

## 2. 引用文献

- (1) WASH-1233, "Review of Organic Iodide Formation Under Accident Conditions in Water-Cooled Reactors"
- (2) NUREG-0772, "Technical Basis for Estimating Fission Product Behavior during LWR Accidents"

### FP の放射性壊変による被ばく評価への影響

スクラバ溶液，金属繊維フィルタ，放射性よう素フィルタにおいて捕集された物質が放射性壊変をし，放射性を持つ希ガスが再浮遊することにより，被ばく評価に影響を与える可能性があるため，粒子状放射性物質とよう素の放射性壊変が及ぼす被ばく評価への影響について確認する。

#### 1. 粒子状放射性物質の壊変

被ばく評価で対象としている評価核種 65 核種の中で，粒子状放射性物質のうち希ガスを生成する親核種として，Cs-134，Rb-86，Te-129，Te-129m，Te-131m，Te-132 があり，これらの 99.9% はスクラバ溶液及び金属繊維フィルタによって捕集される。この他の粒子状放射性物質は希ガスへの壊変をせず，スクラバ溶液及び金属繊維フィルタにより保持される。

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

#### 2. よう素の壊変

被ばく評価で考慮されているよう素の同位体は，I-131 から I-135 の 5 核種であり，これらは全て Xe に壊変するが，このうち I-132 及び I-134 から生成する Xe は安定核種である。また，I-131 についても約 99% が安定核種のため，娘核種の寄与としては，I-133 及び I-135 から生成する Xe-133 と Xe-135 を考慮する。

スクラバ溶液，金属繊維フィルタ，放射性よう素フィルタに共通して，I-133 と I-135 の放射性壊変により，Xe-133 と Xe-135 の生成が考えられるが，捕集後の I-133 と I-135 の壊変による Xe-133 と Xe-135 の追加放出量は，ベント時に系外に放出される量の 1% 未満である。

原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置のスクラバ溶液，金属繊維フィルタ，放射性よう素フィルタに捕捉された I-133，I-135 から再浮遊する Xe-133，Xe-135 の追加放出量について，再浮遊した希ガスは瞬時に大気中に放出されるものと仮定すると，ベント後にフィルタ装置から再浮遊する希ガスの発生率  $dN_2/dt$  (1/s) とよう素の減衰率  $dN_1/dt$  (1/s) との関係は次のように表せる。

$$\frac{dN_2}{dt} = -\frac{dN_1}{dt}$$

ここで，

$N_1$  : 親核種の原子の個数 (-)

$N_2$  : 娘核種の原子の個数 (-)

ベント直後を $t = 0$ (s)としてベントから $T$ (s)までに再浮遊して放出される希ガスの原子の個数は、よう素の原子の個数 $N_1 = N_{10}e^{-\lambda_1 t}$ (-)より、次のように表せる。

$$\int_0^T \frac{dN_2}{dt} dt = - \int_0^T \frac{dN_1(t)}{dt} dt = N_{10}(1 - e^{-\lambda_1 T})$$

上式に希ガスの崩壊定数(1/s)を乗じて放射能に換算すると式(1)が得られる。

$$\lambda_2 N_2 = \lambda_2 N_{10}(1 - e^{-\lambda_1 T}) \dots \dots \dots \text{式(1)}$$

ここで、

- $\lambda_1$  : 親核種の崩壊定数 (1/s)
- $\lambda_2$  : 娘核種の崩壊定数 (1/s)
- $N_{10}$  : 親核種のベント時刻における原子の個数 (-)
- $T$  : ベント後の経過時間(s)

親核種のベント開始時における放射能(Bq)は、I-133, I-135の炉内内蔵量から、ORIGEN解析による減衰計算により、設置許可申請の有効性評価におけるベント開始時間約45時間後の放射エネルギーを計算し、そこによるよう素の化学形態ごとの挙動とフィルタへの捕集率を考慮し、フィルタ装置に付着するよう素量を求める。これらの条件は第1表のとおり。なお、粒子状放射性物質、無機よう素の原子炉格納容器内での沈着・付着等による除去効果は無視している。

第1表 フィルタベント装置へのよう素の移行率

	原子炉格納容器への放出割合*1	存在割合	サプレッションチェンバ内のプール水におけるスクラビングの除去係数 (DF)	フィルタ装置への捕集率*2
粒子状よう素	0.61	0.05	5	1
無機よう素	0.61	0.91	5	1
有機よう素	0.61	0.04	1	1

注記\*1: 原子炉格納容器への放出割合はNUREG-1465の放出割合を参照する。

\*2: 実際には、一部はフィルタ装置で捕集されずに系外へ放出され则认为されるが、付着量の評価では、保守的にフィルタ装置で全量捕集されるとする。

以上を考慮すると、ベント開始時における初期放射エネルギー及びフィルタ装置に付着する放射エネルギーは第2表のとおりとなる。

第2表 フィルタ装置に付着する I-133, I-135 を考慮した放射エネルギー

	放射エネルギー (Bq)		
	炉内内蔵量	ベント開始時	フィルタ装置付着*
I-133	$4.94 \times 10^{18}$	$1.13 \times 10^{18}$	$1.60 \times 10^{17}$
Xe-133	$4.82 \times 10^{18}$	$4.34 \times 10^{18}$	—
I-135	$4.68 \times 10^{18}$	$4.00 \times 10^{16}$	$5.67 \times 10^{15}$
Xe-135	$1.39 \times 10^{18}$	$3.33 \times 10^{17}$	—

注記\*：実際には、一部はフィルタ装置で捕集されずに系外へ放出されると考えられるが、付着量の評価では、保守的にフィルタ装置で全量捕集されるとする。

ベント開始時において原子炉格納容器からベントラインに放出される Xe-133, Xe-135 と、式(1)に基づいて算出した、フィルタ装置から再浮遊して放出される Xe-133, Xe-135 の比較を第3表に示す。

第3表 Xe-133, Xe-135 のベント時放出量とフィルタからの追加放出量\*の比較

	Xe-133 (Bq)	Xe-135 (Bq)	合計 (Bq)
ベントラインからの放出	$3.7 \times 10^{17}$	$1.4 \times 10^{17}$	$5.1 \times 10^{17}$
フィルタからの再浮遊	$2.3 \times 10^{15}$	$2.1 \times 10^{15}$	$4.4 \times 10^{15}$

注記\*：希ガス放出量の影響を比較するため、(Bq:  $\gamma$ 線実効エネルギー 0.5MeV 換算値)としている。

以上より、フィルタから再浮遊する Xe-133 と Xe-135 は、ベントラインから放出される既存の Xe-133, Xe-135 の 1%未満 ( $\doteq 4.4 \times 10^{15} / 5.1 \times 10^{17} = 0.85\%$ ) であり、被ばく評価への影響は十分小さい。

フィルタの除去性能に与える影響について

## 1. フィルタの除去性能に与える影響

フィルタ装置を継続使用する場合、粒子状放射性物質、無機よう素及び有機よう素の除去性能に影響を与える可能性がある因子として、エアロゾルによるフィルタの閉塞、放射性物質の再揮発、放射性よう素フィルタにおける吸着材の減少及び吸着材の変質がある。そのため、これらの影響について評価を実施する。なお、フィルタ装置内で保持した放射性物質が再揮発することによる除去性能への影響については、「補足 21 FP の再揮発」による影響の評価のとおりであり、対象外とする。

## 2. エアロゾルによるフィルタの閉塞

## 2.1 想定する状態

炉心損傷後のベント時には、熔融炉心から発生するエアロゾルに加え、炉内構造物の過温などによるエアロゾル、コアコンクリート反応により発生する  $\text{CaO}_2$  等のコンクリート材料に起因するエアロゾル、保温材等の熱的・機械的衝撃により発生する粉塵がフィルタ装置に移行する可能性がある。これらのエアロゾルがベンチュリノズルの狭隘部や金属繊維フィルタに付着し、閉塞する可能性について考慮する。また、金属繊維フィルタについては、液滴の付着による閉塞についても考慮する。

## 2.2 影響評価

## (1) ベンチュリノズル

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

## (2) 金属繊維フィルタ（エアロゾルによる閉塞）

ベンチュリスクラバで捕集されなかったエアロゾルは、後段の金属繊維フィルタに捕集される。この金属繊維フィルタに捕集されるエアロゾル量と金属繊維フィルタの許容負荷量を比較し、閉塞しないことを以下のとおり確認した。

## a. 金属繊維フィルタの許容負荷量

金属繊維フィルタ単体に対し、エアロゾルを供給した場合、  $\text{g}/\text{m}^2$  まで有意な差圧の上昇はなく<sup>※1</sup>、  $\text{g}/\text{m}^2$  まで金属繊維フィルタの機能が確保できること<sup>※2</sup>が確認されている。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

※1：フィルタ装置全体の許容負荷量を確認するため、JAVA 試験施設を使用し  
てベンチュリスクラバと金属繊維フィルタの組み合わせにて実施した試  
験であり、金属繊維フィルタに有意な差圧の上昇が発生するまで試験用  
エアロゾルを負荷した試験。

※2：金属繊維フィルタの許容負荷量を確認するため、JAVA 試験施設を使用し  
てベンチュリスクラバを用いずに金属繊維フィルタのみで実施した試験  
であり、金属繊維フィルタに顕著な差圧が発生するまで試験用エアロゾ  
ルを負荷した試験。

#### b. エアロゾル量

原子炉格納容器からのエアロゾルの移行量を保守的に評価するため、サプレッ  
ションチェンバのプール水によるスクラビング効果がないドライウェルベント時  
の原子炉格納容器からフィルタ装置に移行するエアロゾル量について、核分裂生  
成物の炉内内蔵量と NUREG-1465 に基づく炉心から原子炉格納容器へ放  
出される核分裂生成物の割合を用いて評価した結果、約 28kg となる。さらに、  
エアロゾルに係る海外規制を踏まえ、150kg に設定している。

このエアロゾル重量に金属繊維フィルタへのエアロゾル移行割合  を考  
慮すると、設計エアロゾル重量 (150kg) に対して金属繊維フィルタへの移行量  
は、 kg となる。

#### c. 評価結果

金属繊維フィルタの総面積は約  m<sup>2</sup> であり、設計エアロゾル移行量に対する  
金属繊維フィルタへの移行量は  kg となることから、金属繊維フィルタの負  
荷は約  g/m<sup>2</sup> (= ) となる。

これは金属繊維フィルタの許容負荷量に対して十分小さいことから、金属繊維  
フィルタが閉塞することはない。

#### (3) 金属繊維フィルタ (液滴による閉塞)

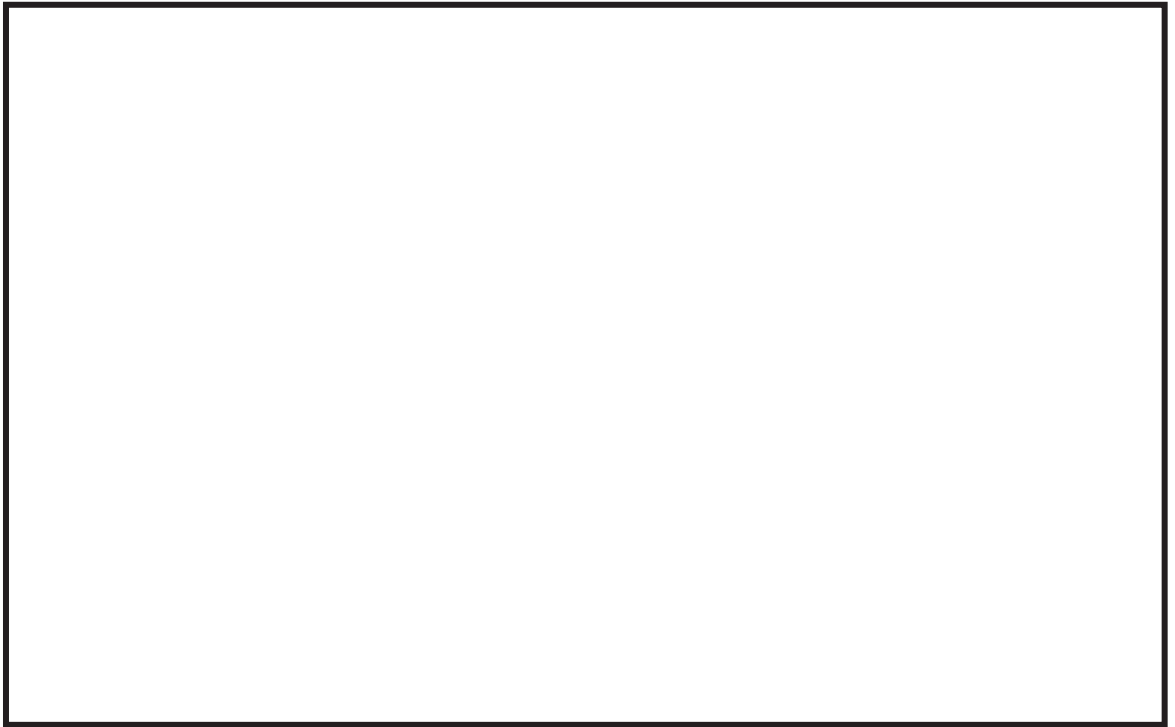
金属繊維フィルタに移行するベントガスに含まれる液滴 (湿分) は、  
により分離され  
る。

低流速では、により液滴を分離する機能の低下が懸念される  
ものの、JAVA 試験における下記の結果から、金属繊維フィルタにおけるエアロ  
ゾルの除去性能は運転範囲を下回る低速範囲 (  
) においても低下しないと考えられる。

①フィルタ装置運転範囲を下回る低流速範囲においても、第1図のとおりフィ  
ルタ装置 (ベンチュリスクラバ及び金属繊維フィルタ) の除去性能が確保さ  
れている。

②ベンチュリスクラバでは、によりエアロゾルを除去していることから、低流速においては、除去効率が低下する傾向にあると考えられる。

以上から、が十分に実施でき、液滴（湿分）によるメインフィルタの閉塞が発生することはないと評価する。



第1図 金属繊維フィルタにおけるガス流速に対するベンチュリスクラバと金属繊維フィルタを組み合わせた除去係数（JAVA 試験）

### 3. 吸着材の容量減少

#### 3.1 想定する状態

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

#### 3.2 影響評価

放射性よう素フィルタで保持が可能なガス状放射性よう素の吸着容量（銀分子数）は、原子炉格納容器から放出されるよう素量に対して十分大きいことから、吸着容量に達することはないことを以下のとおり確認した。また、JAVA PLUS 試験と実機の有機よう素注入量と銀ゼオライト充填量との比較においても、放射性よう素フィルタの有機よう素捕集に関する吸着容量が十分であることを確認した。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(1) 放射性よう素フィルタの銀の保有量

放射性よう素フィルタの銀ゼオライトの銀含有割合は約  wt% であるため、銀ゼオライト  t に含まれる銀の量は約  t (約  mol) である。

(2) ガス状放射性よう素の流入量

放射性よう素フィルタに蓄積されるよう素の発熱量を以下のとおり設定した。

- ・ 事故時に炉内に内蔵されるよう素元素量

BWRプラントにおける代表炉心 (ABWR) の平衡炉心末期を対象とした ORIGEN2 コードの計算結果より、約  kg とする。

- ・ 原子炉格納容器への放出割合

NUREG-1465に基づき、原子炉格納容器内へのよう素の放出割合を 61% とする。

- ・ 原子炉格納容器に放出されるよう素の元素割合

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

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

以上の想定で、放射性よう素フィルタに吸着するガス状放射性よう素の量は無機よう素約  mol、有機よう素約  mol であり、無機よう素 I<sub>2</sub> (分子量: 253.8) 約  g、有機よう素 CH<sub>3</sub>I (分子量: 141.9) 約  g に相当する。

(無機よう素 (I<sub>2</sub>) のモル数)

$$\begin{aligned} &= \text{ g} / 126.9 \text{ g/mol} \times 61\% \times 91\% / \text{ (DF)} / 2 \text{ (I}_2\text{)} \\ &= \text{ mol} \end{aligned}$$

(有機よう素 (CH<sub>3</sub>I) のモル数)

$$\begin{aligned} &= \text{ g} / 141.9 \text{ g/mol} \times 61\% \times 4\% \\ &= \text{ mol} \end{aligned}$$

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



(3) 評価結果

よう素は、以下に示すように銀と反応することから、銀ゼオライトに含まれる銀の量（約  mol）は、流入する放射性よう素の捕集に十分な量であると言える。

- ・有機よう素の除去反応

- ・無機よう素の除去反応

(4) JAVA PLUS 試験と実機の比較による容量の確認

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

実機の銀ゼオライト充填量は約  t であり、JAVA PLUS 試験の実績より、約  kg の有機よう素が流入しても性能劣化を起こさないと言える。実機の放射性よう素フィルタに想定される有機よう素の最大流入量は約  g であり、無機よう素を含めても約  g であることから、銀ゼオライトが性能劣化することはないと考えられる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

#### 4. 吸着材の変質

##### 4.1 想定する状態

放射性よう素フィルタの吸着材として使用する銀ゼオライトは、光及び放射線の照射又は高湿度の環境に長期間晒されると、変質してよう素除去性能が低下することが考えられる。

##### 4.2 影響評価

###### (1) 光の照射による劣化

銀ゼオライトは、ステンレス鋼製のフィルタ装置内の放射性よう素フィルタに充填されるため、光が照射されることはなく、変質するおそれはない。

###### (2) 放射線の照射による劣化

銀ゼオライトは  MGy の放射線照射後においても DF が  以上を満たすことを確認しており、女川原子力発電所第 2 号機のフィルタ装置で想定される照射量は  MGy 程度であるため、捕集性能が低下するおそれはない。

###### a. 実機で想定される照射線量

実機において銀ゼオライトは、放射性よう素フィルタに保持される放射性物質、その他フィルタ装置内に保持される放射性物質、放射性よう素フィルタを通過する希ガス、原子炉格納容器から原子炉建屋に漏えいする放射性物質、原子炉格納容器ベント等により原子炉建屋外に放出される放射性物質等の壊変により、放射線の照射を受ける。このうち、原子炉格納容器から原子炉建屋に漏えいする放射性物質、原子炉格納容器ベント等により原子炉建屋外に放出される放射性物質からの放射線照射については、フィルタ装置室の壁による遮蔽の効果が期待できるため、その影響は軽微である。

###### (a) 放射性よう素フィルタに保持される放射性物質からの照射線量

放射性よう素の炉内内蔵量は第 1 表のとおり。

第 1 表 よう素の炉内内蔵量（ベント開始時（原子炉停止から 45 時間後））

核種	炉内内蔵量(Bq)
I-131	2.077E+18
I-132	2.346E+18
I-133	1.133E+18
I-134	7.969E+03
I-135	4.006E+16

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

有効性評価における最も早いベント開始時間である原子炉停止から 45 時間後にベントを開始するものとして減衰を考慮し、NUREG-1465 の記載に基づき、事故時の原子炉格納容器へのよう素の放出割合を 61%、粒子状よう素 5%、無機よう素 91%、有機よう素 4%とする。また、粒子状よう素と無機よう素はどちらもベンチュリスクラバで [ ] % が捕集され、有機よう素は捕集されないものとする。銀ゼオライトに流入するよう素の崩壊熱エネルギーは、第 2 表のとおり。

第 2 表 よう素の崩壊熱エネルギー

粒子状よう素 (J)	無機よう素 (J)	有機よう素 (J)	合計 (J)
$1.12 \times 10^8$	$2.04 \times 10^9$	$8.98 \times 10^9$	$1.11 \times 10^{10}$

銀ゼオライトの重量は [ ] kg であるため、銀ゼオライトが照射される累積線量は、 $1.11 \times 10^{10} \text{J} \div [ ] \text{kg} = [ ] \text{Gy} = [ ] \text{MGy}$  となる。

(b) その他フィルタ装置内に保持される放射性物質からの照射線量

フィルタ装置を通過する希ガスを除く放射性物質の全量 [ ] Bq が、ベンチュリスクラバ、金属繊維フィルタ、その他配管等に保持され、これらが放射性よう素フィルタに接触しているものと保守的に仮定する。銀ゼオライトが照射される放射線量を、遮蔽計算コード QAD を用いて求めると、7 日間の積算線量は、[ ] Gy となる。この値は放射性よう素フィルタに保持される放射性物質からの照射線量と比較して 1 桁小さくなっている。

(c) 放射性よう素フィルタを通過する希ガスからの照射線量

原子炉格納容器内に内蔵される希ガスの放射エネルギーは、有効性評価におけるベント開始時間である原子炉停止から 45 時間後の放射エネルギーとして  $4.72 \times 10^{18} \text{Bq}$  とする。また、希ガスの系外への放出率を 100% とする。

希ガスの滞留時間は 0.7 秒程度であるため、保守的に 1 秒としたとき、銀ゼオライトに流入する希ガスの崩壊熱エネルギーは  $1.60 \times 10^5 \text{J}$  となる。

銀ゼオライトの重量は [ ] kg であるため、銀ゼオライトが照射される累積線量は、 $1.60 \times 10^5 \text{J} \div [ ] \text{kg} = [ ] \text{Gy}$  となる。この値は放射性よう素フィルタに保持される放射性物質からの照射線量と比較して 5 桁小さいため、その影響は軽微である。

以上より、実機で想定される銀ゼオライトへの照射線量は、[ ] MGy 程度である。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

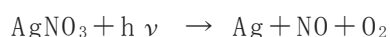
b. 銀ゼオライトの放射線耐性

銀ゼオライトの放射線耐性の確認のため、Framatome 社は、ドイツの第三者認証機関である TÜV に試験を委託しており、 MGy の放射線照射後と未照射のサンプルを比較し、DF に有意な差がないことが確認されている。試験結果を第 3 表に示す。

第 3 表 吸着材の放射線耐性

	照射線量 (MGy)	捕集率 (%)	DF
照射サンプル	<input type="text"/>		
未照射サンプル			

また、銀ゼオライトは放射線の照射を受けることにより、以下に示す反応等によって、変質することが考えられるが、これらの反応は温度、圧力等への依存性が低いため、確認された放射線耐性は実機においても適用可能である。



c. 評価結果

前述のとおり、銀ゼオライトの放射線耐性は MGy 以上であり、実機で想定される銀ゼオライトの照射線量は MGy 程度であるため、実機において銀ゼオライトの健全性は維持される。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(3) 湿分による劣化

湿分による銀ゼオライトのよう素除去性能への影響については、密閉容器内にスクラバ溶液（）と銀ゼオライトを保管し、後及び後の除去効率の測定試験を行い、性能基準（）を満たしていることを確認した。

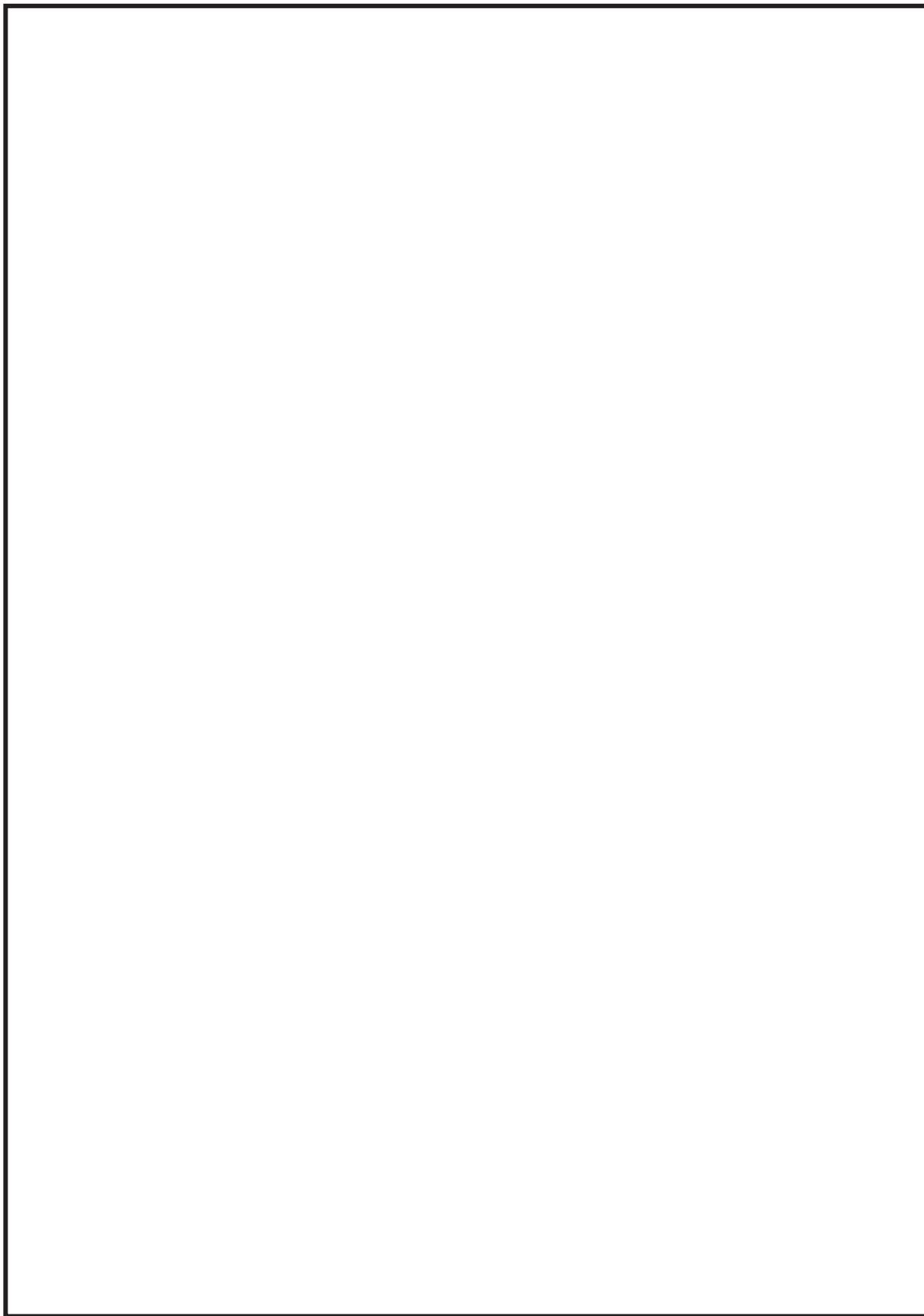
a. スウェリングの影響について

スクラバ溶液に蒸気が流入すると、スウェリングにより水位が上昇するとともに、スクラバ溶液の水温も上昇する。その結果、定常状態（スクラバ溶液が飽和した状態）では、スクラバ溶液は待機時に比べ上昇しており、放射性よう素フィルタの外壁はスクラバ溶液に接することとなる。この場合、スクラバ溶液から放射性よう素フィルタへ入熱されるため、放射性よう素フィルタで蒸気が凝縮することはなく、よう素の除去性能への悪影響はない。

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

したがって、放射性よう素フィルタの外壁がスクラバ溶液に接する場合、スクラバ溶液の温度は放射性よう素フィルタを通過するベントガスの温度よりも高いこととなり、スクラバ溶液からの入熱が期待でき、放射性よう素フィルタにおいて蒸気が凝縮し、銀ゼオライトの表面に水が付着することはないため、よう素の除去性能への悪影響はない。フィルタ装置内のガスの流れと温度の関係を第2図に示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第2図 フィルタ装置内のガスの流れと温度の関係

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

- b. 系統待機時における放射性よう素フィルタへのスクラバ溶液の影響について  
 プラント運転中を通して原子炉格納容器フィルタベント系の系統待機時は、フィルタ装置内がスクラバ溶液によって飽和蒸気的环境となり、銀ゼオライトは長期間、飽和蒸気的环境下で保管される。

この保管状況において湿分による銀ゼオライトのよう素除去性能への影響を確認するため、密閉容器内にスクラバ溶液（)と銀ゼオライトを第3表に示す環境で保管し、よう素除去効率を後及び後に測定を実施した結果と銀ゼオライトの保管の様子を各々第4表と第3図に示す。

第3表 銀ゼオライトの試験条件

項目	試験条件	実機環境を考慮した適用性

第4表 銀ゼオライトの除去効率の経時変化

有機よう素の除去効率 (%)	
初期	<input type="text"/>
<input type="text"/>	

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第3図 銀ゼオライトの保管の様子

試験結果によると、及び後における銀ゼオライトの除去効率は、性能基準（）を満たしており、実機においてもプラント運転中を通して性能は維持され则认为る。

#### 5. 引用文献

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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



ステンレス構造材，膨張黒鉛パッキンの妥当性について

1. ステンレス構造材，膨張黒鉛パッキンの妥当性

フィルタ装置や入口配管等のスクラバ溶液の接液部については，内部に保有しているスクラバ溶液の通常状態での性状（高アルカリ）と重大事故等時に放出される放射性物質を捕集・保持すること（汚染水の貯蔵）を考慮して，耐食性に優れたステンレス鋼を材料として選定している。

第 1 表にスクラバ溶液接液部の材質について記載する。

第 1 表 スクラバ溶液接液部の材質

部位		材質
バウンダリ	容器	[ ]
	接続配管	[ ] (計装配管，ドレン配管，給水配管)
内部構造物	入口配管接液部	[ ]
	多孔板，支持部材等	[ ]
	ベンチュリノズル	[ ]
	金属繊維フィルタ	ドレン配管： [ ]
その他	放射性よう素フィルタ	構造部材： [ ]
	ガスケット類	膨張黒鉛系シール材

スクラバ溶液は pH13 以上の高アルカリ性であることから，各材料については，全面腐食，局部腐食（孔食，すきま腐食）及び応力腐食割れが想定されるため，これらについて検討する。

(1) ステンレス鋼の腐食評価

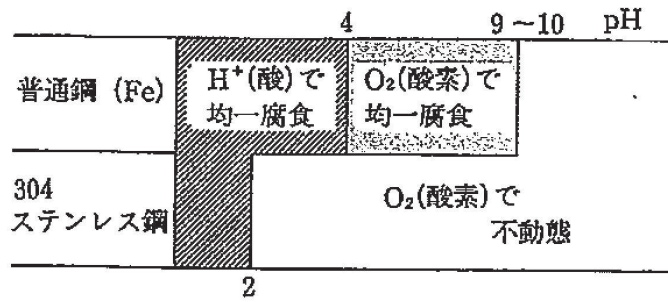
a. 全面腐食

全面腐食は，金属表面の全面にわたってほぼ同一の速度で侵食が進む腐食形態である。SUS304 は第 1 図に示すとおり，pH2 以上で不動態化するため，高アルカリ環境では，全面腐食に対する耐性がある。

系統待機時は pH13 以上で水質が維持されることから，不動態化が保てることとなる。

[ ]等の適用材料についても同様の傾向を示すことから，全面腐食の発生は考え難い。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 1 図 大気中酸素に接する水中環境における SUS304 の腐食形態と pH の関係

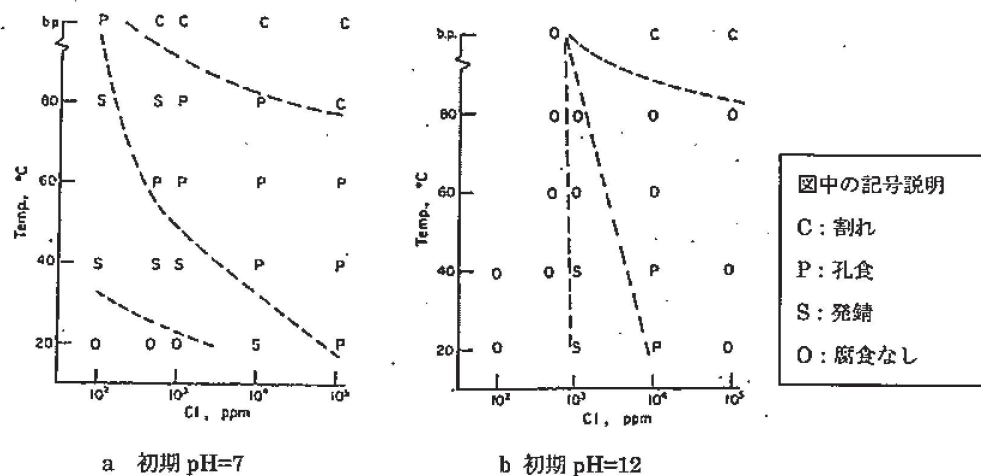
b. 孔食

孔食は、ステンレス鋼のように表面に生成する不動態化膜によって耐食性が保たれている金属において、塩化物イオン等の影響で不動態化膜の一部が破壊され、その部分において局部的に腐食が進行する腐食形態である。

第 2 図に SUS304 の塩化物イオン濃度と温度が腐食形態に及ぼす影響を示す。孔食発生領域は pH7 と比べ pH12 の方が狭く、アルカリ環境になるほど孔食発生のリスクは低減する。

等々の適用材料についても同様の傾向を示すものと評価する。

なお、系統待機時は pH13 以上であり、塩化物イオンの濃度も十分低いと考えられるため、孔食は発生しないものと考えられる。



第 2 図 SUS304 の pH7 及び pH12 の塩化物イオン濃度と温度が腐食形態に及ぼす影響

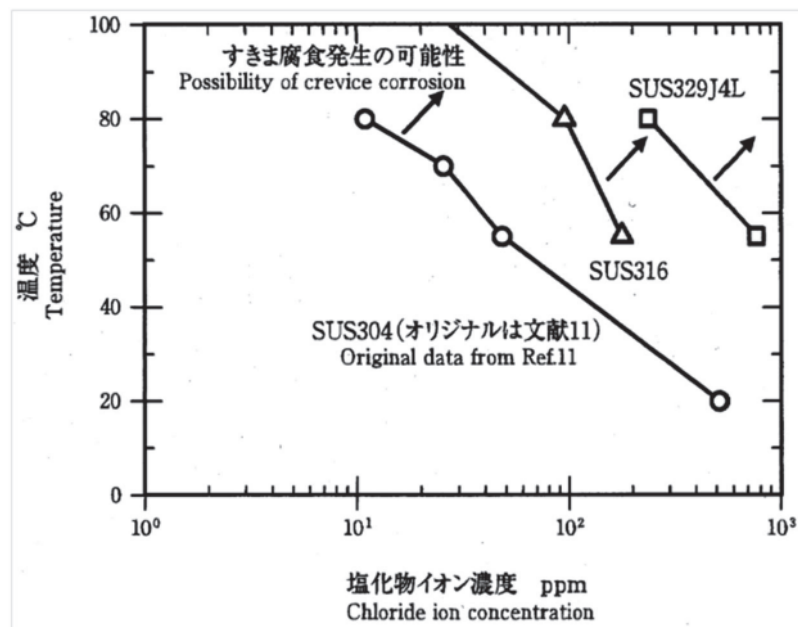
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

c. すきま腐食

すきま腐食は，ステンレス鋼表面の異物付着，構造上のすきま部分において進行する腐食形態であり，その成長過程は孔食と類似している。第3図に SUS304 と SUS316 の中性環境におけるすきま腐食発生に対する塩化物イオン濃度と温度の影響を示す。

SUS304 及び SUS316 のいずれも塩化物イオン濃度が低い中性環境では，すきま腐食の発生の可能性は低い。前述のとおりアルカリ環境では中性環境より孔食の発生リスクが低いことから，同様な成長過程のすきま腐食についても発生の可能性が低減されるものと考えられる。

等々の適用材料についても同様の傾向を示すものと評価する。



第3図 SUS304 と SUS316 の中性環境におけるすきま腐食に対する塩化物イオン濃度と温度の影響

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

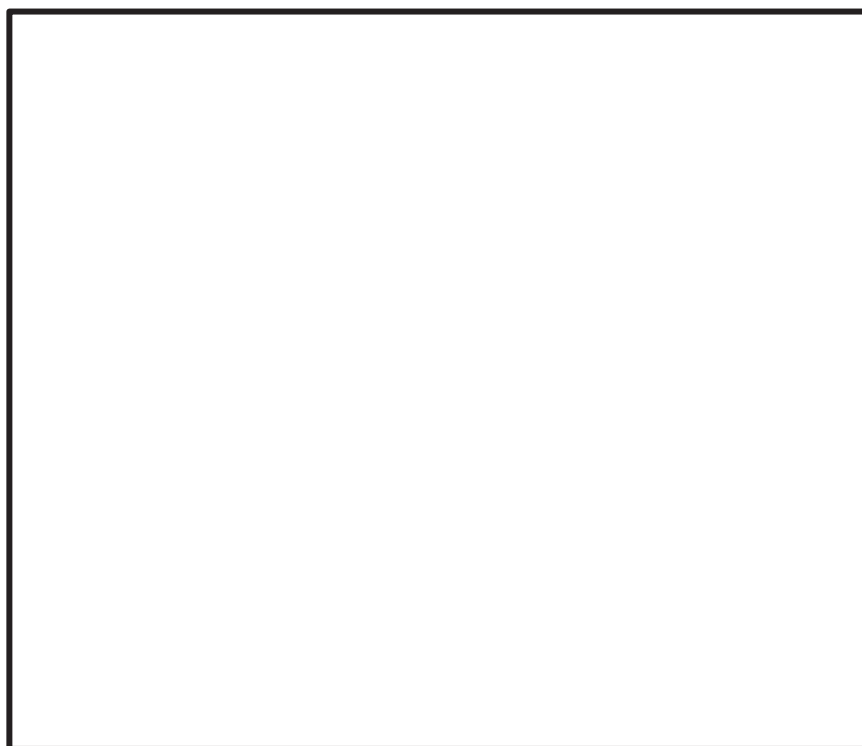
d. 応力腐食割れ

応力腐食割れ（SCC）は、腐食性の環境におかれた金属材料に引張応力が作用して生ずる割れであり、材料、応力、環境の三要因が重畳した場合に発生する。以下にアルカリ環境及び [ ] 環境における応力腐食割れ発生に関する評価結果を示す。

(a) アルカリ環境における応力腐食割れ

第4図に SUS304, SUS316 の [ ] 濃度に対する応力腐食割れ発生限界を示す。フィルタ装置の使用環境は、待機時で [ ] [ ] となる。また、ベント時でスクラバ溶液が最低水位となった場合の [ ] [ ] となる。いずれの場合においても応力腐食割れの発生領域から外れており問題のないことがわかる。

使用する材料である [ ] 等については、耐応力腐食割れに優れた材料であることから、さらに信頼性が高いものと評価する。

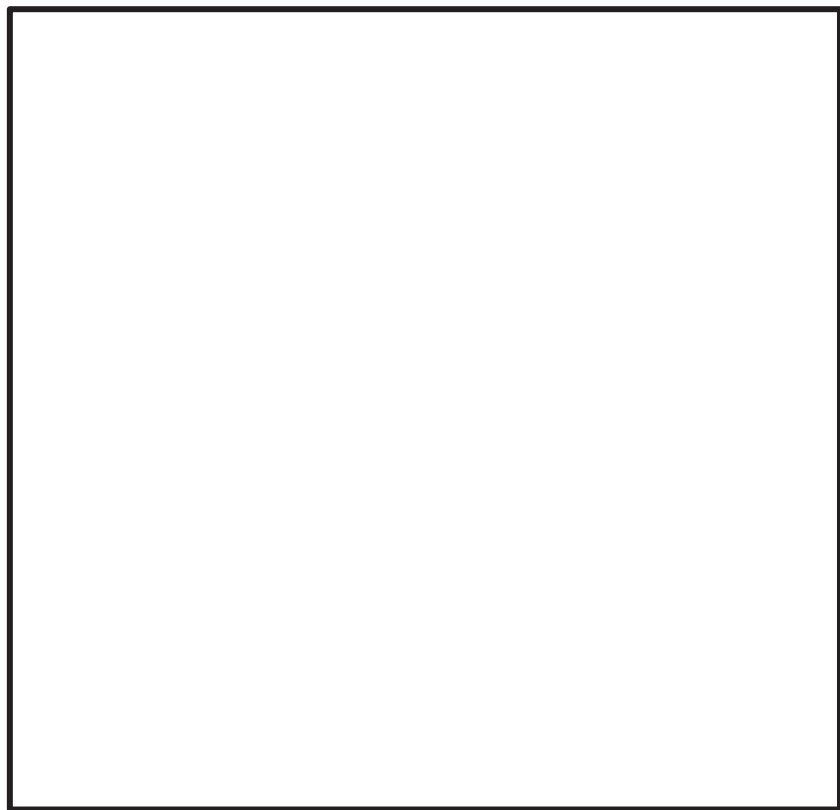


第4図 SUS304, SUS316 の [ ] 溶液中の耐食性

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(b) [ ] 環境下における応力腐食割れ

第 5 図に [ ] 水溶液中の SUS304 の低ひずみ速度試験 (SSRT) の結果を示す (参考図書 5)。この試験は室温 (23℃) において、 [ ] [ ] の水溶液中で行った試験であり、鋭敏化していない試験片については、応力腐食割れの発生が認められなかったことを示している。実機の [ ] 濃度も同等であり、 [ ] 等については鋭敏化し難く、耐応力腐食割れに優れた材料であることから、より信頼性が高いものと評価する。



第 5 図 [ ] 水溶液中における 304 ステンレス鋼の低ひずみ速度試験結果

(2) ベンチュリノズルの耐エロージョン性

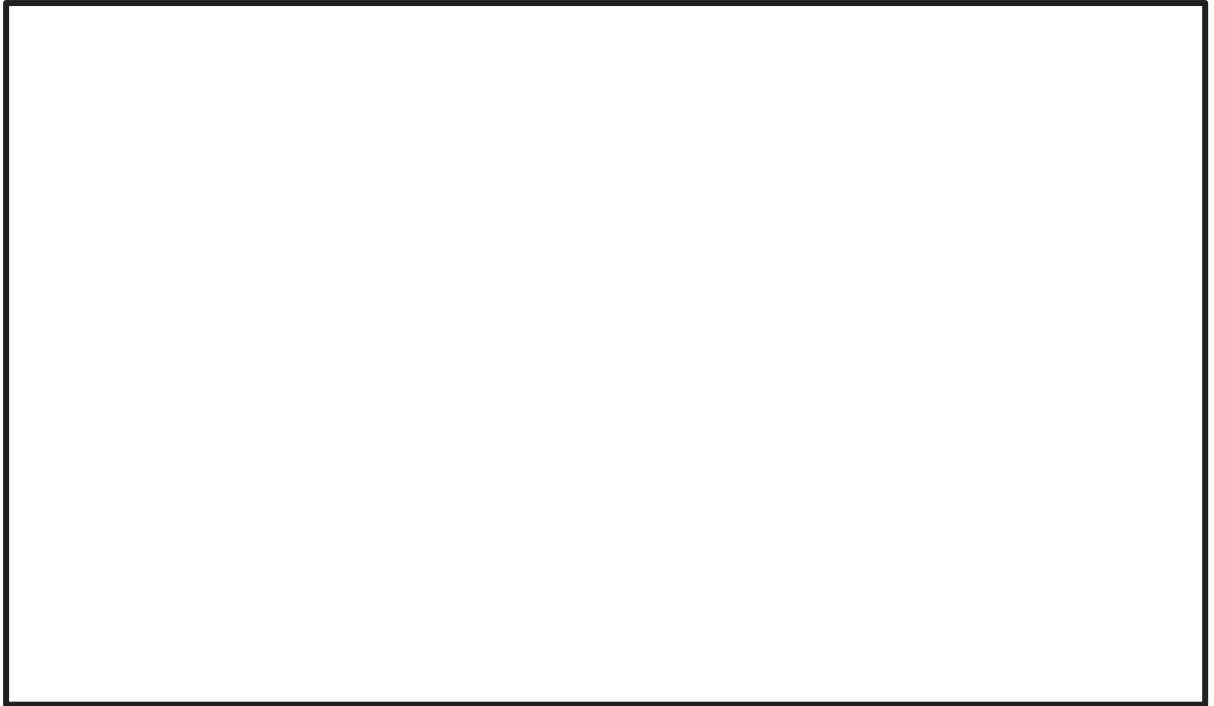
a. JAVA PLUS 試験時に使用したベンチュリノズルの確認

ベンチュリノズルについては、ノズル絞り部の速度が [ ] m/s 以上となることから、液滴衝撃エロージョンの影響について、JAVA PLUS 試験に使用したノズルの確認を行った。

[ ] 枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

JAVA PLUS 試験において、℃まで上昇するスタートアップ状態に 回以上、計 時間程度の運転状態に置かれたベンチュリノズルと、同一製造ロットの商品の内面状態の比較をする。

第 6 図に示すとおり、条件の厳しい部位として、ベント時のガスの流速が最も速いスロート部と、ベントガスを反射するカバープレート内面を比較する。

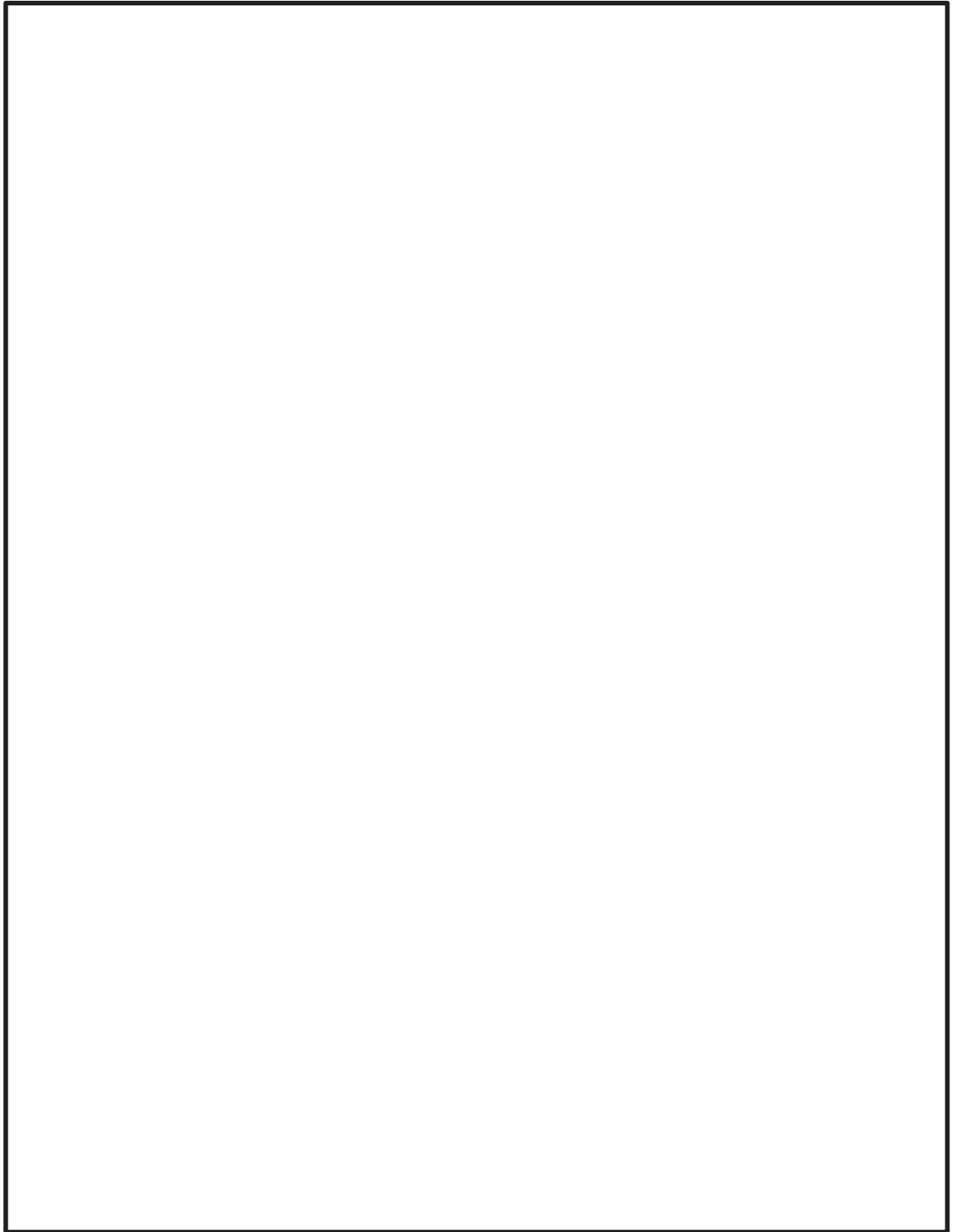


第 6 図 ベンチュリノズル内面観察部位

第 7 図及び第 8 図に各ベンチュリノズルの SEM 写真を示す。この結果、使用品と未使用品の状態に顕著な差は見られない。

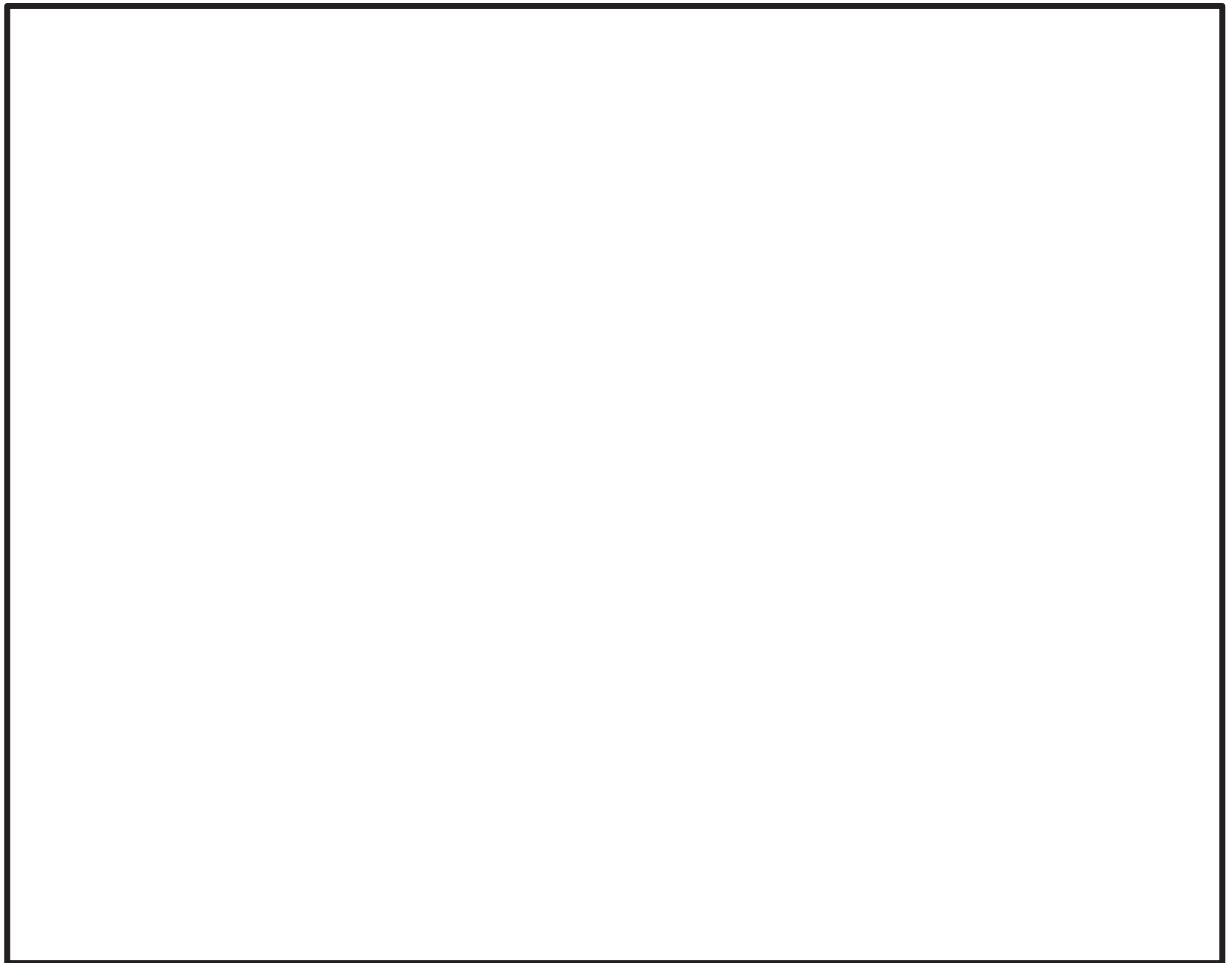
液滴衝撃エロージョンは蒸気とともに加速されるなどして高速となった液滴が、配管等の壁面に衝突したときに、局部的に大きな衝撃力を発生させ、それにより配管等の表面の酸化膜や母材が侵食される現象である。液滴衝撃エロージョンは非常に進展の速い減肉の一種であることから、発生ポテンシャルがあれば、第 7 図及び第 8 図に示すカバープレート等にその痕跡が残るものと考えられる。したがって、ベンチュリノズルは液滴衝撃エロージョンを含むベント時の環境に対して十分な耐性があると考えられる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第7図 ベンチュリノズル内面 SEM 観察結果 (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 8 図 ベンチュリノズル内面 SEM 観察結果 (2/2)

b. ベントガス流速におけるエロージョン発生の評価

(a) 評価部位

ベンチュリノズルのように高速で流体が流れる部位の減肉モードとしては、流れ加速型腐食及び液滴衝撃エロージョンが対象となるが、ベンチュリノズルはステンレス鋼を採用しているため、化学的な腐食が水の流れによって加速する現象である流れ加速型腐食は発生しない。

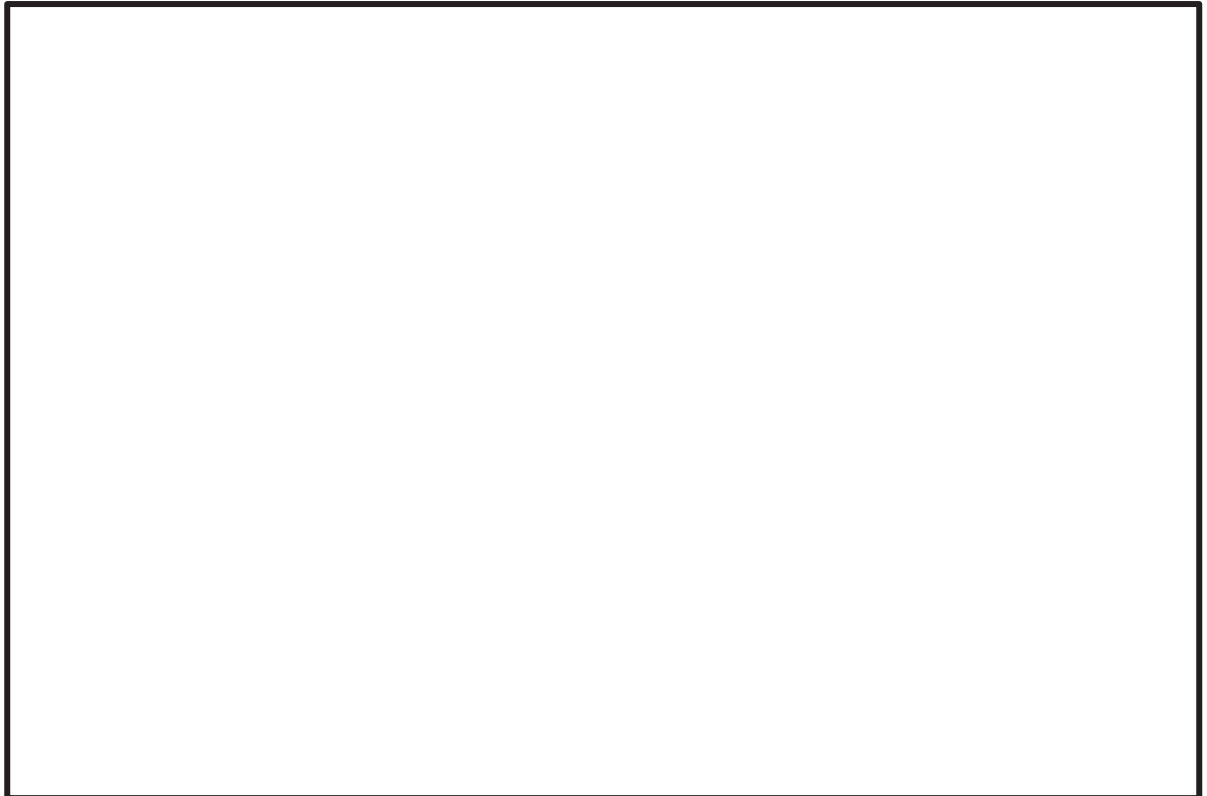
液滴衝撃エロージョンは、高速の液滴が壁面に衝突し、発生する衝撃力によって壁面が局所的に減肉する現象であり、ある一定の衝突速度以上の場合において、液滴の衝撃速度が速いほど、また、衝突角度が 90 度に近いほど減肉が発生しやすい。

第 9 図に示すように、ベンチュリノズルは、スロート部により絞られ、カバープレート部に向かって流路が拡大していく構造となっており、ベントガスはスロート部でスクラバ溶液を吸い込み、アウトレットコーンの形状に沿って減速しながら流れ、カバープレート部に最大 90 度で衝突し、流れの向きを変えて吐出部により排出される。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



このため、ベントガスが流れるベンチュリノズル内部のうち、液滴衝撃エロージョンは、液滴がほぼ垂直に衝突するカバープレート部内面に発生するものと考えられる。なお、スロート部は最もガス流速が速くなるものの、ベントガスの流れがアウトレットコーンに沿って流れることから、液滴の衝突角度がほぼ 0 度（衝突面となるアウトレットコーンと並行）であり、液滴衝撃エロージョンの発生は考え難い。



第 9 図 ベンチュリノズル内のガスの流路について

(b) 液滴の衝突速度

液滴の衝突速度は、カバープレート部に達するベントガス流速と等しく、カバープレート部での流路面積から計算される。このため、カバープレート部に達する際の面積が最も小さくなるアウトレットコーン出口断面形状の場合と、面積が最も大きくなるカバープレート部全面の場合について、液滴が衝突する速度を式(1)を用いて算出した。計算に用いるベンチュリノズルにおけるガス流速は、流速が速いほど液滴衝撃エロージョンが発生しやすいことから、運転範囲における最大値である約  kg/s (体積流量： m<sup>3</sup>/s) とした。

$$V = \frac{Q}{A \cdot N} \cdot \dots \dots \dots (1)$$

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

ここで、

V：ベントガス流速 m/s

Q：ベントガス体積流量 [ ] m<sup>3</sup>/s

A：アウトレットコーン出口断面積 [ ] mm 又は  
カバープレート面積 [ ] mm

N：ベンチュリノズルの数 [ ] 個

計算の結果、アウトレットコーン出口断面積形状の場合は約 [ ] m/s、カバープレート部前面の場合は約 [ ] m/s であり、カバープレート部に衝突する液滴の速度は約 [ ] m/s となる。

### (c) 評価結果

カバープレート部に衝突する液滴の速度（約 [ ] m/s）は、「発電用設備規格 配管減肉管理に関する規格（2005 年度版）（増訂版）J S M E S C A 1 - 2005」によるステンレス鋼のエロージョン限界流速である 70m/s を下回っていることから、ベント時の運転範囲において、液滴衝撃エロージョンは発生しないものと考えられる。

### (3) 膨張黒鉛パッキンの評価

原子炉格納容器フィルタベント系に使用する弁には、耐漏えい性確保のため、使用環境（温度、圧力、放射線量、高アルカリ環境）を考慮して膨張黒鉛系のパッキン、ガスケットを使用する。

膨張黒鉛は、天然黒鉛の優れた耐熱性や耐薬品性を維持しつつ、シート状に形成することで柔軟性、弾性を有した材料で、パッキン、ガスケットの材料として幅広く使用されている。パッキン類は系統の設計条件である、最高使用圧力 2Pd、最高使用温度 200℃について満足する仕様のもを使用する。また、メーカーの試験実績より [ ] Gy の照射に対しても機械的性質に変化はみられないことが確認されており、無機物であることから十分な耐放射線性も有し、アルカリ溶液にも耐性があり、100%の [ ] 溶液に対しても適用可能である。

劣化については、黒鉛の特性として、400℃以上の高温で酸素雰囲気下では酸化劣化が進むため、パッキンが痩せる（黒鉛が減少する）ことでシール機能が低下することが知られているが、原子炉格納容器フィルタベント系を使用する環境は 200℃以下であることから、酸化劣化の懸念はない。

したがって、膨張黒鉛パッキンは系統待機時、ベント時のいずれの環境においても信頼性があるものと評価する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## 2. 引用文献

- (1) 腐食・防食ハンドブック，腐食防食協会編，平成 12 年 2 月
- (2) J.E.Truman, “ The Influence of chloride content, pH and temperature of test solution on the occurrence of stress corrosion cracking with austenitic stainless steel” , Corrosion Science, 1977
- (3) 宮坂松甫：荏原時報，腐食防食講座－ 海水ポンプの腐食と対策技術（第 5 報） , No.224, 2009 年
- (4) ステンレス鋼便覧 第 3 版ステンレス協会編
- (5)
- (6) 発電用設備規格 配管減肉管理に関する規格（2005 年度版）（増訂版） J S M E S C A 1 - 2005

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の適用性について

## 1. JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験

Framatome 社製のフィルタ装置は、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験により、実機使用条件を考慮した性能検証試験を行っており、その結果に基づき装置設計を行っている。JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験で使用したフィルタ装置は、ベンチュリノズル、金属繊維フィルタ、放射性よう素フィルタ及び装置内のガスの経路が実機を模擬した装置となっており、また、試験条件は様々なプラントの運転範囲に対応できる広範囲の試験を行っていることから、各試験で得られた結果は、実機の性能検証に適用できるものとする。

一方、米国 EPRI（電力研究所）が中心となって行った ACE 試験については、Framatome 社製のフィルタ装置についても性能試験を実施しているが、試験条件等の詳細が開示されていないことから、フィルタ装置の性能検証には用いていない。

## (1) JAVA 試験の概要

JAVA 試験で使用したフィルタ装置は、高さ約 [ ] m、直径約 [ ] m の容器の中に、実機と同形状のベンチュリノズル（ [ ] ）と、実機と同一仕様の金属繊維フィルタ（ [ ] ）を内蔵している。

また、これら試験のフィルタ装置に流入したベントガスは、ベンチュリスクラバ、気相部、金属繊維フィルタ、流量制限オリフィスの順に通過し、フィルタ装置外部へ放出される経路となっており、実機と同じ順に各部を通過する。

## (2) JAVA PLUS 試験の概要

JAVA PLUS 試験設備は、実規模を想定した有機よう素の除去性能を確認するため、JAVA 試験で使用したフィルタ装置に、実機と同一仕様（同一材質、同一充填率）の銀ゼオライト（ベッド厚さ約 [ ] mm）を追加設置している。

フィルタ装置に流入したベントガスは、ベンチュリスクラバ、気相部、金属繊維フィルタ、流量制限オリフィス、放射性よう素フィルタ（銀ゼオライト）の順に通過し、フィルタ装置外部へ放出される経路となっており、実機と同じ順に各部を通過する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

### (3) ACE 試験の概要

Framatome 社製のフィルタ装置は、各国のフィルタメーカ等が参加した ACE 試験においても試験が行われ、エアロゾル及び無機よう素の除去性能について確認されている。第 1 図に試験設備の概要を、第 1 表に試験条件及び結果を示す。

ACE 試験で使用したフィルタ装置は、高さ約  m、直径約  m の容器の中に、実機と同じベンチュリノズル () 及び実機と同構造 (同一金属メッシュ構造、同一充填率) の金属繊維フィルタを設置しており、ベントガスは実機と同じ経路を流れるが、試験装置、試験条件の詳細が開示されないため、フィルタ装置の性能検証には用いていない。

### (4) スケール性の確認

JAVA 試験、JAVA PLUS 試験のスケール性を確認することで、実機への適用性を確認する。第 2 図に実機と JAVA 試験装置 (JAVA PLUS 試験でも同一の容器を使用) 及び参考に ACE 試験装置の主要寸法の比較を示す。

女川原子力発電所第 2 号機のフィルタ装置は高さ約 6.2m、直径約 2.6m であり、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験のフィルタ装置よりも高さが小さいが、フィルタ装置の構成要素及びベントガス経路の同一性から JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験にて使用したフィルタ装置は実機を模擬したものとなっていると言える。

JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の条件と実機運転範囲の比較を第 2 表に示す。実機はベンチュリノズル (個数:  個) と金属繊維フィルタ (表面積: 約  m<sup>2</sup>) を内蔵しており、重大事故等時にベントを実施した際のベンチュリノズルスロート部流速及び金属繊維フィルタ流速が JAVA 試験で除去性能を確認している範囲に包絡されるよう設計している。JAVA 試験において得られたベンチュリノズルスロート部における速度に対する除去係数を第 3 図、金属繊維フィルタにおける速度に対する除去係数を第 4 図に示す。ベンチュリスクラバと金属繊維フィルタを組み合わせた試験において、ベンチュリノズルスロート部流速及び金属繊維フィルタ流速が変化した場合においても除去係数は低下していない。

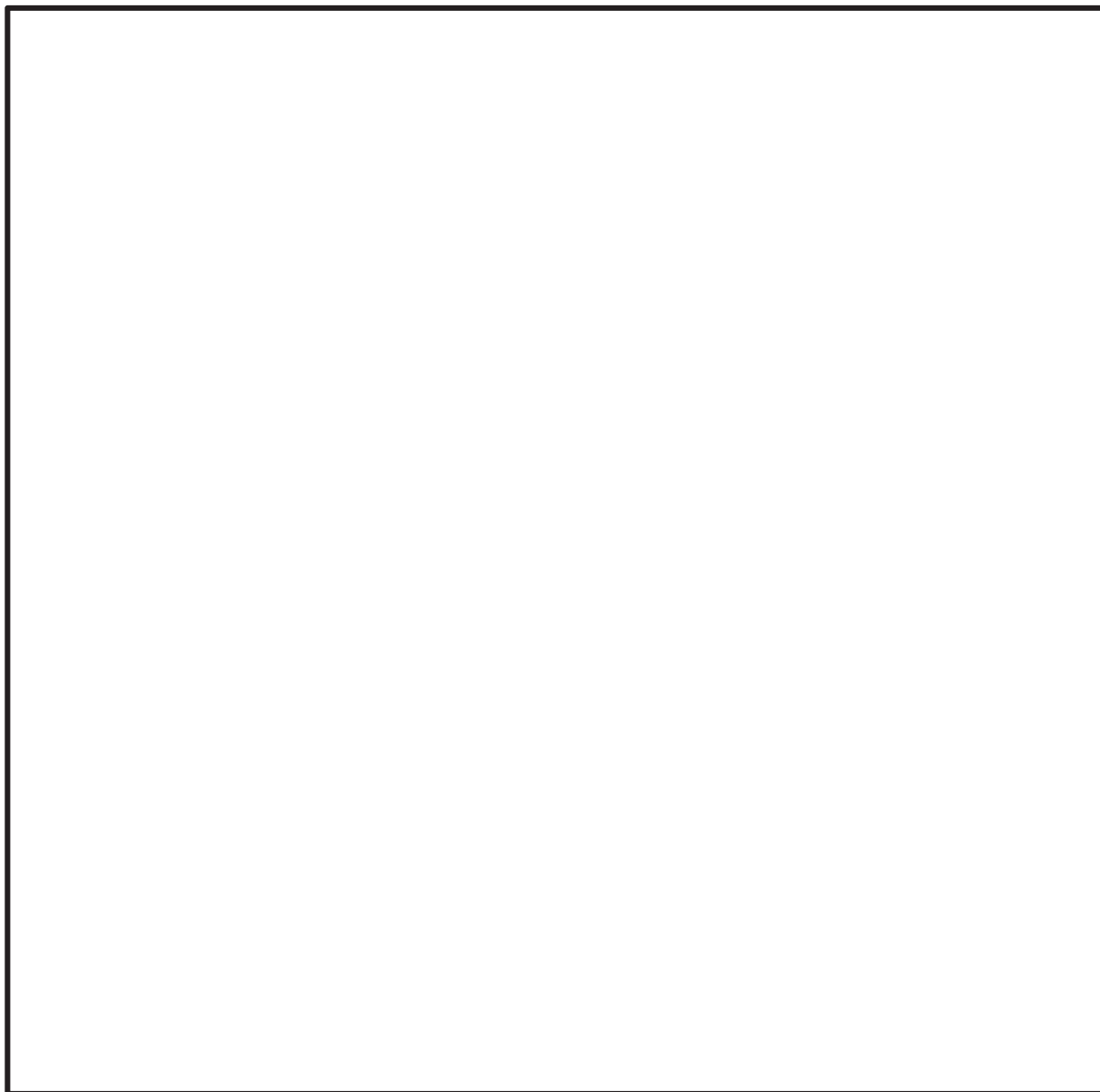
また、JAVA PLUS 試験で用いた銀ゼオライトのベッド厚さは約  mm であり、実機 (約  mm) に対して薄いですが、これは JAVA PLUS 試験結果に基づき滞留時間を確保するために実機のベッド厚さを厚くしていることから、JAVA PLUS 試験結果を適切に実機に適用していると言える。

JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の実機への適用性についてまとめたものを第 3 表に示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(5) 評価

以上より，JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験のスケール性については性能に影響する範囲について実機を模擬できていると評価できる。これらの試験は実機の使用条件についても模擬できしており，試験結果を用いて実機の性能を評価することが可能であると考える。



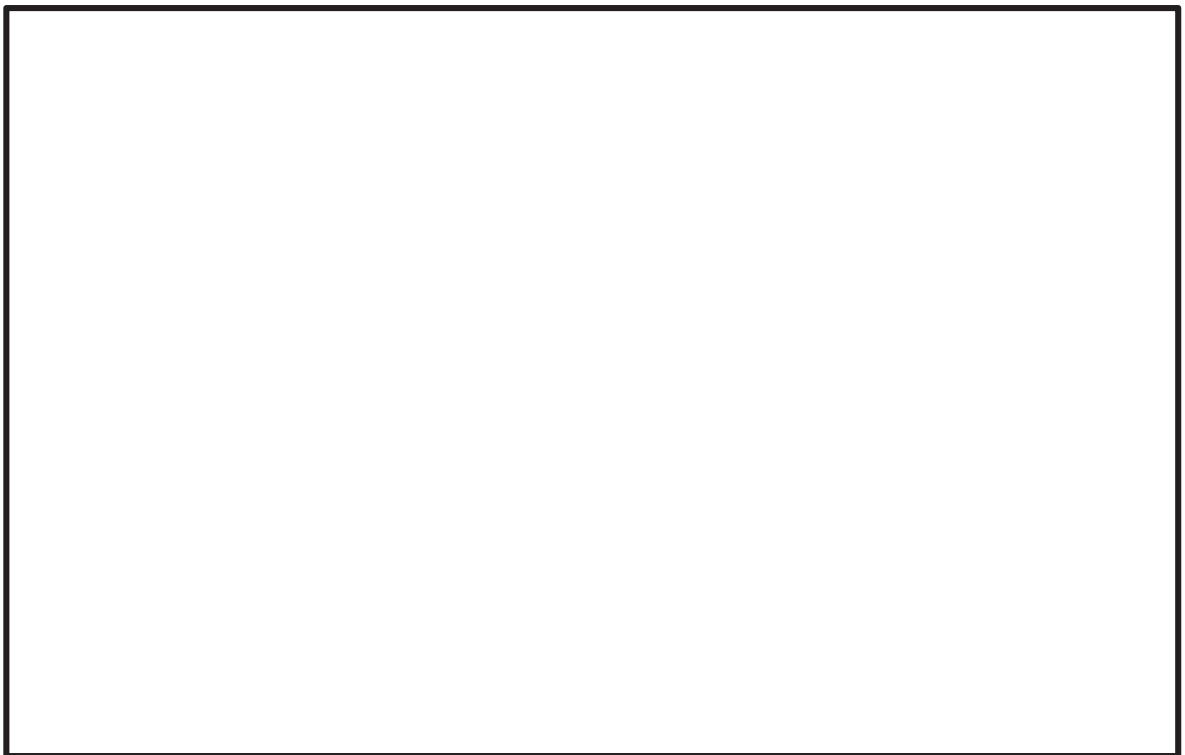
第 1 図 ACE 試験の設備概要

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第1表 ACE試験の試験条件及び結果

PROJECT	YEARS	Materials tested	Conditions Tested			Measured Retention Efficiency %
			Pressure [bar abs]	Temperature [°C]	Gas Composition % steam	
ACE	1989-1990	Cs	1.4	145	42	99.9999
		Mn	1.4	145	42	99.9997
		Total Iodine (particles and gaseous)	1.4	145	42	99.9997
		DOP	1.2-1.7	ambient	0	99.978-99.992

出典：OECD/NEA, “Status Report on Filtered Containment Venting”, (2014)



第2図 実機フィルタ装置と試験装置の主要寸法の比較

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第2表 JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験の条件と実機運転範囲の比較

パラメータ	JAVA 試験	JAVA PLUS 試験	実機運転範囲
圧力 (kPa[abs])			
温度 (°C)			
ベンチュリノズルスロート部 流速 (m/s)			
金属繊維フィルタ流速 (%)			
蒸気割合 (%)			
過熱度 (K)			

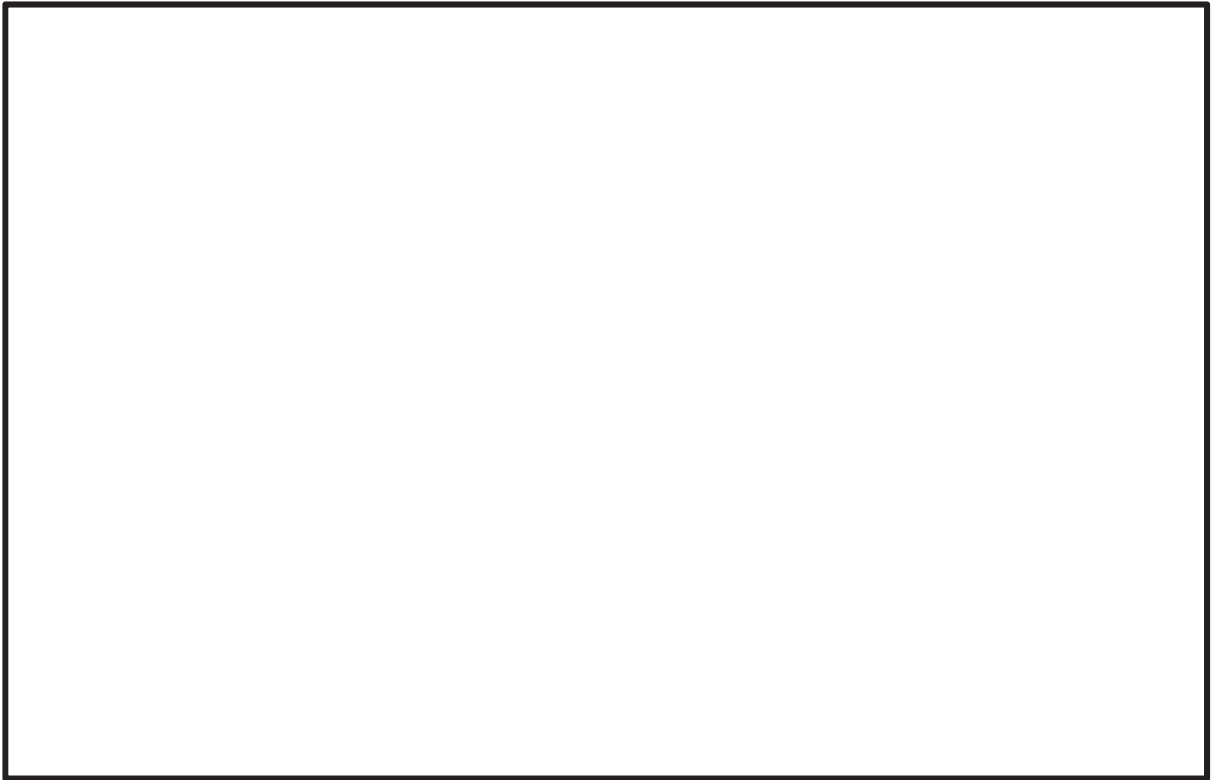
注記\* : 概算評価値を示す。



第3図 ベンチュリノズルスロート部における流速に対する除去係数 (JAVA 試験)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。





第 4 図 金属繊維フィルタにおける流速に対する除去係数 (JAVA 試験)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第3表 JAVA 試験, JAVA PLUS 試験の実機への適用性

構成要素		相違点			適用性
		有無	JAVA (PLUS)	実機	
容器	高さ	有	約 <input type="text"/> m	約 6.2m	試験装置と実機で高さや直径が異なることで、空間部の容積が異なるが、空間部はベンチュリスクラバや金属繊維フィルタに比べ <input type="text"/> ことから、高さや直径の違いによる影響は小さい。
	直径	有	約 <input type="text"/> m	約 2.6m	
ベンチュリノズル	構造	無	—	—	試験装置は実機と同一形状（寸法）のベンチュリノズルを使用している。
	個数	有	<input type="text"/>	<input type="text"/> 個	実機のベンチュリノズルスロット部の流速が、JAVA 試験で確認されている流速の範囲内となるよう、ベンチュリノズルの個数を設定している。また、実機のベンチュリノズルは周辺のベンチュリノズルからの影響を受けない配置としている。
金属繊維フィルタ	構造	無	—	—	試験装置は実機と同一仕様（ <input type="text"/> ）の金属繊維フィルタを使用している。
	表面積（個数）	有	約 <input type="text"/> m <sup>2</sup> ( <input type="text"/> 個)	約 <input type="text"/> m <sup>2</sup> ( <input type="text"/> 個)	実機の金属繊維フィルタの流速が、JAVA 試験で確認されている流速の範囲内となるよう金属繊維フィルタの表面積を設定している。
スクラバ溶液	薬剤	無	—	—	試験装置と実機は同じ薬剤を使用している。
	水位	有	—*	—*	JAVA 試験の水位を変化させた試験において、除去効率に変化が無いことが確認されていることから、水位の違いによる影響はない。
放射性よう素フィルタ	吸着材	無	—	—	試験装置は実機と同じ吸着材（銀ゼオライト）を使用している。
	厚さ	有	約 <input type="text"/> mm	約 <input type="text"/> mm	JAVA PLUS 試験ではベッド厚さが実機に比べて薄いですが、実機は試験結果を基に滞留時間を確保するために厚くなっていることから、試験結果を適切に実機に適用していると言える。
	配置	有	容器外側	容器内側	JAVA PLUS 試験ではフィルタ装置の外部に放射性よう素フィルタが配置されたが、実機では容器の中に配置される。放射性よう素フィルタの放熱は、外部に配置される試験の方が厳しくなるため、JAVA PLUS 試験は保守的な条件で実施されていると言える。

注記 \* : 適用性の欄に相違内容を記載

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(6) ベンチュリスクラバ及び金属繊維フィルタにおける除去係数

Framatome 社製のフィルタ装置は、ベンチュリスクラバ及び金属繊維フィルタを組み合わせることにより、所定の除去性能 (DF) を満足するよう設計されている。エアロゾルに対する除去効率は、ベンチュリスクラバと金属繊維フィルタを組み合わせた体系で評価を行っており、JAVA 試験結果では、試験を実施した全域にわたって DF1000 以上を満足していることを確認している。JAVA 試験ではベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を確認している試験ケースもあり、実機運転範囲のガス流速において、ベンチュリスクラバ単独でも DF  以上と評価される。ベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を第 4 表に示す。

ベンチュリスクラバによるエアロゾル除去の主な原理は慣性衝突効果であり、一般的にガス流速が大きい方が除去効率は高く、ガス流速が小さい方が除去効率は低くなることから、実機運転範囲以下のガス流速におけるベンチュリスクラバ単独での除去性能は、実機運転範囲と比較して低下することが見込まれるが、後段の金属繊維フィルタによる除去により、フィルタ装置全体としては試験を実施した全域にわたって要求される DF1000 以上の除去性能を満足していると考えられる。

第 4 表 ベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能 (JAVA 試験)

--

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

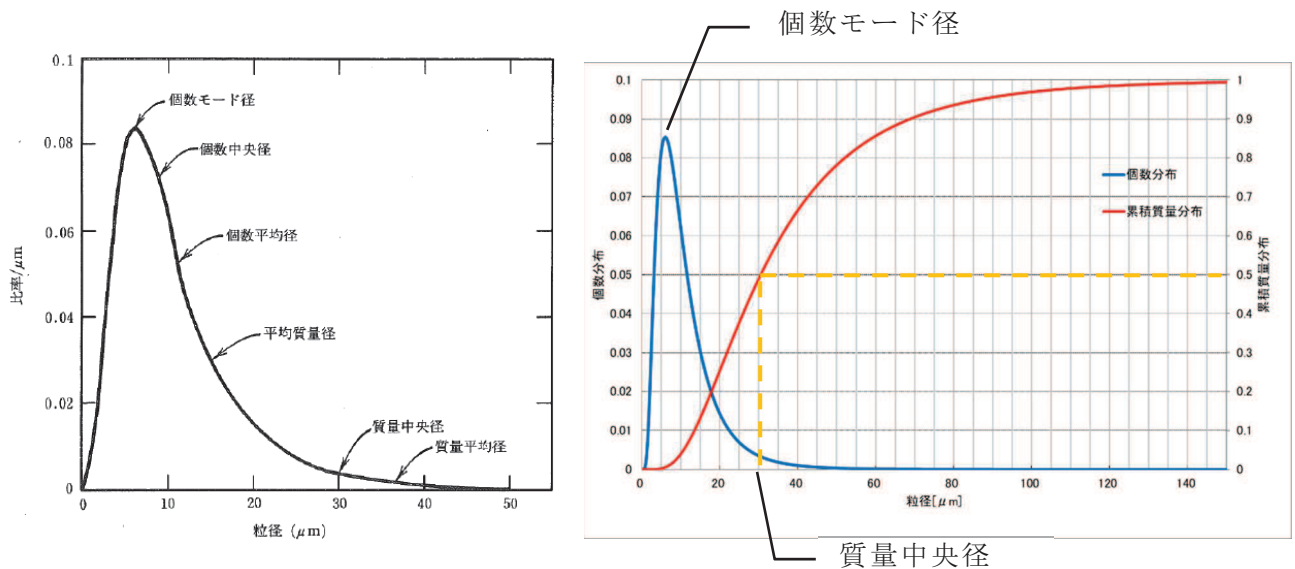
## 2. エアロゾルの粒径と除去係数の関係について

### (1) 除去係数と重量及び放射能の関係

除去係数 (DF) は、フィルタに流入した粒子の重量とフィルタを通過した粒子の重量の比で表される。エアロゾルに放射性物質が均一に含まれている場合、DF はフィルタへ流入した粒子の放射能とフィルタを通過した粒子の放射能の比で置き換えることができる。

### (2) 粒径分布 (個数分布と累積質量分布)

エアロゾルは一般的に、単一粒径ではなく、粒径に対して分布を持つ。粒径に対する個数分布及び累積質量分布の関係を第 5 図に示す。



第 5 図 個数分布と累積質量分布

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

ここで、

個数モード径  
質量中央径

最も存在個数の比率の多い粒径  
全質量の半分がその粒径よりも小さい粒子によって占められ、残りの半分がその粒径よりも大きい粒子によって占められる関係にある粒径

を表す。第 5 図のような粒径分布の場合、小さい粒径のエアロゾルの個数は多いが、総重量に占める割合は小さいことが分かる。よって、大きい粒径のエアロゾルに比べて小さい粒径のエアロゾルが DF に与える影響は小さい。

(3) JAVA 試験における除去係数と重量及び放射性物質の関係

ベンチュリスクラバでは、慣性衝突効果を利用しエアロゾルを捕集しており、重大事故等時におけるエアロゾルの密度変化を考慮しても、慣性衝突効果による DF への影響は小さいと評価している（「補足 15 エアロゾルの密度の変化が慣性衝突効果に与える影響について」）。また、Framatome 社製のフィルタ装置では、慣性衝突効果、さえぎり効果、拡散効果による除去機構によってエアロゾルを捕集するものであり、JAVA 試験において、小さい粒径のエアロゾルを含む [ ] を使用した場合においても、高い除去効率を発揮することを確認している。

3. エアロゾルの粒径分布が除去性能に与える影響について

JAVA 試験における試験用エアロゾルの粒径は、JAVA 試験装置からエアロゾルをサンプリングし、 [ ] で観察することにより、粒径分布を測定している。過酷事故解析コード (MAAP コード) より得られる粒径について、JAVA 試験において得られたエアロゾルの粒径との比較検証を行い、想定される粒径分布の全域を包絡できていることを確認することで、重大事故等時に想定されるエアロゾルの粒径分布においても、JAVA 試験と同様の除去性能 (DF1000 以上) が適用可能であることを確認した。

(1) JAVA 試験におけるエアロゾルの粒径分布

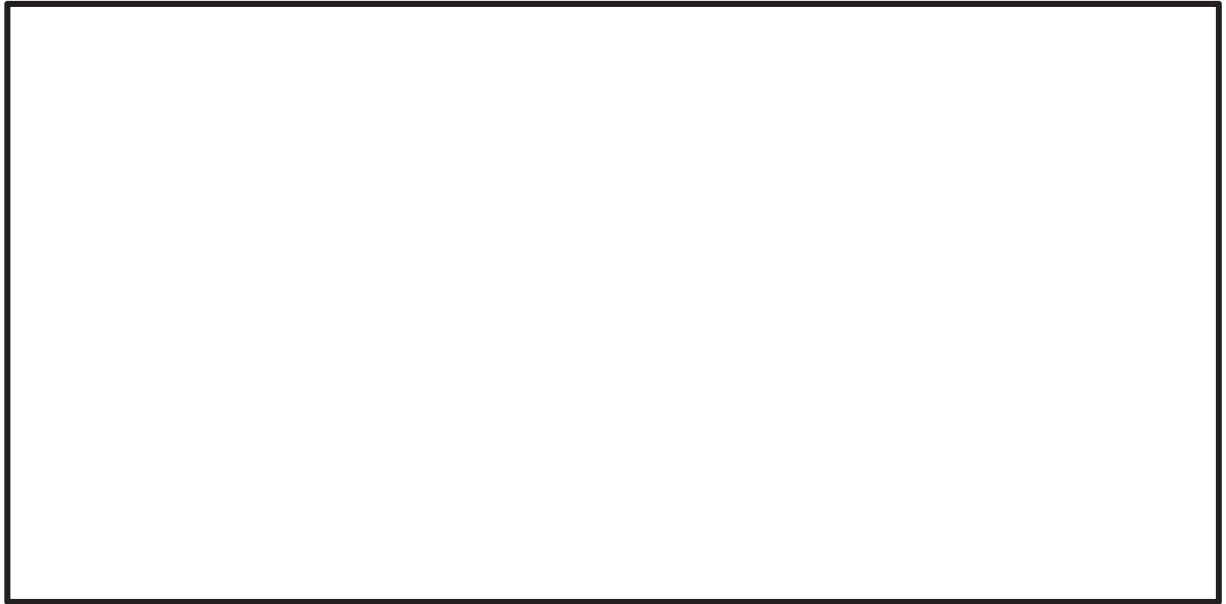
JAVA 試験においては、エアロゾルの除去性能を評価するため、ウラニン、 [ ] [ ] を試験用エアロゾルとして用いている。それぞれの試験用エアロゾルの質量中央径を以下に示す。

・ウラニン

これらの試験用エアロゾルの粒径分布は [ ] を使用した測定を行っており、ベンチュリスクラバ上流側より採取したガスを粒径測定用フィルタに通過させ、粒径測定用フィルタ表面の粒子を [ ] にて拡大し、エアロゾルの量及び粒径を確認している。

JAVA 試験装置のサンプリングラインを第 6 図に、サンプルガスの取出し部分の概要を第 7 図に示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 6 図 JAVA 試験装置サンプリングライン



