4}	約 6.0×10^{-4}	約 4.4×10^{-4}	約 6.0×10^{-4}	約 6.0×10^{-4}
	約 8.1×10^{-3}	約 8.1×10^{-3}	約 8.1×10^{-3}	約 8.1×10^{-3}	約 8.1×10^{-3}	約 8.1×10^{-3}
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 4.7×10^{-1}	約 4.7×10^{-1}	約 4.7×10^{-1}	約 4.7×10^{-1}	約 4.7×10^{-1}	約 4.7×10^{-1}
原子炉格納容器フィルタ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 8.3×10^{-2}	約 8.3×10^{-2}	約 8.3×10^{-2}	約 8.3×10^{-2}	約 8.3×10^{-2}	約 8.3×10^{-2}
作業線量率	約 5.6×10^{-1}	約 5.6×10^{-1}	約 5.6×10^{-1}	約 5.6×10^{-1}	約 5.6×10^{-1}	約 5.6×10^{-1}
作業時間及び移動時間	54分	6分	6分	84分	6分	6分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)	約 5.1×10^{-1}	約 5.6×10^{-2}	約 5.6×10^{-2}	約 7.8×10^{-1}	約 5.6×10^{-2}	約 5.6×10^{-2}
作業員の実効線量(合計) (mSv)	約 6.2×10^{-1}			約 9.0×10^{-1}		

重大事故等時におけるフィルタ装置室の遮蔽の熱除去の評価について

フィルタ装置室のフィルタ装置遮蔽（配管遮蔽含む。）について，重大事故等時の熱除去の評価を行う。熱除去の評価では，伝熱理論に基づいた解析手法により遮蔽体中の温度上昇が最も厳しい箇所において評価する。

1. フィルタ装置室遮蔽壁の入射線量の設定方法

フィルタ装置室遮蔽内の線源機器は，フィルタ装置室のフィルタ装置，フィルタ装置の入口配管であるため，これらに含まれる放射性物質からの直接ガンマ線の合計の入射線量を設定する。線源機器と評価対象の遮蔽は一定の距離があるが，フィルタ装置の入口配管については評価点を保守的に線源機器表面とする。フィルタ装置室のフィルタ装置については評価点を線源機器表面からフィルタ装置室遮蔽までの最短距離とする。

2. 温度上昇の計算方法

遮蔽体は主にコンクリートで構成されており，評価上，コンクリートのみとして評価する。重大事故等時における7日間積算のフィルタ装置室内の線源機器に含まれる放射性物質からの直接ガンマ線の線源に基づく，フィルタ装置遮蔽壁への入射線量は約118kGyであり，当該入射線量からフィルタ装置遮蔽壁表面の7日間積算のガンマ発熱量を求めると，約 $2.6 \times 10^{-1} \text{ kJ/cm}^3$ *1となる。これによる温度上昇は次式で算出する。

$$\Delta T = Q \times 1000 / (c \cdot \rho)$$

ΔT	： 温度上昇（℃）
Q	： 7日間積算のガンマ発熱量（約 $2.6 \times 10^{-1} \text{ kJ/cm}^3$ ）
c	： コンクリートの比熱（ $1.05 \text{ kJ/(kg} \cdot \text{°C)}$ ）*2
ρ	： コンクリートの密度（ 2.15 g/cm^3 ）

これより，フィルタ装置室遮蔽の外側及び内側表面の熱伝達を保守的に断熱状態としても，遮蔽体（コンクリート）の温度上昇は113℃となる。

注記*1：入射線量及びコンクリートの密度より算出（ $1.18 \times 10^5 \text{ (J/kg)} \times 2.15 \text{ (g/cm}^3)$ ）

*2：2007年制定 コンクリート標準示方書【設計編】，土木学会

3. 温度上昇のまとめ

フィルタ装置室のコンクリート遮蔽体表面でのガンマ線による温度上昇は113℃となり、「遮蔽設計基準等に関する現状調査報告（1977年，日本原子力学会）」において示されているガンマ線に対するコンクリート温度制限値（内部最高温度177℃／周辺最高温度149℃）以下であることを確認した。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-08-0370-4_改1
提出年月日	2021年4月20日

補足-370-4 原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する説明書に係る
補足説明資料

目次

補足 1	局所エリアの漏えいガスの滞留	補足 1-1
補足 2	原子炉建屋内水素濃度の適用性について	補足 2-1
補足 3	触媒基材（アルミナ）について	補足 3-1
補足 4	原子炉格納容器頂部注水系について	補足 4-1
補足 5	原子炉建屋地上 3 階大物搬入口ハッチカバーについて	補足 5-1
補足 6	可搬型窒素ガス供給装置について	補足 6-1
補足 7	「設置（変更）許可申請書 添付書類十 可燃性ガスの発生」における可燃性 ガス濃度制御系による原子炉格納容器内水素及び酸素制御について	補足 7-1

局所エリアの漏えいガスの滞留

1. 評価方法

原子炉格納容器からの水素漏えいが想定される箇所については、「別添 1 2.2.1 (2) 漏えい箇所」に示す漏えい箇所があり、表 1-1 に示す直接漏えいが発生する区画（以下「局所エリア」という。）については、小部屋形状となっている箇所がある。このことから、局所エリアにおいて、漏えいしたガスの滞留が無いことを GOTHIC コードによる解析により確認する。

なお、原子炉ウェルカバーが置かれた状態の原子炉ウェル部については、原子炉格納容器ドライウェル主フランジからの水素漏えいが想定されるが、原子炉ウェルカバーにシール性がないことことから、評価対象から除外した。また、機器搬出入用ハッチ及びサブプレッションチェンバ出入口がある区画については「別添 1 図 2.2-1 GOTHIC 解析モデル」に示す原子炉建屋地下 1 階及び地下 2 階の区画と同じであり、「別添 1 2.2 原子炉建屋原子炉棟の水素挙動」で評価済みであるため、対象外とした。

表 1-1 評価対象の局所エリア

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

2. 解析条件

(1) 評価モデル

解析モデルを図 2-1 に示す。各局所エリアは、開口部等（扉の開口部や排気ダクト）を通じて、通路とつながっていることから、フローパスを設けて局所エリア外部との流出入をモデル化する。また、流入境界条件を設けて原子炉格納容器からのガスの漏えいをモデル化する。

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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

局所エリア内は断熱とし、構造物のヒートシンク、壁を介した隣接エリアの伝熱はモデル化しない。また、局所エリア内の水素濃度を保守的に評価するため、漏えいガス中の水素濃度が高めになる漏えい条件を想定する。

