

## ベント実施に伴う作業等の作業員の被ばく評価について

## 目 次

補足 1	原子炉格納容器漏えい率の設定について	補足 1-1
補足 2	原子炉格納容器内での除去効果について	補足 2-1
補足 3	原子炉格納容器内における無機よう素の沈着効果について	補足 3-1
補足 4	サプレッションプールでのスクラビングによる除去効果（無機よう素）について	補足 4-1
補足 5	原子炉格納容器外への核分裂生成物の放出割合の設定について	補足 5-1
補足 6	地表面への沈着速度の設定について	補足 6-1
補足 7	有機よう素の乾性沈着速度について	補足 7-1
補足 8	エアロゾルの乾性沈着速度について	補足 8-1
補足 9	実効放出継続時間の設定について	補足 9-1
補足 10	ベント実施に伴う操作時の作業員の被ばく評価で考慮している線源の選定について	補足 10-1
補足 11	気象資料の代表性について	補足 11-1
補足 12	原子炉建物内の放射性物質からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線並びに グランドシャインガンマ線評価モデルについて	補足 12-1
補足 13	ベント弁開操作時の作業員の被ばく評価における評価条件について	補足 13-1
補足 14	重大事故等時における第 1 ベントフィルタ格納槽の遮蔽の熱除去の評価について	補足 14-1

### 原子炉格納容器漏えい率の設定について

炉心の著しい損傷が発生した場合の原子炉格納容器からの原子炉建物への漏えい率は、設計漏えい率を基に算出した等価漏えい面積を持つ漏えい孔をMAAP内で格納容器圧力に応じて模擬し（後述の 1. 及び 2. を参照）、当該漏えい面積及び原子炉格納容器圧力を基に評価している。

模擬する漏えい孔の等価漏えい面積は、格納容器圧力が最高使用圧力 427kPa[gage] (1Pd) 以下の場合と最高使用圧力を超過した後の場合の 2 種類を設定する。

なお、よう素の漏えい量の評価に当たっては、MAAP解析においては、よう素の化学組成について考慮されておらず、すべて粒子状よう素として扱われることから、無機よう素及び有機よう素の原子炉格納容器漏えい率は別途設定する。

#### 1. 格納容器圧力が最高使用圧力以下の場合

格納容器圧力が最高使用圧力以下の場合、設計漏えい率（0.9Pd で 0.5%/日）をもとに算出した等価漏えい面積（ドライウェル及びウェットウェルの総等価漏えい面積は約  $3.2 \times 10^{-6} \text{m}^2$ ）を設定し、MAAP内で圧力に応じた漏えい量进行评估している。

#### 2. 格納容器圧力が最高使用圧力を超過した場合

格納容器圧力が最高使用圧力を超過した場合、853kPa[gage]（2Pd）で漏えい率 1.3%/d となる等価漏えい面積（ドライウェルとウェットウェルの総等価漏えい面積は約  $8.5 \times 10^{-6} \text{m}^2$ ）を設定し、1. と同様にMAAP内で圧力に応じた漏えい量进行评估している。

格納容器圧力 2Pd における漏えい率 1.3%/d は、以下のAECの評価式及びGEの評価式によって評価した漏えい率の結果を包絡する値として設定した。これらの式は、設計基準事故の原子炉冷却材喪失時の被ばく評価において、原子炉格納容器漏えい率の評価に用いている理論式\*1である。格納容器内圧力が最高使用圧力の 2 倍である 853kPa[gage]

(2Pd) 及び格納容器雰囲気温度が 200°C までは、事故後 7 日間に渡り、原子炉格納容器本体並びに開口部及び貫通部の健全性が確保されることを確認していることから、これらの理論式を用いて格納容器内圧力 2Pd 及び格納容器雰囲気温度 200°C における漏えい率を設定することは可能と判断した。

○AECの評価式\*1

$$L = L_0 \sqrt{\frac{(P_t - P_a) \times R_t \times T_t}{(P_d - P_a) \times R_d \times T_d}} = 1.28\% / \text{日}$$

- L : 事故時の格納容器漏えい率  
L0 : 設計漏えい率 (圧力 Pd に対して (ここでは 0.9Pd)) 【0.5%/日】  
Pt : 事故時の格納容器内圧力 【954.325kPa[abs]】  
Pd : 設計圧力 【485.625kPa[abs]】  
Pa : 格納容器外の圧力 【101.325kPa[abs]】  
Rt : 事故時の気体定数\*2 【523.7J/Kg・K】  
Rd : 空気の気体定数 【287J/Kg・K】  
Tt : 事故時の格納容器内温度 【473.15K】  
Td : 設計格納容器内温度 【293.15K】

○GEの評価式 (General Electric 社の漏えいモデル式)

$$L = L_0 \sqrt{\frac{1 - \left(\frac{P_a}{P_t}\right)^2}{1 - \left(\frac{P_a}{P_d}\right)^2}} = 0.508\% / \text{日}$$

- L : 事故時の格納容器漏えい率  
L0 : 設計漏えい率 (圧力 Pd に対して (ここでは 0.9Pd)) 【0.5%/日】  
Pt : 事故時の格納容器内圧力 【954.325kPa[abs]】  
Pd : 設計圧力 【485.625kPa[abs]】  
Pa : 格納容器外の圧力 【101.325kPa[abs]】

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

\*2 : 事故時の気体定数は水素ガス (2.016) : 窒素ガス (28.01) : 水蒸気 (18.02) のガス組成 34% : 33% : 33% より計算している。AEC の評価式は事故時の気体定数に依存し、水素ガス等のように気体定数が大きい気体の割合が大きい場合に漏えい率が高くなるため、燃料有効部被覆管が全てジルコニウム-水反応した場合の水素ガス発生量 (約 1,000kg) を考慮して保守的に設定している。

### 3. 無機よう素及び有機よう素の格納容器漏えい率

#### 3.1 無機よう素

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

漏えい率の設定に当たっては、MAAP解析結果の格納容器圧力変化に伴う漏えい率の変化を包絡する格納容器漏えい率を設定する。

漏えい率は、事故発生から最初に格納容器圧力が0.9Pdに到達するまで（事故発生から12時間後まで）は0.5%/d（一定）とし、それ以降（12～168時間後）は1.3%/d（一定）とする（図1を参照）。

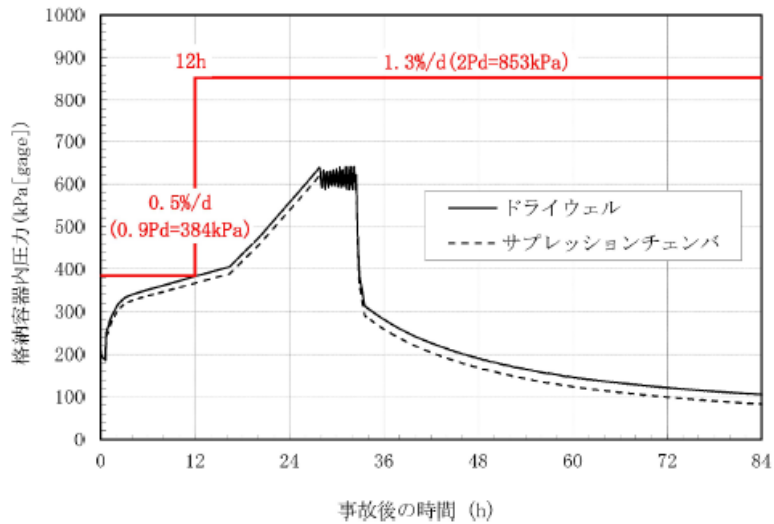


図1 格納容器圧力と漏えい率の時間変化  
(無機よう素の原子炉格納容器漏えい率の設定)

### 3.2 有機よう素

有機よう素についても、無機よう素と同様の漏えい率の設定が可能であるが、有機よう素がガス状として振る舞うこと及び原子炉格納容器内での除去効果を受けない点で希ガスに類似していることから、MAAP解析における希ガスと同じ挙動を示すものとし、1.及び2.に基づき漏えい率を設定する。

### 原子炉格納容器内での除去効果について

MAAPにおけるエアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果として、沈着、サブプレッションプールでのスクラビング及びドライウェルスプレイを考慮している。また、沈着については、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、核分裂生成物（以下「FP」という。）ガス凝縮/再蒸発で構成される（「沸騰水型原子力発電所 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（MAAP）について」（東芝エネルギーシステムズ 株式会社 日立GEニュークリア・エナジー株式会社）（抜粋）参照）。

#### 「沸騰水型原子力発電所 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（MAAP）について」（抜粋）

##### (2) FPの状態変化・輸送モデル

高温燃料から出た希ガス以外のFPは雰囲気温度に依存して凝固し、エアロゾルへ変化する。気相及び液相中のFPの輸送においては、熱水力計算から求まる体積流量からFP輸送量を計算する。FPがガス状とエアロゾル状の場合は、気体の流れに乗って、原子炉圧力容器内と原子炉格納容器内の各部に輸送される。水プール上に沈着したFPの場合は、区画内の水の領域間の移動に伴って輸送される。また、炉心あるいは溶融炉心中のFPの場合は、溶融炉心の移動量に基づいて輸送される。

FPの輸送モデルは上述の仮定に基づいており、炉心燃料から放出されてから原子炉格納容器に到達する経路としては、次のとおりである。燃料から原子炉圧力容器内に放出されたFPは、原子炉圧力容器破損前にはLOCA破損口あるいは逃がし安全弁から原子炉格納容器へ放出される。また、原子炉圧力容器破損後には原子炉圧力容器破損口若しくは格納容器下部に落下した溶融炉心からFPが原子炉格納容器へ放出される。逃がし安全弁を通じて放出されたFPはスクラビングによってサブプレッション・チェンバ液相部へ移行する。原子炉格納容器の気相部へ放出されたFPは、気体の流れに伴って原子炉格納容器内を移行する。

原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内での気体、エアロゾル及び構造物表面上（沈着）の状態間の遷移を模擬している。原子炉格納容器内のFP輸送モデル概要を図3.3-15に示す

エアロゾルの沈着の種類としては、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、FPガス凝縮、FPガス再蒸発を模擬している。なお、沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない。

重力沈降は、Stokesの重力沈降式とSmoluchowski方程式（エアロゾルの粒径分布に対する保存式）の解から得られる無次元相関式を用いて、浮遊するエアロゾル質量濃度から沈着率を求める。なお、Smoluchowski方程式を無次元相関式としているのは解析時間短縮のためであり、この相関式を使用したMAAPのモデルは様々な実験データと比較して検証が行われている。

拡散泳動による沈着は、水蒸気凝縮により生じるStefan流（壁面へ向かう流体力学的気流）のみを考慮して沈着率を求める。

熱泳動による沈着は、Epsteinのモデルを用い、沈着面での温度勾配による沈着速度及び沈着率を求める。

慣性衝突による沈着は、原子炉格納容器内でのみ考慮され、流れの中にある構造物に、流線から外れたエアロゾルが衝突するものと仮定し、沈着率は重力沈降の場合と同様に Smoluchowski 方程式の解から得られる無次元相関式を用いて求める。

F P ガスの凝縮は、F P ガスの構造物表面への凝縮であり、雰囲気中の気体状 F P 圧力が F P 飽和蒸気圧を超えると構造物表面への凝縮を計算する。

F P ガスの再蒸発は、凝縮と逆であり、気体状 F P の圧力が F P の飽和蒸気圧を下回ると、蒸発が起こると仮定している。

エアロゾルのプール水によるスクラビング現象による除去効果の取り扱いに関しては、スクラビングによる除染係数(D F)を設定し、エアロゾル除去効果が計算される。D F の値は、クエンチャ、垂直ベント、水平ベントの3つの種類のスクラビング機器に対し、詳細コード SUPRA[9]を用いて、圧力、プール水深、キャリアガス中の水蒸気質量割合、プール水のサブクール度及びエアロゾル粒子径をパラメータとして評価した結果を内蔵しており、これらのデータから求める。

また、格納容器スプレーによる F P 除去も模擬しており、スプレー液滴とエアロゾルとの衝突による除去率を衝突効率、スプレーの液滴径、流量及び落下高さから計算する。

## 1. 沈着及びドライウェルスプレイによる除去効果

沈着及びドライウェルスプレイによる除去効果を確認するため、MAAPにおいて特定の沈着メカニズムを除外した場合の感度解析を行った。ある沈着メカニズムを除いた場合、他の沈着メカニズムにより、FP沈着が進むことから、この比較により定量的な寄与割合を算出することはできないが、影響の度合いを確認することが可能と考える。なお、DFにはサブプレッションプールでのスクラビングによるDFも含まれる。

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

原子炉格納容器内DF

$$= \text{原子炉格納容器内へのCsI放出割合} / \text{ベントラインへのCsI流入割合}$$

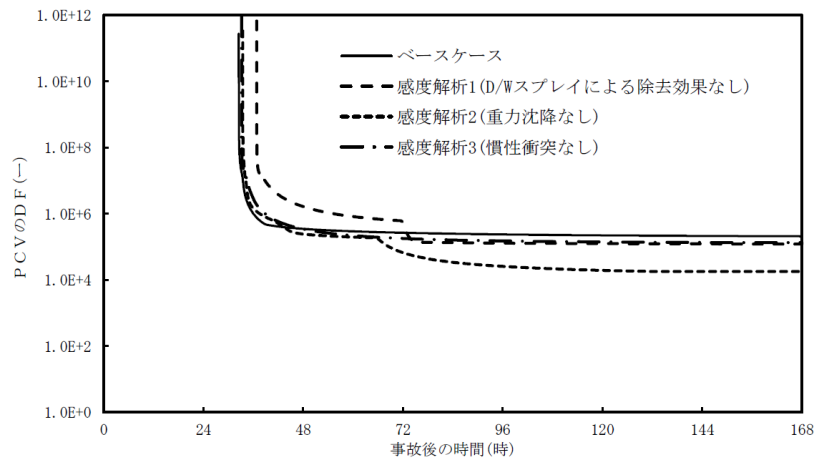


図1 エアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果（積算値）の感度解析結果

7日後時点において、各ケースのDF結果を比較すると、感度解析1（D/Wスプレイなし）\*や感度解析3（慣性衝突なし）では大きな感度が確認されなかったが、感度解析2（重力沈降なし）ではベースケースに対してDFが若干低下する結果となった。

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



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

## 2. サプレッションプールでのスクラビングによる除去効果

### 2.1 スクラビング効果について

スクラビングは、エアロゾルを含む気体がプール内に移行する場合、気泡が分裂しながら上昇していく過程においてエアロゾルが気泡界面に到達した時点で水に溶解して気体から除去される現象である。スクラビングにおけるエアロゾル除去のメカニズムは、プールへの注入時の水との衝突や気泡がプール水中を上昇していく過程における慣性衝突等が考えられる。

### 2.2 MAA P解析上の扱いについて

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

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

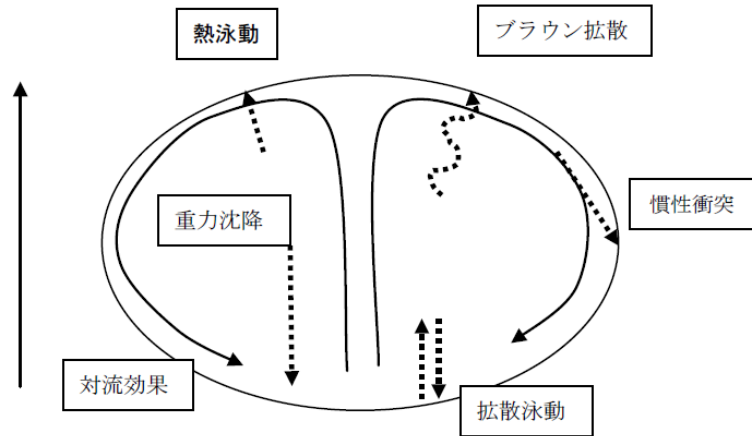


図2 スクラビングによるエアロゾル捕集効果

### 2.3 SUPRAコードによる計算結果と実験結果の比較について

SUPRAコードによる計算結果については、電力共同研究\*1にて実験結果との比較検討が行われている。試験条件及び試験装置の概要を表1及び図3に示す。また、試験結果を図4から図10に示す。

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

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

一方、粒径 [ ]  $\mu\text{m}$  の粒子について、SUPRAコードによる計算結果が実験結果より大きいDF値を示しているが、これは実験とSUPRAコードで用いている粒子の違い(実験:LATEX粒子(密度 [ ]  $\text{g}/\text{cm}^3$ ), SUPRAコード:CsOH(密度 [ ]  $\text{g}/\text{cm}^3$ ))が影響しているためである。SUPRAコードの計算結果を密度補正\*2した図7及び図9では、SUPRAコードによる計算結果は実験結果より概ね小さいDF値を示すことが確認できる。

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

注記\*1: 共同研究報告書「放射能放出低減装置に関する開発研究」(PHASE2)最終報告書 平成5年3月

\*2: 実験ではLATEX粒子を用いているため、その粒径は [ ] となる。一方、SUPRAコードではCsOHの粒径を基にしているため、粒径に粒子密度(密度 [ ]  $\text{g}/\text{cm}^3$ )の平方根を乗じることにより [ ] に換算する。

表 1 試験条件

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

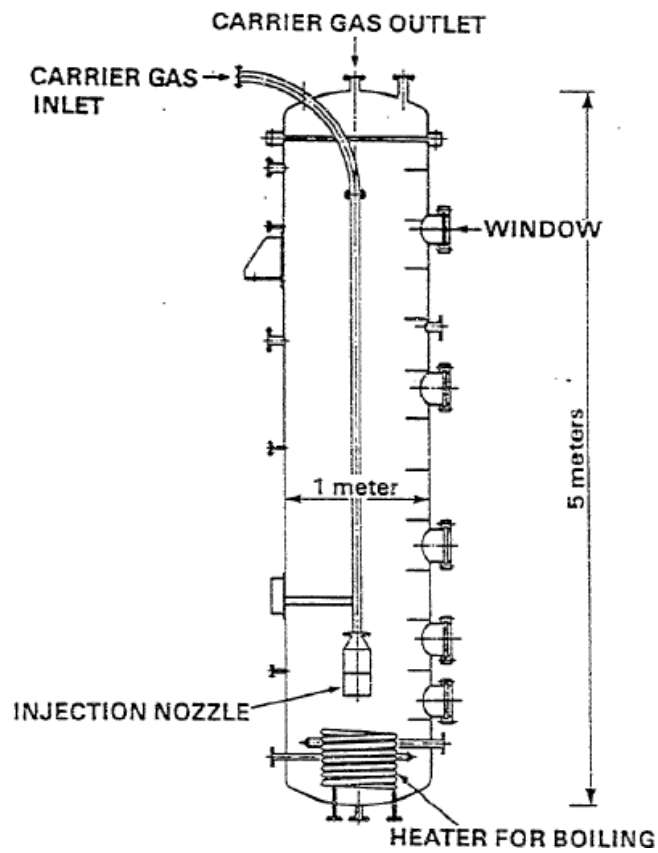


図 3 試験装置の概要

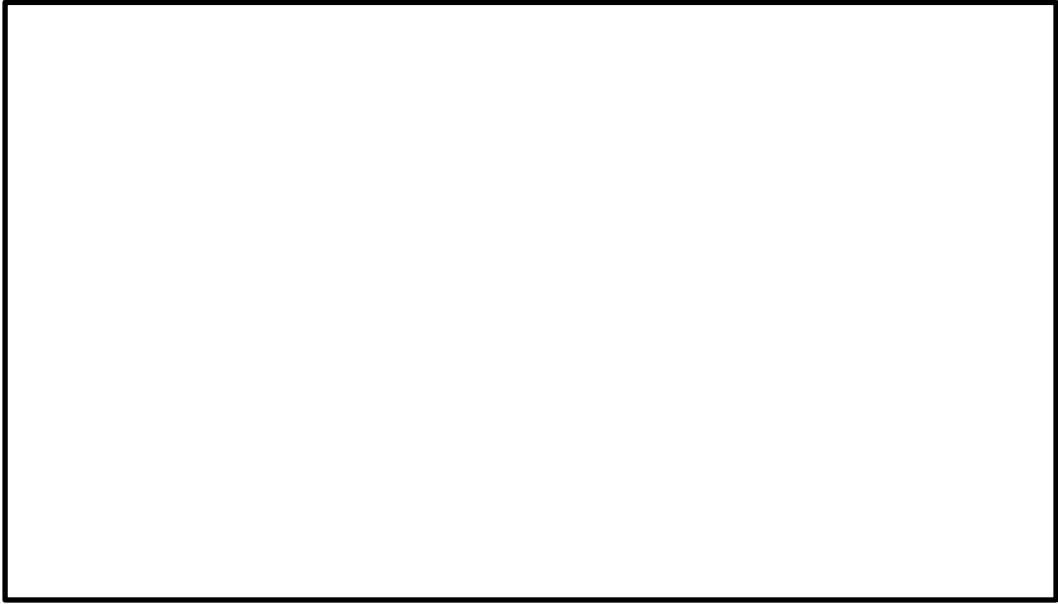


図 4 キャリアガス流量に対する DF の比較

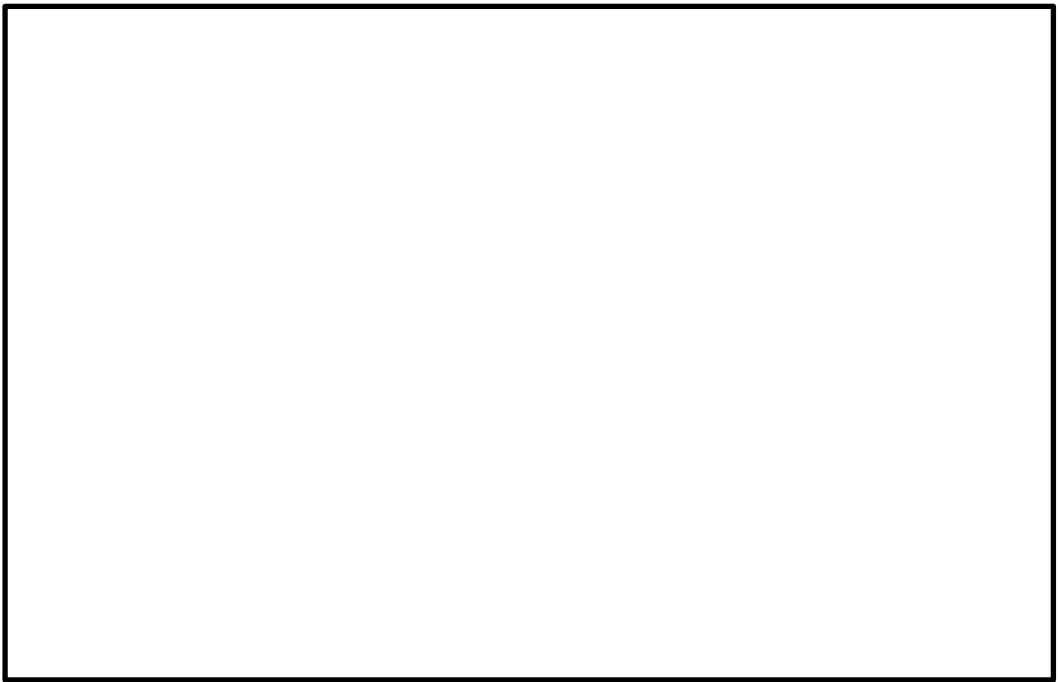


図 5 プール水温に対する DF の比較

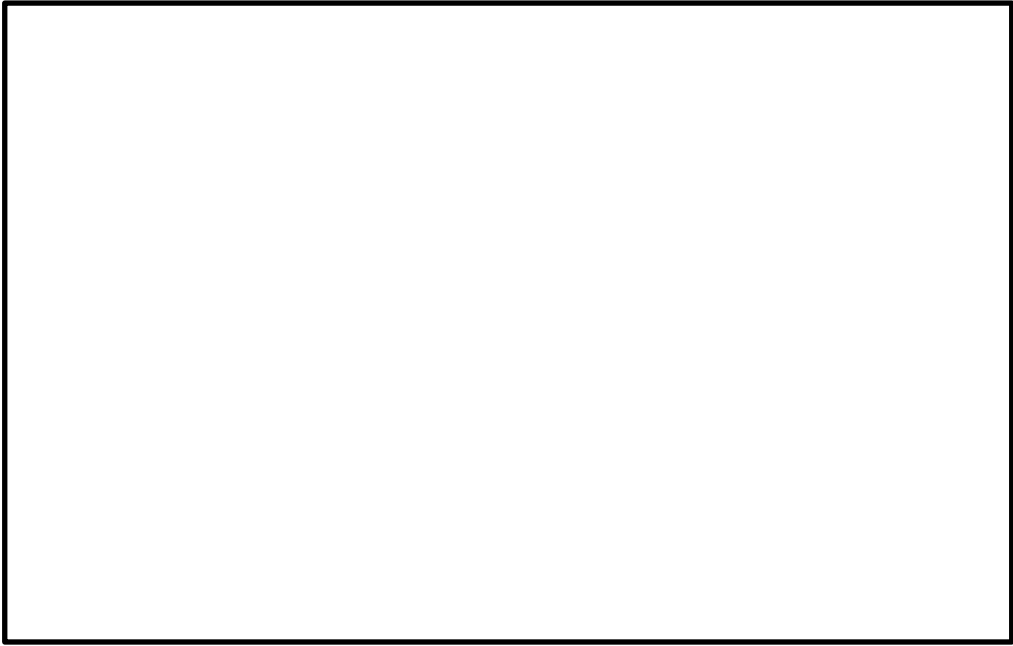


図 6 水蒸気割合に対する DF の比較

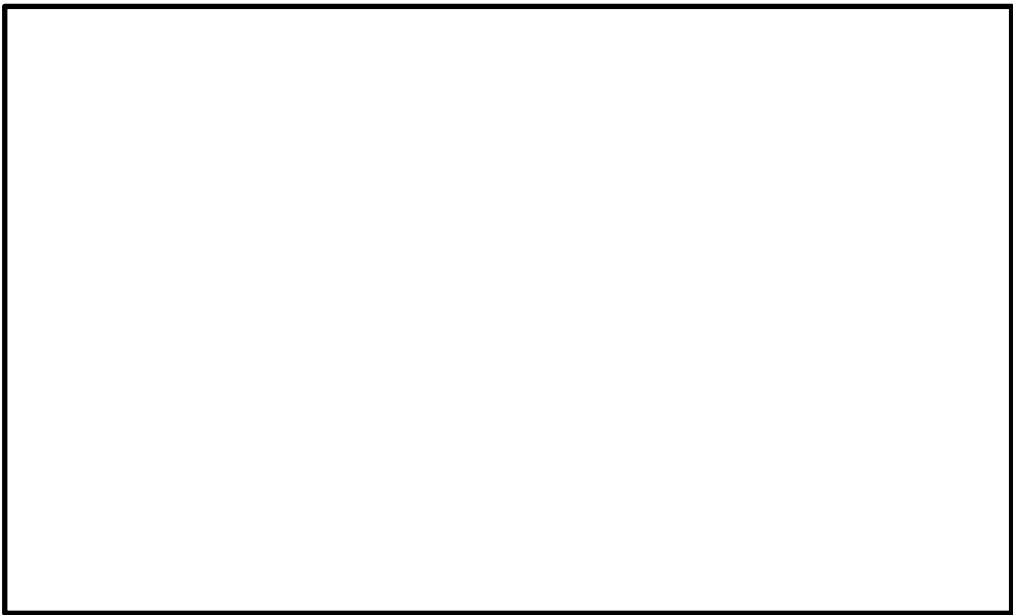


図 7 水蒸気割合に対する DF の比較 (密度補正)

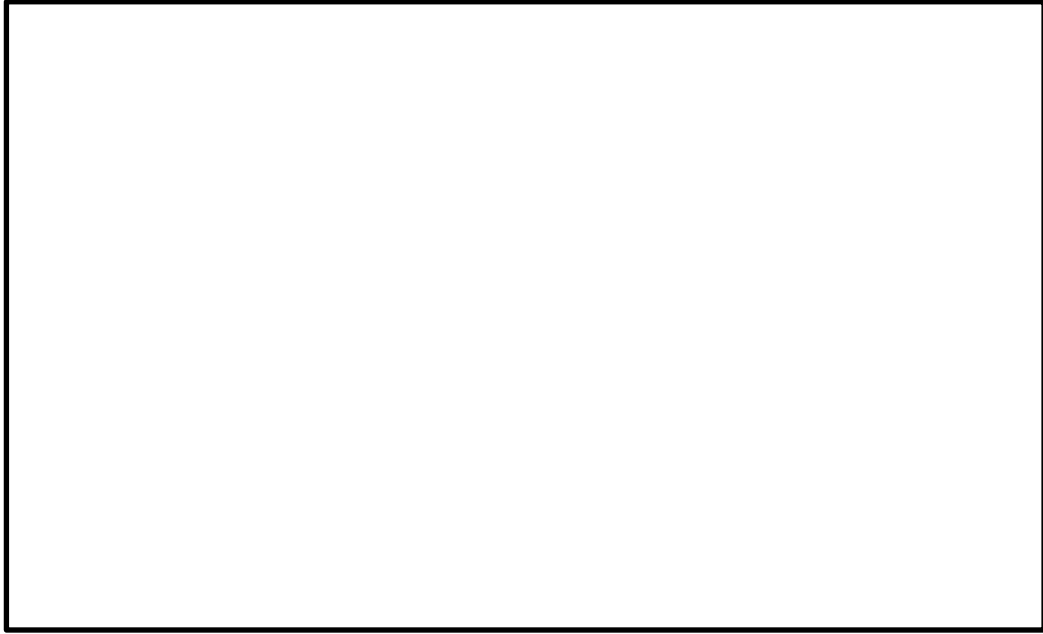


図 8 スクラビング水深に対する DF の比較

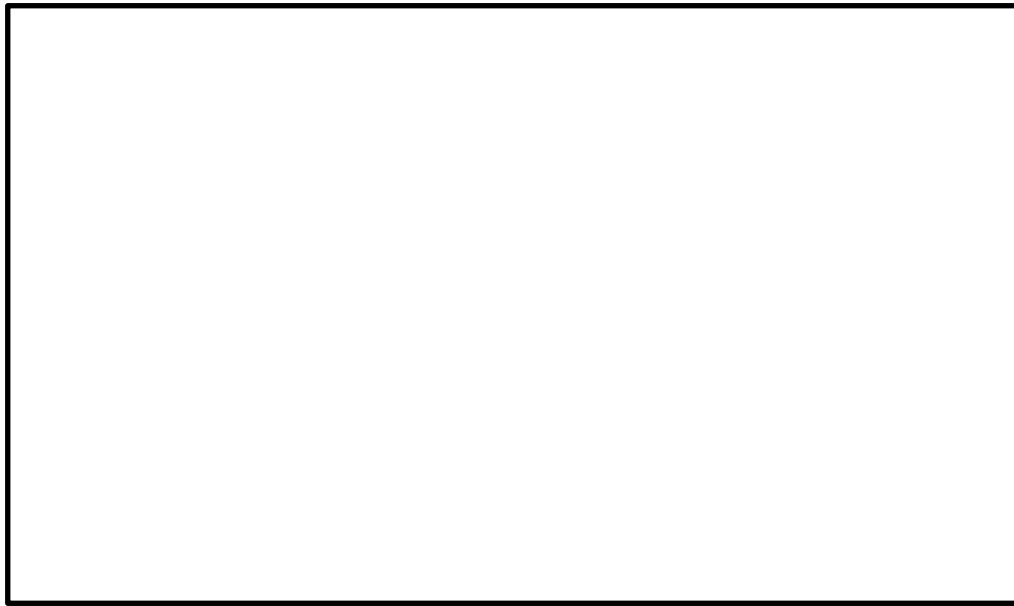


図 9 スクラビング水深に対する DF の比較 (密度補正)

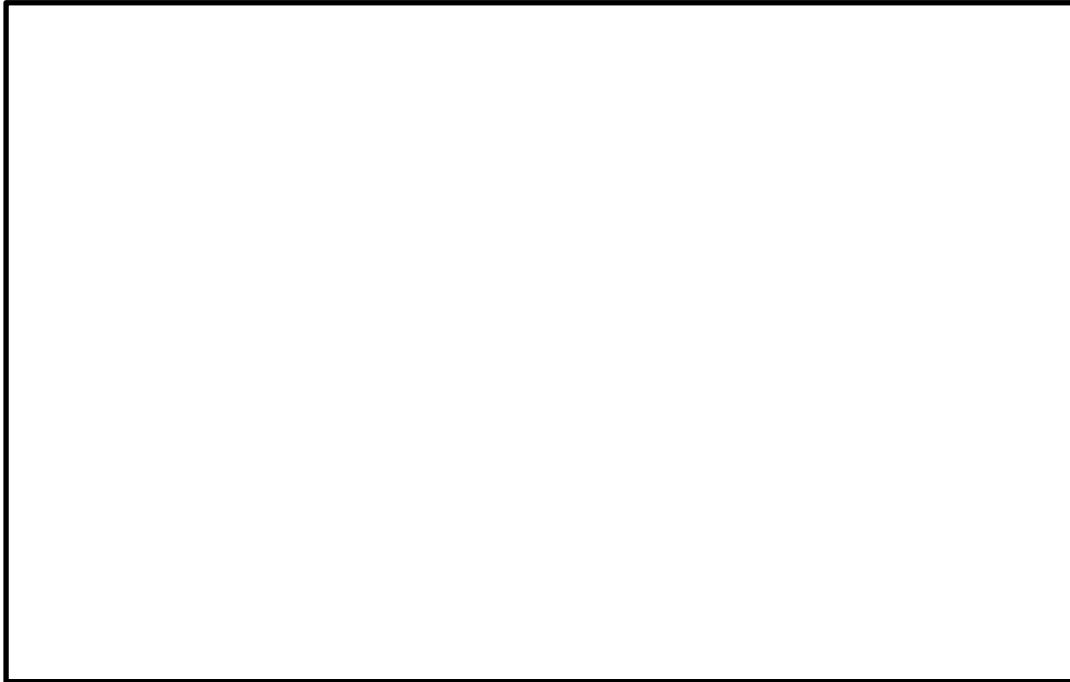


図 10 ガス温度に対する DF の比較

#### 2.4 沸騰による除去効果への影響について

事故シーケンス「冷却材喪失（大破断 L O C A）＋ E C C S 注水機能喪失＋全交流動力電源喪失」においてベントを実施する場合，図 11 のとおり，格納容器フィルタベント系による原子炉格納容器減圧及び除熱の実施に伴いサプレッションプールは飽和状態（沸騰状態）になるため，サプレッションプールの沸騰による除去効果への影響を確認した。M A A P 解析条件及び評価結果を表 2 及び表 3 に示す。なお，エアロゾルの粒径については，スクラビング前後で最も割合の多い粒径について除去効果を確認した。その結果，表 3 のとおり，沸騰時の除去効果は非沸騰時に比べて小さいことを確認した。

ただし，事故シーケンス「冷却材喪失（大破断 L O C A）＋ E C C S 注水機能喪失＋全交流動力電源喪失」では，図 12 のとおり，原子炉圧力容器内の Cs-137 は，大破断 L O C A により生じた破断口より原子炉格納容器内気相部へ移行し，その後重力沈降等により，初期の数時間で大部分が原子炉格納容器液相部へ移行するため，本評価においてサプレッションプールの沸騰による除去効果の減少の影響はほとんどないと考える。なお，CsI，CsOH の沸点はそれぞれ 1280℃，272.3℃\*であり，シビアアクシデント時に原子炉格納容器内で CsI，CsOH が揮発することは考えにくいですが，サプレッションプールの沸騰に伴い液相部中の CsI，CsOH の一部が気相部へ移行する可能性がある。ただし，その場合でも，ドライウエルから格納容器フィルタベント系を介した場合の Cs-137 放出量に包絡されると考えられる。

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

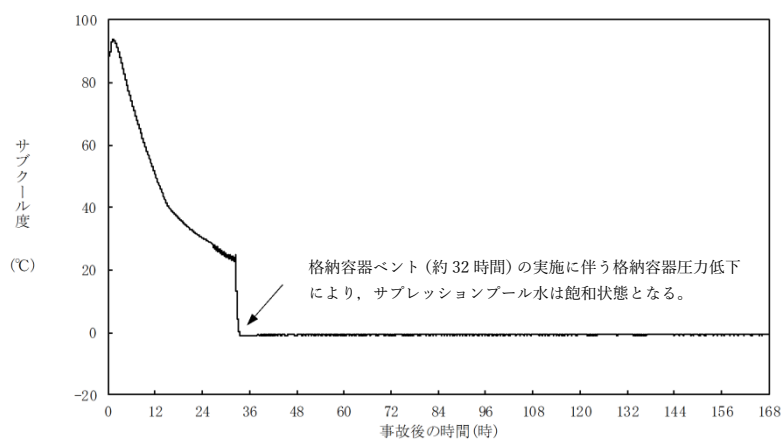


図 11 サプレッションプールのサブクール度の推移

表 2 評価条件

項目	評価条件*	選定理由
蒸気割合	<input type="text"/> %	格納容器ベント実施前の D/W における蒸気割合 (約 89%) 相当
格納容器圧力	<input type="text"/> kPa [gage]	格納容器ベント実施前の格納容器圧力を考慮して設定 (設定上限値)
サブレーションプール水深	<input type="text"/> m	実機では水深 3m 以上のため、設定上限値を採用
サブクール度	<input type="text"/> °C	未飽和状態として設定 (設定上限値)
	<input type="text"/> °C	飽和状態として設定 (設定下限値)
エアロゾルの粒径 (半径)	<input type="text"/> μm	スクラビング前の最も割合が多い粒径
	<input type="text"/> μm	スクラビング後の最も割合が多い粒径

注記\* : SUPRAコードにより計算されたデータテーブルの設定値を採用



表 3 評価結果

粒径 (半径)	DF	
	未飽和状態 (サブクール度 <input type="text"/> °C)	飽和状態 (サブクール度 <input type="text"/> °C)
<input type="text"/> $\mu\text{m}$	<input type="text"/>	
<input type="text"/> $\mu\text{m}$		

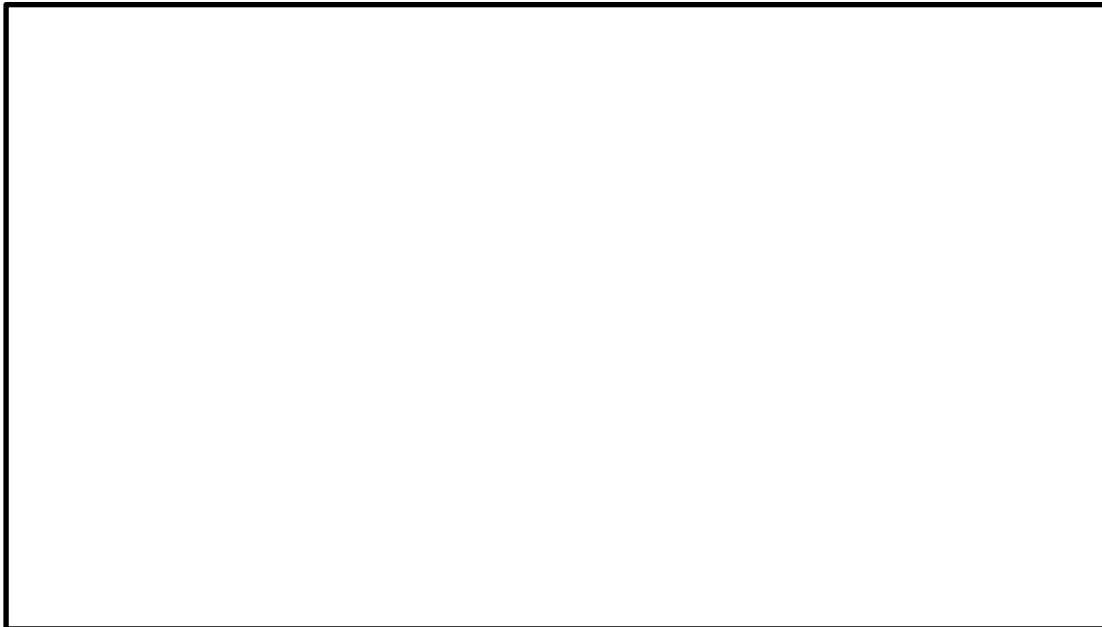


図 12 原子炉格納容器内液相部中の存在割合

原子炉格納容器内における無機よう素の沈着効果について

原子炉格納容器内における無機よう素の自然沈着率については、財団法人 原子力発電技術機構（以下「NUPEC」という。）による検討「平成9年度 NUREG-1465 のソースタームを用いた放射性物質放出量の評価に関する報告書」において、CSE A6 実験に基づく値が示されている。

自然沈着率の算出に関する概要を以下に示す。

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

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

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

$\lambda_d$  : 自然沈着率 [1/s]

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

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

NUPEC 報告書では、Nuclear Technology “Removal of Iodine and Particles by Sprays in the Containment Systems Experiment” の記載（CSE A6 実験）より、「CSE A6 実験の無機ヨウ素の濃度変化では、時刻0分で濃度  $10^5 \mu\text{g}/\text{m}^3$  であったものが、時刻30分で  $1.995 \times 10^4 \mu\text{g}/\text{m}^3$  となる。」として、時刻及び濃度を上式に代入することで無機よう素の自然沈着率  $9.0 \times 10^{-4}$  [1/s] を算出している。これは事故初期のよう素の浮遊量が多く、格納容器スプレイをしていない状態下での挙動を模擬するためのものであると考えられる。なお、米国 SRP6.5.2 では原子炉格納容器内の無機よう素が 1/200 になるまでは無機よう素の除去が見込まれるとしている。

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

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

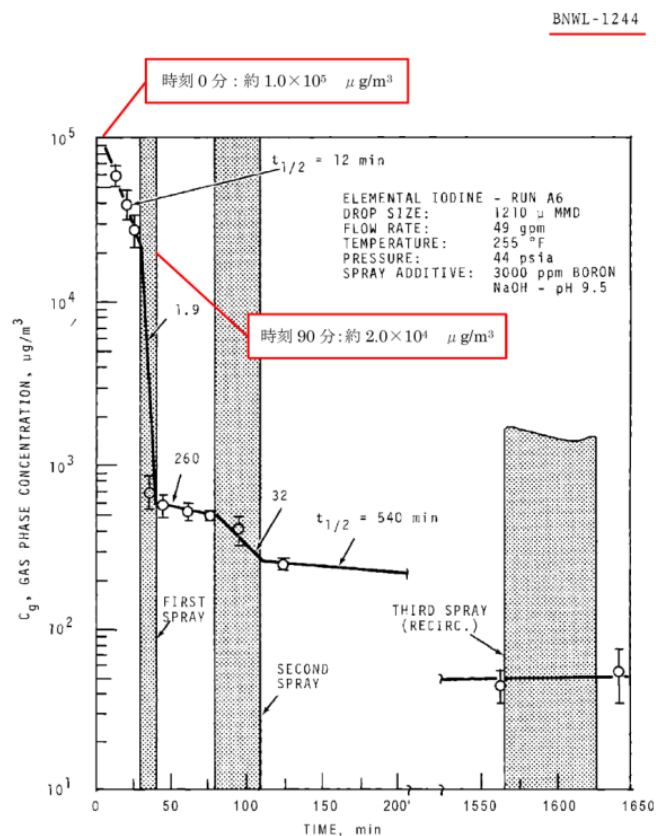


FIGURE 9. Concentration of Elemental Iodine in the Main Room, Run A6

図 1 原子炉格納容器内における無機よう素濃度の時間変化\*

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

## CSE 実験の適応性について

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

なお、NUPEC 報告書においては、スプレーが使用される前の期間のよう素濃度に基づき自然沈着速度を設定しており、実験条件は島根 2 号機の事故シーケンスに対する M A A P 解析結果により得られた原子炉格納容器内の条件と概ね同等である。

表 1 CSE 実験条件と島根 2 号機の比較

	CSE 実験の Run No.			島根 2 号機解析結果
	A-6 <sup>*1, *2</sup>	A-5 <sup>*3</sup>	A-11 <sup>*3</sup>	
雰囲気	蒸気＋空気	同左	同左	蒸気＋窒素 (＋水素)
雰囲気圧力 (MPaG)	約 0.20	約 0.22	約 0.24	約 0.23 <sup>*5</sup>
雰囲気温度 (°C)	約 120	約 120	約 120	約 200 以下 <sup>*5</sup>
スプレーの有無	あり <sup>*4</sup>	なし	なし	あり (無機よう素に対しては 自然沈着のみ考慮)

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

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

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

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

\*5：格納容器破損防止対策の有効性評価の事故シーケンス「冷却材喪失（大破断 L O C A）＋ E C C S 注水機能喪失＋全交流動力電源喪失」において、炉心からよう素が大量放出された後（事象初期）の値

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

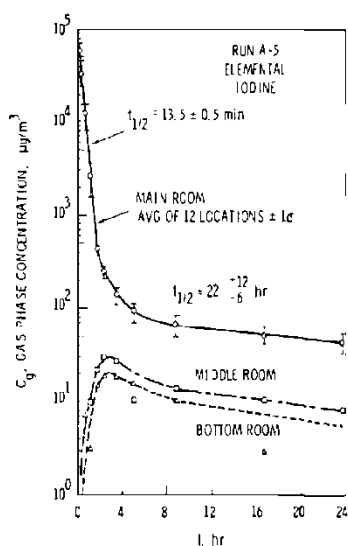


FIGURE B-5.  
Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-5

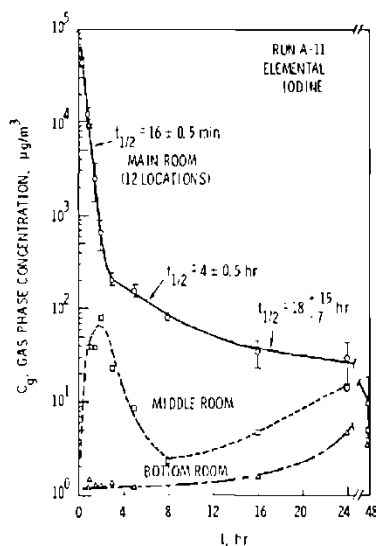


FIGURE B-6.  
Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-11

図 1 CSE A-5 及び A-11 実験による無機よう素の格納容器内気相部濃度の時間変化

自然沈着率は、評価する体系の体積と内面積の比である比表面積の影響を受け、比表面積が大きいくほど自然沈着率は大きくなると考えられる。

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

表 2 CSE 実験と島根 2 号機の比表面積の比較

	CSE 実験体系	島根 2 号機
体積 (m <sup>3</sup> )	約 600	約 13,000
内面積 (m <sup>2</sup> )	約 570	約 12,000
比表面積 (1/m)	約 0.9	約 0.9

サブレーションプールでのスクラビングによる除去効果（無機よう素）について

サブレーションプールでのスクラビングによる無機よう素の除去効果（以下「DF」という。）として、Standard Review Plan 6.5.5 に基づき DF5 を設定している。これは Standard Review Plan 6.5.5 において、「無機よう素のスクラビングによる除去効果として、Mark-II 及び Mark-III に対して DF10 以下、Mark-I に対して DF5 以下を主張する場合は、特に計算を必要とせず容認しても良い」との記載（抜粋参照）に基づくものである。島根原子力発電所第2号機は Mark-I 改良型を採用しているが、サブレーションプールでのスクラビングに期待可能な水深等、Mark-I と大きな差異はないことから、Standard Review Plan 6.5.5 の記載に基づき、サブレーションプールの沸騰の有無に関わらず、DF5 を適用することとしている。

なお、有機よう素についてはガス状の性質であることから、本 DF の効果には期待していない。粒子状よう素の DF については、MAAP 解析のスクラビング計算プログラム（SUPRA コード）にて評価している。

## 「Standard Review Plan 6.5.5」(抜粋)

1. **Pool Decontamination Factor.** The decontamination factor (DF) of the pool is defined as the ratio of the amount of a contaminant entering the pool to the amount leaving. Decontamination factors for each fission product form as functions of time can be calculated by the SPARC code. An applicant may use the SPARC code or other methods to calculate the retention of fission products within the pool, provided that these methods are described in the SAR adequately to permit review. If the time-integrated DF values claimed by the applicant for removal of particulates and elemental iodine are 10 or less for a Mark II or a Mark III containment, or are 5 or less for a Mark I containment, the applicant's values may be accepted without any need to perform calculations. A DF value of one (no retention) should be used for noble gases and for organic iodides. The applicant should provide justification for any DF values greater than those given above.

(参考)

サブプレッションプールでのスクラビングによる無機よう素の除去効果に関する他の知見について

サブプレッションプールでのスクラビングによる無機よう素の除去効果に関する他の知見として、SPARCコードによる計算結果並びにUKAEA及びPOSEIDONにて行われた実験がある。

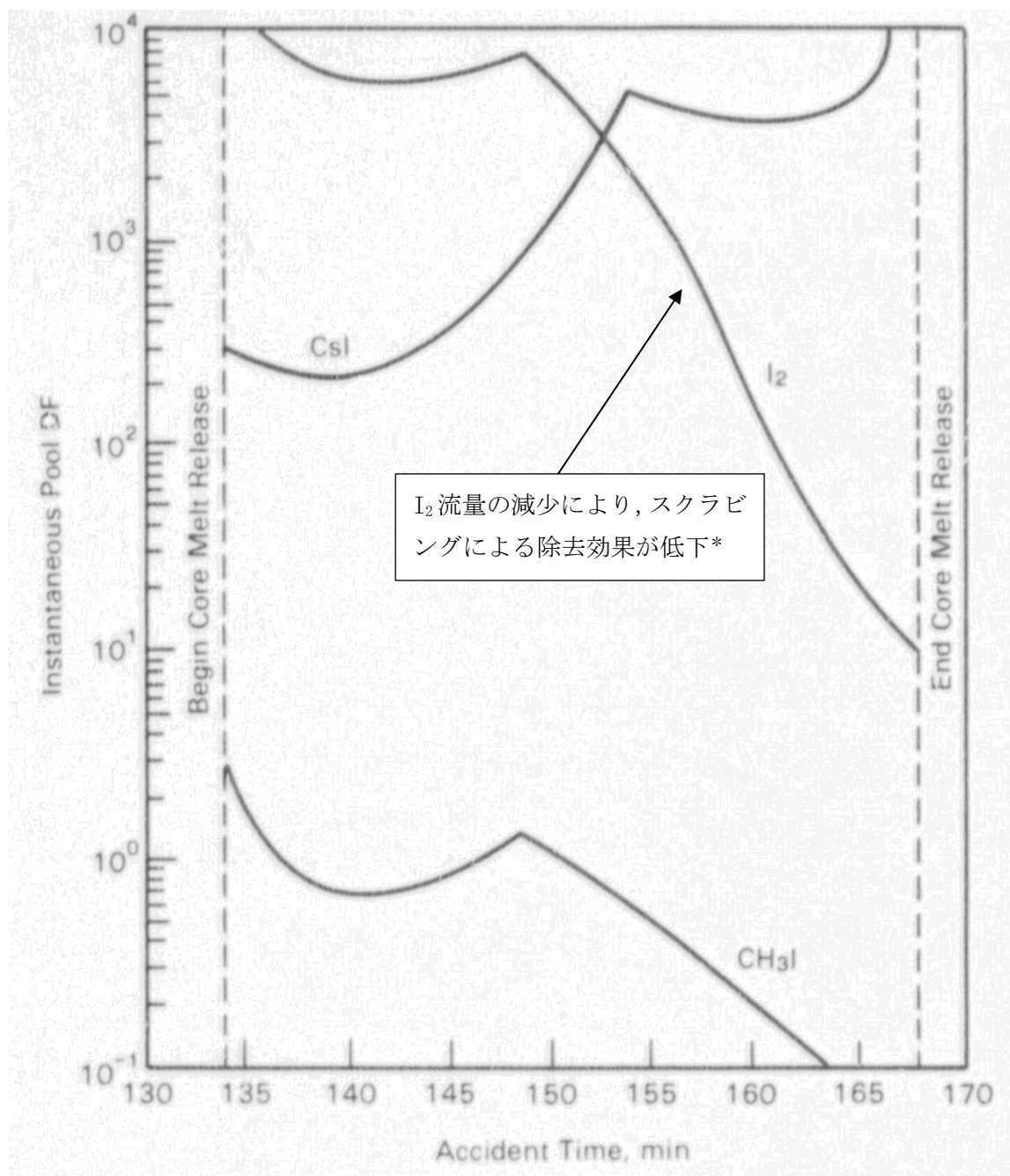
#### 1. SPARCコードによる計算結果

Standard Review Plan 6.5.5 の引用文献\*において、SPARCコードを用いたよう素のスクラビングによる除去効果を計算している。当該文献では、Mark-I型原子炉格納容器を対象として無機よう素 (I<sub>2</sub>)、粒子状よう素 (CsI) 及び有機よう素 (CH<sub>3</sub>I) に対するスクラビングによる除去効果を計算している。計算結果は図1のとおりであり、無機よう素に対するDFは最小10程度である。

なお、選定した事故シーケンスは、原子炉停止機能喪失であり、以下の事故進展を想定している。

- ・ 過渡時において制御棒の挿入不良が発生
- ・ 緊急炉心冷却システムは作動するが、原子炉出力レベルはサブプレッションプールの冷却能力を超過
- ・ 原子炉圧力容器の過圧破損の発生により冷却材が喪失した結果、炉心損傷が発生

注記\* : P. C. Owczarski and W. K. Winegarder, “Capture of Iodine in Suppression Pools”, 19th DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conference.



注記\* : 文献中の記載 (抜粋)

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

図1 SPARC計算結果 (瞬時値 DF)



## 2. UKAEA 及び POSEIDON にて行われた実験

無機よう素に対するスクラビングによる除去効果について、UKAEA\*<sup>1</sup> 及び POSEIDON\*<sup>2</sup> において実験が行われている。実験体系を図 2 及び図 3、実験条件及び実験結果を表 1 及び表 2 に示す\*<sup>3</sup>。

表 2 のとおり、無機よう素の DF は最少で 14 である。

注記\*1：イギリスのウィンフリス（重水減速沸騰軽水冷却炉（SGHWR））の蒸気抑制システムにおける核分裂生成物の 保持を調べるための実験

\*2：スイスのポール・シェラー研究所で行われた水中へのガス状よう素のスクラビングに関する実験

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

**LEGEND**

- ⓐ = TEMPERATURE MEASUREMENT
- ⓑ = PRESSURE MEASUREMENT
- ⓒ = FLOW MEASUREMENT
- ⓓ = SAMPLING POINT

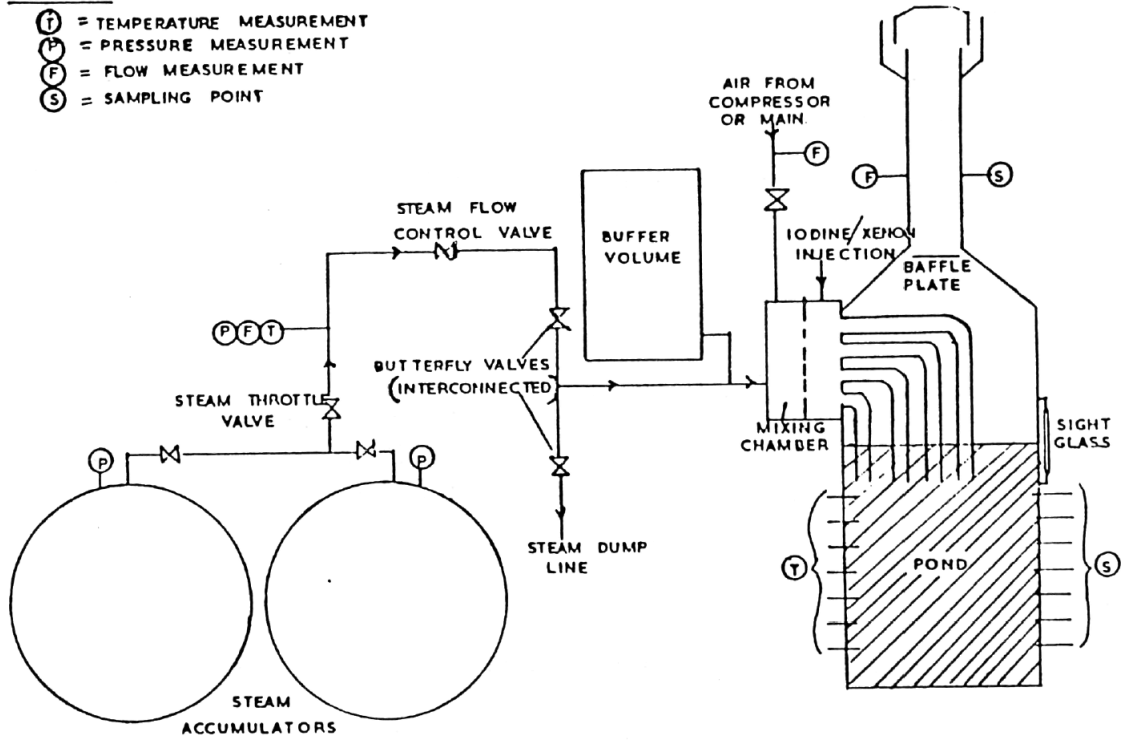


図 2 UKAEA 実験体系

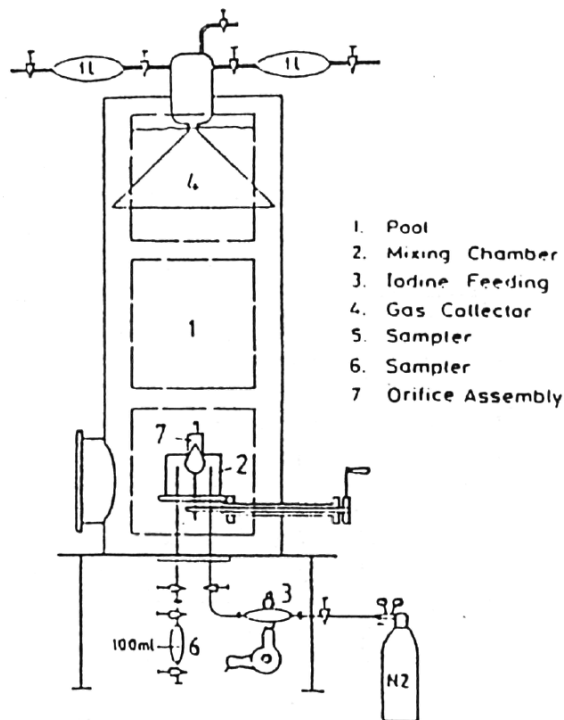


図 3 POSEIDON 実験体系

表 1 実験条件

Program	Aerosol	Aerosol size, $\mu\text{m}$	Carrier fluid	Steam mass fraction	Water temp., $^{\circ}\text{C}$	Pool pressure	Injector
ACE	CsI CsOH MnO	1.7 - 2.7 1.6 - 2.8 1.7 - 2.3	$\text{N}_2$ + steam	0.008 - 0.31	25 83	ambient	sparger
EPRI	CsI $\text{TeO}_2$ Sn	0.2 - 3.0 0.4 - 2.7 2.7	air, $\text{N}_2$ or He + steam	0 - 0.95	- ambient - near sa- - turated	ambient	single orifice
EPSI	CsI CsOH	~4.5 (radius)	steam	1	273 (initially)	1.1 MPa 3.1 MPa 6.1 MPa	single orifice
GE	$\text{Eu}_2\text{O}_3$ CsI	0.1 - 40.0 < 0.3	air	0	ambient	ambient	single orifice
JAERI	DOP	0.3 - 10.0	air	0	ambient	ambient	single orifice
LACE - España	CsI	1.7 - 7.2	$\text{N}_2$ + steam	0.07 - 0.85	110	3 bar (abs.)	-single orifice -multior.
SPARTA	CsI	0.7	air + $\text{N}_2$	0	close to saturation	ambient	2 orifices
UKAEA	Cr/Ni	0.06	air + steam	0.25 - 0.96	ambient	ambient	4 orifices (downco- mers)
UKAEA	$\text{I}_2$ vapour	-	air and/or steam	0 - 1	ambient	ambient	4 orifices (downco- mers)
POSEI- DON	$\text{I}_2$ vapour	-	$\text{N}_2$	0	ambient	ambient	-single orifice - multior.

