

原子炉格納施設的设计条件に関する説明書に係る補足説明資料

(格納容器圧力逃がし装置的设计)

目 次

補足1	格納容器圧力逃がし装置の漏えいに対する考慮について	補足1-1
補足2	フィルタ装置及びよう素フィルタ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	スクラバ水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	ラプチャーディスクの信頼性について	補足5-1
補足6	格納容器圧力逃がし装置の計測設備の網羅性について	補足6-1
補足7	格納容器圧力逃がし装置の計測設備の概略構成図	補足7-1
補足8	フィルタ装置水素濃度の計測時間遅れについて	補足8-1
補足9	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9-1
補足10	主ライン・弁の構成について	補足10-1
補足11	系統内の水素濃度について	補足11-1
補足12	格納容器圧力逃がし装置使用後の保管管理	補足12-1
補足13	計測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13-1
補足14	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14-1
補足15	フィルタ装置における化学反応熱について	補足15-1
補足16	スクラバ水スロッシングの影響について	補足16-1
補足17	ベント実施時の発生荷重について	補足17-1
補足18	フィルタ装置の内部構造物強度計算について	補足18-1
補足19	FPの再揮発による影響	補足19-1
補足20	FPの放射性壊変による被ばく評価への影響	補足20-1
補足21	フィルタの除去性能に与える影響について	補足21-1
補足22	ステンレス構造材, 膨張黒鉛ガスケットの妥当性について	補足22-1
補足23	製造時における内部構造物の検査について	補足23-1
補足24	ベント実施時の放射線監視測定の考え方について	補足24-1
補足25	格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮について	補足25-1

格納容器圧力逃がし装置の漏えいに対する考慮について

1. 設計条件

格納容器圧力逃がし装置を構成する容器，配管等に使用する材料については，ステンレス鋼，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，構造設計を行っている。また，炭素鋼配管外面には防錆のため塗装を施し，特に屋外に敷設される配管の外面については，海塩粒子の付着による腐食防止の観点から，ウレタン系等の防食塗装を行う。

表1に主要な設計条件を，図1に材質範囲を示す。

表 1 格納容器圧力逃がし装置設備の主要設計条件

最高使用圧力	620kPa [gage] (ラブチャーディスク(フィルタ装置出口側)まで)
	250kPa [gage] (ラブチャーディスク(フィルタ装置出口側)以降)
最高使用温度	200℃
機器クラス	重大事故等クラス 2
耐震クラス	基準地震動 S _s にて機能維持

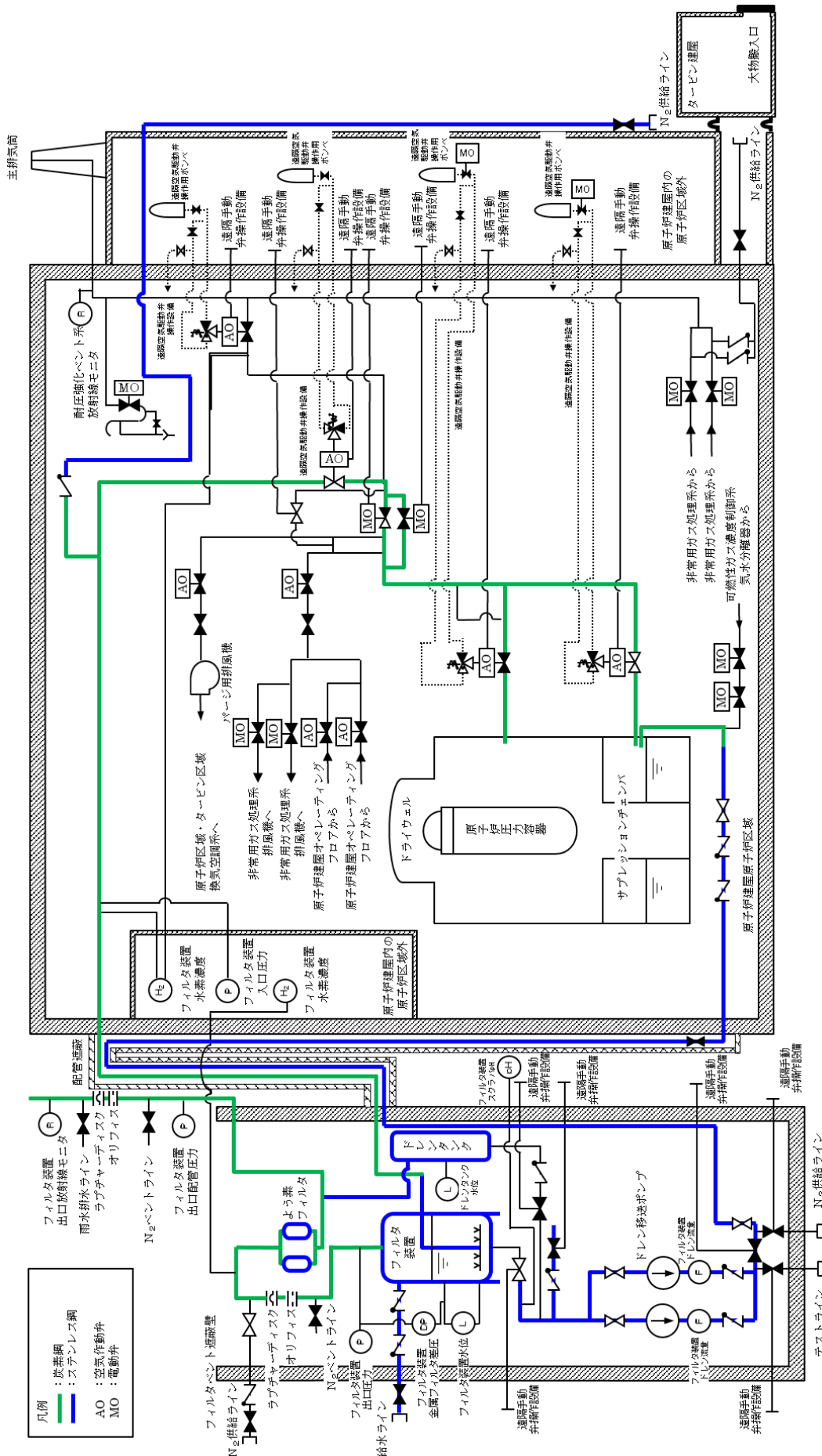


図1 フィルタ装置及び配管の材質範囲

2. 設計上の考慮事項

スクラバ水と接液する各部位及びその影響を受ける各部位については、スクラバ水の性状（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、発電用原子力設備規格（設計・建設規格（2005年版（2007年追補版含む）））J S M E S N C 1-2005/2007（以下「設計・建設規格」という。）のクラス2機器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ている。

具体的な設計上の考慮事項を表2に示す。

表2 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"> • 溶接部は発電用原子力設備規格（溶接規格）J S M E S N B 1-2001（以下「溶接規格」という。）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。 • スクラバ水が高アルカリ性（pH <input type="text"/> 以上）であること、重大事故等におけるベント時にはスクラバ水が高温（～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。 • マンホールのフランジ部は、適切なガスケットを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る（表3）。
よう素フィルタ	<ul style="list-style-type: none"> • 溶接部は溶接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。 • 重大事故等におけるベント時には高温（～200℃）蒸気が流入することを考慮し、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。 • マンホールのフランジ部は、適切なガスケットを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る（表3）。
配管・弁	<ul style="list-style-type: none"> • 容器、配管、弁の接続部のうち溶接構造としている箇所について、溶接部は溶接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（表3）。 • 接液部は、スクラバ水が高アルカリ性（pH <input type="text"/> 以上）であること、重大事故等におけるベント時にはスクラバ水が高温（～200℃）となること及び高温（～200℃）蒸気が流入することを考慮し、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。

表3 主なガスケット類の使用箇所

ガスケット類の使用部位	ガスケット類の材質
フィルタ装置フランジ部 よう素フィルタフランジ部 ドレン設備フランジ部 給水設備フランジ部	ガスケット内外輪：ステンレス製 フィラー材：膨張黒鉛製
上記フランジ部以外の接続部	膨張黒鉛製

以上のとおり、格納容器圧力逃がし装置の各設備については、スクラバ水の漏えいを防止する対策を実施するが、万一スクラバ水がフィルタベント遮蔽壁内に漏えいした場合でも、漏えいを検出し、漏えい水を移送できるよう、排水設備を設置するとともに、フィルタベント遮蔽壁の想定水没部を防水処理することで、汚染の拡大防止を図る計画としている。

3. 漏えい対策

格納容器圧力逃がし装置の各設備については、スクラバ水の性状（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捉・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、構造設計としている。また、フィルタ装置内のスクラバ水はドレン移送ポンプによりサプレッションチェンバ等に移送することとなるが、これらの設備についても漏えいし難い構造としている。

図2に排水設備の構成、表4に各部位の設計上の考慮事項、図3にドレン移送ポンプの構造を示す。

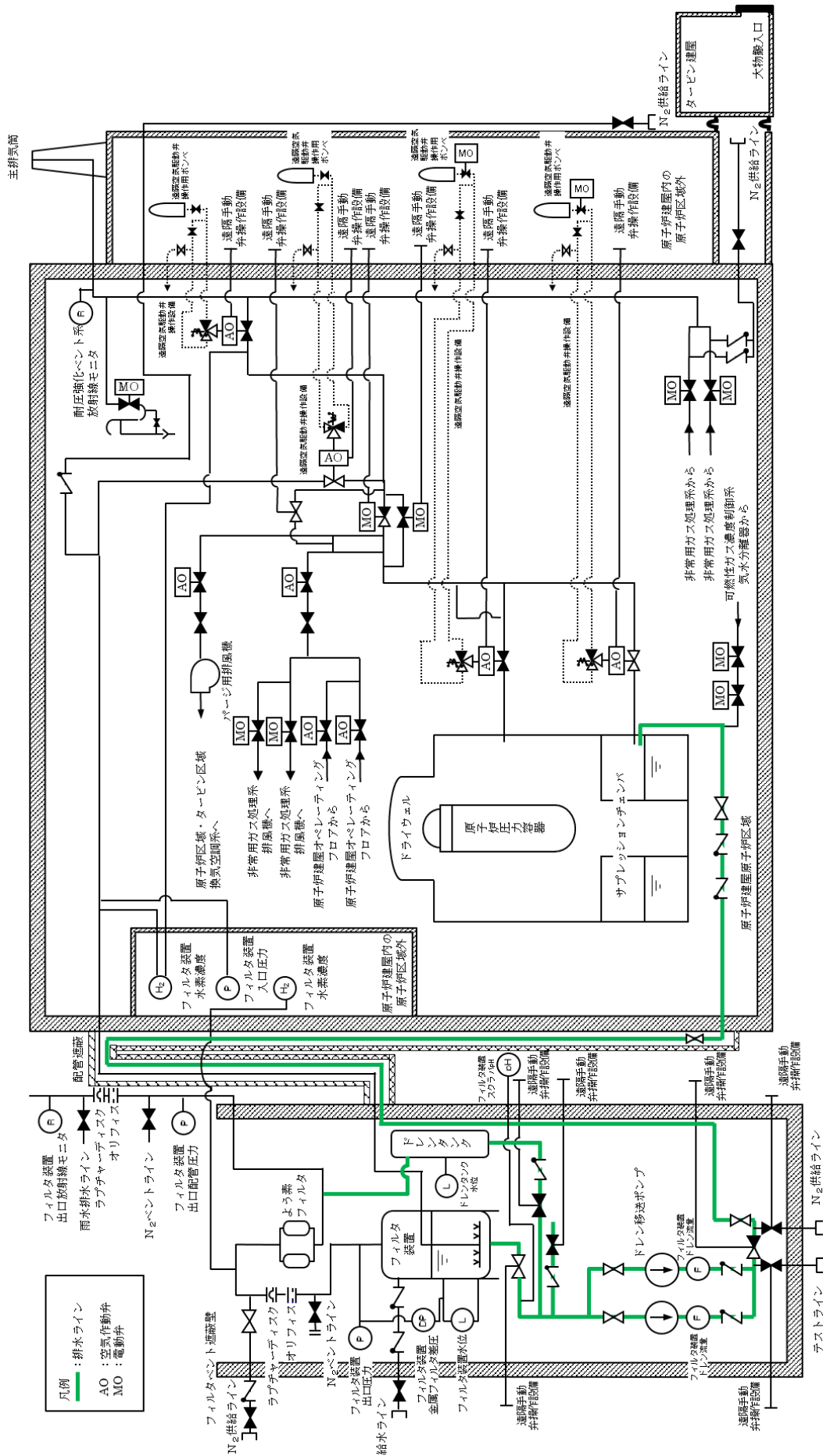


図2 排水設備の構成

表 4 各部位の設計上の考慮事項

部位	設計考慮内容
ドレン移送ポンプ (キャンドポンプ)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 高温，高アルカリ性（pH□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。 ・ シール部に使用するガスケットについては，温度・圧力・放射線の影響を考慮して，膨張黒鉛を採用する。 ・ 軸封部は密閉され，漏えいしない構造とする（図3）。
配管・弁	<ul style="list-style-type: none"> ・ 高温，高アルカリ性（pH□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。 ・ 設計・建設規格のクラス2機器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。 ・ フランジ接続部には，温度・圧力・放射線の影響を考慮して，膨張黒鉛製のガスケットを採用する。

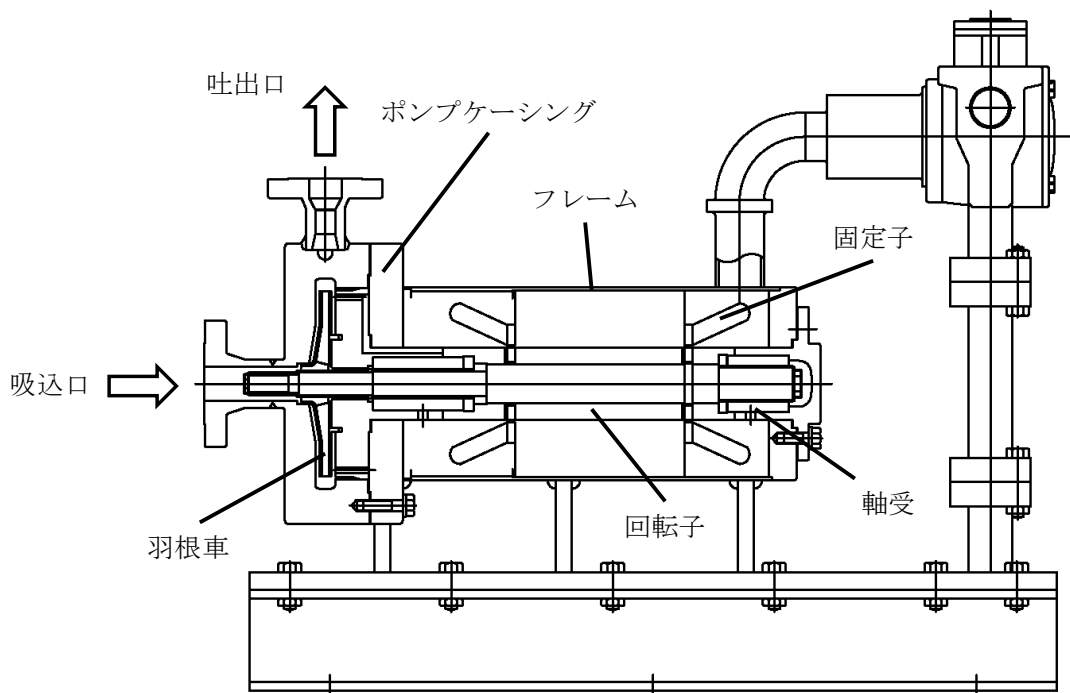


図 3 ドレン移送ポンプの構造

4. フィルタベント遮蔽壁の設計上の考慮

フィルタ装置を設置するフィルタベント遮蔽壁は，鉄筋コンクリート造の構造物で地上に設置し，基準地震動S_sに対して機能維持するよう構造設計をしている。

万一，フィルタ装置外にスクラバ水が漏えいした場合でも，漏えい検出できるようにフィルタ装置にフィルタ装置水位を設置する。また，樹脂系塗装等によりフィルタベント遮蔽壁内部の想定水没部を防水処理することにより，構造的に漏えいの拡大が防止できる設計とする。

なお，フィルタベント遮蔽壁の貫通部は，コーキング又はOリングにて水密化することにより，貫通部からの外部への漏えいのおそれのない設計となっている。

5. 漏えい時等の対応

格納容器圧力逃がし装置の各設備については、スクラバ水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水が漏えいした場合でも、漏えい検出できるようフィルタ装置にフィルタ装置水位を設置する。

フィルタベント遮蔽壁内における漏えい水は、フィルタベント遮蔽壁内のサンプルへ収集され、ドレン移送ポンプによりフィルタベント遮蔽壁外へ移送できる設計とする。移送先はサブプレッションプールとする。

表5にドレン移送ポンプの仕様を、図4に排水設備系統概略図を、図5にフィルタベント遮蔽壁断面図を示す。

表 5 ドレン移送ポンプ仕様

型式	キャンドポンプ
容量	約 10m ³ /h
揚程	約 50m
台数	2
駆動源	電動駆動（交流）

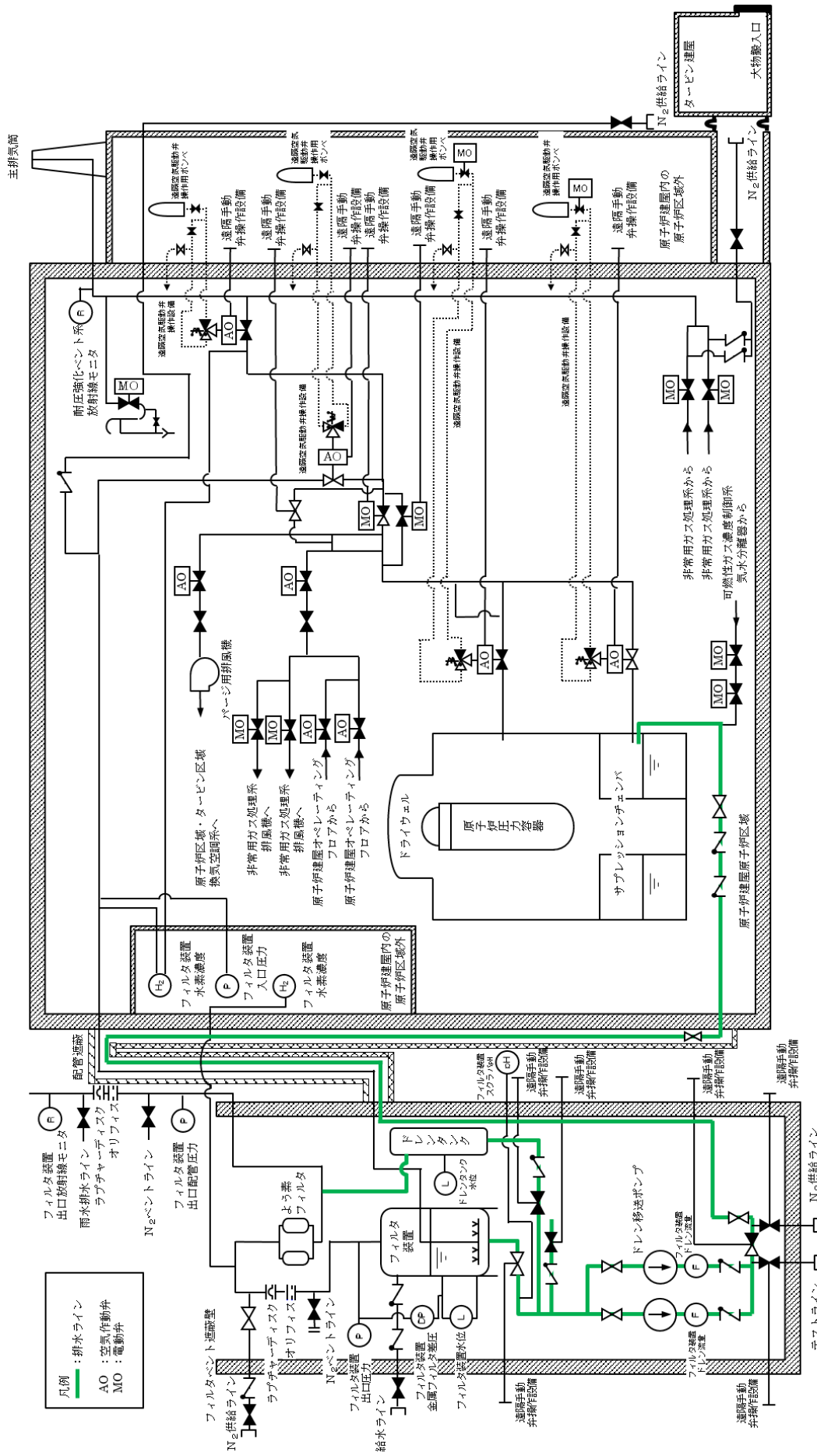


図 4 排水設備系統概略図

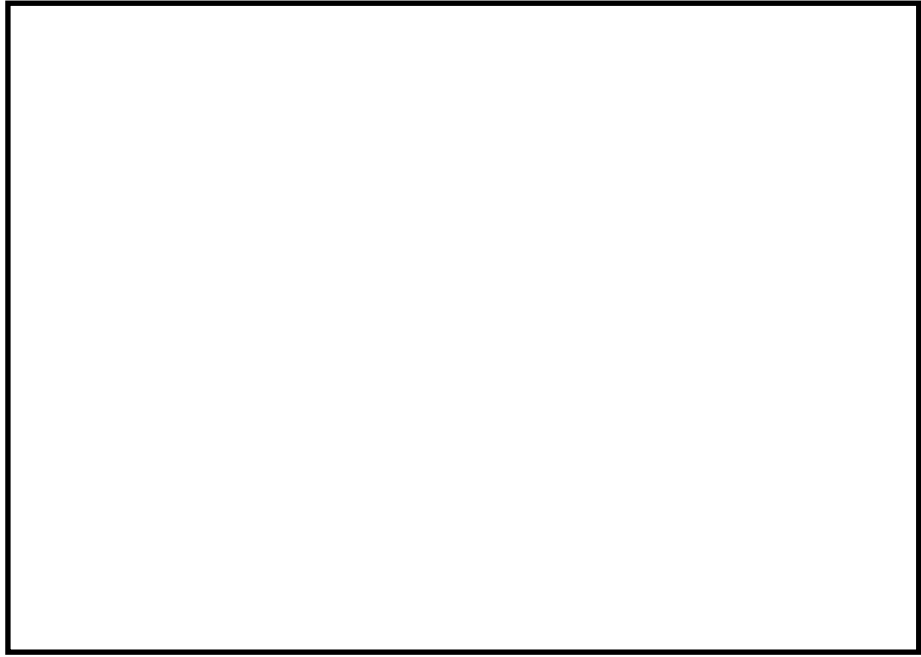


図 5 フィルタベント遮蔽壁断面図

フィルタ装置及びよう素フィルタの各構成要素における機能について

1. フィルタ装置及びよう素フィルタの機能

フィルタ装置及びよう素フィルタは、①水スクラバ、②金属フィルタ、③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。フィルタ装置及びよう素フィルタの機能模式図を第1図に示す。

- ① 水スクラバ…スクラバノズル，スクラバ水，気泡細分化装置
- ② 金属フィルタ…ウェブ，金属繊維焼結シート
- ③ よう素フィルタ…銀ゼオライト

注： ②と③の出口側配管に流量制限オリフィスを設ける。

ベントガスはまず水スクラバに流入し、ベントガスに含まれるエアロゾル及び無機よう素が捕捉され、スクラバ水に保持される。金属フィルタでは、水スクラバで捕捉できなかったエアロゾルを捕捉・保持する。よう素フィルタでは、ベントガスに含まれる放射性のよう素を捕捉・保持する。これら3つのセクションのうち、水スクラバと金属フィルタはフィルタ装置に格納され、その下流側によりよう素フィルタが接続される構成となっている。

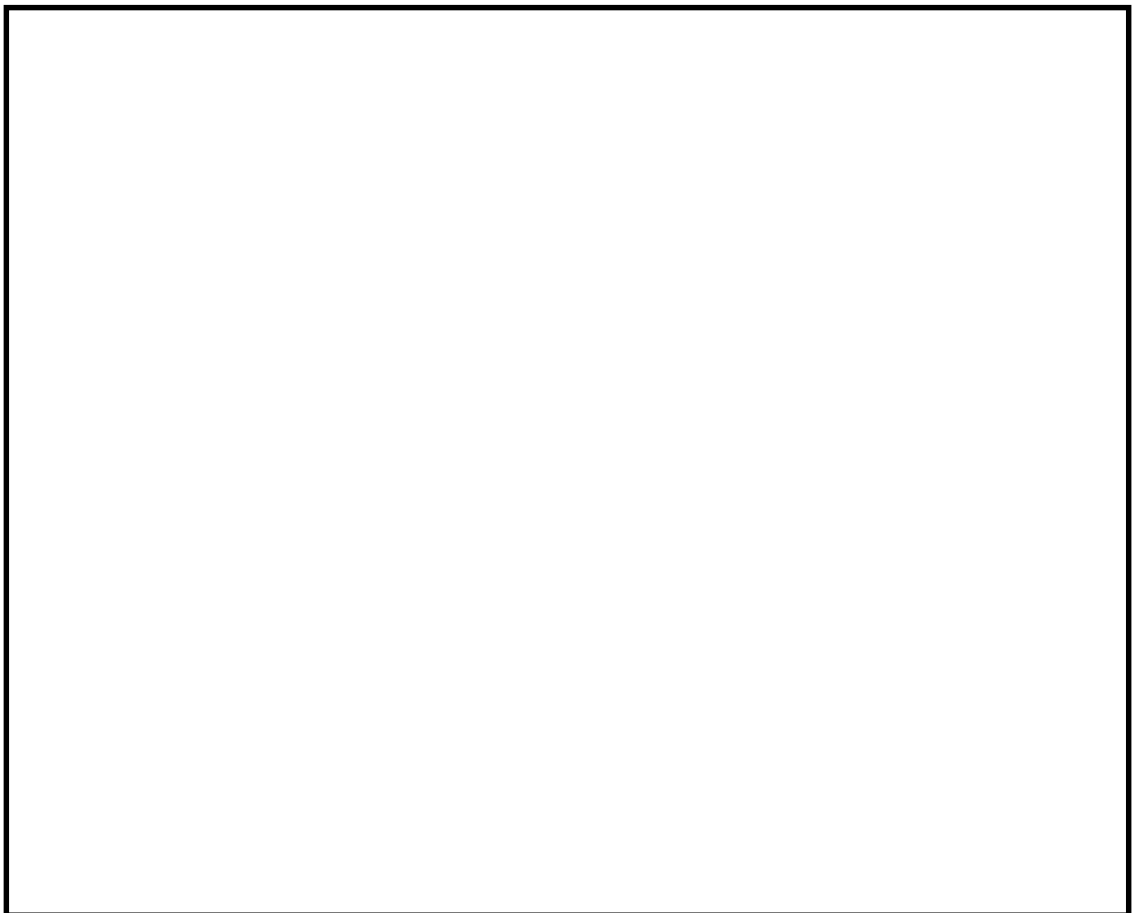


図1 フィルタ装置内及びよう素フィルタ内のベントガスの流れ

①水スクラバの機能

水スクラバ
(スクラバノズル、スクラバ水、気泡細分化装置)

金属フィルタ
(ウェブ、焼結シート、ウェブ)

オリフィス
(フィルタ装置出口、よう素フィルタ出口)

よう素フィルタ
(銀ゼオライト)

水スクラバには以下の機能がある。

● 機能(1)・・・【エアロゾルの捕捉・保持】

水スクラバは、スクラバノズルにベントガスを通し、気泡細分化装置によりスクラバ水中の気泡を細分化することでエアロゾルが水と接触する面積を大きくすることにより、効果的にエアロゾルをスクラバ水中に捕捉する。捕捉したエアロゾルをスクラバ水中に保持する。

● 機能(2)・・・【無機よう素の捕捉・保持】

無機よう素は、フィルタ装置内のスクラバ水に添加された薬剤と化学反応させることにより水スクラバで捕捉する。捕捉した無機よう素をスクラバ水中に保持する。

● 機能(3)・・・【崩壊熱の除去】

放射性物質から発生する熱をスクラバ水の蒸発により大気へ輸送する。

①水スクラバの機能(1)【エアロゾルの捕捉・保持】

水スクラバ
(スクラバノズル、スクラバ水、気泡細分化装置)

金属フィルタ
(ウェブ、焼結シート、ウェブ)

オリフィス
(フィルタ装置出口、よう素フィルタ出口)

よう素フィルタ
(銀ゼオライト)

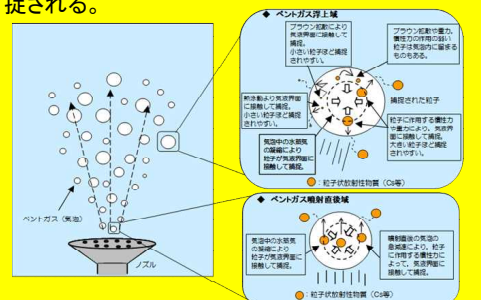
水スクラバは、スクラバノズルにベントガスを通し、気泡細分化装置によりスクラバ水中の気泡を細分化することでエアロゾルが水と接触する面積を大きくすることにより、効果的にエアロゾルをスクラバ水中へ捕捉・保持する。

● 主な原理

- スクラバ水中でのベントガスの気泡に作用する加速度により、ベントガス気泡中のエアロゾルに慣性力が働き、エアロゾルがスクラバ水と接触することで捕捉する。
- ベントガスの気泡中のエアロゾルが重力沈降し、エアロゾルがスクラバ水と接触することで捕捉する。
- ベントガスの気泡中のエアロゾルのブラウン運動により、エアロゾルがスクラバ水と接触することで捕捉する。
- スクラバ水中でベントガス気泡中の水蒸気が

凝縮することにより、エアロゾルがスクラバ水と接触することで捕捉する。

- ベントガス気泡中のエアロゾルの熱泳動により、エアロゾルがスクラバ水と接触することで捕捉される。



①水スクラバの機能(1)【エアロゾルの捕捉・保持】

水スクラバ
(スクラバノズル、スクラバ水、気泡細分化装置)

金属フィルタ
(ウェブ、焼結シート、ウェブ)

オリフィス
(フィルタ装置出口、よう素フィルタ出口)

よう素フィルタ
(銀ゼオライト)

水スクラバは、スクラバノズルにベントガスを通し、気泡細分化装置によりスクラバ水中の気泡を細分化することでエアロゾルが水と接触する面積を大きくすることにより、効果的にエアロゾルをスクラバ水中へ捕捉・保持する。

● 性能への主な影響因子

水位、水温、ガス流速、ガス温度、ガス蒸気の割合、エアロゾル粒径

● 設計上の考慮事項

<エアロゾルの捕捉>

検証試験で性能が確認されているスクラバノズル噴出部での流速を踏まえ、必要本数を決定する。

<エアロゾルの保持>

スクラバ水の水位が確認できるようにフィルタ装置水位を設ける。

一定期間ベントが継続できる水量を待機時から保有し、外部からの補給が可能な設計とする。また、ベントガスに含まれる水蒸気が凝縮することにより、水位が上昇した場合には、外部へ排出可能な設計とする。

①水スクラバの機能(2)【無機よう素の捕捉・保持】

水スクラバ
(スクラバノズル、スクラバ水、気泡細分化装置)

金属フィルタ
(ウェブ、焼結シート、ウェブ)

オリフィス
(フィルタ装置出口、よう素フィルタ出口)

よう素フィルタ
(銀ゼオライト)

無機よう素は、フィルタ装置内のスクラバ水に添加された薬剤と化学反応させることにより水スクラバで捕捉する。有機よう素については、よう素フィルタ内の吸着材と化学反応させることにより捕捉する。

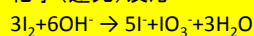
スクラバ水に捕捉されたよう素と、気相中に含まれる無機よう素の割合(気液分配係数)は、スクラバ水のpHの影響を受け、アルカリ性条件下では気液分配係数が大きいため、スクラバ水中に捕捉されたよう素イオンが再び無機よう素となる再揮発が抑制される。

● 現象

水スクラバを通過する際、揮発性の高い無機よう素は、添加薬剤(水酸化ナトリウム)との化学反応により不揮発性のよう素イオンに変化し、スクラバ水中に捕捉・保持される。

● 主な原理

化学(還元)反応

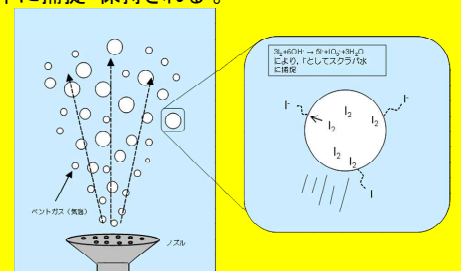


● 性能への主な影響因子

水位、水温、ガス流量、スクラバ水pH

● 設計上の考慮事項

スクラバ水に予め反応に必要な化学薬剤(水酸化ナトリウム)を添加し、通常待機とする。



①水スクラバの機能(3)【残留熱の除去】

水スクラバ
(スクラバノズル、スクラバ水、気泡細分化装置)

金属フィルタ
(ウェブ、焼結シート、ウェブ)

オリフィス
(フィルタ装置出口、よう素フィルタ出口)

よう素フィルタ
(銀ゼオライト)

放射性物質から発生する熱をスクラバ水の蒸発により大気へ輸送する。

● 現象

スクラバ水中に捕捉された放射性物質の崩壊熱をスクラバ水の蒸発によって除去し、発生した蒸気を系外へ放出することで熱を大気へ輸送する。

● 設計上の考慮事項

- ・ ベントガスによるスクラバ水の蒸発や捕捉された放射性物質の崩壊熱による発熱を考慮しても、一定期間ベントが継続できる水量を待機時から保持する。
- ・ スクラバ水の水位が確認できるように、フィルタ装置水位を設ける。
- ・ 水位が低下した場合においても、外部からの水の補給ができる設計とする。

②金属フィルタの機能

水スクラバ
(スクラバノズル、スクラバ水、気泡細分化装置)

金属フィルタ
(ウェブ、焼結シート、ウェブ)

オリフィス
(フィルタ装置出口、よう素フィルタ出口)

よう素フィルタ
(銀ゼオライト)

金属フィルタには以下の機能がある。

● 機能(1)・・・【湿分分離】

水スクラバを通過したベントガスの湿分を分離する。

● 機能(2)・・・【エアロゾルの捕捉】

水スクラバで捕捉されず通過したエアロゾルを捕集する。

②金属フィルタの機能(1)【湿分分離】

水スクラバ
(スクラバノズル, スクラバ水, 気泡細分化装置)

金属フィルタ
(ウェブ, 焼結シート, ウェブ)

オリフィス
(フィルタ装置出口, よう素フィルタ出口)

よう素フィルタ
(銀ゼオライト)

湿分分離機構で、ベントガスに含まれる湿分を分離する。

● 設置目的

エアロゾル捕集を効率的におこなうため、ベントガスの湿分を分離する。

● 機構

金属フィルタは、円筒状であり、内部は3層構造となっている。1層目には、 $\phi 30\mu\text{m}$ の金属繊維からなるウェブを設置し、大粒径のエアロゾルやスクラバ水の飛沫を捕捉する。2層目には、 $\phi 2\mu\text{m}$ の金属繊維焼結シートを設置し、小粒径のエアロゾルを捕捉する。3層目には、1層目と同様に $\phi 30\mu\text{m}$ の金属繊維からなるウェブを設置する。

金属フィルタは、スクラバノズルから5038mm上方に128本設置する。ベントガスは、スクラバ水を出した後、スクラバ水から生じる湿分(液滴)を含んでいる。長時間の運転でも高い除去効率を確保するため、ウェブで液滴を分離する。

②金属フィルタの機能(2)【エアロゾルの捕捉】

水スクラバ
(スクラバノズル, スクラバ水, 気泡細分化装置)

金属フィルタ
(ウェブ, 焼結シート, ウェブ)

オリフィス
(フィルタ装置出口, よう素フィルタ出口)

よう素フィルタ
(銀ゼオライト)

金属フィルタは、水スクラバで捕捉されずに通過したエアロゾルを捕捉する。

● 現象

エアロゾルが金属フィルタを通過することで、捕捉される。

● 主な原理

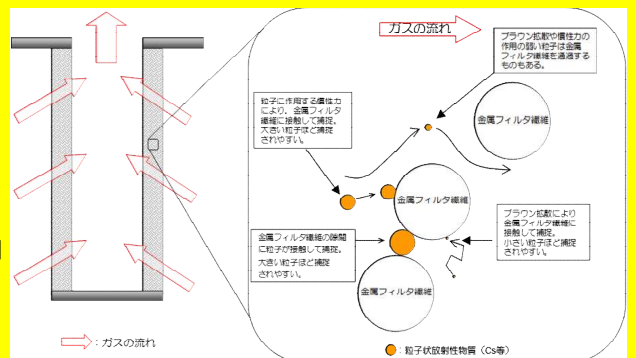
- エアロゾルに働く慣性力により、ベントガスの流線から外れ、エアロゾルが金属繊維に接触することで捕捉する。
- エアロゾルのブラウン運動により、エアロゾルが金属繊維に接触することで捕捉する。
- エアロゾルが、金属繊維の隙間に付着することで捕捉する。

● 性能への主な影響因子

ガス流速、エアロゾル粒径

● 設計上の考慮事項

金属フィルタに差圧計を設置し、監視を行う。



③オリフィスの機能(1)【オリフィス(フィルタ装置出口側)】



フィルタ装置出口オリフィスは、よう素フィルタに流入する原子炉格納容器内雰囲気ガスに適切な露点温度差を持たせるため、よう素フィルタ手前でガスを急減圧するために設置する。

● 現象

飽和温度状態のベントガスはオリフィスにおける絞りにより、オリフィス下流で過熱蒸気になり、露点温度差が大きくなる。よう素フィルタは、流入するガスの露点温度差が大きいほど、有機よう素除去性能が向上する特性を有している。

● 設計上の考慮事項

オリフィスの穴径は、原子炉格納容器から原子炉建屋頂部に設置した放出口までの配管の摩擦・局所圧損、フィルタ装置の圧損、オリフィスの圧損、よう素フィルタ及びラプチャーディスクの圧損を考慮した場合、原子炉格納容器が620kPaでベントした際に、格納容器圧力逃がし装置の設計流量である31.6kg/sの水蒸気が確実に排気できるよう設定する。

③オリフィスの機能(2)【オリフィス(よう素フィルタ出口側)】



よう素フィルタ出口側オリフィスは、よう素フィルタにおいて原子炉格納容器雰囲気ガスと吸着材の接触時間を適切な値に確保するために設置する。

● 現象

よう素フィルタ出口側へのオリフィス設置により、よう素フィルタを通過するベントガスの流量が低下するため、吸着材とベントガスの接触時間が長くなる。よう素フィルタは、吸着材(銀ゼオライト)とベントガスの接触時間が長くなるほど、有機よう素除去性能が向上する特性を有している。

● 設計上の考慮事項

オリフィスの穴径は、原子炉格納容器から原子炉建屋頂部に設置した放出口までの配管の摩擦・局所圧損、フィルタ装置の圧損、オリフィスの圧損、よう素フィルタ及びラプチャーディスクの圧損を考慮した場合、原子炉格納容器が620kPaでベントした際に、格納容器圧力逃がし装置の設計流量である31.6kg/sの水蒸気が確実に排気できるよう設定する。

③よう素フィルタの機能【よう素の捕捉】

水スクラバ
(スクラバノズル, スクラバ水, 気泡細分化装置)

金属フィルタ
(ウェブ, 焼結シート, ウェブ)

オリフィス
(フィルタ装置出口, よう素フィルタ出口)

よう素フィルタ
(銀ゼオライト)

よう素フィルタでは、ベントガス中のよう素(無機よう素及び有機よう素)を捕捉する。

- 現象

吸着材(銀ゼオライト)中の銀イオン(Ag^+)とベントガス中のよう素を反応させて捕捉する。

想定されるよう素を捕捉できるように吸着材の充填量を設定する。

- 主な原理

化学(還元)反応

- 性能への主な影響因子

露点温度差, 接触時間

- 設計上の考慮事項

適切な露点温度差となるよう, フィルタ装置出口側配管にオリフィスを設置する。

適切な接触時間となるよう, よう素フィルタ出口側配管にオリフィスを設置する。

電源構成の考え方について

1. 電源システムの構成

格納容器圧力逃がし装置の隔離弁及び計測設備の重大事故等時における電源構成は、以下のとおりである。

1.1 常設代替交流電源設備

常設代替交流電源設備として、ガスタービン機関及び発電機を搭載した第一ガスタービン発電機を設置する。本設備は、中央制御室の遠隔起動操作スイッチにより起動を可能とする。

1.2 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から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、原子炉建屋の北側及び南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。

1.3 常設代替直流電源設備

常設代替直流電源設備として、AM用直流125V蓄電池を設置する。本設備は、重大事故等対処設備専用の蓄電池であり、非常用直流電源設備と異なる区画及び原子炉建屋内に設置することで位置的分散を図る。本システムは常設代替交流電源設備、可搬型代替交流電源設備又は可搬型直流電源設備による電源の給電が開始されるまでの期間も格納容器圧力逃がし装置の計測設備に、24時間にわたり電源を供給できる容量を有している。

1.4 可搬型直流電源設備

可搬型直流電源設備として、電源車及びAM用直流125V充電器を配備し電源を給電する。

2. 電源種別ごとの電源給電範囲

2.1 常設代替交流電源設備による電源給電範囲

常設代替交流電源設備により、一次隔離弁（サプレッションチェンバ側）用電磁弁、一次隔離弁（ドライウエル側）用電磁弁、二次隔離弁、二次隔離弁バイパス弁、非常用ガス処理系出口Uシール元弁、ベント弁操作用空気供給電動駆動弁（サプレッションチェンバ側）、ベント弁操作用空気供給電動駆動弁（ドライウエル側）、フィルタ装置入口弁用電磁弁、ドレン移送ポンプ（A）、ドレン移送ポンプ（B）、フィルタ装置周り計測設備、フィルタ装置水素濃度、フィルタ装置出口放射線モニタ及びフィルタ装置スクラバ水pHに給電が可能である。

電源給電範囲を図1に、負荷一覧を表1に示す。

表1 常設代替交流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (kW)	備考
1	一次隔離弁（サプレッションチェンバ側） 用電磁弁	0.073	
2	一次隔離弁（ドライウエル側）用電磁弁	0.073	
3	フィルタ装置入口弁用電磁弁 （ドレンタンク水位を含む）	0.076	
4	フィルタ装置出口放射線モニタ	0.096	
5	フィルタ装置周り計測設備	0.074	
6	二次隔離弁	2	
7	二次隔離弁バイパス弁	1.3	
8	非常用ガス処理系出口Uシール元弁	0.28	
9	ベント弁操作用空気供給電動駆動弁 （サプレッションチェンバ側）	0.28	
10	ベント弁操作用空気供給電動駆動弁 （ドライウエル側）	0.28	
11	フィルタ装置水素濃度	15.48	
12	フィルタ装置スクラバ水pH	4.45	
13	ドレン移送ポンプ（A） （フィルタ装置ドレン流量及びドレンタンク 水位を含む）	7.55	
14	ドレン移送ポンプ（B） （フィルタ装置ドレン流量を含む）	7.52	
合 計		約40*	

注記*：常設代替交流電源設備の設備容量は3600kW（4500kVA）とし、負荷容量40kWに対して必要十分な容量とする。

2.2 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲

可搬型代替交流電源設備により，一次隔離弁（サプレッションチェンバ側）用電磁弁，一次隔離弁（ドライウエル側）用電磁弁，二次隔離弁，二次隔離弁バイパス弁，非常用ガス処理系出口Uシール元弁，ベント弁操作空気供給電動駆動弁（サプレッションチェンバ側），ベント弁操作空気供給電動駆動弁（ドライウエル側），フィルタ装置入口弁用電磁弁，ドレン移送ポンプ（A），ドレン移送ポンプ（B），フィルタ装置周り計測設備，フィルタ装置水素濃度，フィルタ装置出口放射線モニタ及びフィルタ装置スクラバ水pHに給電が可能である。

電源給電範囲を図2に，負荷一覧を表2に示す。

【凡例】

- ：遮断器
- ：配線用遮断器
- M/C : メタルラット閉閉装置
- P/C : パワーセンタ
- MCC : モータコントロールセンタ

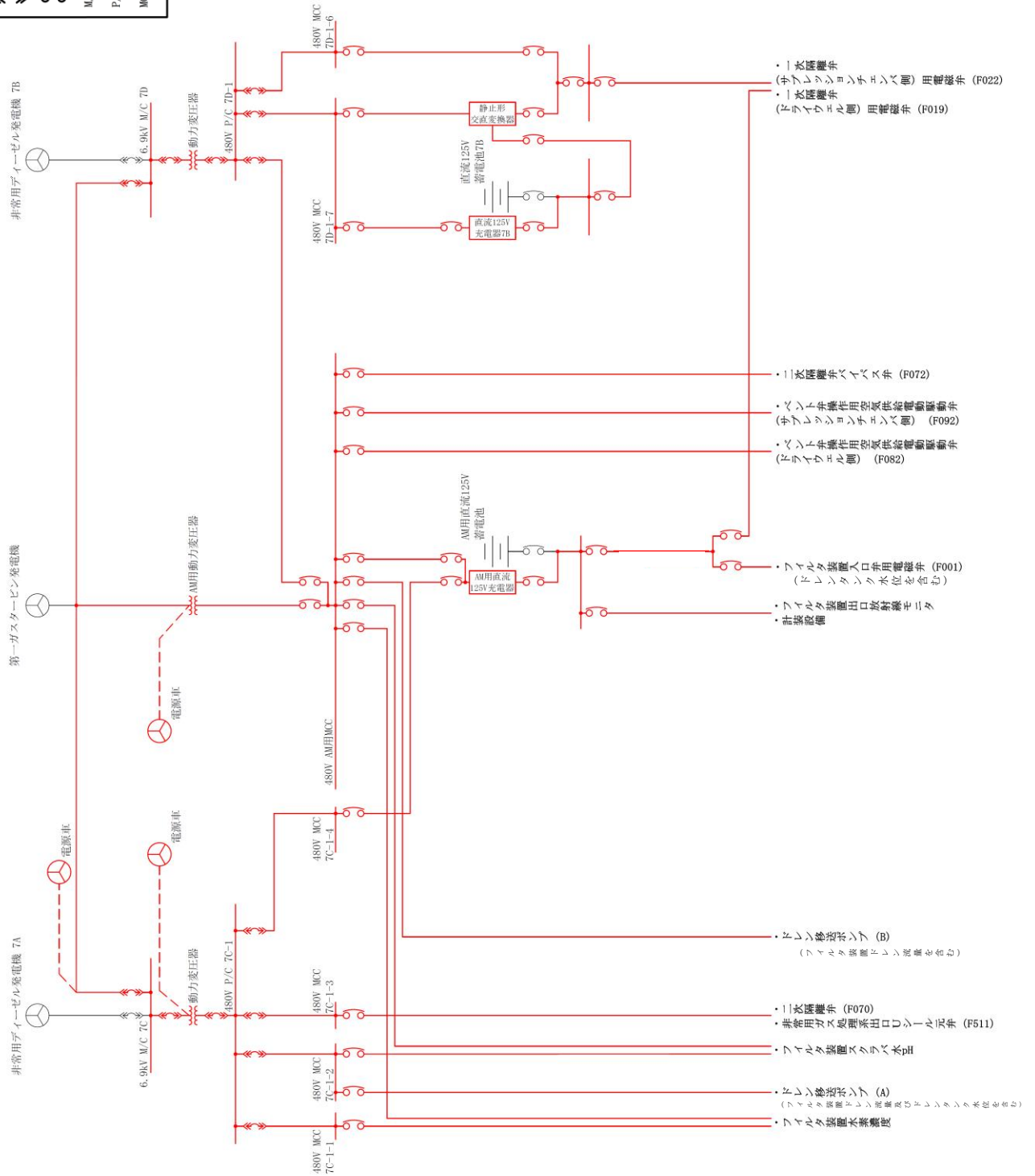


図2 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲

表2 可搬型代替交流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (kW)	備考
1	一次隔離弁（サプレッションチェンバ側） 用電磁弁	0.073	
2	一次隔離弁（ドライウエル側）用電磁弁	0.073	
3	フィルタ装置入口弁用電磁弁 （ドレンタンク水位を含む）	0.076	
4	フィルタ装置出口放射線モニタ	0.096	
5	フィルタ装置周り計測設備	0.074	
6	二次隔離弁	2	
7	二次隔離弁バイパス弁	1.3	
8	非常用ガス処理系出口Uシール元弁	0.28	
9	ベント弁操作用空気供給電動駆動弁 （サプレッションチェンバ側）	0.28	
10	ベント弁操作用空気供給電動駆動弁 （ドライウエル側）	0.28	
11	フィルタ装置水素濃度	15.48	
12	フィルタ装置スクラバ水pH	4.45	
13	ドレン移送ポンプ（A） （フィルタ装置ドレン流量及びドレンタンク 水位を含む）	7.55	
14	ドレン移送ポンプ（B） （フィルタ装置ドレン流量を含む）	7.52	
合 計		約40*	

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800kW(1000kVA)とし、負荷容量40kWに対して必要十分な容量とする。

2.3 常設代替直流電源設備による電源給電範囲

常設代替直流電源設備により，一次隔離弁（サプレッションチェンバ側）用電磁弁，一次隔離弁（ドライウエル側）用電磁弁，フィルタ装置入口弁用電磁弁，フィルタ装置周り計測設備，フィルタ装置出口放射線モニタに給電が可能である。

二次隔離弁，二次隔離弁バイパス弁，非常用ガス処理系出口Uシール元弁，ベント弁操作用空気供給電動駆動弁（サプレッションチェンバ側），ベント弁操作用空気供給電動駆動弁（ドライウエル側），ドレン移送ポンプ（A），ドレン移送ポンプ（B），フィルタ装置水素濃度及びフィルタ装置スクラバ水pHについては交流機器であり，常設代替直流電源設備から給電はできない。

なお，ドレン移送ポンプ（A），ドレン移送ポンプ（B），フィルタ装置水素濃度及びフィルタ装置スクラバ水pHについては，使用時期は事象発生後24時間以降となるため，時間的余裕があることから，常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電が十分可能である。

また，二次隔離弁，二次隔離弁バイパス弁及び非常用ガス処理系出口Uシール元弁については，遠隔手動弁操作設備がついており，手動での開閉操作が可能である。ベント弁操作用空気供給電動駆動弁（サプレッションチェンバ側）及びベント弁操作用空気供給電動駆動弁（ドライウエル側）については，現場での手動開閉操作が可能である。

電源給電範囲を図3に，負荷一覧を表3に示す。

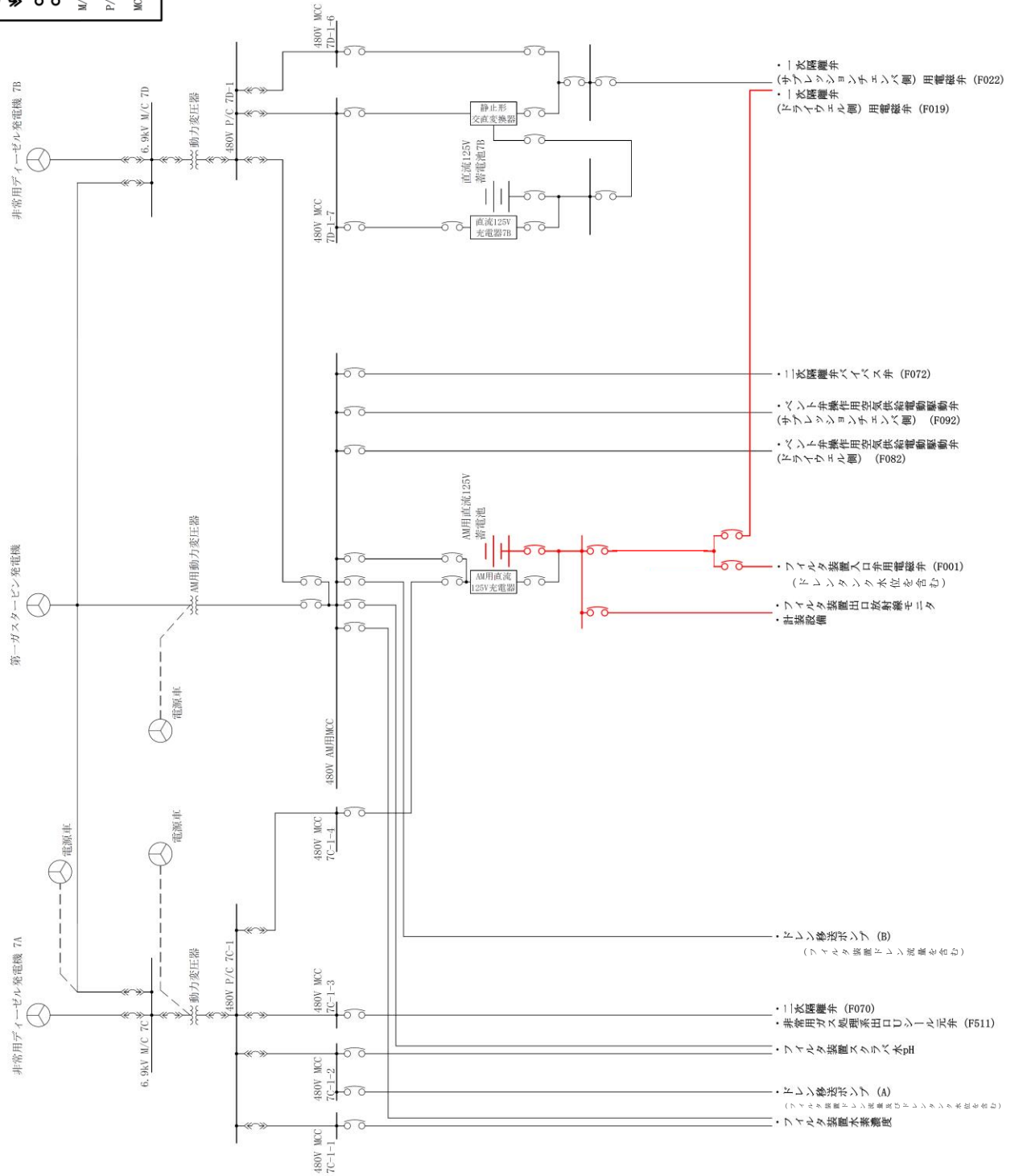
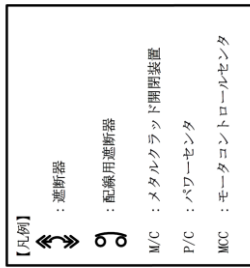


図3 常設代替直流電源設備による電源給電範囲

表3 常設代替直流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (A)	備考
1	一次隔離弁（サプレッションチェンバ側） 用電磁弁	0.73	ランプ回路分を含む
2	一次隔離弁（ドライウエル側）用電磁弁	0.73	ランプ回路分を含む
3	フィルタ装置入口弁用電磁弁 （ドレンタンク水位を含む）	0.72	ランプ回路分を含む
4	フィルタ装置出口放射線モニタ	0.96	
5	フィルタ装置周り計測設備	0.75	
6	二次隔離弁	—	
7	二次隔離弁バイパス弁	—	
8	非常用ガス処理系出口Uシール元弁	—	
9	ベント弁操作用空気供給電動駆動弁 （サプレッションチェンバ側）	—	
10	ベント弁操作用空気供給電動駆動弁 （ドライウエル側）	—	
11	フィルタ装置水素濃度	—	
12	フィルタ装置スクラバ水pH	—	
13	ドレン移送ポンプ（A） （フィルタ装置ドレン流量及びドレンタンク 水位を含む）	—	
14	ドレン移送ポンプ（B） （フィルタ装置ドレン流量を含む）	—	
合 計		約4	121.6 Ah*

注記*：24時間使用した場合の容量。

常設代替直流電源設備の設備容量は3000 Ahとし、負荷容量121.6 Ahに対して必要十分な容量とする。

2.4 可搬型直流電源設備による電源給電範囲

可搬型直流電源設備により、一次隔離弁（サブプレッションチェンバ側）用電磁弁、一次隔離弁（ドライウエル側）用電磁弁、フィルタ装置入口弁用電磁弁、フィルタ装置周り計測設備、フィルタ装置出口放射線モニタに給電が可能である。

二次隔離弁、二次隔離弁バイパス弁、非常用ガス処理系出口Uシール元弁、ベント弁操作作用空気供給電動駆動弁（サブプレッションチェンバ側）、ベント弁操作作用空気供給電動駆動弁（ドライウエル側）、ドレン移送ポンプ（A）、ドレン移送ポンプ（B）、フィルタ装置水素濃度及びフィルタ装置スクラバ水pHについては交流機器であり、可搬型直流電源設備から給電はできない。

なお、ドレン移送ポンプ（A）、ドレン移送ポンプ（B）、フィルタ装置水素濃度及びフィルタ装置スクラバ水pHについては、使用時期は事象発生後24時間以降となるため、時間的余裕があることから、常設代替交流電源設備又は可搬型代替交流電源設備からの給電が十分可能である。

また、二次隔離弁、二次隔離弁バイパス弁については、遠隔手動弁操作設備がついており、手動での開閉操作が可能である。ベント弁操作作用空気供給電動駆動弁（サブプレッションチェンバ側）及びベント弁操作作用空気供給電動駆動弁（ドライウエル側）については、現場での手動開閉操作が可能である。

電源給電範囲を図4に、負荷一覧を表4に示す。

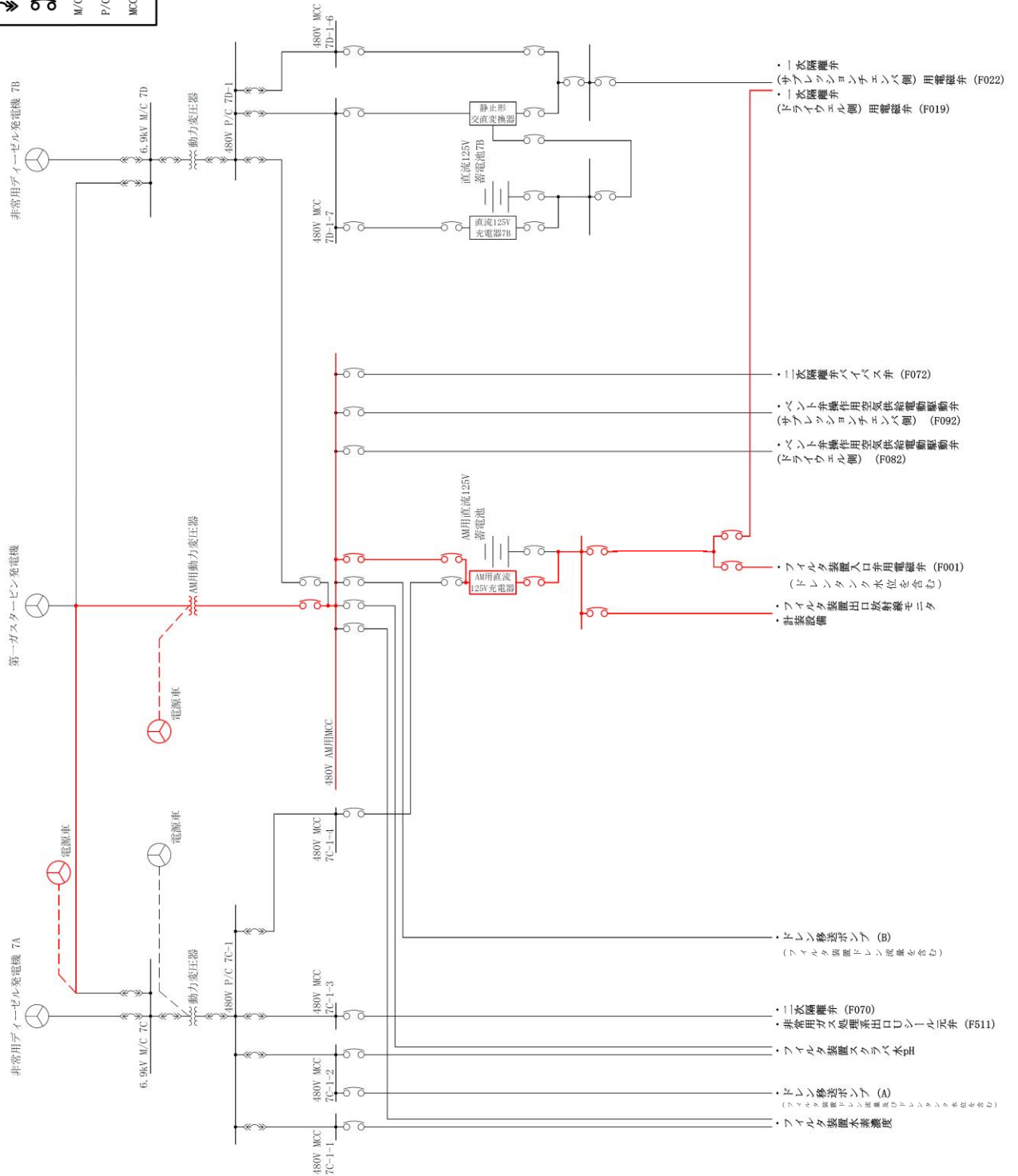
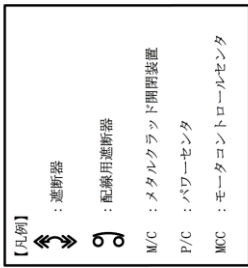


図4 可搬型直流電源設備による電源給電範囲

表4 可搬型直流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (A)	備考
1	一次隔離弁（サプレッションチェンバ側） 用電磁弁	0.73	ランプ回路分を含む
2	一次隔離弁（ドライウエル側）用電磁弁	0.73	ランプ回路分を含む
3	フィルタ装置入口弁用電磁弁 （ドレンタンク水位を含む）	0.72	ランプ回路分を含む
4	フィルタ装置出口放射線モニタ	0.96	
5	フィルタ装置周り計測設備	0.75	
6	二次隔離弁	—	
7	二次隔離弁バイパス弁	—	
8	非常用ガス処理系出口Uシール元弁	—	
9	ベント弁操作用空気供給電動駆動弁 （サプレッションチェンバ側）	—	
10	ベント弁操作用空気供給電動駆動弁 （ドライウエル側）	—	
11	フィルタ装置水素濃度	—	
12	フィルタ装置スクラバ水pH	—	
13	ドレン移送ポンプ（A） （フィルタ装置ドレン流量及びドレンタンク 水位を含む）	—	
14	ドレン移送ポンプ（B） （フィルタ装置ドレン流量を含む）	—	
合 計		約4*	

注記*：可搬型直流電源設備の設備容量は、AM用直流125V充電器が300Aであり、
負荷容量4Aに対して必要十分な容量とする。

スクラバ水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、スクラバ水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) 通常待機時

通常待機時においては、フィルタ装置水位にて、スクラバ水の水位がスクラバノズル先端から約1000mmにあることを確認する。

フィルタ装置内は窒素ガスで置換されており、二次隔離弁及びラプチャーディスク（フィルタ装置出口側）にて隔離された状態となっていることから、通常待機時に水位が変動することはない。

(2) ベント実施時

ベント実施時においては、フィルタ装置水位にて、スクラバ水の水位がベント時の下限水位から上限水位（500mm～2200mm）にあることを確認する。

別紙4「スクラバ水の水位の設定根拠及び健全性について」に示すとおり、フィルタ装置に捕集した放射性物質の崩壊熱により、スクラバ水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。

ベントガス蒸気の凝縮により、スクラバ水が上限水位を上回る可能性がある場合は、排水を行う。

ラブチャーディスクの信頼性について

1. 設計時の考慮

ラブチャーディスクの開放設定圧力は、ベントを実施する際の妨げにならないよう、ベント開始時の格納容器からの排気圧力（310kPa又は620kPa）と比較して十分低い圧力で動作するように、開放設定圧力は100kPa（ラブチャーディスク前後差圧）を適用している。

ベント開始時におけるラブチャーディスクが開放したことの確認は、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格納容器圧力の指示値の下降、ベント開始時には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入口圧力が上昇し、ラブチャーディスク（フィルタ装置出口側）及びラブチャーディスク（よう素フィルタ出口側）が開放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入口圧力が下降することから、フィルタ装置入口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、ラブチャーディスク（よう素フィルタ出口側）は、大気との境界に設置されることから、格納容器圧力逃がし装置の出口配管の頂部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系統開口部から降水が浸入し難い構造とする。また、降水が侵入した場合にも、雨水排水ラインの止め弁を常時開運用とすることにより凍結し難い構造とする。

2. 製作時の考慮

ラブチャー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。



格納容器圧力逃がし装置の計測設備の網羅性について

1. 網羅性について

格納容器圧力逃がし装置の計測設備については、以下の考えに基づき網羅性を有する設計としている。

- (1) 通常待機時、ベント実施時及びベント停止後の各状態で、系統の要求上確認すべき項目の全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

通常待機時、ベント実施時及びベント停止後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測設備が設置されていることを表1に示す。

(1) 通常待機時

通常待機時の状態が、以下のとおり把握可能である。

- a. フィルタ装置の除去性能に影響するパラメータの確認
フィルタ装置水位にて、水位が約500mm～約2200mmの間であることを確認することで把握できる。
- b. フィルタ装置配管内の不活性状態の確認
フィルタ装置入口圧力及びフィルタ装置出口圧力にて、封入した窒素圧力(0.01MPa以上)を継続監視することによって配管内の不活性状態を把握できる。
また、フィルタ装置出口配管圧力にて、点検後の窒素置換操作を実施した際に、現場で圧力を監視することで、配管内が不活性状態になったことを把握できる。

(2) ベント実施時

ベント実施時の状態が、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にて、ベント実施により待機圧力から上昇した圧力が、原子炉格納容器の圧力の低下に追従して低下傾向を示すことを確認することで把握できる。
また、フィルタ装置出口放射線モニタにて、フィルタ装置出口の線量当量率が初期値から上昇することを測定することによりフィルタ装置が閉塞していないことを把握できる。
- b. フィルタ装置の除去性能に影響するパラメータの確認
フィルタ装置水位にて、水位が約500mm～約2200mmの間であることを確認することで把握できる。

c. 放出されるガスの放射線量の確認

フィルタ装置出口放射線モニタにて、フィルタ装置出口配管に内包される放射性物質からの線量当量率を測定し、排出経路の放射性物質濃度を推定することが可能である。

(3) ベント停止後

ベント停止後の状態が、以下のとおり把握可能である。

a. フィルタ装置内スクラバ水の確認

フィルタ装置水位にて、フィルタ装置内で捕捉した放射性物質の放熱により、フィルタ装置内の水が蒸発することによる水位低下を把握できる。

b. フィルタ装置配管内の不活性状態の確認

フィルタ装置入口圧力及びフィルタ装置水素濃度にて、配管内が封入した窒素ガスで正圧に維持されていること、また、配管内に水素ガス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できる。

c. 放出されるガスの放射線量の確認

フィルタ装置出口放射線モニタにて、フィルタ装置出口配管に内包される放射性物質からの線量当量率を測定し、排出経路の放射性物質濃度を推定することが可能である。

(4) フィルタ装置の水位調整時

通常待機時、ベント実施時及びベント停止後に、フィルタ装置の水位調整時の確認として、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

フィルタ装置水位にて、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が把握できる。また、フィルタ装置ドレン流量にて、排水操作を実施した際のドレン量の把握ができる。

b. フィルタ装置スクラバ水の水質管理

フィルタ装置水位にて、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が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、フィルタ装置ドレン流量にて、排水操作を実施した際のドレン量から、必要な追加薬液量の把握ができる。

また、フィルタ装置へ薬液を補給する際に、スクラバ水のpHを把握できる。

(5) 想定される機能障害の把握

ベント実施時に、想定される機能障害の確認として、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にて，ベント実施により待機圧力から上昇した圧力が，原子炉格納容器の圧力の低下に追従して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) フィルタ装置出口放射線モニタにて，フィルタ装置出口の線量当量率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. 金属フィルタの閉塞

- (a) フィルタ装置金属フィルタ差圧にて，金属フィルタの閉塞状態を把握できる。

なお，フィルタ装置入口圧力が上昇傾向を示すことを確認することで，金属フィルタの閉塞を把握できる。

c. よう素フィルタ出口配管の閉塞

- (a) ドレンタンク水位にて，ドレン水によるよう素フィルタ出口配管の閉塞状態を把握できる。
- (b) フィルタ装置入口圧力及びフィルタ装置出口圧力にて，ドレン水によるよう素フィルタ出口配管の閉塞が進行し，フィルタ装置入口圧力及びフィルタ装置出口圧力が上昇傾向を示すことを確認することで，よう素フィルタ出口配管のドレンによる閉塞状態を把握できる。

d. フィルタ装置入口配管の破断

- (a) フィルタ装置入口圧力にて，ベント実施により待機圧力から上昇した圧力が，原子炉格納容器の圧力の低下に追従して低下傾向を示すが，フィルタ装置出口放射線モニタにて，フィルタ装置出口の線量当量率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。

e. フィルタ装置スクラバ水の漏えい

- (a) フィルタ装置水位にて，フィルタ装置からのスクラバ水漏えいによる水位低下を確認することで把握できる。

3. 計測範囲について

通常待機時，ベント実施時及びベント停止後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表1及び表2に示す。

表 1 格納容器圧力逃がし装置 計測設備の網羅性について

フィルタ装置の状態	確認すべき項目	計測設備	多重性又は多様性
(1) 通常待機時	a. フィルタ装置の除去性能に影響するパラメータの確認	① フィルタ装置水位	①は多重性有り
	b. フィルタ装置配管内の不活性状態の確認	① フィルタ装置入口圧力 ② フィルタ装置出口圧力 ③ フィルタ装置出口配管圧力	①②③で多様性有り ①は多重性有り
(2) ペント実施時	a. 原子炉格納容器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	①②で多様性あり
	b. フィルタ装置の除去性能に影響するパラメータの確認	② フィルタ装置出口放射線モニタ	①②はそれぞれ多重性有り
	c. 放出されるガスの放射線量の確認	① フィルタ装置水位	①は多重性有り
(3) ペント停止後	a. フィルタ装置内スクラバ水の確認	① フィルタ装置出口放射線モニタ	①は多重性有り
	b. フィルタ装置配管内の不活性状態の確認	① フィルタ装置水位 ② フィルタ装置入口圧力 ③ フィルタ装置水素濃度	①は多重性有り ①②で多様性有り ①は多重性有り ②は入口と出口配管でそれぞれ補充
(4) フィルタ装置の水位調整時	c. 放出されるガスの放射線量の確認	① フィルタ装置出口放射線モニタ	①は多重性有り
	a. フィルタ装置の水位調整の確認	① フィルタ装置水位 ② フィルタ装置ドレン流量	①②で多様性有り ①②はそれぞれ多重性有り
	b. フィルタ装置スクラバ水の水質管理	① フィルタ装置水位 ② フィルタ装置ドレン流量 ③ フィルタ装置スクラバ水 pH	①②③で多様性有り ①②はそれぞれ多重性有り
(5) 想定される機能障害の把握	a. フィルタ装置の閉塞	① フィルタ装置入口圧力 ② フィルタ装置出口放射線モニタ	①②で多様性有り ①②はそれぞれ多重性有り
	b. 金属フィルタの閉塞	① フィルタ装置金属フィルタ差圧 ② フィルタ装置入口圧力	①②で多様性有り ①②はそれぞれ多重性有り
	c. よう素フィルタ出口配管の閉塞	① ドレンタンク水位 ② フィルタ装置入口圧力 ③ フィルタ装置出口圧力	①②③で多様性有り ②は多重性有り
	d. フィルタ装置入口配管の破断	① フィルタ装置入口圧力 ② フィルタ装置出口放射線モニタ	①②で多様性有り ①②はそれぞれ多重性有り
	e. フィルタ装置スクラバ水の漏えい	① フィルタ装置水位	①は多重性有り

表 2 格納容器圧力逃がし装置計測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	0～6000mm	スクラバノズル上端を計測範囲のゼロ点とし、フィルタ装置機能維持のための上限水位：約2200mm、下限水位：約500mmを監視可能。
② フィルタ装置入口圧力	0～1.0MPa	ベント実施時に、格納容器圧力逃がし装置内の最高圧力（0.62MPa）が監視可能。また、通常待機時に、窒素置換（0.01MPa以上）が維持されていることを監視可能。
③ フィルタ装置出口圧力	0～0.5MPa	点検後の窒素置換操作を実施した際に、フィルタ装置出口の圧力開放板の設定圧力（0.1MPa）を超えないことを監視可能。
④ フィルタ装置出口配管圧力	-0.1～0.2MPa	
⑤ フィルタ装置出口放射線モニタ	$10^{-2} \sim 10^5 \text{mSv/h}$	ベント実施時（炉心損傷している場合）に、想定されるフィルタ装置出口の最大線量当量率（約 $7 \times 10^4 \text{mSv/h}$ ）を監視可能。
⑥ フィルタ装置水素濃度	0～100vol%	ベント停止後の窒素ガスによるパージを実施し、フィルタ装置入口及び出口配管内に残留する水素濃度が可燃限界（4vol%）未満であることを監視可能。格納容器内水素濃度の最大値（38vol%（ドライ条件））を監視可能。
⑦ フィルタ装置ドレン流量	0～30m ³ /h	ドレンポンプの定格流量（10m ³ /h）を監視可能。
⑧ フィルタ装置スクラバ水pH	pH0～14	フィルタ装置内スクラバ水のpH（pH0～14）が監視可能。
⑨ フィルタ装置金属フィルタ差圧	0～50kPa	
⑩ ドレンタンク水位	タンク底部から 510mm タンク底部から 1586mm タンク底部から 3061mm タンク底部から 4036mm	ドレンタンク内の水位を把握し、ドレン排水操作の開始やドレン排水操作の停止判断が可能なことを監視可能。

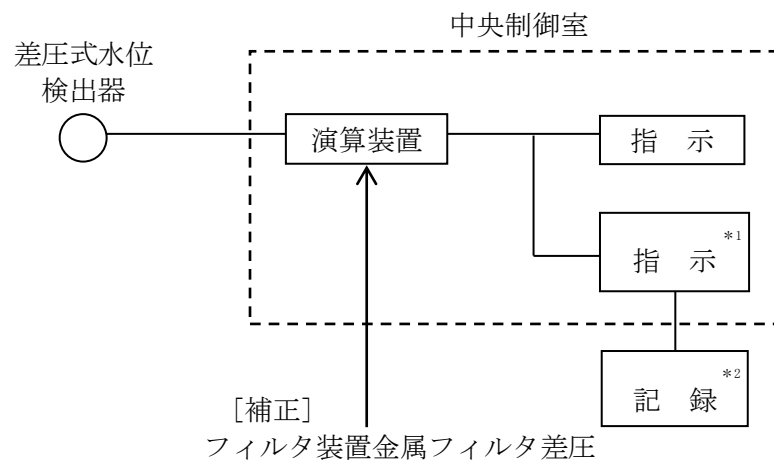
格納容器圧力逃がし装置の計測設備の概略構成図

1. 計測設備

格納容器圧力逃がし装置の計測設備について記載する。

(1) フィルタ装置水位

フィルタ装置水位は、重大事故等対処設備の機能を有しており、フィルタ装置水位の検出信号は、差圧式水位検出器からの電流信号を、中央制御室の演算装置を経由し、指示部にて水位信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置水位を中央制御室に指示し、緊急時対策支援システム伝送装置にて記録及び保存する(図1 「フィルタ装置水位の概略構成図」参照。)

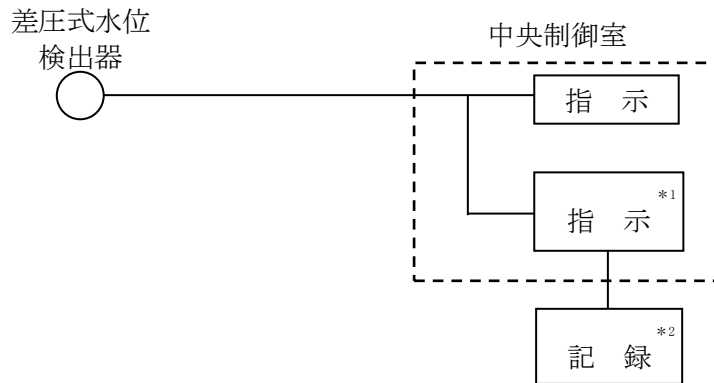


注記*1 : 記録計

*2 : 緊急時対策支援システム伝送装置

図1 フィルタ装置水位の概略構成図

フィルタ装置水位は、重大事故等対処設備の機能を有しており、フィルタ装置水位の検出信号は、差圧式水位検出器からの電流信号を、中央制御室の指示部にて水位信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置水位を中央制御室に指示し、緊急時対策支援システム伝送装置にて記録及び保存する（図2 「フィルタ装置水位の概略構成図」参照。）。



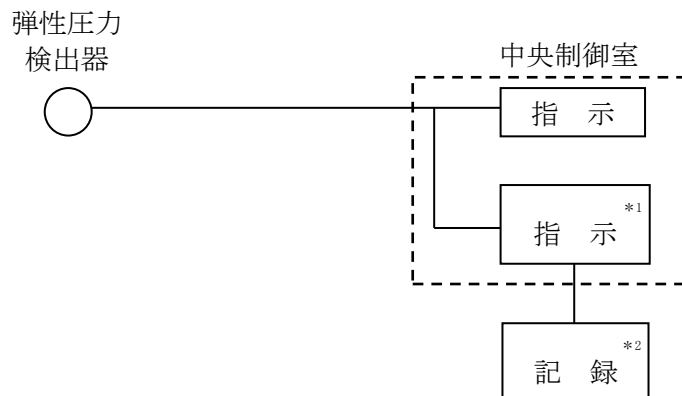
注記*1 : 記録計

*2 : 緊急時対策支援システム伝送装置

図2 フィルタ装置水位の概略構成図

(2) フィルタ装置入口圧力

フィルタ装置入口圧力は、重大事故等対処設備の機能を有しており、フィルタ装置入口圧力の検出信号は、弾性圧力検出器からの電流信号を、中央制御室にて圧力信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置入口圧力を中央制御室に指示し、緊急時対策支援システム伝送装置にて記録及び保存する（図3 「フィルタ装置入口圧力の概略構成図」参照。）。



注記*1 : 記録計

*2 : 緊急時対策支援システム伝送装置

図3 フィルタ装置入口圧力の概略構成図

(3) フィルタ装置出口圧力

フィルタ装置出口圧力の検出信号は、弾性圧力検出器からの電流信号を、中央制御室の指示部にて圧力信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置出口圧力を中央制御室に指示し、記録する（図4 「フィルタ装置出口圧力の概略構成図」参照。）。

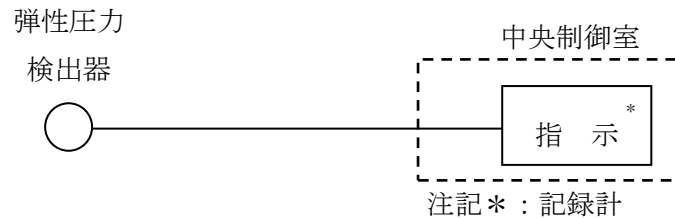


図4 フィルタ装置出口圧力の概略構成図

(4) フィルタ装置出口配管圧力

フィルタ装置出口配管圧力は、機械式圧力検出器にて圧力を検出し、フィルタ装置出口配管圧力を現場（原子炉建屋屋上）に指示する（図5 「フィルタ装置出口配管圧力の概略構成図」参照。）。

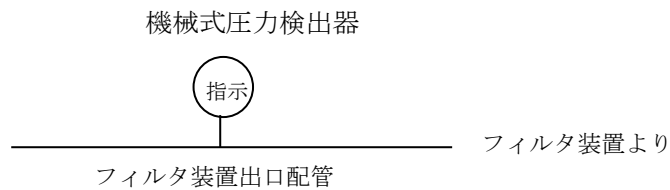
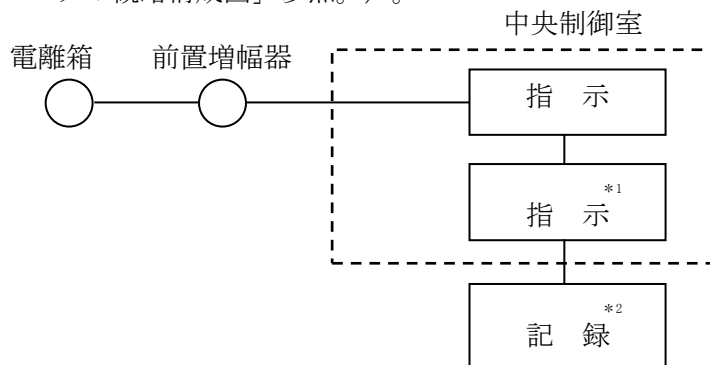


図5 フィルタ装置出口配管圧力の概略構成図

(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、中央制御室の指示部にて線量当量率信号に変換する処理を行った後、線量当量率を中央制御室に指示し、緊急時対策支援システム伝送装置にて記録及び保存する（図6 「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 : 緊急時対策支援システム伝送装置

図6 フィルタ装置出口放射線モニタの概略構成図

(6) フィルタ装置水素濃度

フィルタ装置水素濃度は、重大事故等対処設備の機能を有しており、フィルタ装置水素濃度の検出信号は、熱伝導式水素検出器からの電流信号を前置増幅器にて増幅し、中央制御室の指示部にて水素濃度信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置水素濃度を中央制御室に指示し、緊急時対策支援システム伝送装置にて記録及び保存する（図7 「フィルタ装置水素濃度 システム概要図」及び図8 「フィルタ装置水素濃度の概略構成図」参照。）。

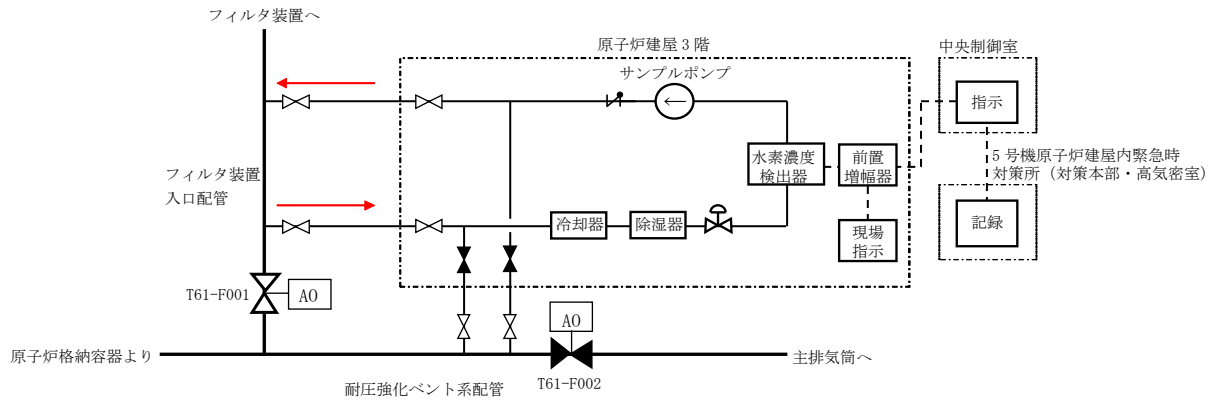
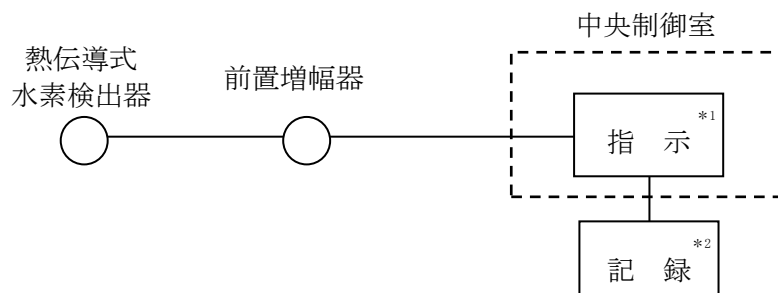


図7 フィルタ装置水素濃度 システム概要図（出口配管側も同様の構成）



注記*1：記録計

*2：緊急時対策支援システム伝送装置

図8 フィルタ装置水素濃度の概略構成図

(7) フィルタ装置ドレン流量

フィルタ装置ドレン流量の検出信号は、電磁流量検出器からの電気信号を、フィルタベント現場制御盤の指示部にて流量信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置ドレン流量をフィルタベント現場制御盤（フィルタベント遮蔽壁）に指示する（図9 「フィルタ装置ドレン流量の概略構成図」参照。）。

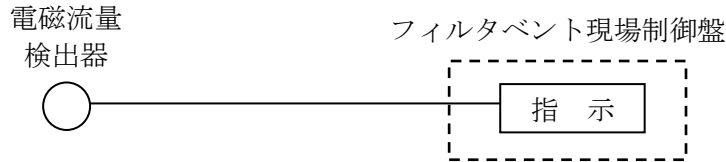


図9 フィルタ装置ドレン流量の概略構成図

(8) フィルタ装置スクラバ水pH

フィルタ装置スクラバ水pHは、重大事故等対処設備の機能を有しており、pH検出器からの電流信号を、中央制御室の指示部にてpH信号に変換する処理を行った後、フィルタ装置スクラバ水pHを中央制御室に指示し、緊急時対策支援システム伝送装置にて記録及び保存する（図10 「フィルタ装置スクラバ水pH システム概要図」及び図11 「フィルタ装置スクラバ水pHの概略構成図」参照。）。

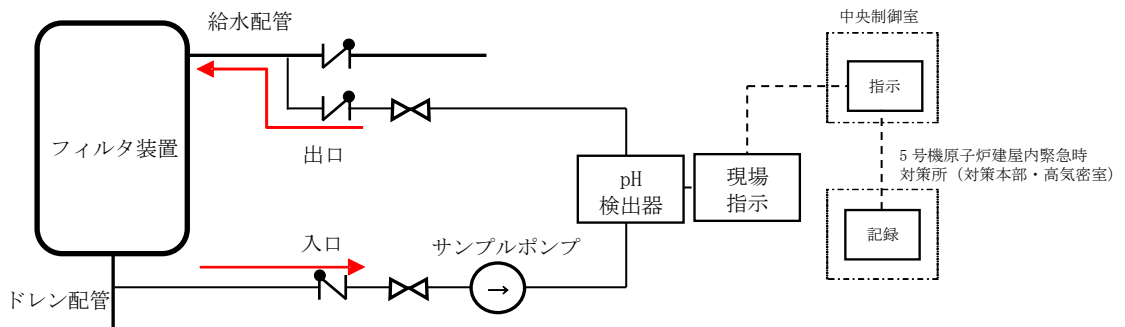
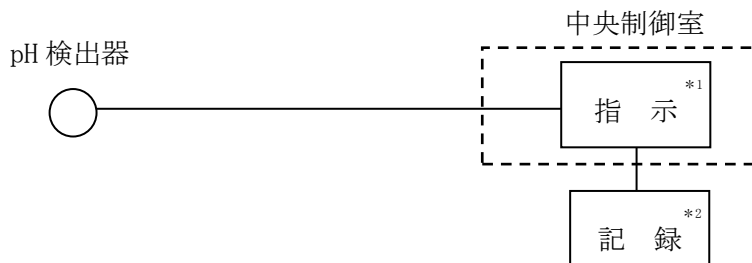


図10 フィルタ装置スクラバ水pH システム概要図



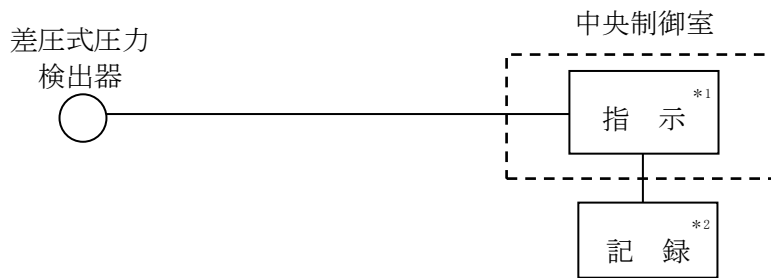
注記*1 : 記録計

*2 : 緊急時対策支援システム伝送装置

図11 フィルタ装置スクラバ水pHの概略構成図

(9) フィルタ装置金属フィルタ差圧

フィルタ装置金属フィルタ差圧は、重大事故等対処設備の機能を有しており、フィルタ装置金属フィルタ差圧からの電流信号を、中央制御室の指示部にて差圧信号へ変換する処理を行った後、フィルタ装置金属フィルタ差圧を中央制御室に指示し、緊急時対策支援システム伝送装置にて記録及び保存する（図12 「フィルタ装置金属フィルタ差圧の概略構成図」参照。）。



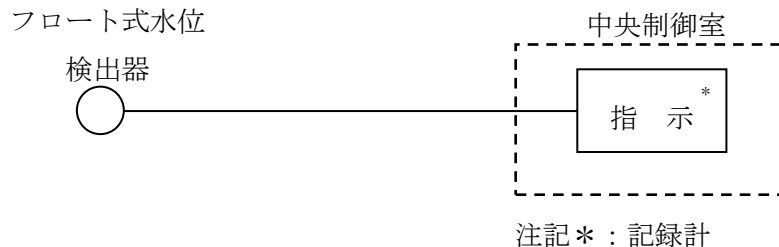
注記*1 : 記録計

*2 : 緊急時対策支援システム伝送装置

図12 フィルタ装置金属フィルタ差圧の概略構成図

(10) ドレンタンク水位

ドレンタンク水位の検出信号は、フロート式水位検出器からの水位状態 (ON-OFF信号) を、中央制御室に指示し、記録する（図13 「ドレンタンク水位の概略構成図」参照。）。



注記* : 記録計

図13 ドレンタンク水位の概略構成図

(参考) 格納容器圧力逃がし装置 計測設備の機器配置図
 図14～図17に計測設備の配置を示す。

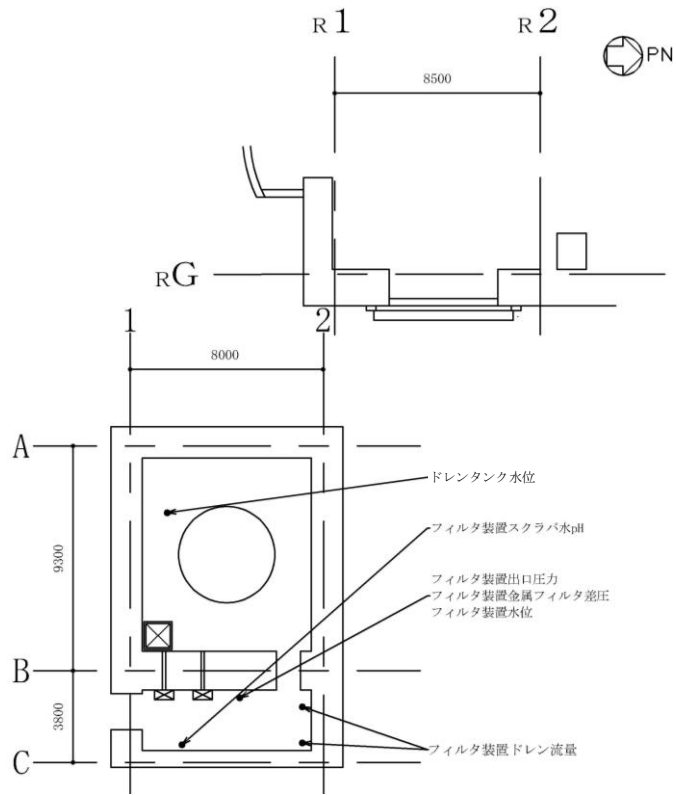


図14 機器配置図 (フィルタベント遮蔽壁)

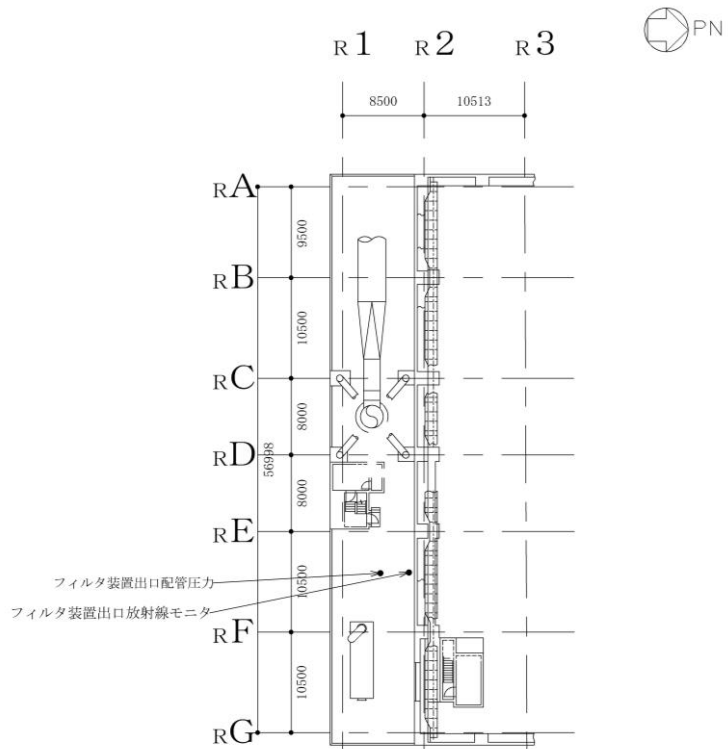


図15 機器配置図 (原子炉建屋屋上)

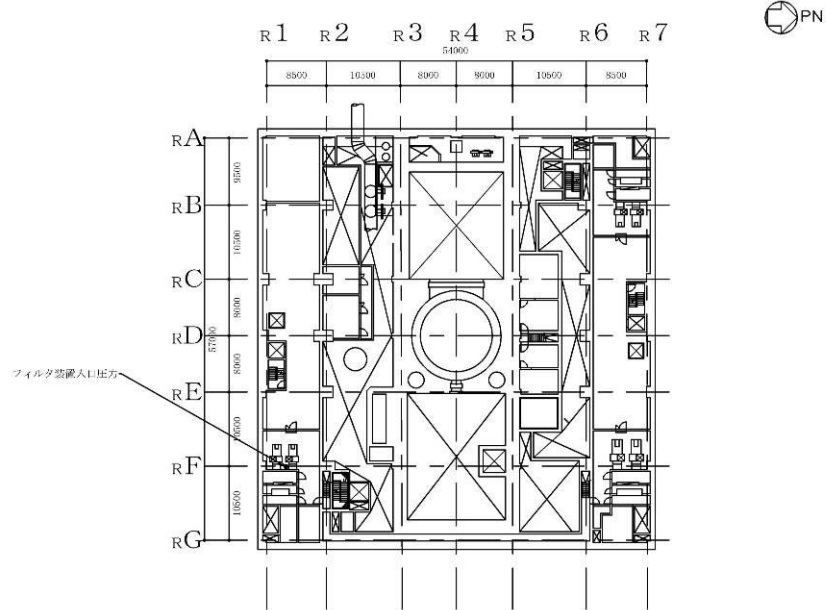


図16 機器配置図（原子炉建屋地上中3階）

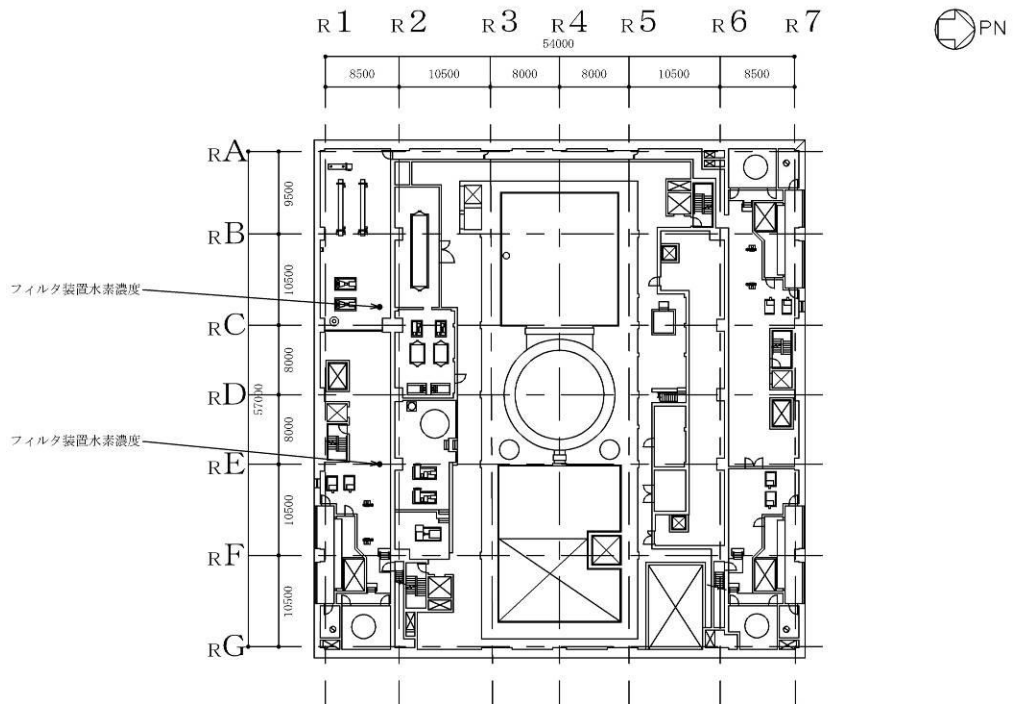


図17 機器配置図（原子炉建屋地上3階）

フィルタ装置水素濃度の計測時間遅れについて

1. フィルタ装置水素濃度の概要

図1にフィルタ装置水素濃度測定システムの概要を示す。フィルタ装置水素濃度は、ベント停止後に配管内に水素ガス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、フィルタ装置配管内のガスをサンプルポンプで引き込み、除湿器で水分が除去されて、水素濃度検出器にて測定されるようにしている。水素計測後のサンプルガスは格納容器圧力逃がし装置の配管に戻す構成としている。水素濃度検出器により計測した電気信号は演算装置で水素濃度信号に変換し、中央制御室に指示し、緊急時対策支援システム伝送装置にて記録及び保存する。

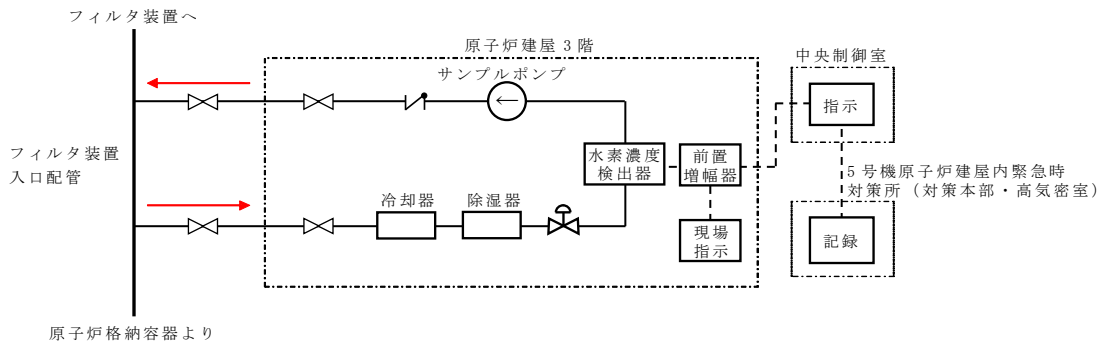


図1 フィルタ装置水素濃度 システム概要図（出口側配管も同様の構成）

2. 時間遅れ

フィルタ装置入口側配管内のガスのサンプリング点は、フィルタ装置入口側配管の頂部の原子炉建屋4階であり、また、フィルタ装置出口側配管内のガスのサンプリング点はフィルタ装置出口側配管の頂部のフィルタベント遮蔽壁である。そこから水素濃度検出器までの時間遅れは以下のとおりである。

- (1) 入口側サンプリング配管長（サンプリング点～水素濃度検出器）：約43m
 出口側サンプリング配管長（サンプリング点～水素濃度検出器）：約166m
- (2) サンプリング配管の断面積：359.7mm² (3.597×10⁻⁴ m²)
- (3) サンプルポンプの定格流量：約1L/min (約1×10⁻³m³/min)
- (4) サンプルガス流速（流量÷配管断面積）：約2.8m/min

なお、ガスは標準状態（0℃、101.325 kPa[abs]）として算出。

表1にフィルタ装置水素濃度の時間遅れを示す。

表1 フィルタ装置水素濃度の時間遅れ

	入口側配管	出口側配管
時間遅れ	約 16 分	約 60 分

3. 時間遅れによる窒素置換の成立性

V-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」の別添3「格納容器圧力逃がし装置の設計」の別紙1「可燃性ガスの爆発防止対策について」で記載しているとおり、D/Wベントの場合はベント停止後3日以降に可燃限界に達し、W/Wベントの場合は180日以上可燃限界に達することはない。仮にD/Wベントの場合でもベント停止後3日までは可燃限界に達することはないことから水素濃度の計測に時間遅れがあっても窒素置換操作に影響は与えない。

(参考)

1. 水素濃度計の測定原理

フィルタ装置配管内の水素濃度を測定するために用いる水素濃度検出器は、熱伝導式のものを用いる。熱伝導式の水素検出器は、図2に示すとおり、検知側サーミスタ素子（以下、検知素子）と補償側サーミスタ素子（以下、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。検知素子の部分に、サンプリングされたガスが流れるようになっており、補償素子には基準となる標準空気が密閉されており、測定対象ガスとは接触しない構造になっている。

水素濃度計指示部より電圧を印加して検知素子と補償素子の両方を約120℃に加熱した状態で、検知素子側に水素ガスを含む測定ガスを流すと、測定ガスが熱を奪い、検知素子の温度が低下することにより抵抗が低下する。この検知素子の抵抗が低下するとブリッジ回路の平衡が失われ、図2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。

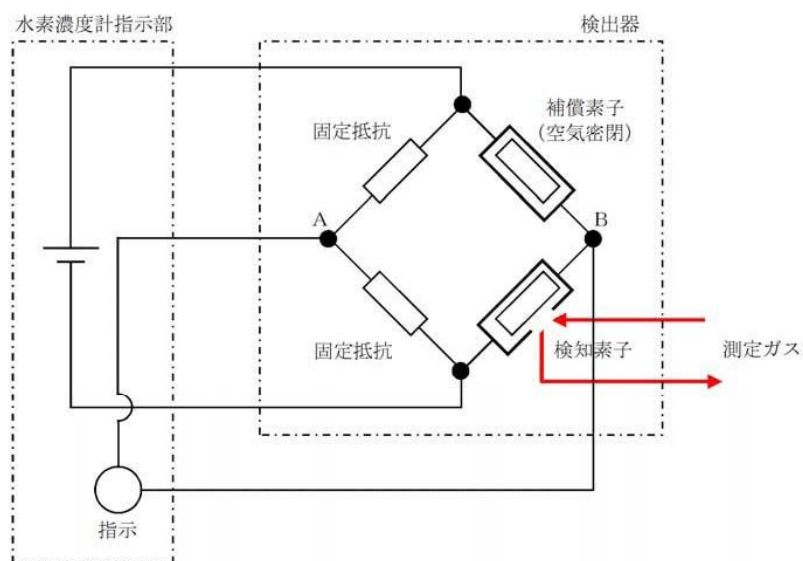


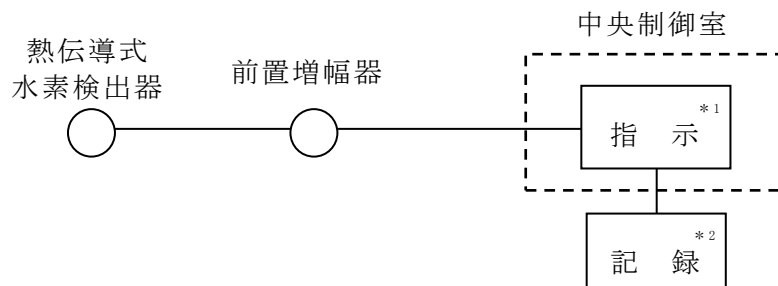
図2 水素濃度計検出回路の概要図

2. 水素濃度の測定

水素濃度検出器は「1. 水素濃度計の測定原理」で示したとおり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ものである。水素の熱伝導率は、約 $0.16\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ at 0°C である一方、酸素、窒素は、約 $0.02\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ at 0°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. 水素濃度計の仕様

種類	熱伝導式水素検出器
計測範囲	0～100vol%
個数	2
設置場所	原子炉建屋3階



注記*1 : 記録計

*2 : 緊急時対策支援システム伝送装置

図3 フィルタ装置水素濃度の概略構成図

図3にフィルタ装置水素濃度の概略構成図を示す。フィルタ装置水素濃度の計測範囲0～100vol%において、計器仕様は最大±2.0vol%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

フィルタ装置入口側配管の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、なお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。

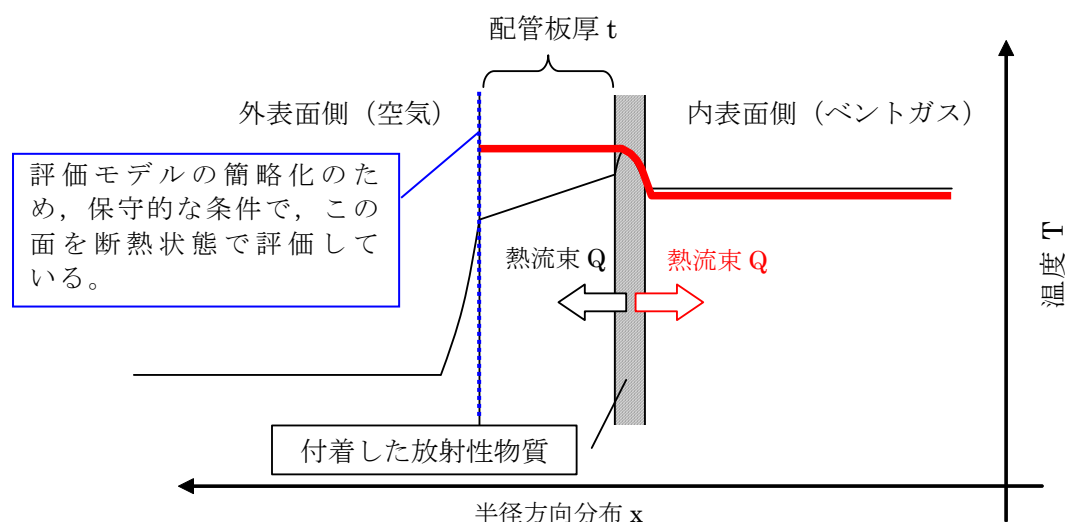
【ケース2】

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，図1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】の温度評価条件を表1に示す。

ベント時のガス温度条件を踏まえて配管内面の温度を評価する。図2に事故シーケンス（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失，D/Wベント）時の原子炉格納容器内の温度推移を示す。ベント時に最も配管内ガス温度が高い条件としてはベント開始直後であり，概ね150℃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）

図1 配管内表面の温度評価（ケース1のイメージ）

表1 配管内表面の温度上昇評価条件【ケース1】

項目	条件
事故シーケンス	大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失，D/Wベント
フィルタ装置内発熱量	9.3kW
配管内発熱割合 (FP付着割合)	10%/100m
配管外径，板厚	400A，Sch40
配管熱流束	7.3W/m ²
ガス流量	2.5kg/s（ベント後期（ベント1ヶ月後の蒸気流量））
ガス温度	150℃

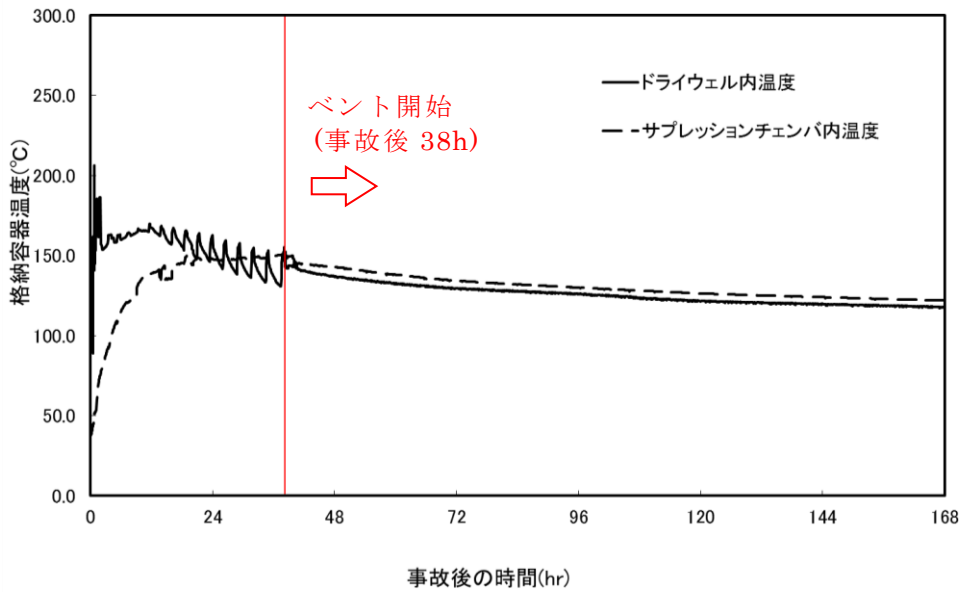


図2 原子炉格納容器内温度推移

(事故シーケンス (大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失, D/Wベント))

フィルタ装置内発熱量 (原子炉格納容器よりフィルタ装置に流入する粒子状放射性物質の総崩壊熱量) は, 事故シーケンス (大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失, D/Wベント) における9.3kW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, 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2.5kg/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温度上昇は, 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 (0.032(W/(m·K))

d : 水力等価直径(m)

ここで、Nuを算出するにあ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)）。

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

Re : レイノルズ数

Pr : プラントル数 (1.1 : 保守的に160℃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6.64(m/s) : 質量流量から換算)

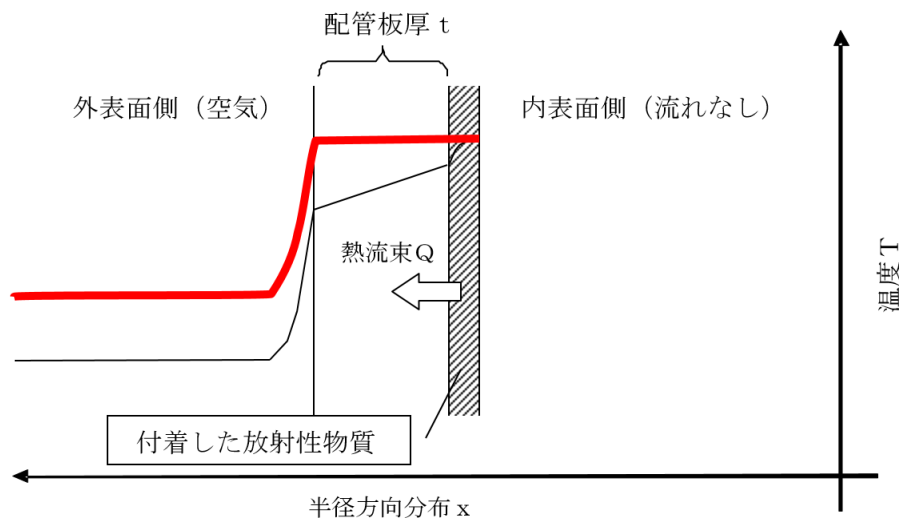
ν : 水蒸気の動粘性係数 (約 4.2×10^{-6} (m²/s))

これにより、配管内面の温度上昇は0.09℃程度であると評価できる。ベントガスの温度は150℃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200℃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。

次に、【ケース2】として、図3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12.7mmであり、炭素鋼の熱伝導率が50W/(m・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られる。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られる。配管内部の熱量による温度を評価する方法としてJIS A 9501“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】の温度評価条件を表2に示す。

なお、評価条件については、【ケース1】と同様に事故シーケンス（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失，D/Wベント）を想定する。



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内の温度勾配はないものとし、全ての熱流束が配管外表面側に移行すると評価した。（赤線で示されるような熱流束と分布）

図3 配管内表面の温度評価（ケース2のイメージ）

表2 配管内表面の温度上昇評価条件【ケース2】

項目	条件
事故シーケンス	大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失，D/Wベント
フィルタ装置内発熱量	9.3kW
配管内発熱割合 (FP付着割合)	10%/100m
配管外径，板厚	400A，Sch. 40
配管熱流束	7.3W/m ²
配管外表面放射率	0.80（酸化鉄相当の放射率*）
環境温度	50℃

注記*：日本機械学会 伝熱工学資料 改訂第5版

評価式の概要は以下のとおりとなる。

$$T = (q / h_{se}) + T_{atm} \dots \dots \dots \text{式(5)}$$

T : 配管外表面温度(°C)

q : 配管熱流束(W/m²)

h_{se} : 配管外表面熱伝達率 (W/(m²・K))

T_{atm} : 環境温度 (°C)

上記の式(5)における, q と h_{se}は以下の式で表される。

$$q = Q / S \dots \dots \dots \text{式(6)}$$

$$h_{se} = h_r + h_{cv} \dots \dots \dots \text{式(7)}$$

Q : 単位長さ当たりの配管内面での発熱量(W/m)

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))

上記の h_r は以下の式で表される。

$$h_r = \varepsilon \times \sigma \times \left(\frac{(T+273.15)^4 - (T_{atm}+273.15)^4}{T - T_{atm}} \right) \dots \dots \dots \text{式(8)}$$

ε : 配管外表面放射率 (0.80)

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, 垂直平面及び管 (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(9), (10)) と水平管 (式(11)) 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。

$$h_{cv} \text{ (垂直管)} = 2.56 \times (T - T_{atm})^{0.25} \quad ((T - T_{atm}) \geq 10K) \dots \text{式(9)}$$

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

$$h_{cv} \text{ (水平管)} = 1.19 \times \left(\frac{T - T_{atm}}{D_0} \right)^{0.25} \dots \dots \dots \text{式(11)}$$

D₀ : 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51℃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、管外径など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あたっては、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 4g/cm^3 を想定した、原子炉格納容器より放出される粒径ごとの沈着速度(図4)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。

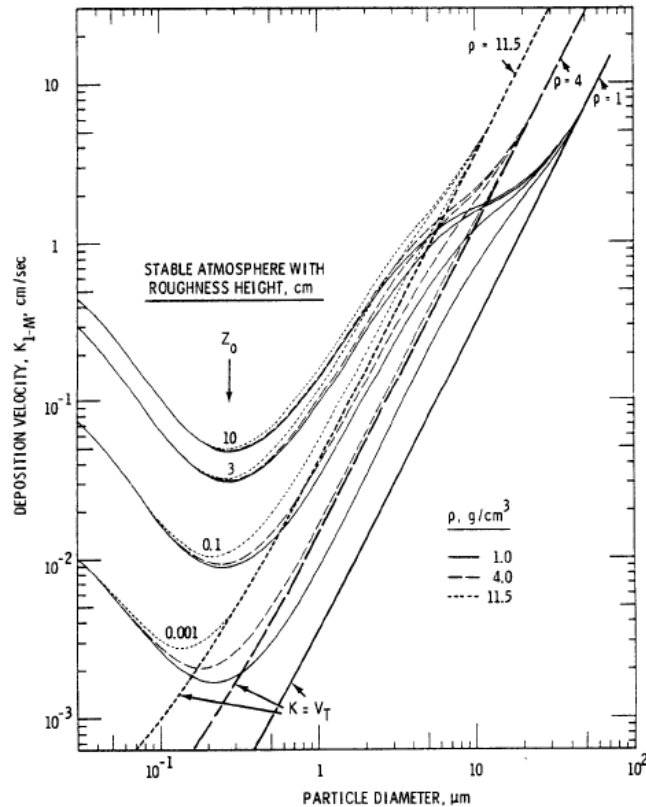


図4 エアロゾル粒径と沈着速度の関係

評価条件は、ABWR（6号機及び7号機）を対象として配管長さ100m、配管内径400mm、2Pd及び最小流量で排気される蒸気流量を適用する。また、考慮する粒径分布は事故シナリオ（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失、D/W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。評価の考え方を図5に、評価結果を表3に示す。

