

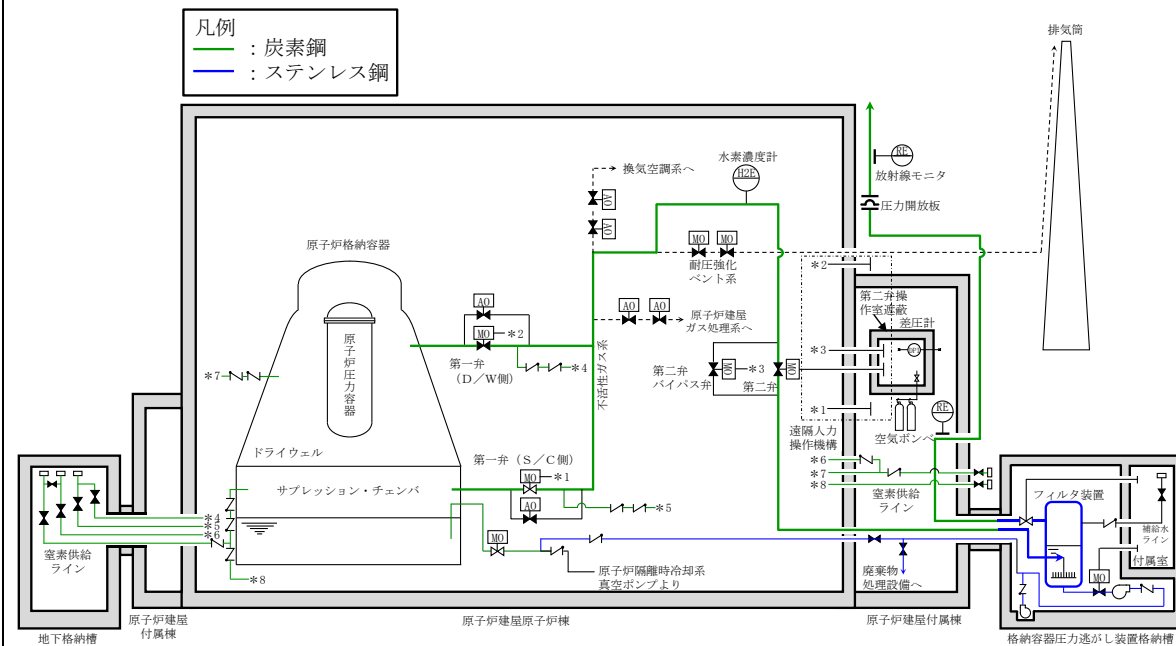
格納容器圧力逃がし装置の漏えいに対する考慮について

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に、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、シリコン系等の防食塗装を行う。

第1表に主要な設計条件を、第1図に材質範囲を示す。

第1表 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]
最高使用温度	200℃
機器クラス	重大事故等クラス2
耐震仕様	基準地震動 S _s にて機能維持



第1図 フィルタ装置及び配管の材質範囲

格納容器フィルタベント系の漏えいに対する考慮について

格納容器フィルタベント系は、フィルタ装置入口配管、フィルタ装置（スクラバ容器、銀ゼオライト容器）、フィルタ装置出口配管等で構成し、材料としては、ステンレス鋼、炭素鋼を使用し、重大事故時においても所定の機能を確保・維持できるように、使用環境を考慮した設計条件を設定し、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、エポキシ系等の防食塗装を行う。

格納容器フィルタベント系の構造に関わる主な設計条件を表1、格納容器フィルタベント系の材料範囲図を図1に示す。

表1 格納容器フィルタベント系の主な構造設計条件

項目	設計条件
最高使用圧力	853kPa [gage] (流量制限オリフィスまで) 427kPa [gage] (流量制限オリフィス以降)
最高使用温度	200℃
機器クラス	重大事故等クラス2
耐震仕様	基準地震動 S _s にて機能維持

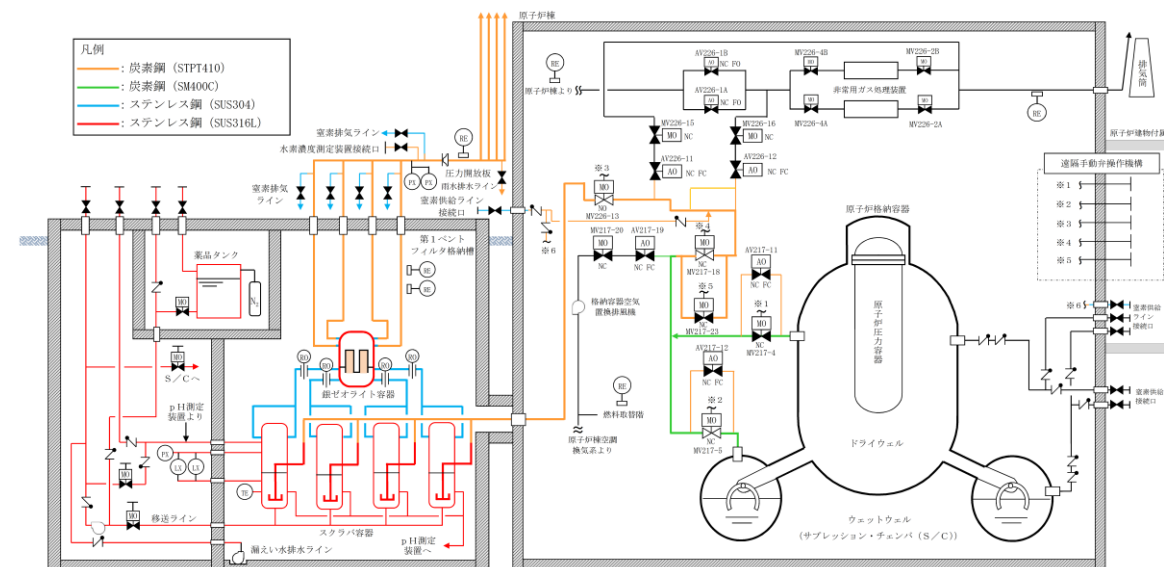


図1 格納容器フィルタベント系の材料範囲図

・設計条件の相違
島根2号炉は MARK-I 型の格納容器であり、東海第二とは最高使用圧力が異なる

・設備の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考												
<p>スクラビング水と接液する各部位については、スクラビング水の性状（高アルカリ性）と重大事故等時に格納容器より放出される放射性物質を捕集・保持すること（高線量）を考慮して、クラス2設計による頑健性に加え、漏えい対策として設計上の考慮事項を設けている。</p> <p>具体的な設計上の考慮事項を第2表に示す。</p> <p style="text-align: center;">第2表 各部位の設計上の考慮事項</p> <table border="1" data-bbox="201 604 1261 1417"> <thead> <tr> <th>部位</th> <th>設計考慮内容</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>フィルタ装置</td> <td> <ul style="list-style-type: none"> 溶接部は JSME 規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 スクラビング水が高アルカリ性（）であること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（～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。 スクラビング水の水面より高い位置にマンホールを設置し、漏えいのリスクを低減した設計としている。 </td> </tr> <tr> <td>配管・弁</td> <td> <ul style="list-style-type: none"> 容器、配管、弁の接続部は原則溶接構造とし、漏えいのリスクを低減した設計とする。溶接部は JSME 規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 フランジ接続部は、適切なガスケットパッキンを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る。（第3表参照） 接液部は、スクラビング水が高アルカリ性（）であること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（～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。 </td> </tr> </tbody> </table>	部位	設計考慮内容	フィルタ装置	<ul style="list-style-type: none"> 溶接部は JSME 規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 スクラビング水が高アルカリ性（）であること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（～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。 スクラビング水の水面より高い位置にマンホールを設置し、漏えいのリスクを低減した設計としている。 	配管・弁	<ul style="list-style-type: none"> 容器、配管、弁の接続部は原則溶接構造とし、漏えいのリスクを低減した設計とする。溶接部は JSME 規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 フランジ接続部は、適切なガスケットパッキンを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る。（第3表参照） 接液部は、スクラビング水が高アルカリ性（）であること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（～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。 	<p>格納容器フィルタベント系のうち、スクラバ容器については、容器内部に保有しているスクラビング水の通常状態での性状（高アルカリ性）と重大事故時に放出される放射性物質を捕集・保持すること（高線量下）を考慮して、頑健性を高めた構造設計に加えて、スクラビング水の漏えい防止対策として、スクラバ容器接液部における設計上の考慮事項を設けている。スクラビング水の漏えい防止に係る設計上の具体的な考慮事項を表2、格納容器フィルタベント系の構造概略図を図2に示す。</p> <p style="text-align: center;">表2 スクラビング水の漏えい防止に係る設計上の考慮事項</p> <table border="1" data-bbox="1299 604 2410 1738"> <thead> <tr> <th>接液部</th> <th>漏えい防止に係る設計上の考慮事項</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>スクラバ容器本体</td> <td> <ul style="list-style-type: none"> マンホール蓋は溶接閉止構造とし、漏えいポテンシャルを低減した設計とする。溶接部は、製作時に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。 接液部は、化学薬剤（）が添加されたスクラビング水に通常晒されること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定することにより、漏えいポテンシャルの低減を図る。 </td> </tr> <tr> <td>配管・弁 ・ベントガス入口管 ・ドレンライン ・容器連絡管 ・計装ライン</td> <td> <ul style="list-style-type: none"> 容器・配管・弁の取り合いは、原則溶接接続とし、漏えいポテンシャルを低減した設計とする。溶接部は、製作時に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。 弁箱と弁蓋の取り合い部のようなフランジ接続部は、適切なガスケットパッキンを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る。（表3参照） 接液部は、化学薬剤（）が添加されたスクラビング水に通常晒されること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定することにより、漏えいポテンシャルの低減を図る。 </td> </tr> </tbody> </table>	接液部	漏えい防止に係る設計上の考慮事項	スクラバ容器本体	<ul style="list-style-type: none"> マンホール蓋は溶接閉止構造とし、漏えいポテンシャルを低減した設計とする。溶接部は、製作時に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。 接液部は、化学薬剤（）が添加されたスクラビング水に通常晒されること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定することにより、漏えいポテンシャルの低減を図る。 	配管・弁 ・ベントガス入口管 ・ドレンライン ・容器連絡管 ・計装ライン	<ul style="list-style-type: none"> 容器・配管・弁の取り合いは、原則溶接接続とし、漏えいポテンシャルを低減した設計とする。溶接部は、製作時に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。 弁箱と弁蓋の取り合い部のようなフランジ接続部は、適切なガスケットパッキンを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る。（表3参照） 接液部は、化学薬剤（）が添加されたスクラビング水に通常晒されること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定することにより、漏えいポテンシャルの低減を図る。 	
部位	設計考慮内容													
フィルタ装置	<ul style="list-style-type: none"> 溶接部は JSME 規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 スクラビング水が高アルカリ性（）であること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（～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。 スクラビング水の水面より高い位置にマンホールを設置し、漏えいのリスクを低減した設計としている。 													
配管・弁	<ul style="list-style-type: none"> 容器、配管、弁の接続部は原則溶接構造とし、漏えいのリスクを低減した設計とする。溶接部は JSME 規格に基づき非破壊検査を実施し、欠陥がないことを確認する。 フランジ接続部は、適切なガスケットパッキンを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る。（第3表参照） 接液部は、スクラビング水が高アルカリ性（）であること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（～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。 													
接液部	漏えい防止に係る設計上の考慮事項													
スクラバ容器本体	<ul style="list-style-type: none"> マンホール蓋は溶接閉止構造とし、漏えいポテンシャルを低減した設計とする。溶接部は、製作時に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。 接液部は、化学薬剤（）が添加されたスクラビング水に通常晒されること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定することにより、漏えいポテンシャルの低減を図る。 													
配管・弁 ・ベントガス入口管 ・ドレンライン ・容器連絡管 ・計装ライン	<ul style="list-style-type: none"> 容器・配管・弁の取り合いは、原則溶接接続とし、漏えいポテンシャルを低減した設計とする。溶接部は、製作時に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。 弁箱と弁蓋の取り合い部のようなフランジ接続部は、適切なガスケットパッキンを使用し、ボルトの締め付け管理により、漏えい防止を図る。（表3参照） 接液部は、化学薬剤（）が添加されたスクラビング水に通常晒されること、重大事故におけるベント時にはスクラビング水が高温（200℃）となることを考慮し、耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定することにより、漏えいポテンシャルの低減を図る。 													

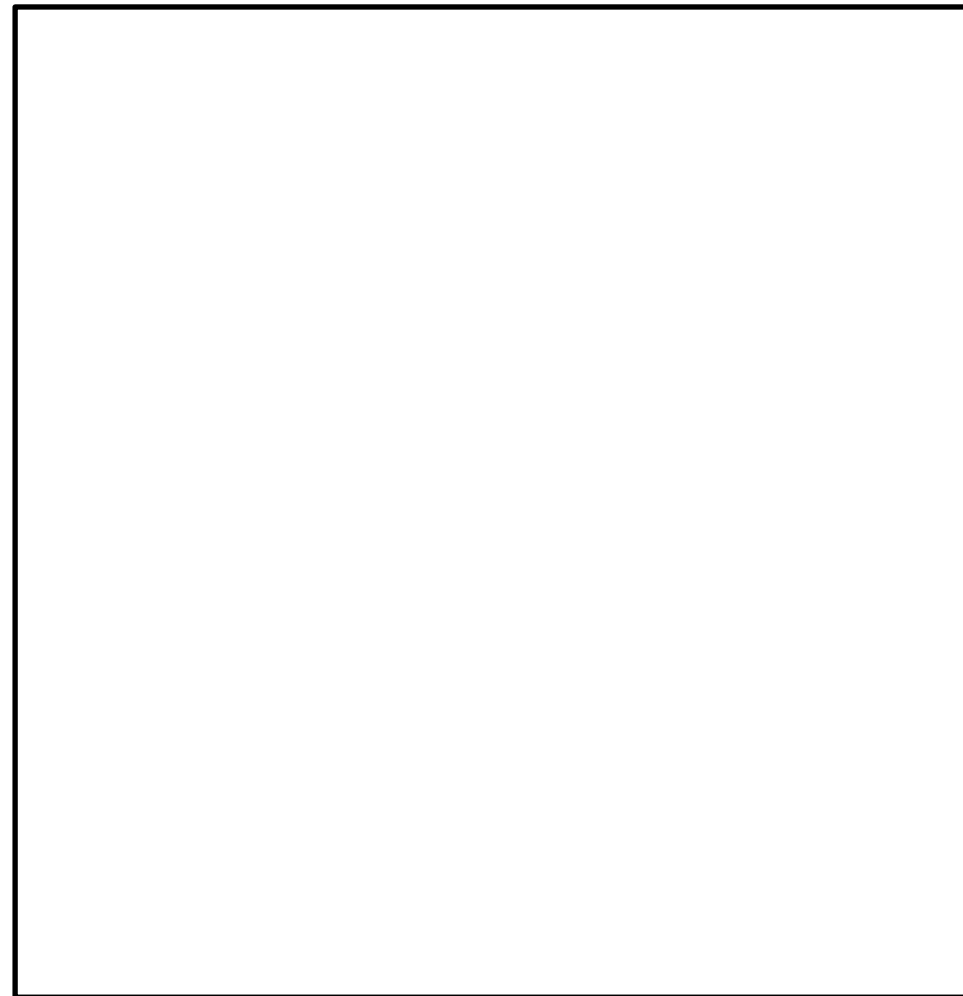


図2 スクラバ容器の構造概略図

・資料構成の相違
島根2号炉は図を用いてスクラバ容器水位を示している

第3表 主なパッキン類の使用箇所

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

表3 主なパッキン類の使用箇所

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

以上のとおり、格納容器圧力逃がし装置の各設備については、スクラビング水の漏えいを防止する対策を実施するが、万一スクラビング水が格納容器圧力逃がし装置格納槽に漏えいした場合であっても、早期に検知し、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、格納容器圧力逃がし装置格納槽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

以上のとおり、格納容器フィルタベント系は、設計・製作・検査により、スクラビング水の漏えい防止を図ることとしているが、万一スクラバ容器外にスクラビング水が漏えいした場合でも、漏えいの早期検出や構造的に漏えいの拡大が防止できる設計とする。具体的には、スクラバ容器を設置している第1ベントフィルタ格納槽(鉄筋コンクリート造)内への漏えい水滞留箇所

画としている。(別紙 47)

(溜めマス) 及び漏えい検知器の設置、格納槽のコンパートメント化(樹脂系塗装等による想定水没部の防水処理)を行う。第1ベントフィルタ格納槽の貫通部は、図3に示すとおり想定水没部以上の位置にあり、貫通部から外部への漏えいの恐れのない設計となっている。(別紙 18)

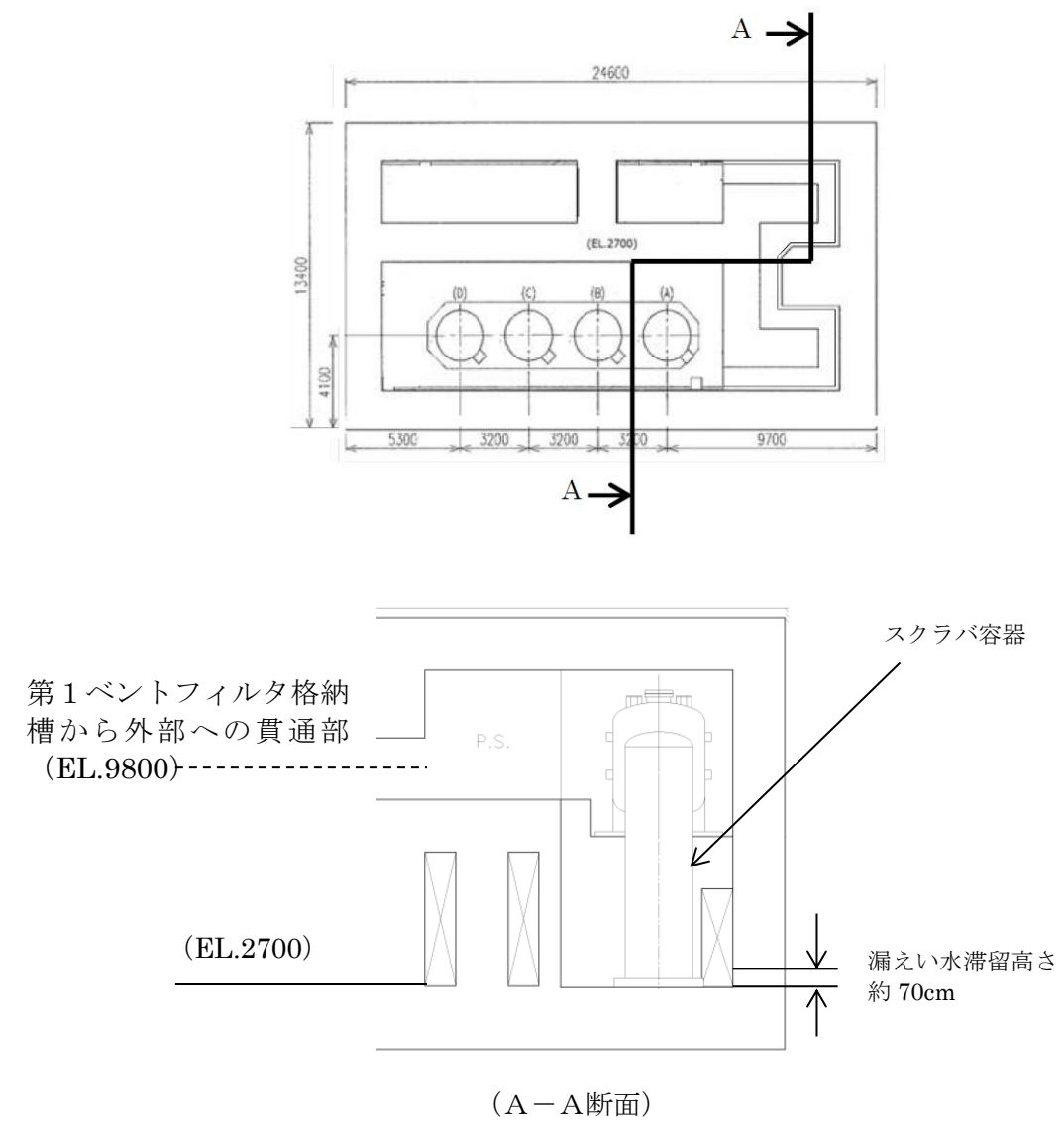
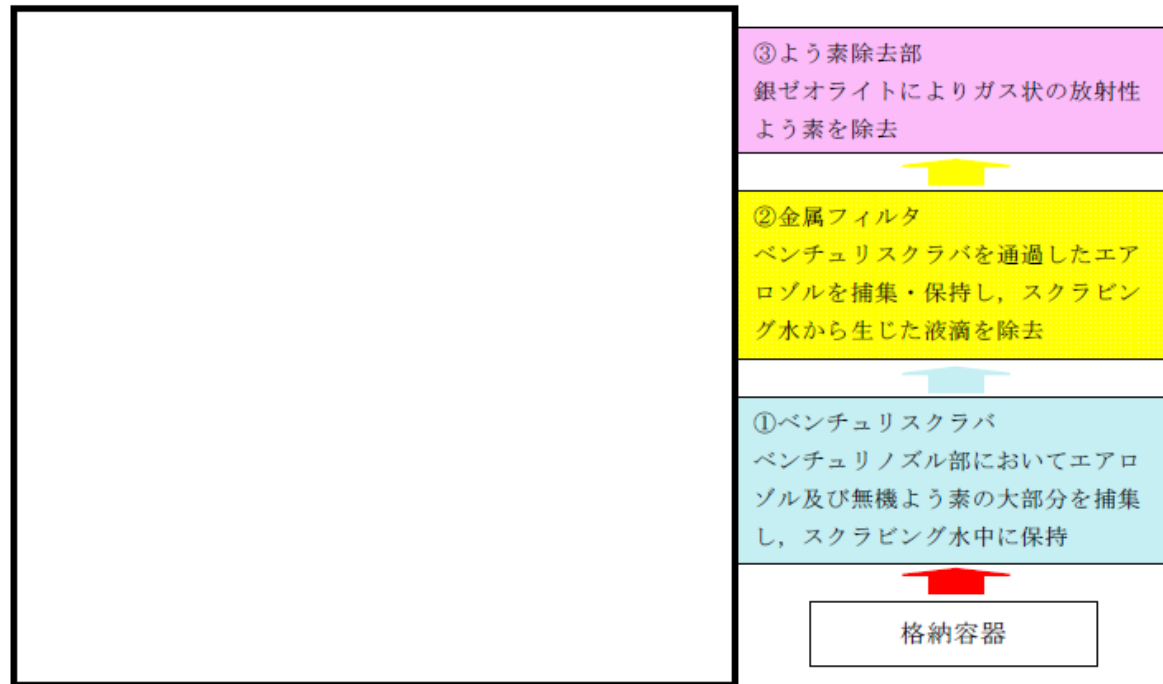


図3 第1ベントフィルタ格納槽から外部への貫通部と漏えい水の高さの関係

・資料構成の相違
島根2号炉は外部への貫通口の
高さが漏えい水の滞留高さ
以上であることを図で示して
いる

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 4</p> <p style="text-align: center;">フィルタ装置の各構成要素における機能について</p> <p>フィルタ装置は、①ベンチュリスクラバ、②金属フィルタ、③よう素除去部の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。<u>フィルタ装置の機能模式図を第1図に示す。</u></p> <p>①ベンチュリスクラバ…ベンチュリノズル、スクラビング水、多孔板</p> <p>②金属フィルタ…プレフィルタ、湿分分離機構、メインフィルタ</p> <p>③よう素除去部…銀ゼオライト</p> <p><u>*②と③の間に流量制限オリフィスを設ける</u></p> <p><u>ベントガスはまずベンチュリスクラバに流入し、ベントガスに含まれるエアロゾル及び無機よう素の大部分が捕集され、スクラビング水に保持される。金属フィルタでは、ベンチュリスクラバで捕集できなかったエアロゾルを捕集・保持する。金属フィルタの下流には、流量制限オリフィスを介して設置するよう素除去部があり、ガス状の放射性よう素を捕集・保持する。これら3つのセクションは同一容器内に格納される。</u></p>	<p style="text-align: right;">別紙 22</p> <p style="text-align: center;">フィルタ装置の各構成要素における機能について</p> <p>フィルタ装置は、①ベンチュリスクラバ、②金属フィルタ、③銀ゼオライトフィルタの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。<u>フィルタ装置(スクラバ容器)の機能模式図を図1、フィルタ装置の概略構造図を図2に示す。</u></p> <p>① ベンチュリスクラバ…ベンチュリノズル、スクラビング水、多孔板</p> <p>② 金属フィルタ…プレフィルタ、湿分分離機構、メインフィルタ</p> <p>③ 銀ゼオライトフィルタ…銀ゼオライト</p> <p><u>※ ②、③の間…流量制限オリフィス</u></p> <p><u>ベントガスは、ベンチュリスクラバ(①)でまず処理され、ベントガスに含まれるエアロゾル及び無機よう素の大部分が、スクラビング水中への保持により捕集される。さらに、金属フィルタ(②)では、①では捕集しきれなかったエアロゾルを捕集する。また、①②及び流量制限オリフィスの後段に設置する銀ゼオライトフィルタ(③)では、ガス状放射性よう素を捕集する。①②はスクラバ容器内に格納し、③は銀ゼオライト容器内に格納する。</u></p>	<p>・設備の相違</p> <p>島根2号炉の銀ゼオライトフィルタは、スクラバ容器とは別の銀ゼオライト容器に設置</p>



第1図 フィルタ装置の機能模式図

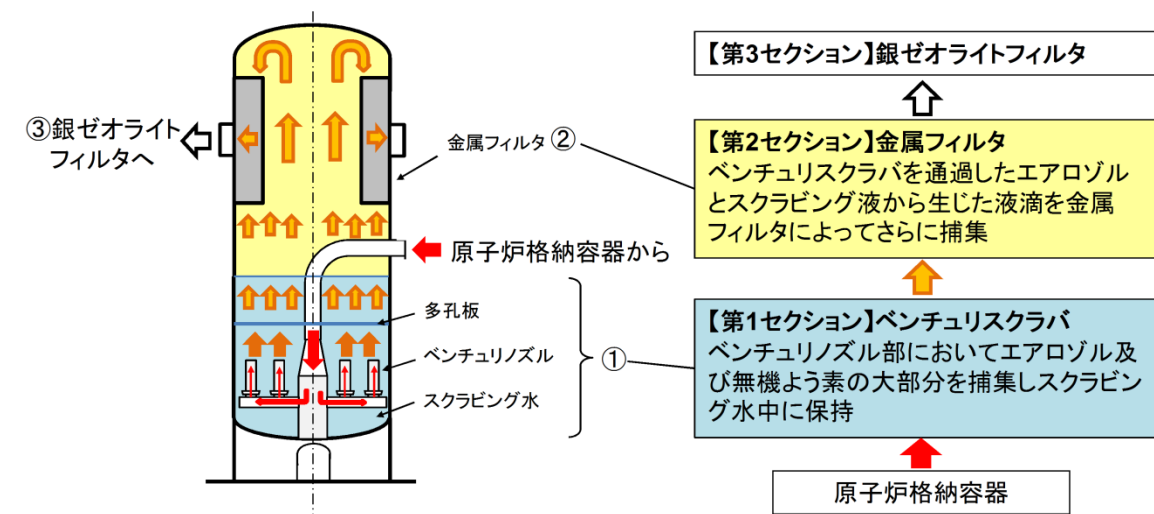
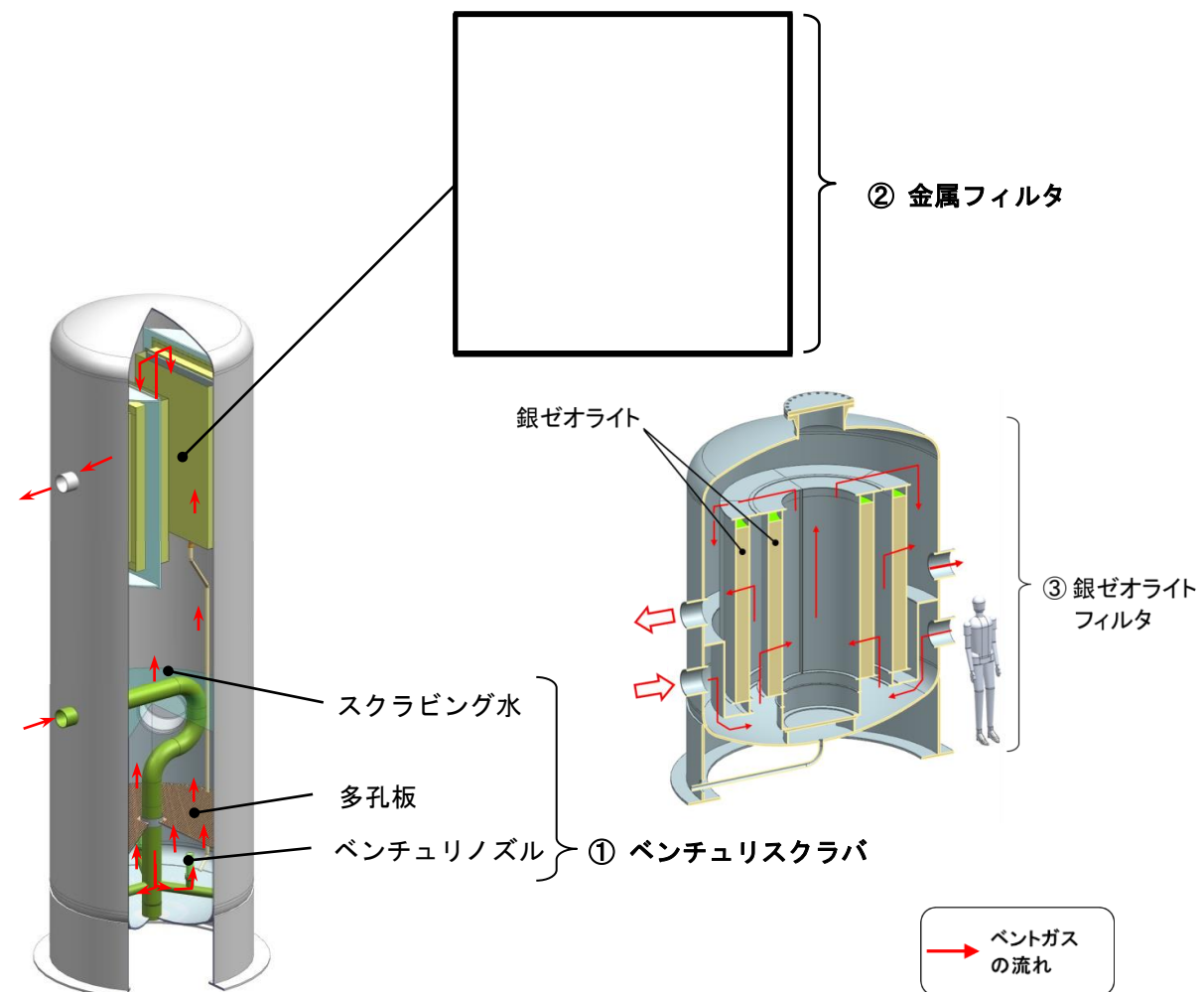
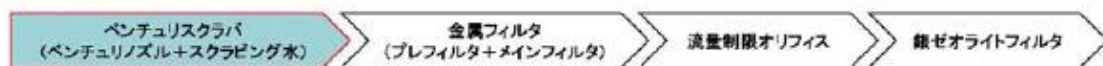


図1 フィルタ装置（スクラバ容器）の機能模式図



フィルタ装置の各構成要素における機能の概要

①ベンチュリスクラバの機能



ベンチュリスクラバには以下の機能がある。

- 機能(1)・・・【エアロゾル、無機よう素の捕集】
ベンチュリノズルの絞り部からスクラビング水(アルカリ性水溶液)を吸込み、微細な液滴となったスクラビング水をベントガスと高速で接触させることにより、大部分のエアロゾル及び無機よう素(気体)をスクラビング水中に捕集する。
- 機能(2)・・・【エアロゾル、無機よう素の保持】
捕集したエアロゾル及び無機よう素をスクラビング水中に保持する。
- 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ビング水の蒸発により大気へ輸送する。

フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

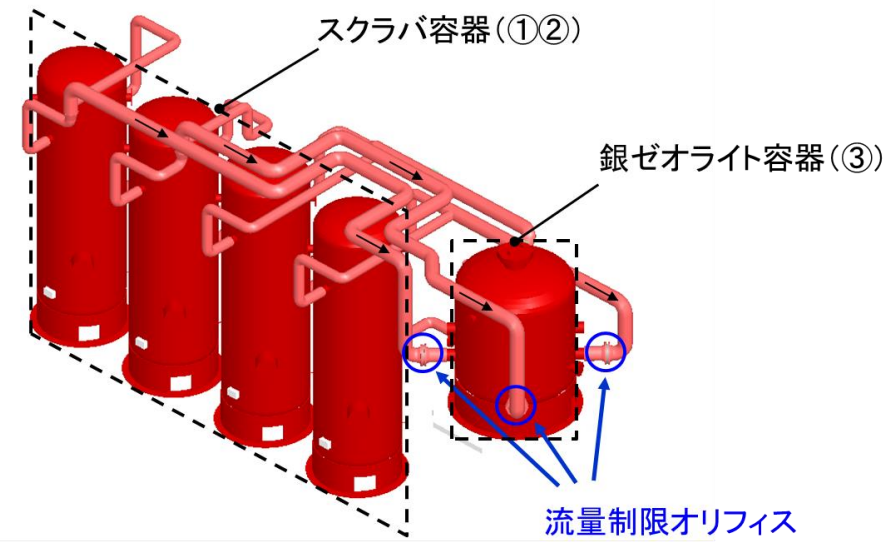
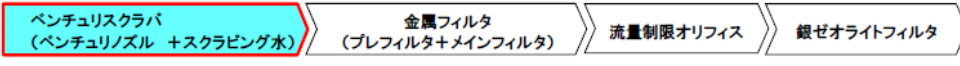


図2 フィルタ装置 概略構造図

①ベンチュリスクラバの機能



ベンチュリスクラバには以下の機能がある。

- > 機能(1)・・・【エアロゾル、無機よう素の捕集】
ベンチュリノズルの絞り部からスクラビング水(アルカリ性水溶液)を吸込み、微細な液滴となったスクラビング水をベントガスと高速で接触させることにより、大部分のエアロゾル及び無機よう素(気体)をスクラビング水中に捕集する。
- > 機能(2)・・・【エアロゾル、無機よう素の保持】
捕集したエアロゾル及び無機よう素をスクラビング水中に保持する。
- > 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ビング水の蒸発により大気へ輸送する。

フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

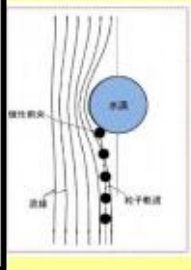
・設備の相違
島根2号炉の銀ゼオライトフィルタは、スクラバ容器とは別の銀ゼオライト容器に設置

①ベンチュリスクラバの機能(1)【エアロゾルの捕集】

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

ベンチュリノズルでは、絞り部からスクラビング水を吸い込み、微細な液滴となったスクラビング水がベントガスと高速で接触することにより、大部分のエアロゾルを捕集する。

- 現象:
ベンチュリ効果によってスクラビング水をノズル内に吸い込み、ガス流中に液滴を噴霧(いわゆる霧吹き)し、微細な液滴を形成させる。その際に、ベントガスと液滴の速度差により、液滴とベントガス中のエアロゾルが接触し、エアロゾルが液滴内に捕集される。
- 主な原理
慣性衝突効果
- 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



フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

①ベンチュリスクラバの機能(1)【無機よう素の捕集】

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

ベンチュリノズルでは、絞り部からスクラビング水を吸い込み、微細な液滴となったスクラビング水とベントガスが接触することにより、大部分の放射性無機よう素を捕集する。

- 現象:
ベンチュリ効果によってスクラビング水をノズル内に吸い込み、ガス流中に液滴を噴霧(いわゆる霧吹き)し、微細な液滴の形成により単位体積当たりの表面積(界面)を大きくする。これにより、ベントガス中の無機よう素が効果的にスクラビング水と接触し、化学反応により液滴中に溶け込む。
- 主な原理:
- 性能への主な影響因子:
- 設計上の考慮事項:

フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

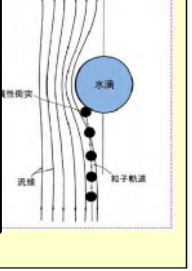
①ベンチュリスクラバの機能(1)【エアロゾルの捕集】

2

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル +スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

ベンチュリノズルでは、絞り部からスクラビング水を吸い込み、微細な液滴となったスクラビング水がベントガスと高速で接触することにより、大部分のエアロゾルを捕集する。

- > 現象:
ベンチュリ効果によってスクラビング水をノズル内に吸い込み、ガス流中に液滴を噴霧(いわゆる霧吹き)し、微細な液滴を形成させる。その際に、ベントガスと液滴の速度差により、液滴とベントガス中のエアロゾルが接触し、エアロゾルが液滴内に捕集される。
- > 主な原理:
慣性衝突効果
- > 性能への主な影響因子:
ガス流速、エアロゾル粒径



フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

①ベンチュリスクラバの機能(1)【無機よう素の捕集】

3

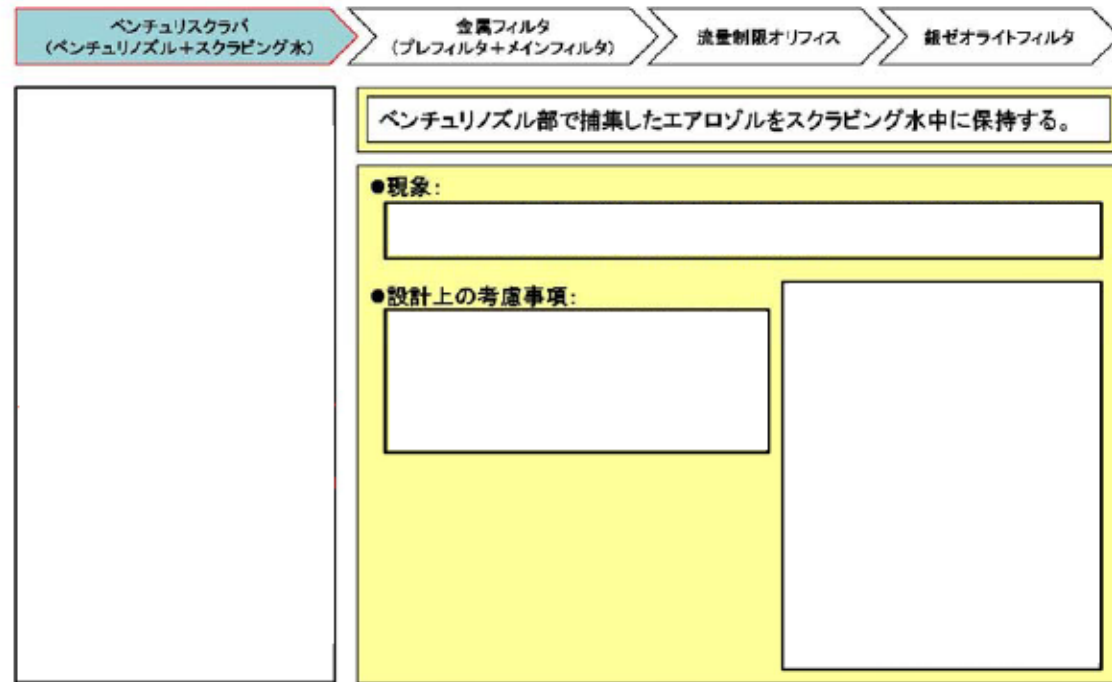
ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル +スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

ベンチュリノズルでは、絞り部からスクラビング水を吸い込み、微細な液滴となったスクラビング水とベントガスが接触することにより、大部分の放射性無機よう素を捕集する。

- > 現象:
ベンチュリ効果によってスクラビング水をノズル内に吸い込み、ガス流中に液滴を噴霧(いわゆる霧吹き)し、微細な液滴の形成により単位体積当たりの表面積(界面)を大きくする。これにより、ベントガス中の無機よう素が効果的にスクラビング水と接触し、化学反応により液滴中に溶け込む。
- > 主な原理:
- > 性能への主な影響因子:
- > 設計上の考慮事項:

フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

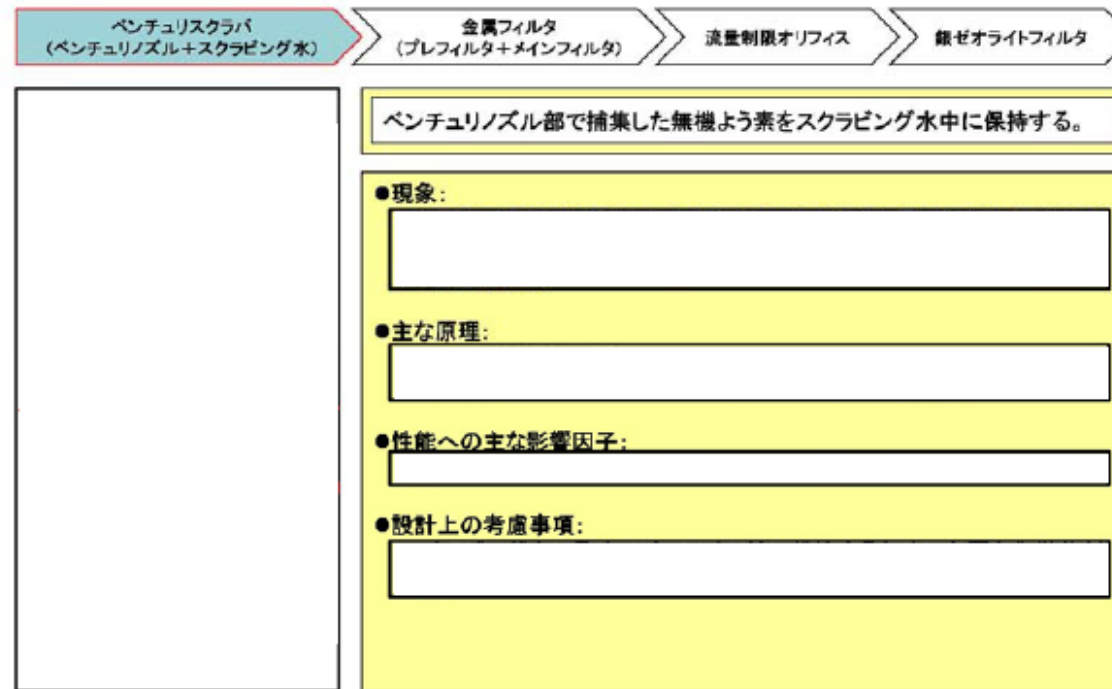
①ベンチュリスクラバの機能(2)【エアロゾルの保持】



フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

①ベンチュリスクラバの機能(2)【無機よう素の保持】

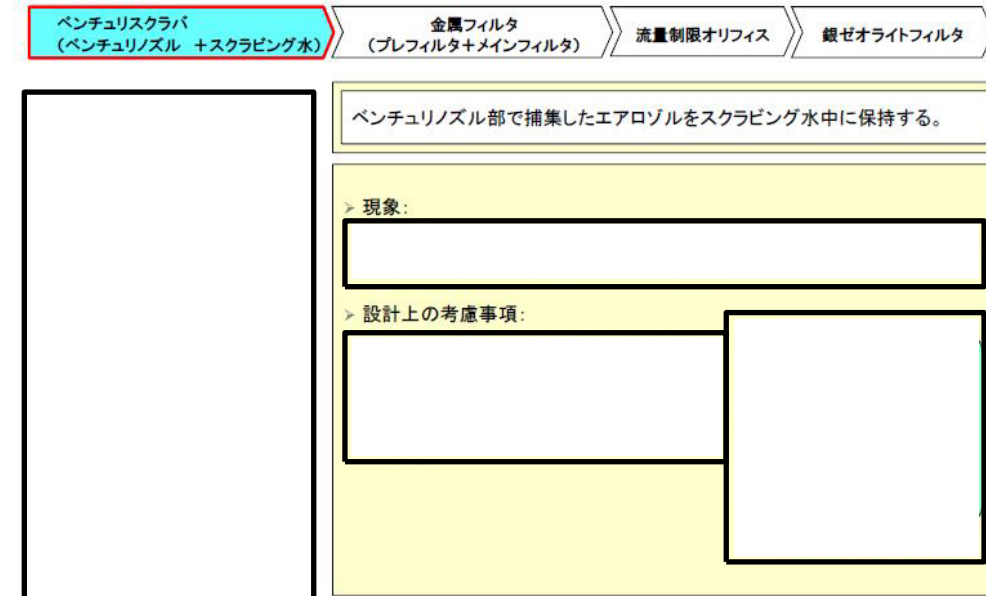


フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

①ベンチュリスクラバの機能(2)【エアロゾルの保持】

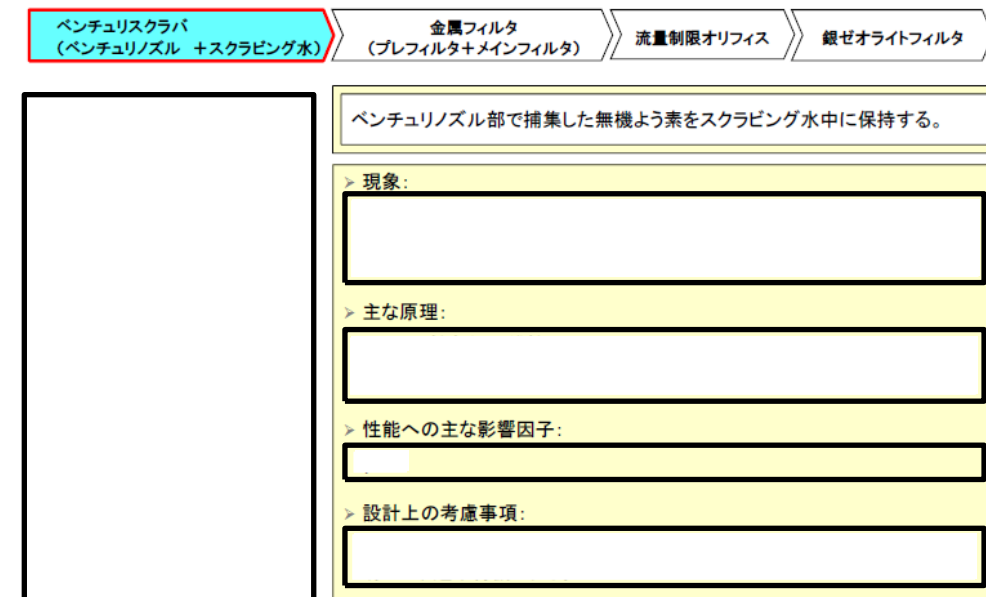
4



フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

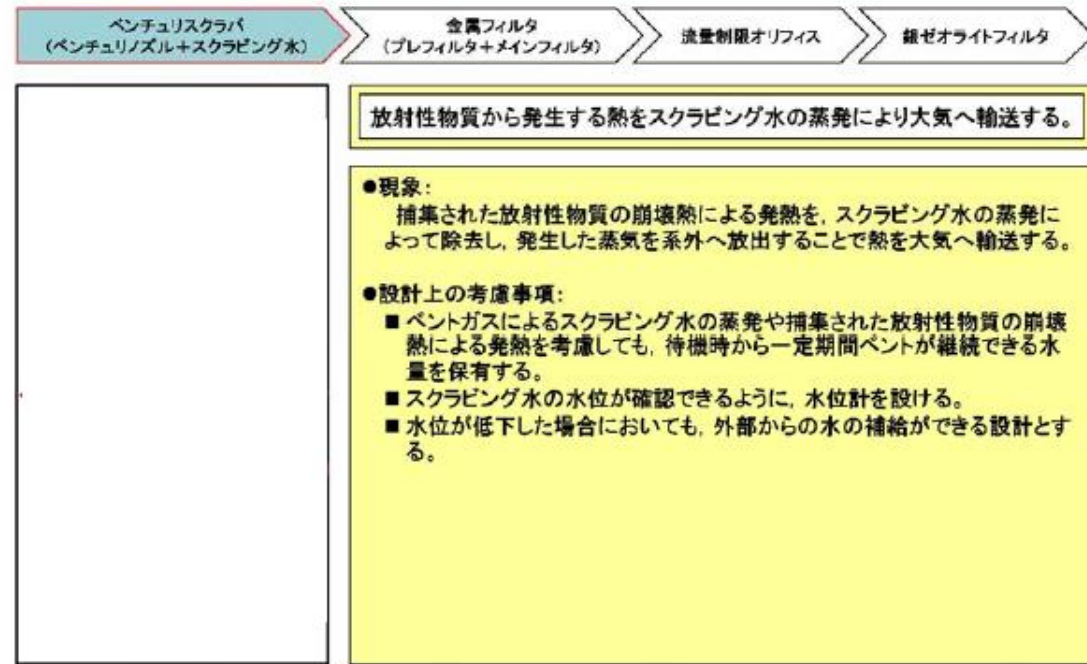
①ベンチュリスクラバの機能(2)【無機よう素の保持】

5



フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

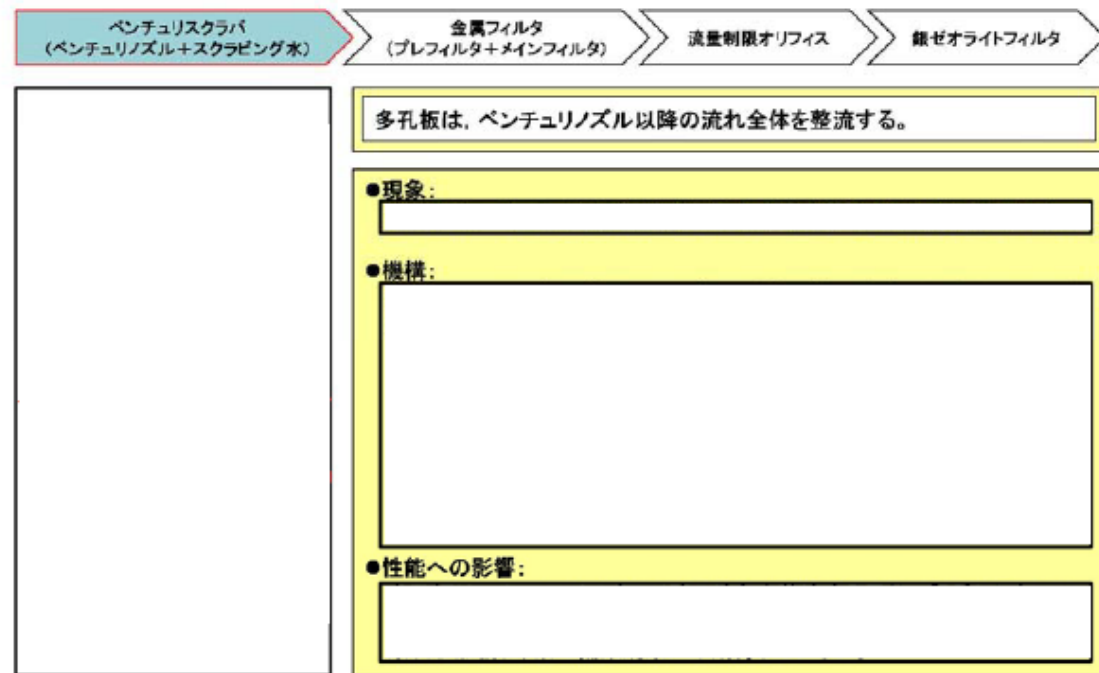
①ベンチュリスクラバの機能(3)【崩壊熱の除去】



フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

①多孔板の機能

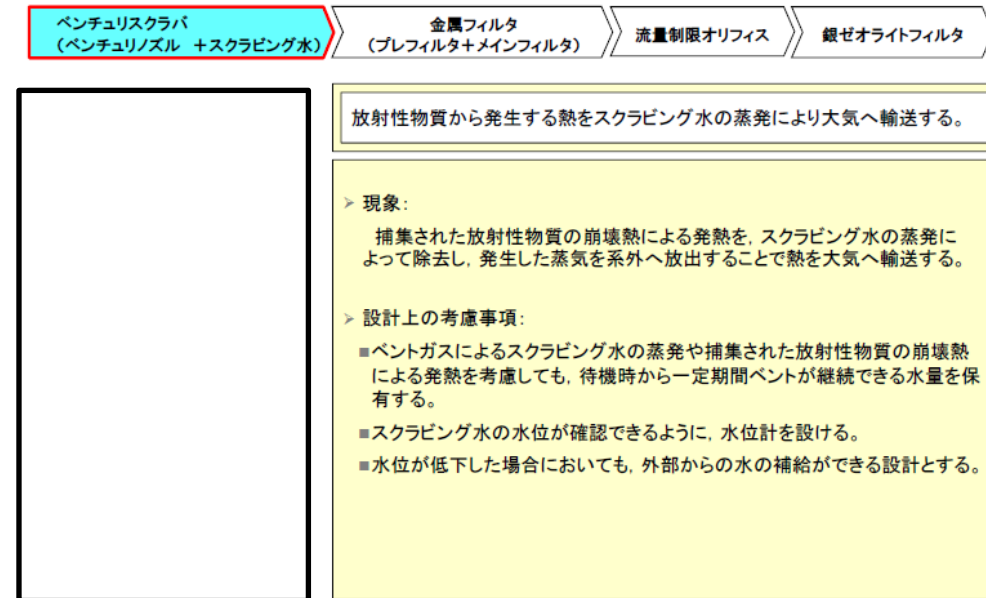


フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

①ベンチュリスクラバの機能(3)【崩壊熱の除去】

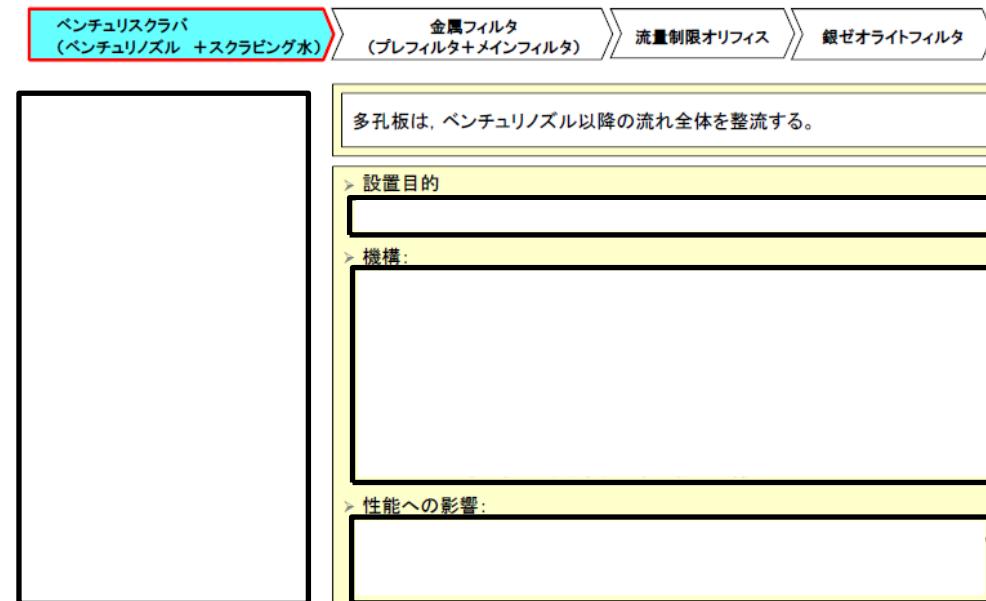
6



フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

多孔板の機能

7



フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

①ベンチュリスクラバにおける現象【蒸気凝縮】

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

スクラビング水が未飽和状態の場合は、ベントガスの蒸気凝縮が考えられる。

- 現象:
スクラビング水が未飽和状態の場合は、ベントガスの蒸気が凝縮する。
- 性能への影響:

蒸気凝縮効果のイメージ

フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

②金属フィルタの機能

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

金属フィルタには以下の機能がある。

- 機能(1)・・・【湿水分離】
ベンチュリ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)・・・【エアロゾルの捕集】
ベンチュリスクラバで捕集されず通過したエアロゾルを捕集する。

フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

ベンチュリスクラバにおける現象【蒸気凝縮】

8

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル +スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

スクラビング水が未飽和状態の場合は、ベントガスの蒸気凝縮が考えられる。

- > 現象:
スクラビング水が未飽和状態の場合は、ベントガスの蒸気が凝縮する。
- > 性能への影響:

蒸気凝縮効果のイメージ図

フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

②金属フィルタの機能

9

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル +スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

金属フィルタには以下の機能がある。

- > 機能(1)・・・【湿水分離】
ベンチュリ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)・・・【エアロゾルの捕集】
ベンチュリスクラバで捕集されず通過したエアロゾルを捕集する。

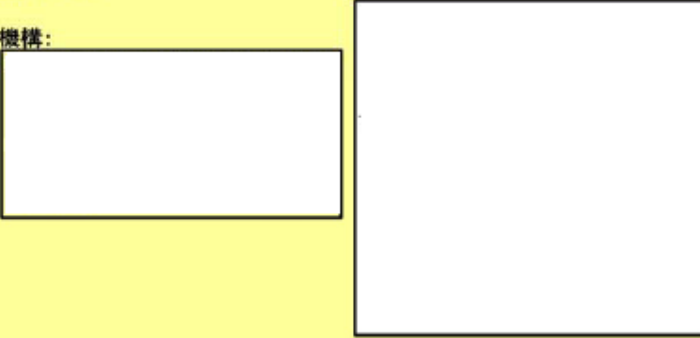
フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

②金属フィルタの機能(1)【湿分分離】

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → **金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ)** → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

プレフィルタ及び湿分分離機構で、ベントガスに含まれる湿分を分離する。

- 設置目的:
メインフィルタでのエアロゾル捕集を効果的に行うため、ベントガスの湿分を分離する。
- 機構:



フィルタ装置機能模式図

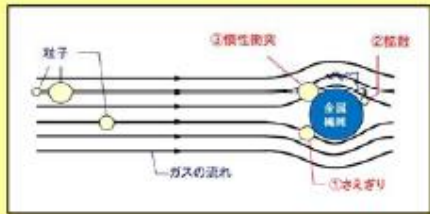
枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

②金属フィルタの機能(2)【エアロゾルの捕集】

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → **金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ)** → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

金属フィルタは、ベンチュリスクラバで捕集されず通過したエアロゾルを捕集する。

- 現象:
エアロゾルが金属繊維の表面に接触することで、金属表面に捕集される。
- 主な原理:
①さえぎり効果
②拡散効果
③慣性衝突効果
- 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:



フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

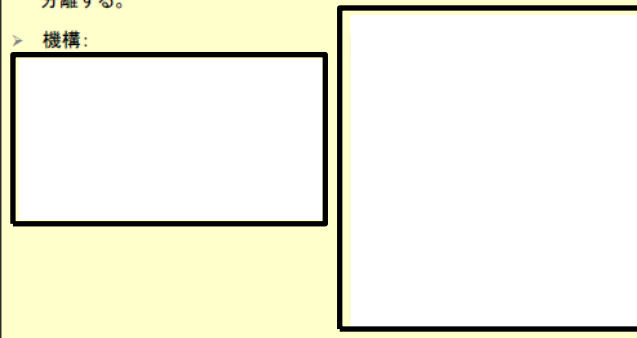
②金属フィルタの機能(1)【湿分分離】

10

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル +スクラビング水) → **金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ)** → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

プレフィルタ及び湿分分離機構で、ベントガスに含まれる湿分を分離する。

- > 設置目的:
メインフィルタでのエアロゾル捕集を効果的に行うため、ベントガスの湿分を分離する。
- > 機構:



フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

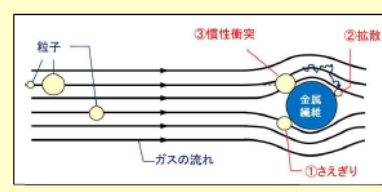
②金属フィルタの機能(2)【エアロゾルの捕集】

11

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル +スクラビング水) → **金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ)** → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

金属フィルタは、ベンチュリスクラバで捕集されず通過したエアロゾルを捕集する。

- > 現象:
エアロゾルが金属繊維の表面に接触することで、金属表面に捕集される。
- > 主な原理:
①さえぎり効果
②拡散効果
③慣性衝突効果
- > 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:



フィルタ装置(スクラバ容器)機能模式図

③流量制限オリフィスの機能

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

ペントフィルタ内の体積流量をほぼ一定に保つために、金属フィルタ下流に流量制限オリフィスを設置する。

●現象:
 ■ 流量制限オリフィスの設置により、オリフィス部までは格納容器圧力に近い圧力に保たれ、ペントガスの体積流量はほぼ一定になる。
 <補足>
 格納容器の圧力低下に伴ってペントガスの質量流量は低下するが、比容積が増加するため、体積流量(=質量流量×比容積)はほぼ一定となる。

フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

④よう素除去部の機能

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル+スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

よう素除去部では、ガス状放射性よう素(無機よう素及び有機よう素)を捕集する。

●現象:
 []とペントガス中のよう素を反応させて捕集する。

●主な原理:
 []

●性能への主な影響因子:
 []

●設計上の考慮事項:
 ・適切な滞留時間となるように吸着材の充てん量を設定
 ・想定されるよう素量を捕集できるように吸着材の充てん量を設定

フィルタ装置機能模式図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

流量制限オリフィスの機能

12

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル + スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

ペントフィルタ内の体積流量をほぼ一定に保つために、金属フィルタ下流に流量制限オリフィスを設置する。

●現象:
 ■ 流量制限オリフィスの設置により、オリフィス部までは格納容器圧力に近い圧力に保たれ、ペントガスの体積流量はほぼ一定になる。
 <補足>
 格納容器の圧力低下に伴ってペントガスの質量流量は低下するが、比容積が増加するため、体積流量(=質量流量×比容積)はほぼ一定となる。

フィルタ装置廻り系統概要図

③銀ゼオライトフィルタの機能

13

ベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル + スクラビング水) → 金属フィルタ (プレフィルタ+メインフィルタ) → 流量制限オリフィス → 銀ゼオライトフィルタ

銀ゼオライトフィルタでは、ガス状放射性よう素(無機よう素及び有機よう素)を捕集する。

●現象:
 []とペントガス中のよう素を反応させて捕集する。

●主な原理:
 []

●性能への主な影響因子:
 []

●設計上の考慮事項:
 ・適切な滞留時間となるように吸着材の充てん量を設定
 ・想定されるよう素量を捕集できるように吸着材の充てん量を設定

フィルタ装置(銀ゼオライト容器)機能模式図

(参考1) フィルタ装置におけるエアロゾル除去の物理現象

・記載方針の相違

a. ベンチュリスクラバ

ベンチュリスクラバは、ベンチュリノズル、スクラビング水等で構成し、ベントガスに含まれるエアロゾルを捕集し、保持する。ベントガス中に含まれるエアロゾルは、ガス流速を大きくすることでスロート部に発生する負圧によって吸入されるスクラビング水と慣性衝突させることにより捕集する。ベンチュリノズルの概略を図1に示す。



図1 ベンチュリノズルの概略図

エアロゾルの除去係数DFと透過率 P_t は逆数の関係にあり、ベンチュリノズルを通過するエアロゾルの透過率について、以下のように表される。(参考図書1)

$$P_t = \exp\left(-\frac{V^*}{V_g}\right) = \exp\left(-\frac{V^* Q_L}{V_L Q_g}\right) \dots\dots\dots (式1)$$

ここで、 V^* はベンチュリノズル内に吸い込まれた液滴を通過するガス体積を表し、ベンチュリノズルを通過する時間で積分することにより、以下のとおり求めることができる。

$$V^* = \int_0^T \eta_d |u_d - u_g| A_d dt \dots\dots\dots (式2)$$

$$\eta_d = \frac{K^2}{(K + 0.7)^2} = \frac{1}{\left(1 + \frac{0.7}{K}\right)^2} \dots\dots\dots (式3)$$

$$K = \frac{2\tau_p |u_d - u_g|}{d_d} = \frac{2C\rho_p d_p^2 |u_d - u_g|}{18\mu d_d} \dots\dots\dots (式4)$$

V^* : 液滴通過ガス体積 τ_p : 緩和時間 V_g : ガス体積
 A_d : 液滴断面積 V_L : 液滴体積 K : 慣性パラメータ
 Q_g : ガス体積流量 C : すべり補正係数 Q_L : 液滴体積流量
 μ : ガス粘性係数 η_d : 捕集効率係数 ρ_p : エアロゾル密度
 u_g : ガス流速 d_p : エアロゾル粒径 u_d : 液滴速度 d_d : 液滴径

式4で表される慣性パラメータKは、図2に示す曲線運動の特徴を表すストークス数と同義の無次元数である。ストークス数が0のとき、エアロゾルは完全に流線に沿って移動し、ストークス数が大きくなるにしたがって、エアロゾルの運動方向を変化させにくくなることから、慣性衝突が起こりやすくなる。

式4から、慣性パラメータに影響を与える因子として、エアロゾル密度、エアロゾル粒径、液滴径、ガス粘性係数、ガスと液滴の速度差が挙げられる。

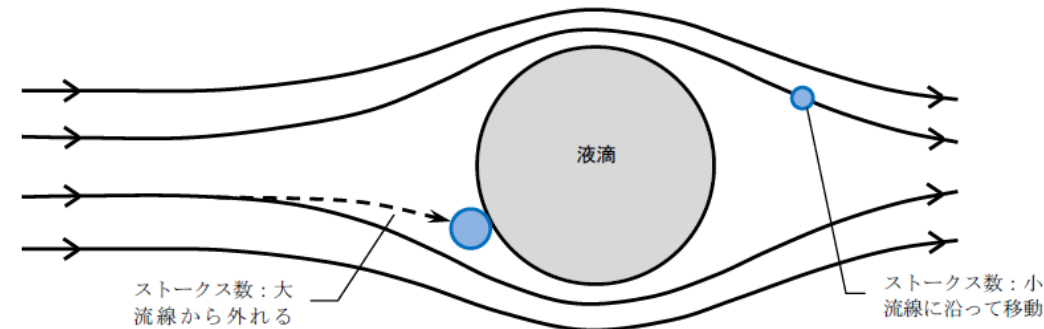


図2 ストークス数とエアロゾルの流れの関係

ベンチュリノズル入口ではガス流速が大きく液滴速度が小さいが、ベンチュリノズル内を通過する過程において次第に液滴速度が増加し、ガス流速を上回る。ベンチュリノズルでは、このガスと液滴の速度差を利用し、ガス中に含まれるエアロゾルと液滴を衝突させることによりエアロゾルを捕集する。

式1より、透過率は V^*/V_L が影響し、補足するエアロゾル量(積算量)は、ベンチュリノズル入口近傍のガスと液滴の速度差の大きい領域において急速に増加し、その後、緩やかに増加していくことがわかる。この関係はベンチュリノズルの形状によって決まり、式4で表される慣性パラメータに影響を与える因子の液滴径、液滴とガスの速度差はガス流速に帰着される。エアロゾル密度、ガス粘性係数については、ベント実施中の変動幅が小さいため、慣性パラメータの変動は小さい。エアロゾル粒径については、粒径が小さくなるにつれて慣性パラメータが小さくなる変動幅が大きいことから、除去効率に与える影響を無視することができない。

したがって、ベンチュリノズルの除去効率に影響を与えるパラメータは、「ガス流速」と「エアロゾル粒径」である。

なお, framatome社 (AREVA社) では実機と同一形状のベンチュリノズルを使用してJAVA試験を行っており, 実機の運転範囲を包絡するガス流量の範囲で試験を実施した結果から除去性能の評価を行っている。

b. スクラビング水

ベンチュリノズルを通過したベントガスは, 気泡としてスクラビング水中を浮上する。気泡に含まれるエアロゾルの挙動を図3に示す。

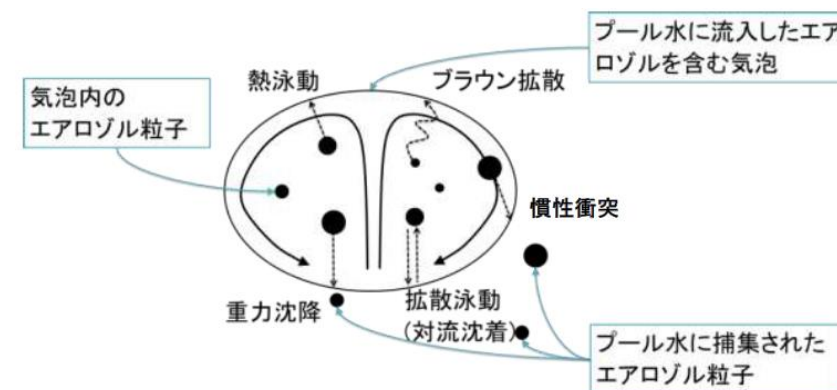


図3 スクラビング水中を浮上する気泡中のエアロゾル

重力沈降, 慣性衝突については, 粒径の大きいエアロゾルに対して効果的にはたらかず, ブラウン拡散については, 粒径の小さいエアロゾルに対して効果的にはたらかず, 拡散泳動 (対流沈着), 熱泳動については, 気泡とスクラビング水の温度勾配が大きいときに効果的にはたらく。

c. 金属フィルタ

金属フィルタは, プレフィルタ, 湿分分離機構及びメインフィルタで構成され,
 ベンチュ
 リスクラバを通過した気泡がスクラビング水の水面に達した際, 細かい飛沫が生成される。この飛沫がベントガスに同伴して金属フィルタへ到達した際,

(a)プレフィルタ

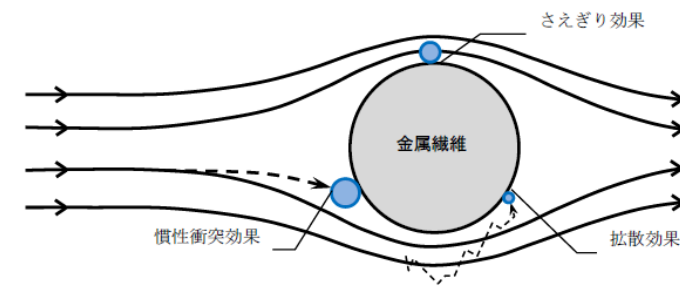
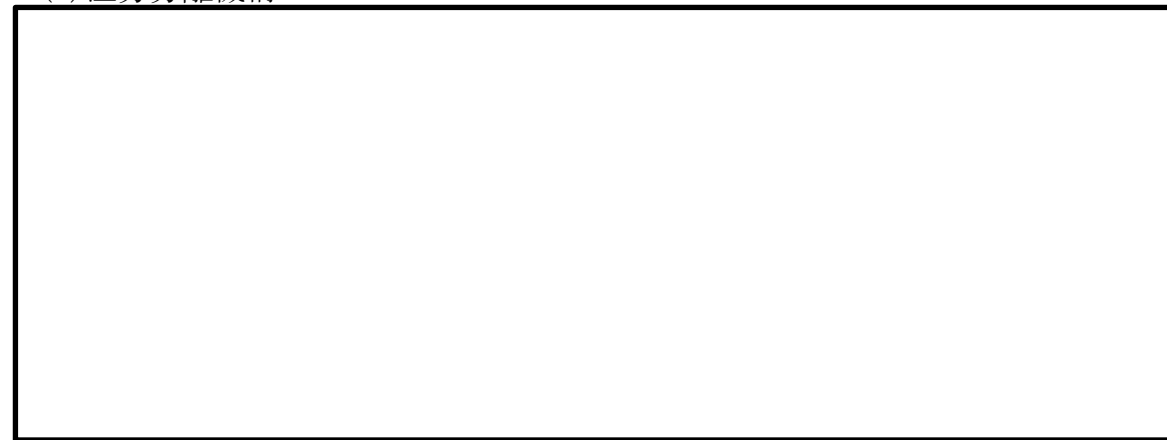


図4 プレフィルタにおける飛沫の分離

(b)湿分分離機構



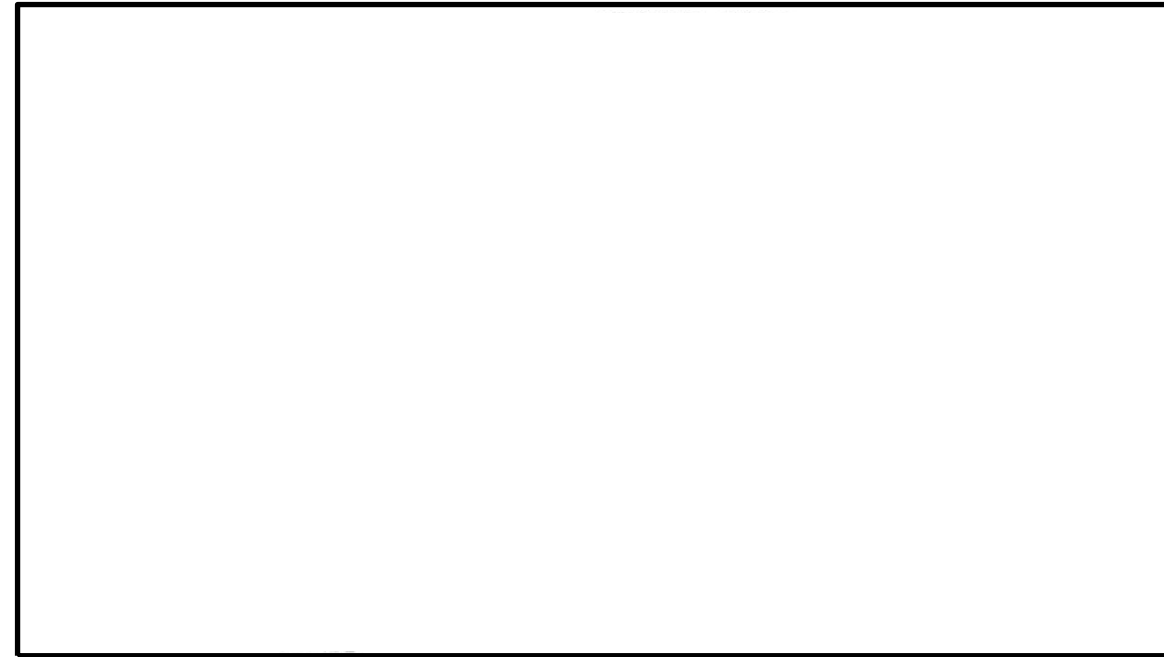


図5 湿分分離機構の概略図

(c) メインフィルタ



インフィルタにおけるエアロゾルの捕集は図6に示すように、金属繊維表面への衝突と付着によって行われ、除去原理は「さえぎり効果」、「拡散効果」、「慣性衝突効果」によるものが主である。

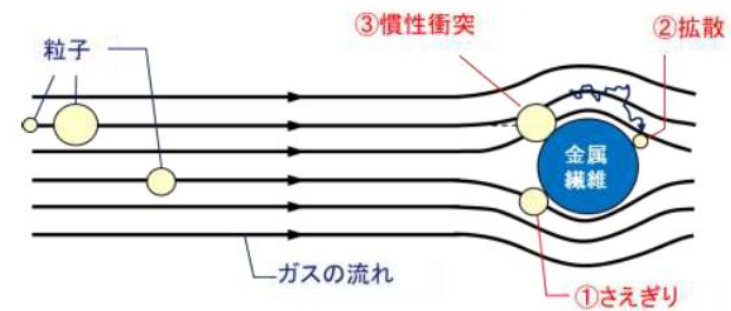


図6 金属フィルタ (メインフィルタ) における除去原理

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>① さえぎり効果</p> <p>さえぎりによるエアロゾルの捕集は、エアロゾルが流線にそって運動している場合に、金属繊維表面から1粒子半径以内にエアロゾルが達したときに起こる。エアロゾル粒径が大きい場合、より遠くの流線に乗っていた場合でも金属繊維と接触することが可能であるため、さえぎりによる除去効果は、エアロゾル粒径が大きい程大きくなる傾向にある。</p> <p>さえぎりによる捕集効率E_Rは、以下のように表すことができる。(参考図書2)</p> $E_R = \frac{1}{2K} \left(2(1+R)\ln(1+R) - (1+R) + \left(\frac{1}{1+R} \right) \right) \quad \dots\dots\dots (式5)$ $R = \frac{d_p}{d_f} \quad \dots\dots\dots (式6)$ $K = -\frac{\ln(\alpha)}{2} - \frac{3}{4} + \alpha - \frac{\alpha^2}{4} \quad \dots\dots\dots (式7)$ <p>d_f : 繊維径 d_p : エアロゾル粒径 K : 桑原の因子 α : 充填率</p> <p>桑原の因子Kは他の繊維が近接していることにより生ずる、ある繊維のまわりの流れの場の変形の影響を含んだ無次元の係数であり、充填率αのみに依存し、また、繊維径d_f及び充填率は固有の定数である。さえぎりによる捕集効率に影響を与えるパラメータとして、「エアロゾル粒径」が挙げられる。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>② 拡散効果</p> <p>拡散によるエアロゾルの捕集はエアロゾルが金属繊維をさえぎらない流線上を移動しているときでも、金属繊維近傍を通過する際にブラウン運動によって金属繊維に衝突することで起こる。エアロゾル粒径が小さい場合、ブラウン運動による拡散の度合いが大きくなるため、拡散による除去効果はエアロゾル粒径が小さい程大きくなる傾向にある。また、金属繊維の近傍にエアロゾルが滞在する時間が長い程ブラウン運動により金属繊維に衝突する可能性が高まるため、拡散による除去効果は、ガス流速が遅い程大きくなる傾向にある。</p> <p>拡散による捕集効率E_Dは、以下のように表すことができる。(参考図書2)</p> $E_D = 2P_e^{-\frac{2}{3}} = 2\left(\frac{D}{d_f U_0}\right)^{\frac{2}{3}} \dots\dots\dots (式8)$ $D = \frac{kTC_c}{3\pi\eta d_p} \dots\dots\dots (式9)$ <p>d_p : エアロゾル粒径 d_f : 繊維径 D : 粒子の拡散係数 U_0 : ガス流速 k : ボルツマン定数 T : ガス温度 C_c : すべり補正係数 η : ガス粘性係数</p> <p>ガス粘性係数ηはガス温度Tと共に上昇し、運転範囲における変動幅が小さく、互いを打ち消す。拡散による捕集効率に影響を与えるパラメータとして、「エアロゾル粒径」、「ガス流速」、「ガス粘性係数」が挙げられる。</p>	

③ 慣性衝突効果

慣性衝突によるエアロゾルの捕集は、エアロゾルがその慣性のために金属繊維の近傍で急に変化する流線に対応することができず、流線を横切って金属繊維に衝突するとき起こる。エアロゾル粒径が大きい場合、もしくは、エアロゾルの流れが速い場合にエアロゾルの持つ慣性が大きくなり、金属繊維と衝突する可能性が高まるため、慣性衝突による除去効果は、エアロゾル粒径が大きい程大きく、ガス流速が速い程大きくなる傾向にある。

慣性衝突による捕集効率 E_I は、以下のように表すことができる(参考図書2)。

$$E_I = \frac{JS}{2K^2} \quad \dots \dots \dots \text{(式 10)}$$

$$J = (29.6 - 28\alpha^{0.62})R^2 - 27.5R^{2.8} \quad \dots \dots \dots \text{(式 11)}$$

$$S = \frac{\tau U_0}{d_c} = \frac{\rho_p d_p^2 C_c U_0}{18\eta d_f} \quad \dots \dots \dots \text{(式 12)}$$

$$R = \frac{d_p}{d_f} \quad \dots \dots \dots \text{(式 13)}$$

S : ストークス数 K : 桑原の因子 α : 充填率,
 ρ_p : エアロゾル密度 C_c : すべり補正係数 U_0 : ガス流速,
 η : ガス粘性係数 d_p : エアロゾル粒径 d_f : 繊維径

ストークス数Sは、前述のベンチュリノズルにおける除去原理と同様、エアロゾルの流線からの外れやすさを示している。慣性衝突による捕集効率に影響を与えるパラメータとして、「エアロゾル粒径」、「ガス流速」、「エアロゾル密度」、「ガス粘性係数」が挙げられる。

④ まとめ

以上から、さえぎり、拡散、慣性衝突効果では、ガス流速、エアロゾル粒径が主な影響因子であり、金属フィルタの除去効率に影響を与えるパラメータは、「ガス流速」と「エアロゾル粒径」が挙げられる。

《参考図書》

1. OECD/NEA, "STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS", (2009)
2. W. C. ハイネズ, エアロゾルテクノロジー, (株)井上書院(1985)

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(参考2) 格納容器内におけるよう素の化学形態</p> <p>a. 格納容器内へ放出されるよう素の挙動 重大事故時に熔融炉心から格納容器内へ放出されるよう素は、以下に示す反応が支配的であるとされている。(参考図書1)</p> $\text{Cs(g)} + \text{I(g)} \rightleftharpoons \text{CsI}$ $\text{CsOH(g)} + 1/2\text{H}_2\text{(g)} + \text{I(g)} \rightleftharpoons \text{CsI} + \text{H}_2\text{O(g)}$ $\text{I}_2\text{(g)} + \text{H}_2\text{(g)} \rightleftharpoons 2\text{HI(g)}$ <p>TMI事故以降のソースターム研究では、よう素は上記の反応により、主に粒子状よう素 (CsI) の形態で格納容器に移行し、一部が無機よう素 (I₂) 及びよう化水素 (HI) の形態で格納容器に移行すると考えられる。また、粒子状よう素の CsI は可溶性であり、格納容器内で発生する蒸気の移行に伴い、サプレッション・プール水中によう素イオン (I⁻) として溶存する。サプレッション・プール水中に溶存したよう素イオン (I⁻) は、以下に示す反応により、無機よう素 (I₂) となる。(参考図書1)</p> $2\text{I}^- + 2\text{H}^+ + (1/2)\text{O}_2 \rightleftharpoons \text{I}_2 + \text{H}_2\text{O}$ $2\text{I}^- \rightleftharpoons \text{I}_2 \text{ (放射線場における酸化還元反応)}$ <p>b. 有機よう素の発生メカニズム 上記の反応により生成された無機よう素 (I₂) は、サプレッション・プール水中で有機不純物と反応し、気相に移行した無機よう素 (I₂) は格納容器内表面の有機物を含む塗装材と反応することで、有機よう素が生成されると考えられている。(参考図書1)</p> <p>《参考図書》 1. NEA/CSNI/R(2007)1 “STATE OF THE ART REPORT ON IODINE CHEMISTRY “, 23-Feb-2007</p>	<p>・記載方針の相違</p>



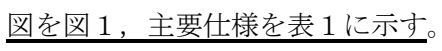
東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 5</p> <p>金属フィルタドレン配管の閉塞及び逆流防止について</p>	<p style="text-align: right;">別紙 24</p> <p>金属フィルタドレン配管の閉塞及び逆流防止について</p> <p>金属フィルタは   金属フィルタの外形  図を図 1，主要仕様を表 1 に示す。</p> <div style="border: 1px solid black; height: 500px; width: 100%; margin: 10px 0;"></div> <p style="text-align: center;">図 1 金属フィルタの外形図</p>	<p>・記載方針の相違</p> <p>・記載方針の相違</p>

表1 金属フィルタの主要仕様

種類	金属繊維型フィルタ
材料	[Redacted]
外径寸法	[Redacted]
線径	[Redacted]
フィルタ面積	[Redacted]
個数	[Redacted]

金属フィルタでは、メインフィルタでのエアロゾル捕集を効果的に行うため、ベントガス中の湿分を [Redacted] 湿分分離機構の概略構造図を図2、ドレン配管接続部の概略図を図3に示す。



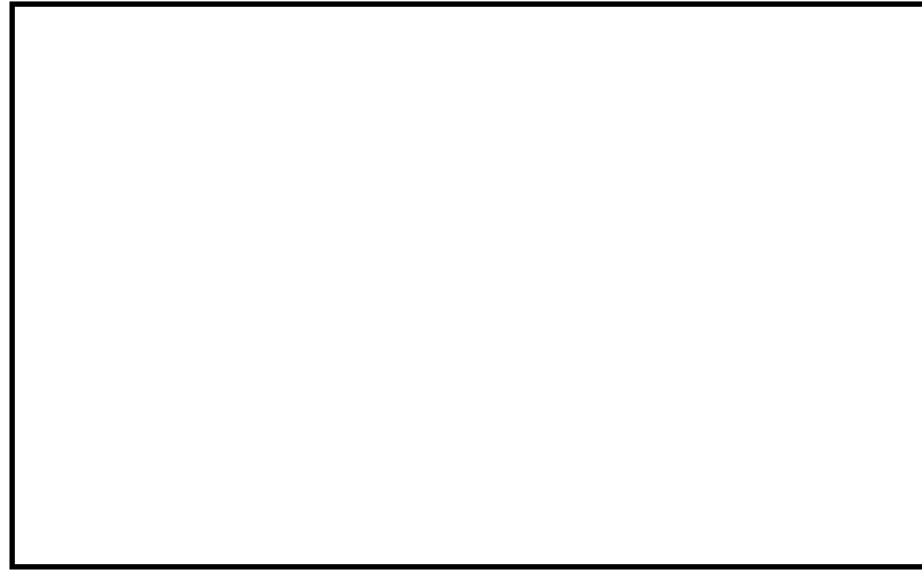
図2 湿分分離機構の概略構造図

・記載方針の相違

・記載方針の相違

・記載方針の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(1) ドレン配管の閉塞 金属フィルタのドレン配管の内径は [] であり、金属フィルタに流入するベントガスに含まれるエアロゾルの粒径は極めて小さい [] ことから、ドレン配管の閉塞が発生するおそれはないと言える。</p> <p>(2) ドレン配管によるスクラビング水の逆流防止 金属フィルタのプレフィルタ部における圧損が大きい場合、金属フィルタに設置されるドレン配管において逆流が発生し、金属フィルタにスクラビング水が流入する可能性がある。</p> <p>[]</p> <p>実機ではプレフィルタ部の圧損は [] であり、ドレン配管の逆流を考慮しても、スクラビング水が金属フィルタまで逆流するおそれはないと評価できる。 なお、系統待機時、運転中を通して、フィルタ装置の水位は水位計により監視し、水位が上限水位となる前に排水する計画としている。 フィルタ装置のスクラビング水位の概要を第1図に示す。</p>	<div data-bbox="1362 247 2362 753" data-label="Image"> </div> <p style="text-align: center;">図3 ドレン配管接続部の概略図</p> <p>ここで、金属フィルタのドレン配管において閉塞及び逆流が発生した場合、金属フィルタの機能に影響を与える可能性があることから、ドレン配管における閉塞及び逆流について評価した結果を示す。</p> <p>(1) ドレン配管における閉塞 金属フィルタのドレン配管の口径は [] であり、これに対してスクラバ容器に流入するエアロゾルの粒子径は [] で極めて小さく、また、ドレンが排出できる十分な配管口径であることから、ドレン配管において閉塞が発生するおそれはないと評価できる。</p> <p>(2) ドレン配管における逆流 金属フィルタのプレフィルタ部における圧損が大きい場合、ドレン配管において逆流が発生し、金属フィルタ部にスクラビング水が流入する可能性がある。</p> <p>[]</p> <p>実機ではプレフィルタ部の圧損は [] であり、ドレン配管における逆流を考慮しても、スクラビング水が金属フィルタ部に流入するおそれはないと評価できる。 なお、スクラバ容器水位は、水位計により監視できる設計としている。スクラバ容器水位計の測定範囲を図4に示す。</p>	<p>・記載方針の相違</p> <p>・記載方針の相違</p>



第1図 フィルタ装置のスクラビング水位

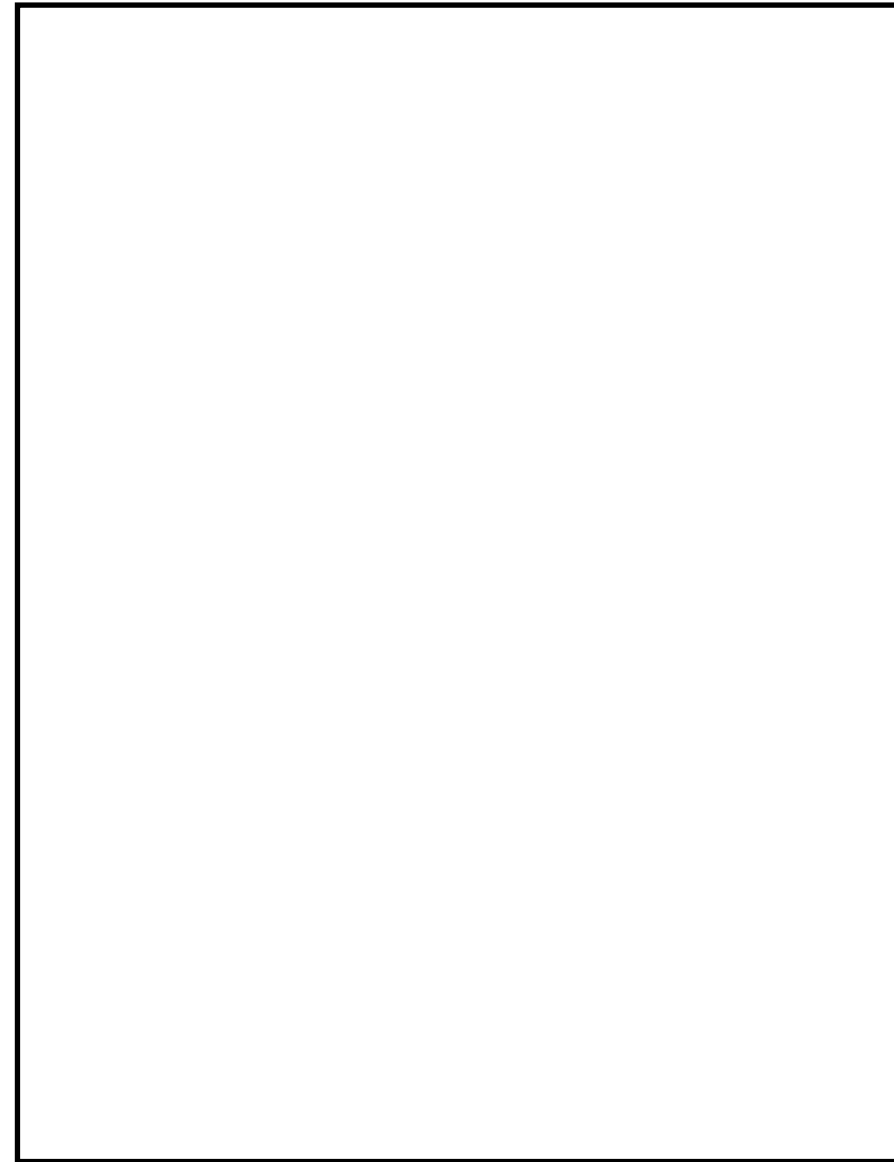


図4 スクラバ容器水位計の測定範囲

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙6</p> <p style="text-align: center;">流量制限オリフィスの設定方法について</p> <p>格納容器圧力逃がし装置は、格納容器の過圧破損を防止するため、格納容器内で発生する蒸気量以上のガスをベントできる必要がある。</p> <p>一方、格納容器圧力の上昇に伴い、ベントガスの質量流量が増加する場合においても、ベンチュリノズル部の流速を適正な条件に保持するため、<u>フィルタ装置</u>の下流に流量制限オリフィスを設置することにより、体積流量をほぼ一定に保つ設計としている。</p> <div data-bbox="151 625 1264 810" style="border: 1px solid black; height: 88px; width: 375px;"></div> <p>なお、格納容器圧力 1Pd で必要量を排出可能な設計としているため、より差圧が大きくなる格納容器圧力 2Pd によるベントの場合においても必要量は排出できる。</p> <div data-bbox="151 926 1264 1314" style="border: 1px solid black; height: 185px; width: 375px;"></div>	<p style="text-align: right;">別紙25</p> <p style="text-align: center;">流量制限オリフィスの設定方法について</p> <p>格納容器フィルタベント系は、格納容器の過圧破損を防止するため、格納容器内で発生する蒸気量以上のガスをベントできる必要がある。</p> <p><u>格納容器フィルタベント系</u>では、格納容器圧力の上昇に伴い、ベントガスの質量流量が増加する場合においても、ベンチュリノズル部の流速を適正な条件に保持するため、<u>スクラバ容器</u>の下流に流量制限オリフィスを設置することにより、体積流量をほぼ一定に保つ構成としている。</p> <p>1. 流量制限オリフィスの設計手順</p> <p>格納容器フィルタベント系の系統流量は、原子炉格納容器の最高使用圧力 427kPa[gage] (1 Pd) において、原子炉定格熱出力の 1% (原子炉停止後 2～3 時間相当) の蒸気発生量を排出できるよう以下のとおり設定する。</p> <p>なお、格納容器圧力 1Pd で必要量を排出可能な設計としているため、より差圧が大きくなる格納容器圧力 2Pd によるベントの場合においても必要量は排出できる。</p> <div data-bbox="1294 919 2418 1318" style="border: 1px solid black; height: 190px; width: 379px;"></div> <div data-bbox="1383 1373 2318 1856" style="border: 1px solid black; height: 230px; width: 315px; margin: 20px auto;"></div> <p style="text-align: center;">図1 1Pd ベント時の圧力勾配概念図</p>	<p style="text-align: center;">備考</p> <p style="text-align: right;">• 記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p data-bbox="1299 212 1774 243"><u>2. 流量制限オリフィスの圧力損失計算</u></p> <p data-bbox="1299 254 2258 285"><u>(1) オリフィス上流側(格納容器からフィルタ装置(スクラバ容器))圧力損失計算</u></p> <div data-bbox="1299 296 2430 373" style="border: 1px solid black; height: 37px;"></div> <p data-bbox="1347 390 1724 422">a. オリフィス上流側の計算式</p> <div data-bbox="1299 426 2430 1919" style="border: 1px solid black; height: 711px;"></div>	<ul style="list-style-type: none"> <li data-bbox="2445 212 2659 243">・記載方針の相違 <li data-bbox="2445 254 2659 285">・記載方針の相違

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>b. 計算結果 流量制限オリフィス入口圧力（上流側）P_i の計算結果を表 1 に示す。</p> <p style="text-align: center;">表 1 流量制限オリフィス入口圧力</p> <div data-bbox="1291 373 2418 655" style="border: 1px solid black; height: 134px; width: 380px;"></div> <p>(2) <u>オリフィス下流側圧力損失計算</u></p> <div data-bbox="1291 751 2418 877" style="border: 1px solid black; height: 60px; width: 380px;"></div> <p>a. オリフィス下流側圧力の計算式</p> <div data-bbox="1291 928 2418 1335" style="border: 1px solid black; height: 194px; width: 380px;"></div> <p>b. 計算結果 流量制限オリフィス下流側圧力 P_a の計算結果を表 2 に示す。</p> <p style="text-align: center;">表 2 流量制限オリフィス出口圧力</p> <div data-bbox="1291 1507 2418 1747" style="border: 1px solid black; height: 114px; width: 380px;"></div>	<p>備考</p> <p>・記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>オリフィスの流出断面積は、以下の式に基づき計算する。</p> <div data-bbox="189 751 1270 1087" style="border: 1px solid black; height: 160px; width: 100%;"></div> <p>$V [\text{m}^3/\text{s}] = m_{\text{蒸気}} [\text{kg}/\text{s}] \cdot \sigma [\text{m}^3/\text{kg}] \dots\dots\dots (\text{式} 4)$</p> <p>V : 体積流量 m : 質量流量 σ : 比体積</p> <div data-bbox="178 1312 1270 1801" style="border: 1px solid black; height: 233px; width: 100%;"></div>	<p>(3) 流量制限オリフィスの断面積の設定</p> <p>上記より、格納容器圧力が 1Pd 時に格納容器フィルタベント系で原子炉定格熱出力 1% 相当の蒸気が系統内を流れた場合のオリフィス上流側の圧力は 、オリフィス下流側の圧力は である。</p> <p>そこで、流量制限オリフィスは、上記のオリフィス上流及び下流側の圧力 条件で、原子炉定格熱出力 1% 相当の蒸気が排出できるようにオリフィスの断面積を設定する。</p> <p>ここで、オリフィス上流側圧力と下流側圧力の関係から、 必要な断面積の評価は以下の式に基づいて実施する。</p> <p>図 1 に上記設計手順により算出される圧力損失結果から導かれる圧力勾配の概念図を示す。</p> <div data-bbox="1294 751 2374 1430" style="border: 1px solid black; height: 323px; width: 100%;"></div>	