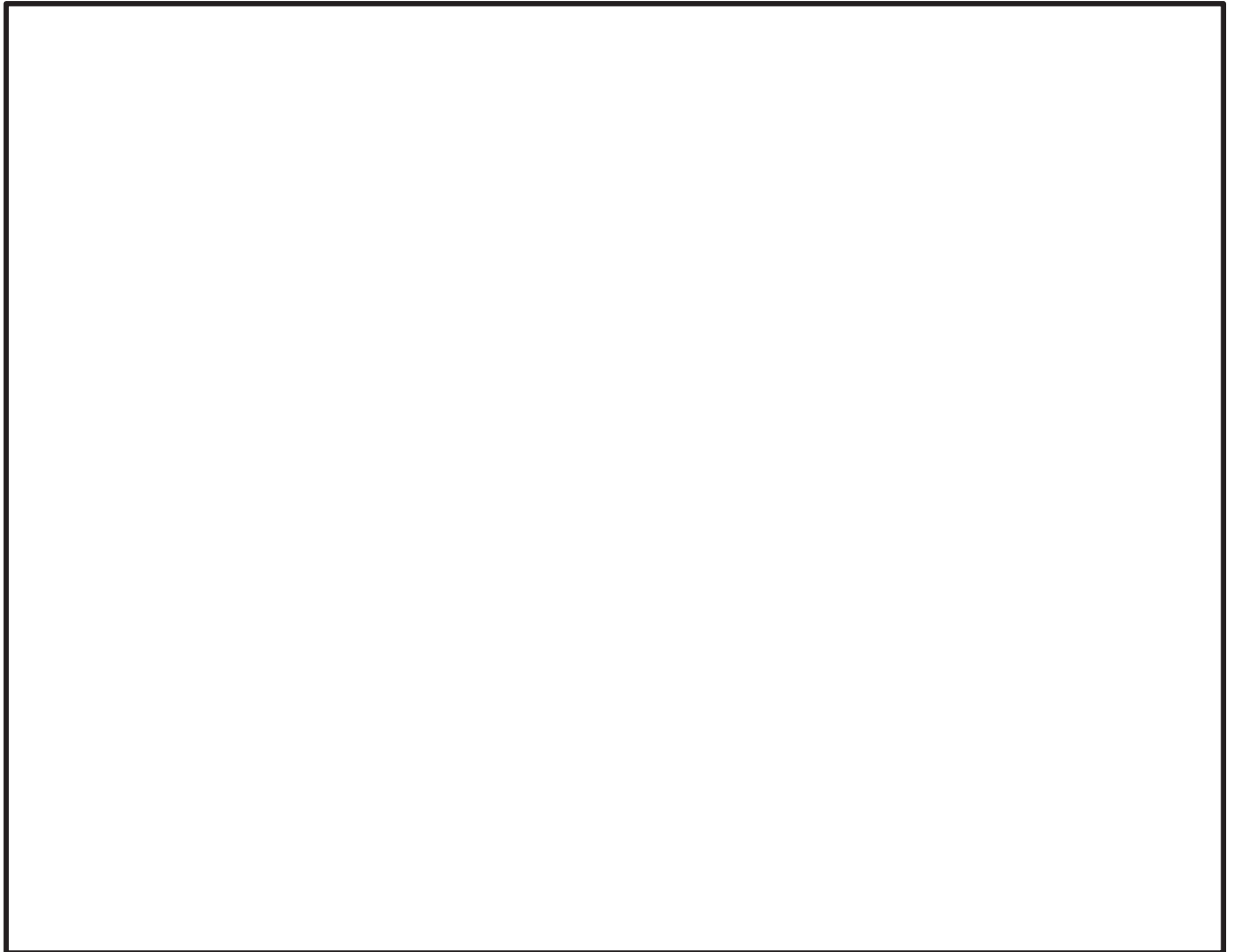


図 2-1 解析モデル

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

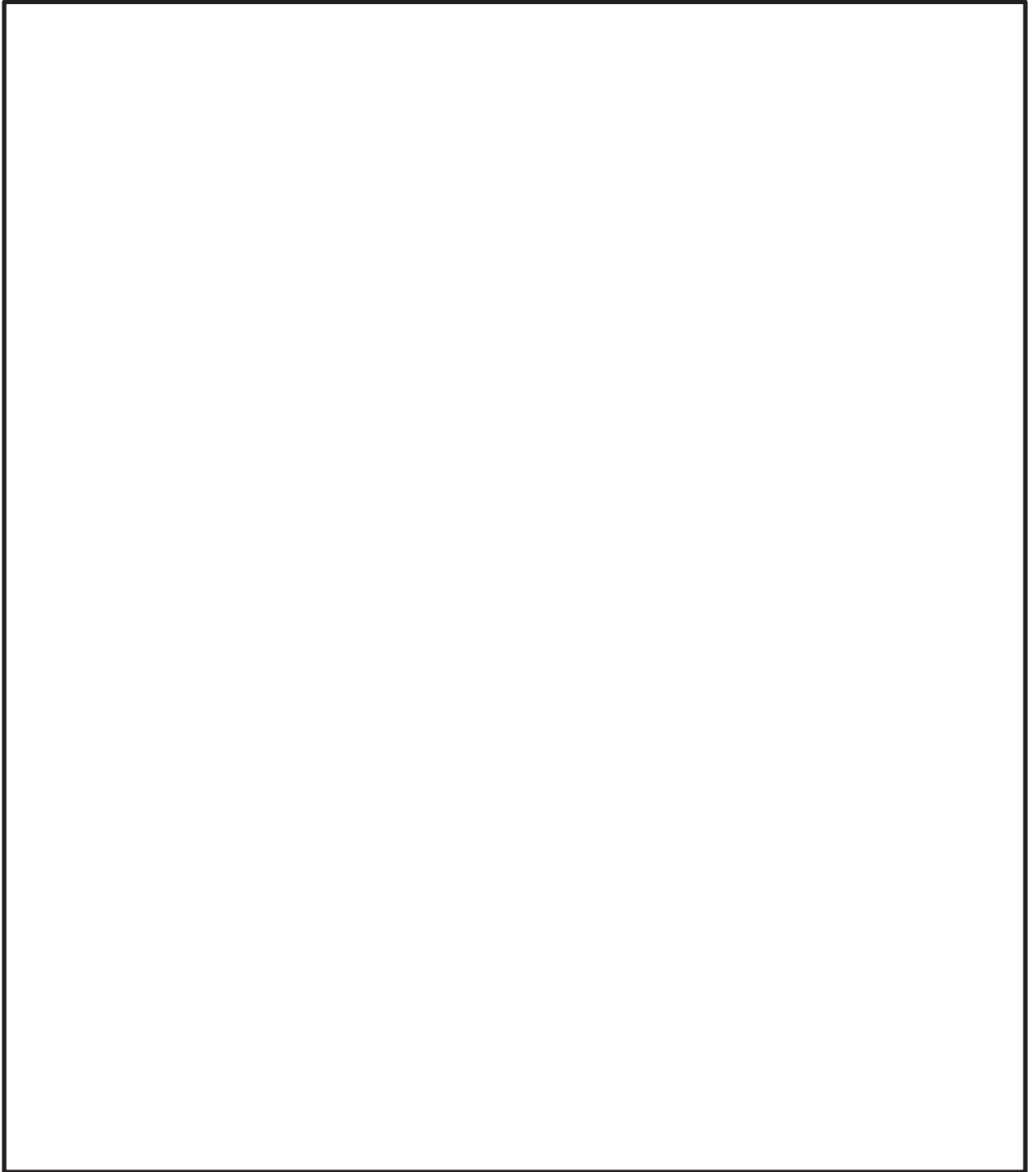


図 2-2 バルブラッピング室の解析イメージ (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

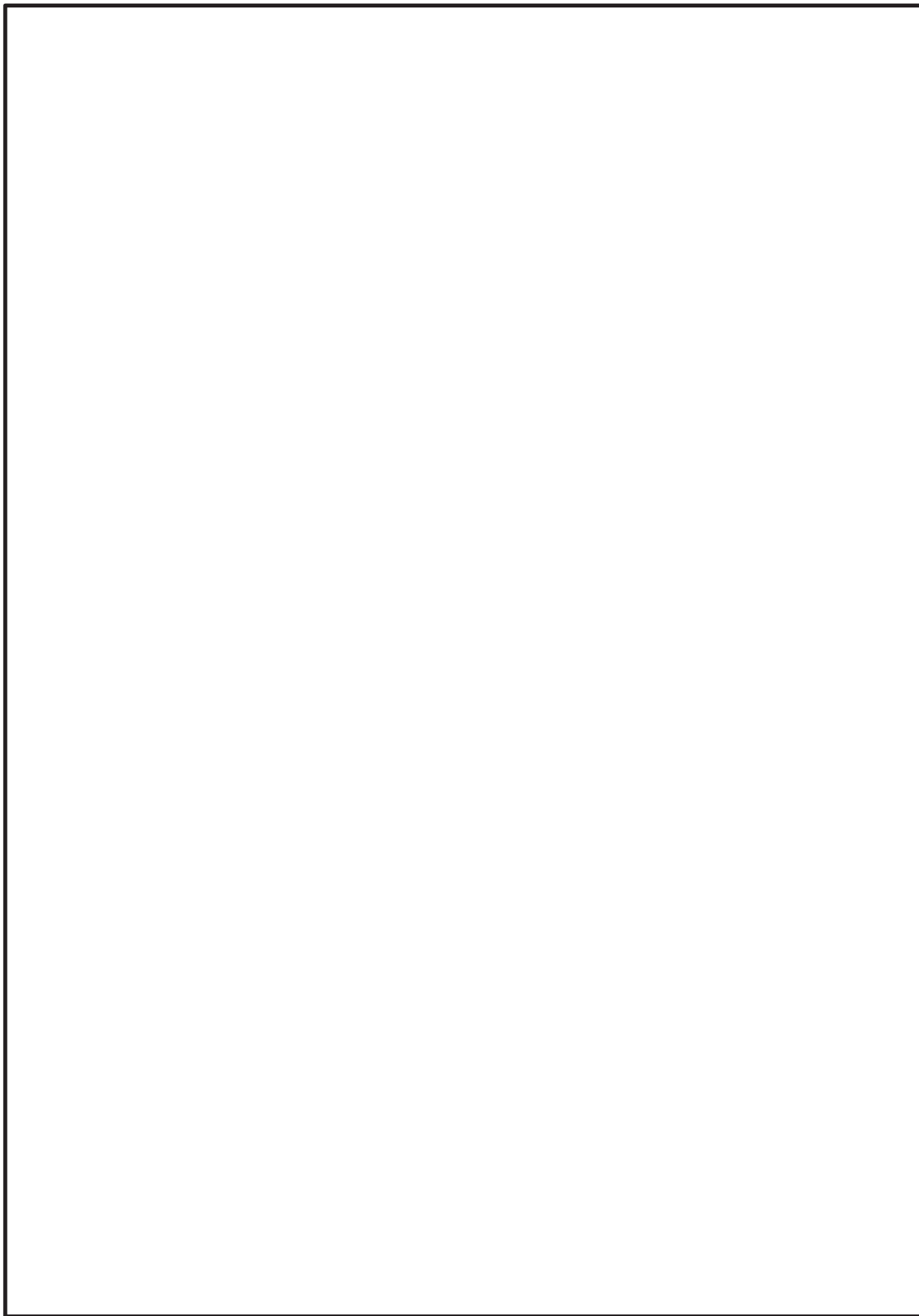


図 2-2 バルブラッピング室の解析イメージ (2/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

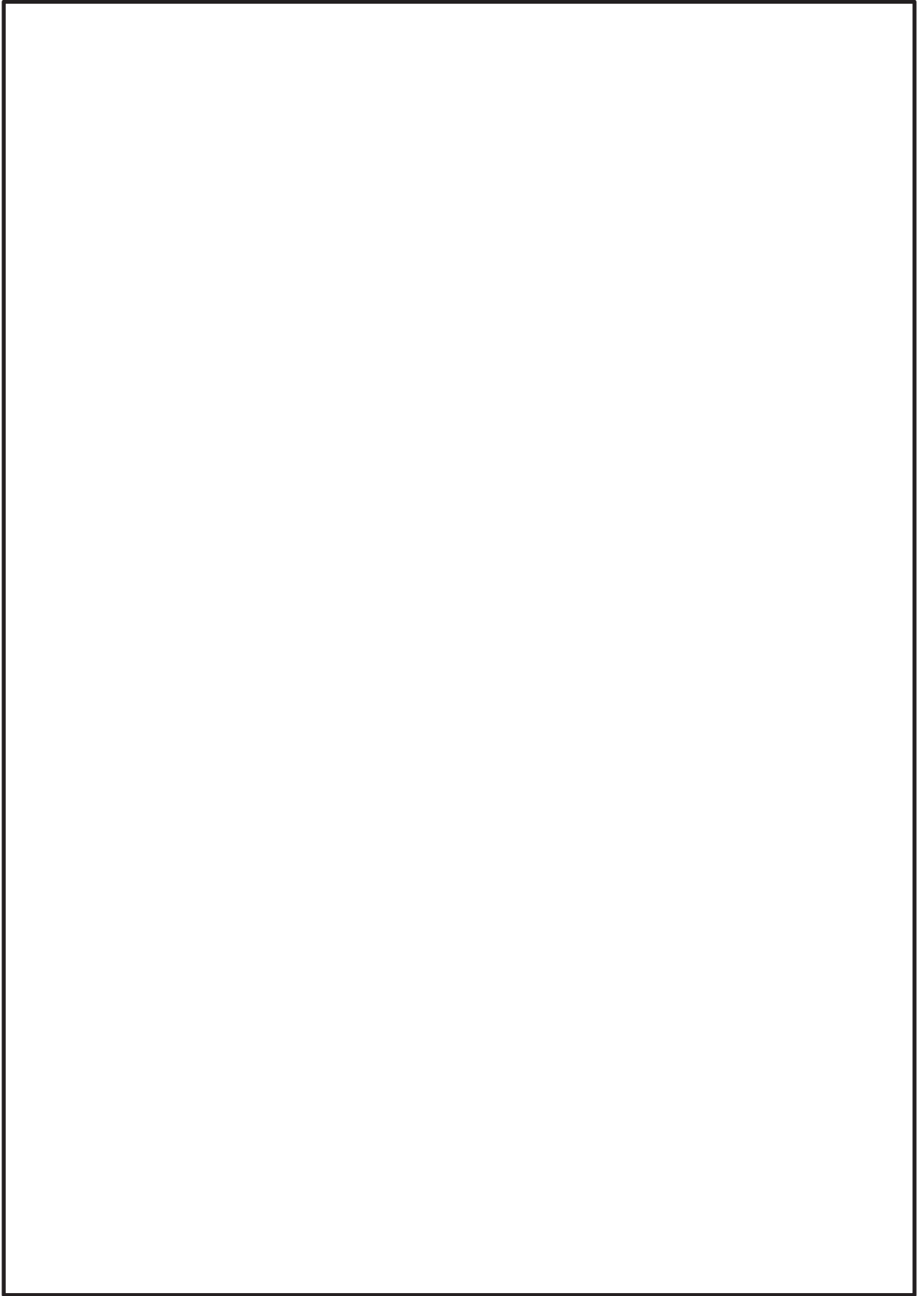


図 2-3 所員用エアロック前室の解析イメージ

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

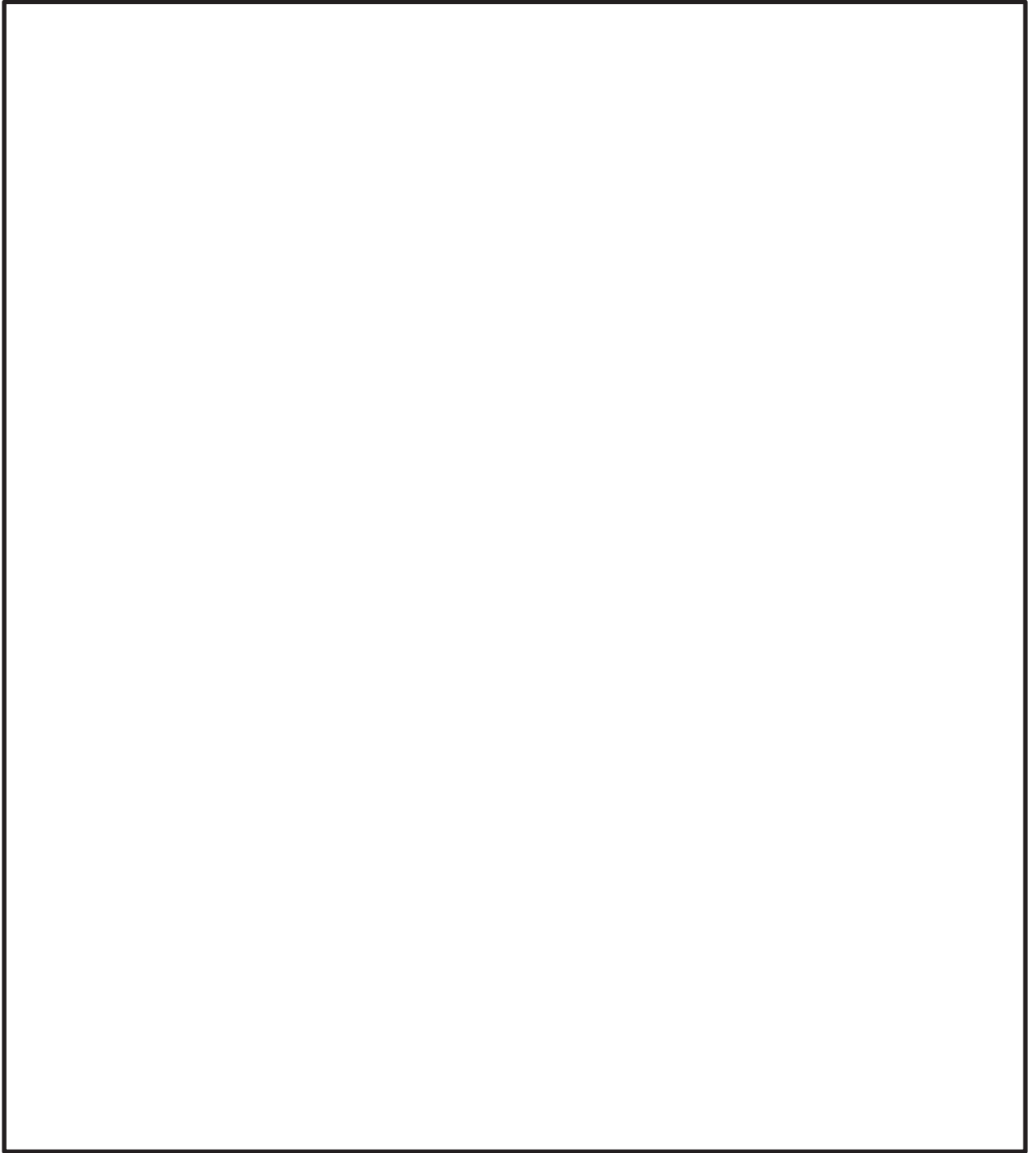


図 2-4 計装ペネトレーション室の解析イメージ (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

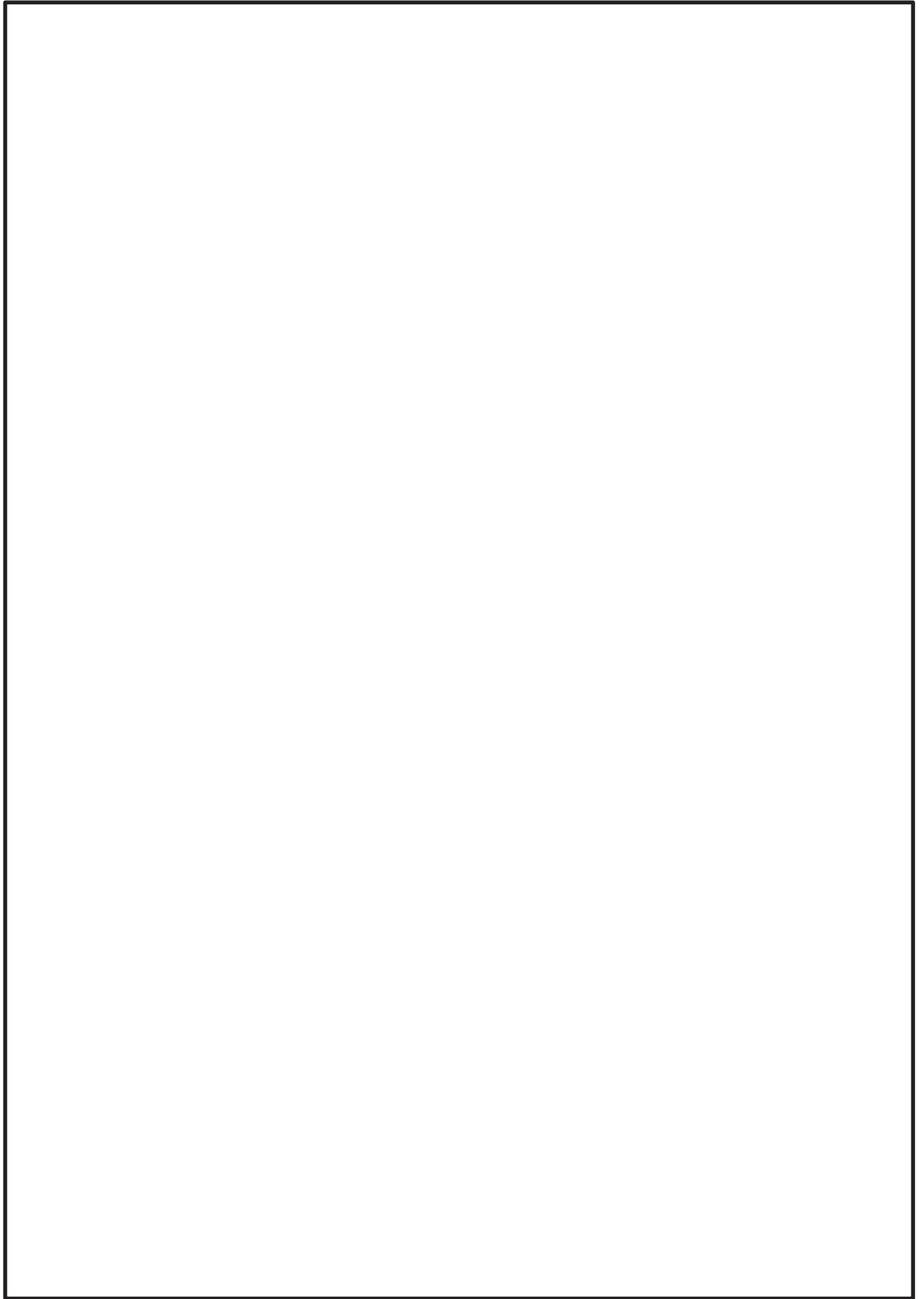


図 2-4 計装ペネトレーション室の解析イメージ (2/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