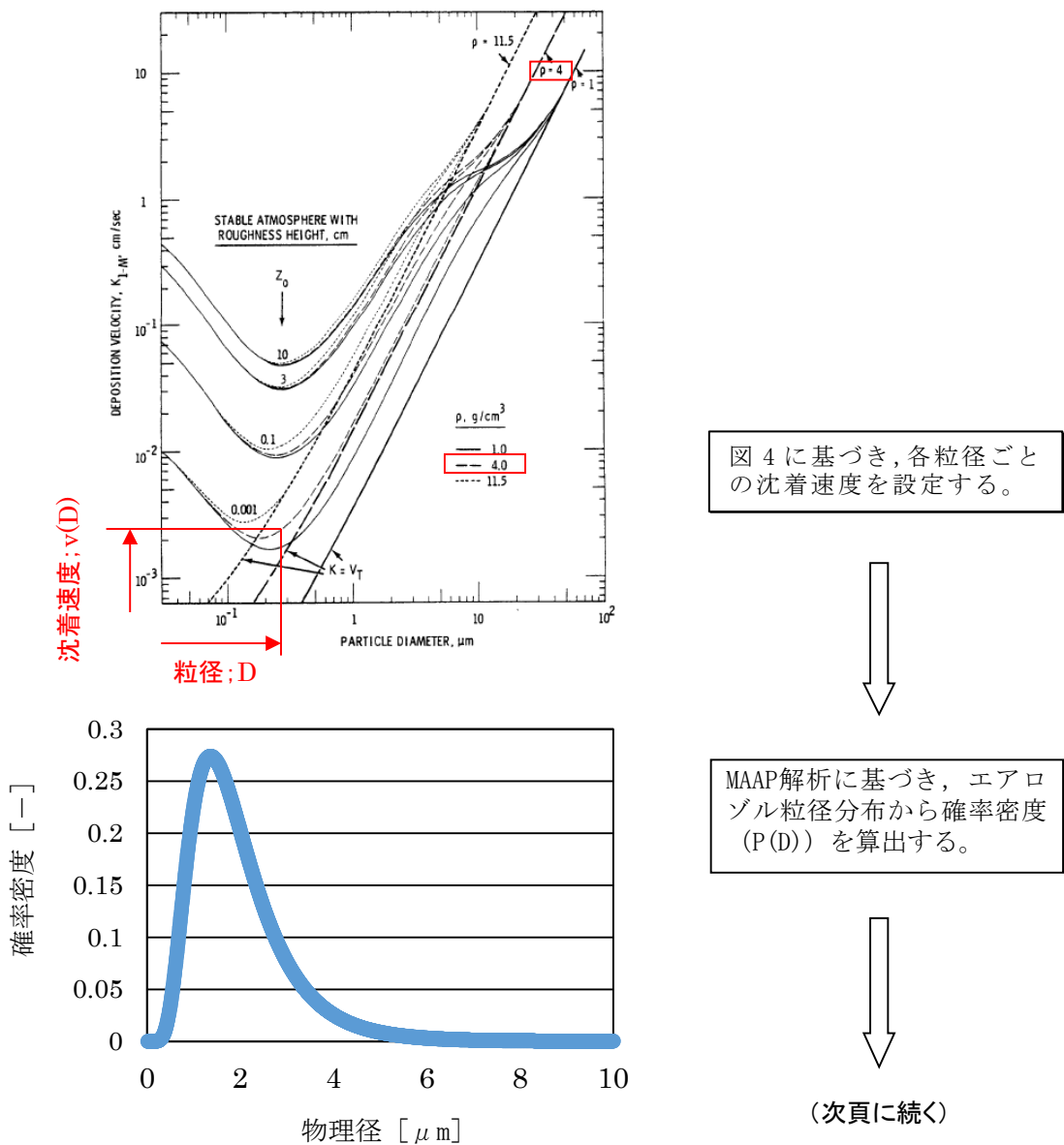
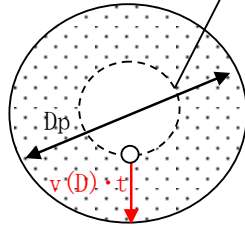
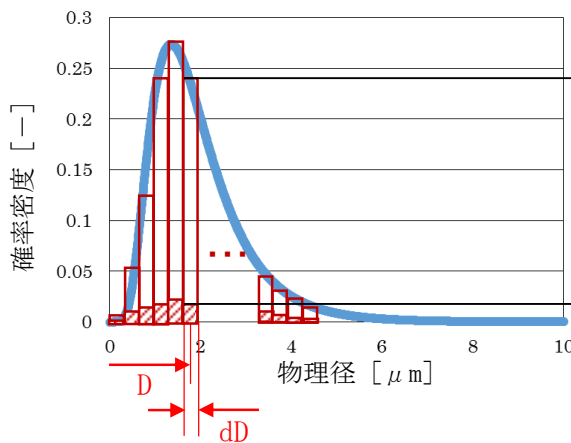


図5 沈着割合評価の考え方 (1/2)



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、各粒子が各沈着速度 (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。



ベントガス流入前エアロゾル
 $P(D) \times dD$

ベントガス通過後に沈着するエアロゾル
 $C(D) \times dD$

図5 沈着割合評価の考え方 (2/2)

上記の関係から、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。

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

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

表3 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	2Pd	最小流量
配管条件	長さ	m	100	
	内径	m	0.4	
沈着条件	沈着速度の分布	cm/s	$1.9 \times 10^{-3} \sim 3.9 \times 10^{-1}$	
排気条件	蒸気流量	kg/s	15.7	2.5
	蒸気流速	m/s	33.1	14.8
沈着割合		%	約2.5	約5.4

表3より、最小流量であっても約5.4%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” , N U R E G / C R - 4 5 5 1 Vol.2 Rev.1 Pt.7, 1990

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

格納容器圧力逃がし装置のベントガスを原子炉格納容器から大気開放端まで導く主ラインの概略図を図1に示す。

1.2 設計の意図

7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エ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口径を有する不活性ガス系の貫通孔（550A）を選定し使用する構成としている。

主ラインは不活性ガス系配管（既設）を経て、フィルタ装置入口側配管（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している。

(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エル側それぞれの主ラインに原子炉格納容器隔離弁（一次隔離弁）として空気作動弁（A0弁）を各1弁設置する構成としている。また、主ラインが合流した後に原子炉格納容器隔離弁（二次隔離弁，二次隔離弁バイパス弁）として電動弁（M0弁）を並列に2弁設置する構成としている。

(3) フィルタ装置入口弁

フィルタ装置入口弁は、耐圧強化ベント系を使用する際にフィルタ装置と隔離するために設置している。

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（一次隔離弁（サプレッションチェンバ側，ドライウエル側），二次隔離弁，二次隔離弁バイパス弁）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している。

また，事故後の環境条件を考慮した設計としているため，ベント実施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，駆動源喪失時においても，空気作動弁である一次隔離弁については，遠隔手動弁操作設備及び遠隔空気駆動弁操作設備を設けることで人力又は駆動空気による開閉操作が可能であり，電動弁である二次隔離弁，二次隔離弁バイパス弁については，遠隔手動弁操作設備を設けることで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及び遠隔空気駆動弁操作設備の操作場所は，遮蔽効果が得られる原子炉建屋内の原子炉区域外とし，さらに必要な遮蔽材（遠隔手動弁操作設備遮蔽）を設置し，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及び遠隔空気駆動弁操作設備は，隔離弁の付近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が，設備構成要素の主要材料は金属であり，機能への影響はない。主ラインの隔離弁の配置位置及び人力による遠隔操作位置を図2～図4に示す。

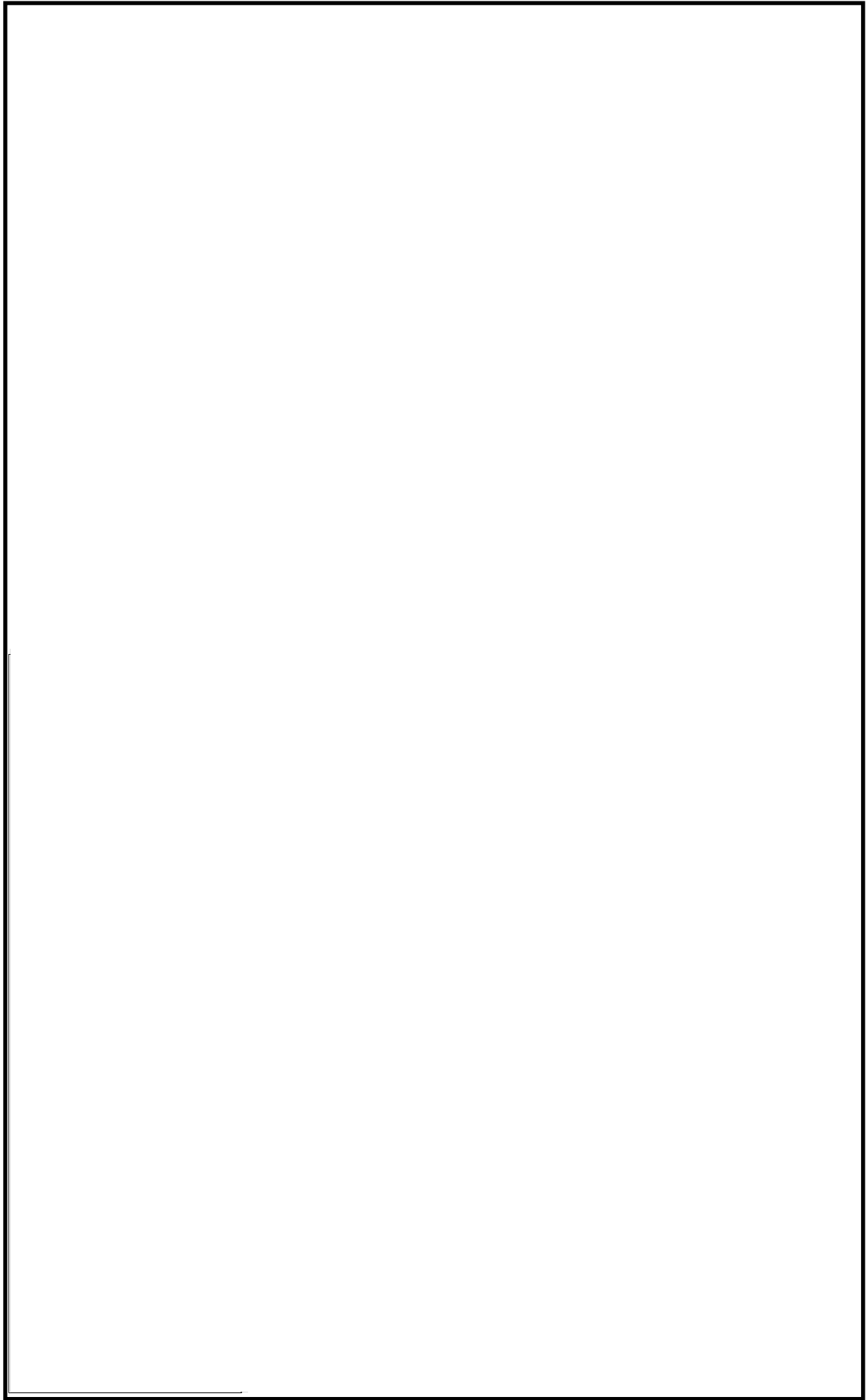


図2 隔離弁の配置及び遠隔操作位置 (1/3)

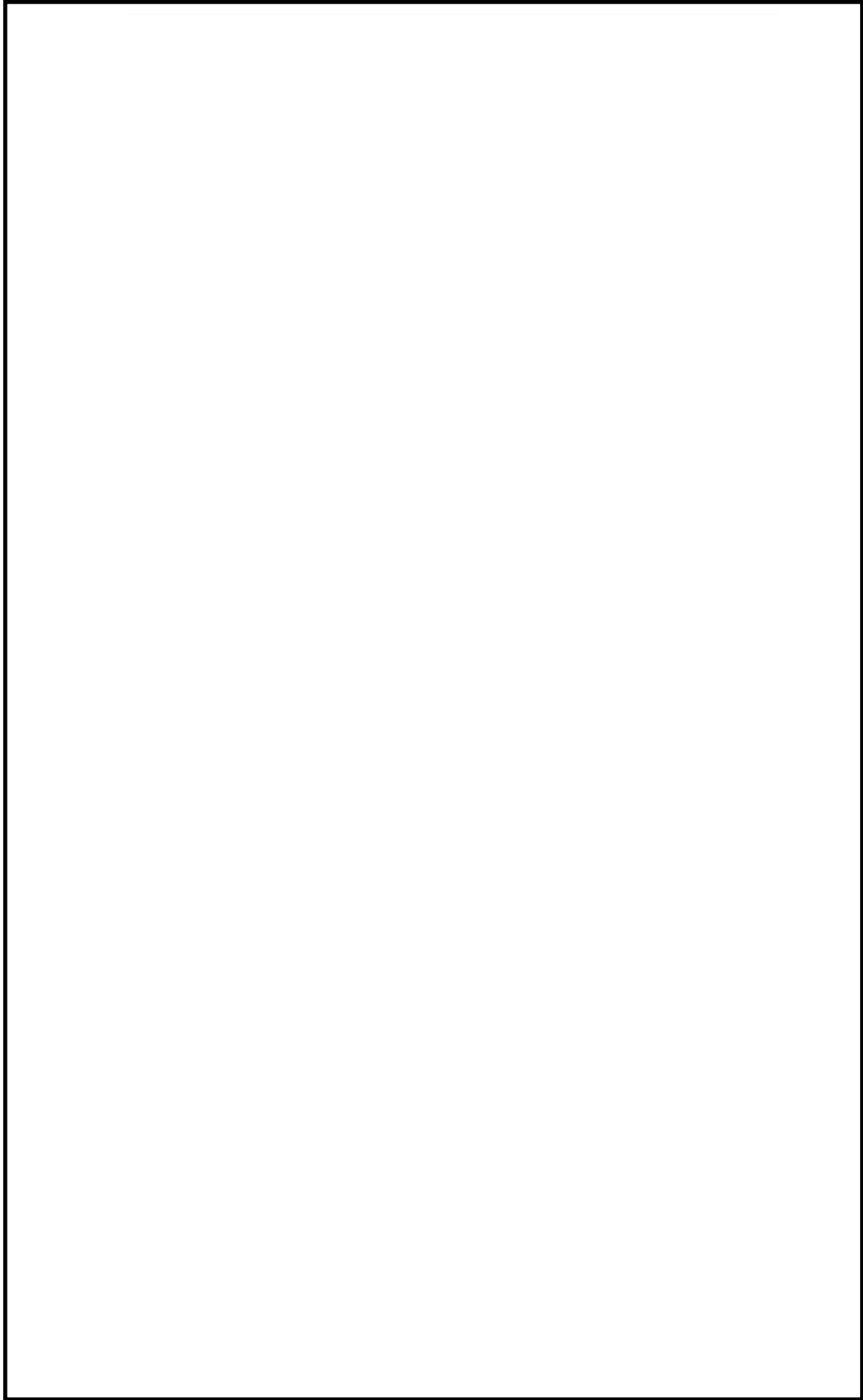


図3 隔離弁の配置及び遠隔操作位置 (2/3)

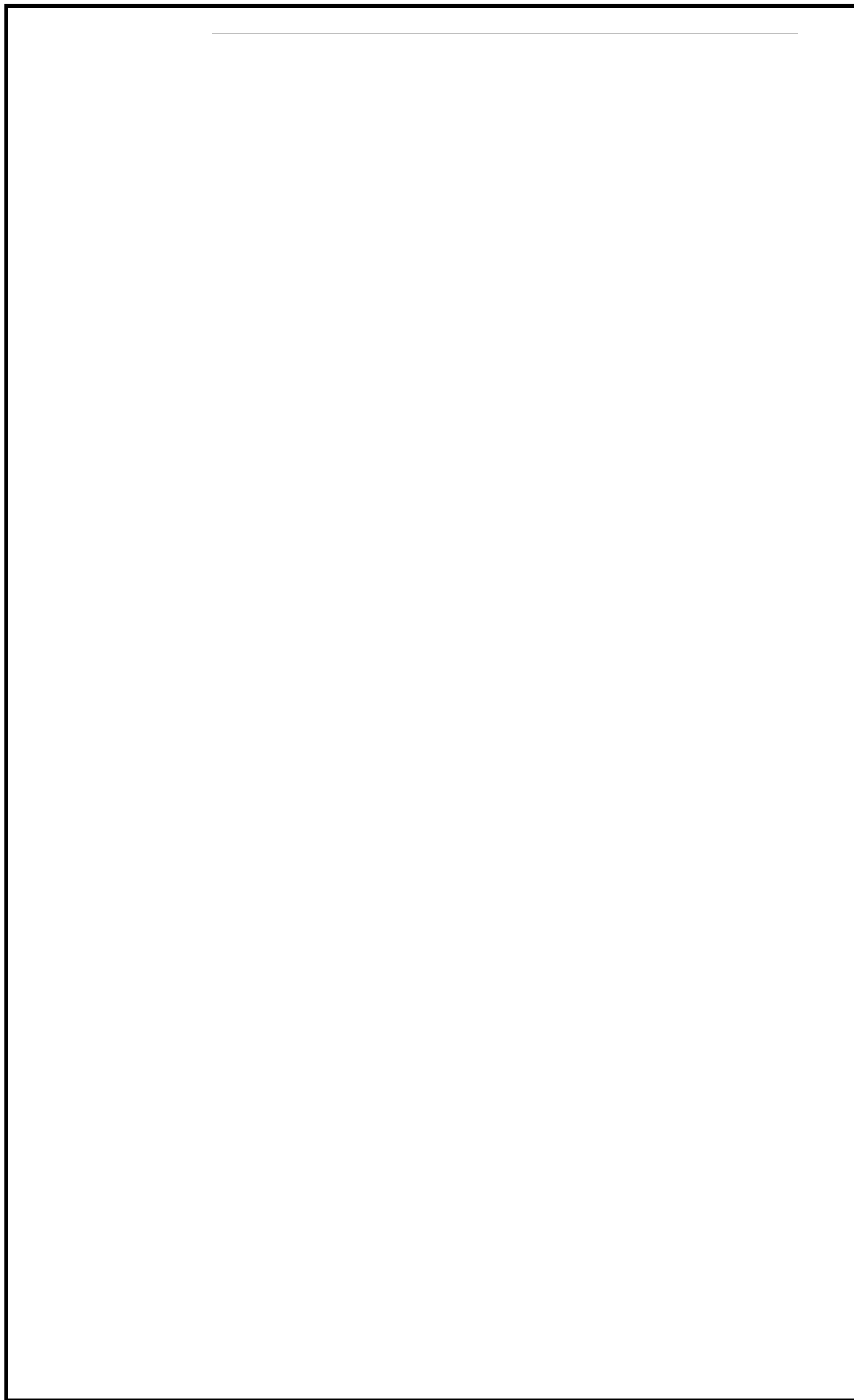


図4 隔離弁の配置及び遠隔操作位置 (3/3)

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，炉心損傷前ベントでは一次隔離弁，二次隔離弁の順に開弁し，炉心損傷後ベントでは二次隔離弁，一次隔離弁の順に開弁する。一次隔離弁は電磁弁への電気信号の印可により空気を供給して駆動する弁であり，二次隔離弁は交流電源で駆動する弁である。いずれも中央制御室の制御盤から遠隔操作できる設計としている。

駆動源となる電源は，通常時には非常用電源より給電しているが，重大事故等で非常用電源が喪失した場合には，重大事故等に対処するために必要な電源の供給が可能なよう代替所内電気設備から給電できる構成とし，高い信頼性を確保している。

また，これら代替所内電気設備からの受電が期待できない場合は，空気作動弁及び電動弁については，遠隔手動弁操作設備により放射線量率の低い原子炉建屋内の原子炉区域外にて人力で開閉操作が実施できる設計としている。さらに，空気作動弁については，遠隔空気駆動弁操作設備によりポンベの空気を電磁弁の排気側から弁駆動部へ供給することで，原子炉建屋内の原子炉区域外にて容易かつ確実に操作が実施できる設計としている。

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。格納容器圧力逃がし装置の隔離弁（一次隔離弁，二次隔離弁，二次隔離弁バイパス弁）は常時「閉」であり，中央制御室の操作スイッチにカバーを取り付けて誤操作防止を図っていること，駆動源喪失時もその状態が維持（一次隔離弁はフェイルクローズ，二次隔離弁及び二次隔離弁バイパス弁はフェイルアズイズ）されるため，確実に隔離状態は維持される。

b. ベント停止後

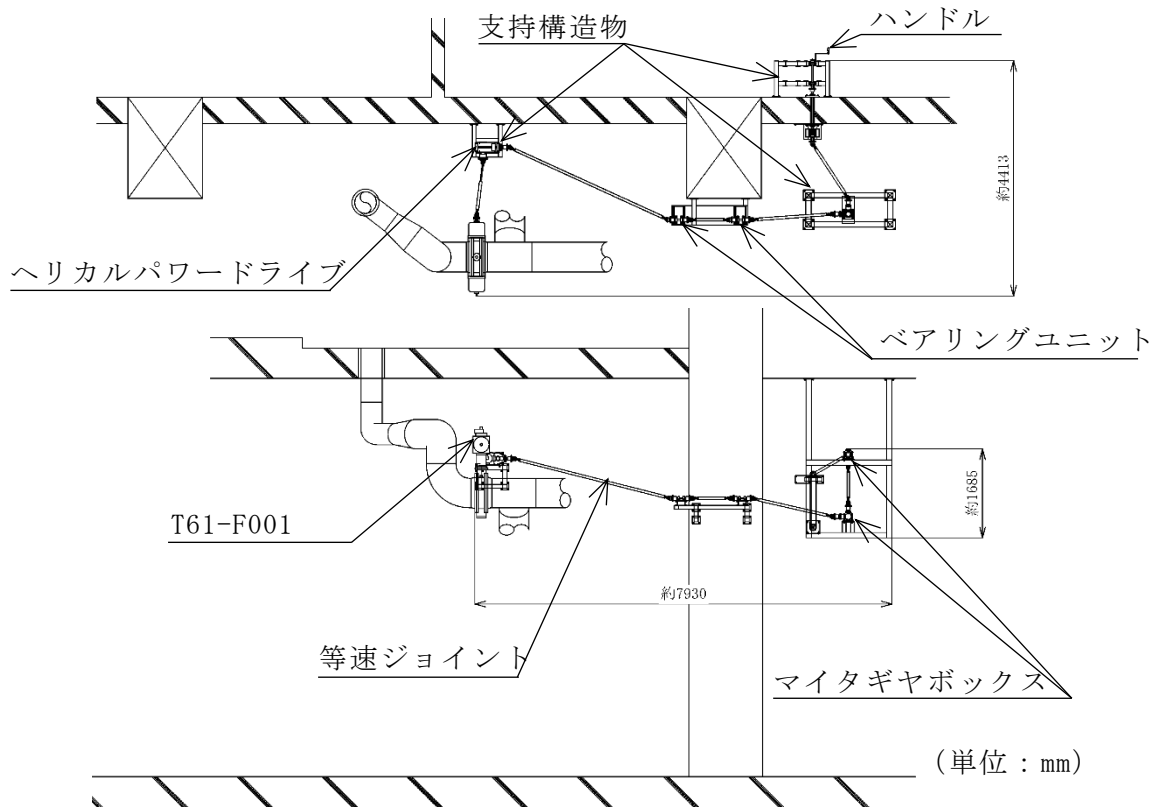
ベント停止後は，格納容器圧力逃がし装置の隔離弁を閉とし原子炉格納容器と隔離する。

原子炉格納容器と格納容器圧力逃がし装置の隔離については，原子炉格納容器除熱機能の回復後に，ベント実施時に開弁した隔離弁（一次隔離弁）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)開の確実性と同様に実施できる。

1.5 遠隔手動弁操作設備の概要

1.5.1 隔離弁の遠隔手動弁操作設備の概要

隔離弁の操作軸に等速ジョイントを接続し、原子炉建屋内の原子炉区域外まで延長し、端部にハンドルを取り付けて人力で操作できる構成とする。等速ジョイント間には、駆動力の軸方向を変えるためのマイタギアボックス、手動操作軸の回転トルクを低減するためのヘリカルパワードライブ、等速ジョイントを躯体床若しくは壁面に固定するためのベアリングユニットを設ける。等速ジョイント、マイタギアボックス他各構成要素の一部は、隔離弁の付近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、主要部材は金属であり機能が損なわれるおそれはない。遠隔手動弁操作設備の模式図を図5に、ベントに必要な隔離弁の遠隔手動弁操作設備の仕様を表1に示す。



※等速ジョイント、マイタギアボックス他各構成要素の構成、配置については設置されるフロアにより異なる。

図5 遠隔手動弁操作設備の概要 (T61-F001の例)

表1 ベントに必要な隔離弁の遠隔手動弁操作設備の仕様

弁名称	一次隔離弁 (サプレッション チェンバ側)	一次隔離弁 (ドライウェル側)	二次隔離弁	二次隔離弁 バイパス弁	フィルタ装置 入口弁
弁番号	T31-F022	T31-F019	T31-F070	T31-F072	T61-F001
口径	550A	550A	550A	550A	550A
ハンドル 回転数	779回	779回	326回	814回	779回
個数	1	1	1	1	1

1.5.2 遠隔手動弁操作設備の操作確認試験

等速ジョイン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実機に設置した設備により確認した。設備操作の様子を図6に示す。

操作確認試験の結果、等速ジョイントを介した弁の遠隔手動操作が可能であることを確認した。弁の操作要員は4名で最大約20分で操作が可能であり、実回転数も計算値とほぼ同等であった。また、原子炉区域外での系統構成時間は約40分であることを確認した。操作確認試験の結果を表2に示す。



系統構成



格納容器ベント操作

図6 遠隔手動弁操作設備による操作の様子

表2 操作確認試験結果

弁名称		一次隔離弁 (サブレッ ション チェンバ 側)	一次隔離弁 (ドライウ エル側)	二次隔離弁	二次隔離弁 バイパス弁	フィルタ装置 入口弁
弁番号		T31-F022	T31-F019	T31-F070	T31-F072	T61-F001
ハンドル 回転数	計画値	779回	779回	326回	814回	779回
	実回転数	754回	760回	323回	800回	767回
ハンドル 操作時間	実測時間	約21分	約17分	約2分	約12分	約8分

1.6 遠隔空気駆動弁操作設備の概要

空気作動弁については、駆動用の空気供給配管系の構成を変更し、電磁弁の排気側から駆動空気を供給することで原子炉建屋内の原子炉区域外からの操作を可能とする。変更前後の空気供給配管構成図を図7及び図8に示す。

図7の変更前においては、電磁弁に電気信号を印可できなければ、駆動空気を駆動部に供給できず、空気作動弁を操作できない。図8の変更後の構成とすることにより、電磁弁に電気信号を印可できない場合においても、電磁弁の排気側ポートより駆動空気を駆動部に供給することが可能となる。空気供給操作に必要な空気供給弁及び排気弁を原子炉建屋内の原子炉区域外に設置することで、電源喪失時においても原子炉建屋内の原子炉区域外より駆動空気による弁操作ができる。駆動空気の供給源は、常設の専用ポンペを原子炉建屋内の原子炉区域外に設置し、更に常設の予備ポンペを設けることで、信頼性を高めている。

操作時間は、空気供給弁及び排気弁の操作のみであり、25A以下の小口径の弁かつ一箇所に集中して配置されていることから、1名約2分と短時間での操作が可能である。

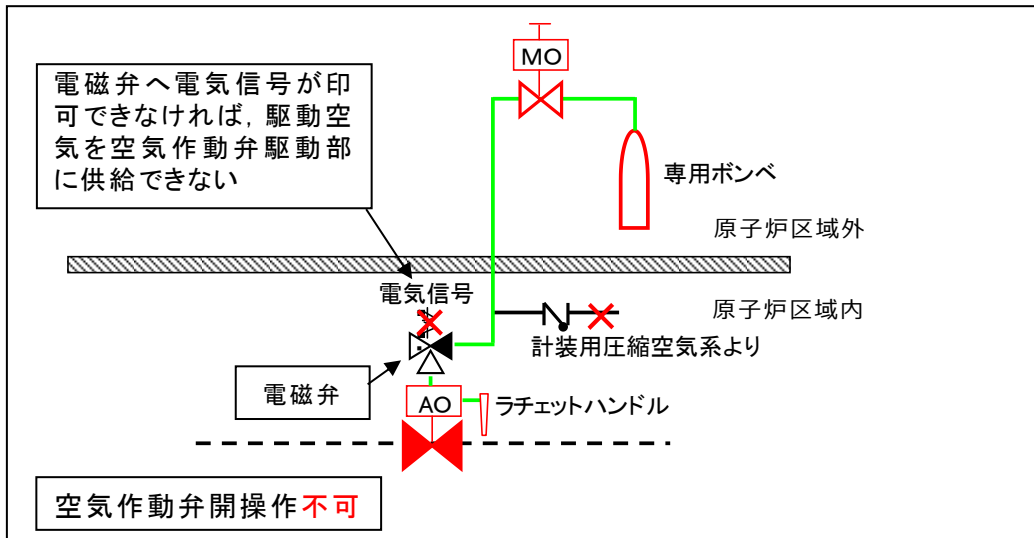


図7 空気作動弁 空気供給配管構成図（変更前）

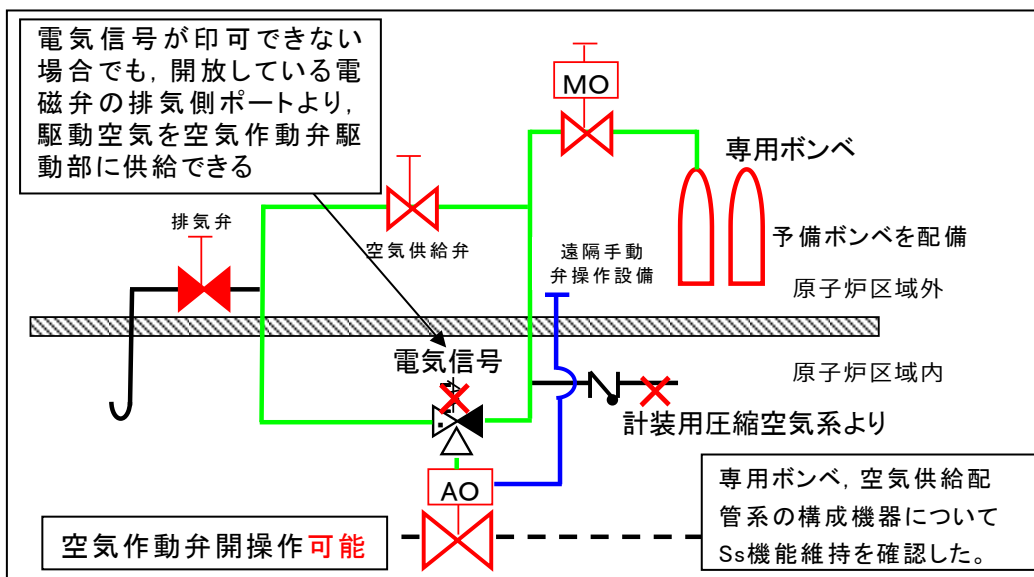


図8 空気作動弁 空気供給配管構成図（変更後）

2. 弁の種類

2.1 主ラインの弁構成の考え方

空気作動弁は、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。電動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、空気作動弁及び電動弁は遠隔手動弁操作設備が設置できる。空気作動弁はポンペを用いた遠隔空気駆動弁操作設備が設置できる。格納容器圧力逃がし装置の主ラインの弁は、中央制御室からの遠隔操作と人力又は駆動空気による遠隔操作が両立できること、駆動源喪失時の弁状態維持（フェイルクローズ、フェイルアズイズ）の観点から、空気作動弁及び電動弁を採用している。

格納容器圧力逃がし装置主ラインの弁に採用する場合の駆動方法の違いによる特徴を表3に示す。

表3 主ラインの弁に採用する場合の駆動方法の特徴

駆動方法	メリット	デメリット
空気作動 (AO)	<ul style="list-style-type: none">・ 電動弁に対して必要な電源容量が小さい・ 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）できる・ 人力による遠隔手動弁操作設備の設置が可能・ ポンペの空気を用いた遠隔空気駆動弁操作設備の設置が可能	<ul style="list-style-type: none">・ 中央制御室からの遠隔操作の場合、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
電気作動 (MO)	<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・ 人力による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">・ 空気作動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、主な仕様を表4に示す。

表4 主ラインの弁の仕様

弁名称	一次隔離弁 (サプレッション チェンバ側)	一次隔離弁 (ドライウェル側)	二次隔離弁	二次隔離弁 バイパス弁	フィルタ装置 入口弁
弁番号	T31-F022	T31-F019	T31-F070	T31-F072	T61-F001
型式	バタフライ弁				
口径	550A	550A	550A	550A	550A
駆動方法	空気作動		電気作動		空気作動
遠隔手動 弁操作設備	有				
遠隔空気駆動 弁操作設備	有		無		有
弁の状態	常時閉 (NC)				常時開 (NO)
フェイル クローズ (FC) 機能	有 (フェイルクローズ)		無 (フェイルアズイズ)		無 (フェイル オープン)
設置場所	原子炉建屋 T. M. S. L. 8500mm (二次格納施設内)	原子炉建屋 T. M. S. L. 18100mm (二次格納施設内)	原子炉建屋 T. M. S. L. 23500mm (二次格納施設内)		
操作 場所	通常時	中央制御室			
	電源 喪失時	原子炉建屋 T. M. S. L. 4800mm (原子炉建屋内の原 子炉区域外)	原子炉建屋 T. M. S. L. 18100mm (原子炉建屋内の原 子炉区域外)	原子炉建屋 T. M. S. L. 23500mm (原子炉建屋内の原子炉区域外)	

2.3 設計の意図

格納容器圧力逃がし装置主ラインに設置する隔離弁の駆動方法の採用理由は、「2.1 主ラインの弁構成の考え方」に示すとおり、駆動源喪失時の弁状態維持（フェイルクローズ、フェイルアズイズ）及び遠隔操作の必要があることから、空気作動弁及び電動弁を採用している。これらの弁については、プラント通常運転時に開弁することがないことから、プラント通常運転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、中央制御室の操作スイッチにカバーを取り付けて誤操作防止を図っている。

また、フィルタ装置入口弁は、ベント実施時において、排気の妨げとならないよう常時開（NO）とする。

3. 格納容器圧力逃がし装置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

格納容器圧力逃がし装置には，換気空調系，非常用ガス処理系及び耐圧強化ベント系を接続する。各系統の隔離弁の数と種類等の仕様を表5に，系統概略図を図9に示す。

表5 他系統隔離弁（原子炉格納容器隔離弁）の仕様

系統名	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		4		
番号 (第9図中の 表記)	①	②	③	④	⑤	⑥	⑦
弁番号	T31-F021	U41-F050	T31-F020	T22-F040	T61-F002	T22-F004A, B	T22-F511
型式	バタフライ弁						玉形弁
駆動方法	空気作動	手動	空気作動	手動	空気作動	電気作動	
口径	550A		250A		550A	250A	50A
弁の状態	常時閉 (NC)						常時開 (NO)
フェイル クローズ (FC) 機能	有	無	有	無	有	無 (フェイル アズイズ)	

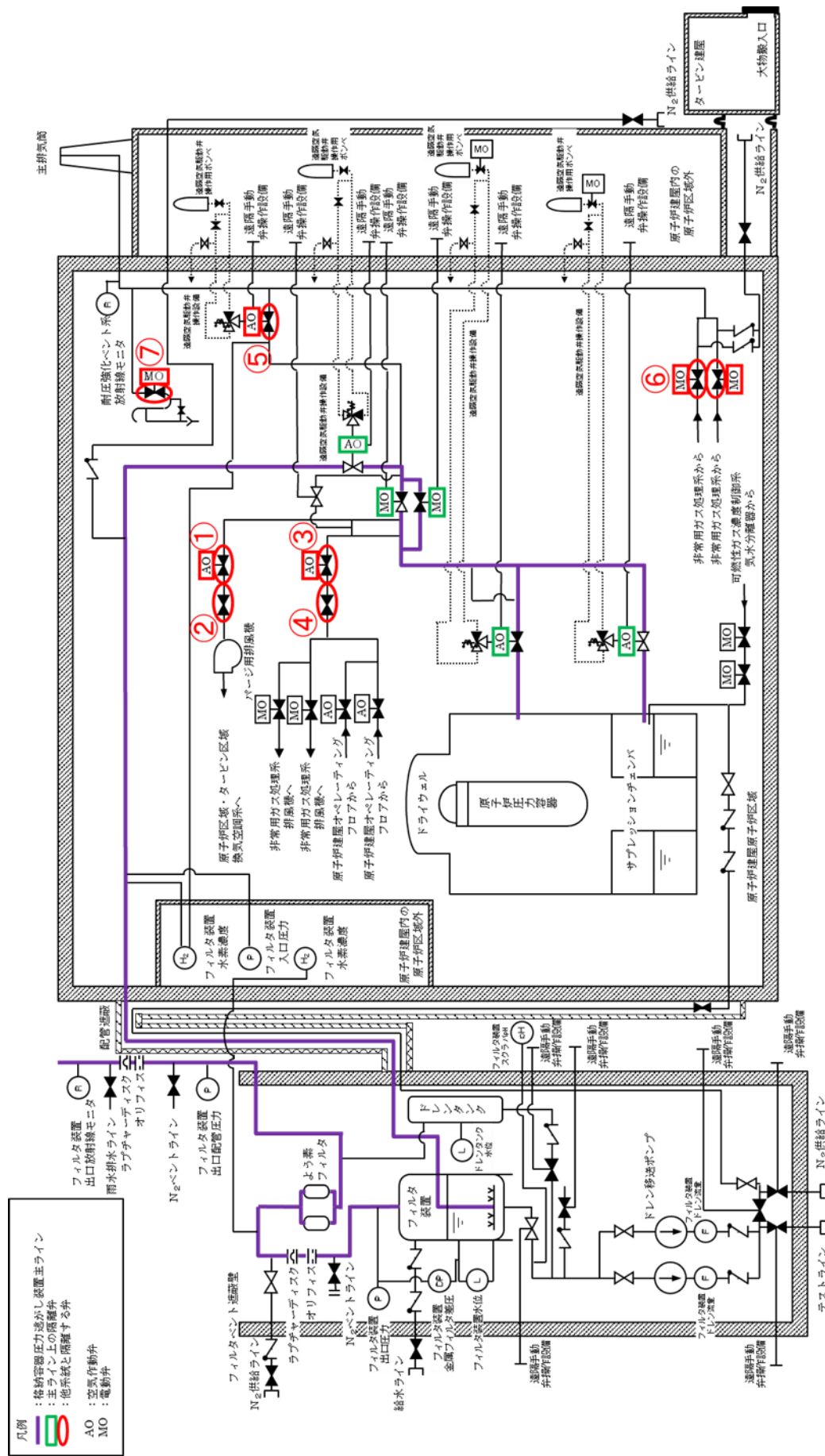


図 9 格納容器圧力逃がし装置に接続する系統概要図

3.2 設計の意図

フィルタ装置入口側配管は、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にフェイルクローズ（FC）が可能な空気作動弁を選定する。また、重大事故等時に開操作又は閉操作する可能性のある隔離弁については、中央制御室からの遠隔操作が容易な電動弁又は空気作動弁を選定する。

なお、格納容器圧力逃がし装置と接続する他系統とは、直列で2弁にて隔離することとしているため、表5及び図9に示すとおり、換気空調系ならびに非常用ガス処理系には、手動弁を新規に設置する。

(1) 換気空調系との隔離

換気空調系との隔離は、図9中①②の2弁より、格納容器圧力逃がし装置主ラインから隔離できる構成となっている。

一次隔離弁は、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、さらに二次隔離弁として手動弁を新設し常時閉（NC）運用することにより、確実な隔離が実施できる。

(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、図9中③④の2弁より、格納容器圧力逃がし装置主ラインから隔離できる構成となっている。

一次隔離弁は、駆動源が喪失した際のフェイルクローズ（FC）機能を有し、さらに二次隔離弁として手動弁を新設し常時閉（NC）運用することにより、確実な隔離が実施できる。

(3) 耐圧強化ベントラインとの隔離

耐圧強化ベントラインとの隔離は、図9中⑤⑥及び⑦の4弁より、格納容器圧力逃がし装置主ラインから隔離できる構成となっている。

一次隔離弁として、駆動源が喪失した際のフェイルクローズ（FC）機能を有する空気作動弁を新設し、二次隔離弁は、重大事故等時に開操作又は閉操作する可能性があるため、中央制御室からの遠隔操作が容易な電動弁を選定する。

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図10に示す。

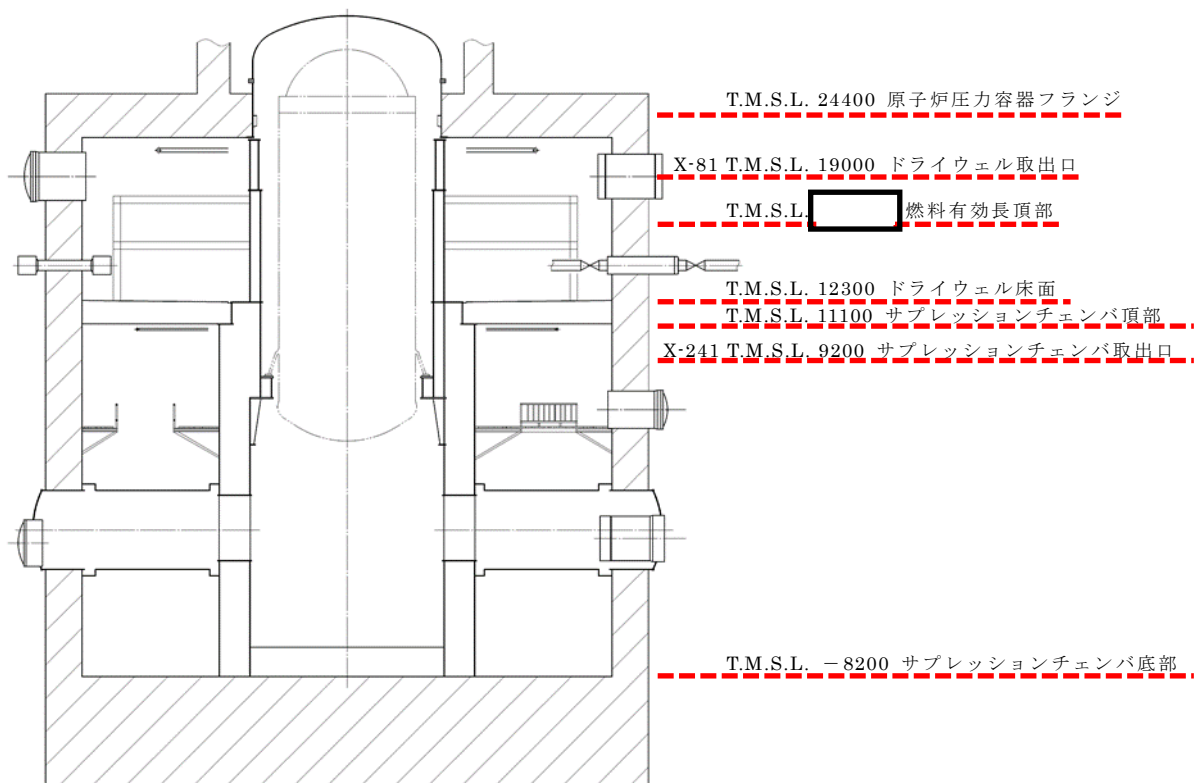


図10 原子炉格納容器からの取り出し高さ

3.4 設計の意図

ドライウエル側の取り出しには、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大口径である既設不活性ガス系の貫通孔（X-81）を選定している。

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大口径である既設不活性ガス系の貫通孔（X-241）を選定している。

(参考)

1. 諸外国の弁構成

格納容器圧力逃がし装置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格納容器圧力逃がし装置の概略系統図を図11に示す。V1とV20はラプチャーディスクである。ベントラインに設置している弁は全て手動弁で構成されている。ドライウエルのラインにはバイパスラインが設置されており、V2, V3 は通常時「開」となっている。また、V21, V23 についても通常時「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、格納容器圧力が既定の値まで上昇し、V1とV20のラプチャーディスクが開放すれば、ドライウエルのバイパスラインよりベントは自動的に開始される。

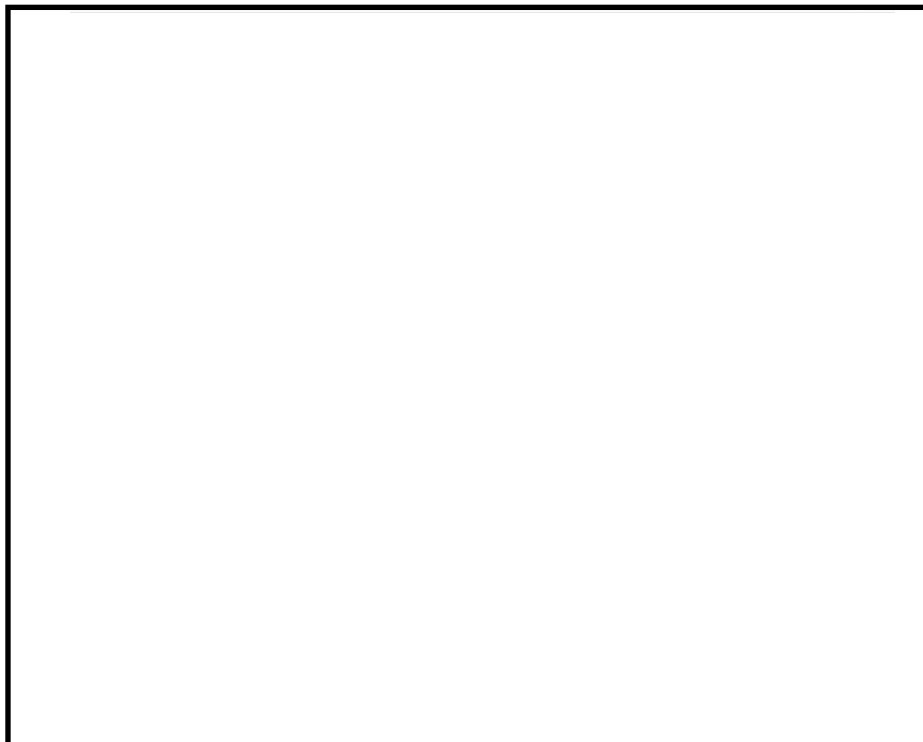


図11 格納容器圧力逃がし装置概略系統図 (フィンランド)

(2) ドイツ

ドイツのBWRプラントに設置されている格納容器圧力逃がし装置の概略系統図を図12に示す。格納容器圧力逃がし装置は、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電動弁が2つ、ユニット間の切替えのための電動弁が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。

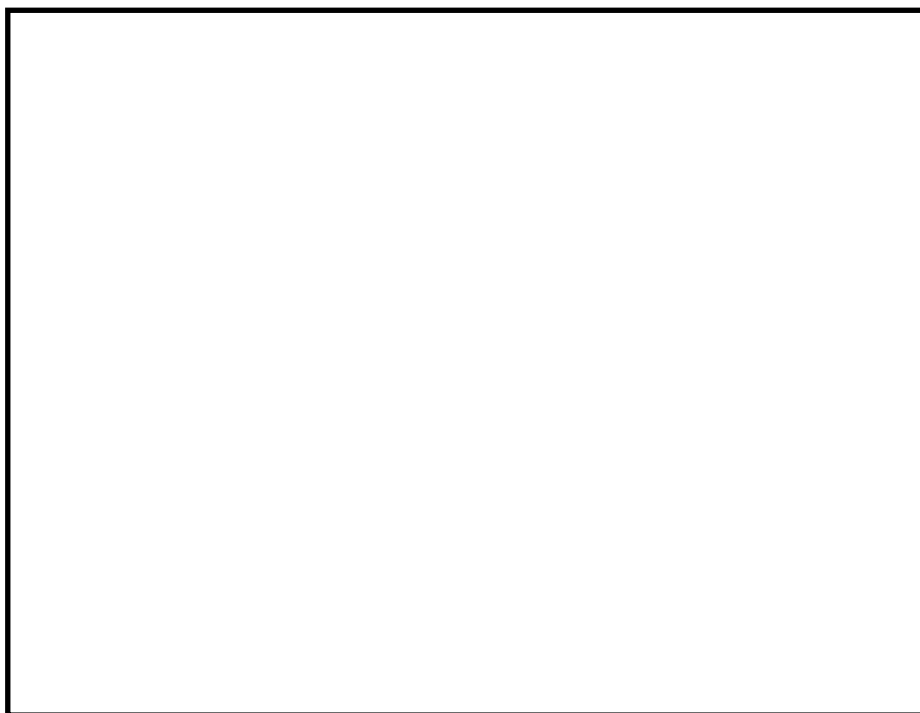


図12 格納容器圧力逃がし装置概略系統図（ドイツ）

(3) スイス

スイスのBWRプラントに設置されている格納容器圧力逃がし装置の概略系統図を図13に示す。ベントラインには電動弁が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ラプチャーディスクが設置されている。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，格納容器圧力が規定の値まで上昇し，ラプチャーディスクが開放すればベントは自動的に開始される。

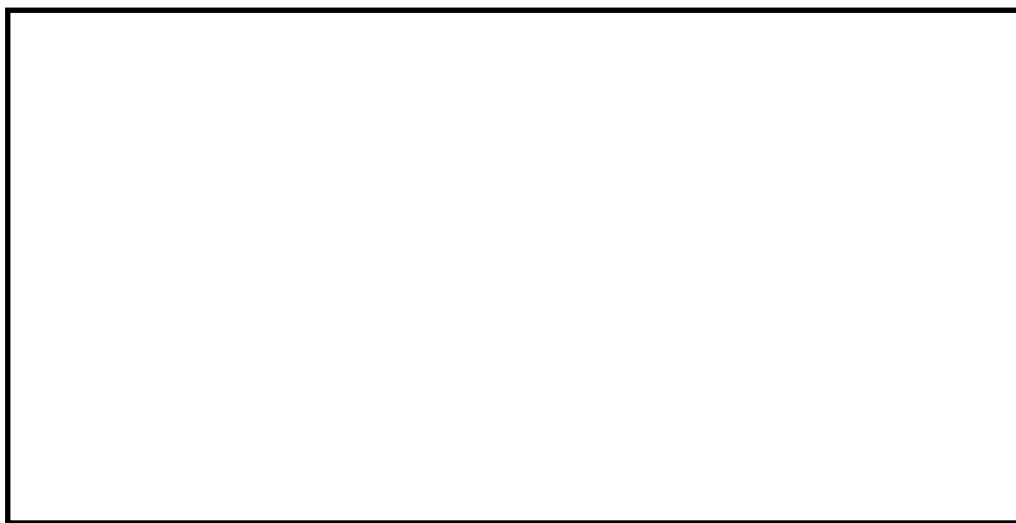


図13 格納容器圧力逃がし装置概略系統図（スイス）

2. 引用文献

- (1) NEA/CSNI/R(2014)7, “OECD/NEA/CSNI Status Report on Filtered Containment Venting”, 02-Jul-2014.

系統内の水素濃度について

1. 系統内の濃度

ベント実施時は、系統内に流れがあり、水素ガス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捉した放射性物質によるスクラバ水の放射線分解により、蒸気とともに水素ガス、酸素ガスが発生する。

発生する水素ガスは水蒸気に比べて十分少なく約0.2vol%と評価され、蒸気発生量に対して一定となる。さらに、フィルタ装置入口側配管に接続された窒素供給配管より窒素ガスを供給することで、系統内の水素濃度は低くなる。

フィルタ装置入口側配管の水素濃度は、窒素供給を実施することで、約 0.4×10^{-3} vol%と評価される。一方、フィルタ装置出口側配管の水素濃度は、上述のとおり窒素供給を考慮せずに約0.2vol%と評価され、窒素供給を考慮することでさらに低減される。

フィルタ装置出口側配管（よう素フィルタ出口側）は放出口まで逆Uシール構造となっている箇所はなく、水素ガスは水蒸気とともに放出口に導かれることから、系統内に水素ガスが蓄積することはない。

一方、フィルタ装置入口側配管及びフィルタ装置出口側配管（よう素フィルタ入口側）については、系統内の蒸気が凝縮してフィルタ装置に戻ると非凝縮性ガスである水素ガス及び酸素ガスの濃度が上昇し、Uシール構造部にて可燃限界に至るおそれがあることから、窒素パージ後において、水素ガスが長期的に系統内に滞留しないことを確認するためにフィルタ装置水素濃度でフィルタ装置入口側配管及びフィルタ装置出口側配管（よう素フィルタ入口側）の水素濃度を監視する。

以上より、柏崎刈羽原子力発電所第7号機の格納容器圧力逃がし装置のフィルタ装置水素濃度は、フィルタ装置入口側配管及びフィルタ装置出口側配管（よう素フィルタ入口側）に設置を計画している。

(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

格納容器圧力逃がし装置の各運転モード（通常待機時，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) 通常待機時

a. 系統状態

通常待機時においては，原子炉格納容器隔離弁が閉止されており，隔離弁からラプチャーディスクの間は窒素ガスにより不活性化されている。

通常待機時の状態を図1に示す。

b. 水素濃度

通常待機時においては，系統内への水素ガス流入はなく，また，系統内における水素ガスの発生はない。

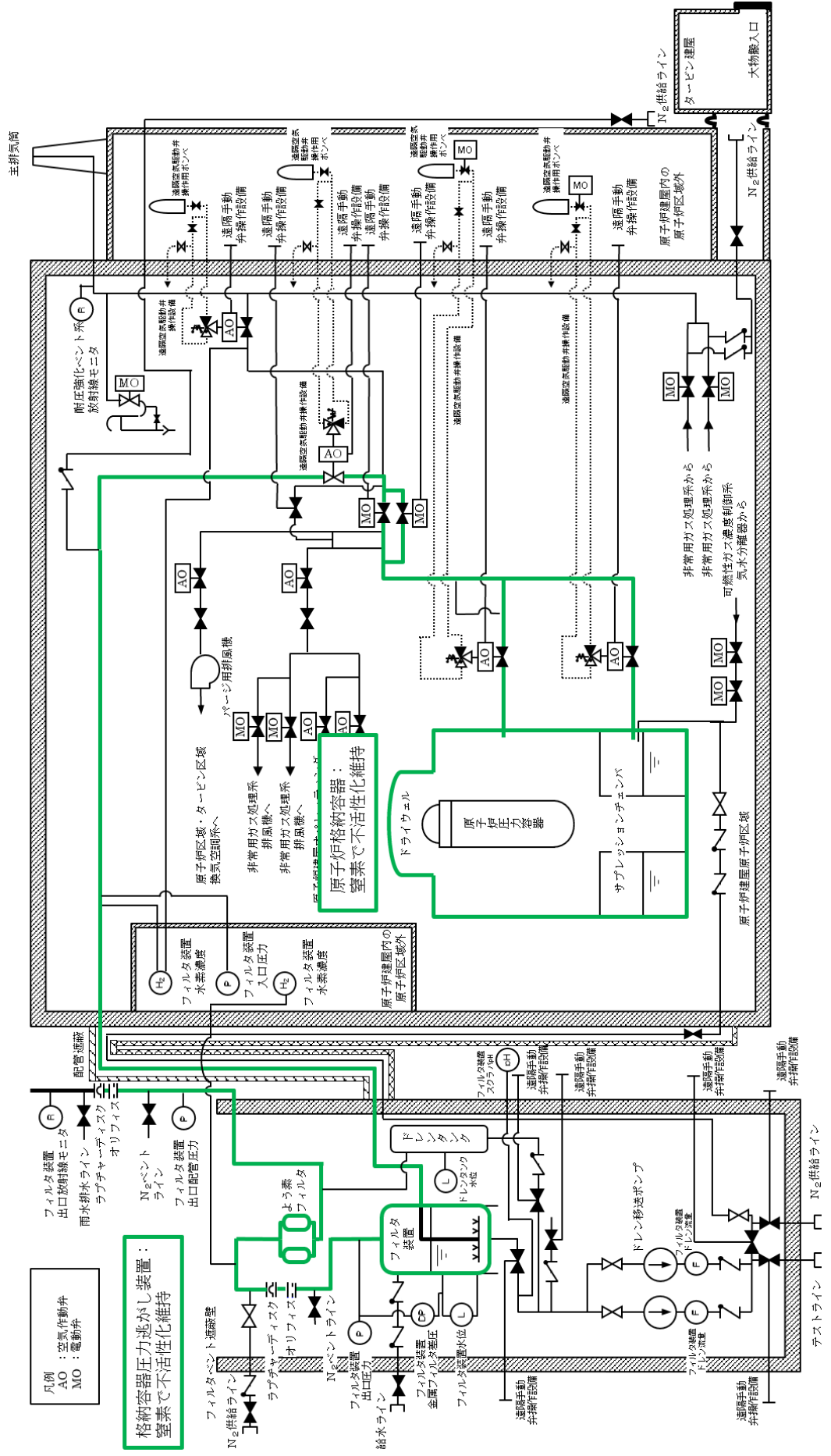


図1 通常待機時の状態概要図

(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ジルコニウム-水反応や水の放射線分解により発生する水素ガスが格納容器圧力逃がし装置系統内に流入するとともに、フィルタ装置にて捕捉した放射性物質によるスクラバ水の放射線分解により、フィルタ装置内において水素ガスが発生する。

この状態においても、系統の初期の不活性化及び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ガスの希釈により、可燃限界には至らない。また、フィルタ装置出口側配管は放出口の間には逆Uシール構造となる箇所があるが、常にガス流れがあること、及びベントガス中のモル組成としては水蒸気が支配的であることから、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図2に示す。

b. 水素濃度（ベント実施時）

格納容器圧力逃がし装置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0.2vol%となる。

$$\begin{aligned} \text{水蒸気発生量} &= Q \times 1000 / (\text{飽和蒸気比エンタルピ} \\ &\quad - \text{飽和水比エンタルピ}) \times 1000 / \text{分子量} \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \\ \text{水素発生量} &= Q \times 10^6 \times G \text{値}^{(\text{分子}/100\text{eV})} / 100 / (1.602 \times 10^{-19})^{(*1)} \\ &\quad / (6.022 \times 10^{23})^{(*2)} \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times \text{放射線吸収割合} \\ \text{水素濃度} &= \text{水素発生量} / (\text{水蒸気発生量} + \text{水素発生量}) \times 100 \end{aligned}$$

Q：崩壊熱(MW)

注記*1：1eV=1.602×10⁻¹⁹ [J]

*2：アボガドロ数 6.022×10²³

以上の式に事故発生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。

- ・格納容器圧力はベント実施時の圧力として200kPa[abs]とする。
- ・原子炉格納容器内の冷却水は沸騰していると想定し水素発生量のG値は0.4とする。
- ・放射線吸収割合は1.0とする。
- ・事故発生7日後を想定するため、崩壊熱は約12MWとする。

$$\begin{aligned} \text{水蒸気発生量} &= 12 \times 1000 / (2706.24 - 251.15^*) \times 1000 / 18 \\ &\quad \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 = 21897.4 \text{Nm}^3/\text{h} \end{aligned}$$

注記*：飽和水比エンタルピは60℃条件とする。

$$\begin{aligned} \text{水素発生量} &= 12 \times 10^6 \times 0.4 / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \\ &\quad \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times 1.0 = 40.12 \text{Nm}^3/\text{h} \end{aligned}$$

$$\text{水素濃度} = 40.12 / (21897.4 + 40.12) \times 100 = \text{約}0.2\text{vol}\%$$

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。

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0.2vol%となる。

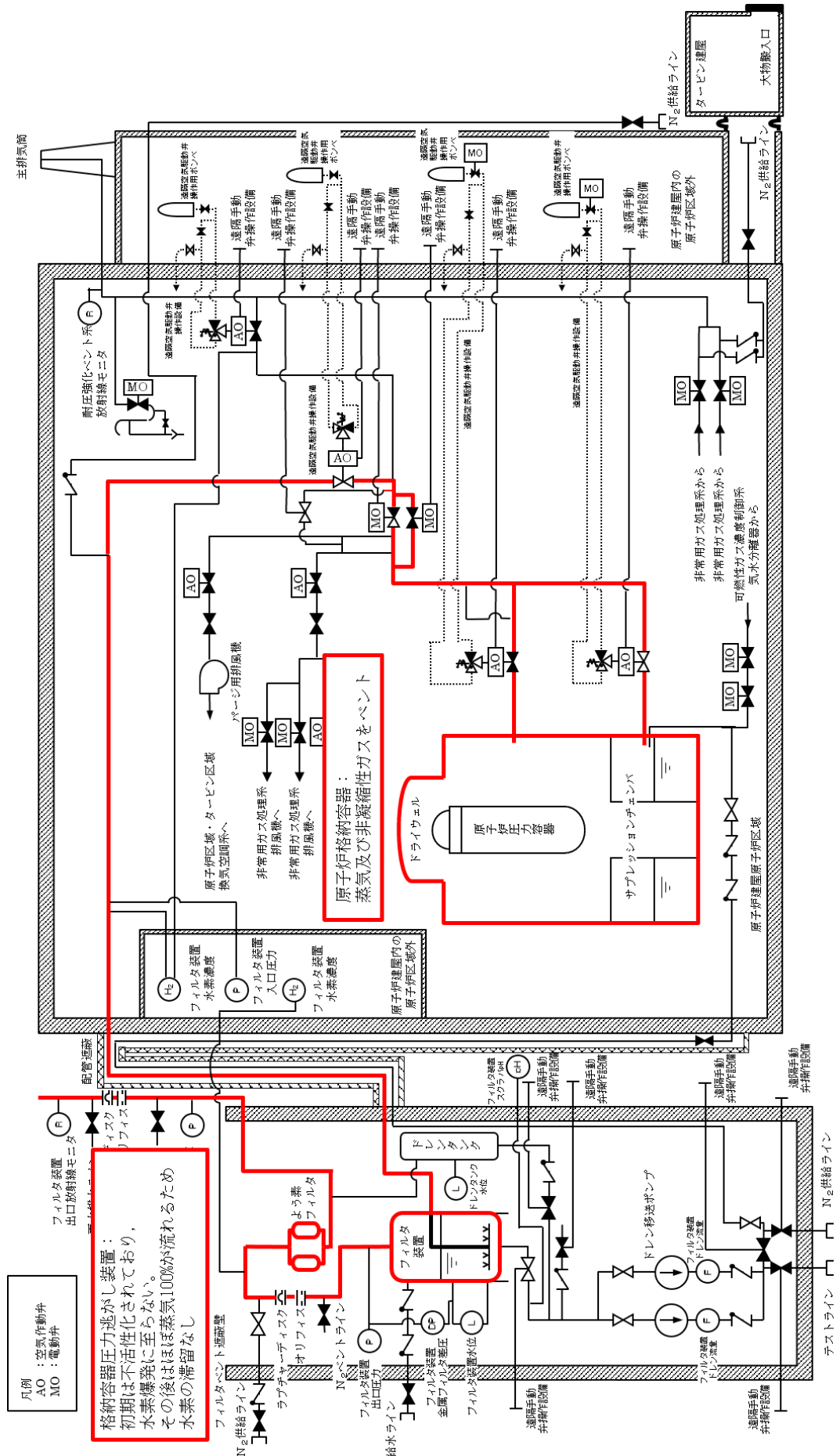
水素濃度の計算条件は以下のとおりとする。

- ・水の放射線分解に寄与する熱量は9.3kWを想定する（フィルタ装置に流入する放射性物質の崩壊熱の想定量）。
- ・スクラバ水は沸騰しているものと想定し水素発生量のG値は0.4とする。
- ・放射線吸収割合は1.0とする。

$$\begin{aligned} \text{水蒸気発生量} &= 0.0093 \times 1000 / (2675.53 - 418.99) \times 1000 / 18 \\ &\quad \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 = 18.46 \text{Nm}^3/\text{h} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{水素発生量} &= 0.0093 \times 10^6 \times 0.4 / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \\ &\quad \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 = 0.03 \text{Nm}^3/\text{h} \end{aligned}$$

$$\text{水素濃度} = 0.03 / (18.46 + 0.03) \times 100 = \text{約}0.2\text{vol}\%$$



凡例
AO : 空気作動弁
MO : 電動弁

格納容器圧力逃がし装置：
初期は不活性化されており、
水素爆発に至らない。
その後はほぼ蒸気100%が流れるため
水素の滞留なし

図2 ベント実施時状態概要図

(3) ベント停止後

a. 系統状態

ベント停止後は、フィルタ装置内における水素ガスの発生を防止するため、スクラバ水を原子炉格納容器へ移送する運用としている。ここでは、その操作を実施しない場合の操作並びに影響について確認する。

ベント停止後、系統内に滞留する水素ガスを希釈、掃気するため、可搬型窒素供給装置により系統内への窒素供給を開始し、窒素供給量約70Nm³/hで3時間の窒素パージを続け、フィルタ装置水素濃度が可燃限界濃度以下であることを確認し窒素パージをいったん完了する。その後は、フィルタ装置水素濃度を測定するとともに、フィルタ装置入口側配管が正圧に維持されていることを確認し、系統内に間欠的に窒素ガスを供給することで、系統内の水素ガスを希釈、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、フィルタ装置入口側配管及びフィルタ装置出口側配管内に水素ガスが滞留することはない、スクラバ水の放射線分解により発生した水素ガスもこの流れにより、大気開放端から掃気される。また、フィルタ装置出口側配管については、スクラバ水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図3に示す。

b. 水素濃度（隔離弁～フィルタ装置）

フィルタ装置入口側配管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 $0.4 \times 10^{-3} \text{vol}\%$ となる。

なお、フィルタ装置入口側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。

$$\begin{aligned} \text{フィルタ装置内水素発生量} &= Q \times 10^6 \times G \text{値 (分子/100eV)} / 100 \\ &\quad / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \\ \text{入口配管内への水素流量} &= \text{フィルタ装置内水素発生量} \\ &\quad \times \text{ガス入口配管断面積} / \text{フィルタ装置断面積} \\ \text{水素濃度} &= \text{入口配管への水素流入量} \\ &\quad / (\text{入口配管への水素流入量} + \text{窒素供給量}) \times 100 \end{aligned}$$

水素濃度の計算条件は以下のとおりとする。

- ・スクラバ水は沸騰しているものと想定し、水素発生量のG値は0.4とする。
- ・水の放射線分解に寄与する熱量は9.3kWを想定する（フィルタ装置に流入する放射性物質の崩壊熱の想定量）。
- ・放射線吸収割合は1.0とする。
- ・窒素供給量は70Nm³/h、不純物濃度は1%未満のため無視する。

$$\text{フィルタ装置内水素発生量} = 0.0093 \times 10^6 \times 0.4 / 100 / (1.602 \times 10^{-19})$$

$$\begin{aligned} & \div (6.022 \times 10^{23}) \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \\ & = 0.03 \text{Nm}^3/\text{h} \end{aligned}$$

入口配管内への水素流量 = $0.03 \times 0.114 / 12.5 = 0.3 \times 10^{-3} \text{Nm}^3/\text{h}$

水素濃度 = $0.3 \times 10^{-3} / (0.3 \times 10^{-3} + 70) \times 100 = \text{約} 0.4 \times 10^{-3} \text{vol}\%$

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0.2vol%以下となる。

なお、ベント停止後のフィルタ装置出口側配管の水素濃度は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解放しているため、フィルタ装置圧力は大気圧であると想定する。
- ・スクラバ水は沸騰しているものと想定し、水素発生量のG値は0.4とする。
- ・崩壊熱はQとする。
- ・窒素供給は考慮しない。

$$\begin{aligned} \text{水蒸気発生量} &= Q \times 1000 / (2675.53 - 418.99) \times 1000 / 18 \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \\ &= 1985.3 \times Q \text{ Nm}^3/\text{h} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{水素発生量} &= Q \times 10^6 \times 0.4 / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \\ &\quad \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 = 3.344 \times Q \text{ Nm}^3/\text{h} \end{aligned}$$

$$\text{水素濃度} = 3.344 \times Q / (1985.3 + 3.344) \times Q \times 100 = \text{約} 0.2 \text{vol}\%$$

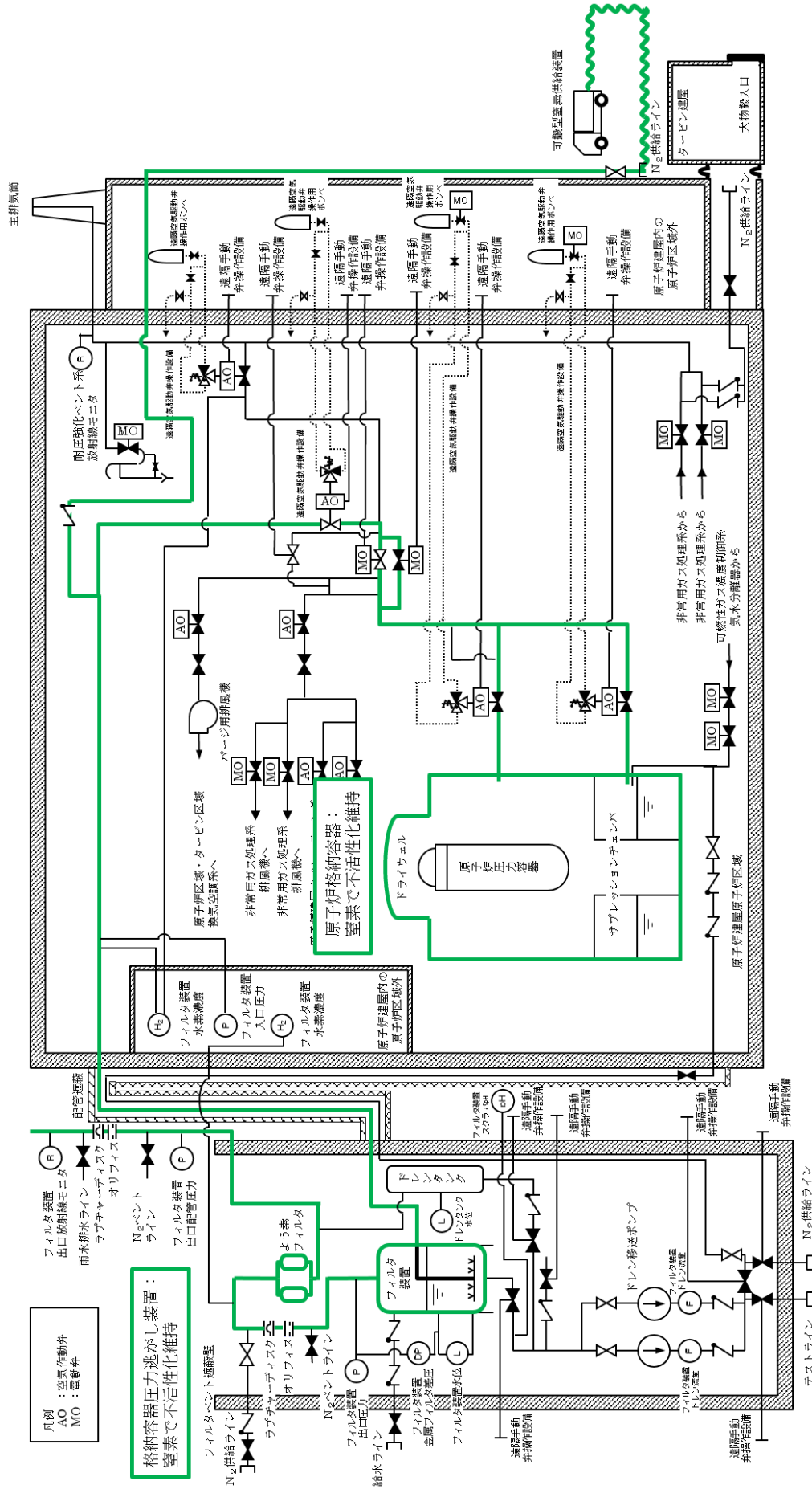


図3 ベント停止後状態概要図

(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。

G値は重大事故等時の環境下では上記の値よりも低いという実験結果が得られている。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/100 eV)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。

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考えらる。

2. 格納容器圧力逃がし装置系統の不活性化について

格納容器圧力逃がし装置系統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図4に示す。

フィルタ装置入口弁を閉とした状態で、フィルタ装置入口弁の下流から可搬型窒素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パージラインから排出を継続することで窒素置換を実施する。同様によろ素フィルタ及び出口配管も窒素置換する。また、フィルタ装置配管は、管理区域内を通るものの管理区域内に配管開口部はないため、パージラインの排気先については、屋外とする。

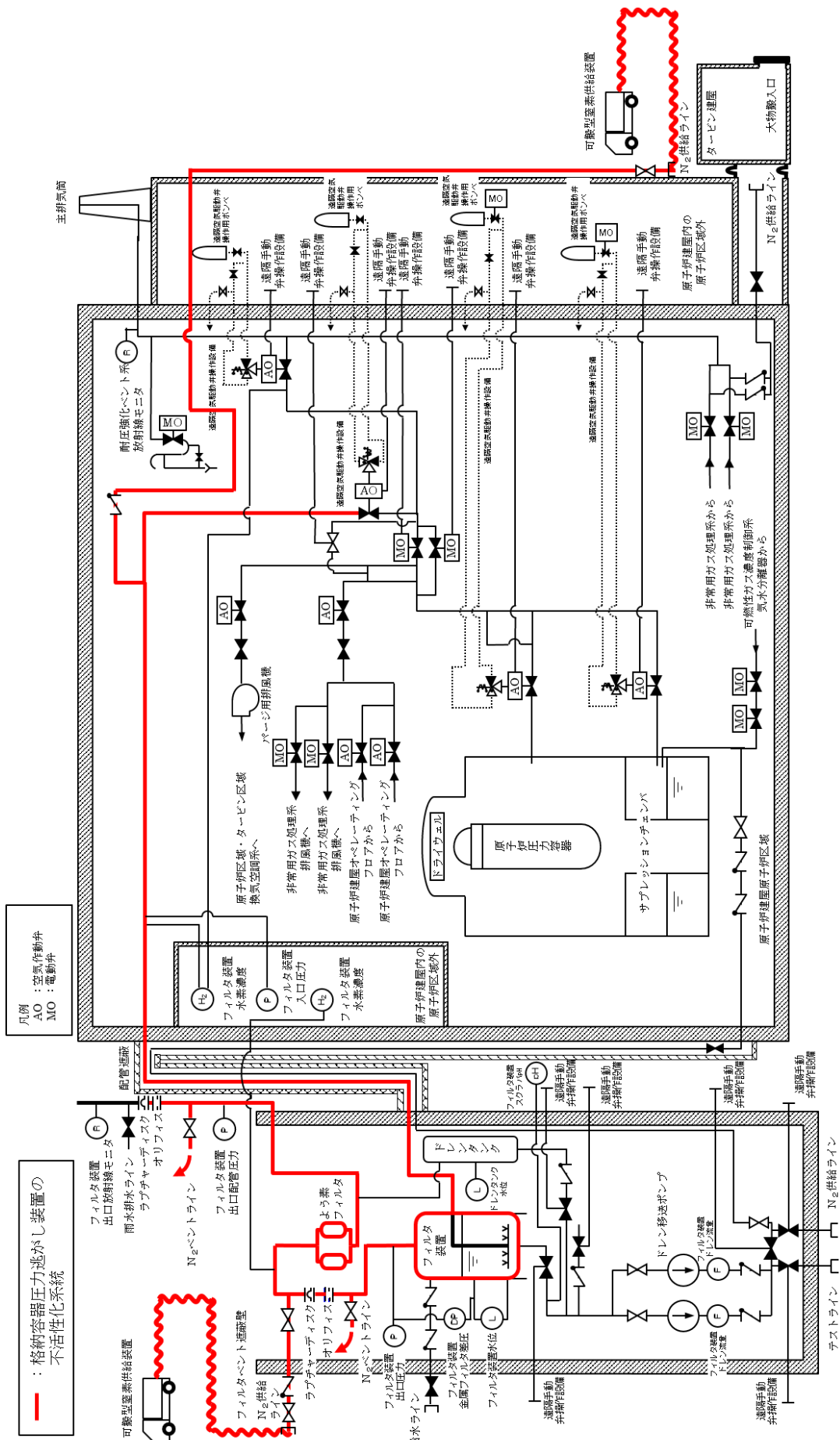


図4 格納容器圧力逃がし装置の不活性化システム

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、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。

事故シーケンス(大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失)において、事象発生後120分から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。

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。実験結果を図5に示す。10vol%の空気希釈ヘリウムガスの供給を停止すると、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図6に示す。図6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密度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ガスについては、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。

- ・軽密度気体(試験では水素ガスをヘリウムで模擬)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。
- ・上部区画へ軽密度気体を放出して濃度の偏りを生じさせたケースでも、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。

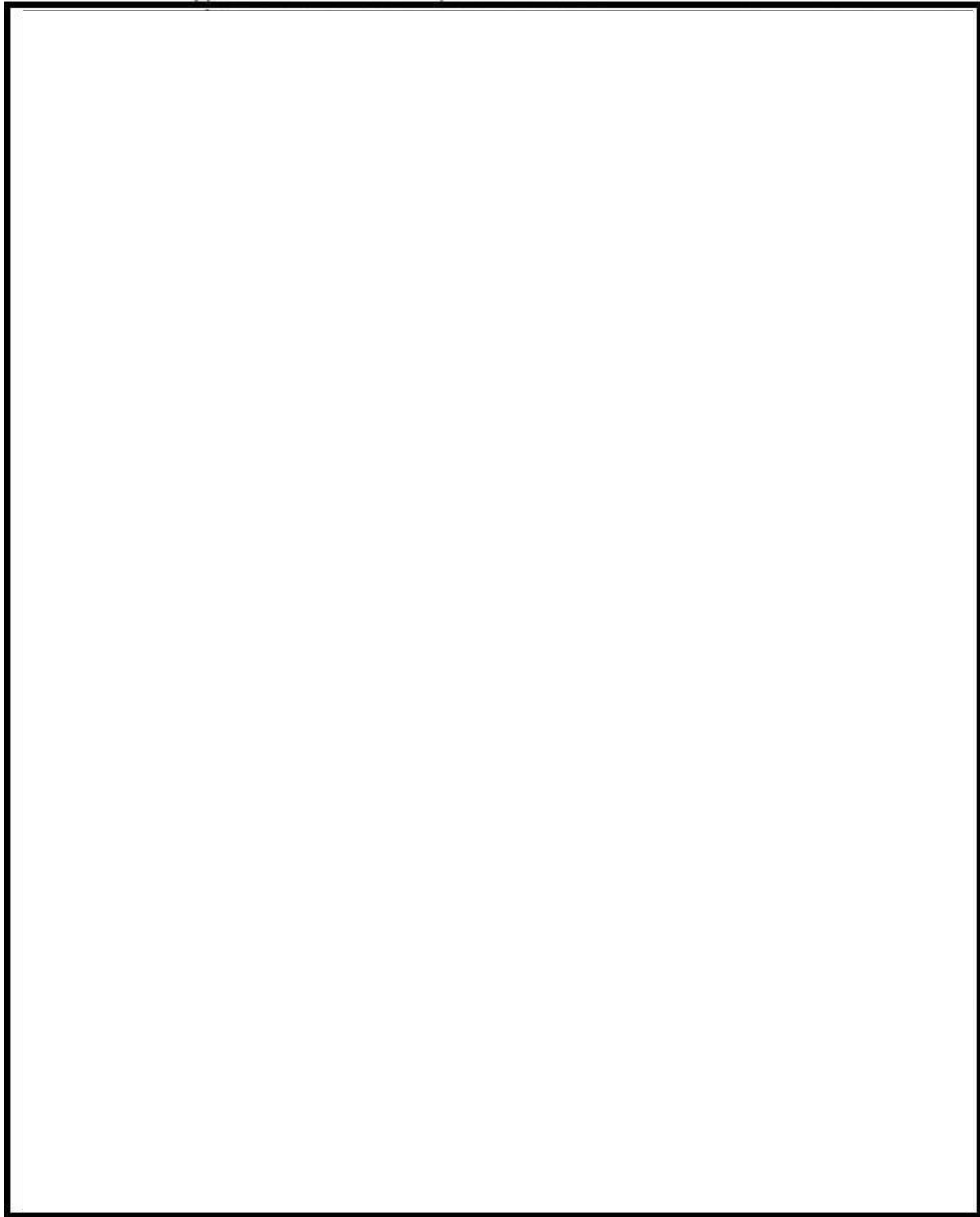


図5 格納容器スプレイ実施時のガス濃度変化

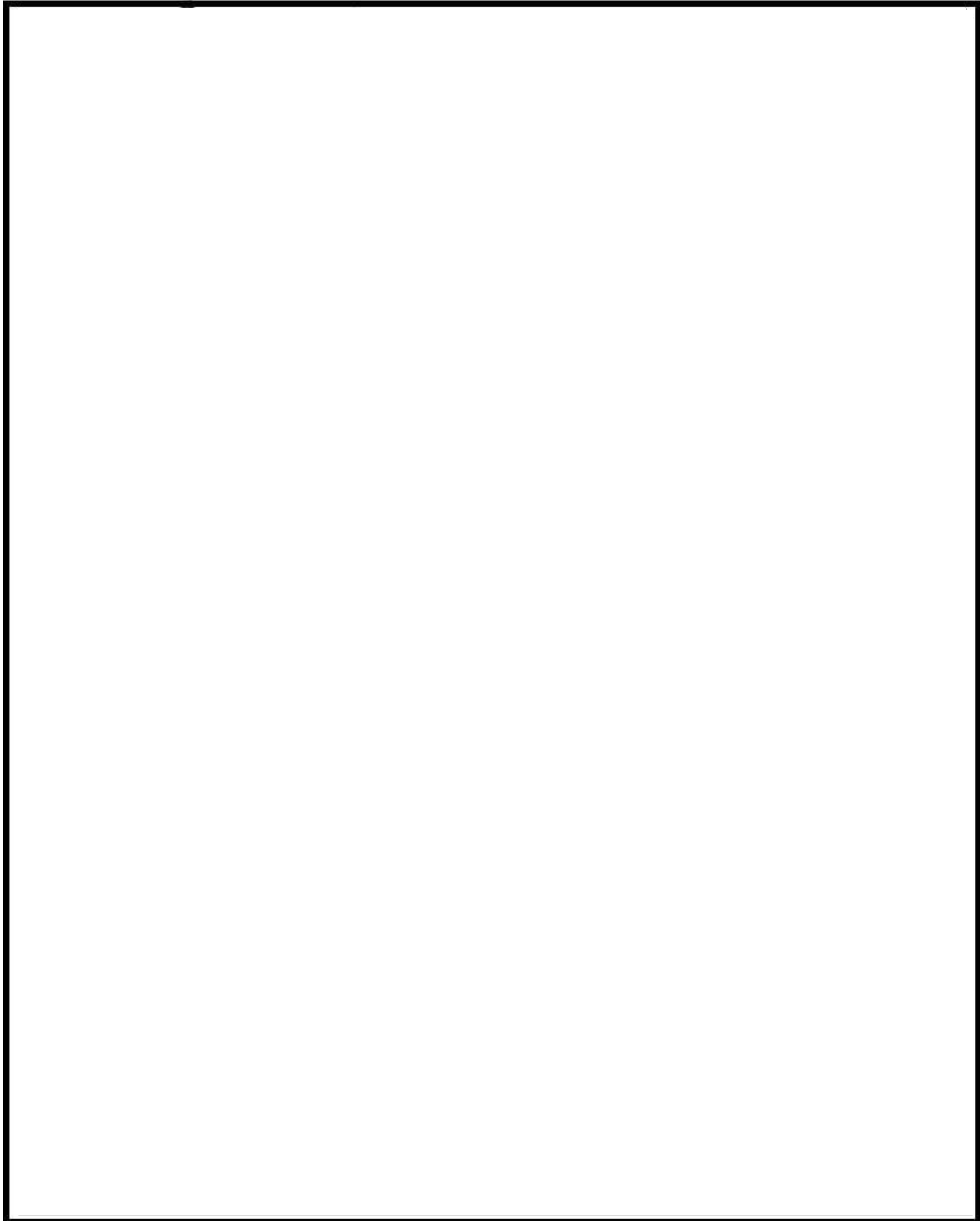


図6 原子炉格納容器内雰囲気と壁面の温度差によるガス濃度変化結果

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）

格納容器圧力逃がし装置使用後の保管管理

格納容器圧力逃がし装置使用後には、フィルタ装置並びによろ素フィルタには多量の放射性物質が捕捉される。そのため、格納容器圧力逃がし装置使用後には、フィルタ装置並びによろ素フィルタに捕捉された放射性物質が環境に放出することがないように、適切に保管する必要がある。格納容器圧力逃がし装置使用後のフィルタ装置並びによろ素フィルタの保管方針を以下に示す。

【フィルタ装置】

格納容器圧力逃がし装置使用後は、フィルタ装置内のスクラバ水を原子炉格納容器へ移送し、スクラバ水に捕捉された放射性物質が環境へ放出しないよう気中保管する。

なお、フィルタ装置に放射性物質を含んだスクラバ水が保管されていたとしても、水スクラバから環境への放射性物質の再浮遊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、スクラバ水を原子炉格納容器へ移送する。

また、金属フィルタに捕捉した放射性物質は、フィルタ装置使用後にベントガス流れが無い状態においても、崩壊熱に伴う金属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。

【よろ素フィルタ】

よろ素フィルタについても、気中保管とする。

よろ素フィルタで捕捉したよろ素は、高温状態で水素を通気した場合によろ素の再揮発が起こるが、スクラバ水を原子炉格納容器へ移送することで、よろ素フィルタに水素ガスが流入しないようにし、よろ素フィルタからのよろ素の再揮発を防止する。

なお、格納容器圧力逃がし装置使用後には、フィルタ装置出口側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、フィルタ装置並びによろ素フィルタからの放射性物質の放出がないことを確認する。

計測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. 計測設備の個数の考え方について

格納容器圧力逃がし装置の計測設備は，ベント実施時において計測設備の機能喪失が格納容器圧力逃がし装置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している。

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

フィルタ装置出口放射線モニタ

フィルタ装置金属フィルタ差圧

2. 計測不能となった場合の推定方法について

格納容器圧力逃がし装置の計測設備は，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表1に，計測設備概略構成図を図1に示す。

3. 計測設備の監視場所の考え方について

格納容器圧力逃がし装置の計測設備は，中央制御室において集中監視を行う設計としている。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5号機原子炉建屋内緊急時対策所（対策本部・高気密室）においても監視可能とする。

表 1 格納容器圧力逃がし装置計測設備の代替パラメータによる推定方法 (1/2)

パラメータ	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	2	中央制御室, 5号機原子炉 建屋内緊急時 対策所 (対策 本部・高気密 室)	0~6000mm	フィルタ装置の除去性能に 影響するパラメータの確認	① フィルタ装置水位	① フィルタ装置水位の1チャンネルが故障 した場合は、他チャンネルのフィルタ装 置水位により計測する。
② フィルタ装置入口 圧力	1	中央制御室, 5号機原子炉 建屋内緊急時 対策所 (対策 本部・高気密 室)	0~1.0MPa	原子炉格納容器雰囲気ガス がフィルタ装置へ導かれて いることの確認	① 格納容器内圧力 (D/W) ① 格納容器内圧力 (S/C)	① フィルタ装置入口圧力の監視が不可能と なった場合は、格納容器内圧力 (D/W) 又 は格納容器内圧力 (S/C) の傾向監視によ り格納容器圧力逃がし装置の健全性を推 定する。
③ フィルタ装置出口 圧力	1*1	現場	0~0.5MPa	フィルタ装置配管内の不活 性状態の確認	—*2	—*2
④ フィルタ装置出口 配管圧力	1*1	現場	-0.1~0.2MPa	フィルタ装置配管内の不活 性状態の確認	—*2	—*2
⑤ フィルタ装置出口 放射線モニタ	2	中央制御室, 5号機原子炉 建屋内緊急時 対策所 (対策 本部・高気密 室)	10^{-2} ~ 10^5 mSv/h	放出されるガスの放射線量 の確認	① フィルタ装置出口放射 線モニタ	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 のフィルタ装置出口放射線モニタにより 計測する。
⑥ フィルタ装置水素 濃度	2	中央制御室, 5号機原子炉 建屋内緊急時 対策所 (対策 本部・高気密 室)	0~100vol%	フィルタ装置配管内の不活 性状態の確認	① フィルタ装置水素濃度 ② 格納容器内水素濃度 (SA)	① フィルタ装置水素濃度の1チャンネルが 故障した場合は、他チャンネルのフィル タ装置水素濃度により計測する。 ② フィルタ装置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 ガスが格納容器圧力逃がし装置の配管内 を通過することから、格納容器内水素濃 度 (SA) により推定する。 推定は、パラメータの他チャンネルを優 先する。
	2*1	現場			—*2	—*2

表 1 格納容器圧力逃がし装置計測設備の代替パラメータによる推定方法 (2/2)

パラメータ	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
⑦ フィルタ装置ドレン流量	2*1	現場	0～30m ³ /h	フィルタ装置排水量及びドレンタンク排水量の確認	—*2	—*2
⑧ フィルタ装置スクラバ水 pH	1	中央制御室, 5号機原子炉 建屋内緊急時 対策所 (対策 本部・高気密 室), 現場	pH0～14	フィルタ装置スクラバ水の 水質管理	① フィルタ装置水位	① フィルタ装置スクラバ水 pHの監視が不可となった場合は、フィルタ装置水位によりベントガスに含まれる水蒸気の凝縮によるスクラバ水の希釈状況により推定する。
⑨ フィルタ装置金属フィルタ差圧	2	中央制御室, 5号機原子炉 建屋内緊急時 対策所 (対策 本部・高気密 室)	0～50kPa	金属フィルタの閉塞	① フィルタ装置金属フィルタ差圧	① フィルタ装置金属フィルタ差圧の1チャンネルが故障した場合は、他チャンネルのフィルタ装置金属差圧により計測する。
⑩ ドレンタンク水位	4*3	中央制御室, 現場	タンク 底部～510mm タンク 底部～1586mm タンク 底部～3061mm タンク 底部～4036mm	ドレンタンク内の水位の把握	—*4	—*4

注記*1：自主対策設備。

*2：自主対策設備のため代替パラメータによる推定は除く。

*3：補助パラメータ。

*4：補助パラメータのため代替パラメータによる推定は除く。

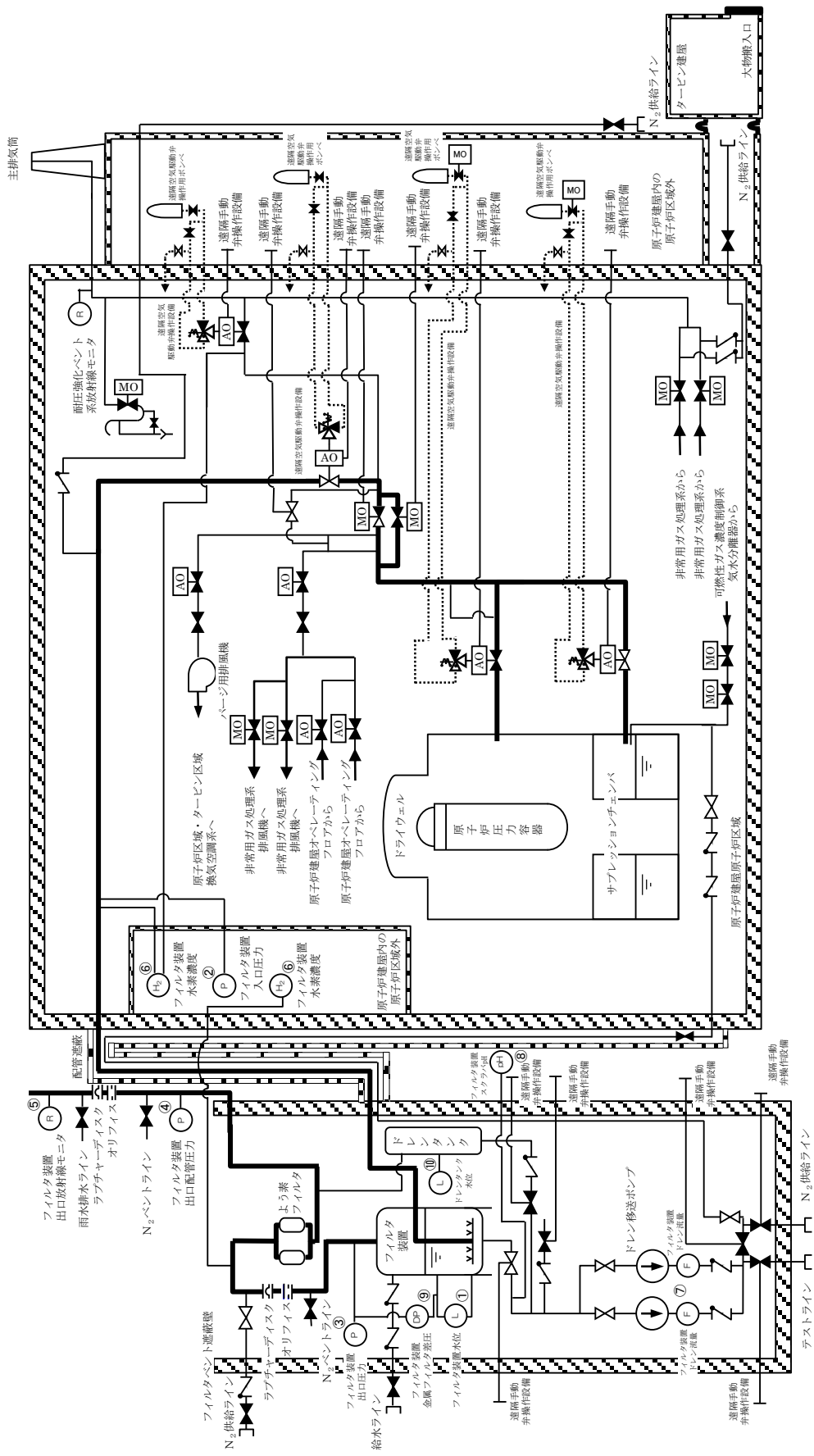


図 1 格納容器圧力逃がし装置 計測設備概略構成図

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. DFへの影響

フィルタ装置は、水スクラバと金属フィルタを組み合わせるエアロゾルを捕集するが、このうち水スクラバは、主に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、エアロゾルの密度変化が、DFへ影響を及ぼすことが考えられる（密度が大きい程、DFは大きくなる）。そのため、エアロゾルのDFの評価には、保守的に、想定されるエアロゾル密度のうち小さいものを用いている。

ここでは、感度評価として、エアロゾル密度が大きい場合のDFを評価することで、エアロゾル密度がDFに与える影響を示すこととする。

2. DFの比較

(1) エアロゾル密度とDFの関係

水スクラバでは、慣性衝突、重力沈降、ブラウン運動、熱泳動の各メカニズムにより、エアロゾルを水中に捕捉する。

これらの捕捉メカニズムを考察するため、試験装置にて、金属フィルタを取り外し、水スクラバだけのDFを計測する試験を実施した。その上で、計測したDFをストークス数で整理すると、図1の通りとなった。この図から判るように、ストークス数の増加とともにDFは増加する。また、流量条件が異なっても、ストークス数で整理するとDFはほぼ同様の傾向を示す。このことから、水スクラバのDF増加要因として、慣性衝突の影響が支配的であることがわかる。

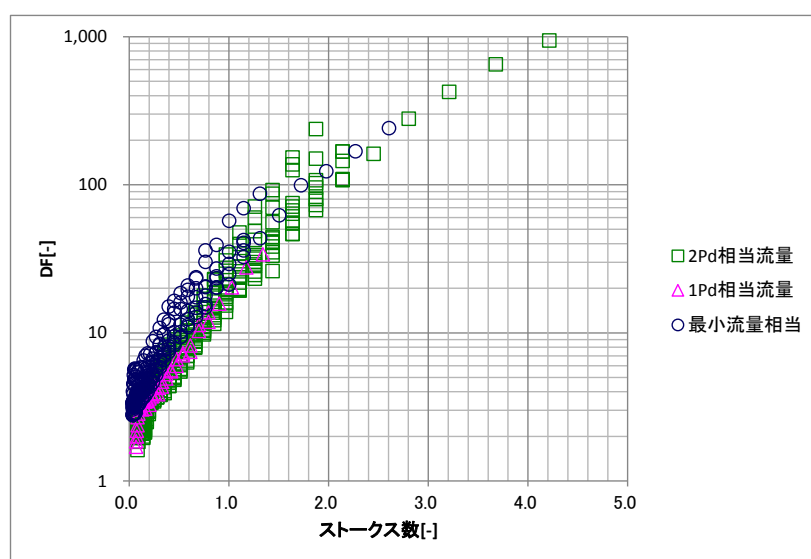


図1 水スクラバ単体DFとストークス数

なお、ストークス数とは、気体中の粒子の慣性力の大きさを表す値であり、以下の式により表される。ストークス数が大きい程、粒子に作用する慣性力は大きく、慣性衝突による捕捉効果が大きくなると考えられる。

$$St = D_p^2(\rho_p + \rho/2)C_c u_0 / (9\eta D_f) \quad (1)$$

ここで、 D_p は粒径、 ρ_p は粒子密度、 ρ はガス密度、 C_c はスリップ補正係数、 u_0 はガスの流速、 η はガス粘度、 D_f は流体中の代表直径である。また、スリップ補正係数 (C_c) は以下の式により表される。

$$C_c = 1 + Kn \left\{ 1.257 + 0.4 \exp\left(-\frac{1.1}{Kn}\right) \right\} \quad (2)$$

$$Kn = 2\lambda_g / D_p \quad (3)$$

$$\lambda_g = \eta / (0.499P \sqrt{8M/\pi RT}) \quad (4)$$

となる。なお、 T はガス温度、 P はガス圧力、 M はガス分子量、 R は気体定数である。

(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。MAAPにおける核種グループについて、MAAP解析結果をNUREG-1465の知見を用いて補正した割合を用いてエアロゾル密度を計算すると表1のとおり約 g/cm³となる。なお、フィルタ装置のオーバーオールDFの評価には、保守的に密度が最も小さいCsOHの密度を用いている。

表1 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	0.3	0.01	0.61
CsOH		0.05	0.2	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 : 約4.5g/cm ³ (引用文献(2)) | SrO : 約5.1g/cm ³ (引用文献(2)) |
| CsOH : 約3.7g/cm ³ (引用文献(4)) | MoO ₂ : 約6.4g/cm ³ (引用文献(2)) |
| TeO ₂ : 約5.7g/cm ³ (引用文献(3)) | CeO ₂ : 約7.3g/cm ³ (引用文献(2)) |
| Sb : 約6.7g/cm ³ (引用文献(2)) | La ₂ O ₃ : 約6.2g/cm ³ (引用文献(2)) |
| BaO : 約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、フィルタ装置のDFへ与える影響を評価するため、エアロゾル密度を 7.3g/cm^3 とした場合のDFを評価し、フィルタ装置のオーバーオールDFの評価に使用しているエアロゾル密度（CsOH密度： 3.7g/cm^3 ）とした場合のDFと比較した。

事故シーケンスは、大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失とする。エアロゾル密度が 3.7g/cm^3 ならびに 7.3g/cm^3 のW/Wベントのフィルタ装置に流入するエアロゾル粒径分布を図2、図3に、D/Wベントのフィルタ装置に流入するエアロゾル粒径分布を図4、図5にそれぞれ示す。

なお、エアロゾルの粒径については、空気動力学径で整理した。空気動力学径とは、様々な密度の粒子に対して、密度 1g/cm^3 の粒子に規格化したときの粒径を表すものである。空気動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す。

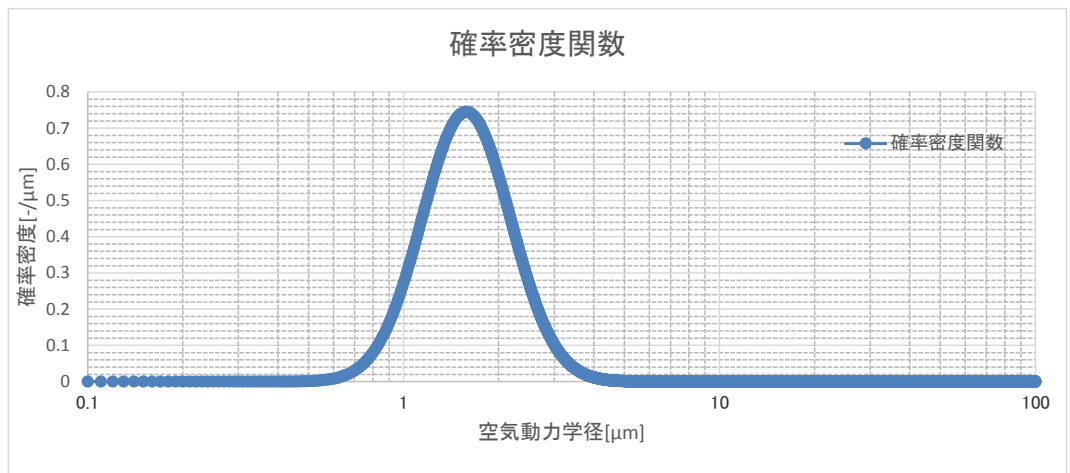


図2 エアロゾル粒径分布（W/Wベント，密度 3.7g/cm^3 ）

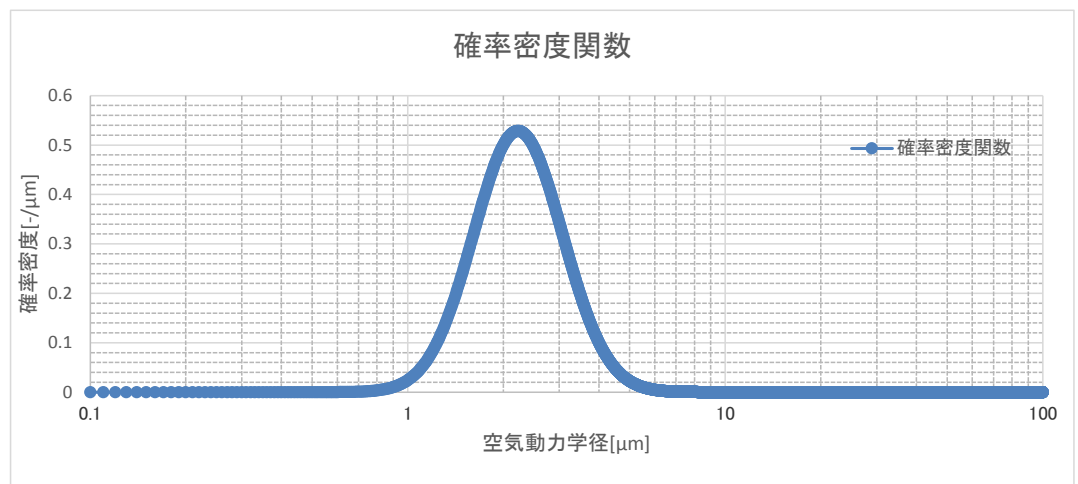


図3 エアロゾル粒径分布（W/Wベント，密度 7.3g/cm^3 ）

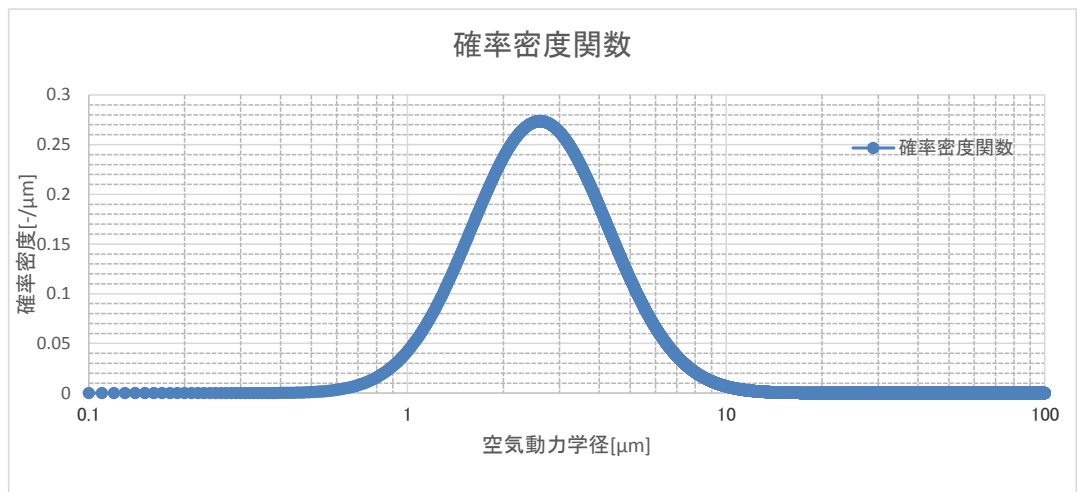


図4 エアロゾル粒径分布（D/Wベント，密度3.7g/cm³）

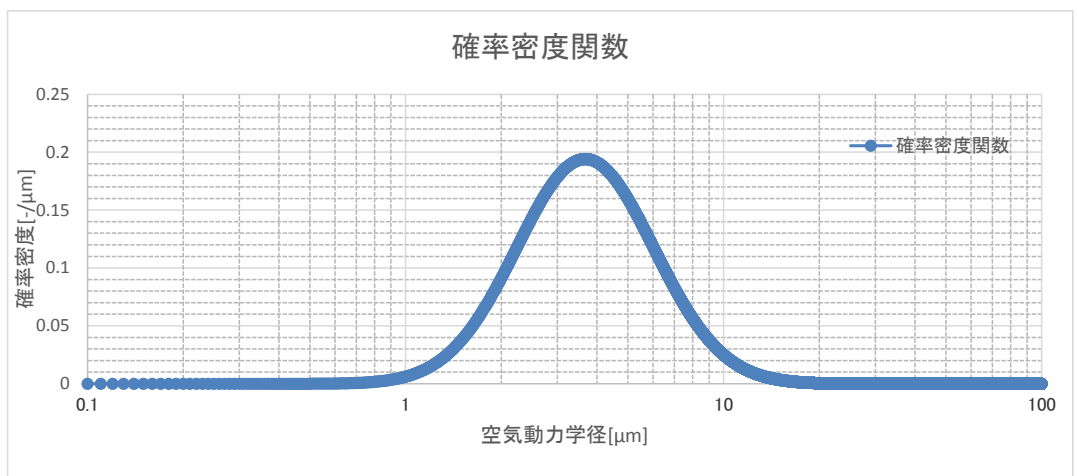


図5 エアロゾル粒径分布（D/Wベント，密度7.3g/cm³）

一方、フィルタ装置のエアロゾル除去性能試験より得られた、エアロゾル粒子の空気動力学径に対するDFは、図6～図11に示すとおりである。図6，図7は2Pd相当流量，図8，図9は1Pd相当流量，図10，図11は最小流量相当のものである。なお，それぞれの流量に対して，性能を示すグラフが2つつあるが，一方はDFの下限值で包絡し，DFが計測できない大粒径のDFは保守的に存在する最大粒径として性能線を作成したものであり，もう一方はDFの下限値のデータを用いてDFデータをフィッティングするカーブを作成し，それをDF性能線としたものである。後者が，より現実的な性能を表すものとなる。

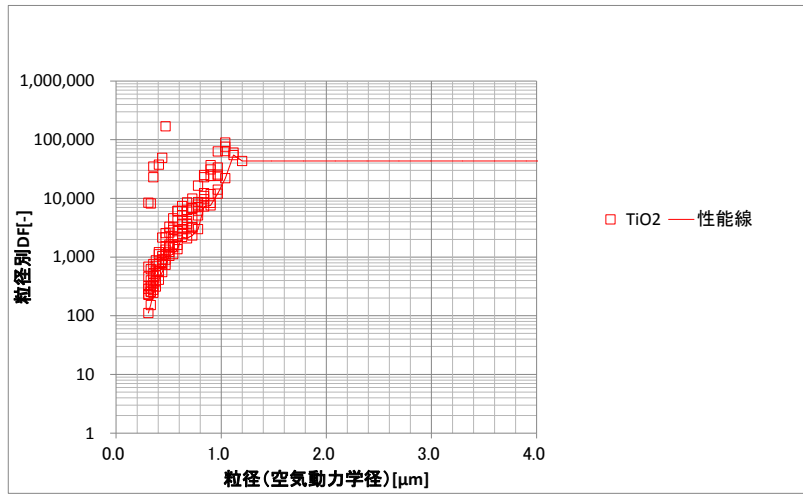


図6 DF性能線（2Pd相当流量，下限包絡線）

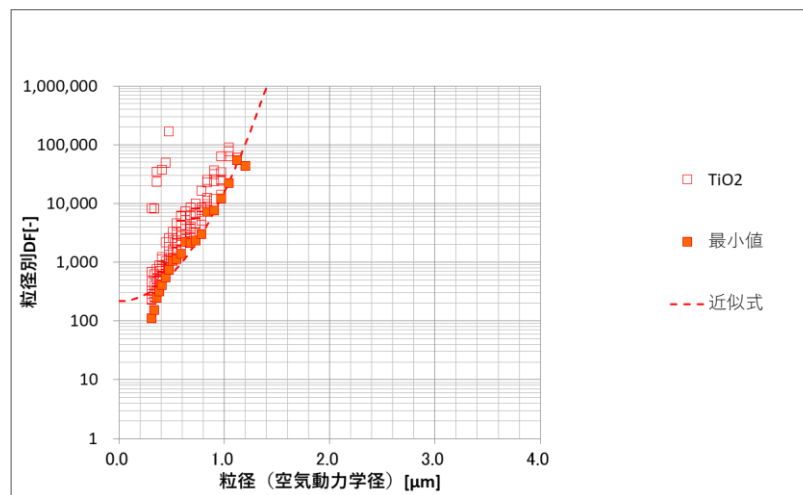


図7 DF性能線（2Pd相当流量，フィッティング線）

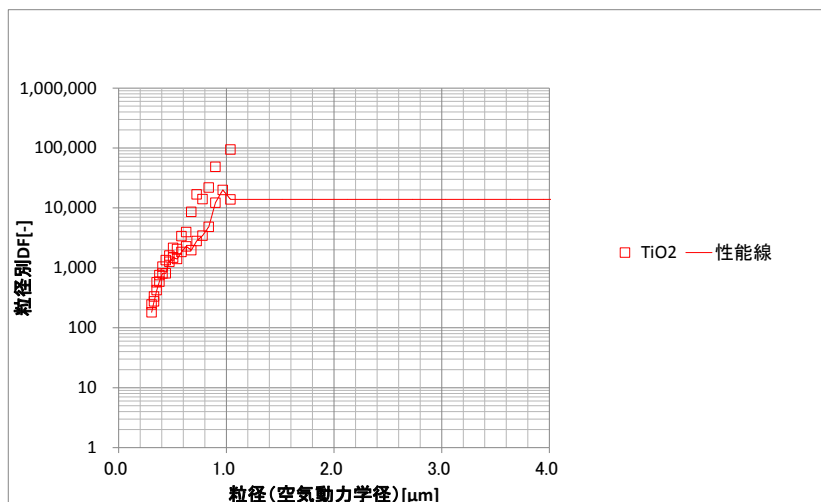


図8 DF性能線（1Pd相当流量，下限包絡線）

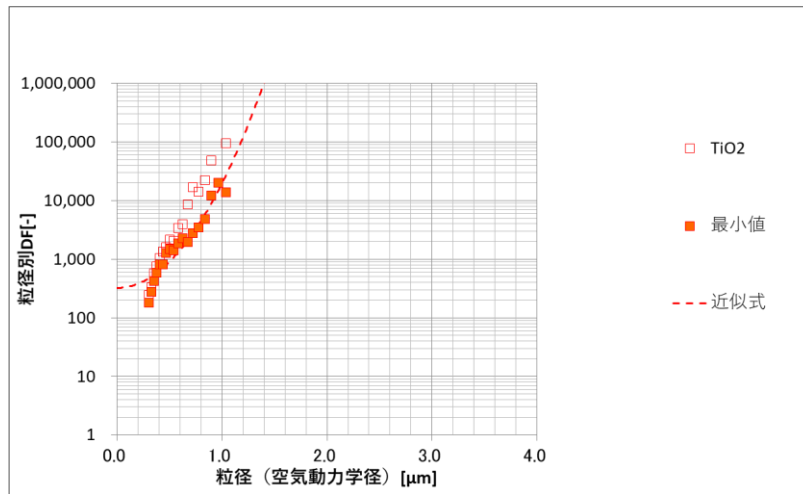


図9 DF性能線 (1Pd相当流量, フィッティング線)

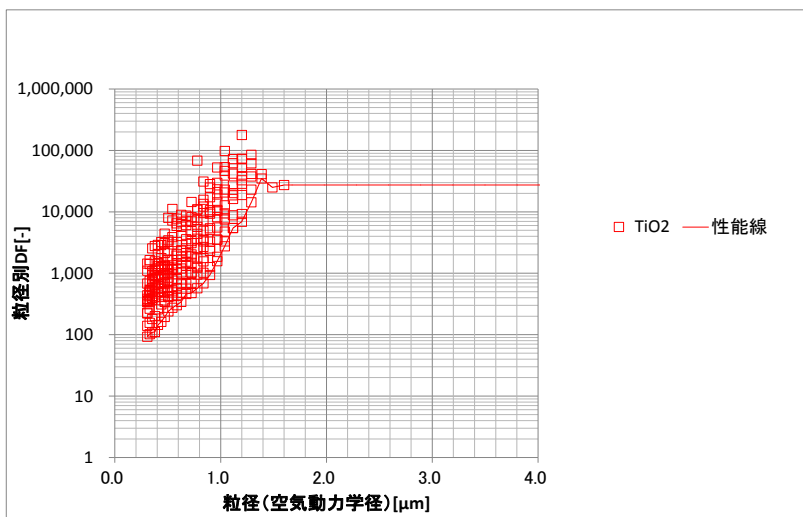


図10 DF性能線 (最小流量相当, 下限包絡線)