以上の手順でオリフィスの断面積を算出 し、設定することにより、格納容器フィルタベント系によるベント開始時の格納容器圧力が 1Pd の状態においても設計流量が確実に排気できるように設計している。

3. 格納容器圧力の変動に対する体積流量

(1) 格納容器圧力毎の圧力損失

格納容器フィルタベント系は格納容器圧力が 1Pd～2Pd (427～853kPa[gage]) の場合において使用を開始し、格納容器圧力はベント後に圧力低下率がほぼ横這いで静定した状態 (約 100kPa[gage]) に至る。格納容器フィルタベント系は格納容器圧力 1Pd (427kPa[gage]) において、設計流量 9.8kg/s (原子炉停止後約 2～3 時間後の崩壊熱である原子炉定格熱出力の 1%相当の蒸気量) を排出できるように、流量制限オリフィスの流出断面積を設定し、系統の圧力損失を計算している。

格納容器フィルタベント系の格納容器圧力に対する圧力損失等を表 3、ベント時の圧力勾配概要を図 2 に示す。

なお、格納容器フィルタベント系ではフィルタ装置 (スクラバ容器) のスクラビング水位に相当する水頭圧 (約 30kPa) 以上であれば格納容器内のガスを排気できる。

概算評価結果を第 1 表及び第 1 図に、格納容器圧力とベンチュリノズル入口における体積流量の関係を第 2 図に示す。



第 1 表 格納容器圧力に対する体積流量 (概算評価)

格納容器圧力 kPa [gage]	オリフィス上流 圧力損失 kPa	オリフィス下流 圧力損失 kPa	質量流量 kg/s (相対比) ※1	体積流量 m³/s (相対比) ※1
620 (2Pd)				
310 (1Pd)				

表 3 格納容器圧力に対する体積流量

格納容器圧力 (kPa[gage])	オリフィス上流圧 力損失 (kPa)	オリフィス下流 圧力損失 (kPa)	質量流量 (kg/s) (相対比) ※1	体積流量 (m³/s) (相対比) ※1
853				
427				
100				

※1 格納容器圧力 1Pd のときの値を 100%とした場合の比を記載

※2 低流量になる事故発生 7 日後の値

※1 格納容器圧力 1Pd の時の圧力を基準とした値

(2) 設計の意図

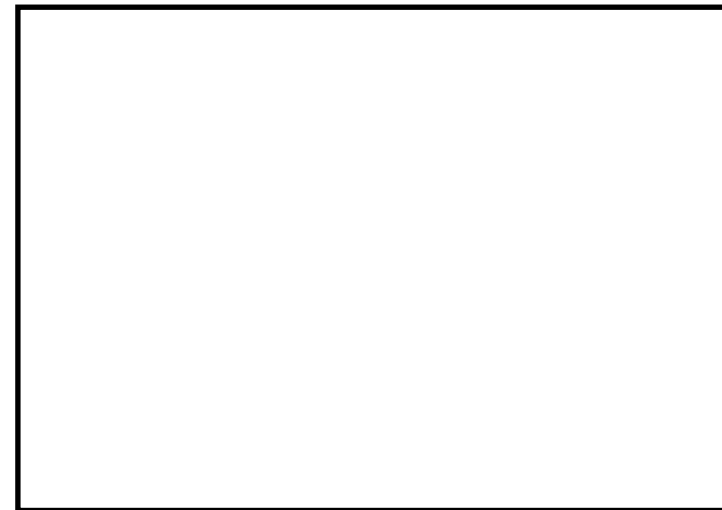
格納容器フィルタベント系は、フィルタ性能に影響を与える可能性のある主要なパラメータとしてベントガス流速 (体積流量) が挙げられるため、システム設計の観点からは、想定する圧力変動範囲で出来るだけ体積流量を一定にし、安定したベントガス流速となるよう設計上の配慮を行っている。具体的には、スクラバ容器下流に流量制限オリフィスを設け、オリフィス下流の排気経路は出来るだけ圧損が小さくなるようなルート選定を行っている。

格納容器圧力 1Pd (427kPa[gage]) 時にオリフィス部の流れが臨界流となることを配管設計上の目安としている。

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="213 403 1210 1033" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="587 1060 834 1094" data-label="Caption"> <p>第1図 圧力勾配図</p> </div>	<div data-bbox="1329 212 2415 289" data-label="Text"> <p>格納容器フィルタベント系の流量特性を図3に示す。格納容器圧力の変動(約100kPa[gage]～約853kPa[gage])に伴う体積流量は、とほぼ一定の値となる。</p> </div> <div data-bbox="1308 380 2424 1131" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="1733 1152 1979 1186" data-label="Caption"> <p>図2 圧力勾配概要</p> </div>	

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="225 205 1219 730" style="border: 1px solid black; height: 250px; width: 100%;"></div> <p data-bbox="439 745 979 781">第2図 格納容器圧力逃がし装置の流量特性</p>	<div data-bbox="1308 233 2421 951" style="border: 1px solid black; height: 342px; width: 100%;"></div> <p data-bbox="1584 972 2122 1005">図3 格納容器フィルタベント系の流量特性</p> <p data-bbox="1368 1106 1967 1140"><u>(参考1) ベント時の蒸気流量の算出方法について</u></p> <p data-bbox="1329 1197 2415 1318">格納容器フィルタベント系を使用する有効性評価の結果(ベントタイミング)を踏まえ、原子炉定格熱出力1%相当(スクラム後2~3時間)の蒸気流量は以下のとおり算出している。</p> $W_{vent} = 2436 \times 10^3 \times 0.01 / (h_s - h_w) \approx 9.8 \text{ (kg/s)}$ <p data-bbox="1406 1421 2276 1455">h_s : 2750.55 (kJ/kg) : 飽和蒸気の比エンタルピ (427kPa [gage]条件)</p> <p data-bbox="1406 1465 2136 1499">h_w : 251.15 (kJ/kg) : 飽和水の比エンタルピ (60℃条件)</p> <p data-bbox="1329 1556 2421 1677">ここでh_sについては、格納容器最高使用圧力1Pd(=427kPa [gage])とし、h_wについては外部水源の水温に余裕をみて60℃と設定した。また、比エンタルピは「1999日本機械学会蒸気表」の記載値を用いた。</p> <p data-bbox="1329 1759 2421 1835">流量制限オリフィスの流出断面積は、格納容器圧力1Pd(=427kPa [gage])において、9.8kg/sの蒸気流量が排出できるものを設定している。</p> <p data-bbox="1329 1850 2421 1925">設定した流出断面積のオリフィスを用いた場合における運転範囲(格納容器圧力100kPa [gage]~853kPa [gage])の体積流量は、以下の式1~4により計算できる。</p>	<p data-bbox="2445 1106 2653 1140">・記載方針の相違</p>

○体積流量の計算式



..... (式1)

..... (式2)

..... (式3)

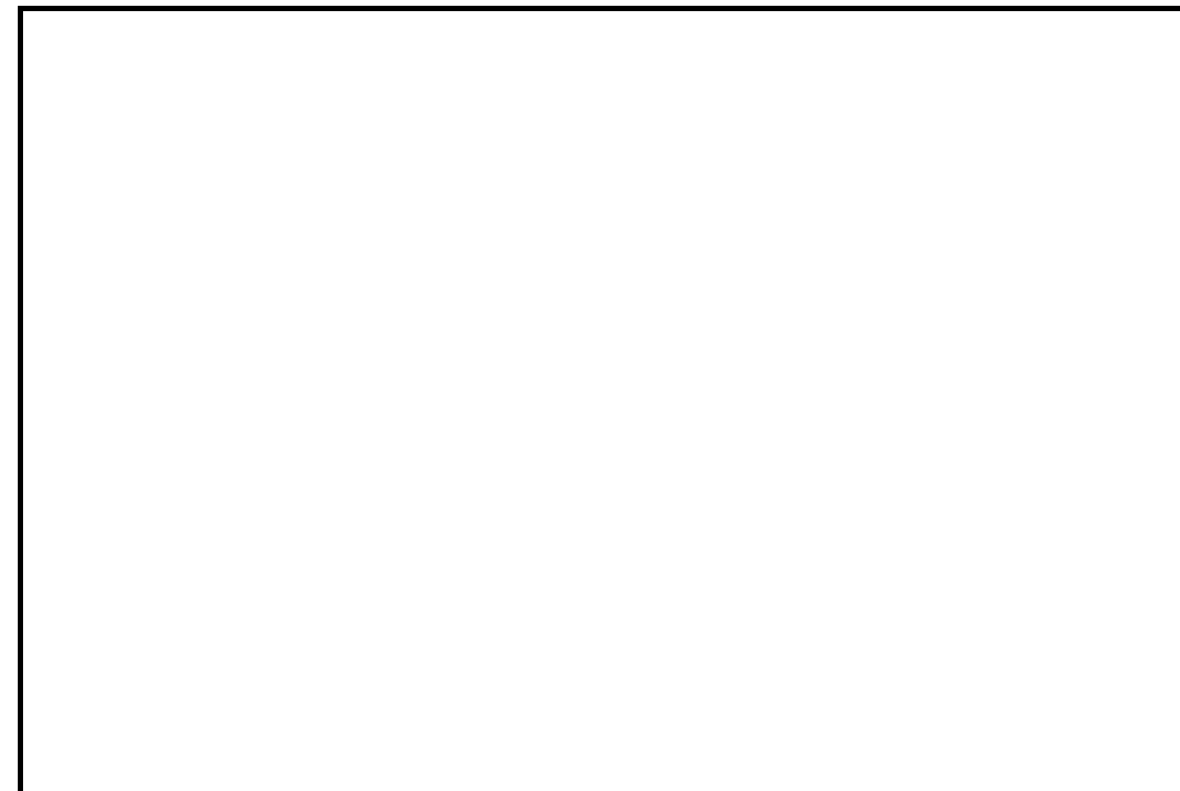
$$V[m^3/s] = m_{システム}[kg/s] \times \sigma[m^3/kg] \quad \dots\dots\dots (式4)$$

ここで,

V : 体積流量

m : 質量流量

σ : 比体積



(参考2) 有効性評価と実機モデルの圧損計算の違いについて

有効性評価 (MAAP 解析モデル) では、格納容器と放出口 (オリフィス) のモデルで評価している。一方、実機の圧力損失計算においては、オリフィス以外にも、配管、容器等のベントラインの機器を想定して評価している。

MAAP 解析モデルと実機設計に用いた圧力損失計算モデル (実機モデル) の比較を図1に示す。

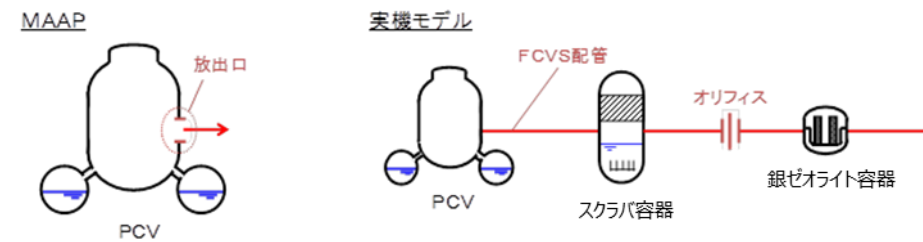


図1 MAAP 解析モデルと実機モデルの比較

いずれのモデルにおいても、「原子炉格納容器圧力 1 Pd においてベントガス流量 9.8kg/s がベント可能」となるようにオリフィス穴径等を設定している。このため、MAAP 解析モデルでは、放出口 (オリフィス) において格納容器フィルタベント系の系統圧損も考慮するため、オリフィス穴径の大きさは実機モデルに比べて小さくしている。MAAP 解析モデルと実機モデルにおけるベントガス流量を表1に示す。

表1 MAAP 解析モデルと実機モデルにおけるベントガス流量

格納容器圧力	ベントガス流量	
	MAAP 解析モデル	実機モデル
1 Pd (427kPa[gage])	9.8kg/s	9.8kg/s
2 Pd (853kPa[gage])		

以上により、有効性評価の解析においては、原子炉格納容器の圧力が 1 Pd においてベントガス流量が 9.8kg/s となるよう放出口 (オリフィス) の穴径を設定することで、表1に示すとおり、2 Pd でベントする場合のベントガス流量についても実機モデルと同等となる。

・記載方針の相違

(参考3) 低圧・低流速状態でのフィルタ性能について

フィルタ装置 (スクラバ容器) はベンチュリスクラバ及び金属フィルタの組合せでエアロゾルを除去するものであり、図1に示すとおり、フィルタ装置 (スクラバ容器) 全体の性能検証試験範囲 (①) は全域にわたって 以上を満足する。

ベント戦略の変更による低圧・低流速状態でのベント実施においてフィルタ性能が要求されるケースとしては、アーリーベント後に炉心損傷する場合は考えられるが、この場合に該当するシナリオとして、仮に TQUV シナリオでアーリーベント後に炉心損傷する場合は想定すると、事故後7日間のベンチュリノズル部のベントガス流速は図中②に示す範囲となり、全範囲にわたり性能検証試験範囲 (①) 内であるため、フィルタ装置 (スクラバ容器) は十分な性能があると評価できる。

なお、アーリーベント後にベンチュリスクラバの設計上考慮している運転範囲 (③) を下回る範囲で炉心損傷する場合、金属フィルタの負荷量が大きくなることが考えられるが、仮に有効性評価のうち炉心損傷する代表的な事故シナリオである格納容器過圧・過温破損におけるエアロゾル移行量の全量が金属フィルタに移行すると想定した場合でも、金属フィルタの閉塞が発生することはない。

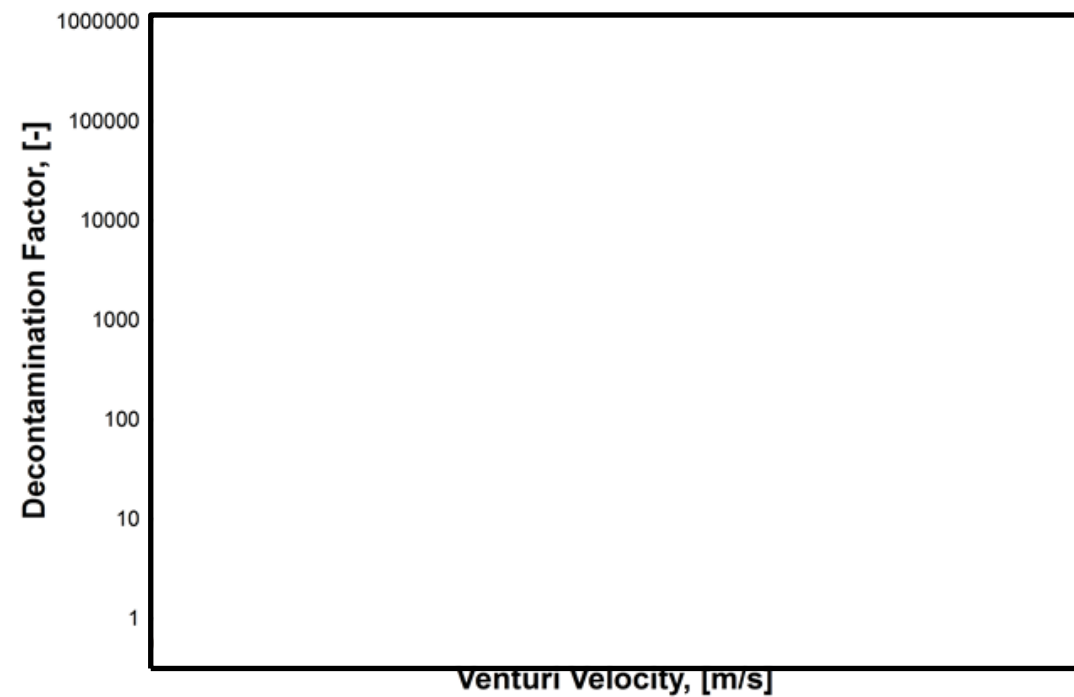


図1 性能検証試験結果 (ベンチュリノズル部におけるベントガス流速に対する除去係数)

・記載方針の相違

表1 格納容器圧力に対する質量流量, ベントガス流速

格納容器圧力 (kPa[gage])	質量流量 (kg/s)	ベントガス 流速 ^{※2} (m/s)	備考
853	[]	[]	ベンチュリスクラバの設計上 考慮している性能範囲上限 【図中①の上限】
427			
100			ベンチュリスクラバの設計上 考慮している性能範囲下限 【図中①の下限】
54 ^{※1}	2.9 ^{※1}		TQV シナリオにおける 事故後7日時点 【図中③の下限】
[]	[]		性能確認試験範囲下限 【図中②の下限】

※1 ベンチュリノズル部におけるベントガス流速

※2 有効性評価 (MAAP) 計算結果

<金属フィルタの閉塞について>

[]

ベント実施時の放射線監視測定の考え方について

(1) フィルタ装置出口放射線モニタの計測範囲

フィルタ装置出口放射線モニタの計測範囲と計測範囲の設定の考え方は、第1表のとおりである。

第1表 計測範囲とその考え方

名称	計測範囲	取付箇所	計測範囲の設定の考え方
フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ)	10 ⁻² Sv/h～ 10 ⁵ Sv/h	原子炉建屋付属棟 1階	系統運転中における放射性物質濃度を確認するため、想定される放射性物質がフィルタ装置出口配管に内包された時の最大の放射線量率を計測できる範囲とする。なお、高レンジ用は炉心損傷している場合に、低レンジ用は炉心損傷していない場合を想定して設定する。
		屋外 (原子炉建屋南側外壁面)	
フィルタ装置出口放射線モニタ (低レンジ)	10 ⁻³ mSv/h～ 10 ⁴ mSv/h	原子炉建屋付属棟 1階	

a. ベント実施に想定される線量率について

ベント実施時に想定される最大の線量率を評価するために必要な評価条件を第2表に示す。また、第2表の評価条件に基づく評価結果を第3表に示す。フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ) の計測範囲の上限値である 1.0×10⁵Sv/h は、ベント実施時に想定される最大線量率 3.0×10¹Sv/h に対し、余裕があり、計測可能である。

ベント実施時の放射線監視測定の考え方について

(1) 第1ベントフィルタ出口放射線モニタの計測範囲

第1ベントフィルタ出口放射線モニタの計測範囲と計測範囲の設定の考え方は、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	計測範囲の設定の考え方
<u>第1ベントフィルタ</u> 出口放射線モニタ (高レンジ)	10 ⁻² Sv/h～ 10 ⁵ Sv/h	第1ベントフィルタ格納槽内	系統運転中における放射性物質濃度を確認するため、想定される放射性物質がフィルタ装置出口配管に内包された時の最大の放射線量率を計測できる範囲とする。なお、高レンジ用は炉心損傷している場合に、低レンジ用は炉心損傷していない場合を想定して設定する。
<u>第1ベントフィルタ</u> 出口放射線モニタ (低レンジ)	10 ⁻³ mSv/h～ 10 ⁴ mSv/h	屋外	

a. ベント実施に想定される線量率について

ベント実施時に想定される最大の線量率を評価するために必要な評価条件を表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。第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ) の計測範囲の上限値である 1.0×10⁵Sv/h は、ベント実施時に想定される最大線量率 1.6×10¹Sv/h に対し、余裕があり、計測可能である。

・取付箇所の相違
系統運転中における放射性物質濃度を確認することが可能な位置に取り付けている

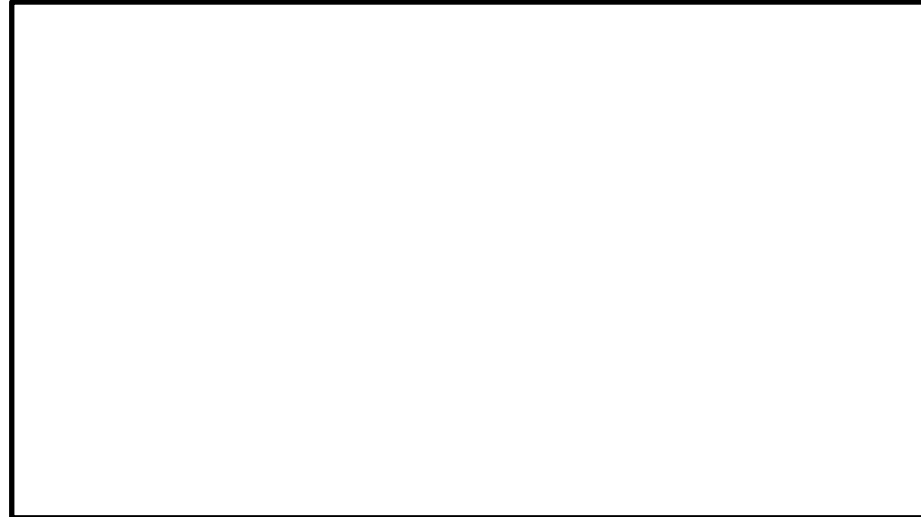
・想定される線量率の相違
評価条件のうち、原子炉の放射性物質の内蔵量、放射線モニタの取付箇所の相違による
ただし、計測範囲の上限値に対して余裕があり、計測可能である

第2表 評価条件

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価対象核種	希ガス類 (Kr-83m, Kr-85m, Kr-85, Kr-87, Kr-88, Xe-131m, Xe-133m, Xe-133, Xe-135m, Xe-135, Xe-138)	大気に放出される放射性物質のうち、線量率が支配的となる核種を選定 (後述b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
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	第1図のとおり	<u>フィルタ装置</u> 出口放射線モニタ (高レンジ) の設置位置 (第2図) をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可 (添十) と同じ

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	希ガス類 (Kr-83m, Kr-85m, Kr-85, Kr-87, Kr-88, Xe-131m, Xe-133m, Xe-133, Xe-135m, Xe-135, Xe-138)	大気に放出される放射性物質のうち、線量率が支配的となる核種を選定 (後述b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
格納容器から原子炉建屋への漏えい	考慮しない	格納容器フィルタベント系による大気への放出量を多く見積もるため
ベント開始時間	事象発生から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	<u>第1ベントフィルタ</u> 出口放射線モニタ (高レンジ) の設置位置 (図2) をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可 (添十) と同じ



第1図 評価モデル

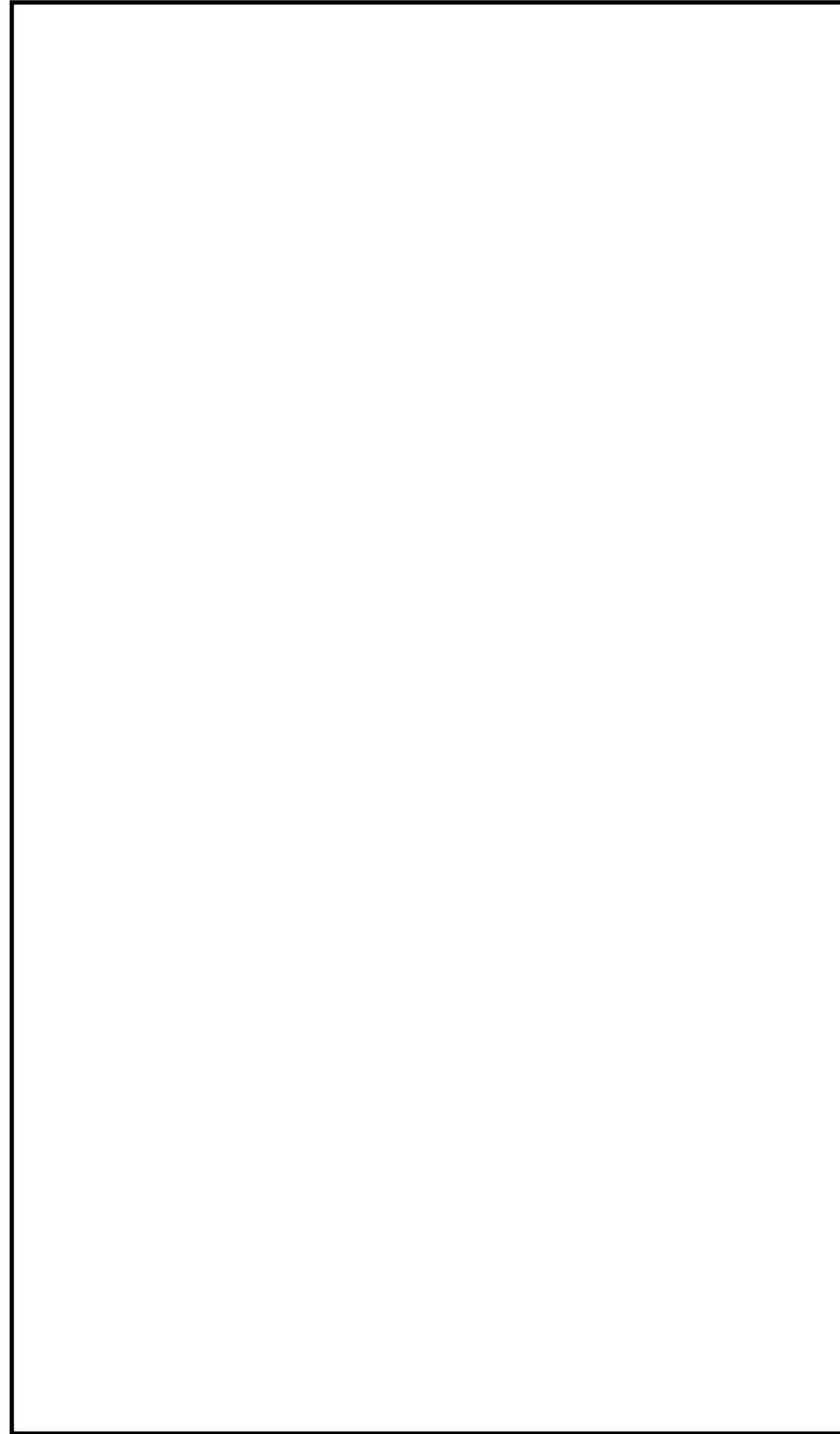
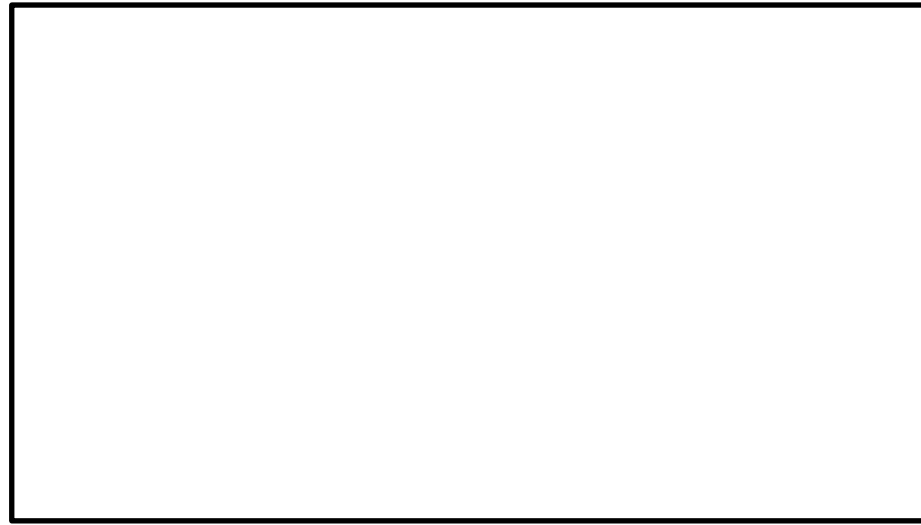


図1 評価モデル



第2図 フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ) 位置図

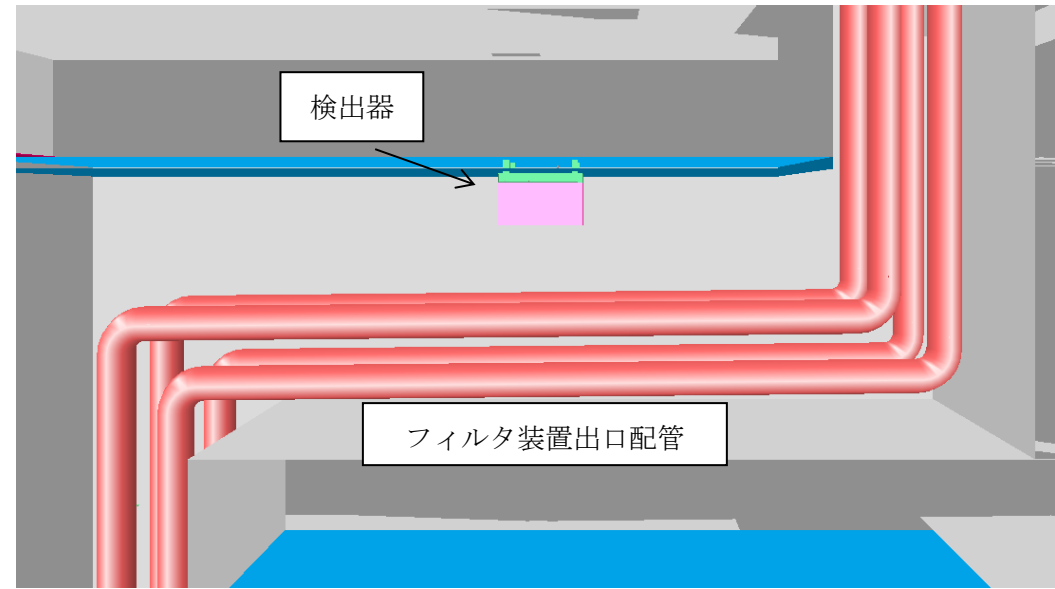


図2 第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ) 位置図

第3表 評価結果

評価対象核種	線量率 (Sv/h)
Kr-83m	1.1E-21
Kr-85m	1.2E+00
Kr-85	8.4E-04
Kr-87	3.9E+00
Kr-88	1.6E+01
Xe-131m	8.6E-04
Xe-133m	3.7E-02
Xe-133	2.9E-01
Xe-135m	2.6E+00
Xe-135	4.2E+00
Xe-138	1.6E+00
合計	3.0E+01

表3 評価結果

評価対象核種	線量率 (Sv/h)
Kr-83m	1.9E-19
Kr-85m	6.0E-01
Kr-85	4.4E-04
Kr-87	2.1E+00
Kr-88	8.7E+00
Xe-131m	4.3E-04
Xe-133m	1.9E-02
Xe-133	1.6E-01
Xe-135m	1.4E+00
Xe-135	2.1E+00
Xe-138	8.8E-01
合計	1.6E+01

・想定される線量率の相違
 評価条件のうち、原子炉の放射性物質の内蔵量、放射線モニタの取付箇所の相違による

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>b. 評価対象核種の考え方</p> <p><u>格納容器圧力逃がし装置</u>を通じて格納容器内の放射性物質が大気へ放出される際、希ガス及びよう素を除く放射性物質はベント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よう素となる。</p> <p>第4表に示す評価条件を用いて希ガス及びよう素の線量率を評価した結果、第5表のとおり希ガスの線量率は、よう素に比べて <u>10²</u> 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。</p>	<p>b. 評価対象核種の考え方</p> <p><u>格納容器フィルタベント系</u>を通じて格納容器内の放射性物質が大気へ放出される際、希ガス及びよう素を除く放射性物質はベント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よう素となる。</p> <p>表4に示す評価条件を用いて希ガス及びよう素の線量率を評価した結果、表5のとおり希ガスの線量率は、よう素に比べて <u>60</u> 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。</p>	<p>・ベント開始時間までの希ガスとよう素の減衰速度の違いによる相違</p>

第4表 評価条件 (1/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価事象	「大破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+全交流動力電源喪失」 (代替循環冷却系を使用できない場合)	格納容器破損防止対策の有効性評価で想定する格納容器破損モードのうち、希ガス類及びよう素の放出量が最も多くなる事故シーケンスとして、ベントの実施時間が最も早くなる事故シーケンスを選定
炉心状態	平衡炉心 (サイクル末期)	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	希ガス類: Kr-83m, Kr-85m, Kr-85, Kr-87, Kr-88, Xe-131m, Xe-133m, Xe-133, Xe-135m, Xe-135, 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
炉心から格納容器への移行割合	希ガス: 100% よう素: 80%	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 ^{*1} に基づき設定
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
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 ^{*3}	CSE 実験及び Standard Review Plan 6.5.2 ^{*2} に基づき設定 (別紙17 補足3 参照)
	サブプレッション・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 ^{*3} に基づき設定 (別紙17 補足4 参照)
格納容器内での除去効果 (粒子状よう素)	無機よう素と同じ	無機よう素よりも沈着等による除去効果が大きい、保守的に無機よう素と同じとする。

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	「冷却材喪失 (大破断LOCA) + ECC S注水機能喪失+全交流動力電源喪失」(残留熱代替除去系を使用しない場合)	格納容器破損防止対策の有効性評価で想定する格納容器破損モードのうち、希ガス類及びよう素の放出量が最も多くなる事故シーケンスとして、ベントの実施時間が最も早くなる事故シーケンスを選定
炉心状態	平衡炉心 (サイクル末期)	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	希ガス類: Kr-83m, Kr-85m, Kr-85, Kr-87, Kr-88, Xe-131m, Xe-133m, Xe-133, Xe-135m, Xe-135, 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
炉心から格納容器への移行割合	希ガス: 100% よう素: 80%	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 ^{*1} に基づき設定
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
格納容器内での除去効果 (無機よう素)	沈着による除去係数: 200	CSE 実験及び Standard Review Plan 6.5.2 ^{*2} に基づき設定
	サブプレッション・プール水でのスクラビングによる除去係数: 5	Standard Review Plan 6.5.5 ^{*3} に基づき設定
格納容器内での除去効果 (粒子状よう素)	無機よう素と同じ	無機よう素よりも沈着等による除去効果が大きい、保守的に無機よう素と同じとする。

・型式の違いによるサブプレッション・プール水でのスクラビングによる除去係数の違い

第4表 評価条件 (2/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
ベント開始時間	事象発生から19時間後	MAAP解析結果
ベントフィルタ除去係数	希ガス : 1 有機よう素 : 50 無機よう素 : 100 粒子状よう素 : 1,000	設計値に基づき設定
評価モデル	第1図のとおり	フィルタ装置出口放射線モニタ(高レンジ)の設置位置(第2図)をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可(添十)と同じ

- ※1 Regulatory Guide 1.195, "Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors", May 2003
- ※2 Standard Review Plan 6.5.2, "Containment Spray as a Fission Product Cleanup System", March 2007
- ※3 Standard Review Plan 6.5.5, "Pressure Suppression Pool as a Fission Product Cleanup System", March 2007

第5表 評価結果

ベント開始時間	希ガス線量率① (Sv/h)	よう素線量率② (Sv/h)	①/②
事象発生から19時間後	5.6×10^0	5.2×10^{-2}	1.08×10^2

(2) フィルタを通過した放射性物質がフィルタ装置出口放射線モニタ近傍の配管に付着した場合の影響について

フィルタ装置出口放射線モニタはフィルタ装置出口の配管外側から計測となるため、フィルタ装置出口配管内に付着した放射性物質の影響を受ける。そのため、ベント終了後に残る放射線モニタ指示値から配管付着分を評価し、ベント中の放射線モニタ指示値から差し引くことで配管付着影響を除去することができる。

第4表の評価条件(希ガスは配管付着しないため、よう素に係る評価条件のみ)及びフィルタ装置出口配管への放射性物質付着率を「放射性物質の通過量に対して100m当たり10%が配管内に均一に付着する」(別紙30)とした場合の評価結果は、 230mSv/h である。

(3) 線量率から放射性物質濃度への換算の考え方

フィルタ装置出口放射線モニタでの計測値(ガンマ線強度)は、フィルタ装置出口配管内の放射性物質の核種及びその放射性物質濃度により決まる値である。あらかじめ、フィルタ装置出口配管内の放射性物質濃

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32時間後	MAAP解析結果
ベントフィルタ除去係数	希ガス : 1 有機よう素 : 50 無機よう素 : 100 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	第1ベントフィルタ出口放射線モニタ(高レンジ)の設置位置(図2)をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可(添十)と同じ

- ※1 Regulatory Guide 1.195, "Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors", May 2003
- ※2 Standard Review Plan 6.5.2, "Containment Spray as a Fission Product Cleanup System", March 2007
- ※3 Standard Review Plan 6.5.5, "Pressure Suppression Pool as a Fission Product Cleanup System", March 2007

表5 評価結果

ベント開始時間	希ガス線量率① (Sv/h)	よう素線量率② (Sv/h)	①/②
事象発生から32時間後	1.4×10^0	2.2×10^{-2}	6.4×10^1

(2) フィルタを通過した放射性物質が第1ベントフィルタ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

第1ベントフィルタ出口放射線モニタはフィルタ装置出口の配管外側から計測となるため、フィルタ装置出口配管内に付着した放射性物質の影響を受ける。そのため、ベント終了後に残る放射線モニタ指示値から配管付着分を評価し、ベント中の放射線モニタ指示値から差し引くことで配管付着影響を除去することができる。

表4の評価条件(希ガスは配管付着しないため、よう素に係る評価条件のみ)及びフィルタ装置出口配管への放射性物質付着率を「放射性物質の通過量に対して100m当たり10%が配管内に均一に付着する」とした場合の評価結果は、 9.6mSv/h である。

(3) 線量率から放射性物質濃度への換算の考え方

第1ベントフィルタ出口放射線モニタでの計測値(ガンマ線強度)は、フィルタ装置出口配管内の放射性物質の核種及びその放射性物質濃度により決まる値である。あらかじめ、フィルタ装置出口配管内の放射性

・運用の相違

・評価結果の相違

評価条件のうち、原子炉の放射性物質の内蔵量、放射線モニタの取付箇所、ベント開始時間、格納容器内での除去効果(無機よう素)の相違による

度と線量率により、換算係数を定めておくことで、事故時のフィルタ装置出口放射線モニタの指示値からフィルタ装置出口配管内の放射性物質濃度を把握することができる。

第4表の評価条件において評価したフィルタ装置出口放射線モニタ(高レンジ)の換算係数を第6表に示す。なお、換算係数の算出過程を以下に示す。

- ① 平衡炉心(サイクル末期)における核種ごとの炉内希ガスの総量(①)を解析により算出する。
- ② ベント開始時間までの減衰を考慮した核種ごとの希ガスの総量(②)を算出する。
- ③ 格納容器空間体積(9,800m³)から核種ごとの希ガス量を除し、核種ごとの放射性物質濃度の合計(③)を算出する。
- ④ 上記③の核種ごとの放射性物質濃度にγ線放出割合を乗じて算出したγ線線源強度と第1図の評価モデルから核種ごとの線量率の合計(④)を算出する。
- ⑤ 上記③で求めた放射線物質濃度の合算値を④で求めた線量率の合算値で除すことで、換算係数を算出する。

第6表 換算係数の算出

炉停止時 内蔵量① (Bq)	19時間後 減衰値② (Bq)	放射性物質 濃度③ (Bq/cm ³)	線量率④ (Sv/h)	換算係数 ((Bq/cm ³) / (Sv/h))
2.2×10 ¹⁹	9.4×10 ¹⁸	9.6×10 ⁸	5.6×10 ⁰	1.7×10 ⁸

第6表の換算係数は、原子炉停止から19時間後にベントを開始した場合の換算係数であり、核種の減衰により換算係数は変化するため、同様の手法で算出した換算係数の時間変化は第3図のグラフのとおりとなる。実際の運用では、手順書に代表的な時間における換算係数を表として備えるなどして適切な評価ができるように準備する。また、屋外のフィルタ装置出口放射線モニタ(高レンジ)及び建屋内のフィルタ装置出口放射線モニタ(低レンジ)についても、同様の方法で換算係数を算出し、上記の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(Sv/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。

物質濃度と線量率により、換算係数を定めておくことで、事故時の第1ベントフィルタ出口放射線モニタの指示値からフィルタ装置出口配管内の放射性物質濃度を把握することができる。

表4の評価条件において評価した第1ベントフィルタ出口放射線モニタ(高レンジ)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 格納容器空間体積(12,600m³)から核種ごとの希ガス量を除し、核種ごとの放射性物質濃度の合計(③)を算出する。
- ④ 上記③の核種ごとの放射性物質濃度にγ線放出割合を乗じて算出したγ線線源強度と図1の評価モデルから核種ごとの線量率の合計(④)を算出する。
- ⑤ 上記③で求めた放射線物質濃度の合算値を④で求めた線量率の合算値で除すことで、換算係数を算出する。

表6 換算係数の算出

炉停止時 内蔵量① (Bq)	32時間後 減衰値② (Bq)	放射性物質 濃度③ (Bq/cm ³)	線量率④ (Sv/h)	換算係数 ((Bq/cm ³) / (Sv/h))
1.6×10 ¹⁹	5.7×10 ¹⁸	4.5×10 ⁸	1.4×10 ⁰	3.3×10 ⁸

表6の換算係数は、原子炉停止から32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。また、建屋外の第1ベントフィルタ出口放射線モニタ(低レンジ)についても、同様の方法で換算係数を算出し、上記の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、第1ベントフィルタ出口放射線モニタの指示値(Sv/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。

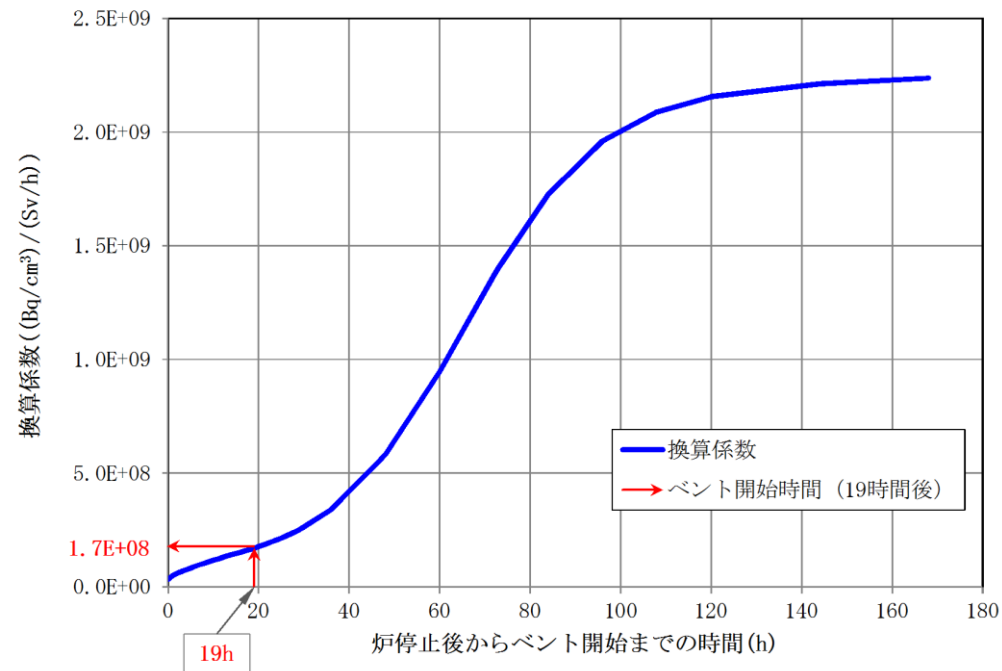
・設備の相違

・評価結果の相違

評価条件のうち、原子炉の放射性物質の内蔵量、放射線モニタの取付箇所、ベント開始時間、格納容器内での除去効果(無機よう素)の相違による

・運用の相違

・設置位置の違い



第3図 換算係数の時間推移

(4) 放射性物質の放出量の推定方法

a. 格納容器雰囲気放射線モニタによる推定方法

格納容器雰囲気放射線モニタは、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。格納容器内には、気相部に浮遊している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、ベント時に放出される放射性物質濃度を把握することで、放射性物質の放出量を推定する。以下に格納容器雰囲気放射線モニタによる推定方法を示す。

○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^{*1}における主要な放射性物質の格納容器内への移行割合（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（Sv/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、「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率（Sv

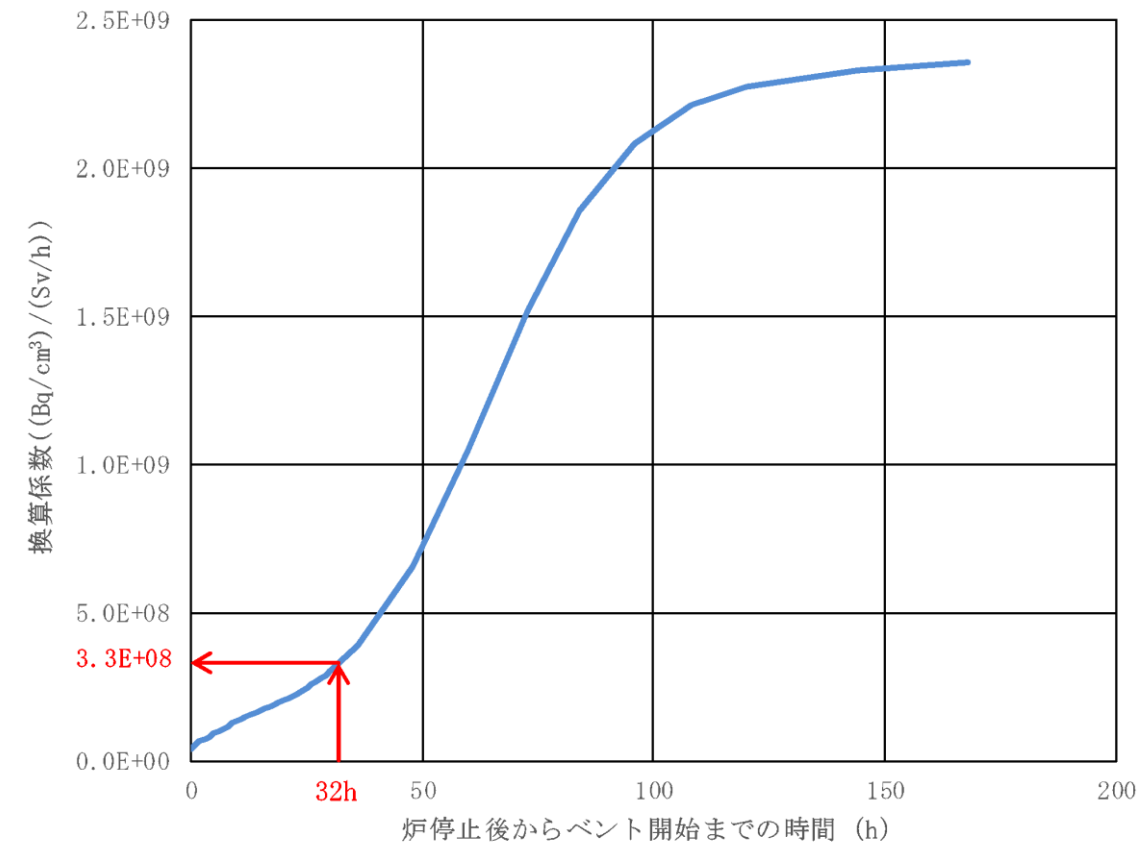


図3 換算係数の時間推移

(4) 放射性物質の放出量の推定方法

a. 格納容器雰囲気放射線モニタによる推定方法

格納容器雰囲気放射線モニタは、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。格納容器内には、気相部に浮遊している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、ベント時に放出される放射性物質濃度を把握することで、放射性物質の放出量を推定する。以下に格納容器雰囲気放射線モニタによる推定方法を示す。

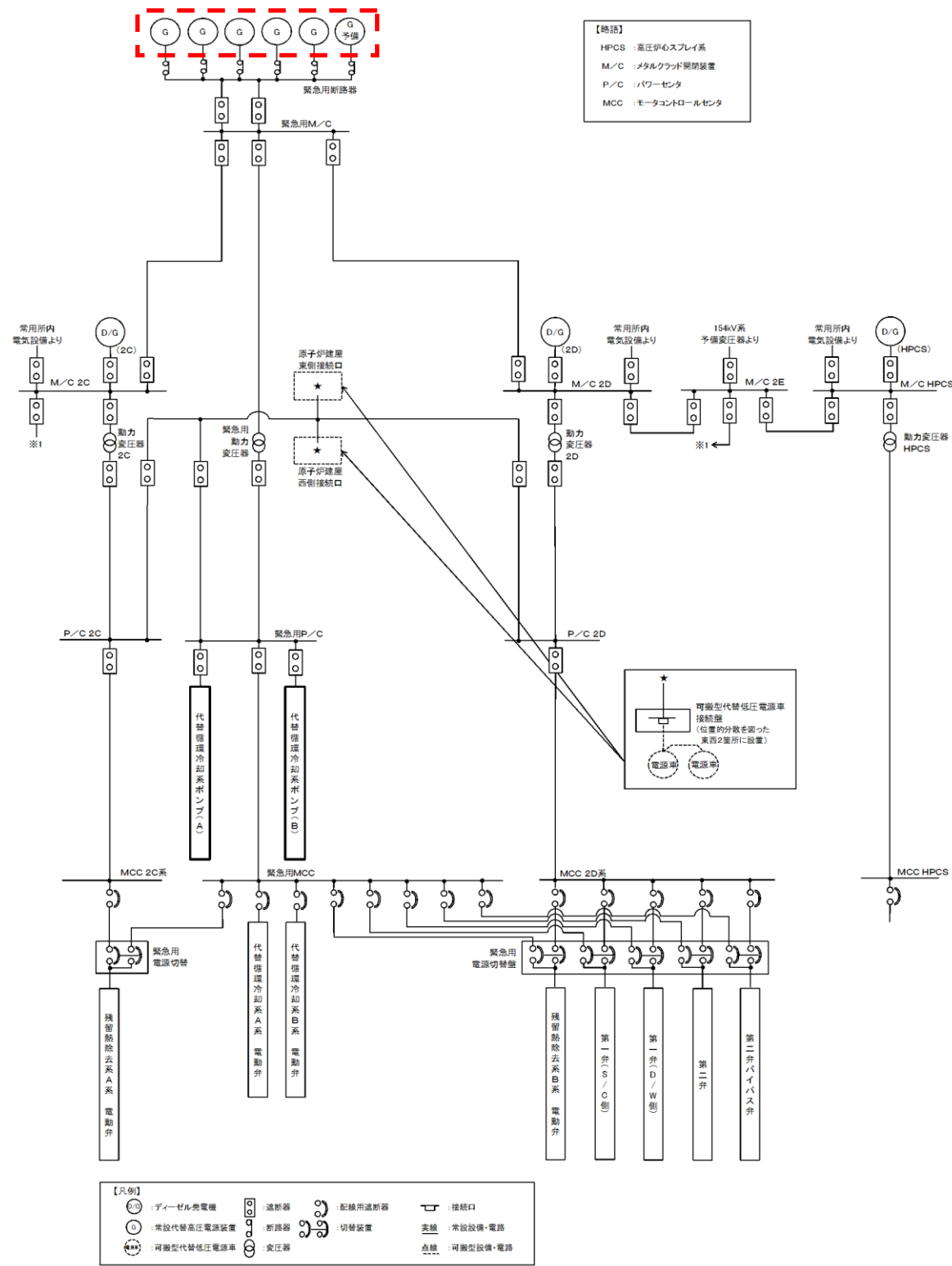
○事前準備事項

- 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^{*1}における主要な放射性物質の格納容器内への移行割合（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（Sv/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、「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率（Sv

・評価結果の相違
 評価条件のうち、原子炉の放射性物質の内蔵量、放射線モニタの取付箇所、ベント開始時間、格納容器内での除去効果（無機よう素）の相違による

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>／h)」をあらかじめ用意する。</p> <p>○放射性物質の推定方法</p> <p>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^{*1}の中より最も事象進展に近いものを選定する。</p> <p>② 格納容器雰囲気放射線モニタの指示値 (Sv/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「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率 (Sv/h)」を基に、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。</p> <p>③ ②より求めた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、サブプレッション・プール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。</p> <p>※1 事前に評価する代表的な重大事故時想定として、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。</p> <p>b. フィルタ装置出口放射線モニタによる推定方法</p> <p>フィルタ装置出口放射線モニタは、フィルタ装置出口配管に設置されており、ベントによる放射性物質からの放射線を測定するものである。ベント中に放出される放射性物質濃度とベント流量を把握することで、放射性物質の放出量を推定する。以下にフィルタ装置出口放射線モニタによる推定方法を示す。</p> <p>○事前準備事項</p> <p>(3)項で示す手法で算出した「換算係数 ((Bq/cm³) / (Sv/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。</p> <p>○放射性物質の推定方法</p> <p>① フィルタ装置出口放射線モニタの指示値 (Sv/h) に対し、事前に評価した「換算係数 ((Bq/cm³) / (Sv/h))」を乗じ、放射性物質濃度 (Bq/cm³) を求める。</p> <p>② ①で求めた放射性物質濃度 (Bq/m³) に格納容器圧力から推定されるベント流量 (m³/h) を乗じ、放出速度 (Bq/h) を求める。</p> <p>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。</p> <p>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。</p>	<p>／h)」をあらかじめ用意する。</p> <p>○放射性物質の推定方法</p> <p>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^{*1}の中より最も事象進展に近いものを選定する。</p> <p>② 格納容器雰囲気放射線モニタの指示値 (Sv/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「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率 (Sv/h)」を基に、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。</p> <p>③ ②より求めた格納容器気相部内の放射エネルギー (Bq) に格納容器フィルタベント系、サブプレッション・プール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。</p> <p>※1 事前に評価する代表的な重大事故時想定として、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、格納容器フィルタベント系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。</p> <p>b. 第1ベントフィルタ出口放射線モニタによる推定方法</p> <p>第1ベントフィルタ出口放射線モニタは、フィルタ装置出口配管に設置されており、ベントによる放射性物質からの放射線を測定するものである。ベント中に放出される放射性物質濃度とベントガス流量を把握することで、放射性物質の放出量を推定する。以下に第1ベントフィルタ出口放射線モニタによる推定方法を示す。</p> <p>○事前準備事項</p> <p>(3)項で示す手法で算出した「換算係数 ((Bq/cm³) / (Sv/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。</p> <p>○放射性物質の推定方法</p> <p>① 第1ベントフィルタ出口放射線モニタの指示値 (Sv/h) に対し、事前に評価した「換算係数 ((Bq/cm³) / (Sv/h))」を乗じ、放射性物質濃度 (Bq/cm³) を求める。</p> <p>② ①で求めた放射性物質濃度 (Bq/m³) に格納容器圧力から推定されるベントガス流量 (m³/h) を乗じ、放出速度 (Bq/h) を求める。</p> <p>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。</p> <p>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。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙8</p> <p style="text-align: center;">電源構成の考え方について</p> <p>(1) 電源システムの構成</p> <p><u>格納容器圧力逃がし装置</u>の隔離弁及び計装設備の重大事故等時における電源構成は、以下のとおり。</p> <p>a. 常設代替交流電源設備</p> <p>常設代替交流電源設備として、<u>ディーゼル機関</u>及び発電機を搭載した常設代替高圧電源装置を設置する。本設備は、<u>常設代替高圧電源装置</u>の遠隔起動操作スイッチにより中央制御室からの起動を可能とする。</p> <p>b. 可搬型代替交流電源設備</p> <p>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可搬型代替低圧電源車を配備する。本設備は、常設代替交流電源設備と異なる場所に分散して配備する。接続口は、原子炉建屋の西側及び東側に位置的分散を考慮して設置することで、共通要因により接続することができなくなるようにする。</p> <p>c. 常設代替直流電源設備</p> <p>常設代替直流電源設備として、<u>緊急用 125V 系蓄電池</u>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、<u>所内常設直流電源設備</u>とは位置的分散を図る。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代替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装設備に、24 時間にわたり電源を給電できる容量を有している。</p> <p>d. <u>可搬型代替直流電源設備</u></p> <p>可搬型代替直流電源設備として、<u>可搬型代替低圧電源車及び可搬型整流器</u>を配備し電源を給電する。</p> <p>(2) 電源種別ごとの電源給電範囲</p> <p>a. 常設代替交流電源設備による電源給電範囲</p> <p>常設代替交流電源設備により、<u>第一弁 (S/C側)、第一弁 (D/W側)、第二弁、第二弁バイパス弁、移送ポンプ、排水ポンプ、フィルタ装置周り計装設備、フィルタ装置入口水素濃度計、フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ) 及びフィルタ装置スクラビング水 pH計</u>に給電が可能である。</p> <p style="text-align: center;">電源給電範囲を第 1 図～第 2 図に、負荷一覧を第 1 表に示す。</p>	<p style="text-align: right;">別紙 31</p> <p style="text-align: center;">電源構成の考え方について</p> <p>(1) 電源システムの構成</p> <p><u>格納容器フィルタベント系</u>の隔離弁及び計装設備の重大事故等時における電源構成は、以下のとおり。</p> <p>a. 常設代替交流電源設備</p> <p>常設代替交流電源設備として、<u>ガスタービン機関</u>及び発電機を搭載したガスタービン発電機を設置する。本設備は、<u>ガスタービン発電機</u>の遠隔起動操作スイッチにより中央制御室からの起動を可能とする。</p> <p>b. 可搬型代替交流電源設備</p> <p>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高圧発電機車を配備する。本設備は、常設代替交流電源設備と異なる場所に分散して配備する。接続口は、原子炉建屋の西側、<u>南側及びガスタービン発電機建物の南側</u>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るようにする。</p> <p>c. 常設代替直流電源設備</p> <p>常設代替直流電源設備として、<u>S.A用 115V 系蓄電池</u>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、<u>所内常設蓄電式直流電源設備</u>とは位置的分散を図る。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代替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フィルタベント系の計装設備に、24 時間にわたり電源を給電できる容量を有している。</p> <p>d. <u>可搬型直流電源設備</u></p> <p>可搬型直流電源設備として、<u>高圧発電機車及び常設充電器</u>を配備し電源を給電する。</p> <p>(2) 電源種別ごとの電源給電範囲</p> <p>a. 常設代替交流電源設備による電源給電範囲</p> <p>常設代替交流電源設備により、<u>ベント弁 (第 1 弁: MV217-4, 第 1 弁: MV271-5, 第 2 弁: MV217-18, 第 2 弁: MV217-23, 第 3 弁: MV226-13)、ドレン移送ポンプ、格納槽排水ポンプ、ベントフィルタ 1 次ドレン弁、循環ライン止め弁、ドレン移送ライン連絡弁、薬液貯蔵タンク出口弁、フィルタ装置周り計装設備、第 1 ベントフィルタ出口水素濃度、スクラバ水 pH 及び第 1 ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)</u>に給電が可能である。</p> <p style="text-align: center;">電源給電範囲を図 1～図 2 に、負荷一覧を表 1 に示す。</p>	<p>・設備の相違</p> <p>島根 2 号炉は常設代替交流電源設備としてガスタービン発電機を設置している</p> <p>・設備の相違</p> <p>島根 2 号炉は航空機衝突を考慮し、原子炉建物とは位置的分散を図ったガスタービン発電機建物に接続口を設ける</p>



第1図 常設代替交流電源設備による電源給電範囲 (交流電源)

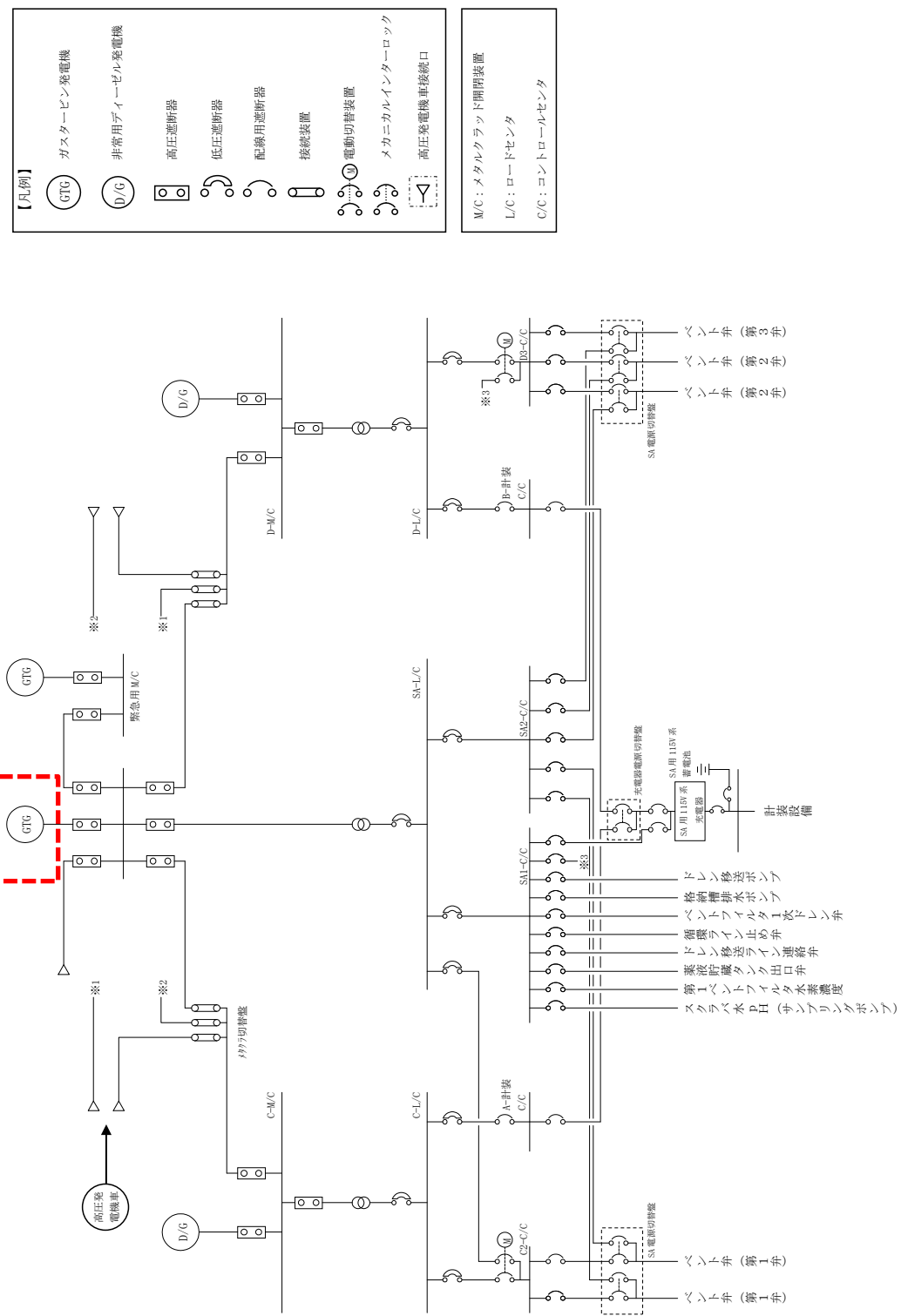
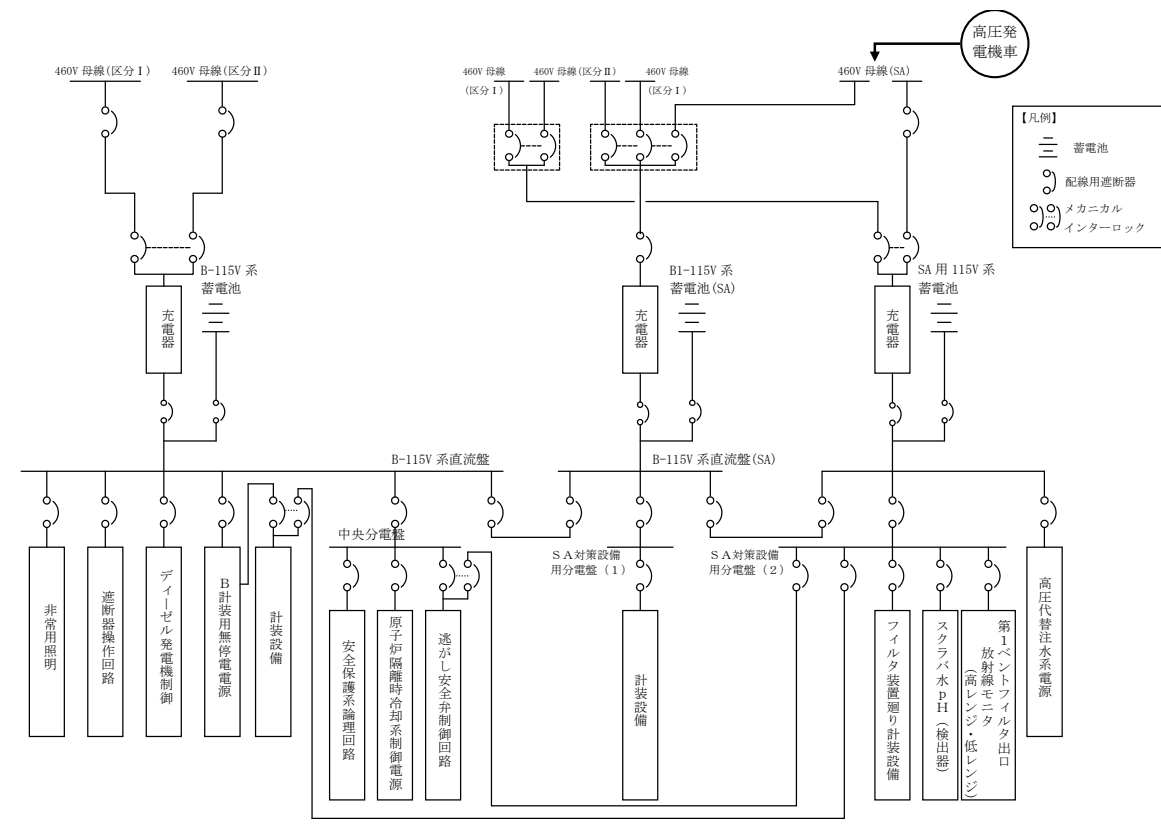
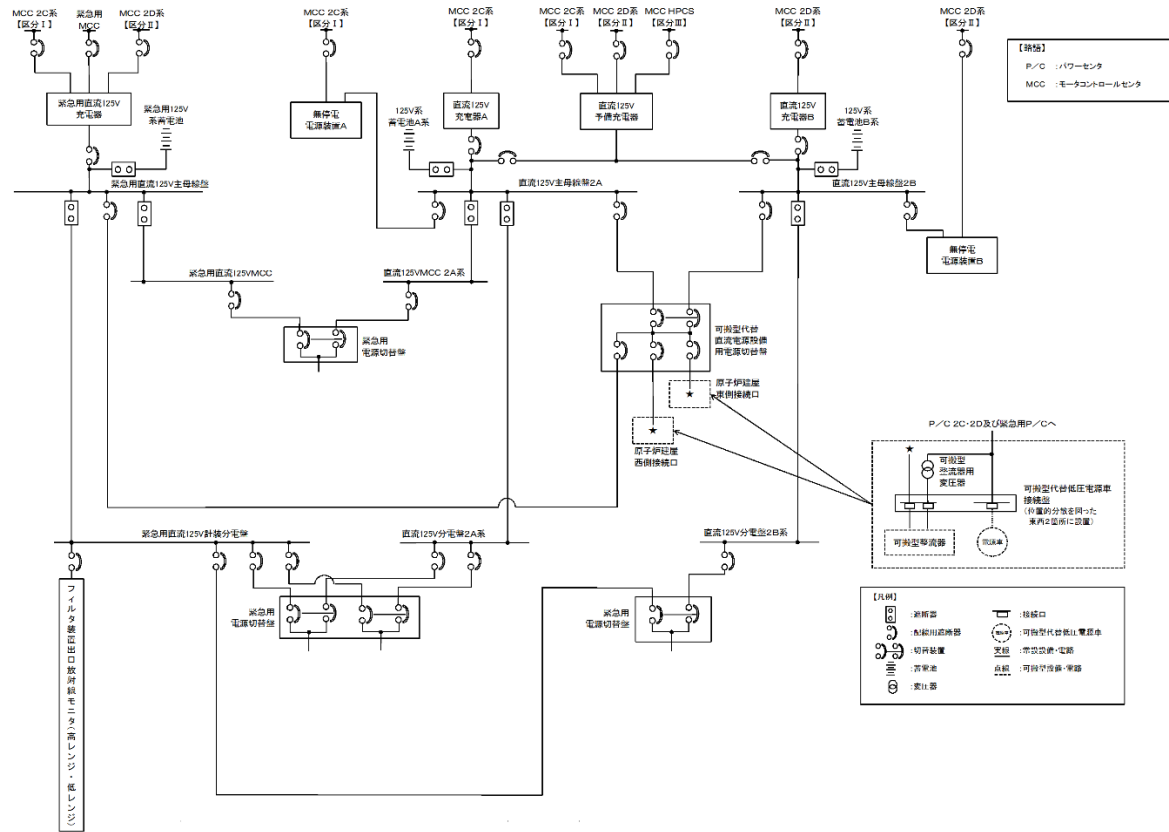


図1 常設代替交流電源設備による電源給電範囲 (交流電源)

・設備の相違
電源構成の相違



第2図 常設代替交流電源設備による電源給電範囲 (直流電源)

図2 常設代替交流電源設備による電源給電範囲 (直流電源)

・設備の相違
電源構成の相違

第1表 常設代替交流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	第一弁 (サプレッション・チェンバ側)	0.72kW	
2	第一弁 (ドライウエル側)	0.72kW	
3	第二弁	0.5kW	
4	第二弁バイパス弁	0.5kW	
5	移送ポンプ	7.5kW	
6	排水ポンプ	15kW	
7	フィルタ装置周り計装設備	0.3kW	
8	フィルタ装置入口水素濃度計	26kW	
9	フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	0.3kW	
10	フィルタ装置スクラビング水 pH計	26.3kW	
合計		約 78kW ^{※1}	

※1 常設代替交流電源設備の設備容量は 5,520kW (6,900kVA) とし、負荷容量約 78kW に対して必要十分な容量とする。

表1 常設代替交流電源設備による負荷一覧

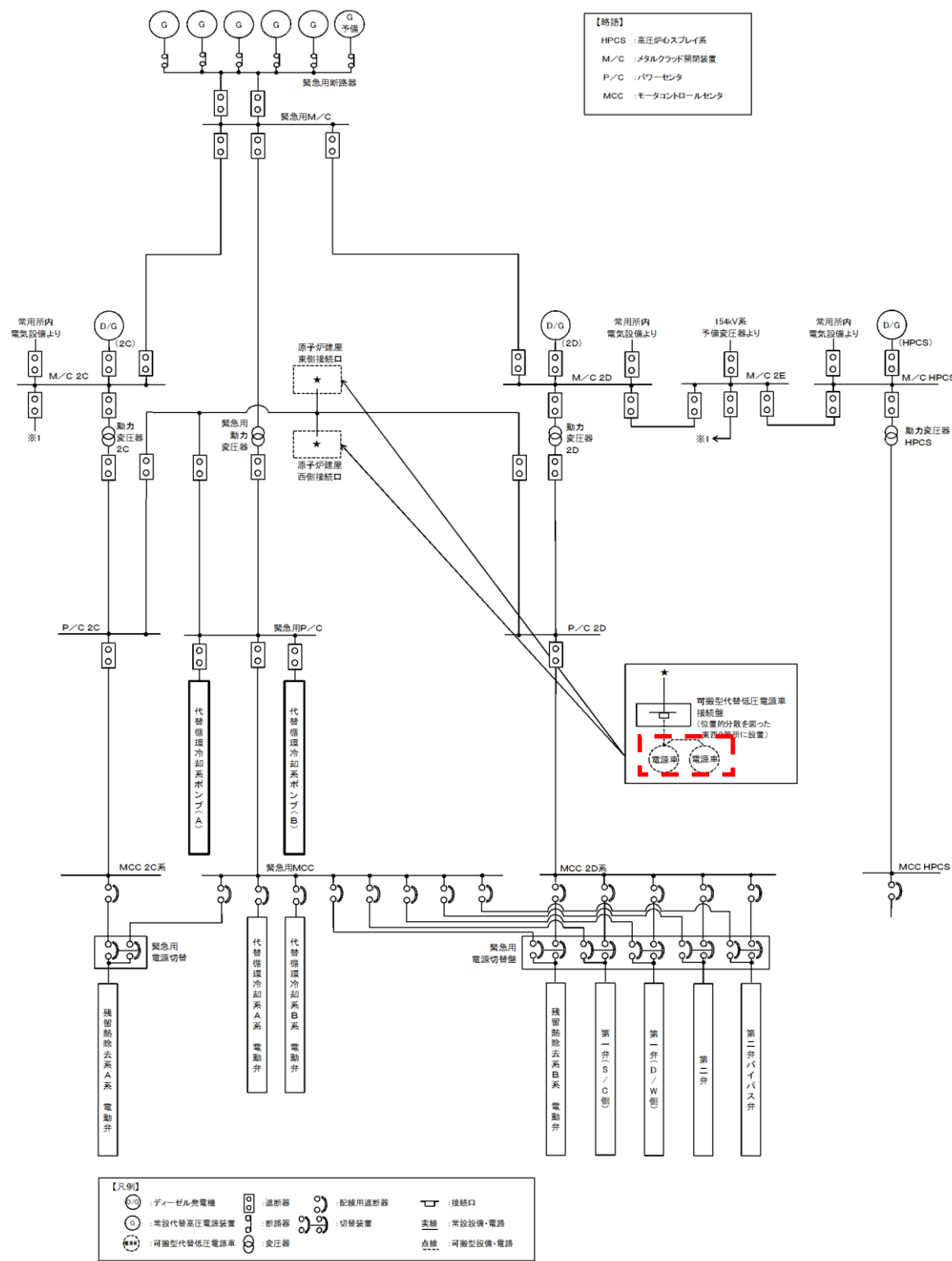
	負荷	負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	ベント弁 (第1弁: MV217-4)	1.4kW	
2	ベント弁 (第1弁: MV217-5)	1.4kW	
3	ベント弁 (第2弁: MV217-18)	0.72kW	
4	ベント弁 (第2弁: MV217-23)	0.72kW	
5	ベント弁 (第3弁: MV226-13)	0.72kW	
6	ドレン移送ポンプ	約 11kW	
7	格納槽排水ポンプ	約 30kW	
8	ベントフィルタ 1次ドレン弁	0.43kW	
9	循環ライン止め弁	0.43kW	
10	ドレン移送ライン連絡弁	0.43kW	
11	薬液貯蔵タンク出口弁	0.13kW	
12	フィルタ装置廻り計装設備	約 0.1kW	
13	第1ベントフィルタ出口水素濃度	約 25kW	
14	スクラバ水 pH	約 21kW	サンプリングポンプ含む
15	第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	約 0.2kW	
合計		約 95kW ^{※1}	

※1 常設代替交流電源設備の設備容量は 4,800kW (6,000kVA) とし、負荷容量約 95kW に対して必要十分な容量とする。

・設備の相違
フィルタベント構成設備の相違。島根2号炉は自主設備も含めて電源供給する設備を記載

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>b. 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲</p> <p>可搬型代替交流電源設備により、<u>第一弁 (S/C側)、第一弁 (D/W側)、第二弁、第二弁バイパス弁、移送ポンプ、排水ポンプ、フィルタ装置周り計装設備、フィルタ装置入口水素濃度計、フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ) 及びフィルタ装置スクラビング水pH計</u>に給電が可能である。</p> <p>電源給電範囲を第3図～第4図に、負荷一覧を第2表に示す。</p>	<p>b. 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲</p> <p>可搬型代替交流電源設備により、<u>ベント弁 (第1弁: MV217-4, 第1弁: MV271-5, 第2弁: MV217-18, 第2弁: MV217-23, 第3弁: MV226-13)、ドレン移送ポンプ、格納槽排水ポンプ、ベントフィルタ1次ドレン弁、循環ライン止め弁、ドレン移送ライン連絡弁、薬液貯蔵タンク出口弁、フィルタ装置周り計装設備、第1ベントフィルタ出口水素濃度、スクラバ水pH及び第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)</u>に給電が可能である。</p> <p>電源給電範囲を図3～図4に、負荷一覧を表2に示す。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)



第3図 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲 (交流電源)

島根原子力発電所 2号炉

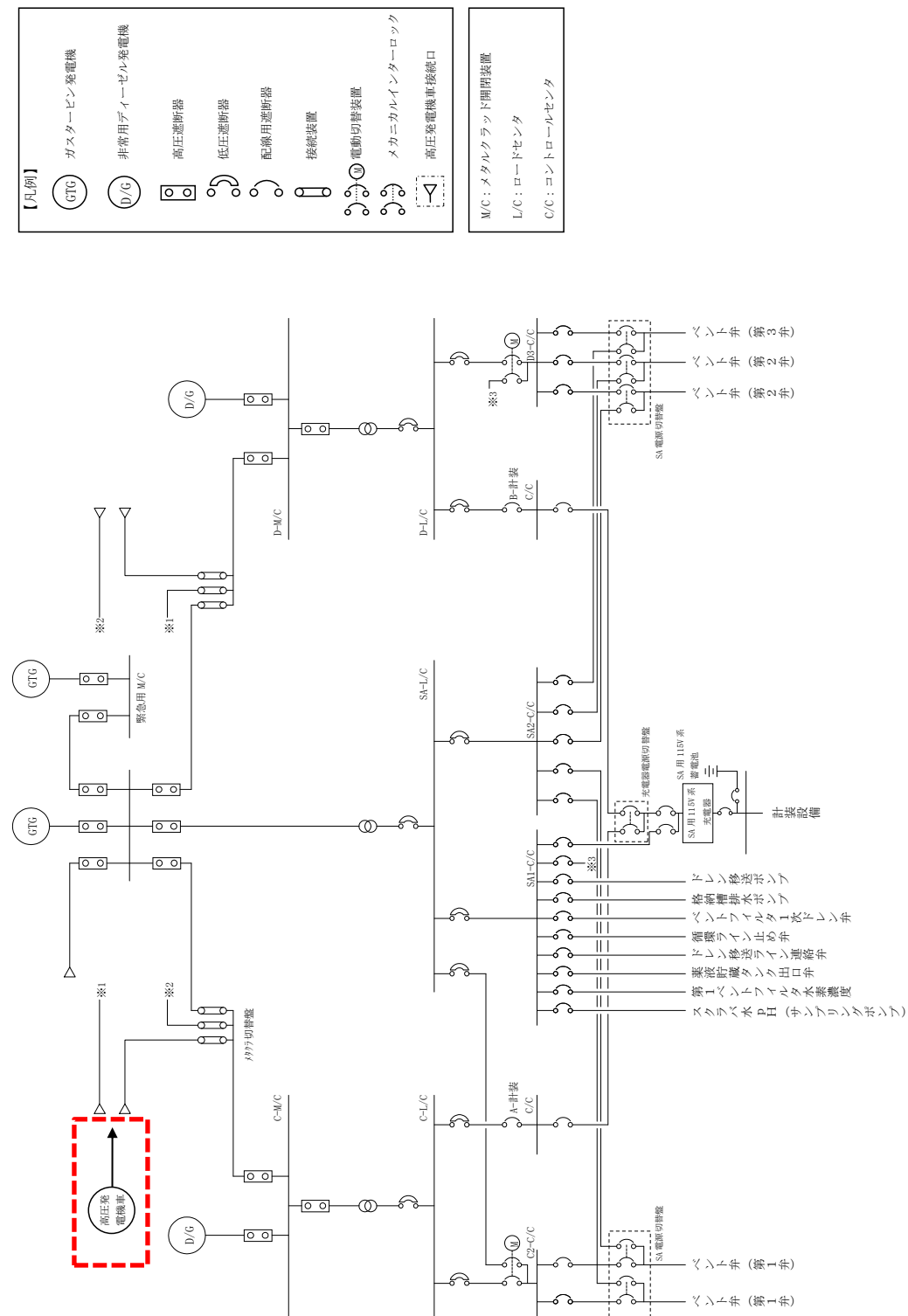
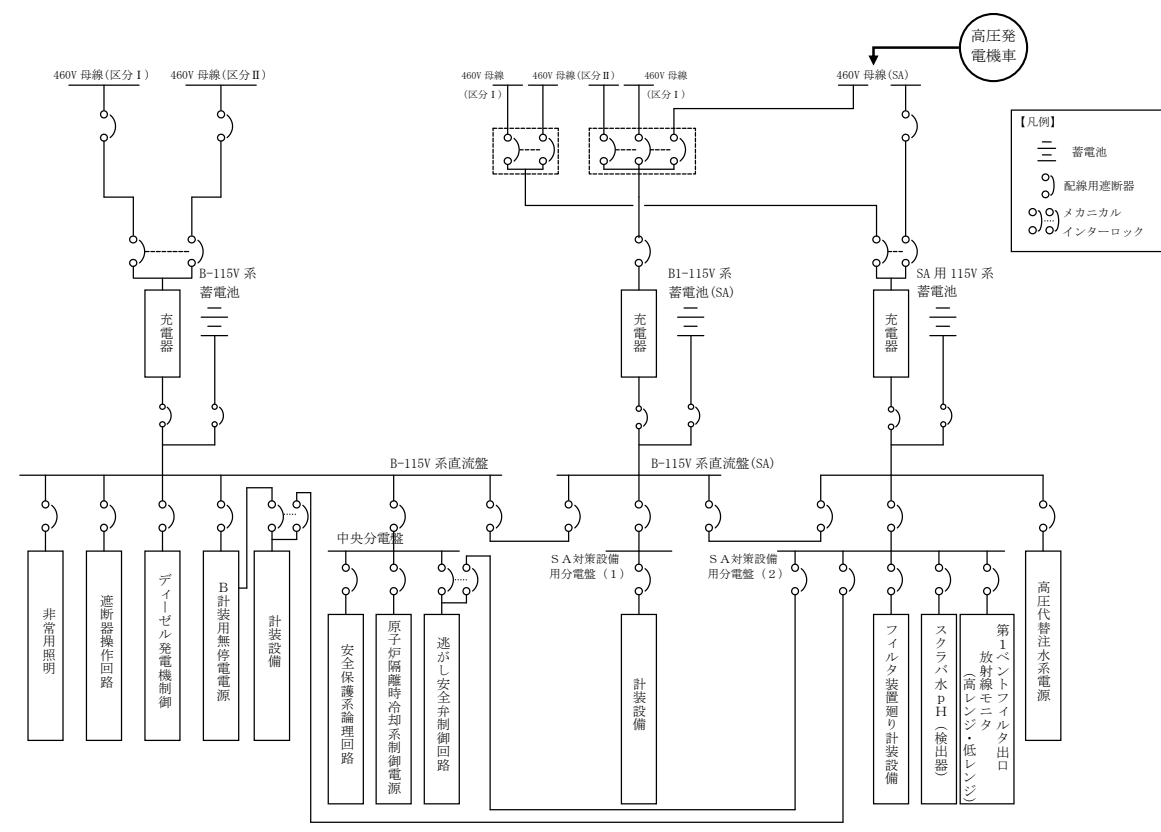
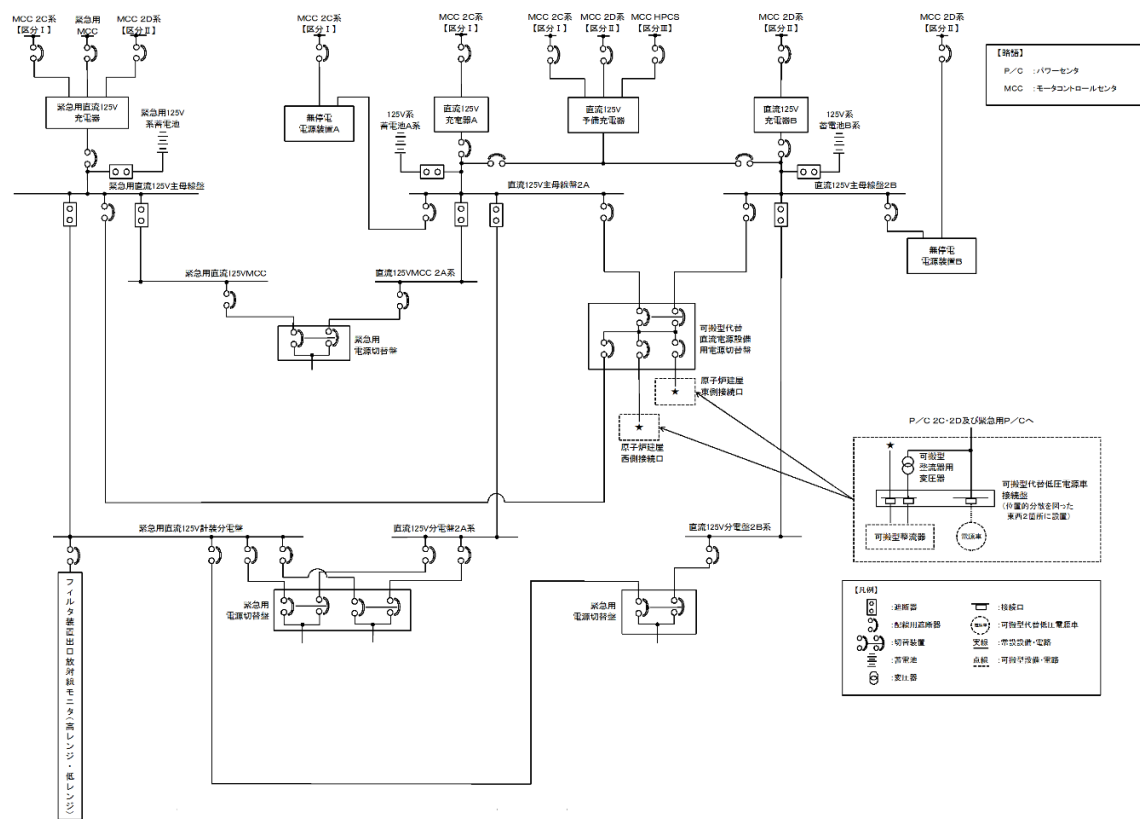


図3 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲 (交流電源)

備考

・設備の相違
 電源構成の相違



第4図 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲 (直流電源)

図4 可搬型代替交流電源設備による電源給電範囲 (直流電源)

・設備の相違
電源構成の相違

第2表 可搬型代替交流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	第一弁 (サプレッション・チェンバ側)	0.72kW	
2	第一弁 (ドライウエル側)	0.72kW	
3	第二弁	0.5kW	
4	第二弁バイパス弁	0.5kW	
5	移送ポンプ	7.5kW	
6	排水ポンプ	15kW	
7	フィルタ装置周り計装設備	0.3kW	
8	フィルタ装置入口水素濃度計	26kW	
9	フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	0.3kW	
10	フィルタ装置スクラビング水 pH計	26.3kW	
合計		約 78kW ^{※1}	

※1 可搬型代替交流電源設備の設備容量は、可搬型代替低圧電源車 2 台分の 560kW (700kVA) とし、負荷容量約 78kW に対して必要十分な容量とする。

表2 可搬型代替交流電源設備による負荷一覧

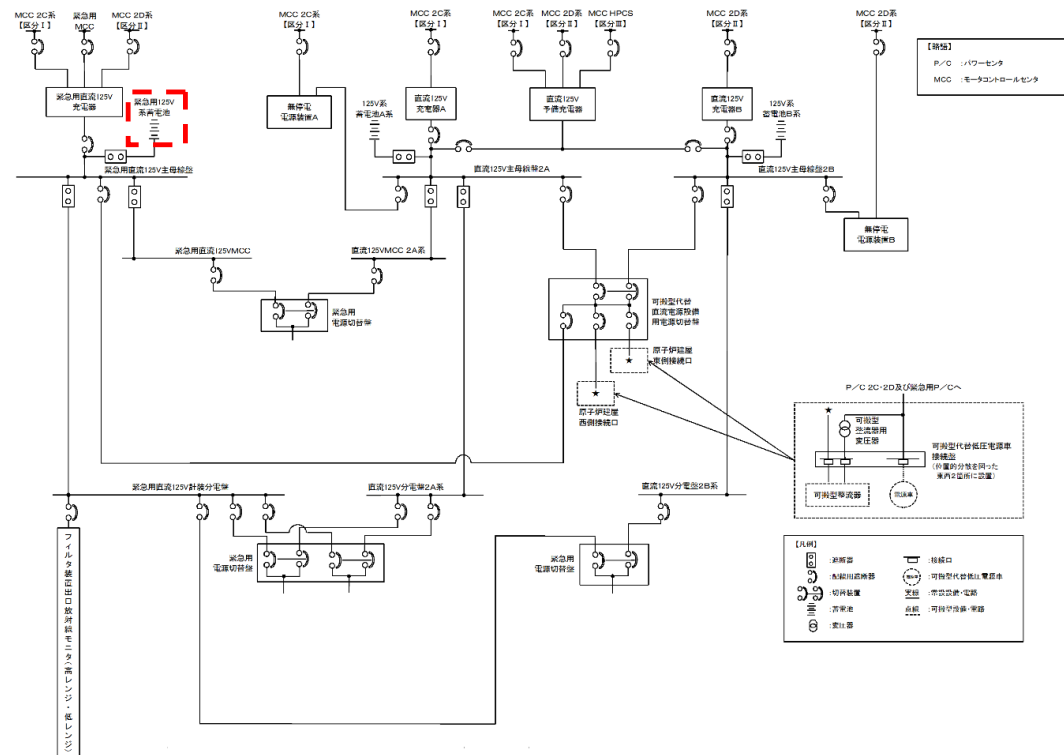
	負荷	負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	ベント弁 (第1弁: MV217-4)	1.4kW	
2	ベント弁 (第1弁: MV217-5)	1.4kW	
3	ベント弁 (第2弁: MV217-18)	0.72kW	
4	ベント弁 (第2弁: MV217-23)	0.72kW	
5	ベント弁 (第3弁: MV226-13)	0.72kW	
6	ドレン移送ポンプ	約 11kW	
7	格納槽排水ポンプ	約 30kW	
8	ベントフィルタ 1次ドレン弁	0.43kW	
9	循環ライン止め弁	0.43kW	
10	ドレン移送ライン連絡弁	0.43kW	
11	薬液貯蔵タンク出口弁	0.13kW	
12	フィルタ装置廻り計装設備	約 0.1kW	
13	第1ベントフィルタ出口水素濃度	約 25kW	
14	スクラバ水 pH	約 21kW	サンプリングポンプ含む
15	第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	約 0.2kW	
合計		約 95kW ^{※1}	

※1 可搬型代替交流電源設備の設備容量は、高圧発電機車 3 台分の 1,200kW (1,500kVA) とし、負荷容量約 95kW に対して必要十分な容量とする。

・設備の相違
フィルタベント構成設備の相違。島根2号炉は自主設備も含めて電源供給する設備を記載

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>c. 常設代替直流電源設備による電源給電範囲</p> <p>常設代替直流電源設備により、<u>フィルタ装置周り計装設備及びフィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)</u> に給電が可能である。</p> <p><u>第一弁 (S/C側), 第一弁 (D/W側), 第二弁, 第二弁バイパス弁, 移送ポンプ, 排水ポンプ, フィルタ装置入口水素濃度計及びフィルタ装置スクラビング水pH計</u>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。</p> <p>なお、<u>移送ポンプ及び排水ポンプ及びフィルタ装置入口水素濃度計</u>については、使用時期は事故収束時となり、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、<u>フィルタ装置スクラビング水pH計</u>については、系統待機時に使用すること、<u>第一弁 (S/C側), 第一弁 (D/W側), 第二弁及び第二弁バイパス弁</u>については、<u>遠隔人力操作機構</u>が付いており、手動での開閉操作が可能である。</p> <p>電源給電範囲を第5図に、負荷一覧を第3表に示す。</p>	<p>c. 常設代替直流電源設備による電源給電範囲</p> <p>常設代替直流電源設備により、<u>フィルタ装置周り計装設備及び第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)</u> に給電が可能である。</p> <p><u>ベント弁 (第1弁: MV217-4, 第1弁: MV271-5, 第2弁: MV217-18, 第2弁: MV217-23, 第3弁: MV226-13), ドレン移送ポンプ, 格納槽排水ポンプ, ベントフィルタ1次ドレン弁, 循環ライン止め弁, ドレン移送ライン連絡弁, 薬液貯蔵タンク出口弁, 第1ベントフィルタ出口水素濃度及びスクラバ水pH</u>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。</p> <p>なお、<u>ドレン移送ポンプ, 排水ポンプ及び第1ベントフィルタ出口水素濃度</u>については、使用時期は事故収束時となり、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、<u>スクラバ水pH</u>については、系統待機時及び事故収束時に使用すること、<u>ベント弁 (第1弁: MV217-4, 第1弁: MV271-5, 第2弁: MV217-18, 第2弁: MV217-23, 第3弁: MV226-13)</u>については、<u>遠隔手動弁操作機構</u>が付いており、手動での開閉操作が可能である。</p> <p>電源給電範囲を図5に、負荷一覧を表3に示す。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)



第5図 常設代替直流電源設備による電源給電範囲

島根原子力発電所 2号炉

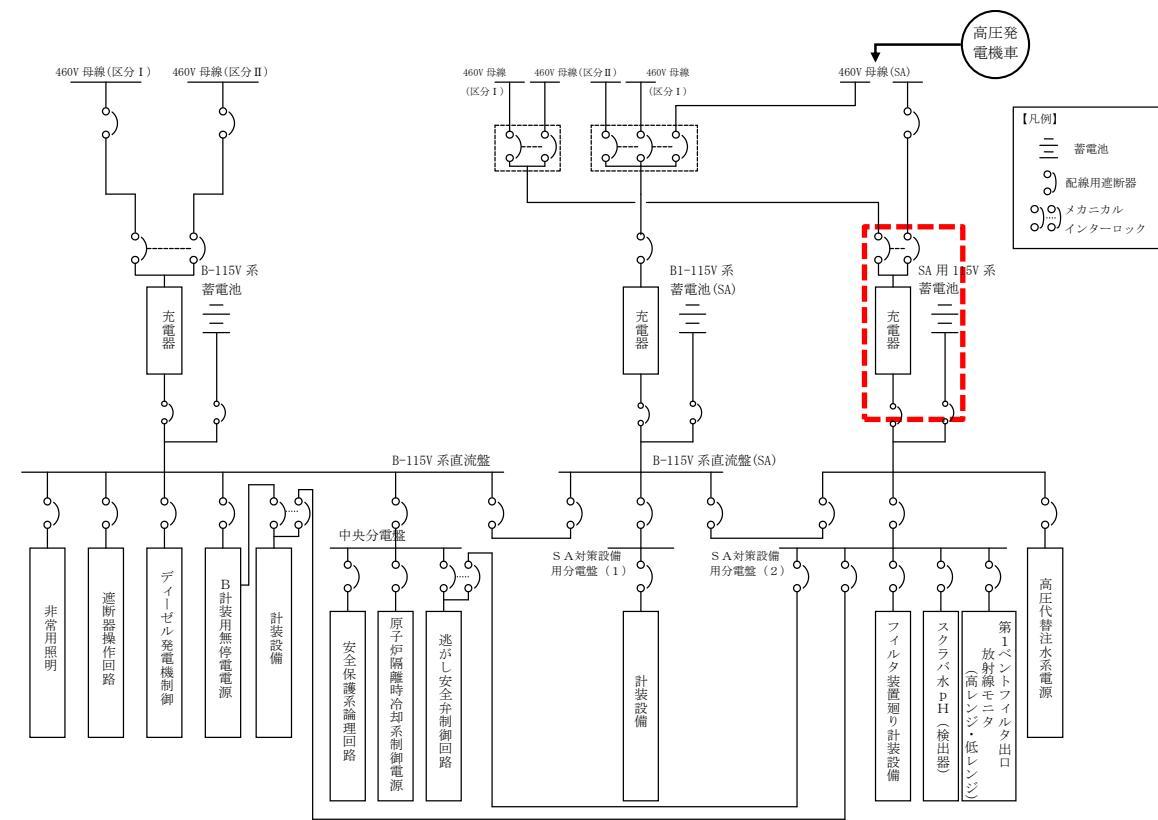


図5 常設代替直流電源設備による電源給電範囲

備考

- 設備の相違
- 電源構成の相違

第3表 常設代替直流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (直流 (A))	備考
1	第一弁 (サブプレッション・チェンバ側)	—	
2	第一弁 (ドライウエル側)	—	
3	第二弁	—	
4	第二弁バイパス弁	—	
5	移送ポンプ	—	
6	排水ポンプ	—	
7	フィルタ装置周り計装設備	3A	
8	フィルタ装置入口水素濃度計	—	
9	フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	3A	
10	フィルタ装置スクラビング水 pH計	—	
合計		約 6A	182.4Ah ^{※1}