第 7 図 サンプルガスの取出し部分概要図

(2) 重大事故等時に想定される粒径分布

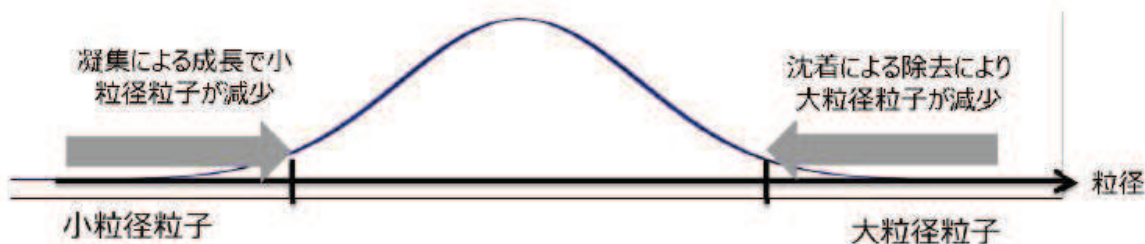
重大事故等時におけるエアロゾルの粒径分布は MAAP コードによる解析にて得ることができる。エアロゾルの粒径分布は凝集効果及び沈着効果の自然現象に加えて、原子炉格納容器スプレイ効果やサプレッションチェンバのプール水におけるスクラビング効果によって、粒径分布の幅が限定される。MAAP コードではこれらの効果を考慮してエアロゾルの粒径分布を評価している。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

a. 粒径分布の収束効果

(a) 凝集効果と沈着効果

エアロゾルの粒径分布は、凝集効果及び沈着効果によりある粒径を中心を持つような分布が形成される。第8図に、エアロゾル分布形成のイメージを示す。また、以下に凝集効果及び沈着効果の内容を示す。

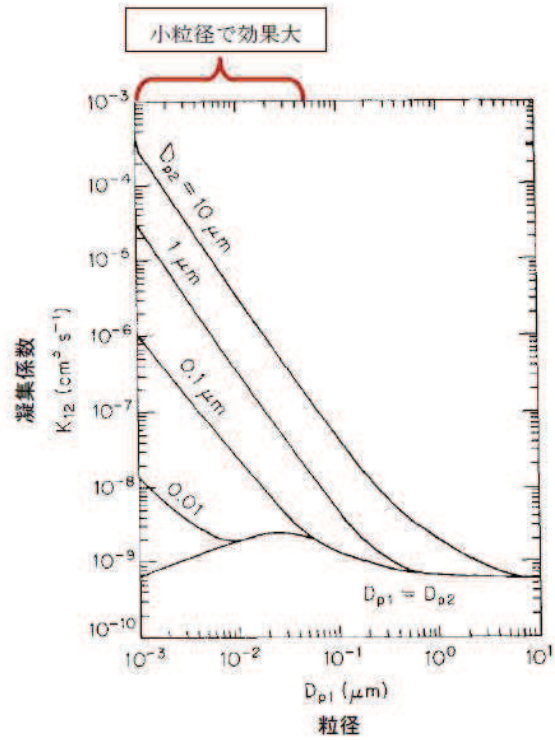


第8図 エアロゾル分布形成のイメージ

イ. 凝集による成長

小粒径のランダムな運動（ブラウン運動：Brownian Diffusion）により、他の粒子と衝突し凝集することでより大きな粒子へと成長する。小粒径の粒子は、特に大粒径の粒子と衝突し凝集する傾向が見られる。凝集効果の例を第9図に示す。

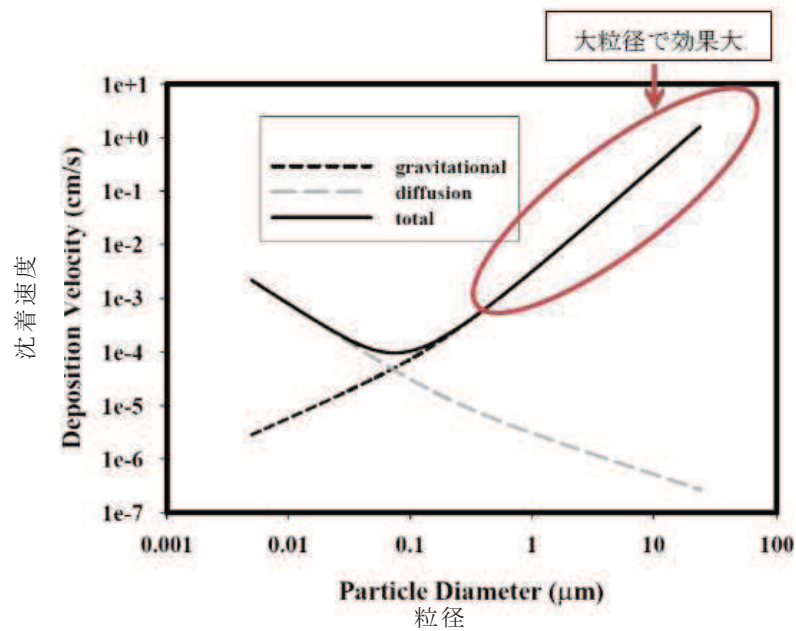
第9図の横軸は粒径 ( $D_{p1}$ ) で、縦軸はブラウン運動による凝集係数を示しており、この値が大きい場合に凝集効果が大きくなる。凝集係数は凝集する相手の粒子径 ( $D_{p2}$ ) により変化するため、 $D_{p2}$  を変化させた場合の凝集係数として複数の曲線が示されている。相手の粒径による差はあるものの、小粒径の場合に効果が大きいことがわかる。



第 9 図 凝集効果の例

ロ. 沈着による除去

沈着による除去効果は重量が大きいほど沈着しやすく、床・壁に付着することで減少する傾向が見られる。粒子の密度が一定と仮定した場合には、粒子径が大きいほど沈着効果を期待することができる。沈着効果の例を第 10 図に示す。



第 10 図 沈着効果の例



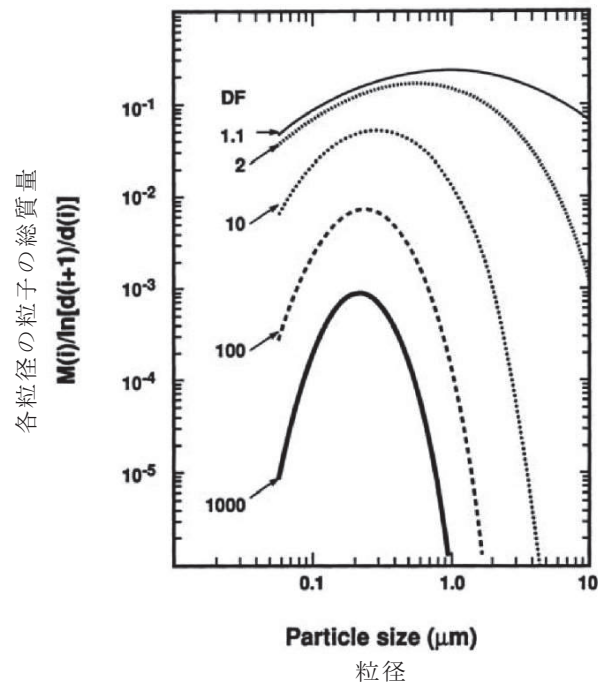
(b) 原子炉格納容器内のエアロゾル除去機構の影響

原子炉格納容器内では，重大事故等対処設備による原子炉格納容器スプレイ効果やサプレッションチェンバのプール水におけるスクラビング効果によって，エアロゾルが除去される。以下に原子炉格納容器スプレイ効果及びサプレッションチェンバのプール水におけるスクラビング効果を示す。

イ. 原子炉格納容器スプレイ効果

原子炉格納容器スプレイでは，水滴が落下する際に，慣性効果，さえぎり効果，拡散効果等の除去メカニズムが働く。

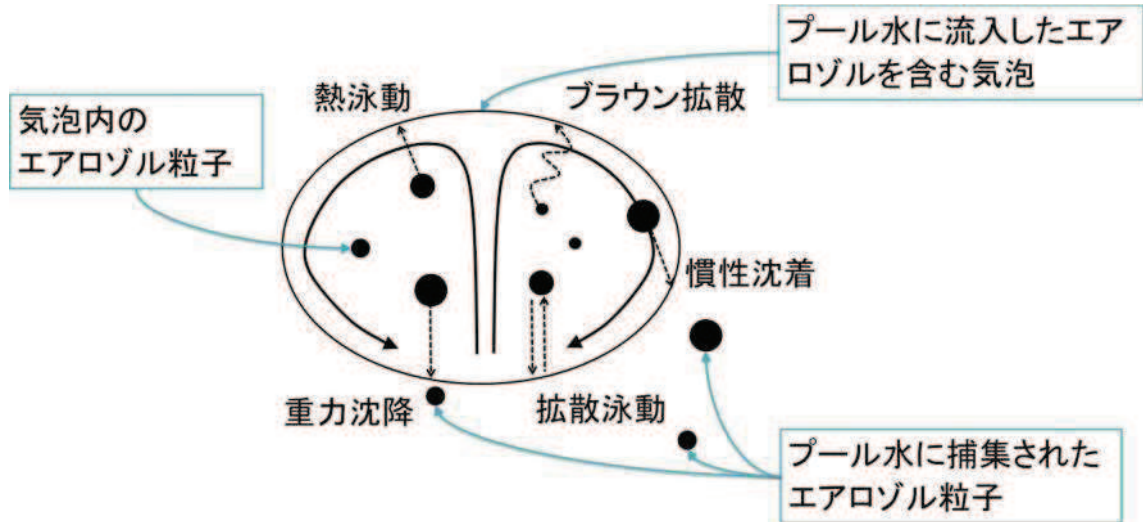
第 11 図に原子炉格納容器スプレイを継続することによる原子炉格納容器内のエアロゾル粒子の粒径分布の変化の例を示す。初期の段階（DF：1.1）では，エアロゾル粒子は最大値が約  $1\mu\text{m}$  で幅の広い分布を持っているが，原子炉格納容器スプレイを継続し積算の除去効果が大きくなると，大粒径の粒子と小粒径の粒子が効果的に除去され，粒径分布の最大値は小さくなり，また分布の幅も小さくなる傾向が見られる。



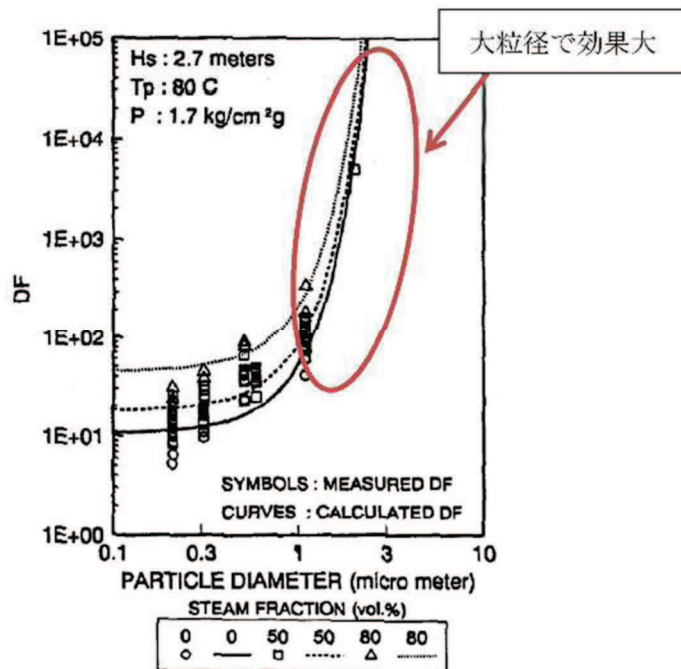
第 11 図 原子炉格納容器スプレイを継続することによる原子炉格納容器内のエアロゾル粒径分布の変化

ロ. プールスクラビング効果

サプレッションチェンバのプール水におけるスクラビングでは、気泡が上昇する間に第12図に示すような種々の除去メカニズムが働き、第13図の実験結果に示すように、粒径の大きいエアロゾルが効果的に除去される。



第12図 スクラビング気泡内でのガスの働きとエアロゾル除去メカニズム



第13図 プールスクラビングによる除去性能の例 (引用文献(3))

b. MAAP コードにより得られる粒径分布

有効性評価で用いる MAAP コードより得られるベントの際のエアロゾルは、約   $\mu\text{m}$  程度に質量中央径を持つ分布（ウェットウェルベント）となることを確認している。また、同じタイミングでドライウェルよりベントした場合においても、エアロゾルは約   $\mu\text{m}$  程度に質量中央径を持つ分布となる。第 5 表にベント位置の違いによる粒径分布を示す。

第 5 表 想定事故シナリオのエアロゾル粒径分布

想定事故シナリオ	ベント時間 [h]	ベント位置	質量中央径 [ $\mu\text{m}$ ]	幾何標準偏差 $\sigma_g$ [-]	エアロゾル量 [g]
雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	45	ウェットウェル	<input type="text"/>	1.33	2.6
		ドライウェル		1.33	1200

ドライウェルベントと比較してウェットウェルベントではエアロゾル量が少なくなる。これはウェットウェルベントでは、サプレッションチェンバのプール水におけるスクラビング効果により、エアロゾルが除去されるためと考えられる。

(3) 試験用エアロゾルの粒径分布の妥当性と除去性能

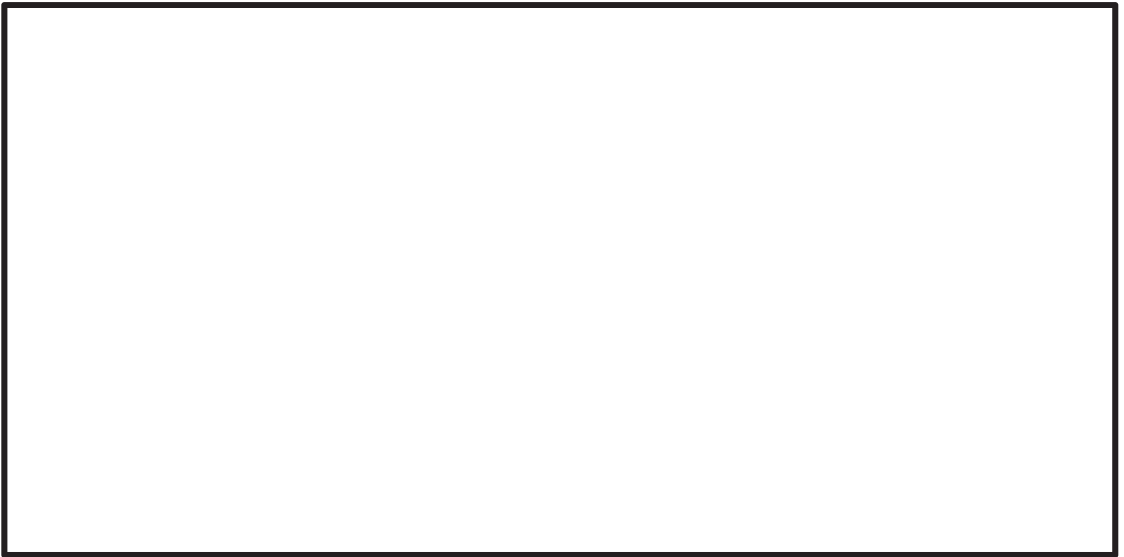
JAVA 試験では、様々な粒径分布を持つウラニン、 を試験用エアロゾルとして DF を確認している。これらの試験用エアロゾルと MAAP コードより想定されるドライウェルベント時及びウェットウェルベント時の粒径分布の比較を第 14 図に示す。ドライウェルベント時は、スプレイ効果によって、またウェットウェルベント時にはサプレッションチェンバのプール水におけるスクラビング効果によりエアロゾルが除去されると考えられる。これにより、空間中には除去されにくい   $\mu\text{m}$  を質量中央径とする粒径分布を持ったエアロゾルが存在していることが第 14 図には示されている。

第 14 図に示すとおり、JAVA 試験に使用した試験用エアロゾルの粒径分布は MAAP コードより想定される粒径分布の全域を包絡できていることが確認できることから、これらの試験用エアロゾルで試験を行うことで、想定粒径全体の性能を確認することができる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第14図(a) : 試験用エアロゾルとMAAPコードより想定される粒径分布 (ドライウェルベ  
ント時)



第14図(b) : 試験用エアロゾルとMAAPコードより想定される粒径分布 (ウェットウェルベ  
ント時)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

#### 4. 引用文献

- (1) NEA/CSNI/R(2009)5 STATE-OF-THE-ART REPORT ON NUCLEAR AEROSOLS
- (2) California Institute of Technology FUNDAMENTALS OF AIR POLLUTION ENGINEERING
- (3) 22nd DOSE/NRC Nuclear Air Cleaning and Treatment Conference  
Experimental study on Aerosol removal effect by pool scrubbing,  
Kaneko et al. (TOSHIBA)
- (4) A Simplified Model of Aerosol Removal by Containment Sprays  
(NUREG/CR-5966)
- (5) A Simplified Model of Decontamination by BWR Steam Suppression  
Pools (NUREG/CR-6153 SAND93-2588)
- (6) Overview of Main Results Concerning the Behaviour of Fission Products  
and Structural Materials in the Containment (NUCLEAR ENERGY FOR NEW  
EUROPE 2011)

(参考)

## 1. 質量中央径と空気力学的質量中央径

分布を持つエアロゾルの粒径を表す方法として、質量中央径を使用する場合と、空気力学的質量中央径を使用する場合があるが、カスケードインパクトのような慣性衝突効果を利用した粒径の測定を行う場合には空気力学的質量中央径で測定され、のような画像分析を利用した粒径の測定を行う場合には質量中央径で測定される。Framatome 社製のフィルタは、慣性衝突効果の他に、さえぎり効果、拡散効果を利用したエアロゾルの捕集を行っており、フィルタ装置の除去性能の評価には質量中央径を使用している。

## 2. 性能検証試験に係る品質保証

フィルタ装置の放射性物質除去性能は、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験で用いたベンチュリノズル、金属繊維フィルタ及び銀ゼオライトと同じ仕様・構造のものを、IS09001 等に適合した品質保証体制を有する Framatome 社において設計・製作することにより、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験と同じ性能を保証している。

### (1) 性能保証

フィルタ装置に設置するベンチュリノズル、金属繊維フィルタ及び銀ゼオライトは、Framatome 社試験 (JAVA 試験, JAVA PLUS 試験) で用いた金属繊維フィルタ、ベンチュリノズル及び銀ゼオライトと同じ仕様・構造とする。また、ベンチュリノズル及び金属繊維フィルタは、単体性能試験により性能を確認している。

これに加えて、ベンチュリノズル、金属繊維フィルタ及び銀ゼオライト (放射性よう素フィルタ) の運転範囲は、Framatome 社試験で確認している範囲内で運転されるよう原子炉格納容器フィルタベント系を設計する。

### (2) Framatome 社品質保証体制

ベンチュリノズル、金属繊維フィルタ及び銀ゼオライトフィルタを製作する Framatome 社は、IS09001 及び各種の原子力品質保証システム (品質マネジメントシステム) の認証を取得・維持しており、原子力プラントメーカーとしての品質保証体制を確立している。

また、JAVA 試験及び JAVA PLUS 試験当時においても、品質保証体制が確立していたことを以下のとおり確認している。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

a. JAVA 試験当時の品質保証体制について

JAVA 試験は 1980 年代に実施された試験であるが、Framatome 社の品質保証体制としては、当時（旧 Siemens 社）より独国原子力品質保証の規定である KTA1401 及び米国 NRC ガイド 10CFR50, App. B をベースとした品質マニュアルが存在していたことを確認した。また、この品質マニュアルは、J E A C 4 1 1 1-2009 の試験・検査に係る要求事項と同等の要求事項も網羅されていることを確認した。

品質保証記録については、当時の品質保証体制から、当時の品質マニュアルに基づいて JAVA 試験の管理が実施されているものと判断できる。

b. JAVA PLUS 試験当時の品質保証体制について

JAVA PLUS 試験は、2010 年代に実施された試験であり、試験当時において、既に ISO9001 を取得しており、ISO9001 をはじめとし、KTA1401 及び 10CFR50, App. B 等の原子力規格を基にした品質マニュアルにより、試験が実施されていることを確認した。

製造時における内部構造物の検査について

1. 製造時におけるフィルタ除去効率の検査方法について

フィルタ装置内に設置するフィルタについては、製造時にフィルタ単体での性能検査を行い、各フィルタが JAVA 試験又は JAVA PLUS 試験で用いたフィルタと同一性能を有していることの確認を実施する。なお、無機よう素については、無機よう素の化学特性により、DF がスクラバ溶液の水質に依存するため、スクラバ溶液の水質を確認することによって、JAVA 試験で確認された DF を満足することを確認する。第 1 表に検査概要を示す。

第 1 表 検査概要

	ベンチュリスクラバ	金属繊維フィルタ	銀ゼオライト
検査方法			
検査条件			
判定基準			

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



2. 内部構造物の検査方法について

フィルタ装置の内部構造物のうち、フィルタ装置の耐圧機能に影響を及ぼす可能性のあるもの（容器に直接溶接にて取り付けられているもの）、「損傷が発見された場合に原子炉格納容器フィルタベント系の性能に影響を及ぼす可能性のあるもの」及び「ベントガス流路を構成し、欠陥があるとリークパスを生じる可能性のあるもの」については、PT 検査を実施する。

また、「支持機能を担うもの」については、PT 検査、その他については、VT 検査を実施する。

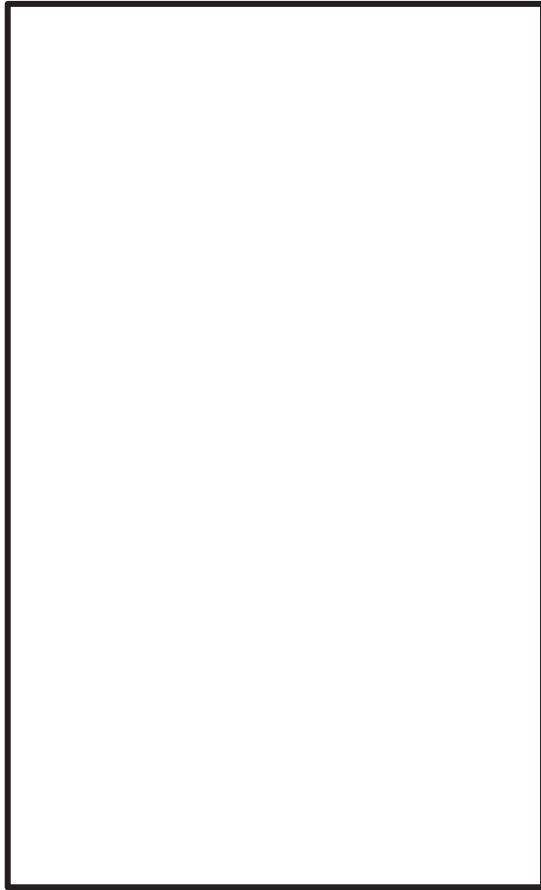
なお、構造上、PT 液の拭き取りが困難となる部位については、VT 検査により溶接部に欠陥等がないことを確認する。

第 1 図に検査部位を、第 2 表に部位ごとの検査項目を示す。

第 2 表 部位ごとの検査項目

機器名	製造時の検査
①金属繊維フィルタ	本体：外観検査，リーク試験 フレームへの取付溶接部：PT 検査
②フランジ，伸縮管	フランジ：PT 検査 伸縮管：PT 検査，耐圧試験 (+ボルトのトルク管理)
③放射性よう素フィルタ (構造部材)	PT 検査
④入口配管	PT 検査
⑤分配管	PT 検査
⑥ベンチュリノズル	PT 検査，VT 試験* (+ボルトのトルク管理)
⑦多孔板	PT 検査
⑧金属繊維フィルタドレン配管	PT 検査
⑨支持構造物	PT 検査

注記\*：PT 液の拭き取り困難箇所は VT 検査



機器名
①金属繊維フィルタ
②フランジ，伸縮管
③放射性よう素フィルタ
④入口配管
⑤分配管
⑥ベンチュリノズル
⑦多孔板
⑧金属繊維フィルタドレン配管
⑨支持構造物

第 1 図 検査部位

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

ベント実施時の放射線監視測定のお考え方について

1. フィルタ装置出口放射線モニタの計測範囲

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

第1表 計測範囲とその考え方

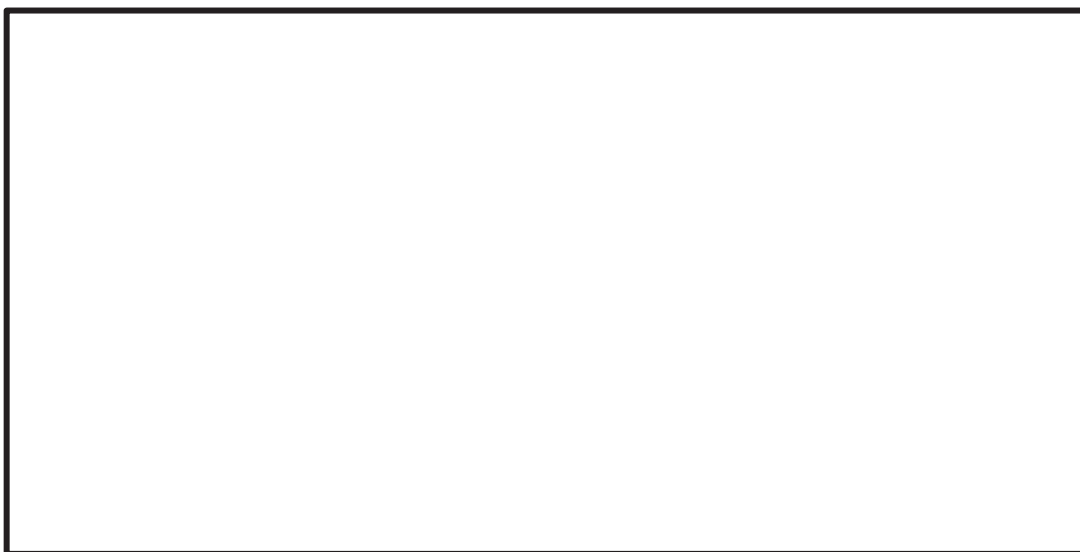
名称	計測範囲	取付箇所	計測範囲の設定のお考え方
フィルタ装置出口放射線モニタ	$10^{-2} \sim 10^5 \text{mSv/h}$	原子炉建屋2階	原子炉格納容器フィルタベント系による原子炉格納容器ベント実施時に、想定されるフィルタ装置出口の最大放射線量率 ( $1.9 \times 10^3 \text{mSv/h}$ ) を計測できる範囲として設定する。

(1) ベント実施に想定される線量率について

ベント実施時に想定される最大の線量率を評価するために必要な評価条件を第2表に示す。また、第2表の評価条件に基づく評価結果を第3表に示す。フィルタ装置出口放射線モニタの計測範囲の上限値である  $10^5 \text{mSv/h}$  は、ベント実施時に想定される最大線量率  $1.9 \times 10^3 \text{mSv/h}$  に対し、余裕があり、計測可能である。

第2表 評価条件

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価対象核種	Kr-83m, Kr-85m, Kr-85, Kr-87, Kr-88, Kr-89, Kr-90, Xe-131m, Xe-133m, Xe-133, Xe-135m, Xe-135, Xe-137, Xe-138, Xe-139	原子力安全委員会安全審査指針「被ばく計算に用いる放射線エネルギー等について」に記載の放射性希ガス核種を選定した。
炉心状態	平衡炉心（サイクル末期）	炉心内の放射性物質の量が最も多く含まれる状態
炉心から原子炉格納容器への移行割合（希ガス）	約98%	MAAP解析結果による
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい	考慮しない	原子炉格納容器フィルタベント系による大気への放出量を多く見積もるため
ベント開始時間	事象発生から約1時間後	開始時刻が遅れるほど希ガスが減衰するため、保守的に設定
評価モデル	第1図のとおり	フィルタ装置出口放射線モニタの設置位置（第2図）をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可（添十）と同じ



第1図 評価モデル



第2図 フィルタ装置出口放射線モニタ位置図

第3表 評価結果

評価対象核種	線量率 (mSv/h)
Kr-83m	3.8E-30
Kr-85	4.2E-02
Kr-85m	1.6E+01
Kr-87	2.8E+02
Kr-88	1.3E+03
Kr-89	2.5E-03
Kr-90	0
Xe-131m	7.5E-03
Xe-133	1.1E-01
Xe-133m	3.2E-01
Xe-135	4.5E+01
Xe-135m	1.2E+02
Xe-137	1.1E-02
Xe-138	1.1E+02
Xe-139	0
合計	1.9E+03

(2) 評価対象核種の考え方

原子炉格納容器フィルタベント系を通じて原子炉格納容器内の放射性物質が大気へ放出される際、希ガス及びヨウ素を除く放射性物質はフィルタ装置の除去効果を大きく受けるため、大気へ放出される主な放射性物質は希ガス及びヨウ素となる。

第4表に示す評価条件を用いて希ガス及びよう素の線量率を評価した結果、第5表のとおり全線量率に占める放射性希ガスの寄与率は約87%であり支配的であるため、希ガスを評価対象核種とする。

第4表 評価条件(1/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価事象	格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」における評価事故シーケンス「大破断LOCA+HPCS失敗+低圧ECCS失敗+全交流動力電源喪失」（代替循環冷却系を使用できない場合）	格納容器破損防止対策の有効性評価で想定する格納容器破損モードのうち、希ガス類及びよう素の放出量が最も多くなる事故シーケンスとして、ベントの実施時間が最も早くなる事故シーケンスを選定
炉心状態	平衡炉心（サイクル末期）	炉心内の放射性物質の量が最も多く含まれる状態
評価対象核種	希ガス：第3表に示す15核種 よう素：I-131, I-132, I-133, I-134, I-135 (5核種)	希ガス、よう素以外の核種は本評価の結果に影響を与えないため
炉心から格納容器への放射性物質移行量	希ガス：約98% よう素：約75%	MAAP解析結果による
よう素の形態	無機よう素：91% 有機よう素：4% 粒子状よう素：5%	無機よう素割合が多くなる Regulatory Guide 1.195
原子炉格納容器内での除去効果（希ガス及び有機よう素）	考慮しない	保守的に設定
原子炉格納容器内での除去効果（無機よう素）	沈着による除去係数：200	CSE実験及びStandard Review Plan 6.5.2 に基づき設定
原子炉格納容器内での除去効果（粒子状よう素）	・格納容器スプレイによる除去効果 ・自然沈着による除去効果	MAAP解析結果による

第4表 評価条件(2/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
ベント開始時間	事象発生から約45時間	MAAP解析結果による
フィルタ装置の除去性能	粒子状よう素：DF1000 無機よう素：DF500 有機よう素：DF50 希ガス：DF1	設計値に基づき設定
ベント配管への付着	考慮せず	—
評価モデル	第1図のとおり	フィルタ装置出口放射線モニタの設置位置(第2図)をモデル化
線量評価コード	QAD-CGGP2R	現行許認可(添十)と同じ

第5表 評価結果

ベント開始時間	全線量率 (mSv/h)	希ガス線量率 (mSv/h)	よう素線量率 (mSv/h)	希ガスの寄与 割合
原子炉停止から 約45時間後	$1.27 \times 10^1$	$1.1 \times 10^1$	$1.7 \times 10^0$	87%

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

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

第4表の評価条件(希ガスは配管付着しないため、よう素に係る評価条件のみ)及びフィルタ装置出口配管への放射性物質付着率を「放射性物質の通過量に対して100m当たり10%が配管内に均一に付着する」とした場合の評価結果は、1.1mSv/hである。

### 3. 線量率から放射性物質濃度への換算の考え方

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

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

- ① 平衡炉心（サイクル末期）における核種ごとの炉内希ガスの総量（①）を解析により算出する。
- ② ベント開始時間までの減衰を考慮した核種ごとの希ガスの総量（②）を算出する。
- ③ 原子炉格納容器空間体積（12600m<sup>3</sup>）で核種ごとの希ガス量を除し、核種ごとの放射性物質濃度の合計（③）を算出する。
- ④ 上記③の核種ごとの放射性物質濃度に $\gamma$ 線放出割合を乗じて算出した $\gamma$ 線線源強度と第1図の評価モデルから核種ごとの線量率の合計（④）を算出する。
- ⑤ 上記③で求めた放射線物質濃度の合算値を④で求めた線量率の合算値で除すことで、換算係数を算出する。

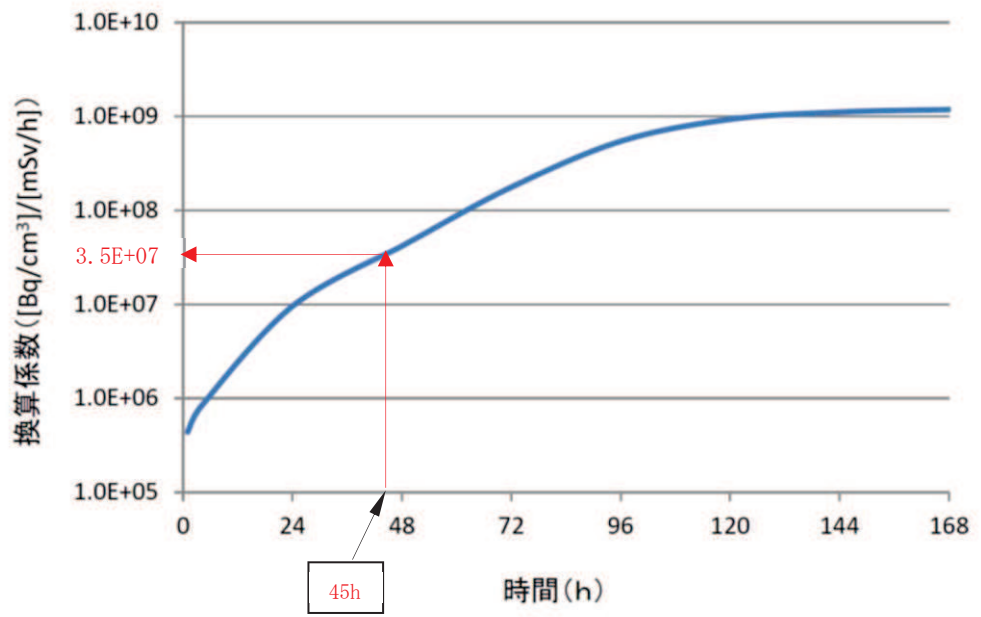
第6表 換算係数の算出

炉停止時 内蔵量① (Bq)	45時間後 減衰値② (Bq)	放射性物質 濃度③ (Bq/cm <sup>3</sup> )	線量率④ (mSv/h)	換算係数 ( (Bq/cm <sup>3</sup> ) / (mSv/h) )
$2.8 \times 10^{19}$	$4.9 \times 10^{18}$	$3.8 \times 10^8$	$1.1 \times 10^1$	$3.5 \times 10^7$

第6表の換算係数は、原子炉停止から45時間後にベントを開始した場合の換算係数であり、核種の減衰により換算係数は変化するため、同様の手法で算出した換算係数の時間変化は第3図のグラフのとおりとなる。実際の運用では、手順書に代表的な時間における換算係数を表として備えるなどして適切な評価ができるように準備する。

なお、事故後に当該事故の状態を詳細に把握し、換算係数の再評価を実施することにより、フィルタ装置出口放射線モニタの指示値（mSv/h）の記録から、より精度の高い放射性物質濃度（Bq/cm<sup>3</sup>）を評価することが可能である。





第3図 換算係数の時間推移

#### 4. 放射性物質の放出量の推定方法

フィルタ装置出口放射線モニタは、フィルタ装置出口配管に設置されており、ベントによる放射性物質からの放射線を測定するものである。ベント中に放出される放射性物質濃度とベント流量を把握することで、放射性物質の放出量を推定する。以下にフィルタ装置出口放射線モニタによる推定方法を示す。

##### (1) 事前準備事項

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

##### (2) 放射性物質の推定方法

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

#### 5. 引用文献

- (1) Regulatory Guide 1.195, “Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors”, May 2003
- (2) Standard Review Plan 6.5.2, “Containment Spray as a Fission Product Cleanup System”, March 2007

原子炉格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮について

## 1. 外部事象の考慮

原子炉格納容器フィルタベント系は，自然現象（地震及び津波を除く。）及び人為事象に対して，原子炉建屋原子炉棟内のフィルタ装置室に配置する等，第1表（1/4～4/4）のとおり考慮した設計とする。

なお，想定する外部事象は，「設置許可基準規則」第六条（外部からの衝撃による損傷の防止）において考慮する事象，内部溢水及び意図的な航空機衝突とする。ただし，洪水，地滑り，生物学的事象（海生生物），高潮の自然現象，並びに飛来物（航空機落下），ダムの崩壊，有毒ガス，船舶の衝突，電磁的障害の人為事象については，発電所の立地及び原子炉格納容器フィルタベント系の設置場所等により，影響を受けないことから考慮する必要はない。

第1表 原子炉格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮 (1/4)

外部事象		影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	風 (台風)	荷重 (風), 荷重 (衝突)	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、外殻となる原子炉建屋により防護する設計とする。
			屋外	風荷重による影響は竜巻影響評価で想定している風荷重の影響に包絡される。
	竜巻	荷重 (風), 荷重 (衝突), 荷重 (気圧差)	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、外殻となる原子炉建屋により防護する設計とする。
			屋外	屋外に設置するフィルタ装置出口配管は、竜巻飛来物により損傷する可能性があるが、代替設備 (代替循環冷却系) により必要な機能を維持できる設計とする。また、風荷重、気圧差により、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。
	凍結	温度	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、空調設備により環境温度が維持されていることから、外気温の影響を受け難い。
			屋外	屋外に設置するフィルタ装置出口配管は、保温等の凍結防止対策を行い、凍結し難い設計とする。また、適宜ドレン水を排出することから、排気管を閉塞することはない。
	降水	浸水	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、外殻となる原子炉建屋により防護する設計とする。
			屋外	屋外に設置するフィルタ装置出口配管は、開口部から降水が侵入し難い構造にすることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。


第1表 原子炉格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮 (2/4)

外部事象		影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	積雪	荷重 (堆積)	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、外殻となる原子炉建屋により防護する設計とする。
			屋外	屋外に設置するフィルタ装置出口配管は、雪が積もりにくい形状であり、必要な機能が損なわれるおそれはない。
	落雷	雷サージによる電気・計装設備の損傷	屋内及び屋外	避雷設備を設置するとともに、構内接地網を布設することにより、接地抵抗の低減や雷撃に伴う構内接地系の電位分布の平坦化を図ることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。
	火山の影響	荷重, 閉塞, 腐食	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、外殻となる原子炉建屋により防護する設計とする。
			屋外	屋外に設置するフィルタ装置出口配管は、降下火砕物が積もりにくい形状であり、必要な機能が損なわれるおそれはない。また、開口部から降下火砕物が侵入し難い構造とすることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。 化学的影響 (腐食) 防止のため、屋外に敷設されるステンレス鋼配管の外面には樹脂系塗料を塗装する。

第1表 原子炉格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮 (3/4)

外部事象		影響モード	設置場所	設計方針
自然現象	生物学的事象	電氣的影響 (げっ歯類(ネズミ等)によるケーブル類の損傷)	屋内	原子炉建屋内に設置する部位については、外殻となる原子炉建屋により防護する設計とする。
			屋外	屋外に設置するフィルタ装置出口配管は、開口部から小動物が侵入し難い構造にすることにより、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。
	森林火災	温度, 閉塞	屋内及び屋外	機器を内包する原子炉建屋及び屋外に設置される機器は、防火帯の内側に配置することで、必要な機能が損なわれるおそれがない設計とする。
人為事象	爆発	衝突, 爆風圧	屋内及び屋外	近隣の産業施設等, 発電所敷地外 10km 以内の危険物貯蔵施設又は発電所敷地外道路を通行する燃料輸送車両の爆発による爆風圧及び飛来物の影響に対し、離隔距離を確保することにより影響はない。
	近隣工場等の火災	温度	屋内及び屋外	敷地内の危険物貯蔵施設の火災に対し、離隔距離を確保することにより影響はない。

第1表 原子炉格納容器フィルタベント系の外部事象に対する考慮 (4/4)

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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## 排水設備（自主対策設備）について

### 1. 設置目的

排水設備は、フィルタ装置使用後の保管のため、フィルタ装置内のスクラバ溶液をサプレッションチェンバへ移送するために設置する。

なお、以下の場合にも使用する。

- ・万一、放射性物質を含むスクラバ溶液がフィルタ装置室に漏えいした場合に、漏えい水をサプレッションチェンバに移送する。また、放射性物質を含まない場合はサプレッションチェンバ以外に移送する。
- ・万一、ベント開始後にフィルタ装置内のスクラバ溶液が上限水位となった場合に、スクラバ溶液をサプレッションチェンバに移送し、水位を低下させる。

### 2. 設備の概要

フィルタ装置からのスクラバ溶液の排水及び漏えい水の移送は、原子炉格納容器圧力が約  kPa[gage] 以下の場合に、排水設備に設置する弁を開操作することにより、ポンプを用いることなく、自重によってフィルタ装置室から移送できる設計とする。

排水設備の概要を第 1 図に、配管ルート図を第 2 図～第 4 図に示す。

### 3. 排水設備の位置付け

排水設備は、原子炉設置変更許可申請書添付書類十追補において以下の理由から自主対策設備として位置付けている。

- ・原子炉格納容器フィルタベント系を使用する際に、蒸気凝縮によりスクラバ溶液が上昇しても機能喪失しない設計としており、フィルタ装置の排水は不要であるが、原子炉格納容器フィルタベント系使用後において、放射性物質を含むスクラバ溶液をサプレッションチェンバに移送することができることから、放射性物質低減対策として有効である。

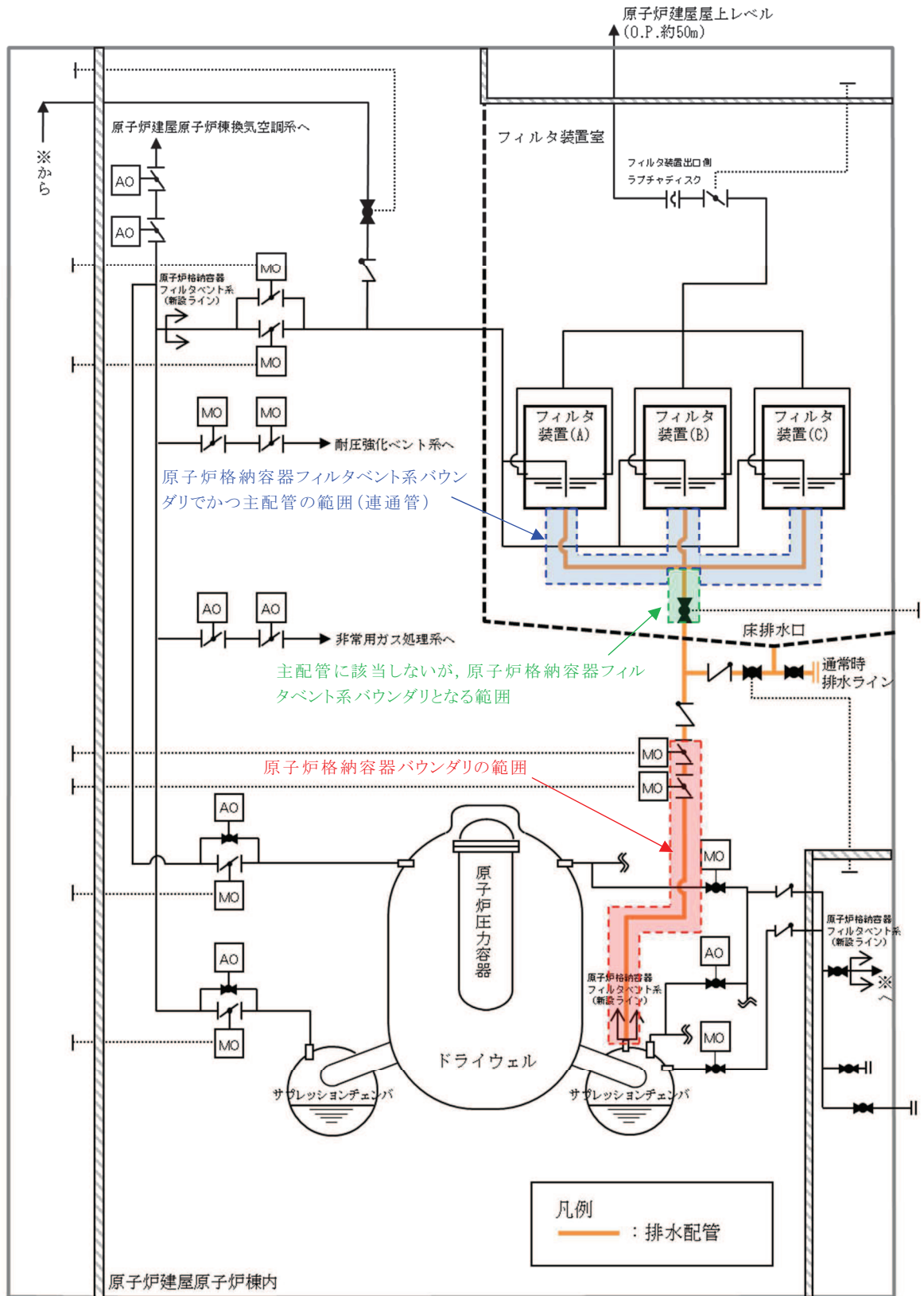
なお、原子炉格納容器フィルタベント系の隔離弁、可搬型窒素ガス供給装置、給水設備（大容量送水ポンプ（タイプ I））、給水設備（薬液補給装置）及び排水設備について、有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」における使用想定を第 5 図に示す。給水設備（薬液補給装置）及び排水設備の排水機能は、原子炉格納容器の破損及び原子炉格納容器内の水素による爆発を防止する機能に直接関係せず、安定状態の維持を目的として使用することから、自主対策設備として位置付けている。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



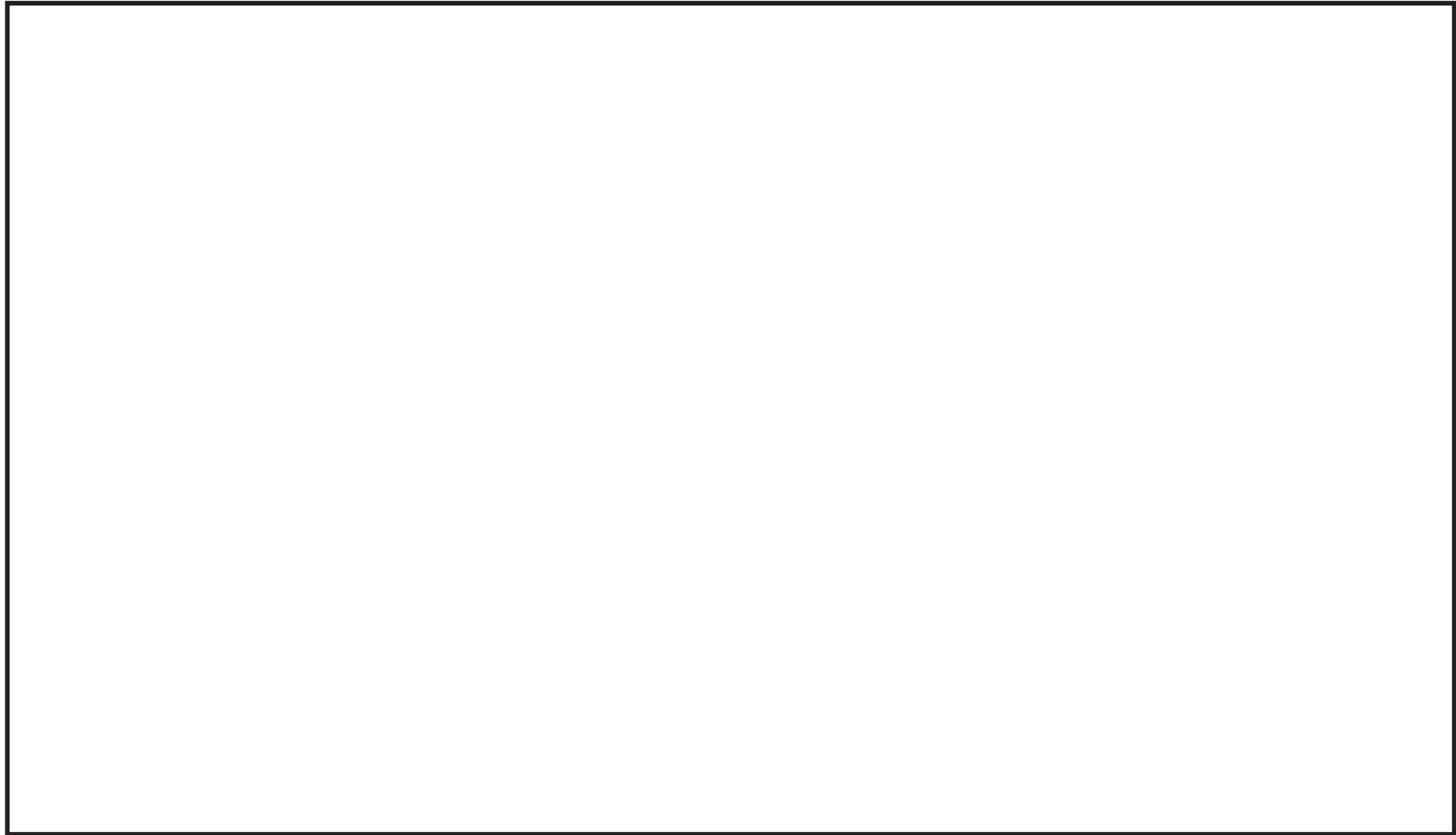
排水設備のうち、原子炉格納容器フィルタベント系のバウンダリとなる重大事故等対処設備の範囲を第 1 図及び第 2 図に示す。ここで、フィルタ装置連通管から分岐した後、止め弁までの範囲（図中に緑色で示す範囲）は、主たる機能を果たすために本流が流れる配管ではないため当該系統の主配管にはならないが、当該系統のバウンダリとなることから、技術基準規則第 55 条（材料及び構造）に適合するように設計する。

また、排水設備のうち、原子炉格納容器バウンダリとなる範囲（第 1 図及び第 4 図に示す、サブプレッションチェンバ貫通部から 2 個目の隔離弁までの範囲）は、添付書類「VI-1-8-1 原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」に示す設計条件を満足するように設計する。



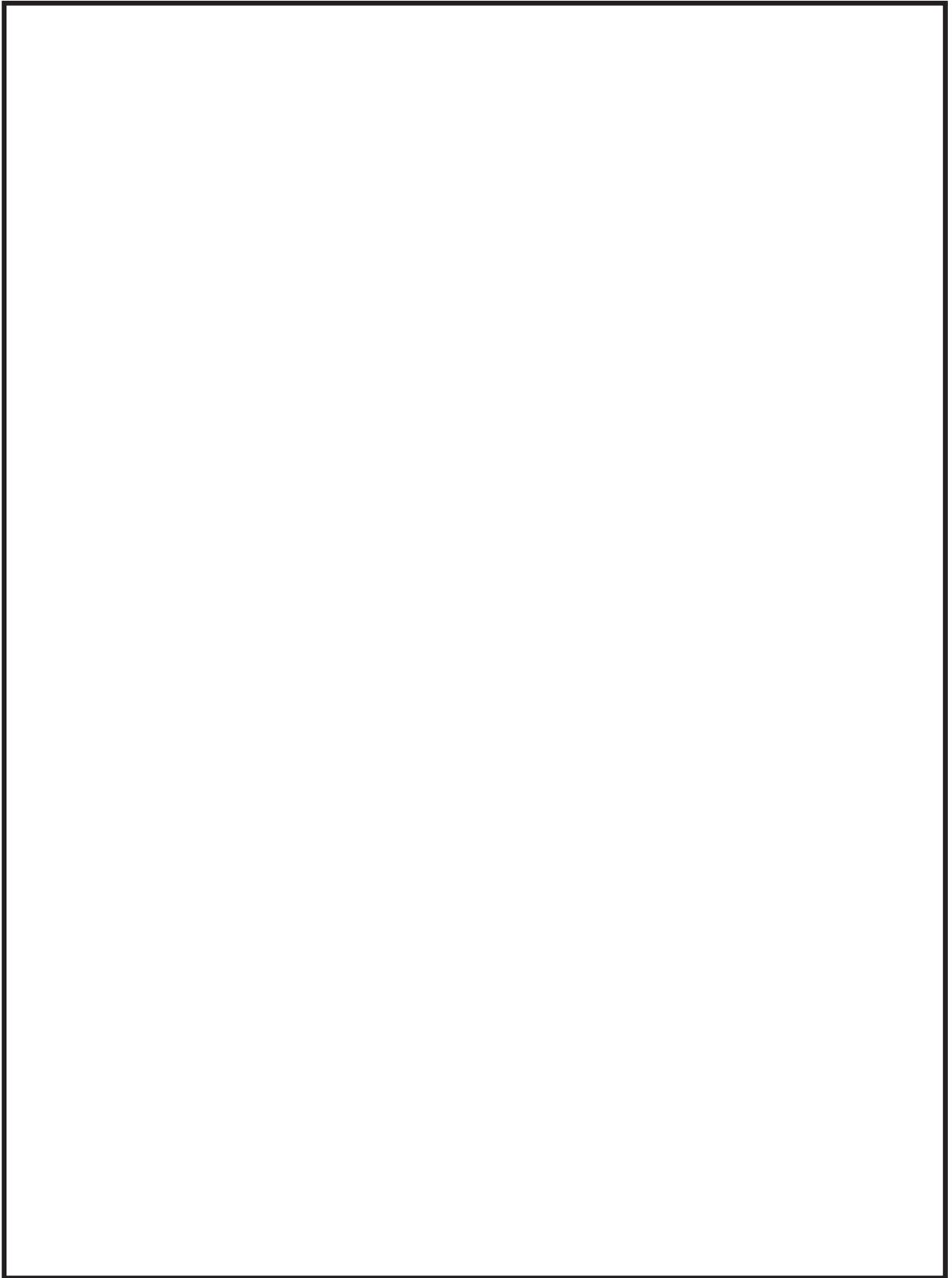
原子炉建屋

第1図 排水設備（自主対策設備）概要図



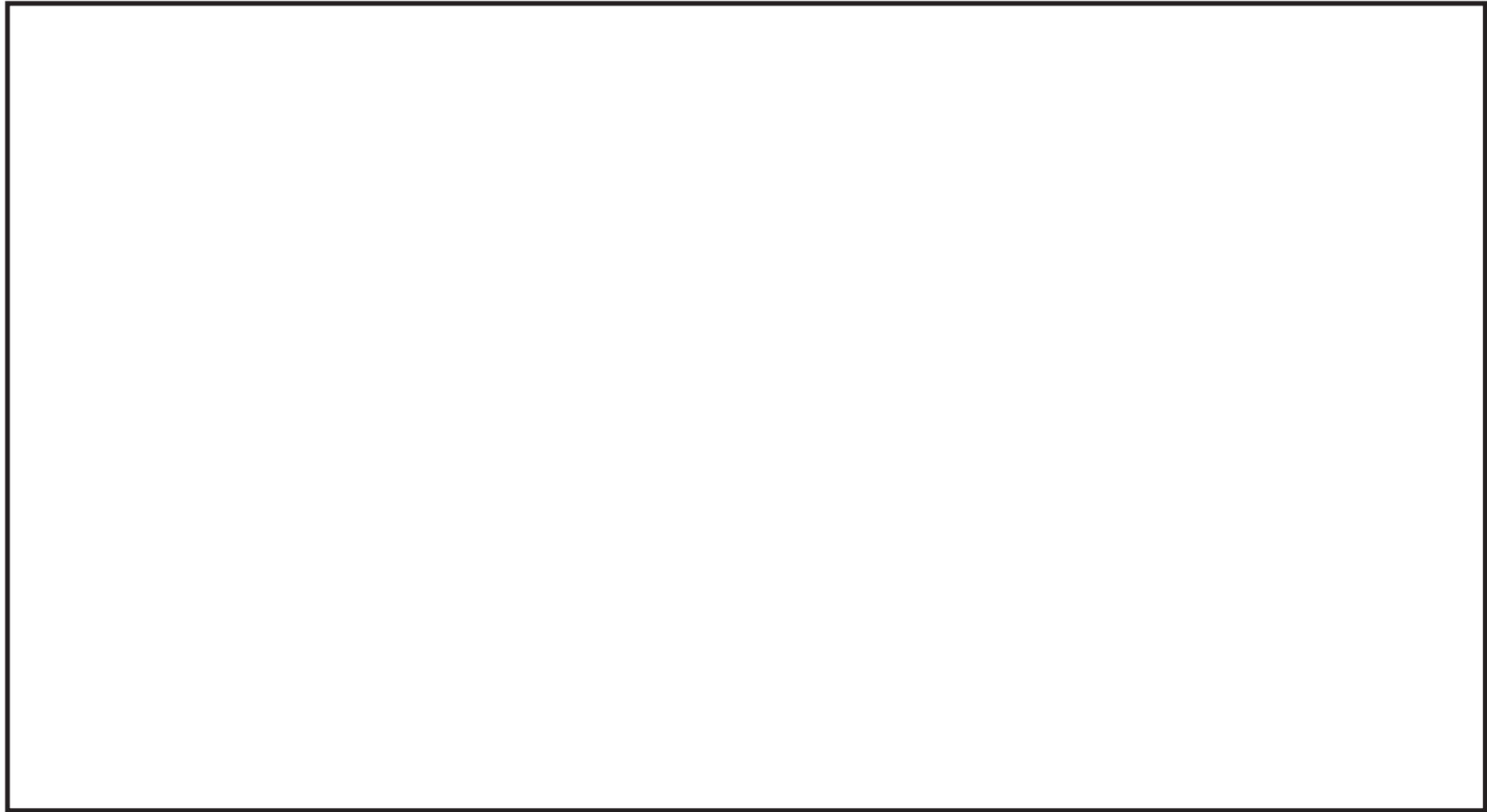
第 2 図 排水設備（自主対策設備） 配管ルート図（1/3）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



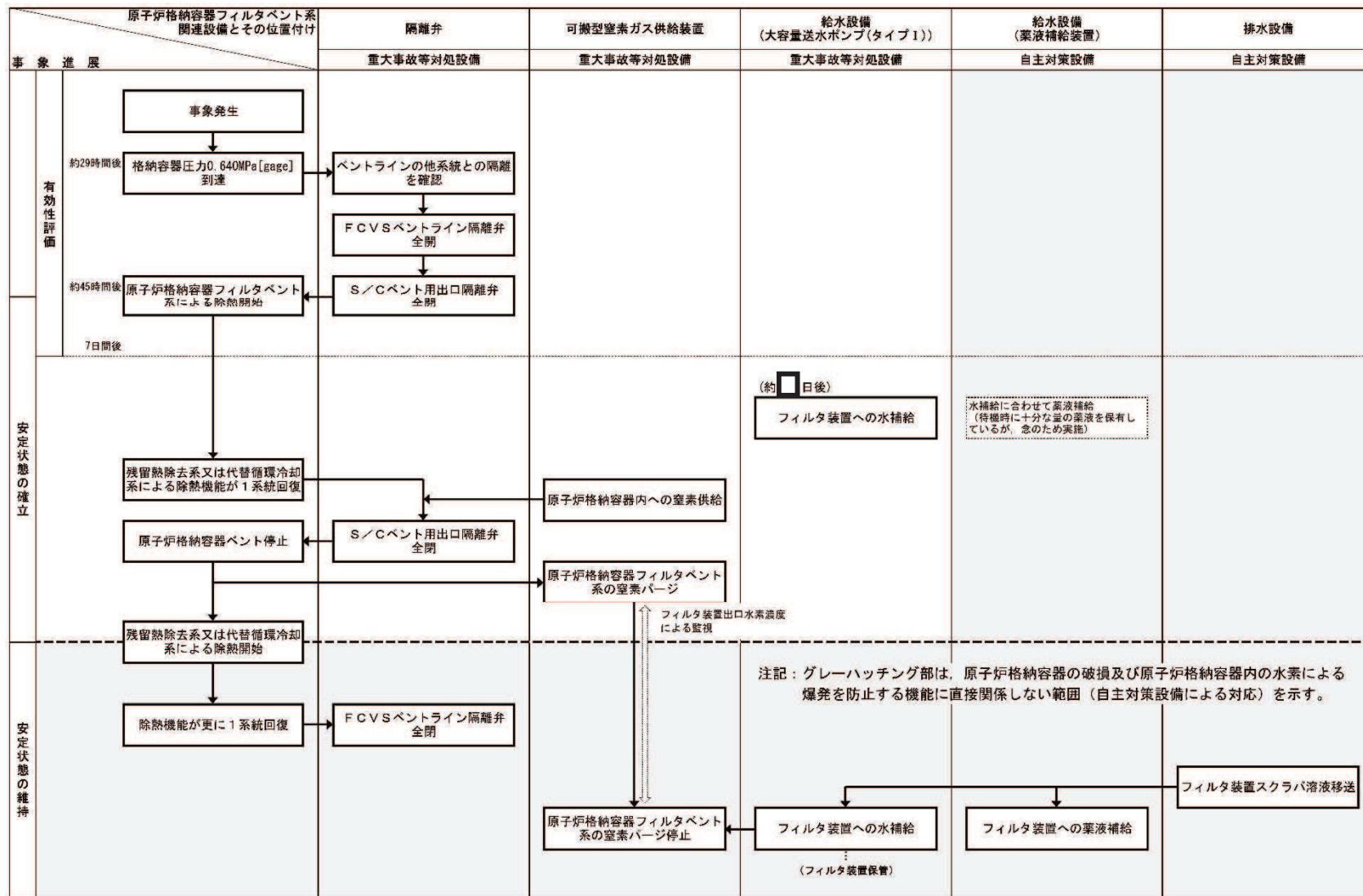
第 3 図 排水設備（自主対策設備） 配管ルート図（2/3）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 4 図 排水設備（自主対策設備） 配管ルート図（3/3）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第5図 原子炉格納容器フィルタベント系関連設備の使用想定概略図(雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）  
（代替循環冷却系を使用できない場合）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

枝管に対する混合ガスの蓄積評価について

## 1. はじめに

主ラインから分岐する配管のうち上向き及び斜め上向き枝管については，主ラインの流れにより，枝管内に換気流れが発生する。この換気流れが枝管内へ侵入することが可能な深さは，(一社)日本原子力技術協会により制定された「BWR 配管における混合ガス(水素・酸素)蓄積防止に関するガイドライン(第3版)」(以下「ガイドライン」という。)において，枝管内の流速より求められる Re 数に対応した換気限界長さとして規定される。枝管の長さと同径から求める不燃限界長さ(L/D)が換気限界長さ以下であれば，換気流れによって混合ガスは枝管内から排出され，蓄積しないと評価される。

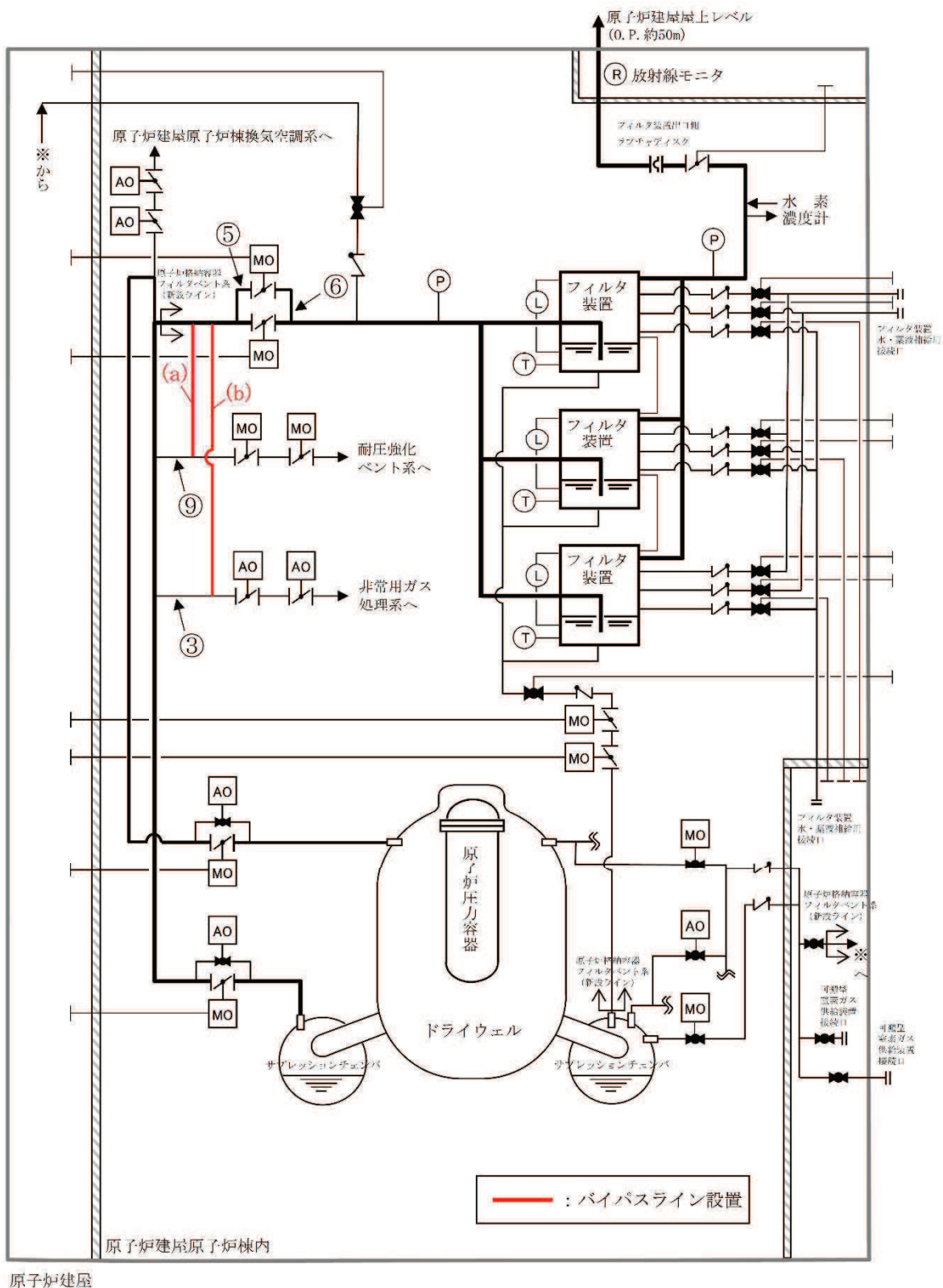
原子炉格納容器フィルタベント系の主ラインから分岐する配管のうち上向き又は斜め上向き枝管は以下の4ヶ所である。

- ③ 非常用ガス処理系ライン
- ⑤ 原子炉格納容器フィルタベント系ベントライン隔離弁(B)(上流側)
- ⑥ 原子炉格納容器フィルタベント系ベントライン隔離弁(B)(下流側)
- ⑨ 耐圧強化ベント系ライン

注記：各ラインの番号は「別紙1 可燃性ガスの爆発防止対策について」の表1-1及び図1-4に対応している。

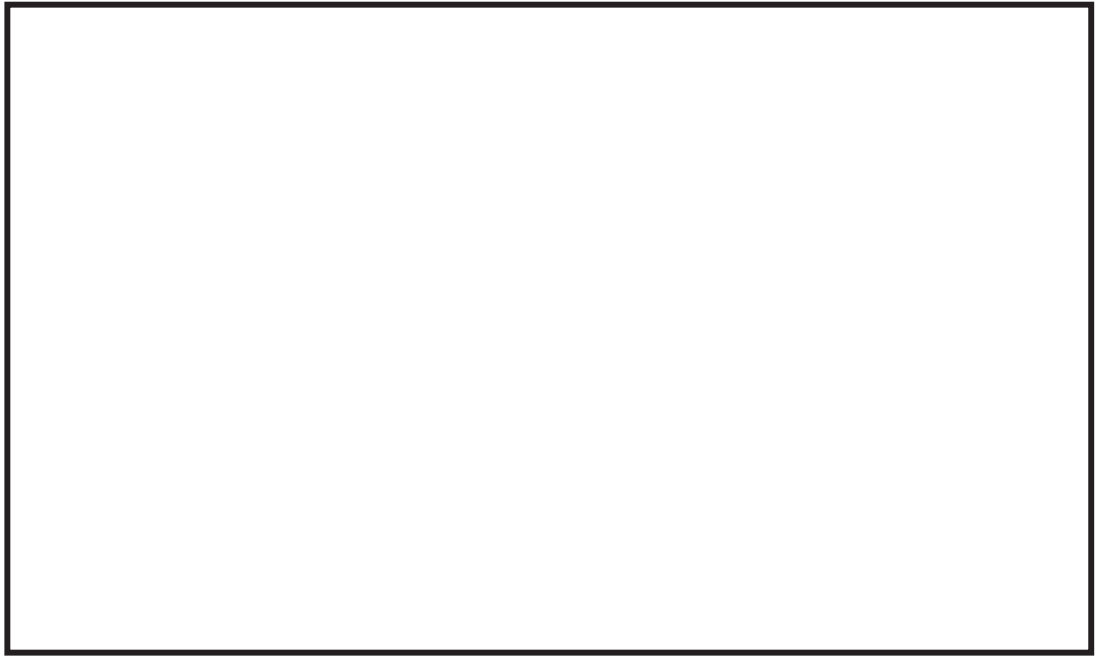
当該部の系統概要図上の位置及び配管ルートを第1図～第3図に示す。

上記4ヶ所の枝管に対して，ガイドラインの評価方法に従い，不燃限界長さ(L/D)及び換気限界長さを求め，両者を比較することで混合ガスの蓄積可能性について評価する。

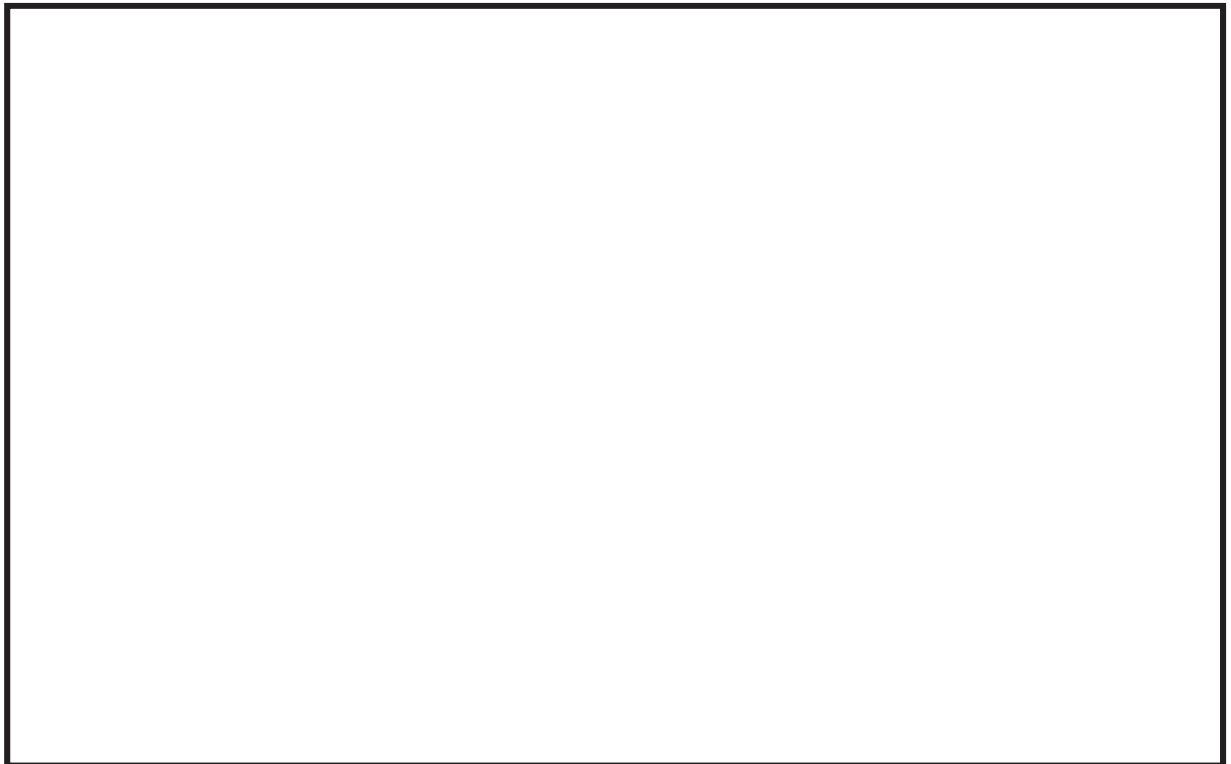


第1図 系統概要図





第 2 図 配管ルート図 (⑤及び⑥)



第 3 図 配管ルート図 (③及び⑨)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## 2. 評価内容

### 2.1 不燃限界長さ(L/D)

不燃限界長さ(L/D)は、枝管長さ(L)を枝管内径(D)で除することによって規格化したパラメータである。第1表に、主ラインから分岐する枝管の閉止端までの長さとお口径及び不燃限界長さ(L/D)を示す。

第1表 主ラインから分岐する枝管の閉止端までの長さとお口径及び不燃限界長さ(L/D)

	分岐箇所	配管分岐方向	枝管長さ L (m)	枝管内径 D (m)	不燃限界長さ (L/D) (-)
③	非常用ガス処理系ライン	上*1	7.653	0.2979	25.69
⑤	FCVS ベントライン隔離弁(B) (上流側)	斜上	2.405	0.3810	6.32
⑥	FCVS ベントライン隔離弁(B) (下流側)	斜上	2.910	0.3810	7.64
⑨	耐圧強化ベント系ライン	上*1	27.952	0.2979	93.84

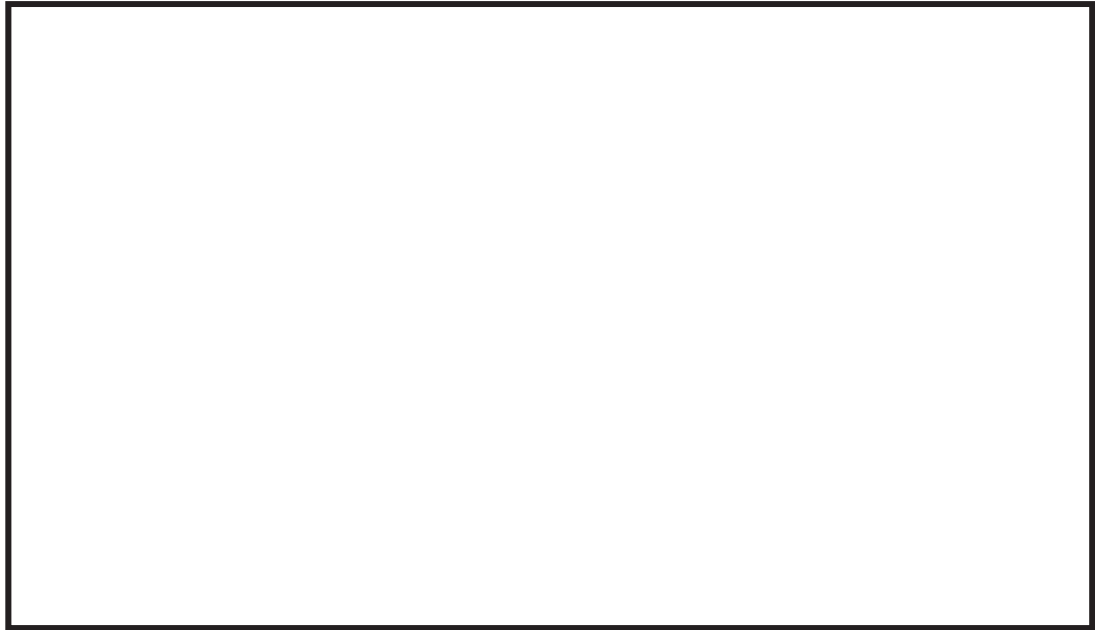
注記\*1：分岐方向は水平であるが、分岐直後に上向きとなる。

### 2.2 換気限界長さ

換気限界長さは、枝管内の換気流れにより混合ガスが排出され蓄積しないと判定される換気領域のしきい値であり、第4図に示すガイドラインの解説図3.3-7から枝管Re数に応じた換気限界長さが求められる。第4図は枝管Re数、主ラインと枝管の口径比等をパラメータとして実施した複数の解析結果を包絡するように設定されたグラフであり、また、本評価においては、グラフから読み取った値より小さい整数とすることで、換気限界長さを保守的に設定している。

枝管の流速と枝管Re数及び換気限界長さを第2表に示す。ここで、枝管Re数は、原子炉格納容器フィルタベント系の想定運転範囲(原子炉格納容器圧力  kPa[abs] ~ 955kPa[abs])のうち最も流速が低くなる  kPa[abs]時の配管流速により設定した。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 4 図 換気限界長さ(出典：BWR 配管における混合ガス(水素・酸素)蓄積防止に関するガイドライン (第 3 版) 解説図 3.3-7)

第 2 表 主ラインから分岐する配管の流速と Re 数及び換気限界長さ

	分岐箇所	流速 (m/s)	枝管 Re 数 (-)	換気限界*1 長さ (-)
③	非常用ガス処理系ライン			5
⑤	FCVS ベントライン隔離弁(B) (上流側)			8
⑥	FCVS ベントライン隔離弁(B) (下流側)			8
⑨	耐圧強化ベント系ライン			5

注記\*1：枝管 Re 数を第 4 図にプロットして読み取った値となるが，保守性を持たせたいので整数とした。

### 2.3 評価

2.1 項で求めた不燃限界長さと 2.2 項で求めた換気限界長さの比較を第 3 表に示す。

主ラインから斜め上向きの配置となっている⑤及び⑥の枝管は，主ラインからの換気流れにより混合ガスは枝管内から排出され蓄積しない。

一方，主ラインから上向きの配置となっている③及び⑨の枝管は，混合ガスが蓄積する可能性があるため，第 3 図に示す位置にバイパスラインを設置する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第3表 主ラインから分岐する配管の不燃限界長さ(L/D)と換気限界長さの比較

	分岐箇所	不燃限界長さ (L/D) (-)	換気限界長さ (-)	評価
③	非常用ガス処理系ライン	25.69	5	×
⑤	FCVS ベントライン隔離弁(B)(上流側)	6.32	8	○
⑥	FCVS ベントライン隔離弁(B)(下流側)	7.64	8	○
⑨	耐圧強化ベント系ライン	93.84	5	×

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-08-0370-3_改1

補足-370-3 ベント実施に伴う作業等の作業員の  
被ばく評価について

## 目次

補足1	原子炉格納容器漏えい率の設定について……………	補足1-1
補足2	原子炉格納容器内での除去効果について……………	補足2-1
補足3	原子炉格納容器内における無機よう素の自然沈着効果について……………	補足3-1
補足4	サプレッションプールでのスクラビングによる除去効果（無機よう素） について……………	補足4-1
補足5	原子炉格納容器外への核分裂生成物の放出割合の設定について……………	補足5-1
補足6	地表面への沈着速度の設定について……………	補足6-1
補足7	有機よう素の乾性沈着速度について……………	補足7-1
補足8	エアロゾルの乾性沈着速度について……………	補足8-1
補足9	実効放出継続時間の設定について……………	補足9-1
補足10	ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価で考慮している 線源の選定について……………	補足10-1
補足11	気象資料の代表性について……………	補足11-1
補足12	原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線， グランド シャインガンマ線評価モデルについて……………	補足12-1
補足13	ベント弁開操作時の作業員の被ばく評価における評価条件について…	補足13-1
補足14	ベント実施に伴う現場作業の作業員の被ばく評価について……………	補足14-1
補足15	重大事故等時におけるフィルタ装置室の遮蔽の熱除去の評価について	補足15-1

原子炉格納容器漏えい率の設定について

原子炉格納容器からの原子炉建屋への漏えい率は、MAAP 内で模擬した漏えい孔の等価漏えい面積及び原子炉格納容器の圧力に応じて設定している。

模擬する漏えい孔の等価漏えい面積は、以下に示す原子炉格納容器圧力が 1Pd 以下の場合、1Pd～1.5Pd の場合及び 1.5Pd～2Pd の場合の 3 種類を設定する。

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

(1) 原子炉格納容器圧力が 1Pd 以下の場合

原子炉格納容器圧力が 1Pd 以下の場合、427kPa[gage]で 0.9%/日となる等価漏えい面積（ドライウエル及びウェットウエルの総面積は約  $5 \times 10^{-6} \text{m}^2$ ）を設定し、MAAP 内で圧力に応じた漏えい量を評価している。

427kPa[gage]での 0.9%/日の設定は AEC の評価式及び GE の評価式によって評価した漏えい率の結果を基にさらに保守的な値を設定した。

(2) 原子炉格納容器圧力が 1Pd～1.5Pd の場合

原子炉格納容器圧力が 1Pd～1.5Pd の場合、640kPa[gage]で 1.1%/日となる等価漏えい面積（ドライウエル及びウェットウエルの総面積は約  $6 \times 10^{-6} \text{m}^2$ ）を設定し、MAAP 内で圧力に応じた漏えい量を評価している。

640kPa[gage]での 1.1%/日の設定は AEC の評価式及び GE の評価式によって評価した漏えい率の結果を基にさらに保守的な値を設定した。

(3) 原子炉格納容器圧力が 1.5Pd～2Pd 場合

原子炉格納容器圧力が 1.5Pd～2Pd の場合、854kPa[gage]で 1.3%/日となる等価漏えい面積（ドライウエル及びウェットウエルの総面積は約  $7 \times 10^{-6} \text{m}^2$ ）を設定し、MAAP 内で圧力に応じた漏えい量を評価している。

854kPa[gage]での 1.3%/日の設定は AEC の評価式及び GE の評価式によって評価した漏えい率の結果を基にさらに保守的な値を設定した。

○AEC の評価式\*1

<原子炉格納容器圧力が 1Pd の場合>

$$L = L_0 \sqrt{\frac{(P_t - P_a) \times R_t \times T_t}{(P_d - P_a) \times R_d \times T_d}} = 0.873\%$$

L : 事故時の原子炉格納容器漏えい率

L<sub>0</sub> : 設計漏えい率(圧力 Pd に対して(ここでは 0.9 Pd)) 【0.5 %/日】

Pt	事故時の原子炉格納容器内圧力	【528 kPa [abs]】
Pd	設計圧力	【485 kPa [abs]】
Pa	原子炉格納容器外の圧力	【101.325 kPa [abs]】
Rt	事故時の気体定数*2	【487.4 J/Kg・K】
Rd	空気の気体定数	【287 J/Kg・K】
Tt	事故時の原子炉格納容器内温度	【473.15 K】
Td	設計原子炉格納容器内温度 漏えい試験時の温度 (20 °C)	【293.15 K】

<原子炉格納容器圧力が 1.5Pd の場合>

$$L = L_0 \sqrt{\frac{(P_t - P_a) \times R_t \times T_t}{(P_d - P_a) \times R_d \times T_d}} = 1.069\%$$

L	事故時の原子炉格納容器漏えい率	
Pt	事故時の原子炉格納容器内圧力	【741 kPa [abs]】
Rt	事故時の気体定数*2	【487.4 J/Kg・K】
Tt	事故時の原子炉格納容器内温度	【473.15 K】

<原子炉格納容器圧力が 2Pd の場合>

$$L = L_0 \sqrt{\frac{(P_t - P_a) \times R_t \times T_t}{(P_d - P_a) \times R_d \times T_d}} = 1.235\%$$

L	事故時の原子炉格納容器漏えい率	
Pt	事故時の原子炉格納容器内圧力	【955 kPa [abs]】
Rt	事故時の気体定数*2	【487.4 J/Kg・K】
Tt	事故時の原子炉格納容器内温度	【473.15 K】

注記\*1:United States Atomic Energy Commission report "reactor containment leakage testing and surveillance requirements" USAEC technical safety guide, Dec. 1966

\*2:事故時の気体定数は水素(2.016):窒素(28.01):水蒸気(18.02)のガス組成 16%:16%:68%より計算している。AEC の評価式が事故時の気体定数に依存し、水素等のように気体定数が小さい気体の割合が大きい場合に漏えい率が高くなるため、燃料有効部被覆管が全てジルコニウム-水反応した場合の水素量発生(約990kg)を考慮して設定した。



○GE の評価式 (General Electric 社の漏えいモデル式)

< 原子炉格納容器圧力が 1Pd の場合 >

$$L = L_0 \frac{\sqrt{1 - \left(\frac{P_a}{P_t}\right)^2}}{\sqrt{1 - \left(\frac{P_a}{P_d}\right)^2}} = 0.502\%$$

- L : 事故時の原子炉格納容器漏えい率  
L<sub>0</sub> : 設計漏えい率(圧力 Pd に対して(ここでは 0.9 Pd)) 【0.5 %/日】  
P<sub>t</sub> : 事故時の原子炉格納容器内圧力 【528 kPa [abs]】  
P<sub>d</sub> : 設計圧力 【485 kPa [abs]】  
P<sub>a</sub> : 原子炉格納容器外の圧力 【101.325 kPa [abs]】

< 原子炉格納容器圧力が 1.5Pd の場合 >

$$L = L_0 \frac{\sqrt{1 - \left(\frac{P_a}{P_t}\right)^2}}{\sqrt{1 - \left(\frac{P_a}{P_d}\right)^2}} = 0.506\%$$

- L : 事故時の原子炉格納容器漏えい率  
P<sub>t</sub> : 事故時の原子炉格納容器内圧力 【741 kPa [abs]】

< 原子炉格納容器圧力が 2Pd の場合 >

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

- L : 事故時の原子炉格納容器漏えい率  
P<sub>t</sub> : 事故時の原子炉格納容器内圧力 【955 kPa [abs]】

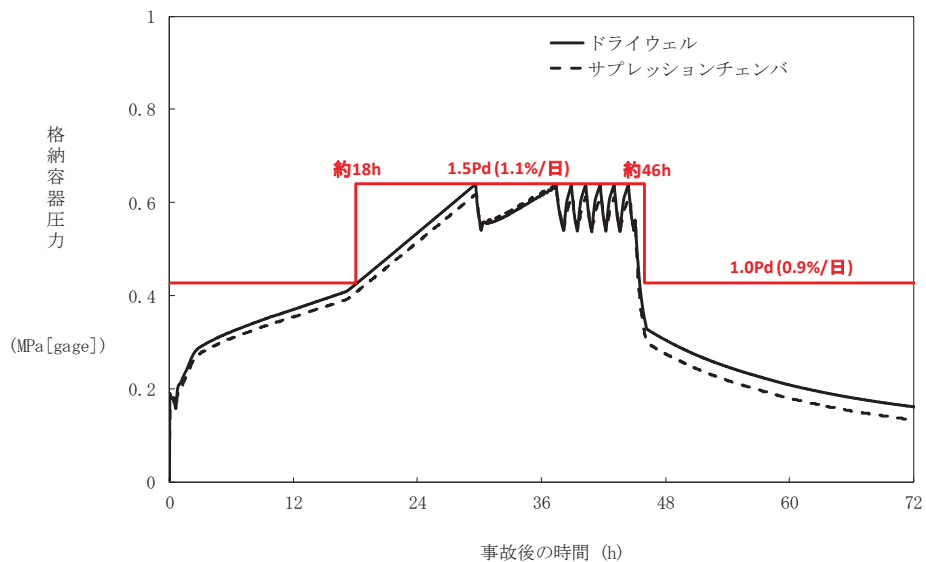
(4) 無機よう素及び有機よう素の原子炉格納容器漏えい率

a. 無機よう素

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

漏えい率の設定に当たっては、第 1 図のとおり MAAP 解析結果による原子炉格納容器圧力を包絡した原子炉格納容器圧力を設定し、その原子炉格納容器圧力に対する漏えい率を設定している。

このように設定した漏えい率は、1.0Pd 以下で 0.9%/日、1.0Pd～1.5Pd で 1.1%/日、1.5Pd 超過で 1.3%/日を一律に与えるものであり、MAAP 解析における漏えい率を包絡した保守的な設定であると考えられる。



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

b. 有機よう素

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

原子炉格納容器内での除去効果について

MAAP におけるエアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果として、沈着、サプレッションプールでのスクラビング及びドライウェルスプレイを考慮している。また、沈着については、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、核分裂生成物（以下「FP」という。）ガス凝縮/再蒸発で構成される。（「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」の「第 5 部 MAAP」（抜粋）参照）