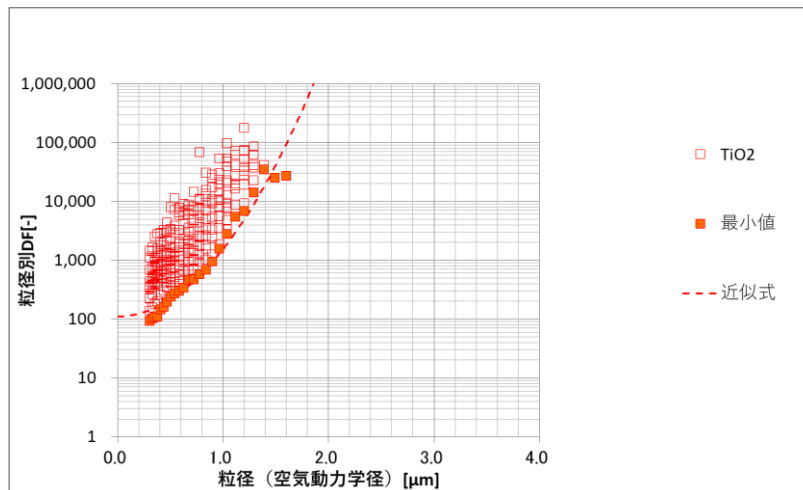


図11 DF性能線 (最小流量相当, フィッティング線)

これらのエアロゾル粒径分布とDF性能線を用いて、以下の式にてフィルタ装置のエアロゾルに対するオーバーオールDFを評価すると、表2、表3の通りとなった。

$$DF_{total} = \frac{\int M(D_p) dD_p}{\int \frac{M(D_p)}{DF(D_p)} dD_p} \quad (5)$$

DF (DP) : 粒径Dpにおけるフィルタ装置のDF
M(Dp) : フィルタ装置に流入する粒径Dpのエアロゾルの総量

表2 オーバーオール DF (下限包絡性能線)

事故シーケンス	ガス流量	オーバーオール DF	
		エアロゾル 密度 3.7g/cm ³	エアロゾル 密度 7.3g/cm ³
大破断 LOCA+ECCS 注水機能喪失+ 全交流動力電源喪失, W/W ベント	2Pd 相当流量	34077	42908
	1Pd 相当流量	13337	13866
	最小流量相当	9853	24071
大破断 LOCA+ECCS 注水機能喪失+ 全交流動力電源喪失, D/W ベント	2Pd 相当流量	39760	43189
	1Pd 相当流量	13602	13866
	最小流量相当	20048	26232

表3 オーバーオール DF (フィッティング性能線)

事故シーケンス	ガス流量	オーバーオール DF	
		エアロゾル 密度 3.7g/cm ³	エアロゾル 密度 7.3g/cm ³
大破断 LOCA+ECCS 注水機能喪失+ 全交流動力電源喪失, W/W ベント	2Pd 相当流量	91689	1368992
	1Pd 相当流量	117458	1675369
	最小流量相当	10199	94628
大破断 LOCA+ECCS 注水機能喪失+ 全交流動力電源喪失, D/W ベント	2Pd 相当流量	417803	3818203
	1Pd 相当流量	546627	4878357
	最小流量相当	54584	387803

表2, 表3に示す通り, 従前より評価しているエアロゾル密度 $3.7\text{g}/\text{cm}^3$ におけるDFに対して, エアロゾル密度 $7.3\text{g}/\text{cm}^3$ とした評価は, よりDFが大きく評価されることがわかる。そのため, 従前のエアロゾル密度 $3.7\text{g}/\text{cm}^3$ における評価は, 保守的な評価であることがわかる。

3. 引用文献

- (1) 川村慎一, 木村剛生, 大森修一, 奈良林直, “原子炉格納容器フィルタベントシステムの開発”, 日本原子力学会和文論文誌, Vol. 15, No. 1 (2016), pp. 12-20.
- (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

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、水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)）であり、スクラバ水のpHに与える影響はほとんどない。また、水スクラバにて無機よう素がスクラバ水と化学反応することによって発熱するが、この発熱量と、要求事項であるフィルタ装置内発熱量(9.3kW)とを比較した結果、水スクラバにおける化学反応の発熱量は約1/1000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水スクラバを通過した無機よう素について、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、メタノール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0.011vol%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、よう化銀については、光によって分解する性質があるが、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、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、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. 水スクラバにおける化学反応による発熱量

(1) 水スクラバにおけるエアロゾルの化学反応による発熱量

水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。このうち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。それらがスクラバ水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□である□で代表し、事故シーケンス(大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失, D/Wベント)時の評価値であるコンクリート等構造材約0.21kg全量が□としてスクラバ水で反応したときの発熱量にて影響を評価する。

水スクラバにおける□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))。



熱化学方程式と標準生成エンタルピより、□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。

□0.21kgは□molに当たることから、発熱量は□kJとなる。



(2) 水スクラバにおける無機よう素の化学反応による発熱量

水スクラバにおける無機よう素の捕集は、スクラバ水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,
kJとなる。

以上より、1molの無機よう素(固体)の反応にはkJ/mol、無機よう素(ガス)の反応にはkJ/molの発熱量を伴うこととなる。

一方、水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29.1kg)

平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果から、約29.1kgとする。

b. 原子炉格納容器へのよう素放出割合(100%)

保守的に、原子炉格納容器内へのよう素の放出割合を100%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、粒子状よう素5%、無機よう素91%、有機よう素4%とする。

d. 原子炉格納容器内での自然沈着による除去係数(200)

CSE実験に基づき設定し、200とする。

以上より、水スクラバに流入する無機よう素(分子量253.8)約0.132kg(=29.1kg×100%×91%÷200)の量は約0.53mol(=132g/253.8g/mol)となる。発熱量は、無機よう素全量を発熱量が大きいガスと仮定し、約kJとなる。

kJ

(3) 水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9.3kW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。(kJ / kJ ≒ 1/1000)

この発熱量によって蒸発する水量は、潜熱kJ/kg(150℃飽和蒸気)を用いて計算するとkgとなる。スクラバ水の待機水位
は、スクラバ水の下限水位となる水量tに余裕を見た水量であり、化学反応による蒸発量kgを考慮しても、余裕をもった水量となっていることが分かる。

以上より、水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. よう素フィルタにおける化学反応による発熱量

(1) 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

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、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、よう素フィルタに流入する有機よう素の量は9.16molとなる（ $29.1\text{kg} \times 100\% \times 4\% = 1.16\text{kg}$, $1.16\text{kg} \div 127\text{g/mol} = 9.16\text{mol}$ ）。したがって、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kJとなる。

有機よう素の全量が10分間（600秒）でよう素フィルタへ捕集されたと考えると、発熱量はJ/sとなる。

(2) よう素フィルタにおける無機よう素の化学反応による発熱量

よう素フィルタの前段に位置する水スクラバ及び金属フィルタが無機よう素に対してDF1000の除去性能を有するため、その後段に位置するよう素フィルタには有意な無機よう素の流入はなく、その化学反応熱も有意ではない。

(3) よう素フィルタにおける化学反応の発熱量の評価

(1)で求めた発熱量 \square J/sによるよう素フィルタの上昇温度を求めるために、 \square 水蒸気の圧力、温度条件は、 \square

\square

\square

次に、よう素フィルタの温度上昇を求める。

$\square = \square ^\circ\text{C}$

以上より、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

スクラバ水スロッシングの影響について

1. スクラバ水スロッシングの影響について

フィルタ装置使用中に地震が発生した場合、スクラバ水にスロッシングが発生する可能性がある。そこで、フィルタ装置使用時にスロッシングが発生したスクラバ水の挙動について、解析コード「STAR-CCM+」を用いたCFD解析を実施した。

解析の条件として、フィルタ装置の性能として厳しい条件である、下限水位であるスクラバノズル上端+0.5mの時に、基準地震動 S_s の地震が発生したとする。評価の結果を図1に示す。

図1に示すとおり、下限水位時に基準地震動 S_s によりスロッシングが発生すると、波高が高い瞬間はスクラバノズルが一部気相部に露出し、水スクラバの性能が低下する。

しかしながら、地震が発生して、さらにスクラバノズルの一部が気相部に露出している時間は、ベント実施期間と比較して非常に小さく、さらに水スクラバの後段には金属フィルタも設置していることから、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。

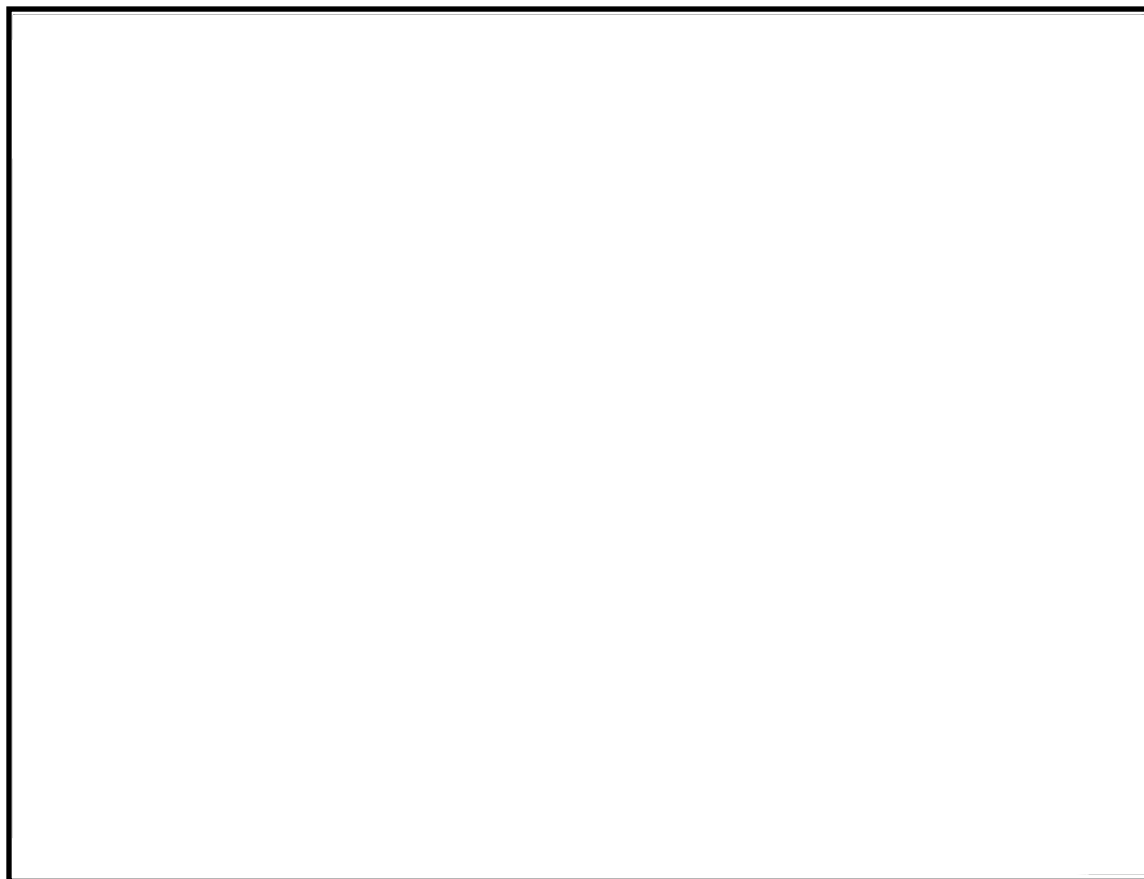


図1 スクラバ水スロッシング評価結果

ベント実施時の発生荷重について

1. ベント実施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. 逃がし安全弁作動時の荷重
- c. 原子炉隔離時冷却系（高圧代替注入系）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. 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、ベント実施時には、低温のスクラバ水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。

格納容器圧力逃がし装置は、スクラバノズルにてベントガスを細かい気泡としてスクラバ水中に噴射することで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速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（図 1）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 開発時の格納容器水平ベント確証試験で得られた蒸気凝縮振動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、この線図は上方向に蒸気を放出するスクラバ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、スクラバ水温度等の状態を踏まえると、入口配管内のスクラバ水及び非凝縮性ガス（窒素ガス）がスクラバ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水に放出される際（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。

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、ベント実施後のスクラバ水温は約 °C と低温であるが、蒸気流束は約 *kg/m²s 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、水温は飽和温度（2Pd ベント開始直後で約 160°C）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。

また、実機を模擬した試験装置を用いた一連の試験後においても、スクラバ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。また、ベント時の事象を表 1 に示す。

【フィルタ装置，内部構造物に作用する荷重】

- a. スクラバ水の放出によるクリアリング荷重
- b. 窒素ガス噴出時のクリアリング荷重
- c. 蒸気噴出時の蒸気凝縮振動による荷重

注記*1：二次隔離弁は中間開度にて運用した場合の値

2. フィルタ装置に作用する水力学的動荷重

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°C 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（表 2）。

評価結果は、V-3-3-6-2-7-1-5「フィルタ装置の強度計算書」及び V-2-9-4-7-1-3「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として設定した水力学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 スクラバ水噴出によるフィルタ装置強度評価への影響

スクラバノズルは上方に噴射することに加え、スクラバ水の噴射荷重は、急速に減衰することから、クリアリング時の水の噴射速度で容器内面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による圧力は小さな値となる。

上記を確認するため、図 2 に示す試験装置を用いて、スクラバ水噴射による動荷重の計測を実施した。

本試験は、試験フィルタ入口弁までを格納容器圧力逃がし装置の最高使用圧力である 620kPa に加圧した状態で入口弁を開操作することで、ベント開始直後の状況を模

擬するものである。その際のスクラバノズル上端から 470mm 上方位置におけるスクラバ水噴射による動荷重（動圧）を、ピトー管を用いて計測した。なお、実機では、原子炉格納容器からフィルタ装置に至るまでの配管経路にて圧力損失が生じるため、フィルタ装置の入口で 620kPa の圧力がかかることはないが、ここでは保守的に、フィルタ装置直前で 620kPa の圧力をかけて試験を実施した。

試験の結果を図 3 に示す。入口弁の開放により、スクラバノズル内の水が噴射されることで動圧が生じているが、その大きさは約 kPa と小さく、動荷重の大きさは急速に減衰することが確認した。

以上より、スクラバノズルは上方に噴射されるため、フィルタ装置にスクラバ水噴射による動荷重は直接作用しないことに加え、動荷重の大きさは急速に減衰することから、スクラバ水によるフィルタ装置強度評価への影響はない。

2.2 窒素ガス噴出によるフィルタ装置強度評価への影響

窒素ガス噴出時、気泡の形成による荷重、水面上昇による荷重がフィルタ装置内面に作用するが、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荷重は小さいと考えられ、水面上昇もわずかであることから、フィルタ装置強度評価への影響はない。

2.3 蒸気噴出によるフィルタ装置強度評価への影響

図 4 の試験装置を用い、格納容器圧力逃がし装置起動時を模擬した条件にて蒸気凝縮に伴う圧力変動を計測する試験を実施した。本試験では、常温のスクラバ水にベント初期に想定される流量の蒸気を通気し、水温並びにスクラバノズル近傍容器壁面における圧力を計測した。

本試験の結果を図 5～図 11 に示す。圧力変動の値や周波数はスクラバ水の温度（サブクール度）により異なり、圧力変動の範囲は最大で kPa～ kPa、周波数は Hz～ Hz であった。また、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を確認した。

この蒸気凝縮による圧力変動によりフィルタ装置胴部に生じる応力を評価したところ、疲労限以下であることを確認した。また、ベント実施時のフィルタ装置内の圧力は、二次隔離弁を全開で運用した場合においても約 kPa であるため、上記の圧力変動値を加算したとしても最高使用圧力である 620kPa には到達しないことから、最高使用圧力による強度評価に内包される。さらに、スクラバノズルは図 12 の通り、容器全面に均等に配置しているため、圧力変動による荷重は容器内面の全周に渡り発生することから、この荷重がフィルタ装置に転倒モーメントを与えることはないと考えられる。そのため、蒸気噴出時の蒸気凝縮による荷重に対して、フィルタ装置の健全性は確保される。

以上より、蒸気噴出によるフィルタ装置強度評価への影響はない。

3. 内部構造物及び配管に作用する水力学的動荷重

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学的動荷重としては、入口配管内のスクラバ水及び非凝縮性ガス（窒素ガス）がスクラバ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水に放出される際（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表3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スクラバノズルに対して上向きに作用する水力学的動荷重としては、図13に示す最も荷重が大きい「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18「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水及び窒素ガスであることから、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、格納容器圧力逃がし装置配管は、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。

表1 ベント実施時の事象

ベント時事象	事象の内容	容器内への流入流体	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水がフィルタ装置内に放出される。	スクラバ水	約 <input type="text"/> kPa(abs)	約 <input type="text"/> °C
② 気泡形成過程	入口配管内に置換されていた窒素ガスがフィルタ装置内に放出される。	窒素ガス	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)	水蒸気 (約 <input type="text"/> kg/sm ² の蒸気流束で流入)	約 <input type="text"/> kPa(abs) * ¹ →原子炉格納容器圧力低下に伴い、フィルタ装置内圧力も低下する。	約 160 °C * ¹ (飽和温度) まで上昇 →フィルタ装置内圧力低下に伴い、その圧力における飽和温度を維持しながら温度は低下する。

注記*1：二次隔離弁は中間開度にて運用した場合の値



図 1 蒸気放出過程での蒸気凝縮状態*

表2 フィルタ装置の設計

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)(日本機械学会 2007年9月)(以下「設計・建設規格」という。)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。



図 2 動荷重計試験装置概要

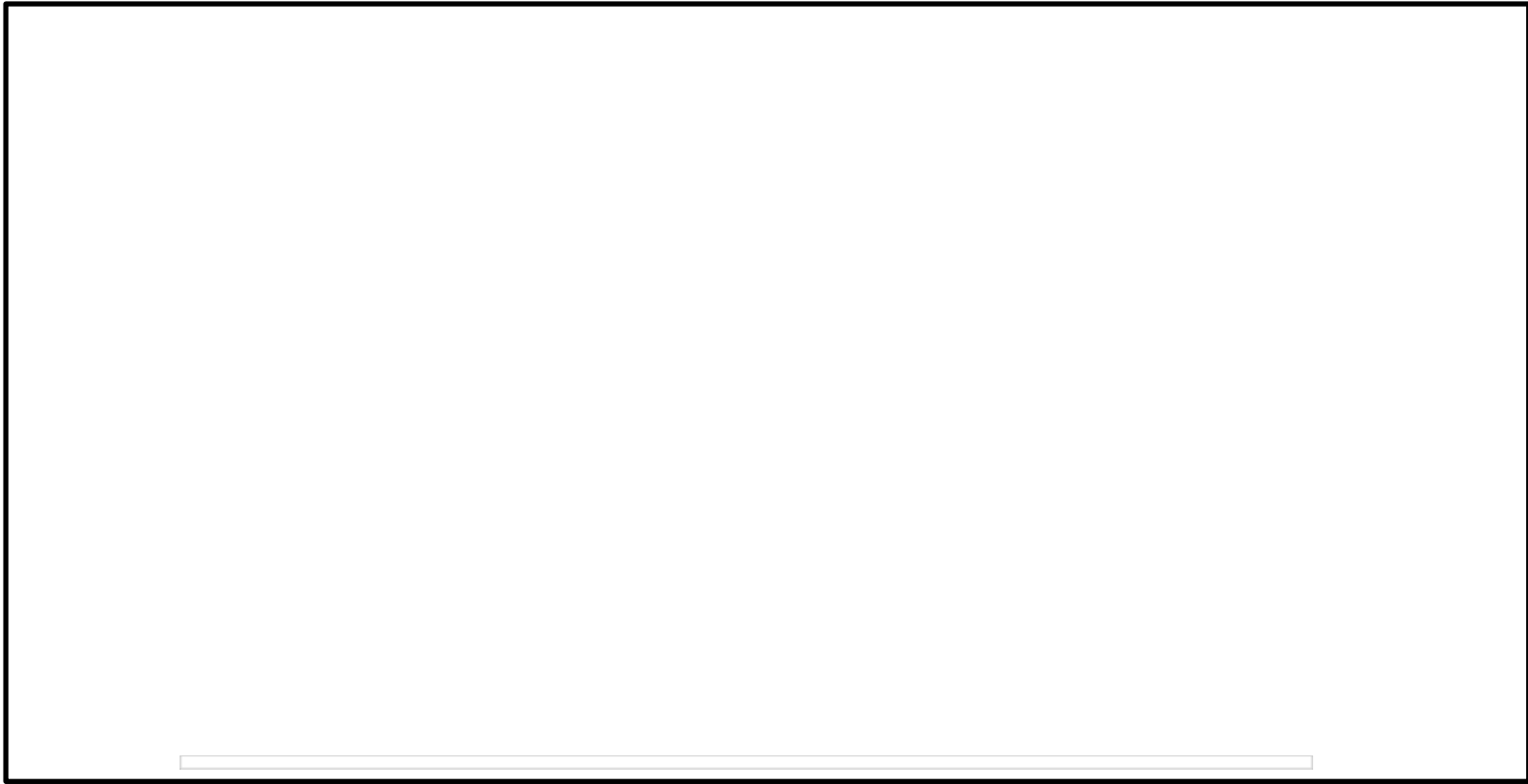


図 3 動荷重計測結果

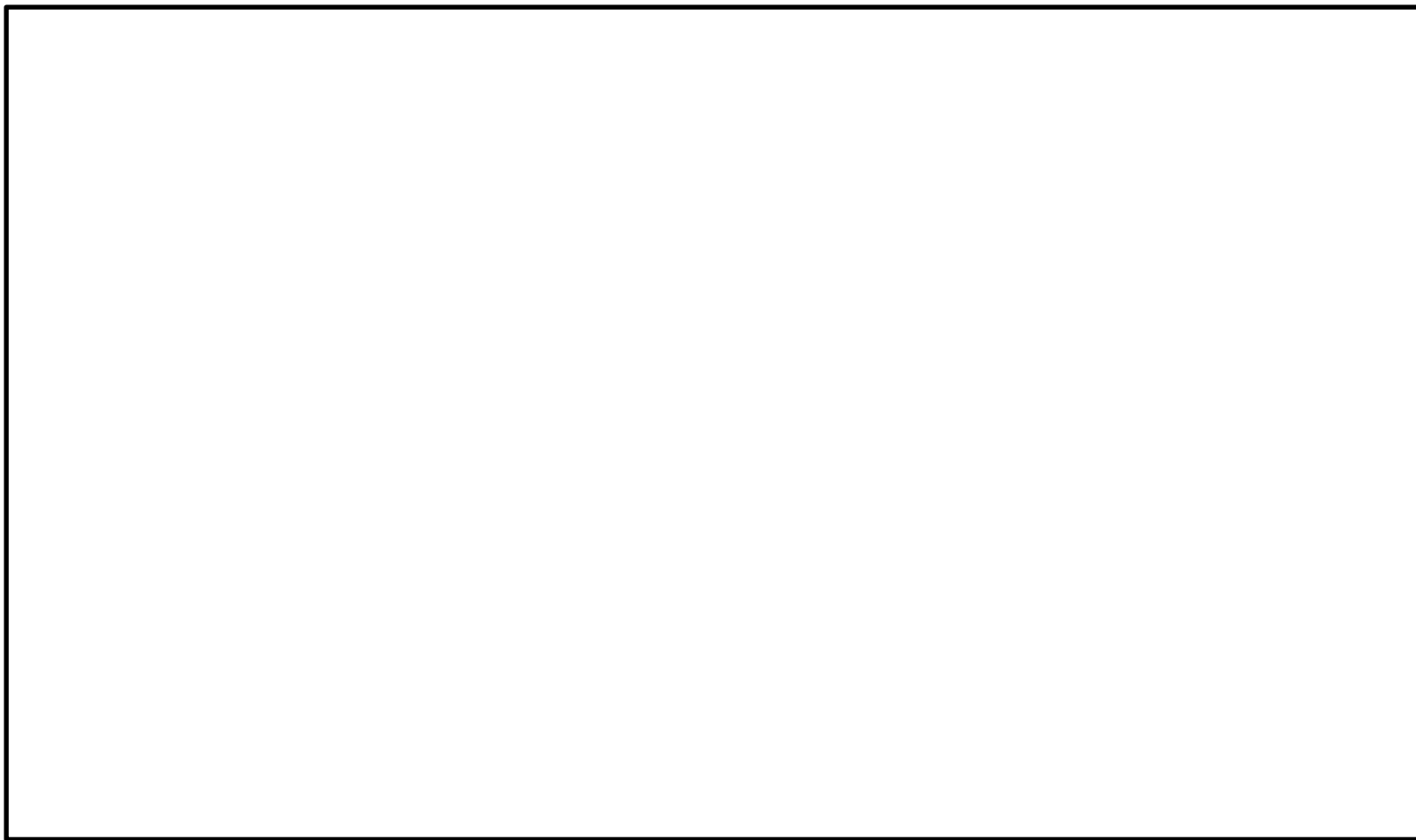


図 4 蒸気凝縮荷重計試験装置概要

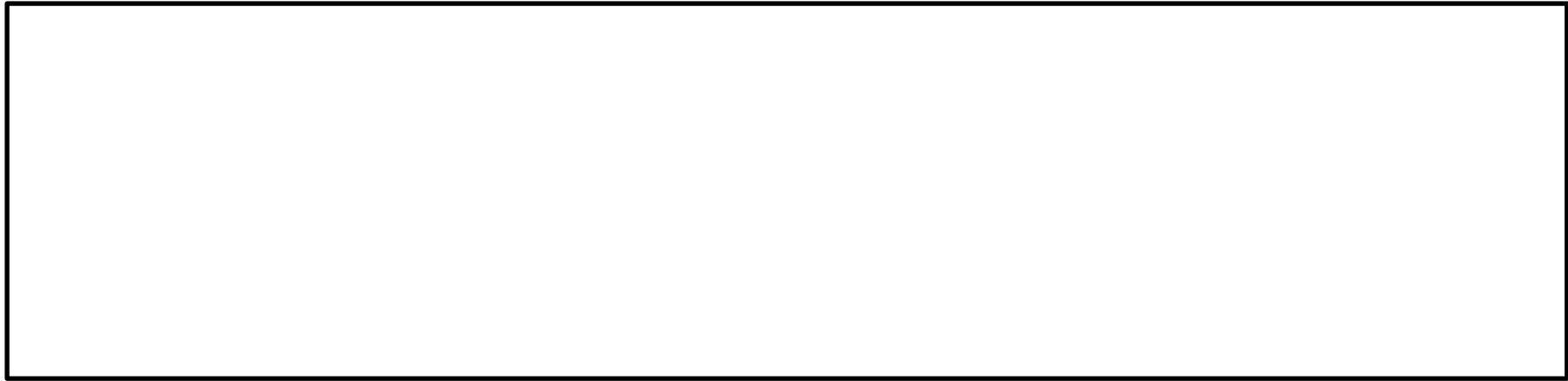


図 5 圧力計測結果

図 6 圧力計測結果



図 7 圧力計測結果

図 8 圧力計測結果

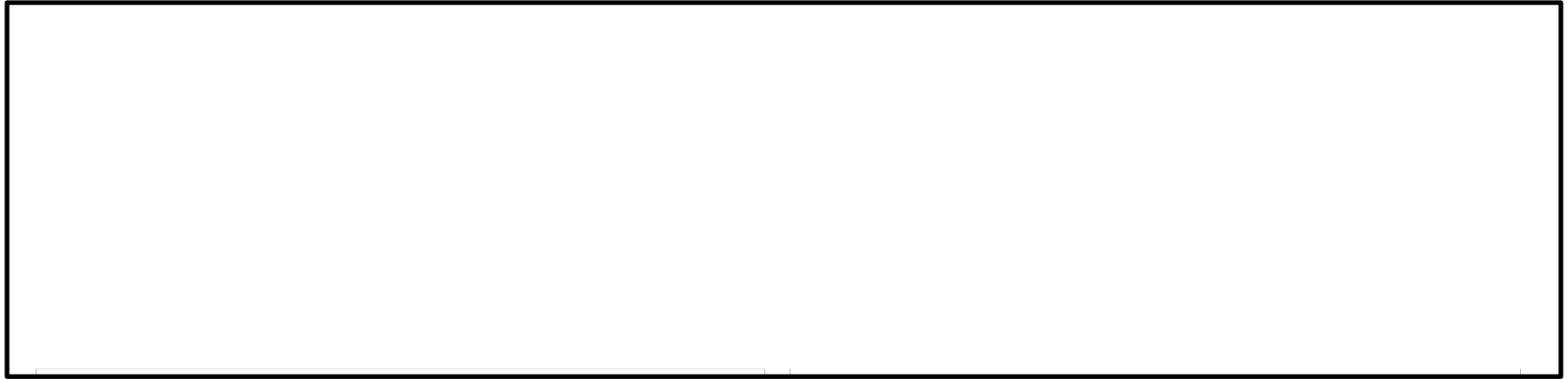


図 9 圧力計測結果

図 10 圧力計測結果

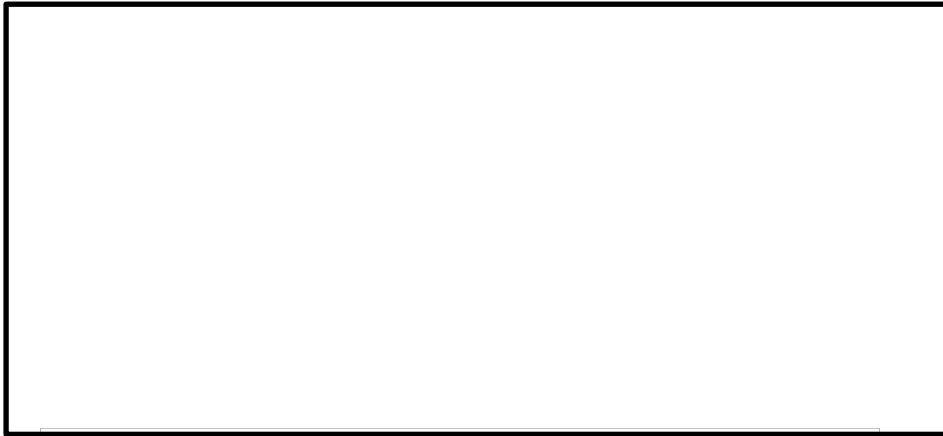


図 11 圧力計測結果

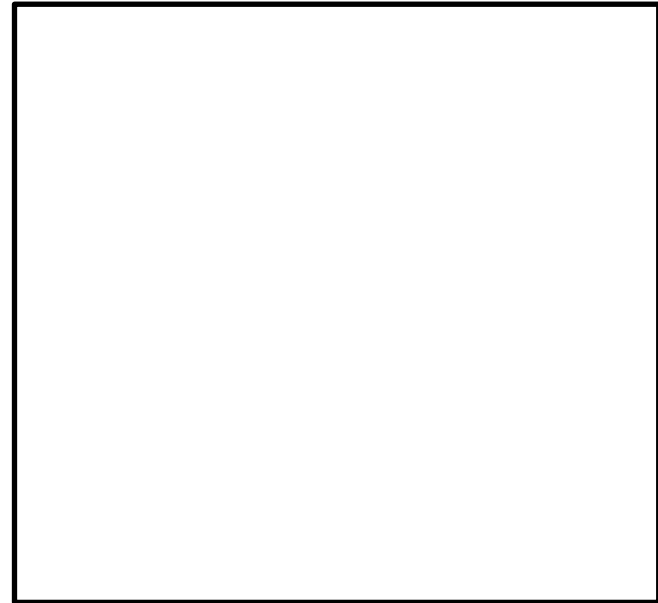


図 12 スクラバノズル配置位置

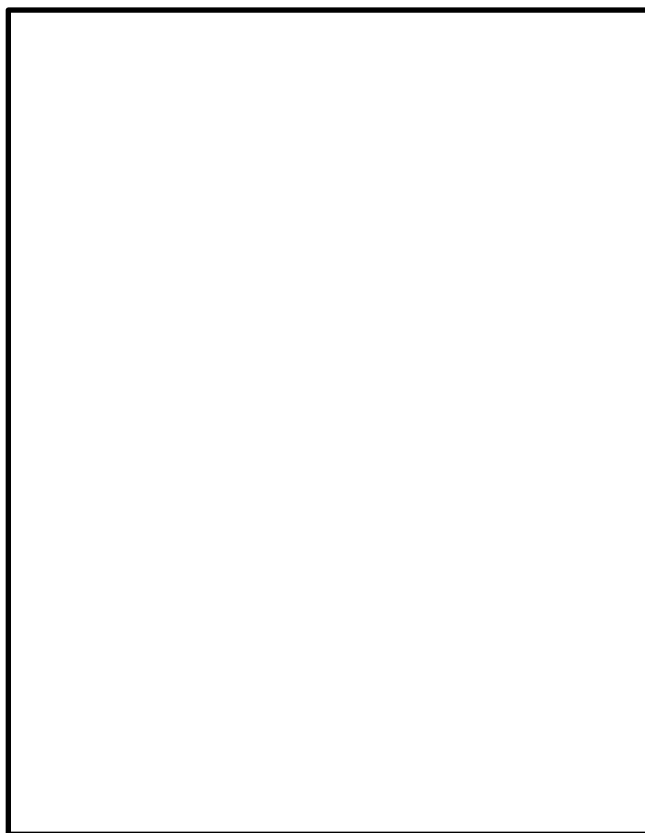


図 13 クリアリング時にスクラバノズルに作用する荷重

表3 ベント実施時に考慮が必要な荷重

ベント実施時の推移	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	<p>1) スクラバ水噴出時の反力がスクラバノズル下向きに作用するが、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。</p> <p>2) スクラバノズル上部に気泡細分化装置があるが、噴射による動圧は気泡細分化装置位置では減衰するため影響はない。</p>	<p>1) スクラバノズルは上方に噴射することに加え、スクラバ水の噴射荷重は、急速に減衰することから、クリアリング時の水の噴射速度でフィルタ装置内面に直接作用することはない、クリアリングによる影響はない。</p>
②気泡形成過程	<p>1) 窒素ガス噴出時の反力がスクラバノズル下向きに作用するが、スクラバ水と比較して、窒素ガスの密度は非常に小さいためクリアリング時よりも荷重は小さく影響はない。</p> <p>2) 窒素ガス噴出時、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、内部構造物への影響はない。</p>	<p>1) 窒素ガス噴出時、気泡の形成による荷重、水面上昇による荷重がフィルタ装置内面に作用するが、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、フィルタ装置への影響はない。</p>
③蒸気放出過程	<p>1) 蒸気噴出時の反力がスクラバノズル下向きに作用するが、スクラバ水と比較して、蒸気の密度は非常に小さいためクリアリング時よりも荷重は小さい。</p> <p>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ない。</p>	<p>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ない。</p>

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 ($\Delta \sigma_t$)

フィルタ装置の胴板*1の周方向応力の変動は、次式で計算される。(出典：機械工学便覧)

$$\sigma_t = \frac{P \cdot D}{2 \cdot t}$$

ここで、

P : 内圧

D : 容器内径 = 4000 mm

t : 容器板厚 = 32 mm

これより、圧力変動 $dP = \square$ kPa = \square MPa 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。

$$\Delta \sigma_t = \frac{dP \cdot D}{2 \cdot t} = \frac{\square \cdot 4000}{2 \cdot 32} \square \text{ MPa} \rightarrow \square \text{ MPa}$$

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。

$$\square \text{ MPa}$$

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。

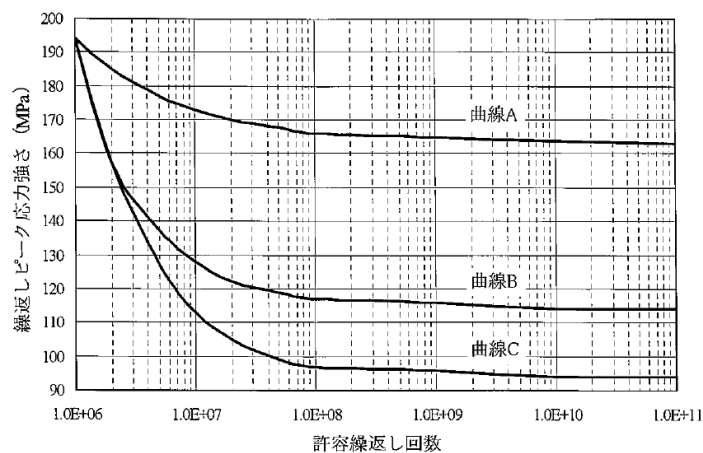


図 14 設計疲労線図 (オーステナイト系ステンレス鋼および高ニッケル合金)

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（0.62MPa）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。

$$\sigma_t = 0.62 \times 4000 / (2 \times 32) = 38.75 \rightarrow 39 \text{ MPa}$$

曲線Bの 1×10^{11} 回における繰返しピーク応力強さは、図14より114MPaとなることから、疲労限は114MPaとなる。

3. 評価結果

圧力変動が作用したときのフィルタ装置胴板における周方向応力の変動範囲（□ MPa）は、疲労限（114MPa）を超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破壊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

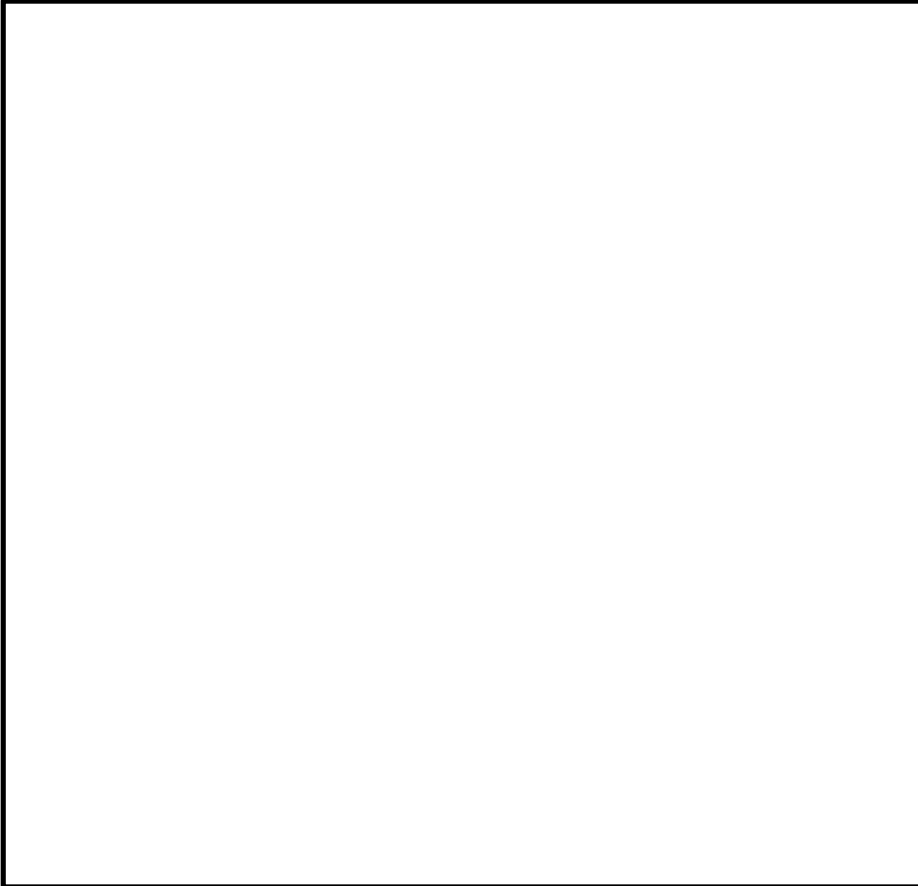
2.1 構造計画

フィルタ装置内部の構造計画を表 1 に示す。

2.2 適用基準

本計算書においては、発電用原子力規格（設計・建設規格 JSME S NC 1-2005（2007 追補版含む））（日本機械学会 2007 年 9 月）（以下、「設計・建設規格」という。）及び機械工学便覧 基礎編（日本機械学会 2005 年）に準拠して評価する。

表1 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	
<p>内部配管は、フィルタ装置胴板に溶接した内部配管サポートにより支持されている。</p> <p>分岐管及びヘッダー管は、フィルタ装置底部に溶接したスクラバ配管サポート（分岐管サポート、ヘッダー管サポート、支持柱）により支持されている。</p>	<p>内部配管部は、内部配管、内部配管サポートで構成される。また、分岐管部は、分岐管、ヘッダー管、スクラバ配管サポートから構成される。</p> <p>分岐管は内部配管に溶接されており、ヘッダー管は分岐管に溶接されている。また、スクラバノズルはヘッダー管にユニオンにて接続されている。</p>	
<p>金属フィルタドレン配管は内部配管サポートに溶接した金属フィルタドレン配管サポートにより支持されている。</p> <p>金属フィルタ多孔管板はフィルタ装置胴部に溶接されている。</p>	<p>金属フィルタ部は、金属フィルタ、金属フィルタ多孔管板、金属フィルタドレン配管及び金属フィルタドレン配管サポートから構成される。</p> <p>金属フィルタは金属フィルタ多孔管板にねじ込み接続されている。</p>	
<p>気泡細分化装置はフィルタ装置胴板に溶接で固定された気泡細分化装置受台で支持されている。</p>	<p>気泡細分化装置部は、気泡細分化装置と気泡細分化装置受台から構成される。</p>	

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、分岐管、ヘッダー管、スクラバノズルを経てスクラバ水中に放出される。その後、気泡細分化装置によりベントガスの気泡が細分化され、スクラバ水を通過後、金属フィルタを通りフィルタ装置頂部の出口から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）を図1に示す。

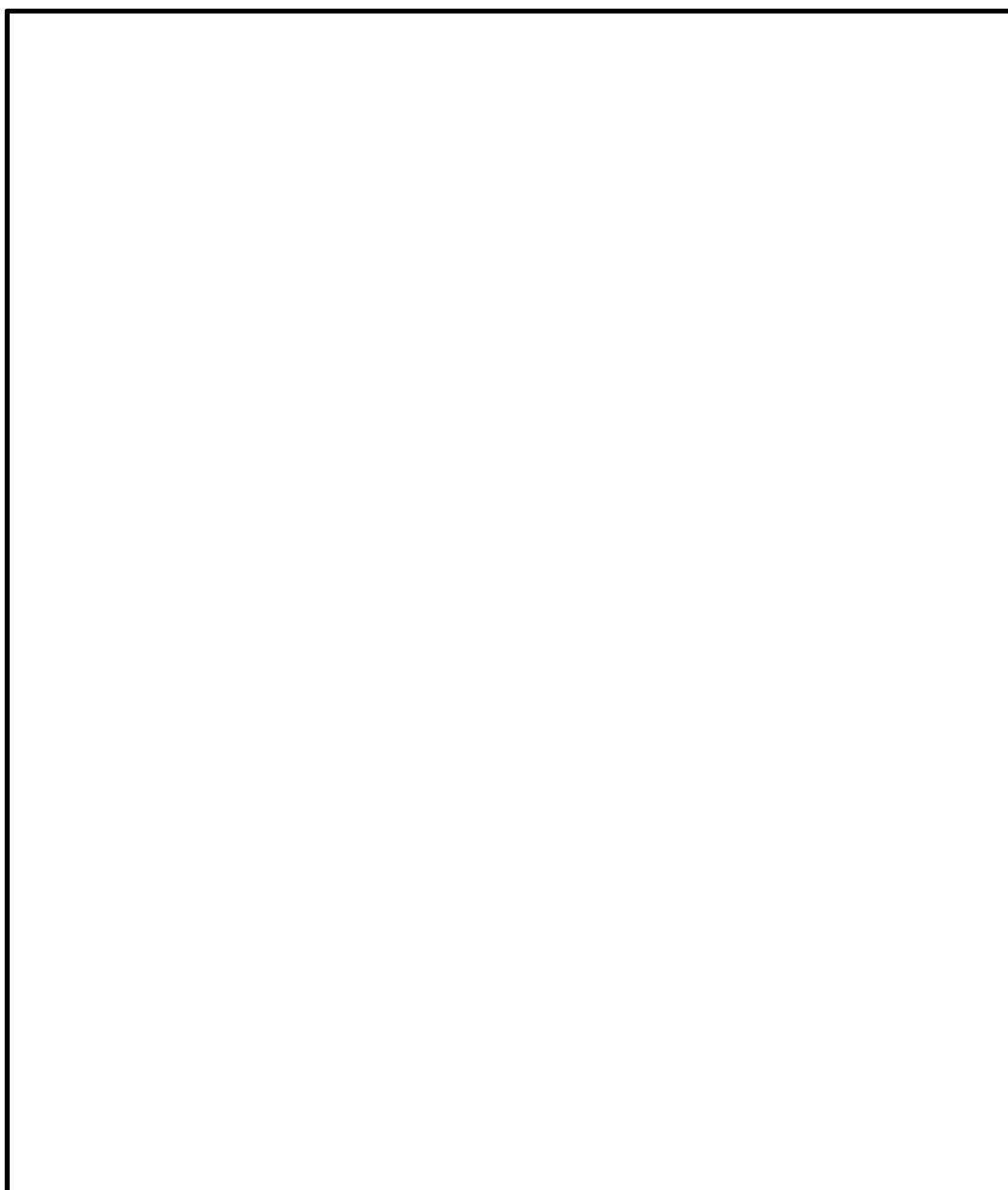


図1 フィルタ装置の流路（バウンダリ）

(1) 応力評価部位

応力評価を行う箇所を図 2 に示す

- | | |
|------------|-------|
| ① 内部配管部 | (P-1) |
| ② 分岐管部 | (P-2) |
| ③ スクラバノズル部 | (P-3) |
| ④ 金属フィルタ部 | (P-4) |
| ⑤ 気泡細分化装置部 | (P-5) |

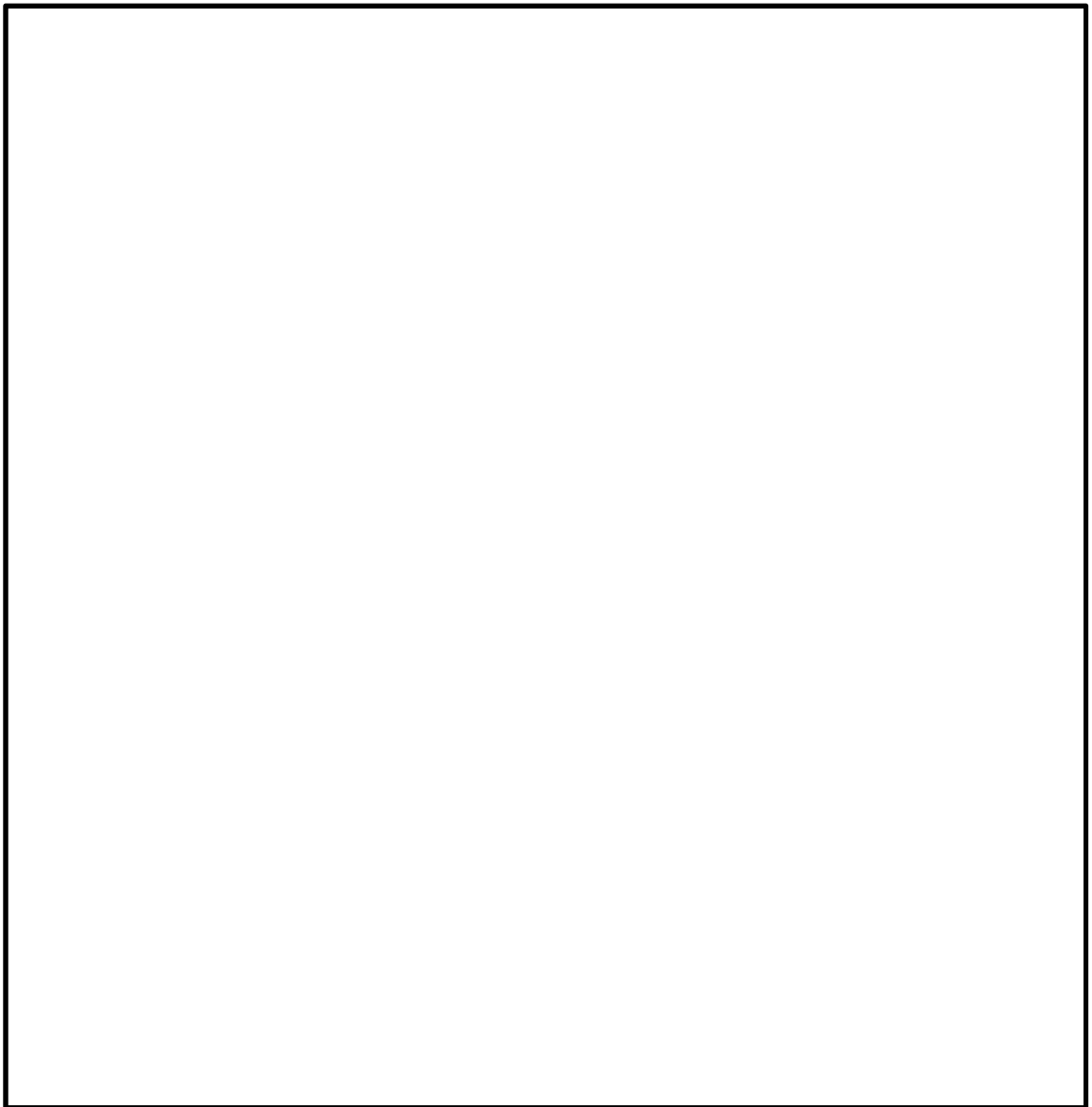


図 2 フィルタ装置 内部構造物応力評価部位

2.4 各部の形状及び構造

応力評価部の主要寸法を図 3 に，応力評価部の詳細を表 3 に示す。

2.5 物性値

材料は表 2 に従って分類する。

表 2 材料の分類

部位	材料
内部構造物	SUS316L
	SUS316LTP
配管	SUS316LTP

2.6 許容応力

- (1) フィルタ装置内の内部配管，分岐管及びヘッダー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表 4 に示す。また各評価に対する許容応力を表 5 に示す。

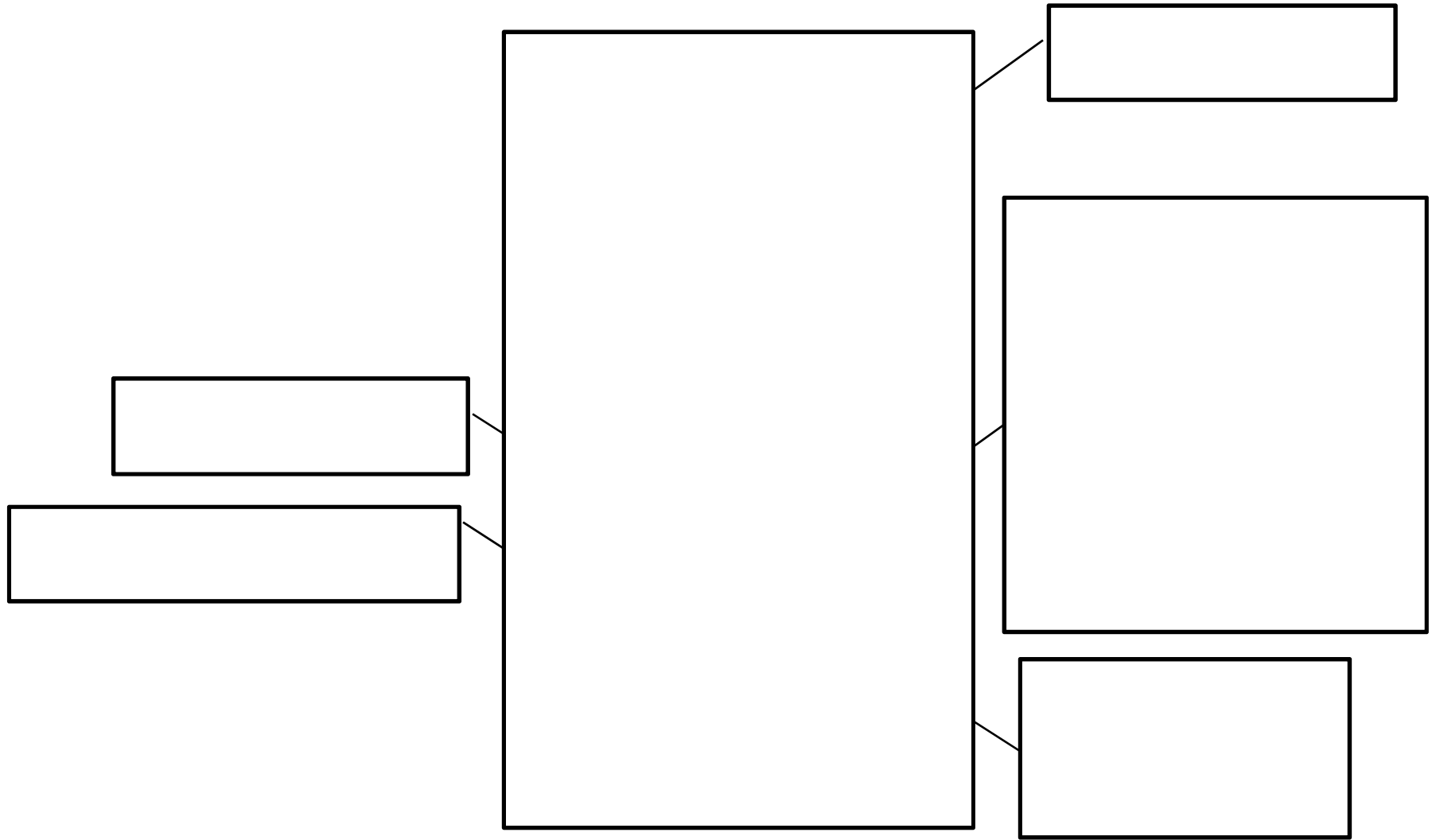


図 3 応力評価部の主要寸法

表3 評価対象部位の詳細

評価対象	評価部位	評価方法
内部配管部	内部配管	内部配管について、自重、内圧及び水力学的動荷重が作用した場合の計算応力を算出し、許容応力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、自重及び水力学的動荷重が作用した場合の計算応力を算出し、許容応力以下であることを確認する。
分岐管部	分岐管、ヘッダー管	分岐管、ヘッダー管について、自重、内圧及び水力学的動荷重が作用した場合の計算応力を算出し、許容応力以下であることを確認する。
	スクラバ配管サポート (分岐管サポート、ヘッダー管サポート、支持柱)	分岐管、ヘッダー管を支持するスクラバ配管サポート（分岐管サポート、ヘッダー管サポート、支持柱）について、自重、水力学的動荷重が作用した場合の計算応力を算出し、許容応力以下であることを確認する。
スクラバノズル部	シャワーヘッド多孔板	スクラバノズル先端のシャワーヘッド多孔板について、自重及び水力学的動荷重が作用した場合の計算応力を算出し、許容応力以下であることを確認する。
金属フィルタ部	金属フィルタ多孔管板	金属フィルタを支持する金属フィルタ多孔管板について、金属フィルタ及び金属フィルタ多孔管板の自重及び金属フィルタの差圧が作用する場合の計算応力を算出し、許容応力以下であることを確認する。
気泡細分化装置部	気泡細分化装置受台	気泡細分化装置を支持する気泡細分化装置受台について、気泡細分化装置、気泡細分化装置受台、グレーチング及びパンチングプレートの自重が作用した場合の計算応力を算出し、許容応力以下であることを確認する。

表 4 使用材料の許容応力

評価部位	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 SUS316LTP	最高使用温度 200	—	120	407	175

表 5 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)
	一次応力	一次応力 (組合せ応力)
設計条件	160	—
供用状態 A 及び B	—	108

3. 荷重条件

フィルタ装置内の配管及び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、ベント実施時の水力的荷重が作用する。

本評価では、最も厳しくなる起動直後のクリアリング荷重を考慮する。

評価に用いる荷重を表 6 に示す。また、荷重の組合せと応力評価項目の対応を表 7 に示す。

表 6 評価に用いる荷重

記号	荷重	荷重値
L01	自重	
L02	内圧（差圧）	<ul style="list-style-type: none"> ・ 内部配管：Δ内= 0.62 MPa ・ 金属フィルタ多孔管板：Δ金= <input type="text"/> MPa ・ シャワーヘッド多孔板：Δシ= <input type="text"/> MPa
L03	クリアリング荷重	<ul style="list-style-type: none"> ・ スクラバノズル：噴流反力 F1= <input type="text"/> N ・ 内部配管：噴流反力 F2= <input type="text"/> N

表 7 荷重の組合せ

供用状態	荷重の組合せ
設計条件（配管）	L01+L02+L03
供用状態 A 及び B （内部構造物）	L01+L02+L03

4. 応力評価

応力評価方法を表 8 に示す。また、解析モデルを図 4 に示す。なお、解析には解析コード「ABAQUS」を用いた。

- (1) 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。

表 8 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 分岐管部	内部配管 分岐管, ヘッダー 管	内圧 自重 クリアリング 荷重	$S_{p r m} = \frac{B_1 P D_o}{2 t} + \frac{B_{2b} M_{ab}}{Z_b} + \frac{B_{2r} M_{ar}}{Z_r}$ <p>各Mは FEM により算出する</p>	P : 内圧 (差圧) D _o : 配管の外径 M _{ab} : 枝管に作用するモーメント M _{ar} : 主管に作用するモーメント B ₁ , B _{2b} , B _{2r} : 応力係数 t : 配管の板厚 Z _b : 枝管の断面係数 Z _r : 主管の断面係数 S _{p r m} : 一次応力	設計・建設規格 クラス 2 配管 PPC-3520(1) 準用

表 8 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	
内部配管部 分岐管部	内部配管サポート スクラバ配管サポ ート (分岐管サポート, ヘッダー管サポー ト, 支持柱)	自重 クリアリング 荷重	${}_t\sigma_b = \frac{M}{Z}$ $\sigma_t = \frac{N}{A}$ $\tau = \frac{R}{A}$ <p>各M, N, RはFEMより 算出する</p> $S = \frac{\sigma_t + {}_t\sigma_b}{f_t} \leq 1$	<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 R : 反力 τ : 内圧により生じるせん断応力 S : 組合せ応力 σ_t : 引張応力 ${}_t\sigma_b$: 引張側曲げ応力 f_t : 許容引張応力</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>

表 8 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
金属フィルタ部	金属フィルタ 多孔管板	差圧 自重	$\sigma = \frac{6M}{\mu^* t^2}$ $\tau = \frac{D_o}{4\mu t} P_s - P_t $ $S = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau^2}$ <p> σ : 管板の最大曲げ応力 M : 最大曲げモーメント μ^* : 曲げに対するリガメント効率 t : 金属フィルタ多孔管板の板厚 τ : 内圧により生じるせん断応力 P_s : 管板下面側の圧力 P_t : 管板上面側の圧力 μ : せん断に対するリガメント効率 S : 組合せ応力 </p>	J I S 2018 圧力容器 ・ボイラ B 8 2 7 4 付属書 B 設計・建設規格 クラス 2 支持構造物 SSC-3121. 1 準用

表 8 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	
スクラバノズル部	スクラバノズル シャワーヘッド 多孔板	差圧 自重	$\sigma_b = \frac{P}{h} \frac{3}{8} \left(\frac{R^*}{t} \right)^2 (3 + \nu^*) \Delta P$ $\sigma_c = \frac{(P - h)}{h} p_i$ $S = \frac{t\sigma_b - \sigma_c}{f_t} \leq 1$	σ_b : 曲げ応力 P : 穴の中心線間の公称距離 h : 最小断面での公称リガメント幅 R^* : 多孔板の等価半径 ν^* : 多孔板の等価ポアソン比 ΔP : 板に働く差圧 σ_c : 圧縮応力 p_i : 管内の圧力 $t\sigma_b$: 引張側曲げ応力 S : 組合せ応力 f_t : 許容引張応力	J I S 2018 圧力容器 ・ボイラ B 8 2 6 6 設計・建設規格 クラス 2 支持構造物 SSC-3121. 1 準用
気泡細分化装置部	気泡細分化装置 受台	自重	$\sigma = \frac{M}{Z}$ $\tau = \frac{R}{A}$ $S = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3 \tau^2}$	σ : 曲げモーメントによる軸方向応力 M : 各荷重によるモーメント Z : サポートの断面係数 τ : 内圧により生じるせん断応力 R : 反力 A : サポートの断面積 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

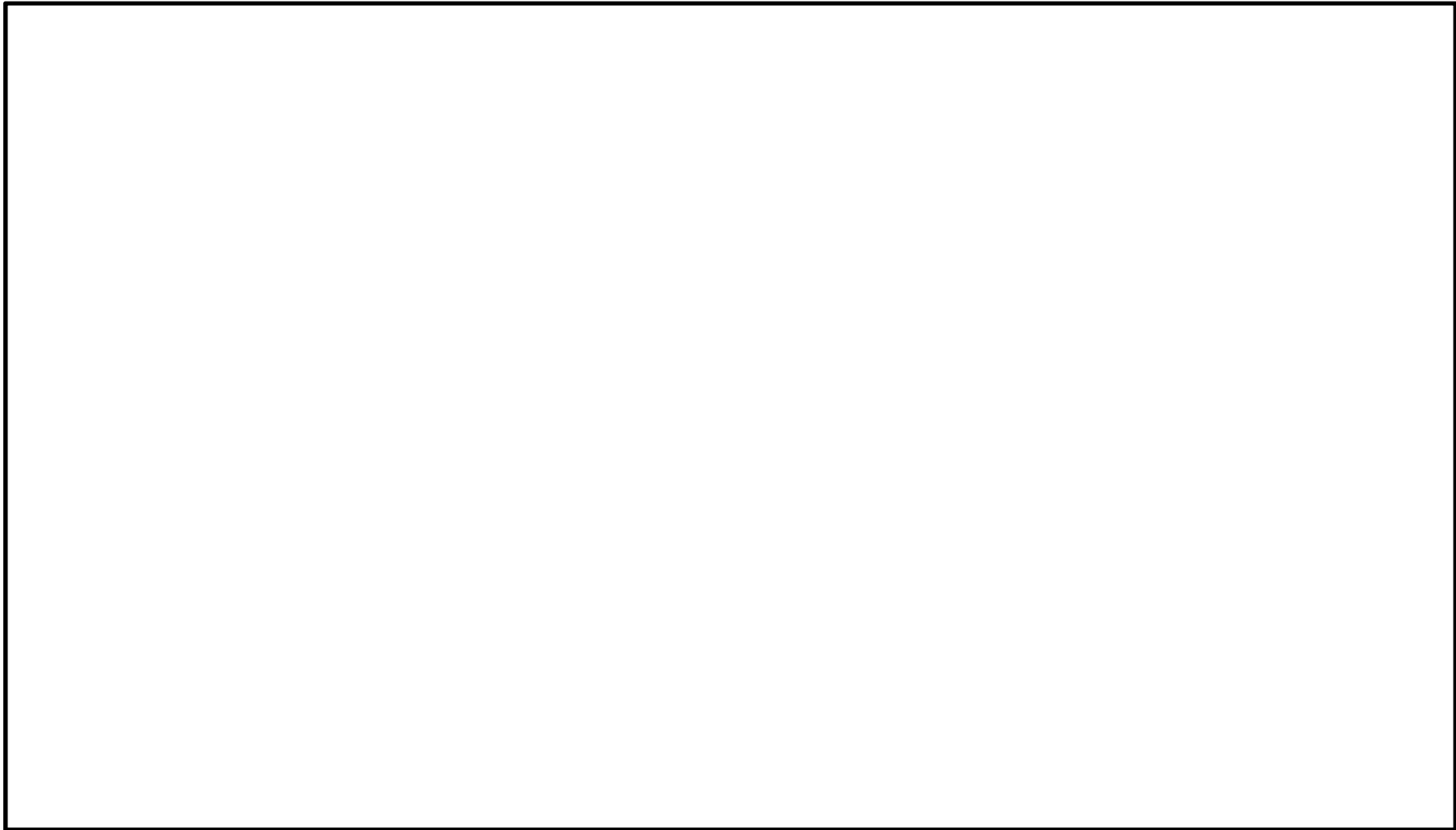


図 4 内部配管の解析モデル

5. 評価結果

各部位の評価結果を表 9～表 11 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。

表 9 内部構造物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 分岐管 ヘッダー管	許容応力
一次応力	43	29	160

計算応力は許容応力以下である。

表 10 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 金属フィルタ 多孔管板	P-5 気泡細分化装置 受台	許容応力
一次応力 (組合せ応力)	71	26	108

計算応力は許容応力以下である。

表 11 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：—）

応力の種類	P-1 内部配管 サポート	P-2 スクラバ配管 サポート (分岐管サポ ート, ヘッダー管サ ポート, 支持柱)	P-3 スクラバノズル シャワーヘッド 多孔板	許容値
組合せ応力	0.02	0.19	0.67	1

計算値は許容値以下である。

フィルタ装置 内部配管に作用する流体力

ベント実施時に、フィルタ装置内の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水排出時にスクラバ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スクラバノズルに作用する荷重(ベントガス噴出荷重)

評価の結果、クリアリング荷重の方が大きいため、強度評価には表 12 に示すクリアリング荷重を用いる。



図 5 内部配管に作用するベント時流体力

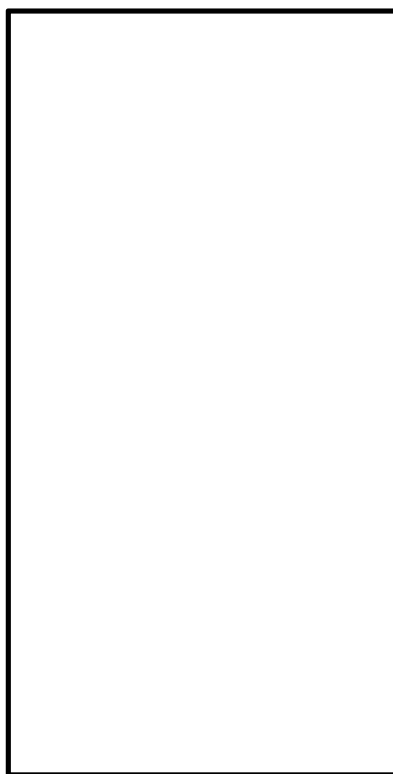
表 12 内部配管評価に用いるクリアリング荷重

クリアリング荷重	評価に用いる荷重 (N)
スクラバノズルに作用するクリアリング荷重 F_1	<input type="text"/>
入口配管エンドキャップに作用するクリアリング荷重 F_2	<input type="text"/>

【ベント開始時のスクラバ水排出時にスクラバノズルに作用する荷重（クリアリング荷重）】

(1) スクラバノズルに作用するクリアリング荷重 F_1

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水が押し出される。押し出されたスクラバ水は、図 6 に示すように噴出しクリアリング荷重 F_1 が作用する。

図 6 スクラバノズルに作用するクリアリング荷重 F_1

管路の圧力損失については、400A から 200A への分岐部の局所圧損のみを考慮した。ベント開始直後にスクラバノズルに作用するクリアリング荷重 F_1 は次の通り算出した。

スクラバからの水の噴出速度は、ダルシー・ワイズバッハの式を用いて以下のよう
に算出できる。

$$\Delta P = \frac{\zeta}{2} \rho V_2^2 + \frac{1}{2} \rho V_1^2$$

$$\Delta P = P_i - P_o$$

$$V_2 = V_1 \times \frac{A_1}{A_2} \text{ より}$$

$$V_1 = \left(2 \Delta P / \left\{ \rho \left(\zeta \times \left(\frac{A_1}{A_2} \right)^2 + 1 \right) \right\} \right)^{0.5}$$

$$= \left(2 \times (0.72 - 0.10) / \left\{ 1000 \left[\square \times \left(\frac{\pi \left(\frac{5}{2} \right)^2 \times 50 \times 140}{\pi \times \left(\frac{381}{2} \right)^2} \right)^2 + 1 \right] \right\} \right)^{0.5}$$

$$= \square \text{ [m/s]}$$

P_i : PCV の最高使用圧力の 2 倍 0.72 MPa

P_o : 通常運転時におけるスクラバ内の圧力 (大気圧) 0.10 MPa

ρ : 水密度 1000 kg/m³

V_1 : スクラバノズルの流速 m/s

V_2 : 400A 配管のエンドキャップにおける流速 m/s

A_1 : スクラバノズル (ノズル 140 個分) 断面積 m²

A_2 : 400A 配管断面積 m²

ζ :

圧力損失係数は機械工学便覧の式により算出した。詳細を図 7 に示す。

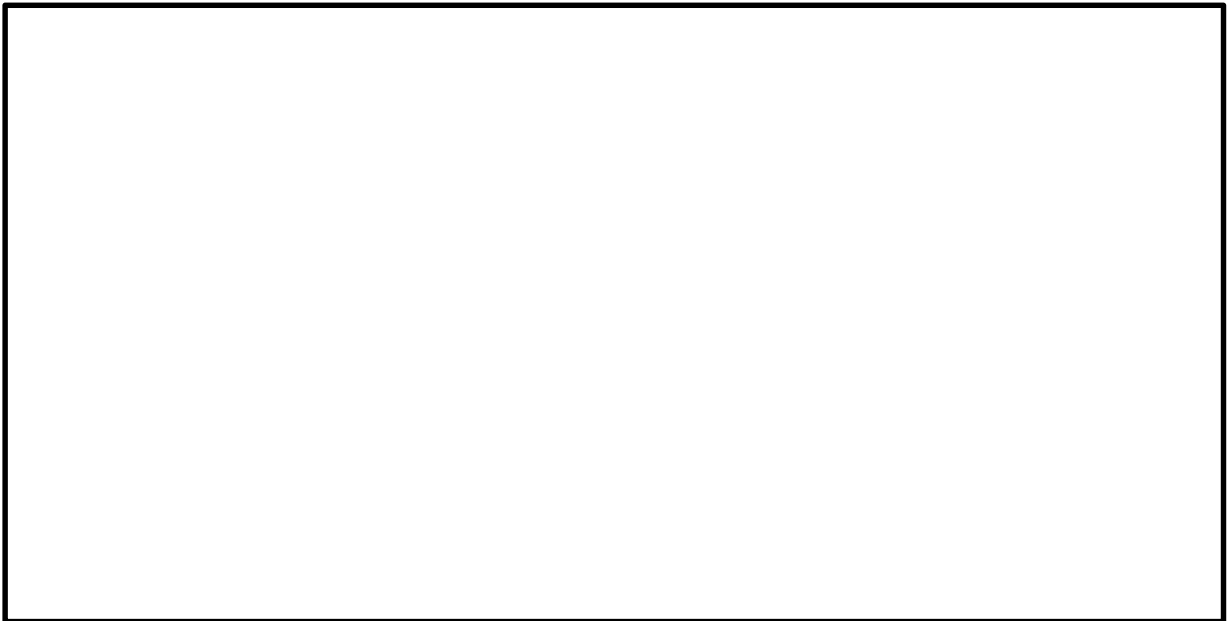


図 7 分岐の圧力損失係数

前式より求めた噴出速度 V_1 から、力積の式を用いてスクラバにおける荷重 F_1 を算出した。

$$F \Delta t = mV$$

$$\frac{m}{\Delta t} = \rho AV$$

$$\begin{aligned} F_1 &= \frac{m}{\Delta t} \times V_1 = \rho \frac{A_1}{140} V_1^2 \\ &= 1000 \times \left(\pi \times \left(\frac{5}{2} \right)^2 \times 50 \times 10^{-6} \right) \times \boxed{} \\ &= \boxed{} \text{ N} \end{aligned}$$

(2) 入口配管エンドキャップに作用するクリアリング荷重 F_2

ベント開始直後に入口配管のエンドキャップに作用するクリアリング荷重 F_2 を次の通り算出した。

400A 配管のエンドキャップにおける水の流速 V_2 を次の通り算出した。

$$\begin{aligned} V_2 &= V_1 \times \frac{A_1}{A_2} \\ &= \boxed{} \times \left(\frac{\pi \times \left(\frac{5}{2} \right)^2 \times 50 \times 10^{-6} \times 140}{\pi \times \left(\frac{381}{2} \right)^2 \times 10^{-6}} \right) \\ &= \boxed{} \text{ m/s} \end{aligned}$$

得られた水の流速から力積の式を用いて 400A 配管のエンドキャップにおける荷重 F_2 を算出した。

$$\begin{aligned} F_2 &= \frac{m}{\Delta t} \times V_2 = \rho A_2 V_2^2 \\ &= 1000 \times \left(\pi \times \left(\frac{381}{2} \right)^2 \times 10^{-6} \right) \times \boxed{} \\ &= \boxed{} \text{ N} \end{aligned}$$

【ベント中のベントガス噴出時にスクラバノズルに作用する荷重（ベントガス噴出荷重）】

(1) スクラバノズルに作用する噴流荷重 F_1

ベント中は、前記スクラバ水排出時同様に、原子炉格納容器からのベントガスが、スクラバノズルより噴出することによる噴流荷重 F_1 が、また入口配管のエンドキャップにもベントガスによる噴流荷重 F_2 が作用する。

前記スクラバ水排出時同様に F_1 は次式で計算される。

$$F_1 = \rho_{\text{gas}} \cdot a_1 \cdot V_1^2$$

ここで、

$$\rho_{\text{gas}} : \text{ベントガスの密度} = \boxed{} \text{ kg/m}^3$$

$$a_1 : \text{スクラバノズル (ノズル 1 個分) 断面積}$$

$$= \pi \times (0.005/2)^2 \times 50 = 0.00098 \text{ m}^2$$

$$V_1 : \text{スロート部流速 (m/s)}$$

$$2\text{Pd 時流量 } Q = \boxed{} \text{ m}^3/\text{s} \text{ とすると, スクラバノズル数 } n = 140 \text{ 本より,}$$

$$V_1 = \boxed{} / (140 \times 0.00098) = \boxed{} \text{ m/s}$$

$$F_1 = \boxed{} \times 0.00098 \times \boxed{}^2 = \boxed{} \text{ N}$$

(2) 入口配管エンドキャップに作用するクリアリング荷重 F_2

ベント開始直後に入口配管のエンドキャップに作用するクリアリング荷重 F_2 は次式で計算される。

$$F_2 = \rho_{\text{gas}} \cdot A_2 \cdot V_2^2$$

ここで、

$$\rho_{\text{gas}} : \text{ベントガスの密度} = \boxed{} \text{ kg/m}^3$$

$$A_2 : \text{エンドキャップ部断面積} = \pi \times (0.381/2)^2 = 0.114 \text{ m}^2$$

$$V_2 : \text{エンドキャップ部流速 (m/s)}$$

$$V_2 = Q / A_2 = \boxed{} / 0.114 = \boxed{} \text{ m/s}$$

よって、

$$F_2 = \boxed{} \times 0.114 \times \boxed{}^2 = \boxed{} \text{ N}$$

密度差により、密度が大きいスクラバ水排出時の荷重の方が大きくなる。

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「ABAQUS」のビーム要素により実施した。

1. モデル化範囲

内部配管及びスクラバノズルに関してモデル化した範囲を図8及び図9に示す。

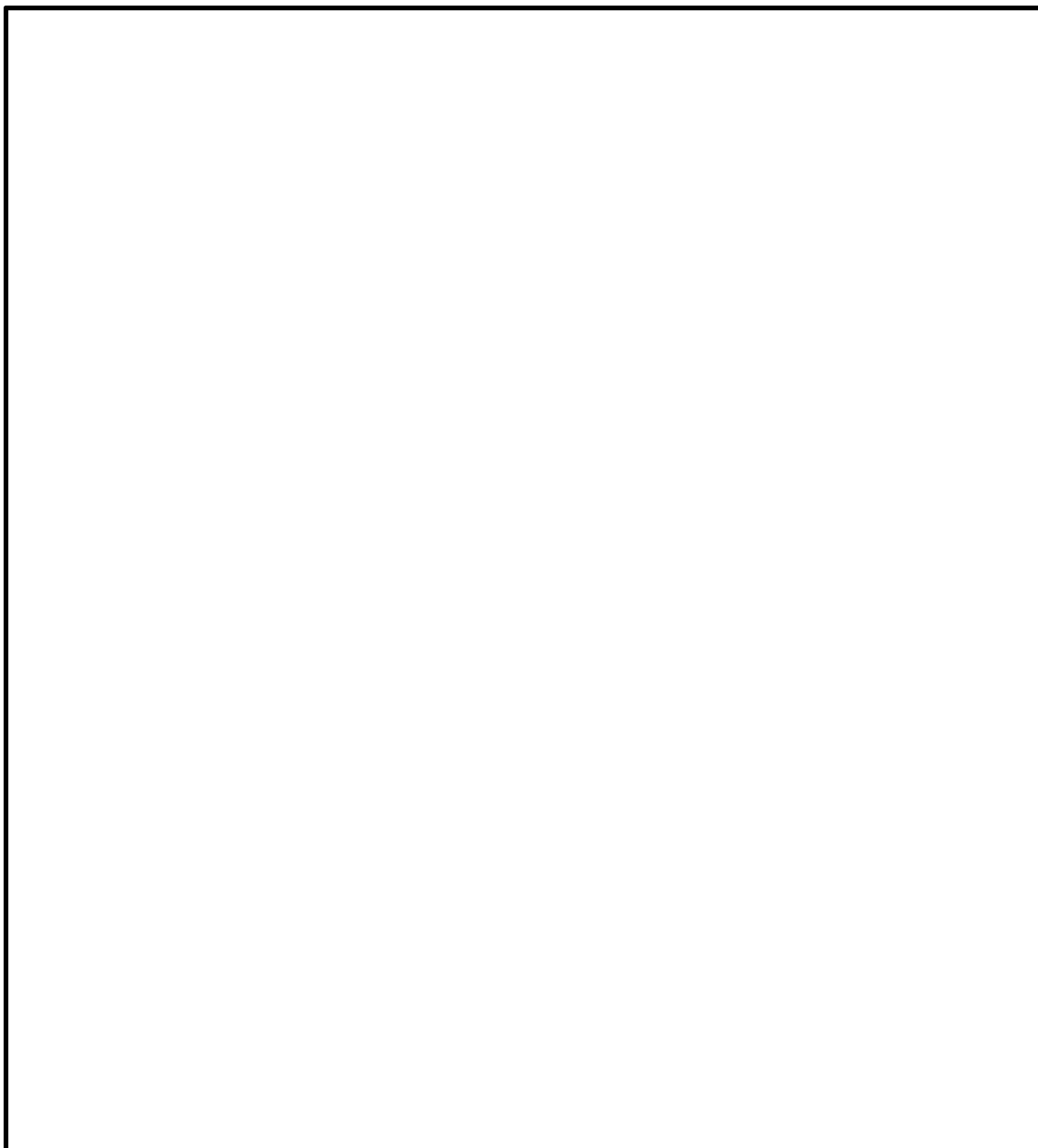


図8 内部配管・スクラバノズル モデル化範囲(1/2)

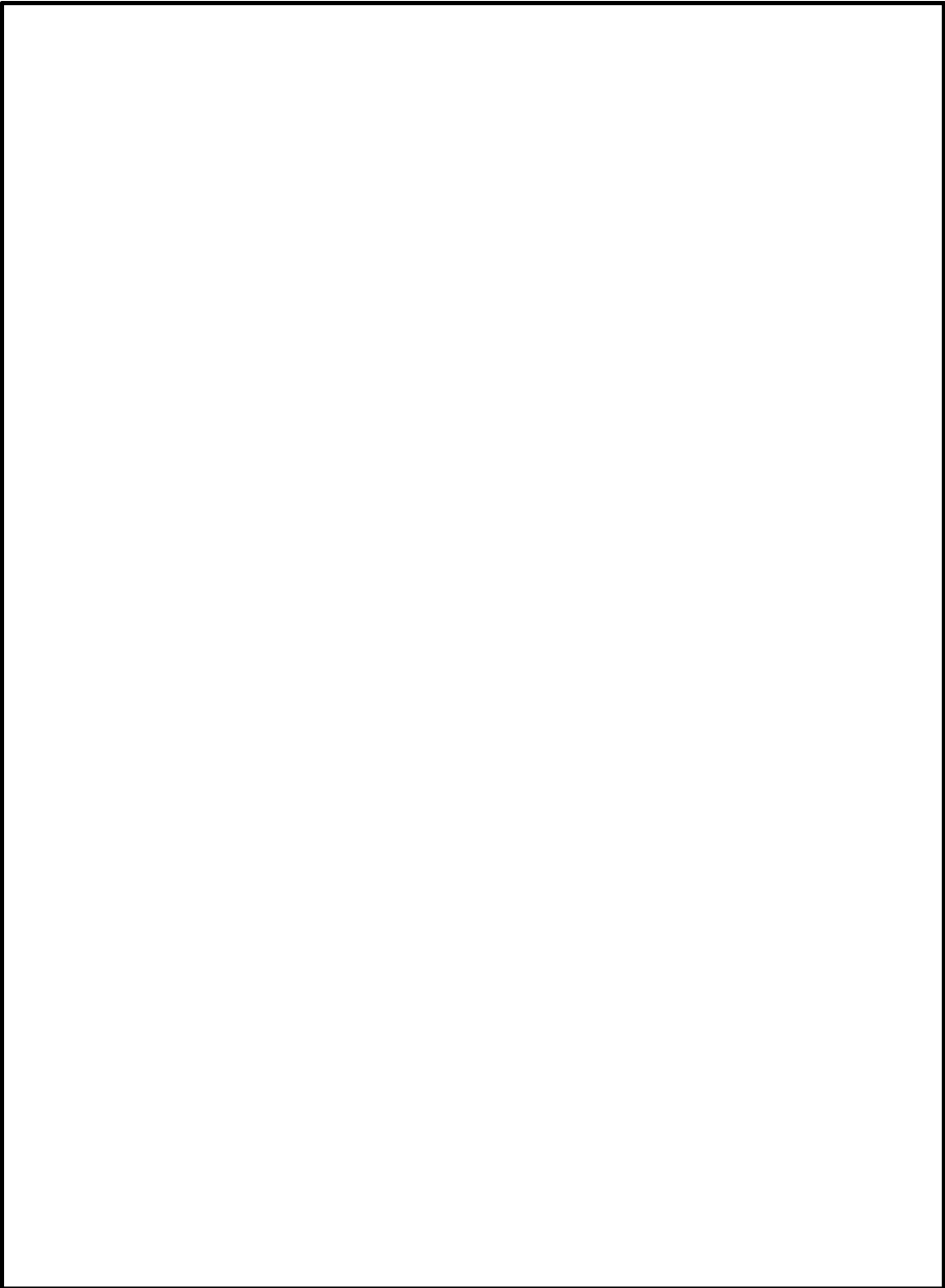


図 9 内部配管・スクラバノズル モデル化範囲 (2/2)

2. 解析モデル及び境界条件

図 8 及び図 9 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図 10 に示す。なお，スクラバノズルは質量としてモデルに付加した。また境界条件を図 11 に示す。

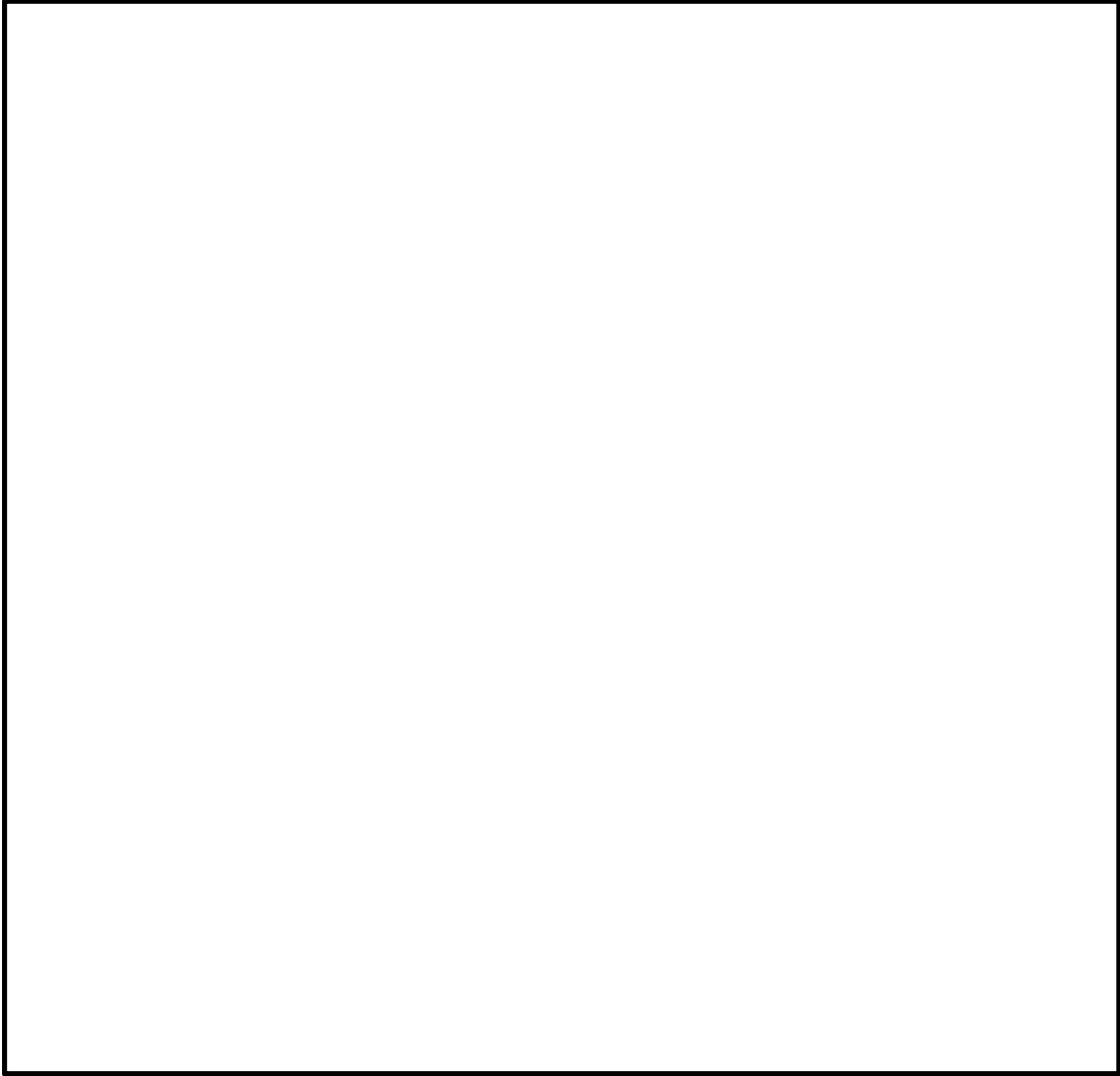


図 10 解析モデル

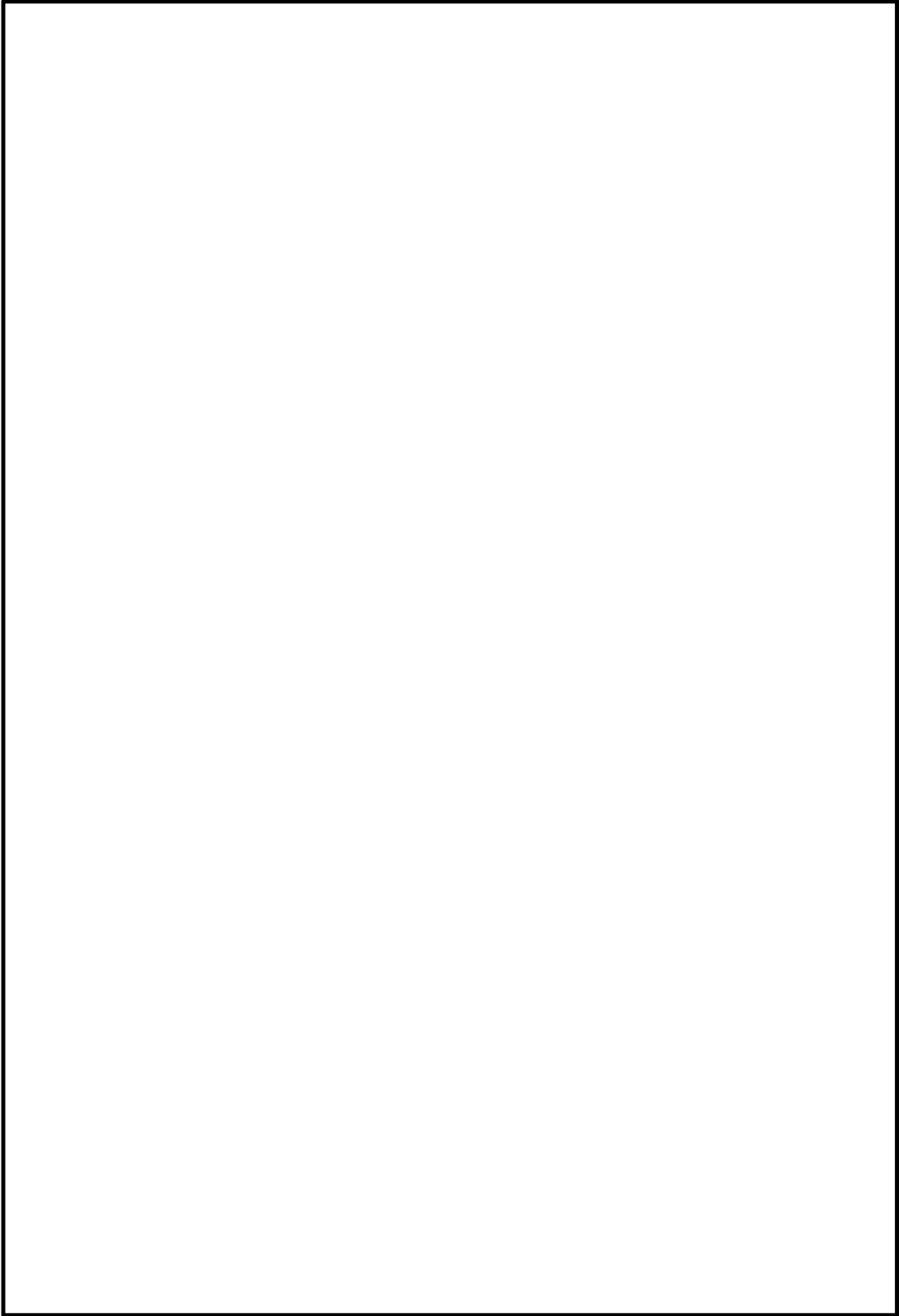


図 11 モデル境界条件

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安全性について

ベント中のフィルタ装置について、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（620kPa）、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原因として、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、設計・建設規格に示される、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

設計・建設規格の PVC-3122（1）項に準拠し、設計・建設規格の「表 5 鉄鋼材料（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 30.4 mm

P : 構造健全性が確保できる圧力 (MPa)

D_i : 胴の内径 4000 mm

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

設計・建設規格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、図 12 に示すとおり、設計上考慮している最高使用圧力（620kPa[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。



図 12 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

ベント実施時に生じる圧力変動荷重による影響

ベント実施中には、スクラバノズルからの蒸気放出時の蒸気凝縮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。

実機の運転環境を模擬した試験装置で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、 $\Delta P = \square \text{ kPa}$ 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。

$$\sigma_{p\theta} = \frac{D_{po}}{2t_p} \Delta P = \frac{406.4}{2 \times 12.7} \times \square = \square \text{ MPa}$$

ここで、

D_{po} : 最大の内部配管外径 = 406.4mm

t_p : 最大の内部配管板厚 = 12.7mm

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 43MPa 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うけた場合でも、内部配管の強度への影響は軽微である。

金属フィルタの構造強度

ベント実施中、金属フィルタには、金属フィルタに発生する差圧により金属フィルタを押し潰す荷重が発生する。そこで、どの程度の差圧までであれば、金属フィルタの構造健全性が確保可能であるかを確認するため、実機を模擬した装置を用いた試験を実施した。試験装置の概要図を図 13 に示す。

試験では、試験装置に実機と同じ金属フィルタを設置し、試験粒子を連続供給しながら、金属フィルタの差圧、ならびに粒子除去性能を計測した。その結果、金属フィルタの差圧が kPa 程度まで上昇したところで、金属フィルタの差圧、ならびに粒子除去性能が急激に低下することが確認した。この差圧にて金属フィルタが損傷したものと考えられる。よって、金属フィルタの構造健全性を確保できる許容差圧は kPa 程度であることを確認した。

一方、金属フィルタの運用上の上限差圧は kPa に設定しており、構造健全性確保のための許容差圧 kPa に対して十分余裕がある。そのため、ベント実施中、金属フィルタの構造健全性は確保される。

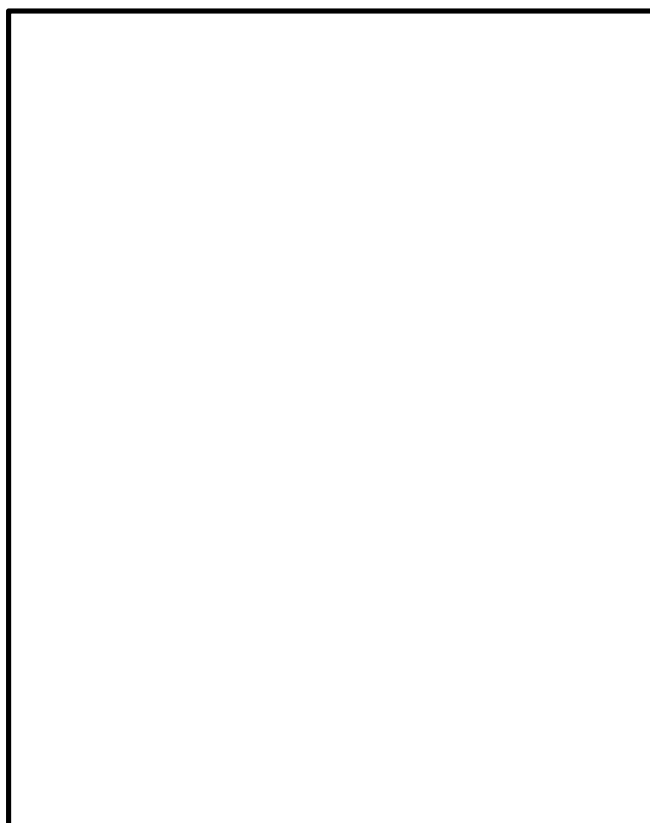


図 13 試験装置概要図

FPの再揮発による影響

フィルタ装置において、エアロゾル、無機よう素、有機よう素を除去する水スクラバ、金属フィルタ、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。

水スクラバはエアロゾル及び無機よう素に対し、金属フィルタはエアロゾルに対し、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よう素フィルタの除去性能は未確認であるが、よう素フィルタは水スクラバ及び金属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. 水スクラバ

(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、水スクラバで捕集されたエアロゾルにより、水スクラバ内のエアロゾル濃度は徐々に上昇する。スクラバ水の水面近傍には、水の沸騰やスクラバ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、エアロゾルが水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

水スクラバの後段には、金属フィルタが備えられており、この金属フィルタに



以上より、フィルタ装置は水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（スクラバ水の温度上昇による影響）

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水の温度が上昇した場合、スクラバ水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。スクラバ水には水酸化ナトリウムを添加しており、pHが施設定期検査時に規定の値であることを確認することに加え、重大事故等時に格納容器内で発生する酸の移行や無機よう素のイオン化により消費される水酸化物イオンの量、ベントガスに含まれる水蒸気が凝縮することによる水酸化物イオン濃度の希釈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。図1にpHに対する平衡の関係を示す。

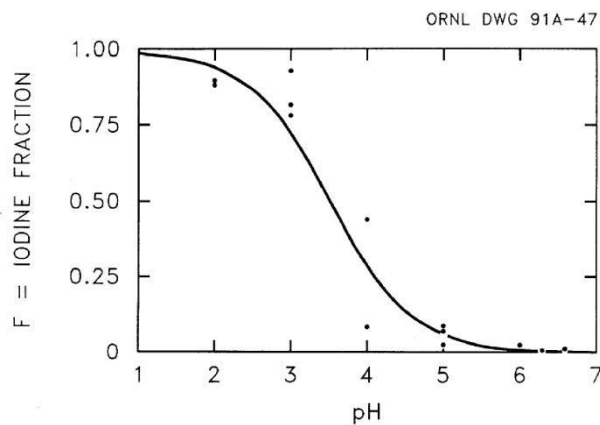


図1 液相中における I_2 と I^- の平衡とpHの関係

(b) 液相と気相の無機よう素 (I₂) の平衡

液相中の無機よう素 (I₂ (aq)) と気相中の無機よう素 (I₂ (g)) の存在比は以下のように表される。

$$P = \frac{[I_2(aq)]}{[I_2(g)]}$$

[I₂ (aq)] 及び [I₂ (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、スクラバ水の水温が高い方が気相の無機よう素の割合が増える。しかし、アルカリ環境下では、(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、スクラバ水の温度が上昇しても十分小さい値となる。

(3) 無機よう素の再揮発 (放射線照射による影響)

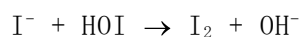
a. 想定される状態

フィルタ装置を継続使用すると、スクラバ水は捕捉した放射性物質により照射環境となる。また、捕捉したよう素イオンの放射線照射により生成した無機よう素が気相中に再揮発することが考えられる。

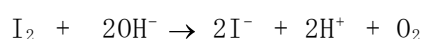
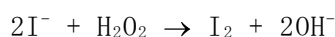
b. 影響評価

I⁻ (よう素イオン) は照射下で酸化種 OH・ラジカルあるいは H₂O₂ によって酸化され、I₂ (無機よう素) および HIO, さらに IO₃⁻ になる。一方、生成した I₂, HOI 及び IO₃⁻ は還元種 (e_{aq}⁻, H) との反応によってもとに戻ると同時に、I₂ は加水分解する。I₂, HOI 及び IO₃⁻ は酸化種過剰の場合に応じて溶液内に残留するようになる。

■ 酸性環境下における反応式



■ アルカリ性環境下における反応式



そのため、スクラバ水がアルカリ性に確保されていれば、よう素イオンから生成された無機よう素は、再びよう素イオンに戻るため、スクラバ水から無機よう素が再浮遊することはない。

放射線照射環境下におけるよう素の再揮発の影響を確認するため、下記の図2に示す試験装置にて、放射線照射環境下よう素イオン挙動確認試験を実施した。

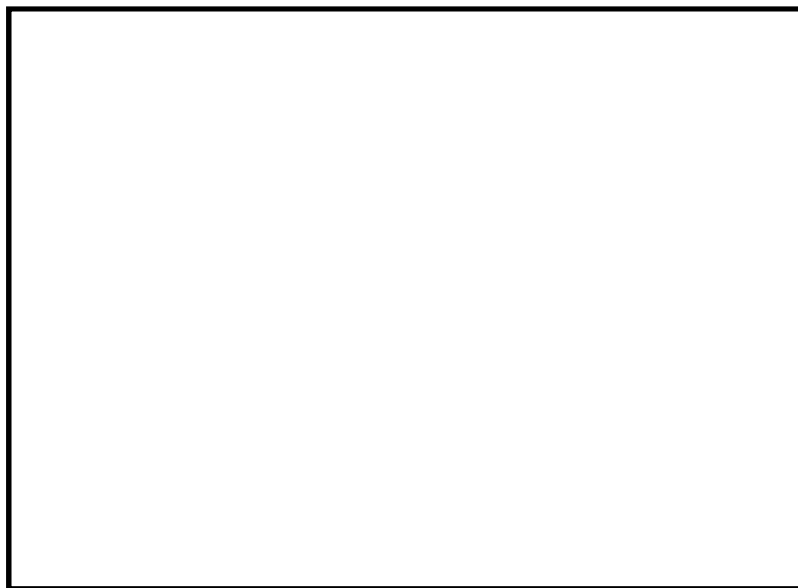


図2 放射線照射環境下よう素イオン挙動確認試験装置図

図2に示すとおり、放射線照射室に置かれた加温容器の中に、CsIを溶解し、pHを調整した後に、高温状態としつつ、空気ポンベによりバブリングを行った状態で放射線を照射する。加温容器からの排気は鉛遮蔽内に設置した空容器、ならびに捕集容器内のよう素吸収液を通気することで、排気に含まれるよう素を回収する構成となっている。

試験開始前の加温容器内のよう素量と、試験開始後の加温容器内、空容器内、捕集容器内、並びに配管部のよう素量を比較することで、加温容器からのよう素の再浮遊の有無を確認した。

加温容器内の初期のよう素量を6.5mg (CsI: 1×10^{-4} [mol/l]), pHを4, 7, 10の3ケース、加温容器の温度を90℃とし、積算放射線量約18[kGy]を照射した後の各部のよう素量を確認した結果、表1のとおりとなった。

表1 照射下よう素イオン挙動確認試験結果

--	--

表1より、アルカリ性であれば、よう素イオンを含む溶液に放射線を照射した

としても、よう素の浮遊は生じないことが確認できた。

なお、スクラバ水の pH は、無機よう素の DF 性能を維持するため 以上を確保する運用としている。そのため、スクラバ水は常にアルカリ性となっていることから、放射線照射によるよう素イオンからの無機よう素の生成は生じない。

2. 金属フィルタ

(1) エアロゾルの再浮遊

a. 想定される状態

金属フィルタで捕集されたエアロゾルが蓄積すると、崩壊熱により金属フィルタの温度が上昇し、放射性物質の融点／沸点を超えた場合に液体／気体となる。これらの液体／気体がベントガス流により下流に流された場合、フィルタ装置下流側にエアロゾルを放出することが考えられる。

b. 影響評価

金属フィルタに捕集されたエアロゾルの崩壊熱は、ベント実施時はベントガスにより冷却されるが、ベント停止後は、スクラバ水を原子炉格納容器へ移送してしまうと、フィルタ装置内のガスは滞留した状態となってしまう。そこで、フィルタ装置内のガスが滞留した状態における金属フィルタの温度について評価を実施した。

(a) 金属フィルタへのエアロゾル移行割合

フィルタ装置では、水スクラバにより大部分のエアロゾルが捕集される。この水スクラバによる除去性能を考慮して、金属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 $1/34$ とする。

(b) エアロゾルによる発熱量

事故シーケンス（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失、D/Wベント）における、フィルタ装置に流入する粒子状放射性物質の総崩壊熱はMAAP解析により、9.3kWである。上記のように水スクラバから金属フィルタへのエアロゾル移行割合は $1/34$ であるため、金属フィルタに捕捉される粒子状放射性物質の崩壊熱は以下の通りとなる。

$$\cdot \text{金属フィルタの発熱量} = 0.28\text{kW}$$

(c) フィルタ装置温度解析による評価

金属フィルタ部の温度評価を実施する際の金属フィルタ捕捉崩壊熱を、0.28kWに対して、放射性物質の不均一な付着等を考慮しても十分保守的な5.0kWに設定し、金属フィルタの温度解析を実施する。

なお、フィルタ装置使用後においても、スクラバ水を原子炉格納容器へ移送

する前であれば、スクラバ水に捕捉された放射性物質の崩壊熱によりスクラバ水が蒸発し、金属フィルタ部においてガスの流れは生じるが、ここでは保守的にスクラバ水は原子炉格納容器へ移送した後の蒸発が発生していない状態の評価を実施した。温度解析条件を表2に示す。また、解析モデルを図3に示す。

表2 フィルタ装置温度解析条件一覧表

項目	条件
解析コード	・ S T A R - C C M +
設定条件	<ul style="list-style-type: none"> ・ 乱流モデル：Realizable $K-\epsilon$ ・ 状態方程式：理想気体 ・ 圧縮性：考慮 ・ 重力：考慮 ・ 気体の種類：水蒸気 ・ 定常
フィルタ装置内圧力	・ 大気圧（フィルタ装置使用後を想定）
フィルタ装置周囲温度	・ 65℃
スクラバ水沸騰	・ 無し
スクラバ水温度	・ 100℃
フィルタ装置容器	<ul style="list-style-type: none"> ・ 材質：SUS316L ・ 厚さ：30mm
フィルタ装置保温	<ul style="list-style-type: none"> ・ 有り ・ 材質：ケイ酸カルシウム保温材 ・ 厚さ：50mm
金属フィルタ捕捉崩壊熱	・ 5kW

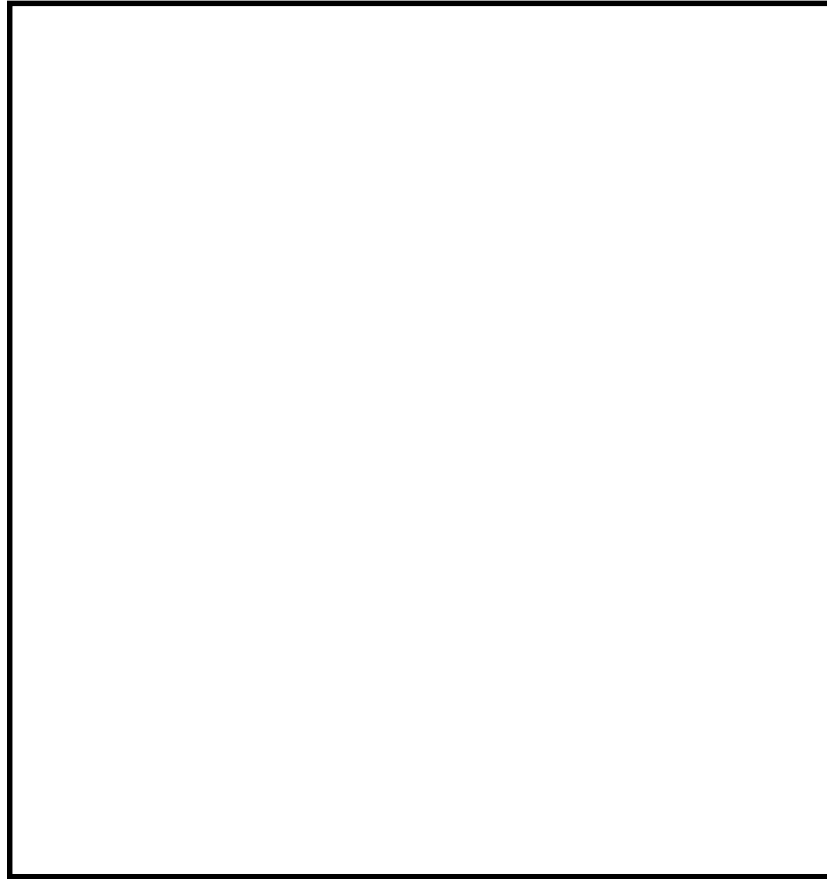


図3 解析モデル

表2の解析条件ならびに図3の解析モデルにて解析を実施した結果，金属フィルタ捕捉崩壊熱5kWの場合の金属フィルタ部最高温度は，約185℃となった。

したがって，金属フィルタの温度は，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。

3. よう素フィルタ

(1) 無機よう素及び有機よう素の再揮発（高温水素ガス通気による影響）

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ガスを通気することにより捕捉されているよう素を再揮発させる技術がある。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ガスが通気されると、捕捉されたよう素が再揮発することが考えられる。

b. 影響評価

よう素フィルタに流入したよう素は、AgIの化学種にてよう素フィルタの銀ゼオライト内に捕捉される。AgIは、℃程度の高温状態にて水素ガス環境に晒されると、AgIが還元されてHI（ガス状）の化学種となり、よう素は環境へ放出されてしまう。

一方よう素フィルタに流入するガスは200℃以下であり、銀ゼオライトに水素ガスが通過したとしても、銀ゼオライトに捕捉されているよう素が再揮発することはない。

なお、ベント停止後のベントガスの流れが無い状態では、銀ゼオライトが高温となるリスクがあるため、ベント停止後にはフィルタ装置のスクラバ水を原子炉格納容器へ移送し、水素ガスの流入を防止することで、よう素フィルタからのよう素の再揮発を防止する。

(2) 無機よう素及び有機よう素の再揮発（放射線照射による影響）

a. 想定される状態

よう素フィルタに充填された銀ゼオライトは、捕捉した放射性よう素からの放射線照射を受ける。この放射線照射により、補足したよう素が離脱し気相中に再揮発する可能性がある。

b. 影響評価

銀ゼオライトに捕獲されたよう素が放射線照射下において安定的に保持可能であるかを確認するため、有機よう素を吸着した銀ゼオライトに対して、放射線を照射したものと、放射線を照射していないものとを比較し、放射線照射によるよう素離脱の有無を確認した。

まず、よう素フィルタの銀ゼオライトが吸収する放射線量について評価を行った。よう素フィルタに流入するよう素量の事故シーケンスは、有効性評価において、よう素フィルタに多量の放射性よう素が流入する炉心損傷後ベントの事故シーケンス（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失）とする。本事故シーケンスでは、原子炉停止から約38時間後にベントを開始する。このときの原子炉圧力容器から原子炉格納容器へのよう素の放出割合はMAAP解析より

83%となる。よう素の状態は、粒子状よう素5%、無機よう素91%、有機よう素4%とする。このうち、粒子状よう素と無機よう素はどちらもフィルタ装置で %が捕捉され、残りがよう素フィルタに流入することとする。

上記の条件のもと、事象発生から168時間後までの間に、よう素フィルタに流入するよう素が放出する崩壊熱エネルギーは表3の通りとなる。

表3 よう素の崩壊熱エネルギー

放出割合	粒子状 (J)	無機 (J)	有機 (J)	合計 (J)
83%	約 7.4×10^6	約 1.3×10^8	約 5.9×10^9	約 6.0×10^9

この崩壊熱エネルギーが、よう素フィルタの外へ漏れることなく、保守的に全て銀ゼオライトに吸収されることとして評価すると、銀ゼオライトの重量は約 kgであるため、銀ゼオライトが照射される累積線量は以下の通りとなる。

$$\text{約 } 6.0 \times 10^9 \text{ J} \div \text{ kg} \doteq \text{約 } \text{ Gy} = \text{約 } \text{ MGy}$$

そこで、これを上回る5.0MGyの累積線量を照射した有機よう素吸着済みの銀ゼオライトと、放射線を照射していないものに対し、SEM-EDXを用いて成分分析を実施したところ、表4のとおりとなった。この結果より、放射線照射の有無に関わらず、よう素と銀の濃度比に有意な差は認められなかった。そのため、放射線照射により、銀ゼオライトに捕捉されたよう素の再揮発は生じないと考えられる。

表4 成分分析結果

--

4. 引用文献

- (1) NUREG/CR-5732_ORNL/TM-11861 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, I) 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表5に示す。

表5 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	0.01%未満
放射線場	2.2%未満	0.02%未満
合計	3.2%未満	0.03%未満

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) 重大事故等時における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、重大事故等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表6に、pH調整が実施されていない場合の結果を表7に示す。BWRプラント (Grand Gulf Peach Bottom) では、重大事故等時において、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。

表6 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

表7 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。

3. 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

フィルタ装置のスクラバ水、金属フィルタ及びよう素フィルタに捕捉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、被ばくに影響を与える可能性がある。ここでは、エアロゾルとよう素の放射性壊変によって発生する希ガスが被ばくに与える影響について確認する。

1. エアロゾルの壊変

被ばく評価で対象としている評価核種65核種の中で、エアロゾル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及びTe-132があり、これらの99.9%以上はスクラバ水及び金属フィルタによって捕捉される。この他のエアロゾルは希ガスへの壊変をせず、スクラバ水及び金属フィルタにより捕捉される。

Cs-134, Rb-86, Te-129, Te-129m, Te-131m及びTe-132の壊変により生成される子孫核種の約99%以上は、Xe-134, Kr-86, Xe-129, Xe-131及びXe-132と安定核種であるため、被ばくへの影響は小さい。

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%が安定核種であり、被ばくへの影響は小さい。

以上より、放射性壊変によって発生する希ガスが被ばくに与える影響として、I-133及びI-135から生成するXe-133とXe-135による影響を以下に示す式を用いて評価する。

(1) 評価式

よう素の壊変によって再浮遊する希ガスの放射能 A_2 を求める式を式(1)に示す。また、再浮遊した希ガスの積算崩壊数 ΣA_2 を求める式を式(2)に示す。

$$-\frac{dN_1(t)}{dt} = \lambda_1 N_1(t), \quad \frac{dN_2(t)}{dt} = \lambda_1 N_1(t) - \lambda_2 N_2(t)$$

$$A_2 = \frac{\lambda_2}{\lambda_2 - \lambda_1} A_{10} \left(e^{-\lambda_1 t} - e^{-\lambda_2 t} \right) + A_{20} e^{-\lambda_2 t} \dots \dots \dots \text{式(1)}$$

$$\Sigma A_2 = \frac{\lambda_2}{\lambda_2 - \lambda_1} A_{10} \left\{ \frac{(1 - e^{-\lambda_1 t})}{\lambda_1} - \frac{(1 - e^{-\lambda_2 t})}{\lambda_2} \right\} \dots \dots \dots \text{式(2)}$$

ここで、

N_1 : 時間 t における親核種の原子数

- N_2 : 時間 t における子孫核種の原子数
 λ_1 : 親核種の壊変定数(1/s)
 λ_2 : 子孫核種の壊変定数(1/s)
 A_2 : 再浮遊する希ガスの放射能(Bq)
 A_{10} : 親核種のベント開始時刻における放射能(Bq)
 A_{20} : 子孫核種のベント開始時刻における放射能(Bq)
 t : ベント後の経過時間(s)

(2) よう素移行率及び捕捉率

評価で想定する各フィルタへのよう素の移行率及び捕捉率を表1に示す。この移行率及び捕捉率を用いて、各フィルタの捕捉量を求める。なお、実際には、一部は捕捉されずに系外へ放出されると考えられるが、捕捉量の評価では、保守的に全量捕捉されるとする。

表1 よう素移行率

	ベントライン 放出割合*(－) (移行率)	捕捉率(－)		
		スクラバ水及び 金属フィルタ	よう素フィルタ	合計
粒子状よう素	約 6.5×10^{-8}	0.999	0.001	1
無機よう素	約 3.8×10^{-4}	0.999	0.001	1
有機よう素	約 3.3×10^{-2}	0	1	1

注記* : 炉内内蔵重量に対する割合をMAAP解析により評価

(3) 各フィルタに付着する放射エネルギー

ベント開始時における炉内内蔵量及び各フィルタに付着する放射エネルギーを表2に示す。ベント開始時間は、原子炉停止後38.1時間後とする。

表2 炉内内蔵量及び各フィルタに付着する放射エネルギー

核種		炉内内蔵量(Bq)		フィルタ付着(Bq)		
		ベント停止 時	ベント開始 時	スクラバ水及び 金属フィルタ	よう素 フィルタ	合計
I-133	A_{10}	約 8.0×10^{18}	約 2.2×10^{18}	約 8.4×10^{14}	約 7.4×10^{16}	約 7.5×10^{16}
Xe-133	A_{20}	約 7.8×10^{18}	約 7.1×10^{18}	—	—	—
I-135	A_{10}	約 7.6×10^{18}	約 1.4×10^{17}	約 5.2×10^{13}	約 4.6×10^{15}	約 4.6×10^{15}
Xe-135	A_{20}	約 2.2×10^{18}	約 8.6×10^{17}	—	—	—

(4) 再浮遊する放射エネルギー

ベント実施時に原子炉格納容器からベントラインに放出されるXe-133及びXe-135と、各フィルタから再浮遊するXe-133及びXe-135の7日間積算崩壊数の比較を表3、放出放射能の比較を図1、

積算崩壊数の比較を図2に示す。

表3から、フィルタから再浮遊するXe-133とXe-135は、原子炉格納容器からベントラインに放出されるXe-133及びXe-135の1%未満 ($\approx 4.4 \times 10^{21} / 2.9 \times 10^{24} = \text{約}0.15\%$) であり、相対的に影響は小さい。

表3 Xe-133 と Xe-135 の 7 日間積算崩壊数の比較

		Xe-133 (Bq・s)	Xe-135 (Bq・s)	合計 (Bq・s)
ベントラインからの放出		約 2.8×10^{24}	約 4.0×10^{22}	約 2.9×10^{24}
再浮遊による 放出	スクラバ水及び 金属フィルタ	約 4.7×10^{19}	約 1.8×10^{18}	約 4.9×10^{19}
	よう素フィルタ	約 4.2×10^{21}	約 1.6×10^{20}	約 4.3×10^{21}
	合計	約 4.2×10^{21}	約 1.6×10^{20}	約 4.4×10^{21}