※1 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 6,000Ah とし、負荷容量 182.4Ah に対して必要十分な容量とする。

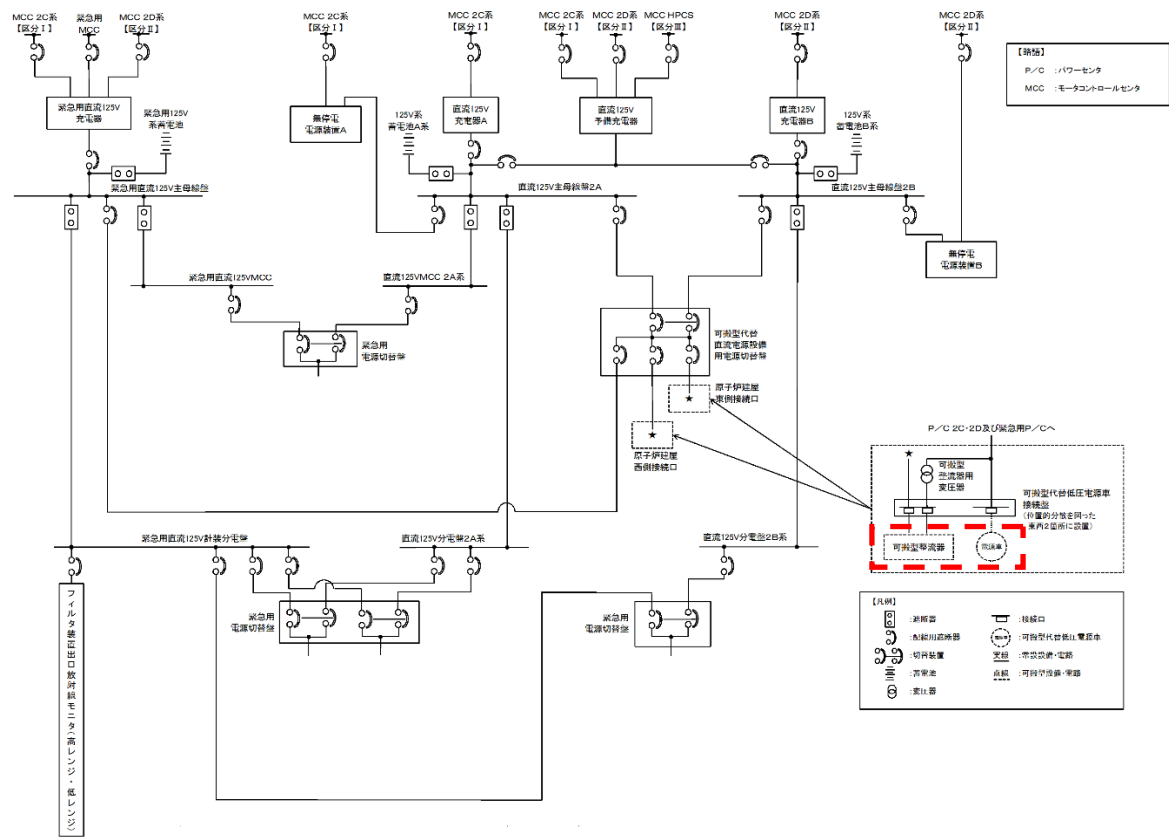
表3 常設代替直流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	ベント弁 (第1弁: MV217-4)	—	
2	ベント弁 (第1弁: MV217-5)	—	
3	ベント弁 (第2弁: MV217-18)	—	
4	ベント弁 (第2弁: MV217-23)	—	
5	ベント弁 (第3弁: MV226-13)	—	
6	ドレン移送ポンプ	—	
7	格納槽排水ポンプ	—	
8	ベントフィルタ1次ドレン弁	—	
9	循環ライン止め弁	—	
10	ドレン移送ライン連絡弁	—	
11	薬液貯蔵タンク出口弁	—	
12	フィルタ装置廻り計装設備	約 1A	
13	第1ベントフィルタ出口水素濃度	—	
14	スクラバ水 pH	—	サンプリングポンプ含む
15	第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	約 2A	
合計		約 3A	約 90Ah ^{※1}

※1 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 1,500Ah とし、負荷容量 90Ah に対して必要十分な容量とする。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>d. <u>可搬型代替直流電源設備による電源給電範囲</u></p> <p><u>可搬型代替直流電源設備により、フィルタ装置周り計装設備及びフィルタ装置出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）に給電が可能である。</u></p> <p><u>第一弁（S/C側）、第一弁（D/W側）、第二弁、第二弁バイパス弁、移送ポンプ、排水ポンプ、フィルタ装置入口水素濃度計及びフィルタ装置スクラビング水pH計</u>については交流機器であり、可搬型代替直流電源設備から給電はできない。</p> <p>なお、<u>移送ポンプ及び排水ポンプ及びフィルタ装置入口水素濃度計</u>については、使用時期は事故収束時となり、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、<u>フィルタ装置スクラビング水pH計</u>については、系統待機時に使用すること、<u>第一弁（S/C側）、第一弁（D/W側）、第二弁及び第二弁バイパス弁</u>については、<u>遠隔人力操作機構</u>が付いており、手動での開閉操作が可能である。</p> <p>電源給電範囲を第6図に、負荷一覧を第4表に示す。</p>	<p>d. <u>可搬型直流電源設備による電源給電範囲</u></p> <p><u>可搬型直流電源設備により、フィルタ装置周り計装設備及び第1ベントフィルタ出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）に給電が可能である。</u></p> <p><u>ベント弁（第1弁：MV217-4、第1弁：MV271-5、第2弁：MV217-18、第2弁：MV217-23、第3弁：MV226-13）、ドレン移送ポンプ、格納槽排水ポンプ、ベントフィルタ1次ドレン弁、循環ライン止め弁、ドレン移送ライン連絡弁、葉液貯蔵タンク出口弁、第1ベントフィルタ出口水素濃度及びスクラバ水pH</u>については交流機器であり、可搬型代替直流電源設備から給電はできない。</p> <p>なお、<u>ドレン移送ポンプ、排水ポンプ及び第1ベントフィルタ出口水素濃度</u>については、使用時期は事故収束時となり、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、<u>スクラバ水pH</u>については、系統待機時及び事故収束時に使用すること、<u>ベント弁（第1弁：MV217-4、第1弁：MV271-5、第2弁：MV217-18、第2弁：MV217-23、第3弁：MV226-13）</u>については、<u>遠隔手動弁操作機構</u>が付いており、手動での開閉操作が可能である。</p> <p>電源給電範囲を図6に、負荷一覧を表4に示す。</p>	



第6図 可搬型代替直流電源設備による電源給電範囲

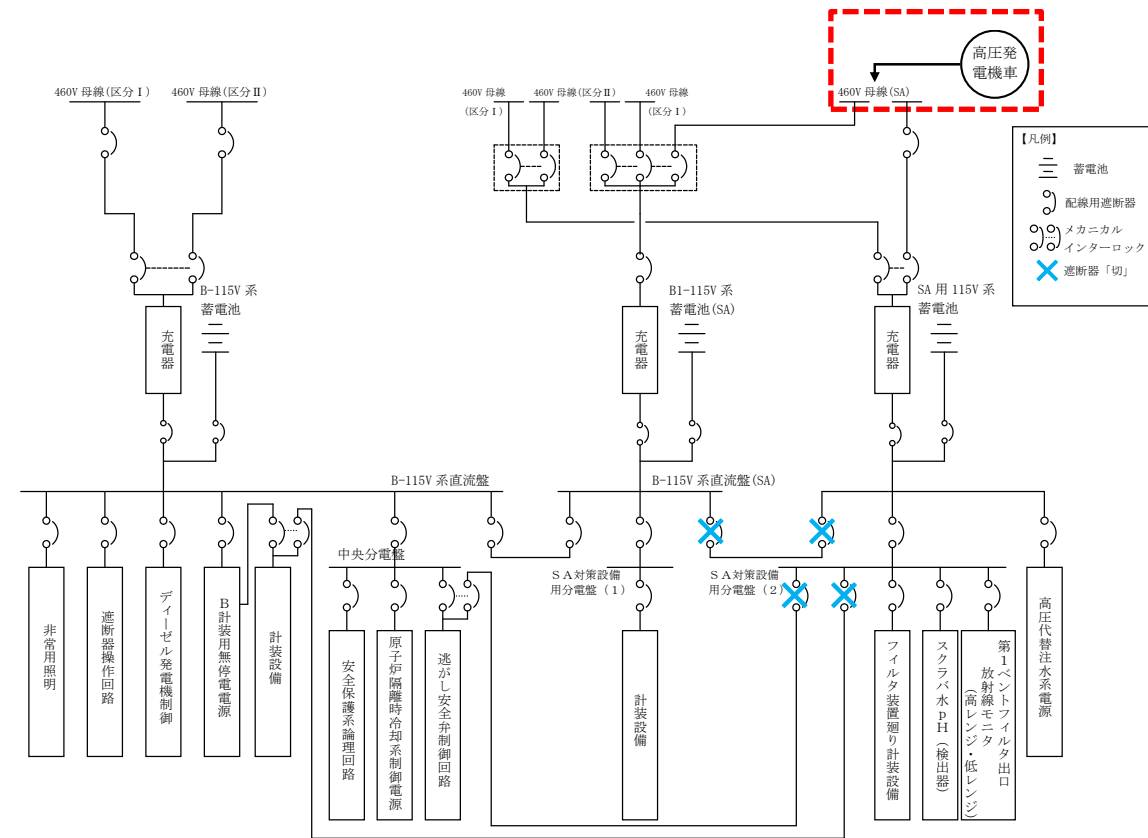


図6 可搬型直流電源設備による電源給電範囲

・設備の相違
電源構成の相違

第4表 可搬型代替直流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (直流 (A))	備考
1	第一弁 (サプレッション・チェンバ側)	—	
2	第一弁 (ドライウェル側)	—	
3	第二弁	—	
4	第二弁バイパス弁	—	
5	移送ポンプ	—	
6	排水ポンプ	—	
7	フィルタ装置周り計装設備	3A	
8	フィルタ装置入口水素濃度計	—	
9	フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	3A	
10	フィルタ装置スクラビング水 pH計	—	
合 計		6A ^{※1}	

※1 可搬型代替直流電源設備の設備容量は、可搬型整流器4台分の400Aとし、負荷容量6Aに対して必要十分な容量とする。

表4 可搬型代替直流電源設備による負荷一覧

	負荷	負荷容量 (交流 (kW))	備考
1	ベント弁 (第1弁: MV217-4)	—	
2	ベント弁 (第1弁: MV217-5)	—	
3	ベント弁 (第2弁: MV217-18)	—	
4	ベント弁 (第2弁: MV217-23)	—	
5	ベント弁 (第3弁: MV226-13)	—	
6	ドレン移送ポンプ	—	
7	格納槽排水ポンプ	—	
8	ベントフィルタ1次ドレン弁	—	
9	循環ライン止め弁	—	
10	ドレン移送ライン連絡弁	—	
11	薬液貯蔵タンク出口弁	—	
12	フィルタ装置廻り計装設備	約1A	
13	第1ベントフィルタ出口水素濃度	—	
14	スクラバ水 pH	—	サンプリングポンプ含む
15	第1ベントフィルタ出口放射線モニタ (高レンジ・低レンジ)	約2A	
合 計		約3A	約90Ah ^{※1}

※1 可搬型直流電源設備の設備容量は、常設充電器の定格出力200Aとし、負荷容量3Aに対して必要十分な容量とする。

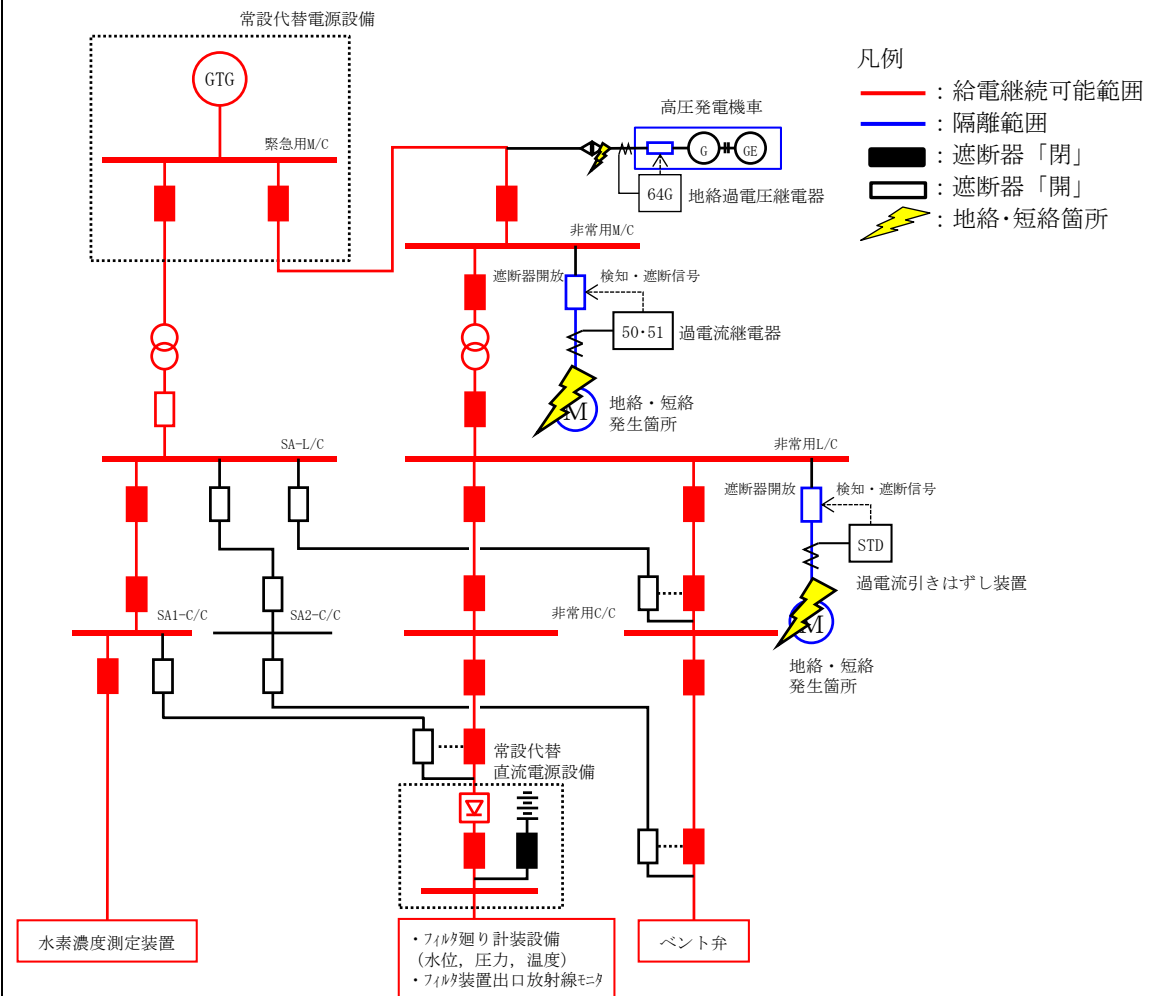
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(参考) 可搬型代替電源設備のアクセス性について</p> <p>可搬型代替交流電源設備及び可搬型代替直流電源設備である可搬型代替低圧電源車並びに可搬型代替直流電源設備である可搬型整流器のアクセスルートについては、想定される重大事故等が発生した場合においても、<u>保管場所から使用場所まで複数のアクセスルート</u>を確保する設計とする。</p> <p>常設設備との接続部についても、原子炉建屋の隣り合わない異なる面の近傍に二箇所の接続口を設置していることから、共通要因により接続不可とならない設計としている。</p>	<p>(3) 可搬型代替電源設備のアクセス性について</p> <p>可搬型代替電源設備である高圧発電機車のアクセスルートについては、想定される重大事故等が発生した場合においても、<u>保管場所から使用箇所まで複数のアクセスルート</u>を確保している。</p> <p>常設設備との接続部についても、共通要因によって接続することができなくなることを防止するため、原子炉建屋西側並びに南側の異なる場所に分散配置している。</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・記載表現の相違 東二は可搬型直流電源設備と兼用していることを明記している ・設備の相違 島根2号炉は可搬型直流電源設備として常設蓄電池を使用する

(4) 電気設備の地絡・短絡対策

電気設備には、ベントに必要な隔離弁及び計測設備とは別の負荷にて地絡又は短絡が発生した場合にも、その影響がベントに必要な隔離弁及び計測設備へ波及しないように保護継電器を設け、地絡又は短絡を検知して電源系統より故障点を隔離するよう設計する。

高压発電機車を使用している場合に、短絡・地絡や過負荷による過電流が発生した時は、高压発電機車に設置している地絡過電圧継電器により検知・遮断する設計としている。

保護継電器は、接続先である所内電気設備と保護協調を図った設計としている。



電気設備における
事故点隔離の流れ

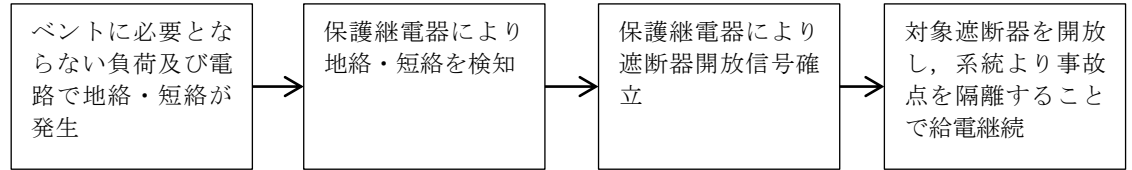


図7 電源設備の地絡，短絡対策

・記載表現の相違
高压発電機車を使用した場合の、地絡・短絡対策についての設計を記載

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p><u>(5) 常設設備との接続部の浸水対策について</u></p> <p><u>発電所は防波壁等を設置することで、基準津波に対して防護されており、基準津波が敷地に遡上して、高圧発電機車の保管場所及び接続口が浸水することはない。</u></p> <p><u>なお、接続口は屋外盤に収納されており、ケーブル接続時も接続口へ雨水等の被水はない設計としている。</u></p>	<ul style="list-style-type: none"> ・記載表現の相違 高圧発電機車の接続口について浸水対策を記載

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 9</p> <p style="text-align: center;">エアロゾルの再浮遊・フィルタの閉塞について</p> <p>フィルタ装置を継続使用する<u>場合</u>、<u>エアロゾルの除去性能に影響を与える可能性のある因子</u>として、以下の点を考慮する必要がある。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>エアロゾルの再浮遊</u> ・<u>フィルタの閉塞</u> <p><u>それぞれの因子について、影響評価を実施する。</u></p> <p>(1) <u>エアロゾルの再浮遊</u></p> <p>a. <u>ベンチュリスクラバ</u></p> <p>(a) 想定する状態</p> <p><u>フィルタ装置を継続使用すると、ベンチュリスクラバで捕集されたエアロゾルにより、ベンチュリスクラバ内のエアロゾル濃度は徐々に上昇する。スクラビング水の水面近傍には、水沸騰やベンチュリノズルを通るベントガスによる気流により、細かい飛沫(液滴)が発生するが、その飛沫にエアロゾルが含まれていると、エアロゾルがベンチュリスクラバの後段に移行することが考えられる。</u></p> <p>(b) 影響評価</p> <p><u>ベンチュリスクラバの後段には、金属フィルタが備えられており、この金属フィルタには、</u></p> <div style="border: 1px solid black; height: 100px; width: 100%;"></div> <p><u>以上のとおり、フィルタ装置はベンチュリスクラバでのエアロゾルの再浮遊に対して考慮した設計となっている。</u></p>	<p style="text-align: right;">別紙 36</p> <p style="text-align: center;">エアロゾルの再浮遊・フィルタの閉塞について</p> <p>フィルタ装置を継続使用する際、<u>粒子状放射性物質(エアロゾル)の除去に影響を与える可能性のある因子</u>として以下の点を考慮する必要がある。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>粒子状放射性物質(エアロゾル)の再浮遊</u> ・<u>フィルタの閉塞</u> <p>(1) <u>粒子状放射性物質(エアロゾル)の再浮遊</u></p> <p>a. <u>ベンチュリスクラバにおけるエアロゾルの再浮遊</u></p> <p>(a) 想定する状態</p> <p><u>ベンチュリスクラバにおいて捕集されたエアロゾルが蓄積すると、ベンチュリスクラバ内のエアロゾル濃度は徐々に上昇する。ベンチュリスクラバでは、スクラビング水の沸騰やベントガスの気流により細かい液滴が発生し、その液滴に内包されるエアロゾルがフィルタ装置(スクラバ容器)下流側に放出されることが考えられる。</u></p> <p>(b) 影響評価</p> <p>フィルタ装置(スクラバ容器)は、ベンチュリスクラバの後段に金属フィルタが設置されている。この金属フィルタには、ベンチュリスクラバからの液滴を除去するための機構(プレフィルタ、湿分離機構)及びドレンをベンチュリスクラバ内に戻すためのドレン配管が設置されている。そのため、ベンチュリスクラバで発生した液滴はメインフィルタに到達する前に除去される。また、液滴の微細化や蒸発によってエアロゾルが放出される可能性があるが、これはメインフィルタにて捕集される。</p> <p>以上のとおり、<u>フィルタ装置(スクラバ容器)は、ベンチュリスクラバでのエアロゾルの再浮遊に対して考慮した設計としている。</u></p> <p><u>なお、JAVA 試験では、液滴が発生しやすいガス流速が大きい場合について試験を行っており、エアロゾルの除去係数が低下しないことを確認している。ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数を図1に示す。</u></p>	<p>備考</p> <p>・記載方針の相違</p>

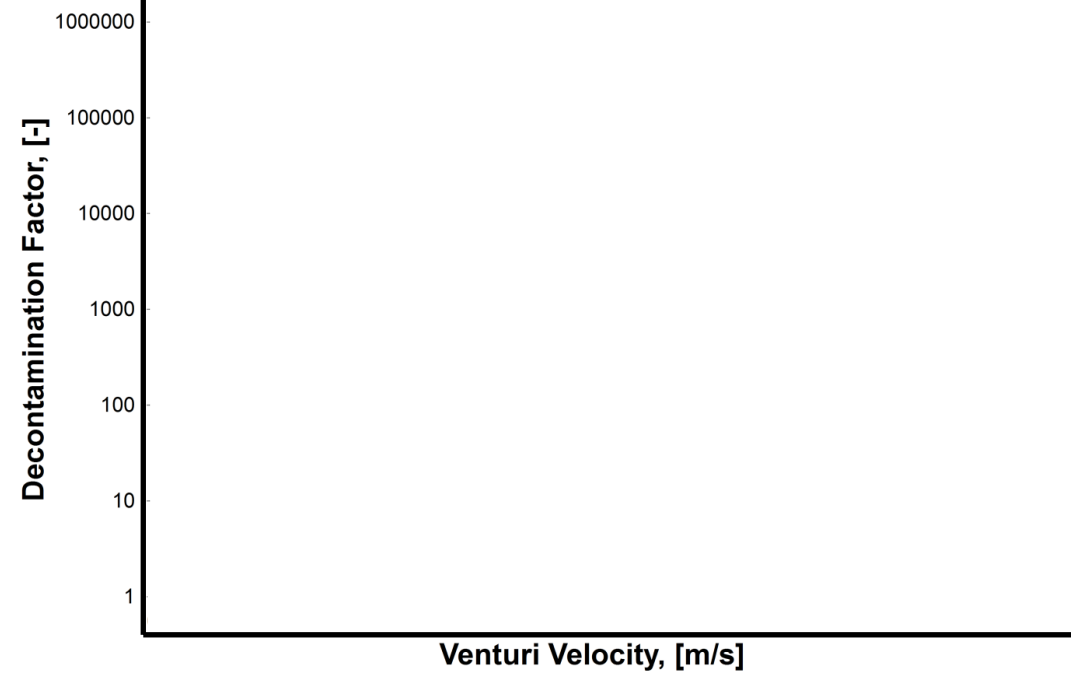


図1 ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数

b. 金属フィルタ

(a) 想定される状態



(b) 影響評価

金属フィルタに捕集されたエアロゾルの崩壊熱は、ベント中はベントガスの流れによって冷却され、ベント後はベンチュリスクラバに捕集したエアロゾルの崩壊熱により発生する蒸気によって冷却されることから、この影響について評価する。

(i) 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、ベンチュリスクラバにより大部分のエアロゾルが捕集される。このベンチュリスクラバによる除去性能を考慮して、金属フィルタへのエアロゾル移行割合は、フィルタ装置に移行する総量の とする。(別紙 46 第 4 表)

b. 金属フィルタにおけるエアロゾルの再浮遊

(a) 想定する状態

金属フィルタにおいて捕集されたエアロゾルが蓄積すると、崩壊熱によりフィルタ部の温度が上昇し、放射性物質の融点・沸点を超えた場合に液体・気体となる。これらの液体・気体がベントガスに流された場合、金属フィルタ下流側にエアロゾルが放出され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による金属フィルタの上昇温度を、エアロゾルが再浮遊に至る温度と比較することで、この影響について確認した。以下に評価に用いた条件とその結果を示す。

① 金属フィルタへのエアロゾル移行割合

フィルタ装置 (スクラバ容器) では、ベンチュリスクラバにより大部分のエアロゾルが捕集される。このベンチュリスクラバによる除去性能を考慮して、金属フィルタへのエアロゾル移行割合は、フィルタ装置に移行する総量の とする。(別紙 34 表 4)

・記載方針の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(ii) 蒸気割合</p> <p>保守的に評価するため、冷却源となる蒸気量が最も小さくなるような条件として格納容器圧力逃がし装置の隔離弁を閉とした場合を想定し、蒸気量はスクラビング水に捕集される崩壊熱による蒸気量とし、圧力、温度条件はベント後長期間を経た後と想定し、大気圧及びその飽和温度とする。</p> <ul style="list-style-type: none"> 蒸気潜熱 (100°C飽和蒸気) = 2.256E+6 J/kg 比熱 (100°C飽和蒸気) = 2,077 J/kg°C <p>(iii) 評価結果</p> <div style="border: 1px solid black; height: 100px; width: 100%;"></div> <p>ここで、金属フィルタの上昇温度は流入するエアロゾルの崩壊熱量(フィルタ装置内の発熱量)に関わらず、金属フィルタへのエアロゾル移行割合で一義的に決まり、ベント後長期間を経た後を想定した蒸気条件を使用すると、以下の評価結果となる。</p> <ul style="list-style-type: none"> 上昇温度 ≒ <input type="text"/> <p>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°C)に対し十分低く抑えることができる。</p>	<p>② 冷却ガス条件</p> <p>a. ベント後短期</p> <p>金属フィルタに捕集されたエアロゾルの崩壊熱は、膨大な流量のベントガスによって冷却される。</p> <p>b. ベント後長期</p> <p>ベントガス流量が低下するベント後長期においては、原子炉格納容器を不活性化するために供給する窒素ガス及びスクラビング水に捕集されるエアロゾルの崩壊熱による蒸気によって冷却される。</p> <p>c. ベント停止後</p> <p>ベント停止後においては、格納容器フィルタベント系を不活性化するために供給する窒素ガス及びスクラビング水に捕集されるエアロゾルの崩壊熱による蒸気によって冷却される。</p> <p>したがって、冷却源となるガス流量が最も小さくなるような条件を想定するため、スクラビング水に捕集される崩壊熱による蒸気量は考慮せず、系統を不活性化するために供給する窒素ガス流量のみを冷却ガス条件とする。圧力・温度条件はベント後長期間を想定して大気圧及びその飽和温度とする。</p> <ul style="list-style-type: none"> 窒素ガス流量 = 100 Nm³/h 窒素ガス比熱 = 1040 J/kg・°C 窒素ガス密度 = 1.25 kg/Nm³ <p>② 評価結果</p> <p>金属フィルタに捕集されたエアロゾルの崩壊熱による冷却ガスの上昇温度を評価することで簡易的に金属フィルタの上昇温度を評価する。金属フィルタ内で発生する崩壊熱の全量 <input type="text"/> が冷却ガスに移行したと仮定し、以下の評価式にて金属フィルタの上昇温度を評価した。</p> $\text{上昇温度(°C)} = \frac{\text{金属フィルタ内の発熱量(W)}}{\text{比熱(J/kg°C)} \cdot \text{窒素ガス流量(m}^3\text{/s)} \cdot \text{窒素ガス密度(kg/m}^3\text{)}}$ <ul style="list-style-type: none"> 上昇温度 ≒ <input type="text"/> °C <p>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 <input type="text"/> に対して十分に低く抑えることができる。</p>	<p>・評価方針の相違</p> <p>島根2号炉は、最も保守的な条件を検討し、冷却ガスが窒素ガスのみの場合について評価している</p> <p>・評価方針の相違</p> <p>島根2号炉は、最も保守的な条件を検討し、冷却ガスが窒素ガスのみの場合について評価している</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(2) フィルタの閉塞</p> <p>a. 想定する状態</p> <p>炉心損傷後のベント時には、<u>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、ベンチュリノズルの狭隘部や金属フィルタに付着し、閉塞する可能性について考慮する。</u></p> <p>また、<u>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。</u></p> <p>b. 影響評価</p> <p>(a) ベンチュリノズル</p> <p>ベンチュリノズルの狭隘部は数 cm 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<u>粒子径は極めて小さく、ベンチュリノズルが閉塞することはない。</u></p> <p>(b) 金属フィルタ (エアロゾルによる閉塞)</p> <p>ベンチュリスクラバで捕集されなかったエアロゾルは、後段の金属フィルタに捕集さ</p>	<p>なお、<u>長期的には、窒素ガスを停止することも考えられることから、窒素ガスを停止した場合の評価を実施した結果、問題ないことを確認している。(参考1)</u></p> <p>(2) フィルタの閉塞</p> <p>a. 想定する状態</p> <p>(a) <u>ベンチュリノズルにおけるエアロゾルによる閉塞</u></p> <p>炉心損傷後のベント時には、<u>放射性エアロゾルに加えて、炉内構造物の過温等により発生する非放射性エアロゾル、コアコンクリート反応により発生する CaO 等の非放射性エアロゾル等がフィルタ装置 (スクラバ容器) に移行する可能性がある。これらのエアロゾルがベンチュリノズルの狭隘部を閉塞することが考えられる。</u></p> <p>(b) <u>金属フィルタにおけるエアロゾルによる閉塞</u></p> <p>炉心損傷後のベント時には、<u>放射性エアロゾルに加えて、炉内構造物の過温等により発生する非放射性エアロゾル、コアコンクリート反応により発生する CaO 等の非放射性エアロゾル等がフィルタ装置 (スクラバ容器) に移行する可能性がある。これらのエアロゾルが金属フィルタに付着して閉塞することが考えられる。</u></p> <p>(c) <u>金属フィルタにおける液滴による閉塞</u></p> <p>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、 液滴を分離しているが、低流速では慣性力による衝突により液滴を分離する機能が低下することが考えられる。</p> <p>b. 影響評価</p> <p>(a) <u>ベンチュリノズルにおけるエアロゾルによる閉塞</u></p> <p>ベンチュリノズルにおける狭隘部は であり、これに対して流入するエアロゾルの粒子径は と極めて小さい。ベンチュリノズルにおける狭隘部を通過するガス流速も高速であることから、閉塞が発生することはない。また、<u>機械的破損によって生じる断熱材の破片等を含む 以上の粒径については速やかに格納容器内に落下するため、フィルタ装置へ流入することはない。</u></p> <p>(b) <u>金属フィルタにおけるエアロゾルによる閉塞</u></p> <p>フィルタ装置 (スクラバ容器) において、<u>ベンチュリスクラバで捕集されなかったエア</u></p>	<p>・記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>れる。この金属フィルタに捕集されるエアロゾル量と金属フィルタの許容負荷量を比較し、閉塞しないことを以下のとおり確認した。</p> <p>(i) 金属フィルタの許容負荷量 金属フィルタ単体に対し、エアロゾルを供給した場合、負荷量は [] まで許容されることが確認されている。</p> <p>(ii) エアロゾル量 格納容器からのエアロゾルの移行量を保守的に評価するため、サプレッション・プール水でのスクラビング効果がないドライウェルベント時の格納容器からフィルタ装置に移行するエアロゾル量について、核分裂生成物の炉内内蔵量とNUREG-1465に基づく炉心から格納容器へ放出される核分裂生成物の割合を用いて評価した結果、約38kgとなる。さらに、エアロゾルに係る海外規制を踏まえ、400kgに設定している。(別紙2) このエアロゾル重量に金属フィルタへのエアロゾル移行割合 1/100 を考慮する(別紙46第4表)と、設計エアロゾル重量(400kg)に対して金属フィルタへの移行量は、4kgとなる。</p> <p>(iii) 評価結果 金属フィルタの総面積は [] であり、設計エアロゾル移行量に対する金属フィルタへの移行量は4kgとなることから、金属フィルタの負荷は [] となる。 これは金属フィルタの許容負荷量に対して十分小さいことから、金属フィルタが閉塞することはない。</p> <p>(c) 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、 [] 低流速では、 [] 機能の低下が懸念されるものの、 JAVA試験における下記の結果から、金属フィルタ部におけるエアロゾルの除去性能は運転範囲を下回る低速範囲 [] においても低下しないと考えられる。 ① ベントフィルタ運転範囲を下回る低流速範囲においても、第1図のとおりベントフィルタ(ベンチュリスクラバ及び金属フィルタ)の除去性能が確保されている。 ② []</p>	<p>ロゾルは後段の金属フィルタに移行する。この金属フィルタに移行するエアロゾル量と金属フィルタの設計負荷量を比較し、閉塞が発生しないことを以下のとおり確認した。</p> <p>① 金属フィルタの設計負荷量 金属フィルタは、エアロゾルを供給した場合、 [] g/m²まで閉塞によるリスクが極めて低い運用が可能であり、 [] g/m²まで急速な差圧の上昇が起こらず、金属フィルタの機能が確保できることがFramatome社(旧AREVA社)により検証されている。</p> <p>② エアロゾル量 格納容器からのエアロゾル移行量を保守的に300kgとし、このエアロゾル重量に金属フィルタへのエアロゾル移行割合 [] を考慮すると、金属フィルタに移行するエアロゾル重量の最大は [] となる。</p> <p>③ 評価結果 []</p> <p>(c) 金属フィルタにおける液滴による閉塞 JAVA試験による金属フィルタにおけるガス流速に対する除去係数を図2に示す。金属フィルタにおけるエアロゾルの除去性能は運転範囲を下回る低速範囲 [] においても低下していない。</p>	

以上から、プレフィルタ及び湿分分離機構における、液滴分離が十分に実施でき、液滴（湿分）によるメインフィルタの閉塞が発生することはないと評価する。

したがって、プレフィルタ及び湿分分離機構における、液滴分離が十分に実施でき、液滴（湿分）によるメインフィルタの閉塞が発生することはない。



第1図 金属フィルタ部におけるガス流速に対するベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせた除去係数

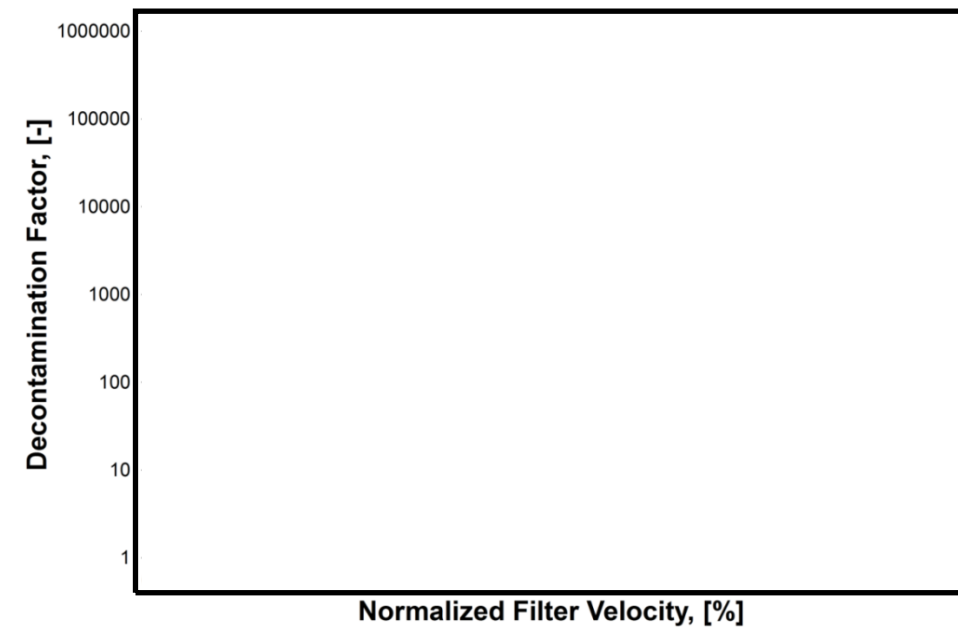


図2 金属フィルタにおけるガス流速に対する除去係数

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(参考1) ベント停止後の金属フィルタにおけるエアロゾルの再浮遊について</p> <p>フィルタ装置を使用すると、金属フィルタは捕捉した放射性物質の崩壊熱により発熱する。万一、金属フィルタの温度が捕捉した放射性物質の融点よりも高くなってしまうと、捕捉した放射性物質が金属フィルタより再浮遊してしまう恐れがある。このため、金属フィルタの温度は、金属フィルタに捕捉された放射性物質の融点以下である必要がある。</p> <p>フィルタ装置使用中は、金属フィルタにはベントガスが通気されることから、金属フィルタに捕捉された放射性物質の崩壊熱は除去される。一方、フィルタ装置使用後においては、ベントガスによる熱の除去はできないことから、金属フィルタの温度は上昇する。そこで、フィルタ装置使用後におけるフィルタ装置金属フィルタ部の温度評価を行った。</p> <p>1. 評価条件</p> <p>(1) 金属フィルタの発熱量</p> <p>有効性評価シナリオ（大LOCA+SBO+ECCS 機能喪失, D/W ベント）における金属フィルタに捕捉される放射性物質の崩壊熱を評価する。本シナリオにて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約 [] となる。</p> <p>ベンチュリスクラバの DF100 以上を考慮し、ベンチュリスクラバの後段に設置する金属フィルタに捕捉される崩壊熱は [] となる。</p> <p>そこで、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、 [] 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 [] kW に設定する。また、崩壊熱は保守的に全量がメインフィルタのみから発熱するものとする。</p> <p>(2) 解析モデル</p> <p>解析モデルを図1に示す。解析モデルは2次元モデルとし、対称性を考慮して金属フィルタ部半分をモデル化範囲とした。解析モデルは金属フィルタ周辺部を模擬し、保温材、自然対流及び輻射を考慮した境界条件とした。また、スクラビング水が無い状況（流体は空気）を想定し、スクラバ容器内の初期温度 60℃、周囲雰囲気温度 60℃(一定)の温度条件とした。なお、発熱による温度上昇が保守的になる（周辺に熱が逃げにくく、金属フィルタ内に発熱した熱がこもる）よう、湿分分離機構はモデル化していない。</p> <p>メインフィルタ及びプレフィルタはステンレス製メッシュであり、本解析ではステンレスの体積比率 [] %として密度、比熱、熱伝導率を設定した。</p>	<p>・記載方針の相違</p>

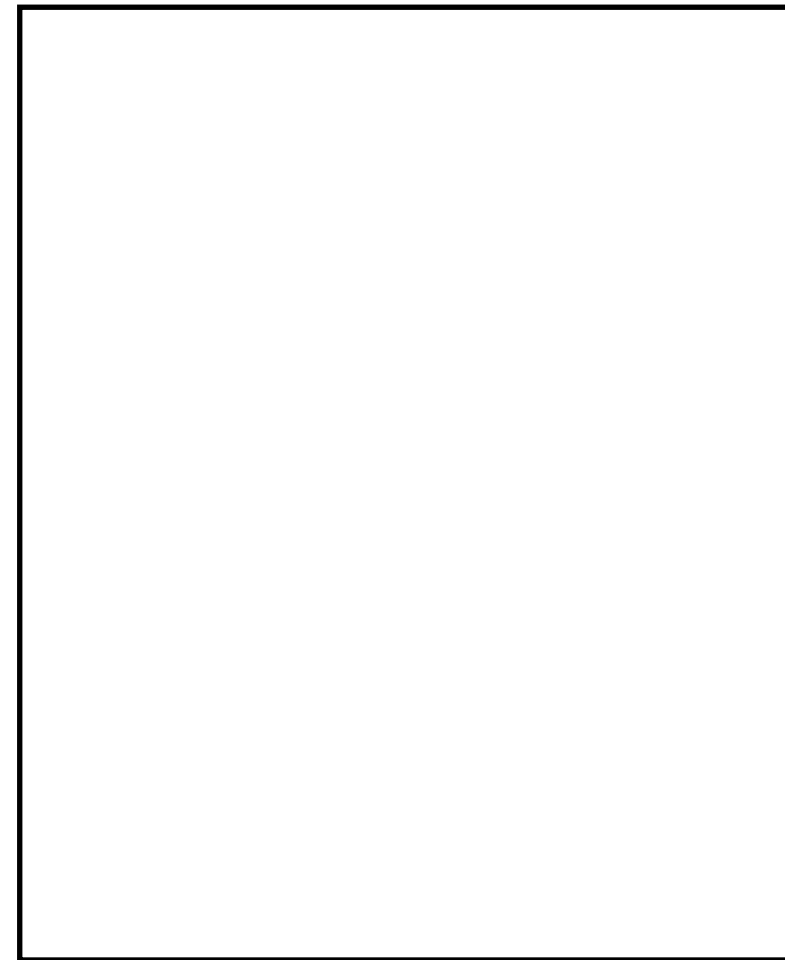


図1 解析モデル

(3) 解析条件

金属フィルタ部の発熱温度解析の条件を表1に示す。

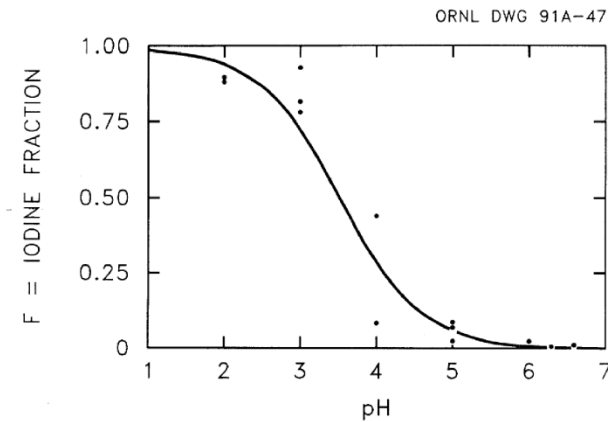
表1 金属フィルタ部の発熱温度解析条件

項目	条件
解析コード	STAR-CCM+ (Ver.10.06)
解析タイプ	定常計算 (自然対流)
乱流モデル	Realizable $k-\epsilon$ 2層モデル
差分スキーム	風上2次
雰囲気温度	60°C
圧力	101325Pa (大気圧) (ベント後, スクラビング水ドレン後を想定)
流体	空気 100% (スクラビング水無し)
保温材	考慮 <input type="checkbox"/>
輻射	考慮

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>2. 解析結果</p> <p>金属フィルタ部の発熱解析結果を図2に示す。発熱源としたメインフィルタの最大温度は <input type="text"/> °Cとなった。</p> <div data-bbox="1507 369 2258 1136" style="border: 1px solid black; height: 365px; margin: 10px auto;"></div> <p style="text-align: center;">図2 温度分布解析結果</p> <p>フィルタ装置使用時に格納容器から飛来する放射性物質のうち、高揮発性の水酸化セシウムの融点は約 272°Cである。このため、金属フィルタに捕捉される放射性物質の崩壊熱が <input type="text"/> kW の場合、金属フィルタのメインフィルタ部の温度は放射性物質の融点以下となり、捕捉された放射性物質が再浮遊する可能性は低いと考えられる。</p>	

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(参考2) <u>ベンチュリノズルの脱落防止対策について</u></p> <p>ベンチュリノズルは、図1に示す通り、取付ボルトにより接続されている。ベント中は、ベンチュリノズルからベントガスが勢いよく噴射され、それによる流力振動によりベンチュリノズルの取付ボルトが緩む恐れがある。取付ボルトが緩み、ベンチュリノズルが脱落してしまった場合、ベンチュリスクラバの除去効率が低下すると考えられる。</p> <p>そこで、図2に示す通り、ベンチュリノズルの取付ボルトに舌付き座金を施し、フィルタ装置使用時のベンチュリノズルの取付ボルトの緩みを防止することとする。</p> <div data-bbox="1433 562 2282 1035" style="border: 1px solid black; height: 225px; margin: 10px 0;"></div> <p style="text-align: center;">図1 ベンチュリノズル構造図</p> <div data-bbox="1501 1108 2282 1719" style="border: 1px solid black; height: 291px; margin: 10px 0;"></div> <p style="text-align: center;">図2 舌付き座金の取付け状態</p>	<p>・記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 10</p> <p>ベンチュリスクラバにおける無機よう素の再揮発・薬剤の容量不足について</p> <p>フィルタ装置を継続使用する<u>場合、ベンチュリスクラバの無機よう素除去性能に影響を与える可能性のある因子として、以下の点を考慮する必要がある。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>無機よう素の再揮発</u> ・<u>薬剤の容量不足</u> <p>それぞれの因子について、影響評価を実施する。</p> <p>(1) <u>無機よう素の再揮発</u></p> <p>a. <u>想定する状態</u></p> <p>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ビング水の温度が上昇した場合、スクラビング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。</p> <p>b. <u>影響評価</u></p> <p>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 (参考図書 1)。</p> <p>NUREG/CR-5732 <u>によれば、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 2 つの効果が組み合わさって影響を受けることとなる。</u></p> <p>① 液相中における無機よう素 (I₂) とよう素イオン (I⁻) の平衡</p> <p>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。</p> $F = \frac{[I_2]}{[I_2] + [I^-]}$ <p><u>[I₂]と[I⁻]は、無機よう素とよう素イオンの濃度を表す。この平衡反応はpHに強く依存する。第1図にpHに対する平衡の関係を示す。</u></p>	<p style="text-align: right;">別紙 37</p> <p>ベンチュリスクラバにおける無機よう素の再揮発・薬剤の容量不足について</p> <p>フィルタ装置を継続使用する際、<u>ガス状放射性よう素の除去に影響を与える可能性のある因子として以下の点を考慮する必要がある。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>ガス状放射性よう素の再揮発</u> ・<u>薬剤の容量不足</u> <p>それぞれの因子について、影響評価を実施する。</p> <p>(1) <u>ガス状放射性よう素の再揮発</u></p> <p>a. <u>ベンチュリスクラバにおけるガス状放射性よう素の再揮発</u></p> <p>(a) <u>想定する状態</u></p> <p>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ビング水の温度が上昇した場合、スクラビング水中に捕集された無機よう素が気相中へ再揮発することが考えられる。</p> <p>(b) <u>影響評価</u></p> <p><u>ベンチュリスクラバでの無機よう素の除去係数の温度依存性について、NUREG/CR-5732 に類似の影響評価に関する知見が得られている (参考図書 1)。</u></p> <p>NUREG/CR-5732 <u>によると、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以下の 2 つの効果が組み合わさったものであることが知られている。</u></p> <p>①液相中における無機よう素 (I₂) とよう化物イオン (I⁻) の平衡</p> <p>放射線環境下において、液相中の無機よう素 (<u>I₂</u>) とよう化物イオン (<u>I⁻</u>) の存在比は以下のように表される。</p> $F(pH) = \text{equilibrium fraction} = \frac{[I_2]}{[I_2] + [I^-]} \dots (1)$ <p><u>(1) 式の[I₂]及び[I⁻]は無機よう素 (I₂) 及びよう化物イオン (I⁻) の濃度を表す。この平衡反応はpHに強く依存し、pHに対して図1の関係を持つ。</u></p>	



第1図 液相中における I₂ と I⁻ の平衡と pH の関係

② 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、②のとおり温度依存性があり、スクラビング水の水温が高い方が気相の無機よう素の割合が増える。しかし、アルカリ環境下では、①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、スクラビング水の温度が上昇しても十分小さい値となる。

JAVA 試験は、高温のベントガスを用いて、無機よう素が気相中に移行しやすい条件での試験を実施しており、温度上昇による影響に配慮したものとなっている。

JAVA 試験で得られた無機よう素除去性能試験の結果を第1表に、温度に対する無機よう素除去性能の関係を第2図に示す。

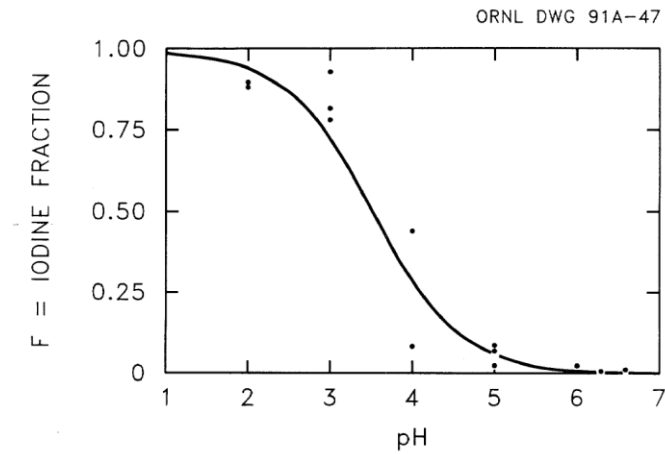


図1 液相中における I₂ と I⁻ の平衡と pH の関係

② 液相と気相の無機よう素 (I₂) の平衡

液相中における無機よう素 (I₂(aq)) と気相中における無機よう素 (I₂(g)) の存在比は以下のように表される。

$$P = \frac{[I_2(aq)]_{eq}}{[I_2(g)]_{eq}} \dots (2)$$

(2) 式の P は気液分配係数、[I₂(aq)] 及び [I₂(g)] は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。

$$\log_{10} P = 6.29 - 0.0149T \dots (3)$$

(3) 式での T は絶対温度 [K] である。

以上①、②より、格納容器内のよう素の化学形態については、pHが低いと液相中の無機よう素の割合が増え、温度が高い方が気相中の無機よう素の割合が増える関係にある。

ベンチュリスクラバでの気液界面における無機よう素の平衡についても、②の温度依存性があり、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 (以下、「気液分配係数の影響」という。) 関係にあるものの、アルカリ性環境下では、①よりスクラビング水中に存在する無機よう素 (I₂) が極めて少なくなるため、無機よう素の気相部への移行量はスクラビング水の温度が上昇したとしても十分小さい値となる。

JAVA 試験では、気液分配係数の影響を受けやすい高温状態での実験を行っており、スクラビング水の温度上昇による影響を配慮したものとなっている。表1にベンチュリスクラバにおける無機よう素除去性能試験結果 (JAVA 試験結果)、図2に除去係数と温度の関係を示す。

これより、アルカリ性環境下であれば、高温状態でも除去係数が100以上であることが確認されており、また、有意な除去係数の温度依存性は確認できない。

第1表 JAVA試験結果(無機よう素除去性能試験結果)

表1 ベンチュリスクラバにおける無機よう素除去性能試験結果



第2図 温度に対する無機よう素除去性能



図2 無機よう素の除去係数と温度の関係(図中の数値はpH)

(2) 薬剤の容量不足

a. 想定する状態

(1)式に示すとおり, 無機よう素はベンチュリスクラバにて薬剤 ()との反応により捕集されるが, 薬剤の容量を超える無機よう素が流入した場合には, 無機

(2) 薬剤の容量不足

a. 想定する状態

(1)式に示すとおり, 無機よう素はベンチュリスクラバにて薬剤 ()との反応により捕集されるが, 薬剤の容量を超える無機よう素が流入した場合には, 無機

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>よう素は捕集されずに下流に流出されることが考えられる。 ・・・(1)</p> <p>b. 影響評価 スクラビング水に含まれるの量は、格納容器から放出される無機よう素の量に対して十分大きいことから、容量に達することはないことを以下のとおり確認した。</p> <p>(a) スクラビング水の薬剤の保有量 スクラビング水に含まれるの割合は待機時下限水位に対してであるため、となりの量はとなる。</p> <p>(b) 無機よう素の流入量 ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の量を以下のとおり設定した。 ・事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量 BWRプラントにおける代表炉心（ABWR）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して、東海第二発電所の熱出力（3,293MW）を考慮して算出した結果、約24.4kgとする。 ・格納容器への放出割合 NUREG-1465に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を61%とする。 ・格納容器に放出されるよう素の元素割合 Regulatory Guide 1.195に基づき、よう化セシウム5%、無機よう素91%、有機よう素4%とする。</p> <p>以上より、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素（分子量253.8g/mol） の量はとなる。</p> <p>(c) 評価結果 ベンチュリスクラバにおける無機よう素の反応はアルカリ環境下において(1)式に示すとおりであることから、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の反応に必要なの量はとなる。スクラビング水に含まれるの量はであることから、が容量不足となることはない。</p> <p>(3) 薬剤の管理について は化学的に安定しており、系統待機中において、変質することはないことから、PWRにおける同目的の薬品タンクの水質確認頻度を考慮し、の濃度がであることを施設定期検査ごとに確認する。 また、上記管理について、原子炉施設保安規定に規定する。</p>	<p>よう素は捕集されずに下流に流出されることが考えられる。 ・・・(1)</p> <p>b. 影響評価 スクラビング水に含まれるの量は、格納容器から放出される無機よう素の量に対して十分大きいことから、容量に達することはないことを以下のとおり確認した。</p> <p>(a) スクラビング水の薬剤の保有量 スクラビング水に含まれるの割合は、<u>ベント運転時の上限水位</u>に対してであるため、となりの量はとなる。</p> <p>(b) 無機よう素の流入量 ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の量を以下のとおり設定した。 ・事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量 BWRプラントにおける代表炉心（ABWR）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して、島根2号炉の熱出力（2,436MW）を考慮して算出した結果、約18.1kgとする。 ・格納容器への放出割合 NUREG-1465に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を61%とする（参考図書2）。 ・格納容器に放出されるよう素の元素割合 Regulatory Guide 1.195に基づき、よう化セシウム5%、無機よう素91%、有機よう素4%とする（参考図書3）。</p> <p>以上より、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素（分子量253.8g/mol） の量はとなる。</p> <p>(c) 評価結果 ベンチュリスクラバにおける無機よう素の反応はアルカリ環境下において(1)式に示すとおりであることから、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の反応に必要なの量はとなる。スクラビング水に含まれるの量はであることから、が容量不足となることはない。</p> <p>(3) 薬剤の管理について は化学的に安定しており、系統待機中において、変質することはないことから、PWRにおける同目的の薬品タンクの水質確認頻度を考慮し、の濃度がであることを施設定期検査ごとに確認する。 また、上記管理について、原子炉施設保安規定に規定する。</p>	<p>備考</p> <p>・設計方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																								
<p><参考図書></p> <ol style="list-style-type: none"> NUREG/CR-5732_ORNL/TM-11861 Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” Feb. 1995 Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors” <p>(参考) 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</p> <p>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。</p> <p>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。</p> <p>a. 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</p> <p>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、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 (参考図書1)。</p> <p>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 (参考図書2)。</p> <p>WASH-1233 及びNUREG-0772 に示されている、それぞれの有機よう素への転換割合を第2表に示す。</p> <p style="text-align: center;">第2表 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</p> <table border="1" data-bbox="184 1413 1261 1598"> <thead> <tr> <th>有機よう素</th> <th>WASH-1233</th> <th>NUREG-0772</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>非放射線場</td> <td>1%未満</td> <td>0.01%未満</td> </tr> <tr> <td>放射線場</td> <td>2.2%未満</td> <td>0.02%未満</td> </tr> <tr> <td>合計</td> <td>3.2%未満</td> <td>0.03%未満</td> </tr> </tbody> </table> <p>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、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。</p>	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	<p><参考図書></p> <ol style="list-style-type: none"> NUREG/CR-5732_ORNL/TM-11861 Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” Feb. 1995 Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors” <p>(参考1) Regulatory Guide 1.195の適用について</p> <p>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 (参考図書1)。</p> <p>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。</p> <p>a. 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</p> <p>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、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 (参考図書2)。</p> <p>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 (参考図書3)。</p> <p>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1に示す。</p> <p style="text-align: center;">表1 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</p> <table border="1" data-bbox="1433 1413 2279 1598"> <thead> <tr> <th>有機よう素</th> <th>WASH-1233</th> <th>NUREG-0772</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>非放射線場</td> <td>1%未満</td> <td>0.01%未満</td> </tr> <tr> <td>放射線場</td> <td>2.2%未満</td> <td>0.02%未満</td> </tr> <tr> <td>合計</td> <td>3.2%未満</td> <td>0.03%未満</td> </tr> </tbody> </table> <p>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 (参考図書4)。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、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。</p>	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	
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																								
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																								

b. 重大事故時におけるpH調整と有機よう素の生成割合

NUREG/CR-5732 “Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents” では、pHとよう素の存在割合について、pHの低下に伴って無機よう素等への生成割合が増加する知見が示されており、pH調整が実施されている場合とpH調整が実施されていない場合のそれぞれについて、重大事故時のよう素形態に関して、複数のプラントに対するよう素の発生量を評価している。pH調整が実施されている場合の結果を第3表に、pH調整が実施されていない場合の結果を第4表に示す。BWRプラント(Grand Gulf, Peach Bottom)では、重大事故時において、pH調整の実施の有無に限らず、有機よう素の生成割合は1%以下となっている。

b. 重大事故時におけるpH調整と有機よう素の生成割合

NUREG/CR-5732 “Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents” では、pHとよう素の存在割合について、pHの低下に伴って無機よう素等への生成割合が増加する知見が示されており、pH調整が実施されている場合とpH調整が実施されていない場合のそれぞれについて、重大事故時のよう素形態に関して、複数のプラントに対するよう素の発生量を評価している(参考図書5)。pH調整が実施されている場合の結果を表2に、pH調整が実施されていない場合の結果を表3に示す。BWRプラント(Grand Gulf, Peach Bottom)では、重大事故時において、pH調整の実施の有無に限らず、有機よう素の生成割合は1%以下となっている。

第3表 重大事故時にpH調整を実施した場合の有機よう素の生成割合

Table 3.6 Distribution of iodine species for pH controlled above 7

Plant	Accident	Fraction of total iodine in containment (%)			
		I ₂ (g)	I ₂ (l)	Γ (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2 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)	Γ (l)
Grand Gulf	TC γ	0.05	0.03	99.92
	TQUV γ	0.01	0.03	99.96
Peach Bottom	AE γ	0.002	0.03	99.97
	TC2 γ	0.02	0.03	99.95

第4表 重大事故時にpH調整を実施しない場合の有機よう素の生成割合

Table 3.7 Distribution of iodine species for uncontrolled pH

Plant	Accident	Fraction of total iodine in containment (%)			
		I ₂ (g)	I ₂ (l)	Γ (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

表3 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)	Γ (l)
Grand Gulf	TC γ	26.6	15.3	58.0
	TQUV γ	6.6	18.3	75.1
Peach Bottom	AE γ	1.6	21.6	76.8
	TC2 γ	10.9	18.0	71.0

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。

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。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>〈参考図書〉</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. WASH-1233, "Review of Organic Iodide Formation Under Accident Conditions in Water-Cooled Reactors" 2. NUREG-0772, "Technical Basis for Estimating Fission Product Behaviour during LWR Accidents" 	<p>〈参考図書〉</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. Regulatory Guide 1.195, "Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors" 2. WASH-1233, "Review of Organic Iodide Formation Under Accident Conditions in Water-Cooled Reactors" 3. NUREG-0772, "Technical Basis for Estimating Fission Product Behaviour during LWR Accidents" 4. NUREG-1465 "Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants" Feb. 1995 5. NUREG/CR-5732_ORNL/TM-11861 Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents 	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 11</p> <p>よう素除去部におけるよう素の再揮発，吸着材の容量減少及び変質について</p> <p>フィルタ装置を継続使用する<u>場合，よう素除去部の性能に影響を与える可能性のある因子として，以下の点を考慮する必要がある。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>よう素（有機よう素，無機よう素）の再揮発</u> ・<u>吸着材の容量減少</u> ・<u>吸着材の変質</u> <p>それぞれの因子について，影響評価を実施する。</p> <p>(1) <u>よう素の再揮発</u></p> <p>a. <u>想定する状態</u></p> <p><u>化学工業の分野ではゼオライトに高温の水素を通気することにより捕集されているよう素を再揮発させる技術がある。よう素除去部に充填された銀ゼオライトに，ベントガスに含まれる水素が通気されると，捕集された放射性よう素が再揮発することが考えられる。</u></p> <p>b. <u>影響評価</u></p> <p><u>水素によるよう素の再揮発は400℃以上の高温状態で数時間程度，水素を通気した場合に起こることが知られている（参考図書1）。一方フィルタ装置に流入するガスは200℃以下であり，銀ゼオライトに水素を含むガスが通過したとしても，ゼオライトに捕集されているよう素が再揮発することはない。</u></p> <p><u>また，よう素除去部で捕集した放射性よう素の崩壊熱は，ベント中はベントガスにより冷却され，ベント後は系統を不活性化するために供給される窒素により冷却されることから，この冷却条件における上昇温度を評価する。</u></p> <p>(a) <u>よう素除去部で蓄積されるよう素の発熱量</u></p> <p><u>よう素除去部に蓄積されるよう素の発熱量を以下のとおり設定した。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>事故時に炉内に内蔵されるよう素の発熱量</u> <p><u>BWRプラントにおける代表炉心（ABWR）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して，東海第二発電所の熱出力（3,293MW）を考慮して算出した結果，とする。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>格納容器への放出割合</u> <p><u>NUREG-1465に基づき，格納容器へのよう素の放出割合を61%とする。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>格納容器に放出されるよう素の元素割合</u> 	<p style="text-align: right;">別紙 38</p> <p><u>銀ゼオライトフィルタにおけるよう素の再揮発，吸着材の容量減少及び変質について</u></p> <p>フィルタ装置を継続使用する際，<u>ガス状放射性よう素の除去に影響を与える可能性のある因子として以下の点を考慮する必要がある。</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・<u>ガス状放射性よう素の再揮発</u> ・<u>銀ゼオライトフィルタの吸着飽和</u> ・<u>吸着剤の変質</u> <p>それぞれの因子について，影響評価を実施する。</p> <p>(1) <u>銀ゼオライトフィルタにおけるガス状放射性よう素の再揮発</u></p> <p>a. <u>想定する状態</u></p> <p><u>ゼオライトからのよう素の脱離反応は，400℃以上の高温状態において，数時間程度水素を通気した場合に起こることが知られている。炉心損傷後のベント時には，水-金属反応及び水の放射線分解等により発生した水素を含むベントガスがフィルタ装置（銀ゼオライト容器）に流入し，銀ゼオライトフィルタに捕集されたガス状放射性よう素の崩壊熱によりフィルタ部の温度が上昇した場合，捕集されたガス状放射性よう素の脱離が生じ再揮発することが考えられる。</u></p> <p>b. <u>影響評価</u></p> <p><u>ガス状放射性よう素の発熱による銀ゼオライトフィルタの上昇温度を，捕集したガス状放射性よう素が再揮発に至る温度（400℃）と比較することで，この影響について確認した。</u></p> <p><u>以下に評価に用いた条件とその結果を示す。</u></p> <p>(a) <u>銀ゼオライトフィルタへのガス状放射性よう素移行割合</u></p> <p><u>NUREG-1465に基づき，格納容器内へのよう素の放出割合を61%，Regulatory Guide 1.195に基づき，有機よう素生成割合を4%，無機よう素生成割合を91%とする（参考図書1, 2）。また，フィルタ装置（スクラバ容器）では，ベンチュリスクラバにより大部分の無機よう素が捕集される。このベンチュリスクラバによる除去性能を考慮して，銀ゼオライトフィルタへの無機よう素移行割合は，フィルタ装置に移行する総量のとする。</u></p>	

Regulatory Guide 1.195 に基づき、よう化セシウム 5%、無機よう素 91%、有機よう素 4%とする。

・格納容器内の除去係数 (無機よう素)

格納容器内の沈着やスプレイ、サブプレッション・プール水でのスクラビング効果によっては、保守的に除去されないものとして評価する。

ベンチュリスクラバでの無機よう素の除去性能 (DF=100) を考慮して、ベンチュリスクラバで除去されずに残った全ての無機よう素がよう素除去部に蓄積するものとする。また、よう素除去部の有機よう素の除去性能はDF=50 であるが、有機よう素全てがよう素除去部に蓄積されるものとする。ことによりよう素除去部での発熱量を保守的に評価する。よう素除去部での発熱量を第1表に示す。

第1表 よう素除去部での発熱量 (単位:W)

	原子炉停止後時間	
	19hr	168hr
有機よう素+無機よう素の発熱量		

(b) 減衰時間と冷却ガス条件

ベント終了までは蒸気による冷却となるため、以下の①、②のケースを想定し、その時点の減衰を考慮する。窒素による冷却については②を想定し、その時点の減衰を考慮する。

- ① 原子炉停止後 19 時間 (有効性評価におけるベント開始時間)
- ② 原子炉停止後 168 時間 (事象発生 7 日後)

保守的に評価するため、冷却能力が低い条件として、可搬型窒素供給装置による窒素流量のみを冷却ガス条件とし、圧力、温度条件は大気圧及び常温付近の 27°C (300K) とする。

ここで、銀ゼオライトフィルタ内の発熱量については、可搬式窒素供給装置により窒素を供給する場合として事象発生 7 日後を想定し、事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量に相当する崩壊熱約 7 MW に対して時間減衰及び銀ゼオライトフィルタへのガス状放射性よう素移行割合を考慮し、ガス状放射性よう素は全て銀ゼオライトフィルタに吸着すると想定した。

(b) 冷却ガス条件

(i) ベント後短期

銀ゼオライトフィルタに捕集されたガス状放射性よう素の崩壊熱は、膨大な流量のベントガスによって冷却される。

(ii) ベント後長期

ベントガス流量が低下するベント後長期においては、銀ゼオライトフィルタに捕集されたガス状放射性よう素の崩壊熱は、減衰したガス状放射性よう素の崩壊熱に比べて流量が十分多いベントガスによって冷却される。

(iii) ベント停止後

ベント停止後においては、格納容器フィルタベント系を不活性化するために供給する窒素ガス及びスクラビング水に捕集されるエアロゾルの崩壊熱による蒸気によって冷却される。

したがって、冷却源となるガス流量が最も小さくなるような条件を想定し、スクラビング水に捕集される崩壊熱による蒸気量は考慮せず、系統を不活性化するために供給する窒素ガス流量のみを冷却ガス条件とする。圧力・温度条件はベント後長期を想定して大気圧及びその飽和温度とする。

- ・窒素流量 = 200 m³ [N] /h
- ・窒素比熱 = 1,040 J/kg・°C
- ・窒素密度 = 1.25 kg/m³ [N]

また、蒸気の場合も、圧力、温度条件は、大気圧及びその飽和温度とする。

- ・蒸気潜熱 (100°C飽和蒸気) = 2.256×10⁶ J/kg
- ・比熱 (100°C飽和蒸気) = 2,077 J/kg°C
- ・格納容器内発熱量 = 2.03×10⁷ W (19hr)
= 9.83×10⁶ W (168h)

(c) 評価結果

よう素除去部に蓄積したよう素の崩壊熱によりガスが昇温される量を評価することにより、簡易的によう素除去部の温度上昇を評価する。よう素除去部に移行したよう素の崩壊熱の全量がガスに移行したと仮定し、以下の評価式にてよう素除去部の上昇温度を評価した。

<窒素パージの場合>

$$\text{上昇温度 (°C)} = \frac{\text{よう素除去部内の発熱量 (W)}}{\text{(比熱 (J/kg°C)・窒素パージ量 (m}^3\text{/s)・窒素密度 (kg/m}^3\text{))}}$$

<蒸気の場合>

$$\text{上昇温度 (°C)} = \frac{\text{よう素除去部内の発熱量 (W)}}{\text{(比熱 (J/kg°C)・蒸気発生量 (kg/s))}}$$

$$\text{蒸気発生量 (kg/s)} = \frac{\text{格納容器内の発熱量 (W)}}{\text{蒸発潜熱 (J/kg)}}$$

第2表に窒素冷却における上昇温度を、第3表に蒸気(崩壊熱相当)冷却における上昇温度を示す。いずれの場合においても、よう素除去部の温度上昇は十分低く、よう素除去部での温度上昇は、再揮発が起こるような温度(400°C以上)に対して十分に低く抑えることができる。

第2表 窒素冷却による上昇温度 (単位:°C)

	原子炉停止後時間	
	168hr	
上昇温度		

第3表 蒸気(崩壊熱相当)冷却による上昇温度 (単位:°C)

	原子炉停止後時間	
	19hr	168hr
上昇温度		

- ・窒素ガス流量 = 100 Nm³/h
- ・窒素ガス比熱 = 1040 J/kg・°C
- ・窒素ガス密度 = 1.25 kg/Nm³

(c) 評価結果

銀ゼオライトフィルタに吸着されたガス状放射性よう素の崩壊熱による冷却ガスの上昇温度を評価することで簡易的に銀ゼオライトフィルタの上昇温度を評価する。銀ゼオライトフィルタ内で発生する崩壊熱の全量が冷却ガスに移行したと仮定し、以下の評価式にて銀ゼオライトフィルタの上昇温度を評価した。

$$\text{上昇温度(°C)} = \frac{\text{銀ゼオライトフィルタ内の発熱量(W)}}{\text{(比熱(J/kg°C)・窒素ガス流量(m}^3\text{/s)・窒素ガス密度(kg/m}^3\text{))}}$$

銀ゼオライトフィルタでの発熱量及び冷却ガスの上昇温度の結果を表1に示す。

表1 銀ゼオライトフィルタでの発熱量及びガス上昇温度

銀ゼオライトフィルタでの発熱量 (有機よう素)	
銀ゼオライトフィルタでの発熱量 (無機よう素)	
上昇温度	

- ・設備の相違
- ・評価方針の相違
島根2号炉は、系統流量が小さく、銀ゼオライトフィルタ温度上昇が厳しくなる条件のみ評価を実施

- ・評価方針の相違
島根2号炉は、系統流量が小さく、銀ゼオライトフィルタ温度上昇が厳しくなる条件のみ評価を実施

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(2) 吸着材の容量減少</p> <p>a. 想定する状態</p> <p>ガス状放射性よう素は銀ゼオライトに捕集されるが、銀ゼオライトの吸着容量に達した場合には、ガス状放射性よう素は捕集されずに系外に放出されることが考えられる。</p> <p>b. 影響評価</p> <p>よう素除去部で保持が可能なガス状放射性よう素の吸着容量（銀分子数）は、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。</p> <p>また、JAVA PLUS 試験と実機の有機よう素注入量と銀ゼオライト充填量との比較においても、よう素除去部の有機よう素捕集に関する吸着容量が十分であることを確認した。</p> <p>(a) よう素除去部の銀の保有量</p> <p>よう素除去部の銀ゼオライトの銀含有割合は <input type="text"/> であるため、銀ゼオライト <input type="text"/> に含まれる銀の量は <input type="text"/> である。</p> <p>なお、銀ゼオライトの量は、詳細設計により変更の可能性がある。</p> <p>(b) ガス状放射性よう素の流入量</p> <p>よう素除去部に蓄積されるよう素の発熱量を以下のとおり設定した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量 <p>BWRプラントにおける代表炉心（ABWR）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して、東海第二発電所の熱出力（3,293MW）を考慮して算出した結果、約24.4kgとする。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・格納容器への放出割合 <p>NUREG-1465に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を61%とする。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・格納容器に放出されるよう素の元素割合 	<p>したがって、銀ゼオライトフィルタの温度はガス状放射性よう素の再揮発が起こるような温度（400℃以上（参考図書3））に対して十分に低く抑えることができる。</p> <p>なお、長期的には、窒素ガスを停止することも考えられることから、窒素ガスを停止した場合の評価を実施した結果、問題ないことを確認している。（参考1）</p> <p>また、事象発生約32時間後の希ガスによる照射線量を計算すると、希ガスの崩壊熱エネルギーは8.05×10^6[J]と見積もられ、よう素による崩壊熱6.81×10^9[J]よりも3桁低い値となるため、ほとんど影響はない。</p> <p>(2) 銀ゼオライトフィルタの吸着飽和</p> <p>a. 想定する状態</p> <p>銀ゼオライトフィルタにおいて捕集されたガス状放射性よう素が蓄積すると、銀ゼオライトフィルタ内のガス状放射性よう素量が徐々に増加する。多量のガス状放射性よう素により銀ゼオライトフィルタが吸着飽和に達した場合、ガス状放射性よう素が捕集されずに系外へ放出されることが考えられる。</p> <p>b. 影響評価</p> <p>銀ゼオライトフィルタに流入するガス状放射性よう素量と銀ゼオライトフィルタの許容負荷量を比較し、吸着飽和に達することがないことを以下のとおり確認した。</p> <p>(a) 銀ゼオライトフィルタへのガス状放射性よう素流入量</p> <p>事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量は約 <input type="text"/> であり、NUREG-1465に基づき、格納容器内へのよう素の放出割合を61%、Regulatory Guide 1.195に基づき、有機よう素生成割合を4%、無機よう素生成割合を91%とする（参考図書1, 2）。また、ベンチュリスクラバにおける無機よう素の除去性能を考慮し、銀ゼオライトフィルタへの無機よう素移行割合を <input type="text"/> とする。</p> <p>銀ゼオライトフィルタに流入するガス状放射性よう素量を表2に示す。ガス状放射性よう素量は約 <input type="text"/> である。</p>	<p>・評価方針の相違</p> <p>・評価方針の相違</p> <p>・評価方針の相違</p> <p>島根2号炉は、保守的なJAVA PLUS 試験で性能を確認されたよう素許容負荷量のみを使用している（以下、別紙38においては①の相違）</p> <p>・評価方針の相違</p> <p>①の相違</p>

Regulatory Guide 1.195に基づき、よう化セシウム 5%、無機よう素 91%、有機よう素 4%とする。

フィルタ装置での無機よう素の除去性能 (DF=100) を考慮して、ベンチュリスクラバで除去されずに残った全ての無機よう素がよう素除去部に蓄積するものとする。また、有機よう素は全てがよう素除去部に蓄積されるものとする。

以上の想定で、よう素除去部に吸着するガス状放射性よう素の量は無機よう素約 0.54mol、有機よう素約 4.7mol であり、無機よう素 I₂ (分子量: 253.8) 約 136g、有機よう素 CH₃I (分子量: 141.9) 約 666g に相当する。

$$\begin{aligned} \text{(無機よう素 (I}_2\text{) のモル数)} &= 24,400\text{g} / 126.9\text{g/mol} \times 61\% \times 91\% / 100 \\ &\quad \cdot \text{(DF)} / 2 \text{ (I}_2\text{)} \\ &= 0.536\text{...mol} \\ \text{(有機よう素 (CH}_3\text{I) のモル数)} &= 24,400\text{g} / 126.9\text{g/mol} \times 61\% \times 4\% \\ &= 4.69\text{...mol} \end{aligned}$$

(c) 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は、 は、流入する放射性よう素の捕集に十分な量である。

・有機よう素の除去反応

・無機よう素の除去反応

(d) JAVA PLUS 試験と実機の比較による容量の確認

JAVA PLUS 試験において、有機よう素を用いて銀ゼオライトの性能検証を行っている。JAVA PLUS 試験では、 の銀ゼオライトを交換することなく有機よう素を 以上注入しているが、銀ゼオライトの性能劣化は確認されていない。

実機の銀ゼオライト充填量は であり、JAVA PLUS 試験の実績より、 の有機よう素が流入しても性能劣化を起ささないと言える。実機よう素除去部に想定される有機よう素の最大流入量は であり、無機よう素を含めても であることから、銀ゼオライトが性能劣化することはないと考えられる。

表2 銀ゼオライトフィルタに流入するガス状放射性よう素量

有機よう素流入量	<input type="text"/>
無機よう素流入量	<input type="text"/>

(b) 銀ゼオライトフィルタの許容負荷量

JAVA PLUS試験において、有機よう素(CH₃I)を用いて銀ゼオライトの性能検証を行っている。JAVA PLUS試験では、銀ゼオライトを交換することなく有機よう素を 以上注入しているが、銀ゼオライトの性能劣化は確認されていない。

JAVA PLUS試験における銀ゼオライトの充填量と有機よう素の注入量を表3に示す。

表3 JAVA PLUS 試験における銀ゼオライトの充填量と有機よう素の注入量

銀ゼオライト充填量	<input type="text"/>
有機よう素注入量	<input type="text"/>

銀ゼオライトフィルタの吸着剤の充填量は約 であり、表3に示すJAVA PLUS試験における銀ゼオライトの充填量との比から、有機よう素(CH₃I)の性能の劣化が確認されていない量を許容負荷量と仮定すると約 となる。

・評価方針の相違
①の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(3) 吸着材の変質</p> <p>a. 想定する状態</p> <p>よう素除去部の吸着材として使用する銀ゼオライトは、光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。</p> <p>b. 影響評価</p> <p>銀ゼオライトは、ステンレス鋼製のフィルタ装置容器内のよう素除去部に充填されるため、光が照射されることはなく、変質するおそれはない。</p> <p>また、湿分による銀ゼオライトのよう素除去性能への影響については、密閉容器内にスクラビング水 [] と銀ゼオライトを保管し、6カ月後及び15カ月後の除去効率の測定試験を行い、性能基準 [] を満たしていることを確認した。(別紙14)</p> <p><参考図書></p> <ol style="list-style-type: none"> ORNL/TM-6607 “Literature Survey of Methods to Remove Iodine from Off-gas Streams Using Solid Sorbents”, Apr/10/1979 NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” Feb. 1995 Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors” 	<p>(c) 評価結果</p> <p>銀ゼオライトフィルタへのガス状放射性よう素流入量は約 [] であり、銀ゼオライトフィルタにおける許容負荷量約 [] に対して十分小さいことから、銀ゼオライトフィルタは吸着飽和に達することはない。</p> <p>(3) 吸着材の変質</p> <p>a. 想定する状態</p> <p>銀ゼオライトフィルタの吸着材として使用する銀ゼオライトは、光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。</p> <p>b. 影響評価</p> <p>銀ゼオライトは、ステンレス鋼製の銀ゼオライト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。</p> <p>また、湿分による銀ゼオライトのよう素除去性能への影響については、密閉容器内にスクラビング水 [] と銀ゼオライトを保管し、6カ月後及び15カ月後の除去効率の測定試験を行い、性能基準 [] を満たしていることを確認した。(別紙45)</p> <p><参考図書></p> <ol style="list-style-type: none"> NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” Feb. 1995 Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors” ORNL/TM-6607 “Literature Survey of Methods to Remove Iodine from Off-gas Streams Using Solid Sorbents”, Apr/10/1979 	

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p data-bbox="1308 212 2407 243"><u>(参考1) ベント停止後の銀ゼオライトフィルタにおけるよう素の再揮発について</u></p> <p data-bbox="1297 302 2418 512">フィルタ装置を使用すると、銀ゼオライトフィルタは捕捉した放射性物質の崩壊熱により発熱する。万一、スクラビング水の放射性分解により発生した水素が銀ゼオライトフィルタに流入し、銀ゼオライトフィルタの温度が 400℃を超えてしまうと、捕集したガス状放射性よう素が銀ゼオライトフィルタから再揮発してしまう恐れがある。このため、銀ゼオライトフィルタの温度は 400℃以下である必要がある。</p> <p data-bbox="1297 527 2418 737">フィルタ装置使用中は、銀ゼオライトフィルタにはベントガスが通気されることから、銀ゼオライトフィルタに捕捉された放射性物質の崩壊熱は除去される。一方、フィルタ装置使用後においては、ベントガスによる熱の除去はできないことから、銀ゼオライトフィルタの温度は上昇する。そこで、フィルタ装置使用後における銀ゼオライトフィルタの温度評価を行った。</p> <p data-bbox="1297 795 1463 827">1. 評価条件</p> <p data-bbox="1329 842 1807 873">(1) 銀ゼオライトフィルタの発熱量</p> <p data-bbox="1356 888 2418 1098">銀ゼオライトフィルタ内の発熱量については、事象発生7日後を想定し、事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量に相当する崩壊熱約 7MW に対して時間減衰及び銀ゼオライトフィルタへのガス状放射性よう素移行割合を考慮し、ガス状放射性よう素は全て銀ゼオライトフィルタに吸着すると想定した発熱量 3,684W を保守側に切り上げた 4,000W とする。</p> <p data-bbox="1329 1157 1540 1188">(2) 解析モデル</p> <p data-bbox="1356 1203 2418 1455">解析モデルを図1に示す。解析モデルは対称性を考慮して2次元軸対称モデルとした。解析モデルは銀ゼオライトフィルタ周辺部を模擬し、保温材、自然対流及び輻射を考慮した境界条件とした。また、流体は空気を想定し、銀ゼオライト容器内の初期温度 60℃、周囲雰囲気温度 60℃(一定)の温度条件とした。なお、発熱による温度上昇が保守的になる(周辺に逃げにくく、金属フィルタ内に発熱した熱がこもる)よう、大気開放している出口配管を模擬していない。</p>	<p data-bbox="2454 212 2653 243">・記載方針の相違</p>

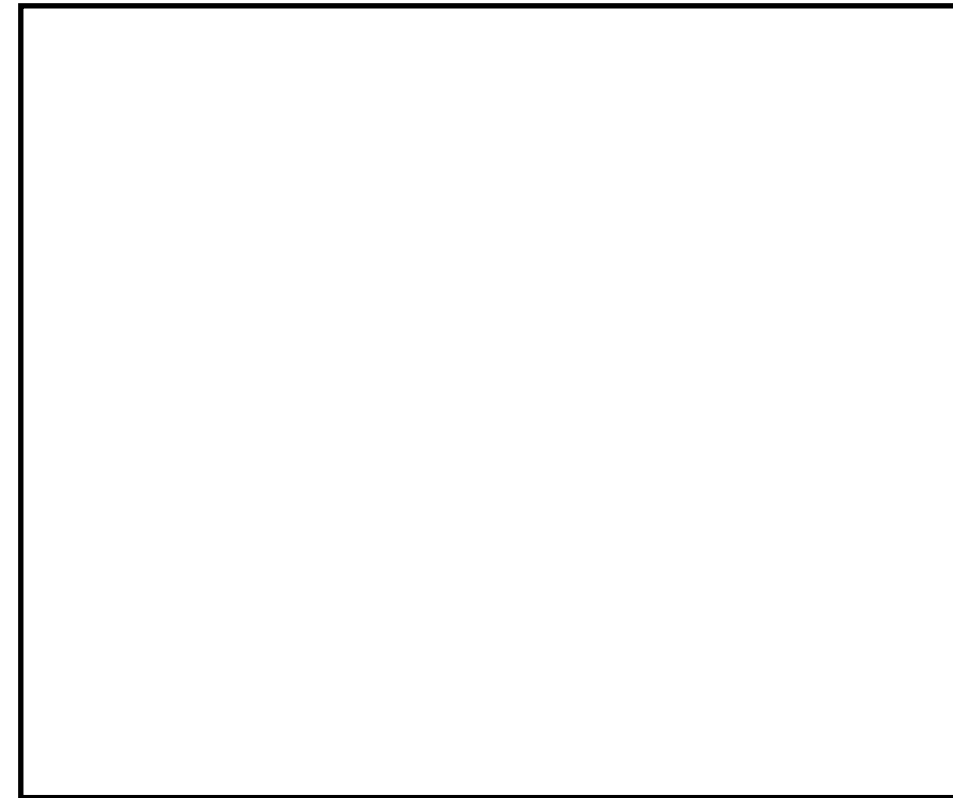


図1 解析モデル

(3) 解析条件

金属フィルタ部の発熱温度解析の条件を表1に示す。

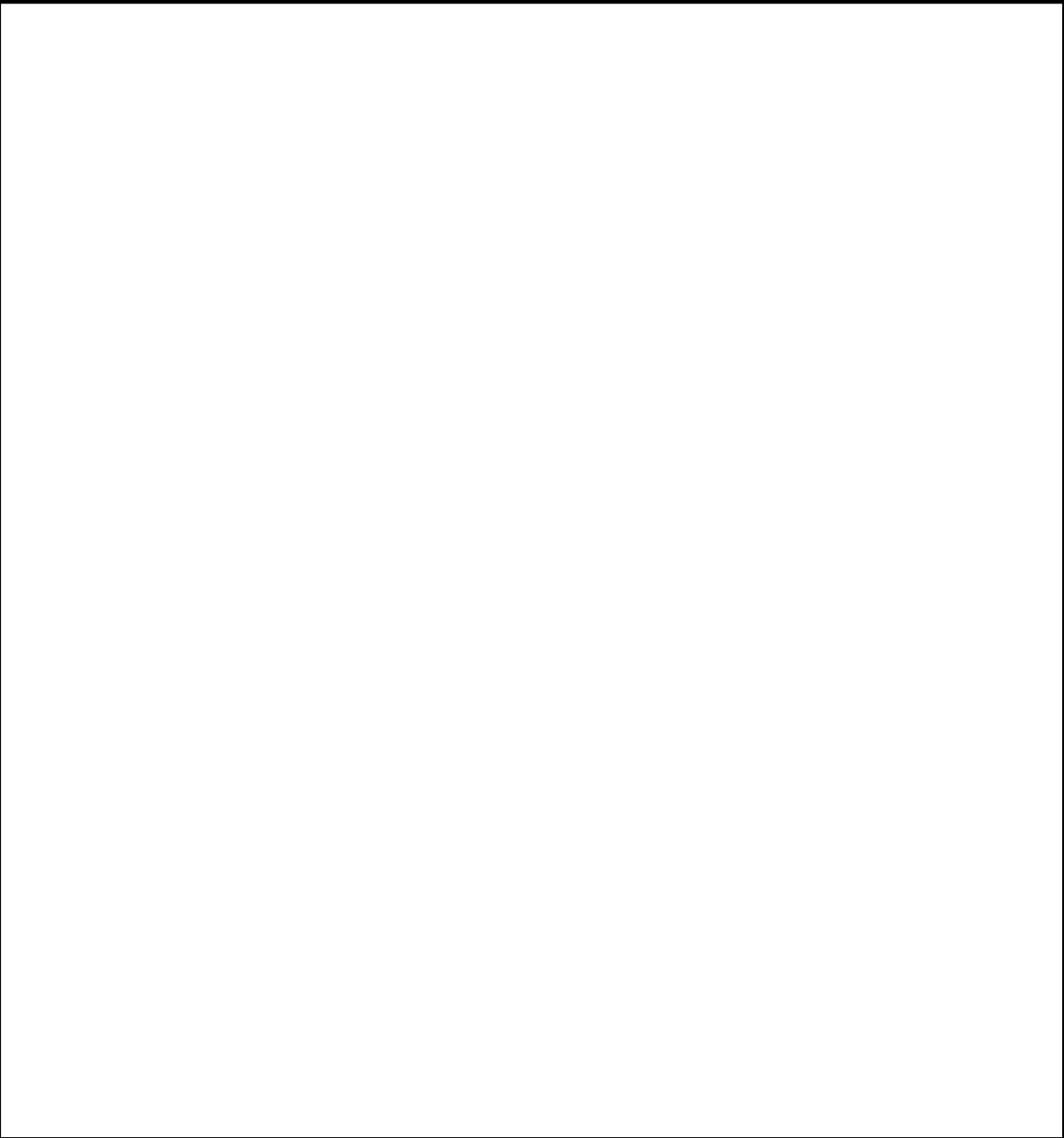
表1 金属フィルタ部の発熱温度解析条件

項目	条件
解析コード	STAR-CCM+ (Ver.10.06)
解析タイプ	定常計算 (自然対流)
乱流モデル	Realizable $k-\epsilon$ 2層モデル
差分スキーム	風上2次
雰囲気温度	60°C
圧力	101325Pa (大気圧) (ベント後, スクラビング水ドレン後を想定)
流体	空気 100%
保温材	考慮 <input type="checkbox"/>
輻射	考慮

東海第二発電所 (2018. 9. 18 版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>2. 解析結果</p> <p>銀ゼオライトフィルタ部の発熱解析結果を図2に示す。発熱源とした内側フィルタ温度約□℃，外側フィルタ温度約□℃となり，水素がある場合放射性元素が再揮発する温度400度以下となることを確認した。</p> <div data-bbox="1406 432 2303 1100" style="border: 1px solid black; height: 318px; width: 302px; margin: 10px auto;"></div> <p style="text-align: center;">図2 温度分布解析結果</p>	

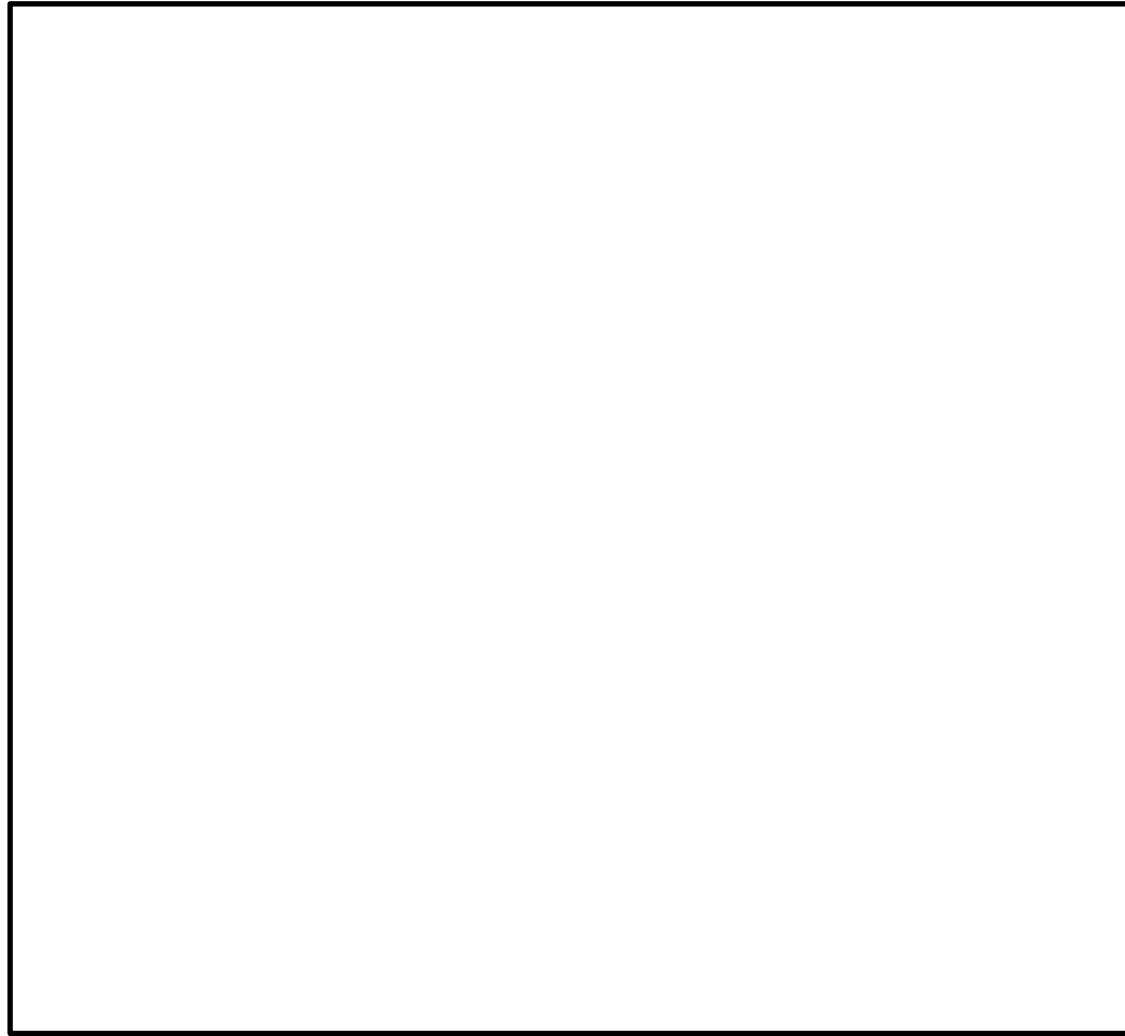
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 12</p> <p style="text-align: center;">スクラビング水の保有水量の設定根拠について</p> <p>スクラビング水の初期保有水量（系統待機時）は、ベント開始後 24 時間はベンチュリスクラバによる所定の放射性物質の除去性能が得られる水量と、設定している。</p> <p>スクラビング水の水量の設定根拠を以下に示す。また、フィルタ装置水位の概略図を第 1 図に示す。</p>	<p style="text-align: right;">別紙 21</p> <p style="text-align: center;">スクラビング水の保有水量の設定根拠について</p> <p>(1) スクラバ容器水位の設定の考え方</p> <p><u>ベント運転に伴いスクラバ容器内の水位は変動するが、その変動水位がフィルタ装置の性能維持を保証する上限・下限水位の範囲に収まるよう、系統待機モードにおけるスクラバ容器水位の管理値を設定している。スクラバ容器水位の管理値を図 1 に示す。</u></p> <p><u>スクラバ容器内の水位挙動は、ベント運転直後のスタートアップ期間とその後のベント運転中で異なる挙動を示す。スタートアップ期間は、スクラビング水、容器鋼材及び配管の昇温に伴うベントガス中の蒸気の凝縮によりスクラバ容器水位は上昇する。また、ベント運転中は、スクラビング水に捕集される放射性物質の発熱（スクラバ容器内発熱量）及びスクラバ容器に流入するベントガスの入熱とスクラバ容器及び配管からの放熱のバランスにより水位が変動する。</u></p> <p>系統待機モードにおけるスクラバ容器水位の管理値（水位高、水位低）は、以下のとおり設定・確認をしている。</p>	<p>・記載方針の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(1) <u>最大水量について</u></p> <div data-bbox="142 247 1261 1318" style="border: 1px solid black; height: 510px; width: 377px;"></div>	<p>a. <u>水位高設定値</u> 水位高設定値は、ベント運転直後のスタートアップ期間における凝縮による水位上昇を考慮して上限水位に至らないことを以下のとおり確認し、設定している。</p> <div data-bbox="1329 338 2427 1297" style="border: 1px solid black; height: 457px; width: 370px;"></div>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(2) <u>最小水量について</u></p> <div data-bbox="166 254 1258 1829" style="border: 1px solid black; height: 750px; width: 100%;"></div>	<p>b. <u>水位低設定値</u></p> <p>水位低設定値は、系統設計条件であるスクラバ容器内発熱量 (370kW) における蒸発による水位低下が 24 時間以上継続しても、下限水位に至らないことを確認し、設定している。</p> <div data-bbox="1308 338 2421 1860" style="border: 1px solid black; height: 725px; width: 100%;"></div>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
		