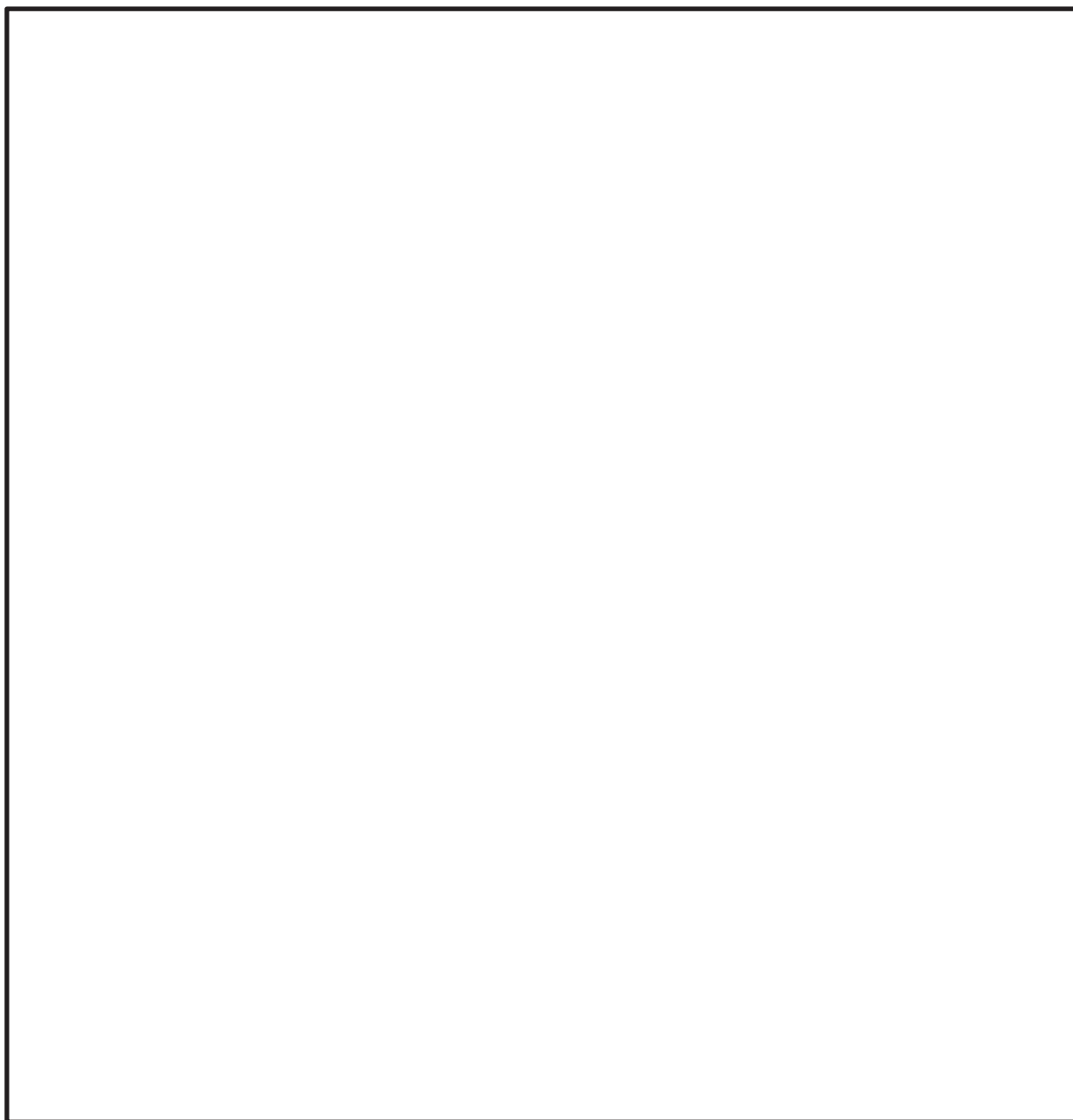


図 2-5 CRD 補修室の解析イメージ (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

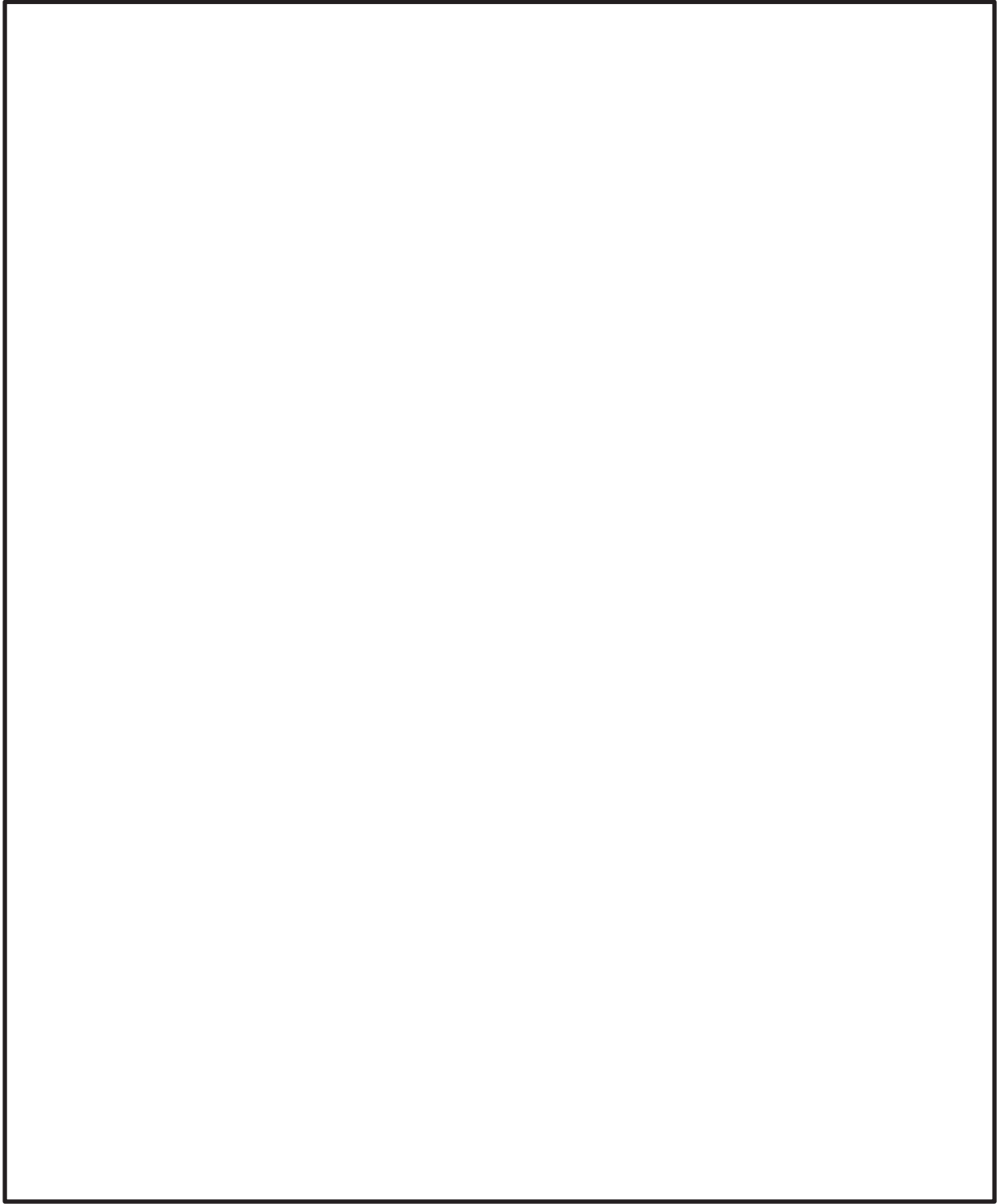


図 2-5 CRD 補修室の解析イメージ (2/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

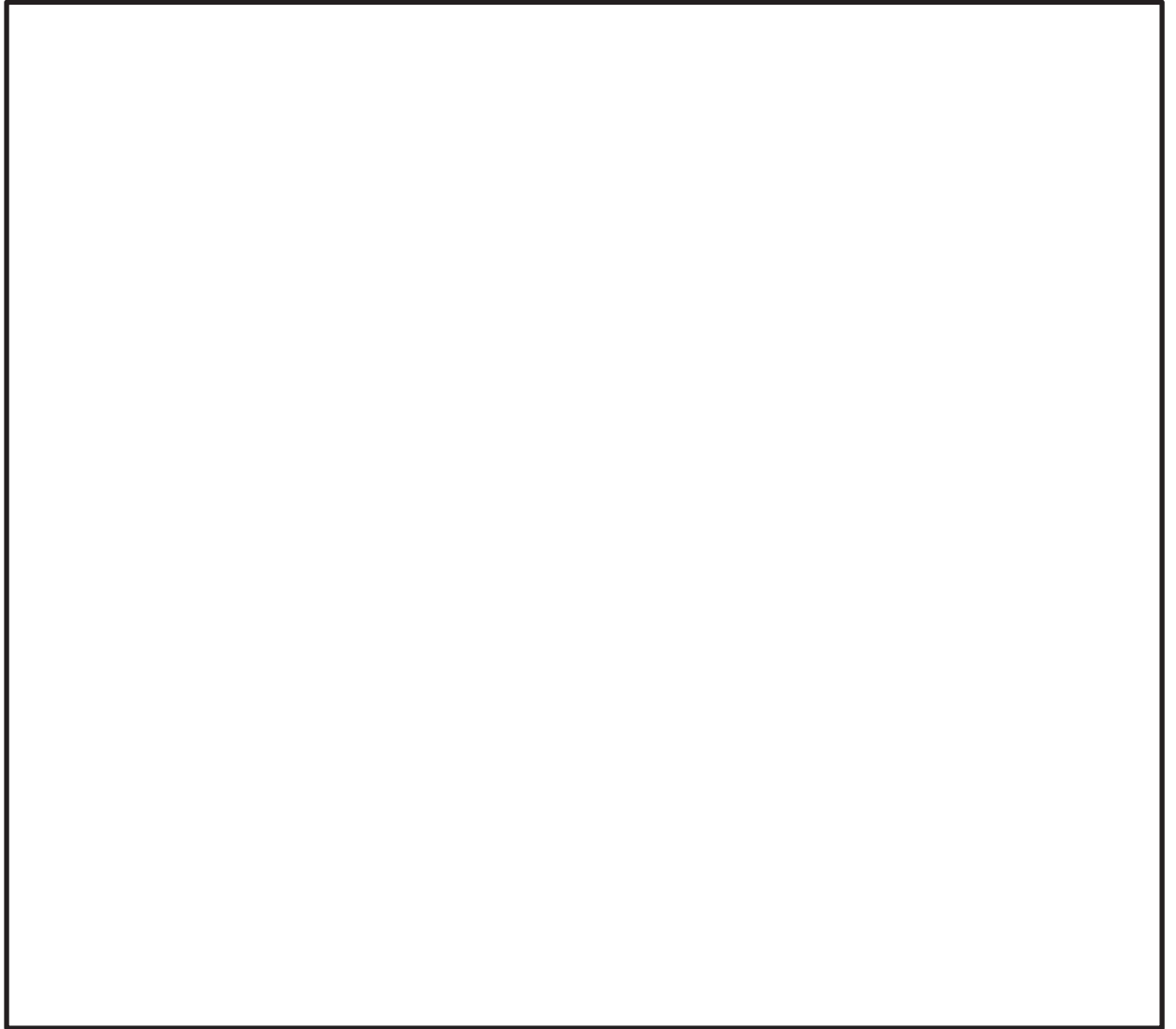
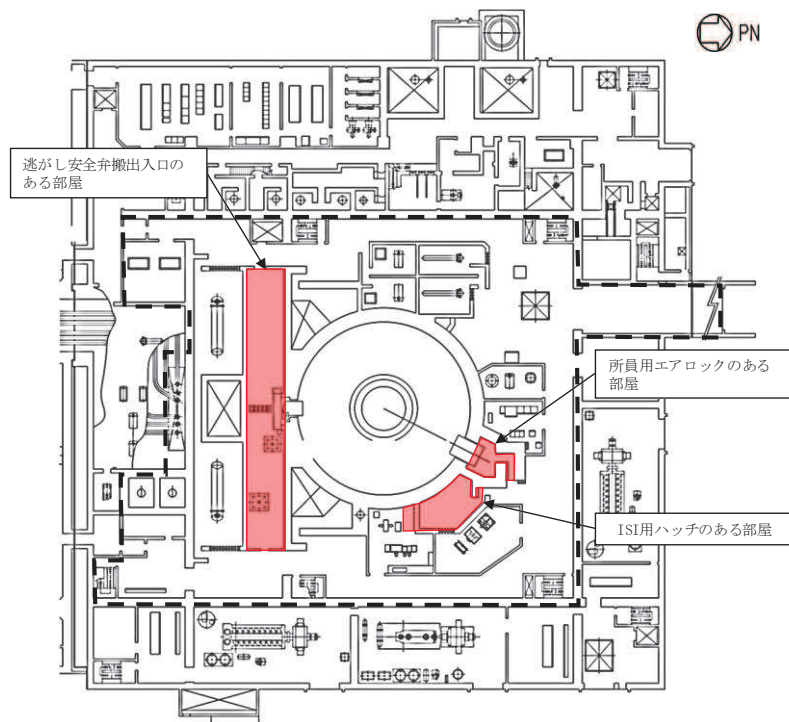


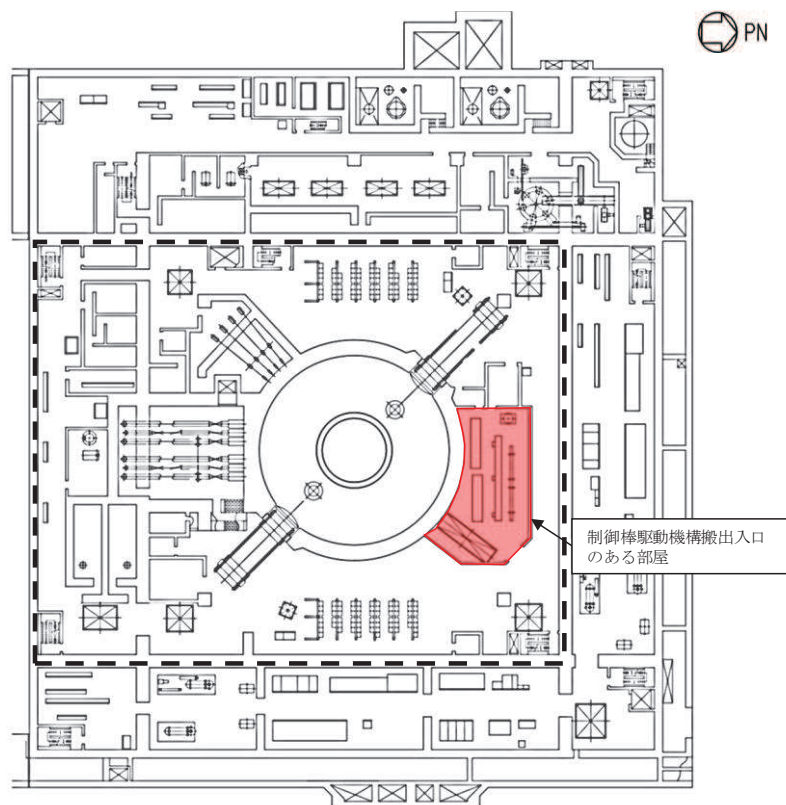
図 2-6 所員用エアロック前室の開口面積の算出

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



□内：原子炉建屋原子炉棟（二次格納施設）

図 2-7 原子炉建屋地上 1 階



□内：原子炉建屋原子炉棟（二次格納施設）

図 2-8 原子炉建屋地下 1 階

(2) 解析条件

解析条件を表 2-1 に示し，通路及び原子炉建屋地上 3 階（原子炉建屋燃料取替床）とつながる開口部の開口面積を表 2-2 に示す。各局所エリアの漏えい量は，全漏えい量を各漏えい箇所（開口部）の周長割合で分配して計算する。なお，漏えいの分配条件は別添 1 のうち表 2.2.1-4 と同様である。

表 2-1 解析条件

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

表 2-2 開口面積

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

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

(3) 漏えい条件

有効性評価シナリオ包絡条件における漏えい条件を表 2-3 及び表 2-4 に示す。

また、原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量を表 2-5 及び表 2-6 に示す。

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

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

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

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

表 2-5 有効性評価シナリオ包絡条件（代替循環冷却系を使用する場合）における原子炉格納容器
から各局所エリアへの漏えい量

局所エリア名称	漏えい量 [kg/s]					
	0～6 時間	6～24 時間	24～36 時間	36～48 時間	48～72 時間	72～168 時間
バルブラッピング室	4.18×10^{-4}	4.44×10^{-4}	4.23×10^{-4}	1.65×10^{-4}	1.34×10^{-4}	1.06×10^{-4}
所員用エアロック前室	3.63×10^{-4}	3.85×10^{-4}	3.68×10^{-4}	1.43×10^{-4}	1.16×10^{-4}	9.22×10^{-5}
計装ペネトレーション室	6.00×10^{-5}	6.37×10^{-5}	6.08×10^{-5}	2.37×10^{-5}	1.92×10^{-5}	1.52×10^{-5}
CRD 補修室	3.03×10^{-4}	3.22×10^{-4}	3.07×10^{-4}	1.20×10^{-4}	9.72×10^{-5}	7.77×10^{-5}

表 2-6 有効性評価シナリオ包絡条件（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））における原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量

局所エリア名称	漏えい量[kg/s]		
	0～6 時間	6～60 時間	60～168 時間
バルブラッピング室	6.13×10^{-4}	6.51×10^{-4}	4.37×10^{-5}
所員用エアロック前室	5.33×10^{-4}	5.65×10^{-4}	3.79×10^{-5}
計装ペネトレーション室	8.80×10^{-5}	9.34×10^{-5}	6.27×10^{-6}
CRD 補修室	4.45×10^{-4}	4.72×10^{-4}	3.17×10^{-5}

3. 解析結果

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

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

また、代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合）の各局所エリアの水素濃度は、原子炉格納容器ベントを実施する 60 時間後までは全体的に上昇傾向となるものの、その後、ほぼ一定で推移し可燃限界未満となった。

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

以上のことから、各局所エリアに漏えいした水素は、ダクト等を通じて原子炉建屋地上 3 階（原子炉建屋燃料取替床）に設置された静的触媒式水素再結合装置に導かれるため、各局所エリアでの水素滞留のおそれはない。

なお、各局所エリアの天井付近には、それぞれ水素濃度計を設置する設計としており、これらの水素濃度計により、万一、各局所エリアでの水素滞留が発生した場合においても、速やかに検知が可能である（図 2-2 から図 2-5 参照）。