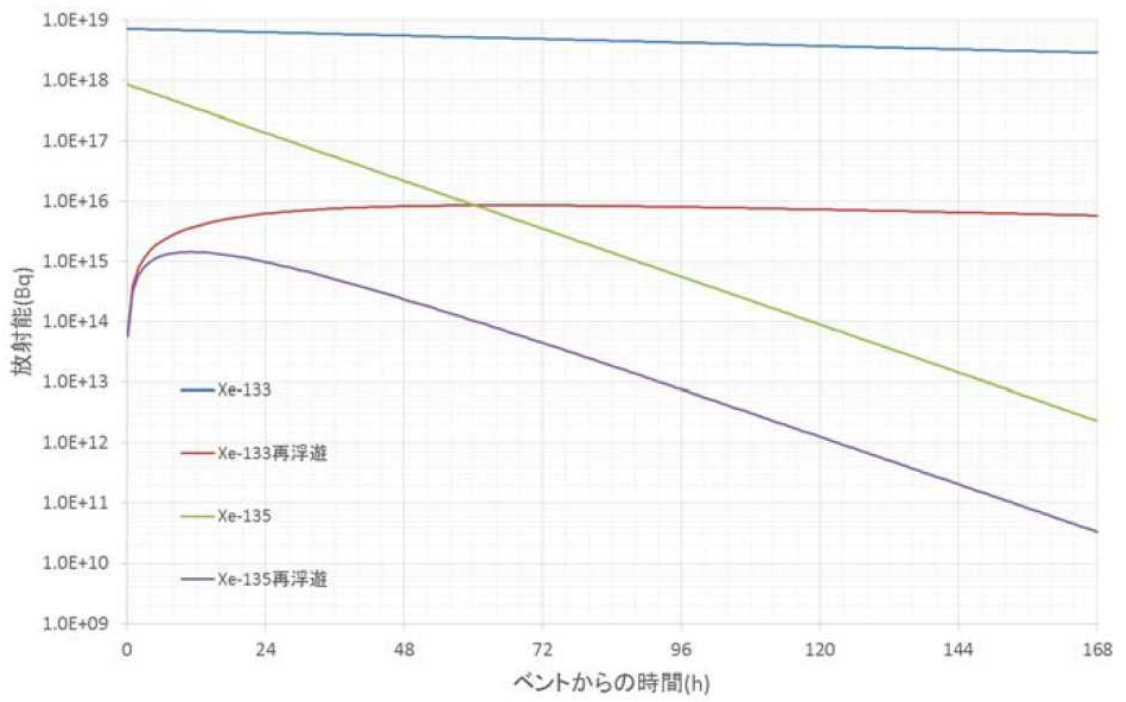


図1 ベントラインに放出されるXeとフィルタから再浮遊するXeの放出放射能比較

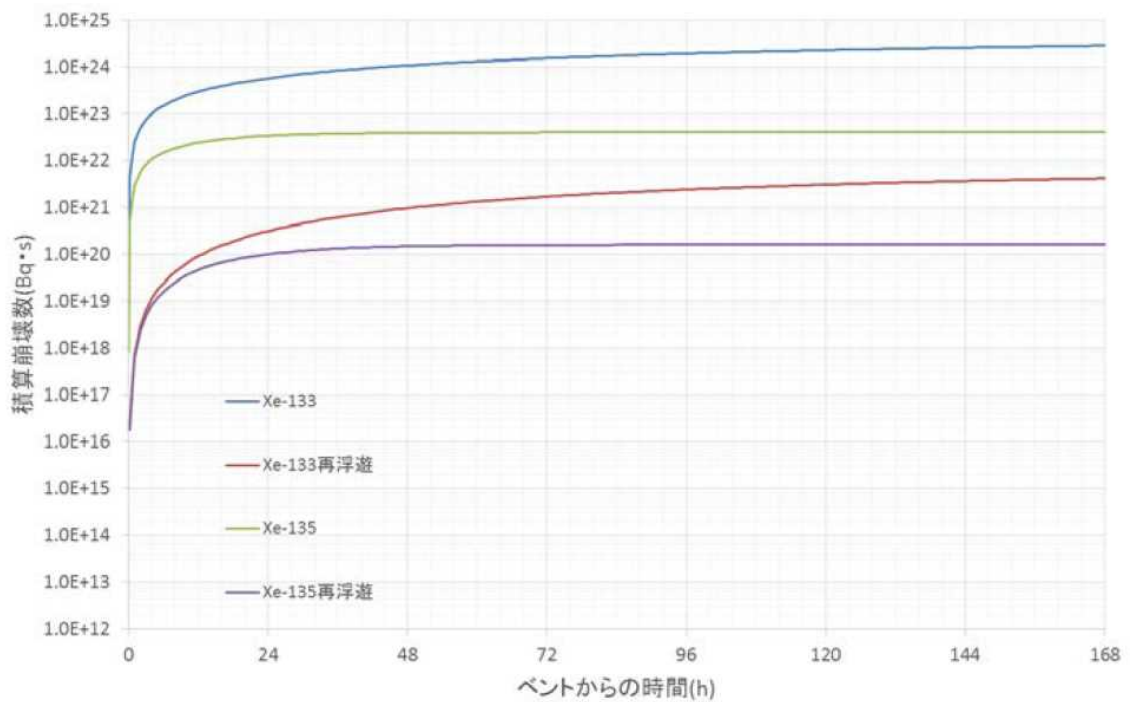


図2 ベントラインに放出されるXeとフィルタから再浮遊するXeの積算崩壊数比較

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，エアロゾル，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，よう素フィルタにおける吸着材の容量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19における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，溶融炉心から発生するエアロゾルに加え，炉内構造物の過温などによるエアロゾル，コア-コンクリート反応により発生するCaO₂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の影響により，スクラバノズルの狭隘部や金属フィルタに付着し，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) スクラバノズル

スクラバノズルの狭隘部は5mm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，スクラバノズルが閉塞することはない。

(2) 金属フィルタ（エアロゾルによる閉塞）

水スクラバで捕捉されなかったエアロゾルは，後段の金属フィルタに捕捉される。金属フィルタの閉塞評価にあたり，事故シーケンス（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失）と，MCCIが発生する事故シーケンス（高圧・低圧注水機能喪失）*を考慮する。また，フィルタ装置へのエアロゾル流入量が大きいD/W ベントの場合を想定し，この金属フィルタに捕捉されるエアロゾル量と金属フィルタの許容エアロゾル量を比較し，閉塞しないことを以下のとおり確認した。

注記*：フィルタ装置へのエアロゾル流入量の不確かさを考慮してもフィルタ装置が性能を発揮できることを確認するために，MCCIにより，コンクリートエアロゾルが大量に発生する事故シーケンスを想定した。この事故シ

一ケンスでは、原子炉圧力容器への注水及び下部ドライウエルへの事前水張りに全て失敗し、溶融炉心が下部ドライウエルに落下してから1時間後に初めて原子炉格納容器内（下部ドライウエル）に注水を開始するものとした。

a. 金属フィルタの許容エアロゾル量

金属フィルタ単体に対し、エアロゾルを供給した場合、エアロゾル量は約800cm³（2Pd流量時）～約2000cm³（最小流量時）まで許容されることが確認されている。

b. エアロゾル量

フィルタ装置に流入するエアロゾルの流入量を評価した結果、事故シーケンス（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失）では723.64 cm³、事故シーケンス（高圧・低圧注水機能喪失）では10,203.51cm³となる。

フィルタ装置に流入するエアロゾル粒径分布に対して、水スクラバ単体のオーバーオールDFを算出した結果、事故シーケンス（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失）では115（2Pd相当流量）及び34（最小流量相当）、事故シーケンス（高圧・低圧注水機能喪失）では15（2Pd相当流量）及び12（最小流量相当）となる。

フィルタ装置に流入するエアロゾル量を水スクラバ単体のオーバーオールDFで除して、金属フィルタに流入するエアロゾルの量を算出した結果、事故シーケンス（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失）では6.29 cm³（2Pd相当流量）及び21.28cm³（最小流量相当）、事故シーケンス（高圧・低圧注水機能喪失）では680.23 cm³（2Pd相当流量）及び850.29cm³（最小流量相当）となる。

c. 評価結果

上記より、事故シーケンス（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失）、MCCIが発生する事故シーケンス（高圧・低圧注水機能喪失）ともに、金属フィルタに流入するエアロゾルの量は、金属フィルタに許容されるエアロゾルの量よりも小さいことから、金属フィルタが閉塞することはない。

(3) 金属フィルタ（液滴による閉塞）

金属フィルタに移行するベントガスに含まれる液滴（湿分）は、1層目と3層目の金属繊維からなるウェブにおける、液滴の凝集、慣性力による衝突により分離される。

金属フィルタの液滴の除去性能は、下記の試験にて確認している。試験条件を表1に、試験概要図を図1に示す。

表1 金属フィルタ液滴除去性能試験条件一覧表

項目	条件
試験装置	・ 4m 高さ試験装置
試験ガス	・ 空気（エアロゾルは送気しない）
ガス流量	・ 超過流量相当 ・ 2Pd 相当流量 ・ 1Pd 相当流量 ・ 最小流量相当
粒子計測位置	・ 試験装置入口 ・ 水スクラバ通過後（金属フィルタ入口） ・ 金属フィルタ出口
評価方法	・ 水スクラバ通過後（金属フィルタ入口）及び金属フィルタ出口の空気中の粒子（液滴）を比較することで、金属フィルタの液滴除去性能を確認



図1 試験概要図（金属フィルタ液滴除去性能試験）

これらの試験の結果，各流量における粒子（液滴）の個数と粒径分布は図2～図5のとおりとなった。

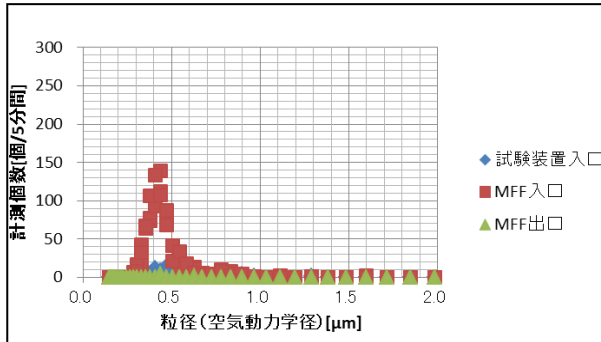


図 2 計測結果（最小流量相当）

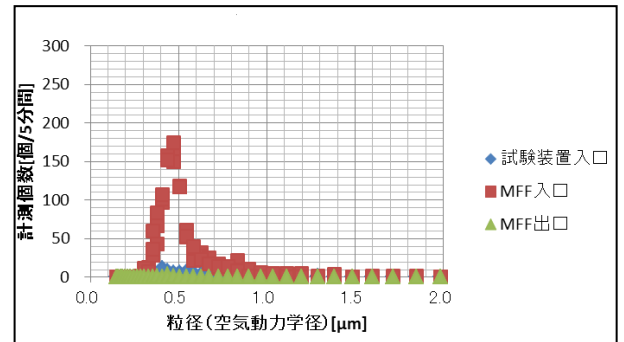


図 3 計測結果（1Pd 相当流量）

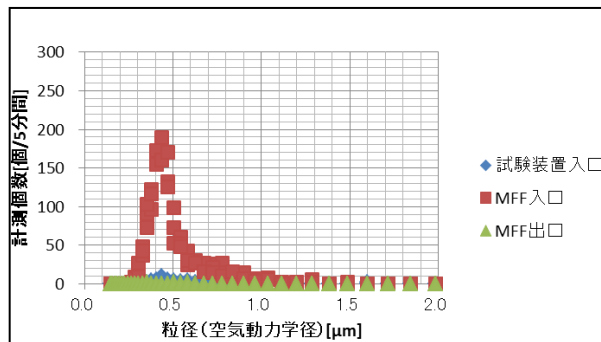


図 4 計測結果（2Pd 相当流量）

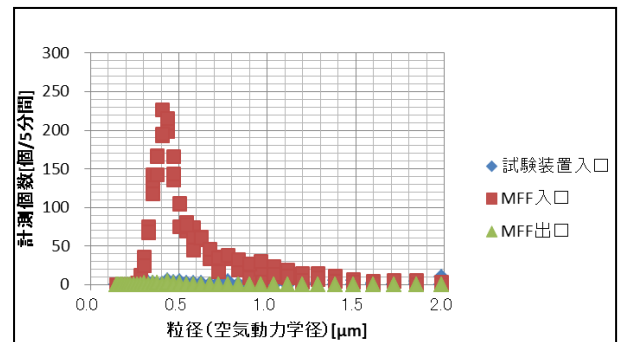


図 5 計測結果（超過流量相当）

全ての流量ケースにおいて，金属フィルタ出口側においては，ほとんど粒子が検出されておらず，金属フィルタの液滴除去性能は非常に高いことを確認した。また，この試験の間，金属フィルタの差圧に有意な上昇は認められなかった。

以上から，金属フィルタにおける，液滴分離が十分に実施でき，液滴（湿分）によるフィルタの閉塞が発生することはないと評価する。

3. 吸着材の容量減少

3.1 想定する状態

よう素フィルタの吸着材として使用する銀ゼオライトが、よう素の捕捉によって吸着容量に達した場合には、よう素は捕捉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

よう素フィルタで保持が可能なよう素の吸着容量（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、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、よう素フィルタの有機よう素捕捉に関する吸着容量が十分であることを確認した。

(1) よう素フィルタの銀の保有量

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（有効部重量）に含まれる銀（原子量：107.9）の量は約 t（約 mol）である。

(2) ガス状よう素の流入量

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

平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果から、29.1kgとする。

- ・ 原子炉格納容器への放出割合

MAAP解析の結果から、炉内から原子炉格納容器内へのよう素の放出割合を83%とする。

- ・ 原子炉格納容器に放出されるよう素の化学形態割合

Regulatory Guide 1.195に基づき、粒子状よう素5%、無機よう素91%、有機よう素4%とする。

フィルタ装置での無機よう素の除去性能（DF=1000）を考慮して、水スクラバで除去されずに残った全ての無機よう素が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よう素フィルタに蓄積されるものとする。

以上の想定で、よう素フィルタに吸着するよう素の量は無機よう素約0.087mol、有機よう素約7.6molであり、無機よう素I₂（分子量：253.8）約22g、有機よう素CH₃I（分子量：141.9）約1080gに相当する。

$$\begin{aligned}
 (\text{無機よう素 (I}_2\text{) のモル数}) &= 29100\text{g} / 126.9\text{g/mol} \times 83\% \times 91\% / 1000 (\text{DF}) \\
 &\quad / 2 (\text{I}_2) \\
 &= \text{約}0.087\text{mol}
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 (\text{有機よう素 (CH}_3\text{I) のモル数}) &= 29100\text{g} / 126.9\text{g/mol} \times 83\% \times 4\% \\
 &= \text{約}7.6\text{mol}
 \end{aligned}$$

(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、流入するよう素の捕捉に十分な量であると言える。

- ・有機よう素の除去反応

(4) 試験による容量の確認

試験において、有機よう素（ヨウ化メチル）を用いて銀ゼオライトの性能検証を行っている。試験では、図6の有機よう素除去性能試験装置を用いて、ヨウ化メチルを大量に供給し、DFが目標である50を維持する期間中に吸着できるヨウ化メチルの量を確認した。なお、この試験では、試験カラム部のヒータも入れた状態で、まず試験カラムに水蒸気のみを通気し、所望のガスの流量や温度となり、吸着材の温度が一定となったところでヨウ化メチルを供給した。

試験条件を表2に示す。また、DFが50以上を維持する期間中に、実機のよう素フィルタに吸着されるヨウ化メチルの総質量については、次式によって算出した。

$$A = \int_0^T \text{SI} \left(1 - \frac{1}{\text{DF}}\right) dt \cdot \text{AgX}_r / \text{AgX}_t$$

ここで、Aはよう素フィルタ許容吸着量、SIは試験カラムに単位時間あたりに供給されたヨウ化メチルの質量、DFは除染係数、 AgX_r は実機のよう素フィルタ2個に充填される吸着材の総質量、 AgX_t は試験カラムに充填された吸着材の総質量、Tは試験開始からDFが50以下となるまでの時間である。

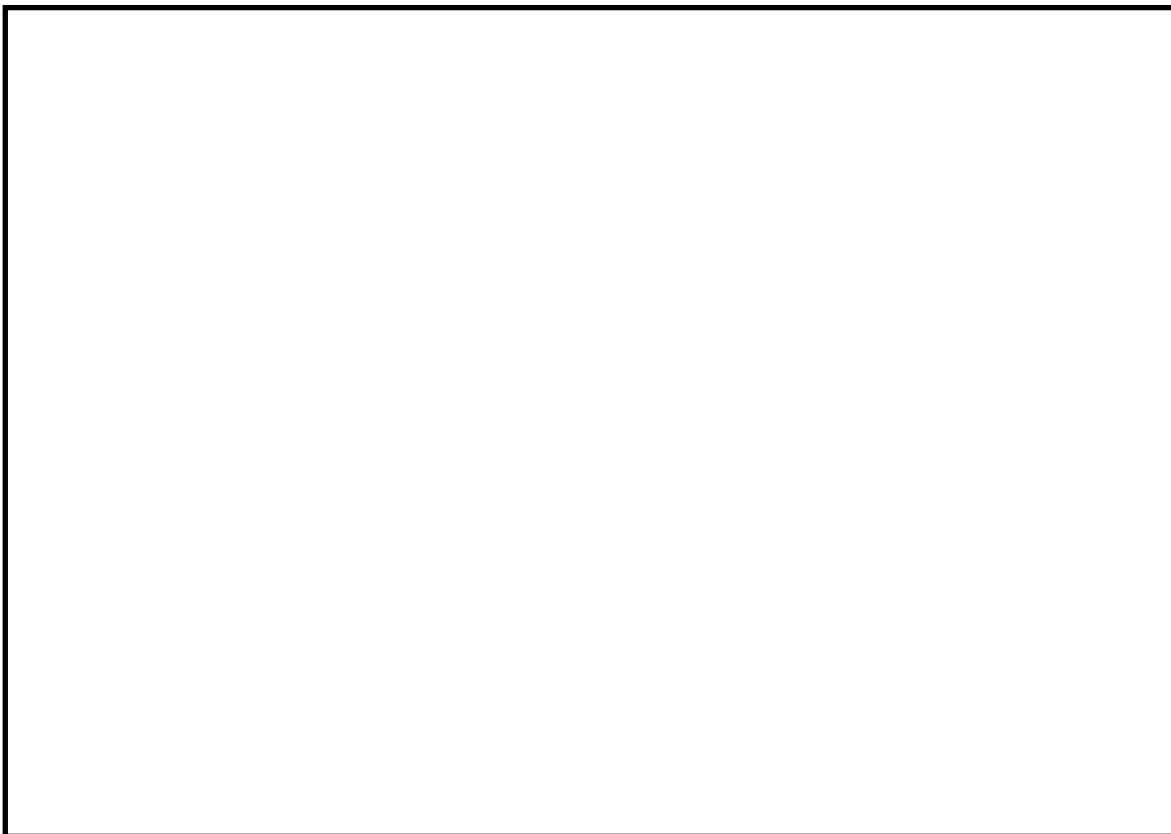


図 6 有機よう素除去性能試験装置構成図

表 2 よう素フィルタ許容吸着量確認試験条件一覧表

項目	条件			
	試験①	試験②	試験③	試験④
試験装置	有機よう素除去性能試験装置			
試験ガス組成	蒸気 100%			
露点温度差	9.1 K	10.6 K	8.5 K	12.5 K
試験カラム	8.1	8.4	5.6	250.4
入口圧力	kPa(g)	kPa(g)	kPa(g)	kPa(g)
ヨウ化メチル濃度	55 volppm	116 volppm	48 volppm	57 volppm
接触時間	0.121 s	0.119 s	0.151 s	0.134 s

以上の条件にて試験を実施し、よう素フィルタの許容吸着量を評価したところ、図7のとおりとなる。図7に示すとおり、よう素フィルタの許容吸着量は接触時間に対してほぼ線形的に増加し、ヨウ化メチル濃度や、ガスの圧力に対する依存性はないことを確認した。また、ヨウ化メチルの許容吸着量は100kg以上であることを確認した。一方、実機にてよう素フィルタに流入する有機よう素の最大量は、約1.08kgと評価していることから、流入量に対して十分な余裕があることを確認した。そのため、吸着材の容量減少により銀ゼオライトが性能劣化することはないと考えられる。

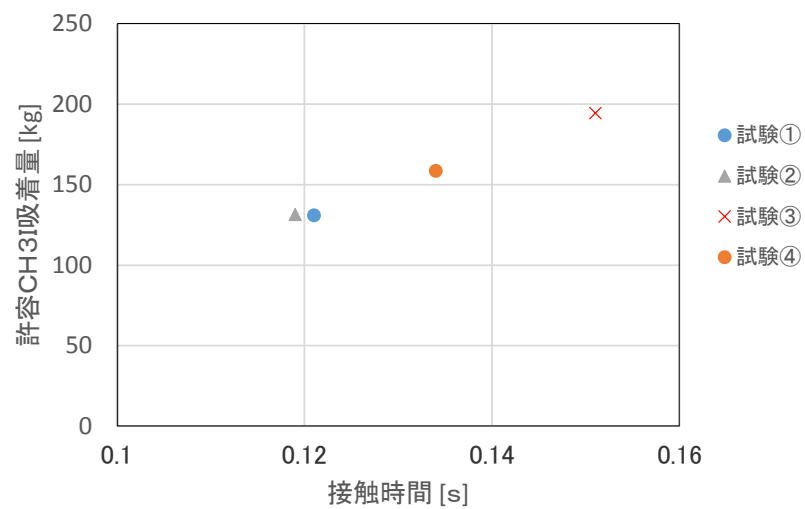


図7 よう素フィルタ許容吸着量確認試験結果

4. 吸着材の変質

4.1 想定する状態

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) 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、銀ゼオライトの除去性能に有意な劣化はないことを確認しており、柏崎刈羽原子力発電所第7号機のよう素フィルタで想定される照射量は□MGy程度であるため、捕捉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、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、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、格納容器ベント等により建屋外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が、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が支配的である。そのため、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のみを考慮する。

よう素フィルタに流入するよう素量の事故シーケンスは、有効性評価において、よう素フィルタに多量の放射性よう素が流入する炉心損傷後ベントの事故シーケンス（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失）とする。本事故シーケンスでは、原子炉停止から約38時間後にベントを開始する。このときの原子炉圧力容器から原子炉格納容器へのよう素の放出割合はMAAP解析より83%となる。よう素の状態は、粒子状よう素5%、無機よう素91%、有機よう素4%とする。このうち、粒子状よう素と無機よう素はどちらもフィルタ装置で99.9%が捕捉され、残りがよう素フィルタに流入することとする。

MAAP解析より、ベント開始から95時間程度で原子炉格納容器内のよう素の99.9%以上が放出されることから、よう素フィルタにおけるよう素の捕捉は、この間でほぼ完了する。そのため、ベント開始から95時間程度の間、よう素フィルタに保持された放射性物質から受ける放射線量に対して、捕捉性能の劣化が生じないことを確認する必要がある。そこで、よう素フィルタに保持された放射性物質から受ける崩壊熱エネルギーを、ここでは保守的にベント開始から100時間までの積算値として評価を実施すると、表3のとおりとなる。

表3 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)
約 6.4×10^6	約 1.2×10^8	約 5.1×10^9	約 5.3×10^9

この崩壊熱エネルギーが、よう素フィルタの外へ漏れることなく、保守的に全て銀ゼオライトに吸収されることとして評価すると、銀ゼオライトの重量は約 kgであるため、銀ゼオライトが照射される累積線量は

$$\text{約 } 5.3 \times 10^9 \text{ J} \div \text{約 } \text{ kg} = \text{約 } \text{ Gy} = \text{約 } \text{ MGy}$$

となる。

一方、銀ゼオライトに保持されるよう素は、よう素フィルタ入口表面付近に集中することが考えられる。この集中する割合はDFが大きいほど大きくなるため、実機に期待するDF50よりも大きいDF200を仮定して計算すると、流入したよう素の50%が入口から約 mmまでに保持される。よう素フィルタ入口から約 mmまでの厚みに流入したよう素の全量が保持されると保守的に仮定すると、この厚みに相当する銀ゼオライトの重量は約 kgである。その場合の銀ゼオライトが照射される累積線量は

$$\text{約 } 2.6 \times 10^9 \text{ J} \div \text{約 } \text{ kg} = \text{約 } \text{ Gy} = \text{約 } \text{ MGy}$$

となる。

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、放射線照射後のサンプルを用いて、図6の試験装置により、有機よう素吸着試験を実施した。なお、比較として、ほぼ同じ条件にて、放射線未照射のサンプルを用いた試験も実施した。

試験条件を表4に示す。

表4 放射線照射影響確認試験

項目	条件		
	試験⑤	試験⑥	試験⑦
試験装置	有機よう素除去性能試験装置		
試験ガス組成	蒸気 100%		
露点温度差	12.4 K	12.5 K	11.6 K
ヨウ化メチル濃度	49 volppm	57 volppm	50 volppm
接触時間	0.133 s	0.134 s	0.152 s
銀ゼオライト	未照射	未照射	5.0MGy 照射済み

以上の条件にて試験を実施したところ、試験開始からのヨウ化メチルに対する除去効率の推移は図8の通りとなった。試験の結果、放射線の照射済みサンプルと未照射サンプルで有意な性能差は見られなかった。

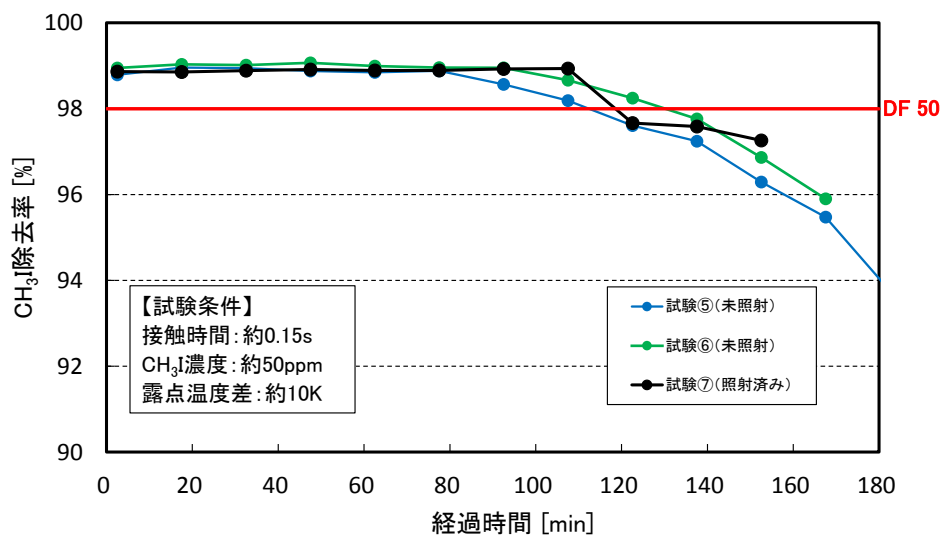


図8 ヨウ化メチル除去効率の時間推移

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。

(2) 湿分による劣化

a. スウェリングの影響について

柏崎刈羽原子力発電所のような素フィルタは、フィルタ装置とは別容器となっていることから、フィルタ装置のスクラバ水がスウェリングすることによる影響は受けない。

b. 系統待機時におけるよう素フィルタへのスクラバ水の影響について

系統待機中、フィルタ装置とよう素フィルタは、ラプチャーディスクにより隔離された状態となっている。そのため、フィルタ装置内のスクラバ水の湿分がよう素フィルタに流入することはない。ラプチャーディスクの設置場所を図9に示す。

(3) 光の照射による劣化

銀ゼオライトは、ステンレス鋼製のような素フィルタ容器内に充填されるため、光が照射されることはなく、変質するおそれはない。

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”

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，各フィルタが開発時の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がスクラバ水の水質に依存するため，スクラバ水の水質を確認することによって，試験で確認されたDFを満足することを確認する。

表1に検査概要を示す。

表 1 検査概要

	水スクラバ	金属フィルタ	銀ゼオライト
検査方法			
検査条件			
判定基準			

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格納容器圧力逃がし装置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。

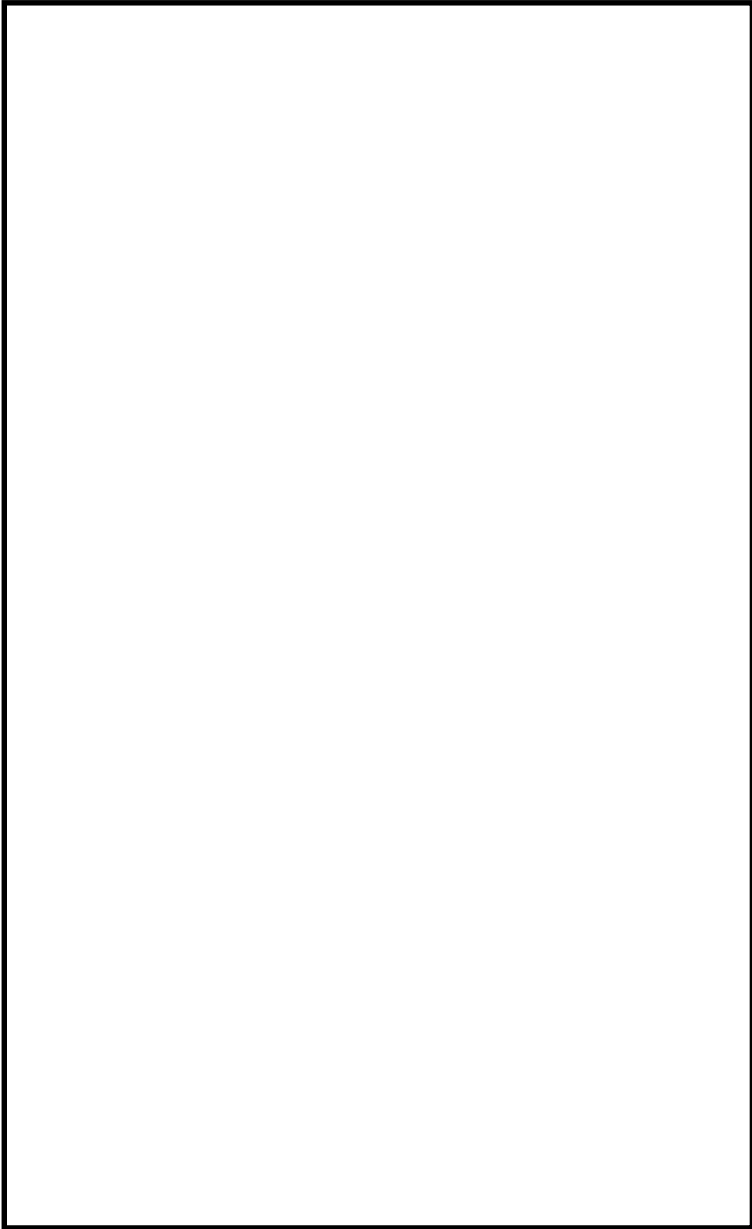
なお、構造上、PT液の拭き取りが困難となる部位については、VT検査により溶接部に欠陥等がないことを確認する。

図1, 図2に検査部位を、表2に部位ごとの検査項目を示す。

表2 部位ごとの検査項目

機器名		製造時の検査
フィルタ装置	①入口配管	PT検査, VT検査
	②分岐管	PT検査, VT検査
	③スクラバノズル	PT検査, VT検査
	④気泡細分化装置（受台）	PT検査, VT検査 （エレメントはVT*）
	⑤整流板（架台）	PT検査, VT検査 （パンチングプレートはVT*）
	⑥金属フィルタ	PT検査, VT検査 （取付部バキュームリークテスト）
	⑦金属フィルタドレン管	PT検査, VT検査
	⑧支持構造物	PT検査, VT検査
よう素フィルタ	⑨キャンドルユニット	PT検査, VT検査
	⑩支持構造物（管板）	PT検査, VT検査

注記*：PT液の拭き取り困難箇所はVT検査



機器名
①入口配管
②分岐管
③スクラバノズル
④気泡細分化装置（受台）
⑤整流板
⑥金属フィルタ
⑦金属フィルタドレン管
⑧支持構造物

図 1 フィルタ装置 検査部位

機器名
⑨ キャンドルユニット
⑩ 支持構造物（管板）



図 2 よう素フィルタ 検査部位

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お考え方は、表 1 のとおりである。

表 1 計測範囲とその考え方

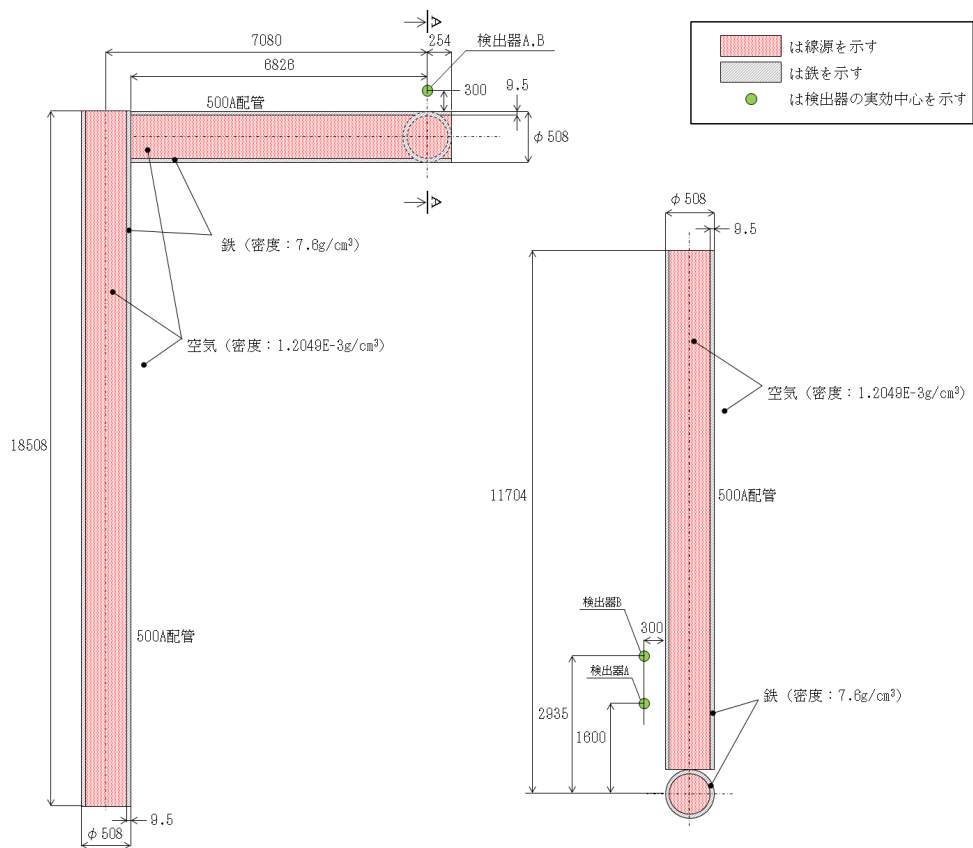
名称	計測範囲	取付箇所	計測範囲の設定に関する考え方
フィルタ装置出口放射線モニタ	$10^{-2} \sim 10^5$ mSv/h	屋外（原子炉建屋屋上）	ベント実施時（炉心損傷している場合）に、想定されるフィルタ装置出口最大線量当量率を計測できる範囲として設定する。

(1) ベント実施時に想定される線量当量率について

ベント実施時に想定される最大の線量当量率を評価するために必要な評価条件を表 2 に示す。また、表 2 の評価条件に基づく評価結果を表 3 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 1.0×10^5 mSv/h は、ベント実施時に想定される最大線量当量率 7.2×10^4 mSv/h に対し、余裕があり、計測可能である。

表 2 評価条件

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価対象核種	希ガス (Kr-83m, Kr-85, Kr-85m, Kr-87, Kr-88, Kr-89, Xe-131m, Xe-133, Xe-133m, Xe-134m, Xe-135, Xe-135m, Xe-137, Xe-138)	大気に放出される放射性物質のうち、線量当量率が支配的となる核種を選定 (後述(2)項参照)
炉心状態	平衡炉心 (サイクル末期)	原子炉の放射性物質の内蔵量が最も多くなる状態を選定
炉心から原子炉格納容器への移行割合 (希ガス)	100%	MAAP解析結果に基づき設定
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい	考慮しない	格納容器圧力逃がし装置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 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	図 1 のとおり	フィルタ装置出口放射線モニタの設置位置 (図 2) をモデル化 (保守的に、検出器 A を評価点として設定)
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可 (添十) と同じ

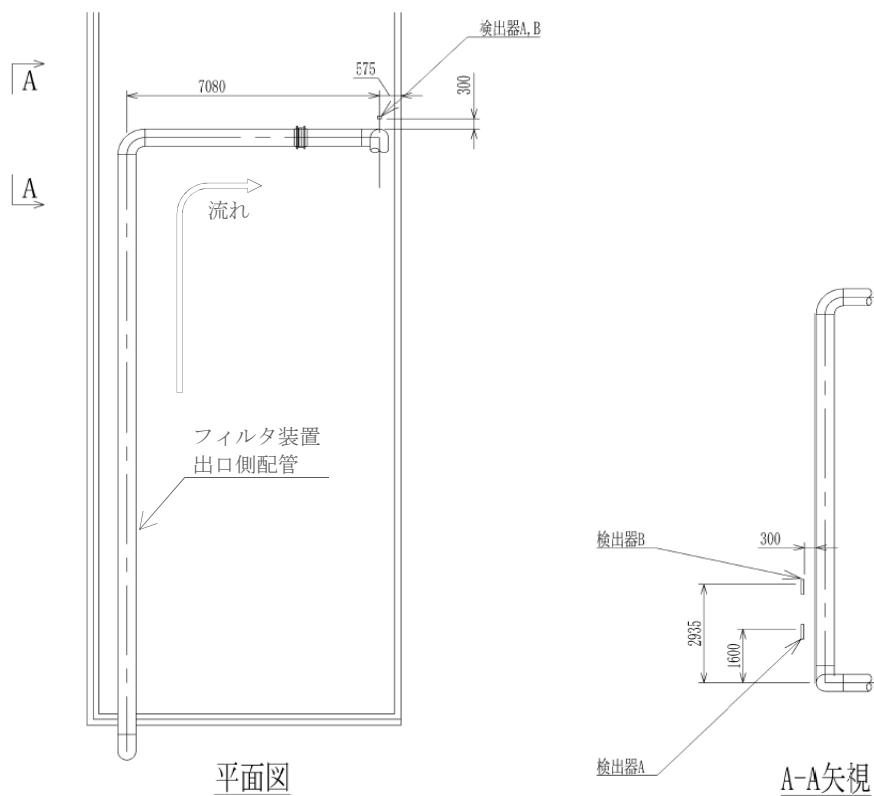


【平面図】

【A-A断面図】

（単位：mm）

図1 評価モデル



平面図

A-A矢視

図2 フィルタ装置出口放射線モニタ位置図

表3 評価結果

評価対象核種	線量当量率 (mSv/h)
Kr-83m	4.3E-10
Kr-85	3.6E+00
Kr-85m	2.3E+03
Kr-87	1.1E+04
Kr-88	4.1E+04
Kr-89	9.0E-02
Xe-131m	1.6E+00
Xe-133	2.4E+02
Xe-133m	7.0E+01
Xe-134m	6.4E-03
Xe-135	8.0E+03
Xe-135m	6.3E+03
Xe-137	5.9E-01
Xe-138	4.0E+03
合計	7.2E+04

(2) 評価対象核種の考え方

格納容器圧力逃がし装置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及びヨウ素フィルタ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。

表4に示す評価条件を用いて希ガス及びヨウ素の線量当量率を評価した結果、表5のとおり希ガスの線量当量率は、ヨウ素に比べて約30倍程度高く、放射線モニタ測定値は希ガスからの寄与が支配的であるため、希ガスを評価対象核種とする。

表4 評価条件 (1/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価事象	事故シーケンス (大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失)	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、ベントを実施す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)	原子炉の放射性物質の内蔵量が最も多くなる状態を選定
評価対象核種	希ガス : Kr-83m, Kr-85, Kr-85m, Kr-87, Kr-88, Kr-89, Xe-131m, Xe-133, Xe-133m, Xe-134m, Xe-135, Xe-135m, Xe-137, Xe-138 よう素 : I-131, I-132, I-133, I-134, I-135	大気に放出される放射性物質のうち、線量当量率が支配的となる核種を選定
炉心から原子炉格納容器への移行割合	希ガス : 100% よう素 : 82.6%	MAAP解析結果に基づき設定
よう素の形態	有機よう素 : 4% 無機よう素 : 91% 粒子状よう素 : 5%	R. G. 1. 195 に基づき設定
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 実験に基づき設定
	サプレッションプール水でのスクラビングによる除去係数 : 10	Standard Review Plan 6.5.5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)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 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 ・ サプレッションチェンバのプール水でのスクラビングによる除去効果 上記をMAAP解析で評価	選定した事故シーケンスの事故進展解析条件を基に設定

表4 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38時間後	MAAP解析結果
フィルタ装置及び よう素フィルタの除 去係数	希ガス : 1 有機よう素 : 50 無機よう素 : 1,000 粒子状よう素 : 1,000	設計値に基づき設定
評価モデル	図1のとおり	フィルタ装置出口放射線モ ニタの設置位置をモデル化 (保守的に、検出器Aを評価点と して設定)
解析コード	QAD-CGGP2R	現行許認可(添十)と同じ

表5 評価結果

ベント開始時間	希ガス 線量当量率① (mSv/h)	よう素 線量当量率② (mSv/h)	①/②
事象発生から 38 時間後	2.6×10^4	8.4×10^2	3.2×10^1

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、フィルタ装置出口側配管内に付着した放射性物質の影響を受ける。そのため、ベント停止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。

表4の評価条件(希ガス及び有機よう素は配管に付着しないため、無機よう素及び粒子状よう素に係る評価条件のみ)及びフィルタ装置出口側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、3.2mSv/hである。

3. 線量当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、フィルタ装置出口側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、フィルタ装置出口側配管内の放射性物質濃度と線量当量率により、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側配管内の放射性物質濃度を把握することができる。

表4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表6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 核種ごとの希ガス量を原子炉格納容器空間体積（1500m³*）で除し、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 線線源強度と図1の評価モデルから核種ごとの線量当量率の合計（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で求めた線量当量率の合算値で除すことで、換算係数を算出する。

注記*：原子炉停止から38時間後の原子炉格納容器空間体積。

表6 換算係数の算出

	炉停止時 内蔵量① (Bq)	38 時間後 減衰値② (Bq)	放射性物質 濃度③ (Bq/cm ³)	線量当量率④ (mSv/h)	換算係数 ((Bq/cm ³) / (mSv/h))
検出器 A	5.1×10 ¹⁹	1.1×10 ¹⁸	7.6×10 ⁸	2.6×10 ⁴	2.9×10 ⁴
検出器 B				2.5×10 ⁴	3.1×10 ⁴

(希ガスの総量 (Bq) は、0.5MeV 換算値を用いている)

表6の換算係数は、原子炉停止から38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図3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。

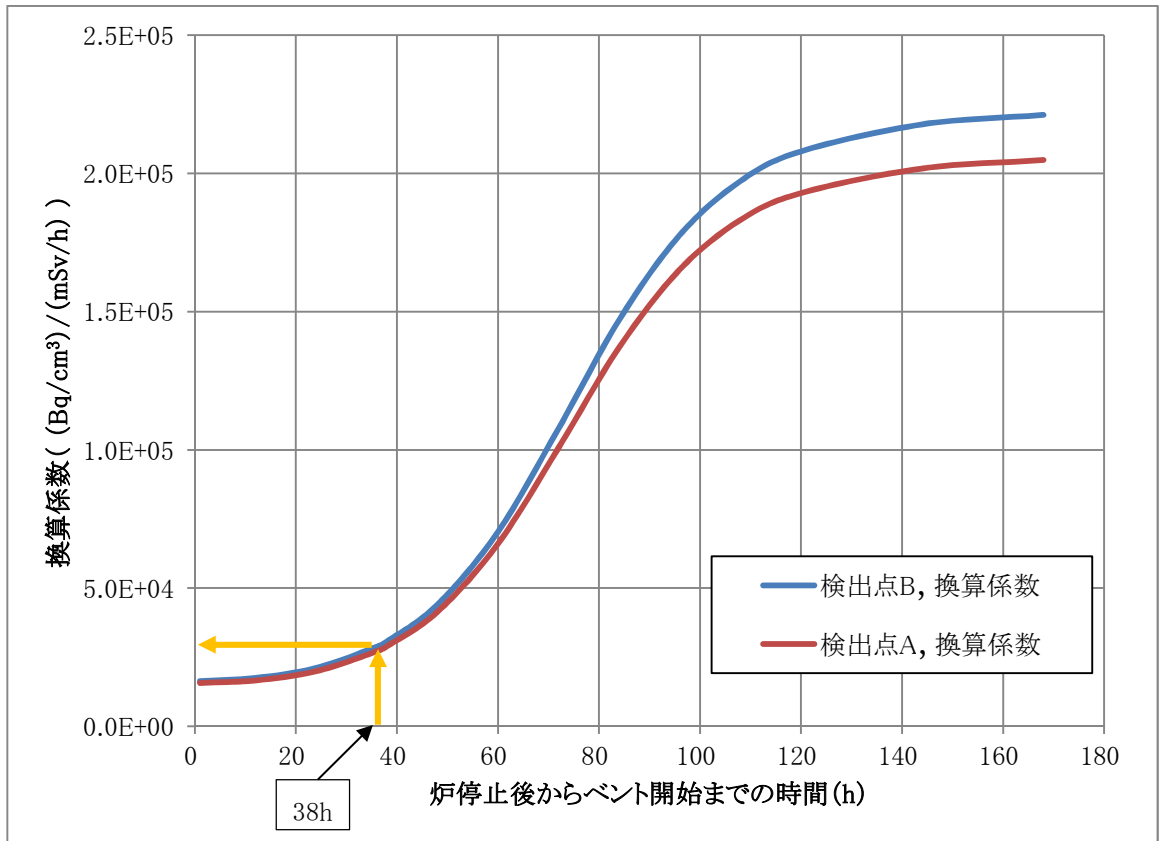


図3 換算係数の時間推移

4. 放射性物質の放出量の推定方法

(1) 格納容器内雰囲気放射線モニタによる推定方法

格納容器内雰囲気放射線モニタは、原子炉格納容器内に存在する放射性物質からの放射線を測定するものである。原子炉格納容器内には、気相及び液相中の放射性物質と構造物等に沈着した放射性物質が存在しており、原子炉格納容器内の線量当量率を測定することで、間接的にベント時に放出される放射性物質の放出量を推定する。以下に格納容器内雰囲気放射線モニタによる推定方法を示す。

a. 事前準備事項

- ① 平衡炉心（サイクル末期）における核種ごとの炉内内蔵量（Bq）を解析にて求める。
- ② ベント開始時間までの減衰を考慮した核種ごとの存在量（Bq）を算出する。
- ③ MAAPコードを用い、代表的な重大事故時想定*における主要な放射性物質の原子炉格納容器内各部への移行割合（サプレッションプール水におけるスクラビング効果を考慮した気相部への移行割合、沈着割合）を求め、①及び②で算出した核種ごとの存在量（Bq）より壁面沈着分の放射エネルギー（Bq）及び気相部の放射エネルギー（Bq）を評価する。
- ④ 検出器位置周辺に沈着した放射エネルギー（Bq）及び気相部の放射エネルギー（Bq）から検出器への線量の寄与（mSv/h）について、検出器の周辺の構造を考慮した線量評価モデルを用いて評価する。
- ⑤ 上記の評価結果を用い、「原子炉格納容器気相部に存在する放射エネルギー（Bq）及び検出器位置での線量当量率（mSv/h）の関係」をあらかじめ用意する。

b. 放射性物質の推定方法

- ① プラントデータを確認し、事前に評価する代表的な重大事故時想定*の中より最も事象進展が近いものを選定する。
- ② 格納容器内雰囲気放射線モニタの指示値（mSv/h）に対し、事前に評価した代表的な重大事故時想定*における「原子炉格納容器気相部に存在する放射エネルギー（Bq）及び検出器位置での線量当量率（mSv/h）」をもとに、原子炉格納容器気相部に浮遊する放射エネルギー（Bq）を比例計算にて求める。
- ③ ②より求めた原子炉格納容器気相部内の放射エネルギー（Bq）に格納容器圧力逃がし装置、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の除去係数を考慮し放出放射エネルギー（Bq）を求める。

注記*：事前に評価する代表的な重大事故時想定として、原子炉格納容器内の放射性物質の存在割合に大きく影響するLOCAの発生の有無等を考慮した複数ケースを評価する。事故時においてはプラントデータを確認し、評価ケースの中より最も近い事象進展を選定し評価を行う。なお、上記手順は、格納容器圧力逃がし装置の使用の可能性がある場合において、その影響（概算）を早期に確認するための手法である。そのため、詳細な値は事故後に得られた詳細な事象進展、デ

ータを用いて確認する必要がある。

(2) フィルタ装置出口放射線モニタによる推定方法

フィルタ装置出口放射線モニタは、フィルタ装置出口側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。

a. 事前準備事項

3 項で示す手法で算出した「換算係数 (Bq/cm^3) / (mSv/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。

b. 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 (Bq/cm^3) / (mSv/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 6.5.5, “Pressure Suppression Pool as a Fission Product Cleanup System”, March 2007

格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮について

1. 外部事象の考慮

格納容器圧力逃がし装置は，自然現象（地震及び津波を除く。）及び外部人為事象に対して，表1（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，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 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，船舶の衝突，並びに有毒ガスの外部人為事象については，発電所の立地及び格納容器圧力逃がし装置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。

表1 格納容器圧力逃がし装置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)	屋内	原子炉建屋に設置される格納容器圧力逃がし装置の入口配管、隔離弁等については、外殻の原子炉建屋により防護される設計とする。
		屋外	飛来物による影響は、竜巻による影響に包含される。
	竜巻	屋内	原子炉建屋に設置される格納容器圧力逃がし装置の入口配管、隔離弁等は外殻の原子炉建屋により防護される設計とする。
		屋外	屋外に設置される格納容器圧力逃がし装置のよう素フィルタ、フィルタ装置は、フィルタベント遮蔽壁により防護され、さらに飛来物衝突に対して貫通しない板厚を有する設計とする。また、フィルタ装置出口配管等については、竜巻飛来物衝突に対して貫通しない板厚を有する設計とし、小口径配管については遮蔽用及び竜巻対策用の鉄板を設置することで、飛来物により、機能が損なわれる恐れのない設計とするか、損傷した場合は運用により、損傷したとしても問題がない設計とする。 また、風荷重、気圧差により、機能が損なわれる恐れのない設計とする。
	凍結	屋内	原子炉建屋に設置されている部位については、換気空調設備により環境温度が維持されるため、外気温の影響を受け難い。
		屋外	屋外に設置、かつ、水を内包するフィルタ装置には保温材・ヒーターを設置し、凍結し難い設計とする。 また、フィルタ装置出口配管については、一部Uシール構造となる箇所があることから、ベントガスに含まれる水蒸気が凝縮することにより発生するドレン水により配管が閉塞することがないように、発生したドレン水をドレンタンクに排出する設計とする。
	降水	屋内	原子炉建屋に設置される格納容器圧力逃がし装置の入口配管、隔離弁は外殻の原子炉建屋により防護される設計とする。
		屋外	フィルタベント遮蔽壁内側の設備の浸水については、サブ排水ラインを通じて排水するか、ドレン移送ポンプを用いてサブプレッション・チェンバに移送することが可能であり影響を受けない。また、附室は排水溝を設置することにより、雨水が溜まることはなく、降水による浸水の影響を受けない。


表1 格納容器圧力逃がし装置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 (積雪), 閉塞	屋内 原子炉建屋に設置される格納容器圧力逃がし装置の入口配管, 隔離弁は外殻の原子炉建屋により防護される設計とする。
		屋外 屋外に設置されるフィルタ装置出口配管, ラブチャーディスク等については, 積雪荷重に対して耐性が確保される設計とする。また, 系統開口部から降雪が浸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。なお, 多量の積雪が確認される場合には, 除雪を行う等, 適切な対応を実施する。	
	落雷	雷サージによる電気・計装設備の損傷	屋内及び屋外 落雷の影響を考慮すべき設備については, 原子炉建屋等への避雷針の設置, 接地網の布設による接地抵抗の低減を行う等の雷害防止で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 (降下火砕物)	荷重, 閉塞, 腐食	屋内 原子炉建屋内に設置される格納容器圧力逃がし装置の入口配管, 隔離弁は外殻の原子炉建屋により防護される設計とする。
		屋外 屋外に設置されるフィルタ装置出口配管, ラブチャーディスク等については, 降下火砕物の堆積荷重に対して耐性が確保される設計とする。また, 系統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。なお, 降下火砕物の堆積が確認される場合には, 降下火砕物を除去する等, 適切な対応を実施する。 化学的影響 (腐食) 防止のため, 屋外に敷設されるフィルタ装置出口配管 (炭素鋼配管) 外面には防食塗装を行う設計とする。	
	生物学的事象	電气的影響 (齧歯類 (ネズミ等) によるケーブル等の損傷)	屋内 原子炉建屋内に設置される格納容器圧力逃がし装置の入口配管, 隔離弁は外殻の原子炉建屋により防護される設計とする。
			屋外 屋外の電気設備及びケーブルは, 金属製の筐体又は電線管等に収納することで小動物の侵入を防止し, 安全機能が損なわれるおそれのない設計とする。
	地滑り	地滑りした土砂による荷重	屋内及び屋外 地滑りが想定される斜面からの離隔距離を確保することにより, 影響を受けない設計とする。

表1 格納容器圧力逃がし装置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	森林火災	屋内及び屋外	機器を内包する原子炉建屋、フィルタベント遮蔽壁及び、屋外に設置される機器は防火帯の内側に配置し、森林との間に適切な離隔距離を確保することで、必要な機能が損なわれる恐れがない設計とする。 また、火災発生時の輻射熱による影響を受ける設備は、遮蔽性のある板で覆う等により防護する設計とする。
	爆発	屋内及び屋外	近隣の産業施設、発電所周辺の道路を通行する燃料輸送車両、発電所周辺を航行する燃料輸送船の爆発による爆風圧及び飛来物に対して、離隔距離が確保される設計とする。
	近隣工場等の火災	屋内及び屋外	火災発生時の輻射熱に対して、耐性が確保される設計を基本とし、輻射熱による影響を受ける設備は遮熱性のある板で覆う等により、防護する設計とする。
	電磁的障害	屋内及び屋外	サージ・ノイズによる計測制御回路への影響 日本工業規格（JIS）等に基づき、ラインフィルタや絶縁回路の設置により、サージ・ノイズの侵入を防止するとともに、鋼製筐体や金属シールド付きケーブルの適用により電磁波の侵入を防止する設計とする。
内部溢水	没水、被水、蒸気による環境条件の悪化	屋内	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。 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。 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。
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	屋内及び屋外	航空機衝突により、格納容器圧力逃がし装置の機能が喪失する。この様な事態を想定した場合であっても、炉心損傷前であれば、従来からアクシデントマネジメント策として整備済みである耐圧強化ベント系が原子炉建屋内に設置されており、航空機衝突による損傷を免れると考えられることから、耐圧強化ベント系を最終ヒートシンクへ熱を輸送する機能として使用することが可能である。 また、意図的な航空機衝突により格納容器圧力逃がし装置の機能が喪失した状態で、プラントが何らかの原因により炉心損傷した場合を想定したとしても、代替循環冷却系を用いて原子炉格納容器のベントを行わずに除熱することができる。

表1 格納容器圧力逃がし装置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
バードスクリーン	鳥の侵入による影響	屋外	<p>排気管先端に鳥侵入防止用金網を設置する。</p> 

原子炉格納施設的设计条件に関する説明書に係る補足説明資料

(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	原子炉建屋内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 並びにグラウ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	重大事故等時におけるフィルタベント遮蔽壁の遮蔽の熱除去の評価について	補足14-1
補足15	ベント実施に伴う現場作業の被ばく評価の評価条件の変更点等について	補足15-1

原子炉格納容器漏えい率の設定について

重大事故等時における原子炉格納容器からの原子炉建屋への漏えい率は、設計漏えい率を基に算出した等価漏えい面積を持つ漏えい孔をMAAP内で格納容器内圧力に応じて模擬し（後述の 1. 及び 2. を参照）、当該漏えい面積及び格納容器内圧力を基に評価している。

模擬する漏えい孔の等価漏えい面積は、格納容器内圧力が最高使用圧力 310kPa[gage] (1Pd) 以下の場合と最高使用圧力を超過した後の場合の 2 種類を設定する。

なお、よう素の漏えい量の評価に当たっては、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、すべ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. 格納容器内圧力が最高使用圧力以下の場合

格納容器内圧力が最高使用圧力以下の場合、設計漏えい率（0.9Pd で 0.4%/日）を基に算出した等価漏えい面積（ドライウェル及びウェットウェルの総等価漏えい面積は約 $3 \times 10^{-6} \text{m}^2$ ）を設定し、MAAP内で圧力に応じた漏えい量を評価している。

2. 格納容器内圧力が最高使用圧力を超過した場合

格納容器内圧力が最高使用圧力を超過した場合、620kPa[gage] (2Pd) で漏えい率 1.3%/日となる等価漏えい面積（ドライウェルとウェットウェルの総等価漏えい面積は約 $1 \times 10^{-5} \text{m}^2$ ）を設定し、1. と同様にMAAP内で圧力に応じた漏えい量を評価している。

格納容器内圧力 2Pd における漏えい率 1.3%/日は、以下の AEC の評価式、GE の評価式によって評価した漏えい率の結果を包絡する値として設定した。これらの式は、設計基準事故の原子炉冷却材喪失時の被ばく評価において、原子炉格納容器漏えい率の評価に用いている理論式*1 である。格納容器内圧力が最高使用圧力の 2 倍である 620kPa[gage] (2Pd) 及び格納容器雰囲気温度が 200℃までは、事故後 7 日間に渡り、原子炉格納容器本体並びに開口部及び貫通部の健全性が確保されることを確認していることから、これらの理論式を用いて格納容器内圧力 2Pd 及び格納容器雰囲気温度 200℃における漏えい率を設定することは可能と判断した。

○AEC の評価式

$$L = L_0 \sqrt{\frac{(P_t - P_a) \times R_t \times T_t}{(P_d - P_a) \times R_d \times T_d}} = 1.024 \text{ \% / 日}$$

L	： 事故時の原子炉格納容器漏えい率	
L ₀	： 設計漏えい率（圧力 Pd に対して（ここでは 0.9Pd）	【0.4%/日】
P _t	： 事故時の格納容器内圧力	【721kPa[abs]】
P _d	： 設計圧力	【380kPa[abs]】
P _a	： 原子炉格納容器外の圧力	【101.325kPa[abs]】
R _t	： 事故時の気体定数*2	【523.7J/kg・K】

R_d : 空気の気体定数	【287J/kg・K】
T_t : 事故時の格納容器内温度	【473.15K】
T_d : 設計格納容器内温度	
漏えい試験時の温度 (20°C)	【293.15K】

○GE の評価式 (General Electric 社の漏えいモデル式)

$$L = L_0 \frac{\sqrt{1 - \left(\frac{P_a}{P_t}\right)^2}}{\sqrt{1 - \left(\frac{P_a}{P_d}\right)^2}} = 0.42\%/日$$

L : 事故時の原子炉格納容器漏えい率	
L_0 : 設計漏えい率 (設計圧力 P_d に対して (ここでは 0.9Pd))	【0.4%/日】
P_t : 事故時の格納容器内圧力	【721kPa[abs]】
P_d : 設計圧力	【380kPa[abs]】
P_a : 原子炉格納容器外の圧力	【101.325kPa[abs]】

注記*1: 「沸騰水型原子力発電所 事故時の被ばく評価手法について (平成 16 年 1 月)」(株式会社日立製作所)

*2: 事故時の気体定数は水素ガス(2.016):窒素ガス(28.01):水蒸気(18.02)のガス組成 34%:33%:33%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、水素ガス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ガス量発生(約 1600kg)を考慮して設定している。

3. 無機よう素及び有機よう素の原子炉格納容器漏えい率

3.1 無機よう素

他の核種と同様に格納容器内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、別途、MAAP解析結果の格納容器内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、MAAP解析結果の格納容器内圧力変化に伴う漏えい率の変化を包絡する原子炉格納容器漏えい率を設定する。

漏えい率は、事故発生から最初に格納容器内圧力が 0.9Pd に到達するまで (事故発生から 1.5 時間後まで) は 0.4%/日 (一定) とし、それ以降 (1.5~168 時間後) は 1.3%/日 (一定) とする (図 1 を参照)。

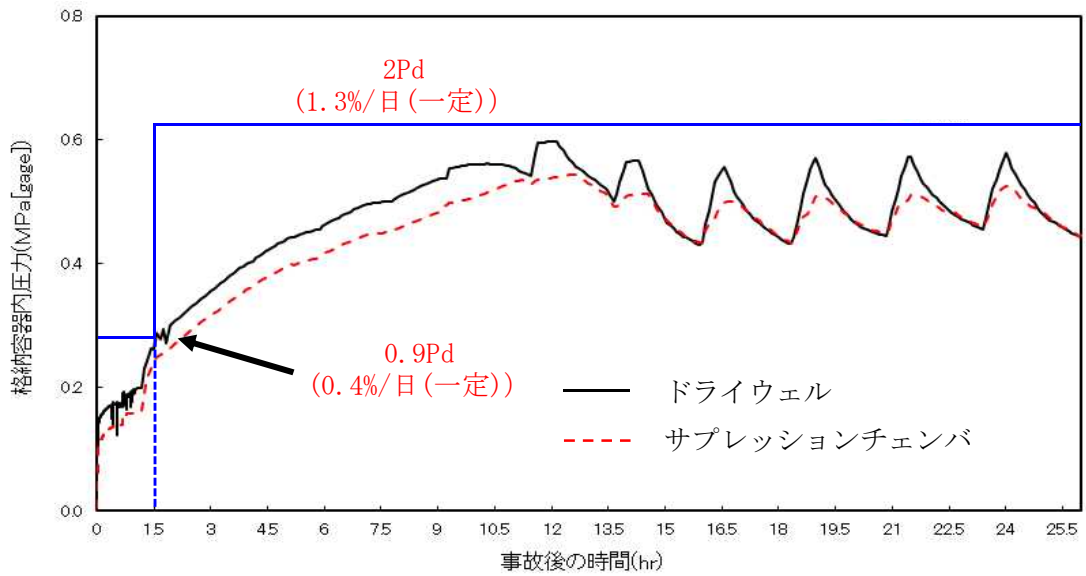


図1 原子炉格納容器圧力と漏えい率の時間変化
(無機よう素の原子炉格納容器漏えい率の設定)

3.2 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、サブ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、原子炉压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。燃料から原子炉压力容器内に放出されたFPは、原子炉压力容器破損前には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、原子炉压力容器破損後には原子炉压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ブプレッション・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。

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(D F)を設定し、エアロゾル除去効果が計算される。D F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、MAAPにおいて特定の沈着メカニズムを除外した場合の感度解析を行った。ある沈着メカニズムを除いた場合、他の沈着メカニズムにより、FP沈着が進むことから、この比較により定量的な寄与割合を算出することはできないが、影響の度合いを確認することが可能と考える。なお、DFにはサブプレッションプールでのスクラビングによるDFも含まれる。

事故シーケンスとしては、「大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失」においてW/Wベントを実施する場合を想定する。解析結果を図1に示す。なお、感度解析では、以下の式により原子炉格納容器内の除去効果（除染係数（以下「DF」という。））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 / ベントラインへのCsI流入割合

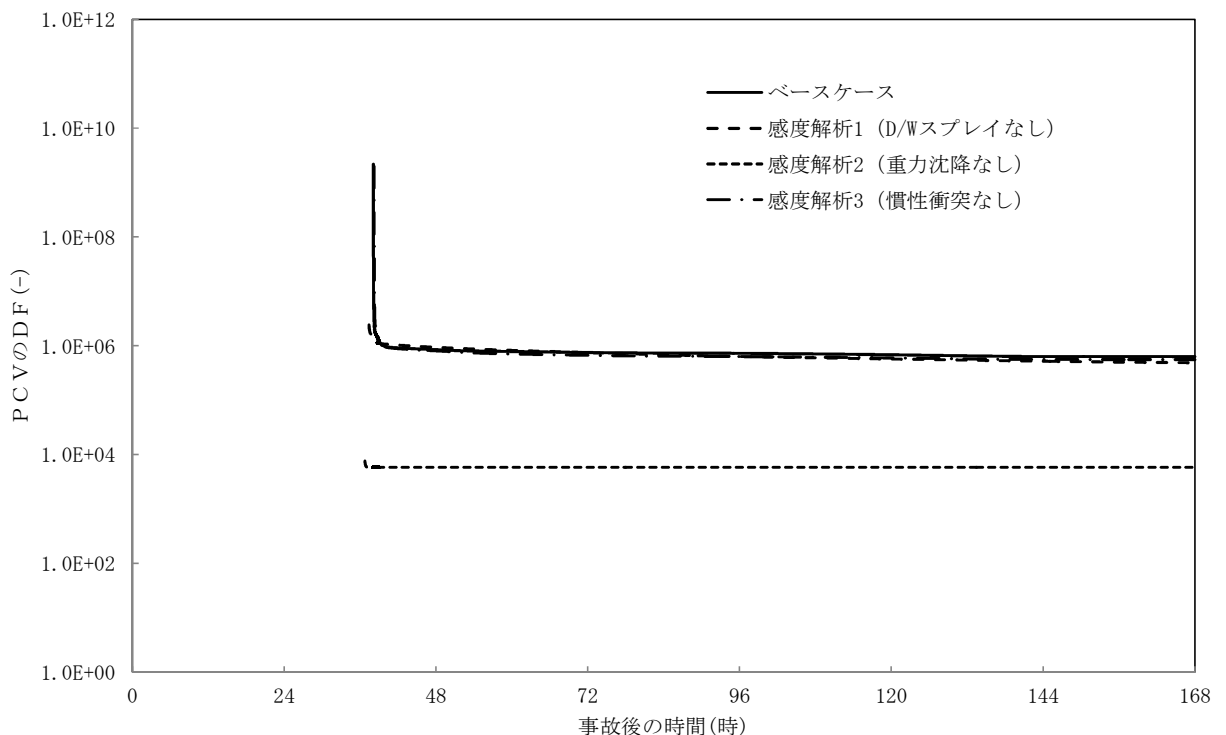


図1 エアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果（積算値）の感度解析結果

各ケースのDF結果を比較すると、感度解析1 (D/W スプレイなし) *や感度解析3 (慣性衝突なし) ではベースケースに対して僅かにDFが減少し、感度解析2 (重力沈降なし) ではベースケースに対して2桁程度DFが大きく低下する結果となった。

感度解析1 (D/W スプレイなし) において大きな感度が出ない理由として、本DFにはサブプレッションプールにおけるスクラビングによるFP除去効果が重畳していることが挙げられる。D/W スプレイによるFP除去の効果には、スプレイによる直接的なFP除去効果だけではなく、スプレイによってD/W圧力が低下し、真空破壊弁を経由してW/WのFPがD/Wへ流入し、スプレイ停止後に再度サブプレッションプールでスクラビングが生じFPが除去される効果が含まれる。つまり、サブプレッションプールにおけるFP除去効果がスプレイによる直接的なFP除去効果に比べ

て大きいために、感度解析 1 (D/W スプレイなし) とベースケースに大きな差が生じていないと推定される。

一方、重力沈降や慣性衝突による FP 除去効果はスプレイとは異なり、サブプレッションプールによる FP 除去効果とは独立していると考えられる。重力沈降を考慮しない感度解析 2 の場合には、ベースケースに比べて DF が大きく低下しているが、これは重力沈降による FP 除去の効果が大きいことが原因と推定される。また感度解析 3 (慣性衝突なし) はベースケースとほぼ同じ DF であることから、慣性衝突による FP 除去の効果は相対的に小さいことが原因と推定される。

注記* : 評価上、スプレイによる FP の除去効果は考慮していないが、蒸気凝縮等の効果については考慮されている。

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

2.1 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。

2.2 MAA P 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、MAA P 解析ではスクラビング計算プログラム (S U P R A 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。

S U P R A 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。図 2 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。

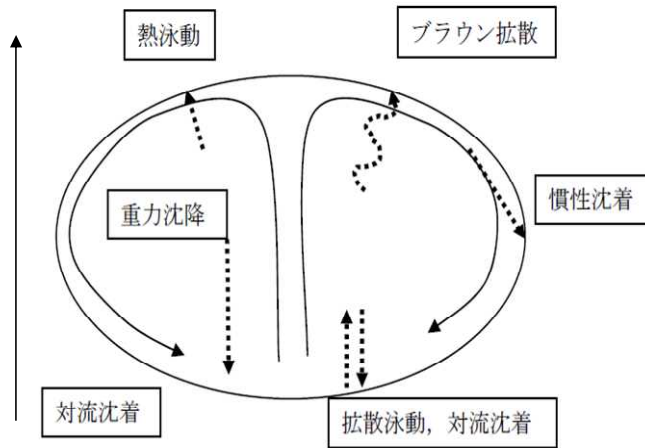


図2 スクラビングによるエアロゾル捕集効果

2.3 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表1及び図3に示す。また、試験結果を図4から図10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 $1\text{g}/\text{cm}^3$), SUPRAコード:CsOH(密度 $3.675\text{g}/\text{cm}^3$))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した図7及び図9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

*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(密度 $3.675\text{g}/\text{cm}^3$)の平方根を乗じることにより に換算する。

表1 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)	500	300~2000
Aerosol property	particle diameter (μm)	0.21~1.1	0.1~1.9
	material	LATEX	LATEX, CsI

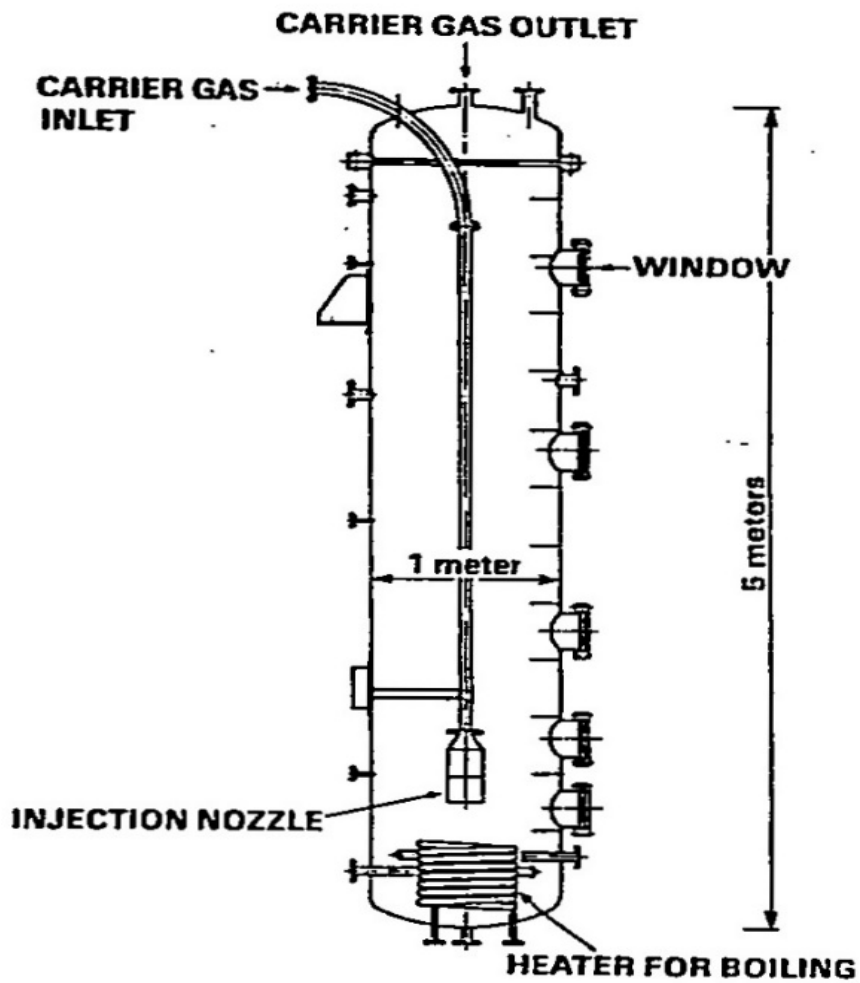


図3 試験装置の概要

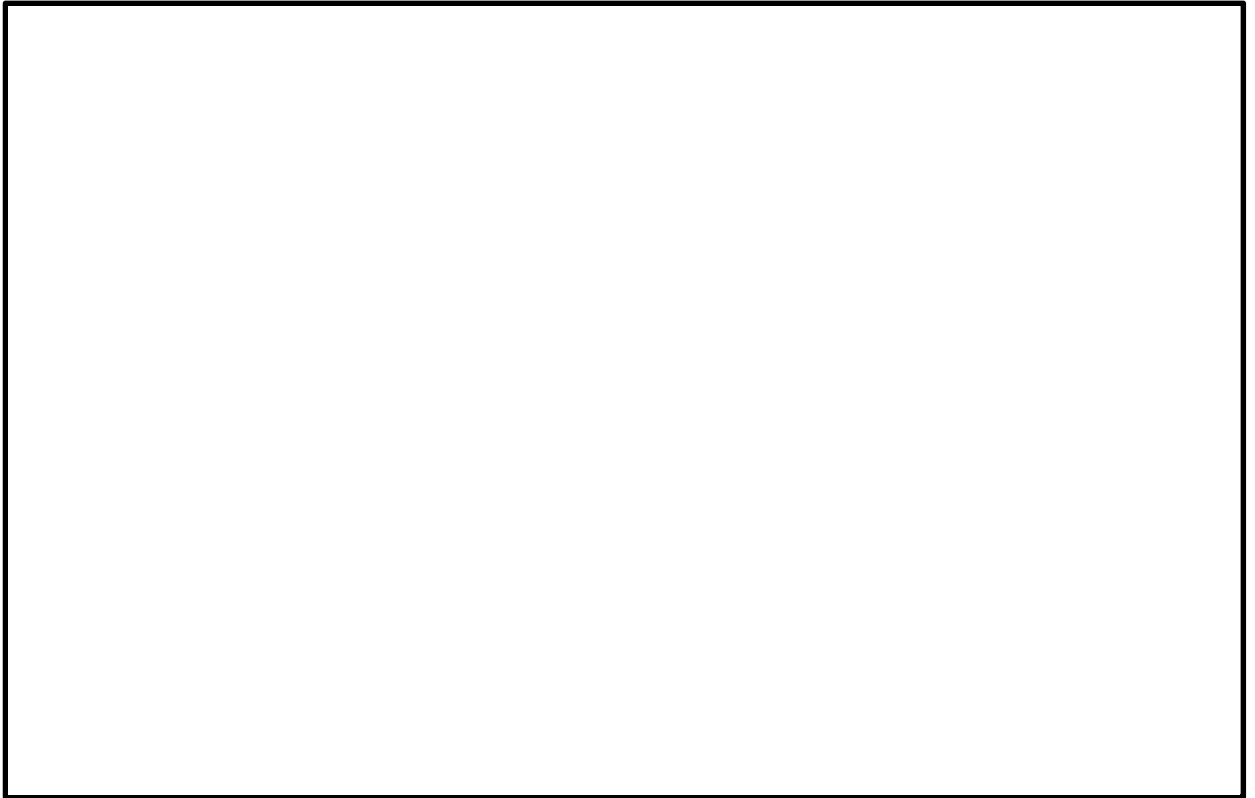


図4 キャリアガス流量に対するDFの比較

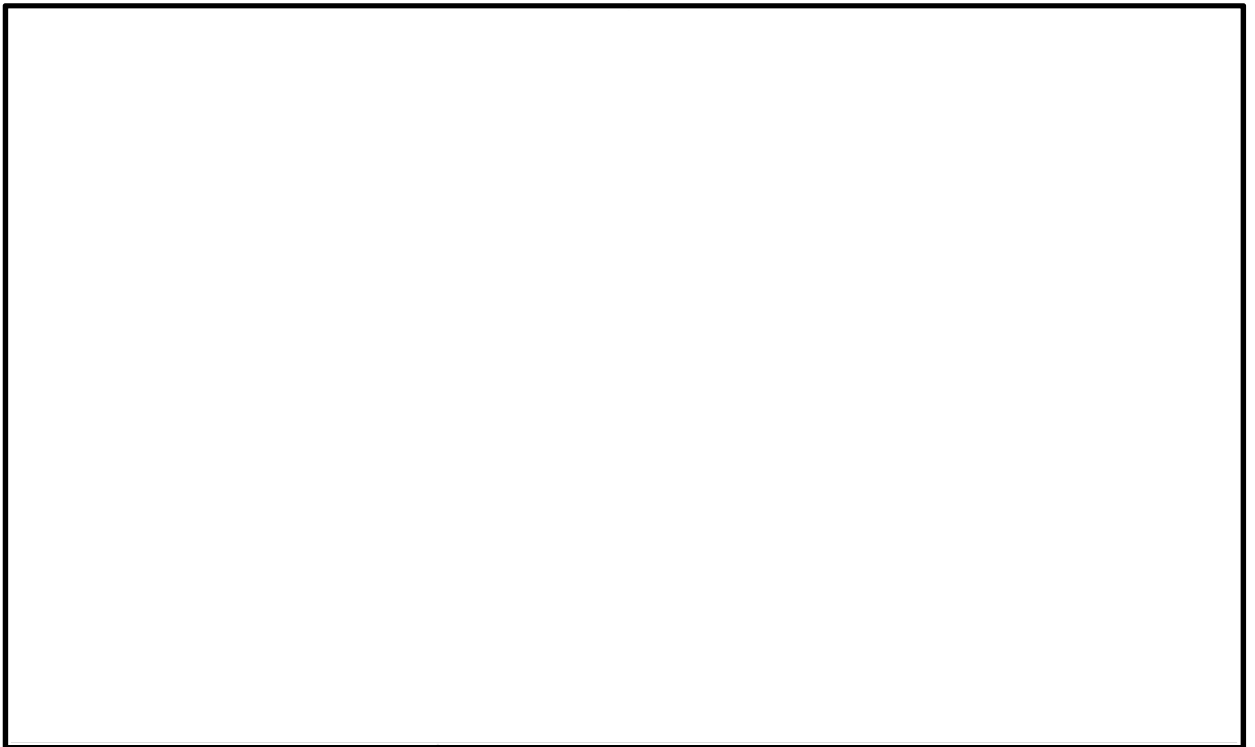


図5 プール水温に対するDFの比較

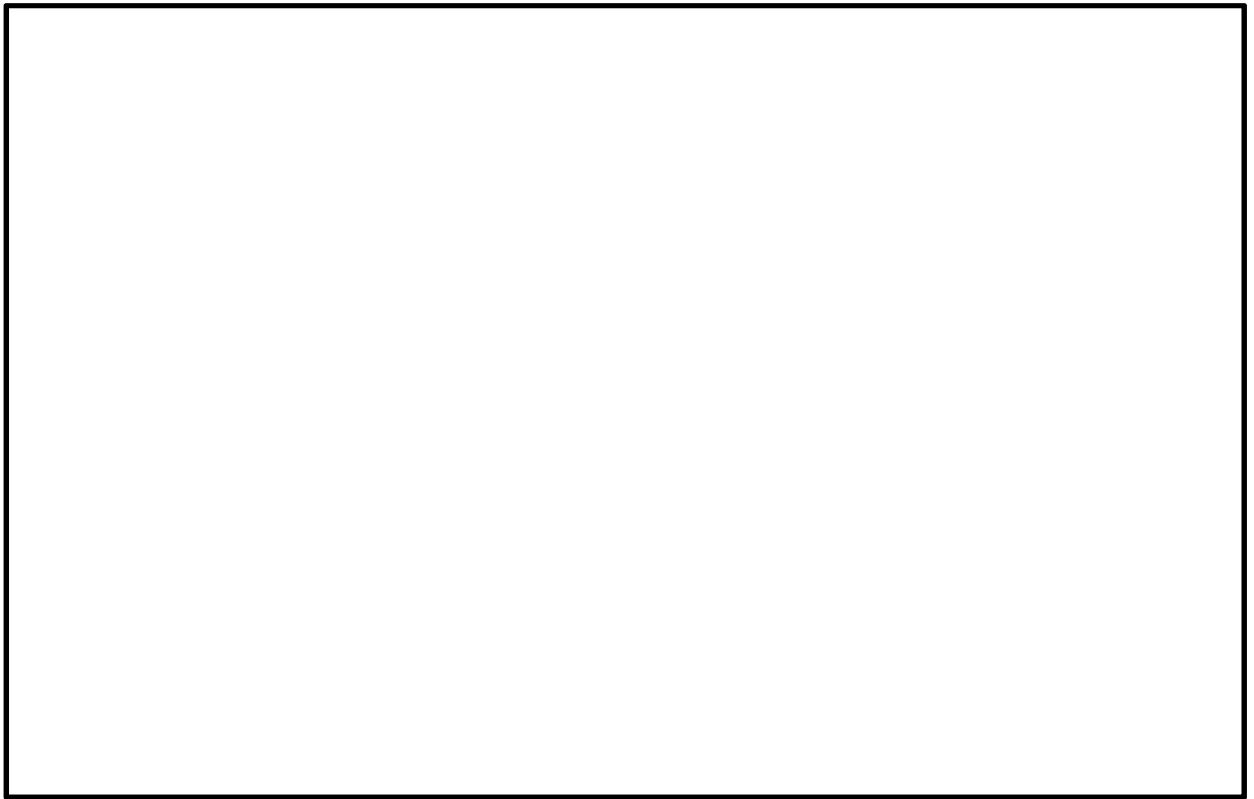


図 6 水蒸気割合に対する DF の比較

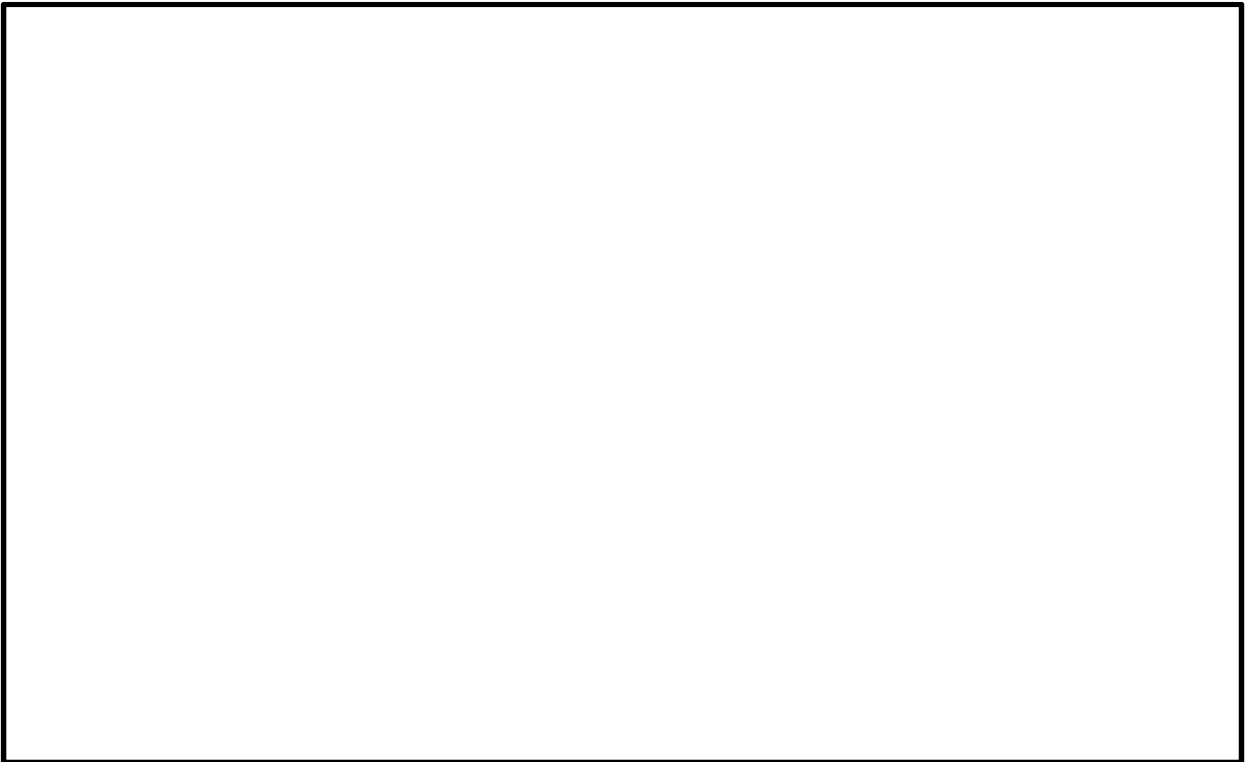


図 7 水蒸気割合に対する DF の比較 (密度補正)

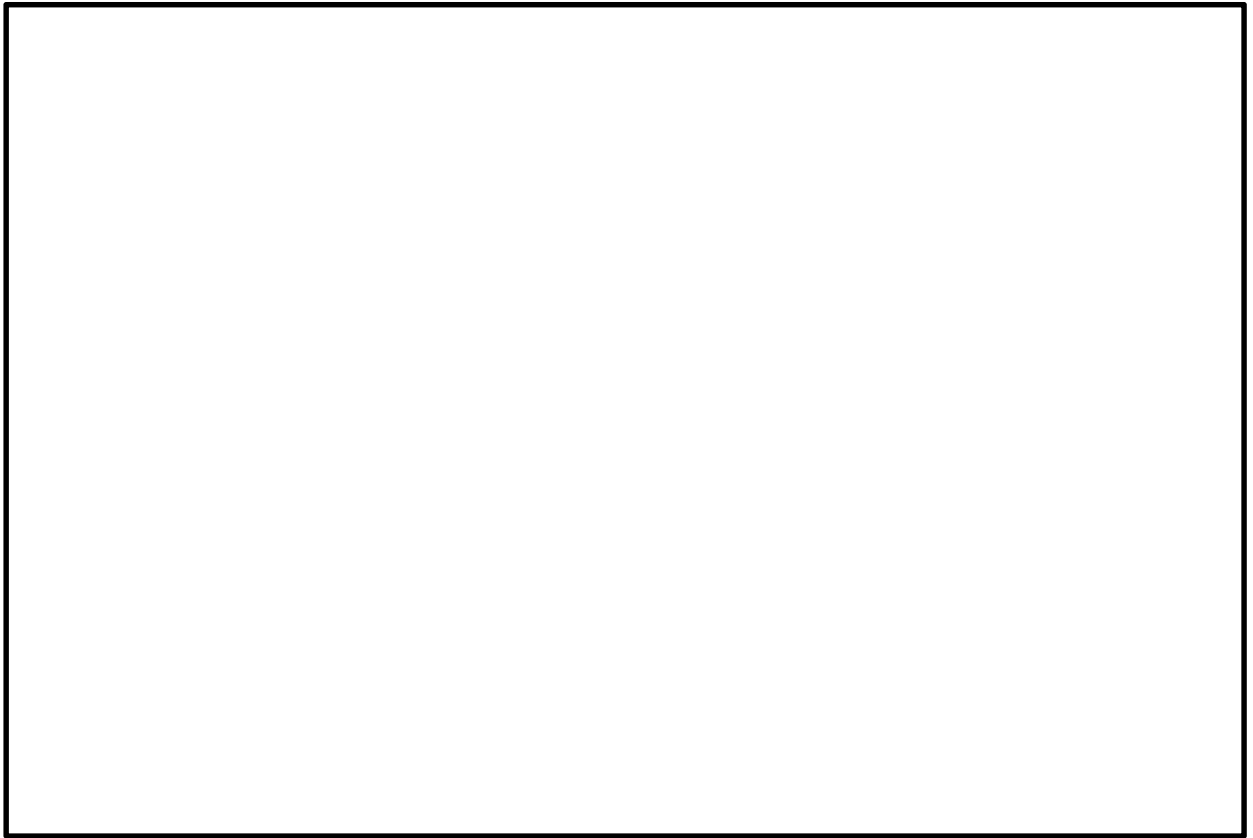


図8 スクラビング水深に対する DF の比較

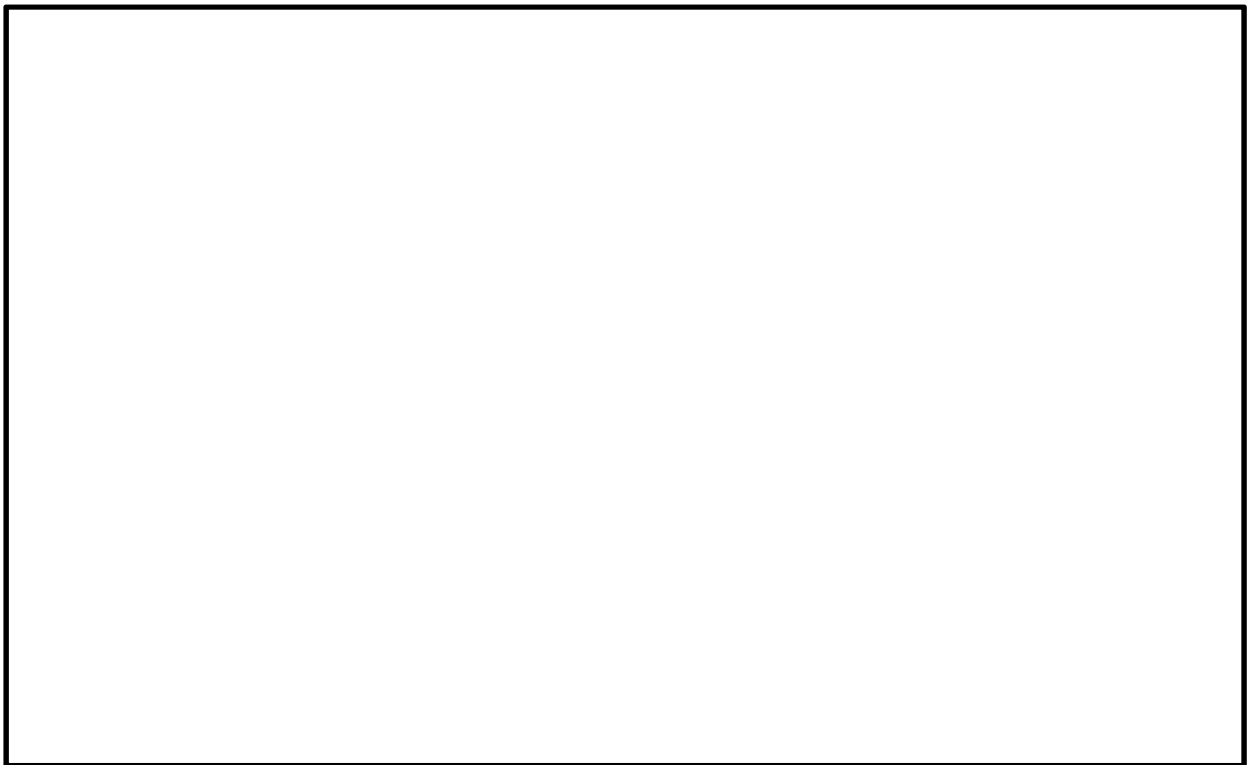


図9 スクラビング水深に対する DF の比較（密度補正）

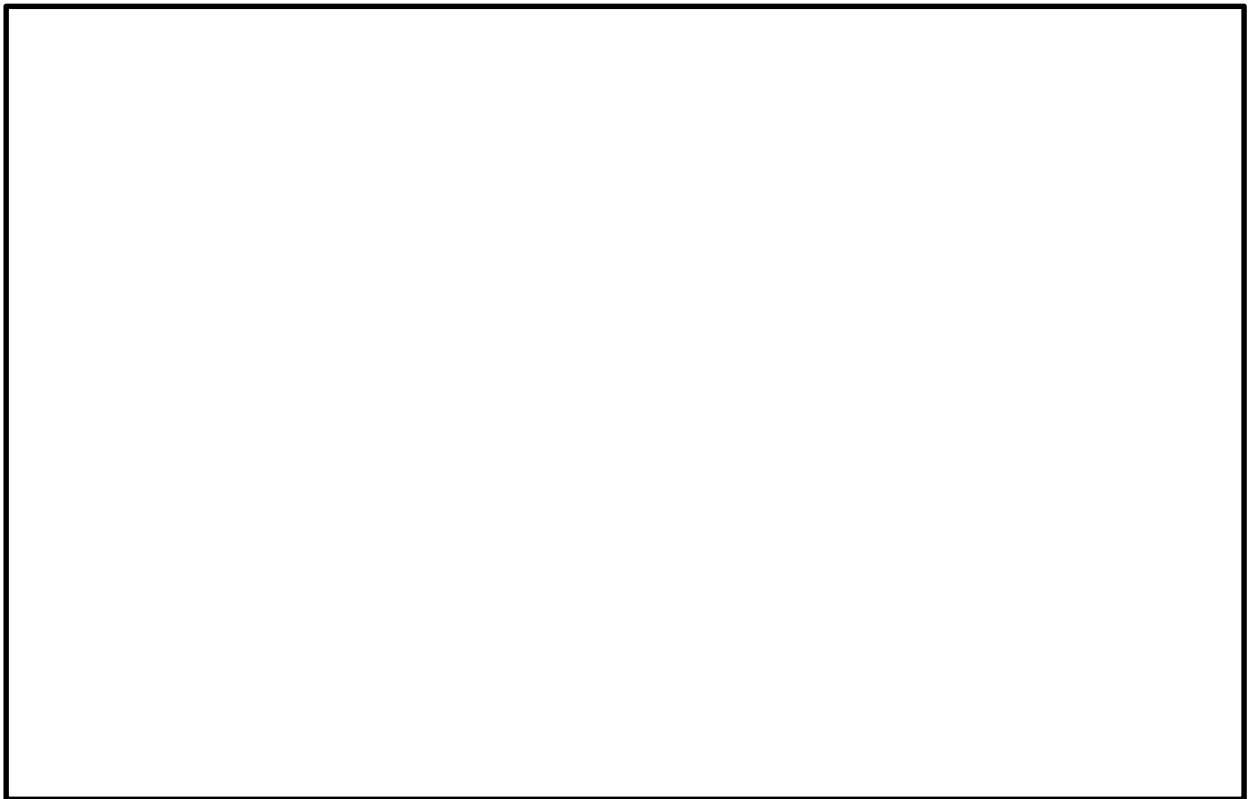


図 10 ガス温度に対する DF の比較

2.4 沸騰による除去効果への影響について

事故シーケンス（大破断 LOCA+ECCS 注水機能喪失+全交流動力電源喪失）においてベントを実施する場合，図 11 のとおり，格納容器圧力逃がし装置による原子炉格納容器減圧及び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。M A A P 解析条件及び評価結果を表 2 及び表 3 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最も割合の多い粒径について除去効果を確認した。その結果，表 3 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，事故シーケンス（大破断 LOCA+ECCS 注水機能喪失+全交流動力電源喪失）では，図 12 のとおり，原子炉圧力容器内の Cs-137 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，事象発生 8 時間程度で大部分が原子炉格納容器液相部へ移行するため，本評価において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える。なお，CsI，CsOH の沸点はそれぞれ 1280℃，272.3℃*であり，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，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，ドライウェルから格納容器圧力逃がし装置を介した場合の Cs-137 放出量に包絡されると考えられる。

注記*：化合物の辞典 高本進・稲本直樹・中原勝儼・山崎昶[編集] 1997 年 11 月 20 日

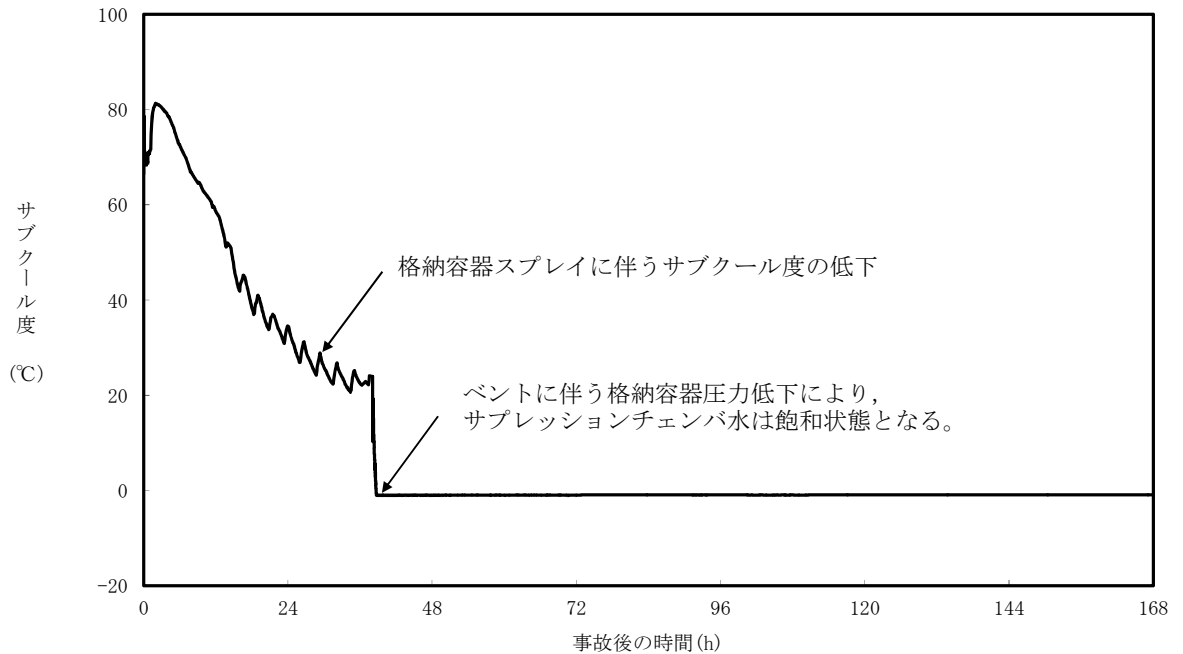


図 11 サプレッションプールのサブクール度の推移

表 2 評価条件

項目	評価条件*	選定理由
蒸気割合	□%	ベント実施前のドライウェルにおける蒸気割合 (約 62%) 相当
原子炉格納容器圧力	□kPa[gage]	ベント実施前の格納容器圧力 (約 600kPa[gage]) を考慮して, 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 3m 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)
エアロゾル粒径 (半径)	□ μ m	スクラビング前において, 最も割合が多い粒径 (約 0.46 μ m) に相当する設定値を採用
	□ μ m	スクラビング後において, 最も割合が多い粒径 (約 0.46 μ m) に相当する設定値を採用

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

表 3 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"/>	<input type="text"/>

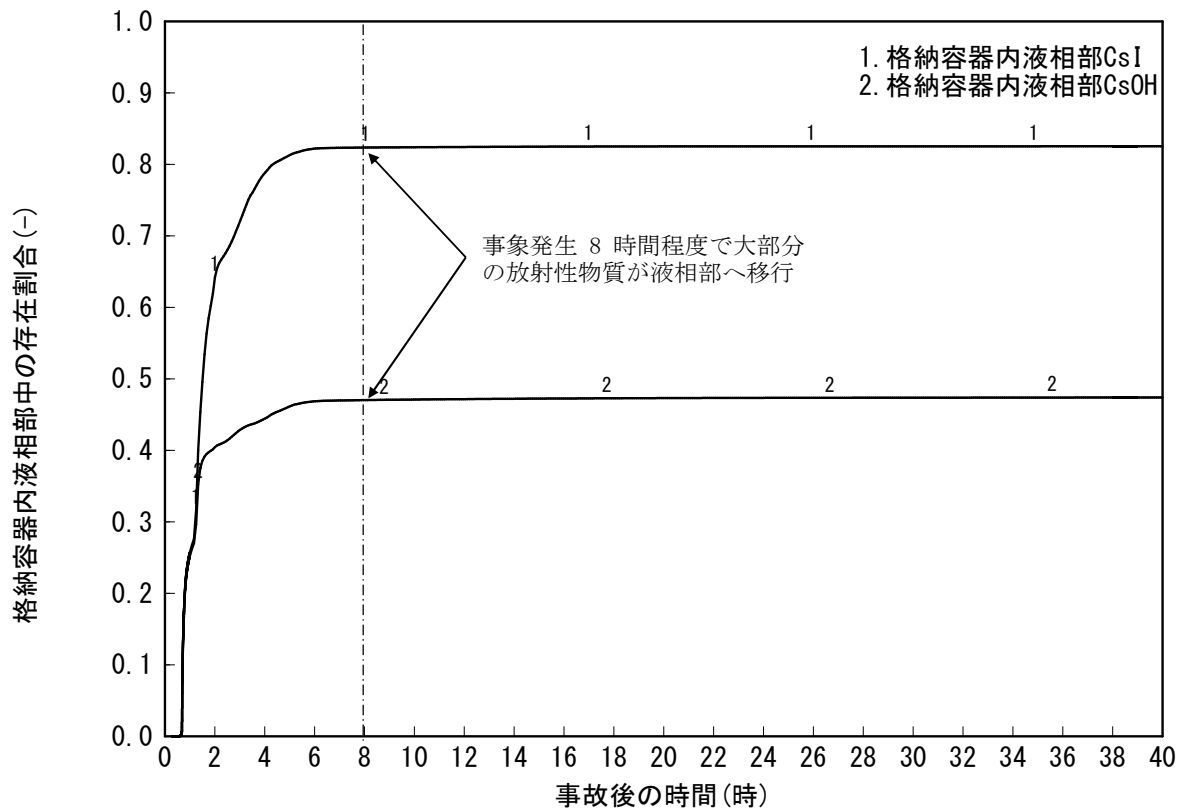


図 12 原子炉格納容器内液相部中の存在割合

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

原子炉格納容器内における無機よう素の自然沈着率については、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」において、CSE A6 実験に基づく値が示されている。

自然沈着率の算出に関する概要を以下に示す。

原子炉格納容器内における無機よう素の濃度の時間変化は、無機よう素の自然沈着率を用いると以下の式で表される。

$$\frac{d\rho(t)}{dt} = -\lambda_d \cdot \rho(t)$$

$\rho(t)$: 時刻 t における原子炉格納容器内における無機よう素の濃度 [$\mu\text{g}/\text{m}^3$]

λ_d : 自然沈着率 [1/s]

これを解くことで、自然沈着率は、時刻 t_0 , t_1 での原子炉格納容器内における無機よう素の濃度を用いて以下のように表される。

$$\lambda_d = -\frac{1}{t_1 - t_0} \cdot \log\left(\frac{\rho(t_1)}{\rho(t_0)}\right)$$

NUPEC 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、「CSE A6 実験の無機ヨウ素の濃度変化では、時刻 0 分で濃度 $10^5 \mu\text{g}/\text{m}^3$ であったものが、時刻 30 分で $1.995 \times 10^4 \mu\text{g}/\text{m}^3$ となる。」として、時刻及び濃度を上式に代入することで無機よう素の自然沈着率 9.0×10^{-4} [1/s] を算出している。これは事故初期のよう素の浮遊量が多く、格納容器スプレイをしていない状態下での挙動を模擬するためのものであると考えられる。なお、米国 SRP6.5.2 では原子炉格納容器内の無機よう素が 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。

CSE A6 実験等から、原子炉格納容器に浮遊している放射性物質が、放出された放射性物質の数の 100 分の 1 程度に低下する時点までは自然沈着速度がほぼ一定であり、原子炉格納容器内の無機よう素はその大部分が事故初期の自然沈着速度に応じて除去されることが分かっている。そこで、原子炉格納容器等への無機よう素の沈着効果の設定に当たっては、自然沈着率として上式により得られた事故初期の自然沈着率 (9.0×10^{-4} [1/s]) を代表として適用し、また、自然沈着による上限 DF を 200 とした。

CSE A6 実験の詳細は前述の Nuclear Technology の論文において BNWL-1244 が引用されている。参考として、BNWL-1244 記載の原子炉格納容器内における無機よう素の時間変化を図 1 に示す。

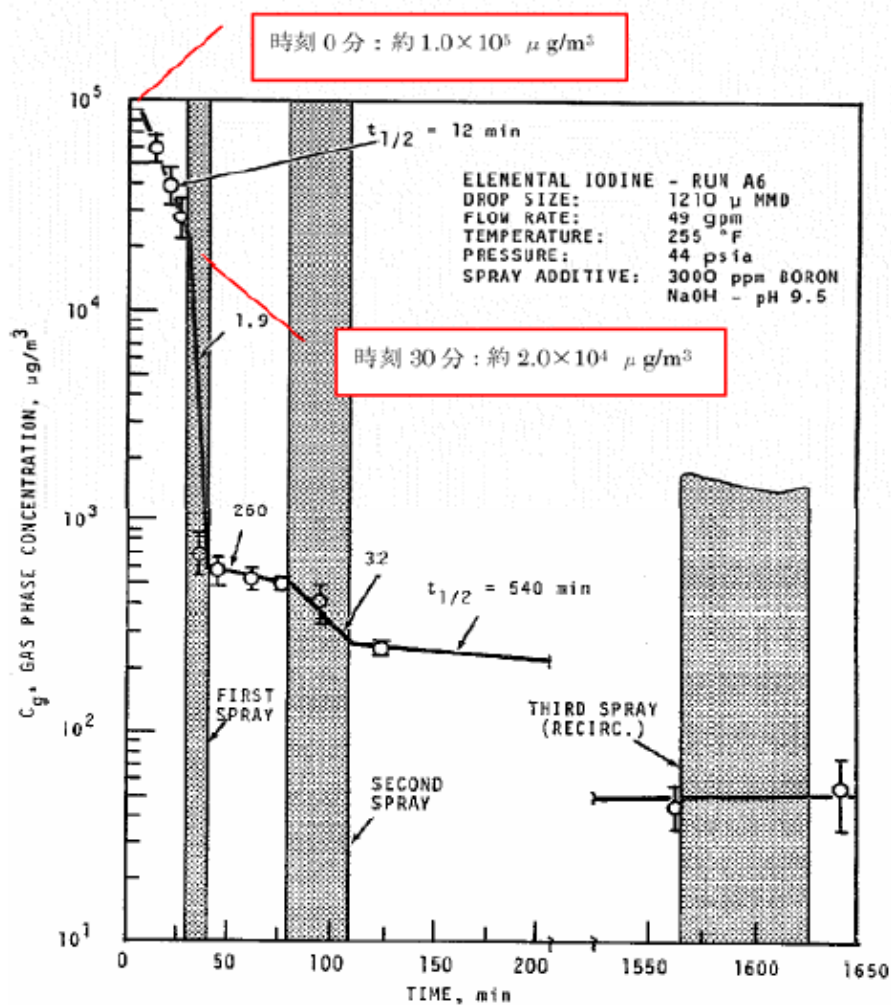


FIGURE 9. Concentration of Elemental Iodine in the Main Room, Run A6

図1 原子炉格納容器内における無機よう素濃度の時間変化*

注記* : BNWL-1244, "Removal of Iodine and Particles from Containment Atmospheres by Sprays—Containment Systems Experiment Interim Report"

CSE 実験の適応性について

CSE 実験と本被ばく評価で想定している事故シーケンス（大破断 LOCA+ECCS 注水機能喪失+全交流動力電源喪失）におけるMAAP解析結果による原子炉格納容器内の条件を表1で比較する。

なお、NUPEC 報告書においては、スプレーが使用される前の期間のよう素濃度に基づき自然沈着速度を設定しており、実験条件は6号機及び7号機の事故シーケンスに対するMAAP解析結果により得られた原子炉格納容器内の条件と概ね同等である。

表1 CSE 実験条件と6号機及び7号機の比較

	CSE 実験の Run No.			6号機及び7号機解析結果
	A-6 ^{*1,*2}	A-5 ^{*3}	A-11 ^{*3}	
雰囲気	蒸気+空気	同左	同左	蒸気+窒素ガス (+水素ガス)
雰囲気圧力 (MPaG)	約 0.20	約 0.22	約 0.24	約 0.3 ^{*5}
雰囲気温度 (°C)	約 120	約 120	約 120	約 207 ^{*5}
スプレーの有無	あり ^{*4}	なし	なし	あり (無機よう素に対しては自然沈着のみ考慮)

注記*1: R. K. Hilliard et. al “Removal of iodine and particles by sprays in the containment systems experiment” ,Nucl. Technol. Vol 10 p449-519, 1971

*2: R. K. Hilliard et. al “Removal of iodine and particles from containment atmospheres by sprays” ,BNWL-1244

*3: R. K. Hilliard and L. F. Coleman “Natural transport effects on fission product behavior in the containment systems experiment” ,BNWL-1457

*4: 自然沈着速度の算出には1回目のスプレーが使用される前の原子炉格納容器内の濃度を用いている。

*5: 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+ECCS 注水機能喪失+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

CSE 実験でスプレイを使用していない A-5 及び A-11 における無機よう素の格納容器内気相部濃度の時間変化を図 1 に示す。初期の沈着（スプレイ未使用の期間）については、A-6 の場合と大きな差は認められず、初期濃度より数 100 分の 1 以上低下した後、沈着が穏やかになること（カットオフ）が認められる。

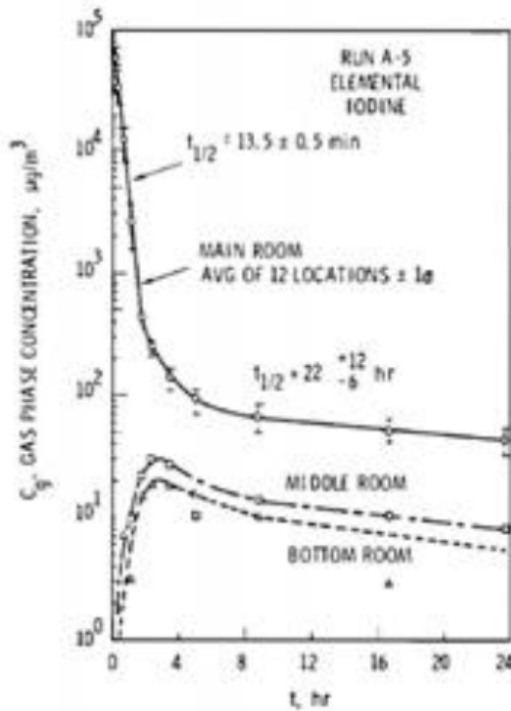


FIGURE B-5.
Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-5

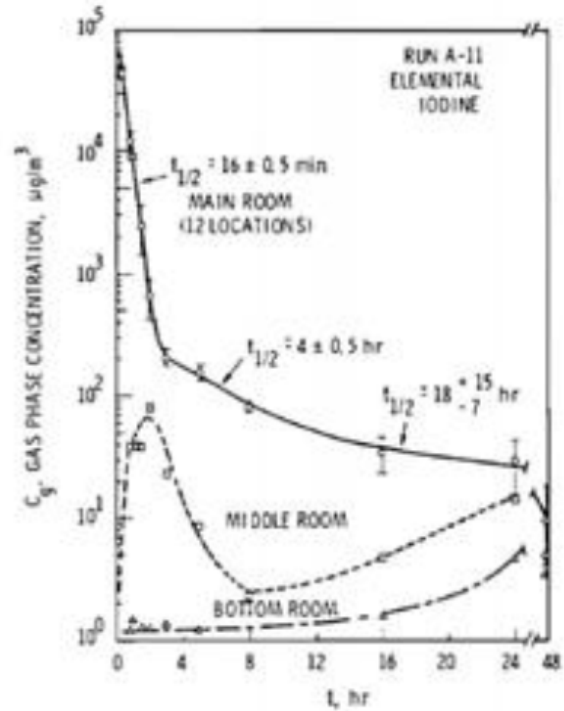


FIGURE B-6.
Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-11

図 1 CSE A-5 及び A-11 実験による無機よう素の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。

CSE 実験における体系と 6 号機及び 7 号機の比表面積について表 2 に示す。CSE 実験と 6 号機及び 7 号機の比表面積は同程度となっており、CSE 実験で得られた自然沈着速度を用いることができると考えられる。

表 2 CSE 実験と 6 号機及び 7 号機の比表面積の比較

	CSE 実験体系	6 号機及び 7 号機
体積 (m³)	約 600	約 13000
内面積 (m²)	約 570	約 12000
比表面積 (1/m)	約 0.9	約 0.9

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 DF10 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（抜粋参照）に基づくものである。柏崎刈羽原子力発電所第 7 号機は ABWR を採用しているが、サブレーションプールでのスクラビングに期待可能な水深等、Mark-II と大きな差異はないことから、Standard Review Plan 6.5.5 の記載に基づき、サブレーションプールの沸騰の有無に関わらず、DF10 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.

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、S P A R C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。

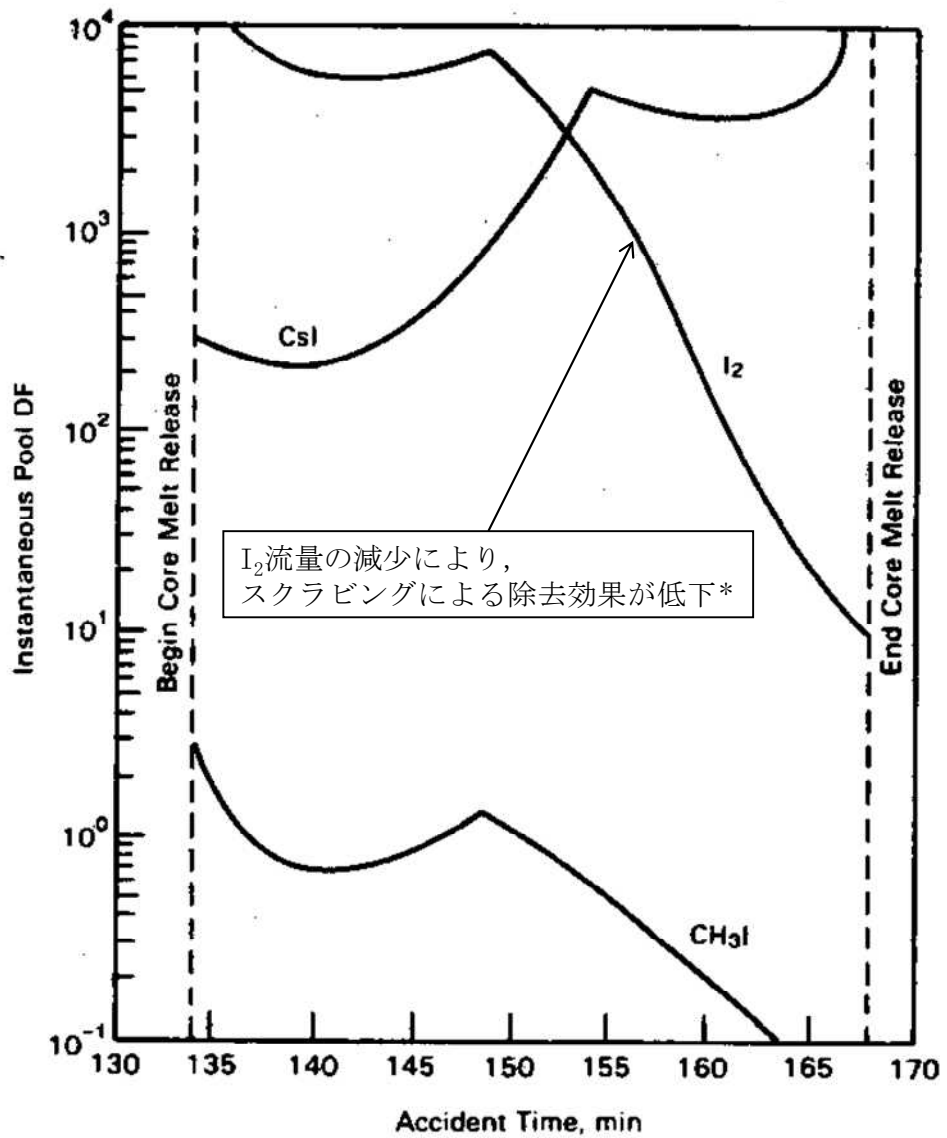
1. S P A R Cコードによる計算結果

Standard Review Plan 6.5.5 の引用文献*において、S P A R C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。計算結果は図 1 のとおりであり、無機よう素に対する DF は最小 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* : P. C. Owczarski and W. K. Winegarder, “Capture of Iodine in Suppression Pools”,
19th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conference.