「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」の  
「第 5 部 MAAP」（抜粋）

(2) FP の状態変化・輸送モデル

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

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

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

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

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

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

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

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

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

5-66

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

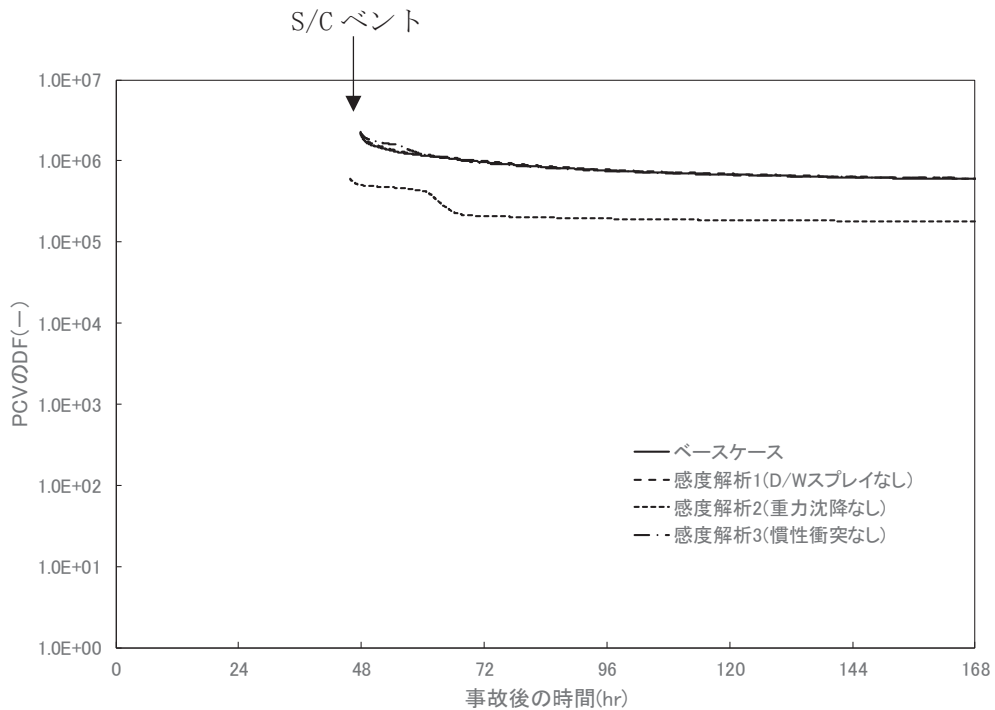
エアロゾルのプール水によるスクラビング現象による除去効果の取り扱いに関しては，スクラビングによる除染係数(DF)を設定し，エアロゾル除去効果が計算される。DFの値は，クエンチャ，垂直ベント，水平ベントの3つの種類のスクラビング機器に対し，詳細コード SUPRA<sup>[9]</sup>を用いて，圧力，プール水深，キャリアガス中の水蒸気質量割合，プール水のサブクール度及びエアロゾル粒子径をパラメータとして評価した結果を内蔵しており，これらのデータから求める。

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

(1) 沈着及びドライウェルスプレイによる除去効果

沈着及びドライウェルスプレイによる除去効果を確認するため、感度解析を行った。感度解析結果を第1図に示す。なお、感度解析では、MAAPで考慮しているエアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果を確認するため、エアロゾル核種であるCsIを代表させ、以下の式により原子炉格納容器内の除去効果を算出している。

原子炉格納容器内 DF = 原子炉格納容器内への CsI 放出割合 / ベントラインから大気への CsI 放出割合



第1図 エアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果（感度解析結果）

第1図より、全除去効果を考慮したベースケースにおけるDFとの比較から、重力沈降のDFは10程度であることがわかる。これより、エアロゾルに対する原子炉格納容器内の除去効果は重力沈降の影響が大きいと考える。

(2) サプレッションプールでのスクラビングによる除去効果

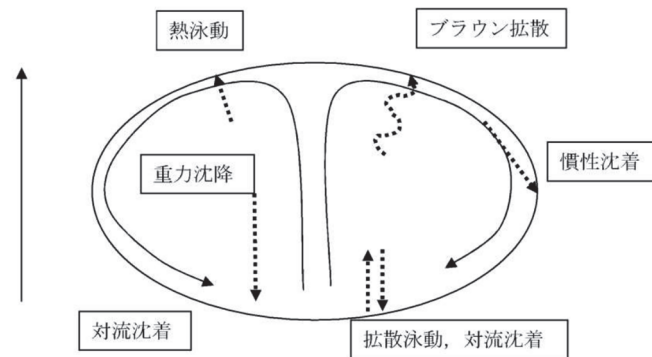
(a) スクラビング効果について

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

(b) MAAP 解析上の扱いについて

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

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



第 2 図 スクラビングによるエアロゾル捕集効果

(c) SUPRA コードによる計算結果と実験結果の比較について

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

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

また、粒径   $\mu\text{m}$  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した第 7 図及び第 9 図では、SUPRA コードによる計算結果は実験結果より概ね小さい傾向となる DF 値を示すことが確認できる。

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

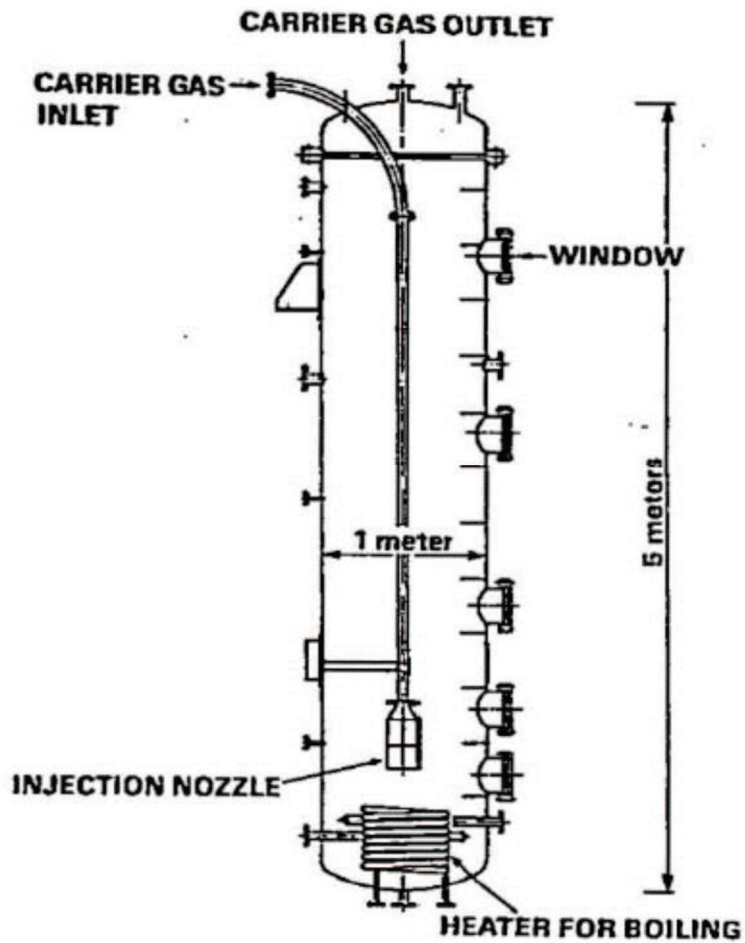
注記\*1: 共同研究報告書「放射能放出低減装置に関する開発研究」(PHASE2) 最終報告書  
平成 5 年 3 月

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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

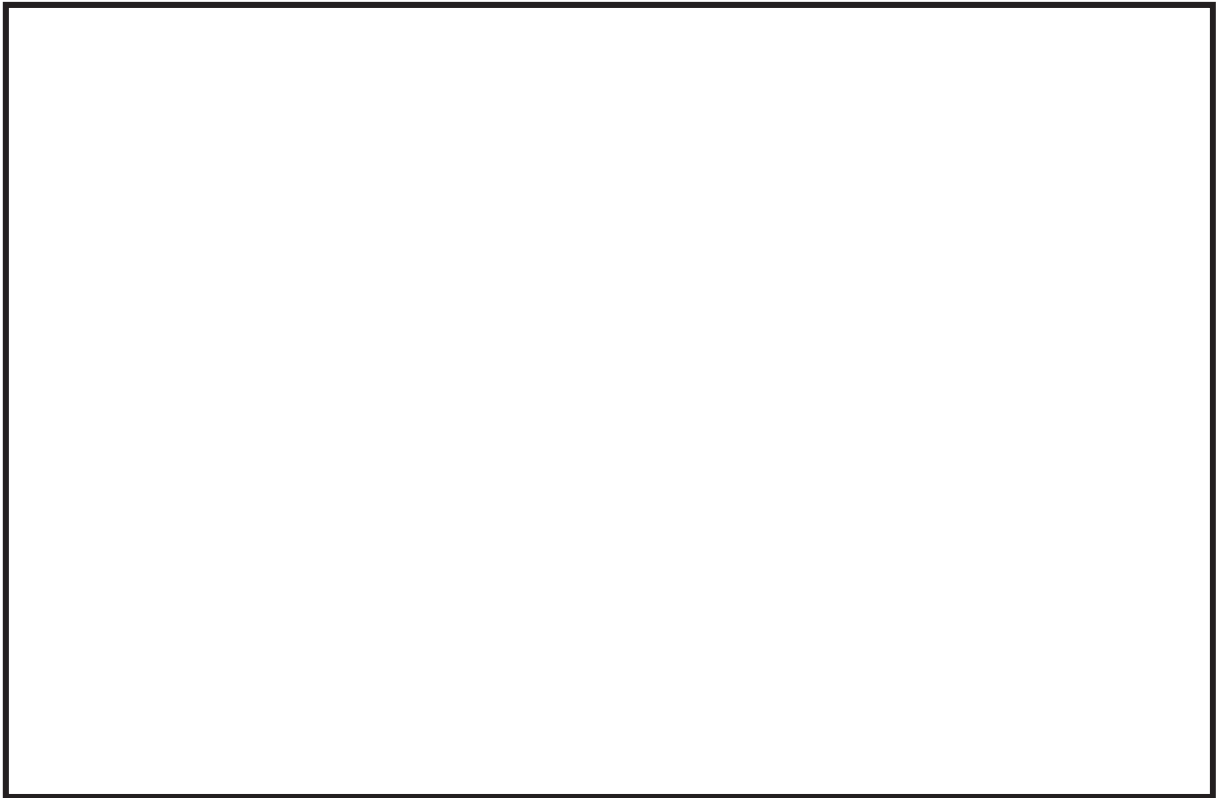
第1表 試験条件

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

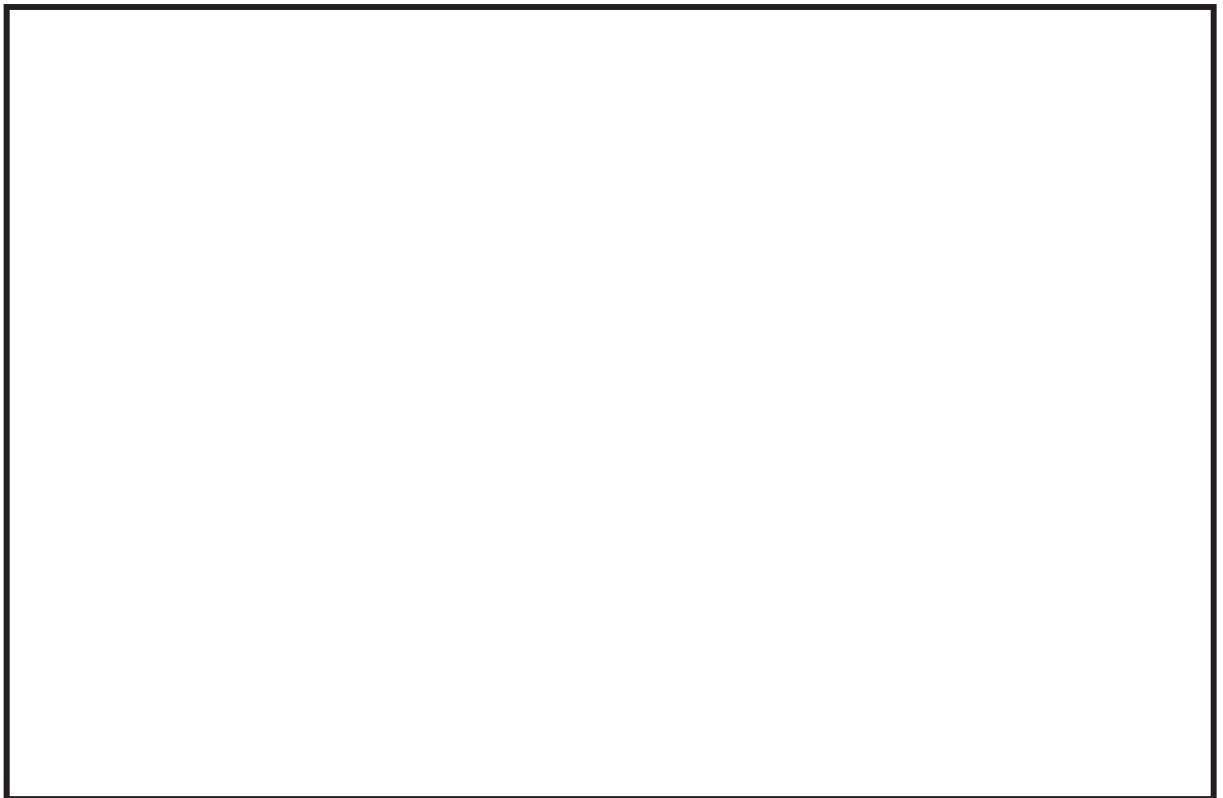


第3図 試験装置の概要



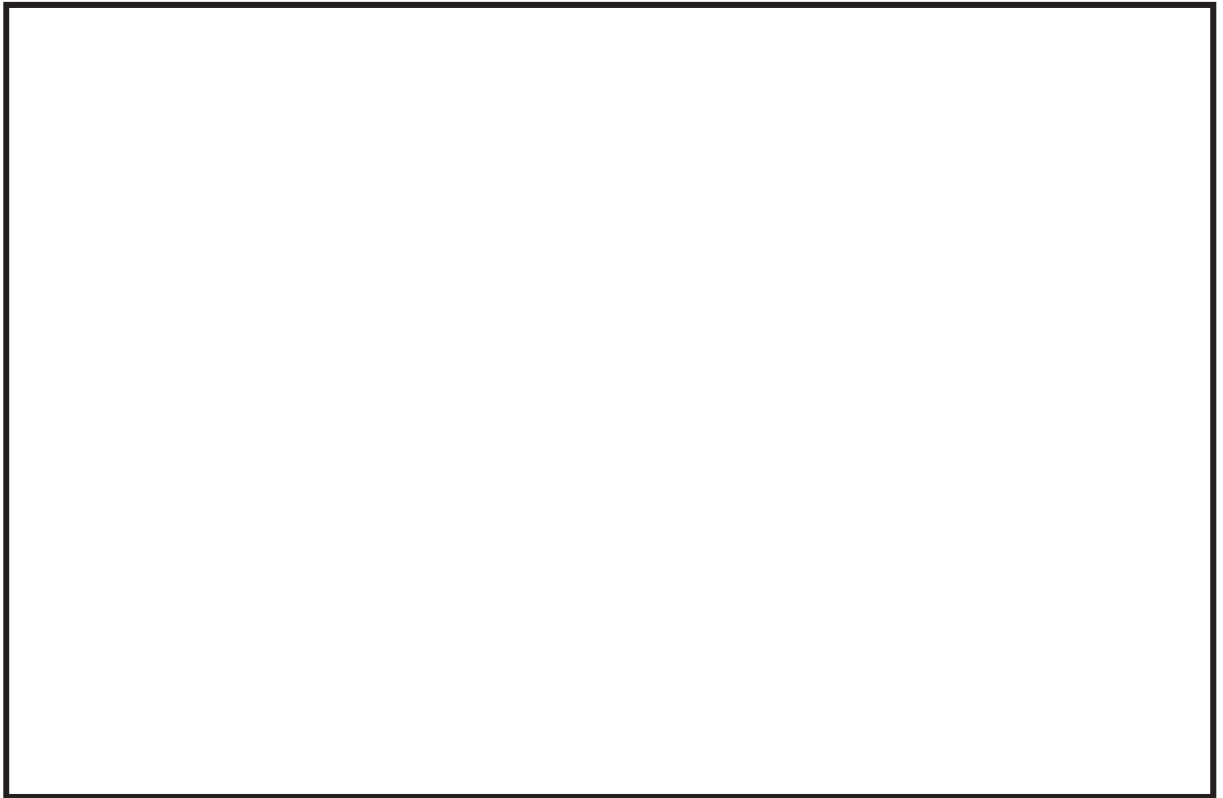


第4図 キャリアガス流量に対するDFの比較



第5図 プール水温に対するDFの比較

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

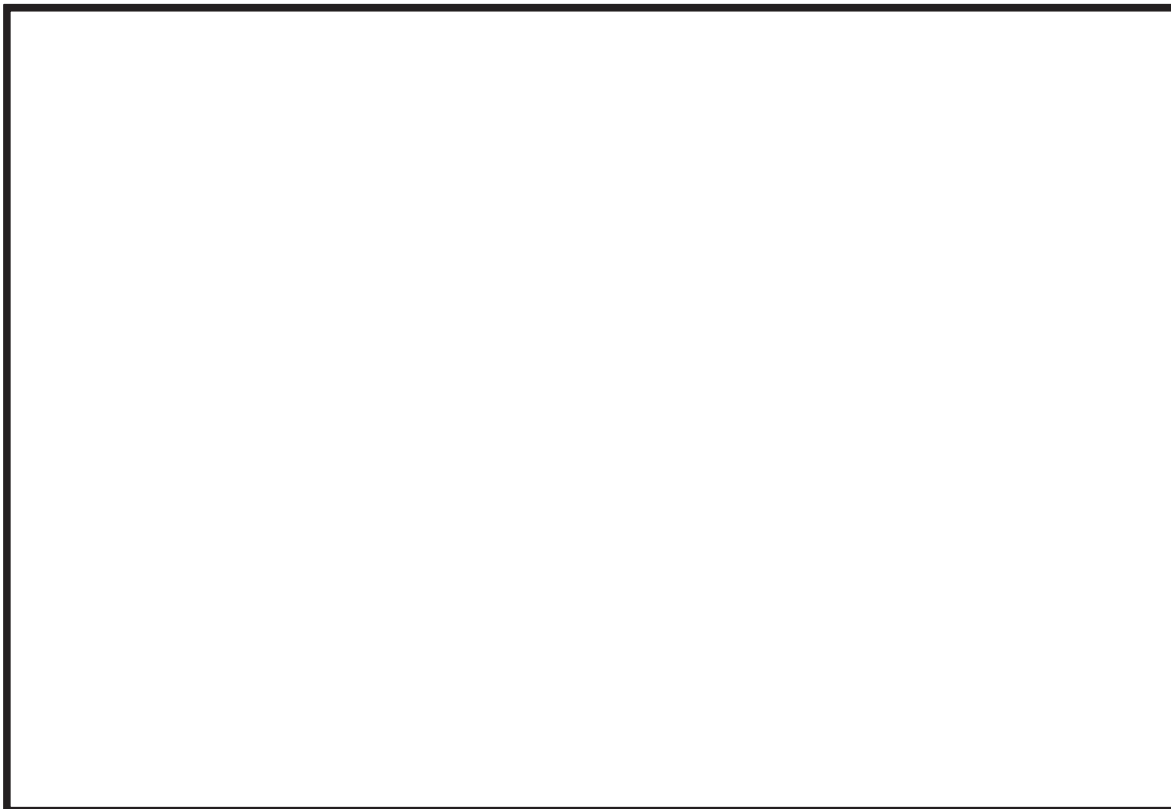


第 6 図 水蒸気割合に対する DF の比較



第 7 図 水蒸気割合に対する DF の比較（密度補正）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

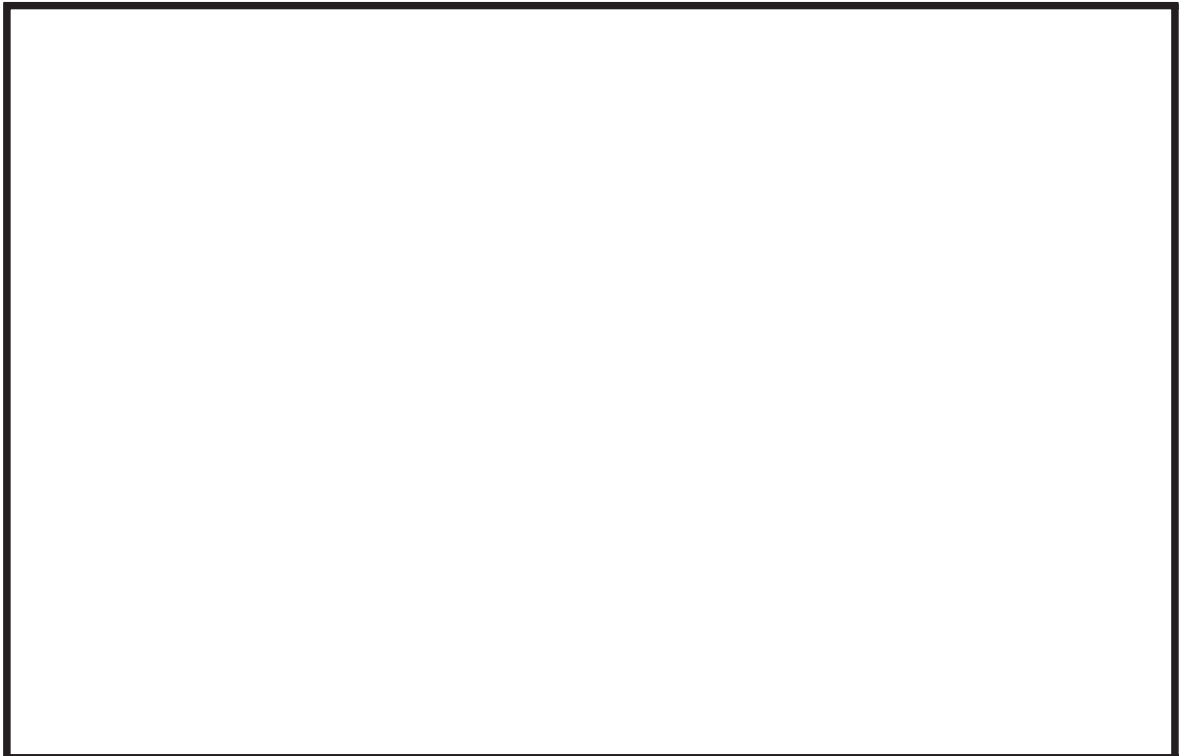


第8図 スクラビング水深に対するDFの比較



第9図 スクラビング水深に対するDFの比較（密度補正）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 10 図 ガス温度に対する DF の比較

(d) 沸騰による除去効果への影響について

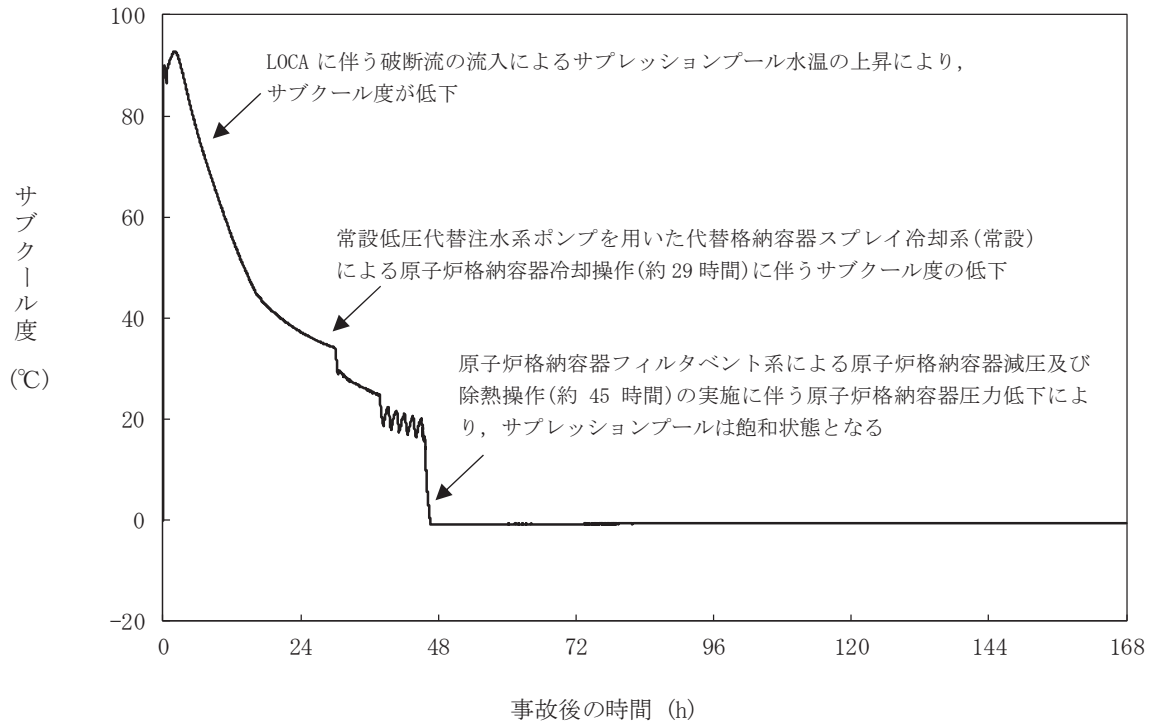
「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の代替循環冷却系を使用できない場合における事故シーケンスでは、第 11 図のとおり、原子炉格納容器フィルタベント系による原子炉格納容器除熱の実施に伴いサプレッションプールは飽和状態（沸騰状態）になるため、サプレッションプールの沸騰による除去効果への影響を確認した。MAAP 解析条件及び評価結果を第 2 表及び第 3 表に示す。なお、エアロゾルの粒径については、スクラビング前後でそれぞれ最も割合の多い粒径について除去効果への影響を確認した。その結果、第 3 表のとおり沸騰時の除去効果は非沸騰時に比べて小さいことを確認した。

ただし、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の代替循環冷却系を使用できない場合における事故シーケンスにおいて、原子炉圧力容器内の放射性物質は大破断 LOCA により生じた破断口より原子炉格納容器内気相部へ移行し、その後、重力沈降等により、大部分が原子炉格納容器内液相部へ移行することになるが、第 12 図のとおり、MAAP 評価においてサプレッションプールのスクラビング効果に期待しているエアロゾル粒子のうち、被ばく影響への寄与が大きいヨウ素やセシウム（CsI 及び CsOH）は、事象発生 5 時間程度で大部分が原子炉格納容器内液相部へ移行し、この時点ではサプレッションプールは非沸騰状態であることから、サプレッションプールの沸騰による除去効果の減少の影響はほとんどないと考える。

また、CsI、CsOH の融点はそれぞれ 621 °C、272 °C 以上<sup>\*3</sup>であり、沸点はそれ以上の温度であることから、シビアアクシデント時に原子炉格納容器内で CsI、CsOH が揮発することは考えにくいですが、サプレッションプールの沸騰に伴い液相部中の CsI、CsOH の一部が気相部へ移行する可能性がある。ただし、その場合でも、ドライウェルから原子炉格納容器フィルタ

ベント系を介した場合における放射性物質の放出量に包絡されると考えられる。

注記\*3：「化学大辞典 縮刷版」 共立出版



第11図 サプレッションプールのサブクール度の推移

第2表 評価条件

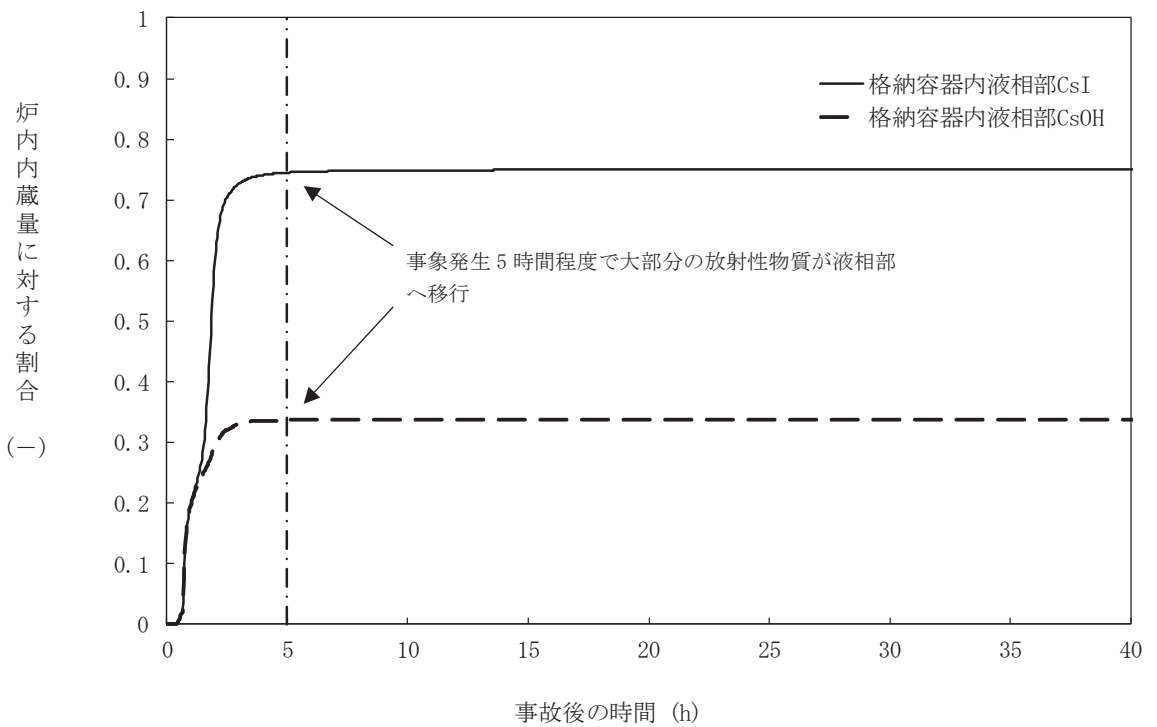
項目	評価条件*	選定理由
蒸気割合	□ %	格納容器ベント実施前のドライウェルにおける蒸気割合(約68%)により、保守的に□%を採用
原子炉格納容器圧力	□ kPa[gage]	格納容器ベント実施前の原子炉格納容器圧力(554kPa[gage])より、設定上限値を採用
サブレッションプール水深	□ m	実機では水深□m以上のため、設定上限値を採用
サブクール度	□ °C	未飽和状態として設定(設定上限値)
	□ °C	飽和状態として設定(設定下限値)
エアロゾルの粒径(半径)	□ μm	スクラビング前において最も割合が多い粒径(約0.5μm)および、スクラビング後において最も割合が多い粒径(約0.4μm)より、□μmと□μmを採用
	□ μm	

注記\*：SUPRAコードにより計算されたデータテーブルの設定値を採用

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第3表 評価結果

粒径 (半径)	DF	
	未飽和状態 (サブクール度 <input type="text"/> °C)	飽和状態 (サブクール度 <input type="text"/> °C)
<input type="text"/> μm		
<input type="text"/> μm		



第12図 原子炉格納容器内液相部中の存在割合

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

原子炉格納容器内における無機よう素の自然沈着効果について

(1) 無機よう素の自然沈着率の設定

原子炉格納容器内での無機よう素の除去効果として、自然沈着率  $9.0 \times 10^{-4}$  (1/s) (原子炉格納容器内への積算放出量の 1/200 まで) を用いている。以下に、自然沈着率の算出に関する概要を示す。

原子炉格納容器内における無機よう素の自然沈着について、財団法人原子力発電技術機構 (以下「NUPEC」という。) による検討「平成 9 年度 NUREG-1465 のソースタームを用いた放射性物質放出量の評価に関する報告書 (平成 10 年 3 月)」において、CSE (Containment Systems Experiment) A6 実験に基づく値が示されている。

原子炉格納容器内での無機よう素の自然沈着率を  $\lambda_d$  (1/s) とすると、原子炉格納容器内における無機よう素濃度  $\rho$  の濃度変化 ( $\mu\text{g}/\text{m}^3$ ) は式 1 で表され、自然沈着率  $\lambda_d$  は時刻  $t_0$  における無機よう素濃度  $\rho_0$  と時刻  $t_1$  における無機よう素濃度  $\rho_1$  を用いて式 2 のとおりとなる。

$$\frac{d\rho}{dt} = -\lambda_d \rho \quad \dots \dots \dots \text{(式 1)}$$

$$\lambda_d = -\frac{1}{t_1 - t_0} \log \left( \frac{\rho_1}{\rho_0} \right) \quad \dots \dots \dots \text{(式 2)}$$

なお、NUPEC の報告書では、Nuclear Technology “Removal of Iodine and Particles by Sprays in the Containment Systems Experiment” の記載 (CSE A6 実験) より、時刻 0 分における無機よう素の気相濃度  $10^5 \mu\text{g}/\text{m}^3$  及び時刻 30 分における無機よう素の気相濃度  $1.995 \times 10^4 \mu\text{g}/\text{m}^3$  を上式に代入することで、式 3 のとおり、無機よう素の自然沈着率  $9.0 \times 10^{-4}$  (1/s) を算出したとしている。

$$\lambda_d = -\frac{1}{30 \times 60 - 0} \log \left( \frac{1.995 \times 10^4}{10^5} \right) \approx 9.0 \times 10^{-4} \dots \dots \text{(式 3)}$$

この自然沈着率は、BNWL-1244, “Removal of Iodine and Particles from Containment Atmospheres by Sprays-Containment Systems Experiment Interim Report” の CSE A6 実験による無機よう素の気相部濃度の時間変化を表す図に基づくものである。時刻 0 分～30 分の濃度変化は、よう素の浮遊量が多く、格納容器スプレイを考慮していない事故初期の状態を模擬していると考えられる。(第 1 図参照)

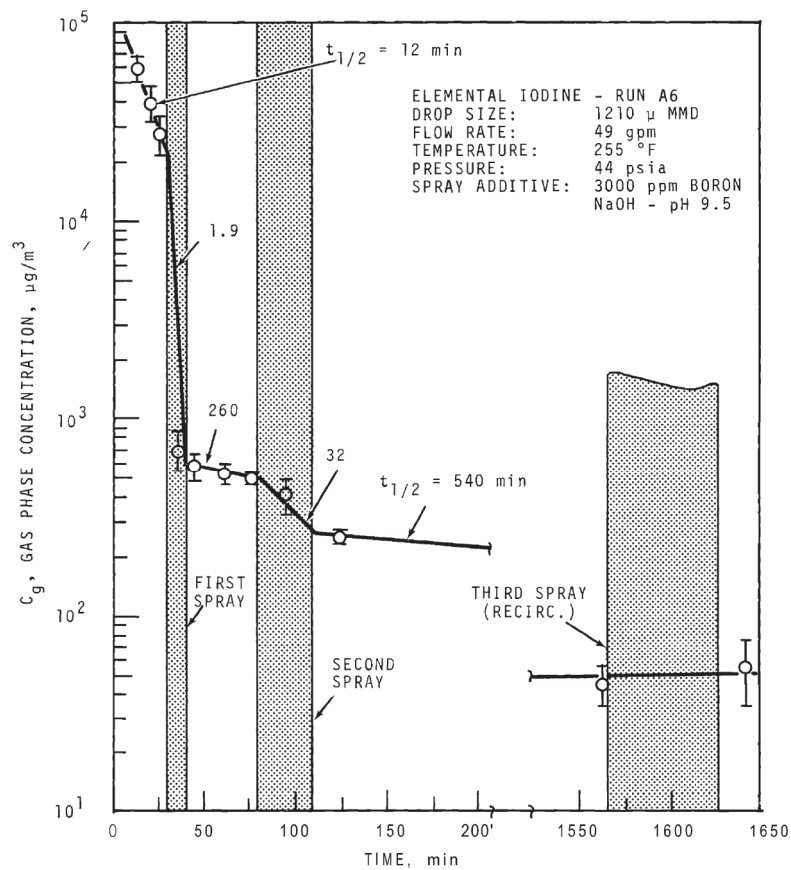


FIGURE 9. Concentration of Elemental Iodine in the Main Room, Run A6

第 1 図 CSE A6 実験による無機よう素の濃度変化図

(2) CSE 実験の適用について

CSE 実験条件と女川原子力発電所第 2 号機の評価条件の比較を第 1 表に示す。

第 1 表 CSE 実験と女川 2 号機の評価条件の比較

	CSE実験のRun No.			女川2号機
	A6*1*2	A5*3	A11*3	
雰囲気	蒸気 + 空気	同左	同左	蒸気 + 窒素 (+ 水素)
雰囲気圧力 (MPa [gage])	約0.20	約0.22	約0.24	約0.31*4
雰囲気温度 (°C)	約120	約120	約120	約170*4
格納容器 スプレー	間欠*5	なし	なし	あり*6

注記\*1: R.K.Hilliard et.al, "Removal of iodine and particles by sprays in the containment systems experiment", Nucl. Technol. Vol 10 pp499-519, 1971

\*2: R.K.Hilliard et.al, "Removal of iodine and particles from containment



atmospheres by sprays”, BNWL-1244, 1970

- \*3 : R.K.Hilliard and L.F.Coleman, “Natural transport effects on fission product behavior in the containment systems experiment”, BNWL-1457, 1970
- \*4 : 格納容器破損防止対策の有効性評価の事故シーケンス「大破断 LOCA+HPCS 失敗+低圧 ECCS 失敗+全交流動力電源喪失」において、炉心からよう素が大量放出された後（事象初期）の値
- \*5 : A6 実験はスプレイを伴う実験だが、自然沈着率の算出には 1 回目のスプレイ実施前における原子炉格納容器内の濃度変化より設定している
- \*6 : 格納容器スプレイを実施するが、評価上は無機よう素の除去効果に対しては自然沈着のみ考慮し、格納容器スプレイによる除去効果は考慮しない

スプレイを使用していない A5 及び A11 における無機よう素の原子炉格納容器内気相部濃度の時間変化を第 2 図に示す。初期の沈着については A6 と同様の傾向を示すとともに、初期濃度より数百分の 1 程度まで低下した後は緩やかとなる傾向が見られる。また、米国 S R P 6.5.2 では、原子炉格納容器内の無機よう素濃度が 1/200 になるまでは無機よう素の除去が見込まれるとしている。

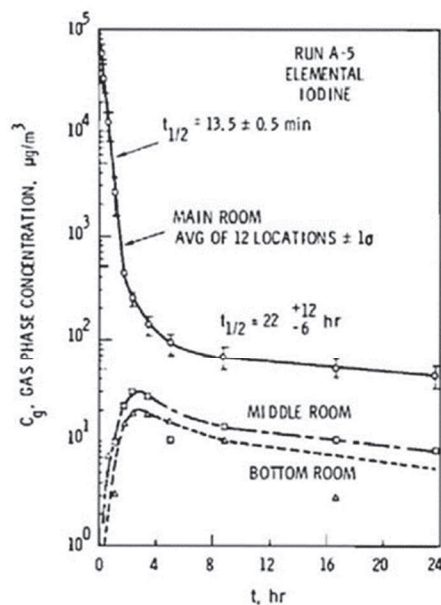


FIGURE B-5.  
Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-5

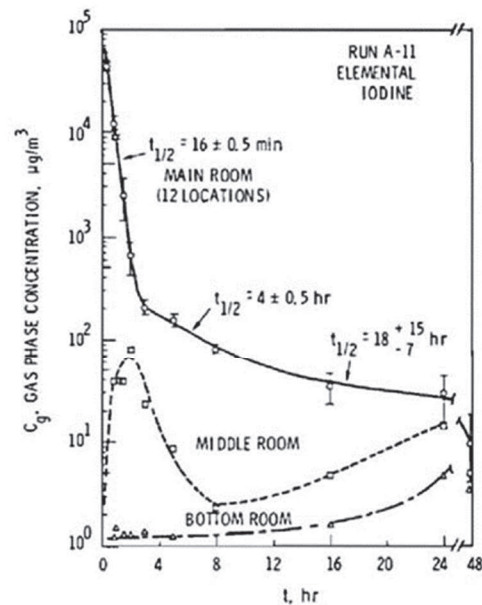


FIGURE B-6.  
Concentration of Elemental Iodine in Gas Space, Run A-11

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

自然沈着率は、評価する体系の体積と内表面積の比である比表面積の影響を受け、比表面積が大きいほど自然沈着率は大きくなると考えられるため、CSE 実験における体系

と女川原子力発電所第2号機の比表面積について第2表に示す。表からCSE実験と女川原子力発電所第2号機の比表面積は同程度となっていることが確認できる。

第2表 CSE実験と女川2号機の比表面積の比較

	CSE実験体系	女川2号機
体積 (m <sup>3</sup> )	約600	約13,000
表面積 (m <sup>2</sup> )	約570	約12,000
比表面積 (1/m)	約0.96	約0.93

サブレーションプールでのスクラビングによる除去効果（無機よう素）について

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

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

「Standard Review Plan 6.5.5」（抜粋）

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

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

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

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

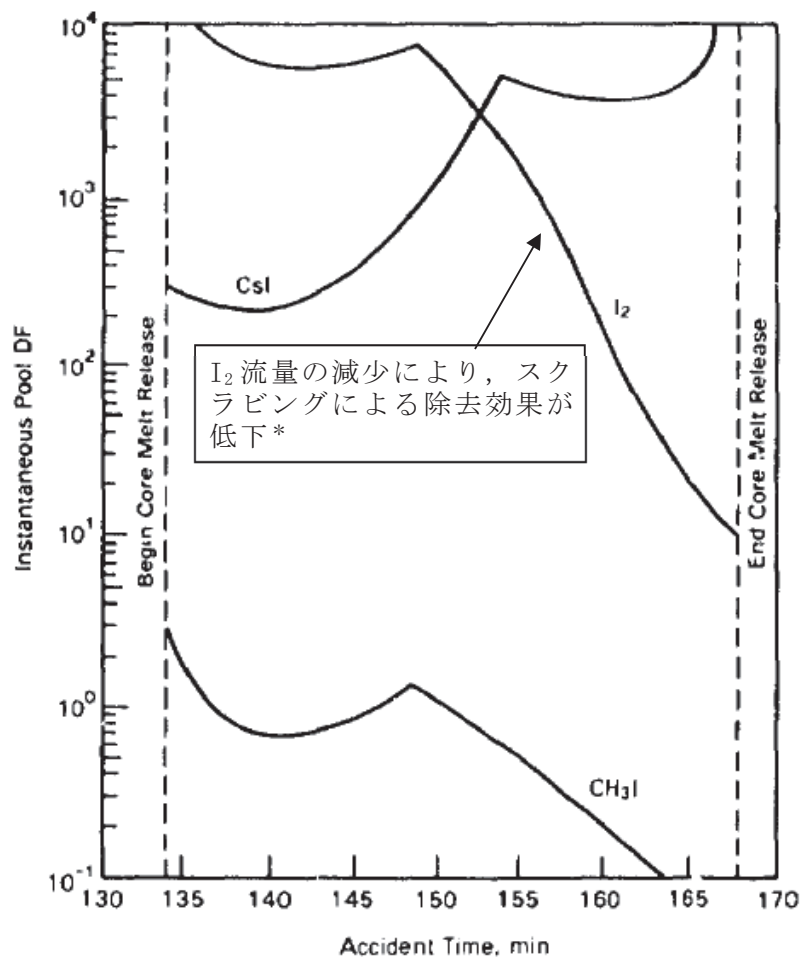
(1) SPARCコードによる計算結果

Standard Review Plan 6.5.5の引用文献\*1において、SPARCコードを用いたよう素のスクラビングによる除去効果を計算している。当該文献では、Mark-I型原子炉格納容器を対象として無機よう素( $I_2$ )、粒子状よう素( $CsI$ )及び有機よう素( $CH_3I$ )に対するスクラビングによる除去効果を計算している。計算結果は第1図のとおりであり、無機よう素に対するDFは最小で10程度である。

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

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

注記\*1：P. C. Owczarski and W. K. Winegarder, “Capture of Iodine in Suppression Pools”, 19<sup>th</sup> DOE/NRC Nuclear Air Cleaning Conference.



第 1 図 SPARC 計算結果 (瞬時値 DF)

注記\* : 文献中の記載 (抜粋)

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

(2) UKAEA 及び POSEIDON にて行われた実験

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

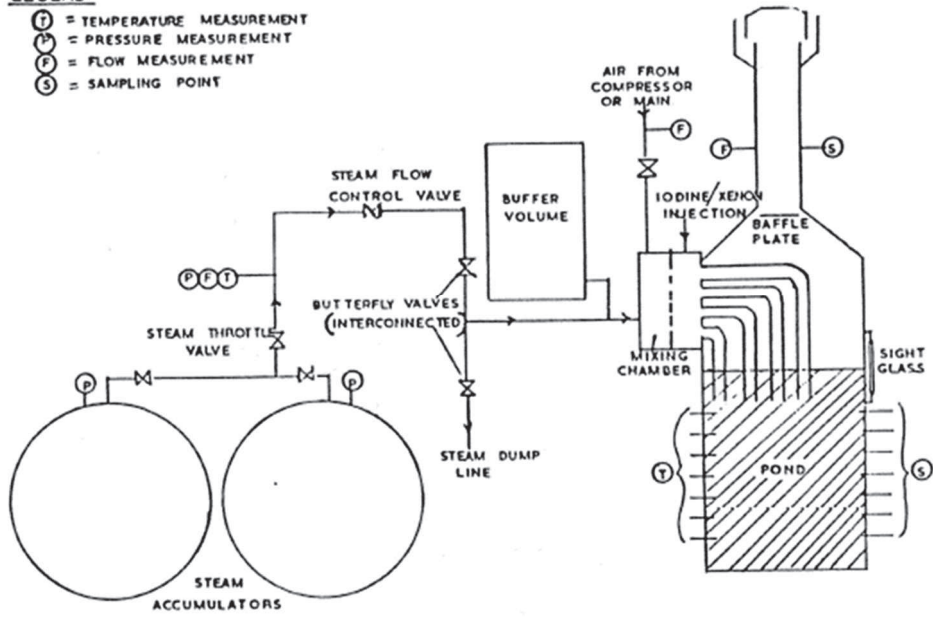
注記\*<sup>2</sup> : イギリスのウィンフリス (重水減速沸騰軽水冷却炉 (SGHWR)) の蒸気抑制システムにおける核分裂生成物の保持を調べるための実験

\*<sup>3</sup> : 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

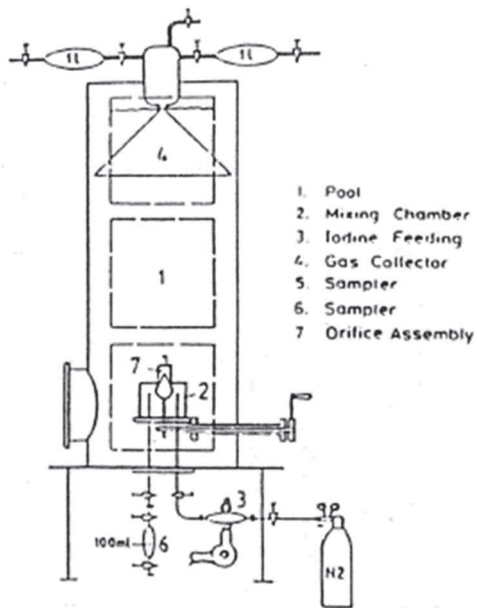
\*<sup>4</sup> : “State-of-the-art review on fission products aerosol pool scrubbing under severe accident conditions” , 1995

**LEGEND**

- (T) = TEMPERATURE MEASUREMENT
- (P) = PRESSURE MEASUREMENT
- (F) = FLOW MEASUREMENT
- (S) = SAMPLING POINT



第 2 図 UKAEA 実験体系



第 3 図 POSEIDON 実験体系

第 1 表 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.

第 2 表 実験結果

Experiments	Species tested	DF range
ACE	Cs Mn I DOP	145 - 3000 11 - 260 47 - 1500 6 - 12
EPRI	CsI, $\text{TeO}_2$ 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

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

原子炉格納容器外への放出割合の評価に当たっては、想定事故シナリオ「大破断 LOCA+HPCS 失敗+低圧 ECCS 失敗+全交流動力電源喪失」において原子炉圧力容器が健全な状態で事故収束するため、そのプラント状態を模擬可能な MAAP コードを用いることとするが、以下の考察から、より実態に即した原子炉格納容器外への核分裂生成物の放出割合を設定するため、NUREG-1465 の知見を用いて中・低揮発性核種の放出割合を補正する。なお、被ばく評価に与える影響としては高揮発性核種からの寄与がほとんどとなるが、NUREG-1465 の知見を用いて補正する中・低揮発性核種のうち短半減期核種についても被ばく評価への寄与が考えられ、MAAP コードの解析結果をそのまま適用すると過度に保守的な評価となることから、より実態に即した評価とするため NUREG-1465 の知見を用いた放出割合の補正を行う。

第 1 表 放出割合の評価結果 (MAAP 解析)

核種 グループ	原子炉格納容器から原子炉建屋 への漏えい割合*1		原子炉格納容器フィルタベント系 フィルタ装置への放出割合*1	
	S/C ベント	D/W ベント	S/C ベント	D/W ベント
希ガス類	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $9.6 \times 10^{-1}$	約 $9.6 \times 10^{-1}$
CsI 類	約 $7.0 \times 10^{-5}$	約 $7.0 \times 10^{-5}$	約 $1.3 \times 10^{-6}$	約 $3.5 \times 10^{-4}$
CsOH 類	約 $2.8 \times 10^{-5}$	約 $2.8 \times 10^{-5}$	約 $1.2 \times 10^{-6}$	約 $3.2 \times 10^{-4}$
Sb 類	約 $8.4 \times 10^{-5}$	約 $8.4 \times 10^{-5}$	約 $2.5 \times 10^{-6}$	約 $7.1 \times 10^{-4}$
TeO <sub>2</sub> 類	約 $4.4 \times 10^{-5}$	約 $4.4 \times 10^{-5}$	約 $4.5 \times 10^{-7}$	約 $7.5 \times 10^{-5}$
SrO 類	約 $1.8 \times 10^{-5}$	約 $1.6 \times 10^{-5}$	約 $4.7 \times 10^{-5}$	約 $1.9 \times 10^{-2}$
BaO 類	約 $3.0 \times 10^{-5}$	約 $2.9 \times 10^{-5}$	約 $2.5 \times 10^{-5}$	約 $9.8 \times 10^{-3}$
MoO <sub>2</sub> 類	約 $7.1 \times 10^{-5}$	約 $7.1 \times 10^{-5}$	約 $1.1 \times 10^{-6}$	約 $1.9 \times 10^{-4}$
CeO <sub>s</sub> 類	約 $5.6 \times 10^{-6}$	約 $3.6 \times 10^{-6}$	約 $4.2 \times 10^{-5}$	約 $1.3 \times 10^{-2}$
La <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 類	約 $5.4 \times 10^{-6}$	約 $3.5 \times 10^{-6}$	約 $4.2 \times 10^{-5}$	約 $1.3 \times 10^{-2}$

注記\*1：小数点第 2 位を切り上げ



第2表 放出割合の評価結果（中・低揮発性の核種グループに対する補正後）

核種 グループ	原子炉格納容器から原子炉建屋 への漏えい割合*1		原子炉格納容器フィルタベント系 フィルタ装置への放出割合*1	
	S/C ベント	D/W ベント	S/C ベント	D/W ベント
希ガス類	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $9.6 \times 10^{-1}$	約 $9.6 \times 10^{-1}$
CsI 類	約 $7.0 \times 10^{-5}$	約 $7.0 \times 10^{-5}$	約 $1.3 \times 10^{-6}$	約 $3.5 \times 10^{-4}$
CsOH 類	約 $2.8 \times 10^{-5}$	約 $2.8 \times 10^{-5}$	約 $1.2 \times 10^{-6}$	約 $3.2 \times 10^{-4}$
Cs 類 <sup>※2</sup>	約 $3.2 \times 10^{-5}$	約 $3.2 \times 10^{-5}$	約 $1.2 \times 10^{-6}$	約 $3.3 \times 10^{-4}$
Sb 類	約 $6.3 \times 10^{-6}$	約 $6.3 \times 10^{-6}$	約 $2.4 \times 10^{-7}$	約 $6.5 \times 10^{-5}$
TeO <sub>2</sub> 類	約 $6.3 \times 10^{-6}$	約 $6.3 \times 10^{-6}$	約 $2.4 \times 10^{-7}$	約 $6.5 \times 10^{-5}$
SrO 類	約 $2.6 \times 10^{-6}$	約 $2.6 \times 10^{-6}$	約 $9.5 \times 10^{-8}$	約 $2.6 \times 10^{-5}$
BaO 類	約 $2.6 \times 10^{-6}$	約 $2.6 \times 10^{-6}$	約 $9.5 \times 10^{-8}$	約 $2.6 \times 10^{-5}$
MoO <sub>2</sub> 類	約 $3.2 \times 10^{-7}$	約 $3.2 \times 10^{-7}$	約 $1.2 \times 10^{-8}$	約 $3.3 \times 10^{-6}$
CeO <sub>2</sub> 類	約 $6.3 \times 10^{-8}$	約 $6.3 \times 10^{-8}$	約 $2.4 \times 10^{-9}$	約 $6.5 \times 10^{-7}$
La <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 類	約 $2.6 \times 10^{-8}$	約 $2.6 \times 10^{-8}$	約 $9.5 \times 10^{-10}$	約 $2.6 \times 10^{-7}$

注記\*1：小数点第2位を切り上げ

\*2：CsI 類及び CsOH 類の値から評価（評価式は式1）

①TMI や福島第一原子力発電所事故での観測事実について

第1表によると、高揮発性核種 (CsI, CsOH) のベントラインからの放出割合 ( $10^{-6}$  オーダー) と比べ、中・低揮発性核種の放出割合が大きい ( $10^{-5}$  オーダー) という結果になっている。

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

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

第3表 TMI 事故後に評価された放射性核種の場所毎の存在割合\*3

核種	低揮発性			中揮発性			高揮発性		
	<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>129</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

† 広範囲のI濃度測定値と多量のデブリ(おもに地下水沈殿物)のため、ここでの保持量は炉心インベントリを大きく上回る分析結果となってしまふ。したがって、ここに保持されたIのインベントリはCsと同等であるとする。

注記\*3: 存在割合 = サンプル試料の分析結果 / ORIGEN2 コード解析結果

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

また、第4表は、福島第一原子力発電所事故後に実施された発電所敷地内の土壤中放射性核種のサンプリング結果であるが、最も多く検出されているのは高揮発性核種 (セシウムやよう素) であり、多くの中・低揮発性核種は不検出 (ND) という結果となっている。

第4表 福島第一原子力発電所事故後に検出された土壤中の放射性核種

試料採取場所	【地点①】+1 グランド (西北西約500m)*2			【地点②】+1 野島山 (西約500m)*2			【地点③】+1 産業処分場 (南南西約500m)*2		4.6号機サリス セム前 (北約1000m)*2		5号機廃棄物貯 蔵庫1号施設 (北約500m)*2		6号機西 約500m)*2		7号機西 約750m)*2		8号機西 約1000m)*2	
	3/21	3/25	3/28	3/25	3/28	3/28	3/28	3/28	3/29	3/22	3/22	3/22	3/22	3/22	3/22	3/22	3/22	
試料採取日	JAEA	JAEA	日本分析センター*3	JAEA	日本分析センター*3	JAEA	日本分析センター*3	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	JAEA	
測定日	3/24	3/28	3/30	3/28	3/30	3/28	3/30	3/28	3/28	3/25	3/25	3/25	3/24	3/24	3/24	3/24	3/24	
核種	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-131(約98日)	#4	#4	2.3E+05	#4	1.3E+02	#4	1.5E+05	#4	#4	#4	#4	#4	#4	#4	#4	#4	#4	
Cs-134(約2年)	3.4E+05	4.9E+05	5.3E+05	7.7E+04	3.2E+02	3.3E+06	9.7E+05	6.8E+04	5.9E+05	6.7E+03	1.7E+04	1.8E+05						
Cs-136(約13日)	7.2E+04	6.1E+04	3.3E+04	1.0E+04	2.9E+01	4.6E+05	9.9E+04	6.6E+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	7.0E+04	3.2E+02	3.5E+06	9.3E+05	6.7E+04	1.0E+06	2.0E+04	1.0E+04	1.6E+05						
Te-129m(約34日)	2.5E+05	2.9E+05	6.5E+05	5.3E+04	ND	2.7E+06	8.0E+05	2.6E+04	6.9E+05	5.5E+03	1.9E+04	1.7E+05						
Te-129(約3日)	6.1E+05	3.4E+05	3.0E+05	6.5E+04	1.4E+02	3.1E+06	2.6E+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	6.0E+04	ND	ND	ND						
Nb-95(約35日)	1.7E+03	2.4E+03	ND	ND	ND	5.3E+05	ND	ND	6.1E+03	ND	ND	7.9E+02						
Ru-106(約370日)	5.9E+04	ND	ND	6.4E+03	ND	2.7E+05	ND	ND	6.9E+04	1.9E+03	ND	3.2E+04						
Mo-99(約66時間)	2.1E+04	ND	ND	ND	ND	5.6E+04	ND	ND	ND	ND	ND	ND						
Tc-99m(約6時間)	2.3E+04	2.0E+04	ND	ND	ND	4.5E+04	ND	1.8E+03	2.3E+04	ND	ND	8.3E+03						
La-140(約2日)	3.3E+04	3.7E+04	ND	2.3E+03	ND	9.7E+04	ND	2.5E+03	2.1E+05	4.2E+02	6.2E+02	7.8E+03						
Be-7(約53日)	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND	ND	3.2E+04	ND	ND	ND						
Ag-110m(約250日)	1.1E+03	2.6E+03	ND	ND	ND	ND	ND	1.7E+02	1.8E+04	ND	ND	ND						

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

## ②各元素の放出挙動について

燃料からの核分裂生成物の放出及び移行挙動に関する研究結果より、各元素の放出挙動は以下のように整理されており\*4、高揮発性核種が高温でほぼ全量放出されるのに対し、中・低揮発性核種は雰囲気条件に大きく左右されるものであり、高揮発性核種は中・低揮発性核種に比べ放出割合が大きくなる特徴をもつ。

希ガス：高温にてほぼ全量放出される。

I, Cs：高温にてほぼ全量放出される。放出速度は希ガスと同等。

Sb, Te：被覆管と反応した後、被覆管の酸化に伴い放出される。

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

Ce, Np, Pu, Y, Zr, Nb：高温状態でも放出速度は低い。

注記\*4：「化学形に着目した破損燃料からの核分裂生成物及びアクチニドの放出挙動評価のための研究 (JAEA-Review 2013-034, 2013年12月)」

## ③補正について

①及び②より、第1表の中・低揮発性核種の放出割合が高揮発性核種よりも大きいという結果は実態に即しておらず、これは、MAAP解析において、中・低揮発性核種の放出割合が過度に大きく評価されたためと考えられ、要因としては、溶融燃料が再冠水し溶融燃料の外周部が固化した後でも、燃料デブリ表面からの放射性物質の放出評価において溶融燃料の平均温度を参照して放出量を評価していることや、溶融燃料上部の水によるスクラビング効果を考慮していないことが挙げられる。なお、MAAPコードの開発元であるEPRIからも、以下の報告がなされている。

- ・炉心が再冠水した場合の低揮発性核種 (Ru 及び Mo) の放出について、低温の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の方が放出量を多く評価する。

したがって、TMI事故や福島第一原子力発電所事故の実態により見合った、環境中への放出量を評価するため、中・低揮発性核種の放出割合を補正することとした。補正するに当たり、TMI事故を契機として行われたシビアアクシデントに係るソースターム研究を踏まえ、被覆管材であるジルコニウムの酸化量の違い等により核分裂生成物の放出量や放出タイミングに相違が生じることを考慮し、BWR及びPWRそれぞれに対して放出割合を設定する等、より現実的なソースタームの設定を目的として制定されたNUREG-1465の知見を利用する。事象発生後、炉心損傷が開始し、原子炉圧力容器が破損するまでのMAAP解析とNUREG-1465の想定と比較は第5表のとおりであり、想定事故シーケンスでは重大事故等対処設備による原子炉注水により原子炉圧力容器破損には至らないが、NUREG-1465の想定とMAAP解析の事象進展に大きな差はなく、本評価においてNUREG-1465の知見は利用可能と判断している。

第 5 表 MAAP 事象進展と NUREG-1465 の想定と比較

	燃料被覆管損傷が開始し、ギャップから放射性物質が放出される期間	炉心溶融が開始し、溶融燃料が原子炉圧力容器を破損するまでの期間
MAAP	約 5 分～約 30 分* <sup>5</sup>	約 30 分～約 3.0 時間* <sup>6</sup>
NUREG-1465	～30 分	30 分～2 時間

注記\*5：炉心損傷開始（燃料被覆管 1000K）～燃料溶融開始（燃料温度 2500K）

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

以下、各核種グループにおける放出割合の具体的な評価手法を示す。

(1) 希ガスグループ、CsI グループ、CsOH グループ

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

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

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

$F_{Cs}(T)$	: 時刻 T における Cs の放出割合
$F_{CsOH}(T)$	: 時刻 T における CsOH グループの放出割合
$F_{CsI}(T)$	: 時刻 T における CsI グループの放出割合
$M_I$	: 停止直後の I の炉内内蔵量
$M_{Cs}$	: 停止直後の Cs の炉内内蔵量
$W_I$	: I の分子量
$W_{Cs}$	: Cs の分子量

(2) 中・低揮発性の核種グループ

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

ここで、中・低揮発性の核種における放出割合の経時的な振る舞いは、原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置への放出については希ガス、原子炉建屋への漏えいについては Cs と同一になるものとし\*<sup>7</sup>、事象発生から 168 時間経過時点における Cs の放出割合に対する当該核種グループの放出割合の比率は NUREG-1465 で得られた比率に等しいとして、式 2 及び式 3 に基づき評価する。

また、第 6 表に、NUREG-1465 で評価された格納容器内への放出割合を示す。

【原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置への放出】

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

【原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい】

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

- $F_i(T)$  : 時刻 T における i 番目の MAAP 核種グループの放出割合  
 $F_{NG}(T)$  : 時刻 T における希ガスグループの放出割合  
 $F_{Cs}(T)$  : 時刻 T における Cs の放出割合  
 $\gamma_i$  : 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原子炉格納容器への放出割合  
 $\gamma_{Cs}$  : NUREG-1465 における Cs に相当する核種グループの原子炉格納容器への放出割合

注記\*7: 原子炉格納容器内に放出された中・低揮発性の核種グループは、粒子状として振る舞い、沈着やドライウェルスプレイ等による除去効果を受けると考えられる。したがって、中・低揮発性の核種グループの原子炉建屋への漏えいについては、沈着等による除去効果を受ける Cs の振る舞いに近いと考えられる。また、中・低揮発性の核種グループは、Cs に比べて原子炉格納容器内に放出される量が少なく、壁面等への付着量も少ない。したがって、原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置への放出については、格納容器ベントに伴い大気に放出された後も、壁面等に付着した放射性物質の再浮遊に伴い大気への放出が生じる Cs ではなく、原子炉格納容器気相部に浮遊し、壁面等からの追加放出がない希ガスの放出割合の振る舞いに近いと考えられる。以上のことから、中・低揮発性の核種グループの「各時刻における放出割合」は、「各時刻における希ガスグループ又は Cs の放出割合」に比例するものとする。

第 6 表 NUREG-1465 での原子炉格納容器内への放出割合

核種グループ	原子炉格納容器内への放出割合*8
Cs	0.25
TeO <sub>2</sub> , Sb	0.05
SrO, BaO	0.02
MoO <sub>2</sub>	0.0025
CeO <sub>2</sub>	0.0005
La <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0.0002

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

参考1 大気への放出量評価過程について

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

第7表 MAAPにおける核種グループと各グループの核種

核種グループ	核種*1
希ガス類	Kr, Xe
CsI類	I
CsOH類	Cs, Rb
Sb類	Sb
TeO <sub>2</sub> 類	Te
SrO類	Sr
BaO類	Ba
MoO <sub>2</sub> 類	Mo, Tc, Ru, Rh
CeO <sub>2</sub> 類	Ce, Np, Pu
La <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 類	La, Y, Zr, Nb, Pr, Nd, Am, Cm, Sm

注記\*1：本評価において「Te<sub>2</sub>類」及び「UO<sub>2</sub>類」の核種グループに対するMAAP解析結果がゼロのため、対象外とした。

【FPの核種グループ】

(NUREG-1465)

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

(MAAP)

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

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

## 参考2 Csの放出割合の評価式について

Csの放出割合については、CsIグループ及びCsOHグループの放出割合、I及びCsの原子炉停止直後の炉内内蔵量並びにI及びCsの分子量を用いて、下記の式1により評価している。

ここでは、式1の導出過程について示す。

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

$F_{Cs}(T)$	:	時刻 T における Cs の放出割合
$F_{CsOH}(T)$	:	時刻 T における CsOH グループの放出割合
$F_{CsI}(T)$	:	時刻 T における CsI グループの放出割合
$M_I$	:	停止直後の I の炉内内蔵量
$M_{Cs}$	:	停止直後のCsの炉内内蔵量
$W_I$	:	I の分子量
$W_{Cs}$	:	Cs の分子量

### 1. CsI に含まれる Cs

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

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

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

### 2. CsOH に含まれる Cs

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

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

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

### 3. Cs の放出割合

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

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



参考3 MAAP解析結果及びNUREG-1465の放出割合について

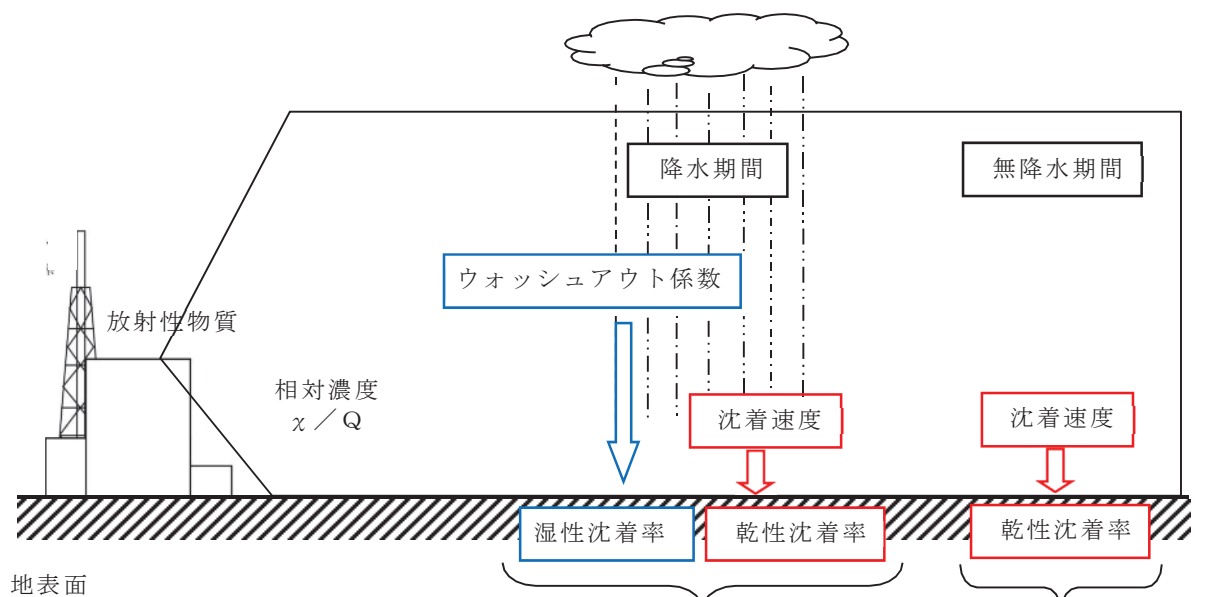
被ばく評価への寄与が大きい核種に対する MAAP 解析結果及びNUREG-1465の放出割合を第8表に示す。第8表のとおり、Cs及びIについてはMAAP解析結果の方が大きい。また、希ガスについては、NUREG-1465の放出割合の方が大きい。これは女川原子力発電所2号機の想定事故シナリオでは、原子炉注水により炉心が再冠水することで炉心内に健全な状態の燃料が一部存在するためと考える。

第8表 MAAP解析結果及びNUREG-1465の放出割合

	MAAP	NUREG-1465
希ガス	約 0.98	1
I	約 0.76	0.30
Cs	約 0.38	0.25

地表面への沈着速度の設定について

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



降水期間は湿性・乾性沈着を考慮 無降水期間は乾性沈着のみを考慮

第 1 図 地表面沈着のイメージ

現場作業の線量影響評価においては、地表面の放射性物質（エアロゾル粒子及び無機よう素）の乾性沈着及び降雨による湿性沈着を考慮した地表面沈着速度として  $0.4\text{cm/s}$  を用いる。

以下では、無機よう素の湿性沈着を考慮した地表面沈着速度として  $0.4\text{cm/s}^1$  を用いることの適用性について確認した。

注記\*1：有機よう素の地表面への沈着速度としては  $1.4 \times 10^{-3} \text{ cm/s}$

(1) 評価手法

湿性沈着を考慮した地表面沈着速度 (0.4cm/s) の適用性は、乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度 97% 値を求め、乾性沈着率の累積出現頻度 97% 値との比を求める。その比と乾性沈着速度(0.3cm/s, 補足 8 参照)の積が 0.4cm/s を超えていないことを確認する。乾性沈着率及び湿性沈着率は以下のように定義される。

(a) 乾性沈着率

乾性沈着率は、「日本原子力学会標準 原子力発電所の確率論的安全評価に関する実施基準 (レベル 3PSA 編): 2008」(社団法人 日本原子力学会) (以下「学会標準」という。) 解説 4.7 を参考に評価した。学会標準解説 4.7 では、使用する相対濃度は地表面高さ付近としているが、ここでは「原子力発電所中央制御室の居住性に係る被ばく評価手法について (内規)」[【解説 5.3】] に従い、放出経路ごとの相対濃度を用いて評価した。

$$(\chi/Q)_D(x,y,z)_i = V_d \cdot \chi/Q(x,y,z)_i \quad \dots\dots\dots ①$$

$(\chi/Q)_D(x,y,z)_i$  : 時刻 i での乾性沈着率 [1/m<sup>2</sup>]

$\chi/Q(x,y,z)_i$  : 時刻 i での相対濃度 [s/m<sup>3</sup>]

$V_d$  : 沈着速度 [m/s] (0.003 NUREG/CR-4551 Vol.2 より)

(b) 湿性沈着率

降雨時には、評価点上空の放射性核種の地表への沈着は、降雨による影響を受ける。湿性沈着率  $(\chi/Q)_W(x,y)_i$  は学会標準解説 4.11 より以下のように表される。

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

$(\chi/Q)_W(x,y)_i$  : 時刻 i での湿性沈着率 [1/m<sup>2</sup>]

$\chi/Q(x,y,0)_i$  : 時刻 i での地表面高さでの相対濃度 [s/m<sup>3</sup>]

$\Lambda_i$  : 時刻 i でのウォッシュアウト係数 [1/s]  
(=  $9.5 \times 10^{-5} \times P_{ri}^{0.8}$  学会標準より)

$P_{ri}$  : 時刻 i での降水強度 [mm/h]

$\Sigma_{zi}$  : 時刻 i での建屋影響を考慮した放射性雲の鉛直方向の拡散幅 [m]

$h$  : 放出高さ [m]

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

乾性沈着率と湿性沈着率を合計した沈着率の累積出現頻度 97% 値 (①+②)

乾性沈着率の累積出現頻度 97% 値 (①)

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

(2) 地表面沈着率の累積出現頻度 97% 値の求め方

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

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

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

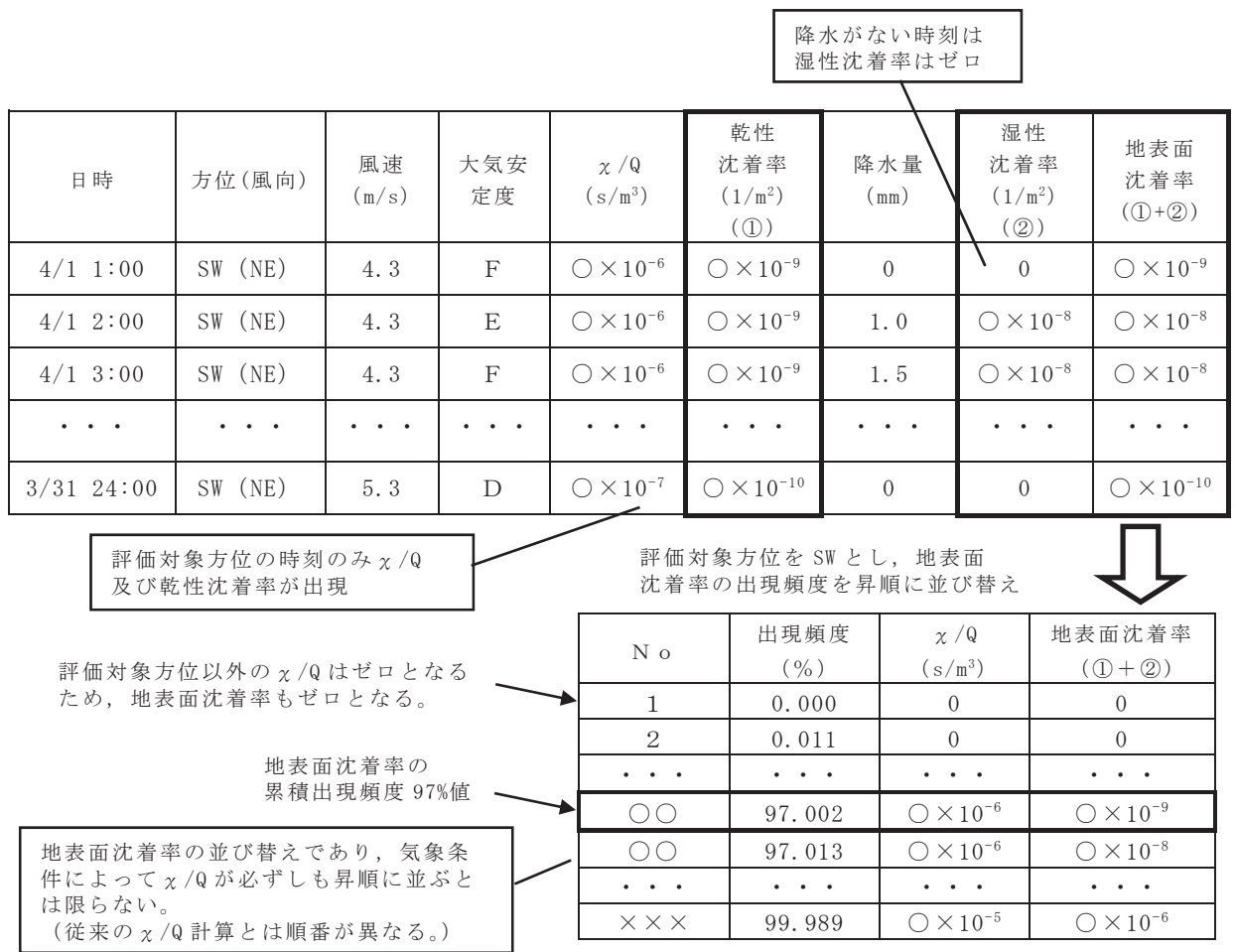
(b) 上記 (1) で求めた 1 時間ごとの地表面沈着率を値の大きさ順に並びかえ、小さい方から数えて累積出現頻度が 97% 値を超えたところの沈着率を、地表面沈着率の 97% 値とする (地表面沈着率の累積出現頻度であるため、 $\chi/Q$  の累積出現頻度と異なる)。

注記\*2 : (気象指針解説抜粋)

VI. 想定事故時等の大気拡散の解析方法

1. 線量計算に用いる相対濃度

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



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

### (3) 評価結果

各放出点の地表面沈着率の評価結果を第1表、地表面沈着率の累積出現頻度97%値付近の値を第2表～第4表に示す。

気象指針では、大気拡散評価においてめったに遭遇しないと思われる厳しい気象条件として累積出現頻度97%値を採用<sup>\*3</sup>している。このことから、地表面沈着率の評価においても同様に、実際の降雨を考慮してめったに遭遇しないと思われる気象条件として累積出現頻度97%値を評価した。その結果、各地表面沈着率（乾性+湿性）は乾性沈着率の約1.02倍～1.09倍程度となった。なお、風速、風向、大気安定度、降雨状況等様々な条件から計算を行うため、厳しい気象条件として選定される地表面沈着率の累積出現頻度97%値は、必ずしも降雨があるとは限らない。

以上より、無機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度として、乾性沈着速度（0.3cm/s）の1.32倍（0.4cm/s）を設定することは適切であると考えられる。また、有機よう素の湿性沈着を考慮した沈着速度は、NRPB-B322レポートから乾性沈着速度 $10^{-3}$ （cm/s）を引用（補足7参照）し、乾性沈着速度（ $10^{-3}$ cm/s）に対して上記と同じ倍率（=0.4/0.3）から $1.4 \times 10^{-3}$ cm/sを採用した。

なお、中央制御室の居住性評価及び緊急時対策所の居住性評価においては、更に保守性を持たせ、沈着速度として1.2cm/sを採用している。

#### 注記\*3：（気象指針解説抜粋）

##### I. 指針作成の考え方

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

##### VI. 想定事故時の大気拡散の解析方法

###### 1. 相対濃度

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

第1表 沈着率評価結果

放出点	相対濃度 ( $s/m^3$ )	乾性沈着率 (①) ( $1/m^2$ )	地表面沈着率 (①+②) ( $1/m^2$ )	③比 ((①+②)/①)	湿性沈着を考慮 した沈着速度 ( $cm/s$ )
原子炉建屋 ブローアウト パネル	約 $1.9 \times 10^{-3}$	約 $5.7 \times 10^{-6}$	約 $5.8 \times 10^{-6}$	約1.02	約0.31
原子炉格納 容器フィル タベント系 排気管	約 $9.5 \times 10^{-4}$	約 $2.9 \times 10^{-6}$	約 $2.9 \times 10^{-6}$	約1.02	約0.31
排気筒	約 $2.9 \times 10^{-6}$	約 $8.7 \times 10^{-9}$	約 $9.5 \times 10^{-9}$	約1.09	約0.33

第2表 女川2号機における地表面沈着率（放出点：原子炉建屋ブローアウトパネル）

No	方位* (風向)	降水量 (mm/h)	$\chi / Q$ (s/m <sup>3</sup> )	地表面沈着率 (1/m <sup>2</sup> ) (①+②)	乾性沈着率の累積出現 頻度 97%値との 比率(③)	累積出現頻度 (%)
...	...	...	...	...	...	...
8449	ESE (WNW)	0.0	約 1.9×10 <sup>-3</sup>	約 5.8×10 <sup>-6</sup>	約 1.02	96.991
<b>8450</b>	<b>ESE</b> <b>(WNW)</b>	<b>0.0</b>	<b>約 1.9×10<sup>-3</sup></b>	<b>約 5.8×10<sup>-6</sup></b>	<b>約 1.02</b>	<b>97.003</b>
8451	ESE (WNW)	0.0	約 1.9×10 <sup>-3</sup>	約 5.8×10 <sup>-6</sup>	約 1.02	97.014
...	...	...	...	...	...	...

注記\*：評価対象方位（N, NNE, NE, ENE, E, ESE, WNW, NW, NNW）

第3表 女川2号機における地表面沈着率  
（放出点：原子炉格納容器フィルタベント系排気管）

No	方位* (風向)	降水量 (mm/h)	$\chi / Q$ (s/m <sup>3</sup> )	地表面沈着率 (1/m <sup>2</sup> ) (①+②)	乾性沈着率の累積出現 頻度 97%値との比率 (③)	累積出現頻度 (%)
...	...	...	...	...	...	...
8449	SE (NW)	0.0	約 9.7×10 <sup>-4</sup>	約 2.9×10 <sup>-6</sup>	約 1.02	96.991
<b>8450</b>	<b>ESE</b> <b>(WNW)</b>	<b>0.0</b>	<b>約 9.7×10<sup>-4</sup></b>	<b>約 2.9×10<sup>-6</sup></b>	<b>約 1.02</b>	<b>97.003</b>
8451	SSW (NNE)	0.0	約 9.7×10 <sup>-4</sup>	約 2.9×10 <sup>-6</sup>	約 1.02	97.014
...	...	...	...	...	...	...

注記\*：評価対象方位（NNE, NE, ENE, E, ESE, SE, SSE, S, SSW）

第4表 女川2号機における地表面沈着率（放出点：排気筒）

No	方位* (風向)	降水量 (mm/h)	$\chi / Q$ (s/m <sup>3</sup> )	地表面沈着率 (1/m <sup>2</sup> ) (①+②)	乾性沈着率の累積出現 頻度 97%値との比率 (③)	累積出現頻度 (%)
...	...	...	...	...	...	...
8407	E (W)	0.0	約 3.2×10 <sup>-6</sup>	約 9.5×10 <sup>-9</sup>	約 1.09	96.999
<b>8408</b>	<b>E</b> <b>(W)</b>	<b>0.0</b>	<b>約 3.2×10<sup>-6</sup></b>	<b>約 9.5×10<sup>-9</sup></b>	<b>約 1.09</b>	<b>97.011</b>
8409	E (W)	0.0	約 3.2×10 <sup>-6</sup>	約 9.5×10 <sup>-9</sup>	約 1.09	97.022
...	...	...	...	...	...	...

注記\*：評価対象方位（E）



(4) 降雨時における被ばく低減について

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

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

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

有機よう素の乾性沈着速度について

原子炉建屋から放出されるよう素のうち、無機よう素はエアロゾルと同じ沈着速度を用いる。有機よう素についてはエアロゾルと別に設定した。以下にその根拠を示す。

## (1) 英国放射線防護庁 (NRPB) による報告

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

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

## (2) 日本原子力学会による報告

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

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

以上のことから、有機よう素の乾性沈着速度はエアロゾルの乾性沈着速度  $0.3\text{cm/s}$  に比べて小さいことがいえる。

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

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

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

### 2.2.2 Meadow grass and crops

#### *Methyl iodide*

There are fewer data for methyl iodide than for elemental iodine, but all the data indicate that it is poorly absorbed by vegetation, such that surface resistance is by far the dominant resistance component. The early data have been reviewed elsewhere (Underwood, 1988; Harper *et al.*, 1994) and no substantial body of new data is available. The measured values range between  $10^{-6}$  and  $10^{-4} \text{ m s}^{-1}$  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、地表面への放射性物質の沈着速度として乾性沈着及び降水による湿性沈着を考慮した沈着速度（0.4cm/s，補足 6 参照）を用いており，沈着速度の評価に当たっては，乾性沈着速度として 0.3cm/s を用いている。以下に，乾性沈着速度の設定の考え方を示す。

エアロゾルの乾性沈着速度は，NUREG/CR-4551<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。原子力発電所内も同様の構成であるため，この沈着速度が適用できると考えられる。また，NUREG/CR-4551 では  $0.5\mu\text{m}$ ～ $5\mu\text{m}$  の粒径に対して検討されているが，原子炉格納容器内の除去過程で，相対的に粒子径の大きなエアロゾルは原子炉格納容器内に十分捕集されるため，粒径の大きなエアロゾルの放出はされにくいと考えられる。

また，W.G.N.Slinn の検討<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  $0.1\mu\text{m}$ ～ $5\mu\text{m}$  の粒径では沈着速度は 0.3cm/s 程度（第 1 図）である。以上のことから，現場作業の線量影響評価におけるエアロゾルの乾性の沈着速度として 0.3cm/s を適用できると判断した。

ENVIRONMENTAL EFFECTS

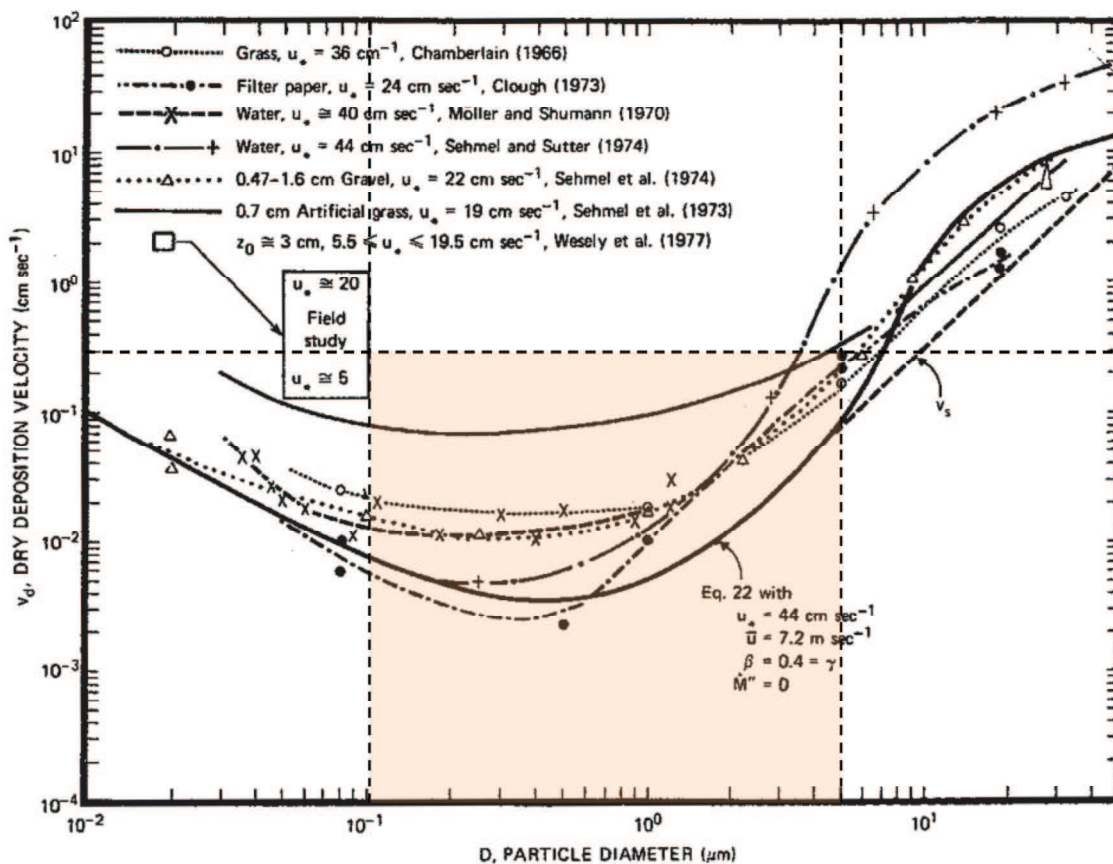


Fig. 4 Dry deposition velocity as a function of particle size. Data were obtained from a number of publications.<sup>19-25</sup> The theoretical curve appropriate for a smooth surface is shown for comparison. Note that the theoretical curve is strongly dependent on the value for  $u_*$  and that Eq. 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.

