

本資料のうち、枠囲みの内容は、
営業秘密あるいは防護上の観点
から公開できません。

東海第二発電所 工事計画審査資料	
資料番号	工認-139 改 12
提出年月日	平成 30 年 7 月 4 日

V-1-8-1 原子炉格納施設的设计条件に関する説明書

目 次

1. 概要	1
2. 基本方針	2
3. 原子炉格納施設の設計条件	5
3.1 設計基準事故時における設計条件	5
3.1.1 最高使用圧力及び最高使用温度	5
3.1.2 漏えい率に対する設計条件	8
3.1.3 最低使用温度	8
3.1.4 使用材料	8
3.1.5 耐圧試験圧力	10
3.1.6 開口部	10
3.1.7 配管貫通部	10
3.1.8 電線配線貫通部	10
3.1.9 原子炉格納容器隔離弁	11
3.1.10 原子炉格納容器体積	21
3.1.11 原子炉格納容器安全設備	21
3.1.12 許容外圧	21
3.1.13 圧力抑制効果を得るために必要な構造及び寸法	21
3.1.14 ダイヤフラム・フロアの設計差圧及び設計温度差	23
3.1.15 真空破壊装置	23
3.1.16 原子炉建屋原子炉棟	24
3.1.17 可燃性ガス濃度制御設備	24
3.1.18 放射性物質濃度制御設備	24
3.1.19 原子炉格納容器調気設備	24
3.1.20 原子炉冷却材喪失時の荷重	25
3.1.21 逃がし安全弁作動時の荷重	32
3.2 重大事故等時における設計条件	35
3.2.1 重大事故等時の評価温度，評価圧力	35
3.2.2 重大事故等時における原子炉格納容器の熱の輸送機能	37
3.2.3 重大事故等時における原子炉格納容器冷却機能	38
3.2.4 重大事故等時における原子炉格納容器の過圧破損防止機能	39
3.2.5 重大事故等時における原子炉格納容器下部の熔融炉心冷却機能	40
3.2.6 重大事故等時における水素爆発による原子炉格納容器の破損防止機能	43
3.2.7 重大事故等時における水素爆発による原子炉建屋等の損傷防止機能	43
3.2.8 原子炉格納容器外面への放水設備等	44

4. 重大事故等時における原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能評価及びその他影響確認	45
4.1 重大事故等時における原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能評価	45
4.1.1 評価方針	45
4.1.2 評価対象部位及び評価対象部位における機能喪失要因	45
4.1.3 評価方法	48
4.1.4 評価結果	52
4.2 その他原子炉格納容器評価温度，圧力に対する影響確認	58
4.2.1 確認内容	58
4.2.2 確認結果	58

別添 1 原子炉格納容器の重大事故等時の閉じ込め機能健全性について

別添 2 コリウムシールド及びペデスタル排水系の設計

別添 3 格納容器圧力逃がし装置の設計

別添 4 代替循環冷却系の設計

下線：本日説明

別添2 コリウムシールド及びペデスタル排水系の設計

目 次

1. <u>ペDESTAL (ドRAイウエル部) に係る設備対策の概要について</u>	別添 2-1
2. <u>コリウムシールドの設計について</u>	別添 2-5
3. <u>ペDESTAL (ドRAイウエル部) 水位管理に係る対策設備の設計について</u>	別添 2-11
4. <u>ペDESTAL (ドRAイウエル部) 内の水位管理方法について</u>	別添 2-15
5. <u>溶融炉心の排水流路内での凝固停止評価について</u>	別添 2-63
6. <u>コリウムシールド材料の選定について</u>	別添 2-81
7. <u>コリウムシールド厚さ, 高さの設定について</u>	別添 2-87
8. <u>原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の冠水評価について</u>	別添 2-119
9. <u>コリウムシールドを考慮した溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について</u>	別添 2-149
10. <u>溶融炉心による熱影響評価について</u>	別添 2-172
11. <u>ペDESTAL排水系の排水機能確認試験について</u>	別添 2-203
12. <u>コリウムシールドの施工性について</u>	別添 2-215
13. <u>コリウムシールドの選択的侵食について</u>	別添 2-223

下線：本日説明（添付）

1. ペDESTAL（ドライウエル部）に係る設備対策の概要について

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

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

ペDESTAL内の底面及び側面には、原子炉圧力容器（以下「R P V」という。）が破損し溶融炉心（以下「デブリ」という。）が落下した際のペDESTAL構造健全性確保のため、Z r O₂製のコリウムシールドを設置する。コリウムシールド内は格納容器床ドレンサンプとして用いるために、コリウムシールド表面にS U S製のライナを敷設し通常運転中の水密性を確保するとともに、その内側に格納容器機器ドレンサンプを設置する。

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

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

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

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

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

また、溶融炉心・コンクリート相互作用（MCCI）に係る設備のDB・SAの区分について図 1-3 に示す。

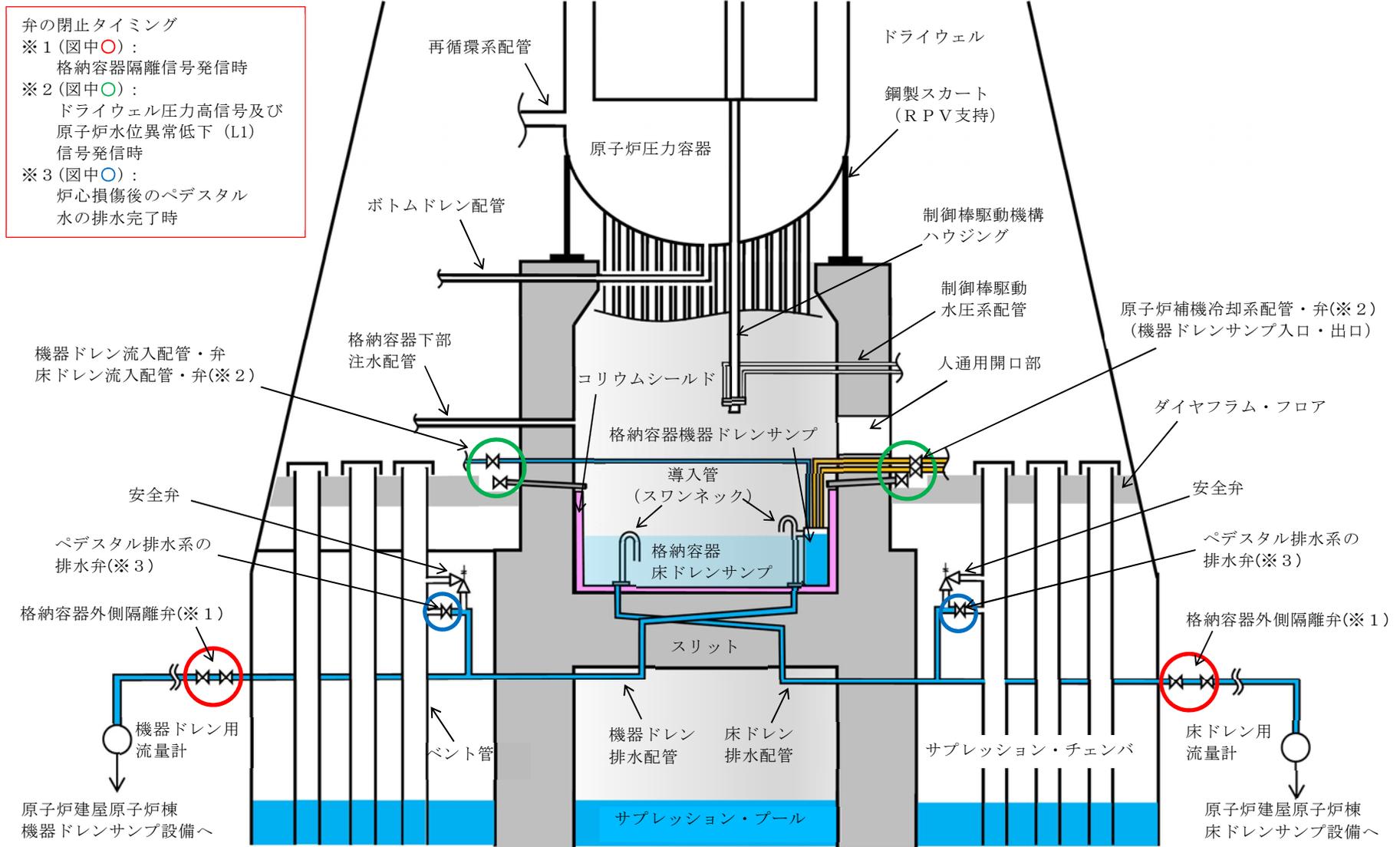


図 1-1 ペDESTAL概要図 (断面図)

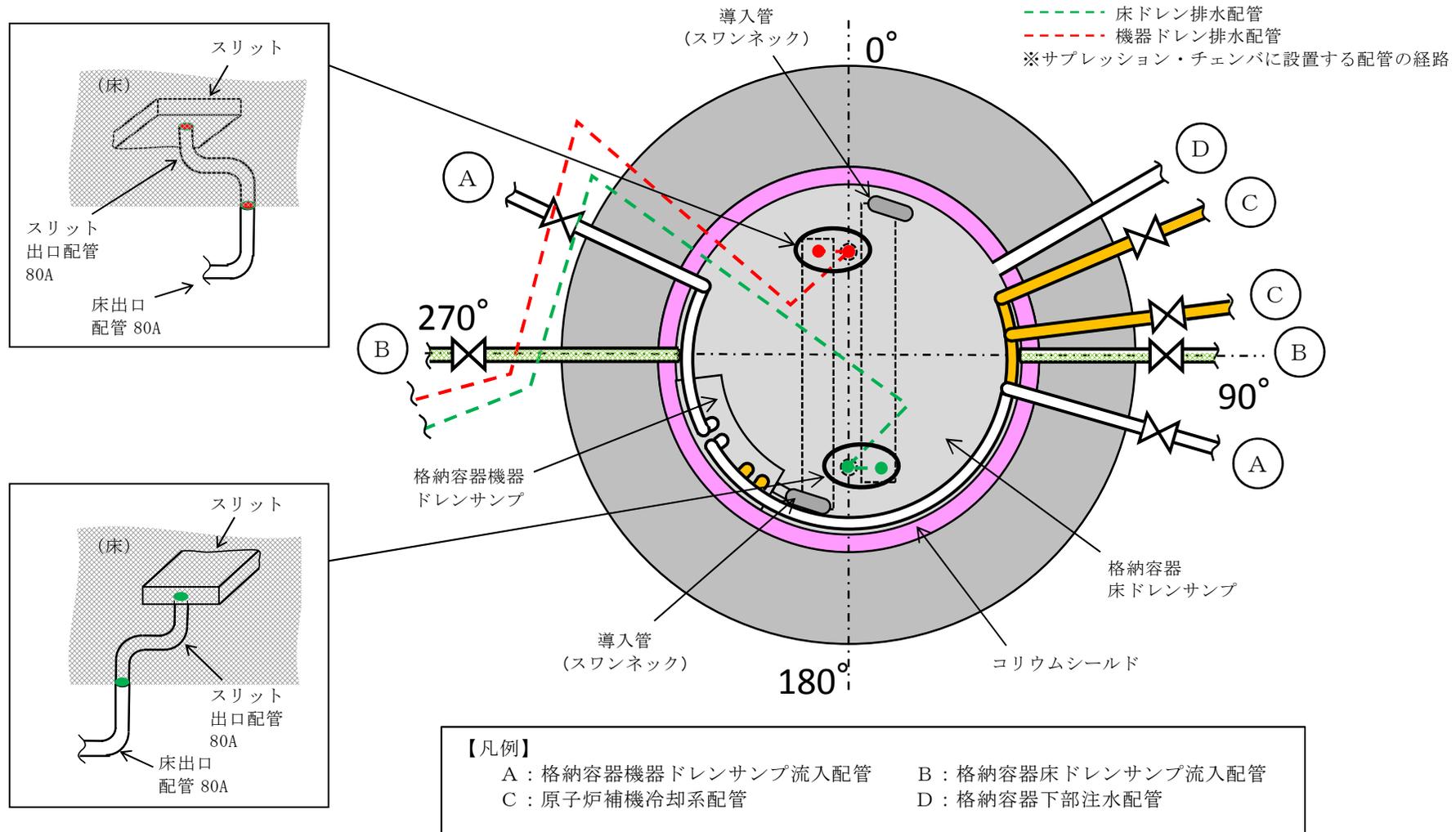


図 1-2 ペDESTAL概要図 (平面図)

2. コリウムシールドの設計について

2.1 コリウムシールド材料の選定

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

表 2-1 に、試験の概要を示す。また、各試験の試験方法及び結果の詳細については「6. コリウムシールド材料の選定について」に示す。

表 2-1 コリウムシールド材料の選定に係る試験の概要

試験の種類	概要
熔融 Zr による耐熱材侵食試験	<p>試験目的：耐熱材の各候補材の耐侵食性を確認。</p> <p>模擬熔融炉心として、侵食量が大きくなる 100 mol% Zr をるつぼ内で 2,000 °C ~ 2,200 °C の所定温度に昇温・熔融し、<input type="text"/>, <input type="text"/>, ZrO_2 の耐熱材試験片を上部から挿入し 5 分間保持した後、取り出して残存状態を確認。</p> <p>侵食量は <input type="text"/> > <input type="text"/> > ZrO_2 となり、ZrO_2, <input type="text"/>, <input type="text"/> の順に耐侵食性に優れていることを確認。</p>
模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験	<p>試験目的：ZrO_2 耐熱材の侵食開始温度として設定している 2,100 °C ※までの熔融炉心温度範囲における耐熱材の耐侵食性を確認。</p> <p>るつぼ内に円柱状に加工した ZrO_2 耐熱材と模擬熔融炉心粒子 ($UO_2 - ZrO_2 - Zr$: 30 mol% - 30 mol% - 40 mol%) を装荷し、模擬熔融炉心を 2,000 °C ~ 2,100 °C に昇温・熔融し 10 分間保持した後、るつぼを切断し断面を確認。</p> <p>ZrO_2 耐熱材の厚さは試験前から変化せず、模擬熔融炉心による ZrO_2 耐熱材の有意な侵食がないことを確認。</p>
耐熱材への模擬熔融炉心落下試験	<p>試験目的：耐熱材に熔融炉心が接触した際の短期的な相互作用を確認。</p> <p>ZrO_2 耐熱材を内張りしたコンクリートトラップに、2,450 °C 以上に加熱した模擬熔融炉心 ($UO_2 - ZrO_2 - Zr$: 30 mol% - 30 mol% - 40 mol%) を落下させ、耐熱材の侵食状況等を確認。</p> <p>模擬熔融炉心接触部から最大約 1 cm の範囲で ZrO_2 耐熱材が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び耐熱材の割れが生じていないことを確認。</p> <p>黒色化した部分について X 線回折分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化がないことを確認。</p>

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

2.2 コリウムシールド厚さ、高さの設定

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

を示す。

(1) コリウムシールド高さの設定

ペDESTAL内には人通用開口部や床ドレン配管等のドライウエルと通じる経路があるため、デブリ堆積高さがこれらの経路に到達した場合、ペDESTAL外へ流出するおそれがある。そのため、デブリをペDESTAL内に全量保有する観点から、デブリ堆積高さはデブリがペDESTAL外に流出する可能性のある経路よりも低い位置とする必要がある。ペDESTAL床高さに対して最も低い位置となる経路は、ドライウエルからペDESTAL床ドレンサンプへのドレン配管である(図2-1)。当該配管の下端は、ペDESTAL床から約1.88 mの位置に存在することから、コリウムシールド設置高さの上限として1.88 mを設定する。

(2) コリウムシールド厚さの設定

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

以下にコリウムシールド厚さの計算方法を示す。また、計算におけるデブリ体積等の条件の考え方については、「7. コリウムシールド厚さ、高さの設定について」に示す。

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

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

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

V_m : 溶融物体積 [36 m³]

V_s : ペDESTAL内構造物体積 [4 m³]

Φ_{ent} : 粒子化割合 [0.173]

P : ポロシティ [0.5]

S_{fz} : コリウムシールドの設置を考慮した床面積 [m²]

L_{PD} : ペDESTAL床直径 [6.172 m]

D_{CS} : コリウムシールド厚さ [m]

コリウムシールドの高さは、デブリ堆積高さとして床に設置するコリウムシールドの厚さを加えた値となるため、式(1)において H_{debri} を $(1.88 - D_{CS})$ m として計算した結果、 D_{CS} = 約 0.15 m となる。

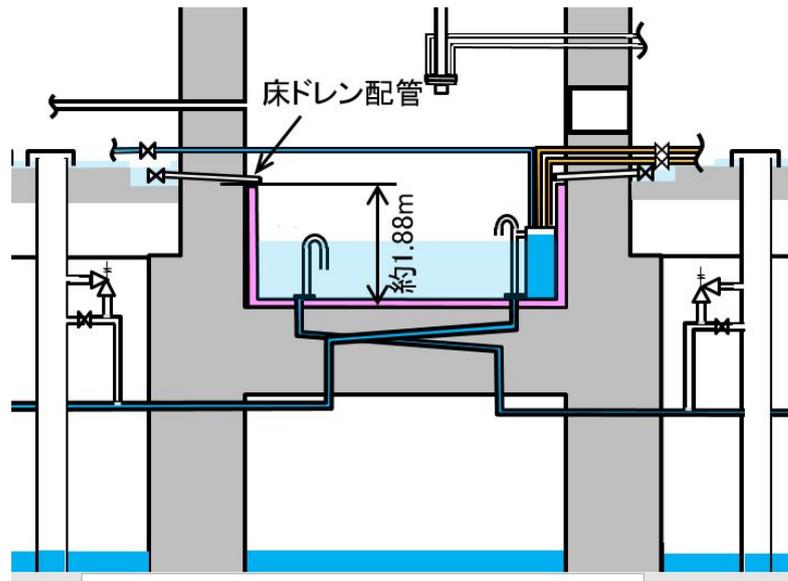


図 2-1 デブリがペDESTAL外へ流出する可能性のある経路

2.3 コリウムシールドを考慮した侵食量評価

格納容器破損防止対策の有効性評価においては、コリウムシールドを考慮したデブリによる侵食量評価を、MAAPコードを用いた解析により実施している。また、デブリから冷却水への熱流束、コリウムシールドの物性値及び侵食量に係る不確かさを踏まえた感度解析を実施し、コリウムシールド及びペDESTALコンクリートに侵食が生じないことを確認している。

ベースケース及び感度ケースの解析条件を表 2-2 に、解析結果を表 2-3 に示す。また、各解析ケースの条件設定の考え方等の詳細について、「9. コリウムシールドを考慮した熔融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について」に示す。

表 2-2 侵食量評価における解析条件

項目	ベースケース	感度ケース①	感度ケース②
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断 L O C A 時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	
熔融炉心から水プールへの限界熱流束	800 kW/m ² (圧力依存性あり)	800 kW/m ² (一定※ ¹)	800 kW/m ² (圧力依存性あり)
ペDESTAL初期水位	1 m		
ペDESTAL注水	R P V 破損 7 分後から 80 m ³ /h		
コリウムシールド厚さ	15 cm	11 cm	
コリウムシールド熱伝導率			
コリウムシールド比熱			
コリウムシールド侵食開始温度	2,100 °C		
R P V 破損時の熔融炉心温度	M A A P 解析結果に基づく		

表 2-3 侵食量評価における解析結果

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

2.4 デブリによる熱影響評価

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

評価方法及び評価結果を以下に示す。また、評価条件の考え方等の詳細については、「10. 熔融炉心による熱影響評価について」に示す。

(1) 評価方法

・荷重条件

構造強度の評価に当たり、R P V支持機能の評価ではR P V、遮へい壁等の自重を

考慮する。また、デブリ保持機能の評価では、デブリ、コリウムシールド、床スラブ躯体等の自重を考慮する。

- ・評価部位及び項目

- a. 側壁（R P V支持機能）

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

- b. 床スラブ（デブリ保持機能）

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

- ・温度条件

デブリからの伝熱によるペDESTALの側壁及び床スラブの温度は、MAAPコードによる解析結果に基づき、汎用有限解析コードABAQUSによる熱伝導解析にて評価する。

- ・判断基準

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

(2) 評価結果

各評価項目に対する判断基準及び評価結果を、表 2-4 に示す。

表 2-4 デブリによる熱影響評価結果

項目	判断基準	評価結果	判定
側壁コンクリート 圧縮軸力	必要壁厚 133 mm	熱影響を考慮した等価壁厚 約 1,229 mm	○
側壁基部コンクリート 面外せん断力	必要壁厚 192 mm	熱影響を考慮した等価壁厚 約 1,276 mm	○
床スラブコンクリート 面外せん断力	必要板厚 □	熱影響を考慮した等価板厚 約 629 mm	○
床スラブ鉄筋 曲げ応力	必要鉄筋量 □	熱影響を考慮した等価鉄筋量 約 □	○

3. ペDESTAL（ドライウエル部）水位管理に係る対策設備の設計について

3.1 ペDESTAL水位管理に係る対策設備の機能

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

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

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

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

(2) 格納容器床ドレンサンプ導入管及び格納容器機器ドレンサンプ導入管

格納容器床ドレンサンプからの排水配管の入口に、格納容器床ドレンサンプ底部から 1 m 高さのスワンネック形状の導入管を設置する。これにより、通常運転中からペDESTAL内水位は約 1 m で維持されるとともに、事故発生後にペDESTAL内への流入水が生じた場合、ペDESTAL内水位が 1 m となるまで排水される設計とする。

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

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

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

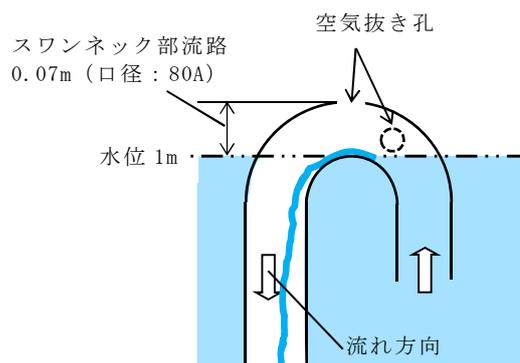


図 3-1 ドレンサンプル導入管の構造

(3) ドレンサンプル導入管カバー

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

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

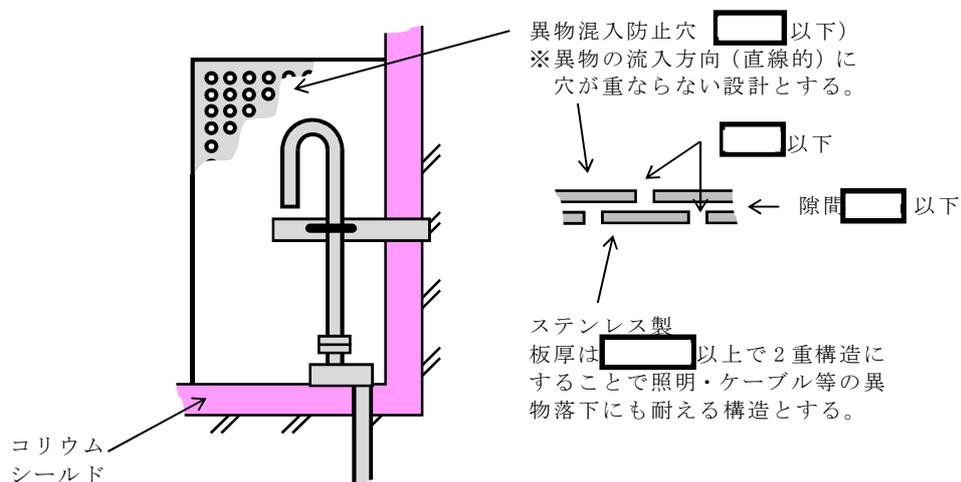


図 3-2 ドレンサンプル導入管カバーの構造

(4) ドレンサンプル排水流路スリット部

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

3-3)。

スリット部は厚さ [] のステンレスで製作し，流入したデブリの冷却及び凝固停止を促進する設計とする。また，横方向スリット部の長さは約 [] とすることで，流入したデブリがスリット長さの範囲内で凝固停止することを確認している。デブリの凝固停止評価の詳細については，「5. 熔融炉心の排水流路内での凝固停止評価について」に示す。

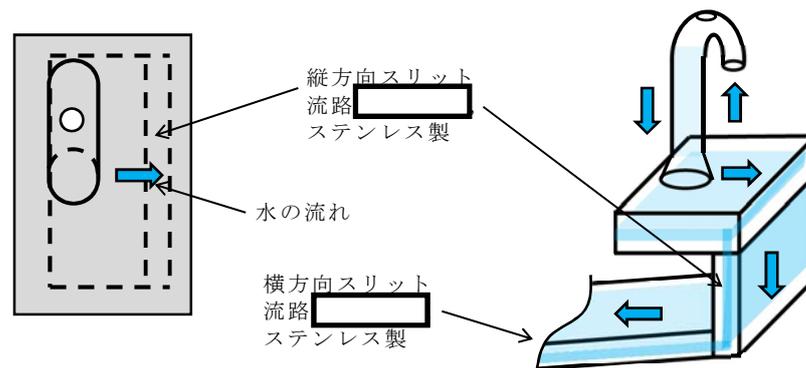


図 3-3 排水流路のスリット部の構造

(5) ペDESTAL排水配管及び排水弁

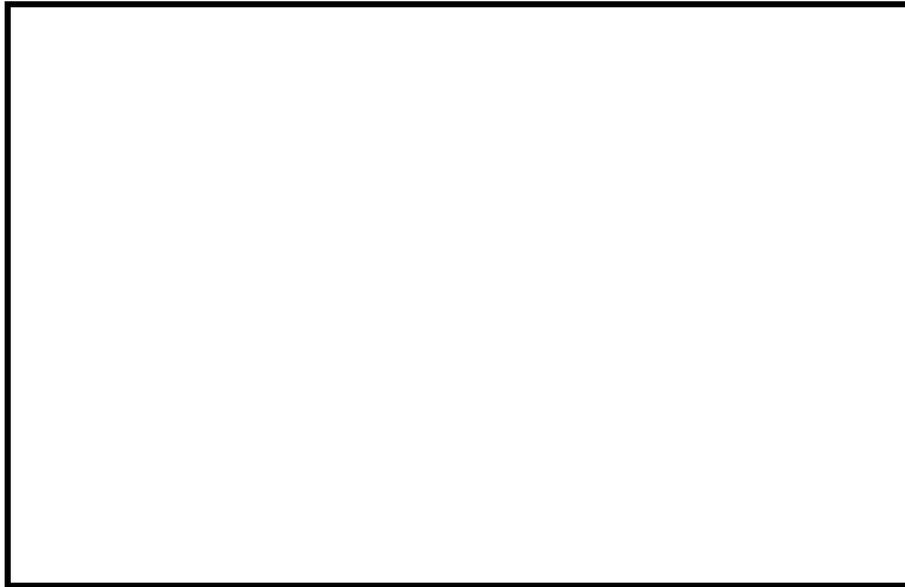
通常運転中，ペDESTALへ流入した格納容器床ドレン及び機器ドレンは，各ドレンサンプの導入管から排水され，下流の配管及び格納容器外側隔離弁を通じて原子炉建屋原子炉棟のドレンサンプへ導かれる。

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

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

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

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



- 格納容器機器ドレン排水配管(80A)
(原子炉建屋原子炉棟機器ドレンサンプ設備へ)
- 格納容器床ドレン排水配管(80A)
(原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備へ)

- ベント管 格納容器床ドレンの排水経路となるもの(真空破壊弁なし 1か所)
- ベント管 格納容器機器ドレンの排水経路となるもの(真空破壊弁なし 1か所)
- ベント管 真空破壊弁付き(11か所)
- ベント管 真空破壊弁なし(95か所)

図 3-4 ペデスタル排水配管及び排水弁の配置

5. 溶融炉心の排水流路内での凝固停止評価について

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

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

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

5.1 格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更を考慮した凝固停止評価モデル

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

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

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

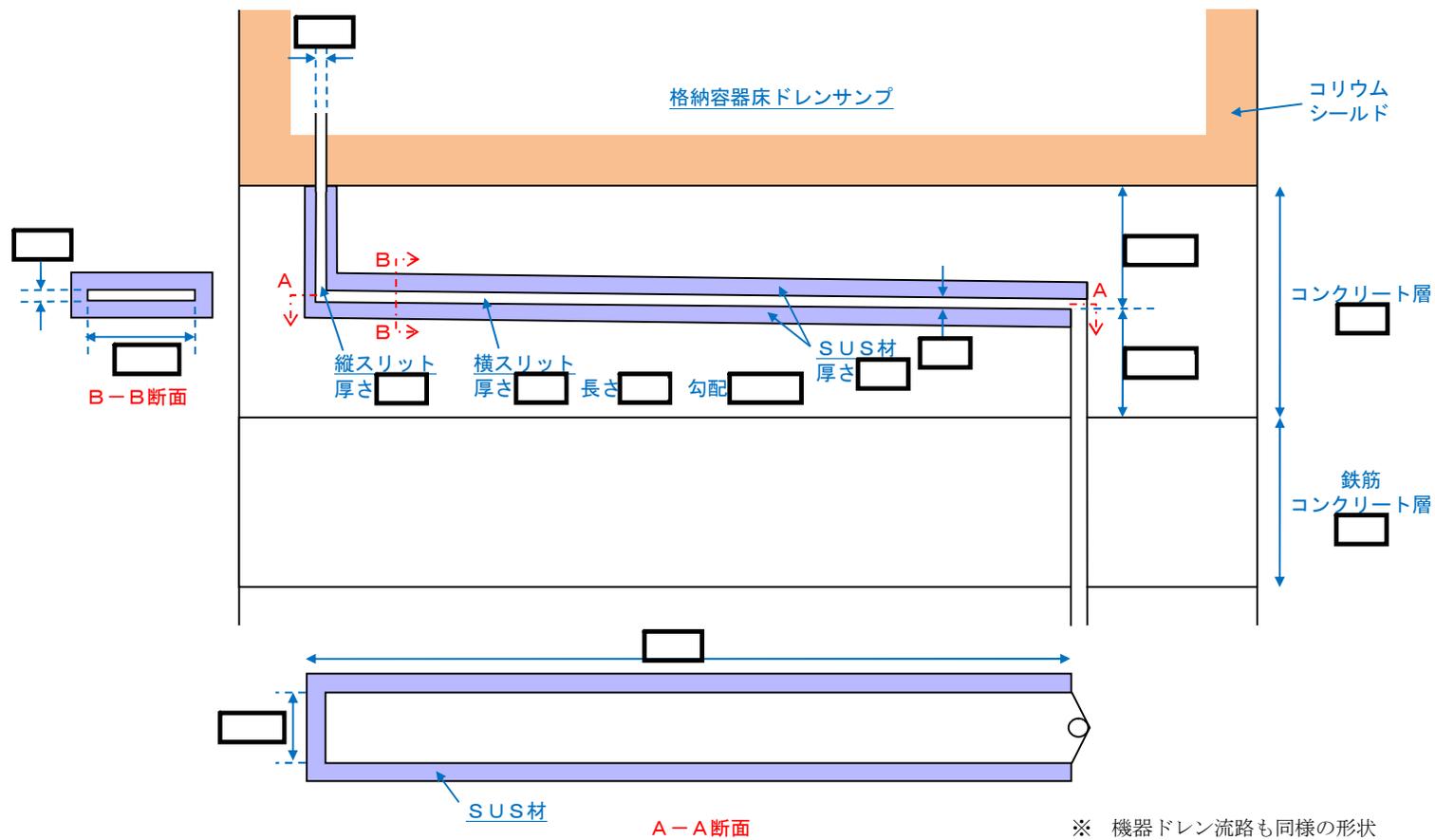


図 5-1 格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更を考慮した凝固停止評価モデル

5.2 既往の試験結果に基づく評価

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

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

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

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

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

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

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

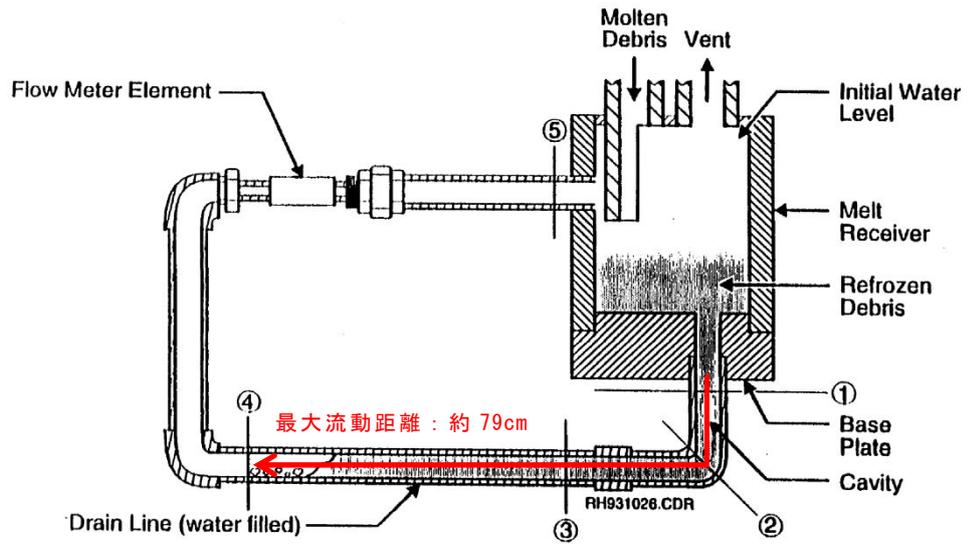
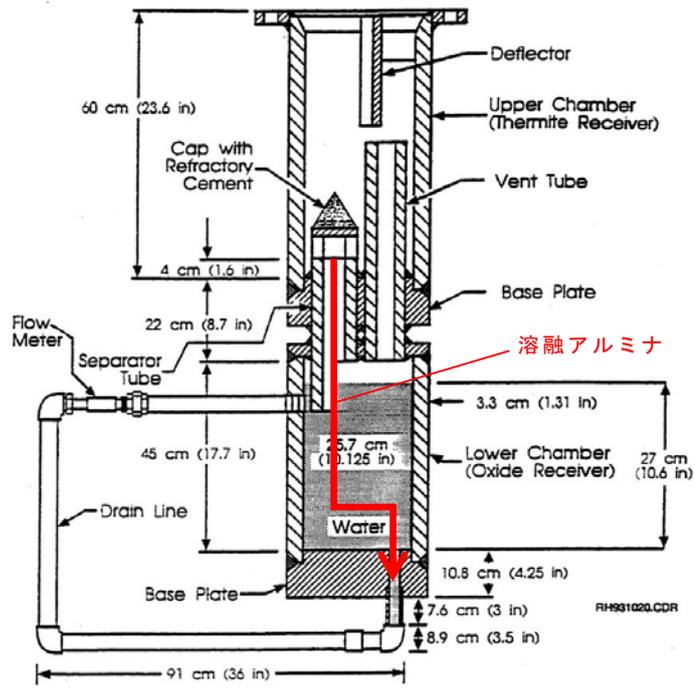


図 5-2 E P R I / F A I による試験装置

表 5-1 E P R I 試験条件と東海第二実機条件の比較

項目		E P R I 試験条件 ^[1]	東海第二 実機条件	流動距離への影響の比較
溶融物 条件	溶融物	A l ₂ O ₃	溶融炉心	凝固までに必要な除熱量は同程度。 (A l ₂ O ₃ は溶融潜熱のみ, 溶融炉心は液相線温度から固相線温度までの顕熱と溶融潜熱を考慮) 溶融炉心の方が, 冷却が進みやすい。 東二条件の方が溶融物の流速が速くなる傾向。 (ヘッドは 1/2 乗で流速に寄与)
	融点 (°C)	2,047		
	密度 (kg/m ³)	3,800		
	比熱 (J/kgK)	1,300		
	溶融潜熱 (J/kg)	1.16×10 ⁶		
	体積当たりの凝固までの放出熱量 (J/m ³)	約 4.41×10 ⁹		
	熱伝導率 (W/mK)	7.5		
	粘性係数 (Pa・s)	0.003	0.004 ^{※2}	
	動粘性係数 (m ² /s)	7.9×10 ⁻⁷		
全量堆積時の水平流路までのヘッド (m)	0.3			
流路 条件	流路構造	配管	スリット状 (S U S 材被覆)	スリット形状では流路壁面との接触面積が大きく, 冷却が進みやすい。
	流路内径	5cm		

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

※2 M A T P R O における U O₂ の値^[2]

5.3 溶融金属の凝固モデルによる評価

5.3.1 溶融金属の流路内での凝固挙動

図 5-3 に、流路内における溶融金属の凝固挙動の概念図を示す。

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

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

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

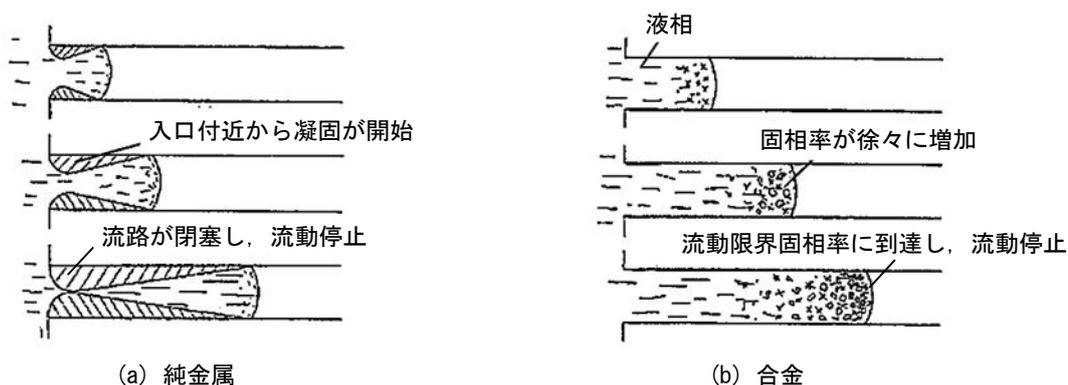


図 5-3 流路内での溶融金属の凝固挙動の概念図

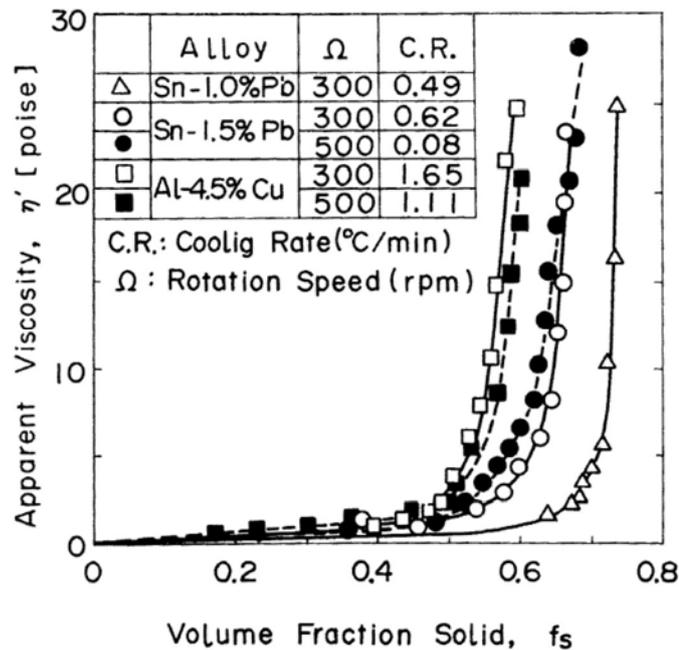


図 5-4 溶融合金における固相率と見かけの粘性の関係 [3]

5.3.2 評価方法

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

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

(1) Flemings モデルの評価式

Flemings モデルは(1)式のように表され、流路を流れる溶融物が保有するエネルギーと周囲の構造材への除熱速度を基に、溶融物が凝固するまでに必要なエネルギーが除去されるまでの流動距離を評価するモデルとなっている。

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

ここで、

$$B = \frac{h\sqrt{\pi\alpha_w\Delta X}}{k_w\sqrt{v}} \quad (2)$$

であり、各パラメータの内容は以下のとおりである。

L_{freeze} : 流動距離 (m), A : 流路断面積 (m^2),

ρ : 溶融炉心密度 (kg/m^3), v : 溶融炉心流速 (m/s),

f_c : 流動限界固相率 (-), H_f : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),

C_p : 溶融炉心比熱 (J/kgK), ΔT : 初期温度と凝固温度の差 (K),

h : 熱伝達率 (W/m^2K), S : 流路周長 (m), T_d : 溶融炉心温度 (K),

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

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

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

(2) 熱伝達係数の計算

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

$$h = \frac{k}{d_e} Nu \quad (3)$$

Sleicher-Rouse の式

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

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

(3) 熔融炉心の温度低下の考慮

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

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



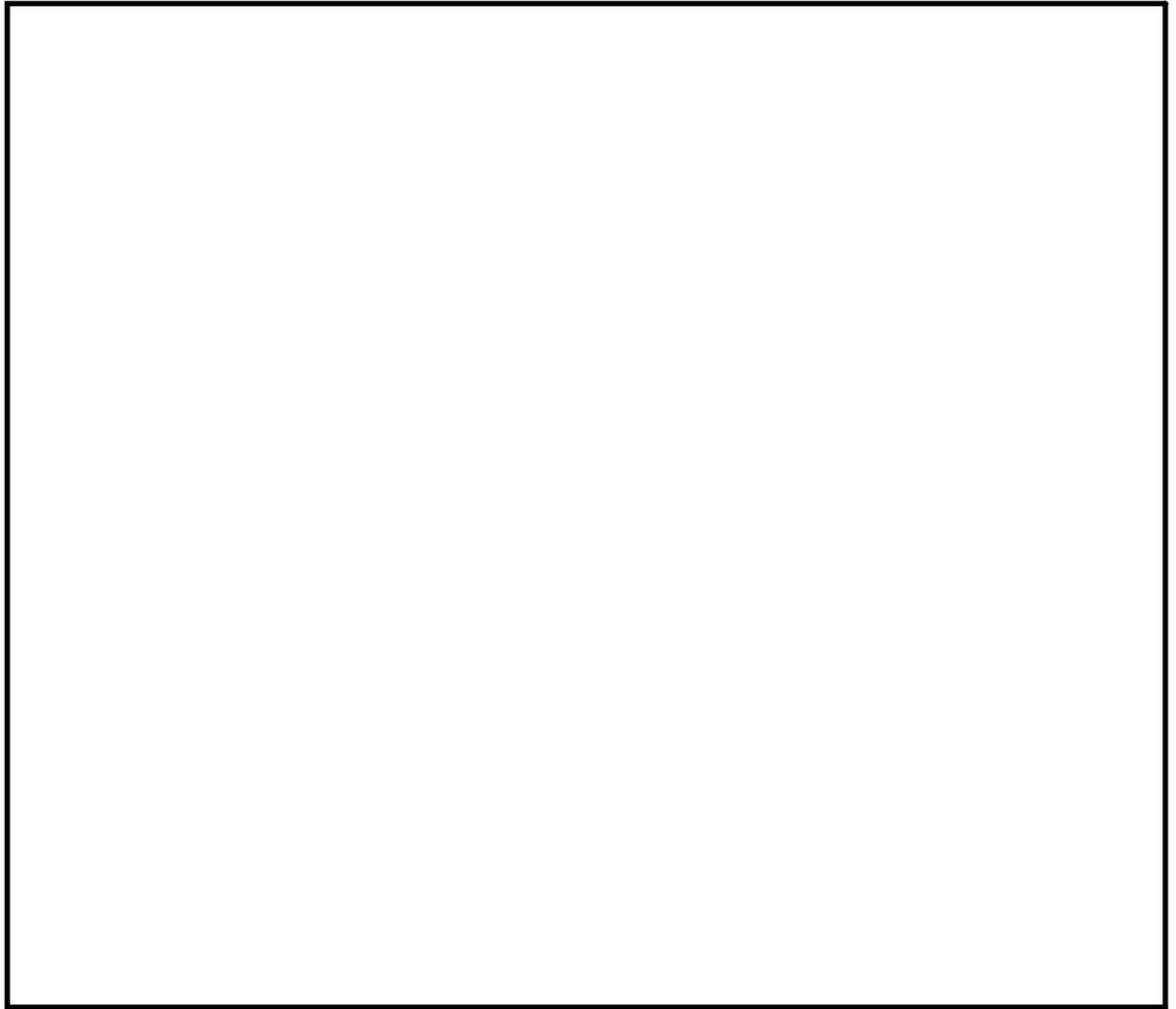


図 5-5 溶融炉心流動距離の評価イメージ図

5.3.3 評価条件

横スリット内での溶融炉心凝固評価に用いた条件を表 5-2 に示す。

溶融炉心の物性については、MAAP 計算結果における RPV 破損時の溶融炉心物性値を用いる。なお、流動距離が長くなるよう溶融炉心の保有エネルギーを大きく設定する観点から、TQUVシーケンスの値を設定する。

溶融炉心の流速については、溶融炉心全量に加えペDESTAL内構造物等がペDESTAL内に堆積した場合の堆積高さ と、横スリット下端までの高低差 の合計 をヘッドとして考慮した場合、溶融炉心の流速は m/s となる。これに対し、スリット内の冷却水の存在による溶融炉心の流速の低下として、EPR I 試験の知見 (1/10 から 1/100) 及び実機溶融炉心と EPR I 試験の溶融アルミナの動粘度の差 (約 1.6 倍) を考慮し、保守的に 1/2 を考慮した を設定する。

流動限界固相率及びチョーキングレンジについては、既往の溶融炉心拡がり試験においては固相率が 0.4~0.6 程度で粘性が急激に増加するといった知見^[6]

があるが、チョーキングレンジには明確な知見がないことから、熔融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くものと仮定し、流動限界固相率を 1.0、チョーキングレンジを 0 m と設定する。

表 5-2 評価条件

項目		条件	備考
横スリット流路形状	流路高さ (cm)		設計値
	流路幅 (cm)		
熔融炉心物性	液相線温度 (°C)		M A A P 計算結果 (R P V 破損時の値) 流動距離が長くなるよう熔融炉心の保有エネルギーを大きく設定する観点から、T Q U V シーケンスの値を使用
	固相線温度 (°C)		
	密度 (kg/m ³)		
	熱伝導率 (W/mK)		
	比熱 (J/kgK)		
	熔融潜熱 (J/kg)		
	粘性係数 (Pa・s)		
構造材物性	密度 (kg/m ³)	7,890	伝熱工学資料 (300K における S U S 304 の値)
	熱伝導率 (W/mK)	16.5	
	比熱 (J/kgK)	511	
初期温度条件	熔融炉心初期温度 (°C)		R P V 破損時の熔融炉心平均温度 (): M A A P 計算結果) に対し、保守的に液相線温度を設定
	構造材初期温度 (°C)	167	保守的に限界圧力での飽和水温度を設定
熔融炉心流動条件	熔融炉心流速 (m/s)		熔融炉心等の堆積量、スリット形状、スリット内冷却水の存在を考慮し、保守的に設定
	流動限界固相率 (-)	1.0	熔融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くと仮定し設定
	チョーキングレンジ (m)	0	

5.3.4 評価結果

5.3.3 に示した条件に基づく評価の結果、溶融炉心の流動距離は約 1.0 m となり、横スリットの長さ () の範囲内で凝固停止することを確認した。また、凝固に要する時間は 程度であり、この間の溶融炉心の崩壊熱による影響は無視し得る。

なお、表 5-2 の評価条件において、溶融炉心のレイノルズ数及びプラントル数はそれぞれ $Re \approx 1.3 \times 10^5$ 及び $Pr \approx 0.14$ であり、(4) 式の Sleicher-Rouse の式の適用範囲内である。

5.3.5 評価における保守性について

本評価は、以下のような点で保守性を有すると考えられる。

- ・本評価は流路内がドライな状態を前提としているが、実際にはスリット内は水で満たされた状態であり、溶融炉心から水への除熱等により流動距離はより短くなると考えられる。
- ・流動距離の計算において、溶融炉心の流速は流動停止まで一定としており、縦スリット及び横スリット内での圧損や粘性増加に伴う速度低下を考慮していない。
- ・横スリットへ流入する溶融炉心の初期温度は、R P V 破損時の溶融炉心平均温度 () に対し保守的に液相線温度 () を設定しているが、溶融炉心がペDESTAL 床面を拡がる間や縦スリットを通過する間の除熱を考慮すると、実際にはより温度は低下し、またそれに伴い溶融炉心の粘性は増加すると考えられる。
- ・流動限界固相率は 1.0 を設定しているが、既往の溶融炉心拡がり試験においては、固相率が 0.4~0.6 程度で粘性が急激に増加するといった知見^[6]がある。

5.3.6 評価条件の不確かさによる影響について

表 5-2 の評価条件において、溶融炉心の物性値条件については M A A P 計算結果における溶融炉心の組成平均値を用いている。

これに対して、スリットに流入する溶融炉心の物性は不確かさを有すると考えられることから、評価条件の不確かさとして M A A P 計算結果のうち溶融炉心内の金属相及び酸化物相の物性値を参照し、評価結果への影響を検討する。なお、表 5-2 の評価条件において、構造材物性値は不確かさが小さいと考えられること、構造材初期温度及び溶融炉心流動条件は十分な保守性を見込み設定していることから、評価結果に対する不確かさの影響は小さいと考えられる。

表 5-3 に、M A A P 計算結果における溶融炉心の組成平均、金属相及び酸化

物相のそれぞれの物性値を示す。各物性値から計算される熔融炉心が凝固するまでの体積当たりの放出熱量を比較すると、組成平均の物性値を用いた場合が最も大きく、熔融炉心の凝固までの流動距離が最も長くなることが分かる。

したがって、熔融炉心の物性値の不確かさを考慮した場合でも、熔融炉心は横スリットの長さ () の範囲内で凝固停止すると考えられる。

表 5-3 熔融炉心の物性値の比較

項目		組成平均	金属相	酸化物相	備考
熔融 炉心 物性	液相線温度 (°C)				M A A P 計 算結果 (R P V 破 損時の値)
	固相線温度 (°C)				
	密度 (kg/m ³)				
	比熱 (J/kgK)				
	熔融潜熱 (J/kg)				
	体積当たりの凝固 までの放出熱量 (J/m ³)				計算値

5.4 参考文献

- [1] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volumel, EPRI report TR-103389, 1994
- [2] L. J. Siefken et al., SCDAP/RELAP5/MOD3.3 Code Manual; MATPRO - A Library of Materials Properties for Light-Water-Reactor Accident Analysis, NUREG/CR-6150, Vol. 4 Rev. 2, 2001
- [3] 渋谷 他, 固相・液相共存下における鉄および非鉄合金のみかけの粘性の測定結果, 鉄と鋼, 第 66 年, 第 10 号, 1980
- [4] M. C. Fleming et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFC Transactions, vol. 69, 1961
- [5] 日本機械学会, 伝熱工学資料 第 4 版, 1986
- [6] M. T. Farmer, Melt Spreading Code Assessment, Modifications, and Applications to the EPR Core Catcher Design, ANL-09/10, 2009

Flemings モデルの適用性について

Fleming らは、図 1 のような試験装置を用いて溶融合金（A l 95.5 % - C u 4.5 %）を耐熱ガラス管内に吸引した試験により溶融物の流動距離等の挙動を確認し、その結果を基に Flemings モデルを用いて流動限界固相率を推定しており、最大 0.35 程度という結果を得ている [1]。

一方、渋谷らは、図 2 のような試験装置により A l 95.5 % - C u 4.5 % 合金の流動性を確認し、固相率が 0.5 付近から粘性が急激に増加する結果となっており [2]、両者を比較すると A l - C u 合金が流動性を失う固相率の評価結果は 0.15 程度の差異がある。

しかし、今回の溶融炉心の流動距離評価においては、溶融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くものと保守的に仮定し、流動限界固相率を 1.0 と設定していることから、上記の要因により流動距離が過小評価されることはないと考えられる。

溶融物の凝固までの流動距離に対して支配的な要素は、溶融物からの必要除熱量、除熱速度及び溶融物の流動速度であり、Flemings モデルでは、流路断面積 A 及び流路周長 S により必要除熱量や除熱速度が表現されている。したがって、これらのパラメータを適切に変更することにより、スリット状の流路形状についても評価に反映可能である。

また、流路の材質（表面粗さ）についてはモデル上考慮されていないが、一般にステンレス鋼（東海第二の排水スリット条件）はガラス材（Fleming らの試験条件）より表面粗さが大きく、内部流体の乱れが促進され熱伝達率が大きくなるため、Fleming らの試験条件よりも溶融物の流動距離は短くなる傾向と考えられる。

以上より、Fleming らの試験条件と東海第二実機条件の差を考慮しても、Flemings モデルは適用可能と考えられる。

参考文献

- [1] M. C. Fleming et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFC Transactions, vol.69, 1961
- [2] 渋谷 他, 固相・液相共存下における鉄および非鉄合金のみかけの粘性の測定結果, 鉄と鋼, 第 66 年, 第 10 号, 1980

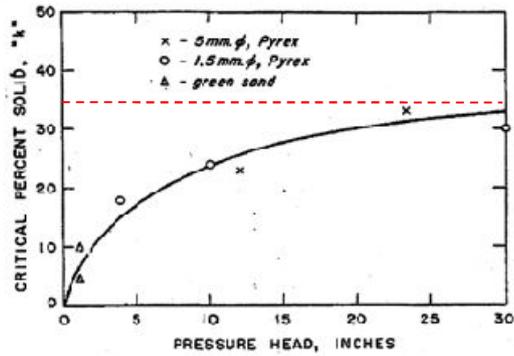
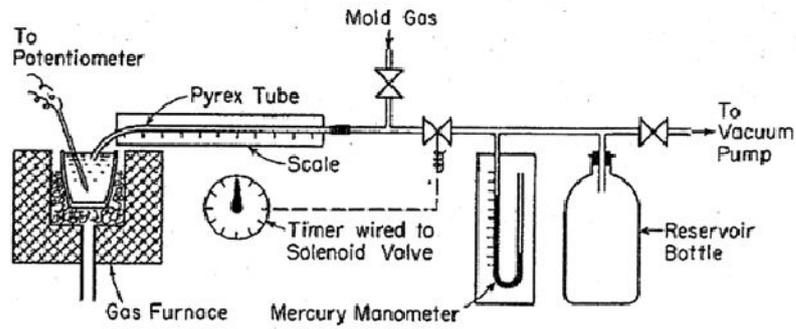


図1 FlemingらによるAl-Cu合金の流動性確認試験装置及び試験結果

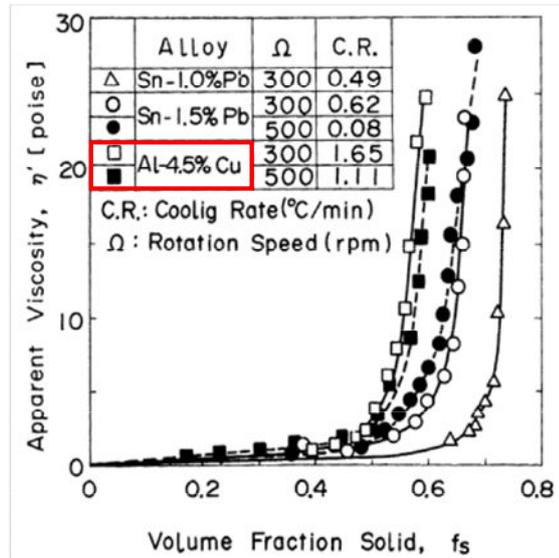
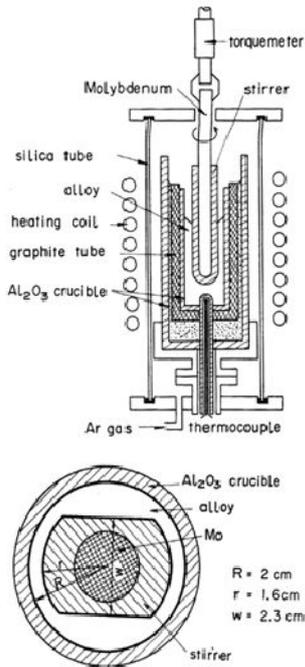


図2 渋谷らによるAl-Cu合金の流動性確認試験装置及び試験結果

(参考) その他の凝固モデルによる評価

純金属の流路内での凝固挙動を対象とした流動距離評価モデルとして、US-ABWR RDCDモデル^[1]や、Epsteinのモデル^{[2][3]}がある。

溶融炉心は液相線温度と固相線温度に差があり、合金の凝固挙動を示すものと考えられるが、これらの純金属モデルを用いた場合にも、流動距離の評価結果は表1のとおりであり、横スリットの長さ()の範囲内で凝固することを確認した。

なお、US-ABWR RDCDモデルでは、評価条件として溶融炉心の流速ではなくRPVからの落下率がパラメータとなっており、MAAP計算結果の最大値を包絡する値として15,000 kg/sを使用している。その他の評価条件としては、Flemingsモデルによる評価と同様の条件を用いている。

表1 純金属モデルによる評価結果

評価モデル	評価結果 (流動距離)	備考
US-ABWR RDCDモデル	約1.5 m	溶融炉心流速の代わりにRPVからの溶融炉心の最大落下率15,000 kg/sを使用。その他はFlemingsモデルによる評価条件と同様。
Epsteinモデル	約3.0 m	Flemingsモデルによる評価と同様の評価条件を使用。

○US-ABWR RDCDモデルの概要^[1]

US-ABWR RDCDモデルは、RPV下部のドライウェルサンプル周囲に設置されるコリウムシールドにおいて、ドレン水が通るためのスリット流路を対象とした溶融炉心の凝固評価モデルである。

本モデルは純金属の凝固挙動を想定し、流路の入口付近において周辺の構造材への熱伝導によりクラストが成長し流路が閉塞するものとしている。

RDCDモデルの評価式を以下に示す。

$$L_{freeze} = \bar{v}(t_{freeze})t_{freeze} \quad (1)$$

ここで、

$$t_{freeze} = \left[\frac{H_0 \rho_{cm}(h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}}{4k_w(T_s - T_i)} \right]^2 \quad (2)$$

$$\bar{v} = \frac{\frac{2}{3}a_0\sqrt{t} - \frac{a_0 b'_0 t}{H_0}}{1 + \frac{4b'_0\sqrt{t}}{3H_0}} \quad (3)$$

$$a_0 = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm}A_{ld}}} \quad , \quad b'_0 = \frac{2k_w(T_s - T_i)}{\rho_{cm}(h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}} \quad (4)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

L_{freeze} : 流動距離 (m), $\bar{v}(t)$: 溶融炉心の流路内平均流速 (m/s),
 t_{freeze} : 凝固完了時間 (s), H_0 : スリット高さ (m),
 ρ_{cm} : 溶融炉心密度 (kg/m³), h_{lh} : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),
 C_p : 溶融炉心比熱 (J/kgK), ΔT : 溶融炉心過熱度 (K),
 α_w : 構造材熱拡散率 (m²/s), k_w : 構造材熱伝導率 (W/mK),
 T_s : 接触面温度 (K), T_i : 構造材初期温度 (K), g : 重力加速度 (m/s²),
 \dot{m}_{ves} : R P Vからの溶融炉心落下率 (kg/s),
 A_{ld} : 下部ドライウエル床面積 (m²)

D C D^[1]においては、過去に実施された関連試験に係る文献を参照し、それらの試験結果よりD C Dモデルによる評価の適用性を確認している。

○Epsteinモデルの概要^{[2][3]}

Epsteinモデルは、M A A PコードのR P V下部プレナム貫通部閉塞計算に使用されているモデルであり、D C Dモデルと同様に流路の入口付近からの閉塞が想定されている。

Epsteinモデルの評価式を以下に示す。溶融炉心の総流動距離は(5)式と(6)式の和で求められる。

- ・溶融炉心が過熱度を有する領域での流動距離

$$X^* = \frac{D}{2f} \ln \left(\frac{T_0 - T_{mp}}{T^* - T_{mp}} \right) \quad (5)$$

- ・溶融炉心の過熱度がない領域での流動距離

$$X_s = 0.155 \text{Re}^{8/11} D \left[\frac{\text{Pr}}{B} \right]^{7/11} \quad (6)$$

ここで、

$$B = \left[1 + \frac{2C_p(T_{mp} - T_w)}{\lambda} \right]^{1/2} - 1 \quad (7)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

X^* , X_s : 流動距離 (m), Re : レイノルズ数 (-), Pr : プラントル数 (-),
 D : 水力等価直径 (m), λ : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),
 C_p : 溶融炉心比熱 (J/kgK), T_0 : 溶融炉心初期温度 (K),
 T_{mp} : 溶融炉心融点 (K), T_w : 構造材初期温度 (K),
 T^* : 溶融炉心凝固開始温度 (推定値) (K), f : 摩擦係数 (-)

なお、 $T^* - T_{mp}$ はE P R Iレポート^[3]を基に10Kとする。

E P R Iは、図1に示すR P V下部プレナムの核計装管を模擬した試験体に溶融アルミナを流入させる試験を行い、Epsteinモデルによる流動距離評価結果との比較を実施している。

その結果、試験結果に対して Epstein モデルによる流動距離は同等又は大きめの評価結果となっている。

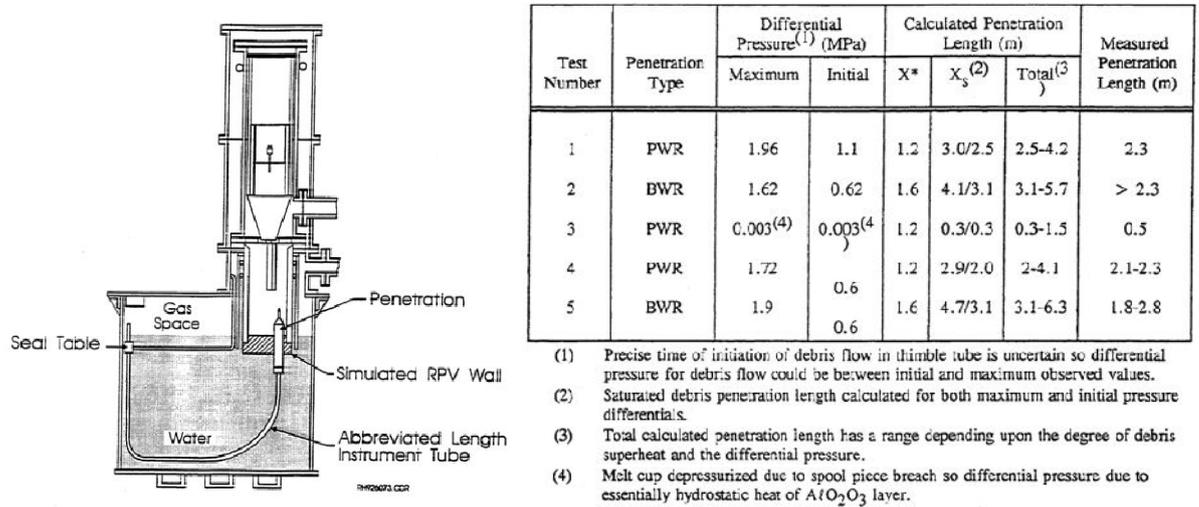


図1 EPRI 試験装置及び試験結果

参考文献

[1] GE-Hitachi Nuclear Energy Americas LLC, ABWR Design Control Document, United States Nuclear Regulatory Commission, 2010
[2] M.Epstein et al., Freezing-Controlled Penetration of a Saturated Liquid Into a Cold Tube, Journal of Heat Transfer, Vol.99, 1977
[3] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994

9. コリウムシールドを考慮した溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」に対する重大事故等対処設備であるコリウムシールドについて、解析コードにおける取扱いを示すとともに、解析コード及び解析条件の不確かさの影響について整理する。

9.1 解析コードにおけるコリウムシールドの取扱いについて

解析コードMAAPにおける、溶融炉心・コンクリート相互作用（以下「MCCI」という。）伝熱モデルでは、溶融炉心-コンクリート間の伝熱、クラストの伝熱と厚さ、上部クラスト-水プール間熱伝達が考慮されている。ここでは、コリウムシールド模擬に伴う設定の変更点及び評価モデルの適用性について示す。

(1) コリウムシールドの模擬について

解析コードMAAPにおけるMCCI伝熱モデルの概念図を図 9-1 に示す。解析コードMAAPによる侵食量評価では、本モデルのうちコンクリートの物性値として設定されている以下のパラメータについて ZrO_2 の物性値を固定値で設定し、コリウムシールドを模擬している。

- ・侵食開始温度
- ・密度
- ・比熱
- ・熱伝導率
- ・溶融潜熱

侵食開始温度については、化学反応等による侵食開始温度低下を考慮した保守的な設定としている（添付 9-1）。また、落下した溶融炉心とコリウムシールド間の接触面温度は侵食開始温度未満であることから、コリウムシールドの侵食は発生しない。なお、解析上はコリウムシールドの厚さを考慮し、コリウムシールド裏面にはコンクリートが配置されたモデル^{*1}として評価を実施しているが、コンクリート-コリウムシールド間の伝熱において接触熱抵抗は考慮していない。

以上のとおり、解析コードMAAPにおいてコリウムシールドを適切に模擬している。

※1 ペDESTAL（ドライウェル部）壁面、床のコンクリートとドライウェル、サプレッション・チェンバ雰囲気との伝熱についても考慮している。

(2) 溶融炉心-コリウムシールド間の伝熱

溶融炉心-コリウムシールド間の伝熱は、溶融炉心-コンクリート間の伝熱と同様のモデルを用いている。溶融プールからクラスト、クラストから構造材への

伝熱は以下の式で評価され、(1)で示した構造材の物性値等による影響を受けずにクラスト内の熱量が全て構造材に移行する扱いとなっており、壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっている。なお、伝熱を受けた構造材の温度上昇は、構造材の熱伝導率等の物性に基づき計算され、種々の実験により得られたコリウムシールド耐熱材の物性値を適切に入力することで、適切に計算される。

$$\text{床方向の熱流束 } q_d = h_d (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cd}$$

$$h_d = h_{d0}(1 - f_s)^n$$

$$\text{壁方向の熱流束 } q_s = h_s (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cs}$$

$$h_s = h_{s0}(1 - f_s)^n$$

ここで、

q_d, q_s : 床方向及び側面方向の熱流束 [W/m²]

h_d, h_s : 溶融プールからクラスト層への対流熱伝達係数 [W/m²K]

h_{d0}, h_{s0} : 溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数 [W/m²K]

f_s : 固化割合 [-]

n : 固化効果項の指数 [-]

T_f : 溶融プールの温度 [K]

$T_{F,m}$: デブリ融点 [K]

q_v : 体積発熱率 [W/m³]

X_{cd}, X_{cs} : 床面及び壁面のクラスト厚さ [m]

(3) クラストの厚さ

床面及び壁面のクラスト厚さ評価モデルでは、溶融プールからの伝熱及び構造材への伝熱によりクラスト厚さの変化率を計算しており、壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっているため、コリウムシールドにも適用可能である。なお、クラスト-コリウムシールド接触面温度は、(1)に記載のとおり Z r O₂ の物性値を基に計算されることから、クラストの厚さを評価するにあたり Z r O₂ の物性値が考慮されている。

$$q = 2k_F(T_{F,m} - T_i)/x_c$$

ここで、

q : 床方向又は側面方向の熱流束 [W/m²]

k_F : デブリ熱伝導率 [W/mK]

$T_{F,m}$: デブリ融点 [K]

T_i : クラスト-コリウムシールド接触面温度^{※2} [K]

x_c : 床面又は壁面のクラスト厚さ [m]

※2 コリウムシールドの表面温度と同値であり、クラストからの伝熱量及び入力したコリウムシールドの物性値に基づいて適切に計算されている。

9.2 解析コードにおける不確かさの影響

(1) 不確かさの整理

解析コードにおける，コリウムシールドを考慮したMCCI過程毎の不確かさ要因を整理する。BWRプラント安全審査資料「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」において，MCCIは以下の過程で段階的に推移することが示されているが，コリウムシールドを考慮してもこの過程に変わりはない。

- ・原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程
- ・熔融物の落下・堆積過程
- ・MCCI進行と注水によるデブリ冷却過程

ただし，「MCCI進行と注水によるデブリ冷却過程」においては，MCCI現象の影響因子として熔融炉心からのコリウムシールドを介したコンクリートへの伝熱を考慮する必要がある。ここで，MCCI伝熱モデルでは固定値の物性を設定することから，コリウムシールドを介した伝熱の感度解析パラメータとして，コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性が想定される。図 9-2 にMCCIにおける不確かさに関する流れ図を示す。

MCCI現象の影響因子より抽出された感度解析パラメータに対して，感度解析の要否を整理する。MCCI評価の不確かさに関する評価結果を表 9-1 に示す。

エントレインメント係数について，感度解析より熔融炉心の細粒化割合がコンクリート侵食に与える感度は小さいことを確認している。また，このことは，エントレインメント係数の不確かさにより熔融炉心の細粒化割合が変化した場合でも熔融炉心の温度に対する感度は小さいことを示しており，コリウムシールド侵食に与える感度についても同様に小さいと考えられることから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さく，コリウムシールドを考慮した感度解析は不要である。

熔融炉心の拡がりについて，熔融炉心の拡がりが増えたと想定した場合は，種々の不均一な堆積形状を考慮しても，拡がりが増えたと想定した場合、熔融炉心落下時点における熔融炉心とコリウムシールドの接触面温度はコリウムシールドの侵食開始温度を下回っており、また、熔融炉心への注水によって熔融炉心は継続的に冷却されることから、熔融炉心の拡がりが増えたと想定した場合においても、コリウムシールド及びコンクリートの侵食への影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はないことから、コリウムシールドを考慮した感度解析は不要である。

上面熱流束係数及び溶融プール・クラスト間の熱伝達係数について、溶融炉心・コンクリート相互作用への影響を確認する観点で実施したエントレインメント係数、上面熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を踏まえ、解析コードM A A Pによりコリウムシールド及びコンクリート侵食量について支配的な溶融炉心からプールへの熱流束を対象に感度解析を行い、影響を確認する。【感度解析①】

また、侵食の異方性について、コンクリート侵食の異方性については溶融炉心からプール水への熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認されており、コリウムシールドは侵食開始温度に到達していないことより同様に影響が小さいと考えられるため、上記の溶融炉心からプールへの熱流束を対象にした感度解析により、影響を確認する。【感度解析①】

コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性について、解析コードM A A PにおけるM C C I 伝熱モデルでは、固定値の物性を設定することから、不確かさが想定される。このため、感度解析により伝熱物性値（熱伝導率、比熱）の温度依存性の影響を確認する。【感度解析②】

(2) 感度解析

a. 溶融炉心上面熱流束の感度解析【感度解析①】

(a) 解析条件

解析条件を表 9-2 に示す。溶融炉心から水プールへの熱流束については、上面熱流束の不確かさを考慮した 800 kW/m^2 （一定）とする。また、対象シーケンスは、事象進展が早く、崩壊熱が大きくなり、侵食を厳しくする観点で「大破断 L O C A 時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス」とする。

(b) 解析結果

評価結果を表 9-3 に示す。ペDESTALのプール水中に落下した溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度は $2,100 \text{ }^\circ\text{C}$ 未満であり、コリウムシールドを設置することにより、溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリートの侵食が生じない。このため、原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。

b. 伝熱物性値温度依存性の感度解析【感度解析②】

コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性の影響については、「6.4 コリウムシールドの侵食を考慮した感度解析」において、コリウムシールドの侵食が生じた場合の影響と併せて確認する。なお、伝熱物性値の温度依存性の取扱いが可能な汎用有限解析コードにて評価した場合においても、ペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリートが侵食されないことを確認している（添付 9-2）。

9.3 解析条件における不確かさの影響

解析コードMAAPにおけるMCCI評価では、コリウムシールドを考慮した機器条件として、以下の条件を設定している。

- ・コリウムシールド耐熱材の種類
- ・コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度
- ・ペDESTAL（ドライウェル部）床面積

これらは全て最確条件と同様の設定であることから、不確かさの影響はない。解析コードMAAPの解析条件を表9-4に示す。

9.4 コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析

熔融炉心中の金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出により、コリウムシールドが侵食される可能性があるが、既往の実験にて確認された侵食速度を仮定した場合、コリウムシールドの侵食量は約33mmとなる（添付9-3）。コリウムシールドの厚みが減少した場合、コリウムシールド外表面のペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリートへの伝熱量が大きくなることから、この影響を感度解析により確認する。また、前述のとおり、解析コードMAAPでは ZrO_2 の物性値を固定値で設定するモデルであることから、伝熱物性値の温度依存性の不確かさの影響についても併せて確認する。

(1) 解析条件

解析条件を表9-5に示す。コリウムシールドの厚さは、コリウムシールドの設計値に対して、既往実験に基づく侵食量の約33mmを考慮し、保守性を見込んだ値として110mmを設定する。なお、コリウムシールドの侵食によるペDESTAL（ドライウェル部）床面積の拡大は保守的に考慮しない。

また、解析コードMAAPにおけるコリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性の不確かさを考慮し、ペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリートの温度を厳しく評価する観点で、常温時の ZrO_2 の伝熱物性値を設定する。

対象シーケンスは、事象進展が早く、崩壊熱が大きくなり、ペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリート侵食を厳しく評価する観点で「大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス」とする。

(2) 解析結果

解析結果を表9-6に示す。また、ベースケース及び感度解析ケースのコリウムシールド温度の推移及びコンクリート温度の推移を図9-3から図9-6、クラスト厚

さの推移（上下方向）を図 9-7 に示す。コリウムシールド内表面温度の最高値は約 1,860 °Cにとどまり、コリウムシールドの侵食開始温度である 2,100 °Cを下回ることから、コリウムシールドの侵食は熔融炉心中の金属酸化物によるジルコニア耐熱材の溶出で生じた状態から進行しない。また、コリウムシールド外表面と接するペDESTAL（ドライウェル部）コンクリートの温度の最高値は約 728 °Cにとどまり、コンクリートの侵食開始温度である約 1,230 °Cを下回ることから、コンクリートは侵食されない。このため、コリウムシールドが熔融炉心中の金属酸化物により侵食された場合においても、コリウムシールドを介した伝熱の不確かさが、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

なお、本評価においては、コンクリートの表面温度を厳しく評価する観点から、コンクリートーコリウムシールド間の接触熱抵抗は考慮していない。接触熱抵抗を考慮した場合には、熔融炉心からペDESTAL（ドライウェル部）コンクリートへの熱通過率が小さくなり、熔融炉心及びコリウムシールドの温度挙動に影響を与えることが考えられるが、熔融炉心はペDESTAL（ドライウェル部）のプール水に落下した直後に 2,100 °C未満となること、また、熔融炉心から上面水へは崩壊熱以上の除熱がされ熔融炉心の温度は 2,100 °C未満を維持することから、コリウムシールドの侵食は生じず、温度挙動への影響は軽微であると考えられる。

9.5 まとめ

解析コードMAAPではコリウムシールドを適切に模擬しており、熔融炉心ーコリウムシールド間の伝熱モデルはコリウムシールドに適用可能である。

コリウムシールドを考慮した解析コードの不確かさを踏まえた感度解析により、原子炉圧力容器の支持機能を維持でき、不確かさの影響は小さいことを確認した。また、コリウムシールドを考慮した解析条件は最確条件と同様であり、不確かさはない。

さらに、コリウムシールドが熔融炉心中の金属酸化物により侵食される可能性を考慮した感度解析により、コリウムシールド外表面と接するコンクリートは侵食されないことを確認した。

表 9-1 コリウムシールドを考慮した場合のMCC I 評価の不確かさに関する整理結果

MCC I 現象への影響因子	不確かさ要因	有効性評価の取扱い	解析コード安全審査資料*における感度解析の要否	東海第二発電所におけるコリウムシールドを考慮した取扱い
下部ヘッド破損モード	破損部位 破損口侵食拡大	下部ヘッド貫通部の中で最も大口徑の制御棒駆動機構ハウジングの瞬時破損を想定し、破損口径の拡大を考慮	下部ヘッド貫通部の中で最も大口徑の貫通部の破損を想定し、破損口径の拡大も考慮しているため、感度解析不要	同左
溶融炉心落下量	原子炉圧力容器内 溶融進展	全炉心相当を想定	全炉心相当の最も厳しい落下量を想定しているため、感度解析不要	同左
溶融炉心の粒子化	プール水深	ベDESTALの注水開始条件及び注水流量について、手順書規定に準じた操作を想定	解析モデルパラメータではないため、感度解析不要	同左
	エントレインメント係数	実験解析を元に、粒子化割合を少ない側に評価する値を使用	エントレインメント係数に不確かさがあるため、解析コードMAAPの不確かさ範囲内(FARO実験解析に基づく)で感度解析を実施	左記の感度解析により、溶融炉心の細粒化割合がコンクリート侵食に与える感度が小さいことを確認しており、溶融炉心の細粒化割合が溶融炉心温度に対する感度は小さいと考えられることから感度解析不要
	溶融炉心ジェット径	破損口径に対応した径を考慮	最も大きい径を想定して、粒子化割合を小さくし、水に落下した際のデブリクエンチ量を小さくして厳しい側の扱いをしているため、感度解析不要	同左
溶融炉心の拡がり	水による拡がり抑制	拡がりの知見から、全面に拡がることを想定し、均一堆積モデルを使用	溶融炉心の拡がりを抑制した場合を想定し、水張深さ等の個別プラントの状況を踏まえた感度解析等の取扱いを行うことが必要	溶融炉心の拡がりが抑制される場合は、溶融炉心と水の伝熱面積が大きくなり、溶融炉心が冷却される傾向となる。拡がりが抑制されない場合、溶融炉心落下時点における溶融炉心とコリウムシールド接触面温度はコリウムシールドの侵食開始温度を下回っており、また、注水により溶融炉心は継続的に冷却されることから、侵食への影響はなく、感度解析不要
デブリから水への熱伝達	デブリ上面の性状	粒子状ベッドの熱流束として、現実的な範囲内で保守側の想定をして、大気圧状態で800 kW/m ² として圧力依存性を考慮	粒径やポロシティの不確かさを考慮して、下限の熱流束に対して感度解析を実施	【感度解析①】(コンクリートの種類と同じ) 溶融炉心・コンクリート相互作用への影響の観点で、エントレインメント係数、上面熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を踏まえ、コリウムシールド及びコンクリート侵食量について支配的な溶融炉心からプール水への熱流束についての感度解析を実施
コリウムシールドを介した熱伝達	伝熱物性値の温度依存性	コリウムシールド侵食開始温度における物性値を考慮	—	【感度解析②】 コリウムシールドの伝熱物性値には温度依存性があることを踏まえ、コリウムシールド及びコンクリート侵食量への影響を確認する観点で、伝熱物性値についての感度解析を実施
コンクリート種類 (玄武岩系コンクリートの侵食の異方性)	壁方向と床方向の熱分配	溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数として、床方向クラストへは []、壁方向クラストへは [] を使用	床方向と壁方向の侵食の異方性の影響を見るため、CCI-3 実験で確認された熱分配比率を想定した感度解析を実施	【感度解析①】(デブリから水への熱伝達と同じ) コンクリート侵食の異方性については溶融炉心からプール水への熱流束の影響に比べて影響が小さいことが確認されており、コリウムシールドにおいても侵食開始温度に到達していないことなどから同様に影響が小さいと考えられるため、溶融炉心からプールへの熱流束についての感度解析を実施

※ BWRプラント安全審査資料「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」

表 9-2 解析条件（溶融炉心上面熱流束）【感度解析①】

項目	ベースケース	感度ケース
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し，原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断 L O C A 時に損傷炉心冷却に失敗し，原子炉圧力容器が破損するシーケンス
溶融炉心から水プールへの限界熱流束	800 kW/m ² (圧力依存性あり)	800 kW/m ² (一定※ ¹)
ペDESTAL初期水位	1 m	
ペDESTAL注水	R P V 破損 7 分後から 80 m ³ /h	
コリウムシールド厚さ	15 cm	
コリウムシールド侵食開始温度	2,100 °C※ ²	
R P V 破損時の溶融炉心温度	M A A P 解析結果に基づく	

※1 侵食の不均一性等の影響を考慮して設定

※2 Z r O₂ 耐熱材の 100 mol% Z r による侵食試験結果に基づき設定（添付 9-1）

表 9-3 解析結果（溶融炉心上面熱流束）【感度解析①】

項目	ベースケース	感度ケース
コリウムシールド侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし
ペDESTAL (ドライウェル部) コンクリート侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし

表 9-4 解析コードM A A P 解析条件

項 目		解析条件	最確条件
機器条件	コリウムシールド耐熱材の種類	ジルコニア耐火材	ジルコニア耐火材
	コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度	2,100 °C	2,100 °C
	ペDESTAL (ドライウエル部) 床面積	コリウムシールドを考慮	コリウムシールドを考慮

表 9-5 解析条件 (伝熱物性値及びコリウムシールド侵食) 【感度解析②】

項 目	ベースケース	感度ケース
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し, 原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断L O C A時に損傷炉心冷却に失敗し, 原子炉圧力容器が破損するシーケンス
コリウムシールド厚さ	15 cm	11 cm ※ ¹
コリウムシールド熱伝導率	<input type="text"/> ※ ²	<input type="text"/> ※ ³
コリウムシールド比熱	<input type="text"/> ※ ²	<input type="text"/> ※ ³
コリウムシールド侵食開始温度	2,100 °C ※ ⁴	
ペDESTAL (ドライウエル部) 床面積	27.08 m ²	
ペDESTAL初期水位	1 m	

※¹ 溶融炉心中の金属酸化物による侵食を仮定した厚さとして設定 (添付 9-3)

※² Z r O₂ 耐熱材の侵食開始温度における伝熱物性として設定

※³ Z r O₂ 耐熱材の常温における伝熱物性として設定

※⁴ Z r O₂ 耐熱材の 100 mol% Z r による侵食試験結果に基づき設定 (添付 9-1)

表 9-6 解析結果（伝熱物性値及びコリウムシールド侵食）【感度解析②】

項目	ベースケース	感度ケース
コリウムシールド侵食量 （壁面及び床面）	侵食なし	侵食なし
ペDESTAL（ドライウェル部） コンクリート侵食量 （壁面及び床面）	侵食なし	侵食なし

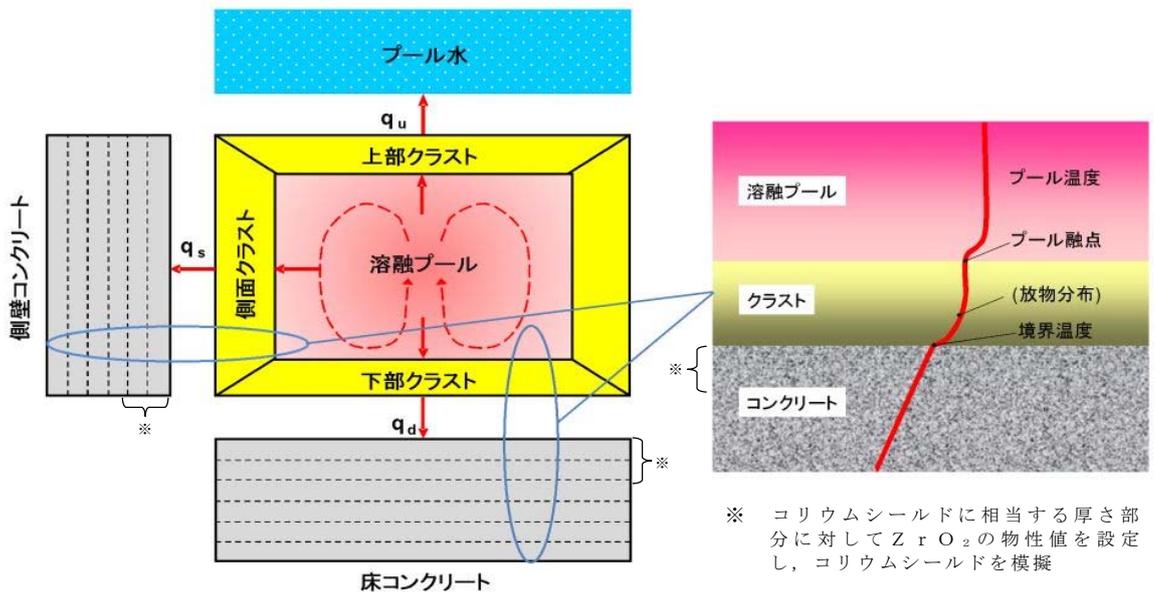


図 9-1 解析コードMAAPにおけるMCCI伝熱モデル

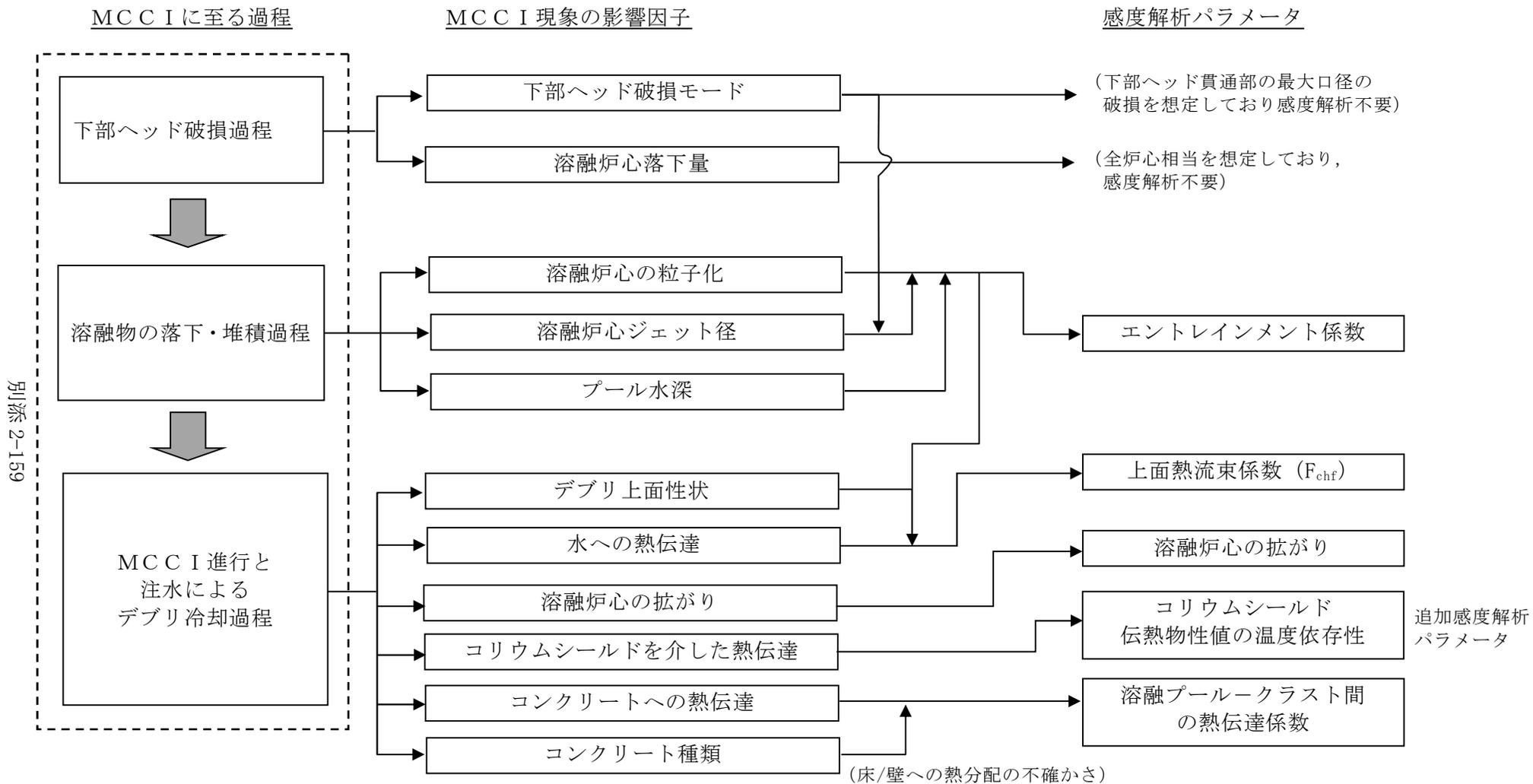


図 9-2 コリウムシールドを考慮した場合のMCCIにおける不確かさに関する流れ図

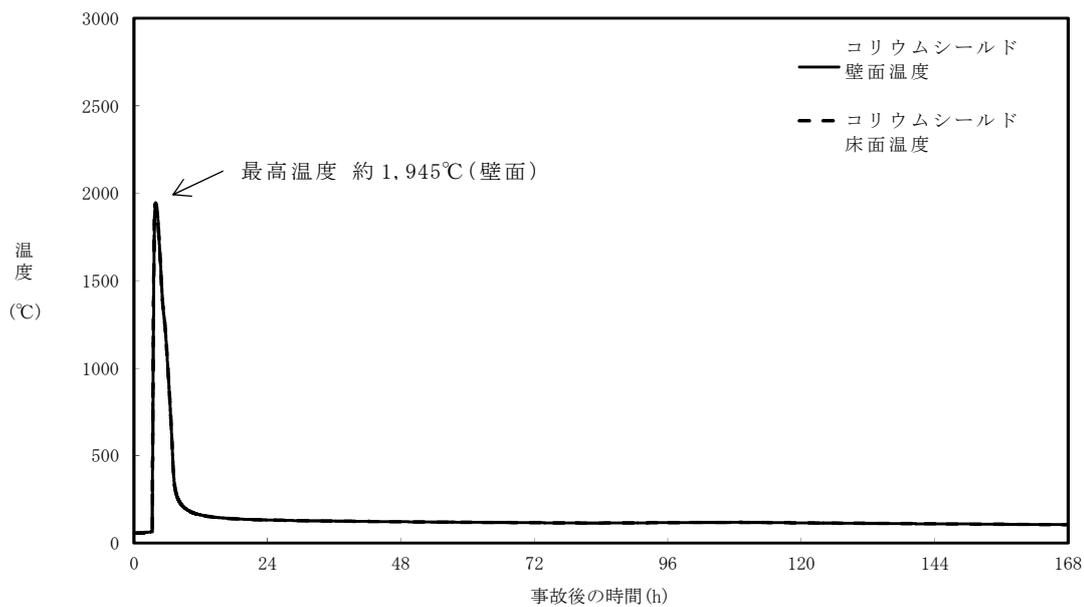


図 9-3 コリウムシールド内表面温度の推移 (ベースケース)

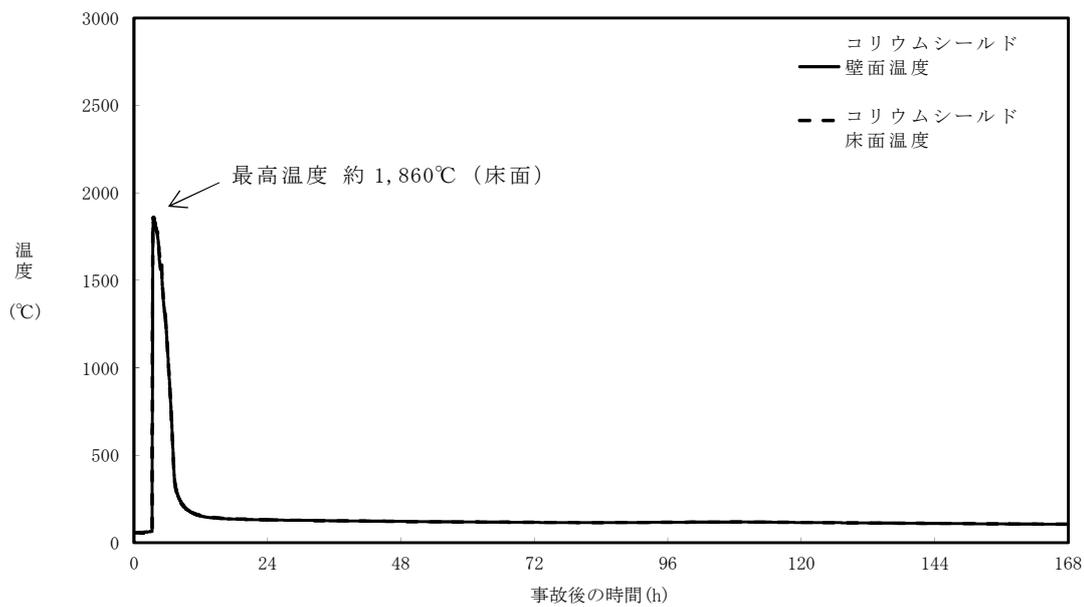


図 9-4 コリウムシールド内表面温度の推移 (感度解析ケース)

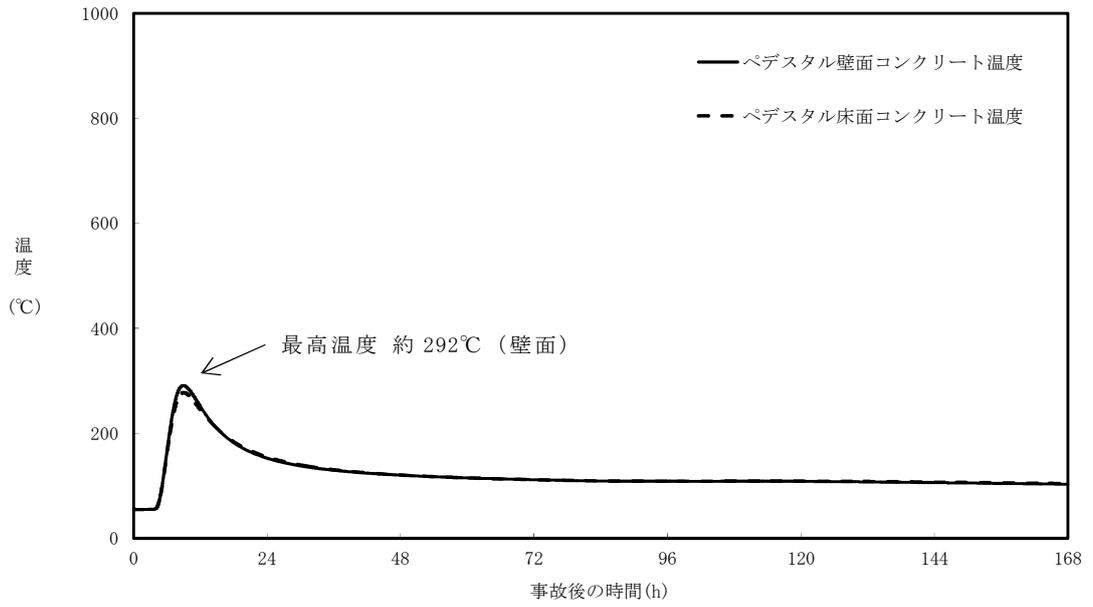


図 9-5 ペDESTAL (ドライウェル部) コンクリート表面温度の推移 (ベースケース)

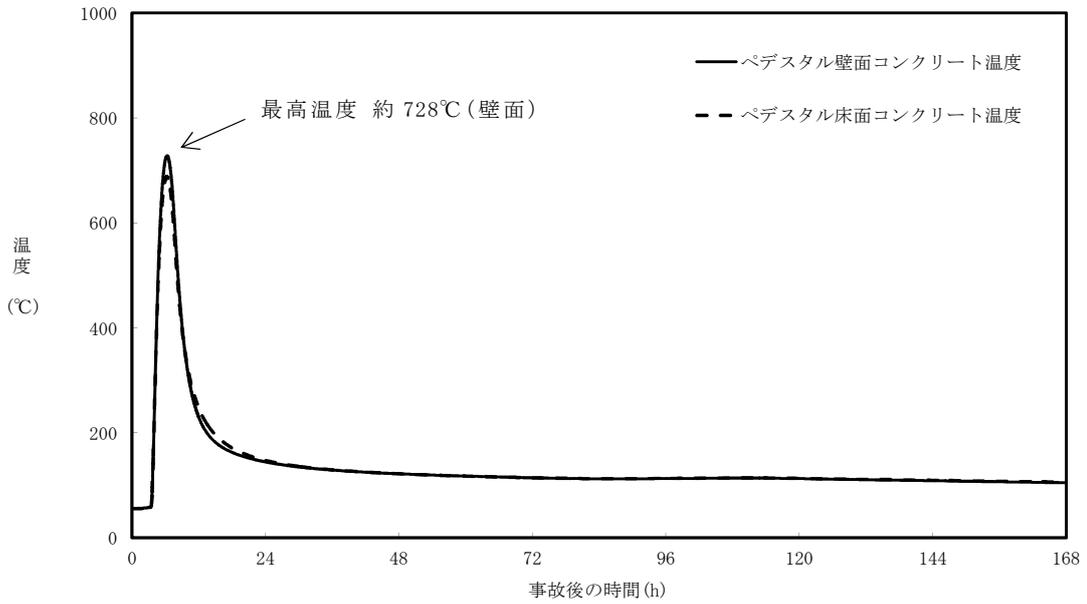


図 9-6 ペDESTAL (ドライウェル部) コンクリート表面温度の推移 (感度解析ケース)

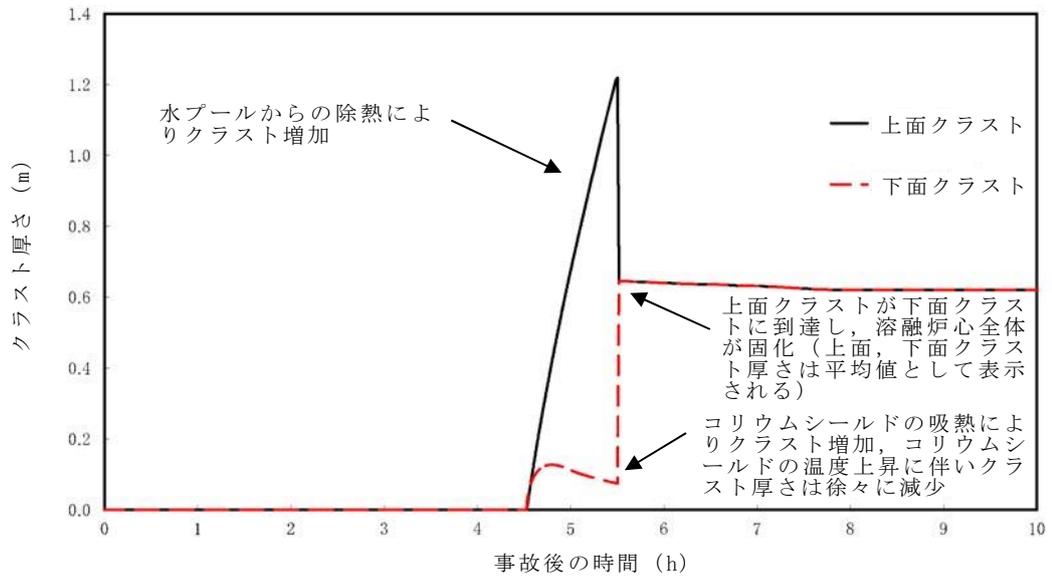


図 9-7 クラスト厚さの推移（上面及び下面※1）

※1 側面クラストはコリウムシールドと接しており下面クラストと同等の挙動を示すと考えられることから、代表として上面及び下面クラスト厚さを示す。

ZrO₂耐熱材の侵食開始温度の設定について

ZrO₂耐熱材の侵食量評価においては、耐熱材の侵食開始温度として2,100℃を設定している。その設定の考え方を以下に示す。

ZrO₂単体での融点は約2,700℃であるが、溶融炉心に含まれるZr等の金属との化学反応により、ZrO₂耐熱材の侵食開始温度は2,700℃より低下する。

これに対して、化学反応による耐熱材の侵食影響を確認するため、ZrO₂試験片の各種溶融金属への浸透試験が実施されており、溶融金属中のZrの割合が大きいほど耐熱材の侵食量が大きくなる傾向が確認されている。

図1*に、極めて耐熱材の侵食が大きくなる100 mol% Zrの条件で実施された侵食試験後のZrO₂耐熱材試験片の断面写真を示す。試験結果より、2,150℃以上の条件では数分で耐熱材試験片が大きく侵食されているのに対し、2,100℃では30分保持した場合でもほとんど侵食されていない。

なお、本試験は100 mol% Zrという極めて厳しい条件で実施されているが、実機における溶融炉心では、UO₂、SUS及び金属-水反応で生成されたZrO₂等が含まれるため、100 mol% Zrという条件は考え難く、ZrO₂耐熱材は試験条件より侵食されにくくなると考えられる。

以上より、ZrO₂耐熱材の侵食量評価においては、極めて厳しい試験条件でも侵食量が僅かであった2,100℃を侵食開始温度として設定した。



図1 試験後の断面写真

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

汎用有限解析コードによるコリウムシールド伝熱物性値温度依存性の 影響評価について

解析コードM A A PにおけるM C C I 伝熱モデルでは、固定値の物性を設定することから、不確かさが想定される。このため、伝熱物性値の温度依存性の取扱いが可能な汎用有限解析コードA B A Q U Sを用いた熱伝導解析により影響を確認する。

1. 伝熱物性値温度依存性の感度解析

(1) 解析条件

解析条件を表 1 に示す。コリウムシールドの伝熱物性は既往の共同研究において確認された値を設定する。また、M A A P 解析に基づくコリウムシールド-熔融炉心接触面温度、ペDESTAL 雰囲気温度等を境界条件とする。なお、これらの境界条件は、R P V が破損し熔融炉心がペDESTAL へ落下する事故シーケンスの解析結果を包絡する保守的な温度条件を適用する。

(2) 解析結果

解析結果を表 2 及び図 1 に示す。解析結果が最も厳しいペDESTAL (ドライウェル部) 壁面の温度は約 900 °C であり、コンクリートの侵食開始温度である約 1,230 °C を下回ることから、ペDESTAL (ドライウェル部) のコンクリートは侵食されない。

なお、A B A Q U S を用いた熱伝導解析結果は、「9.4 コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析」において示した解析コードM A A P による解析結果(壁面温度 約 728 °C)を上回っているが、これは大破断L O C A シナリオとして熔融炉心から水プールへの限界熱流束 800 kW/m² (一定) を考慮したM A A P 解析を包絡する温度境界条件を与えたためである。

表 1 解析条件（伝熱物性値温度依存性）

項目	設定	備考
解析コード	汎用有限解析コード A B A Q U S	—
温度境界条件	過渡事象及び大破断 L O C A シナリオ ※の M A A P 解析結果を包絡する条件	「10. 溶融炉心による熱影響評価について」添付 10-1 参照
コリウムシールド 伝熱物性値	既往の共同研究において確認された値	

※ 大破断 L O C A シナリオとして溶融炉心から水プールへの限界熱流束 800 kW/m^2 （圧力依存性あり）及び 800 kW/m^2 （一定）の 2 ケースを考慮

表 2 解析結果（伝熱物性値温度依存性）

項目	解析結果	備考
ペDESTAL 壁面温度	約 $900 \text{ }^\circ\text{C}$	コンクリート侵食開始温度 約 $1,230 \text{ }^\circ\text{C}$

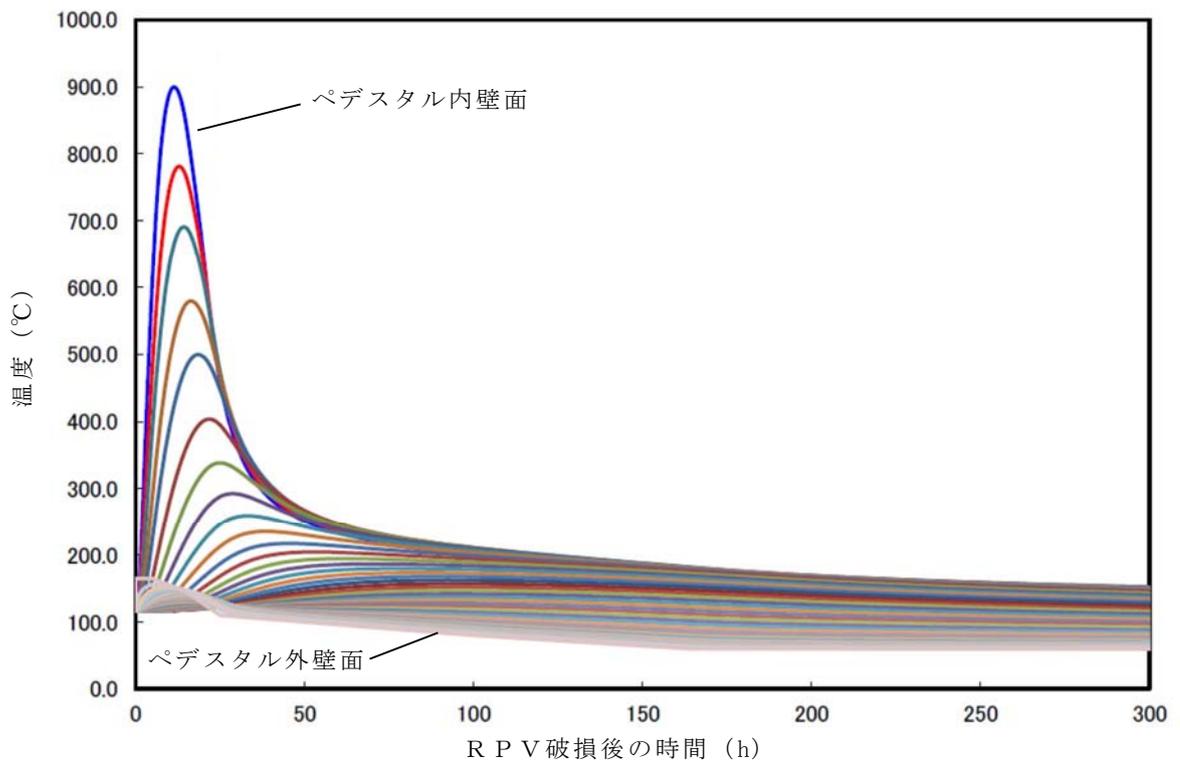


図 1 ペDESTAL壁面の温度変化

既往実験の知見を考慮したコリウムシールドの侵食量評価について

解析コードMAAPによる侵食量評価では、熔融炉心中のZrによるZrO₂耐熱材の還元反応を考慮し、耐熱材侵食試験結果に基づき侵食開始温度を保守的に2,100℃と設定した上で、熔融炉心によるコリウムシールドの侵食が生じないことを確認している。しかし、熔融炉心には少量ながらその他の金属酸化物も含まれており、これらの影響によってZrO₂耐熱材が侵食される可能性も考えられるため、関連する既往実験の知見を考慮した場合のコリウムシールドの侵食量について検討する。

1. CIT実験について

模擬熔融炉心によるZrO₂耐熱材の侵食挙動に係る実験として、欧州委員会のプロジェクトとして実施されたCIT実験^{[1][2]}がある。

CIT実験では、図1に示すような試験装置によって、模擬熔融炉心とZrO₂耐熱材を最長10時間程度接触させ、模擬熔融炉心の表面温度（ZrO₂耐熱材との界面温度）と侵食深さの推移が測定された。そのうち、CIT-9及びCIT-11では実機の条件に近い組成のZrO₂耐熱材が用いられている。

CIT-9における入力エネルギー及び模擬熔融炉心表面温度とZrO₂耐熱材の侵食深さの推移を図2及び図3に示す。耐熱材の最終的な侵食深さは22.5mm、最大の侵食速度は0.18mm/minと報告されている。実験において、模擬熔融炉心は誘導加熱により2,080℃から2,474℃まで段階的に昇温されたが、出力を一定に維持し模擬熔融炉心の昇温を停止すると、耐熱材の侵食は一定の深さまで進んだ後に停止する挙動が確認されている。

また、CIT-11における模擬熔融炉心表面温度とZrO₂耐熱材の侵食深さの推移を図4に示す。最終的な侵食深さは39.5mm、最大の侵食速度は0.28mm/minと報告されており、CIT-9と同様に出力を一定に維持すると侵食が停止する挙動が確認されている。

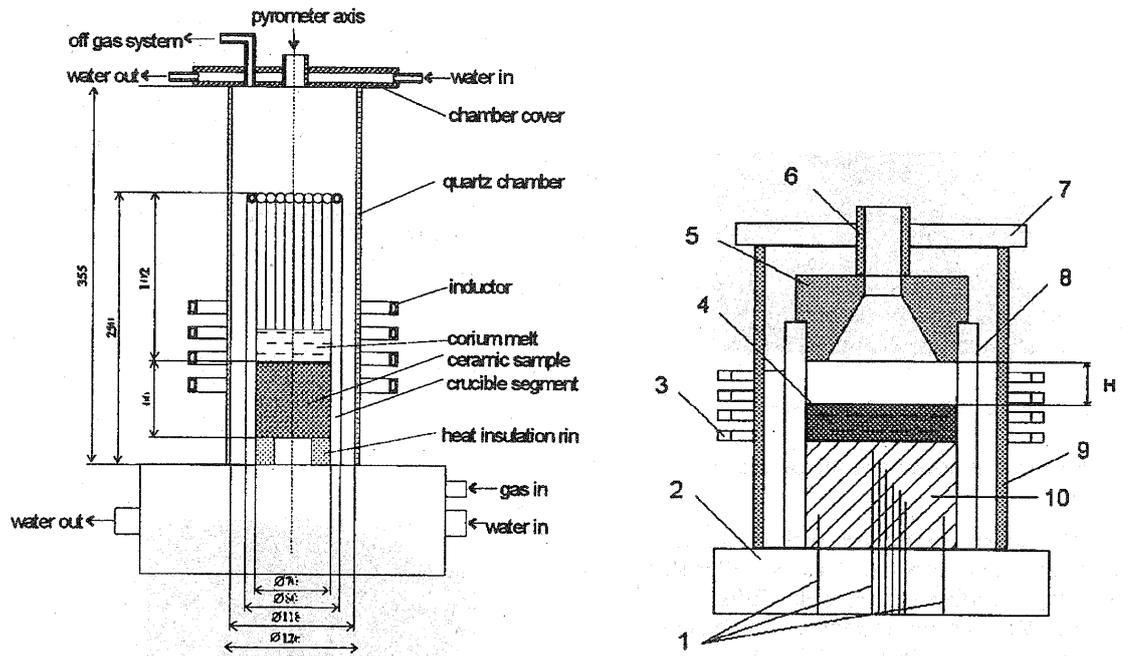


Figure 7.4 Test device and details of the interaction zone. 1 – thermocouples; 2 – water collector of the crucible; 3 – inductor; 4 – corium melt; 5 – ceramic shield; 6 – ceramic shaft of pyrometer; 7 – steel water-cooled lid of the furnace; 8 – crucible sections and cooling system; 9 – quartz shell; 10 – bottom ceramic specimen. H – distance between the ceramic shield and corium melt surface.