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 the pool.”

図1 SPARC計算結果 (瞬時値 DF)

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*¹ 及び POSEIDON*² において実験が行われている。実験体系を図 2 及び図 3, 実験条件及び実験結果を表 1 及び表 2 に示す*³。表 2 のとおり, 無機よう素の DF は最少で 14 である。

注記*1: 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

*2: 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

*3: “State-of-the-art review on fission products aerosol pool scrubbing under severe accident conditions”, 1995

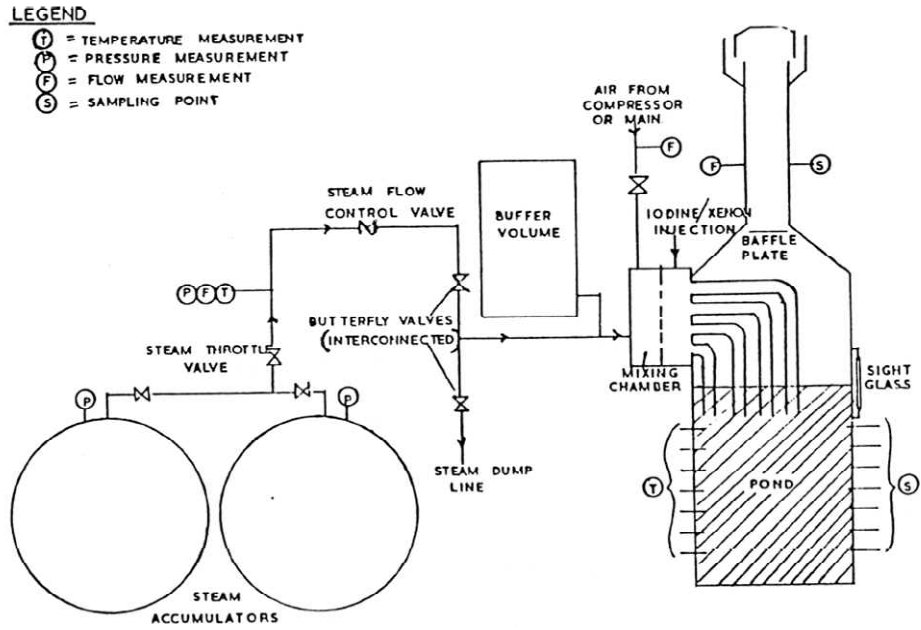


図2 UKAEA 実験体系

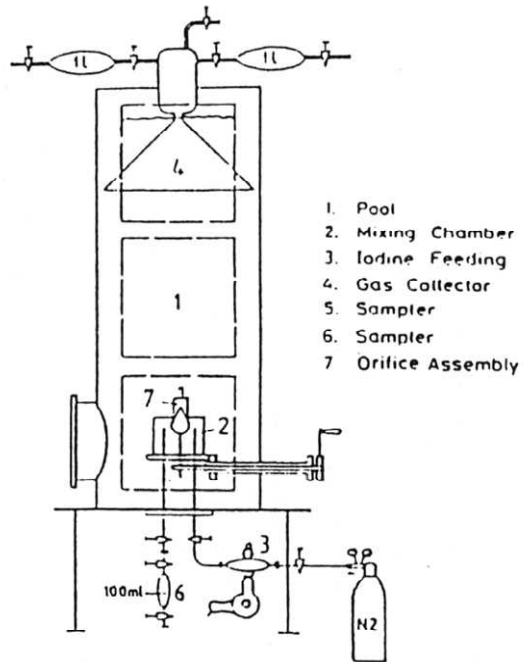


図3 POSEIDON 実験体系

表 1 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 sa- - turated	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 (downco- mers)
UKAEA	I_2 vapour	-	air and/or steam	0 - 1	ambient	ambient	4 orifices (downco- mers)
POSEI- DON	I_2 vapour	-	N_2	0	ambient	ambient	-single orifice - multior.

表 2 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

放射性物質の原子炉格納容器外への放出割合をMAAPコードと NUREG-1465 の知見を利用し評価している。

事故シーケンス（大破断 LOCA+ECCS 注水機能喪失+全交流動力電源喪失, W/W ベント）でのMAAP解析による放出割合の評価結果（事故発生から 168 時間後時点）を表 3 に示す。ただし、以下に示すとおり、表 3 の値は現場作業の線量影響評価に使用していない。

表 3 によると、高揮発性核種（CsI や CsOH）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極めて大きい（ 10^{-4} オーダー）という結果となっている。

一方、TMI 事故や福島第一原子力発電所事故での観測事実から、事故が起こった場合に最も多く放出される粒子状の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、少量であることが分かっている。

表 4 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全量のうち半分程度放出されている一方で、中・低揮発性核種はほぼ全量が原子炉圧力容器内に保持されているという評価となっている。

さらに、表 5 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壌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という結果となっている。

また、燃料からの核分裂生成物の放出及び移動挙動に関する実験結果より、各元素の放出挙動は以下のように整理されており*、希ガスが高温で燃料からほぼ全量放出されるのに対し、それ以外の核種の放出挙動は雰囲気条件に依存するとしている。

希ガス：高温にて燃料からほぼ全量放出される。

I, Cs：高温にて燃料からほぼ全量放出される。放出速度は希ガスと同等。

Sb, Te：高温にて燃料からほぼ全量放出される。また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*：「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）」

表 3 の評価結果はこれらの観測事実及び実験結果と整合が取れていない。これは、事故シーケンス（大破断 LOCA+ECCS 注水機能喪失+全交流動力電源喪失）においては、MAAP解析が中・低揮発性核種の放出割合を過度に大きく評価しているためであると考えられる。

MAAP解析の持つ保守性としては、炉心が再冠水し熔融炉心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プール中心部の温度を参照して放出量を評価していることや、炉心冠水時において燃料デブリ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。MAAPコードの開発元であるEPRIからも、再冠水した炉心からの低揮発性核種の放出についてMAAP解析が保守的な結果を与える場合がある旨の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コードの方が放出量を多く評価する。なお、高揮発性核種（セシウムやヨウ素）については炉心熔融初期に炉心外に放出されるため、上述の保守性の影響は受けにくいものと考えられる。

以上のことから、事故シーケンス（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失）において中・低揮発性核種の放出割合を評価する際、単にMAAP解析による評価結果を採用すると、放出割合として過度に保守的な結果を与える可能性があるため、他の手法を用いた評価が必要になると考えられる。

そこで、MAAP解析による放出割合の評価結果以外に、海外での規制等にも活用されているNUREG-1465（米国の原子力規制委員会（NRC）で整備されたものであり、米国でもシビアアクシデント時の典型的な例として、中央制御室の居住性等の様々な評価で使用されている）の知見を利用するものとした。このことにより、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評価が可能となる。

なお、事故シーケンス（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失）において、原子炉注水機能が使用できないものと仮定した場合における、炉心損傷開始から、原子炉压力容器が破損するまでのMAAP解析事象進展（事故シーケンス（大破断LOCA+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失）では、当該事故シーケンスにおいて原子炉注水機能を使用することにより原子炉压力容器破損には至らない）とNUREG-1465の想定と比較は表1のとおりであり、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の知見は使用可能と判断した。

NUREG-1465の知見を利用した場合の放出割合の評価結果を表6に示す。

表1 MAAP解析事象進展とNUREG-1465の想定の比較

	燃料被覆管の損傷が開始し、ギャップから放射性物質が放出される期間	炉心熔融が開始し、熔融燃料が原子炉压力容器破損するまでの期間
MAAP	約17分～約41分*1	約41分～約6.4時間*2
NUREG-1465	～30分	30分～2時間

注記*1：炉心損傷開始（燃料被覆管温度1000K）～炉心熔融開始（燃料被覆管温度2500K）

*2：原子炉注水機能が使用できないものと仮定した場合における原子炉压力容器破損時間

各MAAP核種グループの放出割合の具体的な評価手法は以下に示すとおり。

(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、格納容器圧力逃がし装置への放出割合、原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい割合ともにMAAP解析の結果得られた放出割合を採用する。

なお、Csの放出割合は、CsI グループとCsOH グループの放出割合^{*1*2}、及び、I 元素とCs 元素の停止時炉内内蔵量より、以下の式を用いて評価する。

$$F_{Cs}(T) = F_{CsOH}(T) + \frac{M_I}{M_{Cs}} \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times (F_{CsI}(T) - F_{CsOH}(T))$$

$F_{Cs}(T)$: 時刻 T におけるセシウムの放出割合

$F_{CsOH}(T)$: 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 元素の停止時炉内内蔵量

M_{Cs} : 停止直後の Cs 元素の停止時炉内内蔵量

W_I : I の原子量

W_{Cs} : Cs の原子量

注記*1 : MAAP コードでは化学的・物理的性質を考慮し核種をグループ分けしており、各グループの放出割合は、当該グループの停止時炉内内蔵量と放出重量の比をとることで評価している。

*2 : 各核種グループの停止時炉内内蔵量は以下の手順により評価している。

- ① ORIGEN コードにより核種ごとの初期重量を評価する。
- ② ①の評価をもとに、同位体の重量を足し合わせ、各元素の重量を評価する。
- ③ ②の結果をMAAPコードにインプットし、MAAPコードにて、各元素の化合物の重量を評価する。
- ④ 各化合物は表 2 に示す核種グループに属するものとして整理している。核種グループの炉内内蔵量は、当該の核種グループに属する化合物の炉内内蔵量の和として評価している。

表2 各核種グループの炉内内蔵量

核種グループ	各核種グループに対応する化合物	炉内内蔵量[kg] (安定核種を含む)
希ガス	Xe, Kr	約 750kg
CsI	CsI, RbI	約 57kg
TeO ₂ , Te ₂	TeO ₂ , Te ₂	約 74kg, 約 63kg*
SrO	SrO	約 160kg
MoO ₂	MoO ₂ , RuO ₂ , TcO ₂ , RhO ₂	約 600kg
CsOH	CsOH, RbOH	約 470kg
BaO	BaO	約 220kg
La ₂ O ₃	La ₂ O ₃ , Pr ₂ O ₃ , Nd ₂ O ₃ , Sm ₂ O ₃ , Y ₂ O ₃ , ZrO ₂ , NbO ₂ , AmO ₂ , CmO ₂	約 1200kg
CeO ₂	CeO ₂ , NpO ₂ , PuO ₂	約 470kg
Sb	Sb	約 2.2kg
UO ₂	UO ₂	約 180000kg

注記* : 表中に示す Te₂ の炉内内蔵量[kg]は、停止時に炉内に存在する Te 元素の全量が Te₂ の形態で存在する場合の値に相当する。

(2) それ以外の核種グループ

中・低揮発性の核種グループについては、MAAP解析の結果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の知見を利用し放出割合を評価する。

a. 格納容器圧力逃がし装置への放出割合

放出割合の経時的な振る舞いは希ガスと同一*とし、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が、168時間経過時点においてNUREG-1465で得られた比率に等しいとして、以下の評価式に基づき評価した。表7及び表8にNUREG-1465で評価された原子炉格納容器内への放出割合を示す。

$$F_i(T) = F_{\text{noble gass}}(T) \times \frac{\gamma_i}{\gamma_{\text{Cs}}} \times \frac{F_{\text{Cs}}(168\text{h})}{F_{\text{noble gass}}(168\text{h})}$$

$F_i(T)$: 時刻 T における i 番目のMAAP核種グループの放出割合

$F_{\text{noble gass}}(T)$: 時刻 T における希ガスグループの放出割合

$F_{\text{Cs}}(168\text{h})$: 168 時間経過時点におけるセシウムの積算放出割合

$F_{\text{noble gass}}(168\text{h})$: 168 時間経過時点における希ガスグループの積算放出割合

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* : 中・低揮発性の核種グループは、事故初期の燃料が高温となっているとき以外は殆ど燃料外に放出されないものと考えられる。そのため、ベント後の燃料からの追加放出はほとんどなく、事故初期に原子炉格納容器内に放出され、原子炉格納容器気相部に浮遊しているものだけが大気中に放出され得ると考えられる。

ベントに伴い中・低揮発性核種は原子炉格納容器気相部からベントラインに流入するが、その流入の仕方、すなわち放出割合の経時的な振る舞いは、同じく原子炉格納容器気相部に浮遊しており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の放出割合」に比例するものとした。

b. 原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい割合

放出割合の経時的な振る舞いは Cs と同一*とし, 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, 168 時間経過時点において NUREG-1465 で得られた比率に等しいとして, 以下の評価式に基づき評価した。

$$F_i(T) = F_{Cs}(T) \times \frac{\gamma_i}{\gamma_{Cs}}$$

$F_i(T)$: 時刻 T における i 番目の M A A P 核種グループの放出割合

$F_{Cs}(T)$: 時刻 T におけるセシウムの放出割合

γ_i : NUREG-1465 における i 番目の M A A P 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* : 中・低揮発性の核種グループは原子炉格納容器内で粒子状物質として振る舞い, 沈着や格納容器スプレイ等により気相部から除去されると考えられる。また, 事故発生後, 原子炉格納容器の気相部からの除去が進んだ後は原子炉格納容器からの漏えいはほとんどなくなるものと考えられる。

本評価では, 中・低揮発性の核種グループ同様, 原子炉格納容器内で粒子状物質として除去される Cs を代表として参照し, 中・低揮発性の核種グループの「各時刻における漏えい割合」を, 「各時刻における Cs の漏えい割合」に比例するものとした。

表3 MAA P解析による放出割合の評価結果（現場作業の線量影響評価に使用しない）

核種グループ	停止時炉内内蔵量に対する 格納容器圧力逃がし装置への放出割合 (事故発生から 168 時間後時点)
希ガス	約 9.2×10^{-1}
CsI	約 1.3×10^{-6}
TeO ₂	約 1.7×10^{-6}
SrO	約 2.0×10^{-4}
MoO ₂	約 3.0×10^{-6}
CsOH	約 2.7×10^{-6}
BaO	約 4.2×10^{-5}
La ₂ O ₃	約 1.0×10^{-4}
CeO ₂	約 1.0×10^{-4}
Sb	約 2.9×10^{-6}
Te ₂	0
UO ₂	0
Cs*	約 2.6×10^{-6}

注記*： CsI グループと CsOH グループの放出割合から評価（評価式は参考1を参照）

表4 TMI 事故後に評価された放射性核種の場所ごとの存在量

(単位: %)

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	¹³¹ I	⁸⁵ Kr
原子炉建屋									
原子炉容器	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(おもに地階水沈殿物)のため, ここでの保持量は炉心インベントリーを大きく上回る分析結果となってしまいました。したがって, ここに保持された I のインベントリーはCsと同等であると考えます。

出典: TMI-2 号機の調査研究成果 (渡会偵祐, 井上康, 梶田藤夫 日本原子力学会誌 Vol. 32, No. 4(1990))

表5 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

(単位: Bq/kg-乾土)

試料採取場所	【定点①】*1 グラウンド (西北西約500m)*2			【定点②】*1 野鳥の森 (西約500m)*2			【定点③】*1 産業処分場近傍 (南南西約500m)*2			④5.6号機サビス ビル前 (北約1,000m)*2	⑤団地廃棄物貯 蔵場*2近傍 (北約500m)*2	⑥南南西 約500m*2	⑦南南西 約750m*2	⑧南南西 約1,000m*2
	試料採取日	3/21	3/25	3/28	3/25	3/28	3/25	3/28	3/25	3/22	3/22	3/22	3/22	
分析機関	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	
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		
核種	I-131(約8日)	5.8E+06	5.7E+06	3.8E+06	3.0E+06	3.9E+04	1.2E+07	2.6E+06	4.6E+05	3.1E+06	7.9E+05	2.2E+06	5.4E+06	
I-132(約2時間)	*4	*4	2.3E+05	*4	1.3E+02	*4	1.5E+05	*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	9.7E+05	6.8E+04	9.5E+05	8.7E+03	1.7E+04	1.6E+05		
Cs-136(約13日)	7.2E+04	6.1E+04	3.3E+04	1.0E+04	2.8E+01	4.6E+05	6.9E+04	8.6E+03	1.1E+05	1.9E+03	2.2E+03	2.5E+04		
Cs-137(約30年)	3.4E+05	4.8E+05	5.1E+05	7.6E+04	3.2E+02	3.5E+06	9.3E+05	6.7E+04	1.0E+06	2.0E+04	1.6E+04	1.6E+05		
Te-129m(約34日)	2.5E+05	2.9E+05	8.5E+05	5.3E+04	ND	2.7E+06	6.0E+05	2.8E+04	8.9E+05	9.5E+03	1.9E+04	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	3.8E+05		
Ba-140(約13日)	1.3E+04	1.5E+04	ND	2.5E+03	ND	ND	ND	ND	8.0E+04	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		
Ru-106(約370日)	5.3E+04	ND	ND	6.4E+03	ND	2.7E+05	ND	ND	6.8E+04	1.9E+03	ND	3.2E+04		
Mo-99(約66時間)	2.1E+04	ND	ND	ND	ND	6.6E+04	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		
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		
Be-7(約53日)	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND	3.2E+04	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		

出典: 東京電力 HP (<http://www.tepco.co.jp/cc/press/11040609-j.html>)

表 6 NUREG-1465 の知見を用いた補正後の放出割合（現場作業の線量影響評価に使用）

核種グループ	停止時炉内内蔵量に対する 格納容器圧力逃がし装置への放出割合 (事故発生から 168 時間後時点)
希ガス	約 9.2×10^{-1}
CsI	約 1.3×10^{-6}
TeO ₂	約 5.2×10^{-7}
SrO	約 2.1×10^{-7}
MoO ₂	約 2.6×10^{-8}
CsOH	約 2.7×10^{-6}
BaO	約 2.1×10^{-7}
La ₂ O ₃	約 2.1×10^{-9}
CeO ₂	約 5.2×10^{-9}
Sb	約 5.2×10^{-7}
Te ₂	0*2
UO ₂	0*2
Cs*1	約 2.6×10^{-6}

注記*1：CsI グループと CsOH グループの放出割合から評価（評価式は参考 1 を参照）

*2：本評価において「Te₂グループ」及び「UO₂グループ」の放出割合のMAAP解析結果はゼロであるため、NUREG-1465 の知見を用いた補正の対象外とした。

表7 NUREG-1465 での原子炉格納容器内への放出割合

核種グループ	原子炉格納容器への放出割合*
Cs	0.25
TeO ₂ , Sb, Te ₂	0.05
SrO, BaO	0.02
MoO ₂	0.0025
CeO ₂ , UO ₂	0.0005
La ₂ O ₃	0.0002

注記* : NUREG-1465 の Table 3.12 「Gap Release」 の値と 「Early In-Vessel」 の値の和を参照 (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。現場作業の線量影響評価における想定事故シナリオでは, 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」 の値の和を用いる。)

表8 NUREG-1465 (抜粋)

Table 3.8 Revised Radionuclide Groups

Group	Title	Elements in Group
1	Noble gases	Xe, Kr
2	Halogens	I, Br
3	Alkali Metals	Cs, Rb
4	Tellurium group	Te, Sb, Se
5	Barium, strontium	Ba, Sr
6	Noble Metals	Ru, Rh, Pd, Mo, Tc, Co
7	Lanthanides	La, Zr, Nd, Eu, Nb, Pm, Pr, Sm, Y, Cm, Am
8	Cerium group	Ce, Pu, Np

Table 3.12 BWR Releases Into Containment*

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

* Values shown are fractions of core inventory.

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

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

セシウムの放出割合の評価方法

1. セシウムの放出割合

(1) CsI の形態で存在しているセシウム

全よう素が CsI の形態で存在するものとして整理する。CsI の形態で存在しているセシウムの重量は以下のとおりとなる。

$$\text{CsI の初期重量[kg]} = M_I + M_I/W_I \times W_{Cs}$$

$$\text{CsI 初期重量中のセシウム重量[kg]} = M_I/W_I \times W_{Cs}$$

$$\text{セシウム元素初期重量[kg]} : M_{Cs} \qquad \text{よう素元素初期重量[kg]} : M_I$$

$$\text{セシウム原子量[-]} : W_{Cs} \qquad \text{よう素原子量[-]} : W_I$$

(2) CsOH の形態で存在しているセシウム

全セシウムが CsI と CsOH の形態で存在するものとして整理する。CsOH の形態で存在しているセシウムの重量は以下のとおりとなる。

$$\begin{aligned} \text{CsOH 初期重量中のセシウム重量[kg]} &= M_{Cs} - \text{CsI 初期重量中のセシウム重量[kg]} \\ &= M_{Cs} - M_I/W_I \times W_{Cs} \end{aligned}$$

(3) セシウムの放出量

MAAP 解析により CsI と CsOH の原子炉格納容器外への放出割合を評価

$$\text{セシウムの放出重量[kg]} = M_I/W_I \times W_{Cs} \times X + (M_{Cs} - M_I/W_I \times W_{Cs}) \times Y$$

X : CsI 放出割合 (MAAP 解析により得られる)

Y : CsOH 放出割合 (MAAP 解析により得られる)

(4) セシウムの放出割合

1. (3) で得られたセシウムの放出量から, セシウムの放出割合を評価

$$\begin{aligned} \text{セシウムの放出割合} &= \text{セシウムの放出量} / \text{セシウム元素初期重量} \\ &= M_I/W_I \times W_{Cs}/M_{Cs} \times X + (1 - M_I/W_I \times W_{Cs}/M_{Cs}) \times Y \\ &= Y + M_I/M_{Cs} \times W_{Cs}/W_I (X - Y) \end{aligned}$$

以上

地表面への沈着速度の設定について

現場作業の線量影響評価においては、エアロゾル粒子及び無機よう素の地表面への沈着速度として、乾性沈着及び降水による湿性沈着を考慮した沈着速度（0.5cm/s*）を用いている。以下では、湿性沈着を考慮したエアロゾル粒子及び無機よう素の地表面への沈着速度として0.5cm/sを用いることの適用性について検討を行った。

注記*：有機よう素の地表面への沈着速度としては 1.7×10^{-3} cm/s

1. 検討手法

上記沈着速度の適用性は、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%値と乾性沈着率の累積出現頻度97%値の比と、エアロゾル粒子及び無機よう素の乾性沈着速度(0.3cm/s)の積が0.5cm/sを超えていないことによって示す。乾性沈着率及び湿性沈着率は以下のように定義される。

(1) 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）」（原子力安全・保安院 平成21年8月12日）【解説5.3】(1)に従い評価した、放出点高さの相対濃度を用いた。

$$(\chi/Q)_D(x,y,z)_i = V_d \cdot \frac{\chi}{Q(x,y,z)_i} \dots \dots \dots \textcircled{1}$$

$(\chi/Q)_D(x,y,z)_i$: 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*)

注記*：NUREG/CR-4551 Vol.2 “Evaluation of Severe Accident Risks: Quantification of Major Input Parameters”

(2) 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。

$$(\chi/Q)_w(x,y)_i = \Lambda_i \cdot \int_0^\infty \chi/Q(x,y,z)_i dz = \chi/Q(x,y,0)_i \cdot \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \sum_{zi} \exp\left[-\frac{h^2}{2\sum_{zi}^2}\right] \dots \dots \dots \textcircled{2}$$

$(\chi/Q)_w(x,y)_i$: 時刻*i*での湿性沈着率[1/m²]

$\chi/Q(x,y,z)_i$: 時刻*i*での相対濃度[s/m³]

- $\chi/Q(x, y, 0)_i$: 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]
 (= $9.5 \times 10^{-5} \times Pr_i^{0.8}$ 学会標準より)
 Pr_i : 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。

$$\frac{\text{乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度97\%値}}{\text{乾性沈着率の累積出現頻度97\%値}}$$

$$= \frac{\left(V_d \cdot \chi/Q(x, y, z)_i + \chi/Q(x, y, 0)_i \cdot \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \Sigma_{zi} \exp\left[\frac{h^2}{2\Sigma_{zi}^2}\right] \right)_{97\%}}{(V_d \cdot \chi/Q(x, y, z)_i)_{97\%}} \dots \textcircled{3}$$

2. 評価結果

沈着率の評価結果を表1に示す。乾性沈着率に放出点と同じ高さの相対濃度を用いたとき、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1.00～1.54程度となった。以上より、エアロゾル粒子及び無機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度として、乾性沈着速度の1.54倍（約0.46cm/s）を丸め0.5cm/sと設定することは適切であると考えられる*。

注記*：有機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度としては、有機よう素の乾性沈着速度（ 10^{-3} cm/s）に対して上記と同じ倍率（=0.5/0.3）を参照し、値を丸め 1.7×10^{-3} cm/s を採用した。

表1 沈着率評価結果

放出点及び 放出点高さ*	相対濃度 [s/m ³]	①乾性沈着率 [1/m ²]	②乾性沈着率 +湿性沈着率 [1/m ²]	比 (②/①)
7号機格納容器 圧力逃がし装置配管 (地上 39.7m)	1.0×10^{-3}	約 3.1×10^{-6}	約 3.5×10^{-6}	約 1.12
7号機原子炉建屋中心 (地上 0m)	2.1×10^{-3}	約 6.2×10^{-6}	約 6.2×10^{-6}	約 1.00
7号機主排気筒 (地上 73m)	6.8×10^{-4}	約 2.0×10^{-6}	約 3.1×10^{-6}	約 1.54

注記*：放出点高さは、放出エネルギーによる影響は未考慮

有機よう素の乾性沈着速度について

現場作業の線量影響評価では、屋外に放出されたよう素のうち、無機よう素はエアロゾル粒子と同じ沈着速度を用いた。有機よう素についてはエアロゾル粒子とは別に、乾性沈着速度として、NRPB-R322 を参照し 10^{-3} cm/s と設定した。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*1) 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 10^{-4} ~ 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粒子の乾性沈着速度 0.3cm/s に比べて小さいことが言える。

また、原子力発電所構内は、コンクリート、道路、芝生及び木々で構成されているが、エアロゾル粒子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*1 : 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、地表面へのエアロゾル粒子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 (0.5cm/s) 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。乾性沈着速度の設定の考え方を以下に示す。

エアロゾル粒子の乾性沈着速度は、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。原子力発電所内は舗装面が多く、建屋屋上はコンクリートであるため、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 μm ~5 μm 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粒子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粒子は放出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 μm ~5 μm の粒径では沈着速度は0.3cm/s程度(図1)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粒子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。

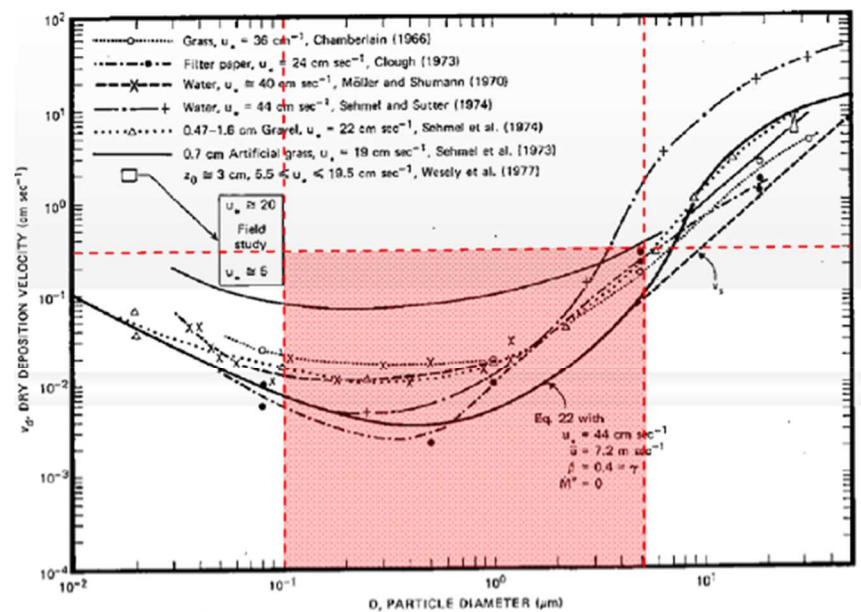


Fig. 4 Dry deposition velocity as a function of particle size. Data were obtained from a number of publications.^{1,2-5} The theoretical curve appropriate for a smooth surface is shown for comparison. Note that the theoretical curve is strongly dependent on the value for u_* and that Eq. 22 does not contain a parameterization for surface roughness. For a preliminary study of the effect of surface roughness and other factors, see Ref. 5.

図1 様々な粒径における乾性沈着速度 (Nuclear Safety Vol.19*2)

注記*1: J.L. Sprung 等: Evaluation of severe accident risks: quantification of major input parameters, NUREG/CR-4551 Vol.2 Rev.1 Part 7, 1990

*2: W.G.N. Slinn: 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

炉心の著しい損傷が発生した場合のエアロゾル粒子の粒径について

炉心の著しい損傷が発生した場合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子の粒径分布として本評価で設定している「 $0.1\mu\text{m}$ 以上」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。

炉心の著しい損傷が発生した場合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、炉心の著しい損傷が発生した場合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表1の②、⑤に示す試験等を調査した。さらに、炉心の著しい損傷が発生した場合のエアロゾル粒子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炉心の著しい損傷が発生した場合のエアロゾルの挙動の試験等（表1の①、③、④）を調査した。以上の調査結果を表1に示す。

表1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、一次冷却材配管等）、水の存在等に違いがあるが、エアロゾル粒子の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子の粒径はこれらのエアロゾル粒子の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包含する値として、 $0.1\mu\text{m}$ 以上のエアロゾル粒子を想定することは妥当である。

表1 炉心の著しい損傷が発生した場合のエアロゾル粒子の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	エアロゾル粒子の粒径(μm)	備考
①	LACE LA2* ¹	約0.5~5 (図1参照)	炉心の著しい損傷が発生した場合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、溶解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 が実施した実験* ³	0.1~3.0 (参考1-2)	炉心の著しい損傷が発生した場合を考慮した一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)	炉心の著しい損傷が発生した場合を考慮した一次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
⑤	PHÉBUS FP* ³	0.5~0.65 (参考1-2)	炉心の著しい損傷が発生した場合のFP 挙動の実験(左記のエアロゾル粒径は PHÉBUS FP 実験の原子炉格納容器内のエアロゾル挙動に着目した実験の結果)

参考文献

注記*1: J. H. Wilson and P. C. Arwood, Summary of Pretest Aerosol Code Calculations for LWR Aerosol Containment Experiments (LACE) Test LA2

*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

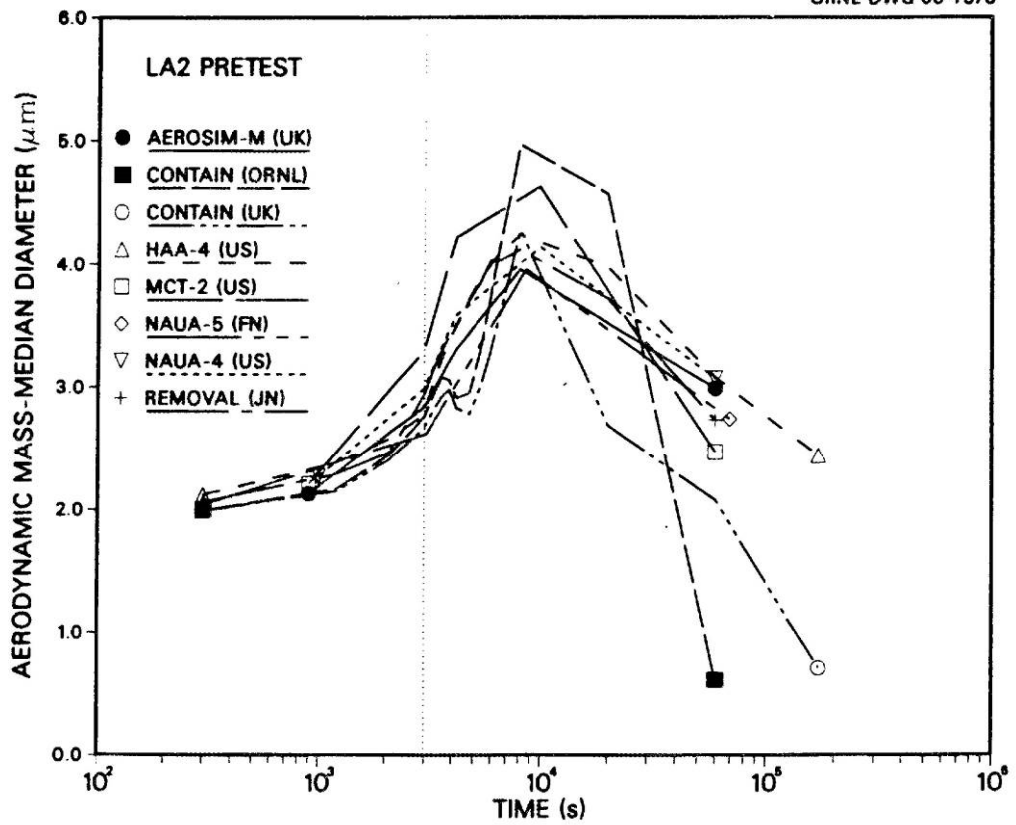


Fig. 11. LA2 pretest calculations — aerodynamic mass median diameter vs time.

図1 LACE LA2 でのコード比較試験で得られたエアロゾル粒子の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 some 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
AECL が実施した実験	CANDU のジルカロイ被覆管燃料を使用した、一次系での核分裂生成物の挙動についての試験
PBF-SFD	米国の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ガスの放出についての試験
PHÉBUS FP	フランスのカダラッシュ研究所の PHÉBUS 研究炉で実施された、炉心の著しい損傷が発生した場合の、炉心燃料から一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単位時間当たりの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、主排気筒及び格納容器圧力逃がし装置配管のそれぞれの放出経路における実効放出継続時間を計算した結果について、サプレッションチェンバの排気ラインを使用したベントを実施する場合を表1に、ドライウェルの排気ラインを使用したベントを実施する場合を表2に示す。

原子炉建屋及び格納容器圧力逃がし装置配管からの放出の実効放出継続時間は1時間未満であり、主排気筒からの放出の実効放出継続時間は17～19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は、その期間に同一風向の風が吹き続けることを想定し、その期間の拡散係数の平均を単位時間当たり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。

ベント実施に伴う被ばく評価では、原子炉建屋及び格納容器圧力逃がし装置配管からの放出の実効放出継続時間は1時間を適用し、主排気筒からの放出の実効放出継続時間は10時間を適用して大気拡散評価を行った。

注記*：（気象指針解析抜粋）

(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。

表 1 W/W からベントを行う場合の実効放出継続時間

	放出経路	原子炉建屋 放出分	主排気筒 放出分	ベント 放出分
① 放出量* (Bq)	希ガス	約 1.6×10^{16}	約 4.0×10^{15}	約 1.0×10^{18}
	希ガス以外	約 1.4×10^{16}	約 4.4×10^{15}	約 1.6×10^{16}
② 最大放出率* (Bq/h)	希ガス	約 1.1×10^{17}	約 2.1×10^{14}	約 3.2×10^{18}
	希ガス以外	約 1.0×10^{17}	約 2.5×10^{14}	約 4.9×10^{16}
(①÷②) 実効放出継続時間 (h)	希ガス	約 0.15	約 19	約 0.32
	希ガス以外	約 0.14	約 17	約 0.32

注記* : ガンマ線エネルギー0.5MeV換算値

表 2 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	原子炉建屋 放出分	主排気筒 放出分	ベント 放出分
① 放出量* (Bq)	希ガス	約 1.7×10^{16}	約 4.1×10^{15}	約 8.3×10^{17}
	希ガス以外	約 1.5×10^{16}	約 4.4×10^{15}	約 1.5×10^{16}
② 最大放出率* (Bq/h)	希ガス	約 1.1×10^{17}	約 2.2×10^{14}	約 1.4×10^{18}
	希ガス以外	約 1.1×10^{17}	約 2.6×10^{14}	約 2.5×10^{16}
(①÷②) 実効放出継続時間 (h)	希ガス	約 0.15	約 19	約 0.58
	希ガス以外	約 0.14	約 17	約 0.59

注記* : ガンマ線エネルギー0.5MeV換算値

ベント実施に伴う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

ベント実施に伴う操作時の作業員の被ばく評価では、以下の被ばく経路*1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被ばく*2
- ・放射性雲中の放射性物質からのガンマ線による被ばく
- ・原子炉建屋内に浮遊する放射性物質を吸入摂取することによる被ばく
- ・格納容器圧力逃がし装置の配管内の放射性物質からのガンマ線による被ばく

注記*1：「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」は、原子炉建屋外壁が十分厚いことから影響は軽微であるとし、評価の対象外としている。

*2：原子炉建屋内の作業エリアに浮遊する放射性物質による外部被ばくを含む。

上記の被ばく経路以外にアクセスルート等には、表1に示すとおり、線源となりうる非常用ガス処理系フィルタがあるが、「設備とアクセスルートが十分に離れていること」、「設備とアクセスルートとの間の壁に十分な遮蔽効果があること」及び「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」から、被ばくへの影響が小さいと考え、評価上考慮していない。なお、アクセスルート上において、その他に特筆すべき線源はないことを確認している。

設備とアクセスルートの関係を図1から図5に示す。

表1 線源となる設備とアクセスルート等への影響

設備	考慮しない理由	離隔距離 及び遮蔽厚	設置位置
非常用ガス 処理系フィ ルタ	原子炉建屋3階管理区域内の設備であり、非管理区域内であるアクセスルートとは十分離れており、設備とアクセスルートの間には原子炉建屋の壁、床があり十分な遮蔽効果に期待できることから被ばくへの影響は小さいと考えられるため。	離隔距離：10m以上 遮蔽厚：50cm以上	図5

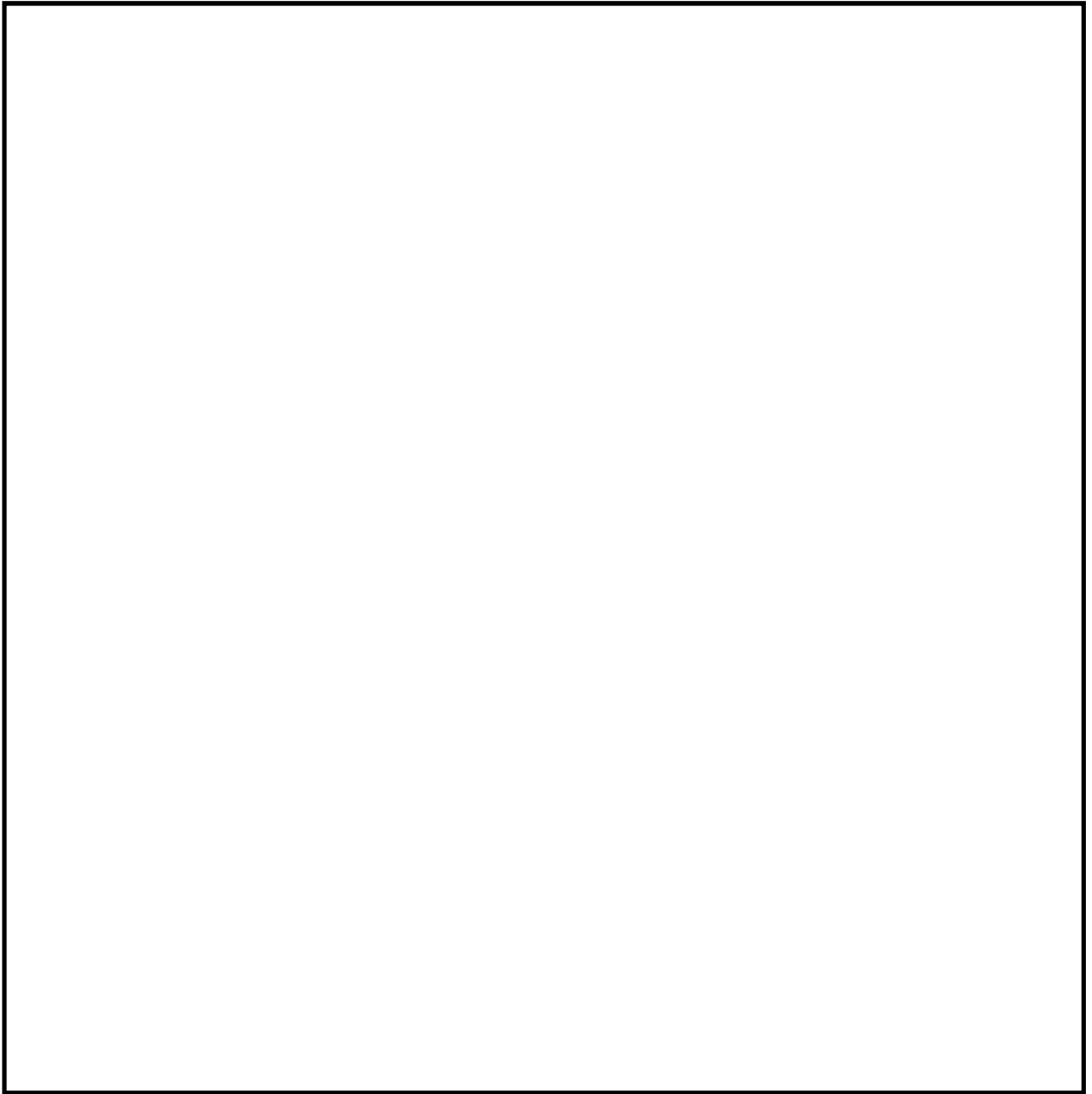


図1 コントロール建屋及びサービス建屋のアクセスルート (2階)

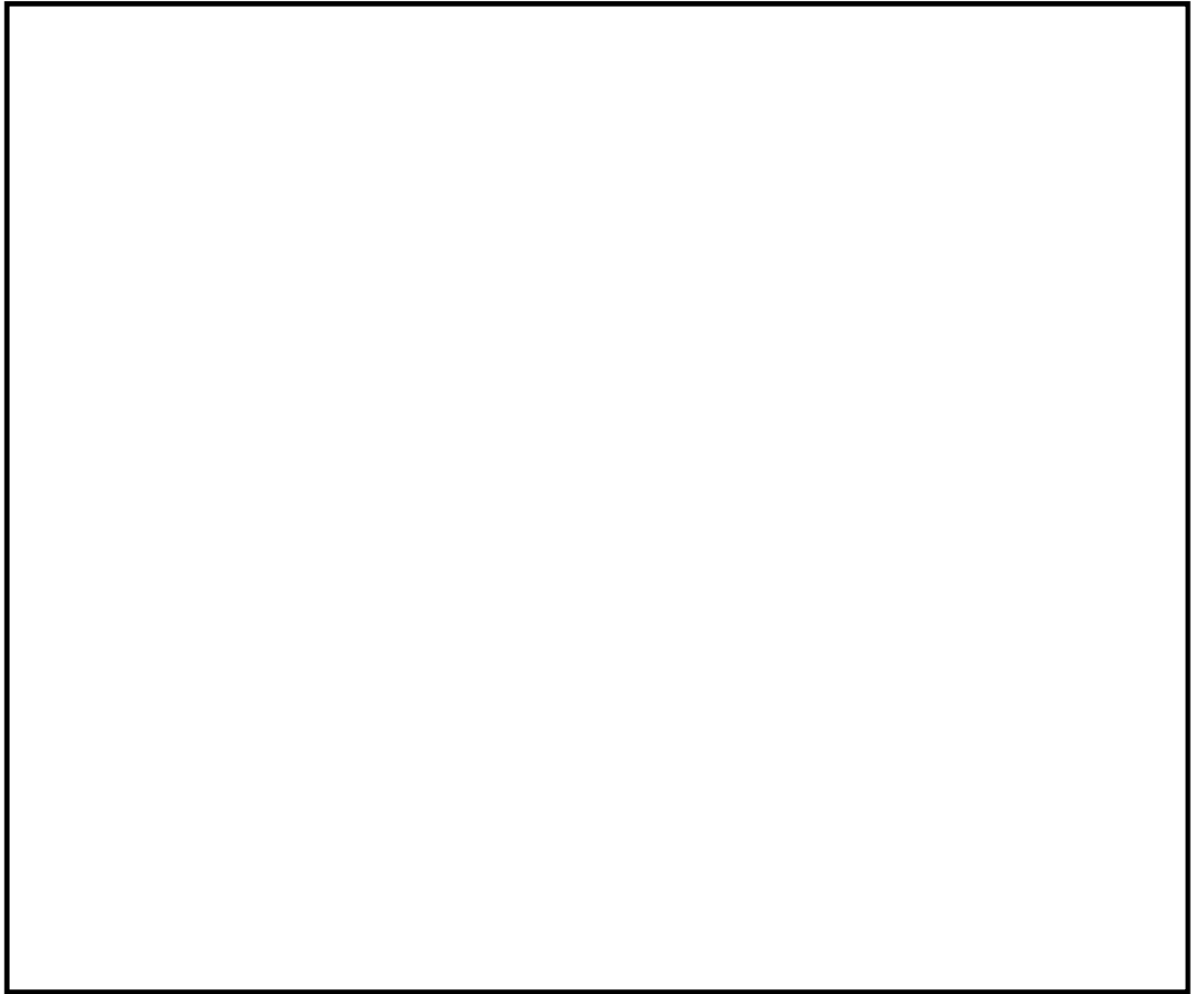


図2 コントロール建屋及びサービス建屋のアクセスルート（地下1階）

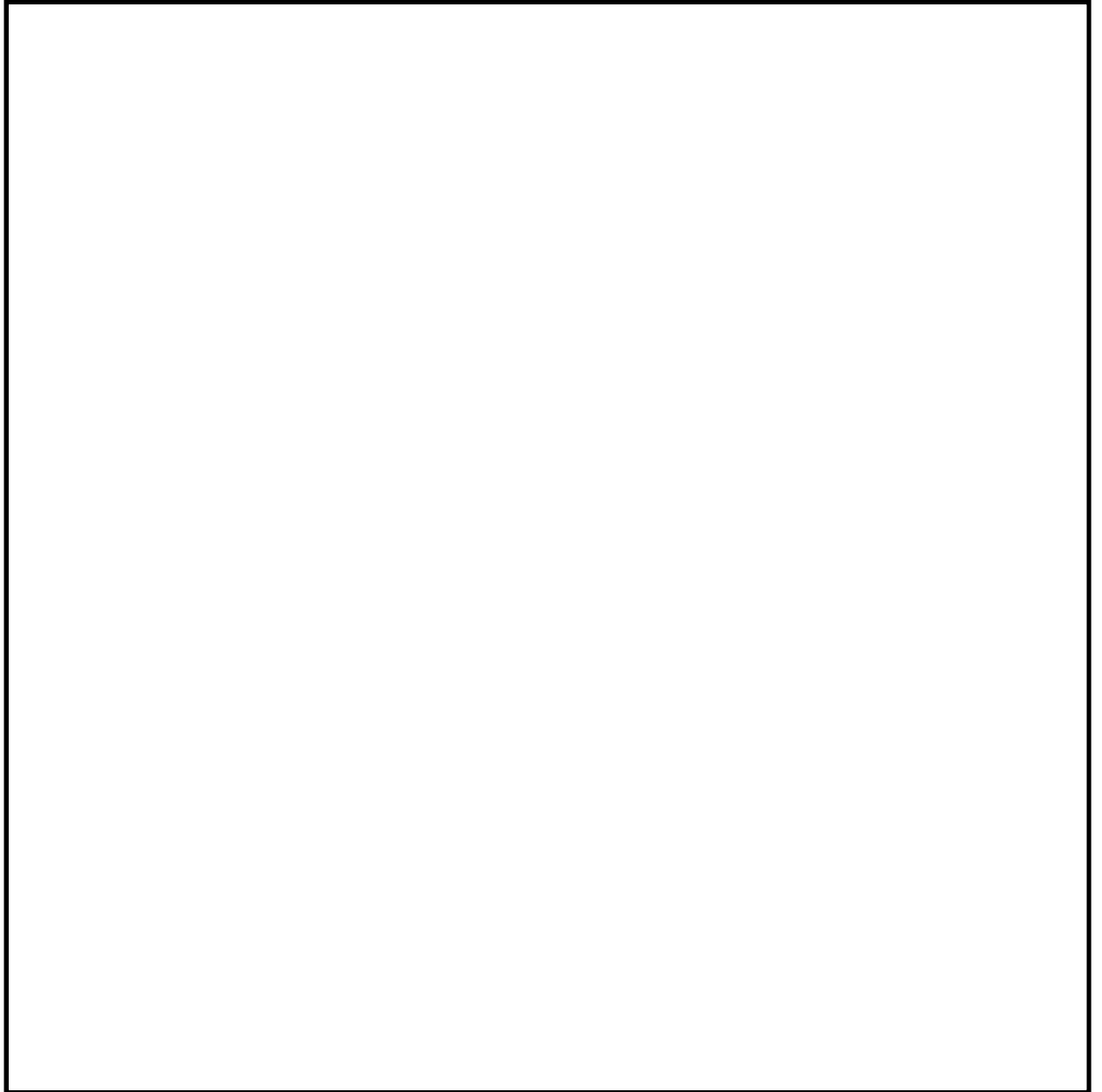


図 3 原子炉建屋の操作場所及びアクセスルート（地下 1 階）

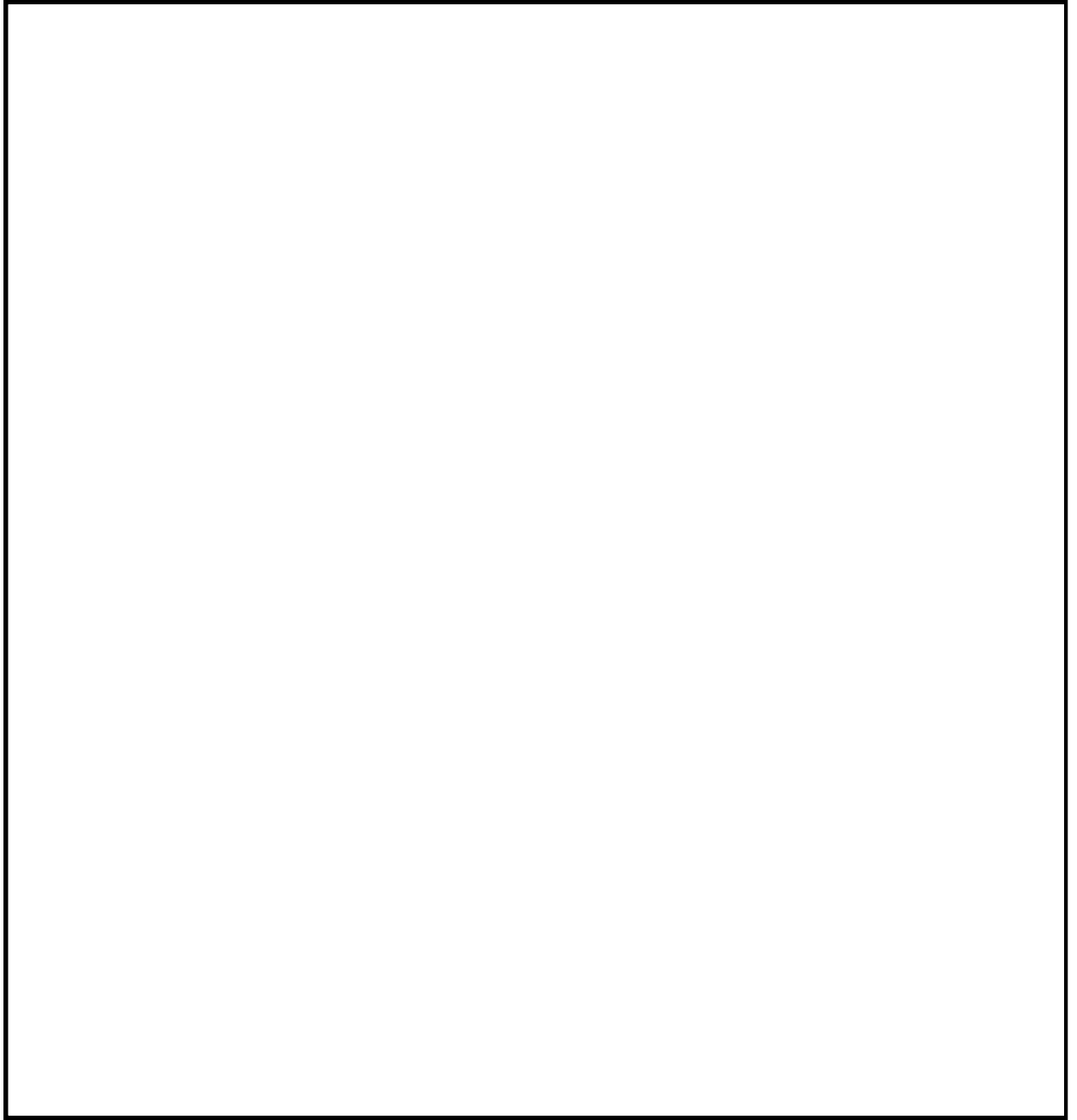


図4 原子炉建屋の操作場所及びアクセスルート（2階）

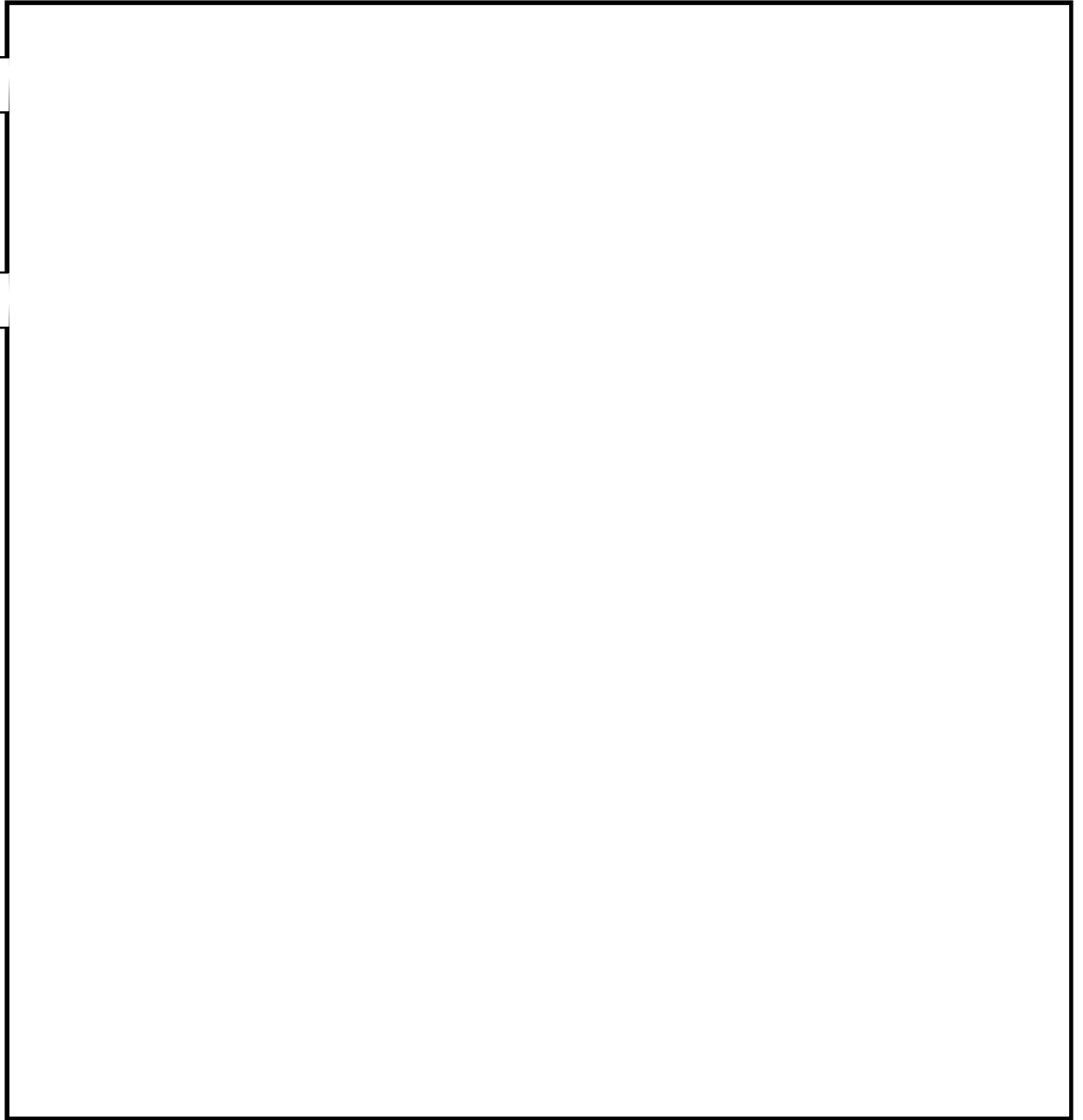


図 5 原子炉建屋の操作場所及びアクセスルート（中 3 階）

気象資料の代表性について

柏崎刈羽原子力発電所敷地内において観測した 1985 年 10 月から 1986 年 9 月までの 1 年間の気象データを用いて評価を行うに当たり、当該 1 年間の気象データが長期間の気象状態を代表しているかどうかの検討を F 分布検定により実施した。

以下に検定方法及び検討結果を示す。

(1) 検定方法

a. 検定に用いた観測データ

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 85m の観測データに加え、参考として標高 20m の観測データを用いて検定を行った。

なお、検定には、申請時の最新気象データ（2004 年 4 月～2013 年 3 月）及び最新気象データ（2008 年 4 月～2018 年 3 月）を用いた。

b. データ統計期間

検定年：1985 年 10 月～1986 年 9 月

統計年：① 2004 年 4 月～2013 年 3 月（申請時の最新気象データ）

② 2008 年 4 月～2018 年 3 月（最新気象データ）

c. 検定方法

不良標本の棄却検定に関する F 分布検定の手順に従って検定を行った。

(2) 検定結果

検定結果は表 1 に示すとおり、排気筒高さ付近を代表する標高 85m の観測データについては、有意水準 5%で棄却されたのは、統計年①及び統計年②において、それぞれ 3 項目であった。また、統計年①で棄却された 2 風向（E, SSE）及び統計年②で棄却された 3 風向（E, ESE, SSE）は、いずれも海側に向かう風であり、統計年①で棄却された風速（5.5～6.4m/s）は、棄却限界をわずかに超えた程度である。

以上のことから、評価に使用している気象データは、長期間の気象状態を代表しているものと判断した。

なお、標高 20m の観測データについては、有意水準 5%で棄却されたのは、統計年①では 10 項目、統計年②では 8 項目であったものの、排気筒高さ付近を代表する標高 85m の観測データにより代表性は確認できていることから、当該データの使用には特段の問題はないものと判断した。

棄却検定表を表 2 から表 9 に示す。

表 1 検定結果

統計年	棄却数	
	標高 85m	標高 20m
統計年① 2004 年 4 月～2013 年 3 月	3 個 (風向 2 個, 風速 1 個)	10 個 (風向 5 個, 風速 5 個)
統計年② 2008 年 4 月～2018 年 3 月	3 個 (風向 3 個)	8 個 (風向 1 個, 風速 7 個)

表2 棄却検定表（風向）

検定年：敷地内C点（標高85m，地上高51m）1985年10月～1986年9月

統計年①：敷地内A点（標高85m，地上高75m）2004年4月～2013年3月

(%)

風向 \ 統計年	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 1985	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
												上限	下限	
N	5.69	5.93	6.42	6.24	6.96	7.84	4.80	5.14	6.46	6.16	5.73	8.40	3.93	○
NNE	2.37	2.67	2.64	2.52	2.71	2.71	1.81	2.64	2.59	2.52	2.05	3.21	1.82	○
NE	3.72	3.22	2.93	2.63	2.78	3.67	2.67	2.58	1.80	2.89	1.91	4.33	1.44	○
ENE	4.01	3.08	3.35	3.21	3.41	3.89	2.26	3.21	2.67	3.23	2.80	4.55	1.91	○
E	5.00	4.09	4.96	4.36	4.91	4.24	4.05	4.77	3.46	4.43	5.73	5.70	3.15	×
ESE	9.57	7.00	8.17	7.24	7.57	6.22	5.91	6.72	6.61	7.22	9.16	9.93	4.52	○
SE	12.55	11.46	15.22	14.10	16.82	14.55	14.59	16.25	16.02	14.62	15.18	18.86	10.38	○
SSE	9.61	10.11	11.19	11.20	10.09	12.53	13.86	12.30	11.71	11.40	7.24	14.71	8.08	×
S	3.94	5.28	4.47	4.64	3.53	4.94	5.03	4.38	4.19	4.49	4.26	5.84	3.14	○
SSW	2.77	3.13	2.26	2.75	2.23	2.74	2.40	2.33	2.10	2.52	2.09	3.34	1.70	○
SW	6.53	5.31	2.40	3.02	2.64	2.71	3.47	2.66	2.59	3.48	3.00	7.00	0.00	○
WSW	7.34	6.87	5.49	6.14	4.57	4.82	5.57	5.09	4.89	5.64	6.90	7.98	3.31	○
W	6.83	6.61	7.40	7.14	7.03	6.69	7.91	6.47	6.30	6.93	6.96	8.15	5.71	○
WNW	7.98	7.58	9.82	9.34	9.38	7.14	8.94	7.54	9.23	8.55	9.82	10.95	6.15	○
NW	7.25	11.76	8.16	9.98	10.21	8.06	10.81	11.02	12.59	9.98	10.97	14.38	5.58	○
NNW	4.37	5.38	4.54	4.59	4.37	4.94	5.46	6.03	5.81	5.05	5.30	6.60	3.51	○
CALM	0.47	0.53	0.58	0.89	0.80	2.31	0.47	0.86	1.00	0.88	0.91	2.26	0.00	○

表3 棄却検定表（風速）

検定年：敷地内C点（標高85m，地上高51m）1985年10月～1986年9月

統計年①：敷地内A点（標高85m，地上高75m）2004年4月～2013年3月

(%)

統計年 風速(m/s)	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 1985	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
												上限	下限	
0.0～0.4	0.47	0.53	0.58	0.89	0.80	2.31	0.47	0.86	1.00	0.88	0.91	2.26	0.00	○
0.5～1.4	4.75	5.71	6.03	7.32	7.90	6.85	7.07	6.46	7.24	6.59	6.92	8.94	4.24	○
1.5～2.4	11.41	11.40	12.47	13.01	12.69	12.88	12.03	12.79	12.87	12.40	11.37	13.93	10.86	○
2.5～3.4	13.48	14.54	16.18	15.98	15.91	15.58	14.65	14.25	13.59	14.91	15.33	17.43	12.38	○
3.5～4.4	13.37	13.96	14.49	14.81	13.94	13.26	14.43	14.30	12.81	13.93	14.83	15.53	12.33	○
4.5～5.4	13.08	11.42	13.71	12.68	11.37	11.06	12.54	12.17	10.20	12.03	11.51	14.71	9.35	○
5.5～6.4	9.70	9.33	9.65	9.03	9.22	9.13	8.88	9.14	8.85	9.22	8.38	9.95	8.48	×
6.5～7.4	6.83	6.47	5.78	5.13	6.33	7.48	6.02	6.47	6.48	6.33	6.12	7.93	4.73	○
7.5～8.4	3.93	4.15	3.58	3.49	4.32	4.47	4.07	4.43	4.40	4.09	4.41	4.98	3.21	○
8.5～9.4	2.88	2.99	2.67	2.53	2.62	3.73	2.25	2.94	3.35	2.88	3.16	3.97	1.80	○
9.5以上	20.11	19.50	14.87	15.12	14.90	13.26	17.59	16.18	19.20	16.75	17.07	22.68	10.81	○

表4 棄却検定表（風向）

検定年：敷地内A点（標高20m，地上高10m）1985年10月～1986年9月

統計年①：敷地内A点（標高20m，地上高10m）2004年4月～2013年3月

(%)

風向 \ 統計年	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 1985	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
												上限	下限	
N	6.69	6.51	7.04	7.31	7.68	7.57	4.58	6.12	6.88	6.71	7.29	9.00	4.42	○
NNE	1.16	1.25	1.61	1.52	1.46	2.26	1.08	1.82	1.37	1.50	1.83	2.39	0.62	○
NE	2.05	2.04	2.54	2.44	2.71	2.92	2.23	2.69	1.85	2.38	1.76	3.27	1.50	○
ENE	2.23	1.98	2.39	1.87	2.22	2.69	2.21	2.87	2.03	2.28	3.37	3.07	1.48	×
E	7.67	7.29	8.01	7.76	9.52	10.10	9.25	9.08	9.49	8.68	5.30	11.13	6.24	×
ESE	11.24	9.56	9.53	8.74	8.87	8.91	9.27	9.60	10.55	9.59	12.40	11.60	7.58	×
SE	16.89	17.03	19.17	18.62	16.29	14.20	16.10	13.36	12.51	16.02	14.47	21.54	10.49	○
SSE	2.90	2.67	2.73	2.69	2.52	1.89	2.46	2.57	1.89	2.48	5.59	3.35	1.61	×
S	2.80	2.94	3.00	2.92	2.33	2.22	2.56	2.82	2.54	2.68	2.56	3.37	2.00	○
SSW	1.25	1.43	1.12	1.48	1.12	1.12	1.54	1.66	1.21	1.33	1.85	1.82	0.83	×
SW	2.56	3.19	2.76	3.57	2.81	2.86	3.23	3.19	2.97	3.02	2.93	3.76	2.27	○
WSW	7.22	6.41	5.70	5.69	5.24	5.80	5.88	5.30	5.25	5.83	6.56	7.39	4.28	○
W	8.17	9.30	10.30	9.31	9.11	8.53	10.63	7.79	8.87	9.11	8.66	11.35	6.87	○
WNW	8.14	9.96	7.98	7.75	8.04	7.21	8.33	7.40	9.02	8.20	9.11	10.25	6.15	○
NW	8.73	9.09	6.53	8.78	8.31	7.85	8.26	9.57	10.52	8.63	8.56	11.34	5.92	○
NNW	3.74	3.60	2.70	2.37	2.60	3.72	4.27	3.76	3.60	3.38	4.31	4.95	1.80	○
CALM	6.55	5.75	6.88	7.16	9.17	10.14	8.11	10.41	9.43	8.18	3.45	12.27	4.09	×

表5 棄却検定表（風速）

検定年：敷地内A点（標高20m，地上高10m）1985年10月～1986年9月

統計年①：敷地内A点（標高20m，地上高10m）2004年4月～2013年3月

(%)

統計年 風速(m/s)	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 1985	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
												上限	下限	
0.0～0.4	6.55	5.75	6.88	7.16	9.17	10.14	8.11	10.41	9.43	8.18	3.45	12.27	4.09	×
0.5～1.4	44.91	45.66	49.32	47.96	47.40	47.44	48.83	49.05	46.74	47.48	28.26	51.17	43.80	×
1.5～2.4	16.53	15.25	16.39	15.74	16.31	15.49	15.64	13.87	14.91	15.57	30.49	17.60	13.53	×
2.5～3.4	7.82	8.12	7.90	8.26	8.39	8.26	7.15	8.02	7.74	7.96	10.11	8.87	7.05	×
3.5～4.4	4.93	6.14	4.78	4.98	4.44	5.04	4.55	5.68	5.27	5.09	6.12	6.41	3.77	○
4.5～5.4	4.74	4.30	3.34	3.96	3.60	3.55	3.80	4.39	4.43	4.01	4.34	5.17	2.86	○
5.5～6.4	3.65	3.58	2.93	3.55	2.77	2.77	3.57	3.31	3.27	3.27	4.00	4.14	2.40	○
6.5～7.4	3.67	3.67	2.75	3.29	2.27	1.99	2.90	2.54	2.86	2.88	3.16	4.30	1.47	○
7.5～8.4	3.06	3.08	1.95	2.40	2.13	1.89	2.45	1.51	2.30	2.31	3.21	3.57	1.04	○
8.5～9.4	1.85	1.97	1.17	1.39	1.75	1.43	1.52	0.66	1.36	1.46	2.39	2.41	0.50	○
9.5以上	2.28	2.47	2.59	1.32	1.75	2.00	1.48	0.56	1.69	1.79	4.47	3.34	0.25	×

表6 棄却検定表（風向）

検定年：敷地内C点（標高85m，地上高51m）1985年10月～1986年9月

統計年②：敷地内A点（標高85m，地上高75m）2008年4月～2018年3月

(%)

風向	統計年											検定年 1985	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	2016	2017	平均値		上限	下限	
N	6.96	7.84	4.80	5.14	6.46	5.20	5.59	5.54	6.40	4.93	5.89	5.73	8.24	3.53	○
NNE	2.71	2.71	1.81	2.64	2.59	2.76	3.06	3.68	5.13	2.76	2.98	2.05	5.08	0.89	○
NE	2.78	3.67	2.67	2.58	1.80	2.11	1.84	2.79	2.91	1.97	2.51	1.91	3.90	1.12	○
ENE	3.41	3.89	2.26	3.21	2.67	2.06	2.16	3.16	2.55	2.80	2.82	2.80	4.23	1.41	○
E	4.91	4.24	4.05	4.77	3.46	2.98	3.46	4.84	4.05	4.15	4.09	5.73	5.62	2.56	×
ESE	7.57	6.22	5.91	6.72	6.61	5.27	6.25	7.41	5.66	7.02	6.47	9.16	8.23	4.70	×
SE	16.82	14.55	14.59	16.25	16.02	15.85	15.55	16.07	15.46	15.44	15.66	15.18	17.34	13.98	○
SSE	10.09	12.53	13.86	12.30	11.71	12.09	11.92	11.72	10.96	10.93	11.81	7.24	14.25	9.37	×
S	3.53	4.94	5.03	4.38	4.19	4.41	4.26	3.72	4.19	4.26	4.29	4.26	5.39	3.20	○
SSW	2.23	2.74	2.40	2.33	2.10	2.49	2.53	2.12	2.04	2.41	2.34	2.09	2.86	1.82	○
SW	2.64	2.71	3.47	2.66	2.59	2.93	3.02	2.70	2.64	2.82	2.82	3.00	3.46	2.18	○
WSW	4.57	4.82	5.57	5.09	4.89	6.09	5.74	5.97	4.48	6.60	5.38	6.90	7.08	3.68	○
W	7.03	6.69	7.91	6.47	6.30	7.28	7.26	7.12	6.09	8.40	7.05	6.96	8.75	5.36	○
WNW	9.38	7.14	8.94	7.54	9.23	9.95	9.86	6.98	7.82	9.26	8.61	9.82	11.29	5.93	○
NW	10.21	8.06	10.81	11.02	12.59	12.26	11.04	9.49	11.58	9.82	10.69	10.97	13.90	7.48	○
NNW	4.37	4.94	5.46	6.03	5.81	4.97	5.21	5.57	7.04	4.91	5.43	5.30	7.20	3.66	○
CALM	0.80	2.31	0.47	0.86	1.00	1.28	1.23	1.12	1.01	1.54	1.16	0.91	2.34	0.00	○

表7 棄却検定表（風速）

検定年：敷地内C点（標高85m，地上高51m）1985年10月～1986年9月

統計年②：敷地内A点（標高85m，地上高75m）2008年4月～2018年3月

(%)

統計年 風速(m/s)	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	2016	2017	平均値	検定年 1985	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0～0.4	0.80	2.31	0.47	0.86	1.00	1.28	1.23	1.12	1.01	1.54	1.16	0.91	2.34	0.00	○
0.5～1.4	7.90	6.85	7.07	6.46	7.24	7.45	7.79	8.67	7.85	7.73	7.50	6.92	8.99	6.01	○
1.5～2.4	12.69	12.88	12.03	12.79	12.87	11.60	13.84	14.02	13.19	12.41	12.83	11.37	14.59	11.08	○
2.5～3.4	15.91	15.58	14.65	14.25	13.59	13.95	15.14	17.33	15.60	15.73	15.17	15.33	17.79	12.56	○
3.5～4.4	13.94	13.26	14.43	14.30	12.81	14.20	13.47	14.61	13.06	14.32	13.84	14.83	15.35	12.33	○
4.5～5.4	11.37	11.06	12.54	12.17	10.20	10.82	10.51	11.10	11.06	11.24	11.21	11.51	12.87	9.54	○
5.5～6.4	9.22	9.13	8.88	9.14	8.85	8.74	7.77	8.03	8.66	8.17	8.66	8.38	9.86	7.46	○
6.5～7.4	6.33	7.48	6.02	6.47	6.48	6.46	5.85	4.98	5.67	6.16	6.19	6.12	7.73	4.65	○
7.5～8.4	4.32	4.47	4.07	4.43	4.40	3.62	3.86	3.44	3.96	3.77	4.03	4.41	4.90	3.17	○
8.5～9.4	2.62	3.73	2.25	2.94	3.35	2.93	2.30	2.49	2.79	2.49	2.79	3.16	3.90	1.67	○
9.5以上	14.90	13.26	17.59	16.18	19.20	18.93	18.25	14.22	17.16	16.45	16.61	17.07	21.37	11.86	○

表8 棄却検定表（風向）

検定年：敷地内A点（標高20m，地上高10m）1985年10月～1986年9月

統計年②：敷地内A点（標高20m，地上高10m）2008年4月～2018年3月

(%)

風向	統計年											検定年 1985	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	2016	2017	平均値		上限	下限	
N	7.68	7.57	4.58	6.12	6.88	5.16	6.09	5.58	6.51	5.55	6.17	7.29	8.56	3.78	○
NNE	1.46	2.26	1.08	1.82	1.37	1.42	1.67	3.76	4.06	2.48	2.14	1.83	4.57	0.00	○
NE	2.71	2.92	2.23	2.69	1.85	1.42	1.18	2.18	2.05	1.60	2.08	1.76	3.46	0.70	○
ENE	2.22	2.69	2.21	2.87	2.03	2.46	2.38	2.65	2.13	2.18	2.38	3.37	3.04	1.72	×
E	9.52	10.10	9.25	9.08	9.49	8.31	6.80	5.80	5.19	4.95	7.85	5.30	12.53	3.17	○
ESE	8.87	8.91	9.27	9.60	10.55	12.77	12.57	10.15	9.91	9.76	10.24	12.40	13.53	6.95	○
SE	16.29	14.20	16.10	13.36	12.51	10.78	12.56	15.84	16.36	18.73	14.67	14.47	20.35	8.99	○
SSE	2.52	1.89	2.46	2.57	1.89	2.83	2.72	4.17	4.81	5.31	3.12	5.59	5.98	0.25	○
S	2.33	2.22	2.56	2.82	2.54	1.94	1.88	1.91	2.30	2.17	2.27	2.56	3.00	1.53	○
SSW	1.12	1.12	1.54	1.66	1.21	1.39	1.08	1.36	1.54	1.67	1.37	1.85	1.91	0.83	○
SW	2.81	2.86	3.23	3.19	2.97	2.22	2.59	1.62	1.86	2.08	2.54	2.93	3.88	1.20	○
WSW	5.24	5.80	5.88	5.30	5.25	7.69	6.38	6.44	4.75	6.62	5.94	6.56	7.99	3.88	○
W	9.11	8.53	10.63	7.79	8.87	8.64	7.93	7.88	8.06	9.36	8.68	8.66	10.76	6.60	○
WNW	8.04	7.21	8.33	7.40	9.02	10.16	9.29	6.56	8.57	7.76	8.23	9.11	10.78	5.69	○
NW	8.31	7.85	8.26	9.57	10.52	8.98	9.39	8.44	10.40	9.07	9.08	8.56	11.22	6.94	○
NNW	2.60	3.72	4.27	3.76	3.60	4.72	4.53	3.96	4.85	3.77	3.98	4.31	5.54	2.42	○
CALM	9.17	10.14	8.11	10.41	9.43	9.10	10.96	11.71	6.67	6.94	9.26	3.45	13.18	5.35	×

表9 棄却検定表（風速）

検定年：敷地内A点（標高20m，地上高10m）1985年10月～1986年9月

統計年②：敷地内A点（標高20m，地上高10m）2008年4月～2018年3月

(%)

統計年 風速(m/s)	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	2016	2017	平均値	検定年 1985	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0～0.4	9.17	10.14	8.11	10.41	9.43	9.10	10.96	11.71	6.67	6.94	9.26	3.45	13.18	5.35	×
0.5～1.4	47.40	47.44	48.83	49.05	46.74	46.58	47.32	44.92	43.28	39.98	46.15	28.26	52.70	39.61	×
1.5～2.4	16.31	15.49	15.64	13.87	14.91	14.47	13.03	18.22	19.88	23.82	16.56	30.49	24.29	8.84	×
2.5～3.4	8.39	8.26	7.15	8.02	7.74	7.30	6.72	7.81	8.44	8.54	7.84	10.11	9.29	6.38	×
3.5～4.4	4.44	5.04	4.55	5.68	5.27	5.62	4.78	4.72	6.14	4.54	5.08	6.12	6.45	3.70	○
4.5～5.4	3.60	3.55	3.80	4.39	4.43	5.42	4.14	3.32	4.58	3.65	4.09	4.34	5.59	2.58	○
5.5～6.4	2.77	2.77	3.57	3.31	3.27	4.30	3.92	3.16	4.25	2.94	3.43	4.00	4.78	2.07	○
6.5～7.4	2.27	1.99	2.90	2.54	2.86	2.88	3.79	2.18	3.07	2.42	2.69	3.16	3.94	1.44	○
7.5～8.4	2.13	1.89	2.45	1.51	2.30	1.96	2.32	1.61	1.92	2.31	2.04	3.21	2.79	1.29	×
8.5～9.4	1.75	1.43	1.52	0.66	1.36	1.22	1.57	1.21	1.20	1.89	1.38	2.39	2.20	0.57	×
9.5以上	1.75	2.00	1.48	0.56	1.69	1.16	1.45	1.14	0.57	2.96	1.48	4.47	3.15	0.00	×

原子炉建屋内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
並びにグランドシャインガンマ線評価モデルについて

原子炉建屋内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評価は、原子炉建屋の二次遮蔽壁及び補助遮蔽の遮蔽効果を考慮し、評価している。評価モデルを図1及び図2に示す。

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。グランドシャインガンマ線による被ばく線量は、単位面積当たりの積算崩壊数($\text{Bq} \cdot \text{s}/\text{m}^2$)に、「External Exposure to Radionuclides in Air, Water, and Soil FGR-12 EPA-402-R-93-081. (1993) Table III.3」に記載の、地表面濃度から実効線量率への換算係数を乗じることで評価する。

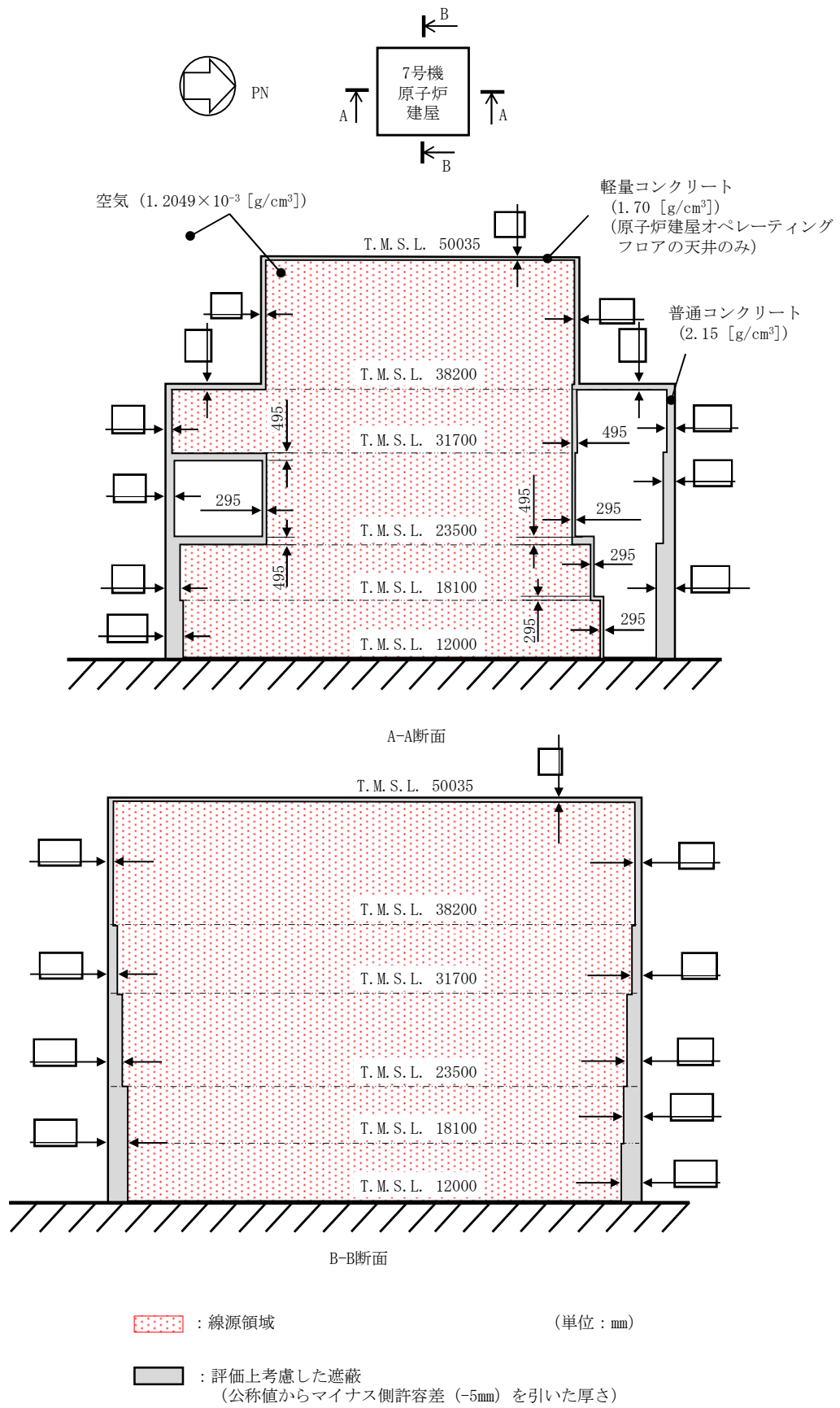
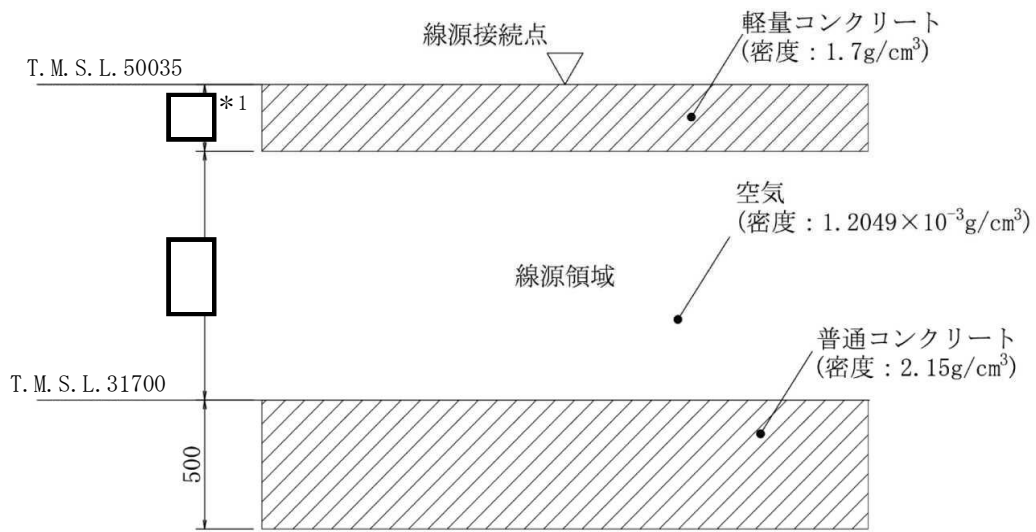
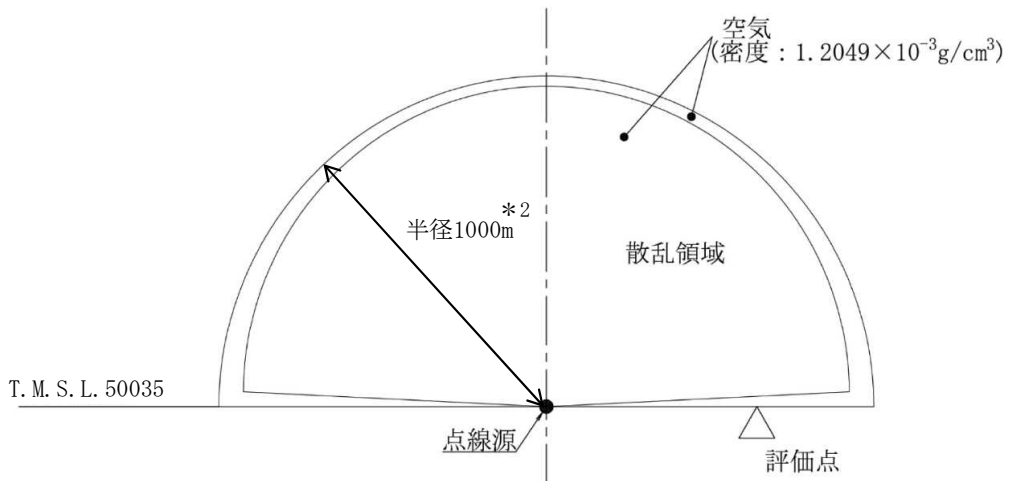


図1 7号機原子炉建屋内の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく評価モデル



線源計算モデル(ANISNコードの計算モデル)



散乱計算モデル(G33-GP2Rコードの計算モデル)

(単位: mm)

注記*1: 遮蔽として考慮する天井コンクリート厚さ は公称値からマイナス側許容差 (-5mm) を引いた厚さ

*2: 散乱領域の半径は、点線源から評価点までの距離を超える長さを設定する。

図2 7号機原子炉建屋内の放射性物質からのスカイシャインガンマ線による被ばく評価モデル

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、ウェットウェル（以下「W/W」という。）からのベントを行う場合及びドライウェル（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W/Wベント、D/Wベントの条件の違いは、原子炉格納容器内における除去効果であり、その違いは表1に示すとおりである。

表1 放出量評価条件の違い

項目		評価条件	
		W/W	D/W
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）		10	考慮しない
格納容器圧力逃がし装置への放出割合	希ガス類	約 9.2×10^{-1}	約 8.1×10^{-1}
	よう素類	約 3.3×10^{-2}	約 3.7×10^{-2}
	Cs類	約 2.6×10^{-6}	約 3.9×10^{-3}
	Te類	約 5.2×10^{-7}	約 7.7×10^{-4}
	Ba類	約 2.1×10^{-7}	約 3.1×10^{-4}
	Ru類	約 2.6×10^{-8}	約 3.9×10^{-5}
	La類	約 2.1×10^{-9}	約 3.1×10^{-6}
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 1.4×10^{-2}	約 1.5×10^{-2}
	よう素類	約 6.6×10^{-4}	約 7.1×10^{-4}
	Cs類	約 2.8×10^{-5}	約 3.1×10^{-5}
	Te類	約 5.6×10^{-6}	約 6.2×10^{-6}
	Ba類	約 2.3×10^{-6}	約 2.5×10^{-6}
	Ru類	約 2.8×10^{-7}	約 3.1×10^{-7}
	La類	約 2.3×10^{-8}	約 2.5×10^{-8}
Ce類	約 5.6×10^{-8}	約 6.2×10^{-8}	

2. 被ばく評価条件の違い

W/Wベント、D/Wベント実施に伴う作業のうち、一次隔離弁開操作についてはW/W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。なお、二次隔離弁開操作、フィルタ装置スクラバ水pH調整、ドレンタンク水抜き等の一次隔離弁開操作以外の作業についてはW/W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

大気拡散評価条件については違いはない。

なお、評価に使用した大気拡散係数は、着目方位を全方位（16方位）とし、評価距離を放出点から10m刻みとした大気拡散評価において、最大の評価結果を与えた距離の評価結果である。このため、作業エリア全域に対し、保守的な結果を与えることとなる。

(2) 格納容器圧力逃がし装置配管からの直接ガンマ線の遮蔽条件

W/Wベント、D/Wベントにおける一次隔離弁開操作時の格納容器圧力逃がし装置配管からの直接ガンマ線の評価点における遮蔽厚さ及び配管からの距離の違いを表2に、一次隔離弁開操作時の評価点やベントライン等の位置を図1から図4に示す。

表2 遮蔽条件の違い

項目			評価条件*		備考
			W/W	D/W	
一次 隔離 弁開 操作	遮蔽厚さ	移動時 及び作業時	コンクリート60cm +コンクリート30cm +追設遮蔽（鉄）10cm	コンクリート60cm +追設遮蔽（鉄）5cm	移動時においても、作業時の評価点を代表として評価。
	配管からの距離	移動時 及び作業時	4.3m	1.7m	

注記*：二次隔離弁開操作、フィルタ装置スクラバ水pH調整、ドレンタンク水抜き等の一次隔離弁開操作以外の作業についてはW/W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。

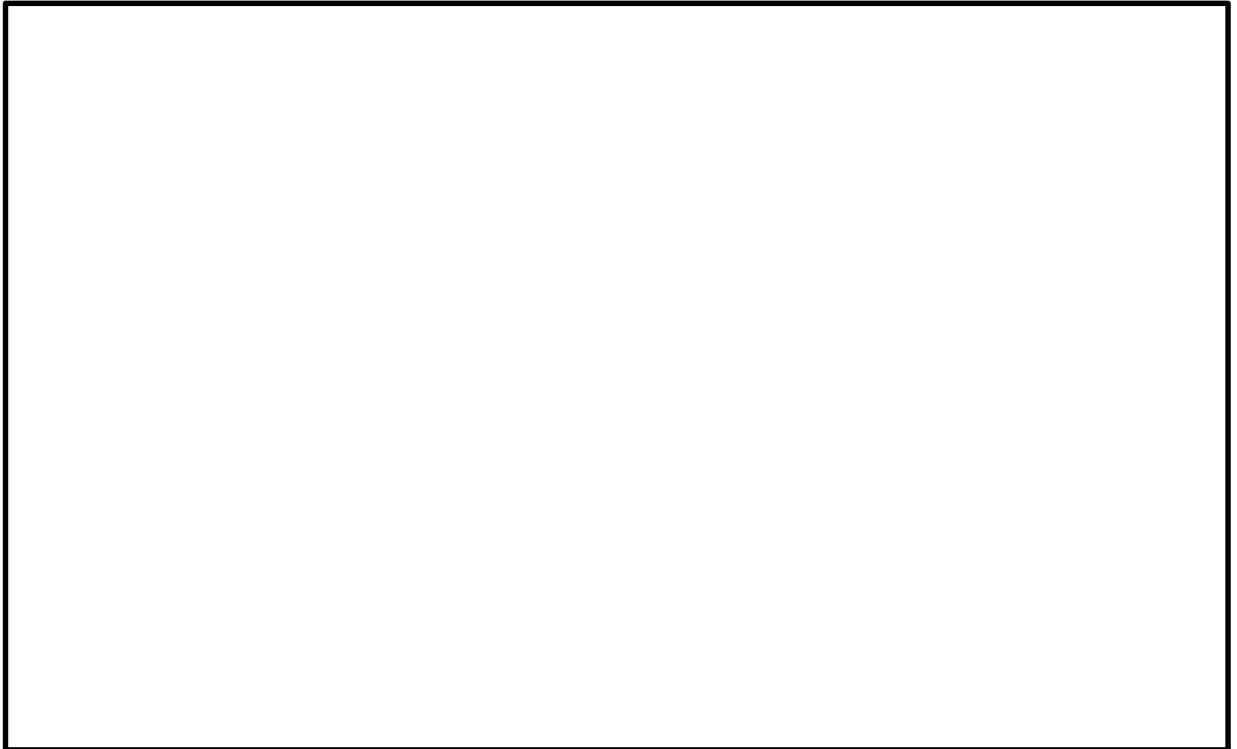


図1 7号機屋内遮蔽壁等（原子炉建屋地下1階）

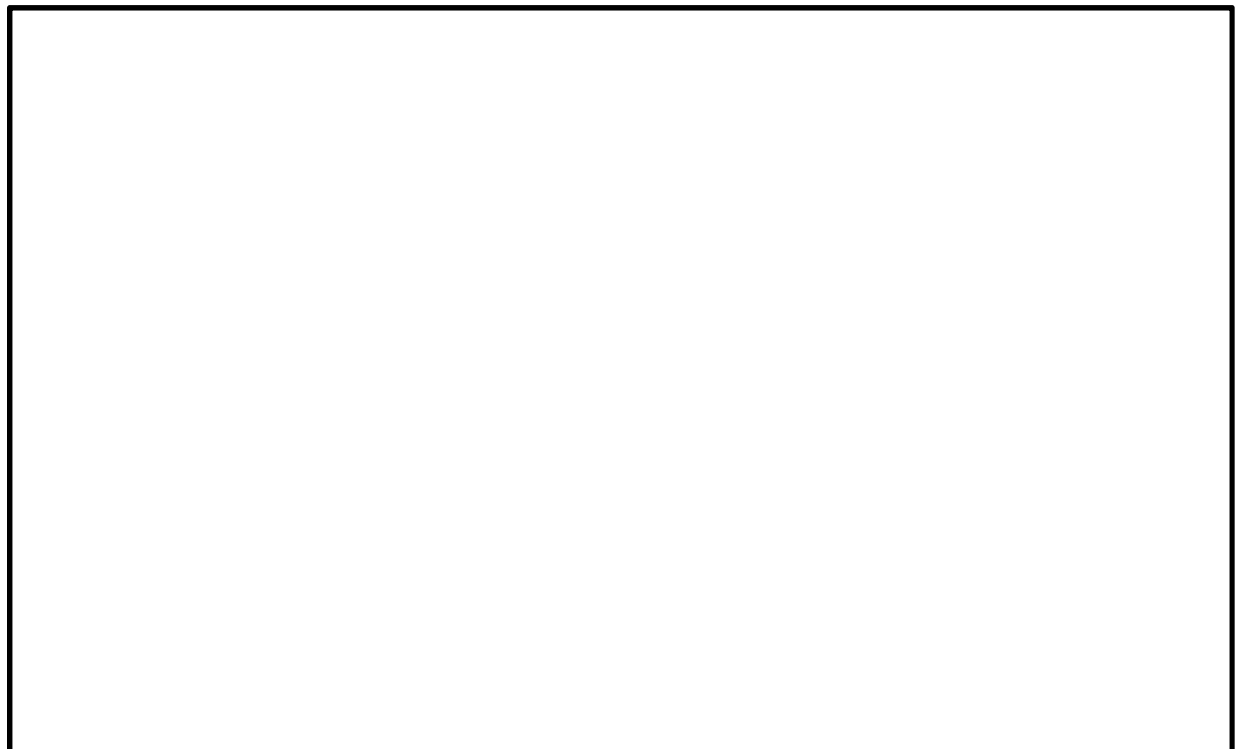


図2 7号機屋内遮蔽壁等（原子炉建屋地下1階（中間階））

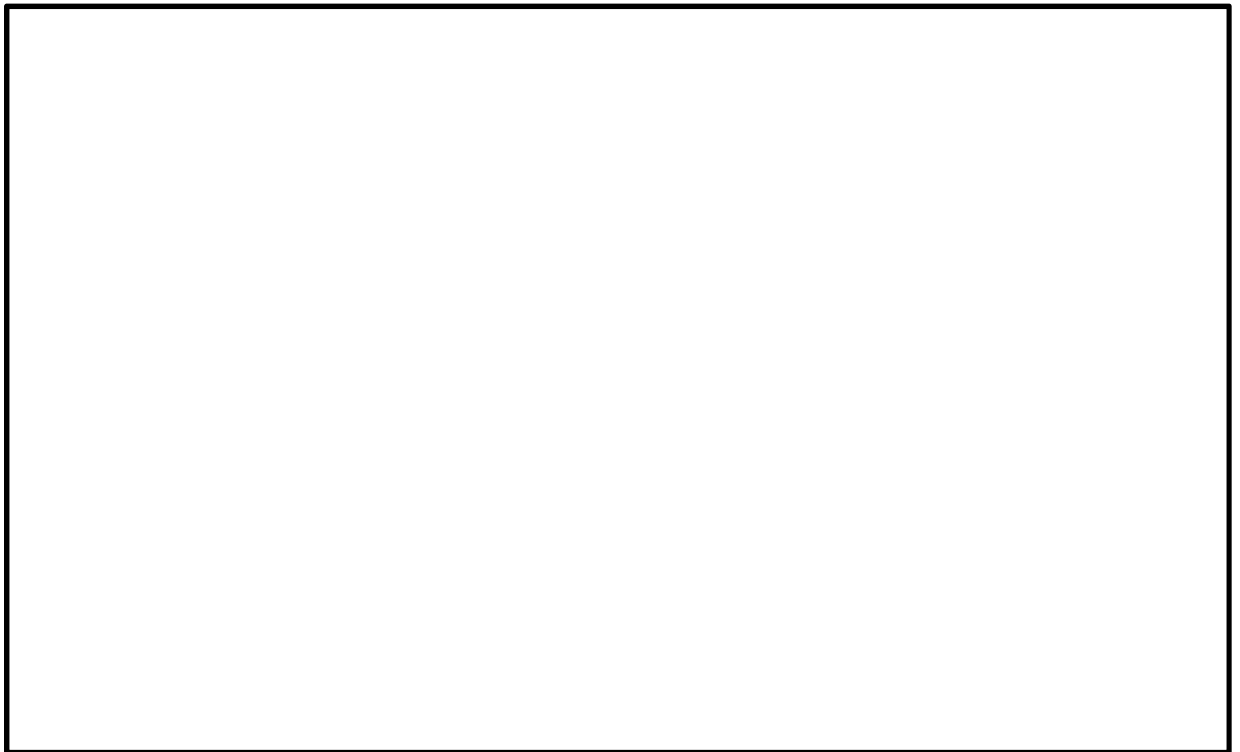


図3 7号機屋内遮蔽壁等（原子炉建屋2階）

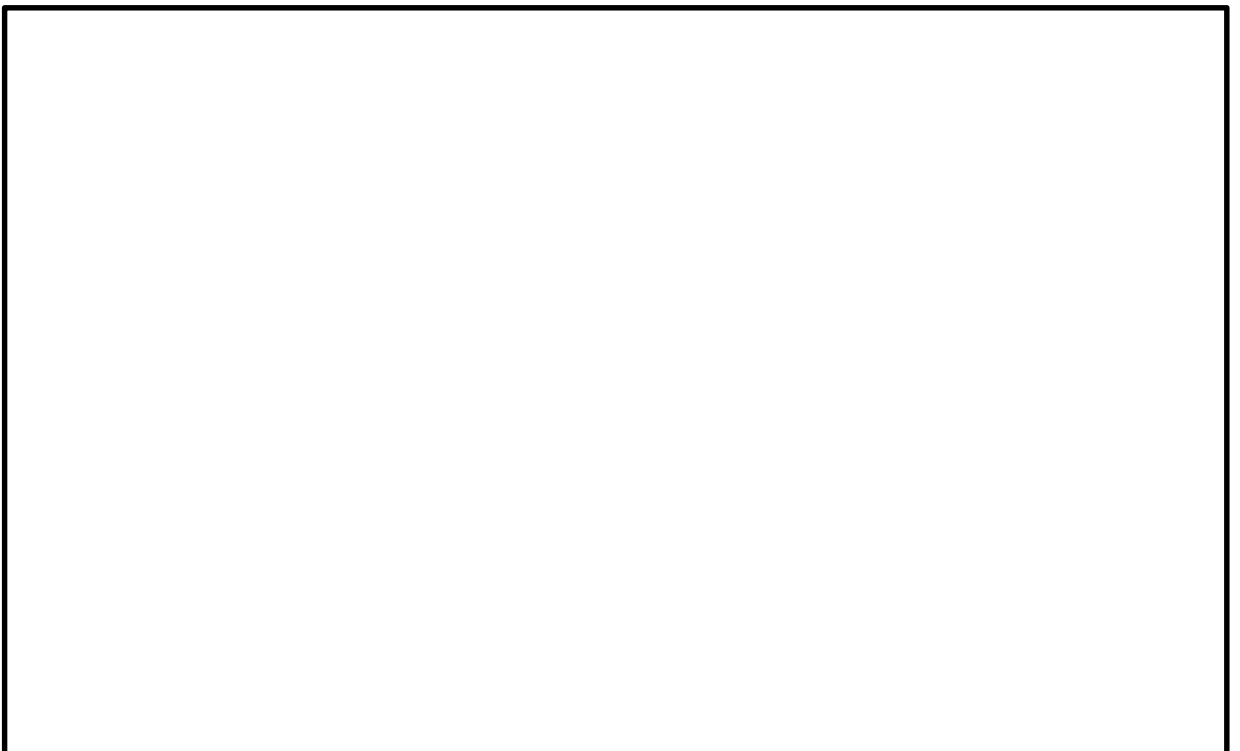


図4 7号機屋内遮蔽壁等（原子炉建屋3階（中間階））

3. 被ばく評価結果の違い

W/Wベント、D/Wベントにおける一次隔離弁開操作時の被ばく評価結果の違いを表3に示す。

表3 被ばく評価結果の違い（単位：mSv）

評価内容	ベント実施前の作業	
	一次隔離弁の 開操作（W/W側）	一次隔離弁の 開操作（D/W側）
	屋内 （二次格納施設外）	屋内 （二次格納施設外）
原子炉建屋内に浮遊する放射性物質からのガンマ線による外部被ばく*1	約 1.5×10^1	約 1.6×10^1
放射性雲中の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 4.7×10^0	約 2.8×10^0
放射性物質を吸入摂取することによる内部被ばく*2	約 1.4×10^0	約 1.6×10^0
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	—*3	—*3
格納容器圧力逃がし装置配管内の放射性物質からのガンマ線による被ばく	0.1以下	約 5.5×10^0
被ばく線量	約 21mSv	約 25mSv

注記*1：ベント流体が原子炉建屋内に流入することによる影響は考慮しない。

*2：マスク着用（PF1000）による防護効果を考慮する。

*3：線源との間に十分な遮蔽があるため、影響は軽微であり、評価の対象外とする。

重大事故等時におけるフィルタベント遮蔽壁の遮蔽の熱除去の評価について

フィルタベント遮蔽壁について、重大事故等時の熱除去の評価を行う。熱除去の評価は、遮蔽体中の温度上昇が厳しい箇所を想定し、伝熱理論に基づいた解析手法により評価する。

1. フィルタベント遮蔽壁における入射線量の設定方法

フィルタベント遮蔽壁に入射するガンマ線の線源として、よう素フィルタ、フィルタ装置、金属フィルタ、フィルタ装置入口配管、ドレン配管及び pH 計装配管を想定し、これら線源に含まれる放射性物質からの直接ガンマ線の合計入射線量を、遮蔽体表面の入射線量として設定する。

2. フィルタベント遮蔽壁の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 日間積算の線源機器に含まれる放射性物質からのガンマ線による入射線量は約 63 (kGy/7 日間) となった。評価方法を図 1 に示す。

当該入射線量からフィルタベント遮蔽壁表面の 7 日間積算のガンマ線発熱量を求めると、約 $1.4 \times 10^{-1} \text{kJ/cm}^3$ となる。これによる温度上昇は次式により算出する。

$$\Delta T = Q \cdot 1000 / (c \cdot \rho)$$

ΔT : 温度上昇(°C)

Q : ガンマ線発熱量(kJ/cm³)

c : コンクリートの比熱 (1.05kJ/(kg・°C)) *

ρ : コンクリートの密度 (2.15g/cm³)

注記* : 「コンクリート標準示方書 構造性能照査」(土木学会, 2007)

3. 温度上昇のまとめ

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約 60°C 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°C/周辺最高温度 149°C) 以下であることを確認した。なお、本温度評価は、保守的にコンクリートの断熱状態を仮定した評価である。

① 「大破断 LOCA+ECCS 注水機能喪失+全交流動力電源喪失」の発生
シナリオ：事象発生約 38 時間後に格納容器ベント（D/W ベント）を実施する

② 格納容器圧力逃がし装置への放射性物質の流入

評価対象線源：

よう素フィルタ：事故発生 7 日後までに格納容器圧力逃がし装置に流入する有機よう素及び無機よう素の総量が、格納容器ベント直後に取り込まれる想定

スクラバ水：事故発生 7 日後までに格納容器圧力逃がし装置に流入する無機よう素及び粒子状放射性物質の総量が、格納容器ベント直後に取り込まれる想定

金属フィルタ：事故発生 7 日後までに格納容器圧力逃がし装置に流入する無機よう素及び粒子状放射性物質の 10%が、格納容器ベント直後に取り込まれる想定

主配管*1：事故発生 7 日後までに格納容器圧力逃がし装置に流入する無機よう素及び粒子状放射性物質の 10%が、格納容器ベント直後に配管 100m に附着すると想定

ドレン配管：格納容器ベント直後に放射性物質を含む水を内包すると想定*2

pH 計装配管：格納容器ベント直後に放射性物質を含む水を内包すると想定*2

注記*1：フィルタ装置入口側

*2：事故発生 7 日後までに格納容器圧力逃がし装置に流入する無機よう素及び粒子状放射性物質の総量を、フィルタ装置水位調整（水抜き）前のスクラバ水の水量（35m³と仮定）で除した濃度を想定

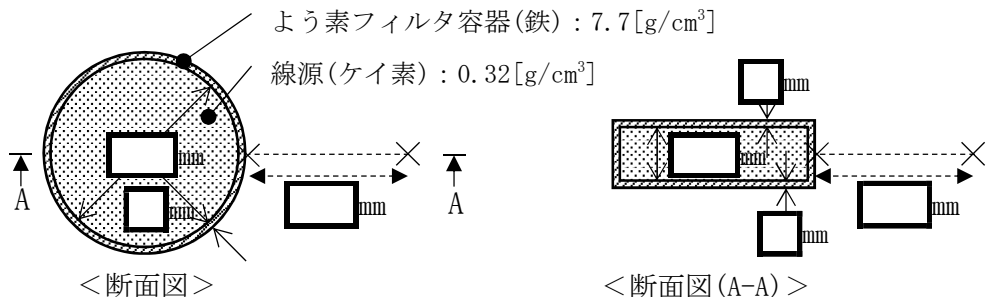
③ 各核種に応じ、ガンマ線エネルギー範囲ごとに線源強度を算出*1

注記*1：積算線源強度計算については、各線源の放射性物質によるガンマ線エネルギーをエネルギー範囲によって区分する。

④ フィルタベント建屋内の線量を評価するため、各線源を下図のようにモデル化し、QADコードにて積算線量を算出

<よう素フィルタ>

×：評価点



<スクラバ水>

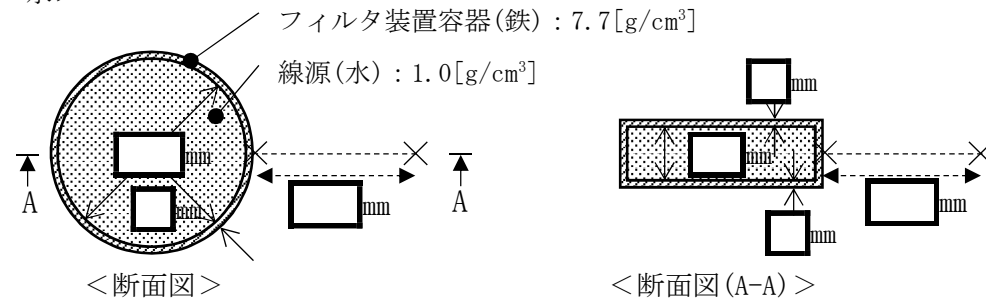
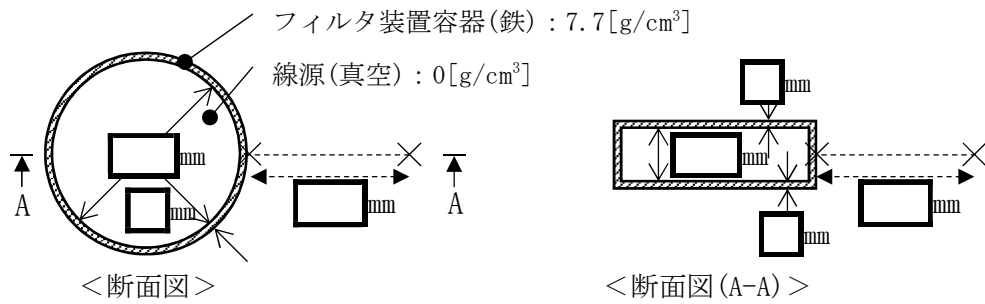


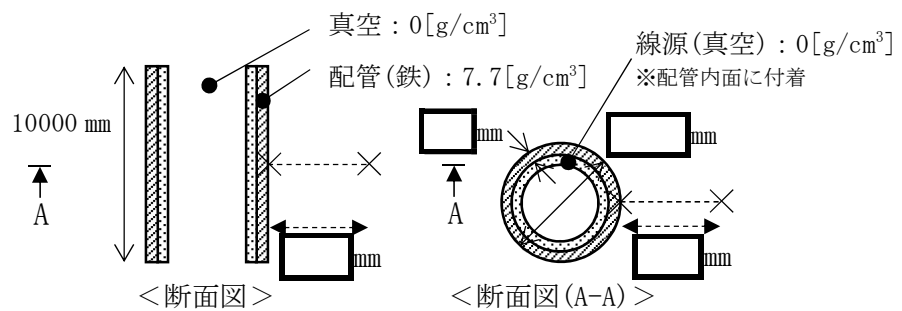
図1 フィルタベント遮蔽壁の遮蔽体表面における入射線量の評価のフロー図（1/3）

④ フィルタベント建屋内の線量を評価するため、各線源を下図のようにモデル化し、QADコードにて積算線量を算出
 <金属フィルタ>

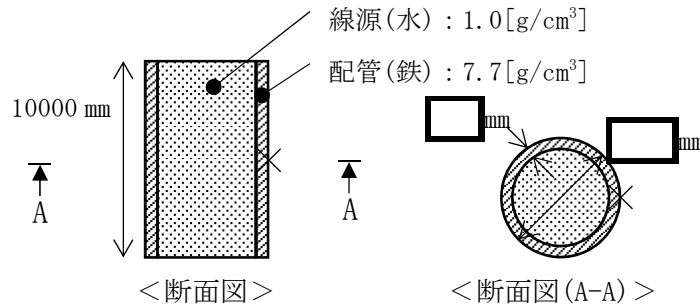
×：評価点



<主管管 (フィルタ装置入口側) >



<ドレン配管>



<pH計装配管>

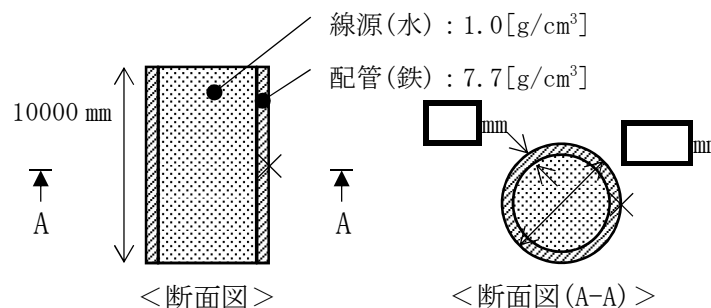


図1 フィルタベント遮蔽壁の遮蔽体表面における入射線量の評価のフロー図 (2/3)

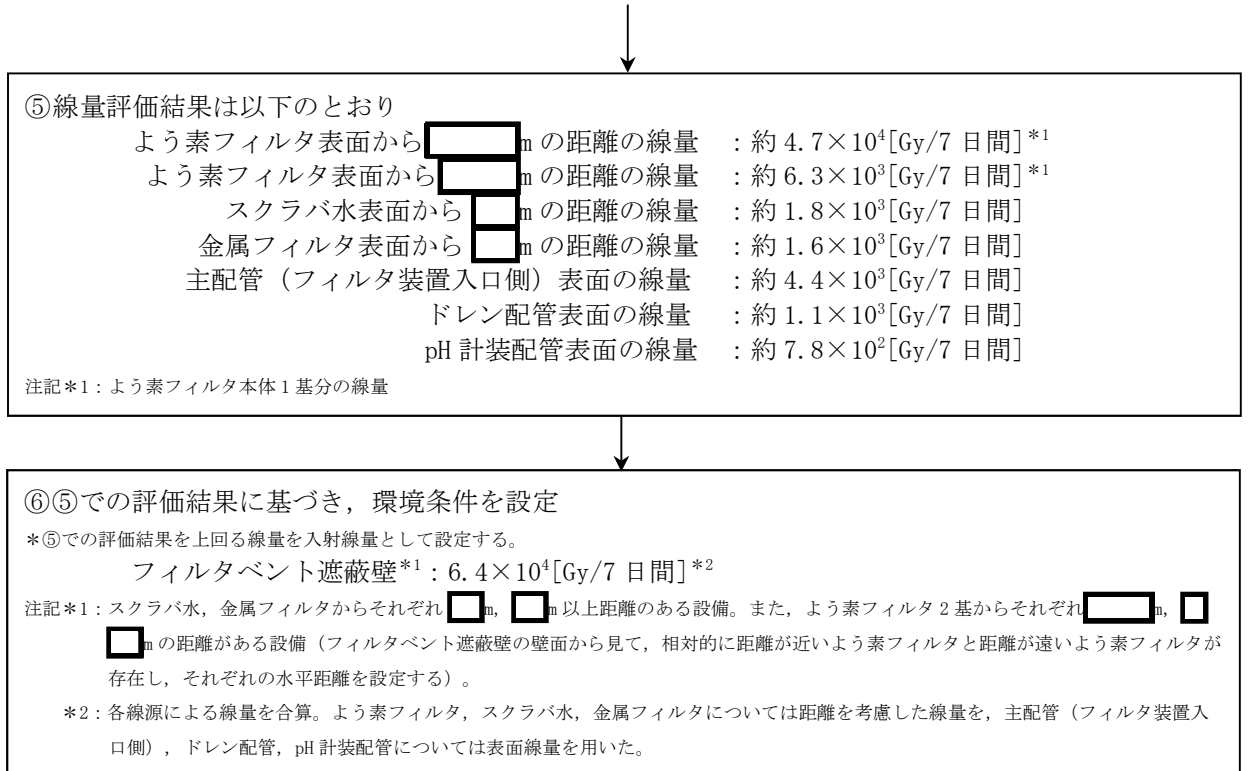


図1 フィルタベント遮蔽壁の遮蔽体表面における入射線量の評価のフロー図 (3/3)