第1図 様々な粒径における地表沈着速度 (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-4451 Vol.2 Rev.1 Part 7, 1990

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

## シビアアクシデント時のエアロゾルの粒径について

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

シビアアクシデント時には原子炉格納容器内にスプレイ等による注水が実施されることから、シビアアクシデント時の粒径分布を想定し、「原子炉格納容器内でのエアロゾルの挙動」及び「原子炉格納容器内の水の存在の考慮」といった観点で実施された第1表の②、⑤に示す試験等を調査した。さらに、シビアアクシデント時のエアロゾルの粒径に対する共通的な知見とされている情報を得るために、海外の規制機関（NRC等）や各国の合同で実施されているシビアアクシデント時のエアロゾルの挙動の試験等（第1表の①、③、④）を調査した。以上の調査結果を第1表に示す。

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

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

第1表 シビアアクシデント時のエアロゾル粒径についての文献調査結果

番号	試験名又は 報告書名等	エアロゾル粒径 ( $\mu\text{m}$ )	備考
①	LACE LA2* <sup>1</sup>	約0.5～5 (第1図参照)	シビアアクシデント時の評価に使用されるコードでの原子炉格納容器閉じ込め機能喪失を想定した条件とした比較試験
②	NUREG/CR-5901* <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 試験* <sup>3</sup>	0.1～3.0 (参考1-2)	シビアアクシデント時の炉心損傷を考慮した1次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
④	PBF-SFD* <sup>3</sup>	0.29～0.56 (参考1-2)	シビアアクシデント時の炉心損傷を考慮した1次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
⑤	PHEBUS-FP* <sup>3</sup>	0.5～0.65 (参考1-2)	シビアアクシデント時のFP挙動の実験 (左記のエアロゾル粒径はPHEBUS FP実験の格納容器内のエアロゾル挙動に着目した実験の結果)

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

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

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

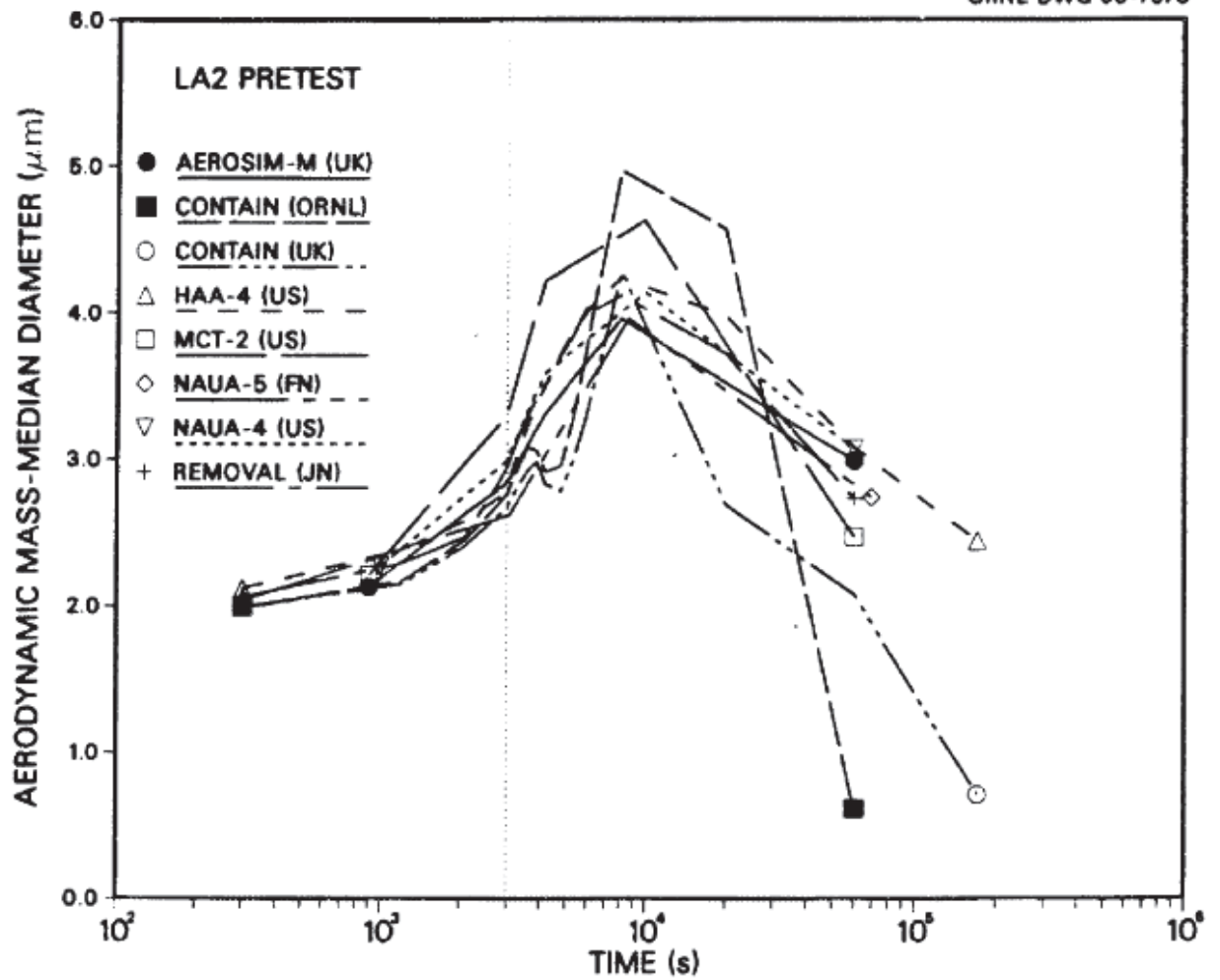


Fig. 11. LA2 pretest calculations — aerodynamic mass median diameter vs time.

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



so-called "quench" temperature. At temperatures below this quench temperature the kinetics of gas phase reactions among CO, 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:

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

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
AFCLが実施した実験	CANDUのジルカロイ被覆管燃料を使用した、1次系での核分裂生成物の挙動についての試験
PBF-SFD	米国アイダホ国立工学環境研究所で実施された炉心損傷状態での燃料棒及び炉心のふるまい並びに核分裂生成物及び水素の放出についての試験
PHEBUS FP	フランスカのダラッシュ研究所のPHEBUS研究炉で実施された、シビアアクシデント条件下での炉心燃料から1次系を経て原子炉格納容器に至るまでの核分裂生成物の挙動を調べる実機燃料を用いた総合試験

### 実効放出継続時間の設定について

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

実効放出継続時間は放出経路ごとに設定しており、原子炉建屋、排気筒及び原子炉格納容器フィルタベント系排気管のそれぞれの放出経路について実効放出継続時間を計算した結果を第 1 表及び第 2 表に示す。

原子炉建屋漏えい及び原子炉格納容器フィルタベント系排気管からの放出の実効放出継続時間は 1 時間程度であり、排気筒からの放出の実効放出継続時間は 60 時間～70 時間程度となっている。

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

また、実効放出継続時間を 2 時間以上で設定した場合、その期間に同一風向の風が吹き続けることを想定し、拡散係数の平均をその期間の拡散係数としている。なお、平均する期間に異なる風向が含まれる場合は、拡散係数を 0 として平均を計算する。このため、実効放出継続時間が長くなるほど平均される期間が長くなり拡散係数は小さい傾向となる。

このことから、ベント実施に伴う被ばく評価では、保守的に被ばく評価上の影響が大きい原子炉建屋漏えい及び原子炉格納容器フィルタベント系排気管からの放出における実効放出継続時間である 1 時間を排気筒放出に対しても適用し大気拡散評価を行った。

なお、参考として実効放出継続時間の違いによる拡散係数（相対濃度、相対線量）の変化について第 3 表に示す。

また、評価対象期間の放出率及び拡散係数（相対線量）から行う被ばく評価の例として、第一隔離弁開操作時（S/C からベントを行う場合）の大気中へ放出された放射性物質による移動中の外部被ばく評価結果について第 4 表に示す。

注記\*：（気象指針解説抜粋）

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

第1表 S/C からベントを行う場合の実効放出継続時間

放出経路	① 放出量 (Bq)			② 最大放出率 (Bq/h)			(①÷②) 実効放出継続時間 (h)		
	原子炉建屋 漏えい分	排気筒放出分	原子炉格納容器 フィルタベント 系排気管放出分	原子炉建屋 漏えい分	排気筒放出分	原子炉格納容器 フィルタベント 系排気管放出分	原子炉建屋 漏えい分	排気筒放出分	原子炉格納容器 フィルタベント 系排気管放出分
ガンマ線実効 エネルギー 0.5MeV 換算値	約 $3.7 \times 10^{15}$	約 $1.4 \times 10^{16}$	約 $5.4 \times 10^{17}$	約 $2.8 \times 10^{15}$	約 $2.0 \times 10^{14}$	約 $2.3 \times 10^{17}$	約1.3	約67.9	約2.3
I-131 等価 量-成人実 効線量係数 換算	約 $1.0 \times 10^{14}$	約 $1.6 \times 10^{15}$	約 $1.4 \times 10^{15}$	約 $8.0 \times 10^{13}$	約 $2.4 \times 10^{13}$	約 $5.9 \times 10^{14}$	約1.3	約66.4	約2.3

第2表 D/W からベントを行う場合の実効放出継続時間

放出経路	① 放出量 (Bq)			② 最大放出率 (Bq/h)			(①÷②) 実効放出継続時間 (h)		
	原子炉建屋 漏えい分	排気筒放出分	原子炉格納容器 フィルタベント 系排気管放出分	原子炉建屋 漏えい分	排気筒放出分	原子炉格納容器 フィルタベント 系排気管放出分	原子炉建屋 漏えい分	排気筒放出分	原子炉格納容器 フィルタベント 系排気管放出分
ガンマ線実効 エネルギー 0.5MeV 換算値	約 $3.7 \times 10^{15}$	約 $1.4 \times 10^{16}$	約 $5.4 \times 10^{17}$	約 $2.8 \times 10^{15}$	約 $2.0 \times 10^{14}$	約 $2.4 \times 10^{17}$	約1.3	約68.0	約2.3
I-131 等価 量-成人実 効線量係数 換算	約 $1.0 \times 10^{14}$	約 $1.6 \times 10^{15}$	約 $1.4 \times 10^{15}$	約 $8.0 \times 10^{13}$	約 $2.4 \times 10^{13}$	約 $6.2 \times 10^{14}$	約1.3	約66.6	約2.3

第3表 実効放出継続時間の違いによる拡散係数の変更

	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	相対線量 (Gy/Bq)
1 時間	約 $2.9 \times 10^{-6}$	約 $1.2 \times 10^{-19}$
5 時間	約 $2.9 \times 10^{-6}$	約 $8.7 \times 10^{-20}$
10 時間	約 $1.9 \times 10^{-6}$	約 $7.8 \times 10^{-20}$
20 時間	約 $1.6 \times 10^{-6}$	約 $6.6 \times 10^{-20}$
60 時間	約 $1.2 \times 10^{-6}$	約 $4.0 \times 10^{-20}$

第4表 第一隔離弁開操作後（S/C からベントを行う場合）に大気に放出された放射性物質による移動中の外部被ばく評価結果

項目	ベント実施後に大気中へ放出された放射性物質による移動中の外部被ばく評価		備考
放出経路	排気筒	原子炉格納容器フィルタ ベント系排気管	ベント実施後の放出経路
放出率 (Bq/h)	約 $2.0 \times 10^{14}$	約 $3.9 \times 10^{17}$	(①) 事故後約45時間～ 約46時間（ベント後1時間） の放出率
相対線量 (Gy/Bq)	約 $1.2 \times 10^{-19}$ *2	約 $6.7 \times 10^{-18}$ *3	(②) 実効放出継続時間 1時間の相対線量 (拡散係数)
線量率*1 (mSv/h)	約 $1.3 \times 10^{-10}$	約 $2.9 \times 10^{-6}$	(①×②×コンクリートに よる減衰率×10 <sup>3</sup> ) 評価対象期間の線量率
移動時 線量率 (mSv/h)	約 $2.9 \times 10^{-6}$		

注釈\*1：事故時においては換算係数を 1Sv/Gy として計算

\*2：相対線量 97%値の高所風の風速は 3.8m/s，風下方位は E（2012 年度の高所風平均風速は 5.2m/s）

\*3：相対線量 97%値の地上風の風速は 0.5m/s，風下方位は NNE，NE，ENE，E，ESE，SE，SSE，S，SSW（2012 年度の地上風平均風速は 1.9m/s）

ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価で考慮している線源の選定について

ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価では，放出される放射性物質による被ばく経路として以下の被ばく経路を考慮している。

- ・ 原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく
- ・ 大気中へ放出された放射性物質による被ばく
- ・ 大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく
- ・ 外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばく
- ・ 原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく
- ・ 原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく

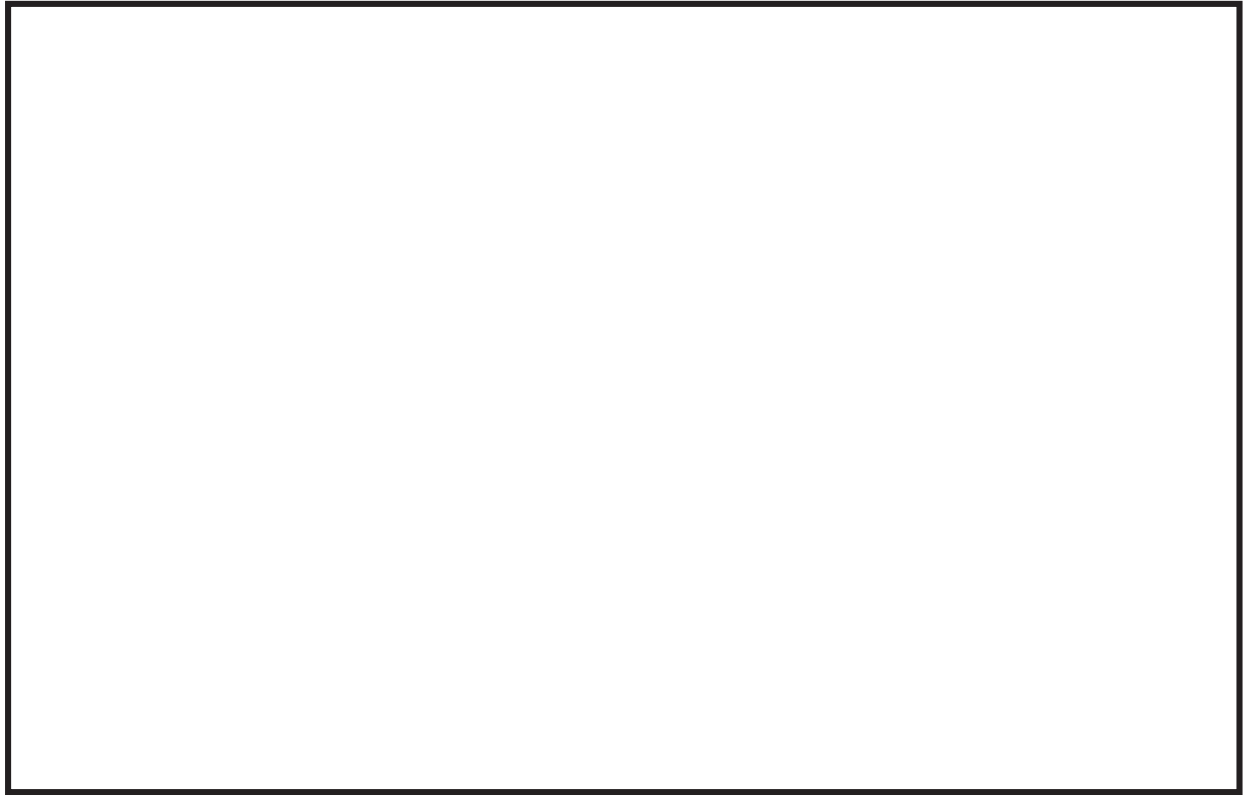
上記の被ばく経路以外にアクセスルート等には，第 1 表に示すとおり，換気系フィルタ等の線源となる設備があるが，設備からアクセスルート等が十分に離れていること，設備とアクセスルートとの間の壁に十分な遮蔽効果が得られること，移動時間を考慮すると設備からの影響は短時間であることなどから，被ばく評価への影響が小さいため評価上考慮していない。設備とアクセスルート等の関係を第 1 図～第 6 図に示す。

第1表 線源となる設備とアクセスルート等への影響について

設備*	考慮していない理由	遮蔽厚, 隔離距離	アクセスルート等 における線量率	設備位置
非常用ガス処理系フィルタ装置	原子炉建屋地上二階の設備であり、アクセスルートから十分離れており、設備とアクセスルートの間には原子炉建屋原子炉棟の壁がある。また、移動時における影響は短時間であることから被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚（壁）： 約 50cm 距離：10m 以上	3 mSv/h 以下	① (第 2 図)
中央制御室再循環フィルタ装置	制御建屋地下二階の設備であり、アクセスルートから十分に離れており、設備とアクセスルートの間には制御建屋の床がある。また、移動時における影響は短時間であることから被ばく評価への影響は小さいため。	遮蔽厚（床）： 約 120cm 距離：10m 以上	10 <sup>-2</sup> mSv/h 以下	② (第 5 図及 び第 6 図)

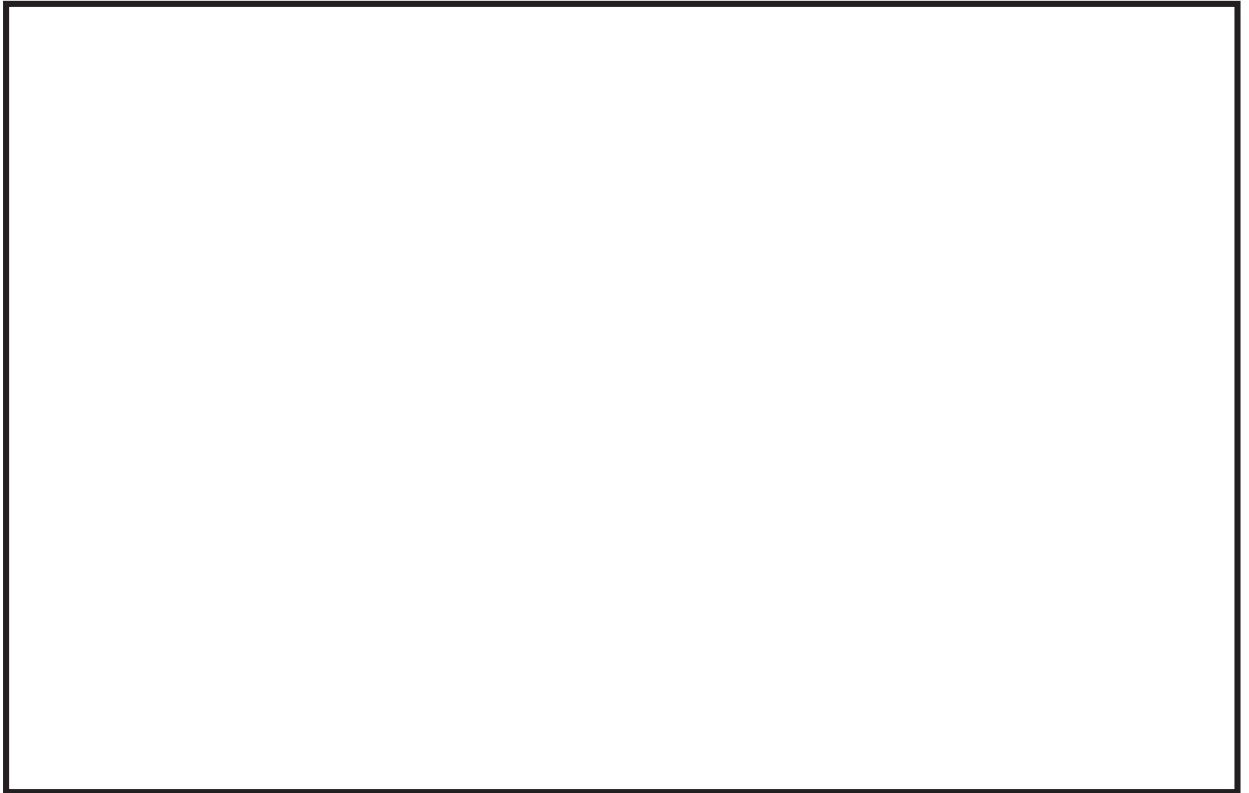
注記\*：表の設備以外にも貯蔵タンク等があるが、アクセスルートは管理区域外の区域区分 A (0.006mSv/h 以下) であるため、被ばく評価上影響は小さい。





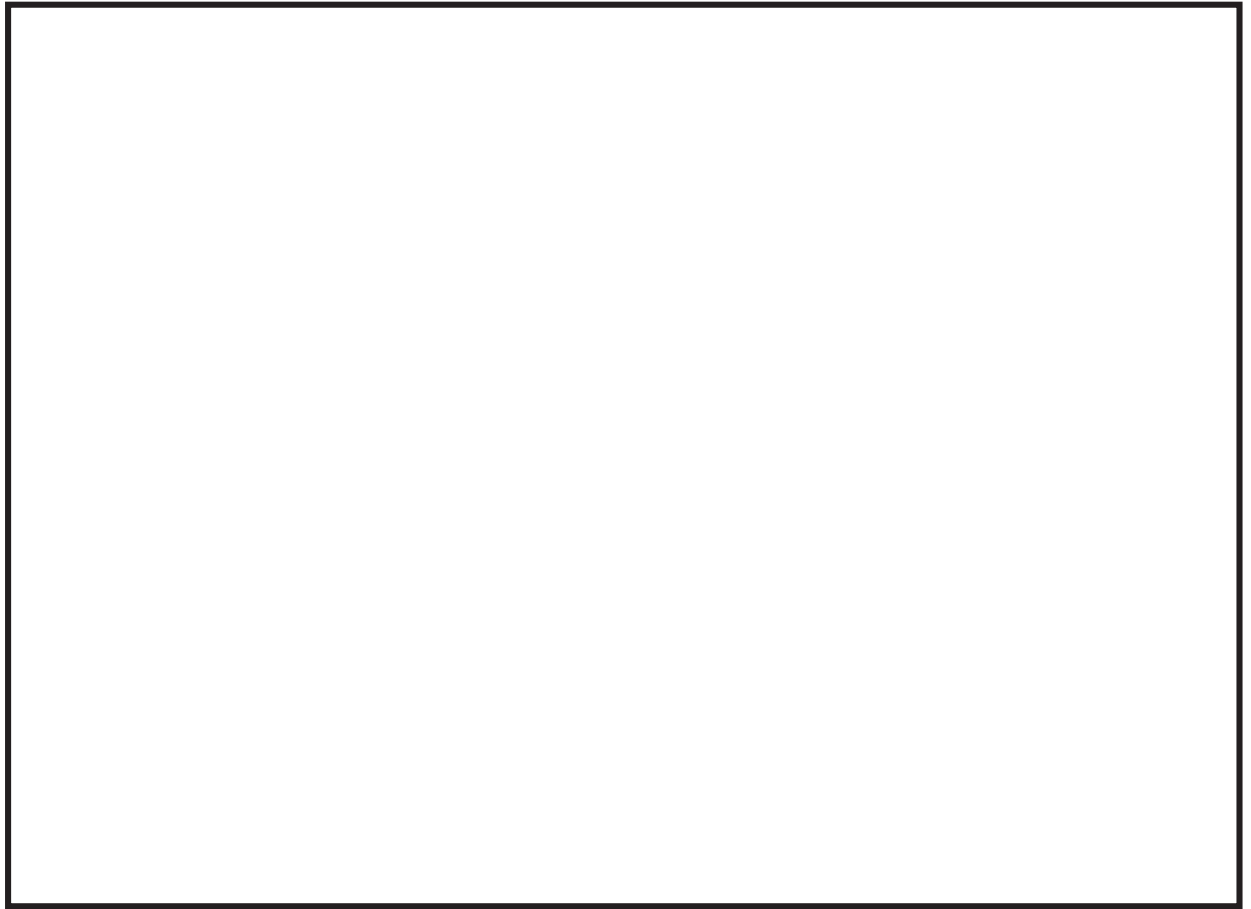
第 1 図 原子炉建屋地上三階及び制御建屋地上三階の操作場所及びアクセスルート

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。



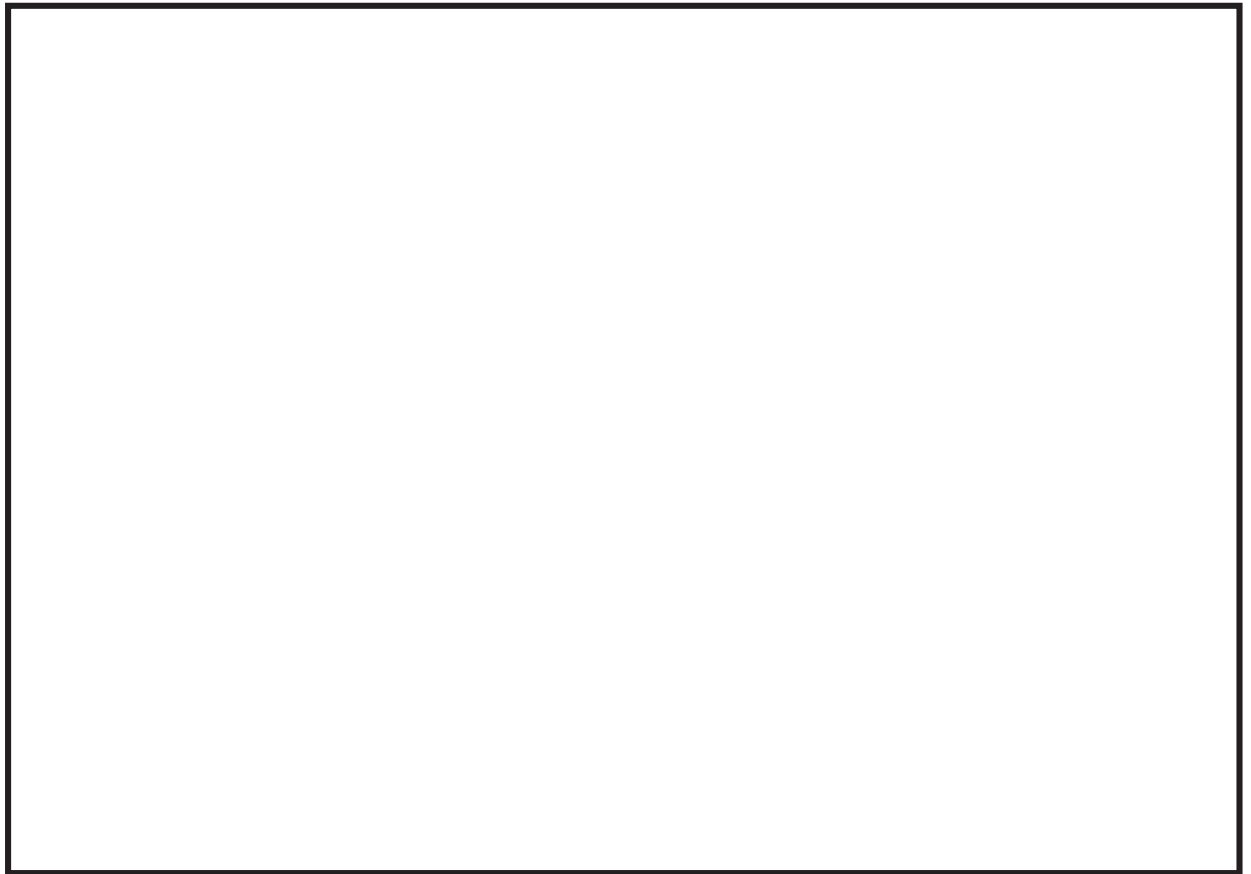
第2図 原子炉建屋地上二階，タービン建屋地上二階及び制御建屋地上二階の操作場所  
及びアクセスルート

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。



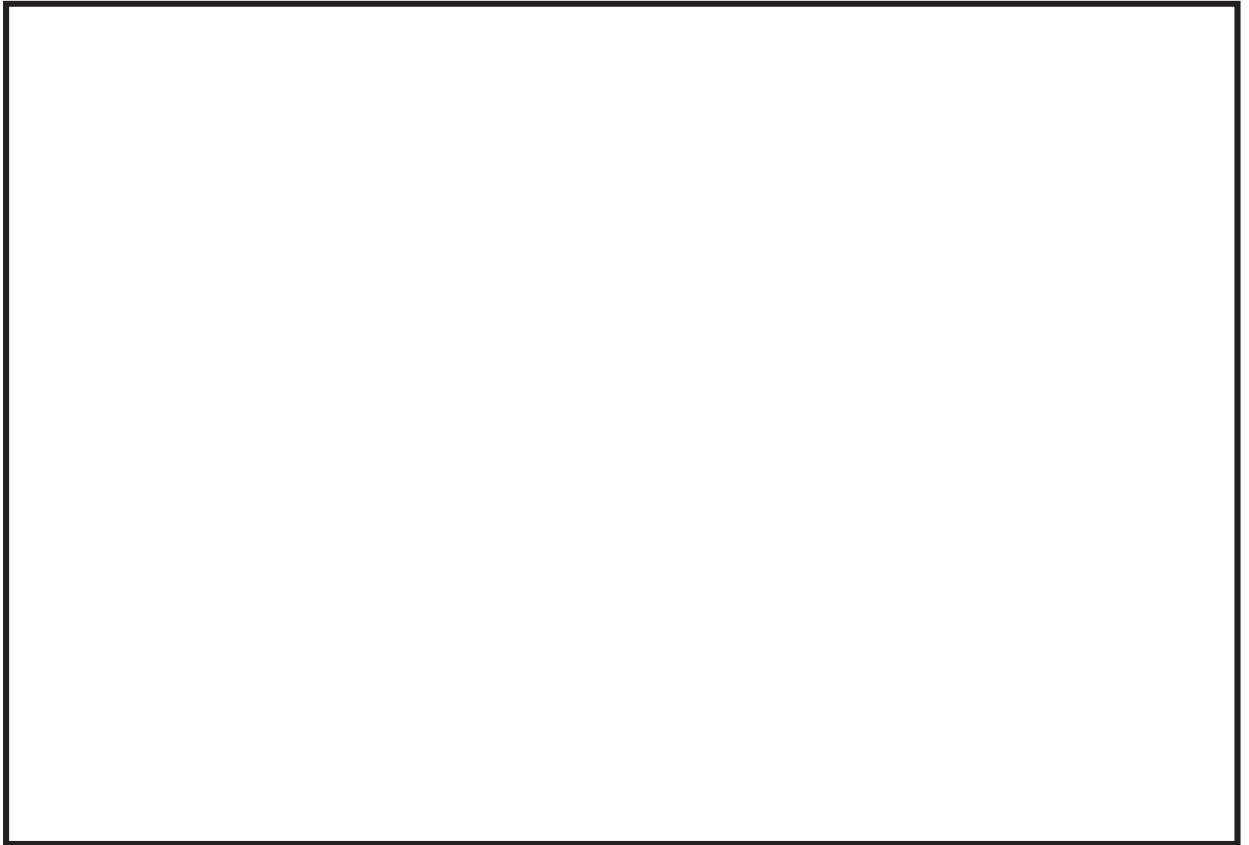
第3図 原子炉建屋地上一階，タービン建屋地上一階及び制御建屋地上一階の操作場所  
及びアクセスルート

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。



第4図 原子炉建屋地下一階，タービン建屋地下一階及び制御建屋地下一階の操作場所  
及びアクセスルート

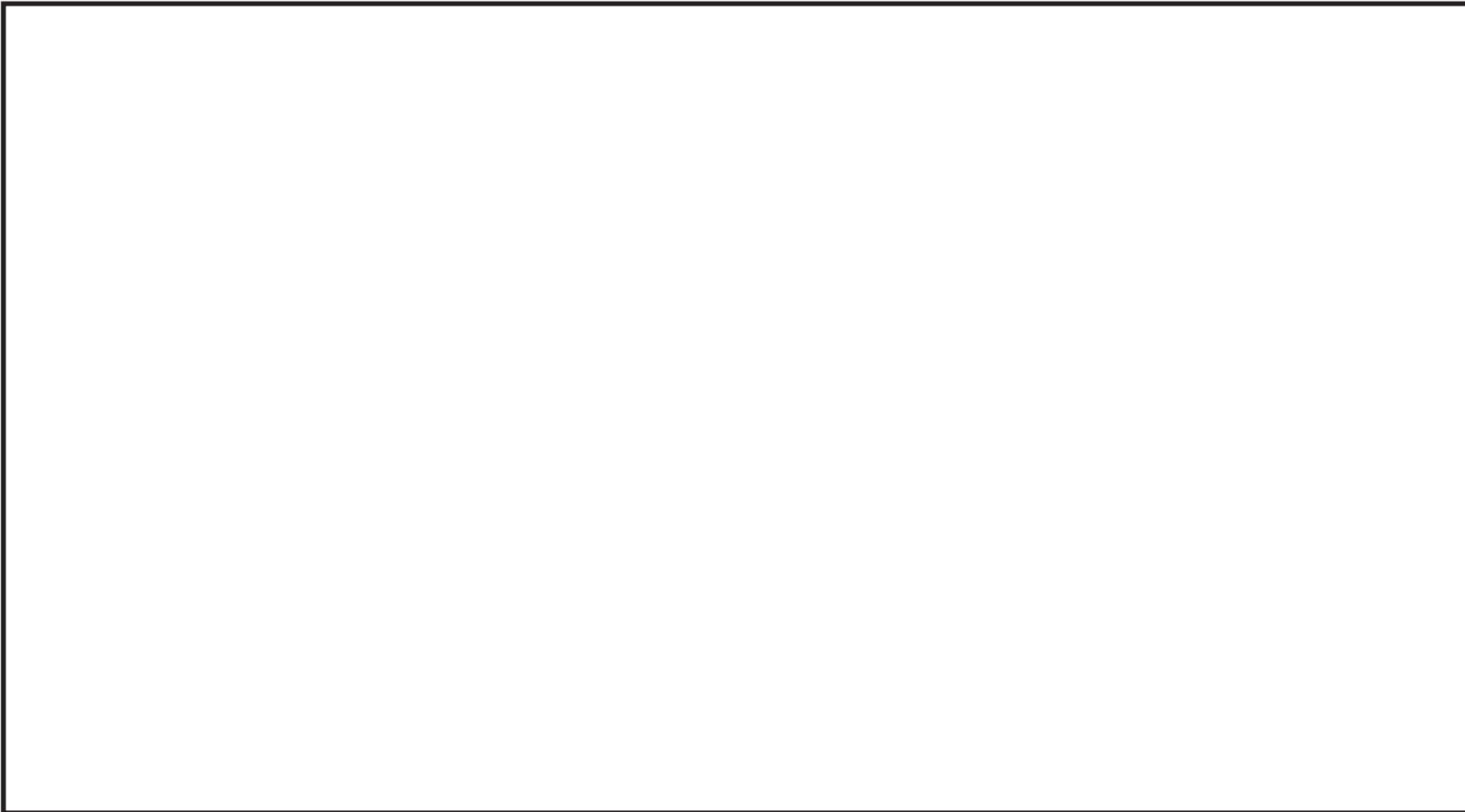
枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。



第 5 図 原子炉建屋地下二階，タービン建屋地下二階及び制御建屋地下二階の操作場所  
及びアクセスルート

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。

第6図 制御建屋断面図



補足 10-8

枠囲みの内容は防護上の観点から公開できません。

### 気象資料の代表性について

被ばく評価を実施するに当たって、安全解析に用いる気象条件について、その妥当性を確認した。この結果、第 1 表～第 5 表に示すとおり、これまで、安全解析に用いてきた 1991 年 11 月から 1992 年 10 月までの 1 年間の気象条件は、申請時の至近 10 年間（2002 年 1 月～2011 年 12 月）の気象観測結果による検定の結果、棄却数が多くなっていることから、安全解析に用いる気象条件の見直しを行った。

新たに採用した 2012 年 1 月から 2012 年 12 月まで 1 年間の気象条件については、申請時の至近 10 年間（2002 年 1 月～2011 年 12 月）及び最新の至近 10 年間（2008 年 1 月～2018 年 12 月（2012 年の 1 年間を除く））の気象観測結果による検定を行い、敷地内の代表性の確認を行っている。この結果について、申請時における検定結果を第 1 表及び第 6 表～第 9 表に、今回の検定結果を第 1 表及び第 10 表～第 13 表に示す。

#### (1) 検定方法

##### a. 検定に用いた観測記録

気象資料の代表性を確認するに当たっては、通常は被ばく評価上重要な排気筒高風を用いて検定するものの、被ばく評価では保守的に地上風を使用することもあることから、排気筒高さ付近を代表する標高 175m（地上高 71m 及び地上高 115m）の観測データに加え、参考として標高 70m（地上高 10m）の観測データを用いて検定を行った。気象観測設備の配置を第 1 図に示す。

##### b. データ統計期間

統計年（申請時）：2002 年 1 月～2011 年 12 月（10 年間）

統計年（今回）：2008 年 1 月～2018 年 12 月（2012 年を除く 10 年間）

検定年（従来）：1991 年 11 月～1992 年 10 月（1 年間）

検定年（新規設定）：2012 年 1 月～2012 年 12 月（1 年間）

##### c. 検定方法

F 分布検定

#### (2) 検定結果

第 2 表～第 5 表に従来の気象条件の検定結果を、第 6 表～第 9 表に申請時の気象条件の検定結果を、第 10 表～第 13 表に今回の気象条件の検定結果を示す。

従来、安全解析に用いた気象条件については、標高 70m（地上高 10m）での観測点では 28 項目のうち、有意水準（危険率）5%で棄却された項目が 17 個であり、標高 175m（地上高 71m）での観測点では 28 項目のうち、有意水準（危険率）5%で棄却された項目が 5 個であった。

一方、今回新たに安全解析に用いた気象条件については、申請時の統計年における結果では、標高 70m（地上高 10m）での観測点では 28 項目のうち、有意水準（危険率）5%で棄却された項

目が1個であり、標高175m（地上高71m）での観測点では28項目のうち、有意水準（危険率）5%で棄却された項目はなかった。また、今回の統計年における結果では、標高70m（地上高10m）及び標高175m（地上高71m及び地上高115m）での観測点ともに有意水準（危険率）5%で棄却された項目はなかったことから、検定年が十分長期間の気象状態を代表していると判断した。

第1表 異常年検定結果

検定年	観測点	観測項目	検定結果
1991年11月～ 1992年10月 (統計年：2002年1月～2011年12月)	標高70m (地上高10m)	風向出現頻度	棄却数 9
		風速出現頻度	棄却数 8
	標高175m (地上高71m)	風向出現頻度	棄却数 5
		風速出現頻度	棄却なし
2012年1月～ 2012年12月 (統計年：2002年1月～2011年12月)	標高70m (地上高10m)	風向出現頻度	棄却数 1
		風速出現頻度	棄却なし
	標高175m (地上高71m)	風向出現頻度	棄却なし
		風速出現頻度	棄却なし
2012年1月～ 2012年12月 (統計年：2008年1月～2018年12月)	標高70m (地上高10m)	風向出現頻度	棄却なし
		風速出現頻度	棄却なし
	標高175m (地上高71m及び115m)	風向出現頻度	棄却なし
		風速出現頻度	棄却なし



第2表 棄却検定表（風向）（標高70m）

検定年：敷地内A点（標高70m，地上高10m）1991年11月～1992年10月  
 統計期間：敷地内A点（標高70m，地上高10m）2002年1月～2011年12月  
 (%)

統計年 風 向	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	検定年度 1991	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
											上限		下限		
N	6.78	6.42	4.08	4.87	6.19	7.63	7.40	7.86	6.30	6.35	6.39	3.32	9.19	3.58	×
NNE	3.72	3.90	2.58	4.16	2.76	2.82	2.98	2.21	2.09	2.52	2.97	3.97	4.67	1.27	○
NE	3.58	3.15	2.49	3.22	4.67	4.19	4.66	3.60	3.09	3.05	3.56	7.22	5.29	1.84	×
ENE	6.15	5.46	5.00	5.69	7.48	5.44	6.40	5.78	5.53	4.50	5.74	3.61	7.67	3.81	×
E	4.48	5.99	5.23	6.04	6.99	5.45	6.57	6.57	5.96	5.06	5.83	2.94	7.67	3.98	×
ESE	2.67	2.81	2.30	3.21	2.83	2.33	2.46	2.68	2.72	1.66	2.57	4.02	3.56	1.59	×
SE	4.61	5.99	5.17	5.05	6.44	5.02	5.92	6.12	5.43	4.80	5.45	5.76	6.93	3.97	○
SSE	1.67	1.97	2.19	1.91	2.13	1.86	1.97	2.18	1.58	1.90	1.93	3.34	2.41	1.46	×
S	2.91	2.47	3.16	2.68	3.01	3.34	3.36	3.91	3.48	3.80	3.21	4.62	4.31	2.12	×
SSW	7.84	6.91	7.98	6.65	5.27	6.86	5.62	7.31	7.31	7.15	6.91	6.55	8.97	4.84	○
SW	12.07	11.53	16.25	13.46	11.77	13.45	11.53	12.58	15.60	15.27	13.37	7.61	17.60	9.14	×
WSW	3.88	3.41	4.86	4.42	3.14	4.73	4.21	4.08	4.66	4.98	4.24	4.23	5.71	2.78	○
W	12.01	10.50	11.59	12.47	11.03	11.71	12.16	11.99	11.77	12.45	11.77	12.67	13.23	10.31	○
WNW	14.06	15.20	15.26	13.55	11.14	10.93	9.78	9.64	9.95	10.12	11.98	18.84	17.44	6.52	×
NW	5.19	6.01	5.09	5.40	6.27	7.41	6.59	6.55	7.30	8.19	6.38	4.11	8.81	3.95	○
NNW	2.99	2.89	2.09	2.04	2.28	3.09	2.34	2.09	2.55	2.24	2.46	3.20	3.40	1.52	○
CALM	5.40	5.37	4.69	5.17	6.60	3.76	6.04	4.87	4.66	5.96	5.23	3.98	7.17	3.28	○

第3表 棄却検定表（風速）（標高70m）

検定年：敷地内A点（標高70m，地上高10m）1991年11月～1992年10月  
 統計期間：敷地内A点（標高70m，地上高10m）2002年1月～2011年12月  
 (%)

統計年 風速(m/s)	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	検定年度 1991	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
											上限		下限		
0.0～0.4	5.40	5.37	4.69	5.17	6.60	3.76	6.04	4.87	4.66	5.96	5.23	3.98	7.17	3.28	○
0.5～1.4	34.04	34.09	31.73	33.29	38.00	35.73	40.82	38.53	37.30	39.08	36.20	25.93	43.16	29.25	×
1.5～2.4	29.75	28.20	28.64	30.49	28.23	31.70	29.52	28.47	30.39	28.80	29.44	29.84	32.21	26.68	○
2.5～3.4	16.45	16.81	17.14	16.74	14.32	16.95	13.26	15.18	15.24	15.79	15.81	16.85	18.85	12.76	○
3.5～4.4	8.41	8.58	9.44	8.46	7.54	7.88	6.84	7.66	7.47	6.76	7.92	9.94	9.89	5.95	×
4.5～5.4	3.59	4.06	4.72	3.68	3.46	2.55	2.14	3.42	3.35	2.35	3.35	5.79	5.23	1.47	×
5.5～6.4	1.28	1.81	2.25	1.42	1.34	0.97	1.02	1.26	1.17	0.99	1.36	3.58	2.31	0.41	×
6.5～7.4	0.65	0.66	0.86	0.56	0.35	0.30	0.27	0.41	0.33	0.18	0.46	2.35	0.97	-0.05	×
7.5～8.4	0.25	0.36	0.32	0.15	0.11	0.09	0.04	0.15	0.08	0.05	0.16	1.03	0.43	-0.11	×
8.5～9.4	0.11	0.05	0.16	0.02	0.03	0.03	0.04	0.03	0.00	0.01	0.05	0.48	0.17	-0.07	×
9.5以上	0.06	0.01	0.06	0.00	0.01	0.02	0.01	0.01	0.00	0.00	0.02	0.23	0.07	-0.03	×

第4表 棄却検定表（風向）（標高175m）

検定年：敷地内B点（標高175m，地上高71m）1991年11月～1992年10月  
 統計期間：敷地内B点（標高175m，地上高71m）2002年1月～2011年12月  
 (%)

統計年 風向	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	検定年度 1991	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
											上限		下限		
N	2.61	2.85	2.05	2.33	2.73	3.15	2.89	3.12	3.15	2.57	2.75	2.41	3.61	1.88	○
NNE	3.27	3.43	2.11	3.16	3.70	3.64	3.77	3.84	2.82	2.66	3.24	3.45	4.58	1.91	○
NE	7.31	7.60	4.20	6.63	7.85	8.08	9.13	7.12	5.48	6.41	6.98	6.98	10.29	3.67	○
ENE	6.50	7.58	5.73	6.35	7.88	6.27	6.40	6.37	6.55	5.90	6.56	4.28	8.16	4.95	×
E	5.25	5.99	5.47	5.56	7.59	5.32	6.49	6.23	5.29	4.69	5.79	4.90	7.75	3.84	○
ESE	2.70	3.53	2.97	3.35	3.43	2.63	3.06	3.55	3.25	2.67	3.12	2.33	3.97	2.26	○
SE	2.69	2.78	2.07	2.30	3.13	2.64	2.84	3.04	3.60	2.07	2.72	4.27	3.87	1.57	×
SSE	3.55	3.53	2.84	3.40	4.26	3.45	3.77	3.81	3.17	2.85	3.47	3.90	4.50	2.43	○
S	3.12	3.49	2.81	3.05	3.60	2.77	3.84	3.92	3.00	3.29	3.29	4.26	4.26	2.31	○
SSW	4.52	4.85	6.46	4.87	4.49	5.31	5.13	5.21	5.37	4.43	5.07	8.97	6.49	3.64	×
SW	7.77	8.00	11.13	8.44	6.85	8.42	7.01	8.03	10.79	9.54	8.59	6.67	12.06	5.13	○
WSW	6.31	4.59	6.04	5.21	4.99	5.07	4.58	4.74	5.96	6.00	5.35	7.01	6.92	3.77	×
W	8.24	6.35	9.38	7.96	6.86	8.03	7.68	8.11	9.40	9.59	8.15	7.83	10.70	5.61	○
WNW	15.11	14.49	17.51	18.32	13.32	14.88	12.86	14.19	13.60	15.58	14.98	18.58	19.16	10.80	○
NW	15.64	15.19	14.56	14.34	14.93	15.76	15.83	14.00	13.57	17.17	15.08	9.44	17.59	12.58	×
NNW	3.95	4.02	3.30	2.70	2.95	3.62	3.29	3.35	3.51	3.24	3.39	2.89	4.36	2.43	○
CALM	1.48	1.73	1.37	2.03	1.44	0.98	1.44	1.39	1.48	1.35	1.47	1.83	2.11	0.83	○

第5表 棄却検定表（風速）（標高175m）

検定年：敷地内B点（標高175m，地上高71m）1991年11月～1992年10月  
 統計期間：敷地内B点（標高175m，地上高71m）2002年1月～2011年12月  
 (%)

統計年 風速(m/s)	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	検定年度 1991	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0～0.4	1.48	1.73	1.37	2.03	1.44	0.98	1.44	1.39	1.48	1.35	1.47	1.83	2.11	0.83	○
0.5～1.4	9.43	8.36	7.98	8.18	10.11	8.36	10.99	8.87	9.64	9.20	9.11	7.71	11.38	6.84	○
1.5～2.4	12.93	13.70	12.09	12.06	15.86	12.66	15.36	14.10	14.75	13.93	13.74	12.48	16.87	10.61	○
2.5～3.4	14.26	14.48	13.32	12.39	14.62	15.09	14.91	15.12	14.79	14.98	14.39	13.76	16.49	12.30	○
3.5～4.4	12.70	13.10	12.70	12.33	11.94	14.10	12.74	13.00	12.16	12.46	12.73	13.48	14.15	11.30	○
4.5～5.4	10.22	10.40	10.27	10.16	9.33	10.24	8.91	9.83	10.28	10.89	10.05	10.97	11.39	8.71	○
5.5～6.4	8.46	7.95	8.74	9.00	7.87	8.79	7.94	7.75	7.62	8.29	8.24	9.28	9.39	7.09	○
6.5～7.4	7.33	6.79	7.45	7.43	6.09	7.27	6.67	6.47	6.30	6.58	6.84	6.77	8.03	5.66	○
7.5～8.4	5.89	5.32	5.89	6.18	5.32	6.08	5.28	5.18	5.58	5.60	5.63	5.35	6.49	4.78	○
8.5～9.4	4.62	4.56	4.49	5.68	4.04	4.73	4.19	4.74	4.59	4.57	4.62	4.51	5.65	3.59	○
9.5以上	12.69	13.60	15.69	14.56	13.38	11.71	11.55	13.55	12.81	12.15	13.18	13.87	16.22	10.13	○

第6表 棄却検定表（風向）（標高70m）

検定年：敷地内A点（標高70m，地上高10m）2012年1月～2012年12月  
 統計期間：敷地内A点（標高70m，地上高10m）2002年1月～2011年12月  
 (%)

統計年 風 向	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	検定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
											上限		下限		
N	6.78	6.42	4.08	4.87	6.19	7.63	7.40	7.86	6.30	6.35	6.39	6.73	9.19	3.58	○
NNE	3.72	3.90	2.58	4.16	2.76	2.82	2.98	2.21	2.09	2.52	2.97	2.50	4.67	1.27	○
NE	3.58	3.15	2.49	3.22	4.67	4.19	4.66	3.60	3.09	3.05	3.56	3.24	5.29	1.84	○
ENE	6.15	5.46	5.00	5.69	7.48	5.44	6.40	5.78	5.53	4.50	5.74	6.13	7.67	3.81	○
E	4.48	5.99	5.23	6.04	6.99	5.45	6.57	6.57	5.96	5.06	5.83	6.23	7.67	3.98	○
ESE	2.67	2.81	2.30	3.21	2.83	2.33	2.46	2.68	2.72	1.66	2.57	2.41	3.56	1.59	○
SE	4.61	5.99	5.17	5.05	6.44	5.02	5.92	6.12	5.43	4.80	5.45	6.49	6.93	3.97	○
SSE	1.67	1.97	2.19	1.91	2.13	1.86	1.97	2.18	1.58	1.90	1.93	2.19	2.41	1.46	○
S	2.91	2.47	3.16	2.68	3.01	3.34	3.36	3.91	3.48	3.80	3.21	5.18	4.31	2.12	×
SSW	7.84	6.91	7.98	6.65	5.27	6.86	5.62	7.31	7.31	7.15	6.91	7.45	8.97	4.84	○
SW	12.07	11.53	16.25	13.46	11.77	13.45	11.53	12.58	15.60	15.27	13.37	10.95	17.60	9.14	○
WSW	3.88	3.41	4.86	4.42	3.14	4.73	4.21	4.08	4.66	4.98	4.24	4.00	5.71	2.78	○
W	12.01	10.50	11.59	12.47	11.03	11.71	12.16	11.99	11.77	12.45	11.77	11.42	13.23	10.31	○
WNW	14.06	15.20	15.26	13.55	11.14	10.93	9.78	9.64	9.95	10.12	11.98	9.27	17.44	6.52	○
NW	5.19	6.01	5.09	5.40	6.27	7.41	6.59	6.55	7.30	8.19	6.38	7.52	8.81	3.95	○
NNW	2.99	2.89	2.09	2.04	2.28	3.09	2.34	2.09	2.55	2.24	2.46	2.43	3.40	1.52	○
CALM	5.40	5.37	4.69	5.17	6.60	3.76	6.04	4.87	4.66	5.96	5.23	5.86	7.17	3.28	○

第7表 棄却検定表（風速）（標高70m）

検定年：敷地内A点（標高70m，地上高10m）2012年1月～2012年12月  
 統計期間：敷地内A点（標高70m，地上高10m）2002年1月～2011年12月  
 (%)

統計年 風速(m/s)	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	検定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0～0.4	5.40	5.37	4.69	5.17	6.60	3.76	6.04	4.87	4.66	5.96	5.23	5.86	7.17	3.28	○
0.5～1.4	34.04	34.09	31.73	33.29	38.00	35.73	40.82	38.53	37.30	39.08	36.20	38.52	43.16	29.25	○
1.5～2.4	29.75	28.20	28.64	30.49	28.23	31.70	29.52	28.47	30.39	28.80	29.44	30.05	32.21	26.68	○
2.5～3.4	16.45	16.81	17.14	16.74	14.32	16.95	13.26	15.18	15.24	15.79	15.81	15.76	18.85	12.76	○
3.5～4.4	8.41	8.58	9.44	8.46	7.54	7.88	6.84	7.66	7.47	6.76	7.92	6.46	9.89	5.95	○
4.5～5.4	3.59	4.06	4.72	3.68	3.46	2.55	2.14	3.42	3.35	2.35	3.35	2.30	5.23	1.47	○
5.5～6.4	1.28	1.81	2.25	1.42	1.34	0.97	1.02	1.26	1.17	0.99	1.36	0.71	2.31	0.41	○
6.5～7.4	0.65	0.66	0.86	0.56	0.35	0.30	0.27	0.41	0.33	0.18	0.46	0.21	0.97	-0.05	○
7.5～8.4	0.25	0.36	0.32	0.15	0.11	0.09	0.04	0.15	0.08	0.05	0.16	0.10	0.43	-0.11	○
8.5～9.4	0.11	0.05	0.16	0.02	0.03	0.03	0.04	0.03	0.00	0.01	0.05	0.03	0.17	-0.07	○
9.5以上	0.06	0.01	0.06	0.00	0.01	0.02	0.01	0.01	0.00	0.00	0.02	0.00	0.07	-0.03	○

第8表 棄却検定表（風向）（標高175m）

検定年：敷地内B点（標高175m，地上高71m）2012年1月～2012年12月  
 統計期間：敷地内B点（標高175m，地上高71m）2002年1月～2011年12月  
 (%)

統計年 風 向	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	検定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
											上限		下限		
N	2.61	2.85	2.05	2.33	2.73	3.15	2.89	3.12	3.15	2.57	2.75	2.68	3.61	1.88	○
NNE	3.27	3.43	2.11	3.16	3.70	3.64	3.77	3.84	2.82	2.66	3.24	3.03	4.58	1.91	○
NE	7.31	7.60	4.20	6.63	7.85	8.08	9.13	7.12	5.48	6.41	6.98	7.41	10.29	3.67	○
ENE	6.50	7.58	5.73	6.35	7.88	6.27	6.40	6.37	6.55	5.90	6.56	6.66	8.16	4.95	○
E	5.25	5.99	5.47	5.56	7.59	5.32	6.49	6.23	5.29	4.69	5.79	5.99	7.75	3.84	○
ESE	2.70	3.53	2.97	3.35	3.43	2.63	3.06	3.55	3.25	2.67	3.12	3.32	3.97	2.26	○
SE	2.69	2.78	2.07	2.30	3.13	2.64	2.84	3.04	3.60	2.07	2.72	2.99	3.87	1.57	○
SSE	3.55	3.53	2.84	3.40	4.26	3.45	3.77	3.81	3.17	2.85	3.47	4.28	4.50	2.43	○
S	3.12	3.49	2.81	3.05	3.60	2.77	3.84	3.92	3.00	3.29	3.29	3.83	4.26	2.31	○
SSW	4.52	4.85	6.46	4.87	4.49	5.31	5.13	5.21	5.37	4.43	5.07	5.65	6.49	3.64	○
SW	7.77	8.00	11.13	8.44	6.85	8.42	7.01	8.03	10.79	9.54	8.59	7.46	12.06	5.13	○
WSW	6.31	4.59	6.04	5.21	4.99	5.07	4.58	4.74	5.96	6.00	5.35	4.34	6.92	3.77	○
W	8.24	6.35	9.38	7.96	6.86	8.03	7.68	8.11	9.40	9.59	8.15	7.21	10.70	5.61	○
WNW	15.11	14.49	17.51	18.32	13.32	14.88	12.86	14.19	13.60	15.58	14.98	14.76	19.16	10.80	○
NW	15.64	15.19	14.56	14.34	14.93	15.76	15.83	14.00	13.57	17.17	15.08	15.14	17.59	12.58	○
NNW	3.95	4.02	3.30	2.70	2.95	3.62	3.29	3.35	3.51	3.24	3.39	3.66	4.36	2.43	○
CALM	1.48	1.73	1.37	2.03	1.44	0.98	1.44	1.39	1.48	1.35	1.47	1.60	2.11	0.83	○

第9表 棄却検定表（風速）（標高175m）

検定年：敷地内B点（標高175m，地上高71m）2012年1月～2012年12月

統計期間：敷地内B点（標高175m，地上高71m）2002年1月～2011年12月

(%)

統計年 風速(m/s)	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	平均値	検定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0～0.4	1.48	1.73	1.37	2.03	1.44	0.98	1.44	1.39	1.48	1.35	1.47	1.60	2.11	0.83	○
0.5～1.4	9.43	8.36	7.98	8.18	10.11	8.36	10.99	8.87	9.64	9.20	9.11	9.22	11.38	6.84	○
1.5～2.4	12.93	13.70	12.09	12.06	15.86	12.66	15.36	14.10	14.75	13.93	13.74	13.84	16.87	10.61	○
2.5～3.4	14.26	14.48	13.32	12.39	14.62	15.09	14.91	15.12	14.79	14.98	14.39	13.48	16.49	12.30	○
3.5～4.4	12.70	13.10	12.70	12.33	11.94	14.10	12.74	13.00	12.16	12.46	12.73	12.56	14.15	11.30	○
4.5～5.4	10.22	10.40	10.27	10.16	9.33	10.24	8.91	9.83	10.28	10.89	10.05	10.28	11.39	8.71	○
5.5～6.4	8.46	7.95	8.74	9.00	7.87	8.79	7.94	7.75	7.62	8.29	8.24	8.39	9.39	7.09	○
6.5～7.4	7.33	6.79	7.45	7.43	6.09	7.27	6.67	6.47	6.30	6.58	6.84	7.07	8.03	5.66	○
7.5～8.4	5.89	5.32	5.89	6.18	5.32	6.08	5.28	5.18	5.58	5.60	5.63	5.89	6.49	4.78	○
8.5～9.4	4.62	4.56	4.49	5.68	4.04	4.73	4.19	4.74	4.59	4.57	4.62	4.23	5.65	3.59	○
9.5以上	12.69	13.60	15.69	14.56	13.38	11.71	11.55	13.55	12.81	12.15	13.18	13.43	16.22	10.13	○



第 10 表 棄却検定表（風向）（標高 70m）

検定年：敷地内 A 点（標高 70m，地上高 10m）2012 年 1 月～2012 年 12 月  
 統計期間：敷地内 A 点（標高 70m，地上高 10m）2008 年 1 月～2018 年 12 月  
 (%)

風向 \ 統計年	2008	2009	2010	2011	2013	2014	2015	2016	2017	2018	平均値	検定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	7.22	7.86	6.31	6.34	5.89	6.27	7.16	9.08	7.13	7.37	7.06	6.73	9.29	4.84	○
NNE	2.91	2.21	2.10	2.52	1.87	1.94	2.95	3.80	2.75	3.94	2.69	2.50	4.42	0.96	○
NE	4.46	3.60	3.10	3.04	3.13	3.13	4.16	3.12	3.22	2.60	3.36	3.24	4.69	2.03	○
ENE	6.10	5.78	5.53	4.49	5.27	4.81	5.42	7.19	7.02	7.61	5.92	6.13	8.40	3.45	○
E	6.33	6.57	5.96	5.05	6.49	5.67	5.63	3.86	4.18	2.71	5.27	6.23	8.31	2.22	○
ESE	2.37	2.68	2.72	1.66	2.61	1.93	2.55	2.14	2.14	1.77	2.27	2.41	3.18	1.35	○
SE	5.74	6.12	5.42	4.80	5.40	6.17	5.64	4.40	3.96	3.37	5.12	6.49	7.35	2.89	○
SSE	2.03	2.18	1.58	1.89	1.74	1.88	2.39	4.21	3.55	3.94	2.55	2.19	4.87	0.24	○
S	3.43	3.91	3.47	3.81	3.90	4.33	5.40	5.28	3.84	3.76	4.11	5.18	5.76	2.47	○
SSW	5.67	7.31	7.30	7.15	7.82	5.96	6.16	7.48	7.24	6.85	6.89	7.45	8.59	5.19	○
SW	11.88	12.58	15.58	15.29	13.35	15.46	15.41	14.38	17.20	14.90	14.58	10.95	18.36	10.80	○
WSW	4.21	4.08	4.66	4.97	4.37	6.68	8.01	6.54	7.15	7.16	5.78	3.99	9.26	2.29	○
W	12.67	11.99	11.75	12.46	12.67	12.80	9.68	9.20	10.69	9.21	11.32	11.42	14.84	7.80	○
WNW	10.04	9.64	9.94	10.11	9.61	8.59	6.23	6.42	7.47	10.98	8.90	9.28	12.83	4.98	○
NW	6.84	6.55	7.29	8.23	7.36	5.66	3.68	3.51	3.06	3.56	5.57	7.52	10.18	0.96	○
NNW	2.32	2.09	2.56	2.24	2.41	2.26	2.71	3.13	2.49	3.46	2.57	2.43	3.58	1.55	○
CALM	5.79	4.87	4.72	5.95	6.11	6.45	6.60	6.23	6.90	6.79	6.04	5.85	7.80	4.27	○

第 11 表 棄却検定表（風速）（標高 70m）

検定年：敷地内 A 点（標高 70m，地上高 10m）2012 年 1 月～2012 年 12 月

統計期間：敷地内 A 点（標高 70m，地上高 10m）2008 年 1 月～2018 年 12 月

統計年 風速(m/s)	2008	2009	2010	2011	2013	2014	2015	2016	2017	2018	平均値	検定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0～0.4	5.79	4.87	4.72	5.95	6.11	6.45	6.60	6.23	6.90	6.79	6.04	5.85	7.80	4.27	○
0.5～1.4	39.84	38.53	37.31	39.13	40.87	39.27	40.79	37.24	37.29	37.71	38.81	38.51	42.15	35.47	○
1.5～2.4	29.60	28.47	30.35	28.81	28.15	29.73	30.07	31.11	29.23	30.07	29.56	30.04	31.72	27.40	○
2.5～3.4	13.84	15.18	15.22	15.79	14.06	15.21	14.84	14.97	15.68	14.57	14.92	15.76	16.42	13.42	○
3.5～4.4	7.23	7.66	7.46	6.74	6.97	6.22	5.89	6.19	6.87	6.79	6.81	6.47	8.17	5.45	○
4.5～5.4	2.25	3.42	3.35	2.35	2.50	2.22	1.49	2.52	2.49	2.41	2.50	2.30	3.82	1.19	○
5.5～6.4	1.05	1.26	1.17	0.99	0.95	0.63	0.27	1.07	1.01	0.99	0.94	0.71	1.62	0.26	○
6.5～7.4	0.31	0.41	0.33	0.18	0.28	0.21	0.03	0.49	0.40	0.41	0.31	0.21	0.63	-0.02	○
7.5～8.4	0.05	0.15	0.08	0.05	0.09	0.03	0.01	0.17	0.09	0.19	0.09	0.10	0.23	-0.05	○
8.5～9.4	0.03	0.03	0.00	0.01	0.02	0.01	0.00	0.01	0.04	0.05	0.02	0.03	0.06	-0.02	○
9.5以上	0.01	0.01	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.01	0.01	0.01	0.01	0.00	0.02	-0.01	○

第12表 棄却検定表（風向）（標高175m）

検定年：敷地内B点（標高175m，地上高71m）2012年1月～2012年12月

統計期間：敷地内B点（標高175m，地上高71m）2008年1月～2017年1月まで

敷地内A点（標高175m，地上高115m）2017年1月～2018年12月まで

(%)

統計年 風向	2008	2009	2010	2011	2013	2014	2015	2016	2017	2018	平均値	検定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
N	2.89	3.12	3.15	2.57	2.31	2.01	2.88	2.51	2.16	3.14	2.68	2.68	3.68	1.67	○
NNE	3.77	3.84	2.82	2.66	2.76	2.15	3.13	2.81	6.40	6.55	3.67	3.03	7.35	-0.02	○
NE	9.13	7.12	5.48	6.41	4.65	4.82	7.13	7.60	7.42	8.82	6.84	7.41	10.48	3.20	○
ENE	6.40	6.37	6.55	5.90	6.28	5.79	6.55	6.69	4.08	3.31	5.81	6.66	8.55	3.07	○
E	6.49	6.23	5.29	4.69	6.90	5.54	5.58	4.51	2.80	2.32	5.07	5.99	8.64	1.49	○
ESE	3.06	3.55	3.25	2.67	3.74	3.54	3.58	2.76	1.90	2.24	3.05	3.32	4.52	1.57	○
SE	2.84	3.04	3.60	2.07	3.34	2.74	2.70	1.95	2.96	2.93	2.82	2.99	4.02	1.62	○
SSE	3.77	3.81	3.17	2.85	3.39	4.26	3.31	3.43	2.62	3.44	3.42	4.28	4.54	2.29	○
S	3.84	3.92	3.00	3.29	3.07	2.89	3.06	3.63	3.37	3.70	3.37	3.83	4.27	2.48	○
SSW	5.13	5.21	5.37	4.43	3.93	3.57	4.50	5.21	8.18	7.42	5.27	5.65	8.73	1.82	○
SW	7.01	8.03	10.79	9.54	8.36	8.40	8.47	9.03	8.15	8.16	8.59	7.46	11.00	6.19	○
WSW	4.58	4.74	5.96	6.00	4.66	5.86	5.38	5.44	7.26	7.84	5.75	4.34	8.32	3.18	○
W	7.68	8.11	9.40	9.59	8.40	9.34	8.06	7.20	11.65	10.03	8.92	7.21	12.06	5.78	○
WNW	12.86	14.19	13.60	15.58	13.31	15.18	13.33	13.17	18.51	16.66	14.60	14.76	18.95	10.25	○
NW	15.83	14.00	13.57	17.17	19.01	18.30	16.79	17.80	8.33	8.49	14.98	15.14	24.12	5.84	○
NNW	3.29	3.35	3.51	3.24	4.33	3.86	3.74	5.26	2.70	3.78	3.71	3.66	5.37	2.05	○
CALM	1.44	1.39	1.48	1.35	1.55	1.74	1.82	1.01	1.53	1.15	1.45	1.60	2.02	0.87	○

第13表 棄却検定表（風速）（標高175m）

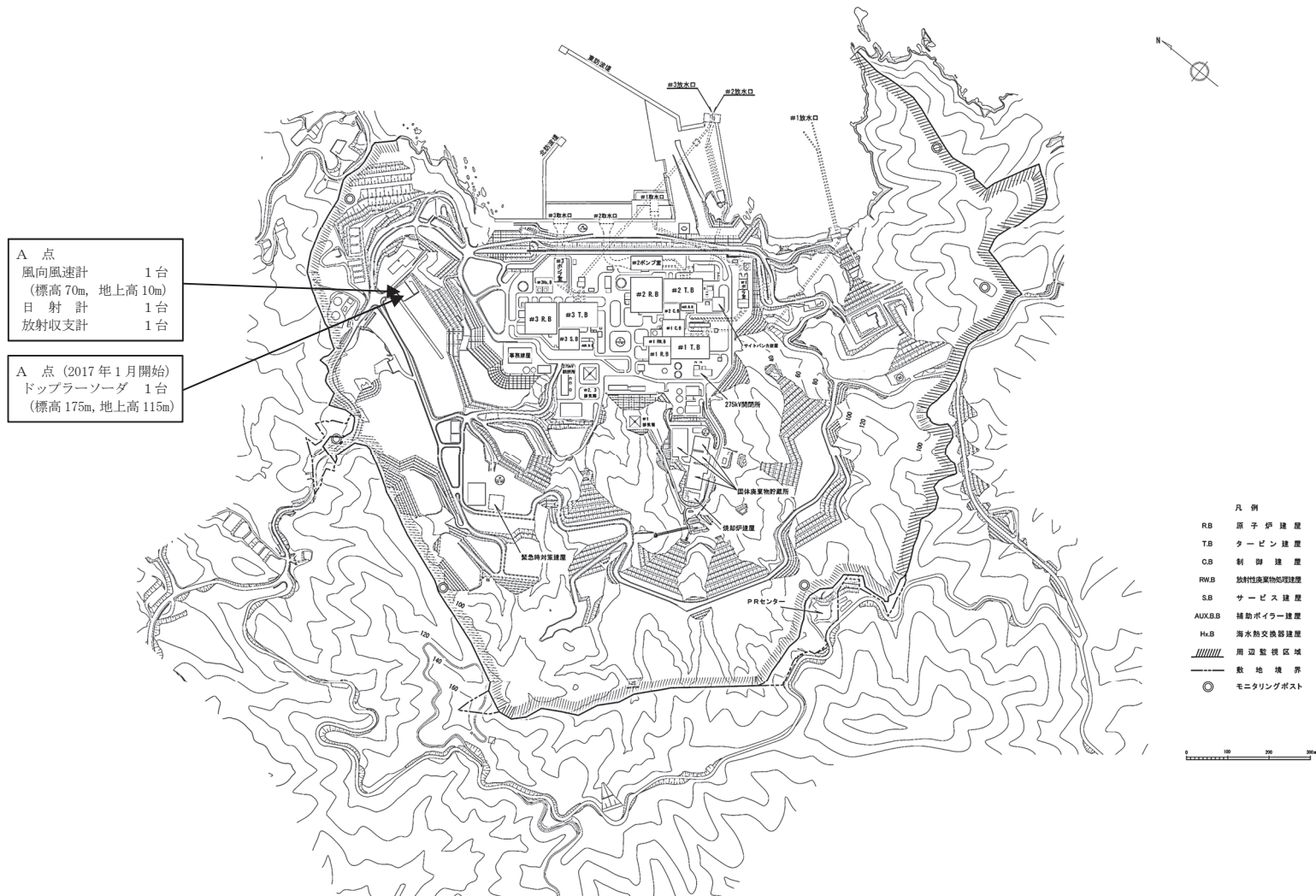
検定年：敷地内B点（標高175m，地上高71m）2012年1月～2012年12月

統計期間：敷地内B点（標高175m，地上高71m）2008年1月～2017年1月まで

敷地内A点（標高175m，地上高115m）2017年1月～2018年12月まで

(%)

統計年 風速(m/s)	2008	2009	2010	2011	2013	2014	2015	2016	2017	2018	平均値	検定年 2012	棄却限界		判定 ○採択 ×棄却
													上限	下限	
0.0～0.4	1.44	1.39	1.48	1.35	1.55	1.74	1.82	1.01	1.53	1.15	1.45	1.60	2.02	0.87	○
0.5～1.4	10.99	8.87	9.64	9.20	9.36	9.87	9.16	7.18	8.43	9.16	9.20	9.22	11.52	6.87	○
1.5～2.4	15.36	14.10	14.75	13.93	13.81	12.77	13.39	11.50	10.39	11.09	13.14	13.84	17.03	9.25	○
2.5～3.4	14.91	15.12	14.79	14.98	13.65	13.10	13.96	14.16	11.72	13.56	14.01	13.48	16.51	11.50	○
3.5～4.4	12.74	13.00	12.16	12.46	12.68	11.92	11.48	12.30	12.17	13.01	12.39	12.56	13.55	11.24	○
4.5～5.4	8.91	9.83	10.28	10.89	9.82	9.77	9.69	10.55	10.64	10.76	10.10	10.28	11.56	8.64	○
5.5～6.4	7.94	7.75	7.62	8.29	7.89	8.43	8.03	8.95	10.53	9.33	8.46	8.39	10.59	6.32	○
6.5～7.4	6.67	6.47	6.30	6.58	6.70	7.08	6.39	7.58	9.30	8.85	7.17	7.07	9.70	4.65	○
7.5～8.4	5.28	5.18	5.58	5.60	5.73	6.03	5.81	6.82	7.17	6.67	5.98	5.89	7.58	4.37	○
8.5～9.4	4.19	4.74	4.59	4.57	4.76	5.01	5.02	5.77	5.89	5.74	5.02	4.23	6.40	3.63	○
9.5以上	11.55	13.55	12.81	12.15	14.06	14.28	15.25	14.19	12.24	10.68	13.10	13.43	16.48	9.71	○



第1図 気象観測設備配置図 (1/2)



第1図 気象観測設備配置図 (2/2)

(参考) F 分布検定の計算方法について

気象データの代表性は F 分布検定法を用いて評価している。F 分布検定法は、正規分布をなす母集団から取り出した標本のうち、不良標本と見られるものを  $X_0$ 、その他のものを  $X_1, X_2, \dots, X_n$  とした場合、 $X_0$  を除く他の  $n$  個の標本の平均を  $\bar{X} = \sum_{i=1}^n (X_i \times 1/n)$  として、標本の分散からみて  $X_0$  と  $\bar{X}$  との差が有意ならば  $X_0$  を棄却とする方法である。F 分布検定の計算方法を以下に示す。

(1) 風向別、風速階級別で年単位に出現回数を求める。

(2) (1) のデータを基に、次の計算をする。

$$\text{[平均値]} \quad \bar{X} = \sum_{i=1}^n (X_i \times 1/n)$$

$$\text{[分散]} \quad S^2 = \sum_{i=1}^n (X_i - \bar{X})^2 / n$$

$$\text{[標準偏差]} \quad S = \sqrt{\sum_{i=1}^n (X_i - \bar{X})^2 / n}$$

$$\text{[F 値]} \quad F_0 = \frac{(n-1) \cdot (X_0 - \bar{X})^2}{(n+1) \cdot s^2}$$

$$\text{[棄却限界値]} \quad X_0 = \bar{X} \pm S \sqrt{\frac{(n+1)}{(n-1)} \cdot F_{n-1}^1(\alpha)}$$

(全統計年の標準偏差に判断の誤りの偏差で重みづけした値)

$X_i$  : 年別出現回数

$n$  : 統計年数

$X_0$  : 検定年の出現回数

$F_{n-1}^1(\alpha)$  : 有意水準 (危険率)  $\alpha$  に対する F 値

有意水準 (危険率)  $\alpha$  : 5%

(棄却限界値を超え異常と判断した時に、その判断が誤っている確率)

$$n=10 \text{ の場合} \quad F_{n-1}^1(0.05) = 5.12$$

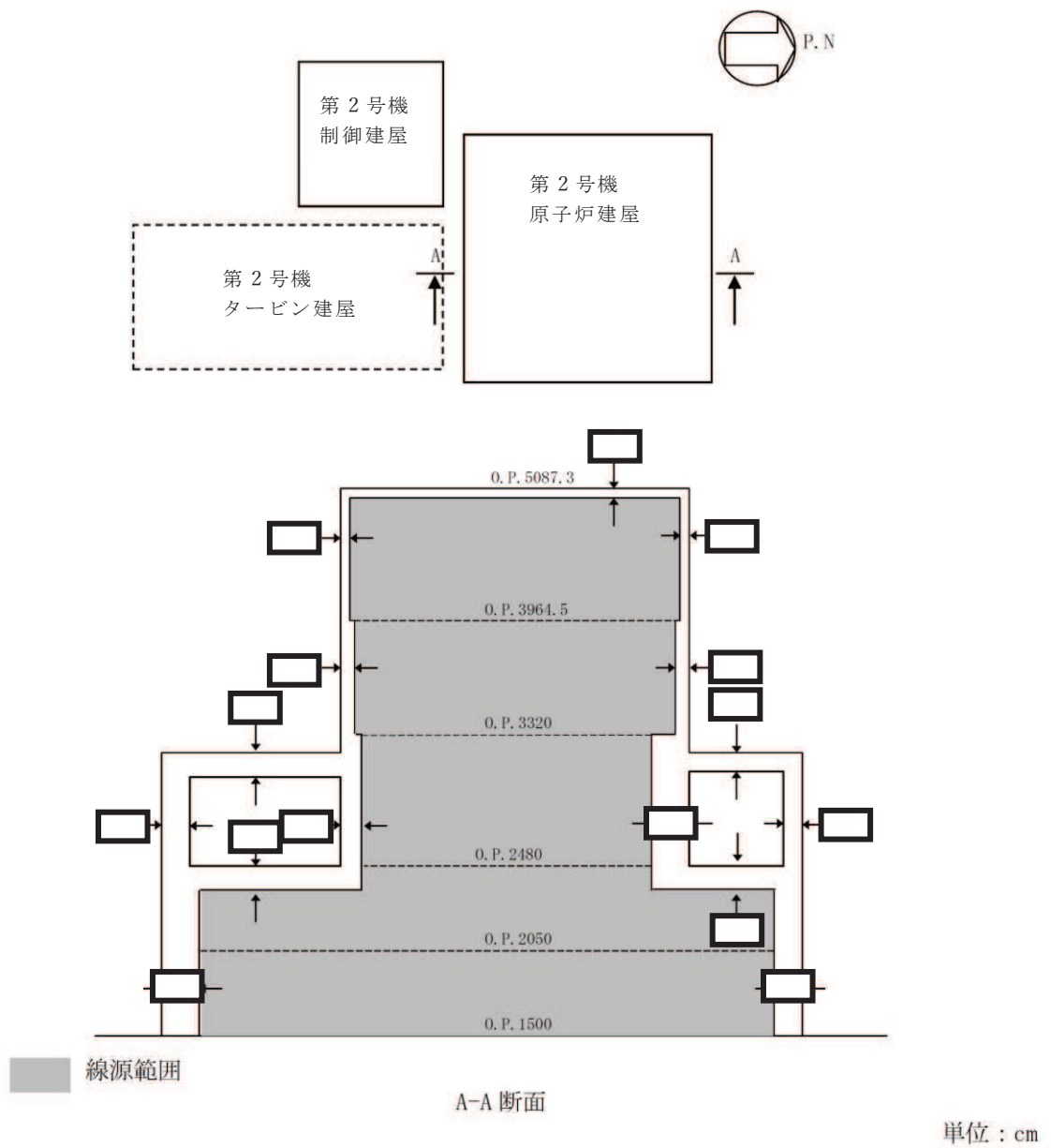
(3)  $F_0$  と  $F_{n-1}^1(\alpha)$  を比較し検定する。

$F_0 \geq F_{n-1}^1(\alpha)$  なら異常年として棄却し、 $F_0 < F_{n-1}^1(\alpha)$  なら採択する。なお、 $F_0 < F_{n-1}^1(\alpha)$  は  $\bar{X} - S \sqrt{\frac{(n+1)}{(n-1)} \cdot F_{n-1}^1(\alpha)} < X_0 < \bar{X} + S \sqrt{\frac{(n+1)}{(n-1)} \cdot F_{n-1}^1(\alpha)}$  と同義である。

原子炉建屋からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線、  
グランドシャインガンマ線評価モデルについて

原子炉建屋原子炉棟からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線評価は、原子炉建屋外壁（二次遮蔽）及び中央制御室遮蔽の遮蔽効果を考慮し評価している。また、グランドシャインガンマ線評価は、大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質を線源とし、線源は地表面に均一分布しているものとする。各評価モデルを第1図～第5図に示す。

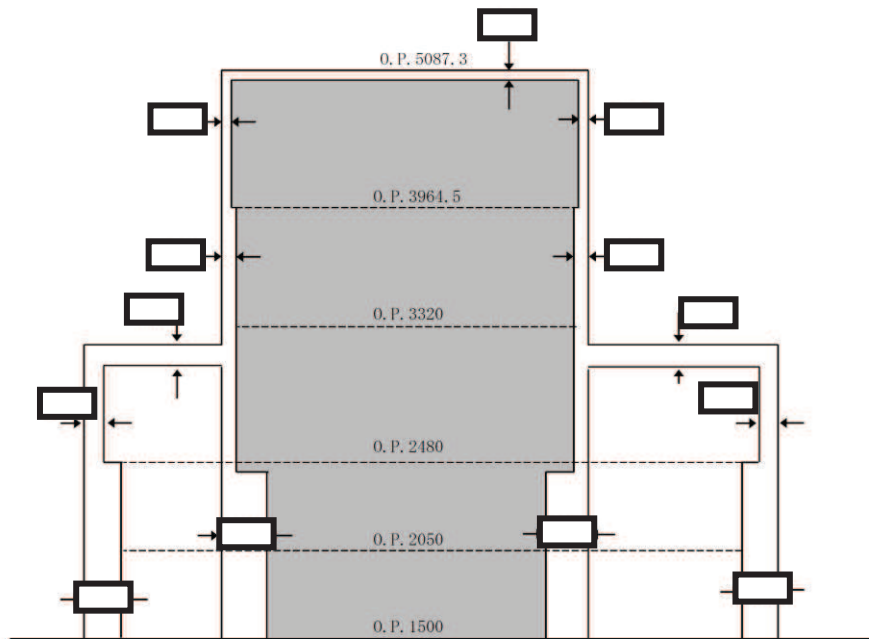
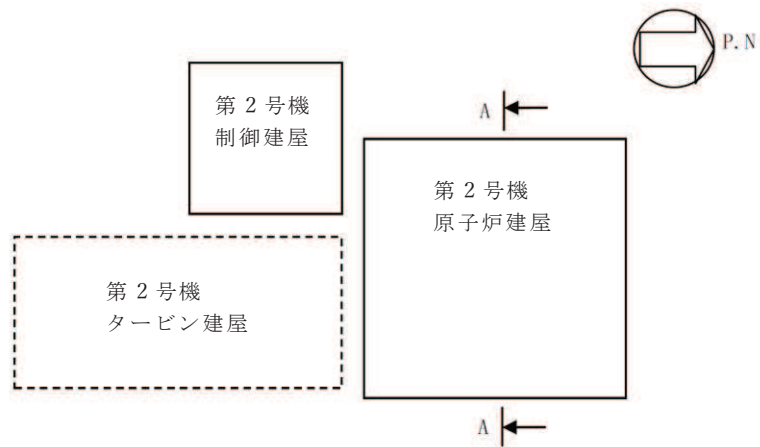




注：評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差（-5mm）を引いた値を適用

第1図 直接ガンマ線評価モデル（原子炉建屋）（1/2）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



線源範囲

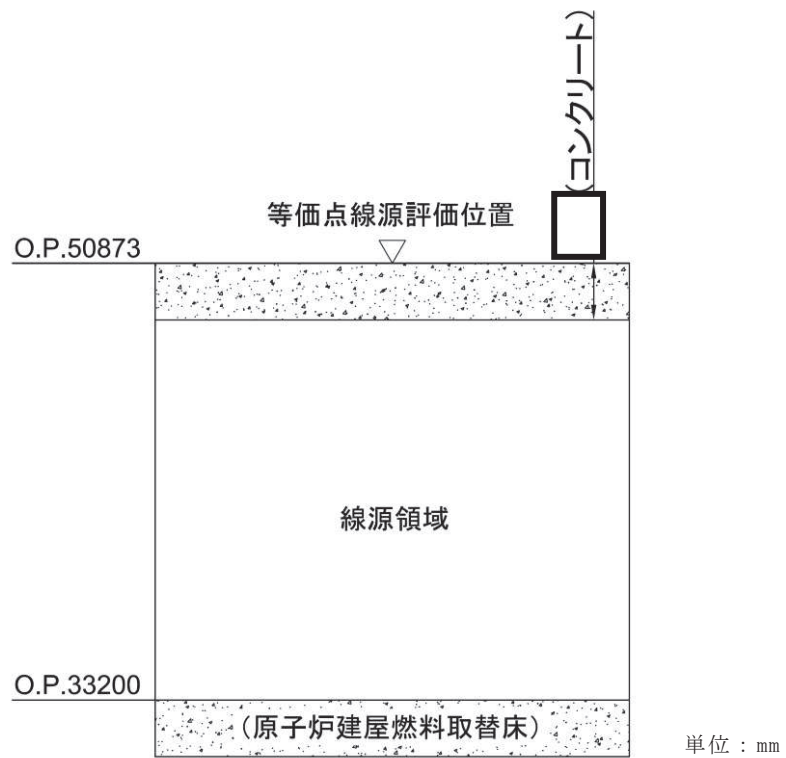
A-A 断面

単位：cm

注：評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差（-5mm）を引いた値を適用

第1図 直接ガンマ線評価モデル（原子炉建屋）（2/2）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

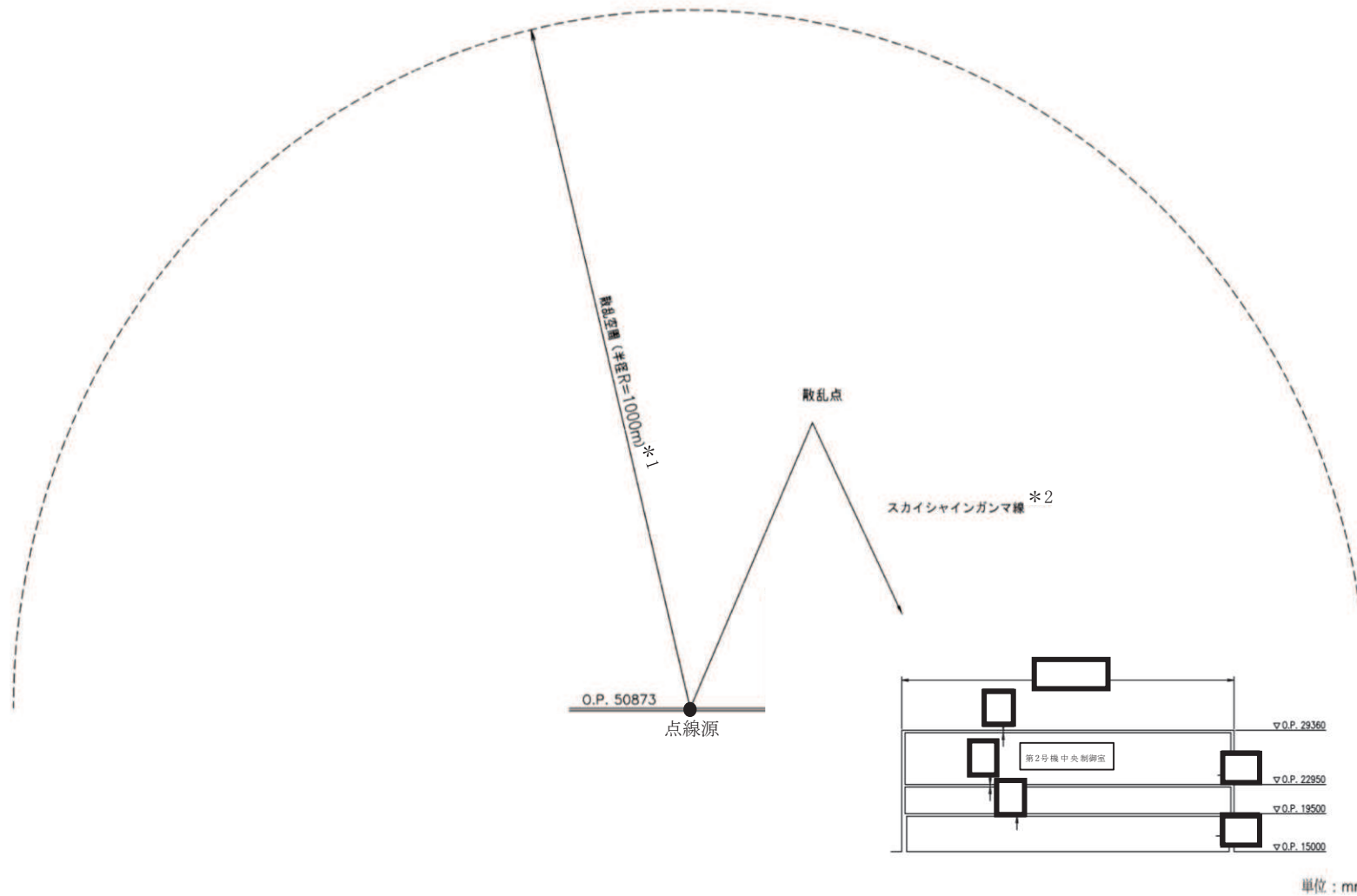


線源計算モデル (ANISN コードの計算モデル)

第 2 図 スカイシャインガンマ線評価モデル (原子炉建屋) (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