表 2 実験結果

Experiments	Species tested	DF range
ACE	Cs Mn I DOP	145 - 3000 11 - 260 47 - 1500 6 - 12
EPRI	CsI, $\text{TeO}_2$ Sn	1.4 - 1600 110 - 6800
EPSI	CsI	2100 - 3300
GE	$\text{Eu}_2\text{O}_3$ CsI	68 - 2900 7 - 10
JAERI	DOP	10 - 150
LACE-España	CsI	16 - 3000
SPARTA	CsI	7 *
UKAEA	Ni/Cr $\text{I}_2$	15 - 1680 14 - 240
POSEIDON	$\text{I}_2$	20 - 300 000

\* Only one test performed.

### 原子炉格納容器外への核分裂生成物の放出割合の設定について

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

事故シーケンス「冷却材喪失（大破断LOCA）+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失，W/Wベント」でのMAAP解析による放出割合の評価結果（事故発生から168時間経過時点）を表1に示す。ただし，以下に示すとおり，表1の値は現場作業の線量影響評価に使用していない。

表1によると，高揮発性核種（CsIやCsOH）の放出割合（ $10^{-6}$ オーダー）と比べ，中・低揮発性核種の放出割合が極めて大きい（ $10^{-4}$ オーダー）という結果となっている。

一方，TMI事故や福島第一原子力発電所事故での観測事実から，事故が起こった場合に最も多く放出される粒子状の物質はヨウ素やセシウム等の高揮発性の物質であり，中・低揮発性の物質の放出量は高揮発性の物質と比べ，少量であることが分かっている。

表2は，TMI事故後に評価された放射性核種の場所ごとの存在量であるが，希ガスや高揮発性核種（セシウムやヨウ素）が原子炉圧力容器外に全量のうち半分程度放出されている一方で，中・低揮発性核種はほぼ全量が原子炉圧力容器内に保持されているという評価となっている。

さらに，表3は，福島第一原子力発電所事故後に実施された発電所敷地内の土壌中放射性核種のサンプリング結果であるが，最も多く検出されているのは高揮発性核種（セシウムやヨウ素）であり，多くの中・低揮発性核種は不検出という結果となっている。

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

希ガス：高温にて燃料からほぼ全量放出される。

I, Cs：高温にて燃料からほぼ全量放出される。放出速度は希ガスと同等。

Sb, Te：高温にて燃料からほぼ全量放出される。また被覆管と反応した後，被覆管の酸化に伴い放出される。

Sr, Mo, Ru, Rh, Ba：雰囲気条件（酸化条件 or 還元条件）に大きな影響を受ける。

Ce, Np, Pu, Y, Zr, Nb：高温状態でも放出速度は低い。

注記\*：「化学形に着目した破損燃料からの核分裂生成物及びアクチニドの放出挙動評価のための研究（JAEA-Review 2013-034，2013年12月）」

表1の評価結果はこれらの観測事実及び実験結果と整合が取れていない。これは，事故シーケンス「冷却材喪失（大破断LOCA）+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失」においては，MAAP解析が中・低揮発性核種の放出割合を過度に大きく評価しているためであると考えられる。

MAAP解析の持つ保守性としては、炉心が再冠水し溶融炉心の外周部が固化した後でも、燃料デブリ表面からの放射性物質の放出評価において溶融プール中心部の温度を参照し放出量を評価していることや、炉心冠水時において燃料デブリ上部の水によるスクラビング効果を考慮していないことが挙げられる。MAAPコードの開発元であるEPRIからも、再冠水した炉心からの低揮発性核種の放出についてMAAP解析が保守的な結果を与える場合がある旨の以下報告がなされている。

- ・炉心が再冠水した場合の低揮発性核種（Ru及びMo）の放出について、低温の溶融燃料表面付近ではなく、溶融燃料の平均温度を基に放出速度を算出しているため、MAAP解析が保守的な結果を与える場合がある。
- ・Moの放出量評価について、NUREG-1465よりもMAAPコードの方が放出量を多く評価する。

なお、高揮発性核種（セシウムやヨウ素）については炉心溶融初期に炉心外に放出されるため、上述の保守性の影響は受けにくいものと考えられる。

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

そこで、MAAP解析による放出割合の評価結果以外に、海外での規制等にも活用されているNUREG-1465（米国の原子力規制委員会（NRC）で整備されたものであり、米国でもシビアアクシデント時の典型的な例として、中央制御室の居住性等の様々な評価で使用されている）の知見を利用するものとした。このことにより、TMI事故や福島第一原子力発電所事故の実態により見合った評価が可能となる。

なお、事故シーケンス「冷却材喪失（大破断LOCA）+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失」において、原子炉注水機能が使用できないものと仮定した場合における、炉心損傷開始から、原子炉圧力容器が破損するまでのMAAP解析事象進展（事故シーケンス「冷却材喪失（大破断LOCA）+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失」では、当該事故シーケンスにおいて原子炉注水機能を使用することにより原子炉圧力容器破損には至らない）とNUREG-1465の想定と比較は表4のとおりであり、NUREG-1465の想定とMAAP解析の事象進展に大きな差はなく、本評価においてNUREG-1465の知見は使用可能と判断した。

NUREG-1465の知見を利用した場合の放出割合の評価結果を表5に示す。

表1 MAA P解析による放出割合の評価結果（現場作業の線量影響評価に使用しない）

核種グループ	停止時炉内内蔵量に対する ベントラインへの流入割合 (事故発生から168時間後時点)
希ガス	約 $9.0 \times 10^{-1}$
CsI	約 $4.4 \times 10^{-6}$
TeO <sub>2</sub>	約 $2.5 \times 10^{-8}$
SrO	約 $2.4 \times 10^{-4}$
MoO <sub>2</sub>	約 $7.1 \times 10^{-6}$
CsOH	約 $7.0 \times 10^{-6}$
BaO	約 $1.7 \times 10^{-4}$
La <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	約 $3.3 \times 10^{-5}$
CeO <sub>2</sub>	約 $3.3 \times 10^{-5}$
Sb	約 $3.8 \times 10^{-6}$
Te <sub>2</sub>	0
UO <sub>2</sub>	0
Cs*	約 $6.8 \times 10^{-6}$

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

表2 TMI 事故後に評価された放射性核種の場所ごとの存在量

(単位: %)

核種	低揮発性			中揮発性			高揮発性		
	<sup>144</sup> Ce	<sup>154</sup> Eu	<sup>155</sup> Eu	<sup>90</sup> Sr	<sup>106</sup> Ru	<sup>125</sup> Sb	<sup>137</sup> Cs	<sup>131</sup> I	<sup>85</sup> Kr
原子炉建屋									
原子炉容器	105.4	122.7	109.5	89.7	93.2	117.2	40.1	42	30
原子炉冷却系	—	—	—	1	—	0.2	3	1	—
地階水, 気相タンク類	0.01	—	—	2.1	0.5	0.7	47	(47) <sup>†</sup>	54
補助建屋	—	—	—	0.1	—	0.7	5	7	—
合計	105	122	110	93	94	119	95	97	85

<sup>†</sup> 広範囲のI濃度測定値と多量のデブリ(おもに地階水沈殿物)のため、ここでの保持量は炉心インベントリを大きく上回る分析結果となります。したがって、ここに保持されたIのインベントリはCsと同等であると考えます。

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

表3 福島第一原子力発電所事故後に検出された土壌中の放射性核種\*

(単位: Bq/kg・乾土)

試料採取場所	【定点①】*1 グラウンド (西北西約500m)*2			【定点②】*1 野島の森 (西約500m)*2			【定点③】*1 産廃処分場近傍 (南南西約500m)*2			④5.6号機タービ スビル前 (北約1,000m)*2	⑤固体廃棄物の 蔵庫1.2棟近傍 (北約500m)*2	⑥南南西 約500m*2	⑦南南西 約750m*2	⑧南南西 約1,000m*2
	3/21	3/25	3/28	3/25	3/28	3/25	3/28	3/25	3/28	3/25	3/22	3/22	3/22	3/22
分析機関	JAEA	JAEA	日本分析 センター*3	JAEA	日本分析 センター*3	JAEA	日本分析 センター*3	JAEA	日本分析 センター*3	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA
測定日	3/24	3/28	3/30	3/28	3/30	3/28	3/30	3/28	3/30	3/28	3/25	3/25	3/24	3/25
核種	I-131(約8日)	5.8E+06	5.7E+06	3.8E+06	3.0E+06	3.9E+04	1.2E+07	2.6E+06	4.6E+05	3.1E+06	7.9E+05	2.2E+06	5.4E+06	
	I-132(約2時間)	*4	*4	2.3E+05	*4	1.3E+02	*4	1.5E+05	*4	*4	*4	*4	*4	
	Cs-134(約2年)	3.4E+05	4.9E+05	5.3E+05	7.7E+04	3.2E+02	3.5E+06	9.7E+05	6.8E+04	9.5E+05	8.7E+03	1.7E+04	1.6E+05	
	Cs-136(約13日)	7.2E+04	6.1E+04	3.3E+04	1.0E+04	2.8E+01	4.6E+05	6.9E+04	8.6E+03	1.1E+05	1.9E+03	2.2E+03	2.5E+04	
	Cs-137(約30年)	3.4E+05	4.8E+05	5.1E+05	7.6E+04	3.2E+02	3.5E+06	9.3E+05	6.7E+04	1.0E+06	2.0E+04	1.6E+04	1.6E+05	
	Te-129m(約34日)	2.5E+05	2.9E+05	8.5E+05	5.3E+04	ND	2.7E+06	6.0E+05	2.8E+04	8.9E+05	9.5E+03	1.9E+04	1.7E+05	
	Te-132(約3日)	6.1E+05	3.4E+05	3.0E+05	6.5E+04	1.4E+02	3.1E+06	2.0E+05	3.2E+04	1.9E+06	2.1E+04	3.9E+04	3.8E+05	
	Ba-140(約13日)	1.3E+04	1.5E+04	ND	2.5E+03	ND	ND	ND	ND	8.0E+04	ND	ND	ND	
	Nb-95(約35日)	1.7E+03	2.4E+03	ND	ND	ND	5.3E+03	ND	ND	8.1E+03	ND	ND	7.9E+02	
	Ru-106(約370日)	5.3E+04	ND	ND	6.4E+03	ND	2.7E+05	ND	ND	6.8E+04	1.9E+03	ND	3.2E+04	
	Mo-99(約68時間)	2.1E+04	ND	ND	ND	ND	6.6E+04	ND	ND	ND	ND	ND	ND	
	Tc-99m(約6時間)	2.3E+04	2.0E+04	ND	ND	ND	4.5E+04	ND	1.8E+03	2.3E+04	ND	ND	8.3E+03	
	La-140(約2日)	3.3E+04	3.7E+04	ND	2.3E+03	ND	9.7E+04	ND	2.5E+03	2.1E+05	4.2E+02	6.2E+02	7.8E+03	
	Be-7(約53日)	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND	3.2E+04	ND	ND	ND	
	Ag-110m(約250日)	1.1E+03	2.6E+03	ND	ND	ND	ND	ND	1.7E+02	1.8E+04	ND	ND	ND	

注記\* : 福島第一原子力発電所構内における土壌中の放射性物質の核種分析の結果について  
(続報) 別紙2 (東京電力HP参照)

表4 MAA P解析事象進展と NUREG-1465 の想定と比較

	燃料被覆管の損傷が開始し, ギャップ から放射性物質が放出される期間	炉心溶融が開始し, 溶融燃料が原 子炉圧力容器破損するまでの期間
MAA P	約5分~約28分*1	約28分~約3.2時間*2
NUREG-1465	~30分	30分~2時間

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

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

表 5 NUREG-1465 の知見を用いた補正後の放出割合（現場作業の線量影響評価に使用）

核種グループ	停止時炉内内蔵量に対する ベントラインへの流入割合 (事故発生から 168 時間後時点)
希ガス	約 $9.0 \times 10^{-1}$
CsI	約 $4.4 \times 10^{-6}$
TeO <sub>2</sub>	約 $1.4 \times 10^{-6}$
SrO	約 $5.4 \times 10^{-7}$
MoO <sub>2</sub>	約 $6.8 \times 10^{-8}$
CsOH	約 $7.0 \times 10^{-6}$
BaO	約 $5.4 \times 10^{-7}$
La <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	約 $5.4 \times 10^{-9}$
CeO <sub>2</sub>	約 $1.4 \times 10^{-8}$
Sb	約 $1.4 \times 10^{-6}$
Te <sub>2</sub>	0 <sup>*2</sup>
UO <sub>2</sub>	0 <sup>*2</sup>
Cs <sup>*1</sup>	約 $6.8 \times 10^{-6}$

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

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



各MAAP核種グループの放出割合の具体的な評価手法は以下に示すとおり。

(1) 希ガスグループ, CsI グループ, CsOH グループ

希ガスを含めた高揮発性の核種グループについては、格納容器からベントラインへの放出割合、格納容器から原子炉建物への漏えい割合ともにMAAP 解析の結果得られた放出割合を採用する。

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

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

- $F_{Cs}(T)$  : 時刻 T におけるセシウムの放出割合
- $F_{CsOH}(T)$  : 時刻 T における CsOH グループの放出割合
- $F_{CsI}(T)$  : 時刻 T における CsI グループの放出割合
- $M_I$  : 停止直後の I 元素の停止時炉内内蔵量
- $M_{Cs}$  : 停止直後の Cs 元素の停止時炉内内蔵量
- $W_I$  : I の原子量
- $W_{Cs}$  : Cs の原子量

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

\*2: 各核種グループの停止時炉内内蔵量は以下の手順により評価している。

- ① ORIGEN コードにより核種ごとの初期重量を評価する。
- ② ①の評価をもとに、同位体の重量を足し合わせ、各元素の重量を評価する。
- ③ ②の結果をMAAP コードにインプットし、MAAP コードにて、各元素の化合物の重量を評価する。
- ④ 各化合物は表 6 に示す核種グループに属するものとして整理している。核種グループの炉内内蔵量は、当該の核種グループに属する化合物の炉内内蔵量の和として評価している。

表 6 各核種グループの炉内内蔵量

核種グループ	各核種グループに対応する化合物	炉内内蔵量[kg] (安定核種を含む)
希ガス	Xe, Kr	
CsI	I	
TeO <sub>2</sub> , Te <sub>2</sub>	Te	
SrO	Sr	
MoO <sub>2</sub>	Mo, Ru, Tc	
CsOH	Cs, Rb	
BaO	Ba	
La <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	La, Pr, Nd, Sm, Y, Zr, Nb	
CeO <sub>2</sub>	Ce, Np, Pu	
Sb	Sb	
UO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub>	

注記\* : 表中に示す Te<sub>2</sub> の炉内内蔵量[kg]は、停止時に炉内に存在する Te 元素の全量が Te<sub>2</sub> の形態で存在する場合の値に相当する。

(2) それ以外の核種グループ

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

a. 格納容器からベントラインへの放出割合

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

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

$F_i(T)$  : 時刻Tにおけるi番目のMAAP核種グループ放出割合

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

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

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

$\gamma_i$  : NUREG-1465におけるi番目のMAAP核種グループに相当する核種グループの格納容器への放出割合

$\gamma_{\text{Cs}}$  : NUREG-1465におけるCsに相当する核種グループの格納容器への放出割合

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

格納容器ベントに伴い中・低揮発性核種は原子炉格納容器気相部からベントラインに流入するが、その流入の仕方、すなわち放出割合の経時的な振る舞いは、同じく原子炉格納容器気相部に浮遊しており壁面等からの追加放出がない希ガスの放出割合の振る舞いに近いと考えられる。

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

b. 原子炉格納容器から原子炉建物への漏えい割合

放出割合の経時的な振る舞いは Cs と同一\*とし、Cs の放出割合に対する当該核種グループの放出割合の比率は、168 時間経過時点において NUREG-1465 で得られた比率に等しいとして、以下の評価式に基づき評価した。

$$F_i(T) = F_{Cs}(T) \times \frac{Y_i}{Y_{Cs}}$$

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

$F_{Cs}(T)$  : 時刻 T におけるセシウムの放出割合

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

$Y_{Cs}$  : NUREG-1465 における Cs に相当する核種グループの格納容器への放出割合

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

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

表7 NUREG-1465での原子炉格納容器内への放出割合

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

注記\* : NUREG-1465のTable 3.12「Gap Release」の値と「Early In-Vessel」の値の和を参照

(NUREG-1465では、「Gap Release」、「Early In-Vessel」、「Ex-Vessel」及び「Late In-Vessel」の各事象進展フェーズに対して原子炉格納容器内への放出割合を与えている。現場作業の線量影響評価における想定事故シナリオでは、原子炉圧力容器が健全な状態で事故収束するため、原子炉圧力容器損傷前までの炉心からの放出を想定する「Gap Release」及び「Early In-Vessel」の値の和を用いる。)

表8 NUREG-1465 (抜粋)

Table 3.8 Revised Radionuclide Groups

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

Table 3.12 BWR Releases Into Containment\*

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

\* Values shown are fractions of core inventory.  
 \*\* See Table 3.8 for a listing of the elements in each group  
 \*\*\* Gap release is 3 percent if long-term fuel cooling is maintained.

## セシウムの放出割合の評価方法

## 1. セシウムの放出割合

## (1) CsI の形態で存在しているセシウム

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

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

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

よう素元素初期重量[kg] :  $M_I$

セシウム原子量[-] :  $W_{Cs}$

よう素原子量[-] :  $W_I$

## (2) CsOH の形態で存在しているセシウム

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

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

セシウム元素初期重量[kg] :  $M_{Cs}$

## (3) セシウムの放出量

MAAP 解析により CsI と CsOH の格納容器外への放出割合を評価

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

X : CsI 放出割合 (MAAP 解析により得られる)

Y : CsOH 放出割合 (MAAP 解析により得られる)

## (4) セシウムの放出割合

1. (3)で得られたセシウムの放出量から、セシウムの放出割合を評価

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



- $(x/Q)_w(x,y)_i$  : 時刻  $i$  での湿性沈着率 [ $1/m^2$ ]  
 $x/Q(x,y,0)_i$  : 時刻  $i$  での地表面高さでの相対濃度 [ $s/m^3$ ]  
 $\Lambda_i$  : 時刻  $i$  でのウォッシュアウト係数 [ $1/s$ ]  
 (=  $9.5 \times 10^{-5} \times Pr_i^{0.8}$  学会標準より)  
 $Pr_i$  : 時刻  $i$  での降水強度 [ $mm/h$ ]  
 $\Sigma_{zi}$  : 時刻  $i$  での建物影響を考慮した放射性雲の鉛直方向の拡散幅 [ $m$ ]  
 $h$  : 放出高さ [ $m$ ]

乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度 97%値と、乾性沈着率の累積出現頻度 97%値の比は以下で定義される。

乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度 97%値  
 乾性沈着率の累積出現頻度 97%値

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

## 2. 評価結果

各放出点の地表面沈着率の評価結果を表 1 に示す。

気象指針では、大気拡散評価においてめったに遭遇しないと思われる厳しい気象条件として累積出現頻度 97%値を採用\*している。このことから、地表面沈着率の評価においても同様に、実際の降雨を考慮してめったに遭遇しないと思われる気象条件として累積出現頻度 97%値を評価した。その結果、各地表面沈着率（乾性+湿性）は乾性沈着率の 1.00~1.28 程度となった。

なお、風速、風向、大気安定度、降雨状況等様々な条件から計算を行うため、厳しい気象条件として選定される地表面沈着率の累積出現頻度 97%値は、必ずしも降雨があるとは限らない。

以上より、エアロゾル粒子及び無機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度として、乾性沈着速度の 1.28 倍（約 0.38cm/s）から保守的に 0.5cm/s と設定することは適切であると考えられる。また、有機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度は、有機よう素の乾性沈着速度（ $10^{-3}cm/s$ ）に対して上記と同じ倍率（=0.5/0.3）を参照し、値を丸め  $1.7 \times 10^{-3}cm/s$  を採用した。

注記\*：（気象指針解説抜粋）

### I. 指針作成の考え方

想定事故時における安全解析は、想定事故期間中の線量を評価するものであるため、この場合には、想定事故が任意の時刻に起こること及び実効的な放出継続時間が短いことを考慮して、平均的な気象条件よりもむしろ出現頻度からみてめったに遭遇しないと思われる厳しい気象条件を用いる必要がある。このため、指針では、気象観測資料を基に出現確率的観点から想定事故期間中の相対濃度を解析し、その出現頻度が極めて小さ



いものを選ぶことによって、放射性物質の濃度が厳しい気象条件に相当するものとなるように考慮することとした。

## VI. 想定事故時の大気拡散の解析方法

### 1. 相対濃度

指針では、想定事故時においてめったに遭遇しない気象条件下の濃度を導くため、相対濃度の出現確率は過去の経験に照らして97%を採用して解析することとした。

表1 沈着率評価結果

放出点及び 放出点高さ	評価点	相対濃度 [s/m <sup>3</sup> ]	①乾性沈着率 [1/m <sup>2</sup> ]	②乾性沈着率 +湿性沈着率 [1/m <sup>2</sup> ]	比 (②/①)
原子炉建物 (地上0m)	第1弁 (W/W ベント)	約 1.5×10 <sup>-3</sup>	約 4.5×10 <sup>-6</sup>	約 4.5×10 <sup>-6</sup>	約 1.00
	第1弁 (D/W ベント)	約 1.5×10 <sup>-3</sup>	約 4.5×10 <sup>-6</sup>	約 4.5×10 <sup>-6</sup>	約 1.00
	第2弁	約 1.5×10 <sup>-3</sup>	約 4.6×10 <sup>-6</sup>	約 4.6×10 <sup>-6</sup>	約 1.00
排気筒 (非常用ガ ス処理系) (地上110m)	第1弁 (W/W ベント)	約 3.5×10 <sup>-4</sup>	約 1.0×10 <sup>-6</sup>	約 1.3×10 <sup>-6</sup>	約 1.23
	第1弁 (D/W ベント)	約 3.5×10 <sup>-4</sup>	約 1.0×10 <sup>-6</sup>	約 1.3×10 <sup>-6</sup>	約 1.23
	第2弁	約 3.4×10 <sup>-4</sup>	約 1.0×10 <sup>-6</sup>	約 1.3×10 <sup>-6</sup>	約 1.28
格納容器フィルタ ベント系排気管 (地上50m)	第1弁 (W/W ベント)	約 7.4×10 <sup>-4</sup>	約 2.2×10 <sup>-6</sup>	約 2.3×10 <sup>-6</sup>	約 1.03
	第1弁 (D/W ベント)	約 7.5×10 <sup>-4</sup>	約 2.2×10 <sup>-6</sup>	約 2.3×10 <sup>-6</sup>	約 1.02
	第2弁	約 7.4×10 <sup>-4</sup>	約 2.2×10 <sup>-6</sup>	約 2.3×10 <sup>-6</sup>	約 1.03

### 有機よう素の乾性沈着速度について

現場作業の線量影響評価では、屋外に放出されたよう素のうち、無機よう素はエアロゾル粒子と同じ沈着速度を用いた。有機よう素についてはエアロゾル粒子とは別に、乾性沈着速度として、NRPB-R322 を参照し  $10^{-3}$ cm/s と設定した。以下にその根拠を示す。

#### (1) 英国放射線防護庁 (NRPB) による報告

英国放射線防護庁 大気拡散委員会による年次レポート (NRPB-R322\*) に沈着速度に関する報告がなされている。本レポートでは、有機よう素について、植物に対する沈着速度に関する知見が整理されており、以下のとおり報告されている。

- ・植物に対する沈着速度の “best judgement” として  $10^{-5}$ m/s ( $10^{-3}$ cm/s) を推奨

#### (2) 日本原子力学会による報告

日本原子力学会標準レベル 3PSA 解説 4.8 に沈着速度に関する以下の報告がなされている。

- ・ヨウ化メチルは非反応性の化合物であり、沈着速度が小さく、実験で  $10^{-4}$ ~ $10^{-2}$ cm/s の範囲である。
- ・ヨウ化メチルの沈着は、公衆のリスクに対し僅かな寄与をするだけであり、事故影響評価においてはその沈着は無視できる。

以上のことから、有機よう素の乾性沈着速度はエアロゾル粒子の乾性沈着速度 0.3cm/s に比べて小さいことが言える。

また、原子力発電所構内は、コンクリート、道路、芝生及び木々で構成されているが、エアロゾル粒子の沈着速度の実験結果 (NUREG/CR-4551) によると、沈着速度が大きいのは芝生や木々であり、植物に対する沈着速度が大きくなる傾向であった。

したがって、有機よう素の乾性沈着速度として、NRPB-R322 の植物に対する沈着速度である  $10^{-3}$ cm/s を用いるのは妥当と判断した。

注記\* : NRPB-R322-Atmospheric Dispersion Modelling Liaison Committee Annual Report, 1998-99

**2.2.2 Meadow grass and crops***Methyl iodide*

There are fewer data for methyl iodide than for elemental iodine, but all the data indicate that it is poorly absorbed by vegetation, such that surface resistance is by far the dominant resistance component. The early data have been reviewed elsewhere (Underwood, 1988; Harper *et al.*, 1994) and no substantial body of new data is available. The measured values range between  $10^{-5}$  and  $10^{-4}$   $\text{m s}^{-1}$  approximately. Again, there are no strong reasons for taking  $r_s$  to be a function of windspeed, so it is recommended that  $v_d$  is taken to be a constant. Based on the limited data available, the 'best judgement' value of  $v_d$  is taken as  $10^{-5}$   $\text{m s}^{-1}$  and the 'conservative' value as  $10^{-4}$   $\text{m s}^{-1}$ . Where there is uncertainty as to the chemical species of the iodine, it is clearly safest to assume that it is all in elemental form from the viewpoint of making a conservative estimate of deposition flux.

**2.2.3 Urban***Methyl iodide*

There appear to be no data for the deposition of methyl iodide to building surfaces: the deposition velocity will be limited by adsorption processes and chemical reactions (if any) at the surface, for which specific data are required. No recommendations are given in this case. For vegetation within the urban area (lawns and parks etc), it is recommended that the values for extended grass surfaces be used.

エアロゾルの乾性沈着速度について

現場作業の線量影響評価では、地表面へのエアロゾル粒子の沈着速度として乾性沈着及び降水による湿性沈着を考慮した沈着速度 (0.5cm/s) を用いており、沈着速度の評価に当たっては、乾性沈着速度として0.3cm/s を用いている。乾性沈着速度の設定の考え方を以下に示す。

エアロゾル粒子の乾性沈着速度は、NUREG/CR-4551\*<sup>1</sup>に基づき0.3cm/s と設定した。

NUREG/CR-4551 では郊外を対象としており、郊外とは道路、芝生及び木々で構成されるとしている。原子力発電所内は舗装面が多く、建物屋上はコンクリートであるため、この沈着速度が適用できると考えられる。また、NUREG/CR-4551 では0.5 $\mu$ m $\sim$ 5 $\mu$ m の粒径に対して検討されているが、原子炉格納容器内の除去過程で、相対的に粒子径の大きなエアロゾル粒子は原子炉格納容器内に十分捕集されるため、粒径の大きなエアロゾル粒子は放出されにくいと考えられる。

また、W.G.N.Slinn の検討\*<sup>2</sup>によると、草や水、小石といった様々な材質に対する粒径に応じた乾性の沈着速度を整理しており、これによると0.1 $\mu$ m $\sim$ 5 $\mu$ m の粒径では沈着速度は0.3cm/s 程度 (図1) である。以上のことから、現場作業の線量影響評価におけるエアロゾル粒子の乾性の沈着速度として0.3cm/s を適用できると判断した。

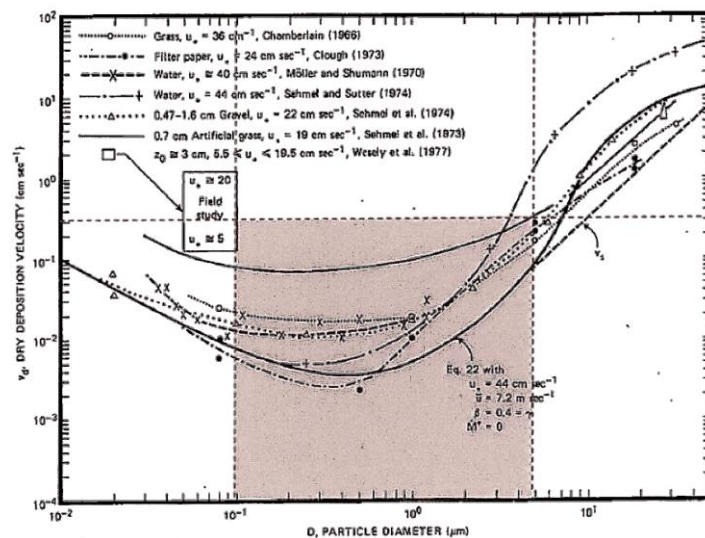


Fig. 4 Dry deposition velocity as a function of particle size. Data were obtained from a number of publications.<sup>1, 9-12</sup> The theoretical curve appropriate for a smooth surface is shown for comparison. Note that the theoretical curve is strongly dependent on the value for  $u_*$  and that Eq. 22 does not contain a parameterization for surface roughness. For a preliminary study of the effect of surface roughness and other factors, see Ref. 5.

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

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

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

(参考)

### 炉心の著しい損傷が発生した場合のエアロゾル粒子の粒径について

炉心の著しい損傷が発生した場合に原子炉格納容器内で発生する放射性物質を含むエアロゾル粒子の粒径分布として本評価で設定している「 $0.1\mu\text{m}$ 以上」は、粒径分布に関して実施されている研究を基に設定している。

炉心の著しい損傷が発生した場合には原子炉格納容器内にスプレイ等による注水が実施されることから、炉心の著しい損傷が発生した場合の粒径分布を想定し、「原子炉格納容器内でのエアロゾルの挙動」及び「原子炉格納容器内の水の存在の考慮」といった観点で実施された表1の②、⑤に示す試験等を調査した。さらに、炉心の著しい損傷が発生した場合のエアロゾル粒子の粒径に対する共通的な知見とされている情報を得るために、海外の規制機関(NRC等)や各国の合同で実施されている炉心の著しい損傷が発生した場合のエアロゾルの挙動の試験等(表1の①、③、④)を調査した。以上の調査結果を表1に示す。

表1で整理した試験等は、想定するエアロゾル発生源、挙動範囲(原子炉格納容器、1次冷却材配管等)、水の存在等に違いがあるが、エアロゾル粒子の粒径の範囲に大きな違いはなく、原子炉格納容器内環境でのエアロゾル粒子の粒径はこれらのエアロゾル粒子の粒径と同等な分布範囲を持つものと推定できる。

したがって、過去の種々の調査・研究により示されている範囲を包含する値として、 $0.1\mu\text{m}$ 以上のエアロゾル粒子を想定することは妥当である。

表1 炉心の著しい損傷が発生した場合のエアロゾル粒子の粒径についての文献調査結果

番号	試験名又は報告書名等	エアロゾル粒子の粒径( $\mu$ m)	備考
①	LACE LA2* <sup>1</sup>	約0.5~5 (図1参照)	炉心の著しい損傷が発生した場合の評価に使用されるコードでの原子炉格納容器閉じ込め機能喪失を想定条件とした比較試験
②	NUREG/CR-5901* <sup>2</sup>	0.25~2.5 (参考1-1)	原子炉格納容器内に水が存在し、熔融炉心を覆っている場合のスクラビング効果のモデル化を紹介したレポート
③	AECL が実施した実験* <sup>3</sup>	0.1~3.0 (参考1-2)	炉心の著しい損傷が発生した場合を考慮した一次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
④	PBF-SFD* <sup>3</sup>	0.29~0.56 (参考1-2)	炉心の著しい損傷が発生した場合を考慮した1次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
⑤	PHÉBUS FP* <sup>3</sup>	0.5~0.65 (参考1-2)	炉心の著しい損傷が発生した場合のFP挙動の実験(左記のエアロゾル粒径はPHÉBUS FP実験の原子炉格納容器内のエアロゾル挙動に着目した実験の結果)

参考文献

注記\*1: J. H. Wilson and P. C. Arwood, Summary of Pretest Aerosol Code

Calculations for LWR Aerosol Containment Experiments (LACE) Test LA2

\*2: D. A. Powers and J. L. Sprung, NUREG/CR-5901, A Simplified Model of Aerosol Scrubbing by a Water Pool Overlying Core Debris Interacting With Concrete

\*3: STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS, NEA/CSNI/R(2009)5

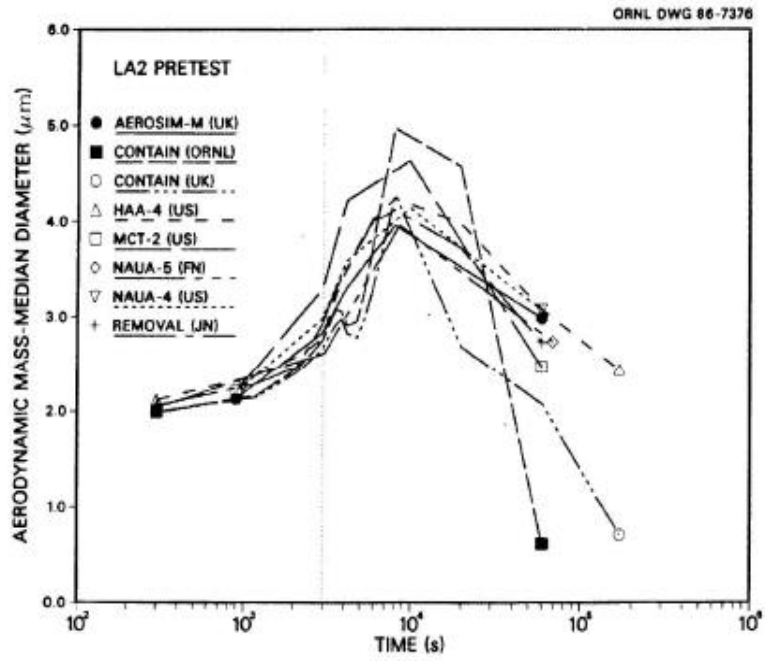


Fig. 11. LA2 pretest calculations - aerodynamic mass median diameter vs time.

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

so-called "quench" temperature. At temperatures below this quench temperature the kinetics of gas phase reactions among CO, CO<sub>2</sub>, H<sub>2</sub>, and H<sub>2</sub>O are too slow to maintain chemical equilibrium on useful time scales. In the sharp temperature drop created by the water pool, very hot gases produced by the core debris are suddenly cooled to temperatures such that the gas composition is effectively "frozen" at the equilibrium composition for the "quench" temperature. Experimental evidence suggest that the "quench" temperature is 1300 to 1000 K. The value of the quench temperature was assumed to be uniformly distributed over this temperature range for the calculations done here.

(6) Solute Mass. The mass of solutes in water pools overlying core debris attacking concrete has not been examined carefully in the experiments done to date. It is assumed here that the logarithm of the solute mass is uniformly distributed over the range of  $\ln(0.05 \text{ g/kilogram H}_2\text{O}) = -3.00$  to  $\ln(100 \text{ g/kilogram H}_2\text{O}) = 4.61$ .

(7) Volume Fraction Suspended Solids. The volume fraction of suspended solids in the water pool will increase with time. Depending on the available facilities for replenishing the water, this volume fraction could become quite large. Models available for this study are, however, limited to volume fractions of 0.1. Consequently, the volume fraction of suspended solids is taken to be uniformly distributed over the range of 0 to 0.1.

(8) Density of Suspended Solids. Among the materials that are expected to make up the suspended solids are Ca(OH)<sub>2</sub> ( $\rho = 2.2 \text{ g/cm}^3$ ) or SiO<sub>2</sub> ( $\rho = 2.2 \text{ g/cm}^3$ ) from the concrete and UO<sub>2</sub> ( $\rho = 10 \text{ g/cm}^3$ ) or ZrO<sub>2</sub> ( $\rho = 5.9 \text{ g/cm}^3$ ) from the core debris or any of a variety of aerosol materials. It is assumed here that the material density of the suspended solids is uniformly distributed over the range of 2 to 6 g/cm<sup>3</sup>. The upper limit is chosen based on the assumption that suspended UO<sub>2</sub> will hydrate, thus reducing its effective density. Otherwise, gas sparging will not keep such a dense material suspended.

(9) Surface Tension of Water. The surface tension of the water can be increased or decreased by dissolved materials. The magnitude of the change is taken here to be  $S\sigma(w)$  where S is the weight fraction of dissolved solids. The sign of the change is taken to be minus or plus depending on whether a random variable  $\epsilon$  is less than 0.5 or greater than or equal to 0.5. Thus, the surface tension of the liquid is:

$$\sigma_1 = \begin{cases} \sigma(w) (1-S) & \text{for } \epsilon < 0.5 \\ \sigma(w) (1+S) & \text{for } \epsilon \geq 0.5 \end{cases}$$

where  $\sigma(w)$  is the surface tension of pure water.

(10) Mean Aerosol Particle Size. The mass mean particle size for aerosols produced during melt/concrete interactions is known only for situations in which no water is present. There is reason to believe smaller particles will be produced if a water pool is present. Examination of aerosols produced during melt/concrete interactions shows that the primary particles are about 0.1  $\mu\text{m}$  in diameter. Even with a water pool present, smaller particles would not be expected.



Consequently, the natural logarithm of the mean particle size is taken here to be uniformly distributed over the range from  $\ln(0.25 \mu\text{m}) = -1.39$  to  $\ln(2.5 \mu\text{m}) = 0.92$ .

(11) Geometric Standard Deviation of the Particle Size Distribution. The aerosols produced during core debris-concrete interactions are assumed to have lognormal size distributions. Experimentally determined geometric standard deviations for the distributions in cases with no water present vary between 1.6 and 3.2. An argument can be made that the geometric standard deviation is positively correlated with the mean size of the aerosol. Proof of this correlation is difficult to marshal because of the sparse data base. It can also be argued that smaller geometric standard deviations will be produced in situations with water present. It is unlikely that data will ever be available to demonstrate this contention. The geometric standard deviation of the size distribution is assumed to be uniformly distributed over the range of 1.6 to 3.2. Any correlation of the geometric standard deviation with the mean size of the aerosol is neglected.

(12) Aerosol Material Density. Early in the course of core debris interactions with concrete,  $\text{UO}_2$  with a solid density of around  $10 \text{ g/cm}^3$  is the predominant aerosol material. As the interaction progresses, oxides of iron, manganese and chromium with densities of about  $5.5 \text{ g/cm}^3$  and condensed products of concrete decomposition such as  $\text{Na}_2\text{O}$ ,  $\text{K}_2\text{O}$ ,  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{SiO}_2$ , and  $\text{CaO}$  with densities of  $1.3$  to  $4 \text{ g/cm}^3$  become the dominant aerosol species. Condensation and reaction of water with the species may alter the apparent material densities. Coagglomeration of aerosolized materials also complicates the prediction of the densities of materials that make up the aerosol. As a result the material density of the aerosol is considered uncertain. The material density used in the calculation of aerosol trapping is taken to be an uncertain parameter uniformly distributed over the range of  $1.5$  to  $10.0 \text{ g/cm}^3$ .

Note that the mean aerosol particle size predicted by the VANESA code [6] is correlated with the particle material density to the  $-1/3$  power. This correlation of aerosol particle size with particle material density was taken to be too weak and insufficiently supported by experimental evidence to be considered in the uncertainty analyses done here.

(13) Initial Bubble Size. The initial bubble size is calculated from the Davidson-Schular equation:

$$D_b = \epsilon \left( \frac{6}{\pi} \right)^{1/3} \frac{V_s^{0.4}}{g^{0.2}} \text{ cm}$$

where  $\epsilon$  is assumed to be uniformly distributed over the range of 1 to 1.54. The minimum bubble size is limited by the Fritz formula to be:

$$D_b = 0.0105 \Psi[\sigma_l / g(\rho_l - \rho_g)]^{1/2}$$

where the contact angle is assumed to be uniformly distributed over the range of  $20$  to  $120^\circ$ . The maximum bubble size is limited by the Taylor instability model to be:

## 9.2.1 Aerosols in the RCS

### 9.2.1.1 AECL

The experimenters conclude that spherical particles of around 0.1 to 0.3  $\mu\text{m}$  formed (though their composition was not established) then these agglomerated giving rise to a mixture of compact particles between 0.1 and 3.0  $\mu\text{m}$  in size at the point of measurement. The composition of the particles was found to be dominated by Cs, Sn and U: while the Cs and Sn mass contributions remained constant and very similar in mass, U was relatively minor in the first hour at 1860 K evolving to be the main contributor in the third (very approximately: 42 % U, 26 % Sn, 33 % Cs). Neither break down of composition by particle size nor statistical size information was measured.

### 9.2.1.2 PBF-SFD

Further interesting measurements for purposes here were six isokinetic, sequential, filtered samples located about 13 m from the bundle outlet. These were used to follow the evolution of the aerosol composition and to examine particle size (SEM). Based on these analyses the authors state that particle geometrical-mean diameter varied over the range 0.29-0.56  $\mu\text{m}$  (elimination of the first filter due to it being early with respect to the main transient gives the range 0.32-0.56  $\mu\text{m}$ ) while standard deviation fluctuated between 1.6 and 2.06. In the images of filter deposits needle-like forms are seen. Turning to composition, if the first filter sample is eliminated and "below detection limit" is taken as zero, for the structural components and volatile fission products we have in terms of percentages the values given in Table 9.2-1.

## 9.2.2 Aerosols in the containment

### 9.2.2.1 PHÉBUS FP

The aerosol size distributions were fairly lognormal with an average size (AMMD) in FPT0 of 2.4  $\mu\text{m}$  at the end of the 5-hour bundle-degradation phase growing to 3.5  $\mu\text{m}$  before stabilizing at 3.35  $\mu\text{m}$ ; aerosol size in FPT1 was slightly larger at between 3.5 and 4.0  $\mu\text{m}$ . Geometric-mean diameter ( $d_{50}$ ) of particles in FPT1 was seen to be between 0.5 and 0.65  $\mu\text{m}$ ; a SEM image of a deposit is shown in Fig. 9.2-2. In both tests the geometric standard deviation of the lognormal distribution was fairly constant at a value of around 2.0. There was clear evidence that aerosol composition varied very little as a function of particle size except for the late settling phase of the FPT1 test: during this period, the smallest particles were found to be cesium-rich. In terms of chemical speciation, X-ray techniques were used on some deposits and there also exist many data on the solubilities of the different elements in numerous deposits giving a clue as to the potential forms of some of the elements. However, post-test oxidation of samples cannot be excluded since storage times were long (months) and the value of speculating on potential speciation on the basis of the available information is debatable. Nevertheless, there is clear evidence that some elements reached higher states of oxidation in the containment when compared to their chemical form in the circuit.

試験名又は報告書名等	試験の概要
AECL が実施した実験	CANDU のジルカロイ被覆管燃料を使用した、1次系での核分裂生成物の挙動についての試験
PBF-SFD	米国のアイダホ国立工学環境研究所で実施された炉心損傷状態での燃料棒及び炉心のふるまい並びに核分裂生成物及び水素の放出についての試験
PHÉBUS FP	フランスのカダラッシュ研究所の PHÉBUS 研究炉で実施された、炉心の著しい損傷が発生した場合の、炉心燃料から1次系を経て原子炉格納容器に至るまでの核分裂生成物の挙動を調べる実機燃料を用いた総合試験

### 実効放出継続時間の設定について

大気拡散評価に用いる実効放出継続時間は、「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」\*に従い、事故期間中の放射性物質の全放出量を1時間当たりの最大放出量で除した値として計算する。実効放出継続時間は、大気拡散評価で放出継続時間中の相対濃度及び相対線量を求めるために設定するものであり、被ばく評価においては、評価対象期間の放出率に相対濃度又は相対線量を乗じることにより大気拡散を考慮した評価を行う。

実効放出継続時間は放出経路ごとに設定しており、原子炉建物、排気筒(非常用ガス処理系)及び格納容器フィルタベント系排気管のそれぞれの放出経路について実効放出継続時間を計算した結果について、サプレッションチェンバの排気ラインを使用したベントを実施する場合を表1に、ドライウエルの排気ラインを使用したベントを実施する場合を表2に示す。

原子炉建物からの放出の実効放出継続時間は1時間程度、格納容器フィルタベント系からの実効放出継続時間は1時間程度であり、排気筒(非常用ガス処理系)からの放出の実効放出継続時間は34時間～36時間程度となっている。

大気拡散評価に用いる風速、風向などの気象データは、1時間ごとのデータとして整理されており、実効放出継続時間として設定できる最小単位は1時間である。

また、実効放出継続時間を2時間以上で設定した場合は、その期間に同一風向の風が吹き続けることを想定し、その期間の相対濃度の平均を単位時間当たりの相対濃度としている。なお、平均する期間に評価対象と異なる風向が含まれる場合は、当該時間の相対濃度を0として平均を計算する。このため、実効放出継続時間が長くなるほど平均される期間が長くなり相対濃度は小さい傾向となる。相対線量についても同様である。

このことから、ベント実施に伴う被ばく評価では、評価上の影響が大きい原子炉建物及び格納容器フィルタベント系排気管からの放出における実効放出継続時間は1時間を適用し、排気筒(非常用ガス処理系)からの放出における実効放出継続時間は30時間を適用し大気拡散評価を行った。

注記\*：(気象指針解説抜粋)

(3) 実効放出継続時間(T)は、想定事故の種類によって放出率に変化があるので、放出モードを考慮して適切に定めなければならないが、事故期間中の放射性物質の全放出量を1時間当たりの最大放出量で除した値を用いることもひとつの方法である。

表 1 W/W からベントを行う場合の実効放出継続時間

	① 放出量 (Bq)			② 最大放出率 (Bq/h)			実効放出継続時間 (h) (①÷②)		
	原子炉 建物	排気筒 (SGT)	フィルタ ベント	原子炉 建物	排気筒 (SGT)	フィルタ ベント	原子炉 建物	排気筒 (SGT)	フィルタ ベント
希ガス	$1.3 \times 10^{15}$	$2.2 \times 10^{16}$	$5.1 \times 10^{18}$	$1.0 \times 10^{15}$	$6.3 \times 10^{14}$	$3.6 \times 10^{18}$	約 1.3	約 34.3	約 1.4
希ガス以外	$2.8 \times 10^{14}$	$1.6 \times 10^{15}$	$4.2 \times 10^{15}$	$2.3 \times 10^{14}$	$4.5 \times 10^{13}$	$3.1 \times 10^{15}$	約 1.2	約 36.1	約 1.4

表 2 D/W からベントを行う場合の実効放出継続時間

	① 放出量 (Bq)			② 最大放出率 (Bq/h)			実効放出継続時間 (h) (①÷②)		
	原子炉 建物	排気筒 (SGT)	フィルタ ベント	原子炉 建物	排気筒 (SGT)	フィルタ ベント	原子炉 建物	排気筒 (SGT)	フィルタ ベント
希ガス	$1.3 \times 10^{15}$	$2.4 \times 10^{16}$	$5.0 \times 10^{18}$	$1.0 \times 10^{15}$	$6.7 \times 10^{14}$	$1.7 \times 10^{18}$	約 1.3	約 35.8	約 2.9
希ガス以外	$2.8 \times 10^{14}$	$1.7 \times 10^{15}$	$4.7 \times 10^{15}$	$2.3 \times 10^{14}$	$4.6 \times 10^{13}$	$1.6 \times 10^{15}$	約 1.2	約 37.6	約 2.9

ベント実施に伴う操作時の作業員の被ばく評価で考慮している線源の選定について

ベント実施に伴う操作時の作業員の被ばく評価では、以下の被ばく経路を考慮している。

- ・原子炉建物内の放射性物質からのガンマ線による被ばく\*
- ・放射性雲中の放射性物質からのガンマ線による被ばく
- ・原子炉建物内の放射性物質を吸入摂取することによる被ばく
- ・地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく
- ・格納容器フィルタベント系の配管内の放射性物質からのガンマ線による被ばく
- ・非常用ガス処理系フィルタの放射性物質からのガンマ線による被ばく

注記\*：原子炉建物内の作業エリアに浮遊する放射性物質による外部被ばくを含む。

上記の被ばく経路以外にアクセスルート等には、表 1 に示すとおり、線源となりうる中央制御室非常用再循環処理装置フィルタがあるが、「設備とアクセスルートが十分に離れていること」、「設備とアクセスルートの間の壁に十分な遮蔽効果があること」及び「移動時間を考慮すると設備からの影響は短時間であること」から、被ばくへの影響が小さいと考え、評価上考慮していない。なお、アクセスルート上において、その他に特筆すべき線源はないことを確認している。

設備とアクセスルートの位置関係を図 1 に示す。

表 1 線源となる設備とアクセスルート等への影響

設備	考慮しない理由	離隔距離及び遮蔽厚	設置位置
中央制御室非常用再循環処理装置フィルタ	廃棄物処理建物 2 階の設備であり、アクセスルートから十分離れており、設備とアクセスルートの間には廃棄物処理建物の床がある。また、移動時における影響は短時間であることから被ばく評価への影響は小さいため。	離隔距離：6m 以上 遮蔽厚：30cm 以上	図 1 (2/3)



図1 設備とアクセスルートとの位置関係 (1/3)

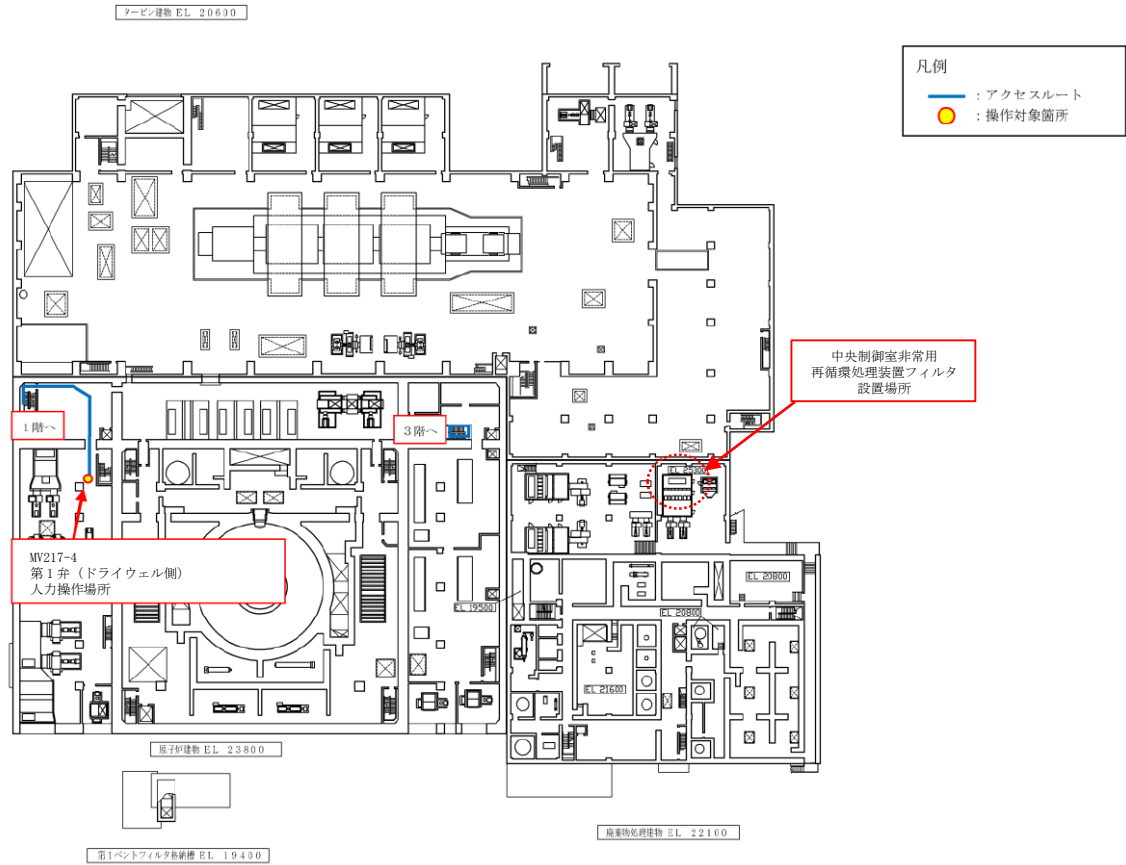


図1 設備とアクセスルートの位置関係 (2/3)

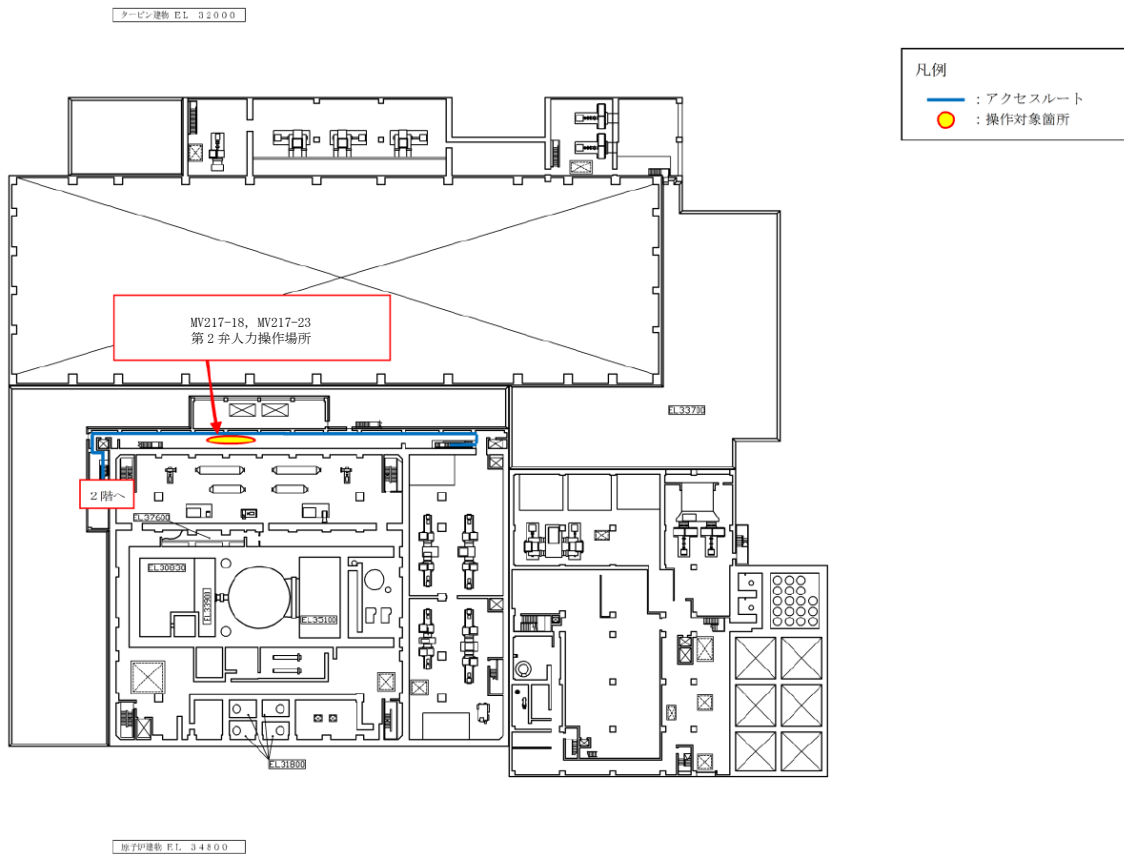


図1 設備とアクセスルートの位置関係 (3/3)