図 1 C I T 実験装置

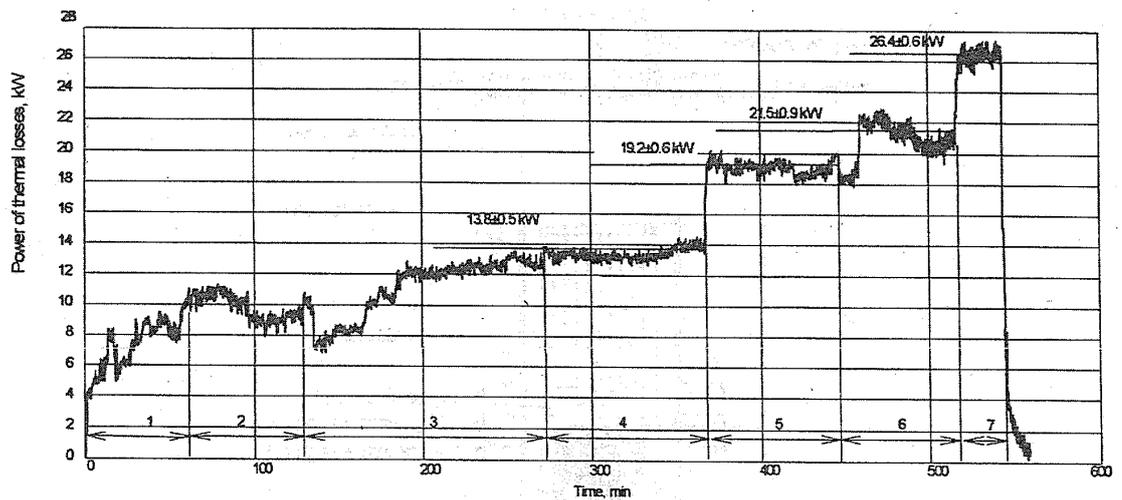


図 2 CIT-9 における入力エネルギー

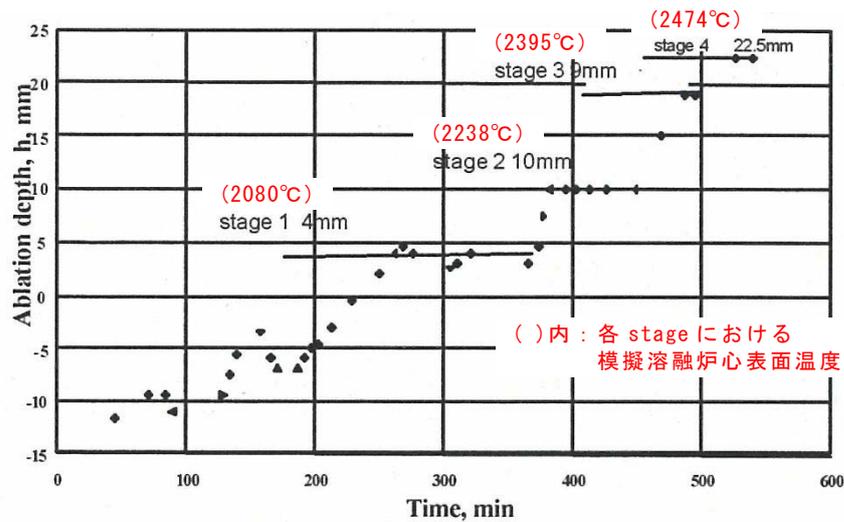


図3 CIT-9における模擬熔融炉心表面温度と耐熱材侵食深さの推移

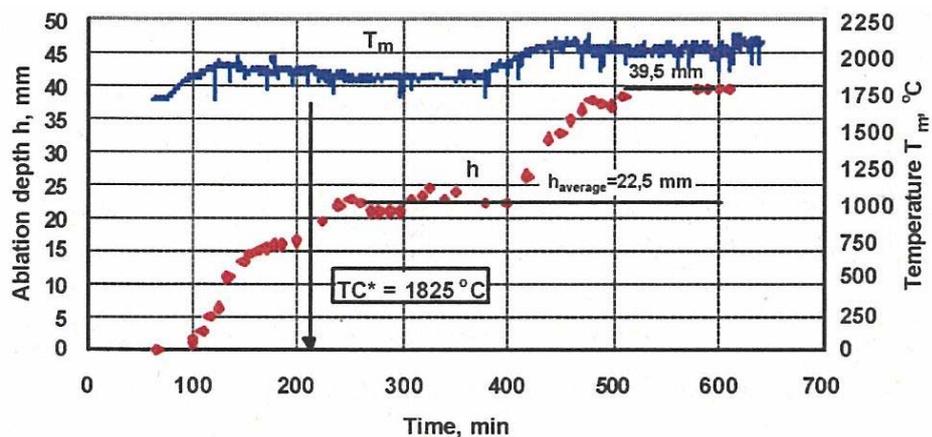


図4 CIT-11における模擬熔融炉心表面温度と耐熱材侵食深さの推移

2. 実験条件と実機条件の比較

CIT-9 及び CIT-11 実験にて用いられた ZrO_2 耐熱材の組成を表 1 に示す。主成分である ZrO_2 の純度は 94.7 wt% であり、東海第二発電所においてコリウムシールドとして用いる ZrO_2 耐熱材と同等であることから、耐熱材の特性は実験条件と実機条件で大きな差はないと考えられる。

次に、CIT-9 及び CIT-11 実験における模擬熔融炉心の組成を表 2 に示す。実験で用いられた模擬熔融炉心は、酸化鉄 (FeO や Fe_3O_4) の割合が大きく、CIT 実験においては、酸化鉄成分を多く含んだ模擬熔融炉心中へ ZrO_2 が溶出することにより、耐熱材が侵食されたものと考えられる。

一方、実機での熔融炉心中に含まれる酸化鉄の割合は 3 % 程度^{*1} と想定され、熔融炉心に混入し得るペダスタル内構造物 $4 m^3$ を全量酸化鉄^{*2} として加えた場合でも酸化鉄割合は約 13 % となることから、CIT 実験の条件は、ともに実機条件に比べて熔融

炉心中の酸化鉄成分による耐熱材侵食が生じやすい条件と考えられる。

※1 原子炉圧力容器破損時点での熔融炉心中の酸化鉄割合

(M A A P解析結果より)

※2 ペDESTAL内構造物は主にS U S材であり鉄以外の物質も含まれる。また、含有する鉄が全て酸化することは考え難いが、ここでは保守的に全量を酸化鉄として計算

表1 CIT-9及びCIT-11実験におけるZ r O₂耐熱材組成

成分	割合 wt%
S i O ₂	1.4
C a O	0.2
M g O	2.5
F e ₂ O ₃	0.2
A l ₂ O ₃	0.8
T i O ₂	0.2
Z r O ₂	94.7

表2 CIT-9及びCIT-11実験における模擬熔融炉心組成

	CIT-9	CIT-11
組成 wt%	49.1 U O ₂ 20.4 Z r O ₂ 30.5 F e O	19.0 Z r O ₂ 81.0 F e ₃ O ₄ (共晶組成)

3. 実機における熔融炉心中の金属酸化物によるZ r O₂耐熱材の侵食

CIT-9及びCIT-11実験は、ともに実機の酸化鉄の割合を大きく上回っているが、ここでは実機の酸化鉄の割合により近いCIT-9実験に基づき、熔融炉心中の金属酸化物によるZ r O₂耐熱材の侵食量について考察する。

実機のM A A P解析結果によれば、熔融炉心とコリウムシールドの接触面の最高温度は約2,000℃となっている。CIT-9実験では、これを上回る2,080℃において約4mmの侵食が見られているが、その侵食量は時間とともに増加する傾向にはない結果となっている。ただし、この挙動は実験容器が外部から冷却されていたことに起因することが示唆されており、外部冷却がない場合には侵食が継続的に生じる可能性がある。

仮に実機において熔融炉心中の金属酸化物による侵食が継続的に生じる可能性を考慮し、R P V破損時点から熔融炉心とコリウムシールドの接触面温度が1,800℃^{※3}を下回るまでの約3時間、CIT-9実験で確認された最大侵食速度である0.18mm/minで侵食が進んだと仮定した場合でも、侵食量は約33mmとなる。

※3 溶融炉心中の酸化鉄による侵食がより生じやすい条件と考えられる
CIT-11 実験にて、 ZrO_2 耐熱材の侵食が開始している温度 (図4)

したがって、万一溶融炉心中の酸化鉄が局所的に存在し耐熱材が侵食されたとしても、侵食量はコリウムシールド厚さ 15 cm を十分下回る。

なお、コリウムシールドの ZrO_2 耐熱材ブロック間やアンカボルト周囲の隙間には、耐熱材ブロックと同成分の不定形耐火物とモルタルバインダ (主成分: ケイ酸ナトリウム) を混練したモルタルを目地材として用いる (図5)。このモルタルは、耐熱材ブロックと同等の ZrO_2 含有率を有するものを用いるとともに、常温で固化し、固化後は周囲の ZrO_2 耐熱材と結合して耐熱材ブロックと同等の性能を発揮するため、溶融炉心による選択的な侵食は生じない。また、仮にモルタルの溶融を想定する場合においても、モルタルの大半を占める ZrO_2 は溶融せず、モルタルバインダのみが溶融すると考えられるため、耐火材ブロックに生じる間隙は極めて僅かであること、及びコリウムシールドへの伝熱によって溶融炉心は表面がクラスト化し流動性が低下することから、耐火材ブロックに生じる間隙へ選択的に侵入するとは考え難く、コリウムシールドの健全性に影響を与えることはないと考えられる。

また、MAAP 解析結果における原子炉圧力容器破損時の溶融炉心温度は 2,100 °C から 2,200 °C 程度となっているが、ドライ条件にて 2,450 °C 以上の模擬溶融炉心を落下させた試験でも、耐熱材の顕著な侵食や割れは確認されておらず、また、 ZrO_2 の融点は約 2,700 °C^{*4} と十分高いことから、溶融炉心落下時の熱衝撃やジェットインピンジメントによりコリウムシールドの健全性が失われることはない。

※4 ZrO_2 耐熱材の侵食開始温度 2,100 °C は、溶融炉心と耐熱材が接触し続けた際の化学反応を考慮し設定している (添付 9-1)。一方、ジェットインピンジメントは、化学反応ではなく溶融炉心落下時の短時間での熱移送に付随し生じるものであるため、 ZrO_2 の融点との比較を行っており、水プール中に溶融炉心が落下することから影響はないと考える。

<側面図>

<正面図>



図 5 コリウムシールド設置構造概念図

参考文献

- [1] D.Lopukh et al., “New Experimental Results On The Interaction Of Molten Corium With Core Catcher Material” , ICONE-8179, (2000).
- [2] J.M.Seiler, K.Froment, “Material Effects On Multiphase Phenomena In Late Phases Of Severe Accidents Of Nuclear Reactors” , Multiphase Science and technology, Vol.12, No.2, pp.117-257, (2000).

10. 溶融炉心による熱影響評価について

10.1 評価目的

東海第二発電所におけるペDESTAL構造の特徴を踏まえた対策として、溶融炉心・コンクリート相互作用によるペDESTALへの影響抑制のためのコリウムシールドを設置するとともに、RPVから落下したデブリの冠水及び溶融燃料－冷却材相互作用による影響抑制の観点からRPV破損時のペDESTAL内水位を1 mに維持する対策、さらに、床スラブ内の排水流路をスリット形状としてデブリを凝固させる対策を講じることとしている。

これら東海第二発電所の特徴を踏まえた対策を考慮した上で、RPV破損時にペDESTALへ落下したデブリからの熱影響によってペDESTALに要求されるRPV支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを評価する。

10.2 評価方針

RPV破損後にデブリからの伝熱によって高温となる鉄筋コンクリートの物性変化を考慮した上で、RPV支持機能及びデブリ保持機能の維持に必要な構造強度が保持されることを評価する。

10.3 評価方法

(1) 荷重条件

構造強度の評価に当たり、RPV支持機能の評価ではRPV、遮へい壁等の自重（以下「RPV等の自重」という。）を考慮する。また、デブリ保持機能の評価では、デブリ、コリウムシールド、床スラブ躯体等の自重（以下「デブリ等の自重」という。）を考慮する。

(2) 評価部位及び項目

a. 側壁（RPV支持機能）

RPV等の自重により、側壁コンクリートには圧縮軸力が作用し、側壁基部コンクリートには面外方向のせん断力が作用する。

このため、高温によるコンクリート圧縮強度の低下を考慮した等価壁厚を評価し、RPV等の自重による圧縮軸力及び面外せん断に対して必要な壁厚と比較する。

b. 床スラブ（デブリ保持機能）

デブリ等の自重により、床スラブのコンクリートには面外せん断力が作用し、鉄筋には曲げ応力が作用する。

このため、高温によるコンクリートの圧縮強度の低下を考慮した等価板厚を評価し、デブリ等の自重によるせん断力に対して必要な板厚と比較する。また、高

温による鉄筋の強度低下を考慮した等価鉄筋量を評価し、デブリ等の自重による曲げ応力に対して必要な鉄筋量と比較する。

(3) 温度条件

添付 10-1 にペDESTALの温度評価を示す。デブリからの伝熱によるペDESTALの側壁及び床スラブの温度は、MAAPコードによる解析結果に基づき、汎用有限解析コードABAQUSによる熱伝導解析にて評価する。

(4) 判断基準

炉心損傷防止に失敗し、重大事故時を想定する防護レベルにおいて、格納容器の健全性維持に必要な安全機能が維持されることを確認する観点より、判断基準は終局限界状態に至らないこととする。具体的には、側壁コンクリートの必要壁厚、床スラブコンクリートの必要板厚、床スラブの必要鉄筋量の算定において、終局強度又は短期許容応力度を適用する。添付 10-2 にRPV支持に必要な側壁コンクリート厚さ評価を、添付 10-3 にデブリ保持に必要な床スラブコンクリート厚さ評価を、添付 10-4 にデブリ保持に必要な床スラブ鉄筋量評価を示す。

10.4 評価結果

以下にRPV支持機能及びデブリ保持機能に対する評価結果を示す。評価結果はいずれも判断基準を満足し、デブリからの熱影響によってもペDESTALに要求される機能は損なわれることはない。

(1) 側壁 (RPV支持機能)

a. コンクリートに対する圧縮軸力

添付 10-5 に熱影響を考慮した側壁コンクリートの構造評価を示す。側壁コンクリートの等価壁厚は約 1,229 mm であり、RPV等の自重によってコンクリートに作用する圧縮軸力に対して必要な壁厚 133 mm (添付 10-2) を上回る。

b. 基部コンクリートに対する面外せん断力

添付 10-5 に示したとおり、側壁コンクリートの等価壁厚は約 1,276 mm であり、RPV等の自重によって基部コンクリートに作用する面外せん断力に対して必要な壁厚 192 mm (添付 10-2) を上回る。

(2) 床スラブ (デブリ保持機能)

a. コンクリートに対する面外せん断力

添付 10-6 に熱影響を考慮した床スラブのコンクリート及び鉄筋の評価を示す。床スラブコンクリートの等価板厚は約 629 mm であり、デブリ等の自重によってコ

ンクリートに作用する面外せん断力に対して必要な板厚 (添付 10-3) を上回る。

b. 鉄筋に対する曲げ応力

添付 10-6 に示したとおり，床スラブの鉄筋コンクリート部の幅 1 m 当たりの等価鉄筋量は であり，デブリ等の自重によって鉄筋に作用する曲げ応力に対して必要な鉄筋量 (添付 10-4) を上回る。

10.5 まとめ

東海第二発電所におけるペDESTAL構造の特徴を踏まえた対策による影響を考慮し，デブリからの熱影響に対するペDESTALの構造健全性を評価した。

その結果，高温による鉄筋コンクリートの物性変化を考慮しても，ペDESTALに要求される R P V 支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認した。

デブリからの伝熱によるペDESTALの温度評価

1. 概要

MAAPコードによる解析結果に基づき、汎用有限解析コードABAQUSを用いた熱伝導解析により、デブリからの伝熱によるペDESTALの側壁及び床スラブの温度を評価する。

2. 汎用有限解析コードABAQUSによるペDESTAL熱伝導解析

(1) 評価モデル

図1に熱伝導解析モデルを示す。デブリからの熱影響による側壁及び床スラブの温度は、2次元体系有限要素法解析により評価する。本評価では、解析体系を縦横のメッシュで区切り、以下に示す2次元体系での非定常熱伝導の支配方程式に基づき、各部の温度変化を計算している。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + Q$$

ここで、 T : 温度、 ρ : 密度、 c : 比熱、 k_x , k_y : x 方向及び y 方向の熱伝導率、 Q : 物体の内部発熱量である。

(2) 評価条件

表1にABAQUSコードによる熱伝導解析の解析条件を示す。解析条件は、RPVが破損しデブリがペDESTALへ落下する事故シーケンスに対するMAAPコードの解析結果を参照[※]し、これを包絡する条件を設定している。

※ 参照するMAAP解析結果は、有効性評価上のベースケースを含む以下を考慮

- ・ 起因事象：過渡事象，デブリから水プールへの限界熱流束：
800 kW/m²（圧力依存性あり）（ベースケース）
- ・ 起因事象：LOCA，デブリから水プールへの限界熱流束：
800 kW/m²（圧力依存性あり）
- ・ 起因事象：LOCA，デブリから水プールへの限界熱流束：
800 kW/m²（一定）

(3) 評価結果

図7にペDESTAL温度の評価点の位置を示す。また、図8に横スリット部の温度変化を示す。横スリット部の最高温度は約798℃であり、スリット内で凝固したデブリは再溶融する温度に至らない。

また、図 9 に側壁の温度変化を、図 10 に床スラブ鉄筋コンクリート部の温度変化をそれぞれ示す。ペDESTAL側壁の最高温度は内表面で約 900 °C、床スラブ鉄筋コンクリート部の最高温度は上端部で約 475 °Cとなっている。

表 1 ABAQUSコードによる熱伝導解析条件

項目	条件	備考
デブリ密度 (kg/m ³)		MAAP計算結果 (RPV破損時の値) を包絡する値
デブリ熱伝導率 (W/mK)		
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ熔融潜熱 (J/kg)		
デブリ内部発熱密度 (W/m ³)	(図 2)	MAAP計算結果 (保守的にスクラム後 3 時間からの崩壊熱を使用。希ガス・揮発性FPによる減衰 (30 %) を考慮)
SUS密度 (kg/m ³)	(表 2)	伝熱工学資料改訂第 5 版より
SUS熱伝導率 (W/mK)		
SUS比熱 (J/kgK)		
コンクリート密度 (kg/m ³)	2,345	鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 (2010) より
コンクリート熱伝導率 (W/mK)	(表 3)	Eurocodeより
コンクリート比熱 (J/kgK)		
ジルコニア耐火材密度 (kg/m ³)	(表 4)	試験結果*に基づき設定
ジルコニア耐火材熱伝導率 (W/mK)		
ジルコニア耐火材比熱 (J/kgK)		
スリット内デブリ初期温度 (°C)		MAAP計算結果におけるRPV破損時のデブリ平均温度 <input type="text"/> に対し、保守的に液相線温度を設定
構造材初期温度 (°C)	117	MAAP解析結果におけるRPV破損時点でのペDESTAL構造部の最高温度
ペDESTAL雰囲気温度 (°C)	(図 3)	MAAP計算結果を包絡する温度変化を設定
ドライウェル雰囲気温度 (°C)	(図 4)	
サプレッション・チェンバ雰囲気温度 (°C)	(図 5)	
デブリー-ジルコニア耐火材接触面温度 (°C)	(図 6)	

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

表 2 SUS材物性値

温度 (K)	密度 (kg/m ³)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
300	7,920	16.0	499
400	7,890	16.5	511
600	7,810	19.0	556
800	7,730	22.5	620
1,000	7,640	25.7	644

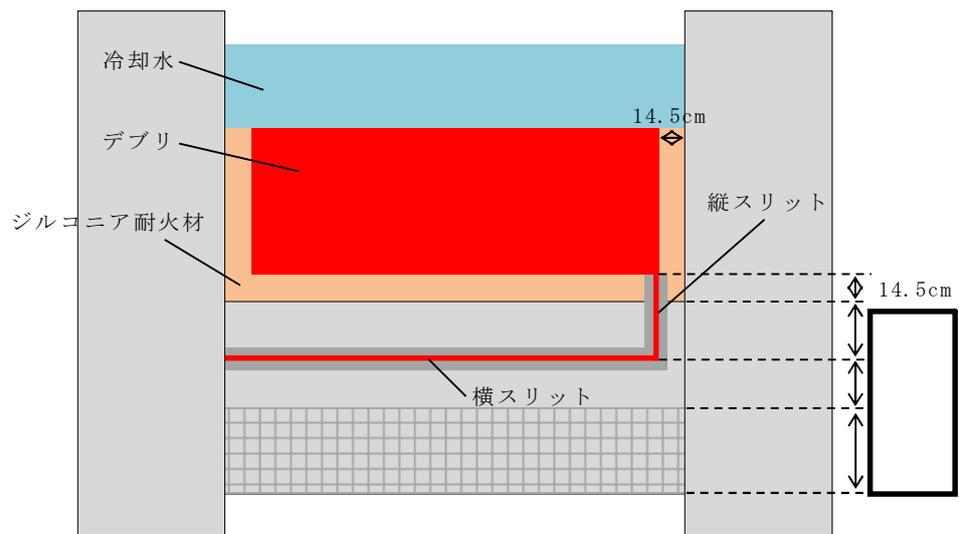
表 3 コンクリート物性値

温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)	温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
20	1.951	901.1	650	0.859	1,111.7
50	1.880	917.3	675	0.833	1,114.4
75	1.822	930.2	700	0.809	1,116.8
100	1.766	942.8	725	0.785	1,118.7
125	1.710	954.9	750	0.764	1,120.3
150	1.656	966.7	775	0.743	1,121.3
175	1.604	977.9	800	0.724	1,122.0
200	1.553	988.8	825	0.706	1,122.2
225	1.503	999.2	850	0.690	1,122.1
250	1.454	1,009.3	875	0.675	1,121.4
275	1.407	1,018.8	900	0.661	1,120.4
300	1.361	1,028.0	925	0.648	1,118.9
325	1.316	1,036.7	950	0.637	1,117.1
350	1.273	1,045.1	975	0.627	1,114.7
375	1.231	1,052.9	1,000	0.619	1,112.0
400	1.191	1,060.4	1,025	0.612	1,108.8
425	1.152	1,067.4	1,050	0.606	1,105.3
450	1.114	1,074.1	1,075	0.602	1,101.2
475	1.077	1,080.2	1,100	0.599	1,096.8
500	1.042	1,086.0	1,125	0.597	1,091.9
525	1.008	1,091.3	1,150	0.596	1,086.7
550	0.976	1,096.3	1,175	0.597	1,080.9
575	0.944	1,100.7	1,200	0.600	1,074.8
600	0.915	1,104.8	1,225	0.600	1,068.2
625	0.886	1,108.4	1,250	0.600	1,061.3

表 4 ジルコニア耐火材の物性値

温度 (°C)	密度 (kg/m ³)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)

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



(a) 全体概要図



(b) スリット部拡大図

図 1 熱伝導解析モデル



図 2 デブリ内部発熱密度条件

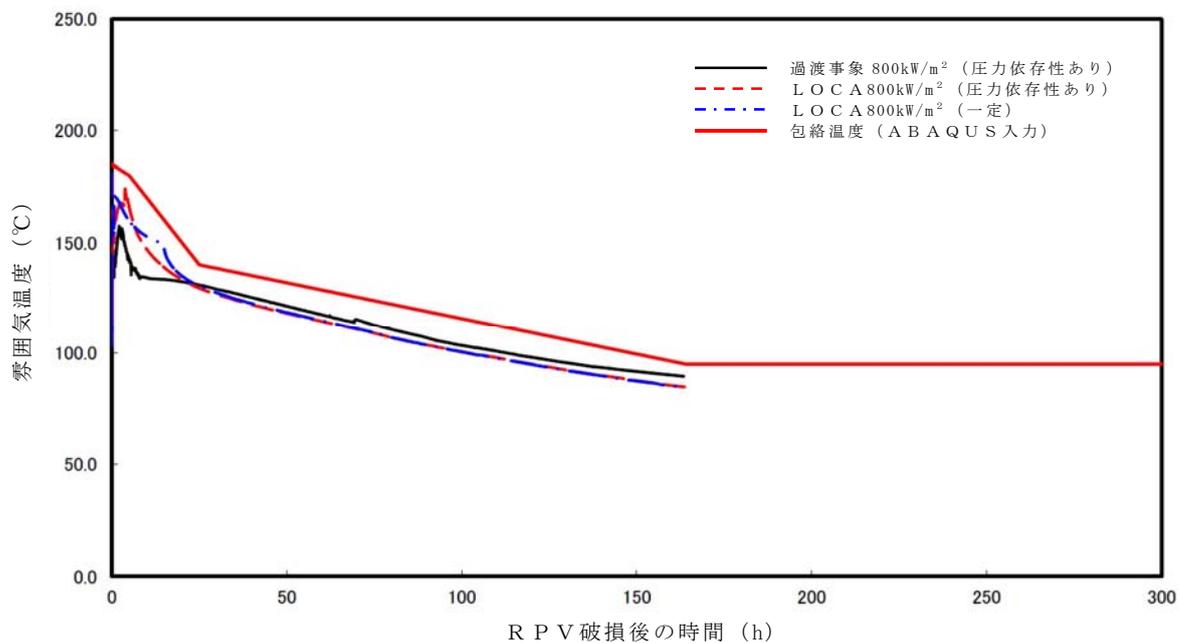


図3 ペデスタル雰囲気温度条件

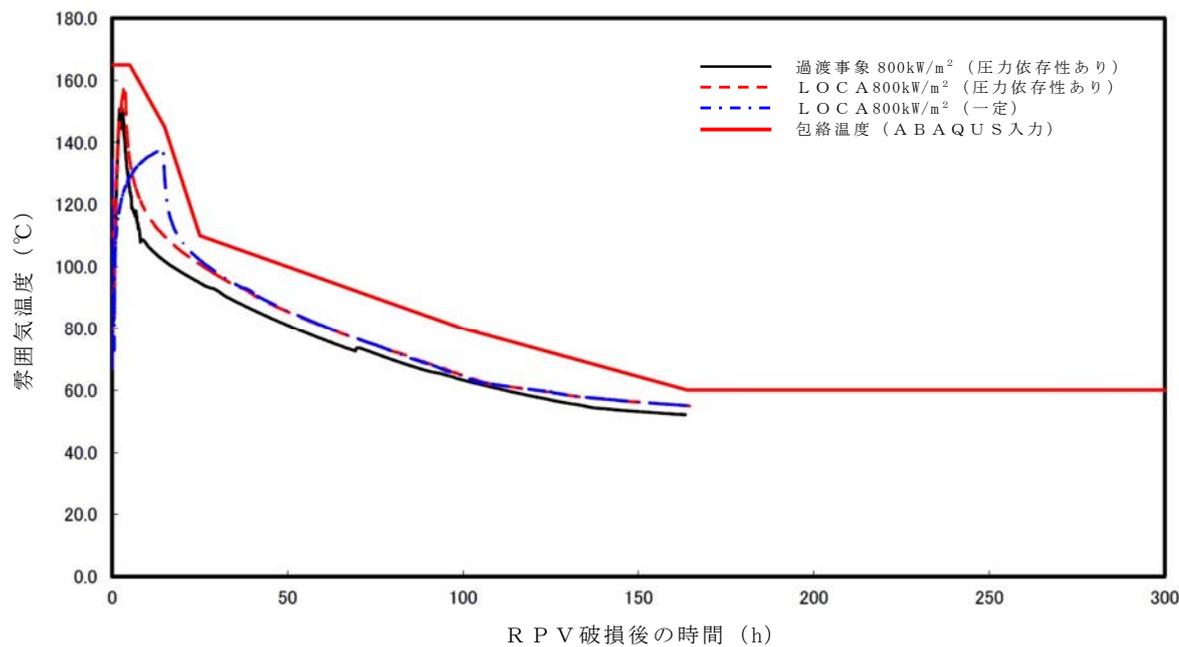


図4 ドライウェル雰囲気温度条件

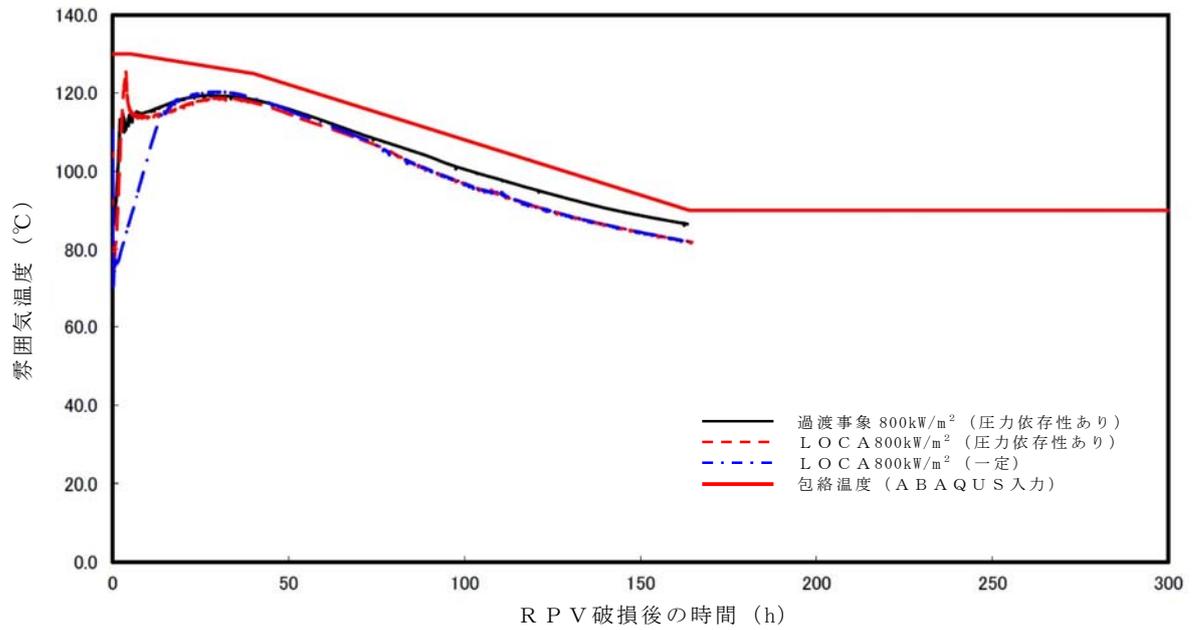


図 5 サプレッション・チェンバ雰囲気温度条件

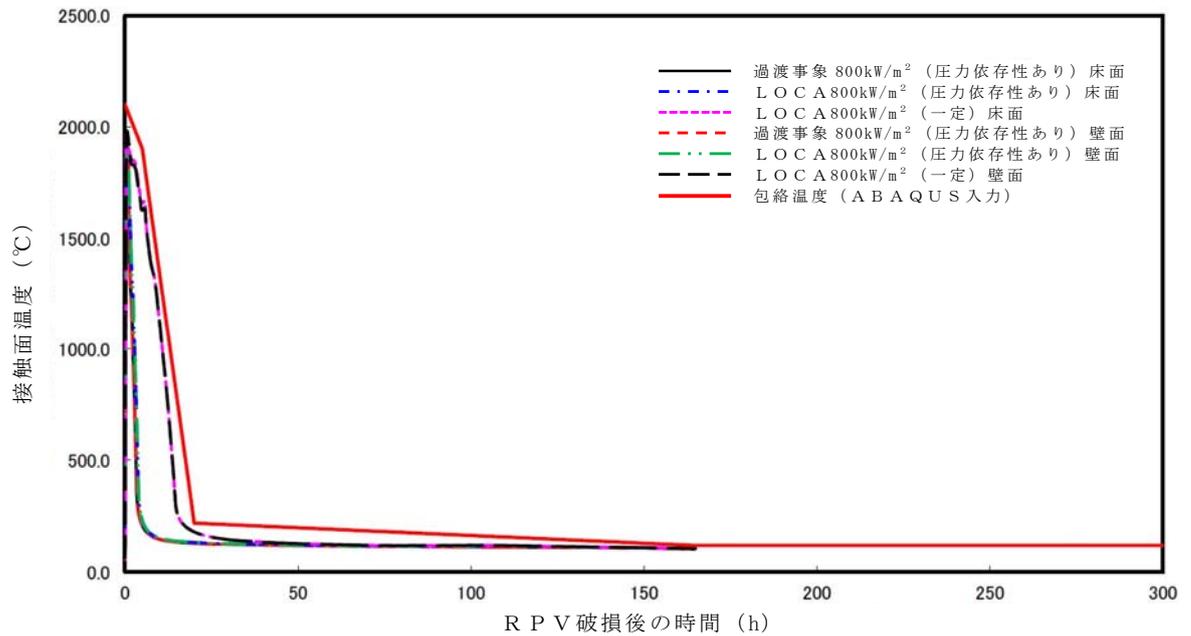


図 6 デブリー・ジルコニア耐火材接触面温度条件

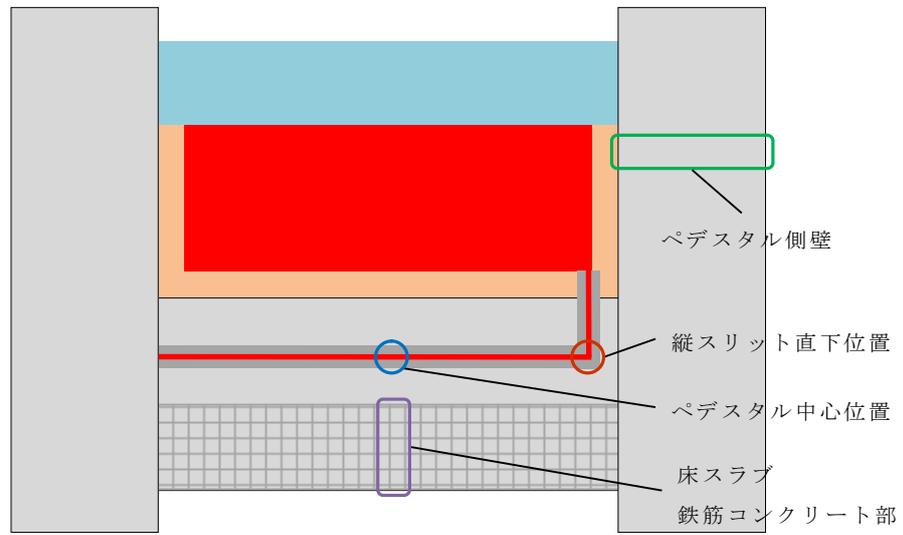


図 7 ペデスタル温度評価位置

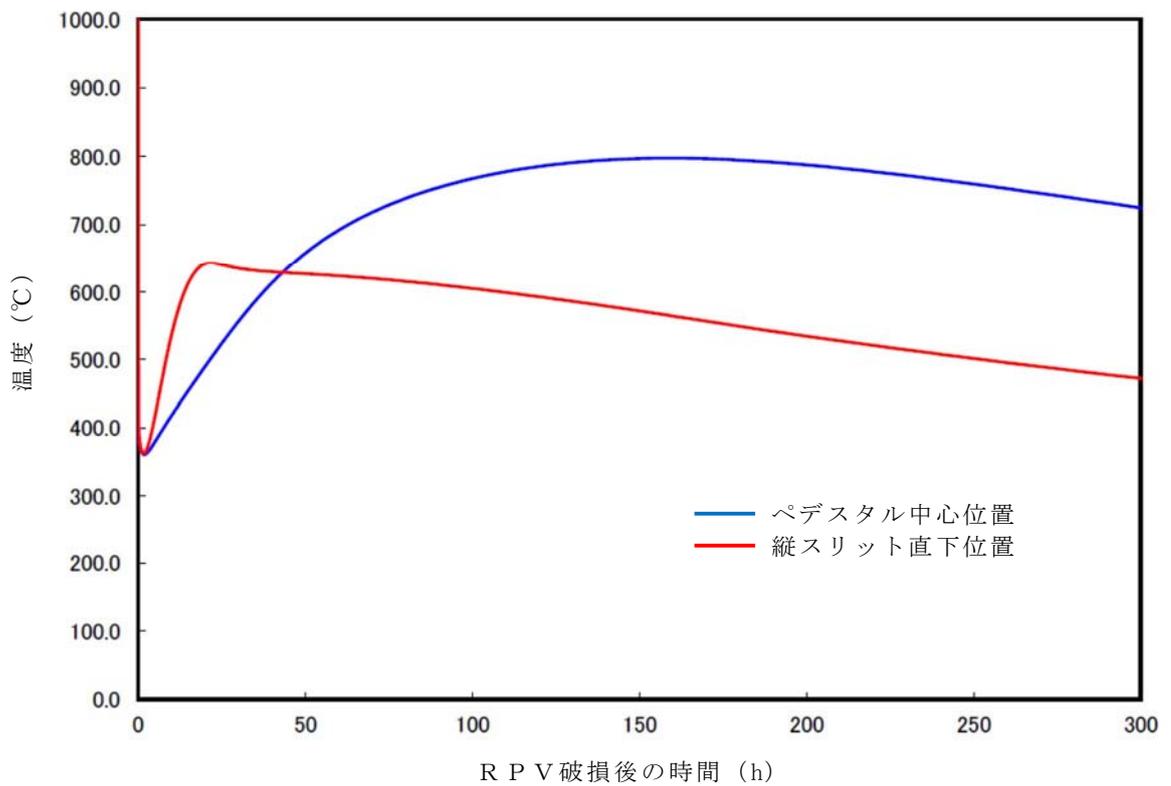


図 8 横スリット部の温度変化

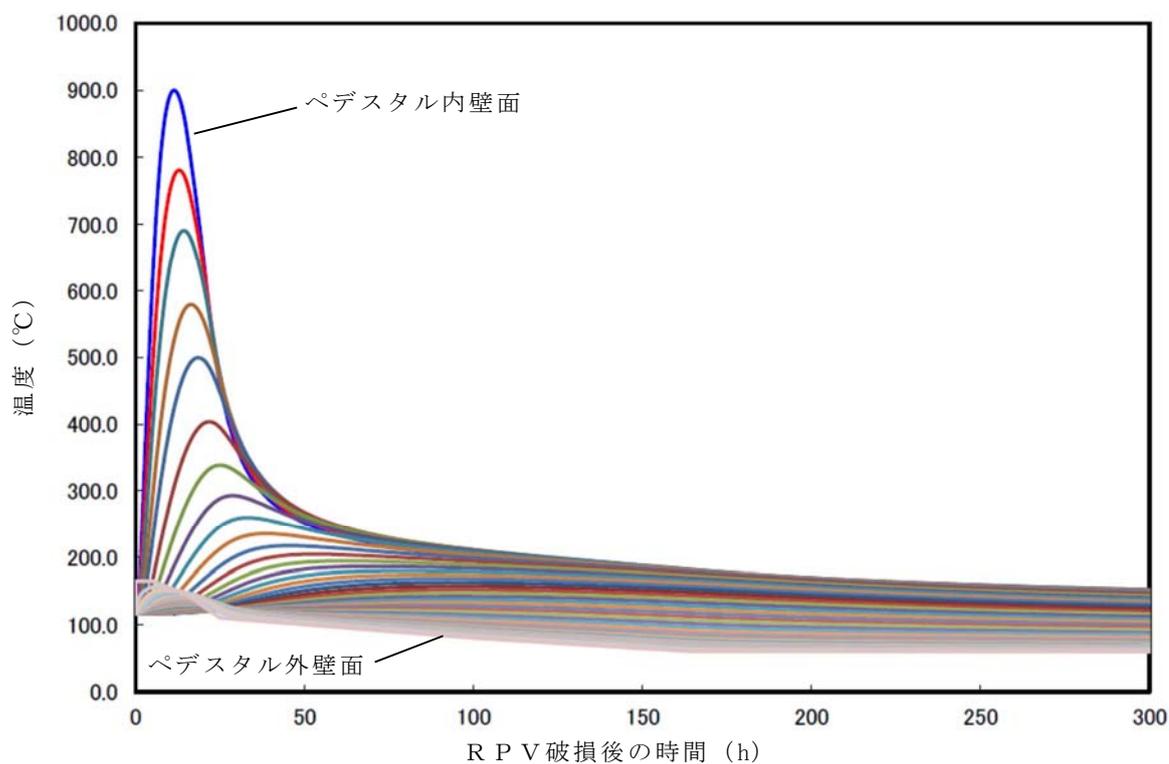


図 9 ペデスタル側壁の温度変化

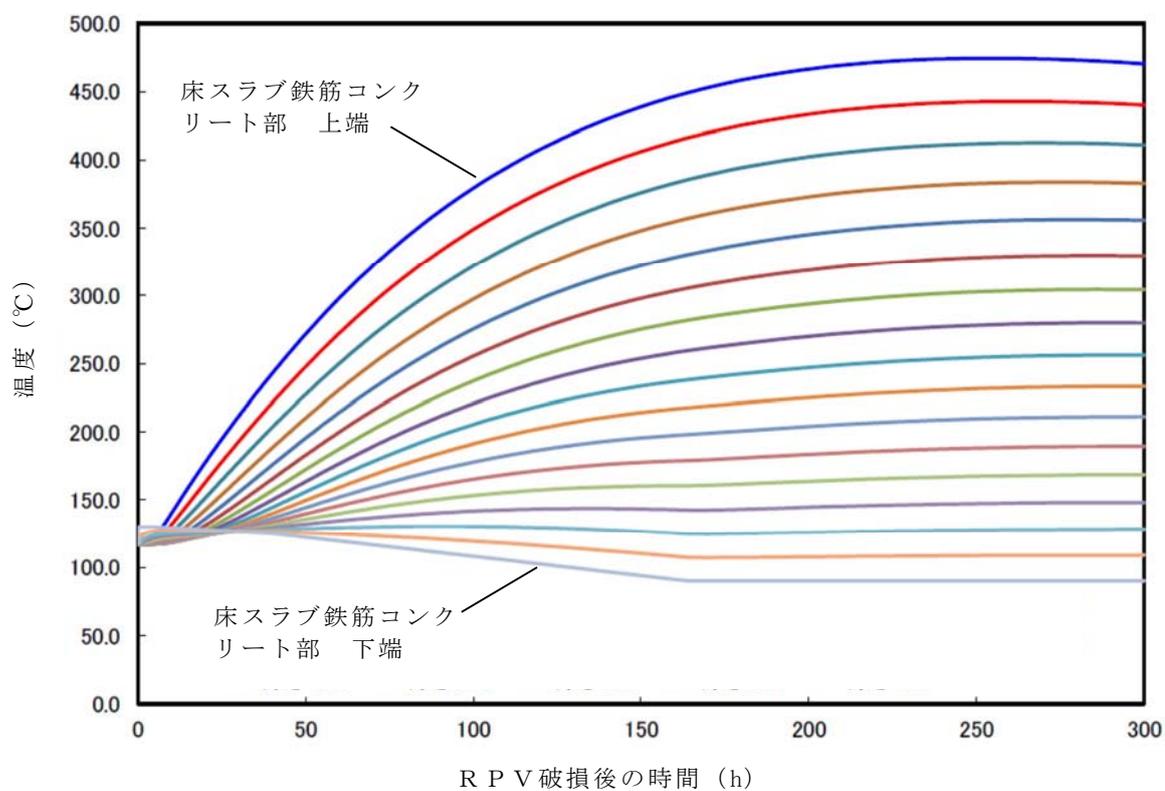


図 10 床スラブ鉄筋コンクリート部の温度変化

R P V 支持に必要な側壁コンクリート厚さ評価

1. 概要

格納容器内のペDESTAL等配置図を図 1 に示す。ペDESTALは、原子炉圧力容器、遮へい壁等を支持する構造物である。R P Vが破損しデブリがペDESTALに落下した場合でも、コンクリートの侵食は生じない評価結果となっているが、ペDESTAL側壁部のコンクリートが侵食する可能性を考慮し、これら構造物を支持するために必要となるペDESTAL側壁部の壁厚（以下「必要壁厚」という。）を算定する。

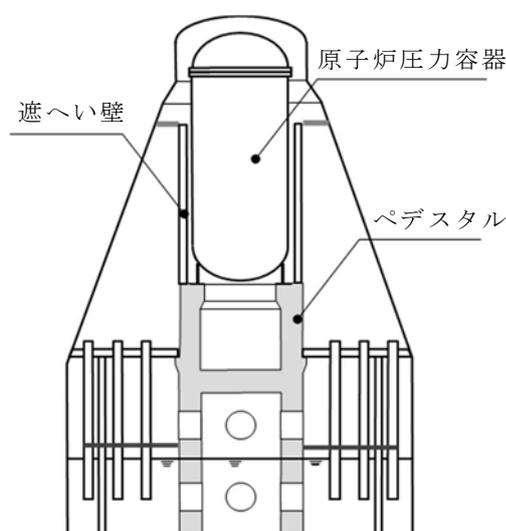


図 1 格納容器内ペDESTAL等配置図

2. ペDESTAL側壁部に生じる荷重算定

2.1 荷重の算定方針

必要壁厚の算定のために必要となるペDESTAL側壁部の荷重は、今回工認におけるペDESTALの構造健全性評価に用いる解析モデルを適用し、ペDESTALにて支持される構造物の重量を考慮した解析により算定する。

2.2 解析方法

解析モデル図を図 2 に、解析条件等の概要について表 1 に示す。解析モデルは、ペDESTAL構造をシェル要素にて 3 次的にモデル化したものを用いる。

ペDESTALは、R P V及び遮へい壁等を支持する構造物であるため、解析における各構造物の重量の模擬については、ペDESTAL上面に等分布荷重として負荷させる。また、M C C Iに至る過程を踏まえれば、R P V内の燃料集合体等はデブリ化

し、ペDESTAL床面上に落下していることになるが、ペDESTAL側壁コンクリートの必要壁厚を保守的に算定するために、RPV内に燃料集合体が残存することを前提に評価した。

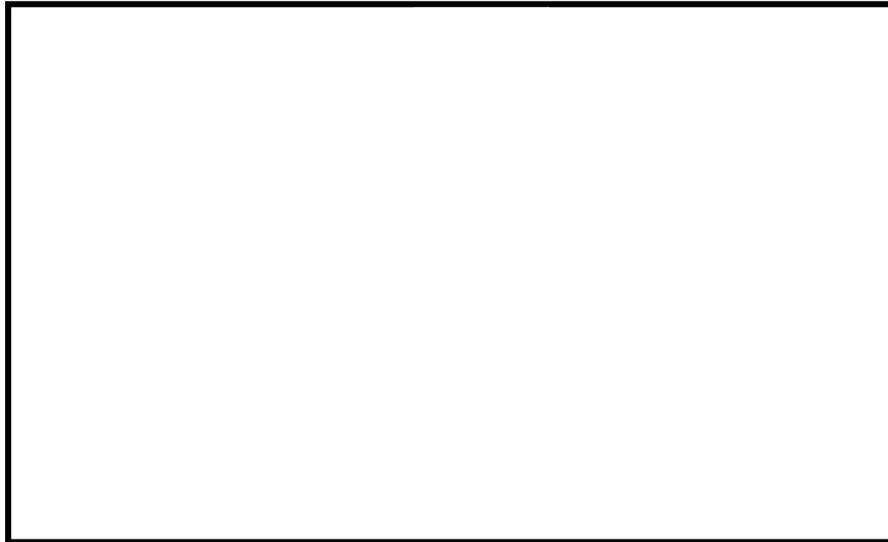


図2 ペDESTAL 3次元FEMモデル図

表1 解析条件等の概要

項目	内容
解析モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 3次元FEMモデル ・ シェル要素
解析コード	<ul style="list-style-type: none"> ・ NASTRAN
重量模擬	<ul style="list-style-type: none"> ・ 原子炉圧力容器 955×10^3 kg (圧力容器内構造物を含む) ・ 遮へい壁 656×10^3 kg
コンクリートの材料物性等	<ul style="list-style-type: none"> ・ 設計基準強度 22 N/mm^2 ・ ヤング係数 $2.2 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ ・ せん断弾性係数 $0.918 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ ・ 単位体積重量 23 kN/m^3

3 必要壁厚の算定

3.1 解析結果

必要壁厚の算定に用いる荷重は、構造物の重量によるペDESTAL鉛直方向に発生する荷重（圧縮軸力）に加えて、側壁コンクリートの壁厚変化に伴う構造不連続形状部に発生する面外せん断力についても考慮する。

構造物の重量を付加させた解析結果として、MCCIによる侵食が想定されるべ

デスタル側壁部における圧縮軸力及び面外せん断力を表 2 に示す。

表 2 ペデスタル側壁部に生じる荷重

部 位	圧縮軸力 (kN/m)	面外せん断力 (kN/m)
MCC I による 侵食想定部位	1,940	178

3.2 コンクリートの応力度

必要壁厚の算定に当たっては、鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（（社）日本建築学会，1999）（以下「RC規準」という。）に規定されているコンクリートの短期許容応力度を用いた。表 3 に必要壁厚算定に用いた許容応力度を示す。

表 3 必要壁厚算定に用いた許容応力度（短期）

圧縮 (N/mm ²)	せん断 (N/mm ²)
14.6	1.06

※ RC規準許容応力度（短期）

・圧縮： $2/3 F_c$

・せん断： $1/30 F_c$ かつ $(0.49 + 1/100 \times F_c)$ 以下の 1.5 倍

3.3 必要壁厚の算定結果

側壁コンクリートに生じる荷重，短期許容応力度から必要壁厚を圧縮軸力及び面外せん断力に対して算定した。

(1) 圧縮軸力による評価

側壁コンクリートに生じる圧縮軸力と短期許容応力度が等しくなるときの壁厚を必要壁厚として算定する。必要壁厚は下式のとおり算定され，圧縮軸力による評価においては，必要壁厚は 133 mm となる。

$$1.940 \times 10^3 \text{ (N/mm)} \div 14.6 \text{ (N/mm}^2\text{)} = 133 \text{ mm}$$

(2) 面外せん断力による評価

面外せん断力を用いた必要壁厚の算定については，RC規準の断面算定に用いる評価式を適用する。

$$Q = b \cdot j \cdot f_s$$

ここで、

Q : 発生荷重 (N)

b : 部材の有効幅 (mm)

j : 柱の中心間距離 (mm)

$$j = d \times 7/8$$

d : 有効せい (必要壁厚) (mm)

f_s : 短期許容応力度 (N/mm²)

必要壁厚は、解析により生じる面外せん断力、短期許容応力から下式のとおり算定され、面外せん断力による評価としての必要壁厚は 192 mm となる。

$$d = 8/7 \times (Q \div b) \div f_s$$

$$= 8/7 \times 178(N/mm) \div 1.06(N/mm^2) = 192 \text{ mm}$$

4. まとめ

圧縮軸力による評価及び面外せん断力による評価から算定した必要壁厚を表 4 に整理する。熱影響を考慮しない場合の健全な側壁コンクリート厚さ に対し、必要壁厚は、圧縮軸力に対しては 133 mm、面外せん断力に対しては 192 mm となる。

表 4 必要壁厚の算定結果

	圧縮軸力による評価	面外せん断力による評価
必要壁厚	133 mm	192 mm

デブリ保持に必要な床スラブ厚さ評価

床スラブに係る荷重を評価し、コンクリートのせん断耐力から必要床スラブ厚さを算定する。なお、本評価におけるコンクリートのせん断耐力は、終局強度に対して保守的な短期許容応力度を用いる。

1. 床スラブ荷重

床スラブ荷重として、床スラブ自重及びデブリ等の床スラブ積載荷重を評価する。

(1) 床スラブ自重

床スラブ自重は、

- ・床スラブのコンクリート体積：約 53.85 m³
- ・鉄筋コンクリートの単位体積重量：24 kN/m³

より、床スラブ自重による荷重は約 1.30×10^3 kN となる。

(2) 床スラブ積載荷重

床スラブ積載荷重は、デブリ、冷却水、コリウムシールド及びペDESTAL内構造物等の総重量を保守的に切り上げた値として 500 ton を使用し、約 4.90×10^3 kN となる。

以上から、床スラブ荷重として約 6.20×10^3 kN を用いる。

2. せん断応力による必要床スラブ厚さ

床スラブ端部の必要厚さは次のとおり算定される（図 1）。

必要せん断面積 = 床スラブ荷重 / 短期許容せん断応力度

必要床スラブ厚さ = 必要せん断面積 / 床スラブ円周長

RC 規準に規定されている短期許容せん断応力度に基づき 1.06 N/mm^2 を使用すると、熱影響を考慮しない場合の健全な床スラブ厚さ に対し、必要厚さは と算定される。

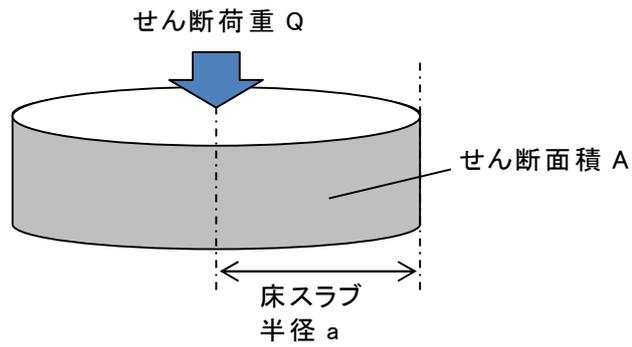


図1 床スラブのせん断荷重

表 6.1 コンクリートの許容応力度 (N/mm²)

	長 期			短 期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
普通コンクリート			$\frac{1}{30} F_c$ かつ $(0.49 + \frac{1}{100} F_c)$ 以下			
軽量コンクリート 1種および2種	$\frac{1}{3} F_c$	—	普通コンクリートに対する値の 0.9倍	長期に対する 値の2倍	—	長期に対する 値の1.5倍

[注] F_c は、コンクリートの設計基準強度 (N/mm²) を表す。

F_c : コンクリートの設計基準強度 約 22.1 (N/mm²)

図2 コンクリートの許容応力度

デブリ保持に必要な床スラブ鉄筋量評価

床スラブに係る荷重を評価し、鉄筋の終局曲げ強度から曲げ応力に対する必要鉄筋量を算定する。

1. 床スラブ荷重

床スラブ荷重は添付 10-3 と同様に約 6.20×10^3 kN を用いる。

分布荷重は床スラブ荷重を床面積で除した値であり となる。

2. 曲げ応力による必要鉄筋量

「機械工学便覧 基礎編 a3 材料力学」(図 1) に基づき、等分布荷重を受ける周辺単純支持の円板に作用するモーメント M を算定する。

$$M = (3 + \nu) \cdot p \cdot a^2 / 16 = \text{$$

ここで、

ν : ポアソン比 0.2

p : 分布荷重

a : 床スラブ半径

算定したモーメント及び建築物の構造関係技術規準解説書(国土交通省ほか, 2015) に示される終局曲げ強度算定式より、床スラブ本体部の幅 1 m 当たりの必要鉄筋量を算定する。

$$\text{必要鉄筋量} = M / (\sigma_y \cdot d) = \text{$$

ここで、

σ_y : 鉄筋の降伏強度 (345 N/mm^2) の 1.1 倍^{※1} = 379.5 N/mm^2

d : 床スラブの有効せい^{※2} =

※1 建築物の構造関係技術規準解説書では、終局強度算定に当たり J I S 規格品の鉄筋の基準強度を 1.1 倍以下の数値とすることができるとされている。

※2 圧縮縁から引張側鉄筋の重心までの距離(図 2)

表 5・1 円板のたわみと曲げ応力 (その1)
(图中○印は最大応力を示す、応力式の複号は、上が上面、下が下面を表す、ln は自然対数、*印はポアソン比 $\nu=0.3$ のときの値を表す)

No.	荷重状態とたわみ形および下表面の応力分布	たわみ w , w_{max} および応力 σ , σ_{max}
1	円板, 周辺単純支持, 等分布荷重 	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right) \left(\frac{5+\nu}{1+\nu} - \frac{r^2}{a^2}\right)$ $w_{max} = (w)_{r=0} = \frac{(5+\nu)pa^4}{64(1+\nu)D} = 0.696 \frac{pa^4}{Eh^3} *$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} (3+\nu) \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right)$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (3+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ <div style="border: 1px solid red; padding: 2px; display: inline-block;"> $\sigma_{max} = (\sigma_r)_{r=0} = (\sigma_\theta)_{r=0} = \mp \frac{3(3+\nu)pa^2}{8h^2} = \mp 1.24 \frac{pa^2}{h^2} *$ </div>
2	円板, 周辺固定, 等分布荷重 	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right)^2$ $w_{max} = (w)_{r=0} = \frac{pa^4}{64D} = 0.171 \frac{pa^4}{Eh^3} *$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (3+\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_{max} = (\sigma_r)_{r=a} = \pm \frac{3pa^2}{4h^2} = \pm 0.750 \frac{pa^2}{h^2}$ <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-top: 10px;"> $M_{max} = \sigma_{max} \cdot Z$ 断面係数 $Z = h^2/6$ のため, $M_{max} = \left\{ 3(3+\nu)p \cdot a^2 / 8h^2 \right\} \times \left\{ h^2/6 \right\}$ $= (3+\nu)p \cdot a^2 / 16$ </div>

高温による影響を考慮した場合でも、床スラブの周辺固定が完全に失われることはないが、保守的に周辺単純支持条件での評価を実施

図 1 等分布荷重を受ける円板の応力計算式

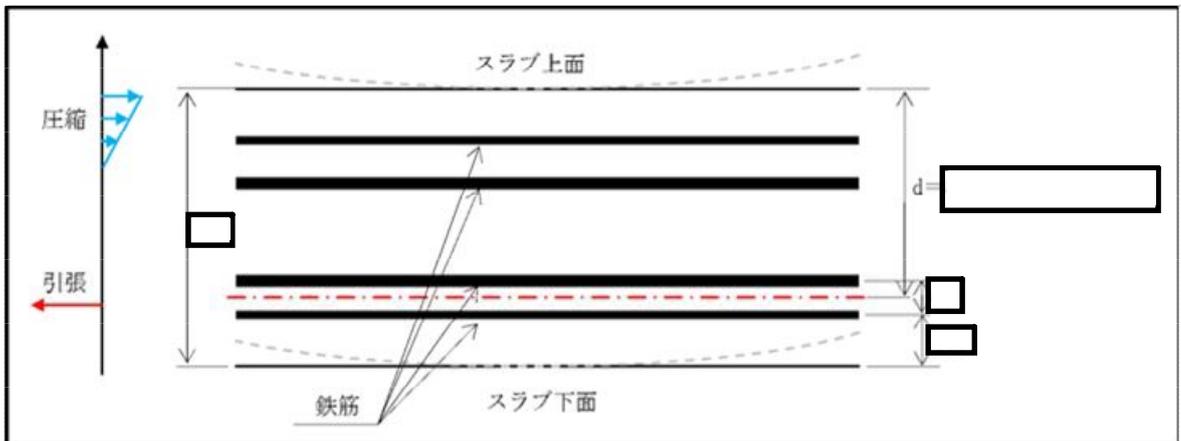


図 2 床スラブの有効せい

熱影響を考慮した側壁コンクリートの構造評価

1. 側壁コンクリートの圧縮軸力に対する評価

(1) 評価方法

- ・ R P V等の重量は，側壁コンクリートに圧縮軸力として作用することから，コンクリートを対象に評価し，鉄筋については考慮しない。
- ・ A B A Q U Sコードによる熱伝導解析結果における側壁での径方向各厚さの温度（図 1）に対して，図 2 に示すとおり包絡温度を設定する。
- ・各厚さ部分の包絡温度に対して，図 3 に示す構造材料の耐火性ガイドブック（（社）日本建築学会，2017）（以下「耐火性ガイドブック」という。）に示される加熱冷却後の圧縮強度残存比を参照し，コンクリート侵食後の残存壁厚に対し健全なコンクリートとしてみなせる等価壁厚を算定する。
- ・上記手順により算定した等価壁厚と添付 10-2 に示す R P Vを支持するために必要な壁厚である 133 mm とを比較し，等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価壁厚は約 1,229 mm となり，R P V支持に必要な壁厚 133 mm を上回ることから，側壁コンクリートの圧縮軸力に対して R P V支持機能は維持される。

2. 側壁基部コンクリートの面外せん断に対する評価

(1) 評価方法

- ・図 4 に示すコンクリート面外せん断の短期許容応力度に，1. の圧縮軸力に対する評価にておいて設定した側壁部各厚さにおける包絡温度（図 2）を考慮した圧縮強度残存比（図 3）を乗じて，高温影響を考慮したコンクリート強度を求める。
- ・R C規準の断面算定評価式に基づいて，面外せん断に対する等価壁厚を算定する。

$$Q = b \cdot j \cdot f_s$$

ここで，

Q：発生荷重（N）

b：部材の有効幅（mm）

j：柱の中心間距離（mm）

$$j = d \times 7/8$$

d：有効せい（必要壁厚）（mm）

f_s：短期許容応力度（N/mm²）

- ・上記手順により算定した等価壁厚と添付 10-2 に示す R P Vを支持するために必要な壁厚である 192 mm とを比較し，等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価壁厚は約 1,276 mm となり，R P V 支持に必要な壁厚 192 mm を上回ることから，側壁基部コンクリートの面外せん断に対してR P V 支持機能は維持される。

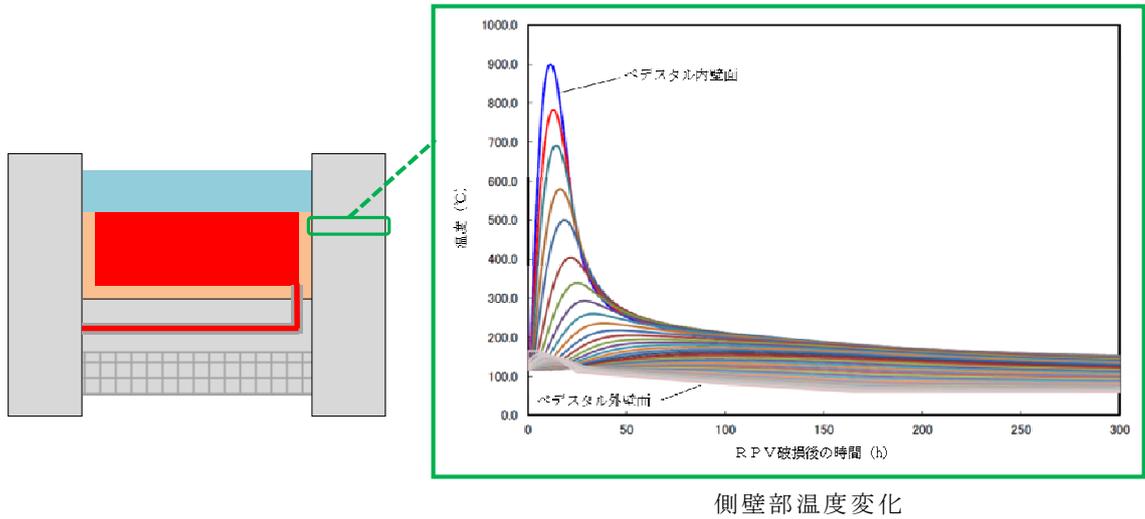


図 1 側壁部の熱伝導解析結果

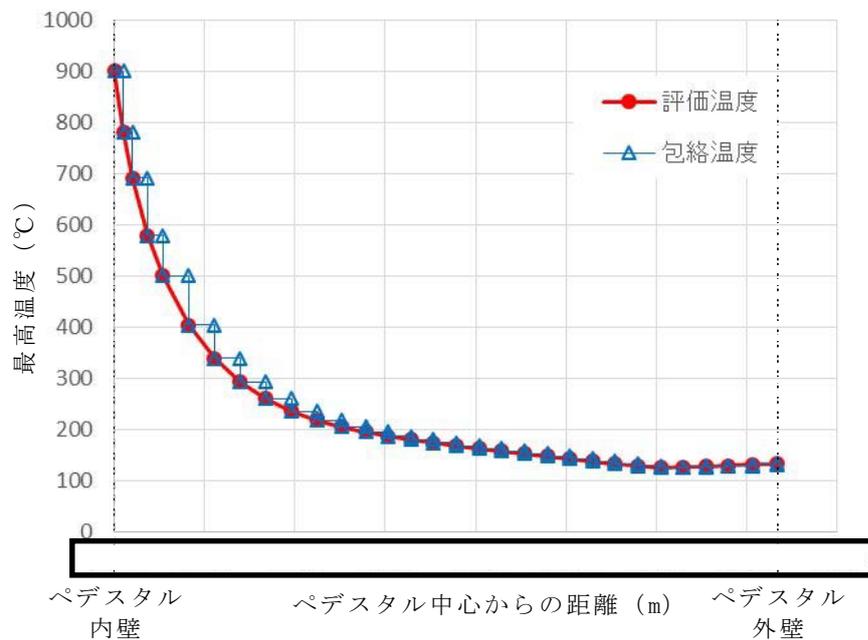


図 2 ペデスタル側壁における包絡温度の設定

表 2.4.1.4 圧縮強度残存比の提案値

加熱温度 T, T_r (°C)	高温時		加熱冷却後	
	Eurocode ⁶⁹ (normal weight concrete)	提案値 $\kappa_c(T)$	Eurocode ⁶⁹ (normal weight concrete)	提案値 $\kappa_{cr}(T_r)$
20	1.00 [1.00]*	1.00	1.00	1.00
100	1.00 [0.95]*	$0.09 \times W/B + 0.74$	0.95	0.97
200	0.95 [0.90]*	$0.27 \times W/B + 0.78$	0.86	0.93
300	0.85 [0.85]*	$0.21 \times W/B + 0.80$	0.77	0.77
400	0.75 [0.75]*	$0.32 \times W/B + 0.64$	0.68	0.61
500	0.60 [0.60]*	$0.31 \times W/B + 0.48$	0.54	0.45
600	0.45 [0.45]*	$0.41 \times W/B + 0.24$	0.41	0.35
700	0.30 [0.30]*	$0.40 \times W/B + 0.14$	0.27	0.25
800	0.15 [0.15]*	0.15	0.14	0.15

*: 表中の[]は、本ガイドブック 2009 年版の記載値である。
2005 年の Eurocode⁶⁹ 修正に伴い、修正した。

図 3 コンクリートの圧縮強度残存比

	長 期			短 期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
普通コン クリート			$\frac{1}{30} F_c$ かつ $(0.49 + \frac{1}{100} F_c)$ 以下			
軽量コン クリート 1種およ び2種	$\frac{1}{3} F_c$	—	普通コンクリートに対する値の 0.9倍	長期に対す る値の2倍	—	長期に対す る値の1.5倍

[注] F_c は、コンクリートの設計基準強度 (N/mm²) を表す。

図 4 コンクリートの許容応力度

熱影響を考慮した床スラブのコンクリート及び鉄筋の構造評価

1. 床スラブコンクリートの面外せん断に対する評価

(1) 評価方法

- ・デブリ等の重量によるせん断応力は床スラブにせん断荷重として掛かることから、コンクリートを対象にせん断応力を評価し、鉄筋については考慮しない。また、必要なコンクリート厚さを小さく評価する観点で保守的に、床スラブのコンクリート部厚さ（)を考慮せず、鉄筋コンクリート部厚さ（)を対象に評価する。
- ・ABAQUSコードによる熱伝導解析結果における床スラブ鉄筋コンクリート部の縦方向各厚さの温度（図1）に対して、図2に示すとおり包絡温度を設定する。
- ・各厚さ部分の包絡温度に対して、耐火性ガイドブックに示される加熱冷却後の圧縮強度残存比を参照し、健全なコンクリートとしてみなせる等価板厚を算定する。
- ・上記手順により算定した等価板厚と添付10-3に示すデブリ保持に必要な板厚である)とを比較し、等価板厚が必要板厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価板厚は約618 mmとなり、デブリ保持に必要な板厚である)を上回るため、床スラブコンクリートの面外せん断に対してデブリ保持機能は維持される。

2. 床スラブ鉄筋の曲げ応力に対する評価

(1) 評価方法

以下に熱影響を考慮した床スラブ鉄筋の構造評価の方法を示す。

- ・デブリ等の重量による曲げ応力は床スラブの鉄筋コンクリート部に引張荷重として掛かることから、図3に示す鉄筋を対象に曲げ応力を評価し、コンクリートについては考慮しない。
- ・ABAQUSコードによる熱伝導解析結果より、下端筋位置では最高220℃程度まで温度上昇するため、図4に示す耐火性ガイドブックの高温時の鉄筋強度を参考に、強度低下割合として4割を設定する。
- ・実機の床スラブ本体部の幅1m当たりの鉄筋量)に対し、上記の鉄筋強度劣化度合いを考慮し、健全な状態とみなせる鉄筋量を評価する。
- ・上記手順により算定した強度低下を考慮した鉄筋量と添付10-3に示すデブリ等の重量保持に必要な鉄筋量である幅1m当たり)とを比較し、健全な状態とみなせる鉄筋量が必要鉄筋量を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

強度低下を考慮した鉄筋量は [] となる。デブリ等の重量保持に必要な鉄筋量は幅 1 m 当たり [] であり，必要な鉄筋量を上回ることから，曲げ応力に対してデブリ保持機能は確保される。

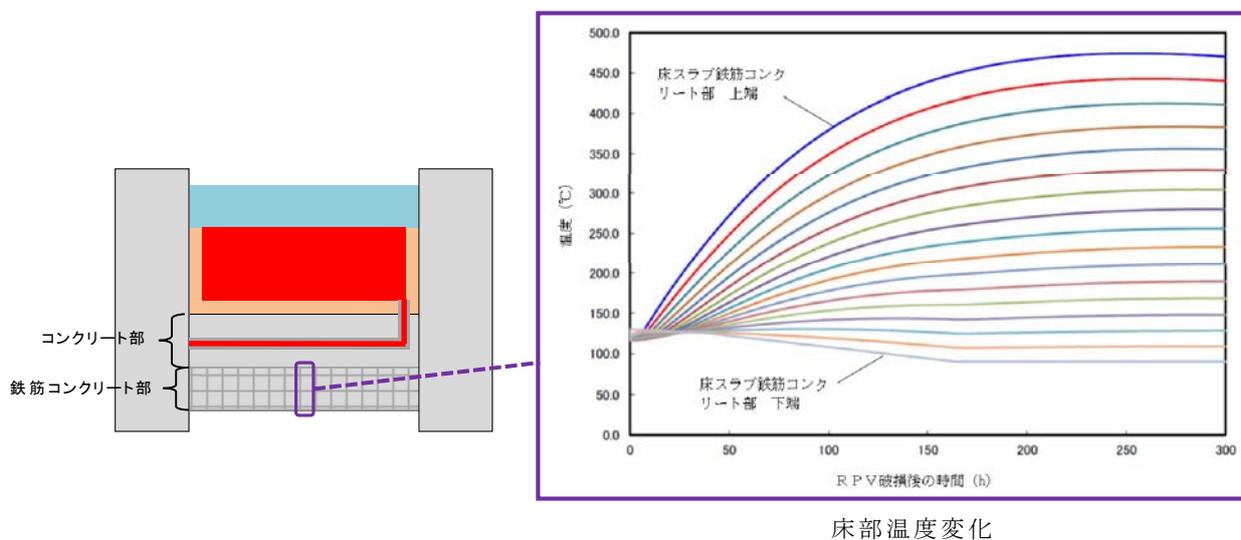


図 1 ペデスタル温度評価結果

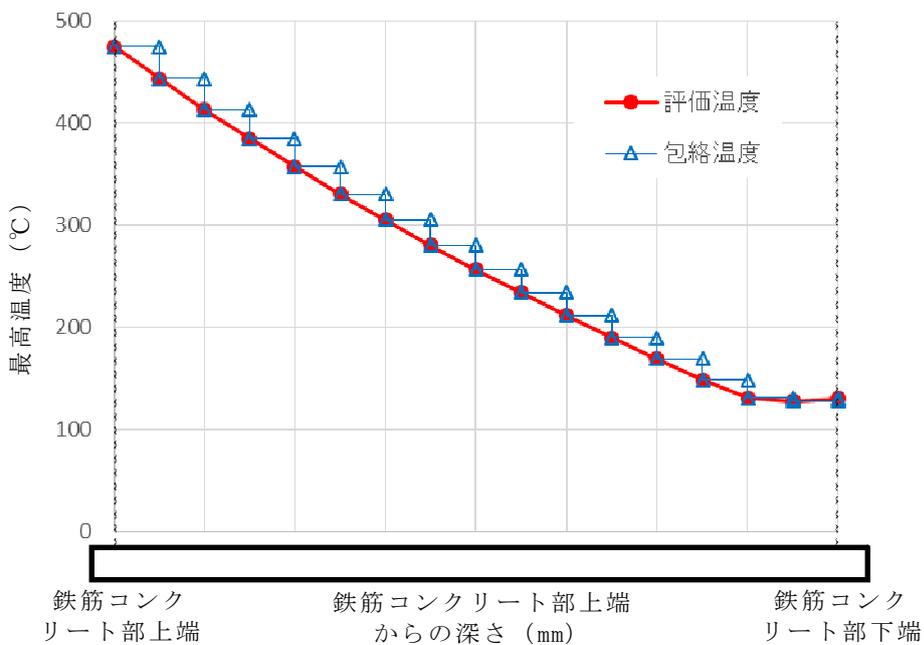


図 2 床スラブ鉄筋コンクリート部における包絡温度の設定

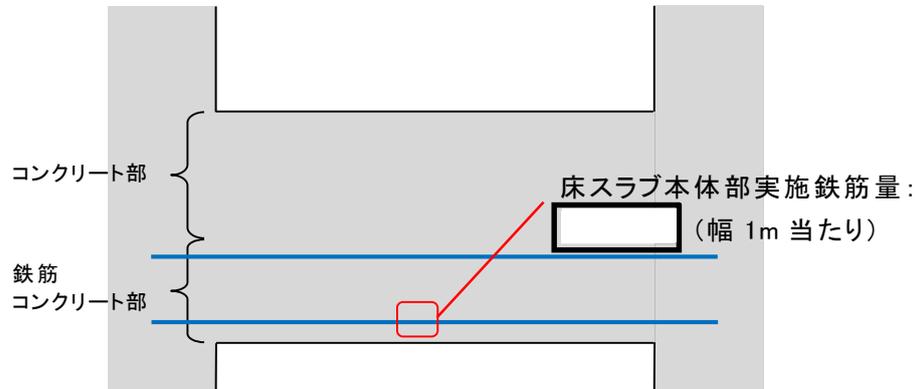


図 3 床スラブの鉄筋コンクリート範囲

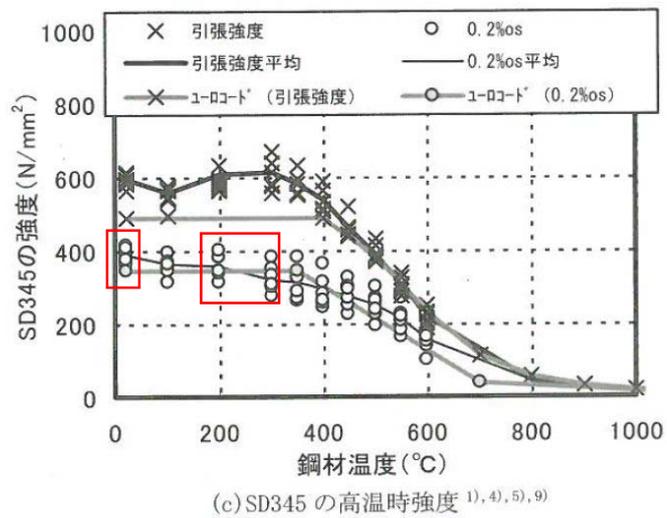


図 4 鉄筋強度の低下割合

鉄筋コンクリート内に発生する熱応力の取扱いについて

1. はじめに

東海第二発電所の溶融炉心・コンクリート相互作用及び溶融燃料－冷却材相互作用を考慮した対策を踏まえ、R P V破損時にペDESTALへ落下したデブリからの熱影響による鉄筋コンクリートの材料強度低下を考慮した構造健全性評価を行い、ペDESTALに要求されるR P V支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認している。

一方、本事象に対する構造健全性評価では終局状態における機能維持確認の観点より、デブリからの伝熱によって鉄筋コンクリートに発生する熱応力は考慮しないこととしており、この取扱いの考え方について説明する。

2. 発生する熱応力（自己拘束的な応力）の解放について

図 1 に鉄筋コンクリート構造物に発生する熱応力の解放原理について示す。R P Vの破損後にデブリが落下・堆積し、その非常に高温な熱により、ペDESTAL内側が高温状態となり膨張するが、周囲の拘束によって膨張は抑えられるため、ペDESTAL内側には圧縮力が生ずる。一方、ペDESTAL外側は、内側よりも温度が低いいため熱膨張に対する反作用として引張力が生ずる。次に、躯体の温度上昇に伴って熱膨張が進むと高温側（内側）には圧縮力が加算され、低温側（外側）には引張力が加算される。このように、定常状態からの温度上昇により、躯体内で熱応力（自己拘束的な応力）が発生する。更に温度が上昇し、熱応力がコンクリートの許容引張力を上回るとコンクリートにひび割れが発生する。熱応力は自己拘束的な応力であるため、ひび割れを生ずると、その部位の熱応力は解放される。終局状態は、ひび割れが複数発生した状態となり、熱応力のほとんどが解放されると考えられる。

3. C C V規格における熱応力の取扱いについて

ペDESTALと同様の円筒形状構築物の設計規格である発電用原子力設備規格コンクリート製原子炉格納容器規格（（社）日本機械学会，2003）（以下「C C V規格」という。）では、各荷重状態における熱応力の取扱いについて示されており、終局状態に相当する荷重状態Ⅳでは熱応力は無視してよいこととされている。また、荷重状態Ⅰ～Ⅲでは、コンクリート部材の剛性、ひび割れ等を考慮して適切に評価することにより算定することとされている。図 2 にC C V規格における熱力応力の扱いに関する記載を示す。

なお、C C V規格では熱応力を算定する際の手法も示されており、荷重状態Ⅰ、Ⅱでは弾性剛性を $1/2$ に、荷重状態Ⅲでは $1/3$ に一律に低減して算定する方法（一律

低減法) が示されている。これはひび割れ等による部材剛性の低下により、鉄筋コンクリート部材の熱応力が低減するという性質を考慮したものであり、熱応力実験結果に基づいている。また、外力や熱応力に対する部材の塑性剛性(ひび割れ後のコンクリートの剛性等)を考慮した部材断面の釣合いを評価して応力を算定する方法(ひび割れ断面法)も示されている。

4. ペデスタルにおける熱的影響を考慮した解析的検討(参考)

前述のとおり、終局状態において躯体に生じる熱応力は解放されるが、ここでは、熱的影響による躯体材料の強度劣化を考慮した上で、外力や熱応力に対する部材の塑性剛性を考慮した部材断面の釣合いを算定し、応力と変形について評価することで、終局限界に対する健全性を検討する。

(1) 評価方法

図3に原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説((社)日本建築学会, 2005)(以下「RC-N規準」という。)に記載されているひび割れ断面法による設計フローを、図4に評価対象部位を示す。本検討では、図3に示す評価フローに準じて、デブリからの伝熱による熱応力として曲げモーメントが発生する上部側壁を対象に評価する。

温度荷重に対しては、NASTRANコードを用いて弾性剛性での温度応力解析にて曲げモーメントを評価し、断面の曲率について曲げ剛性(EI)を用いて求める。なお、NASTRANコードに入力した温度条件はコリウムシールド(15 cm)設置を仮定したMAAP解析に基づき設定する。温度以外の荷重(固定荷重積載荷重)についても同様にNASTRANコードにより応力を評価する。次に両者で得られた曲率を加算し、温度を含む応力組合せ時の断面の釣合い状態を評価(中立軸位置の算定)し応力度を算定する。なお、このときに断面に作用する軸力は積載されるRPV自重を含む通常運転時の軸力とし、曲げモーメントが終局状態に達するまで漸次増加させていく。また、仮定する断面の釣合い計算においては、最も温度勾配が高い時点での断面内の温度分布に対応した材料強度低減を考慮し復元力特性(M- ϕ 関係)を算定する。

(2) 評価結果

図4にペデスタル上部側壁の曲げモーメントが最大になる断面におけるM- ϕ 関係図を示す。発生する熱応力に対する曲率は終局限界に対して十分に小さく、ペデスタルが十分な塑性変形能力を有していることを確認した。したがって、ペデスタル機能維持確認の観点では、デブリからの熱影響により発生する熱応力は考慮しなくとも支障はないことを確認した。

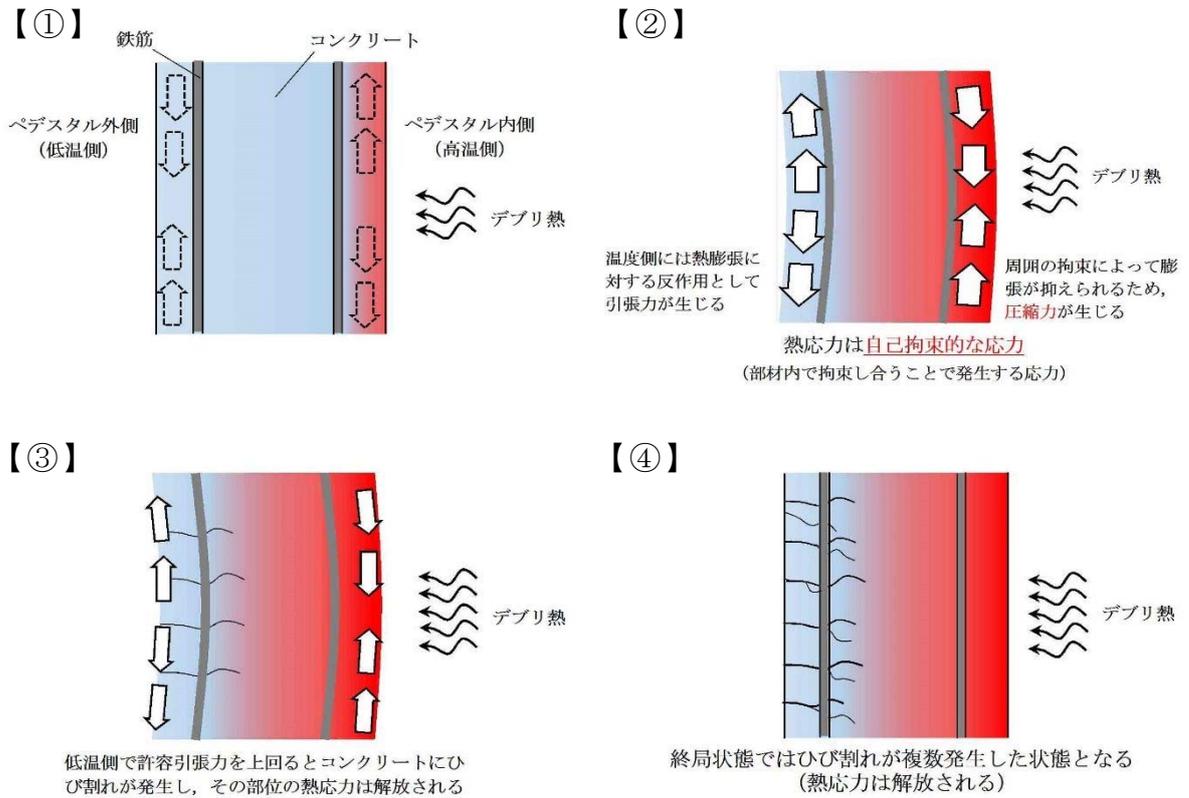


図 1 熱応力が解放する原理

CVE-3330 熱応力の扱い

温度荷重により発生する応力である熱応力の扱いは、次の(1)および(2)によるものとする。

(1) 荷重状態Ⅰ、荷重状態Ⅱおよび荷重状態Ⅲにおける熱応力は、コンクリート部材の剛性を、ひびわれ等を考慮して適切に評価することにより算定することとする。

(2) 荷重状態Ⅳにおける熱応力は無視してよいこととする。

(解説 CVE-3330) 熱応力の扱い

温度荷重により発生する熱応力は、自己拘束的な応力であって、コンクリート部材の剛性に左右される性質を持っているので、コンクリート部材の剛性を適切に評価することによって熱応力を算定する。

また、自己拘束的な応力は、十分な塑性変形能力がある場合、理論的にも実験的にも終局耐力に影響しないことから、部材の終局状態に相当する荷重状態Ⅳにおける評価では、熱応力を無視してよいこととした。

熱応力の算定にあたっては、コンクリート断面の厚さ方向に曲線状となっている温度分布を等価な応力を与える直線分布に換算することができる。

図 2 C C V 規格における熱応力の扱いに関する記載

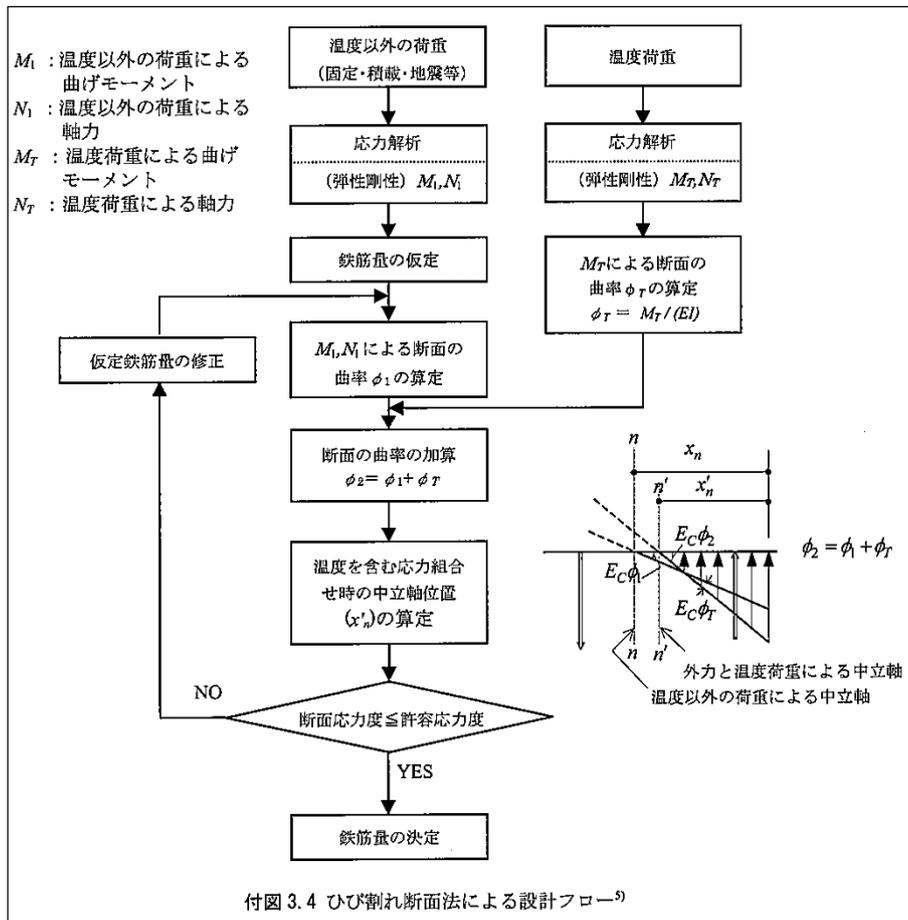


図 3 ひび割れ断面法による設計フロー (RC-N 規準)

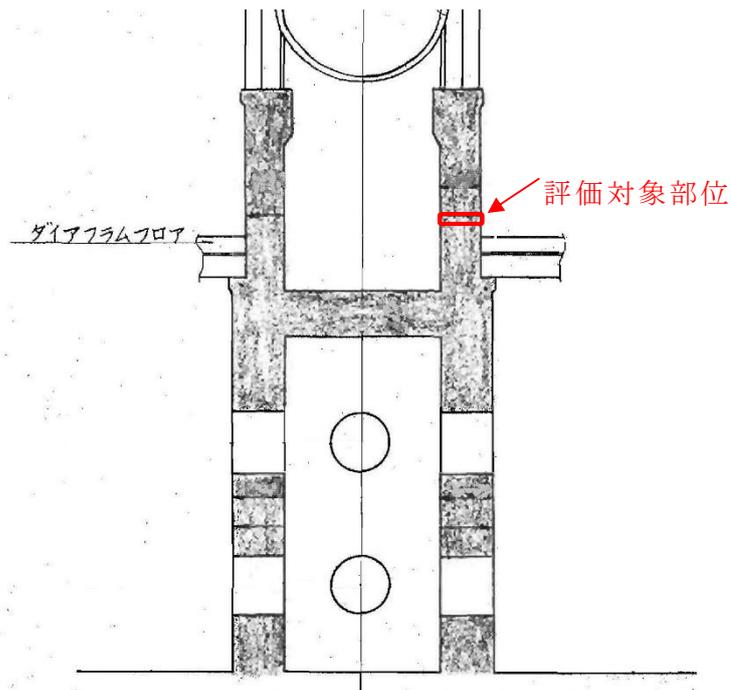


図 4 評価対象部位

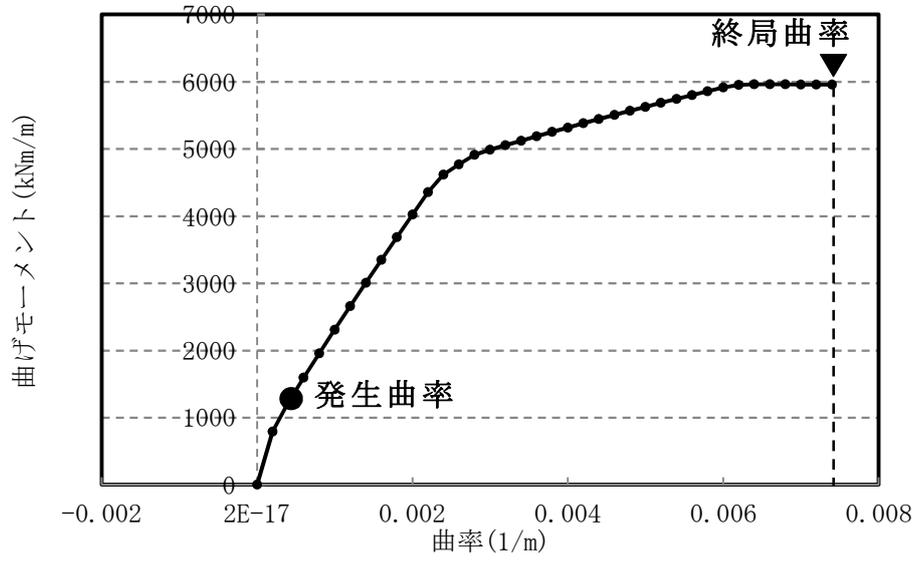


図 5 曲げモーメントー曲率関係 (M- ϕ 関係)

13. 溶融デブリによる選択的**侵食**について

13.1 概要

コリウムシールドは、重大事故等時、溶融デブリ落下時のペDESTAL・中間スラブの侵食防止機能が求められる。一方で、コリウムシールドは、重大事故等対処設備として、基準地震動 S_s により定まる地震力に対して機能維持が求められ、耐震補強部材として、鋼製のサポート材が内部に設置される。また、重大事故等時、溶融デブリの冠水及び水蒸気爆発抑制の観点から、ペDESTALの水位を 1mに維持するために、水密性を担保する必要があるため、コリウムシールド上面に床ドレンサンプを兼ねるライナを設置する。ライナ同士を溶接するため、ライナの下に鋼製の下地材を設ける。

しかし、原子炉圧力容器から落下した溶融デブリの大部分は、ライナを溶融、貫通して融点の高い耐熱煉瓦と接触するが、ごく一部の溶融デブリはコリウムシールド内部に設けられる、サポート材やライナの下地材といった鋼材と接触する。

ここで、耐熱煉瓦と鋼材との融点の違いによって、鋼材の溶融の方が先行し、コリウムシールドを貫通するリークパスとなり得ることが想定される。(本書では「選択的侵食」と称する。)

本項は、溶融デブリに対する選択的侵食の有無を確認した結果を示すものである。

13.2 評価の概要

コリウムシールドを貫通する鋼材は、水平サポート材及びライナの下地材のみであるため、選択的侵食が想定される部位は水平サポート材及びライナの下地材である。コリウムシールド内に設置される計測機器、導入管カバーや機器ドレンサンプのサポートはコリウムシールド設置位置から取らないため、選択的侵食を想定する部位とはならない。

コリウムシールド内部の構造物である水平サポート材を図 13-1 に示し、下地材を図 13-2 に示す。

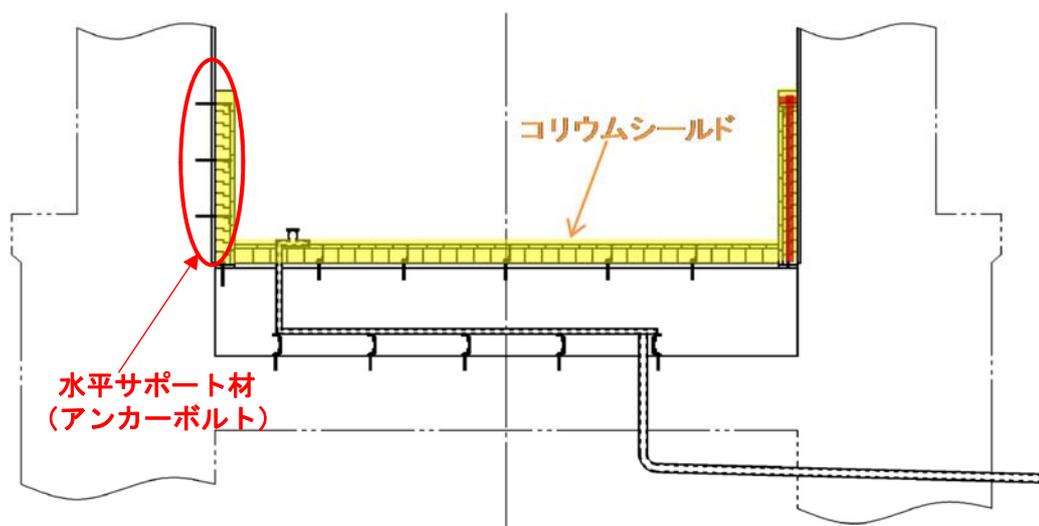


図 13-1 水平サポート材

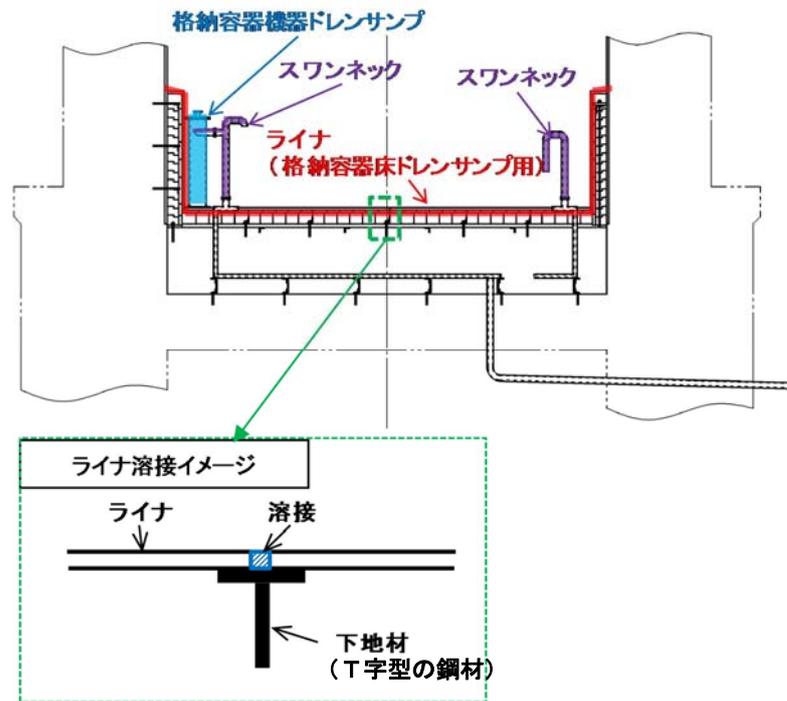


図 13-2 下地材

図 13-1 及び図 13-2 に示す構造から、原子炉压力容器から落下した溶融デブリの大部分は、ライナを溶融、貫通して融点の高い耐熱煉瓦と接触するが、ごく一部の溶融デブリはコリウムシールド内部に設けられる、水平サポート材（アンカーボルト）やライナの下地材（T字型の鋼材）といった鋼材と接触し、溶融デブリによる選択的侵食が想定される。