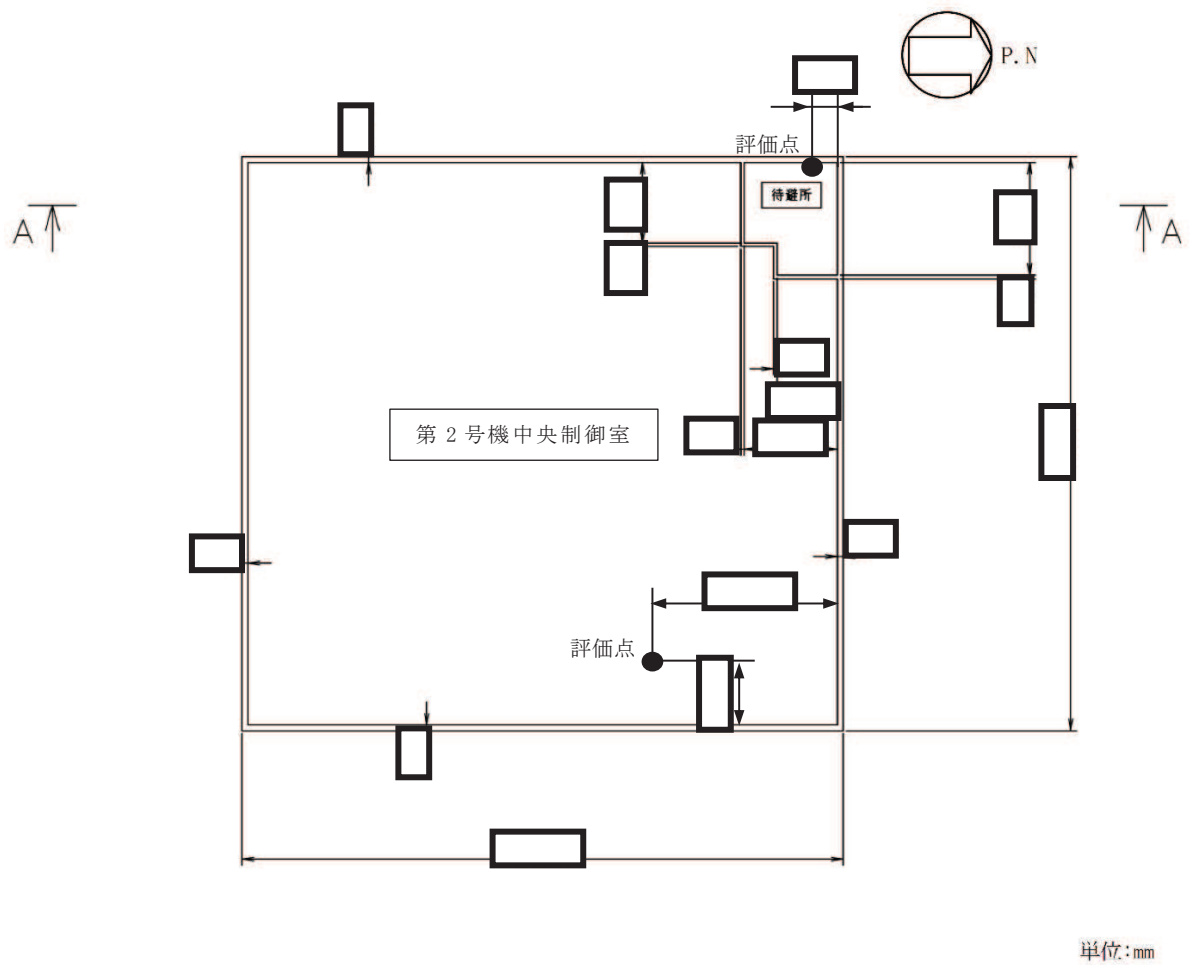
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



注記\*1: 散乱空間は原子炉建屋から制御建屋までを包絡する距離として設定  
\*2: 本評価モデルはスカイシャインガンマ線の評価モデル

散乱計算モデル (G33-GP2R コードの計算モデル)

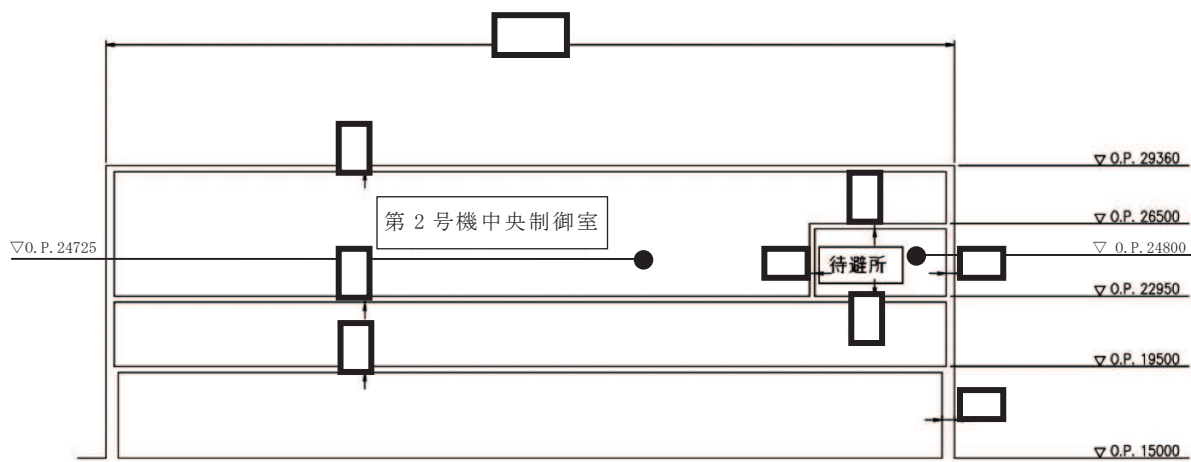
第2図 スカイシャインガンマ線評価モデル (原子炉建屋) (2/2)



注：評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差（-5mm）を引いた値を適用

第3図 直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線評価モデル（制御建屋）（1/2）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



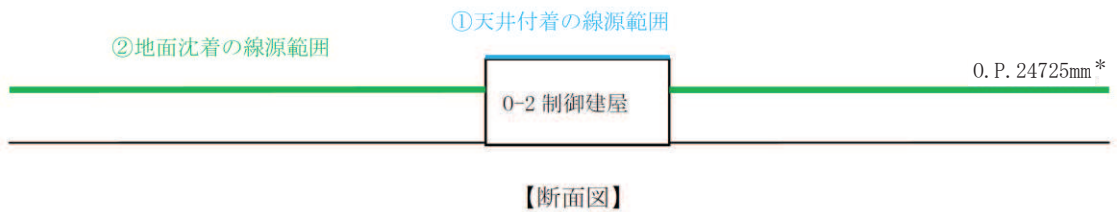
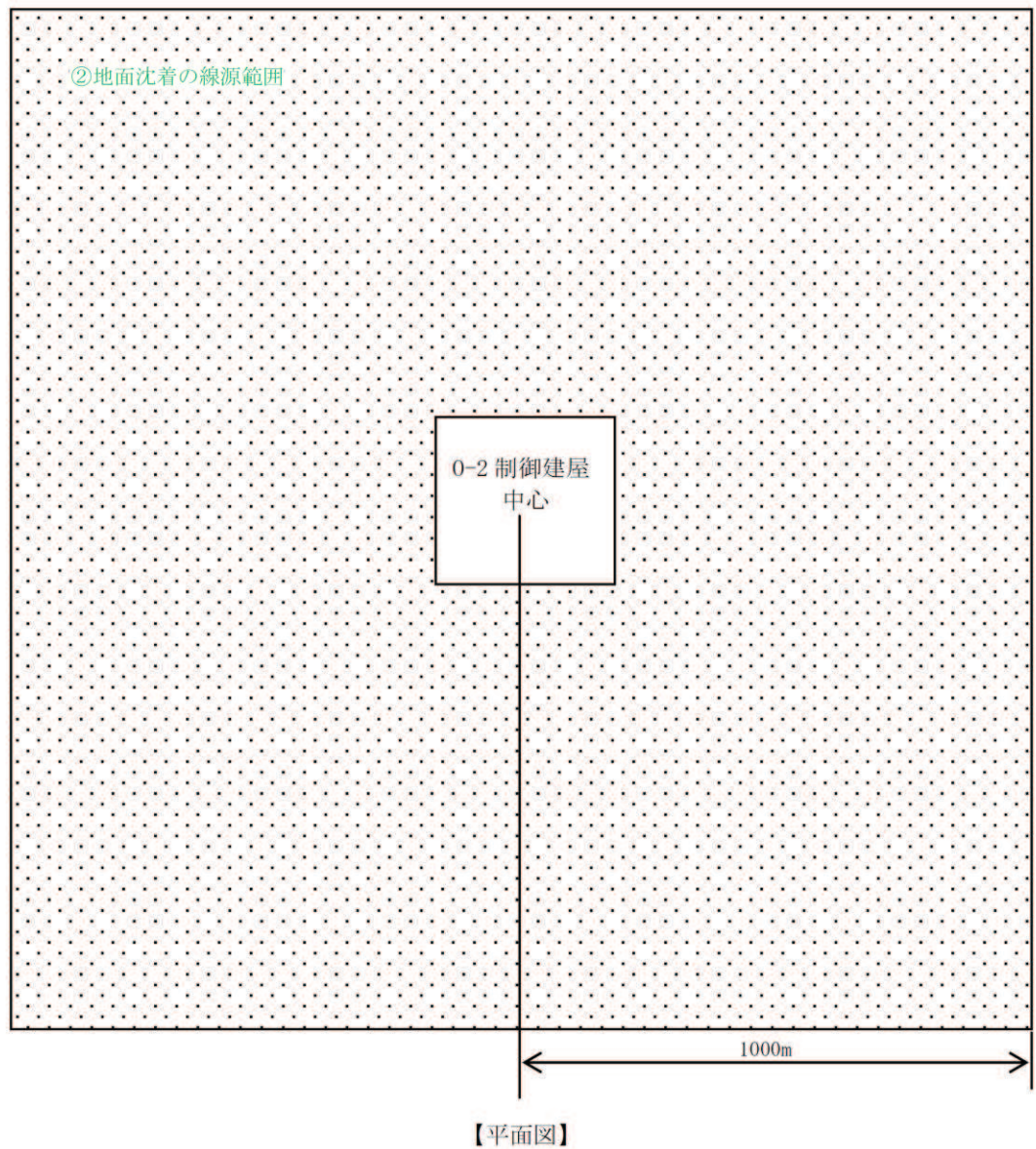
A-A 断面図

単位：mm

注：評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差（-5mm）を引いた値を適用

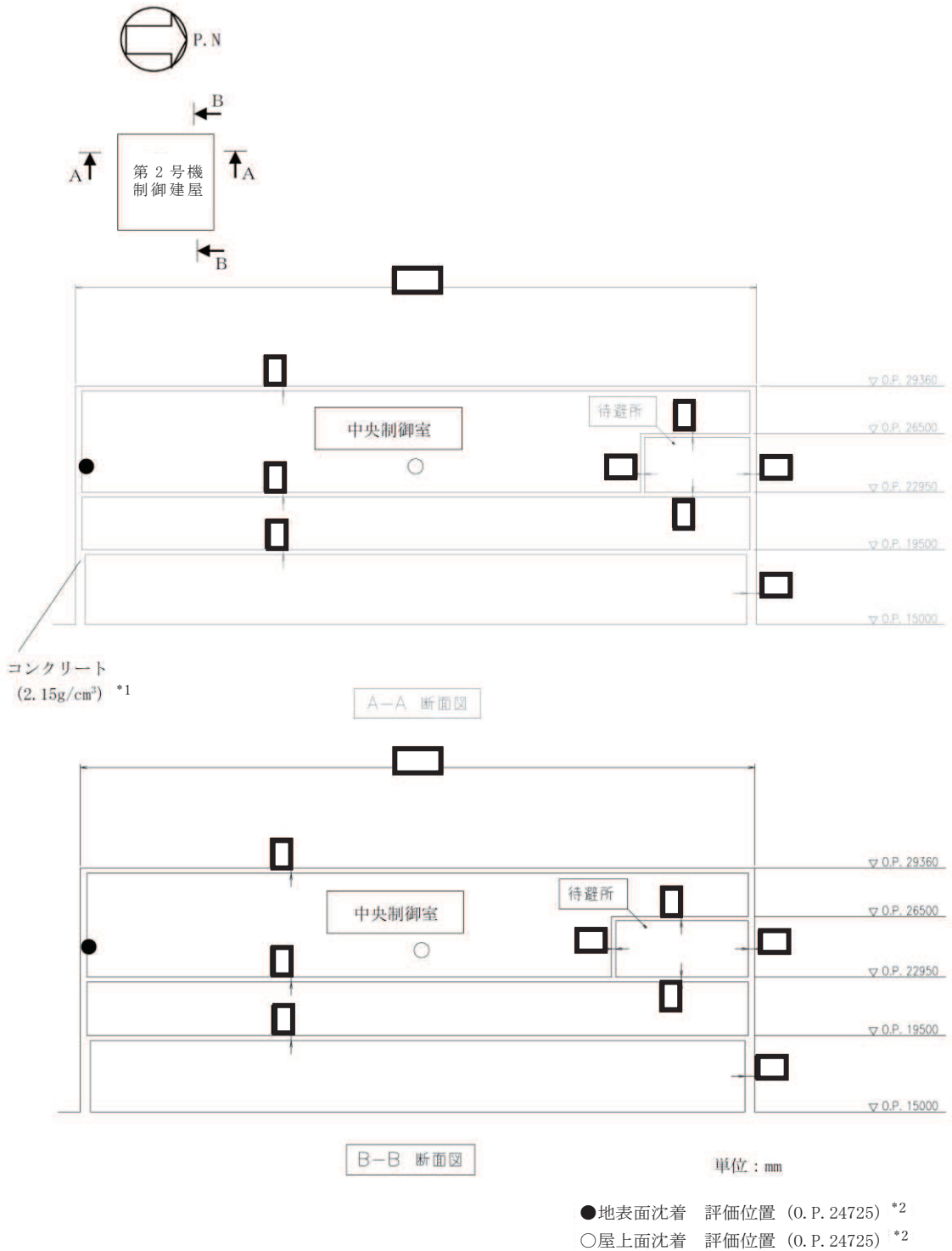
第3図 直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線評価モデル（制御建屋）（2/2）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



注記 中央制御室内を評価する際の線源範囲の高さを表す。待避所内を評価する際は O. P. 24800mm とする。

第4図 グランドシャインガンマ線評価モデル



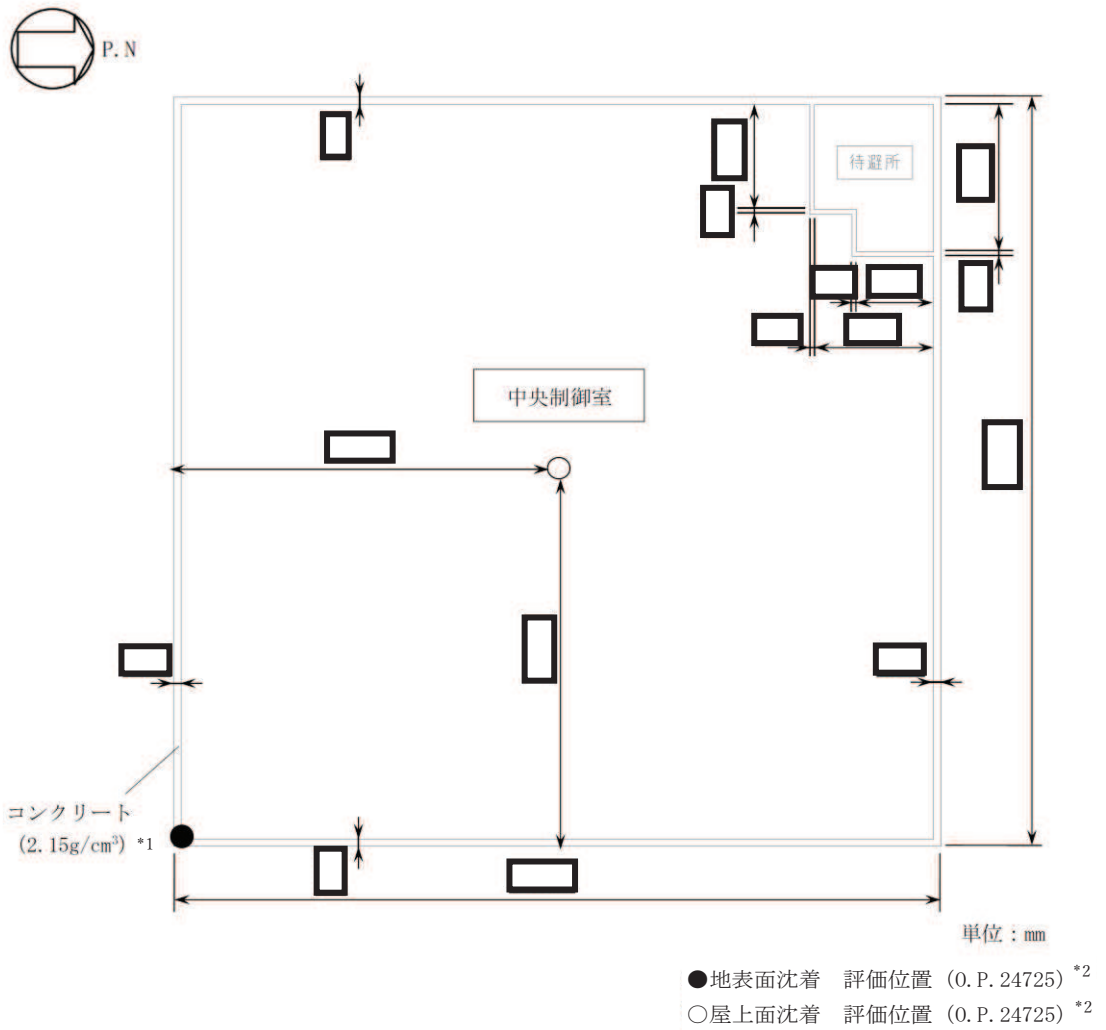
注記\*1： 評価モデルはコンクリートの施工誤差を考慮して設定

\*2： 床面（フリーアクセスフロア）から1.2mの高さ

第5図 グランドシャインガンマ線評価点位置（中央制御室滞在時）（1/4）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



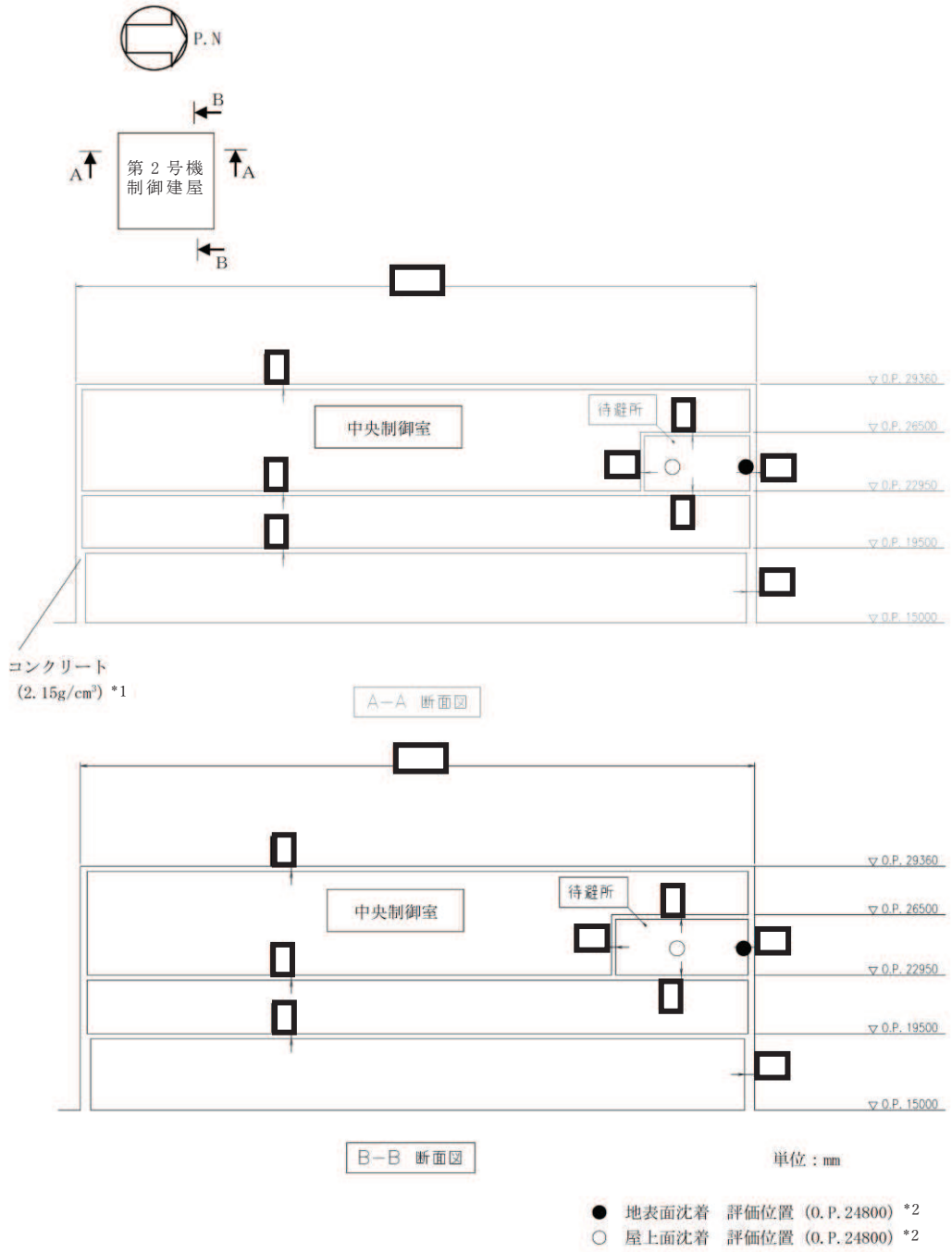


注記\*1： 評価モデルはコンクリートの施工誤差を考慮して設定

\*2： 床面（フリーアクセスフロア）から1.2mの高さ

第5図 グランドシャインガンマ線評価点位置（中央制御室滞在時）（2/4）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

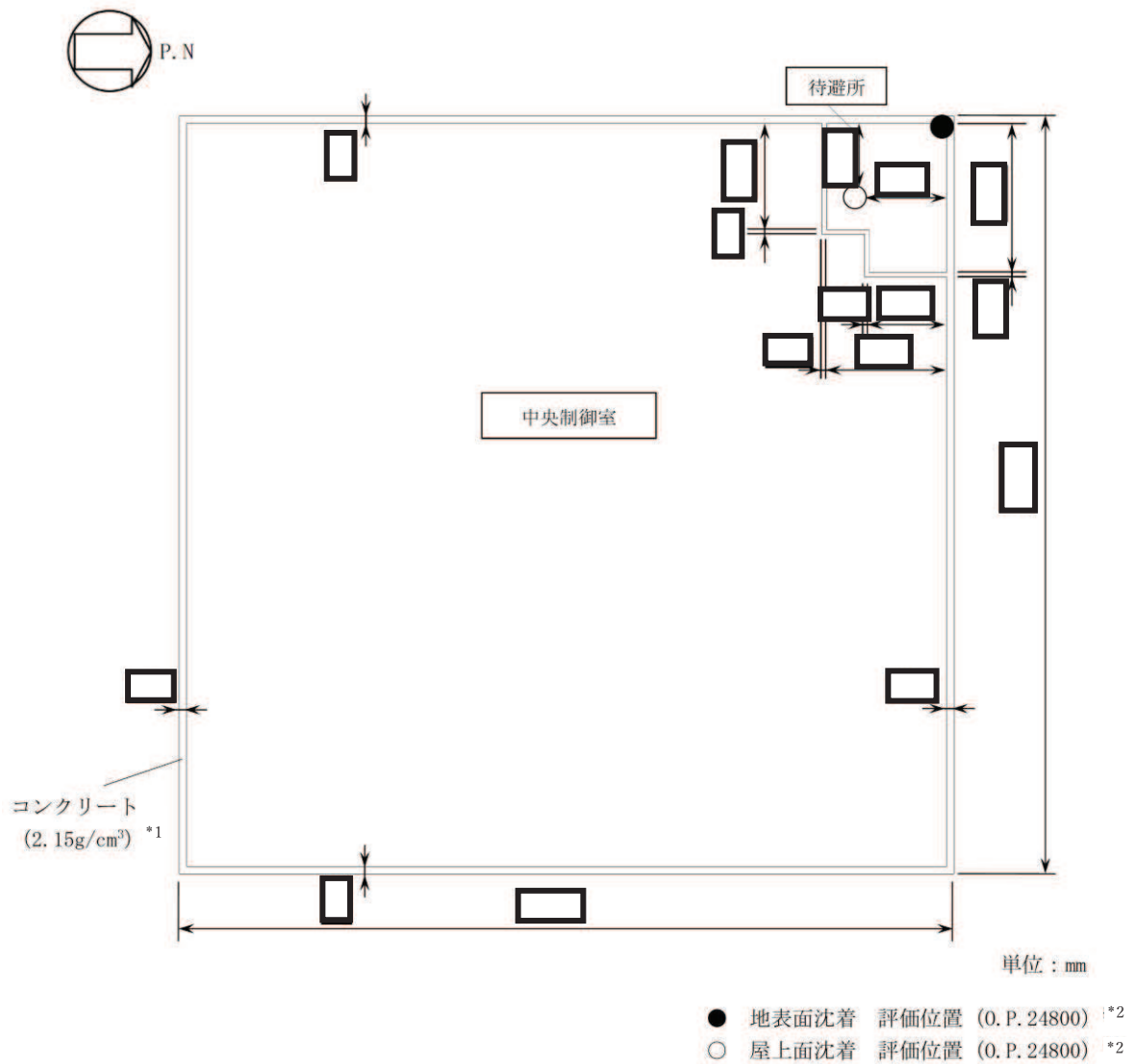


注記\*1: 評価モデルはコンクリートの施工誤差を考慮して設定

\*2: 床面 (フリーアクセスフロア) から 1.2m の高さ

第5図 グランドシャインガンマ線評価点位置 (中央制御室待避所滞在時) (3/4)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 5 図 グランドシャインガンマ線評価点位置 (中央制御室待避所滞在時) (4/4)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

ベント弁開操作時の作業員の被ばく評価における評価条件について

ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価においては、サブプレッションチェンバ（以下「S/C」という。）からのベントを行う場合及びドライウェル（以下「D/W」という。）からのベントを行う場合について評価を行っている。それぞれの評価条件の違いについて以下に示す。

1. 放出量評価における評価条件の違い

放出量評価における S/C ベント， D/W ベントの条件の違いは，原子炉格納容器の除去効果であり，その違いは第 1 表に示すとおりである。

第 1 表 放出量評価条件の違い

項 目		評価条件	
		S/C	D/W
原子炉格納容器内での除去効果 (無機よう素)		サブプレッション プールでのスク ラビングによる 除去効果：5	サブプレッション プールでのスク ラビングによる 除去効果：考慮し ない
原子炉格納容器から原子炉 建屋への漏えい割合	希ガス類	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $2.2 \times 10^{-2}$
	よう素類	約 $8.3 \times 10^{-4}$	約 $8.3 \times 10^{-4}$
	Cs類	約 $3.1 \times 10^{-6}$	約 $3.1 \times 10^{-6}$
	Te類	約 $6.3 \times 10^{-7}$	約 $6.3 \times 10^{-7}$
	Ba類	約 $2.5 \times 10^{-7}$	約 $2.5 \times 10^{-7}$
	Ru類	約 $3.1 \times 10^{-8}$	約 $3.1 \times 10^{-8}$
	La類	約 $2.5 \times 10^{-9}$	約 $2.5 \times 10^{-9}$
原子炉格納容器フィルタベ ント系フィルタ装置への放 出割合	希ガス類	約 $9.5 \times 10^{-1}$	約 $9.5 \times 10^{-1}$
	よう素類	約 $3.0 \times 10^{-2}$	約 $3.3 \times 10^{-2}$
	Cs類	約 $1.2 \times 10^{-6}$	約 $3.2 \times 10^{-4}$
	Te類	約 $2.4 \times 10^{-7}$	約 $6.4 \times 10^{-5}$
	Ba類	約 $9.4 \times 10^{-8}$	約 $2.6 \times 10^{-5}$
	Ru類	約 $1.2 \times 10^{-8}$	約 $3.2 \times 10^{-6}$
	La類	約 $9.4 \times 10^{-10}$	約 $2.6 \times 10^{-7}$
Ce類	約 $2.4 \times 10^{-9}$	約 $6.4 \times 10^{-7}$	

2. 被ばく評価条件の違い

S/C ベント, D/W ベント実施に伴う作業のうち, 原子炉格納容器第一隔離弁開操作については S/C ベント, D/W ベントでアクセスルート及び作業場所に違いがあるため, 被ばく評価における評価点をそれぞれ設定しており, 評価条件に違いがあるが, 大気拡散評価においては S/C ベント, D/W ベントで共通の評価点で代表させている。また, 原子炉格納容器第二隔離弁開操作, ベントの準備, 実施, 継続中, 停止に係るその他作業については S/C ベント, D/W ベントでアクセスルート及び作業場所は同じであり評価条件の違いはない。

(1) 大気拡散条件

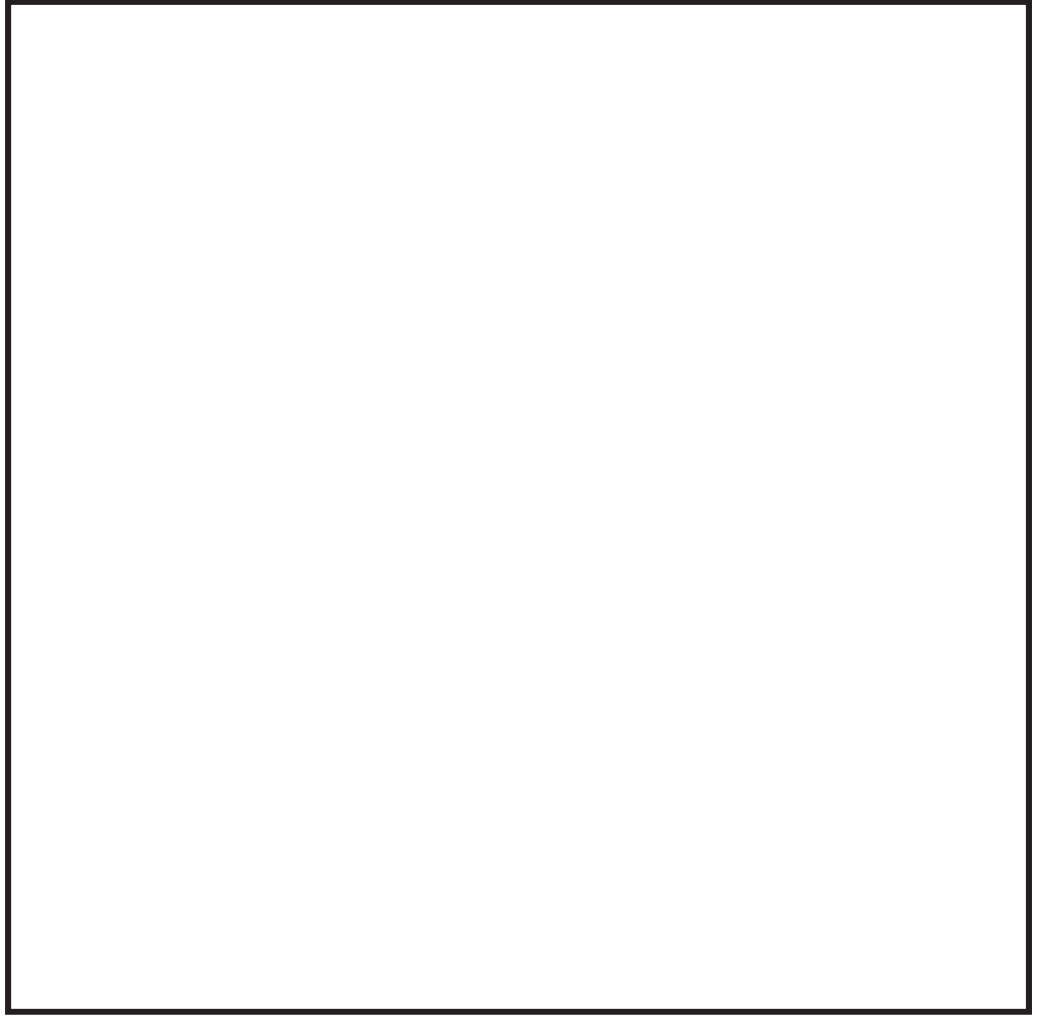
S/C ベント, D/W ベントにおける原子炉格納容器第一隔離弁開操作時の被ばく評価に係る大気拡散評価条件を第 2 表に, 大気拡散評価の評価点を第 1 図に示す。

第 2 表 大気拡散評価

項目			評価条件		備考
			S/C	D/W	
原子炉格納容器第一隔離弁開操作	移動時	原子炉格納容器 フィルタベント系 排気管	$\chi/Q$ ( $s/m^3$ )	約 $9.5 \times 10^{-4}$	約 $9.5 \times 10^{-4}$
			D/Q (Gy/Bq)	約 $6.7 \times 10^{-18}$	約 $6.7 \times 10^{-18}$
		原子炉建屋 ブローアウトパネル (原子炉建屋漏えい)	$\chi/Q$ ( $s/m^3$ )	約 $1.9 \times 10^{-3}$	約 $1.9 \times 10^{-3}$
			D/Q (Gy/Bq)	約 $7.0 \times 10^{-18}$	約 $7.0 \times 10^{-18}$
		排気筒	$\chi/Q$ ( $s/m^3$ )	約 $2.9 \times 10^{-6}$	約 $2.9 \times 10^{-6}$
			D/Q (Gy/Bq)	約 $1.2 \times 10^{-19}$	約 $1.2 \times 10^{-19}$
	作業時	原子炉格納容器 フィルタベント系 排気管	$\chi/Q$ ( $s/m^3$ )	約 $9.5 \times 10^{-4}$	約 $9.5 \times 10^{-4}$
			D/Q (Gy/Bq)	約 $6.7 \times 10^{-18}$	約 $6.7 \times 10^{-18}$
		原子炉建屋 ブローアウトパネル (原子炉建屋漏えい)	$\chi/Q$ ( $s/m^3$ )	約 $1.9 \times 10^{-3}$	約 $1.9 \times 10^{-3}$
			D/Q (Gy/Bq)	約 $7.0 \times 10^{-18}$	約 $7.0 \times 10^{-18}$
		排気筒	$\chi/Q$ ( $s/m^3$ )	約 $2.9 \times 10^{-6}$	約 $2.9 \times 10^{-6}$
			D/Q (Gy/Bq)	約 $1.2 \times 10^{-19}$	約 $1.2 \times 10^{-19}$

屋内作業場所への移動経路は全て原子炉建屋内であるため, 移動中の被ばくは屋内作業場所における評価で代表させる。

注記\* : 原子炉格納容器第二隔離弁開操作については S/C ベント及び D/W ベントで作業場所は同じであり条件の違いはない。



第 1 図 大気拡散評価の評価点

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 原子炉格納容器フィルタベント系配管からの直接ガンマ線の遮蔽条件

S/C ベント，D/W ベントにおける原子炉格納容器第一隔離弁開操作時の原子炉格納容器フィルタベント系配管からの直接ガンマ線の評価点における遮蔽厚さ，配管からの距離の違いを第3表に，原子炉格納容器第一隔離弁開操作時の評価点を第2図及び第3図に示す。

第3表 遮蔽条件の違い\*1

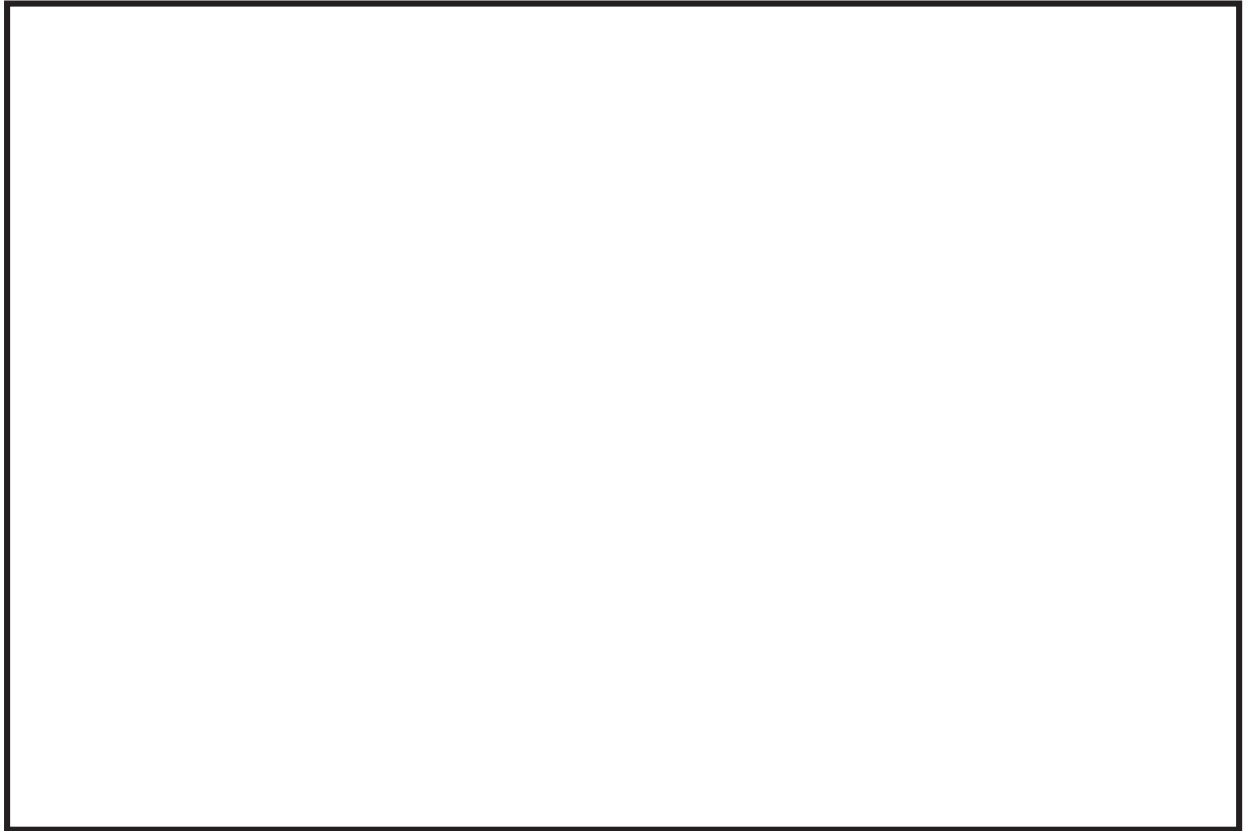
項目		配管位置	配管向き	遮蔽厚さ及び距離 (cm)	備考
遮蔽厚さ	S/Cベント	地下一階	上下方向	□ *2	移動時における評価条件は作業時と同じとする。 遮蔽厚は作業場所における最小厚さを設定する。
		地上一階	南北方向	□ *3	
		地上一階	東西方向		
		地上一階	上下方向		
	D/Wベント	地上一階	南北方向	□ *2	
		地上一階	東西方向		
		地上一階	上下方向		
		地上二階	南北方向		
地上二階		東西方向			
配管中心から評価点までの距離	S/Cベント	地下一階	上下方向	270	
		地上一階	南北方向	880	
		地上一階	東西方向	270	
		地上一階	上下方向	270	
	D/Wベント	地上一階	南北方向	880	
		地上一階	東西方向	270	
		地上一階	上下方向	270	
		地上二階	南北方向	180	
		地上二階	東西方向	180	

注記\*1：原子炉格納容器第二隔離弁開操作についてはS/C及びD/Wで作業場所  
は同じであり条件の違いはない。

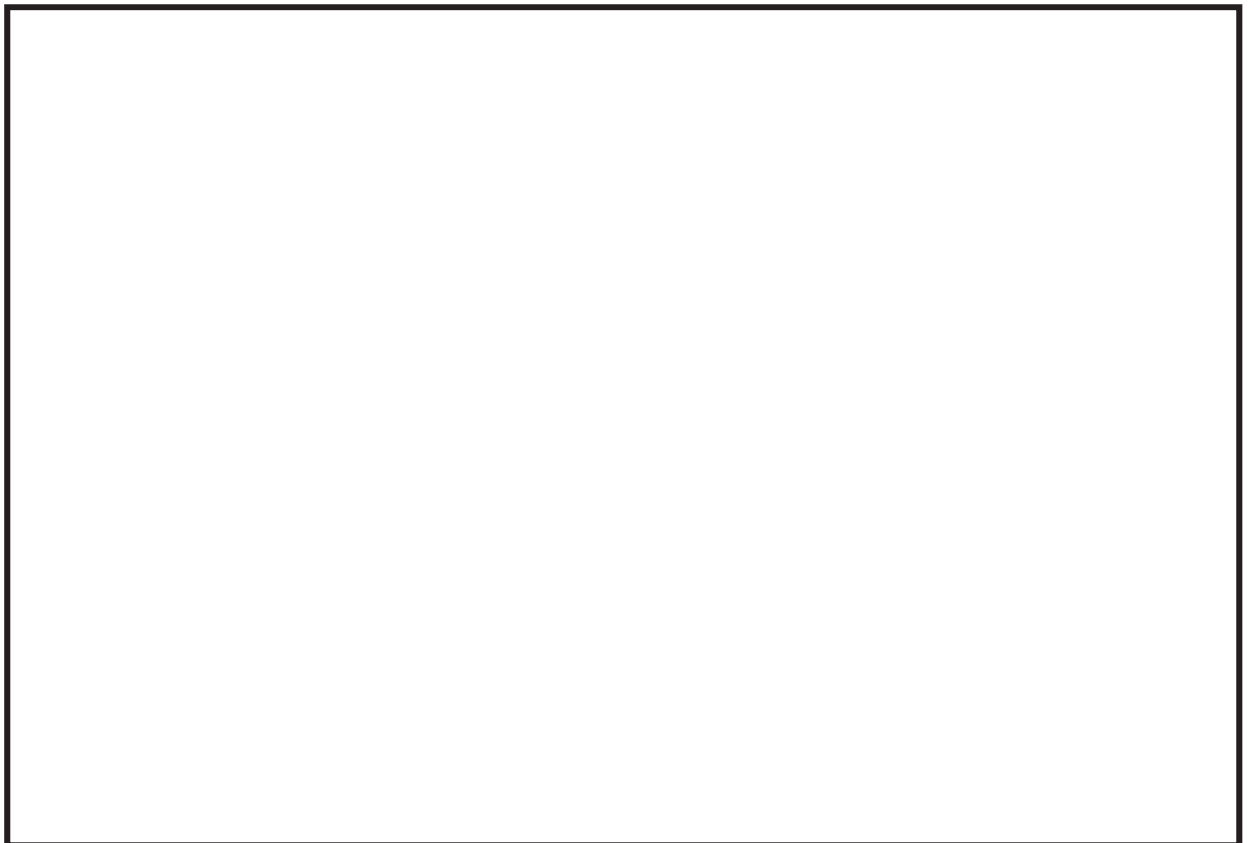
\*2：原子炉建屋原子炉棟躯体一枚に対してマイナス側許容差を考慮

\*3：原子炉建屋原子炉棟躯体二枚に対してマイナス側許容差を考慮

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 2 図 原子炉格納容器第一隔離弁開操作（S/C）の評価点



第 3 図 原子炉格納容器第一隔離弁開操作（D/W）の評価点

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



3. 被ばく評価結果の違い

S/C ベント, D/W ベントにおける原子炉格納容器第一隔離弁開操作時の被ばく評価結果の違いを第4表に示す。

第4表 被ばく評価結果の違い

(単位: mSv/h)

被ばく経路	原子炉格納容器第一隔離弁 (サブレッシュョンチェンバベント用出口隔離弁)		
	作業時	屋内移動時 (中央制御室⇒作業場所)	屋内移動時 (作業場所⇒中央制御室)
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 $6.6 \times 10^{-6}$	約 $2.0 \times 10^{-3}$	約 $6.6 \times 10^{-6}$
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $2.9 \times 10^{-6}$	約 $1.4 \times 10^{-10}$
	内部被ばく	屋内に流入する放射性物質の影響に包絡される	
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく	約 $3.3 \times 10^{-5}$	約 $3.0 \times 10^{-5}$	約 $3.3 \times 10^{-5}$
外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $4.6 \times 10^1$	約 $3.1 \times 10^{-4}$
	内部被ばく*	0	0
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 $3.9 \times 10^{-10}$	ベント実施前の作業のため対象外	約 $3.9 \times 10^{-10}$
原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 $1.1 \times 10^{-4}$		約 $1.1 \times 10^{-4}$
作業線量率	約 $4.6 \times 10^1$	約 $2.3 \times 10^{-3}$	約 $1.4 \times 10^2$
作業時間及び移動時間	84分	6分	6分
作業員の実効線量 (作業時及び移動時)	約 $6.5 \times 10^1$ mSv	約 $2.3 \times 10^{-4}$ mSv	約 $1.4 \times 10^1$ mSv
作業員の実効線量 (合計)	約 $7.8 \times 10^1$ mSv		

注記\*: 自給式呼吸器の使用により内部被ばくはないものとする。

(単位: mSv/h)

被ばく経路	原子炉格納容器第一隔離弁 (ドライウエルベント用出口隔離弁)		
	作業時	屋内移動時 (中央制御室⇒作業場所)	屋内移動時 (作業場所⇒中央制御室)
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 $6.7 \times 10^{-6}$	約 $2.0 \times 10^{-3}$	約 $6.7 \times 10^{-6}$
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $1.5 \times 10^{-6}$
	内部被ばく	屋内に流入する放射性物質の影響に包絡される	
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく	約 $3.3 \times 10^{-5}$	約 $3.0 \times 10^{-5}$	約 $3.3 \times 10^{-5}$
外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $4.2 \times 10^1$	約 $3.1 \times 10^{-4}$
	内部被ばく*	0	0
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 $6.1 \times 10^{-7}$	ベント実施前の作業のため対象外	約 $6.1 \times 10^{-7}$
原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 $3.4 \times 10^{-2}$		約 $3.4 \times 10^{-2}$
作業線量率	約 $4.2 \times 10^1$	約 $2.3 \times 10^{-3}$	約 $1.2 \times 10^2$
作業時間及び移動時間	84分	6分	6分
作業員の実効線量 (作業時及び移動時)	約 $5.9 \times 10^1$ mSv	約 $2.3 \times 10^{-4}$ mSv	約 $1.2 \times 10^1$ mSv
作業員の実効線量 (合計)	約 $7.1 \times 10^1$ mSv		

注記\*: 自給式呼吸器の使用により内部被ばくはないものとする。

ベント実施に伴う現場作業の作業員の被ばく評価について

重大事故等時に原子炉格納容器フィルタベント系を使用した場合において、屋内外作業の作業員の実効線量が緊急作業時の線量限度である 100mSv 以下となることを以下のとおり確認した。

## 1. 可搬型窒素ガス供給装置の準備及び窒素供給操作の作業員の被ばく評価

可搬型窒素ガス供給装置の準備及び窒素供給操作における作業員の被ばく評価を以下のとおり行った。

## (1) 評価条件

## a. 放出量評価条件

想定事象としては、ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価と同様の事故シーケンスにおいて、代替循環冷却系を使用できない場合を想定した事故シナリオを選定する。ベント後に実施する窒素供給操作については、サブプレッションチェンバからのベントを行う場合及びドライウェルからのベントを行う場合のそれぞれについて被ばく評価を行った。また、放出量評価条件及び大気中への放出過程も同様とする。

## b. 被ばく評価条件

被ばく経路は、第 1 図及び第 2 図に示すとおりであり、経路ごとに以下に示す評価を行った。

大気中へ放出される放射性物質については、第 1 表及び第 2 表に示すように、ガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮した外部被ばく及び内部被ばくの評価を行った。

屋内で実施する窒素供給操作に関して、外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばくについては、屋外の放射性物質の濃度と作業場所の放射性物質の濃度を同じとし、外部被ばくについては、第 3 表に示すとおり作業場所の空間体積と等価な半球状とし、半球の中心の線量を評価した。

内部被ばくについては、第 4 表に示す線量換算係数、呼吸率及びマスクの効果を考慮し評価を行った。

大気中に放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による外部被ばくについては、ガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮して放射性物質濃度を求めた後、第 4 表に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を行った。

原子炉格納容器フィルタベント系配管内（ベント時に放射性物質が流入する原子炉格納容器調気系配管及び耐圧強化ベント系配管を含む。）の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく、原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射

性物質からの直接ガンマ線による被ばく，原子炉建屋原子炉棟内等の放射性物質からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による被ばくについては第5表～第7表に示す原子炉建屋壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。フィルタベント系配管及びフィルタ装置の配置を第6図に示す。

c. 評価点

評価点は，第7図に示すとおりであり，可搬型窒素ガス供給装置の準備及び窒素供給操作の作業場所を評価点とする。アクセスルートの評価点は，作業場所と同じ評価点とする。なお，作業及び移動に必要な時間は常に上記の評価点にいるものとし，被ばく線量を評価した。

d. 作業時間

可搬型窒素ガス供給装置の準備作業はベント前の事故発生約19時間後に実施し，窒素供給操作は原子炉格納容器フィルタベント開始10時間後に実施すると想定する。可搬型窒素ガス供給装置の準備は320分間（移動時間（往復）40分：作業時間280分）とする。また，窒素供給操作は21分間（移動時間（往復）12分：作業時間9分）とする。

(2) 評価結果

可搬型窒素ガス供給装置の準備作業における作業員の実効線量は約28mSvである。窒素供給操作について，サブプレッションチェンバからのベントを行う場合の作業員の実効線量は約0.19mSv，ドライウエルからのベントを行う場合の作業員の実効線量は約0.20mSvとなり，作業員の実効線量は緊急作業時の線量限度である100 mSv以下であり，可搬型窒素ガス供給装置の準備及び窒素供給操作を行うことができることを確認した。実効線量の内訳を第8表及び第9表に示す。

2. 水源及び燃料確保の作業員の被ばく評価

水源及び燃料確保作業の被ばく評価を行った。

(1) 評価条件

a. 放出量評価条件

想定事象としては，ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価と同様の事故シーケンスにおいて，代替循環冷却系を使用できない場合を想定した事故シナリオを選定する。また，放出量評価条件及び大気中への放出過程も同様とする。

b. 被ばく評価条件

被ばく経路は，第3図に示すとおりであり，経路ごとに以下に示す評価を行った。

大気中へ放出される放射性物質については，第1表及び第2表に示すガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮した外部被ばくの評価を行った。

なお，内部被ばくについては，第4表に示す線量換算係数，呼吸率及びマスクの効果を考慮し評価を行った。

大気中に放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による外部被ばくについては、ガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮して放射性物質濃度を求めた後、第4表に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を行った。

原子炉建屋原子炉棟内等の放射性物質からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による外部被ばくについては、第7表に示す原子炉建屋原子炉棟外壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。

c. 評価点

評価点は、第7図に示すとおりであり、水源及び燃料確保の作業場所を評価点とする。アクセスルートの評価点は、作業場所と同じ評価点とする。なお、作業及び移動に必要な時間は常に上記の評価点にいるものとし、被ばく線量を評価した。

d. 作業時間

水源の確保作業は事故発生約3時間40分後から開始し、作業時間は400分（移動時間（往復）40分＋作業時間6時間）とする。燃料の確保作業は事故発生約7時間後から開始し、燃料の給油準備の作業時間は155分（移動時間（往復）40分＋作業時間115分）とし、燃料給油の作業時間は60分（移動時間（往復）20分＋作業時間40分）とする。

(2) 評価結果

水源の確保における作業員の実効線量は約55mSv、燃料の確保における作業員の実効線量は約23mSvとなり、作業員の実効線量は緊急作業時の線量限度である100mSv以下であり、水源及び燃料の確保作業を行うことができることを確認した。実効線量の内訳を第10表及び第11表に示す。

3. フィルタ装置への水及び薬液補給の作業員の被ばく評価

原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置への水及び薬液の補給作業における作業員の被ばく評価を以下のとおり行った。

(1) 評価条件

a. 放出量評価条件

想定事象としては、ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価と同様の事故シーケンスにおいて、代替循環冷却系を使用できない場合を想定した事故シナリオを選定し、サプレッションチェンバからのベントを行う場合及びドライウェルからのベントを行う場合のそれぞれについて被ばく評価を行った。また、放出量評価条件及び大気中への放出過程も同様とする。

b. 被ばく評価条件

被ばく経路は、第4図に示すとおりであり、経路ごとに以下に示す評価を行った。

大気中へ放出される放射性物質については、第1表及び第2表に示すように、ガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮して外部被ばくの評価を行った。

なお、内部被ばくについては、第4表に示す線量換算係数、呼吸率及びマスクの効果を考慮し評価を行った。

大気中に放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による外部被ばくについては、ガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮して放射性物質の濃度を求めた後、第4表に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を実施する。

原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく、原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく、原子炉建屋原子炉棟内等の放射性物質からの直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による被ばくについては第5表～第7表に示す原子炉建屋壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。フィルタベント系配管及びフィルタ装置の配置を第6図に示す。

c. 評価点

評価点は、第7図に示すとおりであり、フィルタ装置への水及び薬液補給の作業場所を評価点とする。アクセスルートの評価点は、作業場所と同じ評価点とする。なお、作業及び移動に必要な時間は常に上記の評価点にいるものとし、被ばく線量を評価した。

d. 作業時間

フィルタ装置への水及び薬液補給はベントで放出された放射線雲の通過を想定して原子炉格納容器フィルタベント開始10時間後に実施すると想定する。フィルタ装置への水及び薬液補給の作業時間は610分（移動時間（往復）40分：作業時間570分）とする。

(2) 評価結果

フィルタ装置への水及び薬液補給について、サプレッションチェンバからのベントを行う場合の作業員の実効線量は約63mSv、ドライウェルからのベントを行う場合の作業員の実効線量は約63mSvとなり、作業員の実効線量は緊急作業時の線量限度である100 mSv以下であり、フィルタ装置への水及び薬液補給作業を行うことができることを確認した。実効線量の内訳を第12表及び第13表に示す。

4. ベント停止に伴う隔離弁閉操作の作業員の被ばく評価

ベント停止に伴う隔離弁閉操作を手動で行う場合の作業員の被ばく評価を以下のとおり行った。

ベント停止に伴う隔離弁閉操作として原子炉格納容器第一隔離弁（S/C ベント用出口隔離弁及びD/W ベント用出口隔離弁）及び原子炉格納容器第二隔離弁（FCVS ベントライン隔離弁(A)/(B)）の閉操作時の被ばく評価を行った。

(1) 評価条件

a. 放出量評価条件

想定事象としては、ベント実施に伴うベント操作時の作業員の被ばく評価と同様の事故シーケンスにおいて、代替循環冷却系を使用できない場合を想定した事故シナリオを選定し、サプレッションチェンバからのベントを行う場合及びドライウェルからのベントを行う場合のそれぞれについて被ばく評価を行った。また、放出量評価条件及び大気中への放出過程も同様とする。

b. 被ばく評価条件

被ばく経路は、第5図に示すとおりであり、経路ごとに以下に示す評価を行った。

大気中へ放出される放射性物質については、第1表及び第2表に示すガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮した外部被ばく及び内部被ばくの評価を行った。

外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばくについては、屋外の放射性物質の濃度と作業場所の放射性物質の濃度を同じとし、外部被ばくについては、第3表に示すとおり作業場所の空間体積と等価な半球状とし、半球の中心の線量を評価した。内部被ばくについては、第4表に示す線量換算係数、呼吸率及びマスクの効果を考慮し評価を行った。

大気中に放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による外部被ばくについては、ガウスプルームモデルを用いて拡散効果を考慮して放射性物質の濃度を求めた後、第4表に示す地表面への沈着速度を考慮し評価を行った。

原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく、原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく、原子炉建屋原子炉棟内等の放射性物質からの直接ガンマ線による被ばくについては第5表～第7表に示す原子炉建屋壁の遮蔽効果を考慮し評価を行った。フィルタベント系配管及びフィルタ装置の配置を第6図に示す。

c. 評価点

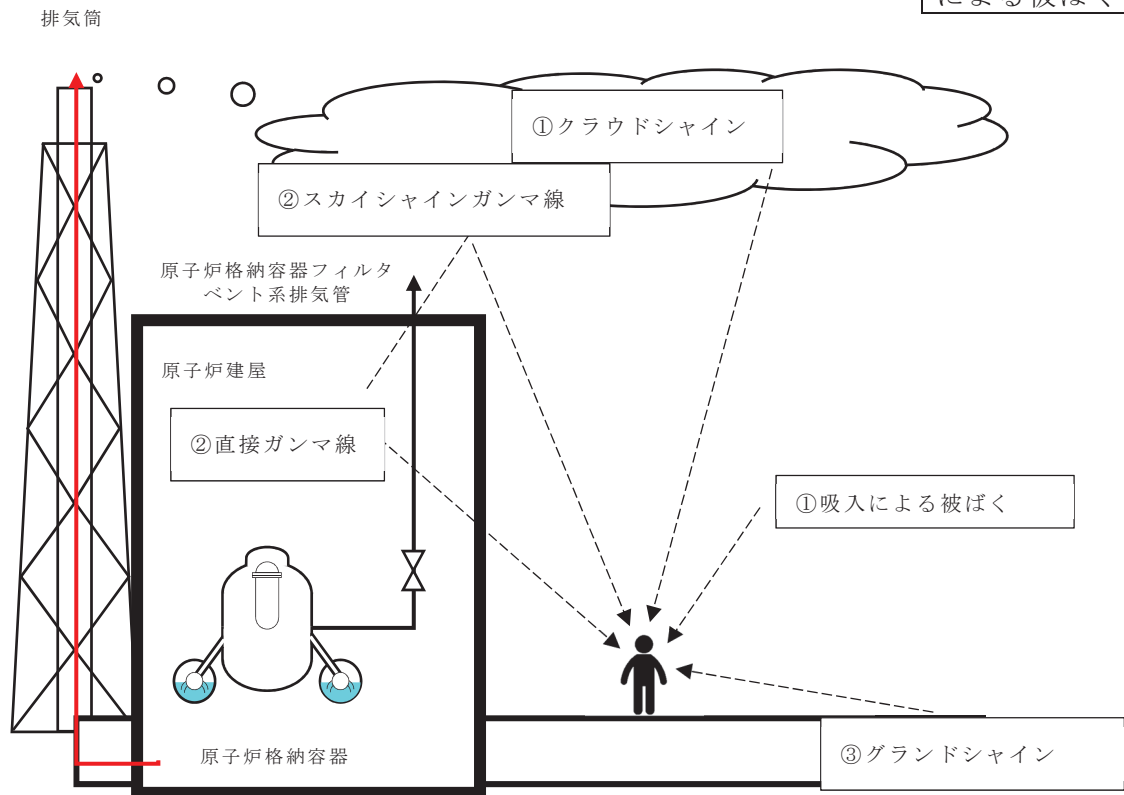
評価点は、第7図に示すとおりであり、ベント停止に伴う隔離弁閉操作の作業場所を評価点とする。アクセスルートの評価点は、作業場所と同じ評価点とする。なお、作業及び移動に必要な時間は常に上記の評価点にいるものとし、被ばく線量を評価した。

d. 作業時間

原子炉格納容器第二隔離弁（FCVS ベントライン隔離弁）の閉操作は、サプレッションチェンバ側及びドライウェル側共通で原子炉格納容器第二隔離弁の作業時間は66分（移動時間（往復）12分＋作業時間54分）とする。また、原子炉格納容器第一隔離弁（S/C ベント用出口隔離弁及びD/W ベント用出口隔離弁）の閉操作は、作業時間は96分（移動時間（往復）12分＋作業時間（原子炉格納容器第一隔離弁作業場所滞在）84分）とする。

(2) 評価結果

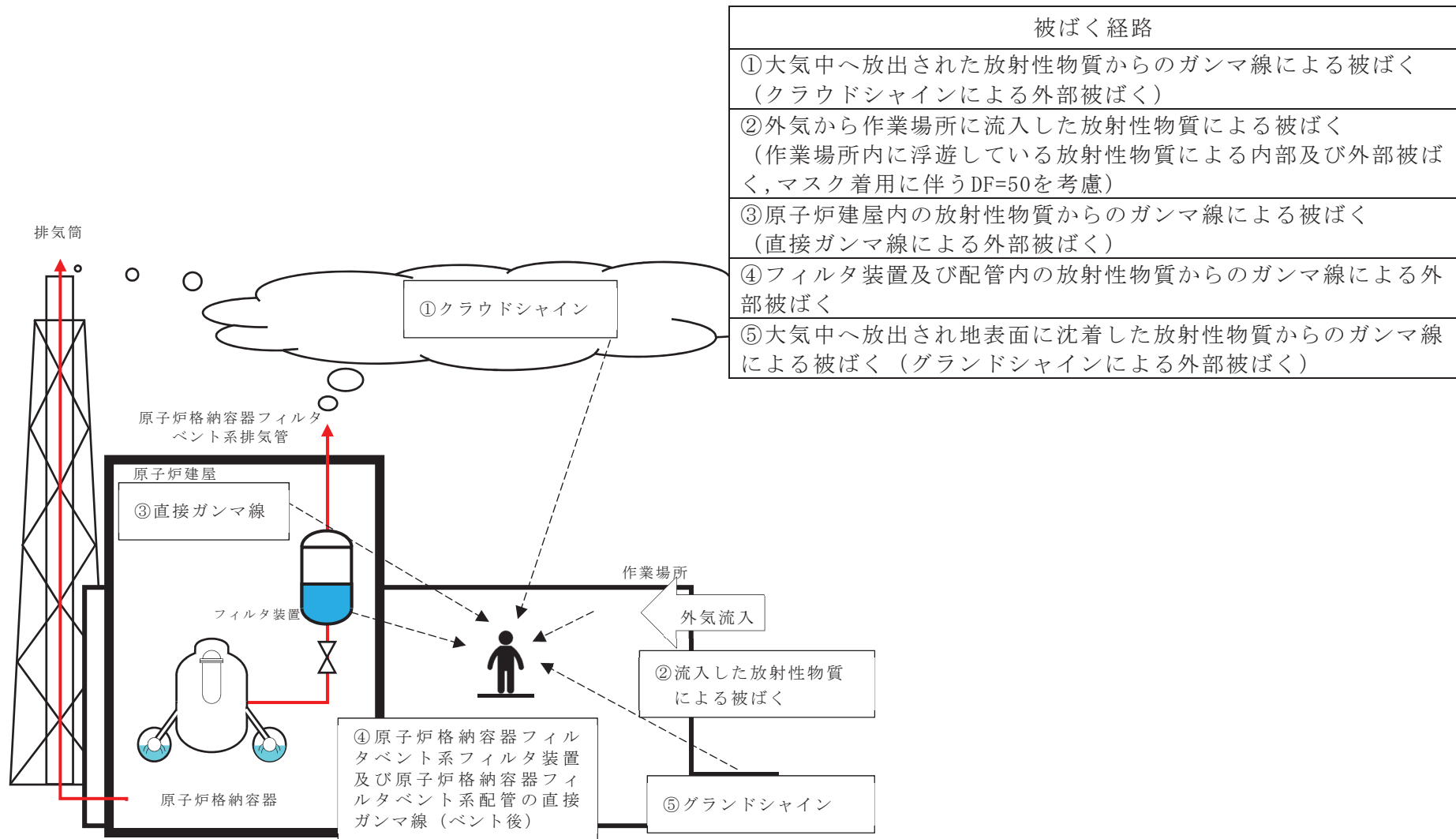
ベント停止に伴う隔離弁閉操作を手動で行う場合について、の作業員の被ばく評価結果は以下に示すとおりであり、サプレッションチェンバからのベントを行う場合の作業員の実効線量は、原子炉格納容器第二隔離弁（FCVS ベントライン隔離弁）の閉操作で約 0.59mSv、原子炉格納容器第一隔離弁（S/C ベント用出口隔離弁）の閉操作で約 0.85mSv となる。また、ドライウエルからのベントを行う場合の作業員の実効線量は、原子炉格納容器第二隔離弁（FCVS ベントライン隔離弁）の閉操作で約 0.62mSv、原子炉格納容器第一隔離弁（D/W ベント用出口隔離弁）の閉操作で約 0.90mSv となり、作業員の実効線量は緊急作業時の線量限度である 100mSv 以下であり、ベント停止に伴う隔離弁閉操作を手動で行うことができることを確認した。実効線量の内訳を第 14 表及び第 15 表に示す。



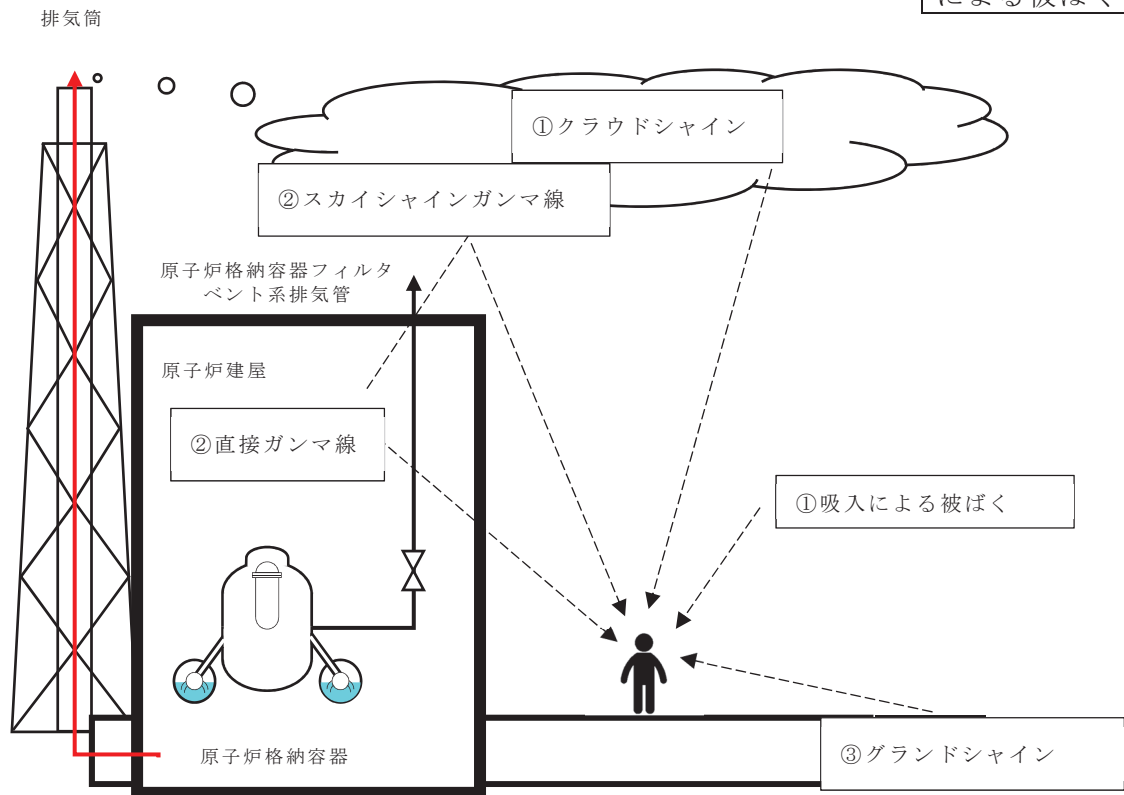
被ばく経路
①大気中へ放出された放射性物質による被ばく（クラウドシャインによる外部被ばく及び吸入による内部被ばく，マスク着用に伴うDF=50を考慮）
②原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による被ばく（直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による外部被ばく）
③大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく（グラウンドシャインによる外部被ばく）

第 1 図 可搬型窒素ガス供給装置の準備に係る作業時の被ばく評価経路イメージ（屋外作業及び屋外移動時）



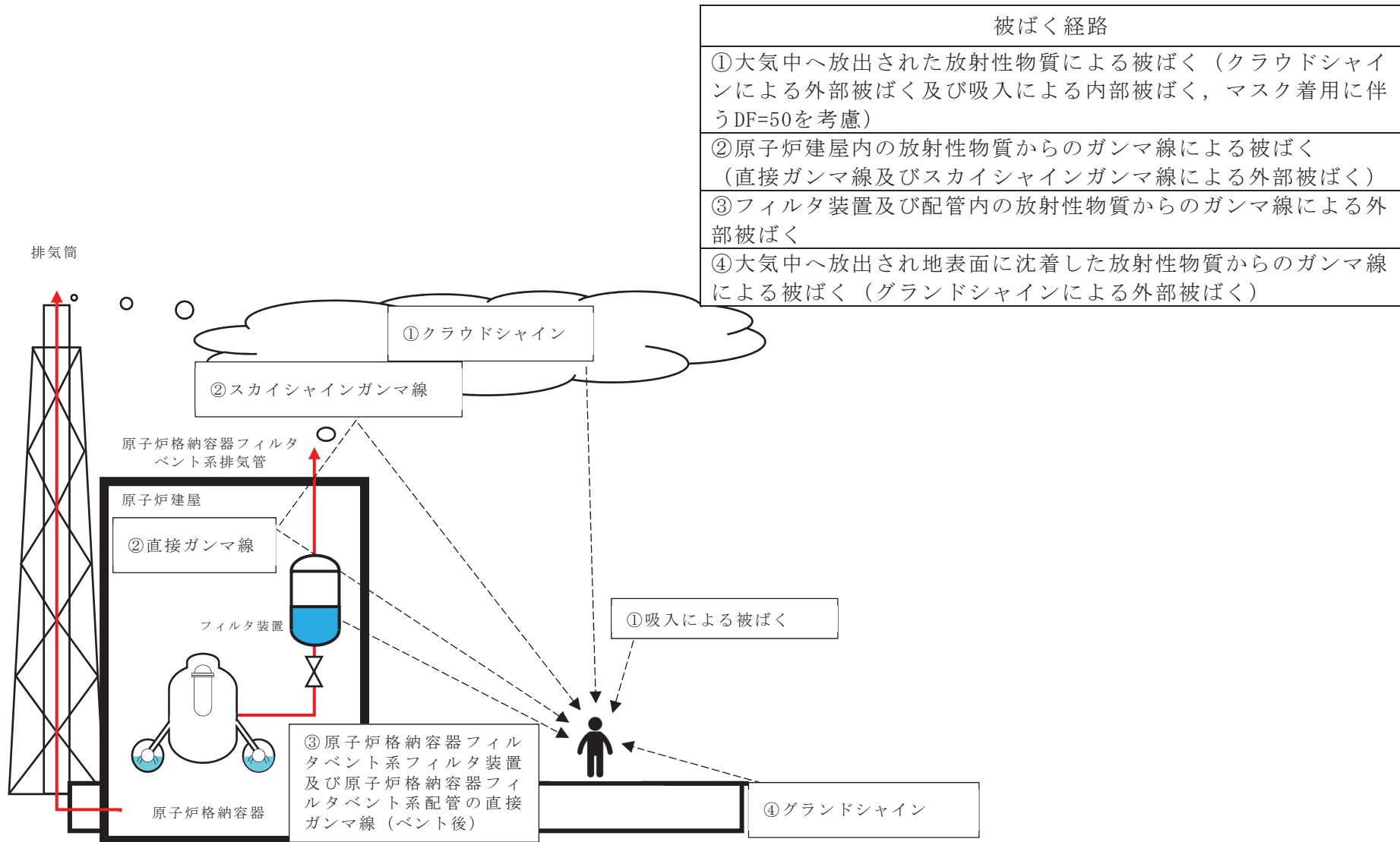


第2図 窒素供給操作に係る作業時の被ばく評価経路イメージ（屋内作業及び屋内移動時）

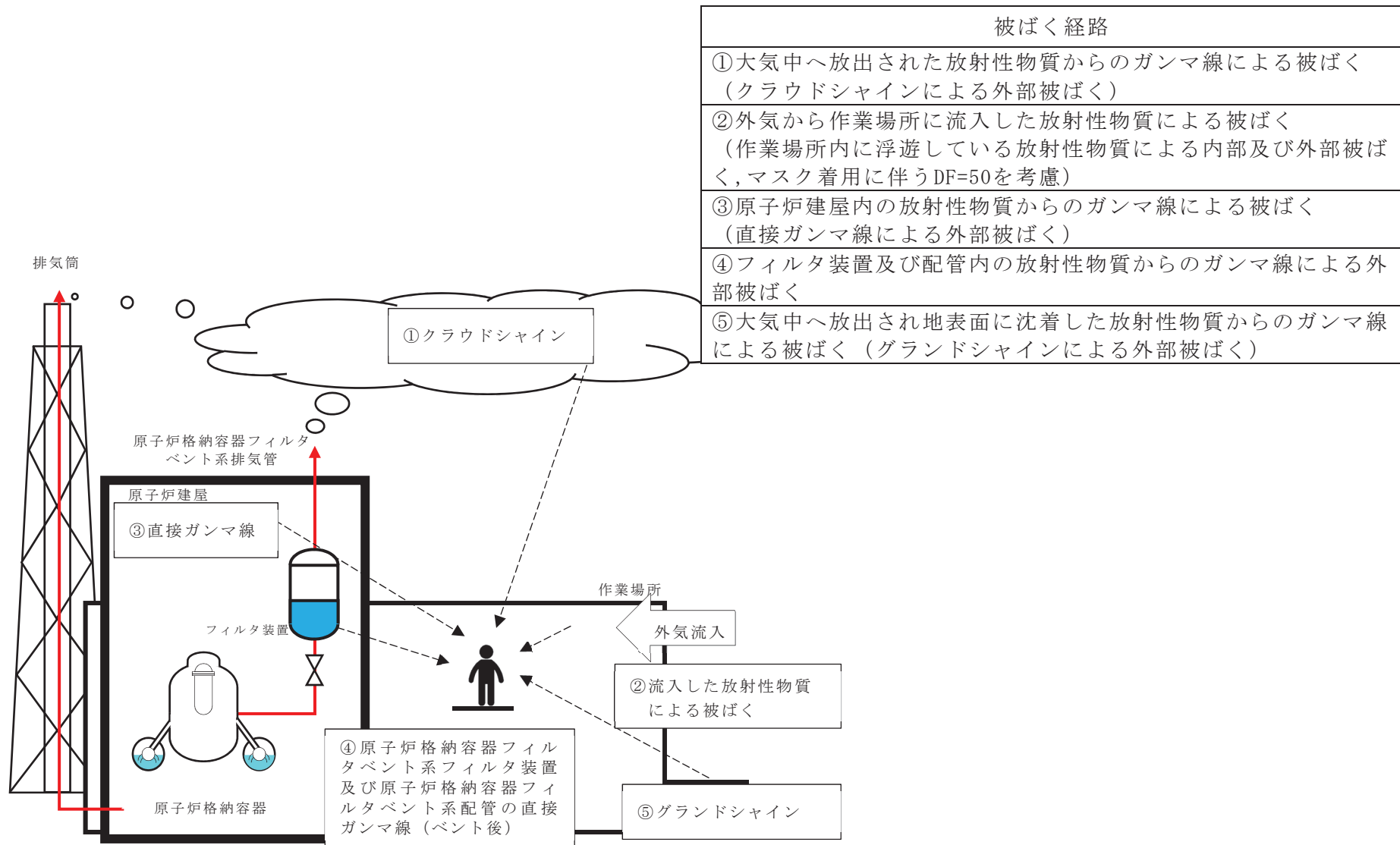


被ばく経路
①大気中へ放出された放射性物質による被ばく（クラウドシャインによる外部被ばく及び吸入による内部被ばく，マスク着用に伴うDF=50を考慮）
②原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による被ばく（直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による外部被ばく）
③大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく（グラウンドシャインによる外部被ばく）

第3図 水源及び燃料確保に係る作業時の被ばく評価経路イメージ（屋外作業及び屋外移動時）



第4図 フィルタ装置への水及び薬液補給に係る作業時の被ばく評価経路イメージ（屋外作業及び屋外移動時）

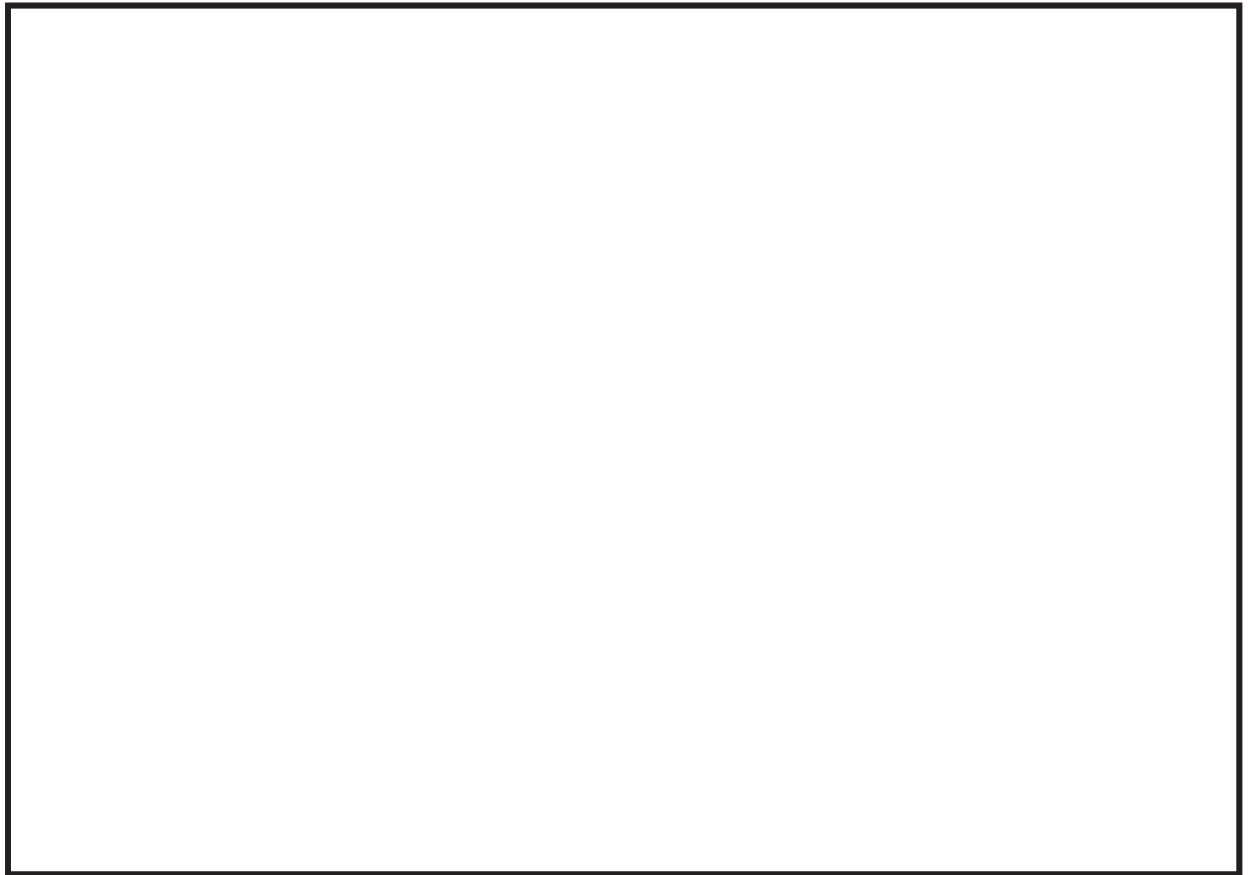


第 5 図 ベント停止に伴う隔離弁閉操作に係る作業時の被ばく評価経路イメージ (屋内作業及び屋内移動時)



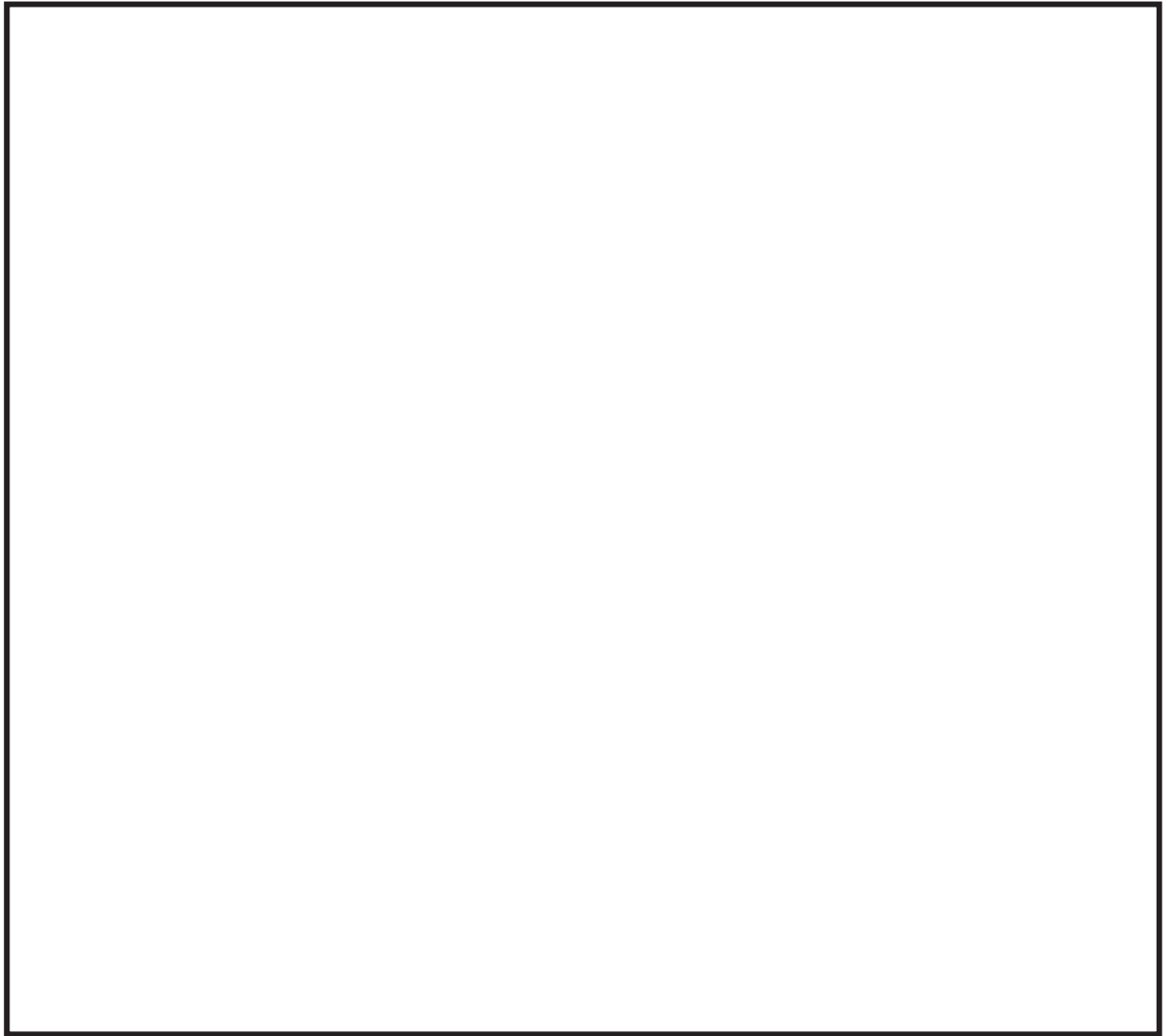
第 6 図 (1) フィルタベント系配管及びフィルタ装置の配置 (原子炉建屋地下一階)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 6 図 (2) フィルタベント系配管及びフィルタ装置の配置 (原子炉建屋地上一階)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第7図 大気中に放出された放射性物質の濃度評価点

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第 1 表 大気拡散評価条件

項目	評価条件	選定理由
大気拡散評価モデル	ガウスプルームモデル	発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針に基づき評価
気象データ	女川原子力発電所における 1 年間の気象データ (2012 年 1 月～2012 年 12 月) 地上風 : 地上約 10m 排気筒風 : 地上 71m	原子炉格納容器フィルタベント系排気管及び原子炉建屋からの放出は地上風 (地上 10m) の気象データを使用。排気筒からの放出は排気筒風 (地上 71m) の気象データを使用
放出源及び放出源高さ (有効高さ)	原子炉建屋漏えい : 地上 0m 原子炉格納容器フィルタベント系排気管からの放出 : 地上 36m 排気筒からの放出 : 地上 90m	原子炉格納容器フィルタベント系排気管からの放出は建屋影響を考慮し原子炉建屋屋上からの放出と想定し設定 なお, 建屋巻き込みの影響を受けない排気筒の放出源高さは, 敷地境界における有効高さを使用
実効放出継続時間	1 時間	保守的に最も短い実効放出継続時間を設定
累積出現頻度	小さい方から 97 %	気象指針に基づき設定
建屋の影響	原子炉建屋漏えい : 考慮する 原子炉格納容器フィルタベント系排気管からの放出 : 考慮する 排気筒からの放出 : 考慮しない	放出点から近距離の建屋の影響を受けるため, 建屋による巻き込み現象を考慮 排気筒については高さが周囲の建屋の 2.5 倍以上あるため巻き込みの影響を受けない
巻き込みを生じる代表建屋	原子炉建屋	放出源から最も近く, 巻き込みの影響が最も大きい建屋として選定
大気拡散評価点	第 7 図参照	屋内移動時の評価点は作業場所と同一とする
着目方位	排気筒 : 1 方位 原子炉建屋及び 原子炉格納容器フィルタベント系排気管 : 9 方位	排気筒については評価点の方位とし, 原子炉建屋漏えい及び原子炉格納容器フィルタベント系排気管については放出源が評価点に近いことから, 180度をカバーする方位を対象とする
建屋影響	2050m <sup>2</sup>	原子炉建屋の最小投影断面積を設定
形状係数	0.5	発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針に基づき設定



第2表 評価に使用する相対濃度及び相対線量 (1/4)

作業内容		放出源	相対濃度及び相対線量	
可搬型窒素ガス供給装置の準備	屋外移動時 ／ 屋外作業時	原子炉建屋ブローアウトパネル	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約1.8×10 <sup>-3</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 <sup>-18</sup>
		排気筒	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約4.0×10 <sup>-6</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.4×10 <sup>-19</sup>
窒素供給操作	屋内移動時 ／ 屋内作業時	原子炉格納容器フィルタベント系排気管	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約9.7×10 <sup>-4</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約6.7×10 <sup>-18</sup>
		原子炉建屋ブローアウトパネル	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約1.9×10 <sup>-3</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 <sup>-18</sup>
		排気筒	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約2.9×10 <sup>-6</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.2×10 <sup>-19</sup>

第2表 評価に使用する相対濃度及び相対線量 (2/4)

作業内容		放出源	相対濃度及び相対線量	
水源確保	屋外移動時 ／ 屋外作業時	原子炉建屋ブロー アウトパネル	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約1.8×10 <sup>-3</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 <sup>-18</sup>
		排気筒	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約4.0×10 <sup>-6</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.4×10 <sup>-19</sup>
燃料確保 (給油準備及び 給油作業)	屋外移動時 ／ 屋外作業時	原子炉建屋ブロー アウトパネル	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約1.8×10 <sup>-3</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 <sup>-18</sup>
		排気筒	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約4.0×10 <sup>-6</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.4×10 <sup>-19</sup>

第2表 評価に使用する相対濃度及び相対線量 (3/4)

作業内容		放出源	相対濃度及び相対線量	
フィルタ装置 への水及び薬 液補給	屋外移動時 ／ 屋外作業時	原子炉格納容器フィルタ ベント系排気管	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約9.7×10 <sup>-4</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約6.7×10 <sup>-18</sup>
		原子炉建屋ブロー アウトパネル	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約1.8×10 <sup>-3</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 <sup>-18</sup>
		排気筒	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約4.0×10 <sup>-6</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.4×10 <sup>-19</sup>

第2表 評価に使用する相対濃度及び相対線量 (4/4)

作業内容		放出源	相対濃度及び相対線量	
原子炉格納容器 第一隔離弁 (S/Cベント用 出口隔離弁) 閉操作	屋内移動時 / 屋内作業時	原子炉格納容器フィルタ ベント系排気管	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約9.7×10 <sup>-4</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約6.7×10 <sup>-18</sup>
		原子炉建屋ブロー アウトパネル	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約1.9×10 <sup>-3</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 <sup>-18</sup>
		排気筒	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約2.9×10 <sup>-6</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.2×10 <sup>-19</sup>
原子炉格納容器 第一隔離弁 (D/Wベント用 出口隔離弁) 閉操作	屋内移動時 / 屋内作業時	原子炉格納容器フィルタ ベント系排気管	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約9.7×10 <sup>-4</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約6.7×10 <sup>-18</sup>
		原子炉建屋ブロー アウトパネル	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約1.9×10 <sup>-3</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 <sup>-18</sup>
		排気筒	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約2.9×10 <sup>-6</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.2×10 <sup>-19</sup>
原子炉格納容器 第二隔離弁 (FCVSベントラ イン隔離弁) 閉操作	屋内移動時 / 屋内作業時	原子炉格納容器フィルタ ベント系排気管	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約9.7×10 <sup>-4</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約6.7×10 <sup>-18</sup>
		原子炉建屋ブロー アウトパネル	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約1.9×10 <sup>-3</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約7.0×10 <sup>-18</sup>
		排気筒	相対濃度 (s/m <sup>3</sup> )	約2.9×10 <sup>-6</sup>
			相対線量 (Gy/Bq)	約1.2×10 <sup>-19</sup>