第1図 フィルタ装置水位の概略図

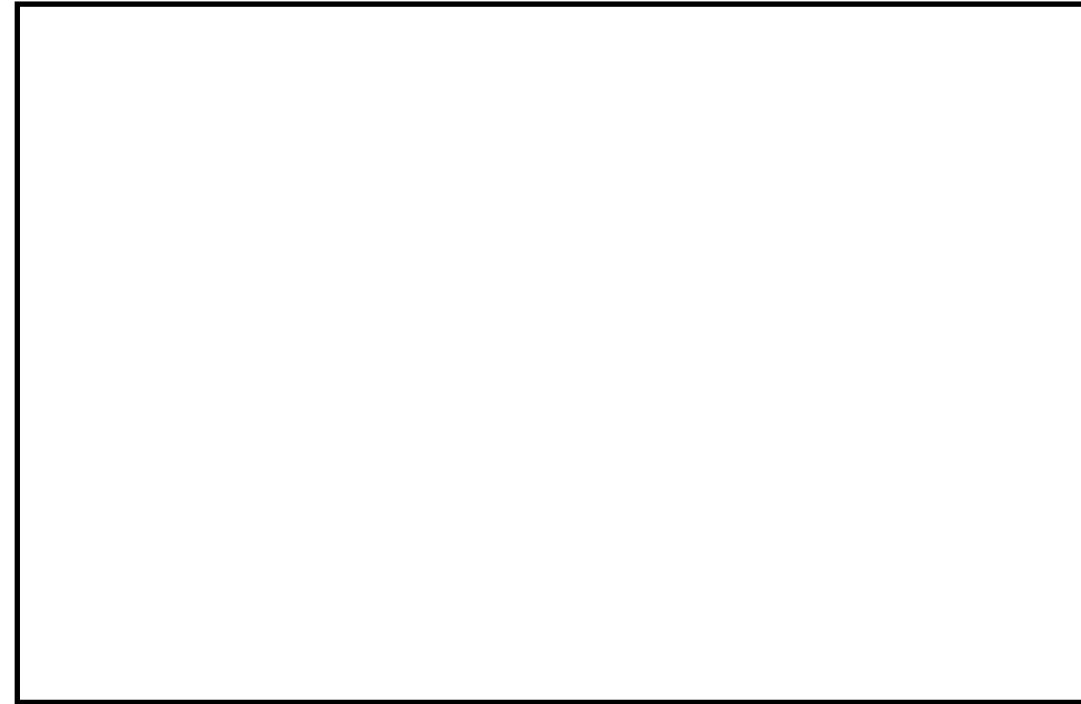


図1 スクラバ容器水位の管理値

(3) スクラビング水の補給期間について

フィルタ装置の設計条件に基づいているスクラビング水の初期保有水量(フィルタ装置の寸法)は、他の設計条件と同様に、大きな保守性を確保し設定(設計)している。一方、スクラビング水の補給期間は、運用に係るものであり、有効性評価に基づく運用を考慮して評価することとし、有効性評価のうちベント時間を厳しく評価する大破断LOCAを想定した「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」におけるフィルタ装置内の発熱量を用いたスクラビング水の水位挙動より評価する(第1表)。

スクラビング水の補給期間の評価条件及び評価結果を以下に示す。

【評価条件】

- ・初期水位:
- ・室温: 25℃^{*1} (系統待機時), 65℃^{*2} (ベント実施中)
- ・ベント時の格納容器圧力: 第2図のとおり
- ・フィルタ装置内発熱量:

※1 ベント実施前のスクラビング水の初期水温としても使用。地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽にあることを踏まえて設定した値

※2 スクラビング水の蒸発量を多く見込むために高めに設定した値

※3 19時間ベントの解析結果にNUREG補正(別紙17補足5参照)した格納容器外へ放出された放射性物質(希ガスを除く)の発熱量(約15kW)に余裕を考慮した値

【評価結果】

スクラビング水位の挙動を第3図に示す。より保守的な結果を与えるD/Wベントのケースにおいても、ベント時のスクラビング水位は最高水位、最低水位に至らず、想定事故においては事象発生後7日間(168時間)運転員による水の補給操作は不要となる。

(2) ベント運転中の水位挙動(有効性評価ベース)

有効性評価のうち格納容器過圧・過温破損モード(大LOCA+SBO+ECCS機能喪失)におけるスクラバ容器内発熱量を用いた水位挙動の評価を以下に示す。



第1表 設備設計と運用の主な条件設定の差異

	設備設計 【フィルタ装置寸法】	運用 【水補給の運用の評価】
ベント時間	2時間～3時間後 【原子炉定格熱出力の1%相当の時間】	19時間後 ^{*1} 【有効性評価結果より】
フィルタ装置内発熱量	500kW 【ベント時間 2時間～3時間ベース】	20kW 【ベント時間 19時間ベース】

※1 水補給の運用の評価のほか、被ばく評価もベント時間19時間ベース

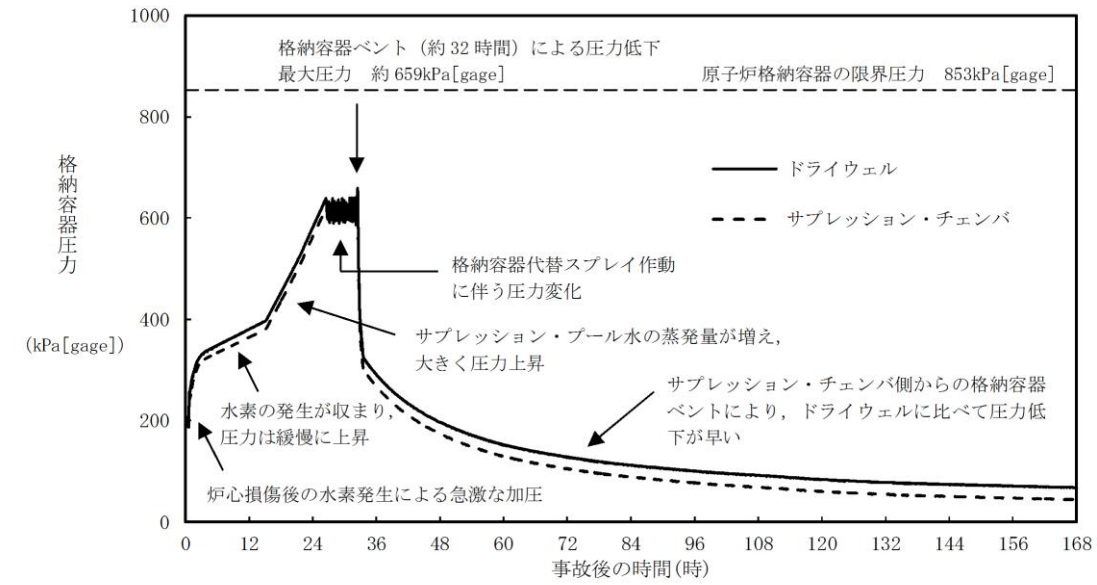
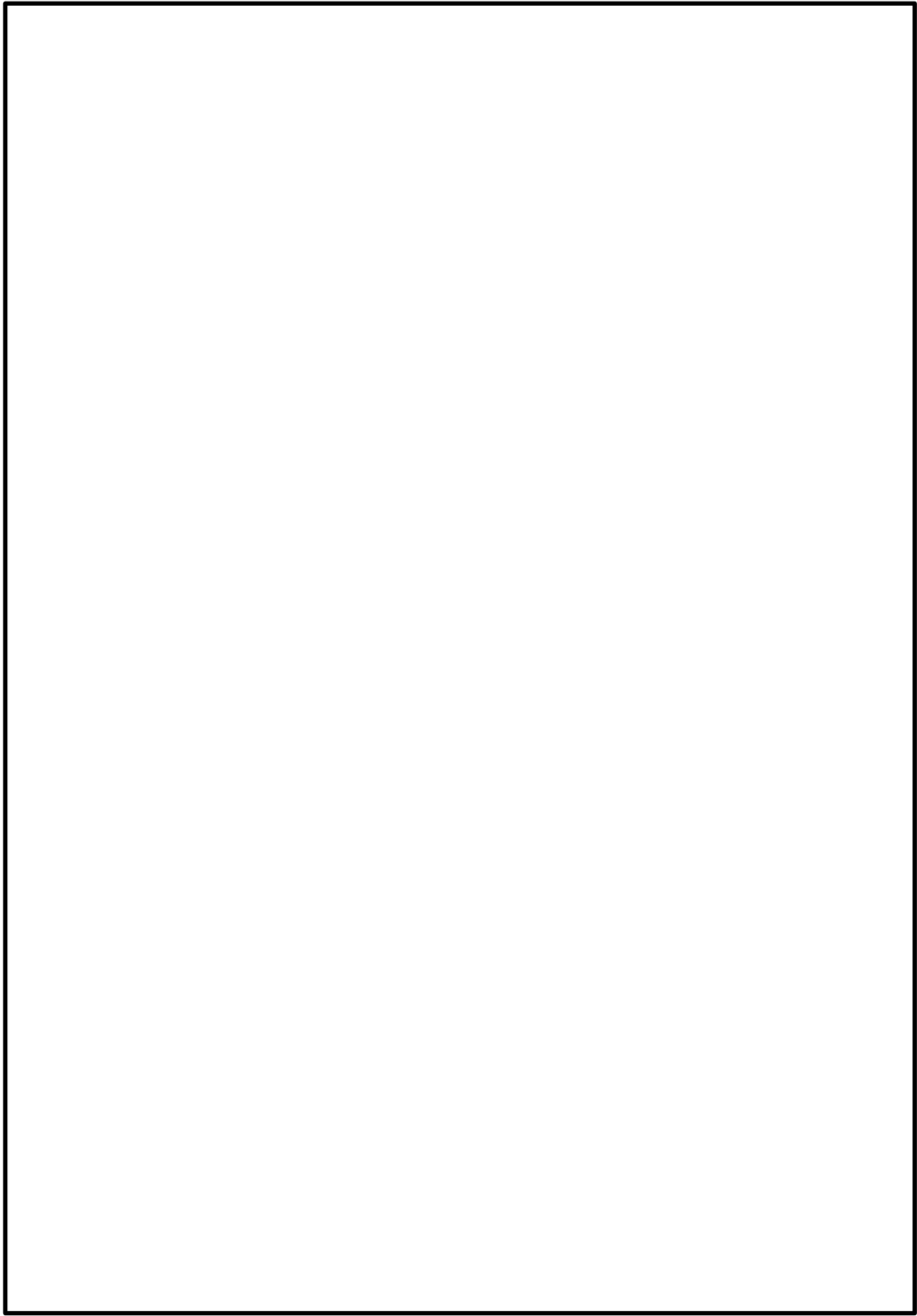
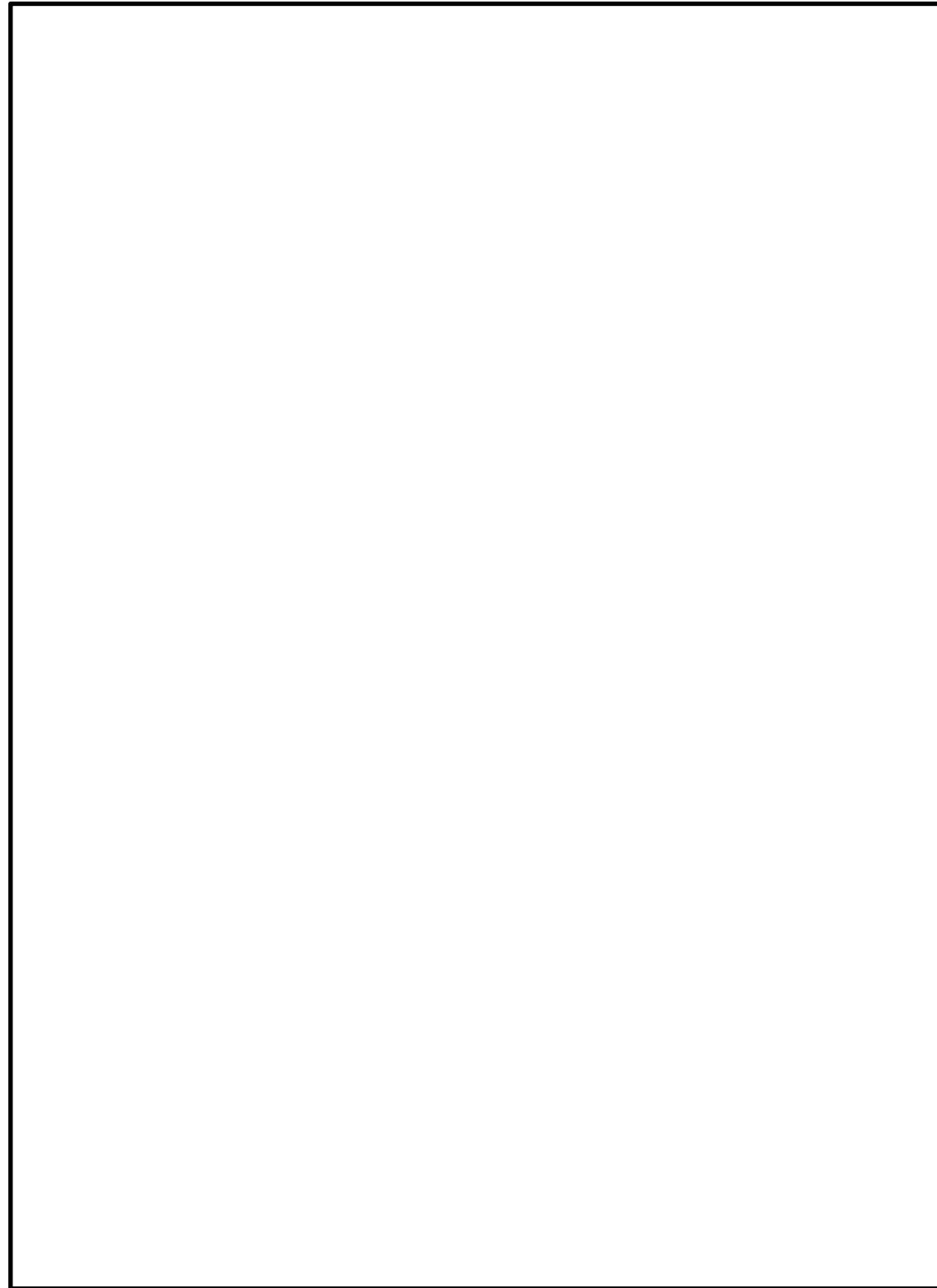


図2 ベント時の格納容器圧力推移



第2図 ベント時の圧力推移図 (水位計算時)



第3図 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」
におけるベント時のスクラビング水位の変化

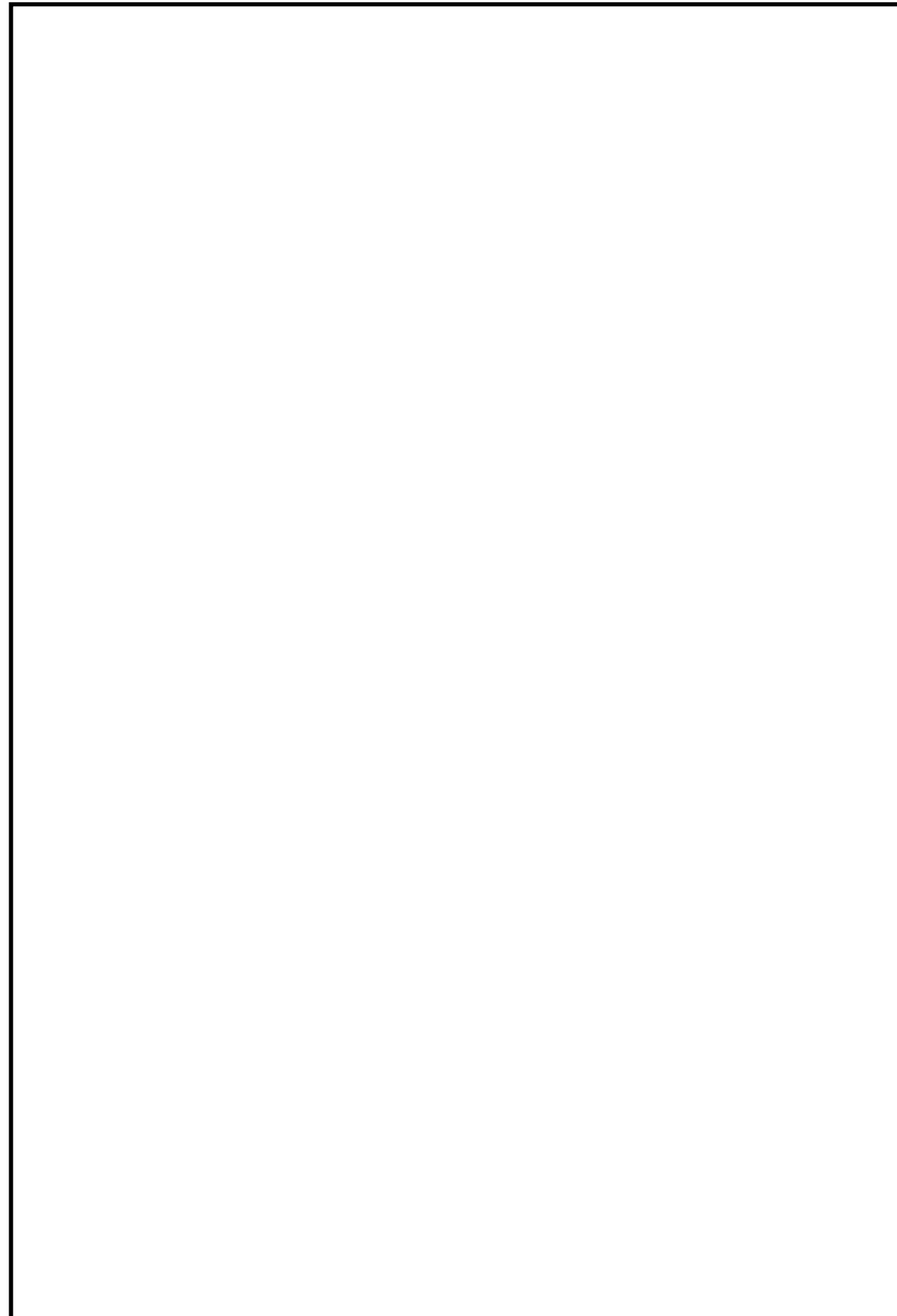


図3 スクラビング水位挙動（大LOCA+SB0+ECCS機能喪失事象）

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(参考) スクラビング水の下限水位の設定について スクラビング水位について、ベンチュリノズルの頂部まで水位があれば、設計上期待しているDFが確保できることを以下のとおり確認した。</p> <p>ベンチュリスクラバは、第4図のようにスクラビング水を微小液滴にしてベントガス中に噴霧させることで除去効率を上げている。</p> <div data-bbox="246 527 596 961" style="border: 1px solid black; width: 118px; height: 207px; margin: 10px auto;"></div> <div data-bbox="617 636 1231 863" style="margin-left: 10px;"> <ul style="list-style-type: none"> ①ベンチュリノズル下方よりベントガスが流入 ②スロート部でベントガス流速が増大 ③スクラビング水がベントガス中に噴霧（微小液滴） ④ガスとスクラビング水が接触する面積が大きくなり除去効率が上がる ⑤ベントガス及び液滴は方向を変えられ、スクラビング水中に斜め下に排出 </div> <p style="text-align: center; margin: 10px 0;">第4図 ベンチュリスクラバにおける除去原理</p> <p>①エアロゾルのDFについて</p> <ul style="list-style-type: none"> • ベンチュリスクラバ内のガス流速と水滴速度が異なることで、ガス中のエアロゾルが水滴に衝突し水滴に付着する現象を用いたものであることから、慣性衝突による除去が支配的と考えられる。 • そのメカニズムから、DFに影響するのはガス流速及びエアロゾル粒径であり、水位はベンチュリスクラバによるエアロゾル除去原理が有効となるベンチュリノズル上端以上であればよい。 • JAVA試験によるエアロゾルのDFの結果を第5図及び第6図に示す。図に示すとおり、様々なガス流速と質量中央径が異なるエアロゾルで試験が行われているが、ガス流速及び質量中央径によるDFへの有意な影響は見られず、スクラビング水位をベンチュリノズル上端とした試験においても、設計条件DF1,000以上を十分に確保できている。 	<p>(参考) スクラビング水の下限水位の設定について スクラビング水位について、ベンチュリノズルの頂部まで水位があれば、設計上期待しているDFが確保できることを以下のとおり確認した。</p> <p>ベンチュリスクラバは、図1のようにスクラビング水を微小液滴にしてベントガス中に噴霧させることで除去効率を上げている。</p> <div data-bbox="1371 495 1733 989" style="border: 1px solid black; width: 122px; height: 235px; margin: 10px auto;"></div> <div data-bbox="1754 636 2374 863" style="margin-left: 10px;"> <ul style="list-style-type: none"> ①ベンチュリノズル下方よりベントガスが流入 ②スロート部でベントガス流速が増大 ③スクラビング水がベントガス中に噴霧（微小液滴） ④ガスとスクラビング水が接触する面積が大きくなり除去効率が上がる ⑤ベントガス及び液滴は方向を変えられ、スクラビング水中に斜め下に排出 </div> <p style="text-align: center; margin: 10px 0;">図1 ベンチュリスクラバにおける除去原理</p> <p>①エアロゾルのDFについて</p> <ul style="list-style-type: none"> • ベンチュリスクラバ内のガス流速と水滴速度が異なることで、ガス中のエアロゾルが水滴に衝突し水滴に付着する現象を用いたものであることから、慣性衝突による除去が支配的と考えられる。 • そのメカニズムから、DFに影響するのはガス流速及びエアロゾル粒径であり、水位はベンチュリスクラバによるエアロゾル除去原理が有効となるベンチュリノズル上端以上であればよい。 • JAVA試験によるエアロゾルのDFの結果を図2及び図3に示す。図に示すとおり、様々なガス流速と質量中央径が異なるエアロゾルで試験が行われているが、ガス流速及び質量中央径によるDFへの有意な影響は見られず、スクラビング水位をベンチュリノズル上端とした試験においても、設計条件DF1,000以上を十分に確保できている。 	



第5図 ベンチュリノズル部におけるガス流速とエアロゾルDFの関係

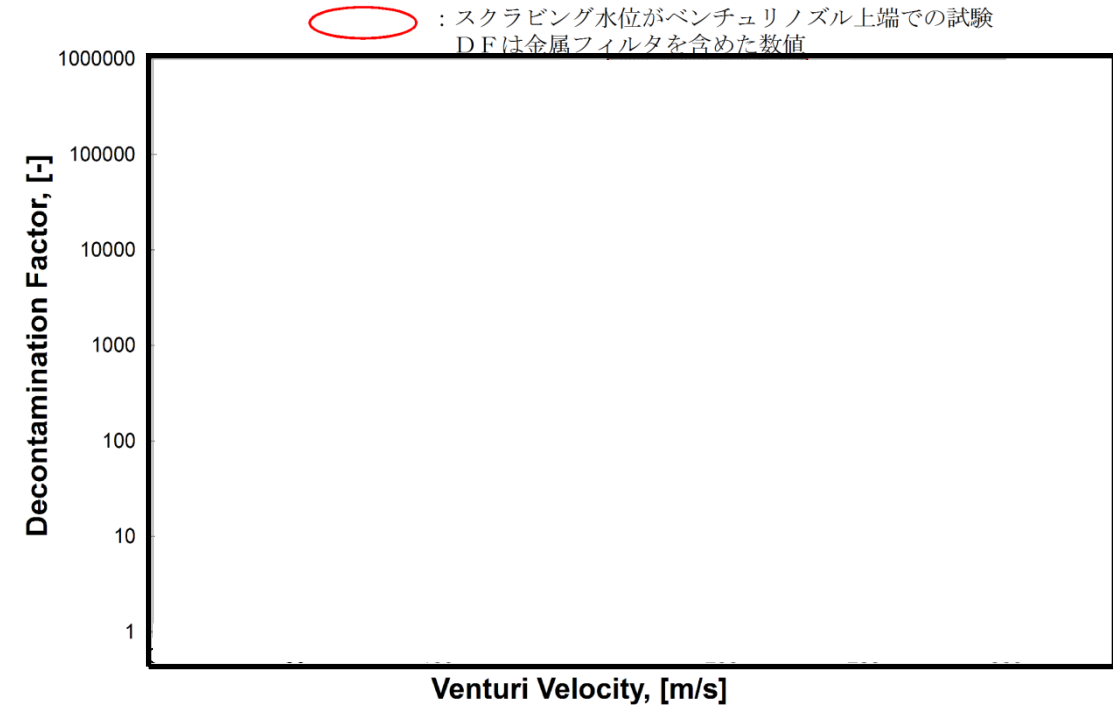
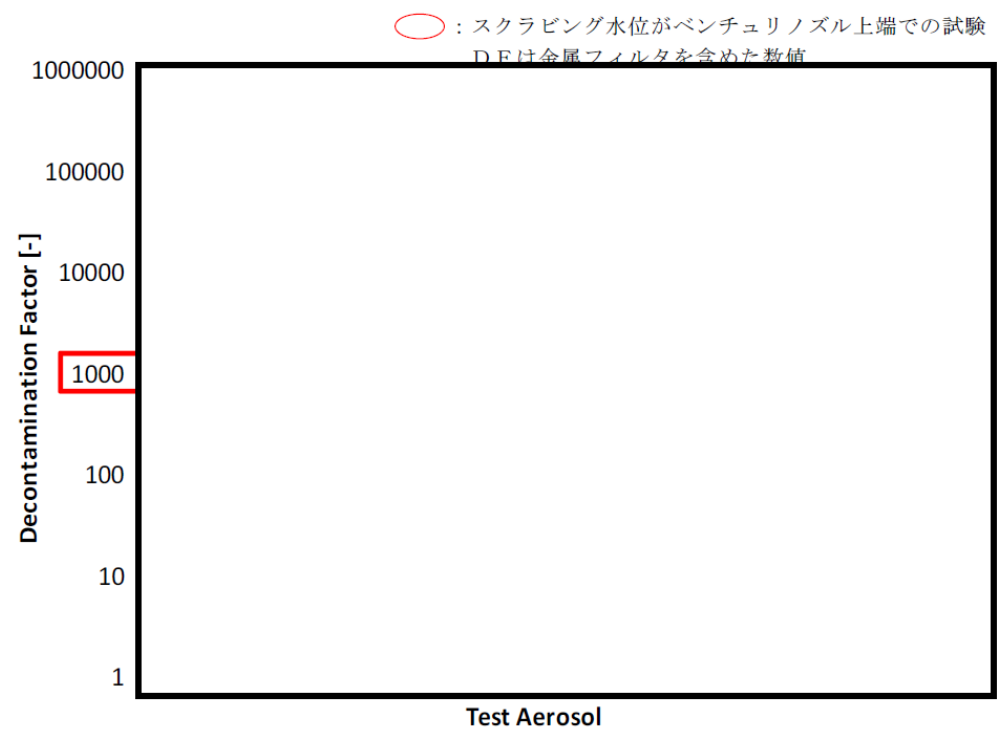


図2 ベンチュリノズル部におけるガス流速に対する除去係数



第6図 エアロゾルの粒径とエアロゾルDFの関係

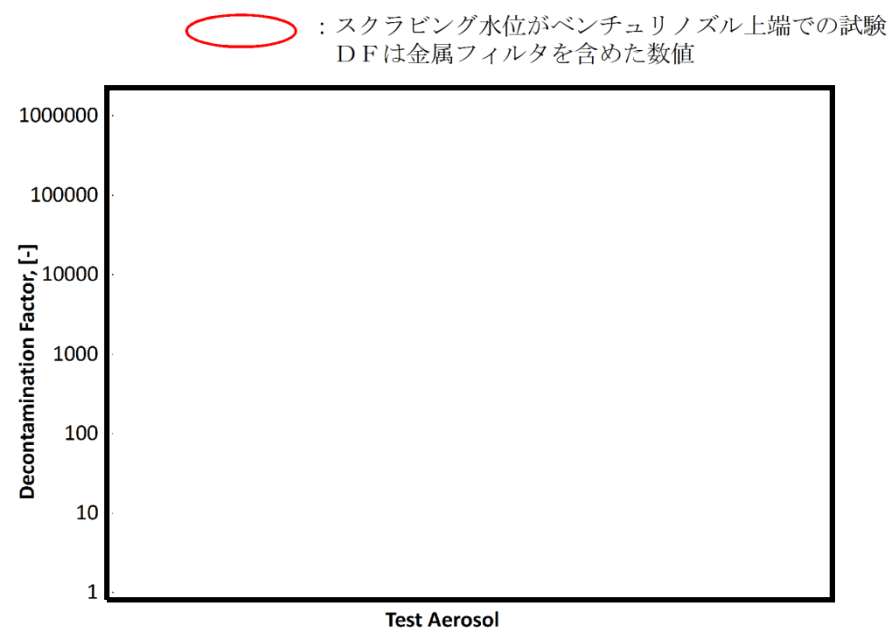


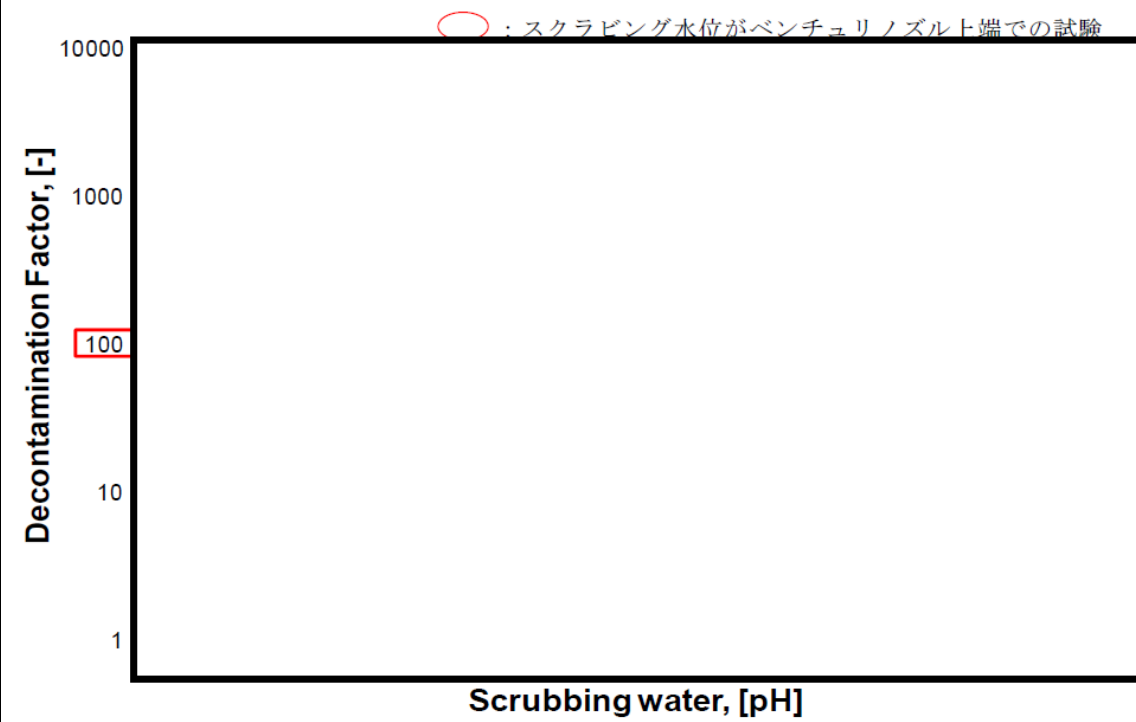
図3 エアロゾル粒径に対する除去係数

②無機よう素のDFについて

- スクラビング水に添加された薬剤との化学反応により非揮発性のよう素イオンに変化させ、スクラビング水中に捕集・保持することから、スクラビング水のpHがDFに影響する主要なパラメータであり、水位はベンチュリスクラバによる除去原理が有効となるベンチュリノズル上端以上であればよい。
- JAVA試験による無機よう素のDFの結果を第7図に示す。スクラビング水位がベンチュリノズル上端となっている試験は、無機よう素の捕集の観点から厳しい条件である低pHにおいても、設計条件DF100以上を確保できている。

②無機よう素のDFについて

- スクラビング水に添加された薬剤との化学反応により非揮発性のよう素イオンに変化させ、スクラビング水中に捕集・保持することから、スクラビング水のpHがDFに影響する主要なパラメータであり、水位はベンチュリスクラバによる除去原理が有効となるベンチュリノズル上端以上であればよい。
- JAVA試験による無機よう素のDFの結果を図4に示す。スクラビング水位がベンチュリノズル上端となっている試験は、無機よう素の捕集の観点から厳しい条件である低pHにおいても、設計条件DF100以上を確保できている。



第7図 スクラビング水のPHと無機よう素DFの関係

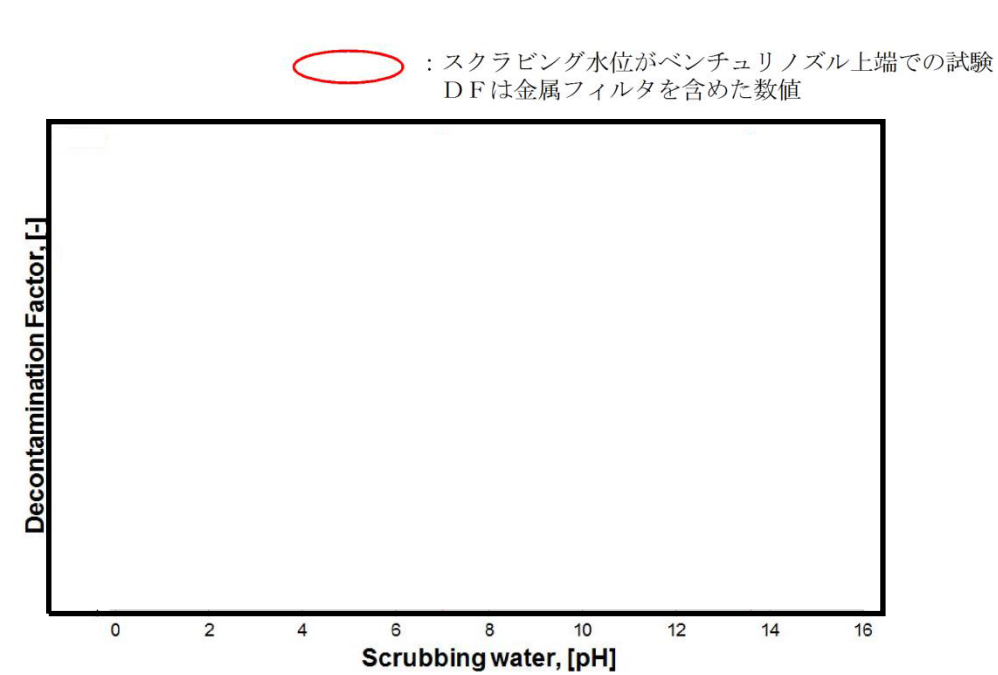


図4 pHに対する無機よう素の除去係数

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>したがって、スクラビング水位の下限水位をベンチュリノズル上端とすることは適切と考える。</p> <p>実運用における系統待機時(通常時)のスクラビング水位は、ベンチュリノズルの上端(1,325mm)を十分に上回る2,530mmとし、FPが多く流入するベント開始初期のスクラビング水位を十分に確保し、ベント中においても、スクラビング水位1,500mm以上を確保するようスクラビング水を補給する運用とする。</p> <p>スクラビング水のpHについては、待機時にpH13以上(NaOH濃度3.0wt%相当)であることを確認し、ベント中におけるスクラビング水のアルカリ性を維持する運用とする。</p>	<p>したがって、スクラビング水位の下限水位をベンチュリノズル上端とすることは適切と考える。</p> <p>実運用における系統待機時(通常時)のスクラビング水位は、ベンチュリノズルの上端(300mm)を十分に上回る1,700mmとし、FPが多く流入するベント開始初期のスクラビング水位を十分に確保し、ベント中においても、スクラビング水位800mm以上を確保するようスクラビング水を補給する運用とする。</p> <p>スクラビング水のpHについては、であることを確認し、ベント中におけるスクラビング水のアルカリ性を維持する運用とする。</p>	

(参考) スクラビング水スロッシングの影響について

格納容器圧力逃がし装置のスクラバ容器について、地震時にスロッシングが発生することで、スクラビング水が金属フィルタ下端まで到達する可能性がある。そこで、保守的な評価となるハウスナー理論を用いてスロッシング高さを評価した。

ハウスナー理論により、スロッシング高さ d_{max} は以下のように算出できる。

$$d_{max} = \frac{0.408 \cdot R \cdot \coth\left(1.84 \frac{h}{R}\right)}{\frac{g}{\omega_N^2 \cdot \theta_h \cdot R} - 1} = \boxed{} \text{ [mm]}$$

ここで、

$$\omega_N = \sqrt{\frac{1.84}{R} \cdot g \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right)} = \boxed{} \text{ [s}^{-1}\text{]}$$

$$\theta_h = 1.534 \cdot \frac{S_A}{\omega_N^2 \cdot R} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) = \boxed{}$$

R : フィルタ装置容器半径 (内径) $\boxed{}$ [mm]

h : スクラビング水上限水位 $\boxed{}$ [mm]

g : 重力加速度 9,806.65 [mm/s²]

S_A : 応答加速度 $\boxed{}$ [mm/s²]

(原子炉建屋の基準地震動 s_s から保守的に設定)

金属フィルタは上限水位から $\boxed{}$ mm 上方に設置しており、スロッシング高さは最大でも $\boxed{}$ mm と算出されることから、スクラビング水は金属フィルタ下端まで到達しない。評価結果を第8図に示す。



(参考) スクラビング水スロッシングの影響について

格納容器フィルタベント系であるスクラバ容器について、地震時にスロッシングが発生することで、スクラビング水が金属フィルタ下端まで到達する可能性がある。そこで、保守的な評価となるハウスナー理論を用いてスロッシング高さを評価した。

ハウスナー理論により、スロッシング高さ d_{max} は以下のように算出できる。

$$d_{max} = \frac{0.408 \cdot R \cdot \coth\left(1.84 \frac{h}{R}\right)}{\frac{g}{\omega_N^2 \cdot \theta_h \cdot R} - 1} = \boxed{} \text{ [mm]}$$

ここで、

$$\omega_N = \sqrt{\frac{1.84}{R} \cdot g \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right)} = \boxed{} \text{ [s}^{-1}\text{]}$$

$$\theta_h = 1.534 \cdot \frac{S_A}{\omega_N^2 \cdot R} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) = \boxed{}$$

• R : スクラバ容器半径 (内径) $\boxed{}$ [mm]

• h : スクラビング水上限水位 $\boxed{}$ [mm]

• g : 重力加速度 9806.65 [mm/s²]

• S_A : 応答加速度 $\boxed{}$ [mm/s²]

(評価用地震動 (2×S_s-1) に基づき保守的に設定)

金属フィルタは上限水位から $\boxed{}$ mm 上方に設置しており、スロッシング高さは最大でも $\boxed{}$ mm と算出されることから、スクラビング水は金属フィルタ下端まで到達しないと評価できる。

評価結果を図1に示す。

また、スクラビング水位が下限水位の場合についても、上記と同様に評価を実施した結果を以下に示す。

$$d_{\max} = \frac{0.408 \cdot R \cdot \coth\left(1.84 \frac{h}{R}\right)}{\frac{g}{\omega_N^2 \cdot \theta_h \cdot R} - 1} = \boxed{} \text{ [mm]}$$

ここで、

$$\omega_N = \sqrt{\frac{1.84}{R} \cdot g \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right)} = \boxed{} \text{ [s}^{-1}\text{]}$$

$$\theta_h = 1.534 \cdot \frac{S_A}{\omega_N \cdot R} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) = \boxed{}$$

・ R : スクラバ容器半径 (内径) $\boxed{}$ [mm]

・ h : スクラビング水下限水位 $\boxed{}$ [mm]

・ g : 重力加速度 9806.65 [mm/s²]

・ S_A : 応答加速度 $\boxed{}$ [mm/s²]

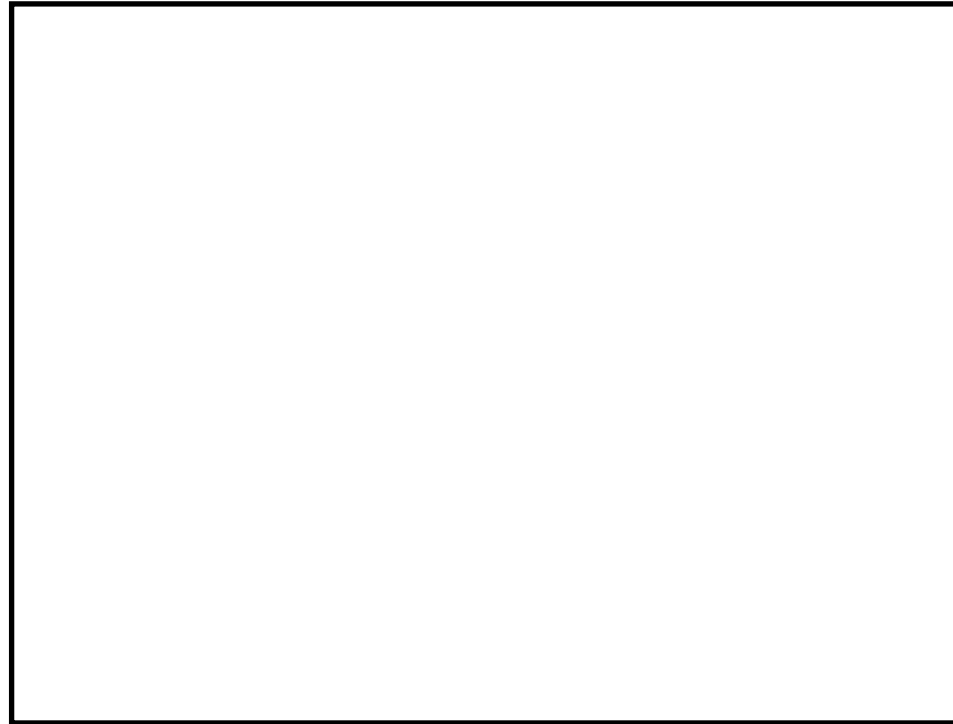
(評価用地震動 (2×S_s-1) に基づき保守的に設定)

また、スロッシング水位が下限水位時にスロッシングが発生すると、ベンチュリノズルは一部気層部に露出し、性能が一時低下するが、露出している時間はベント実施時間と比較して非常に小さく、さらにベンチュリスクラバの後段には金属フィルタも設置していることから、格納容器ベントにより放出される放射性物質のトータル量に影響を与えるものではないと考える。

ベンチュリノズルの一部が気相部に露出するものの、露出している時間は格納容器ベント実施期間と比較して非常に小さく、ベンチュリ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、格納容器ベントにより放出される放射性物質のトータル量に影響を与えるものではないと考える。

評価結果を図2に示す。

・ 資料構成の相違
島根2号炉は下限水位の評価補法を記載



第8図 スクラビング水スロッシング評価結果

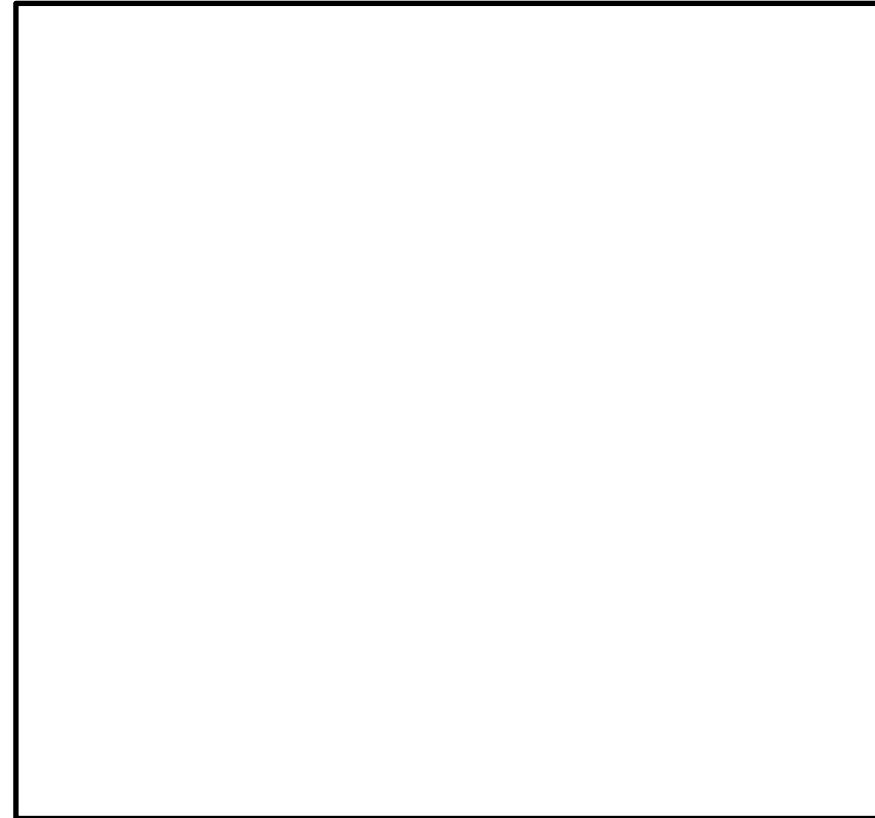


図1 スクラビング水スロッシング評価結果 (上限水位)

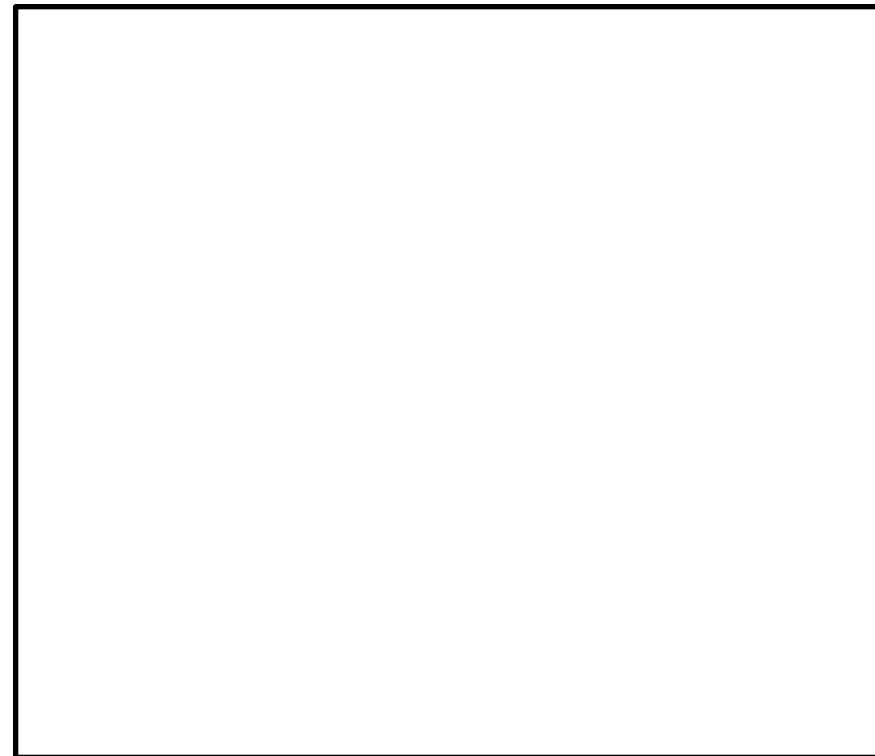
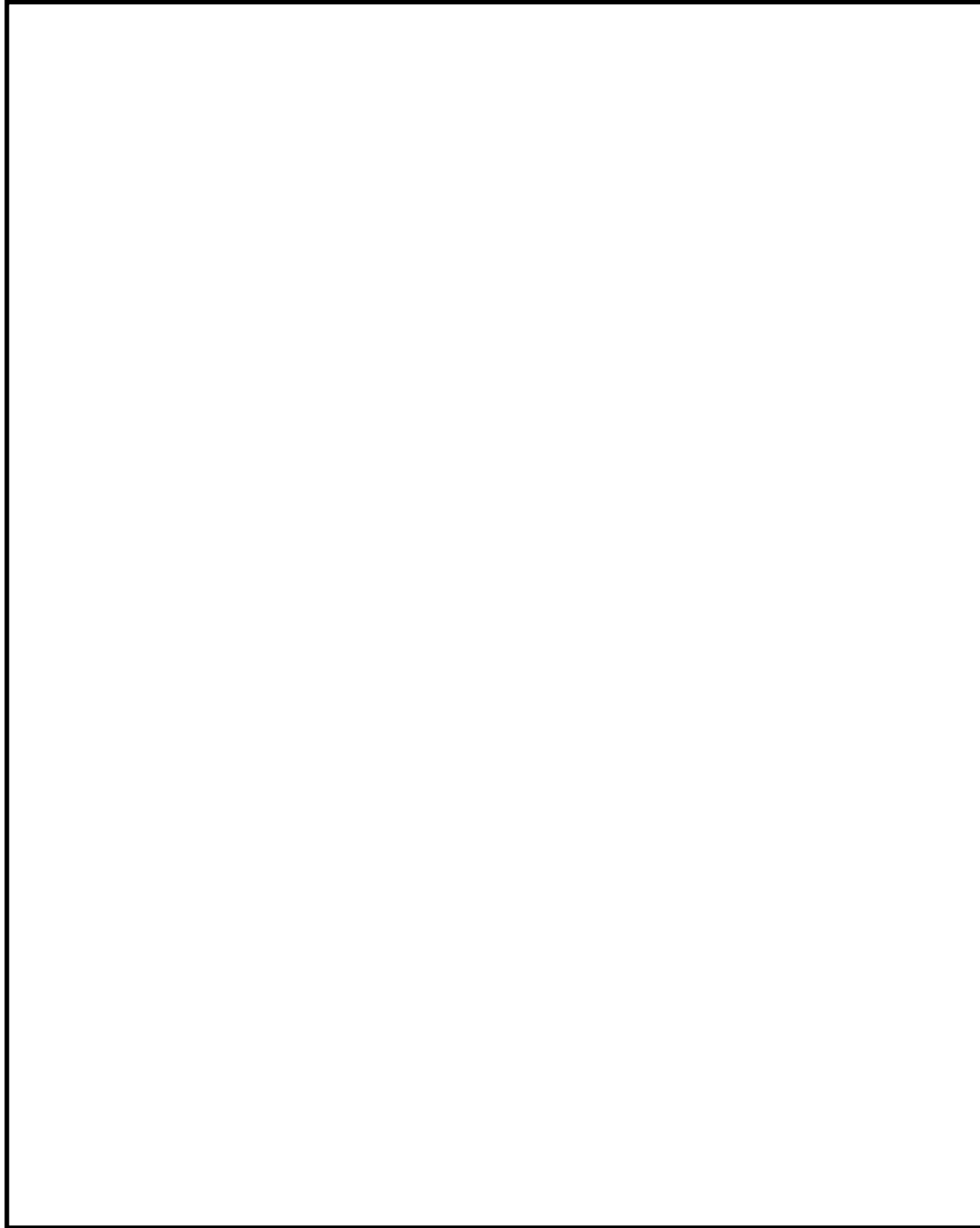


図2 スクラビング水スロッシング評価結果 (下限水位)

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 13</p> <p style="text-align: center;"><u>スクラビング水が管理範囲を超えた場合の措置について</u></p> <p>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、スクラビング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。</p> <p>(1) 系統待機時</p> <p>系統待機時においては、フィルタ装置水位計にて、スクラビング水の水位が待機時の下限水位から上限水位 にあることを確認する。</p> <p>フィルタ装置内は窒素で置換されており、第二弁及び圧力開放板にて隔離された状態となっている。系統待機時のフィルタ装置への補給については、格納容器圧力逃がし装置格納槽上部から接続口に給水設備等を接続し注水することとなり、系統待機中においては常時接続される水系の配管がないことから、待機中に水位が変動することはない。なお、スクラビング水を移送する移送ポンプにはテストタンクが設けられているが、本文「4.4 設備の維持管理」に記載のとおり、弁で隔離した上で試験することで、フィルタ装置の水位に影響しないよう設計している。</p> <p>(2) ベント開始後</p> <p>ベント時においては、フィルタ装置水位計にて、スクラビング水の水位がベント時の下限水位から上限水位 にあることを確認する。</p> <p>フィルタ装置に捕集した放射性物質の崩壊熱により、スクラビング水が蒸発し下限水位を下回る可能性がある場合は、本文「4.2.2 スクラビング水の補給」に基づき補給を行う。</p> <p>別紙 12「スクラビング水の保有水量の設定根拠について」に示すとおり、スクラビング水の水位はベント初期のベントガス凝縮による水位上昇を考慮しても上限水位に至らない設計としている。さらに、ベントガス以外にフィルタ装置に外部から流入するラインはないことから、上限水位に至ることはない。なお、万が一上限水位となった場合は、「4.2.4 排水操作」に基づき水位を低下させることが可能な設計となっている。</p>		<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> ・スクラビング水が管理範囲を超えることはない（「別紙 9（参考 2）スクラバ容器水位設定の考え方及びベント運転中の水位挙動」参照） ・上記により、スクラビング水補給設備及び排水設備は自主対策設備であるため、該当資料なし

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙14</p> <p style="text-align: center;">よう素除去部へのスクラビング水の影響について</p> <p>よう素除去部は、<u>硝酸銀を添加した吸着材（銀ゼオライト）が充填されており、硝酸銀との化学反応で放射性よう素を除去する。</u></p> <p><u>ベント中のよう素除去部へのスクラビング水の影響として、スウェリングにより、よう素除去部の位置までスクラビング水位が上昇し、よう素除去部において蒸気が凝縮し、銀ゼオライトの表面に水が付着することでよう素の除去性能が低下することがないかを確認する。</u></p> <p>また、<u>格納容器圧力逃がし装置の待機時のフィルタ装置内の環境が、スクラビング水により飽和蒸気となることが想定されるが、この環境でよう素の除去性能が低下することがないかを確認する。</u></p> <p><u>(1) スウェリングの影響について</u></p> <p><u>スクラビング水に蒸気が流入すると、スウェリングにより水位が上昇するとともに、スクラビング水の水温も上昇する。その結果、定常状態（スクラビング水が飽和した状態）では、スクラビング水は待機時に比べ上昇しており、よう素除去部の外壁はスクラビング水に接することとなる。この場合、スクラビング水からよう素除去部へ入熱されるため、よう素除去部で蒸気が凝縮することはなく、よう素の除去性能への悪影響はない。</u></p> <p><u>スクラビング水が飽和した状態においては、スクラビング水の温度はフィルタ装置内の圧力（スクラビング水部の圧力）により決まる。ベントガスの温度はこのベンチュリスクラバ（スクラビング水）を通過することで、スクラビング水の水温と同じになっているものと考えられる。</u></p> <div style="border: 1px solid black; height: 80px; width: 100%; margin: 10px 0;"></div> <p><u>したがって、よう素除去部の外壁がスクラビング水に接する場合、スクラビング水の温度はよう素除去部を通過するベントガスの温度よりも高いこととなり、スクラビング水からの入熱が期待でき、よう素除去部において蒸気が凝縮し、銀ゼオライトの表面に水が付着することはないため、よう素の除去性能への悪影響はない。</u></p> <p><u>フィルタ装置内のガスの流れと温度の関係を第1図に示す。</u></p>	<p style="text-align: right;">別紙45</p> <p style="text-align: center;">銀ゼオライトフィルタへのスクラビング水の影響について</p> <p><u>格納容器フィルタベント系の待機時のフィルタ装置内の環境が、スクラビング水により飽和蒸気となることが想定されるが、この環境で銀ゼオライトフィルタの有機よう素の除去性能が低下することがないかを確認する。</u></p>	<p>・設備の相違</p> <p>島根2号炉の銀ゼオライトフィルタはスクラバ容器と別容器であり、スクラビング水に接しない構造のため、スウェリングは考慮しない</p> <p>・設備の相違</p> <p>島根2号炉の銀ゼオライトフィルタは分離型のため、外壁がスクラビング水に接しない構成のため、スウェリングは考慮しない</p>



第1図 フィルタ装置内のガスの流れと温度の関係

(2) 系統待機時におけるよう素除去部へのスクラビング水の影響について

(1) 系統待機時における銀ゼオライトフィルタへのスクラビング水の影響について

プラント運転中を通して格納容器圧力逃がし装置の系統待機時は、フィルタ装置内がスクラビング水によって飽和蒸気環境となり、銀ゼオライトは長期間、飽和蒸気環境下で保管される。

プラント運転中を通して格納容器フィルタベント系の系統待機時は、スクラバ容器内がスクラビング水によって飽和蒸気環境となり、銀ゼオライトは長期間、湿分環境下で保管される。

この保管状況において湿分による銀ゼオライトのよう素除去性能への影響を確認するため、密閉容器内にスクラビング水 [] と銀ゼオライトを第1表に示す環境で保管し、よう素除去効率を6カ月後及び15カ月後に測定を実施した結果と銀ゼオライトの保管の様子を各々第2表と第2図に示す。

この保管状況において湿分による銀ゼオライトのよう素除去性能への影響を確認するため、密閉容器内にスクラビング水 ([]) と銀ゼオライトを表1に示す環境で保管し、よう素除去効率を6カ月後及び15カ月後に測定を実施した結果と銀ゼオライトの保管の様子を各々表2と図1に示す。

第1表 銀ゼオライトの試験条件

項目	試験条件	実機環境を考慮した適用性

表1 銀ゼオライトの試験条件

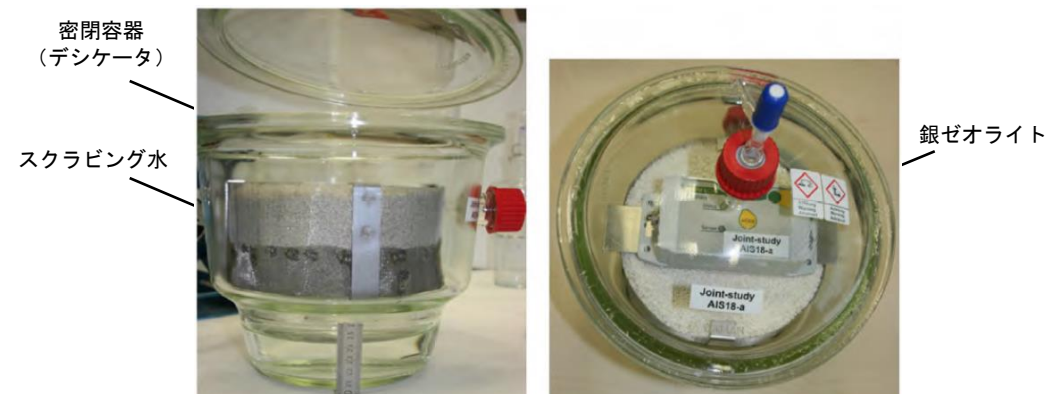
項目	試験条件	実機環境を考慮した適用性
温度	室温	実機のフィルタ装置は、地下の第1ベントフィルタ格納槽に設置され、温度変化は小さいと考えられることから、実機を包絡する条件であり、適用性がある。
圧力	大気圧	実機の圧力は [] 程度であり、圧力が低い方がスクラビング水が蒸発しやすく湿度が高くなると考えられることから、実機を包絡する条件であり、適用性がある。
封入ガス組成	窒素 95%以上 (酸素 5%未満)	実機の系統は、格納容器内雰囲気と同等の酸素濃度 4%以下と考えられることから、実機を包絡する条件であり、適用性がある。
スクラビング水組成	[]	実機の濃度は [] であり、濃度が低い方がスクラビング水は蒸発しやすく湿度が高くなると考えられることから、実機を包絡する条件であり、適用性がある。
	[]	実機の濃度と同等であり適用性がある。

第2表 銀ゼオライトの除去効率の経時変化

有機よう素の除去効率 (%)		
初期	6 カ月後	15 カ月後

表2 銀ゼオライトの除去効率経時変化

有機よう素の除去効率		
初期	6 か月後	15 か月後



第2図 銀ゼオライトの保管の様子

試験結果によると、6 カ月及び 15 カ月後における銀ゼオライトの除去効率は、性能基準 [] を満たしており、実機においてもプラント運転中を通して性能は維持されると考える。

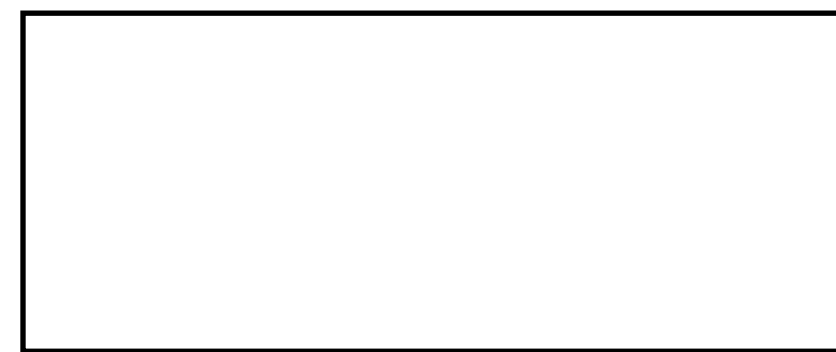


図1 銀ゼオライトの保管の様子

試験結果によると 6 カ月及び 15 カ月後における銀ゼオライトの除去効率は、性能基準（除去効率 99%）を満たしており、実機においてもプラント運転中を通して性能は維持されると考える。

別紙15

別紙5

圧力開放板の信頼性について

圧力開放板の信頼性について

(1) 設計時の考慮

1. 圧力開放板の信頼性について

圧力開放板の設定破裂圧力は、ベントを実施する際の妨げにならないよう、ベント開始時の格納容器圧力(310kPa [gage])と比較して十分低い圧力で動作するように、設定破裂圧力は80kPa(圧力開放板前後差圧)を適用している。

圧力開放板の設定破裂圧力は、ベントを実施する際の妨げにならないよう、ベント開始時の格納容器圧力(427kPa [gage])と比較して十分低い圧力で動作するように、設定破裂圧力は80kPa(圧力開放板前後差圧)を適用している。

ベント開始時における圧力開放板が破裂したことの確認は、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、また、ベント開始時にベントガスがフィルタ装置へ流入することによりフィルタ装置圧力が上昇し、圧力開放板が破裂するとベントガスが大気へ放出されるためフィルタ装置圧力が下降することから、フィルタ装置圧力の変化によっても確認することができる。

操作実施後、圧力開放板が動作したことを表1に示すパラメータの指示傾向を監視し判断する。

表1 圧力開放板が作動したことの確認パラメータ

確認パラメータ	指示傾向
原子炉格納容器圧力	指示値が下降する。
フィルタ装置出口配管圧力	指示値が一旦上昇し、その後下降する。
フィルタ装置出口放射線モニタ(低レンジ)	指示値が上昇する。

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、圧力開放板下流に設置されたフィルタ装置出口放射線モニタの指示値が上昇することによっても、確認することができる。

2. 圧力開放板の凍結による影響について

なお、圧力開放板は、大気との境界に設置されることから、フィルタ装置出口配管端部から降水が侵入し、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。(別紙32)

圧力開放板は、大気との境界に設置されることから、フィルタ装置出口配管端部から降水が侵入し、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。(別紙15)

銀ゼオライト容器下流側の圧力開放板出口側は図1に示すとおり大気側に開放されているため、格納容器フィルタベント系の出口配管の頂部放出端から雨水が流入した場合、圧力開放板まで流入する。そのため、圧力開放板の下流側配管に雨水排水ラインを設けることにより、流入した雨水は圧力開放板下流側配管内に蓄積せずに系外へ放出することができ、配管内で凍結することはない。

一方で、圧力開放板の出口側配管は大気開放されていることから、配管内で水分が結露して水滴が付着し、その状態で外気温が氷点下以下となった場合には圧力開放板表面で水分が凍結する可能性がある。圧力開放板表面が凍結することによる設定圧力での作動影響については、圧力開放板表面を意図的に凍結させ、凍結状態を模擬した破裂試験を実施し、破裂圧力に影響がないことを確認する。

・設備の相違
島根2号炉はMark-1改型原子炉格納容器のため設計圧力が異なる

・記載方針の相違

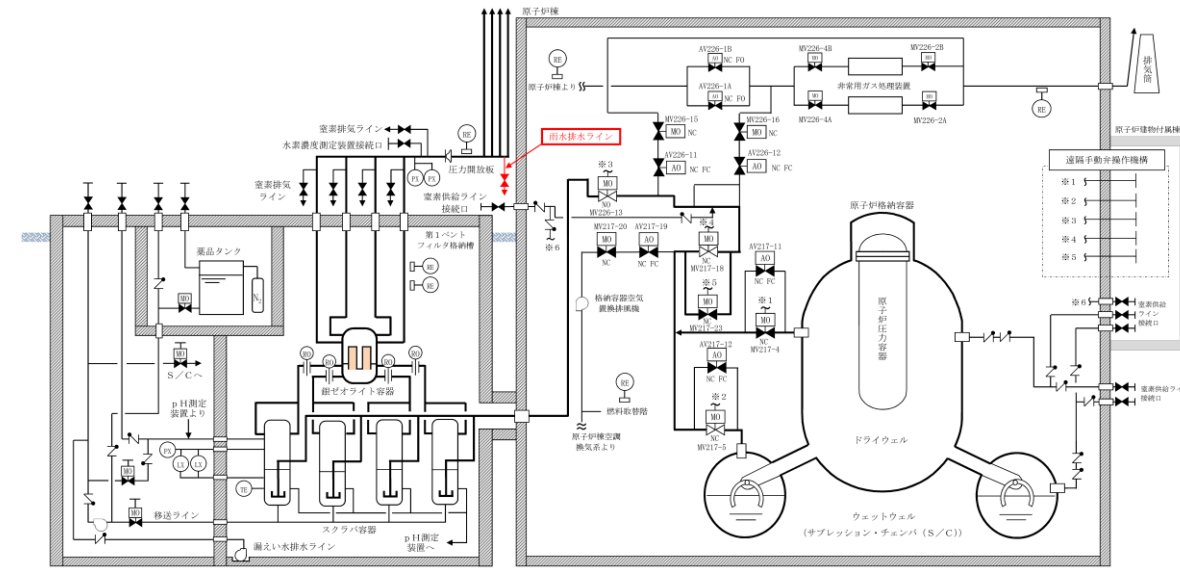


図1 雨水排水ライン系統図

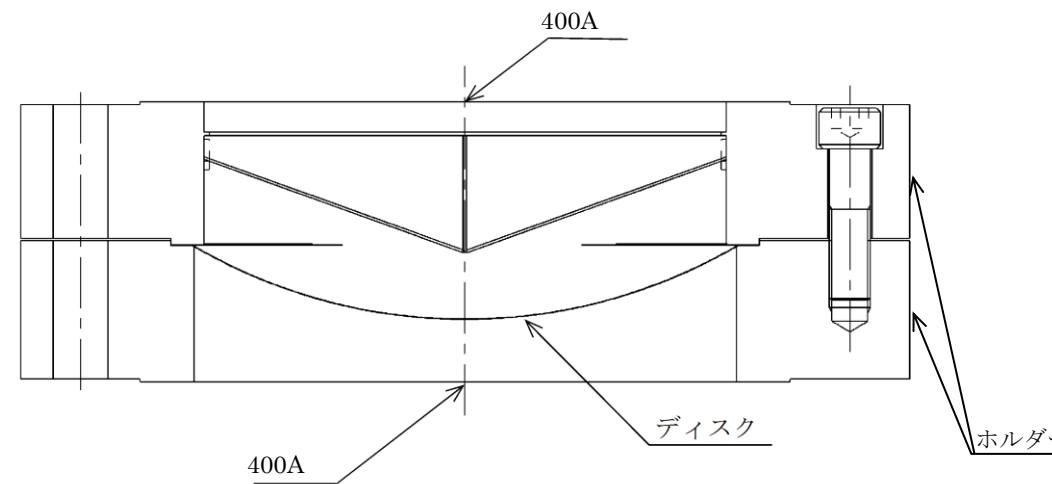


図2 圧力開放板構造図

雨水排水ラインの止め弁については、系統待機時に雨水排水ラインに雨水が溜まらないよう、プラント通常運転中は開運用とする。そのため、雨水排水ラインの止め弁については、ベント実施前に人力で確実に閉操作する運用とする。

なお、ベント実施中は、常にベントガスの流れがあるため、放出口から雨水が流入することは考えにくい。また、仮に放出口から雨水が流入したとしても、流入した雨水はスクラバ容器に回収され、原子炉格納容器に移送することが可能である。

・記載方針の相違

・記載方針の相違

・記載方針の相違

(2) 製作時の考慮

圧力開放板は以下の項目を確認することで、信頼性を確保している。



3. 製作時の考慮

圧力開放板は以下の項目を確認することで、信頼性を確保している。

圧力開放板の試験内容を表2に示す。ホルダーについて耐圧・漏えい試験を行い、漏えい及び変形が無いことを確認しており、ディスクについては複数（実機取付用、破裂試験用、予備）製作しロット管理を行い、気密試験、耐背圧試験及び破裂試験に合格したロットの中から、系統に設置する圧力開放板を選定することとしており、破裂圧力の許容差を考慮し80kPa～110kPaで圧力開放板が確実に動作すると考えている。

表2 ラブチャディスク試験内容

試験項目	試験内容	試験個数	判定基準
気密試験	ディスク出口側（凹部）を大気圧とし、ディスク入口側（凸部）より試験圧力 <input type="text"/> ※1にて加圧保持（10分以上）し、漏えいの有無を圧力計の指示値にて確認する。	ディスク 2枚	圧力降下がないこと。
耐背圧試験	ディスク入口側（凸部）を大気圧とし、ディスク出口側（凹部）より試験圧力 <input type="text"/> ※2にて加圧保持（10分以上）し、漏えいの有無を圧力計の指示値にて確認及び変形の有無を確認する。	ディスク 2枚※3	圧力降下・変形がないこと。
破裂試験	ディスク出口側（凹部）を大気圧とし、ディスクが破裂するまで入口側（凸部）より加圧する。	ディスク 4枚以上※4	破裂圧力が80～110kPaの範囲内であること。
耐圧・漏えい試験	穴をあけたディスクをホルダーに組込み、最高使用圧力427kPa以上に加圧保持（10分以上）し、漏えい・変形の有無を圧力計・目視により確認する。	ホルダー 1個（全数）	圧力降下・変形が無いこと。

※1：常用圧力の上限（差圧）

※2：メーカー設計値

※3：気密試験に使用した2枚にて実施

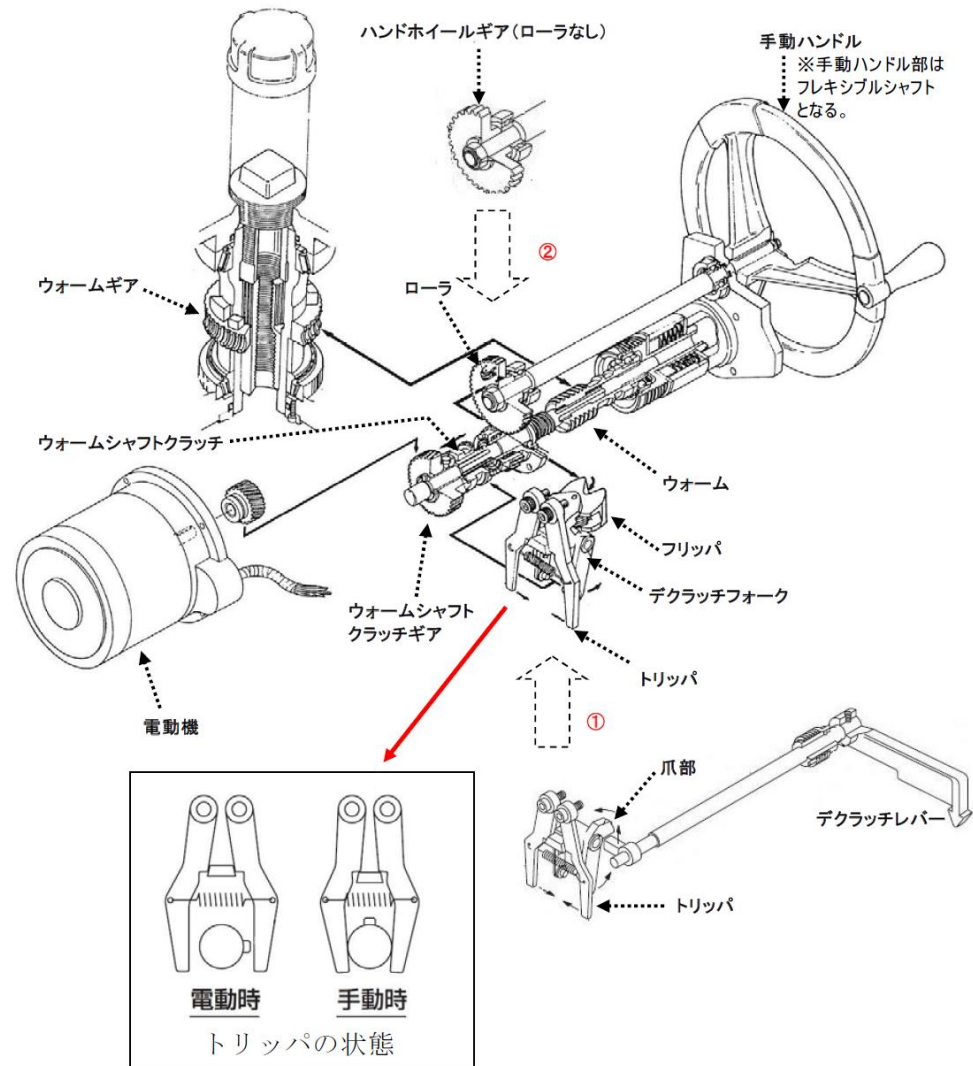
※4：気密試験、耐背圧試験に使用した2枚を含む計4枚以上にて実施

・記載方針の相違

・記載方針の相違

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙16</p> <p>フレキシブルシャフトが常時接続されている状態における弁操作の詳細メカニズム</p> <p>隔離弁の駆動方式は、電動（電動機による駆動）と遠隔手動（フレキシブルシャフトによる操作）があり、これらの方式の切替えには「オートデクラッチ機構」を採用している。</p> <p>オートデクラッチ機構は、従来、弁駆動部のレバー操作により実施していたクラッチの切替操作を、フレキシブルシャフトを操作することで、自動的に通常電動側にあるクラッチを手動（人力）側に切り替えることを可能とした機構である。</p> <p>また、弁駆動部に動力を伝えるためのウォームシャフト部への動力の伝達は、クラッチ機構を採用しており、電動側又は手動側のウォームシャフト部と切り離されるため、トルク伝達に影響を与えない構造となっている。</p> <p>オートデクラッチ機構付の電動駆動弁の概要を第1図に示す。</p> <p>オートデクラッチ機構は、ウォームシャフトクラッチが保持される位置により、弁へのトルクの伝わり方が変動する。</p> <p>電動操作時と手動操作時のオートデクラッチ機構の動作の違いについて第2図、第3図に示す。</p>	<p style="text-align: right;">別紙3</p> <p>フレキシブルシャフトが常時接続されている状態における弁操作の詳細メカニズム</p> <p>隔離弁の駆動方式は、電動（電動機による駆動）と遠隔手動（フレキシブルシャフトによる操作）があり、これらの方式の切替えには「オートデクラッチ機構」を採用している。</p> <p><u>フレキシブルシャフトが接続されているベント弁は、通常状態においては電動側のギアがかみ合い、中央制御室からの遠隔操作によって、モータのトルクが弁棒に伝達され開閉する。</u></p> <p>人力操作の際は、弁設置場所での電動／手動切替え操作が不要なオートデクラッチ機構によりクラッチが手動操作側に切り替わることで手動側のギアがかみ合い、フレキシブルシャフトの回転トルクが弁棒に伝達され開閉する。</p> <p><u>なお、手動操作時に電源が復旧した際は、モータの起動により電動側のギアがかみ合い、中央制御室からの遠隔操作が可能となる。</u></p> <p>オートデクラッチ機構付き電気作動弁の概要を図1、電動操作、手動操作及び切替え時の弁駆動部の状態を図2～5に示す。</p> <p>オートデクラッチ機構は、ウォームシャフトクラッチが保持される位置により、弁へのトルクの伝わり方が変動する。</p>	

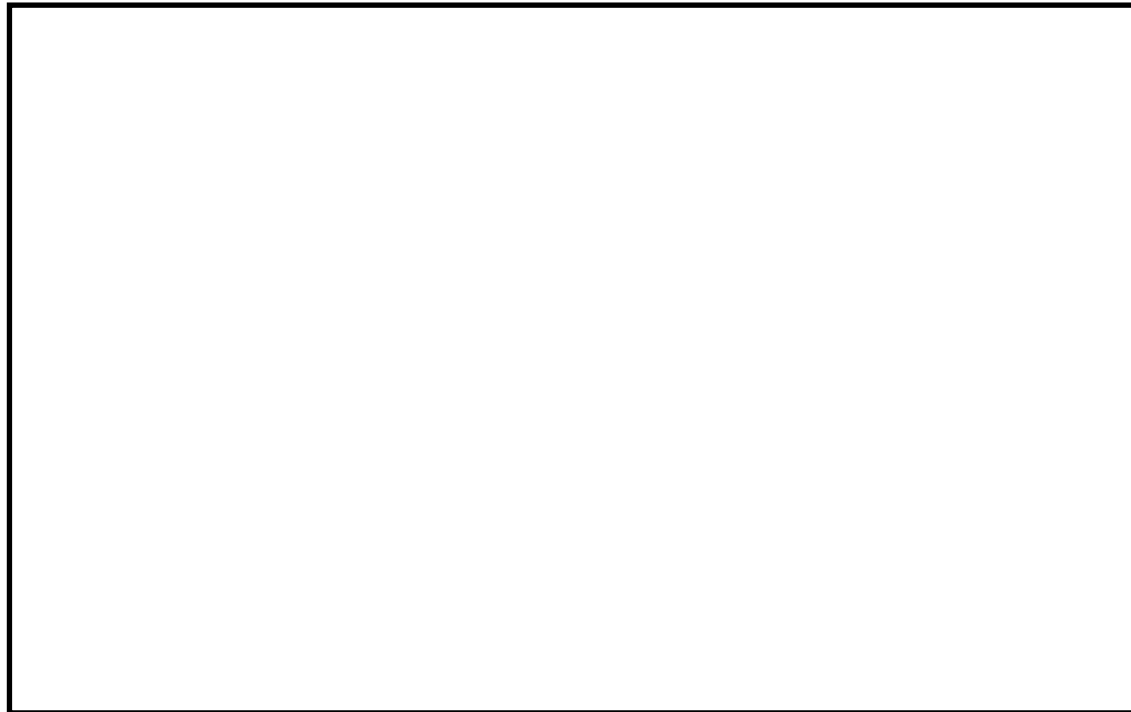
設備の相違



<注記>
 ①標準型では、ウォームシャフトクラッチ切替用のデクラッチレバーが本体機構に付くが、オートデクラッチ機能付きでは、手動ハンドルの動力を受けるフリッパとなる。
 ②オートデクラッチ機能付きでは、手動ハンドルの動力はハンドホイールギアを介してデクラッチフォークに伝えるため、ハンドホイールギアにローラが取り付けられている。

第1図 オートデクラッチ機構の概要図

図1 オートデクラッチ機構付き電気作動弁の概要



第2図 弁駆動部の詳細図 (電動駆動時 (通常状態))

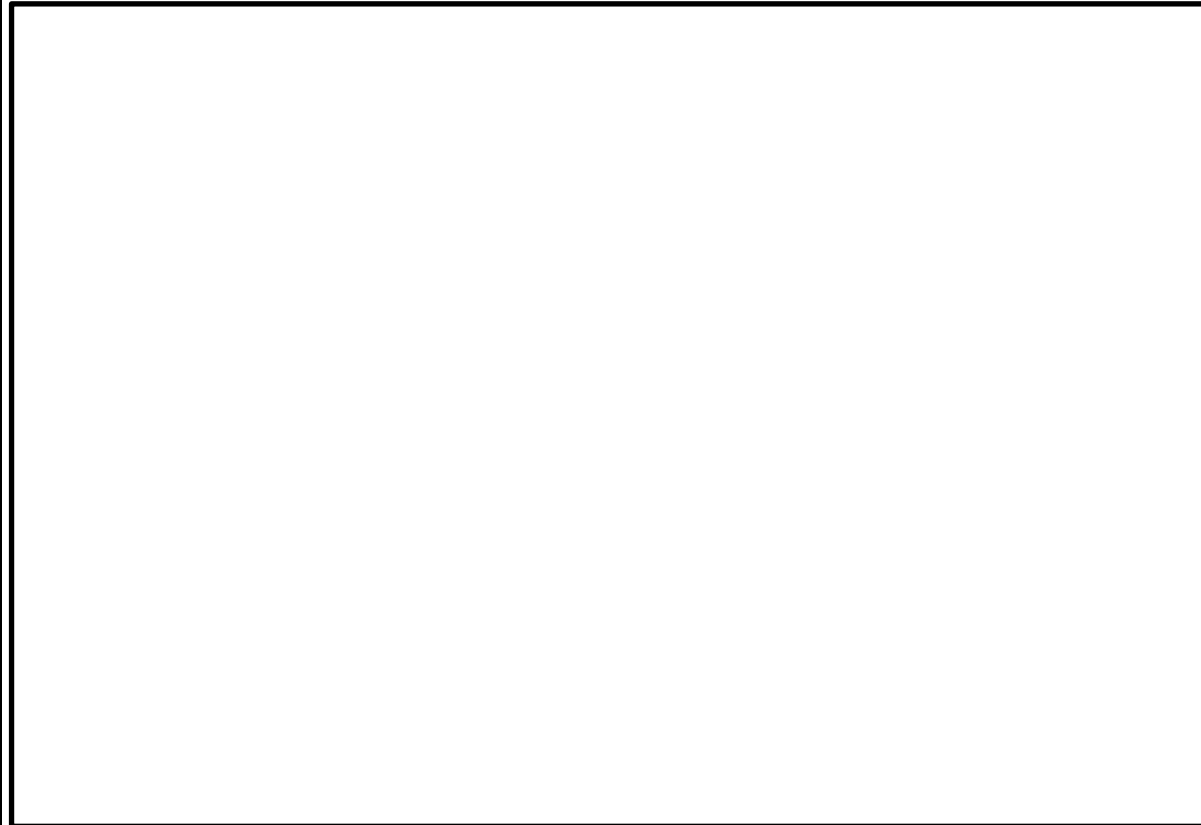
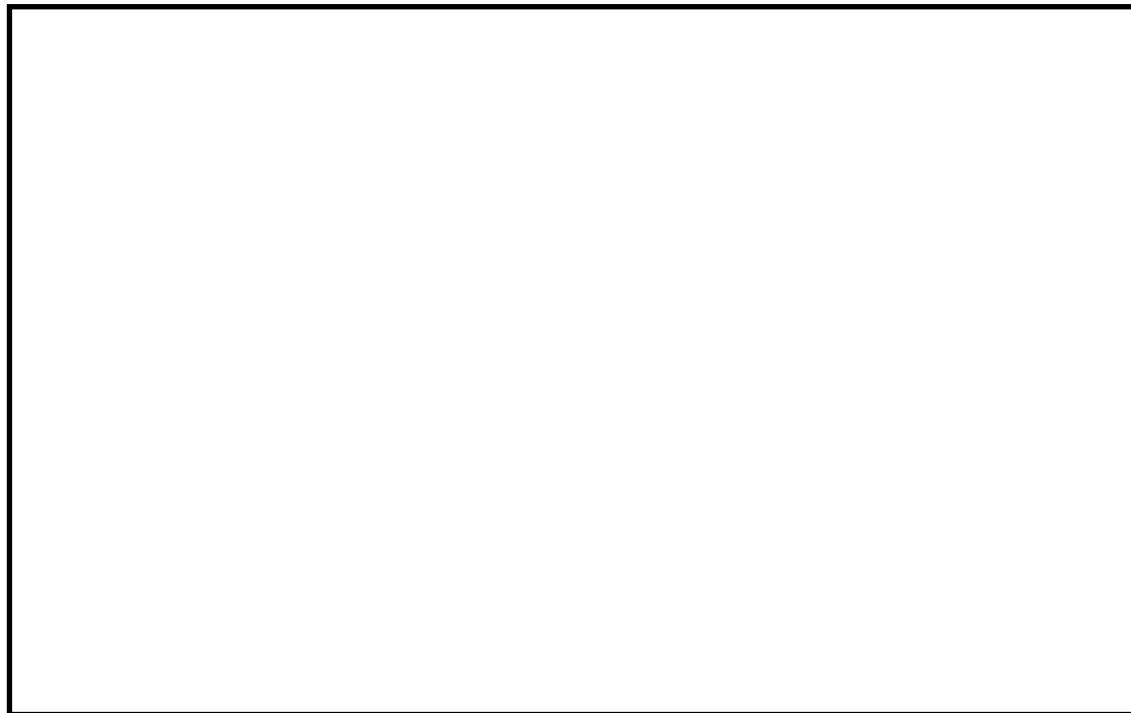


図2 弁駆動部の状態 (電動操作時 (通常状態))



第3図 弁駆動部の詳細図 (手動操作時)

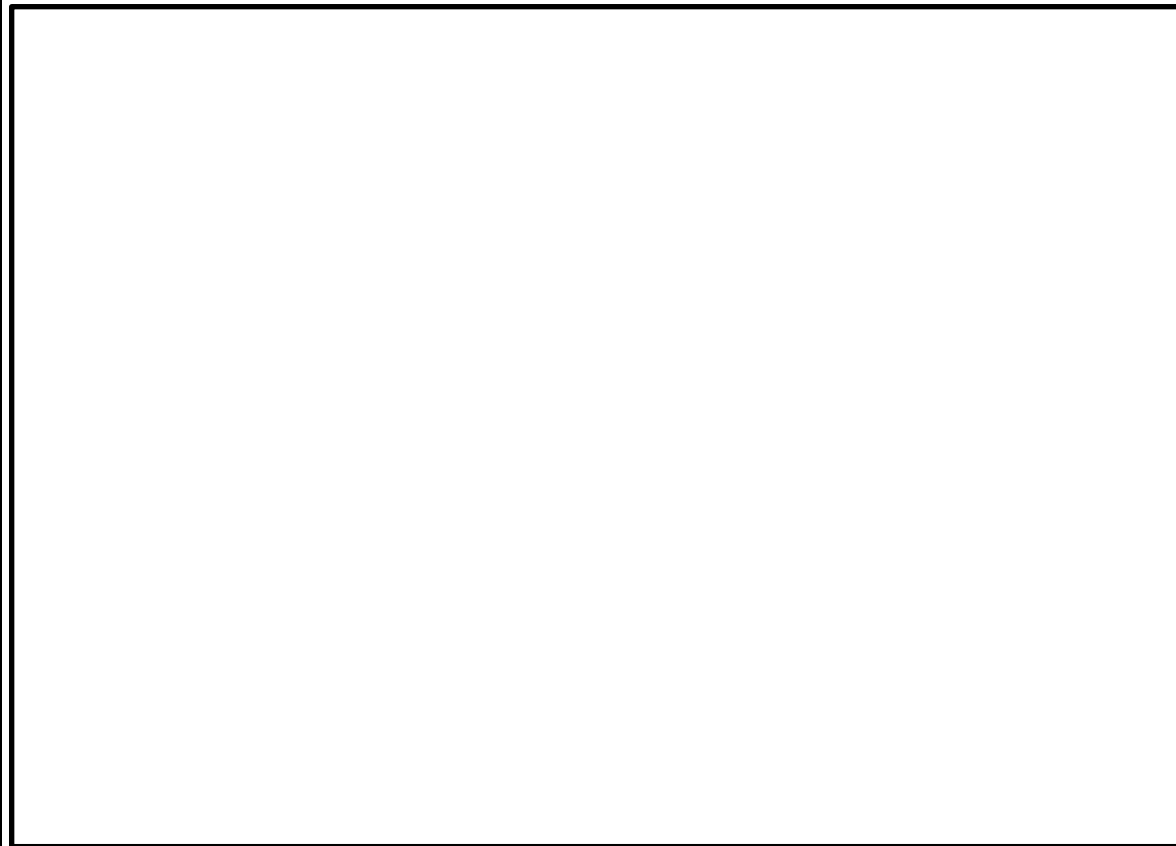


図3 弁駆動部の状態 (通常状態から手動操作位置への切替え (オートデクラッチ))

(参考) オートデクラッチ機構の操作概要

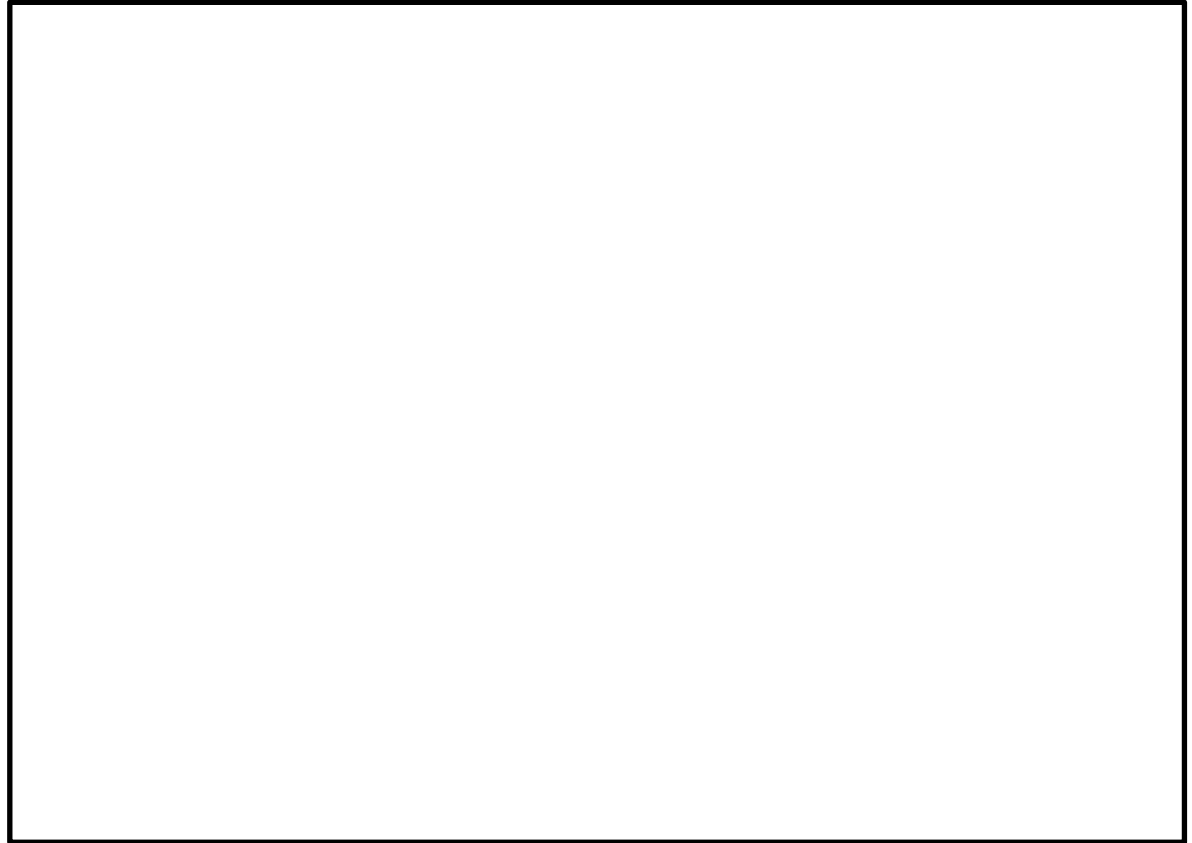
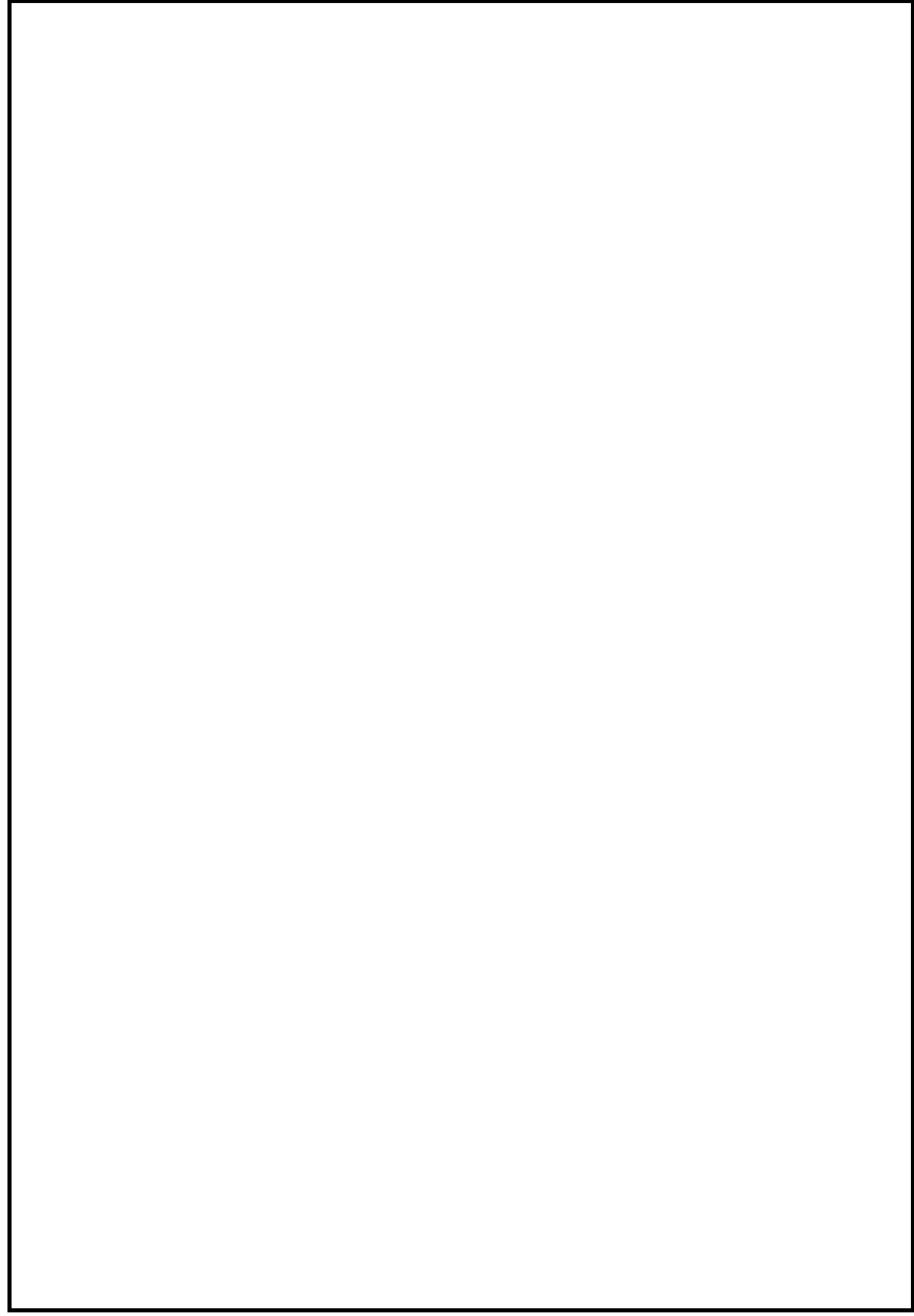