ここで、選択的侵食の有無を確認するため、耐熱煉瓦、溶融デブリ、鋼材をモデル化した温度分布解析を実施し、当該部の温度分布挙動を評価する。

なお、溶融デブリはペDESTAL底面に張られた水により上面から冷却されること、及び自重の影響により下方向への侵食が想定される。また、床部の下地材は壁面の水平サポート（アンカーボルト）に比べ、伝熱面積が大きいことから、床部の下地材の方が壁面のサポートよりも選択的侵食が生じやすいと想定されるため、温度分布解析の評価対象の代表部位は床部ライナの下地材とする。

13.3 温度分布計算

(1) 計算方法

温度分布計算は、解析コードABAQUSを用いる。なお、評価に用いるABAQUSの検証及び妥当性確認等の概要については、別紙「計算機プログラム(解析コード)の概要」に示す。

(2) 計算モデル

モデル化範囲は、コリウムシールド内を貫通するライナの下地材(鋼材)及び下地材周囲の耐熱材(ZrO₂)とする。耐熱材のモデル化範囲は下地材のピッチを考慮して設定する。また、コリウムシールドの上のライナ(4t)及びライナ直下の下地材(幅50, 3t)については、保守的な評価となるよう溶融デブリにより直ちに溶融した場合を想定し、解析モデルには含めない。

解析モデル及び境界条件を図13-3に示す。



図13-3 計算モデル(左:実機構造 右:解析モデル)

図13-3の計算モデルにおいて溶融デブリ接触面温度及び床スラブ上面温度は、MAAP解析に基づき保守的に設定した図13-4、図13-5及び図13-6を用いる。図13-4は、「10. 溶融炉心による熱影響評価について」の添付10-1における図6の包絡温度であり、図13-5及び図13-6は、「9. コリウムシールドを考慮した溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について」の図9-5及び図9-6のペDESTAL床面コンクリート温度である。

また、耐熱材及び下地材の初期温度はMAAP解析でのRPV破損直前の床面、壁面ヒートシンクの最高温度である117℃とする。

ここで、耐熱材の物性値は、試験結果に基づき設定した「10. 溶融炉心による熱影響評価について」の添付10-1における表4を用いた。

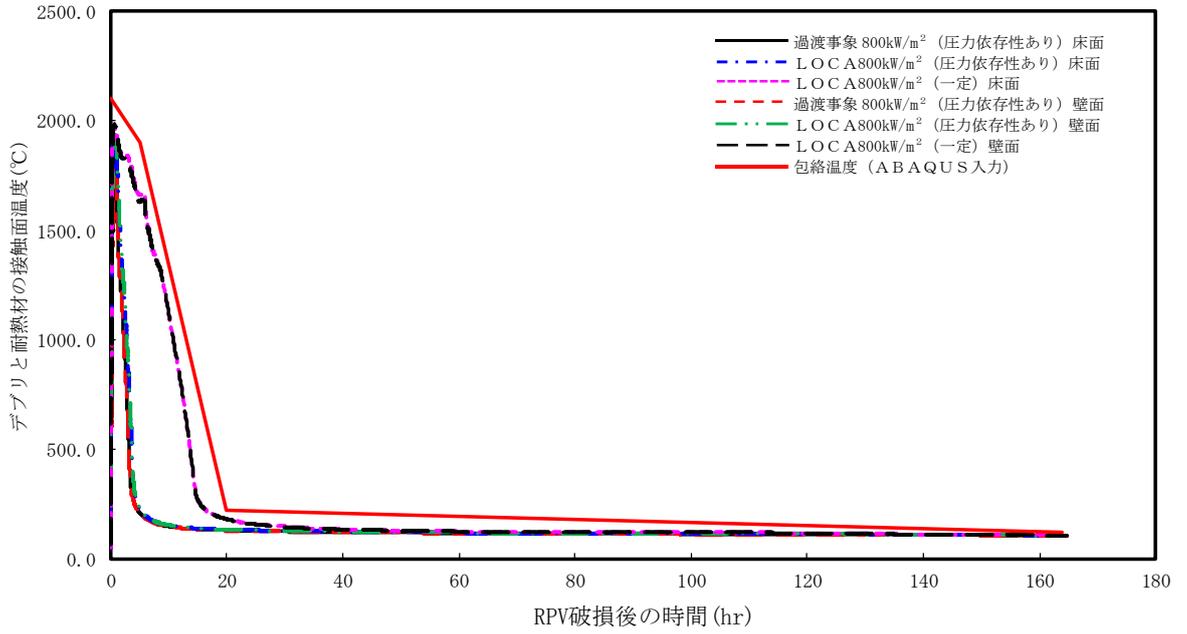


図 13-4 溶融デブリ接触面温度

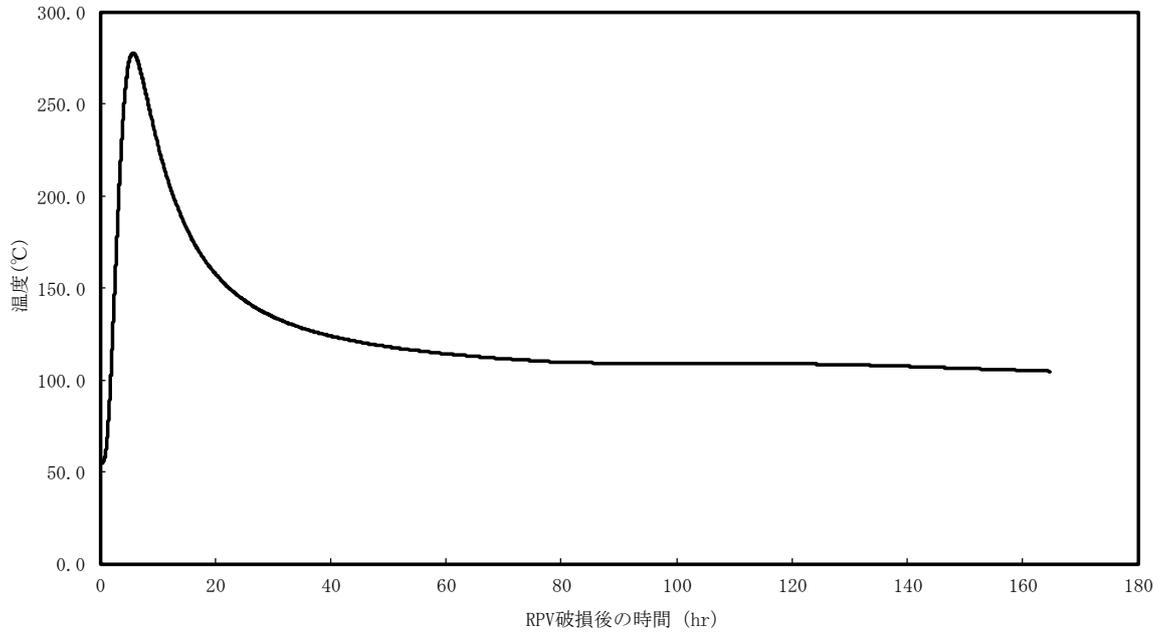


図 13-5 床スラブ上面温度 (ベースケース)

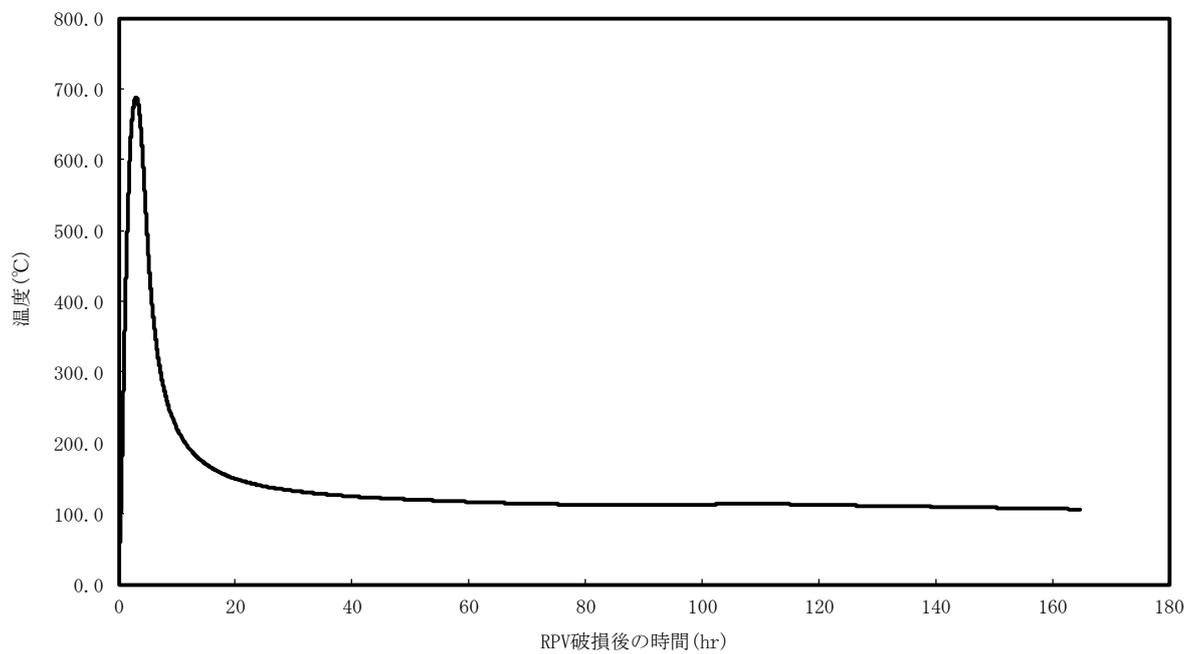


図 13-6 床スラブ上面温度 (感度解析ケース)

13.4 評価結果

温度分布解析の解析モデル及び結果を図 13-7～図 13-11 に示す。

図 13-7 は解析モデル及び評価点，図 13-8 及び図 13-10 は温度分布の時刻履歴，図 13-9 及び図 13-11 は各時刻における温度分布のコンター図を示す。

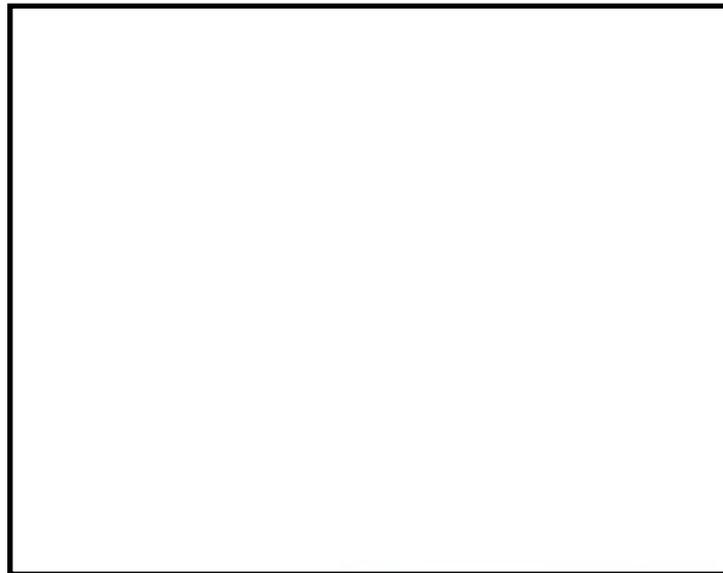


図 13-7 解析モデル及び評価点



図 13-8 温度分布履歴 (ベースケース)

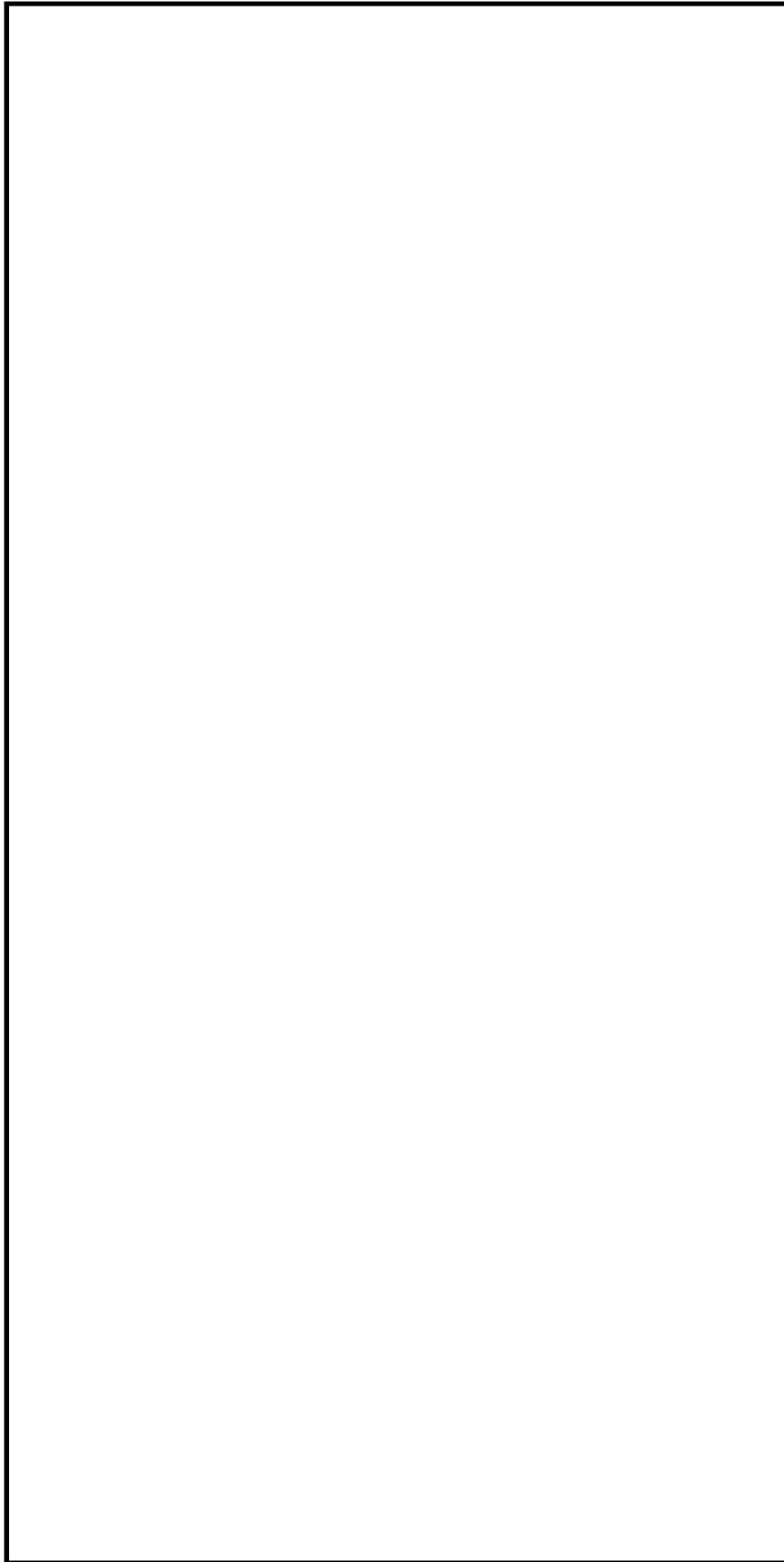


図 13-9 各時刻における温度分布のコンター図 (ベースケース)

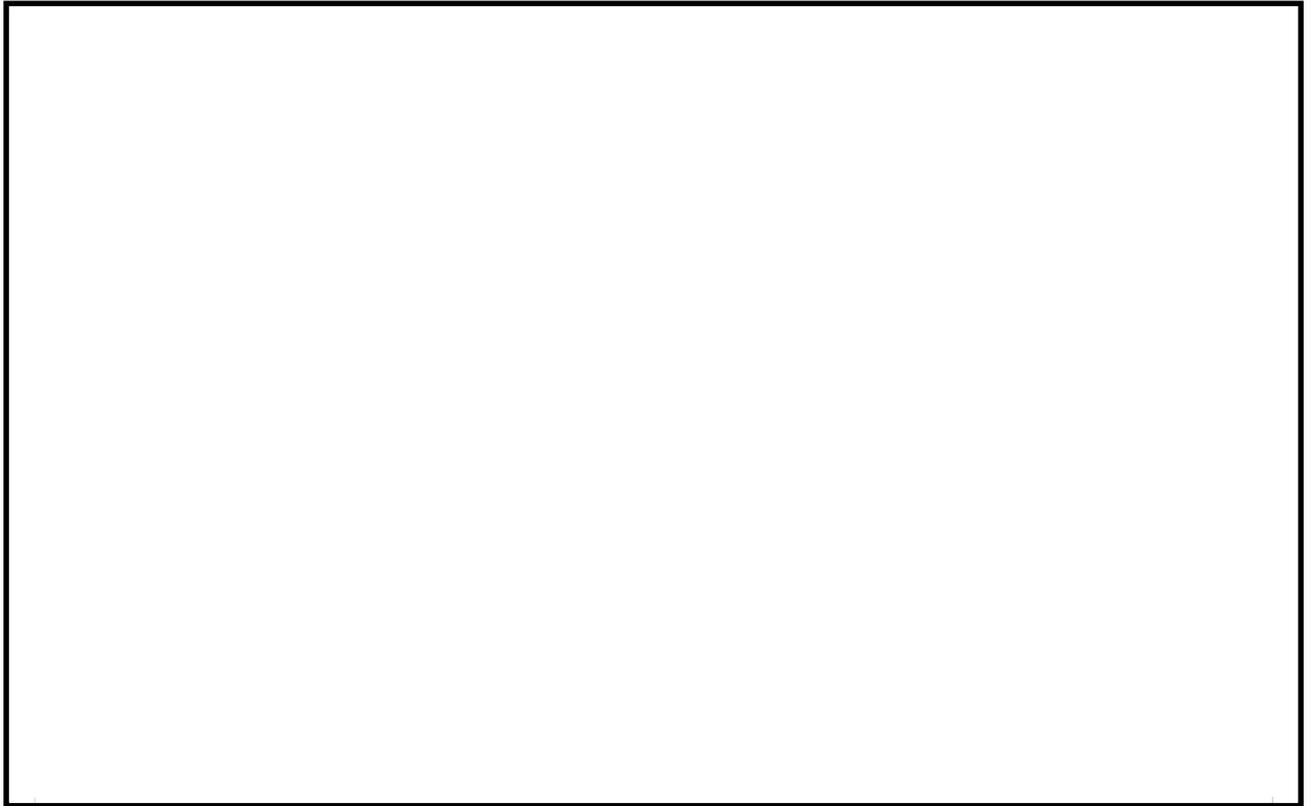


図 13-10 温度分布履歴 (感度解析ケース)

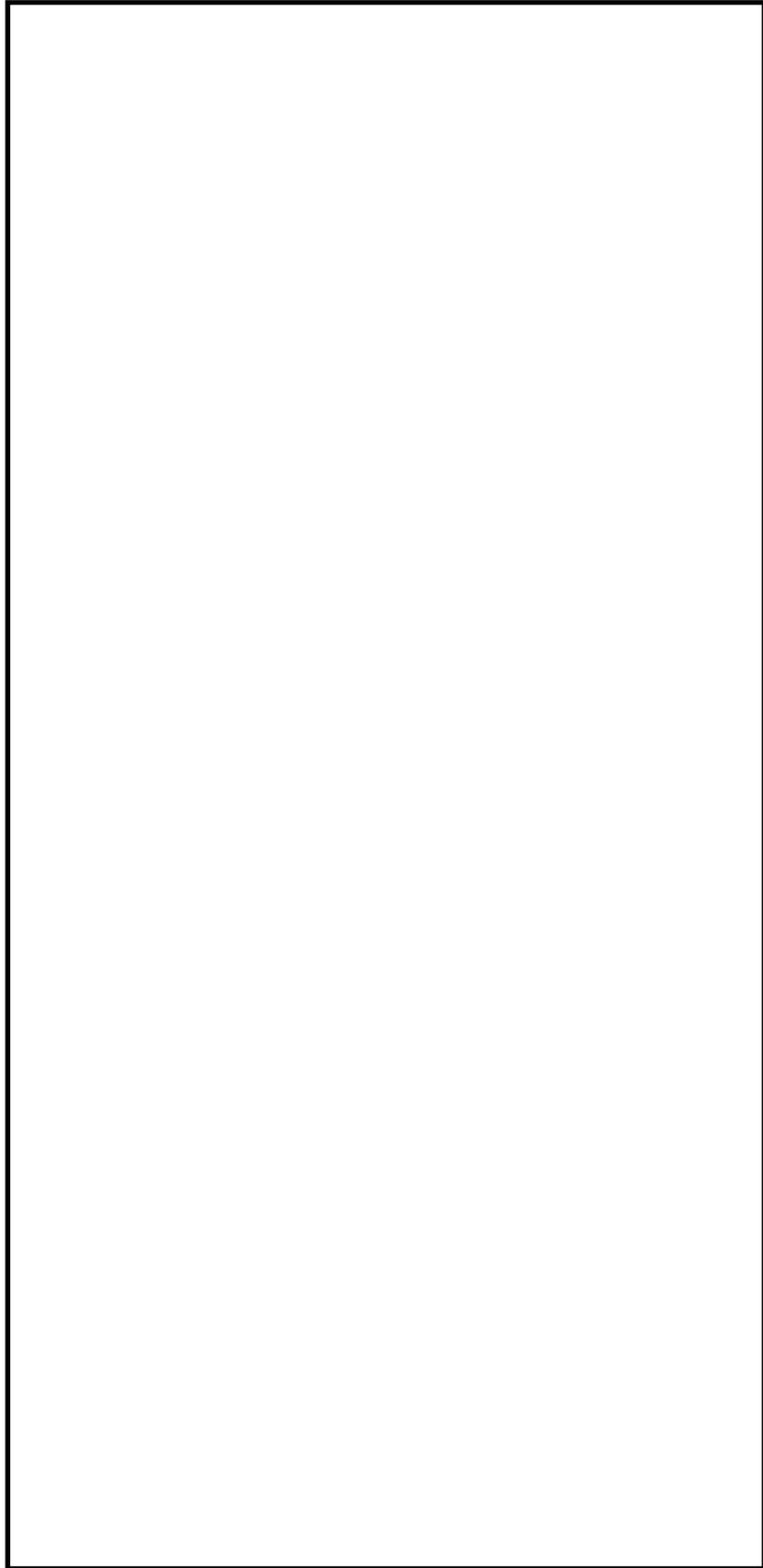


図 13-11 各時刻における温度分布のコンター図（感度解析ケース）

ベースケースについては、図 13-8 に示す各評価点における温度の時刻歴より、2.2hr 後の溶融デブリ接触面 N201 と隣接する下地材評価点 N181 の温度は鋼材の融点 1500℃を超えるが、床スラブ上面 N1 と隣接する下地材評価点 N21 の温度は約 290℃となり、下地材が全溶融しないことが確認できる。また、床スラブ上面と隣接する下地材の温度が最大となる 5.7hr 後の下地材評価点 N21 の温度は約 463℃となり、下地材は全溶融しない。

更に、図 13-8 の各評価点での温度の時刻歴及び図 13-9 の温度分布のコンター図より、15hr 後の下地材の最大温度は約 780℃となり、20hr 後には約 290℃に下がり鋼材の融点を下回ることが確認できる。

感度解析ケースについては、図 13-10 に示す各評価点における温度の時刻歴より、2.8hr 後の溶融デブリ接触面 N201 と隣接する下地材評価点 N181 の温度は鋼材の融点 1500℃を超えるが、床スラブ上面 N1 と隣接する下地材評価点 N21 の温度は約 800℃となり、下地材が全溶融しないことが確認できる。

更に、図 13-10 の各評価点での温度の時刻歴及び図 13-11 の温度分布のコンター図より、15hr 後の下地材の最大温度は約 780℃となり、20hr 後には約 280℃に下がり鋼材の融点を下回ることが確認できる。

以上より、溶融デブリの熱に対し、鋼材の下地材は全溶融しないことを確認した。

ベースケース及び感度解析ケース共に、溶融デブリが選択的にライナ下地材を侵食したとしても、ライナ下地材が全て溶融しないため、溶融デブリはペデスタルスラブコンクリートまで到達せず、ライナ溶接部の下地材が溶融デブリ落下時のリークパスとなることはない。また、水平サポート材についても、先に侵食されることが想定されるライナ溶接部の下地材が溶融しないため、同様に溶融せず、溶融デブリによるコリウムシールド内部の鋼材の選択的侵食は生じない。

格納容器圧力逃がし装置の設計

目次

1. 概要	別添3-1
1.1 設置目的	別添3-1
1.2 基本性能	別添3-1
1.3 系統概要	別添3-1
2. 系統設計	別添3-3
2.1 設計方針	別添3-3
2.2 設計条件	別添3-5
2.3 格納容器圧力逃がし装置	別添3-5
2.3.1 系統構成	別添3-5
2.3.2 フィルタ装置	別添3-9
2.3.3 配置	別添3-19
2.4 付帯設備	別添3-29
2.4.1 計装設備	別添3-29
2.4.2 電源設備	別添3-36
2.4.3 給水設備	別添3-39
2.4.4 可搬型窒素供給設備	別添3-40
2.4.5 排水設備	別添3-42
3. フィルタ性能	別添3-43
3.1 フィルタ装置による放射性物質の除去原理	別添3-43
3.1.1 エアロゾルの除去原理	別添3-43
3.1.2 ガス状放射性よう素の除去原理	別添3-48
3.2 運転範囲	別添3-51
3.3 性能検証試験結果	別添3-52
3.3.1 性能検証試験の概要	別添3-52
3.3.2 エアロゾルの除去性能試験結果	別添3-57
3.3.3 ガス状放射性よう素の除去性能試験結果	別添3-64
3.3.4 フィルタ装置の継続使用による性能への影響	別添3-68
4. 設備の維持管理	別添3-72

別紙

別紙1	可燃性ガスの爆発防止対策について	別添3-80
別紙2	流量制限オリフィスの設定方法について	別添3-97
別紙3	移送ポンプの設定根拠について	別添3-100
別紙4	格納容器圧力逃がし装置の系統設計条件の考え方について	別添3-102
別紙5	金属フィルタドレン配管の閉塞及び逆流防止について	別添3-113
別紙6	ベント実施時の放射線監視測定の考え方について	別添3-114

別紙7	エアロゾルの再浮遊・フィルタの閉塞について……………	別添3-125
別紙8	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・	別添3-129
別紙9	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・	別添3-136
別紙10	スクラビング水の保有水量の設定根拠について……………	別添3-141
別紙11	よう素除去部へのスクラビング水の影響について……………	別添3-154
別紙12	格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮について……………	別添3-158
別紙13	スクラビング水のpHについて……………	別添3-163
別紙14	ステンレス構造材，膨張黒鉛パッキンの妥当性について……………	別添3-170
別紙15	エアロゾルの粒径分布が除去性能に与える影響について……………	別添3-181
別紙16	エアロゾルの粒径と除去係数の関係について……………	別添3-189
別紙17	JAVA試験及びJAVAPLUS試験の適用性について……………	別添3-191
別紙18	格納容器フィルタベント設備隔離弁の人力操作について……………	別添3-199
別紙19	窒素供給装置の容量について……………	別添3-213
別紙20	エアロゾルの保守性について……………	別添3-216
別紙21	スクラビング水の粘性の変化が除去性能に与える影響について……………	別添3-217
別紙22	ベント実施に伴う作業等の作業員の被ばく評価……………	別添3-221

1. 概要

1.1 設置目的

炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器（以下「格納容器」という。）破損及び格納容器内の水素による爆発を防止するため、格納容器圧力逃がし装置を設置する。本系統はフィルタ装置（フィルタ容器、スクラビング水、金属フィルタ、よう素除去部）を通して放射性物質を低減した上で、格納容器内の雰囲気ガスを放出することで、格納容器内の圧力及び温度を低下させるとともに、格納容器内に滞留する水素を大気へ放出する機能を有する。

また、設計基準事故対処設備の有する最終ヒートシンクへ熱を輸送する機能が喪失した場合に、炉心の著しい損傷及び格納容器破損を防止するために、大気を最終ヒートシンクとして熱を輸送する機能を有する。

1.2 基本性能

格納容器圧力逃がし装置は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、格納容器に発生するガスを、フィルタ装置を通して大気に逃がすことで、放出される粒子状の放射性物質（セシウム等）を低減する。このため、放射性物質による環境への汚染の視点も含め、環境への影響をできるだけ小さくとどめるものとして定められている Cs-137 の放出量が 100 TBq を下回ることができる性能を有したものとする。

フィルタ装置としては、上述した Cs-137 の放出量制限を満足させるため、粒子状放射性物質除去効率 99.9 % 以上の性能を有する装置を採用する。

また、当該装置は、ガス状放射性よう素の除去効率として、無機よう素は 99 % 以上、有機よう素は 98 % 以上の性能を有する。

1.3 系統概要

第 1.3-1 図に系統概要を示す。

本系統は、フィルタ装置、圧力開放板等で構成する。本系統は、中央制御室からの操作で、第一弁及び第二弁を「全開」とすることにより、格納容器内の雰囲気ガスを、ドライウェル又はサプレッション・チェンバより抜き出し、フィルタ装置にて放射性物質を低減させた後に、排気管を通して原子炉建屋屋上位置（標高約 65 m）で放出する。

本系統は、排気ラインに圧力開放板を設け、水素爆発防止のため系統内を不活性ガス（窒素）で置換した状態で待機する際の大気との隔壁とする。この圧力開放板は、格納容器からの排気の妨げにならないように、格納容器からの排気圧力と比較して十分小さい圧力に設定する。

本系統は、中央制御室からの操作を可能とするため、代替電源設備からの給電を可能とするが、電源の確保ができない場合であっても、放射線量率の低い原子炉建屋付属棟（二次格納施設外）より遠隔で操作することができる。

なお、格納容器からの排気時に、高線量率となるフィルタ装置等からの被ばくを低減するために、必要な遮蔽等を行う。

2. 系統設計

2.1 設計方針

格納容器圧力逃がし装置は、想定される重大事故等が発生した場合において、格納容器の過圧破損及び格納容器内の水素による爆発を防止するとともに、大気を最終ヒートシンクとして熱を輸送できるよう、以下の事項を考慮した設計とする。

(1) 格納容器圧力逃がし装置の設置

炉心の著しい損傷が発生した場合において格納容器の破損を防止するため、格納容器内の圧力及び温度を低下させるために格納容器圧力逃がし装置を設置する。

i) 格納容器圧力逃がし装置は、排気中に含まれる放射性物質を低減するためのフィルタ装置を設置する設計とする。

フィルタ装置は、排気中に含まれるエアロゾル(粒子状放射性物質)に対して99.9%以上、ガス状の無機元素に対して99%以上及びガス状の有機元素に対して98%以上を除去可能な設計とする。

ii) 格納容器圧力逃がし装置は、可燃性ガスの爆発防止等の対策として不活性ガス(窒素)に置換した状態で待機させ、系統内に可燃性ガス(水素)が蓄積する可能性のある箇所にはベントラインを設け、可燃性ガスを排出できる設計とするとともに、使用後においても不活性ガスで置換できるよう、可搬型窒素供給装置(窒素供給装置及び窒素供給装置用電源車)を用いて系統内に窒素を供給できる設計とすることで、系統内で水素濃度及び酸素濃度が可燃領域に達することを防止できる設計とする。

格納容器内酸素濃度をドライ条件に換算して5 vol%未満で管理することで、格納容器圧力逃がし装置内で可燃性ガス濃度が可燃域に達することはない。

格納容器圧力逃がし装置の使用によりスクラビング水内に捕集された放射性物質による水の放射線分解によって発生する水素・酸素は、崩壊熱により発生する蒸気と共に排出されることから、格納容器圧力逃がし装置内で可燃性ガス濃度が可燃域に達することはない。

格納容器圧力逃がし装置内で可燃性ガスが蓄積する可能性がある箇所については、可燃性ガスを連続して排出するベントラインを設置し、可燃性ガスが局所的に滞留しない設計とする。

iii) 東海第二発電所は、単一の発電用原子炉施設であり、格納容器圧力逃がし装置を使用する際に流路となる不活性ガス系、耐圧強化ベント系及び格納容器圧力逃がし装置の配管は、他の原子炉とは共用しない。また、格納容器圧力逃がし装置と他の系統・機器を隔離する弁は、直列で2弁設置し、格納容器圧力逃がし装置と他の系統・機器を確実に隔離することで、悪影響を及ぼさない設計とする。

iv) 格納容器圧力逃がし装置の使用に際して、格納容器の負圧破損を防止するため、窒素供給ラインを設け、格納容器へ窒素供給できる設計とする。

- v) 格納容器圧力逃がし装置の隔離弁は、現場でも操作が可能となるよう、遠隔人力操作機構を設け、原子炉建屋原子炉棟外から容易かつ確実に開閉操作できる設計とする。
- vi) 炉心の著しい損傷時においても、現場において、人力で格納容器圧力逃がし装置の隔離弁の操作ができるよう、遠隔人力操作機構を介した操作場所又は操作室を放射線量率の低い原子炉建屋付属棟に設置する設計とする。さらに、第二弁及び第二弁バイパス弁の操作室には、格納容器圧力逃がし装置使用後に高線量となる配管に対する遮蔽及び格納容器内雰囲気ガスの操作室への流入防止装置（空気ポンプユニット）を設ける設計とする。
- vii) 格納容器圧力逃がし装置待機時に格納容器圧力逃がし装置内を不活性ガス（窒素）にて置換する際の大気との障壁として、圧力開放板を設置する設計とする。
圧力開放板は、格納容器からのベントガス圧力(0.31 MPa[gage]～0.62 MPa[gage])と比較して十分に低い圧力である0.08 MPa[gage]にて開放する設計であり、格納容器圧力逃がし装置の使用の妨げにならない設計であるため、バイパス弁は併置しない。
- viii) 格納容器圧力逃がし装置は、サプレッション・チェンバ側及びドライウエル側のいずれからも排気できる設計とする。サプレッション・チェンバ側からの排気ではサプレッション・プールの水面からの高さを確保し、ドライウエル側からの排気では燃料有効長頂部よりも高い位置に接続箇所を設けることで、長期的にも熔融炉心及び水没の影響を受けない設計とする。
- ix) 格納容器圧力逃がし装置のフィルタ装置は、格納容器圧力逃がし装置格納槽（地下埋設）に格納し、十分な厚さのコンクリート及び覆土により地上面の放射線量を十分に低減する設計とする。また、フィルタ装置に接続する配管等は、原子炉建屋原子炉棟内及び原子炉建屋付属棟内に設置することにより、事故時の復旧作業における被ばくを低減する設計とする。

2.2 設計条件

本システムにおける設備の設計条件を第 2.2-1 表に示す。

第 2.2-1 表 設計条件

設計条件		設定根拠
最高使用圧力	620 kPa[gage]	格納容器の限界圧力を考慮し、2 Pd（最高使用圧力 310 kPa[gage]の 2 倍）とする。
最高使用温度	200 °C	格納容器の限界温度を考慮し、200 °Cとする。
設計流量	13.4 kg/s (格納容器圧力 310 kPa[gage]において)	原子炉定格熱出力 1 %相当の飽和蒸気量を、ベント開始圧力が低い場合（310 kPa[gage]）であっても排出可能な流量とする。
フィルタ装置内発熱量	500 kW	想定されるフィルタ装置に捕集及び保持される放射性物質の崩壊熱に対して十分な余裕を見込み、原子炉定格熱出力の 0.015 %に相当する発熱量とする。
エアロゾル移行量	400 kg	想定されるフィルタ装置に移行するエアロゾルの量（38 kg）に対して十分な余裕を見込み、400 kg とする。
よう素の炉内内蔵量	24.4 kg	BWRプラントにおける代表炉心（ABWR※）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN 2コードの計算結果に対して、東海第二発電所の熱出力（3293 MW）を考慮して算出した結果、約 24.4 kg とする。
耐震条件	基準地震動 S_s にて機能維持	基準地震動 S_s にて機能を維持する。

※：炉心比出力が高いほど炉心内蔵量が高くなることから、炉心比出力が高いABWRを代表させ、1 MW 当りの炉心内蔵量を評価している。また、ORIGEN 2 コードでは、保守的に 1 サイクル 13 ヶ月（395 日）に対して、1 サイクル 10,000 時間（416 日）の燃焼期間を仮定している。

2.3 格納容器圧力逃がし装置

2.3.1 系統構成

本システムは、屋外地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置するフィルタ装置、格納容器からフィルタ装置までの入口配管、フィルタ装置から大気開放される出口配管、圧力開放板、計装設備、電源設備、給水設備、可搬型窒素供給装置及び排水設備で構成される。

(1) 配管等の構成

入口配管は、格納容器のサブプレッション・チェンバ及びドライウェルに接続された不活性ガス系配管が合流した下流に接続する耐圧強化ベント系配管から分岐し、弁を經由

してフィルタ装置に接続する。

出口配管には、待機時に窒素置換された系統と大気を隔離する圧力開放板を設置する。圧力開放板はベント開始時に微正圧で動作するものとし、信頼性の高いものを使用する。

フィルタ装置には、外部からスクラビング水を補給できるよう給水配管を設置する。また、外部から系統に窒素を供給できるよう窒素供給配管を設置する。また、ベント後の放射性物質を含むスクラビング水を格納容器（サプレッション・チェンバ）に移送するための移送ポンプ及び配管、さらに、万一、放射性物質を含むスクラビング水が格納容器圧力逃がし装置格納槽に漏えいした場合に、漏えい水を格納容器（サプレッション・チェンバ）に移送するための排水ポンプ及び配管を設置する。

第 2.3.1-1 図に格納容器圧力逃がし装置の系統構成を示す。

(2) 材質及び構造

配管及び弁は、重大事故等クラス 2 機器として、「日本機械学会 発電用原子力設備規格 設計・建設規格（2005/2007）」クラス 2 の規定に準拠して設計する。材質は炭素鋼を基本とするが、使用環境に応じて耐食性の高いステンレス鋼を使用する。炭素鋼配管外面には防錆のため塗装を施し、特に屋外に敷設される配管の外面については、海塩粒子の付着による腐食防止の観点から、シリコン系等の防食塗装を行う。

系統を構成する主要な機器の仕様を第 2.3.1-1 表に、フィルタ装置及び配管の材質範囲を第 2.3.1-2 図に示す。

(3) 系統の切替性

格納容器からフィルタ装置へ至る配管は、ベントを実施する際、接続する他系統と隔離し、流路を構成する必要がある。対象となる系統は、原子炉建屋ガス処理系、換気空調系及び耐圧強化ベント系である。これらの系統との取合いの弁は通常全閉状態であるが、開状態の場合でも中央制御室からの操作により、速やかに閉操作が可能である。

原子炉建屋ガス処理系及び換気空調系との取合いの弁は、フェイルクローズの空気駆動弁であることから、全交流動力電源喪失時には、全閉状態となる。また、耐圧強化ベント系との取合い弁は、電動駆動弁であり、耐圧強化ベント系は格納容器圧力逃がし装置が使用できない場合に使用する系統であるため、全閉状態を維持する。

以上より、格納容器からフィルタ装置へ至る配管は、ベントを実施する際、他系統と隔離し、流路の構成が可能である。

第 2.3.1-1 表 主要系統構成機器の仕様

(1) 配管

	口径	材質
a. フィルタ装置入口配管 (b. の範囲を除く)	450 A ~ 600 A	炭素鋼
b. フィルタ装置周辺配管 (格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置する範囲)	450 A (入口側) , 350 A ~ 600 A (出口側)	ステンレス鋼
c. フィルタ装置出口配管 (b. の範囲を除く)	600 A	炭素鋼

(2) 隔離弁

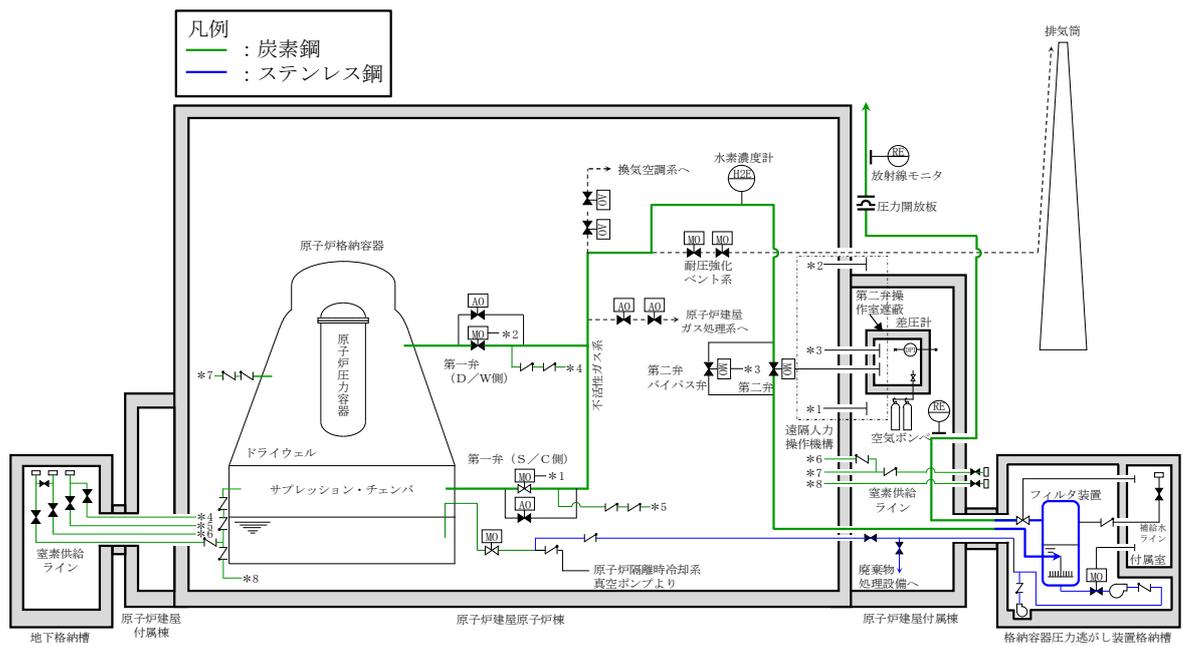
	型式	駆動方式	口径
a. 第一弁 (S / C 側)	バタフライ弁	電動駆動 (交流) + 遠隔人力操作機構	600 A
b. 第一弁 (D / W 側)	バタフライ弁	電動駆動 (交流) + 遠隔人力操作機構	600 A
c. 第二弁	バタフライ弁	電動駆動 (交流) + 遠隔人力操作機構	450 A
d. 第二弁バイパス弁	バタフライ弁	電動駆動 (交流) + 遠隔人力操作機構	450 A

S / C : サプレッション・チェンバ

D / W : ドライウェル

(3) 圧力開放板

型式	設定破裂圧力	呼び径	材質	個数
引張型ラプチャー ディスク	0.08 MPa	600 A	ステンレス鋼	1



第 2.3.1-2 図 フィルタ装置及び配管の材質範囲

2.3.2 フィルタ装置

(1) フィルタ装置仕様

フィルタ装置は、スカート支持される円筒たて形容器であり、常時スクラビング水を貯留する。容器下部にはベンチュリスクラバ（ベンチュリノズル及びスクラビング水）、上部には金属フィルタが設置され、これらを組み合わせてエアロゾルを除去する。

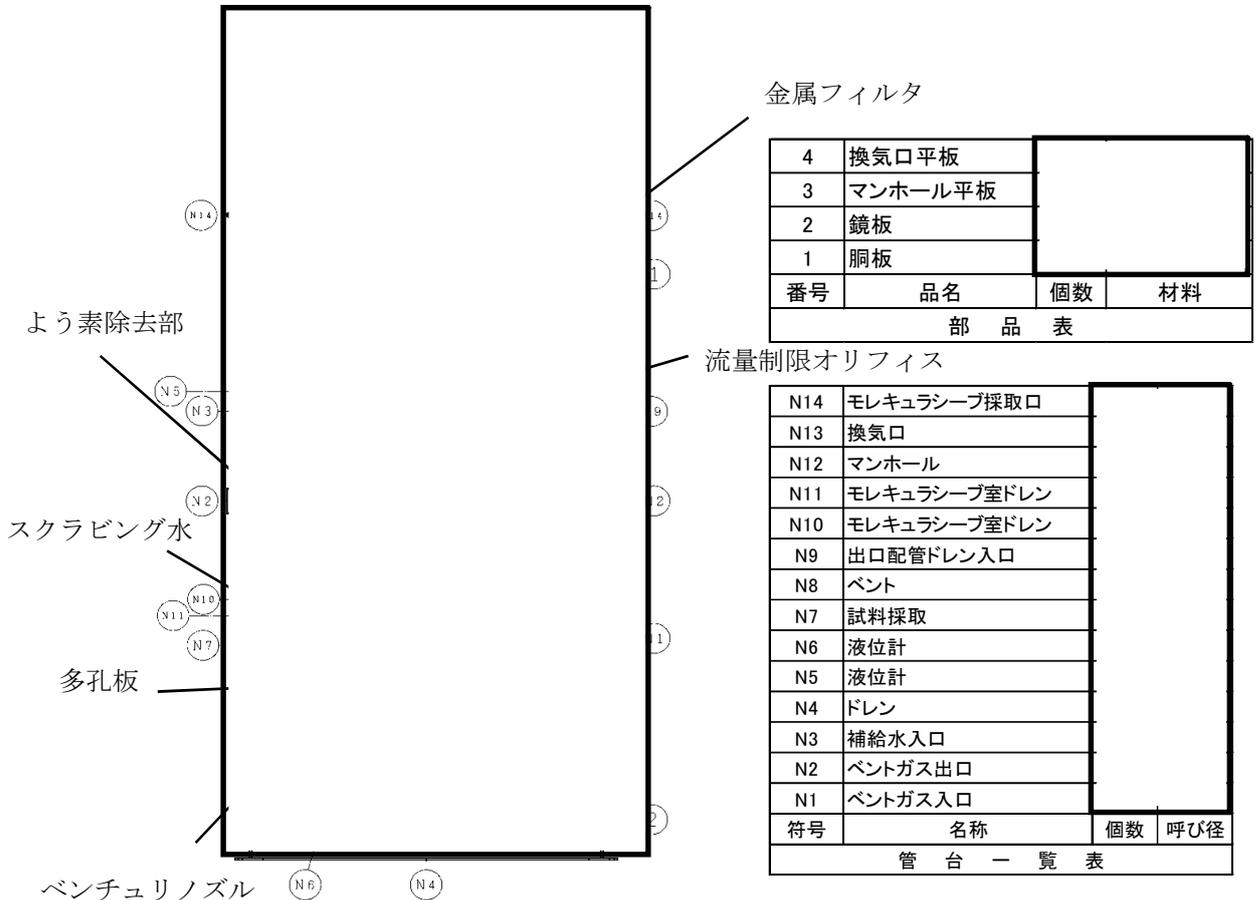
さらに、金属フィルタの後段として、容器内部によう素除去部を設け、ガス状放射性よう素を捕集する物質（銀ゼオライト）を収納している。

フィルタ装置の主な仕様を以下に示す。

- a. 容器は、重大事故等クラス2容器として「日本機械学会 発電用原子力設備規格 設計・建設規格（2005/2007）」クラス2容器の規定に準拠して設計する。
- b. 容器内に貯留するスクラビング水量は、捕集した放射性物質の崩壊熱による減少を考慮し、設計条件であるフィルタ装置内発熱量500 kWに対して、ベント開始後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確保できるように設定する。
- c. 容器及び内部構造物の材料は、スクラビング水に添加されるアルカリ性の薬剤に対して、耐性に優れるステンレス鋼を使用する。
- d. 容器には、スクラビング水の減少分を補充するための注水用ノズル、スクラビング水を採取するための試料採取用ノズル及びスクラビング水を移送するためのドレン用ノズルを設ける。
- e. 容器は、ベンチュリノズル及び金属フィルタを内蔵する。
- f. 容器内部には、よう素除去部を設け、銀ゼオライトを収納する。
- g. 金属フィルタとよう素除去部の連絡管には、流量制限オリフィスを設け、格納容器

より排出されるガスの体積流量をほぼ一定に保つ設計とする。

フィルタ装置の仕様を第 2.3.2-1 表に、構造を第 2.3.2-1 図に示す。



第 2.3.2-1 図 フィルタ装置概略図

(2) フィルタ仕様

a. ベンチュリスクラバ

ベンチュリスクラバは、ベンチュリノズル、スクラビング水等で構成され、ペントガス中に含まれるエアロゾル及び無機よう素を捕集し、スクラビング水中に保持する。

ベンチュリノズルは、上部に行くにつれて緩やかに矩形断面の流路面積を増やして断面変化させており、上端は閉じて、側面に出口開口を設けている。また、ノズル中低部の一番流路断面面積が小さくなるスロート部の側面にスクラビング水を取り込む開口を設けている。これにより、ノズルスロート部で高流速とすることで、スロート部の圧力を周囲スクラビング水領域よりも低下させて側面開口からノズル周囲のスクラビング水を吸込み、ノズル内に噴霧させる。ノズル内ではガスと噴霧水滴の流速の差でエアロゾルの捕集効率を高め、上端吐出部からスクラビング水中に排出させる。

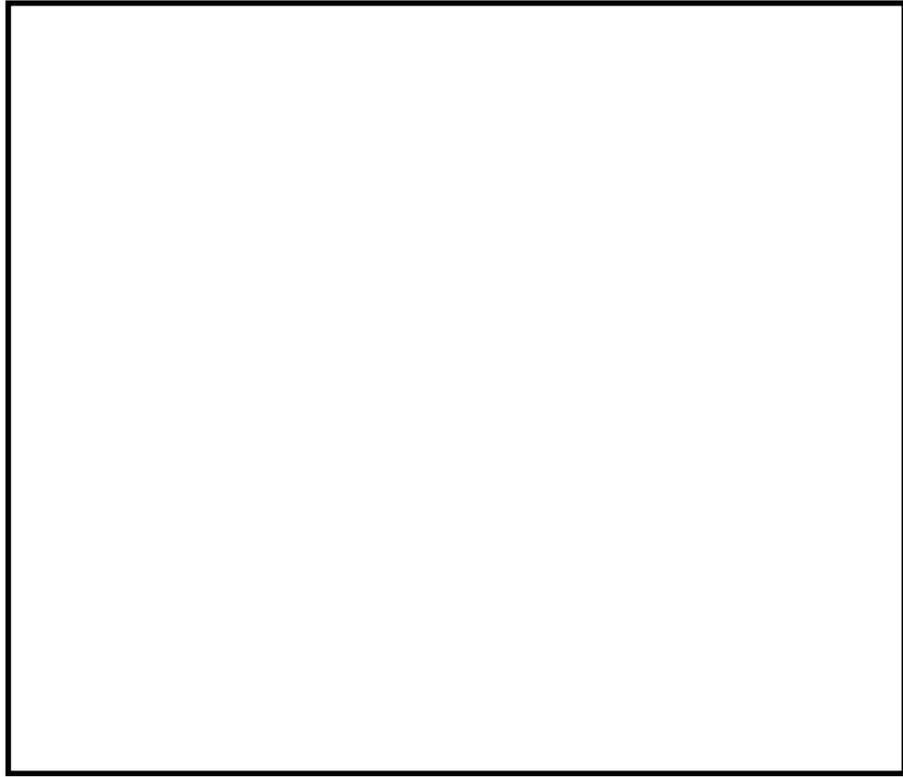
ベンチュリノズルは、分配管に設置し、同一分配管上のベンチュリノズルは、分配管に対して直行させるとともに、同心円状のベンチュリノズルは、離隔距離を確保し

た配置とする。また、ベントガスは、スクラビング水中に斜め下方方向に排出されたのち、減速し分配管の間を浮き上がっていく流れとなるため、同一分配管上の隣接ノズル及び同心円状の隣接ノズルへ与える影響はない。

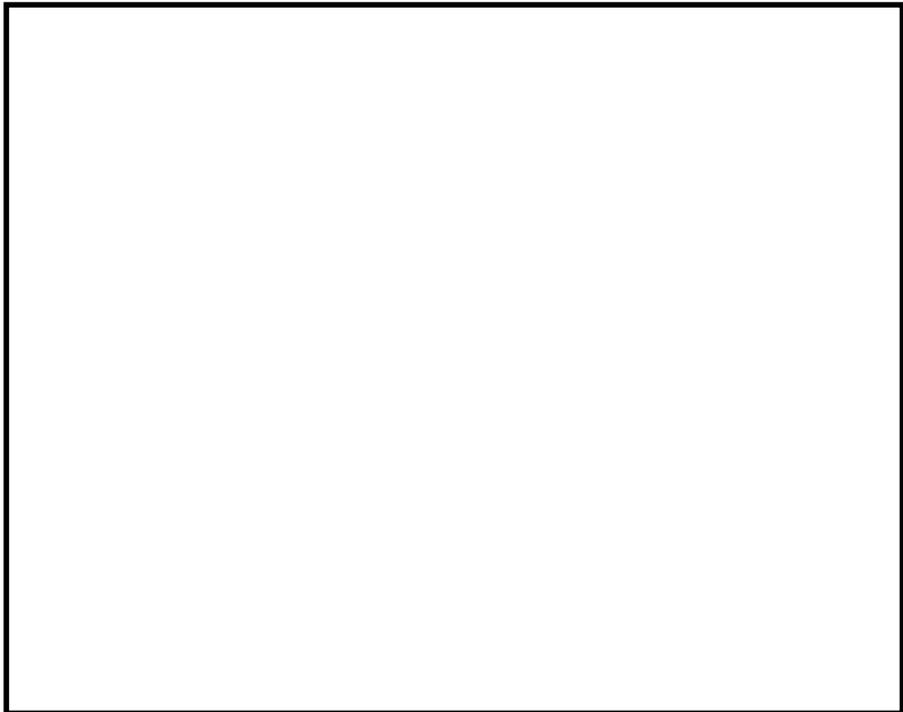


ベンチュリノズルの材質は、耐アルカリ性に優れた とする。

ベンチュリノズルの機器仕様を第 2.3.2-1 表に、スクラビング水の仕様を第 2.3.2-2 表に、概略図を第 2.3.2-2 図に、配置を第 2.3.2-3 図に、ベンチュリノズルからのベントガスの流れの概要を第 2.4.2-4 図に示す。



第 2.3.2-2 図 ベンチュリノズル概略図



第 2.3.2-3 図 ベンチュリノズルの配置図



第 2.3.2-4 図 ベンチュリノズルからのベントガスの流れの概要

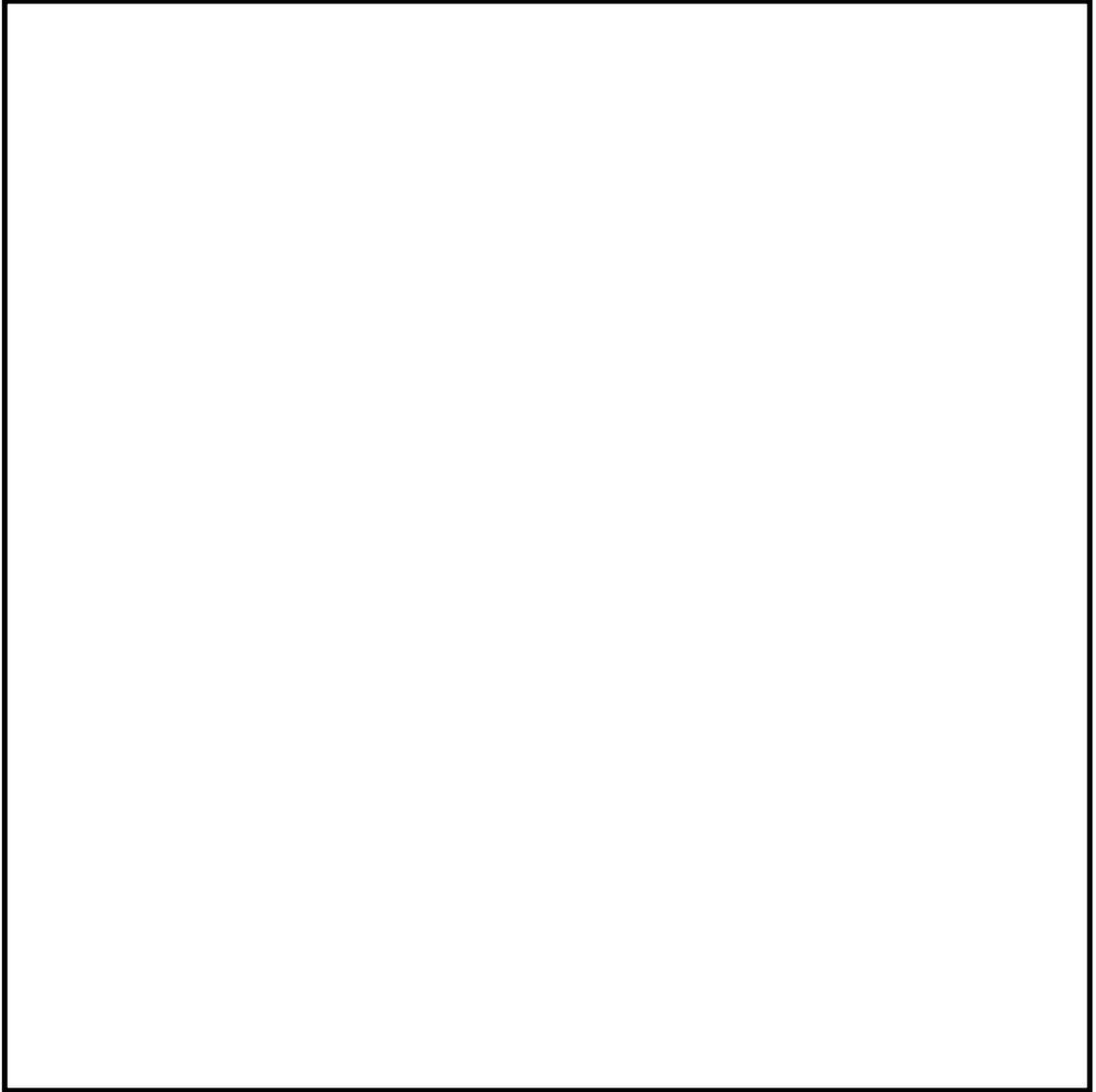
b. 金属フィルタ

金属フィルタは、ベンチュリスクラバで除去しきれなかったエアロゾルを除去する。

金属フィルタは、必要なフィルタ面積と最適なフィルタ流速が得られるように、容器の上部に縦向きに配置される。金属フィルタは [] 製で、プレフィルタとメインフィルタを [] であり、周囲の型枠により容器内部に直接取り付けられる。

ベントガスは、スクラビング水を出た後、スクラビング水から生じる湿分（液滴）を含んでいる。長時間の運転でも高い除去効率を確保するため、 [] []、除去した液滴は、スクラビング水内にドレンされる。

金属フィルタの機器仕様を第 2.3.2-1 表に、概略図及びフィルタ容器内の配置を第 2.3.2-5 図及び第 2.3.2-6 図に示す。



第 2.3.2-5 図 金属フィルタ概略図



第 2.3.2-6 図 フィルタ装置の断面図 (金属フィルタ高さ)

(a) プレフィルタ及び湿分分離機構



湿分分離機構の概要を第 2.3.2-7 図に，ドレン配管接続部の概要を第 2.3.2-8 図に示す。



第 2.3.2-7 図 湿分分離機構の概略図



第 2.3.2-8 図 ドレン配管接続部の z x 概略図

(b) メインフィルタ



c. 流量制限オリフィス

ベントフィルタ内の体積流量をほぼ一定に保つため、金属フィルタ下流に流量制限オリフィスを設置する。流量制限オリフィスの穴径は、系統の圧力損失を考慮した上で、ベント開始時の格納容器圧力（1 Pd～2 Pd）のうち、低い圧力（1 Pd）において、設計流量が確実に排気できるよう設定する。



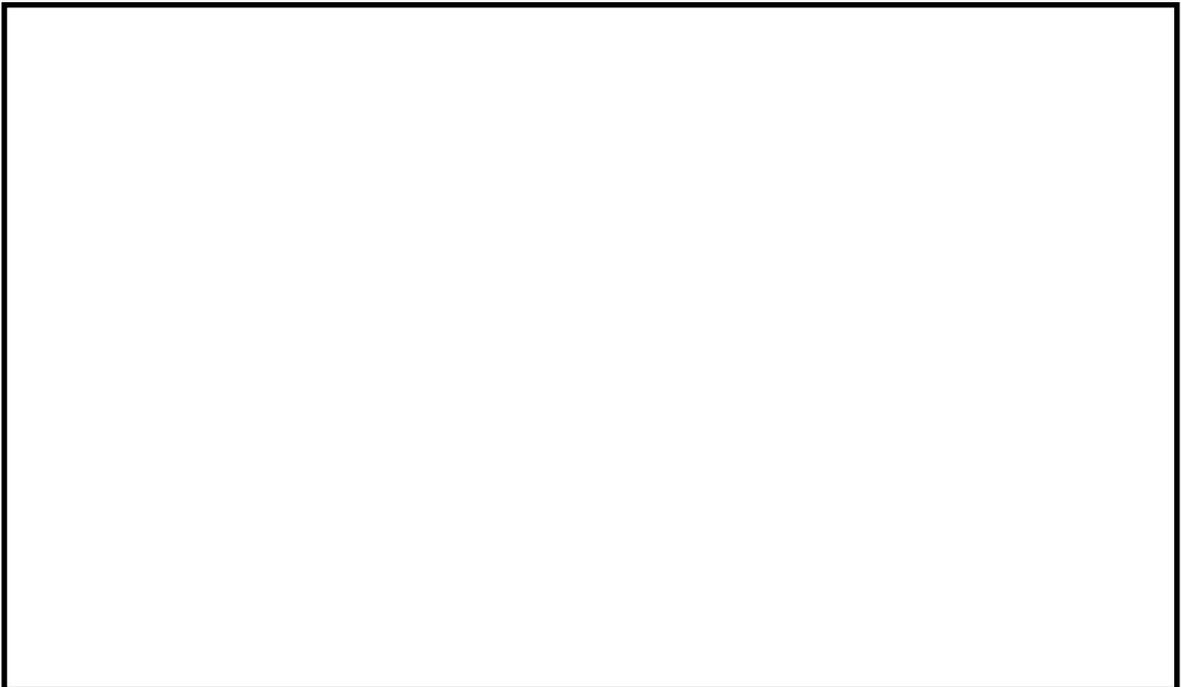
流量制限オリフィスの仕様を第 2.3.2-1 表に示す。

d. よう素除去部

よう素除去部には、銀ゼオライトを収納し、ベントガスを通過させることで、ガス中に含まれる放射性のよう素を除去する。

銀ゼオライトの充填部は、周方向に 6 部屋あり、各充填部に充填孔を設け、万一、銀ゼオライトの交換が必要になった場合は、容器頂部のマンホールから充填孔を介して銀ゼオライトを充填もしくは吸引回収できる構造とする。

よう素除去部の仕様を第 2.3.2-1 表に、概略図を第 2.3.2-9 図に、フィルタ装置内のよう素除去部の配置を第 2.3.2-10 図に示す。



第 2.3.2-9 図 よう素除去部概略図



第 2.3.2-10 図 フィルタ装置の断面図（よう素除去部高さ）

第 2.3.2-1 表 フィルタ装置主要仕様

(1) 容器

型 式	円筒たて形容器
材 質	
胴 内 径	約 5 m
高 さ	約 10 m

(2) ベンチュリノズル

材 質	
個 数	

(3) 金属フィルタ

材 質	
寸 法	
繊 維 径	
個 数	
総 面 積	

(4) 流量制限オリフィス

型 式	同心オリフィス板
材 質	
個 数	

(5) よう素除去部

材 質	銀ゼオライト
充 填 量	
ベツド厚さ	

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R0

第 2.3.2-2 表 スクラビング水仕様（待機水位時）

項 目	設定値
pH	13 以上

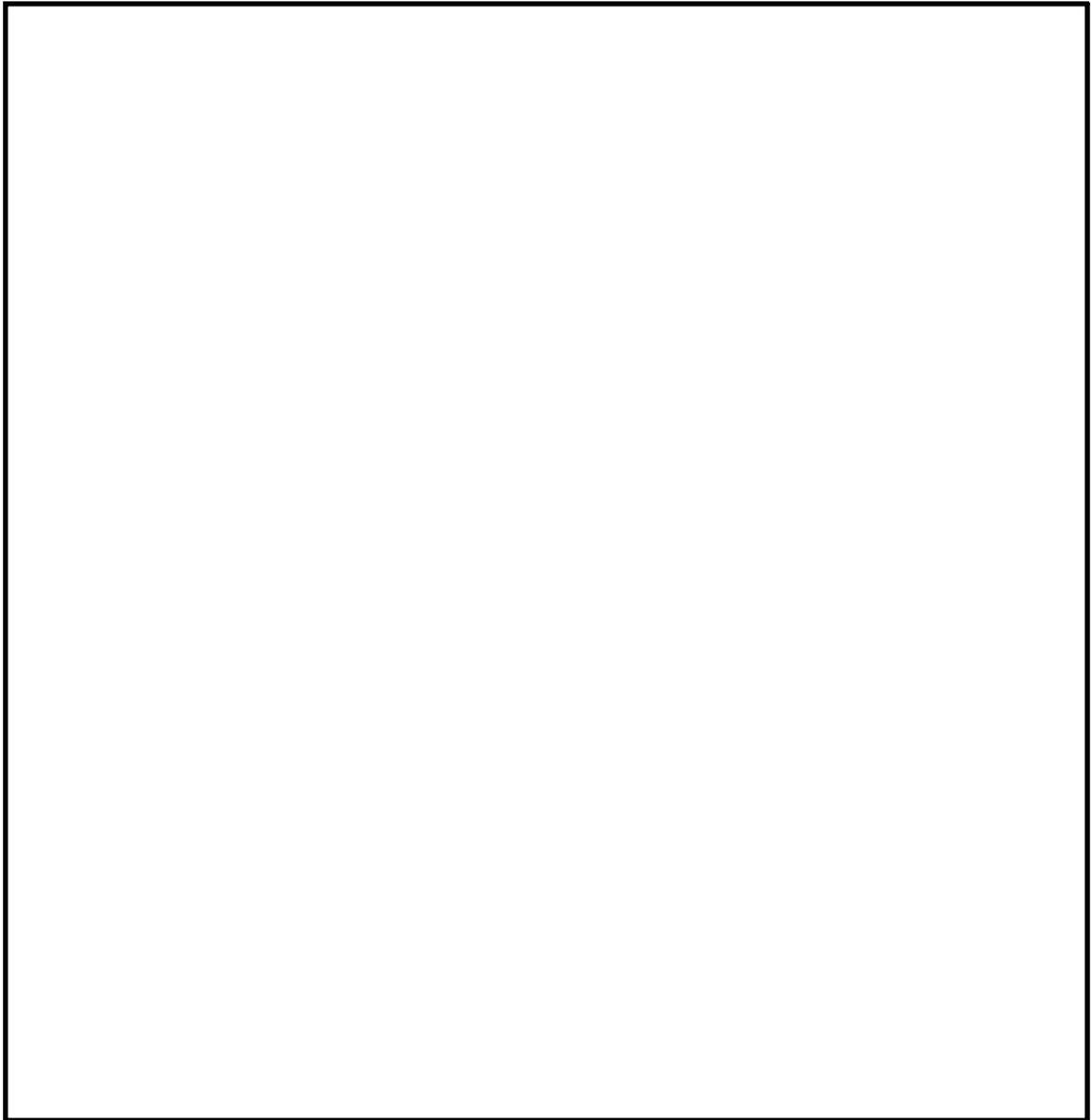
2.3.3 配置

フィルタ装置は、原子炉建屋外に地下埋設で設置する頑健な格納容器圧力逃がし装置格納槽の中に設置することで、地震や津波等の自然現象及び航空機衝突に対する耐性を高めている。格納容器圧力逃がし装置格納槽は、鉄筋コンクリート製であり、フィルタ装置に保持された放射性物質からの遮蔽を考慮した設計としている。また、最終ヒートシンクへ熱を輸送するための設計基準事故対処設備である残留熱除去系ポンプ、残留熱除去系熱交換器及び残留熱除去系海水ポンプ並びに重大事故等対処設備である緊急用海水ポンプに対して位置的分散を図っている。さらに、重大事故等対処設備である代替循環冷却系ポンプに対しても位置的分散を図っている。

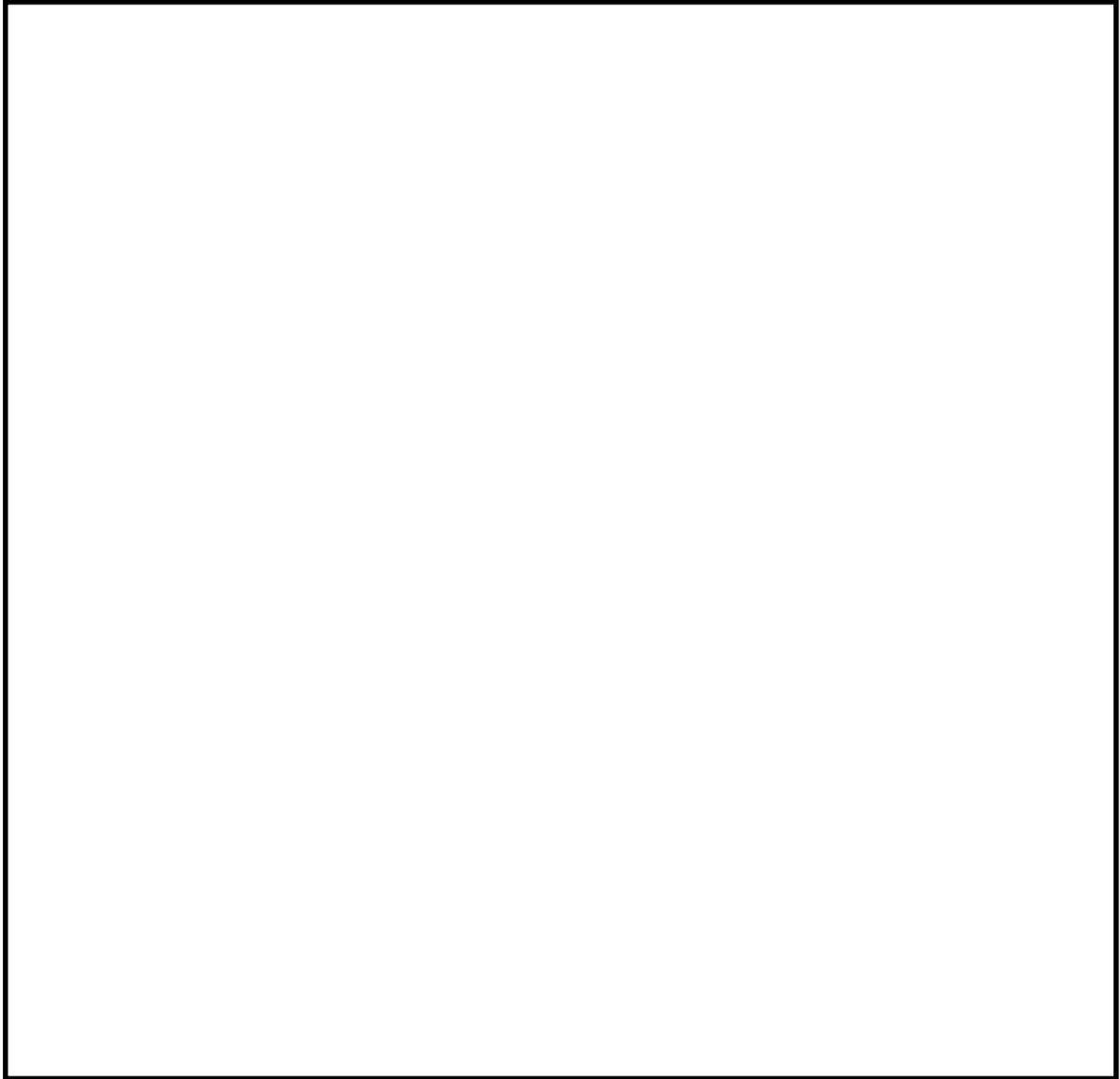
フィルタ装置の配置を第 2.3.3-1 図、第 2.3.3-2 図に示す。

格納容器圧力逃がし装置の配管については、ベント時に発生する蒸気凝縮で発生するドレン水による閉塞やこれに起因する水素及び酸素の滞留を防止するため、配置に留意する。具体的には配管ルートに U シール部ができないよう配置する。なお、新設部分については、水平配管に適切な勾配を設ける。

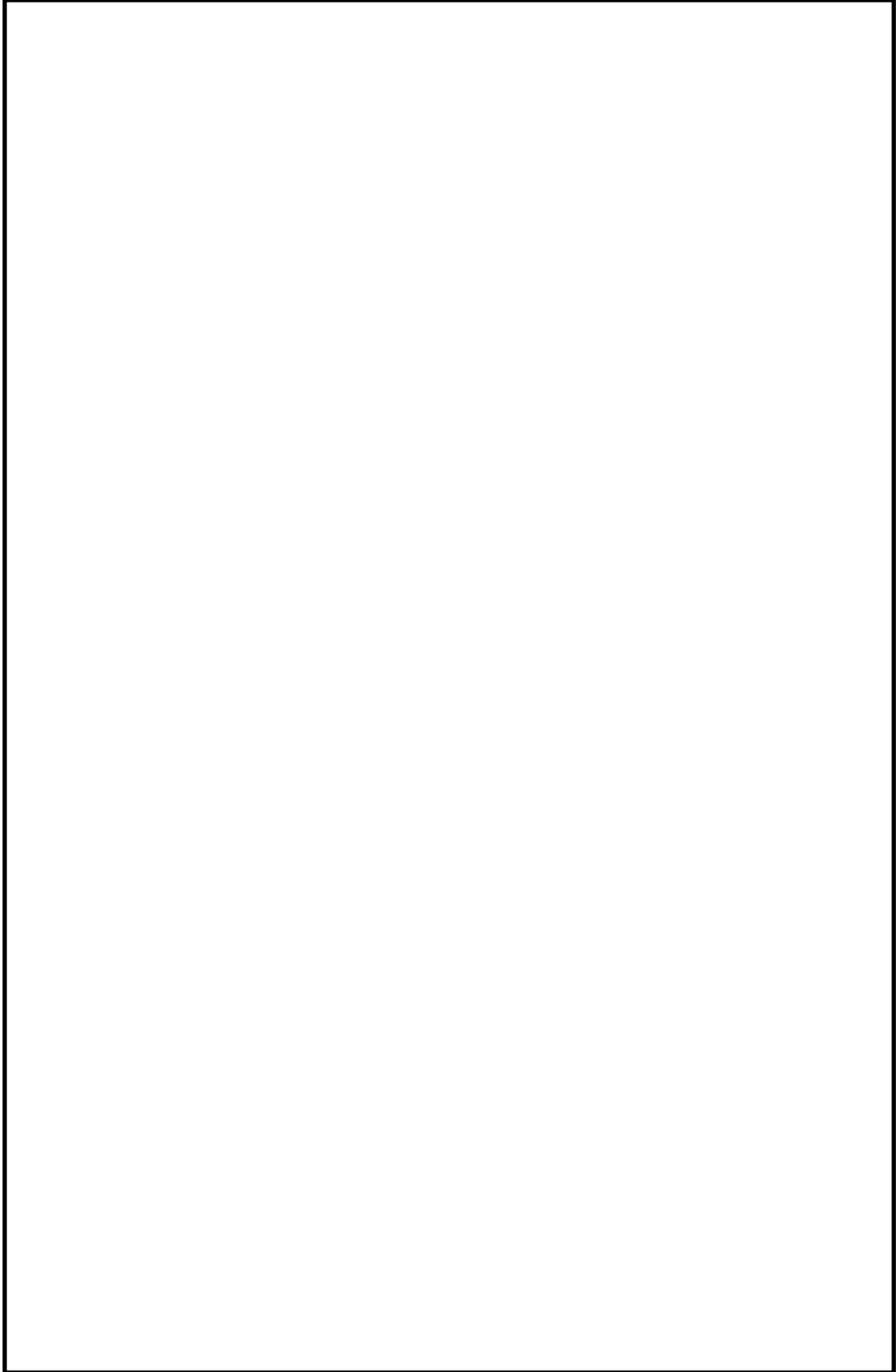
格納容器圧力逃がし装置の配管ルート図を第 2.3.3-3 図～15 図に示す。



第 2.3.3-1 図 フィルタ装置配置図 (原子炉建屋地下 2 階)



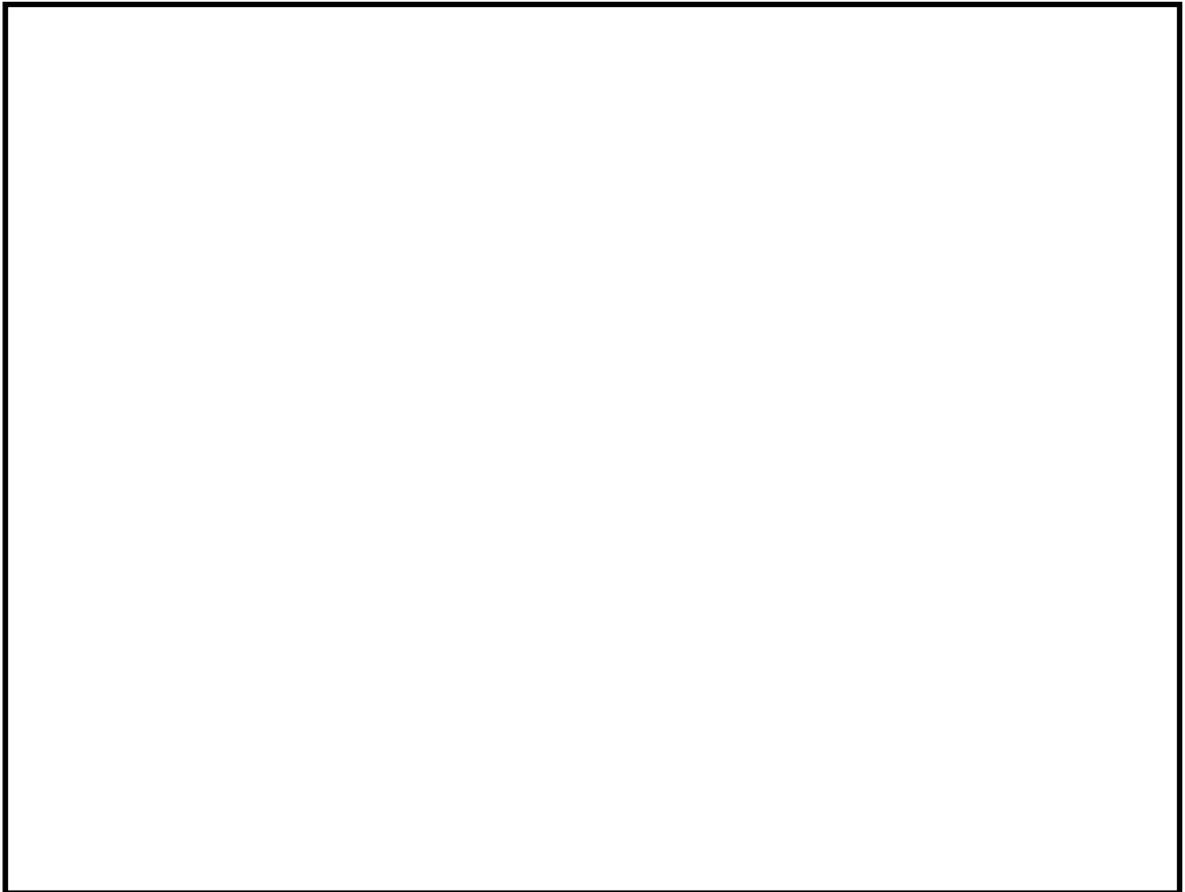
第 2.3.3-2 図 フィルタ装置配置図 (屋外)



第 2.3.3-3 図 格納容器圧力逃がし装置 配管ルート図 (全体図)



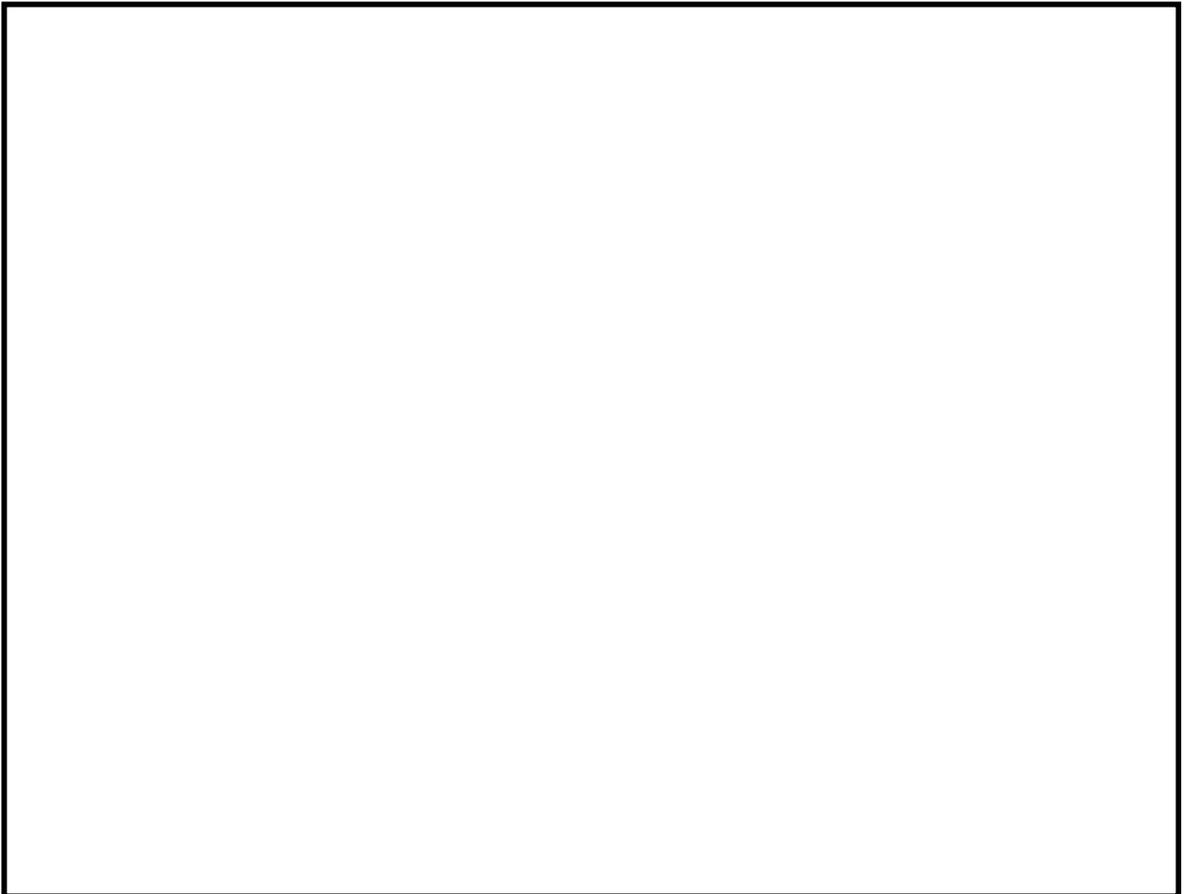
第 2.3.3-4 図 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (1/12)



第 2.3.3-5 図 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (2/12)



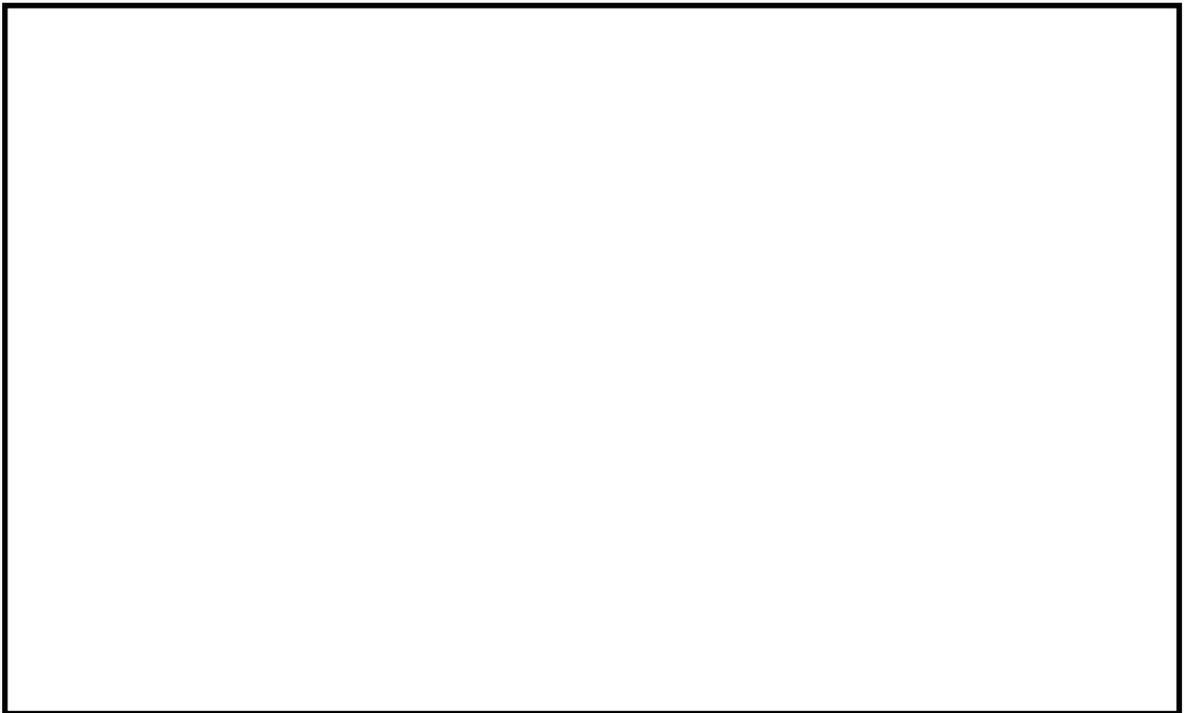
第 2.3.3-6 図 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (3/12)



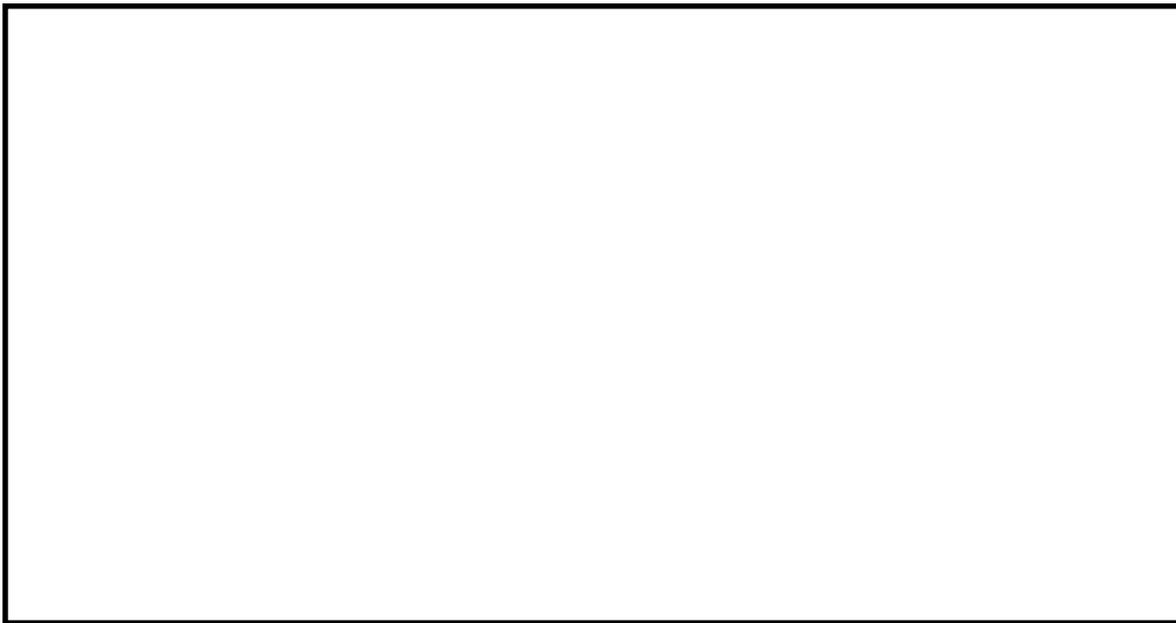
第 2.3.3-7 図 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (4/12)



第 2.3.3-8 図 格納容器圧力逃がし装置系配管ルート拡大図 (5/12)



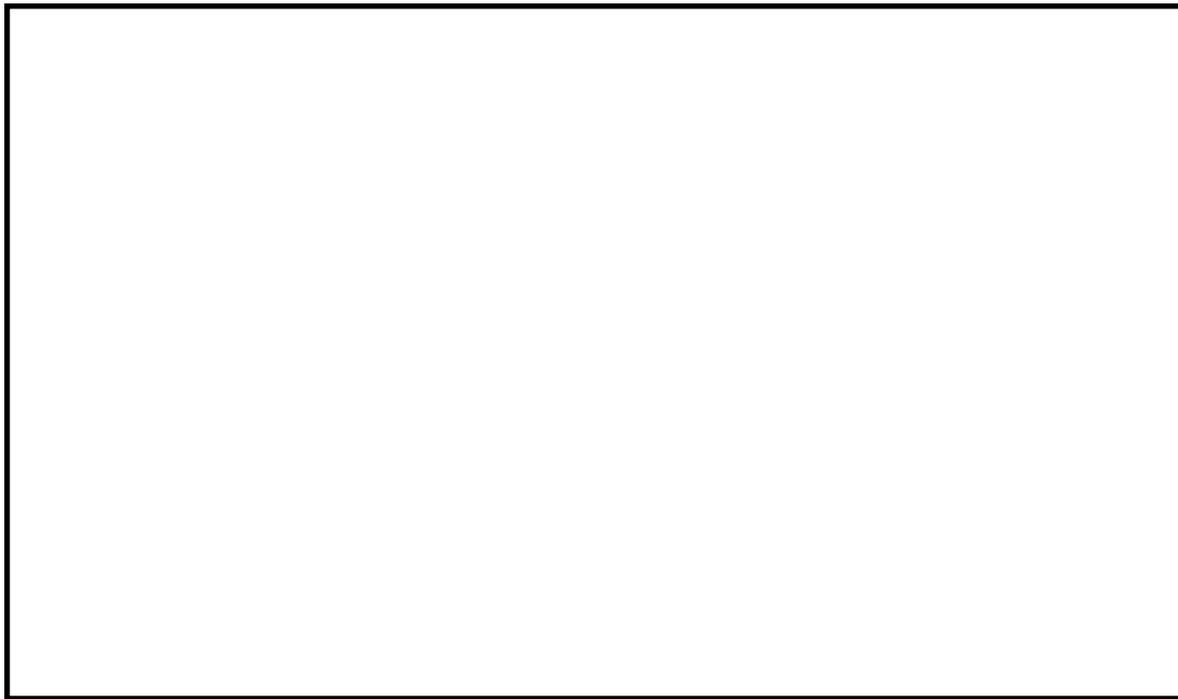
第 2.3.3-9 図 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (6/12)



第 2.3.3-10 図 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (7/12)



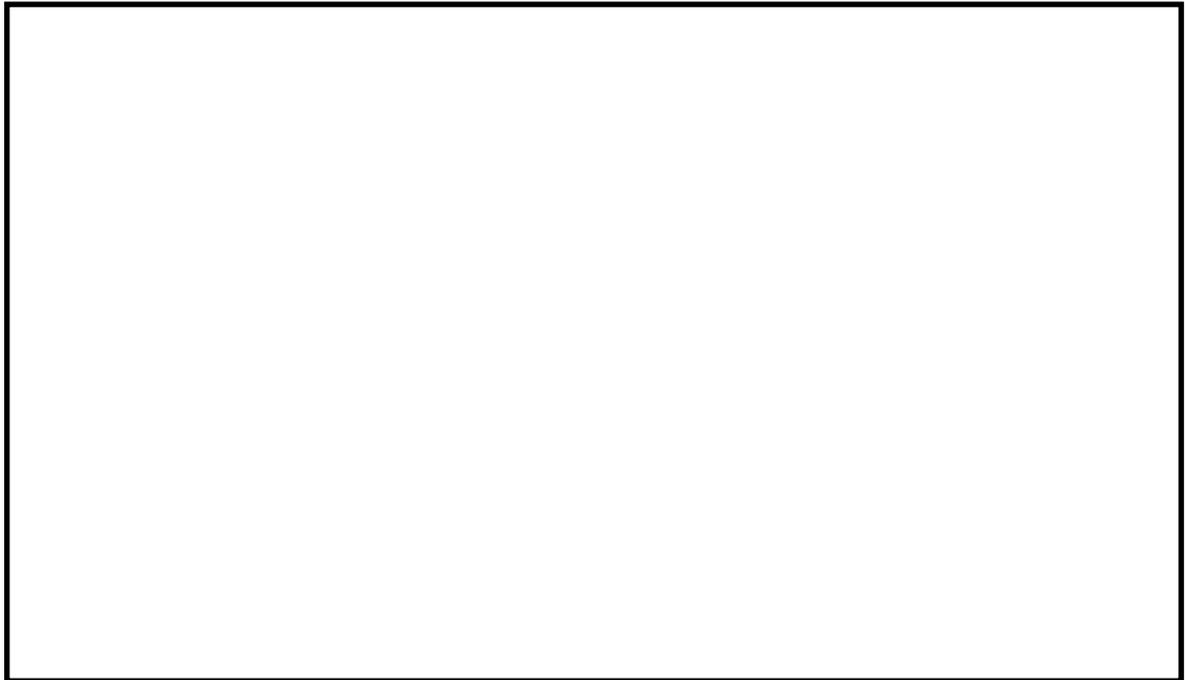
第 2.3.3-11 図 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (8/12)



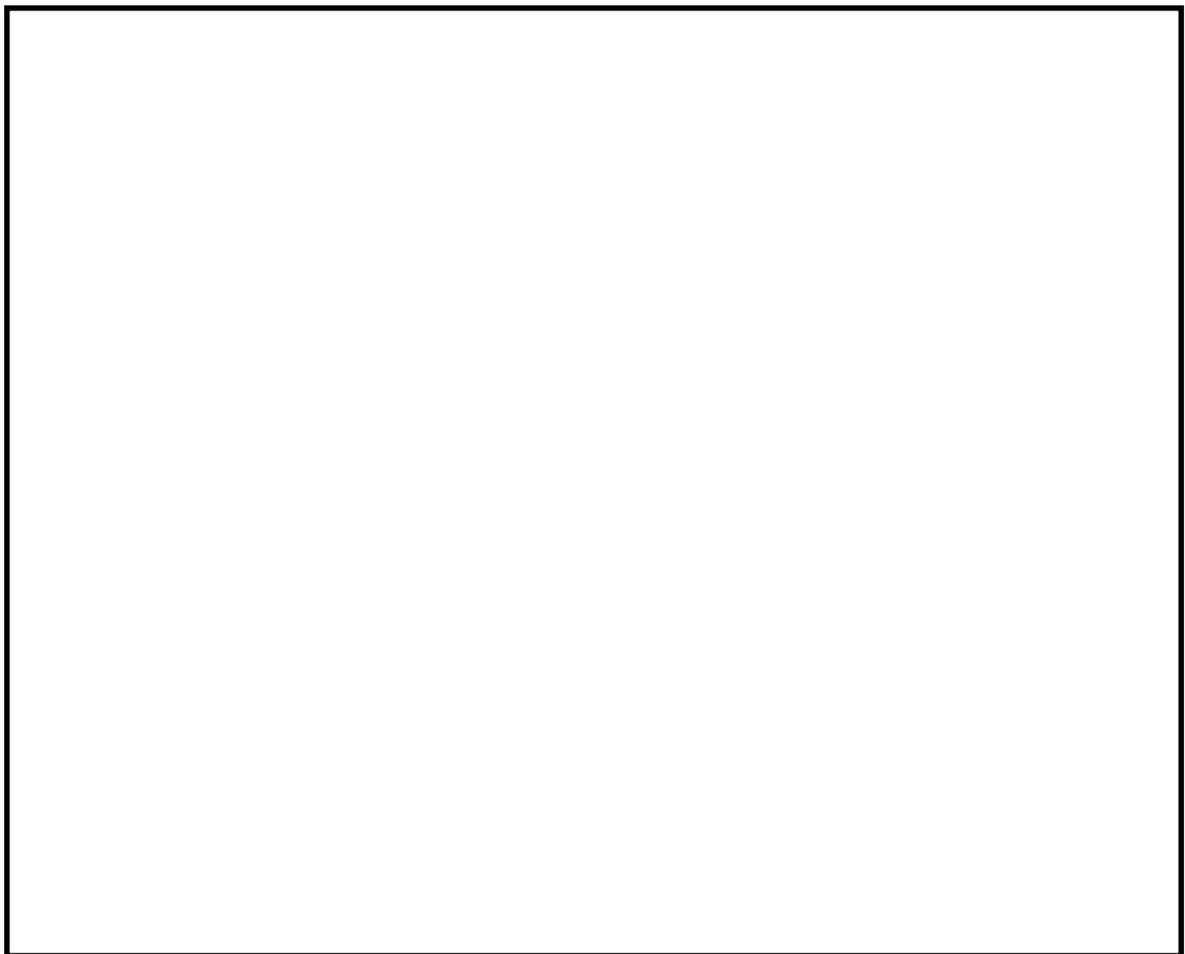
第 2.3.3-12 図 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (9/12)



第 2.3.3-13 図 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (10/12)



第 2.3.3-14 図 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (11/12)



2.3.3-15 図 格納容器圧力逃がし装置配管ルート拡大図 (12/12)

2.4 付帯設備

2.4.1 計装設備

格納容器圧力逃がし装置の計装設備は、各運転状態において、設備の状態を適切に監視するため、フィルタ装置入口水素濃度計、フィルタ装置出口放射線モニタ及びフィルタ装置周り計装設備にて構成する。

(1) フィルタ装置入口水素濃度計

フィルタ装置入口水素濃度計は、ベント停止後の系統内の水素濃度が可燃限界 4 vol% 以下に維持されていることを監視するため、フィルタ装置入口配管の頂部に設置する。

ベント停止（第一弁を閉止）後は、フィルタ装置入口配管に窒素を供給し、系統内に残留するガスを掃気することで、水素が可燃限界に至ることはない。また、フィルタ装置内の放射性物質を保持するスクラビング水より放射線分解で発生する水素は、窒素供給することでフィルタ装置出口配管を通して掃気され、可燃限界に至ることはない。

水素濃度の計測は、ベント停止後の窒素供給による系統パージ停止後に実施する。

フィルタ装置入口水素濃度計の計測範囲は、0～100 vol%とし、0～20 vol%に切り替えて計測できるようにする。計測した水素濃度は、中央制御室及び緊急時対策所で監視可能な設計とする。

フィルタ装置入口水素濃度計は、通常待機時には非常用母線より受電しているが、重大事故等時で非常用電源から受電できない場合には、常設代替交流電源設備である常設代替高圧電源装置及び可搬型代替交流電源設備である可搬型代替低圧電源車から給電可能な構成とする。

フィルタ装置入口水素濃度計の主要仕様を第 2.4.1-1 表に示す。

第 2.4.1-1 表 フィルタ装置入口水素濃度計の仕様

種 類	熱伝導式水素濃度検出器
計測範囲	0～100 vol%
個 数	2
使用電源	交流電源

(2) フィルタ装置出口放射線モニタ

フィルタ装置出口放射線モニタは、大気へ放出する放射性物質濃度を監視する目的で、排気中の放射性物質からのγ線強度を計測するため、フィルタ装置出口配管近傍に設置する。

フィルタ装置出口放射線モニタの計測範囲は、フィルタ使用時に想定される排気中の放射性物質がフィルタ装置出口配管に内包された時の最大の放射線量率を計測できる範囲として、炉心損傷している場合は 10^{-2} ～ 10^5 Sv/h（高レンジ用）を、炉心損傷していない場合は 10^{-3} ～ 10^4 mSv/h（低レンジ用）を計測範囲としている。計測した放射線量率は、中央制御室及び緊急時対策所で監視可能な設計とする。

フィルタ装置出口放射線モニタは、通常待機時には非常用母線より受電しているが、重大事故等時で非常用電源から受電できない場合には、常設代替直流電源設備である緊

急用 125 V 系蓄電池並びに可搬型代替直流電源設備である可搬型低圧電源車及び可搬型整流器から給電可能な構成とする。

フィルタ装置出口放射線モニタの主要仕様を第 2.4.1-2 表に示す。

第 2.4.1-2 表 フィルタ装置出口放射線モニタの仕様

	高レンジ用	低レンジ用
種 類	イオンチェンバ式 放射線検出器	イオンチェンバ式 放射線検出器
計測範囲	$10^{-2} \sim 10^5$ Sv/h	$10^{-3} \sim 10^4$ mSv/h
個 数	2	1
使用電源	直流電源	直流電源

(3) フィルタ装置周り計装設備

通常待機時、系統運転時及び事故収束時の各状態において、フィルタ装置の水位、圧力及び温度並びにスクラビング水 pH を監視するため、フィルタ装置周辺に水位計、圧力計、温度計及び pH 計を設置し、中央制御室、緊急時対策所及び一部現場において監視できる設計とする。