ベント実施に伴う現場作業の被ばく評価の評価条件の変更点等について

「別紙 6 ベント実施に伴う現場作業の被ばく評価について」で示したベント実施に伴う現場作業の被ばく評価（以下、「CP 評価」という。）について、設置変更許可申請時評価*1（以下、「EP 時評価」という。）からの評価条件の変更点及び差異を以下 1.～5. に示す。また、CP 評価の被ばく評価結果に対して、1.～5. の変更点等が影響する範囲を表 1 に示す。

注記*1： 柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号機の設置変更許可申請時の資料「柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉 重大事故等対処設備について 別添資料-1 原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備（格納容器圧力逃がし装置）について」の「別紙 33 格納容器ベント実施に伴う現場作業の線量影響について」

1. 想定する発災プラントについて

【EP 時評価】

柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号機の設置変更許可申請時の評価であったため、発災プラントとして「6 号及び 7 号機」を想定していた。

【CP 評価】

柏崎刈羽原子力発電所 7 号機単独の工事計画認可申請における評価であるため、発災プラントとして「7 号機」のみを想定している。なお、6 号機を含めた影響については、今後の 6 号機の工事計画認可申請において示す予定である。

2. 原子炉建屋内（二次格納施設外）での作業における被ばく経路「原子炉建屋原子炉区域（二次格納施設）内の放射性物質からガンマ線による被ばく」の考慮について

【EP 時評価】

大気中への放射性物質の放出量評価の条件と合わせて、原子炉建屋原子炉区域（二次格納施設）の換気率は無限大(回/日)とし、原子炉格納容器から漏えいした放射性物質が原子炉建屋原子炉区域（二次格納施設）内に蓄積しないものと整理していた。

【CP 評価】

保守的に、大気中への放射性物質の放出量評価における原子炉建屋原子炉区域（二次格納施設）の換気率は EP 時評価と同様に無限大(回/日)としつつ、原子炉建屋原子炉区域（二次格納施設）内の放射性物質の量の評価としては原子炉建屋原子炉区域（二次格納施設）からの漏えいは考慮せず、原子炉格納容器から漏えいした放射性物質が全て蓄積するものとし、原子炉建屋原子炉区域（二次格納施設）内の放射性物質からガンマ線による被ばくを評価して

いる。

3. ドレン移送ライン内の放射性物質からの寄与の追加について

【EP 時評価】

格納容器圧力逃がし装置のフィルタ装置内スクラバ水のドレン移送ラインは、地中の埋設U字溝内に格納する設計としていたため（図1及び図2参照）、被ばく評価においては線源として考慮していなかった。

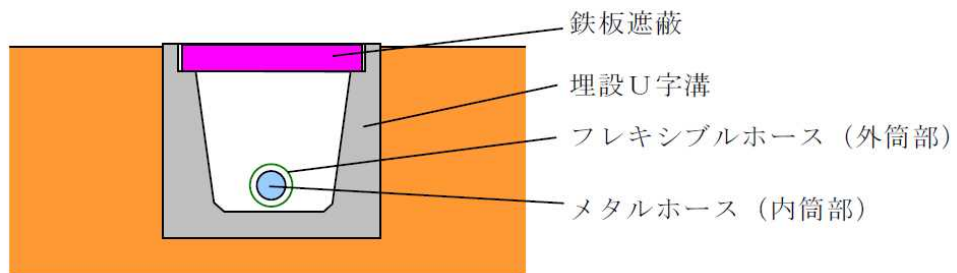


図1 U字溝内メタルホース敷設図*2

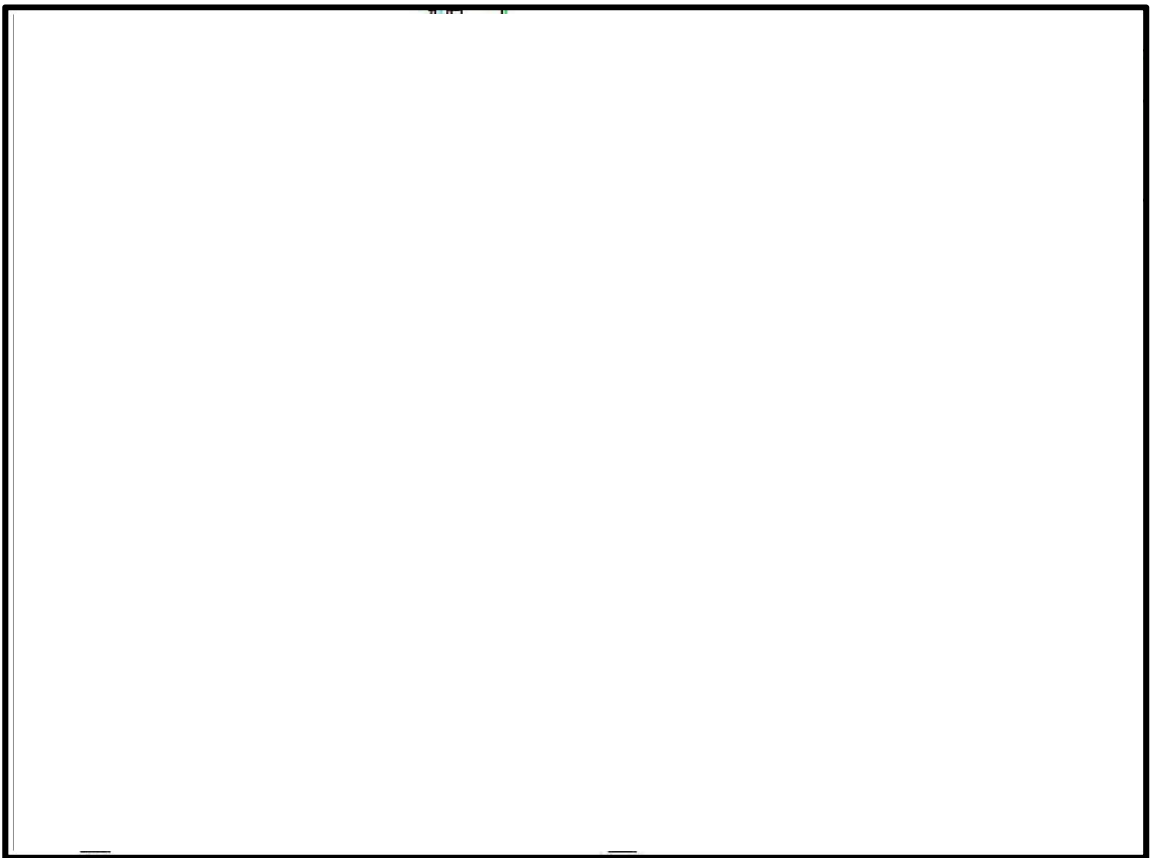


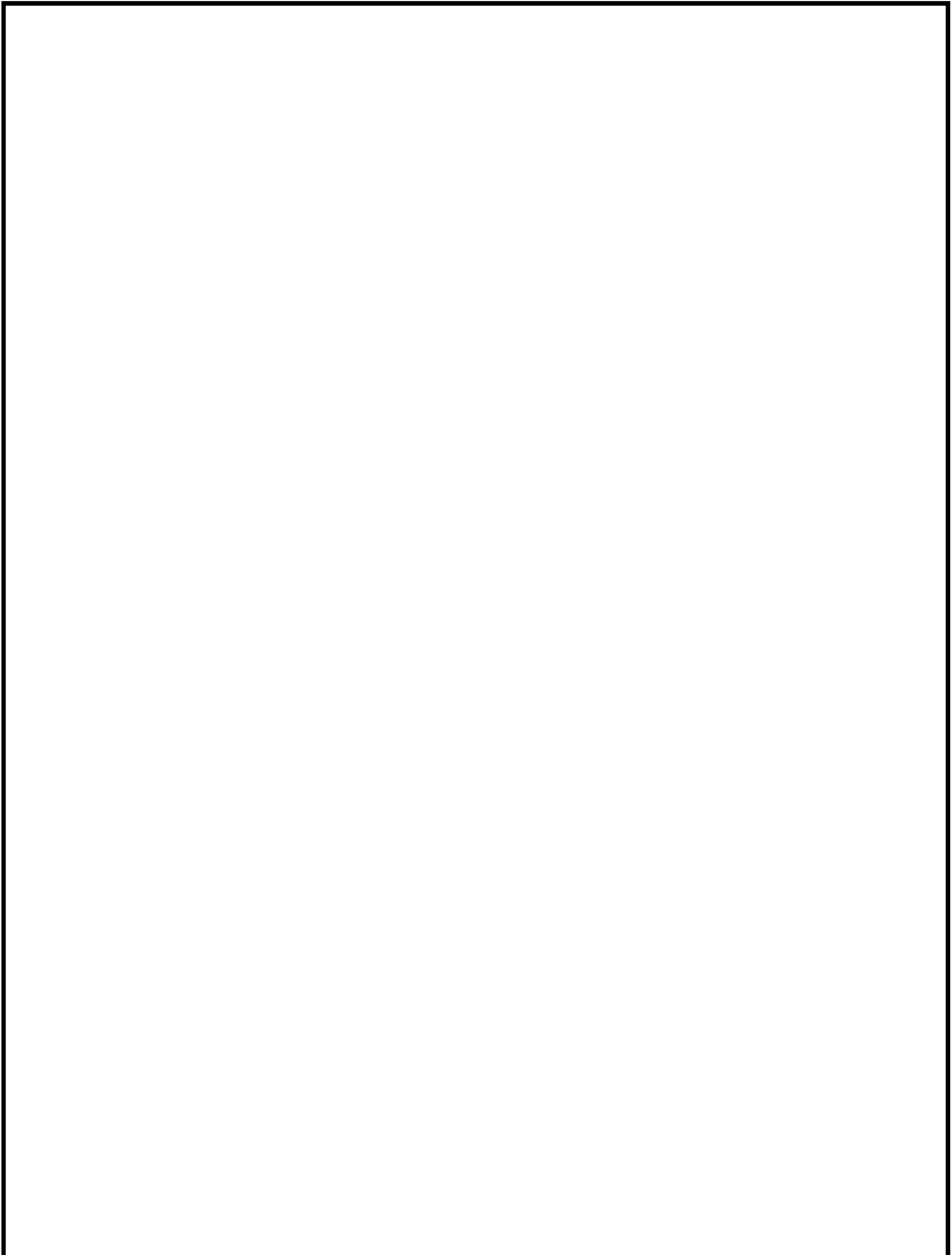
図2 メタルホース敷設範囲図（7号機）*2

注記*2： 柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号機の設置変更許可申請時の資料「柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉 重大事故等対処設備について 別添資料-1 原子炉格納容器の

過圧破損を防止するための設備（格納容器圧力逃がし装置）について」の抜粋

【CP 評価】

ドレン移送ラインの敷設ルートを設備の信頼性向上の観点から、図3で示すように地上に敷設するルートに設計変更したため、ドレン移送ラインを線源として考慮し、ドレン移送ライン内の放射性物質からのガンマ線による被ばくを評価している。



4. 主配管（フィルタ装置入口側）の遮蔽厚さの変更について

【EP 時評価】

主配管（フィルタ装置入口側）の配管遮蔽^{*3}について、EP 時評価では鉄 120 mmの遮蔽を考慮して評価していた。

注記*3： 図4で示す範囲の配管遮蔽。なお、図4は現在の設計図を示している。

【CP 評価】

ドレン移送ラインの敷設ルート変更に伴い、ドレン移送ラインの敷設スペースの確保及び耐震性確保の観点から図4で示した遮蔽厚さに変更したため、遮蔽厚さの変更を反映して主配管内の放射性物質からのガンマ線による被ばくを評価している。

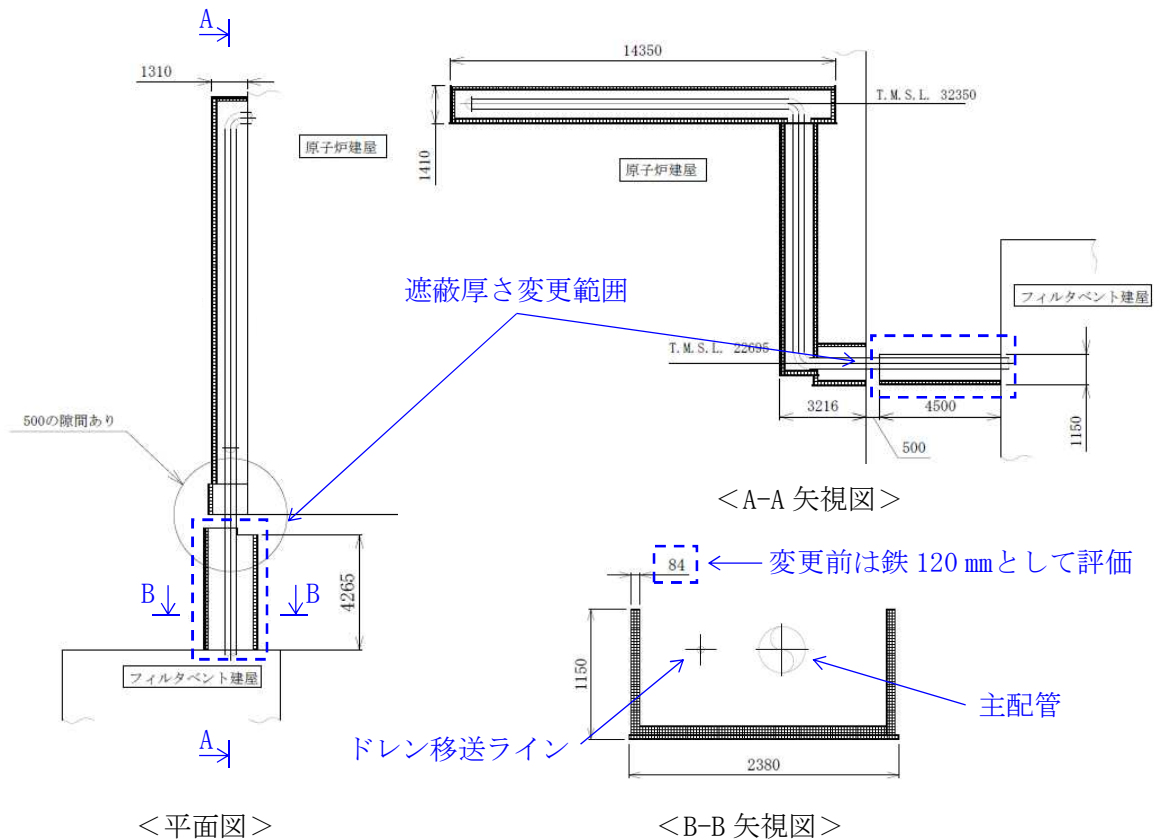


図4 主配管（フィルタ装置入口側）の配管遮蔽構造図

5. pH 計装配管内の放射性物質からの寄与の追加について

【EP 時評価】

pH 計装配管（図5参照）は、pH 計測後に清浄な水でフラッシングを実施することから当該配管内の放射性物質による放射線影響は限定的と考え、対象から除外していた。

【CP 評価】

保守的に、pH 計装配管は格納容器ベント直後から常に放射性物質を含む水を内包すると想定し、pH 計装配管内の放射性物質からのガンマ線による被ばくを評価している。

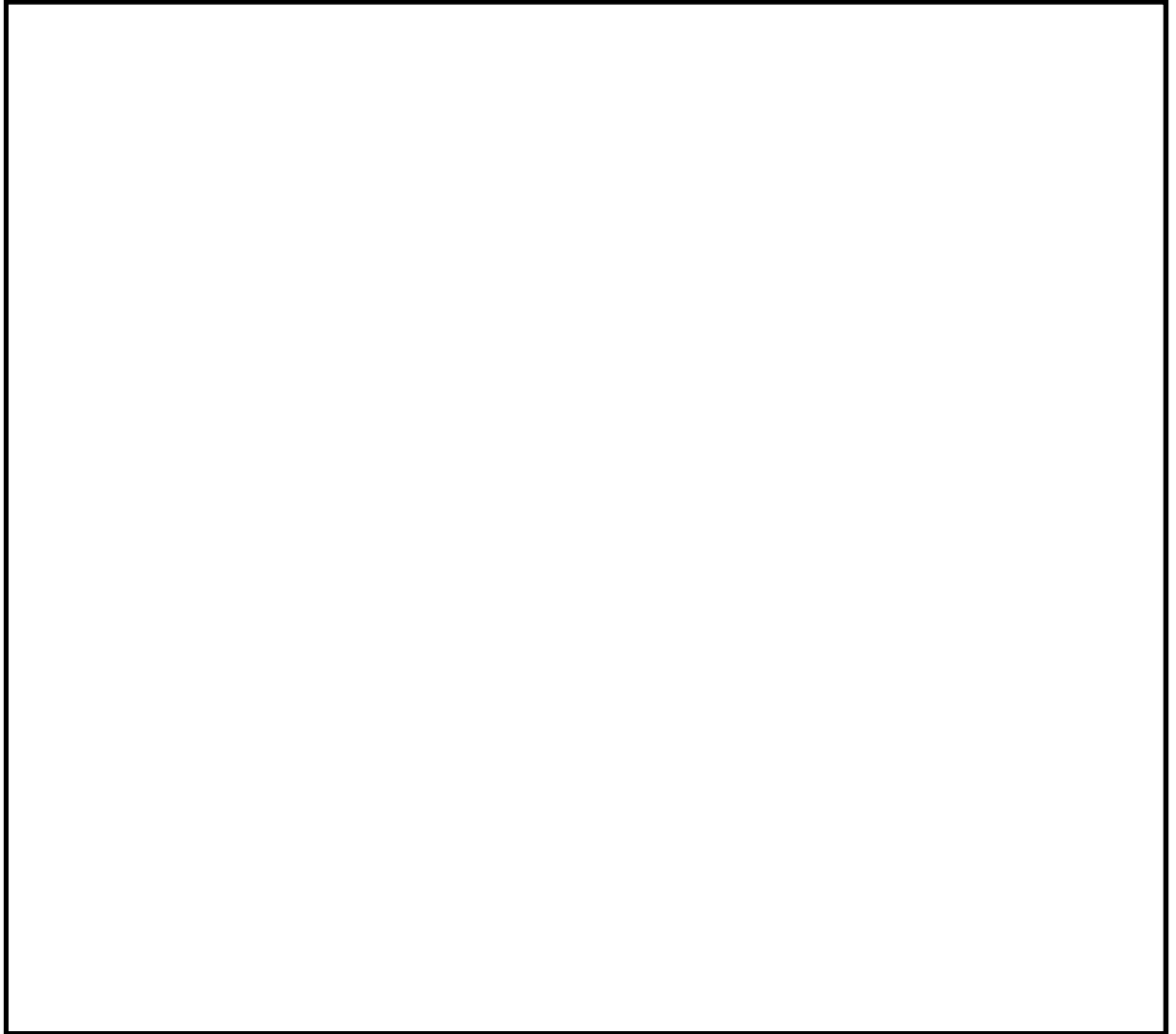


図 5 pH 計装配管配置図

表1 CP評価の被ばく評価結果に対して1.～5.の変更点等が影響する範囲
(7号機のW/Wベント実施に伴う被ばく評価結果(単位:mSv))

評価内容	ベント実施前の作業					ベント実施後の作業			
	フィルタベント 大気放出ライン ドレン弁の開操作*1	SGTS側PCVベント 用水素ガスベント 止め弁の開操作*1	二次隔離弁の 開操作*1	フィルタ装置 ドレン移送ポンプ 水張り	一次隔離弁の 開操作(W/W側)	フィルタ装置 水位調整 (水抜き)*2	フィルタ装置 スクラバ水 pH調整*1*2	排水ライン 窒素ガス パージ*1*2	ドレンタンク 水抜き*1*2
	屋外 (原子炉建屋屋上)	屋内 (二次格納施設外)	屋内 (二次格納施設外)	屋外	屋内 (二次格納施設外)	屋外	屋外	屋外	屋外
原子炉建屋内に浮遊する放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 7.0×10^0	約 6.4×10^0	約 6.4×10^0	約 2.7×10^0	約 $1.5 \times 10^{1*3}$	約 4.3×10^{-1}	約 8.6×10^{-1}	約 5.5×10^{-1}	約 1.9×10^{-1}
放射性雲中の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 9.0×10^{-1}	0.1以下	0.1以下	約 1.0×10^1	約 4.7×10^0	約 1.0×10^0	約 2.7×10^0	約 2.4×10^0	約 2.7×10^{-1}
放射性物質を吸入摂取することによる内部被ばく*4	約 5.5×10^{-1}	約 6.4×10^{-1}	約 6.4×10^{-1}	約 1.4×10^0	約 1.4×10^0	0.1以下	0.1以下	0.1以下	0.1以下
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	約 4.2×10^0	—*5	—*5	約 2.3×10^1	—*5	約 5.6×10^0	約 1.5×10^1	約 1.3×10^1	約 2.9×10^0
フィルタ及び配管内の放射性物質からのガンマ線による被ばく	—*5	—*5	—*5	—*5	0.1以下	約 2.9×10^1	約 4.8×10^1	約 2.4×10^1	約 1.3×10^1
被ばく線量	約13mSv	約7.0mSv	約7.0mSv	約38mSv	約21mSv	1班:約36mSv 2班:約36mSv	1班:約36mSv 2班:約22mSv 3班:約67mSv 4班:約49mSv	1班:約40mSv 2班:約35mSv 3班:約35mSv	1班:約17mSv 2班:約17mSv

注記*1: 被ばく線量が比較的大きくなる時間帯で作業を実施した場合の被ばく線量を記載

*2: 被ばく線量の内訳は、被ばく線量が最も大きい班について記載

*3: ベント流体が原子炉建屋内に流入することによる影響は考慮しない。

*4: マスク着用(PF1000)による防護効果を考慮する。

*5: 線源との間に十分な遮蔽があるため、影響は軽微であり、評価の対象外とした。

凡例

--- : 「1. 想定する発災プラント」の影響範囲

--- : 「2. 原子炉建屋内放射性物質の想定」の影響範囲

--- : 「3. ~5. ドレン移送ライン, 主配管, pH計装配管」の影響範囲

表2 CP評価の被ばく評価結果に対して1.～5.の変更点等が影響する範囲
(7号機のD/Wベント実施に伴う被ばく評価結果(単位:mSv))

評価内容	ベント実施前の作業					ベント実施後の作業			
	フィルタベント 大気放出ライン ドレン弁の開操作*1	SGTS側PCVベント 用水素ガスベント 止め弁の開操作*1	二次隔離弁の 開操作*1	フィルタ装置 ドレン移送ポンプ 水張り	一次隔離弁の 開操作(D/W側)	フィルタ装置 水位調整 (水抜き)*2	フィルタ装置 スクラバ水 pH調整*1*2	排水ライン 窒素ガス パージ*1*2	ドレンタンク 水抜き*1*2
	屋外 (原子炉建屋屋上)	屋内 (二次格納施設外)	屋内 (二次格納施設外)	屋外	屋内 (二次格納施設外)	屋外	屋外	屋外	屋外
原子炉建屋内に浮遊する放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 7.1×10^0	約 6.5×10^0	約 6.5×10^0	約 2.8×10^0	約 $1.6 \times 10^{1*3}$	約 3.3×10^{-1}	約 6.5×10^{-1}	約 4.1×10^{-1}	約 2.0×10^{-1}
放射性雲中の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 9.1×10^{-1}	0.1以下	0.1以下	約 1.0×10^1	約 2.8×10^0	約 2.3×10^0	約 5.6×10^0	約 4.8×10^0	約 2.4×10^{-1}
放射性物質を吸入摂取することによる内部被ばく*4	約 5.6×10^{-1}	約 6.5×10^{-1}	約 6.5×10^{-1}	約 1.4×10^0	約 1.6×10^0	0.1以下	0.1以下	0.1以下	0.1以下
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	約 4.2×10^0	—*5	—*5	約 2.3×10^1	—*5	約 5.0×10^0	約 1.3×10^1	約 1.2×10^1	約 3.1×10^0
フィルタ及び配管内の放射性物質からのガンマ線による被ばく	—*5	—*5	—*5	—*5	約 5.5×10^0	約 5.3×10^1	約 6.2×10^1	約 3.1×10^1	約 3.8×10^1
被ばく線量	約13mSv	約7.2mSv	約7.2mSv	約38mSv	約25mSv	1班:約60mSv 2班:約60mSv	1班:約55mSv 2班:約38mSv 3班:約81mSv 4班:約60mSv	1班:約48mSv 2班:約43mSv 3班:約43mSv	1班:約42mSv 2班:約42mSv

注記*1: 被ばく線量が比較的大きくなる時間帯で作業を実施した場合の被ばく線量を記載

*2: 被ばく線量の内訳は、被ばく線量が最も大きい班について記載

*3: ベント流体が原子炉建屋内に流入することによる影響は考慮しない。

*4: マスク着用(PF1000)による防護効果を考慮する。

*5: 線源との間に十分な遮蔽があるため、影響は軽微であり、評価の対象外とした。

凡例

--- : 「1. 想定する発災プラント」の影響範囲

--- : 「2. 原子炉建屋内放射性物質の想定」の影響範囲

--- : 「3. ～5. ドレン移送ライン, 主配管, pH計装配管」の影響範囲

原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する
説明書に係る補足説明資料

目 次

1. 局所エリアの漏えいガスの滞留	1-1
2. 原子炉建屋水素濃度の適用性について	2-1
3. 触媒基材（アルミナ）について	3-1
4. 格納容器頂部注水系について	4-1
5. 原子炉建屋地上4階機器搬出入口ハッチカバーについて	5-1
6. 「設置（変更）許可申請書 添付書類十 可燃性ガスの発生」における可燃性ガス濃度 制御系による格納容器内水素及び酸素制御について	6-1

1. 局所エリアの漏えいガスの滞留

1.1 評価対象

別添1「2.2.1 (2) 漏えい箇所」に示す原子炉格納容器からの水素漏えいが想定される箇所のうち、小部屋形状となっている漏えい箇所（以下「局所エリア」という。）については、漏えいガスが滞留する可能性があるため、各局所エリアにおいて漏えいガスの滞留が無いことをGOTHICコードによる解析により確認する。

表1-1に評価対象とする局所エリアを示す。なお、シールドプラグが置かれた状態の原子炉ウエル部については、原子炉格納容器トップヘッドフランジからの水素漏えいが想定されるが、シールドプラグに気密性がないこと及び上面に開口があることから、評価対象から除外とした。

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2階	東側	上部ドライウエル 機器搬入用ハッチ	上部ドライウエル 機器搬入用ハッチ室	
		ISI用ハッチ		
	東側	上部ドライウエル 所員用エアロック	上部ドライウエル 所員用エアロック室	
地下1階	西側	サブプレッション チェンバ出入口	サブプレッション チェンバ出入口室	
地下2階	東側	下部ドライウエル 機器搬入用ハッチ	下部ドライウエル 機器搬入用ハッチ室	
	西側	下部ドライウエル 所員用エアロック	下部ドライウエル 所員用エアロック室	

1.2 解析条件

1.2.1 解析モデル

解析モデルを図1-1に示す。各局所エリアは、開口部等（扉の隙間や給排気ダクト）を通じて、通路及び原子炉建屋地上4階とつながっていることから、圧力境界条件を設けて局所エリア外部との流出入をモデル化する。また、流入境界条件を設けて原子炉格納容器からのガスの漏えいをモデル化する。解析モデル概略及びメッシュ図を図1-2から図1-6に、開口面積の算出を図1-7から図1-11に示す。

局所エリア内は、壁及び構造物による伝熱をモデル化し、蒸気の凝縮を考慮する。なお、実際には原子炉格納容器からのガスの漏えいによって壁及び構造物の温度が上昇するため、蒸気の凝縮が緩和されるものと考えられるが、壁及び構造物の温度を固定条件とすることで、蒸気の凝縮を保守的に評価する。

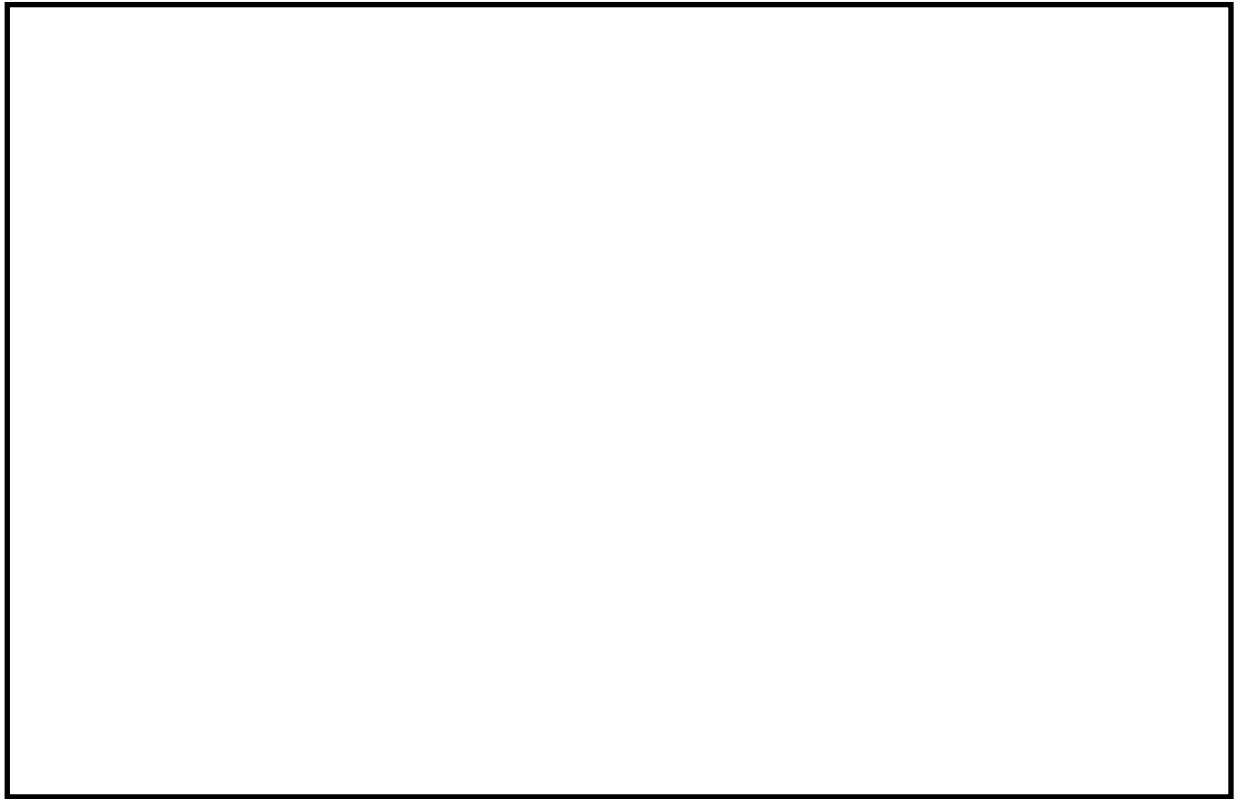


図 1-1 解析モデル (概略)

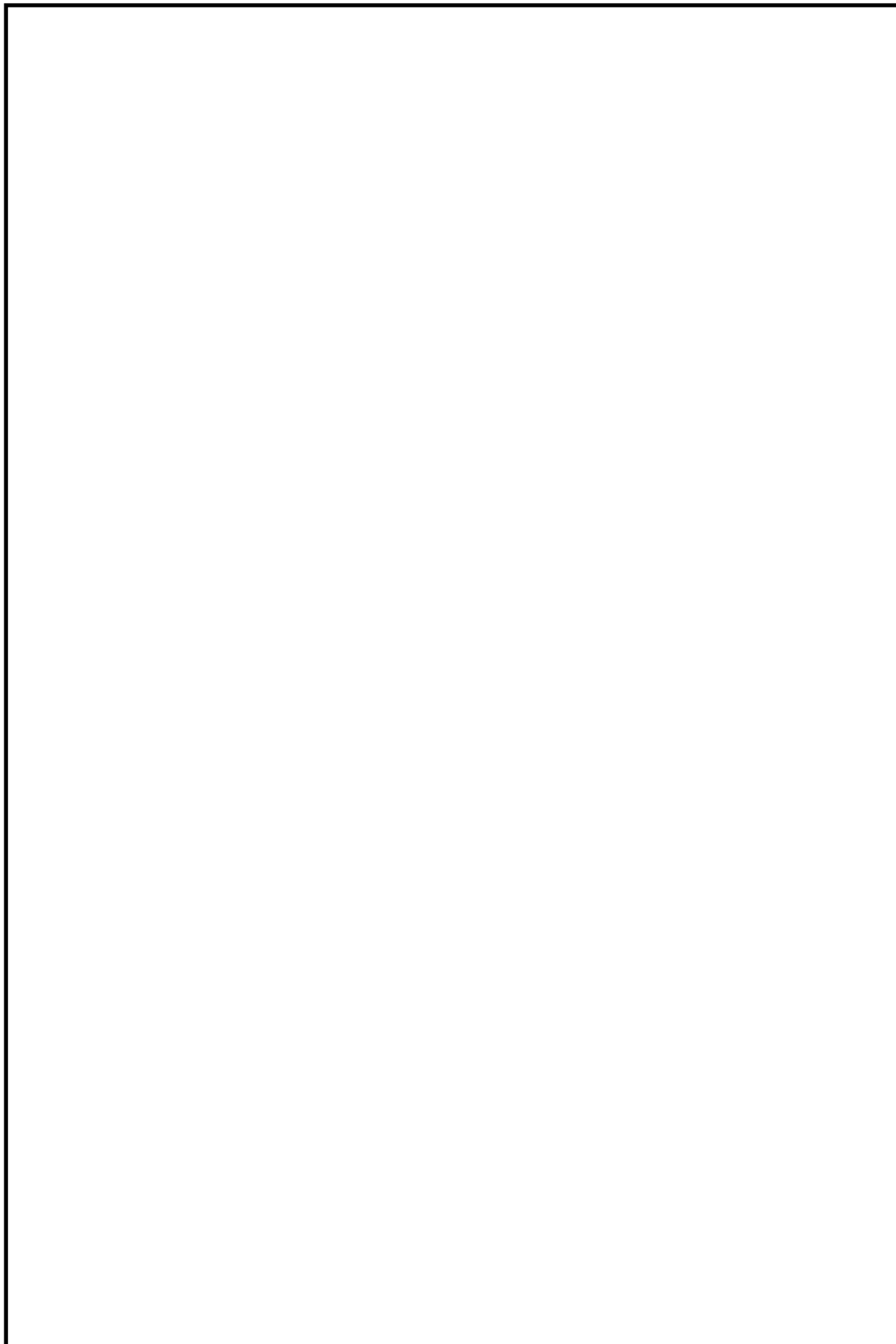


図 1-2 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の解析モデル概略図及びメッシュ図

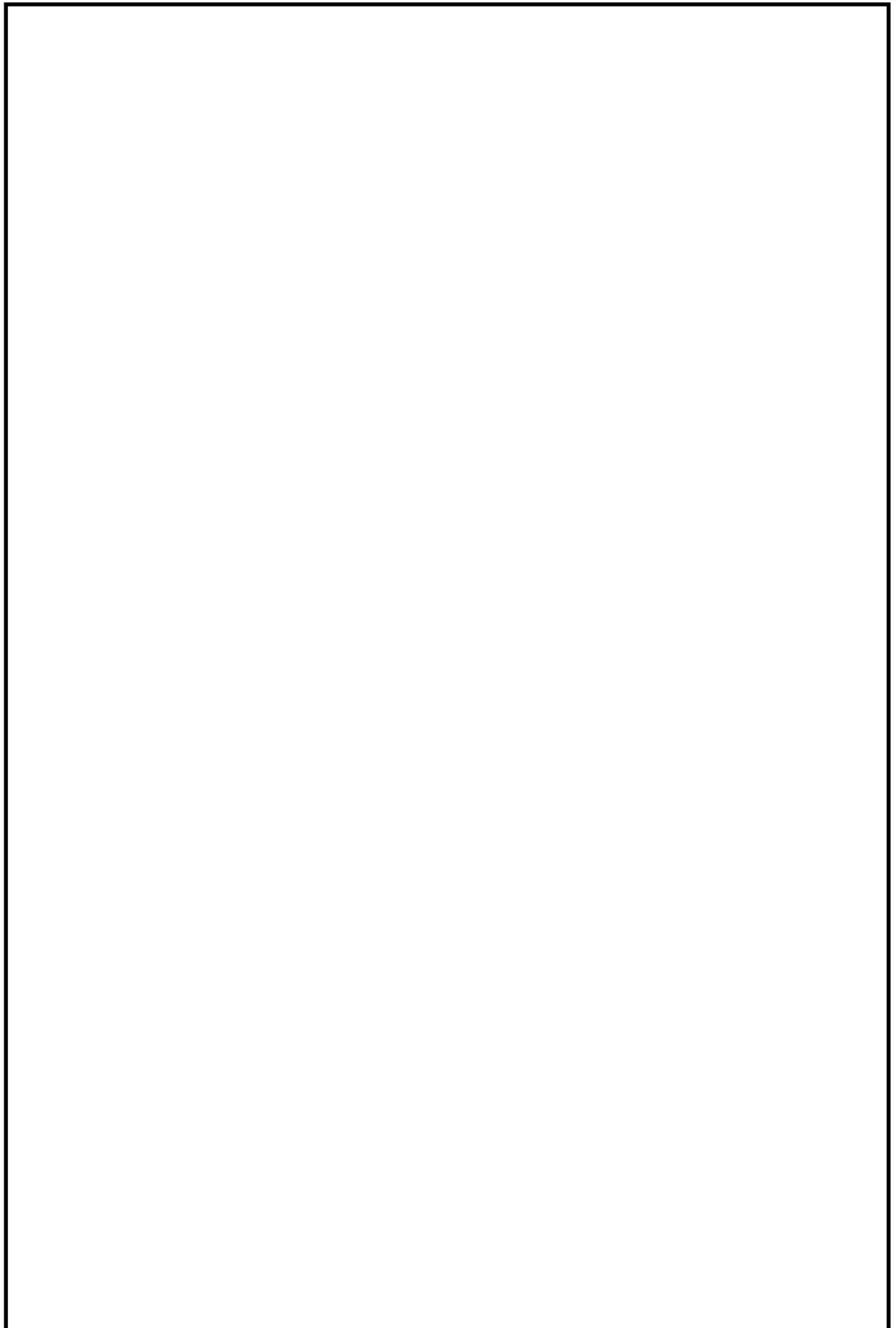


図 1-3 上部ドライウェル所員用エアロック室の解析モデル概略図及びメッシュ図

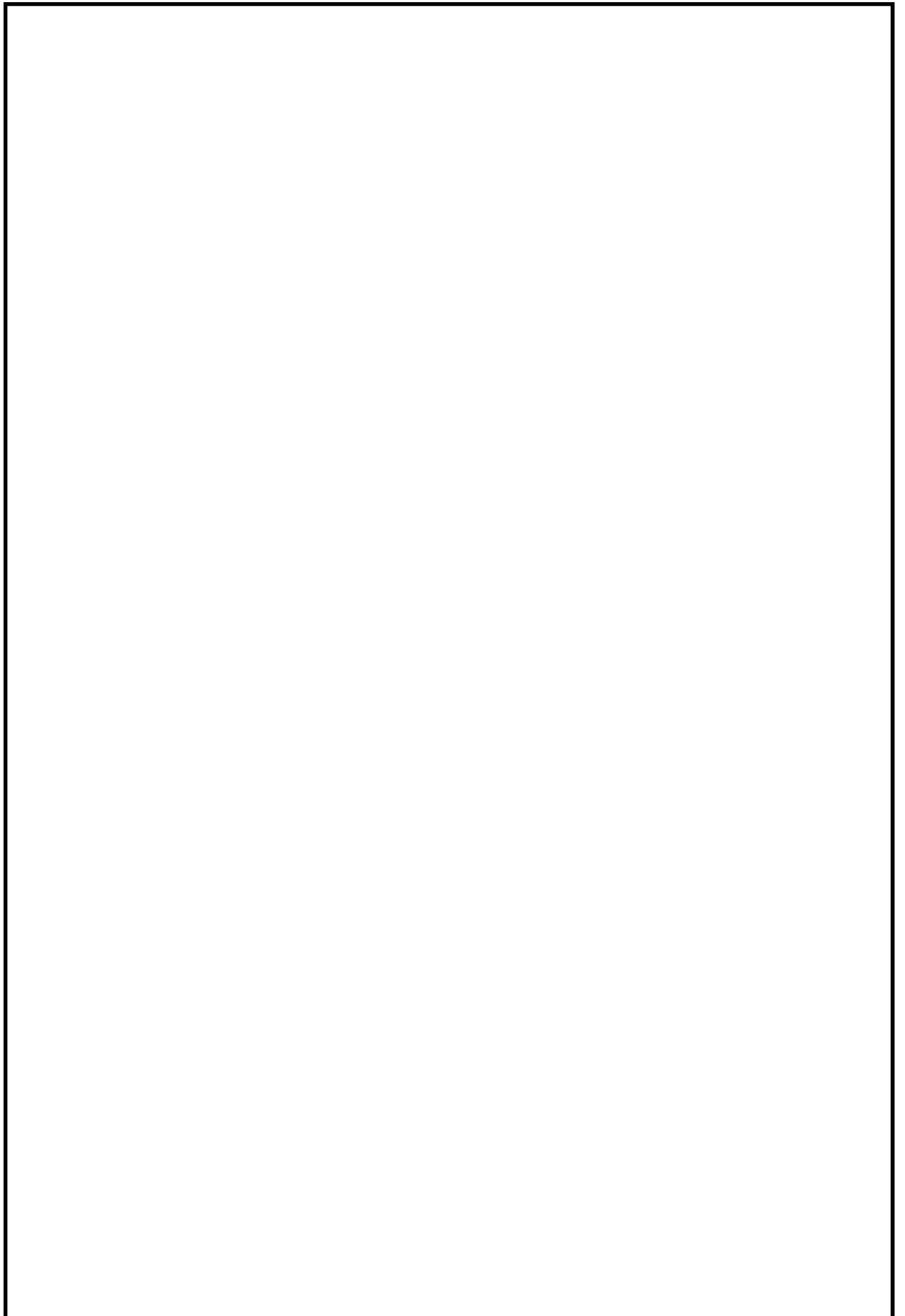


図 1-4 サプレッションチェンバ出入口室の解析モデル概略図及びメッシュ図

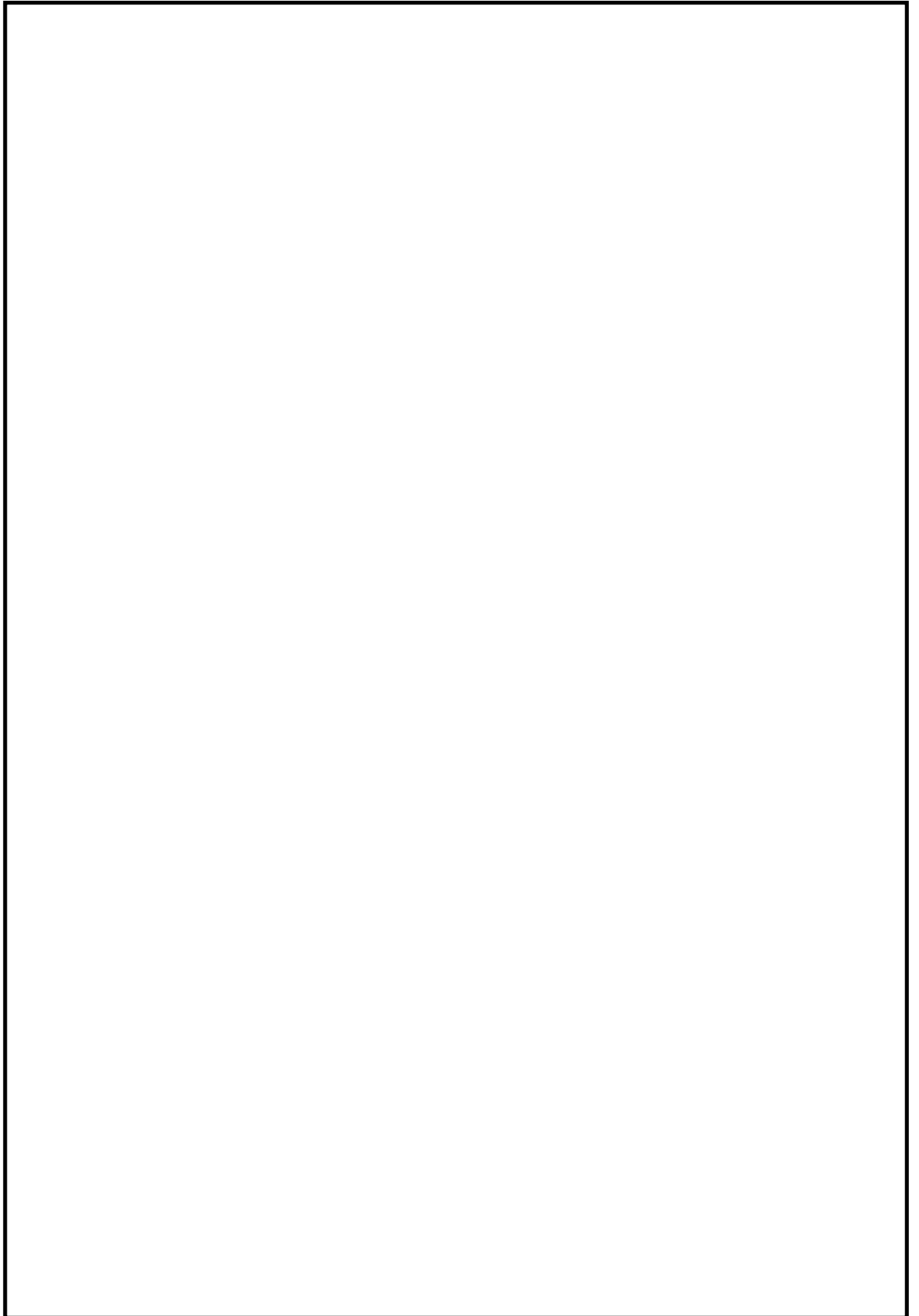


図 1-5 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の解析モデル概略図及びメッシュ図

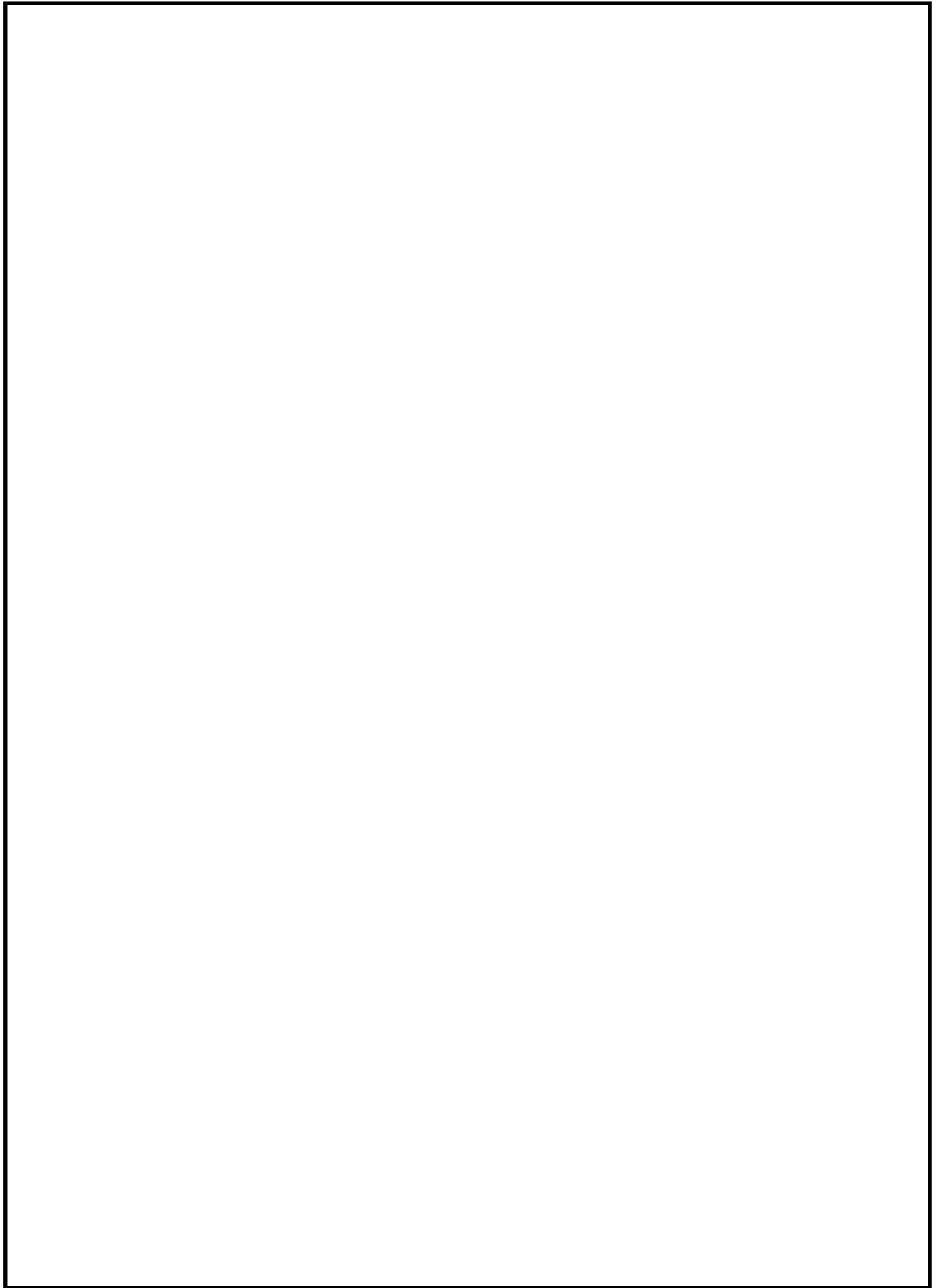


図 1-6 下部ドライウェル所員用エアロック室の解析モデル概略図及びメッシュ図 (1/2)

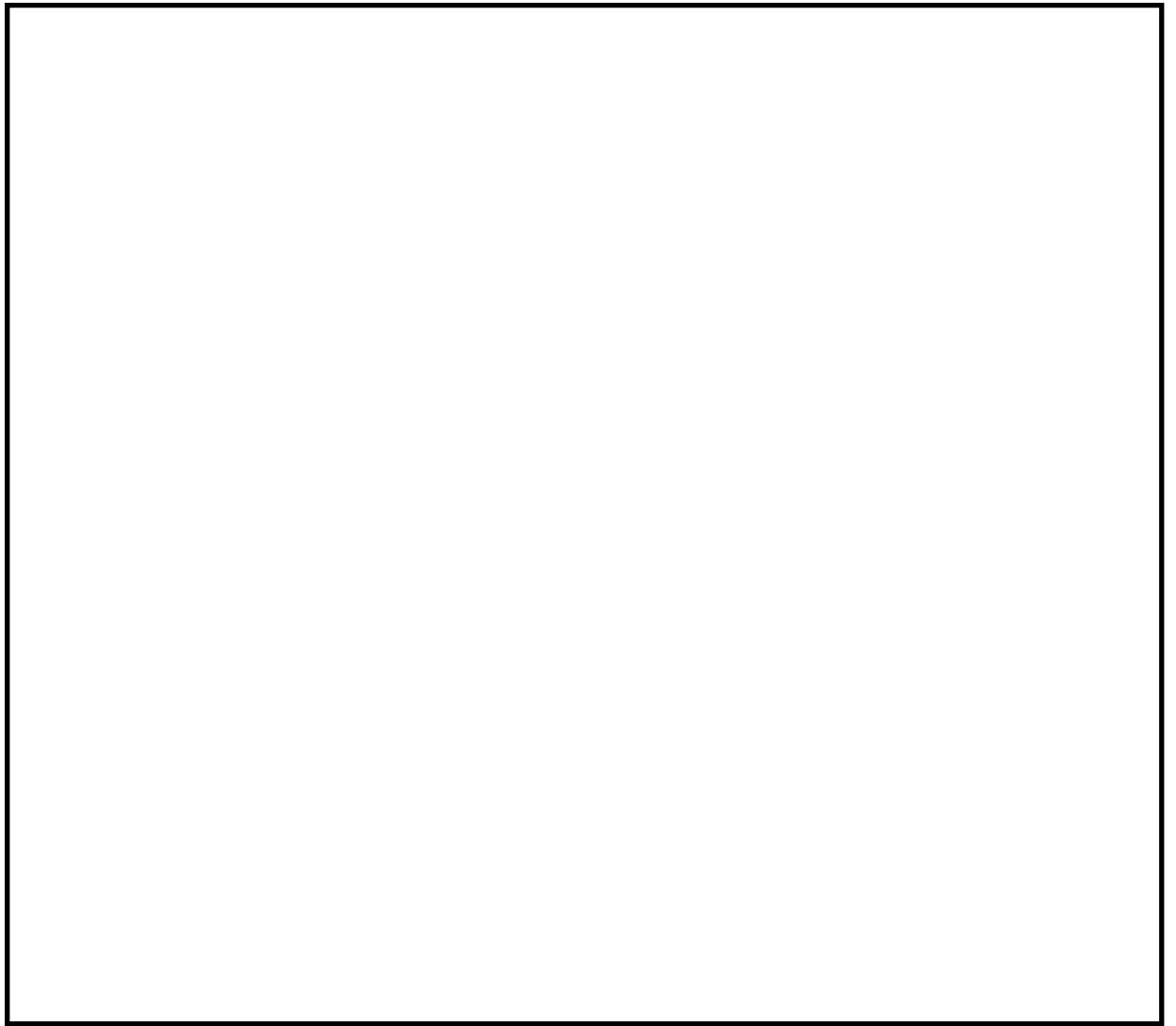


図 1-6 下部ドライウェル所員用エアロック室の解析モデル概略図及びメッシュ図 (2/2)

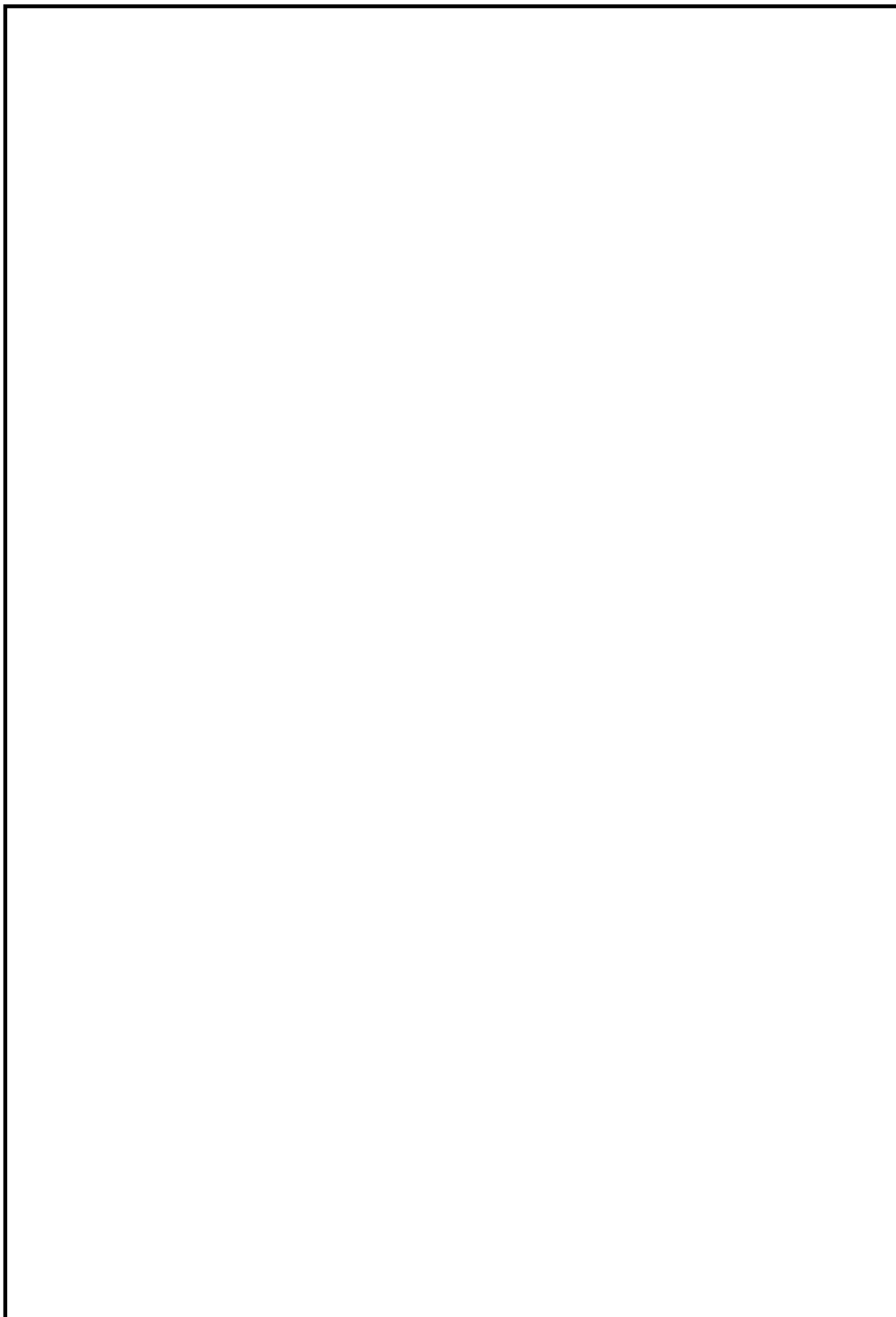


図 1-7 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の開口部



図 1-8 上部ドライウェル所員用エアロック室の開口部

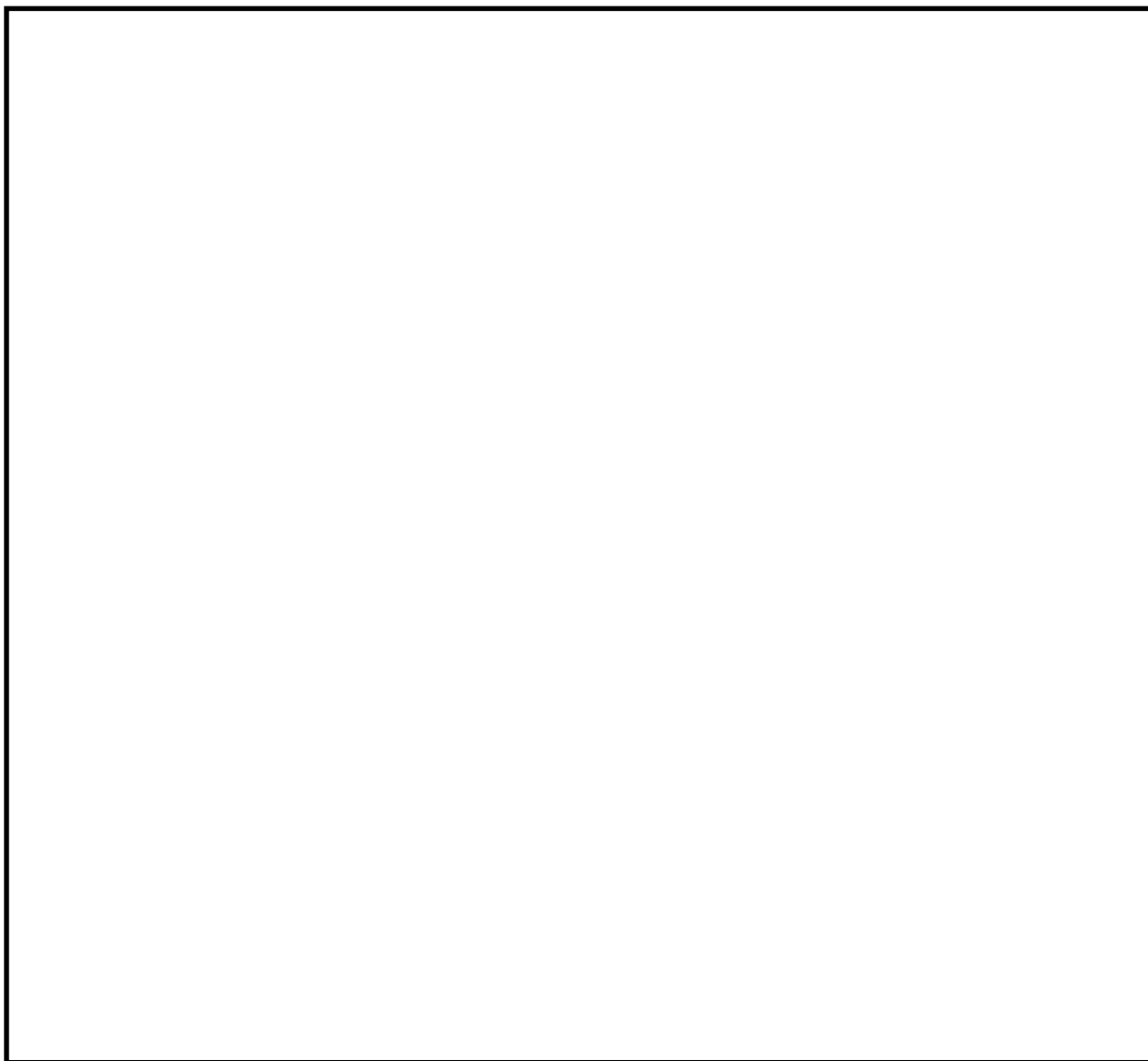


図 1-9 サプレッションチェンバ出入口室の開口部

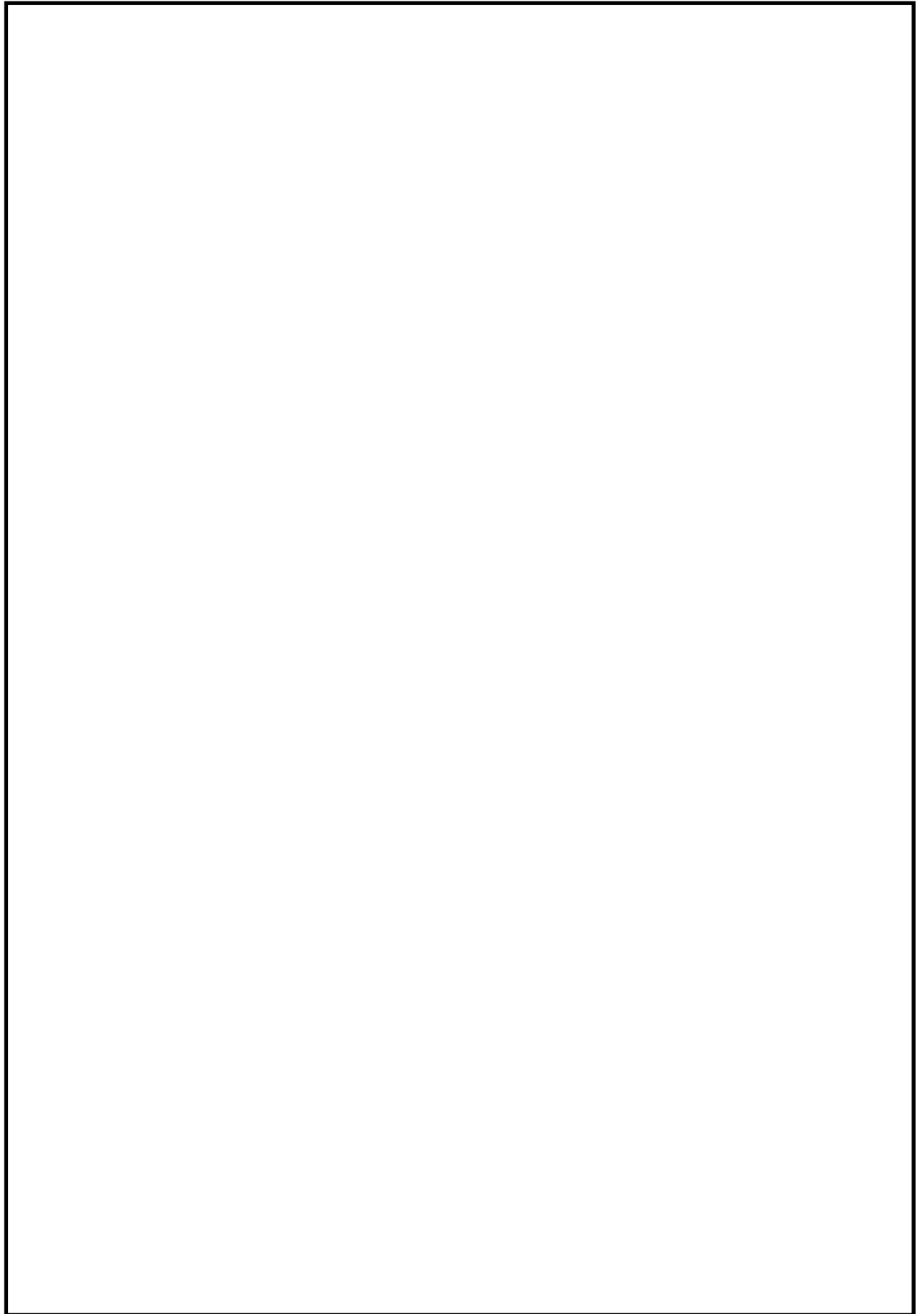


図 1-10 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の開口部

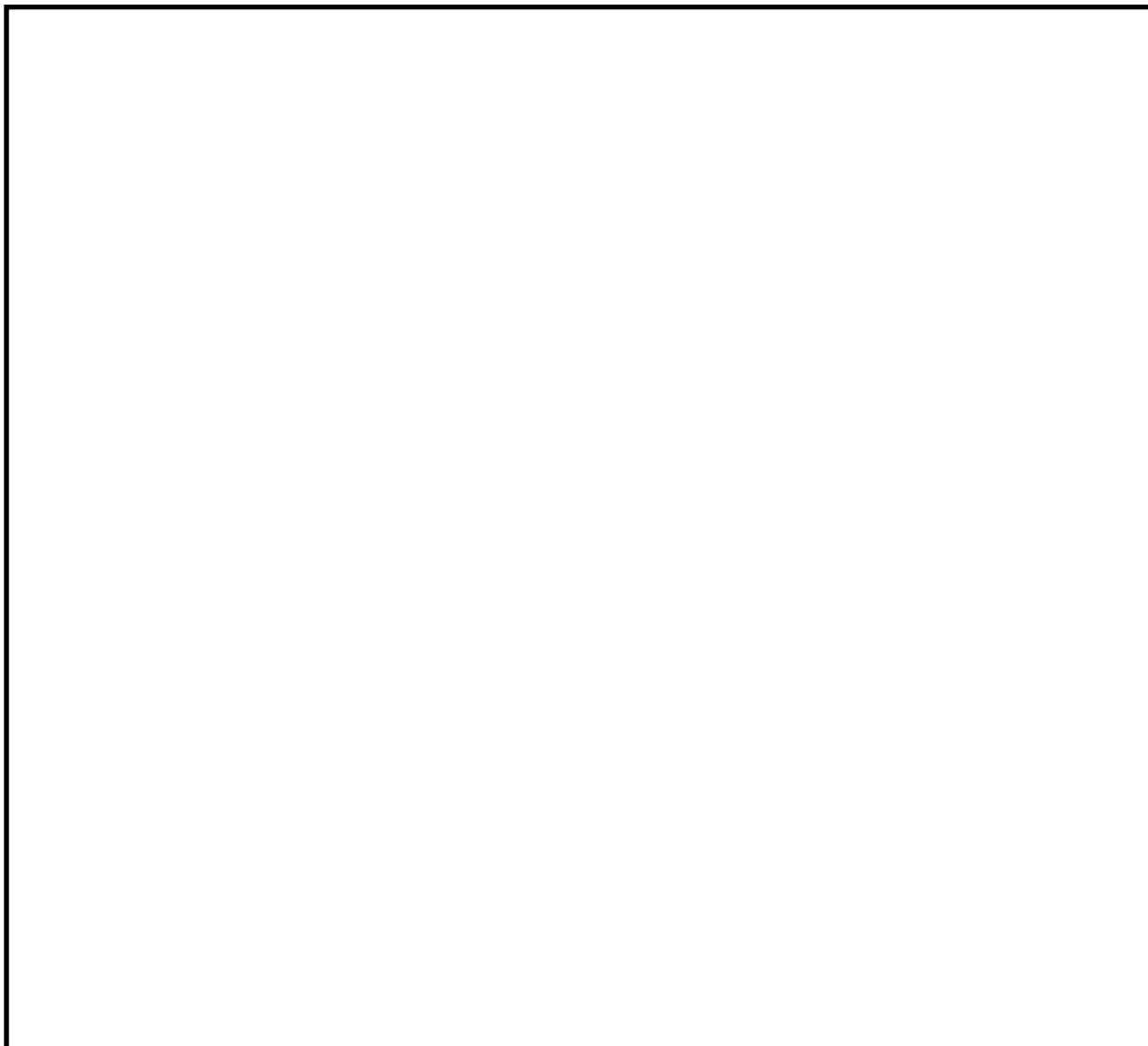


図 1-11 下部ドライウェル所員用エアロック室の開口部

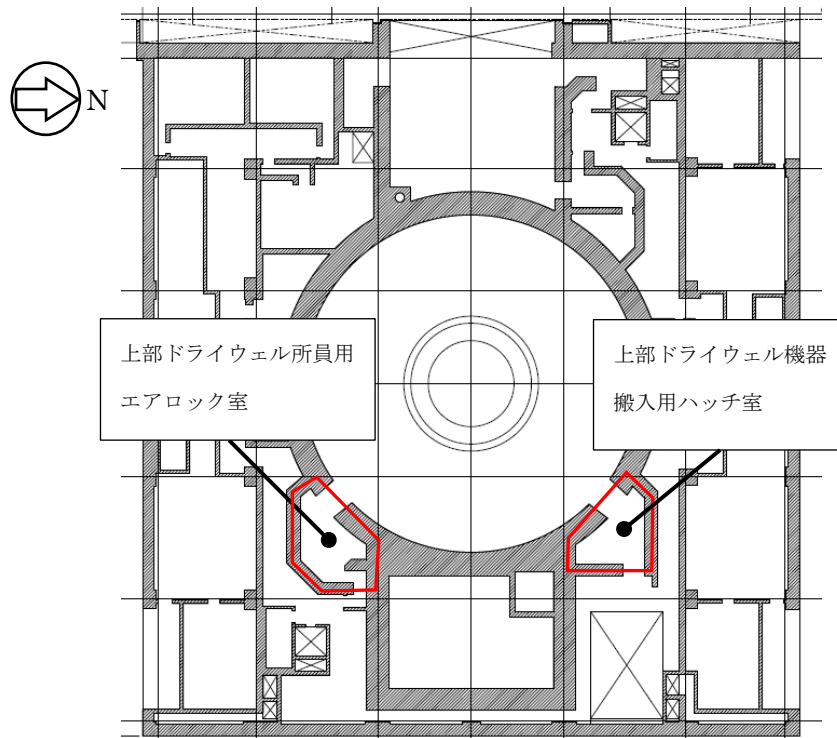


図 1-12 原子炉建屋地上 2 階

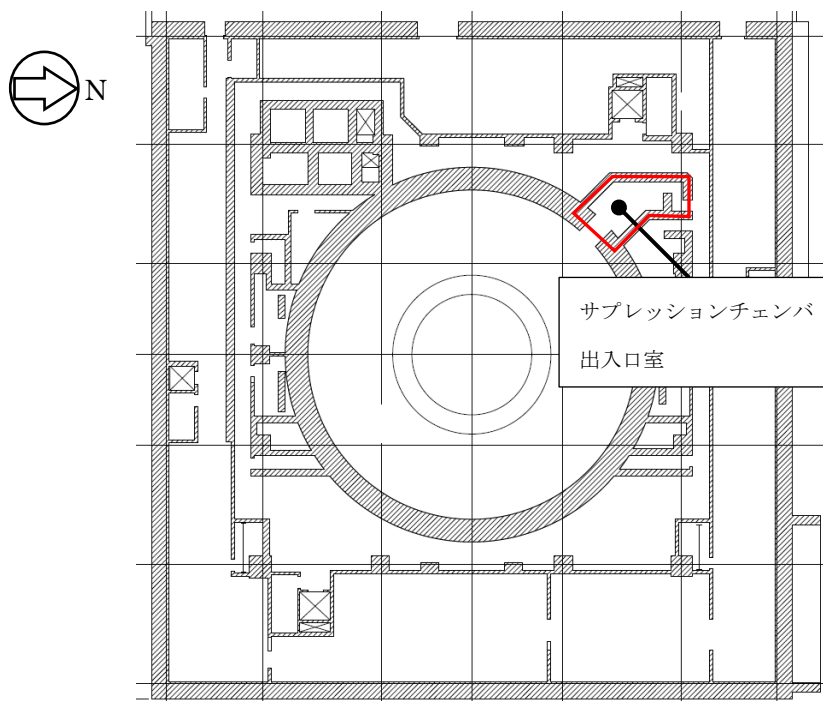


図 1-13 原子炉建屋地下 1 階

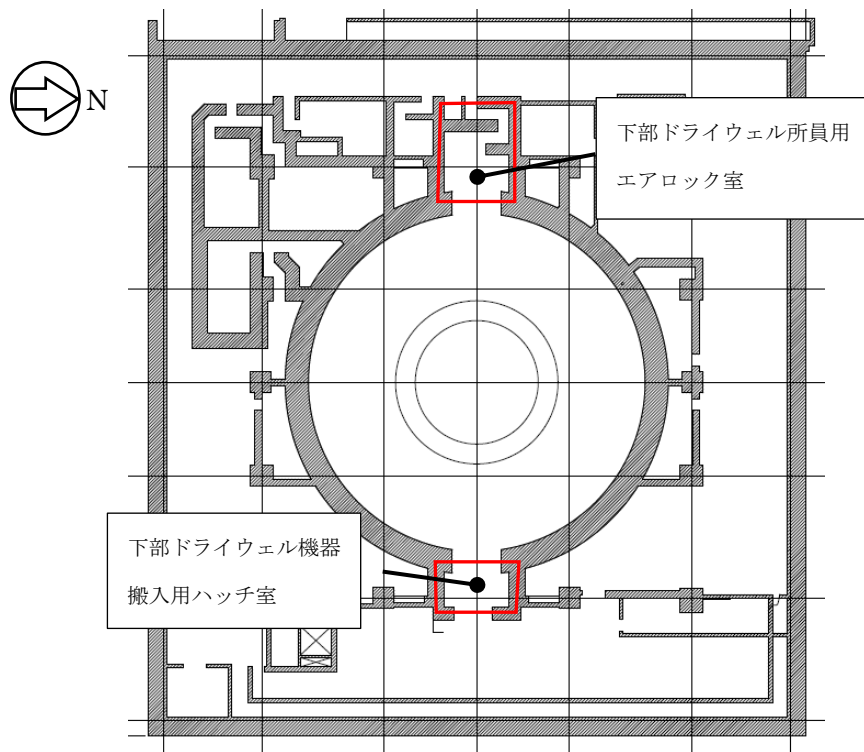


図 1-14 原子炉建屋地下 2 階

1.2.2 解析条件

解析条件を表 1-2 に示し、通路及び原子炉建屋地上 4 階とつながる開口部の開口面積を表 1-3 に示す。各局所エリアの漏えい量は、全漏えい量を各漏えい箇所の周長割合で分配して計算する。なお、漏えいの分配条件は別添 1「2.2.1 (2) 漏えい箇所 表 2-10」と同様である。

表 1-2 解析条件

No.	項目	解析条件	備考
1	各局所エリアの条件 (1) 圧力 (初期条件) (2) 温度 (初期条件) (3) 組成 (初期条件) (4) 空間容積 (固定) (5) 開口面積 (固定) (6) 壁面温度 (固定)	101.325kPa 40℃ 相対湿度 70%の空気 表 1-1 参照 表 1-3 参照 40℃	大気圧 想定される高めの温度として設定 想定される高めの湿度として設定 蒸気の凝縮を考慮
2	圧力境界条件 (1) 圧力 (固定) (2) 温度 (固定) (3) 組成 (固定) (4) 圧力損失	101.325kPa 40℃ 相対湿度 70%の空気 圧力損失を考慮	大気圧 想定される高めの温度として設定 想定される高めの湿度として設定

表 1-3 開口面積

局所エリア名称	開口面積(m ²)	備考
上部ドライウエル 機器搬入用ハッチ室	遮蔽扉	遮蔽扉
	横隙間 : 0.0092	横隙間 : 0.004m × 2.3m = 0.0092m ²
	上隙間 : 0.0072	上隙間 : 1.8m × 0.004m = 0.0072m ²
	下隙間 : 0.0092	下隙間 : 0.004m × 2.3m = 0.0092m ²
	給気ダクト : —	給気ダクト : 重力ダンパを設置しているため、 開口として扱わない。
	排気ダクト : 0.04	排気ダクト : 0.2m × 0.2m = 0.04m ²
上部ドライウエル 所員用エアロック室	給気ダクト : 0.16 排気ダクト : 0.12	給気ダクト : 0.4m × 0.4m = 0.16m ² 排気ダクト : 0.4m × 0.3m = 0.12m ²
サプレッション チェンバ出入口室	入口扉 : 0.204 給気ダクト : 0.0225 排気ダクト : 0.03	入口扉 : 0.54m × 0.61m × 0.31 (低減率) × 2 = 0.204m ² 給気ダクト : 0.15m × 0.15m = 0.0225m ² 排気ダクト : 0.2m × 0.15m = 0.03m ²
下部ドライウエル 機器搬入用ハッチ室	遮蔽扉	遮蔽扉
	横隙間 : 0.375	横隙間 : 0.15m × 2.5m = 0.375m ²
	上隙間 : 0.48	上隙間 : 3.2m × 0.15m = 0.48m ²
	下隙間 : 0.375	下隙間 : 0.15m × 2.5m = 0.375m ²
	給気ダクト : —	給気ダクト : 重力ダンパを設置しているため、 開口として扱わない。
	排気ダクト : 0.04	排気ダクト : 0.2m × 0.2m = 0.04m ²
下部ドライウエル 所員用エアロック室	入口扉 : 0.051 給気ダクト : 0.0675 排気ダクト : 0.05	入口扉 : 0.54m × 0.61m × 0.155 (低減率) = 0.051m ² 給気ダクト : 0.15m × 0.15m = 0.0225m ² 0.15m × 0.15m = 0.0225m ² 0.15m × 0.15m = 0.0225m ² 排気ダクト : 0.25m × 0.2m = 0.05m ²

1.2.3 漏えい条件

有効性評価シナリオ包絡条件における漏えい条件を表 1-4 から表 1-7 に示す。

また，原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量を表 1-8 及び表 1-9 に示す。

表 1-4 有効性評価シナリオ（代替循環冷却系を使用しない場合）包括条件（ドライウエル）における漏えい条件

項目	解析条件						
	0～1.5 時間	1.5～4 時間	4～16 時間	16～21 時間	21～32 時間	32～38 時間	38～168 時間
圧力	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	155kPa (0.5Pd)
温度	200℃	200℃	200℃	200℃	200℃	200℃	171℃
水蒸気分率	47vol%	63vol%	77vol%	71vol%	63vol%	59vol%	100vol%
水素分率	32vol%	16vol%	2vol%	8vol%	16vol%	20vol%	0vol%
窒素分率	21vol%	21vol%	21vol%	21vol%	21vol%	21vol%	0vol%
格納容器漏えい率	1.5%/day	1.5%/day	1.5%/day	1.5%/day	1.5%/day	1.5%/day	0.5%/day

表 1-5 有効性評価シナリオ（代替循環冷却系を使用しない場合）包括条件（サブプレッションチェンバ）における漏えい条件

項目	解析条件						
	0～1.5 時間	1.5～4 時間	4～16 時間	16～21 時間	21～32 時間	32～38 時間	38～168 時間
圧力	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	155kPa (0.5Pd)
温度	200℃	200℃	200℃	200℃	200℃	200℃	171℃
水蒸気分率	57vol%	45vol%	43vol%	43vol%	44vol%	44vol%	100vol%
水素分率	22vol%	34vol%	36vol%	36vol%	35vol%	35vol%	0vol%
窒素分率	21vol%	21vol%	21vol%	21vol%	21vol%	21vol%	0vol%
格納容器漏えい率	1.5%/day	1.5%/day	1.5%/day	1.5%/day	1.5%/day	1.5%/day	0.5%/day

表 1-6 有効性評価シナリオ（代替循環冷却系を使用する場合）包括条件（ドライウエル）における漏えい条件

項目	解析条件							
	0～2.5 時間	2.5～4 時間	4～16 時間	16～24 時間	24～32 時間	32～72 時間	72～84 時間	84～168 時間
圧力	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	465kPa (1.5Pd)	465kPa (1.5Pd)	465kPa (1.5Pd)	310kPa (1Pd)
温度	200℃	200℃	200℃	200℃	200℃	200℃	200℃	171℃
水蒸気分率	46vol%	69vol%	77vol%	68vol%	63vol%	57vol%	48vol%	40vol%
水素分率	33vol%	10vol%	2vol%	11vol%	11vol%	17vol%	26vol%	26vol%
窒素分率	21vol%	21vol%	21vol%	21vol%	26vol%	26vol%	26vol%	34vol%
格納容器漏えい率	1.5%/day	1.5%/day	1.5%/day	1.5%/day	1.0%/day	1.0%/day	1.0%/day	0.75%/day

表 1-7 有効性評価シナリオ（代替循環冷却系を使用する場合）包括条件（サプレッションチェンバ）における漏えい条件

項目	解析条件			
	0～1.5 時間	1.5～24 時間	24～84 時間	84～168 時間
圧力	620kPa (2Pd)	620kPa (2Pd)	465kPa (1.5Pd)	310kPa (1Pd)
温度	200℃	200℃	200℃	171℃
水蒸気分率	55vol%	40vol%	39vol%	34vol%
水素分率	24vol%	39vol%	35vol%	32vol%
窒素分率	21vol%	21vol%	26vol%	34vol%
格納容器漏えい率	1.5%/day	1.5%/day	1.0%/day	0.75%/day

表 1-8 有効性評価シナリオ（代替循環冷却系を使用しない場合）包括条件における原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量

局所エリア名称	ガス漏えい量[kg/s]						
	0～1.5 時間	1.5～4 時間	4～16 時間	16～21 時間	21～32 時間	32～38 時間	38～168 時間
上部ドライウエル 機器搬入用ハッチ室	8.75×10^{-4}	1.03×10^{-3}	1.16×10^{-3}	1.11×10^{-3}	1.03×10^{-3}	9.91×10^{-4}	1.32×10^{-4}
上部ドライウエル 所員用エアロック室	5.19×10^{-4}	6.13×10^{-4}	6.91×10^{-4}	6.56×10^{-4}	6.13×10^{-4}	5.88×10^{-4}	7.84×10^{-5}
サプレッション チェンバ出入口ハッチ室	7.27×10^{-4}	6.41×10^{-4}	6.27×10^{-4}	6.27×10^{-4}	6.31×10^{-4}	6.31×10^{-4}	9.86×10^{-5}
下部ドライウエル 機器搬入用ハッチ室	7.52×10^{-4}	8.88×10^{-4}	1.00×10^{-3}	9.52×10^{-4}	8.88×10^{-4}	8.52×10^{-4}	1.14×10^{-4}
下部ドライウエル 所員用エアロック室	5.19×10^{-4}	6.13×10^{-4}	6.91×10^{-4}	6.56×10^{-4}	6.13×10^{-4}	5.88×10^{-4}	7.84×10^{-5}

表 1-9 有効性評価シナリオ（代替循環冷却系を使用する場合）包括条件における原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量

局所エリア名称	ガス漏えい量[kg/s]							
	0～2.5 時間	2.5～4 時間	4～16 時間	16～24 時間	24～32 時間	32～72 時間	72～84 時間	84～168 時間
上部ドライウエル 機器搬入用ハッチ室	8.69×10^{-4}	1.09×10^{-3}	1.16×10^{-3}	1.08×10^{-3}	5.75×10^{-4}	5.45×10^{-4}	5.00×10^{-4}	3.03×10^{-4}
上部ドライウエル 所員用エアロック室	5.15×10^{-4}	6.47×10^{-4}	6.91×10^{-4}	6.39×10^{-4}	3.41×10^{-4}	3.23×10^{-4}	2.97×10^{-4}	1.80×10^{-4}
下部ドライウエル 機器搬入用ハッチ室	7.47×10^{-4}	9.38×10^{-4}	1.00×10^{-3}	9.27×10^{-4}	4.94×10^{-4}	4.69×10^{-4}	4.30×10^{-4}	2.61×10^{-4}
下部ドライウエル 所員用エアロック室	5.15×10^{-4}	6.47×10^{-4}	6.91×10^{-4}	6.39×10^{-4}	3.41×10^{-4}	3.23×10^{-4}	2.97×10^{-4}	1.80×10^{-4}

局所エリア名称	ガス漏えい量[kg/s]			
	0～1.5 時間	1.5～24 時間	24～84 時間	84～168 時間
サプレッション チェンバ出入口ハッチ室	7.13×10^{-4}	6.05×10^{-4}	5.10×10^{-4}	2.13×10^{-4}

1.3 解析結果

各局所エリアにおける水素体積分率の時間推移及び燃焼判定図（空気、水素及び水蒸気）を図 1-15 から図 1-34 に示す。

解析の結果、各局所エリアでは水素滞留が発生せず、水素濃度は可燃限界未満となった。各局所エリアに漏えいした水素は、ダクトを通じて原子炉建屋地上 4 階に設置された静的触媒式再結合器に導かれるため、各小部屋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、小部屋での水素滞留が発生した場合においても、速やかに検知が可能である。

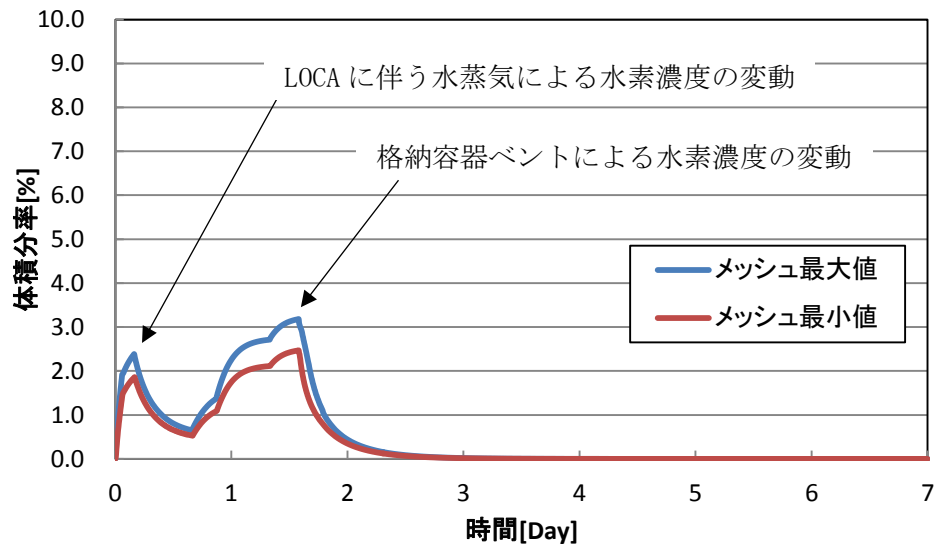


図 1-15 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の水素体積分率の時間推移
(有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用しない場合) 包括条件)

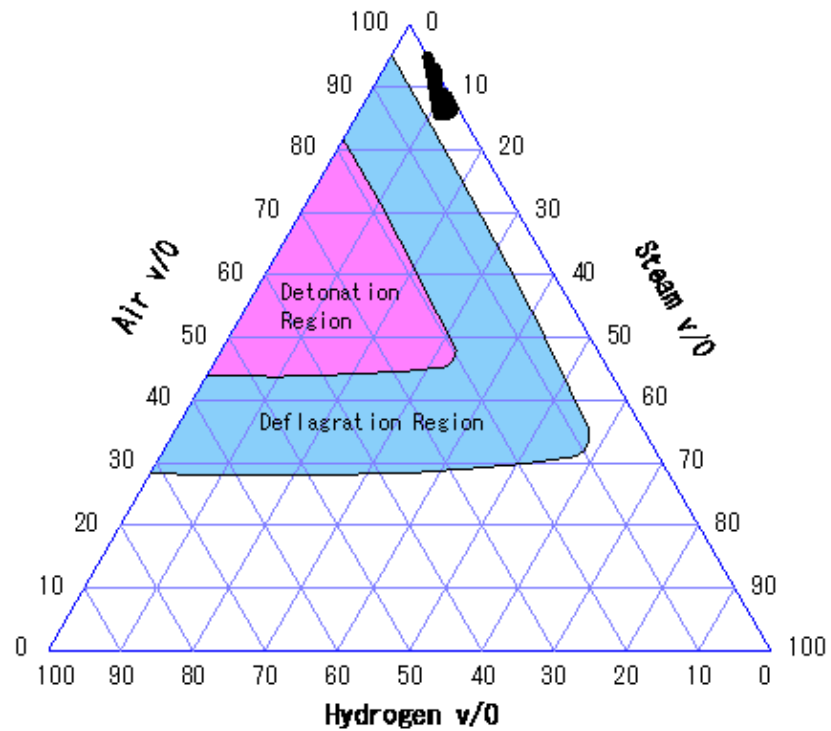


図 1-16 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の燃焼判定図
(有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用しない場合) 包括条件)

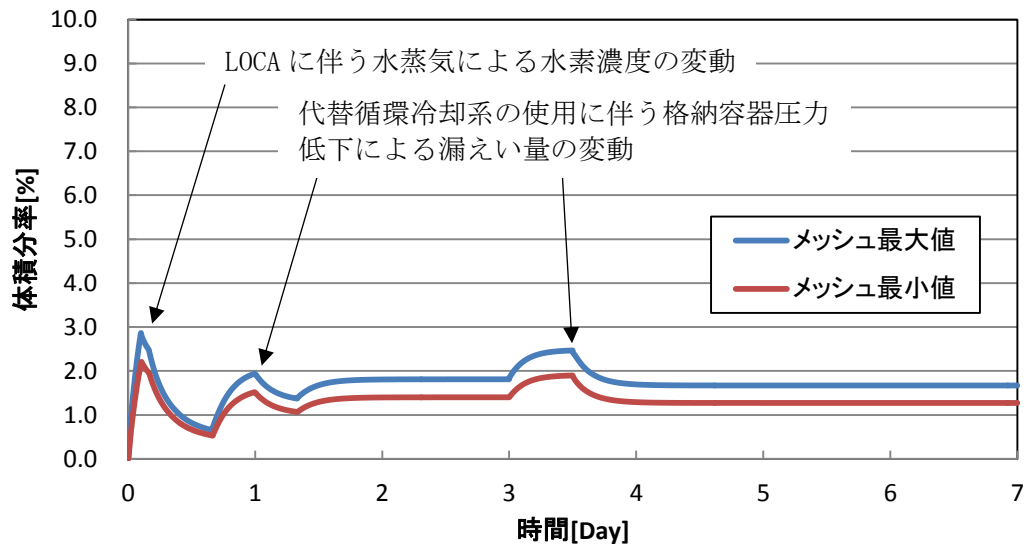


図1-17 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の水素体積分率の時間推移
(有効性評価シナリオ(代替循環冷却系を使用する場合)包括条件)

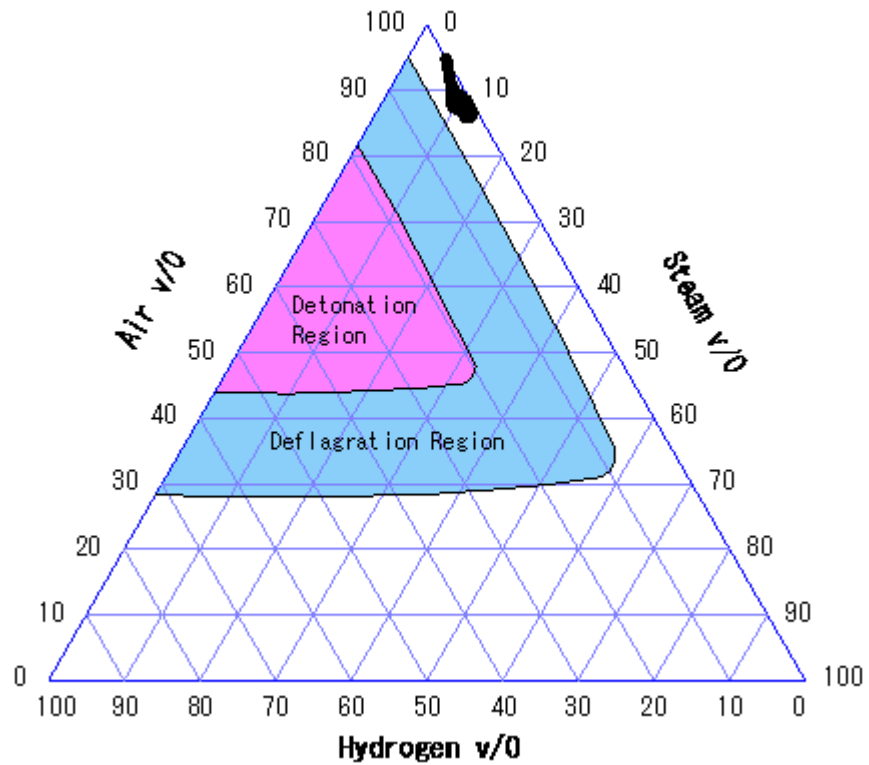


図1-18 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の燃焼判定図
(有効性評価シナリオ(代替循環冷却系を使用する場合)包括条件)

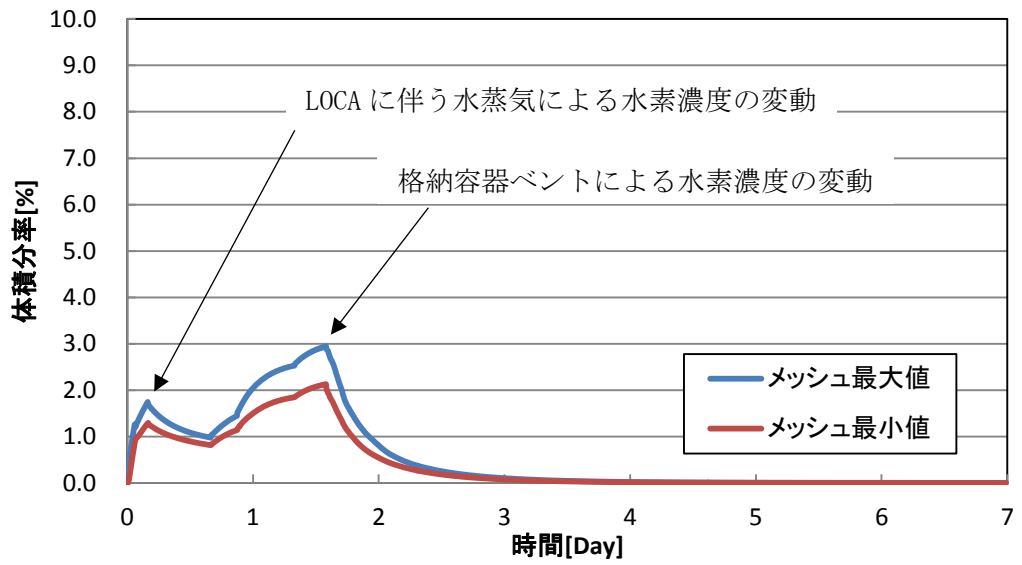


図 1-19 上部ドライウェル所員用エアロック室の水素体積分率の時間推移
 (有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用しない場合) 包括条件)

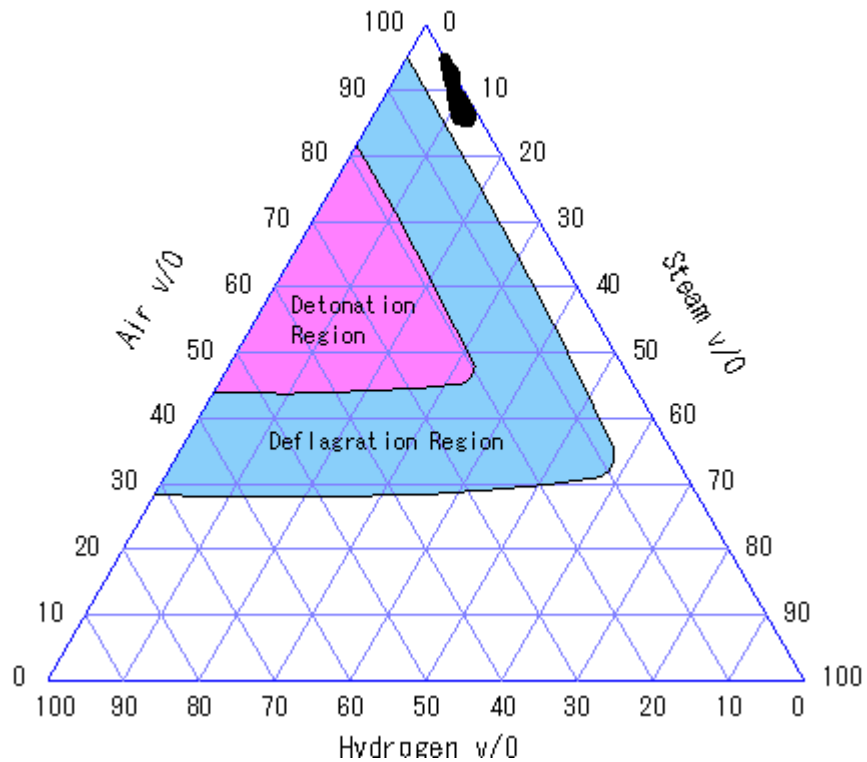


図 1-20 上部ドライウェル所員用エアロック室の燃焼判定図
 (有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用しない場合) 包括条件)

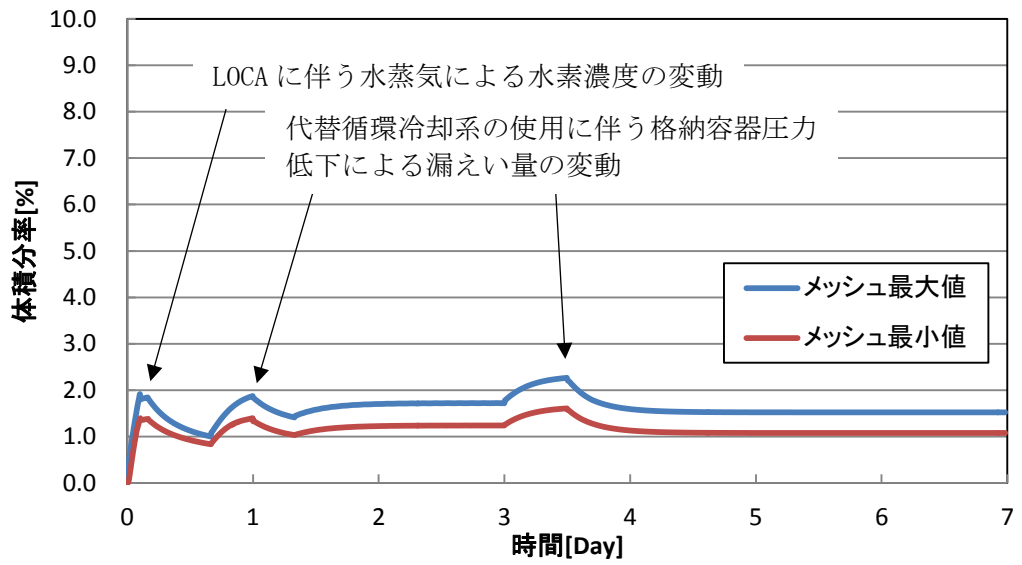


図 1-21 上部ドライウェル所員用エアロック室の水素体積分率の時間推移
(有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用する場合) 包括条件)

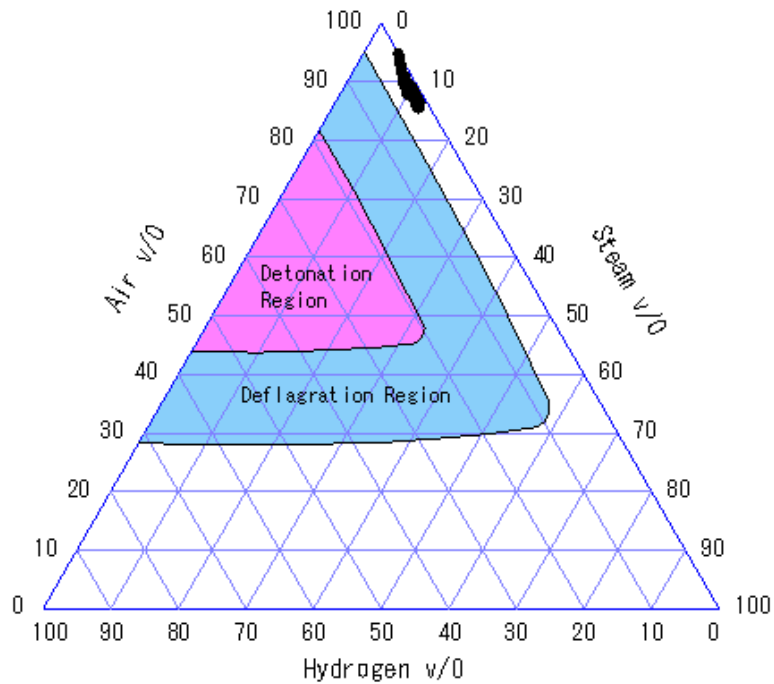


図 1-22 上部ドライウェル所員用エアロック室の燃焼判定図
(有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用する場合) 包括条件)

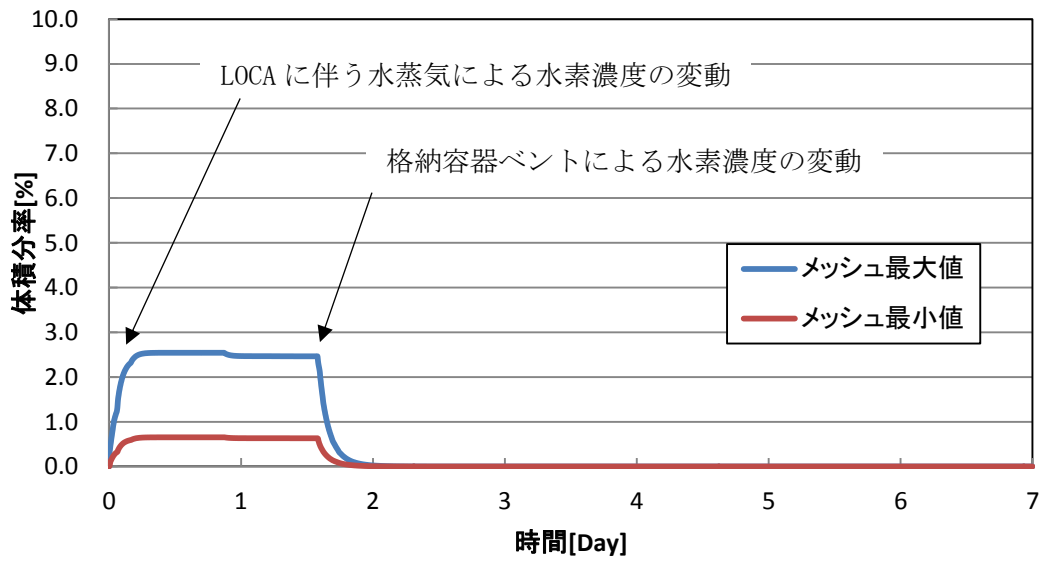


図 1-23 サプレッションチェンバ出入口室の水素体積分率の時間推移
 (有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用しない場合) 包括条件)

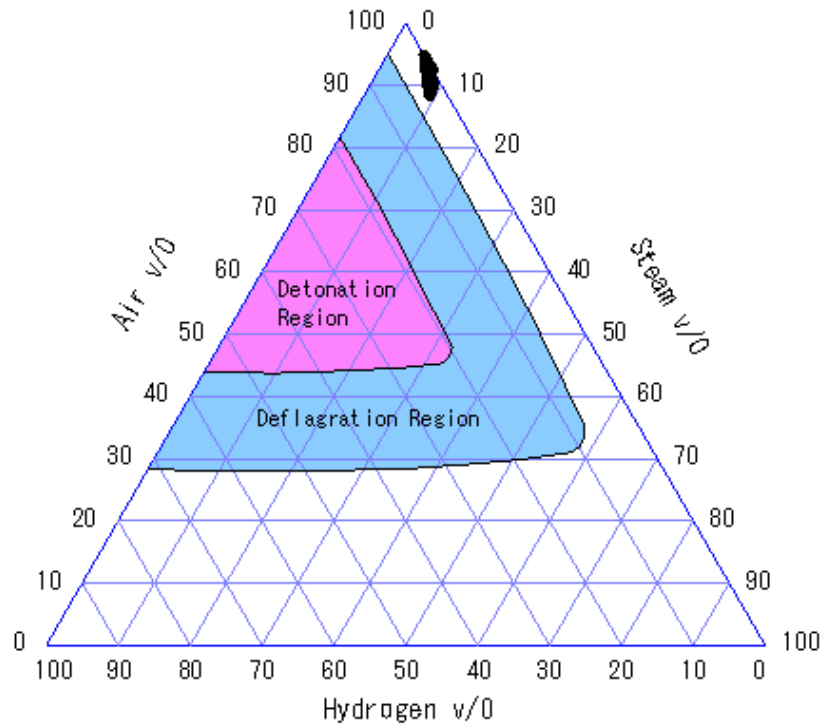


図 1-24 サプレッションチェンバ出入口室の燃焼判定図
 (有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用しない場合) 包括条件)

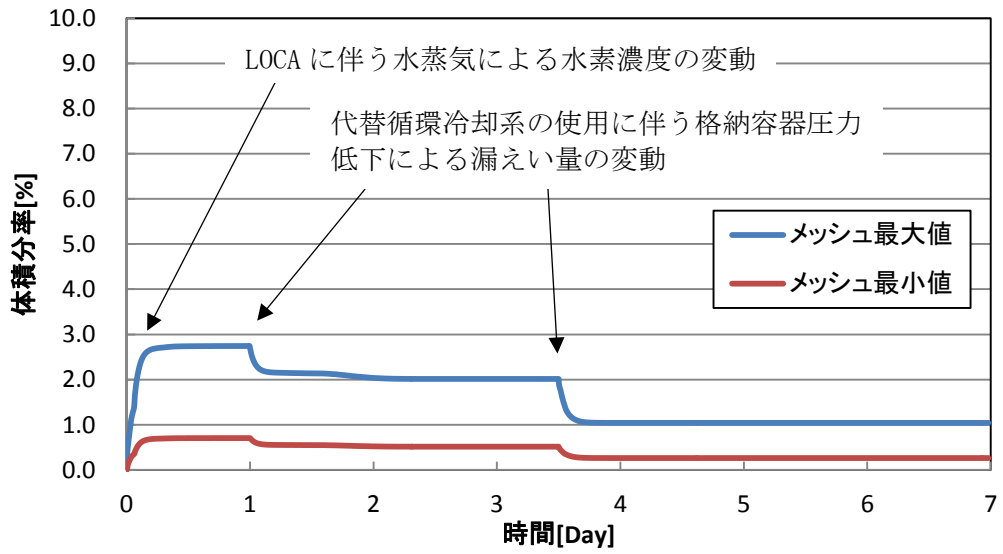


図 1-25 サプレッションチェンバ出入口室の水素体積分率の時間推移
 (有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用する場合) 包括条件)

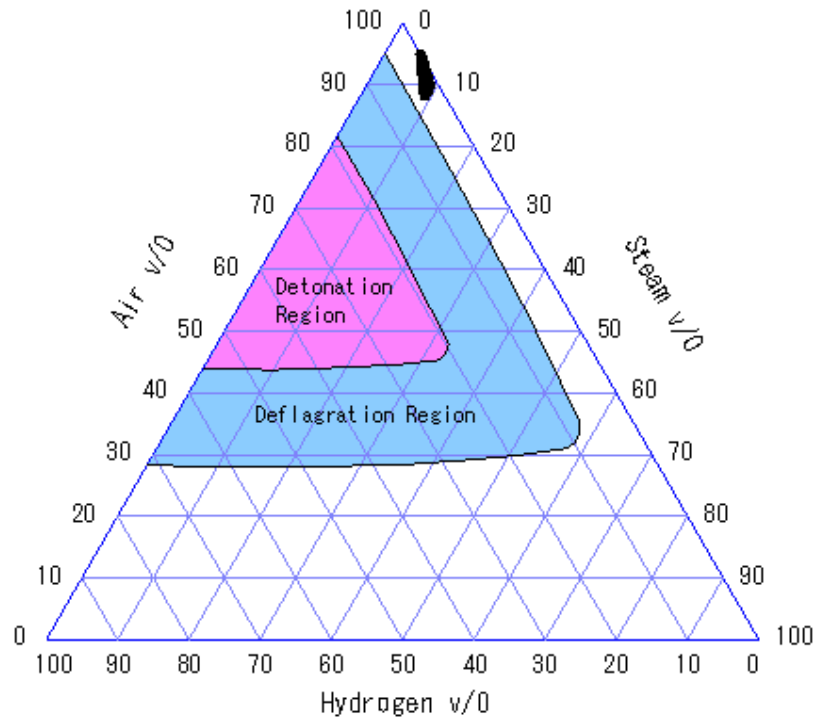


図 1-26 サプレッションチェンバ出入口室の燃焼判定図
 (有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用する場合) 包括条件)

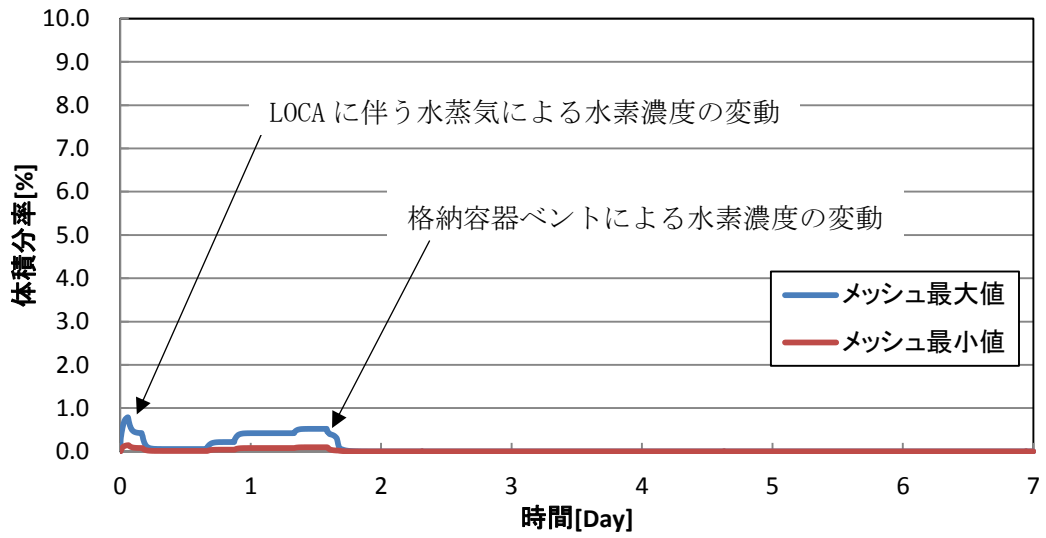


図 1-27 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の水素体積分率の時間推移
 (有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用しない場合) 包括条件)

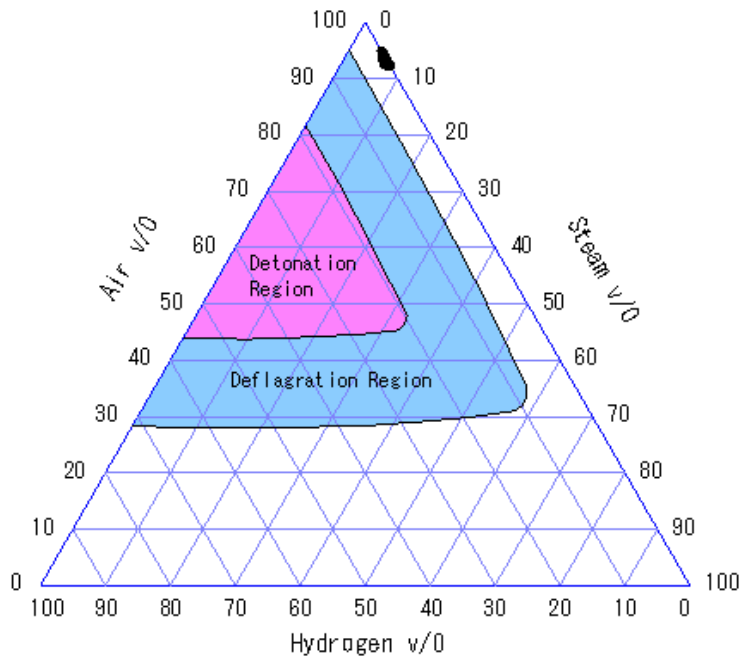


図 1-28 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の燃焼判定図
 (有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用しない場合) 包括条件)

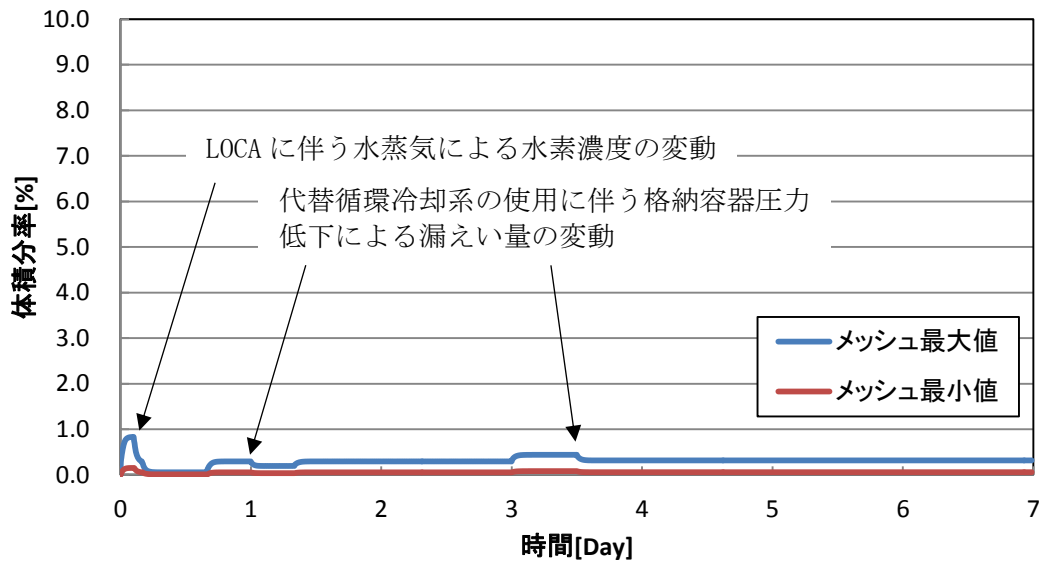


図 1-29 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の水素体積分率の時間推移
(有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用する場合) 包括条件)