## 気象資料の代表性について

島根原子力発電所敷地内において観測した 2009 年 1 月から 2009 年 12 月までの 1 年間の気象データを用いて評価を行うに当たり、当該 1 年間の気象データが長期間の気象状態を代表しているかどうかの検討を F 分布検定により実施した。

以下に検定方法及び検討結果を示す。

### 1. 検定方法

#### (1) 検定に用いた観測データ

気象資料の代表性を確認するに当たっては、通常は被ばく評価上重要な排気筒高所風を用いて検定するものの、被ばく評価では保守的に地上風を使用することもあることから、排気筒高さ付近を代表する標高 130m の観測データに加え、参考として標高 28.5 m の観測データを用いて検定を行った。

#### (2) データ統計期間

検定年：2009 年 1 月～2009 年 12 月

統計年：2008 年 1 月～2008 年 12 月，2010 年 1 月～2018 年 12 月

#### (3) 検定方法

不良標本の棄却検定に関する F 分布検定の手順に従って検定を行った。

### 2. 検定結果

検定の結果、排気筒高さ付近を代表する標高 130m 及び標高 28.5m の観測データについて、有意水準 5% で棄却された項目は無かった（0 項目）ことから、評価に使用している気象データは、長期間の気象状態を代表しているものと判断した。

棄却検定表を表 1 から表 4 に示す。

表1 棄却検定表（風向）

観測場所：露場（標高 28.5m, 地上高 20m）（%）

統計年 風向	2008年	2010年	2011年	2012年	2013年	2014年	2015年	2016年	2017年	2018年	平均値	検定年 2009年	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	0.59	0.64	0.85	3.05	0.66	1.23	0.86	0.70	0.93	2.06	1.16	0.53	3.04	-0.73	○
NNE	0.20	0.19	0.24	0.92	0.23	0.28	0.30	0.23	0.31	0.33	0.32	0.15	0.83	-0.19	○
NE	0.12	0.28	0.16	0.32	0.22	0.29	0.39	0.31	0.36	0.49	0.29	0.26	0.56	0.03	○
ENE	0.32	0.26	0.33	0.25	0.32	0.42	0.59	0.47	0.55	0.47	0.40	0.30	0.68	0.12	○
E	0.55	0.39	0.55	0.40	0.67	0.72	0.92	0.87	1.54	1.22	0.78	0.51	1.66	-0.09	○
ESE	1.78	1.34	1.39	1.14	2.71	3.31	2.77	3.17	4.00	2.95	2.46	1.71	4.78	0.14	○
SE	8.75	7.34	5.67	5.56	12.61	13.94	13.57	13.87	13.43	9.42	10.42	7.84	18.62	2.22	○
SSE	24.91	22.10	22.03	18.59	24.24	22.31	22.85	23.57	19.19	22.04	22.18	22.90	26.93	17.44	○
S	10.98	10.94	11.09	15.61	7.75	6.74	6.18	5.69	6.00	10.37	9.14	11.28	16.72	1.55	○
SSW	3.33	4.61	4.05	3.68	3.93	3.05	3.15	3.14	3.57	3.23	3.58	4.21	4.76	2.39	○
SW	1.90	2.43	2.31	1.81	1.45	1.42	1.18	1.55	1.65	1.97	1.77	1.91	2.71	0.82	○
WSW	1.18	1.67	1.60	1.22	1.45	1.19	1.35	1.47	1.60	1.46	1.42	1.19	1.85	0.99	○
W	3.99	3.98	3.53	2.81	4.72	3.29	3.79	3.69	3.85	2.55	3.62	3.65	5.09	2.15	○
WNW	10.85	14.17	13.11	10.55	13.77	12.01	12.04	11.77	15.33	13.70	12.73	12.20	16.37	9.09	○
NW	14.87	12.10	13.53	12.10	9.72	10.65	11.74	10.43	11.54	9.42	11.61	14.86	15.61	7.61	○
NNW	11.77	11.93	12.38	15.91	12.02	14.78	12.92	13.25	12.43	14.55	13.19	11.41	16.56	9.83	○
静穏	3.92	5.63	7.16	6.09	3.52	4.37	5.40	5.83	3.72	3.77	4.94	5.10	7.89	1.98	○

表2 棄却検定表（風速）

観測場所：露場（標高 28.5m, 地上高 20m）（%）

統計年 風速 階級 (m/s)	2008年	2010年	2011年	2012年	2013年	2014年	2015年	2016年	2017年	2018年	平均値	検定年 2009年	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0~0.4	3.92	5.63	7.16	6.09	3.52	4.37	5.40	5.83	3.72	3.77	4.94	5.10	7.89	1.98	○
0.5~1.4	25.50	26.78	27.29	23.47	26.26	28.99	30.71	30.19	26.30	25.68	27.12	26.56	32.45	21.79	○
1.5~2.4	27.32	24.62	24.06	21.03	25.88	25.91	23.93	23.99	23.11	24.74	24.46	26.18	28.54	20.38	○
2.5~3.4	18.01	16.86	14.90	15.77	18.32	16.75	15.77	16.55	17.46	18.71	16.91	17.90	19.82	14.00	○
3.5~4.4	9.83	10.35	8.41	11.92	10.92	10.23	10.21	9.97	10.79	10.64	10.33	9.45	12.46	8.19	○
4.5~5.4	5.19	6.03	6.21	7.63	6.21	5.97	6.04	6.31	5.88	5.96	6.14	4.87	7.58	4.70	○
5.5~6.4	3.35	3.65	4.79	5.65	3.16	3.02	3.26	3.16	4.33	3.87	3.82	3.26	5.86	1.79	○
6.5~7.4	2.31	2.85	2.90	4.06	2.43	2.02	1.92	1.87	3.39	3.12	2.69	2.61	4.37	1.00	○
7.5~8.4	1.64	1.45	1.92	2.04	1.55	1.06	1.12	0.97	2.23	1.79	1.58	1.86	2.60	0.56	○
8.5~9.4	1.08	0.98	1.30	1.23	0.92	0.74	0.76	0.44	1.30	0.97	0.97	1.08	1.63	0.32	○
9.5~	1.87	0.80	1.07	1.12	0.83	0.95	0.89	0.72	1.50	0.75	1.05	1.15	1.92	0.18	○

表 3 棄却検定表（風向）

観測場所：管理事務所屋上（標高 130m，地上高 115m）（％）

統計年 風向	2008年	2010年	2011年	2012年	2013年	2014年	2015年	2016年	2017年	2018年	平均値	検定年 2009年	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
	上限	下限													
N	3.71	3.67	4.24	4.31	4.23	3.81	3.88	3.69	2.55	2.79	3.69	3.06	5.09	2.29	○
NNE	5.23	5.26	4.33	5.93	5.56	6.40	4.85	6.30	3.87	3.84	5.16	4.43	7.36	2.95	○
NE	8.33	7.79	6.55	7.39	6.30	9.66	7.73	9.56	7.61	7.07	7.80	10.14	10.47	5.13	○
ENE	7.06	5.85	6.15	5.63	4.31	7.02	6.24	7.25	5.95	5.85	6.13	7.58	8.18	4.08	○
E	3.70	2.90	4.22	4.21	3.39	3.69	5.61	4.69	4.98	4.64	4.20	3.86	6.13	2.28	○
ESE	3.66	3.56	3.53	4.00	3.49	4.97	5.39	4.21	4.54	4.90	4.23	3.68	5.86	2.59	○
SE	6.79	7.68	6.00	6.90	6.48	7.47	7.66	6.95	6.28	8.27	7.05	6.06	8.74	5.36	○
SSE	5.94	6.16	6.22	6.46	6.16	6.38	5.79	7.07	5.75	6.59	6.25	5.42	7.20	5.31	○
S	7.70	8.58	7.56	7.18	7.29	6.45	6.15	7.29	7.03	7.32	7.26	7.84	8.84	5.67	○
SSW	8.80	8.14	8.95	7.86	9.18	7.35	6.74	7.82	6.98	7.08	7.89	8.79	9.95	5.83	○
SW	8.52	8.40	8.20	7.55	9.71	7.31	6.95	6.64	8.72	7.67	7.97	8.21	10.16	5.78	○
WSW	5.16	5.87	5.86	4.58	6.71	4.99	5.19	4.84	5.43	4.96	5.36	5.95	6.86	3.86	○
W	5.67	6.59	6.68	6.17	7.58	6.85	6.38	6.26	7.22	7.14	6.65	6.27	8.00	5.31	○
WNW	7.42	8.39	7.06	7.95	7.69	5.60	6.46	6.17	9.38	8.56	7.47	6.67	10.24	4.69	○
NW	5.64	5.25	6.91	6.57	4.80	5.50	5.70	4.36	6.39	6.20	5.73	5.61	7.63	3.83	○
NNW	4.40	3.51	4.72	4.51	4.89	4.71	6.02	3.94	5.42	4.65	4.68	4.45	6.34	3.02	○
静穏	2.29	2.42	2.84	2.81	2.24	1.85	3.25	2.94	1.91	2.51	2.51	1.98	3.59	1.43	○

表 4 棄却検定表（風速）

場所：管理事務所屋上（標高 130m，地上高 115m）（％）

統計年 風速 階級 (m/s)	2008年	2010年	2011年	2012年	2013年	2014年	2015年	2016年	2017年	2018年	平均値	検定年 2009年	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
	上限	下限													
0.0～0.4	2.29	2.42	2.84	2.81	2.24	1.85	3.25	2.94	1.91	2.51	2.51	1.98	3.59	1.43	○
0.5～1.4	10.14	10.25	12.21	11.14	8.71	9.51	12.61	11.83	8.51	10.88	10.58	11.05	13.93	7.23	○
1.5～2.4	15.09	15.55	16.29	15.56	14.07	15.83	17.98	16.05	13.25	14.77	15.44	15.38	18.50	12.38	○
2.5～3.4	18.98	16.78	17.20	18.15	17.48	17.13	18.01	17.00	15.83	15.84	17.24	17.85	19.58	14.90	○
3.5～4.4	17.35	16.72	15.81	16.83	18.09	16.26	15.79	16.54	17.38	16.26	16.70	17.08	18.45	14.96	○
4.5～5.4	13.28	12.72	12.33	12.94	13.58	13.06	11.16	13.37	14.51	14.68	13.16	13.62	15.58	10.75	○
5.5～6.4	9.22	9.44	8.46	8.71	9.18	9.14	7.67	8.48	9.17	9.16	8.86	9.01	10.13	7.60	○
6.5～7.4	5.51	5.74	5.44	5.40	5.74	6.25	5.00	5.37	6.35	5.38	5.62	5.24	6.60	4.63	○
7.5～8.4	3.23	4.21	3.65	3.22	3.97	3.62	2.94	3.19	4.12	3.77	3.59	3.03	4.62	2.56	○
8.5～9.4	1.49	2.95	2.06	2.17	2.49	2.52	2.27	2.25	2.94	2.72	2.39	2.18	3.43	1.34	○
9.5～	3.41	3.21	3.71	3.07	4.45	4.83	3.30	2.97	6.04	4.04	3.90	3.59	6.20	1.60	○

原子炉建物内の放射性物質からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線  
並びにグランドシャインガンマ線評価モデルについて

原子炉建物内の放射性物質からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線評価は、原子炉建物の原子炉二次遮蔽及び補助遮蔽の遮蔽効果を考慮し、評価している。

また、グランドシャインガンマ線評価は、大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質を線源とし、線源は地表面に均一分布しているものとする。

W/W ベント時の評価モデルを図 1 から図 4 に示す。



図1 原子炉建物内の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく評価モデル

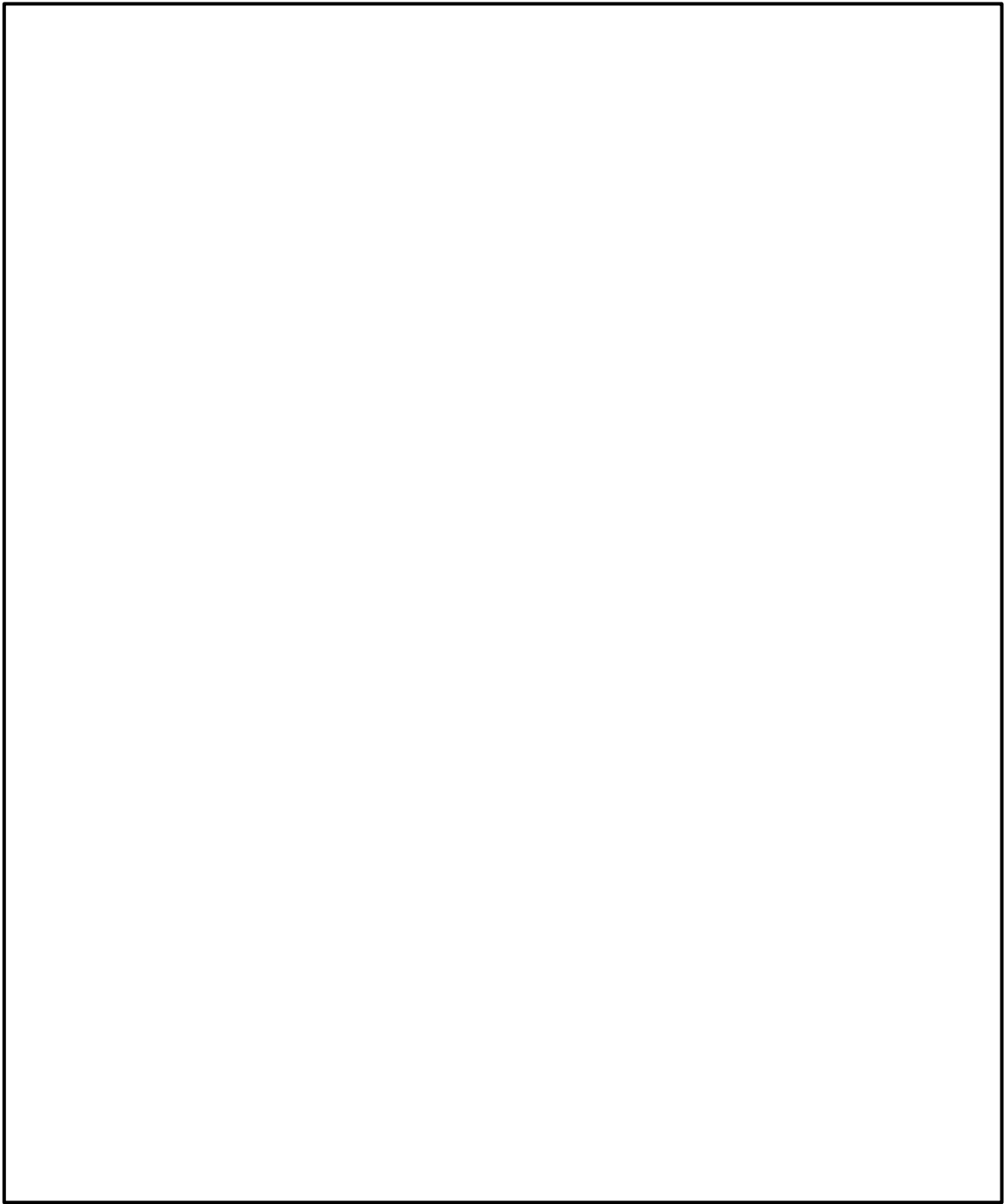


図2 原子炉建物内の放射性物質からのスカイシャインガンマ線による被ばく評価モデル

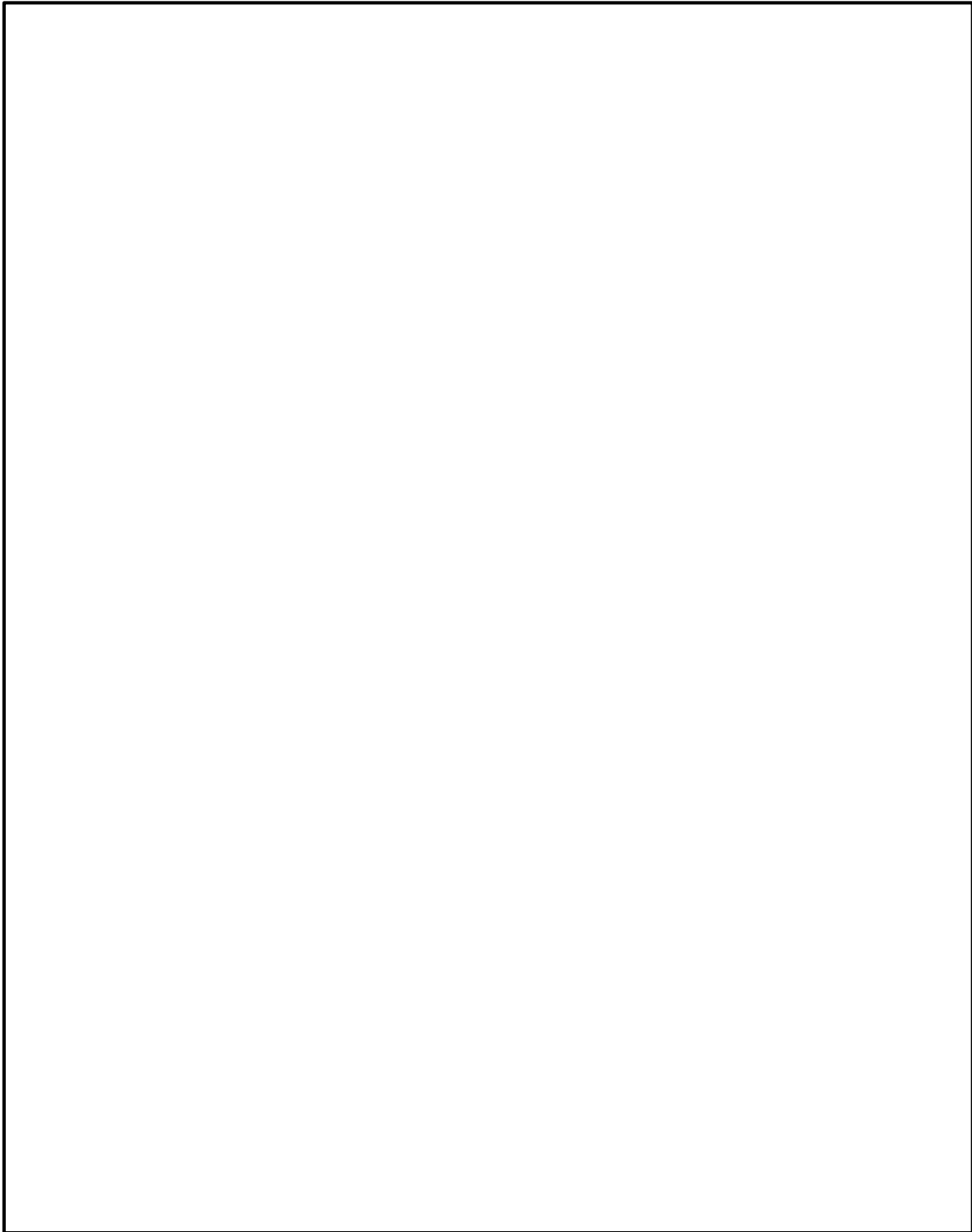


図 3 グランドシャイン評価モデル (第 2 弁操作時の作業場所)

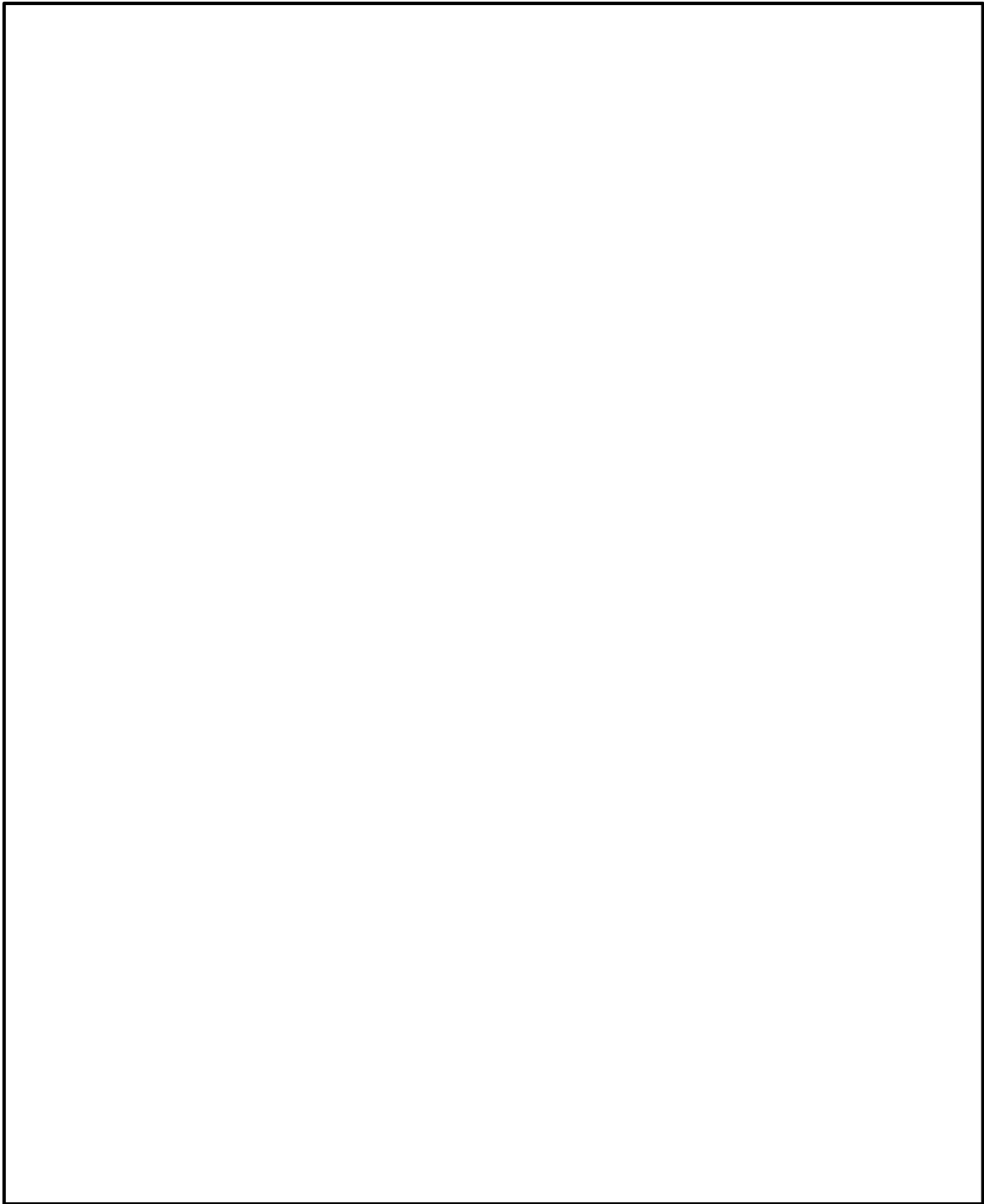


図4 グランドシャイン評価モデル（第1弁（W/W側）操作時の作業場所）



ベント弁開操作時の作業員の被ばく評価における評価条件について

ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価においては、W/W からのベントを行う場合及び D/W からのベントを行う場合について評価を行っている。それぞれの評価条件の違いについて以下に示す。

1. 放出量評価における評価条件の違い

放出量評価における W/W ベント、D/W ベントの条件の違いは、原子炉格納容器内における除去効果であり、その違いは表 1 に示すとおりである。

表 1 放出量評価条件の違い

項目		評価条件	
		W/W	D/W
サブプレッションチェンバでのスクラビングによる除去効果（無機よう素）		5	考慮しない
格納容器フィルタベント系を 経由した放出 (放出放射エネルギー[Bq] (gross 値))	希ガス類	約 $5.1 \times 10^{18}$	約 $5.0 \times 10^{18}$
	よう素類	約 $4.2 \times 10^{15}$	約 $4.6 \times 10^{15}$
	C s OH類	約 $5.5 \times 10^9$	約 $1.3 \times 10^{13}$
	S b類	約 $2.2 \times 10^8$	約 $5.1 \times 10^{11}$
	T e O <sub>2</sub> 類	約 $4.2 \times 10^9$	約 $9.7 \times 10^{12}$
	S r O類	約 $1.6 \times 10^9$	約 $3.7 \times 10^{12}$
	B a O類	約 $2.2 \times 10^9$	約 $5.1 \times 10^{12}$
	M o O <sub>2</sub> 類	約 $8.4 \times 10^8$	約 $1.9 \times 10^{12}$
	C e O <sub>2</sub> 類	約 $5.3 \times 10^8$	約 $1.2 \times 10^{12}$
	L a <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 類	約 $1.2 \times 10^8$	約 $2.9 \times 10^{11}$
原子炉建物から大気中への 放出 (放出放射エネルギー[Bq] (gross 値))	希ガス類	約 $2.3 \times 10^{16}$	約 $2.5 \times 10^{16}$
	よう素類	約 $1.9 \times 10^{15}$	約 $2.0 \times 10^{15}$
	C s OH類	約 $3.4 \times 10^{12}$	約 $3.4 \times 10^{12}$
	S b類	約 $3.1 \times 10^{11}$	約 $3.1 \times 10^{11}$
	T e O <sub>2</sub> 類	約 $2.9 \times 10^{12}$	約 $2.9 \times 10^{12}$
	S r O類	約 $1.5 \times 10^{12}$	約 $1.5 \times 10^{12}$
	B a O類	約 $1.6 \times 10^{12}$	約 $1.6 \times 10^{12}$
	M o O <sub>2</sub> 類	約 $5.5 \times 10^{11}$	約 $5.6 \times 10^{11}$
	C e O <sub>2</sub> 類	約 $3.4 \times 10^{11}$	約 $3.4 \times 10^{11}$
	L a <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 類	約 $9.1 \times 10^{10}$	約 $9.2 \times 10^{10}$

## 2. 被ばく評価条件の違い

W/W ベント、D/W ベント実施に伴う作業のうち、第1 弁開操作については W/W ベント、D/W ベントでアクセスルート及び作業場所に違いがあるため、被ばく評価における評価点をそれぞれ設定しており、評価条件に違いがある。なお、第2 弁開操作、水素濃度測定操作、窒素供給操作といった第1 弁開操作以外の作業については、W/W ベント、D/W ベントでアクセスルート及び作業場所は同じであり評価条件の違いはない。

### (1) 大気拡散条件

W/W ベント、D/W ベントにおける第1 弁開操作時の被ばく評価に係る大気拡散評価条件の違いを表2 に示す。

表2 大気拡散評価の違い\*

評価点	放出点及び放出高さ	相対濃度 [s/m <sup>3</sup> ]	相対線量 [Gy/Bq]
第1 弁 (W/W ベント) 操作位置	原子炉建物中心 (地上 0m)	$1.6 \times 10^{-3}$	$6.0 \times 10^{-18}$
	排気筒 (非常用ガス処理系) (地上 110m)	$3.5 \times 10^{-4}$	$2.8 \times 10^{-18}$
	格納容器フィルタ ベント系排気管 (地上 50m)	$7.4 \times 10^{-4}$	$6.2 \times 10^{-18}$
第1 弁 (D/W ベント) 操作位置	原子炉建物中心 (地上 0m)	$1.6 \times 10^{-3}$	$5.9 \times 10^{-18}$
	排気筒 (非常用ガス処理系) (地上 110m)	$3.5 \times 10^{-4}$	$2.8 \times 10^{-18}$
	格納容器フィルタ ベント系排気管 (地上 50m)	$7.5 \times 10^{-4}$	$6.1 \times 10^{-18}$

注記\* : 第2 弁開操作、水素濃度測定、窒素供給といった第1 弁開操作以外の作業については、W/W ベント、D/W ベントでアクセスルート及び作業場所は同じであり、評価条件の違いはない。また、第1 弁開操作に伴う移動時の評価点については、第2 弁操作位置で代表するため、W/W ベント及びD/W ベントにおける第1 弁開操作の大気拡散評価で違いはない。

(2) 格納容器フィルタベント系配管からの直接ガンマ線の遮蔽条件

W/W ベント, D/W ベントにおける第 1 弁開操作時の格納容器フィルタベント系配管からの直接ガンマ線の評価点における遮蔽厚さ及び配管からの距離の違いを表 3 に, 第 1 弁開操作時の評価点やベントライン等の位置を図 1 から図 2 に示す。

表 3 遮蔽条件の違い

項目			評価条件*1		備考
			W/W ベント	D/W ベント	
第 1 弁開操作	遮蔽厚さ	移動時及び作業場所	コンクリート □ m*2	コンクリート □ m*2	移動時においても, 作業時の評価点を代表として評価。
	配管からの距離	移動時及び作業場所	2.4m	2.0m	

注記\*1: 第 2 弁開操作, 水素濃度測定, 窒素供給といった第 1 弁開操作以外の作業については, W/W ベント, D/W ベントでアクセスルート及び作業場所は同じであり, 評価条件の違いはない。

\*2: 公称値からマイナス側許容差 ( □ cm) を引いた値。

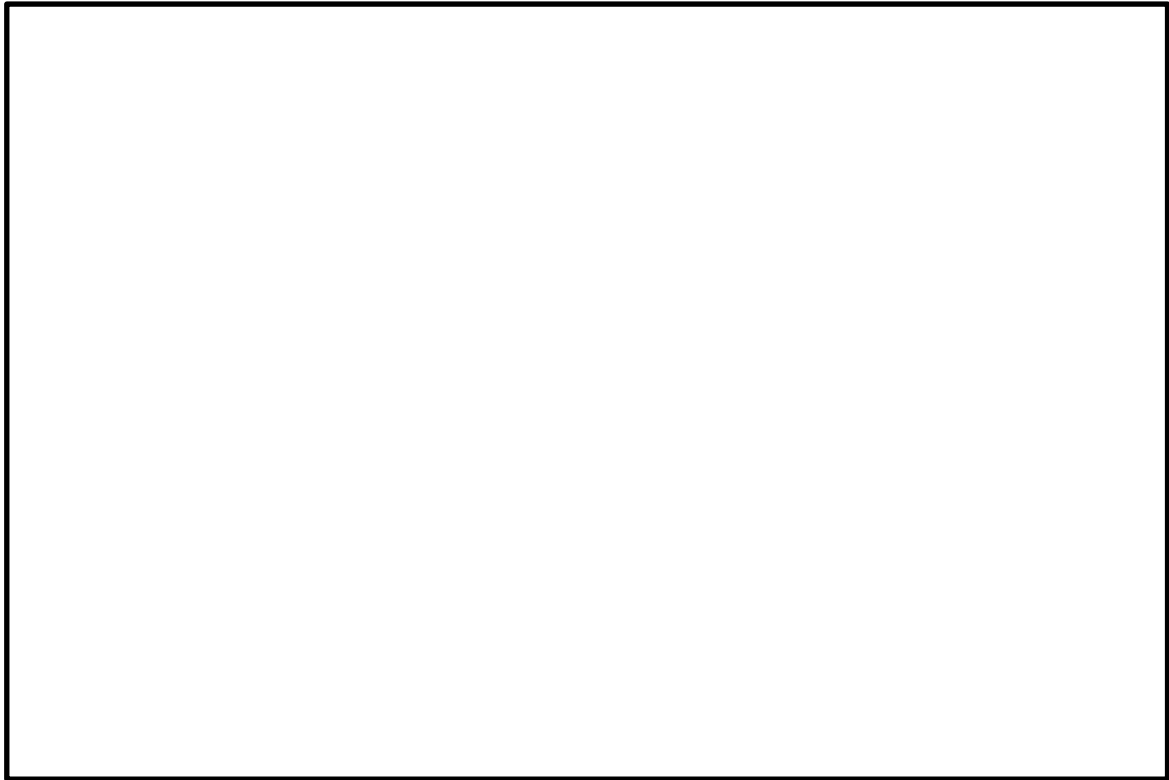


図1 第1弁 (W/W側) 操作場所と  
格納容器フィルタベント系配管の位置関係

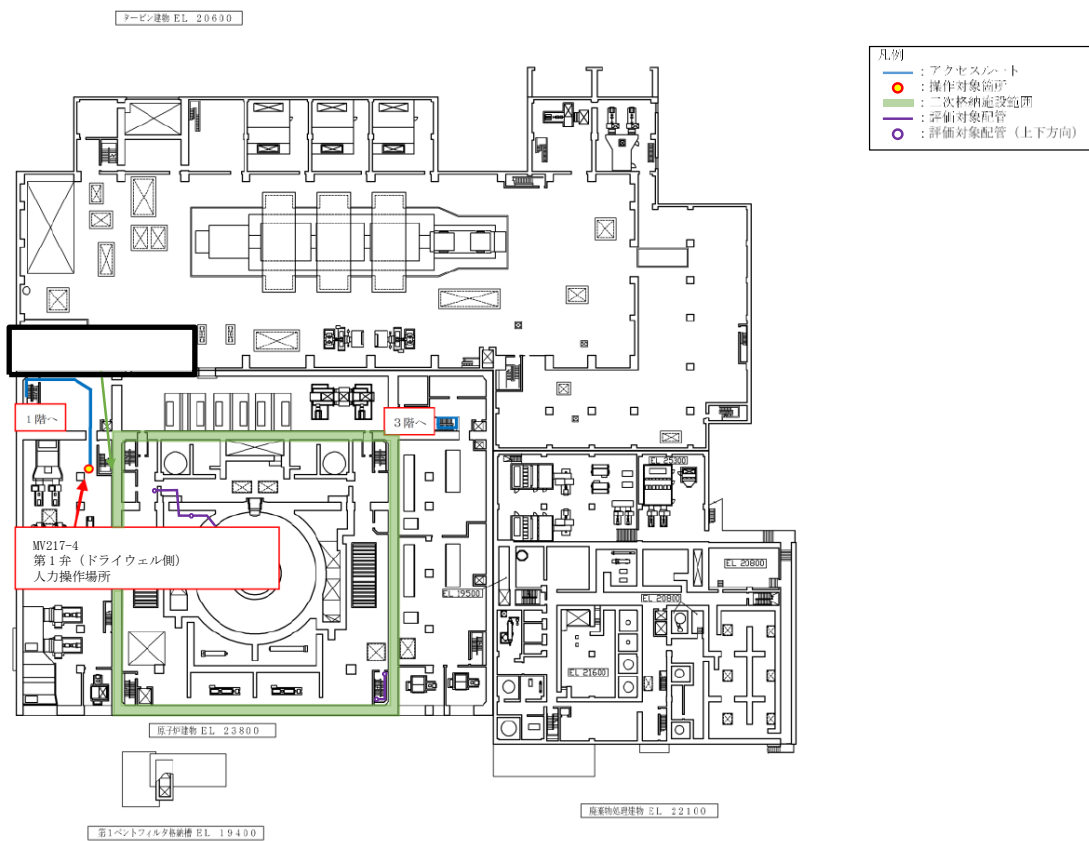


図2 第1弁 (D/W側) 操作場所と  
格納容器フィルタベント系配管の位置関係

3. 被ばく評価結果の違い

W/W ベント、D/W ベントにおける第 1 弁開操作時の被ばく評価結果の違いを表 4 に示す。

表 4 被ばく評価結果の違い (単位 : mSv)

評価内容	ベント実施前の作業	
	第 1 弁の開操作 (W/W 側)	第 1 弁の開操作 (D/W 側)
	屋内 (二次格納施設外)	屋内 (二次格納施設外)
原子炉建物原子炉棟内の放射性物質からの直接線・スカイシャイン線による外部被ばく	$1.4 \times 10^0$	$1.5 \times 10^0$
放射性雲中の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	$1.5 \times 10^0$	$7.3 \times 10^{-1}$
建物内に取込まれた放射性物質による外部被ばく及び内部被ばく* <sup>1</sup>	$1.5 \times 10^0$ * <sup>2</sup>	$1.5 \times 10^0$ * <sup>2</sup>
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	$1.8 \times 10^0$	$1.8 \times 10^0$
ベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	$1.0 \times 10^{-2}$ 以下	$1.0 \times 10^{-2}$ 以下
SGT フィルタの放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	$4.8 \times 10^{-2}$	$5.1 \times 10^{-2}$
被ばく線量	約 7	約 6

注記\*1 : マスク着用 (PF50) による防護効果を考慮する。

\*2 : ベント流体が原子炉建物内に流入することによる影響は考慮しない。

### 重大事故等時における第1ベントフィルタ格納槽の遮蔽の熱除去の評価について

第1ベントフィルタ格納槽のフィルタ装置遮蔽（配管遮蔽含む。）について、重大事故等時の熱除去の評価を行う。熱除去の評価では、伝熱理論に基づいた解析手法により遮蔽体の温度上昇が最も厳しい箇所において評価する。評価に当たっては、線量計算で求める遮蔽体のガンマ線入射線束よりガンマ発熱量を求めて遮蔽体の温度上昇を計算し、その結果が、コンクリートのガンマ線遮蔽能力に対する温度制限値以下となることを確認する。

#### 1. 第1ベントフィルタ格納槽遮蔽壁の吸収線量の設定方法

第1ベントフィルタ格納槽遮蔽内の線源機器は、第1ベントフィルタスクラバ容器、第1ベントフィルタ銀ゼオライト容器（以下「銀ゼオライト容器」という。）、第1ベントフィルタスクラバ容器の入口配管、ドレン配管及びpH計の計装配管である。これらの機器に含まれる放射性物質からの直接ガンマ線のうち、遮蔽体中の温度上昇が最も厳しい箇所に対する温度上昇に支配的な線源機器として、銀ゼオライト容器の吸収線量を設定する。

#### 2. ガンマ線発熱量の評価

想定事象は、「冷却材喪失（大破断LOCA）+ECCS注水機能喪失+全交流動力電源喪失」とし、ガンマ線による発熱量評価の対象線源はW/Wベント時に銀ゼオライト容器に捕捉された放射性物質とする。

評価に用いる放射能濃度は、事故後7日間の放射能濃度分布を基に設定する。放射能濃度を基に算出したガンマ線線源強度を表1に示す。また、QAD-CGGP2Rコードを使用し、対象線源からの吸収線量を評価する。銀ゼオライト容器を線源とした吸収線量評価の計算モデル及び評価点を図1に示す。

#### 3. 温度上昇の計算方法

2.により得られたガンマ線吸収線量の分布を用いた第1ベントフィルタ格納槽遮蔽壁内部発熱、第1ベントフィルタ格納槽遮蔽壁表面の熱伝達率及びコンクリートの熱伝導率を用いて、第1ベントフィルタ格納槽遮蔽壁内部の温度分布を求める。

温度分布の計算には以下の熱伝導方程式を用い、第1ベントフィルタ格納槽遮蔽壁内側、外側の境界条件を設定し、収束計算により温度分布を求める。なお、コンクリート密度は $2.14\text{g/cm}^3$ を用いる。

$$\lambda \frac{d^2 T}{d x^2} + Q(x) = 0$$

- $\lambda$  : 熱伝導率 (kJ/(cm・h・°C))  
 $Q(x)$  : 第1ベントフィルタ格納槽遮蔽壁内側表面からの距離  $x$  における  
発熱量\*1 (kJ/(cm<sup>3</sup>・h))

また、遮蔽表面の境界条件は次式で与えられる。

$$q = h \cdot \Delta t$$

- $q$  : 伝達される熱量 (kJ/(cm<sup>2</sup>・h))  
 $h$  : 自然対流熱伝達係数 (kJ/(cm<sup>2</sup>・h・°C))  
 $\Delta t$  : 遮蔽表面とその周辺の温度差 (°C)

重大事故等時の第1ベントフィルタ格納槽遮蔽表面温度 (最高温度 58°C\*2) 及び第1ベントフィルタ格納槽遮蔽外側温度 (最高温度 32°C\*2) について保守的に一定温度として境界条件を設定し計算する。

計算した第1ベントフィルタ格納槽遮蔽の温度分布を図2に示す。

注記\*1:  $Q(x)$ は、QAD-CGGP2Rコードで計算した距離毎の対象線源からの吸収線量 (kGy/h=kJ/(kg・h)) にコンクリート密度 (2.14×10<sup>-3</sup>kg/cm<sup>3</sup>) を乗じて発熱量 (kJ/(cm<sup>3</sup>・h)) を算出し、それを指数関数で近似し設定する。

\*2: 温度設定の保守性については以下のとおりである。

- ・第1ベントフィルタ格納槽遮蔽の内側、外側の温度は時間変化するが、保守的に最高温度で一定として設定している。
- ・第1ベントフィルタ格納槽遮蔽表面温度 58°Cは、重大事故等時の条件による温度評価結果の室内最高温度を設定している。
- ・第1ベントフィルタ格納槽遮蔽外側温度 32°Cは、屋外の外気温度 (夏期) を設定している。
- ・重大事故等時の条件による温度評価においては、ガンマ線の発熱を考慮した評価を行っている。

#### 4. まとめ

第1ベントフィルタ格納槽遮蔽のコンクリート温度は銀ゼオライト容器からのガンマ線による温度上昇を考慮しても図2に示すとおり 68°C以下となり、「遮蔽設計基準等に関する現状調査報告 (1977年, 日本原子力学会)」において示されているガンマ線に対するコンクリート温度制限値 177°C以下であることを確認した。

表 1 ガンマ線線源強度

エネルギー (MeV)	銀ゼオライト容器内線源強度 ( $\text{cm}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ )
0.01	$2.6 \times 10^8$
0.025	$4.3 \times 10^8$
0.0375	$1.0 \times 10^8$
0.0575	$4.6 \times 10^7$
0.085	$2.0 \times 10^8$
0.125	$3.9 \times 10^7$
0.225	$7.8 \times 10^8$
0.375	$5.8 \times 10^9$
0.575	$1.2 \times 10^{10}$
0.85	$6.9 \times 10^9$
1.25	$1.5 \times 10^9$
1.75	$1.4 \times 10^8$
2.25	$1.1 \times 10^8$
2.75	$2.6 \times 10^6$
3.5	0.0
5.0	0.0
7.0	0.0
9.5	0.0





図1 銀ゼオライト容器の吸収線量評価に使用した計算モデル及び評価点（立面図）

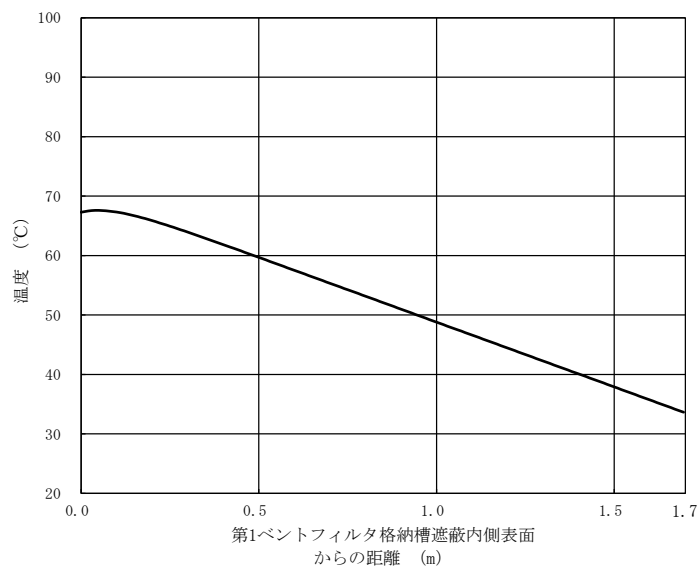


図2 第1ベントフィルタ格納槽遮蔽内部の温度分布

## 非常用ガス処理系吸込口の位置変更について

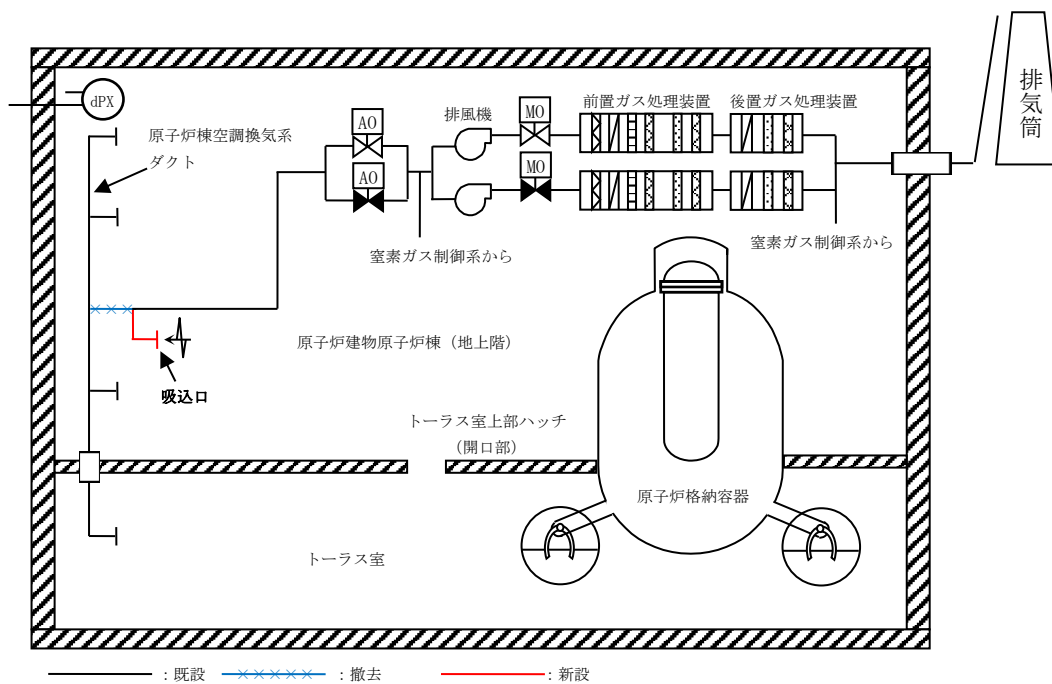
## 1. はじめに

島根原子力発電所第2号機の非常用ガス処理系は、よう素用チャコールフィルタ等を含む非常用ガス処理系前置ガス処理装置フィルタ及び非常用ガス処理系後置ガス処理装置フィルタ並びに非常用ガス処理系排風機等から構成される。放射性物質の放出を伴う設計基準事故時には、非常用ガス処理系で原子炉建物原子炉棟（二次格納施設）内を負圧（約6mmAq）に保ちながら、原子炉格納容器から漏えいした放射性物質をガス処理装置フィルタに通して除去・低減した後、排気筒（非常用ガス処理系用）より放出できる設計としている。また、重大事故等時には、非常用ガス処理系排風機により原子炉建物原子炉棟（二次格納施設）内を負圧（約6mmAq）に維持するとともに、原子炉格納容器から原子炉建物原子炉棟（二次格納施設）内に漏えいした放射性物質を含む気体を排気筒（非常用ガス処理系用）から排気し、原子炉格納容器から漏えいした空気中の放射性物質の濃度を低減させることで、中央制御室にとどまる運転員の被ばくを低減することができる設計としている。

そのうち、非常用ガス処理系の吸込口については、空気の流れを適切に保ち原子炉建物原子炉棟内の汚染拡大を防止する観点から、原子炉棟空調換気系排気ダクトに接続し、原子炉建物原子炉棟全体から空気を吸引する構成としていたが、重大事故等時にトーラス室が100℃以上の高温となった場合\*、内部流体温度が非常用ガス処理系の設計温度（66℃）を超える可能性があることから、吸込口を当該ダクトから切り離し、トーラス室の高温の空気を直接吸引しないよう変更することとした。非常用ガス処理系の系統概要図を図1に、差圧計の検出点配置を図2に示す。

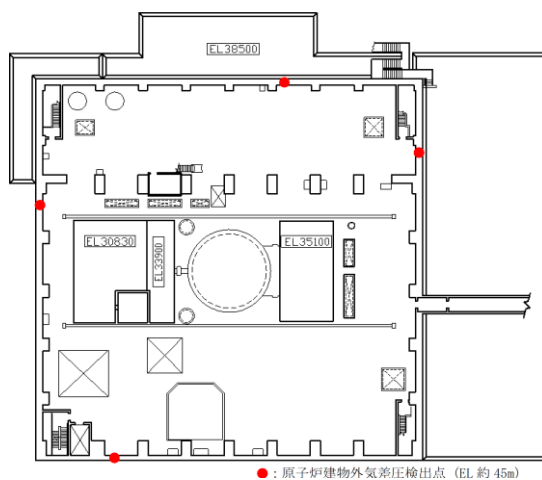
吸込口を原子炉棟空調換気系排気ダクトから切り離す変更により、非常用ガス処理系の系統機能に影響がないことを以下に示す。

注記\*：重大事故等時の温度については「VI-1-1-7 安全設備及び重大事故等対処設備が使用される条件の下における健全性に関する説明書」にて説明



注：差圧計は原子炉建物原子炉棟4階と大気との差圧を監視するものであり、4個設置している。

図1 非常用ガス処理系系統概要図



原子炉建物4階

図2 原子炉建物原子炉棟-大気間の差圧計検出点 配置概要図

## 2. 変更概要

非常用ガス処理系の吸込口は、原子炉建物原子炉棟2階（周回通路）にある原子炉棟空調換気系排気ダクトに接続していたが、当該ダクトから切り離し、原子炉建物原子炉棟2階（周回通路）天井付近（設置レベルは原子炉建物原子炉棟中2階）から直接吸引する構成に変更した。見直し前後の吸込口の構造を図3に示す。

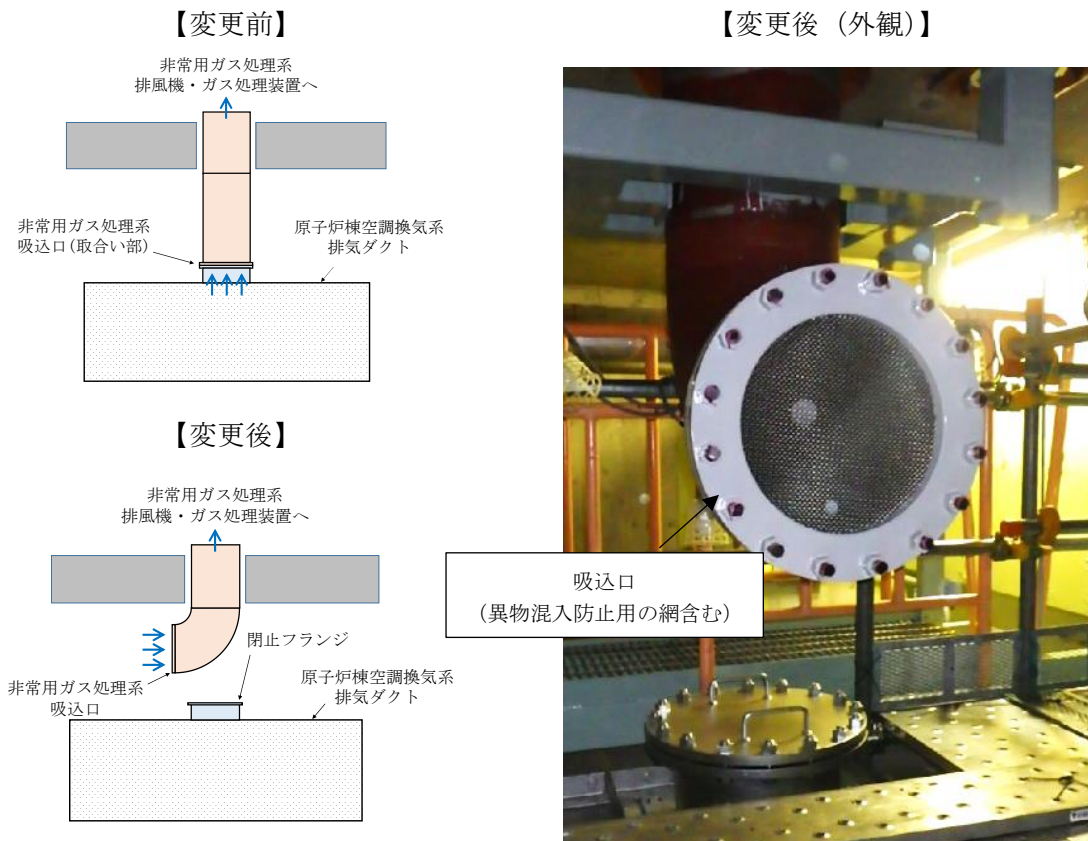


図3 非常用ガス処理系吸込口の位置変更前後の構造及び外観

### 3. 系統機能の整理

技術基準規則第 26 条（燃料取扱設備及び燃料貯蔵設備）、44 条（原子炉格納施設）及び 74 条（運転員が原子炉制御室にとどまるための設備）において、非常用ガス処理系に要求される系統機能を表 1 に示す。

表 1 非常用ガス処理系の系統機能

系統機能	
①原子炉建物原子炉棟内の負圧維持機能	原子炉冷却材喪失事故時等に、原子炉建物原子炉棟内の圧力を規定の負圧（約 6mmAq）に維持する。
②放出放射能低減機能	原子炉冷却材喪失事故時等に、原子炉棟からの放出空気中に含まれる放射性物質を除去*し、環境への放出放射能を低減する。

注記\*：重大事故等時においては、高所放出による大気拡散効果のみを期待している。

### 4. 系統機能への影響

吸込口の位置変更に伴う各系統機能への影響について、以下のとおり評価した。

#### ① 原子炉建物原子炉棟内の負圧維持

吸込口の位置変更前における原子炉建物原子炉棟内の負圧維持については、原子炉建物原子炉棟内の空気を原子炉棟空調換気系排気ダクト及びトールラス室上部ハッチ等を経由し、非常用ガス処理系により排出することで原子炉建物原子炉棟内は規定負圧を達成する。

規定負圧達成後については、排出された空気に相当するインリークが躯体開口部（大物搬入口扉等）の隙間から発生し、排出量とインリーク量のバランスにより、原子炉建物原子炉棟全体の負圧が一定範囲に維持される。

図 4 に示すとおり、原子炉建物原子炉棟 2 階は大物搬入口へ向かう周回通路で構成され、大物搬入口は原子炉建物原子炉棟 1 階から 4 階（燃料取替階）までの吹き抜け構造であり、原子炉建物原子炉棟 1 階と原子炉建物原子炉棟地下階は開口部であるトラス室上部ハッチで連絡されている（図 5, 6 参照）。

このため、原子炉棟空調換気系排気ダクトから切り離し、原子炉建物原子炉棟 2 階（周回通路）に吸込口の位置を変更した場合においても、原子炉建物原子炉棟地上階の空気は周回通路及び大物搬入口を経由し、地下階の空気はトラス室上部ハッチ（図 5 参照）、周回通路及び大物搬入口を経由することにより、原子炉建物原子炉棟全体の空気を排出でき、吸込口の位置変更前と同様に原子炉建物原子炉棟の負圧化及び負圧維持可能である。

ここで、原子炉棟空調換気系排気ダクトからの切り離しに伴い、地下階から地上階への開口総面積としては、原子炉棟空調換気系排気ダクトの面積分小さくなることで、規定負圧達成時間及び規定負圧達成後の負圧維持への影響が考えられる。

非常用ガス処理系起動による規定負圧達成時間については、机上評価では起動後約 250 秒と評価しているのに対して、実機においては、吸込口の位置変更によらず約 5 分であり、影響がないことを確認しており（図 7 参照）、吸込口の位置変更前後で、圧力挙動に大きな差がないことから、開口総面積減少による規定負圧達成時間への影響はない。規定負圧達成後の負圧維持についても、図 7 に示すとおり、吸込口位置変更前後で規定負圧達成後の圧力挙動に大きな差がなく、また、非常用ガス処理系排風機は十分な容量を有しており、必要に応じて電動弁により流量調整ができることから、開口総面積減少による負圧維持への影響はない。なお、図 7 の圧力挙動は、原子炉建物原子炉棟 4 階と外気の差圧を示しているが、原子炉建物原子炉棟は一定の気密性を有した建物であり、地上階（1 階から 4 階）は大物搬入口で、地上階と地下階はトラス室上部ハッチで連絡されており、原子炉建物原子炉棟内で生じた圧力変動はトラス室上部ハッチ等を介し高速で伝播することで、遅滞なく均圧されるため、検出位置によらず、原子炉建物原子炉棟全体と外気との差圧を確認することができることから、原子炉建物原子炉棟地下階の圧力挙動も図 7 で示す挙動と同様であると考えられる。

以上より、吸込口の位置変更による原子炉建物原子炉棟内の負圧維持機能への影響はない。

なお、非常用ガス処理系排風機が 2 台起動した場合であっても、原子炉建物原子炉棟 2 階（周回通路）の大物搬入口へ向かう通路の最も狭隘な箇所（図 4 参照）に発生する気流は風速 0.5m/s 未満\*であり、設備へ影響を与えることはない。

注記\*：「建築物における衛生的環境の確保に関する法律施行令」の居室における気流の基準値

#### 《気流の評価》

- ・狭隘部の開口面積 8.1(m<sup>2</sup>) (=幅 3.0(m)×高さ 2.7(m))
- ・非常用ガス処理系排風機流量 (2 台起動時) 8,800(m<sup>3</sup>/h)

$$8,800(\text{m}^3/\text{h}) \div 8.1(\text{m}^2) \div 3600(\text{s}/\text{h}) \doteq 0.3(\text{m}/\text{s}) < 0.5(\text{m}/\text{s})$$

② 放出放射能低減

非常用ガス処理系は、原子炉建物原子炉棟内の空気を吸込口から吸引したのち、排風機、ガス処理装置フィルタ及び排気管を経由し放出する系統構成のため、吸込口を原子炉棟空調換気系排気ダクトから切り離しても系統構成の変更はないため、放出放射能の低減機能に影響を与えることはない。