フィルタ装置周りの計装設備のうち水位計、圧力計及び温度計は、通常待機時には非常用母線より受電しているが、重大事故等時で非常用電源から受電できない場合には、常設代替直流電源設備である緊急用 125 V 系蓄電池並びに可搬型代替直流電源設備である可搬型代替低圧電源車及び可搬型整流器から給電可能な構成とする。また、pH 計は、通常待機時には非常用母線より受電しているが、非常用電源から受電できない場合には、常設代替交流電源設備である常設代替高圧電源装置及び可搬型代替交流電源設備である可搬型代替低圧電源車から給電可能な構成とする。

なお、フィルタ装置周り計装設備のうち、フィルタ装置排気ライン圧力計及びフィルタ装置スクラビング水 pH 計は、系統待機時以外の系統運転時及び事故収束時は監視する必要がないため、自主対策設備とする。また、フィルタ装置水位計及びフィルタ装置圧力計は、中央制御室及び現場にて監視が可能であるため、現場計器は自主対策設備とする。

(4) 各状態における監視の目的

a. 系統待機状態

格納容器圧力逃がし装置の通常待機時の状態を、以下のとおり確認する設計としている。

(a) フィルタ装置の性能に影響するパラメータの確認

フィルタ装置水位計にて、スクラビング水の水位が、通常待機時の設定範囲内 にあることを監視することで、要求される放射性物質の除去性能が発揮できることを確認する。

通常待機時における水位の範囲は、ベント時のスクラビング水の水位変動を考慮し

ても放射性物質の除去性能を維持し、ベント開始後 7 日間は水補給が不要となるよう設定している。

また、フィルタ装置スクラビング水 pH 計にて、pH がアルカリ性の状態（pH13 以上）であることを監視することで、フィルタ装置の性能維持に影響がないことを確認する。

(b) 系統不活性状態の確認

フィルタ装置排気ライン圧力計及びフィルタ装置圧力計にて、封入した窒素圧力 を継続監視することによって、系統内の不活性状態を確認する。

b. 系統運転状態

格納容器圧力逃がし装置の運転時の状態を、以下のとおり確認する設計としている。

(a) 格納容器内の雰囲気ガスがフィルタ装置へ導かれていることの確認

フィルタ装置圧力計にて、ベント開始により圧力が上昇し、ベント継続により格納容器の圧力に追従して圧力が低下傾向を示すことで、格納容器内の雰囲気ガスがフィルタ装置に導かれていることを確認する。

また、フィルタ装置スクラビング水温度計にて、ベント開始によりスクラビング水が待機状態から飽和温度まで上昇することを監視することで、格納容器のガスがフィルタ装置に導かれていることを確認する。さらに、フィルタ装置出口放射線モニタが初期値から上昇することを計測することにより、ガスが通気されていることを把握できる。

(b) フィルタ装置の性能に影響するパラメータの確認

フィルタ装置水位計にて、スクラビング水の水位が、ベント後の下限水位から上限水位の範囲内 にあることを監視することで、要求される放射性物質の除去性能が維持できることを確認する。

ベント後における下限水位については、ベンチュリノズルが水没していることを確認するため、上限水位については、金属フィルタの性能に影響がないことを確認するためにそれぞれ設定する。

(c) ベントガスが放出されていることの確認

フィルタ装置出口放射線モニタにて、フィルタ装置出口を通過するガスに含まれる放射性物質からの γ 線強度を計測することで、フィルタ装置出口配管よりベントガスが放出されていることを確認する。

c. 事故収束状態

格納容器圧力逃がし装置の事故収束時の状態を以下のとおり確認する設計としている。

(a) 系統内に水素が滞留していないことの確認

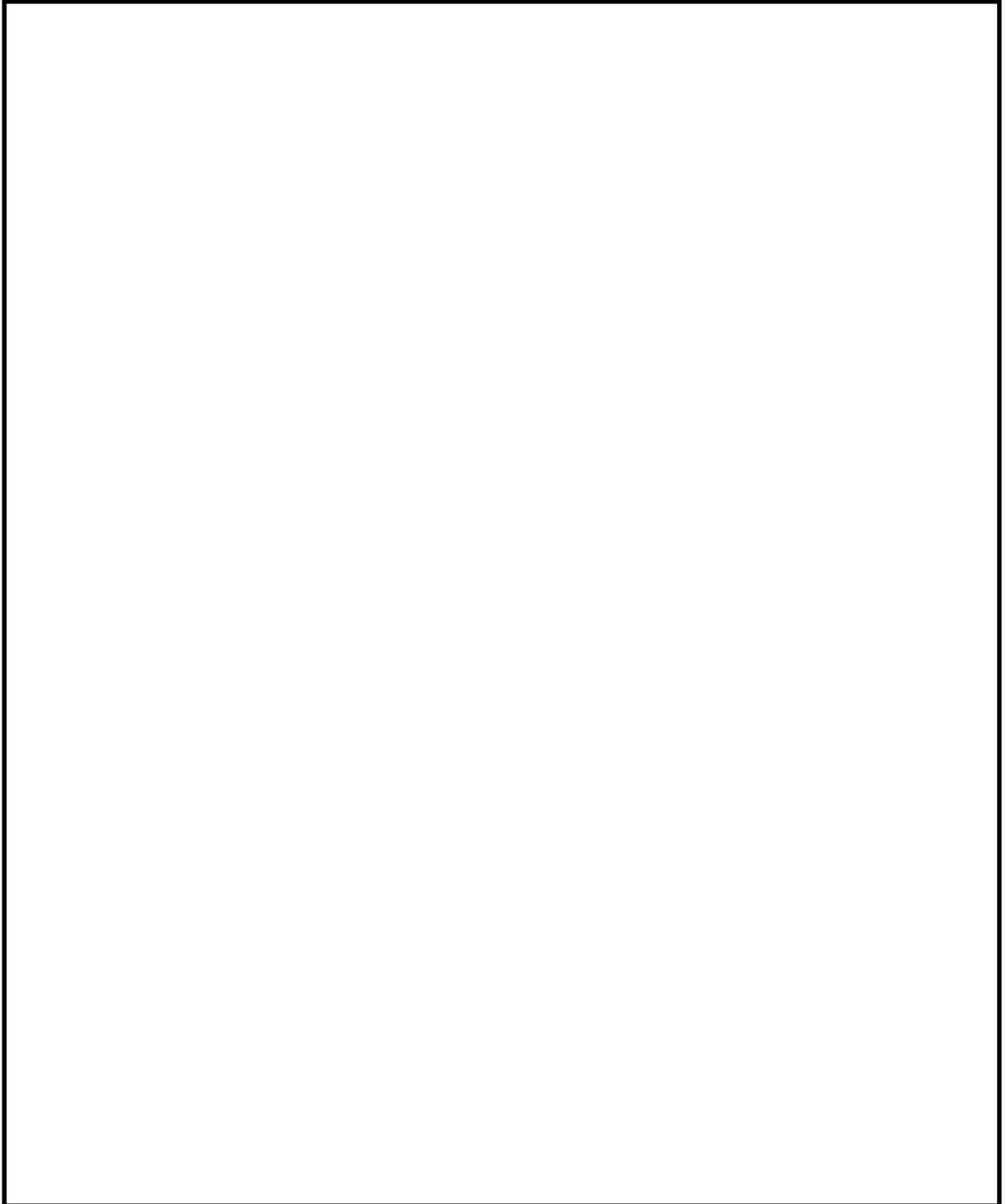
フィルタ装置入口水素濃度計にて、窒素供給による系統パージ停止後において、水素が長期的に系統内に滞留していないことを確認する。

(b) フィルタ装置の状態確認

フィルタ装置に異常がないことを確認するため、フィルタ装置水位計にて、スクラビング水の水位が確保されていること（フィルタ装置のスクラビング水の移送後を除く。）、フィルタ装置スクラビング水温度計にて温度の異常な上昇がないこと及びフィルタ装置出口放射線モニタの指示値が上昇傾向にないことを確認する。

(5) 計装設備の仕様

フィルタ装置の水位について第 2.4.1-1 図に、計装設備の概略構成図を第 2.4.1-2 図に、主要仕様を第 2.4.1-3 表に示す。



第 2.4.1-1 図 フィルタ装置水位

第 2.4.1-3 表 計装設備主要仕様

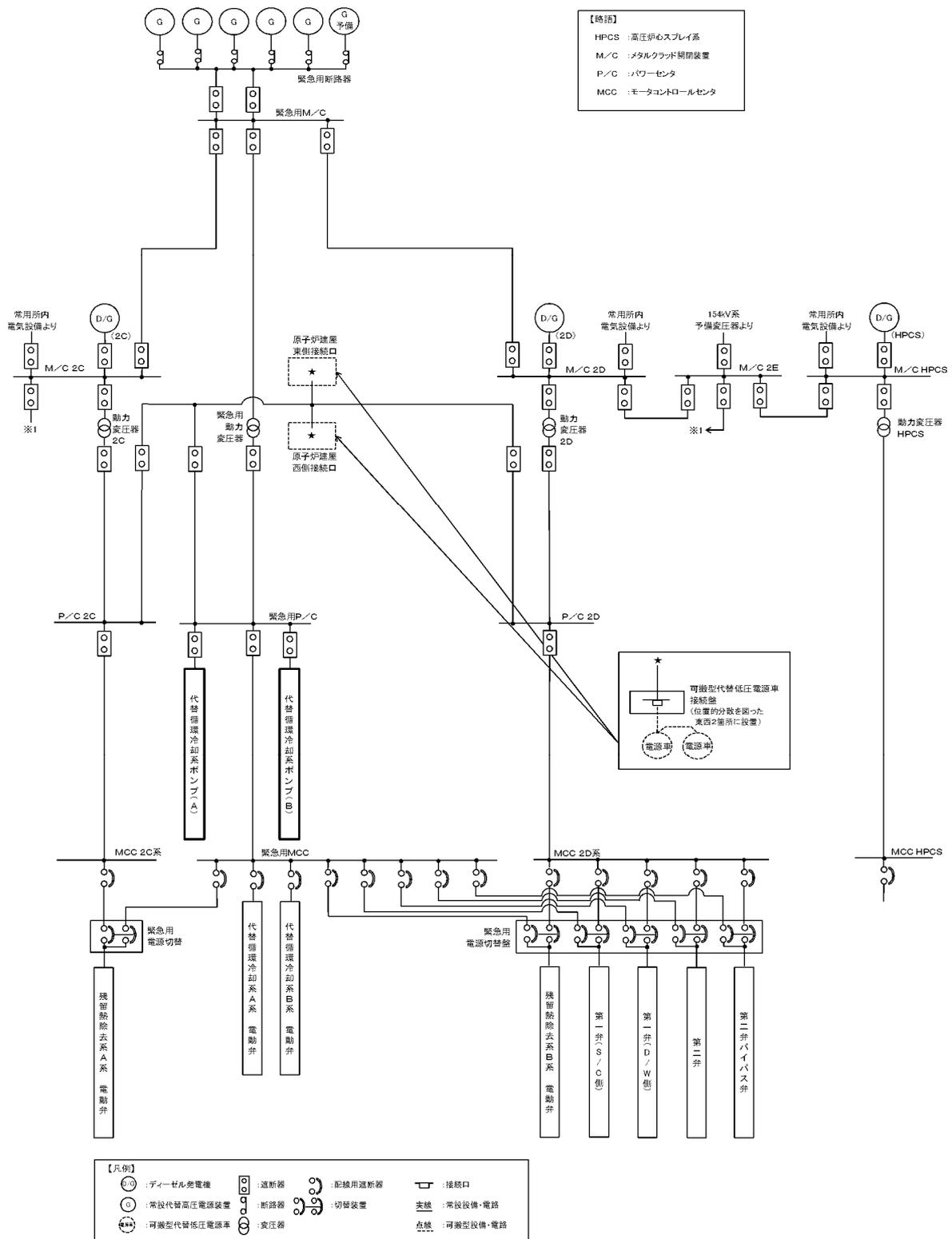
監視パラメータ※ ¹	設置目的	計測範囲	計測範囲の根拠	検出器 個数	監視場所
①フィルタ装置水位	フィルタ装置性能維持のための水位監視	180～5500 mm		2	中央制御室，緊急時対策所
				1※ ²	現場
②フィルタ装置圧力	系統運転中に格納容器雰囲気ガスがフィルタ装置に導かれていることの確認	0～1.0 MPa [gage]	系統の最高使用圧力（620 kPa[gage]）を監視できる範囲	1	中央制御室，緊急時対策所
				1※ ²	現場
③フィルタ装置スクラビング水温度	フィルタ装置の温度監視	0～300 ℃	系統の最高使用温度（200 ℃）を監視できる範囲	1	中央制御室，緊急時対策所
④フィルタ装置排気ライン圧力※ ²	通常待機時の窒素封入による不活性化状態の確認	0～100 kPa [gage]		1	中央制御室，緊急時対策所
⑤フィルタ装置出口放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）	系統運転中に放出される放射性物質濃度の確認	高レンジ： 10 ⁻² ～10 ⁵ Sv/h 低レンジ： 10 ⁻³ ～10 ⁴ mSv/h	想定される放射性物質がフィルタ装置出口配管に内包された時の最大の放射線量率（約 5×10 ¹ Sv/h）を計測できる範囲	高レンジ： 2 低レンジ： 1	中央制御室，緊急時対策所
⑥フィルタ装置入口水素濃度	事故収束時の系統内の水素濃度の確認	0～100 vol%	想定される水素濃度の変動範囲を計測できる範囲	2	中央制御室，緊急時対策所
⑦フィルタ装置スクラビング水 pH※ ²	フィルタ装置性能維持のための pH 監視	pH 0～14	想定される pH の変動範囲を計測できる範囲	1	中央制御室，緊急時対策所
⑧第二弁操作室差圧計	正圧化維持のための差圧監視	0～60 Pa	温度の影響を無視できる圧力差（約 10.4 Pa）を計測できる範囲	1	第二弁操作室

※¹ 監視パラメータの数字は第 2.4.1-2 図の○数字に対応する。

※² 自主対策設備

2.4.2 電源設備

ベントガスの流路となる配管に設置される電動駆動弁及び計装設備については、通常待機時には非常用母線より受電しているが、重大事故等時で非常用母線から受電できない場合には、常設代替交流電源設備である常設代替高圧電源装置、可搬型代替交流電源設備である可搬型低圧電源車、常設代替直流電源設備である緊急用 125 V 系蓄電池並びに可搬型代替直流電源設備である可搬型低圧電源車及び可搬型整流器から給電可能な構成とする。電源構成図を第 2.4.2-1～2 図に示す。



第 2.4.2-1 図 格納容器圧力逃がし装置 電源構成図 (交流電源)

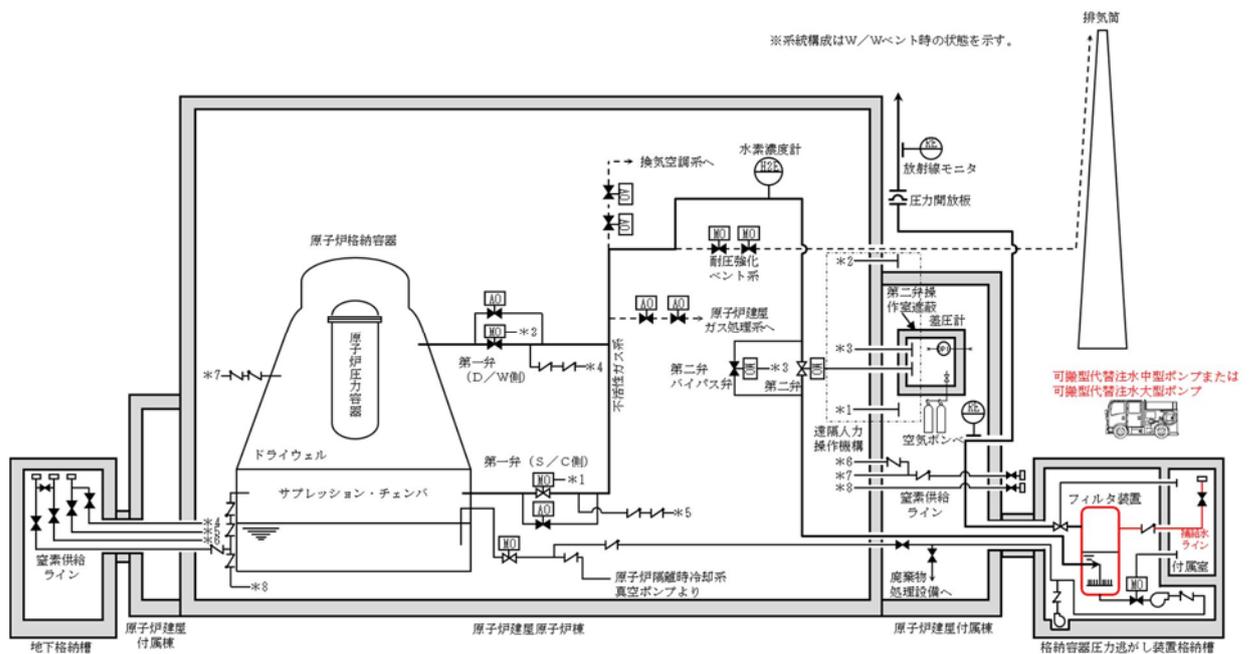
2.4.3 給水設備

系統待機状態において、フィルタ装置はスクラビング水を貯留している状態であるが、重大事故時においてフィルタ装置を使用した場合、保持した放射性物質の崩壊熱によりスクラビング水が蒸発し、水位が低下する。このような状況に備え、フィルタ装置には格納容器圧力逃がし装置格納槽に設ける遮蔽外から給水できるよう接続口を設け、可搬型代替注水大型ポンプ車等からの給水を可能とする設計としている。

給水配管の仕様を第 2.4.3-1 表に、概要を第 2.4.3-1 図に示す。

第 2.4.3-1 表 給水配管仕様

口 径	25 A, 50 A
材 質	ステンレス鋼 (SUS316LTP)



第 2.4.3-1 図 給水設備概要図

2.4.4 可搬型窒素供給装置

ベント終了後、スクラビング水の放射線分解によって発生する水素により系統内の水素濃度が上昇する可能性があるため、窒素を供給し、系統内の水素濃度が可燃限界を超えないように希釈及び掃気するために、窒素供給装置及び窒素供給装置用電源車で構成する可搬型窒素供給装置を設ける。

窒素の供給は、可搬型窒素供給装置（窒素供給装置及び窒素供給装置用電源車）により行う。系統の隔離弁（第一弁）の下流配管から供給ラインを分岐し、原子炉建屋外に接続口を設け、窒素供給装置を可搬ホースにて接続する。

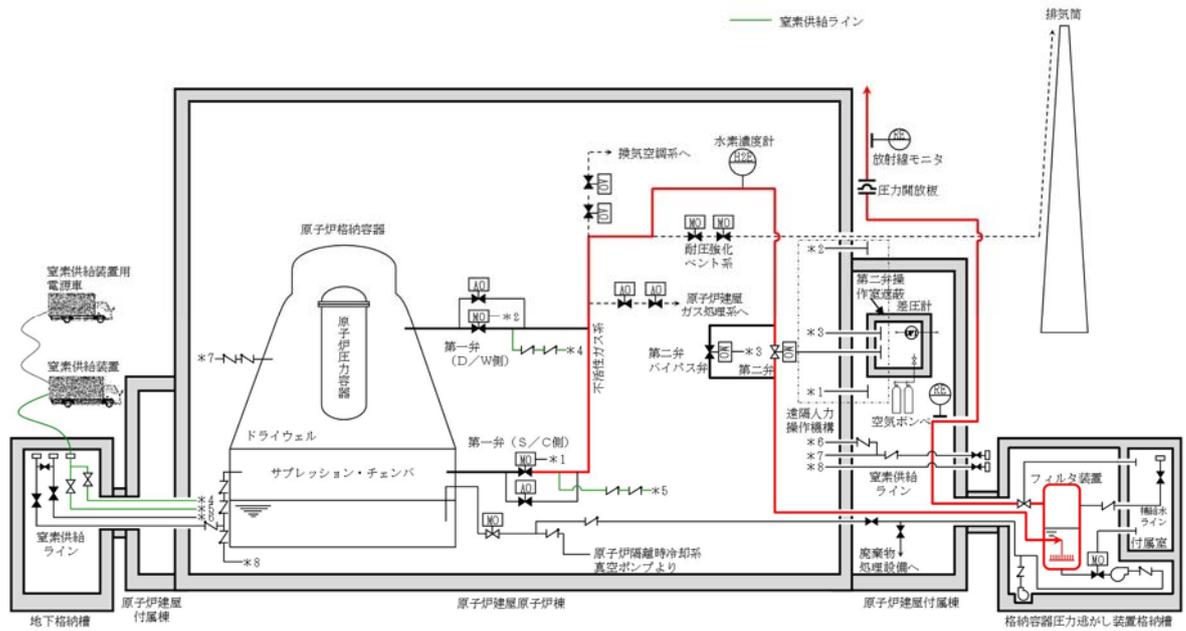
窒素供給装置の仕様を第2.4.4-1表に、窒素供給配管の仕様を第2.4.4-2表に、窒素供給装置の概要を第2.4.4-1図に、窒素供給装置の構成概略を第2.4.4-2図に示す。

第2.4.4-1表 窒素供給装置仕様

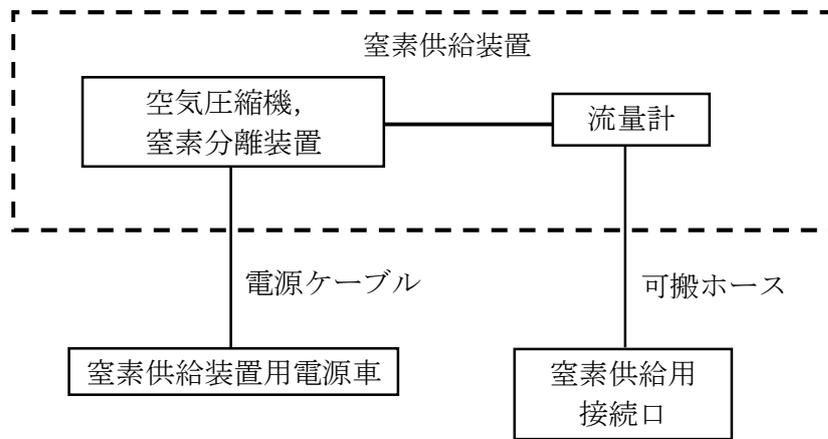
種 類	圧力変動吸着式
容 量	約 200 Nm ³ /h
窒素純度	約 99.0 vol%
供給圧力	約 0.5 MPa [gage]
個 数	2 (予備 2)

第2.4.4-2表 窒素供給配管仕様

口 径	50 A
材 質	炭素鋼 (STPT410)



第 2. 4. 4-1 図 窒素供給設備概要図



第 2. 4. 4-2 図 可搬型窒素供給装置構成概略

2.4.5 排水設備

フィルタ装置の水位調整及びベント停止後の放射性物質を含んだスクラビング水の格納容器（サブプレッション・チェンバ）への移送並びに放射性物質を含むスクラビング水が格納容器圧力逃がし装置格納槽に漏えいした場合の漏えい水の格納容器（サブプレッション・チェンバ）への移送のため、排水設備を設置する。

排水設備の仕様を第 2.4.5-1 表に、排水設備の概要を第 2.4.5-1 図に示す。

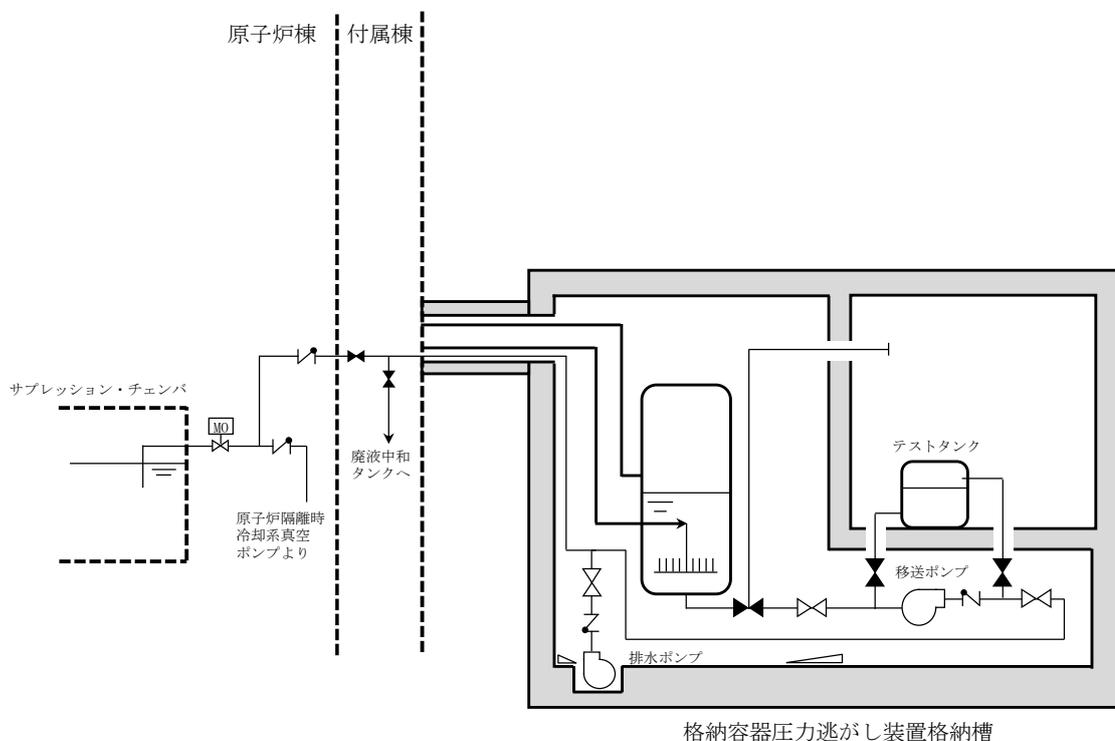
第 2.4.5-1 表 排水設備仕様

(1) 配管

口 径	50 A
材 質	ステンレス鋼 (SUS316LTP)

(2) ポンプ

	移送ポンプ	排水ポンプ
型 式	キャンドポンプ	水中ポンプ
定格流量	10 m ³ /h	10 m ³ /h
定格揚程	40 m	40 m
個 数	1	1
駆動方式	電動駆動（交流）	電動駆動（交流）



第 2.4.5-1 図 排水設備概要図

3. フィルタ性能

3.1 フィルタ装置による放射性物質の除去原理

3.1.1 エアロゾルの除去原理

エアロゾルの除去原理は、一般にフィルタ媒体（ベンチュリスクラバの場合は水滴、金属フィルタの場合は金属繊維）の種類によらず、主に以下の3つの効果の重ね合わせとして記述できる。

- ・さえぎり効果（Interception）：粒径が大きい場合に有効
- ・拡散効果（Diffusion）：流速が遅い場合、粒径が小さい場合に有効
- ・慣性衝突効果（Inertia effect）：流速が早い場合、粒径が大きい場合に有効

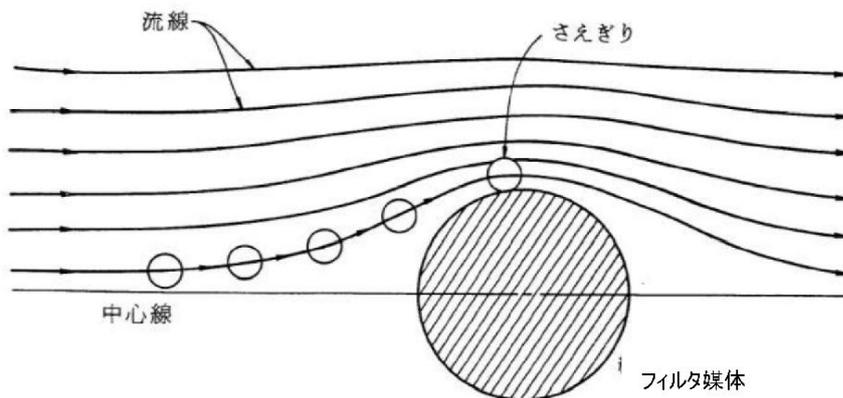
(1)～(3)に、それぞれの除去効果についてその特性を記載する。これらの除去原理はフィルタ媒体が水滴でも金属繊維でも作用するが、フィルタの種類や系統条件により効果的に除去できる粒径、流速の範囲が異なることから、幅広い粒径、流速のエアロゾルを除去するためには異なる種類のフィルタを組み合わせることが有効である。

(4)、(5)に、ベンチュリスクラバ及び金属フィルタにおけるエアロゾルの除去原理を示す。

(1) さえぎり効果

さえぎりによるエアロゾルの捕集は、第3.1.1-1図に示すように、エアロゾルが流線にそって運動している場合に、フィルタ媒体表面から1粒子半径以内にエアロゾルが達したときに起こる。

エアロゾル粒径が大きい場合、より遠くの流線に乗っていた場合でもフィルタ媒体と接触することが可能であるため、さえぎりによる除去効果は、エアロゾル粒径が大きい程大きくなる傾向にある。



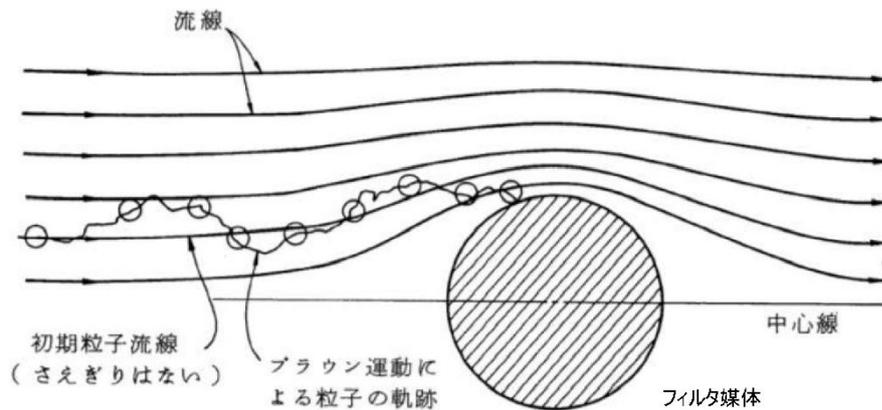
出典：W. C. ハイネズ，エアロゾルテクノロジー，(榊井上書院(1985)

第3.1.1-1図 さえぎりによる捕集

(2) 拡散効果

拡散によるエアロゾルの捕集は、第3.1.1-2図に示すように、エアロゾルがフィルタ媒体をさえぎらない流線上を移動しているときでも、フィルタ媒体近傍を通過する際に、ブラウン運動によってフィルタ媒体に衝突することで起こる。

エアロゾル粒径が小さい場合、ブラウン運動による拡散の度合いが大きくなるため、拡散による除去効果は、エアロゾル粒径が小さい程大きくなる傾向にある。また、フィルタ媒体の近傍にエアロゾルが滞在する時間が長い程ブラウン運動によりフィルタ媒体に衝突する可能性が高まるため、流速が遅い程大きくなる傾向にある。



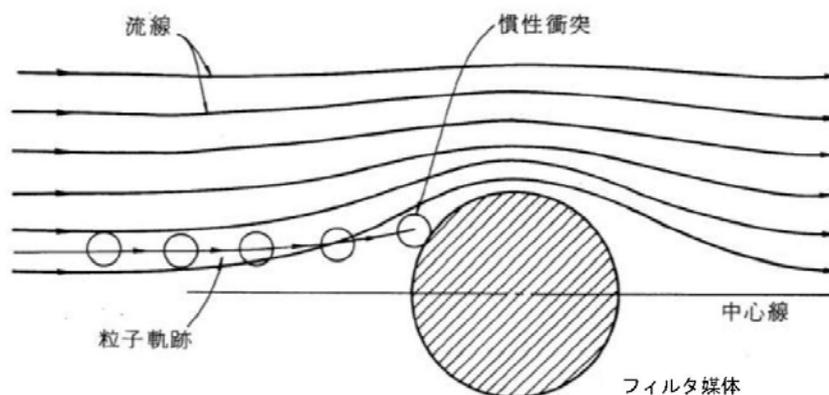
出典：W. C. ハイネズ，エアロゾルテクノロジー，(株)井上書院(1985)

第3.1.1-2図 拡散による捕集

(3) 慣性衝突効果

慣性衝突によるエアロゾルの捕集は、第3.1.1-3図に示すように、エアロゾルがその慣性のために、フィルタ媒体の近傍で急に变化する流線に対応することができず、流線を横切ってフィルタ媒体に衝突するとき起こる。

エアロゾル粒径が大きい場合又はエアロゾルの流れが早い場合にエアロゾルの慣性が大きくなり、フィルタ媒体と衝突する可能性が高まるため、慣性衝突による除去効果はエアロゾル粒径が大きい程大きく、流速が早い程大きくなる傾向がある。



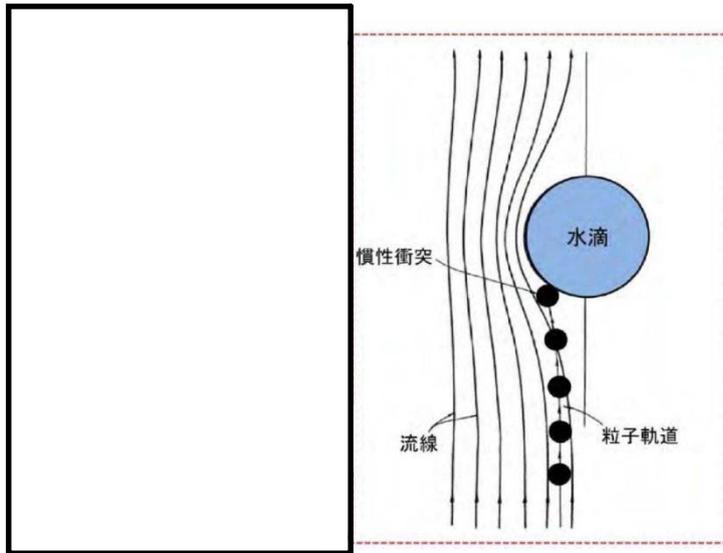
出典：W. C. ハイネズ，エアロゾルテクノロジー，(株)井上書院(1985)

第3.1.1-3図 慣性衝突による捕集

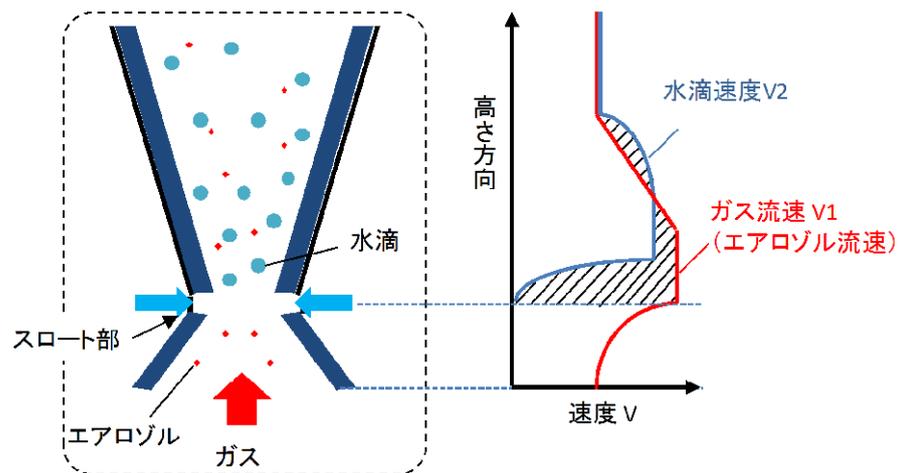
(4) ベンチュリスクラバにおけるエアロゾルの除去原理

ベンチュリスクラバは、断面積の小さいベンチュリノズルのスロート部にベントガスを通し、ガス流速を大きくすることで発生する負圧によって、ガス中にスクラビング水を噴霧（いわゆる霧吹き）し、微小水滴にすることでエアロゾルが水と接触する面積を大きくすることにより、効果的にエアロゾルを水滴に捕集する。

ベンチュリノズルにおける除去原理を第 3.1.1-4 図に、ベンチュリノズルにおける速度模式図を第 3.1.1-5 図に示す。



第 3.1.1-4 図 ベンチュリノズルにおける除去原理



第 3.1.1-5 図 ベンチュリノズルにおける速度模式図

第 3.1.1-5 図に示すとおり、ベンチュリスクラバはガス流速 V_1 と水滴速度 V_2 が異なることで、ガス中のエアロゾルが水滴に衝突し水滴に付着する現象を利用していることから、慣性衝突による除去が支配的と考えられる。慣性衝突効果では「ガス流速」と「粒径」が主な影響因子である。



- ①ベンチュリノズル下方よりベントガスが流入する。
- ②ベンチュリノズルのスロート部（絞り機構）によってベントガスの流速が加速される
- ③ガス流速を大きくすることで発生する負圧によりスクラビング水が吸入され，ガス流中に水滴を噴霧（いわゆる霧吹き）する。
- ④噴霧によって，微小水滴にすることでエアロゾルが水と接触する面積が大きくなり，エアロゾルがフィルタ媒体と衝突し，ベントガスから捕集される。
- ⑤ベンチュリノズルの出口に設置した板によってベントガス及び水滴の方向が変わり，エアロゾルはスクラビング水に保持される。



NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R0

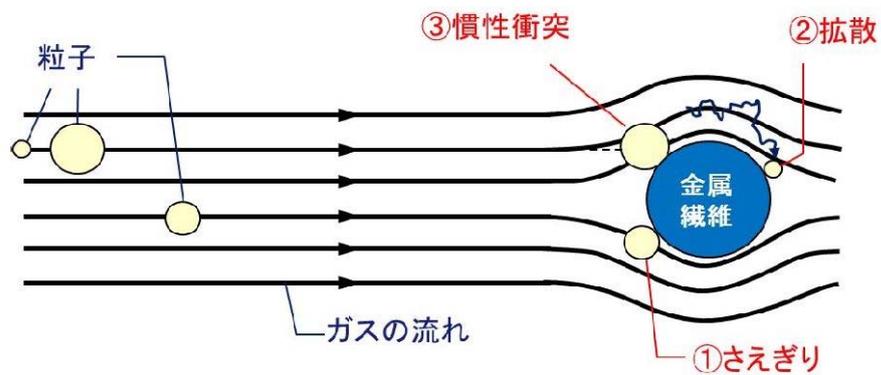
第 3.1.1-6 図 ベンチュリスクラバにおける除去原理の補足図

(5) 金属フィルタにおけるエアロゾルの除去原理

金属フィルタは、ベンチュリスクラバの後段に設置され、より粒径の小さいエアロゾルを除去する。

金属フィルタの除去原理は、第 3.1.1-7 図に示すように、さえぎり、拡散、慣性衝突効果の重ね合わせにより、エアロゾルを金属繊維表面に付着させ捕集する。さえぎり、拡散、慣性衝突効果では「粒径」と「ガス流速」が主な影響因子である。

以上より、金属フィルタの除去性能に対して、影響を与える可能性のある主要なパラメータとしては、ガス流速、エアロゾル粒径を考慮する必要がある。



第 3.1.1-7 図 金属フィルタにおける除去原理

3.1.2 ガス状放射性よう素の除去原理

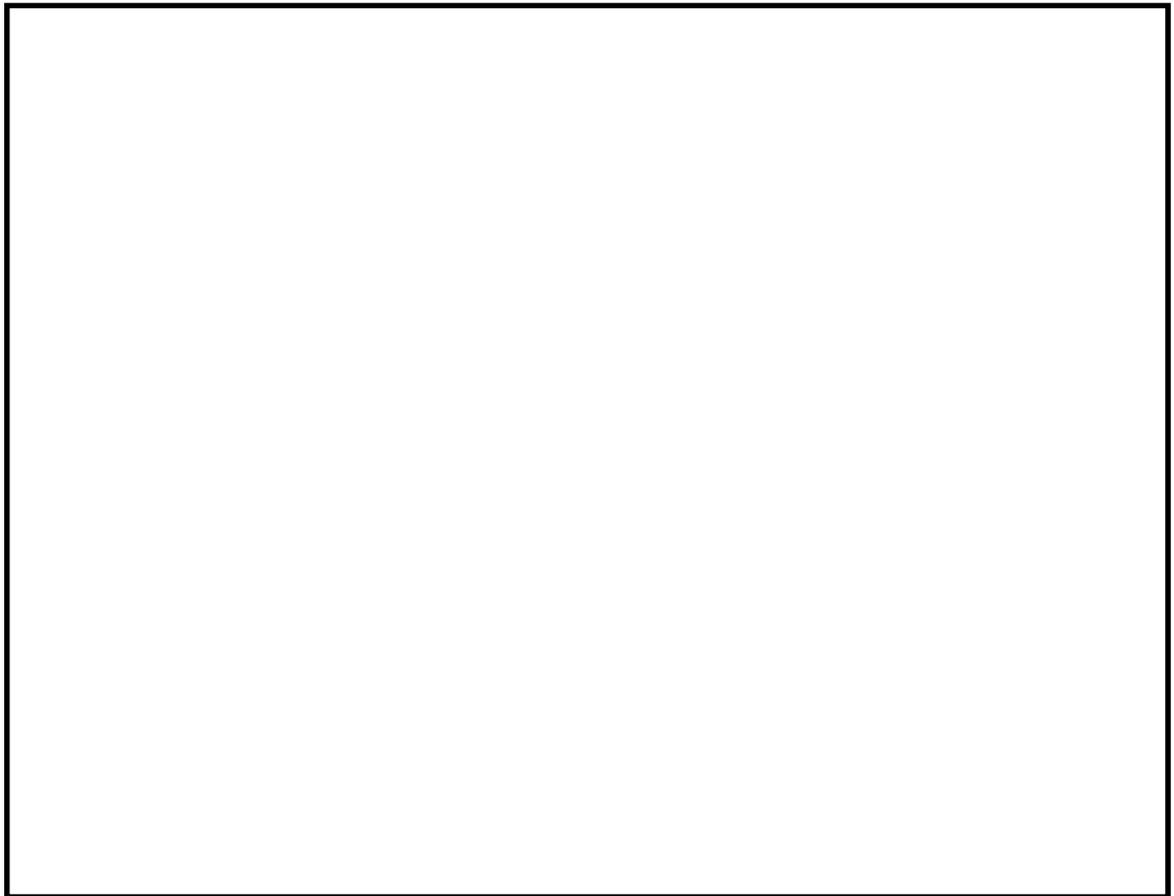
重大事故時に発生する放射性よう素は、粒子状よう素 (CsI: よう化セシウム等) と、ガス状よう素として無機よう素 (I_2 : 元素状よう素) と有機よう素 (CH_3I : よう化メチル等) の形態をとる。大部分のよう素は粒子状よう素として格納容器内へ放出され、残りは無機よう素として格納容器内に放出されるが、無機よう素の一部は格納容器内の有機物 (塗装等) と結合し、有機よう素へ転換する。粒子状よう素については、エアロゾルの除去原理に基づき、ベンチュリスクラバと金属フィルタで捕集する。

有機よう素については、吸着材と化学反応させることにより、よう素除去部で捕集する。

(1) フィルタ装置内におけるベントガスの流れ

フィルタ装置内部の下部にベンチュリスクラバ (ベンチュリノズル・スクラビング水等)、上部に金属フィルタを設置し、金属フィルタの下流側に流量制限オリフィスを介してよう素除去部を設置する。ベントガスの流れを第 3.1.2-1 図に示す。

オリフィス通過時の蒸気の状態変化のイメージを第 3.1.2-2 図に示す。



第 3.1.2-1 図 フィルタ装置内のベントガスの流れ



第 3.1.2-2 図 流量制限オリフィス通過時の蒸気の状態変化 (イメージ)

(2) ベンチュリスクラバにおけるよう素の除去

ベントガスがベンチュリスクラバを通過する際、無機よう素を化学反応によりスクラビング水中に [] ために、スクラビング水には第 3.1.2-1 表に示す薬剤を添加する。

第 3.1.2-1 表 スクラビング水への添加薬剤

薬剤	化学式	目的
[]		

[]。以下に化学反応式を示す。

[]

[] の添加によって、スクラビング水はアルカリ性条件下となるため、式(3.1.2-2)により、無機よう素を捕集する。

[]

したがって、ベンチュリスクラバにおける無機よう素の除去効率に影響を与える因子として「スクラビング水の pH」が挙げられる。

なお、一般的に有機よう素は、無機よう素に比べ活性が低く、反応しにくいいため、ベンチュリスクラバでの有機よう素の除去は期待していない。

(3) よう素除去部におけるよう素の除去

[]



3.2 運転範囲

3.1.1 項で、エアロゾルの除去原理において主要なパラメータとしたガス流速及びエアロゾル粒径に加え、ベント時に変動するパラメータであるガス温度及びガス蒸気割合について、有効性評価に基づき、ベント実施中に想定する運転範囲を第 3.2-1 表に示す。また、3.1.2 項で、ガス状放射性よう素の除去原理において主要なパラメータとしたスクラビング水の pH 及びガスの過熱度について、ベント実施中に想定する運転範囲を第 3.2-1 表に示す。

第 3.2-1 表 ベント実施中における想定運転範囲

パラメータ	想定運転範囲
ガス流速	ベントからほぼ静定した格納容器圧力に対応するベンチュリノズル部のガス流速は、 <input type="text"/> m/s*となる。 なお、金属フィルタ部におけるガス流速は、適切なガス流速となるよう金属フィルタの表面積を設定している。
エアロゾル粒径	サブプレッション・チェンバからのベント時の粒径分布より、質量中央径を <input type="text"/> μm とする。
ガス温度	ベントから格納容器温度がほぼ静定した状態の運転範囲は <input type="text"/> <input type="text"/> °C となることから、上限を最高使用温度に合わせ包絡するよう、 <input type="text"/> °C とする。
ガス蒸気割合	ベントから事象発生 7 日後における、フィルタ装置に流入するガス蒸気割合は約 <input type="text"/> % となるが保守的に 0~100 % を運転範囲とする。
スクラビング水の pH	スクラビング水は高アルカリに保つために <input type="text"/> が添加されていることから、運転範囲はアルカリ側で維持される。
ガス過熱度	ベントからほぼ静定した格納容器圧力に対応する、よう素除去部におけるベントガスの過熱度は、 <input type="text"/> K となる。

※： m/s は事象発生 7 日後（格納容器圧力 69 kPa[gage]）における流速であり、JAVA 試験においては、流速の下限値 m/s（格納容器圧力 kPa[gage]）までの範囲で所定の除去性能が確保されていることが確認されている。

3.3 性能検証試験結果

3.3.1 性能検証試験の概要

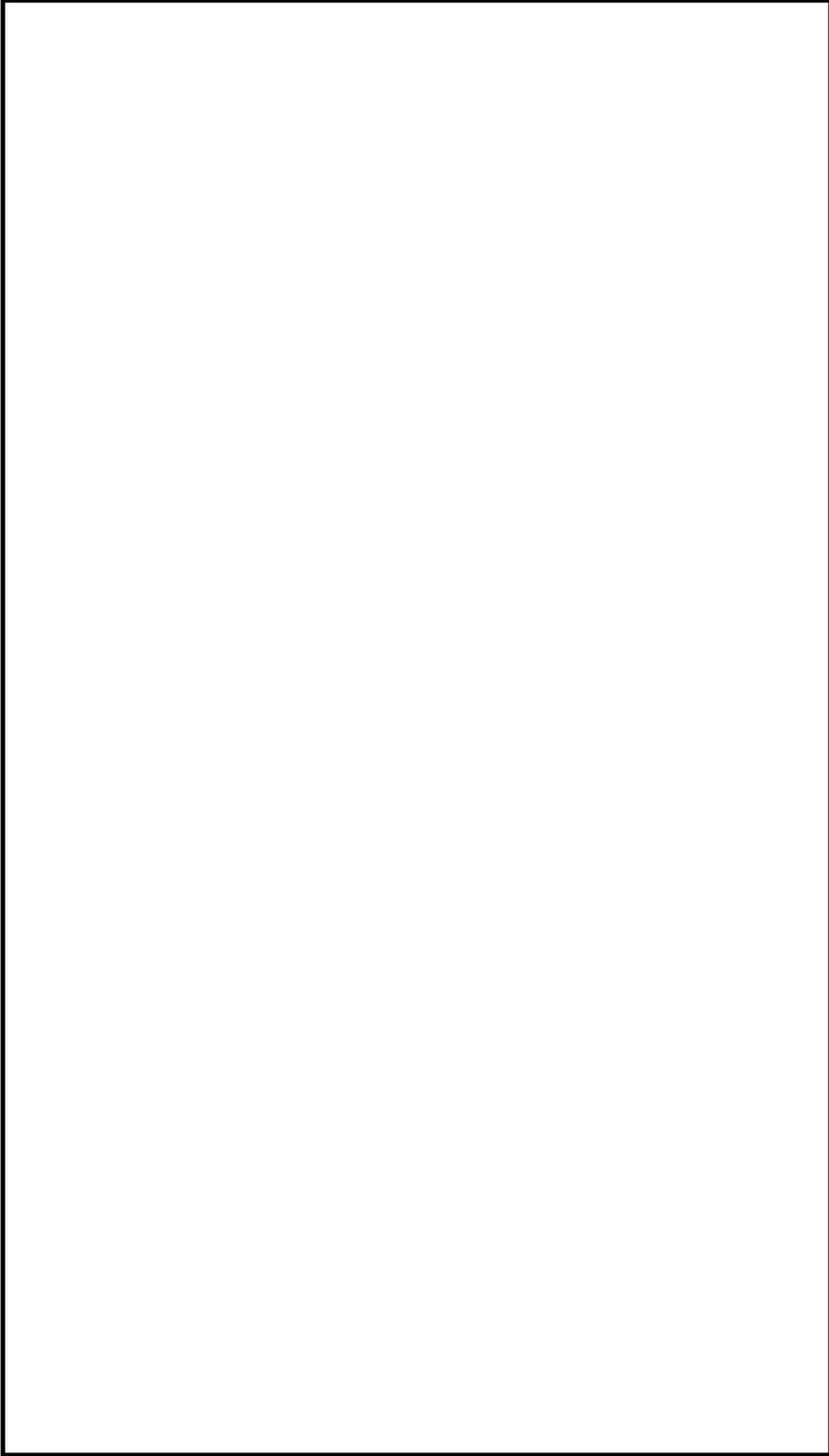
AREVA社製のフィルタ装置は、大規模なセクター試験装置により、実機使用条件を考慮した性能検証試験を行っており、その結果に基づき装置設計を行っている。以下に試験の概要を示す。

(1) エアロゾルの除去性能試験（JAVA試験）

AREVA（当時Siemens）社は、1980年代から1990年代にかけ、ドイツのカーシュタインにある試験施設（以下、「JAVA」という。）にて、電力会社、ドイツ原子力安全委員会（RSK）及びその他第三者機関立会の下、フィルタ装置のエアロゾルに対する除去性能試験を行っている。

試験装置には、実機に設置するものと同一形状のベンチュリノズルと、実機に設置するものと同一仕様の金属フィルタを設置し、試験条件として、実機の想定事象における種々のパラメータ（圧力、温度、ガス流量等の熱水力条件及びエアロゾル粒径、濃度等のエアロゾル条件）について試験を行うことにより、フィルタ装置の使用条件において所定の性能が発揮されることを確認している。試験装置の概要を第 3.3.1-1 図に、試験条件を第 3.3.1-1 表に示す。





第 3.3.1-1 図 J A V A 試験装置概要

第 3.3.1-1 表 J A V A 試験条件 (エアロゾル除去性能試験)

試 験 条 件	
圧 力	[] bar[abs] ([] kPa[abs])
温 度	[] °C
流 量	[] m ³ /h
蒸 気 割 合	[] %
エ ア ロ ゾ ル	[] ,



第 3.3.1-2 図 試験用エアロゾルの粒径分布

(2) 無機よう素の除去性能試験（J A V A試験）

AREVA社は「J A V A」試験装置を使用し、(1)に示したエアロゾルの除去性能試験と同時期に電力会社、R S K及びその他第三者機関立会の下、無機よう素の除去性能試験を実施している。

試験条件として、種々のパラメータ（圧力、温度、ガス流量等の熱水力条件、スクラビング水のpH等の化学条件）にて試験を行うことにより、フィルタ装置における無機よう素の除去性能について確認している。J A V A試験における無機よう素の試験条件を第3.3.1-2表に示す。

第3.3.1-2表 J A V A試験条件（無機よう素除去性能試験）

試験条件	
圧力	[] bar[abs] [] kPa[abs])
温度	[] °C
流量	[] m ³ /h
pH	[]
物質	[]

(3) 有機よう素の除去性能試験（J A V A P L U S試験）

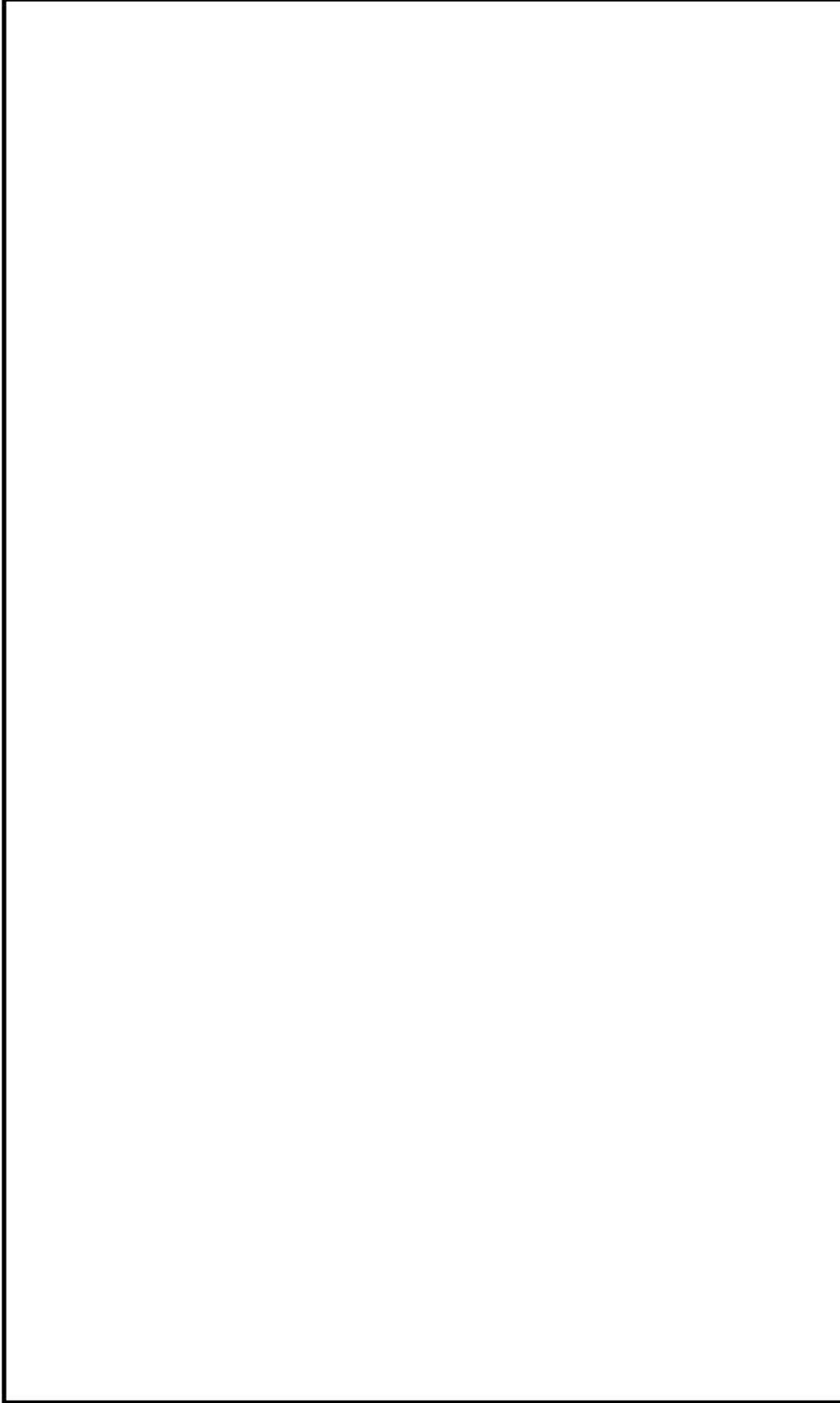
実機使用条件を想定した有機よう素の除去性能を確認するため、AREVA社は「J A V A」試験装置に有機よう素除去部を設けた「J A V A P L U S」試験装置を用いて、2013年より有機よう素の除去性能試験を実施している。

試験装置には、実機に使用する吸着材を実機と同一の密度で充填し、試験条件として種々のパラメータ（圧力、温度、過熱度等の熱水力条件）にて試験を行うことにより、フィルタ装置における有機よう素の除去性能について確認している。

試験装置の概要を第3.3.1-3図に、試験条件を第3.3.1-3表に示す。

第3.3.1-3表 J A V A P L U S試験条件（有機よう素除去性能試験）

試験条件	
圧力	[] bar[abs] [] kPa[abs])
温度	[] °C
蒸気割合	[] %
過熱度	[] K
物質	[]



第 3.3.1-3 図 J A V A P L U S 試験装置概要

3.3.2 エアロゾルの除去性能試験結果

JAVA試験における性能検証試験結果を第3.3.2-1表～4表に示す。エアロゾルの除去原理では、3.1.1に示すとおり、「流速」と「粒径」が主な影響因子であるため、ガス流速とエアロゾル粒径に対しての性能評価を行った。さらに、その他の試験条件に用いたパラメータについてもフィルタ装置のエアロゾルの除去性能への影響を確認するため、ガス温度及びガス蒸気割合に対しての性能評価を行った。

(1) ガス流速

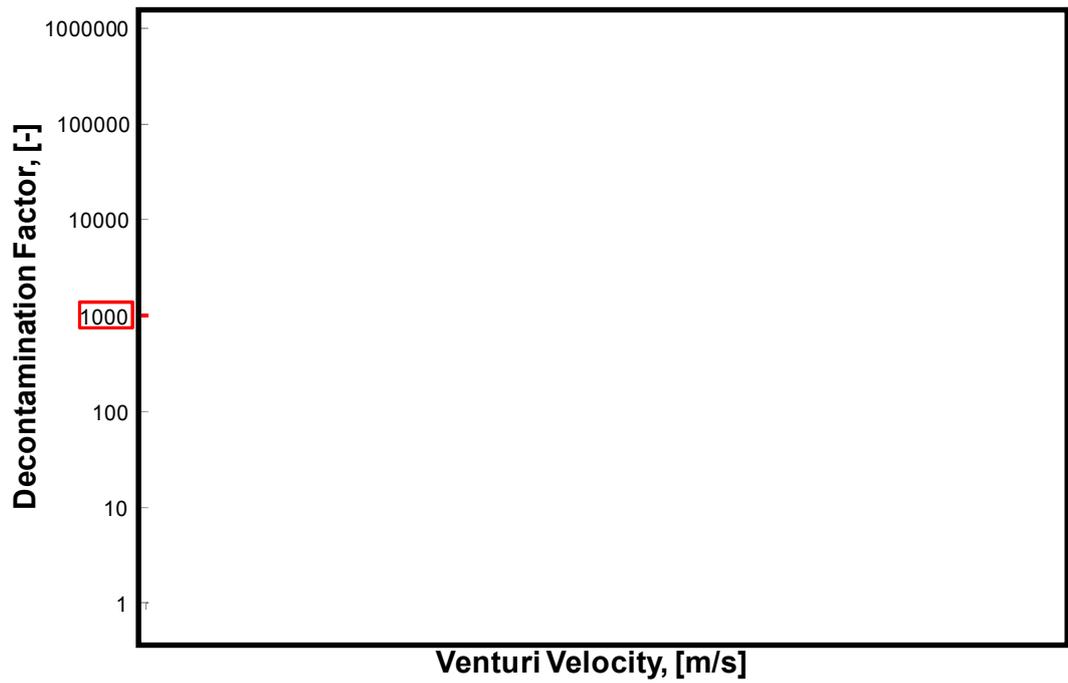
ガス流速の変化による除去性能を確認するために、流量からベンチュリノズル部のガス流速と金属フィルタ部のガス流速を計算※して確認した。

第3.3.2-1図及び第3.3.2-2図にベンチュリノズル部及び金属フィルタ部におけるガス流速に対して整理した性能検証試験結果を示す。

この結果から、ベンチュリスクラバ部にて想定する運転範囲（ m/s）と金属フィルタ部にて想定する運転範囲全域にわたって要求されるDF1000以上を満足していることがわかる。

なお、運転範囲よりも小さいガス流速においても、ベンチュリスクラバ及び金属フィルタの組合せで、DF1000以上を満足しているため、フィルタ装置はガス流速によらず十分な性能を有していると言える。

※：体積流量をベンチュリノズルの最小断面積であるスロート部の総断面積又は金属フィルタの総断面積で割ることにより、ガス流速を算出している。



第 3. 3. 2-1 図 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

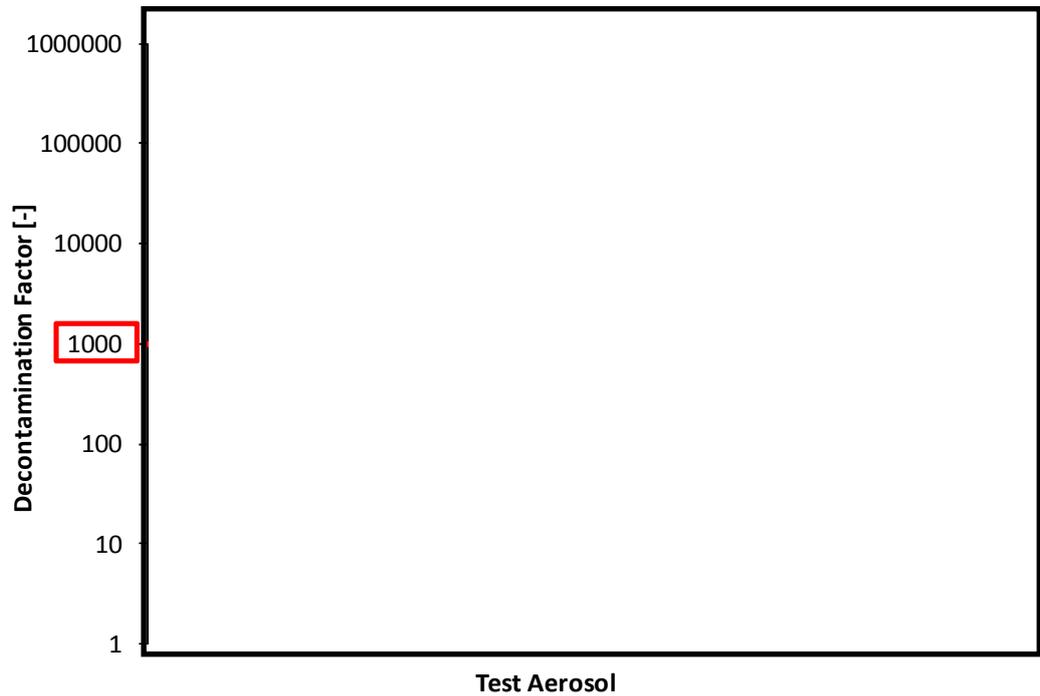


第 3. 3. 2-2 図 金属フィルタ部におけるガス流速に対するベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせた除去係数

(2) エアロゾル粒径

第 3.3.2-3 図に試験用エアロゾル（エアロゾルの粒径）に対して整理した性能検証試験結果を示す。この結果からエアロゾル粒径（質量中央径： μm ）の違いによって除去性能に影響が出ているような傾向は見られず，いずれの試験結果においても要求される DF1000 を満足していることがわかる。

サプレッション・チェンバからのベント実施時に想定する質量中央径は μm である。試験用エアロゾルとしては質量中央径 を使用し，DF1000 以上を満足していることから，フィルタ装置はエアロゾル粒径に対して十分な性能を有していると言える。

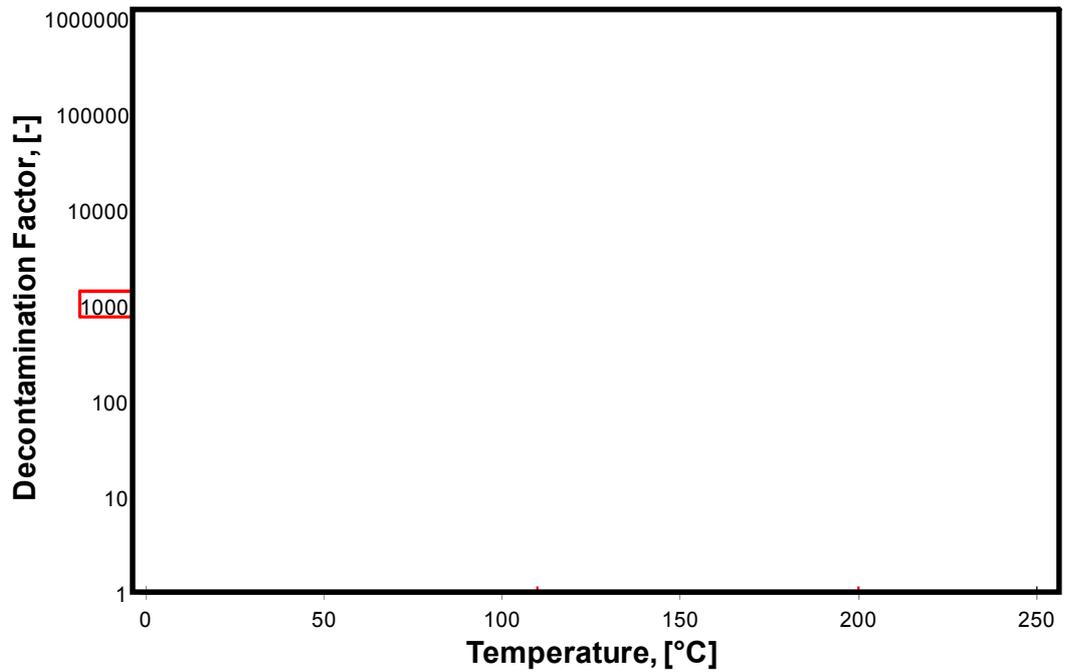


第 3.3.2-3 図 粒径に対する除去係数

(3) ガス温度

第 3.3.2-4 図にガス温度に対して整理した性能検証試験結果を示す。この結果から、ガス温度の違いによって除去性能に影響が出ているような傾向は見られず、試験を実施した全域にわたって要求される DF1000 以上を満足していることがわかる。

したがって、ガス温度の運転範囲 に対して、フィルタ装置はガス温度に対して十分な性能を示していると言える。

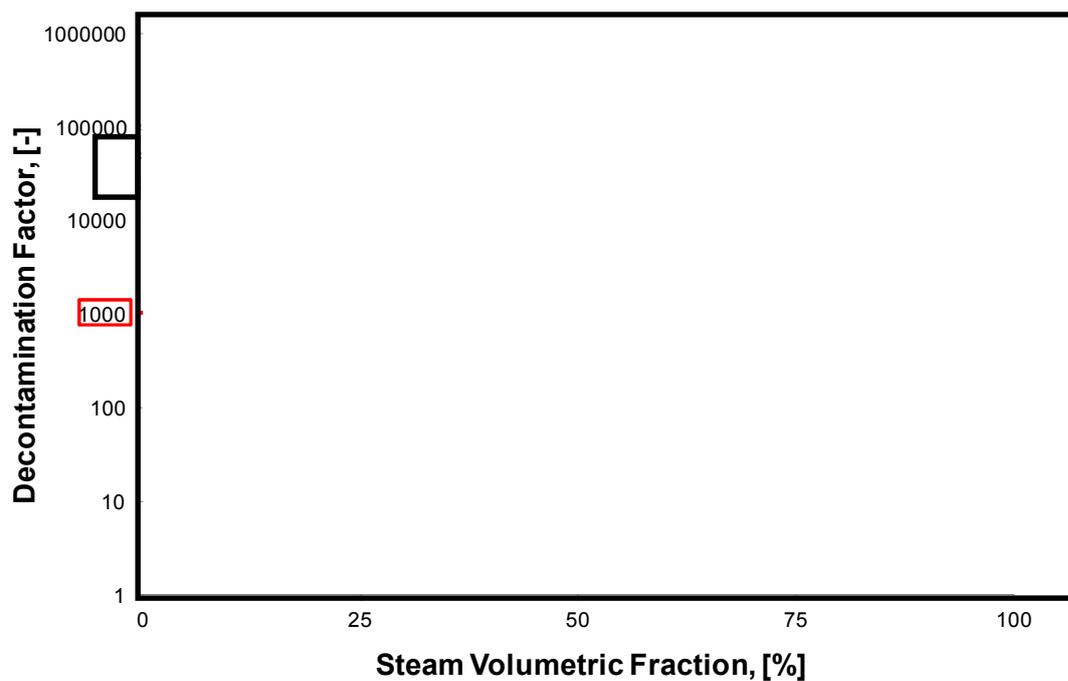


第 3.3.2-4 図 ガス温度に対する除去係数

(4) ガス蒸気割合

第 3.3.2-5 図にガス蒸気割合に対して整理した性能検証試験結果を示す。この結果から、ガス蒸気割合の違いによって除去性能に影響が出ているような傾向は見られず、試験を実施した全域にわたって要求される DF1000 以上を満足していることがわかる。

ガス蒸気割合の運転範囲 (0~100 %) で性能検証試験が行われており、フィルタ装置はガス蒸気割合に対して十分な性能を有していると言える。



第 3.3.2-5 図 蒸気割合に対する除去係数

第 3.3.2-1 表 エアロゾル 除去性能試験結果

Test-No.	Test Aerosol	MMD	Pressure	Temp.	Gas Flow	Gas Com- position	Volumetric steam fraction	Contaminated Gas Concentration	Venturi Velocity	Norm. MFF Velocity	Total Removal Efficiency	DF
		(μm)	(bar abs)	($^{\circ}\text{C}$)	(m^3/h)		(%)	(mg/m^3)	(m/s)	(%)	(%)	

第 3.3.2-2 表 エアロゾル 除去性能試験結果

Test-No.	Test Aerosol	MMD	Pressure	Temp.	Gas Flow	Gas Com- position	Volumetric steam fraction	Contaminated Gas Concentration	Venturi Velocity	Norm. MFF Velocity	Total Removal Efficiency	DF
		(μm)	(bar abs)	($^{\circ}\text{C}$)	(m^3/h)		(%)	(mg/m^3)	(m/s)	(%)	(%)	

第 3.3.2-3 表 エアロゾル 除去性能試験結果 (1 / 2)

Test-No.	Test Aerosol	MMD	Pressure	Temp.	Gas Flow	Gas Com- position	Volumetric steam fraction	Contaminated Gas Concentration	Venturi Velocity	Norm. MFF Velocity	Total Removal Efficiency	DF
		(μm)	(bar abs)	($^{\circ}\text{C}$)	(m^3/h)		(%)	(mg/m^3)	(m/s)	(%)	(%)	

第 3.3.2-4 表 エアロゾル 除去性能試験結果 (2 / 2)

Test-No.	Test Aerosol	MMD	Pressure	Temp.	Gas Flow	Gas Com- position	Volumetric steam fraction	Contaminated Gas Concentration	Venturi Velocity	Norm. MFF Velocity	Total Removal Efficiency	DF
		(μm)	(bar abs)	($^{\circ}\text{C}$)	(m^3/h)		(%)	(mg/m^3)	(m/s)	(%)	(%)	

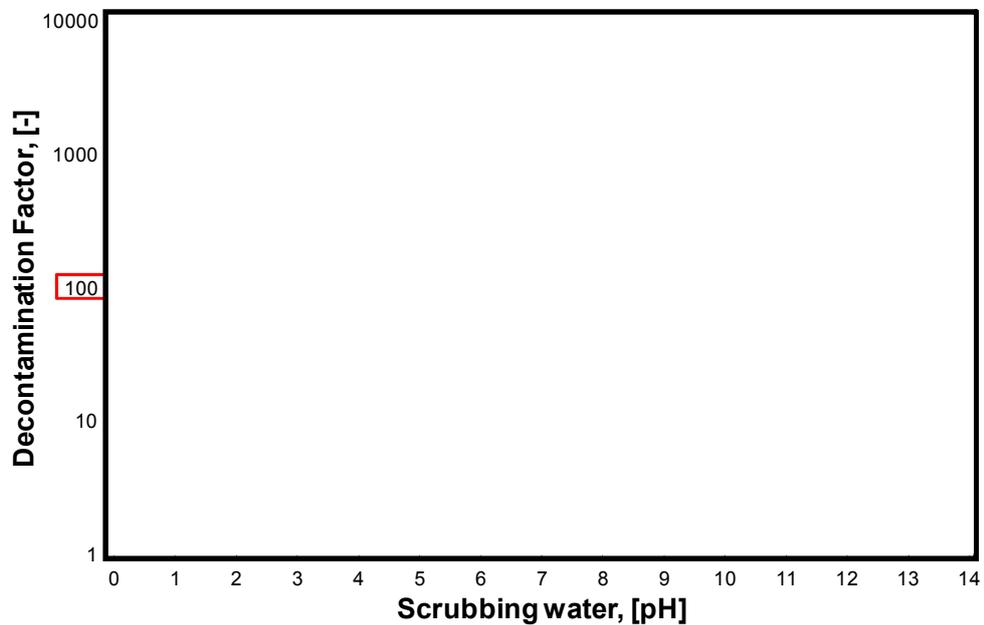
NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R1

3.3.3 ガス状放射性よう素の除去性能試験結果

(1) 無機よう素除去性能試験結果

JAVA試験における無機よう素の除去性能試験結果を第 3.3.3-1 表に示す。無機よう素のベンチュリスクラバ（スクラビング水）への捕集は化学反応によるものであり、その反応に影響を与える因子は、「スクラビング水の pH」である。第 3.3.3-1 図に、スクラビング水の pH に対する無機よう素の除去性能試験結果を示す。この結果から、スクラビング水が の状態においても設計条件である除去効率 99 % (DF100) 以上を満足していることがわかる。

一般的に無機よう素は、有機よう素と比べ活性が高く、反応しやすいため、よう素除去部でも捕集されやすい。したがって、ベンチュリスクラバによるよう素除去部を組み合わせることで、さらに除去性能が高くなるものと考えられる。



第 3.3.3-1 図 pH に対する無機よう素除去係数

第 3.3.3-1 表 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

Test-No.	Pressure (bar abs)	Temp. (°C)	Gas Flow (m ³ /h)	Gas Composition	Scrubbing Water (pH)	Removal Efficiency (%)

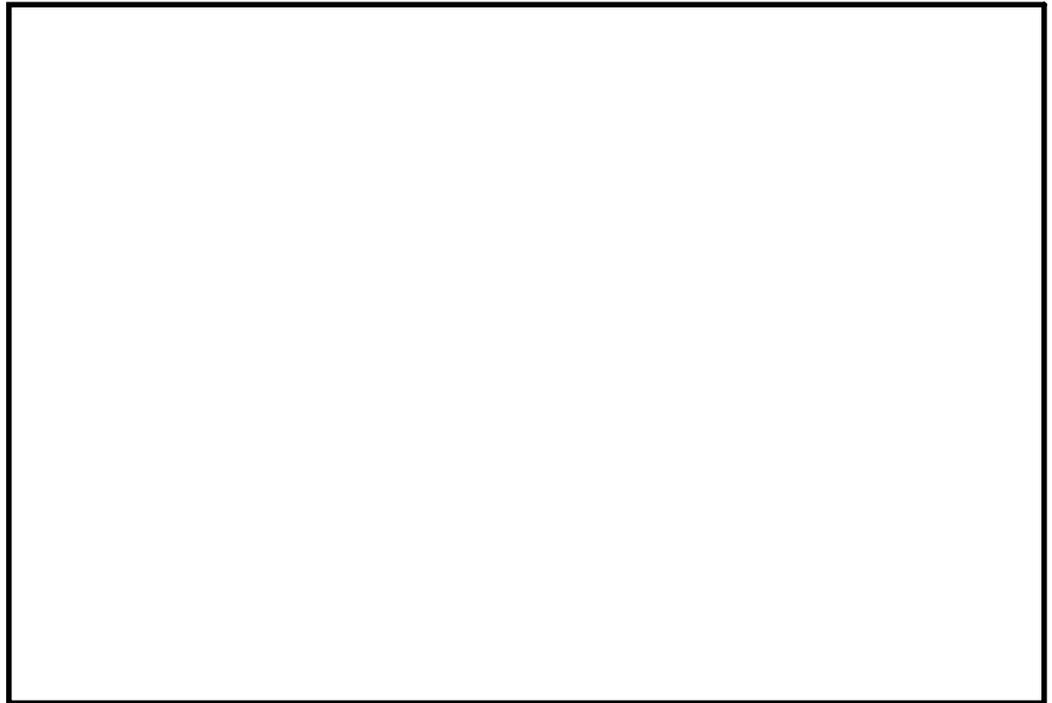
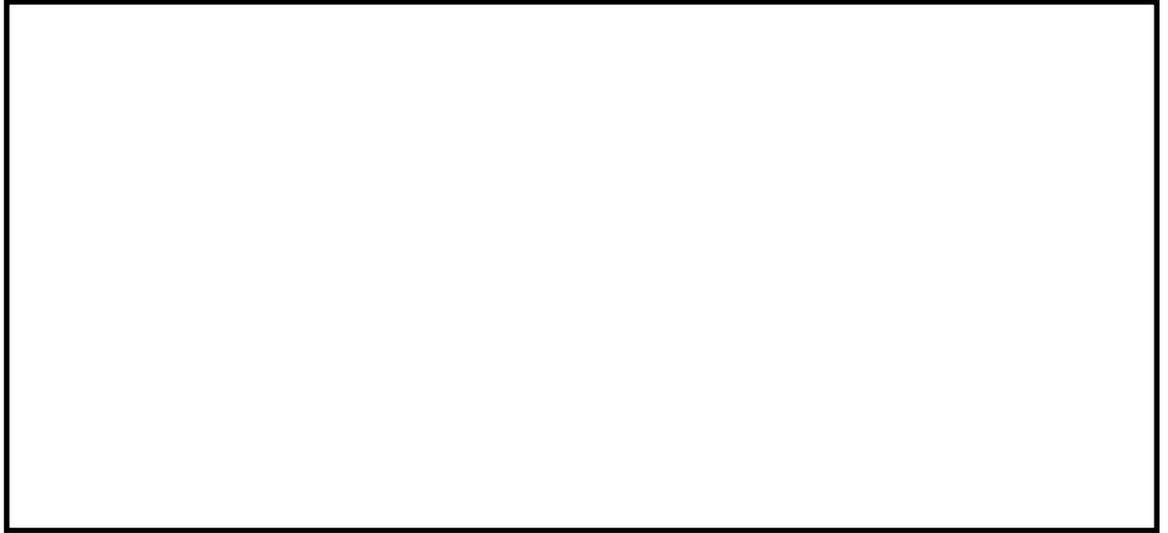
(2) 有機よう素除去性能試験結果

JAVA PLUS 試験における有機よう素の除去性能試験結果を第 3.3.3-2 表に示す。JAVA PLUS 試験で得られた除去係数を、過熱度で整理したものを第 3.3.3-2 図に示す。



第 3.3.3-2 図 JAVA PLUS 試験結果

ここで、J A V A P L U S 試験装置と実機においては、ベッド厚さが異なるため、ベントガスの吸着ベッドにおける滞留時間が異なる。その補正をするために以下に示す関係を用いる。



第 3.3.3-3 図 J A V A P L U S 試験結果 (補正後)

第 3.3.3-2 表 有機よう素除去性能試験結果

Test-No.	VSV inlet Pressure (bar abs)	Pressure in the M/S (bar abs)	Temp. (°C)	Gas Flow (kg/s)	Gas Composition (Steam:Air) (vol.%)		Removal Efficiency (%)

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R0

3.3.4 フィルタ装置の継続使用による性能への影響

フィルタ装置を継続使用することにより、放射性物質の除去性能に影響する可能性のある因子について検討する。

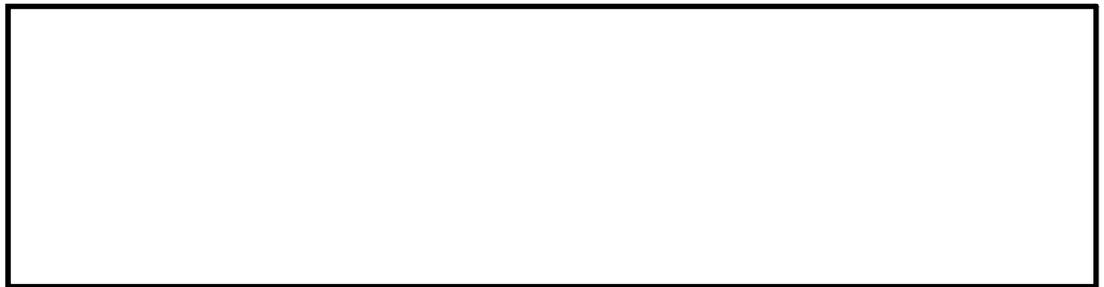
(1) エアロゾルの再浮遊

a. ベンチュリスクラバ部

(a) 想定する状態

フィルタ装置を継続使用すると、ベンチュリスクラバで捕集されたエアロゾルにより、ベンチュリスクラバ内のエアロゾル濃度は徐々に上昇する。スクラビング水の水面近傍には、水沸騰やベンチュリノズルを通るベントガスによる気流により、細かい飛沫（液滴）が発生するが、その飛沫にエアロゾルが含まれていると、エアロゾルがベンチュリスクラバの後段に移行することが考えられる。

(b) 影響評価



以上のとおり、フィルタ装置は、ベンチュリスクラバでのエアロゾルの再浮遊に対して考慮した設計となっている。

b. 金属フィルタ部

(a) 想定する状態



(b) 影響評価

金属フィルタに捕集されたエアロゾルの崩壊熱は、ベント中はベントガスの流れによって冷却され、ベント後はベンチュリスクラバに捕集したエアロゾルの崩壊熱により発生する蒸気によって冷却されることから、金属フィルタの温度は、エアロゾルの再浮遊が起こるような温度（参考：CsOHの融点：272.3℃）に対し十分低く抑えることができる。

(2) ガス状放射性よう素の再揮発

a. ベンチュリスクラバにおける無機よう素の再揮発

(a) 想定する状態

フィルタ装置を継続使用すると、スクラビング水の温度は上昇する。スクラビング水の温度上昇に伴い、スクラビング水中に捕集した無機よう素が気相中に再揮発することが考えられる。

(b) 影響評価

気液界面（フィルタ装置水面）における無機よう素の平衡については温度依存性があり、スクラビング水の水温が高い方が気相の無機よう素の割合が増える。しかし、アルカリ環境下では、無機よう素とよう素イオンの平衡により液相中に存在する無機よう素が極めて少なく、無機よう素の気相部への移行量は、スクラビング水の温度が上昇しても十分小さい値となる。

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

b. よう素除去部における放射性よう素の再揮発

(a) 想定する状態

化学工業の分野ではゼオライトに高温の水素を通気することにより捕集されているよう素を再揮発させる技術がある。よう素除去部に充填された銀ゼオライトに、ベントガスに含まれる水素が通気されると、捕集された放射性よう素が再揮発することが考えられる。

(b) 影響評価

水素によるよう素の再浮遊は400℃以上の高温状態で数時間程度、水素を通気した場合に起こることが知られている。一方フィルタ装置に流入するガスは200℃以下であり、銀ゼオライトに水素を含むガスが通過したとしても、ゼオライトに捕集されているよう素が再揮発することはない。

また、よう素除去部で捕集した放射性よう素の崩壊熱は、ベント中はベントガスにより冷却され、ベント後は系統を不活性化するために供給される窒素により冷却されることから、よう素除去部の温度上昇は、放射性よう素の再揮発が起こるような温度（400℃）に対して、十分低く抑えることができる。

(3) フィルタの閉塞

a. 想定する状態

炉心損傷後のベント時には、溶融炉心から発生するエアロゾルに加え、炉内構造物の過温などによるエアロゾル、コアコンクリート反応により発生する CaO_2 等のコンクリート材料に起因するエアロゾル及び保温材等の熱的・機械的衝撃により発生する粉塵が、フィルタ装置に移行する可能性がある。これらのエアロゾルの影響により、ベンチュリノズルの狭隘部や金属フィルタに付着し、閉塞することが考えられる。

b. 影響評価

ベンチュリノズルの狭隘部を通過するガス流速は、高速となる。ベンチュリノズルの狭隘部寸法に対して、エアロゾルの粒子径は極めて小さく、ベンチュリノズルが閉塞することはない。



(4) 薬剤の容量減少

a. 想定する状態

無機よう素はベンチュリスクラバにて薬剤  との反応により捕集されるが、薬剤の容量を超える無機よう素が流入した場合には、無機よう素は捕集されずに下流に流出されることが考えられる。

b. 影響評価

スクラビング水に含まれる  の量は、格納容器から放出される無機よう素の量に対して十分大きいことから、容量に達することはない。

(5) よう素除去部の容量減少

a. 想定する状態

ガス状放射性よう素は、銀ゼオライトに捕集されるが、銀ゼオライトの吸着容量に達した場合には、ガス状放射性よう素は捕集されずに系外に放出されることが考えられる。

b. 影響評価

よう素除去部で保持が可能なガス状放射性よう素の吸着容量（銀分子数）は、格納容器から放出されるよう素量に対して十分大きいことから吸着容量に達することはない。

(6) ベント時に生じるスウェリングによるよう素除去部への影響

a. 想定する状態

スクラビング水に蒸気が流入すると、スウェリングにより水位が上昇する。その結果、スクラビング水の水位は通常待機時に比べ上昇しており、よう素除去部の外壁はスクラビング水に接することとなり、スクラビング水の温度による除去性能に影響することが考えられる。

b. 影響評価

ベントガスの温度はベンチュリスクラバ（スクラビング水）を通過することで、スクラビング水の水温と同じになっているものと考えられ、
よって、スクラビング水と接するよう素除去部の外壁はスクラビング水から入熱されるため、よう素除去部で蒸気が凝縮することはなく、よう素の除去性能への悪影響はない。

4. 設備の維持管理

(1) 点検方法

a. 機械設備

格納容器圧力逃がし装置の機械設備については、東海第二発電所の他設備の点検実績等を参考に、設置環境や動作頻度に対する故障及び劣化モード等を考慮して、適切な周期で点検（時間基準保全）を行うことにより、設備の健全性を確保する。

一方、東海第二発電所として保全の経験がない設備として、高アルカリ性のスクラビング水に接液する設備が挙げられる。これらの設備については、劣化モード（腐食等）を考慮した材料選定を行っており、有意な劣化が発生する可能性は小さいと考えているが、まずは初回定期検査時に点検を実施し、その結果を基に点検周期を定めるものとする。

スクラビング水の分析については、海外プラントにおいて窒素封入環境下で約15年間薬液濃度の有意な変化は認められていない実績があり、性状に有意な変化はないものと考えられるが、定期検査毎に実施することとする。

また、よう素除去部に充填される銀ゼオライトについては、試験を行い、スクラビング水による飽和蒸気環境下で15カ月間保管した後も性能基準を満たしていることを確認した。

東海第二のフィルタ装置では、銀ゼオライトのサンプリングが可能な設計としており、まずは初回定期検査時に性状の確認を行い、その結果を基にサンプリング周期を定めるものとする。

機械設備の点検内容を第4-1表に示す。

第4-1表 機械設備の点検内容

設備名		点検内容	点検周期・時期（計画）
フィルタ装置	本体	・外観点検（内面）	初回定検（結果によりその後の周期を決定）
	機能確認	・漏えい確認	本体内部点検に合わせて実施
	スクラビング水	・水質確認	毎定検
内部構造物 ・ベンチュリノズル ・金属フィルタ ・流量制限オリフィス ・よう素除去部	本体	・外観点検	初回定検（結果によりその後の周期を決定）
	機能確認（よう素除去部）	・サンプル性状確認	
圧力開放板	本体	・外観点検	初回定検（結果によりその後の周期を決定）
		・フランジ面手入れ	
	機能確認	・漏えい確認	
配管	本体	・外観点検	10 定検毎
		・フランジ部点検手入れ	10 定検毎，ただし接液部については初回定検（結果によりその後の周期を決定）
	機能確認	・漏えい確認	
弁	本体	・弁箱内面点検手入れ	3 定検毎，ただし接液部については初回定検（結果によりその後の周期を決定）
		・弁体，弁座，弁棒等点検手入れ	
		・パッキン類交換	
		・外観目視点検	
	機能確認	・漏えい確認	毎定検（手動弁を除く）
		・作動試験	
ポンプ	本体	・内面点検手入れ	4 定検毎
		・インペラ，シャフト，ケーシング等点検手入れ	
		・パッキン類交換	
		・外観目視点検	
	機能確認	・漏えい確認	4 定検毎，ただし移送ポンプについては毎月定期試験
		・作動試験	

b. 電気設備

格納容器圧力逃がし装置の電気設備については、東海第二発電所の他設備の点検実績等を参考に、設置環境や動作頻度に対する故障及び劣化モード等を考慮して、適切な周期で点検（時間基準保全）を行うことにより、設備の健全性を確保する。

電気設備の点検内容を第4-2表に示す。

第4-2表 電気設備の点検内容

対象機器		点検内容	点検周期・時期（計画）
電動駆動弁駆動部	電動機	・外観点検	2 定検毎
		・分解点検	156 ヶ月毎
	トルクスイッチ	・動作確認	2 定検毎
		・設定値確認	
	リミットスイッチ	・動作確認	2 定検毎
		・取付状態確認	
	電気室	・結線点検	2 定検毎
	開度計	・外観点検	2 定検毎
		・指示値確認	
	試験・測定	・絶縁抵抗測定	1 定検毎
・作動試験			
・電流測定			
ポンプ電動機	電動機	・外観点検	5 定検毎
		・分解点検	
	機能確認	・絶縁抵抗測定	5 定検毎, ただし移送ポンプについては毎月定期試験
		・作動試験	
		・電流測定	

c. 計装設備

格納容器圧力逃がし装置の計装設備については、東海第二発電所の他設備の点検実績等を参考に、設置環境や動作頻度に対する故障及び劣化モード等を考慮して、適切な周期で点検（時間基準保全）を行うことにより、設備の健全性を確保する。

計装設備の点検内容を第4-3表に示す。

第4-3表 計装設備の点検内容

設備名	点検内容		点検周期・時期（計画）
水位計	特性試験	・外観点検	1 定検毎
		・単体・ループ校正	
圧力計	特性試験	・外観点検	1 定検毎
		・単体・ループ校正	
温度計	特性試験	・外観点検	1 定検毎
		・電気試験	
		・ループ校正	
放射線モニタ	特性試験	・外観点検	1 定検毎
		・単体・ループ校正	
		・線源校正	
水素濃度計	特性試験	・外観点検	1 定検毎
		・単体・ループ校正	
		・ガス校正	
サンプリング機器	外観検査	・外観点検	1 定検毎
	特性試験	・計器校正	1 定検毎
	機能・性能検査	・作動試験	1 定検毎
	分解点検	・ポンプ分解点検	5 定検毎
制御盤	外観検査	・外観点検	1 定検毎

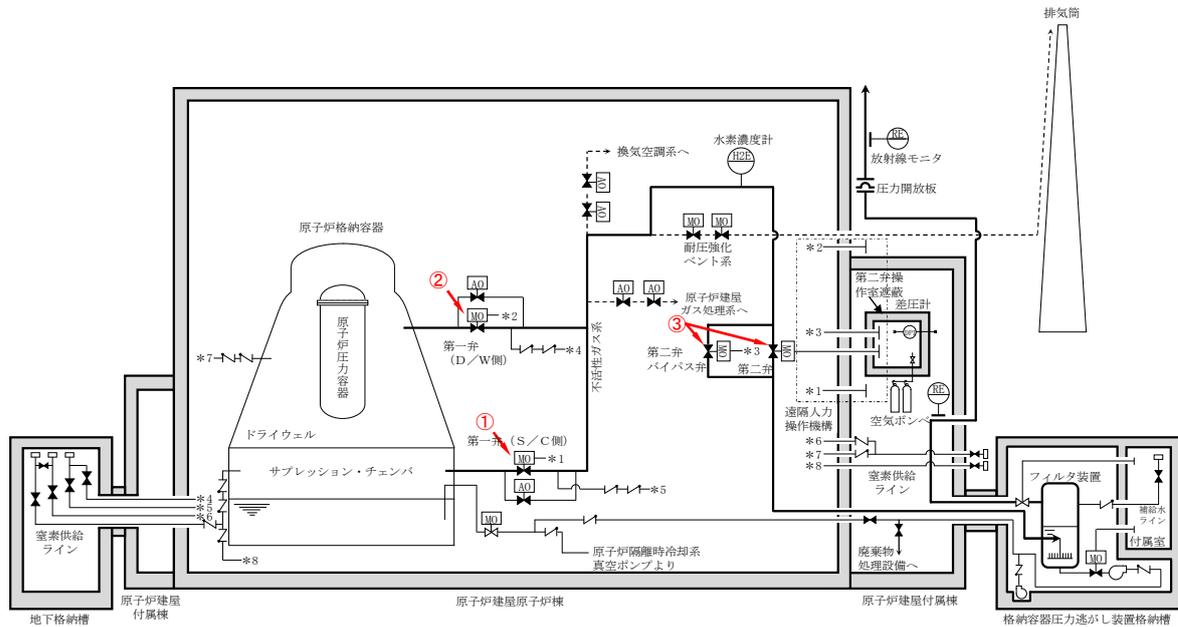
(2) 試験方法

格納容器圧力逃がし装置の機能検査として、「弁開閉試験」, 「移送ポンプ作動試験」, 「漏えい試験」, 「スクラビング水質確認試験」及び「よう素除去部（銀ゼオライト）性能確認試験」を実施する。

a. 弁開閉試験

系統が所定の機能を発揮することを確認するため、以下の弁について開閉試験を実施する。
第4-1図に対象弁を示す。

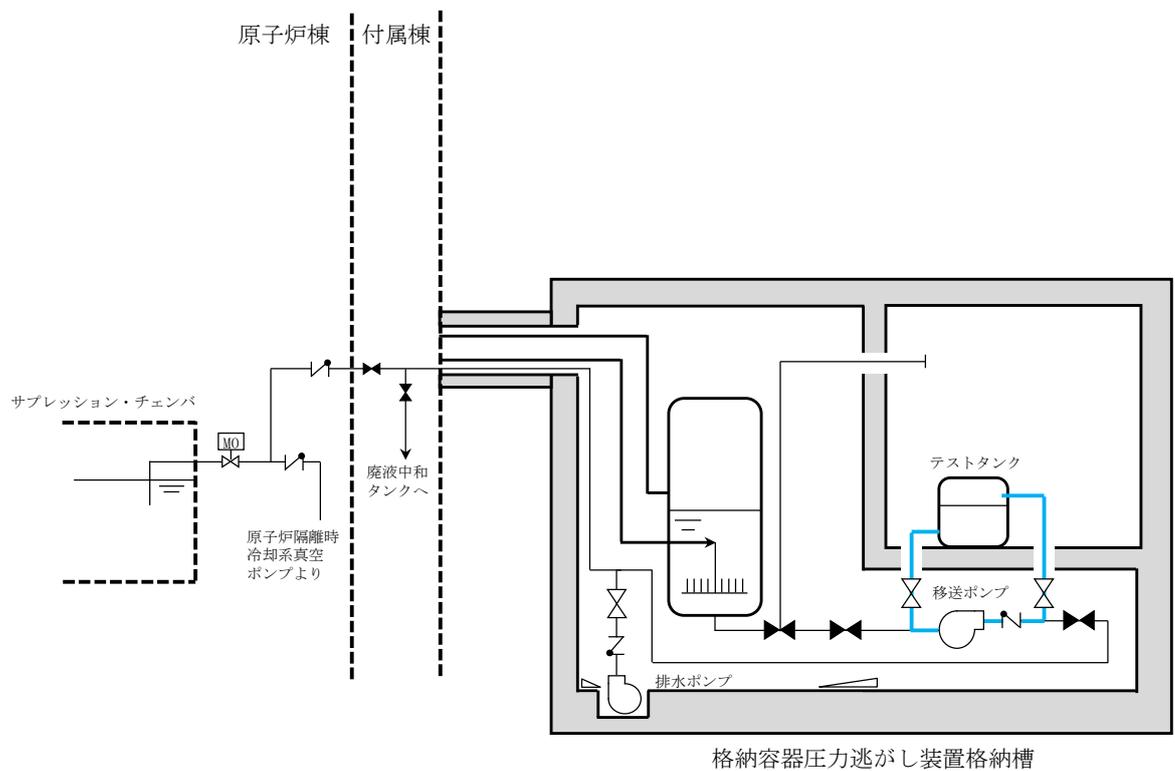
- ・中央制御室の操作スイッチによる弁開閉試験
- ・フレキシブルシャフトによる人力での弁開閉試験



第4-1図 格納容器圧力逃がし装置機能検査対象弁

b. 移送ポンプ作動試験

排水設備のうち移送ポンプが所定の機能を発揮することを確認するため、テストラインを使用して、移送ポンプの作動試験を実施する。移送ポンプ作動試験の概要図を第4-2図に示す。



注) 系統構成は現在の計画

第4-2図 排水設備（移送ポンプ）作動試験概要図

c. 漏えい試験（主配管）

漏えい試験の試験条件・方法を第4-4表に、試験概要図を第4-3図に示す。

漏えい試験の各条件について下記(a)～(c)に整理する。

(a) 加圧媒体

格納容器圧力逃がし装置の最高使用圧力620 kPa [gage] でのベント開始時の系統内は窒素が支配的であること、また、ベント継続中に漏えい防止対象となる放射性物質は窒素より分子量が大きいことから、窒素を加圧媒体とすることは妥当であると判断する。なお、事故時に発生する水素については、系統内は常に流動があり滞留することがないため、フランジ部等から水素の大量漏えいは考え難いこと、系統内から水素が漏えいした場合においても、建屋内についてはPARによる処理が、建屋外については外気への拡散が期待できること、また、試験時の安全性確保の観点から、水素を加圧媒体とした漏えい試験は行わない。

(b) 試験圧力

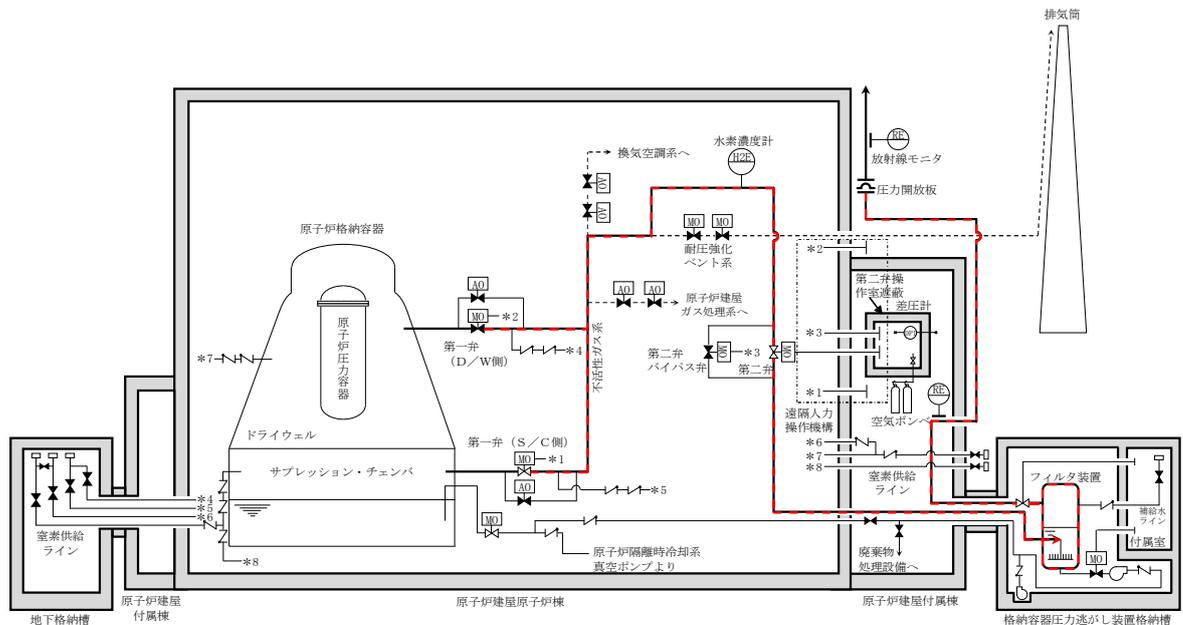
漏えい試験では、系統内が不活性状態で維持できることを確認するため窒素封入圧力30 kPa [gage] 以上を試験圧力とする。また、系統の使用時にバウンダリ機能を維持できることを確認するため最高使用圧力620 kPa [gage] を試験圧力とする。

(c) 試験温度

漏えい試験では、系統の最高使用温度200 °Cを模擬することが困難となることから約180 °C低い常温約20 °Cでの漏えい確認となるが、同様に系統最高使用温度での漏えい確認が困難な原子炉圧力容器の漏えい試験では、通常運転温度約280 °Cに対し180 °C以上低い100 °C以下で漏えい確認を行っていることから、常温での漏えい確認で十分であると判断する。

第4-4表 漏えい試験の試験条件・目的・方法

	加圧媒体	試験圧力	試験温度	試験目的・方法
簡易点検	窒素ガス	30 kPa [gage] 以上 (窒素封入圧力)	常温	系統内を不活性状態に維持することを目的に、系統全体を窒素封入圧力（待機状態）に加圧し、著しい漏えいのないことを確認する。
本格点検	窒素ガス	620 kPa [gage] (最高使用圧力)	常温	使用時にバウンダリ機能が維持されていることを確認するために、系統全体を最高使用圧力に加圧し、著しい漏えいのないことを確認する。



第4-3図 漏えい試験の試験概要図

d. スクラビング水質確認試験

スクラビング水質確認試験は、サンプラインから水を採取・分析を実施し、スクラビング水が規定の濃度であることを確認する。

e. 銀ゼオライト性能確認試験

よう素除去部に充填される銀ゼオライトについては、原子炉停止期間中にベントフィルタ内の試験用銀ゼオライトを用いてよう素除去性能試験を行い、規定の性能が確保されていることを確認する。

可燃性ガスの爆発防止対策について

格納容器圧力逃がし装置の系統内で可燃性ガスの爆発が発生した場合、格納容器圧力逃がし装置に期待している放射性物質の低減効果が喪失するおそれ又はフィルタ装置内で保持している放射性物質の外部への放出のおそれがあるため、設計及び運用により系統内での可燃性ガスの爆発を防止する。