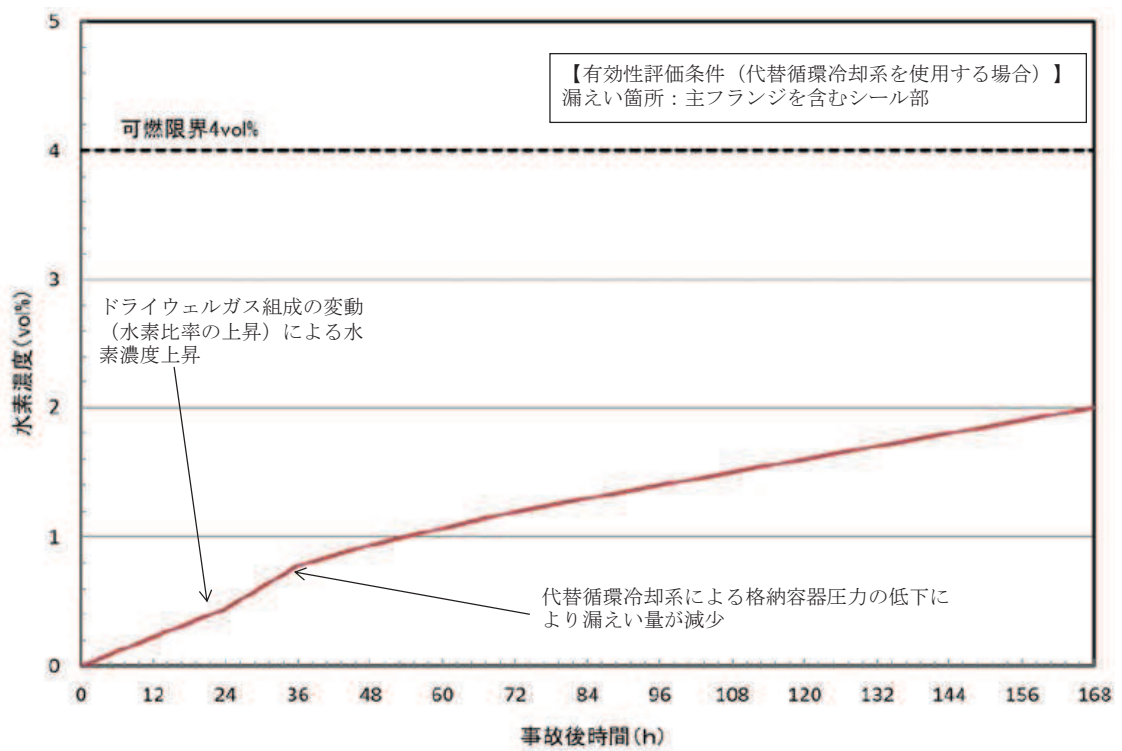


図 3-1 バルブラッピング室の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

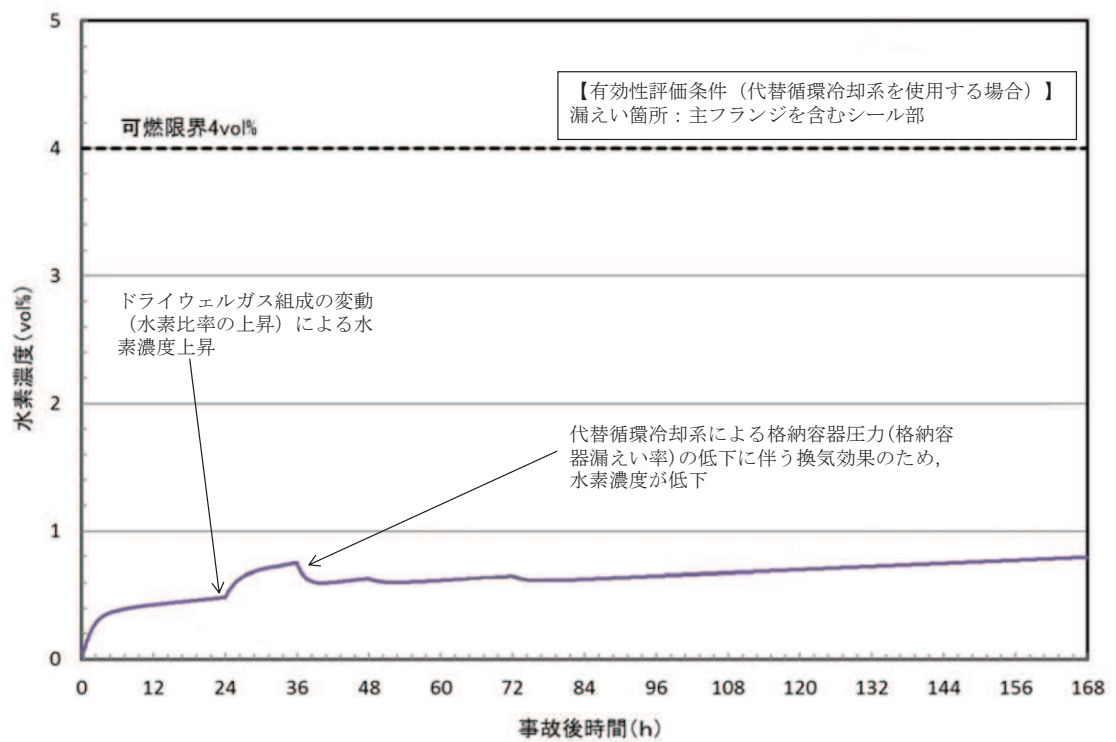


図 3-2 所員用エアロック前室の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

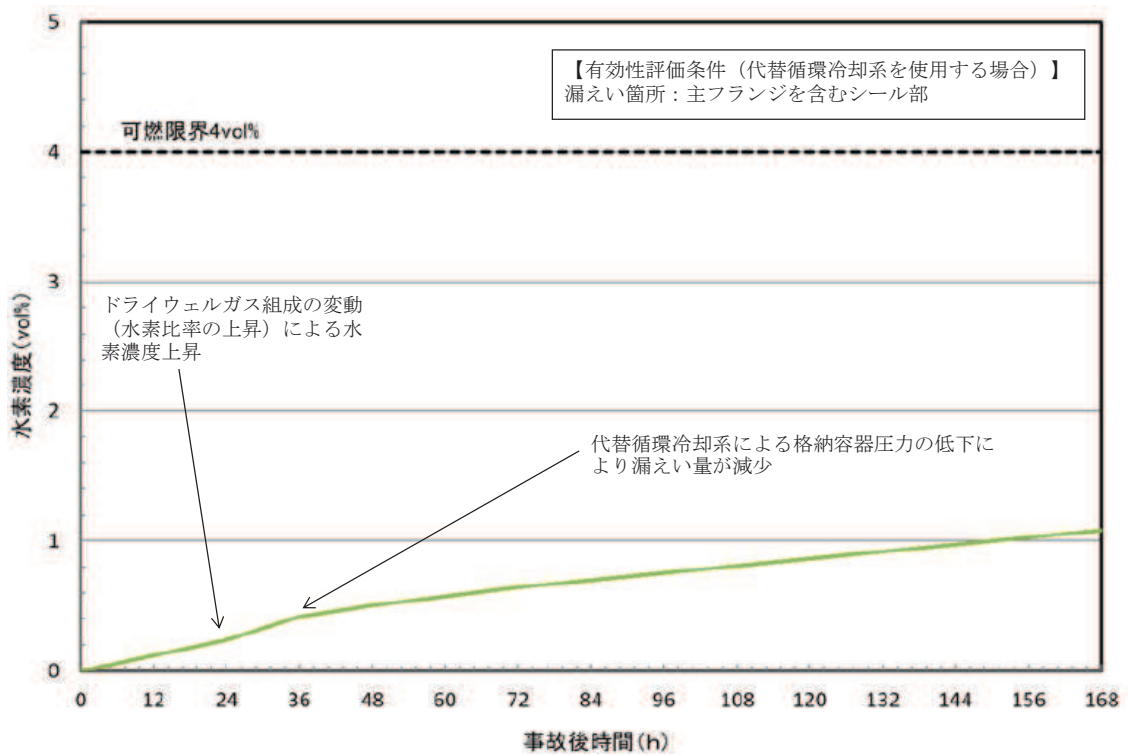


図 3-3 計装ペネトレーション室の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

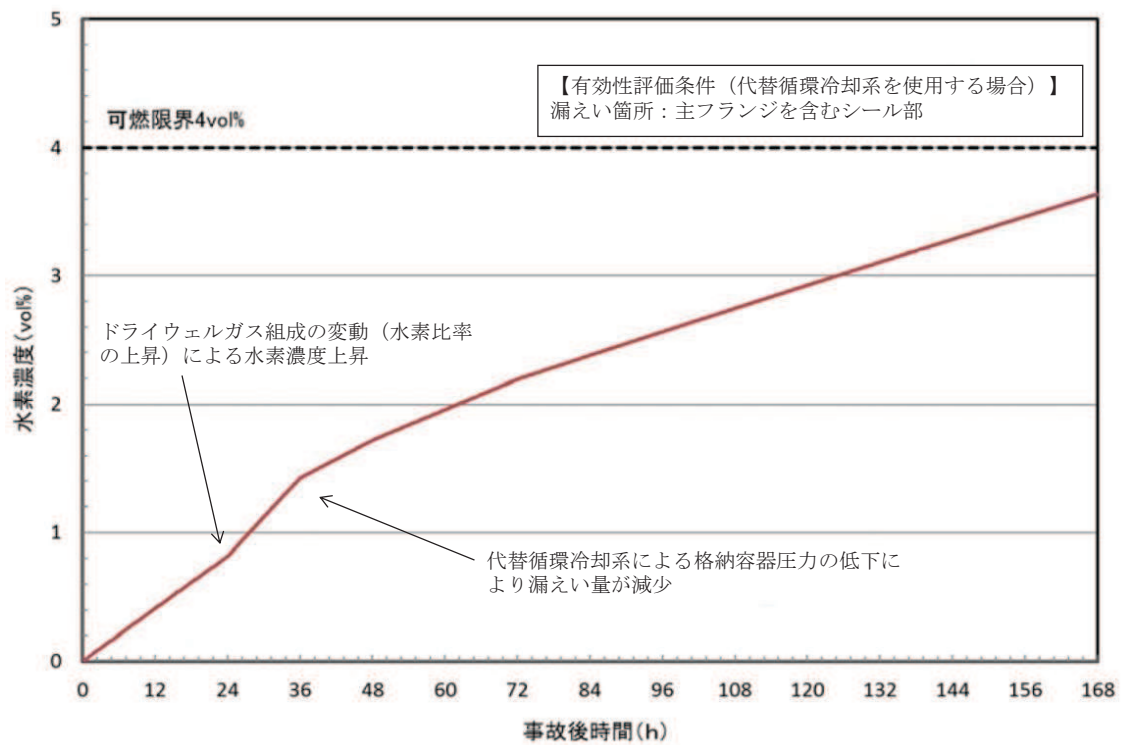


図 3-4 CRD 補修室の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

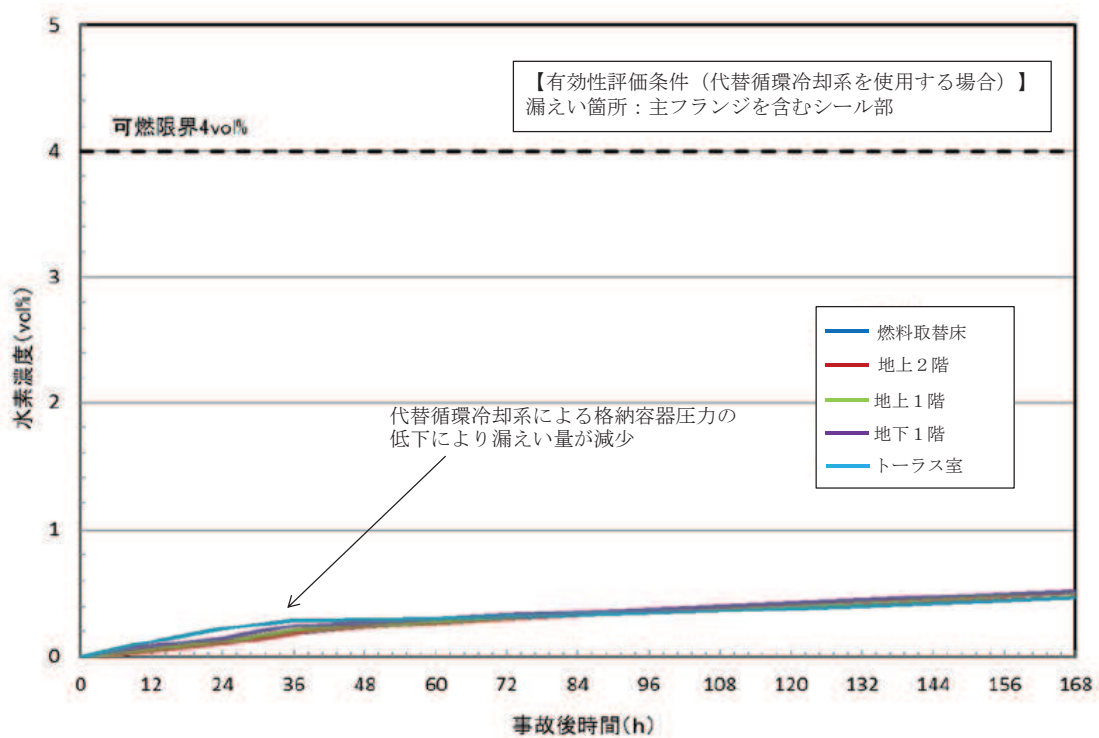


図 3-5 原子炉建屋燃料取替床及び各階通路部の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

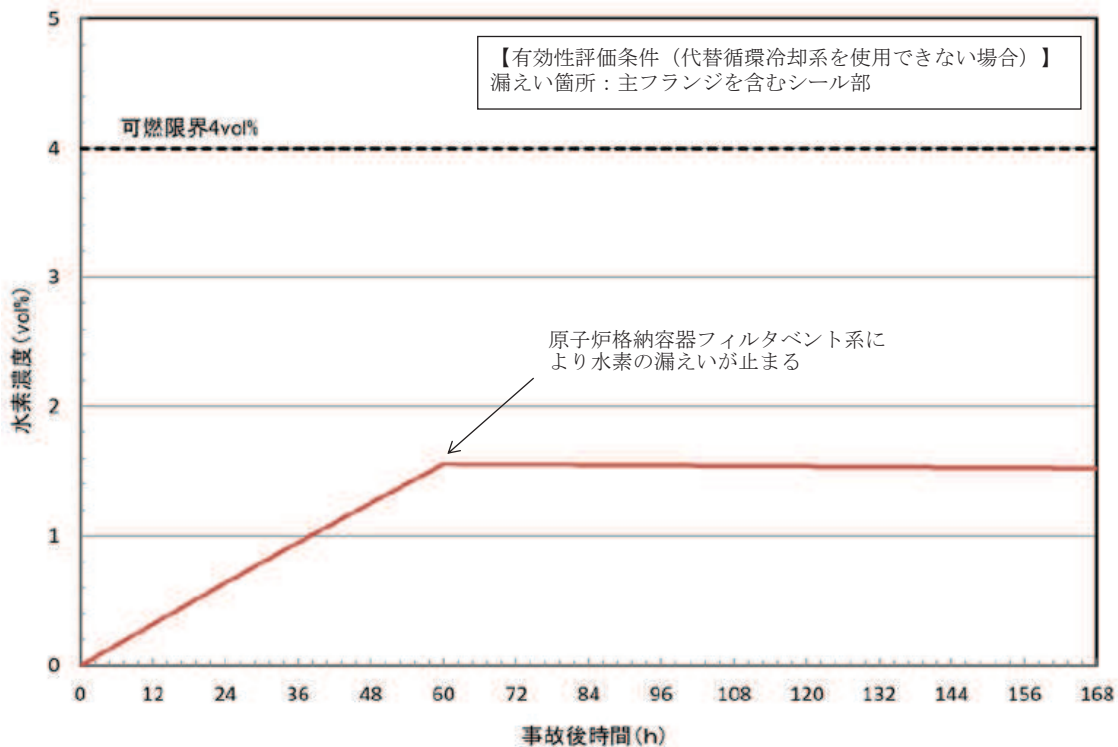


図 3-6 バルブラッピング室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

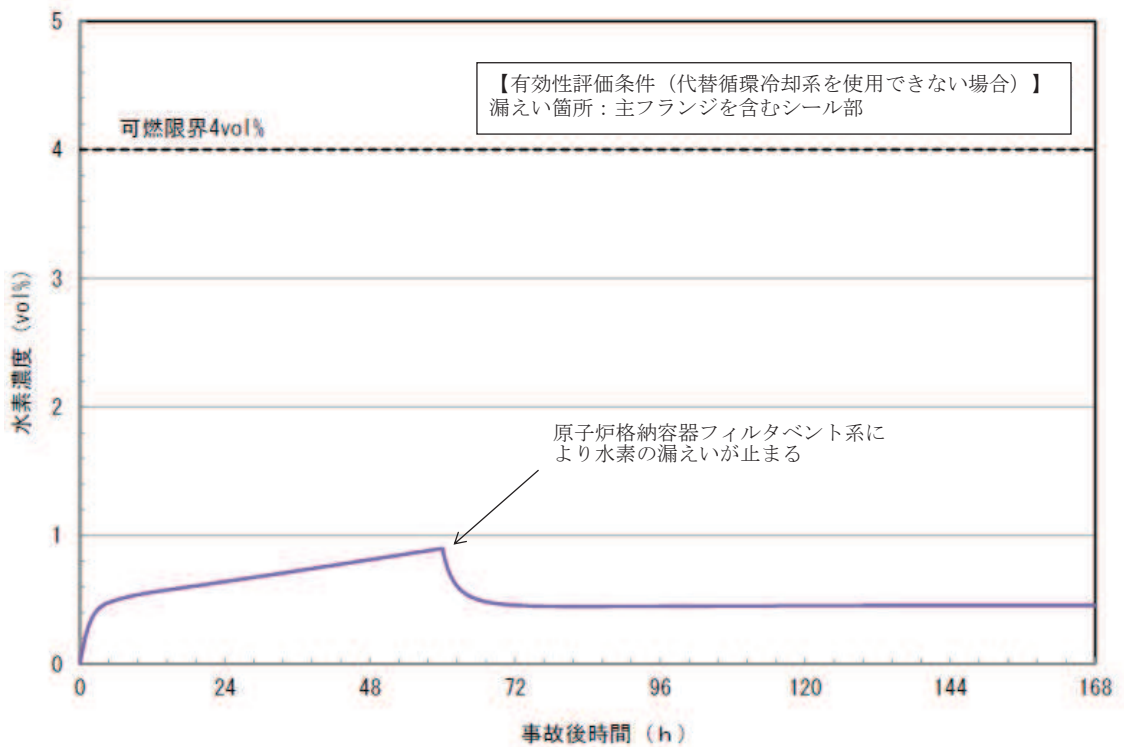


図 3-7 所員用エアロック前室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

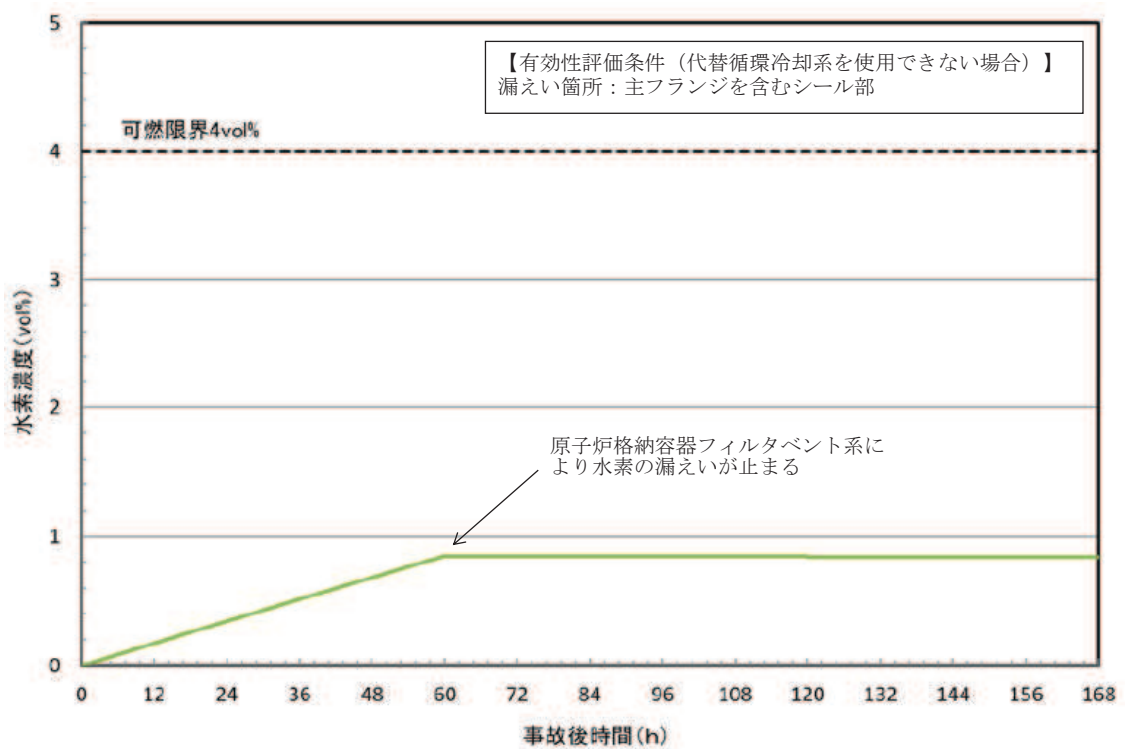


図 3-8 計装ペネトレーション室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

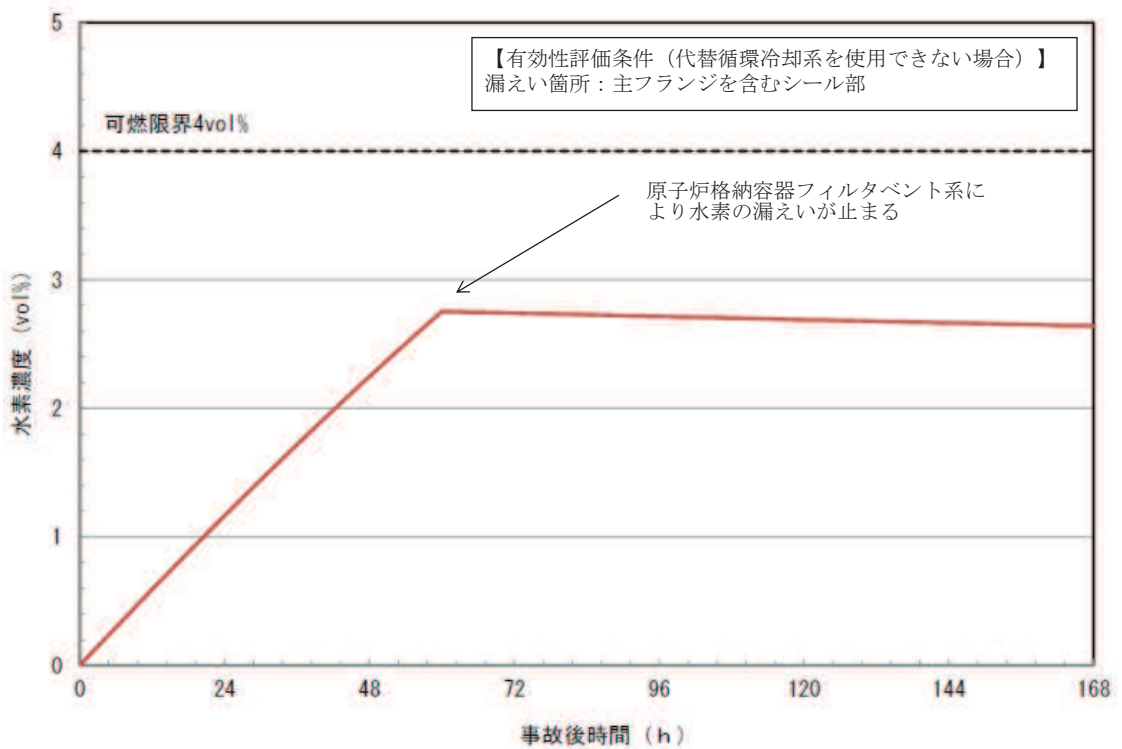


図 3-9 CRD 補修室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

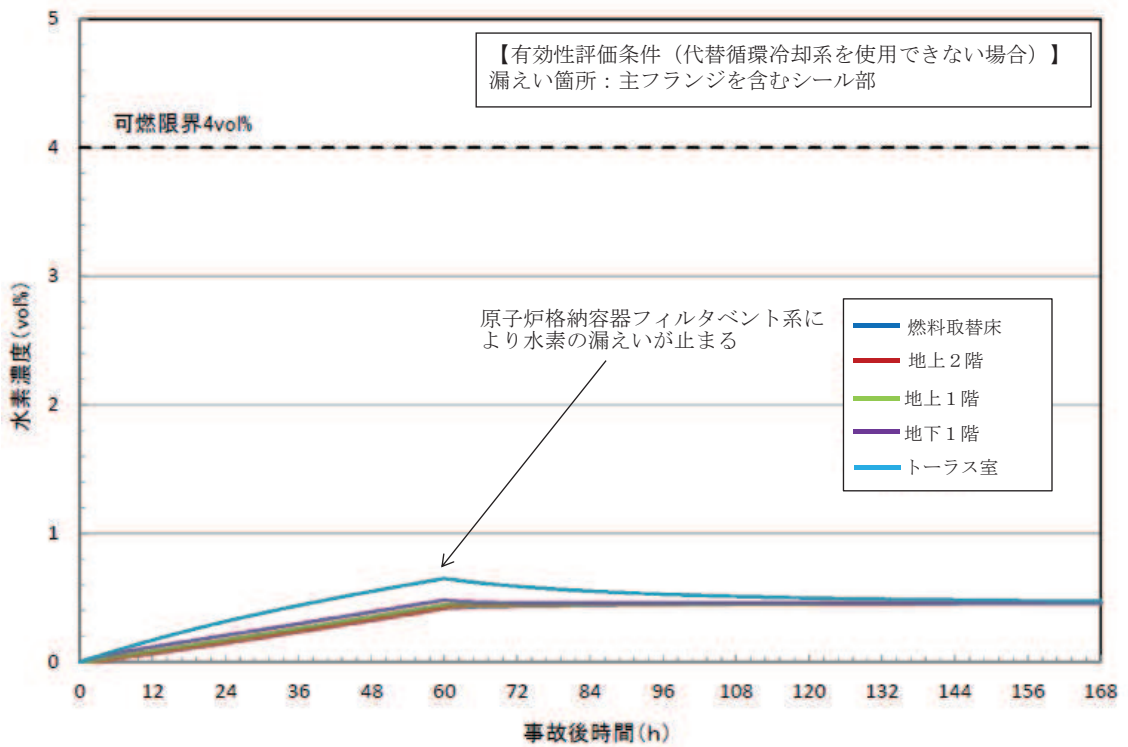


図 3-10 原子炉建屋燃料取替床及び各階通路部の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

4. 重力ダンパ付き給気ダクト内における水素滞留について

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

バルブラッピング室, 所員用エアロック前室, 計装ペネトレーション室及び CRD 補修室の給気ダクトは, いずれも水平に設置されていることから水素が滞留する構造ではなく, ダクト内と壁面温度差による自然対流によりダクト内の循環が行われることから, 水素滞留が発生する可能性はないものと考えられる。

原子炉建屋内水素濃度の適用性について

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

1. 計測範囲の考え方

炉心損傷時に原子炉格納容器内に発生する水素が、原子炉建屋原子炉棟内に漏えいした場合に、PARによる水素濃度低減（可燃限界である4vol%未満）をトレンドとして連続的に監視できることが主な役割であることから、0～10vol%を計測可能な範囲とする。

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

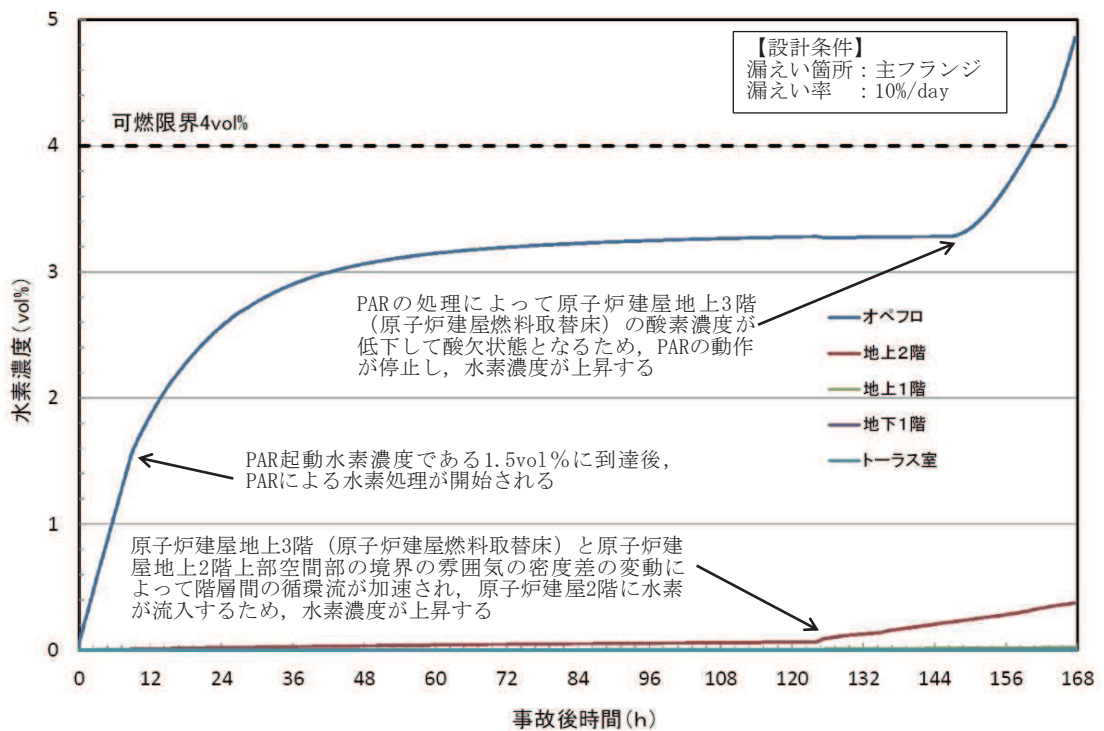


図 1-1 設計条件における原子炉建屋原子炉棟内の水素濃度の推移

2. 水素濃度計の測定原理

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

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

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

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