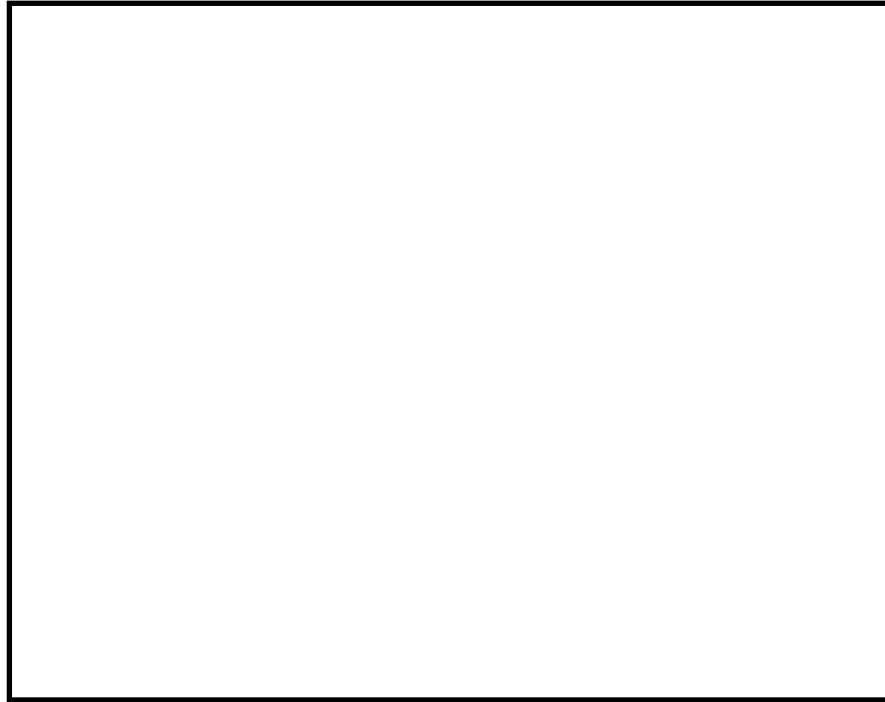
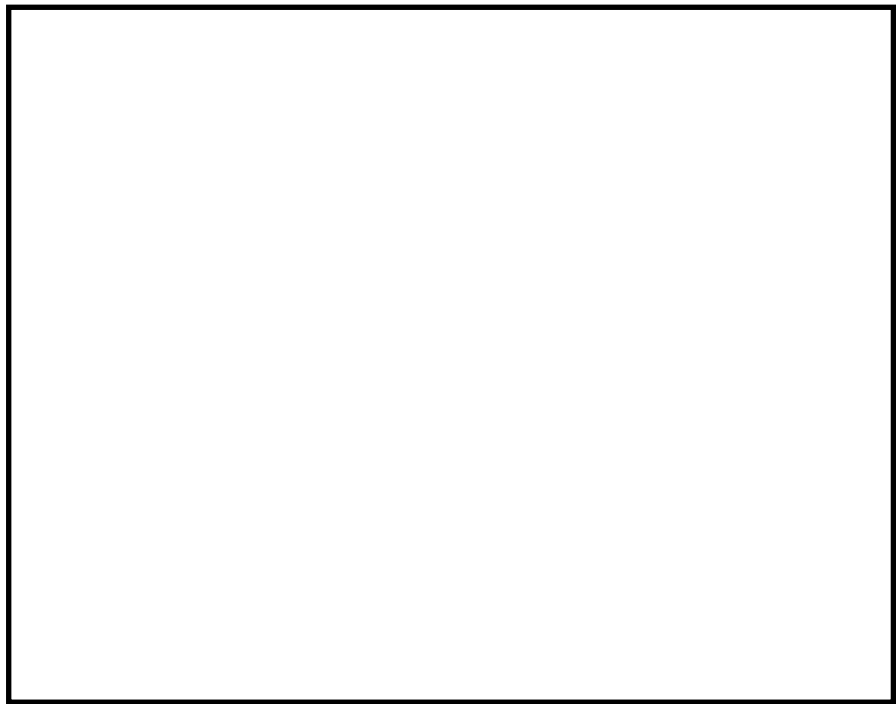


図 4 原子炉建物 2 階 配置図

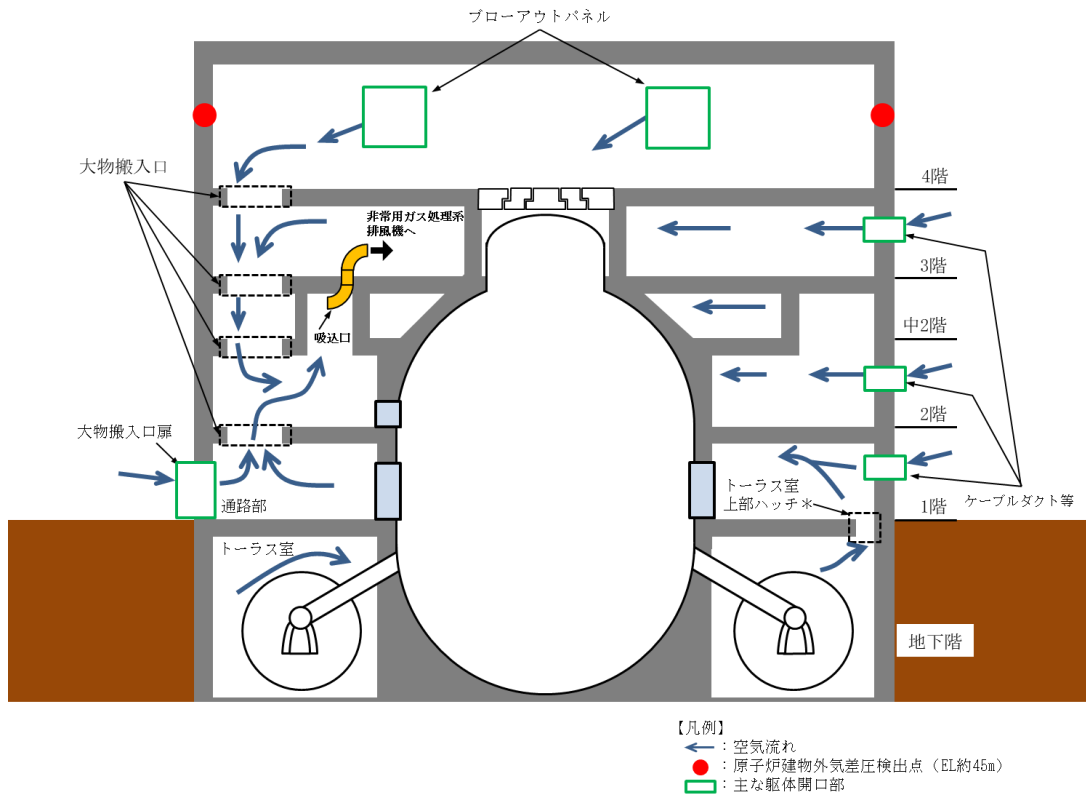


大物搬入口開口面積：約 39m<sup>2</sup>

トールラス室上部ハッチ開口面積：約 3.24m<sup>2</sup>

原子炉棟空調換気系排気ダクト流路面積：約 1.02m<sup>2</sup>

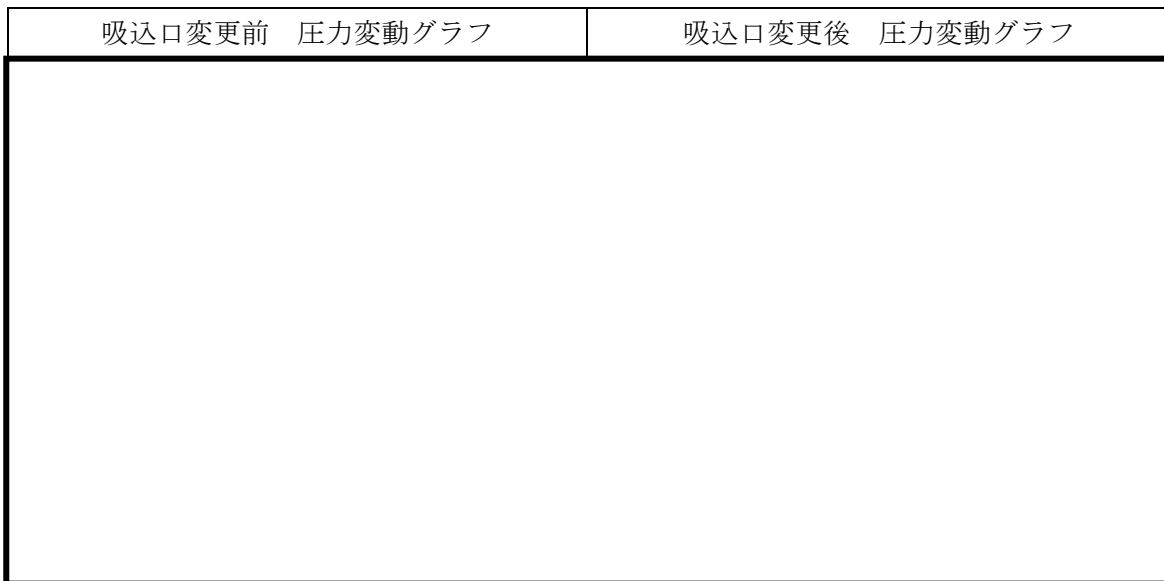
図5 原子炉建物1階 配置図



注記\*：トールラス室上部ハッチは、機器搬入を目的に設置したグレーチングハッチであり、コンクリートハッチ等により閉止することはない。

図6 原子炉建物原子炉棟 断面図





注：原子炉棟空調換気系（HVR）停止から非常用ガス処理系（SGTS）起動までの操作時間が異なるため、圧力挙動に多少の相違はあるものの、変動傾向は同様であり吸込口変更による影響はない

図 7 非常用ガス処理系の吸込口変更前後の圧力挙動比較

5. 構造健全性への影響

吸込口は非常用ガス処理系の主配管の一部であり、設計基準対象施設及び重大事故等対処設備としての機能を有する。

表 2 に示すとおり、それぞれの設備分類や評価条件を踏まえ、吸込口の構造強度に影響がないことを、耐震計算書及び強度計算書にて示すこととしている。

表 2 非常用ガス処理系吸込口（主配管）の設備区分

設計基準対象施設		重大事故等対処設備	
耐震重要度分類	機器クラス	設備分類	重大事故等機器クラス
Sクラス	クラス 4 管	常設重大事故緩和設備	重大事故等クラス 2 管

6. 添付資料

- (1) 非常用ガス処理系の吸引温度について

## 非常用ガス処理系の吸引温度について

非常用ガス処理系の吸込口については、空気の流れを適切に保ち原子炉建物原子炉棟内の汚染拡大を防止する観点から、原子炉棟空調換気系排気ダクトに接続し、原子炉建物原子炉棟全体から空気を吸引する構成としていたが、重大事故等時にトーラス室が100℃以上の高温となった場合、内部流体温度が非常用ガス処理系の設計温度（66℃）を超える可能性があることから、吸込口を当該ダクトから切り離し、トーラス室の高温の空気を直接吸引しないよう変更することとした。

そのため、吸込口位置変更後に非常用ガス処理系が吸引する温度について、以下のとおり確認した。

## 1. 重大事故等時における原子炉建物原子炉棟内の環境条件（温度）の設定について

## 1.1 環境条件（温度）の設定の考え方

重大事故等時における原子炉建物原子炉棟内（原子炉格納容器内を除く）の環境条件（温度）は、代表的な事故シナリオにおける環境評価結果（汎用熱流体解析コード（GOTHIC）による温度評価）を包絡する条件を設定している。なお、発熱体があるエリアについては、熱収支による重大事故等時の温度を確認し、一律の環境条件または個別の環境条件を設定している。

## 1.2 想定するシナリオについて

想定するシナリオは、最も過酷な環境条件（温度）となることが想定される事象として、原子炉格納容器内の温度が高くなる炉心損傷を伴う事象である「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」を選定している。なお、このほかに過酷な環境条件（温度）となることが想定されるシナリオとしては「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（大破断 LOCA ベントケース）」があるが、当該シナリオについても環境評価を実施し、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の各階の最大温度に包絡されていることを確認している。

また、格納容器バイパス（インターフェイスシステム LOCA）時、使用済燃料プールにおける事故時及び主蒸気破断事故起因の重大事故等時に使用する設備の環境条件については、それぞれの事故シナリオにおける環境評価結果を実施し、この結果を包絡する条件を設定している。

## 1.3 環境条件（温度）の設定

環境評価結果を図1、原子炉建物原子炉棟内（原子炉格納容器内を除く）の環境条件（温度）を表1に示す。

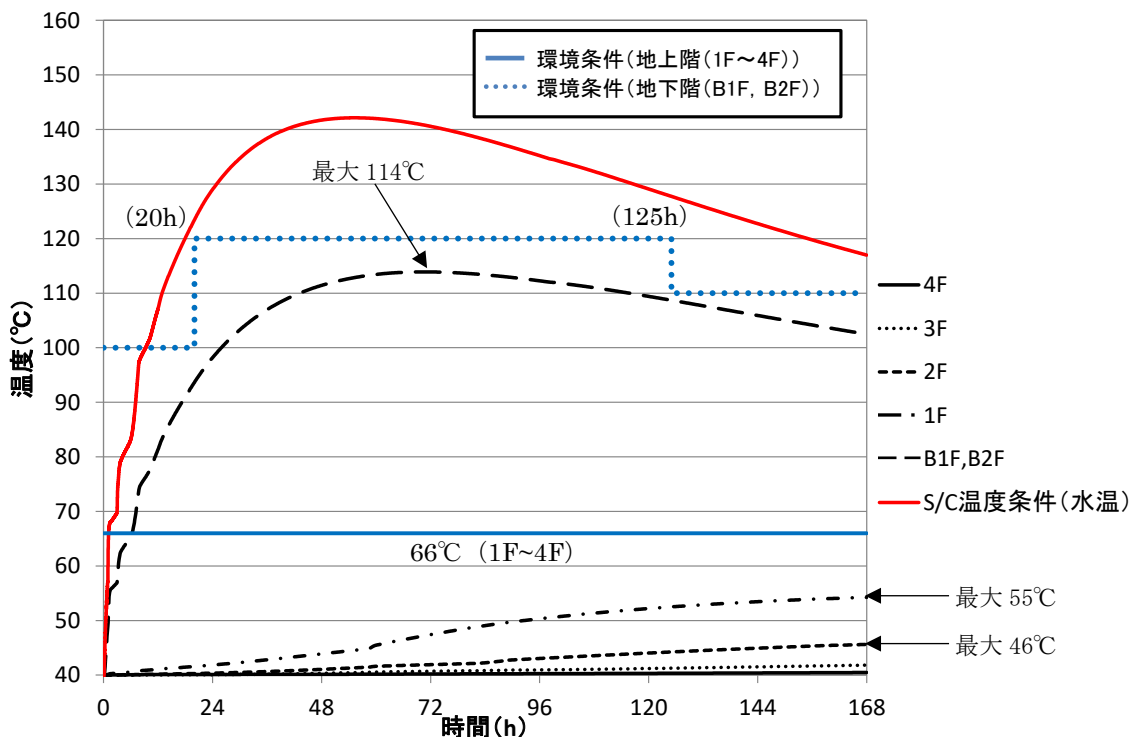


図1 環境評価結果（高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）

表1 原子炉建物原子炉棟内の環境条件（温度）

重大事故等対処設備の設置エリア	環境条件
原子炉建物原子炉棟地上階（1～4階）	66℃
原子炉建物原子炉棟地下階（トールラス室）	100℃ (最高 120℃)

## 2. 非常用ガス処理系吸引温度について

非常用ガス処理系吸引口は、原子炉建物原子炉棟2階に位置変更することとしており、原子炉建物原子炉棟地上階（1～4階）の環境温度は66℃と設定していることから、非常用ガス処理系の設計温度（66℃）を超える空気を吸引することない。

なお、重大事故等時における非常用ガス処理系は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、運転員の被ばくを低減するために使用するものであり、炉心損傷事象ではない格納容器バイパス時等の環境条件は考慮不要である。

また、1.3項に示す環境評価結果及び一律の環境条件（温度）は、非常用ガス処理系による換気機能に期待しない条件での保守的な結果であり、非常用ガス処理系起動により排出された空気に相当する外気のインリークにより冷却され、環境温度は低下傾向となることから、非常用ガス処理系起動に伴う環境条件（温度）への影響はない。

原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する  
説明書に係る補足説明資料

## 目 次

1. 局所エリアの漏えいガスの滞留	1
2. 原子炉建物水素濃度の適用性について	14
3. 触媒基材（アルミナ）について	17
4. 原子炉ウェル代替注水系について	18
5. 可搬式窒素供給装置について	22
6. 「設置（変更）許可申請書添付書類十 可燃性ガスの発生」における 可燃性ガス濃度制御系による原子炉格納容器内水素及び酸素制御について	26
7. 原子炉ウェル排気ラインの閉止及び原子炉ウェル水張りラインにおけるドレン弁の 閉運用について	29
（参考評価）ダクトにおける水素滞留評価について	33

## 1. 局所エリアの漏えいガスの滞留

### 1.1 評価対象

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

なお、シールドプラグが置かれた状態の原子炉ウェル部については、原子炉格納容器ドライウェル主フランジからの水素漏えいが想定されるが、シールドプラグに気密性がないことから、評価対象から除外した。

表1-1 評価対象の局所エリア

階数	漏えい箇所	局所エリア名称	空間容積 (m <sup>3</sup> )
2階	逃がし安全弁搬出 ハッチ	SRV 補修室	1076
1階	制御棒駆動機構搬出 ハッチ	CRD 補修室	379
	所員用エアロック	所員用 エアロック室	37

### 1.2 解析条件

#### 1.2.1 解析モデル

各局所エリアは、開口部等（扉の隙間や給排気ダクト）を通じて、通路及び静的触媒式水素処理装置が設置されている原子炉建物原子炉棟4階とつながっていることから、圧力境界条件を設けて局所エリア外部との流出入をモデル化する。また、流入境界条件を設けて原子炉格納容器からのガスの漏えいをモデル化する。

解析モデル概略及びメッシュ図を図1-1及び図1-2、漏えい箇所及び局所エリアの位置を図1-3及び図1-4に示す。

エリア内は断熱とし、構造物のヒートシンク、壁を介した隣接エリアの伝熱はモデル化しない。また、伝熱による蒸気の凝縮分だけ水素濃度が高くなると考えられることから、保守的に評価するため、蒸気の100%凝縮を仮定した漏えい条件を想定する。



図1-1 SRV 補修室及びCRD 補修室の解析モデル概略及びメッシュ図



図 1-2 所員用エアロック室の解析モデル概略及びメッシュ図

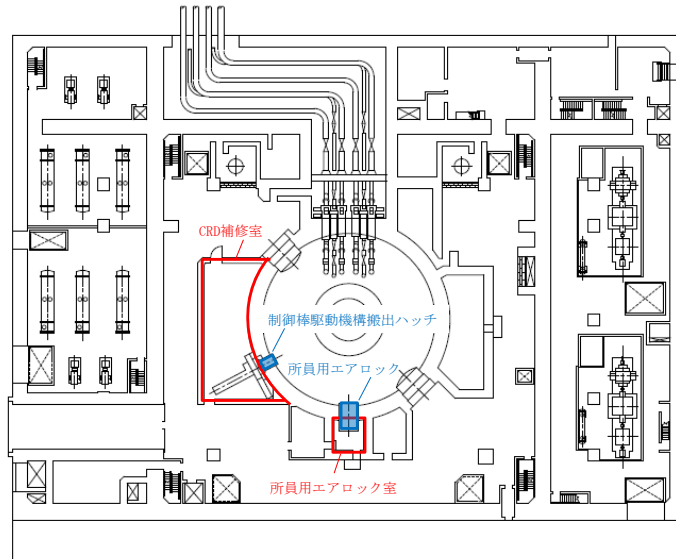


図 1-3 原子炉建物 1 階

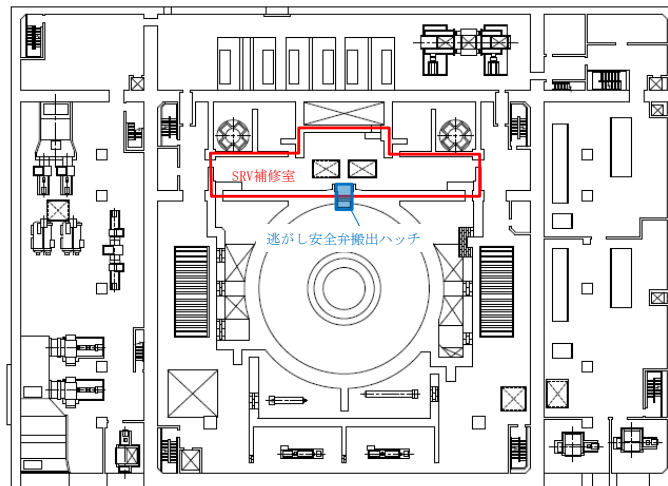


図 1-4 原子炉建物 2 階

### 1.2.2 解析条件

解析条件を表1-2に示し、隣接エリアとつながる開口部の開口面積を表1-3に示す。

各局所エリアの漏えい量は、全漏えい量を各漏えい箇所の周長割合で分配して計算する。なお、漏えいの分配条件は別添1「2.2.1(2)漏えい箇所 表2-10」と同様である。

表1-2 解析条件

No.	項目	解析条件	備考
1	各局所エリアの条件 (1)圧力 (初期条件) (2)温度 (初期条件) (3)組成 (初期条件) (4)空間容積 (固定) (5)開口面積 (固定)	101.325kPa 40℃ 相対湿度 100%の空気 表1-1 参照 表1-3 参照	大気圧 想定される高めの温度として設定 想定される高めの湿度として設定
2	圧力境界条件 (1)圧力 (固定) (2)温度 (固定) (3)組成 (固定) (4)圧力損失	101.325kPa 40℃ 相対湿度 100%の空気 圧力損失を考慮	大気圧 想定される高めの温度として設定 想定される高めの湿度として設定
3	流出条件 (外部への漏えい) (1)流出条件	圧力損失なし	

表1-3 開口面積

局所エリア名称	開口面積 (m <sup>2</sup> )	備考
SRV 補修室	—	圧力境界条件として設定
CRD 補修室	—	圧力境界条件として設定
所員用エアロック室	給気ダクト : 0.0225 排気ダクト : 0.0225	給気ダクト : 0.15m×0.15m=0.0225m <sup>2</sup> 排気ダクト : 0.15m×0.15m=0.0225m <sup>2</sup>

### 1.2.3 漏えい条件

有効性評価シナリオ包絡条件における漏えい条件を表1-4から表1-7に示す。また、原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量を表1-8及び表1-9に示す。

表1-4 有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合)

包絡条件 (ドライウェル) における漏えい条件

項目	解析条件				
	0~ 2時間	2~ 15時間	15 ~40時間	40~ 96時間	96~ 168時間
圧力	427kPa (1Pd)	427kPa (1Pd)	853kPa (2Pd)	853kPa (2Pd)	85.3kPa (0.2Pd)
温度	200℃	200℃	200℃	200℃	171℃
水蒸気分率	90vol%	96vol%	96vol%	92vol%	100vol%
水素分率	10vol%	4vol%	4vol%	8vol%	0vol%
原子炉格納容器 漏えい率	0.5%/day	0.5%/day	1.3%/day	1.3%/day	0.5%/day



表 1-5 有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用しない場合）  
包絡条件（サブプレッションチェンバ）における漏えい条件

項目	解析条件				
	0～ 2 時間	2～ 15 時間	15 ～48 時間	48～ 96 時間	96～ 168 時間
圧力	427kPa (1Pd)	427kPa (1Pd)	853kPa (2Pd)	853kPa (2Pd)	85.3kPa (0.2Pd)
温度	200℃	200℃	200℃	200℃	171℃
水蒸気分率	83vol%	83vol%	83vol%	92vol%	100vol%
水素分率	17vol%	17vol%	17vol%	8vol%	0vol%
原子炉格納容器 漏えい率	0.5%/day	0.5%/day	1.3%/day	1.3%/day	0.5%/day

表 1-6 有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用する場合）  
包絡条件（ドライウエル）における漏えい条件

項目	解析条件			
	0～ 1 時間	1～ 15 時間	15 ～24 時間	24～ 168 時間
圧力	384.3kPa (0.9Pd)	384.3kPa (0.9Pd)	341.6kPa (0.8Pd)	341.6kPa (0.8Pd)
温度	200℃	200℃	150℃	150℃
水蒸気分率	85vol%	93vol%	93vol%	93vol%
水素分率	15vol%	7vol%	7vol%	7vol%
原子炉格納容器 漏えい率	0.85%/day	0.82%/day	0.73%/day	0.73%/day

表 1-7 有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用する場合）  
包絡条件（サブプレッションチェンバ）における漏えい条件

項目	解析条件			
	0～ 1 時間	1～ 15 時間	15 ～24 時間	24～ 168 時間
圧力	384.3kPa (0.9Pd)	384.3kPa (0.9Pd)	341.6kPa (0.8Pd)	341.6kPa (0.8Pd)
温度	200℃	200℃	150℃	150℃
水蒸気分率	80vol%	80vol%	80vol%	85vol%
水素分率	20vol%	20vol%	20vol%	15vol%
原子炉格納容器 漏えい率	0.87%/day	0.87%/day	0.78%/day	0.76%/day

表 1-8 有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用しない場合）  
包絡条件における原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量

局所エリア名称	ガス漏えい量[kg/s]				
	0～2 時間	2～15 時間	15～40 時間	40～96 時間	96～168 時間
SRV 補修室	$1.45 \times 10^{-6}$	$5.81 \times 10^{-7}$	$2.73 \times 10^{-6}$	$5.46 \times 10^{-6}$	0
CRD 補修室	$1.05 \times 10^{-6}$	$4.19 \times 10^{-7}$	$1.97 \times 10^{-6}$	$3.94 \times 10^{-6}$	0
所員用エアロック室	$1.94 \times 10^{-6}$	$7.74 \times 10^{-7}$	$3.64 \times 10^{-6}$	$7.28 \times 10^{-6}$	0

表 1-9 有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用する場合）  
包絡条件における原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量

局所エリア名称	ガス漏えい量[kg/s]		
	0～1 時間	1～15 時間	15～168 時間
SRV 補修室	$3.40 \times 10^{-6}$	$1.53 \times 10^{-6}$	$1.39 \times 10^{-6}$
CRD 補修室	$2.46 \times 10^{-6}$	$1.11 \times 10^{-6}$	$1.00 \times 10^{-6}$
所員用エアロック室	$4.54 \times 10^{-6}$	$2.04 \times 10^{-6}$	$1.86 \times 10^{-6}$

### 1.3 解析結果

各局所エリアにおける水素濃度の時間変化及び燃焼判定図を図 1-5 から図 1-16 に示す。なお、燃焼判定図については、事故発生 168 時間後までのガス組成のプロットが爆轟領域及び爆燃領域に入っていないことを確認することに用いる。

解析の結果、残留熱代替除去系を使用する場合の各局所エリアの水素濃度は、全体的に上昇傾向となるものの、事故発生 168 時間後の時点では可燃限界未満となった。

また、残留熱代替除去系を使用しない場合の各局所エリアの水素濃度は、解析上の格納容器ベント想定時刻である 96 時間後までは全体的に上昇傾向となるものの、その後、ほぼ一定で推移し可燃限界未満となった。

なお、残留熱代替除去系を使用する場合及びしない場合のいずれにおいても、解析は保守的な条件を設定して行っていることから、実際の水素濃度の上昇は解析結果よりも緩やかになると考えられる。解析において保守的に設定している条件は以下のとおりである。

- 原子炉格納容器内の水素濃度について有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用する場合又はしない場合）のMAAP解析結果を包絡するように設定している（別添 1「2.2.1(1) 原子炉格納容器漏えい条件図2-6, 図2-7, 図2-10及び図2-11」参照）。
- SRV補修室とCRD補修室もダクトが設置されていることから、所員用エアロックと同様にダクトから水素の排出を期待できるが、表1-3のとおり、解析上は期待しない設定としている。
- 入室扉の隙間から水素が排出されると考えられるが、解析上は期待しない設定としている。

以上のことから、各局所エリアに漏えいした水素は、ダクト等を通じて最終的に原子炉建物原子炉棟 4 階に設置された静的触媒式水素処理装置に導かれるため、各局所エリアでの水素滞留のおそれはない。

なお、各局所エリアの天井付近には、それぞれ水素濃度計を設置する設計としており、これらの水素濃度計により、万一、各局所エリアでの水素滞留が発生した場合においても、速やかに検知が可能である。

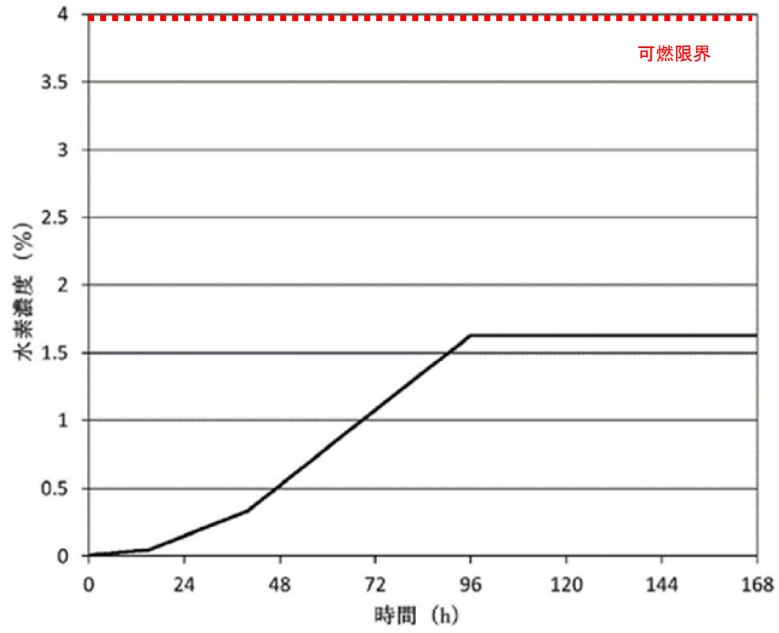


図 1-5 SRV 補修室の水素濃度の時間変化  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

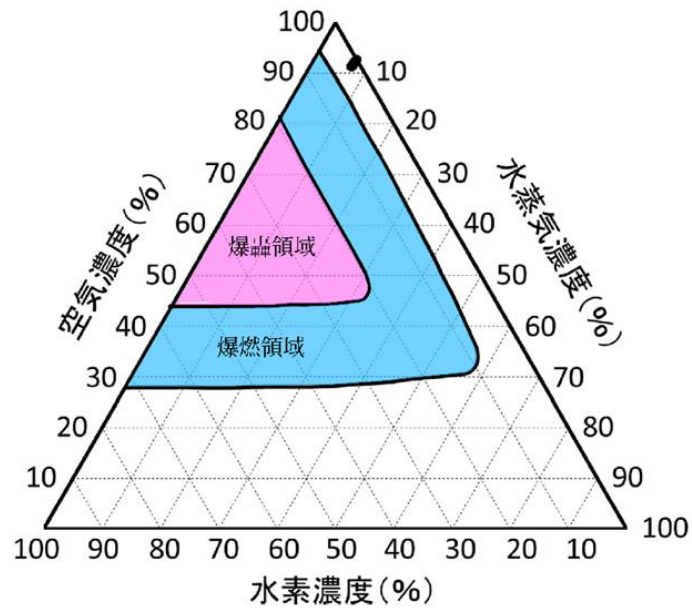


図 1-6 SRV 補修室の燃焼判定図  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

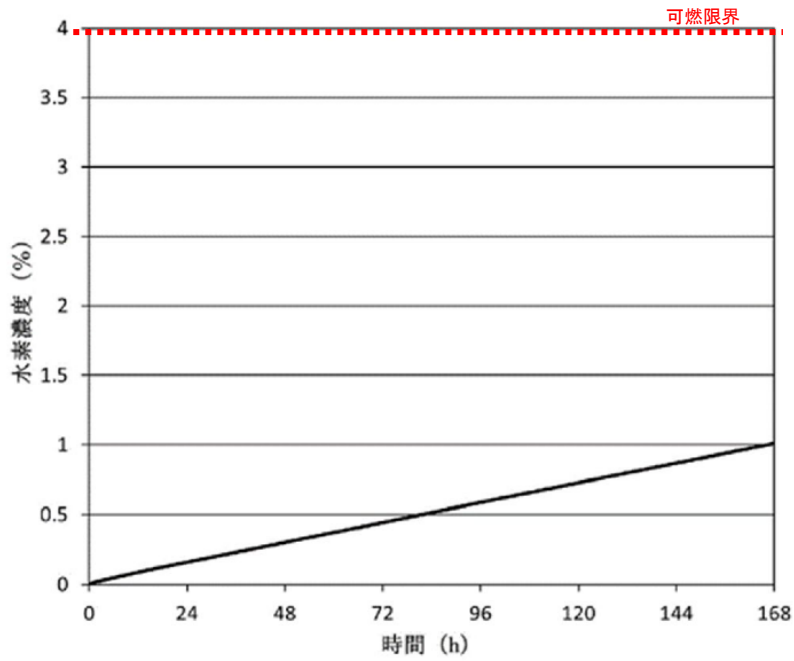


図 1-7 SRV 補修室の水素濃度の時間変化  
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

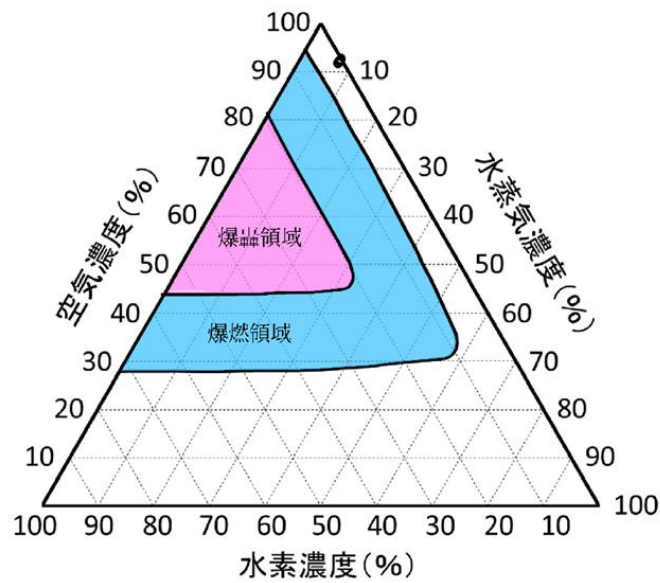


図 1-8 SRV 補修室の燃焼判定図  
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

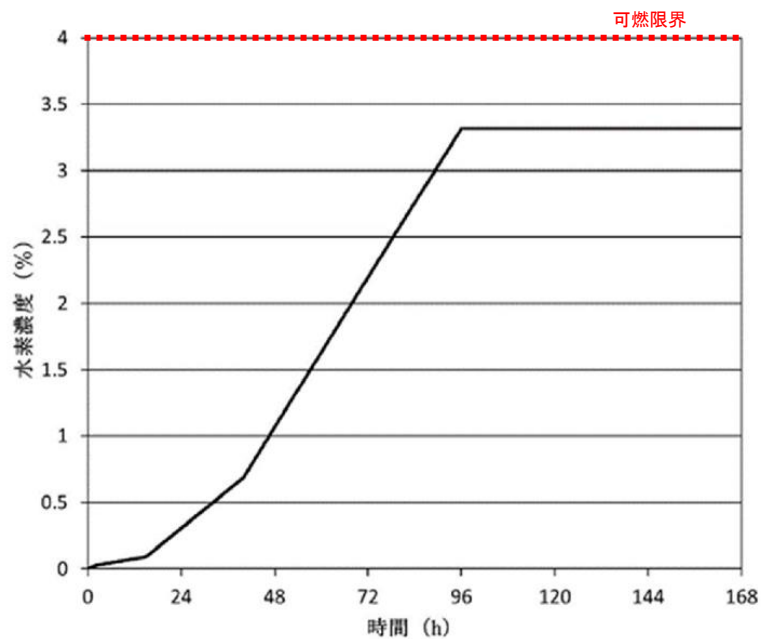


図 1-9 CRD 補修室の水素濃度の時間変化  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

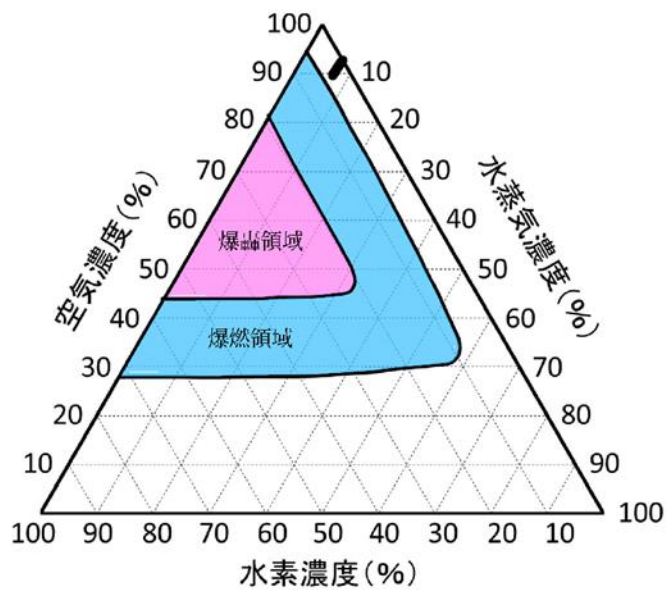


図 1-10 CRD 補修室の燃焼判定図  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

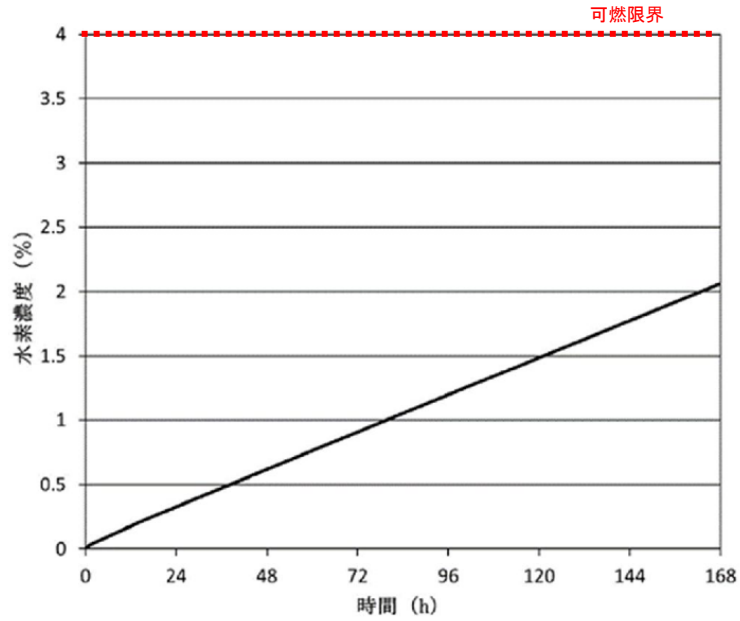


図 1-11 CRD 補修室の水素濃度の時間変化  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

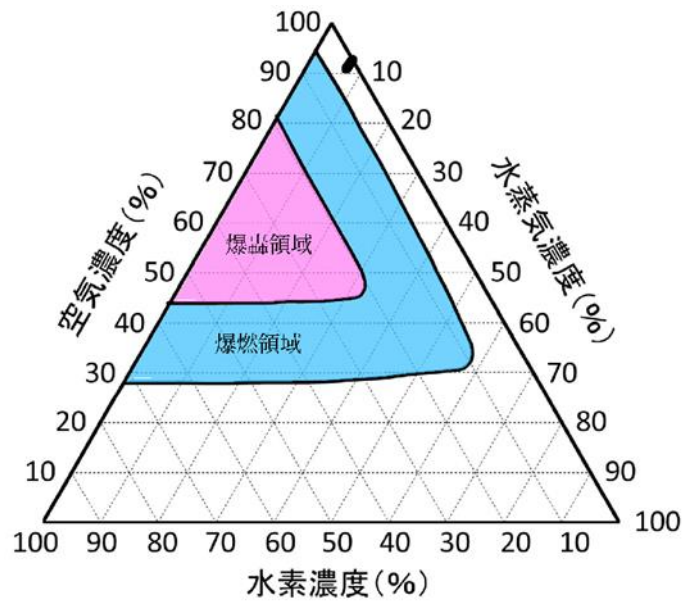


図 1-12 CRD 補修室の燃焼判定図  
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

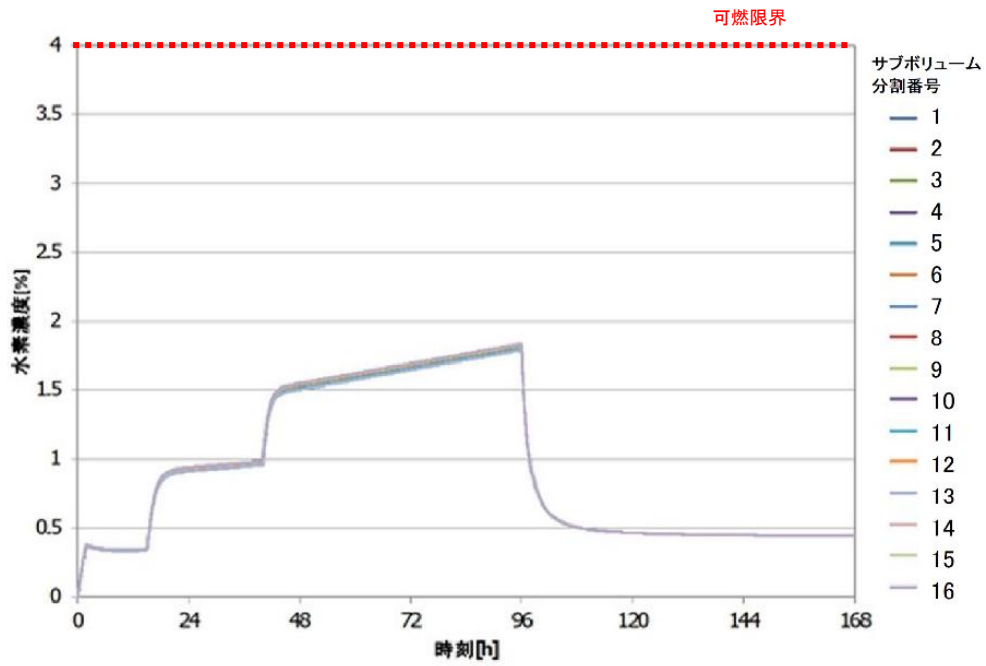


図1-13 所員用エアロック室の水素濃度の時間変化  
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

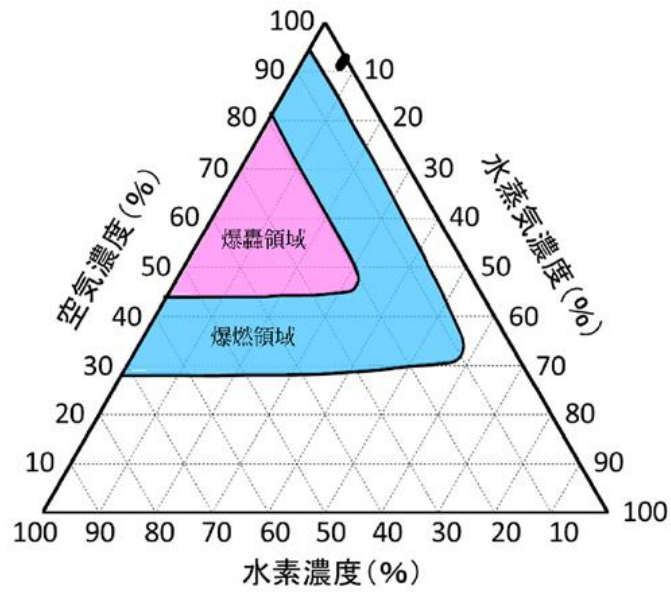


図1-14 所員用エアロック室の燃焼判定図  
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

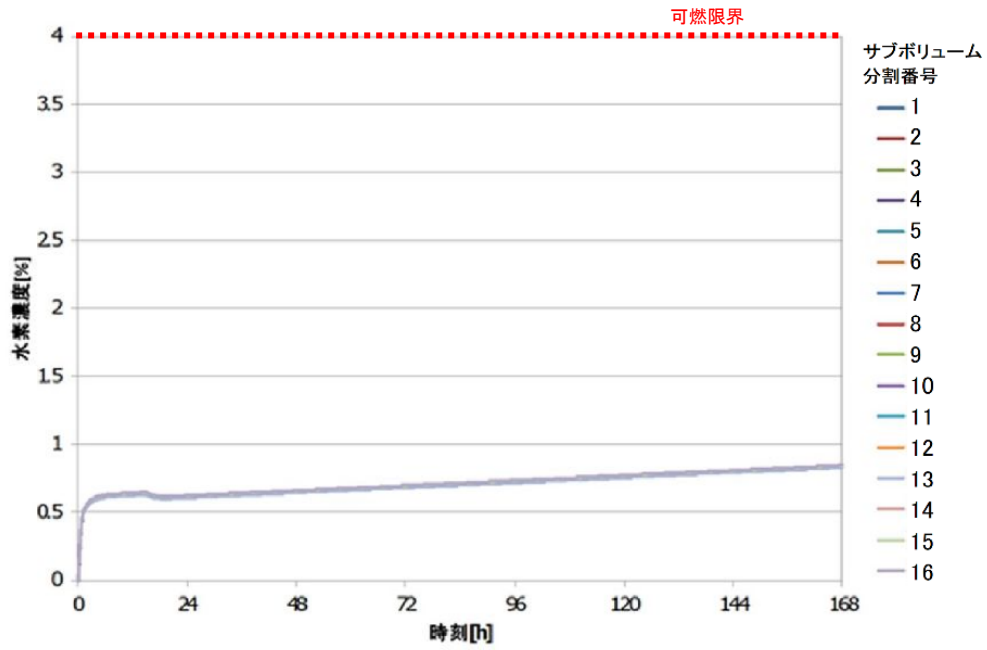


図 1-15 所員用エアロック室の水素濃度の時間変化  
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

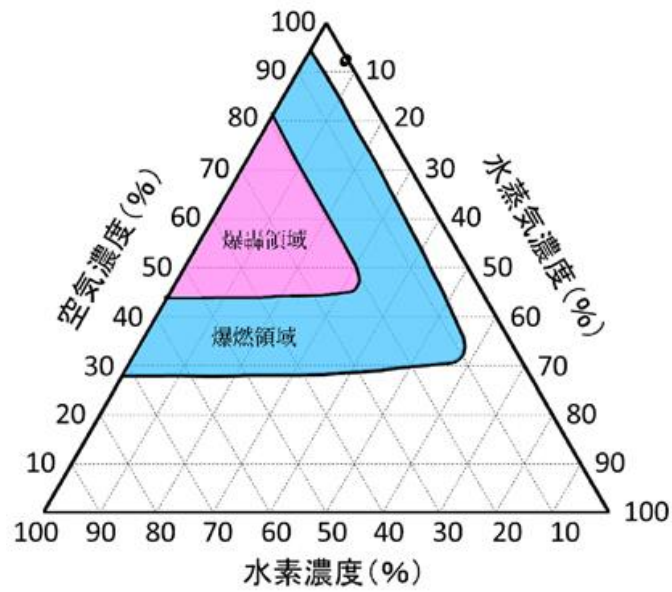


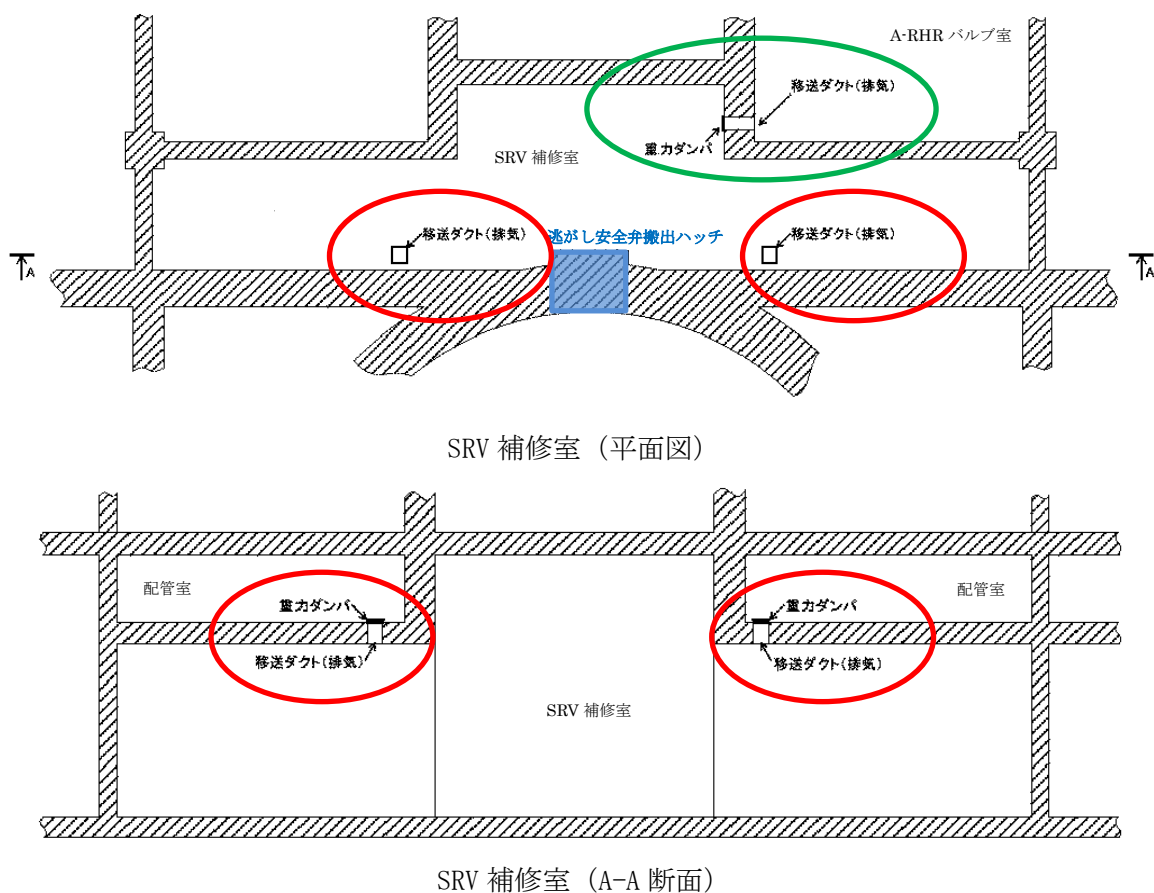
図 1-16 所員用エアロック室の燃焼判定図  
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)



#### 1.4 重力ダンパ付き排気ダクト内における水素滞留について

SRV 補修室のダクトに設置された重力ダンパの配置を図 1-17 に示す。SRV 補修室のダクトに設置された重力ダンパは、汚染の可能性の低い SRV 補修室から汚染の可能性の高い配管室及び A-RHR バルブ室に移送給気していることから、汚染拡大防止の観点より、逆流を防止する目的で設置している。なお、重力ダンパは、片方向からの風のみを通し、逆方向の風が流れないように羽根が自重で閉じられる構造であり、約 20~30Pa の圧力差で羽根が開く。図 1-18 に重力ダンパの構造図を示す。

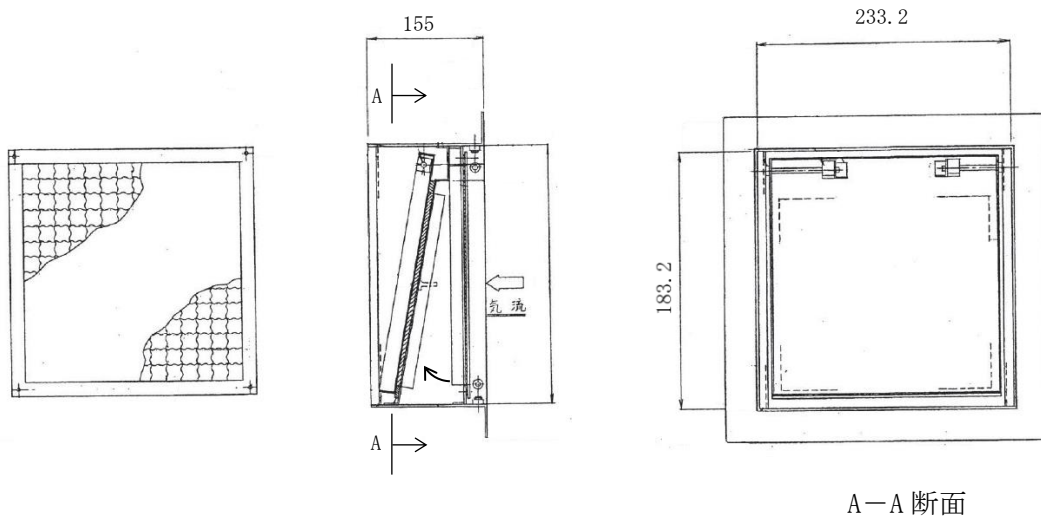
SRV 補修室では、排気ダクトの水平部及び鉛直部に重力ダンパが設置されている。水平部に関しては、SRV 補修室側に重力ダンパを設置しており、ダクト内に水素滞留が発生する可能性はないものと考えられる。鉛直部に関しては、凸型上部に重力ダンパが設置されていることから水素滞留が発生することが考えられるが、水素の可燃限界である 4vol% に到達することはないことを確認している（「参考評価」参照）。



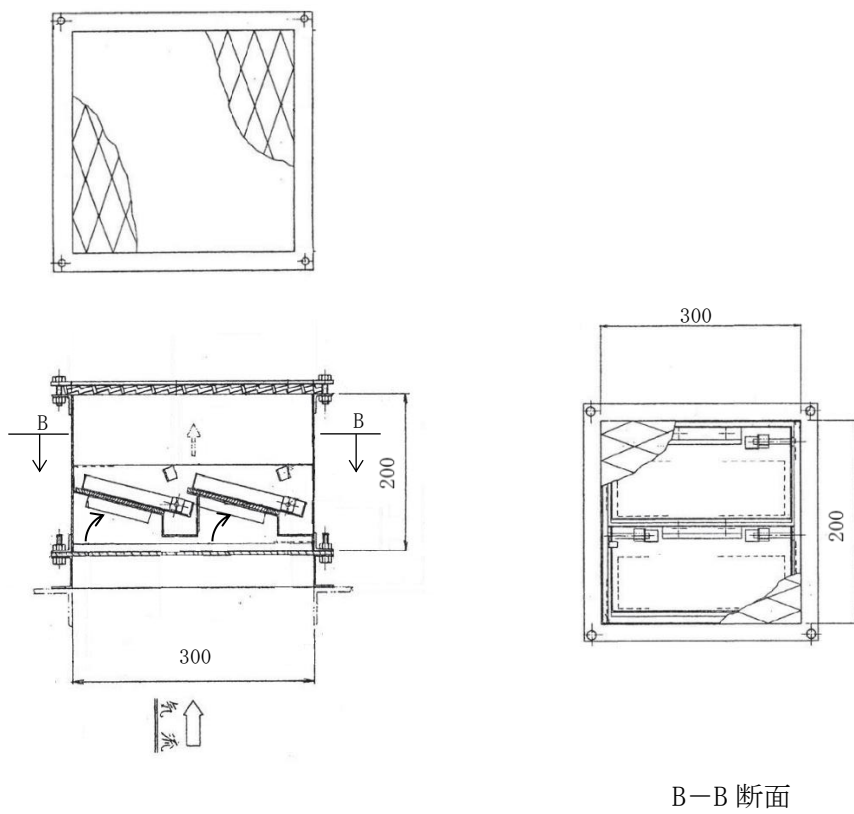
#### 【凡例】

- 重力ダンパ (水平)
- 重力ダンパ (鉛直)

図 1-17 SRV 補修室のダクトに設置された重力ダンパの配置



(1) 重力ダンパ (水平)



(2) 重力ダンパ (鉛直)

(単位 : mm)

図 1-18 重力ダンパの構造図

## 2. 原子炉建物水素濃度の適用性について

### 2.1 原子炉建物水素濃度について

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

### 2.2 計測範囲の考え方

炉心損傷時に原子炉格納容器内に発生する水素が原子炉建物原子炉棟に漏えいした場合に、PARによる水素濃度低減（可燃限界である4vol%未満）をトレンドとして連続的に監視できることが主な役割であることから、以下を計測可能な範囲とする。

- ・原子炉建物水素濃度（原子炉建物原子炉棟地下1階）：0～10vol%
- ・原子炉建物水素濃度（原子炉建物原子炉棟4階、2階及び1階）：0～20vol%

### 2.3 水素濃度計の測定原理

#### 2.3.1 原子炉建物水素濃度（原子炉建物原子炉棟地下1階）

原子炉建物原子炉棟地下1階に設置する水素濃度計は、触媒式の検出器を用いる。

触媒式の水素検出器は、検知素子と補償素子が図2-1に示すようにホイートストンブリッジ回路に組み込まれている。検知素子は触媒活性材でコーティングされており、水素が検知素子に触れると触媒反応により空気中の酸素と結合し、発熱して検知素子温度が上昇する。検知素子温度が上昇することにより、検知素子の抵抗値が変化するとブリッジ回路の平衡がくずれ、信号出力が得られる。水素と酸素の結合による発熱量は水素濃度に比例するため、検知素子の温度変化による抵抗値変化を水素濃度として測定できる。