(1) 考慮する可燃性ガスの種類及び対策

炉心の著しい損傷を伴う重大事故時に発生するおそれのある可燃性ガスとして、ジルコニウム-水反応、水の放射線分解及び金属腐食により発生する水素が考えられる^{*1}。これらの反応によって格納容器内水素濃度は、可燃限界濃度である 4 vol% を大きく上回るが、格納容器内雰囲気は通常運転時から不活性化（ドライ条件で酸素濃度 2.5 vol% 以下に管理）することに加え、水の放射線分解によって発生する酸素を考慮しても酸素濃度を可燃限界であるドライ条件で 5 vol% 未満に管理することで、水素及び酸素が同時に可燃限界に到達することを防止する。格納容器圧力逃がし装置の系統内については、待機状態から系統内を窒素で不活性化することにより、格納容器内の水素が排出経路を通過する際における水素爆発を防止する。

また、格納容器圧力逃がし装置の配管については、ベント時に発生する蒸気凝縮で発生するドレン水による閉塞やこれに起因する水素及び酸素の滞留を防止するために、配管ルートに U シール部ができないように配置する。新設部分については水平配管に適切な勾配を設ける。

なお、水素爆発の条件として、水素濃度 4 vol% かつ酸素濃度 5 vol% 以上の条件に加えて、着火源又は 500 °C 以上の発熱源が必要となるが、格納容器内における着火源又は 500 °C 以上の発熱源の不確かさが大きいいため、酸素濃度を管理することで水素爆発を防止することとしている。

※1：熔融炉心・コンクリート相互作用によって、可燃性ガスである一酸化炭素が発生することが考えられるが、コリウムシールドを設置することでペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートが熔融炉心によって侵食されないことから、一酸化炭素は可燃性ガスとして考慮しないこととした。また、仮にペDESTAL（ドライウエル部）のコンクリートが床面及び壁面共に 30 cm 侵食したことを仮定した場合においても、一酸化炭素の発生量は 15 kg であり、有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」における水素発生量 700 kg に対して十分に低いこと及び一酸化炭素の可燃限界濃度が空気中において 12.5 vol% であることを踏まえると、無視できると考えられる。

(2) 系統の各運転状態における設計上の考慮

a. 系統待機状態①：プラント通常運転中

(a) 水素爆発防止対策

プラント通常運転中においては、格納容器と同様に系統内を窒素で不活性化する設計としている。フィルタ装置から放出端へ至る配管上には、窒素置換時に大気と隔離するため、圧力開放板を設けている。この圧力開放板は、格納容器からの排気と比較して、十分低い圧力で開放

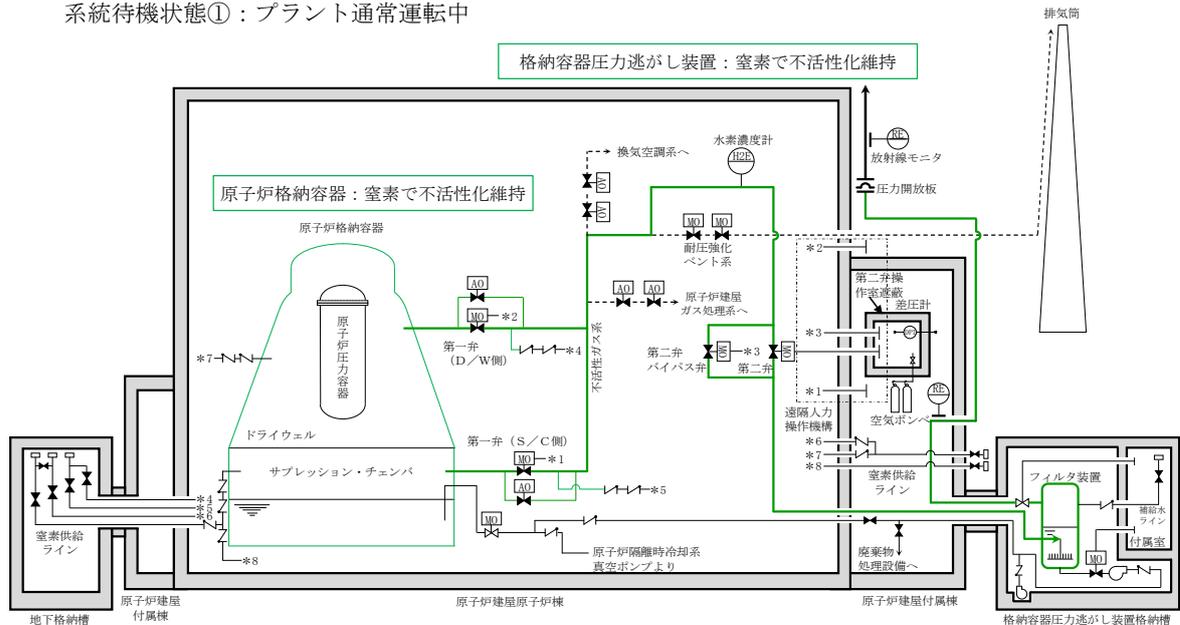
するよう設計している。

(b) 系統における水素濃度監視

系統における水素濃度に関しては、水素の発生がないため、監視不要である。

この系統状態における水素爆発防止対策概要を第1図に示す。

系統待機状態①：プラント通常運転中



第1図 水素爆発防止対策（系統待機状態①）

b. 系統待機状態②：重大事故時、ベント前

(a) 水素爆発防止対策

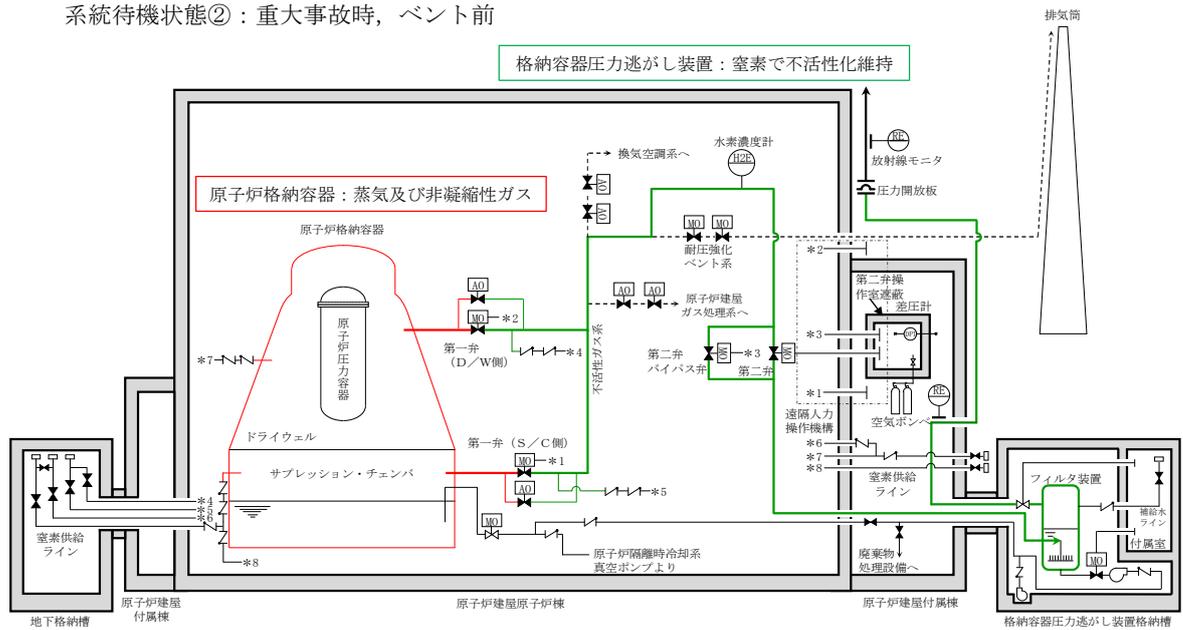
炉心の著しい損傷を伴う重大事故時の格納容器内雰囲気は、蒸気、窒素、水素及び酸素が混合した状態となるが、格納容器ベント実施前の系統は格納容器内からのガスの流入はないため、不活性化が保たれる。

(b) 系統における水素濃度監視

系統における水素濃度に関しては、系統内に水素が持ち込まれないため、監視不要である。

この系統状態における水素爆発防止対策概要を第2図に示す。

系統待機状態②：重大事故時，ベント前



第2図 水素爆発防止対策（系統待機状態②）

c. 系統運転状態①：ベント実施直後

(a) 水素爆発防止対策

格納容器ベント開始時において，ベントガス中の蒸気がスクラビング水によって凝縮された場合，酸素濃度が上昇することで，水素爆発が発生するおそれがあるが，格納容器ベント実施前から，格納容器内の酸素濃度をドライ条件で監視し，4.3 vol%に到達した時点でベント実施する判断基準を設定していること及び格納容器圧力逃がし装置系統内は不活性化されているため，仮にベントガス中の蒸気全てがスクラビング水によって凝縮された場合においても水素爆発は発生しない。なお，このベント実施判断基準については，酸素濃度の可燃限界である5 vol%に対し，酸素濃度監視設備（格納容器内酸素濃度（SA））の測定誤差である±0.6 vol%及び0.1 vol%の余裕を考慮して設定した。また，格納容器内の気体については，格納容器スプレイ及び温度差による自然対流効果によって均一に攪拌されており，濃度分布がないため，酸素濃度監視設備（格納容器内酸素濃度（SA））により格納容器全体の濃度を代表して監視することができる。

(b) 系統における水素濃度監視

系統における水素濃度に関しては，格納容器から可燃限界を超えた水素が流入するが，格納容器内の酸素を可燃限界未満で管理していることから監視不要である。

(c) 対向流による空気の流れ

フィルタ装置内が負圧に至るような状況下では，対向流が発生することにより，フィルタ装置内に空気が流入するおそれがある。しかしながら，格納容器ベント実施時におけるスクラビング水沸騰までの間，ベントガス中の蒸気がスクラビング水によって凝縮された場合においても，蒸気の供給が継続的に行われるためフィルタ装置内が負圧にならないこと及び非凝縮性ガスの排出は継続されることから，対向流は発生しない。

(d) 枝管における水素及び酸素の蓄積について

東海第二発電所では、格納容器内をドライ条件に換算して、5 vol%未満に管理することから、ベント実施中において、仮に枝管におけるベントガスの蓄積があった場合においても、枝管での水素爆発は発生しないと考えられるが、万が一、枝管内での成層化等によって混合ガスの濃度が変化した場合、枝管での水素爆発の脅威が存在する。そのため、枝管内での混合ガスの蓄積評価を実施する。枝管における水素及び酸素の混合ガスの蓄積の評価について「BWR配管における混合ガス(水素・酸素)蓄積防止に関するガイドライン(第3版)」(日本原子力技術協会)に基づき、上向きの枝管に対して評価を実施する。なお、ガイドラインでは、下向きの枝管に対しては、水封されることで混合ガスが蓄積しないと評価されているため対象外とした。

枝管長さ(L)を枝管内径(D)で除することによって規格化した不燃限界長さ(L/D)の数値によって、枝管内に混合ガスが蓄積する可能性の有無を判断する。不燃限界長さ(L/D)の数値が4以下であれば混合ガスの蓄積が発生しないとされている。評価結果を第1表に示す。

ドライウエル側第一弁のバイパスライン、原子炉建屋ガス処理系ライン及び第二弁バイパス弁については、混合ガスが蓄積する可能性がある結果となった。そのため、第3図～第7図に示すように、ベントラインを設置し、混合ガスが蓄積することのない設計とする。また、フィルタ装置に接続される枝管については、不燃限界長さ(L/D)を考慮して、必要に応じてベントラインを設置する設計とする。

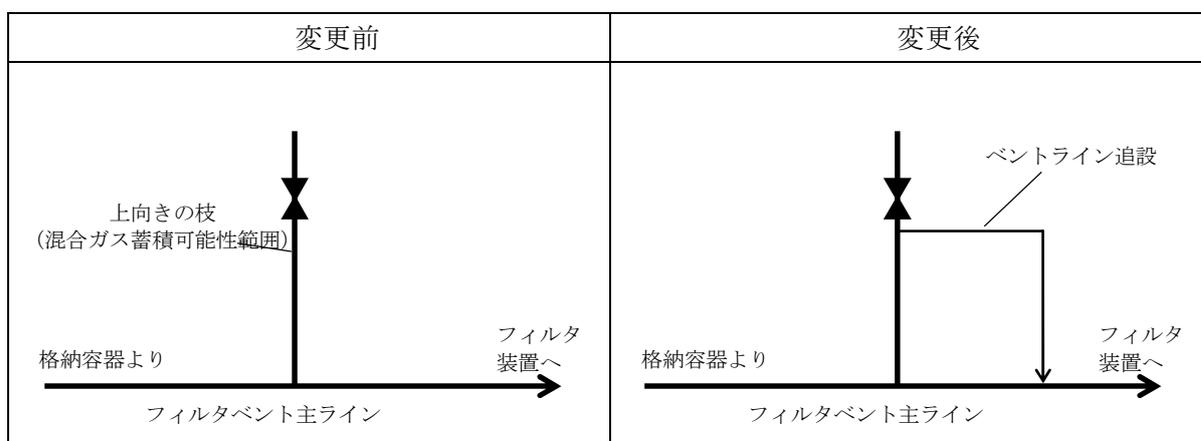
(e) 圧力開放板の下流における水素爆発について

格納容器から圧力開放板までは不活性化されていること及び格納容器内の酸素濃度をドライ条件で可燃限界未満に維持することで、高濃度の水素雰囲気においても水素爆発は発生しないが、圧力開放板以降については、不活性化していない範囲であるため、高濃度の水素と空気が触れることで水素爆発のおそれがある。しかしながら、ベント実施直後は、格納容器からのベントガスによって系統内の窒素が押し出され、圧力開放板以降の空気が排出されることから、放出端までの範囲で高濃度の水素が空気と触れず、水素爆発が発生することはないと考えられる。また、放出端から先については、大気であるものの、大気中には着火源等がなく、水素爆発は発生しないと考えられる。

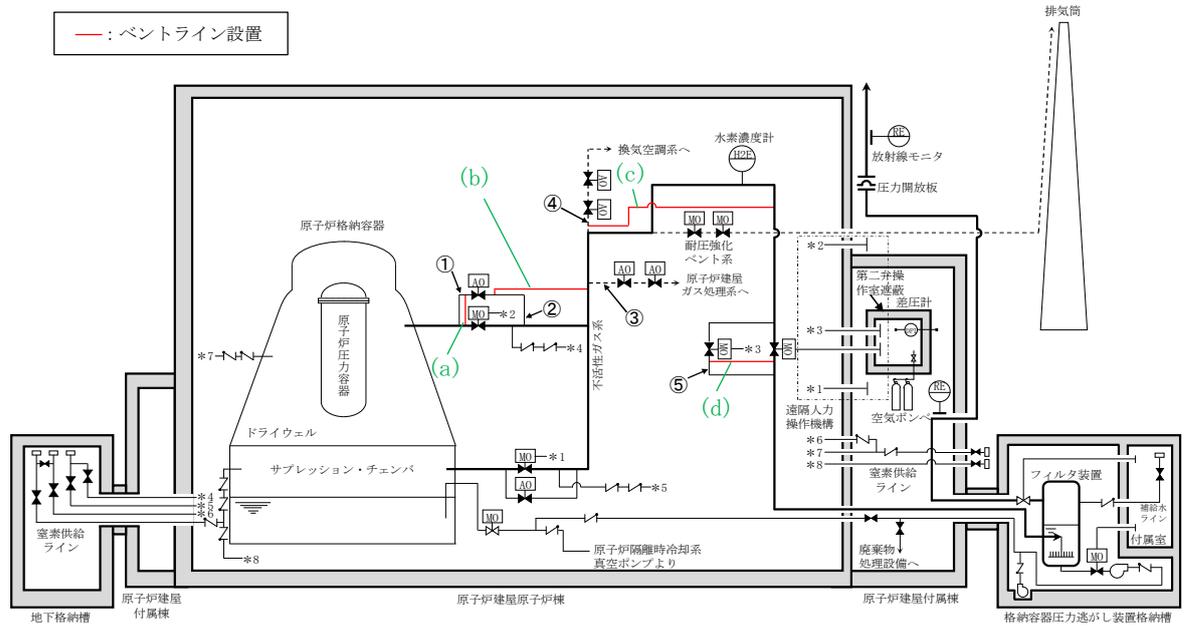
第1表 主ラインから分岐する枝管の閉止端までの長さとお口径等

	分岐箇所※1	配管 分岐 方向	枝管 長さ L (m)	枝管 内径 D (m)	L/D (-)	混合ガス 蓄積 可能性
①	ドライウェル側第一弁 バイパスライン (上流側)	上	2.525	0.0495	51.0	有
②	ドライウェル側第一弁 バイパスライン (下流側)	上	2.289	0.0495	46.2	有
③	原子炉建屋ガス処理系 ライン	上	2.051	0.5906	3.47	無
④	換気空調系ライン	斜上	4.956	0.5856	8.46	有
⑤	第二弁バイパス弁 (下流側)	上	7.043	0.4286	16.4	有
⑥	サプレッション・チェンバ側第 一弁バイパスライン (上流側)	下	-	-	評価 対象外	無
⑦	プレッション・チェンバ側第 一弁バイパスライン (下流側)	下	-	-	評価 対象外	無
⑧	耐圧強化ベントライン	水平	-	-	評価 対象外	無
⑨	フィルタ装置排気管ドレンライ ン	下	-	-	評価 対象外	無

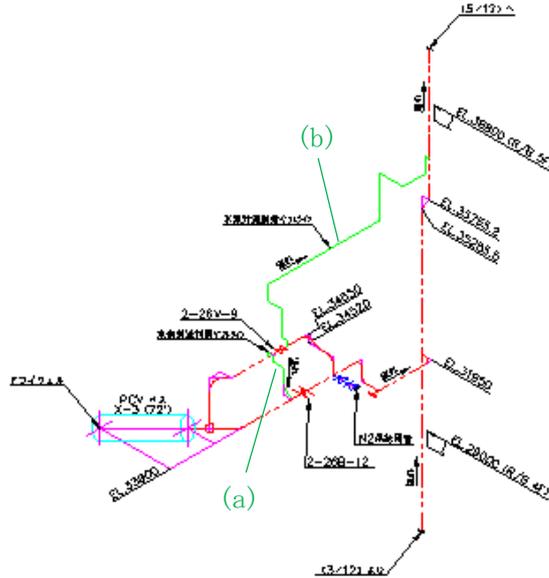
※1 フィルタ装置に接続される枝管については、不燃限界長さ (L/D) を考慮して、必要に応じてベントラインを設置する設計とする。



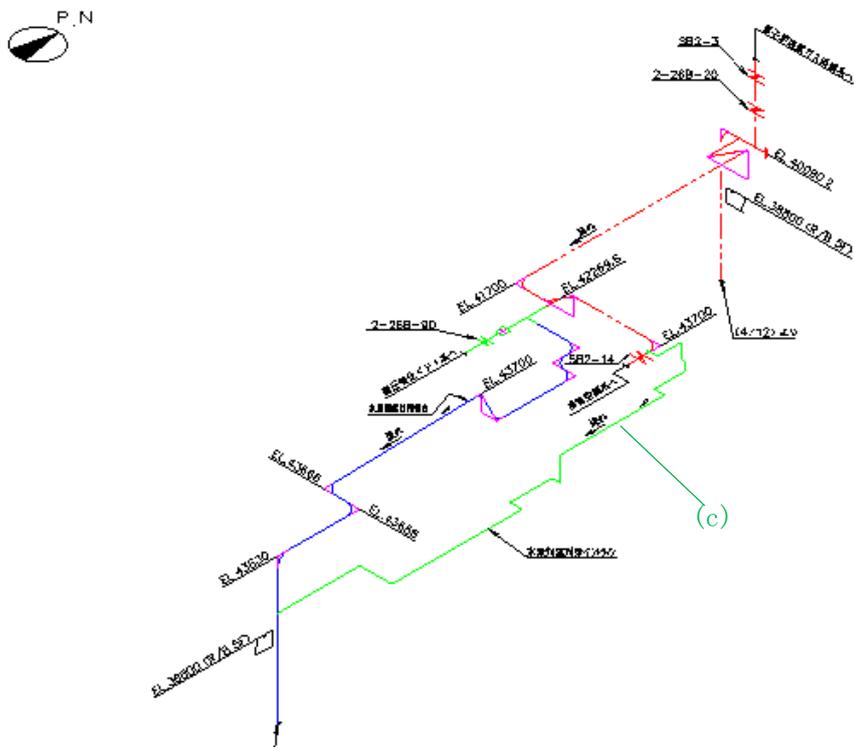
第3図 枝管へのベントラインの追設 (混合ガス蓄積防止)



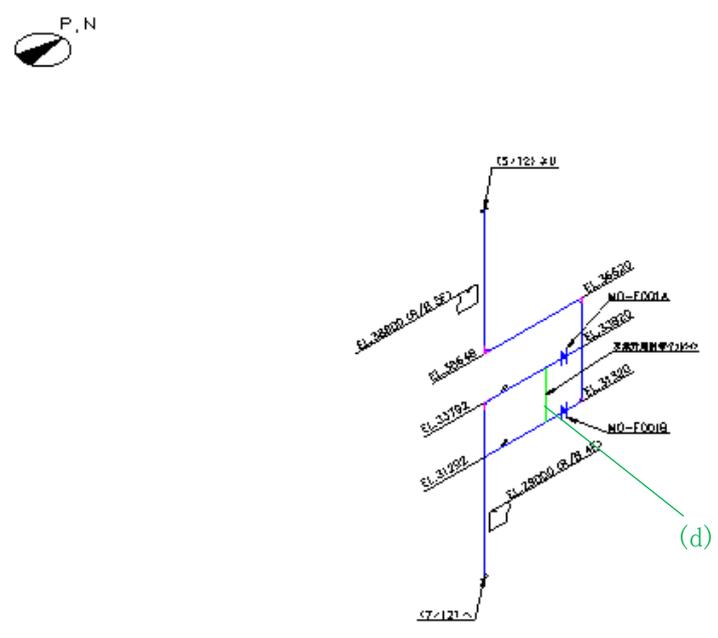
第4図 ベントライン設置概要図



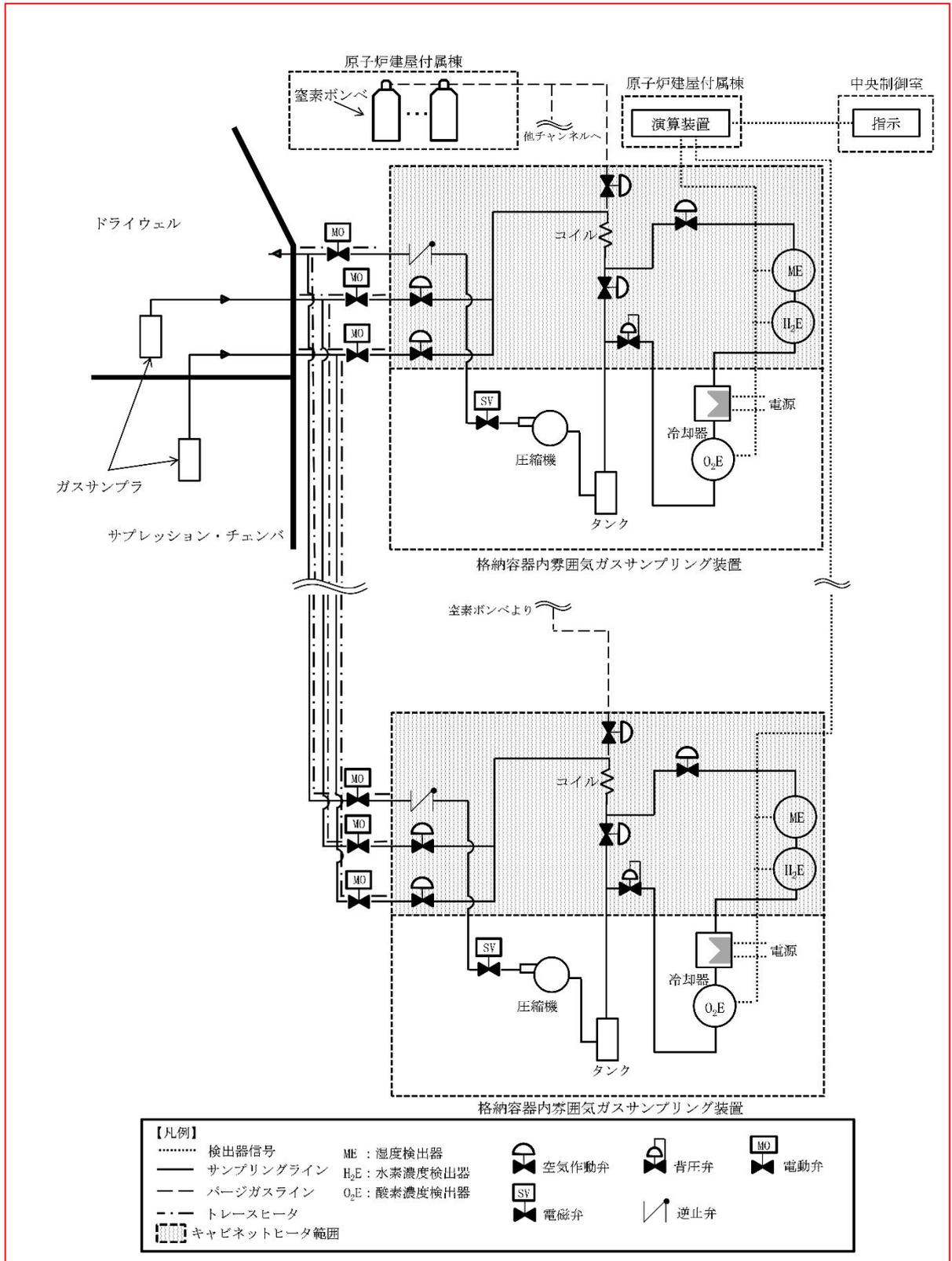
第5図 枝管へのベントラインの追設アイソメ図



第 6 図 枝管へのベントラインの追設アイソメ図



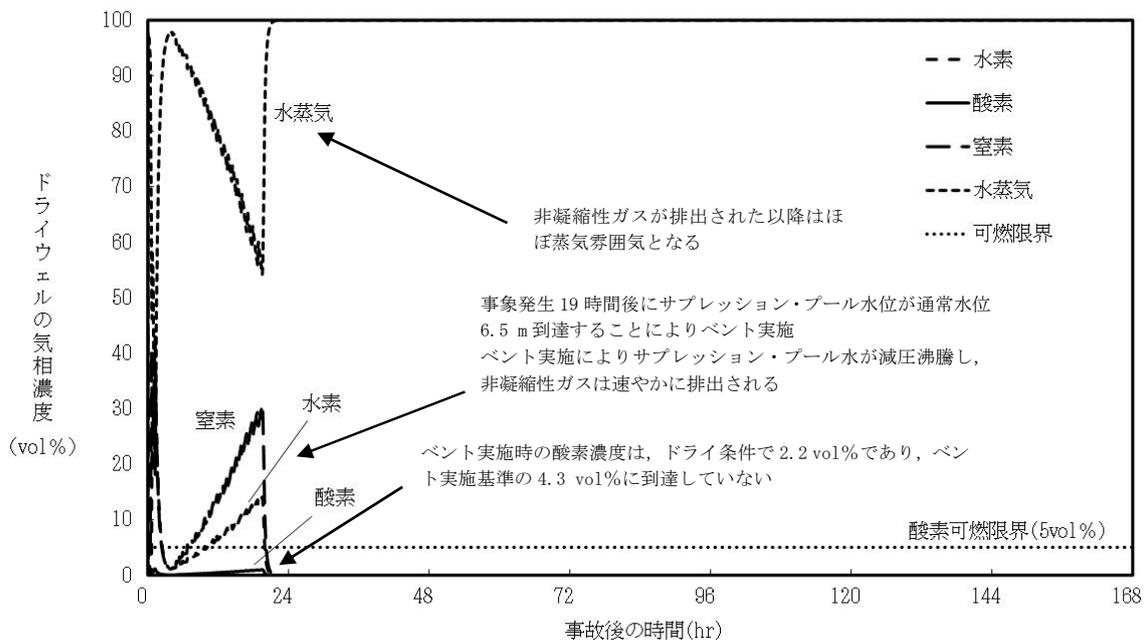
第 7 図 枝管へのベントラインの追設アイソメ図



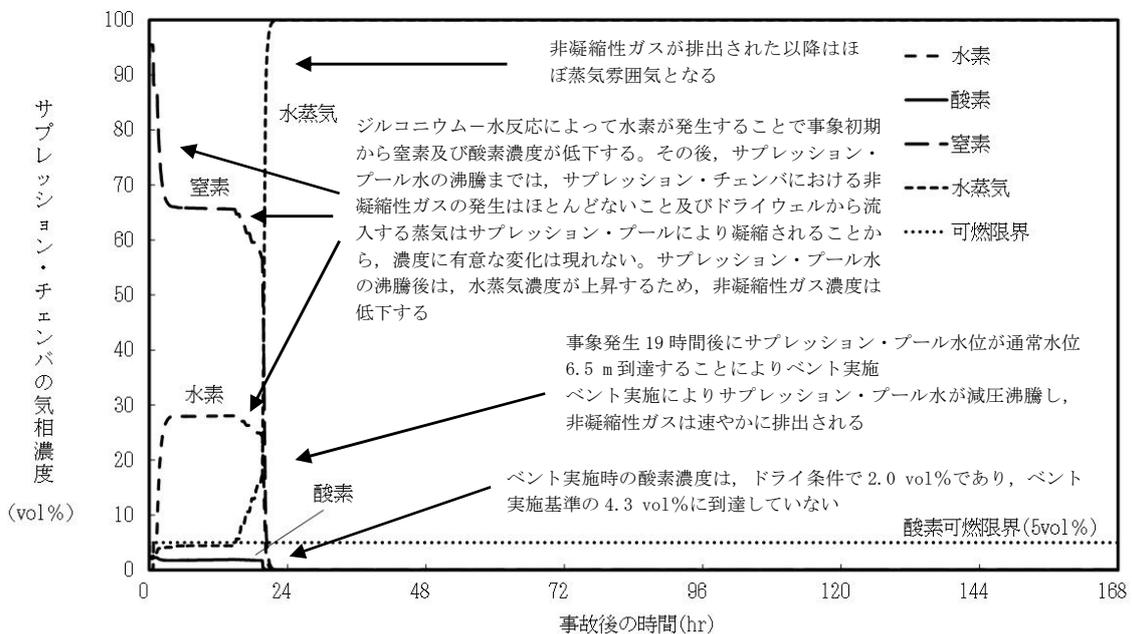
計測周期：サンプリング装置は、格納容器内ガスのサンプリングから、測定、排出までの工程を約3分で行う。

中央制御室指示：ドライ条件及びウェット条件での濃度を表示する。

第9図 酸素濃度監視設備（格納容器内酸素濃度（SA））に関する系統概要図



第 10 図 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）
（代替循環冷却系を使用しない場合）」における
ドライウエルの気相濃度の推移（ウェット条件）



第 11 図 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）
（代替循環冷却系を使用しない場合）」における
サブプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ウェット条件）

d. 系統運転状態②：非凝縮性ガス排出（ベント開始後 1 時間程度）後

(a) 水素爆発防止対策

ベント実施に伴うサプレッション・プール水の減圧沸騰により、可燃性ガスを含む非凝縮性ガスが排出された以降の格納容器は、ほぼ水蒸気で満たされた状態となり、系統へ流入するベントガスもほぼ水蒸気となることから、水素爆発は発生しない。

(b) 系統における水素濃度監視

系統における水素濃度については、ベントガスがほぼ蒸気となっていることから、監視不要である。

(c) 対向流による空気の流入

格納容器及び系統から非凝縮性ガスが排出された以降は、仮に対向流が発生した場合であっても、格納容器及び系統内はほぼ蒸気で満たされている状態となるため、水素爆発は発生しない。

この系統状態における水素爆発防止対策概要は第 5 図と同様である。

e. 格納容器ベント停止後

(a) 水素爆発防止対策

格納容器ベント停止後、スクラビング水の放射線分解により水素及び酸素が発生するため、第一弁の下流から窒素供給装置等による窒素供給を実施し、系統のパーージを継続することで、水素爆発を防止する。

(b) 系統における水素濃度監視

系統における水素濃度に関しては、窒素供給による系統パーージ停止後において、水素が長期的に系統内に滞留しないことを確認するため、監視を実施する。

(c) スクラビング水の放射線分解による酸素発生

ベント停止後において、スクラビング水の放射線分解によって発生する酸素については、スクラビング水中の放射性物質の崩壊熱によって発生量が増加するが、蒸気の発生量も崩壊熱によって変化する比例関係にあり、以下のとおり、酸素濃度は 0.1 vol% 未満となるため系統内で水素爆発することはない。

・スクラビング水の沸騰を考慮し、酸素発生量の G 値は 0.2 とする。

・スクラビング水の放射線吸収割合は 1.0 とする。

$$\begin{aligned} \text{○蒸気発生量} &= [\text{崩壊熱 (MW)}] \times 1000 / ([\text{飽和蒸気比エンタルピー}] - \\ &\quad [\text{飽和水比エンタルピー}]) \times 1000 / \text{分子量} \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \\ &= [\text{崩壊熱 (MW)}] \times 1000 / ((2675.57 - 419.10) \times 1000 / 18 \times 22.4 \times \\ &\quad 10^{-3} \times 3600) \\ &= 1985.4 \times [\text{崩壊熱 (MW)}] \text{ Nm}^3/\text{h} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{○酸素発生量} &= [\text{崩壊熱 (MW)}] \times 10^6 \times [\text{G 値}] / 100 \\ &\quad / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \times 22.4 \times 10^{-3} \\ &\quad \times 3600 \times [\text{放射線吸収割合}] \end{aligned}$$

$$= [\text{崩壊熱 (MW)}] \times 10^6 \times 0.2 / 100 / (1.602 \times 10^{-19}) / (6.022 \times 10^{23}) \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600 \times 1$$

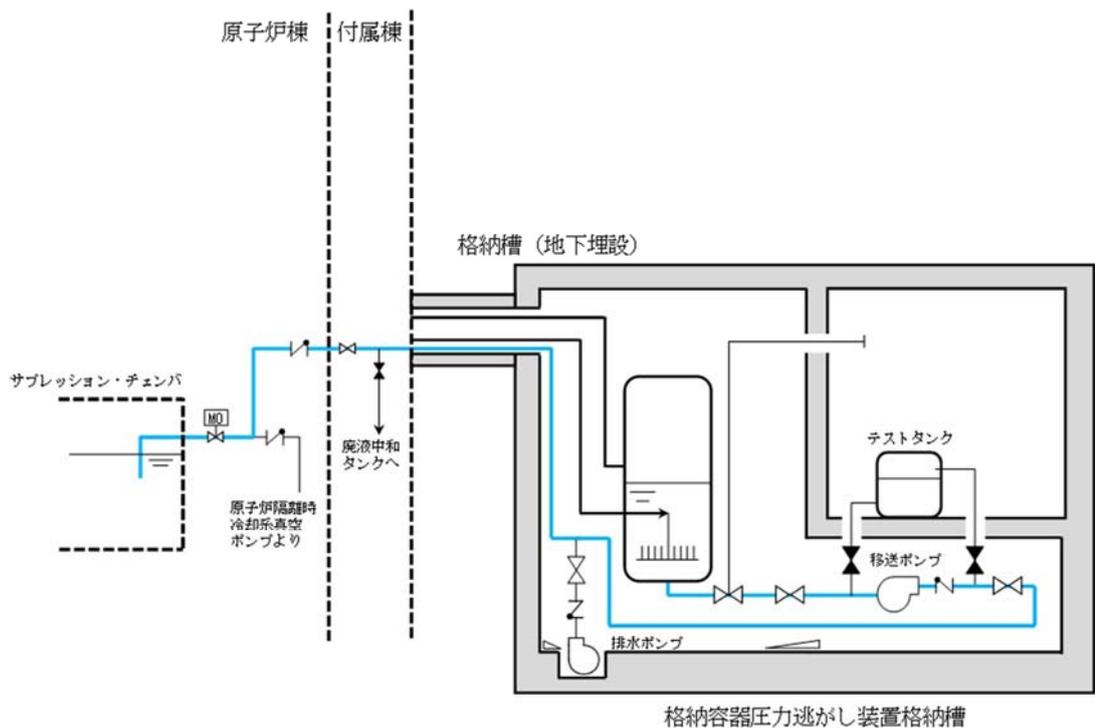
$$= 1.68 \times [\text{崩壊熱 (MW)}] \text{ Nm}^3/\text{h}$$

$$\text{○酸素濃度} = \text{酸素発生量} / (\text{蒸気発生量} + \text{酸素発生量})$$

$$= 0.085 \%$$

(d) 移送ライン使用時における格納容器内への空気流入の影響について

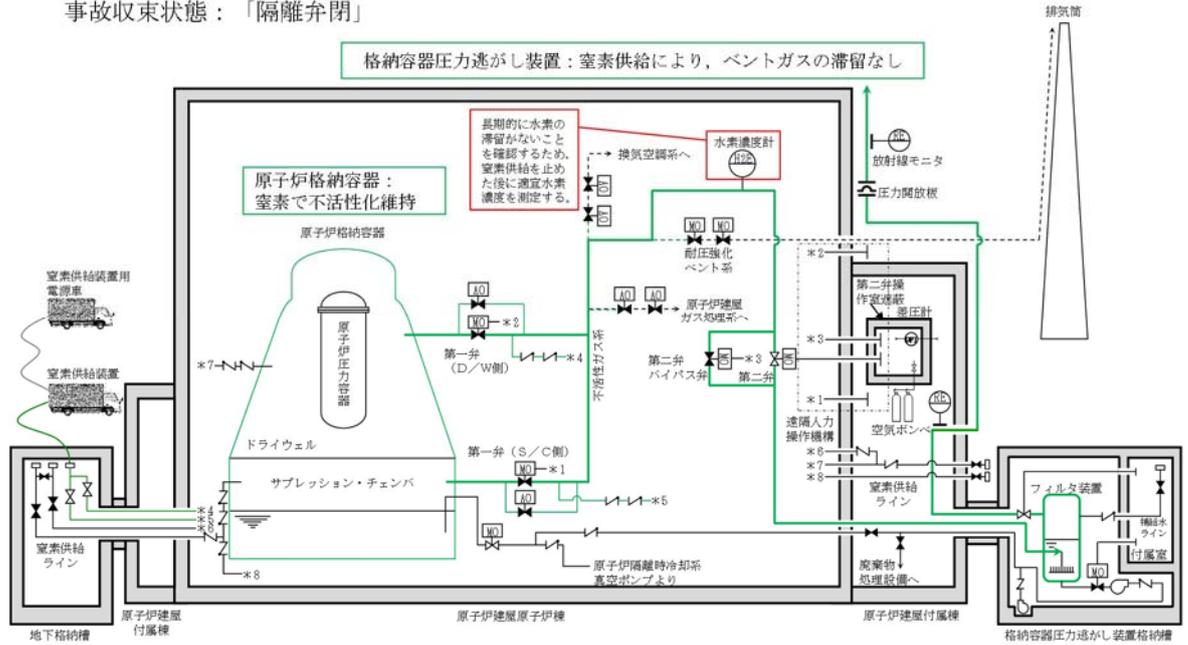
格納容器ベント停止後は、第 12 図に示すとおり、移送ポンプを用いてスクラビング水をサブプレッション・チェンバへ移送することとしているが、スクラビング水を移送する際には、移送ポンプ下流側配管のうち水張りを行っていない範囲の空気がスクラビング水と共にサブプレッション・チェンバへ流入するが、ベント停止後の格納容器は窒素供給により不活性化されており、さらに可燃性ガス濃度制御系によって格納容器内の水素濃度を可燃限界未満に維持するため、空気の流入による影響はない。



第12図 移送ライン系統概要図

この系統状態における水素爆発防止対策概要を第 13 図に示す。

事故収束状態：「隔離弁閉」



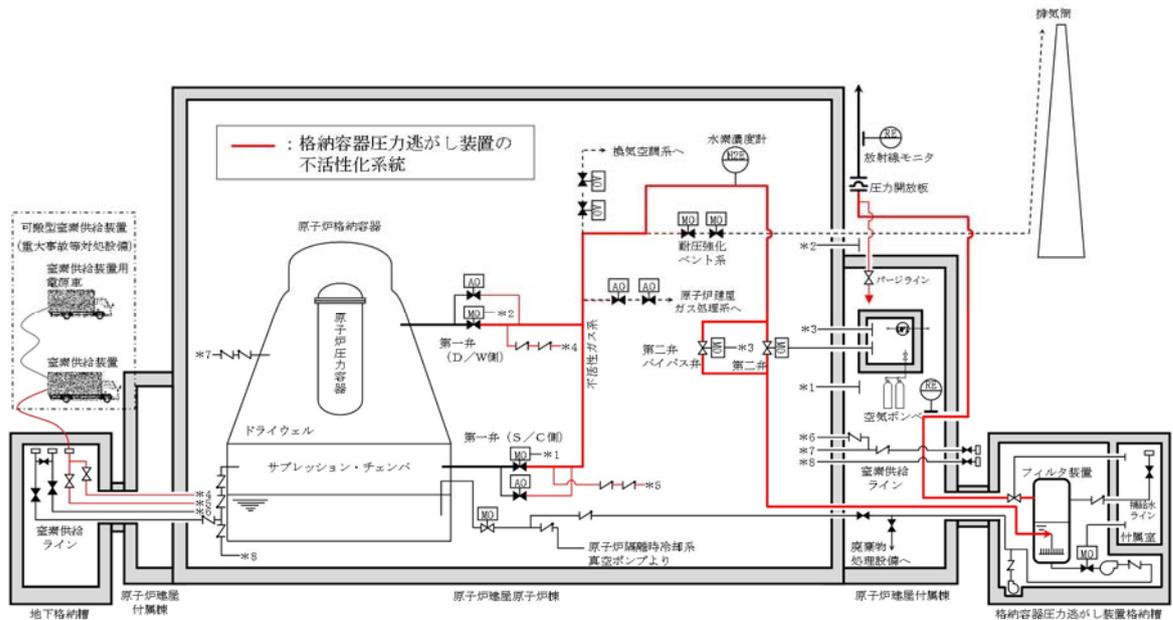
第 13 図 水素爆発防止対策（ベント停止後）

補足 1 格納容器圧力逃がし装置系統の不活性化について

格納容器圧力逃がし装置系統の不活性化については、プラント起動前に実施する。系統の不活性化に使用する系統について第 1 図に示す。

第一弁を閉とした状態で、第一弁の下流から可搬型窒素供給装置により窒素供給を実施し、フィルタ装置を通じてパージラインから排出を継続することで窒素置換を実施する。また、フィルタ装置配管は、管理区域内を通るため、パージラインの排気先については、原子炉建屋付属棟とする。格納容器圧力逃がし装置系統の不活性化については、プラント起動前に実施する。系統の不活性化に使用する系統について第 14 図に示す。

第一弁を閉とした状態で、第一弁の下流から可搬型窒素供給装置により窒素供給を実施し、フィルタ装置を通じてパージラインから排出を継続することで窒素置換を実施する。また、フィルタ装置配管は、管理区域内を通るため、パージラインの排気先については、原子炉建屋付属棟とする。



第 14 図 格納容器圧力逃がし装置の不活性化系統

補足2 格納容器内における気体のミキシングについて

BWRの格納容器内の気体のミキシング効果については、電力共同研究「格納容器内ミキシング確認試験に関する研究」(S57年度)^[1]によって、格納容器スプレイや温度差による自然対流に伴う攪拌効果による十分なミキシングが短時間に得られることを確認している。

有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)(代替循環冷却系を使用しない場合)」において、事象発生後25分から格納容器スプレイを実施すること及び格納容器内の温度差により、格納容器内の気体は十分にミキシングされるものと考えられる。さらに、崩壊熱によって炉心で発生した蒸気が格納容器内へ放出されることによってもミキシングが促進される。

格納容器スプレイを実施している場合の格納容器内の気体の流動については、上記研究にて実験的に確認されている。実験結果を第15図に示す。10 vol%の空気希釈ヘリウムガスの供給を停止すると、格納容器スプレイにより短期間で十分なミキシング効果が得られることが示されている。

格納容器内雰囲気と壁面に温度差がある場合のミキシング効果についての実験結果を第16図に示す。第16図は格納容器内雰囲気と壁面に5℃の温度差がある場合のミキシング効果を示しており、10 vol%の空気希釈ヘリウムガスを供給しているが、実験開始から約20分後までには十分にミキシングされることを示している。BWRの格納容器内では、原子炉圧力容器が熱源として考えられるため、格納容器内雰囲気と壁面において少なくとも5℃以上の温度差は生じているものと考えられる。このため、BWRの格納容器内において、気体が成層化する等の位置的な濃度の著しい偏りが生じる可能性は低いと考えられる。さらに、本試験は、より成層化の可能性が高い軽密度気体であるヘリウムにて攪拌効果を確認しているため、格納容器内での水素燃焼を防止するためのベント実施判断基準として設定している酸素については、濃度の著しい偏りが生じる可能性はさらに低いと考えられる。

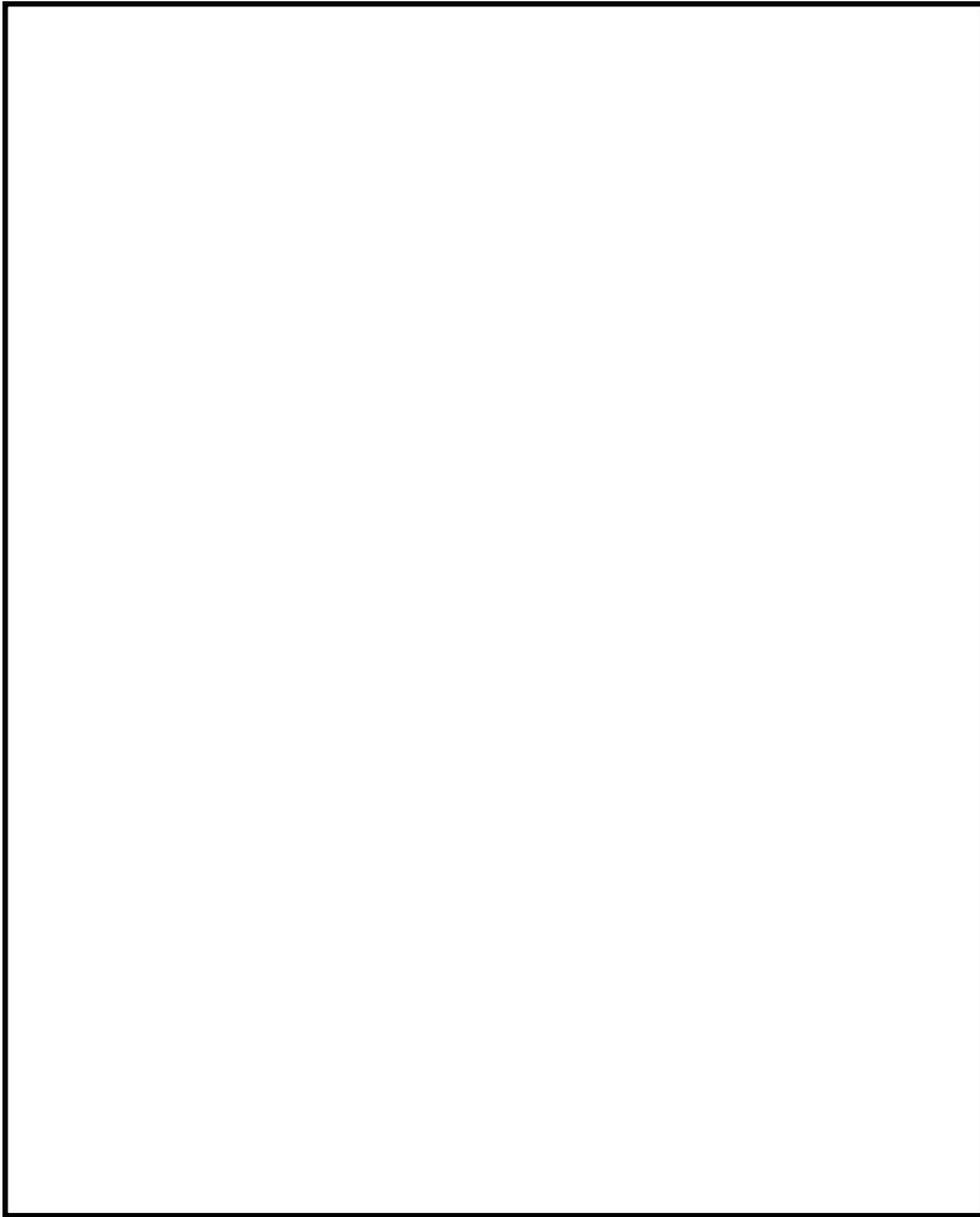
また、シビアアクシデント条件下における格納容器内の気体のミキシング効果については、比較的単純な形状から大規模で複雑な形状の試験装置に至る国内外の試験において検討されている。代表的なものとして、旧(財)原子力発電技術機構による試験で得られた知見^[2]を以下にまとめる。

- ・軽密度気体(試験では水素をヘリウムで模擬)の放出による自然循環のみでも、ミキシングは比較的良好であった。
- ・水蒸気発生を考慮したケースでは、ミキシングは促進された。
- ・上部区画へ軽密度気体を放出して濃度の偏りを生じさせたケースでも、格納容器スプレイを作動させることによりミキシングは達成された。

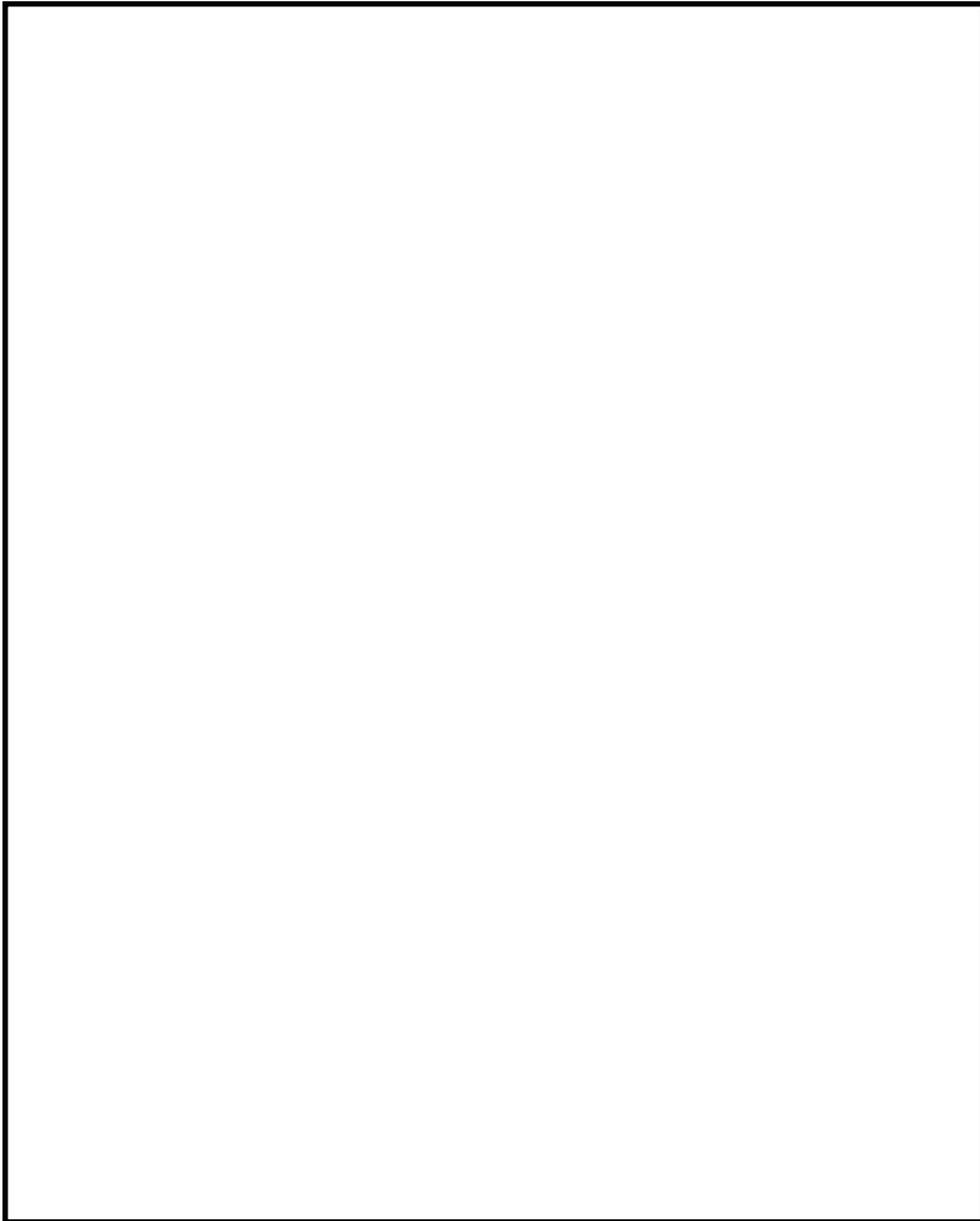
本試験はPWRプラントを模擬したものであるが、複雑な区画を含む形状においても十分なミキシングが得られたことが確認されており、BWRプラントでも同様の効果が期待できると考えられる。

[1] 共同研究報告書、格納容器内ミキシング確認試験に関する研究(S57年度)

[2] 重要構造物安全評価(原子炉格納容器信頼性実証事業)に関する総括報告書、財団法人 原子力発電技術機構(平成15年3月)



第 15 図 格納容器スプレイ実施時のガス濃度変化



第 16 図 格納容器内雰囲気と壁面の温度差によるガス濃度変化結果

流量制限オリフィスの設定方法について

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。

一方、格納容器圧力の上昇に伴い、ベントガスの質量流量が増加する場合においても、ベンチュリノズル部の流速を適正な条件に保持するため、フィルタ装置の下流に流量制限オリフィスを設置することにより、体積流量をほぼ一定に保つ設計としている。



なお、格納容器圧力 1 Pd 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 2 Pd によるベントの場合においても必要量は排出できる。



オリフィスの流出断面積は、以下の式に基づき計算する。



$V [m^3 / s] = m_{システム} [k g / s] \cdot \sigma [m^3 / k g] \dots \dots \dots (式 4)$

V : 体積流量

m : 質量流量

σ : 比体積



NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R0



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）

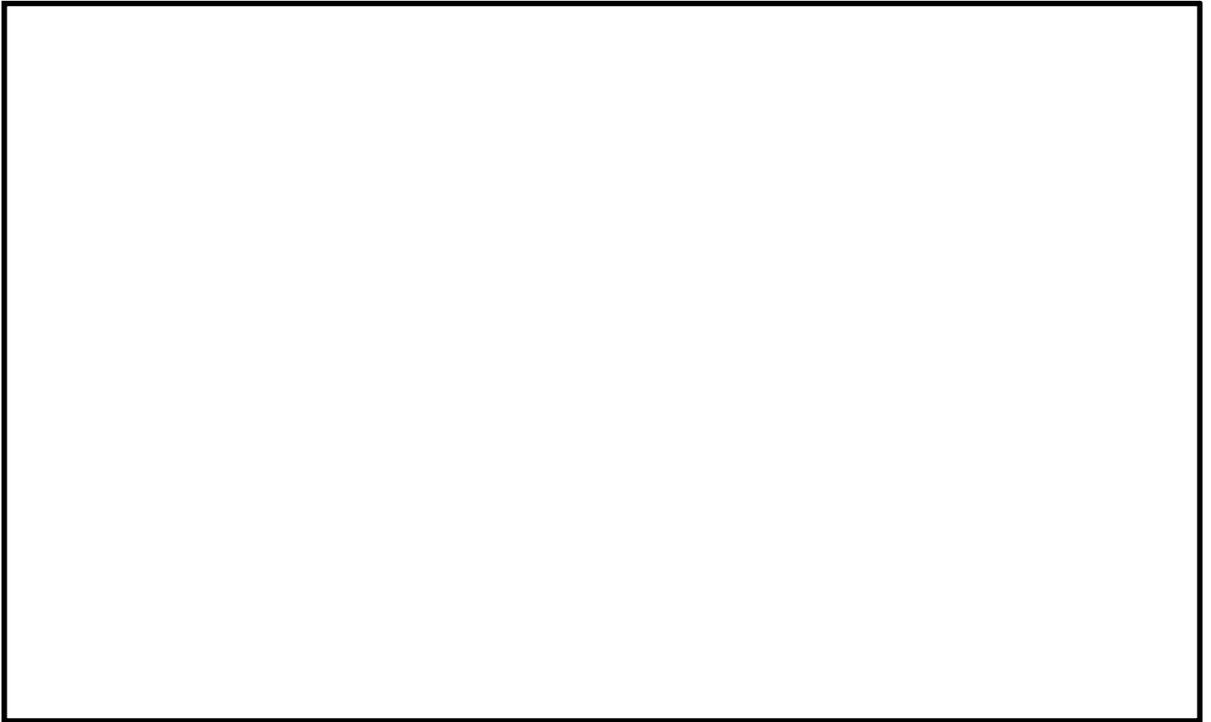
格納容器圧力 kPa[gage]	ウリス上流 圧力損失 kPa	ウリス下流 圧力損失 kPa	質量流量 kg/s (相対比) ^{※1}	体積流量 m ³ /s (相対比) ^{※1}
620 (2 Pd)				
310 (1 Pd)				

※1 格納容器圧力 1 Pd 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



第 1 図 圧力勾配図



第 2 図 格納容器圧力逃がし装置の流量特性

移送ポンプの設定根拠について

フィルタ装置のベント停止後の放射性物質を含んだスクラビング水をサブプレッション・チェンバへ移送するため設置する。

ポンプ仕様

名 称		移送ポンプ
容 量	m ³ /h/個	10
揚 程	m	40
最高使用圧力	MPa	2.5
最高使用温度	℃	200
原 動 機 出 力	kW/個	7.5
個 数	—	1

1. 容量の設定根拠

重大事故等対処設備として使用する移送ポンプの容量は、スクラビング水（上限水位において約 57.4 m³）をサブプレッション・チェンバに移送可能な容量とし、10 m³/h とする。

2. 揚程の設定根拠

移送ポンプの揚程は、下記を考慮して決定する。

- ① 水源と移送先の圧力差：0 m

フィルタ装置及びサブプレッション・プールは大気圧状態にて使用する。

- ② 静水頭：22.1 m

フィルタ格納層床レベル (EL. -12.8 m) とサブプレッション・プール水位（真空破壊弁中心から 1m 下 (EL. 9.3m)）を想定）のレベル差

- ③ 配管・機器圧力損失：16 m

- ④ 合計：38.1 m

重大事故等対処設備として使用する移送ポンプの揚程は、④の合計以上とし、40 m とする。

3. 最高使用圧力の設定根拠

移送ポンプの最高使用圧力は、下記を考慮して決定する。

- ① 静水頭：0.06 MPa

$$5.9 \text{ m} \times 0.00980665 \doteq 0.06 \text{ MPa}$$

5.9 m：フィルタ格納層床レベル (EL. -12.8 m) とスクラビング水上限水位 (EL. -6.9 m) のレベル差

- ② 締切揚程：1.96 MPa

$$200 \text{ m} \times 0.00980665 \doteq 1.96 \text{ MPa}$$

200 m：移送ポンプ締切り揚程（許容最高全揚程）

③ 合計 : 2.02 MPa

移送ポンプの最高使用圧力は、③の合計を上回る圧力とし、2.5 MPa とする。

4. 最高使用温度の設定根拠

重大事故等対処設備として使用する移送ポンプの最高使用温度は、フィルタ装置の最高使用温度に合わせ、200 ℃とする。

5. 原動機出力の設定根拠

移送ポンプの原動機出力は、下記の式により、容量及び揚程を考慮して決定する。

$$P_w = 10^{-3} \times \rho \times g \times Q \times H$$

$$\eta = \frac{P_w}{P} \times 100$$

(引用文献：日本工業規格 J I S B 0 1 3 1 (2002) 「ターボポンプ用語」)

$$P = \frac{10^{-3} \times \rho \times g \times Q \times H}{\eta / 100}$$

P : 軸動力 (kW)

P_w : 水動力 (kW)

ρ : 密度 (kg/m³) = 1000

g : 重力加速度 (m/s²) = 9.80665

Q : 容量 (m³/s) = 10 / 3600

H : 揚程 (m) = 40

η : ポンプ効率 (%) (設計計画値)

$$P = \frac{10^{-3} \times 1000 \times 9.80665 \times \left(\frac{10}{3600}\right) \times 40}{\text{} / 100} = \text{} = \text{$$

上記から、移送ポンプの原動機出力は、軸動力を上回る出力とし、7.5 kW/個 とする。

6. 個数の設定根拠

重大事故等対処設備として、放射性物質を含んだスクラビング水をサプレッション・チェンバへの移送するために必要な個数 1 個設置する。

格納容器圧力逃がし装置の系統設計条件の考え方について

格納容器圧力逃がし装置については、想定される事故事象での使用条件下において、性能を発揮できる設計とするため、系統設計条件を定めている。主な系統設計条件を第1表に示す。

第1表 格納容器圧力逃がし装置の系統設計条件

設計条件		設定根拠
最高使用圧力	620 kPa[gage]	格納容器の限界圧力を考慮し 2Pd（最高使用圧力 310 kPa[gage]の2倍）とする。
最高使用温度	200 °C	格納容器の限界温度を考慮し 200 °Cとする。
設計流量	13.4 kg/s (格納容器圧力 310 kPa[gage]において)	原子炉定格熱出力 1 %相当の飽和蒸気量を、ベント開始圧力が低い場合（310 kPa[gage]）であっても排出可能な流量とする。
フィルタ装置内発熱量	500 kW	想定されるフィルタ装置に捕集、保持される放射性物質の崩壊熱に対して十分な余裕を見込み、原子炉定格熱出力の 0.015 %に相当する発熱量とする。
エアロゾル移行量	400 kg	想定されるフィルタ装置に移行するエアロゾルの量（38 kg）に対して十分な余裕を見込み、400 kgとする。
よう素の炉内内蔵量	24.4 kg	BWRプラントにおける代表炉心（ABWR*）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN2コードの計算結果に対して、東海第二発電所の熱出力（3293 MW）を考慮して算出した結果、24.4 kgとする。
耐震条件	基準地震動 S_s にて機能維持	基準地震動 S_s にて機能を維持する。

※：炉心比出力が高いほど炉心内蔵量が高くなることから、炉心比出力が高いABWRを代表させ、1 MW当りの炉心内蔵量を評価している。また、ORIGEN2コードでは、保守的に1サイクル13ヶ月(395日)に対して、1サイクル10,000時間(416日)の燃焼期間を仮定している。

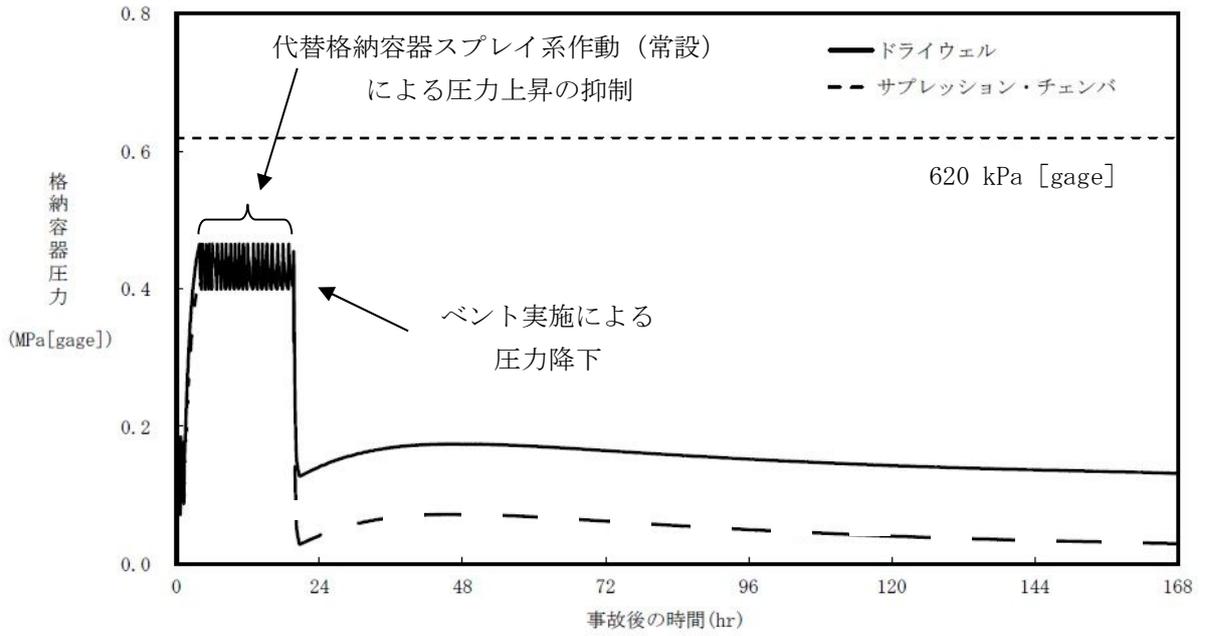
格納容器圧力逃がし装置の各設計条件の考え方を以下に示す。

(1) 最高使用圧力及び最高使用温度

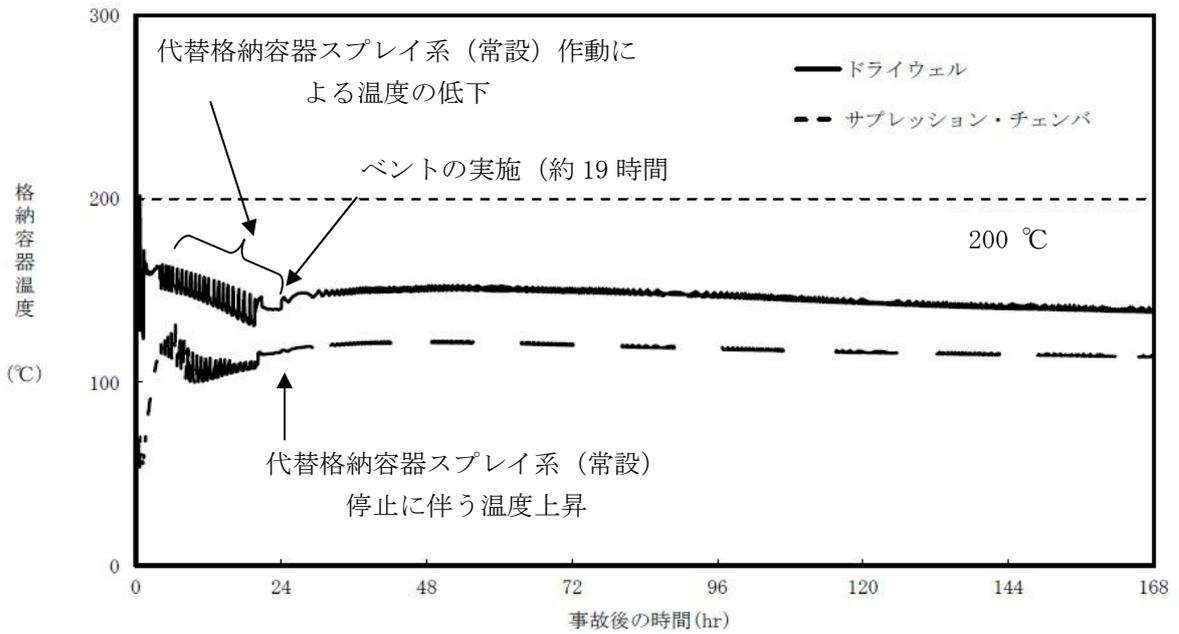
格納容器圧力逃がし装置は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、格納容器の破損を防止するため、格納容器内のガスを排気することにより、格納容器内の圧力及び温度を低下させることができる設計とし、格納容器圧力が格納容器の限界圧力を下回る 620 kPa[gage] (2Pd : 最高使用圧力の 2 倍) に到達するまでにベント操作を実施することとしている。

有効性評価における格納容器圧力及び格納容器温度の推移から、ベント時に格納容器圧力及び格納容器温度は限界圧力を下回る 620 kPa[gage] 及び限界温度を下回る 200 °C を下回ることから、2 Pd, 200 °C を最高使用圧力及び最高使用温度としている。

有効性評価のうち格納容器過圧・過温破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用しない場合）」における格納容器圧力及び格納容器温度の推移を第 1 図、第 2 図に示す。格納容器圧力の最大値はベント時の約 465 kPa[gage]、シーケンス中の格納容器の最高温度は事象開始直後、破断口から流出する過熱蒸気により一時的に格納容器雰囲気温度は約 202 °C となるが、格納容器バウンダリにかかる温度（壁面温度）は最大でも約 157 °C であり、限界温度を下回る 200 °C を超えないことから、格納容器の限界圧力及び限界温度を下回っている。



第1図 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用しない場合）」における格納容器圧力の推移



第2図 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用しない場合）」における格納容器温度の推移

(2) 系統流量（ベントガス流量）

格納容器圧力逃がし装置の系統流量は、原子炉定格熱出力の 1 %相当の蒸気流量をベント開始圧力が低い場合（1 Pd）においても排出できるよう以下のとおり設定している。

a. 蒸気流量の設定

重大事故等発生後の数時間で格納容器圧力逃がし装置が使用されることはないが、保守的に原子炉停止後 2～3 時間後に格納容器圧力逃がし装置が使用されると考え、その時点での原子炉の崩壊熱として原子炉定格熱出力の 1 %を設定し、それに相当する蒸気流量とする。

b. 格納容器圧力の設定

有効性評価において格納容器圧力逃がし装置のベント開始圧力を 1 Pd～2 Pd としており、格納容器圧力が低い方が蒸気排出条件が厳しくなるため、格納容器圧力は 1 Pd とする。

c. 系統流量の算出

a. 及び b. の組合せにより、系統流量を設定する。系統流量は式 1 により算出する。

$$W_{Vent} = Q_R \times 0.01 / (h_S - h_w) \times 3600 / 1000 \quad (\text{式 1})$$

ここで、

W_{Vent} : 系統流量 (t/h)

Q_R : 定格熱出力 (3293 × 10³ kW)

h_S : 飽和蒸気の比エンタルピ (2739 kJ/kg @1Pd)

h_w : 飽和水の比エンタルピ (251 kJ/kg @60 °C※)

※格納容器内に注水する水温を保守的に高めに設定した温度

以上より、系統流量は 48 t/h となることから、13.4 kg/s を格納容器圧力 1 Pd の時の系統流量とする。系統流量は、配管設計やオリフィスの設計条件として使用される。

なお、格納容器圧力が 1 Pd より高い圧力でベントする場合には、その時の格納容器圧力と系統全体の圧力損失から系統流量が決まり、格納容器圧力が 1 Pd 以上になれば系統流量も 13.4 kg/s 以上となり、より蒸気を排出しやすい状況となる。

(3) フィルタ装置内発熱量

格納容器圧力逃がし装置のフィルタ装置内発熱量は、原子炉定格熱出力の 0.015 %に相当する崩壊熱である 500 kW に設定している。

NUREG-1465 における格納容器ソースタームに基づき、ドライウェルベント時に格納容器からフィルタ装置に移行する F P による崩壊熱を評価する。

フィルタ装置内発熱量は以下の式で表される。

【フィルタ装置内発熱量】

$$\begin{aligned}
 &= \text{【①ベント時の原子炉の崩壊熱】} \\
 &\quad \times \text{【②F P の格納容器への放出割合】} \\
 &\quad \div \text{【③格納容器内の D F】} \\
 &\quad \times \text{【④フィルタ装置に蓄積する F P の崩壊熱への寄与割合】}
 \end{aligned}$$

① ベント時の原子炉の崩壊熱

重大事故等発生後の数時間で格納容器圧力逃がし装置が使用されることはないが、保守的に原子炉停止後約 2～3 時間後に格納容器圧力逃がし装置が使用されると考え、その時点での原子炉の崩壊熱として、原子炉定格熱出力の 1 %とする。

② F P の格納容器への放出割合

NUREG-1465 に基づき、揮発性核種のうち格納容器への放出割合が最も大きい Halogen (I) の放出割合である 61 %で代表させる (第 2 表参照)。

③ 格納容器内の D F

海外で行われた F P エアロゾルの自然除去効果に関する試験 (NSPP 試験等) では、格納容器のエアロゾルは数時間程度で 1/10 程度まで減少している結果が得られており、格納容器内のエアロゾルに対する除去効果として、ドライウェルベント時は D F : 10*とする。

※事象発生から 19 時間 (有効性評価におけるベント開始時間) 後の MAA P 解析における感度解析の結果から D F 10000～D F 100000 であることを確認しており、D F 10 としている発熱量評価の設定は保守的である。

④ フィルタ装置に蓄積する F P の崩壊熱への寄与割合

NUREG-1465 に基づき、揮発性が比較的高く、炉心損傷を伴う事故時に有意な放出割合となり、フィルタ装置に蓄積する核種として、Halogen (I) , Alkali metal (Cs) , Te, Ba 及び Sr を想定し、これら核種の崩壊熱への寄与割合は 22 %とする (第 3 表参照)。

したがって、定格熱出力に対する崩壊熱は以下のように評価される。

$$\text{ドライウェルベント} : 0.01 \times 0.61 \div 10 \times 0.22 = 0.01342 \%$$

以上より、フィルタ装置内発熱量は、上記割合を包絡する条件とし、原子炉定格熱出力の 0.015 %である 500 kW (3293 MW × 0.015 %) と設定する。

フィルタ装置内発熱量は、スクラビング水の初期保有量及びフィルタ装置の寸法設定に使用される。

第2表 NUREG-1465における格納容器内への放出割合

	Gap Release	Early-In -vessel	Ex-vessel	Late-In -vessel	合計
Noble Gases*	0.05	0.95	0	0	1.00
Halogens (I)	0.05	0.25	0.30	0.01	0.61
Alkali metal (Cs)	0.05	0.20	0.35	0.01	0.61
Te	0	0.05	0.25	0.005	0.305
Ba, Sr	0	0.02	0.1	0	0.12
Noble metals (Mo, Ru, Sb)	0	0.0025	0.0025	0	0.005
Ce	0	0.0005	0.005	0	0.0055
La	0	0.0002	0.005	0	0.0052

※ 希ガスはフィルタ装置内に蓄積しないため、評価対象外とする。

第3表 放出割合が大きい揮発性核種の崩壊熱寄与割合

元素グループ*	放出 割合	①放出割合 (ハロゲン比)	②崩壊熱寄与割合 (炉停止後約2時間)	崩壊熱寄与割合 ①×②
Halogens (I)	0.61	1.0	0.18	0.18
Alkali metal (Cs)	0.61	1.0	0.02	0.02
Te	0.305	0.5	0.02	0.01
Ba, Sr	0.12	0.2	0.06	0.01
			合計	0.22

※ 希ガスはフィルタ装置内に蓄積しないため、評価対象外とする。また、放出割合が小さい核種は放出量として無視できるため、評価対象外とする。

(4) エアロゾル移行量

有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用しない場合）」における格納容器からフィルタ装置に移行するエアロゾルの重量を第4表に示す。

第4表 格納容器からフィルタ装置に移行するエアロゾル重量

シーケンス（事象）	エアロゾル重量	
	W/Wベント	D/Wベント
雰囲気圧力・温度による静的負荷 （格納容器過圧・過温破損） （代替循環冷却を使用しない場合）	1 g	5000 g

一方、格納容器からのエアロゾルの移行量を保守的に評価するため、サプレッション・プールによるスクラビング効果がないドライウェルベント時の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 38 kg となるが、エアロゾルに係る海外規制の規定、さらにそれらを上回る 400 kg として設計する。

想定するエアロゾル移行量の評価方法と海外規制におけるエアロゾル移行量を以下に示す。

a. 核分裂生成物の炉内内蔵量

各核種グループのFPの炉内内蔵量を第5表に示す。

b. 核分裂生成物の格納容器への放出割合

NUREG-1465に基づき、各核種グループの放出割合を設定する（第2表参照）。

c. 格納容器内のDF

保守的にドライウェルベントの場合を想定し、崩壊熱の設定と同様に、DF10とする。

以上より、想定するエアロゾル量を計算した結果、約 38 kg となる。

評価式を以下に示す。

【エアロゾル量】 =

$$\sum_{\text{全核種グループ}} [(\text{核種グループの炉内内蔵量}) \times (\text{核種グループの格納容器への放出割合}) / 10]$$

d. 海外規制におけるエアロゾル移行量

ドイツRSKの勧告では、フィルタ装置に移行するエアロゾル量としてPWRについては60 kg, BWRについては30 kgとしている。また、スイスの原子力施設ガイドラインにおいては、エアロゾル量は150 kgと規定されている。

第5表 核分裂生成物の炉内内蔵量

核種 グループ	代表 化学形態	炉内内蔵量 (kg)	格納容器への 放出割合(-)	エアロゾル 移行量 (kg)
Halogens	CsI		0.61	
Alkali metal	CsOH		0.61	
Te	TeO ₂ , Sb		0.305	
Ba, Sr	BaO, SrO		0.12	
Noble metals	MoO ₂		0.005	
Ce	CeO ₂		0.0055	
La	La ₂ O ₃		0.0052	
			合計	3.8E+01

エアロゾル移行量は、金属フィルタの総面積の設定に使用される。

(参考 1) フィルタ装置の最高使用圧力及び最高使用温度を超える場合の健全性について

ベント中のフィルタ装置 (容器) について、設計上考慮している最高使用圧力 (620 kPa [gage])、最高使用温度 (200 °C) を超える場合の構造健全性を評価する。

・評価方法

フィルタ装置の持つ放射性物質の閉じ込め機能が喪失する要因として、高温状態で内圧を受け、過度に塑性変形することによる延性破壊が想定される。

フィルタ装置について、「発電用原子力設備規格 設計建設規格 (2005 年版 (2007 年追補版を含む)) J S M E S N C 1 - 2 0 0 5 / 2 0 0 7」 (以下、「設計・建設規格」という) に示される、内面に圧力を受ける円筒胴の計算上必要な厚さを求める式により、温度 (フィルタ装置温度における材料の許容引張応力)、圧力をパラメータとして、フィルタ装置 (胴部) の構造健全性が確保される、温度と圧力の組合せを評価する。

・評価

設計・建設規格の P V C - 3 1 2 2 (1) 項に準拠し、設計・建設規格「表 5 鉄鋼材用 (ボルト材を除く) の各温度における許容引張応力」に規定される、50 °C から 450 °C の各温度における許容引張応力を与えることで、構造健全性が確保できる圧力 (以下、「許容圧力」という。) を算出する。

$$t = \frac{PD_i}{2S\eta - 1.2P}$$

ここで、

t : 胴の最小厚さ mm

P : 許容圧力 (MPa)

Di : 胴の内径 4600 (mm)

S : 各温度における材料の許容引張応力 (MPa)

η : 長手継手の効率 (η = 1)

・評価結果

設計・建設規格の必要最小板厚を求める式を用いて評価を実施した結果、第 3 図に示すとおり、設計上考慮している最高使用圧力 (620 kPa [gage])、最高使用温度 (200 °C) を超える圧力、温度でも構造健全性を有する結果が得られた。



第3図 フィルタ装置（胴部）の必要最小板厚の式を用いた評価結果

(参考2)ベントタイミングにおいて発生する荷重の考慮について

(1) 重大事故等発生時において格納容器内にて発生する動的荷重

重大事故等発生時において、格納容器内にて発生する可能性がある動的荷重には以下のものがある。

- ① ドライウェル内の配管破断によるジェット力
- ② プールスウェル荷重
- ③ ベント管出口での蒸気凝縮振動荷重
- ④ 逃がし安全弁作動時の荷重
- ⑤ 原子炉隔離冷却タービン排気圧力の荷重

①～③は、原子炉冷却材喪失事故において事故発生直後に発生する荷重であり、ベント時に生じる荷重は、これに比べて影響は小さい。

また④、⑤は、ベント開始の判断基準である格納容器圧力 2Pd に近づいた状態では、原子炉圧力は、原子炉冷却材喪失事故や逃がし安全弁による急速減圧等により、既に低下した状態となっており、原子炉隔離冷却系も運転していないことから、2Pd ベント時に作用する荷重ではない。

以上のことから、ベントの判断基準である格納容器圧力 2Pd における格納容器の加圧は、崩壊熱により発生する蒸気によるものであり、動的荷重を考慮する必要はない。

スクラバ容器の設計に当たっては、最高使用圧力 2Pd、最高使用温度 200 °C の条件に加えて、地震荷重を考慮した強度評価を実施している。

また、耐圧機器ではないが、内部構造物であるベンチュリノズルについては、差圧荷重及び地震荷重を考慮するとともに、JAVA 試験にて得られた知見を踏まえた圧力振動を考慮して強度評価を実施している。(第6表参照)

第6表 スクラバ容器の設計

部位	設計に用いた荷重		評価方法
スクラビング装置 (容器)	静的荷重	内圧荷重 (最高使用圧力)	JSME 設計・建設規格に基づき、荷重に対する必要板厚を算出し、最小板厚が必要板厚を満足することを確認する。
	動的荷重	内圧荷重, 地震荷重	内圧荷重及び地震荷重による一次応力及び一次+二次応力を算出し、原子力発電所耐震設計技術指針で定める許容値を満足することを確認する。
内部構造物 (ベンチュリノズル)	静的荷重	差圧荷重	ASME Sec. II, III, VIIIに基づき評価
		差圧荷重, 地震荷重	ASME Sec. II, III, VIIIに基づき評価
	動的荷重	水力学的荷重	JAVA 試験にて得られた知見を踏まえて、圧力振動を評価

金属フィルタドレン配管の閉塞及び逆流防止について

(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。

(2) ドレン配管によるスクラビング水の逆流防止

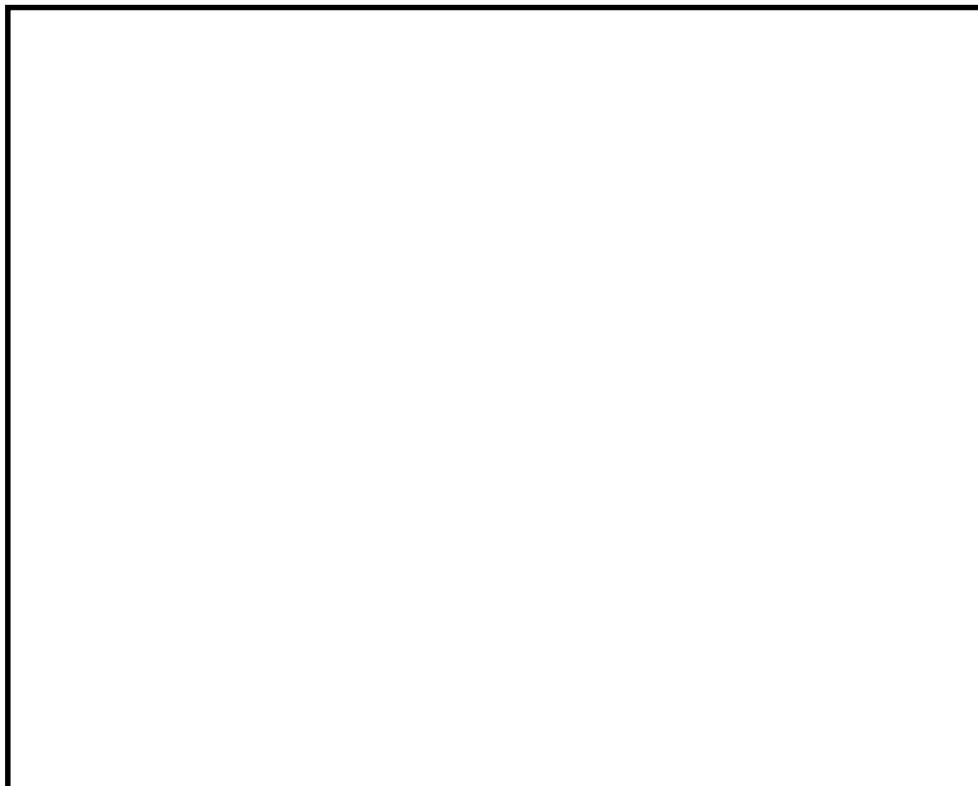
金属フィルタのプレフィルタ部における圧損が大きい場合、金属フィルタに設置されるドレン配管において逆流が発生し、金属フィルタにスクラビング水が流入する可能性がある。



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。



第 1 図 フィルタ装置のスクラビング水位

ベント実施時の放射線監視測定のお考え方について

(1) フィルタ装置出口放射線モニタの計測範囲

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

第 1 表 計測範囲とその考え方

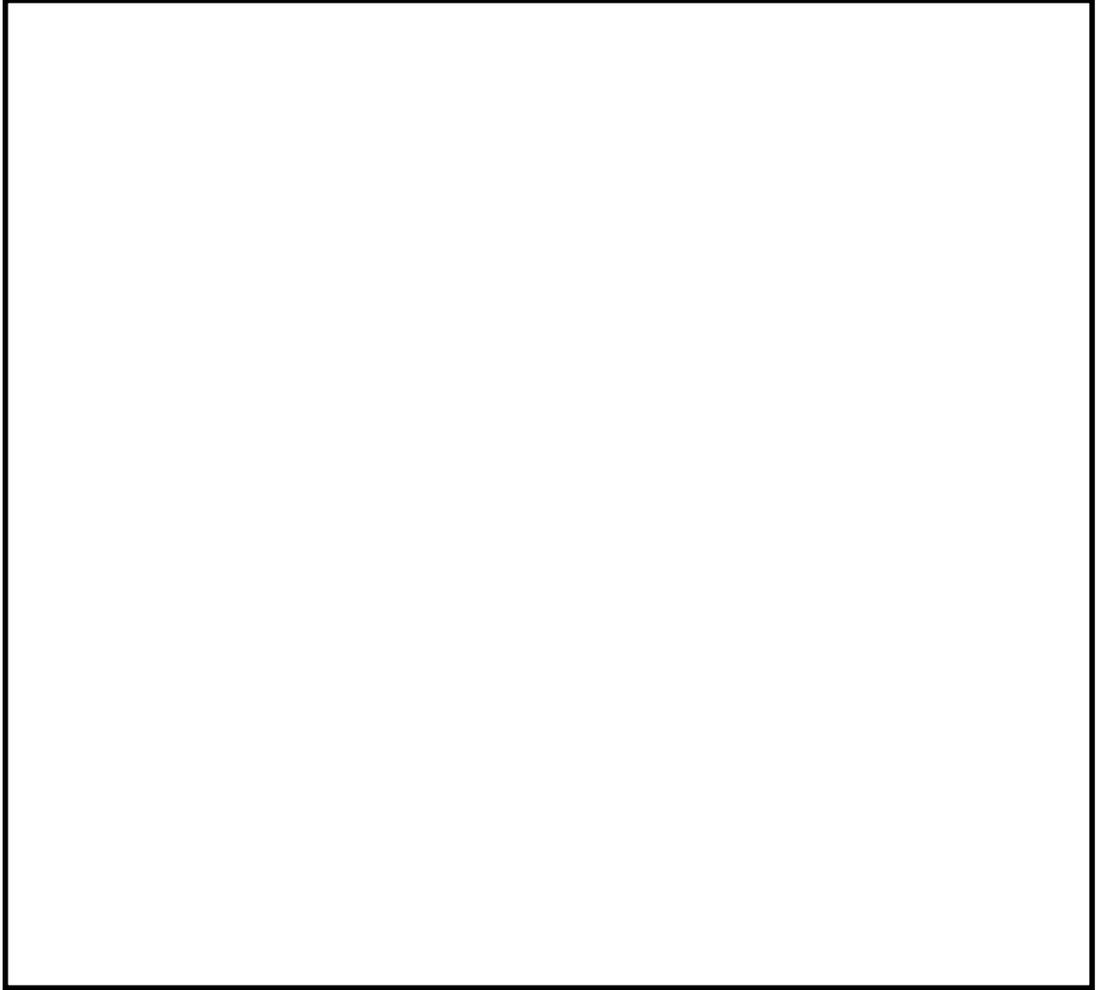
名称	計測範囲	取付箇所	計測範囲の設定のお考え方
フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ)	$10^{-2} \sim 10^5$ Sv/h	原子炉建屋付属棟 1 階	系統運転中における放射性物質濃度を確認するため、想定される放射性物質がフィルタ装置出口配管に内包された時の最大の放射線量率を計測できる範囲とする。なお、高レンジ用は炉心損傷している場合に、低レンジ用は炉心損傷していない場合を想定して設定する。
		屋外 (原子炉建屋南側外壁面)	
フィルタ装置出口放射線モニタ (低レンジ)	$10^{-3} \sim 10^4$ mSv/h	原子炉建屋付属棟 1 階	

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 1.0×10^5 Sv/h は、ベント実施時に想定される最大線量率 3.0×10^4 Sv/h に対し、余裕があり、計測可能である。

第 2 表 評価条件

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価対象核種	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	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



第1図 評価モデル



第2図 フィルタ装置出口放射線モニタ（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

b. 評価対象核種の考え方

格納容器圧力逃がし装置を通じて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。

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 10^2 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。

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 ^{*3}	CSE 実験及び Standard Review Plan 6.5.2 ^{*2} に基づき設定
	サプレッション・プールでのスクラビングによる除去係数 : 10	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ですが、保守的に無機よう素と同じとする。

第4表 評価条件 (2/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
ベント開始時間	事象発生から 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 100 m 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、230 mSv/h である。

(3) 線量率から放射性物質濃度への換算の考え方

フィルタ装置出口放射線モニタでの計測値（ γ 線強度）は、フィルタ装置出口配管内の放射性物質の核種及びその放射性物質濃度により決まる値である。あらかじめ、フィルタ装置出口配管内の放射性物質濃度と線量率により、換算係数を定めておくことで、事故時のフィルタ装置出口放射線モニタの指示値からフィルタ装置出口配管内の放射性物質濃度を把握することができる。

第4表の評価条件において評価したフィルタ装置出口放射線モニタ（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。

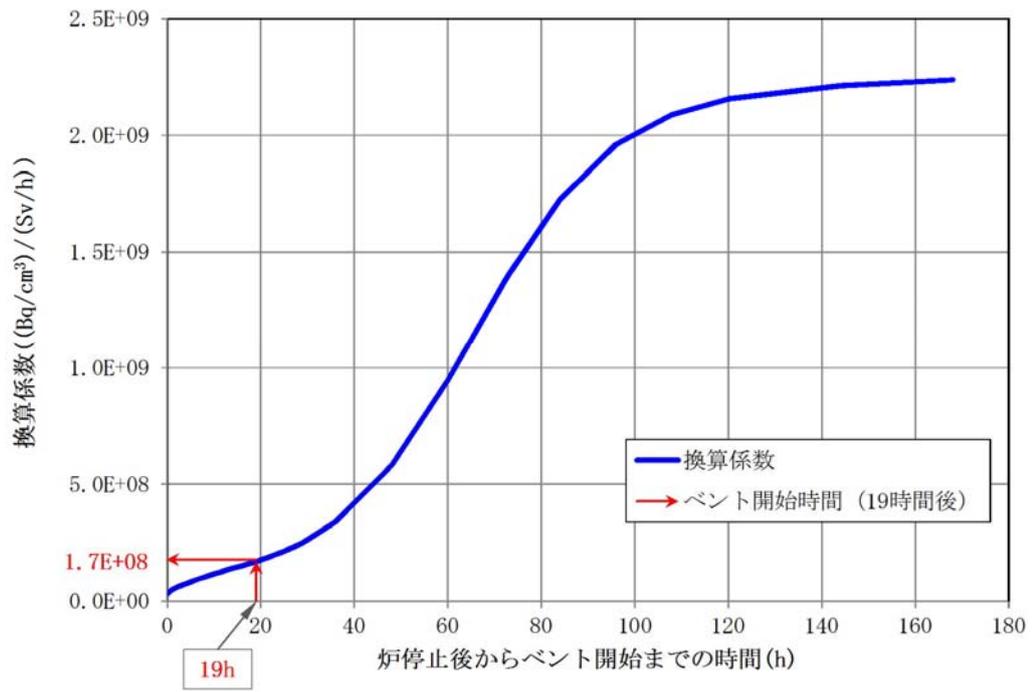
- ① 平衡炉心（サイクル末期）における核種ごとの炉内希ガスの総量（①）を解析により算出する。
- ② ベント開始時間までの減衰を考慮した核種ごとの希ガスの総量（②）を算出する。
- ③ 格納容器空間体積（9800m³）から核種ごとの希ガス量を除し、核種ごとの放射性物質濃度の合計（③）を算出する。
- ④ 上記③の核種ごとの放射性物質濃度に γ 線放出割合を乗じて算出した γ 線線源強度と第1図の評価モデルから核種ごとの線量率の合計（④）を算出する。
- ⑤ 上記③で求めた放射線物質濃度の合算値を④で求めた線量率の合算値で除すことで、換算係数を算出する。

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。



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 MAA P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/h）」をあらかじめ用意する。

○放射性物質の推定方法

- ① プラントデータを確認し、事前に評価する代表的な重大事故時想定^{※1}の中より最も事象進展が近いものを選定する。
- ② 格納容器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）」をもとに、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。
- 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。

※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のある場合において、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。

b. フィルタ装置出口放射線モニタによる推定方法

フィルタ装置出口放射線モニタは、フィルタ装置出口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。

○事前準備事項

(3)項で示す手法で算出した「換算係数($(\text{Bq}/\text{cm}^3) / (\text{Sv}/\text{h})$)」をあらかじめ用意する。
なお、核種の減衰により換算係数は変化するため、代表的な時間における同様な手法で算出した換算係数を表として備えるなどの対応をあらかじめ用意する。

○放射性物質の推定方法

- ① フィルタ装置出口放射線モニタの指示値(Sv/h)に対し、事前に評価した「換算係数($(\text{Bq}/\text{cm}^3) / (\text{Sv}/\text{h})$)」を乗じ、放射性物質濃度(Bq/cm^3)を求める。
- ② ①で求めた放射性物質濃度(Bq/m^3)に格納容器圧力から推定されるベント流量(m^3/h)を乗じ、放出速度(Bq/h)を求める。
- ③ ②の放出速度(Bq/h)をベント実施期間で積分することにより、放出放射エネルギー(Bq)を求める。
- ④ 事故後に換算係数を再評価し、また、配管付着分のバックグラウンドを差し引くことで、より精度の高い放出放射エネルギー(Bq)を求める。

エアロゾルの再浮遊・フィルタの閉塞について

フィルタ装置を継続使用する場合，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として，以下の点を考慮する必要がある。

- ・エアロゾルの再浮遊
- ・フィルタの閉塞

それぞれの因子について，影響評価を実施する。

(1) エアロゾルの再浮遊

a. ベンチュリスクラバ

(a) 想定する状態

フィルタ装置を継続使用すると，ベンチュリスクラバで捕集されたエアロゾルにより，ベンチュリスクラバ内のエアロゾル濃度は徐々に上昇する。スクラビング水の水面近傍には，水沸騰やベンチュリノズルを通るベントガスによる気流により，細かい飛沫（液滴）が発生するが，その飛沫にエアロゾルが含まれていると，エアロゾルがベンチュリスクラバの後段に移行することが考えられる。

(b) 影響評価

ベンチュリスクラバの後段には，金属フィルタが備えられており，この金属フィルタには，

以上のとおり，フィルタ装置はベンチュリスクラバでのエアロゾルの再浮遊に対して考慮した設計となっている。

b. 金属フィルタ

(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。

イ. 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。

ロ. 蒸気割合

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。

- ・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

ハ. 評価結果

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。

- ・上昇温度

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。

(2) フィルタの閉塞

a. 想定する状態

炉心損傷後のベント時には、熔融炉心から発生するエアロゾルに加え、炉内構造物の過温などによるエアロゾル、コアコンクリート反応により発生する CaO_2 等のコンクリート材料に起因するエアロゾル、保温材等の熱的・機械的衝撃により発生する粉塵がフィルタ装置に移行する可能性がある。これらのエアロゾルの影響により、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。また、金属フィルタについては、液滴の付着による閉塞についても考慮する。

b. 影響評価

(a) ベンチュリノズル

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。

(b) 金属フィルタ（エアロゾルによる閉塞）

ベンチュリスクラバで捕集されなかったエアロゾルは、後段の金属フィルタに捕集される。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。

イ. 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。

ロ. 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・プールによるスクラビング効果がないドライウェルベント時の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 38 kg となる。さらに、エアロゾルに係る海外規制を踏まえ、400 kg に設定している。

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 を考慮すると、設計エアロゾル重量 (400 kg) に対して金属フィルタへの移行量は、4 kg となる。

ハ. 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 4 kg 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。

(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、J

A V A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

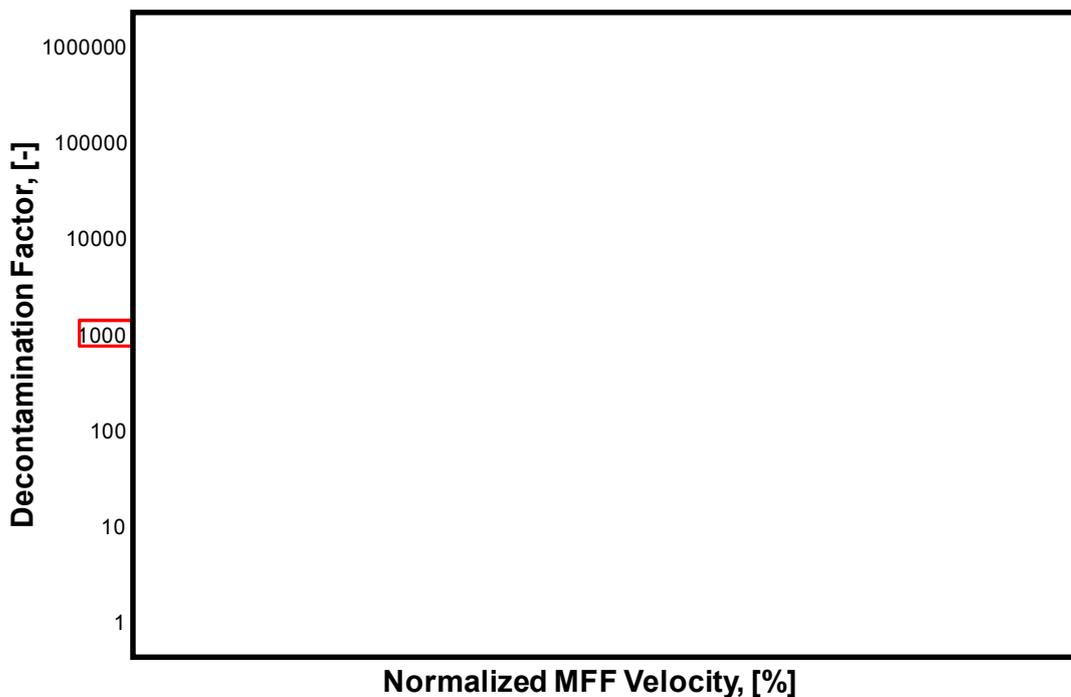
範囲を下回る低速範囲

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 ベンチュリスクラバでは、慣性力による衝突によりエアロゾルを除去していることから、低流速においては、除去効率が低下する傾向にあると考えられる。

以上から、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。



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

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

フィルタ装置を継続使用する場合、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。

- ・無機よう素の再揮発
- ・薬剤の容量不足

それぞれの因子について、影響評価を実施する。

(1) 無機よう素の再揮発

a. 想定する状態

気液界面における無機よう素の平衡については温度依存性があり、温度の上昇に伴い気相中に移行する無機よう素が増えることが知られている。高温のベントガスによりスクラ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。

b. 影響評価

無機よう素の除去係数の温度依存性については、NUREG/CR-5732 に類似の影響評価に関する知見が得られている。

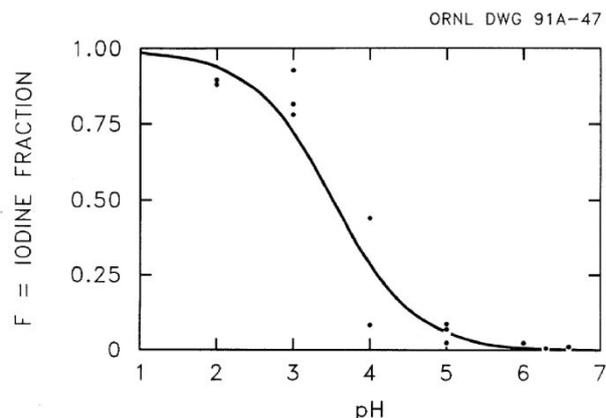
NUREG/CR-5732 によれば、格納容器内のよう素の化学形態について、気相中のよう素と液相中のよう素の挙動は2つの効果が組み合わさって影響を受けることとなる。

① 液相中における無機よう素 (I_2) とよう素イオン (I^-) の平衡

放射線環境下において、液相中における無機よう素とよう素イオンの存在比は以下のように表される。

$$F = \frac{[I_2]}{[I_2] + [I^-]}$$

$[I_2]$ と $[I^-]$ は、無機よう素とよう素イオンの濃度を表す。この平衡反応はpHに強く依存する。第1図にpHに対する平衡の関係を示す。



第1図 液相中における I_2 と I^- の平衡とpHの関係

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。

$$\log_{10} P = 6.29 - 0.0149T \quad T : \text{絶対温度}$$

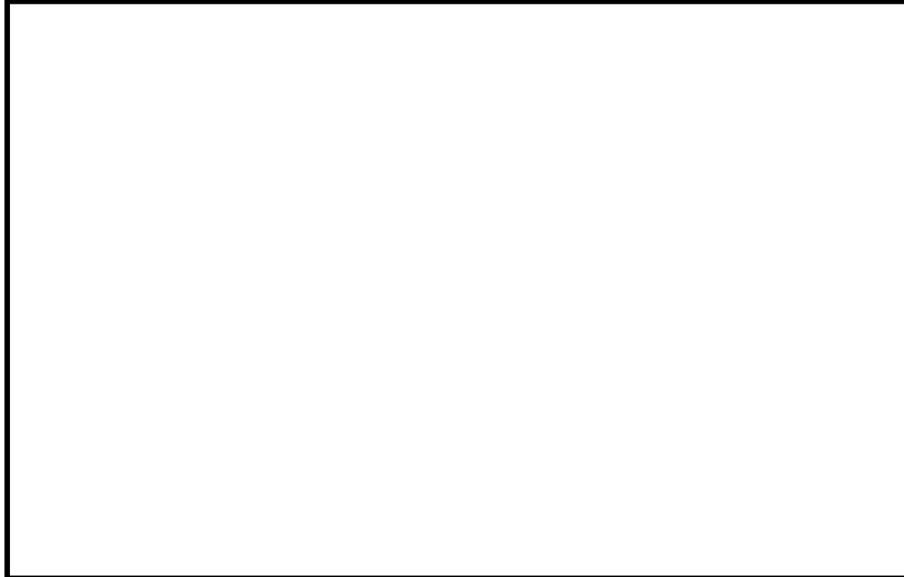
気液界面 (フィルタ装置水面) における無機よう素の平衡については、②のとおり温
度依存性があり、スクラビング水の水温が高い方が気相の無機よう素の割合が増える。
しかし、アルカリ環境下では、①の無機よう素とよう素イオンの平衡により液相中に
存在する無機よう素が極めて少なく、無機よう素の気相部への移行量は、スクラビン
グ水の温度が上昇しても十分小さい値となる。