第3表 建屋内に流入した放射性物質による外部被ばく評価条件

項目	評価条件	選定理由
評価式	$D = 6.2 \times 10^{-14} \cdot Q_Y \cdot \chi/Q \cdot E_Y \cdot (1 - e^{-\mu \cdot R}) \cdot 3600$ <p>D : 放射線量率 (Sv/h)</p> <p><math>Q_Y</math> : 大気に放出された放射性物質放出率 (Bq/s) (0.5MeV換算値)</p> <p><math>E_Y</math> : ガンマ線エネルギー (0.5MeV/dis)</p> <p><math>\mu</math> : 空気に対するガンマ線エネルギー吸収係数 (<math>3.9 \times 10^{-3}</math> /m)</p> <p>R : 作業エリア等の空間体積と等価な半球の半径(m)</p> $R = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot V_R}{2 \cdot \pi}}$ <p><math>V_R</math> : 作業エリア等の空間体積 (m<sup>3</sup>)</p>	—
作業場所等の空間体積 (V <sub>R</sub> )	<p>&lt;窒素供給操作&gt;</p> <p>操作場所 : 1840m<sup>3</sup></p> <p>屋内移動アクセスルート : 4760m<sup>3</sup></p> <p>&lt;サプレッションチェンバから弁閉操作を行う場合&gt;</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・FCVS ベントライン隔離弁           <p>操作場所 : 1840m<sup>3</sup></p> <p>屋内移動アクセスルート : 4760m<sup>3</sup></p> </li> <li>・S/C ベント用出口隔離弁           <p>操作場所 : 1840m<sup>3</sup></p> <p>屋内移動アクセスルート : 4760m<sup>3</sup></p> </li> </ul> <p>&lt;ドライウエルから弁閉操作を行う場合&gt;</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・FCVS ベントライン隔離弁           <p>操作場所 : 1840m<sup>3</sup></p> <p>屋内移動アクセスルート : 4760m<sup>3</sup></p> </li> <li>・D/W ベント用出口隔離弁           <p>操作場所 : 1840m<sup>3</sup></p> <p>屋内移動アクセスルート : 4760m<sup>3</sup></p> </li> </ul>	<p>アクセスルートとなる建屋内の区画で最も線量率が高くなる区画の空間体積で設定</p> <p>操作エリアは作業区画の空間体積で設定</p>

第4表 線量換算係数及び呼吸率等

項目	評価条件	選定理由
線量換算係数	成人実効線量換算係数を使用 (主な核種を以下に示す) I-131 : $2.0 \times 10^{-8}$ Sv/Bq I-132 : $3.1 \times 10^{-10}$ Sv/Bq I-133 : $4.0 \times 10^{-9}$ Sv/Bq I-134 : $1.5 \times 10^{-10}$ Sv/Bq I-135 : $9.2 \times 10^{-10}$ Sv/Bq Cs-134 : $2.0 \times 10^{-8}$ Sv/Bq Cs-136 : $2.8 \times 10^{-9}$ Sv/Bq Cs-137 : $3.9 \times 10^{-8}$ Sv/Bq 上記以外の核種はICRP Pub. 71, 72に基づく	ICRP Publication 71, 72に基づく
呼吸率	1.2m <sup>3</sup> /h	成人活動時の呼吸率を設定
マスクの除染係数	DF50	性能上期待できる値から設定
地表面への沈着速度	エアロゾル粒子 : 0.4 cm/s 無機よう素 : 0.4 cm/s 有機よう素 : $1.4 \times 10^{-3}$ cm/s	女川原子力発電所の実気象から求めた沈着速度から保守的に設定

第5表 原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からの  
直接ガンマ線による被ばく

項目		作業場所における評価条件			選定理由	
		配管位置	配管向き*1	遮蔽厚さ(cm)		
窒素供給 操作	地上一階 DG(A)室	地上1階	南北方向		作業エリアにおける 原子炉建屋原子炉棟壁等 を考慮	
		地上1階	東西方向			
		地上1階	上下方向			
		地上2階	南北方向			
		地上2階	東西方向			
フィルタ装置への 水及び薬液補給		屋外	上下方向		屋外配管からの直接線であるため、原子炉建屋原子炉棟壁等を考慮しない	
ベント停止 に伴う 隔離弁閉操作	地上一階 DG(A)室	地上1階	南北方向			作業エリアにおける 原子炉建屋原子炉棟壁等 を考慮 保守的に遮蔽厚さの薄い 地上一階DG(A)室で代表
		地上1階	東西方向			
		地上1階	上下方向			
		地上2階	南北方向			
		地上2階	東西方向			
許容差		評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差(-5mm)を引いた値を適用				建築工事標準仕様書JASS5N・同解説(原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事, 日本建築学会)に基づき設定
コンクリート密度		2.15g/cm <sup>3</sup>				建築工事標準仕様書JASS5N・同解説(原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事, 日本建築学会)に基づき設定

注記\*1: 原子炉格納容器フィルタベント系配管は方向毎に評価

\*2: 原子炉建屋原子炉棟躯体一枚に対してマイナス側許容差を考慮

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第 6 表 原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の  
放射性物質からの直接ガンマ線による被ばく

評価点		遮蔽厚さ*1 (cm)	選定理由
窒素供給 操作	地上 1 階 DG(A)室		作業エリアにおける 原子炉建屋原子炉棟壁 等を考慮
フィルタ装置への水及び 薬液補給			屋外操作エリアにおけ る原子炉建屋原子炉棟 壁等を考慮
ベント停止 に伴う 隔離弁閉操作	地上 1 階 DG(A)室		作業エリアにおける原 子炉建屋原子炉棟壁等 を考慮 保守的に遮蔽厚さの薄 い地上一階 DG(A)室で 代表

注記\*1：評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差  
(-5mm) を引いた値を適用

\*2：原子炉建屋原子炉棟躯体一枚に対してマイナス側許容差を考慮

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第7表 原子炉建屋原子炉棟内等の放射性物質からの直接ガンマ線及び  
スカイシャインガンマ線による被ばく

項目	評価条件	選定理由
遮蔽厚さ	□ cm ~ □ cm*	原子炉建屋原子炉棟外壁（2次しゃへい壁）の厚さを設定
原子炉建屋原子炉棟内線源強度分布	原子炉建屋原子炉棟内に放出された放射性物質が均一に分布	審査ガイドに示されたとおり設定
原子炉建屋原子炉棟のモデル	原子炉建屋原子炉棟の幾何形状をモデル化	原子炉建屋原子炉棟外壁を遮蔽体として考慮
直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線評価コード	直接ガンマ線評価：QAD-CGGP2R スカイシャインガンマ線評価： ANISN G33-GP2R	現行許認可（添十）に同じ

注記\*：評価で考慮するコンクリート遮蔽は、公称値からマイナス側許容差（-5mm）を引いた値を適用

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

第8表 可搬型窒素ガス供給装置の準備及び窒素供給操作における被ばく評価  
(サブプレッションチェンバからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路		可搬型窒素ガス供給装置の準備		窒素供給操作	
		準備作業	移動時	作業時	移動時
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $5.4 \times 10^{-4}$	約 $5.4 \times 10^{-4}$
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $2.3 \times 10^{-2}$	約 $2.3 \times 10^{-2}$	約 $2.3 \times 10^{-6}$	約 $2.3 \times 10^{-6}$
	内部被ばく	約 $5.3 \times 10^{-3}$	約 $5.3 \times 10^{-3}$	—	—
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく		約 $4.9 \times 10^0$	約 $4.9 \times 10^0$	約 $2.0 \times 10^{-5}$	約 $2.0 \times 10^{-5}$
外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばく	外部被ばく	—	—	約 $4.0 \times 10^{-2}$	約 $5.5 \times 10^{-2}$
	内部被ばく	—	—	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $2.2 \times 10^{-2}$
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		—	—	約 $4.6 \times 10^{-1}$	約 $4.6 \times 10^{-1}$
原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		—	—	約 $7.8 \times 10^{-3}$	約 $7.8 \times 10^{-3}$
作業線量率		約 $5.3 \times 10^0$	約 $5.3 \times 10^0$	約 $5.3 \times 10^{-1}$	約 $5.5 \times 10^{-1}$
作業時間及び移動時間		280分	40分	9分	12分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)		約 $2.5 \times 10^1$	約 $3.5 \times 10^0$	約 $8.0 \times 10^{-2}$	約 $1.1 \times 10^{-1}$
作業員の実効線量(合計) (mSv)		約 $2.8 \times 10^1$		約 $1.9 \times 10^{-1}$	

注記\*：可搬型窒素ガス供給装置の準備はベント前の作業であるため、サブプレッションチェンバからのベント、ドライウェルからのベントの線量は同じである。

第9表 可搬型窒素ガス供給装置の準備及び窒素供給操作における被ばく評価  
 (ドライウェルからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路		可搬型窒素ガス供給装置の準備		窒素供給操作	
		準備作業	移動時	作業時	移動時
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $5.5 \times 10^{-4}$	約 $5.5 \times 10^{-4}$
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $2.3 \times 10^{-2}$	約 $2.3 \times 10^{-2}$	約 $4.2 \times 10^{-7}$	約 $4.2 \times 10^{-7}$
	内部被ばく	約 $5.3 \times 10^{-3}$	約 $5.3 \times 10^{-3}$	—	—
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく		約 $4.9 \times 10^0$	約 $4.9 \times 10^0$	約 $2.2 \times 10^{-5}$	約 $2.2 \times 10^{-5}$
外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばく	外部被ばく	—	—	約 $4.4 \times 10^{-4}$	約 $6.0 \times 10^{-4}$
	内部被ばく	—	—	約 $8.1 \times 10^{-3}$	約 $8.1 \times 10^{-3}$
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		—	—	約 $4.7 \times 10^{-1}$	約 $4.7 \times 10^{-1}$
原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		—	—	約 $8.3 \times 10^{-2}$	約 $8.3 \times 10^{-2}$
作業線量率		約 $5.3 \times 10^0$	約 $5.3 \times 10^0$	約 $5.6 \times 10^{-1}$	約 $5.6 \times 10^{-1}$
作業時間及び移動時間		280分	40分	9分	12分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)		約 $2.5 \times 10^1$	約 $3.5 \times 10^0$	約 $8.4 \times 10^{-2}$	約 $1.2 \times 10^{-1}$
作業員の実効線量(合計) (mSv)		約 $2.8 \times 10^1$		約 $2.0 \times 10^{-1}$	

注記\*：可搬型窒素ガス供給装置の準備はベント前の作業であるため、サプレッションチェンバからのベント、ドライウェルからのベントの線量は同じである。

第10表 水源及び燃料確保における被ばく評価  
(サプレッションチェンバからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路		水源確保				燃料確保	
		作業中		移動中	移動中	給油準備	給油作業
		事故後4h～	事故後7h～	緊急時対策所から 作業場所	作業場所から 緊急時対策所		
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $3.8 \times 10^{-1}$
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $2.0 \times 10^{-2}$	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $2.0 \times 10^{-2}$	約 $2.3 \times 10^{-2}$	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $2.3 \times 10^{-2}$
	内部被ばく	約 $3.5 \times 10^{-3}$	約 $4.4 \times 10^{-3}$	約 $3.5 \times 10^{-3}$	約 $5.3 \times 10^{-3}$	約 $4.4 \times 10^{-3}$	約 $5.3 \times 10^{-3}$
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく		約 $8.9 \times 10^0$	約 $6.2 \times 10^0$	約 $1.7 \times 10^1$	約 $4.9 \times 10^0$	約 $6.2 \times 10^0$	約 $4.9 \times 10^0$
外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばく	外部被ばく	—	—	—	—	—	—
	内部被ばく	—	—	—	—	—	—
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		—	—	—	—	—	—
原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		—	—	—	—	—	—
作業線量率		約 $9.3 \times 10^0$	約 $6.6 \times 10^0$	約 $1.7 \times 10^1$	約 $5.3 \times 10^0$	約 $6.6 \times 10^0$	約 $5.3 \times 10^0$
作業時間及び移動時間		180分	180分	20分	20分	155分	60分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)		約 $2.8 \times 10^1$	約 $2.0 \times 10^1$	約 $5.7 \times 10^0$	約 $1.8 \times 10^0$	約 $1.7 \times 10^1$	約 $5.3 \times 10^0$
作業員の実効線量(合計) (mSv)		約 $5.5 \times 10^1$				約 $2.3 \times 10^1$	

注記\*：水源及び燃料確保はベント前の作業であるため、サプレッションチェンバからのベント、ドライウエルからのベントの線量は同じである。

第 11 表 水源及び燃料確保における被ばく評価  
(ドライウエルからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路		水源確保				燃料確保	
		作業中		移動中	移動中	給油準備	給油作業
		事故後4h～	事故後7h～	緊急時対策所から 作業場所	作業場所から 緊急時対策所		
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $3.8 \times 10^{-1}$	約 $3.8 \times 10^{-1}$
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $2.0 \times 10^{-2}$	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $2.0 \times 10^{-2}$	約 $2.3 \times 10^{-2}$	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $2.3 \times 10^{-2}$
	内部被ばく	約 $3.5 \times 10^{-3}$	約 $4.4 \times 10^{-3}$	約 $3.5 \times 10^{-3}$	約 $5.3 \times 10^{-3}$	約 $4.4 \times 10^{-3}$	約 $5.3 \times 10^{-3}$
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく		約 $8.9 \times 10^0$	約 $6.2 \times 10^0$	約 $1.7 \times 10^1$	約 $4.9 \times 10^0$	約 $6.2 \times 10^0$	約 $4.9 \times 10^0$
外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばく	外部被ばく	—	—	—	—	—	—
	内部被ばく	—	—	—	—	—	—
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		—	—	—	—	—	—
原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		—	—	—	—	—	—
作業線量率		約 $9.3 \times 10^0$	約 $6.6 \times 10^0$	約 $1.7 \times 10^1$	約 $5.3 \times 10^0$	約 $6.6 \times 10^0$	約 $5.3 \times 10^0$
作業時間及び移動時間		180分	180分	20分	20分	155分	60分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)		約 $2.8 \times 10^1$	約 $2.0 \times 10^1$	約 $5.7 \times 10^0$	約 $1.8 \times 10^0$	約 $1.7 \times 10^1$	約 $5.3 \times 10^0$
作業員の実効線量(合計) (mSv)		約 $5.5 \times 10^1$				約 $2.3 \times 10^1$	

注記\*：水源及び燃料確保はベント前の作業であるため、サプレッションチェンバからのベント，ドライウエルからのベントの線量は同じである。

第12表 フィルタ装置への水及び薬液補給における被ばく評価  
 (サプレッションチェンバからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路	フィルタ装置への水及び薬液補給	
	作業時	移動時
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 $4.3 \times 10^{-2}$	約 $4.3 \times 10^{-2}$
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $2.6 \times 10^{-1}$
	内部被ばく	約 $2.5 \times 10^{-2}$
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく	約 $1.4 \times 10^0$	約 $1.4 \times 10^0$
外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばく	外部被ばく	—
	内部被ばく	—
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 $4.5 \times 10^0$	約 $4.5 \times 10^0$
原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 $7.2 \times 10^{-3}$	約 $7.2 \times 10^{-3}$
作業線量率	約 $6.2 \times 10^0$	約 $6.2 \times 10^0$
作業時間及び移動時間	570分	40分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)	約 $5.9 \times 10^1$	約 $4.1 \times 10^0$
作業員の実効線量(合計) (mSv)	約 $6.3 \times 10^1$	

第13表 フィルタ装置への水及び薬液補給における被ばく評価  
 (ドライウェルからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路	フィルタ装置への水及び薬液補給	
	作業時	移動時
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 $4.3 \times 10^{-2}$	約 $4.3 \times 10^{-2}$
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $1.8 \times 10^{-2}$
	内部被ばく	約 $1.1 \times 10^{-2}$
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく	約 $1.5 \times 10^0$	約 $1.5 \times 10^0$
外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばく	外部被ばく	—
	内部被ばく	—
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 $4.6 \times 10^0$	約 $4.6 \times 10^0$
原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく	約 $3.9 \times 10^{-2}$	約 $3.9 \times 10^{-2}$
作業線量率	約 $6.2 \times 10^0$	約 $6.2 \times 10^0$
作業時間及び移動時間	570分	40分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)	約 $5.9 \times 10^1$	約 $4.1 \times 10^0$
作業員の実効線量(合計) (mSv)	約 $6.3 \times 10^1$	

第 14 表 ベント停止に伴う隔離弁閉操作における被ばく評価  
(サプレッションチェンバからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路		原子炉格納容器第二隔離弁 (FCVSベントライン隔離弁)			原子炉格納容器第一隔離弁 (S/Cベント用出口隔離弁)		
		作業時	屋内移動時 (中央制御室⇒作業場所)	屋内移動時 (作業場所⇒中央制御室)	作業時	屋内移動時 (中央制御室⇒作業場所)	屋内移動時 (作業場所⇒中央制御室)
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		約 $5.4 \times 10^{-4}$	約 $5.4 \times 10^{-4}$	約 $5.4 \times 10^{-4}$	約 $5.4 \times 10^{-4}$	約 $5.4 \times 10^{-4}$	約 $5.4 \times 10^{-4}$
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $2.3 \times 10^{-6}$	約 $2.3 \times 10^{-6}$	約 $2.3 \times 10^{-6}$	約 $2.3 \times 10^{-6}$	約 $2.3 \times 10^{-6}$	約 $2.3 \times 10^{-6}$
	内部被ばく	—	—	—	—	—	—
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく		約 $2.0 \times 10^{-5}$	約 $2.0 \times 10^{-5}$	約 $2.0 \times 10^{-5}$	約 $2.0 \times 10^{-5}$	約 $2.0 \times 10^{-5}$	約 $2.0 \times 10^{-5}$
外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $4.0 \times 10^{-2}$	約 $5.5 \times 10^{-2}$	約 $5.5 \times 10^{-2}$	約 $4.0 \times 10^{-2}$	約 $5.5 \times 10^{-2}$	約 $5.5 \times 10^{-2}$
	内部被ばく	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $2.2 \times 10^{-2}$	約 $2.2 \times 10^{-2}$
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		約 $4.6 \times 10^{-1}$	約 $4.6 \times 10^{-1}$	約 $4.6 \times 10^{-1}$	約 $4.6 \times 10^{-1}$	約 $4.6 \times 10^{-1}$	約 $4.6 \times 10^{-1}$
原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		約 $7.8 \times 10^{-3}$	約 $7.8 \times 10^{-3}$	約 $7.8 \times 10^{-3}$	約 $7.8 \times 10^{-3}$	約 $7.8 \times 10^{-3}$	約 $7.8 \times 10^{-3}$
作業線量率		約 $5.3 \times 10^{-1}$	約 $5.5 \times 10^{-1}$	約 $5.5 \times 10^{-1}$	約 $5.3 \times 10^{-1}$	約 $5.5 \times 10^{-1}$	約 $5.5 \times 10^{-1}$
作業時間及び移動時間		54分	6分	6分	84分	6分	6分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)		約 $4.8 \times 10^{-1}$	約 $5.5 \times 10^{-2}$	約 $5.5 \times 10^{-2}$	約 $7.4 \times 10^{-1}$	約 $5.5 \times 10^{-2}$	約 $5.5 \times 10^{-2}$
作業員の実効線量(合計) (mSv)		約 $5.9 \times 10^{-1}$			約 $8.5 \times 10^{-1}$		



第 15 表 ベント停止に伴う隔離弁閉操作における被ばく評価  
(ドライウエルからのベントを行う場合)

(単位：mSv/h)

被ばく経路		原子炉格納容器第二隔離弁 (FCVSベントライン隔離弁)			原子炉格納容器第一隔離弁 (D/Wベント用出口隔離弁)		
		作業時	屋内移動時 (中央制御室⇒作業場所)	屋内移動時 (作業場所⇒中央制御室)	作業時	屋内移動時 (中央制御室⇒作業場所)	屋内移動時 (作業場所⇒中央制御室)
原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		約 $5.5 \times 10^{-4}$	約 $5.5 \times 10^{-4}$	約 $5.5 \times 10^{-4}$	約 $5.5 \times 10^{-4}$	約 $5.5 \times 10^{-4}$	約 $5.5 \times 10^{-4}$
大気中へ放出された放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $4.2 \times 10^{-7}$	約 $4.2 \times 10^{-7}$	約 $4.2 \times 10^{-7}$	約 $4.2 \times 10^{-7}$	約 $4.2 \times 10^{-7}$	約 $4.2 \times 10^{-7}$
	内部被ばく	—	—	—	—	—	—
大気中へ放出され地表面に沈着した放射性物質からのガンマ線による被ばく		約 $2.2 \times 10^{-5}$	約 $2.2 \times 10^{-5}$	約 $2.2 \times 10^{-5}$	約 $2.2 \times 10^{-5}$	約 $2.2 \times 10^{-5}$	約 $2.2 \times 10^{-5}$
外気から作業場所内へ流入した放射性物質による被ばく	外部被ばく	約 $4.4 \times 10^{-4}$	約 $6.0 \times 10^{-4}$	約 $6.0 \times 10^{-4}$	約 $4.4 \times 10^{-4}$	約 $6.0 \times 10^{-4}$	約 $6.0 \times 10^{-4}$
	内部被ばく	約 $8.1 \times 10^{-3}$	約 $8.1 \times 10^{-3}$	約 $8.1 \times 10^{-3}$	約 $8.1 \times 10^{-3}$	約 $8.1 \times 10^{-3}$	約 $8.1 \times 10^{-3}$
原子炉格納容器フィルタベント系フィルタ装置内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		約 $4.7 \times 10^{-1}$	約 $4.7 \times 10^{-1}$	約 $4.7 \times 10^{-1}$	約 $4.7 \times 10^{-1}$	約 $4.7 \times 10^{-1}$	約 $4.7 \times 10^{-1}$
原子炉格納容器フィルタベント系配管内の放射性物質からのガンマ線による外部被ばく		約 $8.3 \times 10^{-2}$	約 $8.3 \times 10^{-2}$	約 $8.3 \times 10^{-2}$	約 $8.3 \times 10^{-2}$	約 $8.3 \times 10^{-2}$	約 $8.3 \times 10^{-2}$
作業線量率		約 $5.6 \times 10^{-1}$	約 $5.6 \times 10^{-1}$	約 $5.6 \times 10^{-1}$	約 $5.6 \times 10^{-1}$	約 $5.6 \times 10^{-1}$	約 $5.6 \times 10^{-1}$
作業時間及び移動時間		54分	6分	6分	84分	6分	6分
作業員の実効線量(作業時及び移動時) (mSv)		約 $5.1 \times 10^{-1}$	約 $5.6 \times 10^{-2}$	約 $5.6 \times 10^{-2}$	約 $7.8 \times 10^{-1}$	約 $5.6 \times 10^{-2}$	約 $5.6 \times 10^{-2}$
作業員の実効線量(合計) (mSv)		約 $6.2 \times 10^{-1}$			約 $9.0 \times 10^{-1}$		

### 重大事故等時におけるフィルタ装置室の遮蔽の熱除去の評価について

フィルタ装置室のフィルタ装置遮蔽（配管遮蔽含む。）について、重大事故等時の熱除去の評価を行う。熱除去の評価では、伝熱理論に基づいた解析手法により遮蔽体中の温度上昇が最も厳しい箇所において評価する。

#### 1. フィルタ装置室遮蔽壁の入射線量の設定方法

フィルタ装置室遮蔽内の線源機器は、フィルタ装置室のフィルタ装置、フィルタ装置の入口配管であるため、これらに含まれる放射性物質からの直接ガンマ線の合計の入射線量を設定する。線源機器と評価対象の遮蔽は一定の距離があるが、フィルタ装置の入口配管については評価点を保守的に線源機器表面とする。フィルタ装置室のフィルタ装置については評価点を線源機器表面からフィルタ装置室遮蔽までの最短距離とする。

#### 2. 温度上昇の計算方法

遮蔽体は主にコンクリートで構成されており、評価上、コンクリートのみとして評価する。重大事故等時における7日間積算のフィルタ装置室内の線源機器に含まれる放射性物質からの直接ガンマ線の線源に基づく、フィルタ装置遮蔽壁への入射線量は約118kGyであり、当該入射線量からフィルタ装置遮蔽壁表面の7日間積算のガンマ発熱量を求めると、約 $2.6 \times 10^{-1} \text{ kJ/cm}^3$ \*1となる。これによる温度上昇は次式で算出する。

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

$\Delta T$  : 温度上昇 (°C)

$Q$  : 7日間積算のガンマ発熱量 (約 $2.6 \times 10^{-1} \text{ kJ/cm}^3$ )

$c$  : コンクリートの比熱 ( $1.05 \text{ kJ/(kg} \cdot \text{°C)}$ ) \*2

$\rho$  : コンクリートの密度 ( $2.15 \text{ g/cm}^3$ )

これより、フィルタ装置室遮蔽の外側及び内側表面の熱伝達を保守的に断熱状態としても、遮蔽体（コンクリート）の温度上昇は113°Cとなる。

注記\*1：入射線量及びコンクリートの密度より算出 ( $1.18 \times 10^5 \text{ (J/kg)} \times 2.15 \text{ (g/cm}^3)$ )

\*2：2007年制定 コンクリート標準示方書【設計編】，土木学会

### 3. 温度上昇のまとめ

フィルタ装置室のコンクリート遮蔽体表面でのガンマ線による温度上昇は113℃となり、「遮蔽設計基準等に関する現状調査報告（1977年，日本原子力学会）」において示されているガンマ線に対するコンクリート温度制限値（内部最高温度177℃／周辺最高温度149℃）以下であることを確認した。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-08-0370-4_改7

補足-370-4 原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する説明書に係る  
補足説明資料

## 目次

補足 1	局所エリアの漏えいガスの滞留	補足 1-1
補足 2	原子炉建屋内水素濃度の適用性について	補足 2-1
補足 3	触媒基材（アルミナ）について	補足 3-1
補足 4	原子炉格納容器頂部注水系について	補足 4-1
補足 5	原子炉建屋地上 3 階大物搬入口ハッチカバーについて	補足 5-1
補足 6	可搬型窒素ガス供給装置について	補足 6-1
補足 7	「設置（変更）許可申請書 添付書類十 可燃性ガスの発生」における可燃性 ガス濃度制御系による原子炉格納容器内水素及び酸素制御について	補足 7-1
補足 8	原子炉格納容器内の酸素濃度（ウェット条件）による格納容器ベント基準の 設定と計器誤差の影響	補足 8-1
参考資料 1	有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合）における感度 解析について	参考 1-1

## 局所エリアの漏えいガスの滞留

## 1. 評価方法

原子炉格納容器からの水素漏えいが想定される箇所については、「別添 1 2.2.1 (2) 漏えい箇所」に示す漏えい箇所があり、表 1-1 に示す直接漏えいが発生する区画（以下「局所エリア」という。）については、小部屋形状となっている箇所がある。このことから、局所エリアにおいて、漏えいしたガスの滞留が無いことを GOTHIC コードによる解析により確認する。

なお、原子炉ウェルカバーが置かれた状態の原子炉ウェル部については、原子炉格納容器ドライウェル主フランジからの水素漏えいが想定されるが、原子炉ウェルカバーにシール性がないことことから、評価対象から除外した。また、機器搬出入用ハッチ及びサブプレッションチェンバ出入口がある区画については「別添 1 図 2.2-1 GOTHIC 解析モデル」に示す原子炉建屋地下 1 階及び地下 2 階の区画と同じであり、「別添 1 2.2 原子炉建屋原子炉棟の水素挙動」で評価済みであるため、対象外とした。

表 1-1 評価対象の局所エリア

階数		漏えい箇所	局所エリア名称	空間容積[m <sup>3</sup> ]
地上 1 階	南側	逃がし安全弁搬出入口	バルブラッピング室	
	北側	所員用エアロック	所員用エアロック前室	
	北東側	ISI 用ハッチ	計装ペネトレーション室	
地下 1 階	北東側	制御棒駆動機構搬出入口	CRD 補修室	

## 2. 解析条件

## (1) 評価モデル

解析モデルを図 2-1 に示す。各局所エリアは、開口部等（扉の開口部や排気ダクト）を通じて、通路とつながっていることから、フローパスを設けて局所エリア外部との流出入をモデル化する。また、流入境界条件を設けて原子炉格納容器からのガスの漏えいをモデル化する。

解析モデルのイメージを図 2-2 から図 2-5 に、開口面積の算出を図 2-6 に、部屋の位置を図 2-7 及び図 2-8 に示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

局所エリア内は断熱とし、構造物のヒートシンク、壁を介した隣接エリアの伝熱はモデル化しない。また、局所エリア内の水素濃度を保守的に評価するため、漏えいガス中の水素濃度が高めになる漏えい条件を想定する。

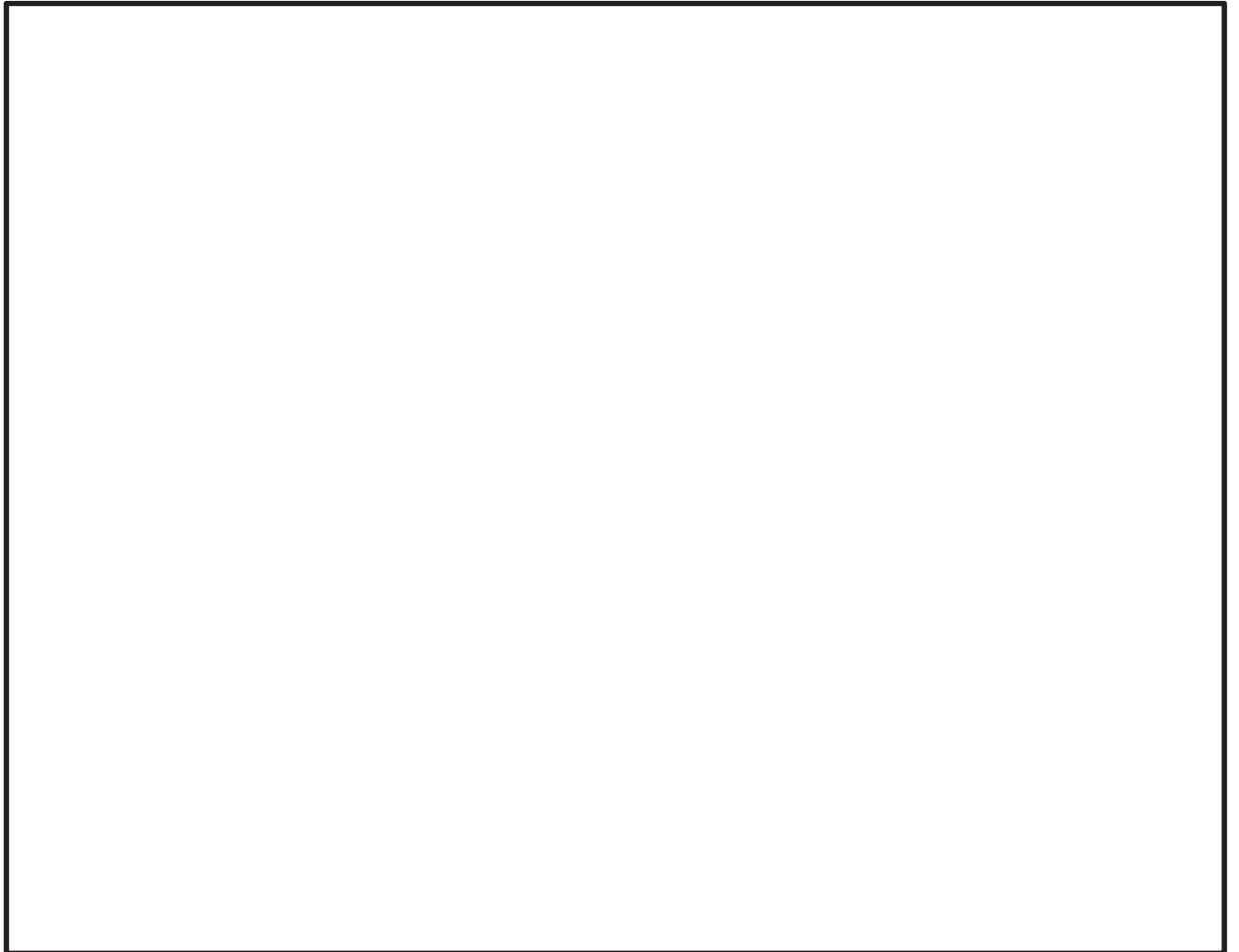


図 2-1 解析モデル

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

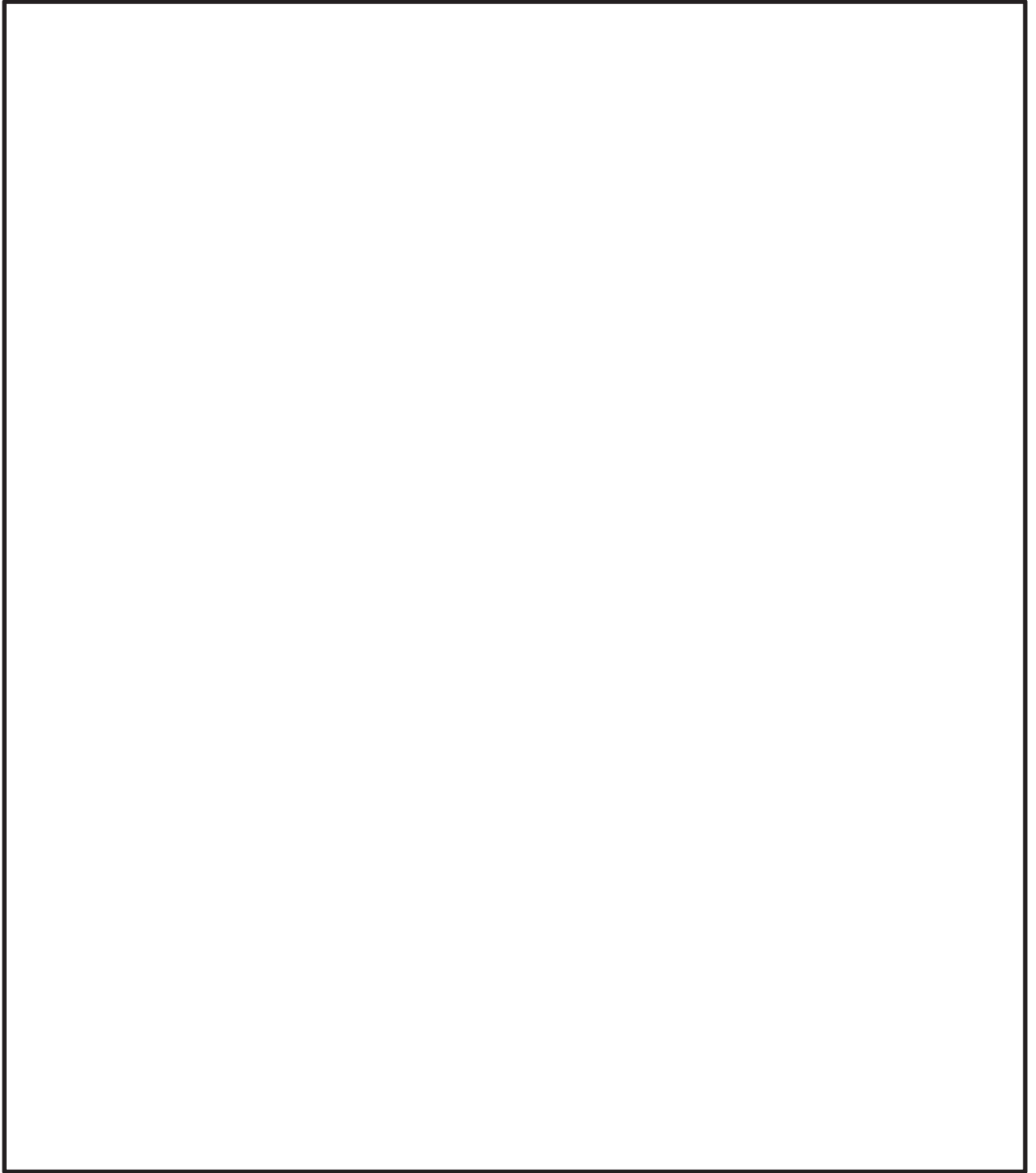


図 2-2 バルブラッピング室の解析イメージ (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



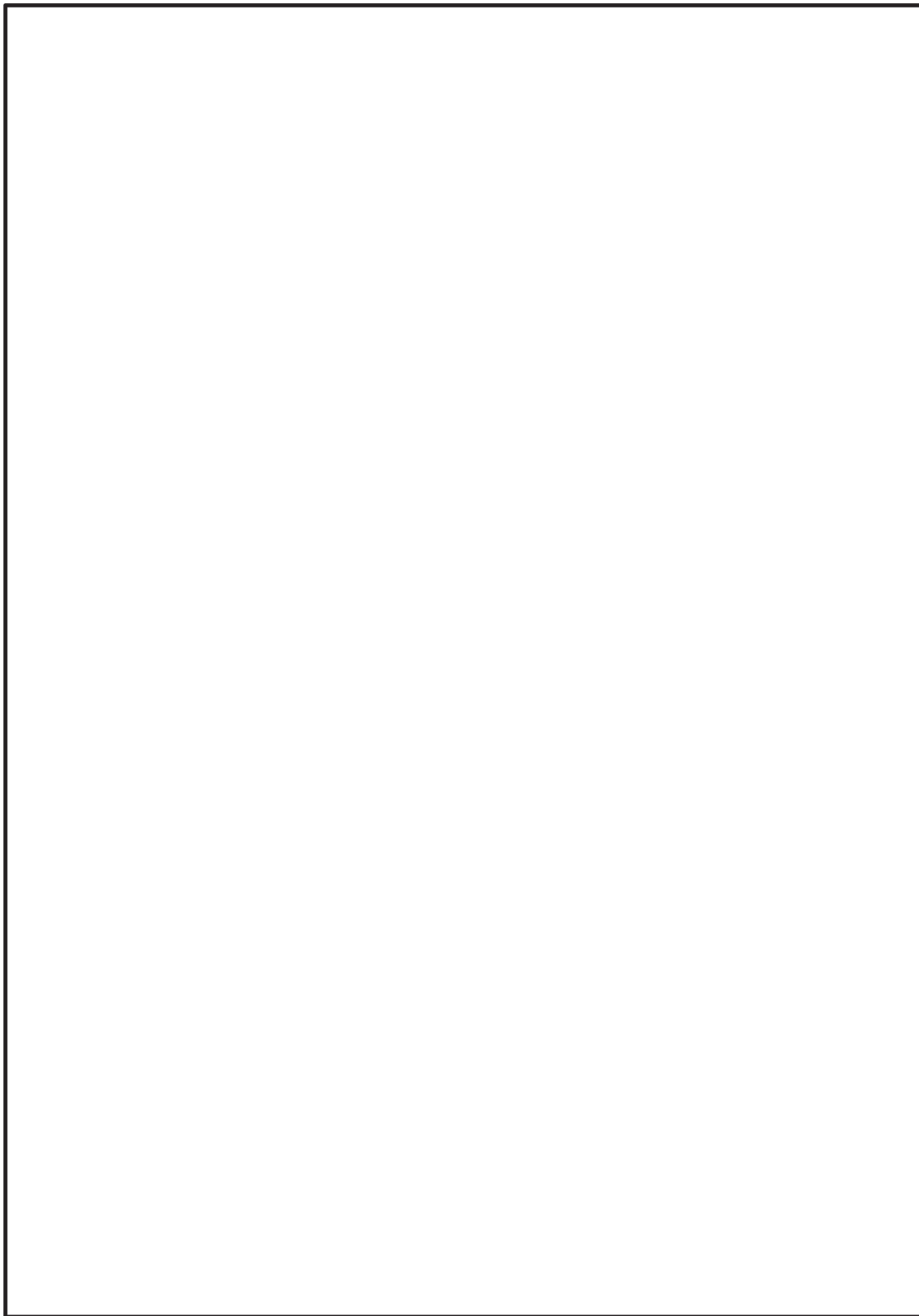


図 2-2 バルブラッピング室の解析イメージ (2/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

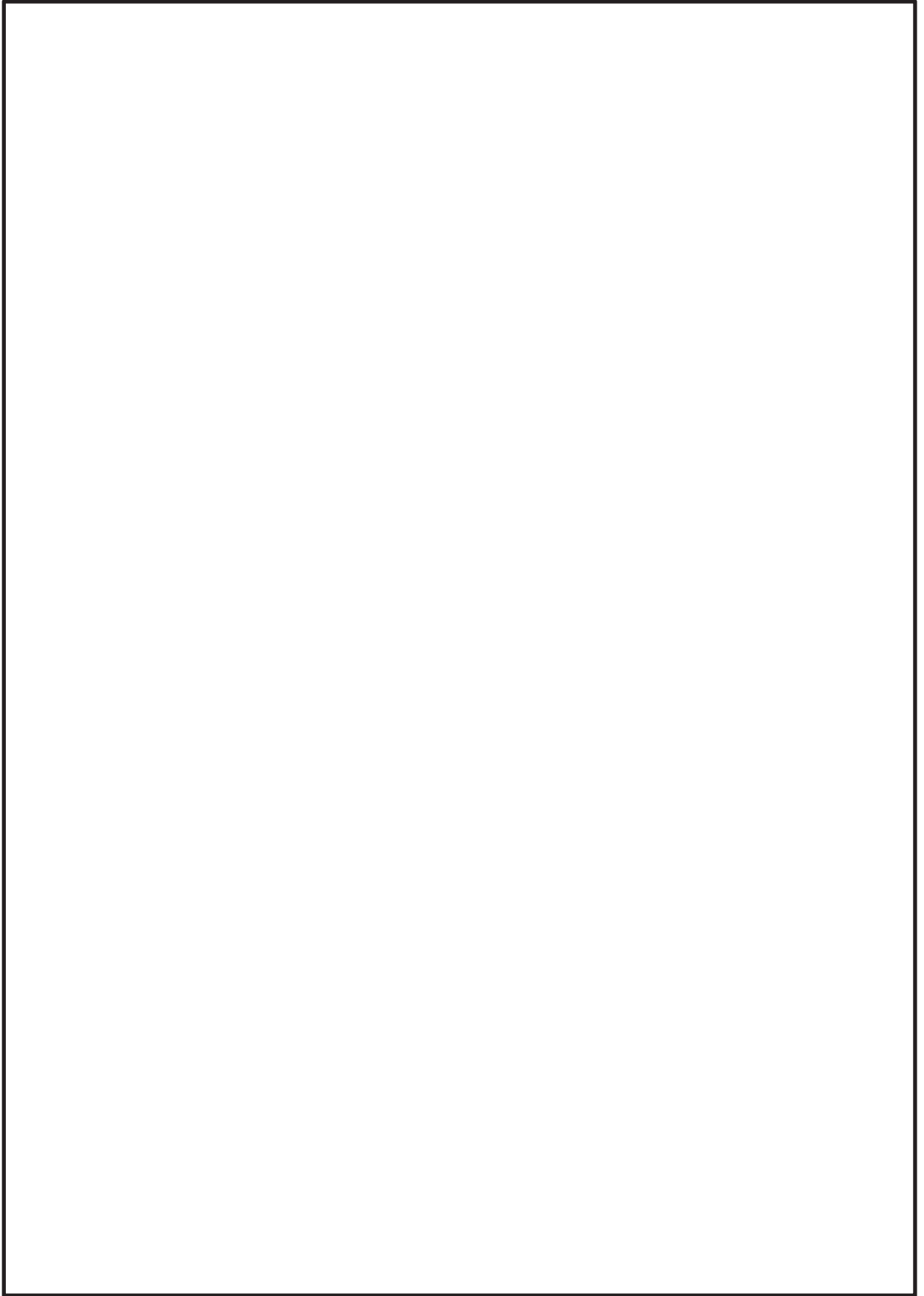


図 2-3 所員用エアロック前室の解析イメージ

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

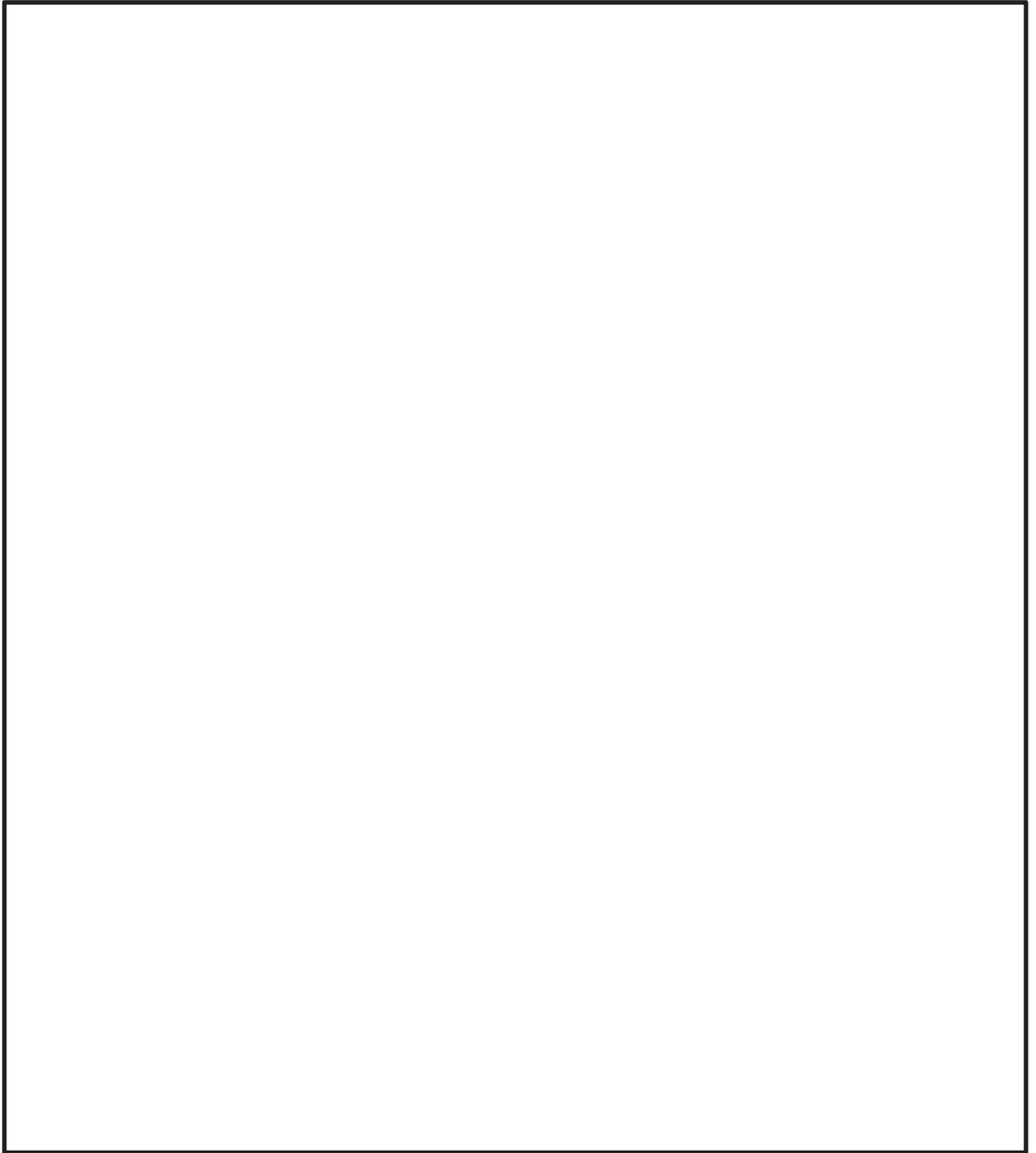


図 2-4 計装ペネトレーション室の解析イメージ (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

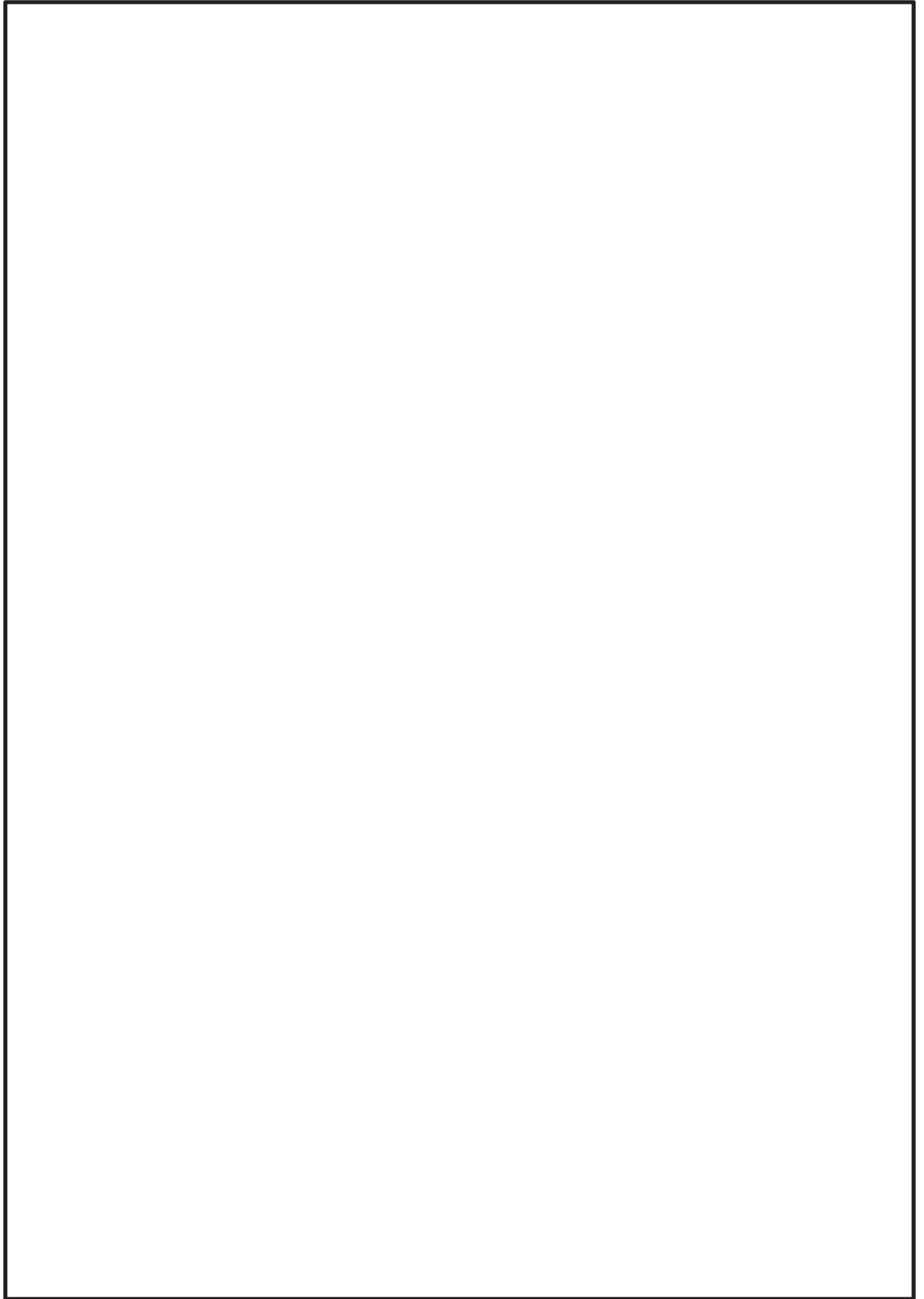


図 2-4 計装ペネトレーション室の解析イメージ (2/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

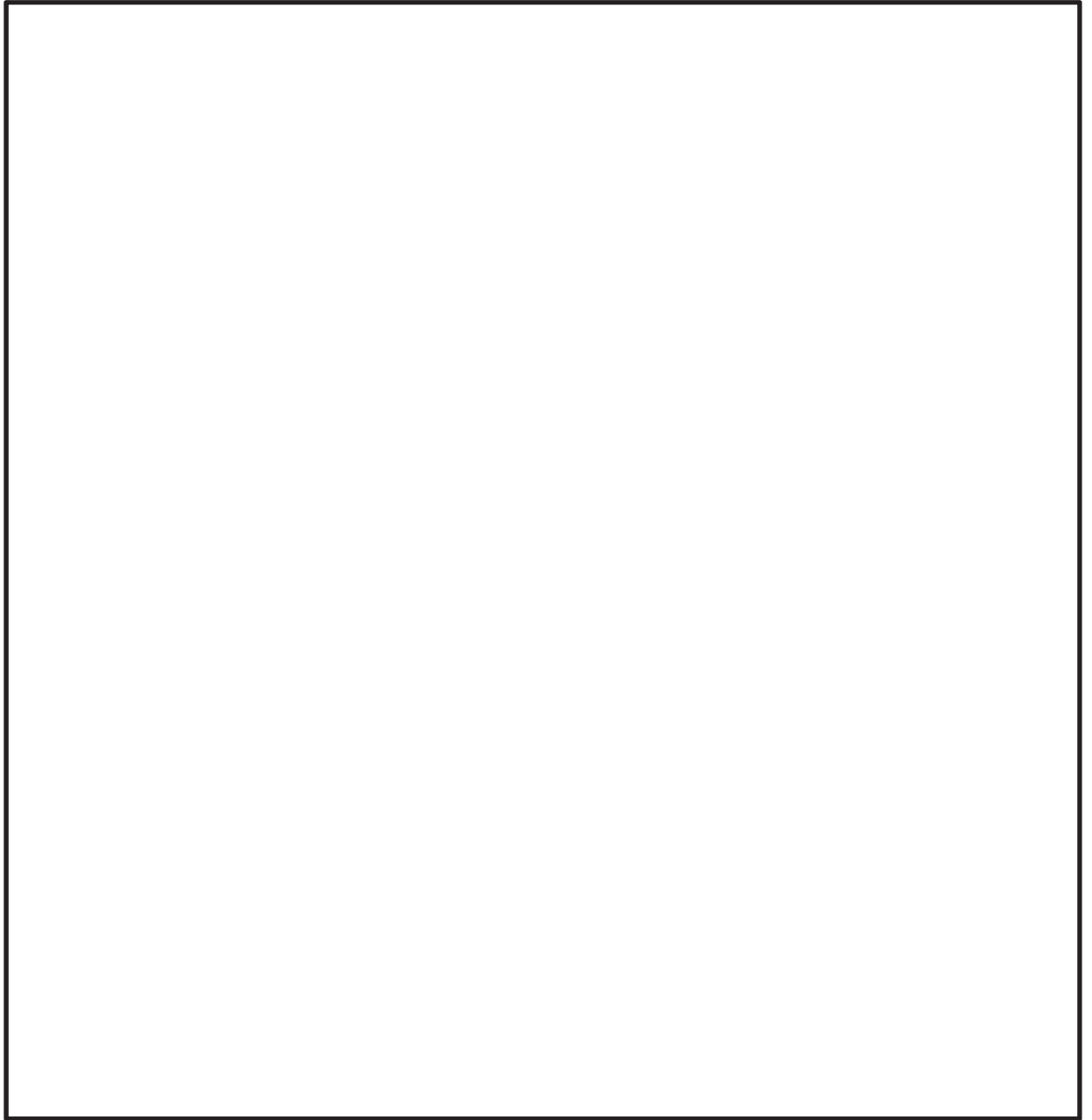


図 2-5 CRD 補修室の解析イメージ (1/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

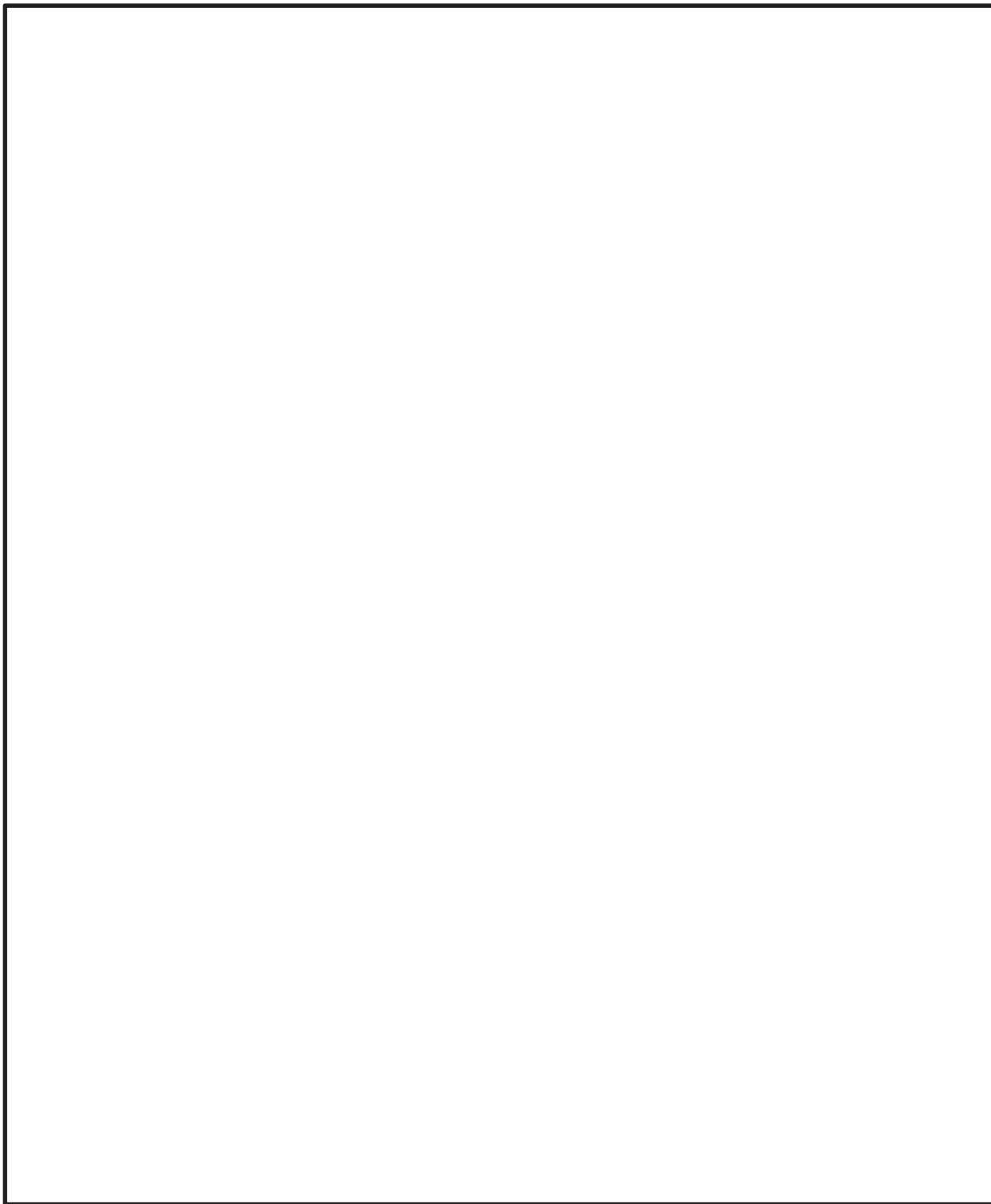


図 2-5 CRD 補修室の解析イメージ (2/2)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

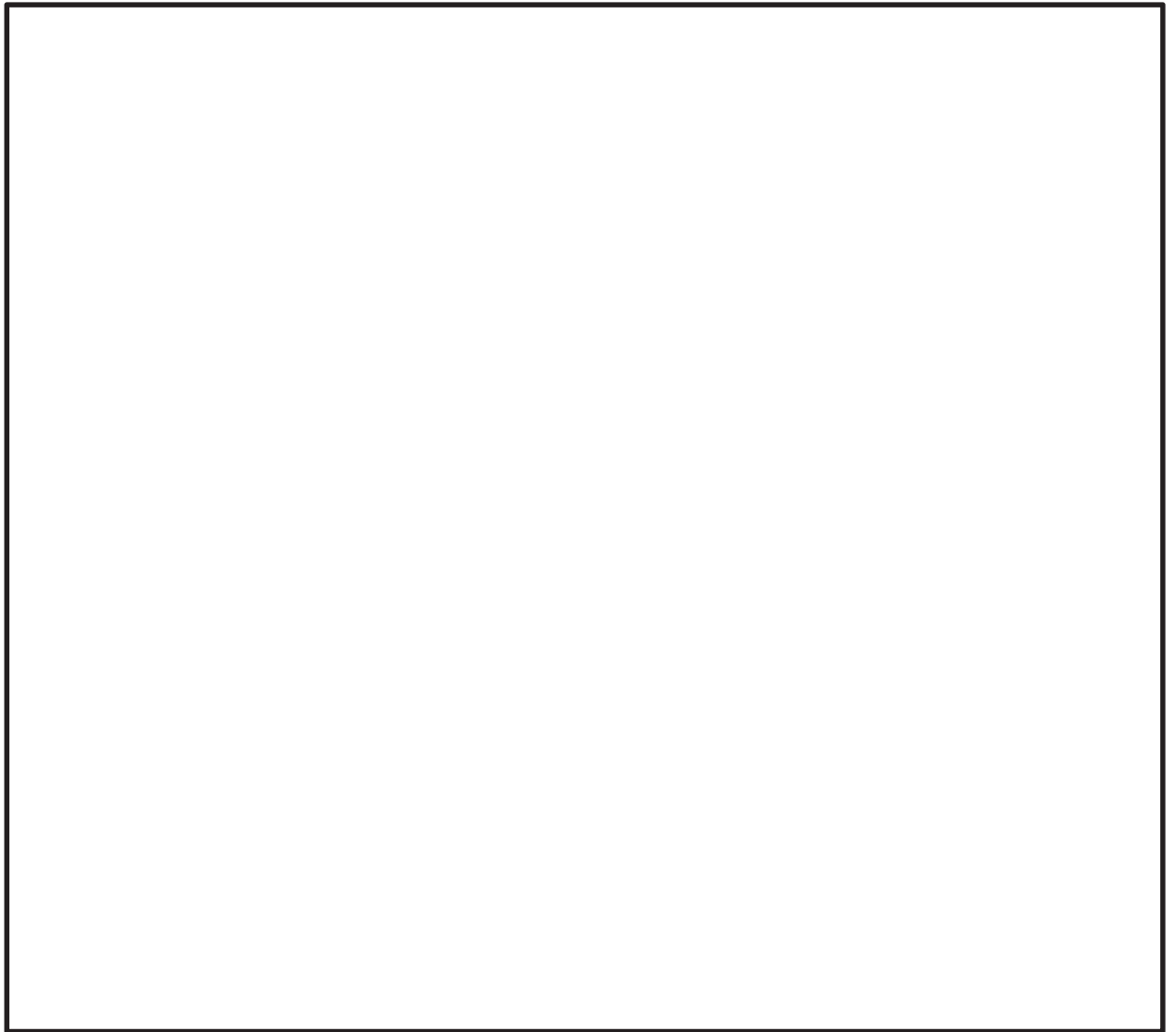
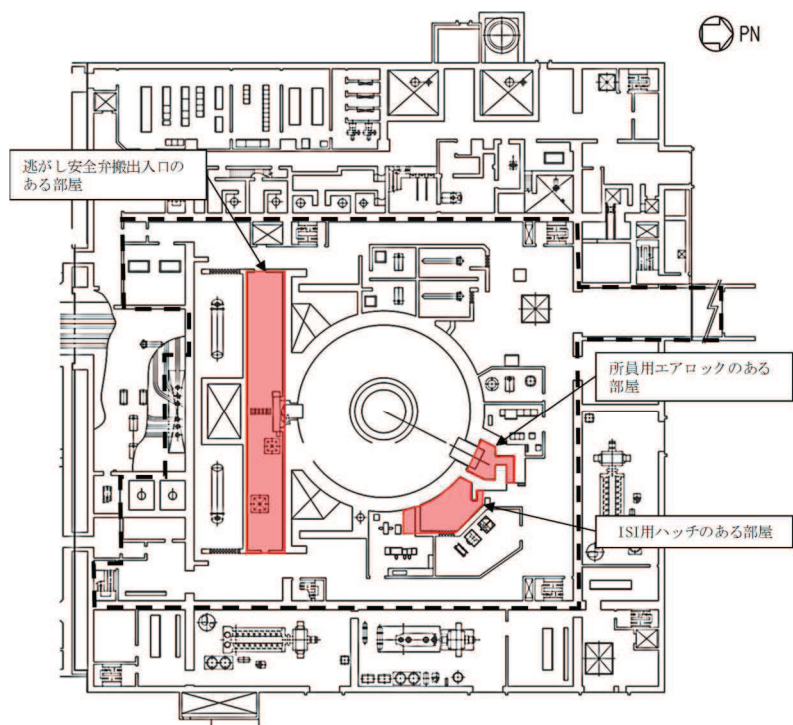


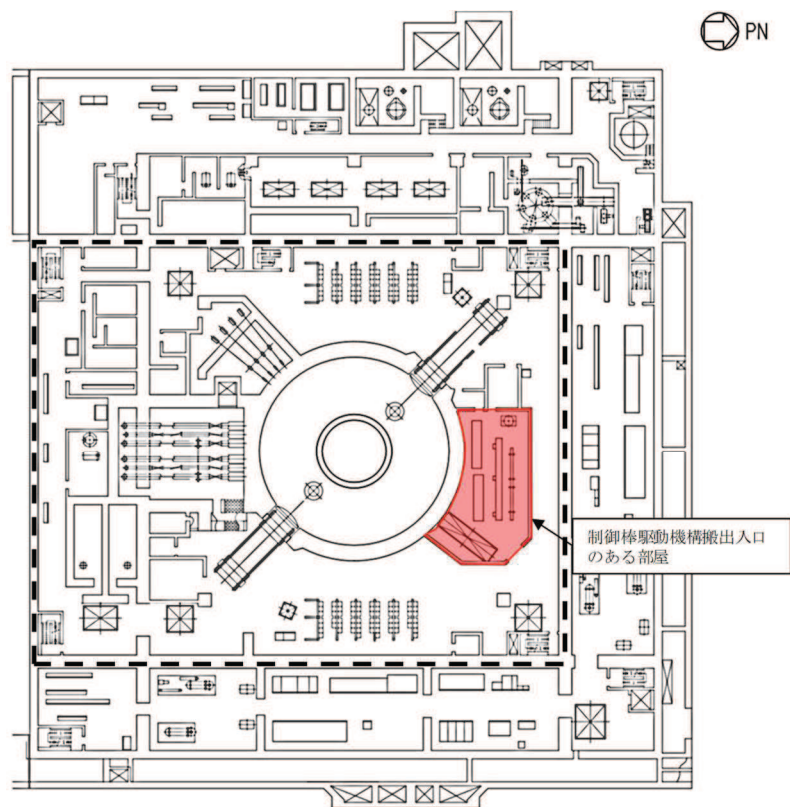
図 2-6 所員用エアロック前室の開口面積の算出

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



□内：原子炉建屋原子炉棟（二次格納施設）

図 2-7 原子炉建屋地上 1 階



□内：原子炉建屋原子炉棟（二次格納施設）

図 2-8 原子炉建屋地下 1 階



(2) 解析条件

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

表 2-1 解析条件

No	項目	解析条件	備考
1	原子炉建屋原子炉棟の条件 (1) 圧力（初期条件） (2) 温度（初期条件） (3) 組成（初期条件） (4) 空間容積（固定）	101.325kPa 40℃ 相対湿度 100%の空気 表 1-1 参照	大気圧 通常運転時の環境仕様温度の 最大値として設定
2	圧力境界条件 （外部への漏えい） (1) 圧力（固定） (2) 温度（固定） (3) 酸素濃度（固定） (4) 窒素濃度（固定） (5) 水蒸気濃度（固定）	101.325kPa 40℃ 19.5vol% 73.2vol% 7.3vol%	大気圧 通常運転時の環境仕様温度の 最大値として設定 相対湿度 100%の空気として設定 同上 同上
3	流出条件 （外部への漏えい） (1) 流出条件	圧力損失を考慮	

表 2-2 開口面積

局所エリア 名称	開口面積[m <sup>2</sup> ]	備考
バルブ ラッピング室	給気口（隣室との連 通口）：－  給気口：－  排気口：0.02	①給気口（隣室との連通口）：重力ダンパを設置して いるため、開口として 扱わない。  ②,③給気口：ダクト経路が長い ため、開口として扱 わない。  ④排気口： $0.15\text{m} \times 0.15\text{m} \doteq 0.02\text{m}^2$  (バルブラッピング室側の排気口の大きさは⑤,⑥ の $0.45\text{m} \times 0.3\text{m} \times 2$ 箇所であるが、通路室側開口が④ の $0.15\text{m} \times 0.15\text{m}$ のため、通路室開口面積を設定)
所員用エア ロック前室	所員用エアロック 前室扉：0.08  給気口：－  排気口：－	①所員用エアロック前室扉： $0.2\text{m} \times 0.2\text{m} \times 2$ 箇所  $= 0.08\text{m}^2$  ②,③給気口：重力ダンパを設置しているため、開口 として扱わない。  ④排気口：ダクト経路が長い ため、開口として扱わ ない。
計装ペネトレ ーション室	給気口：－  排気口：0.02	①,②給気口：重力ダンパを設置しているため、開口 として扱わない。  ③排気口： $0.15\text{m} \times 0.15\text{m} \doteq 0.02\text{m}^2$  (計装ペネトレーション側の排気口の大きさは④の $0.3\text{m} \times 0.3\text{m}$ であるが、通路室開口が③の $0.15\text{m} \times$ $0.15\text{m}$ のため、通路室開口面積を設定)
CRD 補修室	給気口（隣室との連 通口）：－  給気口：－  排気口：0.09	①給気口（隣室との連通口）：重力ダンパを設置して いるため、開口として 扱わない。  ②,③給気口：重力ダンパを設置しているため、開口 として扱わない。  ④排気口： $0.3\text{m} \times 0.3\text{m} = 0.09\text{m}^2$  (CRD 補修室側の排気口の大きさは⑤の $0.6\text{m} \times$ $0.45\text{m}$ であるが、通路室開口が④の $0.3\text{m} \times 0.3\text{m}$ のた め、通路室開口面積を設定)

\*：備考欄内の①から⑥の数字は、図 2-2 から図 2-5 内の数字と一致している

(3) 漏えい条件

有効性評価シナリオ条件における漏えい条件を表 2-3 及び表 2-4 に示す。条件設定にあたっては、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」シナリオにおける原子炉格納容器圧力, 原子炉格納容器温度及び原子炉格納容器ガス組成をそれぞれ保守側に包絡するように設定する。（「別添 1 2.2.1 解析条件 (1) b. (a) 及び (b)」参照。）

また、原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量を表 2-5 及び表 2-6 に示す。

表 2-3 有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合）における漏えい条件

項目		条件					
		0~6h	6~24h	24~36h	36~48h	48~72h	72~168h
ドライウエル	圧力(kPa[gage])	550			300	250	200
	温度(°C)	200			171		
	水素分率(vol%)	10		15	20		
	窒素分率(vol%)	0	10		35		
	水蒸気分率(vol%)	90	80	75	45		
	原子炉格納容器漏えい率(%/day)	1.3			0.7	0.65	0.6
サブレーションチエンバ	圧力(kPa[gage])	550			300	250	200
	温度(°C)	200			171		
	水素分率(vol%)	25		20	15		
	窒素分率(vol%)	30			25		
	水蒸気分率(vol%)	45		50	60		
	原子炉格納容器漏えい率(%/day)	1.3			0.7	0.65	0.6

表 2-4 有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））における漏えい条件

項目		条件		
		0～6h	6～60h	60～168h
ドライウエル	圧力(kPa[gage])	854		50
	温度(°C)	200		171
	水素分率(vol%)	10		0
	窒素分率(vol%)	0	10	0
	水蒸気分率(vol%)	90	80	100
	原子炉格納容器漏えい率(%/day)	1.3		0.5 (設計漏えい率)
サブプレッジョンチェンバ	圧力(kPa[gage])	854		50
	温度(°C)	200		171
	水素分率(vol%)	25		0
	窒素分率(vol%)	30		0
	水蒸気分率(vol%)	45		100
	原子炉格納容器漏えい率(%/day)	1.3		0.5 (設計漏えい率)

表 2-5 有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合）における原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量

局所エリア名称	漏えい量[kg/s]					
	0～6時間	6～24時間	24～36時間	36～48時間	48～72時間	72～168時間
バルブラッピング室	$4.18 \times 10^{-4}$	$4.44 \times 10^{-4}$	$4.23 \times 10^{-4}$	$1.65 \times 10^{-4}$	$1.34 \times 10^{-4}$	$1.06 \times 10^{-4}$
所員用エアロック前室	$3.63 \times 10^{-4}$	$3.85 \times 10^{-4}$	$3.68 \times 10^{-4}$	$1.43 \times 10^{-4}$	$1.16 \times 10^{-4}$	$9.22 \times 10^{-5}$
計装ペネトレーション室	$6.00 \times 10^{-5}$	$6.37 \times 10^{-5}$	$6.08 \times 10^{-5}$	$2.37 \times 10^{-5}$	$1.92 \times 10^{-5}$	$1.52 \times 10^{-5}$
CRD 補修室	$3.03 \times 10^{-4}$	$3.22 \times 10^{-4}$	$3.07 \times 10^{-4}$	$1.20 \times 10^{-4}$	$9.72 \times 10^{-5}$	$7.77 \times 10^{-5}$

表 2-6 有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））における原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量

局所エリア名称	漏えい量[kg/s]		
	0～6 時間	6～60 時間	60～168 時間
バルブラッピング室	$6.13 \times 10^{-4}$	$6.51 \times 10^{-4}$	$4.37 \times 10^{-5}$
所員用エアロック前室	$5.33 \times 10^{-4}$	$5.65 \times 10^{-4}$	$3.79 \times 10^{-5}$
計装ペネトレーション室	$8.80 \times 10^{-5}$	$9.34 \times 10^{-5}$	$6.27 \times 10^{-6}$
CRD 補修室	$4.45 \times 10^{-4}$	$4.72 \times 10^{-4}$	$3.17 \times 10^{-5}$

### 3. 解析結果

代替循環冷却系を使用する場合の各局所エリアにおける水素濃度の時間変化を図 3-1 から図 3-4 に、原子炉建屋燃料取替床及び各階通路部の水素濃度の時間変化を図 3-5 に示す。また、代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合）の各局所エリアにおける水素濃度の時間変化を図 3-6 から図 3-9 に、原子炉建屋燃料取替床及び各階通路部の水素濃度の時間変化を図 3-10 に示す。

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

また、代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合）の各局所エリアの水素濃度は、原子炉格納容器ベントを実施する 60 時間後までは全体的に上昇傾向となるものの、その後、ほぼ一定で推移し可燃限界未満となった。

水素濃度が上昇傾向となる理由として、「別添 1 図 2.2.1-3、図 2.2.1-4、図 2.2.1-7 及び図 2.2.1-8」のとおり、実際には事故 6 時間から 24 時間まではドライウェル側に水素はほとんど存在しなくなるが、解析上は水素濃度が高くなるようにガス組成を保守側に包絡するように設定していること、また、表 2-2 のとおり、実際にはバルブラッピング室は給気口からの排出も期待できるが排気口のみを、所員用エアロック前室は排気口からの排出も期待できるが所員用エアロック前室扉のみを、計装ペネトレーション室及び CRD 補修室の排気口は通路室以外とも連通しているが、通路室のみからの排出としていることで保守性を持たせていることに加えて、全室とも入室扉の隙間からも水素が排出されることから、実際の水素濃度上昇は緩やかになるものと考えられる。

以上のことから、各局所エリアに漏えいした水素は、ダクト等を通じて原子炉建屋地上 3 階（原子炉建屋燃料取替床）に設置された静的触媒式水素再結合装置に導かれるため、各局所エリアでの水素滞留のおそれはない。

なお、各局所エリアの天井付近には、それぞれ水素濃度計を設置する設計としており、これらの水素濃度計により、万一、各局所エリアでの水素滞留が発生した場合においても、速やかに検知が可能である（図 2-2 から図 2-5 参照）。

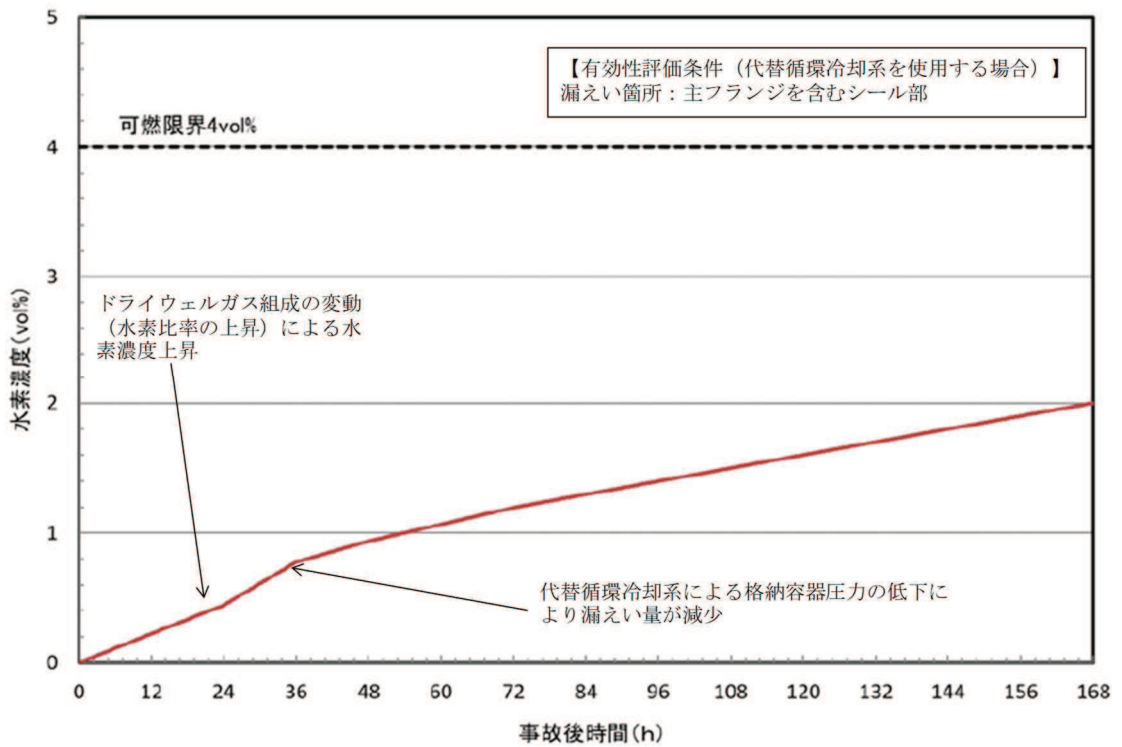


図 3-1 バルブラッピング室の水素濃度 (代替循環冷却系を使用する場合)

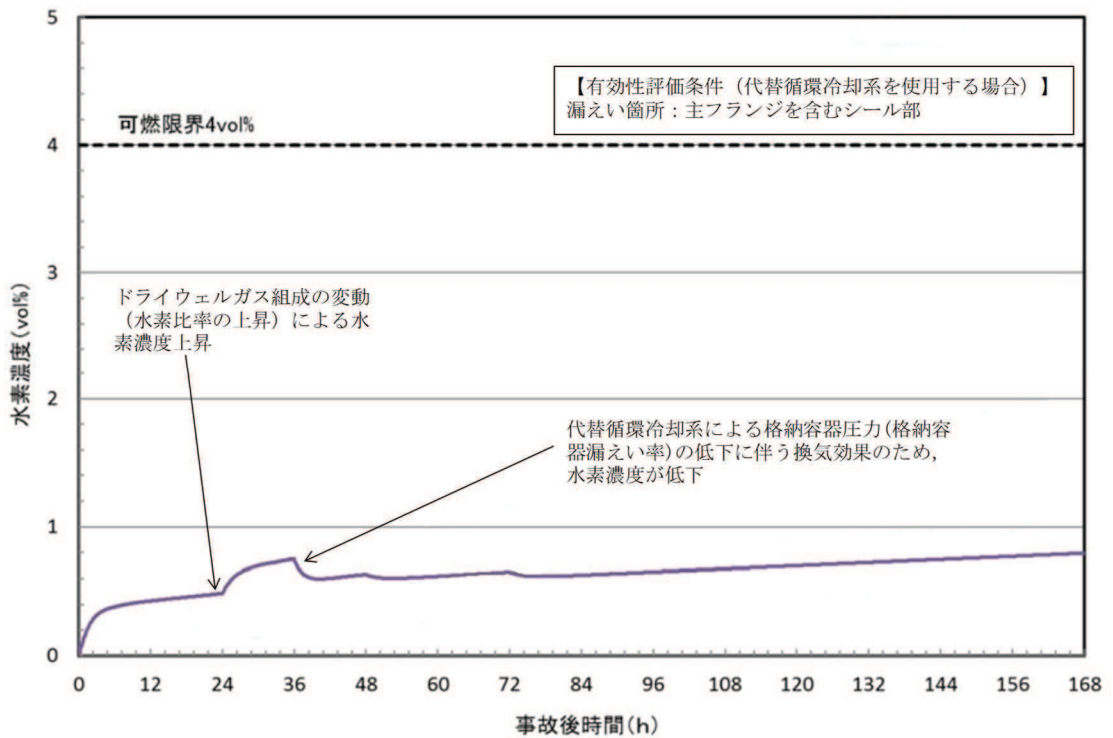


図 3-2 所員用エアロック前室の水素濃度 (代替循環冷却系を使用する場合)