また、水素による検知素子の温度上昇と環境温度の上昇を区別するため、素子表面に触媒層を有さない補償素子により環境温度の変化による検知素子の抵抗値変化は相殺される。

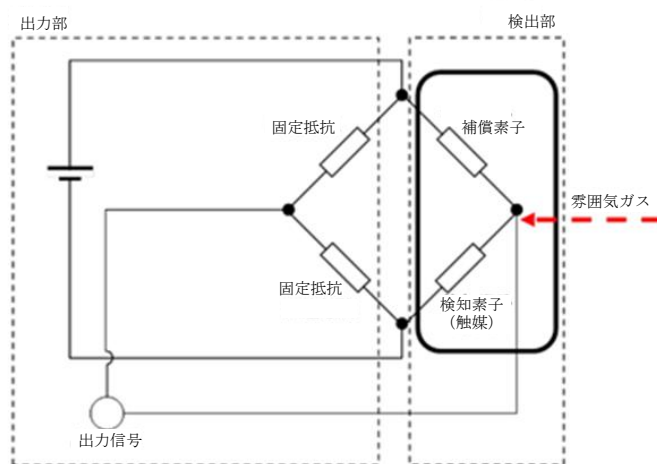


図2-1 原子炉建物水素濃度（触媒式）検出回路の概要図

### 2.3.2 原子炉建物水素濃度（原子炉建物原子炉棟4階，2階及び1階）

原子炉建物原子炉棟4階，2階及び1階に設置する水素濃度計は，熱伝導式のものを用いる。

熱伝導式の水素検出器は，検知素子と補償素子が図2-2のようにホイートストンブリッジ回路に組み込まれている。検知素子側は，原子炉建物原子炉棟内雰囲気ガスが触れるようになっており，補償素子側は基準となる標準空気が密閉され，測定ガスは直接接触しない構造になっている。このため，水素が検知素子に接触することで，補償素子と接触している基準となる標準空気との熱伝導度の違いから温度差が生じ，抵抗値が変化し，ブリッジ回路の平衡がくずれ，信号出力が得られる。検知素子に接触するガスの熱伝導度は水素濃度に比例するため，検知素子の温度変化による抵抗値変化を水素濃度として測定できる。

また，補償素子の標準空気容器の外側には測定ガスが同様に流れ，温度補償は考慮された構造となっている。

熱伝導式水素検出器は，標準空気に対する測定ガスの熱伝導率の差が大きいことを利用しているものである。水素の熱伝導率は，約 $0.18\text{W/m}\cdot\text{K}$ （ $27^\circ\text{C}$ において）である一方，酸素及び窒素は，約 $0.02\text{W/m}\cdot\text{K}$ （ $27^\circ\text{C}$ において）と水素より1桁小さく，これらのガス成分の変動があっても水素濃度計測に対する大きな誤差にはならない。

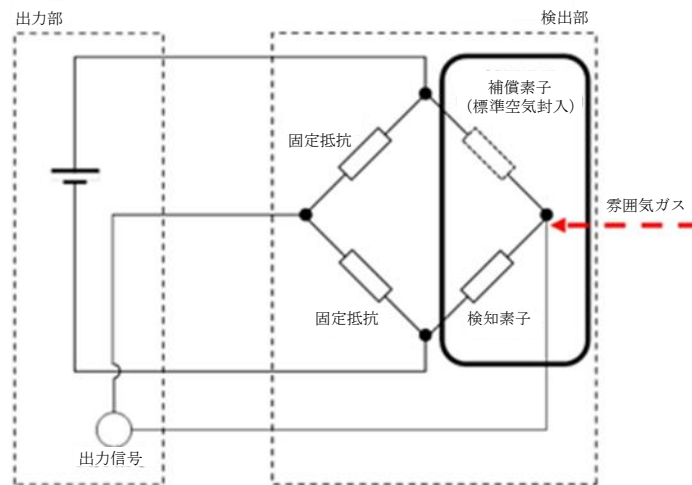
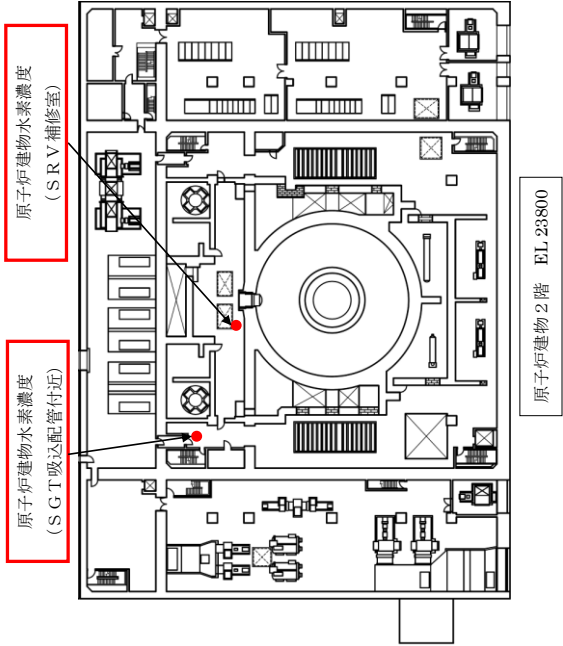
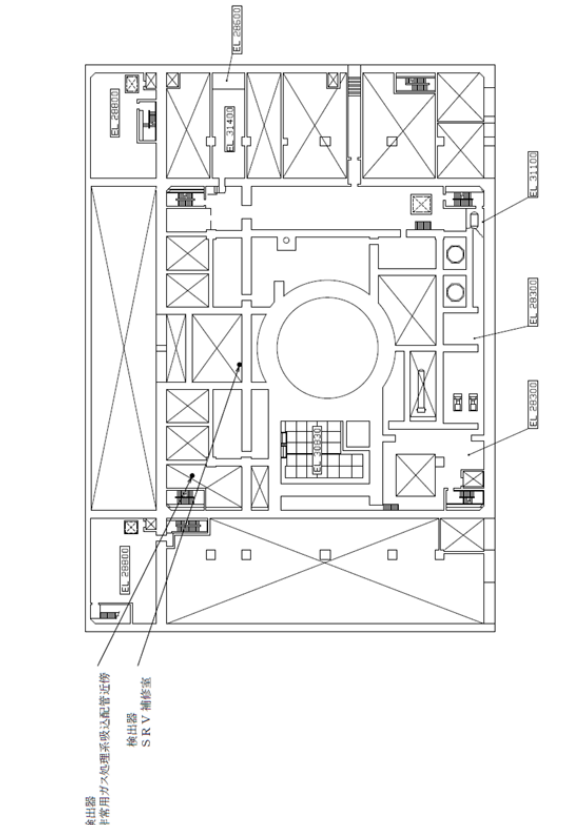


図2-2 原子炉建物水素濃度（熱伝導式）検出回路の概要図

### 2.4 設置（変更）許可申請における審査資料からの配置図見直しについて

原子炉建物原子炉棟2階及び非常用ガス処理系吸込配管近傍に設置する原子炉建物水素濃度検出器の配置図について，設置（変更）許可申請における審査資料（島根原子力発電所2号炉 重大事故等対処設備について 補足説明資料 53 条 水素爆発による原子炉建物等の損傷を防止するための設備）からの見直しを行ったため，変更内容を表2-1に示す。

表 2-1 設置 (変更) 許可申請 (変更) 許可申請における審査資料からの変更

設置 (変更) 許可申請	設工認補正申請 (今回)						
 <p>原子炉建物2階 EL 23800</p> <p>原子炉建物水素濃度 (SGT吸込配管付近)</p> <p>原子炉建物水素濃度 (SRV補修室)</p>	 <p>検出器 非常用ガス処理室吸込配管近傍 検出器 SRV補修室</p> <p>原子炉建物2階 EL 23800</p>						
<p>&lt;変更点&gt;</p> <p>設置 (変更) 許可申請における審査資料では、原子炉建物2階の水素濃度監視という検出器の機能に基づき、原子炉建物2階 (EL 23800mm) の床面に対して検出器の配置を記載していた。今回の設工認補正申請では、検出器の設置位置を考慮して、原子炉建物中2階 (EL 30500mm) の床面に対して検出器の配置を記載するように見直している。なお、本変更は記載方針の相違によるものであり、検出器の設置位置に変更はない。</p> <table border="1" data-bbox="1157 739 1356 1579"> <tr> <td>3階 (EL 34800mm)</td> <td>原子炉建物</td> </tr> <tr> <td>中2階 (EL 30500mm)</td> <td>検出器</td> </tr> <tr> <td>2階 (EL 23800mm)</td> <td></td> </tr> </table>		3階 (EL 34800mm)	原子炉建物	中2階 (EL 30500mm)	検出器	2階 (EL 23800mm)	
3階 (EL 34800mm)	原子炉建物						
中2階 (EL 30500mm)	検出器						
2階 (EL 23800mm)							

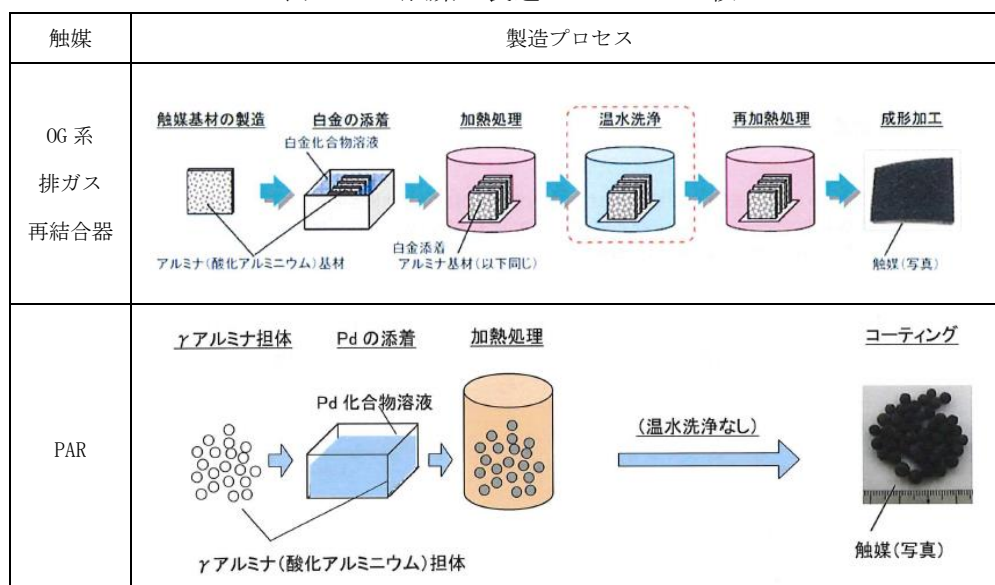
### 3. 触媒基材（アルミナ）について

浜岡原子力発電所 4 号機及び 5 号機で気体廃棄物処理系（以下「OG 系」という。）の水素濃度が上昇する事象が発生したが、推定原因として、製造段階での触媒担体（アルミナ）のベーマイト化及びシロキサンが存在が挙げられており、2 つの要因が重畳した結果、OG 系の排ガス再結合器触媒の性能低下に至ったものと報告されている。

浜岡原子力発電所の事象では、触媒基材の製造工程において、SCC 対策として温水洗浄が実施されており、その際、アルミナの一部がベーマイト化したことが確認されている（表 3-1 参照）。

NIS 社製の PAR は、触媒基材の製造工程において温水洗浄のプロセスがないこと（表 3-1 参照）、X 線回折分析によりベーマイトがないことが確認されているため、ベーマイト化による触媒の性能低下については、対策済みである。

表 3-1 触媒の製造プロセスの比較



#### [引用文献]

- ・中部電力株式会社 2009 年 6 月 23 日プレスリリース参考資料「浜岡原子力発電所 4, 5 号機気体廃棄物処理系における水素濃度の上昇に対する原因と対策について」

#### 4. 原子炉ウェル代替注水系について

原子炉ウェル代替注水系は、重大事故等時において、ドライウェル主フランジを冷却することで原子炉格納容器外への水素漏えいを抑制し、原子炉建物原子炉棟の水素爆発を防止する機能を有するものであり、自主対策設備として設置する。原子炉ウェル代替注水系は図4-1に示すように、原子炉ウェルに水を注水することで、ドライウェル主フランジを外側から冷却することができる。

ドライウェル主フランジは事故時の過温・過圧状態に伴うフランジ開口で、シール材が追従できない程の劣化があると、閉じ込め機能を喪失する。このシール材は、以前はシリコンゴムを採用していたが、原子炉格納容器閉じ込め機能の強化のために耐熱性、耐蒸気性、耐放射線性に優れた改良EPDM製シール材に変更し、閉じ込め機能強化を図っている。改良EPDM製シール材は200℃の蒸気が7日間継続しても閉じ込め機能が確保できることを確認しているが、シール材の温度が低くなると、熱劣化要因が低下し、閉じ込め機能もより健全となり、原子炉建物原子炉棟への水素漏えいを抑制できる。

このことから、設置許可基準規則第53条（水素爆発による原子炉建屋等の損傷を防止するための設備）に対する自主対策設備として、重大事故等時に原子炉ウェルに注水し、原子炉格納容器外側からドライウェル主フランジを冷却し水素漏えいを抑制することを目的として原子炉ウェル代替注水系を設置する。

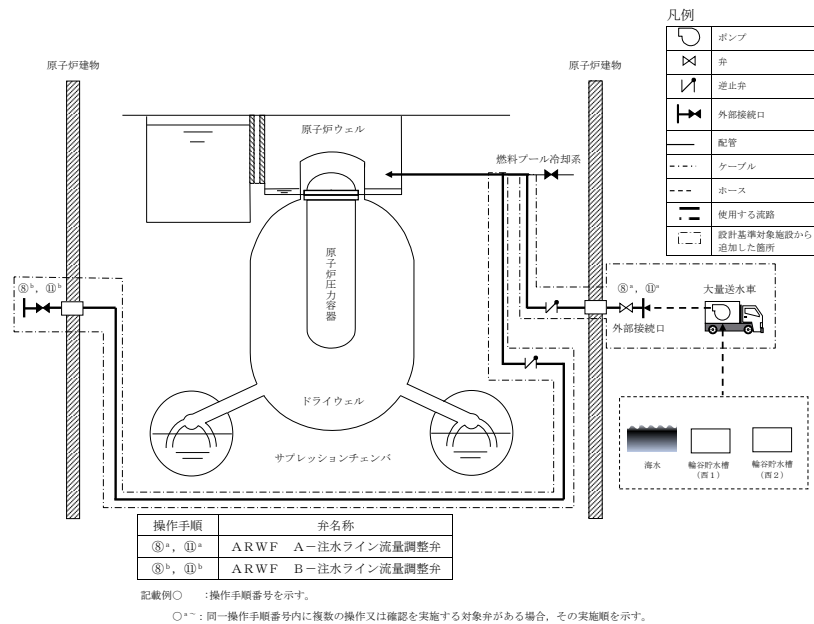


図4-1 原子炉ウェル代替注水系の概要図

##### 4.1 原子炉ウェル代替注水系の設計方針について

原子炉ウェル代替注水系は、原子炉ウェルに水を注水し、ドライウェル主フランジシール材を原子炉格納容器外側から冷却することを目的とした系統である。

原子炉ウェル代替注水系は、大量送水車、接続口等で構成しており、重大事故等時において、代替淡水源（輪谷貯水槽（西1）及び輪谷貯水槽（西2））の水、又は海水を原子炉ウェルに注水しドライウェル主フランジを冷却することで、ドライウェル主フランジからの水素漏えいを抑制する設計とする。

#### 4.2 原子炉ウェル代替注水系の効果について

重大事故等時における格納容器過温・過圧事象においてドライウェル主フランジの閉じ込め機能を強化するために格納容器限界温度（200℃）が7日間継続したとしても健全性が確認できている改良 EPDM 製シール材を取り付ける。

これにより、ドライウェル主フランジからの水素ガス漏えいポテンシャルは低減しているが、原子炉ウェル代替注水系により原子炉ウェルに常温の水を注水することで冷却効果が得られるため、水素ガスの漏えいを更に抑制することが可能である。よって、原子炉ウェル代替注水系は、原子炉建物原子炉棟の水素爆発防止対策の1つとして効果的である。

#### 4.3 原子炉ウェル注水による原子炉格納容器への影響について

原子炉ウェル代替注水系は、原子炉格納容器温度が200℃のような過温状態で常温の水を原子炉ウェルに注水することから、ドライウェル主フランジ部を急冷することにより原子炉格納容器閉じ込め機能に影響が無いかについて評価を行った。

##### 4.3.1 評価方法

原子炉格納容器過温時に原子炉ウェルに注水することで、低温の水がドライウェル主フランジに与える熱的影響を評価する。原子炉格納容器への影響としては鋼材部の熱影響が考えられるため、影響する可能性がある部位としてはドライウェル主フランジ及びドライウェル主フランジ締付ボルトが挙げられる。このうち、体積が小さい方が水により温度影響を受けるため、評価対象としてドライウェル主フランジ締付ボルトを選定し、ドライウェル主フランジ締付ボルトの急冷による熱的影響を評価する。

##### 4.3.2 評価結果

原子炉ウェル代替注水系によるドライウェル主フランジ締付ボルト冷却時の発生応力について表4-1に示す。評価結果から、ボルトが200℃から20℃まで急冷された場合でも、応力値は降伏応力を下回っておりボルトが破損することはない。

表4-1 ドライウェル主フランジ締付ボルトの熱収縮による応力評価結果

項目	記号	単位	値	備考
材料	—	—	SNCM439	ドライウェル主フランジ締付ボルトの材料
ヤング率	E	MPa	192000	
熱膨張率	$\alpha$	MPa	$1.254 \times 10^{-5}$	
温度差	$\Delta T$	K	180	水温20℃とし、原子炉格納容器温度200℃時の温度差
ひずみ	$\epsilon$	—	$2.26 \times 10^{-3}$	$\epsilon = \alpha \cdot \Delta E$
応力	$\sigma$	MPa	434	$\sigma = E \cdot \alpha \cdot \Delta E$
設計降伏点	Sy	MPa	754	SNCM439 (200℃)
設計引張応力	Su	MPa	865	SNCM439 (200℃)



また、原子炉ウエル代替注水系は原子炉ウエルに注水しドライウエル主フランジを冷却するため、原子炉格納容器を除熱することによる原子炉格納容器負圧破損への影響が懸念される。この原子炉格納容器の負圧破損に対する影響について検討した結果、原子炉ウエルに注水しドライウエル主フランジを冷却することによる原子炉格納容器除熱効果は除熱量 1MW 以下と小さく、7 日後の崩壊熱約 7.2MW に対して十分低いことが確認できており、原子炉格納容器を負圧にするような悪影響はない。

#### 4.3.3 まとめ

上記の結果から、原子炉ウエル代替注水系による急冷により原子炉格納容器の閉じ込め機能に悪影響を与えることはない。また、低炭素鋼の延性-脆性遷移温度は一般的に約-10℃以下であり、水温はこの温度領域以上であるため脆性の影響もないと考えられる。

#### 4.4 原子炉ウエル代替注水系の監視方法について

原子炉ウエル代替注水系の使用時における監視は、大量送水車付属の流量計、原子炉ウエル水位計と、ドライウエル温度（SA）（ドライウエル上部温度）により行う。

大量送水車で注水する際に流量計で注水流量を調整し、原子炉ウエル水位計により原子炉ウエル水位を監視すると同時に、ドライウエル温度（SA）（ドライウエル上部温度）の指示によりドライウエル主フランジが冷却されていることを確認し、原子炉ウエル代替注水系の効果を監視する。

#### 4.5 原子炉ウエル代替注水系の効果を考慮した水素挙動について

原子炉ウエル代替注水系の効果により、原子炉建物原子炉棟 4 階に直接、水素ガスが漏えいしなくなった場合、下層階からの漏えい量が増加することで、下層階において水素濃度が可燃限界に到達するおそれがある。

上記の影響を確認するため、漏えい箇所を下層階（2 階、1 階、地下 1 階）のみとしたケースの評価を実施した。漏えい箇所以外の条件は別添 1「2.2.2 解析結果 表 2-11」のケース 1 と同様である。水素濃度の解析結果を図 4-2 に示す。

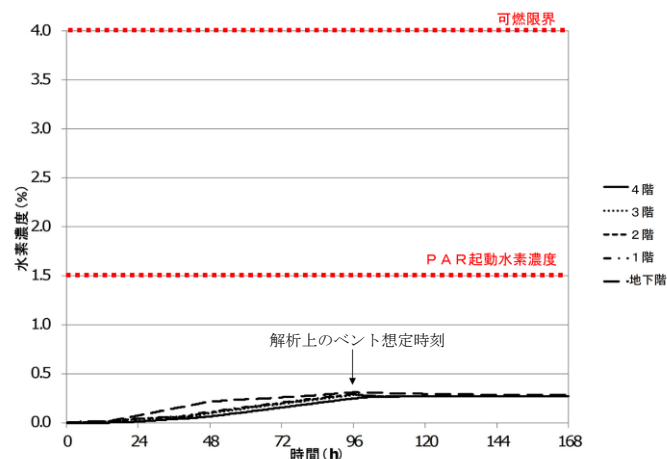


図 4-2 水素濃度の時間変化（原子炉建物原子炉棟全域）

下層階のみから水素ガスが漏えいした場合においても、大物搬入口及びトール室上部ハッチを通じて原子炉建物原子炉棟4階まで水素ガスが到達することにより、下層階で水素が滞留することはなく、可燃限界である4.0vol%に到達しない結果となった。

さらに、原子炉ウェル代替注水系の効果により、原子炉ウェルに溜まった水が蒸発し、原子炉建物原子炉棟4階に水蒸気が追加で流入した場合の水素挙動の影響を確認するため、原子炉ウェルの水が蒸発し、事故発生直後から原子炉建物原子炉棟4階に水蒸気が流入するとした場合の評価を実施した。水蒸気追加流入以外の条件は図4-2に示した解析と同様である。水素濃度の解析結果を図4-3に示す。

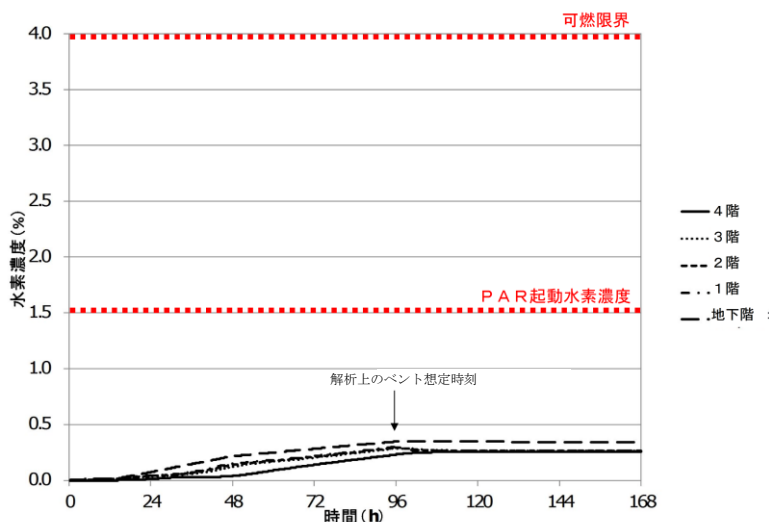


図4-3 水素濃度の時間変化（原子炉建物原子炉棟全域、原子炉ウェル蒸発）

原子炉ウェルの水が蒸発して水蒸気の追加流入が発生した場合においては、原子炉建物原子炉棟4階への水素流入は緩やかになるが、大物搬入口及びトール室上部ハッチを通じて原子炉建物原子炉棟3階以下で水素濃度が均一化される効果と相まって、可燃限界である4.0vol%に到達しない結果となった。

以上のことから、原子炉ウェル代替注水系によって下層階での水素爆発のおそれはなく、悪影響はない。

## 5. 可搬式窒素供給装置について

可搬式窒素供給装置は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器内における水素爆発による破損を防止できるように、原子炉格納容器内を不活性化するための設備として、可搬式窒素供給装置を設置する。原子炉格納容器内の水素燃焼防止のための運用に当たっては、原子炉格納容器内へ不活性ガスである窒素を注入することで、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度を可燃限界未満にできる設計とする。

可搬式窒素供給装置は、1台あたり、純度約99.9vol%にて100m<sup>3</sup>/h[normal]の流量で原子炉格納容器に窒素注入が可能な能力を有している。

### 5.1 窒素製造プロセス

可搬式窒素供給装置は、圧力変動吸着（PSA：Pressure Swing Adsorption）方式の窒素ガス発生装置であり、圧力変動を利用して空気中の酸素分子を吸着し、残りの窒素ガスと分離することにより窒素を発生させる。

空気圧縮機による加圧下で吸着、減圧下で吸着材の再生（脱着）工程を繰り返し行うことで、純度の高い窒素ガスを連続して発生することが可能である。

圧力変動吸着方式による窒素ガス供給原理を図5-1に示す。

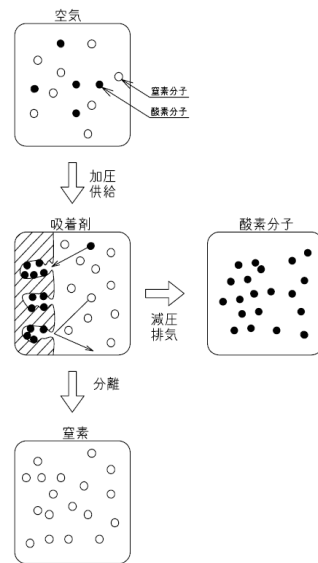


図5-1 圧力変動吸着方式による窒素ガス供給原理

### 5.2 重大事故等時の格納容器内水素濃度及び酸素濃度低減性能

可搬式窒素供給装置による原子炉格納容器内の水素低減性能の評価については、当該機器が水素爆発による原子炉格納容器の破損防止に有効であることは、設置（変更）許可における添付書類十「II 3.2.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」における「II 3.2.1.2 残留熱代替除去系を使用する場合」において確認している。

有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用する場合）」における原子炉格納容器内の気体の組成の推移（ドライ条件）を図5-2及び図5-3に示す。原子炉格納容器内の水素濃度は、事象発生直後か

らジルコニウム-水反応により大量の水素が発生し、可燃限界濃度である 4vol%を大きく上回る。その後、水の放射線分解によって格納容器内酸素濃度が上昇する。事象発生 12 時間後に原子炉格納容器への窒素供給を実施することで、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度は低下し、事象発生から 168 時間後まで酸素濃度がドライ条件においても可燃限界である 5vol%を超えることはなく、原子炉格納容器内での水素爆発は生じない。

また、168 時間以降に水の放射線分解によって発生する酸素によって酸素濃度が再び上昇し、ドライ条件において 4.4vol%及びウェット条件において 1.5vol%に到達した場合には、原子炉格納容器内での水素燃焼を防止する観点で、格納容器ベントを実施するため、原子炉格納容器内で可燃限界に到達することはなく、原子炉格納容器内での水素爆発は生じない。

以上のことから、可搬式窒素供給装置によって原子炉格納容器の水素爆発を防止可能である。

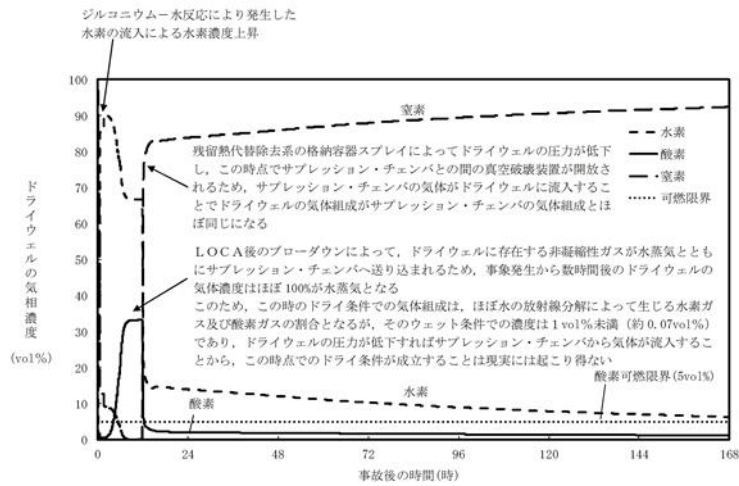


図 5-2 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用する場合）」におけるドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

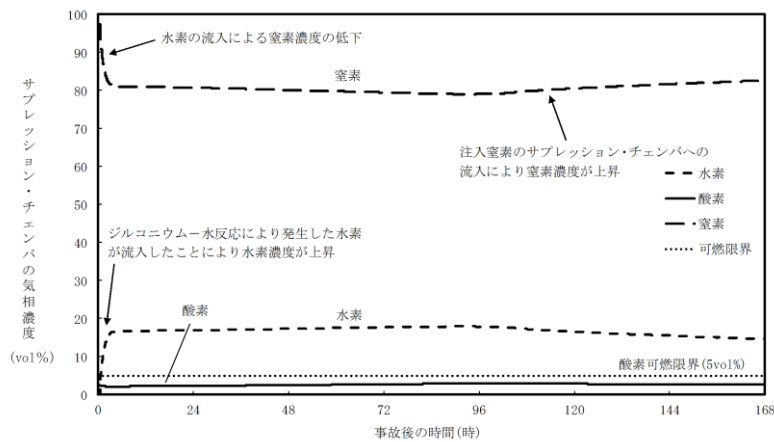


図 5-3 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用する場合）」におけるサプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

### 5.3 原子炉格納容器内における水素及び酸素発生量の不確かさを考慮した評価

5.2 にて示した評価は、電力共同研究の成果を踏まえ、水の放射線分解における水素及び酸素のG値を $G(H_2) = 0.06$ 、 $G(O_2) = 0.03$ としている。今回の評価で用いたG値は、過去の複数回の実験によって測定した値であり、重大事故環境下での水の放射線分解の評価に適した値と考えるが、実験においてもG値にはばらつきが確認されたこと及び事故時の原子炉格納容器内の環境には不確かさがあることを考慮すると、G値については不確かさを考慮した取扱いが特に重要となる。

実際の事故対応において、何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合、事象発生から7日が経過する前に酸素濃度がドライ条件において4.4vol%及びウェット条件において1.5vol%を上回る可能性が考えられる。ここでは、何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合を想定し、酸素濃度の上昇速度の変化が評価結果及び事故対応に与える影響を確認した結果を図5-4及び図5-5に示す。なお、G値の不確かさを考慮した評価として、水の放射線分解における水素及び酸素のG値を、沸騰状態においては $G(H_2) = 0.4$ 、 $G(O_2) = 0.2$ 、非沸騰状態においては $G(H_2) = 0.25$ 、 $G(O_2) = 0.125$ とする。この値は、設計基準事故対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能を評価する際に用いている値であり、設計基準事故環境下に対しても一定の保守性を有する値である。設計基準事故環境下に比べ、重大事故環境下ではG値が低下する傾向にあることから、重大事故環境下におけるG値の不確かさとして考慮するには十分に保守的な値である。

設計基準事故対処設備である可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用しているG値とした場合についても、可搬式窒素供給装置による原子炉格納容器への窒素注入を実施している期間中、原子炉格納容器内の水素濃度及び酸素濃度は抑制され、可燃限界に到達しない。

さらに、原子炉格納容器内の酸素濃度がドライ条件において4.4vol%及びウェット条件において1.5vol%に到達した場合、原子炉格納容器内での水素燃焼の発生防止を目的とした格納容器ベントを実施することにより、原子炉格納容器内の非凝縮性ガスが格納容器フィルタベント系を通じて排出され、原子炉格納容器内の酸素濃度が可燃限界(5vol%)に到達することはない。

以上のことから、原子炉格納容器内における水素及び酸素発生量の不確かさを考慮した評価においても、可搬式窒素供給装置によって原子炉格納容器の水素爆発を防止可能である。

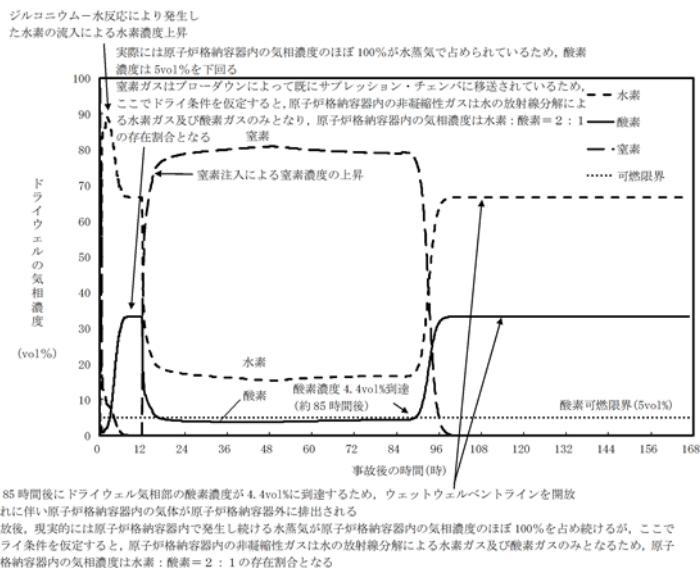


図5-4 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用しない場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用しているG値を採用した場合のドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

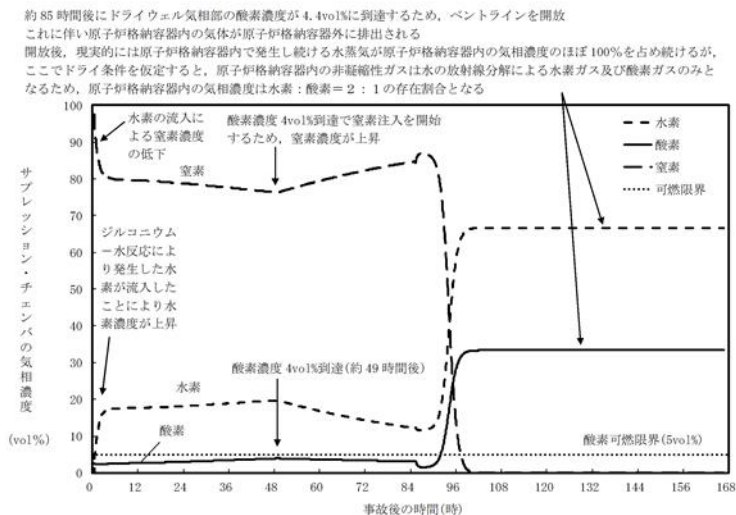


図5-5 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用しない場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用しているG値を採用した場合のサブプレッションチェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

6. 「設置（変更）許可申請書添付書類十 可燃性ガスの発生」における可燃性ガス濃度制御系による原子炉格納容器内水素及び酸素制御について

可燃性ガス濃度制御系による原子炉格納容器内の水素濃度低減性能については、設置（変更）許可における「添付書類十 I 3.5.2 可燃性ガスの発生」において評価されている。

以下に当該評価条件及び評価結果を抜粋し記載する。

《抜粋》

3.5.2 可燃性ガスの発生

3.5.2.1 原因

本事故の原因は、「3.2.1.1 原因」に記載されたものと同様である。

3.5.2.2 事故防止対策及び事故拡大防止対策

本事故の事故防止対策及び事故拡大防止対策は、「3.2.1.2 事故防止対策及び事故拡大防止対策」に記載されたものと同様である。

3.5.2.3 事故経過の解析

原子炉冷却材喪失時の格納容器の健全性を確認するため、格納容器内の可燃性ガス濃度変化の解析を行う。

(1) 解析条件

解析は次のような仮定を用いて行う。<sup>(19)(20)</sup>

- a. 原子炉は事故発生直前まで定格出力の約 105%（熱出力 2540MW）で運転していたものとする。
- b. 事故発生と同時に外部電源が喪失するものとする。
- c. ジルコニウム-水反応による水素の発生量は、原子炉冷却材喪失解析による発生量の 5 倍、又は燃料被覆管の表面から  $5.8\mu\text{m}$  の厚さが反応した場合に相当する量のいずれか大きいほうとし、解析では燃料被覆管の表面から  $5.8\mu\text{m}$  の厚さが反応した場合に相当する量とする。  
なお、これは  $9\times 9$  燃料（A 型）では燃料被覆管全量の 0.88%、 $9\times 9$  燃料（B 型）では燃料被覆管全量の 0.89%、MOX 燃料では燃料被覆管全量の 0.73% に相当する量である。
- d. 窒素ガス置換系により事故前の格納容器内の酸素濃度は 4.0vol% 以下としているが、解析では 4.0vol% とする。
- e. 事故前に冷却材中に溶存している水素、酸素の寄与は非常に少ないので、事故後の格納容器内の水素、酸素濃度の評価では無視する。
- f. 原子炉冷却材喪失解析結果から事故時に燃料棒の破裂が生じないので、核分裂生成物はすべて燃料棒中にとどまるが、解析ではハロゲンの 50% 及び固形分の 1% が格納容器内の水の液相中に存在するものとする。さらに、他の核分裂生成物は、希ガスを除き、すべて燃料棒中に存在するものとする。
- g. 放射線分解により発生する水素ガス及び酸素ガスの発生割合（G 値）は、それぞれ沸騰状態では 0.4 分子/100eV、0.2 分子/100eV、非沸騰状態では 0.25 分

子/100eV, 0.125 分子/100eV とする。

- h. ドライウエルから可燃性ガス濃度制御系への吸込み流量は 255m<sup>3</sup>/h (1 系統当たり) とする。

可燃性ガス濃度制御系で処理されたガスは, すべてサブプレッションチェンバに戻るものとする。

- i. 可燃性ガス濃度制御系は, 事故後 3.5 時間で作動し, 同時に系統機能を発揮するものとする。
- j. 可燃性ガス濃度制御系の水素ガス及び酸素ガスの再結合効率を 95% とする。
- k. 放射能閉じ込め機能の観点から可燃性ガス濃度制御系に単一故障を仮定する。

## (2) 解析方法

- a. ドライウエル, サプレッションチェンバ間でのガスの移動は, 圧力バランスの式により求める。
- b. 水素及び酸素濃度の時間変化は質量バランスの式により求める。

## (3) 解析結果

事故発生後, 最初にジルコニウム-水反応によりドライウエル内の水素濃度が上昇する。

一方, 燃料棒中の核分裂生成物により冷却材の一部が放射線分解し, また燃料棒から放出されサブプレッションプール水中に保持された核分裂生成物により, サプレッションプール水の一部が放射線分解し, 格納容器内の水素及び酸素濃度が徐々に上昇する。

事故後 3.5 時間で可燃性ガス濃度制御系が作動し, 系統機能を発揮すると, ドライウエルから可燃性ガス濃度制御系へ流入したガス中の水素と酸素が再結合され, 処理されたガスはすべてサブプレッションチェンバに戻される。サブプレッションチェンバ内の気体は, 圧力が上昇すると真空破壊装置を通してドライウエルへ流入する。

ドライウエル内の水素及び酸素濃度は, ドライウエル内での発生量とサブプレッションチェンバからの戻り量との合計が可燃性ガス濃度制御系への流出量を下回った時点から低下し始める。同様に, サプレッションチェンバ内の水素及び酸素濃度は, サプレッションチェンバ内での発生量と可燃性ガス濃度制御系からの流入量との合計がドライウエルへの流出量を下回った時点から低下し始める。

事故後の水素及び酸素濃度の時間変化を図 6-1 に示す。この図から分かるとおり, 格納容器内の可燃性ガス濃度は, 最大でも, 事故後約 20 時間でドライウエルの水素濃度が約 2.0vol%, 約 31 時間でドライウエルの酸素濃度が約 4.3vol% に達するが, 可燃限界である水素 4vol% 及び酸素 5vol% より低い。

なお, 格納容器内の可燃性ガス濃度は, 格納容器内に存在する種々の駆動力により, 十分混合されるため局所的に高い濃度になることはない。



### 3.5.2.4 判断基準への適合性の検討

本事故に対する判断基準は、事象発生後少なくとも30日間は、格納容器内雰囲気中の酸素又は水素の濃度のいずれかが、それぞれ5vol%又は4vol%以下であることである。

「3.5.2.3(3) 解析結果」で示したように、格納容器の雰囲気は可燃限界未満に制御される。

したがって、判断基準は満足される。

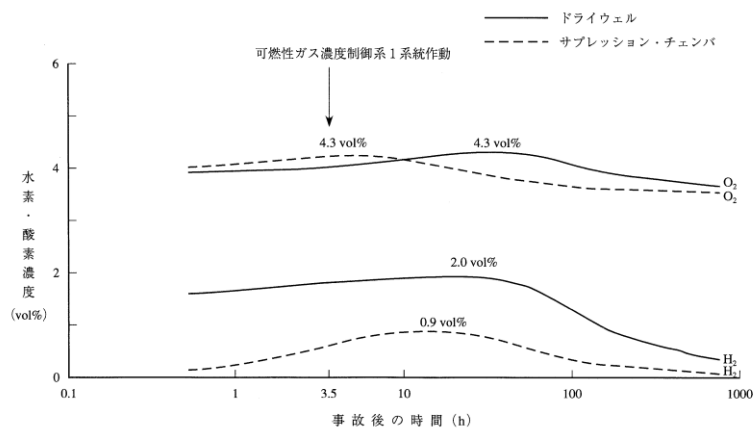


図 6-1 原子炉冷却材喪失時の格納容器内の水素・酸素濃度の時間変化

## 7. 原子炉ウェル排気ラインの閉止及び原子炉ウェル水張りラインにおけるドレン弁の閉運用について

### 7.1 系統設置目的及び構成

#### 7.1.1 原子炉ウェル排気ライン

通常運転時のドライウェル主フランジからの万一のリークを考慮し、原子炉ウェル内を負圧に保つことを目的に設置しているものであり、原子炉ウェル下部に吸込口を設け、原子炉ウェルを原子炉棟空調換気系ダクトに接続し、そこから排気する構成としている。

#### 7.1.2 原子炉ウェル水張りライン

燃料交換時におけるプール水の効率的循環、プール内の温度の均一化を目的に設置している。

また、外部接続口に繋がるラインを新たに追設し、重大事故等時に大量送水車により原子炉ウェルに注水を行い、ドライウェル主フランジシール材を原子炉格納容器外側から冷却する原子炉ウェル代替注水系（自主対策設備）としても使用する。

原子炉ウェル水張りラインについては、通常運転時は隔離弁により燃料プール冷却ラインと隔離しているが、万一、隔離弁からシートパスした場合に原子炉ウェルへ漏えい水が流入しないよう、隔離弁の下流に設置しているドレン弁（V216-512）を「開」運用としていた。しかし、原子炉ウェル代替注水系により原子炉ウェルに注水する際には当該ドレン弁（V216-512）の「閉」操作が必要となることから、運用性を考慮し、通常運転時から「閉」運用に変更する。

## 7.2 閉止方法

### 7.2.1 原子炉ウェル排気ライン

GOTHIC コードを用いた水素濃度解析では、ドライウェル主フランジから漏えいする水素ガスは原子炉ウェル上部から原子炉ウェルシールドプラグ（図 7-1 参照）の隙間を通して原子炉建物原子炉棟 4 階に流出する条件で解析を実施しているが、原子炉ウェル排気ライン及び原子炉ウェル水張りラインのドレン弁（V216-512）を通じて原子炉建物原子炉棟 4 階以外に水素ガスが流出する可能性が考えられることから、原子炉ウェル排気ラインについては原子炉ウェル内側の吸込口を閉止（溶接構造）するとともに、原子炉ウェル外側については、原子炉ウェル外側から原子炉棟空調換気系ダクトまでのラインを撤去し、開口部については閉止する。

### 7.2.2 原子炉ウェル水張りラインにおけるドレン弁

原子炉ウェル水張りラインのドレン弁（V216-512）については、上述のように通常運転時の運用を「開」運用から「閉」運用に変更することで、原子炉建物原子炉棟 4 階以外に水素ガスの流出を防ぐことができることから、運用の見直しのみとし、撤去等の対策は行わない。

対策イメージを図 7-2 に示す。

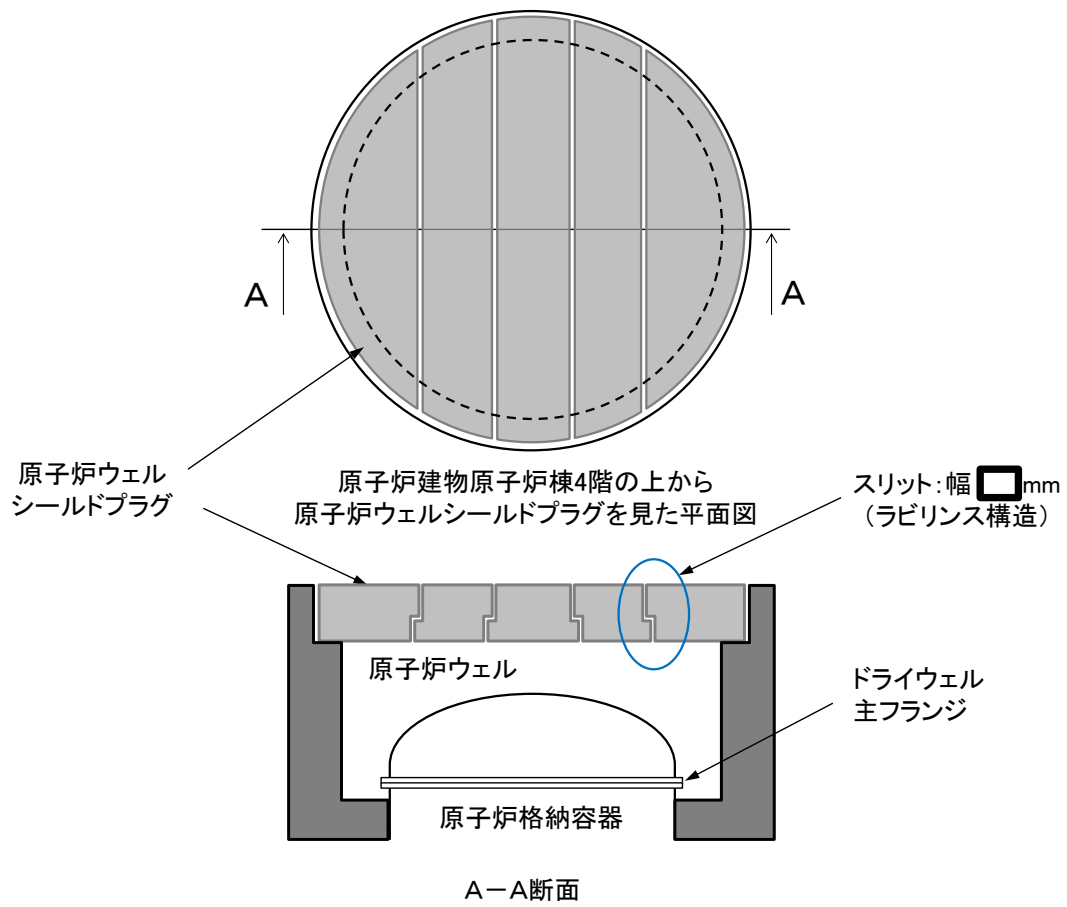
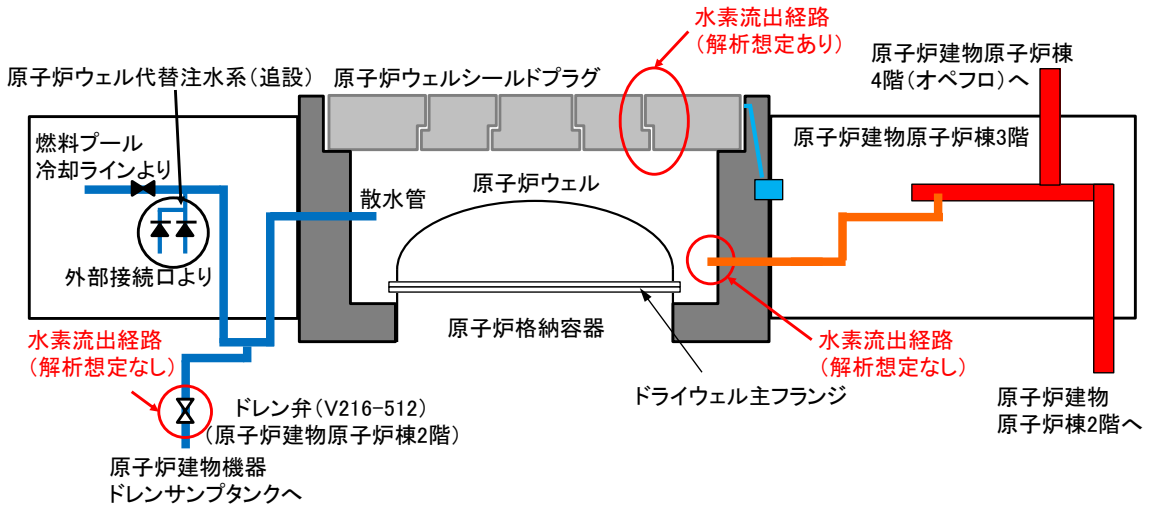


図 7-1 原子炉ウェルシールドプラグの構造

【対策前】



【対策後】

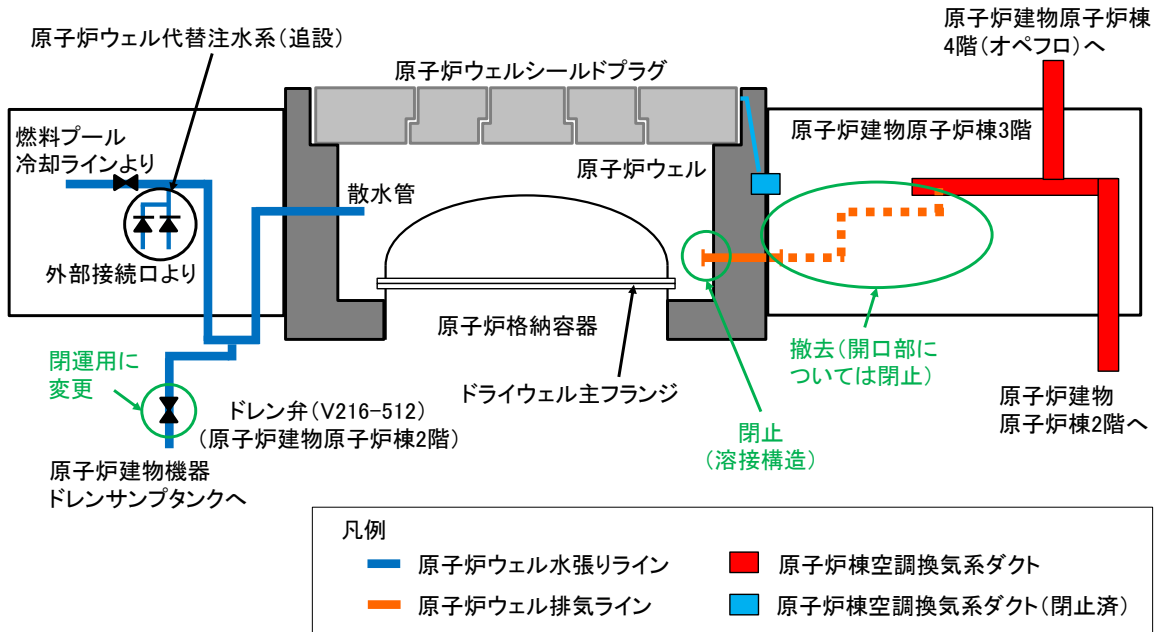


図 7-2 対策イメージ

### 7.3 閉止による影響

#### 7.3.1 原子炉ウェル排気ラインの吸込口閉止による影響

通常運転中は、原子炉棟空調換気系により原子炉建物原子炉棟4階が適切に負圧維持されているため、原子炉ウェル排気ラインを閉止した場合であっても、ドライウェル主フランジから漏えいしたガスは原子炉ウェル内に溜まることなく、原子炉ウェルシールドプラグに設けられた隙間を通して原子炉建物原子炉棟4階に排出された後、原子炉棟空調換気系を通して適切に処理される。

また、各設備の排気風量は表7-1に示すとおりであり、原子炉ウェル排気ラインの排気風量は、原子炉建物原子炉棟全体及び4階の排気風量に対し、ごく僅かであり、当該ラインを閉止したことにより、原子炉ウェル排気ラインの排気風量が0m<sup>3</sup>/h（成り行き）から完全に0m<sup>3</sup>/hになったとしても空調バランスへの影響はほとんど無いと考えられるため、当該ラインの吸込口閉止による悪影響はない。

表7-1 各設備の排気風量（原子炉ウェル排気ライン閉止前）

設備	排気風量[m <sup>3</sup> /h]
原子炉建物原子炉棟全体	225000
原子炉建物原子炉棟4階	76500
原子炉ウェル排気ライン	0（成り行き）

#### 7.3.2 原子炉ウェル水張りラインのドレン弁（V216-512）「閉」運用への変更による影響

通常運転時に、定期的にドレン弁を「開」することにより、燃料プール冷却ラインとの隔離弁からのシートパスの監視及びドレンの排出が可能であることから、「閉」運用による悪影響はない。

### 7.4 構造健全性

原子炉ウェル排気ライン及び原子炉ウェル水張りラインは、「実用発電用原子炉の設置、運転等に関する規則」別表第二に該当する設備ではないことから、工事計画認可申請対象設備ではないが、原子炉ウェル排気ラインは、より確実に原子炉建物原子炉棟の水素爆発を防止するため、原子炉ウェル水張りラインは、原子炉ウェル代替注水系の設置に伴い、耐震性を確保することとしている。

## ダクトにおける水素滞留評価について

## 1. 評価条件

ある空間内に存在する混合ガスの高さ方向濃度分布については、気体の化学ポテンシャル（密度差による浮力）に着目した評価が一般的である（引用文献 4. (1)）。

ここでは、空気と混合された水素の持つ化学ポテンシャル  $\mu$  を踏まえ、無限時間経過後において、上端が閉止されたダクト内で水素濃度が可燃限界に到達しないことを確認する。

ダクト内で水素の高さ方向濃度分布を評価するに当たっては、以下の仮定を置く。

- ・空間内での軸方向の温度勾配はないものとする
- ・空間内で対流はないものとする
- ・気体は理想気体とする

評価モデルを図 1-1 に示す。

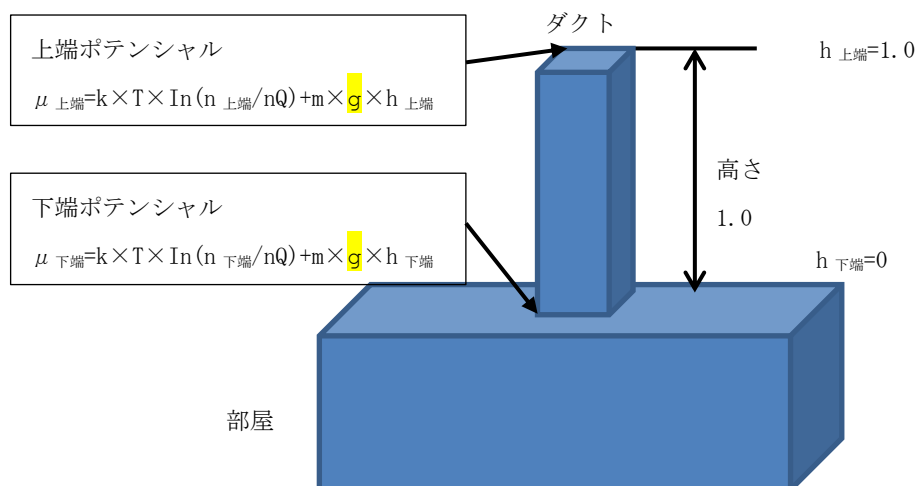


図 1-1 評価モデル

無限時間経過後において、空間内は平衡状態となり、上端での化学ポテンシャル ( $\mu_{\text{上端}}$ ) と下端での化学ポテンシャル ( $\mu_{\text{下端}}$ ) は等しくなるため、次式が成立する。

$$k \times T \times \ln(n_{\text{上端}}/nQ) + m \times g \times h_{\text{上端}} = k \times T \times \ln(n_{\text{下端}}/nQ) + m \times g \times h_{\text{下端}} \dots \dots \dots \text{式(1)}$$

ここで、 $k$  : ボルツマン定数

$T$  : 温度

$nQ$  : 量子濃度

$m$  : 気体分子の質量

$n$  : 割合

式(1)を変形し、上端での水素濃及び空気の割合 ( $n_{\text{上端}}$ ) を求める。

$$n_{\text{上端}} = n_{\text{下端}} \times \exp(-m \times g \times h_{\text{上端}} / (k \times T)) \dots \text{式(2)}$$

評価条件を表 1-1 に示す。

表 1-1 評価条件

項目	記号	値	単位	備考
ボルツマン定数	K	$1.3807 \times 10^{-23}$	$\text{m}^2\text{kg}/\text{s}^2/\text{K}$	
アボガドロ数	$N_A$	$6.0221 \times 10^{23}$	1/mol	
温度	T	283	K	原子炉建物の最低使用温度
水素の分子質量	$m_{\text{水素}}$	$3.348 \times 10^{-27}$	kg	分子量 2.016 (g/mol) / アボガドロ数
空気の分子質量	$m_{\text{空気}}$	$4.811 \times 10^{-26}$	kg	分子量 28.97 (g/mol) / アボガドロ数
重力加速度	g	9.8067	$\text{m}/\text{s}^2$	
下端における水素の割合	$n_{\text{下端水素}}$	0.035	-	解析結果を踏まえ保守的に設定
下端における空気の割合	$n_{\text{下端空気}}$	0.965	-	
空間上端から下端までの高さ	h	1.0	m	ダクト高さ 0.8m を踏まえ、保守的に設定