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。

第1表 JAVA試験結果 (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

(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。

$$[] \cdots (1)$$

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。

(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。

(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（3293 MW）を考慮して算出した結果、約 24.4 kg 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。

以上より、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素（分子量253.8 g/mol）の量はとなる。

(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。

(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、変質することがないことから、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、の濃度が以上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。

<参考図書>

1. NUREG/CR-5732_ORNL/TM-11861 Iodine Chemical Forms in LWR Severe Accidents
2. NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” Feb. 1995
3. Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors”

(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

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。

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。

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

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。

一方、NUREG-0772 “Technical Basis for Estimating Fission Product Behavior during LWR Accidents” において、上記のWASH-1233 の実験結果を再度評価し、WASH-1233 で示される有機よう素への転換割合は、有機よう素の生成を導くメカニズムの定義付けが十分ではなく、保守的としている。

WASH-1233 及びNUREG-0772 に示されている、それぞれの有機よう素への転換割合を第2表に示す。

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

有機よう素	WASH-1233	NUREG-0772
非放射線場	1 %未満	0.01 %未満
放射線場	2.2 %未満	0.02 %未満
合計	3.2 %未満	0.03 %未満

NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” では、無機よう素等から生成される有機よう素の転換割合として、WASH-1233 で示される3.2 % (合計) に基づき決定している。しかし、WASH-1233 では有機よう素の生成反応のみを考慮し、放射線による分解反応については考慮していないこと、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。

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。

第3表 重大事故時にpH調整を実施した場合の有機ヨウ素の生成割合

Table 3.6 Distribution of iodine species for pH controlled above 7

Plant	Accident	Fraction of total iodine in containment (%)			
		I ₂ (g)	I ₂ (l)	I ⁻ (l)	CH ₃ I (g)
Grand Gulf	TC γ	0.05	0.03	99.92	0.001
	TQUV γ	0.01	0.03	99.96	0.0003
Peach Bottom	AE γ	0.002	0.03	99.97	0.0001
	TC2 γ	0.02	0.03	99.95	0.0004

第4表 重大事故時にpH調整を実施しない場合の有機ヨウ素の生成割合

Table 3.7 Distribution of iodine species for uncontrolled pH

Plant	Accident	Fraction of total iodine in containment (%)			
		I ₂ (g)	I ₂ (l)	I ⁻ (l)	CH ₃ I (g)
Grand Gulf	TC γ	26.6	15.3	58.0	0.2
	TQUV γ	6.6	18.3	75.1	0.06
Peach Bottom	AE γ	1.6	21.6	76.8	0.01
	TC2 γ	10.9	18.0	71.0	0.07

以上より、有機ヨウ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。

<参考図書>

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"

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

フィルタ装置を継続使用する場合，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。

- ・よう素（有機よう素，無機よう素）の再揮発
- ・吸着材の容量減少
- ・吸着材の変質

それぞれの因子について，影響評価を実施する。

(1) よう素の再揮発

a. 想定する状態

化学工業の分野ではゼオライトに高温の水素を通気することにより捕集されているよう素を再揮発させる技術がある。よう素除去部に充填された銀ゼオライトに，ベントガスに含まれる水素が通気されると，捕集された放射性よう素が再揮発することが考えられる。

b. 影響評価

水素によるよう素の再揮発は 400 °C 以上の高温状態で数時間程度，水素を通気した場合に起こることが知られている。一方フィルタ装置に流入するガスは 200 °C 以下であり，銀ゼオライトに水素を含むガスが通過したとしても，ゼオライトに捕集されているよう素が再揮発することはない。

また，よう素除去部で捕集した放射性よう素の崩壊熱は，ベント中はベントガスにより冷却され，ベント後は系統を不活性化するために供給される窒素により冷却されることから，この冷却条件における上昇温度を評価する。

(a) よう素除去部で蓄積されるよう素の発熱量

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。

- ・事故時に炉内に内蔵されるよう素の発熱量

BWR プラントにおける代表炉心（ABWR）の平衡炉心末期を対象とした ORIGIN 2 コードの計算結果に対して，東海第二発電所の熱出力（3293 MW）を考慮して算出した結果，とする。

- ・格納容器への放出割合

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。

- ・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。

- ・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，サプレッション・プールによるスクラビング効果によっては，保守的に除去されないものとして評価する。

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。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	
	19 hr	168 hr
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 (300 K) とする。

- ・窒素流量 = 200 m³[N]/h
- ・窒素比熱 = 1040 J/kg・°C
- ・窒素密度 = 125 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) = 2077 J/kg°C
- ・格納容器内発熱量 = 2.03×10⁷ W (19 hr)
= 9.83×10⁶ W (168 h)

(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>

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

<蒸気の場合>

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

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

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、よう素除去部の温度上昇は、再揮発が起こるような温度（400℃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：℃）

	原子炉停止後時間
	168 hr
上昇温度	<input type="text"/>

第3表 蒸気（崩壊熱相当）冷却による上昇温度（単位：℃）

	原子炉停止後時間	
	19 hr	168 hr
上昇温度	<input type="text"/>	

(2) 吸着材の容量減少

a. 想定する状態

ガス状放射性よう素は銀ゼオライトに捕集されるが、銀ゼオライトの吸着容量に達した場合には、ガス状放射性よう素は捕集されずに系外に放出されることが考えられる。

b. 影響評価

よう素除去部で保持が可能なガス状放射性よう素の吸着容量（銀分子数）は、格納容器から放出されるよう素量に対して十分大きいことから、吸着容量に達することはないことを以下のとおり確認した。また、J A V A P L U S 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。

(a) よう素除去部の銀の保有量

よう素除去部の銀ゼオライトの銀含有割合は約 12 wt%であるため、銀ゼオライト に含まれる銀の量は である。

(b) ガス状放射性よう素の流入量

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。

- ・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（3293 MW）を考慮して算出した結果、約 24.4 kg 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。

フィルタ装置での無機よう素の除去性能(D F=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0.54 mol、有機よう素約4.7 molであり、無機よう素I₂(分子量:253.8)約136 g、有機よう素CH₃I(分子量:141.9)約666 gに相当する。

$$\begin{aligned}(\text{無機よう素 (I}_2\text{) のモル数}) &= 24400 \text{ g} / 126.9 \text{ g/mol} \times 61 \% \times 91 \% / 100 (\text{D F}) \\ &\quad / 2 (\text{I}_2) \\ &= 0.536 \cdots \text{mol}\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}(\text{有機よう素 (CH}_3\text{I) のモル数}) &= 24400 \text{ g} / 126.9 \text{ g/mol} \times 61 \% \times 4 \% \\ &= 4.69 \cdots \text{mol}\end{aligned}$$

(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(約 mol)は、流入する放射性よう素の捕集に十分な量であると言える。

- ・有機よう素の除去反応

- ・無機よう素の除去反応

(d) J A V A P L U S 試験と実機の比較による容量の確認

J A V A P L U S 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。J A V A P L U S 試験では、約 kg の銀ゼオライトを交換することなく有機よう素を約 g 以上注入しているが、銀ゼオライトの性能劣化は確認されていない。

実機の銀ゼオライト充填量は約 t であり、J A V A P L U S 試験の実績より、約 kg の有機よう素が流入しても性能劣化を起こさないとと言える。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約 g であり、無機よう素を含めても約 g であることから、銀ゼオライトが性能劣化することはないと考えられる。

(3) 吸着材の変質

a. 想定する状態

よう素除去部の吸着材として使用する銀ゼオライトは、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。

b. 影響評価

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。

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。

<参考図書>

1. ORNL/TM-6607 “Literature Survey of Methods to Remove Iodine from Off-gas Streams Using Solid Sorbents”, Apr/10/1979
2. NUREG-1465 “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” Feb. 1995
3. Regulatory Guide 1.195, “Methods and assumptions for evaluating radiological consequences of design basis accidents at light-water nuclear power reactors”

スクラビング水の保有水量の設定根拠について

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

と設定している。

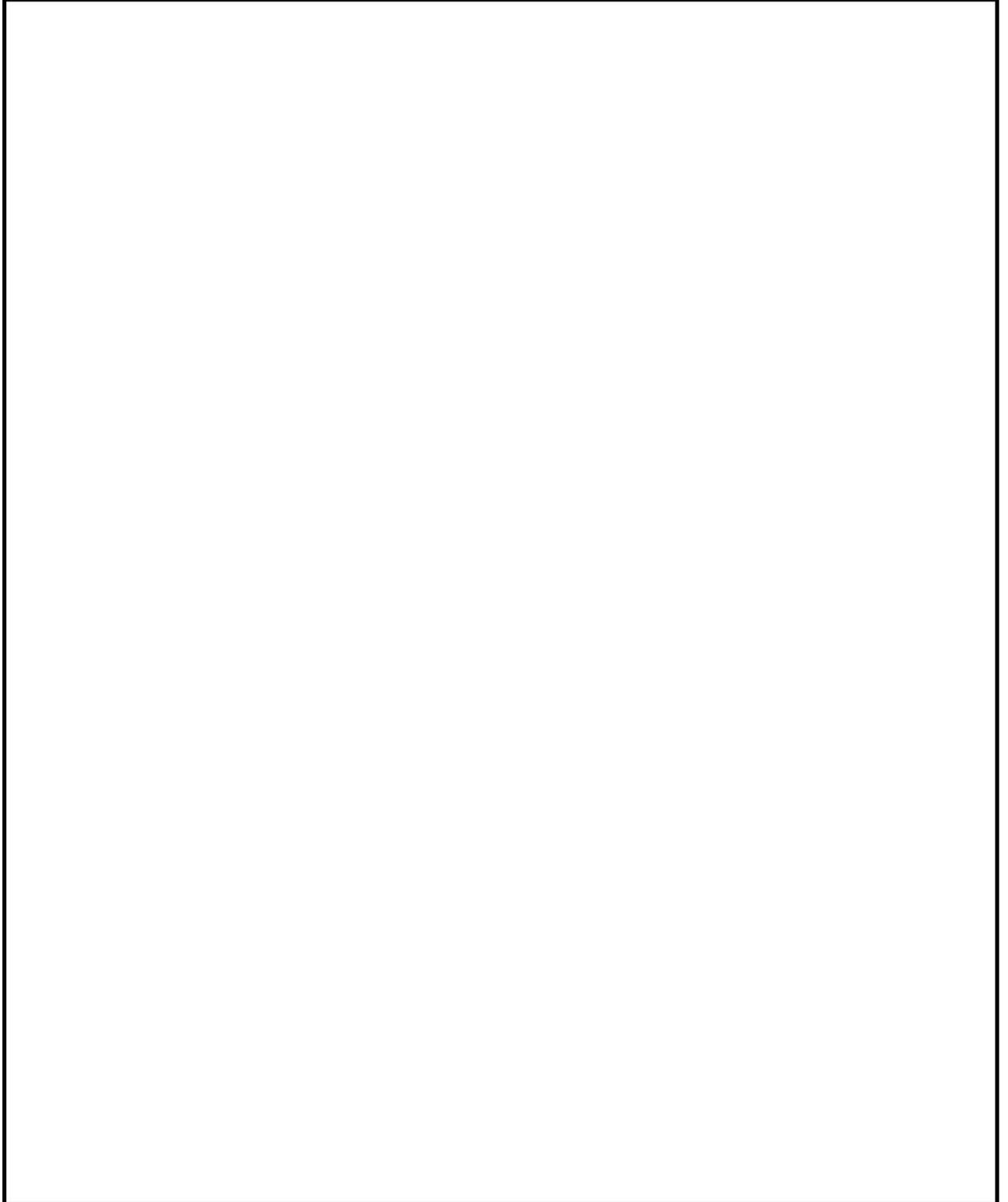
スクラビング水の水量の設定根拠を以下に示す。また、フィルタ装置水位の概略図を第 1 図に示す。

(1) 最大水量について

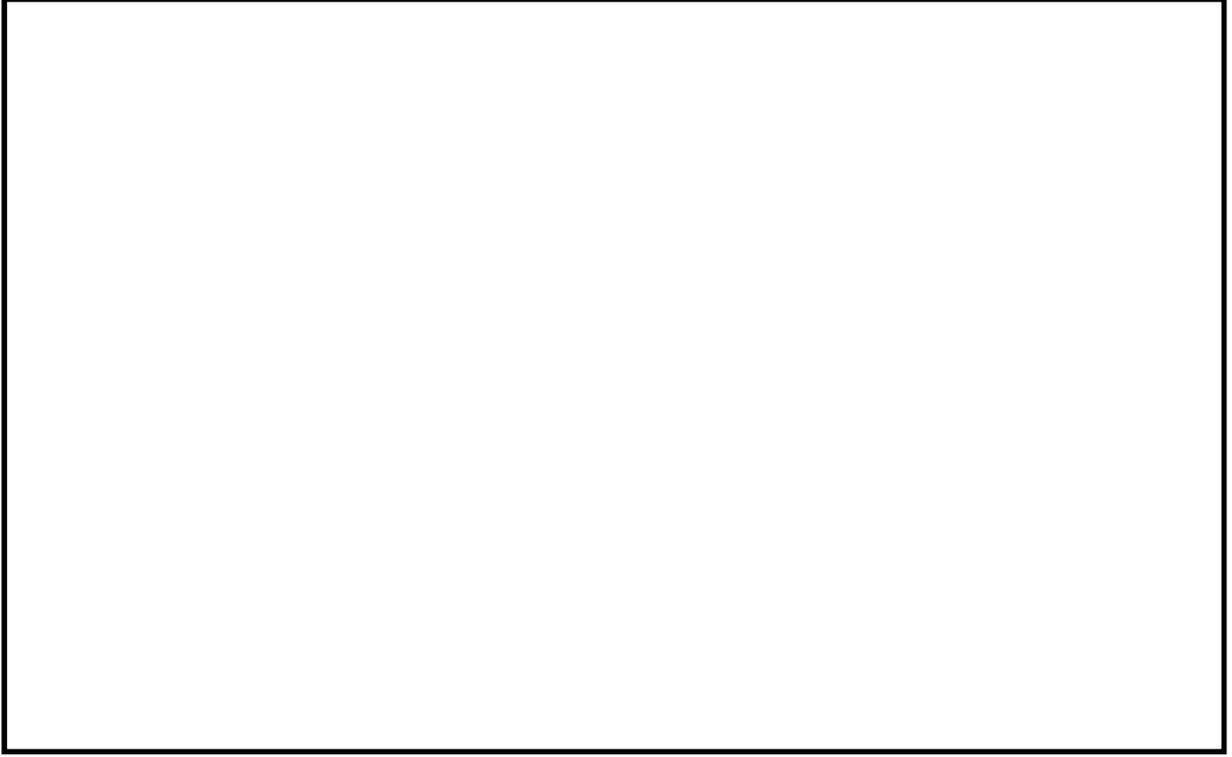


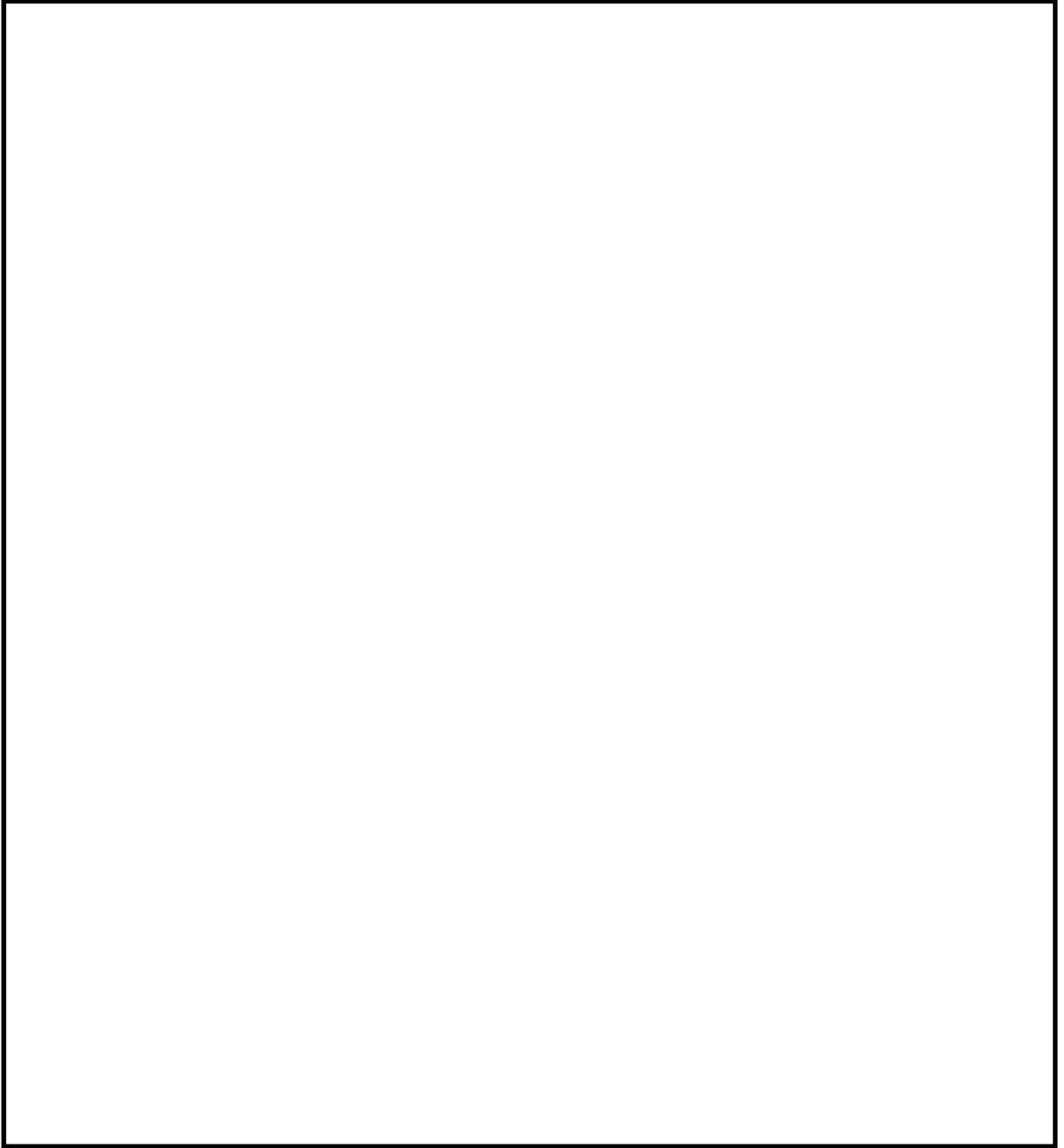


(2) 最小水量について



NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R1





第 1 図 フィルタ装置水位の概略図

(3) スクラビング水の補給期間について

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

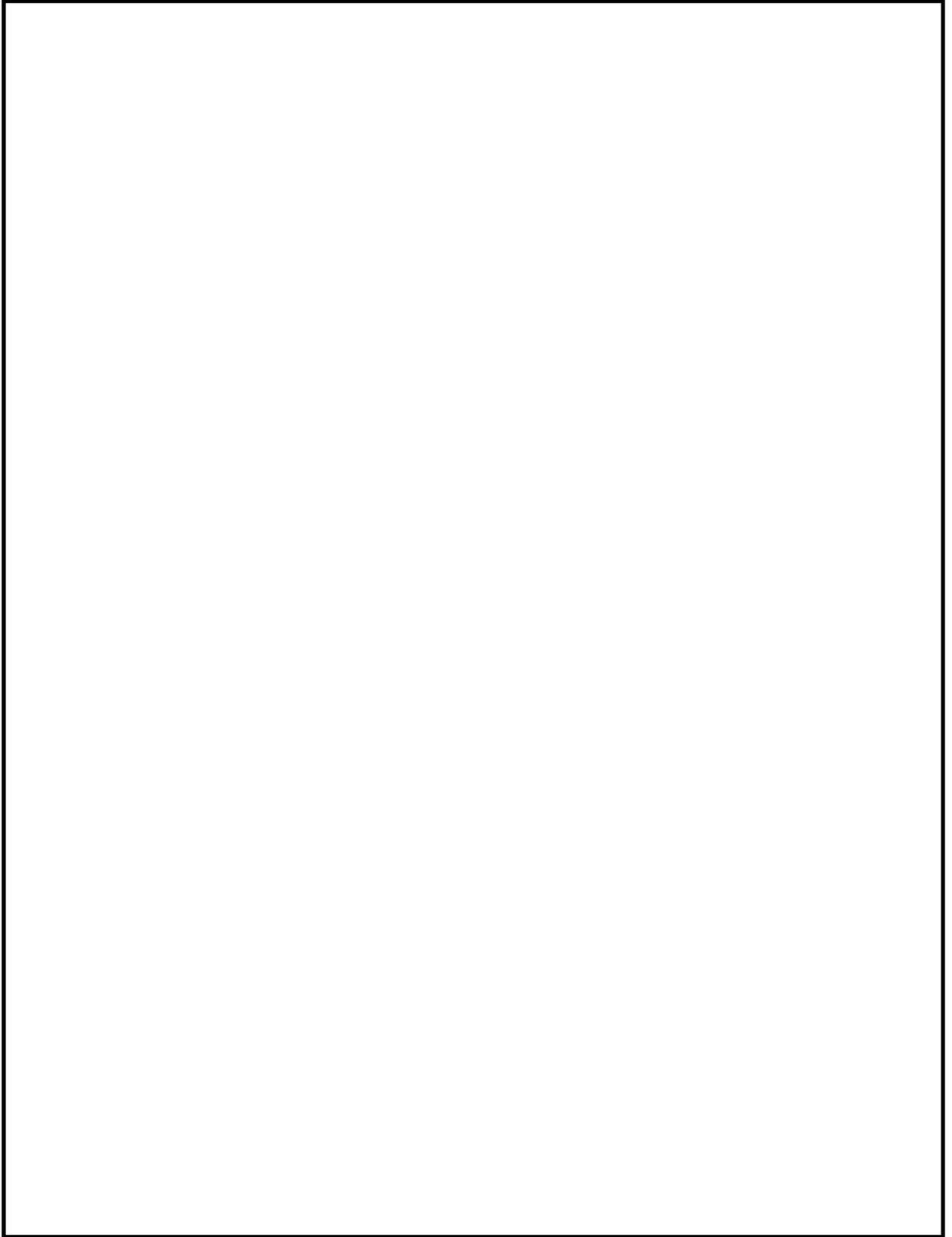
【評価結果】

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。

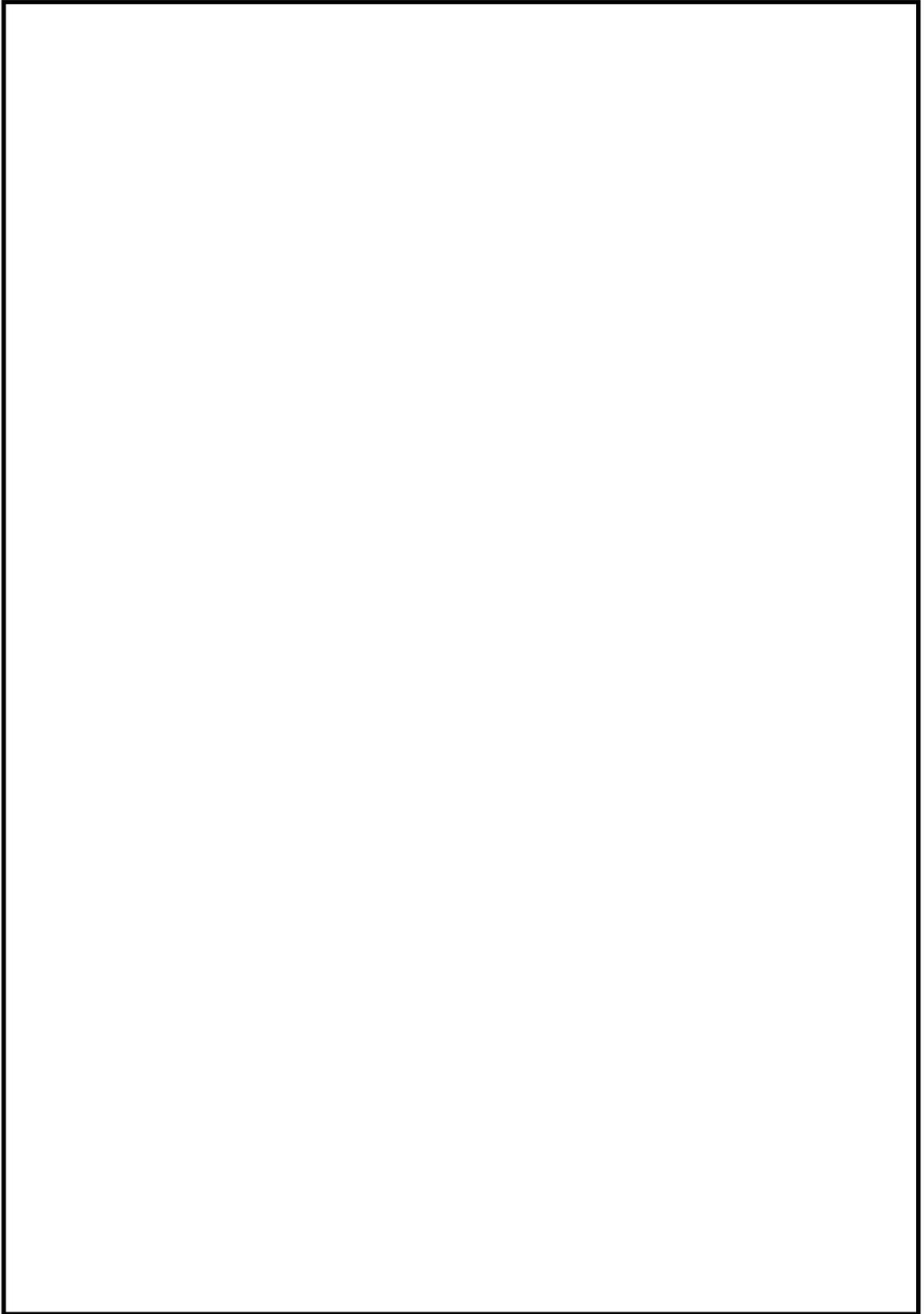
第1表 設備設計と運用の主な条件設定の差異

	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※ 【有効性評価結果より】
フィルタ装置内発熱量	500 kW 【ベント時間 2～3時間ベース】	20 kW 【ベント時間 19時間ベース】

※：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



第 2 図 ベント時の圧力推移図（水位計算時）

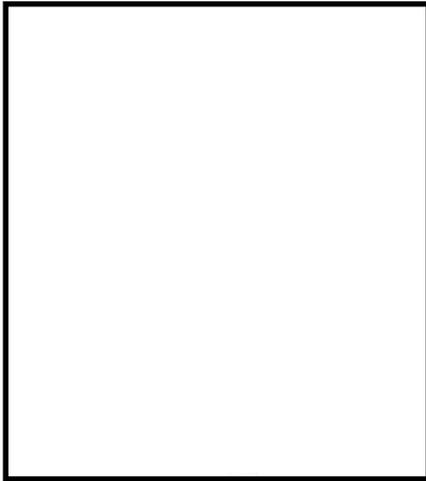


第3図 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」
におけるベント時のスクラビング水位の変化

(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。

ベンチュリスクラバは、図4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。

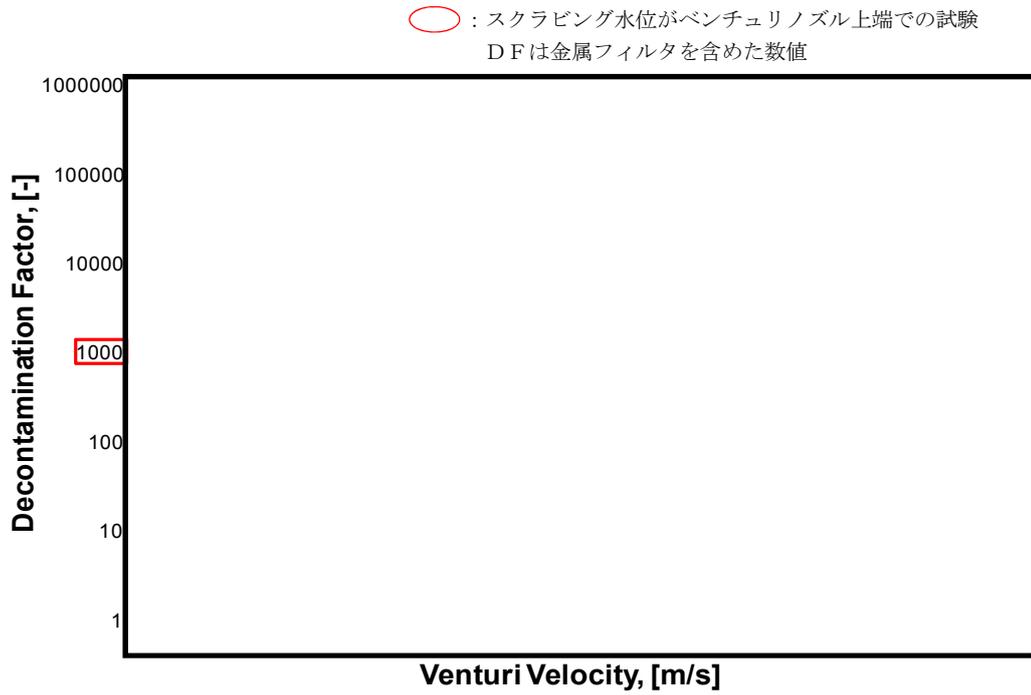


- ①ベンチュリノズル下方よりベントガスが流入
- ②スロート部でベントガス流速が増大
- ③スクラビング水がベントガス中に噴霧（微小液滴）
- ④ガスとスクラビング水が接触する面積が大きくなり除去効率が上がる
- ⑤ベントガス及び液滴は方向を変えられ、スクラビング水中に斜め下に排出

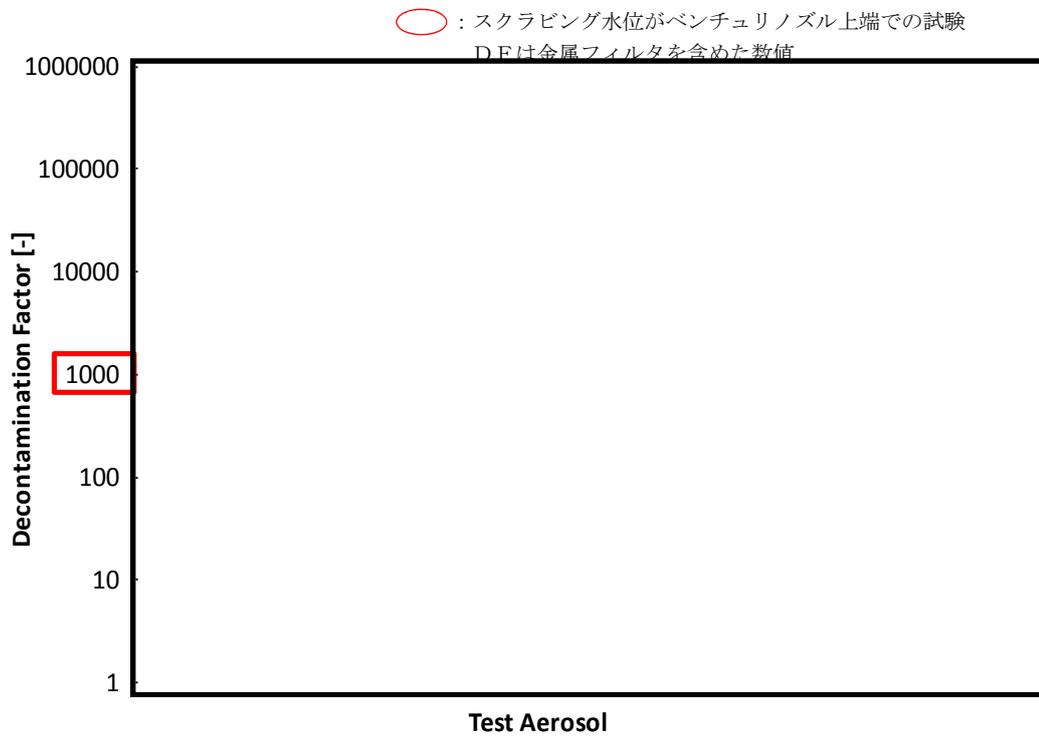
第4図 ベンチュリスクラバにおける除去原理

(1) エアロゾルのDFについて

- 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。
- J A V A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DF 1000 以上を十分に確保できている。



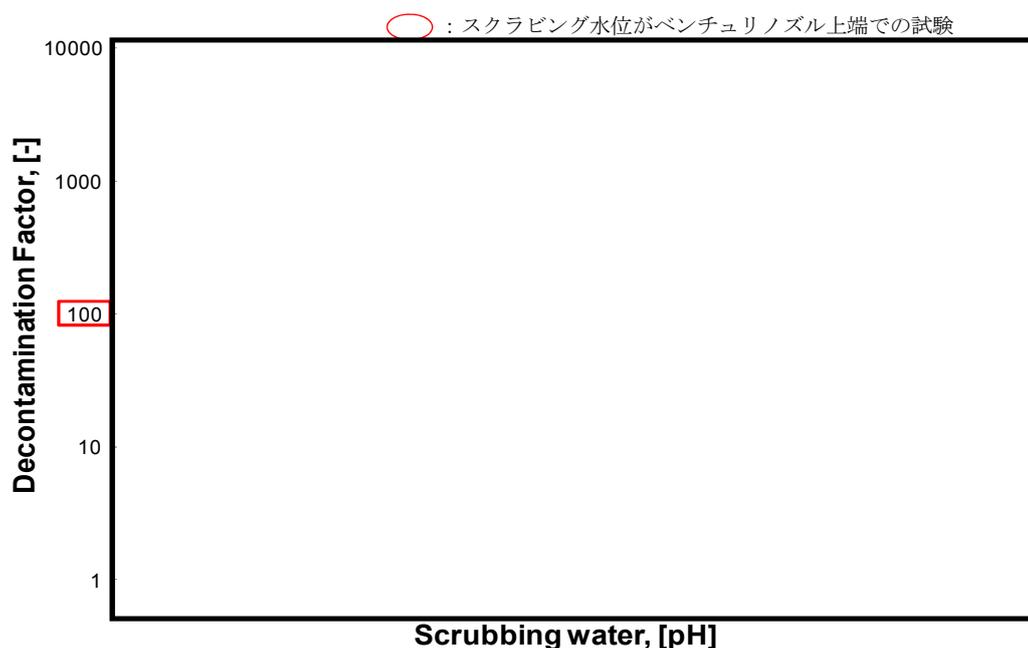
第5図 ベンチュリノズル部におけるガス流速とエアロゾルD Fの関係



第6図 エアロゾルの粒径とエアロゾルD Fの関係

(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DF 100 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

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。

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（1325 mm）を十分に上回る 2530 mm 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 1500 mm 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。

スクラビング水のpHについては、待機時にpH 13 以上（NaOH濃度 wt%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。

(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。

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

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 : フィルタ装置容器半径 (内径) [mm]

h : スクラビング水上限水位 [mm]

g : 重力加速度 9806.65 [mm/s²]

S_A : 応答加速度 [mm/s²]

(原子炉建屋の地震動S_sから保守的に設定)

金属フィルタは上限水位から mm上方に設置しており、スロッシング高さは最大でも 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。



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。



第8図 スクラビング水スロッシング評価結果

よう素除去部へのスクラビング水の影響について

よう素除去部は、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。

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。

また、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。

(1) スウェリングの影響について

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。

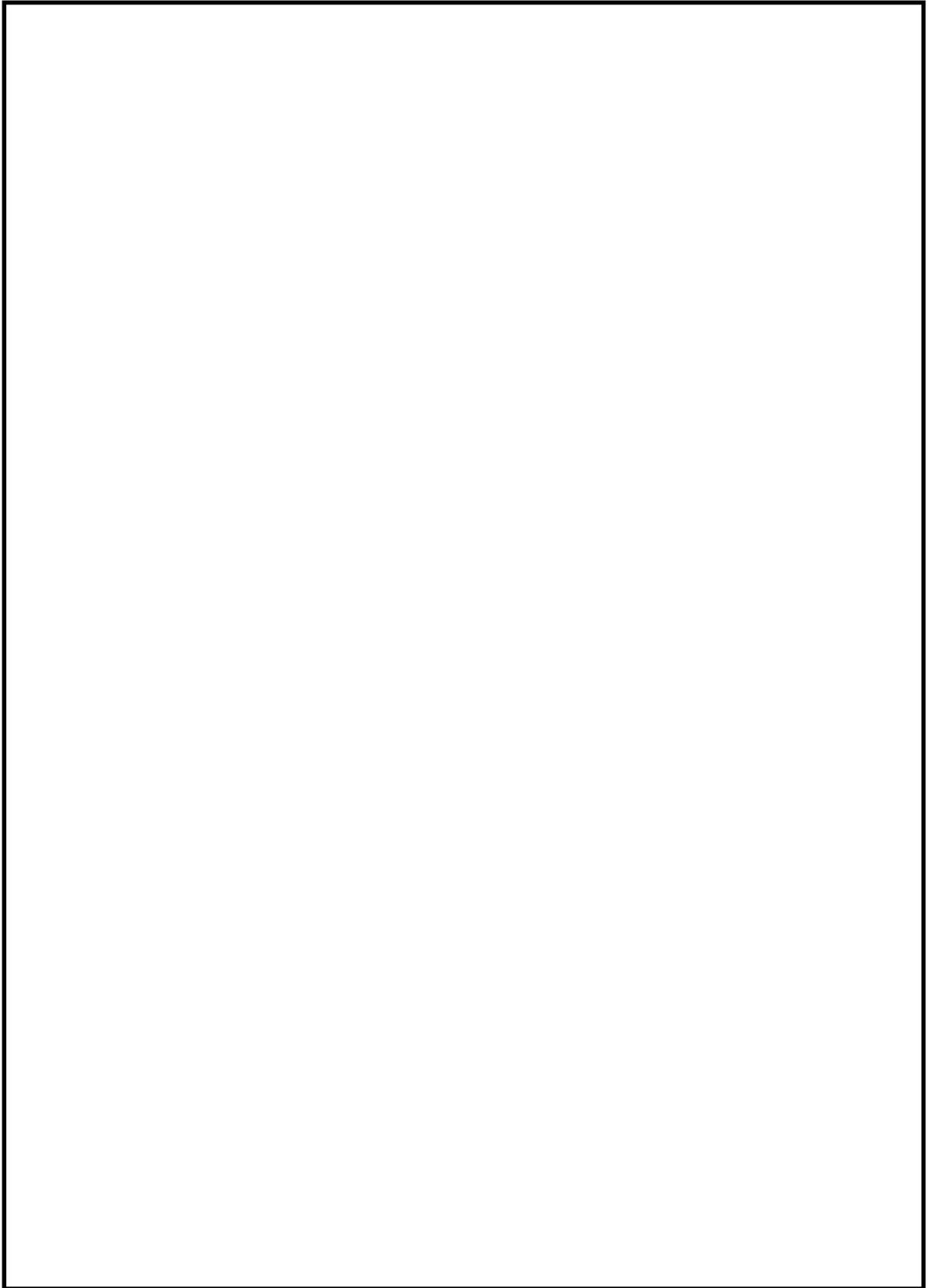
スクラビング水が飽和した状態においては、スクラビング水の温度はフィルタ装置内の圧力（スクラビング水部の圧力）により決まる。ベントガスの温度はこのベンチュリスクラバ（スクラビング水）を通過することで、スクラビング水の水温と同じになっているものと考えられる。



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。

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。





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

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的环境となり、銀ゼオライトは長期間、飽和蒸気的环境下で保管される。

この保管状況において湿分による銀ゼオライトのよう素除去性能への影響を確認するため、密閉容器内にスクラビング水 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。

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

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



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。

格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮について

格納容器圧力逃がし装置は、自然現象（地震及び津波を除く。）及び外部人為事象に対して、原子炉建屋外の地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に配置する等、第1表（1/4～4/4）のとおり考慮した設計とする。

なお、想定する外部事象は、「設置許可基準規則」第六条（外部からの衝撃による損傷の防止）において考慮する事象、内部溢水及び意図的な航空機衝突とする。ただし、洪水、地滑り、生物学的事象（海生生物）、高潮の自然現象、並びに航空機落下、ダムの崩壊、有毒ガス、船舶の衝突の外部人為事象については、発電所の立地及び格納容器圧力逃がし装置の設置場所等により、影響を受けないことから考慮する必要はない。

第1表 格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮 (1/4)

外部事象		影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	風 (台風)	荷重(風), 荷重(飛来物)	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については, 外殻の原子炉建屋等により防護される。
			屋外	飛来物による影響は, 竜巻による影響に包含される。
	竜巻	荷重(風), 荷重(気圧差), 荷重(飛来物)	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については, 外殻の原子炉建屋等により防護される。
			屋外	屋外に設置されるフィルタ装置出口配管, 圧力開放板等については, 竜巻飛来物により損傷する可能性があるため, 損傷が確認された場合は, 必要に応じてプラントを停止し補修を行う。また, 風荷重, 気圧差により, 機能が損なわれるおそれがない設計とする。
	凍結	温度(低温)	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については, 換気空調設備により環境温度が維持されるため, 外気温の影響を受け難い。
			屋外	屋外に設置, かつ, 水を内包する可能性のある範囲のフィルタ装置出口配管のドレン配管には保温等の凍結防止対策を行い, 凍結し難い設計とする。また, 適宜ドレン水を排出することから, フィルタ装置出口配管を閉塞することはない。
	降水	浸水, 荷重	屋内	フィルタ装置は, 格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置し, 止水処理を実施することにより, 降水による浸水, 荷重の影響は受けない。
			屋外	屋外に設置されるフィルタ装置出口配管, 圧力開放板等は, 滞留水の影響を受け難い位置に設置するとともに, 系統開口部から降水が浸入し難い構造とすることにより, 必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。

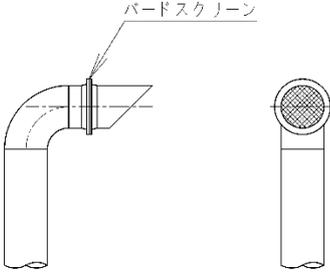
第1表 格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮 (2/4)

外部事象		影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	積雪	荷重 (積雪) , 閉塞	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については, 外殻の原子炉建屋等により防護する設計とする。
			屋外	屋外に設置されるフィルタ装置出口配管, 圧力開放板等については, 積雪荷重に対して耐性が確保されるように設計する。また, 系統開口部から降雪が浸入し難い構造とすることにより, 必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。なお, 多量の積雪が確認される場合には, 除雪を行う等, 適切な対応を実施する。
	落雷	雷サージによる電気・計装設備の損傷	屋内及び屋外	落雷の影響を考慮すべき設備については, 原子炉建屋等への避雷針の設置, 接地網の布設による接地抵抗の低減を行う等の雷害防止で必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。
	火山の影響 (降下火砕物)	荷重, 閉塞, 腐食	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については, 外殻の原子炉建屋等により防護する設計とする。
			屋外	屋外に設置されるフィルタ装置出口配管, 圧力開放板等については, 降下火砕物の堆積荷重に対して耐性が確保されるように設計する。また, 系統開口部から降下火砕物が浸入し難い構造とすることにより, 必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。なお, 降下火砕物の堆積が確認される場合には, 降下火砕物を除去する等, 適切な対応を実施する。 化学的影響 (腐食) 防止のため, 屋外に敷設されるフィルタ装置出口配管 (炭素鋼配管) 外面には防食塗装を行う。

第1表 格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮 (3/4)

外部事象		影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	生物学的事象	電氣的影響 (齧歯類 (ネズミ等) によるケーブル等の損傷)	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については、外殻の原子炉建屋等により防護する設計とする。
			屋外	地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽外に設置されている端子箱貫通部等にはシールを行うことにより、小動物の侵入を防止する設計とする。 屋外に設置されている系統開口部から小動物が浸入し難い構造とすることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。
	森林火災	温度 (輻射熱) , 閉塞	屋内 及び 屋外	機器を内包する原子炉建屋, 地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽及び屋外に設置される機器は、防火帯の内側に配置し、森林との間に適切な離隔距離を確保することで、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。 ばい煙等の二次的影響に対して、ばい煙等が建屋内に流入するおそれがある場合には、換気空調設備の外気取入ダンパを閉止し、影響を防止する。
	爆発	爆風圧, 飛来物	屋内 及び 屋外	近隣の産業施設, 発電所周辺の道路を通行する燃料輸送車両, 発電所周辺を航行する燃料輸送船の爆発による爆風圧及び飛来物に対して、離隔距離が確保されている。
	近隣の火災等	温度 (熱)	屋内 及び 屋外	近隣の産業施設, 発電所周辺の道路を通行する燃料輸送車両, 発電所周辺を航行する燃料輸送船及び敷地内の危険物貯蔵施設の火災に対して、離隔距離が確保されている。
電磁的障害	サージ・ノイズによる計測制御回路への影響	屋内 及び 屋外	日本工業規格 (JIS) 等に基づき、ラインフィルタや絶縁回路の設置により、サージ・ノイズの侵入を防止するとともに、鋼製筐体や金属シールド付ケーブルの適用により電磁波の侵入を防止する設計とする。	

第1表 格納容器圧力逃がし装置の外部事象に対する考慮 (4/4)

外部事象	影響モード	設置場所	設計方針
内部溢水	没水, 被水, 蒸気による環境条件の悪化	屋内	<p>内部溢水発生時は, 自動隔離又は手動隔離により, 漏えい箇所の隔離操作を行う。また, 漏えい箇所の隔離が不可能な場合においても, 漏えい水は, 開放ハッチ部, 床ファンネルを介し建屋最地下階へと導く設計としていることから, ベント操作を阻害することはない。</p> <p>隔離弁については, 没水, 被水等の影響により中央制御室からの操作機能を喪失する可能性があるものの, 人力での現場操作が可能であり機能は維持される。</p> <p>必要な監視機器については, 没水, 被水, 蒸気に対する防護対策を講じ, 機能を維持する設計とする。</p>
		屋外	対象外
意図的な航空機衝突	衝突による衝撃力, 火災による熱影響	屋内	原子炉建屋又は地下の格納容器圧力逃がし装置格納槽内に設置されている部位については, 外殻の原子炉建屋等により防護されると考えられる。
		屋外	屋外に設置されるフィルタ装置出口配管, 圧力開放板等については, 航空機の衝突による衝撃力及び航空機燃料火災による熱影響により損傷する可能性があるが, フィルタ装置の除去性能に大きな影響はないと考えられる。
バードスクリーン	鳥の侵入による影響	屋外	<p>排気管先端に鳥侵入防止用金網を設置する。</p> 

NT2 補① V-1-8-1 別添3 R1

スクラビング水の pH について

スクラビング水は、無機よう素をスクラビング水中に捕集・保持するためにアルカリ性の状態（pH7 以上）に維持する必要があるが、重大事故等発生時においては、格納容器内のケーブルから放射線分解、熱分解等により塩化水素（HCl）等の酸として放出され、ベント実施により格納容器からフィルタ装置（スクラビング水）に移行するため、pH が低下する可能性がある。

これに対して、スクラビング水は、待機時における重大事故等時に発生する可能性がある酸の量に対して十分な塩基量を確保することにより、ベント実施中の pH 監視を実施することなく、確実にアルカリ性の状態を維持することとしている。

なお、スクラビング水の pH については、pH 計を設置し、pH がアルカリ性の状態となっていることを原子炉停止中に適宜確認する。

(1) 格納容器内の酸性物質及び塩基性物質

重大事故等時に格納容器内において発生する酸性物質と塩基性物質については、NUREG / CR-5950において検討が実施されており、その発生源として燃料（核分裂生成物）、原子炉水、サプレッション・プール水溶存窒素、格納容器内塩素含有被覆材ケーブル、格納容器下部コンクリートが掲げられている。これに加え、格納容器内の塗料についても成分元素に窒素が含まれており、酸として硝酸、塩基としてアンモニア等の発生源となる可能性がある。主な酸性物質、塩基性物質を発生源毎に第1表に示す。

第1表 主な酸性物質と塩基性物質

発生源	酸性物質	塩基性物質	備考
燃料（核分裂生成物）	よう化水素（HI）	水酸化セシウム（CsOH）等	
原子炉水	—	五ほう酸ナトリウム（Na ₂ B ₁₀ O ₁₆ ）	ほう酸水注入系によりほう酸水を原子炉へ注入した場合
サプレッション・プール水溶存窒素	硝酸（HNO ₃ ）	—	
格納容器内塩素含有被覆材ケーブル	塩化水素（HCl）	—	
格納容器下部コンクリート（溶融炉心落下時）	二酸化炭素（CO ₂ ）	—	
格納容器内塗料	硝酸（HNO ₃ ）	アンモニア（NH ₃ ）	

これらのうち、酸性物質が発生することが知られているサプレッション・プール水溶存窒素の放射線の照射により発生する硝酸、原子炉圧力容器が破損した場合にMCCIにより発生する二酸化炭素に加え、pHへの寄与が大きいと考えられる塩素含有被覆材ケーブルの放射線分解及び熱分解により発生する塩化水素、スクラビング水中で分解する際に塩基を消費する[]が、スクラビング水の塩基量を評価する上で重要であることから、以下では、これらの発生量を評価することとする。

a. 格納容器内ケーブルの被覆材の放射線分解による酸の発生量

格納容器内の塩素含有被覆材ケーブルについて、放射線分解により発生する塩化水素量をNUREG/CR-5950の放射線分解モデルに基づき評価した。なお、ケーブル量については、実機調査を行った。

有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（循環冷却を使用しない場合）」において、ベント時（事象発生から約19時間後）には[] mol、7日後には[] mol、60日後には[] molの酸性物質が格納容器内で生成されると評価した。

b. 格納容器内電気ケーブルの被覆材の熱分解による酸の発生量

熱分解については、原子炉圧力容器損傷前の格納容器内環境（200℃以下）ではケーブルからの塩酸の発生はほとんどないことから、炉心損傷などによるデブリ接近によりケーブル温度が著しく上昇した場合を想定した酸性物質の放出量を評価した。

ここでは、格納容器ペDESTAL内に配置された塩素を含有するケーブルの被覆材から塩化水素が放出されると仮定し、ペDESTAL内ケーブルの塩酸含有量[] kgの全量が放出されるものとして、[]の酸が発生すると評価した。

c. サプレッション・プール水での放射線分解による硝酸の発生量

重大事故等時において、サプレッション・プール水中ではサプレッション・プール水溶存窒素の放射線の照射によって硝酸が生成される。

なお、格納容器内に放出されたエアロゾルの一部はフィルタ装置のスクラビング水に移行し、フィルタ装置内での硝酸の発生に寄与すると考えられるが、ここでは、格納容器内に放出された放射性よう素を全てエアロゾル (CsI) とし、サプレッション・プール内に全てのエアロゾルが移行するものとして、硝酸の発生量を評価した上で、発生した硝酸は全てフィルタ装置に移行し、スクラビング水の塩基と反応するものとして評価している。このため、ラジオリシスによるスクラビング水のpHの影響は保守的に評価されている。

NUREG-1465, Reg. Guide. 1. 183及びNUREG/CR-5950に基づき、サプレッション・プール水の積算吸収線量から硝酸の生成量を評価した結果、ベント時（事象発生から約19時間後）には mol, 7日後には mol, 60日後には molとなる。

$$[\text{HNO}_3] = \frac{G \times 10}{1.602 \times 10^{-19} \times 6.022 \times 10^{23}} \times (E(t)^\gamma + E(t)^\beta)$$

ここで、

$[\text{HNO}_3]$: 硝酸濃度 (mol/L)

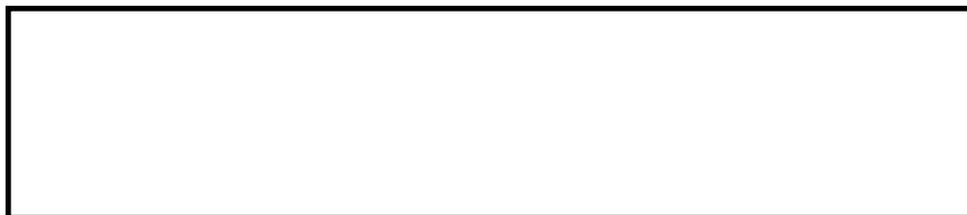
G : HCO_3 の水中におけるG値 (個/100eV)

$E(t)^\gamma, E(t)^\beta$: γ 線と β 線の積算吸収線量 (kGy)

d. MCC Iにより発生する二酸化炭素の発生量

MCC I対策としてコリウムシールドを設置するため、原子炉圧力容器が破損した場合でも溶融炉心によるコンクリート侵食は発生しないものの、保守的に約30 cmのコンクリート侵食を見込み評価する。

MCC Iにより発生する二酸化炭素のほとんどは、高温環境下において溶融炉心に含まれる金属元素によって酸性物質ではない一酸化炭素に還元されるが、全て二酸化炭素として評価した結果、二酸化炭素の発生量は molとなる。



二酸化炭素は塩化水素ほど溶解度が大きくないため、フィルタ装置内では全量がスクラビング水に溶解することはなく、また弱酸のため、酸性物質としてスクラビング水に与える影響は小さいと考えるが、本評価では保守的にスクラビング水のpHに影響を与える酸性物質として評価する。

e. 無機よう素の捕集により消費される塩基の量

ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の量を以下のとおり設定した。

- ・ 事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量

BWRプラントにおける代表炉心（ABWR）の平衡炉心末期を対象としたORIGEN 2コードの計算結果に対して、東海第二発電所の熱出力（3293 MW）を考慮して算出した結果、約 24.4 kg 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。

以上より、ベンチュリスクラバに流入する無機よう素（分子量 253.8 g/mol）の量は約 13.6 kg（約 53.6 mol）となる。

（ベンチュリスクラバに流入する無機よう素の量）

$$24.4[\text{kg}] \times 61 \% \times 91 \% = 13.6[\text{kg}]$$

$$13.6 \times 10^3 [\text{g}] / 253.8[\text{g/mol}] = 53.6[\text{mol}]$$

(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。

$$\text{} \cdots (1)$$

この反応によって消費される塩基の量は mol となる。なお、この反応において mol 消費される。

f. の分解により消費される塩基の量

スクラビング水に含まれる は、酸素が存在する場合、水酸化物イオンと下記の反応により分解することが知られており、分解される の量は、スクラビング水の積算吸収線量の増加に伴って増加する。

ここでは、スクラビング水の積算吸収線量によらず、また、上述のe項で算出した消費される の量を見込まず、スクラビング水に含まれる 全量が分解したとして、塩基の消費量を評価した結果、 の分解により消費される塩基の量は mol となる。

(2) フィルタ装置での塩基の消費量

(1)項で生成した酸性物質は、ほとんどが液相に溶解してサプレッション・プールに移行し、ベント時にはサプレッション・プールに残留してフィルタ装置には移行しない可能性もあるが、保守的に全量が行移するとして評価する。スクラビング水の消費される塩基の量は、以下のとおりとなる。

【事象発生7日後での塩基の消費量 (mol)】

- ・ケーブルの放射線分解の塩化水素で消費される塩基の量 mol
- ・ケーブルの熱分解の塩化水素で消費される塩基の量 mol
- ・S/P※水から発生する硝酸で消費される塩基の量 mol
- ・MCC I で発生する二酸化炭素で消費される塩基の量 mol
- ・無機よう素の捕集により消費される塩基の量 mol
- ・ の分解により消費される塩基 mol

【事象発生60日後での塩基の消費量 (約9970 mol)】

- ・ケーブルの放射線分解の塩化水素で消費される塩基の量 mol
- ・ケーブルの熱分解の塩化水素で消費される塩基の量 mol
- ・S/P※水から発生する硝酸で消費される塩基の量 mol
- ・MCC I で発生する二酸化炭素で消費される塩基の量 mol
- ・無機よう素の捕集により消費される塩基の量 mol
- ・ の分解により消費される塩基 mol

※：S/P：サプレッション・プール

(3) スクラビング水のpH評価結果

フィルタ装置は無機よう素 (I₂) を捕集及び保持するものであるため、2ヶ月でよう素が十分減衰することを考慮し、スクラビング水には保守的に設定した60日後の塩基の消費量 mol) を考慮する。

消費される molの塩基に相当する の濃度は、待機時最低水位 (約35t) 時に約1.1 wt% (=9,970×40 / (35×10⁶)) となることから、これに余裕を考慮して、スクラビング水の水酸化ナトリウム濃度は、待機時最低水位 t) 時に wt%とする。

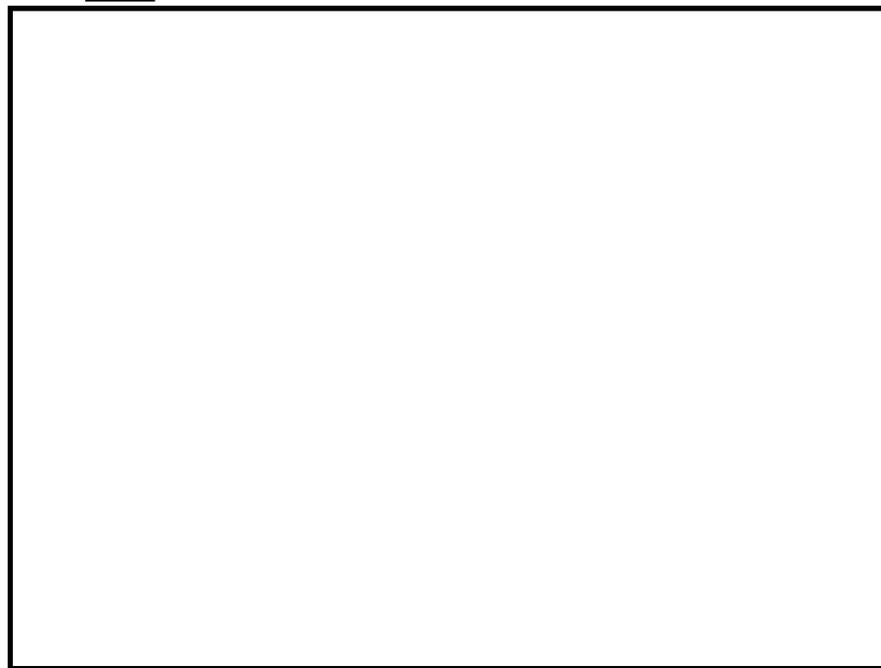
この場合、初期のpHは 60日後のスクラビング水のpHは であり、スクラビング水はアルカリ性の状態を維持できる。なお、電気ケーブルに含まれる酸性物質の総量 (mol) が全て分解し、フィルタ装置に移行した場合であっても60日後の塩基の消費量は であり、待機時にスクラビング水に含まれる の量は十分である。この場合、スクラビング水のpHは となる。

(4) 薬液の劣化・濃度均一性

フィルタ装置スクラビング水に添加する[]の水系の相平衡については、「Cmelins Handbuch der anorganischer Chemie, Natrium, 8 Auflage, Verlag Chemlie, Berlin 1928」より、第1図のとおり示されている。第1図より、フィルタ装置スクラビング水の添加濃度である[]では、水温が0℃以上であれば相変化は起こらない（つまり析出することはない）ことがわかる。フィルタ装置は格納容器圧力逃がし装置格納槽の地下埋設部に設置することとしており、スクラビング水は0℃以上となる。よって、フィルタ装置待機中は[]が析出することはない。

また、[]は非常に安定な化学種であり、フィルタ装置待機中、フィルタ装置は圧力開放板により外界と隔離され、窒素雰囲気中に置かれることから、フィルタ装置待機中において、薬液が変質することはない。

また、フィルタ装置を使用すると、ベンチュリノズルから噴射されるベントガスによりバブリングされ、[]は均一に拡散されると考えられる。



第1図 []の水系相平衡図

(5) スクラビング水の管理について

(3)に記載したとおり、スクラビング水は待機時に十分な薬剤の量を確保しておくことで、ベントを実施した際に格納容器から酸が移行した場合においても、スクラビング水はpH 7以上を維持できる。以上を踏まえ、スクラビング水の管理について以下に示す。なお、系統待機時の管理については、原子炉施設保安規定に規定する。

a. 系統待機時の管理

- ・施設定期検査時に[]の濃度が[]wt%以上であること及びpHが13以上であることを確認する。
- ・スクラビング水が通常水位の範囲内であることを確認する。

b. ベント中の管理

- ・スクラビング水の水位を監視し、水位低に至る場合においては、水を補給する。

c. ベント停止後（隔離弁閉止後）

- ・ベント停止後において、フィルタ装置に異常がないことを確認するため、フィルタ装置水位計にて、スクラビング水の水位が確保されていること（フィルタ装置のスクラビング水の移送後を除く）を確認する。

<参考図書>

1. NUREG/CR-5950 ‘Iodine Evolution and pH Control’ , Dec.1992
2. NUREG/CR-5564 ‘Core-Concrete Interactions Using Molten UO₂ With Zirconium on A Basaltic Basement’ , Apr.1992

ステンレス構造材，膨張黒鉛パッキンの妥当性について

フィルタ装置や入口配管等のスクラビング水の接液部については，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（汚染水の貯蔵）を考慮して，耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定している。

第1表にスクラビング水接液部の材質について記載する。

第1表 スクラビング水接液部の材質

	部位	材質
バウンダリ	容器	SUS316L
	入口配管接液部	SUS316LTP
	接続配管	SUS316LTP (計装配管，ドレン配管，給水配管)
内部構造物	多孔板，支持部材等	SUS316L
	ベンチュリノズル	
	金属フィルタ	ドレン配管：SUS316LTP
その他	よう素除去部	枠材：SUS316L
	ガスケット類	膨張黒鉛系シール材

スクラビング水はpH 13以上の強アルカリ性であることから，各材料については，全面腐食，局部腐食（孔食，すきま腐食）及び応力腐食割れが想定されるため，これらについて検討する。

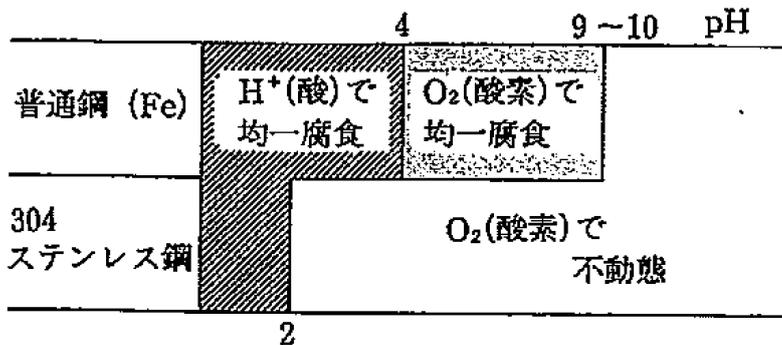
(1) ステンレス鋼の腐食評価

a. 全面腐食

全面腐食は，金属表面の全面にわたってほぼ同一の速度で侵食が進む腐食形態である。SUS304 は第1図に示すとおり，pH2 以上で不動態化するため，強アルカリ環境では，全面腐食に対する耐性がある。

系統待機時は pH 13 以上で水質が維持されることから，不動態化が保てることとなる。

同じオーステナイト系ステンレス鋼である SUS316L 等の適用材料についても同様の傾向を示すことから，全面腐食の発生は考え難い。



第1図 大気中酸素に接する水中環境におけるSUS304の腐食形態とpHの関係

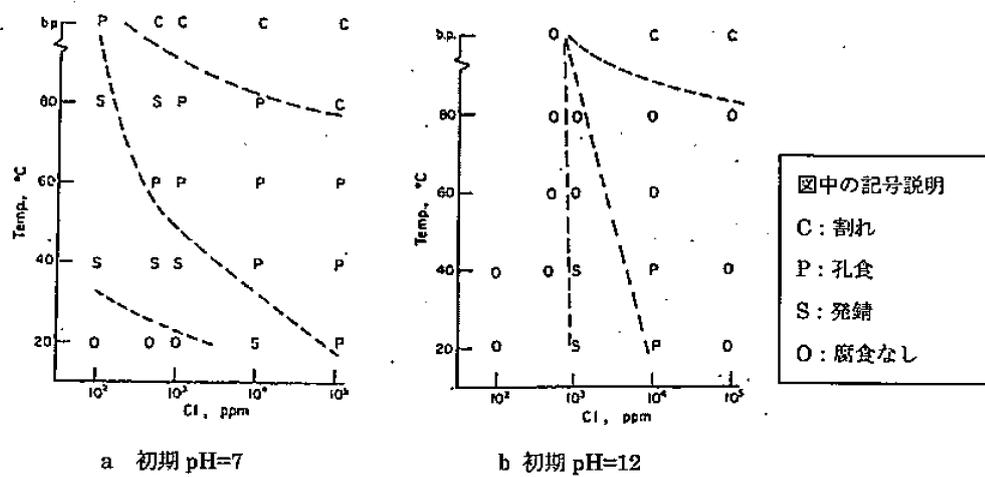
b. 孔食

孔食は、ステンレス鋼のように表面に生成する不動態化膜によって耐食性が保たれている金属において、塩化物イオン等の影響で不動態化膜の一部が破壊され、その部分において局部的に腐食が進行する腐食形態である。

第 2 図に SUS304 の塩化物イオン濃度と温度が腐食形態に及ぼす影響を示す。孔食発生の領域は pH 7 と比べ pH 12 のほうが狭く、アルカリ環境になるほど孔食発生のリスクは低減する。

同じオーステナイト系ステンレス鋼である SUS316L 等の適用材料についても同様の傾向を示すものと評価する。

なお、系統待機時は pH 13 以上であり、塩化物イオンの濃度も十分低いと考えられるので、孔食は発生しないものと考えられる。



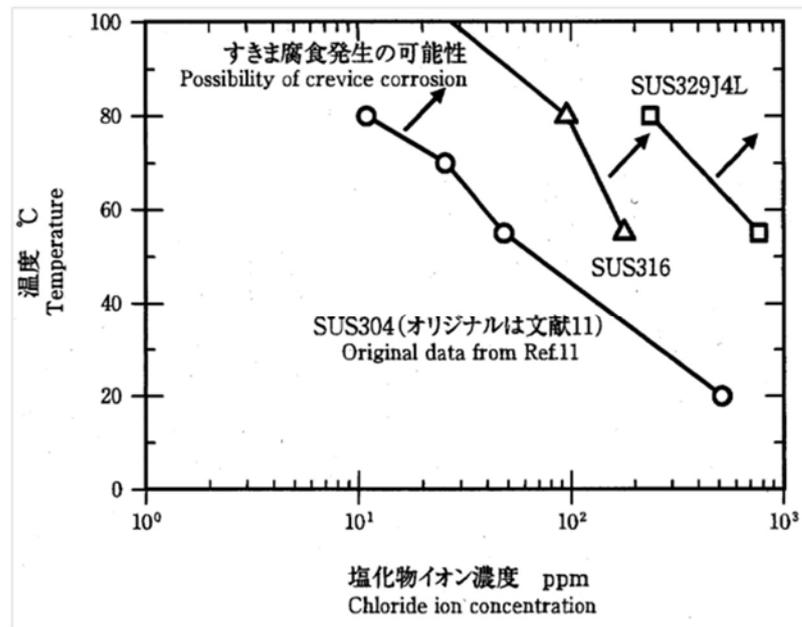
第 2 図 304 ステンレス鋼の pH 7 及び pH 12 の塩化物イオン濃度と温度が腐食形態に及ぼす影響

c. すきま腐食

すきま腐食は、ステンレス鋼表面の異物付着、構造上のすきま部分において進行する腐食形態であり、その成長過程は孔食と類似している。第3図に SUS304 と SUS316 の中性環境におけるすきま腐食発生に対する塩化物イオン濃度と温度の影響を示す。

SUS304 及び SUS316 のいずれも塩化物イオン濃度が低い中性環境では、すきま腐食の発生の可能性は低い。前述のとおりアルカリ環境では中性環境より孔食の発生リスクが低いことから、同様な成長過程のすきま腐食についても発生の可能性が低減されるものと考えられる。

同じオーステナイト系ステンレス鋼である SUS316L 等の適用材料についても同様の傾向を示すものと評価する。



第3図 SUS304 と SUS316 の中性環境におけるすきま腐食に対する塩化物イオン濃度と温度の影響

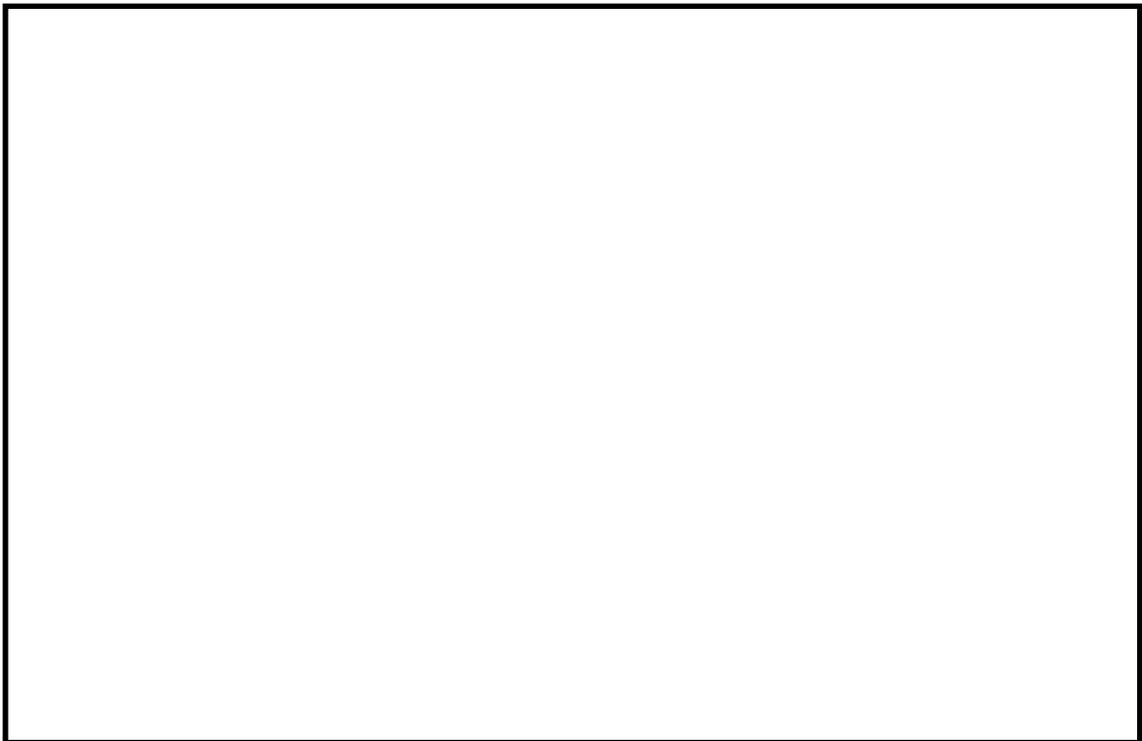
d. 応力腐食割れ

応力腐食割れ（以下、SCC という）は、腐食性の環境におかれた金属材料に引張応力が作用して生ずる割れであり、材料、応力、環境の三要因が重畳した場合に発生する。以下にアルカリ環境及び [] 環境における SCC 発生に関する評価結果を示す。

(a) アルカリ環境における SCC

第 4 図に SUS304, SUS316 の [] 濃度に対する SCC 発生限界を示す。フィルタ装置の使用環境は、 [] となる。また、ベント時でスクラビング水が最低水位となった場合の [] となる。いずれの場合においても SCC の発生領域から外れており問題のないことがわかる。

使用する材料である SUS316L や [] 等については、耐 SCC 性に優れた材料であることから、さらに信頼性が高いものと評価する。



第 4 図 SUS304, SUS316 の [] 溶液中の耐食性

(b) [] 環境下における SCC

第 5 図に [] 水溶液中の SUS304 の低ひずみ速度試験（SSRT）の結果を示す（参考図書 5）。この試験は室温（23℃）において、 [] の水溶液中で行った試験であり、鋭敏化していない試験片については、SCC の発生が認められなかったことを示している。実機の [] 濃度も同等であり、SUS316L や [] 等については鋭敏化し難く、耐 SCC 性に優れた材料であることから、より信頼性が高いものと評価する。



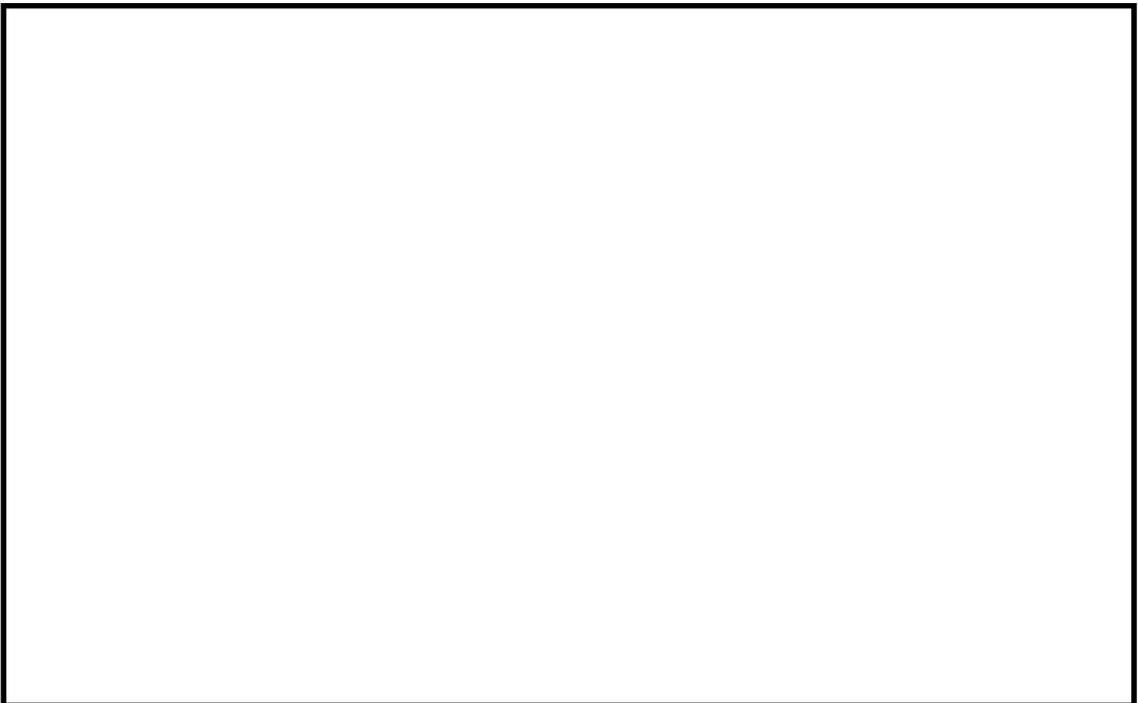
第 5 図 水溶液中における 304 ステンレス鋼の SSRT 結果

(2) ベンチュリノズルの耐エロージョン性

a. JAVA PLUS 試験時に使用したベンチュリノズルの確認



第6図に示すとおり、

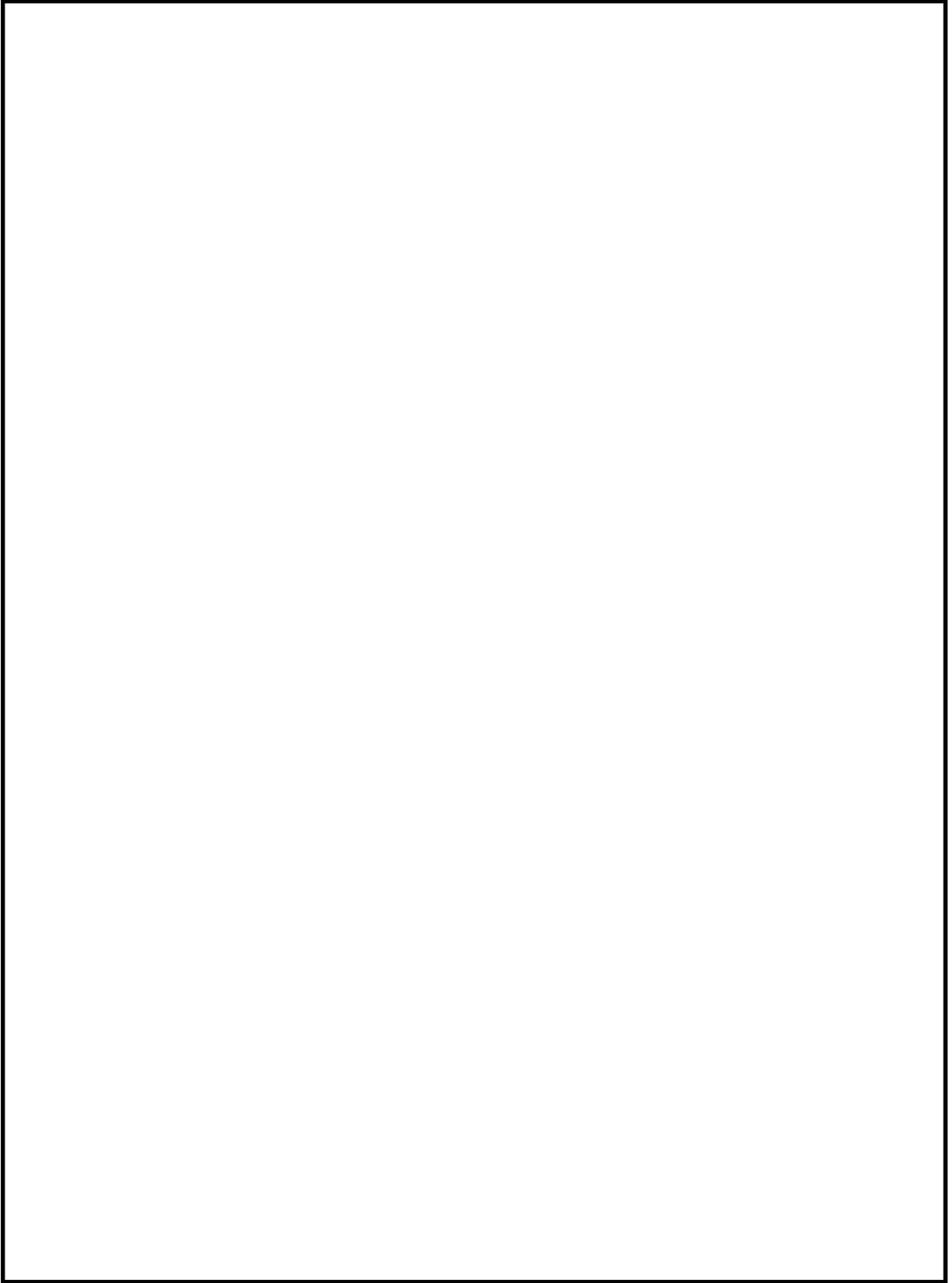


第6図 ベンチュリノズル内面観察部位

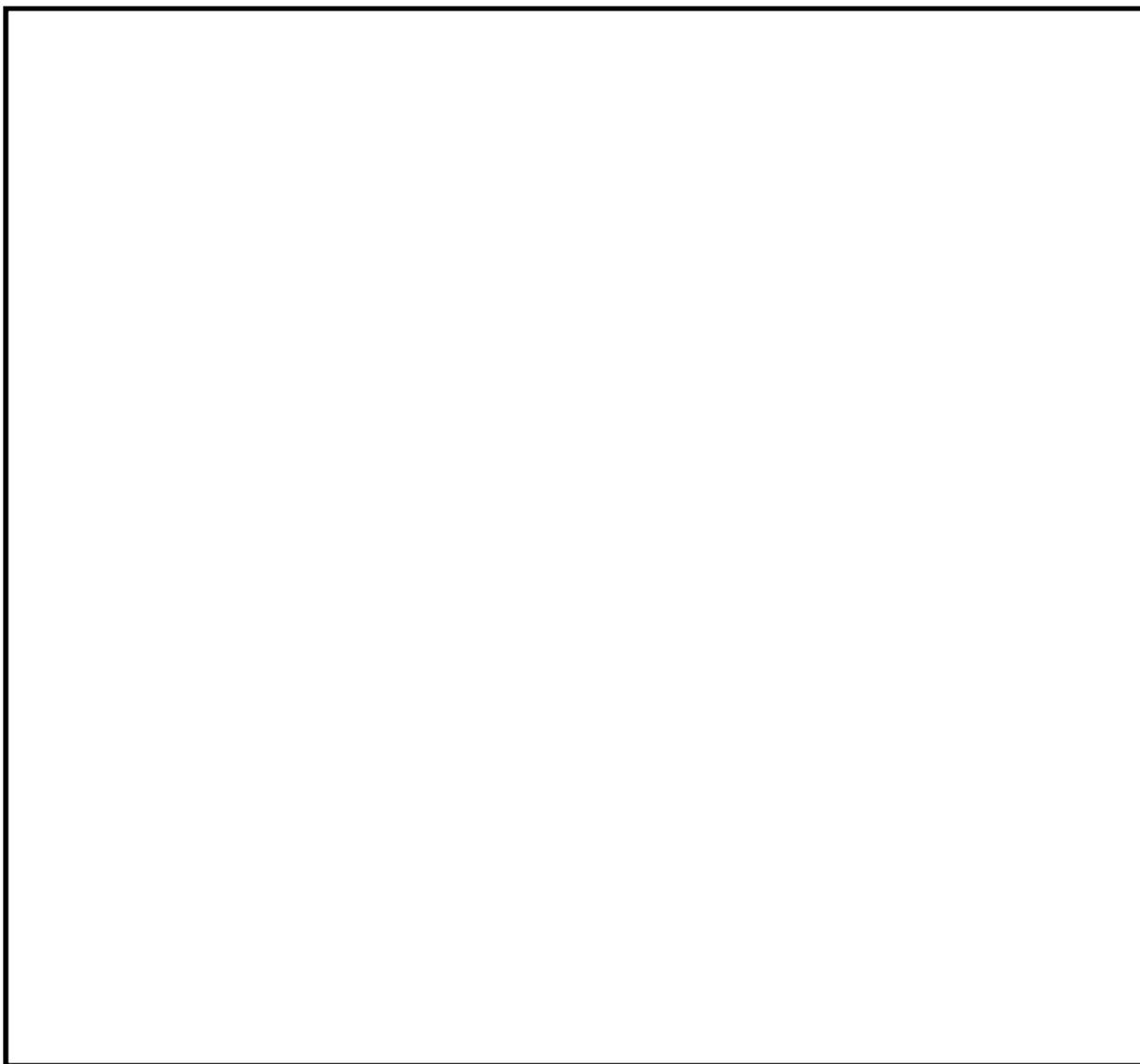
第7図及び第8図に



液滴衝撃エロージョンは蒸気とともに加速されるなどして高速となった液滴が、配管等の壁面に衝突したときに、局部的に大きな衝撃力を発生させ、それにより配管等の表面の酸化膜や母材が侵食される現象である。液滴衝撃エロージョンは非常に進展の速い減肉の一種であることから、発生ポテンシャルがあれば、第7図及び第8図に示す  ものと考えられる。したがって、ベンチュリノズルは液滴衝撃エロージョンを含むベント時の環境に対して十分な耐性があると考ええる。



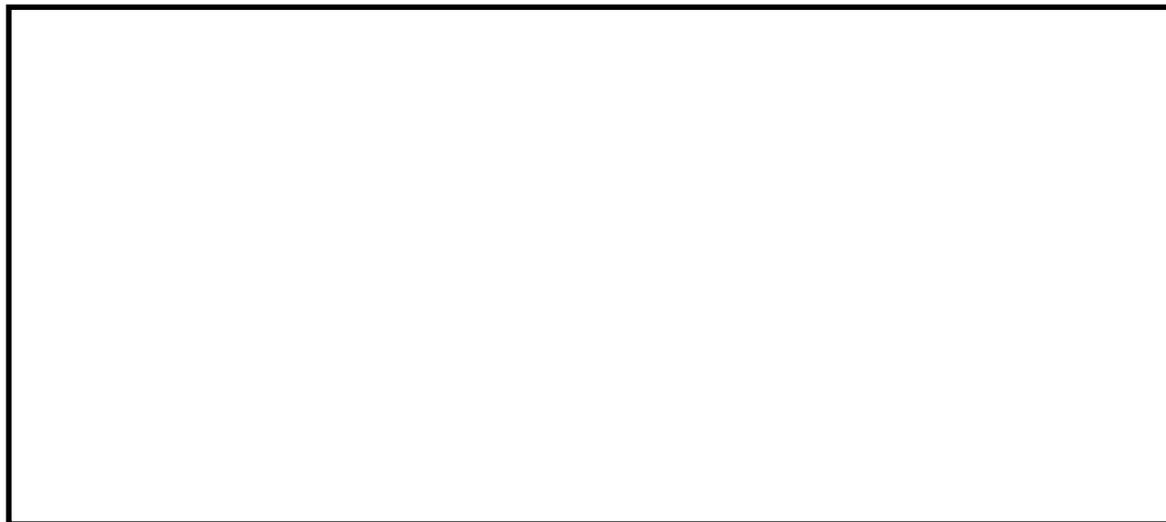
第7図 ベンチュリノズル内面SEM観察結果 (1/2)



第 8 図 ベンチュリノズル内面SEM観察結果 (2/2)

b. ベントガス流速におけるエロージョン発生の評価

(a) 評価部位



このため、ベントガスが流れるベンチュリノズル内部のうち、液滴衝撃エロージョンは、液滴がほぼ垂直に衝突するカバープレート部内面に発生するものと考えられる。なお、スロート部は最もガス流速が速くなるものの、ベントガスの流れがアウトレットコーンに沿って流れることから、液滴の衝突角度がほぼ0度（衝突面となるアウトレットコーンと並行）であり、液滴衝撃エロージョンの発生は考え難い。

(b) 液滴の衝突速度

液滴の衝突速度は、

[Redacted]

液滴が衝突する速度を(1)式を用いて算出した。計算に用いるベンチュリノズル部におけるガス流速は、流速が速いほど液滴衝撃エロージョンが発生しやすいことから、東海第二発電所の運転範囲における最大値である [Redacted] [Redacted] とした。

$$[Redacted] \dots (1)$$

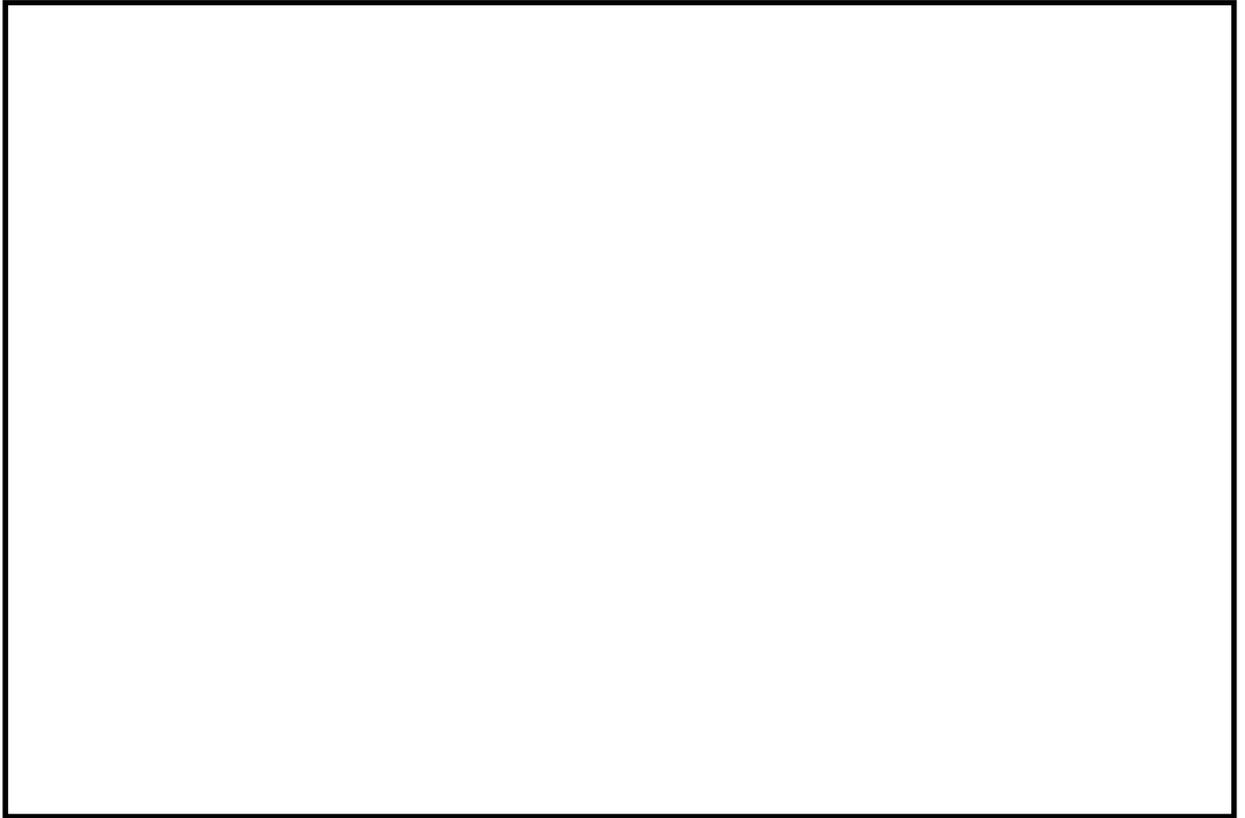
ここで、

[Redacted]

[Redacted]

(c) 評価結果

[Redacted] に衝突する液滴の速度 ([Redacted]) は、「発電用設備規格 配管減肉管理に関する規格 (2005年度版) (増訂版) J S M E S C A 1 - 2005」によるステンレス鋼のエロージョン限界流速である70 m/sを下回っていることから、東海第二発電所のベント時の運転範囲において、液滴衝撃エロージョンは発生しないものと考えられる。



第9図 ベンチュリノズル内のガスの流路について

(3) 膨張黒鉛パッキンの評価

格納容器圧力逃がし装置に使用する弁等には、耐漏えい性確保のため、使用環境（温度、圧力、放射線量、高アルカリ環境）を考慮して膨張黒鉛系のパッキン、ガスケットを使用する。

膨張黒鉛は、天然黒鉛の優れた耐熱性や耐薬品性を維持しつつ、シート状に形成することで柔軟性、弾性を有した材料で、パッキン、ガスケットの材料として幅広く使用されている。パッキン類は系統の設計条件である、最高使用圧力2 Pd、最高使用温度200 °Cについて満足する仕様のものを使用する。また、メーカーの試験実績より [] の照射に対しても機械的性質に変化はみられないことが確認されており、無機物であることから十分な耐放射線性も有し、アルカリ溶液にも耐性があり、100 %の [] に対しても適用可能である。

劣化については、黒鉛の特性として、400 °C以上の高温で酸素雰囲気下では酸化劣化が進むため、パッキンが痩せる（黒鉛が減少する）ことでシール機能が低下することが知られているが、格納容器圧力逃がし装置を使用する環境は200 °C以下であることから、酸化劣化の懸念はない。

したがって、膨張黒鉛パッキンは系統待機時、ベント時のいずれの環境においても信頼性があるものと評価する。

<参考図書>

1. 腐食・防食ハンドブック，腐食防食協会編，平成12年2月
2. J.E.Truman, “The Influence of chloride content, pH and temperature of test solution on the occurrence of cracking with austenitic stainless steel”, Corrosion Science, 1977
3. 宮坂松甫：荏原時報，腐食防食講座－海水ポンプの腐食と対策技術（第5報），No.224，2009年
4. ステンレス鋼便覧 第3版 ステンレス協会編
5. 電力中央研究所報告，研究報告：280057，“チオ硫酸ナトリウム水溶液中におけるSUS304ステンレス鋼のSCC挙動” 財団法人電力中央研究所 エネルギー・環境技術研究所，昭和56年10月
6. 発電用設備規格 配管減肉管理に関する規格（2005年度版）（増訂版）JSME S CA1-2005

エアロゾルの粒径分布が除去性能に与える影響について

JAVA試験における試験用エアロゾルの粒径は、JAVA試験装置からエアロゾルをサンプリングし、で観察することにより、粒径分布を測定している。過酷事故解析コード(MAAPコード)より得られる粒径について、JAVA試験において得られたエアロゾルの粒径との比較検証を行い、想定される粒径分布の全域を包絡できていることを確認することで、重大事故時に想定されるエアロゾルの粒径分布においても、JAVA試験と同様の除去性能(D F 1000以上)が適用可能であることを確認した。

(1) JAVA試験におけるエアロゾルの粒径分布

JAVA試験においては、エアロゾルの除去性能を評価するため、を試験用エアロゾルとして用いている。それぞれの試験用エアロゾルの質量中央径(以下、「MMD」という。)を以下に示す。

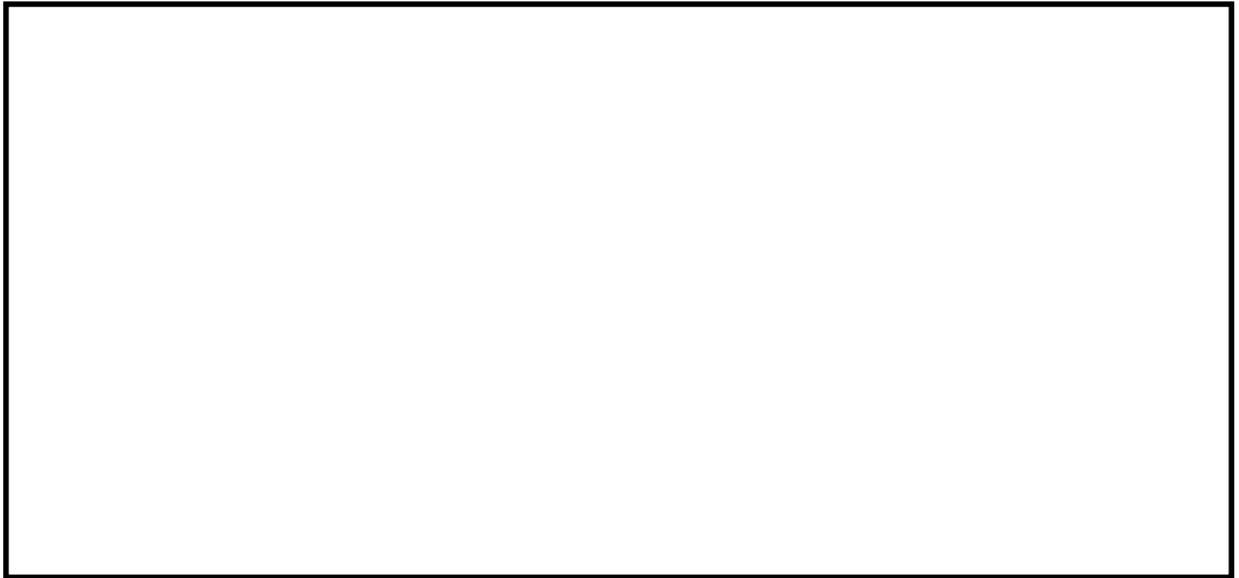


これらの試験用エアロゾルの粒径分布はを使用した測定を行っており、ベンチュリスクラバ上流側より採取したガスを粒径測定用フィルタに通過させ、粒径測定用フィルタ表面の粒子をエアロゾルの量及び粒径を確認している。

JAVA試験装置のサンプリングラインを第1図に、サンプルガスの取出し部分の概要を第2図に示す。



第1図 J A V A試験装置サンプリングライン



第2図 サンプルガスの取出し部分概要図

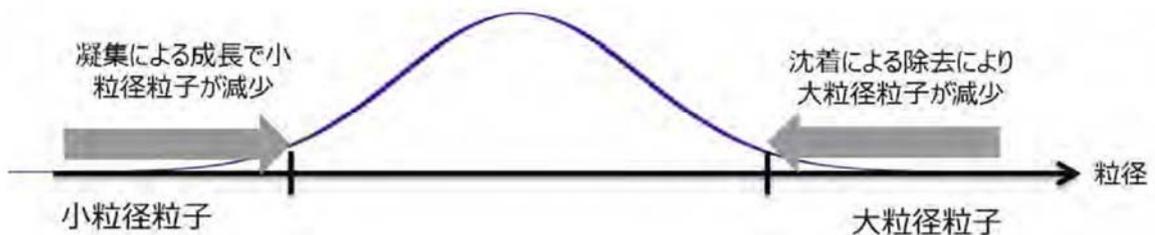
(2) 重大事故時に想定される粒径分布

重大事故時におけるエアロゾルの粒径分布はMAAPコードによる解析にて得ることができる。エアロゾルの粒径分布は凝集効果及び沈着効果の自然現象に加えて、格納容器スプレイ効果やサプレッション・プールのスクラビング効果によって、粒径分布の幅が限定される。MAAPコードではこれらの効果を考慮してエアロゾルの粒径分布を評価している。

a. 粒径分布の収束効果

(a) 凝集効果と沈着効果

エアロゾルの粒径分布は、凝集効果及び沈着効果によりある粒径を中心に持つような分布が形成される。第3図に、エアロゾル分布形成のイメージを示す。また、以下に凝集効果及び沈着効果の内容を示す。

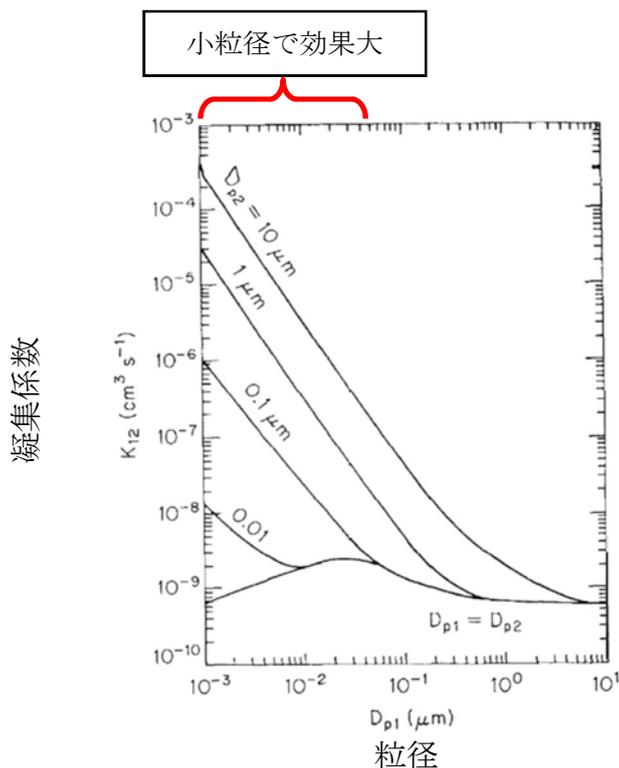


第3図 エアロゾル分布形成のイメージ

イ. 凝集による成長

小粒径のランダムな運動（ブラウン運動：Brownian Diffusion）により，他の粒子と衝突し凝集することでより大きな粒子へと成長する。小粒径の粒子は，特に大粒径の粒子と衝突し凝集する傾向が見られる。凝集効果の例を第4図に示す。

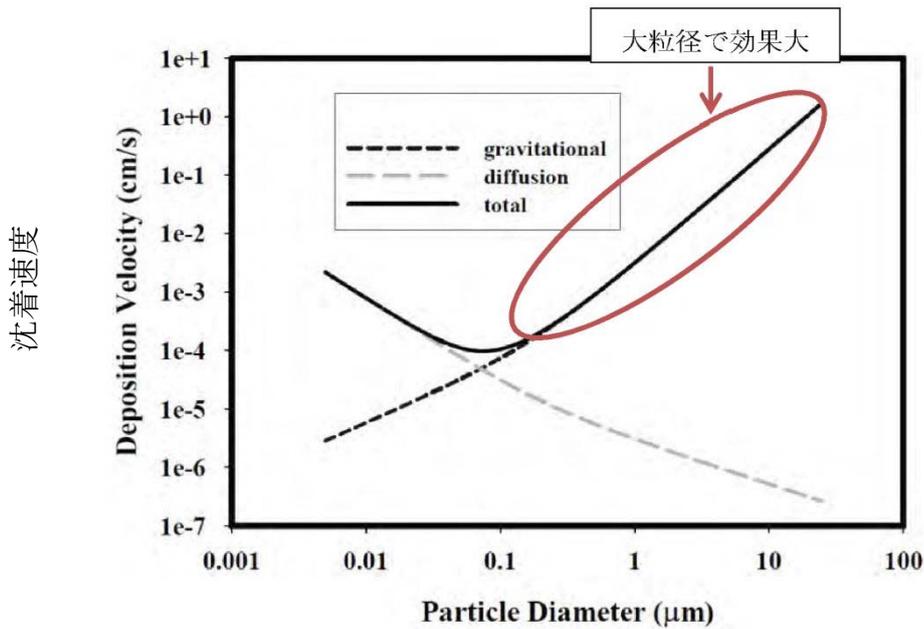
第4図の横軸は粒径 (D_{p1}) で，縦軸ブラウン運動による凝集係数を示しており，この値が大きい場合に凝集効果が大きくなる。凝集係数は凝集する相手の粒子径 (D_{p2}) により変化するため， D_{p2} を変化させた場合の凝集係数として複数の曲線が示されている。相手の粒径による差はあるものの，小粒径の場合に効果が大きいことがわかる。



第4図 凝集効果の例

ロ. 沈着による除去

沈着による除去効果は重量が大きいほど沈着しやすく，床・壁に付着することで減少する傾向が見られる。粒子の密度が一定と仮定した場合には，粒径が大きいほど沈着効果を期待することができる。沈着効果の例を第5図に示す。



第5図 沈着効果の例

(b) 格納容器内のエアロゾル除去機構の影響

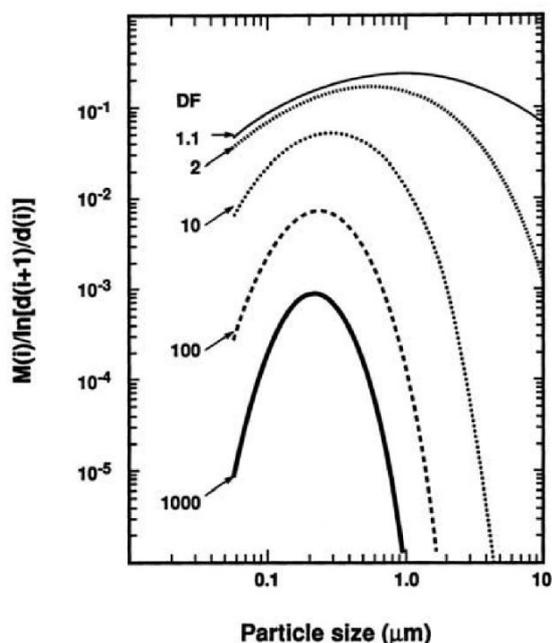
格納容器内では、重大事故等対処設備による格納容器スプレイ効果やサプレッション・プールのスクラビング効果によって、エアロゾルが除去される。以下に格納容器スプレイ効果及びサプレッション・プールのスクラビング効果を示す。