図4 弁駆動部の状態 (手動操作時)

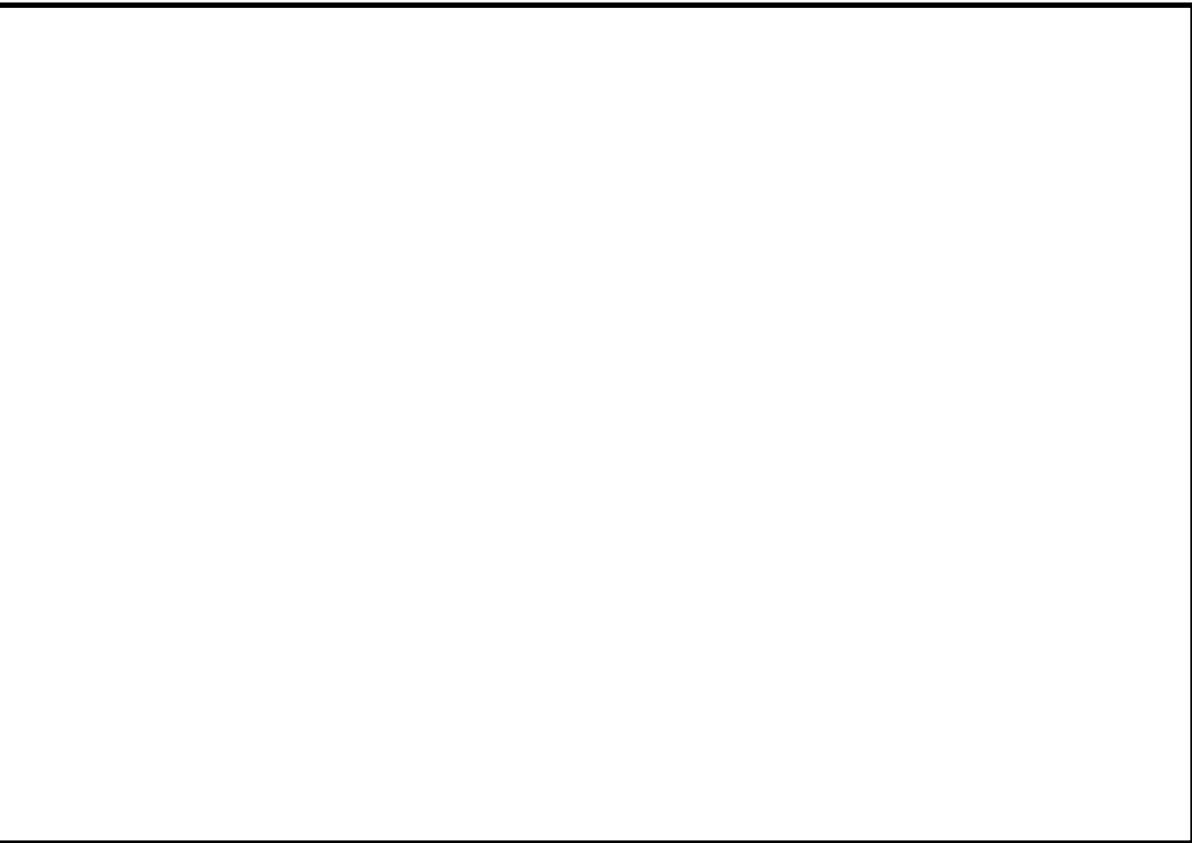



図5 弁駆動部の状態 (手動操作位置から電動操作位置への自動復帰)

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙17</p> <p style="text-align: center;">ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価</p> <p>ベント実施に伴うベント操作を手動で行う場合の作業員の被ばく評価を以下のとおり行った。</p> <p>ベント操作としてサプレッション・チェンバ(以下「S/C」という。)からのベントを行う場合及びドライウェル(以下「D/W」という。)からのベントを行う場合のそれぞれにおける第一弁及び第二弁の開操作時の被ばく評価を行った。</p> <p>(1) 評価条件</p> <p>a. 放出量評価条件</p> <p>想定事象として格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」で想定される事故シーケンスにおいて、代替循環冷却系を使用できない場合を想定した事故シナリオを選定する。また、放出量評価条件を第1表、大気中への放出過程及び概略図を第1図～第5図に示す。</p>	<p style="text-align: right;">別紙8</p> <p style="text-align: center;">ベント実施に伴う現場操作地点等における被ばく評価について</p> <p>ベント実施に伴う現場作業は、放射線環境下での作業となることから、作業の成立性を確認するために各作業場所における線量影響を評価する。</p> <p>なお、中央制御室又は現場のいずれにおいても同等の操作が可能な場合については、高線量環境が予想される現場での作業線量のみについて記載する。</p> <p>線量影響の評価に当たっては、「実用発電用原子炉に係る重大事故時の制御室及び緊急時対策所の居住性に係る被ばく評価に関する審査ガイド」(以下「審査ガイド」という。)を参照した。ベント実施に伴うベント操作を手動で行う場合の作業員の被ばく評価を以下のとおり行った。</p> <p>(1) 評価条件</p> <p>a. 想定シナリオ</p> <p>想定シナリオは以下のとおりとした。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・発災プラント：2号炉 ・想定事象：冷却材喪失(大破断LOCA)＋ECCS注水機能喪失＋全交流動力電源喪失 ・以下の2ケースについて評価^{※1} <ul style="list-style-type: none"> -W/Wベントにより事象収束に成功 -D/Wベントにより事象収束に成功 <p>※1 島根原子力発電所2号炉においては、原子炉格納容器破損防止対策に係る有効性評価における雰囲気圧力・温度による静的負荷のうち、原子炉格納容器過圧の破損モードにおいて想定している「冷却材喪失(大破断LOCA)＋ECCS注水機能喪失＋全交流動力電源喪失」シナリオにおいても、格納容器ベントを実施することなく事象を収束することのできる残留熱代替除去系を整備している。したがって、仮に重大事故が発生したと想定する場合であっても、第一に残留熱代替除去系を用いて事象を収束することとなる。しかしながら、被ばく評価においては、代替循環冷却に失敗することも考慮し、格納容器フィルタベント系を用いた格納容器ベントを想定する。格納容器ベントに至る事故シーケンスとしては、前述の「冷却材喪失(大破断LOCA)＋ECCS注水機能喪失＋全交流動力電源喪失」を選定した。なお、よう素放出量の低減対策として導入した原子炉格納容器内pH制御については、その効果に期待しないものとした。</p> <p>b. 放出放射線量</p> <p>大気中への放出放射線量は、中央制御室の居住性(炉心の著しい損傷)に係る被ばく評</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>b. 被ばく評価条件</p> <p>被ばく経路は、第6図～第8図に示すとおり大気中へ放出される放射性物質による外部被ばく及び内部被ばく、格納容器圧力逃がし装置配管及び原子炉建屋からの直接ガンマ線等による外部被ばくを考慮した。</p> <p>大気中へ放出される放射性物質については、第2表及び第3表に示すとおり拡散効果を考慮した。また、作業場所に流入する放射性物質による被ばくについては、屋外の放射性物質の濃度と作業場所の放射性物質の濃度を同じとし、第4表及び第5表に示すとおり外部被ばくについては作業場所の空間体積を保存したサブマージョンモデルで評価を行い、内部被ばくについては呼吸率、線量換算係数等から評価を行った。なお、第二弁の操作においては、空気ポンベにより加圧された待避室（遮蔽厚 <input type="text"/> コンクリート相当）内で作業することを考慮し評価を行った。</p> <p>格納容器圧力逃がし装置配管、原子炉建屋からの直接ガンマ線等による外部被ばくについては、第6表及び第7表に示すとおり原子炉建屋の外壁、作業場所の遮蔽壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。</p>	<p>価^{※2}と同様の評価方法にて評価した。なお、D/Wベント時においては、ベントライン経路で放出される無機よう素に対しサプレッション・プールのスクラビング効果を見込まないものとした。</p> <p>評価結果を表1に示す。</p> <p>※2 「59-11 原子炉制御室の居住性に係る被ばく評価について」の「添付資料 中央制御室の居住性（炉心の著しい損傷）に係る被ばく評価について」を参照</p> <p>c. 被ばく評価条件</p> <p>被ばく経路の概念図を図1及び図2に示す。</p> <p>大気拡散評価の条件は、評価点を除き、中央制御室の居住性（炉心の著しい損傷）に係る被ばく評価と同じとした。</p> <p>放射性物質の大気拡散評価の主な評価条件を表2に示す。放射性物質の大気拡散評価で用いた放出点、評価点並びに評価結果を表3に示す。</p> <p>評価点は人力によるベント操作を行う作業地点として以下の場所とした。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・W/Wベント第一隔離弁操作位置（原子炉建物 1階） ・D/Wベント第一隔離弁操作位置（原子炉建物 2階） ・第二隔離弁操作位置（原子炉建物 3階） <p>なお、屋内移動中（往路、復路）の評価点は、1階～3階において最も評価結果が厳しくなる原子炉建物3階の第二隔離弁操作位置で代表した。</p> <p>大気中への放出量及び大気拡散評価以外に関する主な評価条件を表4に示す。</p> <p>格納容器ベントの実施前及び実施後における作業の作業場所を図3から図7に示す。</p> <p>d. 評価方法</p> <p>(a) 原子炉建物外での作業</p> <p>(a-1) 原子炉建物内の放射性物質からのガンマ線による被ばく</p> <p>原子炉建物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による実効線量は、原子炉建物内の放射性物質の積算線源強度、施設の位置、遮蔽構造、評価点の位置等を踏まえて評価した。直接ガンマ線についてはQAD-CGGP2Rコードを用い、スカイシャインガンマ線についてはANISNコード及びG33GP2Rコードを用いて評価した。</p> <p>(a-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</p> <p>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は、事故期間中の大気中への放射性物質の放出量を基に大気拡散効果を踏まえ評価した。</p> <p>(a-3) 放射性雲中の放射性物質を吸入摂取することによる被ばく</p> <p>放射性雲中の放射性物質を吸入摂取することによる内部被ばくは、事故期間中の大気中への放射性物質の放出量及び大気拡散効果を踏まえ評価した。なお、評価に当たってはマスクの着用を考慮した。</p>	<p>・設備の相違</p> <p>島根2号炉は原子炉建物の二次格納施設外での作業実施</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
	<p>(a-4) 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 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は、事故期間中の大気中への放射性物質の放出量を基に、大気拡散効果、地表面沈着効果を踏まえて評価した。</p> <p>(b) 原子炉建物内での作業</p> <p>(b-1) 原子炉建物内の放射性物質からのガンマ線による被ばく 原子炉建物内の放射性物質からのガンマ線による被ばくは、作業エリアの放射性物質濃度が外気と同濃度※3になると仮定し、サブマージョンモデルを用いて評価した。なおサブマージョンモデルでの計算に用いる空間容積は、2号炉の一次隔離弁、二次隔離弁の作業エリアの空間容積を包絡する原子炉建物西側エリアの最下階から最上階までの値 <input type="text"/> m³を設定した。</p> <p>(b-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 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は、事故期間中の大気中への放射性物質の放出量を基に大気拡散効果と建物による遮蔽効果を踏まえて評価した。</p> <p>(b-3) 原子炉建物内の放射性物質を吸入摂取することによる被ばく 原子炉建物内の放射性物質を吸入摂取することによる内部被ばくは、作業エリアの放射性物質濃度が外気と同濃度※3になると仮定して評価した。 なお、評価に当たってはマスクの着用を考慮した。</p> <p>(b-4) 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 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は、事故期間中の大気中への放射性物質の放出量を基に、建物外壁による遮蔽、大気拡散効果、地表面沈着効果を踏まえて評価した。</p> <p>(b-5) 格納容器フィルタベント系の配管内の放射性物質からのガンマ線による被ばく 原子炉建物内の配管内の放射性物質による作業エリアでの被ばくは、配管内の放射性物質からの直接ガンマ線による実効線量を、作業エリアの位置、配管の位置と形状並びに作業エリアを囲む壁等によるガンマ線の遮蔽効果を考慮し評価した。評価に当たっては、QAD-CGGP2Rコードを用いた。 なお、格納容器フィルタベント系のフィルタ装置及び屋外の配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばくは、第1ベントフィルタ格納槽躯体厚による遮蔽が十分厚いことから影響は軽微であるとし、評価の対象外とした。 また、原子炉建物内の配管においても、配管と作業エリアとの間に十分厚い遮蔽が存在する場合は、影響は軽微であるとし評価の対象外とした。</p> <p>※3 格納容器ベント実施時に格納容器フィルタベント系排気管 (EL.65m) から放出されたベント流体は、熱エネルギーを持つため放出後に上昇し、さらに周囲の風場の影響を受け原子炉建物から時間と共に離れていくものと考えられる。また、</p>	<p>・評価条件の相違</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>c. <u>アクセスルート及び評価地点</u></p> <p>第一弁（S/C側）のベント操作を行う場合のアクセスルートは、第9図～第11図に示すとおりである。第一弁（D/W側）のベント操作を行う場合のアクセスルートは、第12図～第15図に示すとおりである。屋外移動時のアクセスルートは第16図に示すとおりである。第二弁のベント操作を行う場合のアクセスルートは第17図～第19図に示すとおりである。</p> <p>評価点は、第9図～第20図に示すとおり、ベント操作時は作業場所とし、移動時はアクセスルートで被ばく評価上最も厳しい地点とする。</p> <p>d. <u>作業時間</u></p> <p>第一弁の開操作は、ベント実施前に行うものとし、第一弁（S/C側）の作業時間は160分（移動時間（往復）70分+作業時間90分）、第一弁（D/W側）の作業時間は190分（移動時間（往復）100分+作業時間90分）とする。また、第二弁の開操作は、ベント実施直後から180分作業場所（待避室）に滞在するものとし、作業時間は410分（移動時間（往復）90分+待機時間140分+作業時間（待避室滞在）180分）とする。</p> <p>(2) <u>評価結果</u></p> <p>ベント実施に伴うベント操作を手動で行う場合の作業員の被ばく評価結果は以下に示すとおりであり、作業員の実効線量は緊急作業時の線量限度である100mSv以下であり、ベント実施に伴うベント操作を手動で行うことができることを確認した。また、実効線量の内訳を第8表～第10表に示す。</p> <p>a. <u>S/Cからのベント操作時の作業員の実効線量</u></p> <p>作業員の実効線量は第一弁開操作で約37mSv、第二弁開操作で約28mSvとなった。</p> <p>b. <u>D/Wからのベント操作時の作業員の実効線量</u></p> <p>作業員の実効線量は第一弁開操作で約52mSv、第二弁開操作で約42mSvとなった。</p>	<p>ベント流体の放出口（EL. 65m）と一次隔離弁の開操作場所（W/Wベント時：原子炉建物1階（））、D/Wベント時：原子炉建物2階（）は少なくとも40m程度の高低差があることから放出されたベント流体が一次隔離弁の開操作場所に直接流入することはほとんど無いものと考えられる。このことから一次隔離弁の開操作に伴う被ばくの評価においては、ベント流体が原子炉建物内に流入することによる影響を考慮しないものとした。</p> <p>e. <u>作業時間</u></p> <p>格納容器ベントの実施前及び実施後における作業時間及び作業時間帯を表5に示す。各作業時間には、作業場所への往復時間を含めた。</p> <p>各作業場所への移動中における線量率が作業場所における線量率よりも高い場所が存在する可能性があるため、各作業時間とは別に、作業場所への往路及び復路での評価を行った。</p> <p>(2) <u>評価結果</u></p> <p>格納容器ベント（W/Wベント）の実施前及び実施後の作業における被ばく線量の評価結果を表6に示す。また、格納容器ベント（D/Wベント）の実施前及び実施後の作業における被ばく線量の評価結果を表7に示す。</p> <p>最も被ばく線量が大きくなる作業においても約19mSvとなった。したがって、緊急時作業に係る線量限度100mSvに照らしても、作業可能であることを確認した。</p> <p>なお、表6、7の評価結果は、表5に示す各作業の作業開始時間の範囲のうち、評価結果が最も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しており、その他の時間帯における被ばく線量は前述の評価結果以下となる。したがって、表5に示す各作業の作業開始時間の範囲においては、いずれの時間帯においても作業可能である。</p> <p>また、炉心損傷前ベント後に炉心損傷の兆候が見られた場合における隔離弁の閉操作等の作業については、当該作業に係る被ばく線量が、炉心損傷後の格納容器ベントに伴う作業時の被ばくに包含されるものと考えられるため、作業可能である。</p>	<p>備考</p> <p>・評価結果の相違</p>

第1表 放出量評価条件 (1/3)

項目	評価条件	選定理由
評価事象	「大破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗」(代替循環冷却系を使用できない場合)(全交流動力電源喪失の重畳を考慮)	格納容器破損防止対策の有効性評価で想定する格納容器破損モードのうち、中央制御室の運転員又は対策要員の被ばくの観点から結果が最も厳しくなる事故収束に成功した事故シーケンスを選定
炉心熱出力	3,293MW	定格熱出力
運転時間	1サイクル当たり 10,000時間(約416日)	1サイクル13ヶ月(395日)を考慮して設定
取替炉心の燃料装荷割合	1サイクル:0.229 2サイクル:0.229 3サイクル:0.229 4サイクル:0.229 5サイクル:0.084	取替炉心の燃料装荷割合に基づき設定
炉内蓄積量	希ガス類 : 約 2.2×10^{19} Bq よう素類 : 約 2.8×10^{19} Bq CsOH類 : 約 1.1×10^{18} Bq Sb類 : 約 1.3×10^{18} Bq TeO ₂ 類 : 約 6.7×10^{18} Bq SrO類 : 約 1.2×10^{19} Bq BaO類 : 約 1.2×10^{19} Bq MoO ₂ 類 : 約 2.4×10^{19} Bq CeO ₂ 類 : 約 7.4×10^{19} Bq La ₂ O ₃ 類 : 約 5.5×10^{19} Bq (核種ごとの炉内蓄積量を核種グループごとに集約して記載)	「単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq/MW)」×「3,293MW(定格熱出力)」 (単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq/MW)は、BWR共通条件として、東海第二と同じ装荷燃料(9×9燃料(A型)),運転時間(10,000時間)で算出したABWRのサイクル末期の値を使用)
放出開始時間	格納容器漏えい: 事象発生直後 格納容器圧力逃がし装置による格納容器減圧及び除熱: 事象発生から約19h後	MAAP解析結果
原子炉格納容器内pH制御の効果	考慮しない	サブプレッション・プール水内pH制御設備は、重大事故等対処設備と位置付けていないため、保守的に設定
よう素の形態	粒子状よう素 : 5% 無機よう素 : 91% 有機よう素 : 4%	R.G.1.195*1に基づき設定

表1 大気中への放出放射エネルギー(7日間積算値)(1/2)

(W/Wベントの実施を想定する場合)

核種類	停止時炉内内蔵量 [Bq] (gross 値)	放出放射エネルギー[Bq] (gross 値)	
		格納容器フィルタベント系を経由した放出	原子炉建物から大気中への放出
希ガス類	約 1.6×10^{19}	約 5.1×10^{18}	約 2.3×10^{16}
よう素類	約 2.1×10^{19}	約 4.2×10^{15}	約 1.9×10^{15}
CsOH類	約 8.3×10^{17}	約 5.5×10^9	約 3.4×10^{12}
Sb類	約 9.5×10^{17}	約 2.2×10^8	約 3.1×10^{11}
TeO ₂ 類	約 5.0×10^{18}	約 4.2×10^9	約 2.9×10^{12}
SrO類	約 9.0×10^{18}	約 1.6×10^9	約 1.5×10^{12}
BaO類	約 8.8×10^{18}	約 2.2×10^9	約 1.6×10^{12}
MoO ₂ 類	約 1.8×10^{19}	約 8.4×10^8	約 5.5×10^{11}
CeO ₂ 類	約 5.5×10^{19}	約 5.3×10^8	約 3.4×10^{11}
La ₂ O ₃ 類	約 4.1×10^{19}	約 1.2×10^8	約 9.1×10^{10}

表1 大気中への放出放射エネルギー(7日間積算値)(2/2)

(D/Wベントの実施を想定する場合)

核種類	停止時炉内内蔵量 [Bq] (gross 値)	放出放射エネルギー[Bq] (gross 値)	
		格納容器フィルタベント系を経由した放出	原子炉建物から大気中への放出
希ガス類	約 1.6×10^{19}	約 5.0×10^{18}	約 2.5×10^{16}
よう素類	約 2.1×10^{19}	約 4.6×10^{15}	約 2.0×10^{15}
CsOH類	約 8.3×10^{17}	約 1.3×10^{13}	約 3.4×10^{12}
Sb類	約 9.5×10^{17}	約 5.1×10^{11}	約 3.1×10^{11}
TeO ₂ 類	約 5.0×10^{18}	約 9.7×10^{12}	約 2.9×10^{12}
SrO類	約 9.0×10^{18}	約 3.7×10^{12}	約 1.5×10^{12}
BaO類	約 8.8×10^{18}	約 5.1×10^{12}	約 1.6×10^{12}
MoO ₂ 類	約 1.8×10^{19}	約 1.9×10^{12}	約 5.6×10^{11}
CeO ₂ 類	約 5.5×10^{19}	約 1.2×10^{12}	約 3.4×10^{11}
La ₂ O ₃ 類	約 4.1×10^{19}	約 2.9×10^{11}	約 9.2×10^{10}

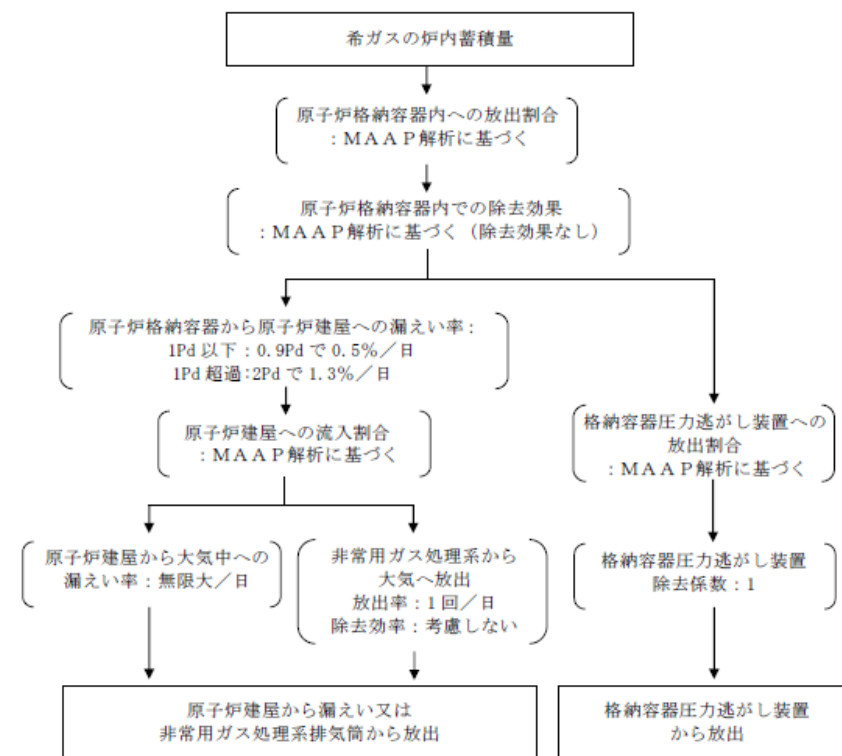
第1表 放出量評価条件 (2/3)

項目	評価条件		選定理由
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率 (希ガス, エアロゾル及び有機よう素)	1Pd以下: 0.9Pdで0.5%/日 1Pd超過: 2Pdで1.3%/日		MAAP解析にて原子炉格納容器の開口面積を設定し格納容器圧力に応じ漏えい率が変化するものとし, 原子炉格納容器の設計漏えい率(0.9Pdで0.5%/日)及びAECの式等に基づき設定(補足1参照)
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率 (無機よう素)	1.5h後~19.5h後: 1.3%/日(一定) その他の期間: 0.5%/日(一定)		原子炉格納容器の設計漏えい率(0.5%/日)及びAECの式等に基づき設定(格納容器圧力が0.9Pdを超える期間を包絡するように1.3%/日の漏えい率を設定)(補足1参照)
原子炉格納容器の漏えい孔における捕集効果	考慮しない		保守的に設定
原子炉格納容器内での除去効果 (エアロゾル)	MAAP解析に基づく(沈着, サプレッション・プールでのスクラッピング及びドライウエルスプレイ)		MAAPのFP挙動モデル(補足2参照)
原子炉格納容器内での除去効果 (有機よう素)	考慮しない		保守的に設定
原子炉格納容器内での除去効果 (無機よう素)	自然沈着率: 9.0×10^{-4} (1/s) (原子炉格納容器内の最大存在量から1/200まで)		CSE実験及びStandard Review Plan 6.5.2 ^{#2} に基づき設定(補足3参照)
	サプレッション・プールでのスクラッピングによる除去効果: 10 (S/Cベントのみ)		Standard Review Plan 6.5.5 ^{#3} に基づき設定(補足4参照)
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 CsI類 CsOH類 Sb類 TeO ₂ 類 SrO類 BaO類 MoO ₂ 類 CeO ₂ 類 La ₂ O ₃ 類	S/Cベント : 約 4.3×10^{-3} : 約 6.2×10^{-5} : 約 3.1×10^{-5} : 約 6.7×10^{-6} : 約 6.7×10^{-6} : 約 2.7×10^{-6} : 約 2.7×10^{-6} : 約 3.4×10^{-7} : 約 6.7×10^{-8} : 約 2.7×10^{-8}	D/Wベント : 約 4.3×10^{-3} : 約 6.2×10^{-5} : 約 3.2×10^{-5} : 約 6.8×10^{-6} : 約 6.8×10^{-6} : 約 2.7×10^{-6} : 約 2.7×10^{-6} : 約 3.4×10^{-7} : 約 6.8×10^{-8} : 約 2.7×10^{-8}
	MAAP解析結果及びNUREG-1465 ^{#4} に基づき設定(補足5参照)		

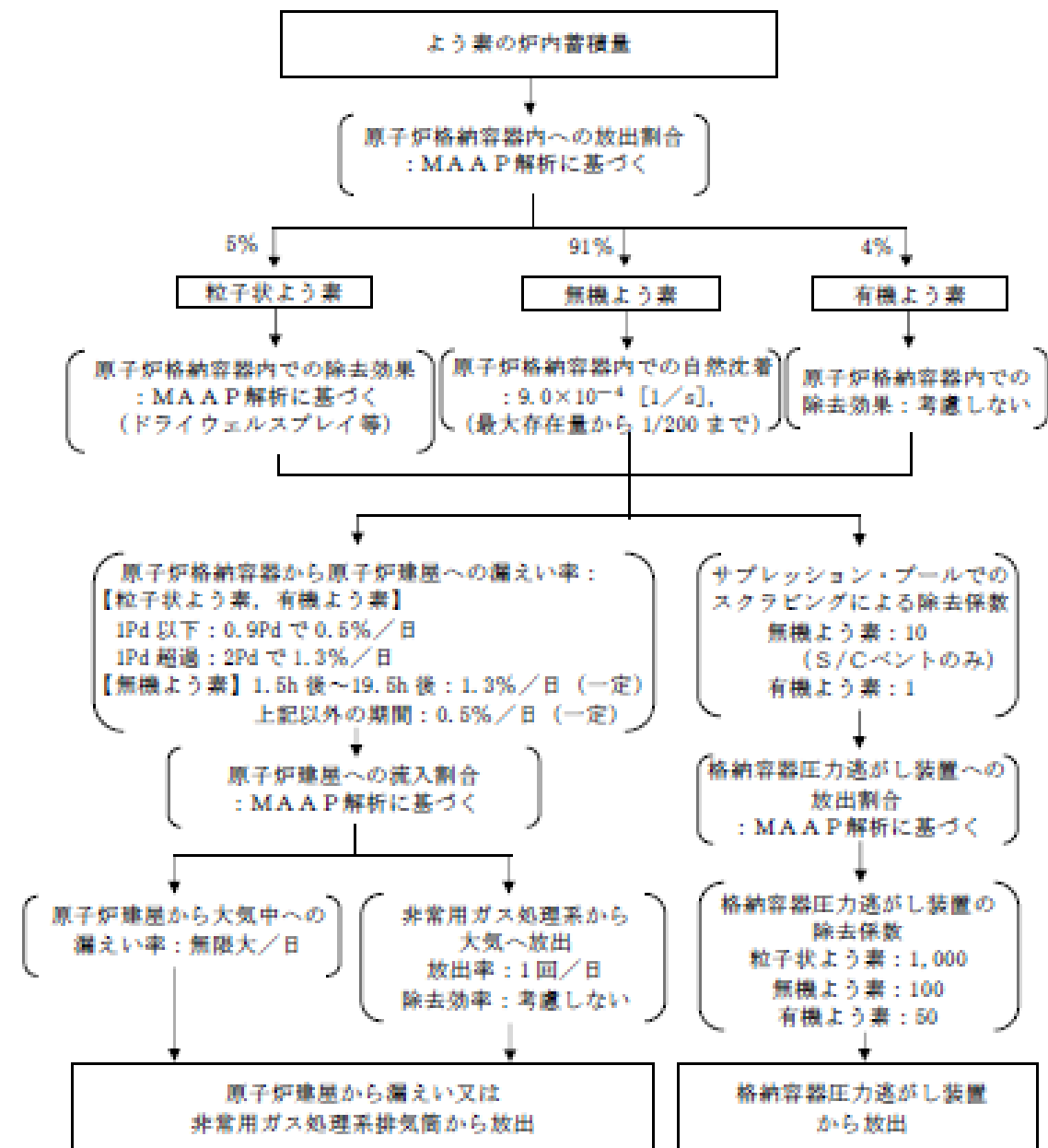
第1表 放出量評価条件 (3/3)

項目	評価条件			選定理由
原子炉建屋から大気への漏えい率 (非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動前)	無限大/日 (地上放出) (原子炉格納容器から原子炉建屋へ漏えいした放射性物質は、即座に大気へ漏えいするものとして評価)			保守的に設定
非常用ガス処理系から大気への放出率 (非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動後)	1回/日 (排気筒放出)			設計値に基づき設定 (非常用ガス処理系のファン容量)
非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動時間	事象発生から2時間後			起動操作時間 (115分) + 負圧達成時間 (5分) (起動に伴い原子炉建屋原子炉棟内は負圧になるが、保守的に負圧達成時間として5分を想定)
非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系のフィルタ除去効率	考慮しない			保守的に設定
原子炉建屋外側ブローアウトパネルの開閉状態	閉状態			原子炉建屋原子炉棟内の急激な圧力上昇等による原子炉建屋外側ブローアウトパネルの開放がないため
格納容器圧力逃がし装置への放出割合	希ガス類	S/Cベント : 約 9.5×10^{-1}	D/Wベント : 約 9.5×10^{-1}	MAAP解析結果及びNUREG-1465に基づき設定 (補足5参照)
	CsI類	: 約 1.0×10^{-6}	: 約 3.9×10^{-3}	
	CsOH類	: 約 4.0×10^{-7}	: 約 7.5×10^{-3}	
	Sb類	: 約 8.9×10^{-8}	: 約 1.4×10^{-3}	
	TeO ₂ 類	: 約 8.9×10^{-8}	: 約 1.4×10^{-3}	
	SrO類	: 約 3.6×10^{-8}	: 約 5.8×10^{-4}	
	BaO類	: 約 3.6×10^{-8}	: 約 5.8×10^{-4}	
	MoO ₂ 類	: 約 4.5×10^{-9}	: 約 7.2×10^{-5}	
	CeO ₂ 類	: 約 8.9×10^{-10}	: 約 1.4×10^{-5}	
	La ₂ O ₃ 類	: 約 3.6×10^{-10}	: 約 5.8×10^{-6}	
格納容器圧力逃がし装置の除去係数	希ガス	: 1		設計値に基づき設定
	有機よう素	: 50		
	無機よう素	: 100		
	エアロゾル (粒子状よう素含む)	: 1,000		

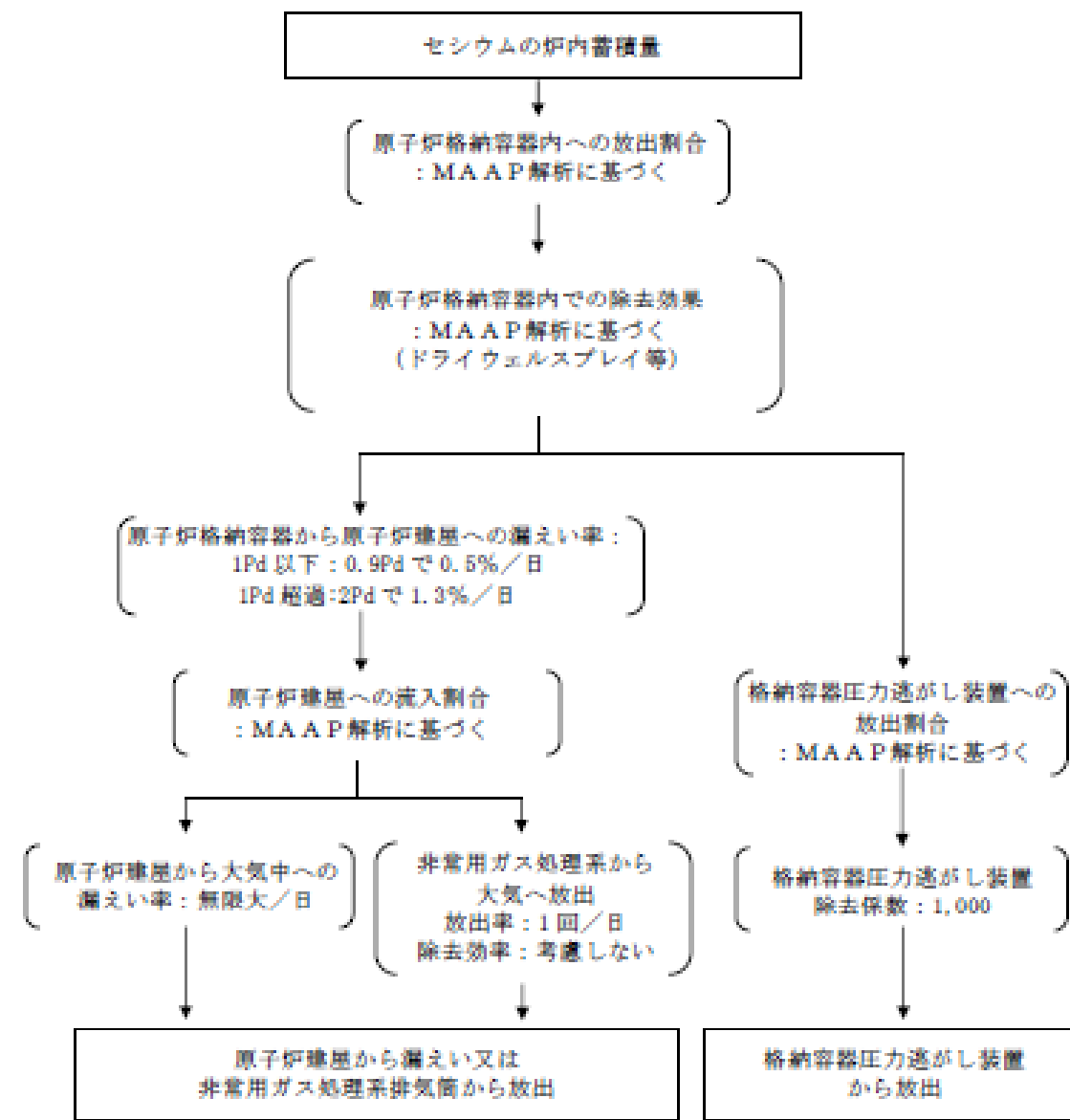
- ※1 Regulatory Guide 1.195, "Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors", May 2003
- ※2 Standard Review Plan 6.5.2, "Containment Spray as a Fission Product Cleanup System", December 2005
- ※3 Standard Review Plan 6.5.5, "Pressure Suppression Pool as a Fission Product Cleanup System", March 2007
- ※4 NUREG-1465, "Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants", 1995



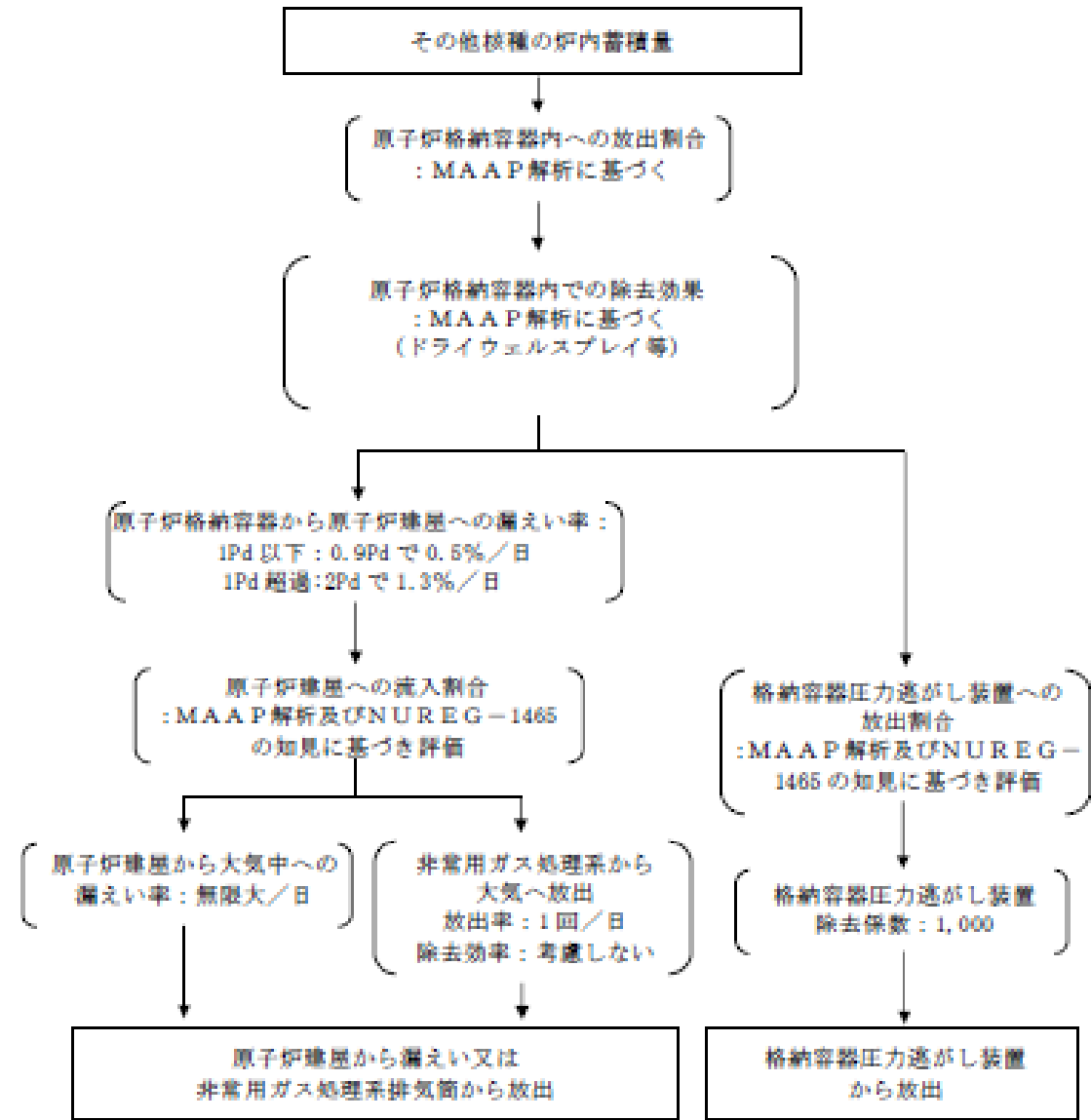
第1図 希ガスの大気放出過程



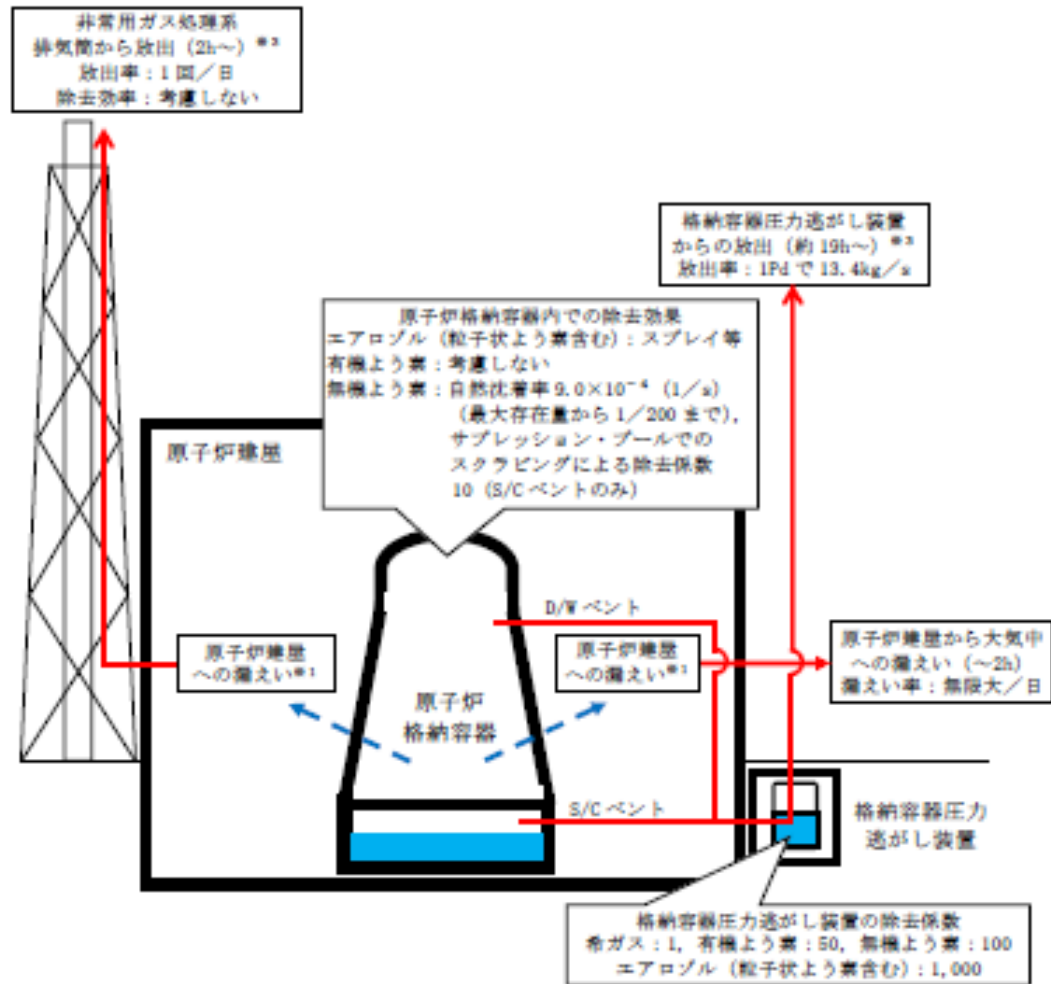
第2図 よう素の大気放出過程



第3図セシウムの大気放出過程



第4図 其他核種の大気放出過程

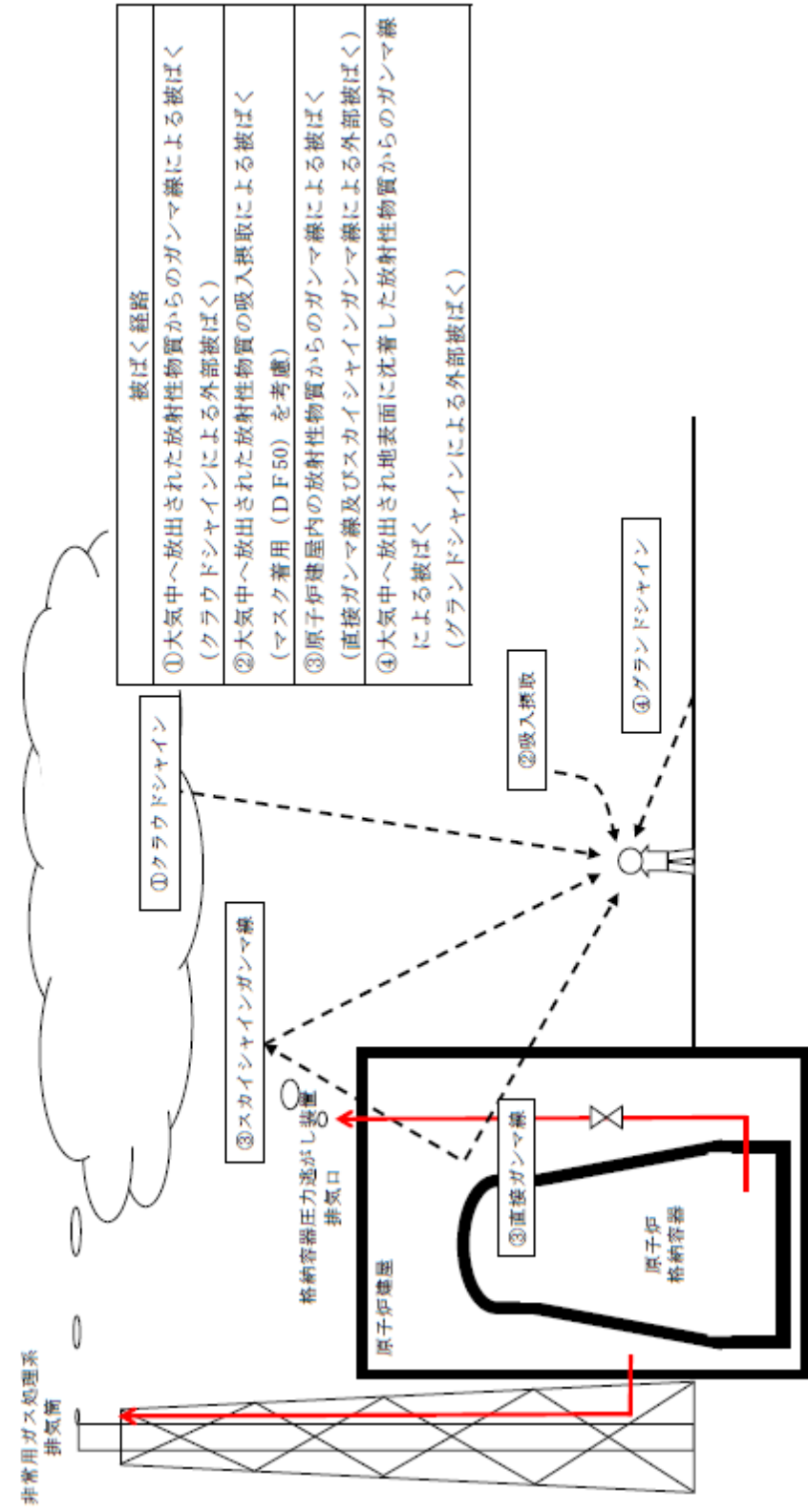


※1 原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率
【希ガス, エアロゾル (粒子状よりを含む), 有機より素】
1Pd以下: 0.9Pdで0.5%/日, 1Pd超過:2Pdで1.3%/日
【無機より素】
1.5h後~19.5h後: 1.3%/日 (一定), 上記以外の期間: 0.5%/日 (一定)

大気への放出経路	0h	▼2h※2	▼19h※3	168h▼
原子炉建屋から大気中への漏えい				
非常用ガス処理系排気筒から放出				
格納容器圧力逃がし装置からの放出				

※2 非常用ガス処理系の起動により原子炉建屋原子炉内は負圧となるため、事象発生2h以降は原子炉建屋から大気中への漏えいはなくなる。
※3 事象発生後19h以降は、「非常用ガス処理系排気筒から放出」及び「格納容器圧力逃がし装置からの放出」の両経路から放射性物質を放出する。

第5図 大気放出過程概略図 (イメージ)



第6図 ベント操作に係る作業時の被ばく評価経路イメージ (屋外移動時)

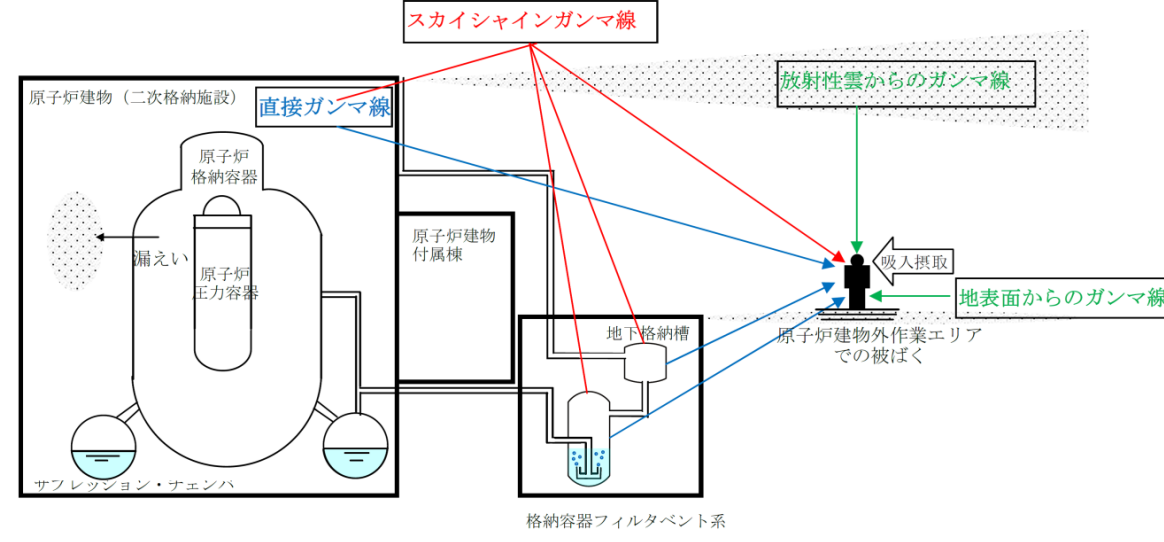
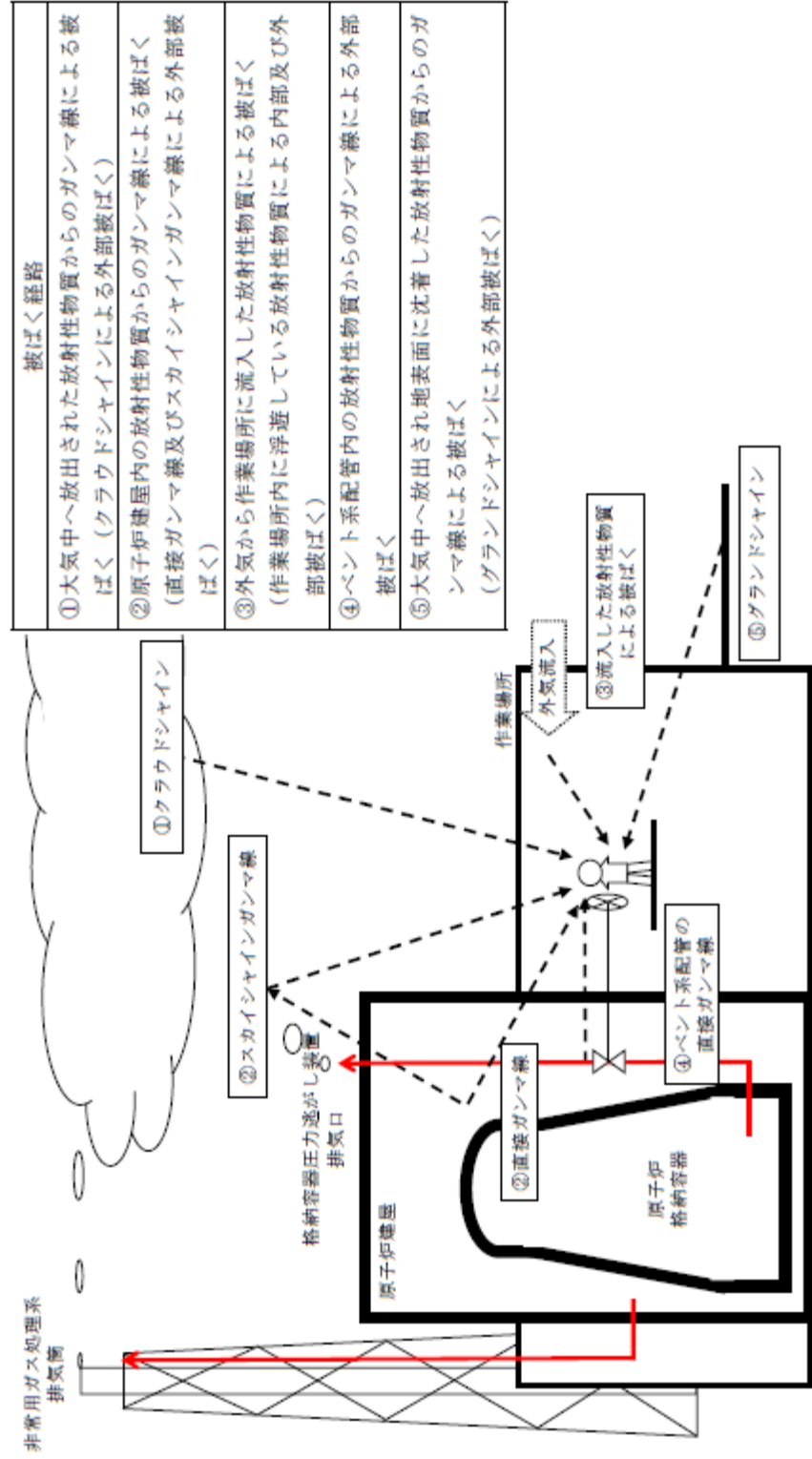


図1 被ばく経路概念図 (屋外)



第7図 ベント操作に係る作業時の被ばく評価経路イメージ (屋内移動時及び第一弁開操作時)

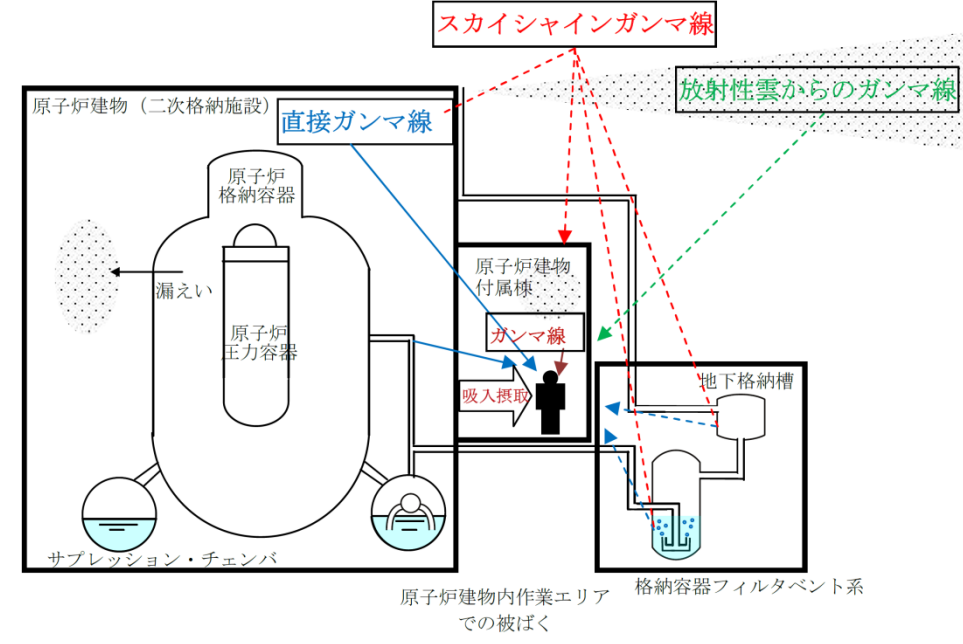
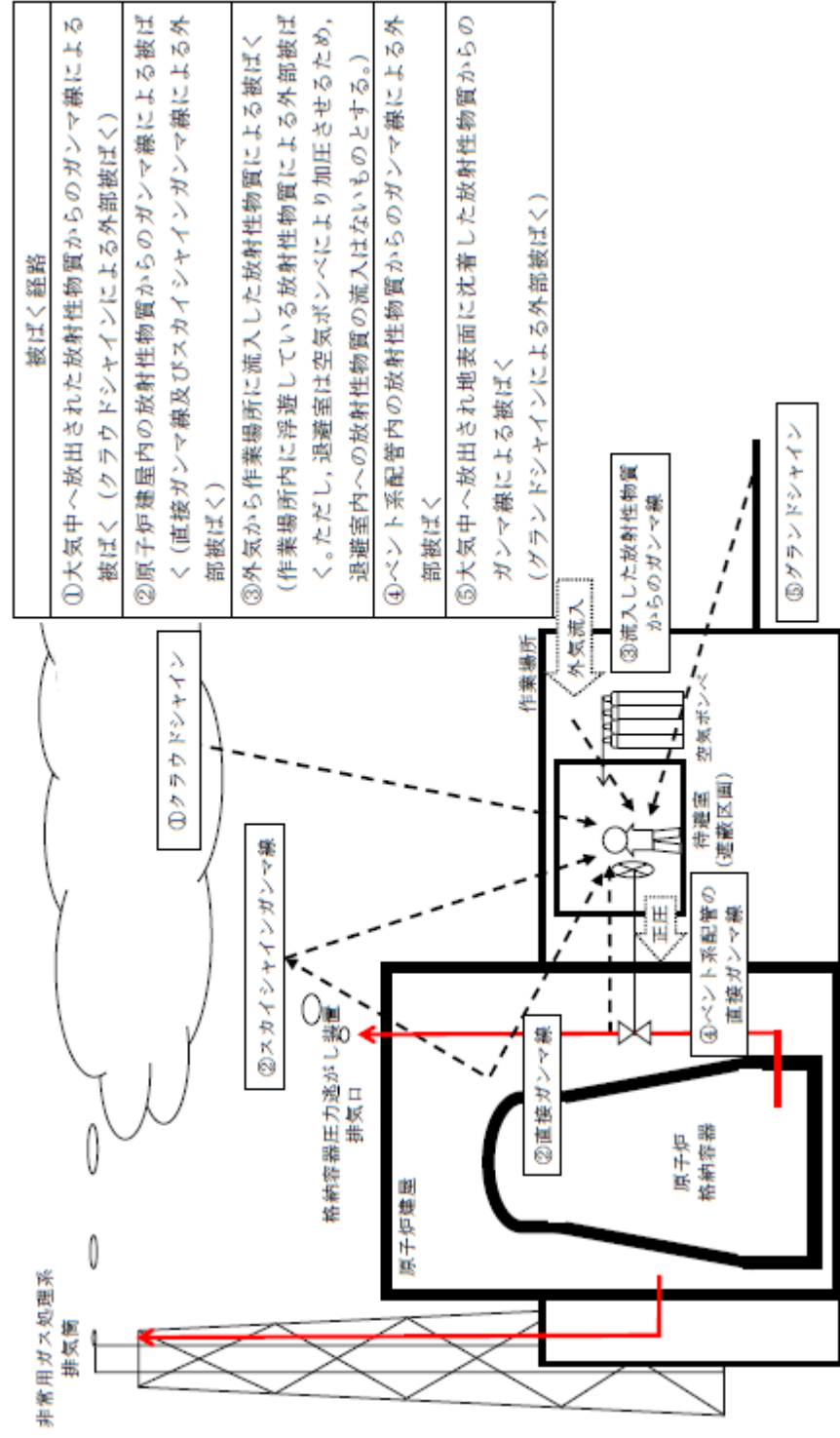


図2 被ばく経路概念図 (屋内)



第8図 ベント操作に係る作業時の被ばく評価経路イメージ (第二弁開操作時)

- 設計の相違
島根2号炉は原子炉建物の二次格納施設外での作業実施

第2表 大気拡散評価条件

項目	評価条件	選定理由
大気拡散評価モデル	ガウスプルームモデル	発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針(以下「気象指針」という。)に基づき評価
気象資料	東海第二発電所における1年間の気象資料(2005年4月～2006年3月) 地上風 : 地上10m 排気筒風 : 地上140m	格納容器圧力逃がし装置排気口及び原子炉建屋からの放出は地上風(地上10m)の気象データを使用 非常用ガス処理系排気筒からの放出は排気筒風(地上140m)の気象データを使用(補足11参照)
放出源及び放出源高さ(有効高さ)	原子炉建屋漏えい : 地上0m 格納容器圧力逃がし装置排気口からの放出 : 地上57m 非常用ガス処理系排気筒からの放出 : 地上95m	格納容器圧力逃がし装置排気口からの放出は建屋影響を考慮し原子炉建屋屋上からの放出と想定し設定 非常用ガス処理系排気筒からの放出は方位ごとの風洞実験結果のうち保守的に最低の方位の有効高さを設定
実効放出継続時間	1時間	保守的に最も短い実効放出継続時間を設定(補足9参照)
累積出現頻度	小さい方から97%	気象指針に基づき設定
建屋の影響	考慮する	格納容器圧力逃がし装置排気口放出及び原子炉建屋漏えいにおいては放出源から近距離の原子炉建屋の影響を受けるため、建屋による巻き込み現象を考慮
巻き込みを生じる代表建屋	原子炉建屋	放出源から最も近く、巻き込みの影響が最も大きい建屋として選定
大気拡散評価点	第20図参照	屋外移動時は敷地内の最大濃度点で設定 屋内移動時は原子炉建屋付近の最大濃度点で設定 作業時は作業地点のある原子炉建屋外壁で設定
着目方位	非常用ガス処理系排気筒 : 1方位 原子炉建屋及び格納容器圧力逃がし装置排気口 : 9方位	非常用ガス処理系排気筒(排気筒放出)については評価点の方位とし、原子炉建屋漏えい及び格納容器圧力逃がし装置排気口については放出源が評価点に近いことから、180度をカバーする方位を対象とする。
建屋影響	3,000m ²	原子炉建屋の最小投影断面積を設定
形状係数	0.5	気象指針に基づき設定

表2 放射性物質の大気拡散評価条件(1/2)

項目	評価条件	選定理由
大気拡散評価モデル	ガウスプルームモデル	発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針(以下「気象指針」という。)に基づき評価
気象資料	島根原子力発電所における1年間の気象資料(2009年1月～2009年12月)	建物影響を受ける大気拡散評価を行うため保守的に地上風(地上約20m)の気象データを使用 審査ガイドに示されたとおり、発電所において観測された1年間の気象データを使用
放出源及び放出源高さ	原子炉建物 : 地上0m 格納容器フィルタベント系排気管 : 地上50m 非常用ガス処理系排気筒 : 地上110m	実高さを参照 なお、放出エネルギーによる影響は未考慮
実効放出継続時間	原子炉建物 : 1時間 格納容器フィルタベント系排気管 : 1時間 非常用ガス処理系排気筒 : 30時間	格納容器フィルタベント系排気管及び原子炉建物からの放出については保守的に1時間と設定。排気筒からの放出は、気象指針に従い、全放出量を最大放出量で除した値を保守的に丸めた値とする。
累積出現頻度	小さい方から累積して97%	気象指針を参照
建物巻き込み	考慮する	放出点から近距離の建物の影響を受けるため、建物による巻き込み現象を考慮
巻き込みを生じる代表建物	2号原子炉建物及び2号タービン建物	放出源又は放出源から最も近く、巻き込みの影響が最も大きい建物として設定
放射性物質濃度の評価点	図4～図7参照	屋外移動時は、敷地内の最大濃度点で設定 屋内移動時は、原子炉建物1階～3階において最も評価結果が厳しくなる原子炉建物3階の第二隔離弁操作位置で設定
建物投影面積	2号原子炉建物 : 2600m ² (原子炉建物、格納容器フィルタベント系放出時) 2号タービン建物 : 2100m ² (排気筒放出時)	審査ガイドに示されたとおり設定 風向に垂直な投影面積のうち最も小さいもの
形状係数	0.5	審査ガイドに示された評価方法を参照し設定

・評価条件の相違
東海第二の排気筒放出は近接する建屋高さの2.5倍を超えることから建屋巻き込みを考慮していないのに対し島根2号炉ではすべての放出点で巻き込みを考慮する

表2 放射性物質の大気拡散評価条件 (2/2)

項目	評価条件		選定理由
着目方位	W / W ベ ン ト 第 一 隔 離 弁 操 作 位 置	【原子炉建物放出時】 9方位 (SW,WSW,W,WNW,NW,NNW,N,NNE,NE) 【排気筒放出時】 9方位 (ENE,E,ESE,SE,SSE,S,SSW,SW,WSW) 【格納容器フィルタベント系排気管放出時】 9方位 (WSW,W,WNW,NW,NNW,N,NNE,NE,ENE)	審査ガイドに示された評価方法に基づき設定
	D / W ベ ン ト 第 一 隔 離 弁 操 作 位 置	【原子炉建物放出時】 9方位 (SSW,SW,WSW,W,WNW,NW,NNW,N,NNE) 【排気筒放出時】 9方位 (ENE,E,ESE,SE,SSE,S,SSW,SW,WSW) 【格納容器フィルタベント系排気管放出時】 9方位 (WSW,W,WNW,NW,NNW,N,NNE,NE,ENE)	
	第 二 隔 離 弁 操 作 位 置	【原子炉建物放出時】 9方位 (WSW,W,WNW,NW,NNW,N,NNE,NE,ENE) 【排気筒放出時】 9方位 (NE,ENE,E,ESE,SE,SSE,S,SSW,SW) 【格納容器フィルタベント系排気管放出時】 9方位 (W,WNW,NW,NNW,N,NNE,NE,ENE,E)	

第3表 評価に使用する相対濃度 (χ/Q) 及び相対線量 (D/Q)

作業内容		放出箇所	χ/Q 及び D/Q	
第一弁 (S/C側) 開操作	屋内外移動時/ 作業時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 8.0×10^{-4}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}
第一弁 (D/W側) 開操作	屋内外移動時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 8.0×10^{-4}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}
	作業時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 7.4×10^{-4}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m ³) D/Q (Gy/Bq)	約 2.1×10^{-6} 約 6.4×10^{-20}
第二弁 開操作	屋外移動時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 8.3×10^{-4}
		格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 4.2×10^{-4}
			D/Q (Gy/Bq)	約 8.7×10^{-19}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}
	D/Q (Gy/Bq)		約 1.2×10^{-19}	
	屋内移動時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 8.0×10^{-4}
		格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 4.0×10^{-4}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}
	作業時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 7.4×10^{-4}
		格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 3.7×10^{-4}
非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)		χ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}	

表3 相対濃度及び相対線量

評価点	放出点及び放出高さ	相対濃度[s/m ³]	相対線量[Gy/Bq]
W/Wベン ト第一隔離 弁操作位置	原子炉建物中心 (地上 0m)	1.6×10^{-3}	6.0×10^{-18}
	排気筒 (地上 110m)	3.5×10^{-4}	2.8×10^{-18}
	格納容器フィルタベント系 排気筒 (地上 50m)	7.4×10^{-4}	6.2×10^{-18}
D/Wベン ト第一隔離 弁操作位置	原子炉建物中心 (地上 0m)	1.6×10^{-3}	5.9×10^{-18}
	排気筒 (地上 110m)	3.5×10^{-4}	2.8×10^{-18}
	格納容器フィルタベント系 排気筒 (地上 50m)	7.5×10^{-4}	6.1×10^{-18}
第二隔離弁 操作位置	原子炉建物中心 (地上 0m)	1.6×10^{-3}	5.8×10^{-18}
	排気筒 (地上 110m)	3.5×10^{-4}	2.8×10^{-18}
	格納容器フィルタベント系 排気筒 (地上 50m)	7.5×10^{-4}	6.1×10^{-18}

第4表 建屋内に流入した放射性物質による外部被ばく評価条件

項目	評価条件	選定理由
サブマージョンモデル (評価式)	$D = 6.2 \times 10^{-14} \cdot Q_{\gamma} \cdot \lambda / Q \cdot E_{\gamma} \cdot (1 - e^{-\mu R}) \cdot 3600$ <p> D : 放射線量率 (Sv/h) Q_γ : 大気に放出された放射性物質放出率 (Bq/s) (0.5MeV換算値) E_γ : ガンマ線エネルギー (0.5MeV/dis) μ : 空気に対するガンマ線エネルギー吸収係数 (3.9×10⁻³/m) R : 作業エリア等の空間体積と等価な半球の半径 (m) $R = \sqrt{\frac{3 \cdot V_R}{2 \cdot \pi}}$ V_R : 作業エリア等の空間体積 (m³) </p>	—
作業場所等の空間体積 (V _R)	<S/Cからのベントを行う場合> ・第一弁 操作場所 : 2,200m ³ 屋内移動アクセスルート : 2,200m ³ ・第二弁 操作場所 : 590m ³ 屋内移動アクセスルート : 2,200m ³ <D/Wからのベントを行う場合> ・第一弁 屋外のため相対線量より評価 ・第二弁 操作場所 : 590m ³ 屋内移動アクセスルート : 2,200m ³	アクセスルートとなる建屋内の区画で最も線量率が高くなる区画の空間体積で設定 操作エリアは作業区画の空間体積で設定
屋内作業場所流入率の考慮	考慮しない	保守的に外気濃度と同一濃度とする。
待避室の遮蔽及び空気ポンペ加圧考慮(第二弁操作場所のみ)	待避室の遮蔽厚 : <input type="text"/> ^{#1} (コンクリート相当) 空気ポンペによる加圧時間: ベント実施から3時間 ※1 格納容器圧力逃がし装置配管がある部分の遮蔽厚は <input type="text"/> (コンクリート相当)	第二弁操作場所にベント後3時間滞在する。
許容差	評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差 (-5mm) を引いた値を適用	建築工事標準仕様書 JASS 5N・同解説 (原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事, 日本建築学会) に基づき設定
コンクリート密度	2.00g/cm ³	建築工事標準仕様書 JASS 5N・同解説 (原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事, 日本建築学会) を基に算出した値を設定 (補足 12 参照)

第5表 線量換算係数, 呼吸率等

項目	評価条件	選定理由
線量換算係数	成人実効線量換算係数を使用 (主な核種を以下に示す) I-131 : 2.0×10^{-8} Sv/Bq I-132 : 3.1×10^{-10} Sv/Bq I-133 : 4.0×10^{-9} Sv/Bq I-134 : 1.5×10^{-10} Sv/Bq I-135 : 9.2×10^{-10} Sv/Bq Cs-134 : 2.0×10^{-8} Sv/Bq Cs-136 : 2.8×10^{-9} Sv/Bq Cs-137 : 3.9×10^{-8} Sv/Bq 上記以外の核種は ICRP Pub. 71 等に基づく	ICRP Publication 71 に基づき設定
呼吸率	1.2m ³ /h	成人活動時の呼吸率 を設定
マスクの 除染係数	D F 50	性能上期待できる値 から設定
地表面への 沈着速度	粒子状物質 : 0.5 cm/s 無機よう素 : 0.5 cm/s 有機よう素 : 1.7×10^{-3} cm/s	東海第二発電所の実 気象から求めた沈着 速度から保守的に設 定 (補足 6~補足 8 参照)

表4 線量換算係数及び地表面への沈着速度等

項目	評価条件	選定理由
線量換算係数	成人実効線量換算係数使用 (主な核種を以下に示す) I-131 : 2.0×10^{-8} Sv/Bq I-132 : 3.1×10^{-10} Sv/Bq I-133 : 4.0×10^{-9} Sv/Bq I-134 : 1.5×10^{-10} Sv/Bq I-135 : 9.2×10^{-10} Sv/Bq Cs-134 : 2.0×10^{-8} Sv/Bq Cs-136 : 2.8×10^{-9} Sv/Bq Cs-137 : 3.9×10^{-8} Sv/Bq 上記以外の核種は ICRP Pub.71 等に基づく	ICRP Publication 71 等に基づき設定
呼吸率	1.2m ³ /h	「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査 指針」の第2表の成人活動時の呼吸率を設定
マスクによる防 護係数	50	着用を考慮し, 期待できる防護係数として設定した
地表面への 沈着速度	エアロゾル : 0.5 cm/s 無機よう素 : 0.5 cm/s 有機よう素 : 1.7×10^{-3} cm/s 希ガス : 沈着無し	湿性沈着を考慮し設定 (補足 1 参照)

表5 格納容器ベント実施前後の作業

	格納容器ベント実施前				格納容器ベント実施後	
	水素濃度 測定装置	可搬式窒素 供給装置準 備	ベント弁（第 二隔離弁）開 操作	ベント弁（第 一隔離弁）開 操作	ベント弁閉操 作	窒素供給操 作
	屋外	屋外	屋内※ ¹	屋内※ ¹	屋内※ ¹	屋外
作業開始時 間（事象開 始後）	約 27 時間 ～ 約 32 時間	約 10 時間～	約 27 時間 ～ 約 32 時間	約 32 時間	168 時間後 以降	168 時間後 以降
作業時間	移動 50 分 作業 60 分	移動：50 分 作業：95 分	移動(往)：10 分 作業：60 分 移動(復)：10 分	移動(往)：15 分 作業：60 分 移動(復)：15 分	移動(復)：15 分 作業：60 分 移動(復)：15 分	移動：50 分 作業：40 分

※1 二次格納施設内での作業は不要であるため、二次格納施設以外の屋内操作場所について検討する。

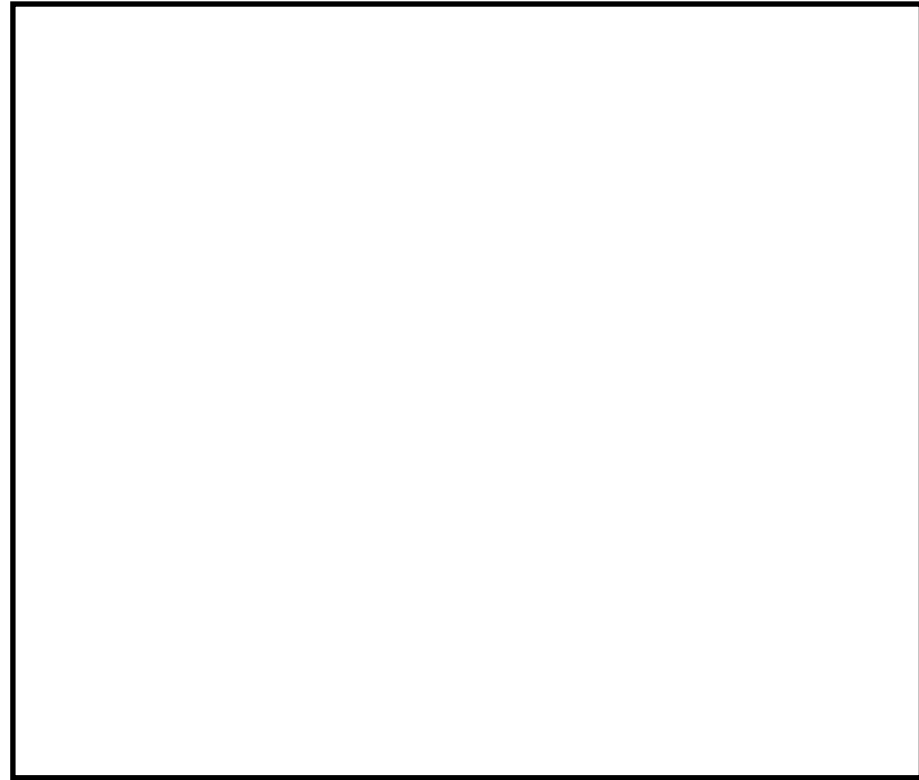
第6表 格納容器圧力逃がし装置配管からの直接ガンマ線

項目		評価条件		選定理由
遮蔽厚さ※1	第一弁 (S/C側)	作業場所	[Redacted]	ベント操作エリアにおける原子炉建屋壁、補助遮蔽設備等を考慮(第9図～第19図参照)
		移動ルート		
	第一弁 (D/W側)	作業場所		
		移動ルート		
	第二弁	作業場所		
		移動ルート		
許容差		評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差(-5mm)を引いた値を適用		建築工事標準仕様書 JASS 5N・同解説(原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事, 日本建築学会)に基づき設定
コンクリート密度		2.00g/cm ³		建築工事標準仕様書 JASS 5N・同解説(原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事, 日本建築学会)を基に算出した値を設定(補足12参照)
配管中心から評価点までの距離	第一弁 (S/C側)	作業場所	[Redacted]	—
		移動ルート		
	第一弁 (D/W側)	作業場所		
		移動ルート		
	第二弁	作業場所		
		移動ルート		

※1 遮蔽厚はコンクリート相当の厚さとする。

第7表 原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線

項目	評価条件	選定理由
原子炉建屋内線源強度分布	原子炉建屋内に放出された放射性物質が均一に分布	審査ガイドに示されたとおり設定
原子炉建屋のモデル	原子炉建屋の幾何形状をモデル化	建屋外壁を遮蔽体として考慮
直接ガンマ線・スカイシャインガンマ線評価コード	直接ガンマ線評価: QAD-CGGP2R スカイシャインガンマ線評価: ANISN G33-GP2R	現行許認可(添十)に同じ



第9図 第一弁 (S/C側) 操作場所及びアクセスルート

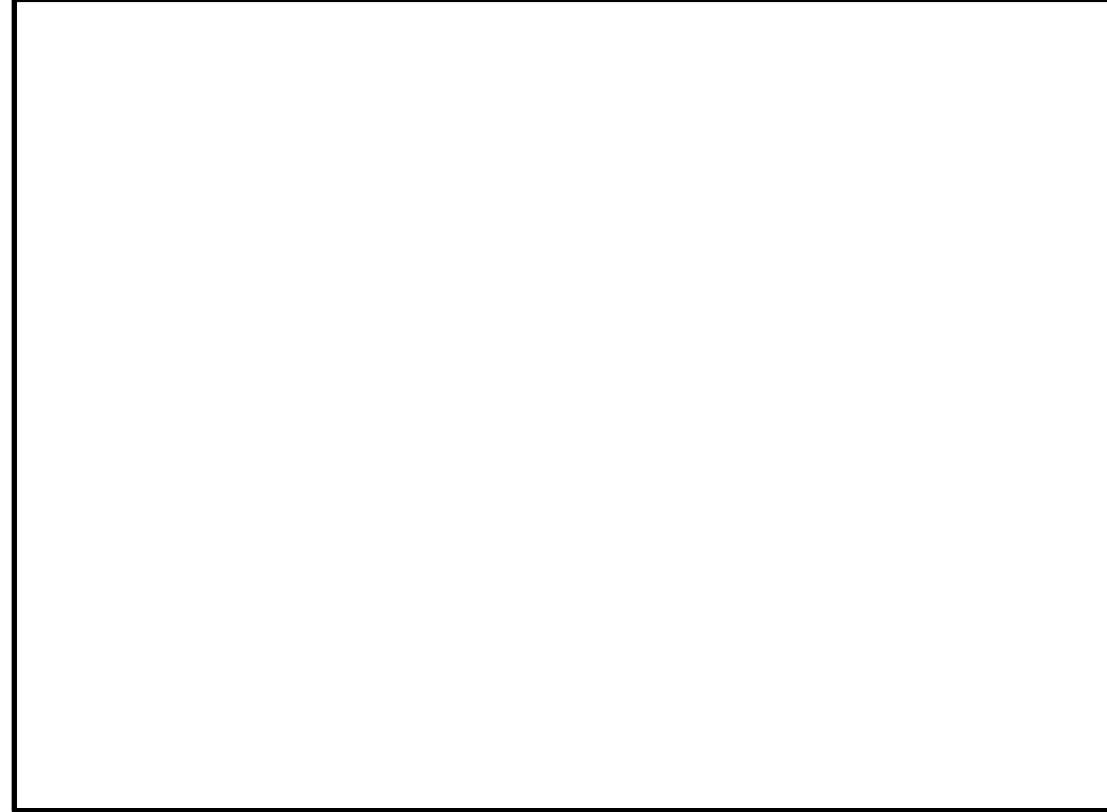
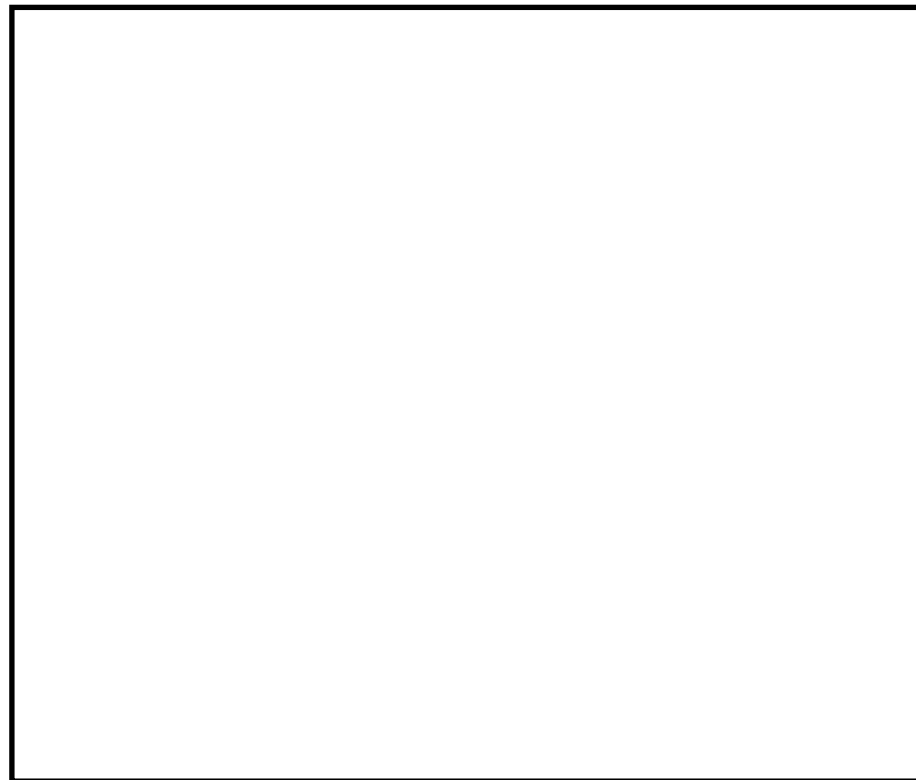


図3 第一隔離弁 (W/Wベント) 操作場所 (原子炉建物地下1階)



第10図 第一弁 (S/C側) 操作場所及びアクセスルート

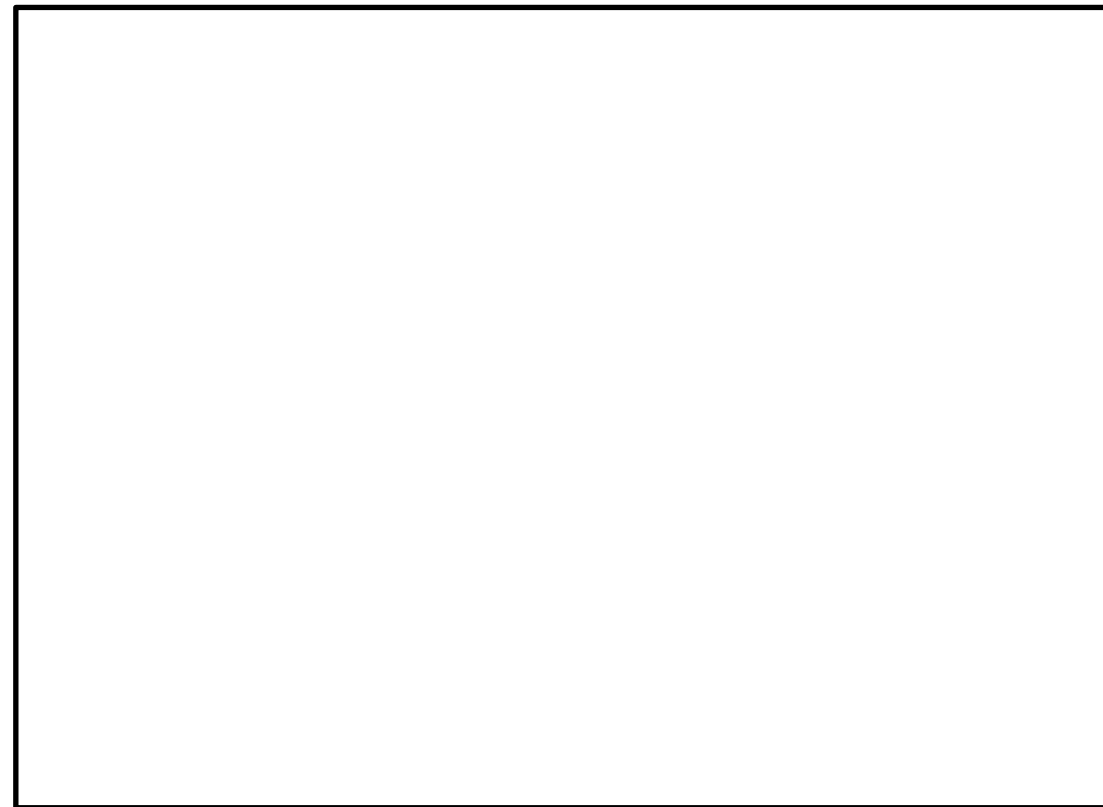
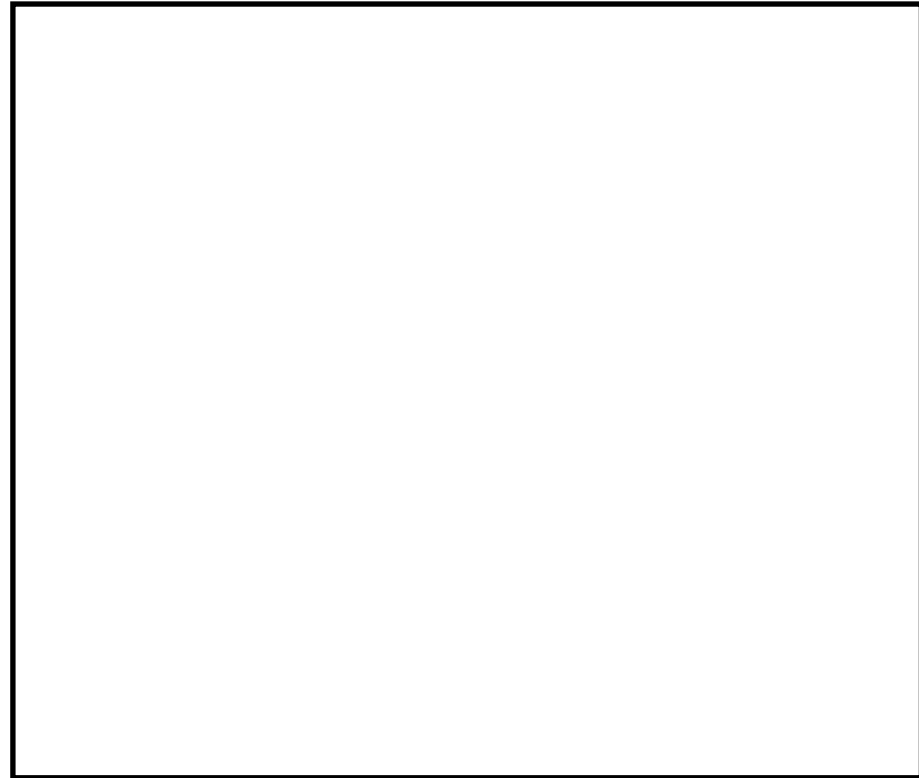
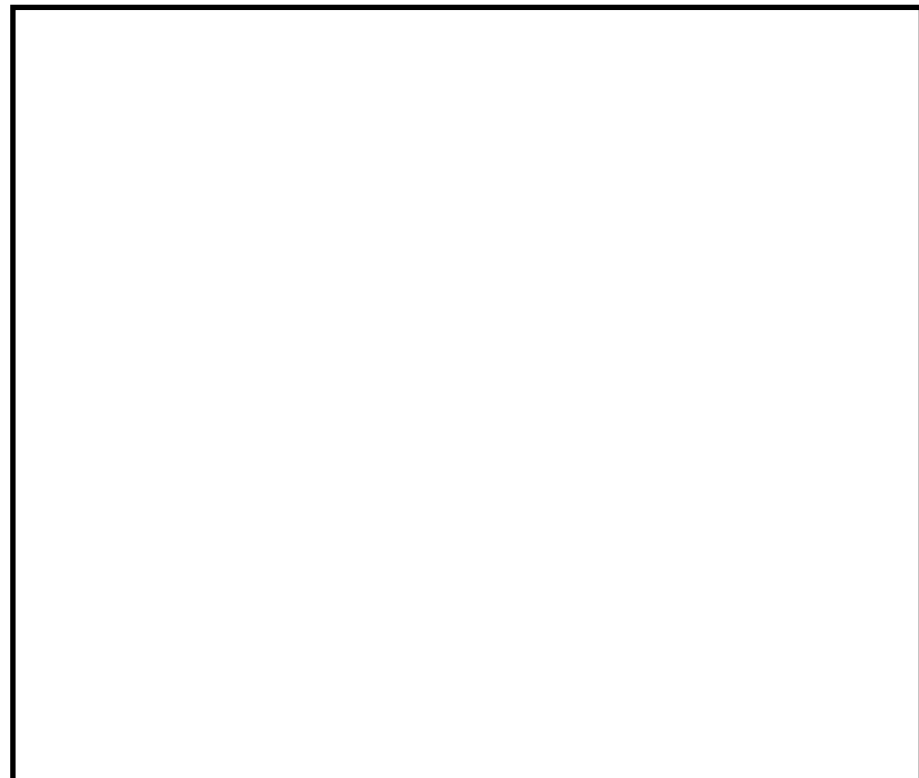


図4 第一隔離弁 (W/Wベント) 操作場所 (原子炉建物地上1階)



第 11 図 第一弁 (S/C側) 操作場所及びアクセスルート



第 12 図 第一弁 (D/W側) 操作場所及びアクセスルート

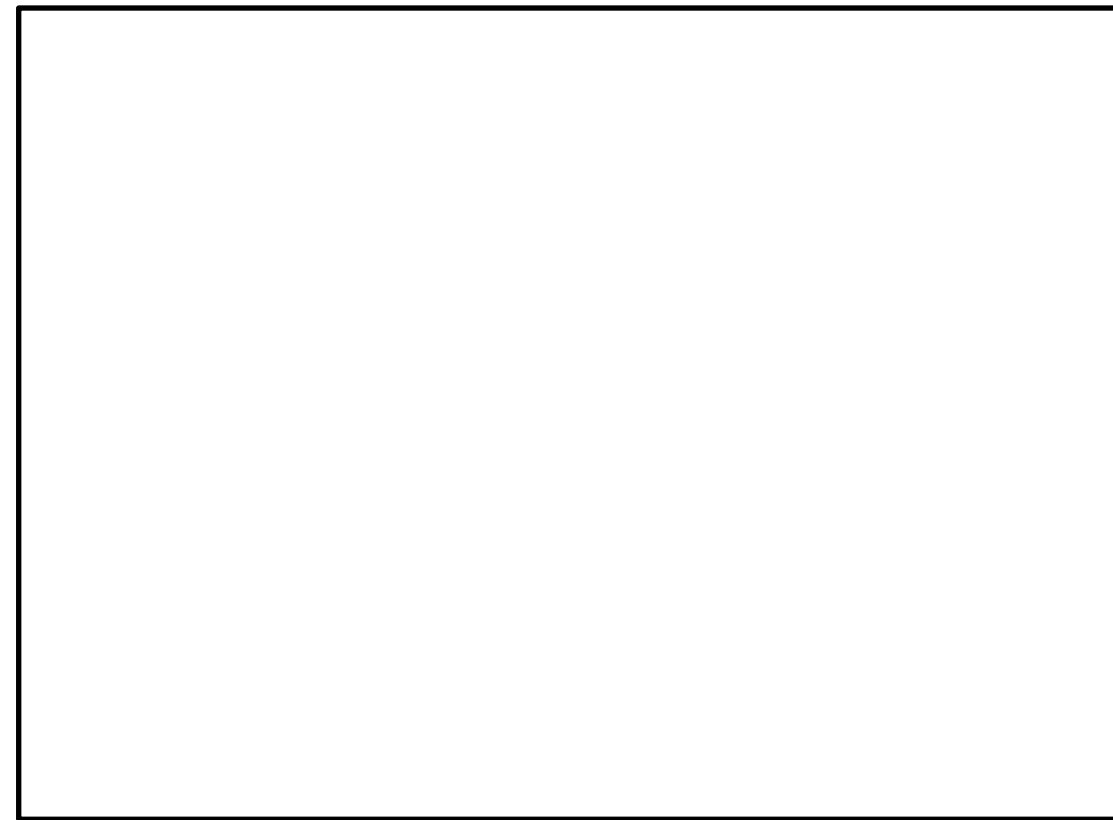
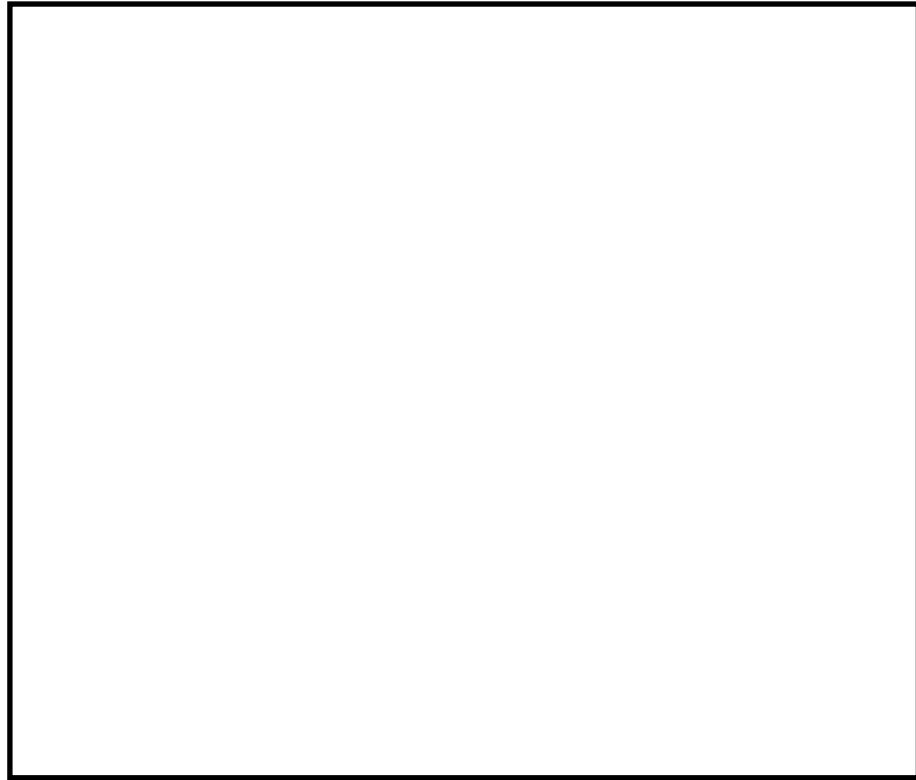
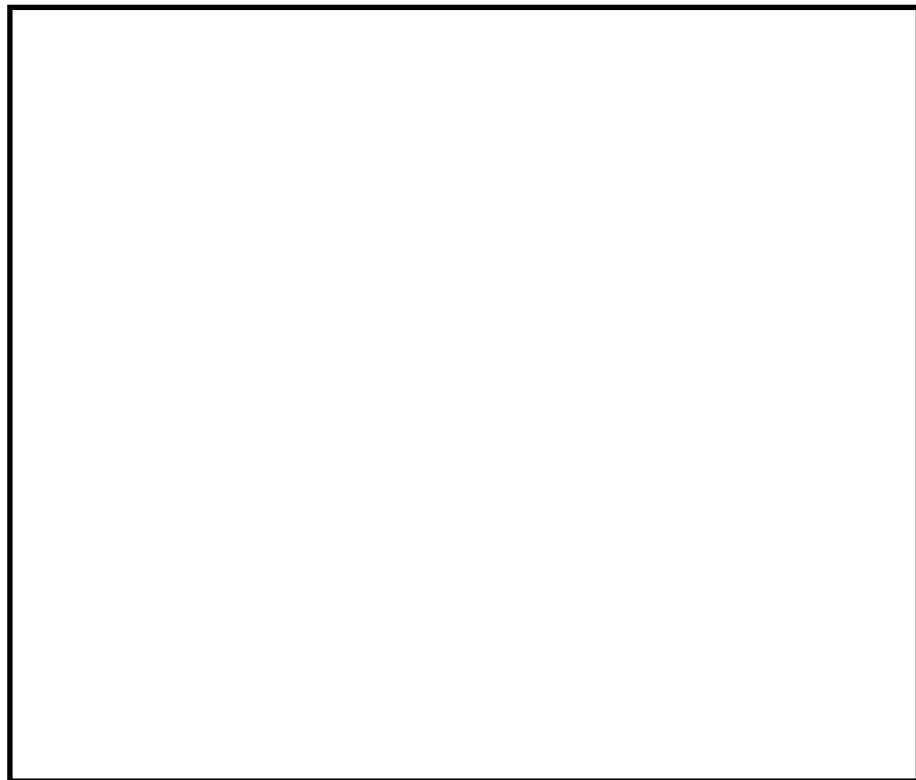