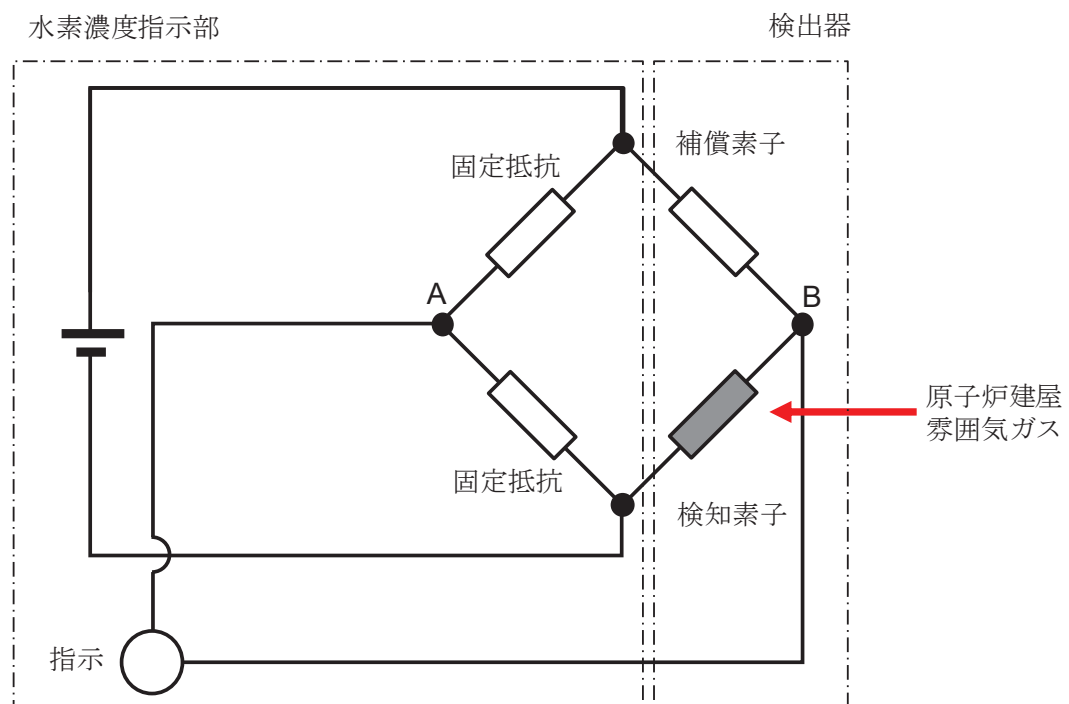


図 2-1 触媒式水素検出器の測定原理

(2) 原子炉建屋内水素濃度（原子炉建屋地上1階，原子炉建屋地下1階）

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

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

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

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

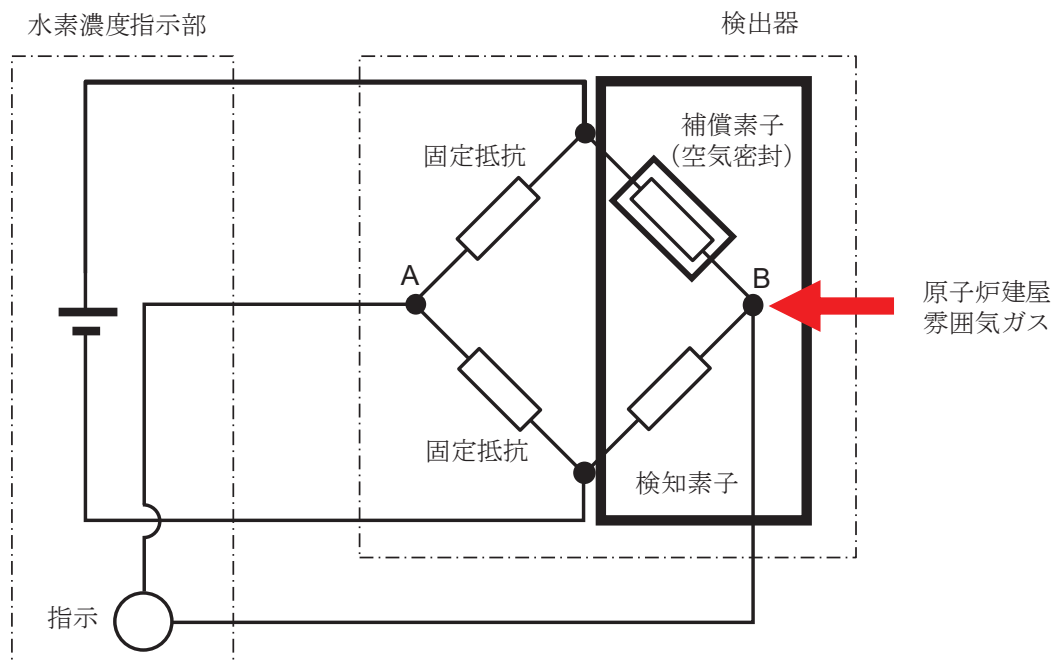


図2-2 気体熱伝導式水素検出器の測定原理

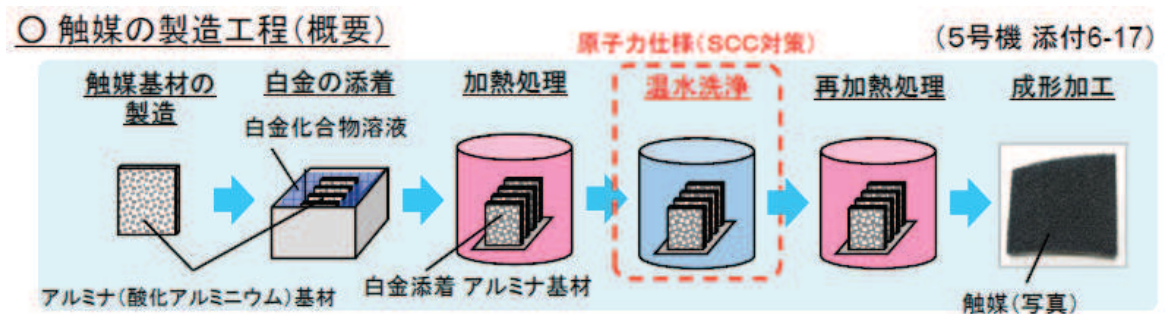
触媒基材（アルミナ）について

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

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

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

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



[引用文献]

(1) 経済産業省原子力安全・保安院 事対 2147-002

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

図 1 浜岡原子力発電所気体廃棄物処理系触媒の事象発生前の製造工程

原子炉格納容器頂部注水系について

原子炉格納容器頂部注水系は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器頂部を冷却することで原子炉格納容器外への水素漏えいを抑制し、原子炉建屋原子炉棟の水素爆発を防止する機能を有するものであり、自主対策設備として設置する。原子炉格納容器頂部注水系は、図 1 から図 2 に示すように、原子炉ウェルに水を注水することで、ドライウェル主フランジを外側から冷却することができる。

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

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

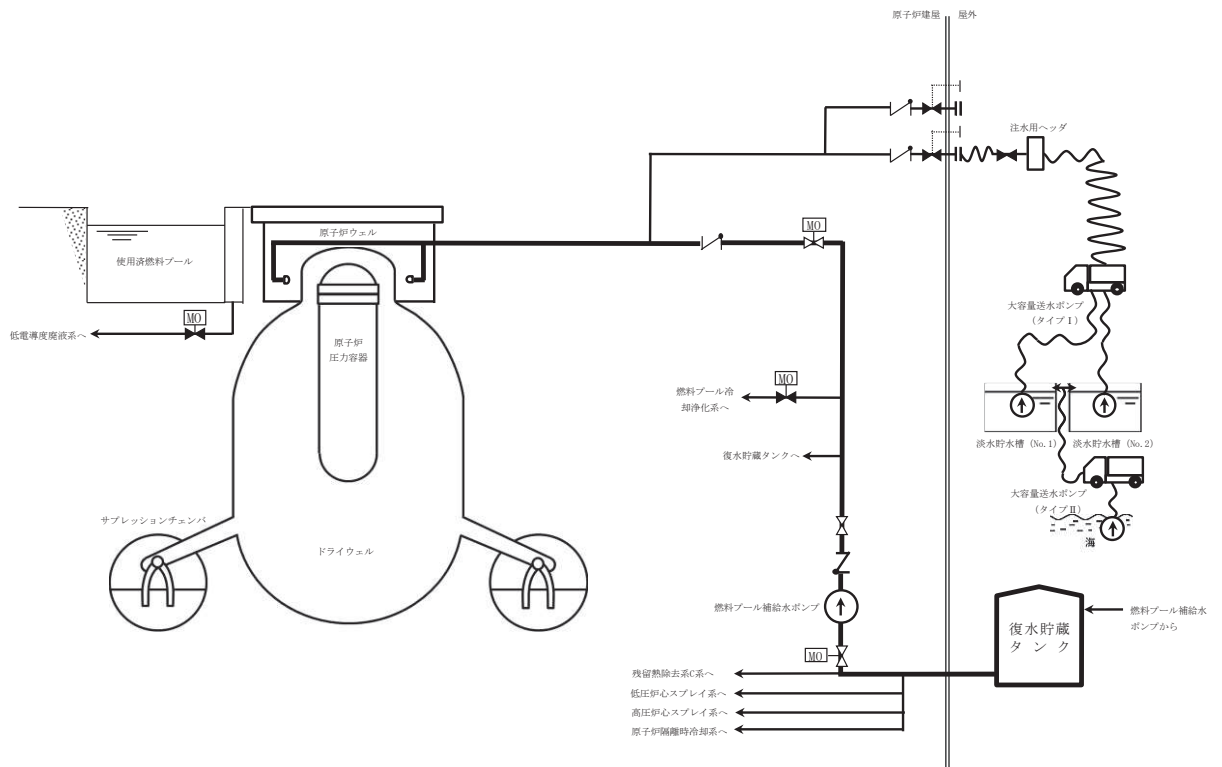


図1 原子炉格納容器頂部注水系（常設）

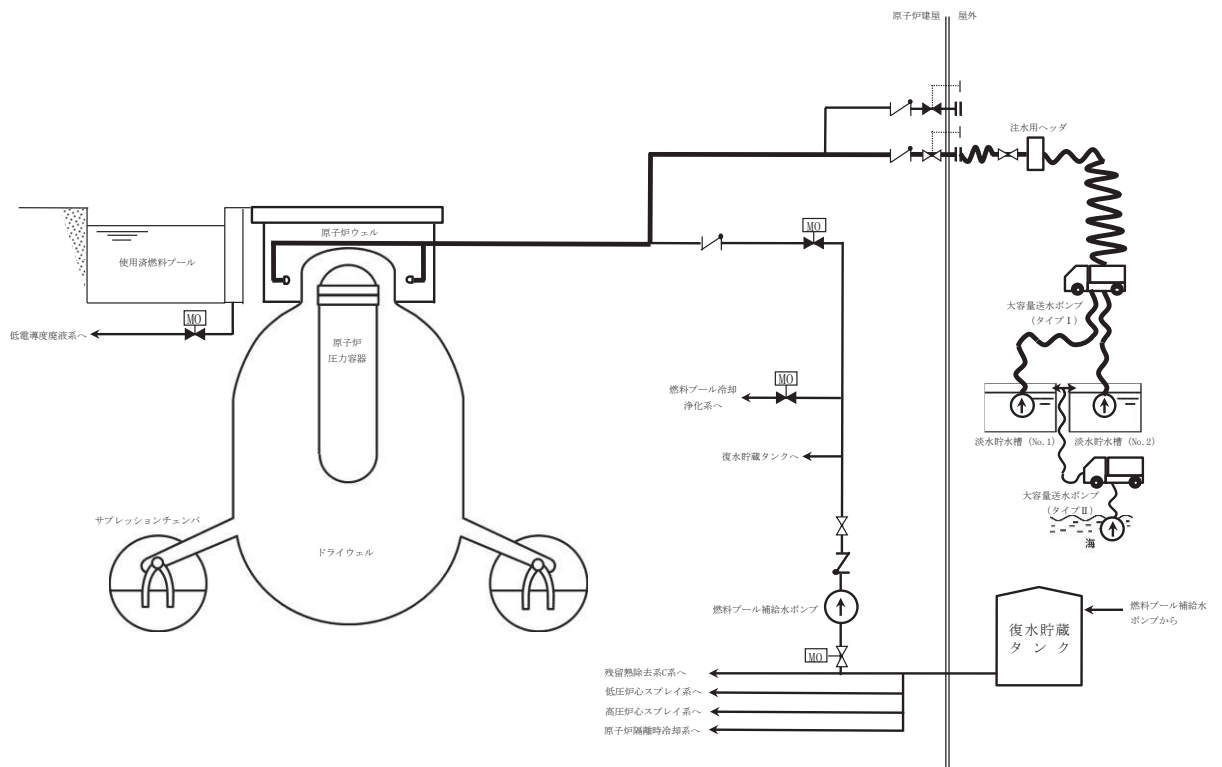


図2 原子炉格納容器頂部注水系（可搬型）

1. 原子炉格納容器頂部注水系の設計方針について

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

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

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

2. 原子炉格納容器頂部注水系の効果について

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

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

3. 原子炉格納容器頂部注水系による原子炉格納容器への影響について

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

(1) 評価方法

原子炉格納容器過温時に原子炉ウェルに注水することで、低温の水がドライウェル主フランジに与える熱的影響を評価する。

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

(2) 評価結果

原子炉格納容器頂部注水系によるドライウェル主フランジ締付ボルト冷却時の発生応力について表 3-1 に示す。評価結果から、ボルトが 200℃から 20℃まで急冷された場合でも、応力値は降伏応力を下回っており、ボルトが破損することはない。