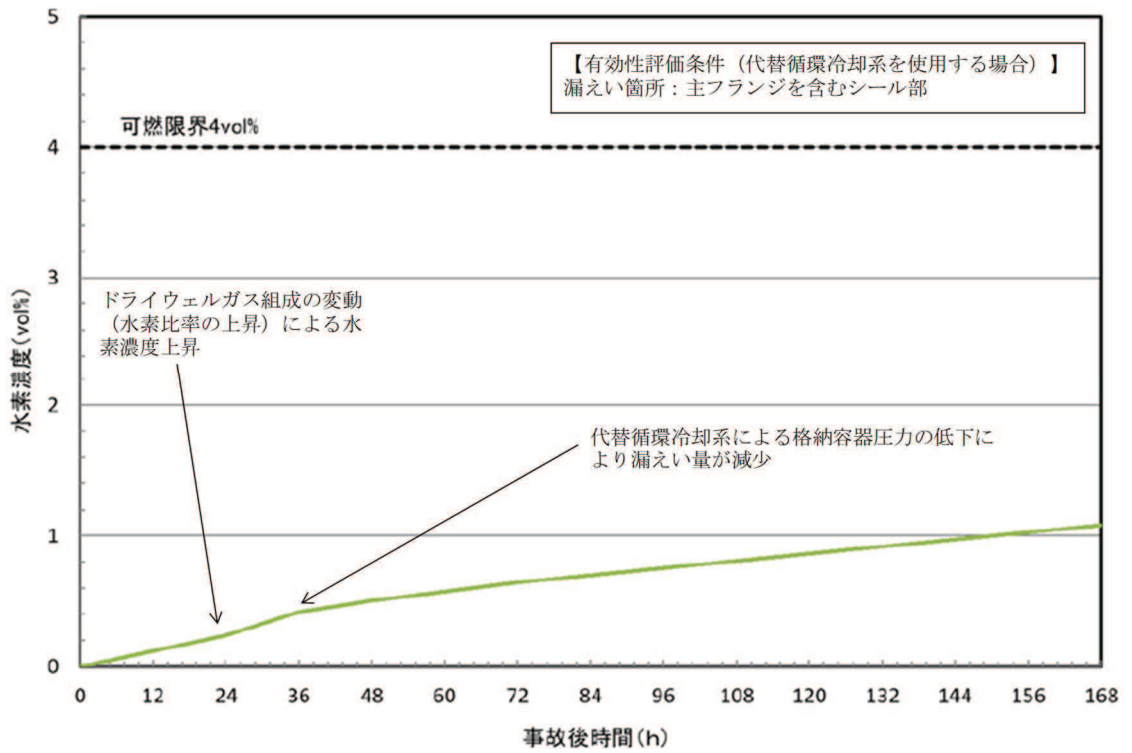


図 3-3 計装ペネトレーション室の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

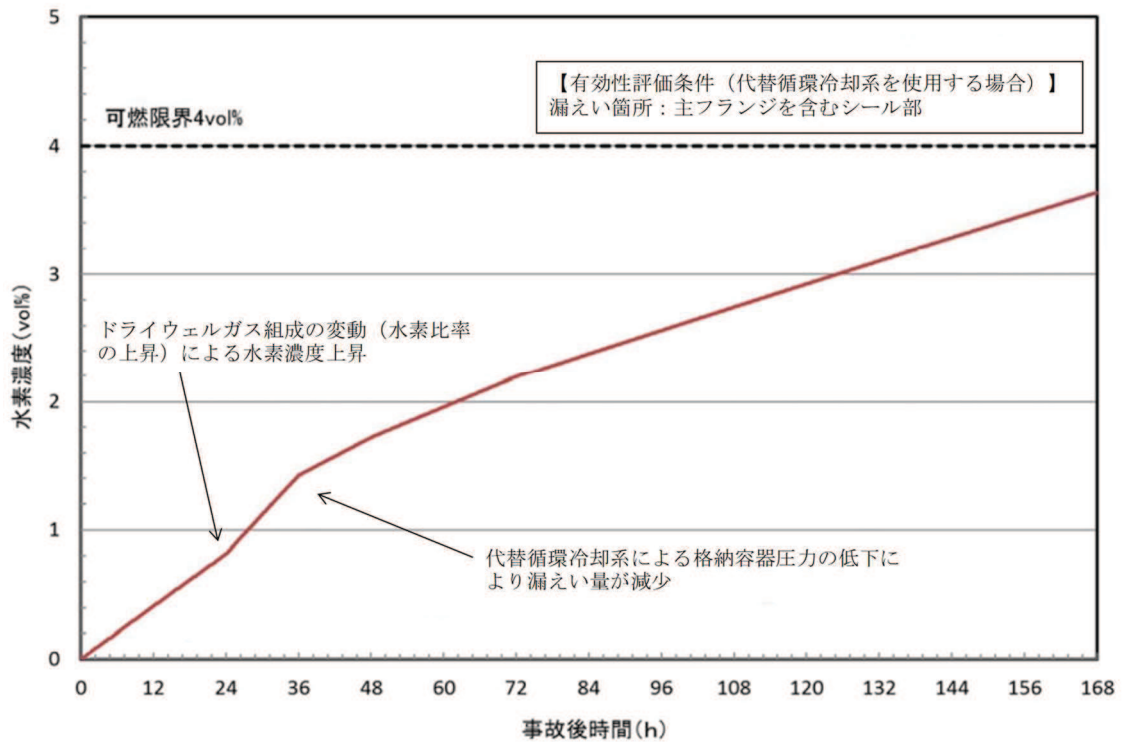


図 3-4 CRD 補修室の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

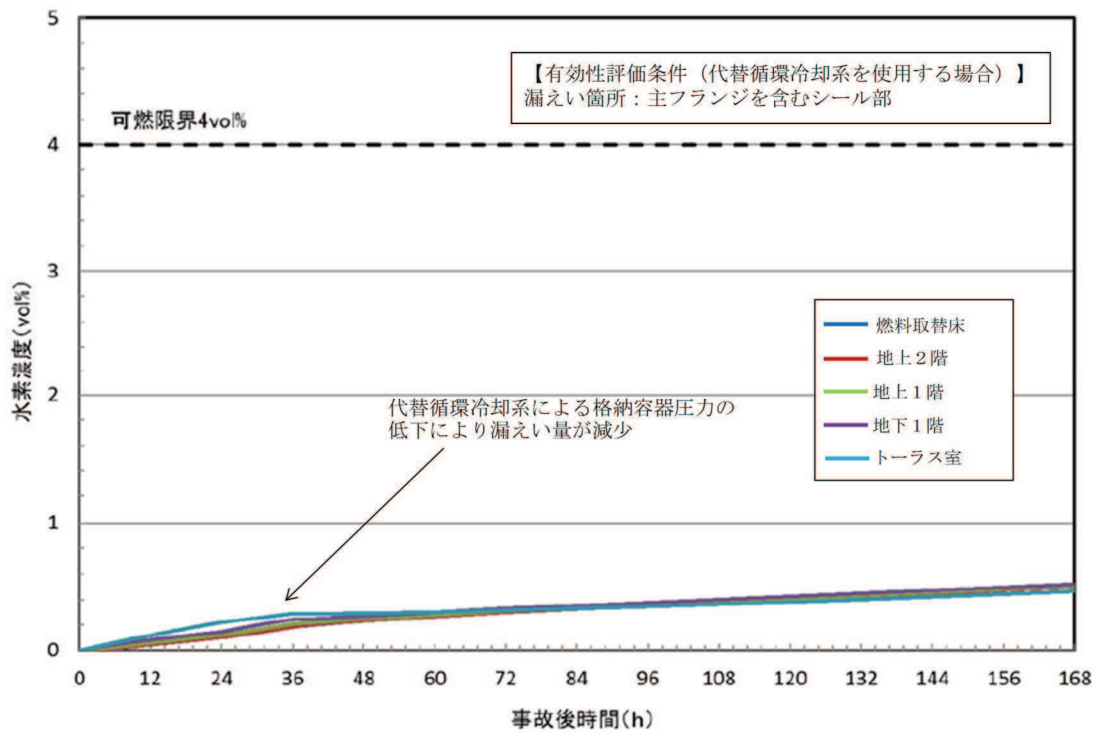


図 3-5 原子炉建屋燃料取替床及び各階通路部の水素濃度（代替循環冷却系を使用する場合）

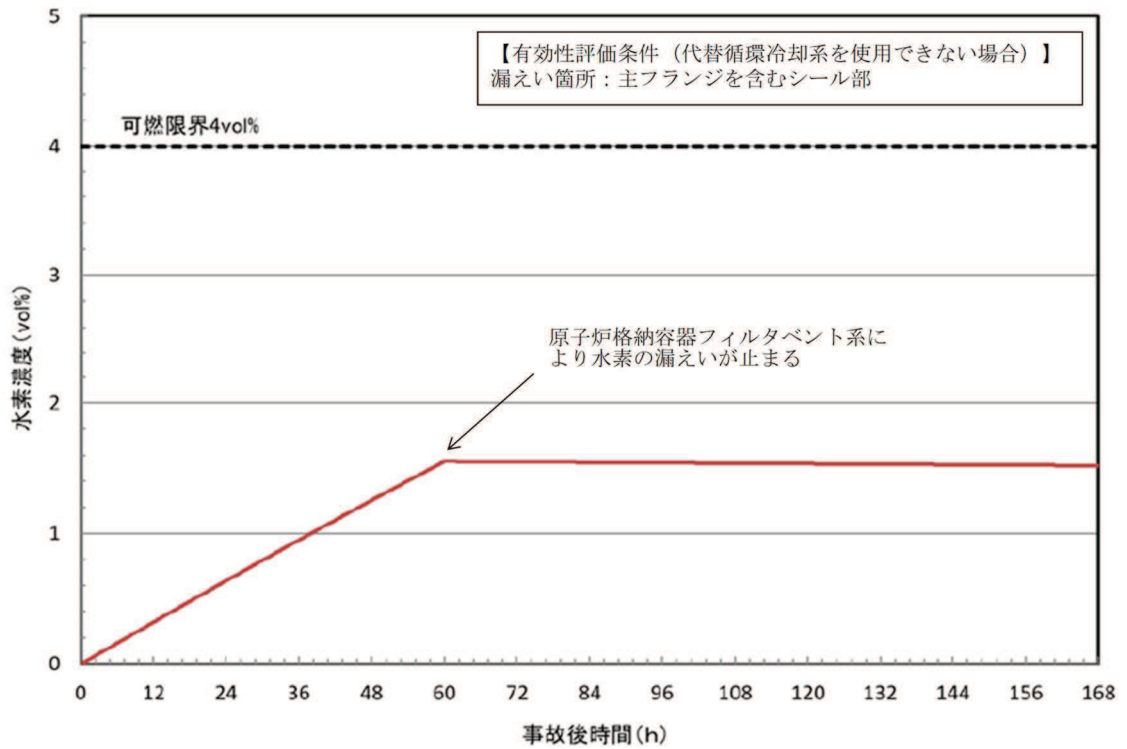


図 3-6 バルブラッピング室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））



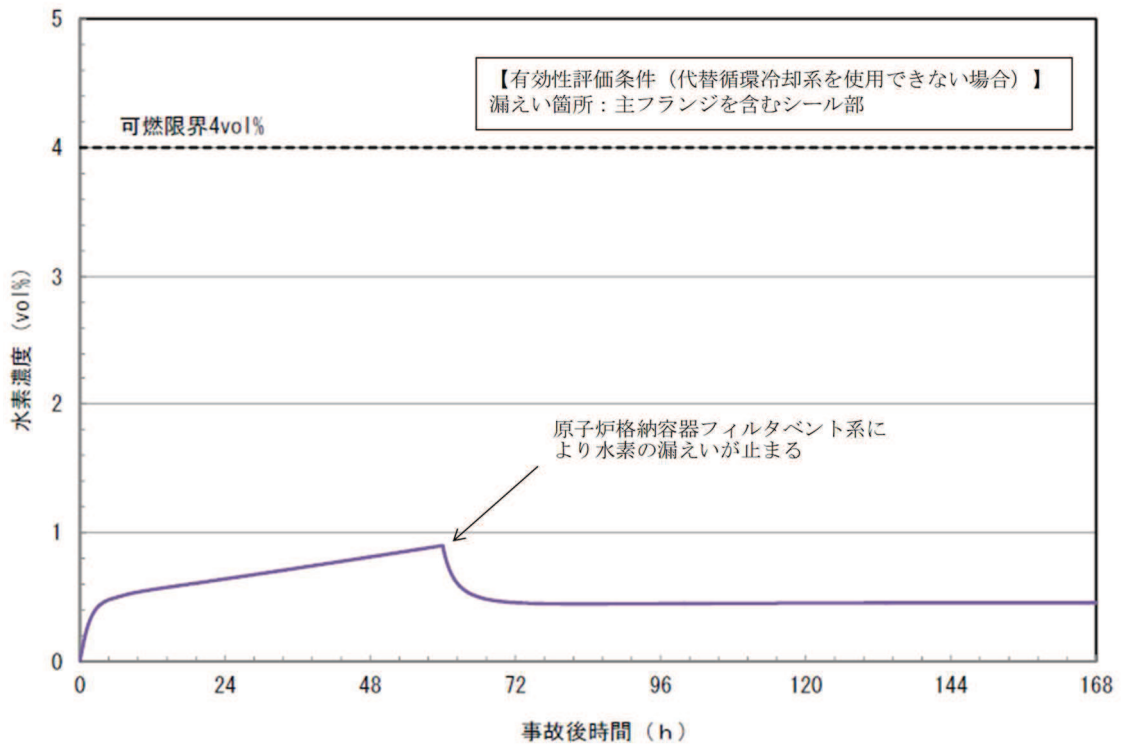


図 3-7 所員用エアロック前室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

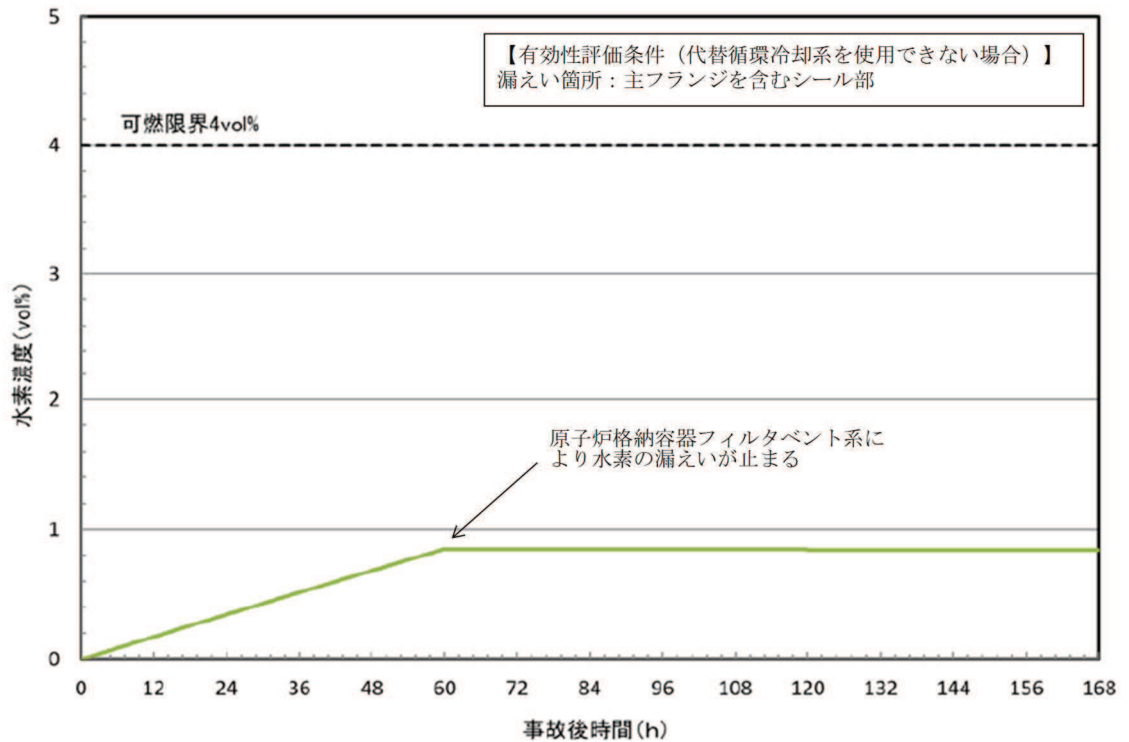


図 3-8 計装ペネトレーション室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

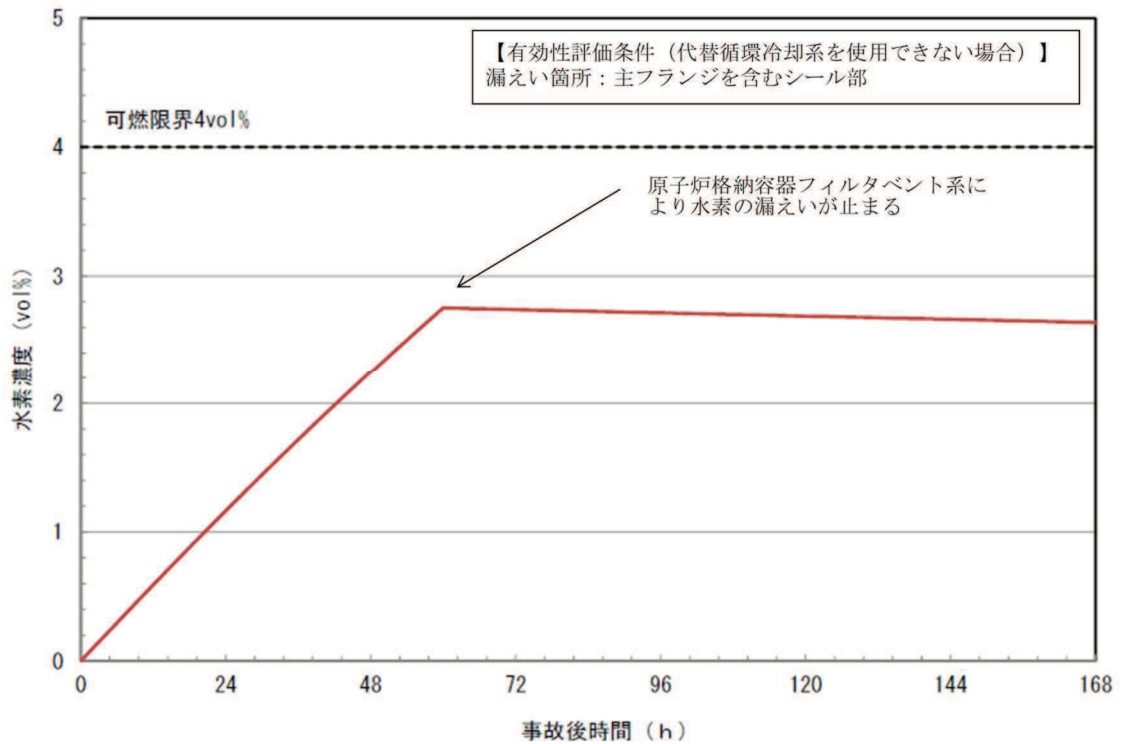


図 3-9 CRD 補修室の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

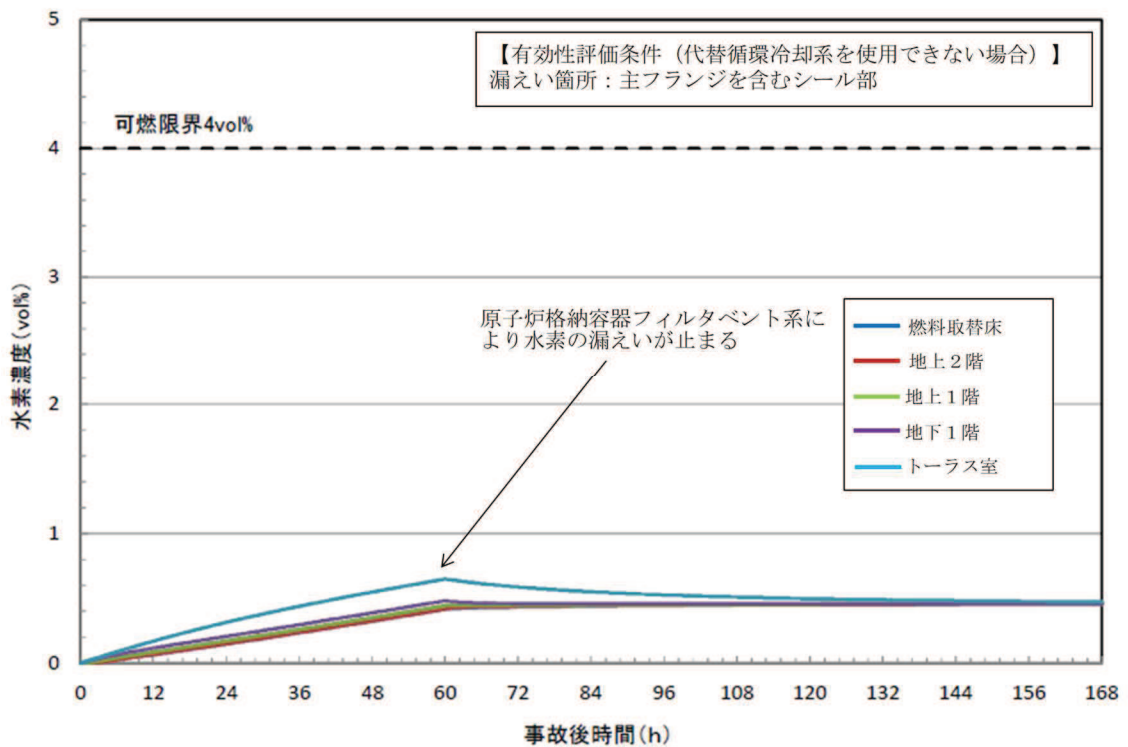


図 3-10 原子炉建屋燃料取替床及び各階通路部の水素濃度（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

#### 4. 重力ダンパ付き給気ダクト内における水素滞留について

バルブラッピング室, 所員用エアロック前室, 計装ペネトレーション室及び CRD 補修室の給気ダクトに設置された重力ダンパの配置を図 2-2 から図 2-5 に示す。

なお, バルブラッピング室, 所員用エアロック前室, 計装ペネトレーション室及び CRD 補修室の給気ダクトは, いずれも水平かつ給気口は側面に設置されていることから水素が滞留するような構造ではない。

また, 給気ダクト内の雰囲気ガス温度と壁面温度との温度差による自然対流によって給気ダクト内雰囲気ガスの循環が行われることから, 給気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。

## 原子炉建屋内水素濃度の適用性について

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

## 1. 計測範囲の考え方

炉心損傷時に原子炉格納容器内に発生する水素が、原子炉建屋原子炉棟内に漏えいした場合に、PARによる水素濃度低減（可燃限界である4vol%未満）をトレンドとして連続的に監視できることが主な役割であることから、0～10vol%を計測可能な範囲とする。

なお、静的触媒式水素再結合装置の設計条件における原子炉建屋原子炉棟内の水素濃度の推移を評価した結果を図1-1に示す。7日後の時点における水素濃度の最大値は、原子炉建屋燃料取替床において5vol%程度であり、十分な計測範囲を有していることを確認している。

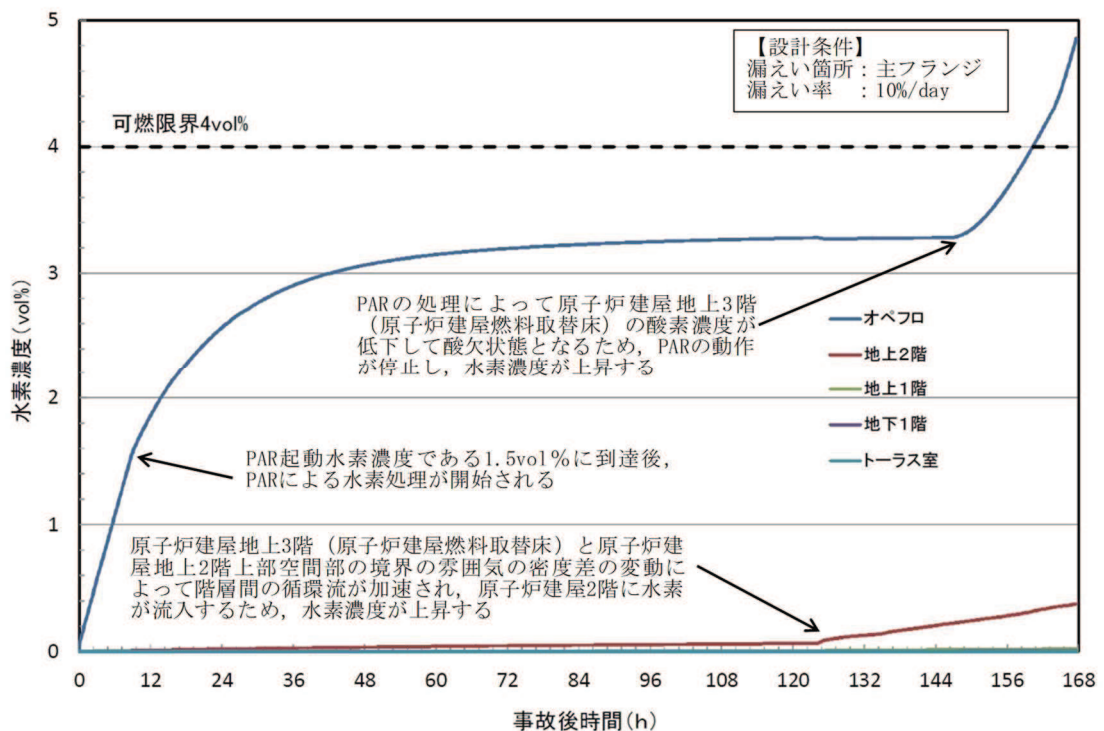


図1-1 設計条件における原子炉建屋原子炉棟内の水素濃度の推移

## 2. 水素濃度計の測定原理

- (1) 原子炉建屋内水素濃度（原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）、原子炉建屋地下2階）

原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）及び原子炉建屋地下2階に設置する水素濃度は、触媒式水素検出器を用いる。

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

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

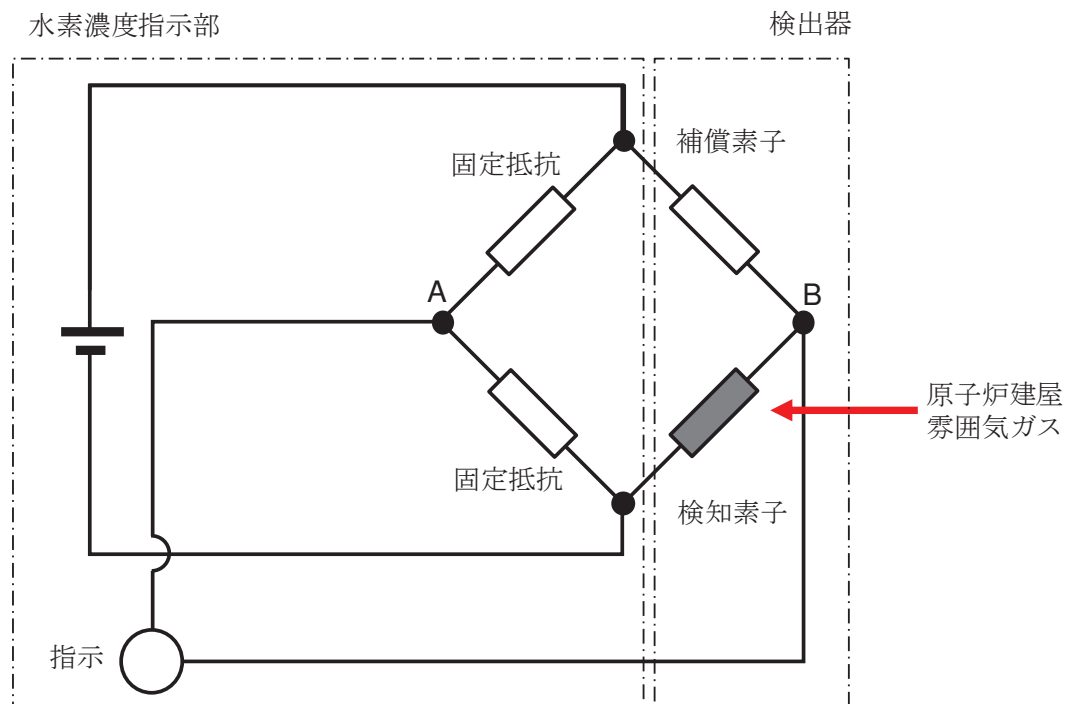


図 2-1 触媒式水素検出器の測定原理

(2) 原子炉建屋内水素濃度（原子炉建屋地上1階，原子炉建屋地下1階）

原子炉建屋地上1階及び原子炉建屋地下1階に設置する水素濃度は、気体熱伝導式水素検出器を用いる。

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

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

気体熱伝導式水素検出器は、標準空気に対する測定ガスの熱伝導率の差が大きいことを利用しているものである。水素の熱伝導率は、約  $0.18\text{W/m}\cdot\text{k}$  ( $27^\circ\text{C}$ 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。

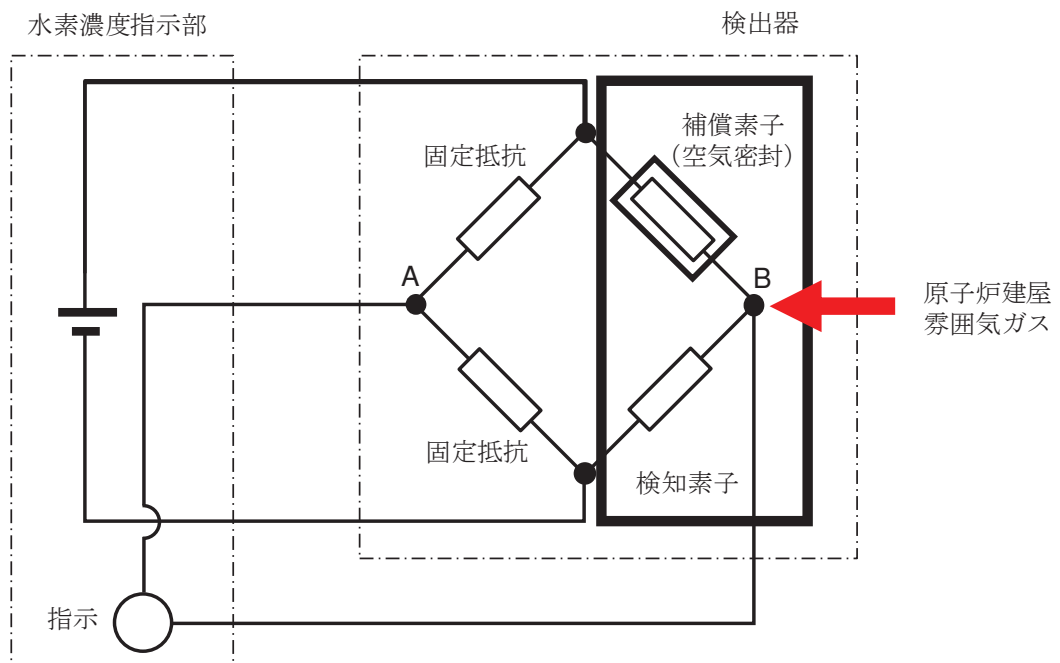


図2-2 気体熱伝導式水素検出器の測定原理

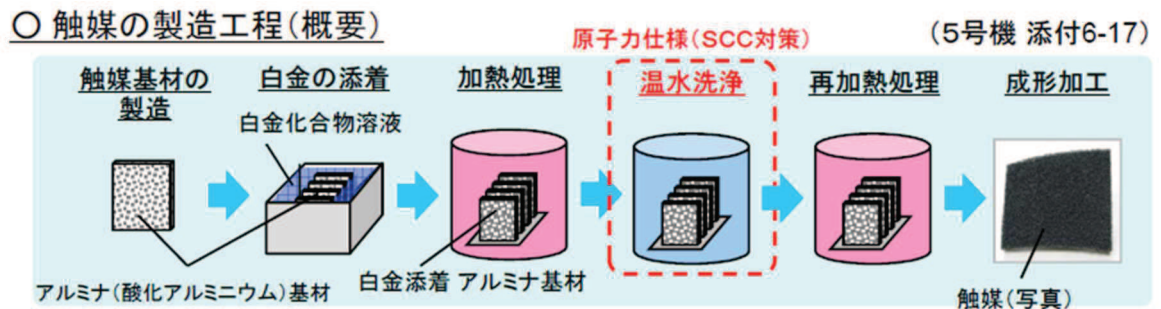
## 触媒基材（アルミナ）について

NIS 社製の PAR は、触媒担体としてペレット状のアルミナを使用している。アルミナについては、熱水環境で水酸基をもつアルミナ（ベーマイト）に変化し、シリコン系のシール材に含まれる揮発性物質（シロキサン）とベーマイトの水酸基が化学結合することで、触媒表面にシロキサン重合物の膜を形成し、反応を阻害する知見\*が得られている。

注記\*：経済産業省原子力安全・保安院 事対 2147-002「中部電力（株）浜岡原子力発電所 4・5号機 気体廃棄物処理系の水素濃度上昇に伴う原子炉手動停止」(平成 21 年 7 月 7 日)

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

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



[引用文献]

(1) 経済産業省原子力安全・保安院 事対 2147-002

「中部電力（株）浜岡原子力発電所 4・5号機 気体廃棄物処理系の水素濃度上昇に伴う原子炉手動停止」(平成 21 年 7 月 7 日)

図 1 浜岡原子力発電所気体廃棄物処理系触媒の事象発生前の製造工程

## 原子炉格納容器頂部注水系について

原子炉格納容器頂部注水系は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器頂部を冷却することで原子炉格納容器外への水素漏えいを抑制し、原子炉建屋原子炉棟の水素爆発を防止する機能を有するものであり、自主対策設備として設置する。原子炉格納容器頂部注水系は、図 1 から図 2 に示すように、原子炉ウェルに水を注水することで、ドライウェル主フランジを外側から冷却することができる。

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

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



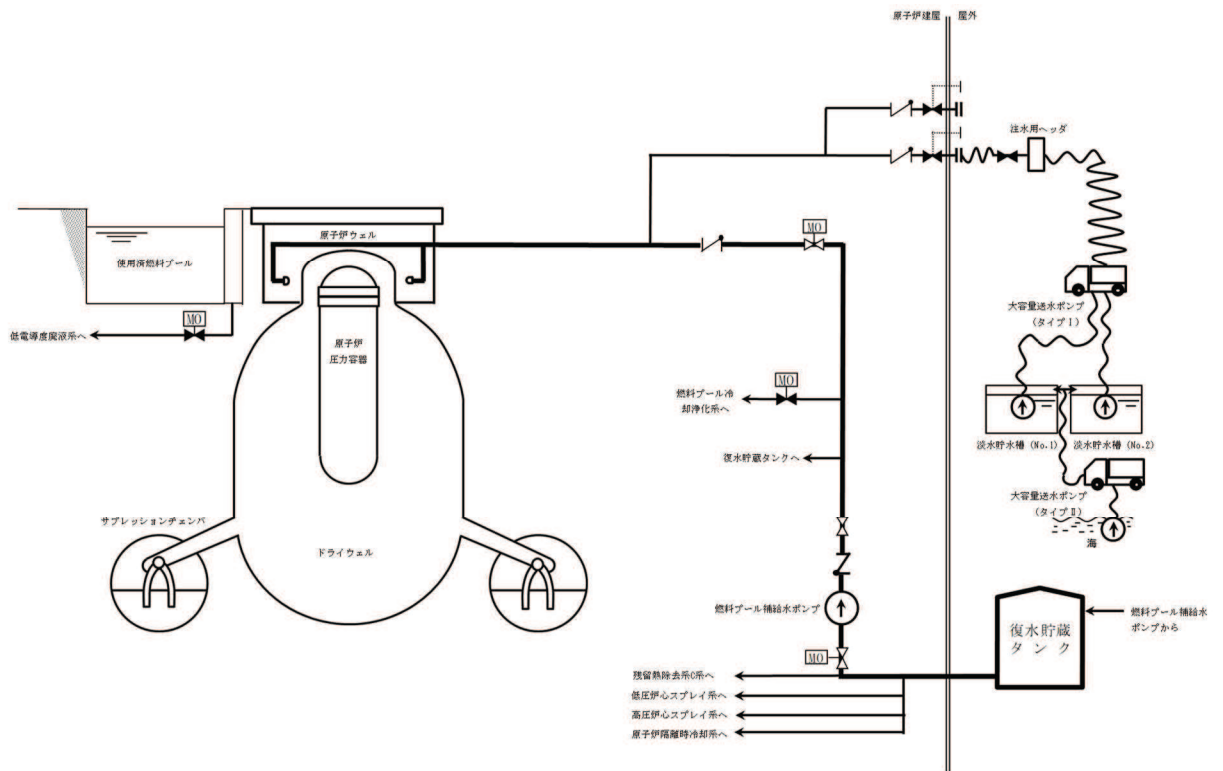


図1 原子炉格納容器頂部注水系（常設）

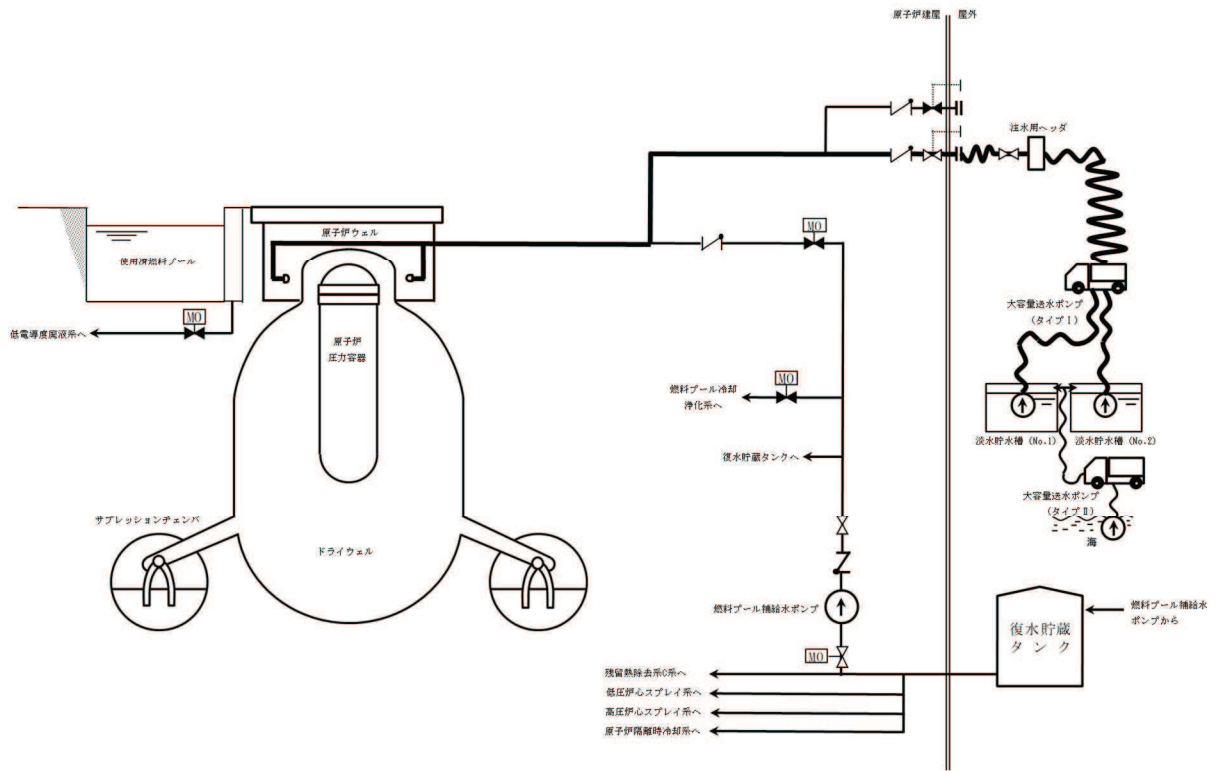


図2 原子炉格納容器頂部注水系（可搬型）

## 1. 原子炉格納容器頂部注水系の設計方針について

原子炉格納容器頂部注水系（常設及び可搬型）は、原子炉ウェルに水を注水し、ドライウェル主フランジのシール材を原子炉格納容器外部から冷却することを目的とした系統である。

原子炉格納容器頂部注水系（常設）は、燃料プール補給水ポンプ等で構成しており、炉心の著しい損傷が発生した場合において、復水貯蔵タンクを水源として原子炉ウェルに注水し原子炉格納容器頂部を冷却することで、原子炉格納容器頂部からの水素漏えいを抑制する設計とする。

また、原子炉格納容器頂部注水系（可搬型）は、大容量送水ポンプ（タイプ I）、接続口等で構成しており、炉心の著しい損傷が発生した場合において、代替淡水源（淡水貯水槽（No. 1）若しくは淡水貯水槽（No. 2））又は海を水源として原子炉ウェルに注水し原子炉格納容器頂部を冷却することで、原子炉格納容器頂部からの水素漏えいを抑制する設計とする。

## 2. 原子炉格納容器頂部注水系の効果について

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

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

## 3. 原子炉格納容器頂部注水系による原子炉格納容器への影響について

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

### (1) 評価方法

原子炉格納容器過温時に原子炉ウェルに注水することで、低温の水がドライウェル主フランジに与える熱的影響を評価する。

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

(2) 評価結果

原子炉格納容器頂部注水系によるドライウエル主フランジ締付ボルト冷却時の発生応力について表 3-1 に示す。評価結果から、ボルトが 200℃から 20℃まで急冷された場合でも、応力値は降伏応力を下回っており、ボルトが破損することはない。

表 3-1 ドライウエ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	ドライウエル主フランジ締付ボルトの材料
ヤング率	E	MPa	205,000	—
熱膨張率	$\alpha$	1/K	$1.25 \times 10^{-5}$	—
温度差	$\Delta T$	K	180	水温を 20℃とし、原子炉格納容器温度 200℃時の温度差
ひずみ	$\varepsilon$	—	$2.26 \times 10^{-3}$	$\varepsilon = \alpha \times \Delta T$
応力	$\sigma$	MPa	464	$\sigma = E \times \varepsilon$
設計降伏点	Sy	MPa	754	SNCM439 (200℃)
設計引張応力	Su	MPa	865	SNCM439 (200℃)

また、原子炉格納容器頂部注水系は原子炉ウエルに注水し原子炉格納容器頂部を冷却するため、原子炉格納容器を除熱することによる原子炉格納容器負圧破損への影響が懸念される。この原子炉格納容器の負圧破損に対する影響について検討した結果、原子炉ウエルに注水し原子炉格納容器頂部を冷却することによる原子炉格納容器除熱効果は除熱量 1.1MW 以下と小さく、7 日後の崩壊熱約 7.2MW に対して十分低いことが確認できており、原子炉格納容器を負圧にするような悪影響はない。

(3) まとめ

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

4. 原子炉格納容器頂部注水系の監視方法について

原子炉格納容器頂部注水系の使用時における監視は、原子炉ウェル水位及びドライウェル温度により行う。

燃料プール補給水ポンプ又は大容量送水ポンプ（タイプ I）を起動後、流量調整弁にて注水流量を調整し、原子炉ウェル水位の上昇とドライウェル温度の指示により原子炉格納容器頂部が冷却されていることを確認し、原子炉格納容器頂部注水系の効果を監視する。

5. 原子炉格納容器頂部注水系の効果を考慮した水素挙動について

原子炉格納容器頂部注水系は、炉心の著しい損傷が発生した場合において、原子炉格納容器頂部を冷却することで原子炉格納容器外への水素漏えいを抑制し、原子炉建屋原子炉棟の水素爆発を防止する機能を有している。

一方で原子炉格納容器頂部注水系の効果によって、ドライウェル主フランジからの漏えいがなくなり、原子炉建屋地上 3 階（原子炉建屋燃料取替床）に直接水素が漏えいしなくなった場合には、下層階からの漏えい量が増加することで、下層階において水素濃度が可燃限界に到達するおそれがある。

上記の影響を確認するため、漏えい箇所を下層階（地上 1 階、地下 1 階、地下 2 階）のみとしたケースの評価を実施した。漏えい箇所以外の条件は「別添 1 表 2.2.2-1」のケース 1 及びケース 2 と同様である。水素濃度の解析結果を図 5-1 及び図 5-2 に示す。

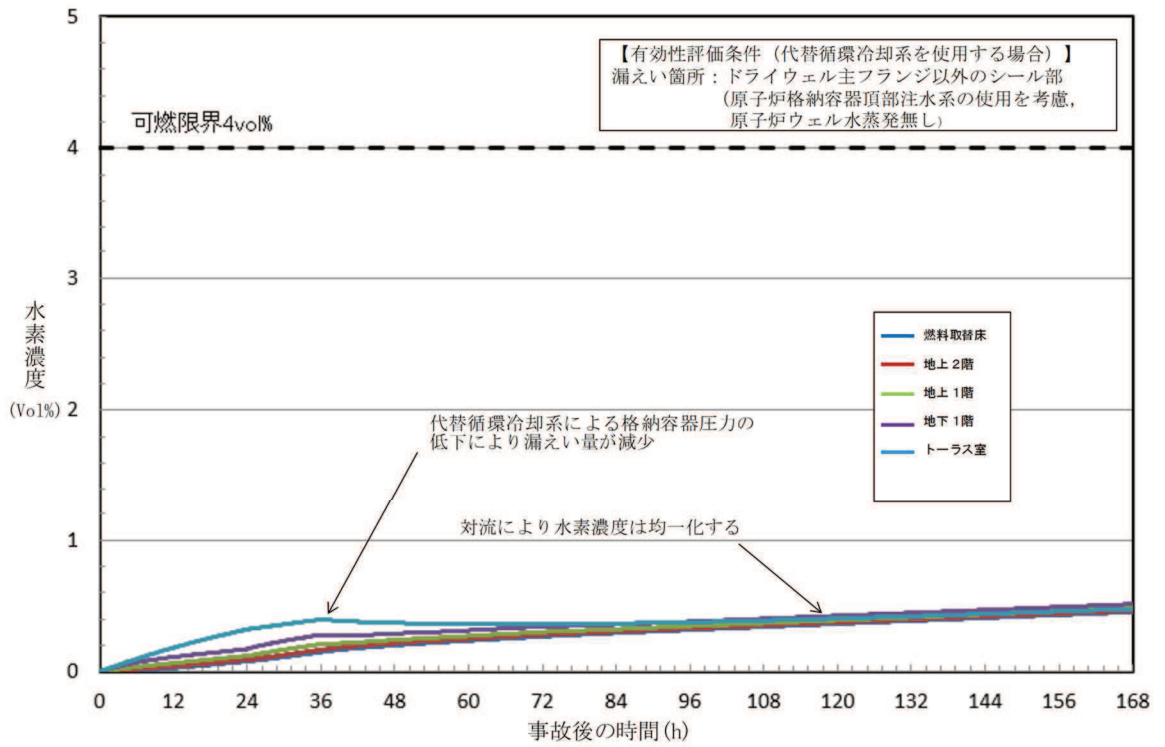


図 5-1 水素濃度の時間変化（原子炉建屋全域）（代替循環冷却系を使用する場合）

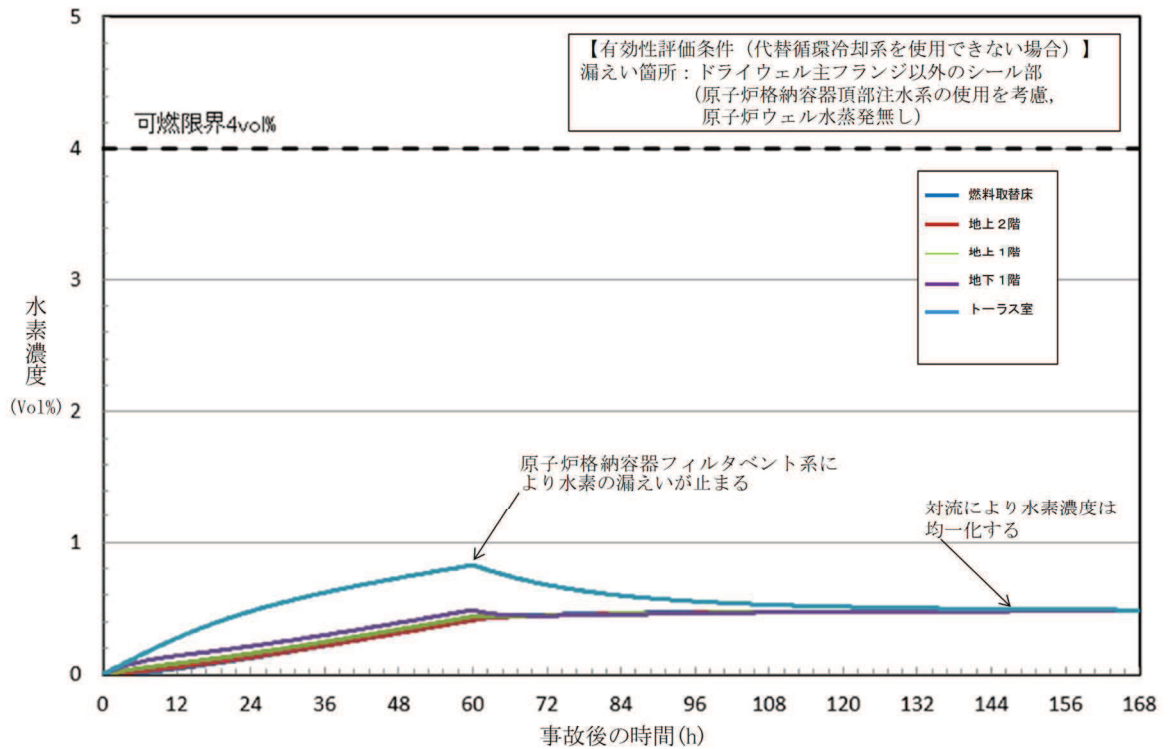


図 5-2 水素濃度の時間変化（原子炉建屋全域）（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））

下層階のみから水素が漏えいした場合においても、大物搬入口設置区画及びダクト区画を通じて原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）まで水素ガスが到達することにより、下層階で水素が滞留することはなく、可燃限界である4.0vol%に到達しない結果となった。

また、原子炉格納容器頂部注水系の効果により、原子炉ウェルに溜まった水が蒸発し、原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）に水蒸気が追加で流入した場合の水素挙動の影響を確認するため、原子炉格納容器頂部注水系の機能を期待できる8時間後から原子炉ウェルの水が蒸発し、原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）に水蒸気が流入するとした場合の評価を実施した。

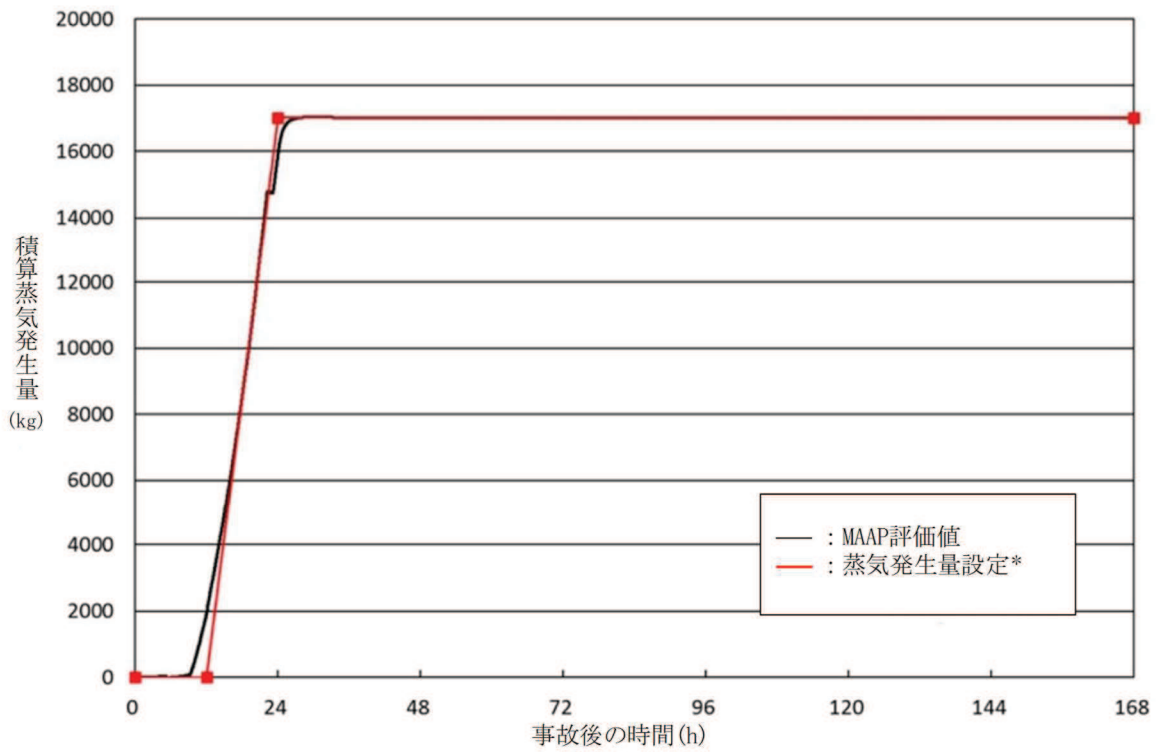
蒸気発生量については、MAAPコードによる蒸気発生量評価を基に表5-1及び表5-2のとおりとした。原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量を図5-3及び図5-4に、水素濃度の解析結果を図5-5及び図5-6に示す。

表5-1 原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量(代替循環冷却系を使用する場合)

事故発生からの時間(h)	平均蒸気発生量(kg/s)	設定理由
0~12	0	図5-3による
12~24	$3.94 \times 10^{-1}$	
24~168	0	

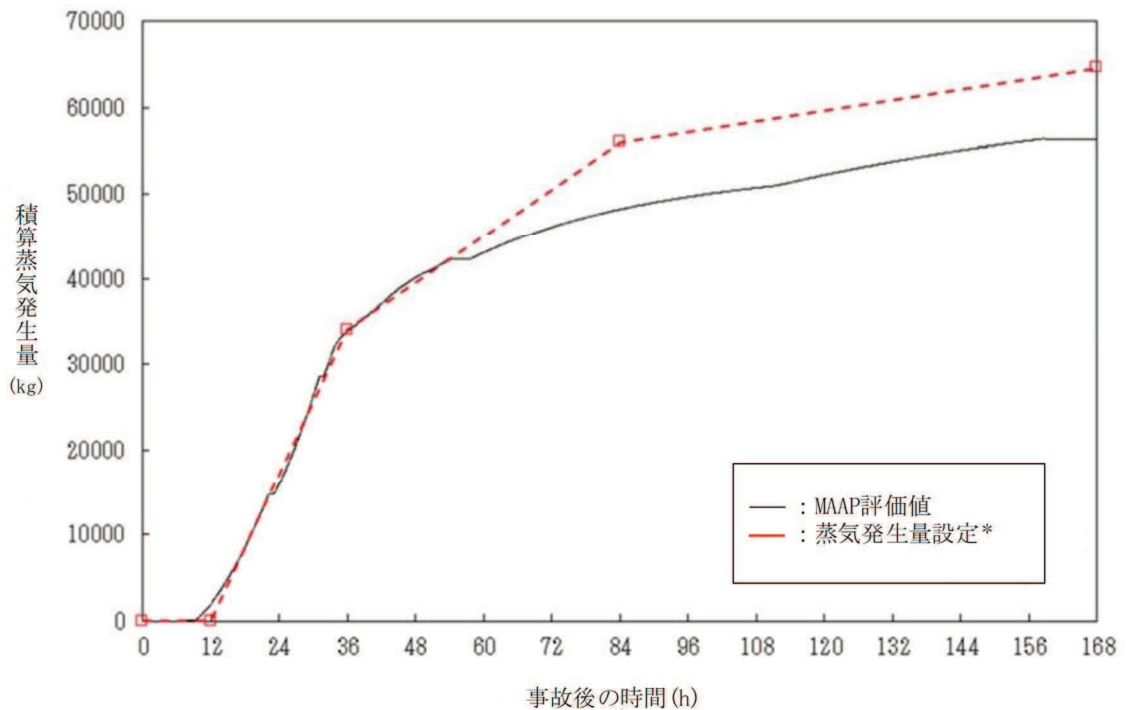
表5-2 原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量(代替循環冷却系を使用できない場合(原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合))

事故発生からの時間(h)	平均蒸気発生量(kg/s)	設定理由
0~12	0	図5-4による
12~36	$3.94 \times 10^{-1}$	
36~84	$1.27 \times 10^{-1}$	
84~168	$0.28 \times 10^{-1}$	



\* : MAAP コード評価による積算蒸気発生量に対して同等の積算蒸気発生量となるように設定する。

図 5-3 原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量 (代替循環冷却系を使用する場合)



\* : MAAP コード評価による積算蒸気発生量に対して同等の積算蒸気発生量となるように設定する。

図 5-4 原子炉ウェル沸騰による蒸気発生量 (代替循環冷却系を使用できない場合 (原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合))

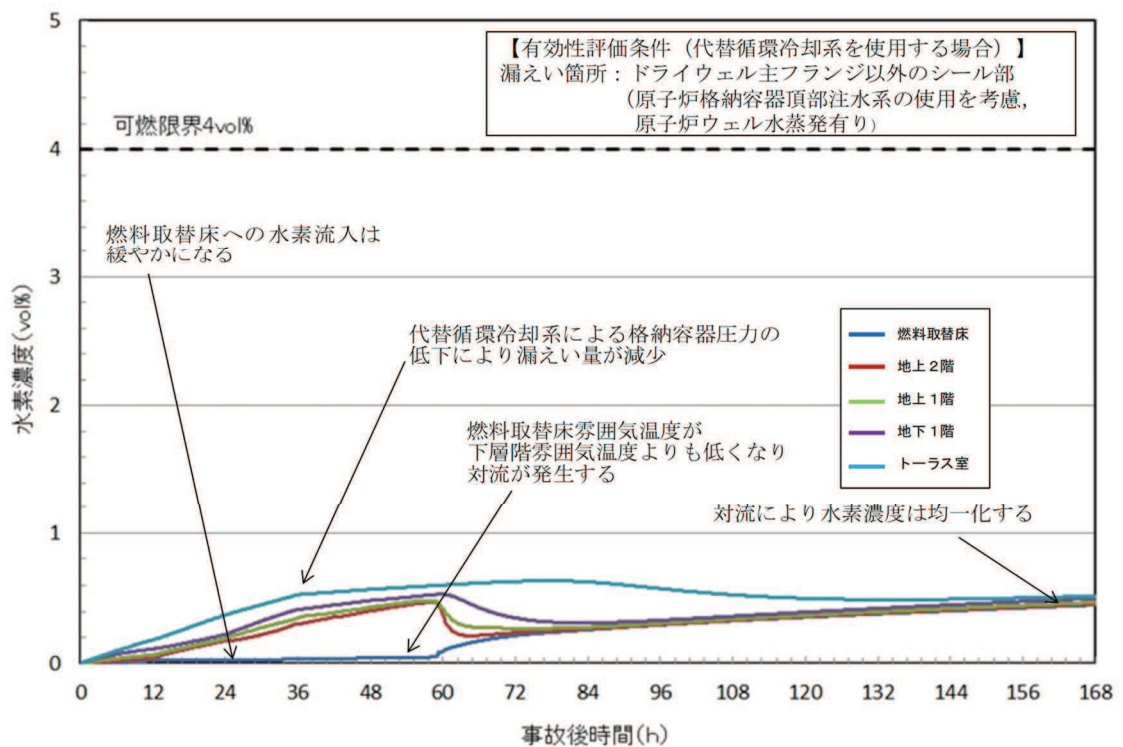


図 5-5 水素濃度の時間変化（原子炉建屋原子炉棟内）（代替循環冷却系を使用する場合）

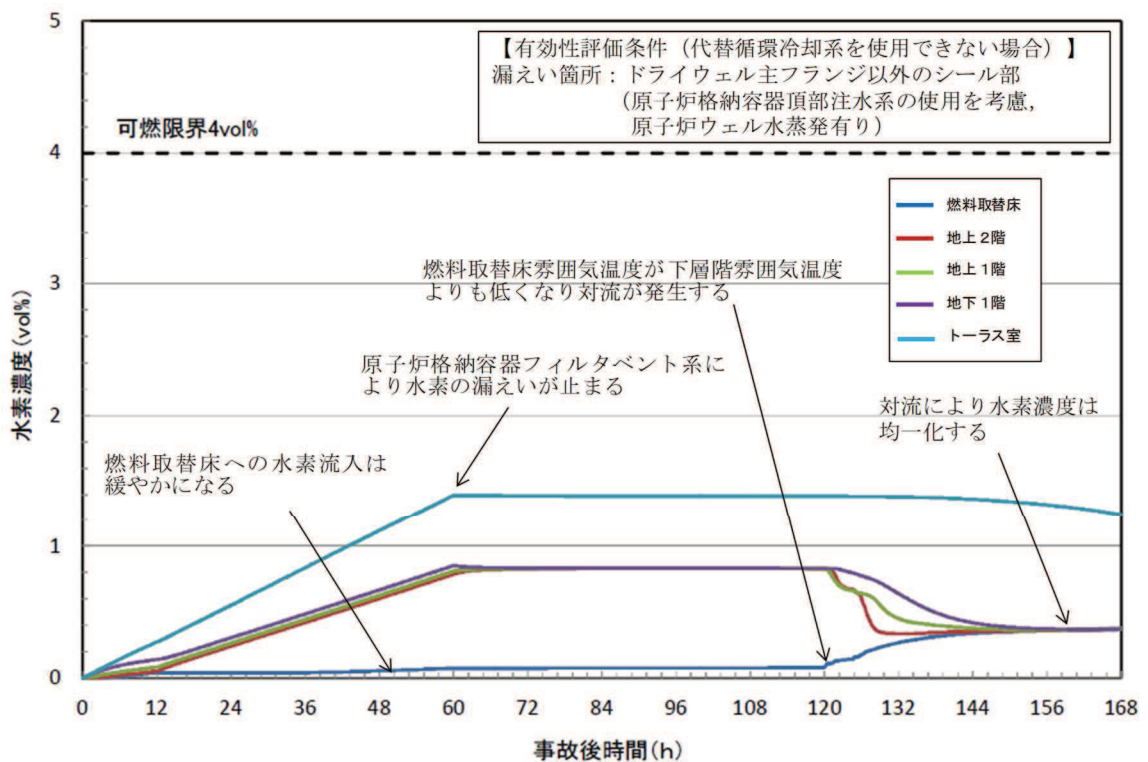


図 5-6 水素濃度の時間変化（原子炉建屋原子炉棟内）（代替循環冷却系を使用できない場合（原子炉格納容器フィルタベント系を使用する場合））



原子炉ウエルの水が蒸発して水蒸気の追加流入が発生した場合においては、下層階から原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）への水素流入は緩やかになり、原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）以外の水素濃度が図5-1及び図5-2に比べ高く推移するが、大物搬入口設置区画及びダクト区画から水素が原子炉建屋地上3階（原子炉建屋燃料取替床）に流入することにより、下層階で水素が滞留することなく、可燃限界である4.0vol%に到達しない結果となった。

以上のことから、原子炉格納容器頂部注水系によって下層階での水素爆発のおそれはなく、悪影響はない。

## 原子炉建屋地上 3 階大物搬入口ハッチカバーについて

原子炉建屋地上 3 階大物搬入口ハッチカバー（以下「ハッチカバー」という。）は、定検作業時の原子炉開放による原子炉建屋地上 3 階（原子炉建屋燃料取替床）からの汚染拡大防止のために設置している。ハッチカバーは、電動開閉式の 2 分割折畳式ハッチカバーであり、片側に設置されたワイヤロープ巻取機により、ワイヤロープを巻き取ることで開動作、送り出すことで閉動作する構造である。開状態においては、ストッパーピンを挿入することで意図しない閉動作を防止する設計としている。ハッチカバーの構造を図 1 に示す。

また、地震により万一、ワイヤロープの切断或いはストッパーピンの破断が発生した場合においてもハッチカバーの開状態を維持できるよう、耐震性を有したハッチカバー固定装置を設置する。ハッチカバー固定装置は上部固定装置、下部固定装置及び先端固定装置から構成されている。上部固定装置及び下部固定装置はターンバックル付棒鋼であり、ターンバックルを締め付けることで固定する。先端固定装置は、床スラブに固定した固定マストとハッチカバーに固定した受金具を接合ボルトで締め付けることで固定する。ハッチカバー固定装置の構造図を図 2 及び図 3 に示す。

これらの対策を施していることから、GOTHIC コードによる重大事故時の原子炉建屋水素濃度評価においては、ハッチカバー開状態を考慮している。

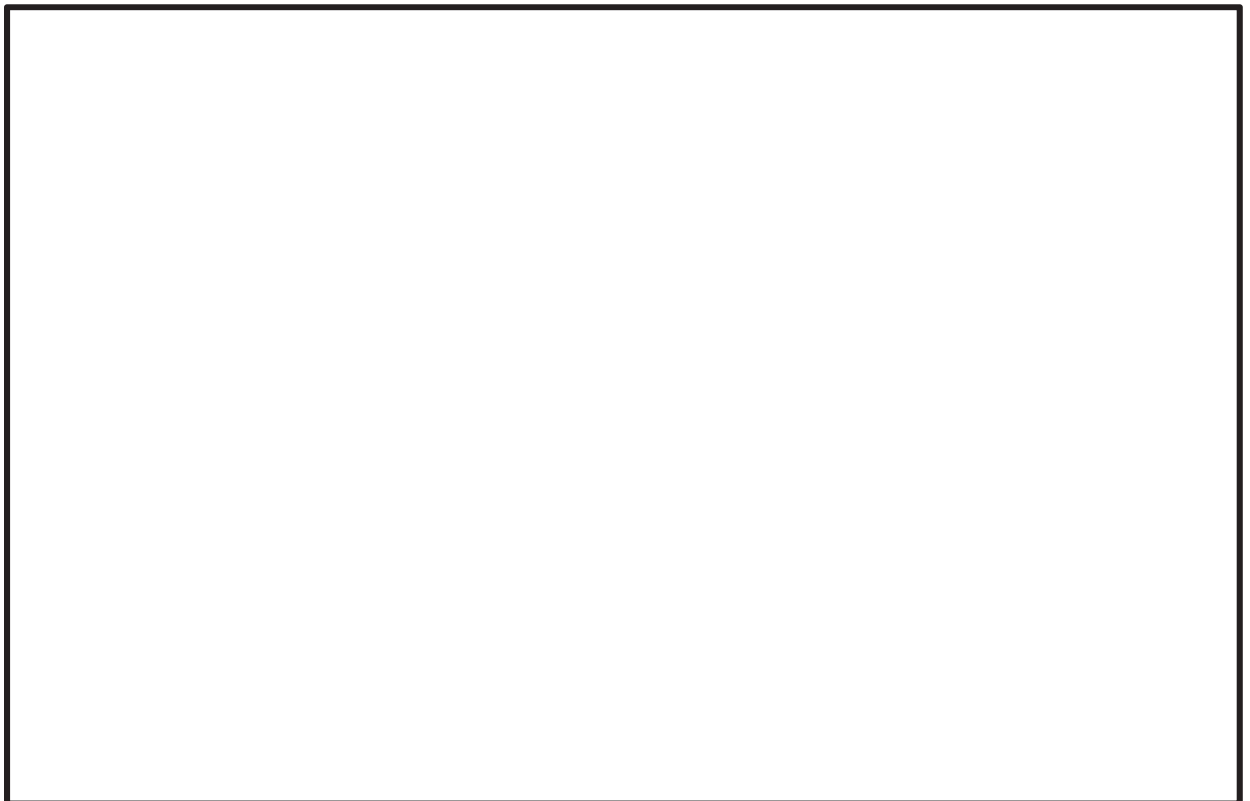


図 1 ハッチカバーの構造図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

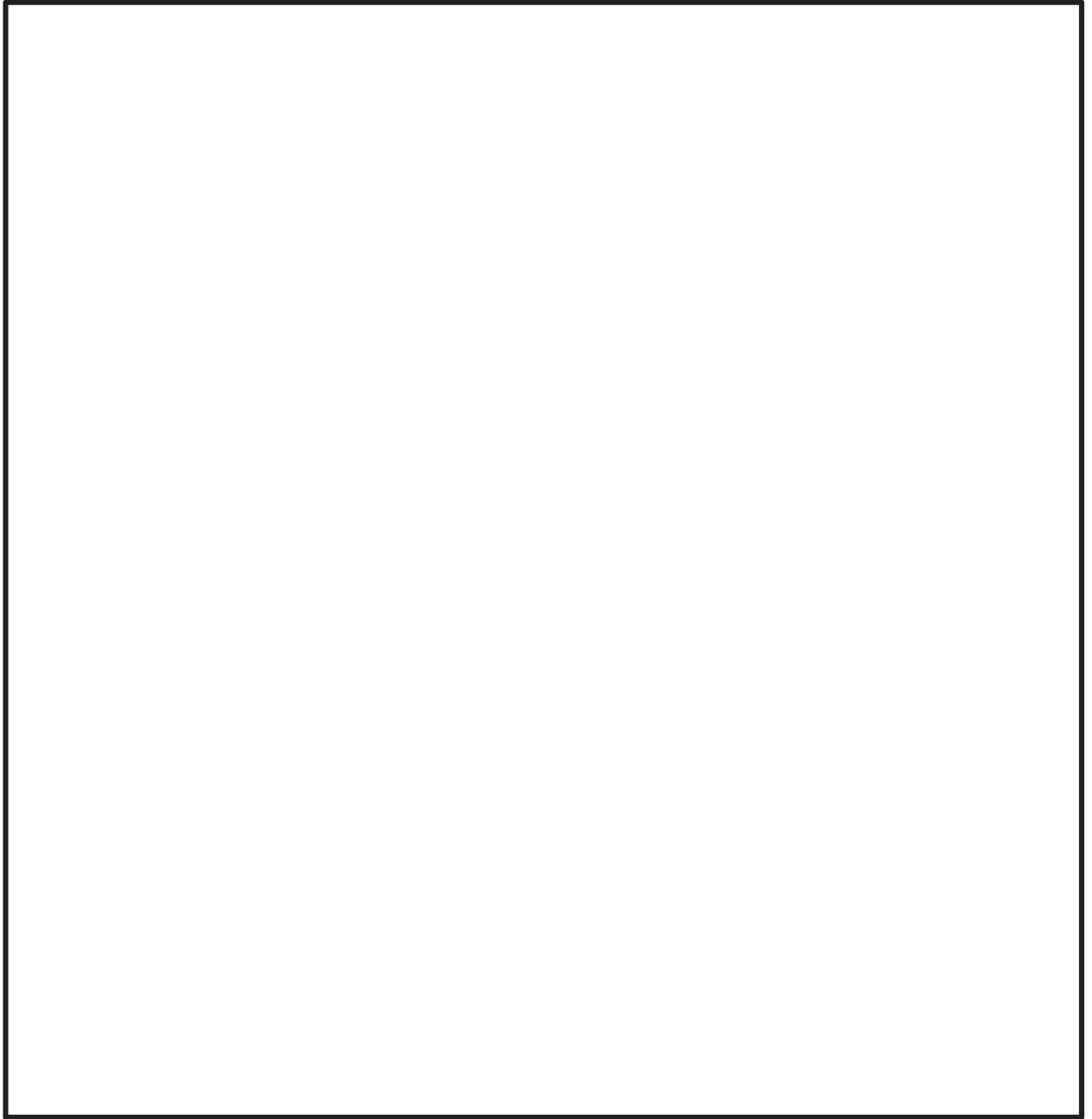


図2 ハッチカバー固定装置の構造図（側面図）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

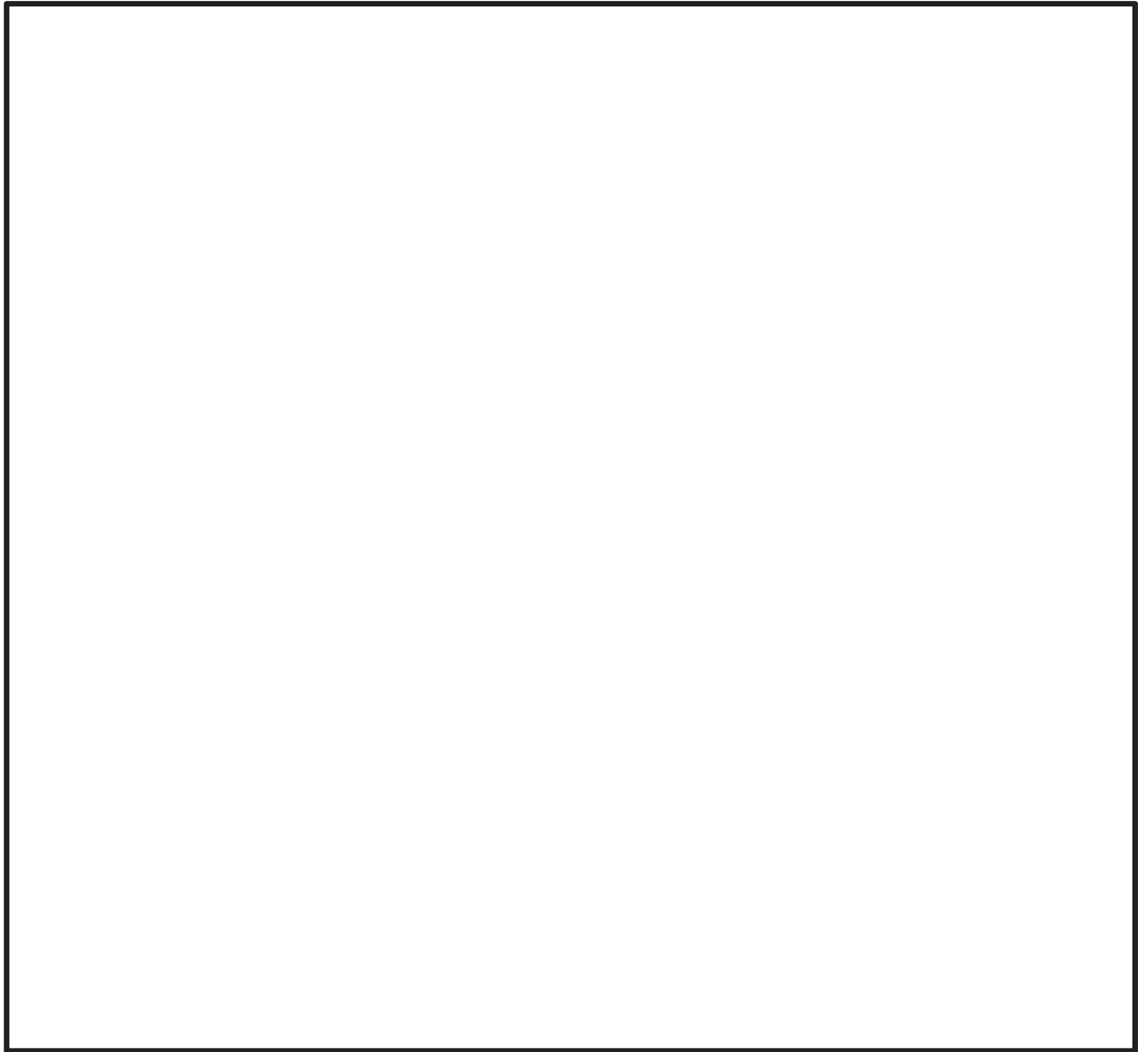


図3 ハッチカバー固定装置の構造図（正面図）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## 1. ハッチカバー固定装置の耐震性について

ハッチカバー固定装置は、地震時にハッチカバーのワイヤロープの切断或いはストッパーピンの破断が発生した場合においてもハッチカバーの開状態を維持するために設置する。

以下に、ハッチカバー固定装置が設計用地震力に対して十分な構造強度を有していることを計算により確認し、地震力を受けてもハッチカバーが開状態を維持できることを示す。

なお、ハッチカバー固定装置が地震力を受けてもハッチカバーを開状態で維持させるために必要な事項を保安規定に定め、ハッチカバー固定装置を適切な状態で管理する。

### 1.1 一般事項

#### 1.1.1 評価方針

ハッチカバー固定装置の強度評価は、「1.4 構造強度評価」にて設定した荷重及び荷重の組合せ並びに許容限界に基づき、「1.2 評価部位」にて設定する箇所において、「1.3 固有周期」で算出した固有周期に基づく設計用地震力による応力度等が許容限界内に収まることを、「1.4 構造強度評価」にて示す方法にて確認することで実施する。確認結果を「1.5 評価結果」に示す。

ハッチカバー固定装置の強度評価フローを図 1.1.1-1 に示す。

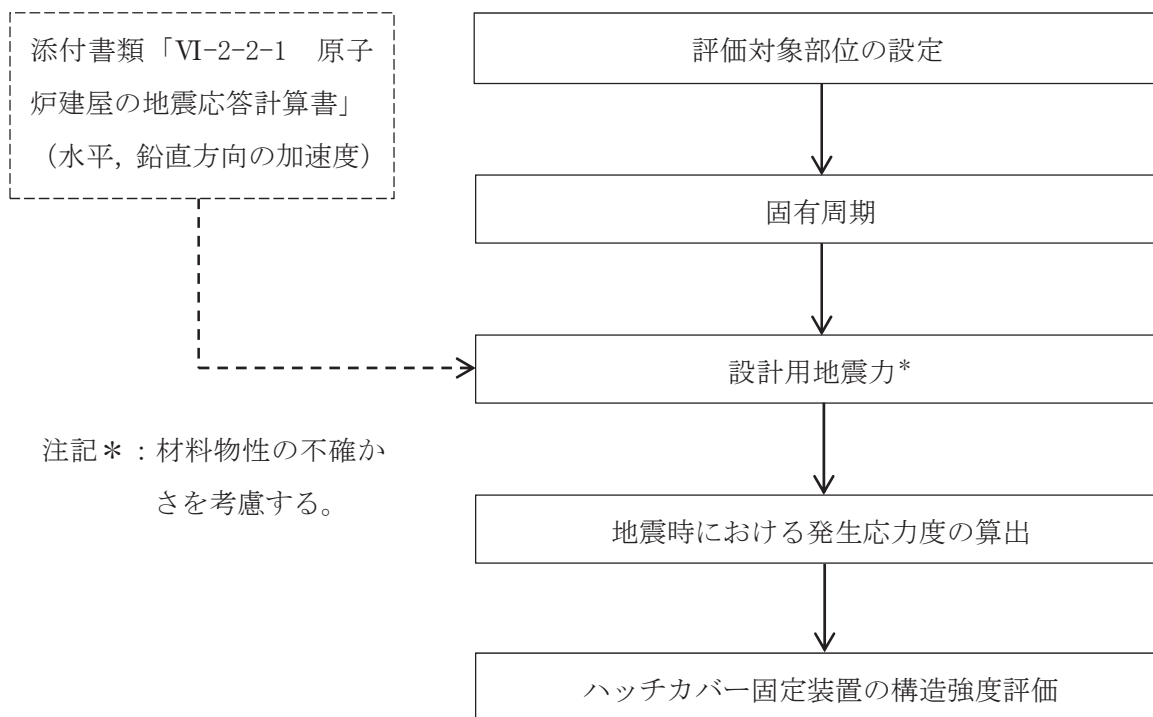


図 1.1.1-1 ハッチカバー固定装置の強度評価フロー

### 1.1.2 記号の説明

記号	記号の説明	単位
$A_{ri}$	ターンバックル付棒鋼の断面積 <sup>*1</sup>	mm <sup>2</sup>
$A_{bj}$	吊り金具取付ボルトまたは接合ボルトの断面積 <sup>*2</sup>	mm <sup>2</sup>
$A_{p\ell}$	ヒンジピンの断面積 <sup>*3</sup>	mm <sup>2</sup>
$A_{sm}$	固定マスト又は受金具の断面積 <sup>*4</sup>	mm <sup>2</sup>
$C_H$	水平方向設計震度	—
$C_V$	鉛直方向設計震度	—
$e_b$	吊り金具に作用する荷重の偏心距離	mm
$F_{H1}$	先端固定装置に作用する水平荷重（面外方向モデル）	N
$F_{V1}$	先端固定装置に作用する鉛直荷重（面外方向モデル）	N
$F_{H2}$	先端固定装置に作用する水平荷重（面内方向モデル）	N
$F_{V2}$	先端固定装置に作用する鉛直荷重（面内方向モデル）	N
$F_{bj}$	吊り金具取付ボルトまたは接合ボルトの基準強度 <sup>*2</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$F_{p\ell}$	ヒンジピンの基準強度 <sup>*3</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$F_{ri}$	ターンバックル付棒鋼の基準強度 <sup>*1</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$F_{sm}$	固定マストまたは受金具の基準強度 <sup>*4</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$f_{tri}$	ターンバックル付棒鋼の許容引張応力度 <sup>*1</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$f_{tsbj}$	引張力とせん断力を同時に受けるボルトの許容引張応力度 <sup>*2</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$f_{tbj}$	引張力のみを受けるボルトの許容引張応力度 <sup>*2</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$f_{sbj}$	せん断力のみを受けるボルトの許容せん断応力度 <sup>*2</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$f_{bp\ell}$	ヒンジピンの許容曲げ応力度 <sup>*3</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$f_{sp\ell}$	ヒンジピンの許容せん断応力度 <sup>*3</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$f_{tsm}$	固定マストまたは受金具の許容引張応力度 <sup>*4</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$f_{bsm}$	固定マストまたは受金具の許容曲げ応力度 <sup>*4</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$h_{11}$	ターンバックル付棒鋼②の高さ	mm
$h_{21}$	ヒンジアーム上端の高さ	mm
$h_{31}$	ターンバックル付棒鋼①の高さ	mm
$\ell_{11}$	ヒンジアームとアーム側ハッチカバーの水平距離	mm
$\ell_{21}$	ヒンジアームと開口側ハッチカバーの水平距離	mm
$h_{12}$	開口側ハッチカバー下端の高さ	mm
$h_{22}$	ハッチカバー上端の高さ	mm
$h_{32}$	下段の鋼材の高さ	mm

記号	記号の説明	単位
$h_{42}$	鋼材間の鉛直方向距離	mm
$h_{52}$	ヒンジアーム上端の高さ	mm
$l_{12}$	アーム側ハッチカバー側端からヒンジアームまでの水平距離	mm
$l_{22}$	ヒンジアーム間の水平距離	mm
$l_{32}$	ハッチカバーの幅	mm
$l_{42}$	開口側ハッチカバー側端から先端固定装置までの水平距離	mm
$l_{52}$	先端固定装置間の水平距離	mm
$L_{ab1}$	固定マストの回転中心から水平荷重作用点までの鉛直方向距離	mm
$L_{ab2}$	固定マストの回転中心から鉛直荷重作用点までの水平方向距離	mm
$L_{ab3}$	曲げモーメントを偶力で受けるアンカーボルト③間の距離	mm
$L_{b1}$	偏心によるモーメントが作用する吊り金具取付ボルト間の距離	mm
$L_{p\ell}$	ヒンジピンの長さ <sup>*3</sup>	mm
$L_{s1m}$	回転中心から水平荷重作用点までの鉛直方向距離 <sup>*4</sup>	mm
$L_{s2m}$	回転中心から鉛直荷重作用点までの水平方向距離 <sup>*4</sup>	mm
$M_{abx1}$	固定マストの強軸方向に作用する曲げモーメント（面外方向モデル）	N・mm
$M_{abx2}$	固定マストの強軸方向に作用する曲げモーメント（面内方向モデル）	N・mm
$M_{aby2}$	固定マストの弱軸方向に作用する曲げモーメント（面内方向モデル）	N・mm
$M_{p\ell}$	ヒンジピンに発生する曲げモーメント <sup>*3</sup>	N・mm
$M_{sx1m}$	強軸方向に作用する曲げモーメント（面外方向モデル） <sup>*4</sup>	N・mm
$M_{sy1m}$	弱軸方向に作用する曲げモーメント（面外方向モデル） <sup>*4</sup>	N・mm
$M_{sx2m}$	強軸方向に作用する曲げモーメント（面内方向モデル） <sup>*4</sup>	N・mm
$M_{sy2m}$	弱軸方向に作用する曲げモーメント（面内方向モデル） <sup>*4</sup>	N・mm
$n_{ri}$	ターンバックル付棒鋼の本数 <sup>*1</sup>	—
$n_{bj}$	ボルトの本数 <sup>*2</sup>	—
$n_{be}$	偏心によるモーメントから引張力を受ける吊り金具取付ボルトの本数	—
$n_{abk}$	アンカーボルトの本数 <sup>*5</sup>	—

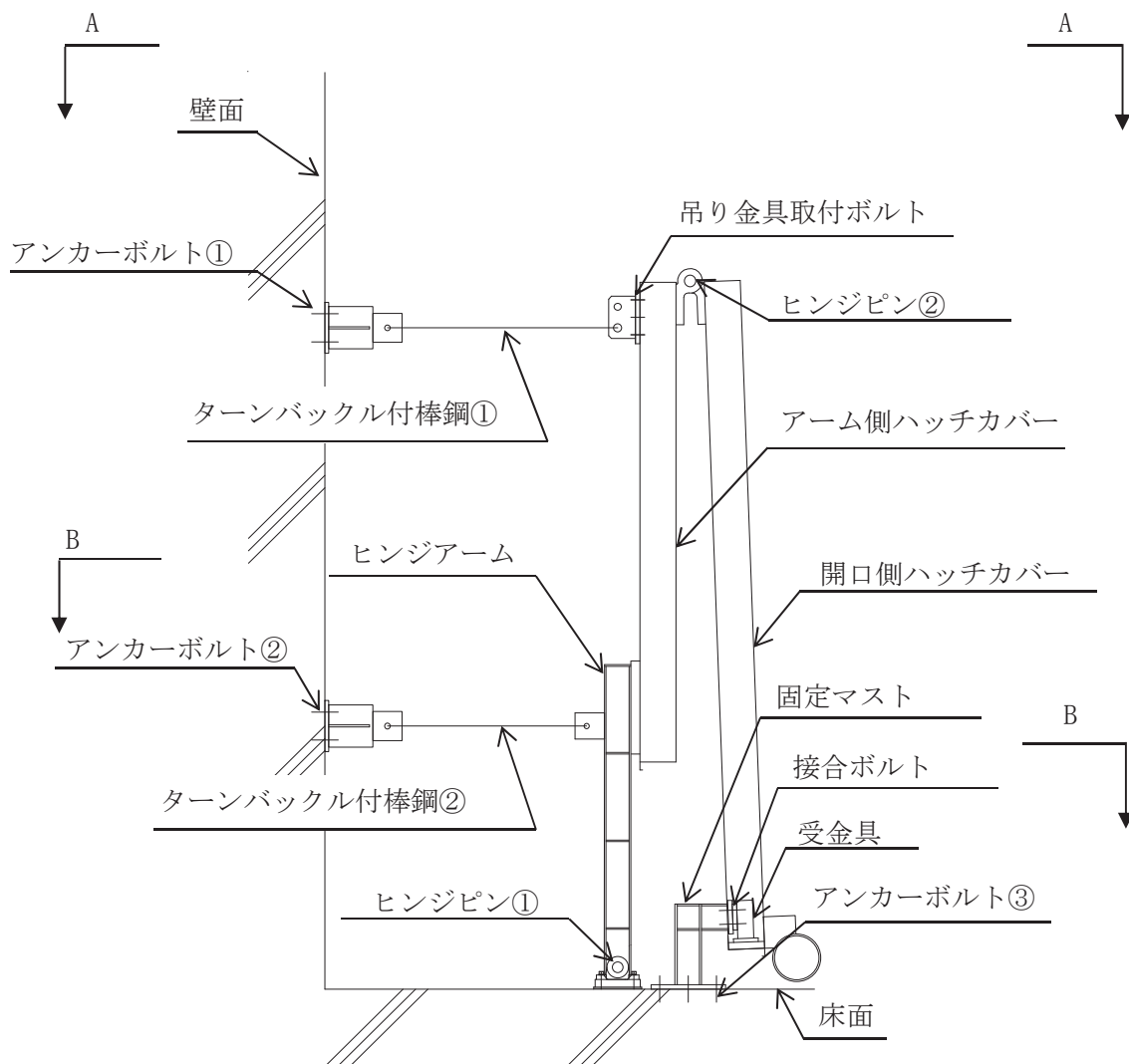
記号	記号の説明	単位
$n'_{ab3}$	曲げモーメントから引張力を受けるアンカーボルト③の本数	—
$p_{ak}$	アンカーボルトに発生する引張力に対する短期許容応力 <sup>*5</sup>	N
$Q_{abk}$	アンカーボルトに発生するせん断力 <sup>*5</sup>	N
$q_{ak}$	アンカーボルトに発生するせん断力に対する許容応力 <sup>*5</sup>	N
$Q_{b2}$	接合部ボルトに発生するせん断力	N
$Q_{p\ell}$	ヒンジピンに発生するせん断力 <sup>*3</sup>	N
$Q_{p1\ell}$	ヒンジピンに作用する水平荷重（面外方向モデル） <sup>*3</sup>	N
$Q_{p2\ell}$	ヒンジピンに作用する鉛直荷重（面外方向モデル） <sup>*3</sup>	N
$Q_{p3\ell}$	ヒンジピンに作用する鉛直荷重（面内方向モデル） <sup>*3</sup>	N
$R_{p\ell}$	ヒンジピンの直径 <sup>*3</sup>	mm
$T_{1i}$	ターンバックル付棒鋼 2 本に作用する引張力 <sup>*1</sup>	N
$T_{2i}$	ターンバックル付棒鋼 1 本に作用する引張力 <sup>*1</sup>	N
$T_{abk}$	アンカーボルトに発生する引張力 <sup>*5</sup>	N
$T_{bj}$	吊り金具取付ボルトまたは接合ボルトに発生する引張力 <sup>*2</sup>	N
$T_{s2}$	受金具に発生する引張力	N
$W_1$	開口側ハッチカバーの質量	kg
$W_2$	アーム側ハッチカバーの質量	kg
$W_3$	ヒンジアームの質量	kg
$W_4$	鋼板の質量	kg
$W_5$	鋼材 1 本あたりの質量	kg
$W_6$	受け金具 1 つあたりの質量	kg
$Z_{p\ell}$	ヒンジピンの断面係数 <sup>*3</sup>	mm <sup>3</sup>
$Z_{sxm}$	固定マスト又は受金具の強軸の断面係数 <sup>*4</sup>	mm <sup>3</sup>
$Z_{sym}$	固定マスト又は受金具の弱軸の断面係数 <sup>*4</sup>	mm <sup>3</sup>
$\sigma_{ri}$	ターンバックル付棒鋼に発生する引張応力度 <sup>*1</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$\sigma_{bj}$	吊り金具取付ボルトまたは接合ボルトに発生する引張応力度 <sup>*2</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$\sigma_{p\ell}$	ヒンジピンに発生する曲げ応力度 <sup>*3</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$\sigma_{bsm}$	固定マストまたは受金具に発生する曲げ応力度 <sup>*4</sup>	N/mm <sup>2</sup>
$\sigma_{ts2}$	受金具に発生する引張応力度	N/mm <sup>2</sup>
$\tau_{b2}$	接合ボルトに発生するせん断応力度	N/mm <sup>2</sup>
$\tau_{p\ell}$	ヒンジピンに発生するせん断応力度 <sup>*3</sup>	N/mm <sup>2</sup>



- 注 \*1:  $A_{ri}$ ,  $F_{ri}$ ,  $f_{tri}$ ,  $n_{ri}$ ,  $T_{1i}$ ,  $T_{2i}$ 及び $\sigma_{ri}$ の添え字  $i$  の意味は、以下のとおりとする。
- $i=1$ : ターンバックル付棒鋼①
- $i=2$ : ターンバックル付棒鋼②
- \*2:  $A_{bj}$ ,  $F_{bj}$ ,  $f_{tsbj}$ ,  $f_{tbj}$ ,  $f_{sbj}$ ,  $n_{bj}$ ,  $T_{bj}$ 及び $\sigma_{bj}$ の添え字  $j$  の意味は、以下のとおりとする。
- $j=1$ : 吊り金具取付ボルト
- $j=2$ : 接合ボルト
- \*3:  $A_{p\ell}$ ,  $F_{p\ell}$ ,  $f_{bp\ell}$ ,  $f_{sp\ell}$ ,  $L_{p\ell}$ ,  $M_{p\ell}$ ,  $Q_{p\ell}$ ,  $Q_{p1\ell}$ ,  $Q_{p2\ell}$ ,  $Q_{p3\ell}$ ,  $R_{p\ell}$ ,  $Z_{p\ell}$ ,  $\sigma_p$ 及び $\tau_{p\ell}$ の添え字 $\ell$ の意味は以下のとおりとする。
- $\ell=1$ : ヒンジピン①
- $\ell=2$ : ヒンジピン②
- \*4:  $A_{sm}$ ,  $F_{sm}$ ,  $f_{t sm}$ ,  $f_{b sm}$ ,  $L_{s1m}$ ,  $L_{s2m}$ ,  $M_{sx1m}$ ,  $M_{sy1m}$ ,  $M_{sx2m}$ ,  $M_{sy2m}$ ,  $Z_{sxm}$ ,  $Z_{sym}$ 及び $\sigma_{b sm}$ の添え字 $m$ の意味は以下のとおりとする。
- $m=1$ : 固定マスト
- $m=2$ : 受金具
- \*5:  $n_{abk}$ ,  $p_{ak}$ ,  $Q_{abk}$ ,  $q_{ak}$ 及び $T_{abk}$ の添え字 $k$ の意味は以下のとおりとする。
- $k=1$ : アンカーボルト①
- $k=2$ : アンカーボルト②
- $k=3$ : アンカーボルト③