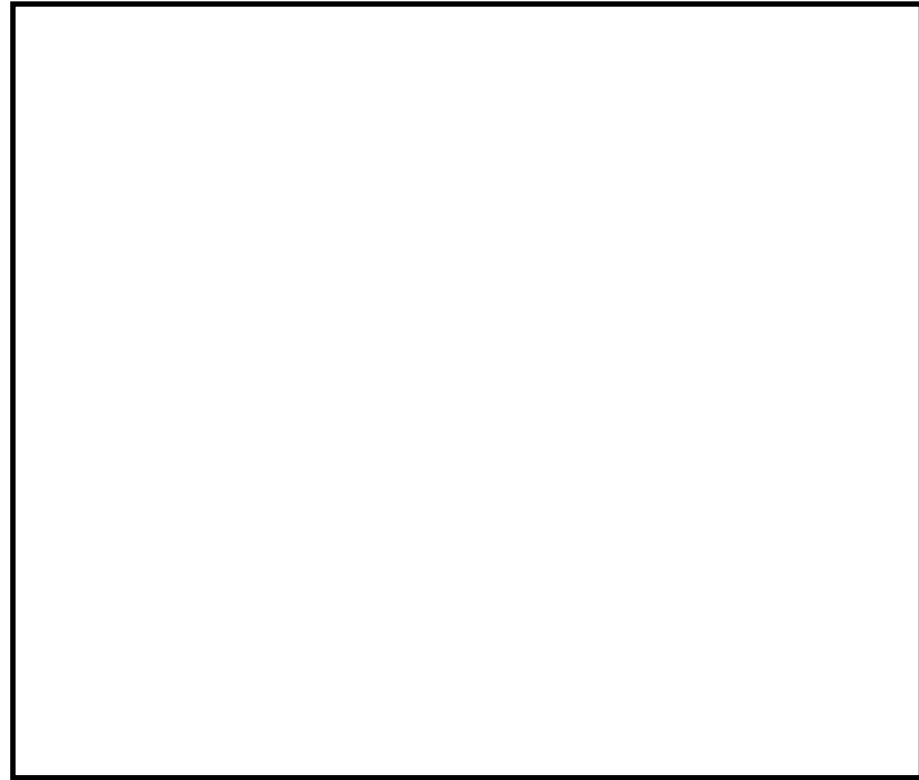
図 5 第一隔離弁 (D/Wベント) 操作場所 (原子炉建物地上 2 階)



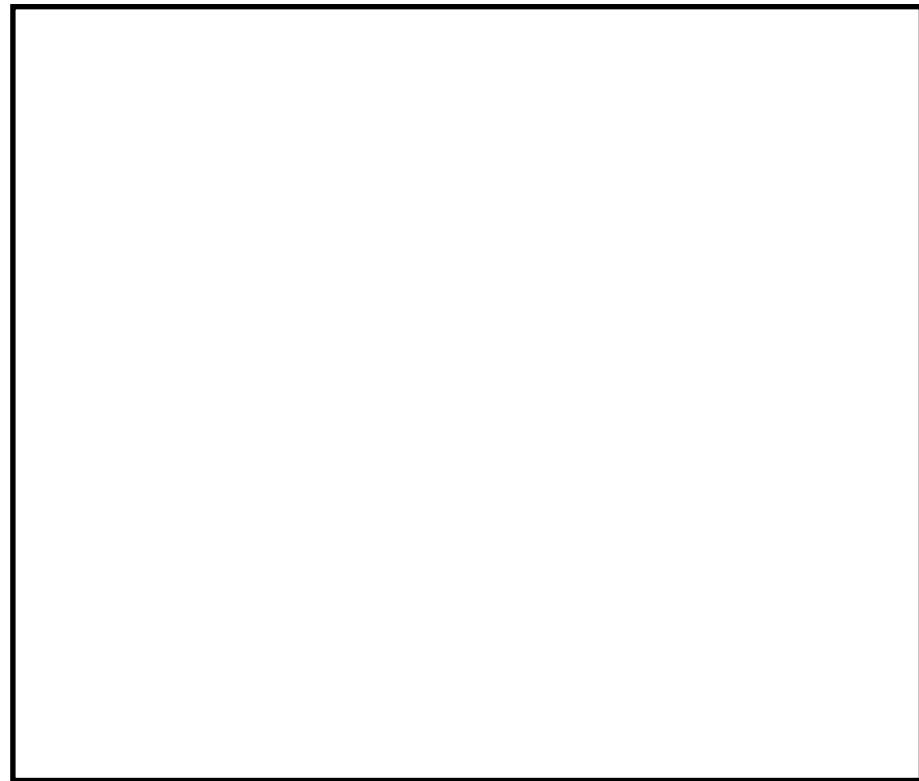
第13図 第一弁 (D/W側) 操作場所及びアクセスルート



第14図 第一弁 (D/W側) 操作場所及びアクセスルート



第15図 第一弁 (D/W側) 操作場所及びアクセスルート



第16図 屋外移動時のアクセスルート

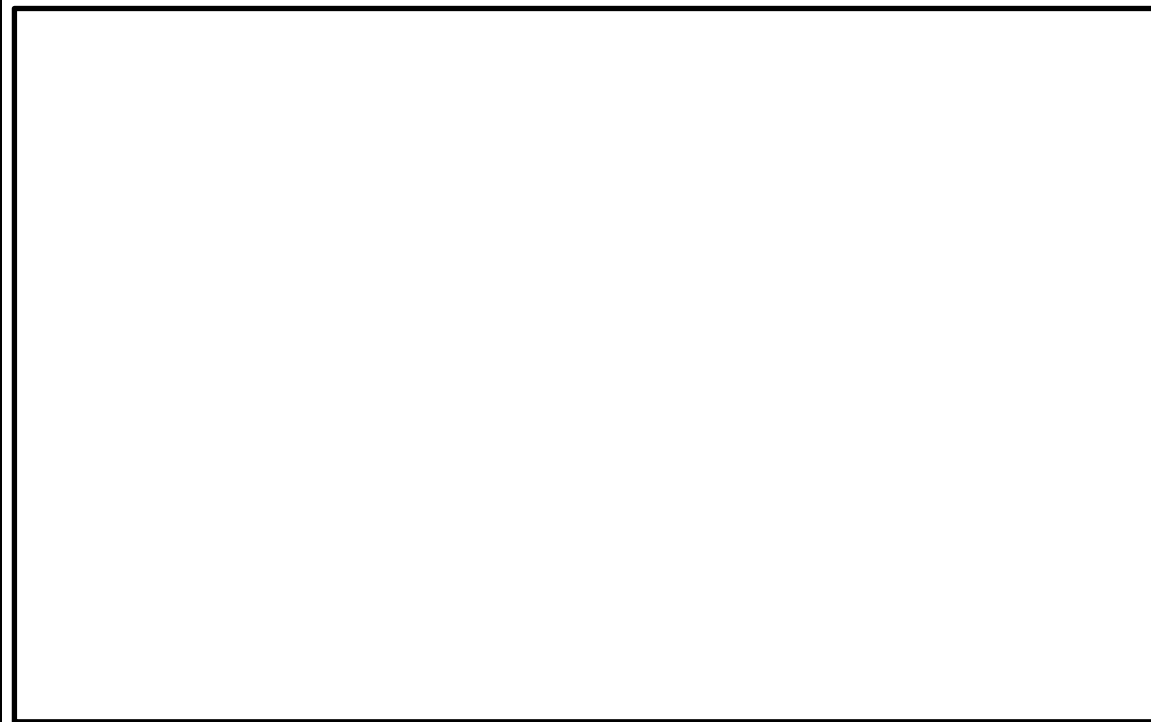
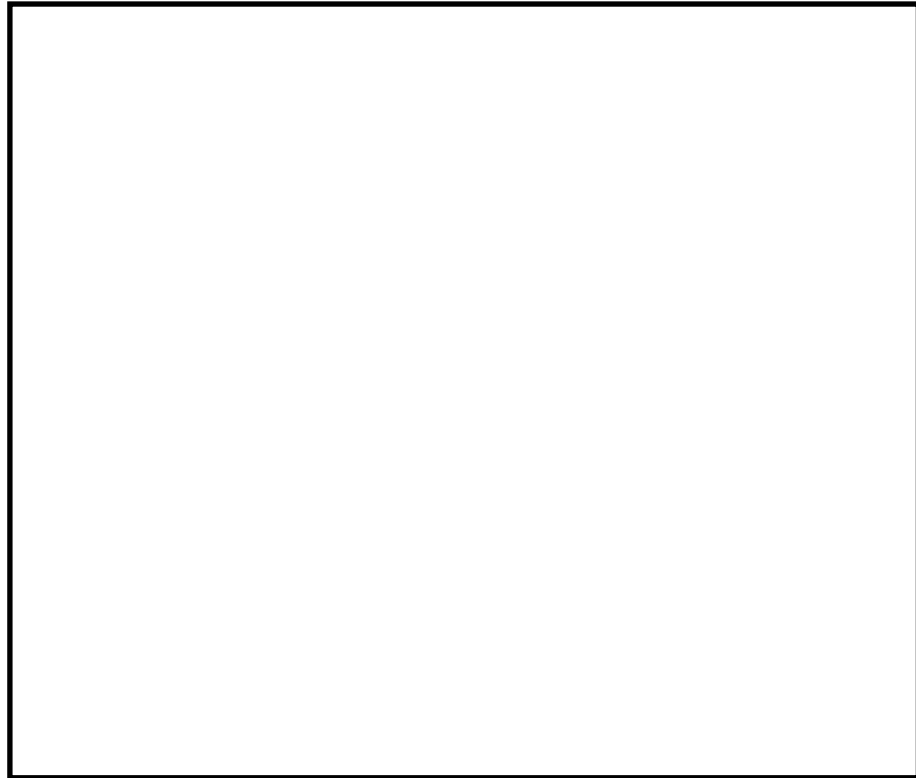
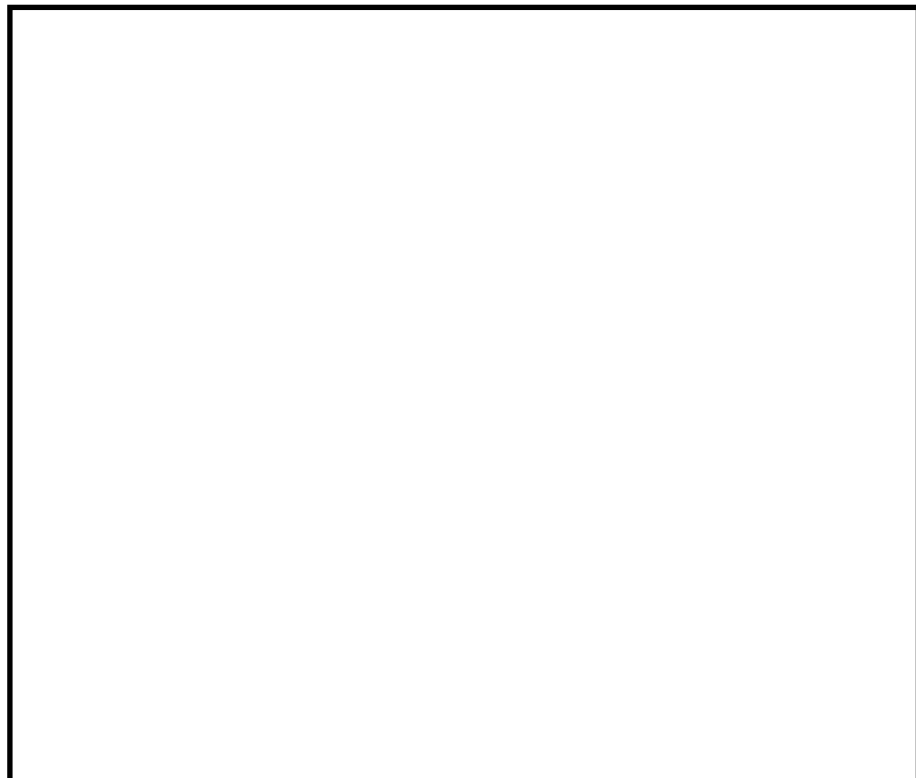


図6 屋外作業場所



第17図 第二弁操作場所及びアクセスルート



第18図 第二弁操作場所及びアクセスルート

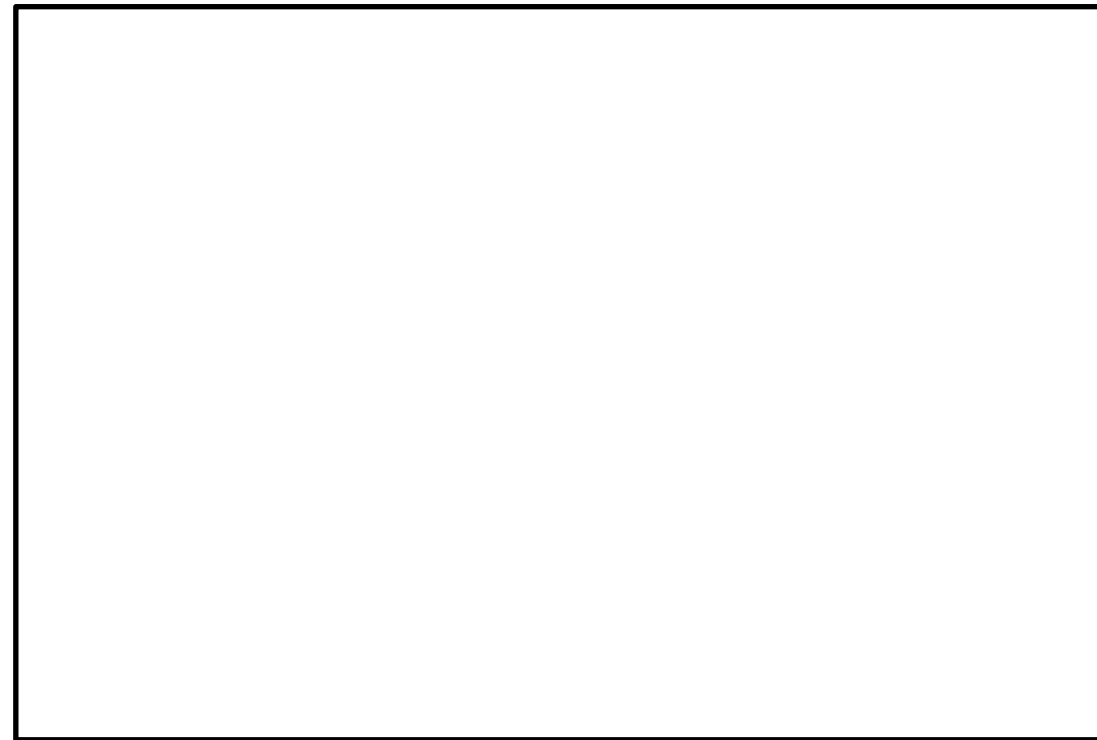
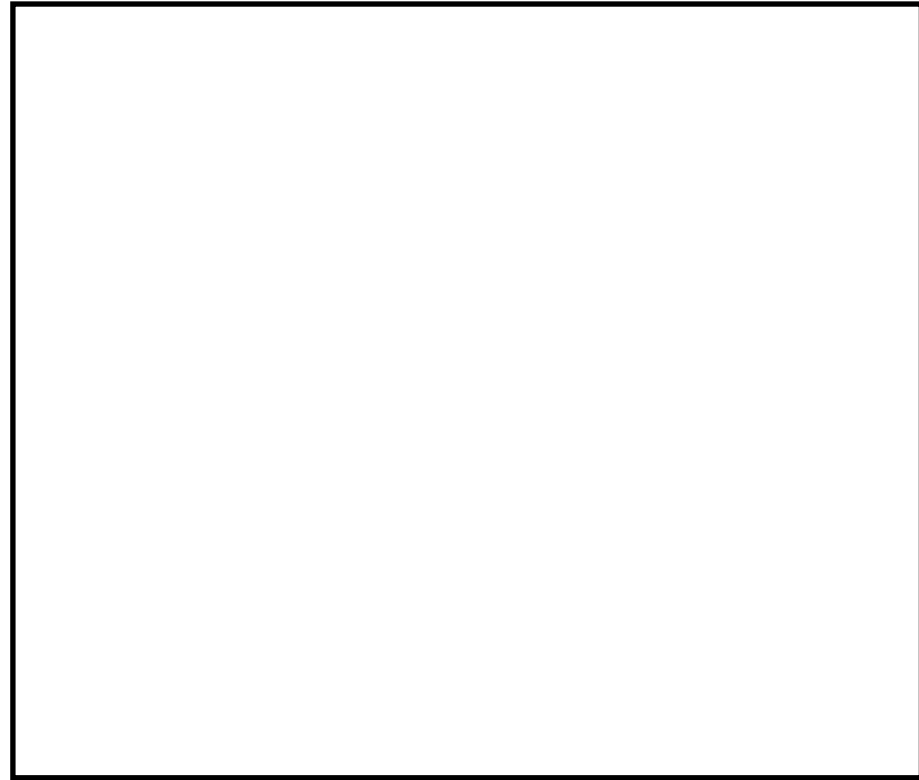
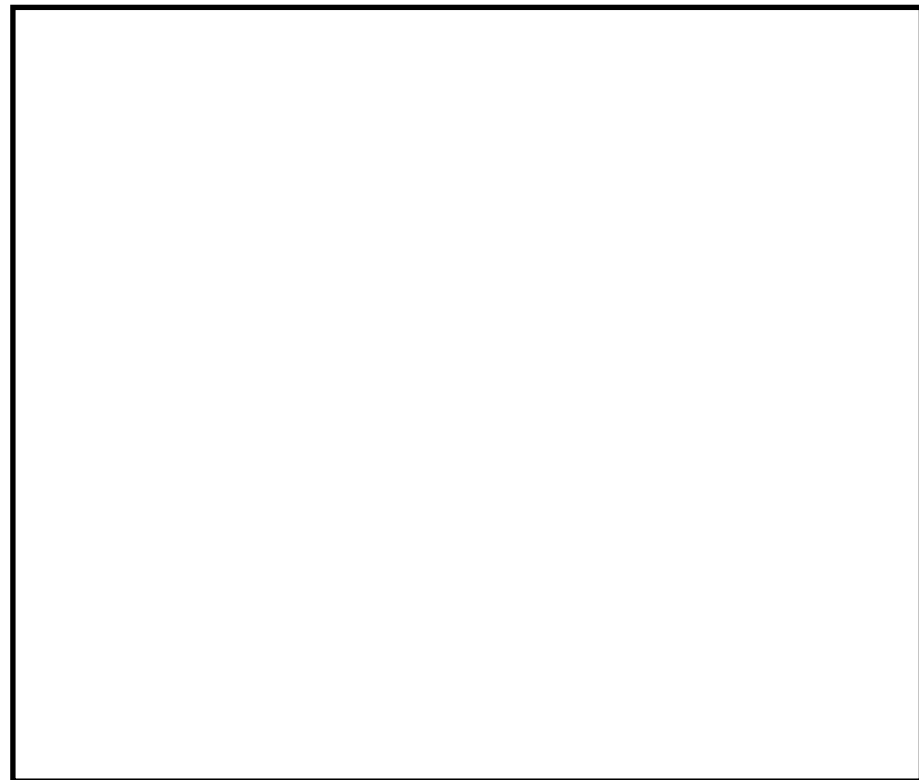


図7 第二隔離弁操作場所（原子炉建物地上3階）



第19図 第二弁操作場所及びアクセスルート



第20図 大気中に放出された放射性物質の濃度評価点

第8表 第一弁開操作に伴う移動時及び作業時の線量

(単位: mSv/h)

被ばく経路	第一弁 (S/C側) 開操作 ^{※1}		第一弁 (D/W側) 開操作 ^{※1}	
	ベント操作時	屋内移動時 (中央制御室⇒ 作業場所)	ベント操作時	屋内/屋外移動 時 (作業場所⇒ 付属棟入口)
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	約2.1×10 ⁰	約3.1×10 ⁰	約5.4×10 ⁰	約1.9×10 ⁰
	外部被ばく	約4.8×10 ⁻²	約2.6×10 ⁻²	約5.4×10 ⁰
大気中へ放出された 放射性物質による被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される	1.0×10 ⁻² 以下	約2.6×10 ⁻²	約4.8×10 ⁻²
	外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
外気から作業場所内へ流入 した放射性物質による被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
	内部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
ベント系配管内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく ^{※2}	約1.4×10 ⁻¹	1.0×10 ⁻² 以下	約4.6×10 ⁻¹	約4.6×10 ⁻¹
	約1.2×10 ¹	約1.2×10 ¹	約1.1×10 ¹	約1.2×10 ¹
大気中へ放出され地表面に沈着した 放射性物質からのガンマ線による被ばく	約1.4×10 ¹	約1.5×10 ¹	約1.7×10 ¹	約1.4×10 ¹
作業線量率	90分	35分 (往路)	90分	35分 (復路)
作業時間及び移動時間	90分	35分 (往路)	90分	35分 (復路)
作業員の実効線量 (作業時及び移動時)	約2.1×10 ¹ mSv	約8.6×10 ⁰ mSv	約2.5×10 ¹ mSv	約8.2×10 ⁰ mSv
作業員の実効線量 (合計)	約3.7×10 ¹ mSv			
大気中へ放出された放射性物質の 影響に包絡される				
約5.2×10 ¹ mSv				

※1 第一弁開操作はベント実施前に行う。

※2 第一弁開操作前は、第一弁までのベント系配管内に浮遊した放射性物質を考慮する。

※3 屋外移動時は、アクセスルートからベント系配管の距離が離れているため、評価対象外とする。

第9表 第二弁開操作に伴う移動時及び作業時の線量(S/Cからのベント操作の場合)

(単位: mSv/h)

被ばく経路	第二弁開操作時 (ベント実施時)		待機時	屋内移動時 (原子炉建屋入口等 作業場所)		屋外移動時 (緊急時対策所等 原子炉建屋入口)		
	ベント開始～ 1時間	1時間～ 2時間		2時間～ 3時間	ベント 実施前	ベント 実施後	ベント 実施前	ベント 実施後
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	約2.6×10 ⁰	約2.6×10 ⁰	約1.9×10 ⁰	約1.9×10 ⁰	
外部被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される						約4.8×10 ⁻²	約1.1×10 ⁻¹
大気中へ放出された放 射性物質による被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される						1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
外気から作業場所内へ 流入した放射性物質 による被ばく	約4.7×10 ⁰	約5.2×10 ⁻²	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	約4.1×10 ⁻²	約2.7×10 ⁻²	
ベント系配管内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	正圧化により流入なし						約2.9×10 ⁻¹	約1.2×10 ¹
大気中へ放出された放射 性物質からのガンマ線による被ばく	約4.6×10 ⁻¹	約4.5×10 ⁻¹	約4.6×10 ⁻¹	約1.3×10 ⁻¹	約1.3×10 ⁻¹	約1.2×10 ¹	約1.2×10 ¹	
作業員の実効線量 (作業時及び移動時)	約2.2×10 ⁻²	約2.2×10 ⁻²	約2.3×10 ⁻²	約1.2×10 ¹	約1.2×10 ¹	約1.4×10 ¹	約1.4×10 ¹	
作業員の実効線量 (合計)	約5.2×10 ⁰ mSv	約5.3×10 ⁻¹ mSv	約4.8×10 ⁻¹ mSv	約4.0×10 ⁻¹ mSv	約2.4×10 ⁰ mSv	約8.2×10 ⁰ mSv	約8.2×10 ⁰ mSv	
約2.8×10 ¹ mSv								

※1 屋外移動時は、アクセスルートからベント系配管の距離が離れているため、評価対象外とする。

表6 格納容器ベント(W/Wベント)実施に伴う被ばく評価結果(単位:mSv)

評価内容	格納容器ベント実施前				格納容器ベント実施後	
	水素濃度測定 装置※1	可搬式窒素供 給装置準備※1	ベント弁(第 二隔離弁)開 操作※1	ベント弁(第 一隔離弁)開 操作	ベント弁開操 作※1	窒素供給操作
	屋外	屋外	屋内	屋内	屋内	屋外
原子炉棟内の放射性物 質からの直接線・スカ イシャイン線による外 部被ばく	8.5×10 ⁻¹	1.1×10 ⁰	9.2×10 ⁻¹	1.4×10 ⁰	3.4×10 ⁻¹	7.0×10 ⁻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	6.7×10 ⁻¹	3.7×10 ⁻¹	7.6×10 ⁻¹	1.5×10 ⁰	1.4×10 ⁰	1.0×10 ⁻² 以下
建物内に取込まれた放 射性物質による外部被 ばく及び内部被ばく※2	8.2×10 ⁻¹	2.9×10 ⁻¹	1.0×10 ⁰	1.5×10 ⁰ ※3	1.4×10 ⁰	1.0×10 ⁻² 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	9.9×10 ⁰	1.4×10 ¹	9.4×10 ⁰	1.8×10 ⁰	3.5×10 ⁰	5.5×10 ⁰
ベント系配管内の放射 性物質からのガンマ線 による外部被ばく	—	—	—	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.2×10 ⁰ ※4
SGTフィルタの放射 性物質からのガンマ線 による外部被ばく	—※5	—※5	2.6×10 ⁻¹	4.8×10 ⁻²	9.7×10 ⁻²	—※5
被ばく線量	約13	約16	約13	約6.3	約6.8	約7.5

※1 被ばく線量が最も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 マスク着用(PF50)による防護効果を考慮する。

※3 ベント流体が原子炉建物内に流入することによる影響は考慮しない。

※4 ベント系配管内に浮遊及び沈着した放射性物質を考慮する。なお、ベント配管内に沈着した放射性物質がドレンだまりに蓄積するものとして評価する。

※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。

第10表 第二弁開操作に伴う移動時及び作業時の線量 (D/Wからのベント操作の場合)

(単位: mSv/h)

被ばく経路	第二弁開操作時 (ベント実施時)		待機時	屋内移動時 (原子炉建屋入口等 作業場所)		屋外移動時 (緊急時対策所等 原子炉建屋入口)		
	ベント開始～ 1時間	1時間～ 2時間		ベント 実施前	ベント 実施後	ベント 実施前	ベント 実施後	
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	約2.6×10 ⁰	約2.6×10 ⁰	約1.9×10 ⁰	約1.9×10 ⁰	
外部被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される						約4.8×10 ⁻²	約1.5×10 ¹
大気中へ放出された放 射性物質による被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される						1.0×10 ⁻² 以下	約1.3×10 ⁰
外気から作業場所内へ 流入した放射性物質 による被ばく	約4.0×10 ⁰	約3.1×10 ⁻¹	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	屋外移動のため対象外 ^{※1}		
ベント系配管内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	正圧化により流入なし						約8.3×10 ⁰	
大気中へ放出され地表面に沈着した 放射性物質からのガンマ線による被ばく	約5.1×10 ⁻¹	約5.1×10 ⁻¹	約3.1×10 ⁻²	約3.1×10 ⁻²	約3.1×10 ⁻²	約3.2×10 ⁻¹	約1.6×10 ¹	
作業線量率	約2.9×10 ⁻²	約2.9×10 ⁻²	約2.3×10 ⁻²	約1.2×10 ¹	約1.2×10 ¹	約1.4×10 ¹	約3.5×10 ¹	
作業時間及び移動時間	60分	60分	140分	10分(往路)	10分(復路)	35分(往路)	35分(復路)	
作業員の実効線量(作業時及び移動時)	約4.6×10 ⁰ mSv	約8.4×10 ⁻¹ mSv	約1.7×10 ⁻¹ mSv	約2.4×10 ⁰ mSv	約4.7×10 ⁰ mSv	約8.2×10 ⁰ mSv	約2.0×10 ¹ mSv	
作業員の实効線量(合計)	約4.2×10 ¹ mSv							

※1 屋外移動時は、アクセスルートからベント系配管の距離が離れているため、評価対象外とする。

表7 格納容器ベント (D/Wベント) 実施に伴う被ばく評価結果 (単位: mSv)

評価内容	格納容器ベント実施前				格納容器ベント実施後	
	水素濃度測 定装置 ^{※1}	可搬式窒素 供給装置準 備 ^{※1}	ベント弁(第 二隔離弁)開 操作 ^{※1}	ベント弁(第 一隔離弁)開 操作	ベント弁閉 操作 ^{※1}	窒素供給操 作
	屋外	屋外	屋内	屋内	屋内	屋外
原子炉棟内の放射性物質 からの直接線・スカイン チェーン線による外部被ば く	8.7×10 ⁻¹	1.1×10 ⁰	9.3×10 ⁻¹	1.5×10 ⁰	3.5×10 ⁻¹	7.1×10 ⁻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	6.7×10 ⁻¹	3.7×10 ⁻¹	7.6×10 ⁻¹	7.3×10 ⁻¹	7.5×10 ⁻¹	1.0×10 ⁻² 以下
建物内に取込まれた放射 性物質による外部被ばく 及び内部被ばく ^{※2}	8.1×10 ⁻¹	2.9×10 ⁻¹	1.0×10 ⁰	1.5×10 ⁰ ※3	1.4×10 ⁰	1.6×10 ⁻²
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	9.9×10 ⁰	1.4×10 ¹	9.4×10 ⁰	1.8×10 ⁰	3.5×10 ⁰	1.2×10 ¹
ベント系配管内の放射性 物質からのガンマ線によ る外部被ばく	—	—	—	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	6.2×10 ⁰ ※4
SGTフィルタの放射性 物質からのガンマ線によ る外部被ばく	— ^{※5}	— ^{※5}	2.7×10 ⁻¹	5.1×10 ⁻²	1.0×10 ⁻¹	— ^{※5}
被ばく線量	約13	約16	約13	約5.6	約6.2	約19

※1 被ばく線量が最も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 マスク着用 (PF50) による防護効果を考慮する。

※3 ベント流体が原子炉建物内に流入することによる影響は考慮しない。

※4 ベント系配管内に浮遊及び沈着した放射性物質を考慮する。なお、ベント配管内に沈着した放射性物質がドレンだまりに蓄積するものとして評価する。

※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。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考																											
<p><u>補足1 格納容器漏えい率の設定について</u></p> <p>原子炉格納容器からの原子炉建屋への漏えい率は、MAAP内で模擬した漏えい孔の等価漏えい面積及び原子炉格納容器の圧力に応じて設定している。</p> <p>模擬する漏えい孔の等価漏えい面積は、以下に示す格納容器圧力が最高使用圧力である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。</p> <p>ただし、MAAP解析においては、よう素の化学組成について考慮されておらず、全て粒子状よう素として扱われることから、無機よう素及び有機よう素の格納容器漏えい率は別途設定する。</p> <p>1. 格納容器圧力が最高使用圧力以下の場合 格納容器圧力が最高使用圧力以下の場合、設計漏えい率 (0.9Pd で 0.5%/日) を基に算出した等価漏えい面積 (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。</p> <p>2. 格納容器圧力が最高使用圧力を超過した場合 格納容器圧力が最高使用圧力を超過した場合、2Pd で漏えい率 1.3%/日となる等価漏えい面積 (約 $7 \times 10^{-6} \text{m}^2$) 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。</p> <p>2Pdにおける漏えい率 1.3%/日は、以下のAECの評価式、GEの評価式及び定常流の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評価において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 200℃までは、事故後7日間に渡り、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てい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圧力 2Pd 及び雰囲気温度 200℃における漏えい率を設定することは可能と判断した。</p> <p>○AECの評価式</p> $L = L_0 \sqrt{\frac{(P_t - P_a) \times R_t \times T_t}{(P_d - P_a) \times R_d \times T_d}}$ <table border="0"> <tr> <td>L :</td> <td>事故時の格納容器漏えい率 (2Pd)</td> <td>【約 1.28%/日】</td> </tr> <tr> <td>L₀ :</td> <td>設計漏えい率 (0.9Pd)</td> <td>【0.5%/日】</td> </tr> <tr> <td>P_t :</td> <td>事故時の格納容器内圧力 (2Pd)</td> <td>【721.325kPa [abs]】</td> </tr> <tr> <td>P_d :</td> <td>設計圧力 (0.9Pd)</td> <td>【380.325kPa [abs]】</td> </tr> <tr> <td>P_a :</td> <td>格納容器外の圧力 (大気圧)</td> <td>【101.325kPa [abs]】</td> </tr> <tr> <td>R_t :</td> <td>事故時の気体定数^{*2}</td> <td>【523.7J/Kg・K】</td> </tr> <tr> <td>R_d :</td> <td>空気の気体定数</td> <td>【287J/Kg・K】</td> </tr> <tr> <td>T_t :</td> <td>事故時の格納容器雰囲気温度 (200℃)</td> <td>【473.15K】</td> </tr> <tr> <td>T_d :</td> <td>格納容器雰囲気温度 (20℃)</td> <td>【293.15K】</td> </tr> </table>	L :	事故時の格納容器漏えい率 (2Pd)	【約 1.28%/日】	L ₀ :	設計漏えい率 (0.9Pd)	【0.5%/日】	P _t :	事故時の格納容器内圧力 (2Pd)	【721.325kPa [abs]】	P _d :	設計圧力 (0.9Pd)	【380.325kPa [abs]】	P _a :	格納容器外の圧力 (大気圧)	【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 :	事故時の格納容器雰囲気温度 (200℃)	【473.15K】	T _d :	格納容器雰囲気温度 (20℃)	【293.15K】		<p>・記載箇所の相違</p> <p>島根2号炉では、有効性評価「添付資料 3.1.2.6 原子炉格納容器漏えい率の設定について」で記載している</p>
L :	事故時の格納容器漏えい率 (2Pd)	【約 1.28%/日】																											
L ₀ :	設計漏えい率 (0.9Pd)	【0.5%/日】																											
P _t :	事故時の格納容器内圧力 (2Pd)	【721.325kPa [abs]】																											
P _d :	設計圧力 (0.9Pd)	【380.325kPa [abs]】																											
P _a :	格納容器外の圧力 (大気圧)	【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 :	事故時の格納容器雰囲気温度 (200℃)	【473.15K】																											
T _d :	格納容器雰囲気温度 (20℃)	【293.15K】																											

○GEの評価式 (General Electric 社の漏えいモデル式)

$$L = L_0 \frac{1 - \left(\frac{Pa}{Pt}\right)^2}{\sqrt{1 - \left(\frac{Pa}{Pd}\right)^2}}$$

- L : 事故時の格納容器漏えい率 (2Pd) 【約 0.51%/日】
- L₀ : 設計漏えい率 (0.9Pd) 【0.5%/日】
- P_t : 事故時の格納容器内圧力 (2Pd) 【721.325kPa [abs]】
- P_d : 設計圧力 (0.9Pd) 【380.325kPa [abs]】
- P_a : 格納容器外の圧力 (大気圧) 【101.325kPa [abs]】

○定常流の式

$$L = L_0 \frac{\rho_d(P_t - P_a)}{\sqrt{\rho_t(P_d - P_a)}}$$

- L : 事故時の格納容器漏えい率 (2Pd) 【約 0.93%/日】
- L₀ : 設計漏えい率 (0.9Pd) 【0.5%/日】
- ρ_t : 事故時の格納容器内気体の平均密度^{※3} 【2.9kg/m³】
- ρ_d : 設計温度・圧力における格納容器内気体の平均密度^{※4} 【4.5kg/m³】
- P_t : 事故時の格納容器内圧力 (2Pd) 【721.325kPa [abs]】
- P_d : 設計圧力 (0.9Pd) 【380.325kPa [abs]】
- P_a : 格納容器外の圧力 (大気圧) 【101.325kPa [abs]】

※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 R_tは、以下の式により算出した。

$$R_t \text{ [J/kg}\cdot\text{K]} = \text{モル気体定数約 } 8.314 \text{ [J/K}\cdot\text{mol]} / \text{平均分子量M [kg/mol]}$$

AECの評価式より、事故時の気体定数が大きくなるほど漏えい率は高くなる。また、上記計算式より、事故時の気体定数は、平均分子量が小さくなるほど大きくなる。事故時の原子炉格納容器内は水素、窒素及び水蒸気で構成されるため、分子量の小さい水素の割合が増加するほど平均分子量は小さくなり、結果として事故時の気体定数は大きくなる。平均分子量の設定に当たり、水素、窒素及び水蒸気のガス組成を 34% : 33% : 33%とし、水素の割合 (34%) 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)」) における水素発生量 (約 700kg (内訳 : ジルコニウム-水反応 約 325kg, アルミニウム/亜鉛の反応 約

246kg, 水の放射線分解 約 115kg)) を包含した値であることから, 保守的な設定であると考ええる。

※3 事故時の格納容器内気体の平均密度 ρ_t は, 以下の式により算出した。

$$\rho_t [\text{kg}/\text{m}^3] = \text{平均分子量} M [\text{kg}/\text{mol}] \times \text{物質質量} n [\text{mol}] / \text{格納容器体積} V [\text{m}^3]$$

定常流の式より, 事故時の原子炉格納容器内気体の平均密度が小さくなるほど漏えい率は大きくなる。また, 上記計算式より, 事故時の原子炉格納容器内気体の平均密度は, 平均分子量が小さくなるほど小さくなる。平均分子量は※2 と同じであり, 保守的な設定であると考ええる。

※4 原子炉格納容器内気体の平均密度 ρ_d は, 以下の式により算出した。

$$\rho_d [\text{kg}/\text{m}^3] = 1.205 [\text{kg}/\text{m}^3] \times (P_d [\text{Pa}] / P_a [\text{Pa}])$$

1.205 [kg/m³] : 乾燥空気密度 (20℃)

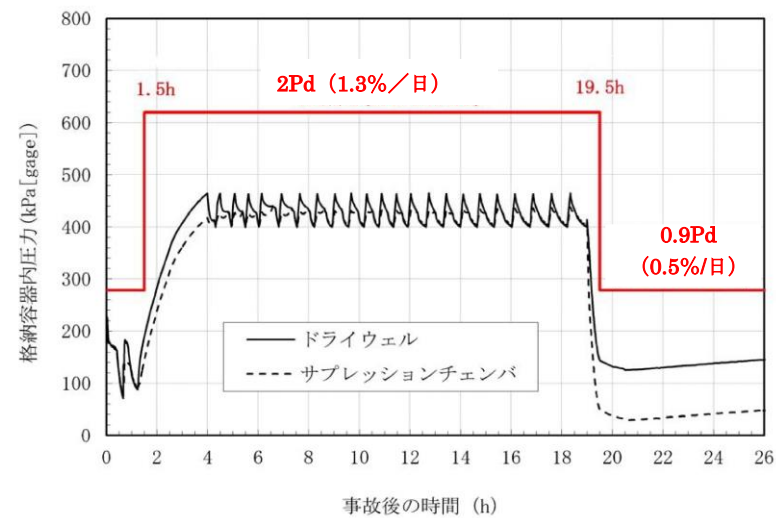
3. 無機よう素及び有機よう素の格納容器漏えい率

(1) 無機よう素

他の核種と同様に格納容器圧力に応じて漏えい率が変動すると考えるが, MAA P解析において無機よう素を模擬していないため, MAA P解析結果による格納容器圧力を基に漏えい率を設定する。

漏えい率の設定に当たっては, 第1図のとおりMAA P解析結果による格納容器圧力を包絡した格納容器圧力を設定し, その格納容器圧力に対する漏えい率を設定している。

このように設定した漏えい率は, 0.9Pd 以下で 0.5%/日, 0.9Pd 超過で 1.3%/日を一律に与えるものであり, MAA P解析における漏えい率を包絡した保守的な設定であると考ええる。



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

(2) 有機よう素

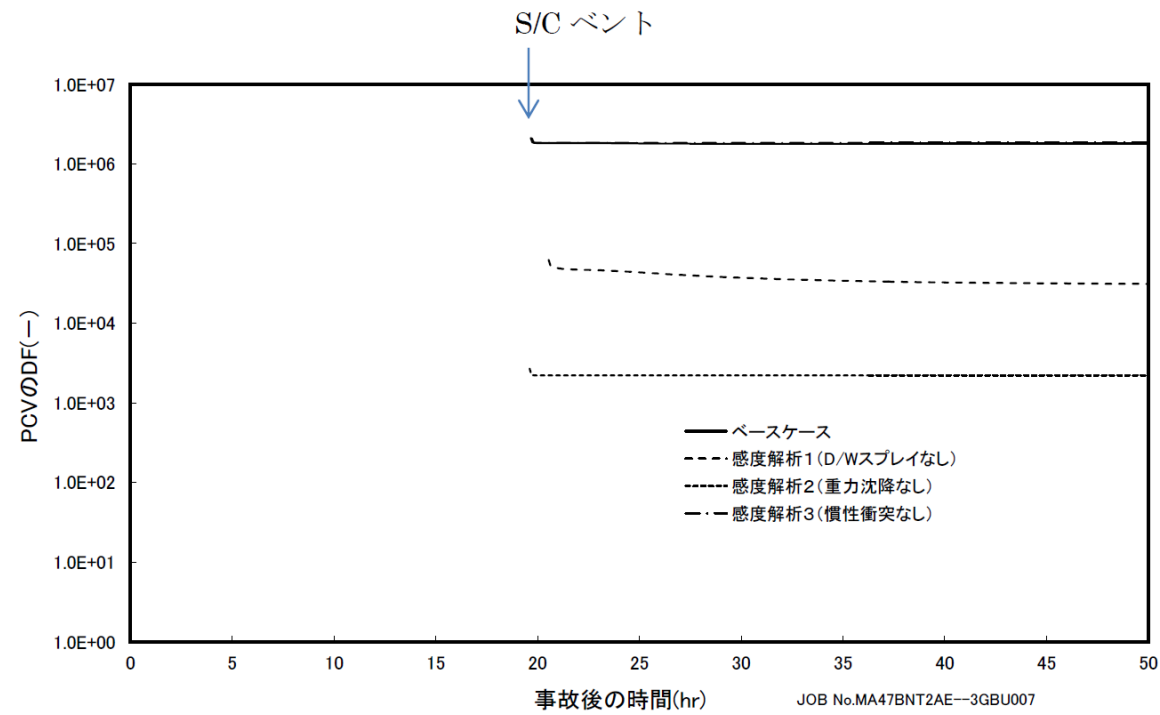
有機よう素についても, 無機よう素と同様の漏えい率の設定が可能であるが, 有機よう素がガス状として振る舞うこと及び原子炉格納容器内での除去効果を受けない点で希ガスに類似してい

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>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。</p> <p><u>補足2 原子炉格納容器内での除去効果について</u></p> <p>MAAPにおけるエアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果として、沈着、サプレッション・プールでのスクラビング及びドライウェルスプレイを考慮している。また、沈着については、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、核分裂生成物（以下「FP」という。）ガス凝縮/再蒸発で構成される。（「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」の「第5部 MAAP」（抜粋）参照）</p> <p>「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）</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-top: 10px;"> <p>(2) FPの状態変化・輸送モデル</p> <p>高温燃料から出た希ガス以外のFPは雰囲気温度に依存して凝固し、エアロゾルへ変化する。気相及び液相中のFPの輸送においては、熱水力計算から求まる体積流量からFP輸送量を計算する。FPがガス状とエアロゾル状の場合は、気体の流れに乗って、原子炉圧力容器内と原子炉格納容器内の各部に輸送される。水プール上に沈着したFPの場合は、区画内の水の領域間の移動に伴って輸送される。また、炉心あるいは溶融炉心中のFPの場合は、溶融炉心の移動量に基づいて輸送される。</p> <p>FPの輸送モデルは上述の仮定に基づいており、炉心燃料から放出されてから原子炉格納容器に到達する経路としては、次のとおりである。燃料から原子炉圧力容器内に放出されたFPは、原子炉圧力容器破損前にはLOCA破損口あるいは逃がし安全弁から原子炉格納容器へ放出される。また、原子炉圧力容器破損後には原子炉圧力容器破損口若しくは格納容器下部に落下した溶融炉心からFPが原子炉格納容器へ放出される。逃がし安全弁を通じて放出されたFPはスクラビングによってサプレッション・チェンバ液相部へ移行する。原子炉格納容器の気相部へ放出されたFPは、気体の流れに伴って原子炉格納容器内を移行する。</p> </div>		<p>・記載箇所の相違</p> <p>島根2号炉では、有効性評価 補足説明資料 「13. サプレッション・チェンバのスクラビングによるエアロゾル捕集効果」で記載している</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>原子炉压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。</p> <p>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。</p> <p>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。</p> <p>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。</p> <p>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。</p> <p>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。</p> <p>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。</p> <p style="text-align: center;">5-66</p> <p>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。</p> <p>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。</p> <p>また、格納容器スプレイによるF P除去も模擬しており、スプレイ液滴とエアロゾルとの衝突による除去率を衝突効率、スプレイの液滴径、流量及び落下高さから計算する。</p> <p>1. 沈着及びドライウェルススプレイによる除去効果</p>		

沈着及びドライウェルスプレイによる除去効果を確認するため、感度解析を行った。感度解析結果を第1図に示す。なお、感度解析では、以下の式により原子炉格納容器内の除去効果を算出している。

$$DF = \frac{\text{原子炉格納容器内へのCsI放出割合}}{\text{ベントラインから大気へのCsI放出割合}}$$



第1図 エアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果 (感度解析結果)

第1図より、全除去効果を考慮したベースケースにおけるDF (10⁶オーダー) との比較から、重力沈降のDFは10³程度、ドライウェルスプレイのDFは10~10²程度であることがわかる。これより、重力沈降及びドライウェルスプレイ両方によるDFは10⁴~10⁵程度となるため、エアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果は重力沈降及びドライウェルスプレイの影響が大きいと考える。

2. サプレッション・プールでのスクラビングによる除去効果

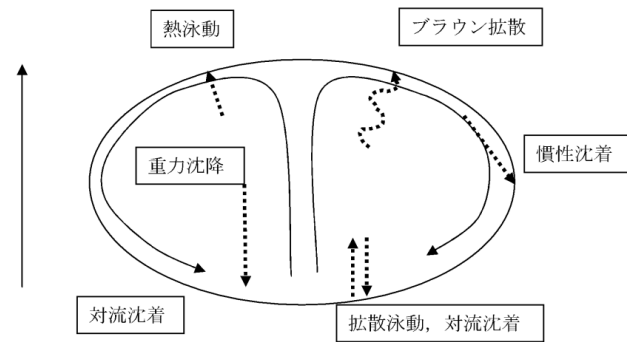
(1) スクラビング効果について

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) MAAP解析上の扱いについて

スクラビングによる除去効果について、MAAP解析ではスクラビング計算プログラム(SUPRAコード)により計算されたDF値のデータテーブルに、プール水深、エアロゾルの粒子径、キャリアガス中の水蒸気割合、格納容器圧力及びサブプレッション・プールのサブクール度の条件を補間して求めている。

SUPRAコードでは、スクラビングに伴う初期気泡生成時及び気泡上昇時のエアロゾルの除去効果をモデル化しており、気泡挙動(気泡サイズ及び気泡上昇速度)、初期気泡生成時のDF、気泡上昇時のDFを評価式により与えている。第2図に、気泡中のエアロゾルが気泡界面に到達するまでの過程を示す。気泡上昇時における各過程の除去速度を評価することでエアロゾルのDFを与えている。



第2図 スクラビングによるエアロゾル捕集効果

(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第1表及び第3図に示す。また、試験結果を第4図から第10図に示す。

試験結果より、SUPRAコードによる計算結果と実験結果について、キャリアガス流量等のパラメータ値の増減によるDF値の傾向は概ね一致していることを確認した。

また、粒径 μm までの粒子について、SUPRAコードによる計算結果が実験結果より小さいDF値を示しており、保守的な評価であることを確認した。

一方、粒径 μm の粒子について、SUPRAコードによる計算結果が実験結果より大きいDF値を示しているが、これは実験とSUPRAコードで用いている粒子の違い(実験: LATEX粒子(密度 g/cm³), SUPRAコード: CsOH(密度 g/cm³))が影響しているためである。SUPRAコードの計算結果を密度補正^{※2}した第7図及び第9図では、SUPRAコードによる計算結果は実験結果より概ね小さいDF値を示すことが確認できる。

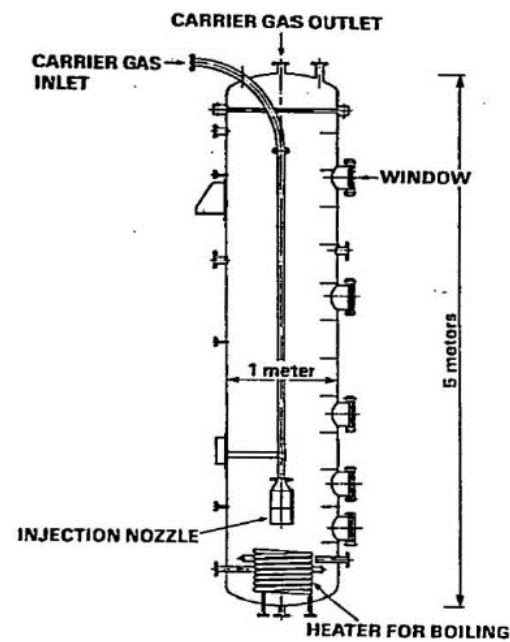
以上より、SUPRAコードにより計算されたDF値を用いることは妥当と考える。

※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 (g/cm³) の平方根を乗じることにより に換算する。

第1表 試験条件

Parameter		Standard Value	Range
Geometric property	injection nozzle diameter (cm)	15	1~15
	scrubbing depth (meters)	2.7	0~3.8
Hydraulic property	pool water temperature (°C)	80	20~110
	carrier gas temperature (°C)	150	20~300
	steam fraction (vol.%)	50	0~80
	carrier gas flow rate (L/min)	500	300~2000
Aerosol property	particle diameter (μm)	0.21~1.1	0.1~1.9
	material	LATEX	LATEX, CsI

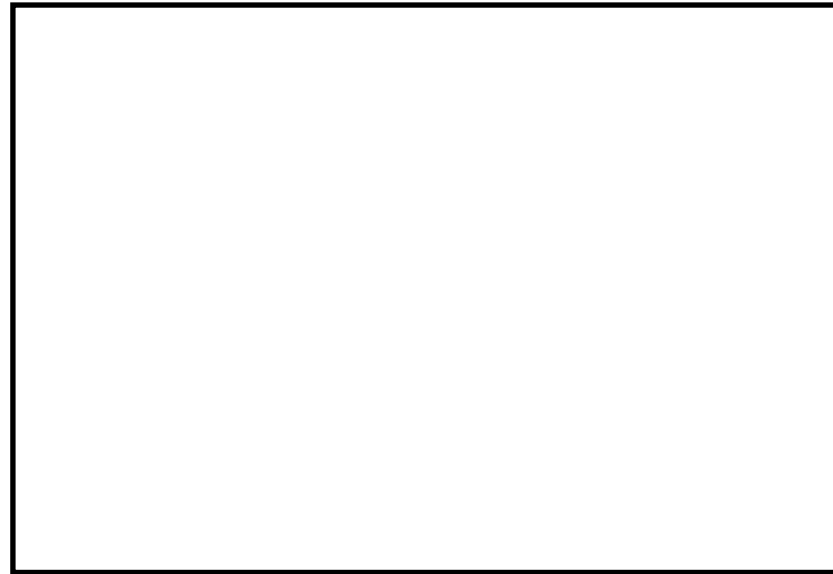


第3図 試験装置の概要

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="344 205 1118 737" data-label="Figure"></div> <div data-bbox="439 747 997 779" data-label="Caption"><p>第4図 キャリアガス流量に対するDFの比較</p></div> <div data-bbox="344 877 1118 1409" data-label="Figure"></div> <div data-bbox="477 1465 958 1497" data-label="Caption"><p>第5図 プール水温に対するDFの比較</p></div>		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="341 205 1118 737" data-label="Figure"> </div> <div data-bbox="468 743 961 785" data-label="Caption"> <p>第6図 水蒸気割合に対するDFの比較</p> </div> <div data-bbox="341 877 1118 1409" data-label="Figure"> </div> <div data-bbox="403 1415 1035 1457" data-label="Caption"> <p>第7図 水蒸気割合に対するDFの比較 (密度補正)</p> </div>		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="344 205 1115 737" data-label="Figure">A large empty rectangular box intended for Figure 8.</div> <div data-bbox="439 747 997 779" data-label="Caption"><p>第8図 スクラビング水深に対するDFの比較</p></div> <div data-bbox="344 877 1115 1409" data-label="Figure">A large empty rectangular box intended for Figure 9.</div> <div data-bbox="373 1419 1071 1451" data-label="Caption"><p>第9図 スクラビング水深に対するDFの比較 (密度補正)</p></div>		



第10図 ガス温度に対するDFの比較

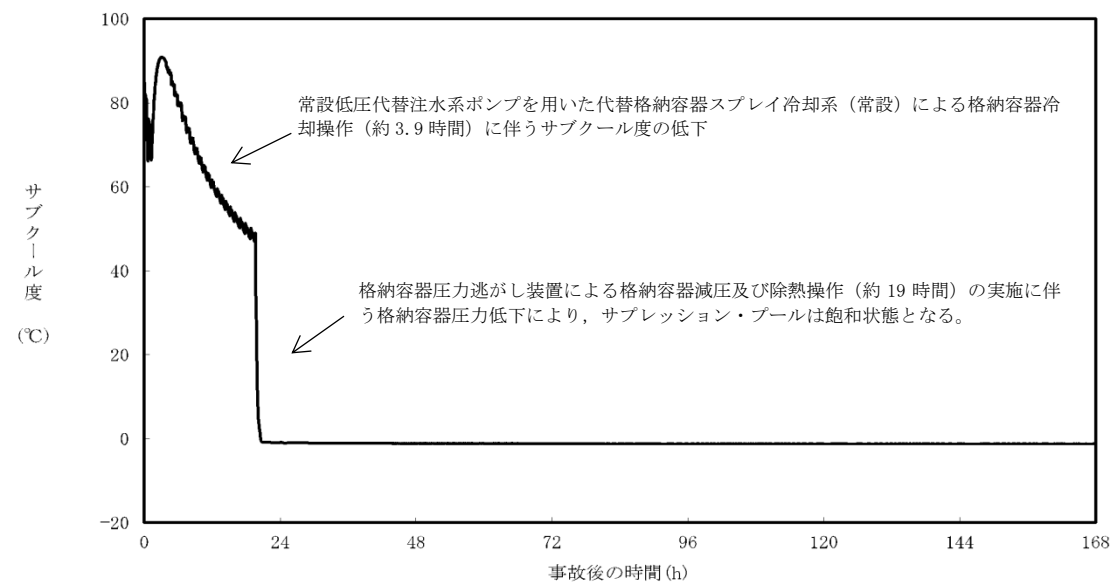
(4) 沸騰による除去効果への影響について

「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の代替循環冷却系を使用できない場合における事故シーケンスでは、第11図のとおり、格納容器圧力逃がし装置による格納容器減圧及び除熱の実施に伴いサブプレッション・プールは飽和状態（沸騰状態）になるため、サブプレッション・プールの沸騰による除去効果への影響を確認した。MAAP解析条件及び評価結果を第2表及び第3表に示す。なお、エアロゾルの粒径については、スクラビング前後でそれぞれ最も割合の多い粒径について除去効果への影響を確認した。その結果、第3表のとおり沸騰時の除去効果は非沸騰時に比べて小さいことを確認した。

ただし、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の代替循環冷却系を使用できない場合における事故シーケンスでは、第12図のとおり、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5時間程度で大部分が原子炉格納容器内液相部へ移行するため、本評価においてサブプレッション・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られる。

なお、CsI、CsOHの沸点はそれぞれ1,280℃、272.3℃以上^{※2}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ですが、サブプレッション・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（事象発生7日間で約18TBq）に包絡されると考えられる。

※2 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



第11図 サプレッション・プールのサブクール度の推移

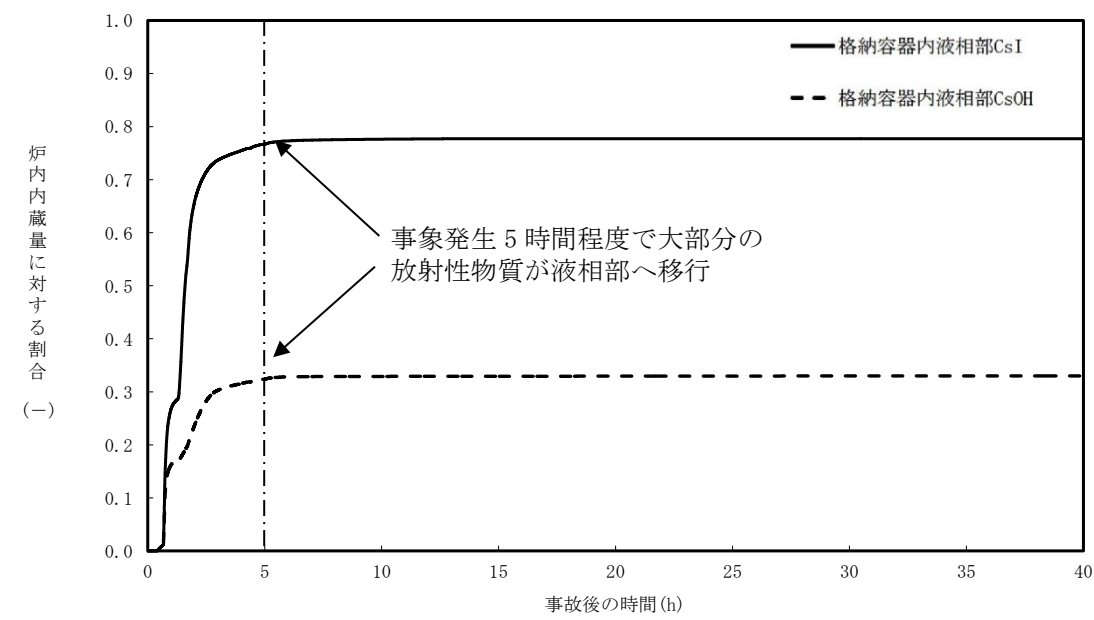
第2表 評価条件

項目	評価条件※	選定理由
蒸気割合	<input type="text"/> %	格納容器ベント実施前のドライウエルにおける蒸気割合 (約 55%) 相当
格納容器圧力	<input type="text"/> kPa[gage]	格納容器ベント実施前の格納容器圧力 (400~465kPa[gage]) 相当
サプレッション・プール水深	<input type="text"/> 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	<input type="text"/> °C	未飽和状態として設定 (設定上限値)
	<input type="text"/> °C	飽和状態として設定 (設定下限値)
エアロゾルの粒径 (半径)	<input type="text"/> μm	スクラビング前において、最も割合が多い粒径
	<input type="text"/> μm	スクラビング後において、最も割合が多い粒径

※ 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

第3表 評価結果

粒径 (半径)	D F	
	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"/> μm		



第12図 原子炉格納容器内液相部中の存在割合

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>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</p> <p>1. 無機よう素の自然沈着率の設定</p> <p>原子炉格納容器内での無機よう素の除去効果として、自然沈着率 9.0×10^{-4} (1/s) (原子炉格納容器内の最大存在量から 1/200 まで) を用いている。以下に、自然沈着率の算出に関する概要を示す。</p> <p>原子炉格納容器内における無機よう素の自然沈着について、財団法人原子力発電技術機構(以下「NUPEC」という。)による検討「平成9年度NUREG-1465のソースタームを用いた放射性物質放出量の評価に関する報告書(平成10年3月)」において、CSE(Containment Systems Experiment) A6実験に基づく値が示されている。</p> <p>原子炉格納容器内での無機よう素の自然沈着率を λ_d ($\mu\text{g}/\text{m}^3$) とすると、原子炉格納容器内における無機よう素濃度 ρ の濃度変化(1/s)は式1で表され、自然沈着率 λ_d は時刻 t_0 における無機よう素濃度 ρ_0 と時刻 t_1 における無機よう素濃度 ρ_1 を用いて式2のとおりとなる。</p> $\frac{d\rho}{dt} = -\lambda_d \rho \quad (\text{式1})$ $\lambda_d = -\frac{1}{t_1 - t_0} \log\left(\frac{\rho_1}{\rho_0}\right) \quad (\text{式2})$ <p>なお、NUPECの報告書では、Nuclear Technology “Removal of Iodine and Particles by Sprays in the Containment Systems Experiment” の記載(CSE A6実験)より、時刻0分における無機よう素の気相濃度 $10^5 \mu\text{g}/\text{m}^3$ 及び時刻30分における無機よう素の気相濃度 $1.995 \times 10^4 \mu\text{g}/\text{m}^3$ を上式に代入することで、式3のとおり、無機よう素の自然沈着率 9.0×10^{-4} (1/s) を算出したとしている。</p> $\lambda_d = -\frac{1}{30 \times 60 - 0} \log\left(\frac{1.995 \times 10^4}{10^5}\right) \approx 9.0 \times 10^{-4} \quad (\text{式3})$ <p>この自然沈着率は、BNWL-1244, “Removal of Iodine and Particles from Containment Atmospheres by Spray-Containment Systems Experiment Interim Report” のCSE A6実験による無機よう素の気相濃度の時間変化を表す図に基づくものである。時刻0分～30分の濃度変化は、よう素の浮遊量が多く、格納容器スプレイを考慮していない事故初期の状態を模擬していると考えられる。(第1図参照)</p>		<p>・記載箇所の相違</p> <p>島根2号炉では、59条補足説明資料 59-11 添付資料2「2-5 格納容器等への無機よう素の沈着効果について」で記載している</p>

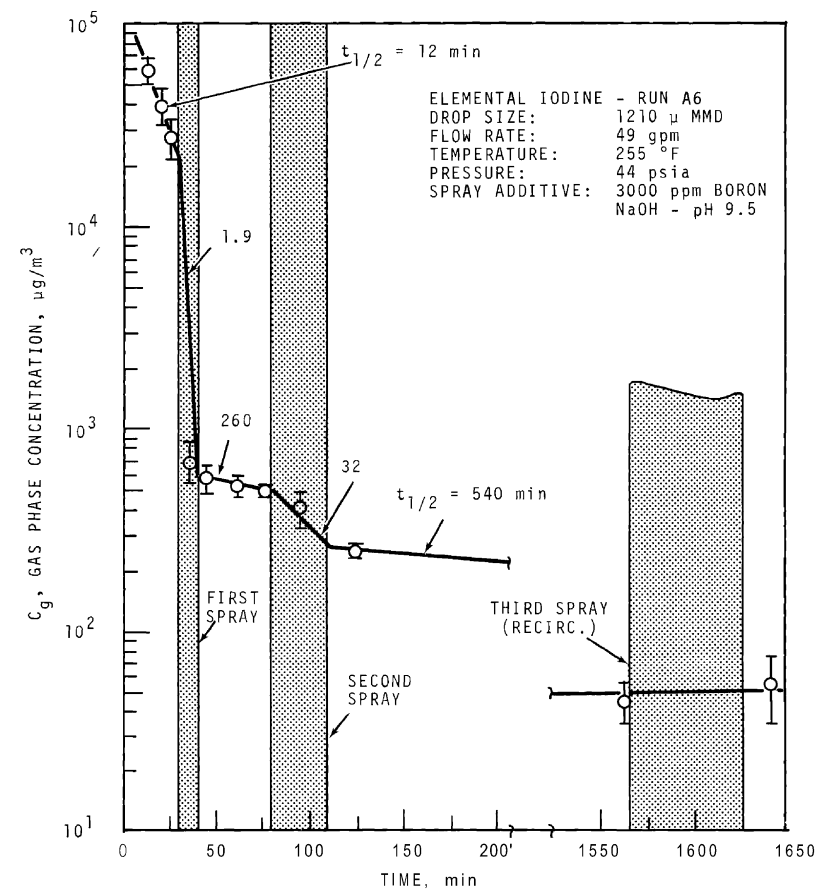


FIGURE 9. Concentration of Elemental Iodine in the Main Room, Run A6

第1図 CSE A6 実験による無機よう素の濃度変化図

2. C S E実験の適用について

C S E実験条件と東海第二発電所の評価条件の比較を第1表に示す。

第1表 C S E実験と東海第二発電所の評価条件の比較

	C S E実験の Run No.			東海第二発電所
	A 6 ※1, ※2	A 5 ※3	A 1 1 ※3	
雰囲気	蒸気+空気	同左	同左	同左
雰囲気圧力 (MPa[gage])	約 0.20	約 0.22	約 0.24	約 0.47 以下※4
雰囲気温度 (℃)	約 120	約 120	約 120	約 200 以下※4
格納容器 スプレイ	間欠※5	なし	なし	間欠※6

※1 R.K.Hilliard et.al, “Removal of iodine and particles by sprays in the containment systems experiment”, Nucl. Technol. Vol 10 pp499-519, 1971

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

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

※4 評価事故シーケンスにおける格納容器圧力及び雰囲気温度のM A A P解析結果より記載

※5 A6 実験はスプレイを伴う実験だが, 自然沈着率の算出には1回目のスプレイ実施前における原子炉格納容器内の濃度変化より設定している

※6 格納容器スプレイを実施するが, 評価上は無機よう素の除去効果に対しては自然沈着のみ考慮し, 格納容器スプレイによる除去効果は考慮しない

スプレイを使用していないA 5及びA 1 1における無機よう素の原子炉格納容器内気相部濃度の時間変化を第2図に示す。初期の沈着についてはA6と同様の傾向を示すとともに, 初期濃度より数百分の1程度まで低下した後は緩やかとなる傾向が見られる。また, 米国SRP6.5.2では, 原子炉格納容器内の無機よう素濃度が1/200になるまでは無機よう素の除去が見込まれるとしている。

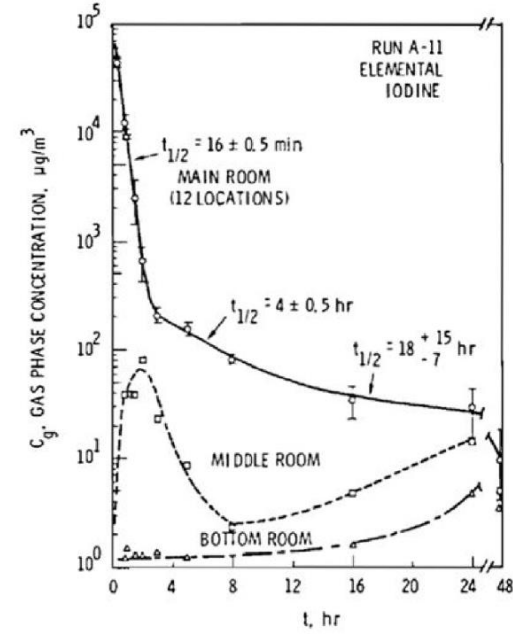
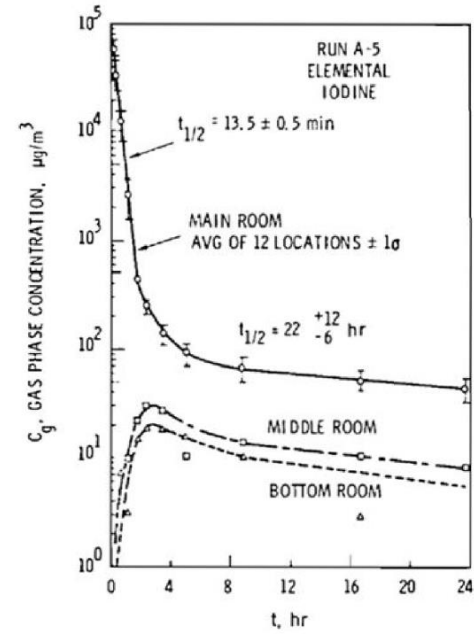


FIGURE B-5. Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-5
 FIGURE B-6. Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-11

第2図 CSE A5及びA11実験における無機よう素の原子炉格納容器内気相部濃度の時間変化

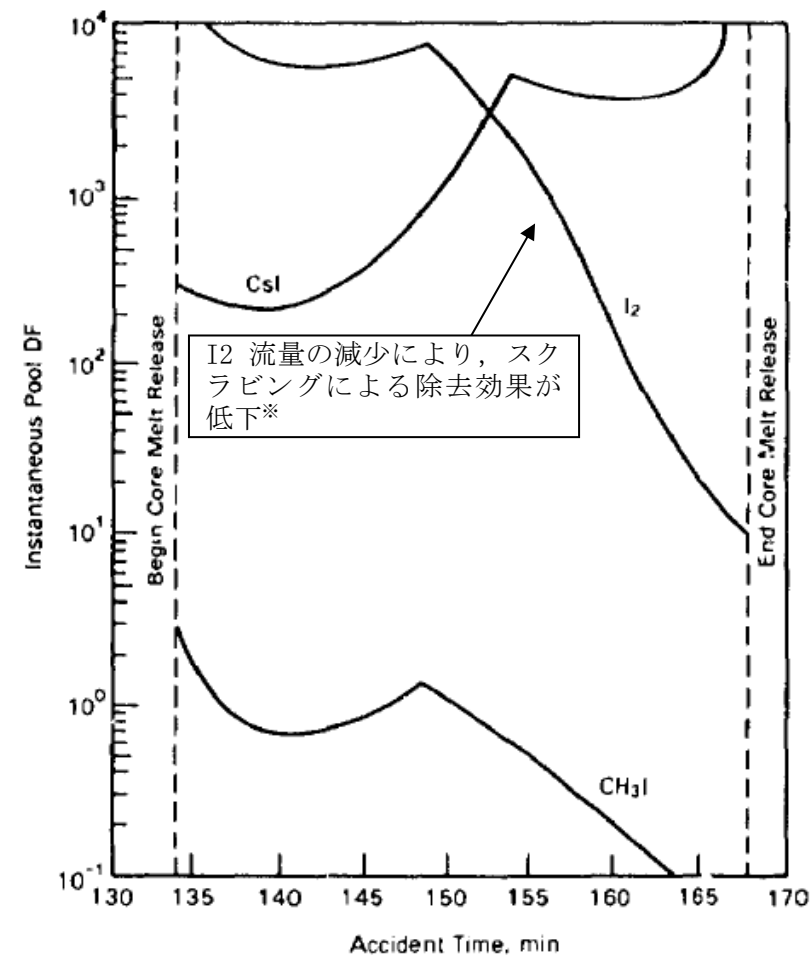
自然沈着率は、評価する体系の体積と内表面積の比である比表面積の影響を受け、比表面積が大きいほど自然沈着率は大きくなると考えられるため、CSE実験における体系と東海第二発電所の比表面積について第2表に示す。表からCSE実験と東海第二発電所の比表面積は同程度となっていることが確認できる。

第2表 CSE実験と東海第二発電所の比表面積の比較

	CSE実験体系	東海第二発電所
体積 (m ³)	約 600	約 5,700
表面積 (m ²)	約 570	約 5,900
比表面積 (1/m)	約 0.96	約 1.04

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>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)</u></p> <p>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(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」との記載に基づくものであり(抜粋参照)、東海第二発電所はMark - II型原子炉格納容器を採用していることから、サプレッション・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。</p> <p>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。</p> <p style="text-align: center;">「Standard Review Plan 6.5.5」(抜粋)</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> <p>1. <u>Pool Decontamination Factor.</u> 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.</p> <p>The reviewer has an option to perform an independent confirmatory calculation of the DF. If the SPARC code is used for a confirmatory calculation of fission product decontamination, the review should take care in proper establishment of the input parameters for the calculations.</p> </div>		<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> 記載箇所の相違 <p>島根2号炉では、59条補足説明資料59-11添付資料2「2-5 格納容器等への無機よう素の沈着効果について」で記載している</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">参考</p> <p>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</p> <p>サプレッション・プールでのスクラビングによる無機よう素の除去効果に関する他の知見として、SPARCコードによる計算結果並びにUKAEA及びPOSEIDONにて行われた実験がある。</p> <p>1. SPARCコードによる計算結果</p> <p>Standard Review Plan 6.5.5の引用文献^{※1}において、SPARCコードを用いたよう素のスクラビングによる除去効果を計算している。当該文献では、Mark-I型原子炉格納容器を対象として無機よう素 (I_2)、粒子状よう素 (CsI) 及び有機よう素 (CH_3I) に対するスクラビングによる除去効果を計算している。計算結果は第1図のとおりであり、無機よう素に対するDFは最小で10程度である。</p> <p>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。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・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 <p>※1 P.C.Owczarski and W.K.Winegarder, “Capture of Iodine in Suppression Pools”, 19th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conference.</p>		



第1図 SPARC計算結果(瞬時値DF)

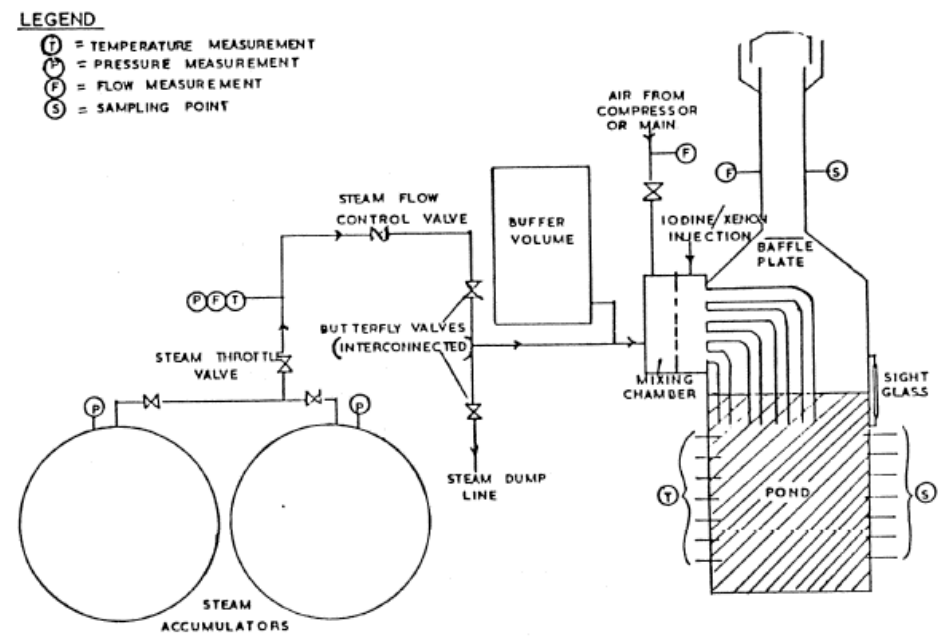
※文献中の記載(抜粋)

“Here the I_2 flow rate is fairly high until 148.5min, then the rate (and incoming I_2 concentration) decreases. These decreases cause the pool scrubbing to become less effective at the iodine concentrations of pool.”

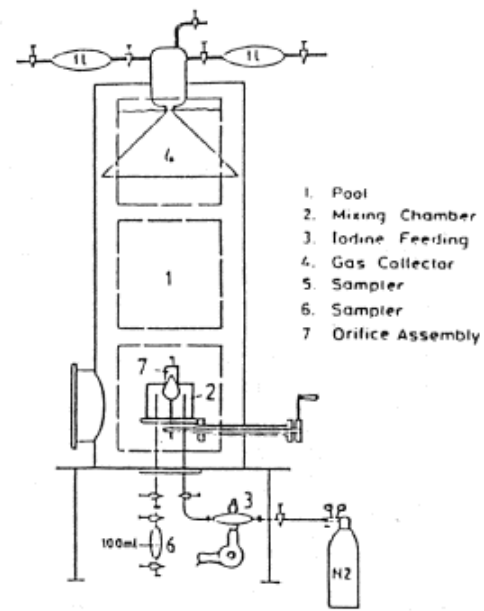
2. UKAEA及びPOSEIDONにて行われた実験

無機よう素に対するスクラビングによる除去効果について、UKAEA^{※2}及びPOSEIDON^{※3}において実験が行われている。実験体系を第2図及び第3図、実験条件及び実験結果を第1表及び第2表に示す^{※4}。第2表のとおり、無機よう素のDFは最小で14である。

- ※2 イギリスのウィンフリス(重水減速沸騰軽水冷却炉(SGHR))の蒸気抑制システムにおける核分裂生成物の保持を調べるための実験
- ※3 スイスのポール・シェラー研究所で行われた水中へのガス状よう素のスクラビングに関する実験
- ※4 “State-of-the-art review on fission products aerosol pool scrubbing under severe accident conditions”, 1995



第2図 UKAEA実験体系



第3図 POSEIDON実験体系

第1表 実験条件

Program	Aerosol	Aerosol size, μm	Carrier fluid	Steam mass fraction	Water temp., $^{\circ}\text{C}$	Pool pressure	Injector
ACE	CsI CsOH MnO	1.7 - 2.7 1.6 - 2.8 1.7 - 2.3	N ₂ + steam	0.008 - 0.31	25 83	ambient	sparger
EPRI	CsI TeO ₂ Sn	0.2 - 3.0 0.4 - 2.7 2.7	air, N ₂ or He + steam	0 - 0.95	- ambient - near saturated	ambient	single orifice
EPSI	CsI CsOH	~4.5 (radius)	steam	1	273 (initially)	1.1 MPa 3.1 MPa 6.1 MPa	single orifice
GE	Eu ₂ O ₃ CsI	0.1 - 40.0 < 0.3	air	0	ambient	ambient	single orifice
JAERI	DOP	0.3 - 10.0	air	0	ambient	ambient	single orifice
LACE - España	CsI	1.7 - 7.2	N ₂ + steam	0.07 - 0.85	110	3 bar (abs.)	-single orifice -multior.
SPARTA	CsI	0.7	air + N ₂	0	close to saturation	ambient	2 orifices
UKAEA	Cr/Ni	0.06	air + steam	0.25 - 0.96	ambient	ambient	4 orifices (downcomers)
UKAEA	I ₂ vapour	-	air and/or steam	0 - 1	ambient	ambient	4 orifices (downcomers)
POSEIDON	I ₂ vapour	-	N ₂	0	ambient	ambient	-single orifice - multior.

第2表 実験結果

Experiments	Species tested	DF range
ACE	Cs Mn I DOP	145 - 3000 11 - 260 47 - 1500 6 - 12
EPRI	CsI, TeO ₂ Sn	1.4 - 1600 110 - 6800
EPSI	CsI	2100 - 3300
GE	Eu ₂ O 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.

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

大気への放出量は、炉内蓄積量に原子炉格納容器外への放出割合を乗じることで算出する。(参考1参照)

原子炉格納容器外への放出割合の評価に当たっては、想定事故シナリオ「大破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗」(全交流動力電源喪失の重量を考慮)において原子炉压力容器が健全な状態で事故収束するため、そのプラント状態を模擬可能なMAAPコードを用いることとするが、以下の考察から、NUREG-1465の知見を用いて一部補正する。MAAP解析結果を第1表、NUREG-1465の知見を用いて一部補正した結果を第2表に示す。

第1表 放出割合の評価結果(MAAP解析)

核種 グループ	原子炉格納容器から原子炉建屋 への漏えい割合*1		格納容器圧力逃がし装置への 放出割合*1	
	S/Cベント	D/Wベント	S/Cベント	D/Wベント
希ガス類	約 4.3×10^{-3}	約 4.3×10^{-3}	約 9.5×10^{-1}	約 9.5×10^{-1}
CsI類	約 6.2×10^{-5}	約 6.2×10^{-5}	約 1.0×10^{-6}	約 3.9×10^{-3}
CsOH類	約 3.1×10^{-5}	約 3.2×10^{-5}	約 4.0×10^{-7}	約 7.5×10^{-3}
Sb類	約 7.6×10^{-5}	約 7.5×10^{-5}	約 2.7×10^{-6}	約 1.8×10^{-2}
TeO ₂ 類	約 4.4×10^{-5}	約 4.4×10^{-5}	約 3.8×10^{-7}	約 9.9×10^{-4}
SrO類	約 8.6×10^{-5}	約 7.1×10^{-5}	約 2.6×10^{-5}	約 2.4×10^{-1}
BaO類	約 9.1×10^{-5}	約 8.3×10^{-5}	約 1.5×10^{-5}	約 1.4×10^{-1}
MoO ₂ 類	約 9.1×10^{-5}	約 9.0×10^{-5}	約 3.5×10^{-6}	約 3.0×10^{-2}
CeO ₂ 類	約 1.6×10^{-5}	約 8.3×10^{-6}	約 1.1×10^{-5}	約 7.1×10^{-2}
La ₂ O ₃ 類	約 1.6×10^{-5}	約 8.3×10^{-6}	約 1.1×10^{-5}	約 7.1×10^{-2}

※1 小数点第2位を四捨五入

第2表 放出割合の評価結果(中・低揮発性の核種グループに対する補正後)

核種 グループ	原子炉格納容器から原子炉建屋 への漏えい割合*1		格納容器圧力逃がし装置への 放出割合*1	
	S/Cベント	D/Wベント	S/Cベント	D/Wベント
希ガス類	約 4.3×10^{-3}	約 4.3×10^{-3}	約 9.5×10^{-1}	約 9.5×10^{-1}
CsI類	約 6.2×10^{-5}	約 6.2×10^{-5}	約 1.0×10^{-6}	約 3.9×10^{-3}
CsOH類	約 3.1×10^{-5}	約 3.2×10^{-5}	約 4.0×10^{-7}	約 7.5×10^{-3}
Cs類*2	約 3.4×10^{-5}	約 3.4×10^{-5}	約 4.5×10^{-7}	約 7.2×10^{-3}
Sb類	約 6.7×10^{-6}	約 6.8×10^{-6}	約 8.9×10^{-8}	約 1.4×10^{-3}
TeO ₂ 類	約 6.7×10^{-6}	約 6.8×10^{-6}	約 8.9×10^{-8}	約 1.4×10^{-3}
SrO類	約 2.7×10^{-6}	約 2.7×10^{-6}	約 3.6×10^{-8}	約 5.8×10^{-4}
BaO類	約 2.7×10^{-6}	約 2.7×10^{-6}	約 3.6×10^{-8}	約 5.8×10^{-4}
MoO ₂ 類	約 3.4×10^{-7}	約 3.4×10^{-7}	約 4.5×10^{-9}	約 7.2×10^{-5}
CeO ₂ 類	約 6.7×10^{-8}	約 6.8×10^{-8}	約 8.9×10^{-10}	約 1.4×10^{-5}
La ₂ O ₃ 類	約 2.7×10^{-8}	約 2.7×10^{-8}	約 3.6×10^{-10}	約 5.8×10^{-6}

※1 小数点第2位を四捨五入

※2 CsI類及びCsOH類の値から評価(評価式は式1)

・記載箇所の相違
島根2号炉では、59条
補足説明資料 59-11 添
付資料2「2-3 核分
裂生成物の格納容器外
への放出割合の設定に
ついて」で記載してい
る

① TMI や福島第一原子力発電所事故での観測事実について

第1表によると、高揮発性核種 (CsI, CsOH) の格納容器圧力逃がし装置からの放出割合 ($10^{-6} \sim 10^{-7}$ オーダー) と比べ、中・低揮発性核種の放出割合の方が大きい (10^{-5} オーダー) という結果になっている。

一方、TMI や福島第一原子力発電所事故での観測事実から、事故が発生した場合に最も多く放出される粒子状物質は、よう素やセシウム等の高揮発性の物質であり、中・低揮発性の物質の放出量は高揮発性の物質と比べて少量であることがわかっている。

第3表は、TMI 事故後に評価された放射性核種の場所ごとの存在量であるが、希ガスや高揮発性核種 (セシウムやよう素) が原子炉圧力容器外に炉内蓄積量の半分程度放出される一方で、中・低揮発性核種はほぼ全量が原子炉圧力容器に保持されているという評価となっている。

第3表 TMI 事故後に評価された放射性核種の場所ごとの存在割合※3

核種	低揮発性			中揮発性			高揮発性		
	¹⁴⁴ Ce	¹⁵⁴ Eu	¹⁵⁵ Eu	⁹⁰ Sr	¹⁰⁶ Ru	¹²⁵ Sb	¹³⁷ Cs	¹²⁹ I	⁸⁵ Kr
原子炉建屋									
原子炉容器	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

† 広範囲の濃度測定値と多量のデブリ(おもに地下水沈殿物)のため、ここでの保持量は炉心インベントリーを大きく上回る分析結果となってしまう。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られる。

※3 存在割合 = サンプル試料の分析結果 / ORIGEN 2 コード解析結果

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

また、第4表は、福島第一原子力発電所事故後に実施された発電所敷地内の土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 (ND) という結果となっている。

第4表 福島第一原子力発電所事故後に検出された土壌中の放射性核種

試料採取場所	【定点①】*1 グランド (西北西約900m)*2		【定点②】*1 野鳥の森 (西約900m)*2		【定点③】*1 産産処分場近傍 (南南西約900m)*2		④5号機リベス ビル前 (北約1,000m)*2		⑤固体廃棄物貯 蔵庫12棟近傍 (北約900m)*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	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	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	3/25	3/24	3/25	3/25	3/25	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			
	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	6.1E+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	1.7E+02	1.8E+04	ND	ND	ND	ND			

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

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>②各元素の放出挙動について</p> <p>燃料からの核分裂生成物の放出及び移行挙動に関する研究結果より、各元素の放出挙動は以下のように整理されており※4、高揮発性核種が高温でほぼ全量放出されるのに対し、中・低揮発性核種は雰囲気条件に大きく左右される。</p> <p>希ガス：高温にてほぼ全量放出される。</p> <p>I, Cs：高温にてほぼ全量放出される。放出速度は希ガスと同等。</p> <p>Sb, Te：被覆管と反応した後、被覆管の酸化に伴い放出される。</p> <p>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。</p> <p>Ce, Np, Pu, Y, Zr, Nb：高温状態でも放出速度は低い。</p> <p>※4 「化学形に着目した破損燃料からの核分裂生成物及びアクチノイドの放出挙動評価のための研究（JAEA-Review 2013-034, 2013年12月）」</p> <p>③補正について</p> <p>①及び②より、第1表の中・低揮発性核種の放出割合が高揮発性核種よりも大きいという結果は実態に即しておらず、これは、MAAP解析において、中・低揮発性核種の放出割合が過度に大きく評価されたためと考えられ、要因としては、熔融燃料が再冠水し熔融燃料の外周部が固化した後でも、燃料デブリ表面からの放射性物質の放出評価において熔融燃料の平均温度を参照して放出量を評価していることや、熔融燃料上部の水によるスクラビング効果を考慮していないことが挙げられる。なお、MAAPコードの開発元であるEPRIからも、以下の報告がなされている。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・炉心が再冠水した場合の低揮発性核種（Ru及びMo）の放出について、低温の熔融燃料表面付近ではなく、熔融燃料の平均温度を基に放出速度を算出しているため、MAAP解析が保守的な結果を与える場合がある。 ・Moの放出量評価について、NUREG-1465よりもMAAPの方が放出量を多く評価する。したがって、TMI事故や福島第一原子力発電所事故の実態により見合った、環境中への放出量を評価するため、中・低揮発性核種の放出割合を補正することとした。補正するに当たり、TMI事故を契機として行われたシビアアクシデントに係るソースターム研究を踏まえ、被覆管材であるジルコニウムの酸化量の違い等により核分裂生成物の放出量や放出タイミングに相違が生じることを考慮し、BWR及びPWRそれぞれに対して放出割合を設定する等、より現実的なソースタームの設定を目的として制定されたNUREG-1465の知見を利用する。事象発生後、炉心損傷が開始し、原子炉圧力容器が破損するまでのMAAP解析とNUREG-1465の想定と比較は第5表のとおりであり、想定事故シーケンスでは重大事故等対処設備による原子炉注水により原子炉圧力容器破損には至らないが、NUREG-1465の想定とMAAP解析の事象進展に大きな差はなく、本評価においてNUREG-1465の知見は利用可能と判断している。 		

第5表 MAA P事象進展とNUREG-1465の想定と比較

	燃料被覆管損傷が開始し、ギャップから放射性物質が放出される期間	炉心溶融が開始し、溶融燃料が原子炉圧力容器破損するまでの期間
MAAP	約4分～約27分 ^{※5}	約27分～約3.3時間 ^{※6}
NUREG-1465	～30分	30分～2時間

※5 炉心損傷開始(燃料被覆管 1,000K)～燃料溶融開始(燃料温度 2,500K)

※6 原子炉注水をしない場合における原子炉圧力容器破損時間(本評価においては原子炉注水により原子炉圧力容器破損には至らない)

以下、各核種グループにおける放出割合の具体的な評価手法を示す。

(1) 希ガスグループ, Cs Iグループ, Cs OHグループ

希ガスを含めた高揮発性の核種グループについては、MAAP解析結果から得られた放出割合を採用する。

なお、Csの放出割合については、Cs Iグループ及びCs OHグループの放出割合、I元素とCs元素の原子炉停止直後の炉内蓄積重量より、式1を用いて評価する。(式1の導出過程は、参考2参照)

$$F_{Cs}(T) = F_{CsOH}(T) + \frac{M_I}{M_{Cs}} \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times (F_{CsI}(T) - F_{CsOH}(T)) \quad (式1)$$

$F_{Cs}(T)$: 時刻TにおけるCsの放出割合

$F_{CsOH}(T)$: 時刻TにおけるCs OHグループの放出割合

$F_{CsI}(T)$: 時刻TにおけるCs Iグループの放出割合

M_I : 停止直後のIの炉内蓄積重量

M_{Cs} : 停止直後のCsの炉内蓄積重量

W_I : Iの分子量

W_{Cs} : Csの分子量

(2) 中・低揮発性の核種グループ

中・低揮発性の核種グループについては、MAAP解析から得られた放出割合は採用せず、MAAP解析の結果から得られたCsの放出割合、希ガスグループの放出割合及びNUREG-1465の知見を利用して放出割合を評価する。

ここで、中・低揮発性の核種における放出割合の経時的な振る舞いは、格納容器圧力逃がし装置への放出については希ガス、原子炉建屋への漏えいについてはCsと同一になるものとし^{※7}、事象発生から168時間経過時点におけるCsの放出割合に対する当該核種グループの放出割合の比率はNUREG-1465で得られた比率に等しいとして、式2及び式3に基づき評価する。また、第6表に、NUREG-1465で評価された格納容器内への放出割合を示す。

【格納容器圧力逃がし装置への放出】

$$F_i(T) = F_{Cs}(168h) \times \frac{\gamma_i}{\gamma_{Cs}} \times \frac{F_{NG}(T)}{F_{NG}(168h)} \quad (\text{式 2})$$

【原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい】

$$F_i(T) = F_{Cs}(T) \times \frac{\gamma_i}{\gamma_{Cs}} \quad (\text{式 3})$$

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

$F_{NG}(T)$: 時刻 T における希ガスグループの放出割合

$F_{Cs}(T)$: 時刻 T における Cs の放出割合

γ_i : NUREG-1465 における i 番目のMAAP核種グループに相当する核種グループの原子炉格納容器への放出割合

γ_{Cs} : NUREG-1465 における Cs に相当する核種グループの原子炉格納容器への放出割合

※7 格納容器内に放出された中・低揮発性の核種グループは、粒子状として振る舞い、沈着やドライウェルスプレイ等による除去効果を受けると考えられる。したがって、中・低揮発性の核種グループの原子炉建屋への漏えいについては、沈着等による除去効果を受けるとCsの振る舞いに近いと考えられる。

また、中・低揮発性の核種グループは、Csに比べて原子炉格納容器内に放出される量が少なく、壁面等への付着量も少ない。したがって、格納容器圧力逃がし装置への放出については、格納容器ベントに伴い大気に放出された後も、壁面等に付着した放射性物質の再浮遊に伴い大気への放出が生じるCsではなく、原子炉格納容器気相部に浮遊し、壁面等からの追加放出がない希ガスの放出割合の振る舞いに近いと考えられる。

以上のことから、中・低揮発性の核種グループの「各時刻における放出割合」は、「各時刻における希ガスグループ又はCsの放出割合」に比例するものとする。

第6表 NUREG-1465 での原子炉格納容器内への放出割合

核種グループ	原子炉格納容器への放出割合※8
Cs	0.25
TeO ₂ , Sb	0.05
SrO, BaO	0.02
MoO ₂	0.0025
CeO ₂	0.0005
La ₂ O ₃	0.0002

※8 NUREG-1465 の Table3.12 「Gap Release」及び「Early In-Vessel」の値の和（NUREG-1465 では、「Gap Release」、「Early In-Vessel」、「Ex-Vessel」及び「Late In-Vessel」の各事象進展フェーズに対して原子炉格納容器内への放出割合を与えている。本評価事象は原子炉圧力容器が健全な状態で事故収束するため、原子炉圧力容器損傷前までの炉心からの放出を想定する「Gap Release」及び「Early In-Vessel」の値を用いる。）

参考1 大気への放出量評価過程について

大気への放出量は、「核種ごとに評価した炉内蓄積量」に「MAAPにより評価した核種グループごとの格納容器外への放出割合」を乗じることで算出する。本評価において考慮したMAAPにおける核種グループと各グループの核種を第7表に示す。なお、MAAPにおける核種グループとNUREG-1465における核種グループの比較は第1図のとおりであり、分類数に違いはあるが、取り扱っている核種は同等である。

第7表 MAAPにおける核種グループと各グループの核種

核種グループ	核種 ^{※9}
希ガス類	Kr, Xe
CsI類	I
CsOH類	Cs, Rb
Sb類	Sb
TeO ₂ 類	Te
SrO類	Sr
BaO類	Ba
MoO ₂ 類	Mo, Co, Tc, Ru, Rh
CeO ₂ 類	Ce, Np, Pu
La ₂ O ₃ 類	La, Y, Zr, Nb, Pr, Nd, Am, Cm

※9 本評価において「Te₂類」及び「UO₂類」の核種グループに対するMAAP解析結果がゼロのため、対象外とした。

[FPの核種グループ]

(NUREG-1465)

グループ	核種
1	希ガス/Xe, Kr
2	ハロゲン/I, Br
3	アルカリ金属/Cs, Rb
4	テルルグループ/ Te, Sb, Se
5	バリウム・ストロンチウム/ Ba, Sr
6	貴金属/ Ru, Rh, Pd, Mo, Tc, Co
7	ランタノイド/ La, Zr, Nd, Eu, Nb, Pm, Pr, Sm, Y, Cm, Am
8	セリウムグループ/ Ce, Pu, Np

(MAAP)