## 2. 評価

まず、上端における水素の割合を式(2)により算出する。

$$\begin{aligned} n_{\text{上端水素}} &= n_{\text{下端水素}} \times \exp(-m \times g \times h_{\text{上端}} / (k \times T)) \\ &= 0.035 \times \exp(3.348 \times 10^{-27} \times 9.8067 \times 1.0 / (1.3807 \times 10^{-23} \times 283)) \\ &= 0.0349997 \end{aligned}$$

次に、上端における空気の割合を式(2)により算出する。

$$\begin{aligned} n_{\text{上端空気}} &= n_{\text{下端空気}} \times \exp(-m \times g \times h_{\text{上端}} / (k \times T)) \\ &= 0.965 \times \exp(-4.811 \times 10^{-26} \times 9.8067 \times 1.0 / (1.3807 \times 10^{-23} \times 283)) \\ &= 0.964883 \end{aligned}$$

上端の水素濃度Nは、上端の水素及び空気の割合から算出する。

$$\begin{aligned} N_{\text{上端水素}} &= n_{\text{上端水素}} / (n_{\text{上端空気}} + n_{\text{上端水素}}) \times 100 \dots \text{式(3)} \\ &= \text{約 } 3.5004 \text{ vol\%} \end{aligned}$$

### 3. 評価結果

ダクトの下端（部屋）の水素濃度が 3.5vol%であるとき、ダクトの上端において、水素濃度は 3.5004vol%程度である。このように一旦混合したガスにおいては、軽密度ガス成分の化学ポテンシャルによって、わずかに濃度分布を持つものの、空間上部に滞留する状況とならず、水素の可燃限界濃度である 4vol%に到達することはない。

### 4. 引用文献

- (1) ファインマン，レイトン，サンズ著，富山訳，ファインマン物理学，Ⅱ光，熱，波動，岩波書店，1986



圧力低減設備その他の安全設備のポンプの  
有効吸込水頭に関する説明書に係る補足説明資料

## 目 次

1. 内規との比較表	1-1
2. 重大事故等時の発生異物量評価について	2-1
3. 非常用炉心冷却系ストレナーナの重大事故等時圧損試験について	3-1
4. 重大事故等時圧損試験における保守性について	4-1
5. 圧力低減設備その他の安全設備のポンプの有効吸込水頭について	5-1
別紙 1 重大事故等時の発生異物量算出方法について	別紙 1-1
別紙 2 原子炉本体基礎からサプレッションプールへの異物流入経路について	別紙 2-1
別紙 3 残留熱代替除去ポンプの有効吸込水頭の評価における原子炉格納容器の 背圧の考慮について	別紙 3-1

1. 内規との比較表（島根原子力発電所第2号機）

内規	評価内容	既工認	先行（KK-7）
<p style="text-align: center;"><b>経済産業省</b></p> <p style="text-align: center;">平成20・02・12原院第5号</p> <p>非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価等について（内規）を次のように定める。</p> <p style="text-align: center;">平成20年2月27日</p> <p style="text-align: center;">原子力安全・保安院長 薦田 康久</p> <p>非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価等について（内規）</p> <p>本内規は、沸騰水型原子力発電設備（以下「BWR」という。）又は加圧水型原子力発電設備（以下「PWR」という。）の非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備（以下「ECCS」という。）に係るろ過装置（以下「ストレーナ」という。）について、閉塞事象の考慮に関しては発電用原子力設備に関する技術基準を定める省令（昭和40年通商産業省令第62号。以下「省令」という。）第17条第3項及び第32条第5号イ、ストレーナの大型化に伴う構造強度に関しては省令第5条並びに第9条第2号及び第9号に規定する技術基準への適合性の判断基準を定めるものである。</p> <p style="text-align: center;">記</p> <p>1. ストレーナの性能評価</p> <p>ストレーナの性能評価は、一次冷却材喪失事故（以下「LOCA」という。）時に破損する保温材及び格納容器内に存在する他の異物がストレーナに付着することによる圧力損失（以下「圧損」という。）の上昇を考慮したECCSに係るポンプ（以下「ECCSポンプ」という。）の有効吸込水頭が、当該ポンプの必要有効吸込水頭以上であることを確認することであり、その方法は、次の（1）から（5）に規定するとおりである。</p> <p>① <b>（1）保温材の破損量評価</b> LOCA時に破断する一次系配管の周辺に設置されている保温材について、その破損量が評価されていること。その際、配管の破断様式については、一次系大口径配管の完全両端破断が設定され、配管の破断点については、保温材の管理実態及びその将来的な変動に配慮した上で、破損を想定した保温材（以下「破損保温材」という。）のストレーナへの付着による圧損上昇が最大となる点が設定されていること。</p> <p>② <b>なお、保温材の破損を想定する破損影響範囲（以下「Z01」という。）は、別表第1</b></p>	<p>□：内規において、ストレーナ圧損評価に関係しない項目を示す。</p> <p>1. ストレーナの性能評価 （1）保温材の破損量評価 ①内規に従い、保温材の破損量が最大となることが想定される、一次系配管である主蒸気系配管（□）の完全両端破断を想定している。 <b>【破断想定点の考え方はKK-7同様】</b></p> <p>②内規別表第1に示す破損影響範囲に従い、破断想定点を中心に7.4D（7.4×□）の半径の球の中に存在するカプセル保温（金属反射型）及び一般保温（パーライト）の物量として、それぞれ□m<sup>2</sup>、□m<sup>3</sup>としている。 <b>【Z01内保温材の算出方法はKK-7同様】</b></p>	<p>①平成17・10・13原院第4号「沸騰水型原子力発電設備における非常用炉心冷却設備及び格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価及び構造強度評価について」（以下「旧内規」という。）に従い、保温材の破損量が最大となる点を設定している。</p> <p>②旧内規図2（内規別表第1に相当）に示す破損影響範囲に従い、設定している。</p>	<p>①内規に従い、保温材の破損量が最大となることが想定される、一次系配管である主蒸気系配管の完全両端破断を想定している。</p> <p>②内規別表第1に示す破損影響範囲に従い、破断想定点を中心に7.4Dの半径の球の中に存在するカプセル保温（金属反射型）及び一般保温（ケイ酸カルシウム）の破損量を算出している。</p>

内規	評価内容	既工認	先行 (KK-7)
<p>に示す保温材の種類に応じ、破断点を中心とした同表に示す半径の球であること。</p> <p>③ (2) 破損保温材のECCS水源への移行量評価  (1) で評価された保温材の破損量に別表第2に示す割合を乗じた量が、ECCS水源 (ECCSの再循環運転における水源をいい、BWRではサブプレッションプール、PWRでは格納容器再循環サンプをいう。以下同じ。) への移行量として評価されていること。ただし、PWRにおいては、格納容器内に放出される冷却材の全量に対する滞留水区分 (冷却材の一部が滞留するおそれのある格納容器内の区分) の体積比を移行量に乘じた値を、当該移行量から減じることができることとする。この場合において、体積比は15%を上限とする。</p> <p>④ (3) 破損保温材以外の異物のECCS水源への移行量評価  破損保温材以外の格納容器内に存在する異物について、破断流・格納容器スプレイによる流動及び格納容器内雰囲気考慮の上で、ECCS水源への移行量が評価されていること。その際、存在する異物の量については、原則として、発電設備毎の状況調査に基づき保守的な量としていること。ただし、異物管理及び原子炉起動の際の格納容器内清掃・点検を実施している場合に限り、別表第3に示す異物の種類に応じ、当該異物の欄に示す量とすることができることとする。</p> <p>⑤ (4) 異物付着による圧損上昇の評価  異物付着による圧損上昇の評価に当たっては、異物付着による圧損上昇の最も厳しくなるECCSの系統構成が仮定されていること。その際、ECCS水源に移行した異物が、各系統流量に基づき分配され、かつ、全量ストレーナに付着するとされていること。異物付着による圧損上昇量は、当該系統構成に基づき、次の①から⑤を考量した上で、別記1に示すNUREG/OR-6224式又はNEDO-32721式のどちらか一方及びNUREG/OR-6808式を用いて求めた値の合計とする。その際、想定した異物付着量を踏まえた圧損試験の結果によって補正されていること。  なお、圧損試験の実施に当たっては、別記2に示す留意事項が考慮されていること。</p> <p>⑥ ① 圧損上昇評価の際に用いるECCS水源の水温は、保守的に低く設定されていること。  ② 冷却材の接近流速 (ECCSの再循環運転時の最低水位で水没するストレーナ面積の単位面積当たりの系統流量をいう。以下同じ。) は、系統の性能要求流量 (電気事業法施行規則 (平成7年通商産業省令第77号) 第63条第1項第1号に基づく工事計画書における記載値) 以上を基に設定されていること。  ③ 再循環運転時の最低水位は、冷却材がECCS水源に到達するまでの流路の狭隘部が破損保温材等により閉塞し、再循環運転に寄与しない冷却材が生じる可能性がある場合は、その量を差し引いて算出されていること。</p> <p>⑦ ④ 再循環運転時の最低水位で水没するストレーナ面積は、別表第3のその他異物として想定したステッカー類の総面積の75%分を差し引いて算出されていること。</p> <p>⑧ ⑤ ストレーナ表面に堆積した繊維状の異物 (以下「繊維質」という。) が粒子状の異物 (以下「粒子」という。) を捕捉することによる効果 (以下「薄膜効果」という。) を踏まえ、以下の想定のもと最大の圧損上昇が評価されていること。  A 繊維質の想定される最大付着量が、薄膜効果の発生開始量未満の場合には、薄膜効果の発生開始量の繊維質が付着すること。  B 繊維質の想定される最大付着量が、薄膜効果の発生開始量以上の場合には、薄膜効果が発生すること。  なお、別記1の評価式以外でも、同等の圧損試験により妥当性が証明された式であれば、使用することができることとする。</p>	<p>(2) 破損保温材のECCS水源への移行量評価  ③内規別表第2に従い、(1) で評価された金属反射型保温材の破損量 <math>\square</math> m<sup>2</sup> に対し、移行割合 50% (カプセル保温 (金属反射型)) を乗じた <math>\square</math> m<sup>2</sup>、パーライト保温材の破損量 <math>\square</math> m<sup>3</sup> に対し、移行割合 10% (一般保温 (パーライト)) を乗じた <math>\square</math> m<sup>3</sup> がサブプレッションプールに移行すると評価している。  【保温材のECCS水源への移行量の考え方はKK-7同様】</p> <p>(3) 破損保温材以外の異物のECCS水源への移行量評価  ④内規別表第3に従い設定している。破損保温材以外の異物のサブプレッションプールへの移行割合は考慮していない。異物量の詳細を⑩に示す。  【保温材以外の異物量の考え方はKK-7同様】</p> <p>(4) 異物付着による圧損上昇の評価  ⑤内規に従い、残留熱代替除去系 (残留熱代替除去ポンプ1台運転、150m<sup>3</sup>/hの単独運転を想定し、④で評価した異物の全量がストレーナに付着することを想定している。異物付着による圧損上昇がより厳しくなるよう、保守的に流量 (<math>\square</math> m<sup>3</sup>/h) を想定している。  【接近流速設定の考え方はKK-7同様】</p> <p>異物付着による圧損上昇は、内規別記2の留意事項を考慮した圧損試験結果を基に、繊維質・粒子状異物・化学影響生成異物による圧損はNEDO-32721式により求められている。  【別記1の評価式による算出の考え方はKK-7同様】</p>	<p>③旧内規図2 (内規別表第2に相当) に従い、保温材のECCS水源移行量を評価している。詳細は⑩に示す。</p> <p>④旧内規図2 (内規別表第3に相当) に従い、設定している。破損保温材以外の異物のサブプレッションプールへの移行割合は考慮していない。なお、非DBA仕様塗装は、旧内規で規定されていないため、考慮していない。詳細は⑩に示す。</p> <p>⑤旧内規に従い、ECCS水源に移行した異物が各ストレーナに系統流量に基づき分配されることを想定している。具体的には、残留熱除去ポンプ1台、低圧炉心スプレイポンプ1台及び高圧炉心スプレイポンプ1台の運転を想定し、④の異物が各ポンプの定格流量により分配されるとして評価している。このため、ストレーナ1組あたりに付着する異物量は発生量の約1/3としている。</p> <p>繊維質・粒子状異物による圧損は、NEDO-32721式により求められている。なお、既工事計画において、金属反射型保温材は存在していないため、評価対象外である。</p>	<p>③内規別表第2に従い、保温材のECCS水源移行量を評価している。</p> <p>④内規別表第3に従い、設定している。破損保温材以外の異物のサブプレッションプールへの移行割合は考慮していない。</p> <p>⑤内規に従い、代替循環冷却系のポンプの単独運転を想定し、サブプレッションプール内の異物全量がストレーナに付着することを想定している。異物付着による圧損上昇が最も厳しくなるよう、代替循環冷却系のポンプ運転流量よりも保守的な流量を想定している。</p> <p>圧損試験結果を基に、繊維質・粒子状異物・化学影響生成異物による圧損はNEDO-32721式、金属反射型保温材による圧損はNUREG/OR-6808式により求められている。</p>

内規	評価内容	既工認	先行 (KK-7)
<p>に示す保温材の種類に応じ、破断点を中心とした同表に示す半径の球であること。</p> <p>③ (2) 破損保温材のECCS水源への移行量評価  (1) で評価された保温材の破損量に別表第2に示す割合を乗じた量が、ECCS水源 (ECCSの再循環運転における水源をいい、BWRではサブプレッションプール、PWRでは格納容器再循環サンプをいう。以下同じ。) への移行量として評価されていること。ただし、PWRにおいては、格納容器内に放出される冷却材の全量に対する滞留水区分 (冷却材の一部が滞留するおそれのある格納容器内の区分) の体積比を移行量に乘じた値を、当該移行量から減じることができることとする。この場合において、体積比は15%を上限とする。</p> <p>④ (3) 破損保温材以外の異物のECCS水源への移行量評価  破損保温材以外の格納容器内に存在する異物について、破断流・格納容器スプレイによる流動及び格納容器内雰囲気を考慮の上で、ECCS水源への移行量が評価されていること。その際、存在する異物の量については、原則として、発電設備毎の状況調査に基づき保守的な量としていること。ただし、異物管理及び原子炉起動の際の格納容器内清掃・点検を実施している場合に限り、別表第3に示す異物の種類に応じ、当該異物の欄に示す量とすることができることとする。</p> <p>⑤ (4) 異物付着による圧損上昇の評価  異物付着による圧損上昇の評価に当たっては、異物付着による圧損上昇の最も厳しくなるECCSの系統構成が仮定されていること。その際、ECCS水源に移行した異物が、各系統流量に基づき分配され、かつ、全量ストレーナに付着するとされていること。異物付着による圧損上昇量は、当該系統構成に基づき、次の①から⑤を考量した上で、別記1に示すNUREG/OR-6224式又はNEDO-32721式のどちらか一方及びNUREG/OR-6808式を用いて求めた値の合計とする。その際、想定した異物付着量を踏まえた圧損試験の結果によって補正されていること。  なお、圧損試験の実施に当たっては、別記2に示す留意事項が考慮されていること。</p> <p>⑥ ① 圧損上昇評価の際に用いるECCS水源の水温は、保守的に低く設定されていること。  ② 冷却材の接近流速 (ECCSの再循環運転時の最低水位で水没するストレーナ面積の単位面積当たりの系統流量をいう。以下同じ。) は、系統の性能要求流量 (電気事業法施行規則 (平成7年通商産業省令第77号) 第63条第1項第1号に基づく工事計画書における記載値) 以上を基に設定されていること。  ③ 再循環運転時の最低水位は、冷却材がECCS水源に到達するまでの流路の狭路部が破損保温材等により閉塞し、再循環運転に寄与しない冷却材が生じる可能性がある場合は、その量を差し引いて算出されていること。</p> <p>⑦ ④ 再循環運転時の最低水位で水没するストレーナ面積は、別表第3のその他異物として想定したステッカー類の総面積の75%分を差し引いて算出されていること。</p> <p>⑧ ⑤ ストレーナ表面に堆積した繊維状の異物 (以下「繊維質」という。) が粒子状の異物 (以下「粒子」という。) を捕捉することによる効果 (以下「薄膜効果」という。) を踏まえ、以下の想定のもと最大の圧損上昇が評価されていること。  A 繊維質の想定される最大付着量が、薄膜効果の発生開始量未満の場合には、薄膜効果の発生開始量の繊維質が付着すること。  B 繊維質の想定される最大付着量が、薄膜効果の発生開始量以上の場合には、薄膜効果が発生すること。  なお、別記1の評価式以外でも、同等の圧損試験により妥当性が証明された式であれば、使用することができることとする。</p>	<p>⑥内規に従い、圧損上昇評価に用いる ECCS 水源の水温は、既工事計画同様、原子炉設置変更許可申請書添付書類十におけるサブプレッションプール水温解析結果である LOCA 後数十秒後の約 <math>\square^{\circ}\text{C}</math> 以上から、保守的に <math>\square^{\circ}\text{C}</math> としている。  冷却材の接近流速は、残留熱代替除去ポンプ 1 台運転時の通水流量 (150m<sup>3</sup>/h) に対して、異物付着による圧損上昇がより厳しくなるよう、流量 <math>\square\text{m}^3/\text{h}</math> を設定している。  【温度設定の考え方は KK-7 同様】</p> <p>⑦内規に従い、残留熱除去系ストレーナの有効表面積は、既工事計画にて算出した <math>\square\text{m}^2</math> から、内規別表第3のその他異物として想定したステッカー類の面積 <math>\square\text{m}^2</math> (ストレーナ 1 個あたり) の 75% を差し引き、<math>\square\text{m}^2</math> としている。  【有効表面積の考え方は KK-7 同様】</p> <p>⑧島根原子力発電所第2号機では、原子炉格納容器内に存在する破損が想定される繊維質保温材について、すべて圧損影響の少ない金属反射型保温材等に交換しており、薄膜効果が生じることはない。  【KK-7 同様、原子炉格納容器内に繊維質保温材を使用していない】</p>	<p>⑥圧損上昇評価に用いる ECCS 資源の水温については、同左。  冷却材の接近流速は、残留熱除去系ストレーナに通水される流量 <math>\square\text{m}^3/\text{h}</math>、低圧炉心スプレイ系ストレーナに通水される流量 <math>\square\text{m}^3/\text{h}</math> 及び高圧炉心スプレイ系ストレーナに通水される流量 <math>\square\text{m}^3/\text{h}</math> を設定している。</p> <p>⑦既工事計画において、ステッカー類のその他異物は考慮していない。</p> <p>⑧原子炉格納容器内に存在する破損が想定される繊維質保温材について、薄膜効果による圧損上昇を考慮している。</p>	<p>⑥内規に従い、以下のように設定している。  圧損上昇評価に用いる ECCS 水源の水温は、原子炉設置変更許可申請書添付書類十におけるサブプレッションプール水温解析結果である LOCA 後数十秒後の温度から、保守的に設定している。  冷却材の接近流速は、代替循環冷却系のポンプ流量に対して、異物付着による圧損上昇が最も厳しくなるよう、流量を設定している。</p> <p>⑦内規に従い、残留熱除去系ストレーナの有効表面積は、既工認にて算出した値から、その他異物として設定したステッカー類の総面積の 75% を差し引いた値としている。</p> <p>⑧原子炉格納容器内に存在する破損が想定される繊維質保温材について、すべて圧損影響の少ない金属反射型保温材等に交換しており、薄膜効果を生じることはない。</p>

内規	評価内容	既工認	先行 (KK-7)
<p>⑨ (5) 有効吸込水頭の評価          上述の(1)から(4)までの規定に基づいて評価された圧損上昇を考慮したECCSポンプの有効吸込水頭が、当該ポンプの必要有効吸込水頭以上であることが確認されていること。          その際、ECCS水源の水温は保守的に高く設定されているとともに、配管破断後に上昇する背圧は、原則として考慮されていないこと。ただし、背圧を考慮することがやむを得ない場合には、保守性を十分考慮した背圧であること。</p> <p>2. ストレーナの耐震性及び構造強度の評価          ストレーナは工学的安全施設に属する機器であることから、クラス2機器としての耐震性並びに材料及び構造強度に適合していること。          荷重の組合せについては、別表第4に示すように、死荷重、通常運転温度による熱荷重及び地震荷重に、異物付着による異物荷重及び差圧を組み合わせるとともに、BWRにおいては、原子力安全委員会「BWR Mark-I(II)型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針」に示される荷重も組み合わせていること。          ストレーナの許容応力については、別表第5に示すように、クラス2管に対する許容応力制限を準用し、異物付着による差圧に対する膜応力制限を設け、運転状態Ⅳにおいても運転状態Ⅰ・Ⅱと同じ許容応力であること。</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin: 10px auto; width: fit-content;">         圧損評価に関係しない項目          (耐震・強度評価等で考慮する)       </div> <p>3. その他の評価          ストレーナの網目の粗さは、ECCSポンプ下流のスプレイングル、ECCSポンプシール部等、下流側機器の機能を損なうことのない設計であること。</p> <p>附 則 (平成20年2月27日、平成20・02・12 原院第5号)          1 本内規は、平成20年3月1日から施行する。          2 沸騰水型原子力発電設備における非常用炉心冷却設備及び格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価及び構造強度評価について(内規)(平成17年10月25日、平成17・10・13 原院第4号)は廃止する。</p>	<p>(5) 有効吸込水頭の評価</p> <p>⑨LOCA時に破損する保温材及び原子炉格納容器内に存在する異物がストレーナに付着することによる圧損の上昇を考慮した残留熱代替除去ポンプの有効吸込水頭の算出においては、原子炉格納容器の背圧は考慮する。          原子炉格納容器の背圧は、設置変更許可の添付書類十「3.2.2 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」の解析結果の値を保守的に十分小さく丸めた値を用いている。  <b>【KK-7同様、原子炉格納容器の背圧を考慮】</b></p>	<p>⑨LOCA時に破損する保温材及び原子炉格納容器内に存在する異物がストレーナに付着することによる圧損の上昇を考慮したポンプの有効吸込水頭の算出においては、原子炉格納容器の背圧は考慮していない。</p>	<p>⑨LOCA時に破損する保温材及び原子炉格納容器内に存在する異物がストレーナに付着することによる圧損の上昇を考慮したポンプの有効吸込水頭の算出においては、原子炉格納容器の背圧は考慮する。          原子炉格納容器の背圧は、設置(変更)許可の添付書類十「7.2.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」のうち、「7.2.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」の解析結果の値を保守的に十分小さく丸めた値を用いている。</p>

内規	評価内容	既工認	先行 (KK-7)																																													
<p>⑩ 別表第1 保温材の破損影響範囲半径</p> <table border="1" data-bbox="489 304 1003 577"> <thead> <tr> <th>保温材種類</th> <th>BWR</th> <th>PWR</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>カプセル保温 (金属反射型)</td> <td>7.4D</td> <td>2.0D</td> </tr> <tr> <td>カプセル保温 (繊維質)</td> <td>7.4D</td> <td>2.4D</td> </tr> <tr> <td>一般保温 (ケイ酸カルシウム)</td> <td>7.4D</td> <td>5.5D</td> </tr> <tr> <td>一般保温 (繊維質)</td> <td>11.4D</td> <td>36.5D</td> </tr> </tbody> </table> <p>(注) D : 破断を想定した配管の口径</p> <p>別表第2 破損保温材のECCS水源への移行割合</p> <table border="1" data-bbox="305 693 1130 961"> <thead> <tr> <th>保温材種類</th> <th>BWR</th> <th>PWR</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>カプセル保温 (金属反射型)</td> <td>50%</td> <td>57% (ドライ型) 68% (アイスコンデンサ型)</td> </tr> <tr> <td>カプセル保温 (繊維質)</td> <td>15%</td> <td>60%</td> </tr> <tr> <td>一般保温 (ケイ酸カルシウム)</td> <td>10%</td> <td>100%</td> </tr> <tr> <td>一般保温 (繊維質)</td> <td>28% (グレーチング上) 78% (グレーチング下)</td> <td>60%</td> </tr> </tbody> </table> <p>(注) PWRの表内の値には大型片の移行を加味していないため、グレーチング等による捕捉が見込めない場合については別途評価すること。</p> <p>別表第3 破損保温材以外に考慮する異物</p> <table border="1" data-bbox="335 1108 1059 1371"> <thead> <tr> <th>種類</th> <th>BWR</th> <th>PWR</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>耐DBA仕様塗装</td> <td>39 kg</td> <td>半径10Dの球形ZOIの表面積に塗膜厚さを乗じた値</td> </tr> <tr> <td>非DBA仕様塗装</td> <td colspan="2">格納容器内の事故時環境に直接曝されるもの全量</td> </tr> <tr> <td>堆積異物</td> <td>スラッジ : 89 kg 錆片 : 23 kg 塵土 : 68 kg</td> <td>繊維質 : 13.6 kg 粒子 : 77.1 kg</td> </tr> <tr> <td>その他異物</td> <td colspan="2">現地調査を踏まえ余裕を持たせた値</td> </tr> </tbody> </table> <p>(注) D : 破断を想定した配管の口径 耐DBA仕様塗装 : LOCA時の原子炉格納容器内環境に対する健全性が確認されている塗装 非DBA仕様塗装 : LOCA時の原子炉格納容器内環境に対する健全性が確認されていない塗装 堆積異物 : 格納容器内に堆積した塵や繊維等 その他異物 : ステッカーや養生していないビニールシート等及びむき出しの保温材や耐火材</p>	保温材種類	BWR	PWR	カプセル保温 (金属反射型)	7.4D	2.0D	カプセル保温 (繊維質)	7.4D	2.4D	一般保温 (ケイ酸カルシウム)	7.4D	5.5D	一般保温 (繊維質)	11.4D	36.5D	保温材種類	BWR	PWR	カプセル保温 (金属反射型)	50%	57% (ドライ型) 68% (アイスコンデンサ型)	カプセル保温 (繊維質)	15%	60%	一般保温 (ケイ酸カルシウム)	10%	100%	一般保温 (繊維質)	28% (グレーチング上) 78% (グレーチング下)	60%	種類	BWR	PWR	耐DBA仕様塗装	39 kg	半径10Dの球形ZOIの表面積に塗膜厚さを乗じた値	非DBA仕様塗装	格納容器内の事故時環境に直接曝されるもの全量		堆積異物	スラッジ : 89 kg 錆片 : 23 kg 塵土 : 68 kg	繊維質 : 13.6 kg 粒子 : 77.1 kg	その他異物	現地調査を踏まえ余裕を持たせた値		<p>⑩ 【異物算出方法はKK-7同様】</p> <p>【別表第1】</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>カプセル保温(金属反射型) : 7.4D <input type="text"/> m<sup>2</sup></li> <li>カプセル保温(繊維質) : 7.4D <input type="text"/> m<sup>3</sup></li> <li>一般保温(パーライト) : 7.4D <input type="text"/> m<sup>3</sup></li> <li>一般保温(繊維質) : 11.4D <input type="text"/> m<sup>3</sup> (グレーチング上) <input type="text"/> m<sup>3</sup> (グレーチング下)</li> </ul> <p>【別表第2】</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>カプセル保温(金属反射型) : 50% <input type="text"/> m<sup>2</sup></li> <li>カプセル保温(繊維質) : 15% <input type="text"/> m<sup>3</sup></li> <li>一般保温(パーライト) : 10% <input type="text"/> m<sup>3</sup></li> <li>一般保温(繊維質) : 28% <input type="text"/> m<sup>3</sup> (グレーチング上) : 78% <input type="text"/> m<sup>3</sup> (グレーチング下)</li> </ul> <p>【別表第3】</p> <p>保温材以外の異物として、原子炉格納容器雰囲気を考慮のうえ、以下のように評価している。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>耐DBA仕様塗装(ジェット破損) : 39kg</li> <li>非DBA仕様塗装 : <input type="text"/> kg (原子炉格納容器内の事故時環境に直接曝されるもの全量としている)</li> <li>堆積異物 : スラッジ 89kg, 錆片 23kg, 塵土 68kg</li> <li>その他異物 : <input type="text"/> m<sup>2</sup> (現場調査を踏まえ、余裕を持たせた量としている)</li> </ul> <p>SA時において新たに考慮する異物として、以下のように評価している。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>耐DBA仕様塗装(SA時考慮) : <input type="text"/> kg (重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝される耐DBA仕様塗装を保守的に全量としている)</li> <li>化学影響生成異物 : <input type="text"/> kg (全量考慮)</li> </ul>	<p>⑩</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>カプセル保温(金属反射型) : 7.4D <input type="text"/> m<sup>2</sup></li> <li>カプセル保温(繊維質) : 7.4D <input type="text"/> m<sup>3</sup></li> <li>一般保温(パーライト) : 7.4D <input type="text"/> m<sup>3</sup></li> <li>一般保温(繊維質) : 11.4D <input type="text"/> m<sup>3</sup> (グレーチング上) <input type="text"/> m<sup>3</sup> (グレーチング下)</li> <li>耐DBA仕様塗装(ジェット破損) : 39kg</li> <li>堆積異物 : スラッジ 89kg, 錆片 23kg, 塵土 68kg</li> </ul>	<p>⑩</p> <p>内規別表第1に従い、保温材種類毎の破損影響範囲内の物量を算出している。</p> <p>内規別表第2に従い、保温材種類に応じたECCS水源への移行割合に基づき、物量を算出している。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>耐DBA仕様塗装(ジェット破損) : 39kg</li> <li>非DBA仕様塗装 : 原子炉格納容器内の事故時環境に直接曝されるもの全量</li> <li>堆積異物 : スラッジ 89kg, 錆片 : 23kg, 塵土 68kg</li> <li>その他異物 : 現場調査を踏まえ余裕を持たせた値を考慮している。</li> <li>耐DBA仕様塗装 (SA時剥離) : 重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝される塗装を保守的に全量剥落と想定している。</li> <li>化学影響生成異物 : 全量考慮</li> </ul>
保温材種類	BWR	PWR																																														
カプセル保温 (金属反射型)	7.4D	2.0D																																														
カプセル保温 (繊維質)	7.4D	2.4D																																														
一般保温 (ケイ酸カルシウム)	7.4D	5.5D																																														
一般保温 (繊維質)	11.4D	36.5D																																														
保温材種類	BWR	PWR																																														
カプセル保温 (金属反射型)	50%	57% (ドライ型) 68% (アイスコンデンサ型)																																														
カプセル保温 (繊維質)	15%	60%																																														
一般保温 (ケイ酸カルシウム)	10%	100%																																														
一般保温 (繊維質)	28% (グレーチング上) 78% (グレーチング下)	60%																																														
種類	BWR	PWR																																														
耐DBA仕様塗装	39 kg	半径10Dの球形ZOIの表面積に塗膜厚さを乗じた値																																														
非DBA仕様塗装	格納容器内の事故時環境に直接曝されるもの全量																																															
堆積異物	スラッジ : 89 kg 錆片 : 23 kg 塵土 : 68 kg	繊維質 : 13.6 kg 粒子 : 77.1 kg																																														
その他異物	現地調査を踏まえ余裕を持たせた値																																															

内規

評価内容

既工認

先行 (KK-7)

別表第4 荷重の組み合わせ及び許容応力状態

運転状態	死荷重	異物荷重	差圧	SRV荷重			LOGA荷重			地震荷重		供用状態
				通常運転時	中小破断時	フルスワール	蒸気凝縮 (CO)	チャッキング (CH)	S1 荷重	S2 荷重		
運転状態 I	○			○								A
運転状態 II	○			○	○							B
運転状態 IV (L)	○	○	○									A
運転状態 IV (S)	○	○	○					○				D
運転状態 IV (S)	○	○	○			○		○				D
運転状態 IV (S)	○					○				○		D
運転状態 I	○									○		C (ⅢAS)
運転状態 I	○										○	D (ⅣAS)
運転状態 II	○				○					○		C (ⅢAS)
運転状態 II	○				○						○	D (ⅣAS)
運転状態 IV (L)	○	○	○							○		C (ⅢAS)

○ : ストレーナ特有

- SRV荷重とLOGA荷重はBWRのみ考慮する。なお、Mark-IIプラントではSRV荷重とチャッキングは組み合わせなくてよい。
- 地震荷重については、日本電気協会電気技術指針「原子力発電所耐震設計技術指針 (JEA64601・補-1984)」の場合で記載。ただし、「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針 (平成18年9月19日原子力安全委員会決定)」に基づき耐震設計を行う発電用原子炉施設については、上記民間規格における基準地震動S2及び基準地震動S1に係る取扱内容を、基準地震動Ss及び弾性設計用地震動Sdに準用して行うこと。
- S2荷重はAsクラスの原子炉格納容器配管貫通部に直接支持されるBWRのみ考慮する。
- 運転状態IV (L) … 運転状態IVの状態のうち、長期間のものが作用している状態
- 運転状態IV (S) … 運転状態IVの状態のうち、短期間のものが作用している状態
- 供用状態については、日本機械学会「発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (JSME S NC1-2005)」のGNR-2110、GNR-2233の定義により記載。

圧損評価に関係しない項目  
(耐震・強度評価等で考慮する)

別表第5 ストレーナの許容応力\*1

供用状態	1次一般膜応力	1次膜+曲げ応力	1次+2次応力 ※2
A	S ※3	長期荷重 1.5S 短期荷重 1.8S	Sa
B	-		
D	S ※4		
C (ⅢAS)	Syと0.6Suの小さい値。ただし、オーステナイト系ステンレス鋼及びニッケル合金については1.2Sとしてもよい。	Sy。ただし、オーステナイト系ステンレス鋼及びニッケル合金については1.2Sとしてもよい。	Uf < 1 (ただし、地震動のみによる1次+2次応力の変動値が2Sy以下であれば、疲れ解析は不要。)
D (ⅣAS)	0.6Su	左欄の1.5倍	

\*1 : 日本機械学会「発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (JSME S NC1-2005)」及び日本電気協会電気技術指針「原子力発電所耐震設計技術指針 (JEA64601・補-1984)」の場合。ただし、「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針 (平成18年9月19日原子力安全委員会決定)」に基づき耐震設計を行う発電用原子炉施設については、上記民間規格における基準地震動S2及び基準地震動S1に係る取扱内容を、基準地震動Ss及び弾性設計用地震動Sdに準用して行うこと。

\*2 : 2次応力が発生する場合のみ考慮

\*3 : 運転状態IV (L)のみ

\*4 : 運転状態IV (蒸気凝縮、チャッキング)のみ

S…許容引張応力、Sy…設計降伏点、Su…設計引張強さ、Sa…許容応力、Uf…疲れ累積係数



内規	評価内容	既工認	先行 (KK-7)
<p style="text-align: right;">別記1</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> <p>《NUREG/CR-6224評価式》(繊維質・粒子状異物に対する式)<sup>(1)</sup></p> <math display="block">\frac{dH}{dL_0} = C \left[ 3.5S_v^2(1-\varepsilon_m)^{1.5} \left[ 1 + 57(1-\varepsilon_m)^3 \right] \mu U + 0.66S_v \frac{(1-\varepsilon_m)}{\varepsilon_m} \rho_w U^2 \right] \left( \frac{dL_m}{dL_0} \right)</math> <p> <math>dH</math>: 圧力損失 (m)  <math>C</math>: 変換定数 (m/Pa)  <math>dL_0</math>: ベッド厚さ (理論値) (m)  <math>dL_m</math>: 付着後のベッド厚さ (m)  <math>S_v</math>: 異物の比面積 (m<sup>2</sup>/m<sup>3</sup>)  <math>\varepsilon_m</math>: 混合異物の空隙率  <math>\mu</math>: 水の粘性係数 (kg/(m・s))  <math>\rho_w</math>: 水の密度 (kg/m<sup>3</sup>)  <math>U</math>: 吸込流速 (接近流速) (m/s) </p> <p style="text-align: center; border: 1px solid black; padding: 2px;">GE 製ストレーナでは使用しない</p> </div> <p>⑪ 《NEDO-32721評価式》(繊維質・粒子状異物に対する式)<sup>(2)</sup></p> $h = \frac{\mu U t}{\rho g d^2} \cdot K_h$ <p> <math>h</math>: 圧力損失 (m)  <math>U</math>: ストレーナ側面に対する接近流速 (m/s)  <math>t</math>: ストレーナ側面に対する異物厚さ (m)  <math>\mu</math>: 水の粘性 (kg/(m・s))  <math>\rho</math>: 水の密度 (kg/m<sup>3</sup>)  <math>g</math>: 重力加速度 (m/s<sup>2</sup>)  <math>d</math>: Interfiber Distance (異物間の隙間を表す値) (m)  <math>K_h</math>: ストレーナ効率を表す無次元数。圧力損失を無次元化したもの </p> <p>《NUREG/CR-6808評価式》(金属保温異物に対する式)<sup>(3)</sup></p> $\Delta H = \frac{1.56 \times 10^{-5}}{K_t^2} U^2 \left( \frac{A_{foil}}{A_{str}} \right)$ <p> <math>\Delta H</math>: 圧力損失 (m)  <math>K_t</math>: 金属箔のギャップ厚さ (m)  <math>U</math>: 接近流速 (m/s)  <math>A_{foil}</math>: 金属箔の表面積 (両面の合計値) (m<sup>2</sup>)  <math>A_{str}</math>: ストレーナ表面積 (m<sup>2</sup>) </p> <p>参考文献  (1) NUREG/CR-6224, G. Zigler et al., "Parametric Study of the Potential for BWR ECCS Strainer Blockage Due to LOCA Generated Debris" (SEA No. 93-554-06-A:1), USNRC, October 1995.  (2) NEDO-32721 "Licensing Topical Report Application Methodology for the General Electric Stacked Disk ECCS Suction Strainer," Revision 2, December 2001.  (3) NUREG/CR-6808, "Knowledge Base for the Effect of Debris on Pressurized Water Reactor Emergency Core Cooling Sump Performance," USNRC, February 2003. </p>	<p>⑪ 金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808 式により求める。  繊維質、粒子状異物及び化学影響生成異物の圧損は、NEDO-32721 式により求めるが、化学影響生成異物については、保守的な評価となるよう、化学影響生成異物投入後すべての異物を考慮した d 値から実機圧損を算出する方法*1 よりも、化学影響生成異物投入前の異物を考慮した d 値から実機圧損を算出した値に、試験により確認された化学影響生成異物 (A100H) による圧損上昇分を加算する方法とする。  <b>【KK-7 同様、内規に基づく評価式で評価】</b></p> <p>NEDO-32721 式における d 値はストレーナ圧損試験結果から下式にて求める。</p> $d = \sqrt{\frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g} \cdot \frac{K_h}{h}}$ $= \text{[ ] (ft)} \times 0.3048 = \text{[ ] (m)}$ <p>ここで、  <math>h = \text{[ ] (ft)}</math>  <math>\mu / \rho = \text{[ ] (ft}^2/\text{s)} \quad (\text{試験水温 } \text{[ ] } ^\circ\text{C})</math>  <math>U = \text{[ ] (ft/s)}</math>  <math>t = \text{[ ] (ft)}</math>  <math>g = 32.2 \text{ (ft/s}^2\text{)}</math>  <math>K_h = \text{[ ]}</math></p> <p>算出された d 値に基づき、事故時の環境を想定した圧損評価を実施している。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>繊維質異物及び粒子状異物の付着による圧損</li> </ul> $h = \frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g \cdot d^2} \cdot K_h$ $= 0.00466 \text{ (m)}$ <p>ここで、  <math>d = \text{[ ] (m)}</math>  <math>\mu = \text{[ ] (Pa} \cdot \text{s)} \quad (\text{評価水温 } \text{[ ] } ^\circ\text{C})</math>  <math>U = \text{[ ] (m/s)}</math>  <math>t = \text{[ ] (m)}</math>  <math>\rho = \text{[ ] (kg/m}^3\text{)} \quad (\text{評価水温 } \text{[ ] } ^\circ\text{C})</math>  <math>g = 9.80665 \text{ (m/s}^2\text{)}</math>  <math>K_h = \text{[ ]}</math></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>化学影響生成異物の付着による圧損</li> </ul> $h_c = h_2 - h_1 = \text{[ ]} - \text{[ ]}$ $= \text{[ ] (ft)} \times 0.3048 = \text{[ ] (m)}$ <p>ここで、  <math>h_1</math>: A100H 投入直前の圧損  <math>h_2</math>: A100H 投入後の静定圧損  <math>h_c</math>: 化学影響生成異物 (A100H) の付着による圧損上昇分 </p>	<p>⑪ 繊維質及び粒子状異物の圧損は、NEDO-32721 式により求める。</p> <p>NEDO-32721 式における d 値はストレーナ圧損試験により求める。</p>	<p>⑪ 金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808 式により求める。  繊維質、粒子状異物及び化学影響生成異物の圧損は、NEDO-32721 式により求めるが、化学影響生成異物については、保守的な評価となるよう、化学影響生成異物投入前の異物を考慮した d 値から実機圧損を算出した値に、試験により確認された化学影響生成異物 (A100H) による圧損上昇分を加算する方法*1 よりも、化学影響生成異物投入後すべての異物を考慮した d 値から実機圧損を算出する方法とする。</p> <p>NEDO-32721 式における d 値はストレーナ圧損試験結果から下式にて求める。</p> $d = \sqrt{\frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g} \cdot \frac{K_h}{h}}$ <p>ここで算出された d 値に基づき、事故時の環境を想定した圧損評価を実施している。</p>

内規	評価内容	既工認	先行 (KK-7)
<p style="text-align: right;">別記1</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> <p>《NUREG/CR-6224評価式》(繊維質・粒子状異物に対する式)<sup>(1)</sup></p> <math display="block">\frac{dH}{dL_0} = C \left[ 3.5S_v^2(1-\varepsilon_m)^{1.5} \left[ 1 + 57(1-\varepsilon_m)^3 \right] \mu U + 0.66S_v \frac{(1-\varepsilon_m)}{\varepsilon_m} \rho_w U^2 \right] \left( \frac{dL_m}{dL_0} \right)</math> <p> <math>dH</math>: 圧力損失 (m)  <math>C</math>: 変換定数 (m/Pa)  <math>dL_0</math>: ベッド厚さ (理論値) (m)  <math>dL_m</math>: 付着後のベッド厚さ (m)  <math>S_v</math>: 異物の比面積 (m<sup>2</sup>/m<sup>3</sup>)  <math>\varepsilon_m</math>: 混合異物の空隙率  <math>\mu</math>: 水の粘性係数 (kg/(m・s))  <math>\rho_w</math>: 水の密度 (kg/m<sup>3</sup>)  <math>U</math>: 吸込流速 (接近流速) (m/s) </p> <p style="text-align: center;">GE 製ストレーナでは使用しない</p> </div> <div style="border: 1px solid red; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> <p>① 《NEDO-32721評価式》(繊維質・粒子状異物に対する式)<sup>(2)</sup></p> <math display="block">h = \frac{\mu U t}{\rho g d^2} \cdot K_h</math> <p> <math>h</math>: 圧力損失 (m)  <math>U</math>: ストレーナ側面に対する接近流速 (m/s)  <math>t</math>: ストレーナ側面に対する異物厚さ (m)  <math>\mu</math>: 水の粘性 (kg/(m・s))  <math>\rho</math>: 水の密度 (kg/m<sup>3</sup>)  <math>g</math>: 重力加速度 (m/s<sup>2</sup>)  <math>d</math>: Interfiber Distance (異物間の隙間を表す値) (m)  <math>K_h</math>: ストレーナ効率を表す無次元数。圧力損失を無次元化したもの </p> <p>《NUREG/CR-6808評価式》(金属保温異物に対する式)<sup>(3)</sup></p> <math display="block">\Delta H = \frac{1.56 \times 10^{-5}}{K_t^2} U^2 \left( A_{foil} / A_{str} \right)</math> <p> <math>\Delta H</math>: 圧力損失 (m)  <math>K_t</math>: 金属箔のギャップ厚さ (m)  <math>U</math>: 接近流速 (m/s)  <math>A_{foil}</math>: 金属箔の表面積 (両面の合計値) (m<sup>2</sup>)  <math>A_{str}</math>: ストレーナ表面積 (m<sup>2</sup>) </p> <p>参考文献  (1) NUREG/CR-6224, G. Zigler et al., "Parametric Study of the Potential for BWR ECCS Strainer Blockage Due to LOCA Generated Debris" (SEA No. 93-554-06-A:1), USNRC, October 1995.  (2) NEDO-32721 "Licensing Topical Report Application Methodology for the General Electric Stacked Disk ECCS Suction Strainer," Revision 2, December 2001.  (3) NUREG/CR-6808, "Knowledge Base for the Effect of Debris on Pressurized Water Reactor Emergency Core Cooling Sump Performance," USNRC, February 2003. </p> </div>	<p>金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808 式を適用する。</p> $h_{RMI} = (1.56 \times 10^{-5} / K_t^2) \cdot U_{RMI}^2 \cdot (A_{foil} / A_c) \cdot 0.0254$ $= \text{[ ] (m)}$ <p>ここで、  <math>K_t = \text{[ ] (m)}</math>  <math>U_{RMI} = \text{[ ] (m/s)}</math>  <math>A_{foil} = \text{[ ] (m}^2\text{)}</math>  <math>A_c = \text{[ ] (m}^2\text{)}</math></p> <p>*1: 化学影響生成異物投入後すべての異物を考慮した d 値から実機圧損を算出する方法を用いると <math>h = \text{[ ] (m)}</math> となり、化学影響生成異物投入前の異物を考慮した d 値から実機圧損を算出した値に、試験により確認された化学影響生成異物による圧損上昇分を加算する方法により求めた圧損 = <math>\text{[ ]} + \text{[ ]} = \text{[ ] (m)}</math> よりも小さくなる。  以下に化学影響生成異物投入後すべての異物を考慮した d 値から算出する実機圧損の計算過程を示す。</p> $d = \sqrt{\frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g} \cdot \frac{K_h}{h}}$ $= \text{[ ] (ft)} \times 0.3048 = \text{[ ] (m)}$ <p>ここで、  <math>h = \text{[ ] (ft)}</math>  <math>\mu / \rho = \text{[ ] (ft}^2\text{/s)}</math> (試験水温 <math>\text{[ ]}^\circ\text{C}</math>)  <math>U = \text{[ ] (ft/s)}</math>  <math>t = \text{[ ] (ft)}</math>  <math>g = 32.2 \text{ (ft/s}^2\text{)}</math>  <math>K_h = \text{[ ]}</math></p> <p>ここで算出された d 値に基づき、事故時の環境を想定した圧損評価を実施している。  ・繊維質異物、粒子状異物及び化学影響生成異物の付着による圧損</p> $h = \frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g \cdot d^2} \cdot K_h$ $= \text{[ ] (m)}$ <p>ここで、  <math>d = \text{[ ] (m)}</math>  <math>\mu = \text{[ ] (Pa} \cdot \text{s)}</math> (評価水温 <math>\text{[ ]}^\circ\text{C}</math>)  <math>U = \text{[ ] (m/s)}</math>  <math>t = \text{[ ] (m)}</math>  <math>\rho = \text{[ ] (kg/m}^3\text{)}</math> (評価水温 <math>\text{[ ]}^\circ\text{C}</math>)  <math>g = 9.80665 \text{ (m/s}^2\text{)}</math>  <math>K_h = \text{[ ]}</math></p>	<p>既工事計画においては、金属反射型保温材は存在していないため、評価対象外である。</p>	<p>金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808 式を適用する。</p> <p>*1: 化学影響生成異物投入前の異物を考慮した d 値から実機圧損を算出した値に、試験により確認された化学影響生成異物による圧損上昇分を加算した圧損は、化学影響生成異物投入後すべての異物を考慮した d 値から実機圧損を算出する方法により求めた圧損よりも小さくなる。</p>

内規	評価内容	既工認	先行 (KK-7)
<p style="text-align: right;">別記2</p> <p>圧損試験の実施に当たっての留意事項</p> <p>圧損試験の実施に当たっては、プラント毎に実機の条件を踏まえるとともに、独立行政法人原子力安全基盤機構が実施した試験結果（JNES-SS-0703「PWRサンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」）を踏まえて、次の事項に留意すること。</p> <p>⑫ 1. 複数の種類の異物が付着した場合の圧損上昇については、付着量が同量であってもストレーナへの付着のさせ方によって圧損上昇量が異なる。具体的には、繊維質と粒子の組合せにおいて、繊維質と粒子を混合させたものを堆積させた場合に比べ、繊維質を堆積させた後に粒子を堆積させた場合などで圧損上昇量が大きくなる試験結果がある。そのため、圧損試験においては、実機で想定される条件を検討の上、上述の圧損上昇の特性を踏まえて、試験条件の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>⑬ 2. 圧損試験においては、異物の溶解、析出、追加付着等により圧損上昇に経時変化が考えられることから、十分な試験時間を確保し、非保守的な評価とならないよう配慮するとともに、試験水量の実機条件との違いによる影響についても検討することが必要である。</p> <p>⑭ 3. 想定される異物としては破損保温材以外の異物もあることから、圧損試験においては、それらの異物の取扱について各異物の物性を踏まえて非保守的な評価とならないよう、試験の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>4. ストレーナに付着させる異物については、実機において想定される条件を検討の上、保守的な試験結果となるよう相当程度細かくする必要がある。</p> <p>⑮ 5. 試験流速については、実機と同等以上の接近流速にて測定するとともに、流速を変動させると、圧損上昇量に不可逆的な変化が生じる場合があることから、実機での運転実態を勘案して試験条件を設定する必要がある。</p> <p>⑯ 6. 試験温度については、水の粘性等について適切に取り扱っている限り特定の温度に限定する必要はないが、圧損試験の目的に照らして妥当であることを確認する必要がある。</p> <p>7. PWRにおいては、冷却材がほう酸水であり、ECCSシステムの再循環運転において冷却材中に水酸化ナトリウム、ヒドラジン又はほう酸ナトリウムを添加することから、これらと格納容器内構造物や破損保温材等との化学反応によりストレーナの圧損が上昇する可能性があり、その上昇の度合いは、異物等の種類、組合せによって異なるため、それらを考慮した上で、全体的な圧損上昇が最大となる条件で試験を行う必要がある。その際、実機の条件を模擬して日単位で圧損上昇が落ち着くまで試験を行う必要があるが、妥当性が確認された場合に限り、別途異物・薬剤等を投入することにより加速試験を行うことができる。</p> <p style="text-align: right;">PWR の記載</p> <p>参考文献 JNES-SS-0703「PWR サンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」、独立行政法人原子力安全基盤機構</p>	<p>別記2 圧損試験の実施に当たっての留意事項</p> <p>⑫ 圧損試験における異物の投入順序については、実機で想定される異物の発生順序を考慮し、圧損が保守的に大きくなるよう、以下のとおり設定している。</p> <p>① 金属反射保温材 ② 繊維質保温材 ③ スラッジ ④ 塵土 ⑤ 錆片 ⑥ 耐 DBA 仕様塗装（ジェット破損） ⑦ パーライト ⑧ 非 DBA 仕様塗装 ⑨ 耐 DBA 仕様塗装（SA 時考慮）*2 ⑩ 化学影響生成異物（A100H）*3</p> <p>*2：原子炉格納容器内が高温度状態を維持することにより、耐 DBA 仕様塗装が剥落し、サプレッションプールへ移行後、ストレーナに到達することを想定している。</p> <p>*3：pH 制御により発生する化学影響生成異物がストレーナに到達することを想定し考慮している。化学影響生成異物は、pH 調整剤が原子炉格納容器内に注入され、溶解物がサプレッションプールに到達後、プール水が冷却された後に析出することを想定している。</p> <p><b>【KK-7 同様、異物投入の順序は、繊維質の後に粒子状異物を投入する】</b></p>	<p>⑫ 圧損試験における異物の投入順序については、実機で想定される異物の発生順序を考慮し、以下のとおり設定している。</p> <p>① スラッジ ② 塵土 ③ 錆片 ④ 耐 DBA 仕様塗装（ジェット破損） ⑤ パーライト ⑥ 繊維質保温材</p>	<p>⑫ 圧損試験における異物の投入順序については、実機で想定される異物の発生順序を考慮し、圧損が保守的に大きくなるよう、以下のとおり設定している。</p> <p>① 金属反射保温材 ② 繊維質保温材 ③ スラッジ ④ 塵土 ⑤ 錆片 ⑥ 耐 DBA 仕様塗装（ジェット破損） ⑦ ケイ酸カルシウム ⑧ 非 DBA 仕様塗装 ⑨ 耐 DBA 仕様塗装（SA 時考慮）*2 ⑩ 化学影響生成異物（A100H）*3</p> <p>*2：原子炉格納容器内が高温度状態を維持することにより、耐 DBA 仕様塗装が剥落し、ストレーナに到達することを想定している。</p> <p>*3：pH 制御時の化学影響生成異物がストレーナに到達することを想定している。化学影響生成異物は、pH 調整剤が原子炉格納容器内に注入され、溶解物がサプレッションプールに到達後、プール水が冷却された後に析出することを想定している。</p>

内規	評価内容	既工認	先行 (KK-7)
<p style="text-align: right;">別記2</p> <p>圧損試験の実施に当たっての留意事項</p> <p>圧損試験の実施に当たっては、プラント毎に実機の条件を踏まえるとともに、独立行政法人原子力安全基盤機構が実施した試験結果（JNES-SS-0703「PWRサンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」）を踏まえて、次の事項に留意すること。</p> <p>⑫ 1. 複数の種類の異物が付着した場合の圧損上昇については、付着量が同量であってもストレーナへの付着のさせ方によって圧損上昇量が異なる。具体的には、繊維質と粒子の組合せにおいて、繊維質と粒子を混合させたものを堆積させた場合に比べ、繊維質を堆積させた後に粒子を堆積させた場合などで圧損上昇量が大きくなる試験結果がある。そのため、圧損試験においては、実機で想定される条件を検討の上、上述の圧損上昇の特性を踏まえて、試験条件の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>⑬ 2. 圧損試験においては、異物の溶解、析出、追加付着等により圧損上昇に経時変化が考えられることから、十分な試験時間を確保し、非保守的な評価とならないよう配慮するとともに、試験水量の実機条件との違いによる影響についても検討することが必要である。</p> <p>⑭ 3. 想定される異物としては破損保温材以外の異物もあることから、圧損試験においては、それらの異物の取扱について各異物の物性を踏まえて非保守的な評価とならないよう、試験の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>4. ストレーナに付着させる異物については、実機において想定される条件を検討の上、保守的な試験結果となるよう相当程度細かくする必要がある。</p> <p>⑮ 5. 試験流速については、実機と同等以上の接近流速にて測定するとともに、流速を変動させると、圧損上昇量に不可逆的な変化が生じる場合があることから、実機での運転実態を勘案して試験条件を設定する必要がある。</p> <p>⑯ 6. 試験温度については、水の粘性等について適切に取り扱っている限り特定の温度に限定する必要はないが、圧損試験の目的に照らして妥当であることを確認する必要がある。</p> <p>7. PWRにおいては、冷却材がほう酸水であり、ECCS系統の再循環運転において冷却材中に水酸化ナトリウム、ヒドラジン又はほう酸ナトリウムを添加することから、これらと格納容器内構造物や破損保温材等との化学反応によりストレーナの圧損が上昇する可能性があり、その上昇の度合いは、異物等の種類、組合せによって異なるため、それらを考慮した上で、全体的な圧損上昇が最大となる条件で試験を行う必要がある。その際、実機の条件を模擬して日単位で圧損上昇が落ち着くまで試験を行う必要があるが、妥当性が確認された場合に限り、別途異物・薬剤等を投入することにより加速試験を行うことができる。</p> <p style="text-align: right;">PWR の記載</p> <p>参考文献 JNES-SS-0703「PWR サンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」、独立行政法人原子力安全基盤機構</p>	<p>⑬実機の SA 時に残留熱代替除去ポンプを運転する場合には、チャギングなどの水力学的動荷重は働いておらず、サブレーションプール内は十分静定している状態であることが想定されるが、攪拌機を使用してストレーナに異物付着させるような状況を作ったうえで試験を実施している。</p> <p>圧損試験においては、 [ ] [ ] [ ] 圧損試験設備内の戻り水は、通水流量時に生じる実機の接近流速と同等以上となるように試験装置の接近流速を設定し、試験タンク床にその流量を戻して攪拌させているとともに、試験中は攪拌機を使用して攪拌状態を維持する。</p> <p>また、試験水量については、異物濃度を実機以上となるよう、ストレーナ単位表面積あたりの水量を小さく設定している。</p> <p>試験水量比（ストレーナ単位表面積当たり）：<input type="text"/> m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>  実機水量比（ストレーナ単位表面積当たり）：<input type="text"/> m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup></p> <p>【試験の終了判断は KK-7 同様】</p> <p>⑭想定される異物の種類及び取扱いについては、圧損試験上非保守的な評価とならないよう、過去の試験実績を踏まえ、以下のとおり設定している。</p> <p>【破損保温材】 繊維質：シュレッターで細かく裁断したロックウールを圧損試験に投入している。 【繊維質のサイズは KK-7 同様】</p> <p>金属反射型保温材：NUREG/CR-6808 に記載のある米国での金属保温材破壊試験結果に基づき金属箔を切断し、圧損試験に投入している。 【金属反射型保温材のサイズは KK-7 同様】</p> <p>パーライト：NEI04-07 に基づきパーライト粉末を圧損試験に投入している。 【パーライト（ケイ酸カルシウム）のサイズは KK-7 同様】</p>	<p>⑬同左 ただし、試験水量比：<input type="text"/> m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>として評価している。</p> <p>⑭同左 ただし、金属反射型保温材、非 DBA 仕様塗装及び化学影響生成異物については考慮していない。</p>	<p>⑬実機の SA 時に代替循環冷却系の復水移送ポンプを運転する場合には、チャギングなどの水力学的動荷重は働いておらず、サブレーションプール内は十分静定している状態であることが想定されるが、攪拌機を使用してストレーナに異物付着させるような状況を作った上で試験を実施している。圧損試験設備内の戻り水は、通水流量時に生じる実機の接近流速と同等以上となるように試験装置の接近流速を設定し、試験タンク床にその流量を戻して攪拌させているとともに、試験中は攪拌機を使用して攪拌状態を維持する。また、試験水量については、異物濃度を実機以上となるよう、ストレーナ単位表面積あたりの水量を小さく設定している。</p> <p>⑭想定される異物の種類及び取扱いについては、圧損試験上非保守的な評価とならないよう、過去の試験実績を踏まえ、以下のとおり設定している。</p> <p>【破損保温材】 繊維質： シュレッターで細かく裁断したロックウールを圧損試験に投入している。 金属反射型保温材： NUREG/CR-6808 に記載のある米国での金属保温材破壊試験結果に基づき金属箔を切断し、圧損試験に投入している。 ケイ酸カルシウム： NEI04-07 に基づきケイ酸カルシウム粉末を圧損試験に投入している。</p>