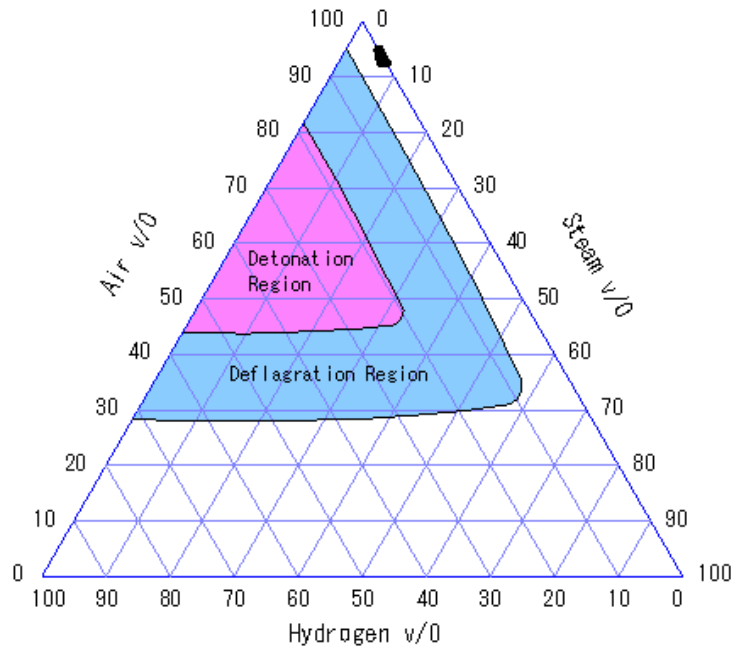


図 1-30 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の燃焼判定図
(有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用する場合) 包括条件)

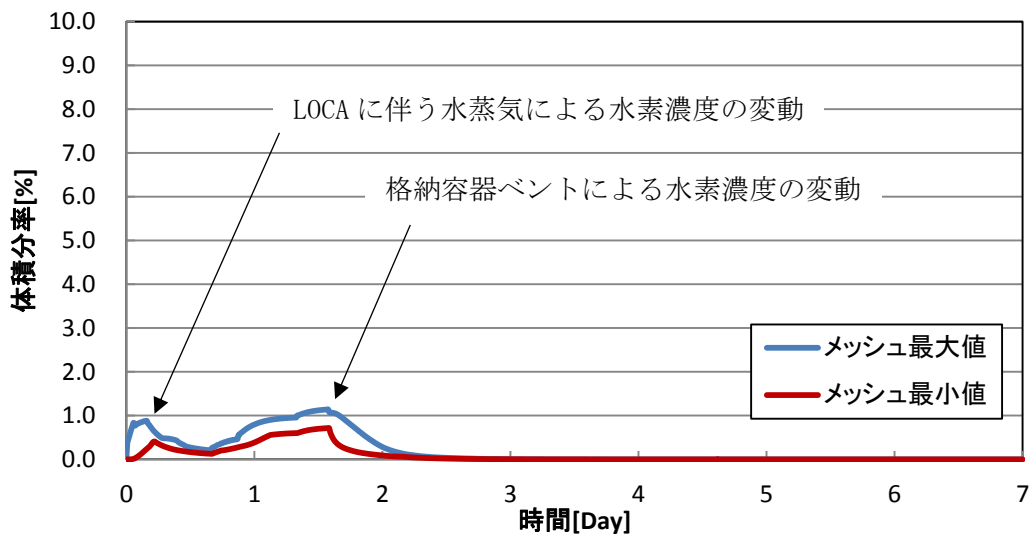


図 1-31 下部ドライウェル所員用エアロック室の水素体積分率の時間推移
(有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用しない場合) 包括条件)

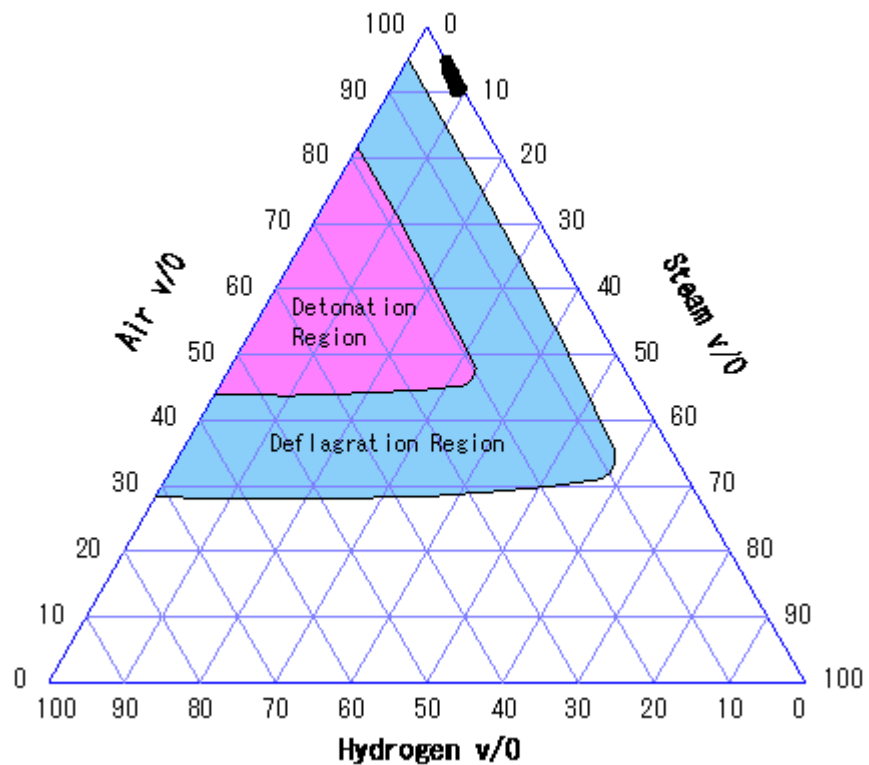


図 1-32 下部ドライウェル所員用エアロック室の燃焼判定図
(有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用しない場合) 包括条件)

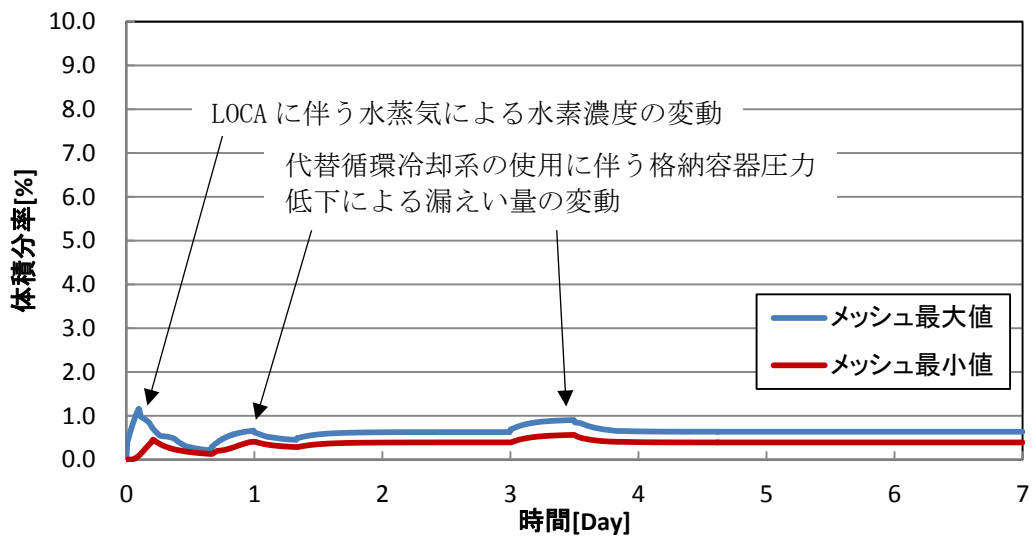


図 1-33 下部ドライウェル所員用エアロック室の水素体積分率の時間推移
 (有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用する場合) 包括条件)

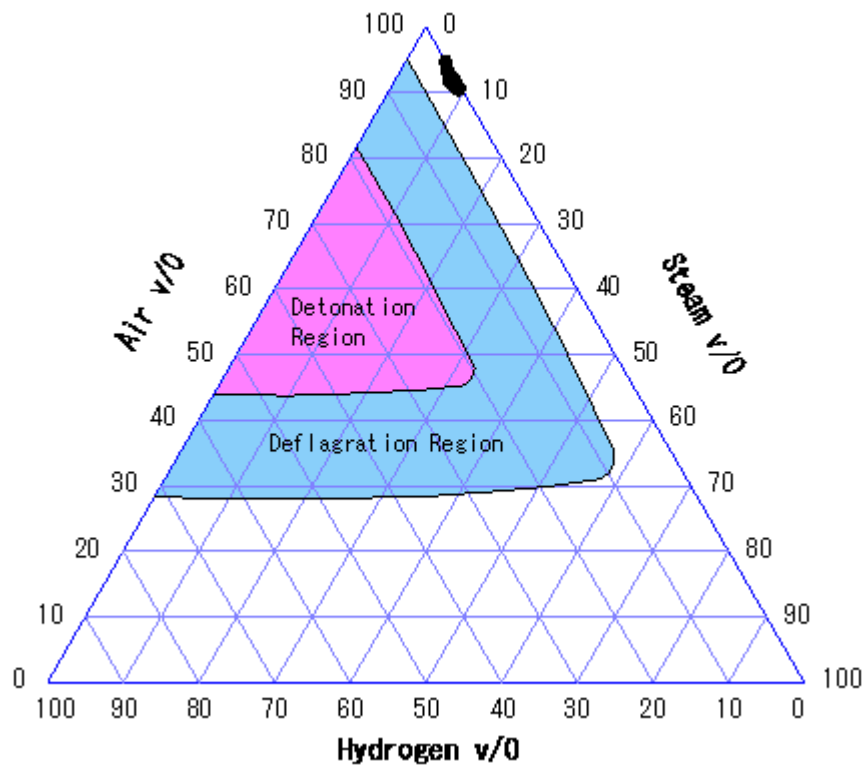


図 1-34 下部ドライウェル所員用エアロック室の燃焼判定図
 (有効性評価シナリオ (代替循環冷却系を使用する場合) 包括条件)

1.4 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

上部ドライウェル機器搬入用ハッチ室及び下部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の給気ダクトに設置された重力ダンパの配置を図1-35及び図1-36に示す。

上部ドライウェル機器搬入用ハッチ室及び下部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の給気ダクトは、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。

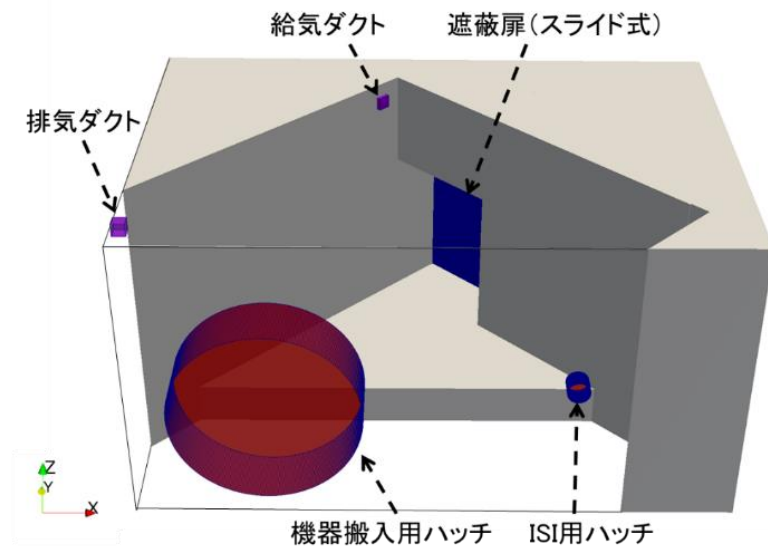
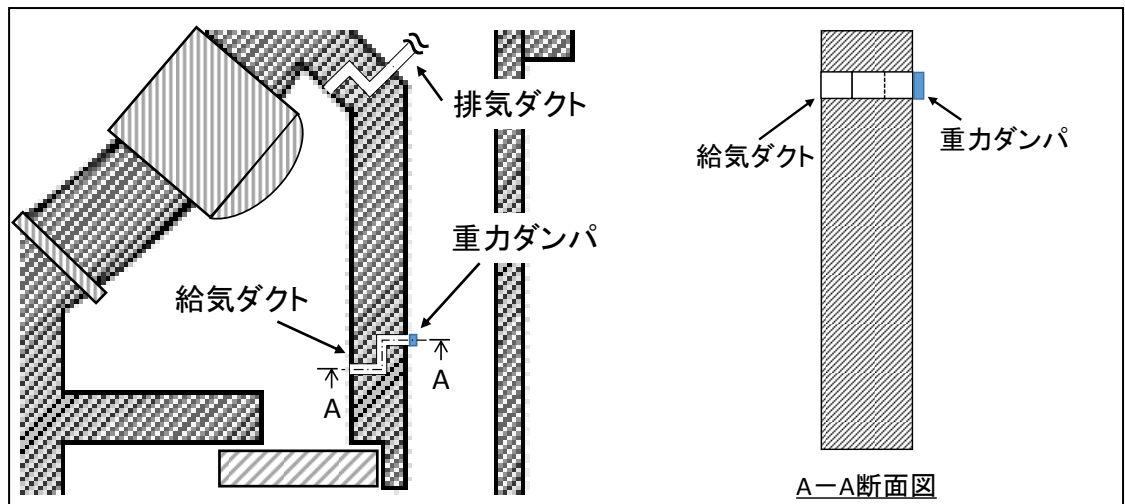


図1-35 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の重力ダンパ配置

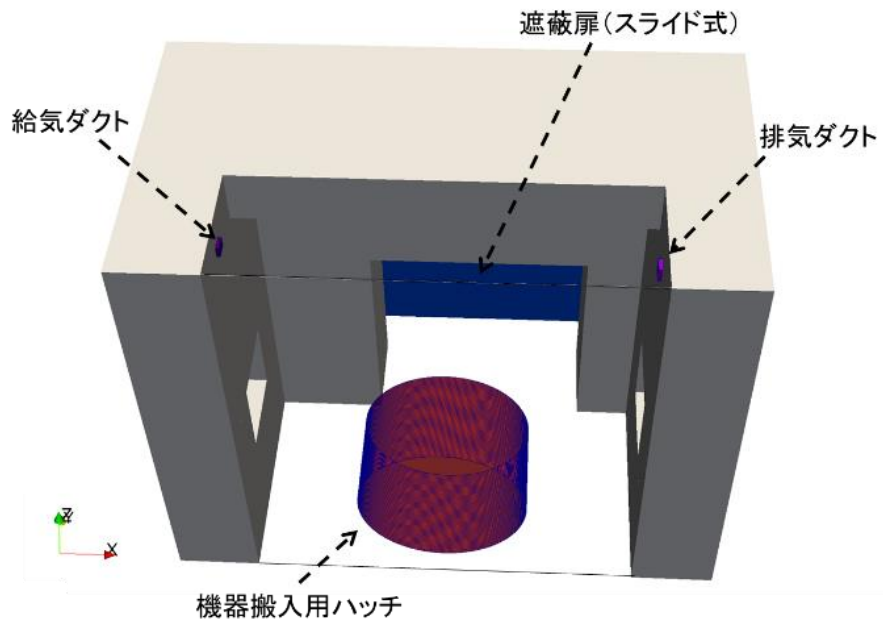
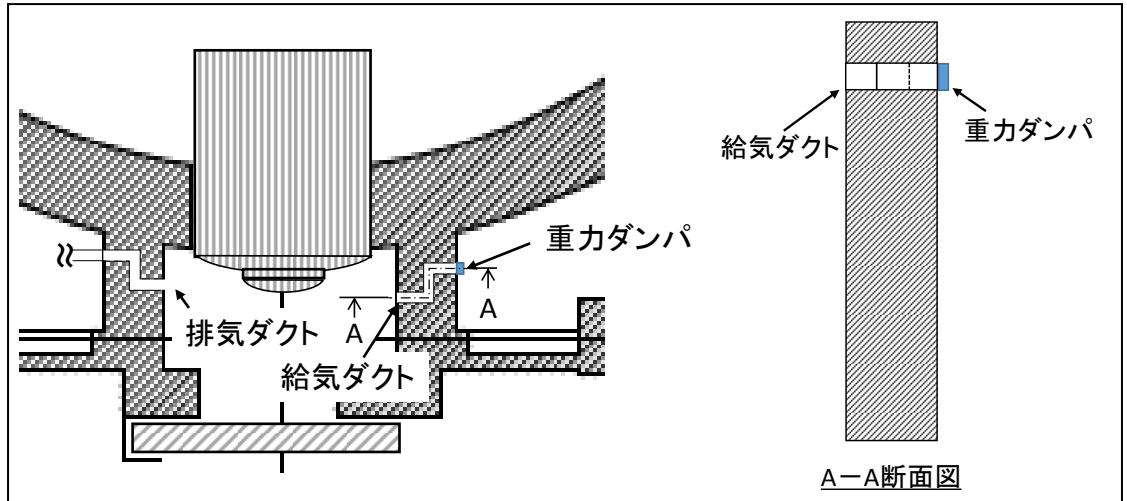


図 1-36 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ室の重力ダンパ配置

2. 原子炉建屋水素濃度の適用性について

2.1 原子炉建屋水素濃度について

原子炉建屋水素濃度は、炉心の著しい損傷が発生した場合に、原子炉建屋内に発生する水素を監視する目的で、水素濃度が変動する可能性のある範囲で測定できる設計としている。

2.2 計測範囲の考え方

炉心損傷時に原子炉格納容器内に発生する水素が原子炉建屋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、0～20vol%を計測可能な範囲とする。

2.3 水素濃度計の測定原理

原子炉建屋内の水素濃度を測定するために用いる水素濃度計は、熱伝導式のものをを用いる。

熱伝導式の水素検出器は、「図 2-1 水素濃度計検出回路の概要図」に示すとおり、白金線のフィラメントで構成された検知素子と補償素子、及び2つの固定抵抗でブリッジ回路が構成されている。検知素子の部分に、原子炉建屋内雰囲気ガスが触れるようになっており、補償素子側は基準となる標準空気が密閉されており測定対象ガスは直接接触しない構造になっている。（補償素子の標準空気容器の外側には測定ガスが同様に流れ、温度補償は考慮された構造となっている。）

熱伝導式水素検出器は、標準空気に対する測定ガスの熱伝導率の差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ものである。水素の熱伝導率は、約 $0.18\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ at 27°C である一方、酸素、窒素は、約 $0.02\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ at 27°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。

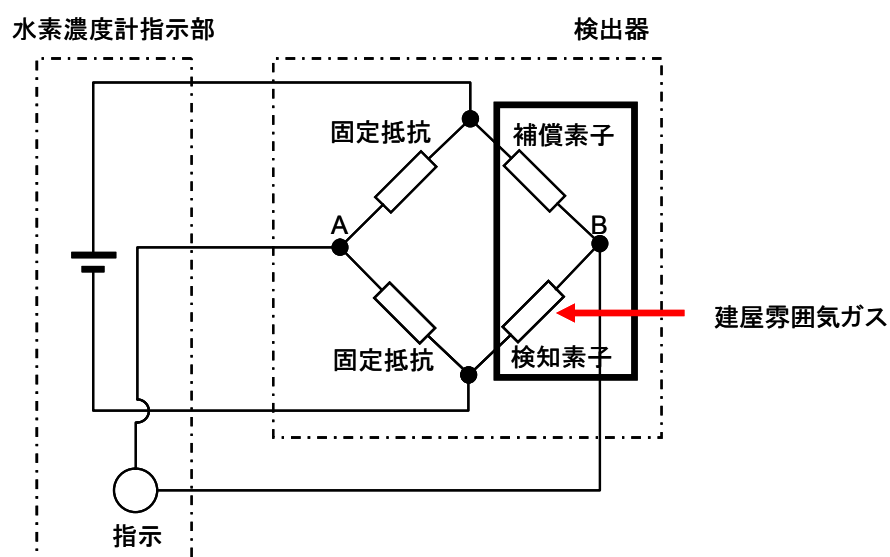


図 2-1 水素濃度計検出回路の概要図

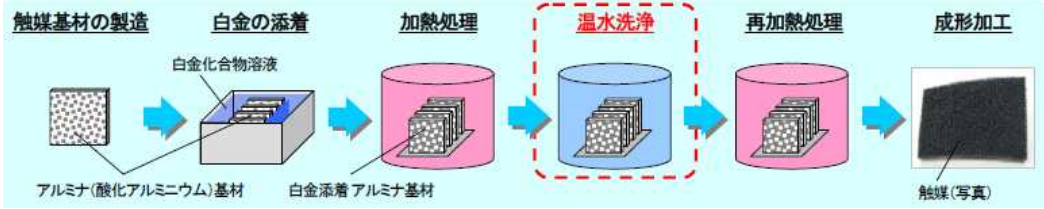
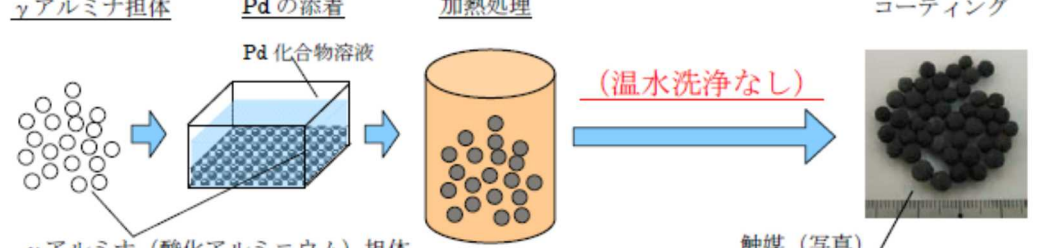
3. 触媒基材（アルミナ）について

浜岡原子力発電所4号機及び5号機で気体廃棄物処理系（以下「OG系」という。）の水素濃度が上昇する事象が発生したが、推定原因として、製造段階での触媒担体（アルミナ）のベーマイト化及びシロキサンが存在が挙げられており、2つの要因が重畳した結果、OG系の排ガス再結合器触媒の性能低下に至ったものと報告されている。

浜岡原子力発電所の事象では、触媒基材の製造工程において、SCC対策として温水洗浄が実施されており、その際、アルミナの一部がベーマイト化したことが確認されている（表3-1参照）。

NIS社製のPARは、触媒基材の製造工程において温水洗浄のプロセスがないこと（表3-1参照）、X線回折分析によりベーマイトがないことが確認されているため、ベーマイト化による触媒の性能低下については、対策済みである。

表3-1 触媒の製造プロセスの比較

触媒	製造プロセス
OG系 排ガス 再結合器	 <p>触媒基材の製造 白金の添着 加熱処理 温水洗浄 再加熱処理 成形加工</p> <p>白金化合物溶液</p> <p>アルミナ(酸化アルミニウム)基材 白金添着アルミナ基材</p> <p>触媒(写真)</p> <p>引用文献より</p>
PAR	 <p>γアルミナ担体 Pdの添着 加熱処理 コーティング</p> <p>Pd化合物溶液</p> <p>γアルミナ(酸化アルミニウム)担体</p> <p>(温水洗浄なし)</p> <p>触媒(写真)</p>

[引用文献]

- ・中部電力株式会社 2009年6月23日プレスリリース参考資料「浜岡原子力発電所4, 5号機 気体廃棄物処理系における水素濃度の上昇に対する原因と対策について」

4. 格納容器頂部注水系について

格納容器頂部注水系は、重大事故等時において、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は図4-1に示すように、原子炉ウェルに水を注水することで、原子炉格納容器トップヘッドフランジを外側から冷却することができる。

原子炉格納容器トップヘッドフランジは事故時の過温・過圧状態に伴うフランジ開口で、シール材が追従できない程の劣化があると、閉じ込め機能を喪失する。このシール材は、以前はシリコンゴムを採用していたが、原子炉格納容器閉じ込め機能の強化のために耐熱性、耐蒸気性、耐放射線性に優れた改良EPDM製シール材に変更し、閉じ込め機能強化を図っている。改良EPDM製シール材は200℃の蒸気が7日間継続しても閉じ込め機能が確保できることを確認しているが、シール材の温度が低くなると、熱劣化要因が低下し、閉じ込め機能もより健全となり、原子炉建屋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、格納容器頂部注水系を設置する。

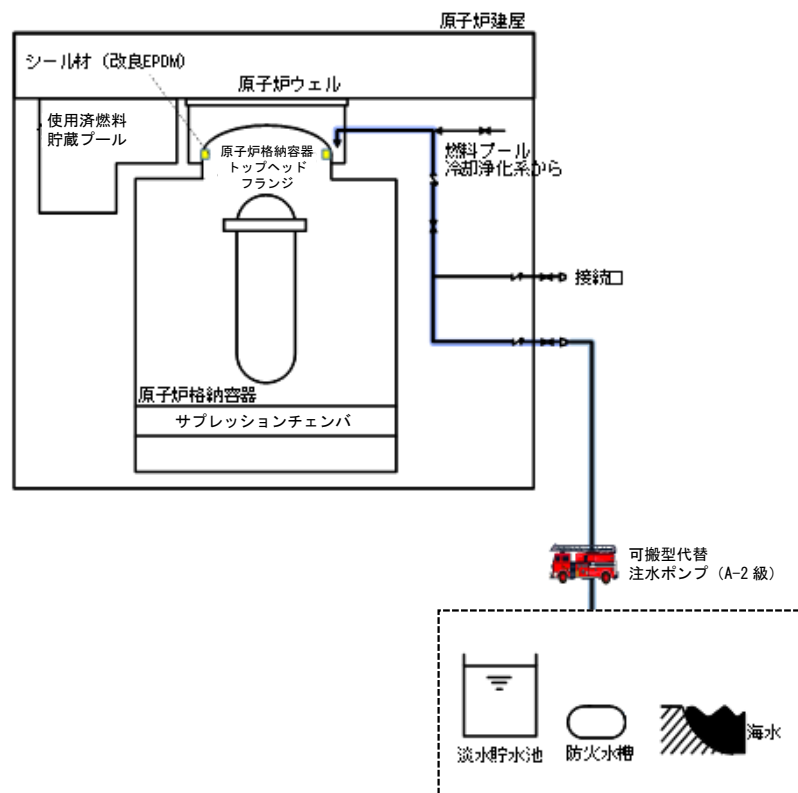


図4-1 格納容器頂部注水系の概要図

4.1 格納容器頂部注水系の設計方針について

格納容器頂部注水系は、原子炉ウェルに水を注水し、原子炉格納容器トップヘッドフランジ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。

格納容器頂部注水系は、可搬型代替注水ポンプ（A-2 級）、接続口等で構成しており、重大事故等時において、代替淡水源の水又は海水を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。

4.2 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、原子炉格納容器トップヘッドフランジの閉じ込め機能を強化するために格納容器限界温度（200℃）が7日間継続したとしても健全性が確認できている改良 EPDM 製シール材を取り付ける。

これにより、原子炉格納容器トップヘッドフランジからの水素ガス漏えいポテンシャルは低減しているが、原子炉格納容器頂部への注水により原子炉ウェルに常温の水を注水することで冷却効果が得られるため、水素ガスの漏えいをさらに抑制することが可能である。よって、格納容器頂部注水系は、原子炉建屋の水素爆発防止対策の1つとして効果的である。

4.3 格納容器頂部注水による原子炉格納容器への影響について

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、原子炉格納容器トップヘッドフランジ部を急冷することにより原子炉格納容器閉じ込め機能に影響が無いかについて評価を行った。

(1) 評価方法

格納容器過温時に原子炉ウェルに注水することで、低温の水が原子炉格納容器トップヘッド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原子炉格納容器トップヘッドフランジ及び原子炉格納容器トップヘッド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、評価対象として原子炉格納容器トップヘッドフランジ締付ボルトを選定し、原子炉格納容器トップヘッド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

格納容器頂部注水系による原子炉格納容器トップヘッドフランジ締付ボルト冷却時の発生応力について表 4-1 に示す。評価結果から、ボルトが 200℃から 20℃まで急冷された場合でも、応力値は降伏応力を下回っておりボルトが破損することはない。

表 4-1 原子炉格納容器トップヘッド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	—	—	SNM439	原子炉格納容器トップヘッドフランジ締付ボルトの材料
ヤング率	E	MPa	204000	
熱膨張率	α	1/K	1.27×10^{-5}	
温度差	ΔT	K	180	水温 20°C とし、原子炉格納容器温度 200°C 時の温度差
ひずみ	ϵ	—	2.29×10^{-3}	$\epsilon = \alpha \cdot \Delta T$
応力	σ	MPa	466	$\sigma = E \cdot \alpha \cdot \Delta T$
設計降伏点	Sy	MPa	754	SNM439 (200°C)
設計引張応力	Su	MPa	865	SNM439 (200°C)

また、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トップヘッドフランジ部を冷却するため、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 1MW 以下と小さく、7 日後の崩壊熱約 12MW 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、格納容器頂部注水系による急冷により原子炉格納容器の閉じ込め機能に悪影響を与えることはない。また、低炭素鋼の延性—脆性遷移温度は一般的に約 -10°C 以下であり、水温はこの温度領域以上であるので脆性の影響もないと考えられる。

4.4 格納容器頂部注水系の監視方法について

格納容器頂部注水系の使用時における監視は、可搬型代替注水ポンプ (A-2 級) 付属の流量計と、ドライウェル雰囲気温度 (上部ドライウェル内雰囲気温度) により行う。

可搬型代替注水ポンプ (A-2 級) で注水する際に流量計で累積注水流量を確認することで、原子炉ウェル内に注水した水量から原子炉ウェル水位を想定すると同時に、ドライウェル雰囲気温度 (上部ドライウェル内雰囲気温度) の指示により原子炉格納容器トップヘッドフランジが冷却されていることを確認し、格納容器頂部注水系の効果を監視する。

4.5 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

格納容器頂部注水系の効果により、原子炉建屋地上 4 階 (原子炉建屋オペレーティングフロア) に直接、水素ガスが漏えいしなくなった場合、下層階からの漏えい量が増加することで、下層階において水素濃度が可燃限界に到達するおそれがある。

上記の影響を確認するため、漏えい箇所を下層階（地上2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2-11」のケース1と同様である。水素濃度の解析結果を図4-2に示す。

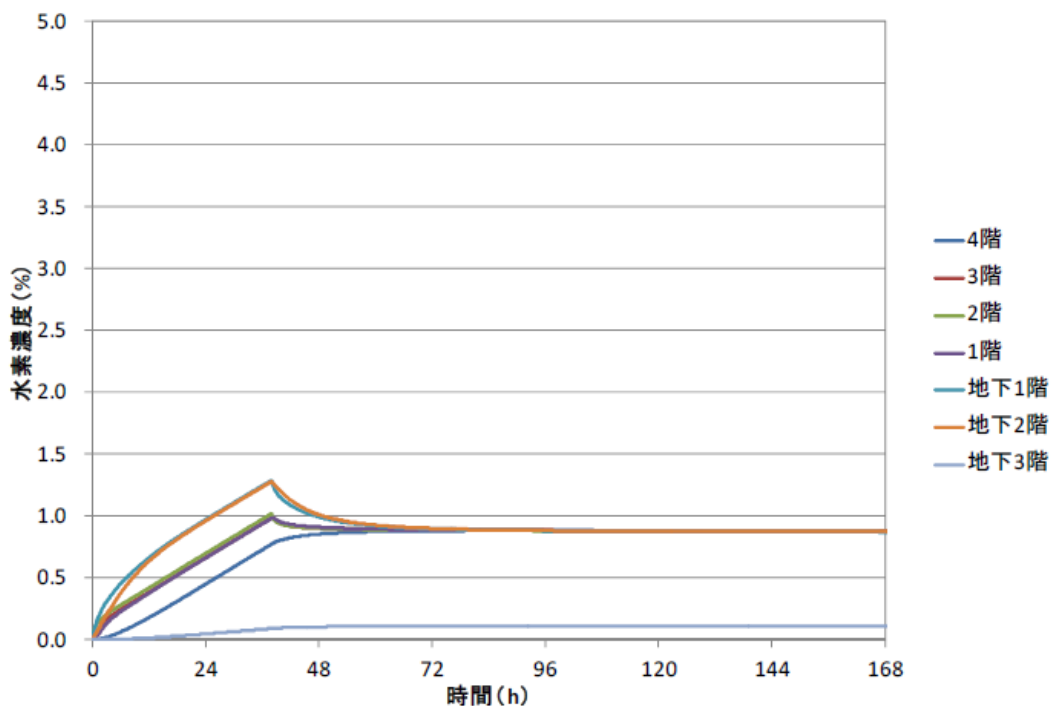


図 4-2 水素濃度の時間変化（原子炉建屋全域）

下層階のみから水素ガスが漏えいした場合においても，大物搬入口領域及び地下ハッチ領域を通じて原子炉建屋地上4階（原子炉建屋オペレーティングフロア）まで水素ガスが到達することにより，下層階で水素が滞留することはなく，可燃限界である4.0vol%に到達しない結果となった。

さらに，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4階（原子炉建屋オペレーティングフロア）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，格納容器頂部注水系の機能を期待できる12時間後から原子炉ウェルの水が蒸発し，原子炉建屋地上4階（原子炉建屋オペレーティングフロア）に水蒸気が流入するとした場合の評価を実施した。水蒸気追加流入以外の条件は図4-2に示した解析と同様である。水素濃度の解析結果を図4-3に示す。

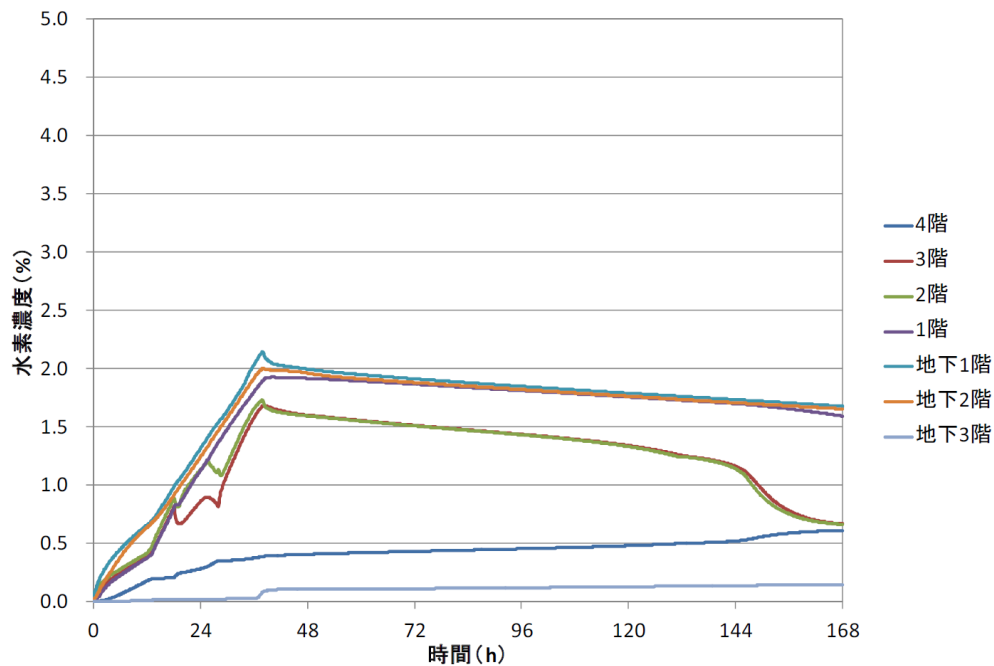


図 4-3 水素濃度の時間変化（原子炉建屋全域，原子炉ウェル蒸発）

原子炉ウェルの水が蒸発して水蒸気の追加流入が発生した場合においては，原子炉建屋地上4階（原子炉建屋オペレーティングフロア）への水素流入は緩やかになるが，大物搬入口領域及び地下ハッチ領域を通じて原子炉建屋地上3階以下で水素濃度が均一化される効果と相まって，可燃限界である4.0vol%に到達しない結果となった。

以上のことから，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。

5. 原子炉建屋地上4階機器搬出入口ハッチカバーについて

原子炉建屋地上4階機器搬出入口ハッチカバー（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4階（原子炉建屋オペレーティングフロア）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4分割伸縮折畳式ハッチカバーであり、片側に設置された巻取機により、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が挿入され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5-1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、耐震性を有した固縛装置を設置している。ハッチカバー固縛装置の構造図を図5-2に、外観を図5-3に示す。

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



図5-1 ハッチカバー構造図



図5-2 ハッチカバー固縛装置の構造図

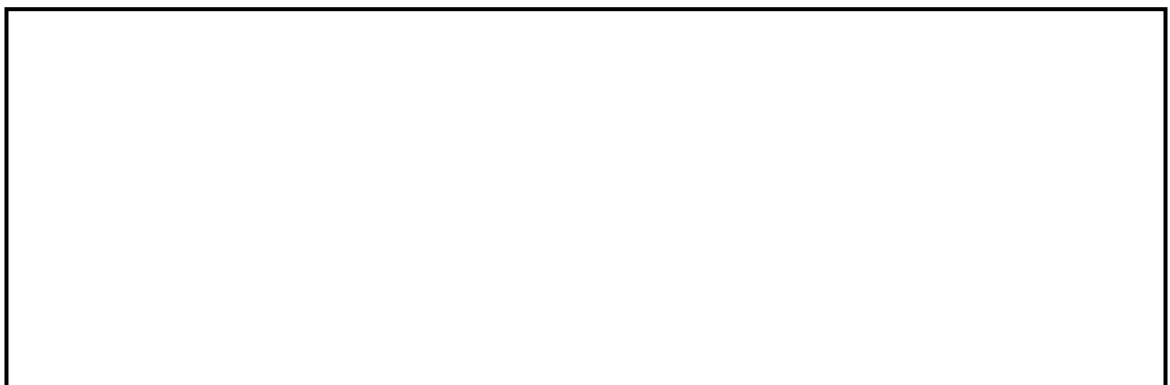


図5-3 ハッチカバー固縛装置の外観

5.1 ハッチカバー固縛装置の耐震性について

ハッチカバー固縛装置は、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、ハッチカバー固縛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。

5.1.1 一般事項

5.1.1.1 評価方針

ハッチカバー固縛装置の強度評価は、「5.1.4 構造強度評価」にて設定した荷重及び荷重の組合せ並びに許容限界に基づき、「5.1.2 評価部位」にて設定する箇所において、「5.1.3 固有周期」で算出した固有周期に基づく設計用地震力による応力等が許容限界内に収まることを、「5.1.4 構造強度評価」にて示す方法にて確認することを実施する。確認結果を「5.1.5 評価結果」に示す。

ハッチカバー固縛装置の強度評価フローを図5-4に示す。

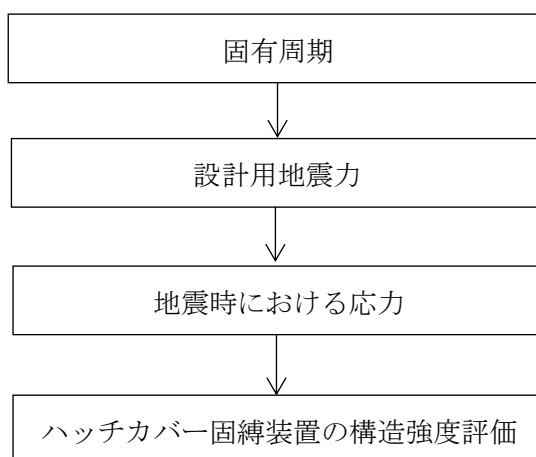


図5-4 ハッチカバー固縛装置の強度評価フロー

5.1.1.2 記号の説明

記号	記号の説明	単位
A_{bi}	ボルトの軸断面積* ¹	mm ²
B	上部鋼材の幅	mm
C_H	水平方向設計震度	—
C_v	鉛直方向設計震度	—
d_i	ボルトの呼び径* ¹	mm
F_i	設計・建設規格 SSB-3121.1(1)に定める値* ¹	MPa
F_i^*	設計・建設規格 SSB-3133 に定める値* ¹	MPa
F_{bi}	ボルトに作用する引張力* ¹	N
F_{b12}	鉛直方向地震及び取付面に対し左右方向の水平方向地震によりボルトに作用する引張力 (1本当たり)	N
F_{b22}	鉛直方向地震及び取付面に対し前後方向の水平方向地震によりボルトに作用する引張力 (1本当たり)	N
F_u	上部鋼材に作用する引張力	N
f_{sbi}	せん断力のみを受けるボルトの許容せん断応力* ¹	MPa
f_{toi}	引張力のみを受けるボルトの許容引張応力* ¹	MPa
f_{tsi}	引張力とせん断力を同時に受けるボルトの許容引張応力* ¹	MPa
f_{bc}	上部鋼材の許容曲げ応力	MPa
g	重力加速度 (=9.80665)	m/s ²
h_i	据付面又は取付面から重心までの距離* ¹	mm
H	上部鋼材の高さ	mm
ℓ_{11}	重心とボルト間の水平方向距離	mm
ℓ_{21}	重心とボルト間の水平方向距離	mm
ℓ_{12}	重心と下側ボルト間の鉛直方向距離* ²	mm
ℓ_{22}	上側ボルトと下側ボルト間の鉛直方向距離* ²	mm
ℓ_{32}	左側ボルトと右側ボルト間の水平方向距離	mm
L	荷重作用点から支点までの距離	mm
m_1	固縛装置 1 台あたりに掛かるハッチカバー質量及びハッチカバー固縛装置質量の合計	kg
m_2	固縛装置 1 台あたりに掛かるハッチカバー質量	kg
M	上部鋼材に作用するモーメント	N・mm
n_i	ボルトの本数	—
n_f	評価上引張力を受けるとして期待するボルトの本数	—
n_{fv}	評価上引張力を受けるとして期待するボルトの本数 (鉛直方向転倒)	—
n_{fH}	評価上引張力を受けるとして期待するボルトの本数 (水平方向転倒)	—

記号	記号の説明	単位
Q_{bi}	ボルトに作用するせん断力* ¹	N
Q_{b12}	水平方向地震によりボルトに作用するせん断力	N
Q_{b22}	鉛直方向地震によりボルトに作用するせん断力	N
S_{ui}	設計・建設規格 付録材料図表 Part5 表9に定める値* ¹	MPa
S_u	J I S G 3 4 6 6-2015 表3に定める値	MPa
S_{yi}	設計・建設規格 付録材料図表 Part5 表8に定める値* ¹	MPa
S_y	J I S G 3 4 6 6-2015 表3に定める値	MPa
$S_{yi}(RT)$	設計・建設規格 付録材料図表 Part5 表8に定める材料の40℃における値 (オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金の場合) * ¹	MPa
t	上部鋼材の厚さ	mm
Z_x	上部鋼材の断面係数	mm ³
π	円周率	—
σ_a	クレーン構造規格第一章第一節第三条に定める値	MPa
σ_{bi}	ボルトに生じる引張応力* ¹	MPa
σ_{bac}	圧縮応力の生ずる側における許容曲げ応力 (圧縮)	MPa
σ_{bat}	引張応力の生ずる側における許容曲げ応力 (引張り)	MPa
σ_u	上部鋼材に生じる曲げ応力	MPa
τ_{bi}	ボルトに生じるせん断応力* ¹	MPa

注記* 1: A_{bi} , d_i , F_i , F_i^* , F_{bi} , f_{sbi} , f_{toi} , f_{tsi} , n_i , Q_{bi} , S_{ui} , S_{yi} , $S_{yi}(RT)$, σ_{bi} 及び τ_{bi} の添字*i*の意味は、以下のとおりとする。

$i=1$: アンカーボルト

$i=2$: 受け金物取付ボルト

* 2: $\ell_{1i} \leq \ell_{2i}$

5.1.2 評価部位

ハッチカバー固縛装置の概略構造を図 5-5 に示す。ハッチカバー固縛装置の強度評価は、評価上厳しくなるアンカーボルト、受け金物用取付ボルト及び上部鋼材について実施する。

また、ターンバックルについては、算出荷重がターンバックルの最小破断荷重以下であることを「5.1.5.5 その他の部位の評価結果」に示す。

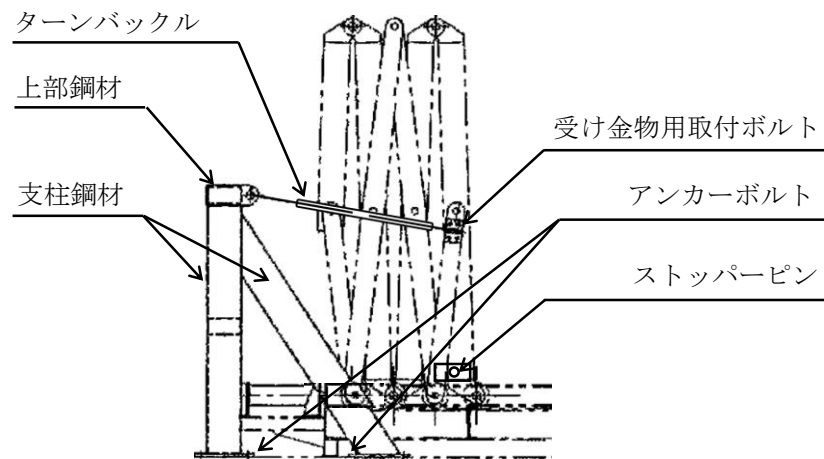


図 5-5(1) ハッチカバー固縛装置の概略構造図（側面図）

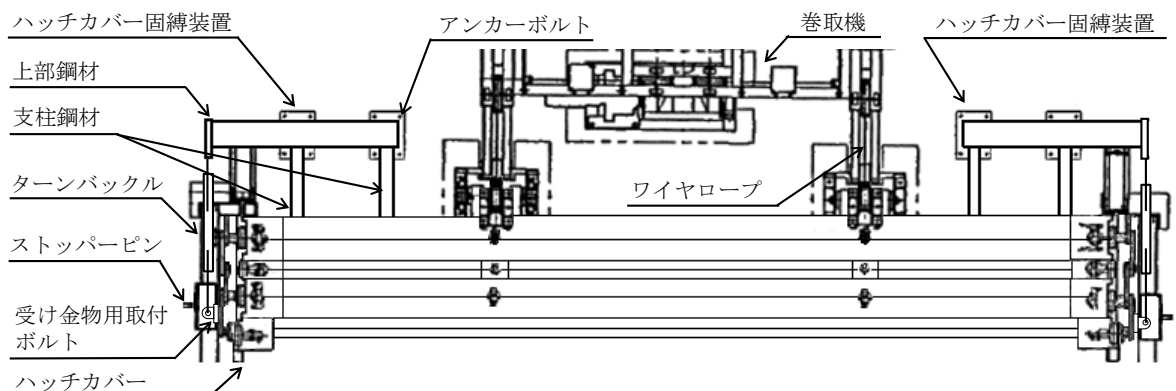


図 5-5(2) ハッチカバー固縛装置の概略構造図（上面図）

5.1.3 固有周期

5.1.3.1 基本方針

ハッチカバー固縛装置の固有周期は、ハッチカバーを固縛した実機に則した状態において、振動試験（自由振動試験）にて求める。

5.1.3.2 固有周期の算出方法

プラスチックハンマ等により、当該装置に振動を与え自由減衰振動を固有振動数測定装置（加速度センサー、アナライザ）により記録解析する。ハッチカバー固縛装置の外形図を図 5-5 の概略構造図に示す。

5.1.3.3 固有周期の算出結果

固有周期の算出結果を表5-1に示す。試験の結果、固有周期は0.05秒以下であり、剛であることを確認した。

表5-1 固有周期 (単位：s)

水平	0.019
鉛直	0.011

5.1.4 構造強度評価

5.1.4.1 荷重の組合せ及び許容応力状態

ハッチカバー固縛装置の荷重の組合せ及び許容応力状態のうち評価に用いるものを表5-2に示す。

表5-2 荷重の組合せ及び許容応力状態

施設区分	設備分類	機器名称	機器等の区分	荷重の組合せ	許容応力状態
—	—	ハッチカバー 固縛装置	—*1	$D + P_D + M_D + S_S$ *2	IVAS
				$D + P_{SAD} + M_{SAD} + S_S$	VAS (VASとしてIVASの 許容限界を用いる。)

注記*1：その他の支持構造物の荷重の組合せ及び許容応力を適用する。

*2：「 $D + P_{SAD} + M_{SAD} + S_S$ 」の評価に包絡されるため、評価結果の記載を省略する。

5.1.4.2 許容応力

(1) ボルトの許容応力

ボルトの許容応力は、V-2-1-9「機能維持の基本方針」に基づき表5-3のとおりとする。

表5-3 許容応力 (その他支持構造物)

許容応力状態	許容限界 (ボルト等)	
	一次応力	
	引張り	せん断
IVAS	$1.5 \cdot f_t^*$	$1.5 \cdot f_s^*$
VAS (VASとしてIVASの 許容限界を用いる。)		

(2) 上部鋼材の許容応力

上部鋼材の許容応力は、適用規格であるクレーン構造規格第一章第一節第三条及び第七条に基づき表 5-4 のとおりとする。

表 5-4 許容応力（上部鋼材）

許容応力状態	許容限界	
	許容曲げ応力 (引張り)	許容曲げ応力 (圧縮)
IVAS	1.3・σ _a	1.3・ $\frac{\sigma_a}{1.15}$
VAS (VASとしてIVASの 許容限界を用いる。)		

5.1.4.3 使用材料の許容応力評価条件

(1) ボルトの使用材料の許容応力評価条件

ボルトの使用材料の許容応力評価条件のうち、評価に用いるものを表 5-5 に示す。

表 5-5 使用材料の許容応力評価条件

評価部位	材料	温度条件 (°C)		S _{yi} (MPa)	S _{ui} (MPa)	S _{yi} (RT) (MPa)
		周囲環境温度				
アンカーボルト	SS400 (径≦16mm)	周囲環境温度	40	215	400	—
受け金物用 取付ボルト	SCM435 (径≦16mm)	周囲環境温度	40	785	930	—

(2) 上部鋼材の使用材料の許容応力評価条件

上部鋼材の使用材料の許容応力評価条件のうち、評価に用いるものを表 5-6 に示す。

表 5-6 使用材料の許容応力評価条件

評価部位	材料	温度条件 (°C)		S _y (MPa)	S _u (MPa)
		周囲環境温度			
上部鋼材	STKR400	周囲環境温度	40	245	400

5.1.4.4 設計用地震力

評価に用いる設計用地震力を表 5-7 に示す。

「基準地震動 S_s」による地震力は、V-2-1-7「設計用床応答曲線の作成方針」に基づき、保守的に設定する。

表 5-7 設計用地震力

据付場所及び 床面高さ (m)	固有周期 (s)		基準地震動 S_s	
	水平方向	鉛直方向	水平方向設計震度	鉛直方向設計震度
原子炉建屋 T.M.S.L. 31.7*	0.019	0.011	$C_H=1.80$	$C_V=1.50$

注記*：基準床レベルを示す。

5.1.4.5 計算方法

(1) アンカーボルトの計算方法

アンカーボルトの応力は、地震による震度により作用するモーメントによって生じる引張力とせん断力について計算する。

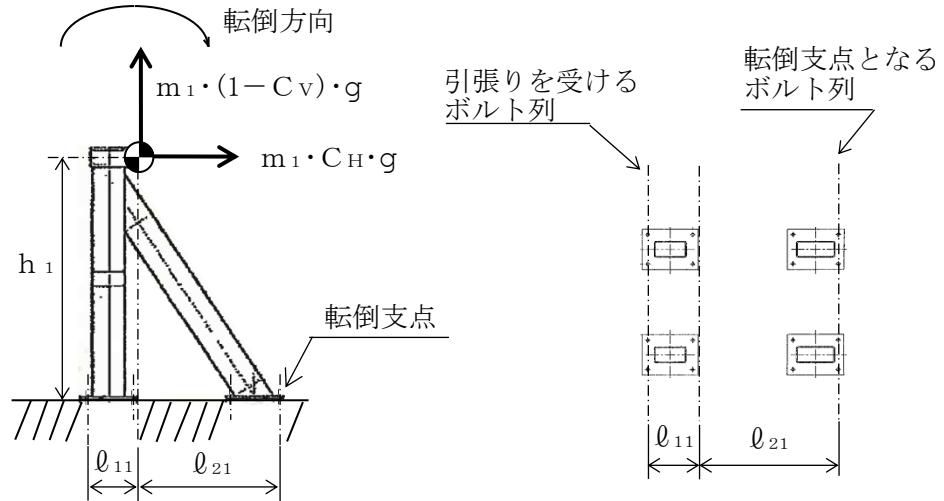


図 5-6 計算モデル

a. 引張応力

アンカーボルトに対する引張力は、図 5-6 でボルトを支点とする転倒を考え、これを片側のボルトで受けるものとして計算する。

引張力

$$F_{b1} = \frac{m_1 \cdot C_H \cdot g \cdot h - m_1 \cdot (1 - C_V) \cdot g \cdot l_{21}}{n_f \cdot (l_{11} + l_{21})}$$

引張応力

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

ここで、ボルトの軸断面積 A_{b1} は次式により求める。

$$A_{b1} = \frac{\pi}{4} \cdot d_1^2$$

b. せん断応力

アンカーボルトに対するせん断力は、ボルト全数で受けるものとして計算する。

せん断力

$$Q_{b1} = m_1 \cdot C_H \cdot g$$

せん断応力

$$\tau_{b1} = \frac{Q_{b1}}{n_1 \cdot A_{b1}}$$

(2) 受け金物用取付ボルトの計算方法

受け金物用取付ボルトの応力は、地震による震度により作用するモーメントによって生じる引張力とせん断力について計算する。

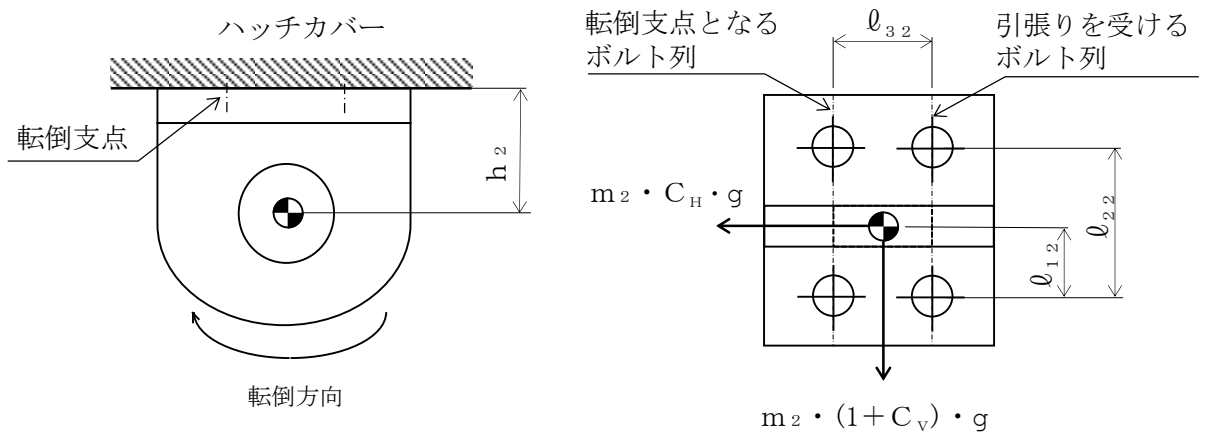


図 5-7(1) 計算モデル（正面方向転倒の場合）

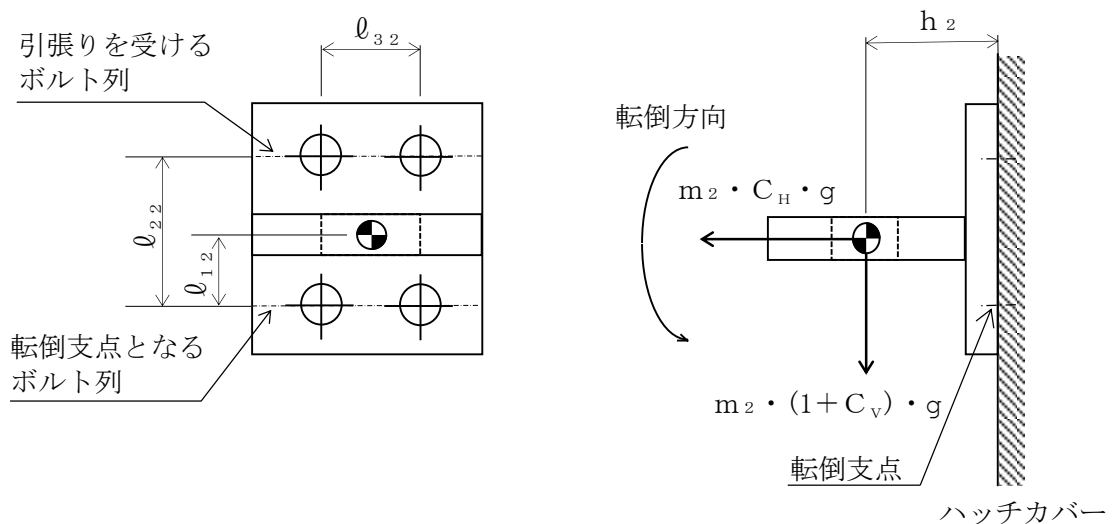


図 5-7(2) 計算モデル（側面方向転倒の場合）

a. 引張応力

受け金物用取付ボルトに対する引張力は、図 5-7 でボルトを支点とする転倒を考え、これを片側のボルトで受けるものとして計算する。

引張力

$$F_{b12} = \frac{m_2 \cdot (1 + C_V) \cdot g \cdot h_2}{n_{fv} \cdot l_{22}} + \frac{m_2 \cdot C_H \cdot g \cdot h_2}{n_{fH} \cdot l_{32}}$$

$$F_{b22} = \frac{m_2 \cdot (1 + C_V) \cdot g \cdot h_2 + m_2 \cdot C_H \cdot g \cdot l_{12}}{n_{fv} \cdot l_{22}}$$

$$F_b = \text{Max}(F_{b12}, F_{b22})$$

引張応力

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

ここで、ボルトの軸断面積 A_{b2} は次式により求める。

$$A_{b2} = \frac{\pi}{4} \cdot d_2^2$$

b. せん断応力

受け金物用取付ボルトに対するせん断力は、ボルト全数で受けるものとして計算する。

せん断力

$$Q_{b12} = m_2 \cdot C_H \cdot g$$

$$Q_{b22} = m_2 \cdot (1 + C_V) \cdot g$$

$$Q_{b2} = \sqrt{(Q_{b12})^2 + (Q_{b22})^2}$$

せん断応力

$$\tau_{b2} = \frac{Q_{b2}}{n_2 \cdot A_{b2}}$$

(3) 上部鋼材の計算方法

上部鋼材の応力は、地震による震度により作用するモーメントによって生じる曲げについて計算する。

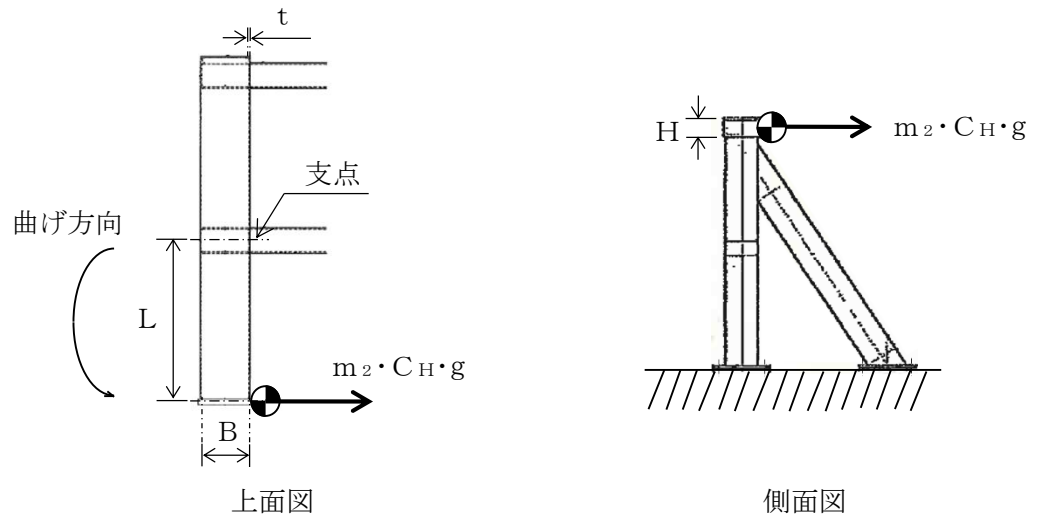


図 5-8 計算モデル

a. 曲げ応力

上部鋼材に対する曲げ応力は、図 5-8 で支柱鋼材を支点とするモーメントを考え、これを上部鋼材が受けるものとして計算する。

引張力

$$F_u = m_2 \cdot C_H \cdot g$$

モーメント

$$M = F_u \cdot L$$

曲げ応力

$$\sigma_u = \frac{M}{Z_x}$$

ここで、上部鋼材の断面係数 Z_x は、JIS G 3466-2015 より、 $170 \times 10^3 (\text{mm}^3)$ とする。

5.1.4.6 応力評価

(1) ボルトの応力評価

5.1.4.5 項(1)及び(2)で求めたボルトの引張応力 σ_{bi} は次式より求めた許容引張応力 f_{tsi} 以下であること。ただし、 f_{toi} は下表による。

$$f_{tsi} = \text{Min}[1.4 \cdot f_{toi} - 1.6 \cdot \tau_{bi}, f_{toi}]$$

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

	基準地震動 S_s による荷重との組合せの場合
許容引張応力 f_{toi}	$\frac{F_i^*}{2} \cdot 1.5$
許容せん断応力 f_{sbi}	$\frac{F_i^*}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$

(2) 上部鋼材の応力評価

5.1.4.5 項(3)で求めた上部鋼材の曲げ応力 σ_u は適用規格であるクレーン構造規格に規定された許容曲げ応力（引張り） σ_{bac} 及び許容曲げ応力（圧縮） σ_{bat} 以下であること。ただし、 σ_{bac} 及び σ_{bat} は下表による。

	基準地震動 S_s による 荷重との組合せの場合
許容曲げ応力 (引張り) σ_{bat}	$\frac{S_y}{1.5} \cdot 1.3$
許容曲げ応力 (圧縮) σ_{bac}	$\frac{S_y}{1.5 \cdot 1.15} \cdot 1.3$

5.1.5 評価結果

ハッチカバー固縛装置の構造強度評価結果を以下に示す。発生応力は許容応力を満足しており、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。

5.1.5.1 設計条件

機器名称	据付場所及び 床面高さ(m)	固有周期(s)		基準地震動 S_s		周辺環境温度(°C)
		水平方向	鉛直方向	水平方向 設計震度	鉛直方向 設計震度	
ハッチカバー固縛装置	原子炉建屋 T.M.S.L. 31.7*	0.019	0.011	$C_H=1.80$	$C_V=1.50$	40

注記*：基準床レベルを示す。

5.1.5.2 機器要目

(1) ボルト

部材	m_i (kg)	h_i (mm)	d_i (mm)	A_{b_i} (mm ²)	n_i	S_{y_i} (MPa)	S_{u_i} (MPa)	$S_{y_i}(RT)$ (MPa)
アンカーボルト ($i=1$)	2174	1500	16 (M16)	201.1	16	215	400	—
受け金物用取付ボルト ($i=2$)	1874	61	16 (M16)	201.1	4	785	930	—

部材	ℓ_{1i} (mm)	ℓ_{2i} (mm)	ℓ_{3i} (mm)	n_f	n_{fv}	n_{fH}	F_i (MPa)	F_i^* (MPa)
アンカーボルト ($i=1$)	290	890	—	4	—	—	215	258
受け金物用取付ボルト ($i=2$)	25	20	80	—	2	2	651	651

(2) 上部鋼材

部材	m_2 (kg)	L (mm)	B (mm)	H (mm)	t (mm)	Z_x (mm^3)	σ_a (MPa)	S_y (MPa)	S_u (MPa)
上部鋼材	1874	61	200	100	6	170×10^3	163	245	400

5.1.5.3 計算数値

(1) ボルトに作用する力

(単位：N)

部材	F_{bi}	Q_{bi}
	基準地震動 S_s	基準地震動 S_s
アンカーボルト ($i=1$)	14.21×10^3	38.38×10^3
受け金物用取付ボルト ($i=2$)	40.64×10^3	61.18×10^3

(2) 上部鋼材に作用する力

(単位：N)

部材	F_u
	基準地震動 S_s
上部鋼材	33.08×10^3

5.1.5.4 結論

(1) ボルトの応力

(単位：MPa)

部材	材料	応力	基準地震動 S_s	
			算出応力	許容応力
アンカーボルト ($i=1$)	SS400	引張り	$\sigma_{b1}=71$	$f_{ts1}=193^*$
		せん断	$\tau_{b1}=12$	$f_{sb1}=148$
受け金物用取付ボルト ($i=2$)	SCM435	引張り	$\sigma_{b2}=203$	$f_{ts2}=488^*$
		せん断	$\tau_{b2}=77$	$f_{sb2}=375$

すべて許容応力以下である。

注記*： $f_{tsi} = \text{Min}[1.4 \cdot f_{toi} - 1.6 \cdot \tau_{bi}, f_{toi}]$

(2) 上部鋼材の応力

(単位：MPa)

部材	材料	応力	基準地震動 S s	
			算出応力	許容応力
上部鋼材	STKR400	曲げ (引張り)	$\sigma_u = 127$	$\sigma_{bat} = 212$
		曲げ (圧縮)		$\sigma_{bac} = 184$

すべて許容応力以下である。

5.1.5.5 その他の部位の評価結果

(単位：N)

部材	材料	荷重	基準地震動 S s	
			算出荷重	最小破断荷重
ターンバックル	SS400	引張り	33.08×10^3	222×10^3

最小破断荷重以下である。

6. 「設置（変更）許可申請書 添付書類十 可燃性ガスの発生」における可燃性ガス濃度制御系による格納容器内水素及び酸素制御について

可燃性ガス濃度制御系による原子炉格納容器内の水素濃度低減性能については、設置（変更）許可における「添付書類十 3.5.2 可燃性ガスの発生」において評価されている。

以下に当該評価条件及び評価結果を抜粋し記載する。

<抜粋> [その1-9×9燃料が装荷されるまでのサイクル]

3.5.2 可燃性ガスの発生

事故後に、ジルコニウム-水反応により水素が発生する可能性がある。また、事故後、核分裂生成物は燃料中に存在し、発生する崩壊熱（放射線エネルギー）のほとんどは燃料棒に吸収されるが、一部は炉心冷却水に直接吸収され、水の放射線分解によって、水素と酸素が発生する可能性がある。しかしながら、よう素が多量に放出されない限り、水素と酸素の再結合反応により水素と酸素は生成されない。

「3.2.1.3 事故経過の解析」の結果に示すように、ジルコニウム-水反応割合は、無視し得る程度である。また、事故時に燃料棒の破裂はなく、核分裂生成物はほとんど燃料棒中にとどまるため、水素と酸素の再結合反応を阻害するよう素はごくわずかし存在しない。このため、水素と酸素が再結合反応し、可燃性ガス濃度は可燃限界に到達することはないと考えられる。

しかしながら、解析においては、保守的に、事故発生と同時にジルコニウム-水反応により水素ガスが発生するとする。また、保守的に、仮想事故相当の大量の核分裂生成物の放出（希ガス100%、ハロゲン50%及び固形分1%）を仮定し、更に、放射線分解により発生する水素ガス及び酸素ガスの発生割合（G値）に高い値を仮定する。

また、隔離された格納容器内に、水素、酸素が徐々に蓄積され可燃限界を超えて燃焼し、格納容器内の温度、圧力を上昇させることがないように可燃性ガス濃度制御系を作動させて水素濃度及び酸素濃度を低下させることとする。

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

以下に原子炉冷却材喪失時の格納容器内の可燃性ガス濃度変化の解析を行う。

(1) 解析条件

解析は、次のような仮定を用いて行う。^{(25) (26) (27)}

- a. 原子炉は、事故発生直前まで定格出力の約102%（4,005MWt）で運転していたものとする。
- b. ジルコニウム-水反応割合は、原子炉冷却材喪失解析結果の5倍、又は燃料被覆管の0.23ミル（これは燃料被覆管全量の0.73%に相当する）厚さが反応した場合のいずれか大きいほうとし、解析では0.73%とする。
- c. 不活性ガス系により事故前の格納容器内の酸素濃度は3.5vol%以下としているが、解析では3.5vol%とする。
- d. 事故前に冷却材中に溶存している水素、酸素の寄与は非常に少ないので、事故後の格納容器内の水素、酸素濃度の評価では無視する。
- e. 原子炉冷却材喪失解析結果から事故時に燃料棒の破裂が生じないので、核分裂生成物はほとんど燃料棒中にとどまるが、解析においては、保守的に放出割合を希ガス100%、ハロゲ

ン 50%及び固形分 1%とする。

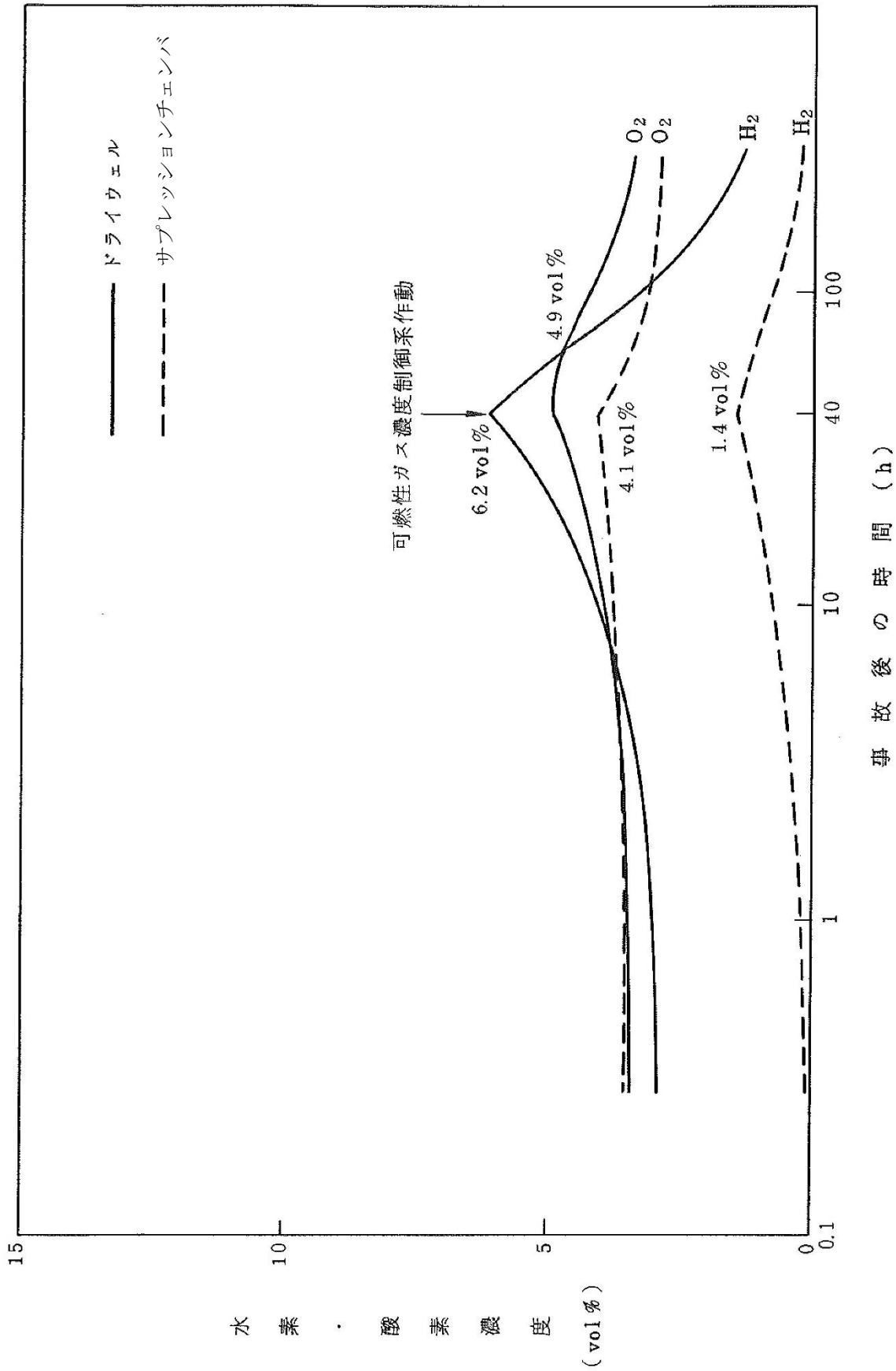
- f. 水素ガス及び酸素ガスのG値は、保守的にそれぞれ、沸騰状態では 0.4 分子/100eV, 0.2 分子/100eV, 非沸騰状態では 0.25 分子/100eV, 0.125 分子/100eV とする。
- g. 再結合器への吸込み流量は 255m³/h とする。
- h. 事故後、可燃性ガスが可燃限界となるまで時間的余裕があるため、可搬式の再結合装置をプラント外部から搬入し、事故後 40 時間で作動するものとする。
- i. 再結合装置の水素ガス及び酸素ガスの再結合効率を 95%とする。
- j. 再結合装置に単一故障を仮定する。

(2) 解析方法

- a. ドライウエル, サプレッションチェンバ間でのガスの移動は、圧力バランスより求める。
- b. 水素及び酸素濃度の時間変化は、質量バランスより求める。

(3) 解析結果

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



第3.5.2-1図 原子炉冷却材喪失時の格納容器内の水素・酸素濃度の
変化

<抜粋> [その2-9×9燃料が装荷されたサイクル以降]

3.5.2 可燃性ガスの発生

3.5.2.1 原因

本事故の原因は、「3.2.1.1 原因」に記載されたものと同様である。

3.5.2.2 事故防止対策及び事故拡大防止対策

本事故の事故防止対策及び事故拡大防止対策は、「3.2.1.2 事故防止対策及び事故拡大防止対策」に記載されたものと同様である。

3.5.2.3 事故経過の解析

原子炉冷却材喪失時の格納容器の健全性を確認するため、格納容器内の可燃性ガス濃度変化の解析を行う。

(1) 解析条件

解析は次のような仮定を用いて行う。⁽²⁵⁾⁽²⁶⁾⁽²⁷⁾⁽³⁶⁾

- a. 原子炉は事故発生直前まで定格出力の約102%（熱出力4,005MW）で運転していたものとする。
- b. 事故発生と同時に外部電源が喪失するものとする。
- c. ジルコニウム-水反応による水素の発生量は、原子炉冷却材喪失解析による発生量の5倍、又は燃料被覆管の表面から5.8μmの厚さが反応した場合に相当する量のいずれか大きいほうとし、解析では燃料被覆管の表面から5.8μmの厚さが反応した場合に相当する量とする。
なお、これは9×9燃料（A型）では燃料被覆管全量の0.88%、9×9燃料（B型）では燃料被覆管全量の0.89%に相当する量である。
- d. 不活性ガス系により事故前の格納容器内の酸素濃度は3.5vol%以下としているが、解析では3.5vol%とする。
- e. 事故前に冷却材中に溶存している水素、酸素の寄与は非常に少ないので、事故後の格納容器内の水素、酸素濃度の評価では無視する。
- f. 原子炉冷却材喪失解析結果から事故時に燃料棒の破裂が生じないので、核分裂生成物はすべて燃料棒中にとどまるが、解析ではハロゲンの50%及び固形分の1%が格納容器内の水の液相中に存在するものとする。さらに、他の核分裂生成物は、希ガスを除き、すべて燃料棒中に存在するものとする。
- g. 放射線分解により発生する水素ガス及び酸素ガスの発生割合（G値）は、それぞれ沸騰状態では0.4分子/100eV、0.2分子/100eV、非沸騰状態では0.25分子/100eV、0.125分子/100eVとする。
- h. ドライウェルから可燃性ガス濃度制御系への吸込み流量は153m³/h[normal]とし、再循環流量102m³/h[normal]と合せ、合計255m³/h[normal]（1系列当たり）のガスが可燃性ガス濃度制御系で処理されるものとする。
可燃性ガス濃度制御系で処理されたガスは、再循環するものを除き、すべてサプレッションチェンバに戻るものとする。
- i. 事故後、可燃性ガスが可燃限界となるまで時間的余裕があるため、可搬式の再結合装置を

プラント外部から搬入し、可燃性ガス濃度制御系が事故後 40 時間で作動し、同時に系統機能を発揮するものとする。

- j. 可燃性ガス濃度制御系の水素ガス及び酸素ガスの再結合効率を 95%とする。
- k. 放射能閉じ込め機能の観点から可燃性ガス濃度制御系に単一故障を仮定する。

(2) 解析方法

- a. ドライウエル、サブプレッションチェンバ間でのガスの移動は、圧力バランスの式により求める。
- b. 水素及び酸素濃度の時間変化は質量バランスの式により求める。

(3) 解析結果

事故発生後、最初にジルコニウム-水反応によりドライウエル内の水素濃度が上昇する。

一方、燃料棒中の核分裂生成物により冷却材の一部が放射線分解し、また燃料棒から放出されサブプレッションチェンバ内のプール水中に保持された核分裂生成物により、サブプレッションチェンバ内のプール水の一部が放射線分解し、格納容器内の水素及び酸素濃度が徐々に上昇する。

事故後 40 時間で可燃性ガス濃度制御系が作動し、系統機能を発揮すると、ドライウエルから可燃性ガス濃度制御系へ流入したガス中の水素と酸素が再結合され、処理されたガスは再循環するものを除きすべてサブプレッションチェンバに戻される。サブプレッションチェンバ内の気体は、圧力が上昇すると真空破壊装置を通してドライウエルへ流入する。

ドライウエル内の水素及び酸素濃度は、ドライウエル内での発生量とサブプレッションチェンバからの戻り量との合計が可燃性ガス濃度制御系への流出量を下回った時点から低下し始める。同様に、サブプレッションチェンバ内の水素及び酸素濃度は、サブプレッションチェンバ内での発生量と可燃性ガス濃度制御系からの流入量との合計がドライウエルへの流出量を下回った時点から低下し始める。

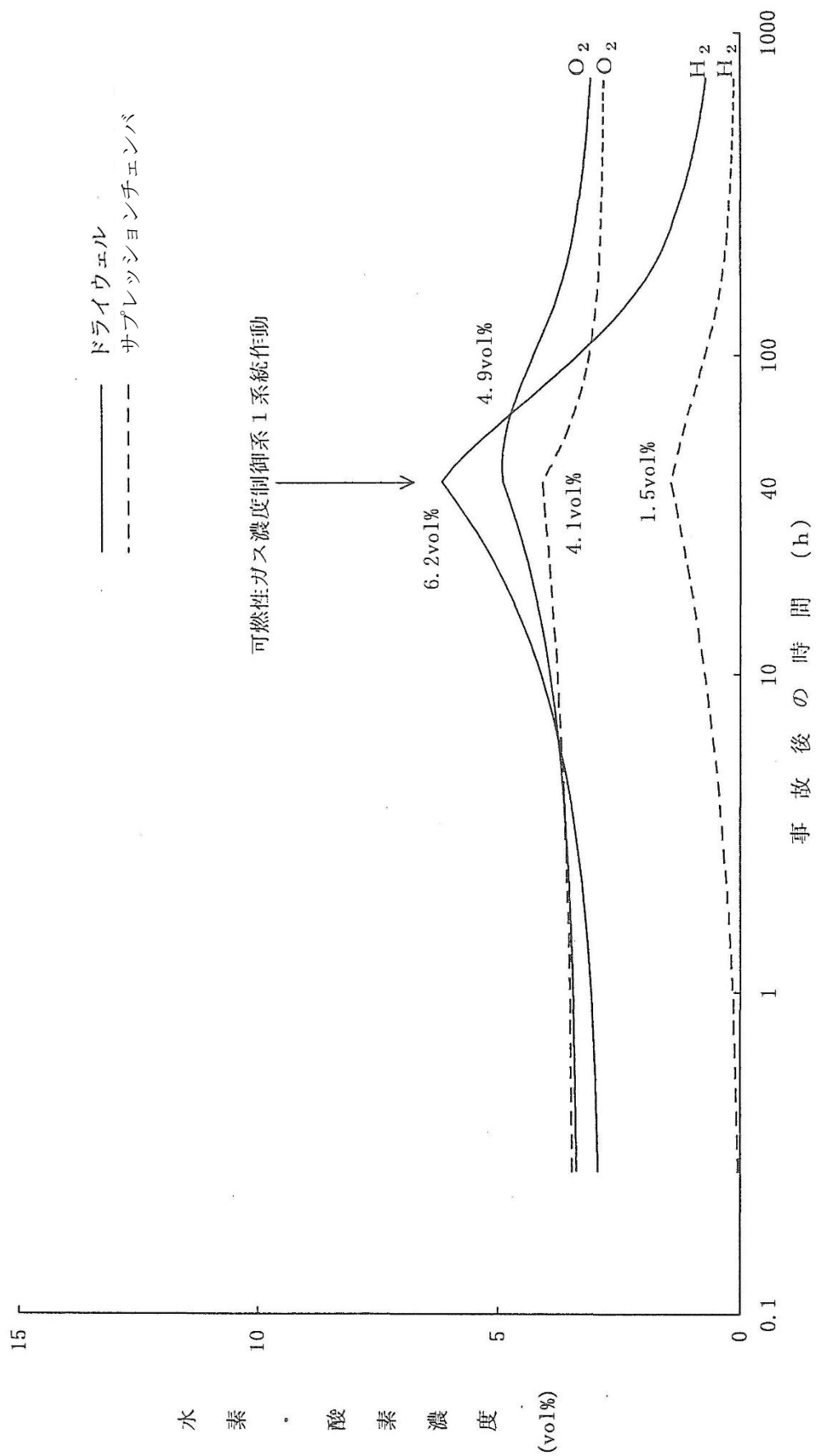
事故後の水素及び酸素濃度の時間変化を第 3.5.2-1 図に示す。この図から分かるとおり、格納容器内の可燃性ガス濃度は、最大でも、事故後約 41 時間でドライウエルの水素濃度が約 6.2vol%、約 43 時間でドライウエルの酸素濃度が約 4.9vol%に達するが、可燃限界である水素 4vol%かつ酸素 5vol%を超えることはなく、可燃領域には至らない。

なお、格納容器内の可燃性ガス濃度は、格納容器内に存在する種々の駆動力により、十分混合されるため局所的に高い濃度となることはない。

3.5.2.4 判断基準への適合性の検討

本事故に対する判断基準は、事象発生後少なくとも 30 日間は、格納容器内雰囲気中の酸素又は水素の濃度のいずれかが、それぞれ 5vol%又は 4vol%以下であることである。

「3.5.2.3(3) 解析結果」で示したように、格納容器内の雰囲気は可燃限界未満に制御される。したがって、判断基準は満足される。



第3.5.2-1図 原子炉冷却材喪失時の格納容器内の水素・酸素濃度の時間変化

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に係る補足説明資料

目 次

1. 内規との比較表	1-1
2. 重大事故等時の発生異物量評価について	2-1
3. 非常用炉心冷却系ストレナの重大事故等時圧損試験について	3-1
4. 重大事故等時圧損試験における保守性について	4-1
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ついて	5-1
別紙 1 重大事故等時の発生異物量算出方法について	別紙 1-1
別紙 2 下部ドライウェルからサブプレッションプールへの異物流入経路について	別紙 2-1

1. 内規との比較表（柏崎刈羽原子力発電所第7号機）

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p style="text-align: center;">経済産業省</p> <p style="text-align: center;">平成20・02・12原院第5号</p> <p>非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価等について（内規）を次のように定める。</p> <p style="text-align: center;">平成20年2月27日</p> <p style="text-align: center;">原子力安全・保安院長 藤田 康久</p> <p>非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価等について（内規）</p> <p>本内規は、沸騰水型原子力発電設備（以下「BWR」という。）又は加圧水型原子力発電設備（以下「PWR」という。）の非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備（以下「ECCS」という。）に係るろ過装置（以下「ストレーナ」という。）について、閉塞事象の考慮に関しては発電用原子力設備に関する技術基準を定める省令（昭和40年通商産業省令第62号。以下「省令」という。）第17条第3項及び第32条第5号イ、ストレーナの大型化に伴う構造強度に関しては省令第5条並びに第9条第2号及び第9号に規定する技術基準への適合性の判断基準を定めるものである。</p> <p style="text-align: center;">記</p> <p>1. ストレーナの性能評価</p> <p>ストレーナの性能評価は、一次冷却材喪失事故（以下「LOCA」という。）時に破損する保温材及び格納容器内に存在する他の異物がストレーナに付着することによる圧力損失（以下「圧損」という。）の上昇を考慮したECCSに係るポンプ（以下「ECCSポンプ」という。）の有効吸込水頭が、当該ポンプの必要有効吸込水頭以上であることを確認することであり、その方法は、次の（1）から（5）に規定するとおりである。</p> <p>① （1）保温材の破損量評価 LOCA時に破損する一次系配管の周辺に設置されている保温材について、その破損量が評価されていること。その際、配管の破断様式については、一次系大口徑配管の完全両端破断が設定され、配管の破断点については、保温材の管理実態及びその将来的な変動に配慮した上で、破損を想定した保温材（以下「破損保温材」という。）のストレーナへの付着による圧損上昇が最大となる点が設定されていること。</p> <p>② なお、保温材の破損を想定する破損影響範囲（以下「ZOI」という。）は、別表第1</p>	<p style="text-align: center;">[Redacted]</p> <p>：ストレーナ圧損評価に関係しない項目</p> <p>1. ストレーナの性能評価 （1）保温材の破損量評価</p> <p>①内規に従い、保温材の破損量が最大となることが想定される、一次系配管である主蒸気系配管 [Redacted] の完全両端破断を想定している。 【破断想定点の考え方は東海第二同様】</p> <p>②内規別表第1に示す破損影響範囲に従い、破断想定点を中心に7.4D（7.4× [Redacted]）の半径の球の中に存在するカプセル保温（金属反射型）及び一般保温（ケイ酸カルシウム）の物量として、それぞれ [Redacted] m²、 [Redacted] m³としている。 【ZOI内保温材の算出方法は東海第二同様】</p>	<p>①平成17・10・13原院第4号「沸騰水型原子力発電設備における非常用炉心冷却設備及び格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価及び構造強度評価について」（以下「旧内規」という。）に従い、保温材の破損量が最大となる点を設定している。</p> <p>②旧内規図2（内規の別表第1に相当する。）に示す破損影響範囲に従い、設定している。</p>	<p>①内規に従い、保温材の破損量が最大となることが想定される、一次系配管である再循環系配管の完全両端破断を想定している。</p> <p>②内規別表第1に示す破損影響範囲に従い、破断想定点を中心に7.4Dの半径の球の中に存在するカプセル保温（金属反射型）を算出している。</p>

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p>③ ④ ⑤ ⑥ ⑦ ⑧</p> <p>に示す保温材の種類に応じ、破断点を中心とした同表に示す半径の球であること。</p> <p>③ (2) 破損保温材のECCS水源への移行量評価 (1) で評価された保温材の破損量に別表第2に示す割合を乗じた量が、ECCS水源（ECCSの再循環運転における水源をいい、BWRではサブプレッションプール、PWRでは格納容器再循環サンプをいう。以下同じ。）への移行量として評価されていること。ただし、PWRにおいては、格納容器内に放出される冷却材の全量に対する滞留水区画（冷却材の一部が滞留するおそれのある格納容器内の区画）の体積比を移行量に乗じた値を、当該移行量から減じることができることとする。この場合において、体積比は15%を上限とする。</p> <p>④ (3) 破損保温材以外の異物のECCS水源への移行量評価 破損保温材以外の格納容器内に存在する異物について、破断流・格納容器スプレイによる流動及び格納容器内雰囲気考慮の上で、ECCS水源への移行量が評価されていること。その際、存在する異物の量については、原則として、発電設備毎の状況調査に基づき保守的な量としていること。ただし、異物管理及び原子炉起動の際の格納容器内清掃・点検を実施している場合に限り、別表第3に示す異物の種類に応じ、当該異物の欄に示す量とすることができることとする。</p> <p>⑤ (4) 異物付着による圧損上昇の評価 異物付着による圧損上昇の評価に当たっては、異物付着による圧損上昇の最も厳しくなるECCSの系統構成が仮定されていること。その際、ECCS水源に移行した異物が、各系統流量に基づき分配され、かつ、全量ストレーナに付着するとされていること。異物付着による圧損上昇量は、当該系統構成に基づき、次の①から⑤を考量した上で、別記1に示すNUREG/CR-6224式又はNEDO-32721式のどちらか一方及びNUREG/CR-6808式を用いて求めた値の合計とする。その際、想定した異物付着量を踏まえた圧損試験の結果によって補正されていること。 なお、圧損試験の実施に当たっては、別記2に示す留意事項が考慮されていること。</p> <p>⑥ ① 圧損上昇評価の際に用いるECCS水源の水温は、保守的に低く設定されていること。 ② 冷却材の接近流速（ECCSの再循環運転時の最低水位で水没するストレーナ面積の単位面積当たりの系統流量をいう。以下同じ。）は、系統の性能要求流量（電気事業法施行規則（平成7年通商産業省令第77号）第63条第1項第1号に基づく工事計画書における記載値）以上を基に設定されていること。 ③ 再循環運転時の最低水位は、冷却材がECCS水源に到達するまでの流路の狭隘部が破損保温材等により閉塞し、再循環運転に寄与しない冷却材が生じる可能性がある場合は、その量を差し引いて算出されていること。</p> <p>⑦ ④ 再循環運転時の最低水位で水没するストレーナ面積は、別表第3のその他異物として想定したステッカー類の総面積の75%分を差し引いて算出されていること。</p> <p>⑧ ⑤ ストレーナ表面に堆積した繊維状の異物（以下「繊維質」という。）が粒子状の異物（以下「粒子」という。）を捕捉することによる効果（以下「薄膜効果」という。）を踏まえ、以下の想定のもと最大の圧損上昇が評価されていること。 A 繊維質の想定される最大付着量が、薄膜効果の発生開始量未満の場合には、薄膜効果の発生開始量の繊維質が付着すること。 B 繊維質の想定される最大付着量が、薄膜効果の発生開始量以上の場合には、薄膜効果が発生すること。</p> <p>なお、別記1の評価式以外でも、同等の圧損試験により妥当性が証明された式であれば、使用することができることとする。</p>	<p>(2) 破損保温材のECCS水源への移行量評価</p> <p>③内規別表第2に従い、前記(1)で評価された反射型保温材の破損量 \square m² に対し、移行割合 50%（カプセル保温（金属反射型）を乗じた \square m²、ケイ酸カルシウム保温材の破損量 \square m³ に対し、移行割合 10%（一般保温（ケイ酸カルシウム）を乗じた \square m³ がサブプレッションプールに移行すると評価している。 【保温材のECCS水源への移行量の考え方は東海第二同様】</p> <p>(3) 破損保温材以外の異物のECCS水源への移行量評価</p> <p>④内規別表第3に従い、設定している。破損保温材以外の異物のサブプレッションプールへの移行割合は考慮していない。異物量の詳細を⑩に示す。 【保温材以外の異物量の考え方は東海第二同様】</p> <p>(4) 異物付着による圧損上昇の評価</p> <p>⑤内規に従い、代替循環冷却系（復水移送ポンプ2台運転（\square m³/h）の単独運転を想定し、前記④で評価した異物の全量がストレーナに付着することを想定している。異物付着による圧損上昇がより厳しくなるよう、保守的に流量（\square m³/h）を想定している。 【接近流速設定の考え方は東海第二同様】</p> <p>異物付着による圧損上昇は、別記2に示す留意事項を考慮（詳細を⑫～⑭に示す。）した圧損試験結果を基に、繊維質・粒子状異物・化学影響生成異物による圧損はNEDO-32721式、金属反射型保温材による圧損はNUREG/CR-6808式により求めている。 【ストレーナ形状の違いにより適用する評価式が異なるが、別記1に示す式により評価】</p>	<p>③旧内規図2（内規別表第2に相当する。）に従い、保温材のECCS水源移行量を評価している。詳細は⑩に示す。</p> <p>④旧内規図2（内規別表第3に相当する。）に従い、設定している。破損保温材以外の異物のサブプレッションプールへの移行割合は考慮していない。なお、非DBA仕様塗装は、旧内規で規定されていないため考慮していない。異物量の詳細を⑩に示す。</p> <p>⑤旧内規に従い、ECCS水源に移行した異物が各ストレーナに系統流量に基づき分配され、かつ、全量ストレーナに付着することを想定している。具体的には、RHRポンプ2台、HPCFポンプ1台運転を想定し、前記④の異物が各ポンプの定格流量により分配されるとして評価している。このため、ストレーナ1組当たり付着する異物量は発生量の約1/3としている。</p> <p>繊維質及び粒子状異物の圧損はNEDO-32721式、金属反射型保温材による圧損はNUREG/CR-6808式により求めている。</p>	<p>③内規別表第2に従い、保温材のECCS水源移行量を評価している。</p> <p>④内規別表第3に従い、設定している。破損保温材以外の異物のサブプレッション・プールへの移行割合は考慮していない。</p> <p>⑤内規に従い、代替循環冷却系ポンプの単独運転を想定し、サブプレッション・プール内の異物全量がストレーナに付着することを想定している。異物付着による圧損上昇が最も厳しくなるよう、保守的に残留熱除去系ポンプ運転時の定格流量を想定している。</p> <p>圧損試験結果を基に、繊維質・粒子状異物・化学影響生成異物による圧損はNEDO-32721式、金属反射型保温材による圧損はNUREG/CR-6808式により求めている。</p>

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p>に示す保温材の種類に応じ、破断点を中心とした同表に示す半径の球であること。</p> <p>③ (2) 破損保温材のECCS水源への移行量評価 (1) で評価された保温材の破損量に別表第2に示す割合を乗じた量が、ECCS水源（ECCSの再循環運転における水源をいい、BWRではサブプレッションプール、PWRでは格納容器再循環サンプをいう。以下同じ。）への移行量として評価されていること。ただし、PWRにおいては、格納容器内に放出される冷却材の全量に対する滞留水区画（冷却材の一部が滞留するおそれのある格納容器内の区画）の体積比を移行量に乗じた値を、当該移行量から減じることができることとする。この場合において、体積比は15%を上限とする。</p> <p>④ (3) 破損保温材以外の異物のECCS水源への移行量評価 破損保温材以外の格納容器内に存在する異物について、破断流・格納容器スプレイによる流動及び格納容器内雰囲気を考慮の上で、ECCS水源への移行量が評価されていること。その際、存在する異物の量については、原則として、発電設備毎の状況調査に基づき保守的な量としていること。ただし、異物管理及び原子炉起動の際の格納容器内清掃・点検を実施している場合に限り、別表第3に示す異物の種類に応じ、当該異物の欄に示す量とすることができることとする。</p> <p>⑤ (4) 異物付着による圧損上昇の評価 異物付着による圧損上昇の評価に当たっては、異物付着による圧損上昇の最も厳しくなるECCSの系統構成が仮定されていること。その際、ECCS水源に移行した異物が、各系統流量に基づき分配され、かつ、全量ストレーナに付着するとされていること。異物付着による圧損上昇量は、当該系統構成に基づき、次の①から⑤を考量した上で、別記1に示すNUREG/CR-6224式又はNEDO-32721式のどちらか一方及びNUREG/CR-6808式を用いて求めた値の合計とする。その際、想定した異物付着量を踏まえた圧損試験の結果によって補正されていること。 なお、圧損試験の実施に当たっては、別記2に示す留意事項が考慮されていること。</p> <p>⑥ ① 圧損上昇評価の際に用いるECCS水源の水温は、保守的に低く設定されていること。 ② 冷却材の接近流速（ECCSの再循環運転時の最低水位で水没するストレーナ面積の単位面積当たりの系統流量をいう。以下同じ。）は、系統の性能要求流量（電気事業法施行規則（平成7年通商産業省令第77号）第63条第1項第1号に基づく工事計画書における記載値）以上を基に設定されていること。 ③ 再循環運転時の最低水位は、冷却材がECCS水源に到達するまでの流路の狭隘部が破損保温材等により閉塞し、再循環運転に寄与しない冷却材が生じる可能性がある場合は、その量を差し引いて算出されていること。</p> <p>⑦ ④ 再循環運転時の最低水位で水没するストレーナ面積は、別表第3のその他異物として想定したステッカー類の総面積の75%分を差し引いて算出されていること。</p> <p>⑧ ⑤ ストレーナ表面に堆積した繊維状の異物（以下「繊維質」という。）が粒子状の異物（以下「粒子」という。）を捕捉することによる効果（以下「薄膜効果」という。）を踏まえ、以下の想定のもと最大の圧損上昇が評価されていること。 A 繊維質の想定される最大付着量が、薄膜効果の発生開始量未満の場合には、薄膜効果の発生開始量の繊維質が付着すること。 B 繊維質の想定される最大付着量が、薄膜効果の発生開始量以上の場合には、薄膜効果が発生すること。 なお、別記1の評価式以外でも、同等の圧損試験により妥当性が証明された式であれば、使用することができることとする。</p>	<p>⑥内規に従い、圧損上昇評価に用いる ECCS 水源の水温は、既工事計画書同様、原子炉設置変更許可申請書添付書類十におけるサブプレッションプール水温解析結果である LOCA 後数十秒後の約 \square °C 以上から、保守的に \square °C としている。 冷却材の接近流速は、代替循環冷却系で使用する復水移送ポンプ 2 台運転時の通水流量 \square m³/h) に対して、異物付着による圧損上昇がより厳しくなるよう、流量 \square m³/h を設定している。 【温度設定の考え方は東海第二同様】</p> <p>⑦内規に従い、残留熱除去系ストレーナの有効表面積は、既工事計画書にて算出した \square m² から、別表第3のその他異物として想定したステッカー類の面積 \square m² (ストレーナ1個あたり) の75%を差し引き、\square m² としている。 【有効表面積の考え方は東海第二同様】</p> <p>⑧柏崎刈羽原子力発電所第7号機では、原子炉格納容器内に存在する破損が想定される繊維質保温材について、全て圧損影響の少ない金属反射型保温材等に交換しており、薄膜効果が生じることはない。 【東海第二同様、原子炉格納容器内に繊維質保温材を使用していない】</p>	<p>⑥圧損上昇評価に用いる ECCS 水源の水温については、同左。 冷却材の接近流速は、残留熱除去系ストレーナに通水される流量 \square m³/h 及び高圧炉心注水系ストレーナに通水される流量 \square m³/h を設定している。</p> <p>⑦既工事計画書において、ステッカー類のその他異物は考慮していない。</p> <p>⑧原子炉格納容器内に存在する破損が想定される繊維質保温材について、全て圧損影響の少ない金属反射型保温材等に交換しており、薄膜効果が生じることはないが、保守的に薄膜効果による圧損上昇を考慮している。</p>	<p>⑥内規に従い、以下のように設定している。 圧損上昇評価に用いる ECCS 水源の水温は、原子炉設置変更許可申請書添付書類十におけるサブプレッション・プール水温解析結果である LOCA 後数十秒後の温度から、保守的に設定している。 冷却材の接近流速は、代替循環冷却系ポンプに対して、異物付着による圧損上昇が最も厳しくなるよう、残留熱除去系ストレーナに通水される流量としている。</p> <p>⑦内規に従い、残留熱除去系ストレーナの有効表面積は、既工認にて算出した値から、その他異物として想定したステッカー類の総面積の75%を差し引いた値としている。</p> <p>⑧原子炉格納容器内に存在する破損が想定される繊維質保温材について、全て圧損影響の少ない金属反射型保温材等に交換しており、薄膜効果を生じることはない。</p>

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p>⑨</p> <div style="border: 1px solid red; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> <p>（５）有効吸込水頭の評価 上述の（１）から（４）までの規定に基づいて評価された圧損上昇を考慮したECCSポンプの有効吸込水頭が、当該ポンプの必要有効吸込水頭以上であることが確認されていること。 その際、ECCS水源の水温は保守的に高く設定されているとともに、配管破断後により上昇する背圧は、原則として考慮されていないこと。ただし、背圧を考慮することがやむを得ない場合には、保守性を十分考慮した背圧であること。</p> </div> <div style="border: 1px solid gray; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> <p>2. ストレーナの耐震性及び構造強度の評価 ストレーナは工学的安全施設に属する機器であることから、クラス2機器としての耐震性及び材料及び構造強度に適合していること。 荷重の組合せについては、別表第4に示すように、死荷重、通常運転温度による熱荷重及び地震荷重に、異物付着による異物荷重及び差圧を組み合わせるとともに、BWR1においては、原子力安全委員会「BWR Mark-I(II)型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針」に示される荷重も組み合わせていること。 ストレーナの許容応力については、別表第5に示すように、クラス2管に対する許容応力制限を準用し、異物付着による差圧に対する膜応力制限を設け、運転状態IVにおいても運転状態I・IIと同じ許容応力であること。</p> <p style="text-align: center; color: red;">圧損評価に関係しない項目</p> <p style="text-align: center; color: red;">（耐震・強度評価等の評価で考慮する。）</p> <p>3. その他の評価 ストレーナの網目の粗さは、ECCSポンプ下流のスプレインズル、ECCSポンプシール部等、下流側機器の機能を損なうことのない設計であること。</p> </div> <p style="text-align: center;">附 則（平成20年2月27日、平成20・02・12 原院第5号）</p> <p>1 本内規は、平成20年3月1日から施行する。</p> <p>2 沸騰水型原子力発電設備における非常用炉心冷却設備及び格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価及び構造強度評価について（内規）（平成17年10月25日、平成17・10・13 原院第4号）は廃止する。</p>	<p>（５）有効吸込水頭の評価</p> <p>⑨LOCA時に破損する保温材及び原子炉格納容器内に存在する異物がストレーナに付着することによる圧損の上昇を考慮した代替循環冷却系の復水移送ポンプの有効吸込水頭の算出においては、原子炉格納容器の背圧は考慮する。</p> <p>原子炉格納容器の背圧は、設置（変更）許可の添付書類十「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）」のうち、「7.2.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」の解析結果の値を保守的に十分小さく丸めた値を用いている。</p> <p style="color: blue;">【東海第二同様（原子炉隔離時冷却ポンプ及び常設高圧代替注水系ポンプ）、原子炉格納容器の背圧を考慮】</p>	<p>⑨LOCA時に破損する保温材及び原子炉格納容器内に存在する異物がストレーナに付着することによる圧損の上昇を考慮したポンプの有効吸込水頭の算出においては、原子炉格納容器の背圧は考慮していない。</p>	<p>⑨LOCA時に破損する保温材及び原子炉格納容器内に存在する異物がストレーナに付着することによる圧損の上昇を考慮したポンプの有効吸込水頭の算出においては、原子炉格納容器の背圧は考慮していない。</p> <p>なお、全交流動力電源喪失事象においては、原子炉隔離時冷却ポンプ及び常設高圧代替注水系ポンプは、設計基準対処施設としての使用条件を超えて運転する（LOCA事象ではないため異物による圧損影響はない）が、当該系統の有効吸込水頭の評価においては、原子炉格納容器の背圧を考慮する。</p> <ul style="list-style-type: none"> 原子炉格納容器の背圧は、全交流動力電源喪失事象における解析結果に基づき設定を行うが、当該評価を行う際には、解析の初期条件として格納容器圧力は大気圧、さらに、格納容器雰囲気温度を10℃に設定し、格納容器圧力の評価結果を低めに評価する感度解析結果に基づき設定する。

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）																																													
<p>⑩</p> <p>別表第1 保温材の破損影響範囲半径</p> <table border="1" data-bbox="611 432 1101 688"> <thead> <tr> <th>保温材種類</th> <th>BWR</th> <th>PWR</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>カプセル保温 (金属反射型)</td> <td>7.4D</td> <td>2.0D</td> </tr> <tr> <td>カプセル保温 (繊維質)</td> <td>7.4D</td> <td>2.4D</td> </tr> <tr> <td>一般保温 (ケイ酸カルシウム)</td> <td>7.4D</td> <td>5.5D</td> </tr> <tr> <td>一般保温 (繊維質)</td> <td>11.4D</td> <td>36.5D</td> </tr> </tbody> </table> <p>(注) D: 破断を想定した配管の口径</p> <p>別表第2 破損保温材のECCS水源への移行割合</p> <table border="1" data-bbox="433 800 1225 1056"> <thead> <tr> <th>保温材種類</th> <th>BWR</th> <th>PWR</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>カプセル保温 (金属反射型)</td> <td>50%</td> <td>57%(ドライ型) 68%(アイスコンデンサ型)</td> </tr> <tr> <td>カプセル保温 (繊維質)</td> <td>15%</td> <td>60%</td> </tr> <tr> <td>一般保温 (ケイ酸カルシウム)</td> <td>10%</td> <td>100%</td> </tr> <tr> <td>一般保温 (繊維質)</td> <td>28%(グレーチング上) 78%(グレーチング下)</td> <td>60%</td> </tr> </tbody> </table> <p>(注) PWRの表内の値には大型片の移行を加味していないため、グレーチング等による捕捉が見込めない場合については別途評価すること。</p> <p>別表第3 破損保温材以外に考慮する異物</p> <table border="1" data-bbox="463 1194 1160 1451"> <thead> <tr> <th>種類</th> <th>BWR</th> <th>PWR</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>耐DBA仕様塗装</td> <td>39 kg</td> <td>半径10Dの球形ZOIの表面積に塗膜厚さを乗じた値</td> </tr> <tr> <td>非DBA仕様塗装</td> <td colspan="2">格納容器内の事故時環境に直接曝されるもの全量</td> </tr> <tr> <td>堆積異物</td> <td>スラッジ: 89 kg 錆片: 23 kg 塵土: 68 kg</td> <td>繊維質: 13.6 kg 粒子: 77.1 kg</td> </tr> <tr> <td>その他異物</td> <td colspan="2">現地調査を踏まえ余裕を持たせた値</td> </tr> </tbody> </table> <p>(注) D: 破断を想定した配管の口径 耐DBA仕様塗装: LOCA時の原子炉格納容器内環境に対する健全性が確認されている塗装 非DBA仕様塗装: LOCA時の原子炉格納容器内環境に対する健全性が確認されていない塗装 堆積異物: 格納容器内に堆積した塵や繊維等 その他異物: ステッカーや養生していないビニールシート等及びむき出しの保温材や耐火材</p>	保温材種類	BWR	PWR	カプセル保温 (金属反射型)	7.4D	2.0D	カプセル保温 (繊維質)	7.4D	2.4D	一般保温 (ケイ酸カルシウム)	7.4D	5.5D	一般保温 (繊維質)	11.4D	36.5D	保温材種類	BWR	PWR	カプセル保温 (金属反射型)	50%	57%(ドライ型) 68%(アイスコンデンサ型)	カプセル保温 (繊維質)	15%	60%	一般保温 (ケイ酸カルシウム)	10%	100%	一般保温 (繊維質)	28%(グレーチング上) 78%(グレーチング下)	60%	種類	BWR	PWR	耐DBA仕様塗装	39 kg	半径10Dの球形ZOIの表面積に塗膜厚さを乗じた値	非DBA仕様塗装	格納容器内の事故時環境に直接曝されるもの全量		堆積異物	スラッジ: 89 kg 錆片: 23 kg 塵土: 68 kg	繊維質: 13.6 kg 粒子: 77.1 kg	その他異物	現地調査を踏まえ余裕を持たせた値		<p>⑩ 【異物量は異なるが、算出方法は東海第二同様】</p> <p>【別表第1】</p> <ul style="list-style-type: none"> カプセル保温 (金属反射型) : 7.4D <input type="text"/> m² カプセル保温 (繊維質) : 7.4D <input type="text"/> m³ 一般保温 (ケイ酸カルシウム) : 7.4D <input type="text"/> m³ 一般保温 (繊維質) (グレーチング上) : 11.4D <input type="text"/> m³ 一般保温 (繊維質) (グレーチング下) : <input type="text"/> m³ <p>【別表第2】</p> <ul style="list-style-type: none"> カプセル保温 (金属反射型) : 50% <input type="text"/> m² カプセル保温 (繊維質) : 15% <input type="text"/> m³ 一般保温 (ケイ酸カルシウム) : 10% <input type="text"/> m³ 一般保温 (繊維質) (グレーチング上) : 28% <input type="text"/> m³ 一般保温 (繊維質) (グレーチング下) : 78% <input type="text"/> m³ <p>【別表第3】</p> <p>保温材以外の異物として、原子炉格納容器雰囲気を考慮のうえ、以下のように評価している。</p> <ul style="list-style-type: none"> 耐DBA仕様塗装 (ジェット破損) : 39 kg 非DBA仕様塗装: 原子炉格納容器内の事故時環境に直接曝されるもの全量である <input type="text"/> kg としている。 堆積異物: スラッジ 89 kg, 錆片 23 kg, 塵土 68 kg その他異物: 現場調査を踏まえ余裕を持たせた値として <input type="text"/> m³ を考慮している。 <p>●SA時において新たに考慮する異物 (詳細は2章参照)</p> <ul style="list-style-type: none"> 耐DBA仕様塗装 (SA時剥離) : 重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝される塗装を保守的に全量剥落と想定し, <input type="text"/> kg としている。 化学影響生成異物: <input type="text"/> kg 全量考慮 	<p>⑩</p> <ul style="list-style-type: none"> カプセル保温 (金属反射型) : 7.4D <input type="text"/> m² カプセル保温 (繊維質) : 7.4D <input type="text"/> m³ 一般保温 (ケイ酸カルシウム) : 7.4D <input type="text"/> m³ 一般保温 (繊維質) (グレーチング上) : 11.4D <input type="text"/> m³ 一般保温 (繊維質) (グレーチング下) : <input type="text"/> m³ <ul style="list-style-type: none"> カプセル保温 (金属反射型) : 50% <input type="text"/> m² カプセル保温 (繊維質) : 15% <input type="text"/> m³ 一般保温 (ケイ酸カルシウム) : 10% <input type="text"/> m³ 一般保温 (繊維質) (グレーチング上) : 28% <input type="text"/> m³ 一般保温 (繊維質) (グレーチング下) : 78% <input type="text"/> m³ <ul style="list-style-type: none"> 耐DBA仕様塗装 (ジェット破損) : 39 kg 堆積異物: スラッジ 89 kg, 錆片 23 kg, 塵土 68 kg 	<p>⑩</p> <p>内規別表第1に従い、保温材種類毎の破損影響範囲内の物量を算出している。</p> <p>内規別表第2に従い、保温材種類に応じたECCS水源への移行割合に基づき、物量を算出している。</p> <ul style="list-style-type: none"> 耐DBA仕様塗装 (ジェット破損) : 39 kg 非DBA仕様塗装: 原子炉格納容器内の事故時環境に直接曝されるもの全量 堆積異物: スラッジ 89 kg, 錆片 23 kg, 塵土 68 kg その他異物: 現場調査を踏まえ余裕を持たせた値を考慮している。 耐DBA仕様塗装 (SA時剥離) : 重大事故等時のドライウエル内環境に直接曝される塗装を保守的に全量剥落と想定している。 化学影響生成異物: WCAPに基づき算出した物量の全量考慮
保温材種類	BWR	PWR																																														
カプセル保温 (金属反射型)	7.4D	2.0D																																														
カプセル保温 (繊維質)	7.4D	2.4D																																														
一般保温 (ケイ酸カルシウム)	7.4D	5.5D																																														
一般保温 (繊維質)	11.4D	36.5D																																														
保温材種類	BWR	PWR																																														
カプセル保温 (金属反射型)	50%	57%(ドライ型) 68%(アイスコンデンサ型)																																														
カプセル保温 (繊維質)	15%	60%																																														
一般保温 (ケイ酸カルシウム)	10%	100%																																														
一般保温 (繊維質)	28%(グレーチング上) 78%(グレーチング下)	60%																																														
種類	BWR	PWR																																														
耐DBA仕様塗装	39 kg	半径10Dの球形ZOIの表面積に塗膜厚さを乗じた値																																														
非DBA仕様塗装	格納容器内の事故時環境に直接曝されるもの全量																																															
堆積異物	スラッジ: 89 kg 錆片: 23 kg 塵土: 68 kg	繊維質: 13.6 kg 粒子: 77.1 kg																																														
その他異物	現地調査を踏まえ余裕を持たせた値																																															

別表第4 荷重の組み合わせ及び許容応力状態

運転状態	死荷重	異物荷重	差圧	通常運転温度	SRV荷重		LOCA荷重			地震荷重		供用状態
					運転時	中小破断時	プールスクール	蒸気凝縮(CO)	チャギング(CH)	S1荷重	S2荷重	
運転状態 I	○			○								A
運転状態 II	○			○	○							B
運転状態 IV (L)	○	○	○									A
運転状態 IV (S)	○	○	○				○					D
運転状態 IV (S)	○	○	○			○		○				D
運転状態 IV (S)	○						○					D
運転状態 I	○									○		C (ⅢAS)
運転状態 I	○										○	D (IVAS)
運転状態 II	○				○					○		C (ⅢAS)
運転状態 II	○				○						○	D (IVAS)
運転状態 IV (L)	○	○	○							○		C (ⅢAS)

○ : ストレーナ特有

- ・SRV荷重とLOCA荷重はBWRのみ考慮する。なお、Mark-IIプラントではSRV荷重とチャギングは組み合わせなくてよい。
- ・地震荷重については、日本電気協会電気技術指針「原子力発電所耐震設計技術指針 (JEA4601・補-1984)」の場合に記載。ただし、「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針 (平成18年9月19日原子力安全委員会決定)」に基づき耐震設計を行う発電用原子炉施設については、上記民間規格における基準地震動S2及び基準地震動S1に係る取扱内容を、基準地震動S₀及び弾性設計用地震動S_dに準用して行うこと。
- ・S2荷重はAsクラスの原子炉格納容器配管貫通部に直接支持されるBWRのみ考慮する。
- ・運転状態IV (L)→運転状態IVの状態のうち、長期間のものが作用している状態
- ・運転状態IV (S)→運転状態IVの状態のうち、短期間のものが作用している状態
- ・供用状態については、日本機械学会「発電用原子炉設備規格 設計・建設規格 (JSME S NC1-2005)」のGMR-2110, GMR-2233の定義により記載。

圧損評価に関係しない項目

(耐震・強度評価等の評価で考慮する。)

別表第5 ストレーナの許容応力^{※1}

供用状態	1次一般膜応力	1次膜+曲げ応力	1次+2次応力 ※2
A	S ※3	長期荷重 1.5S 短期荷重 1.8S	S _a
B	—		
D	S ※4		—
C (ⅢAS)	S _y と0.6S _u の小さい値。ただし、オーステナイト系ステンレス鋼及びニッケル合金については1.2Sとしてもよい。	S _y 。ただし、オーステナイト系ステンレス鋼及びニッケル合金については1.2Sとしてもよい。	Uf < 1 (ただし、地震動のみによる1次+2次応力の変動値が2S _y 以下であれば、疲れ解析は不要。)
D (IVAS)	0.6S _u	左欄の1.5倍	

※1 : 日本機械学会「発電用原子炉設備規格 設計・建設規格 (JSME S NC1-2005)」及び日本電気協会電気技術指針「原子力発電所耐震設計技術指針 (JEA4601・補-1984)」の場合。ただし、「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針 (平成18年9月19日原子力安全委員会決定)」に基づき耐震設計を行う発電用原子炉施設については、上記民間規格における基準地震動S2及び基準地震動S1に係る取扱内容を、基準地震動S₀及び弾性設計用地震動S_dに準用して行うこと。