グループ	核種
1	希ガス
2	CsI
3	TeO ₂
4	SrO
5	MoO ₂
6	CsOH
7	BaO
8	La ₂ O ₃
9	CeO ₂
10	Sb
11	Te ₂
12	UO ₂

第1図 MAAP及びNUREG-1465における核種グループの比較（「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」の「第5部 MAAP」(抜粋)）

参考2 Csの放出割合の評価式について

Csの放出割合については、CsIグループ及びCsOHグループの放出割合、I及びCsの原子炉停止直後の炉内蓄積重量並びにI及びCsの分子量を用いて、下記の式1により評価している。ここでは、式1の導出過程について示す。

$$F_{Cs}(T) = F_{CsOH}(T) + \frac{M_I}{M_{Cs}} \times \frac{W_{Cs}}{W_I} \times (F_{CsI}(T) - F_{CsOH}(T)) \quad (式1)$$

$F_{Cs}(T)$: 時刻TにおけるCsの放出割合

$F_{CsOH}(T)$: 時刻TにおけるCsOHグループの放出割合

$F_{CsI}(T)$: 時刻TにおけるCsIグループの放出割合

M_I : 停止直後のIの炉内蓄積重量

M_{Cs} : 停止直後のCsの炉内蓄積重量

W_I : Iの分子量

W_{Cs} : Csの分子量

1. CsIに含まれるCs

Iは全てCsIとして存在しているため、CsI中に含まれるCsは、CsI中に含まれるIの重量にI及びCsの分子量の比を乗ずることで算出する。

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

$M_{Cs(CsI)}(T)$: 時刻 T における Cs I 中に含まれる Cs の放出量

2. Cs OHに含まれるCs

Cs はCs I 又はCs OHのいずれかの形態で存在しているため、Cs OH中に含まれるCs は、1. で算出したCs I 中に含まれるCs を差引くことで算出する。

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

$M_{Cs(OH)}(T)$: 時刻 T における Cs OH中に含まれるCs の放出量

3. Cs の放出割合

1. 及び 2. で得られたCs の放出量をCs の炉内蓄積重量で除することで、Cs の放出割合を算出する。

$$F_{Cs}(T) = \frac{M_{Cs(CsI)}(T) + M_{Cs(CsOH)}(T)}{M_{Cs}}$$

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

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

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

参考3 MAAP解析結果及びNUREG-1465の放出割合について

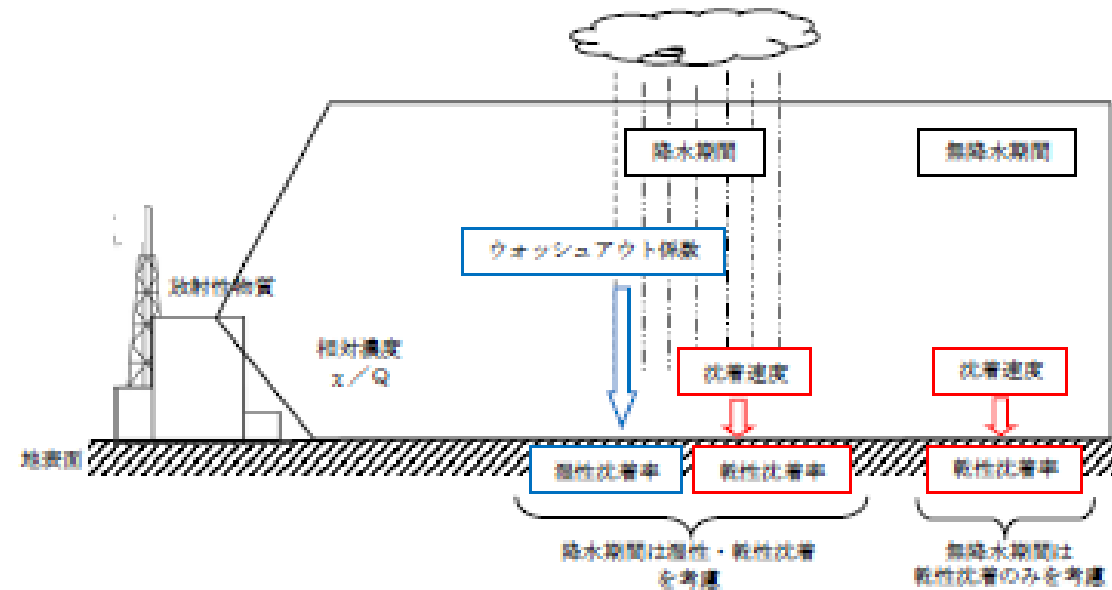
被ばく評価への寄与が大きい核種に対するMAAP解析結果及びNUREG-1465の放出割合を第8表に示す。第8表のとおり、Cs及びIについてはMAAP解析結果の方が大きい。また、希ガスについては、NUREG-1465の放出割合の方が大きい。これは東海第二の想定事故シナリオでは、原子炉注水により炉心が再冠水することで炉心内に健全な状態の燃料が一部存在するためと考える。

第8表 MAAP解析結果及びNUREG-1465の放出割合

	MAAP	NUREG-1465
希ガス	約0.95	1
I	約0.78	0.30
Cs	約0.37	0.25

補足6 地表面への沈着速度の設定について

地表面への放射性物質の沈着は、第1図に示すように乾性沈着と湿性沈着によって発生する。乾性沈着は地上近くの放射性物質が、地面状態等によって決まる沈着割合（沈着速度）に応じて地表面に沈着する現象であり、放射性物質の地表面濃度に沈着速度をかけることで計算される。湿性沈着は降水によって放射性物質が雨水に取り込まれ、地表面に落下・沈着する現象であり、大気中の放射性物質の濃度分布と降水強度及び沈着の割合を示すウォッシュアウト係数によって計算される。



第1図 地表面沈着のイメージ

現場作業の線量影響評価においては、地表面の放射性物質の沈着速度として、乾性沈着及び降雨による湿性沈着を考慮した地表面沈着速度として0.5cm/sを用いる。

以下では、無機よう素の湿性沈着を考慮した地表面沈着速度として0.5cm/s^{*1}を用いることの適用性について確認した。

※1 有機よう素の地表面への沈着速度としては1.7×10⁻³cm/s

1. 評価手法

湿性沈着を考慮した地表面沈着速度(0.5cm/s)の適用性は、乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度97%値を求め、乾性沈着率の累積出現頻度97%値との比を求める。その比と乾性沈着速度(0.3cm/s, 補足8参照)の積が0.5cm/sを超えていないことを確認する。乾性沈着率及び湿性沈着率は以下のように定義される。

補足1 現場作業の線量影響評価における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、乾性沈着及び降雨による湿性沈着を考慮した沈着速度として0.5cm/sを用いる。

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^{*1}を用いることの適用性について確認した。

※1 有機よう素の地表面への沈着速度としては1.7×10⁻³cm/s

1. 検討手法

湿性沈着を考慮した地表面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%値を求め、乾性沈着率の累積出現頻度97%値との比を求める。その比と、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を確認する。乾性沈着率及び湿性沈着率は以下のように定義される。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>(1) 乾性沈着率</p> <p>乾性沈着率は、「日本原子力学会標準 原子力発電所の確率論的安全評価に関する実施基準 (レベル3PSA編):2008」(社団法人 日本原子力学会) (以下「学会標準」という。) 解説4.7を参考に評価した。学会標準解説4.7では、使用する相対濃度は地表面高さ付近としているが、ここでは「原子力発電所中央制御室の居住性に係る被ばく評価手法について (内規)」【解説5.3】(1)に従い、放出経路ごとの相対濃度を用いて評価した。</p> $(\chi/Q)_D(x,y,z)_i = V_d \cdot \chi/Q(x,y,z)_i \quad \dots \dots \textcircled{1}$ <p>$(\chi/Q)_D(x,y,z)_i$: 時刻<i>i</i>での乾性沈着率 [1/m²] $\chi/Q(x,y,z)_i$: 時刻<i>i</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)</p> <p>(2) 湿性沈着率</p> <p>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。</p> $(\chi/Q)_w(x,y)_i = \Lambda \cdot \int_0^\infty \chi/Q(x,y,z)_i dz = \chi/Q(x,y,0)_i \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \Sigma_{zi} \exp\left[-\frac{h^2}{2\Sigma_{zi}^2}\right] \quad \dots \dots \textcircled{2}$ <p>$(\chi/Q)_w(x,y)_i$: 時刻<i>i</i>での湿性沈着率 [1/m²] $\chi/Q(x,y,0)_i$: 時刻<i>i</i>での地表面高さでの相対濃度 [s/m³] Λ_i : 時刻<i>i</i>でのウォッシュアウト係数 [1/s] (= $9.5 \times 10^{-5} \times \text{Pr}_i^{0.8}$ 学会標準より) Pr_i : 時刻<i>i</i>での降水強度 [mm/h] Σ_{zi} : 時刻<i>i</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]</p> <p>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。</p> <hr/> <p>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 $\textcircled{1}+\textcircled{2}$</p> <hr/> <p>乾性沈着率の累積出現頻度97%値 $\textcircled{1}$</p> $= \frac{\left(V_d \cdot \chi/Q(x,y,z)_i + \chi/Q(x,y,0)_i \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \Sigma_{zi} \exp\left[-\frac{h^2}{2\Sigma_{zi}^2}\right]\right)_{97\%}}{\left(V_d \cdot \chi/Q(x,y,z)_i\right)_{97\%}} \quad \dots \dots \textcircled{3}$	<p>(1) 乾性沈着率</p> <p>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)に従い放出経路ごとの相対濃度を用いて評価した。</p> $(x/Q)_D(x,y,z)_i = V_d \cdot x/Q(x,y,z)_i \quad \dots \dots \textcircled{1}$ <p>ここで、</p> <p>$(x/Q)_D(x,y,z)_i$: 時刻<i>i</i>での乾性沈着率 [1/m²] $x/Q(x,y,z)_i$: 時刻<i>i</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)</p> <p>(2) 湿性沈着率</p> <p>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 $(x/Q)_w(x,y)_i$ は「学会標準」解説4.11より以下のように表される。</p> $(x/Q)_w(x,y)_i = \Lambda_i \cdot \int_0^\infty x/Q(x,y,z)_i dz = x/Q(x,y,0)_i \cdot \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \Sigma_{zi} \exp\left[-\frac{h^2}{2\Sigma_{zi}^2}\right] \quad \dots \dots \textcircled{2}$ <p>$(x/Q)_w(x,y)_i$: 時刻<i>i</i>での湿性沈着率 [1/m²] $x/Q(x,y,0)_i$: 時刻<i>i</i>での地表面高さでの相対濃度 [s/m³] Λ_i : 時刻<i>i</i>でのウォッシュアウト係数 [1/s] (= $9.5 \times 10^{-5} \times \text{Pr}_i^{0.8}$ 学会標準より) Pr_i : 時刻<i>i</i>での降水強度 [mm/h] Σ_{zi} : 時刻<i>i</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]</p> <p>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。</p> <hr/> <p>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</p> <hr/> <p>乾性沈着率の累積出現頻度97%値</p> $= \frac{\left(V_d \cdot x/Q(x,y,z)_i + x/Q(x,y,0)_i \cdot \Lambda_i \sqrt{\frac{\pi}{2}} \Sigma_{zi} \exp\left[-\frac{h^2}{2\Sigma_{zi}^2}\right]\right)_{97\%}}{\left(V_d \cdot x/Q(x,y,z)_i\right)_{97\%}} \quad \dots \dots \textcircled{3}$	

2. 地表面沈着率の累積出現頻度 97%値の求め方

地表面沈着率の累積出現頻度は、気象指針に記載されている x/Q の累積出現頻度 97%値の求め方※2に基づいて計算した。具体的には以下の手順で計算を行った(第2図参照)。

(1) 各時刻における気象条件から、式①及び式②を用いて x/Q 、乾性沈着率、湿性沈着率を1時間ごとに算出する。なお、評価対象方位以外に風が吹いた時刻については、評価対象方位における x/Q がゼロとなるため、地表面沈着率(乾性沈着率+湿性沈着率)もゼロとなる。

第2図の例は、評価対象方位をSWとした場合であり、 x/Q による乾性沈着率及び降水による湿性沈着率から地表面沈着率を算出する。評価対象方位SW以外の方位に風が吹いた時刻については、地表面沈着率はゼロとなる。

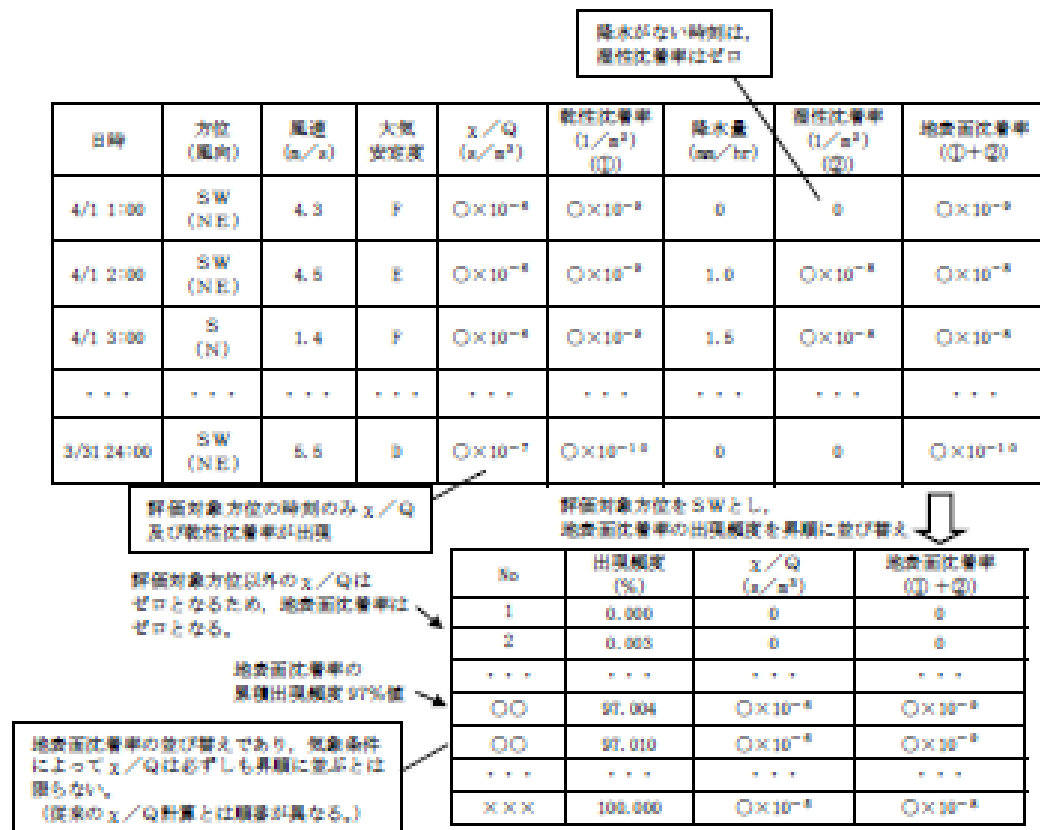
(2) 上記(1)で求めた1時間ごとの地表面沈着率を値の大きさ順に並びかえ、小さい方から数えて累積出現頻度が97%値を超えたところの沈着率を、地表面沈着率の97%値とする(地表面沈着率の累積出現頻度であるため、 x/Q の累積出現頻度と異なる)。

※2 (気象指針解説抜粋)

VI. 想定事故時等の大気拡散の解析方法

1. 線量計算に用いる相対濃度

(2) 着目地点の相対濃度は、毎時刻の相対濃度を年間について小さい方から累積した場合、その累積出現頻度が97%に当たる相対濃度とする。



第2図 地表面沈着率の累積出現頻度 97%値の求め方 (評価対象方位がSWの場合)

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>3. 評価結果</p> <p>各放出点の地表面沈着率の評価結果を第1表、<u>地表面沈着率の累積出現頻度97%値付近の値を第2表～第4表に示す。</u></p> <p>気象指針では、大気拡散評価においてめったに遭遇しないと思われる厳しい気象条件として累積出現頻度97%値を採用^{※3}している。このことから、地表面沈着率の評価においても同様に、実際の降雨を考慮してめったに遭遇しないと思われる気象条件として累積出現頻度97%値を評価した。その結果、各地表面沈着率(乾性+湿性)は乾性沈着率の約1.22倍～1.34倍程度となった。なお、風速、風向、大気安定度、降雨状況等様々な条件から計算を行うため、厳しい気象条件として選定される地表面沈着率の累積出現頻度97%値は、必ずしも降雨があるとは限らない。</p> <p>以上より、無機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度として、<u>乾性沈着速度(0.3cm/s)の1.34倍(約0.4cm/s)から保守的に0.5cm/sと設定することは適切であると考えられる。</u>また、有機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度は、<u>NRPB-B322レポートから乾性沈着速度10^{-3}(cm/s)を引用(補足7参照)し、乾性沈着速度(10^{-3}cm/s)に対して上記と同じ倍率(=0.5/0.3)から1.7×10^{-3}cm/sを採用した。</u></p> <p>なお、中央制御室の居住性評価及び緊急時対策所の居住性評価においては、更に保守性を持たせ、沈着速度として1.2cm/sを採用している。</p> <p>※3 (気象指針解説抜粋)</p> <p>I. 指針作成の考え方</p> <p>想定事故時における安全解析は、想定事故期間中の線量を評価するものであるため、この場合には、想定事故が任意の時刻に起こること及び実効的な放出継続時間が短いことを考慮して、平均的な気象条件よりもむしろ出現頻度からみてめったに遭遇しないと思われる厳しい気象条件を用いる必要がある。このため、指針では、気象観測資料を基に出現確率的観点から想定事故期間中の相対濃度を解析し、その出現頻度が極めて小さいものを選ぶことによって、放射性物質の濃度が厳しい気象条件に相当するものとなるように考慮することとした。</p> <p>VI. 想定事故時の大気拡散の解析方法</p> <p>1. 相対濃度</p> <p>指針では、想定事故時においてめったに遭遇しない気象条件下の濃度を導くため、相対濃度の出現確率は過去の経験に照らして97%を採用して解析することとした。</p>	<p>2. 評価結果</p> <p>各放出点の地表面沈着率の評価結果を表1に示す。</p> <p>気象指針では、大気拡散評価においてめったに遭遇しないと思われる厳しい気象条件として累積出現頻度97%値を採用^{※3}している。このことから、地表面沈着率の評価においても同様に、実際の降雨を考慮してめったに遭遇しないと思われる気象条件として累積出現頻度97%値を評価した。その結果、各地表面沈着率(乾性+湿性)は乾性沈着率の約1.00～1.28程度となった。</p> <p>なお、風速、風向、大気安定度、降雨状況等様々な条件から計算を行うため、厳しい気象条件として選定される地表面沈着率の累積出現頻度97%値は、必ずしも降雨があるとは限らない。</p> <p>以上より、<u>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1.28倍(約0.38cm/s)から保守的に0.5cm/sと設定することは適切であると考えられる。</u>また、有機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度は、<u>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。</u></p> <p>なお、中央制御室の居住性評価及び緊急時対策所の居住性評価においては、更に保守性を持たせ、沈着速度として1.2cm/sを採用している。</p> <p>※3 (気象指針解説抜粋)</p> <p>I. 指針作成の考え方</p> <p>想定事故時における安全解析は、想定事故期間中の線量を評価するものであるため、この場合には、想定事故が任意の時刻に起こること及び実効的な放出継続時間が短いことを考慮して、平均的な気象条件よりもむしろ出現頻度からみてめったに遭遇しないと思われる厳しい気象条件を用いる必要がある。このため、指針では、気象観測資料を基に出現確率的観点から想定事故期間中の相対濃度を解析し、その出現頻度が極めて小さいものを選ぶことによって、放射性物質の濃度が厳しい気象条件に相当するものとなるように考慮することとした。</p> <p>VI. 想定事故時の大気拡散の解析方法</p> <p>1. 相対濃度</p> <p>指針では、想定事故時においてめったに遭遇しない気象条件下の濃度を導くため、相対濃度の出現確率は過去の経験に照らして97%を採用して解析することとした。</p>	

東海第二発電所 (2018.9.18版)

第1表 沈着率評価結果

放出点	相対濃度 (s/m ³)	乾性沈着率 (①) (1/m ²)	地表面沈着率 (①+②) (1/m ²)	③比 ((①+②) /①)	湿性沈着を考慮 した沈着速度 (cm/s)
原子炉建屋	約 8.3×10 ⁻⁴	約 2.5×10 ⁻⁶	約 3.0×10 ⁻⁶	約 1.22	約 0.36
原子炉 建屋屋上	約 4.2×10 ⁻⁴	約 1.2×10 ⁻⁶	約 1.5×10 ⁻⁶	約 1.22	約 0.36
排気筒	約 3.0×10 ⁻⁶	約 8.9×10 ⁻⁹	約 1.2×10 ⁻⁸	約 1.34	約 0.40

第2表 東海第二発電所における地表面沈着率 (放出点: 原子炉建屋)

No	方位*4 (風向)	降水量 (mm/hr)	χ/Q (s/m ³)	地表面沈着率 (1/m ²) (①+②)	乾性沈着率の累積出現 頻度 97%値との比率 (③)	累積出現頻度 (%)
...
8497	SW (NE)	14.0	約 6.4×10 ⁻⁵	約 2.9×10 ⁻⁶	約 1.22	96.990
8498	SW (NE)	5.0	約 1.4×10⁻⁴	約 3.0×10⁻⁶	約 1.22	97.001
8499	SW (NE)	3.0	約 2.0×10 ⁻⁴	約 3.0×10 ⁻⁶	約 1.22	97.013
...

※4 評価対象方位 (E, ESE, SE, SSE, S, SSW, SW, WSW,W)

第3表 東海第二発電所における地表面沈着率 (放出点: 原子炉建屋屋上)

No	方位*5 (風向)	降水量 (mm/hr)	χ/Q (s/m ³)	地表面沈着率 (1/m ²) (①+②)	乾性沈着率の累積出現 頻度 97%値との比率 (③)	累積出現頻度 (%)
...
8497	SW (NE)	14.0	約 3.2×10 ⁻⁵	約 1.5×10 ⁻⁶	約 1.22	96.990
8498	SW (NE)	5.0	約 7.0×10⁻⁵	約 1.5×10⁻⁶	約 1.22	97.001
8499	SW (NE)	3.0	約 1.0×10 ⁻⁴	約 1.5×10 ⁻⁶	約 1.22	97.013
...

※5 評価対象方位 (E, ESE, SE, SSE, S, SSW, SW, WSW,W)

島根原子力発電所 2号炉

表1 沈着率評価結果

放出点及び 放出点高さ	評価点	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)
原子炉建物 (地上0m)	W/Wベント第一隔離弁	1.5×10 ⁻³	4.5×10 ⁻⁶	4.5×10 ⁻⁶	1.00
	D/Wベント第一隔離弁	1.5×10 ⁻³	4.5×10 ⁻⁶	4.5×10 ⁻⁶	1.00
	第二隔離弁	1.5×10 ⁻³	4.6×10 ⁻⁶	4.6×10 ⁻⁶	1.00
排気筒 (地上110m)	W/Wベント第一隔離弁	3.5×10 ⁻⁴	1.0×10 ⁻⁶	1.3×10 ⁻⁶	1.23
	D/Wベント第一隔離弁	3.5×10 ⁻⁴	1.0×10 ⁻⁶	1.3×10 ⁻⁶	1.23
	第二隔離弁	3.4×10 ⁻⁴	1.0×10 ⁻⁶	1.3×10 ⁻⁶	1.28
格納容器フィルタ ベント系排気管 (地上50m)	W/Wベント第一隔離弁	7.4×10 ⁻⁴	2.2×10 ⁻⁶	2.3×10 ⁻⁶	1.03
	D/Wベント第一隔離弁	7.5×10 ⁻⁴	2.2×10 ⁻⁶	2.3×10 ⁻⁶	1.02
	第二隔離弁	7.4×10 ⁻⁴	2.2×10 ⁻⁶	2.3×10 ⁻⁶	1.03

備考

第4表 東海第二発電所における地表面沈着率(放出点:排気筒)

No	方位 ^{※6} (風向)	降水量 (mm/hr)	λ/Q (s/m ³)	地表面沈着率 (1/m ²) (①+②)	乾性沈着率の累積出現 頻度97%値との比率 (③)	累積出現頻度 (%)
...
8497	SW (NE)	0.5	約7.1×10 ⁻⁷	約1.2×10 ⁻⁸	約1.33	96.983
8498	SW (NE)	0	約4.0×10⁻⁶	約1.2×10⁻⁸	約1.34	97.006
8499	SW (NE)	0	約4.0×10 ⁻⁶	約1.2×10 ⁻⁸	約1.34	97.018
...

※6 評価対象方位 (SW)

4. 降雨時における被ばく低減について

事故発生後は、原子炉建屋を取り囲むようにモニタリング・ポスト又は可搬型モニタリング・ポストを設置し、敷地内の放射線環境状況を監視するとともに、作業の際は個人線量計を着用し、作業員の被ばく線量を管理することとしている。

降雨時においては、屋外の移動又は作業をする場合には、現場作業員はアノラック、ゴム手袋及び長靴を着用することにより、体表面の汚染を防止する。

また、実際には、事故時の降雨や風向といった気象条件によって、敷地内の放射性物質の沈着の濃淡ができると考えられることから、モニタリング・ポスト等の測定値より著しい線量率の上昇がある方位や作業時及び移動時に携帯するサーベイ・メータ等により高線量となる場所を把握し、著しく線量率が高くなると想定されるルート等を避けて移動することやルート上の高線量物の移動などの運用により、被ばく低減を図ることが可能である。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>補足7 有機よう素の乾性沈着速度について</u></p> <p>原子炉建屋から放出されるよう素のうち、無機よう素はエアロゾルと同じ沈着速度を用いる。有機よう素についてはエアロゾルと別に設定した。以下にその根拠を示す。</p> <p>(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。</p> <ul style="list-style-type: none"> 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 <p>(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。</p> <ul style="list-style-type: none"> 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 $10^{-4} \text{ cm/s} \sim 10^{-2} \text{ cm/s}$ 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。 <p>以上のことから、有機よう素の乾性沈着速度はエアロゾルの乾性沈着速度 0.3 cm/s に比べて小さいことがいえる。</p> <p>また、原子力発電所内は、コンクリート、道路、芝生及び木々で構成されているがエアロゾルへの沈着速度の実験結果 (NUREG/CR-4551) によると、沈着速度が大きいのは芝生や木々であり、植物に対する沈着速度が大きくなる傾向であった。</p> <p>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。</p> <p>※1 NRPB-R322-Atmospheric Dispersion Modelling Liaison Committee Annual Report, 1998-99</p>		<ul style="list-style-type: none"> 記載箇所の相違 島根2号炉では、59条補足説明資料 59-11 添付資料2「2-11 有機よう素の乾性沈着速度について」で記載している

NRPB-R322 ANNEX-A 「2.2 Iodine」の抜粋

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.

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>補足8 エアロゾルの乾性沈着速度について</u></p> <p>現場作業の線量影響評価では、地表面への放射性物質の沈着速度として乾性沈着及び降水による湿性沈着を考慮した沈着速度(0.5cm/s, 補足6参照)を用いており、沈着速度の評価に当たっては、乾性沈着速度として0.3cm/sを用いている。以下に、乾性沈着速度の設定の考え方を示す。</p> <p>エアロゾルの乾性沈着速度は、NUREG/CR-4551^{*1}に基づき0.3cm/sと設定した。</p> <p>NUREG/CR-4551では郊外を対象としており、郊外とは道路、芝生及び木々で構成されるとしている。原子力発電所内も同様の構成であるため、この沈着速度が適用できると考えられる。また、NUREG/CR-4551では0.5μm～5μmの粒径に対して検討されているが、格納容器内の除去過程で、相対的に粒子径の大きなエアロゾルは格納容器内に十分捕集されるため、粒径の大きなエアロゾルの放出はされにくいと考えられる。</p> <p>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0.1μm～5μmの粒径では沈着速度は0.3cm/s程度(第1図)である。以上のことから、現場作業の線量影響評価におけるエアロゾルの乾性の沈着速度として0.3cm/sを適用できると判断した。</p>		<p>・記載箇所の相違</p> <p>島根2号炉では、59条補足説明資料59-11添付資料2「2-10 エアロゾル粒子の乾性沈着速度について」で記載している</p>

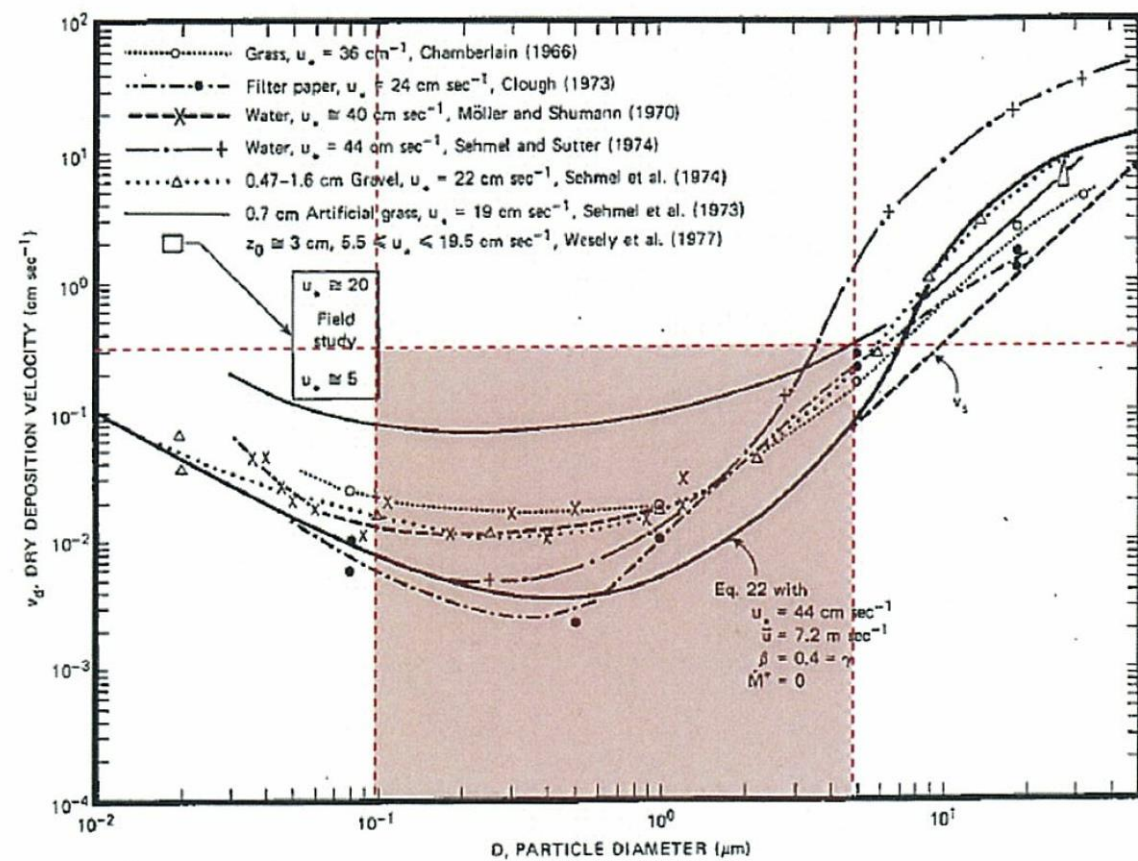


Fig. 4 Dry deposition velocity as a function of particle size. Data were obtained from a number of publications.^{1)~3)} The theoretical curve appropriate for a smooth surface is shown for comparison. Note that the theoretical curve is strongly dependent on the value for u_* and that Eq. 22 does not contain a parameterization for surface roughness. For a preliminary study of the effect of surface roughness and other factors, see Ref. 5.

第1図 様々な粒径における地表沈着速度 (Nuclear Safety Vol.19^{※2)})

※1 J.L. Sprung 等 : Evaluation of severe accident risk : quantification of major input parameters, NUREG/CR-4451 Vol.2 Rev.1 Part 7, 1990

※2 W.G.N. Slinn : Environmental Effects, Parameterizations for Resuspension and for Wet and Dry Deposition of Particles and Gases for Use in Radiation Dose. Calculations, Nuclear Safety Vol.19 No.2, 1978

(参考) シビアアクシデント時のエアロゾルの粒径について

シビアアクシデント時に格納容器内で発生する放射性物質を含むエアロゾル粒径分布として「0.1 μm~5 μm」の範囲であることは、粒径分布に関して実施されている研究を基に設定している。

シビアアクシデント時には格納容器内にスプレイ等による注水が実施されることから、シビアアクシデント時の粒径分布を想定し、「格納容器内でのエアロゾルの挙動」及び「格納容器内の水の存在の考慮」といった観点で実施された第1表の②, ⑤に示す試験等を調査した。さらに、シビアアクシデント時のエアロゾルの粒径に対する共通的な知見とされている情報を得るため

に、海外の規制機関（NRC等）や各国の合同で実施されているシビアアクシデント時のエアロゾルの挙動の試験等（第1表の①，③，④）を調査した。以上の調査結果を第1表に示す。

この表で整理した試験等は、想定するエアロゾル発生源、挙動範囲（格納容器，原子炉冷却材配管等），水の存在等に違いがあるが，エアロゾル粒径の範囲に大きな違いはなく，格納容器内環境でのエアロゾル粒径はこれらのエアロゾル粒径と同等な分布範囲を持つものと推定できる。

したがって，過去の種々の調査・研究により示されている範囲をカバーする値として，0.1 μ m～5 μ mのエアロゾルを想定することは妥当である。

第1表 シビアアクシデント時のエアロゾル粒径についての文献調査結果

番号	試験名又は報告書名等	エアロゾル粒径 (μ m)	備考
①	LACE LA2 ^{※1}	約0.5～5 (第1図参照)	シビアアクシデント時の評価に使用されるコードでの格納容器閉じ込め機能喪失を想定した条件とした比較試験
②	NUREG/CR-5901 ^{※2}	0.25～2.5 (参考1-1)	格納容器内に水が存在し，熔融炉心を覆っている場合のスクラビング効果のモデル化を紹介したレポート
③	AECLが実施した試験 ^{※3}	0.1～3.0 (参考1-2)	シビアアクシデント時の炉心損傷を考慮した1次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
④	PBF-SFD ^{※3}	0.29～0.56 (参考1-2)	シビアアクシデント時の炉心損傷を考慮した1次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
⑤	PHEBUS-FP ^{※3}	0.5～0.65 (参考1-2)	シビアアクシデント時のFP挙動の実験（左記のエアロゾル粒径はPHEBUS FP実験の格納容器内のエアロゾル挙動に着目した実験の結果）

※1 J. H. Wilson and P. C. Arwood, Summary of Pretest Aerosol Code Calculations for LWR Aerosol Containment Experiments (LACE) LA2, ORNL A. L. Wright, J. H. Wilson and P.C. Arwood, PRETEST AEROSOL CODE COMPARISONS FOR LWR AEROSOL CONTAINMENT TESTS LA1 AND 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)

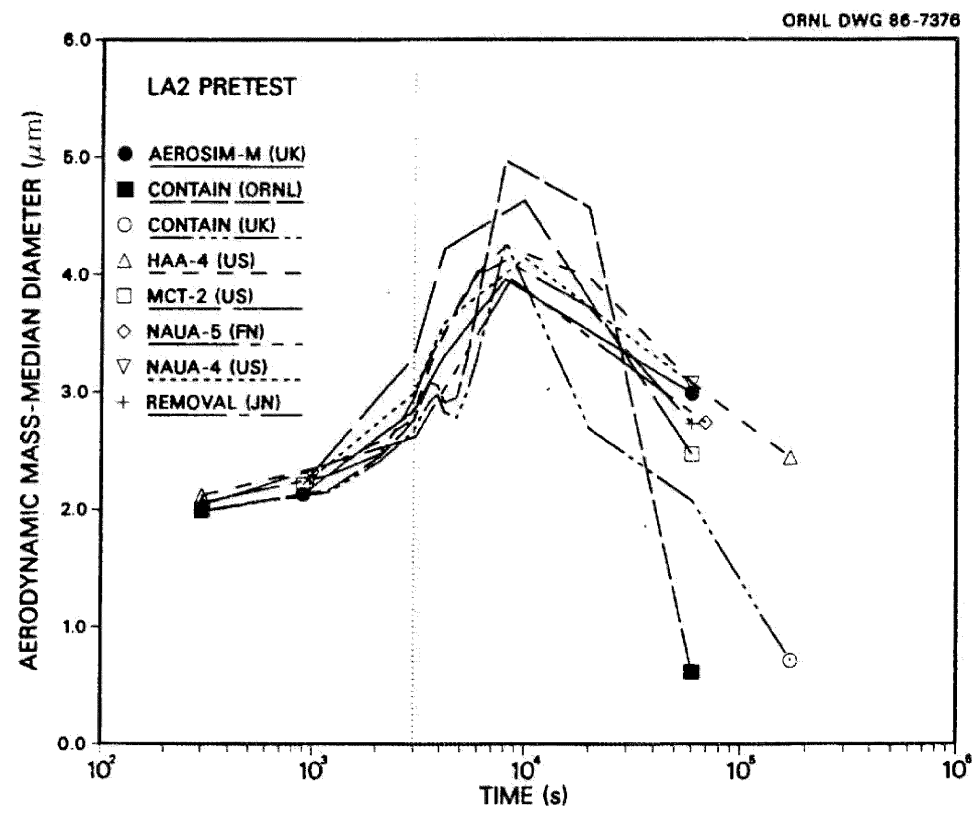


Fig. 11. LA2 pretest calculations - aerodynamic mass median diameter vs time.

第1図 LACE LA2でのコード比較試験で得られたエアロゾル粒径の時間変化グラフ

参考1-1 NUREG/CR-5901の抜粋

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:

参考1-2 STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS,
NEA/CSNI/R(2009)5の抜粋及び試験の概要

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 PHEBUS 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 (d₅₀) 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
AFCLが実施した実験	CANDUのジルカロイ被覆管燃料を使用した、1次系でも核分裂生成物の挙動についての試験
PBF-SFD	米国アイダホ国立工学環境研究所で実施された炉心損傷状態での燃料棒及び炉心のふるまい並びに核分裂生成物及び水素の放出についての試験
PHEBUS FP	フランスカダラッシュ研究所のPHEBUS研究炉で実施された、シビアアクシデント条件下での炉心燃料から1次系を経て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

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p><u>補足9 実効放出継続時間の設定について</u></p> <p>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」※1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。</p> <p>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、非常用ガス処理系排気筒及び格納容器圧力逃がし装置排気口のそれぞれの放出経路について実効放出継続時間を計算した結果を第1表～第2表に示す。</p> <p>原子炉建屋及び格納容器圧力逃がし装置からの放出の実効放出継続時間は1時間程度であり、非常用ガス処理系排気筒からの放出の実効放出継続時間は20時間～30時間程度となっている。</p> <p>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。</p> <p>また、実効放出継続時間を2時間以上で設定した場合、その期間に同一風向の風が吹き続けることを想定し、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。</p> <p>このことから、ベント実施に伴う被ばく評価では、保守的に被ばく評価上の影響が大きい原子炉建屋及び格納容器圧力逃がし装置からの放出における実効放出継続時間である1時間を適用し大気拡散評価を行った。</p> <p>なお、参考として実効放出継続時間の違いによる拡散係数（相対濃度、相対線量）の変化について第3表に示す。</p> <p>また、評価対象期間の放出率及び拡散係数（相対線量）から行う被ばく評価の例として、第二弁開操作後（S/Cからベントを行う場合）に大気中へ放出された放射性物質による屋外移動時の外部被ばく評価結果について第4表に示す。</p> <p>※1 (気象指針解説抜粋)</p> <p>(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。</p>		

第1表 S/Cからベントを行う場合の実効放出継続時間

放出経路	㊦ 放出量 (Bq)			㊧ 最大放出率 (Bq/h)			㊨ (㊦+㊧) 実効放出継続時間 (h)		
	原子炉建屋放出分	非常用ガス処理系排気筒放出分	ベント放出分	原子炉建屋放出分	非常用ガス処理系排気筒放出分	ベント放出分	原子炉建屋放出分	非常用ガス処理系排気筒放出分	ベント放出分
希ガス	約 4.6×10^{14}	約 3.1×10^{14}	約 8.8×10^{14}	約 3.1×10^{14}	約 1.2×10^{14}	約 8.7×10^{14}	約 1.5	約 25.1	約 1.0
希ガス以外	約 1.3×10^{14}	約 1.6×10^{14}	約 7.2×10^{14}	約 9.2×10^{14}	約 6.2×10^{14}	約 7.1×10^{14}	約 1.4	約 26.3	約 1.0

第2表 D/Wからベントを行う場合の実効放出継続時間

放出経路	㊦ 放出量 (Bq)			㊧ 最大放出率 (Bq/h)			㊨ (㊦+㊧) 実効放出継続時間 (h)		
	原子炉建屋放出分	非常用ガス処理系排気筒放出分	ベント放出分	原子炉建屋放出分	非常用ガス処理系排気筒放出分	ベント放出分	原子炉建屋放出分	非常用ガス処理系排気筒放出分	ベント放出分
希ガス	約 4.6×10^{14}	約 3.1×10^{14}	約 8.8×10^{14}	約 3.1×10^{14}	約 1.2×10^{14}	約 7.4×10^{14}	約 1.5	約 25.2	約 1.2
希ガス以外	約 1.3×10^{14}	約 1.7×10^{14}	約 7.5×10^{14}	約 9.2×10^{14}	約 6.3×10^{14}	約 6.4×10^{14}	約 1.4	約 26.4	約 1.2

第3表 実効放出継続時間の違いによる拡散係数の変更

	相対濃度 (s/m ³)	相対線量 (Gy/Bq)
1時間	約 3.0×10^{-6}	約 1.2×10^{-19}
5時間	約 2.9×10^{-6}	約 8.8×10^{-20}
10時間	約 1.7×10^{-6}	約 7.5×10^{-20}
20時間	約 1.2×10^{-6}	約 6.2×10^{-20}

第4表 第二弁開操作後 (S/Cからベントを行う場合) に大気に放出された放射性物質による屋外移動時の外部被ばく評価結果

項目	ベント実施後に大気中へ放出された放射性物質による屋外移動時の外部被ばく評価		備考
放出経路	非常用ガス処理系排気筒	格納容器圧力逃がし装置排気口	ベント実施後の放出経路
放出率 (Bq/h)	約 3.3×10^{14}	約 8.3×10^{13}	(1) 事故後約 22 時間～約 23 時間の放出率
相対線量 (Gy/Bq)	約 1.2×10^{-19}	約 8.7×10^{-19}	(2) 実効放出継続時間 1 時間の相対線量 (拡散係数)
線量率 ^{※1} (mSv/h)	約 3.8×10^{-2}	約 7.1×10^{-2}	(1)×(2)×10 ³ 評価対象期間の線量率
屋外移動時線量率 (mSv/h)	約 1.1×10^{-1}		

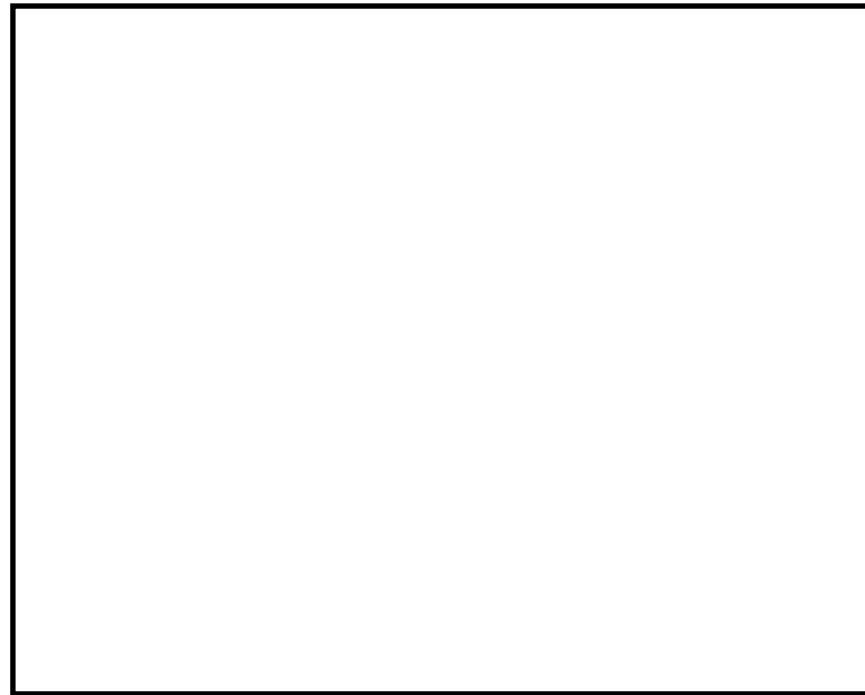
※1 事故時においては換算係数を 1Sv/Gy として計算

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>補足 10 <u>ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価で考慮している線源の選定について</u></p> <p>ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価では、放出される放射性物質による被ばく経路として以下の被ばく経路を考慮している。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・大気中へ放出された放射性物質からのガンマ線による被ばく ・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 ・外気から作業場所に流入した放射性物質による被ばく ・ベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく ・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 <p>上記の被ばく経路以外にアクセスルート等には、第1表に示すとおり、換気系フィルタ、貯蔵タンク等の線源となる設備があるが、設備からアクセスルート等が十分に離れていること、設備とアクセスルートの間壁に十分な遮蔽効果が得られること、移動時間を考慮すると設備からの影響は短時間であることなどから、被ばく評価への影響が小さいため評価上考慮していない。設備とアクセスルート等の関係を第1図～第7図に示す。</p>		

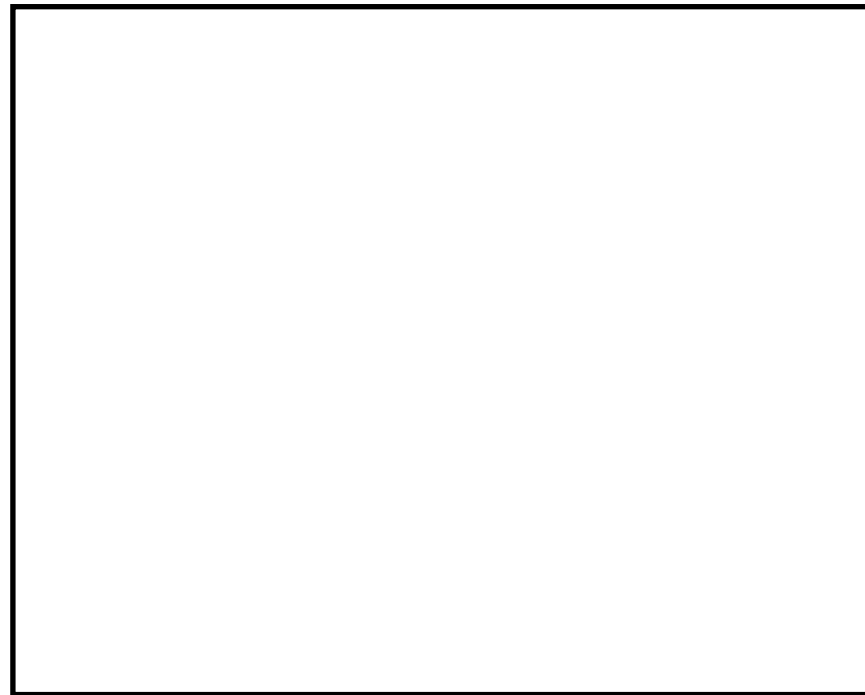
第1表 線源となる設備とアクセスルート等への影響について

設備 ^{※1}	考慮していない理由	隔離距離、 遮蔽厚等	アクセスルート等 における線量率	設備位置
非常用ガス処理系フィルタ、 非常用ガス再循環系フィルタ	原子炉建屋原子炉棟5Fの設備であり、アクセスルート等から十分離れており、設備とアクセスルートの間には原子炉建屋原子炉棟の壁、床があり十分な遮蔽効果に期待でき、被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚(床、壁) : 約100 cm 距離: 10m以上	10 ⁻¹ mSv/h以下	① (第6図)
中央制御室換気系フィルタ	アクセスルートから十分に離れており、移動時における影響は短時間であり被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚: なし 距離: 10m以上	0.5mSv/h以下	② (第4図)
凝集沈殿装置供給ポンプ	アクセスルートから十分に離れており、アクセスルート等の間には補助遮蔽がある。また、移動時における影響は短時間であることから被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚: 約100 cm 距離: 20m以上	10 ⁻² mSv/h以下	③ (第3図)
凝集沈殿装置供給タンク	アクセスルートから十分に離れており、アクセスルート等の間には補助遮蔽がある。また、移動時における影響は短時間であることから被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚: 約100 cm 距離: 10m以上	10 ⁻² mSv/h以下	④ (第3図)
廃液濃縮機	アクセスルートから十分に離れており、アクセスルートとの間には補助遮蔽がある。また、移動時における影響は短時間であることから被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚: 約80 cm 距離: 10m以上	10 ⁻² mSv/h以下	⑤ (第3図)
廃液濃縮機循環ポンプ	アクセスルート等の間には補助遮蔽があり、移動時における影響は短時間であることから被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚: 約80 cm 距離: 1m以上	10 ⁻² mSv/h以下	⑥ (第4図)
格納容器圧力逃がし装置格納槽	アクセスルートから十分に離れており、格納容器圧力逃がし装置格納槽からの直接線等は遮蔽設備により十分に低い線量となるため。	遮蔽厚: 160 cm以上 距離: 40m以上	10 ⁻² mSv/h以下	⑦ (第1図)

※1 表の設備以外にも貯蔵タンク等があるが、管理区域の区域区分Ⅰ又はⅡ(0.1mSv/h未満)にある設備であり、被ばく評価上影響は小さい。




第1図 屋外アクセスルート



第2図 原子炉建屋1階の操作場所及びアクセスルート

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="311 235 1121 882" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="379 886 1050 919" data-label="Caption"> <p>第3図 原子炉建屋2階の操作場所及びアクセスルート</p> </div> <div data-bbox="311 982 1121 1629" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="397 1675 1038 1747" data-label="Caption"> <p>第4図 原子炉建屋3階及び原子炉建屋付属棟4階の 操作場所及びアクセスルート</p> </div>		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<div data-bbox="311 205 1121 850" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="379 888 1050 926" data-label="Caption"> <p>第5図 原子炉建屋4階の操作場所及びアクセスルート</p> </div> <div data-bbox="311 1031 1121 1675" data-label="Image"> </div> <div data-bbox="566 1713 872 1751" data-label="Caption"> <p>第6図 原子炉建屋5階</p> </div>		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
 <p data-bbox="566 852 866 884">第7図 原子炉建屋6階</p>		

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>補足 11 線量評価に用いた気象データについて</p> <p>1. はじめに</p> <p>新規制基準適合性に係る設置変更許可申請に当たっては、東海第二発電所敷地内で2005年度に観測された風向、風速等を用いて線量評価を行っている。本補足資料では、2005年度の気象データを用いて線量評価することの妥当性について説明する。</p> <p>2. 設置変更許可申請において2005年度の気象データを用いた理由</p> <p>新規制基準適合性に係る設置変更許可申請に当り、添付書類十に新たに追加された炉心損傷防止対策の有効性評価で、格納容器圧力逃がし装置を使用する場合の敷地境界における実効線量の評価が必要となった。その際、添付書類六に記載している1981年度の気象データの代表性について、申請準備時点の最新気象データを用いて確認したところ、代表性が確認できなかった。このため、平常時線量評価用の風洞実験結果（原子炉熱出力向上の検討の一環で準備）※が整備されている2005年度の気象データについて、申請時点での最新気象データにて代表性を確認した上で、安全解析に用いる気象条件として適用することにした。これに伴い、添付書類九（通常運転時の線量評価）、添付書類十（設計基準事故時の線量評価）の安全解析にも適用し、評価を見直すこととした(参考1参照)。</p> <p>※：線量評価には「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」（以下、気象指針という。）に基づき統計処理された気象データを用いる。また、気象データのほかに放射性物質の放出量、排気筒高さ等のプラントデータ、評価点までの距離、排気筒有効高さ（風洞実験結果）等のデータが必要となる。</p> <p>風洞実験は平常時、事故時の放出源高さで平地実験、模型実験を行い排気筒の有効高さを求めている。平常時の放出源高さの設定に当たっては、吹上げ高さを考慮しており、吹上げ高さの計算に2005年度の気象データ（風向別風速逆数の平均）を用いている。</p> <p>これは、2011年3月以前、東海第二発電所において、次のように2005年度の気象データを用いて原子炉熱出力の向上について検討していたことによる。</p> <p>原子炉熱出力向上に伴い添付書類九の通常運転時の線量評価条件が変更になること（主蒸気流量の5%増による冷却材中のよう素濃度減少により、換気系からの気体状よう素放出量の減少等、参考2参照）、また、南南東方向（常陸那珂火力発電所方向）、北東方向（海岸方向）の線量評価地点の追加も必要であったことから、中立の大気安定度の気流条件での風洞実験を新たに規定した「(社)日本原子力学会標準 発電用原子炉施設の安全解析における放出源の有効高さを求めるための風洞実験実施基準：2003」に基づき、使用済燃料乾式貯蔵建屋、固体廃棄物作業建屋等の当初の風洞実験(1982年)以降に増設された建屋も反映し、2005年度の気象データを用いて風洞実験(参考3参照)を実施した。</p> <p>東海第二発電所の添付書類九では、廃止措置中の東海発電所についても通常運転状態を仮定した線量評価を行っている。この評価においては、1981年度と2005年度の気象データから吹上げ高さを加えて評価した放出源高さの差異が、人の居住を考慮した線量評価点のうち線量が最大となる評価点に向かう風向を含む主要風向において僅かであったため、従来の風</p>		<p>備考</p> <ul style="list-style-type: none"> 記載箇所の相違 <p>島根2号炉では、59条補足説明資料59-11添付資料2「2-7 被ばく評価に用いた気象資料の代表性について」で記載している</p>

洞実験(1982年)の結果による有効高さを用いることにした(参考4参照)。

3. 2005年度の気象データを用いて線量評価することの妥当性

線量評価に用いる気象データについては、気象指針に従い統計処理された1年間の気象データを使用している。気象指針(参考参照)では、その年の気象がとくに異常であるか否かを最寄の気象官署の気象資料を用いて調査することが望ましいとしている。

以上のことから、2005年度の気象データを用いることの妥当性を最新の気象データと比較し、以下について確認する。

- ・想定事故時の線量計算に用いる相対濃度
- ・異常年検定

4. 想定事故時の線量計算に用いる相対濃度と異常年検定の評価結果

(1) 想定事故時の線量計算に用いる相対濃度の最新の気象との比較

想定事故時の線量計算に用いる相対濃度について、線量評価に用いる気象(2005年度)と最新の気象(2015年度)との比較を行った。その結果、2005年度気象での相対濃度^{※2}は $2.01 \times 10^{-6} \text{ s/m}^3$ 、2015年度気象では $2.04 \times 10^{-6} \text{ s/m}^3$ である。2005年度に対し2015年度の相対濃度は約1%の増加(気象指針に記載の相対濃度の年変動の範囲30%以内)であり、2005年度の気象データに特異性はない。

※2 排気筒放出における各方位の1時間ごとの気象データを用いた年間の相対濃度を小さい方から累積し、その累積頻度が97%に当たる相対濃度を算出し、各方位の最大値を比較

(2) 異常年検定

a. 検定に用いた観測記録

検定に用いた観測記録は第1表のとおりである。

なお、参考として、最寄の気象官署(水戸地方気象台、小名浜特別地域気象観測所)の観測記録についても使用した。

第1表 検定に用いた観測記録

検定年	統計年 ^{※3}	観測地点 ^{※4}
2005年度： 2005年4月 ～ 2006年3月	① 2001年4月～2013年3月 (申請時最新10年の気象データ)	・敷地内観測地点 (地上高10m,81m,140m)
	② 2004年4月～2016年3月 (最新10年の気象データ)	・敷地内観測地点 (地上高10m,81m,140m) <参考> ・水戸地方気象台 ・小名浜特別地域気象観測所

※3 2006年度は気象データの欠測率が高いため統計年から除外

※4 敷地内観測地点地上81mは東海発電所の排気筒付近のデータであるが、気象の特異性を確認するため評価

b. 検定方法

不良標本の棄却検定に関するF分布検定の手順により異常年検定を行った(参考5参照)。

c. 検定結果(①~⑩ 棄却検定表参照)

検定結果は第2表のとおりであり、最新の気象データ(2004年4月~2016年3月)を用いた場合でも、有意水準(危険率)5%での棄却数は少なく、有意な増加はない。また、最寄の気象官署の気象データにおいても、有意水準(危険率)5%での棄却数は少なく、2005年度の気象データは異常年とは判断されない。

第2表 検定結果

検定年	統計年 ^{※5}	棄却数				
		敷地内観測地点			参 考	
		地上高 10m	地上高 81m ^{※6}	地上高 140m	水戸地方 気象台	小名浜特 別地域気 象観測所
2005年度	①	1個	0個	3個	—	—
	②	3個	1個	4個	1個	3個

※5 ①: 2001年4月~2013年3月(申請時最新10年の気象データ)

②: 2004年4月~2016年3月(最新10年の気象データ)

2006年度は気象データの欠測率が高いため統計年から除外

※6 敷地内観測地点地上81mは東海発電所の排気筒付近のデータであるが、気象の特異性を確認するため評価

5. 異常年検定による棄却項目の線量評価に与える影響

異常年検定については、風向別出現頻度17項目、風速階級別出現頻度10項目についてそれぞれ検定を行っている。

線量評価に用いる気象(2005年度)を最新の気象データ(2004年4月~2016年3月)にて検定した結果、最大の棄却数は地上高140mの観測地点で27項目中4個であった。棄却された項目について着目すると、棄却された項目は全て風向別出現頻度であり、その方位はENE, E, ESE, SSWである。

ここで、最新の気象データを用いた場合の線量評価への影響を確認するため、棄却された各風向の相対濃度について、2005年度と2015年度を第3表のとおり比較した。

ENE, E, ESEについては2005年度に対し2015年度は0.5倍~0.9倍程度の相対濃度となり、2005年度での評価は保守的な評価となっており、線量評価結果への影響を与えない。なお、SSWについては2005年度に対し2015年度は約1.1倍の相対濃度とほぼ同等であり、また、SSWは頻度が比較的low相対濃度の最大方位とはならないため線量評価への影響はない。

第3表 棄却された各風向の相対濃度の比較結果

風向	相対濃度 ^{※7} (s/m ³) (2005年度) : A	相対濃度 ^{※7} (s/m ³) (2015年度) : B	比 (B/A)
E N E	1.456×10 ⁻⁶	1.258×10 ⁻⁶	0.864
E	1.982×10 ⁻⁶	1.010×10 ⁻⁶	0.510
E S E	1.810×10 ⁻⁶	1.062×10 ⁻⁶	0.587
S S W	1.265×10 ⁻⁶	1.421×10 ⁻⁶	1.123

※7 燃料集合体落下事故を想定した排気筒放出における、各方位の1時間ごとの気象データを用いた年間の相対濃度を小さい方から累積し、その累積頻度が97%に当たる相対濃度を算出

6. 結論

2005年度の気象データを用いることの妥当性を最新の気象データとの比較により評価した結果は以下のとおり。

- (1) 想定事故時の線量計算に用いる相対濃度について、線量評価に用いる気象(2005年度)と最新の気象(2015年度)での計算結果について比較を行った結果、気象指針に記載されている相対濃度の年変動(30%以内)の範囲に収まり、2005年度の気象データに特異性はない。
- (2) 2005年度の気象データについて申請時の最新気象データ(2001年4月～2013年3月)及び最新気象データ(2004年4月～2016年3月)で異常年検定を行った結果、棄却数は少なく、有意な増加はない。また、気象指針にて調査することが推奨されている最寄の気象官署の気象データにおいても、2005年度の気象データは棄却数は少なく、異常年とは判断されない。
- (3) 異常年検定にて棄却された風向の相対濃度については、最新気象データと比べて保守的、あるいは、ほぼ同等となっており、線量評価結果への影響を与えない。

以上より、2005年度の気象データを線量評価に用いることは妥当である。

① 棄却検定表(風向) (標高148m)

観測場所: 敷地内A地点(標高148m, 地上高140m) (%)

統計年 風向	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	検定年 2005 平均値	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却	
	上限		下限												
N	3.96	5.85	3.78	3.40	5.01	4.27	4.11	4.62	4.43	4.50	4.39	3.52	6.02	2.77	○
NNE	8.89	8.15	6.91	6.22	11.41	13.51	18.30	14.74	15.31	14.20	11.76	6.67	21.42	2.11	○
NE	19.71	24.49	23.29	18.45	18.06	20.80	16.75	14.99	14.71	13.60	18.49	18.41	27.13	9.84	○
ENE	8.31	8.38	10.04	8.97	7.09	6.97	5.51	5.25	5.40	4.10	7.00	9.80	11.55	2.46	○
E	4.39	3.76	4.56	4.42	4.59	4.14	3.49	3.17	3.13	1.70	3.74	5.55	5.88	1.59	○
ESE	2.79	2.86	2.93	2.99	2.32	2.85	2.26	2.26	2.22	2.20	2.57	3.66	3.37	1.76	×
SE	2.90	2.61	2.95	2.66	2.15	2.85	2.59	2.74	2.82	3.00	2.73	3.09	3.31	2.14	○
SSE	3.35	3.34	3.74	3.54	3.69	3.73	4.18	4.89	4.68	5.50	4.06	3.32	5.80	2.33	○
S	5.00	4.13	5.02	6.63	6.33	5.38	5.19	6.03	5.83	7.00	5.65	4.99	7.72	3.59	○
SSW	3.79	3.56	4.35	5.02	4.54	4.55	4.43	5.35	4.76	5.70	4.61	3.13	6.15	3.06	○
SW	4.32	4.90	4.93	5.16	3.92	3.40	4.53	5.16	5.76	5.40	4.75	3.67	6.44	3.06	○
WSW	4.38	4.09	3.53	4.31	4.66	3.29	4.11	4.67	4.07	4.70	4.18	4.25	5.31	3.05	○
W	5.44	4.16	4.23	4.65	3.89	3.81	4.47	5.55	4.26	4.40	4.49	5.13	5.88	3.09	○
WNW	5.95	5.05	6.19	6.71	5.87	6.13	6.26	6.05	6.37	6.30	6.09	7.65	7.12	5.06	×
NW	7.95	7.42	7.60	9.12	9.02	8.06	7.95	7.99	8.94	10.10	8.42	9.54	10.41	6.42	○
NNW	7.63	6.60	5.19	6.97	7.03	5.86	4.90	5.27	5.98	6.60	6.20	6.53	8.35	4.05	○
CALM	1.24	0.65	0.75	0.76	0.42	0.39	0.98	1.26	1.32	1.2	0.90	1.10	1.73	0.06	○

注1) 1996年9月までは超音波風向風速計, 1996年10月からはドップラーソーダの観測値である。
 注2) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し, 2001年度を追加した。

② 棄却検定表(風速) (標高148m)

観測場所: 敷地内A地点(標高148m, 地上高140m) (%)

統計年 風速(m/s)	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	検定年 2005 平均値	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却	
	上限		下限												
0.0~0.4	1.24	0.65	0.75	0.76	0.42	0.39	0.98	1.26	1.32	1.20	0.90	1.10	1.73	0.06	○
0.5~1.4	6.70	5.19	5.56	6.43	5.00	4.91	6.14	6.91	6.97	7.40	6.12	6.99	8.26	3.98	○
1.5~2.4	10.58	8.92	9.61	11.42	8.63	9.44	10.82	11.16	10.43	11.00	10.20	11.28	12.53	7.87	○
2.5~3.4	12.17	11.15	12.55	13.72	11.36	12.24	11.61	12.66	12.49	12.40	12.24	14.10	13.99	10.48	×
3.5~4.4	12.57	12.25	12.80	13.58	12.63	13.41	13.26	12.52	12.24	12.10	12.74	13.85	13.97	11.51	○
4.5~5.4	11.54	10.97	11.30	12.07	13.08	12.09	12.67	13.40	12.60	11.00	12.07	12.03	14.11	10.03	○
5.5~6.4	10.66	9.62	10.10	9.68	11.98	10.33	10.78	10.64	10.24	10.00	10.40	9.92	12.02	8.79	○
6.5~7.4	7.67	8.18	8.82	7.95	8.74	8.28	8.19	8.89	8.08	8.60	8.34	7.40	9.30	7.38	○
7.5~8.4	6.17	7.68	7.35	5.34	6.97	7.05	5.91	6.39	6.28	7.30	6.64	5.51	8.40	4.89	○
8.5~9.4	5.14	6.84	6.01	5.03	5.60	4.77	5.03	4.82	5.52	6.00	5.48	4.82	7.03	3.92	○
9.5以上	15.56	18.54	15.15	14.02	15.61	17.08	14.61	11.35	13.84	13.00	14.88	13.00	19.70	10.05	○

注1) 1996年9月までは超音波風向風速計, 1996年10月からはドップラーソーダの観測値である。
 注2) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し, 2001年度を追加した。

東海第二発電所 (2018.9.18版)

島根原子力発電所 2号炉

備考

③ 棄却検定表 (風向) (標高89m)

観測場所: 敷地内A地点 (標高 89m, 地上高 81m) (%)

統計年 風向	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 2005	棄却限界 (5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	4.09	4.59	3.42	3.25	4.84	4.64	4.84	5.88	5.68	5.5	4.67	3.79	6.79	2.56	○
NNE	8.41	7.81	7.03	6.03	10.15	12.15	17.45	14.51	16.54	14.50	11.46	6.60	21.28	1.64	○
NE	17.97	21.91	21.50	17.51	16.08	19.04	16.64	13.25	12.20	11.40	16.75	17.88	25.36	8.14	○
ENE	7.76	8.22	9.86	7.84	6.78	7.22	5.33	4.72	3.74	3.30	6.48	8.95	11.52	1.44	○
E	3.34	3.80	4.30	4.02	4.35	4.18	3.00	2.48	2.26	1.80	3.35	4.32	5.55	1.16	○
ESE	2.40	2.79	2.47	2.75	2.29	2.79	2.30	2.05	1.83	1.70	2.34	2.77	3.26	1.42	○
SE	2.74	2.86	2.96	2.80	2.21	2.96	2.89	2.53	2.99	3.20	2.81	2.75	3.47	2.16	○
SSE	3.78	3.48	3.96	3.77	3.74	3.90	4.83	5.80	4.88	6.10	4.42	4.16	6.63	2.22	○
S	4.77	3.66	4.43	6.82	5.76	4.74	4.64	5.94	5.42	5.70	5.19	4.88	7.35	3.03	○
SSW	2.86	2.56	3.20	3.86	3.40	3.06	3.59	4.46	4.16	4.30	3.55	2.43	5.07	2.02	○
SW	3.26	3.62	3.42	3.63	3.07	2.30	2.96	3.33	4.04	4.10	3.37	2.64	4.63	2.11	○
WSW	3.32	3.33	3.11	3.09	3.28	2.75	3.08	3.37	3.10	3.80	3.22	3.08	3.87	2.58	○
W	4.53	4.08	4.57	4.17	4.04	3.59	4.13	5.19	4.29	4.40	4.30	4.58	5.30	3.30	○
WNW	8.29	7.52	8.02	9.03	7.66	7.81	8.17	8.29	8.59	8.70	8.21	9.14	9.34	7.08	○
NW	15.13	13.32	12.41	15.17	15.33	12.82	10.66	11.34	13.08	14.10	13.34	15.31	17.17	9.50	○
NNW	6.67	5.88	4.76	5.67	6.32	5.42	4.60	5.65	6.05	6.30	5.73	6.03	7.32	4.15	○
CALM	0.65	0.58	0.59	0.61	0.68	0.65	0.90	1.21	1.14	1.10	0.81	0.69	1.41	0.21	○

注1) 1996年9月までは超音波風向風速計, 1996年10月からはドップラーソーダの観測値である。

注2) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し, 2001年度を追加した。

④ 棄却検定表 (風速) (標高89m)

観測場所: 敷地内A地点 (標高 89m, 地上高 81m) (%)

統計年 風速 (m/s)	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 2005	棄却限界 (5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0~0.4	0.65	0.58	0.59	0.61	0.68	0.65	0.90	1.21	1.14	1.10	0.81	0.69	1.41	0.21	○
0.5~1.4	4.92	4.95	5.23	5.62	4.89	5.08	6.94	7.56	7.82	7.80	6.08	5.79	9.13	3.03	○
1.5~2.4	10.06	10.15	10.09	11.31	9.38	10.83	12.09	12.36	12.35	12.90	11.15	10.58	14.05	8.25	○
2.5~3.4	13.91	14.28	14.41	14.52	13.35	14.11	14.46	16.20	14.86	14.10	14.42	15.24	16.19	12.65	○
3.5~4.4	15.55	14.93	14.78	16.34	14.98	15.93	15.47	15.05	15.26	14.60	15.29	16.48	16.57	14.01	○
4.5~5.4	13.97	12.98	12.75	13.85	14.76	13.52	13.42	13.75	12.61	12.80	13.44	13.66	15.04	11.84	○
5.5~6.4	11.36	10.40	11.85	10.73	11.54	10.67	10.40	10.51	9.52	10.40	10.74	11.14	12.35	9.13	○
6.5~7.4	8.16	8.38	8.75	7.90	8.66	7.72	7.14	7.22	7.49	8.10	7.95	8.04	9.29	6.62	○
7.5~8.4	6.41	6.50	6.98	5.44	6.25	5.74	5.23	5.40	6.17	6.10	6.02	5.64	7.35	4.70	○
8.5~9.4	4.97	5.31	4.65	4.10	4.85	4.30	4.12	3.20	4.43	4.40	4.43	4.02	5.81	3.06	○
9.5以上	10.04	11.52	9.92	9.58	10.65	11.45	9.84	7.54	8.37	7.80	9.67	8.74	12.98	6.36	○

注1) 1996年9月までは超音波風向風速計, 1996年10月からはドップラーソーダの観測値である。

注2) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し, 2001年度を追加した。

東海第二発電所 (2018.9.18版)

島根原子力発電所 2号炉

備考

⑤ 棄却検定表 (風向) (標高18m)

観測場所:敷地内A地点 (標高 18m, 地上高 10m) (%)

統計年 風向	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	3.29	3.24	2.85	2.50	2.57	2.17	2.52	2.81	2.62	2.40	2.70	2.15	3.54	1.85	○
NNE	12.39	12.29	12.11	10.30	7.29	9.57	11.21	9.18	11.62	8.50	10.45	9.93	14.64	6.26	○
NE	12.70	15.12	17.57	13.28	15.17	17.51	16.15	12.25	12.18	11.60	14.35	15.15	19.68	9.02	○
ENE	3.27	3.57	3.90	3.74	5.42	6.41	5.52	5.07	4.14	6.40	4.74	4.49	7.52	1.97	○
E	2.51	2.86	2.84	2.62	3.05	2.44	2.85	2.19	1.78	1.80	2.49	2.60	3.55	1.43	○
ESE	3.04	3.68	3.30	3.81	3.44	3.44	3.98	3.36	3.25	2.30	3.36	3.49	4.46	2.26	○
SE	5.14	5.79	5.80	5.63	4.29	4.37	4.59	5.21	4.53	4.60	5.00	5.73	6.40	3.59	○
SSE	4.00	3.66	3.99	5.62	5.03	4.47	4.63	6.32	5.73	6.00	4.95	4.59	7.16	2.73	○
S	2.41	2.22	2.63	3.85	3.68	3.79	3.25	4.55	3.54	4.20	3.41	2.31	5.25	1.57	○
SSW	3.52	3.26	3.07	3.20	3.19	2.35	3.28	3.64	3.38	3.40	3.23	2.36	4.06	2.40	×
SW	1.37	0.79	1.35	1.08	1.53	1.09	1.06	1.00	1.12	1.30	1.17	1.22	1.68	0.66	○
WSW	2.94	2.70	2.48	2.15	1.44	1.25	2.47	2.66	2.34	1.90	2.23	2.40	3.54	0.92	○
W	12.93	11.05	10.01	11.71	4.73	4.55	6.91	6.99	7.88	6.30	8.31	10.13	15.30	1.31	○
WNW	19.82	18.95	18.46	19.53	24.91	22.81	21.72	22.62	22.60	22.90	21.43	21.68	26.45	16.42	○
NW	6.86	6.86	6.03	6.52	9.65	8.87	6.09	7.67	8.35	10.90	7.78	7.42	11.65	3.91	○
NNW	2.97	2.92	2.33	2.61	3.51	3.10	2.43	2.87	3.04	3.50	2.93	2.65	3.87	1.99	○
CALM	0.82	1.03	1.29	1.85	1.11	1.82	1.35	1.6	1.9	2.00	1.48	1.69	2.46	0.49	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2001年度を追加した。

⑥ 棄却検定表 (風速) (標高18m)

観測場所:敷地内A地点 (標高 18m, 地上高 10m) (%)

統計年 風速(m/s)	2001	2002	2003	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0~0.4	0.82	1.03	1.29	1.85	1.11	1.82	1.35	1.60	1.90	2.00	1.48	1.69	2.46	0.49	○
0.5~1.4	12.24	12.79	13.24	14.96	14.40	15.93	13.88	15.83	15.92	16.70	14.59	15.14	18.20	10.98	○
1.5~2.4	30.43	30.39	28.56	31.22	32.03	33.39	32.69	32.91	33.15	31.40	31.62	32.77	35.24	28.00	○
2.5~3.4	22.23	21.48	21.80	22.97	21.70	21.95	23.48	23.08	23.60	21.90	22.42	20.88	24.29	20.55	○
3.5~4.4	10.85	10.91	11.31	9.77	10.95	10.88	10.69	11.19	10.19	10.70	10.74	10.16	11.83	9.66	○
4.5~5.4	7.69	8.16	9.27	6.25	6.89	6.66	7.22	6.75	6.01	7.10	7.20	7.09	9.49	4.91	○
5.5~6.4	5.21	6.40	6.23	4.34	4.69	4.15	3.91	3.58	4.17	4.50	4.72	4.79	6.97	2.46	○
6.5~7.4	4.20	4.07	3.92	3.30	3.31	2.25	2.60	2.02	2.44	2.60	3.07	3.01	4.96	1.18	○
7.5~8.4	2.84	2.51	2.18	2.34	2.24	1.20	1.70	1.39	1.25	1.60	1.93	2.29	3.28	0.57	○
8.5~9.4	1.77	1.12	1.07	1.33	1.24	0.86	1.20	0.72	0.60	0.70	1.06	1.09	1.90	0.22	○
9.5以上	1.70	1.13	1.13	1.67	1.45	0.90	1.30	0.94	0.75	0.80	1.18	1.10	1.99	0.36	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2001年度を追加した。

⑦ 棄却検定表 (風向) (標高148m)

観測場所：敷地内A地点 (標高148m, 地上高140m) (%)

統計年 風向	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	3.40	5.01	4.27	4.11	4.62	4.43	4.50	4.48	4.38	5.20	4.44	3.52	5.60	3.28	○
NNE	6.22	11.41	13.51	18.30	14.74	15.31	14.10	11.42	14.59	20.56	14.02	6.67	23.32	4.72	○
NE	18.45	18.06	20.80	16.75	14.99	14.71	13.66	15.68	13.11	13.60	15.98	18.41	21.91	10.05	○
ENE	8.97	7.09	6.97	5.51	5.25	5.40	4.16	5.74	5.59	4.95	5.96	9.80	9.21	2.72	×
E	4.42	4.59	4.14	3.49	3.17	3.13	1.65	3.02	3.06	3.04	3.37	5.55	5.40	1.34	×
ESE	2.99	2.32	2.85	2.26	2.26	2.22	2.17	2.00	2.36	2.20	2.36	3.66	3.10	1.62	×
SE	2.66	2.15	2.85	2.59	2.74	2.82	2.98	2.99	2.79	2.26	2.69	3.09	3.36	2.01	○
SSE	3.54	3.69	3.73	4.18	4.89	4.68	5.52	4.76	5.29	5.12	4.54	3.32	6.23	2.85	○
S	6.63	6.33	5.38	5.19	6.03	5.83	6.96	6.48	5.87	5.76	6.04	4.99	7.36	4.73	○
SSW	5.02	4.54	4.55	4.43	5.35	4.76	5.68	6.07	4.89	5.45	5.08	3.13	6.37	3.78	×
SW	5.16	3.92	3.40	4.53	5.16	5.76	5.38	4.94	4.64	5.05	4.79	3.67	6.46	3.13	○
WSW	4.31	4.66	3.29	4.11	4.67	4.07	4.63	4.81	5.16	4.10	4.38	4.25	5.62	3.14	○
W	4.65	3.89	3.81	4.47	5.55	4.26	4.40	4.64	5.07	4.24	4.50	5.13	5.74	3.26	○
WNW	6.71	5.87	6.13	6.26	6.05	6.37	6.29	6.75	7.56	5.62	6.36	7.65	7.65	5.07	○
NW	9.12	9.02	8.06	7.95	7.99	8.94	10.14	8.95	9.69	6.99	8.68	9.54	10.90	6.47	○
NNW	6.97	7.03	5.86	4.90	5.27	5.98	6.57	6.52	5.08	4.81	5.90	6.53	7.92	3.88	○
CALM	0.76	0.42	0.39	0.98	1.26	1.32	1.21	0.75	0.88	1.04	0.90	1.10	1.68	0.12	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

⑧ 棄却検定表 (風速) (標高148m)

観測場所：敷地内A地点 (標高148m, 地上高140m) (%)

統計年 風速(m/s)	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0~0.4	0.76	0.42	0.39	0.98	1.26	1.32	1.21	0.75	0.88	1.04	0.90	1.10	1.68	0.12	○
0.5~1.4	6.43	5.00	4.91	6.14	6.91	6.97	7.32	5.92	6.20	6.78	6.26	6.99	8.18	4.33	○
1.5~2.4	11.42	8.63	9.44	10.82	11.16	10.43	10.94	10.58	9.76	10.98	10.42	11.28	12.50	8.33	○
2.5~3.4	13.72	11.36	12.24	11.61	12.66	12.49	12.38	12.89	12.13	13.45	12.49	14.10	14.24	10.75	○
3.5~4.4	13.58	12.63	13.41	13.26	12.52	12.24	12.12	14.22	13.05	13.51	13.05	13.85	14.64	11.47	○
4.5~5.4	12.07	13.08	12.09	12.67	13.40	12.60	11.01	12.52	12.25	11.78	12.35	12.03	13.95	10.75	○
5.5~6.4	9.68	11.98	10.33	10.78	10.64	10.24	10.01	10.35	11.29	9.51	10.48	9.92	12.23	8.73	○
6.5~7.4	7.95	8.74	8.28	8.19	8.89	8.08	8.62	8.57	9.22	7.47	8.40	7.40	9.61	7.19	○
7.5~8.4	5.34	6.97	7.05	5.91	6.39	6.28	7.32	7.01	6.63	5.89	6.48	5.51	7.98	4.98	○
8.5~9.4	5.03	5.60	4.77	5.03	4.82	5.52	6.08	5.01	5.14	4.97	5.20	4.82	6.17	4.22	○
9.5以上	14.02	15.61	17.08	14.61	11.35	13.84	12.98	12.18	13.45	14.63	13.97	13.00	17.90	10.05	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

東海第二発電所 (2018.9.18版)

島根原子力発電所 2号炉

備考

⑨ 棄却検定表 (風向) (標高89m)

観測場所: 敷地内A地点 (標高 89m, 地上高 81m) (%)

統計年 風向	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	3.25	4.84	4.64	4.84	5.88	5.68	5.50	5.04	5.05	6.22	5.09	3.79	7.05	3.14	○
NNE	6.03	10.15	12.15	17.45	14.51	16.54	14.50	11.55	14.10	19.46	13.64	6.60	22.84	4.45	○
NE	17.51	16.08	19.04	16.64	13.25	12.20	11.40	14.95	13.31	12.28	14.67	17.88	20.77	8.56	○
ENE	7.84	6.78	7.22	5.33	4.72	3.74	3.30	5.73	4.21	4.52	5.34	8.95	8.97	1.71	○
E	4.02	4.35	4.18	3.00	2.48	2.26	1.80	2.89	2.33	2.47	2.98	4.32	5.11	0.85	○
ESE	2.75	2.29	2.79	2.30	2.05	1.83	1.70	2.17	2.07	1.91	2.19	2.77	3.04	1.33	○
SE	2.80	2.21	2.96	2.89	2.53	2.99	3.20	2.56	3.40	2.60	2.81	2.75	3.64	1.98	○
SSE	3.77	3.74	3.90	4.83	5.80	4.88	6.10	4.79	5.78	5.58	4.92	4.16	7.03	2.81	○
S	6.82	5.76	4.74	4.64	5.94	5.42	5.70	5.01	4.67	4.87	5.36	4.88	7.03	3.68	○
SSW	3.86	3.40	3.06	3.59	4.46	4.16	4.30	4.07	3.53	4.25	3.87	2.43	4.95	2.79	×
SW	3.63	3.07	2.30	2.96	3.33	4.04	4.10	3.45	3.38	3.56	3.38	2.64	4.63	2.13	○
WSW	3.09	3.28	2.75	3.08	3.37	3.10	3.80	3.50	4.06	3.23	3.33	3.08	4.23	2.42	○
W	4.17	4.04	3.59	4.13	5.19	4.29	4.40	4.66	4.76	4.26	4.35	4.58	5.39	3.31	○
WNW	9.03	7.66	7.81	8.17	8.29	8.59	8.70	9.54	10.05	7.43	8.53	9.14	10.51	6.54	○
NW	15.17	15.33	12.82	10.66	11.34	13.08	14.10	13.28	12.90	10.98	12.97	15.31	16.82	9.11	○
NNW	5.67	6.32	5.42	4.60	5.65	6.05	6.30	5.80	5.54	5.08	5.64	6.03	6.90	4.38	○
CALM	0.61	0.68	0.65	0.90	1.21	1.14	1.10	1.01	0.86	1.29	0.95	0.69	1.53	0.37	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し, 2004年度を追加した。

⑩ 棄却検定表 (風速) (標高89m)

観測場所: 敷地内A地点 (標高 89m, 地上高 81m) (%)

統計年 風速(m/s)	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0~0.4	0.61	0.68	0.65	0.90	1.21	1.14	1.10	1.01	0.86	1.29	0.95	0.69	1.53	0.37	○
0.5~1.4	5.62	4.89	5.08	6.94	7.56	7.82	7.80	7.41	6.47	7.60	6.72	5.79	9.42	4.01	○
1.5~2.4	11.31	9.38	10.83	12.09	12.36	12.35	12.90	12.41	11.84	13.06	11.85	10.58	14.46	9.24	○
2.5~3.4	14.52	13.35	14.11	14.46	16.20	14.86	14.10	15.47	15.34	15.31	14.77	15.24	16.74	12.80	○
3.5~4.4	16.34	14.98	15.93	15.47	15.05	15.26	14.60	15.94	15.26	14.65	15.35	16.48	16.71	13.98	○
4.5~5.4	13.85	14.76	13.52	13.42	13.75	12.61	12.80	12.85	13.64	12.56	13.38	13.66	15.00	11.75	○
5.5~6.4	10.73	11.54	10.67	10.40	10.51	9.52	10.40	10.94	10.49	9.78	10.50	11.14	11.84	9.16	○
6.5~7.4	7.90	8.66	7.72	7.14	7.22	7.49	8.10	7.38	8.49	7.34	7.74	8.04	9.01	6.48	○
7.5~8.4	5.44	6.25	5.74	5.23	5.40	6.17	6.10	4.94	5.67	5.51	5.64	5.64	6.66	4.63	○
8.5~9.4	4.10	4.85	4.30	4.12	3.20	4.43	4.40	4.20	3.89	4.42	4.19	4.02	5.22	3.16	○
9.5以上	9.58	10.65	11.45	9.84	7.54	8.37	7.80	7.44	8.05	8.47	8.92	8.74	12.21	5.63	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し, 2004年度を追加した。

① 棄却検定表（風向）（標高18m）

観測場所：敷地内A地点（標高18m，地上高10m）（%）

統計年 風向	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	2.50	2.57	2.17	2.52	2.81	2.62	2.39	2.26	2.16	2.70	2.47	2.15	2.99	1.95	○
NNE	10.30	7.29	9.57	11.21	9.18	11.62	8.49	8.24	8.84	11.06	9.58	9.93	12.98	6.18	○
NE	13.28	15.17	17.51	16.15	12.25	12.18	11.58	12.60	12.33	13.45	13.65	15.15	18.32	8.98	○
ENE	3.74	5.42	6.41	5.52	5.07	4.14	6.39	7.34	6.61	7.12	5.78	4.49	8.65	2.90	○
E	2.62	3.05	2.44	2.85	2.19	1.78	1.78	2.84	2.14	3.40	2.51	2.60	3.79	1.23	○
ESE	3.81	3.44	3.44	3.98	3.36	3.25	2.38	3.01	3.47	2.82	3.30	3.49	4.40	2.19	○
SE	5.63	4.29	4.37	4.59	5.21	4.53	4.58	4.04	4.56	4.03	4.58	5.73	5.76	3.40	○
SSE	5.62	5.03	4.47	4.63	6.32	5.73	6.01	4.96	4.74	5.63	5.31	4.59	6.81	3.82	○
S	3.85	3.68	3.79	3.25	4.55	3.54	4.20	3.69	3.42	3.50	3.75	2.31	4.66	2.84	×
SSW	3.20	3.19	2.35	3.28	3.64	3.38	3.39	3.47	3.14	3.32	3.23	2.36	4.05	2.42	×
SW	1.08	1.53	1.09	1.06	1.00	1.12	1.27	1.47	1.34	1.78	1.27	1.22	1.88	0.67	○
WSW	2.15	1.44	1.25	2.47	2.66	2.34	1.91	1.97	2.52	1.97	2.07	2.40	3.16	0.97	○
W	11.71	4.73	4.55	6.91	6.99	7.88	6.34	5.87	6.41	5.74	6.71	10.13	11.52	1.91	○
WNW	19.53	24.91	22.81	21.72	22.62	22.60	22.88	22.63	24.11	20.77	22.46	21.68	26.09	18.83	○
NW	6.52	9.65	8.87	6.09	7.67	8.35	10.93	9.78	9.37	7.93	8.51	7.42	12.10	4.93	○
NNW	2.61	3.51	3.10	2.43	2.87	3.04	3.49	4.17	3.20	3.09	3.15	2.65	4.32	1.98	○
CALM	1.85	1.11	1.82	1.35	1.60	1.90	2.00	1.68	1.64	1.70	1.66	1.69	2.30	1.03	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

② 棄却検定表（風速）（標高18m）

観測場所：敷地内A地点（標高18m，地上高10m）（%）

統計年 風速(m/s)	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0~0.4	1.85	1.11	1.82	1.35	1.60	1.90	2.00	1.68	1.64	1.70	1.66	1.69	2.30	1.03	○
0.5~1.4	14.96	14.40	15.93	13.88	15.83	15.92	16.73	15.60	15.63	16.08	15.50	15.14	17.51	13.48	○
1.5~2.4	31.22	32.03	33.39	32.69	32.91	33.15	31.38	32.64	33.04	31.24	32.37	32.77	34.35	30.39	○
2.5~3.4	22.97	21.70	21.95	23.48	23.08	23.60	21.94	22.79	24.23	23.94	22.97	20.88	25.05	20.88	×
3.5~4.4	9.77	10.95	10.88	10.69	11.19	10.19	10.67	11.34	11.65	11.54	10.89	10.16	12.28	9.49	○
4.5~5.4	6.25	6.89	6.66	7.22	6.75	6.01	7.06	7.04	6.89	7.48	6.83	7.09	7.87	5.79	○
5.5~6.4	4.34	4.69	4.15	3.91	3.58	4.17	4.48	3.78	3.36	4.17	4.06	4.79	5.04	3.09	○
6.5~7.4	3.30	3.31	2.25	2.60	2.02	2.44	2.63	2.19	1.59	1.93	2.43	3.01	3.75	1.10	○
7.5~8.4	2.34	2.24	1.20	1.70	1.39	1.25	1.55	1.37	0.94	1.05	1.50	2.29	2.62	0.39	○
8.5~9.4	1.33	1.24	0.86	1.20	0.72	0.60	0.72	0.71	0.47	0.49	0.83	1.09	1.58	0.09	○
9.5以上	1.67	1.45	0.90	1.30	0.94	0.75	0.84	0.86	0.56	0.37	0.96	1.10	1.91	0.01	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

⑬ 棄却検定表（風向）（水戸地方気象台）

観測場所：水戸地方気象台(%)

統計年 風向	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
	上限		下限												
N	15.34	17.09	18.48	14.84	16.36	17.58	14.82	13.31	12.53	11.75	15.21	13.38	20.47	9.95	○
NNE	6.78	6.87	8.19	7.57	7.63	7.52	7.05	7.07	6.68	7.83	7.32	6.68	8.51	6.13	○
NE	6.22	6.14	8.14	9.37	6.51	7.25	6.82	6.01	6.65	8.23	7.13	7.36	9.76	4.51	○
ENE	8.70	8.79	9.94	10.20	7.40	7.33	7.71	9.20	8.31	8.81	8.64	9.50	10.97	6.30	○
E	9.92	9.38	10.94	9.26	8.55	7.28	6.49	9.98	8.95	8.87	8.96	10.92	12.05	5.87	○
ESE	4.37	3.22	5.08	3.38	4.19	3.72	4.02	3.43	3.79	3.81	3.90	4.41	5.21	2.60	○
SE	3.11	3.02	3.38	3.05	2.99	3.05	3.74	2.82	2.95	3.07	3.12	2.91	3.74	2.50	○
SSE	1.30	1.50	1.12	1.15	1.29	1.47	1.36	1.10	1.28	1.17	1.27	1.43	1.61	0.94	○
S	2.99	2.43	1.56	2.49	2.82	2.74	2.98	2.96	2.17	2.47	2.56	1.96	3.62	1.50	○
SSW	5.32	5.83	4.64	5.28	6.78	6.32	6.22	5.78	5.79	6.40	5.84	4.24	7.34	4.33	×
SW	5.47	4.84	3.40	3.77	4.86	5.08	4.00	4.01	3.92	3.97	4.33	4.20	5.93	2.73	○
WSW	2.97	3.28	2.61	2.74	3.62	2.91	3.41	3.21	3.66	3.56	3.20	3.26	4.09	2.31	○
W	3.18	2.86	2.83	2.84	3.49	3.07	3.70	3.27	4.34	2.82	3.24	3.81	4.40	2.08	○
WNW	2.75	2.57	2.17	1.72	1.84	2.24	2.89	2.56	2.54	1.59	2.29	3.17	3.35	1.22	○
NW	6.63	5.69	3.15	4.59	4.86	4.11	6.10	6.47	7.06	5.48	5.41	7.67	8.34	2.49	○
NNW	13.20	14.77	12.63	16.29	15.44	16.86	17.84	17.99	18.01	19.29	16.23	13.36	21.45	11.01	○
CALM	1.75	1.73	1.74	1.45	1.36	1.47	0.83	0.85	1.38	0.87	1.34	1.74	2.22	0.46	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

⑭ 棄却検定表（風速）（水戸地方気象台）

観測場所：水戸地方気象台(%)

統計年 風速(m/s)	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
	上限		下限												
0.0~0.4	1.75	1.73	1.74	1.45	1.36	1.47	0.83	0.85	1.38	0.87	1.34	1.74	2.22	0.46	○
0.5~1.4	33.41	35.08	36.96	37.22	32.05	33.83	31.50	32.61	32.82	26.35	33.18	35.02	40.51	25.85	○
1.5~2.4	29.63	29.88	30.31	28.20	30.41	29.79	31.92	31.80	30.66	35.10	30.77	29.14	35.18	26.36	○
2.5~3.4	16.75	17.72	16.28	15.96	17.80	16.66	16.03	16.83	16.86	17.36	16.83	16.52	18.36	15.29	○
3.5~4.4	9.81	9.42	8.08	8.85	9.43	9.50	9.63	9.81	10.24	11.26	9.60	10.01	11.57	7.63	○
4.5~5.4	4.93	3.73	3.76	4.08	4.11	4.18	5.29	4.44	4.23	4.93	4.37	4.93	5.61	3.13	○
5.5~6.4	2.05	1.30	1.53	2.14	2.59	2.17	2.47	1.80	1.97	2.78	2.08	1.84	3.18	0.98	○
6.5~7.4	0.96	0.63	0.51	1.14	1.19	1.13	1.25	0.82	1.14	0.98	0.98	0.46	1.57	0.38	○
7.5~8.4	0.41	0.26	0.31	0.46	0.53	0.56	0.67	0.39	0.43	0.20	0.42	0.19	0.76	0.08	○
8.5~9.4	0.18	0.15	0.18	0.21	0.29	0.37	0.24	0.21	0.18	0.08	0.21	0.09	0.40	0.02	○
9.5以上	0.11	0.11	0.34	0.30	0.25	0.34	0.16	0.43	0.08	0.09	0.22	0.06	0.52	0.00	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

東海第二発電所 (2018.9.18版)

島根原子力発電所 2号炉

備考

⑮ 棄却検定表 (風向) (小名浜気象観測所)

観測場所:小名浜気象観測所(%)

統計年 風向	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
	上限		下限												
N	15.61	18.08	19.49	16.90	17.05	16.58	16.86	16.92	16.52	18.76	17.28	14.97	20.03	14.53	○
NNE	9.51	9.46	11.94	13.36	9.44	11.36	9.70	10.37	9.91	12.46	10.75	9.71	14.14	7.36	○
NE	5.07	5.21	5.40	6.15	5.19	4.83	5.89	5.79	5.13	5.70	5.44	4.45	6.44	4.43	○
ENE	1.70	2.19	2.22	2.20	2.22	1.88	2.00	2.43	2.69	2.79	2.23	1.89	3.03	1.43	○
E	2.15	2.92	2.36	2.48	2.38	2.37	1.90	2.42	2.68	2.52	2.42	2.17	3.07	1.76	○
ESE	1.32	1.95	2.02	1.75	1.78	1.60	1.68	2.15	2.14	1.88	1.83	1.77	2.44	1.22	○
SE	2.96	2.68	2.94	2.19	2.64	2.86	2.81	2.98	2.96	2.60	2.76	3.36	3.35	2.18	×
SSE	5.80	4.93	4.51	4.91	5.09	5.79	5.05	4.80	4.77	4.66	5.03	6.02	6.07	3.99	○
S	11.32	9.73	8.58	9.45	11.91	10.63	10.26	8.92	9.93	12.47	10.32	10.33	13.33	7.31	○
SSW	7.56	5.71	5.88	6.43	7.42	6.79	7.04	7.74	6.28	7.56	6.84	4.77	8.59	5.09	×
SW	2.13	1.79	1.58	2.68	2.70	2.29	2.70	2.79	3.04	1.79	2.35	1.69	3.55	1.15	○
WSW	0.95	0.82	1.05	1.13	0.97	0.97	1.18	1.11	1.07	1.15	1.04	0.95	1.30	0.78	○
W	1.80	1.70	1.58	1.70	1.44	1.71	1.50	1.42	1.75	1.46	1.61	1.89	1.94	1.27	○
WNW	4.70	4.69	3.84	3.98	3.98	4.36	4.28	4.43	4.94	2.88	4.21	6.05	5.60	2.82	×
NW	9.27	8.70	7.85	7.77	7.62	8.06	10.22	9.14	9.83	6.42	8.49	10.63	11.23	5.75	○
NNW	15.51	17.31	16.04	14.80	15.83	15.60	16.16	16.05	15.40	13.91	15.66	16.88	17.78	13.54	○
CALM	2.64	2.15	2.73	2.11	2.33	2.34	0.80	0.56	0.94	1.00	1.76	2.47	3.74	0.00	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