表 3-1 ドライウェル主フランジ締付ボルトの熱収縮による応力評価結果

項目	記号	単位	値	備考
材料	—	—	SNCM439	ドライウェル主フランジ締付ボルトの材料
ヤング率	E	MPa	205,000	—
熱膨張率	α	1/K	1.25×10^{-5}	—
温度差	ΔT	K	180	水温を 20℃とし、原子炉格納容器温度 200℃時の温度差
ひずみ	ε	—	2.26×10^{-3}	$\varepsilon = \alpha \times \Delta T$
応力	σ	MPa	464	$\sigma = E \times \varepsilon$
設計降伏点	Sy	MPa	754	SNCM439 (200℃)
設計引張応力	Su	MPa	865	SNCM439 (200℃)

また、原子炉格納容器頂部注水系は原子炉ウェルに注水し原子炉格納容器頂部を冷却するため、原子炉格納容器を除熱することによる原子炉格納容器負圧破損への影響が懸念される。この原子炉格納容器の負圧破損に対する影響について検討した結果、原子炉ウェルに注水し原子炉格納容器頂部を冷却することによる原子炉格納容器除熱効果は除熱量 1.1MW 以下と小さく、7 日後の崩壊熱約 7.2MW に対して十分低いことが確認できており、原子炉格納容器を負圧にするような悪影響はない。

(3) まとめ

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

4. 原子炉格納容器頂部注水系の監視方法について

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

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

5. 原子炉格納容器頂部注水系の効果を考慮した水素挙動について

原子炉格納容器頂部注水系は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器頂部を冷却することで原子炉格納容器外への水素漏えいを抑制し、原子炉建屋原子炉棟の水素爆発を防止する機能を有している。

一方で原子炉格納容器頂部注水系の効果によって、ドライウェル主フランジからの漏えいがなくなり、原子炉建屋地上 3 階（原子炉建屋燃料取替床）に直接水素が漏えいしなくなった場合には、下層階からの漏えい量が増加することで、下層階において水素濃度が可燃限界に到達するおそれがある。

上記の影響を確認するため、漏えい箇所を下層階（地上 1 階、地下 1 階、地下 2 階）のみとしたケースの評価を実施した。漏えい箇所以外の条件は「別添 1 表 2.2.2-1」のケース 1 及びケース 2 と同様である。水素濃度の解析結果を図 5-1 及び図 5-2 に示す。

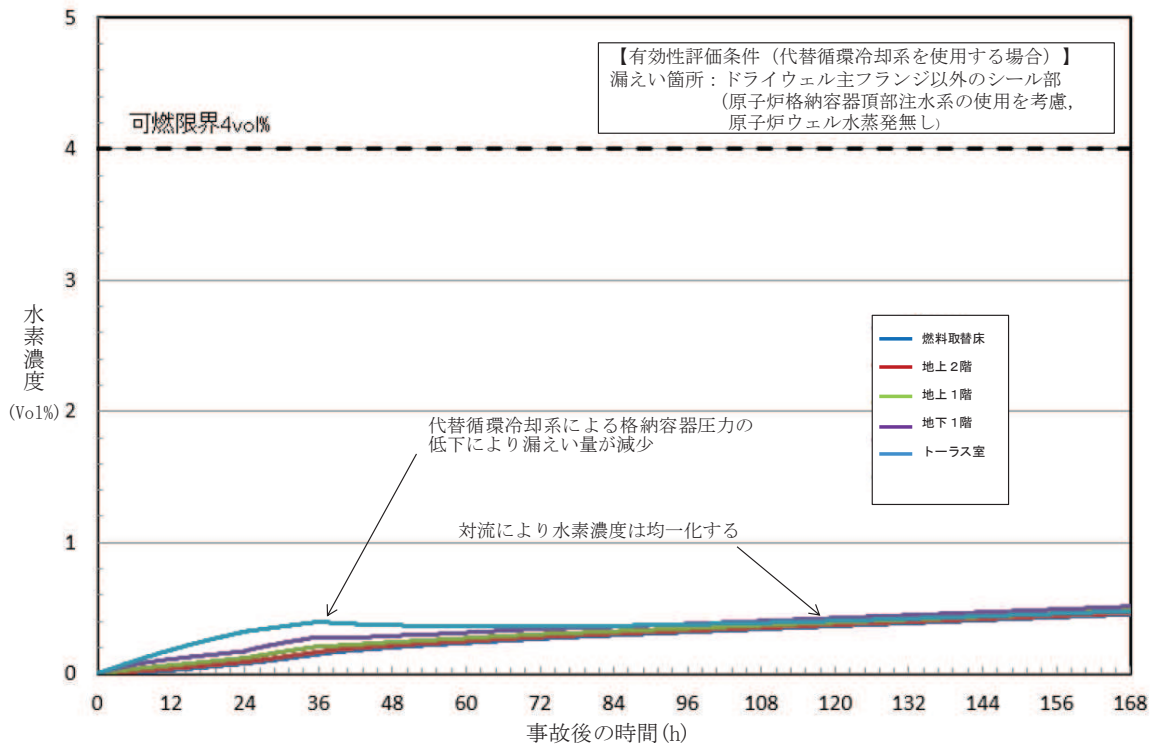


図 5-1 水素濃度の時間変化（原子炉建屋全域）（代替循環冷却系を使用する場合）

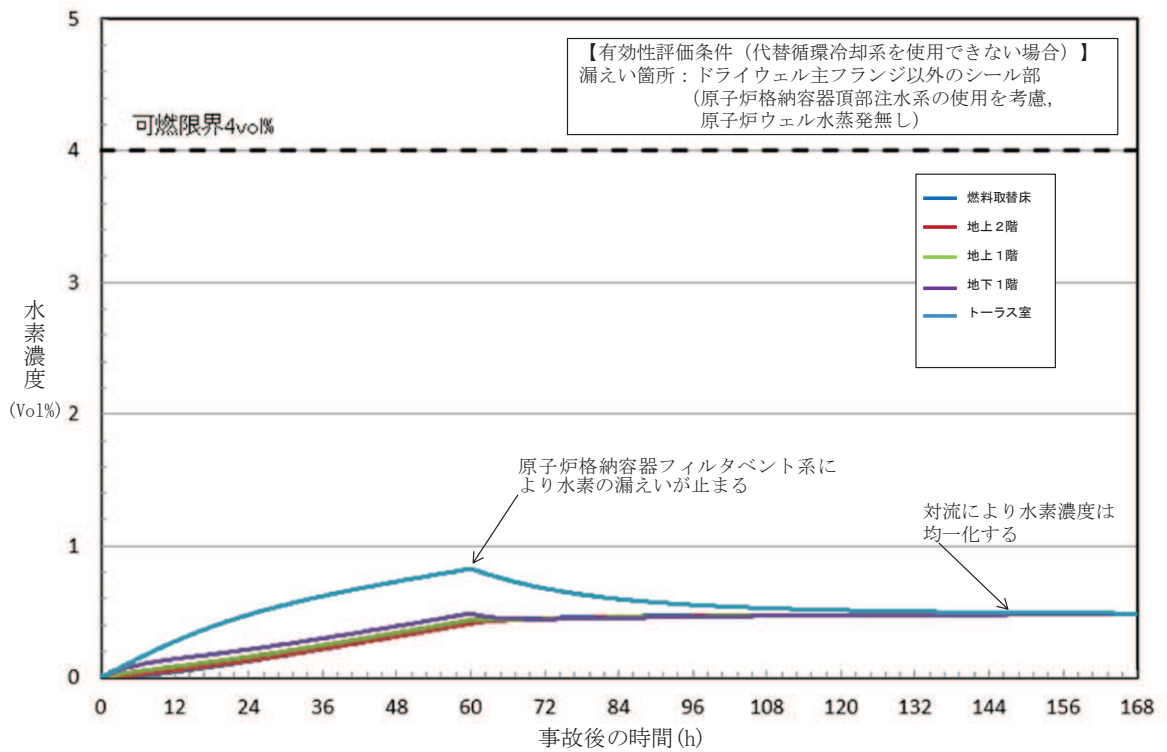


図 5-2 水素濃度の時間変化（原子炉建屋全域）（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

下層階のみから水素が漏えいした場合においても、大物搬入口設置区画及びダクト区画を通じて原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）まで水素ガスが到達することにより、下層階で水素が滞留することはない、可燃限界である4.0vol%に到達しない結果となった。

また、原子炉格納容器頂部注水系の効果により、原子炉ウェルに溜まった水が蒸発し、原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）に水蒸気が追加で流入した場合の水素挙動の影響を確認するため、原子炉格納容器頂部注水系の機能を期待できる8時間後から原子炉ウェルの水が蒸発し、原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）に水蒸気が流入するとした場合の評価を実施した。

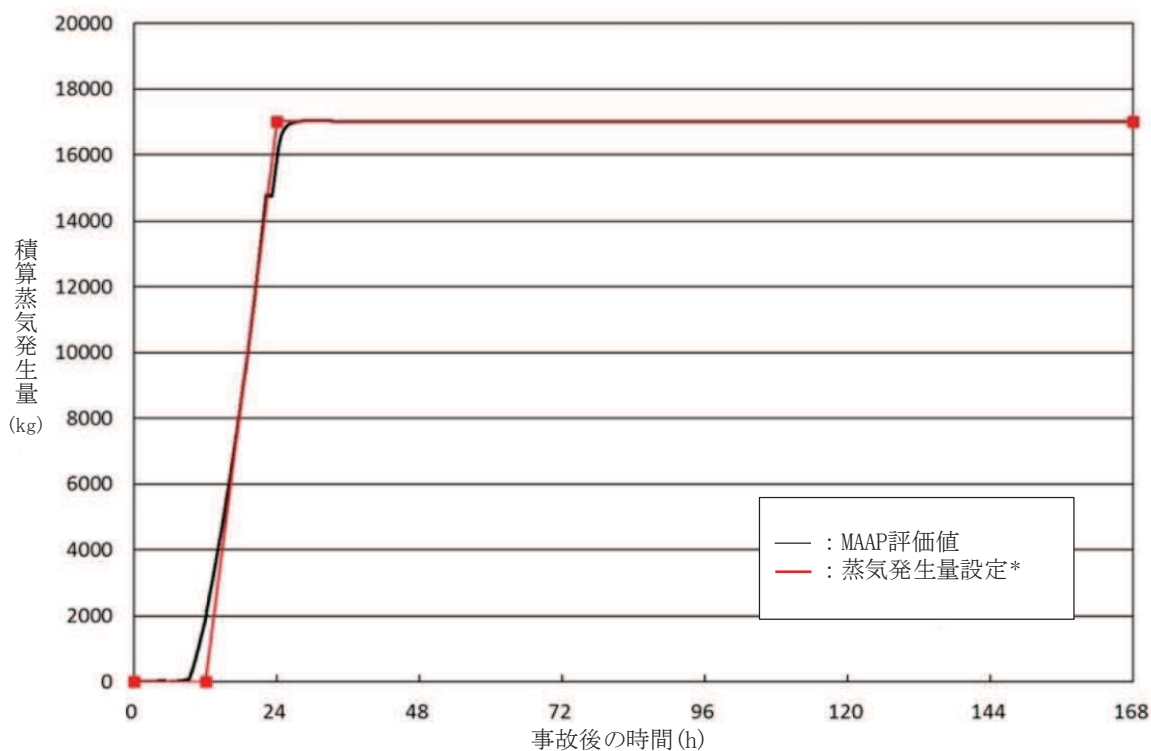
蒸気発生量については、MAAPコードによる蒸気発生量評価を基に表5-1及び表5-2のとおりとした。原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量を図5-3及び図5-4に、水素濃度の解析結果を図5-5及び図5-6に示す。

表5-1 原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量(代替循環冷却系を使用する場合)

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

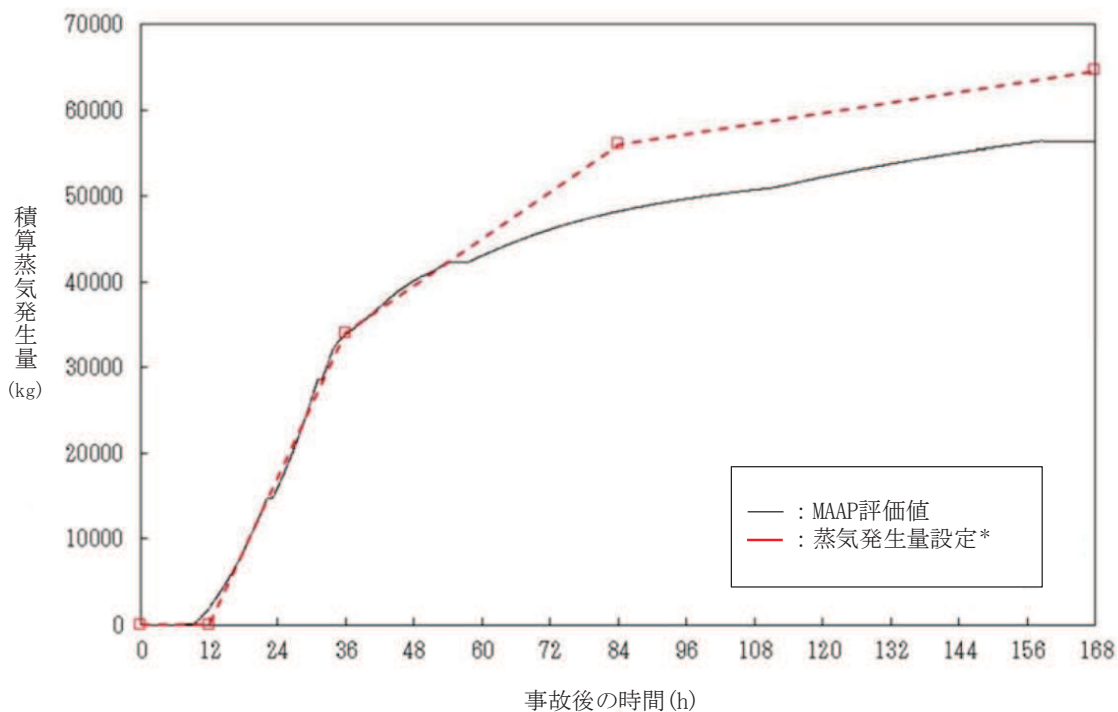
表5-2 原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量(代替循環冷却系を使用できない場合(原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合))

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



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

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



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

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

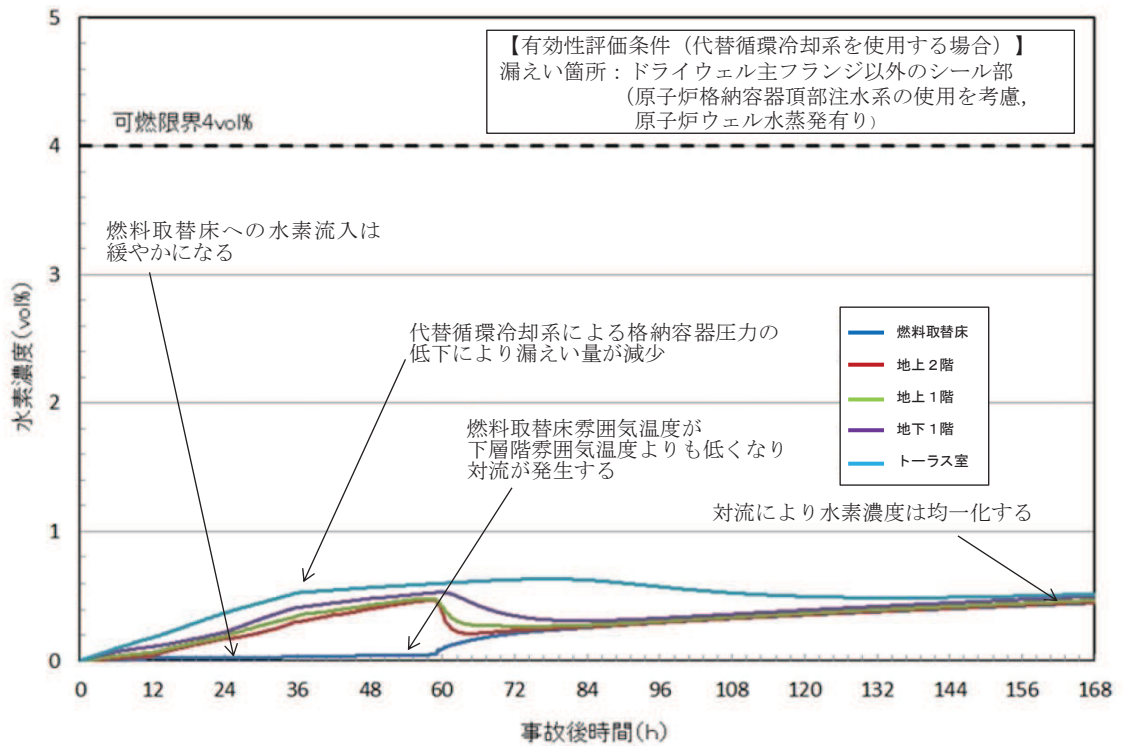


図 5-5 水素濃度の時間変化 (原子炉建屋原子炉棟内) (代替循環冷却系を使用する場合)