※2 : 2次応力が発生する場合のみ考慮

※3 : 運転状態IV (L)のみ

※4 : 運転状態IV (蒸気凝縮、チャギング)のみ

S…許容引張応力、S_y…設計降伏点、S_u…設計引張強さ、S_a…許容応力、Uf…疲れ累積係数

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p style="text-align: right;">別記1</p> <div style="border: 1px solid gray; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> <p>《NUREG/CR-6224評価式》（繊維質・粒子状異物に対する式）⁽¹⁾</p> $\frac{dH}{dL_0} = C \left[3.5S_v(1-\varepsilon_m)^{1.5} [1+57(1-\varepsilon_m)^3] \mu U + 0.66S_v \frac{(1-\varepsilon_m)}{\varepsilon_m} \rho_w U^2 \right] \left(\frac{dL_m}{dL_0} \right)$ <p>dH: 圧力損失 (m) C: 変換定数 (m/Pa) GE製ストレーナでは使用しない。 dL_0: ベッド厚さ (理論値) (m) dL_m: 付着後のベッド厚さ (m) S_v: 異物の比面積 (m²/m³) ε_m: 混合異物の空隙率 μ: 水の粘性係数 (kg/(m·s)) ρ_w: 水の密度 (kg/m³) U: 吸込流速 (接近流速) (m/s)</p> </div> <p>① 《NEDO-32721評価式》（繊維質・粒子状異物に対する式）⁽²⁾</p> $h = \frac{\mu U t}{\rho g d^2} \cdot K_h$ <p>h: 圧力損失 (m) U: ストレーナ側面に対する接近流速 (m/s) t: ストレーナ側面に対する異物厚さ (m) μ: 水の粘性 (kg/(m·s)) ρ: 水の密度 (kg/m³) g: 重力加速度 (m/s²) d: Interfiber Distance (異物間の隙間を表す値) (m) K_h: ストレーナ効率を表す無次元数。圧力損失を無次元化したもの</p> <p>《NUREG/CR-6808評価式》（金属保温異物に対する式）⁽³⁾</p> $\Delta H = \frac{1.56 \times 10^{-5}}{K_t^2} U^2 (A_{foil} / A_{str})$ <p>ΔH: 圧力損失 (m) K_t: 金属箔のギャップ厚さ (m) U: 接近流速 (m/s) A_{foil}: 金属箔の表面積 (両面の合計値) (m²) A_{str}: ストレーナ表面積 (m²)</p> <p>参考文献 (1) NUREG/CR-6224, G. Zigler et al., "Parametric Study of the Potential for BWR ECCS Strainer Blockage Due to LOCA Generated Debris" (SEA No. 93-554-06-A:1), USNRC, October 1995. (2) NEDO-32721 "Licensing Topical Report Application Methodology for the General Electric Stacked Disk ECCS Suction Strainer," Revision 2, December 2001. (3) NUREG/CR-6808, "Knowledge Base for the Effect of Debris on Pressurized Water Reactor Emergency Core Cooling Sump Performance," USNRC, February 2003.</p>	<p>①金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808式により求める。 繊維質、粒子状異物及び化学影響生成異物の圧損は、NEDO-32721式により求めるが、化学影響生成異物については、保守的な評価となるよう、化学影響生成異物投入前の異物を考慮したd値から実機圧損を算出した値に、試験により確認された化学影響生成異物(A100H)による圧損上昇分を加算する方法*1よりも、化学影響生成異物投入後すべての異物を考慮したd値から実機圧損を算出する方法とする。 【東海第二同様、内規に基づく評価式で評価】</p> <p>NEDO-32721式におけるd値はストレーナ圧損試験結果から下式にて求める。</p> $d = \sqrt{\frac{\mu \cdot U \cdot t \cdot K_h}{\rho \cdot g \cdot h}} = \text{[] (ft)} \times 0.3048 = \text{[] (m)}$ <p>ここで、 $h = \text{[] (ft)}$ $\mu / \rho = \text{[] (lb/ft \cdot s)}$ (試験水温 $\text{[] } ^\circ\text{C}$) $U = \text{[] (ft/s)}$ $t = \text{[] (ft)}$ $g = 32.2 (ft/s^2)$ $K_h = \text{[]}$</p> <p>ここで算出されたd値に基づき、事故時の環境を想定した圧損評価を実施している。</p> <p>・繊維質異物、粒子状異物及び化学影響生成異物の付着による圧損</p> $h = \frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g \cdot d^2} \cdot K_h = \text{[] (m)}$ <p>ここで、 $d = \text{[] (m)}$ $\mu = \text{[] (Pa \cdot s)}$ (評価水温 $\text{[] } ^\circ\text{C}$) $U = \text{[] (m/s)}$ $t = \text{[] (m)}$ $\rho = \text{[] (kg/m^3)}$ (評価水温 $\text{[] } ^\circ\text{C}$) $g = 9.80665 (m/s^2)$ $K_h = \text{[]}$</p> <p>金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808式を適用する。</p> $h_{RMI} = (1.56 \times 10^{-5} / K_t^2) \cdot U_{RMI}^2 \cdot (A_{foil} / A_c) \cdot 0.30 = \text{[] m}$ <p>ここで、 $K_t = \text{[] (m)}$ (既工認と同値) $U_{RMI} = \text{[] (m/s)}$ $A_{foil} = \text{[] (m^2)}$ $A_c = \text{[] (m^2)}$</p>	<p>①金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808式により求める。 繊維質及び粒子状異物の圧損は、NEDO-32721式により求める。</p> <p>NEDO-32721式におけるd値はストレーナ圧損試験により求める。</p> <p>金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808式を適用する。</p>	<p>①金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808式により求める。 繊維質、粒子状異物及び化学影響生成異物の圧損は、NEDO-32721式により求めるが、化学影響生成異物については、保守的な評価となるよう、化学影響生成異物投入後すべての異物を考慮したd値から実機圧損を算出する方法*1よりも、化学影響生成異物投入前の異物を考慮したd値から実機圧損を算出した値に、試験により確認された化学影響生成異物による圧損上昇分を加算する方法とする。</p> <p>NEDO-32721式におけるd値はストレーナ圧損試験結果から下式にて求める。</p> $d = \sqrt{\frac{\mu \cdot U \cdot t \cdot K_h}{\rho \cdot g \cdot h}}$ <p>ここで算出されたd値に基づき、事故時の環境を想定した圧損評価を実施している。</p> <p>金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808式を適用する。</p>

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p style="text-align: right;">別記1</p> <div style="border: 1px solid gray; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> <p>《NUREG/CR-6224評価式》（繊維質・粒子状異物に対する式）⁽¹⁾</p> $\frac{dH}{dL_0} = C \left[3.5S_v(1-\varepsilon_m)^{1.5} [1+57(1-\varepsilon_m)^3] \mu U + 0.66S_v \frac{(1-\varepsilon_m)}{\varepsilon_m} \rho_w U^2 \right] \left(\frac{dL_m}{dL_0} \right)$ <p>dH: 圧力損失 (m) C: 変換定数 (m/Pa) GE 製ストレーナ dL_0: ベッド厚さ (理論値) (m) dL_m: 付着後のベッド厚さ (m) では使用しない。 S_v: 異物の比面積 (m²/m³) ε_m: 混合異物の空隙率 μ: 水の粘性係数 (kg/(m·s)) ρ_w: 水の密度 (kg/m³) U: 吸込流速 (接近流速) (m/s)</p> </div> <p>① 《NEDO-32721評価式》（繊維質・粒子状異物に対する式）⁽²⁾</p> $h = \frac{\mu U t}{\rho g d^2} \cdot K_h$ <p>h: 圧力損失 (m) U: ストレーナ側面に対する接近流速 (m/s) t: ストレーナ側面に対する異物厚さ (m) μ: 水の粘性 (kg/(m·s)) ρ: 水の密度 (kg/m³) g: 重力加速度 (m/s²) d: Interfiber Distance (異物間の隙間を表す値) (m) K_h: ストレーナ効率を表す無次元数。圧力損失を無次元化したもの</p> <p>《NUREG/CR-6808評価式》（金属保温異物に対する式）⁽³⁾</p> $\Delta H = \frac{1.56 \times 10^{-5}}{K_t^2} U^2 (A_{foil} / A_{str})$ <p>ΔH: 圧力損失 (m) K_t: 金属箔のギャップ厚さ (m) U: 接近流速 (m/s) A_{foil}: 金属箔の表面積 (両面の合計値) (m²) A_{str}: ストレーナ表面積 (m²)</p> <p>参考文献 (1) NUREG/CR-6224, G. Zigler et al., "Parametric Study of the Potential for BWR ECCS Strainer Blockage Due to LOCA Generated Debris" (SEA No. 93-554-06-A:1), USNRC, October 1995. (2) NEDO-32721 "Licensing Topical Report Application Methodology for the General Electric Stacked Disk ECCS Suction Strainer," Revision 2, December 2001. (3) NUREG/CR-6808, "Knowledge Base for the Effect of Debris on Pressurized Water Reactor Emergency Core Cooling Sump Performance," USNRC, February 2003.</p> <p style="text-align: center;">6</p>	<p>注記*1: 化学影響生成異物投入前の異物を考慮した d 値から実機圧損を算出した値に、試験により確認された化学影響生成異物による圧損上昇分を加算する方法を用いると $h = \square + \square = \square$ (m) となり、化学影響生成異物投入後すべての異物を考慮した d 値から実機圧損を算出する方法により求めた圧損 $h = \square$ (m) よりも小さくなる。以下に計算過程を示す。</p> $d = \sqrt{\frac{\mu \cdot U \cdot t \cdot K_h}{\rho \cdot g \cdot h}} = \square \text{ (ft)} \times 0.3048 = \square \text{ (m)}$ <p>ここで、 $h = \square$ (ft) $\mu / \rho = \square$ (lb/ft·s) (試験水温 \square °C) $U = \square$ (ft/s) $t = \square$ (ft) $g = 32.2$ (ft/s²) $K_h = \square$</p> <p>ここで算出された d 値に基づき、事故時の環境を想定した圧損評価を実施している。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・繊維質異物，粒子状異物の付着による圧損 $h = \frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g \cdot d^2} \cdot K_h = \square \text{ (m)}$ <p>ここで、 $d = \square$ (m) $\mu = \square$ (Pa·s) (評価水温 \square °C) $U = \square$ (m/s) $t = \square$ (m) $\rho = \square$ (kg/m³) (評価水温 \square °C) $g = 9.80665$ (m/s²) $K_h = \square$</p> <ul style="list-style-type: none"> ・化学影響生成異物の付着による圧損 $h_3 = h_2 - h_1 = \square - \square = \square \text{ (ft)} \times 0.3048 = \square \text{ (m)}$ <p>ここで、 h_1: A100H 投入直前の圧損 h_2: A100H 投入後の静定圧損 h_3: 化学影響生成異物 (A100H) の付着による圧損上昇 (m)</p>		<p>注記*1: 化学影響生成異物投入後すべての異物を考慮した d 値から実機圧損を算出する方法により求めた圧損値は、化学影響生成異物投入前の異物を考慮した d 値から実機圧損を算出した値に、試験により確認された化学影響生成異物による圧損上昇分を加算する方法により求めた圧損値よりも小さくなる。</p>

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p style="text-align: right;">別記2</p> <p>圧損試験の実施に当たっての留意事項</p> <p>圧損試験の実施に当たっては、プラント毎に実機の条件を踏まえるとともに、独立行政法人原子力安全基盤機構が実施した試験結果（JNES-SS-0703「PWRサンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」）を踏まえて、次の事項に留意すること。</p> <p>⑫ 1. 複数の種類の異物が付着した場合の圧損上昇については、付着量が同量であってもストレーナへの付着のさせ方によって圧損上昇量が異なる。具体的には、繊維質と粒子の組合せにおいて、繊維質と粒子を混合させたものを堆積させた場合に比べ、繊維質を堆積させた後に粒子を堆積させた場合などで圧損上昇量が大きくなる試験結果がある。そのため、圧損試験においては、実機で想定される条件を検討の上、上述の圧損上昇の特性を踏まえて、試験条件の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>⑬ 2. 圧損試験においては、異物の溶解、析出、追加付着等により圧損上昇に経時変化が考えられることから、十分な試験時間を確保し、非保守的な評価とならないよう配慮するとともに、試験水量の実機条件との違いによる影響についても検討することが必要である。</p> <p>⑭ 3. 想定される異物としては破損保温材以外の異物もあることから、圧損試験においては、それらの異物の取扱について各異物の物性を踏まえて非保守的な評価とならないよう、試験の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>4. ストレーナに付着させる異物については、実機において想定される条件を検討の上、保守的な試験結果となるよう相当程度細かくする必要がある。</p> <p>⑮ 5. 試験流速については、実機と同等以上の接近流速にて測定するとともに、流速を変動させると、圧損上昇量に不可逆的な変化が生じる場合があることから、実機での運転実態を勘案して試験条件を設定する必要がある。</p> <p>⑯ 6. 試験温度については、水の粘性等について適切に取り扱っている限り特定の温度に限定する必要はないが、圧損試験の目的に照らして妥当であることを確認する必要がある。</p> <p>7. PWRにおいては、冷却材がほう酸水であり、ECCS系統の再循環運転において冷却材中に水酸化ナトリウム、ヒドラジン又はほう酸ナトリウムを添加することから、これらと格納容器内構造物や破損保温材等との化学反応によりストレーナの圧損が上昇する可能性があり、その上昇の度合いは、異物等の種類、組合せによって異なるため、それらを考慮した上で、全体的な圧損上昇が最大となる条件で試験を行う必要がある。その際、実機の条件を模擬して日単位で圧損上昇が落ち着くまで試験を行う必要があるが、妥当性が確認された場合に限り、別途異物・薬剤等を投入することにより加速試験を行うことができる。</p> <p style="text-align: center;">PWR の記載</p> <p>参考文献 JNES-SS-0703「PWR サンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」、独立行政法人原子力安全基盤機構</p>	<p>別記2 圧損試験の実施に当たっての留意事項</p> <p>⑫ 圧損試験における異物の投入順序については、実機で想定される異物の発生順序を考慮し、圧損が保守的に大きくなるよう、以下のとおり設定している。</p> <p>① 金属反射型保温材 ② 繊維質保温材 ③ スラッジ ④ 塵土 ⑤ 錆片 ⑥ 耐 DBA 仕様塗装(ジェット破損) ⑦ ケイ酸カルシウム ⑧ 非 DBA 仕様塗装(耐性未確認) ⑨ 耐 DBA 仕様塗装(SA 時剥落)*2 ⑩ 化学影響生成異物(A100H)*3</p> <p>注記*2: 原子炉格納容器内が高温度状態を維持することにより、耐 DBA 仕様塗装が剥落し、ストレーナに到達することを想定している。</p> <p>*3: pH 制御時の化学影響生成異物がストレーナに到達することを想定している。化学影響生成異物は pH 調整剤が原子炉格納容器内に注入され、溶解物がサブプレッションプールに到達後、プール水が冷却された後に析出することを想定している。</p> <p>【投入異物の順序は東海第二同様、繊維質の後に粒子状異物を投入する。】</p>	<p>⑫ 圧損試験における異物の投入順序については、実機で想定される異物の発生順序を考慮し、以下のとおり設定している。</p> <p>① スラッジ ② 塵土 ③ 錆片 ④ 耐 DBA 仕様塗装(ジェット破損) ⑤ 繊維質保温材</p>	<p>⑫ 圧損試験における異物の投入順序については、実機で想定される異物の発生順序を考慮し、圧損が保守的に大きくなるよう、以下のとおり設定している。</p> <p>① 金属反射型保温材 ② 繊維質保温材 ③ スラッジ ④ 塵土 ⑤ 錆片 ⑥ 耐 DBA 仕様塗装(ジェット破損) ⑦ 非 DBA 仕様塗装(耐性未確認) ⑧ 耐 DBA 仕様塗装(SA 時剥落)*2 ⑨ 化学影響生成異物(A100H)*3</p> <p>注記*2: 原子炉格納容器内が高温度状態を維持することにより、耐 DBA 塗装が剥落し、ストレーナに到達することを想定している。</p> <p>注記*3: pH 制御時の化学影響生成異物がストレーナに到達することを想定している。化学影響生成異物は pH 調整剤が格納容器内に注入され、溶解物がサブプレッション・プールに到達後、プール水が冷却された後に析出することを想定している。</p>

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p style="text-align: right;">別記2</p> <p>圧損試験の実施に当たっての留意事項</p> <p>圧損試験の実施に当たっては、プラント毎に実機の条件を踏まえるとともに、独立行政法人原子力安全基盤機構が実施した試験結果（JNES-SS-0703「PWRサンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」）を踏まえて、次の事項に留意すること。</p> <p>⑫ 1. 複数の種類の異物が付着した場合の圧損上昇については、付着量が同量であってもストレーナへの付着のさせ方によって圧損上昇量が異なる。具体的には、繊維質と粒子の組合せにおいて、繊維質と粒子を混合させたものを堆積させた場合に比べ、繊維質を堆積させた後に粒子を堆積させた場合などで圧損上昇量が大きくなる試験結果がある。そのため、圧損試験においては、実機で想定される条件を検討の上、上述の圧損上昇の特性を踏まえて、試験条件の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>⑬ 2. 圧損試験においては、異物の溶解、析出、追加付着等により圧損上昇に経時変化が考えられることから、十分な試験時間を確保し、非保守的な評価とならないよう配慮するとともに、試験水量の実機条件との違いによる影響についても検討することが必要である。</p> <p>⑭ 3. 想定される異物としては破損保温材以外の異物もあることから、圧損試験においては、それらの異物の取扱いについて各異物の物性を踏まえて非保守的な評価とならないよう、試験の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>4. ストレーナに付着させる異物については、実機において想定される条件を検討の上、保守的な試験結果となるよう相当程度細かくする必要がある。</p> <p>⑮ 5. 試験流速については、実機と同等以上の接近流速にて測定するとともに、流速を変動させると、圧損上昇量に不可逆的な変化が生じる場合があることから、実機での運転実態を勘案して試験条件を設定する必要がある。</p> <p>⑯ 6. 試験温度については、水の粘性等について適切に取り扱っている限り特定の温度に限定する必要はないが、圧損試験の目的に照らして妥当であることを確認する必要がある。</p> <p>7. PWRにおいては、冷却材がほう酸水であり、ECCSシステムの再循環運転において冷却材中に水酸化ナトリウム、ヒドラジン又はほう酸ナトリウムを添加することから、これらと格納容器内構造物や破損保温材等との化学反応によりストレーナの圧損が上昇する可能性があり、その上昇の度合いは、異物等の種類、組合せによって異なるため、それらを考慮した上で、全体的な圧損上昇が最大となる条件で試験を行う必要がある。その際、実機の条件を模擬して日単位で圧損上昇が落ち着くまで試験を行う必要があるが、妥当性が確認された場合に限り、別途異物・薬剤等を投入することにより加速試験を行うことができる。</p> <p style="text-align: center;">PWR の記載</p> <p>参考文献 JNES-SS-0703「PWR サンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」、独立行政法人原子力安全基盤機構</p>	<p>⑬実機のSA時に代替循環冷却系の復水移送ポンプを運転する場合には、チャギングなどの水力学的動荷重は働いておらず、サプレッションプール内は十分静定している状態であることが想定されるが、攪拌機を使用してストレーナに異物付着させるような状況を作った上で試験を実施している。圧損試験においては、</p> <p> 圧損試験設備内の戻り水は、通水流量時に生じる実機の接近流速と同等以上となるように試験装置の接近流速を設定し、試験タンク床にその流量を戻して攪拌させているとともに、試験中は攪拌機を使用して攪拌状態を維持する。</p> <p>また、試験水量については、異物濃度を実機以上となるよう、ストレーナ単位表面積あたりの水量を小さく設定している。</p> <p>試験水量比（ストレーナ単位表面積あたり）： m³/m² 実機水量比（ストレーナ単位表面積あたり）： m³/m²</p> <p style="color: blue;">【試験の終了判断は東海第二同様】</p> <p>⑭想定される異物の種類及び取扱いについては、圧損試験上非保守的な評価とならないよう、過去の試験実績を踏まえ、以下のとおり設定している。</p> <p>【破損保温材】 繊維質：シュレッダーで細かく裁断したロックウールを圧損試験に投入している。</p> <p style="color: blue;">【繊維質のサイズは東海第二同様】</p>	<p>⑬同左 ただし、試験水量比：9.8 m³/m²として評価している。</p> <p>⑭同左 ただし、非 DBA 仕様塗装及び化学影響生成異物については考慮していない。</p>	<p>⑬実機の SA 時に代替循環冷却系ポンプを運転する場合には、チャギングなどの水力学的動荷重は働いておらず、S/P内のデブリは十分静定している状態であることが想定されるが、攪拌機を使用してストレーナに異物付着させるような状況を作った上で試験を実施している。圧損試験設備内の戻り水は、定格流量時に生じる実機の接近流速と同等以上となるように試験装置の接近流速を設定し、試験タンク床にその流量を戻して攪拌させているとともに、試験中は攪拌機を使用して攪拌状態を維持する。</p> <p>また、試験水量については、異物濃度を実機以上となるよう、ストレーナ単位表面積あたりの水量を小さく設定している。</p> <p>⑭想定される異物の種類及び取扱いについては、圧損試験上非保守的な評価とならないよう、過去の試験実績を踏まえ、以下のとおり設定している。</p> <p>【破損保温材】 繊維質：シュレッダーで細かく裁断したロックウール</p>

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p style="text-align: right;">別記2</p> <p>圧損試験の実施に当たっての留意事項</p> <p>圧損試験の実施に当たっては、プラント毎に実機の条件を踏まえるとともに、独立行政法人原子力安全基盤機構が実施した試験結果（JNES-SS-0703「PWRサンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」）を踏まえて、次の事項に留意すること。</p> <p>⑫ 1. 複数の種類の異物が付着した場合の圧損上昇については、付着量が同量であってもストレーナへの付着のさせ方によって圧損上昇量が異なる。具体的には、繊維質と粒子の組合せにおいて、繊維質と粒子を混合させたものを堆積させた場合に比べ、繊維質を堆積させた後に粒子を堆積させた場合などで圧損上昇量が大きくなる試験結果がある。そのため、圧損試験においては、実機で想定される条件を検討の上、上述の圧損上昇の特性を踏まえて、試験条件の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>⑬ 2. 圧損試験においては、異物の溶解、析出、追加付着等により圧損上昇に経時変化が考えられることから、十分な試験時間を確保し、非保守的な評価とならないよう配慮するとともに、試験水量の実機条件との違いによる影響についても検討することが必要である。</p> <p>⑭ 3. 想定される異物としては破損保温材以外の異物もあることから、圧損試験においては、それらの異物の取扱について各異物の物性を踏まえて非保守的な評価とならないよう、試験の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>4. ストレーナに付着させる異物については、実機において想定される条件を検討の上、保守的な試験結果となるよう相当程度細かくする必要がある。</p> <p>⑮ 5. 試験流速については、実機と同等以上の接近流速にて測定するとともに、流速を変動させると、圧損上昇量に不可逆的な変化が生じる場合があることから、実機での運転実態を勘案して試験条件を設定する必要がある。</p> <p>⑯ 6. 試験温度については、水の粘性等について適切に取り扱っている限り特定の温度に限定する必要はないが、圧損試験の目的に照らして妥当であることを確認する必要がある。</p> <p>7. PWRにおいては、冷却材がほう酸水であり、ECCSシステムの再循環運転において冷却材中に水酸化ナトリウム、ヒドラジン又はほう酸ナトリウムを添加することから、これらと格納容器内構造物や破損保温材等との化学反応によりストレーナの圧損が上昇する可能性があり、その上昇の度合いは、異物等の種類、組合せによって異なるため、それらを考慮した上で、全体的な圧損上昇が最大となる条件で試験を行う必要がある。その際、実機の条件を模擬して日単位で圧損上昇が落ち着くまで試験を行う必要があるが、妥当性が確認された場合に限り、別途異物・薬剤等を投入することにより加速試験を行うことができる。</p> <p style="text-align: center;">PWR の記載</p> <p>参考文献 JNES-SS-0703「PWR サンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」、独立行政法人原子力安全基盤機構</p>	<p>金属反射型保温材：NUREG/CR-6808 に記載のある、米国での金属保温材破壊試験結果に基づき金属箔を切断し、圧損試験に投入している。</p> <p>【金属反射型保温材のサイズは東海第二同様】</p> <p>ケイ酸カルシウム：NEI 04-07 に基づきケイ酸カルシウム粉末を圧損試験に投入している。</p> <p>【ケイ酸カルシウムのサイズは文献により設定】</p> <p>【破損保温材以外の異物】</p> <ul style="list-style-type: none"> 堆積異物 <ul style="list-style-type: none"> スラッジ：[]程度の粒径の酸化鉄粉末を圧損試験に投入している。 錆片：[]のメッシュにてふるいにかけて酸化鉄を圧損試験に投入している。 塵土：[]程度の粒径のケイ砂粉末を圧損試験に投入している。 耐 DBA 仕様塗装： <ul style="list-style-type: none"> []程度のペイントチップを圧損試験に投入している。 非 DBA 仕様塗装： <ul style="list-style-type: none"> 粒径が []程度のシリコンカーバイド粉末を圧損試験に投入している。 【粒子状異物のサイズは文献により設定】 その他異物：圧損試験に投入しない。 (原子炉格納容器内に存在するステッカーの総面積の75%を、ストレーナ有効表面積から差し引いて評価しているため。) 【その他異物は東海第二同様、試験に投入しない】 化学影響生成異物： <ul style="list-style-type: none"> WCAP 手法により合成した圧損試験代替異物であるオキシ水酸化アルミニウムを圧損試験に投入している。 <p>【化学影響生成異物の取扱は東海第二同様】</p>		<p>金属反射型保温材：NUREG/CR-6808 に記載のある、米国での金属保温材破壊試験結果に基づき金属箔を切断し、投入している。</p> <p>【破損保温材以外の異物】</p> <ul style="list-style-type: none"> 堆積異物 <ul style="list-style-type: none"> スラッジ：酸化鉄粉末 錆片：ふるいにかけて酸化鉄 塵土：ケイ砂粉末 耐 DBA 仕様塗装：ペイントチップ 非 DBA 仕様塗装：シリコンカーバイド粉末 その他異物： <ul style="list-style-type: none"> 圧損試験に投入しない。 (格納容器内に存在するステッカーの総面積の75%を、ストレーナ有効表面積から差し引いて評価しているため。) 化学影響生成異物： <ul style="list-style-type: none"> WCAP 手法により合成した圧損試験代替異物であるオキシ水酸化アルミニウムを圧損試験に投入している。

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p style="text-align: right;">別記2</p> <p>圧損試験の実施に当たっての留意事項</p> <p>圧損試験の実施に当たっては、プラント毎に実機の条件を踏まえるとともに、独立行政法人原子力安全基盤機構が実施した試験結果（JNES-SS-0703「PWRサンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」）を踏まえて、次の事項に留意すること。</p> <p>⑫ 1. 複数の種類の異物が付着した場合の圧損上昇については、付着量が同量であってもストレーナへの付着のさせ方によって圧損上昇量が異なる。具体的には、繊維質と粒子の組合せにおいて、繊維質と粒子を混合させたものを堆積させた場合に比べ、繊維質を堆積させた後に粒子を堆積させた場合などで圧損上昇量が大きくなる試験結果がある。そのため、圧損試験においては、実機で想定される条件を検討の上、上述の圧損上昇の特性を踏まえて、試験条件の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>⑬ 2. 圧損試験においては、異物の溶解、析出、追加付着等により圧損上昇に経時変化が考えられることから、十分な試験時間を確保し、非保守的な評価とならないよう配慮するとともに、試験水量の実機条件との違いによる影響についても検討することが必要である。</p> <p>⑭ 3. 想定される異物としては破損保温材以外の異物もあることから、圧損試験においては、それらの異物の取扱について各異物の物性を踏まえて非保守的な評価とならないよう、試験の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>4. ストレーナに付着させる異物については、実機において想定される条件を検討の上、保守的な試験結果となるよう相当程度細かくする必要がある。</p> <p>⑮ 5. 試験流速については、実機と同等以上の接近流速にて測定するとともに、流速を変動させると、圧損上昇量に不可逆的な変化が生じる場合があることから、実機での運転実態を勘案して試験条件を設定する必要がある。</p> <p>⑯ 6. 試験温度については、水の粘性等について適切に取り扱っている限り特定の温度に限定する必要はないが、圧損試験の目的に照らして妥当であることを確認する必要がある。</p> <p>7. PWRにおいては、冷却材がほう酸水であり、ECCS系統の再循環運転において冷却材中に水酸化ナトリウム、ヒドラジン又はほう酸ナトリウムを添加することから、これらと格納容器内構造物や破損保温材等との化学反応によりストレーナの圧損が上昇する可能性があり、その上昇の度合いは、異物等の種類、組合せによって異なるため、それらを考慮した上で、全体的な圧損上昇が最大となる条件で試験を行う必要がある。その際、実機の条件を模擬して日単位で圧損上昇が落ち着くまで試験を行う必要があるが、妥当性が確認された場合に限り、別途異物・薬剤等を投入することにより加速試験を行うことができる。</p> <p style="text-align: center;">PWR の記載</p> <p>参考文献 JNES-SS-0703「PWR サンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」、独立行政法人原子力安全基盤機構</p>	<p>⑮ 接近流速は大きいほど異物がストレーナに吸着し、圧損が上昇することから、代替循環冷却系の復水移送ポンプ2台運転時の通水流量 \square m³/h に保守性を持たせた \square m³/h での運転を想定し、異物による圧損を評価している。</p> <p style="text-align: center;">【接近流速の考え方は東海第二同様】</p> <p>⑯ 温度が低くなるほど水の粘性が高くなり、圧損評価上保守的となるため、代替循環冷却系ポンプの評価としては、既工認同様、添付書類十のサブプレッションプール水温度解析結果より、LOCA 後数十秒後には約 \square °C 以上となることから、保守的に \square °C で試験を行っている。</p> <p style="text-align: center;">【温度設定の考え方は東海第二同様】</p>	<p>⑮ 各 ECCS ポンプの定格流量から試験流速を算出している。</p> <p>⑯ 同左</p>	<p>⑮ 試験時の接近流速については、実機と同等以上としている。</p> <p>接近流速は大きいほど異物がストレーナに吸着し、圧損が上昇することから、代替循環冷却系ポンプの定格流量を上回る、残留熱除去系ポンプの定格流量を想定している。</p> <p>⑯ 温度が低くなるほど水の粘性が高くなり、圧損評価上保守的となるため、代替循環冷却系ポンプの評価としては、既工認同様、添付書類十のサブプレッション・プール水温度解析結果より、LOCA 後数十秒後の温度を下回る保守的な温度を設定している。</p>

2. 重大事故等時の発生異物量評価について

添付書類V-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」に用いる異物量については、原子炉格納容器内の冷却材配管の破断による破損影響範囲内の保温材に加え、原子炉格納容器内の塗装、堆積異物、その他異物及び化学影響生成異物を考慮している。

本資料では、重大事故等時における圧損評価に用いるこれら発生異物量について説明する。

2.1 設計基準事故時に考慮する発生異物量

設計基準事故時においては、原子炉格納容器内の冷却材配管の両端破断による原子炉冷却材喪失事故を想定し、配管破断時に破断口周囲の保温材等が破断口から流出した冷却材により破損し、破損した保温材等がドライウェルからサプレッションプールへ落下し、非常用炉心冷却系（以下「ECCS」という。）ポンプの吸込流によりストレーナに付着する事象を想定している。

設計基準事故時の圧損評価では、「非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価について（内規）」に準拠し、表2-1に示す異物を考慮している。

表 2-1 圧損上昇の要因となる異物（設計基準事故時）

考慮する異物の種類		物量	補足	
一般保温 (繊維質)		0m ³	原子炉格納容器内の繊維質保温材を全て撤去済みであるため、考慮しない。	
カプセル保温 (金属反射型)		<input type="text"/> m ²	破損影響範囲内の全ての保温材の金属箔の物量に余裕を見込んで算出している。	
一般保温 (ケイ酸カルシウム)		<input type="text"/> m ³	破損影響範囲内の全ての保温材のケイ酸カルシウムの物量に余裕を見込んで算出している。	
粒子状異物	耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)	39 kg	配管破断により発生する塗装として、内規別表第 3 に示す物量を考慮している。	
	非 DBA 仕様塗装	<input type="text"/> kg	設計基準事故時の原子炉格納容器内環境に直接曝される塗装のうち、耐性を確認できていない以下の塗装の剥落を想定し、算出している。 D/W LCW サンプ冷却器 約 <input type="text"/> kg チェーンブロック 約 <input type="text"/> kg SRV 運搬台車類 約 <input type="text"/> kg 弁類 約 <input type="text"/> kg その他構造物 約 <input type="text"/> kg 合計 <input type="text"/> kg を保守的に丸め、 <input type="text"/> kg として圧損評価に用いる。	
	堆積異物	スラッジ	89 kg	堆積異物は通常運転時からサブプレッションプール内に存在する異物量を想定しており、異物管理及び原子炉起動の際の原子炉格納容器内清掃・点検を実施するため、内規別表第 3 に示す物量を考慮している。
		錆片	23 kg	
塵土		68 kg		
その他異物	ステッカー類	<input type="text"/> m ²	流路面積を低減させる異物として、内規別表第 3 に例示されている異物を参考に、現場調査結果から算出している。	

2.2 重大事故等時の発生異物量

ECCS ストレーナの圧損上昇は、異物の付着によりストレーナの流路面積が低減し、流速が上昇することに起因する。

このため、原子炉格納器内環境の高温状態を維持することに伴う発生異物量の増加及び炉心の溶融や原子炉圧力容器の破損に伴う発生異物量の増加について、以下に考察する。

(1) 原子炉格納容器内環境の高温維持に伴う発生異物量の増加について

重大事故等時の原子炉格納容器内環境は、設計基準事故時よりも高温状態が長期間維持されるため、耐 DBA 仕様塗装の剥落による塗装物量の増加が想定される。

このため、設計基準事故時に剥落を考慮している塗装（配管破断時にジェット流で破損する耐 DBA 仕様塗装、非 DBA 仕様塗装）に加え、重大事故等時の環境における耐性の不確かさを考慮し、耐 DBA 仕様塗装については、保守的に重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝されるもの全量剥落を想定する。また、ドライウエル内で全量剥落した耐 DBA 仕様塗装については、塗装分布、ベント管の配置及び吹出方向に依らず、保守的に全量が ECCS ストレーナに移行することを想定する。重大事故等時に発生する塗装の物量を表 2-2 に示す。

表 2-2 重大事故等時に発生する塗装の物量

異物の種類		物量	備考
塗 装	耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)	39 kg	設計基準事故時と同様の大破断 LOCA 時を想定するため、設計基準事故時と同様に内規別表第 3 に示す物量を適用する。
	非 DBA 仕様塗装	□ kg	重大事故等時は、設計基準事故時よりも原子炉格納容器内温度が高くなるため、設計基準事故時同様、原子炉格納容器内環境に直接曝される非 DBA 仕様塗装の全量剥落を想定する。
	耐 DBA 仕様塗装 (SA 環境剥落)	□ kg	重大事故等時は、設計基準事故時よりも照射線量が高く、高温状態が長時間継続することから、耐性の不確かさを考慮し、保守的に重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝されるもの全量剥落を想定する。また、ドライウエル内の耐 DBA 仕様塗装については、塗装分布、ベント管の配置及び吹出方向に依らず、保守的に全量が ECCS ストレーナに移行することを想定する。 上部ドライウエル内：□ kg 下部ドライウエル内：□ kg サブプレッションチェンバ内：□ kg 合計 □ kg を保守的に丸め、□ kg として圧損評価に用いる。

(2) 炉心の溶融に伴う発生異物量の増加について

炉心損傷時においては、周辺被ばく低減のため、自主対策設備である格納容器 pH 制御設備により水酸化ナトリウムをサプレッションプール水へ添加することから、冷却材中の水酸化ナトリウムと原子炉格納容器内に存在する構造物（反応性の高い Al 又は Zn を含むもの）との化学反応により発生する異物（化学影響生成異物）を新たに考慮する必要がある。

PWR プラントにおいて化学影響生成異物の発生量評価に使用している WCAP-16530*1 では、原子炉格納容器内に存在する Al, Zn を含有する構造物の表面積に対して、溶解速度（温度、pH に依存）を掛けることで、Al, Zn の溶解量を算出し、溶解した Al, Zn がすべて水酸化物として析出することとして評価している。

柏崎刈羽原子力発電所第 7 号機における化学影響生成異物の発生量は、PWR プラントの評価を参考に、下記も考慮して評価を行っている。

- ① 原子炉格納容器内の構造物は、塗装剥落後の金属表面からの金属の溶解を考慮する。
- ② 溶解速度算出において、pH が保守的に高く維持されるとして評価する。
- ③ WCAP-16530 では考慮されていない Fe についても、炭素鋼の腐食速度 100 mdm^*2 （40～200°C、純水）より溶解量を算出する。

化学影響生成異物の圧損評価においては、JNES-SS-1004*3 に従い、これらの析出異物（Al, Zn, Fe の水酸化物）を圧損試験代替異物であるオキシ水酸化アルミニウム（AlOOH）の重量へ換算し、圧損試験に用いる。

化学影響生成異物の異物量評価概要について、表 2-3 に示す。

注記*1：「Evaluation of Post-Accident Chemical Effects in Containment Sump Fluids to Support GSI-191」（Westinghouse WCAP-16530-NP）

*2：1 か月あたりの腐食速度 $\text{mg}/(\text{dm}^2 \cdot \text{month})$

*3：「サンプストレナ閉塞事象の化学影響に関する評価マニュアル」

（独立行政法人原子力安全基盤機構 原子力システム安全部 JNES-SS-1004）

表 2-3 化学影響生成異物の異物量評価概要

種別	溶解量算出手法	主な構造物	化学影響生成異物量*
Al	WCAP-16530 により, 原子炉格納容器内環境 (温度, pH) を考慮して算出する。	保温材外装板, 電線管 (Al-Zn メッキ)	□ kg
Zn		ジンク系塗装, 亜鉛メッキ鋼構造物 (グレーチング等), 電線管 (Al-Zn メッキ)	□ kg
Fe	炭素鋼腐食速度の知見から算出する。	炭素鋼配管・機器類 (RCCV 内面, ドライウエルローカルクーラ等)	□ kg
合 計			□ kg → □ kg

注記* : 圧損試験代替異物である A100H の重量を示す。

化学影響生成異物量の合計である □ kg を保守的に丸め, □ kg として圧損評価に用いる。

(3) 原子炉圧力容器の破損に伴う発生異物量の増加について

原子炉圧力容器が破損した場合には, 溶融デブリや構造物が下部ドライウエルに落下することとなる。しかし, 下部ドライウエルは溶融デブリを全量保持できる容量を有しており, サプレッションプールにはベント管のリターンラインを経て流入する構造であること, 下部ドライウエル内の構造物は比重が大きいこと (表 2-4 参照) から, サプレッションプールへ流入することは考え難い。仮に比重が小さい異物がリターンラインからベント管に流入した場合でも, 比重の小さい異物はベント管内でサプレッションプール水位付近に浮遊し, 吐出管からサプレッションプールへ流入することはないと考えられる。以上より, 原子炉圧力容器の破損に伴い発生した異物は, ストレーナへ到達しないと考えられる。

(別紙-2 参照)

表 2-4 下部ドライウエル内に存在する構造物の一覧

構造物	材質	比重	塗装	評価
ターンテーブル	SUS 炭素鋼	7.75 7.78	<input type="text"/> kg	<p>下部ドライウエル内に存在する構造物は、比重が大きく、下部ドライウエル内に沈降すると考えられるため、構造物自体がサブプレッションプールに流入することはないと考えられる*。</p> <p>ただし、塗装がされている構造物については、原子炉格納容器内環境に直接曝されるもの全量の剥落し、サブプレッションプールに流入することを保守的に想定する。(表 2-2 に示す下部ドライウエル内の耐 DBA 仕様塗装 <input type="text"/> kg に含まれている。)</p>
ターンテーブル動力機構	SUS	7.75		
制御棒駆動機構ハウジング	SUS	7.75	—	
制御棒駆動機構	SUS	7.75	—	
制御棒駆動機構ハウジングサポート	炭素鋼	7.78	<input type="text"/> kg	
ケーブルトレイ	炭素鋼	7.78	—	
D/W HCW サンプ	SUS	7.75	<input type="text"/> kg	
D/W LCW サンプ	炭素鋼	7.78	<input type="text"/> kg	
D/W LCW サンプ冷却器	炭素鋼	7.78	<input type="text"/> kg	
コリウムシールド支持構造物	SUS	7.75	—	
配管類	SUS 炭素鋼	7.75 7.78	<input type="text"/> kg	
計装品	SUS	7.75	—	
サポート類	SUS 炭素鋼	7.75 7.78	<input type="text"/> kg	
ケーブル類	銅 被覆材	8.92 0.9~1.5		<p>ケーブルとしての比重は 1 以上であり、下部ドライウエル内に沈降すると考えられる*。万が一、比重の小さい被覆材が流出しても、サブプレッションプール水面付近に浮遊し、ストレーナに到達しないため、圧損に影響しない。</p>

注記*：下部ドライウエル内の異物のサブプレッションプールへの異物流入経路は別紙-2 を参照。

2.3 まとめ

以上より、重大事故等時の発生異物量評価についてまとめた結果を表 2-5 に示す。
本発生異物量を考慮して、圧損評価を行う。

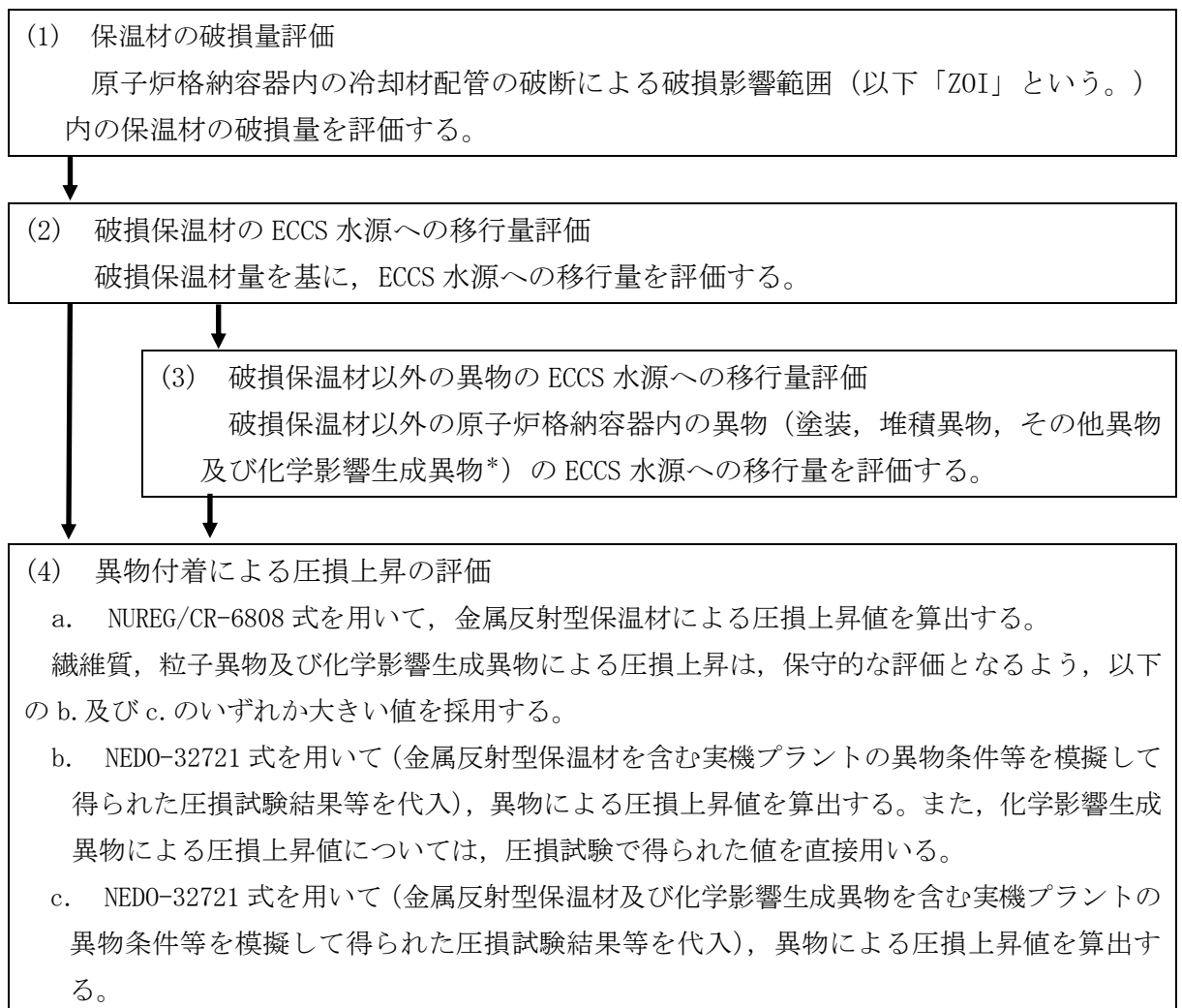
表 2-5 重大事故等時の発生異物量評価

異物の種類		DB	SA	補足
保温材	一般保温（繊維質）	0 m ³		原子炉格納容器内の繊維質保温材を全て撤去済みであるため、薄膜効果が生じることはない。
	カプセル保温（金属反射型）	□ m ²		設計基準事故時と同様の大破断 LOCA 時を想定するため、設計基準事故時の算出方法と同様に破損影響範囲内の全ての保温材の金属箔の物量に余裕を見込んで算出している。
	一般保温（ケイ酸カルシウム）	□ m ³		設計基準事故時と同様の大破断 LOCA 時を想定するため、設計基準事故時の算出方法と同様に破損影響範囲内の全ての保温材のケイ酸カルシウムの物量に余裕を見込んで算出している。
塗装	耐 DBA 仕様塗装（ジェット破損）	39 kg		設計基準事故時と同様の大破断 LOCA 時を想定するため、設計基準事故時と同様に内規別表第 3 に示す物量を適用する。
	非 DBA 仕様塗装	□ kg		重大事故等時は設計基準事故時よりも原子炉格納容器内温度が高くなるため、設計基準事故時同様、原子炉格納容器内環境に直接曝される非 DBA 仕様塗装の全量剥落を想定する。
	耐 DBA 仕様塗装（SA 環境剥離）	—	□ kg	重大事故等時は、設計基準事故時よりも照射線量が高く、高温状態が長時間継続することから、耐性の不確かさを考慮し、保守的に重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝されるもの全量剥落を想定する。また、ドライウエル内の耐 DBA 仕様塗装については、塗装分布、ベント管の配置及び吹出方向に依らず、保守的に全量が ECCS ストレーナに移行することを想定する。
堆積異物	スラッジ	89 kg		堆積異物は通常運転時からサプレッションプール内に存在する異物量を想定しており、異物管理及び原子炉起動の際の原子炉格納容器内清掃・点検を実施するため、設計基準事故時と同様に内規別記 3 に示す物量を適用する。
	錆片	23 kg		
	塵土	68 kg		
化学影響生成異物		—	□ Kg	WCAP 等により、Al, Zn, Fe を含有する原子炉格納容器内構造物の溶解・析出を想定する。構造物の溶解速度が保守的となるよう、原子炉格納容器内温度が最大となる雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温）時の温度変化を包絡する条件とし、pH は高く維持されるものとして算出する。
その他異物		□ m ²		原子炉格納容器環境で破損するステッカー類（流路面積を低減させ、圧損上昇に影響するもの）について、現場調査に基づき、物量を算出する。
下部ドライウエル内構造物		—	0 m ²	構造物の塗装剥落及び化学影響生成異物については考慮するが、下部ドライウエル内構造物自体は圧損上昇の要因となる異物とならない。

3. 非常用炉心冷却系ストレナーナの重大事故等時圧損試験について

3.1 非常用炉心冷却系ストレナーナの異物付着による圧損上昇について

重大事故等時の ECCS ストレナーナの圧損評価においては、原子炉格納容器内の冷却材配管の両端破断による原子炉冷却材喪失事象を想定し、破断口から流出した冷却材により破損した保温材等がドライウェル（以下「D/W」という。）から ECCS 水源であるサプレッションプール（以下「S/P」という。）へ流入、代替循環冷却系の復水移送ポンプの吸込流により ECCS ストレナーナに付着することに加え、S/P の pH 制御のために注入する水酸化ナトリウム水溶液と原子炉格納容器内構造物等との化学反応により新たに発生する異物（以下「化学影響生成異物」という。）についても想定し、「非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価等について（内規）」に準拠し、ECCS ストレナーナの圧損上昇の評価を行う。具体的な評価の手順を図 3-1 に示す。



注記*：化学影響生成異物は、Evaluation of Post-Accident Chemical Effects in Containment Sump Fluids to Support GSI-191（Westinghouse WCAP-16530-NP（以下「WCAP-16530」という。）に基づいて算出する。

図 3-1 ECCS ストレナーナの圧損上昇の評価の手順

3.2 非常用炉心冷却系ストレーナについて

(1) 形式 円錐支持ディスク形ストレーナ（アメリカ GE 社製）

(2) 構造と特徴

- ・ディスクを積層させることで、表面積を増加させている。
- ・円錐形の内筒の採用とディスク内径が軸方向で異なる構造により、ストレーナ中心部での流速が一定に保たれ、全体として低圧損とすることができる。

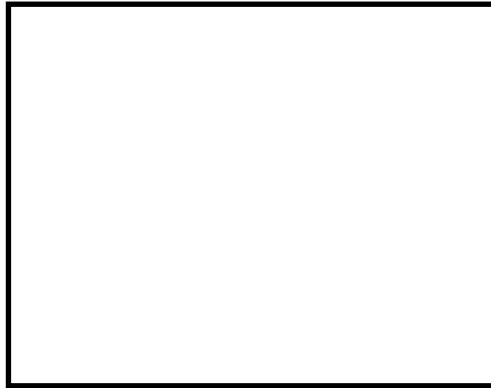


図 3-2 GE 社製ストレーナ

3.3 ストレーナの異物付着による圧損試験

【詳細は、添付 1「非常用炉心冷却系ストレーナの重大事故等時圧損試験要領について」参照】

(1) 試験の目的

GE 社製ストレーナの実機プラント条件（デブリ条件）での実機模擬ストレーナを用いた圧損試験を実施し、d 値（繊維質間距離）を求め、圧損評価式に基づき圧損上昇の評価を行う。

(2) 試験実施場所、試験立合者及び試験実施時期

試験実施場所 米国（ニュージャージー州）

試験立合者 当社社員

試験実施時期 2019 年

(3) 試験装置の概要

重大事故等時の圧損試験装置を図 3-3 に、主要仕様を表 3-1 に示す。試験用ストレーナの表面積は、想定する異物量を考慮して、一部閉止処理（マスキング）を行っている（図 3-4 参照）。

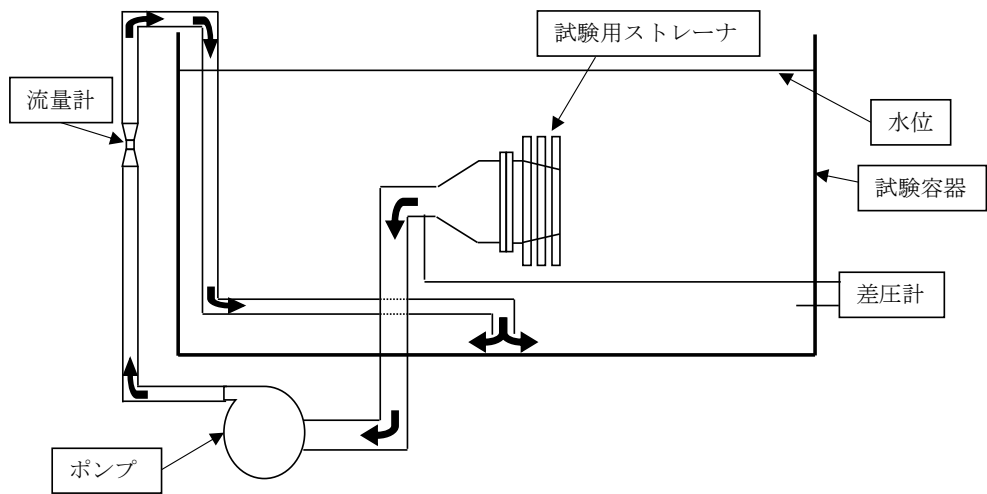


図 3-3 試験概要図

表 3-1 試験装置の主要仕様

項目	主要仕様
プール寸法	直径 <input type="text"/> 深さ <input type="text"/>
プール容量	<input type="text"/>
ポンプ能力	<input type="text"/>
ストレーナ直径	<input type="text"/>
プレート穴径	<input type="text"/>
プレート穴ピッチ	<input type="text"/>
ディスク間ギャップ	<input type="text"/>

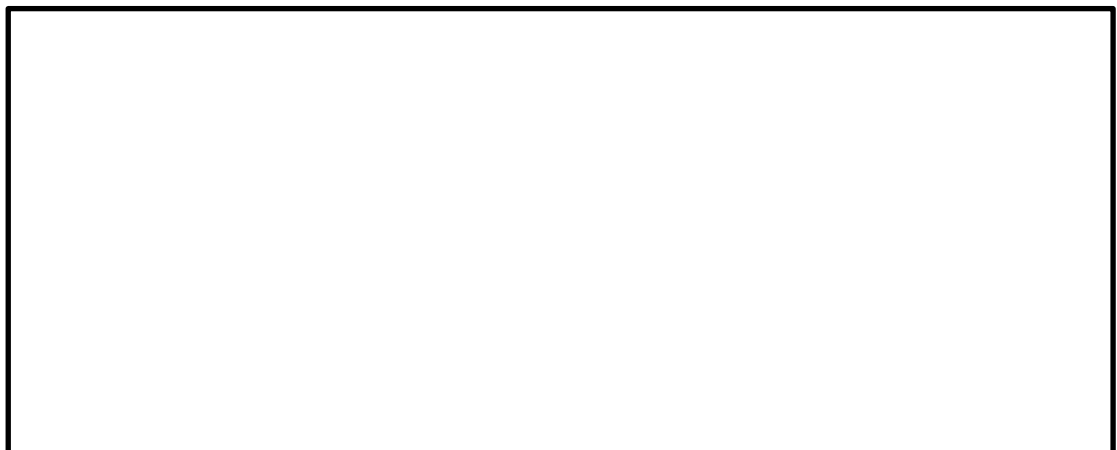


図 3-4 試験用ストレーナ

(4) 実機プラント条件

a. 流量条件

重大事故等における各事象（有効性評価の事故シーケンスグループ）のうち、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）にS/Pを水源として運転を行うポンプは、代替循環冷却系の復水移送ポンプである。表3-2に示すとおり、その運転時の通水流量は、 m³/hであるが、保守的な試験となるように、ストレナの異物付着による圧損上昇評価に用いる ECCS ストレナを通過する流量としては m³/hを用いる。

表 3-2 ECCS ストレナを通過する流量

系統設備	流量
代替循環冷却系 復水移送ポンプ	<input type="text"/> (m ³ /h) *

注記*：ポンプ流量 m³/h に保守性を持たせた流量条件とした。

b. 異物条件

重大事故等時において考慮する異物の種類及び量は、柏崎刈羽原子力発電所第7号機の状況調査に基づき、内規を参考に設定している。実機の異物条件を表3-3に示す。

表 3-3 実機異物条件（ストレナ2個に付着する異物量）

DBA 時（或いは SA 時）発生異物								SA 時発生異物	
繊維質 保温材	ケイ酸 カルシウム 保温材	金属 反射型 保温材	スラッジ	耐 DBA 塗料片 (ジェット 破損)	鍍片	塵土	非 DBA 塗料片 (耐性未 確認)	耐 DBA 塗料片 (SA 時 剥落)	化学影響 生成異物 (ALOOH)
(kg)	(kg)	(m ²)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)
			89	39	23	68	<input type="text"/>		<input type="text"/>

注記*：柏崎刈羽原子力発電所第7号機では、原子炉格納容器内の繊維質保温材を全て撤去しているが、NEDO-32721式を用いる圧損評価は、繊維質ゼロでは評価できないため、繊維質ゼロ相当として繊維質厚さ0.3mm相当で試験を実施した。

(5) 試験条件

実機異物条件を模擬した圧損試験条件は、試験用ストレーナと実機ストレーナの表面積比率（スケーリング比）、D/W から S/P への移行割合等を考慮し設定している。試験条件を表 3-4 に示す。

表 3-4 圧損試験条件

DBA 時（或いは SA 時）発生異物								SA 時発生異物	
繊維質 保温材	ケイ酸 カルシウム 保温材	金属 反射型 保温材	スラッジ	耐 DBA 塗料片 (ジェット 破損)	錆片	塵土	非 DBA 塗料片 (耐性未 確認)	耐 DBA 塗料片 (SA 時 考慮)	化学影響 生成異物 (ALOOH)
(kg)	(kg)	(m ²)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)

(6) 試験結果

圧損試験結果を図 3-5 に示す。この結果より NEDO-32721 評価式に基づき算出された d 値（繊維質間距離）は、 m となる。

なお、圧損の静定に十分な試験時間であることから、試験の再現性はあると考えられる。



図 3-5 圧損試験結果

3.4 圧損評価式及び圧損上昇評価結果

(1) 圧損評価式

圧損上昇評価は、考慮する異物の種類に応じ表 3-5 の評価式を採用して行う。

表 3-5 適用する圧損評価式

適用する圧損評価式	考慮する異物の種類
NEDO-32721	繊維質保温材, ケイ酸カルシウム保温材, 金属反射型保温材, スラッジ, 塗装片, 錆片, 塵土, 化学影響生成異物
NUREG/CR-6808	金属反射型保温材

(2) 圧損上昇評価結果

金属反射型保温材, 繊維質, 粒子状の異物及び化学影響生成異物による圧損値を合計した結果, ECCS ストレーナの異物付着による圧損値は表 3-6 に示すとおりである。

表 3-6 圧損上昇の評価結果

	代替循環冷却系 復水移送ポンプ	
金属反射型保温材による圧損上昇		(m) *
繊維質, 粒子状の異物及び化学影響生成異物による圧損上昇		(m) *
合計		(m) *

注記* : 各異物による圧損上昇結果は小数点以下第 3 位を四捨五入した結果を示し, 合計値は小数点以下第 3 位を切り上げ処理した結果を示す。

3.5 まとめ

圧損試験に基づく評価の結果, 異物による有意な圧損上昇は確認されず, 圧損上昇の最大値は m 程度であった。

非常用炉心冷却系ストレーナの重大事故等時圧損試験要領について

1. 試験目的

GE 社製ストレーナの実機プラント条件（異物条件）での実機模擬ストレーナを用いた圧損試験を実施し、d 値（繊維質間距離）を求め、圧損評価式に基づき圧損上昇の評価を行う。

2. 試験条件

(1) 流量条件

重大事故等における各事象（有効性評価の事故シーケンスグループ）のうち、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）に S/P を水源として運転を行うポンプは、代替循環冷却系の復水移送ポンプであり、その運転時の通水流量は \square m³/h である。ただし、保守的な試験となるように、 \square m³/h に相当する流量条件で試験を行う。

復水移送ポンプの流量に保守性を持たせた場合（ \square m³/h）の試験流量は、表 2 に示す流量のスケーリング比から表 1 のとおりとなる。

表 1 試験流量（復水移送ポンプ流量に保守性を持たせた場合）

	試験条件	算出方法
流量 (GPM)	\square	\square

表 2 流量のスケーリング比

流量のスケーリング比(ストレーナ側面積比から設定)	基準面積
代替循環冷却系 復水移送ポンプ	\square *

注記*：試験用ストレーナ側面積(\square) ÷ 実機ストレーナ側面積 \square ft²
 = \square

(2) 異物の条件

① 異物量

試験装置に投入する異物量は、重大事故等時において考慮する異物の種類及び量の状況調査に基づき、内規を参考に設定した物量と表 4 に示す異物のスケーリング比から算出する。

破損保温材以外の異物については、D/W から S/P への移行割合及び S/C からストレーナへの移行割合はいずれも 100%とする。

試験装置に投入する異物量は、表 3 のとおりとなる。

表 3 試験装置に投入する異物量

	試験条件	算出方法
繊維質保温材 (g)		
金属反射型保温材 (m ²)		
ケイ酸カルシウム保温材 (g)		
スラッジ (g)		
耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損) (g)		
錆片 (g)		
塵土 (g)		
非 DBA 仕様塗装 (耐性未確認) (g)		
耐 DBA 仕様塗装 (SA 時剥落) (g)		
化学影響生成異物 (A100H) (g)		

注記*：非 DBA 仕様塗装の模擬材料として使用するシリコンカーバイド粉末と、非 DBA 仕様塗装の体積が等価となるよう、密度比()で補正する。

表 4 異物のスケーリング比

異物のスケーリング比(ストレーナ表面積比から設定)	基準面積
残留熱除去系ストレーナ	* ()

注記*：試験用ストレーナ表面積() ÷ 実機ストレーナ表面積 () ft²
= ()

② 異物サイズ

試験装置に投入する異物のうち設計基準事故時に想定している異物については、これまでと同様に米国原子力規制委員会の規制（NUREG）等を参考としたサイズとしている。また、重大事故等時の発生異物として新たに想定する耐 DBA 仕様塗装(SA 時剥落)の異物については、既工事計画書で想定した耐 DBA 仕様塗装（ジェット破損）と同等のサイズとしている。

各異物のサイズとその根拠を表 5 に示す。

表 5 異物のサイズ

	サイズ	サイズの根拠
金属反射型保温材		NUREG/CR-6808
繊維質保温材	シュレッダーで細かく裁断したロックウール	内規 別記 2
スラッジ		NUREG/CR-6224 NUREG/CR-6367
塵土		NEDO-32686-A
錆片		NEDO-32686-A
耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)		NEDO-32686-A
ケイ酸カルシウム		NEI 04-07
非 DBA 仕様塗装 (耐性未確認)		Supplement Response to Generic Letter 2004-02
耐 DBA 仕様塗装 (SA 時剥落)		NEDO-32686-A
化学影響生成異物 (A100H)	WCAP-16530 に基づき作成した A100H	WCAP-16530-NP JNES-SS-1004

(3) 試験装置

① 装置の仕様

圧損試験装置は、既工事計画書の評価に用いたモジュール試験装置とし、概要図を図1に、仕様を表6に示す。

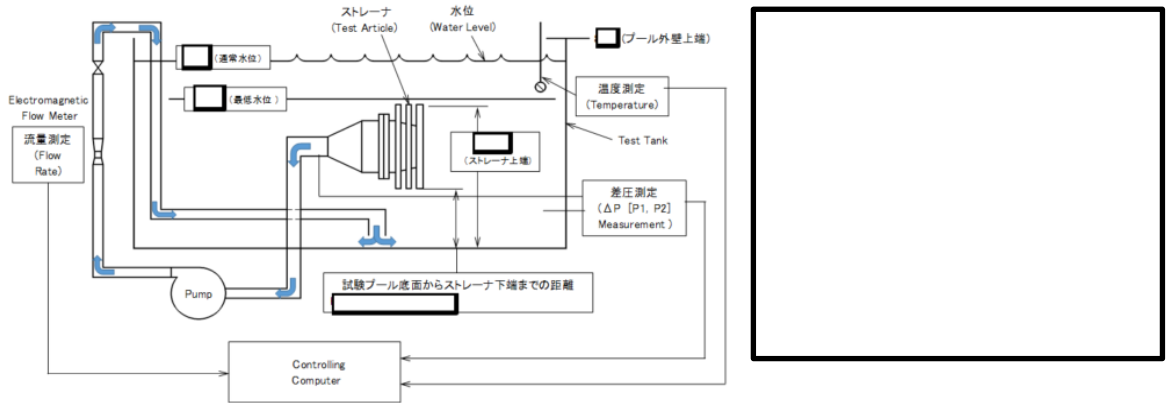


図1 モジュール試験装置概要図 (左：系統概要図 右：ストレーナ写真)

表6 モジュール試験装置の仕様

プール寸法	直径		
	深さ		
プール容量			
ポンプ最大接続個数	1台		
ポンプ能力			
ストレーナ直径			
プレート穴径			
プレート穴ピッチ			
ディスク間ギャップ			
評価用表面積			
評価用側面積			
試験プールからストレーナ下端までの距離			
攪拌機	箇所設置		

② ストレーナのマスクング

a. マスキング領域

現状使用可能な試験プールの通常水量は [] (L) であり、ストレーナの圧損試験を実施するための最小水量は [] (L) であるため、投入可能な A100H 溶液は [] (L) となる。

実機条件での A100H は [] (kg) であり、実機 ([] ft²) と試験装置 ([] ft²) の表面積比は [] であることから、試験装置に投入する A100H は [] となる。

一方、試験で投入できる A100H 溶液の濃度上限は [] (g/L) であることから、濃度上限値とした時の試験装置に投入する A100H 溶液は [] (g) ÷ [] (g/L) = [] (L) である。

投入可能な A100H 溶液は [] (L) であり、全量を投入するために、ストレーナの表面積をさらに縮小する必要がある。

その縮小の割合は、 [] / [] = [] → [] となる。

このため、以下のとおりストレーナをマスクングする。

- ・ ストレーナの表面積 = 現状表面積 × [] = [] ft² × []
- ・ ストレーナの側面積 = 現状側面積 × [] = [] ft² × []

マスクングにより、試験水量比は実機水量比に比べて小さくなり、異物濃度は、実機以上となる。

- ・ 試験水量比 (ストレーナ単位面積当たり): [] m³/m²
- ・ 実機水量比 (ストレーナ単位面積当たり): [] m³/m²

b. マスキング方向

マスクング方向は、図 2 に示すように、実機における異物の付着状況を模擬できる下向きから吸込むよう実施する*。装置内のプール水戻り配管の攪拌効果及びストレーナ設置位置とプール底面の距離を実機より短くすることで、ストレーナへの異物の移行効果を高める構成とする。

注記* : 上向きとした場合、マスクングによりフィルタ部が上向きのポケット状になることから、実機においては S/P 底部に落下するフィルタ部に付着しない異物についても、ポケット内に保持され過度の保守性を持った評価となる可能性がある。

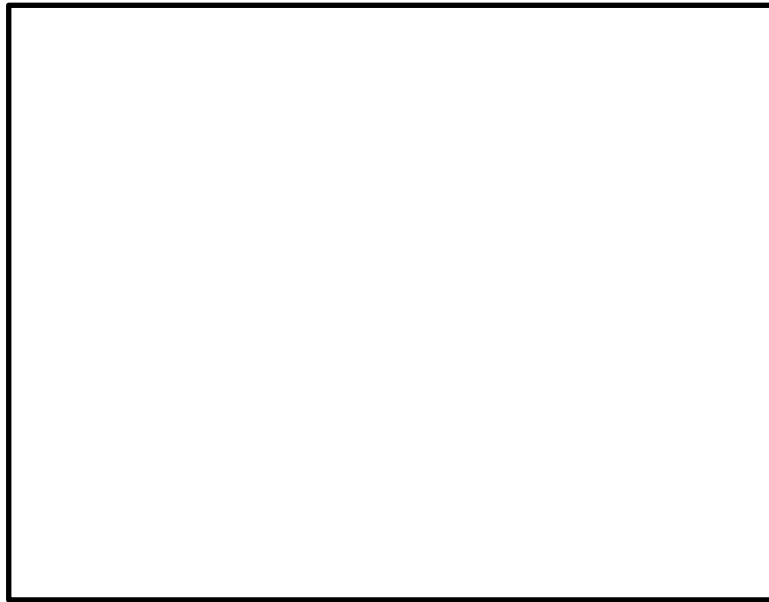


図2 マスキング概要

③ ストレーナ表面積

実機ストレーナ基準面積を表7に示す。

圧損試験で考慮するストレーナの基準面積，ストレーナ基準側面積は，下記の式で算出する。

・ストレーナ基準表面積

$$= (\text{有効表面積}) - (\text{その他異物 (ステッカー類) 付着面積} \div (\text{ストレーナ台数})) \times 0.75$$

$$= \boxed{} - \boxed{} \div 2 \text{ 個} \times 0.75 = \boxed{} \text{ m}^2$$

・ストレーナ基準側面積

$$= \boxed{} \times \boxed{} \times \pi = \boxed{} \text{ m}^2$$

$$\boxed{} \text{ m}^2 \div 0.0929 (\text{単位換算}) = \boxed{} \text{ ft}^2$$

表7 ストレーナ1個あたりの面積

系統	有効表面積	その他異物 (ステッカー類) 付着面積	ストレーナ 基準表面積	ストレーナ 基準側面積
残留熱除去系 ストレーナ	$\boxed{} \text{ m}^2$	$(\boxed{} \div 2 \text{ 個}) \text{ m}^2$	$\boxed{} \text{ m}^2$ $(\boxed{} \text{ ft}^2)$	$\boxed{} \text{ m}^2$ $(\boxed{} \text{ ft}^2)$

④ ストレーナ接近流速

接近流速は、以下の様に定義される。

$$U(\text{m/s}) = Q / (\pi \cdot D \cdot L)$$

ここで、

Q : 流量 (m³/s), D : ストレーナ直径 (m), L : 圧損評価長さ (m)

接近流速を算出するための D, L について、実機ストレーナを図 3 に示す。

今回マスキングする試験装置の接近流速算出は、実機ストレーナと同様に試験装置のストレーナ直径と圧損評価長さから算出する。

・ 実機ストレーナ接近流速

$$= \boxed{} / \boxed{} = \boxed{} \text{ m/s}$$

・ 試験装置側面積

$$= \boxed{} \text{ ft} \times \boxed{} \text{ ft} \times \pi = \boxed{} \text{ ft}^2$$

・ 試験装置側面の接近流速

$$= \boxed{} \text{ ft}^3/\text{s}^* / \boxed{} = \boxed{} \text{ ft/s} = \boxed{} \text{ m/s}$$

注記* :

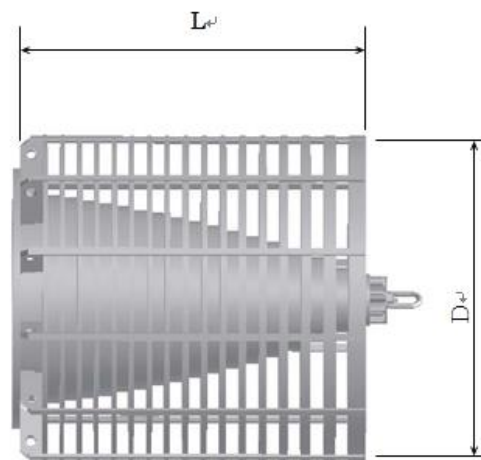


図 3 実機ストレーナ

⑤ 測定計器

試験に使用する測定計器を表 8 に示す。

表 8 計測装置の仕様

測定項目	使用計器(型式)	測定範囲
流 量 (GPM)	電磁流量計 <input type="text"/>	適用レンジ <input type="text"/>
圧 損 (in H ₂ O)	差圧変換機 <input type="text"/>	P1 : <input type="text"/> P2 : <input type="text"/>
水 温 (° F)	熱電対 <input type="text"/>	<input type="text"/>
測定間隔	データシート* に記録。 <input type="text"/>	

注記* : データシートの書式を様式 1 に示す。

3. 試験要領

(1) 試験手順

- ① 異物の準備として、繊維質保温材、耐 DBA 仕様塗装（ジェット破損）、ケイ酸カルシウム、耐 DBA 仕様塗装（SA 時剥落）を水に□時間浸す。
- ② プール内に通常水位まで水を張り、ヒータを用いて水温を所定の温度（□℃）まで上げる。
- ③ プール内の水を A100H 作成用として、ミキシングタンク□に移す。
- ④ ポンプを起動し、□GPM*の流量で安定させた後、攪拌機の運転を開始しクリーン圧損を測定する。

$$\begin{aligned} \text{注記*} &: \square \text{ m}^3/\text{h} \div 2 \text{ 個} \times \square \text{ (流量スケール比)} \times 4.402869 \text{ (単位換算)} \\ &= \square \text{ GPM} \end{aligned}$$

- ⑤ 異物を以下の順序で順次投入する。なお、異物投入位置は図 4 に示す。

- ・ 金属反射型保温材
- ・ 繊維質保温材
- ・ スラッジ
- ・ 塵土
- ・ 錆片
- ・ 耐 DBA 仕様塗装（ジェット破損）
- ・ ケイ酸カルシウム
- ・ 非 DBA 仕様塗装（耐性未確認）□
- ・ 耐 DBA 仕様塗装（SA 時剥落）

⑥ 測定

- (a) 「□×（ターンオーバー時間）」までは□分毎に圧損、流量及び水温を記録し、水面に浮遊するデブリの変化や透明度の変化が観察されたときに写真撮影を実施する。
 - (b) 「□×（ターンオーバー時間）」以降は□分毎に圧損、流量及び水温を記録し、水面に浮遊するデブリの変化や透明度の変化が観察されたときに写真撮影を実施する。
 - (c) □分間平均の圧損変化率が落ち着く（□分間の圧損変化が測定値の□%以下となる）まで圧損値を確認する。なお、測定値の□%以下が測定計器の測定限界値以下の場合には、「□×（ターンオーバー時間）」経過した時点で圧損が静定したものとみなす。
- ⑦ 化学影響生成異物を投入する。
以後、⑥ (a) ～(c)と同じ。(A100H 溶液は、WCAP-16530 に基づいて作成)
 - ⑧ 攪拌機を停止後、ポンプを停止し試験を終了する。

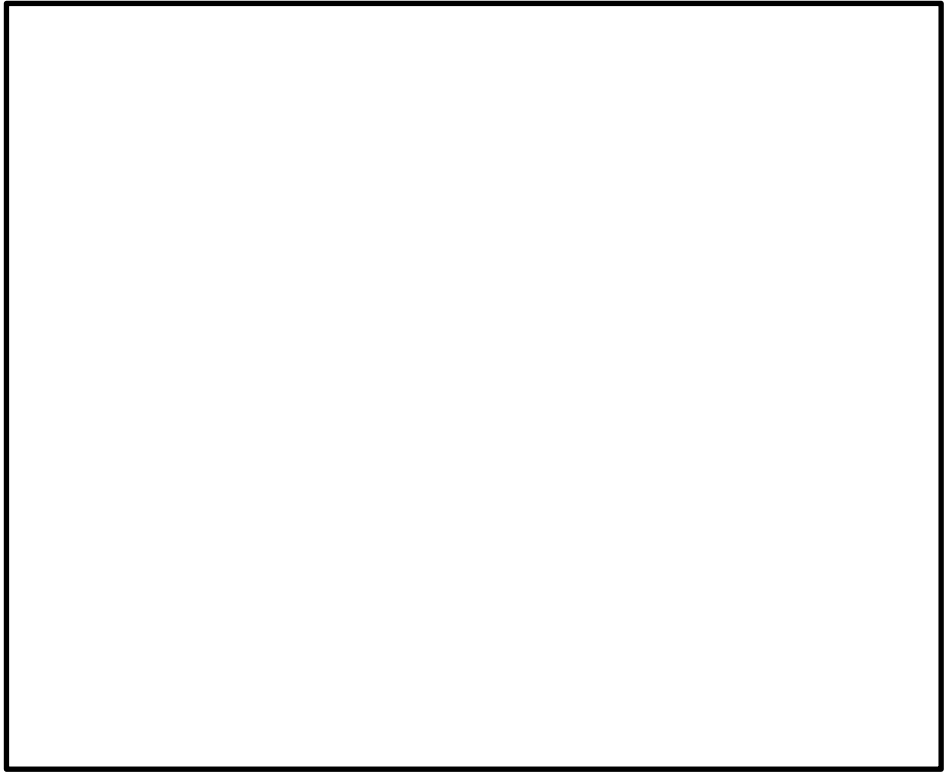


図4 異物投入位置（試験プール平面図）

(2) 実機ストレーナの圧損算出方法

下記 2 種類の方法にて実機ストレーナの圧損を算出し、保守的な方を採用する (H_{sa1} , H_{sa2} の大きい方)。

- ① 初めに、A100H 投入直前の圧損試験結果 (圧損 h_1) 及び d 値 {インターファイバーディスタンス*} を用いて実機圧損 (H_1) を算出する。

次に、A100H 投入後の圧損試験結果 (A100H 投入による圧損上昇分 h_3) を H_1 に加算して SA 時の実機圧損 (H_{sa1}) を算出する。

$$H_{sa1} = H_1 + h_3, \quad \text{ここで } h_3 = h_2 - h_1 \quad (\text{図 5 参照})$$

- ② A100H 投入後の圧損試験結果 (圧損 h_2) 及び d 値を用いて SA 時の実機圧損 (H_{sa2}) を算出する。

注記* : インターファイバーディスタンスは、繊維質間の水が通過できるスペース (距離) であり、実機模擬試験により求めた値である。

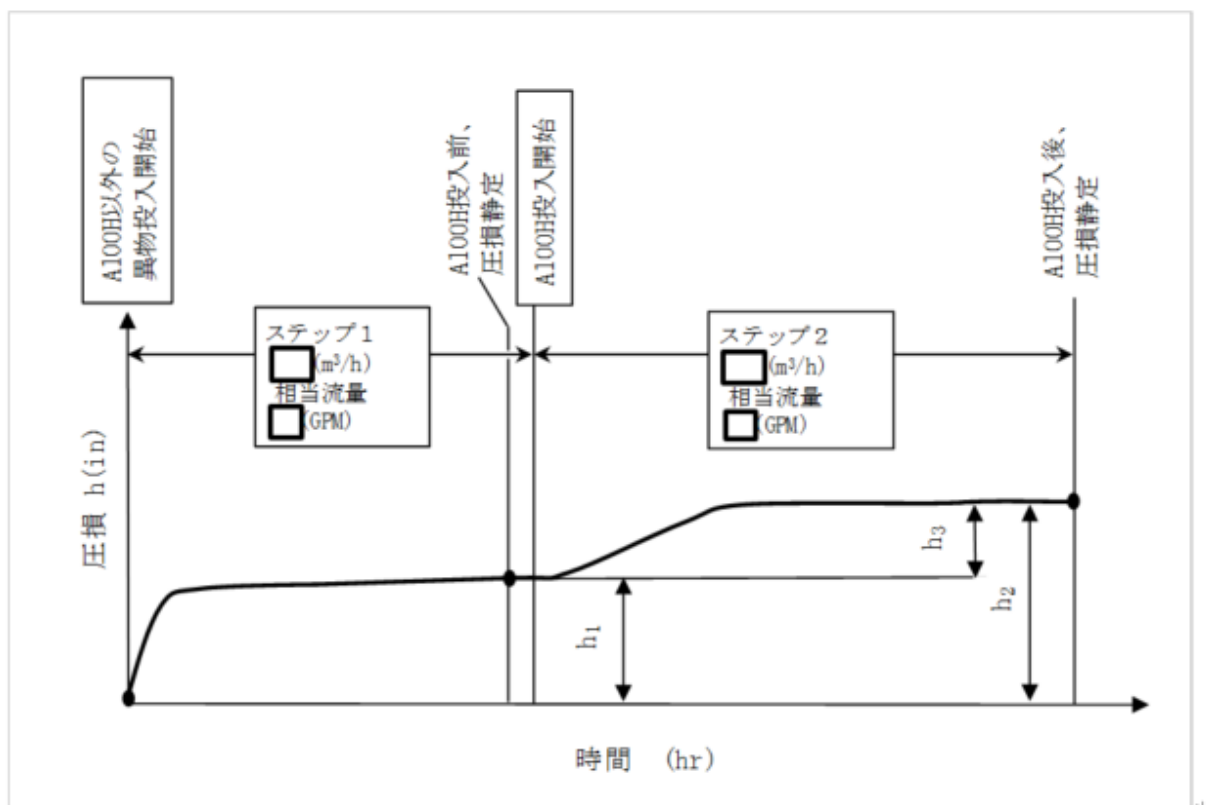
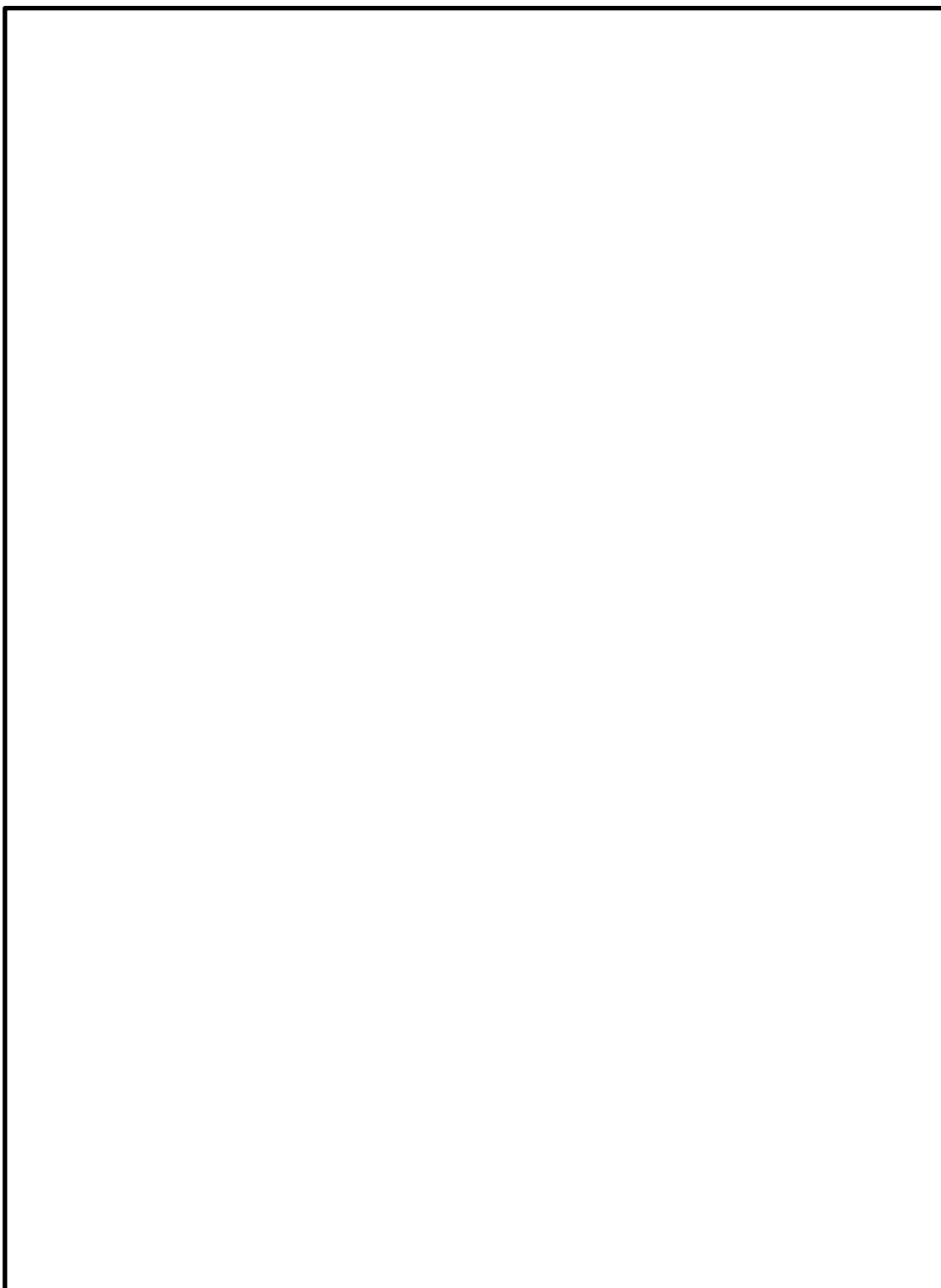


図 5 圧損試験結果の概要



4. 重大事故等時圧損試験における保守性について

GE 社製ストレーナの圧損試験の条件は、以下の保守性を有している。

4.1 重大事故等時における異物量

① 繊維質保温材

ECCS ストレーナ設計において、圧損上昇評価は圧損上昇の効果として大きな影響のある繊維質保温材の付着を前提条件としている。現状、原子炉格納容器内の繊維質保温材は、全て撤去しており、SA 環境における実力を把握するうえでは必ずしも考慮する必要はないと考えるが、本圧損試験では繊維質保温材の付着を見込んだ試験条件とする。

② 耐 DBA 仕様塗装

耐 DBA 仕様塗装は、DBA 環境（温度条件：171℃×1 時間+121℃×96 時間+93℃×72 時間）における耐性が確認された塗料であるものの、照射線量が高く、高温状態が長時間継続する SA 環境における耐性の不確かさを考慮し、保守的に重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝される耐 DBA 仕様塗装は全て剥落し、その全てが ECCS ストレーナへ移行するものとして物量を算定している。なお、現実的には耐 DBA 仕様塗装が事象初期（LOCA 発生直後のブローダウン過程）において剥落し、その全てが ECCS ストレーナへ到達するとは考えられず、後述するサブプレッションチェンバへの移行タイミング・移行量ともに保守的な試験条件とする。

③ 異物量

重大事故等時に想定する異物量は、計算値に対し下記の余裕をみて設定している。

	【異物量(計算値)】	⇒	【異物量】
繊維質保温材	: 0 (m ³)	⇒	<input type="text"/> (m ³) (0.3mm 相当)
非 DBA 仕様塗装 (耐性未確認)	: <input type="text"/> (kg)	⇒	<input type="text"/> (kg)
耐 DBA 仕様塗装 (SA 時剥離)	: <input type="text"/> (kg)	⇒	<input type="text"/> (kg)
化学影響生成異物 (A100H)	: <input type="text"/> (kg)	⇒	<input type="text"/> (kg)

④ 化学影響生成異物

溶解する構造物については、WCAP-16530 に規定されている Al, Zn に加えて、WCAP-16530 では考慮されていない Fe についても化学影響生成異物の生成に寄与するものとして考慮している。

Al, Zn の溶解速度式は、pH, 温度の関数であるが、原子炉格納容器内温度が最大となる大破断 LOCA 時注水機能喪失時の原子炉格納容器温度 (有効性評価における解析値) に余裕を見込んだ温度とし、pH 制御装置運転後は、高 pH (pH=14) を維持するものとしている。

4.2 異物の移行量

ABWR のストレーナへ到達する異物は、以下の過程を経て移行すると想定される。

- a. LOCA 発生に伴い破断口から流出した原子炉冷却材がジェット流として噴出し、破断流の影響範囲 (ZOI) 内にある保温材、塗膜片が破損飛散する。
- b. LOCA ブローダウン過程および、その後の原子炉格納容器スプレイにより飛散した異物等が洗い流され、原子炉冷却材やスプレイ水等と共に 10 本のベント管を通じてサブプレッションチェンバへ流入する。
- c. サプレッションチェンバ内の初期の過程においては LOCA 時のブローダウン過程により攪拌されている状況であり、サブプレッションチェンバに流入した異物は、LOCA 後速やかに起動した ECCS ストレーナに吸引され表面に付着する。

重大事故等時においては、

- ・耐 DBA 仕様塗装が LOCA 事象初期に全量剥離することは現実的には考えられず、実際には上記の a. ～ c. の過程の後、照射線環境、高温状態が長時間継続することで徐々に剥離し、一部がスプレイ水とともにサブプレッションチェンバへ流入すると想定され、さらにはサブプレッションチェンバ内の流況は上記の c. と比較して静定している状況と考えられる。
- ・加えて、原子炉格納容器内に均等に分布されている耐 DBA 仕様塗装については、10 本のベント管を通じてサブプレッションチェンバへ流入されるため、代替循環冷却系で兼用する ECCS ストレーナ (残留熱除去系ストレーナ(B)) の反対に位置するベント管 (5 本) から流入する異物については、ストレーナに移行するとは考えられない。
- ・また、その他の保温材等の異物についても、復水移送ポンプの使用開始は、事象発生後 22.5 時間後であり、その段階におけるサブプレッションチェンバ内の流況は、上記の c. と比較して静定している状況であり、ブローダウン過程において流入した異物は、サブプレッションチェンバ底部に沈降している状況が想定される。なお、ABWR のストレーナは、サブプレッションチェンバ底面からストレーナ下端まで約 mm であり、沈降した異物が再浮遊しストレーナへ移行することは考えられない。

しかしながら、本試験条件の前提としては、重大事故等時の破損保温材以外の異物の想定として、サブプレッションチェンバ流入後において、経路上での沈降やベント管の配置等を考慮せず、全量ストレーナに到達するとしている (ドライウエルからサブプレッションチェンバへの移行割合及びサブプレッションチェンバからストレーナへの移行割合はいずれも 100%としている)。

4.3 圧損試験における保守性

① 試験流量

重大事故等における各事象（有効性評価の事故シーケンスグループ）のうち、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温）にサブプレッションチェンバを水源として運転する代替循環冷却系の復水移送ポンプの通水流量は、 \square m³/h である。

これに対して、圧損試験時には、保守的な試験条件となるよう \square m³/h としている。

なお、重大事故等時において、ストレーナの圧損上昇が確認された場合には、逆洗等の措置により機能の回復が期待できるが、本試験は連続通水の条件にて実施する。

② 試験水量

圧損試験における水量は、異物濃度が実機で想定している異物濃度を下回らないように、ストレーナ表面積あたりの水量を少なくしている。

試験水量比（ストレーナ単位面積当たり）： \square m³/m²

実機水量比（ストレーナ単位面積当たり）： \square m³/m²

③ 温度条件

圧損試験に用いる ECCS 水源の水温は、既工事計画書同様、原子炉設置変更許可申請書添付書類十におけるサブプレッションチェンバ水温解析結果である最低温度（約 \square °C）に対して保守的により低い \square °C としている。

④ ストレーナ高さ

試験装置のストレーナ取付け高さは、実機のサブプレッションチェンバ底面からストレーナ下端までの約 \square mm であるのに対して、試験プール底面からストレーナ下端までの約 \square mm と約 \square の高さとしている。

試験装置のストレーナ下端が底面に近い位置となっているため、サブプレッションチェンバ底面近傍に存在する異物がストレーナに吸込み易い条件となっている。

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ついて
 (1) 代替循環冷却系に用いる復水移送ポンプの有効吸込水頭に関する補足説明

記載内容		根拠
項目	値	
代替循環冷却系に用いる復水移送ポンプ (評価流量: <input type="text"/> m ³ /h)		
H _a : 吸込み液面に作用する絶対圧力	<input type="text"/> m	吸込み液面に作用する絶対圧力は、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)解析より外部支援が期待できない7日後のS/C圧力が最も低くなることから、保守的に有効性評価解析結果より厳しいS/C圧力 <input type="text"/> MPa[gage]と大気圧を合わせた <input type="text"/> mとしている。
H _s : 吸込揚程	<input type="text"/> m	静水頭は、以下の差分 <input type="text"/> mとしている。 ●水源の水位: T.M.S.L. <input type="text"/> m (サブプレッションプールの最低水位) 水源の水位としては、プラント運転時のサブプレッションプールの最低水位とした。 ●ポンプの吸込み口高さ: T.M.S.L. <input type="text"/> m
H ₁ : ポンプ吸込配管圧損	<input type="text"/> m	サブプレッションプールから復水移送ポンプまでの配管及び弁類圧損は、復水移送ポンプが以下の流量*1で運転することを想定する。 この場合、サブプレッションプールから復水移送ポンプまでの配管及び弁類圧損の合計値は、 <input type="text"/> mとなる。 ●復水移送ポンプ: <input type="text"/> m ³ /h×2台 ポンプ吸込配管中の圧損は、圧損合計値より <input type="text"/> mに設定する。 注記*1: サプレッションプールから復水移送ポンプの吸込配管は、残留熱除去系ポンプ、高圧炉心注水系ポンプ、原子炉隔離時冷却系ポンプ及び高圧代替注水系ポンプ並びに低圧代替注水系、格納容器下部注水系及び代替格納容器スプレイ系に用いる復水移送ポンプと共用する部分があるが、同時使用しない運用であるため、残留熱除去系ポンプ等の運転流量を圧損計算上で考慮する必要はない。
H ₂ : 異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損	<input type="text"/> m	異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損を、以下に示す。 ●ストレーナ本体部圧損: <input type="text"/> m ●ティー部圧損: <input type="text"/> m 合計 <input type="text"/> mを保守的に丸めて <input type="text"/> mとする。
H ₃ : 異物付着による圧損上昇	<input type="text"/> m	異物付着による圧損上昇は、以下の数値を合計して求める。[算出条件: 復水移送ポンプの評価流量(保守的に <input type="text"/> m ³ /h)を使用] ●金属反射型保温材の付着による圧損上昇: <input type="text"/> m ●繊維質*2, 粒子状の異物*2 及び化学影響生成異物による圧損上昇: <input type="text"/> m 合計値である <input type="text"/> mとしている。 注記*2: 原子炉格納容器内の繊維質保温材はすべて撤去しているため考慮する必要はないが、NEDO-32721式を適用するにあたり繊維質ゼロでは評価できないため、繊維質ゼロ相当(薄膜効果の発生開始3mmの1/10)として0.3mm相当の繊維質を考慮している。 NEDO-32721式におけるd値は、ストレーナ圧損試験結果から下式にて求める。 ・繊維質異物, 粒子状異物及び化学影響生成異物付着による圧損 $d = \sqrt{\frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g} \cdot \frac{K_h}{h}} = \text{(ft)} \times 0.3048 \text{ (m/ft)} = \text{(m)}$ ここで, $h = \text{(ft)}, \mu / \rho = \text{(ft}^2\text{/s)}$ (試験水温 <input type="text"/> °C), $U = \text{(ft/s)}$, $t = \text{(ft)}$, $g = 32.2 \text{ (ft/s}^2\text{)}$, $K_h = \text{$ ここで算出されたd値に基づき、事故時の環境を想定した圧損評価を実施している。 $h = \frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g \cdot d^2} \cdot K_h = \text{(m)}$ ここで, $d = \text{(m)}, \mu = \text{(Pa} \cdot \text{s)}$ (評価水温 <input type="text"/> °C), $U = \text{(m/s)}$, $t = \text{(m)}$, $\rho = \text{(kg/m}^3\text{)}$ (評価水温 <input type="text"/> °C) $g = 9.80665 \text{ (m/s}^2\text{)}$, $K_h = \text{$
h _s : ポンプ吸込口における飽和蒸気圧水頭	5.9 m	重大事故等時における復水移送ポンプの最高使用温度 85°Cにおける飽和蒸気圧水頭として、5.9 mとしている。
有効 NPSH (H _a +H _s -H ₁ -H ₂ -H ₃ -h _s)	<input type="text"/> m	有効 NPSH は、以下の計算式により算出している。 有効 NPSH = H _a + H _s - H ₁ - H ₂ - H ₃ - h _s = <input type="text"/> - 5.9m = <input type="text"/> m
必要 NPSH	<input type="text"/> m	代替循環冷却系に用いる復水移送ポンプ運転流量 <input type="text"/> m ³ /hにおける必要 NPSH としてポンプ性能より設定している。 以上の計算結果より、有効 NPSH と必要 NPSH との関係は以下のとおりとなり、必要 NPSH が確保されることからポンプ運転状態として問題ない結果となる。 有効 NPSH: <input type="text"/> m > 必要 NPSH: <input type="text"/> m

重大事故等時の発生異物量算出方法について

重大事故等時において追加発生を考慮する耐 DBA 仕様塗装の塗装重量及び化学影響生成異物の発生量は、いずれも原子炉格納容器内の構造物の表面積を基に算出している。

本別紙では、原子炉格納容器内の構造物の表面積の算出について示したのち、耐 DBA 仕様塗装の塗装重量及び化学影響生成異物の発生量について示す。

1. 原子炉格納容器内の構造物の表面積について

重大事故等時において新たに発生が想定される、耐 DBA 仕様塗装量及び化学影響生成異物量の算出のため、原子炉格納容器内の構造物の表面積調査の概要及び調査結果を示す。

1.1 調査概要

原子炉格納容器内の構造物のうち、以下に該当する構造物の表面積を算出する。
調査対象を表別 1-1 に示す。

表別 1-1 原子炉格納容器内の調査対象

発生異物	調査対象	代表的な構造物
耐 DBA 仕様塗装	原子炉格納容器内に設置されており、耐 DBA 仕様塗装が使用されている構造物。	RCCV 壁面・床面 機器類 配管・弁類 架台・サポート類
化学影響生成異物*1	Al アルミニウム, 又は Al を含む合金メッキの構造物	保温材外装板 電線管*2 計測器
	Zn 亜鉛メッキ鋼, Zn を含む合金メッキの構造物, 及びジンク系塗装が使用されている構造物	グレーチング 電線管*2
	Fe 炭素鋼材料の構造物, 亜鉛メッキ鋼の構造物	耐 DBA 仕様塗装が使用されている構造物のうち, 炭素鋼材料の構造物

注記*1: ドライウエル (上部ドライウエル及び下部ドライウエル) 内に設置されている塗装された構造物については、重大事故等時において原子炉格納容器内環境に直接曝される塗装の全量剥落を想定するため、下地の金属材料からの溶解を考慮する。

*2: 電線管に使用している Al-Zn めっきは、Al : Zn の重量比が : であるため、全表面積を Al, Zn の重量比で按分して評価する。

1.2 表面積の算出手順

抽出された対象構造物の表面積の算出に当たっては、構造図等の設計図面を用いて、以下のように算出する。構造物の表面積算出方法を表別 1-2 に示す。

表別 1-2 構造物の表面積算出方法

No.	設備種別	算出方法
1	RCCV 関係	構造図等を用いて、構成部品単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて設備の表面積とする。
2	配管・弁類	配管図を用いて、配管外周、配管長から配管の表面積を算出する。弁類についても配管と同様に表面積を算出する。
3	配管サポート	<p>【大口径 (65A 以上)】 サポート図を用いて、配管サポートの構成部材単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて配管サポートの表面積とする。</p> <p>【小口径 (50A 以下)】 配管口径毎に設定した代表形状の配管サポートの表面積とサポート点数を掛け合わせ配管サポートの表面積とする。 代表形状の配管サポートの表面積は、構成部材単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて算出する。 また、サポート点数は、配管図を用いて、配管長、サポート間隔 (最も短いサポート間隔を用いる) から算出する。</p>
4	ダクト類	ダクト図を用いて、ダクト外周 (折込部も外周として加算する)、ダクト長さから表面積を算出する。
5	電線管	<p>【電線管】 電線管配置図を用いて、外周、長さから表面積を算出する。</p> <p>【電線管サポート】 代表形状の電線管サポートの表面積とサポート点数を掛け合わせ電線管サポートの表面積とする。 代表形状の電線管サポートの表面積は、構成部材単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて算出する。 また、サポート点数は、電線管配置図を用いて、電線管長、サポート間隔 (最も短いサポート間隔) から算出する。</p>
6	機器	構造図等を用いて、構成部品単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて設備の表面積とする。
7	その他	<p>構造図等を用いて、構成部品単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて設備の表面積とする。</p> <p>(チェンブロック、モノレール等)</p>

1.3 調査結果

上部ドライウエル内の構造物の表面積調査結果を表別 1-3 に、下部ドライウエル内の構造物の表面積調査結果を表別 1-4 に、サブプレッションチェンバ内の構造物の表面積調査結果を表別 1-5 に示す。

表別 1-3 上部ドライウエル内構造物及び表面積一覧

分類	構造物	構造物 表面積 (m ²)	耐 DBA 仕様 塗装面積 (m ²)	溶解表面積 (m ²)		
				Al	Zn	Fe
RCCV 関係	上鏡					
	下フランジ					
	トップスラブライナ					
	ライナ					
	ハッチ類					
	ドライウエル貫通部					
	ドライウエルスプレイ管					
	ダイヤフラムフロア貫通部					
	原子炉遮へい壁					
	中性子遮へいプラグ					
	RPV スタビライザ					
	燃料交換ベローズ					
	バルクヘッドプレート					
	ドライウエル床					
	DEPSS					
	グレーチング					
その他構造物						
配管・弁類	配管・弁					
	保温材外装板					
配管 サポート	大口径配管サポート					
	小口径配管サポート					
ダクト類	ダクト					
	ダクトサポート					
電線管	電線管					
	電線管サポート					
ケーブル トレイ	ケーブルトレイ					
	トレイサポート					

分類	構造物	構造物 表面積 (m ²)	耐 DBA 仕様 塗装面積 (m ²)	溶解表面積 (m ²)		
				Al	Zn	Fe
機器 (D/W クーラ)	DWC 送風機					
	DWC 冷却器					
	DWC 除湿冷却器					
その他	電気関係品 (P. BOX 等)					
	チェンブロック					
	モノレール					
	SRV 運搬台車類					
	操作架台					
合 計						

注記* : 非 DBA 仕様塗装を使用している。物量については、表 2-1 に示す。

表別 1-4 下部ドライウェル内構造物及び表面積一覧

分類	構造物	構造物 表面積 (m ²)	耐 DBA 仕様 塗装面積 (m ²)	溶解表面積 (m ²)		
				Al	Zn	Fe
RCCV 関係	原子炉圧力容器基礎					
	制御棒駆動機構レストレン トビーム					
	ハッチ類					
	アクセストンネル					
	貫通部					
	真空破壊弁					
	グレーチング					
	共用ストラクチャ					
	その他構造物					
配管・弁類	配管・弁					
	保温材外装板					
配管サポート	大口径配管サポート					
	小口径配管サポート					
ダクト類	ダクト					
	ダクトサポート					
電線管	電線管					
	電線管サポート					
機器 (CRD 交換機)	旋回レール架台					
	プラットホーム					
	取扱装置					
機器 (RIP)	RIP 昇降装置					
機器 (D/W サンプ)	D/W HCW サンプポンプ					
	D/W LCW サンプポンプ					
	D/W LCW サンプ冷却器					
その他	電気関係品 (P. BOX 等)					
	操作架台					
合 計						

注記* : 非 DBA 仕様塗装を使用している。物量については、表 2-1 に示す。

表別 1-5 サプレッションチェンバ内構造物及び表面積一覧

分類	構造物	構造物 表面積 (m ²)	耐 DBA 仕様 塗装面積 (m ²)	溶解表面積 (m ²)		
				Al	Zn	Fe
RCCV 関係	ライナ					
	原子炉圧力容器基礎					
	ハッチ類					
	貫通部					
	サプレッションチェンバ プラットフォーム					
	ダイヤフラムフロア シールプレート					
	グレーチング					
	底部ライナ					
	サプレッションチェンバ スプレイ管					
	真空破壊弁					
	その他構造物					
配管・弁類	配管・弁					
配管サポート	大口径配管サポート					
電線管	電線管					
	電線管サポート					
その他	電気関係品 (P. BOX 等)					
	合 計					

2. 重大事故等時において追加発生を考慮する耐 DBA 仕様塗装の発生量

重大事故等時には、設計基準事故時よりも照射線量が高く、高温状態が長期間維持されることから、耐性の不確かさを考慮し、保守的に重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝されるもの全量剥落を想定する。また、ドライウエル内の塗装については、塗装分布、ベント管の配置及び吹出方向に依らず、保守的に全量が ECCS ストレーナに移行することを想定する。

塗装重量は、原子炉格納容器内の塗装されている構造物の表面積に、塗装膜厚及び塗装密度を掛けることで算出する。

重大事故等時の環境において剥落すると想定した耐 DBA 仕様塗装の算出結果を表別 1-6 に示す。

表別 1-6 耐 DBA 仕様塗装物量 (SA 環境剥落) の算出結果

	構造物の全表面積*1 (m ²)	塗装膜厚 (mm)	塗装密度 (g/cm ³)	塗装重量*3 (kg)
耐 DBA 仕様塗装 (上部ドライウエル)		塗装要領 より個別 に設定し ている。	□ *2	
耐 DBA 仕様塗装 (下部ドライウエル)				
耐 DBA 仕様塗装 (サブプレッションチェンバ)				
合 計				

注記*1：原子炉格納容器内の構造物の表面積算出については、別紙に示す。

*2：エポキシ系塗装の密度の代表値として□ g/cm³と設定している。

*3：塗装重量の算出においては、保守的に裕度 1.1 倍を見込んで算出する。

以上より、重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝される耐 DBA 仕様塗装の全量である□ kg を保守的に丸め、□ kg とする。

3. 化学影響生成異物の発存量

化学影響生成異物の発存量は、自主対策設備である格納容器 pH 制御設備によりサプレッションプール水に添加する水酸化ナトリウムと原子炉格納容器内に存在する構造物（Al, Zn, Fe を含むもの*）との化学反応により生成する量を、WCAP-16530 及び JNES-SS-1004 に基づき算出する。

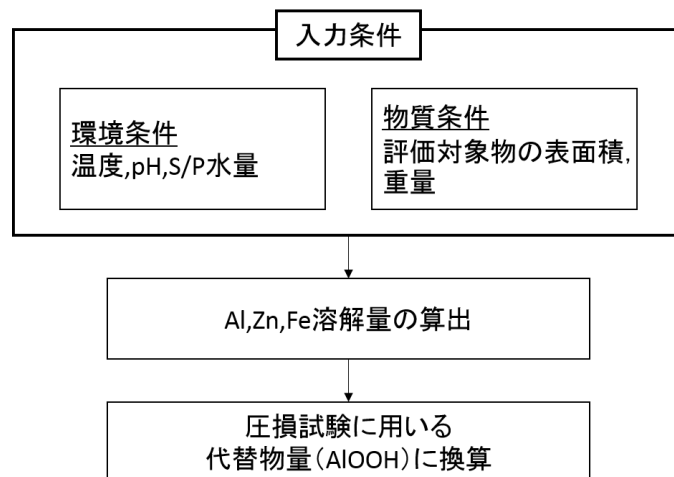
注記*：原子力安全基盤機構の調査では、国内プラントは従来から化学影響の主要因と考えられているアルミニウムや断熱材の腐食に加え、炭素鋼と亜鉛メッキ鋼腐食の影響が大きくなる傾向が示唆されており、JNES-SS-1004 にて提案している化学影響評価手法においても、Zn と Fe の影響を考慮することが推奨されている。

3.1 算出手順

WCAP-16530 に規定されている化学影響生成異物の発存量（析出量）の計算手順は、原子炉格納容器内に存在する構造物（Al, Zn を含むもの）の表面積に対し、原子炉格納容器内環境条件（温度、pH）を考慮して算出した溶解速度式を掛けることで、Al, Zn の溶解量を算出する。また、WCAP-16530 では考慮されていない Fe についても、Al, Zn 同様に炭素鋼の腐食速度から溶解量を算出する。

化学影響生成異物による圧損評価においては、JNES-SS-1004 より、析出物と同等の圧損影響がある圧損試験代替物（AlOOH）の量に換算し、圧損試験に用いる。

圧損評価に使用する化学影響生成異物量の算定フローを、図別 1-1 に示す。



図別 1-1 化学影響生成異物量の算定フロー

3.2 環境条件及び物質条件

溶解速度式の環境条件を表別1-7に示す。また、原子炉格納容器内に存在する構造物のうち、Al, Zn, Feを含む構造物の表面積の調査結果を表別1-8に示す。

表別1-7 想定する原子炉格納容器環境条件

項目	評価条件	
想定シナリオ	雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温） （代替循環冷却を使用する場合）	
評価期間	事故発生から30日間（720時間）*	
原子炉格納容器内温度	【ドライウエル】 0～72hr：200℃ 72～168hr：145℃ 168～720hr：110℃	【サブプレッションプール】 0～12hr：160℃ 12～168hr：175℃ 168～720hr：150℃
S/P スプレイ水のpH	【ドライウエル】 NaOH注入前：5.6 （0～0.5hr後） NaOH注入後：14 （0.5hr以降）	【サブプレッションプール】 NaOH注入前：5.6 （0～0.5hr後） NaOH注入後：14 （0.5hr以降）

注記*：事故発生から7日以降は、逆先等によるストレーナの性能回復が可能であることから、30日間の発生量が単一ストレーナに付着する想定は十分保守的である。

表別1-8 Al, Zn, Feを含む構造物の表面積

	Al (m ²)		Zn (m ²)		Fe (m ²)	
上部ドライウエル						
下部ドライウエル						
サブプレッションチェンバ						
合計						

3.3 溶解量評価

3.3.1 アルミニウム (Al) の溶解速度

Al の溶解速度式における係数を表別 1-9 に示す。

表別 1-9 Al の溶解速度式における係数

元素	溶解速度式	単位	係数	
Al	$RR = 10^{[A+B(pH)+C(1000/T)+D(pH)^2+E(pH)/(1000/T)]}$	mg/(m ² ・min)	A	
			B	
			C	
			D	
			E	

3.3.2 亜鉛 (Zn) の溶解速度

Zn の溶解速度式と係数を表別 1-10 に示す。

表別 1-10 Zn の溶解速度式における係数

元素	溶解速度式	単位	係数	
Zn	$RR = 10^{[A+B(pH)+C(1000/T)+D(pH)^2+E(pH)/(1000/T)]}$	mg/(m ² ・min)	A	
			B	
			C	
			D	
			E	

3.3.3 炭素鋼 (Fe) の溶解速度

炭素鋼の溶解速度は WCAP-16530 に記載されていないことから、炭素鋼の腐食速度の文献値*1である 100 mdm (mg/dm²・month) (40°C~200°C, 純水*2) を用いて溶解量进行评估する。

注記*1: E. G. Brush, W. L. Pearl, “Corrosion and Corrosion Product Release in Neutral Feedwater”, Corrosion, 28, 129-135 (1972)

*2: 炭素鋼の腐食は、事故時に想定されるアルカリ環境において、純水環境よりも抑制されるが、保守的に純水における腐食速度を適用する。

丹野和夫, 湊昭 “火力および BWR 発電プラントにおける腐食による障害と水処理”

3.4 溶解量の評価

Al, Zn, Fe を含む構造物の表面積及び溶解速度から、各金属の溶解量を算出する。また、WCAP-16530 及び JNES-SS-1004 に基づき、溶解した金属全てが水酸化物として析出すると想定する。各金属の溶解量及び生成することが想定される析出物を表別 1-11 に示す。

表別 1-11 各金属の溶解量と想定される析出物

材料	表面積 (m ²)	溶解速度 (mg/m ² ・min)	溶解量 (kg)	想定される析出物
アルミニウム (Al)				Al(OH) ₃
亜鉛 (Zn)				Zn(OH) ₂
炭素鋼 (Fe)				Fe(OH) ₂

3.5 化学影響生成異物量の評価結果

圧損試験においては、各金属の溶解量と同等の圧損影響となるオキシ水酸化アルミニウム (Al(OH)₃) を使用するため、各金属の溶解を換算し代替物量 (Al(OH)₃ 相当量) を求める。

3.5.1 代替物量評価

各金属の Al(OH)₃ への換算係数 (JNES-SS-1004 に規定されている換算係数) を表別 1-12 に示す。

表別 1-12 各金属の Al への換算係数

材料	Al への換算係数
アルミニウム (Al)	1
亜鉛 (Zn)	0.2
炭素鋼 (Fe)	2

3.5.2 化学影響生成異物量評価結果

各金属の溶解量及び圧損試験に用いる代替物量 (Al(OH)₃) の算出結果を表別 1-13 に示す。

表別 1-13 各金属の溶解量及び圧損試験代替物量

元素	溶解量 (kg)	化学影響生成異物量	
		換算係数	代替物量 (kg)
アルミニウム (Al)		1	
亜鉛 (Zn)		0.2	
炭素鋼 (Fe)		2	
合計			

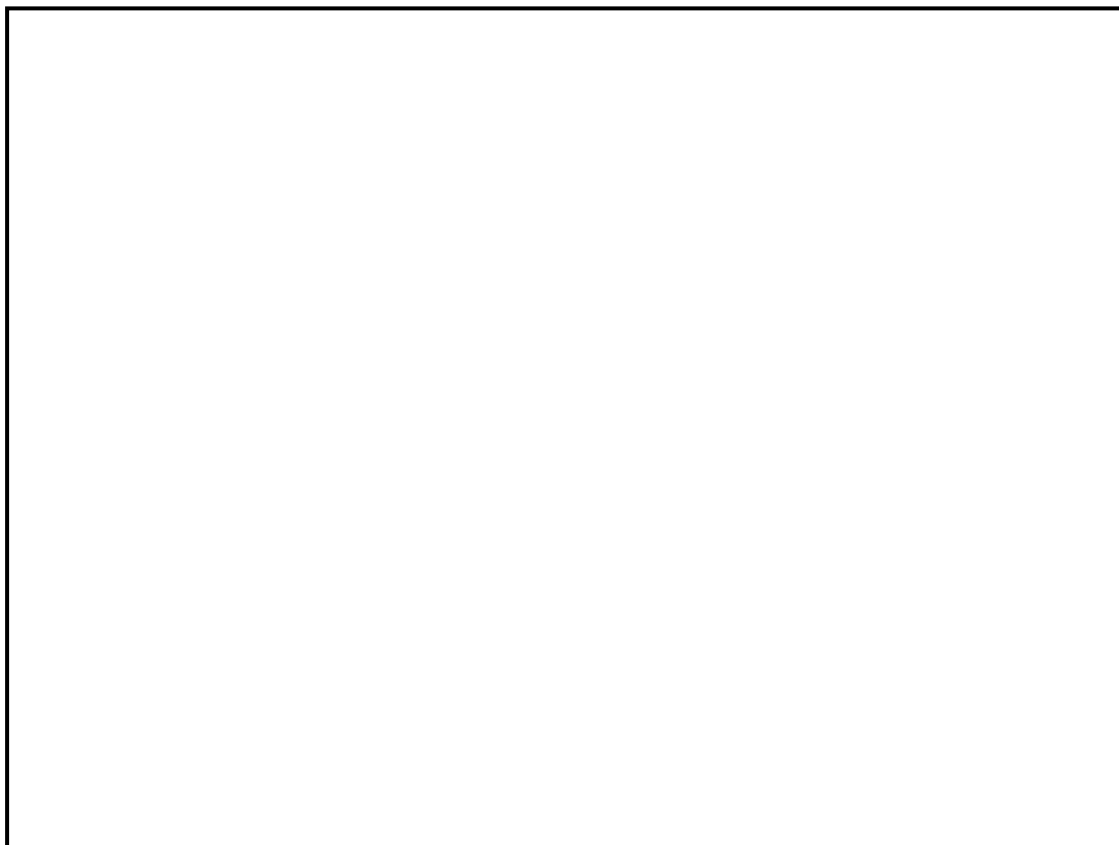
以上より、圧損評価に用いる化学影響生成異物量としては、代替物量の合計値 kg を保守的に丸めた kg とする。

下部ドライウエルから サプレッションプールへの異物流入経路について

下部ドライウエル内で発生した異物のサプレッションプールへの流入経路は、以下のとおりである。流入経路の概要図を図別 2-1 に示す。

- ① 事象発生から 22.5 時間後において代替循環冷却系を運転し、破断口から復水移送ポンプの流量（ m³/h）相当の水が下部ドライウエルへ流入する。
- ② 下部ドライウエルの水位が上昇し、ベント管のリターンラインを超えた場合、上澄みがベント管内へ流出する。これに伴い、水面付近の比重が小さい異物がベント管内へ移行する。
- ③ ベント管内へ流入した異物は、その流入速度が小さいため、比重が小さい異物はサプレッションプール水面と同じ水位に留まる。

以上より、下部ドライウエルからベント管内へ移行し得る比重が小さい異物は、水面付近に存在するものであり、これらの異物がベント管内へ移行したとしても、サプレッションプール水面付近に存在することから、吐出管からサプレッションプール内へ流入する可能性は低いと考えられる。また、比重が大きい異物については下部ドライウエル内に沈降し、ベント管内へ移行することはないと推測される。



図別 2-1 下部ドライウエル内異物のサプレッションプールへの流入経路