イ. 格納容器スプレイ効果

格納容器スプレイでは、水滴が落下する際に、慣性効果、さえぎり効果、拡散効果等の除去メカニズムが働く。

第6図に格納容器スプレイを継続することによる格納容器内のエアロゾル粒子の粒径分布の変化の例を示す。初期の段階（DF：1.1）では、エアロゾル粒子は最大値が約1 μmで幅の広い分布を持っているが、格納容器スプレイを継続し積算の除去効果が大きくなると、大粒径の粒子と小粒径の粒子が効果的に除去され、粒径分布の最大値は小さくなり、また分布の幅も小さくなる傾向が見られる。

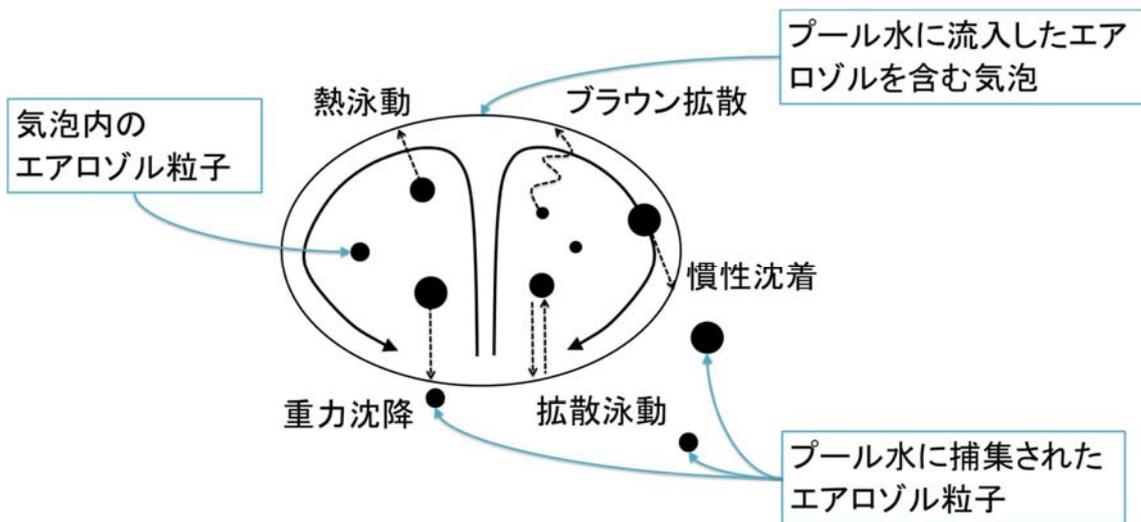
各粒径の粒子の総質量



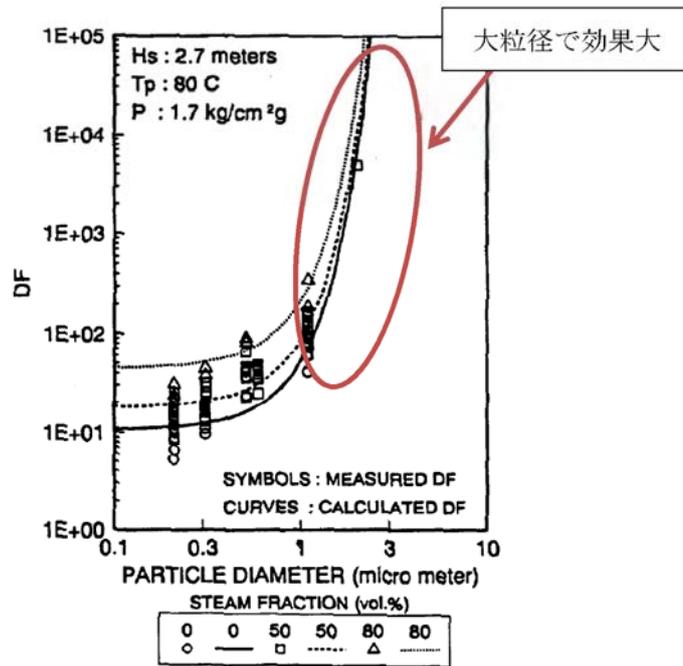
第6図 格納容器スプレイを継続することによる格納容器内のエアロゾル粒径分布の変化

ロ. プールスクラビング効果

サプレッション・プールにおけるスクラビングでは、気泡が上昇する間に第7図に示すような種々の除去メカニズムが働き、第8図の実験結果に示すように、粒径の大きいエアロゾルが効果的に除去される。



第7図 スクラビング気泡内でのガスの働きとエアロゾル除去メカニズム



第 8 図 プールスクラビングによる除去性能の例 (参考図書 3)

(c) 重大事故時に想定される粒径分布

重大事故時に想定される粒径は、上記1), 2)に示したエアロゾルの除去効果により主にサブミクロン (0.1から1 μm 程度) になると考えられる。その代表径として、粒径分布のMMDを0.5 μm にもつ粒径分布を重大事故等発生時に想定される粒径分布とした。

b. MAAPコードにより得られる粒径分布

有効性評価で用いるMAAPコードより得られるベントの際のエアロゾルは、 μm (MAAPコードで得られた μm を丸めた値) 程度に質量中央径を持つ分布 (ウェットウェルベント) となることを確認している。また、同じタイミングでドライウェルよりベントした場合、エアロゾルは μm 程度に質量中央径を持つ分布となる。第1表にベント位置の違いによる粒径分布を示す。

第 1 表 想定事故シナリオのエアロゾル粒径分布

想定事故シナリオ	ベント時間[h]	ベント位置	質量中央径 (MMD) [μm]	幾何標準偏差 σ_g [-]	エアロゾル量[g]
雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)	19	W/W	<input type="text"/>	0.32	1
		D/W	<input type="text"/>	0.36	5000

ドライウェルベントと比較してウェットウェルベントではエアロゾル量が少なくなる。これはウェットウェルベントでは、サプレッション・プールにおけるプールスクラビング効果により、エアロゾルが除去されるためと考えられる。また、ドライウェルベントではウェットウェルベントと比較してMMDが大きくなっているが、エアロゾル量が多いことから、エアロゾル同士の衝突頻度が高くなり、より大きい粒径のエアロゾル粒子が生成されやすくなるためと考えられる。

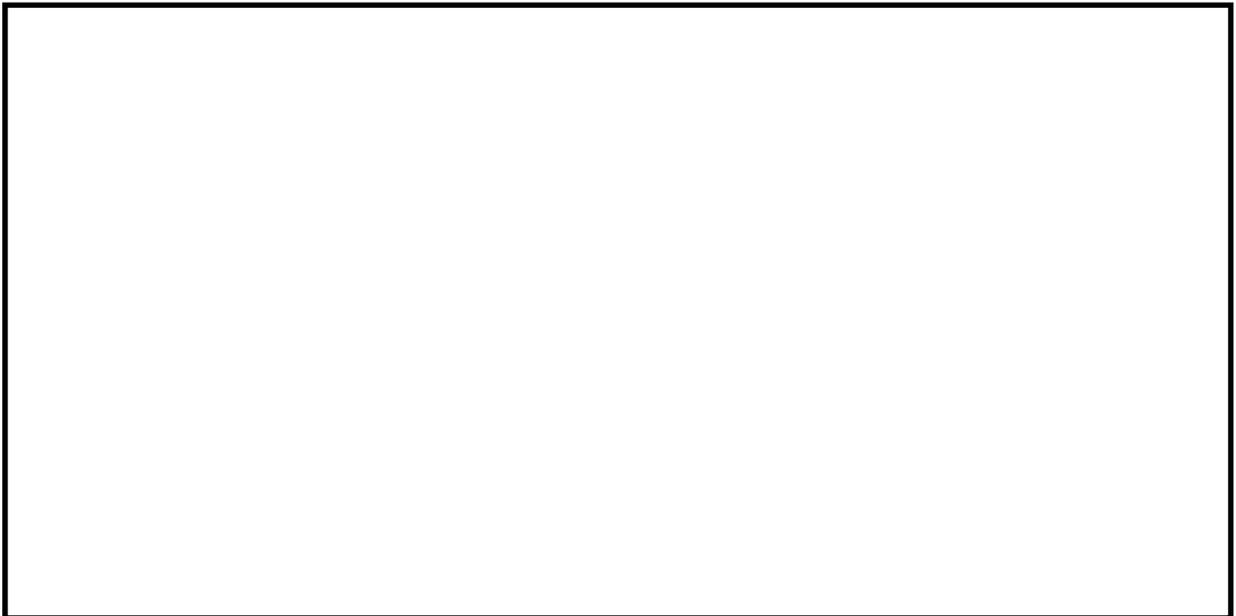
(3) 試験用エアロゾルの粒径分布の妥当性と除去性能

ドライウェルベントでは全体的に粒径が大きくなるが、粒径が大きいほど、慣性衝突効果やさえぎり効果によるエアロゾルの除去効果が見込めるため、より高いDFを期待することができる。

一方、ウェットウェルベントでは、サプレッション・プール水のスクラビング効果により粒径の大きいエアロゾルが除去されるため、ドライウェルベントに比べフィルタ装置のDFが低くなることが考えられる。

このため、J A V A試験では、様々な粒径分布を持つ を試験用エアロゾルとしてDFを確認している。これらの試験用エアロゾルとMAAPコードより想定されるドライウェルベント時及びウェットウェルベント時の粒径分布の比較を第9図に示す。

第9図に示すとおり、J A V A試験に使用した試験用エアロゾルの粒径分布はMAAPコードより想定される粒径分布の全域を包絡できていることが確認できることから、これらの試験エアロゾルで試験を行うことで、想定粒径全体の性能を確認することができる。



第9図 試験用エアロゾルとMAAPコードより想定される粒径分布

<参考図書>

1. NEA/CSNI/R(2009)5 STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS
2. California Institute of Technology FUNDAMENTALS OF AIR POLLUTION ENGINEERING
3. 22nd DOSE/NRC Nuclear Air Cleaning and Treatment Conference Experimental study on Aerosol removal effect by pool scrubbing, Kaneko et al. (TOSHIBA)
4. A Simplified Model of Aerosol Removal by Containment Sprays (NUREG/CR-5966)
5. A Simplified Model of Decontamination by BWR Steam Suppression Pools (NUREG/CR-6153 SAND93-2588)
6. Overview of Main Results Concerning the Behaviour of Fission Products and Structural Materials in the Containment (NUCLEAR ENERGY FOR NEW EUROPE 2011)

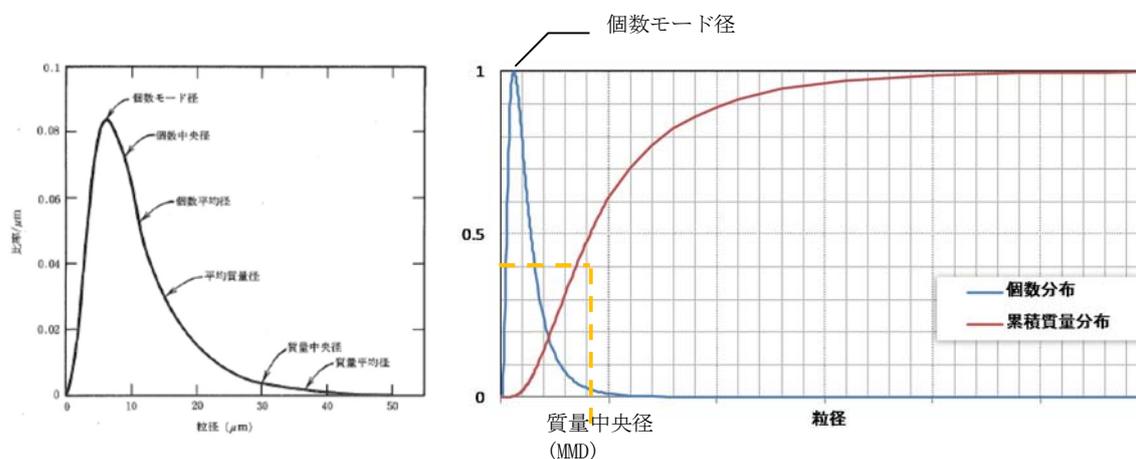
エアロゾルの粒径と除去係数の関係について

(1) 除去係数と重量及び放射能の関係

除去係数（以下、「DF」という。）は、フィルタに流入した粒子の重量とフィルタを通過した粒子の重量の比で表される。エアロゾルに放射性物質が均一に含まれている場合、DFはフィルタへ流入した粒子の放射能とフィルタを通過した粒子の放射能の比で置き換えることができる。

(2) 粒径分布（個数分布と累積質量分布）

エアロゾルは一般的に、単一粒径ではなく、粒径に対して分布を持つ。粒径に対する個数分布及び累積質量分布の関係を別添図1に示す。



別添図1 個数分布と累積質量分布

（左図出典：W.C. ハイネズ，エアロゾルテクノロジー，（株）井上書院（1985））

ここで、

個数モード径

最も存在個数の比率の多い粒径

質量中央径（MMD）

全質量の半分がその粒径よりも小さい粒子によって占められ、残りの半分がその粒径よりも大きい粒子によって占められる関係にある粒径

を表す。別添図1のような粒径分布の場合、小さい粒径のエアロゾルの個数は多いが、総重量に占める割合は小さいことが分かる。よって、大きい粒径のエアロゾルに比べて小さい粒径のエアロゾルがDFに与える影響は小さい。

(3) J A V A試験における除去係数と重量及び放射性物質の関係

ベンチュリスクラバでは、慣性衝突効果を利用してエアロゾルを捕集しており、重大事故等時におけるエアロゾルの密度変化を考慮しても、慣性衝突効果によるDFへの影響は小さいと評価している。また、AREVA社製のフィルタ装置では、慣性衝突効果、さえぎり効果、拡散効果による除去機構によってエアロゾルを捕集するものであり、J A V A試験において、小さい粒径のエアロゾルを含む□を使用した場合においても、高い除去効率を発揮することを確認している。

(参考) 質量中央径 (MMD) と空気力学的質量中央径 (AMMD)

分布を持つエアロゾルの粒径を表す方法として、質量中央径 (MMD) を使用する場合と、空気力学的質量中央径 (AMMD) を使用する場合があるが、カスケードインパクターのような慣性衝突効果を利用した粒径の測定を行う場合にはAMMDで測定され、□のような画像分析を利用した粒径の測定を行う場合にはMMDで測定される。AREVA社製のフィルタは、慣性衝突効果の他に、さえぎり効果、拡散効果を利用したエアロゾルの捕集を行っており、フィルタ装置の除去性能の評価にはMMDを使用している。

J A V A 試験及び J A V A P L U S 試験の適用性について

AREVA社製のフィルタ装置は、J A V A 試験及び J A V A P L U S 試験により、実機使用条件を考慮した性能検証試験を行っており、その結果に基づき装置設計を行っている。J A V A 試験及び J A V A P L U S 試験で使用したフィルタ装置は、ベンチュリノズル、金属フィルタ、よう素除去部及び装置内のガスの経路が実機を模擬した装置となっており、また、試験条件は様々なプラントの運転範囲に対応できる広範囲の試験を行っていることから、各試験で得られた結果は、実機の性能検証に適用できるものとする。

一方、米国 E P R I（電力研究所）が中心となって行った A C E 試験については、AREVA社製のフィルタ装置についても性能試験を実施しているが、試験条件等の詳細が開示されていないことから、東海第二発電所のフィルタ装置の性能検証には用いていない。

(1) J A V A 試験の概要

J A V A 試験で使用したフィルタ装置は、高さ [] m、直径 [] m の容器の中に、実機と同形状のベンチュリノズル [] と、実機と同一仕様の金属フィルタ [] を内蔵している。

また、これら試験のフィルタ装置に流入したベントガスは、ベンチュリスクラバ、気相部、金属フィルタ、流量制限オリフィスの順に通過し、装置外部へ放出される経路となっており、実機と同じ順に各部を通過する。

(2) J A V A P L U S 試験の概要

J A V A P L U S 試験設備は、実規模を想定した有機よう素の除去性能を確認するため、J A V A 試験で使用したフィルタ装置に、実機と同一仕様（同一材質、同一充填率）の銀ゼオライト（ベッド厚さ [] mm）を追加設置している。

フィルタ装置に流入したベントガスは、ベンチュリスクラバ、気層部、金属フィルタ、流量制限オリフィス、よう素除去部（銀ゼオライト）の順に通過し、装置外部へ放出される経路となっており、実機と同じ順に各部を通過する。

(3) A C E 試験の概要

AREVA社製のフィルタ装置は、各国のフィルタメーカー等が参加した A C E 試験においても試験が行われ、エアロゾル及び無機よう素の除去性能について確認されている。第1図に試験設備の概要を、第1表に試験条件及び結果を示す。

A C E 試験で使用したフィルタ装置は、高さ [] m、直径 [] m の容器の中に、実機と同じベンチュリノズル [] 及び実機と同構造（同一金属メッシュ構造、同一充填率）の金属フィルタを設置しており、ベントガスは実機と同じ経路を流れるが、試験装置、試験条件の詳細が開示されないため、東海第二発電所のフィルタ装置の性能検証には用いていない。

(4) スケール性の確認

JAVA試験, JAVA PLUS試験のスケール性を確認することで, 実機への適用性を確認する。第2図に実機とJAVA試験装置 (JAVA PLUS試験でも同一の容器を使用) 及び参考にACE試験装置の主要寸法の比較を示す。

東海第二発電所のフィルタ装置は高さ約10 m, 直径約5 mであり, JAVA試験及びJAVA PLUS試験のフィルタ装置よりも大きい, フィルタ装置の構成要素及びベントガス経路の同一性からJAVA試験及びJAVA PLUS試験にて使用したフィルタ装置は実機を模擬したものとなっていると言える。

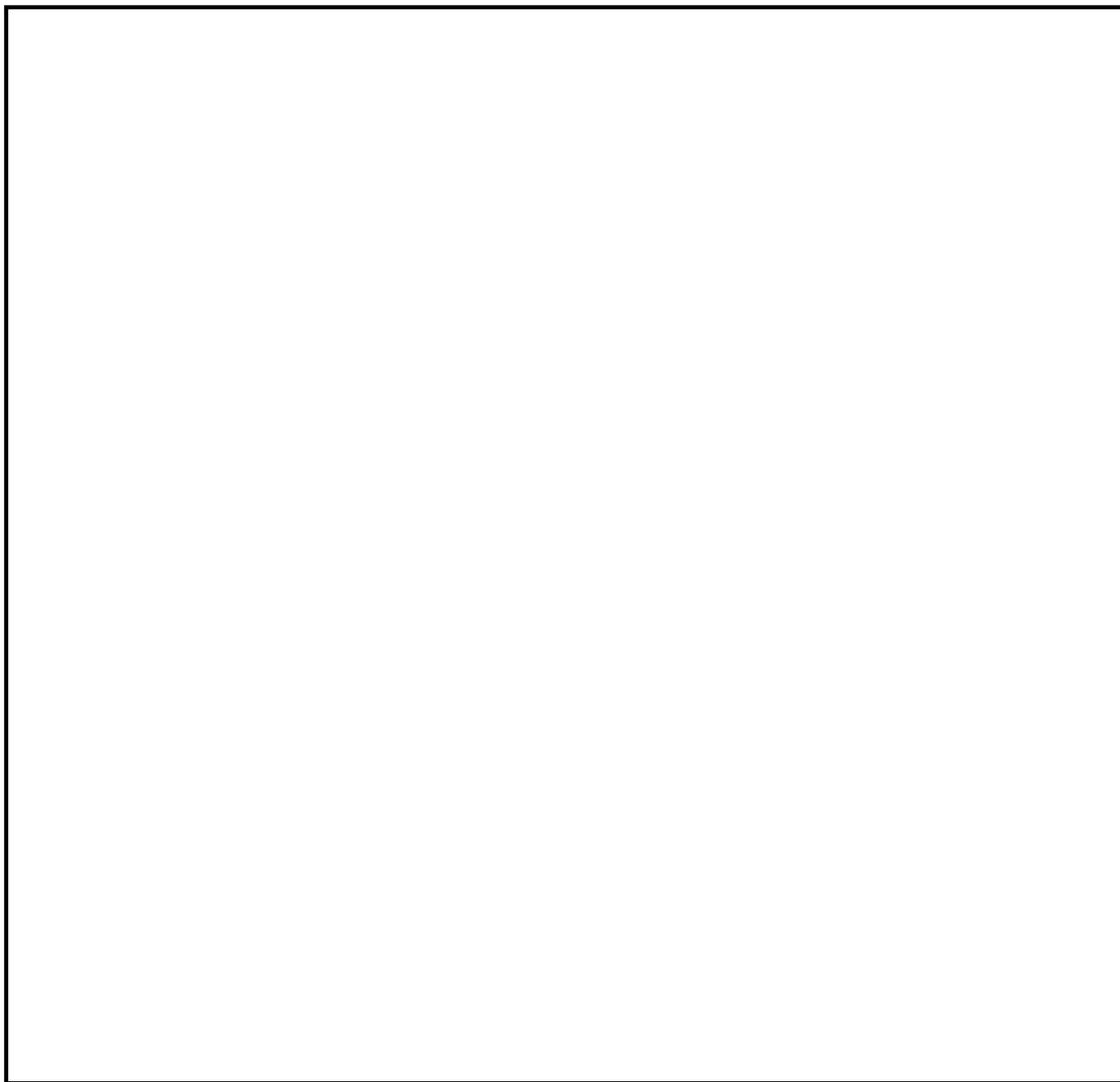
JAVA試験及びJAVA PLUS試験の条件と実機運転範囲の比較を第2表に示す。実機はベンチュリノズル (個数:) と金属フィルタ (表面積: m²) を内蔵しており, 重大事故時にベントを実施した際のベンチュリノズルスロート部流速及び金属フィルタ部流速がJAVA試験で除去性能を確認している範囲に包絡されるよう設計している。JAVA試験において得られたベンチュリノズルスロート部における速度に対する除去係数を第3図, 金属フィルタ部における速度に対する除去係数を第4図に示す。ベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせた試験において, ベンチュリノズルスロート部流速及び金属フィルタ部流速が変化した場合においても除去係数は低下していない。

また, JAVA PLUS試験で用いた銀ゼオライトのベッド厚さは mmであり, 実機 (mm) に対して薄い, これはJAVA PLUS試験結果に基づき滞留時間を確保するために実機のベッド厚さを厚くしていることから, JAVA PLUS試験結果を適切に実機に適用していると言える。

JAVA試験及びJAVA PLUS試験の実機への適用性についてまとめたものを第3表に示す。

(5) 評価

以上より, JAVA試験及びJAVA PLUS試験のスケール性については性能に影響する範囲について実機を模擬できていると評価できる。これらの試験は実機の使用条件についても模擬できており, 試験結果を用いて実機の性能を評価することが可能であると考えられる。

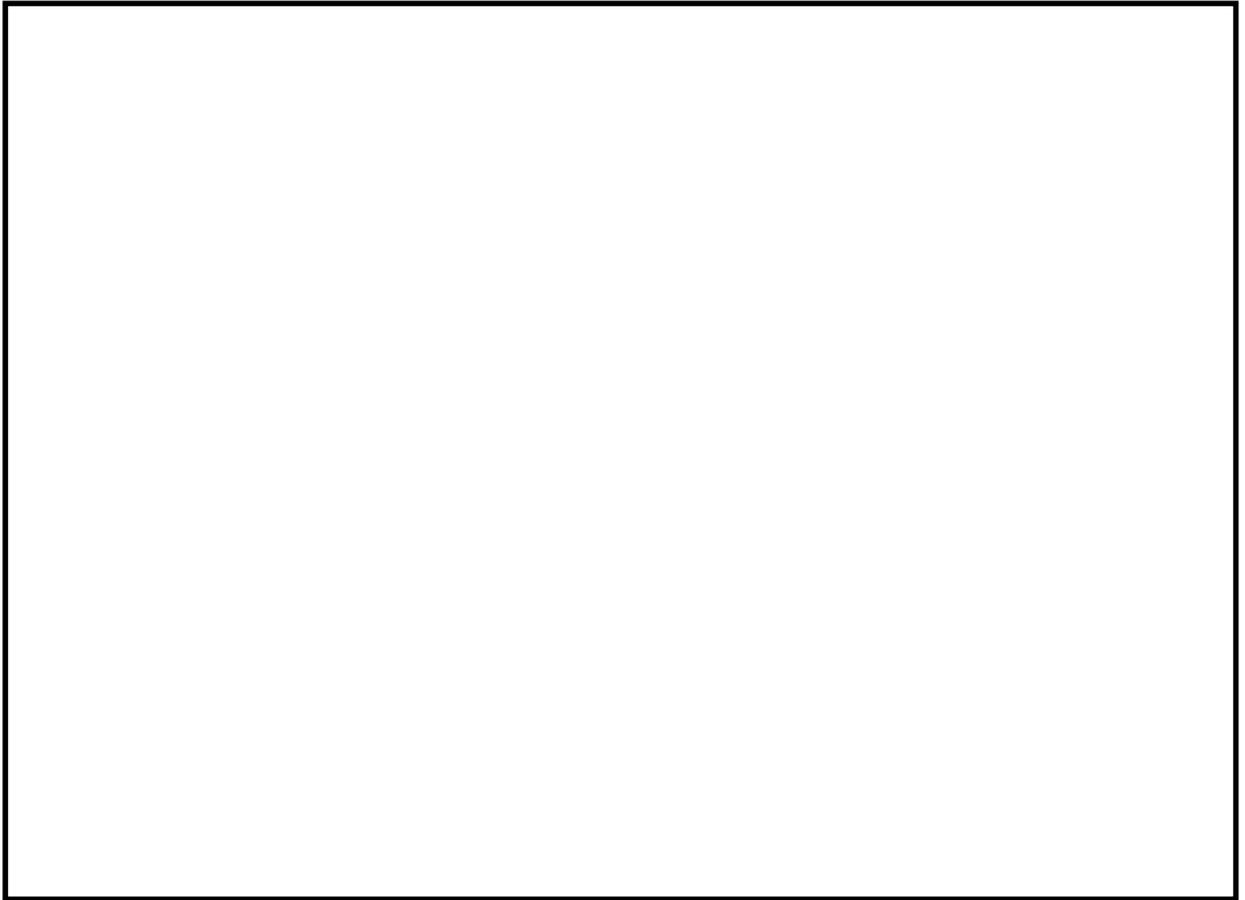


第1図 ACE試験の設備概要

第1表 ACE試験の試験条件及び結果

PROJECT	YEARS	Materials tested	Conditions Tested			Measured retention Efficiency %
			Pressure [bar abs]	Temperature [°C]	Gas composition % steam	
ACE	1989-1990	Cs	1.4	145	42	99.9999
		Mn	1.4	145	42	99.9997
		Total iodine (particles and gaseous)	1.4	145	42	99.9997
		DOP	1.2-1.7	ambient	0	99.978 - 99.992

出典：OECD/NEA, “Status Report on Filtered Containment Venting”, (2014)

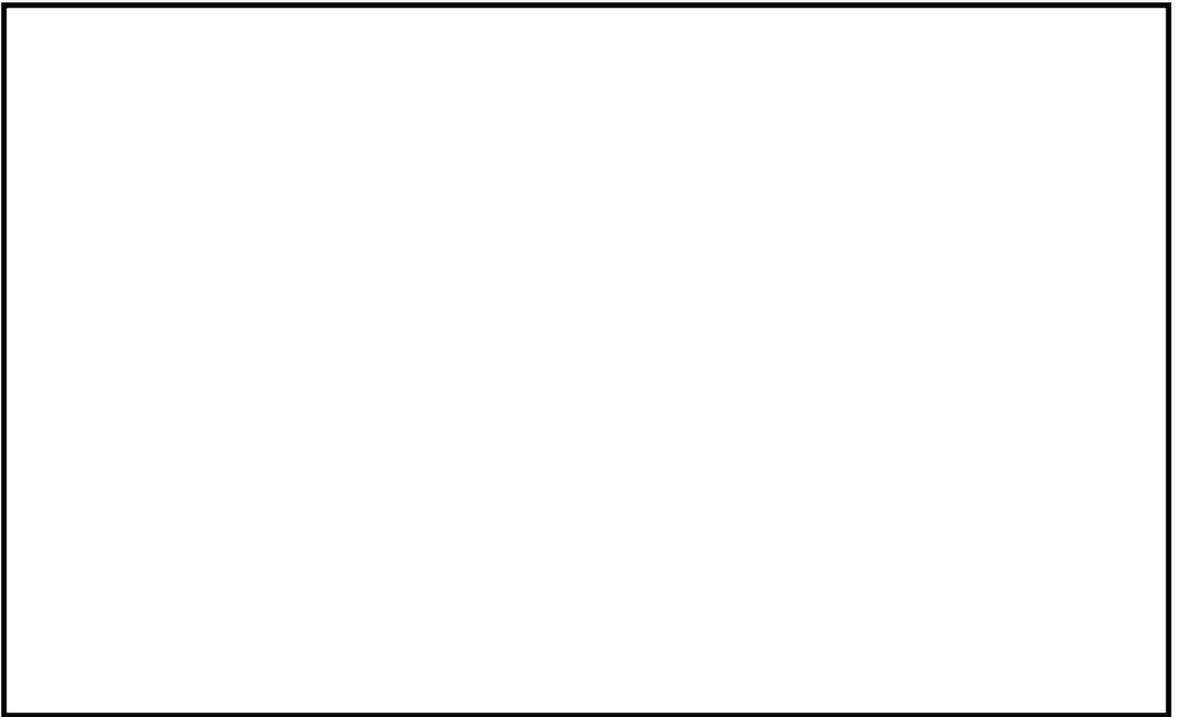


第 2 図 実機フィルタ装置と試験装置の主要寸法の比較

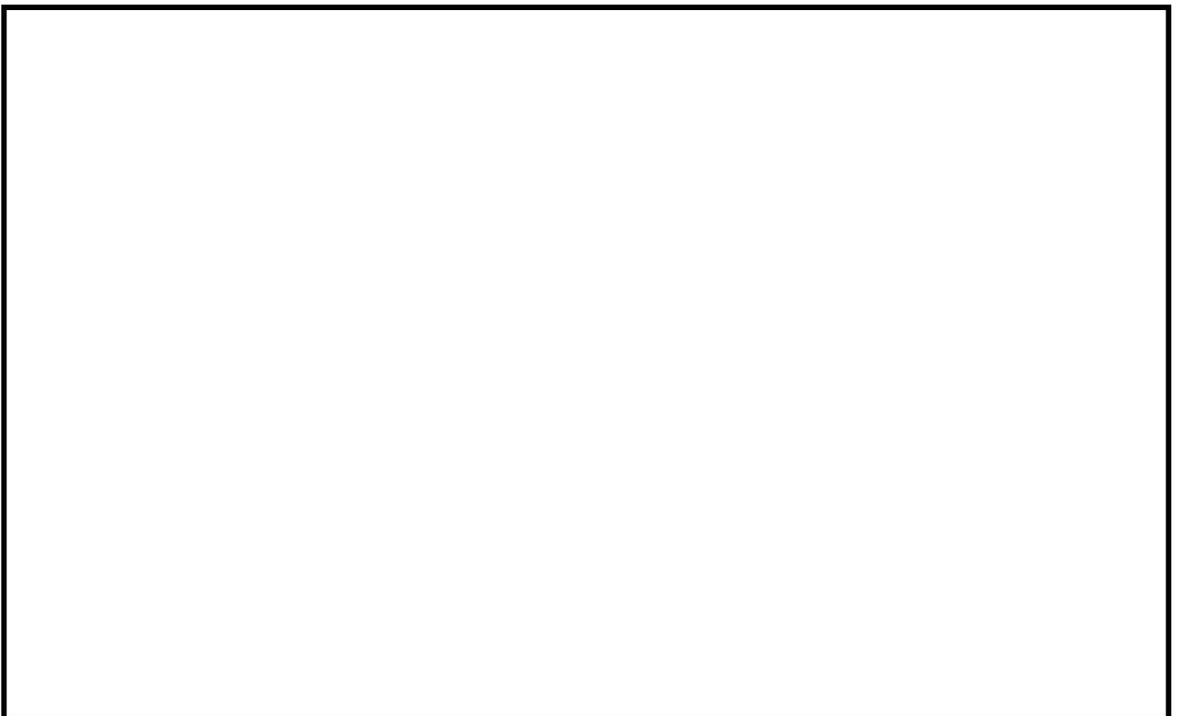
第2表 J A V A 試験及び J A V A P L U S 試験の条件と実機運転範囲の比較

パラメータ	J A V A 試験	J A V A P L U S 試験	実機運転範囲
圧力(kPa[gage])	※概算評価値を示す。	※概算評価値を示す。	※概算評価値を示す。
温度(°C)			
ベンチュリノズルスロート部流速(m/s)			
金属フィルタ部流速(%)			
蒸気割合(%)			
過熱度(K)			

※概算評価値を示す。



第3図 ベンチュリノズルスロート部における流速に対する除去係数



第4図 金属フィルタ部における流速に対する除去係数

第3表 J A V A試験, J A V A P L U S試験の実機への適用性

構成要素		相違点			適用性
		有 無	J A V A (P L U S)	実機	
容器	高さ	有	<input type="text"/>	約 10 m	試験装置と実機で高さや直径が異なることで、空間部の容積が異なるが、空間部はベンチュリスクラバや金属フィルタに比べ、 <input type="text"/> 高さや直径の違いによる影響は小さい。
	直径	有	<input type="text"/>	約 5 m	
ベンチュリノズル	構造	無	—	—	試験装置は実機と同一形状(寸法)のベンチュリノズルを使用している。
	個数	有	<input type="text"/>	<input type="text"/>	実機のベンチュリノズルスロット部の流速が、J A V A試験で確認されている流速の範囲内となるよう、ベンチュリノズルの個数を設定している。また、実機のベンチュリノズルは周辺のベンチュリノズルからの影響を受けない配置としている。
金属フィルタ	構造	無	—	—	試験装置は実機と同一使用(<input type="text"/>)の金属フィルタを使用している。
	表面積(個数)	有	<input type="text"/>	<input type="text"/>	実機の金属フィルタ部の流速が、J A V A試験で確認されている流速の範囲内となるよう金属フィルタの表面積を設定している。
スクラビング水	薬剤	無	—	—	試験装置と実機は同じ薬剤を使用している。
	水位	有	※	※	実機の水位は試験装置の水位よりも高い。J A V A試験の水位を変化させた試験において、除去効率に変化が無いことが確認されていることから、水位の違いによる影響はない。
よう素除去部	吸着材	無	—	—	試験装置は実機と同じ吸着材(銀ゼオライト)を使用している。
	厚さ	有	<input type="text"/>	<input type="text"/>	J A V A P L U S試験ではベッド厚さが実機に比べて薄いですが、実機は試験結果を基に滞留時間を確保するために厚くなっていることから、試験結果を適切に実機に適用していると言える。
	配置	有	容器外側	容器内側	J A V A P L U S試験ではフィルタ装置の外によう素除去部が配置されたが、実機では容器の中に配置される。よう素除去部の放熱は、外部に配置される試験の方が厳しくなるため、J A V A P L U S試験は保守的な条件で実施されていると言える。

※適用性の欄に相違内容を記載

(6) ベンチュリスクラバ及び金属フィルタにおける除去係数

AREVA社製のフィルタ装置は、ベンチュリスクラバ及び金属フィルタを組み合わせることにより、所定の除去性能（DF）を満足するよう設計されている。エアロゾルに対する除去効率は、ベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせた体系で評価を行っており、JAV A試験結果では、試験を実施した全域にわたってDF 1000以上を満足していることを確認している。JAV A試験ではベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を確認している試験ケースもあり、実機運転範囲のガス流速において、ベンチュリスクラバ単独でもDF 以上と評価される。ベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を第4表に示す。

ベンチュリスクラバによるエアロゾル除去の主な原理は慣性衝突効果であり、一般的にガス流速が大きい方が除去効率は高く、ガス流速が小さい方が除去効率は低くなることから、実機運転範囲以下のガス流速におけるベンチュリスクラバ単独での除去性能は、実機運転範囲と比較して低下することが見込まれるが、後段の金属フィルタによる除去により、スクラバ容器全体としては試験を実施した全域にわたって要求されるDF 1000以上の除去性能を満足していると考えられる。

第4表 ベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能

Test No.	Aerosol	Pressure (bar)	Temp. (°C)	Gas Flow (m ³ /h)	Gas	Aerosol Conc. (mg/m ³)	DF
707AD	SnO ₂	1.6-4.2	20-184	1200-1050	Steam	365	118
709AD	SnO ₂	2.3	146	1044	Steam	724	152
710AD	SnO ₂	6.1	169	1020	Steam	230	154
712AD	SnO ₂	4.4	20-163	1410-1022	Steam	568	455

(参考) 性能検証試験に係る品質保証について

フィルタ装置の放射性物質除去性能は、J A V A試験及びJ A V A P L U S試験で用いたベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトと同じ仕様・構造のものを、I S O9001等に適合した品質保証体制を有するA R E V A社において設計・製作することにより、J A V A試験及びJ A V A P L U S試験と同じ性能を保証している。

(1) 性能保証

フィルタ装置に設置するベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトは、A R E V A社試験（J A V A試験、J A V A P L U S試験）で用いた金属フィルタ、ベンチュリノズル及び銀ゼオライトと同じ仕様・構造とする。また、ベンチュリノズル及び金属フィルタは、単体性能試験により性能を確認している。

これに加えて、ベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライト（よう素除去部）の運転範囲は、A R E V A社試験で確認している範囲内で運転されるよう格納容器圧力逃がし装置を設計する。

(2) A R E V A社品質保証体制

ベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトフィルタを製作するA R E V A社は、各種の原子力品質保証システム（品質マネジメントシステム）の認証を取得しており、加えて2008年にはI S O9001の認証も取得し、原子力プラントメーカーとしての品質保証体制を確立している。

また、J A V A試験及びJ A V A P L U S試験当時においても、品質保証体制が確立していたことを以下のとおり確認している。

(a) J A V A試験当時の品質保証体制について

J A V A試験は1980年代に実施された試験であるが、A R E V A社の品質保証体制としては、当時（旧シーメンス社）より独国原子力品質保証の規定であるK T A1401及び米国N R Cガイド10C F R50, App. Bをベースとした品質マニュアルが存在していたことを確認した。また、この品質マニュアルは、J E A C4111-2009の試験・検査に係る要求事項と同等の要求事項も網羅されていることを確認した。

品質保証記録については、当時の品質保証体制から、当時の品質マニュアルに基づいてJ A V A試験の管理が実施されているものと判断できる。

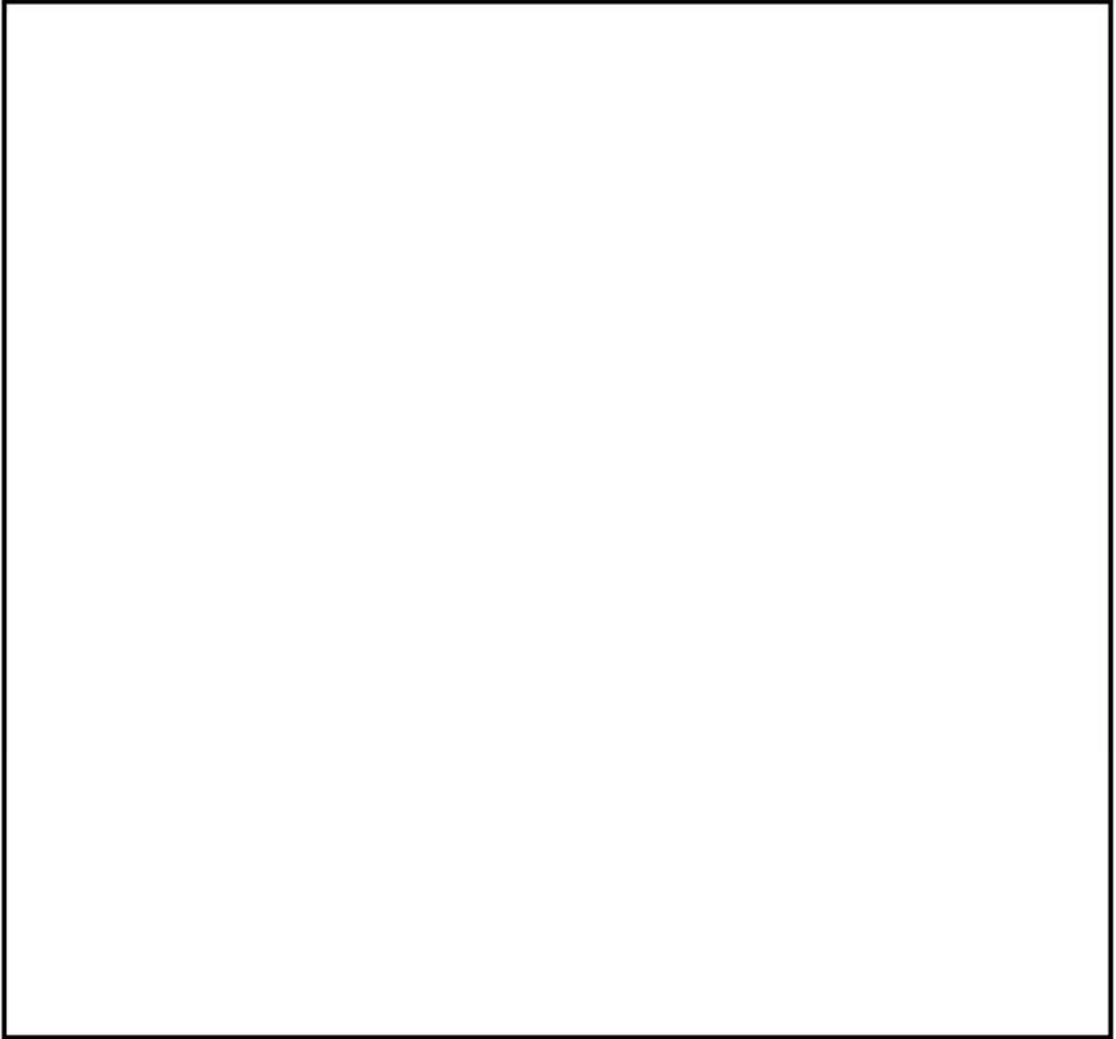
(b) J A V A P L U S試験当時の品質保証体制について

J A V A P L U S試験は、2010年代に実施された試験であり、試験当時において、既にI S O9001を取得しており、I S O9001をはじめとし、K T A1401及び10C F R50, App. B等の原子力規格を基にした品質マニュアルにより、試験が実施されていることを確認した。

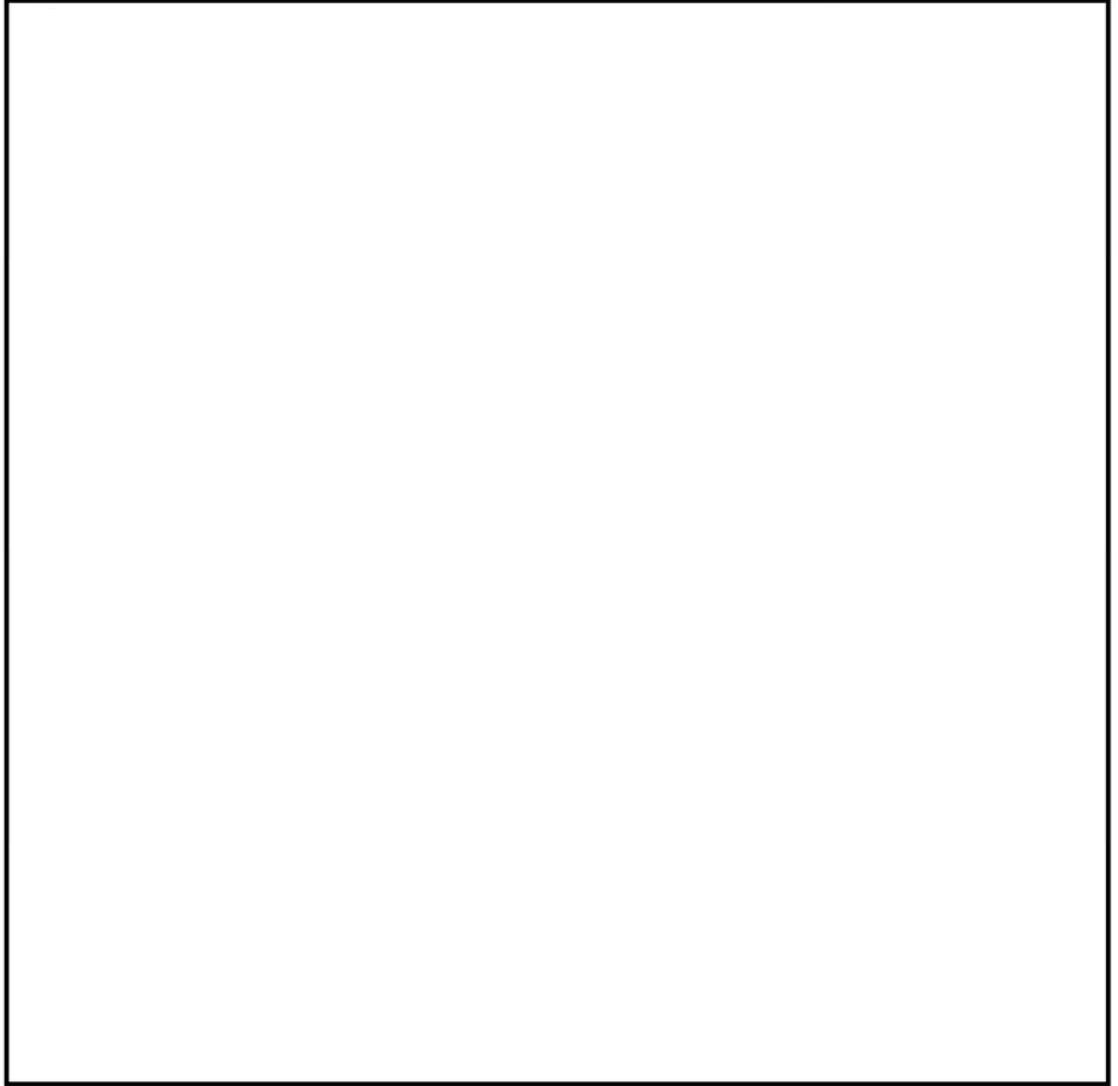
格納容器フィルタベント設備隔離弁の人力操作について

格納容器フィルタベント設備の隔離弁は、中央制御室からの操作ができない場合には、現場の隔離弁操作場所から遠隔人力操作機構を介して弁操作を実施する。ベントに必要な弁の位置と操作場所について、第1図～第3図に示す。

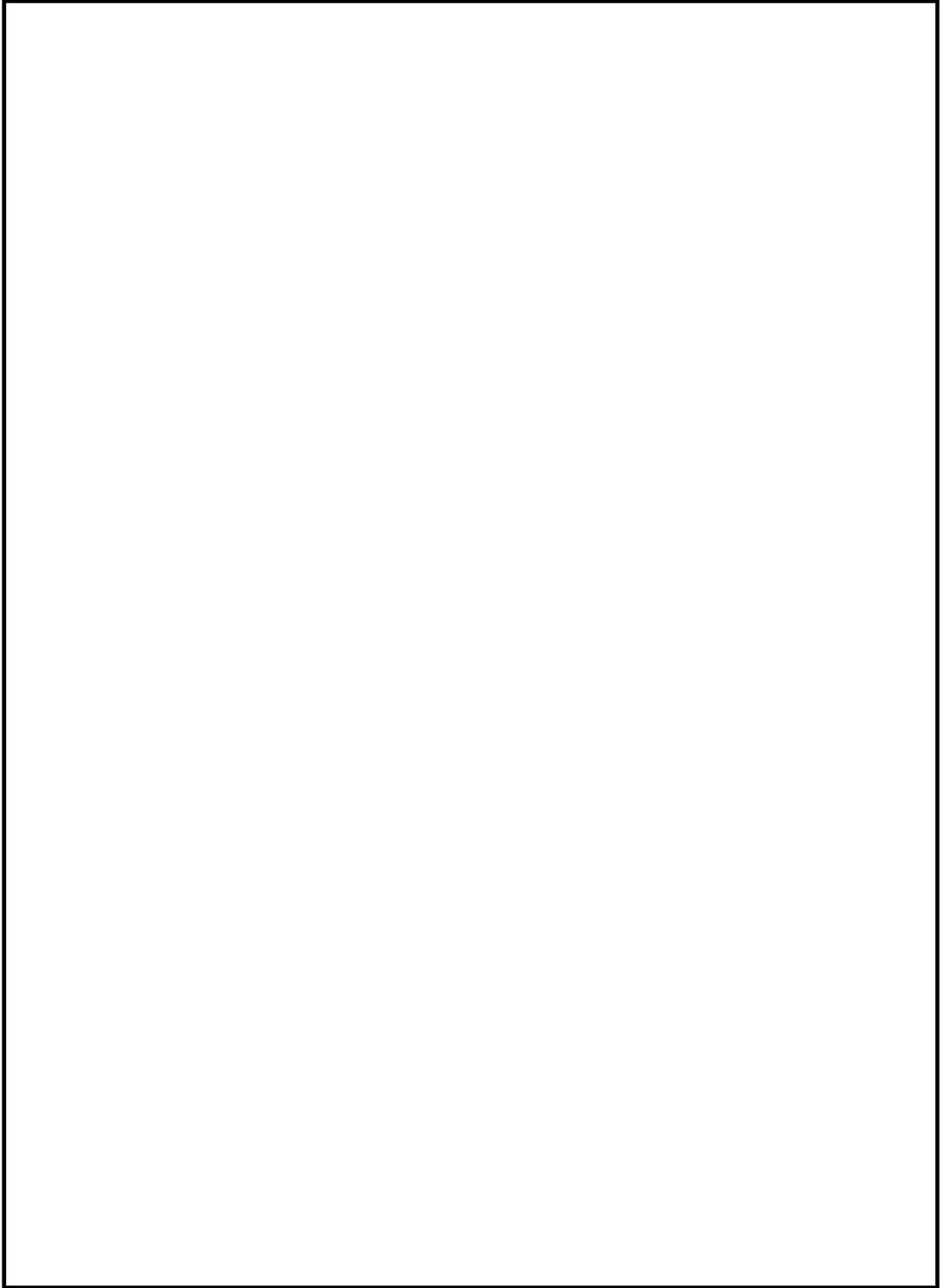
ベントは、第一弁より開操作を実施し、第一弁が全開となったのちに第二弁の操作を実施し、ベントガスの大気への放出が開始されるため、第二弁操作室を設ける。第二弁操作室は、弁の人力操作に必要な要員を収容可能な遮蔽に囲まれた空間とし、空気ポンプユニットにより正圧化し、外気の流入を一定時間完全に遮断することで、ベントの際のプルームの影響による操作員の被ばくを低減する設計とする。



第 1 図 隔離弁の操作場所 (1/3)



第 2 図 隔離弁の操作場所 (2/3)



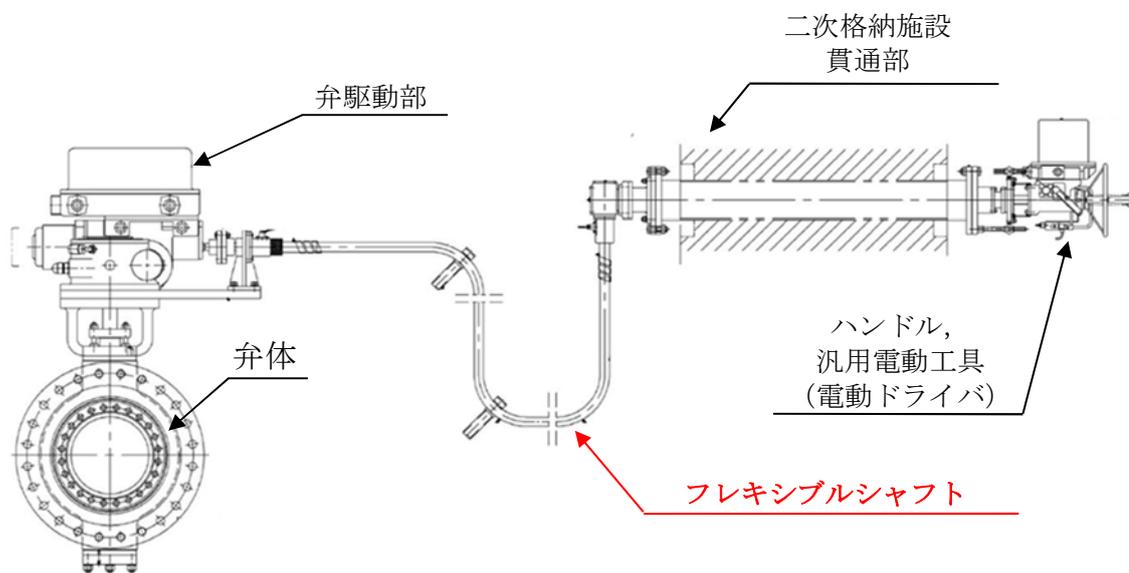
第 3 図 隔離弁の操作場所 (3/3)

(1) 電動駆動弁の遠隔人力操作機構の概要

隔離弁の操作軸にフレキシブルシャフトを接続し、二次格納施設外まで延長し、端部にハンドル又は遠隔操作器を取り付けて人力で操作できる構成とする。フレキシブルシャフトは直線に限らずトルクが伝達可能な構造とし、容易に操作できるよう設計する。フレキシブルシャフトの一部は、隔離弁の付近に設置されることから、設備の使用時には高温、高放射線環境が想定されるが、機械装置であり機能が損なわれるおそれはない。

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

遠隔人力操作機構の模式図を第4図に、ベントに必要な隔離弁の遠隔人力操作機構の仕様について第1表に示す。



第4図 遠隔人力操作機構の模式図

第1表 ベントに必要な隔離弁の遠隔人力操作機構の仕様

弁名称 (口径)	第一弁 (S/C側) (600 A)	第一弁 (D/W側) (600 A)	第二弁及び 第二弁バイパス弁 (450A)
フレキシブルシャフト 長さ	約 12 m	約 25 m	約 15 m
ハンドル 回転数	約 2940 回	約 2940 回	約 1989 回
個 数	1	1	2

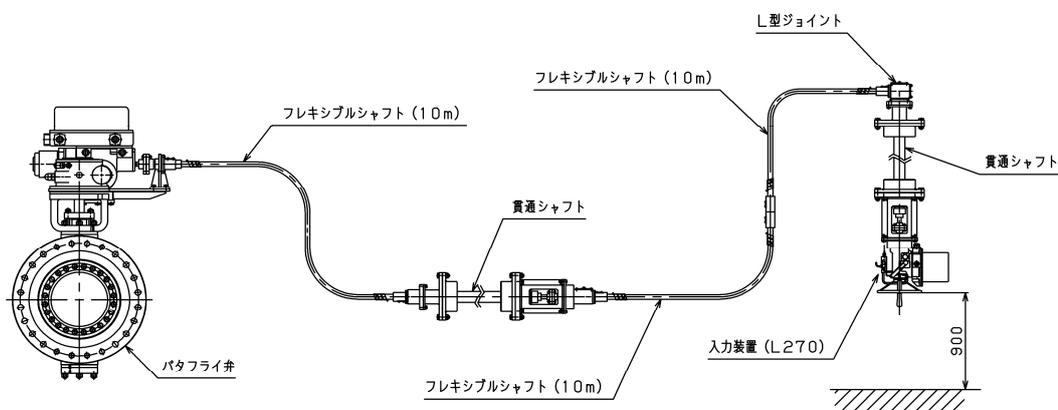
(2) 遠隔人力操作機構のモックアップ試験

フレキシブルシャフトを介した遠隔人力操作機構の成り立ち及び操作時間を500 Aのバタフライ弁を用いたモックアップ試験により確認した。モックアップ試験の概要を第5図に示す。

モックアップ試験の結果、弁上流側に格納容器圧力2Pdに相当する圧力（620 kPa[gage]）がかかった状態であっても、フレキシブルシャフトを介した遠隔手動操作が可能であることを確認した。また、弁の操作要員は3名で約82回／分の速度にてハンドル操作が可能であることを確認した。モックアップ試験の結果を第2表に示す。

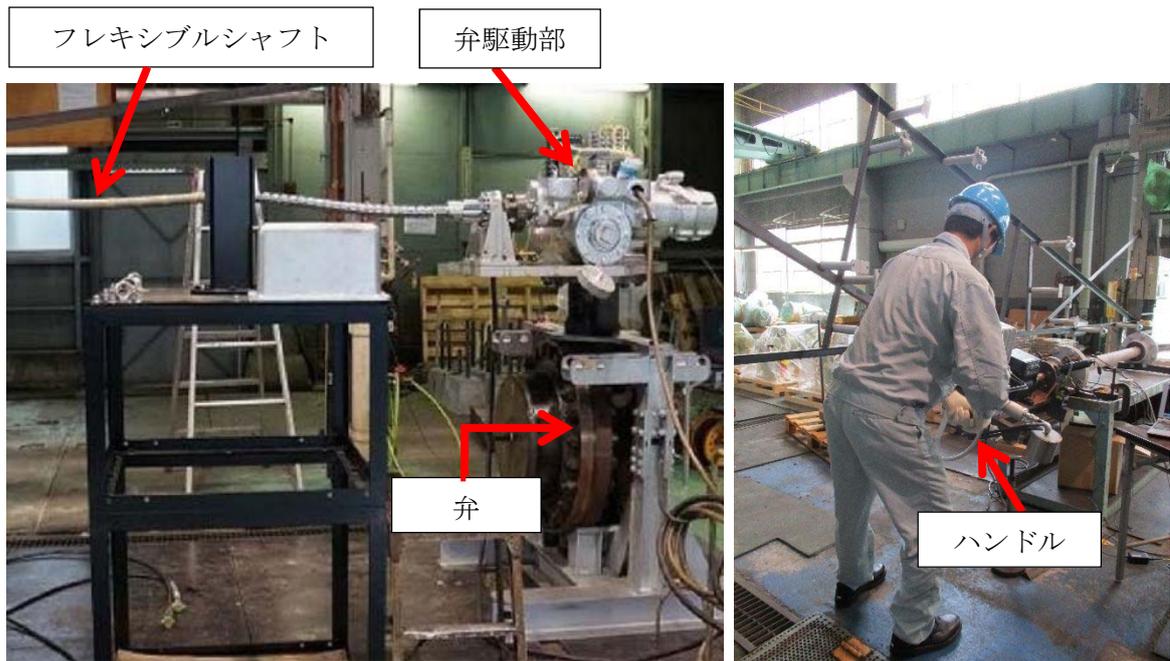
試験の結果を反映したベントに必要な隔離弁のハンドル操作時間を第3表に示す。

なお、東海第二ではフィルタベントを使用する際の系統構成（他系統との隔離及びベント操作）において、A0弁の遠隔手動操作をすることはしない。



弁型式：500 A バタフライ弁（電動駆動）
 シャフト長さ：約 30 m
 上流側圧力：620 kPa[gage]以上

第5図 モックアップ試験の概要（1/2）



第5図 モックアップ試験の概要 (2/2)

第2表 モックアップ試験結果

弁開度指示	ハンドル操作時間	ハンドル回転数	弁上流側圧力 (kPa [gage])	備考
5%	2分03秒	144	650	弁開度指示9 %で 弁上流側圧力0 kPa
10%	3分09秒	238	0	
50%	11分55秒	985	0	
100%	22分59秒	1893	0	

第3表 ベントに必要な隔離弁のハンドル操作時間

弁名称	第一弁 (サプレッション・ チェンバ側)	第一弁 (ドライウエル 側)	第二弁
ハンドル 操作時間	約 36 分	約 36 分	約 25 分

モックアップ試験結果のハンドル操作速度約 82 回転/分より算出。

(3) 汎用電動工具による操作性向上

遠隔人力操作機構のハンドル操作時間には数十分を要することから、操作性を向上するために、汎用電動工具（電動ドライバ）を第二弁操作室付近に準備する。汎用電動工具を用いたハンドル操作時間は、10分程度に短縮可能である。

なお、過回転による遠隔人力操作機構の損傷防止のため、ハンドル付近には回転数カウンタを設け、弁開度が全閉及び全開付近では必要により人力で操作することとする。

(4) 第二弁操作室の正圧化バウンダリの設計差圧

第二弁操作室の正圧化バウンダリは、配置上、動圧の影響を直接受けない屋内に設置されているため、室内へのインリークは隣接区画との温度差によるものと考えられる。

第二弁操作室の正圧化に必要な差圧を保守的に評価するため、重大事故等発生時の室内の温度を高め50℃、隣接区画を外気的设计最低温度-12.7℃と仮定すると、第二弁操作室の天井高さは最大約4 mであり、以下のとおり約10.4 Paの圧力差があれば、温度の影響を無視できると考えられる。

$$\begin{aligned} \Delta P &= \{(-12.7^\circ\text{Cの乾き空気密度} [\text{kg}/\text{m}^3]) - (+50^\circ\text{Cの乾き空気の密度} [\text{kg}/\text{m}^3])\} \times \text{天井高さ} [\text{m}] \\ &= (1.3555 [\text{kg}/\text{m}^3] - 1.0925 [\text{kg}/\text{m}^3]) \times 4 [\text{m}] \\ &= 1.052 [\text{kg}/\text{m}^2] \\ &\approx 10.4 [\text{Pa}] \end{aligned}$$

したがって、正圧化の必要差圧は裕度を考慮して隣接区画+20 Pa とする。

(5) 第二弁操作室

第二弁操作室は、弁の人力操作に必要な要員を収容可能な遮蔽に囲まれた空間とし、空気ポンプユニットにより正圧化し、外気の流入を一定時間完全に遮断することで、ベントの際のブルームの影響による操作員の被ばくを低減する設計とする。室温については、ベント開始後は、格納容器圧力逃がし装置の配管の一部が遮蔽を挟んで隣接したエリアに設置されるため、長期的には徐々に上昇することが想定されるが、遮蔽が十分厚く操作員が第二弁操作室に滞在する数時間での室温の上昇はほとんどなく、居住性に与える影響は小さいと考えられる。

また、現場の第二弁操作室には、酸素濃度計、二酸化炭素濃度計及び電離箱サーバイメータを設けることで居住性が確保できていることを確認できる。

中央制御室との通信については、携行型有線通話装置を第二弁操作室に

a. 収容人数

第二弁の操作に必要な要員は、既述のモックアップ試験結果より3名であることから、第二弁操作室には3名を収容できる設計とする。

b. 設置場所

第二弁操作室は、アクセス性と被ばく低減を考慮して原子炉建屋原子炉棟外でかつ遮蔽のある部屋とする必要があることから、原子炉建屋附属棟内に設置する。

また、第二弁を遠隔人力操作機構を用いて操作することから、弁の操作性のため、可能な限り第二弁に近い場所に第二弁操作室を設置する。第二弁操作室の設置位置を第3図に示す。

c. 遮蔽設備

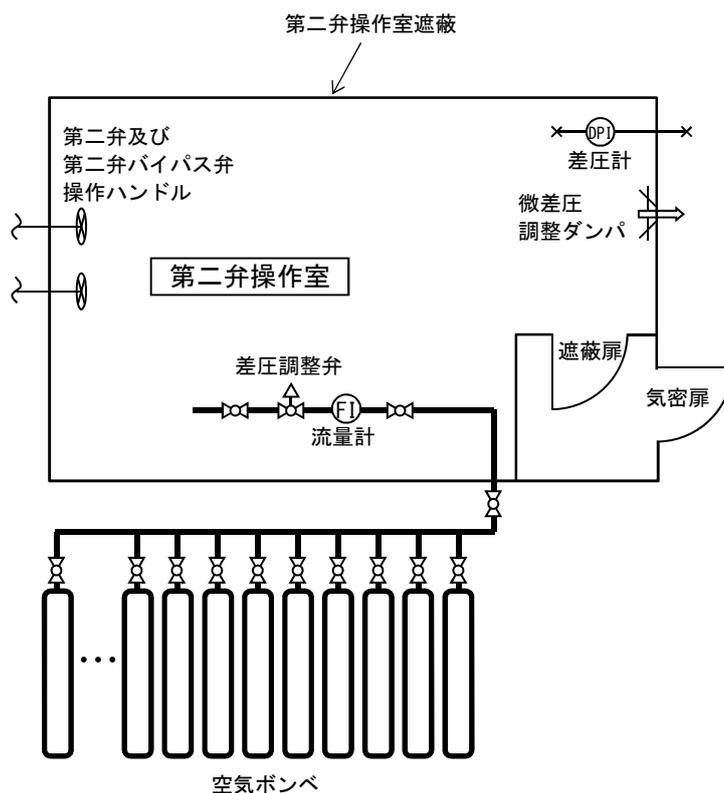
第二弁操作室の壁及び床は、弁操作要員がベント開始から4時間滞在可能なように鉄筋コンクリート40cm以上の厚さを有し、さらに、第二弁操作室に隣接するエリアに格納容器圧力逃がし装置入口配管が設置される方向の壁及び床の厚さは、鉄筋コンクリート120cmとし、放射性物質のガンマ線による外部被ばくを低減する設計とする。

なお、第二弁操作室の入口は、遮蔽扉及び気密扉を設置し、放射性物質のガンマ線による外部被ばくを低減し、また、放射性物質の第二弁操作室への流入を防止する設計とする。

d. 第二弁操作室空気ポンプユニット

(a) 系統構成

第二弁操作室空気ポンプユニットの概要図を第7図に示す。空気ポンプユニットから減圧ユニットを介し、流量計ユニットにより一定流量の空気を第二弁操作室へ供給する。第二弁操作室内は微差圧調整ダンパにより正圧を維持する。また、第二弁操作室内が微正圧であることを確認するため差圧計を設置する。



第 7 図 第二弁操作室空気ポンベユニット概要図

(b) 必要空気量

イ. 二酸化炭素濃度基準に基づく必要空気量

- ・ 収容人数 : $n=3$ (名)
- ・ 許容二酸化炭素濃度 : $C=0.5$ % (J E A C4622-2009)
- ・ 空気ポンベ中の二酸化炭素濃度 : $C_0=0.0336$ %
- ・ 呼吸により排出する二酸化炭素量 : M

作業 (時間)	呼吸により排出する二酸化炭素量 : M ($m^3/h/人$)	空気調和・衛生工学便覧の作業程度区分
弁操作 (1 時間) ※	0.074	重作業
待機 (3 時間)	0.022	極軽作業

※ 弁操作時間は第 3 表のとおり 1 時間未満であるが、保守的に 1 時間を見込む。

- ・ 必要換気量 : $Q=M \times n / (C-C_0)$

$$\begin{aligned} \text{弁操作時 } Q_1 &= 0.074 \times 3 / (0.005 - 0.000336) \\ &= 47.6 \text{ m}^3/h \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{待機時 } Q_2 &= 0.022 \times 3 / (0.005 - 0.000336) \\ &= 14.2 \text{ m}^3/h \end{aligned}$$

- ・ 必要空気量 : $V=Q_1 \times 1 + Q_2 \times 4$

$$=47.6 \times 1 + 14.2 \times 4$$

$$=104.4 \text{ m}^3$$

ロ. 酸素濃度基準に基づく必要空気量

- ・ 収容人数 : $n=3$ 名
- ・ 吸気酸素濃度 : $a=20.95$ % (標準大気の酸素濃度)
- ・ 許容酸素濃度 : $b=19.0$ % (鉱山保安法施工規則)
- ・ 乾燥空気換算酸素濃度 : $d=16.4$ % (空気調和・衛生工学便覧)
- ・ 成人の酸素消費量 : $c = (\text{呼吸量}) \times (a-d) / 100$

作業 (時間)	酸素消費量 : c ($\text{m}^3/\text{h}/\text{人}$)	呼吸量 (L/min)	空気調和・衛生工学 便覧の作業区分
弁操作 (1 時間) ※	0.273	100	歩行 (300 m/min)
待機 (3 時間)	0.02184	8	静座

- ・ 必要換気量 : $Q = c \times n / (a-b)$
 弁操作時 $Q_1 = 0.273 \times 3 / (0.2095 - 0.190)$
 $= 42.0 \text{ m}^3/\text{h}$
 待機時 $Q_2 = 0.02184 \times 3 / (0.2095 - 0.190)$
 $= 3.36 \text{ m}^3/\text{h}$
- ・ 必要空気量 : $V = Q_1 \times 1 + Q_2 \times 3$
 $= 42.0 \times 1 + 3.36 \times 4$
 $= 55.44 \text{ m}^3$

ハ. 必要ポンペ本数

イ, ロの結果より, 第二弁操作室内に滞在する操作員 (3 名) が弁操作時間を含めて 4 時間滞在するために必要な空気ポンペによる必要空気量は二酸化炭素濃度基準の 104.4 m^3 とする。

空気ポンペの仕様は以下のとおり。

- ・ 容量 : 46.7 L/本
- ・ 初期充填圧力 : 14.7 MPa[gage]

したがって, 1 気圧でのポンペの空気量は約 $6.8 \text{ m}^3/\text{本}$ であるが, 残圧及び使用温度補正を考慮し, 空気供給量は $5.5 \text{ m}^3/\text{本}$ とすると, 空気ポンペの必要本数は下記の計算により 19 本となる。

$$104.4 / 5.5 = 18.98 \rightarrow 19 \text{ 本}$$

e. 通信設備

第二弁操作室には，中央制御室と通信するための携行型有線通話装置（図 8）を設ける。



通話装置



通話装置差込口

第 8 図 携行型有線通話装置

(参考) 第二隔離弁の遠隔人力操作作業室の環境について

重大事故等時に想定される放射線量及び室温が、第二弁の操作に影響はないことを以下のとおり確認した。

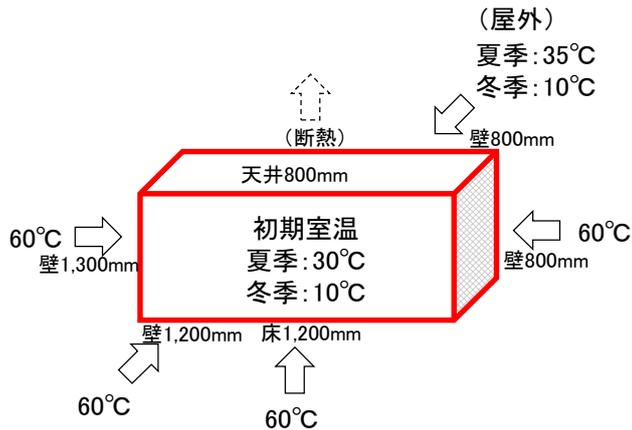
第二弁操作室内は、空気ポンベにより正圧化して、放射性物質の流入を防ぐ設計としており、第二弁操作室の壁及び床は、弁操作要員の滞在中の被ばく防護のため、40 cm以上の鉄筋コンクリート壁厚を確保している。

さらに、第二弁操作室に隣接するエリアに格納容器圧力逃がし装置入口配管が設置されるため、配管が設置される方向に対し、120 cm以上の鉄筋コンクリート壁厚を確保し、ベント時の放射性物質からのガンマ線による外部被ばくを低減する設計としている。

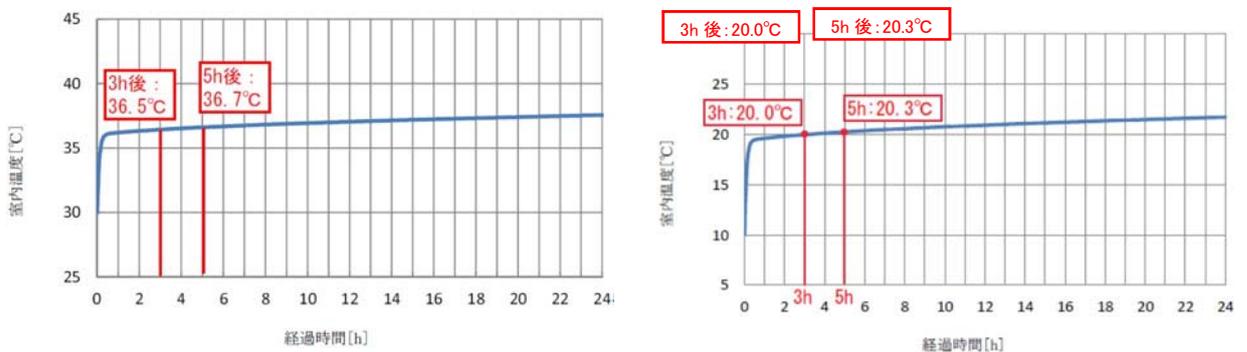
この対策により、第二弁操作室にベント開始から3時間滞在した場合の被ばく量は、ウェットウェルベントの場合で約25 mSv、ドライウェルベントの場合で40 mSvと評価している。

また、ベント開始後の格納容器圧力逃がし装置配管の影響による室温の上昇は、ベント開始3時間～5時間後で夏季：約37℃（外気温+2℃）、冬季：約20℃（外気温+10℃）と評価した。

(第9図)



- ・初期室温は夏季: 30 °C, 冬季: 10 °Cとし, 外気温は夏季: 35°C, 冬季: 10 °Cとする。
- ・評価開始時点で格納容器圧力逃がし装置の入口配管が敷設される部屋の壁の表面温度を 60 °Cとする。
(保温材の効果により 60 °Cとなる)
- ・隣接する部屋に格納容器圧力逃がし装置の入口配管が敷設されていない部屋の壁は, 保守的に断熱とする。



室温は, 格納容器圧力逃がし装置の入口配管が敷設される部屋の壁の表面温度を評価開始時点で 60 °Cと保守的に設定しても 3 時間~5 時間後で夏季: 約 37 °C (外気温+2 °C), 冬季: 約 20 °C (外気温+10 °C) と評価。

第 9 図 第二弁操作室の室温上昇評価モデルと評価結果

窒素供給装置の容量について

可搬型窒素供給装置の窒素容量は、下記(1)(2)を考慮して設定している。

- (1) ベント後、中長期的に格納容器除熱系が復旧した後に窒素供給を開始し、除熱中の原子炉格納容器内の水素濃度を4 % (水素の可燃限界温度) 未満あるいは酸素濃度を5 % (水素を燃焼させる下限濃度) 未満に維持
- (2) ベント停止後の格納容器圧力逃がし装置における水素滞留防止のため、窒素の供給を行い、格納容器圧力逃がし装置の系統内の水素濃度を4 % (水素の可燃限界温度) 未満あるいは酸素濃度を5 % (水素を燃焼させる下限濃度) 未満に維持

可搬型窒素供給装置の主要な仕様を第1表に示す。

第1表 可搬型窒素供給装置の主要仕様

窒素容量	約200 Nm ³ /h
窒素純度	99.0 vol%以上
窒素供給圧力	0.5 MPa (可搬型窒素供給装置出口にて)

以下に、可搬型窒素供給装置の窒素供給量の設定について示す。

a. 格納容器における可搬型窒素供給装置の容量

ベント開始後に格納容器内で発生する水素及び酸素は、サプレッション・プールに移行した放射性物質による水の放射線分解によるものが支配的となる。ベントシーケンスである「雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (代替循環冷却系を使用しない場合)」におけるMAAP解析に基づき評価した水素及び酸素の発生量を第2表に示す。なお、水素及び酸素の発生量算出については、以下の式により算出した。ベント後の格納容器除熱によって原子炉格納容器内は非沸騰状態にあることを想定し、水素発生量のG値は0.25、酸素発生量のG値は0.125とする。

(a) 発生水素 (酸素) 分子数 [分子数/J]

$$= G \text{ 値 [分子/100 eV] } / 100 / (1.602 \times 10^{-19} \text{ [J]})$$

(b) 水素 (酸素) 発生量 [分子数/s]

$$= \text{崩壊熱 [MW]} \times 10^6 \times \text{発生水素 (酸素) 分子数 [分子数/J]} \times \text{放射線吸収割合}$$

(c) 水素 (酸素) 発生量 [m³/h]

$$= \text{水素 (酸素) 発生量 [分子数/s]} / (6.022 \times 10^{23}) \times 22.4 \times 10^{-3} \times 3600$$

第2表 想定事象における格納容器内の水素及び酸素の発生量

対象	放射線 吸収割合	放射性物質移行量		発生量[m ³ /h]※	
		割合[%]	崩壊熱[MW]	水素	酸素
炉心部（コリウム）※	0.1	62.0	6.100	1.27	0.64
炉心部（コリウム以外）	1.0	9.0	0.889	1.85	0.93
D/W及びペDESTAL部	1.0	0.3	0.030	0.06	0.04
S/P	1.0	26.0	2.550	5.33	2.67
合計	—	97.3	9.569	8.51	4.28

※ ベント停止は事象発生7日後とし、7日後の崩壊熱として10 MWを想定する。

※ 酸素濃度を厳しく評価するため、水素発生量は小数点第3位を切り下げ、酸素発生量は小数点第3位を切り上げる。

※ 炉心部ではβ線が燃料被覆管で吸収されることを考慮し、放射線吸収割合を0.1としている。

この結果より、酸素濃度を5%（水素を燃焼させる下限濃度）未満に抑えるために必要な窒素供給量xを求める。

$$\frac{\text{酸素発生量} + \text{窒素供給装置からの酸素供給量}}{\text{水素発生量} + \text{酸素発生量} + \text{窒素供給装置の供給量}(x)} < 0.05$$

$$\frac{4.28 + x \times 0.01}{8.51 + 4.28 + x} < 0.05$$

$$x > 91.1 \text{ (小数点第2位切上げ)}$$

上記結果より、必要窒素供給量は91.1 Nm³/hである。窒素供給装置の1台当たりの容量は200 Nm³/hであることから、格納容器用の窒素供給装置の必要台数は1台となる。

なお、この時の水素は可燃限界濃度の4%を超えるが、上述のとおり酸素の濃度が5%（水素を燃焼させる下限濃度）を超えないことから水素が燃焼することはない。

b. 格納容器圧力逃がし装置における可搬型窒素供給装置の容量

ベント開始後に格納容器圧力逃がし装置のフィルタ装置で発生する水素及び酸素は、フィルタ装置に移行した放射性物質による水の放射線分解によるものが支配的となる。このため、フィルタ装置で発生する水素及び酸素の量は、a. に示した(a)～(c)の式により算出できる。スクラビング水は沸騰しているものと想定し、水素発生量のG値は0.4、酸素発生量のG値は0.2とする。その他の情報については、以下のとおりとする。

崩壊熱量：0.5 MW（フィルタ装置の設計条件）

放射線吸収割合：1.0

以上より、水素の発生量は1.67 m³/h、酸素の発生量は0.836 m³/hとなる。

水素及び酸素の発生量より、酸素濃度を5%（水素を燃焼させる下限濃度）未満に抑えるため

に必要な窒素供給量 y を求める。

$$\frac{\text{酸素発生量} + \text{窒素供給装置からの酸素供給量}}{\text{水素発生量} + \text{酸素発生量} + \text{窒素供給装置の供給量} (y)} < 0.05$$

$$\frac{0.836 + y \times 0.01}{1.67 + 0.836 + y} < 0.05$$

$$y > 17.8 \text{ (小数点第2位切上げ)}$$

上記より、必要窒素供給量は17.8 Nm³/hとなる。窒素供給装置の1台当たりの容量は200 Nm³/hであることから、格納容器圧力逃がし装置用の窒素供給装置の必要台数は1台となる。

エアロゾルの保守性について

(1) 格納容器圧力逃がし装置の設計条件について

格納容器圧力逃がし装置の設計条件としては、エアロゾル移行量を400 kgに設定している。

(2) 事故シナリオに応じたエアロゾル移行量について

a. エアロゾルが発生する事故シナリオの選定について

ベント実施時には、希ガスやガス状よう素（無機よう素及び有機よう素）を除く核分裂生成物及び構造材がエアロゾルとして格納容器圧力逃がし装置に流入する。エアロゾルが発生する事故シナリオは、格納容器破損防止対策の有効性評価の対象とする事故シーケンスのうち、以下に示すMAAP解析上の特徴を踏まえ、原子炉圧力容器が健全な事故シーケンスである「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用しない場合）」を選定している。

(a) 原子炉圧力容器内に溶融炉心が存在する場合は、炉心が再冠水し溶融炉心の外周部が固化した後でも、溶融炉心中心部は溶融プール状態を維持する。一方、原子炉圧力容器破損時は、原子炉圧力容器破損前に水張りしたペDESTAL部で溶融炉心の一部が粒子化するとともに、最終的にはクエンチする。エアロゾル移行量は溶融炉心の温度が高い方がより多くなるため、原子炉圧力容器が健全な場合がより保守的な評価となる。

(b) 原子炉圧力容器内に溶融炉心が存在する場合は、溶融炉心冠水時において溶融炉心上部の水によるスクラビング効果を考慮していない。一方、溶融炉心がペDESTAL部に存在する場合は、溶融炉心上部の水によるスクラビング効果を考慮している。以上より、スクラビング効果を考慮していない原子炉圧力容器が健全な場合がより保守的な評価となる。

(c) 東海第二発電所では、MCC I 対策としてコリウムシールドを設置するため、原子炉圧力容器が破損した場合でも溶融炉心による侵食は発生しない。したがって、原子炉圧力容器破損後に特有のエアロゾルの発生源はないと考えられる。

b. 対象シーケンスにおけるエアロゾル移行量について

「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用しない場合）」シーケンスにおける格納容器圧力逃がし装置へ流入するエアロゾル移行量を第1表に示す。本シーケンスの有効性評価ではS/Cベントを優先して実施することとしているが、ここではD/Wベントを実施した場合のエアロゾル移行量も併せて示している。第1表より、エアロゾル移行量はS/Cベント時よりD/Wベント時の方が多く5 kgであるが、格納容器圧力逃がし装置で設計上想定するエアロゾル移行量はこれを十分上回る400 kgである。

第1表 静的負荷シーケンスにおけるFPエアロゾル移行量

放出する系統	FPエアロゾル移行量 (kg)
S/Cベント	0.001
D/Wベント	5

スクラビング水の粘性の変化が除去性能に与える影響について

ベントにより格納容器からフィルタ装置にエアロゾルが移行する。スクラビング水の粘性は、エアロゾルが可溶性の場合はそのエアロゾルの水和性と溶解する量によって、不溶性の場合はスクラビング水に分散する固体粒子の量によって変化する。可溶性エアロゾル又は不溶性エアロゾルの影響によるスクラビング水の粘性率の変化を保守的に評価した結果、その変化は十分小さく、DFへの影響がないことを確認した。

(1) フィルタ装置内に移行するエアロゾル等の影響

重大事故等時に格納容器内へ放出されるエアロゾルがベントによりフィルタ装置に移行することから、NUREG-1465に記載されている格納容器への放出割合を参照し、フィルタ装置内へ移行するエアロゾル量を基にスクラビング水への影響を評価する。なお、NUREG-1465では格納容器への放出過程（Early In-Vessel, Late In-Vessel等）ごとに格納容器への移行割合を与えており、本評価では事故後長期にわたってスクラビング水への影響を評価するため、放出過程ごとの放出割合の合計値をエアロゾル移行量の算出に使用している。）

ベント後のスクラビング水には、可溶性エアロゾルと不溶性エアロゾルがそれぞれ存在することとなる。エアロゾルの種類と溶解の可否を第1表に示す。

第1表 エアロゾル（設計条件）の種類と溶解の可否

核種グループ	代表化学形態	FP エアロゾル移行量 (kg)	溶解の可否	
Halogens	CsI		可溶性	
Alkali metal	CsOH		可溶性	
Te	TeO ₂ , Sb		不溶性	
Ba, Sr	BaO, SrO		可溶性	
Noble metals	MoO ₂		不溶性	
Ce	CeO ₂		不溶性	
La	La ₂ O ₃		不溶性	
構造材	SiO ₂ 等		大半は不溶性	
	合計		400	—

可溶性エアロゾルと不溶性エアロゾルでは、スクラビング水の粘性に与える影響はそれぞれ異なることから、可溶性エアロゾル、不溶性エアロゾルに分けて粘性に与える影響を確認する。

なお、流体が流動する際の抵抗を示す粘性の大きさは、粘性率 η [mPa・s] で表され、水の粘性率は水温10℃の場合は約1.3 [mPa・s]、80℃の場合は約0.3 [mPa・s]である（参考図書1）。

a. 可溶性エアロゾルの影響

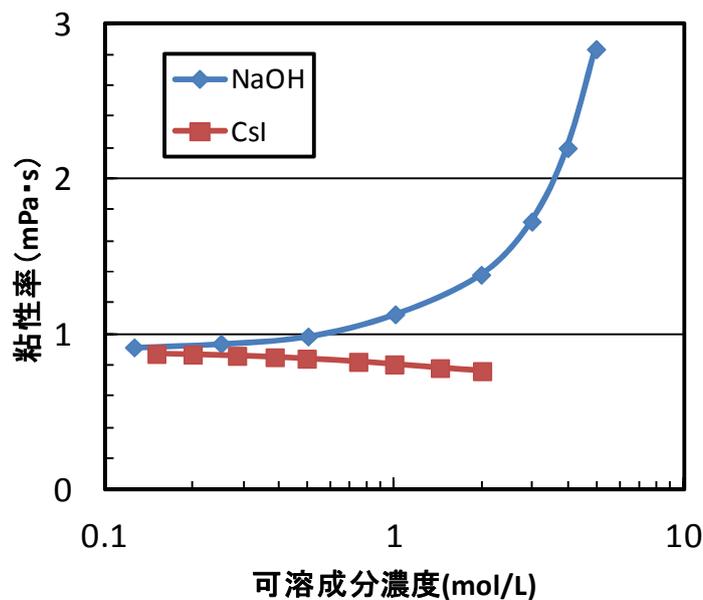
エアロゾルがスクラビング水に溶解すると、分解してイオンとして存在し、溶解したイオンの

周囲に水分子が水和しやすい場合には、イオンと水分子が集団として振る舞うため移動しにくくなり、粘性率が大きくなる。一方、溶解したイオンの周囲に水分子が水和しにくい場合には、イオンや水分子が移動しやすくなり、粘性率が小さくなる（参考図書2）。

ベント実施後にフィルタ装置に含まれる主な陽イオンには、Na⁺、K⁺、CS⁺があり、陰イオンにはOH⁻、Cl⁻、Br⁻、I⁻、CO₃²⁻、HCO₃⁻、SO₄²⁻がある。これらイオンのうち、水和しやすく粘性率の増加に最も寄与する陽イオンはNa⁺、陰イオンはOH⁻であり、水和しにくく粘性率の減少に寄与する陽イオンはCs⁺、陰イオンはI⁻であると考えられる（参考図書1,3）。

このため、フィルタ装置にエアロゾルが移行した場合の粘性率は、エアロゾルの全量を水酸化ナトリウム (NaOH) として評価したとき最も大きく、よう化セシウム (CsI) として評価したときには小さくなる。

スクラビング水として低温（粘性率が高い）の25 °Cにおける水酸化ナトリウムとよう化セシウムが水に溶解した場合の粘性率の変化を第1図に示す。



第1図 NaOH と CsI が水に溶解した場合の粘性率の変化 (25 °C)
(NaOH : 参考図書 4, CsI : 参考図書 5)

スクラビング水に添加している化学薬剤の [] であり、このスクラビング水の粘性率は、化学薬剤を全て水酸化ナトリウムとして評価すると、第1図より [] mPa·sとなる。

また、スクラビング水の粘性率の変化を保守的に評価するため、仮にフィルタ装置に移行するエアロゾルが全て水酸化ナトリウム (400 kg=10,000 mol) と想定とすると、その溶液のモル濃度は [] mol/l 上昇し、 [] となり、可溶性エアロゾルが溶解したスクラビング水の粘性率は、第1図より約 1.13 mPa·s となる。

以上より、可溶性エアロゾルが溶解した場合のスクラビング水の粘性率の変化は、フィルタ

装置待機時のスクラビング水の粘性率に比べて、わずかに (mPa・s 大きくなる) と評価できる。

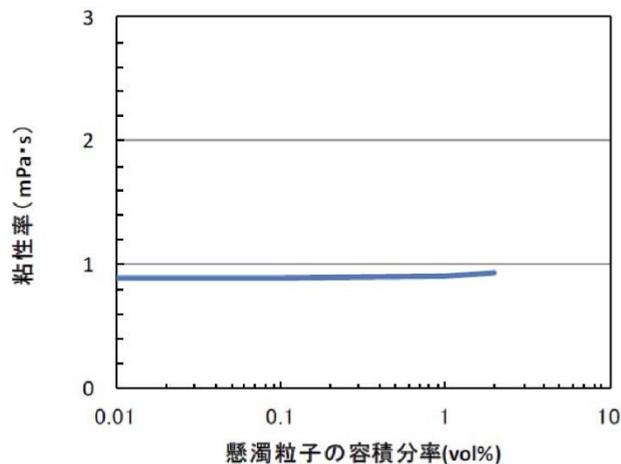
なお、J A V A 試験における初期のスクラビング水に含まれる化学薬剤の質量パーセント濃度は、 であり、これらのモル濃度はそれぞれ となることから、このスクラビング水の粘性率は、化学薬剤が全て水酸化ナトリウムとして評価すると、第 1 図より mPa・s となる。

b. 不溶性エアロゾルの影響

エアロゾルが不溶性の場合、スクラビング水中ではコロイド等の懸濁粒子濃度が上昇すると考えられる。このような懸濁粒子が分散した溶液の粘性率はアインシュタインの粘度式等によって評価することができる (参考図書1)。

$$\eta / \eta_0 - 1 = 2.5 \phi$$

ここで、 η : 懸濁粒子溶液の粘性、 η_0 : 分散溶媒の粘性、 ϕ : 懸濁粒子の容積分率を示す。上式を用いて、懸濁粒子濃度が粘性率に及ぼす影響を評価した結果を第 2 図に示す (アインシュタインの粘度式の成立限界である容積分率 2% までを記載)。



第 2 図 不溶性分が共存した場合の粘性率の変化 (25 °C)

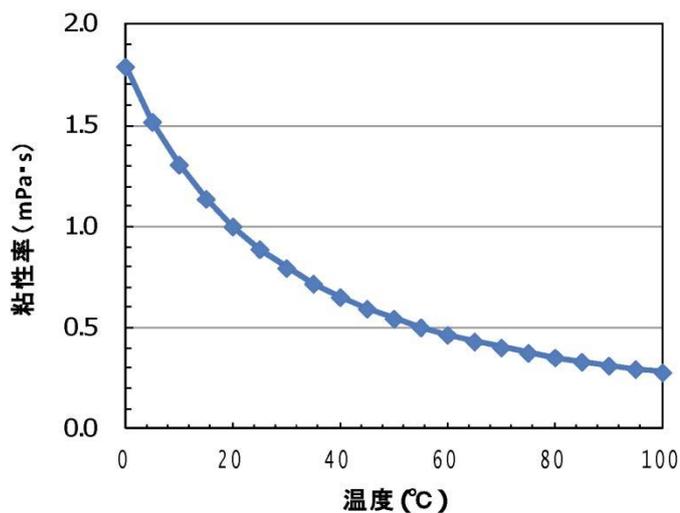
スクラビング水の粘性率の変化を保守的に評価するため、仮にフィルタ装置に移行するエアロゾルを全て不溶性のエアロゾル (密度 2.4 g/cm³) とし、最低水量の t に加わったとして懸濁粒子の容積分率を算出すると、 vol% (= 400 × 10³ / 2.4 / (15.5 × 10⁶)) となる。第 2 図によると懸濁粒子の容積分率 2 vol% 程度まで粘性率がほとんど上昇していないため、不溶性エアロゾルによるスクラビング水の粘性率の変化はほとんどないと評価できる。

なお、上記の密度 g/cm³ は、コア・コンクリート反応で発生するコンクリート由来のエアロゾルを想定したものであり、TeO₂ (密度約 5.7 g/cm³) 等の密度の大きいエアロゾルを想定するよりも懸濁粒子の容積分率を大きく算定するため、保守的な評価となっている。

(2) 評価結果

粘性率の増加量は、粘性率の変化が大きい可溶性エアロゾルの場合においても下記のとおりであり、第3図に示す純水の温度変化に伴う粘性率の変化量と同等であるため、この粘性率の変化は十分小さい。よって、フィルタ装置を長期に使用する場合においても、スクラビング水の粘性のDFへの影響はないと考えられる。

- ・可溶性エアロゾル（水酸化ナトリウム400 kg）が溶解した場合のスクラビング水の粘性率の変化は、待機時のスクラビング水と比べた場合に mPa・s 大きくなる。



第3図 水の粘性率に及ぼす温度の影響

なお、エアロゾルには有機物が含まれていないため、温度が上昇した場合にも粘性率を著しく大きくさせることはない。

〈参考図書〉

1. 化学便覧改訂3版基礎編Ⅱ
2. 上平恒, 「水の分子工学」
3. 横山晴彦, 田端正明「錯体の溶液化学」
4. Pal M. Sipos, Glenn Hefter, and Peter M. May, Viscosities and Densities of Highly Concentrated Aqueous MOH Solutions (M^+) Na^+ , K^+ , Li^+ , Cs^+ , $(CH_3)_4N^+$ at $25.0^\circ C$, J. Chem. Eng. Data, 45, 613-617 (2000)
5. Grinnell Jones and Holmes J. Fornwalt, The Viscosity of Aqueous Solutions of Electrolytes as a Function of the Concentration. III. Cesium Iodide and Potassium Permanganate, J. Am. Chem. Soc., 58 (4), 619-625 (1936)
6. Joseph Kestin, H. Ezzat Khalifa and Robert J. Correia, Tables of the Dynamic and Kinematic Viscosity of Aqueous NaCl Solution in the Temperature Range $20-150^\circ C$ and the Pressure Range $0.1-35MPa$, J. Phys. Chem. Ref. Data, Vol.10, No.1 (1981)
7. 日本機械学会 蒸気表 <1999>

ベント実施に伴う作業等の作業員の被ばく評価

1. ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価

ベント実施に伴うベント操作を手動で行う場合の作業員の被ばく評価を以下のとおり行った。

ベント操作としてサプレッション・チェンバ（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。

(1) 評価条件

a. 放出量評価条件

格納容器破損防止対策の有効性評価で想定している炉心損傷を前提とした事象のうち、炉心損傷時間が早く、格納容器ベントを実施する「大破断LOCA+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗」の代替循環冷却系を使用できない場合が最も放射性物質の放出量が多くなるため、この事象をベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価で想定する事象として選定する。

また、放出量評価条件を第1表、大気中への放出過程及び概略図を第1図～第4図に示す。大気中への放出経路については第5図に示すとおりであり、非常用ガス処理系等が起動するまで（事象発生から2時間）は原子炉建屋からの漏えいを想定し地上放出するとし、非常用ガス処理系等が起動した以降（事象発生から2時間以降）は非常用ガス処理系排気筒からの放出を想定し排気筒放出とする。また、ベント実施以降は格納容器圧力逃がし装置排気口からの放出を想定し原子炉建屋屋上の排気口放出とする。

b. 被ばく評価条件

被ばく経路は、第6図～第8図に示すとおりであり、経路ごとに以下に示す評価を行った。

大気中へ放出される放射性物質については、第2表及び第3表に示すように、ガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮して外部被ばく及び内部被ばくの評価を行った。なお、内部被ばくについては、第4表に示す線量換算係数、呼吸率及びマスクの効果を考慮し評価を行った。

外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばくについては、屋外の放射性物質の濃度と作業場所の放射性物質の濃度を同じとし、外部被ばくについては、第4表示すとおり作業場所の空間体積を保存したサブマージョンモデルで評価を行い、内部被ばくについては、第4表に示す線量換算係数、呼吸率及びマスクの効果を考慮し評価を行った。なお、第二弁の操作については、空気ポンベにより加圧された第二弁操作室内で作業することを考慮し評価を行った。

大気中に放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による外部被ばくについては、ガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮して放射性物質の濃度を求めた後、第5表に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を行った。

格納容器圧力逃がし装置配管、原子炉建屋等からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による外部被ばくについては、第6表及び第7表に示す原子炉建屋の外壁、作業場所の遮蔽壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。

c. アクセスルート

第一弁（S/C側）のベント操作を行う場合のアクセスルートは、第11図～第13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14図～第17図に示すとおりである。第二弁（S/C側及びD/W側共通）のベント操作を行う場合のアクセスルートは第19図～第21図に示すとおりである。また、第一弁及び第二弁のベント操作を行う場合の屋外移動時のアクセスルートは第18図に示すとおりである。

d. 評価点

評価点は、第11図～第22図に示すとおりであり、ベント操作時は作業場所を評価点とする。アクセスルートの評価点は、大気中に放出された放射性物質（グラウンドシャインの評価含む。）に関する評価では、アクセスルート上で相対濃度が最も大きくなる地点を評価点とする。また、原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線、格納容器圧力逃がし装置配管からの直接ガンマ線に関する評価では、アクセスルート上で遮蔽壁等の効果が小さく、線量が厳しくなる地点を評価点とする。

なお、作業及び移動に必要な時間は常に上記の評価点にいるものとし、被ばく評価を行った。

e. 作業時間

第一弁の開操作は、ベント実施前に行うものとし、第一弁（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（S/C側及びD/W側共通）の開操作は、ベント実施直後から180分作業場所（第二弁操作室）に滞在するものとし、作業時間は410分（移動時間（往復）90分＋待機時間140分＋作業時間（第二弁操作室滞在）180分）とする。

(2) 評価結果

ベント実施に伴うベント操作を手動で行う場合の作業員の被ばく評価結果は以下に示すとおりであり、作業員の実効線量は緊急作業時の線量限度である100 mSv以下であり、ベント実施に伴うベント操作を手動で行うことができることを確認した。また、実効線量の内訳を第9表～第11表に示す。

a. S/Cからのベント操作時の作業員の実効線量

作業員の実効線量は第一弁開操作時で約37 mSv、第二弁開操作時で約28 mSvとなった。

b. D/Wからのベント操作時の作業員の実効線量

作業員の実効線量は第一弁開操作時で約52 mSv、第二弁開操作時で約42 mSvとなった。

2. スクラビング水補給及び窒素供給作業の作業員の被ばく評価

格納容器圧力逃がし装置格納槽へのスクラビング水の補給及び原子炉建屋系統内への窒素ガスの供給作業における作業員の被ばく評価を以下のとおり行った。なお、評価に当たっては、サプレッション・チェンバ（S/C）からのベントを行う場合及びドライウェル（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。

(1) 評価条件

a. 放出量評価条件

想定事象としては、ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価と同様の事故シナリオにおいて、代替循環冷却系を使用できない場合を想定した事故シナリオを選定する。また、放出量評価条件及び大気中への放出過程も同様とする。

b. 被ばく評価条件

被ばく経路は、第9図及び第10図に示すとおりであり、経路ごとに以下に示す評価を行った。

大気中へ放出される放射性物質については、第2表及び第3表示するようにガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮した外部被ばく及び内部被ばくの評価を行った。なお、内部被ばくについては、第5表に示す線量換算係数、呼吸率及びマスクの効果を考慮し評価を行った。なお、スクラビング水補給作業については一部建屋内の作業もあるが、大気中へ放出される放射性物質による外部被ばく及び内部被ばくは、屋外にいるものとして評価を行った。

大気中に放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による外部被ばくについては、ガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮して放射性物質濃度を求めた後、第5表に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を行った。なお、スクラビング水補給作業については一部建屋内の作業もあるが、地表面に沈着した放射性物質による外部被ばくは、屋外にいるものとして評価を行った。

原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による外部被ばくについては、第7表に示す原子炉建屋の外壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。

格納容器圧力逃がし装置格納槽からの直接ガンマ線による外部被ばくについては、第8表に示す格納容器圧力逃がし装置格納槽遮蔽壁及び作業場所遮蔽壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。

c. 評価地点

評価地点は、第22図に示すとおりであり、スクラビング水補給及び窒素供給作業は作業場所を評価点とする。

アクセスルートの評価点は、大気中に放出された放射性物質(グランドシャインの評価含む。)に関する評価では、アクセスルート上で相対濃度が最も大きくなる地点を評価点とする。また、原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線、格納容器圧力逃がし装置格納槽からの直接ガンマ線に関する評価では、アクセスルート上で遮蔽壁等の効果が小さく、線量が厳しくなる地点を評価点とする。

d. 作業開始時間

スクラビング水の補給及び窒素ガスの供給は事象発生から7日後に実施することを想定し、7日目(7日目に到達する前の1時間)について被ばく評価を行った。

(2) 評価結果

スクラビング水の補給及び窒素ガスの供給作業場所の線量率は、第12表及び第13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13 mSv/h、窒素ガスの供給作業については3.6 mSv/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15 mSv/h、窒素ガスの供給作業については4.6 mSv/hとなり、スクラビング水の補給及び窒素ガスの供給作業を行うことができる放射線環境であることを確認した。

なお、スクラビング水の補給作業及び窒素ガスの供給作業の作業時間は、移動及び補給等の準備を含めても2時間～3時間であり、作業が可能である。

3. 水源及び燃料の補給作業の作業員の被ばく評価

重大事故対策の作業のうち、作業時間が長く被ばく線量が高くなる水源の補給準備・補給作業及び燃料の給油準備・給油作業の成立性を確認するため、作業員の被ばく評価を行った。

(1) 評価条件

a. 放出量評価条件

想定事象としては、ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価と同様の事故シナリオにおいて、代替循環冷却系を使用できない場合を想定した事故シナリオを選定しサプレッション・チェンバ（S/C）からのベントを行う場合について評価を行った。また、放出量評価条件及び大気中への放出過程も同様とする。

b. 被ばく評価条件

被ばく経路は、第6図及び第10図に示すとおりとし、スクラビング水補給及び窒素供給作業の作業員の被ばく評価と同様の被ばく経路を考慮し評価を行った。

大気中へ放出される放射性物質については、第2表及び第3表示するようにガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮した外部被ばく及び内部被ばくの評価を行った。なお、内部被ばくについては、第5表に示す線量換算係数、呼吸率及びマスクの効果を考慮し評価を行った。

大気中に放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による外部被ばくについては、ガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮して放射性物質濃度を求めた後、第5表に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を行った。

原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による外部被ばくについては、第7表に示す原子炉建屋の外壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。