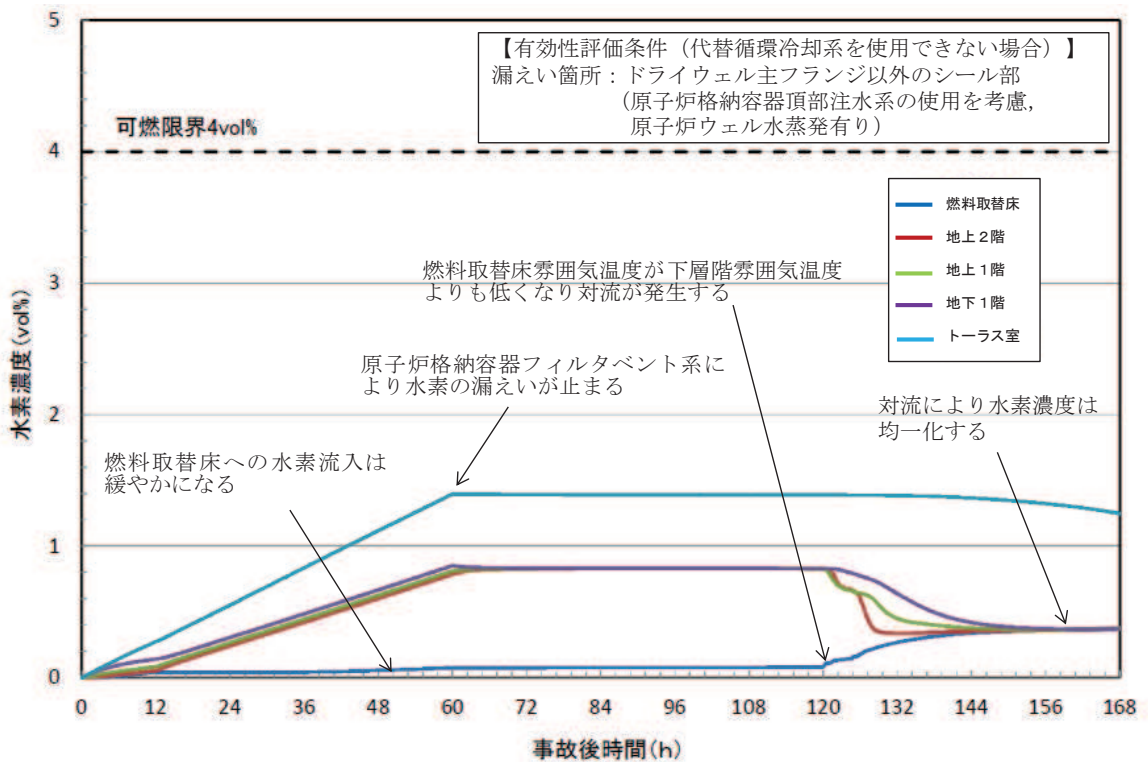


図 5-6 水素濃度の時間変化 (原子炉建屋原子炉棟内) (代替循環冷却系を使用できない場合 (原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合))

原子炉ウエルの水が蒸発して水蒸気の追加流入が発生した場合においては、下層階から原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）への水素流入は緩やかになり、原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）以外の水素濃度が図5-1及び図5-2に比べ高く推移するが、大物搬入口設置区画及びダクト区画から水素が原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）に流入することにより、下層階で水素が滞留することなく、可燃限界である4.0vol%に到達しない結果となった。

以上のことから、原子炉格納容器頂部注水系によって下層階での水素爆発のおそれはなく、悪影響はない。

原子炉建屋地上 3 階大物搬入口ハッチカバーについて

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

また、地震により万一、ワイヤロープの切断或いはストッパーピンの破断が発生した場合においてもハッチカバーの開状態を維持できるように、耐震性を有したターンバックル付棒鋼のハッチカバー固定装置を設置し、ターンバックルを締付けたうえで固定する設計としている。ハッチカバー固定装置の構造図を図 2 に示す。

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

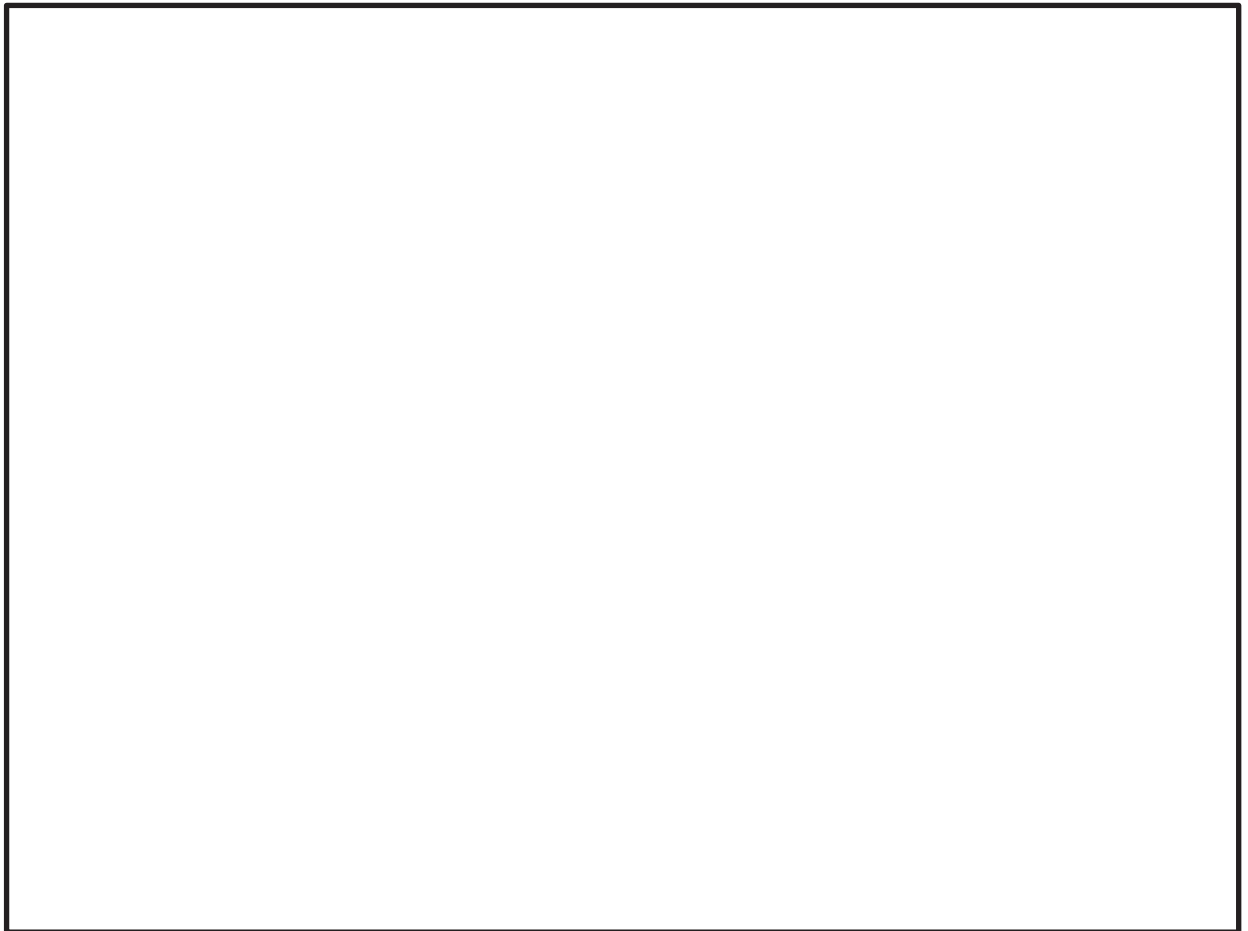


図 1 ハッチカバー構造図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



図2 ハッチカバー固定装置の構造図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

5.1 ハッチカバー固定装置の耐震性について

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

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

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

5.1.1 一般事項

5.1.1.1 評価方針

ハッチカバー固定装置の強度評価は、「5.1.3 構造強度評価」にて設定した荷重及び荷重の組合せ並びに許容限界に基づき、「5.1.2 評価部位」にて設定する箇所において、設計用地震力による応力度等が許容限界内に収まることを、「5.1.3 構造強度評価」にて示す方法にて確認することで実施する。確認結果を「5.1.4 評価結果」に示す。

ハッチカバー固定装置の強度評価フローを図 5.1.1.1-1 に示す。

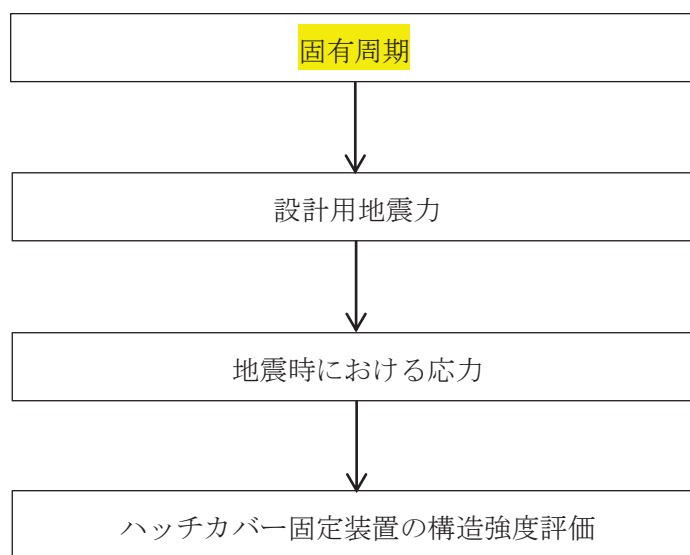


図 5.1.1.1-1 ハッチカバー固定装置の強度評価フロー

5.1.1.2 記号の説明

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

注 *1: n_{bj} , p_{aj} 及び T_{bj} の添え字 j の意味は、以下のとおりとする。

$j = 1$: 吊り金具取付ボルト

$j = 2$: アンカーボルト①

$j = 3$: アンカーボルト②

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

$i = 1$: ターンバックル付棒鋼①

$i = 2$: ターンバックル付棒鋼②

5.1.2 評価部位

ハッチカバー固定装置の概略構造を図 5.1.2-1 に示す。強度評価は、ハッチカバー固定装置のターンバックル付棒鋼、アンカーボルト及び吊り金具取付ボルトについて実施する。

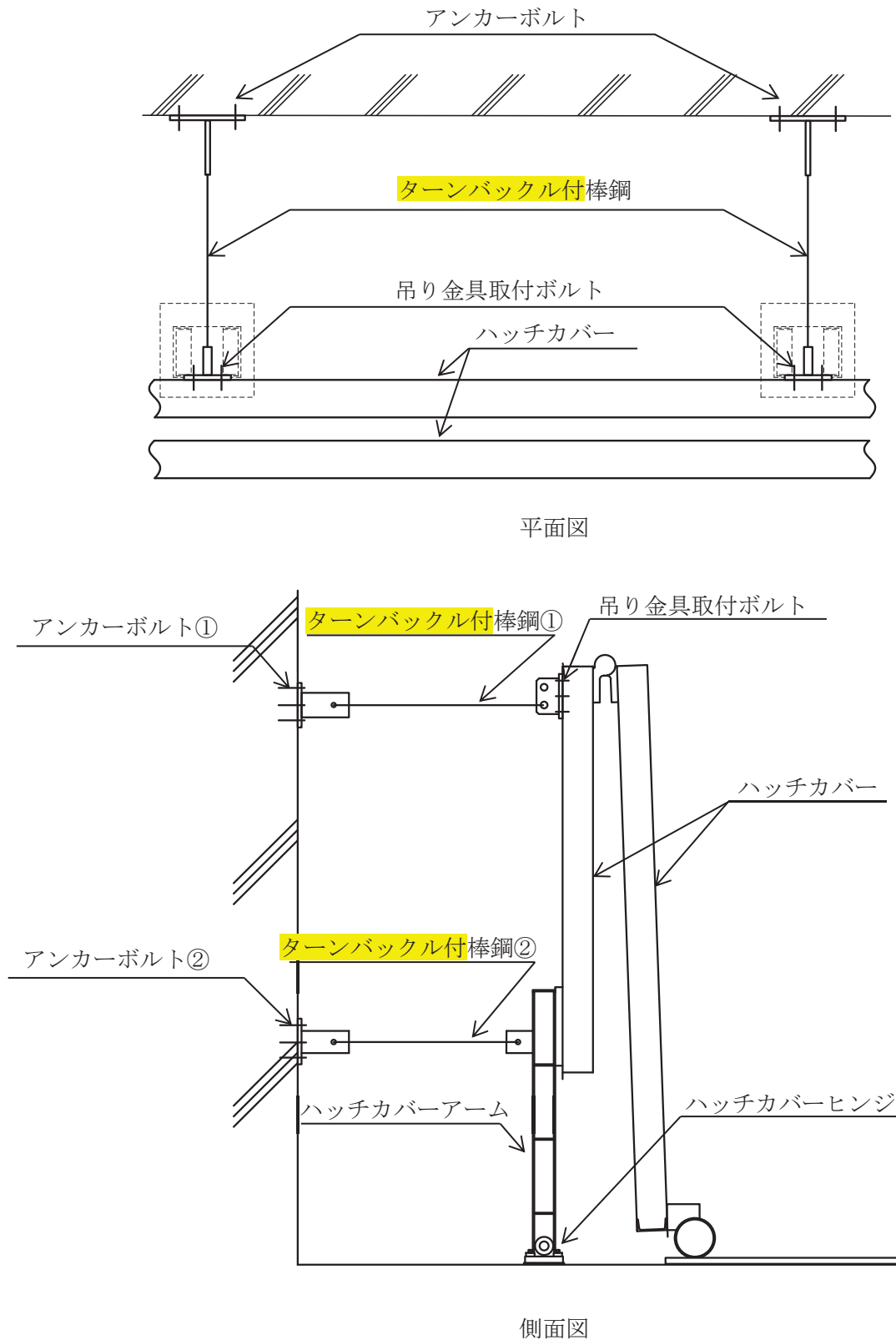


図 5.1.2-1 ハッチカバー固定装置の概略構造図

5.1.3 構造強度評価

5.1.3.1 荷重の組合せ及び許容応力度状態

ハッチカバー固定装置の荷重の組合せ及び許容応力度状態については、添付書類「VI-2-1-9 機能維持の基本方針」に準じて設定する。評価に用いるものを表 5.1.3.1-1 に示す。

表 5.1.3.1-1 荷重の組合せ及び許容応力度状態

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

5.1.3.2 許容限界

(1) ターンバックル付棒鋼の短期許容応力度

ターンバックル付棒鋼の短期許容応力度は、建築基準法（昭和 25 年 5 月 24 日法律第 201 号）及び建築基準法施行令（昭和 25 年 11 月 16 日政令第 338 号）に基づき表 5.1.3.2-1 のとおりとする。

表 5.1.3.2-1 短期許容応力度（ターンバックル付棒鋼）

引張
$\frac{F_{ri}}{1.5} \cdot 1.5$

(2) 吊り金具取付ボルトの短期許容応力度

吊り金具取付ボルトの短期許容応力度は、建築基準法（昭和 25 年 5 月 24 日法律第 201 号）及び建築基準法施行令（昭和 25 年 11 月 16 日政令第 338 号）に基づき表 5.1.3.2-2 のとおりとする。

表 5.1.3.2-2 短期許容応力度（吊り金具取付ボルト）

引張
$\frac{F_b}{1.5} \cdot 1.5$

(3) アンカーボルトの短期許容応力

アンカーボルトの短期許容応力は、日本建築学会 2010 年 各種合成構造設計指針・同解説に基づき算出した短期許容応力とする。アンカーボルトの降伏により決まる許容応力及び定着したコンクリート躯体のコーン状破壊により決まる許容応力を比較して、いずれか小さい値を採用する。

5.1.3.3 固有周期

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

ターンバックル付棒鋼の軸剛性Kは、

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

ここで、K：軸剛性 (N/m)

E：ヤング係数 (N/mm²)

A：ターンバックル付棒鋼の直径 30 mm×2 本の断面積 (mm²)

/ ℓ：壁面から吊り金具取付側のハッチカバー中心までの距離 (mm)

ハッチ部の質量は、5.1.4.2 機器要目に示す質量とし、保守的に $W_1 + W_2 + W_3 = 4,330$ kg とした。

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

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

ここで、T：固有周期 (s)