⑯ 棄却検定表 (風速) (小名浜気象観測所)

観測場所:小名浜気象観測所(%)

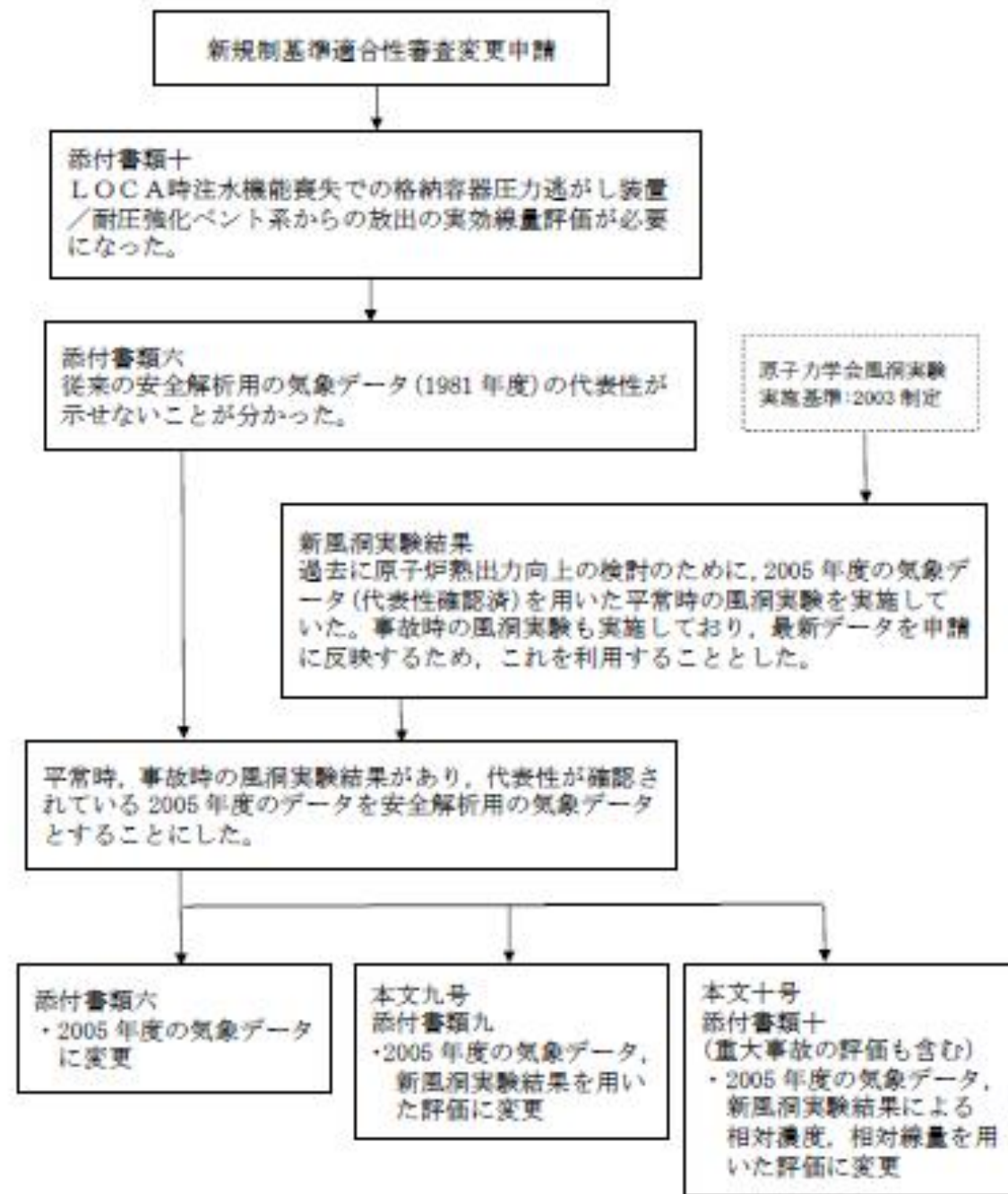
統計年 風速(m/s)	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
	上限		下限												
0.0~0.4	2.64	2.15	2.73	2.11	2.33	2.34	0.80	0.56	0.94	1.00	1.76	2.47	3.74	0.00	○
0.5~1.4	21.92	21.13	22.45	22.79	22.30	22.11	16.85	18.40	18.83	18.49	20.53	20.97	25.64	15.41	○
1.5~2.4	28.61	30.72	31.17	29.65	30.58	28.79	30.61	29.38	32.17	31.56	30.32	30.33	33.13	27.52	○
2.5~3.4	17.92	18.99	17.19	18.04	20.06	19.71	21.00	20.11	20.21	20.27	19.35	18.36	22.32	16.38	○
3.5~4.4	11.69	11.62	10.66	12.27	11.79	12.18	12.28	13.73	12.06	12.35	12.06	10.84	13.89	10.23	○
4.5~5.4	7.47	7.33	6.90	7.80	7.11	6.84	7.96	7.82	7.11	7.86	7.42	7.32	8.42	6.42	○
5.5~6.4	5.06	3.87	4.62	3.81	3.73	3.96	5.41	5.02	3.85	4.28	4.36	4.91	5.83	2.89	○
6.5~7.4	2.45	2.43	2.27	1.93	1.32	2.23	2.79	2.55	2.47	2.17	2.26	2.56	3.22	1.30	○
7.5~8.4	1.11	1.08	0.99	0.96	0.48	1.03	1.21	1.45	1.37	1.05	1.07	1.14	1.70	0.45	○
8.5~9.4	0.75	0.34	0.70	0.43	0.15	0.50	0.59	0.45	0.63	0.60	0.51	0.72	0.94	0.09	○
9.5以上	0.39	0.34	0.32	0.21	0.15	0.31	0.50	0.54	0.37	0.36	0.35	0.39	0.63	0.07	○

注1) 2006年度は標高148mのデータにノイズの影響があったため除外し、2004年度を追加した。

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">(参考)</p> <p>「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」の解説 X.での記載</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> <p>1. 気象現象の年変動</p> <p>気象現象は、ほぼ1年周期で繰り返されているが、年による変動も存在する。このため、想定事故時の線量計算に用いる相対濃度についてその年変動を比較的長期にわたって調査してみると、相対濃度の平均値に対する各年の相対濃度の偏差の比は、30%以内であった。</p> <p>このことから、1年間の気象資料にもとづく解析結果は、気象現象の年変動に伴って変動するものの、その程度はさほど大きくないので、まず、1年間の気象資料を用いて解析することとした。</p> <p>その場合には、その年がとくに異常な年であるか否かを最寄の気象官署の気象資料を用いて調査することが望ましい。また、2年以上の気象資料が存在する場合には、これを有効に利用することが望ましい。</p> </div>		

参考 1

安全解析用気象データ及び風洞実験結果変更経緯について



東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">参考 2</p> <p style="text-align: center;">平常時の気体状よう素放出量について</p> <p>平常時の気体状よう素放出量の主要な放出経路である換気系からの放射性よう素放出量は、「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に対する評価指針」に基づき、換気系の漏えい係数に冷却材中の放射性よう素濃度を乗じて求めている。</p> <p>一方、冷却材中の放射性よう素濃度は、次式により求めている。例えば、ここで主蒸気流量F Sが増加した場合 γ が増加するため、放射性よう素濃度は減少する。</p> $I_i = 2.47 \cdot f \cdot Y_i \cdot \lambda_i^{0.5}$ $= \frac{A_i}{M(\lambda_i + \gamma)}$ <p>I i:核種 i の炉心燃料からの漏えい率 (Bq/s) f :全希ガス漏えい率 (1.11×10^{10}) Y i:核種 i の核分裂収率 (%) λ i:核種 i の崩壊定数 (s^{-1}) A i:核種 i の冷却材中濃度 (Bq/g) M :冷却材保有量 (g) β :原子炉冷却材浄化系のよう素除去率 (s^{-1})</p> $\beta = \left(1 - \frac{1}{DF}\right) \cdot \frac{FC}{M}$ <p>DF:原子炉冷却材浄化系の除染係数 FC:原子炉冷却材浄化系流量 (g/s) γ :よう素の主蒸気への移行率 (s^{-1})</p> $\gamma = CF \cdot \frac{FS}{M}$ <p>CF:よう素の主蒸気中への移行割合 FS:主蒸気流量 (g/s)</p> <p>前述の換気系の漏えい係数は変わらないため、放射性よう素濃度の減少に伴い気体状よう素放出量は減少する。</p>		

参考3

東海第二発電所風洞実験結果の概要について

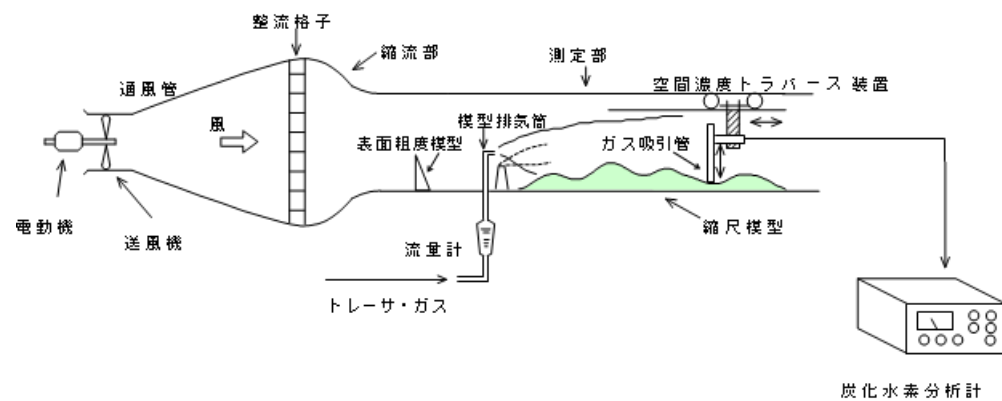
風洞実験結果は、参考文献「東海第二発電所大気拡散風洞実験報告書」(平成25年12月,三菱重工業株式会社)で公開している。風洞実験結果の概要を以下に示す。

なお、風洞実験は「(社)日本原子力学会標準 発電用原子炉施設の安全解析における放出源の有効高さを求めるための風洞実験実施基準」(2003年6月,社団法人日本原子力学会)に基づき実施している。

その後、風洞実験実施基準:2003は改訂され風洞実験実施基準:2009が発刊されているが、実験の要求事項は変更されておらず、複雑地形の発電所で風洞実験で求めた有効高さをを用いて大気拡散評価を行う際の留意点、野外拡散実験結果と野外拡散条件を模擬した風洞実験結果を用いて平地用の基本拡散式(ガウスプルーム拡散式)で評価した結果の比較等の参考事項が追加されたもので、2005年に実施した風洞実験結果は風洞実験実施基準:2009も満足している。

1. 実験手順

- (1) 大気安定度で中立(C~D)^{注)}に相当する条件になるように風洞実験装置(第1図参照)内の気流(風速分布,乱流強度分布)を調整する(第2図参照)。
- (2) 排気筒有効高さを決定するスケールを作成するため、風洞実験装置内に縮尺模型を入れないうで高度を変えて模型排気筒からトレーサガス(CH₄)を放出し、地表濃度を測定する平地実験を実施する(第3図参照)。
- (3) 風洞実験装置内に縮尺模型(1/2,000,風下10km)を入れ、所定の高度の模型排気筒からトレーサガスを放出し、地表濃度を測定する模型実験を行い平地実験結果と照合し、排気筒源有効高さを求める(第4図参照)。これにより、建屋、地形の大気拡散に及ぼす影響を把握する。



第1図 風洞実験装置

注) 風洞実験の気流条件を大気安定度で中立相当にする効果について

風洞実験装置内の気流は、風洞測定部入口付近に設置した表面粗度模型で調整している。初期の風洞実験では、アングル鋼等を用いて気流の乱れを与えており、中立よりも安定側の気流状態になっていたが、風洞実験の知見が蓄積されるに従い専用の表面粗度模型(スパイア)が

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>製作, 採用されるようになり, 風洞実験実施基準を制定した時期には中立相当の気流状態に調整できるようになった。</p> <p>このため, 放出源高さが同じ事故時の排気筒有効高さを比較すると, 1987年の風洞実験の80~110mに対し, 今回は95~115mと高く評価されている。今回の風洞実験では中立の大気安定度(C~D)を再現したため, 建屋模型がない平地の気流の乱れが大きくなり, 建屋模型の追加により生じる気流の乱れの影響が相対的に小さく, 見掛け上の放出源高さの減少が小さくなったためと推定される。前回は, D~Eの大気安定度に相当する気流の乱れであり, 建屋模型の追加で生じる気流の乱れが大きく作用して, 見掛け上の放出源高さの減少が大きくなったと考えられる。</p> <p>一方, 平常時の排気筒有効高さを比較すると, 1987年の風洞実験の120~180mに対し, 今回は150~220mと高く評価されている。これは, 上記の気流の調整方法の違いによる影響に加え, 気象データの変更及び吹出し速度の増加(14m/sから16m/sに増加)により模型実験時の放出源高さが大きくなった影響によると推定される。</p> <p>図5及び図6に1987年の平地実験の結果, 模型実験結果の一例を示す。</p> <p>2. 放出源高さ</p> <p>放出源高さは, 事故時は通常の換気系は運転されないと想定し, 排気筒実高$H_{01}=H_s$, 平常時は換気系の運転による吹上げ効果を考慮し, 次式のように排気筒実高に吹上げ高さを加えた放出高さH_{02}とする。ここで, $1/U$には, 2005年度の気象データを用いた。第1表に風洞実験の放出源高さを示す。</p> $H_{02} = H_s + \Delta H$ $\Delta H = 3 \frac{W}{U} D$ <p>Hs : 排気筒実高 (m) D : 排気筒出口の内径 (m) W : 吹出し速度 (m/s) 1/U : 風速逆数の平均 (s/m)</p>		

第1表 放出源高さ

風向	着目方位	風速逆数の平均 (s/m)	吹上げ高さ(m)	放出源高さ (GL m)	
				事故時	平常時
N	S	0.42	90.7	140	231
NNE	SSW	0.32	69.1	140	209
NE	SW	0.21	45.4	140	185
ENE	WSW	0.30	64.8	140	205
E	W	0.40	86.4	140	226
ESE	WNW	0.47	101.5	140	242
SE	NW	0.49	105.8	140	246
SSE	NNW	0.36	77.8	140	218
S	N	0.31	67.0	140	207
SSW	NNE	0.40	86.4	140	226
SW	NE	0.35	75.6	—	216
WSW	ENE	—	—	—	—
W	E	—	—	—	—
WNW	ESE	—	—	—	—
NW	SE	0.27	58.3	—	198
NNW	SSE	0.29	62.6	140	203
排気筒出口の内径 (m)				4.5	
吹出し速度 (m/s)				16.0	
排気筒高さ (GL) (m)				140.0	

*1 風速逆数の平均 (2005年4月～2006年3月)

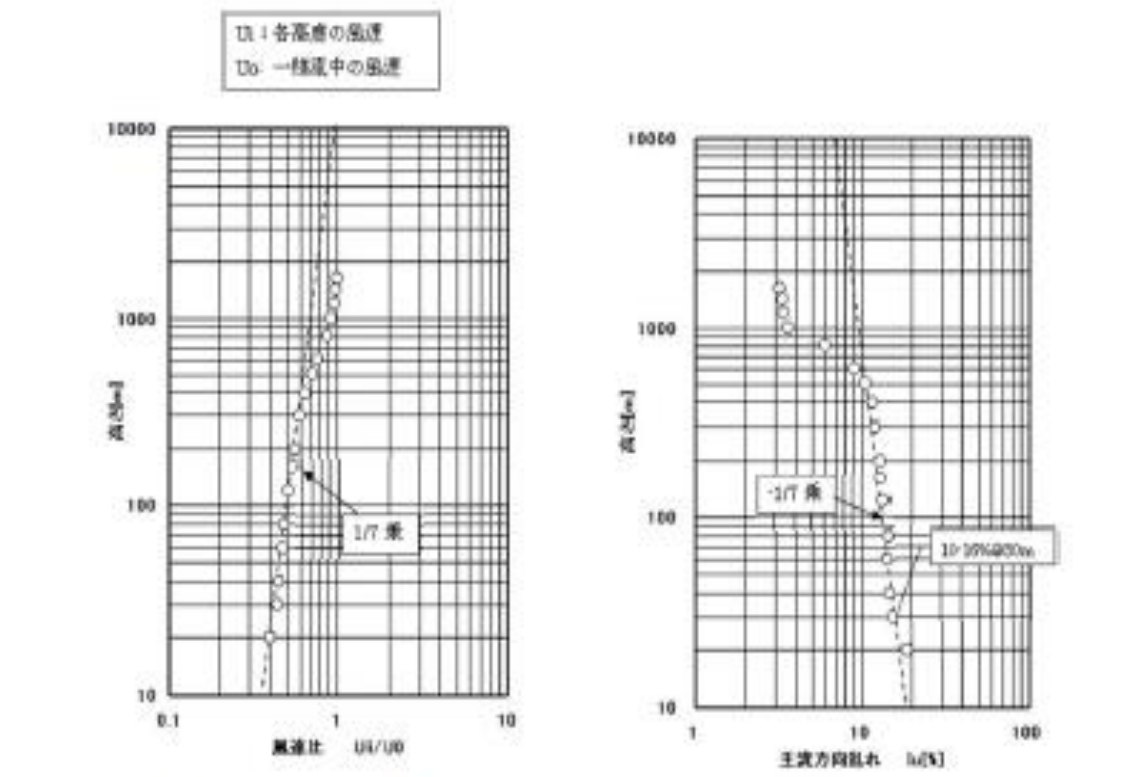
*2 排気筒設置位置標高: EL.8m

3. 排気筒有効高さ

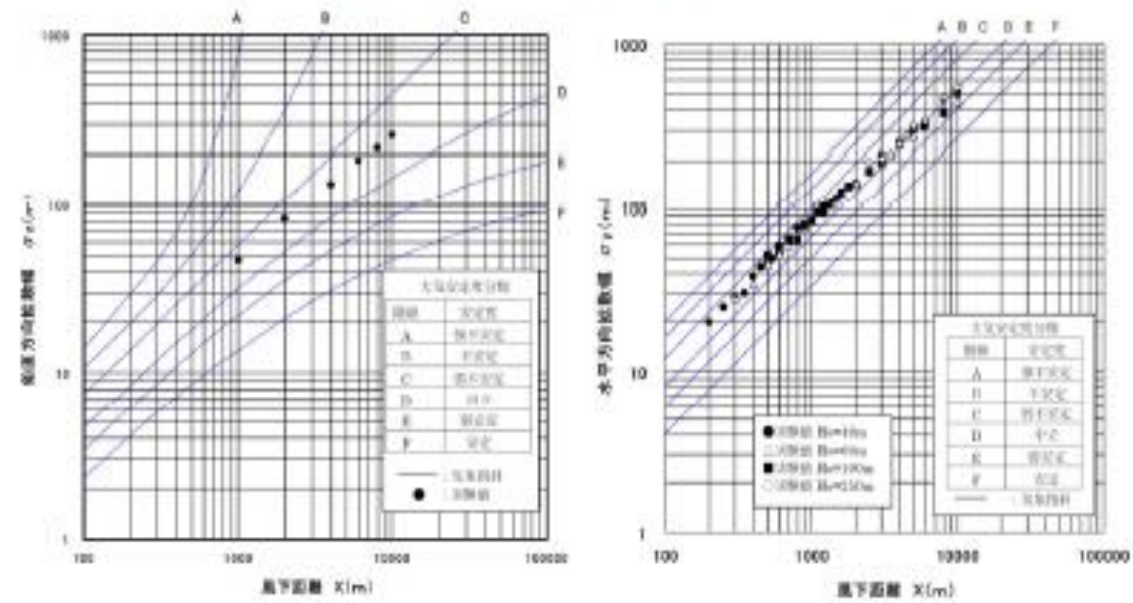
縮尺模型を入れない平地実験と縮尺模型を入れた模型実験（平常時及び事故時）の結果から、第4図のように求めた排気筒有効高さを第2表に示す。

第2表 排気筒有効高さ

風向	着目方位	平常時			事故時		
		評価地点 (m)	放出源高さ (m)	有効高さ (m)	評価地点 (m)	放出源高さ (m)	有効高さ (m)
N	S	330	231	210	1870	140	105
NNE	SSW	350	209	180	1890	140	100
NE	SW	450	185	150	1900	140	110
ENE	WSW	640	205	190	900	140	110
E	W	530	226	200	500	140	115
ESE	WNW	600	242	205	600	140	105
SE	NW	660	246	220	660	140	105
SSE	NNW	890	218	200	890	140	105
S	N	850	207	190	850	140	105
SSW	NNE	600	226	200	600	140	95
SW	NE	300	210	130	-	-	-
WSW	ENE	-	-	-	-	-	-
W	E	-	-	-	-	-	-
WNW	ESE	-	-	-	-	-	-
NW	SE	290	198	170	-	-	-
NNW	SSE	350	203	185	2900	140	115



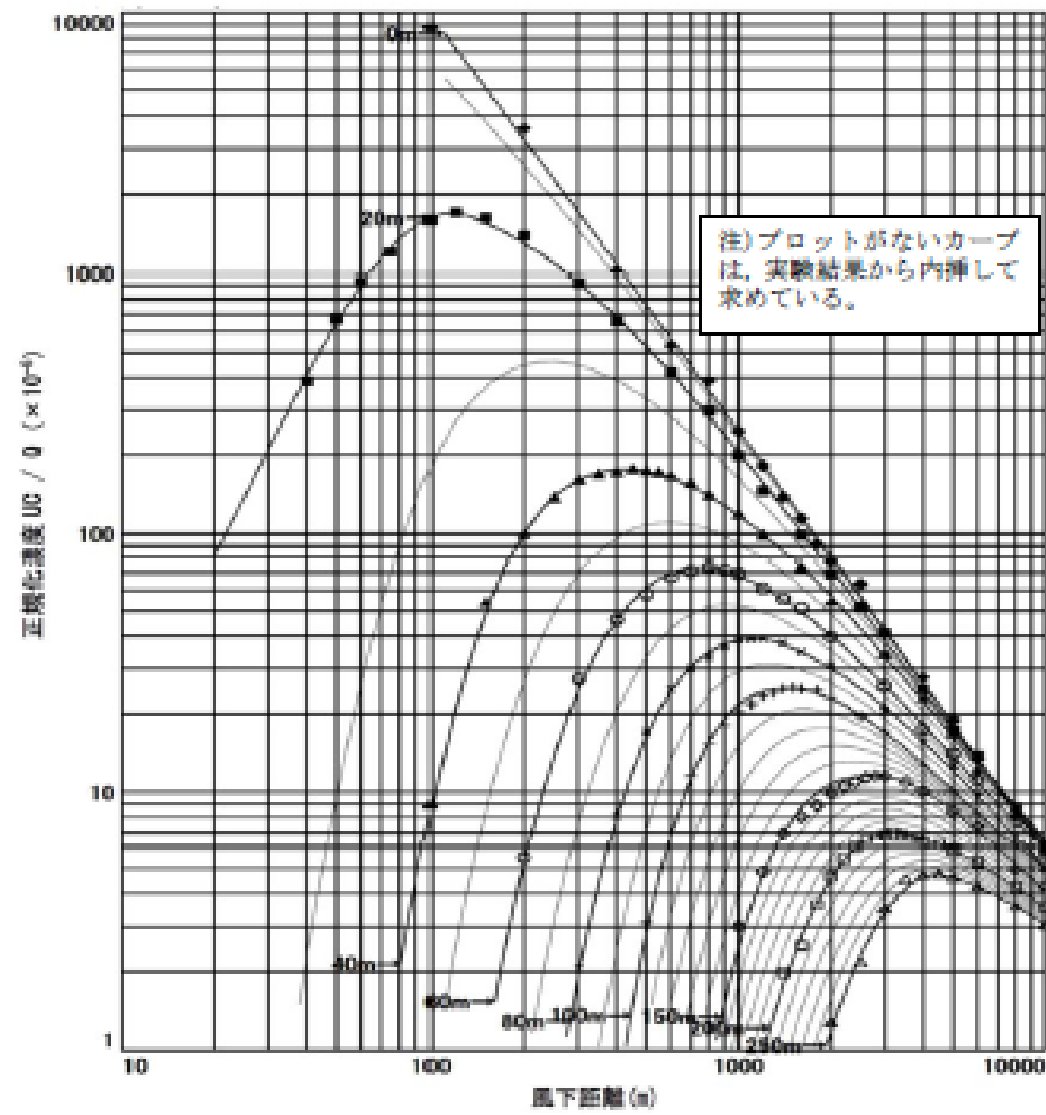
注) 野外の相当高さで 400m までは風速分布, 乱れ分布を再現する。



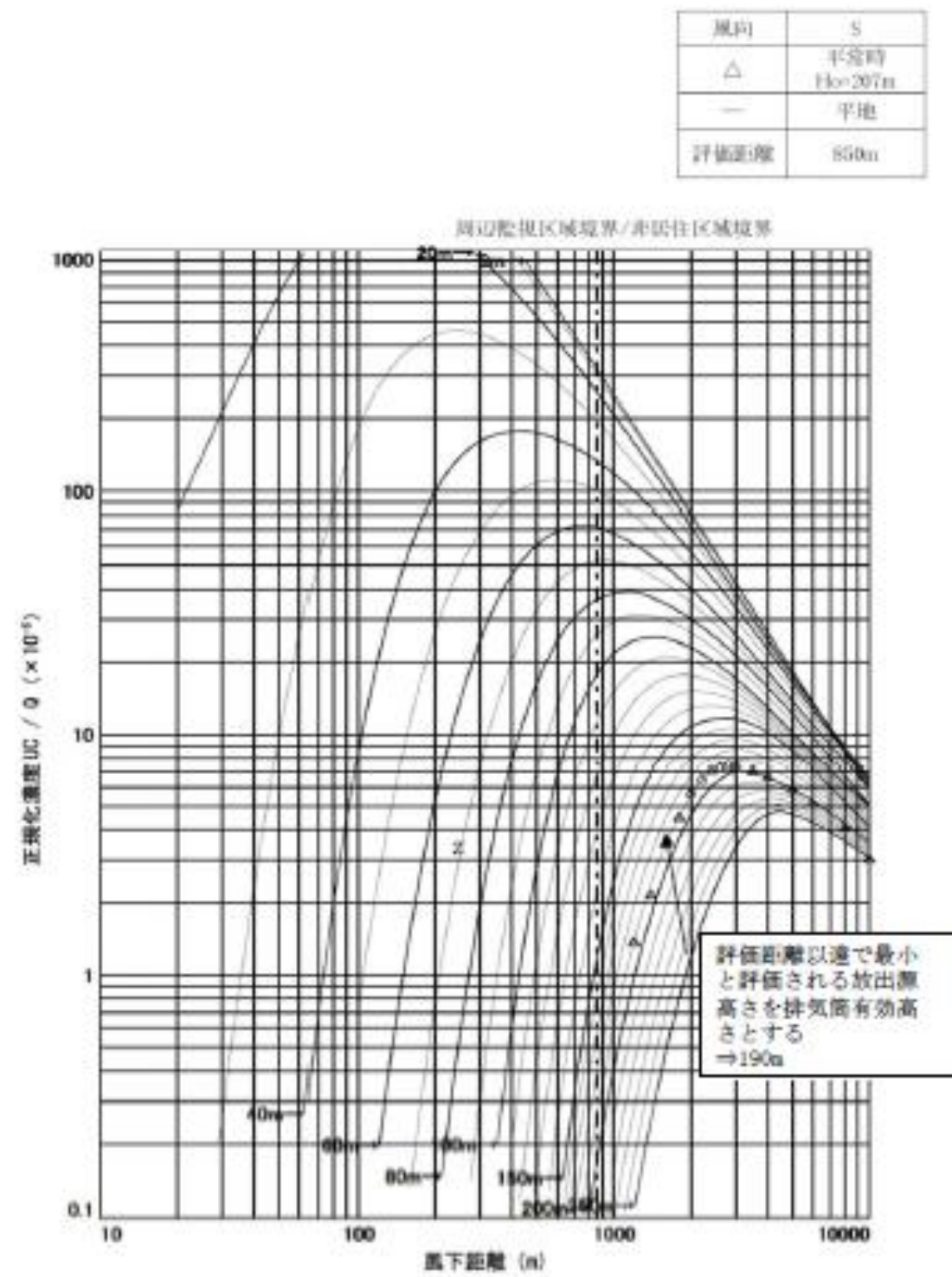
注) 鉛直方向拡散係数は大気安定度が中立に相当する値(C~D)になっている。水平方向拡散係数もほぼ大気安定度が中立に相当する値(C~D)になっている。

第2図 気流条件調整結果

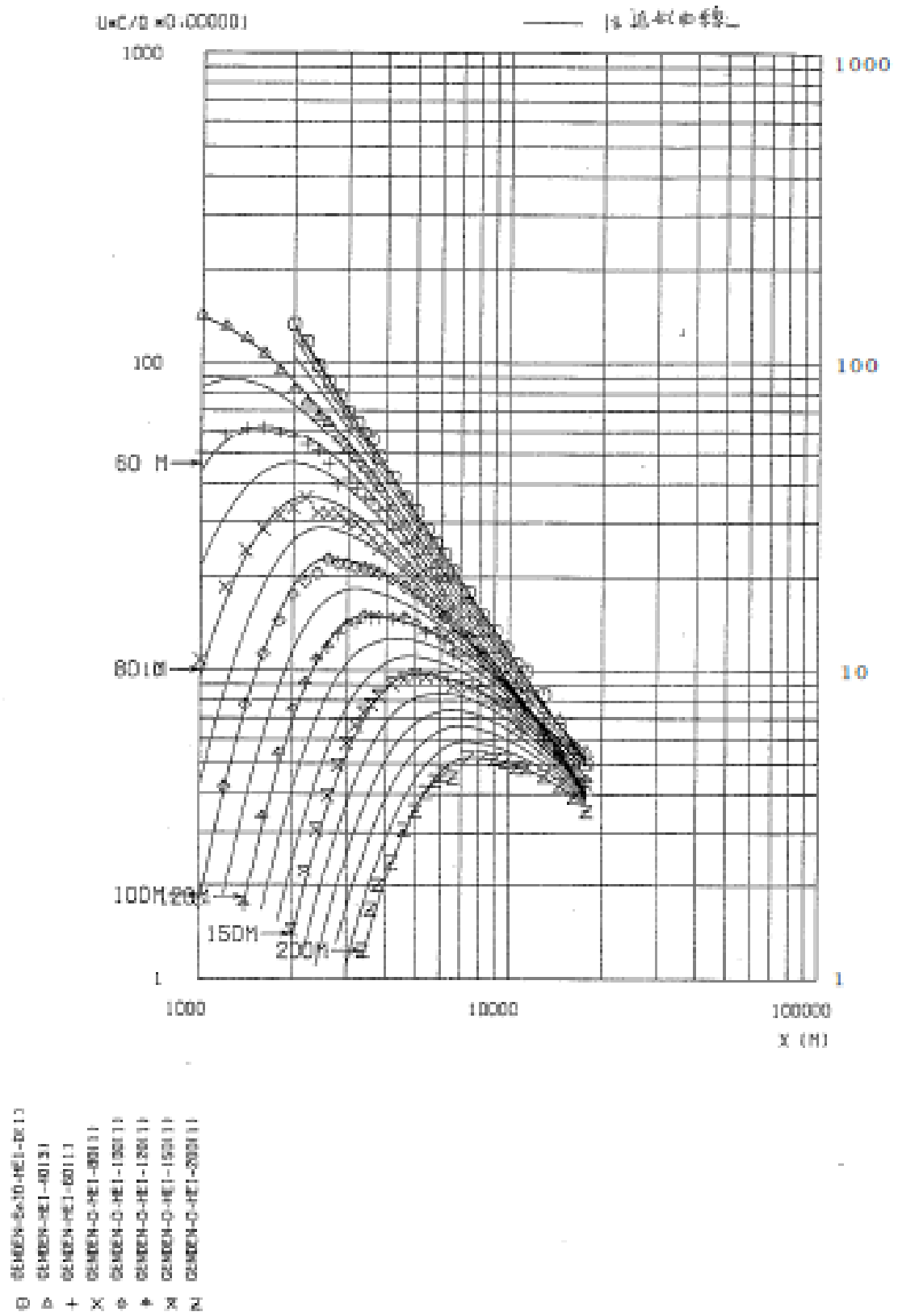
記号	Ho(m)	記号	Ho(m)
◆	0	+	100
■	20	◇	150
▲	40	□	200
○	60	△	250
×	80		



第3図 平地実験結果

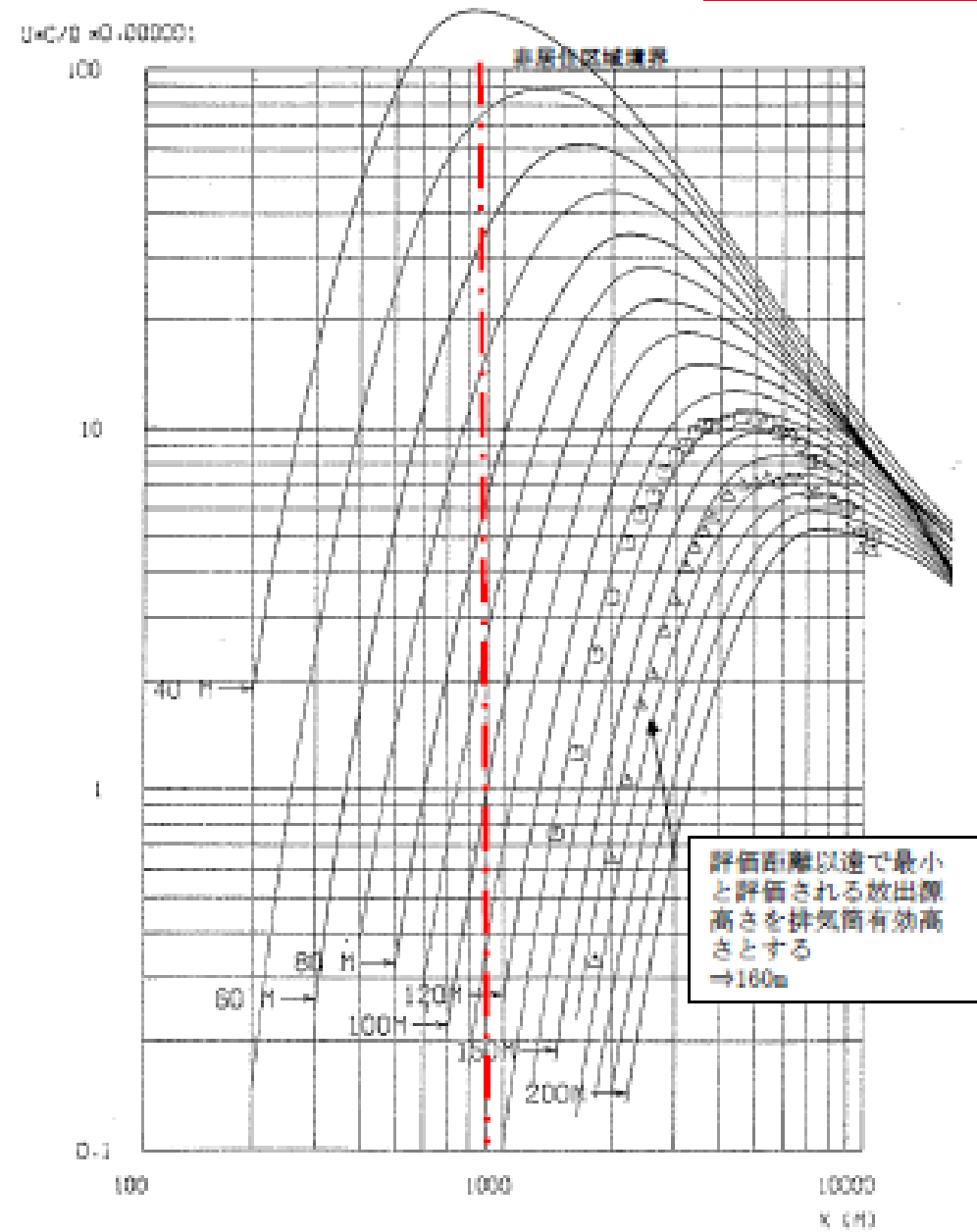


第4図 排気筒有効高さの求め方 (風向: S, 平常時の例)



第5図 1982年風洞実験の平地実験結果

風下 方位	風向	放出高さ H _e (m)	有効高さ H _a (m)	評価地点 X _p (m)	符号
N	S	100	100~130	100	○
		131	100	100	△



注) ○は参考評価
第6図 1982年風洞実験の模型実験結果の一例 (風向: S, 平常時の例)

参考 4

東海発電所の排気筒有効高さについて

東海第二発電所の添付書類九では、廃止措置中の東海発電所についても通常運転状態を仮定した線量評価を行っている。ここでは、排気筒有効高さは1982年に実施した風洞実験結果を使用している。

風洞実験実施基準:2003の解説「2. 原子炉増設の際の実験の必要性について」^{*1}では、建屋配置から増設建屋の影響が大きいと考えられる、既設・増設建屋の並びに直角な風向と、既設排気筒と増設建屋を結ぶ風向で風洞実験を行い、有効高さの変動が10%以内であれば従来の風洞実験結果を継続使用できるとしている。これを参考に、平常時の線量評価にあたり人の居住を考慮した希ガスによる線量評価点のうち線量が最大となる評価点(SW方向)に向かう風の風向を含む主要風向において、風洞実験で用いる放出源高さを1981年度と2005年度気象データから求め比較した結果+5~-3%と変動が10%以内であった。放出源高さとはほぼ比例である^{*2}ため有効高さの変動も10%以内に収まると推定されることから、1987年に実施した風洞実験結果を用いることにした。これに対し、東海第二発電所は+6~+14%と10%を超えていた(下図参照)。

風向	増設建屋	1981年度データ (既設建屋風洞実験)		2005年度データ		放出源高さ 変動率(%)	風洞実験値 (2005年度)
		放出源高さ (m)	有効高さ (m)	放出源高さ (m)	有効高さ (m)		
N	0	40	130	40	130	0	2.79
NNE	100%	30	111	30	110	0	6.60
NNE	100%	30	107	30	106	-1	17.68
NNE	100%	40	122	38	117	-3	6.66
E	0	40	130	40	129	-2	6.33
ESE	100%	40	147	40	141	-4	2.77
SE	100%	40	130	40	127	0	2.76
SSE	100%	30	116	27	108	11	6.38
S	0	30	116	30	111	4	6.88
SSW	100%	30	117	30	103	13	2.43
既設建屋風高(m)		17		-			
既設建屋風高(m)		18		-			
既設建屋風高(m)		40		-			

(参考)

風向	風速方位	1994年度データ (2000年風洞実験)		2000年度データ (2007年風洞実験)		既設建屋 実効割合 (%)	風洞調査年 (2000年度)
		吹き上げ高さ (m)	吹き上げ高さ (m)	吹き上げ高さ (m)	吹き上げ高さ (m)		
N	S	22	212	91	221	9	3.52
NE	SW	43	183	69	209	14	6.87
SE	WN	24	174	40	180	9	18.41
ENE	WSW	51	181	60	205	7	6.80
E	W	69	209	66	208	9	5.55
ESE	WNW	81	221	102	202	10	3.68
SE	WN	58	198	108	205	28	3.09
SSE	WNW	44	194	78	219	19	3.32
S	N	51	181	67	207	9	4.99
SSW	ENE	47	187	68	208	21	3.13
換気量(m³)		4.5		—			
吹き上げ高さ(m)		14		18			
換気量(m³)		140		—			

※1 風洞実験実施基準:2003 解説抜粋

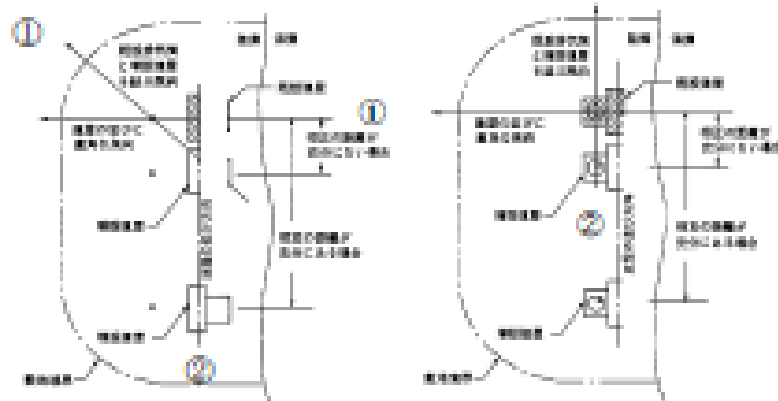
2. 原子炉増設の際の実験の必要性について

① 本体の「既設御気筒に対する増設建屋の影響が著しくないと予想される場合」とは、送出源近傍の地形が増設により大幅に変化しない場合であって、かつ、既設御気筒高さが増設建屋の高さの1.5倍以上ある場合、または相互の距離が十分ある場合をいう。

ただし、このうち増設建屋の影響については、上記の条件が満たされない場合でも、次のように取り扱うことができる。

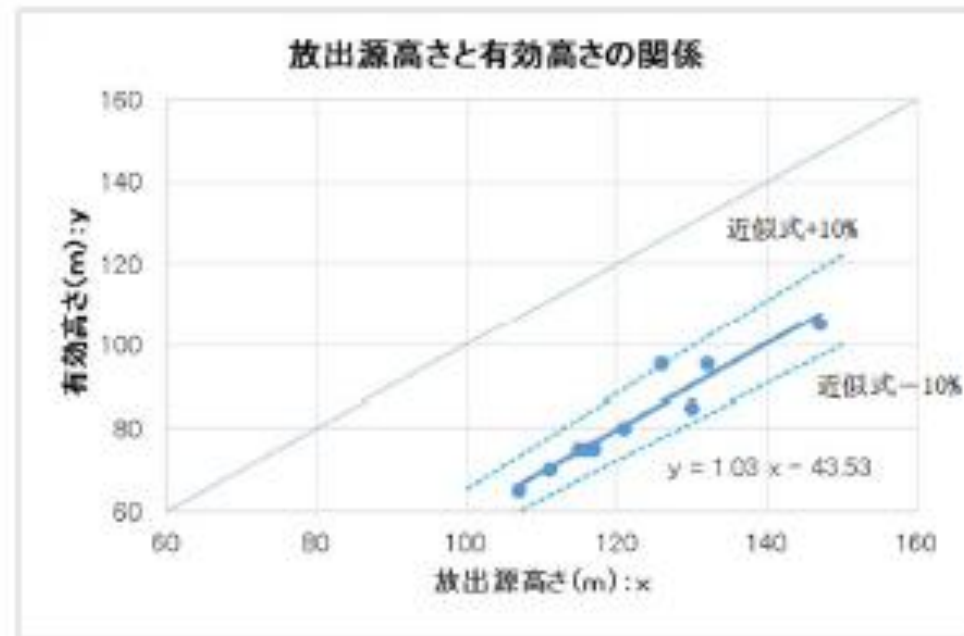
1) 既設、増設建屋配置により、①建屋の並びに直角な風向、②既設御気筒と増設建屋を結ぶ風向を求め、既設建屋のみで実施した既存の実験風向のうち、最も①、②に近い2風向を選定して増設建屋を加えた実験を行い、その結果が既存の実験結果と比較してあまり変わらない場合は、既存の実験結果をそのまま使用できる(解説図を1参照)。

● ここで、あまり変わらない場合とは、有効高さの変化が10%以内であり、かつ、換気量目標値、めやす換気等を下回るということが明らかである。



※2 1982年東海発電所風洞実験時の放出源高さとは有効高さの関係

平常時風洞実験時の放出源高さとは有効高さは、下図のようにほぼ比例関係にあると認められる。これから、放出源高さが10%変動したとしても、有効高さの変動は10%以内に収まると推定される。



参考5

異常年検定法の概要について

F分布検定の手順により異常年検定を行った。

この検定方法は、正規分布をなす母集団から取り出した標本のうち、不良標本と見られるものを X_0 (検定年)、その他のものを $X_1, X_2, X_3, \dots, X_i, \dots, X_n$ (比較年)とした場合、 X_0 を除く他の n 個の標本の平均を $\bar{X} = \sum_{i=1}^n X_i/n$ として、標本の分散から見て X_0 と \bar{X} との差が有意ならば X_0 を棄却とする方法である。検定手順を以下に示す。

(1) 仮説:不良標本 X_0 と他の標本(その平均値) \bar{X} との間に有意な差はないとする。

$$H_0: X_0 = \bar{X} (\bar{X} = \sum_{i=1}^n X_i/n)$$

(2) 分散比 F_0 を計算する。

$$F_0 = \frac{(n-1)(X_0 - \bar{X})^2}{(n+1)S^2}$$

$$S^2 = \sum_{i=1}^n (X_i - \bar{X})^2/n$$

(3) 検定年は1年、比較年は10年、有意水準(危険率)は5%として、F分布表のF境界値 ($F_0^1(0.05) = 5.12$)を求める。

(4) F_0 とF境界値を比較して、 $F_0 < F$ 境界値であれば仮説は採択する。具体的には、次のように棄却限界の上限値と下限値を求め、その範囲に検定年 X_0 が収まっているかを確認して検定している。

$$\bar{X} - S \sqrt{\frac{(n+1)}{(n-1)} F \text{境界値}} < X_0 < \bar{X} + S \sqrt{\frac{(n+1)}{(n-1)} F \text{境界値}}$$

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>補足 12 <u>コンクリート密度の根拠について</u></p> <p>1. はじめに 日本建築学会 建築工事標準仕様書・同解説「原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事（以下、JASS 5N）」に基づき、コンクリート密度を乾燥単位容積質量として計算を実施した。</p> <p>2. 乾燥単位容積質量の推定方法 JASS 5N に記載されている予測式（解 3.6）を用いて、以下の手順で推定した。</p> <p>① 骨材（砂，砂利）試験記録より絶乾比重最小値と表乾比重最大値の割合を求め、調合表上の骨材重量を表乾から絶乾に変換</p> <p>② JASS 5N の予測式（解 3.6）により、含水率を 0 とした場合の乾燥単位容積質量 ρ_p を算出</p> <p>③ コンクリートのばらつきを考慮して、ρ_p から $3\sigma_d$ を差し引く。（解説図 3.10） 標準偏差 σ_d は JASS 5N に記載されている既往の原子力発電所工事の品質管理試験の結果から 0.024t/m^3（最大値）を採用</p> $\rho_p = G_0 + S_0 + 1.2C_0 + w \quad (\text{解 3.6 より})$ <p>ρ_p : 乾燥単位容積質量 (kg/m^3) G_0 : 調合計画における粗骨材量（絶乾）(kg/m^3) ※参考参照 S_0 : 調合計画における細骨材量（絶乾）(kg/m^3) ※参考参照 C_0 : 調合計画におけるセメント量 (kg/m^3) ※参考参照 w : コンクリート中の含水量 (kg/m^3) ※安全側に 0 とする。</p> <p>3. 推定乾燥単位容積質量について（参考参照） 推定乾燥単位容積質量の最小値は 2.016g/cm^3 となり、遮蔽計算に使用するコンクリート密度はこれを包絡する 2.00g/cm^3 とする。</p>		

参考

コンクリート調合 (東海第二発電所建設記録より) からの推定乾燥容積質量

No.	行目番号	東海第二 (kg/m ³)				砂 (乾燥)	砕石 (乾燥)
		水	セメント	砂 (乾燥)	砕石 (乾燥)		
1							
2							
3							
4	一次燃焼室						
5							
6							
7							
8							
9							
10							
11							
12							
13							
14							
15							
16							
17							
18							
19							
20							
21							
22							
23							
24							
25							
26							
27							
28							
29							
30							
31							
32							
33							
34							
35							
36							
37							
38							
39							
40							
41	二次燃焼室						
42	原子炉建屋						
43	原子炉建屋						
44	原子炉建屋						
45							
46							
47							
48							
49							
50							
51							
52							
53							
54							
55							
56							
57							
58							
59							
60							
61							
62							
63							
64							
65							
66							
67							
68							
69							
70							
71							
72							
73							
74							

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p style="text-align: right;">別紙 18</p> <p style="text-align: center;"><u>スクラビング水補給及び窒素供給作業の作業員の被ばく評価</u></p> <p>格納容器圧力逃がし装置格納槽へのスクラビング水の補給及び原子炉建屋系統内への窒素ガスの供給作業における作業員の被ばく評価を以下のとおり行った。なお、評価に当たっては、サプレッション・チェンバ (S/C) からのベントを行う場合及びドライウエル (D/W) からのベントを行う場合のそれぞれについて評価を行った。</p> <p>(1) 評価条件</p> <p>a. 放出量評価条件</p> <p>想定事象として格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」で想定される事故シーケンスにおいて、代替循環冷却系を使用できない場合を想定した事故シナリオを選定する。また、放出量評価条件を第 1 表、大気中への放出過程及び概略図を第 1 図～第 5 図に示す。</p> <p>b. 被ばく評価条件</p> <p>被ばく経路は、第 6 図及び第 7 図に示すとおり大気中へ放出される放射性物質による外部被ばく及び内部被ばく、地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線、原子炉建屋からの直接ガンマ線等による外部被ばくを考慮した。</p> <p>大気中へ放出される放射性物質による外部被ばく及び内部被ばく、地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による外部被ばくについては、第 2 表～第 4 表に示すとおり拡散効果等を考慮し、作業場所における相対線量 (D/Q) 及び相対濃度 (χ/Q) から被ばく評価を行った。なお、内部被ばくについてはマスク等の放射線防護効果を考慮し評価を行った。</p> <p>原子炉建屋及び格納容器圧力逃がし装置格納槽からの直接ガンマ線等による外部被ばくについては、第 5 表及び第 6 表に示すとおり原子炉建屋の外壁及び格納容器圧力逃がし装置格納槽の遮蔽壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。</p> <p>c. 評価地点</p> <p>評価地点は、第 8 図に示すとおりとした。</p> <p>d. 作業開始時間</p> <p>スクラビング水の補給及び窒素ガスの供給は事象発生から 7 日後に実施することを想定し評価した。</p> <p>(2) 評価結果</p> <p>スクラビング水の補給及び窒素ガスの供給作業場所の線量率は、第 7 表及び第 8 表に示すとおり、サプレッション・チェンバ (S/C) からのベントを行う場合、スクラビング水の補給作業については 13mSv/h、窒素ガスの供給作業については 3.6mSv/h となり、ドライウエル (D/W) からのベントを行う場合、スクラビング水の補給作業については 15mSv/h、窒素ガスの供給作業については 4.6mSv/h となり、スクラビング水の補給及び窒素ガスの供給作業を行うことができる放射線環境であることを確認した。</p>		<p>・資料構成の相違</p> <p>島根 2 号炉は「別紙 8 弁の現場操作地点等における被ばく評価について」に記載</p>

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>なお、スクラビング水の補給作業及び窒素ガスの供給作業の作業時間は、移動及び補給等の準備を含めても2時間～3時間であり、作業が可能である。</p>		

第1表 放出量評価条件 (1/3)

項目	評価条件	選定理由
評価事象	「大破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗」(代替循環冷却系を使用できない場合)(全交流動力電源喪失の重畳を考慮)	格納容器破損防止対策の有効性評価で想定する格納容器破損モードのうち、中央制御室の運転員又は対策要員の被ばくの観点から結果が最も厳しくなる事故収束に成功した事故シーケンスを選定
炉心熱出力	3,293MW	定格熱出力
運転時間	1サイクル当たり 10,000時間(約416日)	1サイクル13ヶ月(395日)を考慮して設定
取替炉心の燃料装荷割合	1サイクル:0.229 2サイクル:0.229 3サイクル:0.229 4サイクル:0.229 5サイクル:0.084	取替炉心の燃料装荷割合に基づき設定
炉内蓄積量	希ガス類 : 約 2.2×10^{19} Bq よう素類 : 約 2.8×10^{19} Bq CsOH類 : 約 1.1×10^{18} Bq Sb類 : 約 1.3×10^{18} Bq TeO ₂ 類 : 約 6.7×10^{18} Bq SrO類 : 約 1.2×10^{19} Bq BaO類 : 約 1.2×10^{19} Bq MoO ₂ 類 : 約 2.4×10^{19} Bq CeO ₂ 類 : 約 7.4×10^{19} Bq La ₂ O ₃ 類 : 約 5.5×10^{19} Bq (核種ごとの炉内蓄積量を核種グループごとに集約して記載)	「単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq/MW)」×「3,293MW(定格熱出力)」 (単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq/MW)は、BWR共通条件として、東海第二と同じ装荷燃料(9×9燃料(A型))、運転時間(10,000時間)で算出したABWRのサイクル末期の値を使用)
放出開始時間	格納容器漏えい: 事象発生直後 格納容器圧力逃がし装置による格納容器減圧及び除熱: 事象発生から約19h後	MAAP解析結果
原子炉格納容器内pH制御の効果	考慮しない	サブプレッション・プール内pH制御設備は、重大事故等対処設備と位置付けていないため、保守的に設定
よう素の形態	粒子状よう素 : 5% 無機よう素 : 91% 有機よう素 : 4%	R.G.1.195* ¹ に基づき設定

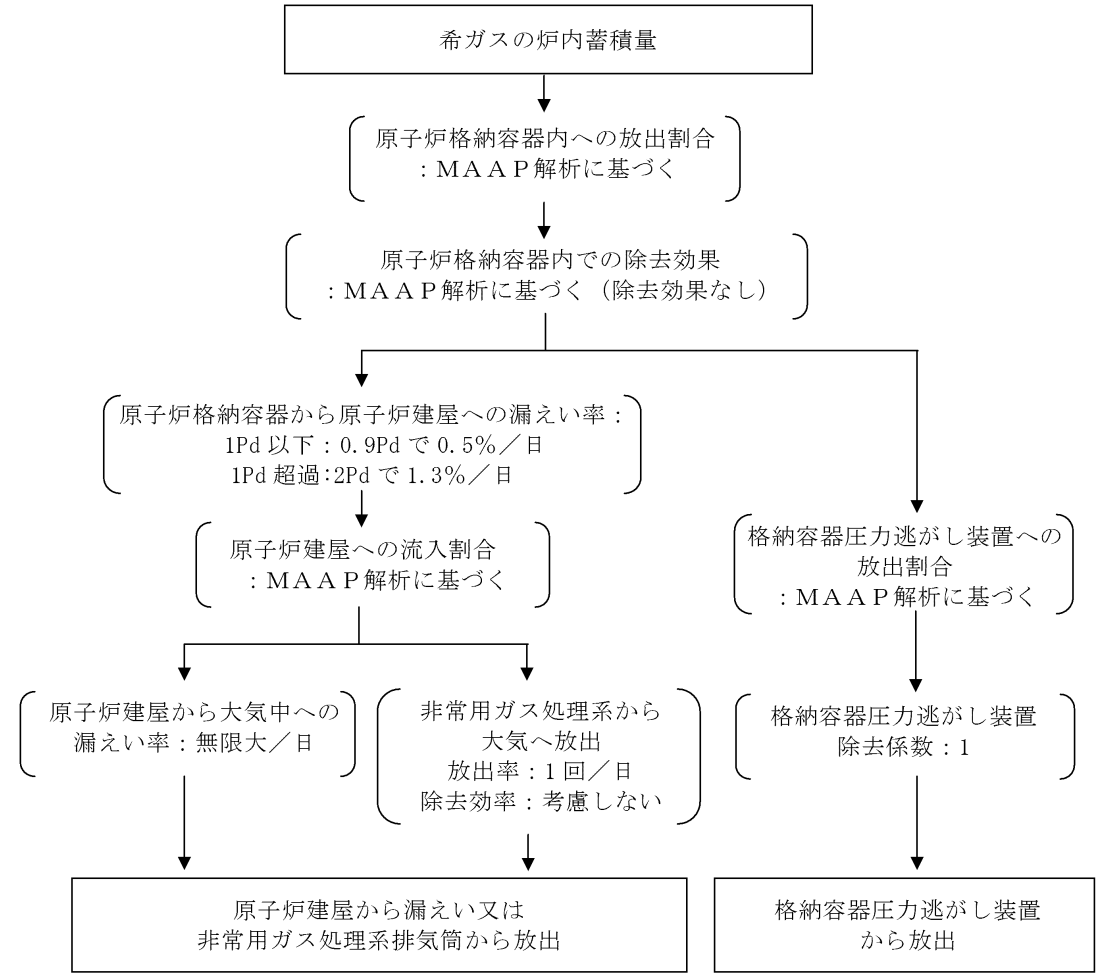
第1表 放出量評価条件 (2/3)

項目	評価条件		選定理由																																
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率 (希ガス, エアロゾル及び有機よう素)	1Pd以下: 0.9Pdで0.5%/日 1Pd超過: 2Pdで1.3%/日		MAAP解析にて原子炉格納容器の開口面積を設定し格納容器圧力に応じ漏えい率が変化するものとし, 原子炉格納容器の設計漏えい率(0.9Pdで0.5%/日)及びAECの式等に基づき設定(別紙17補足1参照)																																
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率 (無機よう素)	1.5h後~19.5h後: 1.3%/日(一定) その他の期間: 0.5%/日(一定)		原子炉格納容器の設計漏えい率(0.5%/日)及びAECの式等に基づき設定(格納容器圧力が0.9Pdを超える期間を包絡するように1.3%/日の漏えい率を設定)(別紙17補足1参照)																																
原子炉格納容器の漏えい孔における捕集効果	考慮しない		保守的に設定																																
原子炉格納容器内での除去効果 (エアロゾル)	MAAP解析に基づく(沈着, サプレッション・プールでのスクラビング及びドライウェルスプレイ)		MAAPのFP挙動モデル(別紙17補足2参照)																																
原子炉格納容器内での除去効果 (有機よう素)	考慮しない		保守的に設定																																
原子炉格納容器内での除去効果 (無機よう素)	自然沈着率: 9.0×10^{-4} (1/s) (原子炉格納容器内の最大存在量から1/200まで)		CSE実験及びStandard Review Plan 6.5.2 ^{*2} に基づき設定(別紙17補足3参照)																																
	サプレッション・プールでのスクラビングによる除去効果: 10 (S/Cベントのみ)		Standard Review Plan 6.5.5 ^{*3} に基づき設定(別紙17補足4参照)																																
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい割合	<table border="0"> <tr> <td></td> <td>S/Cベント</td> <td>D/Wベント</td> </tr> <tr> <td>希ガス類</td> <td>: 約4.3×10^{-3}</td> <td>: 約4.3×10^{-3}</td> </tr> <tr> <td>CsI類</td> <td>: 約6.2×10^{-5}</td> <td>: 約6.2×10^{-5}</td> </tr> <tr> <td>CsOH類</td> <td>: 約3.1×10^{-5}</td> <td>: 約3.2×10^{-5}</td> </tr> <tr> <td>Sb類</td> <td>: 約6.7×10^{-6}</td> <td>: 約6.8×10^{-6}</td> </tr> <tr> <td>TeO₂類</td> <td>: 約6.7×10^{-6}</td> <td>: 約6.8×10^{-6}</td> </tr> <tr> <td>SrO類</td> <td>: 約2.7×10^{-6}</td> <td>: 約2.7×10^{-6}</td> </tr> <tr> <td>BaO類</td> <td>: 約2.7×10^{-6}</td> <td>: 約2.7×10^{-6}</td> </tr> <tr> <td>MoO₂類</td> <td>: 約3.4×10^{-7}</td> <td>: 約3.4×10^{-7}</td> </tr> <tr> <td>CeO₂類</td> <td>: 約6.7×10^{-8}</td> <td>: 約6.8×10^{-8}</td> </tr> <tr> <td>La₂O₃類</td> <td>: 約2.7×10^{-8}</td> <td>: 約2.7×10^{-8}</td> </tr> </table>		S/Cベント	D/Wベント	希ガス類	: 約 4.3×10^{-3}	: 約 4.3×10^{-3}	CsI類	: 約 6.2×10^{-5}	: 約 6.2×10^{-5}	CsOH類	: 約 3.1×10^{-5}	: 約 3.2×10^{-5}	Sb類	: 約 6.7×10^{-6}	: 約 6.8×10^{-6}	TeO ₂ 類	: 約 6.7×10^{-6}	: 約 6.8×10^{-6}	SrO類	: 約 2.7×10^{-6}	: 約 2.7×10^{-6}	BaO類	: 約 2.7×10^{-6}	: 約 2.7×10^{-6}	MoO ₂ 類	: 約 3.4×10^{-7}	: 約 3.4×10^{-7}	CeO ₂ 類	: 約 6.7×10^{-8}	: 約 6.8×10^{-8}	La ₂ O ₃ 類	: 約 2.7×10^{-8}	: 約 2.7×10^{-8}	MAAP解析結果及びNUREG-1465 ^{*4} に基づき設定(別紙17補足5参照)
	S/Cベント	D/Wベント																																	
希ガス類	: 約 4.3×10^{-3}	: 約 4.3×10^{-3}																																	
CsI類	: 約 6.2×10^{-5}	: 約 6.2×10^{-5}																																	
CsOH類	: 約 3.1×10^{-5}	: 約 3.2×10^{-5}																																	
Sb類	: 約 6.7×10^{-6}	: 約 6.8×10^{-6}																																	
TeO ₂ 類	: 約 6.7×10^{-6}	: 約 6.8×10^{-6}																																	
SrO類	: 約 2.7×10^{-6}	: 約 2.7×10^{-6}																																	
BaO類	: 約 2.7×10^{-6}	: 約 2.7×10^{-6}																																	
MoO ₂ 類	: 約 3.4×10^{-7}	: 約 3.4×10^{-7}																																	
CeO ₂ 類	: 約 6.7×10^{-8}	: 約 6.8×10^{-8}																																	
La ₂ O ₃ 類	: 約 2.7×10^{-8}	: 約 2.7×10^{-8}																																	

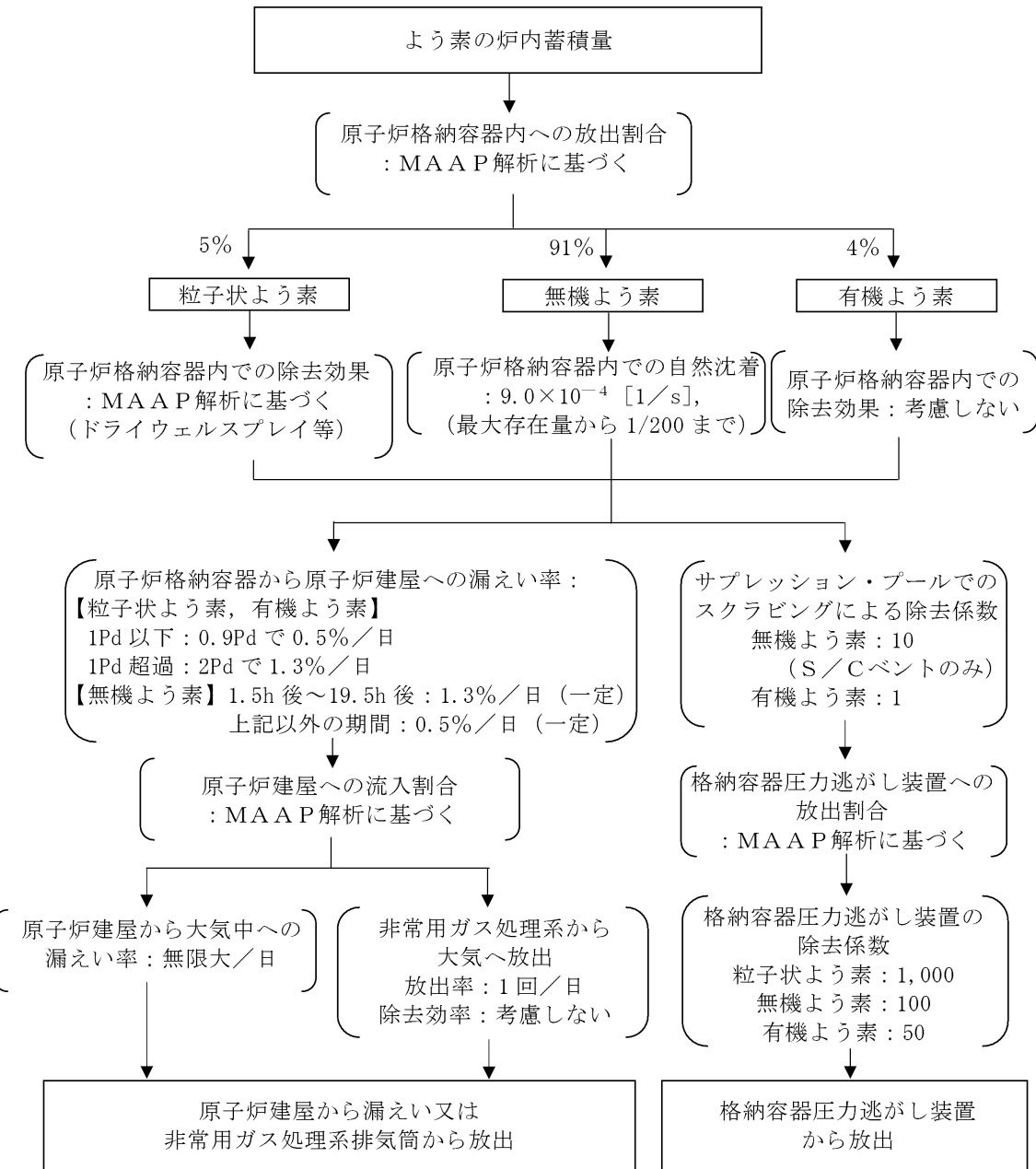
第1表 放出量評価条件 (3/3)

項目	評価条件		選定理由
原子炉建屋から大気への漏えい率 (非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動前)	無限大/日 (地上放出) (原子炉格納容器から原子炉建屋へ漏えいした放射性物質は、即座に大気へ漏えいするものとして評価)		保守的に設定
非常用ガス処理系から大気への放出率 (非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動後)	1回/日 (排気筒放出)		設計値に基づき設定 (非常用ガス処理系のファン容量)
非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動時間	事象発生から2時間後		起動操作時間 (115分) + 負圧達成時間 (5分) (起動に伴い原子炉建屋原子炉棟内は負圧になるが、保守的に負圧達成時間として5分を想定)
非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系のフィルタ除去効率	考慮しない		保守的に設定
原子炉建屋外側ブローアウトパネルの開閉状態	閉状態		原子炉建屋原子炉棟内の急激な圧力上昇等による原子炉建屋外側ブローアウトパネルの開放がないため
格納容器圧力逃がし装置への放出割合	S/Cベント 希ガス類 : 約 9.5×10^{-1} CsI類 : 約 1.0×10^{-6} CsOH類 : 約 4.0×10^{-7} Sb類 : 約 8.9×10^{-8} TeO ₂ 類 : 約 8.9×10^{-8} SrO類 : 約 3.6×10^{-8} BaO類 : 約 3.6×10^{-8} MoO ₂ 類 : 約 4.5×10^{-9} CeO ₂ 類 : 約 8.9×10^{-10} La ₂ O ₃ 類 : 約 3.6×10^{-10}	D/Wベント : 約 9.5×10^{-1} : 約 3.9×10^{-3} : 約 7.5×10^{-3} : 約 1.4×10^{-3} : 約 1.4×10^{-3} : 約 5.8×10^{-4} : 約 5.8×10^{-4} : 約 7.2×10^{-5} : 約 1.4×10^{-5} : 約 5.8×10^{-6}	MAAP解析結果及びNUREG-1465に基づき設定 (別紙17補足5参照)
格納容器圧力逃がし装置の除去係数	希ガス : 1 有機よう素 : 50 無機よう素 : 100 エアロゾル (粒子状よう素含む) : 1,000		設計値に基づき設定

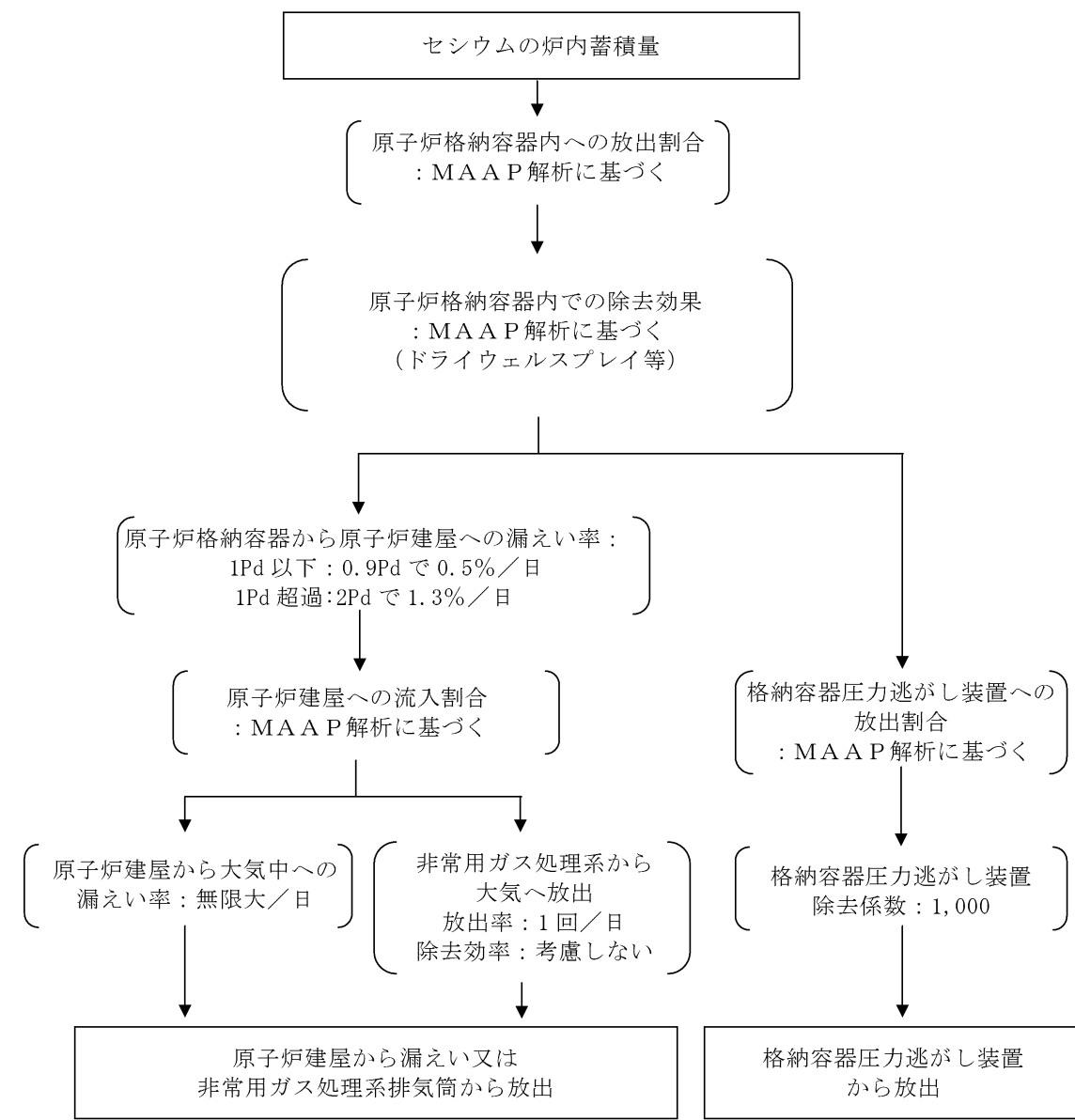
東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
<p>※1 Regulatory Guide 1.195, “Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors”, May 2003</p> <p>※2 Standard Review Plan 6.5.2, “Containment Spray as a Fission Product Cleanup System”, December 2005</p> <p>※3 Standard Review Plan 6.5.5, “Pressure Suppression Pool as a Fission Product Cleanup System”, March 2007</p> <p>※4 NUREG-1465, “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants”, 1995</p>		



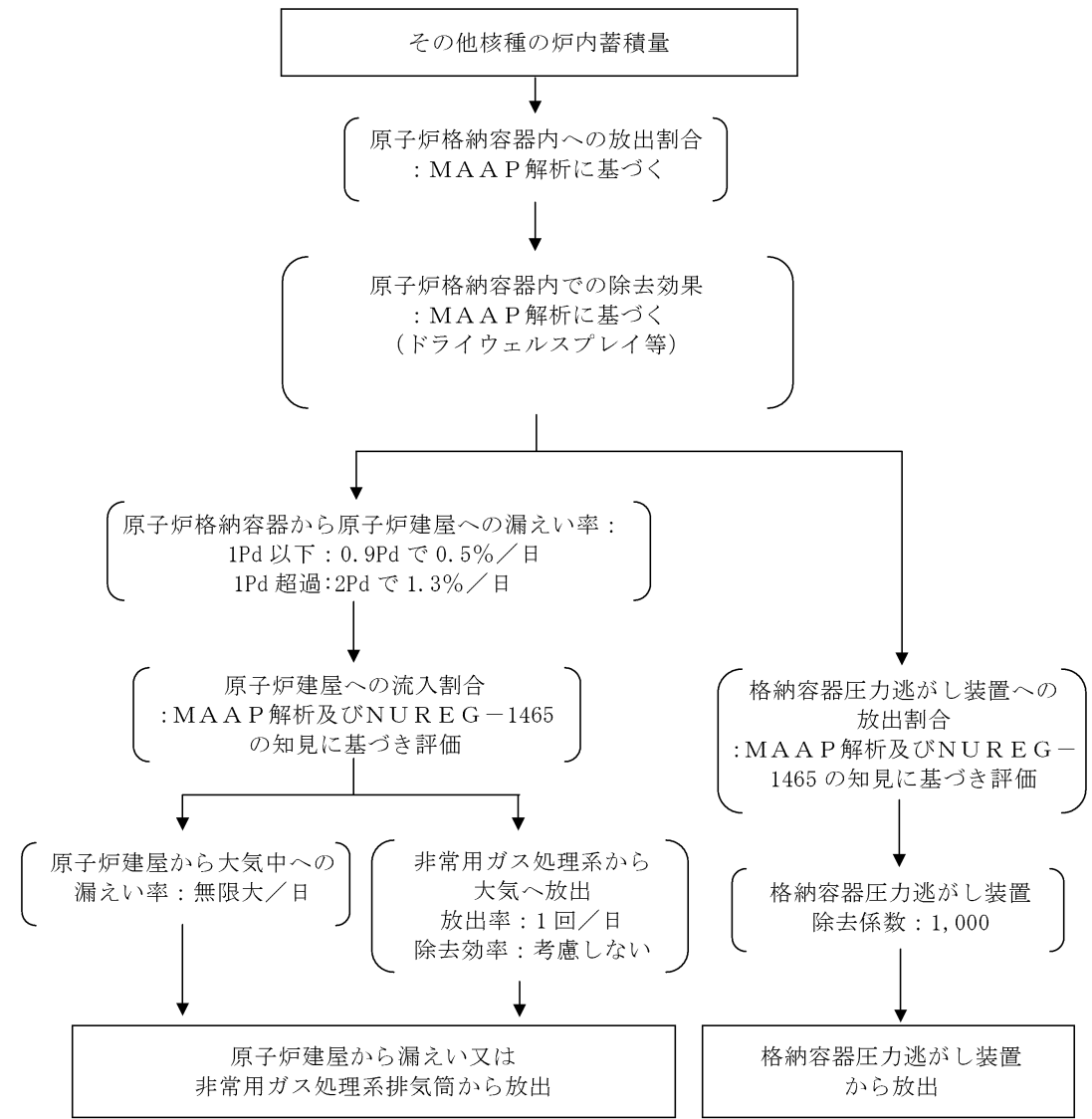
第1図 希ガスの大気放出過程



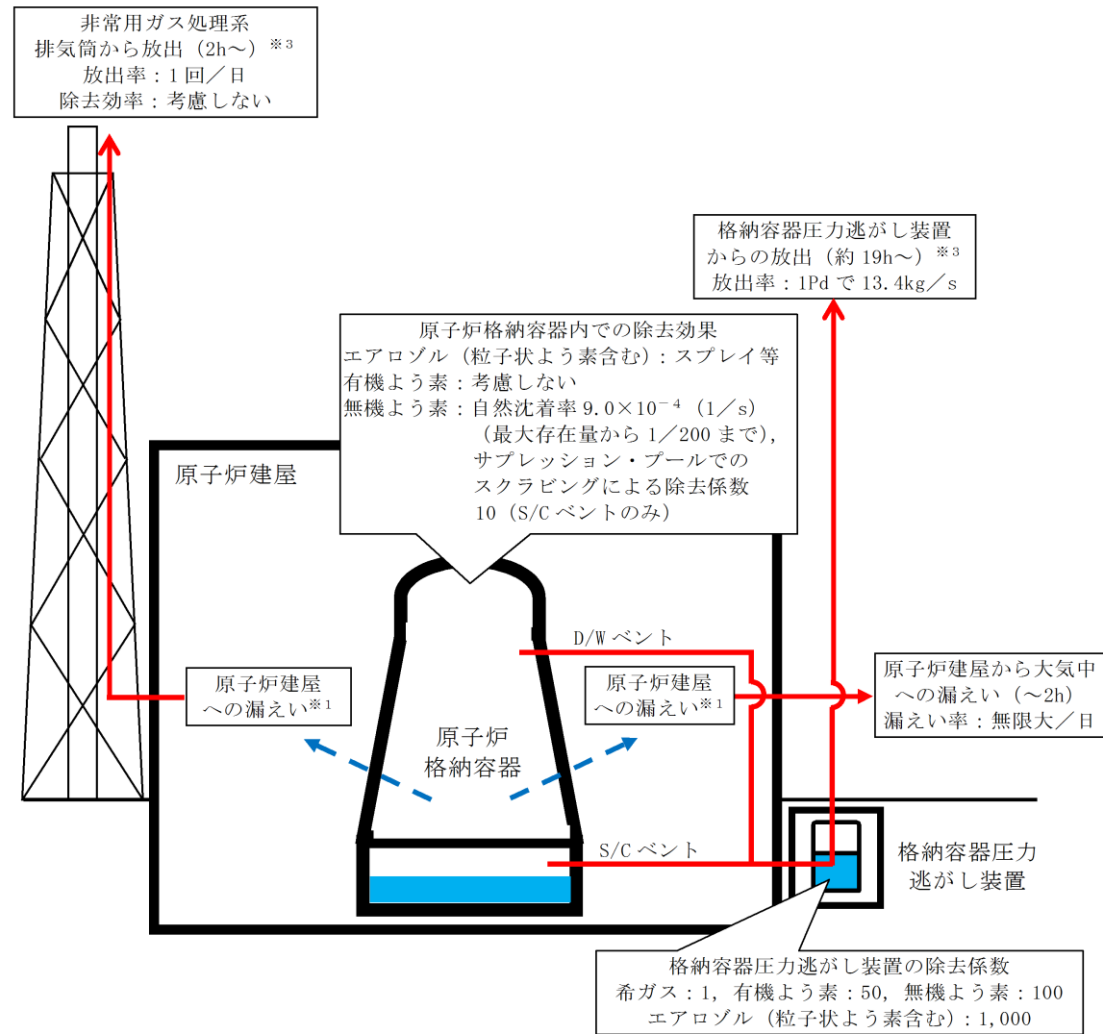
第2図 よう素の大気放出過程



第3図 セシウムの大気放出過程



第4図 その他核種の大気放出過程

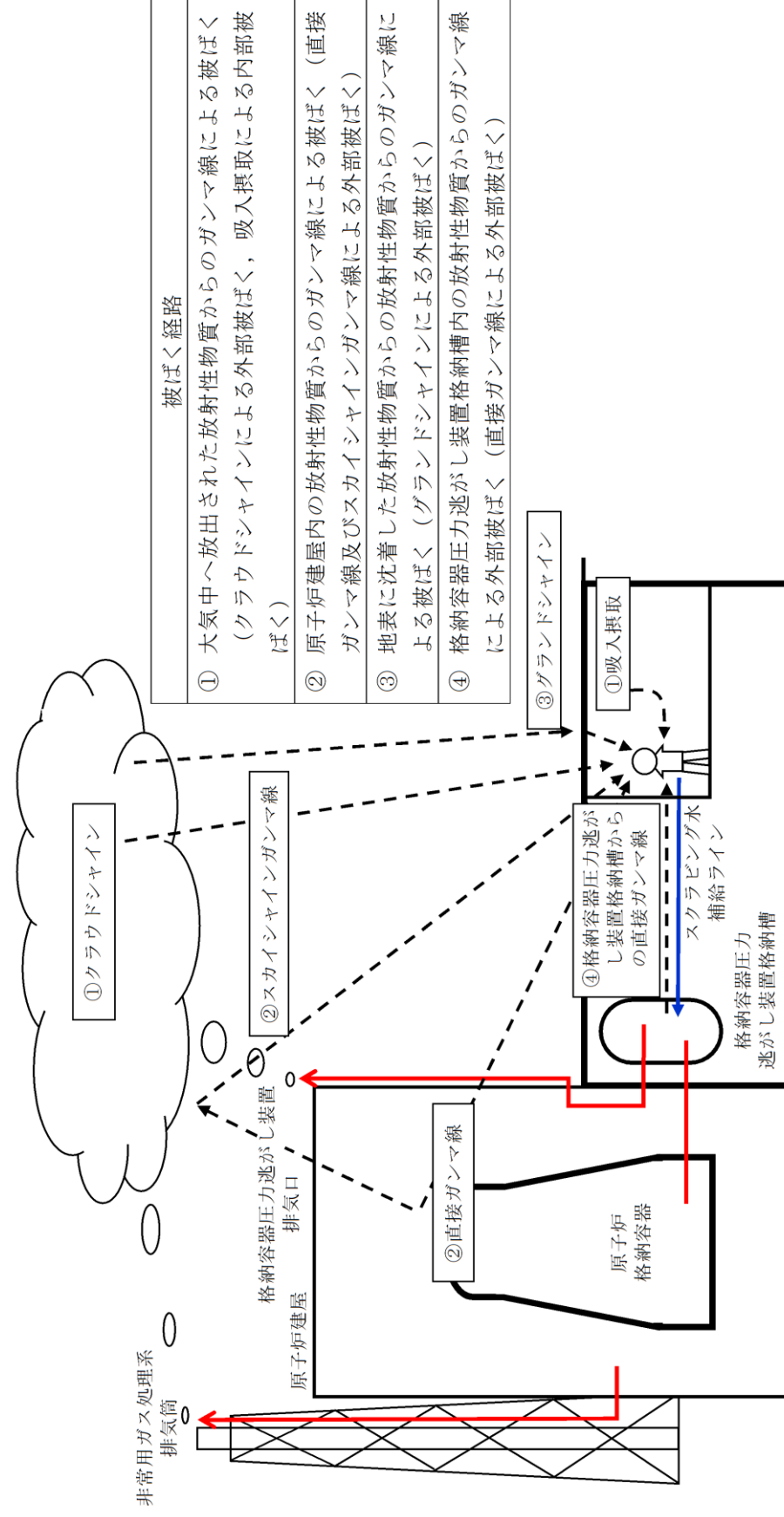


※1 原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率
 【希ガス, エアロゾル (粒子状よう素含む), 有機よう素】
 1Pd以下: 0.9Pdで0.5%/日, 1Pd超過:2Pdで1.3%/日
 【無機よう素】
 1.5h後~19.5h後: 1.3%/日 (一定), 上記以外の期間: 0.5%/日 (一定)

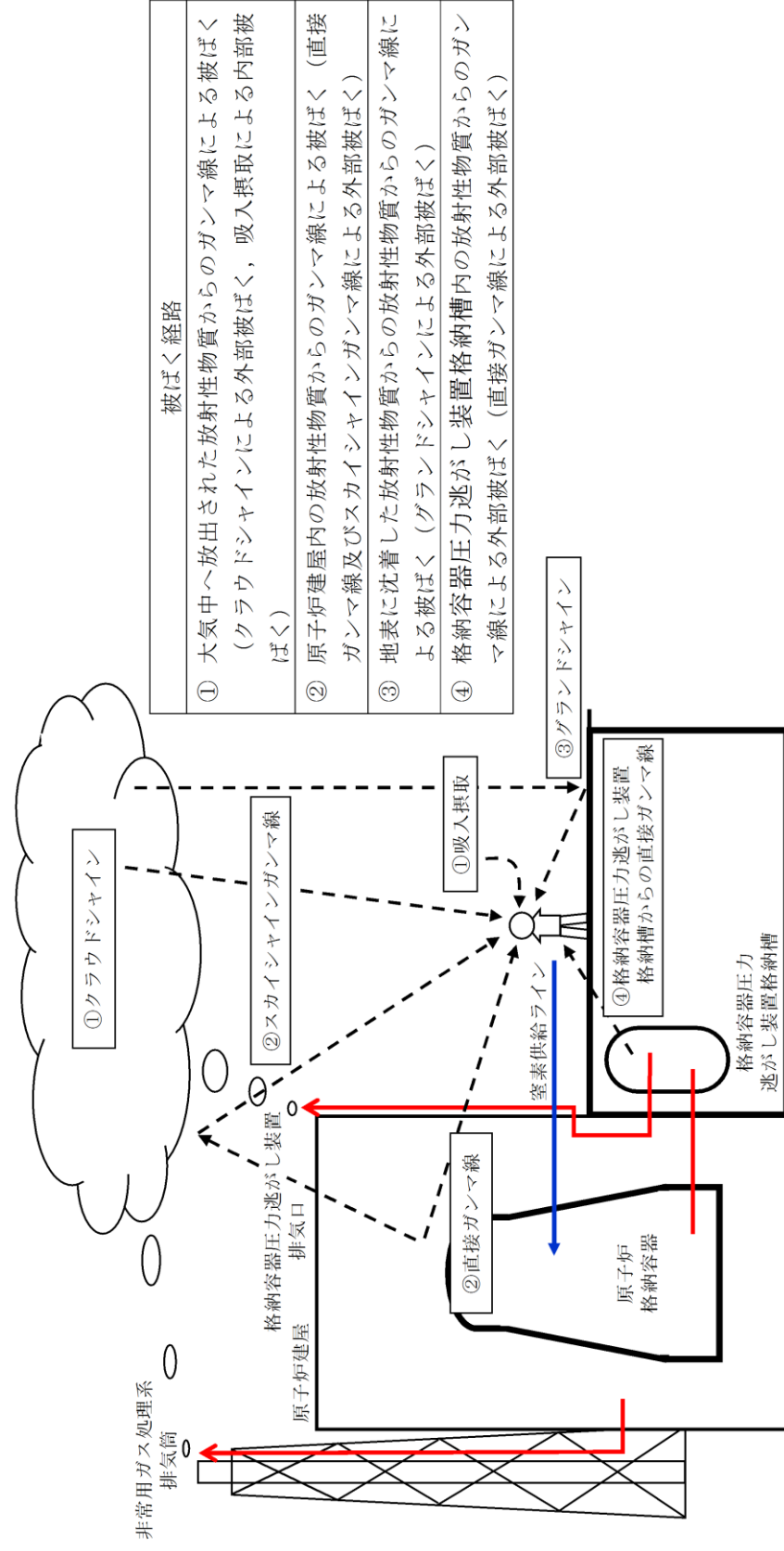
大気への放出経路	0h	▼2h ^{※2}	▼19h ^{※3}	168h▼
原子炉建屋から大気中への漏えい				
非常用ガス処理系排気筒から放出				
格納容器圧力逃がし装置からの放出				

※2 非常用ガス処理系の起動により原子炉建屋原子炉棟内は負圧となるため, 事象発生2h以降は原子炉建屋から大気中への漏えいはなくなる。
 ※3 事象発生後19h以降は, 「非常用ガス処理系排気筒から放出」及び「格納容器圧力逃がし装置からの放出」の両経路から放射性物質を放出する。

第5図 大気放出過程概略図 (イメージ)



第6図 スクラビング水補給作業時の作業員の被ばく評価経路イメージ



第7図 窒素供給作業時の作業員の被ばく評価経路イメージ

第2表 大気拡散評価条件

項目	評価条件	選定理由
大気拡散評価モデル	ガウスプルームモデル	発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針（以下「気象指針」という）に基づき評価
気象資料	東海第二発電所における1年間の気象資料（2005年4月～2006年3月） 地上風：地上10m 排気筒風：地上140m	格納容器圧力逃がし装置排気口及び原子炉建屋からの放出は地上風（地上高10m）の気象データを使用 非常用ガス処理系排気筒からの放出は排気筒風（地上高140m）の気象データを使用（別紙17補足11参照）
放出源及び放出源高さ（有効高さ）	原子炉建屋漏えい：地上0m 格納容器圧力逃がし装置排気口からの放出：地上57m 非常用ガス処理系排気筒からの放出：地上95m	格納容器圧力逃がし装置排気口からの放出は建屋影響を考慮し建屋屋上からの放出と想定し設定 非常用ガス処理系排気筒からの放出は方位ごとの風洞実験結果のうち保守的に最低の方位の有効高さを設定
実効放出継続時間	1時間	保守的に最も短い実効放出継続時間を設定（別紙17補足9参照）
累積出現頻度	小さい方から97%	気象指針に基づき設定
建屋の影響	考慮する	格納容器圧力逃がし装置排気口放出及び原子炉建屋漏えいにおいては放出源から近距離の原子炉建屋の影響を受けるため、建屋による巻き込み現象を考慮
巻き込みを生じる代表建屋	原子炉建屋	放出源から最も近く、巻き込みの影響が最も大きい建屋として選定
大気拡散評価点	第8図参照	屋外移動時は敷地内の最大濃度点で設定 作業時は作業地点のある原子炉建屋外壁で設定
着目方位	非常用ガス処理系排気筒：1方位 原子炉建屋及び格納容器圧力逃がし装置排気口：9方位	非常用ガス処理系排気筒（排気筒放出）については評価点の方位とし、建屋放出及び格納容器圧力逃がし装置排気口については放出源が評価点に近いことから、180度をカバーする方位を対象とする。
建屋影響	3,000m ²	原子炉建屋の最小投影断面積を設定
形状係数	0.5	気象指針に基づき設定

第3表 評価に使用する相対濃度 (χ/Q) 及び相対線量 (D/Q)

作業内容		放出箇所	χ/Q 及び D/Q	
スクラビング 水補給作業	屋外移動時 /作業時	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 8.3×10^{-4}
		格納容器圧力逃がし装置排 気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m ³)	約 4.2×10^{-4}
			D/Q (Gy/Bq)	約 8.7×10^{-19}
		非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}
			D/Q (Gy/Bq)	約 1.2×10^{-19}
		窒素供給作業	屋外移動時	原子炉建屋漏えい (地上放出)
格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m ³)			約 4.2×10^{-4}
	D/Q (Gy/Bq)			約 8.7×10^{-19}
非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m ³)			約 3.0×10^{-6}
	D/Q (Gy/Bq)		約 1.2×10^{-19}	
作業時	原子炉建屋漏えい (地上放出)		χ/Q (s/m ³)	約 7.4×10^{-4}
	格納容器圧力逃がし装置排 気口 (建屋屋上放出)		χ/Q (s/m ³)	約 3.7×10^{-4}
			D/Q (Gy/Bq)	約 7.7×10^{-19}
	非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m ³)	約 3.0×10^{-6}	
D/Q (Gy/Bq)		約 6.3×10^{-20}		

第4表 線量換算係数, 呼吸率等

項目	評価条件	選定理由
線量換算係数	成人実効線量換算係数を使用 (主な核種を以下に示す) I-131 : 2.0×10^{-8} Sv/Bq I-132 : 3.1×10^{-10} Sv/Bq I-133 : 4.0×10^{-9} Sv/Bq I-134 : 1.5×10^{-10} Sv/Bq I-135 : 9.2×10^{-10} Sv/Bq Cs-134 : 2.0×10^{-8} Sv/Bq Cs-136 : 2.8×10^{-9} Sv/Bq Cs-137 : 3.9×10^{-8} Sv/Bq 上記以外の核種は ICRP Pub. 71 等に基づく	ICRP Publication 71に基づき設定
呼吸率	1.2m ³ /h	成人活動時の呼吸率を設定 ICRP Publication 71に基づき設定
マスクの除染係数	DF 50	性能上期待できる値から設定
地表面への沈着速度	粒子状物質 : 0.5cm/s 無機よう素 : 0.5cm/s 有機よう素 : 1.7×10^{-3} cm/s	東海第二発電所の実気象から求めた沈着速度から保守的に設定 (別紙 17 補足 6~補足 8 参照)

第5表 原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線

項目	評価条件	選定理由
原子炉建屋内線源強度分布	原子炉建屋内に放出された放射性物質が均一に分布	審査ガイドに示されたとおり設定
原子炉建屋のモデル	原子炉建屋の幾何形状をモデル化	建屋外壁を遮蔽体として考慮
直接ガンマ線・スカイシャインガンマ線評価コード	直接ガンマ線評価： QAD-CGGP2R スカイシャインガンマ線評価： ANISN G33-GP2R	現行許認可（添十）に同じ
許容差	評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差（-5mm）を引いた値を適用	建築工事標準仕様書 JASS 5N・同解説（原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事，日本建築学会）に基づき設定
コンクリート密度	2.00g/cm ³	建築工事標準仕様書 JASS 5N・同解説（原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事，日本建築学会）を基に算出した値を設定

第6表 フィルタ装置からの直接ガンマ線

項目	評価条件	選定理由
スクラビング水補給場所作業場所壁厚		格納容器圧力逃がし装置格納槽遮蔽設計値（10mSv/h以下）に基づき設定
格納容器圧力逃がし装置格納槽外壁壁厚		格納容器圧力逃がし装置格納槽遮蔽設計値（0.62mSv/h以下）に基づき設定
コンクリート密度	2.10g/cm ³	新設遮蔽はコンクリート密度 2.10g/cm ³ 以上で施工

東海第二発電所 (2018.9.18版)	島根原子力発電所 2号炉	備考
 <p data-bbox="394 1287 1026 1318">第8図 大気中に放出された放射性物質の濃度評価点</p>		

第7表 スクラビング水補給作業及び窒素供給作業における被ばく評価 (S/Cからのベント操作の場合)

(単位: mSv/h)

被ばく経路	スクラビング水補給作業		窒素供給作業	
	補給作業時	屋外移動時	供給作業時	屋外移動時
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
	内部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく	約3.3×10 ⁰	約3.3×10 ⁰	約2.9×10 ⁰	約3.3×10 ⁰
格納容器圧力逃がし装置フィルタ装置格納槽からの直接線	約1.0×10 ¹	約6.3×10 ⁻¹	約6.3×10 ⁻¹	約6.3×10 ⁻¹
作業線量率	約1.3×10 ¹	約3.9×10 ⁰	約3.6×10 ⁰	約3.9×10 ⁰

第 8 表 スクラビング水補給作業及び窒素供給作業における被ばく評価 (D/Wからのベント操作の場合)

(単位: mSv/h)

被ばく経路	スクラビング水補給作業		窒素供給作業	
	補給作業時	屋外移動時	供給作業時	屋外移動時
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	外部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
	内部被ばく	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下	1.0×10 ⁻² 以下
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく	約4.5×10 ⁰	約4.5×10 ⁰	約4.0×10 ⁰	約4.5×10 ⁰
格納容器圧力逃がし装置フィルタ装置格納槽からの直接線	約1.0×10 ¹	約6.3×10 ⁻¹	約6.3×10 ⁻¹	約6.3×10 ⁻¹
作業線量率	約1.5×10 ¹	約5.1×10 ⁰	約4.6×10 ⁰	約5.1×10 ⁰