内規	評価内容	既工認	先行 (KK-7)
<p style="text-align: right;">別記2</p> <p>圧損試験の実施に当たっての留意事項</p> <p>圧損試験の実施に当たっては、プラント毎に実機の条件を踏まえるとともに、独立行政法人原子力安全基盤機構が実施した試験結果（JNES-SS-0703「PWRサンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」）を踏まえて、次の事項に留意すること。</p> <p>⑫ 1. 複数の種類の異物が付着した場合の圧損上昇については、付着量が同量であってもストレーナへの付着のさせ方によって圧損上昇量が異なる。具体的には、繊維質と粒子の組合せにおいて、繊維質と粒子を混合させたものを堆積させた場合に比べ、繊維質を堆積させた後に粒子を堆積させた場合などで圧損上昇量が大きくなる試験結果がある。そのため、圧損試験においては、実機で想定される条件を検討の上、上述の圧損上昇の特性を踏まえて、試験条件の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>⑬ 2. 圧損試験においては、異物の溶解、析出、追加付着等により圧損上昇に経時変化が考えられることから、十分な試験時間を確保し、非保守的な評価とならないよう配慮するとともに、試験水量の実機条件との違いによる影響についても検討することが必要である。</p> <p>⑭ 3. 想定される異物としては破損保温材以外の異物もあることから、圧損試験においては、それらの異物の取扱について各異物の物性を踏まえて非保守的な評価とならないよう、試験の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>4. ストレーナに付着させる異物については、実機において想定される条件を検討の上、保守的な試験結果となるよう相当程度細かくする必要がある。</p> <p>⑮ 5. 試験流速については、実機と同等以上の接近流速にて測定するとともに、流速を変動させると、圧損上昇量に不可逆的な変化が生じる場合があることから、実機での運転実態を勘案して試験条件を設定する必要がある。</p> <p>⑯ 6. 試験温度については、水の粘性等について適切に取り扱っている限り特定の温度に限定する必要はないが、圧損試験の目的に照らして妥当であることを確認する必要がある。</p> <p>7. PWRにおいては、冷却材がほう酸水であり、ECCSシステムの再循環運転において冷却材中に水酸化ナトリウム、ヒドラジン又はほう酸ナトリウムを添加することから、これらと格納容器内構造物や破損保温材等との化学反応によりストレーナの圧損が上昇する可能性があり、その上昇の度合いは、異物等の種類、組合せによって異なるため、それらを考慮した上で、全体的な圧損上昇が最大となる条件で試験を行う必要がある。その際、実機の条件を模擬して日単位で圧損上昇が落ち着くまで試験を行う必要があるが、妥当性が確認された場合に限り、別途異物・薬剤等を投入することにより加速試験を行うことができる。</p> <p style="text-align: right;">PWR の記載</p> <p>参考文献 JNES-SS-0703「PWR サンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」、独立行政法人原子力安全基盤機構</p>	<p>【破損保温材以外の異物】</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>堆積異物 スラッジ： [ ] 程度の粒径の酸化鉄粉末を圧損試験に投入している。</li> <li>錆片： [ ] 程度のメッシュにてふるいにかけて酸化鉄を圧損試験に投入している。</li> <li>塵土： [ ] mm 程度の粒径のケイ砂粉末を圧損試験に投入している。</li> <li>耐 DBA 仕様塗装 ： [ ] 程度のペイントチップを圧損試験に投入している。</li> <li>非 DBA 仕様塗装： ： [ ] 程度の粒径のシリコンカーバイド粉末を圧損試験に投入している。</li> </ul> <p>【KK-7 同様、粒子状異物のサイズは文献により設定】</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>その他異物：圧損試験に投入しない。 (原子炉格納容器内に存在するステッカーの総面積の75%をストレーナ有効表面積から差し引いて評価しているため。)</li> </ul> <p>【KK-7 同様、その他異物は試験に投入しない】</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>化学影響生成異物： WCAP の手法により合成した圧損試験代替異物であるオキシ水酸化アルミニウムを圧損試験に投入している。</li> </ul> <p>【化学影響生成異物の取扱いは KK-7 同様】</p>		<p>【破損保温材以外の異物】</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>堆積異物 スラッジ：酸化鉄粉末 錆片：ふるいにかけて酸化鉄 塵土：ケイ砂粉末</li> <li>耐 DBA 仕様塗装 ：ペイントチップ</li> <li>非 DBA 仕様塗装 ：シリコンカーバイド粉末</li> <li>その他異物 ：圧損試験に投入しない。 (原子炉格納容器内に存在するステッカーの総面積の75%をストレーナ有効表面積から差し引いて評価しているため。)</li> <li>化学影響生成異物： WCAP 手法により合成した圧損試験代替異物であるオキシ水酸化アルミニウムを圧損試験に投入している。</li> </ul>

内規	評価内容	既工認	先行 (KK-7)
<p style="text-align: right;">別記2</p> <p>圧損試験の実施に当たっての留意事項</p> <p>圧損試験の実施に当たっては、プラント毎に実機の条件を踏まえるとともに、独立行政法人原子力安全基盤機構が実施した試験結果（JNES-SS-0703「PWRサンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」）を踏まえて、次の事項に留意すること。</p> <p>⑫ 1. 複数の種類の異物が付着した場合の圧損上昇については、付着量が同量であってもストレーナへの付着のさせ方によって圧損上昇量が異なる。具体的には、繊維質と粒子の組合せにおいて、繊維質と粒子を混合させたものを堆積させた場合に比べ、繊維質を堆積させた後に粒子を堆積させた場合などで圧損上昇量が大きくなる試験結果がある。そのため、圧損試験においては、実機で想定される条件を検討の上、上述の圧損上昇の特性を踏まえて、試験条件の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>⑬ 2. 圧損試験においては、異物の溶解、析出、追加付着等により圧損上昇に経時変化が考えられることから、十分な試験時間を確保し、非保守的な評価とならないよう配慮するとともに、試験水量の実機条件との違いによる影響についても検討することが必要である。</p> <p>⑭ 3. 想定される異物としては破損保温材以外の異物もあることから、圧損試験においては、それらの異物の取扱について各異物の物性を踏まえて非保守的な評価とならないよう、試験の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>4. ストレーナに付着させる異物については、実機において想定される条件を検討の上、保守的な試験結果となるよう相当程度細かくする必要がある。</p> <p>⑮ 5. 試験流速については、実機と同等以上の接近流速にて測定するとともに、流速を変動させると、圧損上昇量に不可逆的な変化が生じる場合があることから、実機での運転実態を勘案して試験条件を設定する必要がある。</p> <p>⑯ 6. 試験温度については、水の粘性等について適切に取り扱っている限り特定の温度に限定する必要はないが、圧損試験の目的に照らして妥当であることを確認する必要がある。</p> <p>7. PWRにおいては、冷却材がほう酸水であり、ECCS系統の再循環運転において冷却材中に水酸化ナトリウム、ヒドラジン又はほう酸ナトリウムを添加することから、これらと格納容器内構造物や破損保温材等との化学反応によりストレーナの圧損が上昇する可能性があり、その上昇の度合いは、異物等の種類、組合せによって異なるため、それらを考慮した上で、全体的な圧損上昇が最大となる条件で試験を行う必要がある。その際、実機の条件を模擬して日単位で圧損上昇が落ち着くまで試験を行う必要があるが、妥当性が確認された場合に限り、別途異物・薬剤等を投入することにより加速試験を行うことができる。</p> <p style="text-align: right;">PWR の記載</p> <p>参考文献 JNES-SS-0703「PWR サンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」、独立行政法人原子力安全基盤機構</p>	<p>⑮ 接近流速は大きいほど異物がストレーナに捕捉され、圧損が上昇することから、残留熱代替除去ポンプ運転時の通水流量 150m<sup>3</sup>/h に保守性を持たせた □m<sup>3</sup>/h での運転を想定し、異物による圧損を評価している。 【接近流速の考え方は KK-7 同様】</p> <p>⑯ 温度が低くなるほど水の粘性が高くなり、圧損評価上保守的となるため、残留熱代替除去ポンプの評価としては、既工認同様、設置（変更）許可の添付書類十のサブプレッションプール水温度解析結果より、LOCA 後数十秒後には約 □℃以上となることから、保守的に □℃で試験を行っている。 【温度設定の考え方は KK-7 同様】</p>	<p>⑮ 各 ECCS ポンプの定格流量から試験流速を設定している。</p> <p>⑯ 同左</p>	<p>⑮ 接近流速は大きいほど異物がストレーナに吸着し、圧損が上昇することから、代替循環冷却系の復水移送ポンプ 2 台運転時の通水流量に保守性を持たせた流量での運転を想定し、異物による圧損を評価している。</p> <p>⑯ 温度が低くなるほど水の粘性が高くなり、圧損評価上保守的となるため、代替循環冷却系ポンプの評価としては、既工認同様、添付書類十のサブプレッションプール水温度解析結果より、LOCA 後数十秒後の温度を下回る保守的な温度を設定し、試験を行っている。</p>

## 2. 重大事故等時の発生異物量評価について

添付書類VI-1-8-4「圧力低減設備その他の安全設備のポンプの有効吸込水頭に関する説明書」に用いる異物量については、原子炉格納容器内の冷却材配管の破断による破損影響範囲内の保温材に加え、原子炉格納容器内の塗装、堆積異物、その他異物及び化学影響生成異物を考慮している。

本資料では、重大事故等時における圧損評価に用いるこれら発生異物量について説明する。

### 2.1 設計基準事故時に考慮する発生異物量

設計基準事故時においては、原子炉格納容器内の冷却材配管の両端破断による原子炉冷却材喪失事故を想定し、配管破断時に破断口周囲の保温材等が破断口から流出した冷却材により破損し、破損した保温材等がドライウェルからサブプレッションプールへ落下し、非常用炉心冷却系（以下「ECCS」という。）ポンプの吸込流によりストレーナに付着する事象を想定している。

設計基準事故時の圧損評価では、「非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価について（内規）」に準拠し、表 2-1 に示す異物を考慮している。

表 2-1 圧損上昇の要因となる異物（設計基準事故時）

考慮する異物の種類		物量	補足	
一般保温 (繊維質)		0m <sup>3</sup>	原子炉格納容器内の繊維質保温材を全て撤去済みであるため、考慮しない。	
カプセル保温 (金属反射型)		□ m <sup>2</sup>	破損影響範囲内の全ての保温材の金属箔の物量に余裕を見込んで算出している。	
一般保温 (パーライト)		□ m <sup>3</sup>	破損影響範囲内の全ての保温材のパーライトの物量に余裕を見込んで算出している。	
粒子状異物	耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)	39kg	配管破断により発生する塗装として、内規別表第 3 に示す物量を考慮している。	
	非 DBA 仕様塗装	□ kg	設計基準事故時の原子炉格納容器内環境における耐性を確認できていない以下の塗装の剥落を想定し、算出している。 PLR ポンプ電動機 約 □ kg チェーンブロック類 約 □ kg 弁 約 □ kg 計器類 約 □ kg ドライウェルクーラ送風機用電動機 約 □ kg その他構造物 約 □ kg 合計 □ kg を保守的に丸め、□ kg として圧損評価に用いる。	
	堆積異物	スラッジ	89kg	堆積異物は通常運転時からサプレッションプール内に存在する異物量を想定しており、異物管理及び原子炉起動の際の原子炉格納容器内清掃・点検を実施するため、内規別表第 3 に示す物量を考慮している。
		錆片	23kg	
塵土		68kg		
その他異物	ステッカー	□ m <sup>2</sup>	流路面積を低減させる異物として、内規別表第 3 に例示されている異物を参考に、現場調査結果から算出している。	



## 2.2 重大事故等時の発生異物量

ECCS ストレーナの圧損上昇は、異物の付着によりストレーナの流路面積が低減し、流速が上昇することに起因する。

このため、原子炉格納器内環境の高温状態を維持することに伴う発生異物量の増加及び炉心の溶融や原子炉圧力容器の破損に伴う発生異物量の増加について、以下に考察する。

### (1) 原子炉格納容器内環境の高温維持に伴う発生異物量の増加について

重大事故等時の原子炉格納容器内環境は、設計基準事故時よりも高温状態が長期間維持されるため、耐 DBA 仕様塗装の剥落による塗装物量の増加が想定される。

このため、設計基準事故時に剥落を考慮している塗装（配管破断時にジェット流で破損する耐 DBA 仕様塗装・非 DBA 仕様塗装）に加え、重大事故等時の環境における耐性の不確かさを考慮し、耐 DBA 仕様塗装については、保守的に全量剥落を想定する。また、ドライウエル内で全量剥落した耐 DBA 仕様塗装については、ベント管の配置、吹出方向に依らず、保守的に全量が ECCS ストレーナに移行することを想定する。重大事故等時に発生する塗装の物量を表 2-2 に示す。

表 2-2 重大事故等時に発生する塗装の物量

異物の種類		物量	備考
塗 装	耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)	39kg	設計基準事故時と同様の大破断 LOCA 時を想定するため、設計基準事故時と同様に内規別表第 3 に示す物量を適用する。
	非 DBA 仕様塗装	□ kg	重大事故等時は設計基準事故時よりも原子炉格納容器内温度が高くなるため、設計基準事故時同様、非 DBA 仕様塗装の全剥落を想定する。
	耐 DBA 仕様塗装 (SA 時考慮)	□ kg	重大事故等時は設計基準事故時よりも原子炉格納容器内温度が高くなるが、重大事故等時環境における塗装の耐性の不確かさを考慮し、保守的に原子炉格納容器内の耐 DBA 仕様塗装は全て剥落し、ベント管の配置、吹出方向に依らず、全量が ECCS ストレーナに移行することを想定する。 ドライウエル内：□ kg 原子炉本体基礎内：□ kg サブプレッションチェンバ内：□ kg 合計 □ kg を保守的に丸め、□ kg として圧損評価に用いる。

(2) 炉心の溶融に伴う発生異物量の増加について

炉心損傷時においては、周辺被ばく低減のため、自主対策設備である格納容器 pH 制御設備により水酸化ナトリウムをサブプレッションプール水へ添加することから、冷却材中の水酸化ナトリウムと原子炉格納容器内に存在する構造物（反応性の高い Al 又は Zn を含むもの）との化学反応により発生する異物（化学影響生成異物）を新たに考慮する必要がある。

PWR プラントにおいて化学影響生成異物の発生量評価に使用している WCAP-16530<sup>\*1</sup> では、原子炉格納容器内に存在する Al, Zn を含有する構造物の表面積に対して、溶解速度（温度、pH に依存）を掛けることで、Al, Zn の溶解量を算出し、溶解した Al, Zn がすべて水酸化物として析出することとして評価している。

島根原子力発電所第 2 号機における化学影響生成異物の発生量は、PWR プラントの評価を参考に、下記も考慮して評価を行っている。

- ① 原子炉格納容器内の構造物は、塗装剥落後の金属表面からの金属の溶解を考慮する。
- ② 溶解速度算出において、pH が保守的に高く維持されるとして評価する。
- ③ WCAP-16530 では考慮されていない Fe についても、炭素鋼の腐食速度 100 mdm<sup>\*2</sup>（40～200℃、純水）より溶解量を算出する。

化学影響生成異物の圧損評価においては、JNES-SS-1004<sup>\*3</sup> に従い、これらの析出異物（Al, Zn, Fe の水酸化物）を圧損試験代替異物であるオキシ水酸化アルミニウム（AlOOH）の重量へ換算し、圧損試験に用いる。

化学影響生成異物の異物量評価概要について、表 2-3 に示す。

注記\*1: 「Evaluation of Post-Accident Chemical Effects in Containment Sump Fluids to Support GSI-191」(Westinghouse WCAP-16530-NP)

\*2: 1 か月あたりの腐食速度 mg/(dm<sup>2</sup>・month)

\*3: 「サンプストレナ閉塞事象の化学影響に関する評価マニュアル」

(独立行政法人原子力安全基盤機構 原子力システム安全部 JNES-SS-1004)

表 2-3 化学影響生成異物の異物量評価概要

種別	溶解量算出手法	主な構造物	化学影響生成異物量*
Al	WCAP-16530 により, 原子炉格納容器内環境 (温度, pH) を考慮して算出する。	保温材外装板, 電線管 (Al-Zn メッキ)	□ kg
Zn		ジンク系塗装, 亜鉛メッキ鋼構造物 (グレーチング等), 電線管 (Al-Zn メッキ)	□ kg
Fe	炭素鋼腐食速度の知見から算出する。	炭素鋼配管・機器類 (原子炉格納容器内面, ドライウェル冷却機等)	□ kg
合計			□ kg ↓ □ kg

注記\* : 圧損試験代替異物である A100H の重量を示す。

化学影響生成異物量の合計である □ kg を保守的に丸め, □ kg として圧損評価に用いる。

(3) 原子炉圧力容器の破損に伴う発生異物量の増加について

原子炉圧力容器が破損した場合には, 熔融デブリや構造物が原子炉本体基礎に落下することとなる。しかし, 原子炉本体基礎部は熔融デブリを全量保持できる容量を有しており, サプレッションプールには制御棒駆動機構搬出入口を経て流入する構造であること, 原子炉本体基礎内の構造物は比重が大きいこと (表 2-4 参照) から, 制御棒駆動機構搬出入口を経てサプレッションプールへ流入することは考えがたく, 仮に比重が小さい異物がサプレッションプールへ流入した場合でも, 比重の小さい異物はサプレッションプール水位付近に浮遊しており, ストレーナへ到達しないと考えられる。

(別紙-2 参照)

表 2-4 原子炉本体基礎内に存在する構造物の一覧

構造物	材質	比重	塗装	評価
ターンテーブル	SUS 炭素鋼	7.75 7.78	約 <input type="text"/> kg	原子炉本体基礎内に存在する構造物は、比重が大きく、原子炉本体基礎内に沈降すると考えられるため、構造物自体がサブプレッションプールに流入することはないと考えられる*。ただし、塗装がされている構造物については、全量の剥落を想定する。 (表 2-2 に示す原子炉本体基礎内の耐 DBA 仕様塗装 <input type="text"/> kg に含まれている。)
ターンテーブル動力機構	SUS	7.75		
CRDハウジング	SUS	7.75	—	
CRD 機構	SUS	7.75	—	
CRDハウジングサポート	炭素鋼	7.78	約 <input type="text"/> kg	
ケーブルトレイ	炭素鋼	7.78	—	
コリウムシールド支持構造物	SUS	7.75	—	
配管類	SUS 炭素鋼	7.75 7.78	約 <input type="text"/> kg	
計装品	SUS	7.75	—	
サポート類	SUS 炭素鋼	7.75 7.78	約 <input type="text"/> kg	
ケーブル類	銅 被覆材	8.92 0.9~1.8	ケーブルとしての比重は 1 以上であり、原子炉本体基礎内に沈降すると考えられる*。万が一比重の小さい被覆材が流出しても、サブプレッションプール水面付近に浮遊し、ストレーナに到達しないため、圧損に影響しない。	

注記\*：原子炉本体基礎内の異物のサブプレッションプールへの異物流入経路は別紙-2を参照

### 2.3 まとめ

以上より、重大事故等時の発生異物量評価についてまとめた結果を表 2-5 に示す。  
本発生異物量を考慮して、圧損評価を行う。

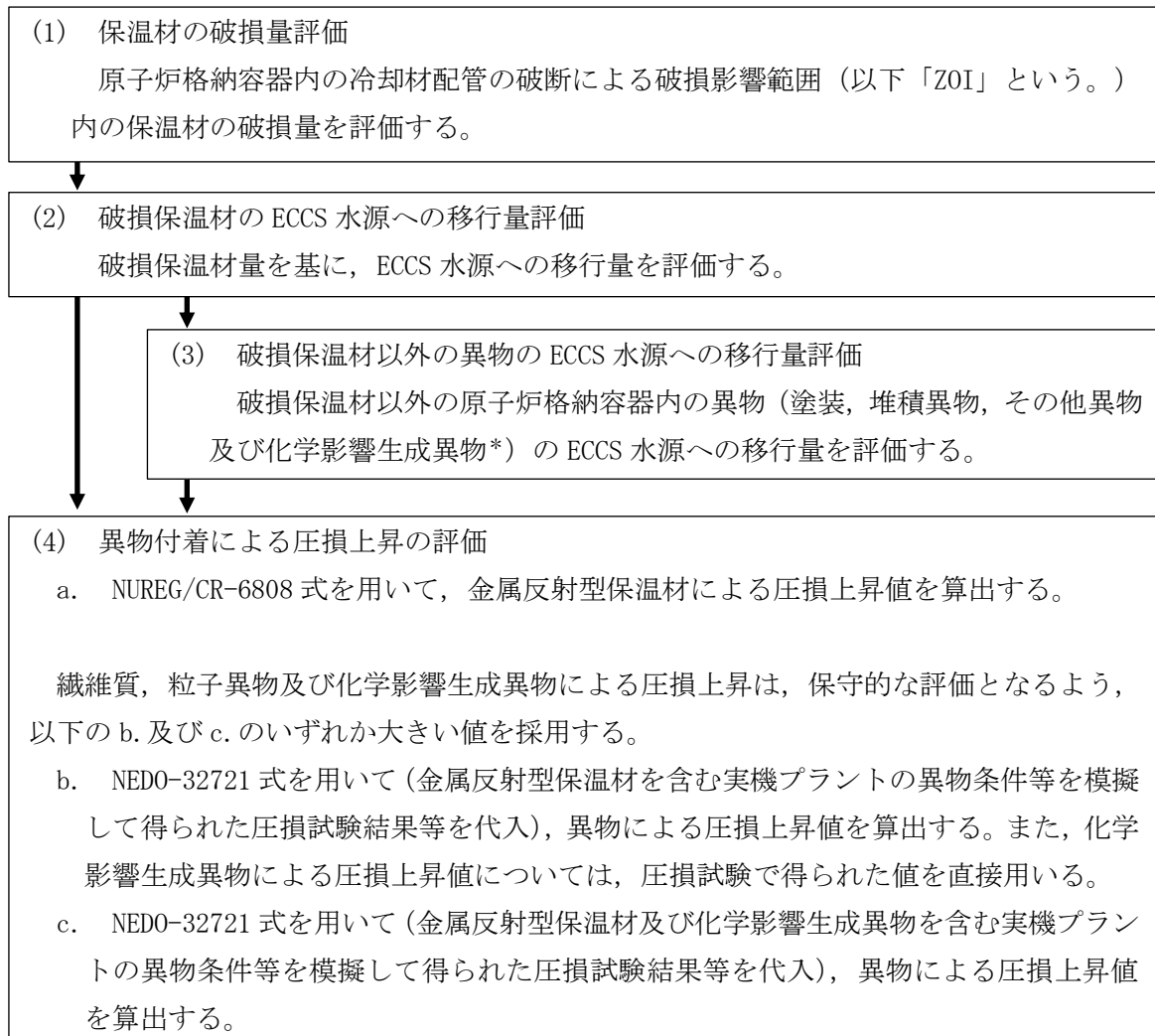
表 2-5 重大事故等時の発生異物量評価

異物の種類		DB	SA	補足
保温材	一般保温 (繊維質)	0m <sup>3</sup>		原子炉格納容器内の繊維質保温材を全て撤去済みであるため、薄膜効果を生じることはない。
	カプセル保温 (金属反射型)	□ m <sup>2</sup>		設計基準事故時と同様の大破断 LOCA 時を想定するため、設計基準事故時の算出方法と同様に破損影響範囲内の全ての保温材の金属箔の物量に余裕を見込んで算出している。
	一般保温 (パーライト)	□ m <sup>3</sup>		設計基準事故時と同様の大破断 LOCA 時を想定するため、設計基準事故時の算出方法と同様に破損影響範囲内の全ての保温材のパーライトの物量に余裕を見込んで算出している。
塗装	耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)	39kg		設計基準事故時と同様の大破断 LOCA 時を想定するため、設計基準事故時と同様に内規別表第 3 に示す物量を適用する。
	非 DBA 仕様塗装	□ kg		重大事故等時は設計基準事故時よりも原子炉格納容器内温度が高くなるため、設計基準事故時同様、非 DBA 仕様塗装の全剥落を想定する。
装	耐 DBA 仕様塗装 (SA 時考慮)	—	□ kg	重大事故等時は、設計基準事故時よりも照射線量が高く、高温状態が長時間継続することから、耐性の不確かさを考慮し、保守的に原子炉格納容器内の耐 DBA 仕様塗装は全て剥落し、ベント管の配置、吹出方向に依らず、全量が ECCS ストレーナへ移行することを想定する。
堆積異物	スラッジ	89kg		堆積異物は通常運転時からサプレッションプール内に存在する異物量を想定しており、異物管理及び原子炉起動の際の原子炉格納容器内清掃・点検を実施するため、設計基準事故時と同様に内規別記 3 に示す物量を適用する。
	錆片	23kg		
	塵土	68kg		
化学影響生成異物		—	□ kg	WCAP 手法等により、Al, Zn, Fe を含有する原子炉格納容器内構造物の溶解・析出を想定する。構造物の溶解速度が保守的となるよう、原子炉格納容器内温度が最大となる雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温）並びに原子炉格納容器内温度が高く推移する高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の温度変化を包絡する条件とし、pH は高く維持されるものとして算出する。
その他異物		□ m <sup>2</sup>		原子炉格納容器環境で破損するステッカー類（流路面積を低減させ、圧損上昇に影響するもの）について、現場調査に基づき、物量を算出する。
原子炉本体基礎内構造物		—	0m <sup>2</sup>	構造物の塗装剥落及び化学影響生成異物については考慮するが、原子炉本体基礎内構造物自体は圧損上昇の要因となる異物とならない。

### 3. 非常用炉心冷却系ストレーナの重大事故等時圧損試験について

#### 3.1 非常用炉心冷却系ストレーナの異物付着による圧損上昇について

重大事故等時の ECCS ストレーナの圧損評価においては、原子炉格納容器内の冷却材配管の両端破断による原子炉冷却材喪失事象を想定し、破断口から流出した冷却材により破損した保温材等がドライウェルから ECCS 水源であるサプレッションプールへ流入、残留熱代替除去ポンプの吸込流により ECCS ストレーナに付着することに加え、サプレッションプールの pH 制御のために注入する水酸化ナトリウム水溶液と原子炉格納容器内構造物等との化学反応により新たに発生する異物（以下「化学影響生成異物」という。）についても想定し、「非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価等について（内規）」に準拠し、ECCS ストレーナの圧損上昇の評価を行う。具体的な評価の手順を図 3-1 に示す。



注記\*：化学影響生成異物は、Evaluation of Post-Accident Chemical Effects in Containment Sump Fluids to Support GSI-191（Westinghouse WCAP-16530-NP（以下「WCAP-16530」という。）に基づいて算出する。

図 3-1 ECCS ストレーナの圧損上昇の評価の手順

### 3.2 非常用炉心冷却系ストレーナについて

(1) 形式 円錐支持ディスク形ストレーナ（アメリカ GE 社製）

(2) 構造と特徴

- ・ディスクを積層させることで、表面積を増加させている。
- ・円錐形の内筒の採用とディスク内径が軸方向で異なる構造により、ストレーナ中心部での流速が一定に保たれ、全体として低圧損とすることができる。



図 3-2 GE 社製ストレーナ

### 3.3 ストレーナの異物付着による圧損試験

【詳細は、添付 1「非常用炉心冷却系ストレーナの重大事故等時圧損試験要領について」参照】

(1) 試験の目的

GE 社製ストレーナの実機プラント条件（デブリ条件）での実機模擬ストレーナを用いた圧損試験を実施し、 $d$  値（繊維質間距離）を求め、圧損評価式に基づき圧損上昇の評価を行う。

(2) 試験実施場所、試験立会者及び試験実施時期

試験実施場所 米国（ニュージャージー州）

試験立会者 当社社員

試験実施時期

(3) 試験装置の概要

重大事故等時の圧損試験装置を図 3-3 に、主要仕様を表 3-1 に示す。試験用ストレーナの表面積は、想定する異物量を考慮して、一部閉止処理（マスキング）を行っている（図 3-4 参照）。

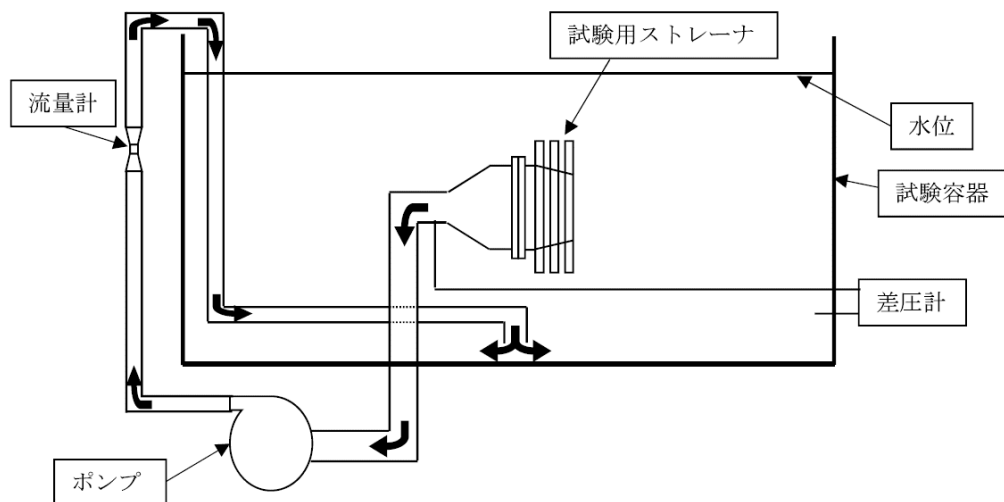


図 3-3 試験概要図

表3-1 試験装置の主要仕様

項目	主要仕様
プール寸法	直径 <input type="text"/>
	深さ <input type="text"/>
プール容量	<input type="text"/>
ポンプ能力	<input type="text"/>
ストレーナ直径	<input type="text"/>
プレート穴径	<input type="text"/>
プレート穴ピッチ	<input type="text"/>
ディスク間ギャップ	<input type="text"/>

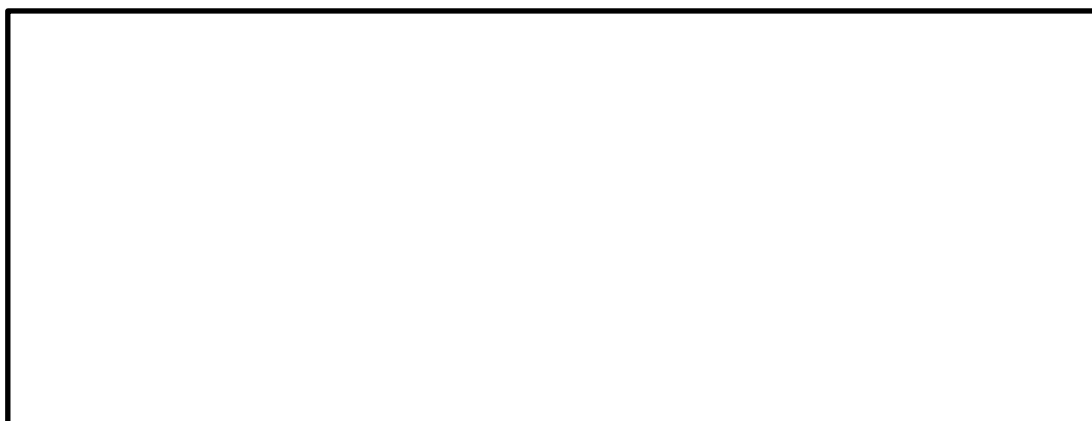


図 3-4 試験用ストレーナ



(4) 実機プラント条件

a. 流量条件

重大事故等における各事象（有効性評価の事故シーケンスグループ）のうち、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）時にサブプレッションプールを水源として運転を行うポンプは、残留熱代替除去ポンプである。表3-2に示すとおり、その運転時の通水流量は、150(m<sup>3</sup>/h)であるが、保守的な試験となるように、ストレーナの異物付着による圧損上昇評価に用いるECCSストレーナを通過する流量としては  (m<sup>3</sup>/h) を用いる。

表 3-2 ECCS ストレーナを通過する流量

系統設備	流量
残留熱代替除去ポンプ	<input type="text"/> (m <sup>3</sup> /h) *

注記\*：ポンプ流量150(m<sup>3</sup>/h)に保守性を持たせた流量条件とした。

b. 異物条件

重大事故等時において考慮する異物の種類及び量は、島根原子力発電所第2号機の状況調査に基づき、内規を参考に設定している。実機の異物条件を表3-3に示す。

表 3-3 実機異物条件（ストレーナ2個に付着する異物量）

DBA 時（或いは SA 時）発生異物								SA 時発生異物	
繊維質 保温材	ハーフライト 保温材	金属 反射型 保温材	スラッジ	耐 DBA 仕様塗装 (ジェット 破損)	錆片	塵土	非 DBA 仕様塗装	耐 DBA 仕様塗装 (SA 時考 慮)	化学影響 生成異物 (A100H)
(kg)	(m <sup>3</sup> )	(m <sup>2</sup> )	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)
<input type="text"/> *	<input type="text"/>	<input type="text"/>	89	39	23	68	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>

注記\*：島根原子力発電所第2号機では、原子炉格納容器内の繊維質保温材は全て撤去しているが、NEDO-32721 式を用いる圧損評価は、繊維質ゼロでは評価できないため、繊維質ゼロ相当として繊維質厚さ 0.3(mm) で試験を実施した。

(5) 試験条件

実機異物条件を模擬した圧損試験条件は、試験用ストレーナと実機ストレーナの表面積比率（スケーリング比）、ドライウェルからサプレッションプールへの移行割合等を考慮し設定している。試験条件を表 3-4 に示す。

表 3-4 圧損試験条件

DBA 時（或いは SA 時）発生異物								SA 時発生異物	
繊維質 保温材	ハローライト 保温材	金属 反射型 保温材	スラッジ	耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)	錆片	塵土	非 DBA 仕様塗装	耐 DBA 仕様塗装 (SA 時考慮)	化学影響 生成異物 (A100H)
(kg)	(kg)	(m <sup>2</sup> )	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)

(6) 試験結果

圧損試験結果を図 3-5 に示す。この結果より、NEDO-32721 評価式に基づき算出された d 値（繊維質間距離）は [ ] (m) (A100H 投入前の値)，化学影響生成異物による圧損上昇は [ ] (m) となる。

なお、圧損の静定に十分な試験時間であることから、試験の再現性はあると考えられる。

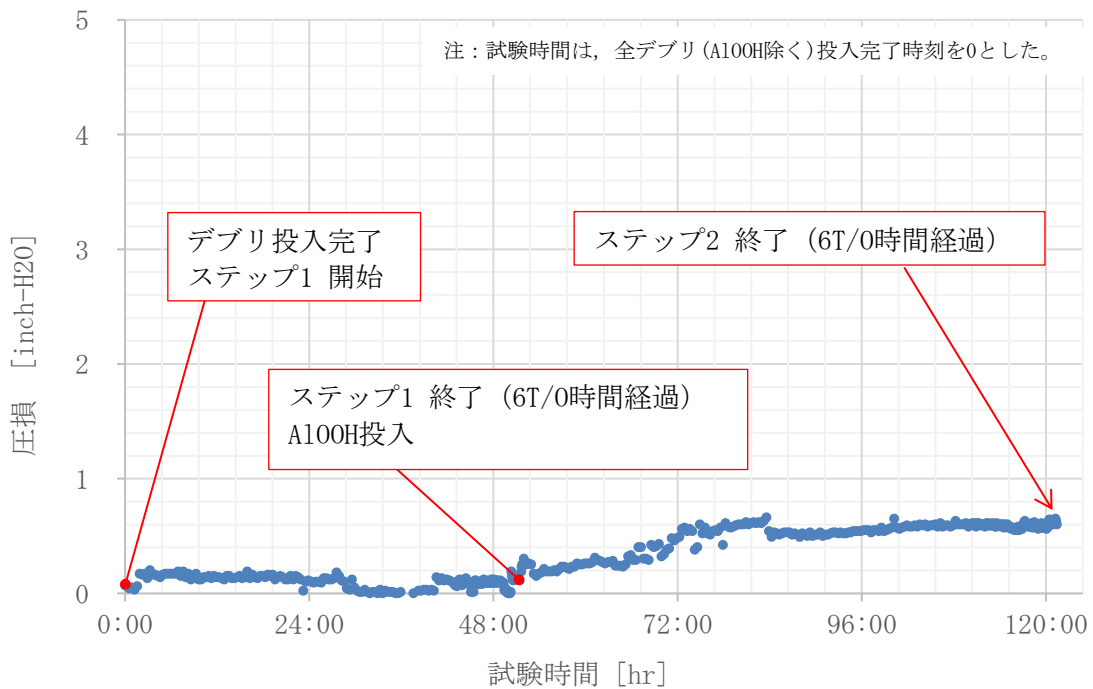


図 3-5 圧損試験結果

### 3.4 圧損評価式及び圧損上昇評価結果

#### (1) 圧損評価式

圧損上昇評価は、考慮する異物の種類に応じ表 3-5 の評価式を採用して行う。

表3-5 適用する圧損評価式

適用する圧損評価式	考慮する異物の種類
NEDO-32721	繊維質保温材，パーライト保温材，金属反射型保温材，スラッジ，塗装片，錆片，塵土，化学影響生成異物
NUREG/CR-6808	金属反射型保温材

#### (2) 圧損上昇評価結果

金属反射型保温材，繊維質，粒子状の異物及び化学影響生成異物による圧損値を合計した結果，ECCSストレーナの異物付着による圧損値は表3-6に示すとおりである。

表3-6 圧損上昇の評価結果

	残留熱代替除去ポンプ
金属反射型保温材による圧損上昇	□ (m) *
繊維質，粒子状の異物及び化学影響生成異物による圧損上昇	□ (m) *
合計	□ (m) *

注記\*：各異物による圧損上昇結果は小数点以下第3位を四捨五入した結果を示し，合計値は小数点以下第3位を切り上げ処理した結果を示す。

### 3.5 まとめ

圧損試験に基づく評価の結果，異物による有意な圧損上昇は確認されず，圧損上昇の最大値は □ m 程度であった。

## 非常用炉心冷却系ストレーナの重大事故等時圧損試験要領について

## 1. 試験目的

GE 社製ストレーナの実機プラント条件（異物条件）での実機模擬ストレーナを用いた圧損試験を実施し、d 値（繊維質間距離）を求め、圧損評価式に基づき圧損上昇の評価を行う。

## 2. 試験条件

## (1) 流量条件

重大事故等における各事象（有効性評価の事故シーケンスグループ）のうち、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）時にサブプレッションプールを水源として運転を行うポンプは、残留熱代替除去ポンプであり、その運転時の通水流量は 150m<sup>3</sup>/h である。ただし、保守的な試験となるように、m<sup>3</sup>/h に相当する流量条件で試験を行う。

残留熱代替除去ポンプの流量に保守性を持たせた場合（m<sup>3</sup>/h）の試験流量は、表 2 に示す流量のスケーリング比から表 1 のとおりとなる。

表 1 試験流量（残留熱代替除去ポンプ流量に保守性を持たせた場合）

	試験条件	算出方法
流量 (GPM)	<input type="text"/>	<input type="text"/>

表 2 流量のスケーリング比

流量のスケーリング比（側面積比から設定）	基準面積
残留熱代替除去ポンプ	<input type="text"/> *

注記\*：試験装置側面積（）÷実機側面積  (ft<sup>2</sup>)  
=

## (2) 異物の条件

## ① 異物量

試験装置に投入する異物量は、重大事故等時において考慮する異物の種類及び量の状況調査に基づき、内規を参考に設定した物量と表 3 に示す異物のスケーリング比から算出する。

破損保温材以外の異物については、ドライウェルからサブプレッションプールへの移行割合及びサブプレッションプールからストレーナへの移行割合はいずれも 100%とする。

試験装置に投入する異物量は、表 4 のとおりとなる。

表3 異物のスケーリング比

異物のスケーリング比(表面積比から設定)	基準面積
残留熱除去系ストレーナ	<input type="text"/> *

注記\* : 試験装置表面積() ÷ 実機表面積  (ft<sup>2</sup>)  
 =

表4 試験装置に投入する異物量

		試験条件	算出方法
繊維質保温材	(g)		
金属反射型保温材	(m <sup>2</sup> )		
パーライト保温材	(g)		
スラッジ	(g)		
耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)	(g)		
鋳片	(g)		
塵土	(g)		
非 DBA 仕様塗装	(g)		
耐 DBA 仕様塗装 (SA 時考慮)	(g)		
化学影響生成異物 (A100H)	(g)		

注記\* : 非 DBA 仕様塗装の模擬材料として使用するシリコンカーバイド粉末と、非 DBA 仕様塗装の体積が等価となるよう、密度比()で補正する。

② 異物サイズ

試験装置に投入する異物のうち設計基準事故時に想定している異物については、これまでと同様に米国原子力規制委員会の規制 (NUREG) 等を参考としたサイズとしている。また、重大事故等時の発生異物として新たに想定する耐 DBA 仕様塗装 (SA 時考慮) の異物については、既工事計画書で想定した耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損) と同等のサイズとしている。

各異物のサイズとその根拠を表 5 に示す。

表 5 異物のサイズ

	サイズ	サイズの根拠
金属反射型保温材		NUREG/CR-6808
繊維質保温材	シュレッダーで細かく裁断したロックウール	内規 別記 2
スラッジ		NUREG/CR-6224 NUREG/CR-6367
塵土		NEDO-32686-A
錆片		NEDO-32686-A
耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)		NEDO-32686-A
パーライト		NEI 04-07
非 DBA 仕様塗装		Supplement Response to Generic Letter 2004-02
耐 DBA 仕様塗装 (SA 時考慮)		NEDO-32686-A
化学影響生成異物 (A100H)		WCAP-16530 に基づき作成した A100H

(3) 試験装置

① 装置の仕様

圧損試験装置は、既工事計画書の評価に用いたモジュール試験装置とし、概要図を図1に、仕様を表6に示す。

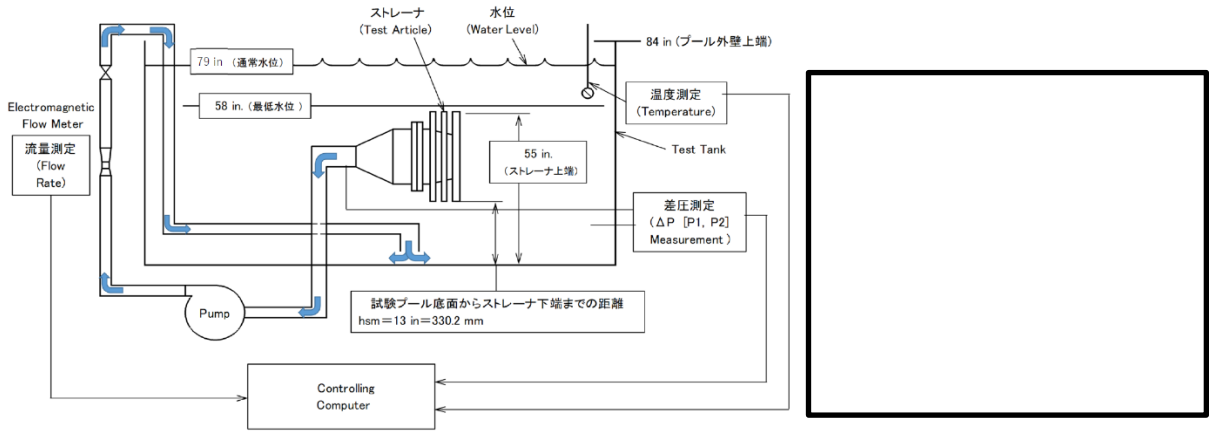


図1 モジュール試験装置概要図 (左: 系統概要図 右: ストレーナ写真)

表6 モジュール試験装置の仕様

プール寸法	直径	<input type="text"/>
	深さ	<input type="text"/>
プール容量		<input type="text"/>
ポンプ最大接続個数		1台
ポンプ能力		<input type="text"/>
ストレーナ直径		<input type="text"/>
プレート穴径		<input type="text"/>
プレート穴ピッチ		<input type="text"/>
ディスク間ギャップ		<input type="text"/>
評価用表面積		<input type="text"/>
評価用側面積		<input type="text"/>
試験プールからストレーナ下端までの距離		<input type="text"/>
攪拌機		<input type="checkbox"/> 箇所設置

## ② ストレーナのマスクング

### a. マスクング領域

現状使用可能な試験プールの最大水量は [ ] (ℓ) であり、ストレーナの圧損試験を実施するための最小水量は [ ] (ℓ) であるため、投入可能な A100H 溶液は [ ] (ℓ) となる。

実機条件での A100H は [ ] (kg) であり、実機 ([ ] (ft<sup>2</sup>)) と試験装置 ([ ] (ft<sup>2</sup>)) の面積比は [ ] であることから、試験装置に投入する A100H は [ ] (kg) となる。

一方、試験で投入できる A100H 溶液の濃度上限は [ ] (g/ℓ) であることから、濃度上限値とした時の試験装置に投入する A100H 溶液は [ ] (g) ÷ 11 (g/ℓ) = [ ] (ℓ) である。

投入可能な A100H 溶液は [ ] (ℓ) であり、全量を投入するために、ストレーナの表面積をさらに縮小する必要がある。

その縮小の割合は、 [ ] / [ ] = [ ] → [ ] となる。

このため、以下のとおりストレーナをマスクングする。

#### ・ ストレーナの評価用表面積

$$= \text{試験装置表面積} \times [ ] = [ ] \text{ (ft}^2\text{)} \times [ ]$$

#### ・ ストレーナの評価用側面積

$$= \text{試験装置側面積} \times [ ] = [ ] \text{ (ft}^2\text{)} \times [ ]$$

マスクングにより、試験水量比は実機水量比に比べて小さくなり、異物濃度は実機以上となる。

・ 試験水量比 (ストレーナ単位面積当たり) : [ ] (m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>)

・ 実機水量比 (ストレーナ単位面積当たり) : [ ] (m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>)

### b. マスクング方向

マスクング方向は、図 2 に示すように、実機における異物の付着状況を模擬できる下向きから吸込むよう実施する\*。装置内のプール水戻り配管の攪拌効果及びストレーナ設置位置とプール底面の距離を実機より短くすることで、ストレーナへの異物の移行効果を高める構成とする。

注記\* : 上向きとした場合、マスクングによりフィルタ部が上向きのポケット状になることから、実機においてはサプレッションプール底部に落下するフィルタ部に付着しない異物についても、ポケット内に保持され過度の保守性を持った評価となる可能性がある。





図2 マスキング概要

③ ストレーナ表面積

実機ストレーナ基準面積を表7に示す。

圧損試験で考慮するストレーナの基準面積，ストレーナ基準側面積は，下記の式で算出する。

・ストレーナ基準表面積

$$= (\text{有効表面積}) - (\text{その他異物 (ステッカー類) 付着面積}) \times 0.75$$

$$= \boxed{\phantom{000}} - \boxed{\phantom{00}} \div 2 \times 0.75 = \boxed{\phantom{000}} \text{ (m}^2\text{)}$$

$$\boxed{\phantom{000}} \text{ (m}^2\text{)} \div 0.0929 \text{ (単位換算)} = \boxed{\phantom{000000}} \text{ (ft}^2\text{)}$$

・ストレーナ基準側面積

$$= \boxed{\phantom{000}} \times \boxed{\phantom{000}} \times \pi = \boxed{\phantom{000}} \text{ (m}^2\text{)}$$

$$\boxed{\phantom{000}} \text{ (m}^2\text{)} \div 0.0929 \text{ (単位換算)} = \boxed{\phantom{000000}} \text{ (ft}^2\text{)}$$

表7 ストレーナ1個あたりの面積

系統	有効表面積	その他異物 (ステッカー類) 付着面積	ストレーナ 基準表面積	ストレーナ 基準側面積
残留熱除去系 ストレーナ	$\boxed{\phantom{000}}$ (m <sup>2</sup> )	$(\boxed{\phantom{00}} \div 2 \text{ 台})$ (m <sup>2</sup> )	$\boxed{\phantom{000}}$ (m <sup>2</sup> ) ( $\boxed{\phantom{000000}}$ (ft <sup>2</sup> ))	$\boxed{\phantom{000}}$ (m <sup>2</sup> ) ( $\boxed{\phantom{000000}}$ (ft <sup>2</sup> ))

④ ストレーナ接近流速

接近流速は、以下の様に定義される。

$$U(\text{m/s}) = Q / (\pi \cdot D \cdot L)$$

ここで、

Q : 流量 (m<sup>3</sup>/s), D : ストレーナ直径 (m), L : 圧損評価長さ (m)

接近流速を算出するための D, L について、実機ストレーナを図 3 に示す。

今回マスキングする試験装置の接近流速算出は、実機ストレーナと同様に試験装置のストレーナ直径と圧損評価長さから算出する。

- ・ 実機ストレーナ接近流速

$$= \boxed{\phantom{000}} / \boxed{\phantom{000}} = \boxed{\phantom{000}} \text{ (m/s)}$$

- ・ 試験装置側面積

$$= \boxed{\phantom{00}} \text{ (ft)} \times \boxed{\phantom{00}} \text{ (ft)} \times \pi = \boxed{\phantom{000}} \text{ (ft}^2\text{)}$$

- ・ 試験装置側面の接近流速

$$= \boxed{\phantom{000}} \text{ (ft}^3\text{/s)}^* / \boxed{\phantom{000000}}$$

$$= \boxed{\phantom{000}} \text{ (ft/s)} = \boxed{\phantom{000}} \text{ (m/s)}$$

注記\* :

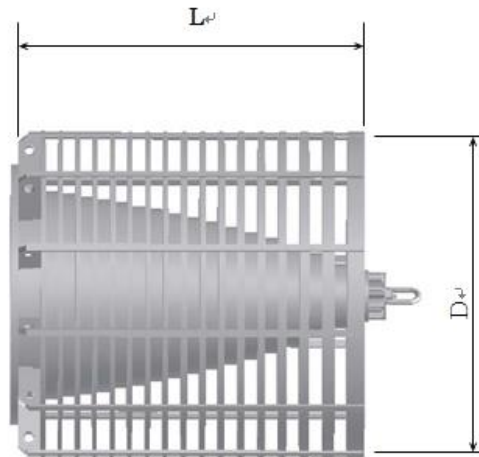


図 3 実機ストレーナ

⑤ 測定計器

試験に使用する測定計器を表 8 に示す。

表 8 計測装置の仕様

測定項目	使用計器(型式)	測定範囲
流 量 (GPM)	電磁流量計 <input type="text"/>	適用レンジ <input type="text"/>
圧 損 (in H <sub>2</sub> O)	差圧変換機 <input type="text"/>	P1 : <input type="text"/> P2 : <input type="text"/>
水 温 (° F)	熱電対 <input type="text"/>	<input type="text"/>
測定間隔	データシート* に記録。 <input type="text"/>	

注記\* : データシートの書式を様式 1 に示す。

### 3. 試験要領

#### (1) 試験手順

- ① 異物の準備として、繊維質保温材、耐 DBA 仕様塗装(ジェット破損)、パーライト、耐 DBA 仕様塗装 (SA 時考慮)を水に [ ] 時間浸す。
- ② プール内に通常水位まで水を張り、ヒーターを用いて水温を所定の温度 ([ ](°C)) まで上げる。
- ③ プール内の水を A100H 作成用として、ミキシングタンク ([ ])に移す。
- ④ ポンプを起動し、[ ](GPM)\*の流量で安定させた後、攪拌機の運転を開始しクリーン圧損を測定する。

$$\begin{aligned} \text{注記*} : & \text{ [ ] (m}^3\text{/h)} \div 2 \text{ 台} \times \text{ [ ] (流量スケール比)} \times 4.402869 \text{ (単位換算)} \\ & = \text{ [ ] (GPM)} \end{aligned}$$

- ⑤ 異物を以下の順序で順次投入する。なお、異物投入位置は図 4 に示す。

- ・ 金属反射型保温材
- ・ 繊維質保温材
- ・ スラッジ
- ・ 塵土
- ・ 錆片
- ・ 耐 DBA 仕様塗装(ジェット破損)
- ・ パーライト
- ・ 非 DBA 仕様塗装 [ ]
- ・ 耐 DBA 仕様塗装 (SA 時考慮)

#### ⑥ 測定

- (a) 「[ ]×(ターンオーバー時間)」までは [ ]分毎に圧損、流量及び水温を記録し、水面に浮遊するデブリの変化や透明度の変化が観察されたときに写真撮影を実施する。
- (b) 「[ ]×(ターンオーバー時間)」以降は [ ]分毎に圧損、流量及び水温を記録し、水面に浮遊するデブリの変化や透明度の変化が観察されたときに写真撮影を実施する。
- (c) [ ]分間平均の圧損変化率が落ち着く ([ ]分間の圧損変化が測定値の [ ]%以下となる) まで圧損値を確認する。なお、測定値の [ ]%以下が測定計器の測定限界値以下の場合には、「[ ]×(ターンオーバー時間)」経過した時点で圧損が静定したものとみなす。

#### ⑦ 化学影響生成異物を投入する。

以後、⑥ (a) ~ (c)と同じ。(A100H 溶液は、WCAP-16530 に基づいて作成)

#### ⑧ 攪拌機を停止後、ポンプを停止し試験を終了する。

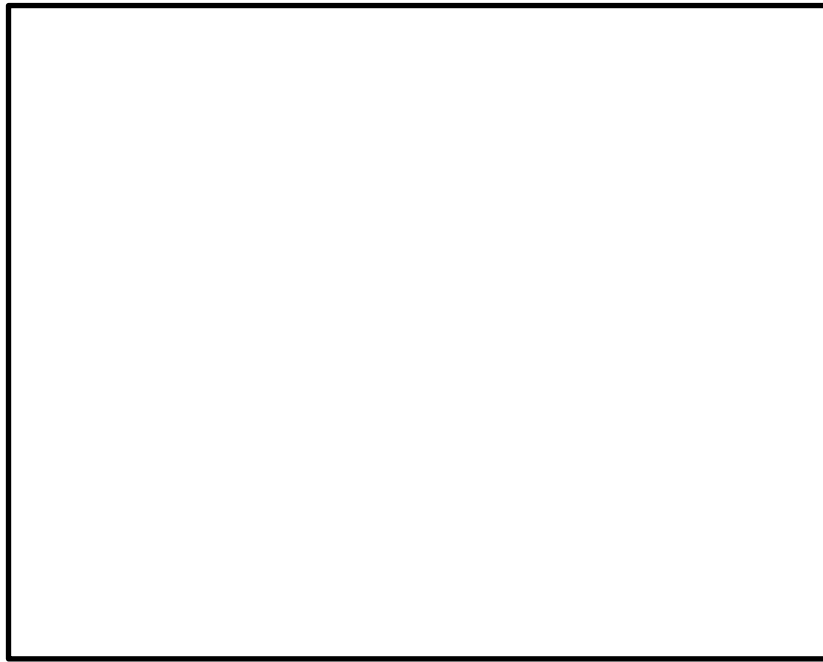


図4 異物投入位置（試験プール平面図）

(2) 実機ストレーナの圧損算出方法

下記 2 種類の方法にて実機ストレーナの圧損を算出し、保守的な方を採用する ( $H_{sa1}$  ,  $H_{sa2}$  の大きい方)。

- ① 初めに、A100H 投入直前の圧損試験結果(圧損  $h_1$ ) 及び  $d$  値{インターファイバーディスタンス\*}を用いて実機圧損 ( $H_1$ ) を算出する。