上記より、0.033 秒であることから、剛であることを確認した。

5.1.3.4 設計用地震力

評価に用いる設計用地震力を表 5.1.3.4-1 に示す。

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

表 5.1.3.4-1 設計用地震力

原子炉建屋 0. P. 33. 2m*	基準地震動 S_s	
	水平方向設計震度 C_H	鉛直方向設計震度 C_V
	2.3	1.5

注記*：基準床レベルを示す。

5.1.3.5 解析モデル

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



図 5.1.3.5-1 解析モデル図

5.1.3.6 計算方法

(1) ターンバックル付棒鋼①の計算方法

ターンバックル付棒鋼①の応力度は、地震による震度により作用する引張力から計算する。

a. 引張応力度

ターンバックル付棒鋼①に作用する引張応力度を計算する。

引張力

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

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

引張応力度

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

ここで、ターンバックル付棒鋼①の断面積 A_{r1} は J I S B 1082-2009 より、561 (mm²) とする。

(2) ターンバックル付棒鋼②の計算方法

ターンバックル付棒鋼②の応力度は、地震による震度により作用する引張力から計算する。

a. 引張応力度

ターンバックル付棒鋼②に作用する引張応力度を計算する。

引張力

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

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

引張応力度

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

ここで、ターンバックル付棒鋼②の断面積 A_{r2} は J I S B 1082-2009 より、561 (mm²) とする。

(3) 吊り金具取付ボルトの計算方法

吊り金具取付ボルトの応力度はターンバックル付棒鋼①から受ける荷重によって生じる引張力から計算する。計算モデルを図 5.1.3.6-1 に示す。

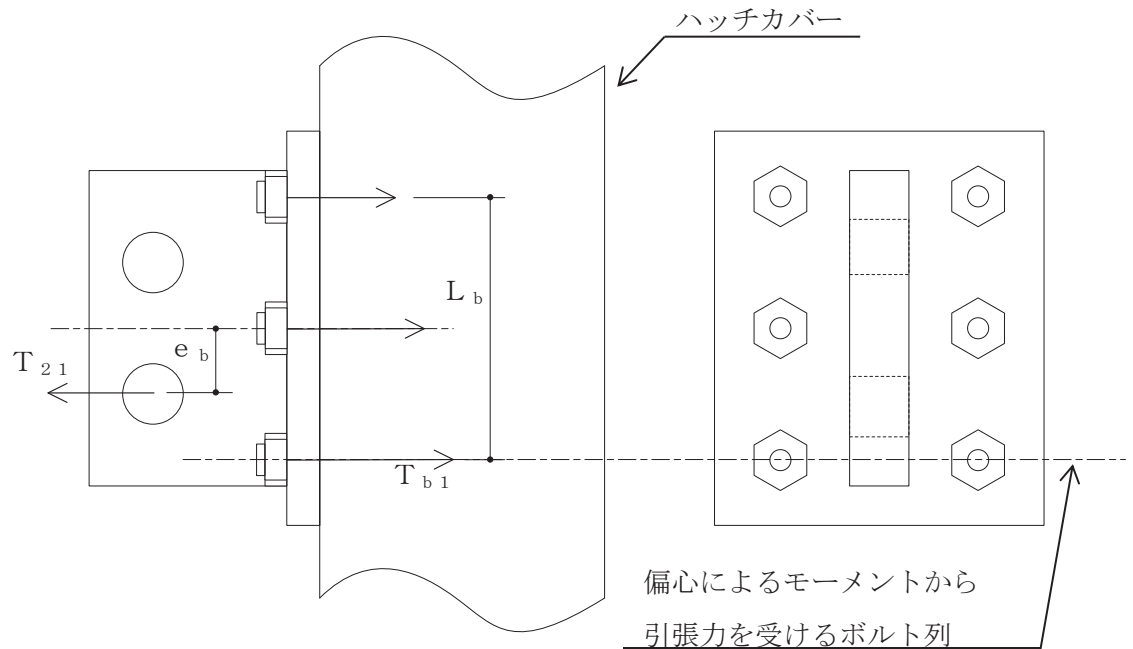


図 5.1.3.6-1 計算モデル

a. 引張応力度

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

引張力

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

引張応力度

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

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

(4) アンカーボルト①の計算方法

アンカーボルト①の応力としてターンバックル付棒鋼①から受ける荷重によって生じる引張力について計算する。計算モデルを図 5.1.3.6-2 に示す。

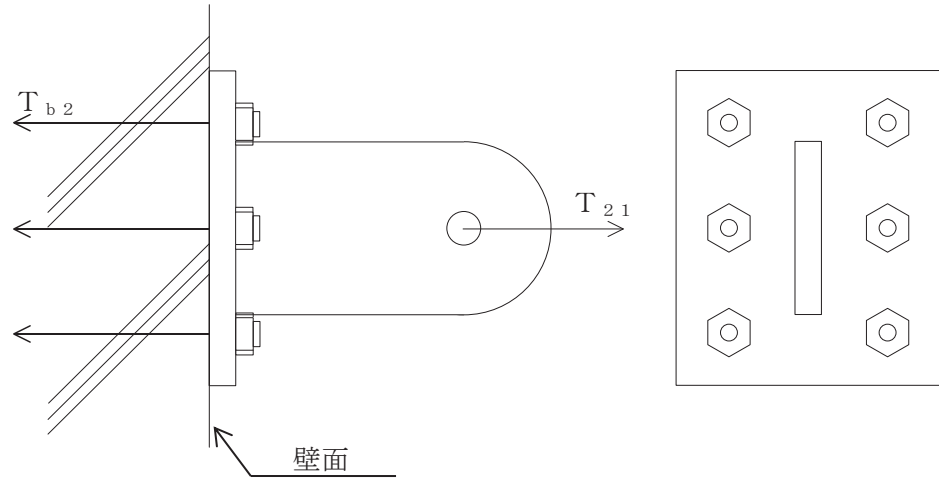


図 5.1.3.6-2 計算モデル

a. 引張力

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

引張力

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

(5) アンカーボルト②の計算方法

アンカーボルト②の応力としてターンバックル付棒鋼②から受ける荷重によって生じる引張力について計算する。計算モデルを図 5.1.3.6-3 に示す。

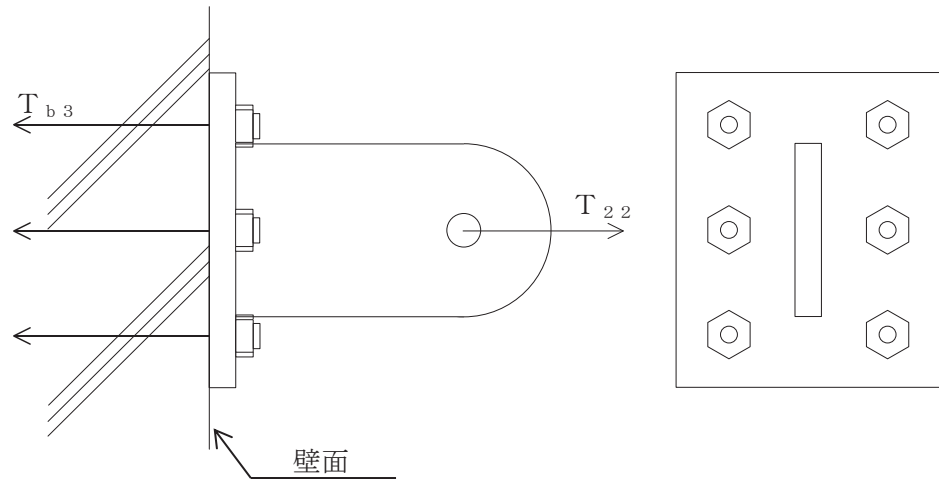


図 5.1.3.6-3 計算モデル

a. 引張力

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

引張力

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

5.1.3.7 応力評価

(1) ターンバックル付棒鋼の応力評価

5.1.3.6(1)及び(2)で求めたターンバックル付棒鋼の引張応力度 σ_{ri} は下表の許容応力度 f_{tri} 以下であること。

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

(2) 吊り金具取付ボルトの応力評価

5.1.3.6(3)で求めた吊り金具取付ボルトの引張応力度 σ_b は下表の許容引張応力度 f_{tb} 以下であること。

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

(3) アンカーボルトの応力評価

5.1.3.6(4)及び(5)で求めたアンカーボルトの引張力 T_{bj} は日本建築学会 2010年各種合成構造設計指針・同解説に基づき算出した短期許容応力 p_{aj} 以下であること。

5.1.4 評価結果

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

5.1.4.1 設計条件

原子炉建屋 O. P. 33. 2m*	基準地震動 S_s	
	水平方向設計震度 C_H	鉛直方向設計震度 C_V
	2.3	1.5

注記*：基準床レベルを示す。

5.1.4.2 機器要目

(1) ハッチカバー固定装置

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

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

(2) ターンバックル付棒鋼

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

(3) ボルト

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

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

5.1.4.3 計算数値

(1) ターンバックル付棒鋼に作用する力

(単位：N)

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

(2) ボルトに作用する力

(単位：N)

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

5.1.4.4 結論

(1) ターンバックル付棒鋼の応力度

(単位：N/mm²)

部材	材料	応力度	基準地震動 S _s	
			算出応力度	短期許容応力度
ターンバックル付棒鋼① (i=1)	SNR400B	引張	$\sigma_{r1}=52$	$f_{tr1}=235$
ターンバックル付棒鋼② (i=2)	SNR400B	引張	$\sigma_{r2}=24$	$f_{tr2}=235$

すべて許容応力度以下である。

(2) 吊り金具取付ボルトの応力度

(単位：N/mm²)

部材	強度区分	応力度	基準地震動 S _s	
			算出応力度	短期許容応力度
吊り金具 取付ボルト (j=1)	5.8	引張	$\sigma_b=38$	$f_{tb}=300$

許容応力度以下である。

(3) アンカーボルトの応力

(単位：N)

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

すべて許容応力度以下である。

可搬型窒素ガス供給装置について

1. 概要

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

可搬型窒素ガス供給装置は、1台あたり、純度 99.0vol%にて 220Nm³/h の流量で原子炉格納容器に窒素注入が可能な能力を有している。

2. 窒素製造プロセス

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

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

圧力変動吸着方式による窒素供給原理を図 2-1 に示す。

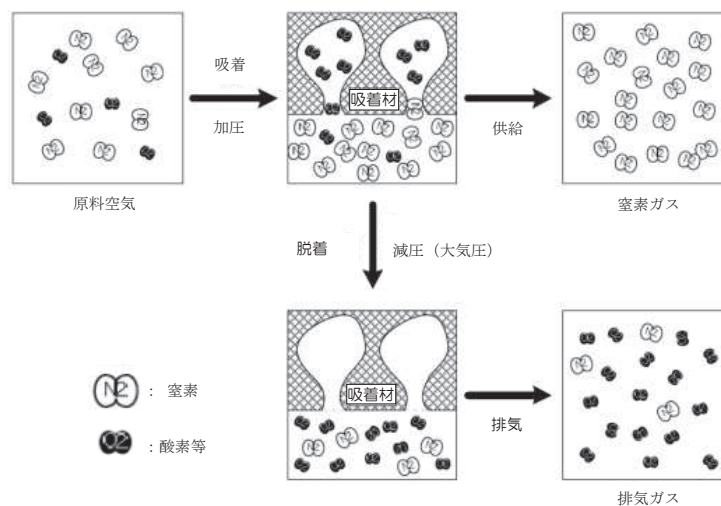


図 2-1 圧力変動吸着方式による窒素供給原理

3. 重大事故等時の格納容器内水素濃度及び酸素濃度低減性能

可搬型窒素ガス供給装置による原子炉格納容器内の評価については、当該機器を使用しない場合においても、原子炉格納容器内での水素爆発が発生しないことを設置（変更）許可における「添付書類十 7.2.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」における「7.2.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」において確認している。

有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」における原子炉格納容器内の気体の組成の推移（ドライ条件）を図 3-1 及び図 3-2 に示す。原子炉格納容器内の水素濃度は、事象発生直後からジルコニウム-水反応により大量の水素が発生し、可燃限界濃度である 4vol% を大きく上回る。その後、水の放射線分解によって格納容器内酸素濃度が上昇するものの、可燃限界である 5.0vol% を上回ることはなく、事象発生から 168 時間後の酸素濃度は、ドライウェルにおいて約 2.8vol%、サプレッションチェンバにおいて約 3.4vol% である。したがって、ドライ条件においても可燃限界である 5vol% を超えることはなく、原子炉格納容器内での水素爆発は生じない。

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

また、168 時間以降に水の放射線分解によって発生する酸素によって、ドライ条件において 4.3vol% 及びウェット条件において 1.5vol% に到達した場合には、原子炉格納容器内での水素燃焼を防止する観点で、格納容器ベントを実施するため、原子炉格納容器内で可燃限界に達することはない。原子炉格納容器内での水素爆発は生じない。

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

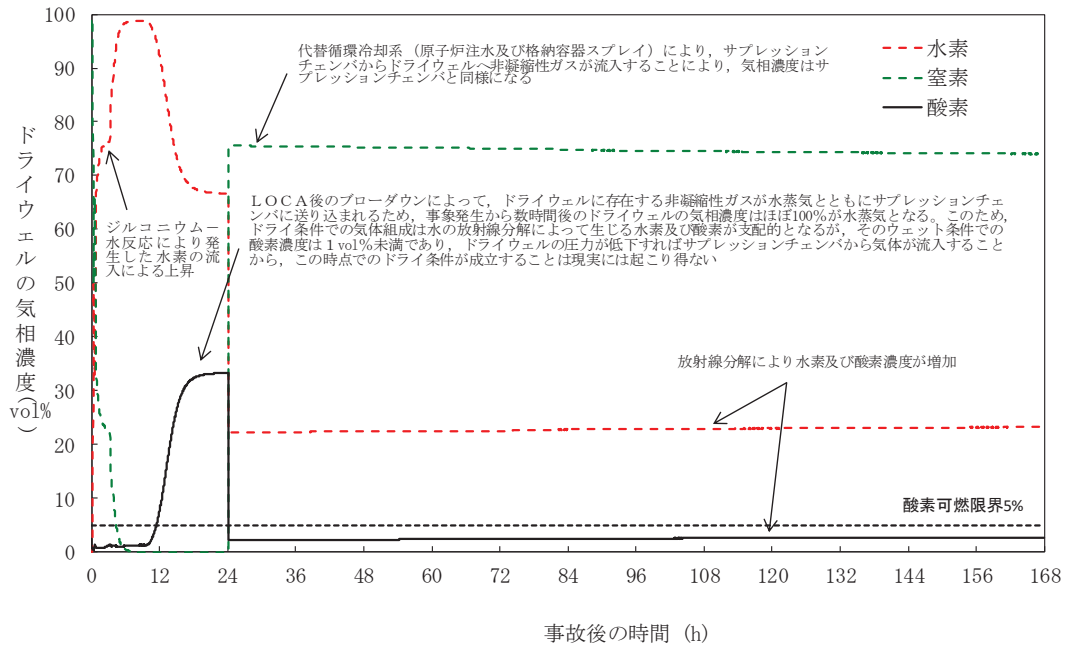


図 3-1 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」におけるドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

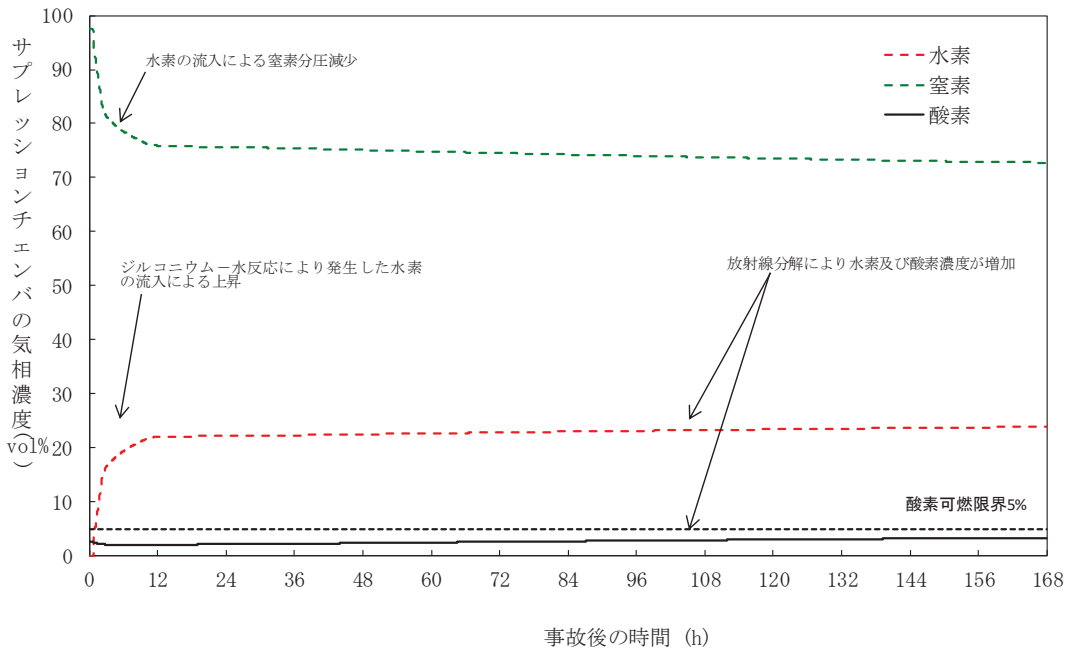


図 3-2 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」におけるサブプレッションチェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

4. 原子炉格納容器内における水素及び酸素発生量の不確かさを考慮した評価

3.にて示した評価は、電力共同研究の結果を踏まえ、水の放射線分解における水素及び酸素のG値を $G(\text{H}_2)=0.06$ 、 $G(\text{O}_2)=0.03$ としている。今回の評価で用いたG値は過去の複数回の実験によって測定した値であり、重大事故環境下での水の放射線分解の評価に適した値と考えるが、実験においてもG値にはばらつきが確認されたこと及び事故時の原子炉格納容器内の環境には不確かさがあることを考慮すると、G値については不確かさを考慮した取り扱いが特に重要となる。

実際の事故対応において、何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合、事象発生から7日が経過する前に酸素濃度が4.3vol%を上回る可能性が考えられる。ここでは何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合を想定し、酸素濃度の上昇速度の変化が評価結果及び事故対応に与える影響を確認した。確認結果を図4-1及び図4-2に示す。

なお、G値の不確かさを考慮した評価として、水の放射線分解における水素及び酸素のG値を、沸騰状態においては $G(\text{H}_2)=0.4$ 、 $G(\text{O}_2)=0.2$ 、非沸騰状態においては $G(\text{H}_2)=0.25$ 、 $G(\text{O}_2)=0.125$ とした。この値は設計基準事故対応設備である可燃性ガス濃度制御系の性能を評価する際に用いている値であり、設計基準事故環境下に対しても一定の保守性を有する値である。設計基準事故環境下に比べ、重大事故環境下ではG値が低下する傾向にあることから、重大事故環境下におけるG値の不確かさとして考慮するには十分に保守的な値である。

設計基準事故対応設備である可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用しているG値とした場合についても、原子炉格納容器内の酸素濃度が4.3vol%（ドライ）及び1.5vol%（ウェット）に到達した場合、原子炉格納容器内での水素燃焼の発生防止を目的とした格納容器ベントを実施することにより、原子炉格納容器内の非凝縮性ガスが原子炉格納容器フィルタベント系を通じて排出され、原子炉格納容器内の酸素濃度が可燃限界（約5vol%）に到達することはない。

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