格納容器圧力逃がし装置格納槽からの直接ガンマ線による外部被ばくについては、第8表に示す格納容器圧力逃がし装置格納槽遮蔽壁及び作業場所遮蔽壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。

c. 評価点

評価点は、第22図に示すとおりであり、水源及び燃料の補給作業時は作業場所を評価点とする。

アクセスルートの評価点は、大気中に放出された放射性物質（グラウンドシャインの評価含む。）に関する評価では、アクセスルート上で相対濃度が最も大きくなる地点を評価点とする。また、原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線、格納容器圧力逃がし装置格納槽からの直接ガンマ線に関する評価では、アクセスルート上で遮蔽壁等の効果が小さく、線量が厳しくなる地点を評価点とする。

d. 作業時間

格納容器ベント実施後、水源の枯渇まで3日程度の余裕があるが、水源補給準備時間は約3時間以内に完了する。

このため、格納容器ベント後の水源補給作業開始については、事象進展の状況や屋外の放射線量等から、作業員の被ばく低減を踏まえて総合的に判断する。

実効線量評価においては、保守的な評価とする観点から、屋外作業実施が可能と考えられる線量率となる格納容器ベント実施3時間後とする。

水源の補給作業時間は、西側淡水貯水設備を水源とした可搬型代替注水中型ポンプによる代替淡水貯槽への補給作業のうち、補給準備作業についてはポンプ設置作業を75分、ホース敷設等作業65分とし、補給作業については補給準備作業を20分、補給監視作業を360分とする。

なお、補給監視作業の作業時間は、代替淡水貯槽への補給作業の作業時間(21時間)に補給監視を行う対応要員の交替を考慮し、最も作業時間が長くなる360分とする。

燃料の給油作業時間は、可搬型代替注水中型ポンプへの燃料の給油作業のうち、給油準備作業は90分、給油作業は175分(25分×7回)とする。

(2) 評価結果

水源の補給作業における作業員の実効線量は約61 mSv、燃料の給油作業における作業員の実効線量は約26 mSvとなり、作業員の実効線量は緊急作業時の線量限度である100 mSv以下であり、水源の補給作業及び燃料の給油作業ができることを確認した。また、実効線量の内訳を第14表に示す。

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	3,293 MW	定格熱出力
運転時間	1サイクル当たり 10000時間(約416日)	1サイクル13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)」×「3293MW(定格熱出力)」(単位熱出力当たりの炉内蓄積量(Bq/MW)は、BWR共通条件として、東海第二と同じ装荷燃料(9×9燃料(A型))、運転時間(10000時間)で算出した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

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)	1 Pd以下 : 0.9 Pdで0.5 %/日 1 Pd超過 : 2 Pd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 (0.9 Pd 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)	1.5 h後~19.5 h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0.9 Pd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・プールでのスクラビ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・プールでのスクラビングによる除去効果 : 10 (S/Cベントのみ)			Standard Review Plan6.5.5*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		S/Cベント	D/Wベント	MAAP解析結果及び NUREG-1465*4に基づき設定 (補足 5 参照)
	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}	

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R3

第1表 放出量評価条件 (3/3)

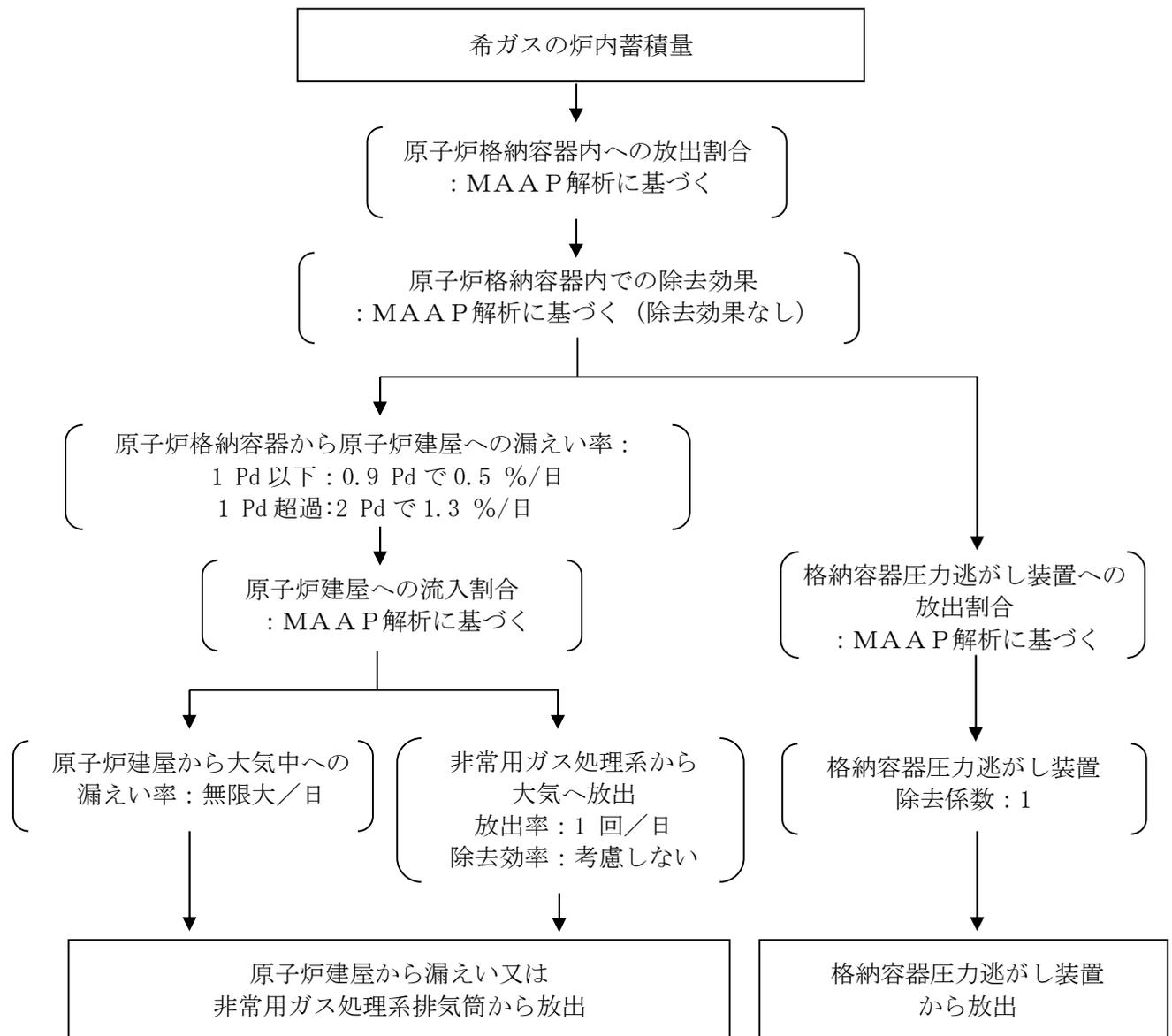
項目	評価条件			選定理由
原子炉建屋から大気への漏えい率 (非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動前)	無限大/日 (地上放出) (原子炉格納容器から原子炉建屋へ漏えいした放射性物質は, 即座に大気へ漏えいするものとして評価)			保守的に設定
非常用ガス処理系から大気への放出率(非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動後)	1回/日 (排気筒放出)			設計値に基づき設定 (非常用ガス処理系のファン容量)
非常用ガス処理系及び非常用ガス再循環系の起動時間	事象発生から2時間後			起動操作時間 (115分) + 負圧達成時間 (5分) (起動に伴い原子炉建屋原子炉棟内は負圧になるが, 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)	: 1000		

※1 Regulatory Guide 1.195, "Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors", May 2003

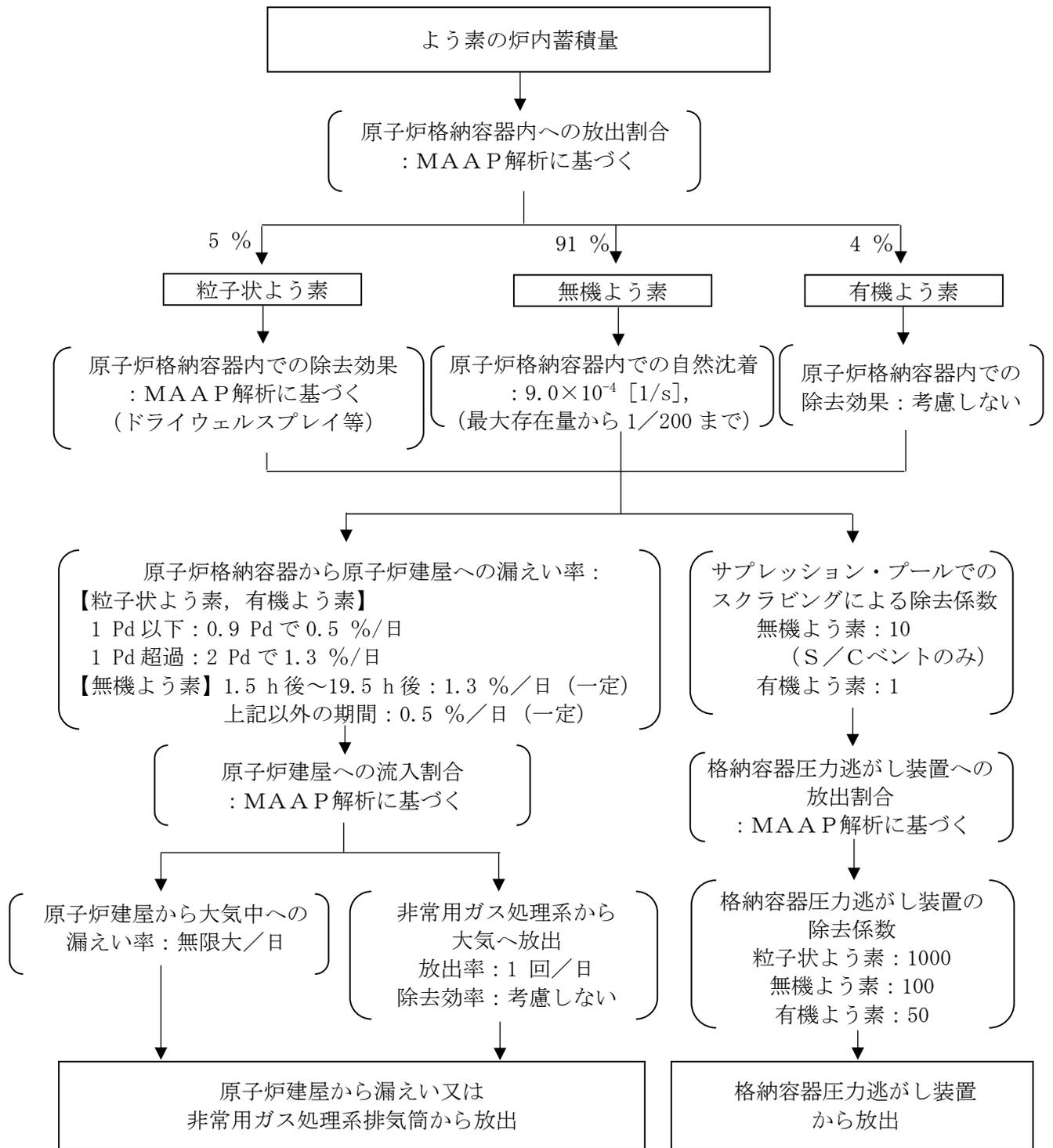
※2 Standard Review Plan 6.5.2, "Containment Spray as a Fission Product Cleanup System", December 2005

※3 Standard Review Plan 6.5.5, "Pressure Suppression Pool as a Fission Product Cleanup System", March 2007

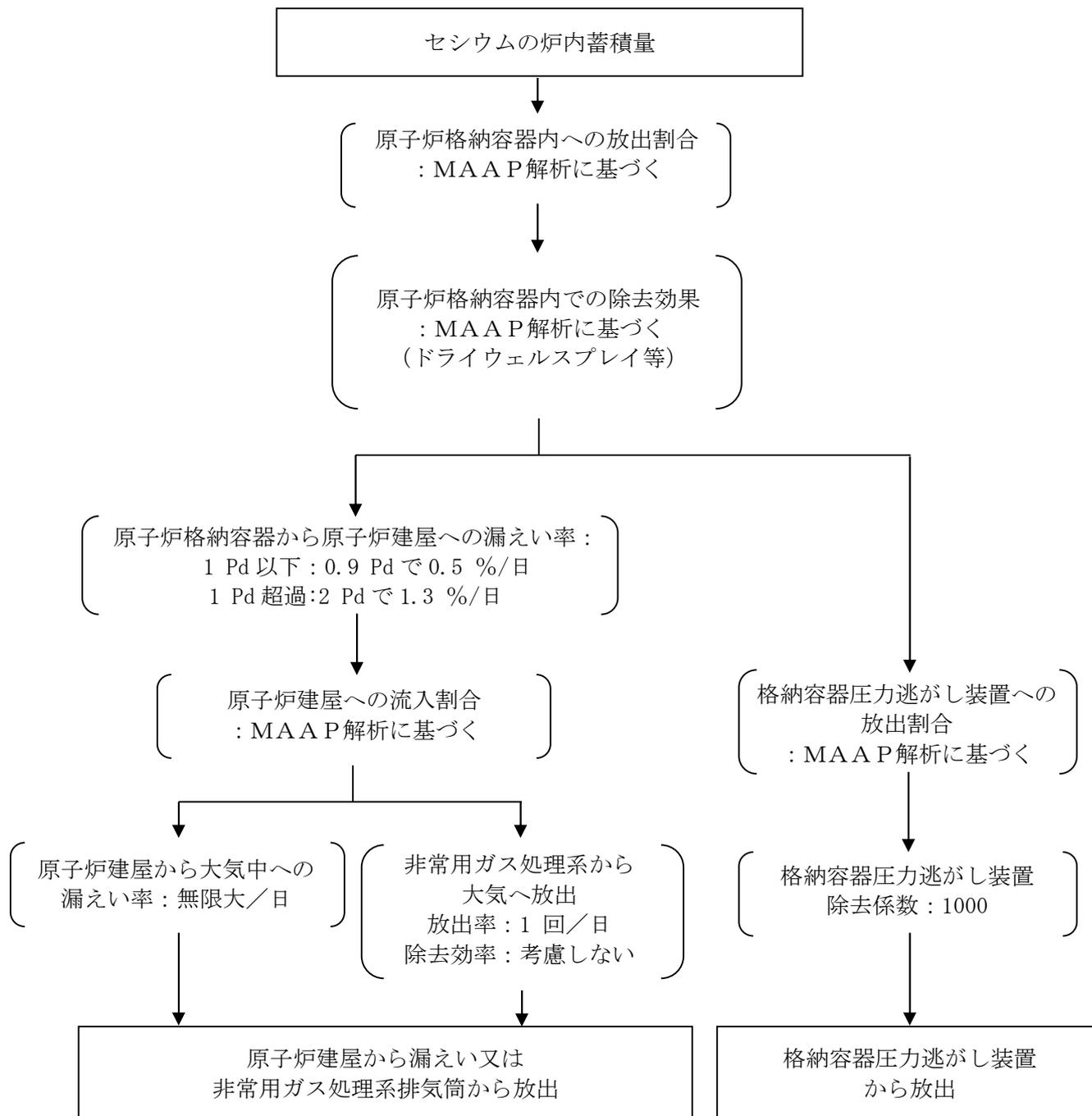
※4 NUREG-1465, "Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants", 1995



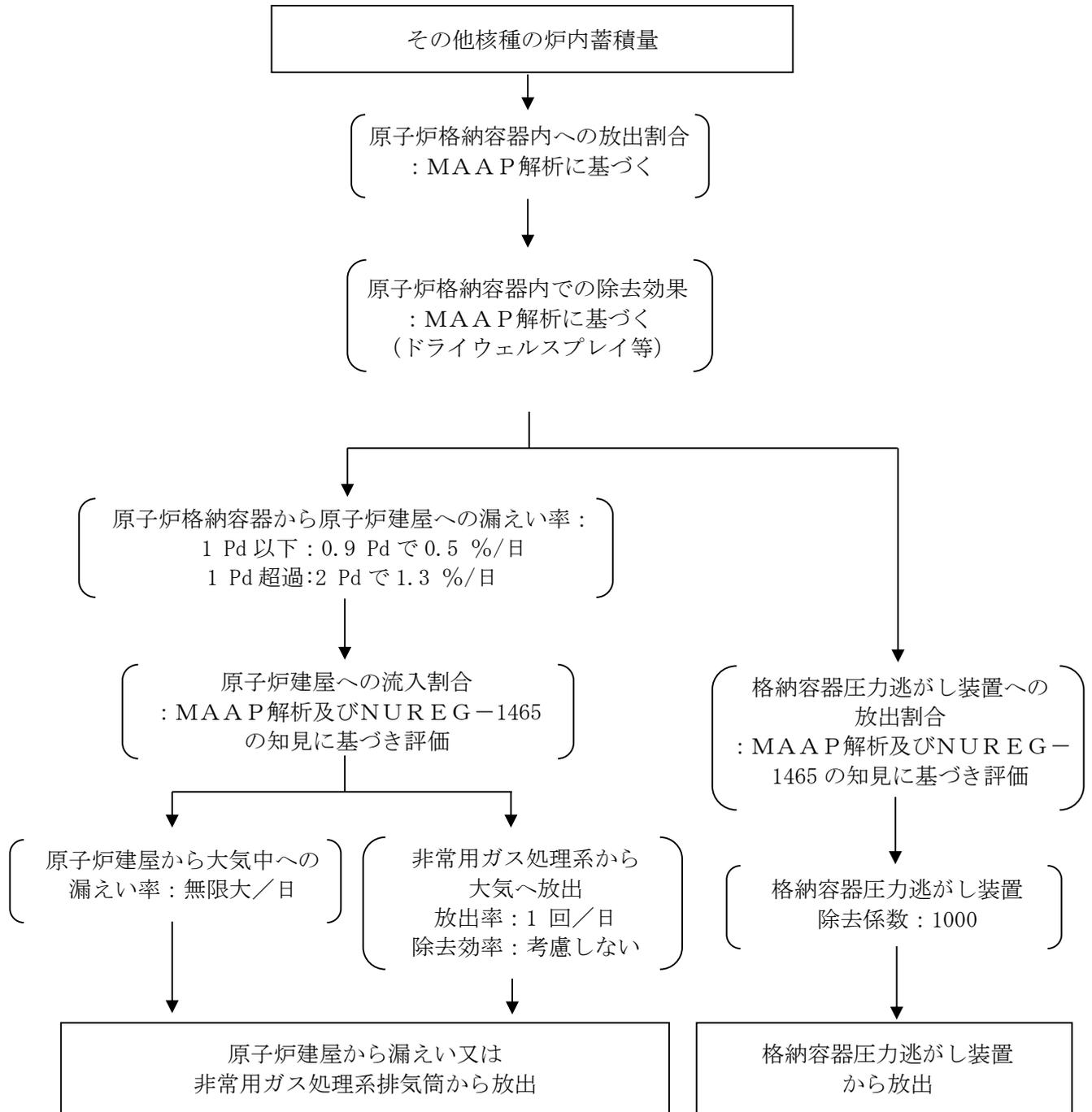
第 1 図 希ガスの大気放出過程



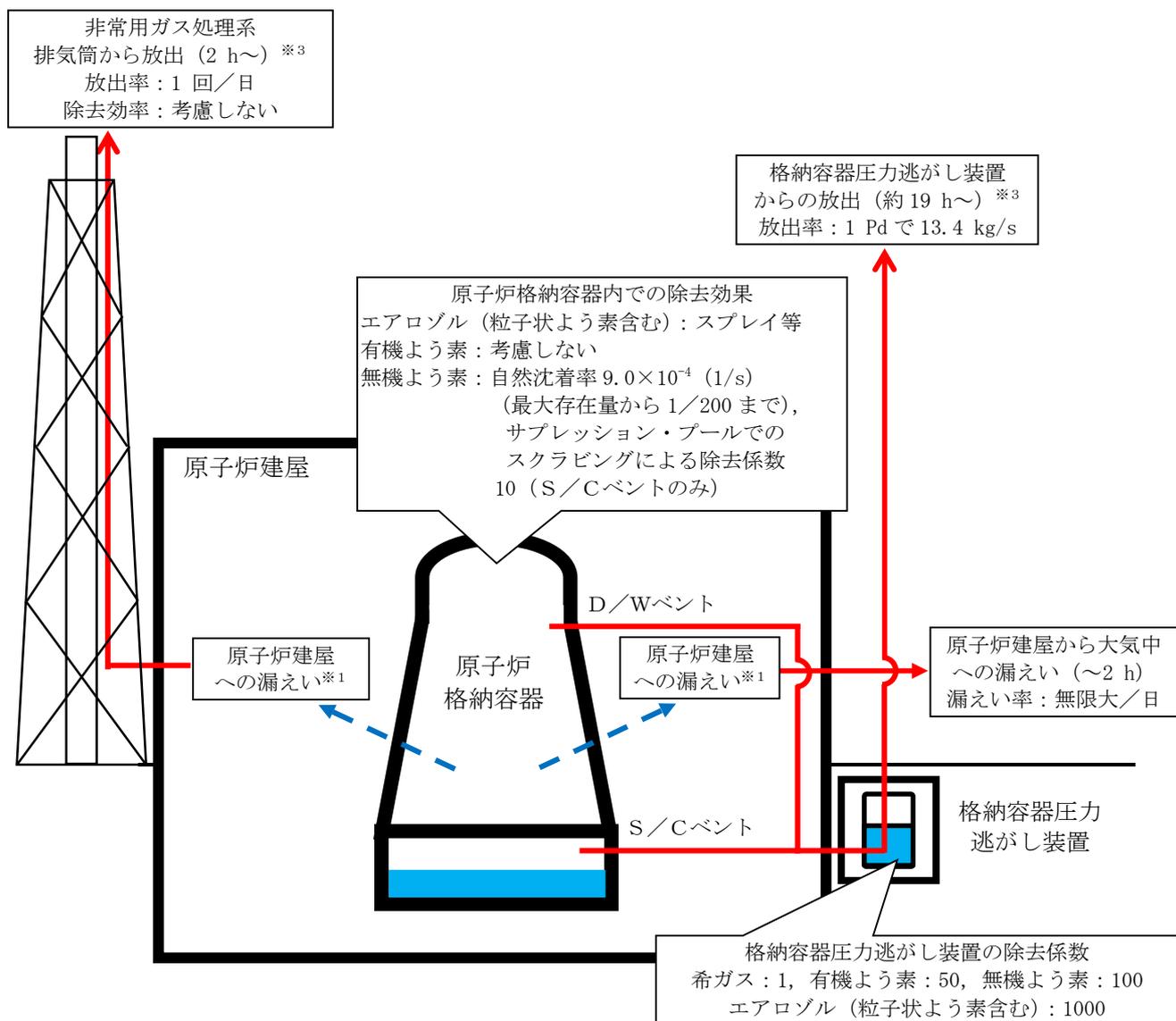
第 2 図 よう素の大気放出過程



第 3 図セシウムの大気放出過程



第 4 図 その他核種の大気放出過程

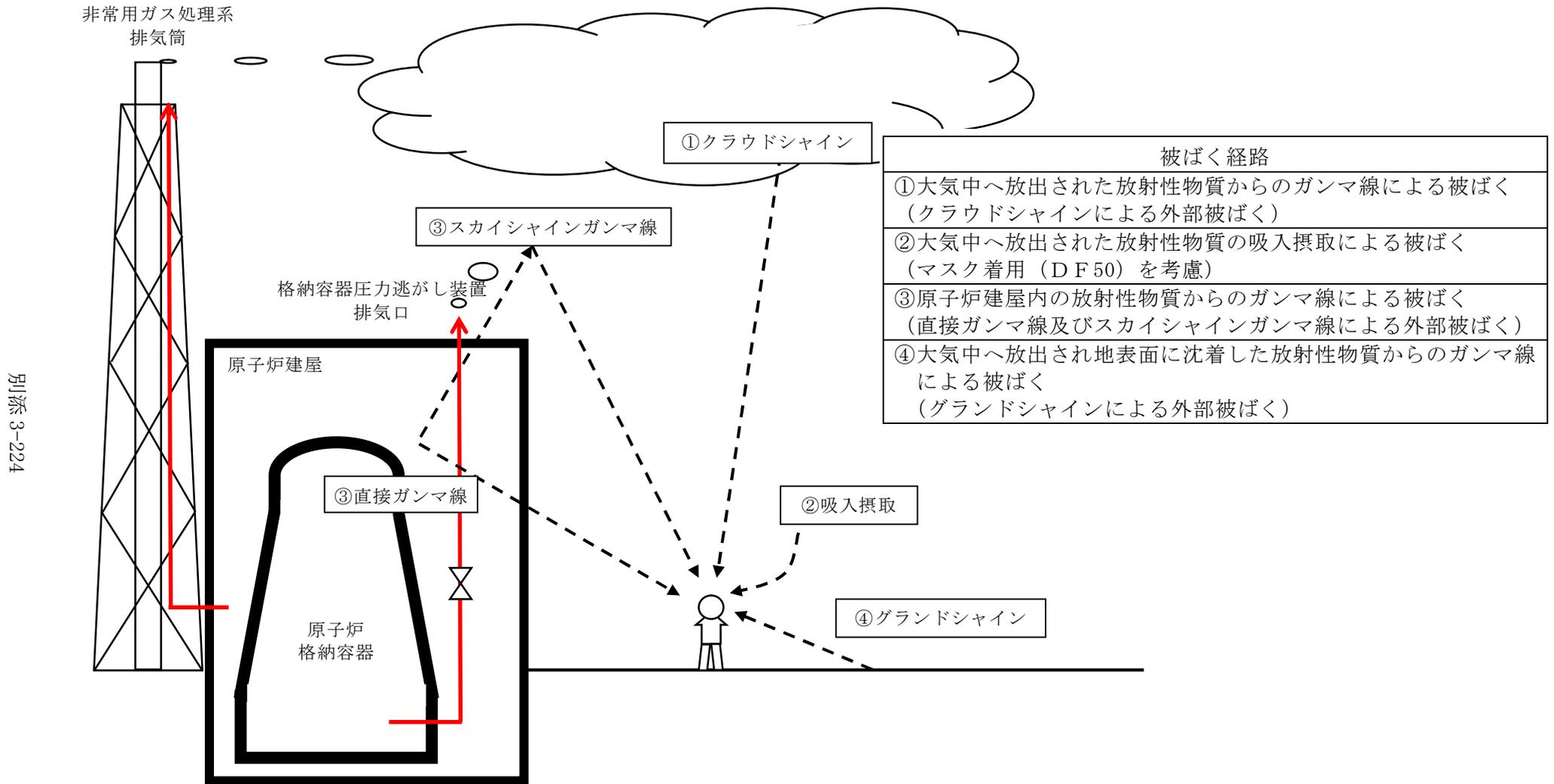


- ※1 原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい率
【希ガス, エアロゾル (粒子状よう素含む), 有機よう素】
1 Pd 以下：0.9 Pd で 0.5 %/日, 1 Pd 超過：2 Pd で 1.3 %/日
【無機よう素】
1.5 h 後～19.5 h 後：1.3 %/日 (一定), 上記以外の期間：0.5 %/日 (一定)

大気への放出経路	0 h	▼2 h※ ²	▼19 h※ ³	168 h▼
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				

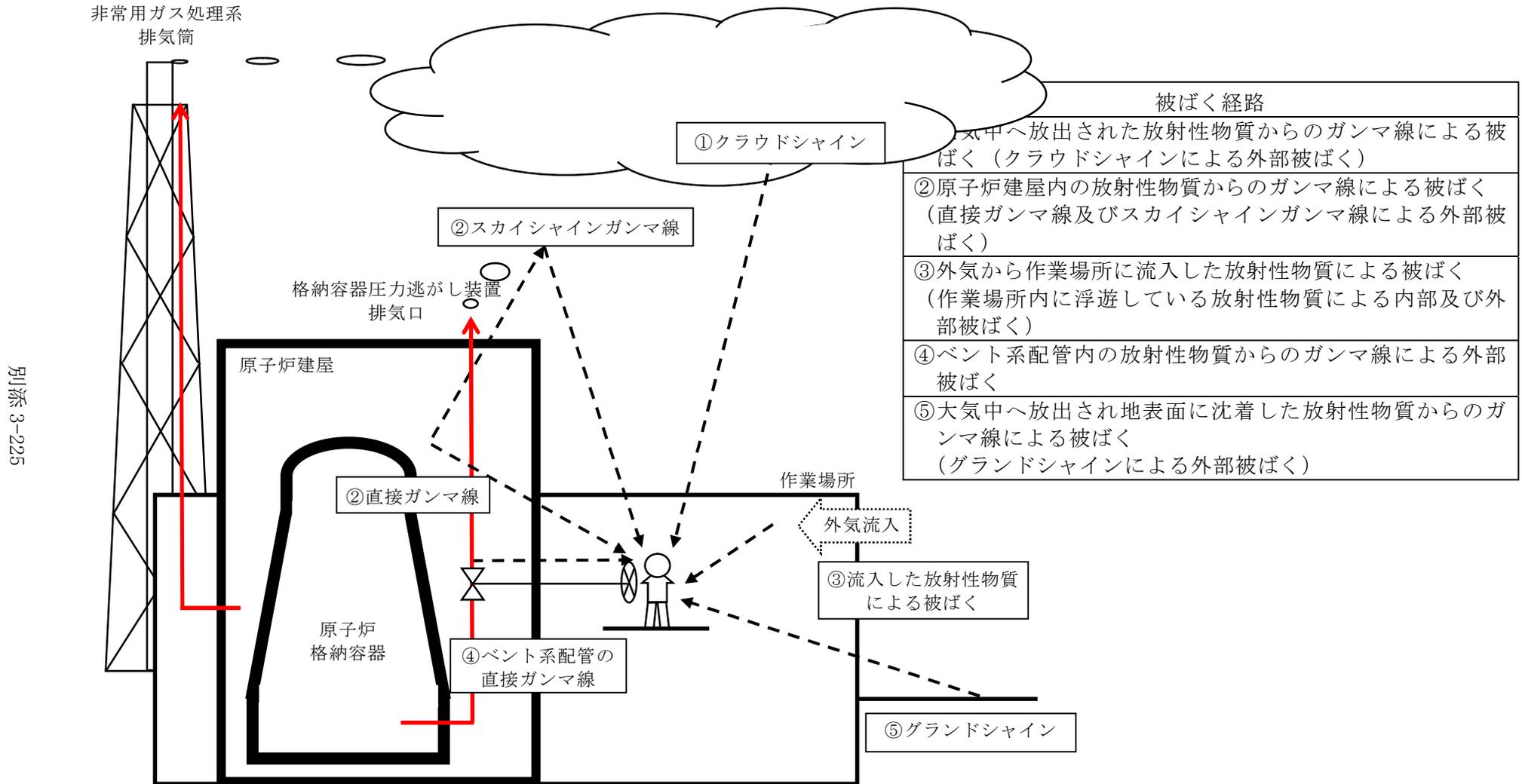
- ※2 非常用ガス処理系の起動により原子炉建屋原子炉棟内は負圧となるため, 事象発生 2h 以降は原子炉建屋から大気中への漏えいはなくなる。
- ※3 事象発生後 19 h 以降は, 「非常用ガス処理系排気筒から放出」及び「格納容器圧力逃がし装置からの放出」の両経路から放射性物質を放出する。

第 5 図 大気放出過程概略図 (イメージ)



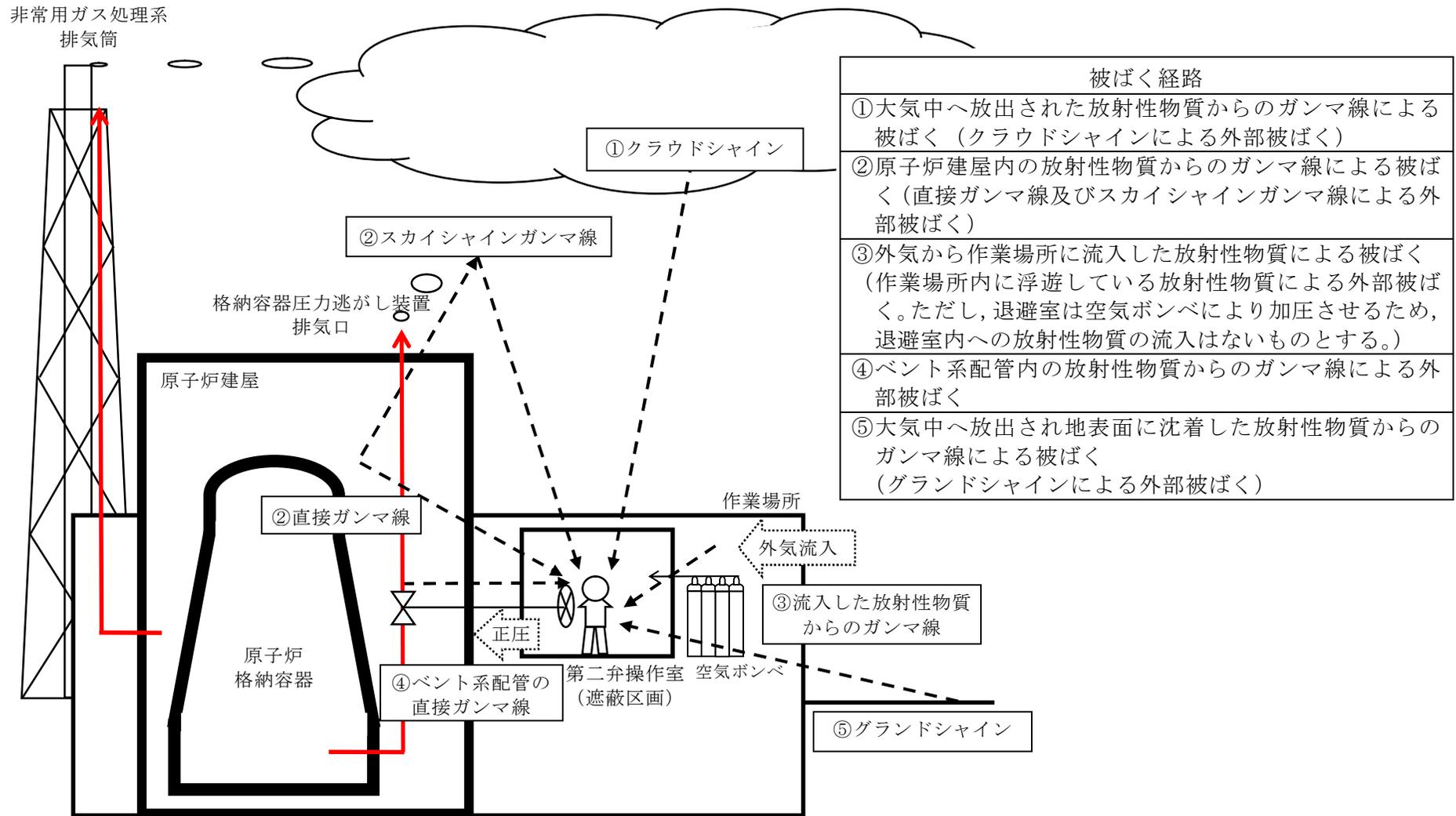
別添 3-224

第 6 図 ベント操作に係る作業時及び燃料給油時の被ばく評価経路イメージ (屋外移動時及び屋外作業時)

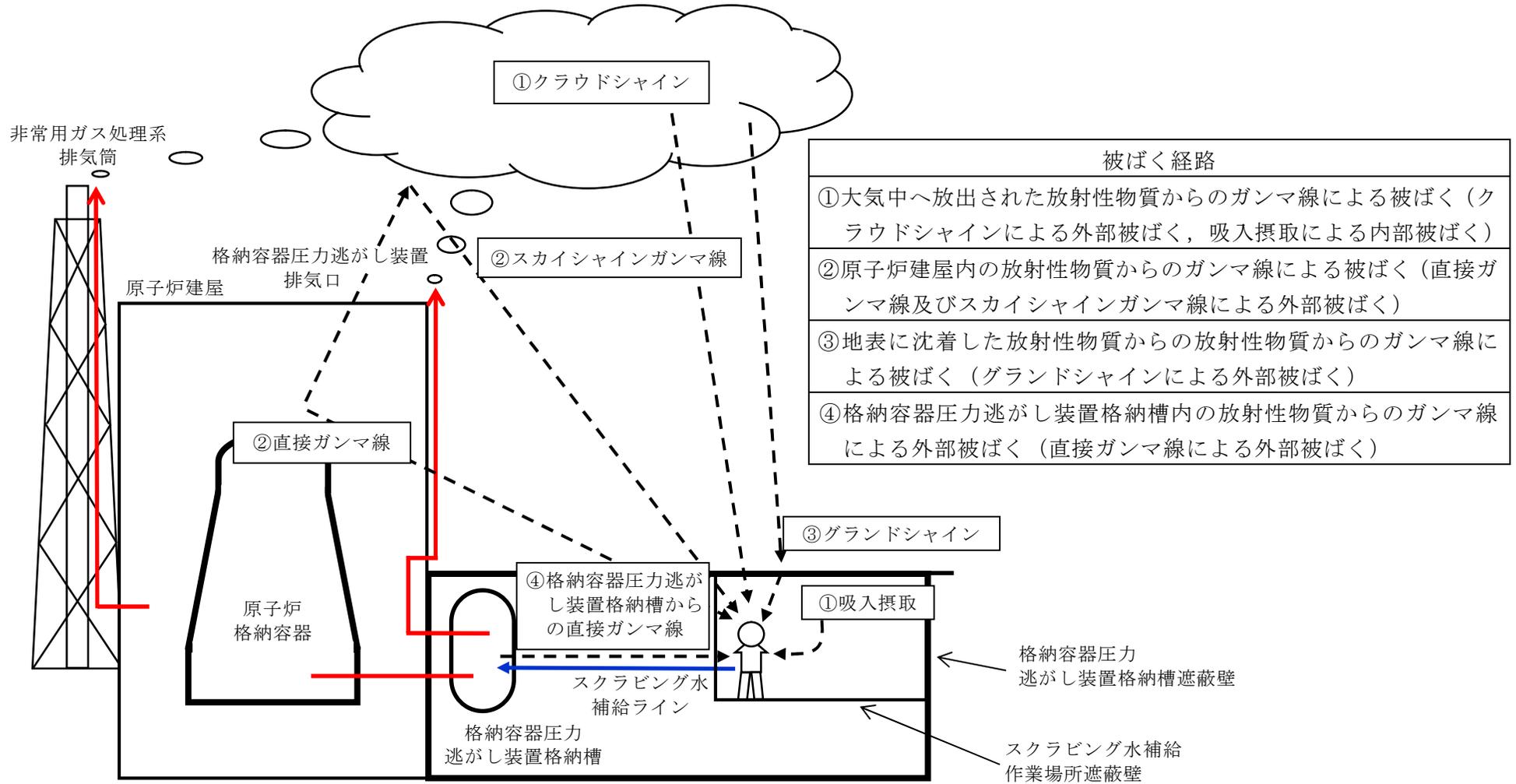


別添 3-225

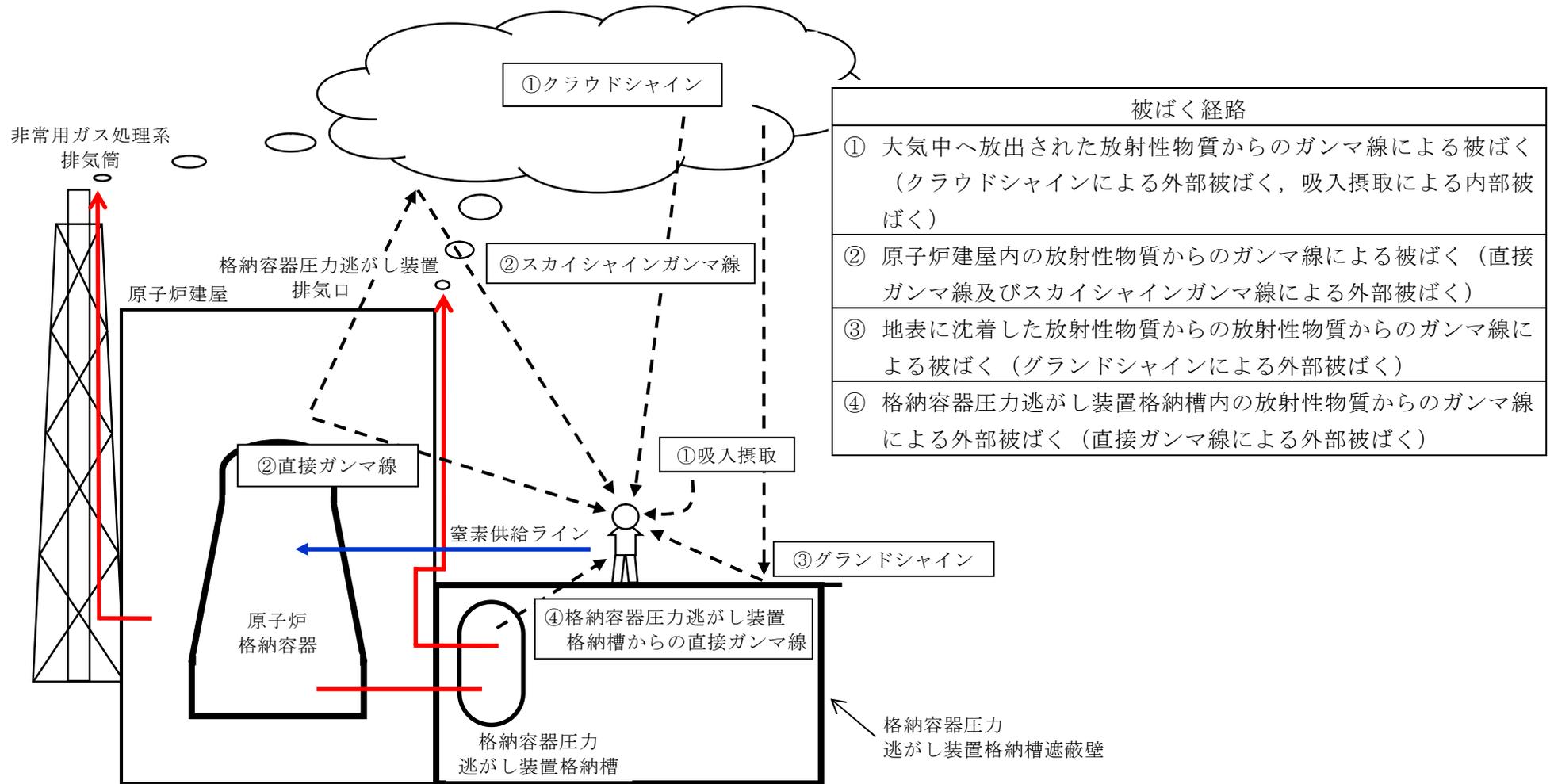
第7図 ベント操作に係る作業時の被ばく評価経路イメージ（屋内移動時及び第一弁開操作時）



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）



第 9 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（屋外作業時）



第 10 図 窒素供給作業時及び水源補給作業の作業員の被ばく評価経路イメージ（屋外移動時及び屋外作業時）

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55m 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22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	3000 m ²	原子炉建屋の最小投影断面積を設定
形状係数	0.5	気象指針に基づき設定

NT2 補① V-1-8-1 別添3 R2

第3表 評価に使用する相対濃度 (χ/Q) 及び相対線量 (D/Q) (1/3)

作業内容		放出箇所	χ/Q 及び D/Q	
第一弁 (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)	約 2.1×10^{-6}
		D/Q (Gy/Bq)	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}	

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R2

第3表 評価に使用する相対濃度 (χ/Q) 及び相対線量 (D/Q) (2/3)

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)
	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3表 評価に使用する相対濃度 (χ/Q) 及び相対線量 (D/Q) (3/3)

作業内容	放出箇所	χ/Q 及び D/Q	
		χ/Q (s/m^3)	D/Q (Gy/Bq)
水源補給準備作業【ポンプ設置等】 水源補給作業【補給監視】 燃料給油作業 (西側淡水貯水設備付近)	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 3.7×10^{-4}
		D/Q (Gy/Bq)	約 1.9×10^{-18}
	格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 1.9×10^{-4}
		D/Q (Gy/Bq)	約 6.6×10^{-19}
	非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m^3)	約 2.4×10^{-6}
		D/Q (Gy/Bq)	約 1.1×10^{-19}
水源補給準備作業【ホース施設等】 (代替淡水貯水槽付近)	原子炉建屋漏えい (地上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 8.3×10^{-4}
		D/Q (Gy/Bq)	約 3.3×10^{-18}
	格納容器圧力逃がし装置 排気口 (建屋屋上放出)	χ/Q (s/m^3)	約 4.2×10^{-4}
		D/Q (Gy/Bq)	約 8.7×10^{-19}
	非常用ガス処理系排気筒 (排気筒放出)	χ/Q (s/m^3)	約 3.0×10^{-6}
		D/Q (Gy/Bq)	約 1.2×10^{-19}

NT2 補① V-1-8-1 別添3 R2

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)	$D = 6.2 \times 10^{-14} \cdot Q_{\gamma} \cdot \chi / Q \cdot E_{\gamma} \cdot (1 - e^{-\mu R}) \cdot 3600$ <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) (0.5 MeV 換算値) E_{γ} : ガンマ線エネルギー (0.5 MeV/dis) μ : 空気に対するガンマ線エネルギー吸収係数 (3.9×10^{-3} /m) R : 作業エリア等の空間体積と等価な半球の半径 (m) $R = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot V_R}{2 \cdot \pi}}$ V_R : 作業エリア等の空間体積 (m³) </p>	—
作業場所等の空間体積 (V_R)	< S / C からのベントを行う場合 > ・ 第一弁 操作場所 : 2200 m ³ 屋内移動アクセスルート : 2200 m ³ ・ 第二弁 操作場所 : 590 m ³ 屋内移動アクセスルート : 2200 m ³ < 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 : 590 m ³ 屋内移動アクセスルート : 2200 m ³	アクセスルートとなる建屋内の区画で最も線量率が高くなる区画の空間体積で設定 操作エリアは作業区画の空間体積で設定
屋内作業場所流入率の考慮	考慮しない	保守的に外気濃度と同一濃度とする。
第二弁操作室の遮蔽及び空気ボンベ加圧考慮 (第二弁操作場所) のみ)	第二弁操作室の遮蔽厚 : <input type="text"/> *1 (コンクリート) 空気ボンベによる加圧時間 : 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)	第二弁操作場所にベント後 3 時間滞在する。
許容差	評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差 (-5 mm) を引いた値を適用	建築工事標準仕様書 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	2.00 g/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)

NT2 補① V-1-8-1 別添 3 R2

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	1.2 m ³ /h	成人活動時の呼吸率 を設定
マスクの 除染係数	D F 50	性能上期待できる値 から設定
地表面への 沈着速度	粒子状物質 : 0.5 cm/s 無機よう素 : 0.5 cm/s 有機よう素 : 1.7×10^{-3} cm/s	東海第二発電所の実 気象から求めた沈着 速度から保守的に設 定 (補足 6~補足 8 及び補足 13 参照)

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		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11図～第21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（-5 mm）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		2.00 g/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		—
		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		

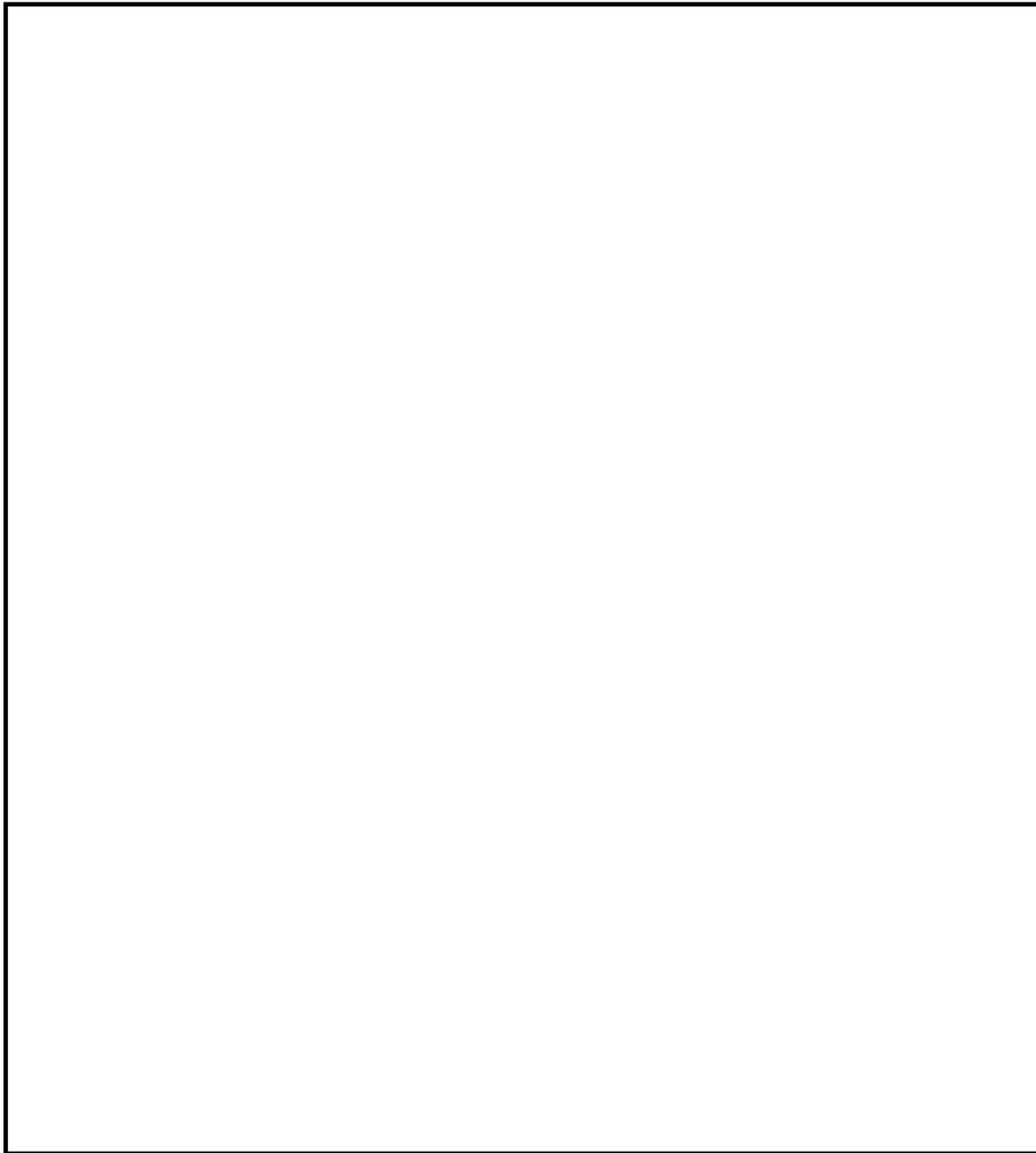
※1 遮蔽厚はコンクリート相当の厚さとする。

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

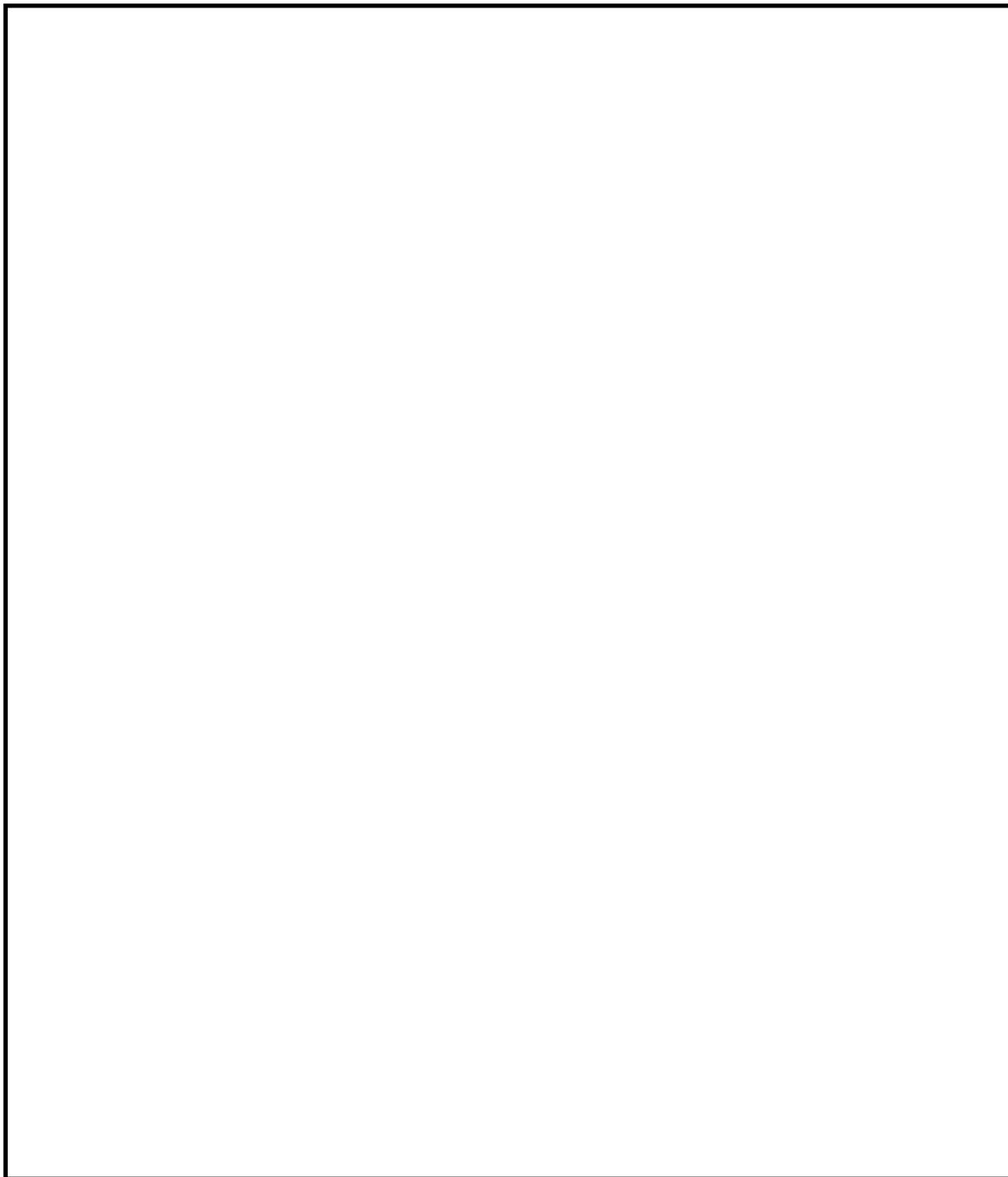
項目	評価条件	選定理由
遮蔽厚さ		原子炉建屋外壁（二次遮蔽）の厚さを設定（補足13参照）
原子炉建屋内線源強度分布	原子炉建屋内に放出された放射性物質が均一に分布	審査ガイドに示されたとおり設定
原子炉建屋のモデル	原子炉建屋の幾何形状をモデル化	建屋外壁を遮蔽体として考慮（補足13参照）
直接ガンマ線・スカイシャインガンマ線評価コード	直接ガンマ線評価： QAD-CGGP2R スカイシャインガンマ線評価： ANISN G33-GP2R	現行許認可（添十）に同じ

第 8 表 格納容器圧力逃がし装置からの直接ガンマ線

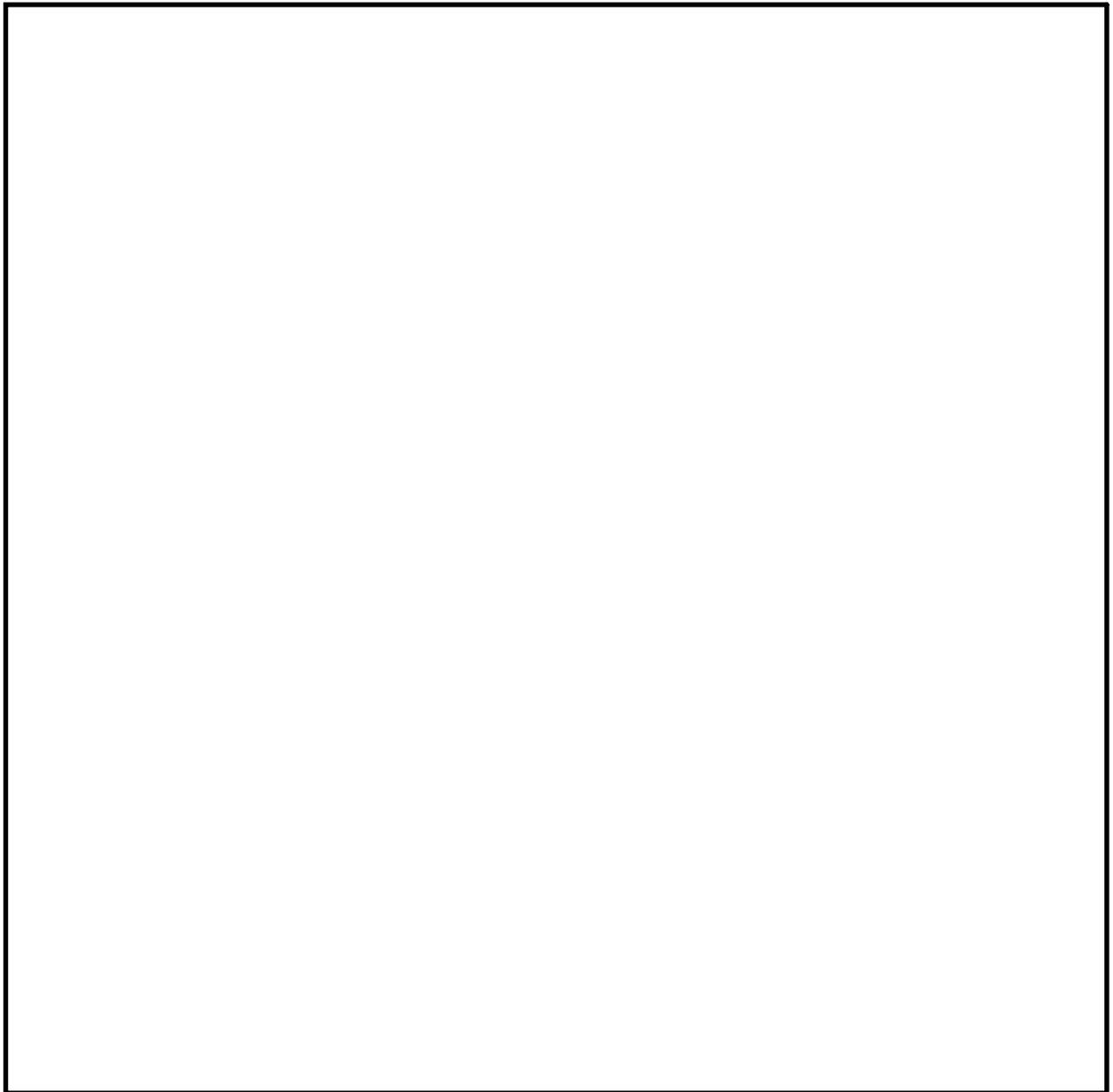
項 目	評価条件	選定理由
スクラビング水補給 作業場所遮蔽壁		格納容器圧力逃がし装置格納槽遮蔽設計 値 (10m Sv/h 以下) に基づき設定
格納容器圧力逃がし 装置格納槽遮蔽壁		格納容器圧力逃がし装置格納槽遮蔽設計 値 (0.625 mSv/h 以下) に基づき設定
コンクリート密度	2.10 g/cm ³	新設遮蔽はコンクリート密度 2.10 g/cm ³ 以上で施工



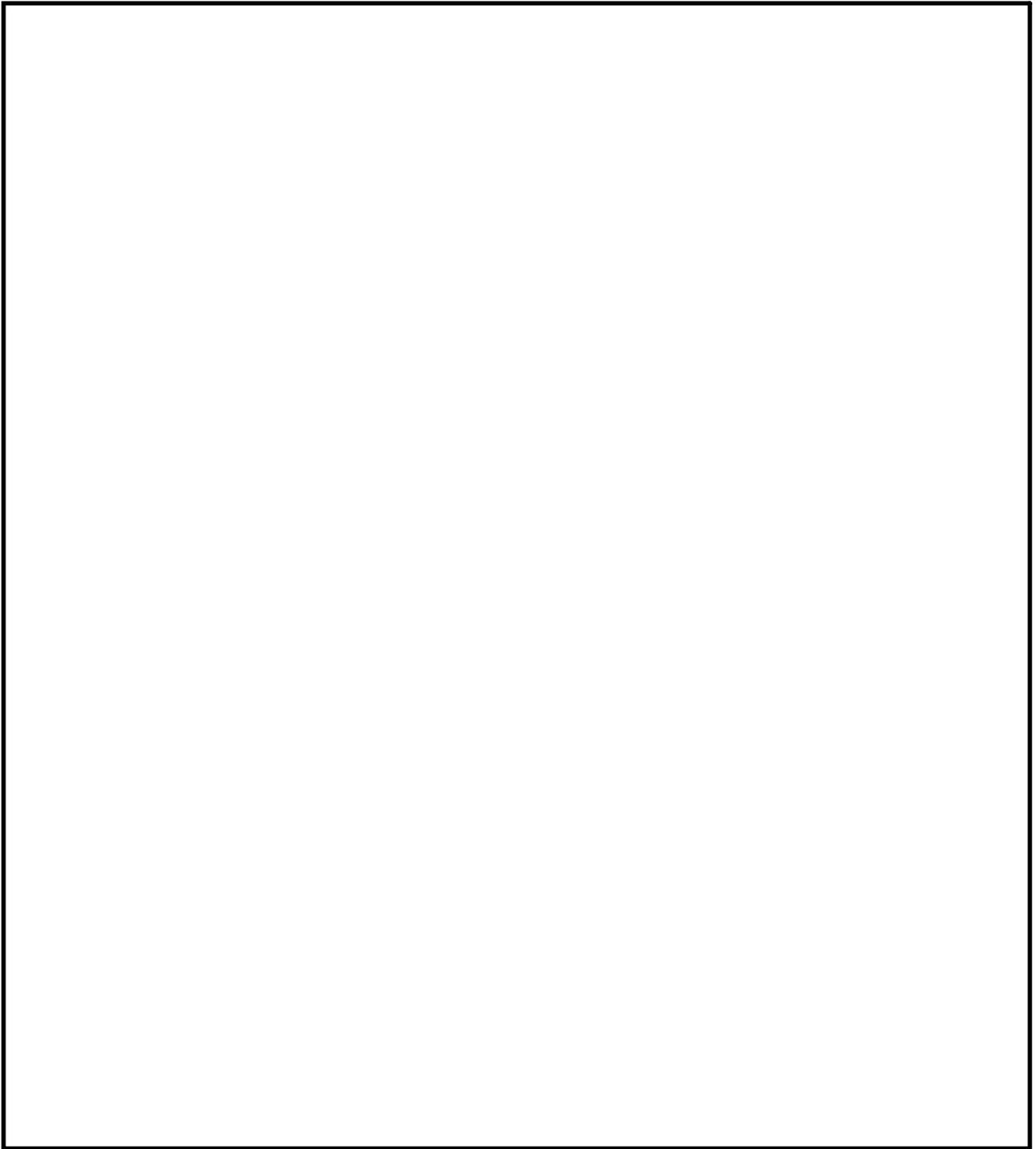
第11図 第一弁（S／C側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟3階及び原子炉建屋付属棟3階，4階）



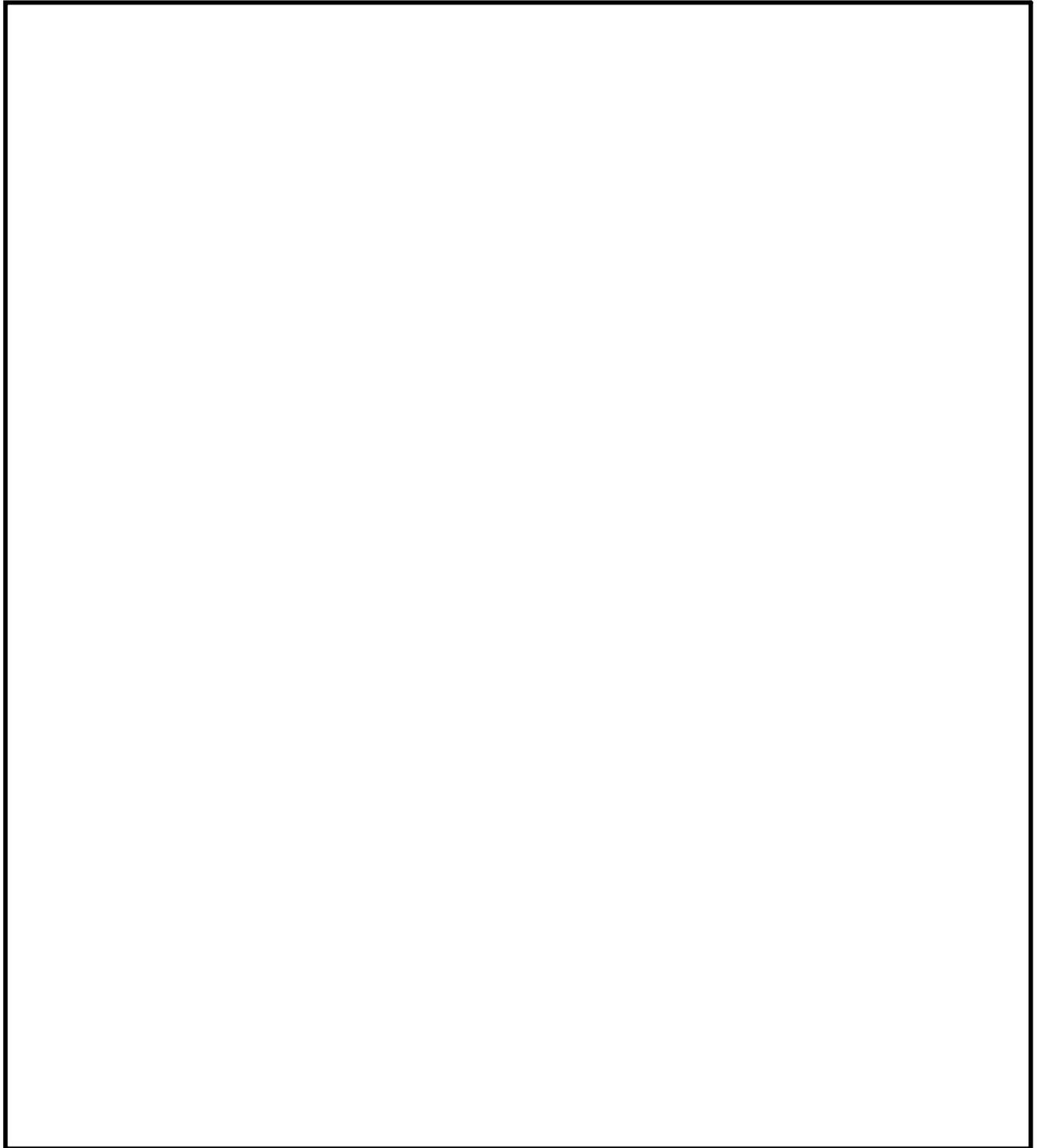
第12図 第一弁（S／C側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟2階及び原子炉建屋付属棟2階）



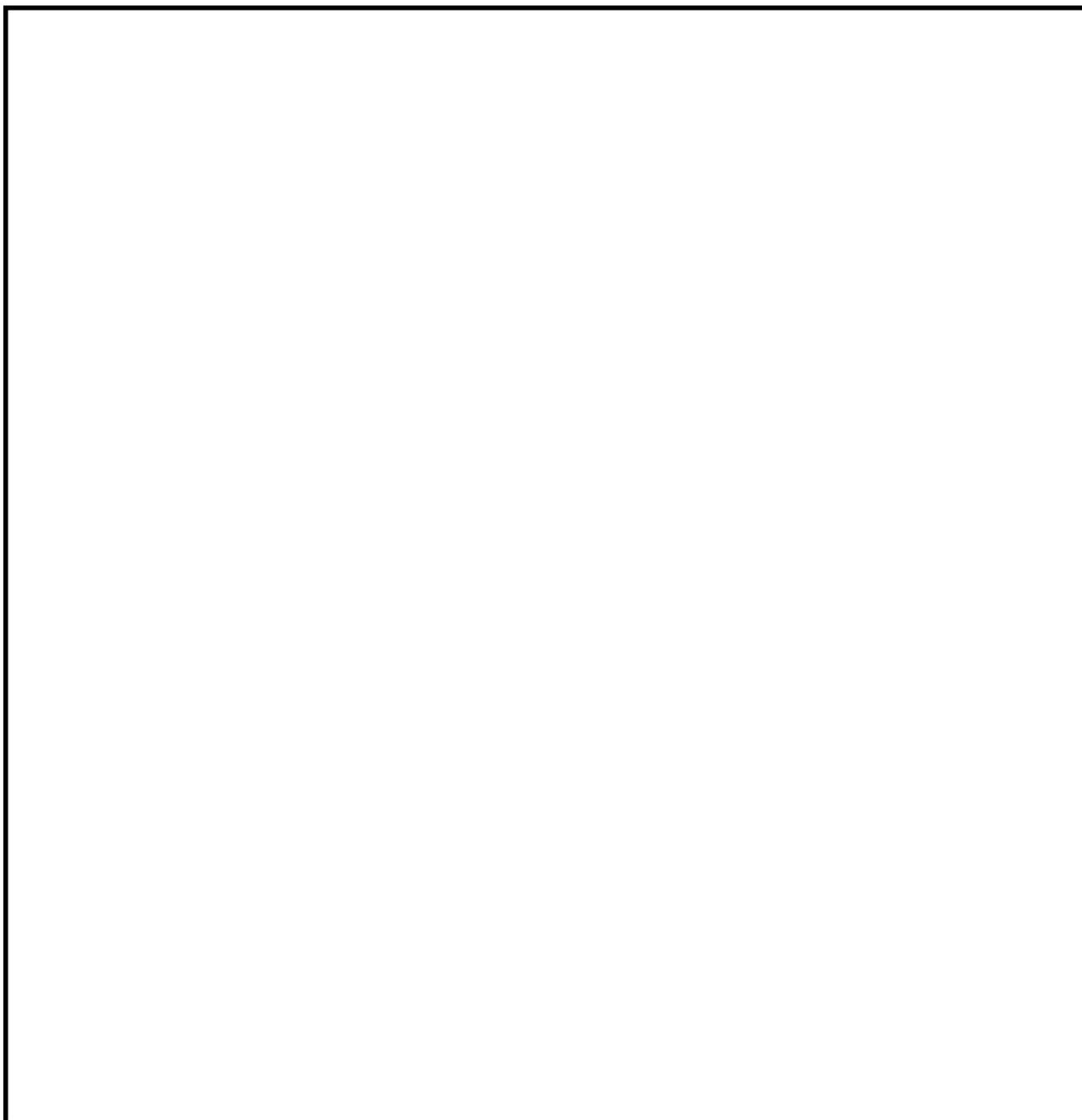
第13図 第一弁（S/C側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟1階及び原子炉建屋付属棟1階）



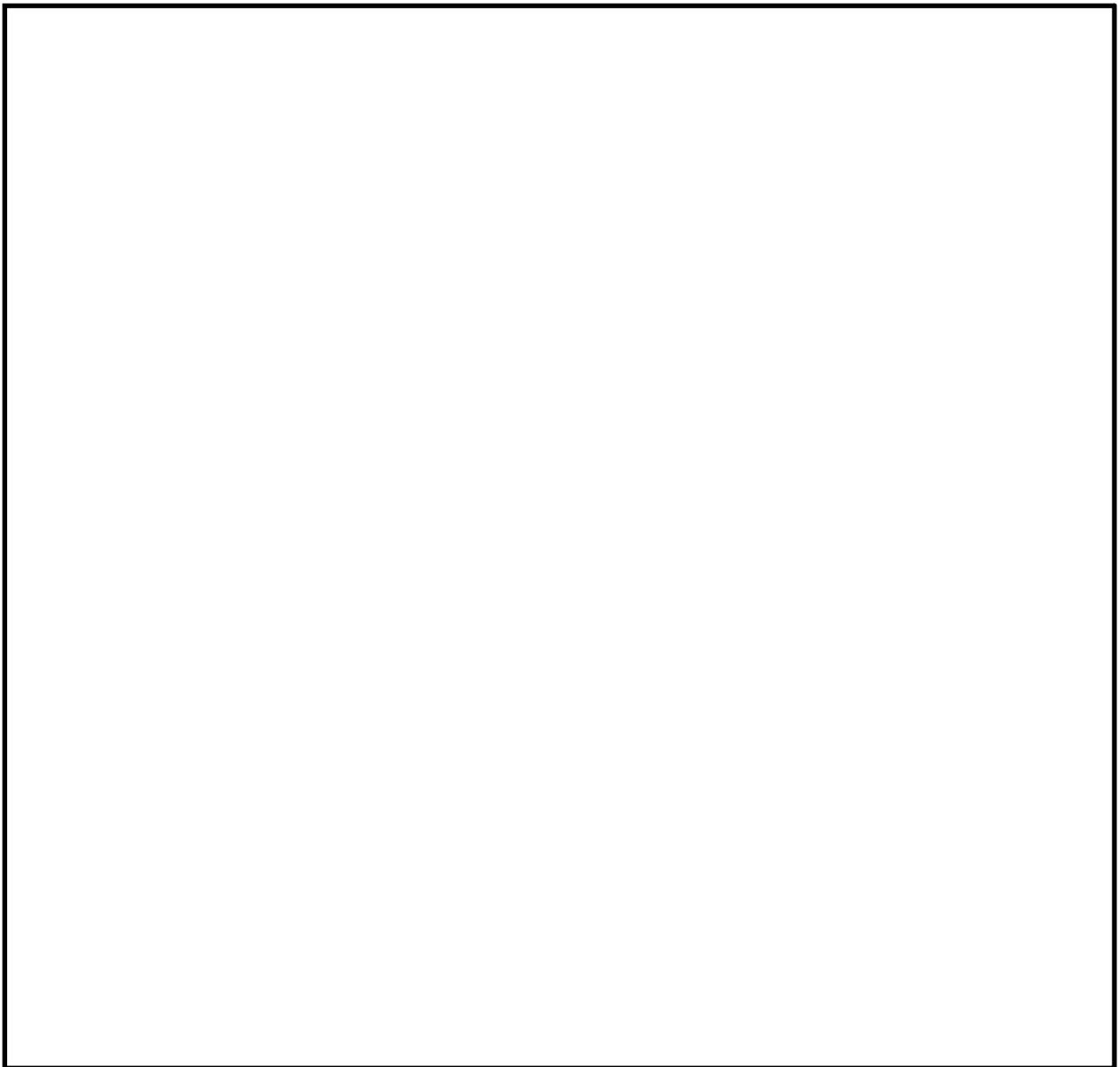
第14図 第一弁（D/W側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟3階及び原子炉建屋付属棟3階，4階）



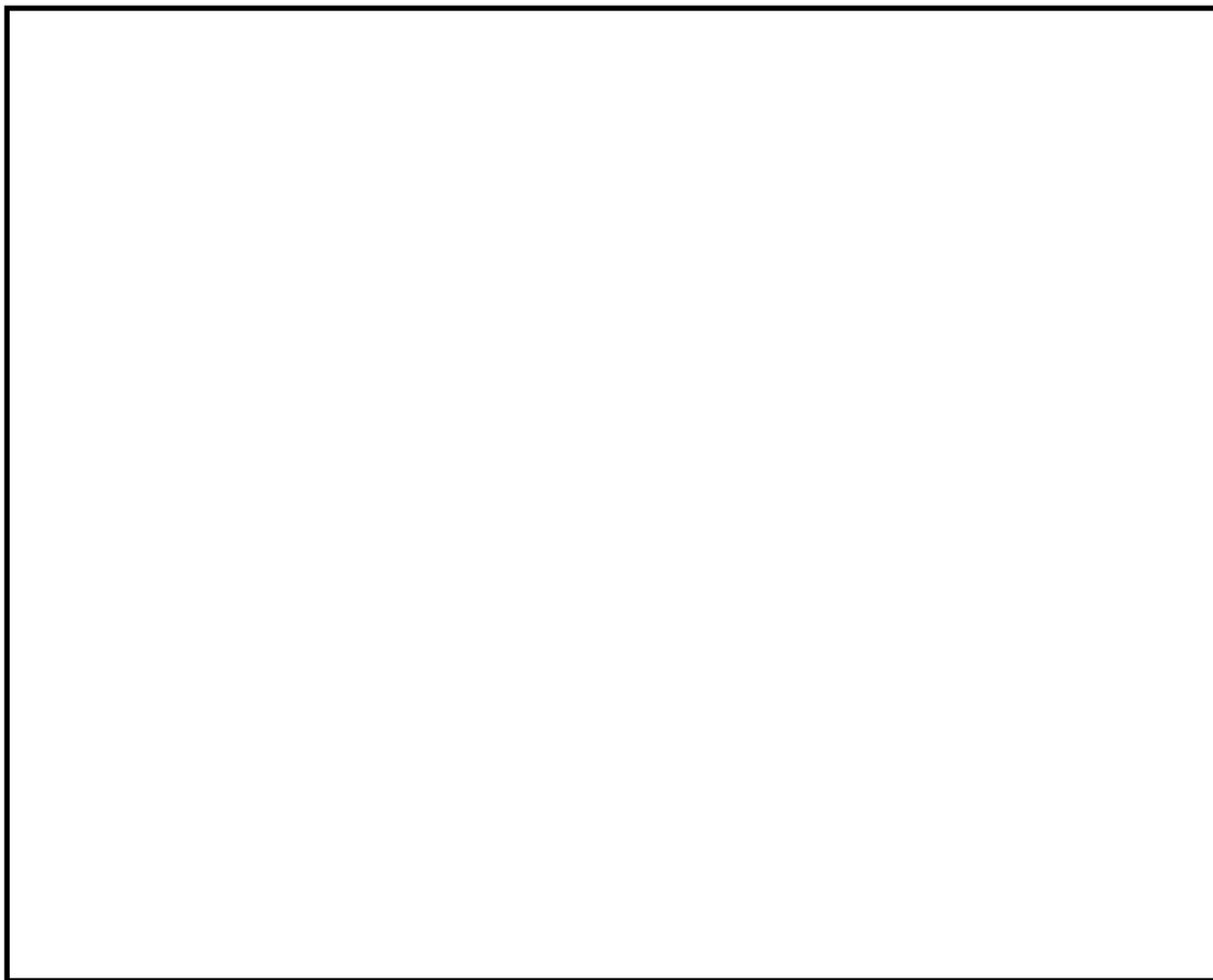
第15図 第一弁（D/W側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟2階及び原子炉建屋付属棟2階）



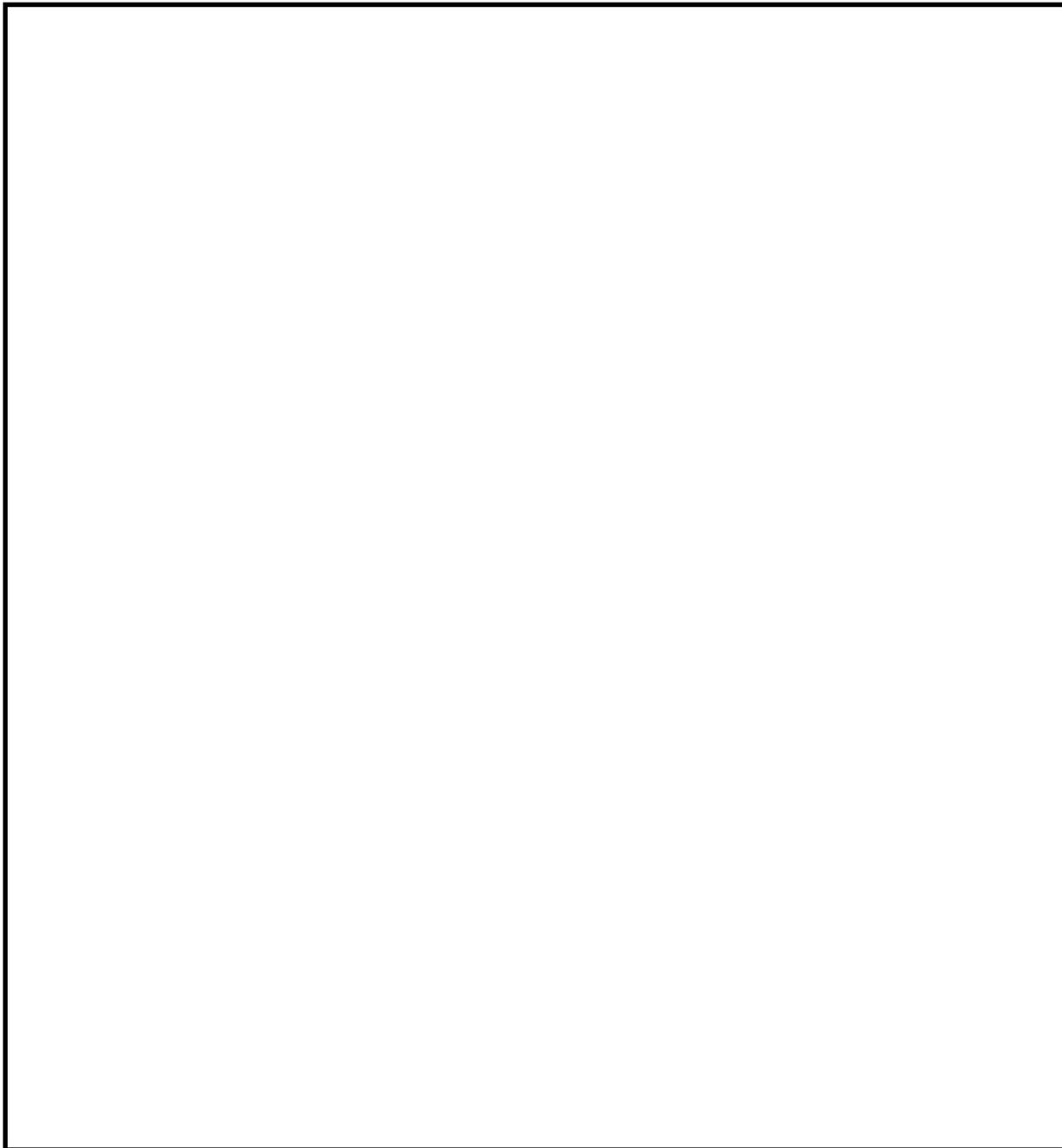
第16図 第一弁（D/W側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟1階及び原子炉建屋付属棟1階）



第17図 第一弁（D/W側）操作場所及びアクセスルート
（原子炉建屋原子炉棟4階及び原子炉建屋附属棟屋上）

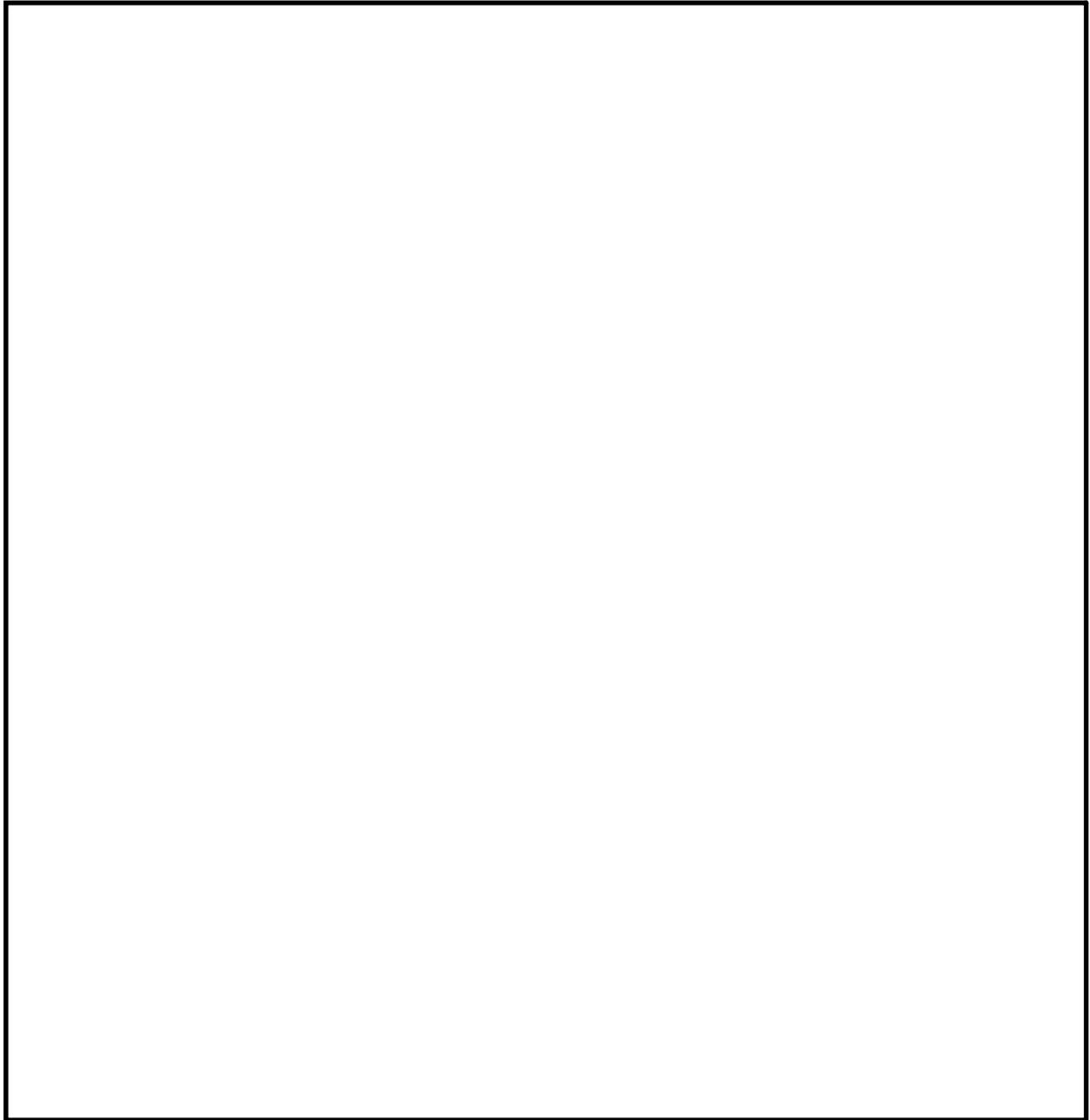


第18図 屋外移動時のアクセスルート



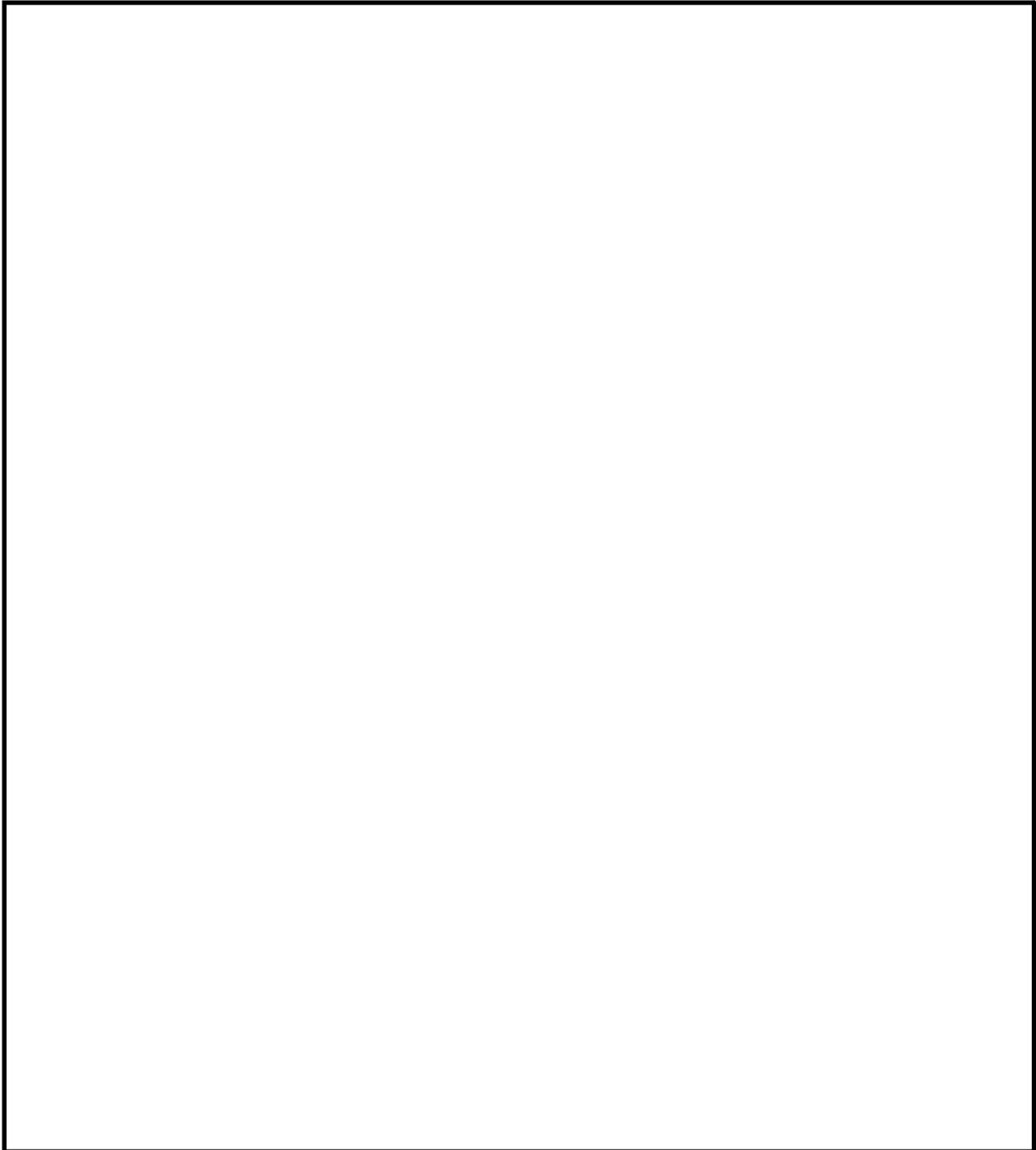
第19図 第二弁操作場所及びアクセスルート

(原子炉建屋原子炉棟1階及び原子炉建屋附属棟1階)



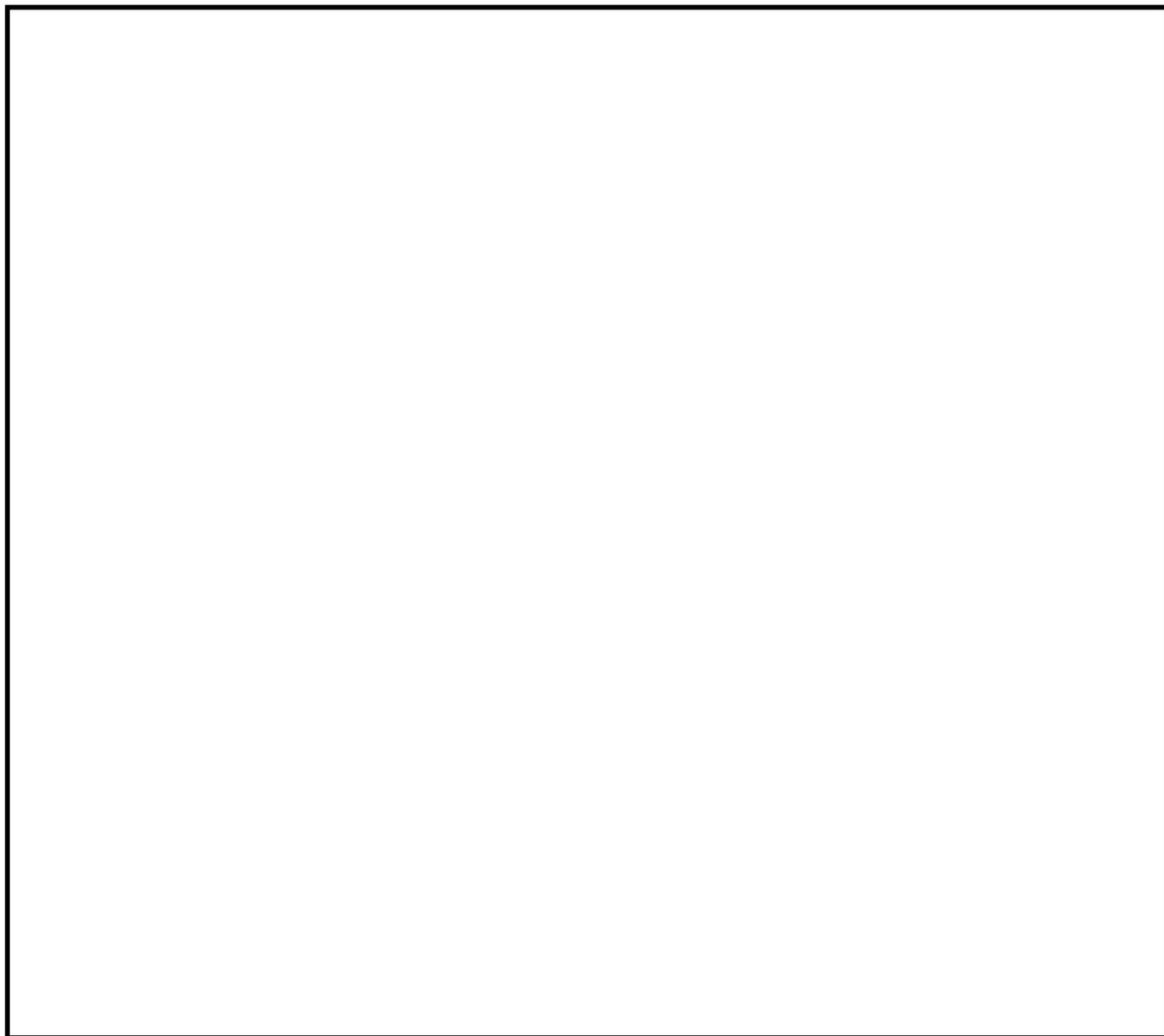
第20図 第二弁操作場所及びアクセスルート

(原子炉建屋原子炉棟2階及び原子炉建屋附属棟2階)



第21図 第二弁操作場所及びアクセスルート

(原子炉建屋原子炉棟3階及び原子炉建屋付属棟3階)



第 22 図 大気中に放出された放射性物質の濃度評価点

第 9 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)	屋外移動時 (作業場所⇒ 緊急時対策所)	ベント操作時	屋内/屋外移動 時 (中央制御室 ⇒作業場所)	屋内/屋外移動 時 (作業場所⇒ 付属棟入口)	屋外移動時 (付属棟入口⇒ 緊急時対策所)
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく	約 2.1×10^0	約 3.1×10^0	約 1.9×10^0	約 5.4×10^0	約 5.4×10^0	約 5.4×10^0	約 1.9×10^0
大気中へ放出された 放射性物質による被ばく	外部被ばく	屋内に流入する放射性物質の 影響に包絡される		約 4.8×10^{-2}	約 2.6×10^{-2}	約 2.6×10^{-2}	約 2.6×10^{-2}
	内部被ばく			1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下
外気から作業場所内へ流入 した放射性物質による被ばく	外部被ばく	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 の影響に包絡さ れる	大気中へ放出された放射性物質の 影響に包絡される		
	内部被ばく	1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下				
ベント系配管内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく※ ²	約 1.4×10^{-1}	1.0×10^{-2} 以下	屋外移動のため 対象外※ ³	約 4.6×10^{-1}	約 4.6×10^{-1}	約 4.6×10^{-1}	屋外移動のため 対象外※ ³
大気中へ放出され地表面に沈着した 放射性物質からのガンマ線による被ばく	約 1.2×10^1	約 1.2×10^1	約 1.2×10^1	約 1.1×10^1	約 1.2×10^1	約 1.2×10^1	約 1.2×10^1
作業線量率	約 1.4×10^1	約 1.5×10^1	約 1.4×10^1	約 1.7×10^1	約 1.8×10^1	約 1.8×10^1	約 1.4×10^1
作業時間及び移動時間	90 分	35 分 (往路)	35 分 (復路)	90 分	50 分 (往路)	15 分 (復路)	35 分 (復路)
作業員の実効線量 (作業時及び移動時)	約 2.1×10^1 mSv	約 8.6×10^0 mSv	約 8.2×10^0 mSv	約 2.5×10^1 mSv	約 1.5×10^1 mSv	約 4.4×10^0 mSv	約 8.2×10^0 mSv
作業員の実効線量 (合計)	約 3.7×10^1 mSv			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 10 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⇔ 作業場所)		屋外移動時 (緊急時対策所⇔ 原子炉建屋入口)	
		ベント開始～ 1 時間	1 時間～ 2 時間	2 時間～ 3 時間		ベント 実施前	ベント 実施後	ベント 実施前	ベント 実施後
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく		1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下	約 2.6×10^0	約 2.6×10^0	約 1.9×10^0	約 1.9×10^0
大気中へ放出された放 射性物質による被ばく	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			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}
	内部被ばく							1.0×10^{-2} 以下	約 2.7×10^{-2}
外気から作業場所内へ 流入した放射性物質 による被ばく	外部被ばく	約 4.7×10^0	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}	屋外移動のため対象外 ^{※1}	
	内部被ばく	正圧化により流入なし			1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下	約 2.7×10^{-2}		
ベント系配管内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく		約 4.6×10^{-1}	約 4.6×10^{-1}	約 4.6×10^{-1}	約 1.3×10^{-1}	約 1.3×10^{-1}	約 2.9×10^{-1}	屋外移動のため対象外 ^{※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 2.2×10^{-2}	約 2.2×10^{-2}	約 2.2×10^{-2}	約 2.3×10^{-2}	約 1.2×10^1	約 1.2×10^1	約 1.2×10^1	約 1.2×10^1
作業線量率		約 5.2×10^0	約 5.3×10^{-1}	約 4.8×10^{-1}	約 1.7×10^{-1}	約 1.4×10^1	約 1.4×10^1	約 1.4×10^1	約 1.4×10^1
作業時間及び移動時間		60 分	60 分	60 分	140 分	10 分 (往路)	10 分 (復路)	35 分 (往路)	35 分 (復路)
作業員の実効線量 (作業時及び移動時)		約 5.2×10^0 mSv	約 5.3×10^{-1} mSv	約 4.8×10^{-1} mSv	約 4.0×10^{-1} mSv	約 2.4×10^0 mSv	約 2.4×10^0 mSv	約 8.2×10^0 mSv	約 8.2×10^0 mSv
作業員の実効線量 (合計)		約 2.8×10^1 mSv							

※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。

第 11 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⇔ 作業場所)		屋外移動時 (緊急時対策所⇔ 原子炉建屋入口)	
		ベント開始～ 1時間	1時間～ 2時間	2時間～ 3時間		ベント 実施前	ベント 実施後	ベント 実施前	ベント 実施後
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく		1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下	約 2.6×10^0	約 2.6×10^0	約 1.9×10^0	約 1.9×10^0
大気中へ放出された放射 性物質による被ばく	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			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
	内部被ばく							1.0×10^{-2} 以下	約 1.3×10^0
外気から作業場所内へ 流入した放射性物質 による被ばく	外部被ばく	約 4.0×10^0	約 3.1×10^{-1}	約 8.4×10^{-2}	1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下	約 8.3×10^0	屋外移動のため対象外※ ¹	
	内部被ばく	正圧化により流入なし			1.0×10^{-2} 以下	1.0×10^{-2} 以下	約 1.3×10^0		
ベント系配管内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく		約 5.1×10^{-1}	約 5.1×10^{-1}	約 5.1×10^{-1}	約 3.1×10^{-2}	約 3.1×10^{-2}	約 3.2×10^{-1}	屋外移動のため対象外※ 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 2.9×10^{-2}	約 2.9×10^{-2}	約 2.9×10^{-2}	約 2.3×10^{-2}	約 1.2×10^1	約 1.6×10^1	約 1.2×10^1	約 1.6×10^1
作業線量率		約 4.6×10^0	約 8.4×10^{-1}	約 6.2×10^{-1}	約 7.3×10^{-2}	約 1.4×10^1	約 2.8×10^1	約 1.4×10^1	約 3.5×10^1
作業時間及び移動時間		60分	60分	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 6.2×10^{-1} mSv	約 1.7×10^{-1} mSv	約 2.4×10^0 mSv	約 4.7×10^0 mSv	約 8.2×10^0 mSv	約 2.0×10^1 mSv
作業員の実効線量 (合計)		約 4.2×10^1 mSv							

※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。

第 12 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			
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			
	内部被ばく	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 13 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			
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			
	内部被ばく	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

第 14 表 水源及び燃料の補給作業における被ばく評価

屋外作業		西側淡水貯水設備を水源とした可搬型代替注水中型ポンプ による代替淡水貯槽への補給準備・補給作業				燃料の給油準備・給油作業	
		補給準備作業		補給作業		給油準備作業	給油作業
		ポンプ設置等作業	ホース敷設等作業	補給準備作業	補給監視作業		
線量評価点		西側淡水貯水設備 付近	代替淡水貯槽 付近	西側淡水貯水設備 付近		西側淡水貯水設備 付近	
作業時間帯		格納容器ベント実施 3 時間後以降				格納容器ベント実施 3 時間後以降	
原子炉建屋内の放射性物質からの ガンマ線による外部被ばく		約 5.5×10^{-1}	約 1.9×10^0	約 5.5×10^{-1}			
大気中へ放出された放射 性物質による被ばく	外部被ばく	約 9.0×10^{-2}	約 1.1×10^{-1}	約 9.0×10^{-2}			
	内部被ばく※1	約 1.5×10^{-2}	約 2.7×10^{-2}	約 1.5×10^{-2}			
大気中へ放出され地表面に沈着した 放射性物質からのガンマ線による被ばく		約 5.3×10^0	約 1.2×10^1	約 5.3×10^0			
格納容器圧力逃がし装置格納槽内の 放射性物質からのガンマ線による外部被ばく※2		—	約 6.3×10^{-1}	—	—	—	—
線量率 (格納容器ベント実施 3 時間後)		約 6.0×10^0 mSv/h	約 1.5×10^1 mSv/h	約 6.0×10^0 mSv/h			
作業時間 (移動時間含む)		75 分 (約 1.3 時間)	65 分 (約 1.1 時間)	20 分 (約 0.4 時間)	360 分 (6.0 時間) ※3	90 分 (1.5 時間)	175 分 (25 分×7 回) (約 2.9 時間)
作業員の実効線量 (各作業時)		約 7.5×10^0	約 1.6×10^1	2.0×10^0	約 3.6×10^1	約 9.0×10^0	約 1.7×10^1
作業員の実効線量 (合計)		約 6.1×10^1 mSv				約 2.6×10^1 mSv	

※1 マスクを考慮 (D F 50) し評価する。

※2 西側淡水貯水設備付近の作業は格納槽から距離が離れているため考慮しない。

※3 代替淡水貯槽への補給時間は約 21 時間であるが、対応要員は 2 時間ごとに交代する (評価時間は対応要員のうち最も作業時間が長くなる 360 分とする)。