次に、A100H 投入後の圧損試験結果(A100H 投入による圧損上昇分  $h_c$ ) を  $H_1$  に加算して SA 時の実機圧損 ( $H_{sa1}$ ) を算出する。

$$H_{sa1} = H_1 + h_c, \quad \text{ここで } h_c = h_2 - h_1 \quad (\text{図 5 参照})$$

- ② A100H 投入後の圧損試験結果(圧損  $h_2$ ) , 及び  $d$  値を用いて SA 時の実機圧損 ( $H_{sa2}$ ) を算出する。

注記\*:インターファイバーディスタンスは、繊維質間の水が通過できるスペース(距離)であり、実機模擬試験により求めた値である。

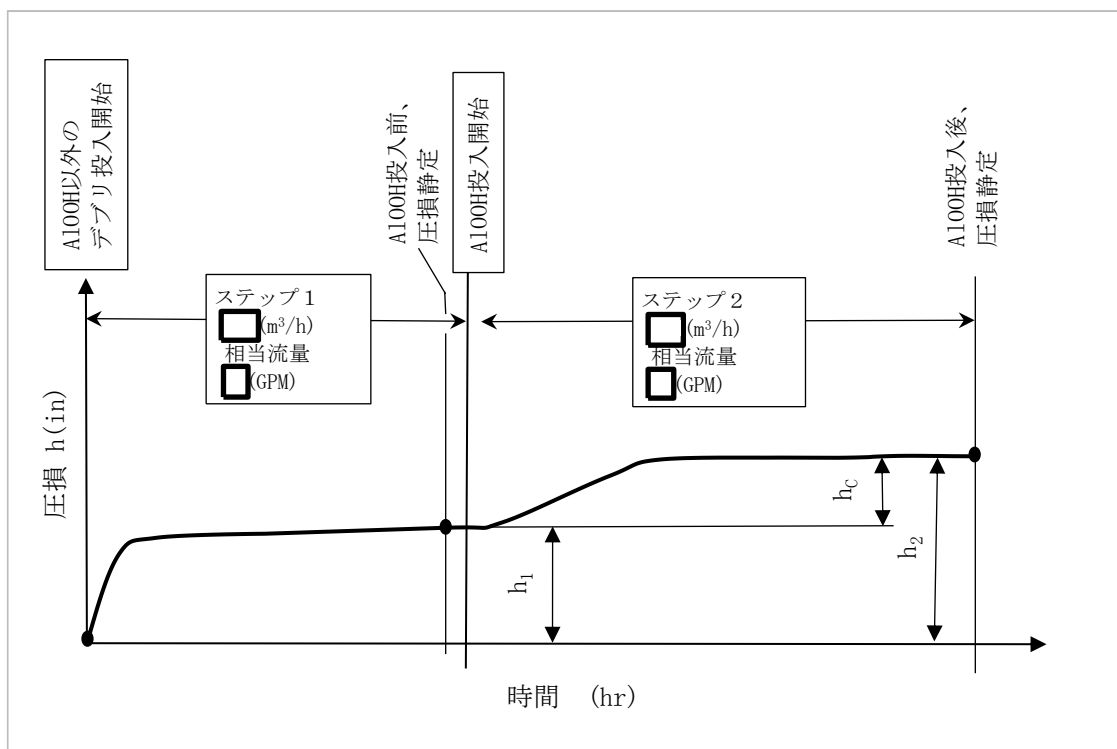
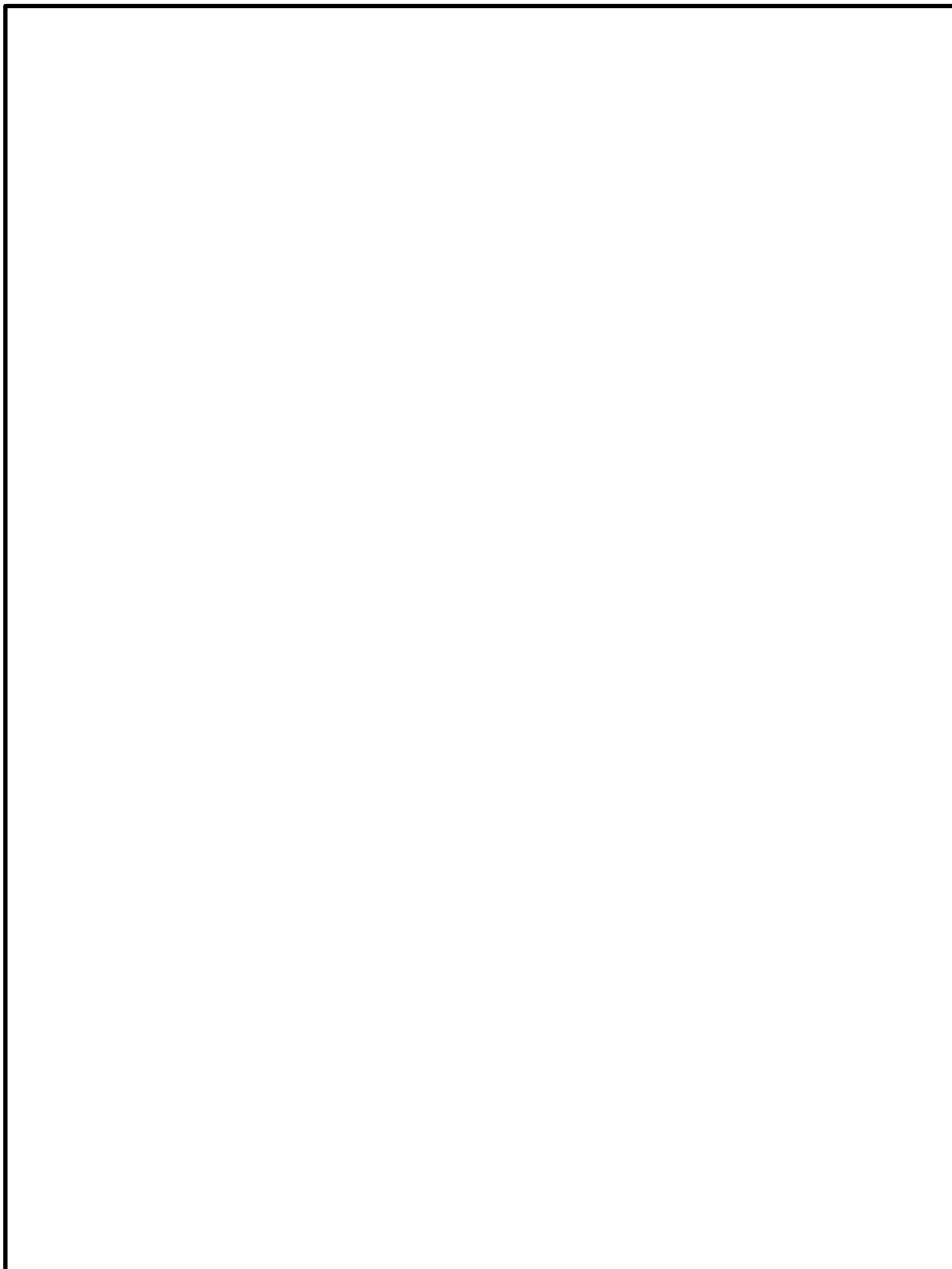


図 5 圧損試験結果の概要



#### 4. 重大事故等時圧損試験における保守性について

GE社製ストレーナの圧損試験の条件は、以下の保守性を有している。

##### 4.1 重大事故等時における異物量

###### ① 繊維質保温材

非常用炉心冷却系ストレーナ設計において、圧損上昇評価は圧損上昇に大きな影響を与える繊維質保温材の付着を前提条件としている。現状、原子炉格納容器内の繊維質保温材は全て撤去しており、SA環境における実力を把握するうえでは必ずしも考慮する必要はないと考えるが、本圧損試験では繊維質保温材の付着を見込んだ試験条件とする。

###### ② 耐DBA仕様塗装

耐DBA仕様塗装は、DBA環境（温度条件：171℃×1時間+121℃×96時間+93℃×72時間）における耐性が確認された塗料であるものの、照射線量が高く、高温状態が長時間継続するSA環境における耐性の不確かさを考慮し、保守的に重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝される耐DBA仕様塗装は全て剥落し、その全てが非常用炉心冷却系ストレーナへ移行するものとして物量を算定している。なお、現実的には耐DBA仕様塗装が事象初期（LOCA発生直後のブローダウン過程）において剥落し、その全てが非常用炉心冷却系ストレーナへ到達するとは考えられず、後述するサブプレッションチェンバへの移行タイミング・移行量ともに保守的な試験条件とする。

###### ③ 異物量

重大事故等時に想定する異物量は、計算値に対し下記の余裕をみて設定している。

	【異物量(計算値)】	⇒	【異物量】
繊維質保温材	: 0 (m <sup>3</sup> )	⇒	<input type="text"/> (m <sup>3</sup> ) (0.3mm相当)
非DBA仕様塗装	: <input type="text"/> (kg)	⇒	<input type="text"/> (kg)
耐DBA仕様塗装 (SA時考慮分)	: <input type="text"/> (kg)	⇒	<input type="text"/> (kg)
化学影響生成異物 (A100H)	: <input type="text"/> (kg)	⇒	<input type="text"/> (kg)

###### ④ 化学影響生成異物

溶解する構造物については、WCAP-16530に規定されているAl, Znに加えて、WCAP-16530では考慮されていないFeについても化学影響生成異物の生成に寄与するものとして考慮している。

Al, Znの溶解速度式は、pH、温度の関数であることから、原子炉冷却材配管の破断事象ではないが、原子炉格納容器内温度が高く推移する高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉格納容器温度（有効性評価における解析値）に余裕を見込んだ温度とし、pH制御装置使用後は、高pH (pH=12) を維持するものとしている。



## 4.2 異物の移行量

BWR のストレーナへ到達する異物は、以下の過程を経て移行すると想定される。

- a. LOCA発生に伴い破断口から流出した原子炉冷却材がジェット流として噴出し、破断流の影響範囲（ZOI）内にある保温材、塗膜片が破損飛散する。
- b. LOCAブローダウン過程および、その後の原子炉格納容器スプレイにより飛散した異物等が洗い流され、原子炉冷却材やスプレイ水等と共に8本のベント管を通じてサブプレッションチェンバへ流入する。
- c. サプレッションチェンバ内の初期の過程においてはLOCA時のブローダウン過程により攪拌されている状況であり、サブプレッションチェンバに流入した異物は、LOCA後速やかに起動した非常用炉心冷却系ストレーナに吸引され表面に付着する。

重大事故等時においては、

- ・耐 DBA 仕様塗装が LOCA 事象初期に全量剥離することは現実的には考えられず、実際には上記の a. ～ c. の過程の後、放射線環境、高温状態が長時間継続することで徐々に剥離し、一部がスプレイ水とともにサブプレッションチェンバへ流入すると想定され、さらにはサブプレッションチェンバ内の流況は上記の c. と比較して静定している状況と考えられる。
- ・加えて、原子炉格納容器内に均一に分布されている耐 DBA 仕様塗装については、8本のベント管を通じてサブプレッションチェンバへ流入されるため、残留熱代替除去系で兼用する ECCS ストレーナ（B-残留熱除去ストレーナ）の反対に位置するベント管（3本）から流入する異物については、ストレーナに移行するとは考えられない。
- ・また、その他の保温材等の異物についても、残留熱代替除去ポンプの使用開始は、事象発生 10 時間後であり、その段階におけるサブプレッションチェンバ内の流況は、上記の c. と比較して静定している状況であり、ブローダウン過程において流入した異物は、サブプレッションチェンバ底部に沈降している状況が想定される。なお、島根原子力発電所第 2 号機のストレーナは、サブプレッションチェンバ内壁面からの最短距離が約  (mm) であり、沈降した異物が再浮遊しストレーナへ移行することは考えられない。

しかしながら本試験条件の前提としては、重大事故等時の破損保温材以外の異物の想定として、サブプレッションチェンバ流入後において、経路上での沈降やベント管の配置等を考慮せず、全量ストレーナに到達するとしている（ドライウェルからサブプレッションプールへの移行割合及びサブプレッションプールからストレーナへの移行割合はいずれも 100% としている）。

#### 4.3 圧損試験における保守性

##### ① 試験流量

重大事故等における各事象（有効性評価の事故シーケンスグループ）のうち、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）時にサプレッションプールを水源として運転する残留熱代替除去ポンプの通水流量は、150(m<sup>3</sup>/h)である。

これに対して、圧損試験時には、保守的な試験条件となるよう□(m<sup>3</sup>/h)としている。

なお、重大事故等時において、ストレーナの圧損上昇が確認された場合には、逆洗等の措置により機能の回復が期待できるが、本試験は連続通水の条件にて実施している。

##### ② 試験水量

圧損試験における水量は、異物濃度が実機で想定している異物濃度を下回らないように、ストレーナ表面積あたりの水量を少なくしている。

試験水量比（ストレーナ単位面積あたり）：□(m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>)

実機水量比（ストレーナ単位面積あたり）：□(m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>)

##### ③ 温度条件

圧損試験に用いるECCS水源の水温は、既工事計画書同様、原子炉設置変更許可申請書添付書類十におけるサプレッションチェンバ水温解析結果である最低温度（約□(°C)）に対して保守的により低い□(°C)としている。

##### ④ ストレーナ高さ

試験装置のストレーナ取付け高さは、実機のサプレッションチェンバ内壁面とストレーナ外径との最短距離が約□(mm)であるのに対して、試験プール底面からストレーナ下端までを約□(mm)としている。

試験装置のストレーナ下端が底面に近い位置となっているため、サプレッションチェンバ壁面近傍に存在する異物をストレーナに吸込み易い条件となっている。

5. 圧力低減設備その他の安全設備のポンプの有効吸込水頭について

(1) 残留熱代替除去系に用いる残留熱代替除去ポンプの有効吸込水頭に関する補足説明

記載内容		根拠
項目	値	
H <sub>a</sub> : 吸込み液面に作用する絶対圧力	□ m	吸込み液面に作用する絶対圧力は、残留熱代替除去ポンプ運転中の有効 NPSH 評価上厳しい条件となる、サプレッションチェンバ圧力 □ kPa[gage]に加えて、大気圧 101.325kPa を考慮し、吸込み液面に作用する絶対圧力は □ m としている。 $(\square + 101.325) / 9.80665 = \square \text{ m}$
H <sub>s</sub> : 吸込揚程	□ m	静水頭は、以下の差分 □ m としている。 ● 水源の水位: EL □ m 水源の水位としては、サプレッションプールの最低水位（保安規定における運転上の制限（下限値））とした。 ● ポンプ吸込み口高さ: EL □ m
H <sub>1</sub> : ポンプ吸込配管圧損	□ m	サプレッションプールから残留熱代替除去ポンプまでの配管及び弁類圧損は、残留熱代替除去ポンプが以下の流量*1で運転することを想定する。 この場合、サプレッションプールから残留熱代替除去ポンプまでの配管*2及び弁類圧損の合計値は、□ m となる。 ● 残留熱代替除去ポンプ: 150m <sup>3</sup> /h×1台 ポンプ吸込配管中の圧損は、圧損合計値より □ m に設定する。 注記*1: サプレッションプールから残留熱代替除去ポンプの吸込配管は、残留熱代替除去ポンプと共用する部分があるが、同時使用しない運用であるため、残留熱代替除去ポンプの運転流量を圧損計算上で考慮する必要はない。 *2: サプレッションプール内のティー及びペネ含む
H <sub>2</sub> : 異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損	□ m	異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損を、以下に示す。 ● ストレーナ本体部圧損: □ m
H <sub>3</sub> : 異物付着による圧損上昇	□ m	異物付着による圧損上昇は、以下の数値を合計して求める。 [算出条件: 残留熱代替除去ポンプの評価流量（保守的に □ m <sup>3</sup> /h）を使用] ● 金属反射型保温材の付着による圧損上昇: □ m ● 繊維質*3、粒子状の異物、及び化学影響生成異物による圧損上昇: □ m 合計値は □ m となる。有効 NPSH の算定においては、小数点以下第 2 位を切り上げ処理し、保守的に □ m としている。  注記*3: 原子炉格納容器内の繊維質保温材はすべて撤去しているため考慮する必要はないが、NEDO-32721 式を適用するにあたり繊維質ゼロでは評価できないため、繊維質ゼロ相当（薄膜効果の発生開始 3mm の 1/10）として 0.3 mm 相当の繊維質を考慮している。 NEDO-32721 式における d 値は、ストレーナ圧損試験結果（化学影響生成異物投入前）から下式にて求める。 $d = \sqrt{\frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g} \cdot \frac{K_h}{h}} = \square \text{ (ft)} \times 0.3048 \text{ (m/ft)} = \square \text{ (m)}$ ここで、 h = □ (ft), $\mu / \rho = \square \text{ (ft}^2\text{/s)}$ (試験水温 □ °C), U = □ (ft/s), t = □ (ft), g = 32.2 (ft/s <sup>2</sup> ), K <sub>h</sub> = □ ここで算出された d 値に基づき、事故時の環境を想定した圧損評価を実施している。 ・ 繊維質異物及び粒子状異物による圧損 $h = \frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g \cdot d^2} \cdot K_h = \square \text{ (m)}$ ここで、 d = □ (m), $\mu = \square \text{ (Pa} \cdot \text{s)}$ (評価水温 □ °C), U = □ (m/s), t = □ (m), $\rho = \square \text{ kg/m}^3$ (試験水温 □ °C), g = 9.80665 (m/s <sup>2</sup> ), K <sub>h</sub> = □ ・ 化学影響生成異物の付着による圧損 $h_c = h_2 - h_1 = \square - \square$

		$= \text{[ ] (ft)} \times 0.3048 = \text{[ ] (m)}$ ここで、 $h_1$ : A100H 投入直前の圧損 $h_2$ : A100H 投入後の静定圧損 $h_c$ : 化学影響生成異物 (A100H) の付着による圧損上昇分
$h_s$ : ポンプ吸込口における飽和蒸気圧水頭	[ ] m	残留熱代替除去ポンプ運転中の有効 NPSH 評価上厳しい条件となる、サブプレッションプール水温 [ ] °C における飽和蒸気圧水頭 [ ] m としている。
有効 NPSH $(H_a + H_s - H_1 - H_2 - H_3 - h_s)$	[ ] m	有効 NPSH は、以下の計算式により算出している。 $\text{有効 NPSH} = H_a + H_s - H_1 - H_2 - H_3 - h_s$ $= \text{[ ]}$ $= \text{[ ] m}$
必要 NPSH	[ ] m	残留熱代替除去系に用いる残留熱代替除去ポンプ運転流量 150 m <sup>3</sup> /h における必要 NPSH としてポンプ性能より設定している。 以上の計算結果より、有効 NPSH と必要 NPSH の関係は以下のとおりとなり、必要 NPSH が確保されることからポンプ運転状態として問題ない結果となる。 有効 NPSH : [ ] m > 必要 NPSH : [ ] m

## 重大事故等時の発生異物量算出方法について

重大事故等時において追加発生を考慮する耐 DBA 仕様塗装の塗装重量及び化学影響生成異物の発生量は、いずれも原子炉格納容器内の構造物の表面積を基に算出している。

本別紙では、原子炉格納容器内の構造物の表面積の算出について示したのち、耐 DBA 仕様塗装の塗装重量及び化学影響生成異物の発生量について示す。

## 1. 原子炉格納容器内の構造物の表面積について

重大事故等時において新たに発生が想定される、耐 DBA 仕様塗装量及び化学影響生成異物量の算出のため、原子炉格納容器内の構造物の表面積調査の概要及び調査結果を示す。

## 1.1 調査概要

原子炉格納容器内の構造物のうち、以下に該当する構造物の表面積を算出する。

調査対象を表別 1-1 に示す。

表別 1-1 原子炉格納容器内の調査対象

発生異物		調査対象	代表的な構造物
耐 DBA 仕様塗装		原子炉格納容器内に設置されており、耐 DBA 仕様塗装が使用されている構造物	原子炉格納容器壁面・床面 機器類 配管・弁類 架台・サポート類
化学影響生成異物*1	Al	アルミニウム、又は Al を含む合金メッキの構造物	保温材外装板 電線管*2
	Zn	亜鉛メッキ鋼、Zn を含む合金メッキの構造物、及びジンク系塗装が使用されている構造物	グレーチング 電線管*2
	Fe	炭素鋼材料の構造物、亜鉛メッキ鋼の構造物	耐 DBA 仕様塗装が使用されている構造物のうち、炭素鋼材料の構造物

注記\*1：原子炉格納容器内に設置されている塗装された構造物については、重大事故等時において塗装の全量剥落を想定するため、下地の金属材料からの溶解を考慮する。

\*2：電線管に使用している Al-Zn めっきは、Al : Zn の重量比が  % :  % であるため、全表面積を Al, Zn の重量比で按分して評価する。

## 1.2 表面積の算出手順

抽出された対象構造物の表面積の算出に当たっては、構造図等の設計図面を用いて、以

下のように算出する。構造物の表面積算出方法を表別 1-2 に示す。

表別 1-2 構造物の表面積算出方法

No.	設備種別	算出方法
1	原子炉格納容器関係	構造図等を用いて、構成部品単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて設備の表面積とする。
2	配管・弁類	配管図を用いて、配管外周、配管長から配管の表面積を算出する。弁類についても配管と同様に表面積を算出する。
3	配管サポート	<p><b>【大口徑 (65A 以上)】</b> サポート図を用いて、配管サポートの構成部材単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて配管サポートの表面積とする。</p> <p><b>【小口径 (50A 以下)】</b> 配管口径ごとに設定した代表形状の配管サポートの表面積とサポート点数を掛け合わせ配管サポートの表面積とする。 代表形状の配管サポートの表面積は、構成部材単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて算出する。</p>
4	ダクト類	ダクト図を用いて、ダクト外周、ダクト長さから表面積を算出する。
5	電線管	<p><b>【電線管】</b> 電線管配置図を用いて、外周、長さから表面積を算出する。</p> <p><b>【電線管サポート】</b> 代表形状の電線管サポートの表面積とサポート点数を掛け合わせ電線管サポートの表面積とする。 代表形状の電線管サポートの表面積は、構成部材単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて算出する。 また、サポート点数は、電線管配置図を用いて、電線管長、サポート間隔（最も短いサポート間隔）から算出する。</p>
6	機器	構造図等を用いて、構成部品単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて設備の表面積とする。
7	その他	構造図等を用いて、構成部品単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて設備の表面積とする。 (チェンブロック, モノレール等)

### 1.3 調査結果

ドライウエル内の構造物の表面積調査結果を表別 1-3 に、原子炉本体基礎内の構造物の表面積調査結果を表別 1-4 に、サブプレッションチェンバ内の構造物の表面積調査結果を表別 1-5 に示す。

表別 1-3 ドライウエル内構造物及び表面積一覧

分類	構造物	構造物 表面積 (m <sup>2</sup> )	耐 DBA 仕様 塗装面積 (m <sup>2</sup> )	溶解表面積 (m <sup>2</sup> )		
				Al	Zn	Fe
原子炉 格納容器 関係	上部円筒部					
	上部球形部シェル					
	下球形部シェル					
	フランジ部					
	ドライウエルシヤラグ					
	ジェットデフレクタ					
	ハッチ類					
	ドライウエル貫通部					
	ドライウエルスプレイ管					
	原子炉圧力容器基礎					
	原子炉遮へい壁					
	PCV スタビライザ					
	RPV スタビライザ					
	燃料交換ベローズ					
	バルクヘッドプレート					
	ドライウエル床					
	パイプホイップ					
ストラクチャ						
グレーチング						
その他構造物						
配管・弁類	配管・弁					
	保温材外装板					
	鉄板遮蔽					
配管 サポート	大口径配管サポート					
	小口径配管サポート					

分類	構造物	構造物 表面積 (m <sup>2</sup> )	耐 DBA 仕様 塗装面積 (m <sup>2</sup> )	溶解表面積 (m <sup>2</sup> )		
				Al	Zn	Fe
ダクト類	ダクト					
	ダクト外装材					
	ダクトサポート					
電線管	電線管					
	電線管サポート					
ケーブル トレイ	ケーブルトレイ					
	トレイサポート					
機器 (PLR ポンプ)	PLR ポンプ電動機					
	モータ台, ラグ部					
機器 (サン プポンプ)	サンプポンプ					
	サンプポンプ電動機					
機器 (ドラ イ ウェル クーラ)	ドライウェル冷却機, 送風機					
	冷却機ファン外装材					
その他	チェーンブロック					
	モノレール					
	計器類					
	電気関係品 (プルボックス等)					
	計装配管					
	計装配管サポート					
	操作架台					
合 計						

注記\* : 非 DBA 仕様塗装を使用している。物量については、表 2-1 に示す。



表別 1-4 原子炉本体基礎内構造物及び表面積一覧

分類	構造物	構造物 表面積 (m <sup>2</sup> )	耐 DBA 仕様 塗装面積 (m <sup>2</sup> )	溶解表面積 (m <sup>2</sup> )		
				Al	Zn	Fe
原子炉 格納容器 関係	原子炉圧力容器基礎					
	CRD レストレントビーム					
	CRD レストレント支持金具					
	ペDESTAL床					
配管・弁類	配管・弁					
	保温材外装板					
配管サポート	大口径配管サポート					
電線管	電線管					
	電線管サポート					
ケーブル トレイ	ケーブルトレイ					
	トレイサポート					
機器 (CRD 交換機)	グレーチング					
	旋回レール					
	プラットホーム					
	取扱装置					
その他	電気品関係 (プルボックス等)					
	TIP 案内管サポート					
合 計						

表別 1-5 サプレッションチェンバ内構造物及び表面積一覧

分類	構造物	構造物 表面積 (m <sup>2</sup> )	耐 DBA 仕様 塗装面積 (m <sup>2</sup> )	溶解表面積 (m <sup>2</sup> )		
				Al	Zn	Fe
原子炉 格納容器 関係	トーラス					
	トーラス補強リング					
	ダウンカマ					
	ベントヘッダ					
	ベント管					
	キャットウォーク					
	グレーチング					
	貫通部					
	サプレッションチェンバ スプレイ管					
	真空破壊弁					
	クエンチャ					
	ストレーナ					
配管・弁類	配管・弁					
配管サポート	大口径配管サポート					
電線管	電線管					
	電線管サポート					
その他	モノレール					
	電気品関係品 (プルボックス等)					
	合 計					

2. 重大事故等時において追加発生を考慮する耐 DBA 仕様塗装の発生量

重大事故等時には、設計基準事故時よりも照射線量が高く、高温状態が長期間維持されることから、耐性の不確かさを踏まえ、追加発生を考慮する耐 DBA 仕様塗装としては、保守的に原子炉格納容器内に設置する構造物の塗装の全量剥落を想定する。また、ドライウエル内の塗装については、ベント管の配置、吹出方向に依らず、保守的に全量が ECCS ストレーナに移行することを想定する。

塗装重量は、原子炉格納容器内の塗装されている構造物の表面積に、塗装膜厚及び塗装密度を掛けることで算出する。

重大事故等時の環境において剥落すると想定した耐 DBA 仕様塗装の算出結果を表別 1-6 に示す。

表別 1-6 耐 DBA 仕様塗装物量 (SA 時考慮分) の算出結果

	構造物の全表面積*1 (m <sup>2</sup> )	塗装膜厚 (mm)	塗装密度 (g/cm <sup>3</sup> )	塗装重量*3 (kg)
耐 DBA 仕様塗装 (ドライウエル)	□	塗装要領 より個別 に設定し ている。	□*2	□
耐 DBA 仕様塗装 (原子炉本体基礎)	□			□
耐 DBA 仕様塗装 (サブプレッション チェンバ)	□			□
合 計				□

注記\*1：原子炉格納容器内の構造物の表面積算出については、別紙に示す。

\*2：エポキシ系塗装の密度の代表値として □ g/cm<sup>3</sup> と設定している。

\*3：塗装重量の算出においては、保守的に裕度 1.1 倍を見込んで算出する。

以上より、原子炉格納容器内に存在する塗装の全量である □ kg を保守的に丸め、□ kg とする。

### 3. 化学影響生成異物の発生量

化学影響生成異物の発生量は、自主対策設備である pH 制御設備によりサプレッションプール水に添加された水酸化ナトリウムと原子炉格納容器内に存在する構造物（Al, Zn, Fe を含むもの\*）との化学反応により生成する量を、WCAP-16530 及び JNES-SS-1004 に基づき算出する。

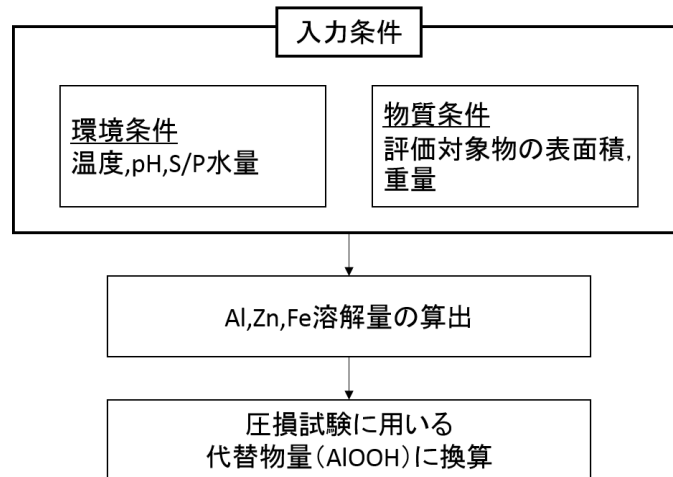
注記\*：原子力安全基盤機構の調査では、国内プラントは従来から化学影響の主要因と考えられているアルミニウムや断熱材の腐食に加え、炭素鋼と亜鉛メッキ鋼腐食の影響が大きくなる傾向が示唆されており、JNES-SS-1004 にて提案している化学影響評価手法においても、Zn と Fe の影響を考慮することが推奨されている。

#### 3.1 算出手順

WCAP-16530 に規定されている化学影響生成異物の発生量（析出量）の計算手順は、原子炉格納容器内に存在する構造物（Al, Zn を含むもの）の表面積に対し、原子炉格納容器環境条件（温度, pH）を考慮して算出した溶解速度を掛けることで、Al, Zn の溶解量を算出する。また、WCAP-16530 では考慮されていない Fe についても、Al, Zn 同様に炭素鋼の腐食速度から溶解量を算出する。

化学影響生成異物による圧損評価においては、JNES-SS-1004 より、析出物と同等の圧損影響がある圧損試験代替物（A100H）の量に換算し、圧損試験に用いる。

圧損評価に使用する化学影響生成異物量の算定フローを、図別 1-1 に示す。



図別 1-1 化学影響生成異物量の算定フロー

### 3.2 環境条件及び物質条件

溶解速度式の環境条件を表別 1-7 に示す。また、原子炉格納容器内に存在する構造物のうち、Al, Zn, Fe を含む構造物の表面積の調査結果を表別 1-8 に示す。

表別 1-7 想定する原子炉格納容器環境条件

項目	評価条件	
想定シナリオ	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	
評価期間	事故発生から 30 日間 (720 時間) *1	
原子炉格納容器内温度*2	<b>【ドライウエル】</b> 0～ 6h : 200 °C 6～ 18h : 180 °C 18～ 30h : 175 °C 30～ 36h : 170 °C 36～ 50h : 160 °C 50～ 66h : 155 °C 66～ 84h : 150 °C 84～114h : 145 °C 114～168h : 140 °C 168～720h : 135 °C	<b>【サブプレッションプール】</b> 0～ 18h : 150 °C 18～ 36h : 160 °C 36～ 96h : 150 °C 96～144h : 140 °C 144～168h : 130 °C 168～720h : 125 °C
サブプレッションプール・スプレイ水の pH	<b>【ドライウエル】</b> NaOH 注入前 : 7 (0～10h 後) NaOH 注入後 : 12 (10h 以降)	<b>【サブプレッションプール】</b> NaOH 注入後 : 12

注記\*1 : 事故発生から 30 日以降は、逆先等によるストレーナの性能回復が十分可能であることから、30 日時点の異物量を単一ストレーナに付着する想定は保守的である。

\*2 : 原子炉格納容器内温度が最大となる「雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温)」時の温度変化も包絡するよう、設定している。

表別 1-8 Al, Zn, Fe を含む構造物の表面積

	Al (m <sup>2</sup> )	Zn (m <sup>2</sup> )	Fe (m <sup>2</sup> )
ドライウエル			
原子炉本体基礎			
サブプレッションチェンバ			
合計			

### 3.3 溶解量評価

#### 3.3.1 アルミニウム (Al) の溶解速度

Al の溶解速度式における係数を表別 1-9 に示す。

表別 1-9 Al の溶解速度式における係数

元素	溶解速度式	単位	係数	
Al	$RR = 10^{A+B(pH)+C(1000/T)+D(pH)^2+E(pH)/(1000/T)}$	mg/(m <sup>2</sup> ・min)	A	
			B	
			C	
			D	
			E	

#### 3.3.2 亜鉛 (Zn) の溶解速度

Zn の溶解速度式と係数を表別 1-10 に示す。

表別 1-10 Zn の溶解速度式における係数

元素	溶解速度式	単位	係数	
Zn	$RR = 10^{A+B(pH)+C(1000/T)+D(pH)^2+E(pH)/(1000/T)}$	mg/(m <sup>2</sup> ・min)	A	
			B	
			C	
			D	
			E	

#### 3.3.3 炭素鋼 (Fe) の溶解速度

炭素鋼の溶解速度は WCAP-16530 に記載されていないことから、炭素鋼の腐食速度の文献値\*1である 100 mdm (mg/dm<sup>2</sup>・month) (40°C~200°C, 純水\*2) を用いて溶解量进行评估する。

注記\*1: E.G. Brush, W.L. Pearl, “Corrosion and Corrosion Product Release in Neutral Feedwater”, Corrosion, 28, 129-135 (1972)

\*2: 炭素鋼の腐食は、事故時に想定されるアルカリ環境において、純水環境よりも抑制されるが、保守的に純水における腐食速度を適用する。

丹野和夫, 湊昭 “火力および BWR 発電プラントにおける腐食による障害と水処理”

### 3.4 溶解量の評価

Al, Zn, Fe を含む構造物の表面積及び溶解速度から、各金属の溶解量を算出する。また、WCAP-16530 及び JNES-SS-1004 に基づき、溶解した金属全てが水酸化物として析出すると想定する。各金属の溶解量及び生成することが想定される析出物を表別 1-11 に示す。

表別 1-11 各金属の溶解量と想定される析出物

材料	表面積 (m <sup>2</sup> )	溶解速度 (mg /m <sup>2</sup> ・min)	溶解量 (kg)	想定される 析出物
アルミニウム (Al)				Al(OH) <sub>3</sub>
亜鉛 (Zn)				Zn(OH) <sub>2</sub>
炭素鋼 (Fe)				FeO(OH)

### 3.5 化学影響生成異物量の評価結果

圧損試験においては、各金属の溶解量と同等の圧損影響となるオキシ水酸化アルミニウム (Al(OH)<sub>3</sub>) を使用するため、各金属の溶解を換算し代替物量 (Al(OH)<sub>3</sub> 相当量) を求める。

#### 3.5.1 代替物量評価

各金属の Al(OH)<sub>3</sub> への換算係数 (JNES-SS-1004 規定されている換算係数) を表別 1-12 に示す。

表別 1-12 各金属の Al への換算係数

材料	Al への換算係数
アルミニウム (Al)	1
亜鉛 (Zn)	0.2
炭素鋼 (Fe)	2

#### 3.5.2 化学影響生成異物量評価結果

各金属の溶解量及び圧損試験に用いる代替物量 (Al(OH)<sub>3</sub>) の算出結果を表別 1-13 に示す。

以上より、圧損評価に用いる化学影響生成異物量としては、代替物量の合計値

□ kg を保守的に丸めた □ kg とする。

表別 1-13 各金属の溶解量及び圧損試験代替物量

元素	溶解量 (kg)	化学影響生成異物量	
		換算係数	代替物量 (kg)
アルミニウム (Al)		1	
亜鉛 (Zn)		0.2	
炭素鋼 (Fe)		2	
合 計			

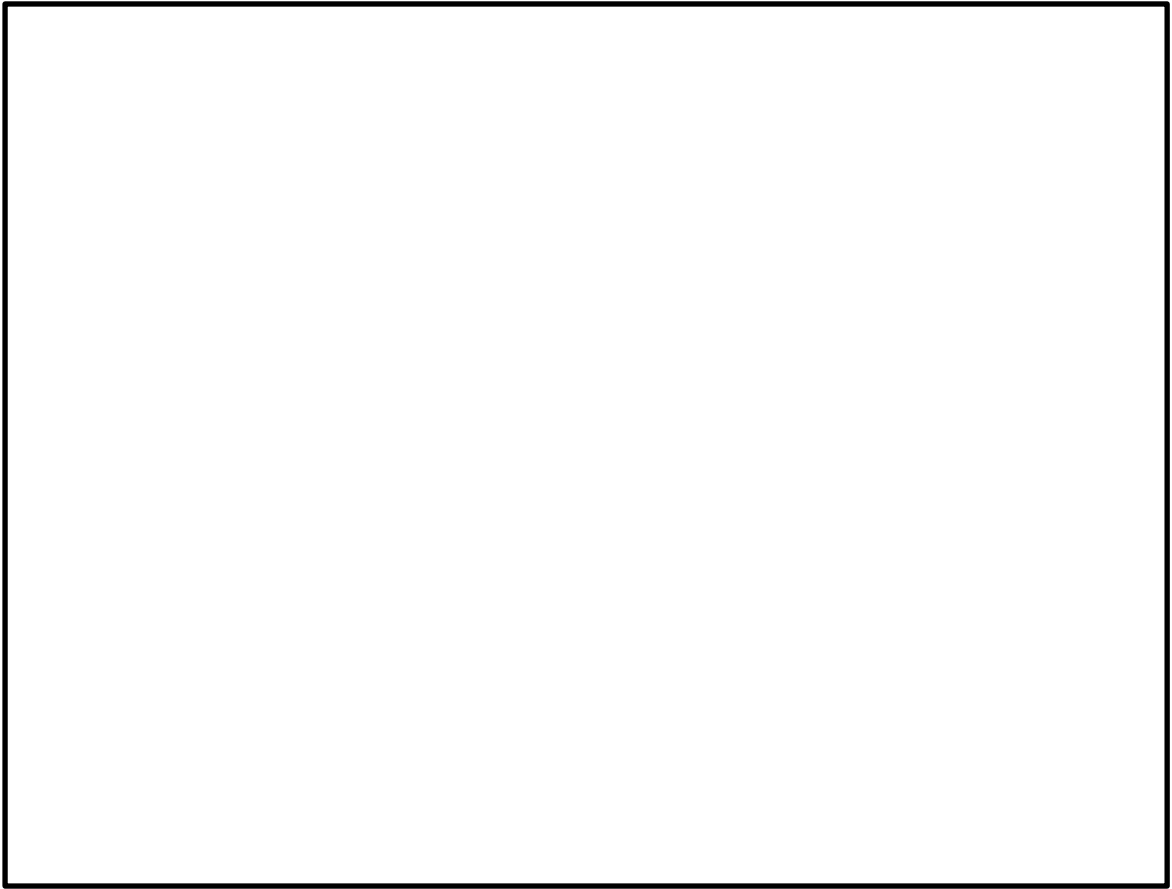


## 原子炉本体基礎から サプレッションプールへの異物流入経路について

原子炉本体基礎で発生した異物のサプレッションプールへの流入経路は、以下のとおりである。流入経路の概要図を図別 2-1 に示す。

- ① 事象発生から 10 時間後において残留熱代替除去系を運転し、破断口から残留熱代替除去ポンプの流量（150(m<sup>3</sup>/h)）相当の水が原子炉本体基礎へ流入する。
- ② 原子炉本体基礎の水位が上昇し、制御棒駆動機構搬出入口を超えた場合、上澄みがドライウエルへ流出する。これに伴い、水面付近の比重が小さい異物がドライウエルへ移行する。
- ③ ドライウエルの水位が上昇し、ベント管を通じてサプレッションチェンバへ流入するが、その流入速度が小さいため、比重が小さい異物はサプレッションプール水面に留まる。

以上より、原子炉本体基礎からサプレッションプールへ移行し得る比重が小さい異物は、水面付近に存在するものであり、これらの異物がサプレッションプールへ移行したとしても、サプレッションプール水面付近に存在することから、ストレーナへ到達する可能性は低いと考えられる。また、比重が大きい異物については原子炉本体基礎内に沈降し、ドライウエルへ移行することはないと推測される。



図別 2-1 原子炉本体基礎内異物のサプレッションプールへの流入経路

## 残留熱代替除去ポンプの有効吸込水頭の評価における 原子炉格納容器の背圧の考慮について

重大事故等時，原子炉格納容器圧力及びサプレッションプール水温度は時間経過とともに変化するが，原子炉格納容器圧力は常にサプレッションプール水温度に対応する飽和水蒸気圧力を超えている。したがって，残留熱代替除去ポンプの有効吸込水頭の評価に当たっては，原子炉格納容器圧力よりサプレッションプール水温度に対応する飽和蒸気圧力を差し引いた圧力である，原子炉格納容器の背圧を見込むことができる。原子炉格納容器の背圧を考慮する場合には，有効吸込水頭（以下「有効NPSH」という。）の評価を保守的にするため，原子炉格納容器の背圧を小さく評価する必要がある。このため，原子炉格納容器圧力及びサプレッションプール水温度に影響する評価条件を設定した解析を行い，保守的な原子炉格納容器の背圧を考慮した場合の有効NPSHが，ポンプの必要吸込水頭（以下「必要NPSH」という。）を上回ることを確認する。

### 1. 評価事象の選定

#### (1) 評価事象

評価の対象とする事象は，残留熱代替除去ポンプに期待する格納容器破損防止対策の有効性評価における評価事故シーケンスの中から，原子炉格納容器の背圧が最も小さくなる評価事故シーケンスを設定する。表別3-1に有効NPSH評価事象の整理を示す。

残留熱代替除去ポンプの評価については，格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（DCH）」の評価事故シーケンスである「過渡事象＋高圧炉心冷却失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧失敗＋原子炉注水失敗＋DCH発生」を対象とする。

#### (2) 評価事象の包絡性

格納容器破損防止の有効性評価のうち残留熱代替除去ポンプに期待する格納容器破損モードである高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（DCH）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）（残留熱代替除去系を使用する場合）に比べて，原子炉格納容器圧力は高く推移するが，サプレッションプール水温度も高く推移するため，原子炉格納容器圧力の背圧は小さくなる。

上記に関して，原子炉格納容器圧力及びサプレッションプール水温度の原子炉格納容器の背圧への影響を定量的に確認するため，雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用する場合）及び高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（DCH）の解析時刻歴に基づき，吸込液面に作用する絶対圧力及びポンプ吸込口における飽和水蒸気圧を設定し，算定した有効NPSHを比較した。算定した結果を表別3-2，表別3-3に示す。また，図別3-1に有効NPSHの推移を示す。有効NPSHは，高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（DCH）の方がより小さく推移する。

以上のことより、残留熱代替除去ポンプの評価にあたっては、原子炉格納容器の背圧が小さく推移する高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（DCH）を対象に評価することで、保守的な原子炉格納容器の背圧条件を設定することができる。

## 2. 解析条件

保守的に原子炉格納容器の背圧を小さくする観点より、設置変更許可申請書添付書類十で示した有効性評価解析の条件よりも、原子炉格納容器圧力を低めに評価する解析条件を設定する。表別 3-4 に解析条件を示す。

保守的に原子炉格納容器の背圧を小さくする観点より、事故後 12 時間後から実施される格納容器への窒素ガス注入を実施しない評価条件とする。

また、原子炉格納容器の背圧が小さくなるよう、原子炉格納容器圧力及び格納容器雰囲気温度の初期条件を低く設定した場合、有効性評価解析に比べてサブプレッションプール水温度は低く、原子炉格納容器圧力は高くなることを確認したため、原子炉格納容器圧力及び格納容器雰囲気温度については、有効性評価解析と同様に実機条件を評価条件とする。

## 3. 評価結果

表別 3-5 に有効 NPSH 算定結果を、表別 3-6 に有効 NPSH 評価結果を示す。また、図別 3-2 から図別 3-4 に、格納容器圧力の推移、サブプレッションプール水温度の推移、有効 NPSH の推移を示す。

ポンプの運転期間中において、原子炉格納容器の背圧が最も厳しくなる事故後約 84 時間での有効 NPSH を表別 3-6 に示す。表別 3-6 に示すとおり、保守的な原子炉格納容器の背圧を考慮した場合においても、残留熱代替除去ポンプによる格納容器除熱に期待する期間の有効 NPSH は、必要 NPSH を上回る。

表別 3-1 有効 NPSH 評価事象の整理

	格納容器破損モード	ポンプ*	ポンプに期待する原子炉格納容器の背圧条件	評価事象
格納容器破損防止対策有効性評価	雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (残留熱代替除去系を使用する場合)	RHAR	DCH に比べて原子炉格納容器圧力は低く推移するが、サブレシジョンポンプ ール水温度も低く推移するため、原子炉格納容器の背圧が大きくなる。 RHAR に期待していない。	
	雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (残留熱代替除去系を使用しない場合)	—		
	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱 (DCH)	RHAR	他の格納容器破損モードに比べて原子炉格納容器圧力は急速に上昇する が、サブレシジョンポンプール水温度も高く推移するため、原子炉格納容器 の背圧が小さくなる。また、有効性評価結果に基づき算出した RHAR の 有効 NPSH 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) (残留熱代替除去系を使用する場合) に比べて小さく推 移するため、DCH を評価事象とする。	○
	原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用 (FCI) 水素燃焼	RHAR	DCH に同じ。	
溶融炉心・コンクリート相互作用 (MCCT)		RHAR	雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損) (残留熱 代替除去系を使用する場合) に同じ。	
		RHAR	DCH に同じ。	

注記\* : 設置変更許可申請書添付書類十の有効性評価解析において期待しているポンプ (RHAR : 残留熱代替除去ポンプ)

表別 3-2 残留熱代替除去ポンプの有効 NPSH 算出結果  
 [ 高压溶融物放出 / 格納容器雰囲気直接加熱 (DCH) ]

(単位 : m)

	重大事故等時
H <sub>a</sub> : 吸込液面に作用する絶対圧力	解析時刻歴に基づき算出 <input type="text"/> *1
H <sub>s</sub> : 吸込揚程	<input type="text"/>
H <sub>1</sub> : ポンプ吸込配管圧損	<input type="text"/>
H <sub>2</sub> : 異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損	<input type="text"/>
H <sub>3</sub> : 異物付着による圧損上昇	<input type="text"/> *2
h <sub>s</sub> : ポンプ吸込口における飽和水蒸気圧水頭	解析時刻歴に基づき算出 <input type="text"/> *1
有効 NPSH (H <sub>a</sub> +H <sub>s</sub> -H <sub>1</sub> -H <sub>2</sub> -h <sub>s</sub> ) の最小値	<input type="text"/>

注記 \*1 : 有効 NPSH が最小となるときの値を示す。

\*2 : 有効 NPSH の算定においては、小数点以下第 2 位を切り上げ処理し、保守的に  
 m としている。

表別 3-3 残留熱代替除去ポンプの有効 NPSH 算出結果  
 [ 雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)  
 (残留熱代替除去系を使用する場合) ]

(単位 : m)

	重大事故等時
H <sub>a</sub> : 吸込液面に作用する絶対圧力	解析時刻歴に基づき算出 <input type="text"/> *1
H <sub>s</sub> : 吸込揚程	<input type="text"/>
H <sub>1</sub> : ポンプ吸込配管圧損	<input type="text"/>
H <sub>2</sub> : 異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損	<input type="text"/>
H <sub>3</sub> : 異物付着による圧損上昇	<input type="text"/> *2
h <sub>s</sub> : ポンプ吸込口における飽和水蒸気圧水頭	解析時刻歴に基づき算出 <input type="text"/> *1
有効 NPSH (H <sub>a</sub> +H <sub>s</sub> -H <sub>1</sub> -H <sub>2</sub> -h <sub>s</sub> ) の最小値	<input type="text"/>

注記 \*1 : 有効 NPSH が最小となるときの値を示す。

\*2 : 有効 NPSH の算定においては、小数点以下第 2 位を切り上げ処理し、保守的に  
 m としている。

表別 3-4 解析条件

項目	有効 NPSH 評価		有効性評価解析 (参考)
	解析条件	条件選定理由	
格納容器圧力	5 kPa [gage]	<ul style="list-style-type: none"> <li>・実機条件を設定</li> <li>・初期圧力及び初期温度を大気圧及び 10°C と低く設定し解析した結果、格納容器圧力が高くなり、原子炉格納容器の背圧が大きくなることを確認したことから、上記条件とした。</li> </ul>	5 kPa [gage]
格納容器雰囲気温度	57 °C	<ul style="list-style-type: none"> <li>・実機条件を設定</li> <li>・初期温度及び初期圧力を大気圧及び 10°C と低く設定し解析した結果、格納容器圧力が高くなり、原子炉格納容器の背圧が大きくなることを確認したことから、上記条件とした。</li> </ul>	57 °C
格納容器体積 (ドライウエル)	7900 m <sup>3</sup>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・設計値を設定</li> </ul>	7900 m <sup>3</sup>
格納容器体積 (ウエットウエル)	空間部：4700 m <sup>3</sup> 液相部：2800 m <sup>3</sup>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・サブレーションプール水位の運用下限値に基づき設定。設計値は、液相部の最小値である。</li> <li>・液相部が小さい方が、ポンプ停止時のサブレーションプール水温度が高くなり、原子炉格納容器の背圧が小さくなる。</li> </ul>	空間部：4700 m <sup>3</sup> 液相部：2800 m <sup>3</sup>
サブレーションプール水位	3.61 m (EL 5.61 m)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・液相部体積はサブレーションプール水位の運用下限値に基づき設定していることから、サブレーションプール水位は、背圧に影響しない。</li> </ul>	3.61 m (EL 5.61 m)
サブレーションプール水温度	35 °C	<ul style="list-style-type: none"> <li>・サブレーションプール水温度の運用上限値を設定</li> <li>・初期の温度が高い方が、ポンプ停止時のサブレーションプール水温度が高くなり、原子炉格納容器の背圧が小さくなる。</li> </ul>	35 °C
可搬式窒素供給装置を用いた原子炉格納容器内への窒素注入	注入なし	<ul style="list-style-type: none"> <li>・実機運用とは異なるが、保守性を確保するために設定</li> <li>・有効性評価上、事象発生 12 時間後から実施する格納容器への窒素ガス注入を実施しないことにより、原子炉格納容器の背圧が小さくなる。</li> </ul>	注入あり

表別 3-5 残留熱代替除去ポンプの有効 NPSH 算出結果  
 [ 高压熔融物放出 / 格納容器雰囲気直接加熱 (DCH) (窒素注入なし) ]

(単位 : m)

	重大事故等時
H <sub>a</sub> : 吸込液面に作用する絶対圧力	<input type="text"/>
H <sub>s</sub> : 吸込揚程	<input type="text"/>
H <sub>1</sub> : ポンプ吸込配管圧損	<input type="text"/>
H <sub>2</sub> : 異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損	<input type="text"/>
H <sub>3</sub> : 異物付着による圧損上昇	<input type="text"/> *
h <sub>s</sub> : ポンプ吸込口における飽和水蒸気圧水頭	<input type="text"/>
有効 NPSH (H <sub>a</sub> +H <sub>s</sub> -H <sub>1</sub> -H <sub>2</sub> -h <sub>s</sub> )	<input type="text"/>

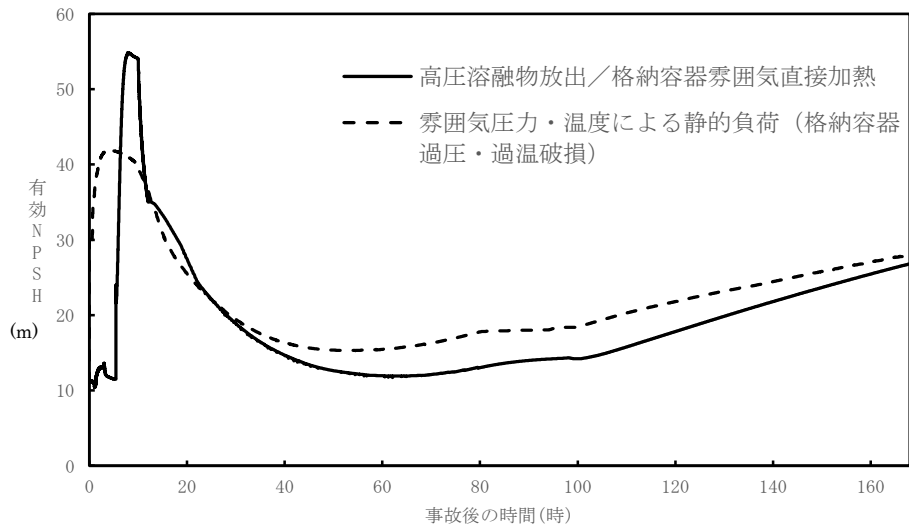
注記\* : 有効 NPSH の算定においては、小数点以下第 2 位を切り上げ処理し、保守的に  m としている。

表別 3-6 残留熱代替除去ポンプの有効 NPSH 評価結果  
 [ 高压熔融物放出 / 格納容器雰囲気直接加熱 (DCH) (窒素注入なし) ]

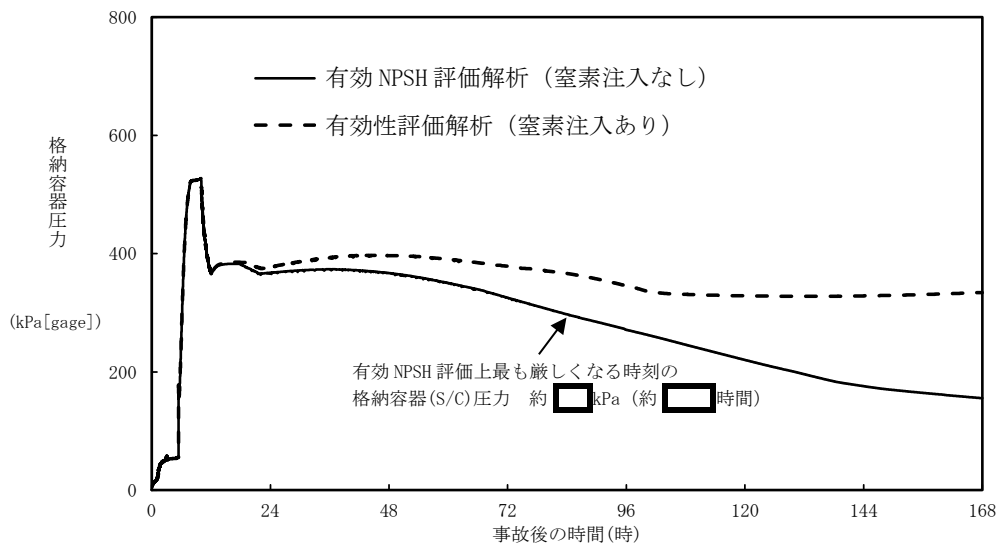
(単位 : m)

	必要 NPSH	有効 NPSH
		重大事故等時
残留熱代替除去ポンプ	<input type="text"/>	<input type="text"/>

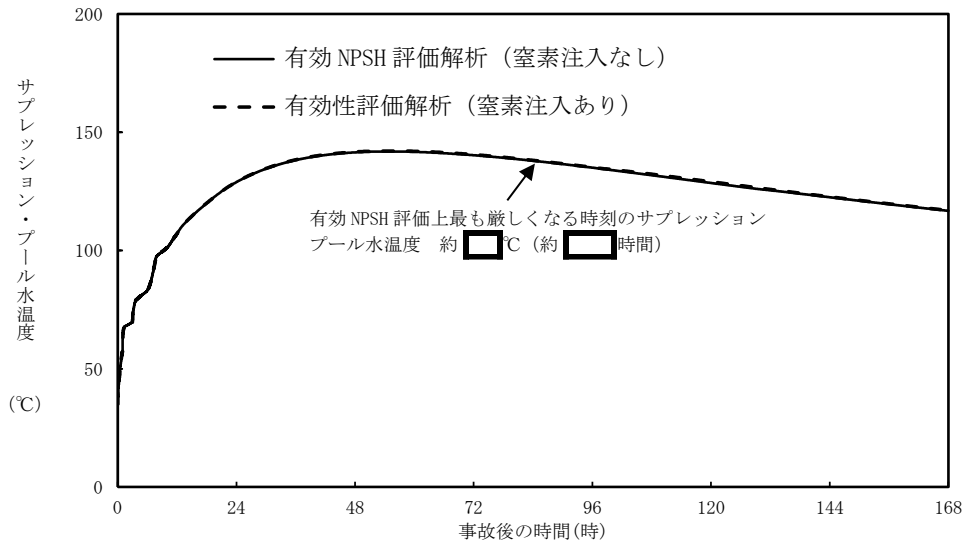




図別 3-1 残留熱代替除去ポンプ有効NPSHの推移  
[有効性評価解析]

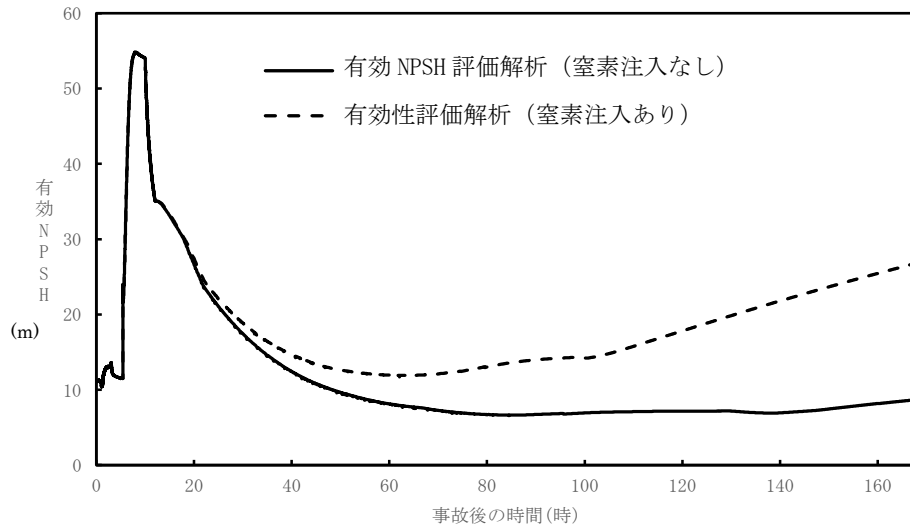


図別 3-2 格納容器圧力の推移  
[高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱 (DCH) (窒素注入なし)]



図別 3-3 サプレッションプール水温度の推移

[ 高压熔融物放出 / 格納容器雰囲気直接加熱 (DCH) (窒素注入なし) ]



図別 3-4 残留熱代替除去ポンプ有効 NPSH の推移

[ 高压熔融物放出 / 格納容器雰囲気直接加熱 (DCH) (窒素注入なし) ]