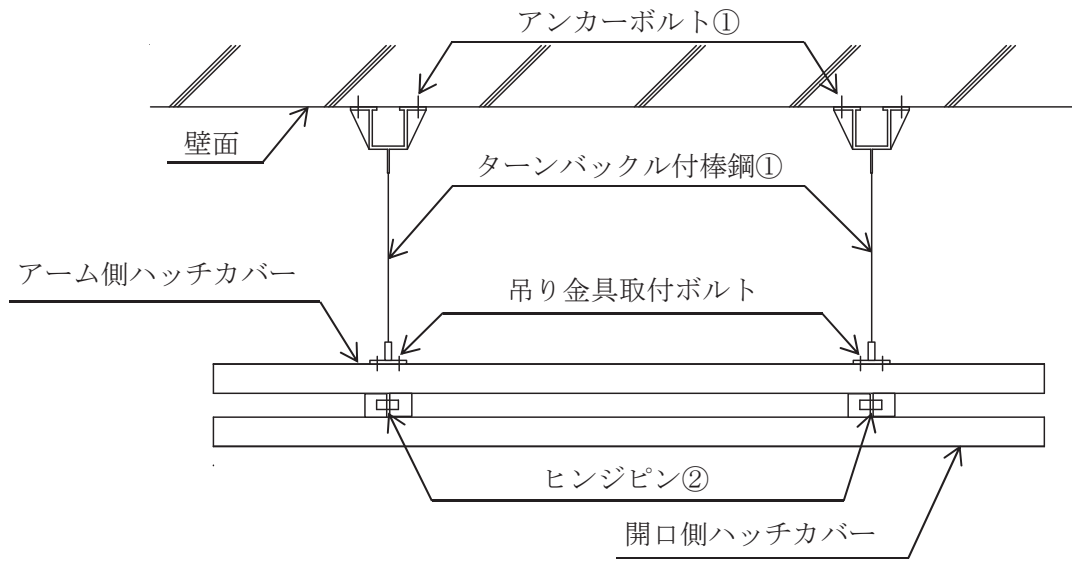
## 1.2 評価部位

ハッチカバー固定装置の概略構造を図 1.2-1 に示す。強度評価は、ハッチカバー固定装置のターンバックル付棒鋼、吊り金具取付ボルト、アンカーボルト、ヒンジピン、接合ボルト、固定マスト及び受金具について実施する。

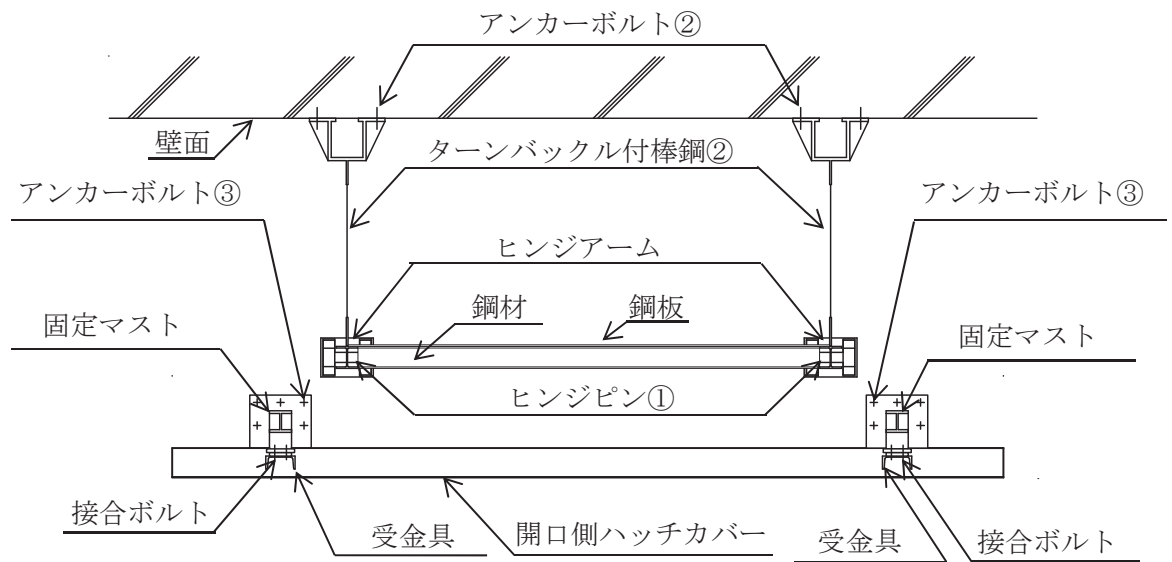


(1) 側面図

図 1.2-1 (1) ハッチカバー固定装置の概略構造図



(2) A-A 矢視図



(3) B-B 矢視図

図 1.2-1 (2) ハッチカバー固定装置の概略構造図

### 1.3 固有周期

#### 1.3.1 固有周期の算出方法

ハッチカバーの固有周期は図 1.3.1-1 及び図 1.3.1-2 に示すハッチカバーの解析モデルにより算出する。

面外方向モデルは，上部固定装置及び下部固定装置をトラス要素で，ヒンジアーム，アーム側ハッチカバー及び開口側ハッチカバーをはり要素でモデル化する。上部固定装置及び下部固定装置の壁との取り合い部，ヒンジアームの床との取り合い部（ヒンジピン①）及び先端固定装置をピン接合とする。また，アーム側ハッチカバーと開口側ハッチカバーの接続部（ヒンジピン②）はヒンジとしてモデル化する。

面内方向モデルは，ヒンジアーム及び鋼材をはり要素で，アーム側ハッチカバー，開口側ハッチカバー及び鋼板をシェル要素でモデル化する。ヒンジアームの床との取り合い部（ヒンジピン①）及び先端固定装置をピン接合とする。また，アーム側ハッチカバーと開口側ハッチカバーの接続部（ヒンジピン②）において，同一変位とする。

また，質量はアーム側ハッチカバー，開口側ハッチカバー，ヒンジアーム，鋼板，鋼材及び受け金具の質量をそれぞれの要素または節点に与えている。

解析コードは「KANSAS2」を使用する。

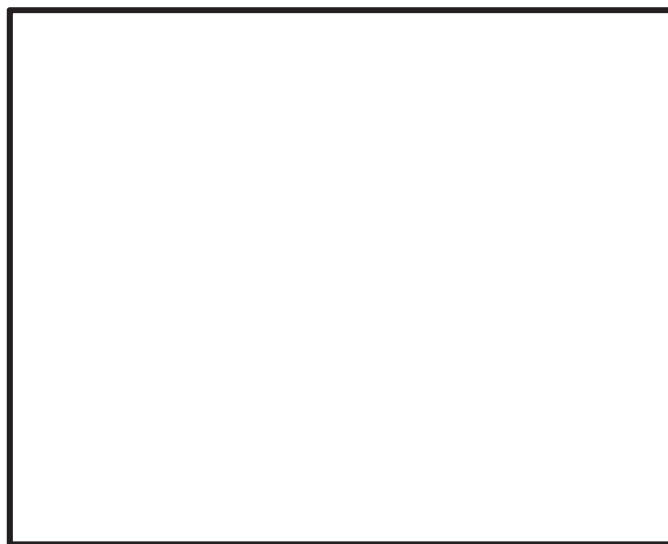


図 1.3.1-1 ハッチカバーの解析モデル（面外方向）



図 1.3.1-2 ハッチカバーの解析モデル（面内方向）

### 1.3.2 固有周期の算出結果

固有周期の算出結果を表 1.3.2-1 に示す。算出結果より、固有周期は 0.05 秒以下であり、剛であることを確認した。図 1.3.2-1～図 1.3.2-4 に 1 次固有モード図を示す。

表 1.3.2-1 固有周期

（単位：s）

水平方向（面外）	水平方向（面内）	鉛直方向（面外・面内）
0.038	0.032	0.011



図 1.3.2-1 1 次固有モード図（水平方向（面外））

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



図 1.3.2-2 1次固有モード図（水平方向（面内））



図 1.3.2-3 1次固有モード図（鉛直方向（面外））

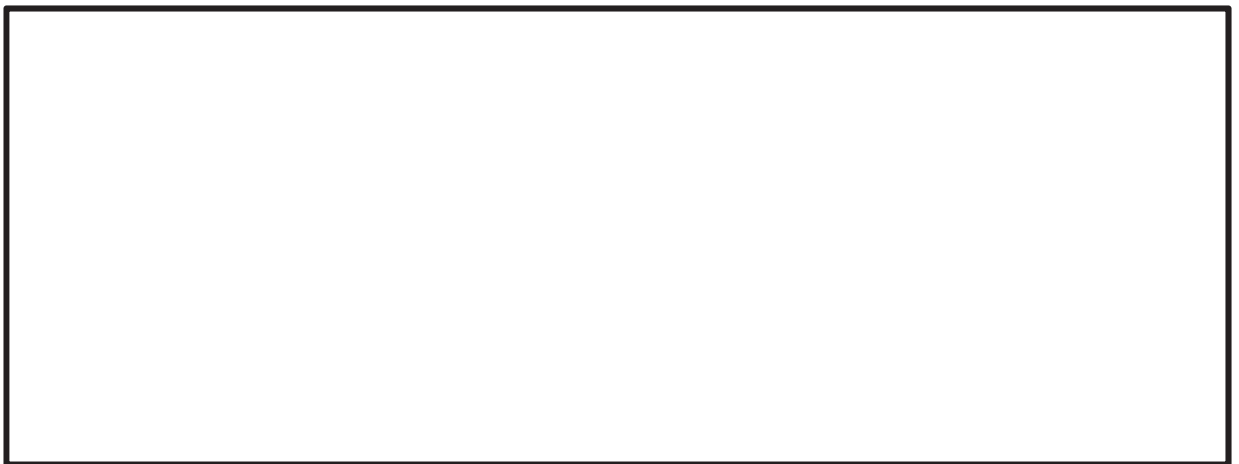


図 1.3.2-4 1次固有モード図（鉛直方向（面内））

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## 1.4 構造強度評価

### 1.4.1 荷重の組合せ及び許容応力度状態

ハッチカバー固定装置の荷重の組合せ及び許容応力度状態については、添付書類「VI-2-1-9 機能維持の基本方針」に準じて設定する。評価に用いる荷重の組合せ及び許容応力度状態を表 1.4.1-1 に示す。

表 1.4.1-1 荷重の組合せ及び許容応力度状態

機器名称	荷重の組合せ	許容応力度状態
ハッチカバー固定装置	G + S s	短期

### 1.4.2 許容限界

#### (1) ターンバックル付棒鋼の短期許容応力度

ターンバックル付棒鋼の短期許容応力度は、「建築基準法（昭和 25 年 5 月 24 日法律第 201 号）」及び「建築基準法施行令（昭和 25 年 11 月 16 日政令第 338 号）」に基づき表 1.4.2-1 のとおりとする。

表 1.4.2-1 短期許容応力度（ターンバックル付棒鋼）

引張
$\frac{F_{r i}}{1.5} \cdot 1.5$

#### (2) ボルトの短期許容応力度

吊り金具取付ボルト及び接合ボルトの短期許容応力度は、「建築基準法（昭和 25 年 5 月 24 日法律第 201 号）」及び「建築基準法施行令（昭和 25 年 11 月 16 日政令第 338 号）」に基づき表 1.4.2-2 のとおりとする。

表 1.4.2-2 短期許容応力度（吊り金具取付ボルト及び接合ボルト）

引張	せん断
$\frac{F_{b j}}{1.5} \cdot 1.5$	$\frac{F_{b j}}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$

(3) アンカーボルトの短期許容応力

アンカーボルトの短期許容応力は、「日本建築学会 2010年 各種合成構造設計指針・同解説」に基づき算出した短期許容応力とする。アンカーボルトが引張力を受ける場合には、アンカーボルトの降伏により決まる許容応力及びアンカーボルトの付着力により決まる許容応力のいずれか小さいほうの値を採用する。アンカーボルトがせん断力を受ける場合には、アンカーボルトのせん断強度により決まる許容応力及び定着した躯体の支圧強度により決まる許容応力を比較して、いずれか小さい値を採用する。

a. 引張力を受ける場合

$$p_{ak} = \min(p_{a1}, p_{a3})$$

$$p_{a1} = \Phi_1 \cdot s \sigma_{pa} \cdot s c a$$

$$p_{a3} = \Phi_3 \cdot \tau_a \cdot \pi \cdot d_a \cdot l_{ce}$$

ここで、 $p_{a1}$  : アンカーボルトの降伏により決まる場合のアンカーボルト 1 本当たりの許容引張力 (N)

$p_{a3}$  : アンカーボルトの付着力により決まる場合のアンカーボルト 1 本当たりの許容引張力 (N)

$\Phi_1$  : 低減係数 (短期荷重用)

$\Phi_3$  : 低減係数 (短期荷重用)

$s \sigma_{pa}$  : アンカーボルトの引張強度 ( $= s \sigma_y$ ) (N/mm<sup>2</sup>)

$s \sigma_y$  : アンカーボルトの規格降伏点強度 (N/mm<sup>2</sup>)

$s c a$  : アンカーボルトの断面積 (mm<sup>2</sup>)

$d_a$  : アンカーボルトの径 (mm)

$l_{ce}$  : アンカーボルトの強度算定用埋込み長さ ( $= l_e - 2 d_a$ ) (mm)

$l_e$  : アンカーボルトのコンクリート内への有効埋込み長さ (mm)

$\tau_a$  : へりあき及びアンカーボルトのピッチによる低減を考慮した付着強度 (N/mm<sup>2</sup>)



b. せん断力を受ける場合

$$q_{ak} = \min(q_{a1}, q_{a2})$$

$$q_{a1} = \Phi_1 \cdot s \sigma_{qa} \cdot s_{ca}$$

$$q_{a2} = \Phi_2 \cdot c \sigma_{qa} \cdot s_{ca}$$

ここで,  $q_{a1}$  : アンカーボルトのせん断強度により決まる場合のアンカーボルト1本当たりの許容せん断力 (N)

$q_{a2}$  : 定着した躯体の支圧強度により決まる場合のアンカーボルト1本当たりの許容せん断力 (N)

$\Phi_1$  : 低減係数 (短期荷重用)

$\Phi_2$  : 低減係数 (短期荷重用)

$s \sigma_{qa}$  : アンカーボルトのせん断強度 ( $=0.7 \cdot s \sigma_y$ ) (N/mm<sup>2</sup>)

$s \sigma_y$  : アンカーボルトの規格降伏点強度 (N/mm<sup>2</sup>)

$s_{ca}$  : アンカーボルトの断面積 (mm<sup>2</sup>)

$c \sigma_{qa}$  : コンクリートの支圧強度 (N/mm<sup>2</sup>) ( $=0.5 \sqrt{F_c \cdot E_c}$ )

$F_c$  : コンクリートの設計基準強度 (N/mm<sup>2</sup>)

$E_c$  : コンクリートのヤング係数 (N/mm<sup>2</sup>)

表 1.4.2-3 アンカーボルト①, ②の許容荷重の設定に用いる入力値

記号	記号の説明	単位	数値
$\Phi_1$	低減係数 (短期荷重用)	—	1.0
$\Phi_3$	低減係数 (短期荷重用)	—	2/3
${}_s\sigma_{pa}$	アンカーボルトの引張強度	N/mm <sup>2</sup>	235
${}_s\sigma_y$	アンカーボルトの規格降伏点強度	N/mm <sup>2</sup>	235
${}_s c a$	アンカーボルトの断面積	mm <sup>2</sup>	245
$d_a$	アンカーボルトの径	mm	20
$l_{ce}$	アンカーボルトの強度算定用埋込み長さ	mm	160
$\tau_a$	へりあき及びアンカーボルトのピッチによる低減を考慮した付着強度	N/mm <sup>2</sup>	8.69

表 1.4.2-4 アンカーボルト③の許容荷重の設定に用いる入力値

記号	記号の説明	単位	数値
$\Phi_1$	低減係数 (短期荷重用)	—	1.0
$\Phi_2$	低減係数 (短期荷重用)	—	2/3
$\Phi_3$	低減係数 (短期荷重用)	—	2/3
${}_s\sigma_{pa}$	アンカーボルトの引張強度	N/mm <sup>2</sup>	235
${}_s\sigma_y$	アンカーボルトの規格降伏点強度	N/mm <sup>2</sup>	235
${}_s c a$	アンカーボルトの断面積	mm <sup>2</sup>	245
$d_a$	アンカーボルトの径	mm	20
$l_{ce}$	アンカーボルトの強度算定用埋込み長さ	mm	160
$\tau_a$	へりあき及びアンカーボルトのピッチによる低減を考慮した付着強度	N/mm <sup>2</sup>	5.71
${}_s\sigma_{qa}$	アンカーボルトのせん断強度	N/mm <sup>2</sup>	164.5
${}_c\sigma_{qa}$	コンクリートの支圧強度	N/mm <sup>2</sup>	450.9
$F_c$	コンクリートの設計基準強度	N/mm <sup>2</sup>	32.4
$E_c$	コンクリートのヤング係数	N/mm <sup>2</sup>	25100

表 1.4.2-5 アンカーボルト①, ②の短期許容応力

材質	短期許容荷重 (kN)					
	引張			せん断		
	$p_{a1}$	$p_{a3}$	設定値	$q_{a1}$	$q_{a2}$	設定値
SS400	57.58	58.24	57.58	—	—	—

表 1.4.2-6 アンカーボルト③の短期許容応力

材質	短期許容荷重 (kN)					
	引張			せん断		
	$p_{a1}$	$p_{a3}$	設定値	$q_{a1}$	$q_{a2}$	設定値
SS400	57.58	38.27	38.27	40.30	73.65	40.30

(4) ヒンジピンの短期許容応力度

ヒンジピンの短期許容応力度は、「日本建築学会 2005年 鋼構造設計規準—許容応力度設計法—」に基づき表 1.4.2-7 のとおりとする。

表 1.4.2-7 短期許容応力度 (ヒンジピン)

せん断	曲げ
$\frac{F_{p\ell}}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$	$\frac{F_{p\ell}}{1.5} \cdot 1.5$

(5) 鋼材の短期許容応力度

固定マスト及び受金具の短期の許容引張応力度は、「建築基準法 (昭和 25 年 5 月 24 日法律第 201 号)」及び「建築基準法施行令 (昭和 25 年 11 月 16 日政令第 338 号)」に基づき表 1.4.2-8 のとおりとする。また、短期の許容曲げ応力度は、同法に定めるものとする。

表 1.4.2-8 短期の許容引張応力度 (鋼材)

引張
$\frac{F_{sm}}{1.5} \cdot 1.5$

### 1.4.3 設計用地震力

評価に用いる設計用地震力を表 1.4.3-1 に示す。

「基準地震動  $S_s$ 」による地震力は、添付書類「VI-2-2-1 原子炉建屋の地震応答計算書」の地震応答解析結果より設定する。

各評価部位の計算に用いる応力は、組合せ係数法 (1.0 : 0.4) を用いて最大となるケースについて適用する。

表 1.4.3-1 設計用地震力

原子炉建屋 O.P. 33.2m*	基準地震動 $S_s$	
	水平方向設計震度 $C_H$	鉛直方向設計震度 $C_V$
	2.21	1.47

注記\* : 基準床レベルを示す。

#### 1.4.4 計算方法

図1.3.1-1及び図1.3.1-2に示す解析モデルを用いてハッチカバー固定装置の各評価部位に作用する応力を算定し、以下に示す方法で各評価部位に発生する応力度を計算する。

##### (1) ターンバックル付棒鋼①の応力評価

ターンバックル付棒鋼①に発生する応力度は、地震により作用する引張力から計算する。

###### a. 引張応力度

ターンバックル付棒鋼①に発生する引張応力度を計算する。

引張力

ターンバックル付棒鋼①1本あたりの引張力 $T_{21}$ は以下の式で求められる。

$$T_{21} = \frac{T_{11}}{n_{r1}}$$

引張応力度

$$\sigma_{r1} = \frac{T_{21}}{A_{r1}}$$

ここで、ターンバックル付棒鋼①の断面積 $A_{r1}$ はJIS B 1082-2009より、303 (mm<sup>2</sup>) とする。

##### (2) ターンバックル付棒鋼②の計算方法

ターンバックル付棒鋼②に発生する応力度は、地震により作用する引張力から計算する。

###### a. 引張応力度

ターンバックル付棒鋼②に発生する引張応力度を計算する。

引張力

ターンバックル付棒鋼②1本あたりの引張力 $T_{22}$ は以下の式で求められる。

$$T_{22} = \frac{T_{12}}{n_{r2}}$$

引張応力度

$$\sigma_{r2} = \frac{T_{22}}{A_{r2}}$$

ここで、ターンバックル付棒鋼②の断面積 $A_{r2}$ はJIS B 1082-2009より、303 (mm<sup>2</sup>) とする。

(3) 吊り金具取付ボルトの計算方法

吊り金具取付ボルトに発生する応力度はターンバックル付棒鋼①から受ける荷重によって作用する引張力から計算する。計算モデルを図 1.4.4-1 に示す。

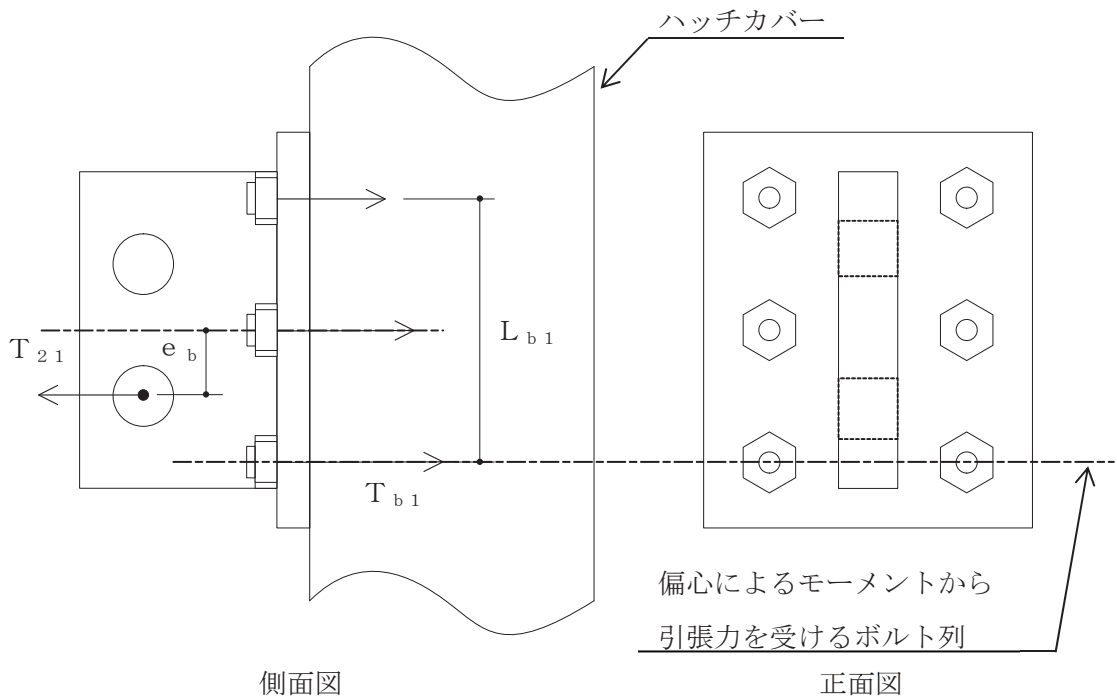


図 1.4.4-1 計算モデル

a. 引張応力度

吊り金具取付ボルトに発生する引張力は、吊り金具に作用する引張力を吊り金具取付ボルト全数で受けるものとして計算する。

引張力

$$T_{b1} = \frac{T_{21}}{n_{b1}} + \frac{T_{21} \times e_b}{n_{be} \times L_{b1}}$$

引張応力度

$$\sigma_{b1} = \frac{T_{b1}}{A_{b1}}$$

ここで、断面積 $A_{b1}$ は J I S B 1082-2009 より 245 (mm<sup>2</sup>) とする。

(4) アンカーボルト①の計算方法

アンカーボルト①に発生する応力はターンバックル付棒鋼①から受ける荷重によって生じる引張力から計算する。計算モデルを図 1.4.4-2 に示す。

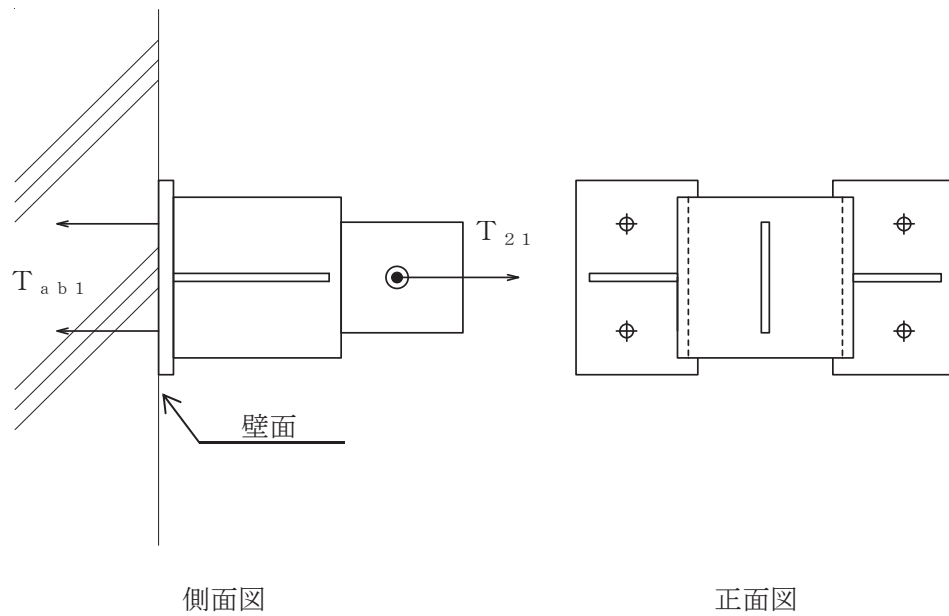


図 1.4.4-2 計算モデル

a. 引張力

アンカーボルト①に発生する引張力は、アンカーボルト①全数で受けるものとして計算する。

引張力

$$T_{ab1} = \frac{T_{21}}{n_{ab1}}$$

(5) アンカーボルト②の計算方法

アンカーボルト②に発生する応力はターンバックル付棒鋼②から受ける荷重によって生じる引張力から計算する。計算モデルを図 1.4.4-3 に示す。

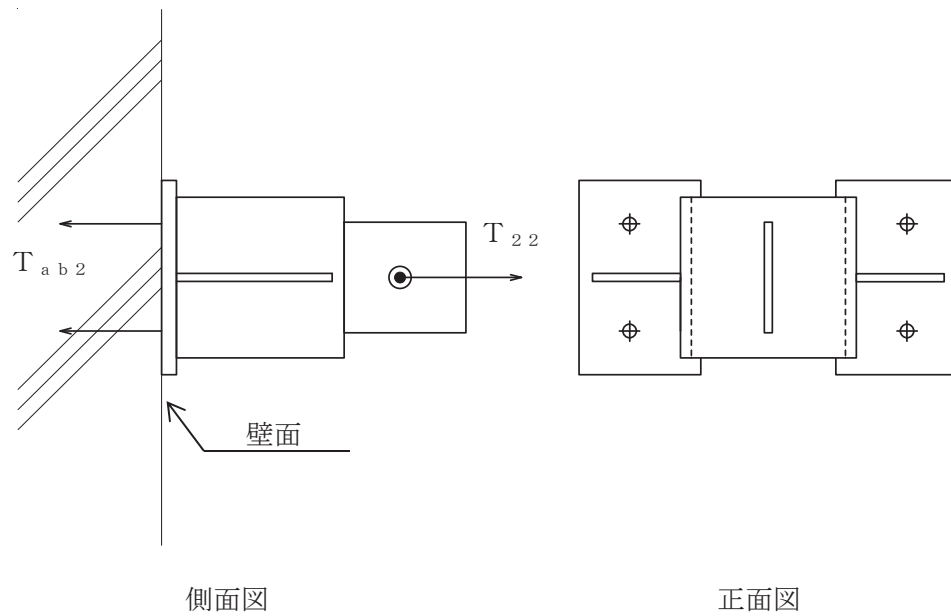


図 1.4.4-3 計算モデル

a. 引張力

アンカーボルト②に発生する引張力は、アンカーボルト②全数で受けるものとして計算する。

引張力

$$T_{ab2} = \frac{T_{22}}{n_{ab2}}$$



(6) ヒンジピン①の計算方法

ヒンジピン①に発生する応力度は、地震により作用するせん断力及び曲げモーメントから計算する。計算モデルを図 1.4.4-4 に示す。

面外方向モデル及び面内方向モデルにおいてヒンジピン①をモデル化したピン支持点にはそれぞれ水平方向と鉛直方向の反力が発生する。この反力がヒンジピン①に作用するものとして、以下に示す方法でヒンジピン①に発生する応力度を計算する。ただし、面内方向モデルの水平方向反力は、ハッチカバーの構造上ヒンジピン①に応力が伝達しないものとして計算では考慮しない。

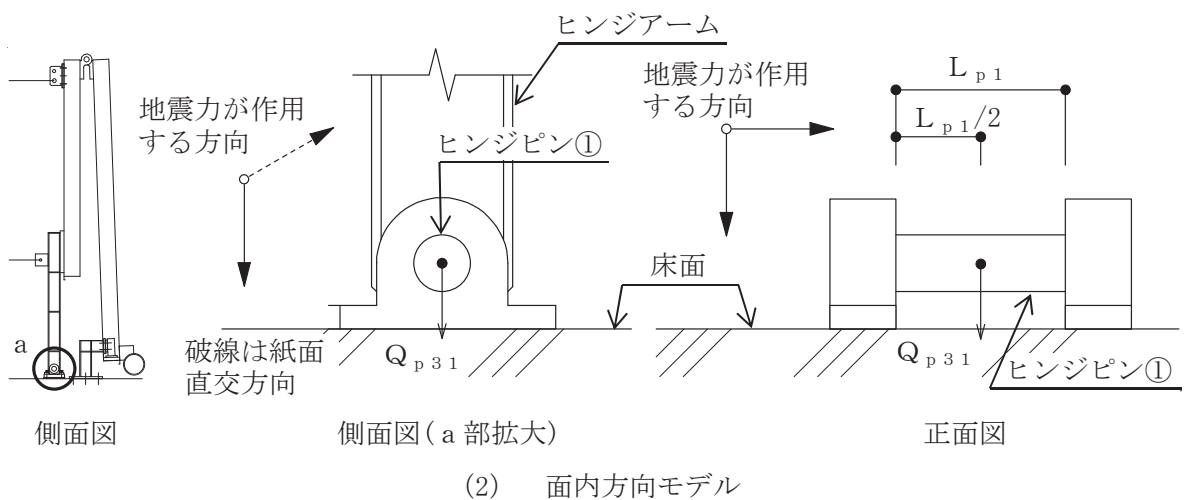
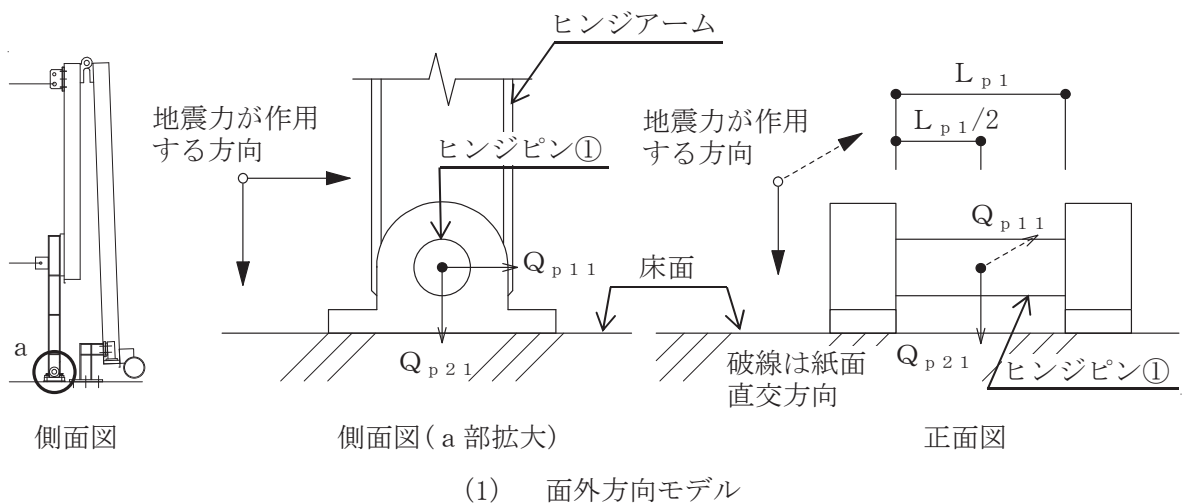


図 1.4.4-4 計算モデル

a. せん断応力度

ヒンジピン①に発生するせん断応力度はヒンジピン①の中心に荷重が作用するものとして計算する。

$$Q_{p1} = \frac{\max\left(\sqrt{Q_{p11}^2 + Q_{p21}^2}, Q_{p31}\right)}{2}$$

せん断応力度

$$\tau_{p1} = \frac{Q_{p1}}{A_{p1}}$$

ここで、断面積 $A_{p1}$ は次式により求める。

$$A_{p1} = \frac{\pi \cdot R_{p1}^2}{4}$$

b. 曲げ応力度

ヒンジピン①に発生する曲げ応力度はヒンジピン①の中心に荷重が作用するものとして計算する。

$$M_{p1} = \frac{Q_{p1} \cdot L_{p1}}{2}$$

曲げ応力度

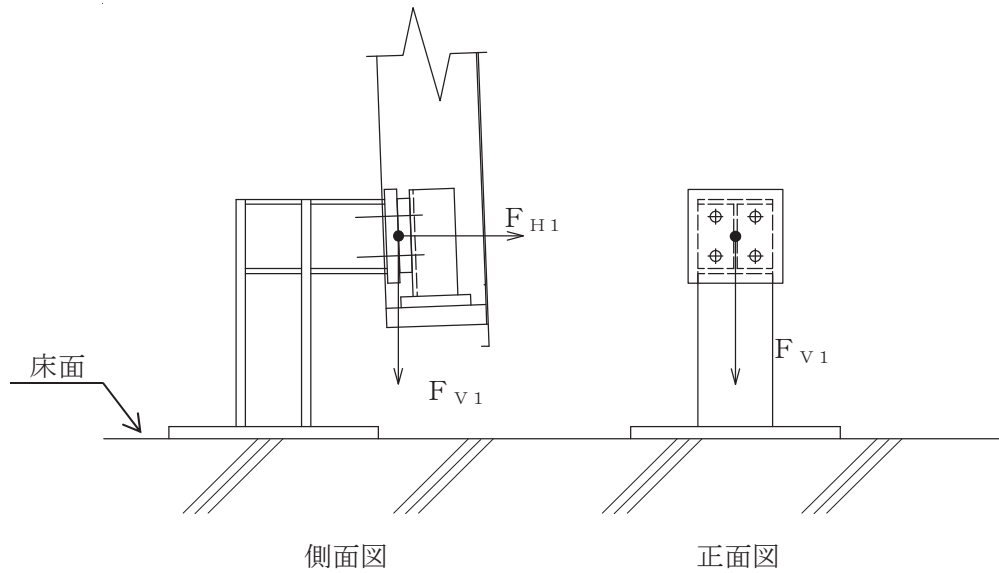
$$\sigma_{p1} = \frac{M_{p1}}{Z_{p1}}$$

ここで、ヒンジピン①の断面係数 $Z_{p1}$ は次式により求める。

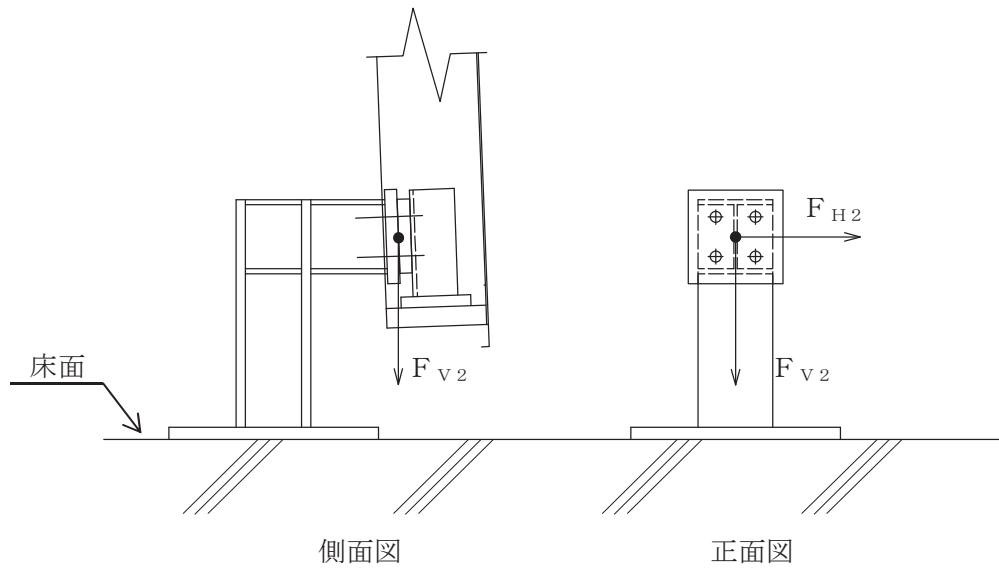
$$Z_{p1} = \frac{\pi \cdot R_{p1}^3}{32}$$

(7) 接合ボルト

接合ボルトに発生する応力度は、地震による震度により作用する引張力及びせん断力から計算する。接合ボルトの傾きは小さいため、角度の補正は行わずに計算する。計算モデルを図1.4.4-5に示す。



(1) 面外方向



(2) 面内方向

図1.4.4-5 計算モデル図

a. 引張応力度

接合ボルトに発生する引張応力度はボルト全数で受けるものとして計算する。

引張力

$$T_{b2} = \frac{F_{H1}}{n_{b2}}$$

引張応力度

$$\sigma_{b2} = \frac{T_{b2}}{A_{b2}}$$

ここで、断面積 $A_{b2}$ は J I S B 1 0 8 2-2009 より 245 (mm<sup>2</sup>) とする。

b. せん断応力度

接合ボルトに発生するせん断応力度はボルト全数で受けるものとして計算する。

せん断力

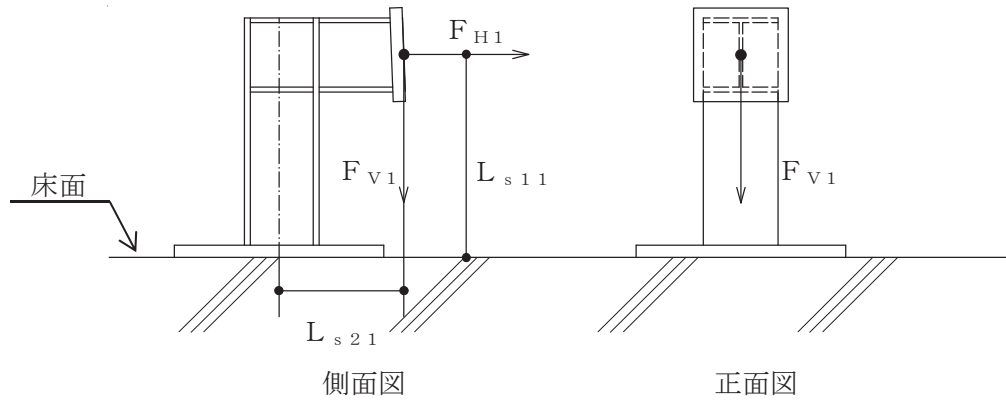
$$Q_{b2} = \max \left( \frac{F_{V1}}{n_{b2}}, \frac{\sqrt{F_{V2}^2 + F_{H2}^2}}{n_{b2}} \right)$$

せん断応力度

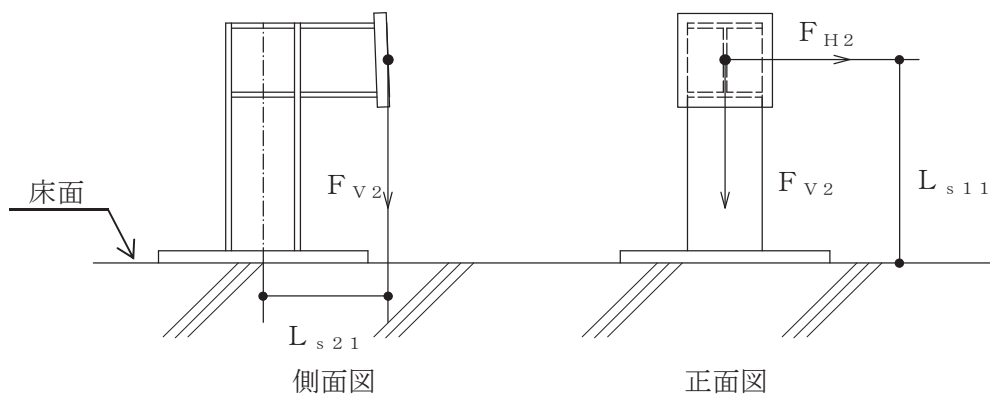
$$\tau_{b2} = \frac{Q_{b2}}{A_{b2}}$$

(8) 固定マストの計算方法

固定マストに発生する応力度は地震により作用する曲げモーメントから計算する。図 1.4.4-6 に計算モデルを示す。



(1) 面外方向



(2) 面内方向

図 1.4.4-6 計算モデル図

a. 曲げ応力度

曲げモーメント

固定マストに発生する曲げ応力度は水平荷重及び鉛直荷重によって発生する曲げモーメントを固定マストが受けるものとして計算する。

$$M_{s x 1 1} = F_{H 1} \cdot L_{s 1 1} + F_{V 1} \cdot L_{s 2 1}$$

$$M_{s x 2 1} = F_{V 2} \cdot L_{s 2 1}$$

$$M_{s y 2 1} = F_{H 2} \cdot L_{s 1 1}$$

曲げ応力度

$$\sigma_{b s 1} = m a x \left( \frac{M_{s x 1 1}}{Z_{s x 1}}, \frac{M_{s x 2 1}}{Z_{s x 1}} + \frac{M_{s y 2 1}}{Z_{s y 1}} \right)$$

ここで、断面係数 $Z_{sx1}$ 及び $Z_{sy1}$ は次式により求める。

$$Z_{sx1} = \frac{B \cdot H^3 - (B - t_1)(H - 2 \cdot t_2)^3}{6 \cdot H}$$

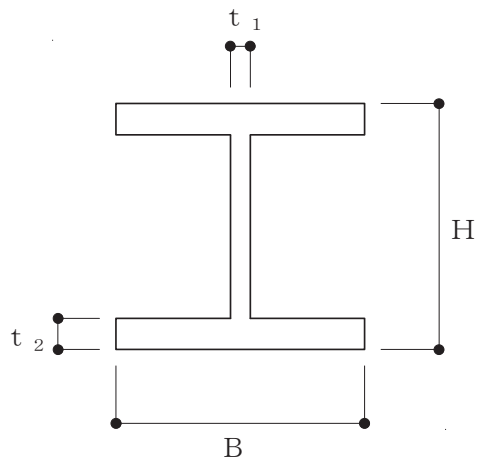
$$Z_{sy1} = \frac{2 \cdot t_2 \cdot B^3 + (H - 2 \cdot t_2)t_1^3}{6 \cdot B}$$

ここで、 $B$  : H鋼の幅

$H$  : H鋼のせい

$t_1$  : H鋼のウェブ厚さ

$t_2$  : H鋼のフランジ厚さ



(9) アンカーボルト③の計算方法

アンカーボルト③に発生する応力は地震により作用するモーメントによって生じる引張力とせん断力から計算する。図 1.4.4-7 に計算モデルを示す。

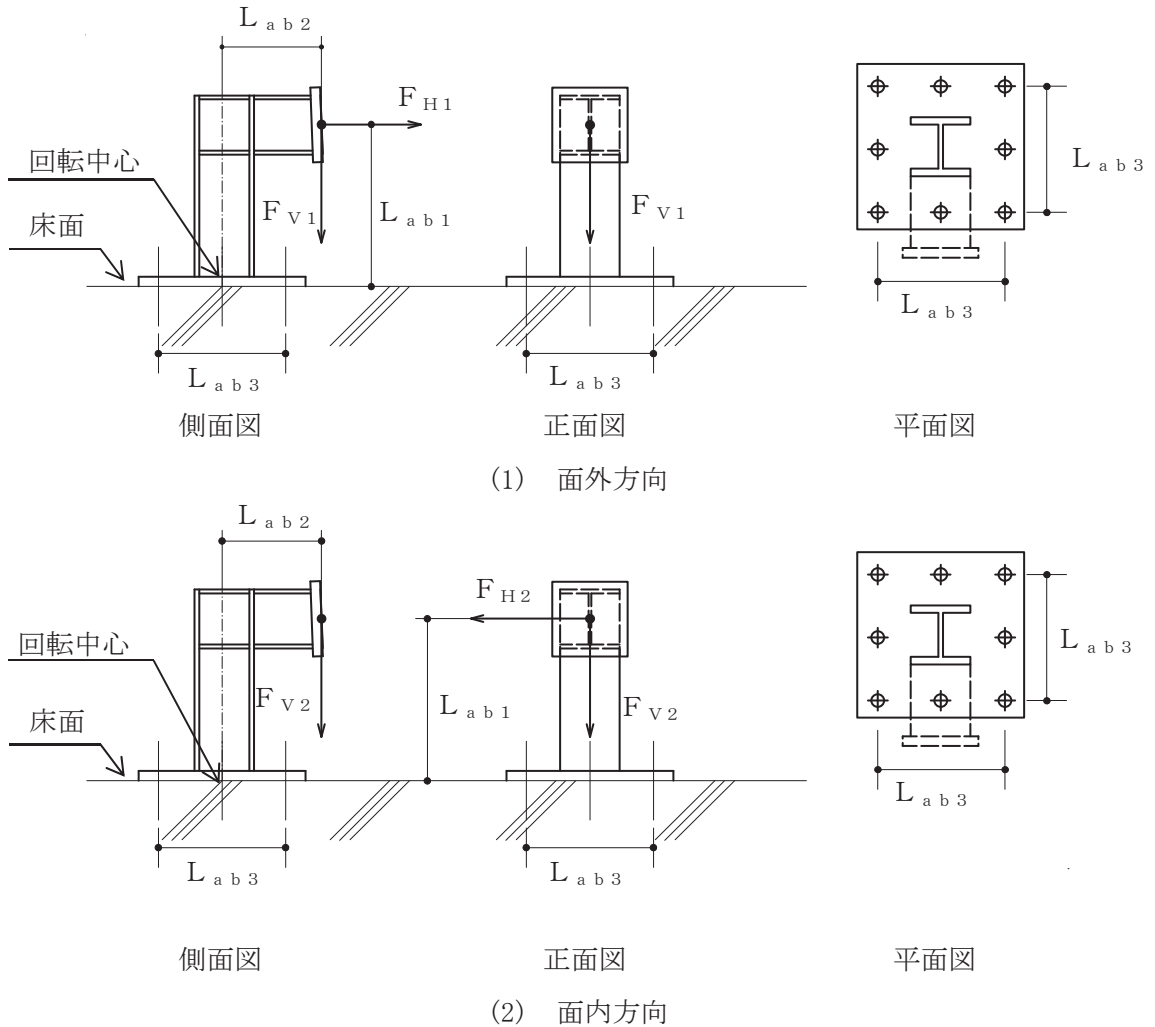


図 1.4.4-7 計算モデル

a. 引張力

アンカーボルト③に発生する引張力は、固定マストに作用する曲げモーメントをアンカーボルト③で受けるものとして計算する。

曲げモーメント

$$M_{abx1} = F_{H1} \cdot L_{ab1} + F_{V1} \cdot L_{ab2}$$

$$M_{abx2} = F_{V2} \cdot L_{ab2}$$

$$M_{aby2} = F_{H2} \cdot L_{ab1}$$

引張力

$$T_{ab3} = \max \left( \frac{M_{abx1}}{n'_{ab3} \cdot L_{ab3}}, \frac{M_{abx2}}{n'_{ab3} \cdot L_{ab3}} + \frac{M_{aby2}}{n'_{ab3} \cdot L_{ab3}} \right)$$

b. せん断力

アンカーボルト③に発生するせん断力は、ボルト全数で受けるものとして計算する。

せん断力

$$Q_{ab3} = m a \times \left( \frac{F_{H1}}{n_{ab3}}, \frac{F_{H2}}{n_{ab3}} \right)$$



(10) ヒンジピン②

ヒンジピン②に発生する応力度は、地震により作用するせん断力及び曲げモーメントから計算する。計算モデルを図 1.4.4-8 に示す。

面外方向モデル及び面内方向モデルにおいてヒンジピン②をモデル化した節点にはそれぞれ水平方向と鉛直方向の応力が発生する。この応力がヒンジピン②に作用するものとして、以下に示す方法でヒンジピン②に発生する応力度を計算する。ただし、面内方向モデルの水平方向応力は、ハッチカバーの構造上ヒンジピン②に応力が伝達しないものとして計算では考慮しない。

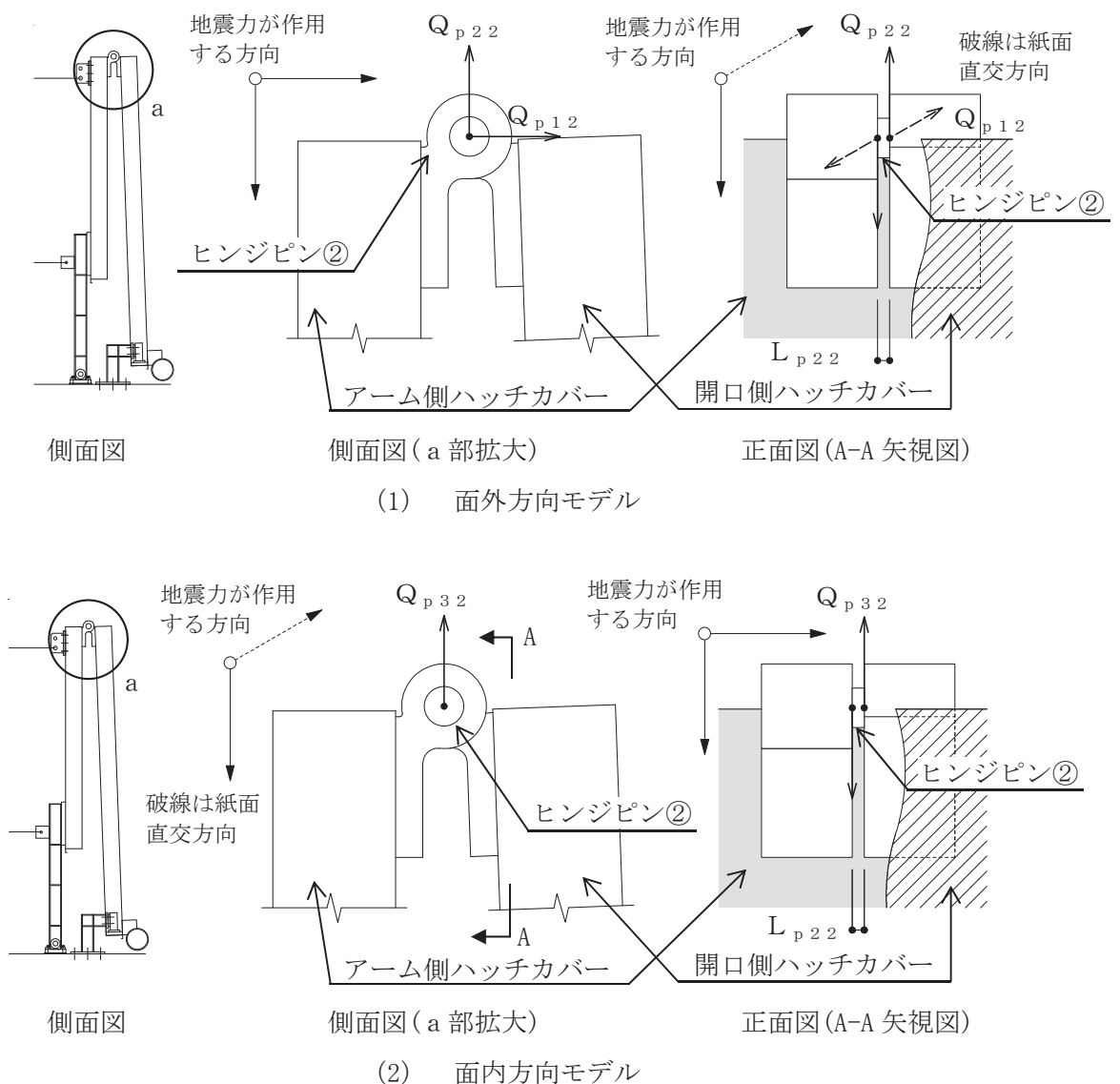


図 1.4.4-8 計算モデル

a. せん断応力度

ヒンジピン②に発生するせん断応力度はヒンジピン②の端部に荷重が作用するものとして計算する。

$$Q_{p2} = \max \left( \sqrt{Q_{p12}^2 + Q_{p22}^2}, Q_{p32} \right)$$

せん断応力度

$$\tau_{p2} = \frac{Q_{p2}}{A_{p2}}$$

ここで、断面積 $A_{p2}$ は次式により求める。

$$A_{p2} = \frac{\pi \cdot R_{p2}^2}{4}$$

b. 曲げ応力度

ヒンジピン②に発生する曲げ応力度はヒンジピン②の端部に荷重が作用するものとして計算する。

曲げモーメント

$$M_{p2} = Q_{p2} \cdot L_{p2}$$

曲げ応力度

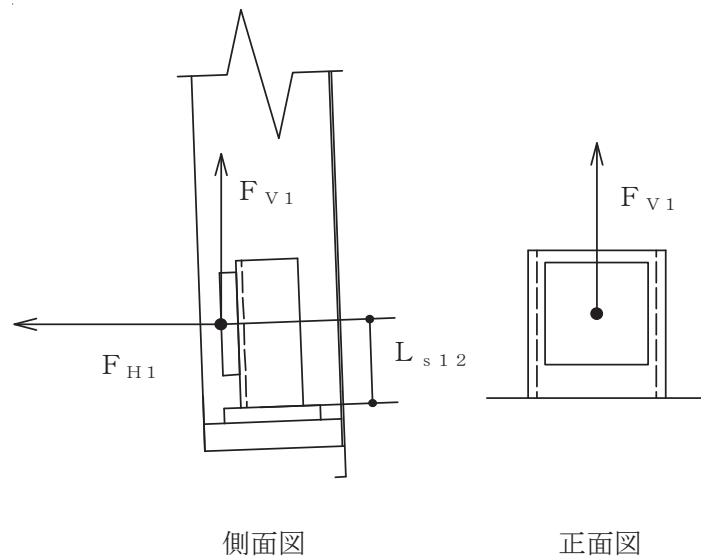
$$\sigma_{p2} = \frac{M_{p2}}{Z_{p2}}$$

ここで、ヒンジピン②の断面係数 $Z_{p2}$ は次式により求める。

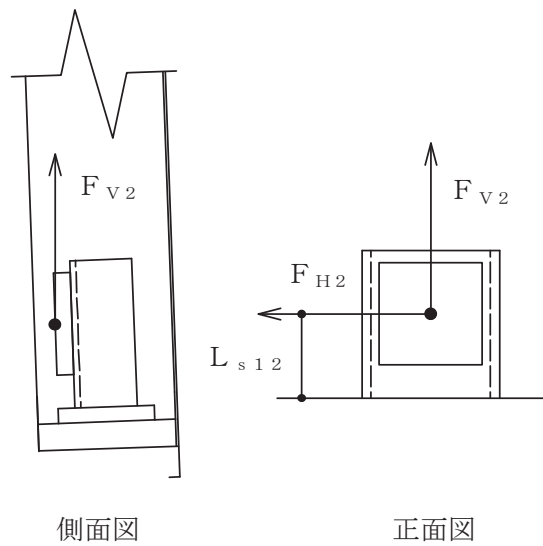
$$Z_{p2} = \frac{\pi \cdot R_{p2}^3}{32}$$

(11) 受金具の計算方法

受金具に発生する応力度は、地震により作用する曲げモーメント及び引張力から計算する。受金具の傾きは小さいため、角度の補正は行わずに計算する。計算モデルを図 1.4.4-9 に示す。



(1) 面外方向



(2) 面内方向

図 1.4.4-9 計算モデル

a. 曲げ応力度

曲げモーメント

受金具に発生する曲げ応力度は水平荷重によって発生する曲げモーメントを受けるものとして計算する。

$$M_{s_y 1 2} = F_{H1} \cdot L_{s 1 2}$$

$$M_{s_x 2 2} = F_{H2} \cdot L_{s 1 2}$$

曲げ応力度

$$\sigma_{b s 2} = \max \left( \frac{M_{s_y 1 2}}{Z_{s_y 2}}, \frac{M_{s_x 2 2}}{Z_{s_x 2}} \right)$$

ここで、断面係数 $Z_{s_x 2}$ 及び $Z_{s_y 2}$ はJ I S G 3 1 9 2-2014より、 $249 \times 10^3$  (mm<sup>3</sup>) 及び  $44.2 \times 10^3$  (mm<sup>3</sup>) とする。

b. 引張応力度

引張力

受金具に発生する引張応力度は鉛直荷重によって発生する引張力を受けるものとして計算する。

$$T_{s 2} = \max (F_{V1}, F_{V2})$$

引張応力度

$$\sigma_{t s 2} = \frac{T_{s 2}}{A_{s 2}}$$

ここで、断面積 $A_{s 2}$ はJ I S G 3 1 9 2-2014より、 $38.65 \times 10^2$  (mm<sup>2</sup>) とする。

#### 1.4.5 評価方法

##### (1) ターンバックル付棒鋼の評価方法

1.4.4(1)及び(2)で求めたターンバックル付棒鋼の引張応力度 $\sigma_{ri}$ は下表の許容応力度 $f_{tri}$ 以下であること。

	基準地震動 $S_s$ による組合せの場合
許容引張応力度 $f_{tri}$	$\frac{F_{ri}}{1.5} \cdot 1.5$

##### (2) ボルトの応力評価

1.4.4(3)及び(7)で求めた吊り金具取付ボルト及び接合ボルトの引張応力度 $\sigma_{bj}$ は許容引張応力度 $f_{tbj}$ 以下であること。ただし、引張力及びせん断力を受ける場合は次式により求めた許容引張応力度 $f_{tsbj}$ 以下であること。ただし、 $f_{tbj}$ は下表による。

$$f_{tsbj} = \text{Min} [1.4 \cdot f_{tbj} - 1.6 \cdot \tau_{bj}, f_{tbj}]$$

せん断応力度 $\tau_{bj}$ は、せん断力のみを受けるボルトの許容せん断応力度 $f_{sbj}$ 以下であること。ただし $f_{sbj}$ は下表による。

	基準地震動 $S_s$ による組合せの場合
許容引張応力度 $f_{tbj}$	$\frac{F_{bj}}{1.5} \cdot 1.5$
許容せん断応力度 $f_{sbj}$	$\frac{F_{bj}}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$

(3) アンカーボルトの応力評価

1.4.4(4), (5)及び(9)で求めたアンカーボルトの引張力 $T_{abk}$ 及びせん断力 $Q_{abk}$ は「日本建築学会 2010年 各種合成構造設計指針・同解説」に基づき算出した短期許容引張力 $p_{ak}$ 及び短期許容せん断力 $q_{ak}$ 以下であること。また、引張力及びせん断力を受ける場合は、以下の式を満たすこと。

$$\left(\frac{T_{abk}}{p_{ak}}\right)^2 + \left(\frac{Q_{abk}}{q_{ak}}\right)^2 \leq 1$$

(4) ヒンジピンの応力評価

1.4.4(6)及び(10)で求めたヒンジピンの曲げ応力度 $\sigma_{pl}$ 及びせん断応力度 $\tau_{pl}$ は許容曲げ応力度 $f_{bpl}$ 及び許容せん断応力度 $f_{spl}$ 以下であること。また、曲げモーメント及びせん断力を受ける場合は、次式を満たすこと。ただし、 $f_{bpl}$ 及び $f_{spl}$ は下表による。

$$\sqrt{\sigma_{pl}^2 + 3 \cdot \tau_{pl}^2} < f_{bpl}$$

	基準地震動 $S_s$ による組合せの場合
許容曲げ応力度 $f_{bpl}$	$\frac{F_{pl}}{1.5} \cdot 1.5$
許容せん断応力度 $f_{spl}$	$\frac{F_{pl}}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$

(5) 鋼材の応力評価

1.4.4(8)及び(11)で求めた固定マスト及び受金具の引張応力度 $\sigma_{t\ s\ m}$ 及び曲げ応力度 $\sigma_{b\ s\ m}$ は許容引張応力度 $f_{t\ s\ m}$ 及び許容曲げ応力度 $f_{b\ s\ m}$ 以下であること。また、引張力及び曲げモーメントを受ける場合は次式を満たすこと。ただし、 $f_{t\ s\ m}$ は下表によるものとし、 $f_{b\ s\ m}$ は建築基準法に定める短期の許容曲げ応力度とする。

$$\frac{\sigma_{t\ s\ m} + \sigma_{b\ s\ m}}{f_{t\ s\ m}} \leq 1 \quad \text{かつ} \quad \frac{\sigma_{b\ s\ m} - \sigma_{t\ s\ m}}{f_{b\ s\ m}} \leq 1$$

	基準地震動 $S_s$ による組合せの場合
許容引張応力度 $f_{t\ s\ m}$	$\frac{F_{s\ m}}{1.5} \cdot 1.5$

## 1.5 評価結果

ハッチカバー固定装置の構造強度評価結果を以下に示す。発生応力度は許容応力度を満足しており、設計用地震力に対して十分な構造強度を有していることを確認した。

### 1.5.1 設計条件

原子炉建屋 O.P. 33.2m*	基準地震動 $S_s$	
	水平方向設計震度 $C_H$	鉛直方向設計震度 $C_V$
	2.21	1.47

注記\*：基準床レベルを示す。

### 1.5.2 機器要目

#### (1) 解析モデル

$W_1$ (kg)	$W_2$ (kg)	$W_3$ (kg)	$W_4$ (kg)	$W_5$ (kg)	$W_6$ (kg)
2200	2000	130	332	100	31

$h_{11}$ (mm)	$h_{21}$ (mm)	$h_{31}$ (mm)	$\ell_{11}$ (mm)	$\ell_{21}$ (mm)
1375	1725	3645	228	657

$h_{12}$ (mm)	$h_{22}$ (mm)	$h_{32}$ (mm)	$h_{42}$ (mm)	$h_{52}$ (mm)
1125	3905	475	550	1725

$\ell_{12}$ (mm)	$\ell_{22}$ (mm)	$\ell_{32}$ (mm)	$\ell_{42}$ (mm)	$\ell_{52}$ (mm)
1225	3200	5650	7770	4110



## (2) ターンバックル付棒鋼

部材	$A_{ri}$ ( $\text{mm}^2$ )	$n_{ri}$	$F_{ri}$ ( $\text{N}/\text{mm}^2$ )
ターンバックル付棒鋼① ( $i=1$ )	303	2	235
ターンバックル付棒鋼② ( $i=2$ )	303	2	235

## (3) ボルト

部材	$A_{bj}$ ( $\text{mm}^2$ )	$n_{bj}$	$n_{be}$	$e_b$ (mm)	$L_{b1}$ (mm)	$F_{bj}$ ( $\text{N}/\text{mm}^2$ )
吊り金具取付ボルト ( $j=1$ )	245	6	2	60	200	240
接合ボルト ( $j=2$ )	245	4	—	—	—	240

## (4) ヒンジピン

部材	$R_{p\ell}$ (mm)	$A_{p\ell}$ ( $\text{mm}^2$ )	$Z_{p\ell}$ ( $\text{mm}^3$ )	$L_{p\ell}$ (mm)	$F_{p\ell}$ ( $\text{N}/\text{mm}^2$ )
ヒンジピン① ( $\ell=1$ )	60	2827	21200	170	345
ヒンジピン② ( $\ell=2$ )	65	3318	27000	20	345

## (5) 鋼材

部材	B (mm)	H (mm)	$t_1$ (mm)	$t_2$ (mm)	$A_{sm}$ (mm <sup>2</sup> )
固定マスト (m=1)	150	150	12	19	—
受け金具 (m=2)	—	—	—	—	3865

部材	$Z_{sxm}$ (mm <sup>3</sup> )	$Z_{sym}$ (mm <sup>3</sup> )	$L_{s1m}$ (mm)	$L_{s2m}$ (mm)	$F_{sm}$ (N/mm <sup>2</sup> )
固定マスト (m=1)	347000	143000	360	193	325
受け金具 (m=2)	249000	44200	121	—	235

## (6) アンカーボルト

部材	$n_{abk}$	$n'_{ab3}$	$L_{ab1}$ (mm)	$L_{ab2}$ (mm)	$L_{ab3}$ (mm)
アンカーボルト① (k=1)	4	—	—	—	—
アンカーボルト② (k=2)	4	—	—	—	—
アンカーボルト③ (k=3)	8	3	360	193	280

1.5.3 計算数値

(1) ターンバックル付棒鋼に作用する力

(単位：N)

部材	$T_{1i}$
	基準地震動 $S_s$
ターンバックル付棒鋼① ( $i=1$ )	$48.00 \times 10^3$
ターンバックル付棒鋼② ( $i=2$ )	$33.96 \times 10^3$

(2) ボルトに作用する力

(単位：N)

部材	$T_{2i}$
	基準地震動 $S_s$
吊り金具取付ボルト ( $i=1$ )	$24.00 \times 10^3$

(単位：N)

部材	$F_{v1}$	$F_{H1}$
	基準地震動 $S_s$	基準地震動 $S_s$
接合ボルト	$21.53 \times 10^3$	$12.60 \times 10^3$

(単位：N)

部材	$F_{v2}$	$F_{H2}$
	基準地震動 $S_s$	基準地震動 $S_s$
接合ボルト	$59.27 \times 10^3$	$43.33 \times 10^3$

(3) ヒンジピンに作用する力

(単位：N)

部材	$Q_{p1\ell}$	$Q_{p2\ell}$	$Q_{p3\ell}$
	基準地震動 $S_s$	基準地震動 $S_s$	基準地震動 $S_s$
ヒンジピン① ( $\ell=1$ )	$0.09 \times 10^3$	$28.78 \times 10^3$	$40.84 \times 10^3$
ヒンジピン② ( $\ell=2$ )	$11.92 \times 10^3$	$3.92 \times 10^3$	$15.34 \times 10^3$

(4) 鋼材に作用する力

(単位：N)

部材	$F_{v1}$	$F_{H1}$
	基準地震動 $S_s$	基準地震動 $S_s$
固定マスト	$21.53 \times 10^3$	$12.60 \times 10^3$
受け金具	$21.53 \times 10^3$	$12.60 \times 10^3$

(単位：N)

部材	$F_{v2}$	$F_{H2}$
	基準地震動 $S_s$	基準地震動 $S_s$
固定マスト	$59.27 \times 10^3$	$43.33 \times 10^3$
受け金具	$59.27 \times 10^3$	$43.33 \times 10^3$

(5) アンカーボルトに作用する力

(単位：N)

部材	$T_{2i}$
	基準地震動 $S_s$
アンカーボルト① ( $i=1$ )	$24.00 \times 10^3$
アンカーボルト② ( $i=2$ )	$16.98 \times 10^3$

(単位：N)

部材	$F_{v1}$	$F_{H1}$
	基準地震動 $S_s$	基準地震動 $S_s$
アンカーボルト③	$21.53 \times 10^3$	$12.60 \times 10^3$

(単位：N)

部材	$F_{v2}$	$F_{H2}$
	基準地震動 $S_s$	基準地震動 $S_s$
アンカーボルト③	$59.27 \times 10^3$	$43.33 \times 10^3$

### 1.5.4 結論

#### (1) ターンバックル付棒鋼の応力度

(単位：N/mm<sup>2</sup>)

部材	材料	応力度	基準地震動 S <sub>s</sub>	
			算出応力度	許容応力度
ターンバックル付棒鋼① (i=1)	SNR400B	引張	$\sigma_{r1}=79$	$f_{r1}=235$
ターンバックル付棒鋼② (i=2)	SNR400B	引張	$\sigma_{r2}=56$	$f_{r2}=235$

すべて許容応力度以下である。

#### (2) ボルトの応力度

(単位：N/mm<sup>2</sup>)

部材	強度区分	応力度	基準地震動 S <sub>s</sub>	
			算出応力度	許容応力度
吊り金具取付ボルト (j=1)	4.6	引張	$\sigma_{b1}=31$	$f_{tb1}=240$
接合ボルト (j=2)	4.6	引張	$\sigma_{b2}=13$	$f_{tsb2}=216^*$
		せん断	$\tau_{b2}=75$	$f_{sb2}=138$

すべて許容応力度以下である。注記\*： $f_{tsbj} = \text{Min}[1.4 \cdot f_{tbj} - 1.6 \tau_{bj}, f_{tbj}]$

#### (3) ヒンジピンの応力度

(単位：N/mm<sup>2</sup>)

部材	材料	応力度	基準地震動 S <sub>s</sub>	
			算出応力度	許容応力度
ヒンジピン① (ℓ=1)	S45C	せん断	$\tau_{p1}=7$	$f_{sp1}=199$
		曲げ	$\sigma_{p1}=82$	$f_{bp1}=345$
		組合せ	$\sqrt{\sigma_{p1}^2 + 3 \cdot \tau_p^2}$ =83	$f_{bp1}=345$
ヒンジピン② (ℓ=2)	S45C	せん断	$\tau_{p2}=5$	$f_{sp2}=199$
		曲げ	$\sigma_{p2}=11$	$f_{bp2}=345$
		組合せ	$\sqrt{\sigma_{p2}^2 + 3 \cdot \tau_p^2}$ =14	$f_{bp2}=345$

すべて許容応力度以下である。

## (4) 鋼材の応力度

(単位：N/mm<sup>2</sup>)

部材	材料	応力度	基準地震動 S <sub>s</sub>	
			算出応力度	許容応力度
固定マスト (m=1)	SN490B	曲げ	$\sigma_{b s 1}=142$	$f_{b s 1}=325$
受け金具 (m=2)	SS400	引張	$\sigma_{t s 2}=15$	$f_{t s 2}=235$
		曲げ	$\sigma_{b s 2}=34$	$f_{b s 2}=235$

すべて許容応力度以下である。

部材	材料	組合せ	基準地震動 S <sub>s</sub>	
			算出値	許容値
受け金具 (m=2)	SS400	$\frac{\sigma_{t s 2} + \sigma_{b s 2}}{f_{t s 2}}$	0.21	1.00
		$\frac{\sigma_{b s 2} - \sigma_{t s 2}}{f_{b s 2}}$	0.09	1.00

すべて許容値以下である。

## (5) アンカーボルトの応力

(単位：N)

部材	材料	応力度	基準地震動 S <sub>s</sub>	
			算出応力	許容応力
アンカーボルト① (k=1)	SS400	引張	$T_{a b 1}=6.00 \times 10^3$	$p_{a 1}=57.58 \times 10^3$
アンカーボルト② (k=2)	SS400	引張	$T_{a b 2}=4.25 \times 10^3$	$p_{a 2}=57.58 \times 10^3$
アンカーボルト③ (k=3)	SS400	引張	$T_{a b 3}=32.19 \times 10^3$	$p_{a 3}=38.27 \times 10^3$
		せん断	$Q_{a b 3}=5.42 \times 10^3$	$q_{a 3}=40.30 \times 10^3$

すべて許容応力以下である。

部材	材料	組合せ	基準地震動 S <sub>s</sub>	
			算出値	許容値
アンカーボルト③ (k=3)	SS400	$\left(\frac{T_{a b 3}}{p_{a 3}}\right)^2 + \left(\frac{Q_{a b 3}}{q_{a 3}}\right)^2$	0.73	1.00

許容値以下である。

## 2. 燃料取替床面の面外方向加速度による影響評価

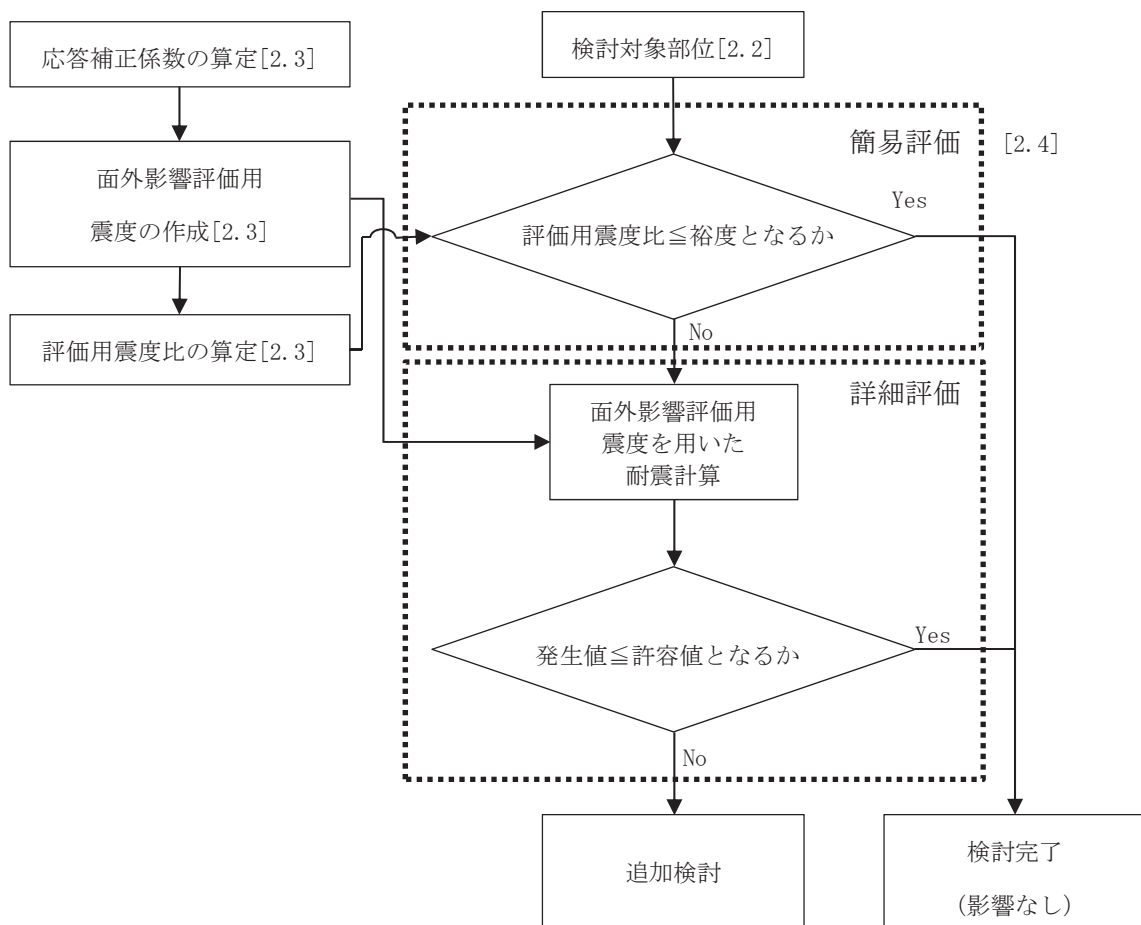
補足説明資料「補足-600-5 水平 2 方向及び鉛直方向の適切な組合せに関する検討について別紙 4.7 原子炉建屋 3 次元 FEM モデルの面外加速度に係る機器・配管系への影響検討」においては、原子炉建屋燃料取替床の壁面及び床面に設置された耐震重要度分類 S クラスに属する機器・配管系等を対象に、面外加速度に対する影響検討を行っている。

ハッチカバーは燃料取替床の床面に設置されていることから、同様に燃料取替床面の面外方向（鉛直方向）加速度に対するハッチカバーの影響検討を行う。

### 2.1 一般事項

#### 2.1.1 評価方針

ハッチカバーについて、評価用震度比（詳細は 2.3 項にて説明）と検討対象の裕度（許容値／発生値）を用いた簡易評価を行う。簡易評価において、評価用震度比が裕度を上回った場合は、面外影響評価用震度（詳細は 2.3 項にて説明）を用いた詳細評価を行う。影響検討フローを図 2.1.1-1 に示す。



注：[ ]内は、本資料における章番号を示す。

図 2.1.1-1 原子炉建屋 3 次元 FEM モデルの面外加速度に係るハッチカバーへの影響検討フロー

## 2.2 評価対象部位

評価対象部位は、「1.5.4 結論」にて最も裕度の小さいアンカーボルト③とする。

## 2.3 面外加速度の影響を評価するための震度の算定

補足説明資料「補足-600-5 水平2方向及び鉛直方向の適切な組合せに関する検討について別紙2 3次元FEMモデルを用いた精査」においては、3次元FEMモデルを用いて弾性設計用地震動 $S_d-D2$ に対する地震応答解析を行っていることから、質点系モデルの弾性設計用地震動 $S_d$ 及び基準地震動 $S_s$ に対する応答から算定した補正係数を乗じることで、面外加速度による影響を評価に用いる震度を算定する。

材料物性の不確かさによる応答補正比率は、基本ケースの質点系モデルの最大応答加速度に対する材料物性の不確かさを考慮した質点系モデルの最大応答加速度の比（以下、「材料物性の不確かさによる応答比」という。）により算定する。算定した材料物性の不確かさによる応答比を表2.3-1に示す。

$S_s$ 地震時に用いる質点系モデルによる最大応答加速度比は、 $S_d$ 地震時の基本ケースと $S_s$ 地震時の基本ケースの比（以下、「 $S_d$ 地震時に対する $S_s$ 地震時の応答比」という。）により算定する。算定した $S_d$ 地震時に対する $S_s$ 地震時の応答比を表2.3-2に示す。

材料物性の不確かさによる応答比及び $S_d$ 地震時に対する $S_s$ 地震時の応答比から算定した応答補正係数を表2.3-3に示す。

弾性設計用地震動 $S_d-D2$ に対する3次元FEMモデルの応答に応答補正係数を乗算し、重力加速度で除算した震度（以下、「面外影響評価用震度」という。）を算定する。算定した面外影響評価用震度を表2.3-4に示す。

設計震度に対する面外影響評価用震度の比（以下、「評価用震度比」という。）を算定する。算定した評価用震度比を表2.3-5に示す。

影響評価に用いる弾性設計用地震動 $S_d-D2$ に対する3次元FEMモデルの応答は、ハッチカバーの設置箇所に対応する節点の応答について支配幅を考慮した重み付け平均により算定する。影響検討に用いた節点を図2.3-1に、応答の算出方法の概要を図2.3-2に示す。

影響評価に用いる弾性設計用地震動 $S_d-D2$ 及び基準地震動 $S_s-D2$ に対する質点系モデルの応答は、鉛直方向モデルの質点番号6番の応答とする。原子炉建屋の鉛直方向モデルを図2.3-3に示す。



表 2.3-1 質点系モデルに基づく材料物性の不確かさによる応答比 (0. P. 33. 2m)

項目	数値
①基本ケースの最大応答加速度 (cm/s <sup>2</sup> )	785
②材料物性の不確かさを考慮した最大応答加速度 (cm/s <sup>2</sup> )	803
③材料物性の不確かさによる応答比 ②/①	1.03

表 2.3-2 質点系モデルに基づく S d 地震時に対する S s 地震時の応答比 (0. P. 33. 2m)

項目	数値
①弾性設計用地震動 S d - D 2 に対する最大応答加速度 (cm/s <sup>2</sup> )	785
②基準地震動 S s - D 2 に対する最大応答加速度 (cm/s <sup>2</sup> )	1353
③ S d 地震時に対する S s 地震時の応答比 ②/①	1.73

表 2.3-3 応答補正係数 (0. P. 33. 2m)

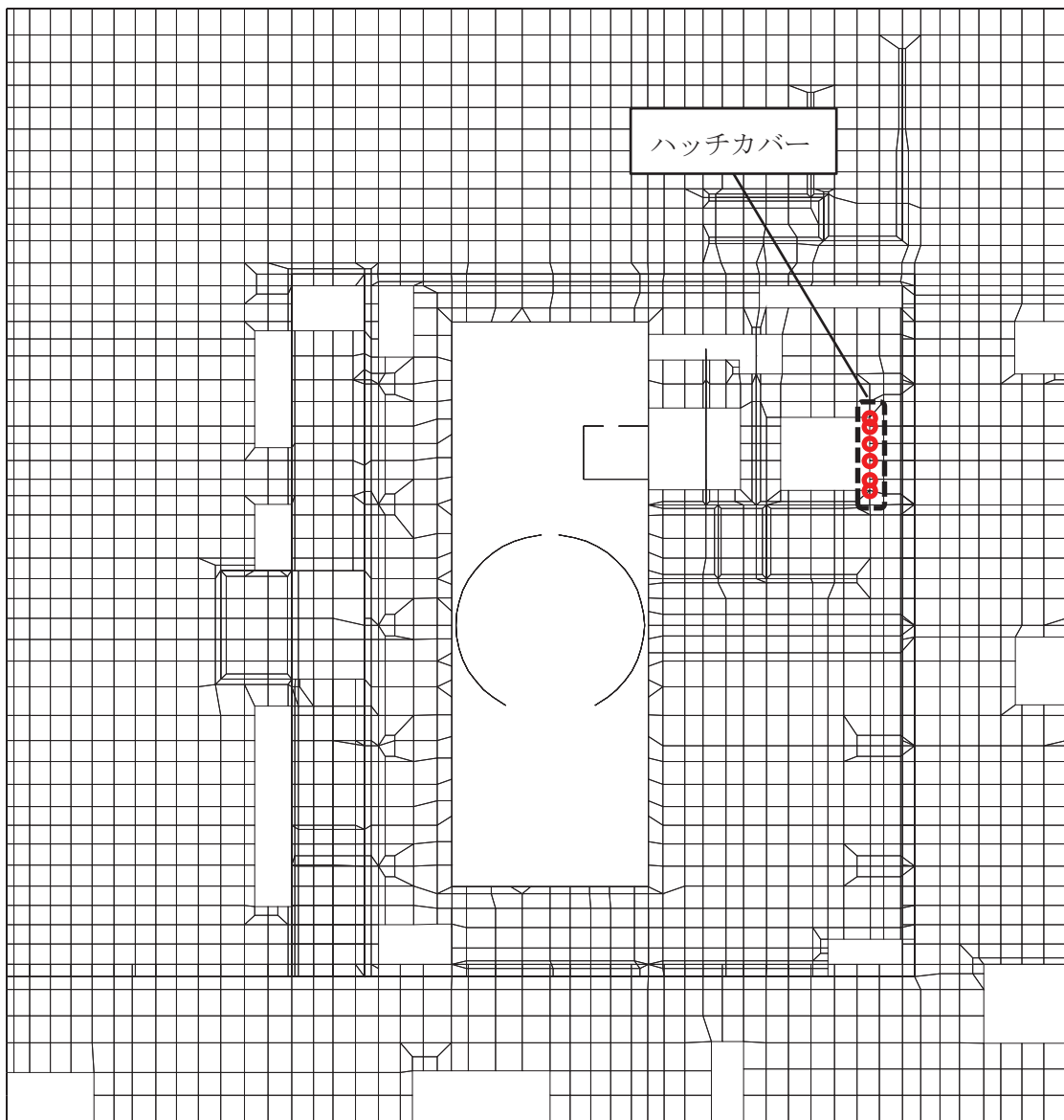
項目	数値
①材料物性の不確かさによる応答比	1.03
② S d 地震時に対する S s 地震時の応答比	1.73
③応答補正係数 ①×②	1.78

表 2.3-4 面外影響評価用震度 (O.P. 33.2m)

項目	数値
①弾性設計用地震動 S d - D 2 に対する 3次元 FEM モデルの最大応答加速度 (cm/s <sup>2</sup> )	885
②応答補正係数	1.78
③重力加速度 (cm/s <sup>2</sup> )	980.665
④面外影響評価用震度 ①×②/③	1.61

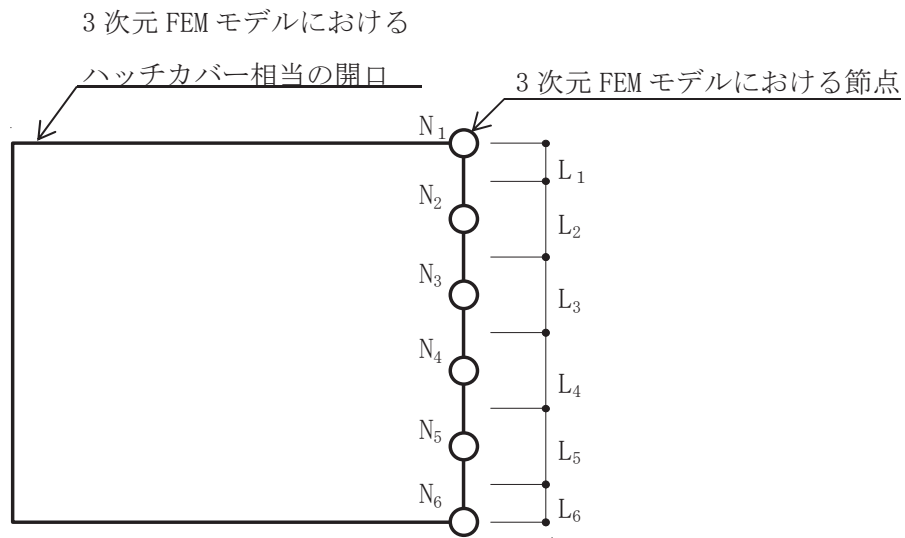
表 2.3-5 評価用震度比 (O.P. 33.2m)

項目	数値
①面外影響評価用震度	1.61
②設計震度	1.47
③評価用震度比 ①/②	1.10



3次元 FEM モデルの原子炉建屋地上 3 階平面図 (0. P. 33. 2m)

図 2.3-1 ハッチカバー設置箇所に対応する節点の位置



$$\text{ハッチカバーの応答} = \frac{\sum (L_i \times A_i)}{\sum L_i}$$

$A_i$  : 節点  $N_i$  における最大応答加速度

$L_i$  : 節点  $N_i$  の支配幅

図 2.3-2 ハッチカバーの応答の算出方法の概要

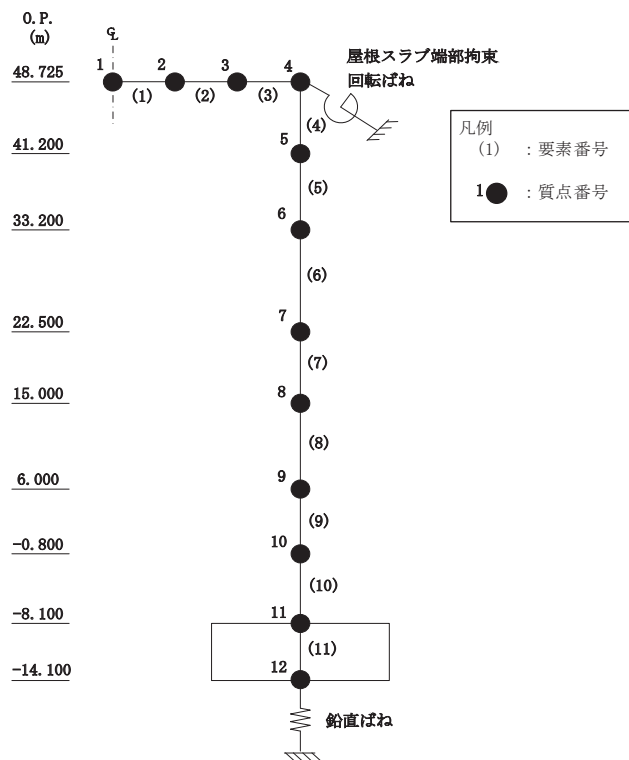


図 2.3-3 地震応答解析モデル (UD 方向)

## 2.4 評価結果

評価結果を表 2.4-1 に示す。

表 2.4-1 評価結果

評価対象部位	評価用震度比	最小裕度	簡易評価
アンカーボルト③	1.10	1.18	○

## 2.5 まとめ

燃料取替床面の面外方向（鉛直方向）加速度による影響を考慮しても、ハッチカバーの耐震性評価に影響がないことを確認した。

## 可搬型窒素ガス供給装置について

## 1. 概要

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

可搬型窒素ガス供給装置は、1台あたり、純度 99.0vol%にて 220Nm<sup>3</sup>/h の流量で原子炉格納容器に窒素注入が可能な能力を有している。

## 2. 窒素製造プロセス

可搬型窒素ガス供給装置は、圧力変動吸着（PSA：Pressure Swing Adsorption）方式の窒素ガス発生装置であり、空気圧縮機（エアドライヤ付）、吸着槽、窒素ガス分離装置、制御装置等で構成され、大気中の空気を原料とし、原料空気から酸素を吸着除去することで、窒素を製造・供給する設備である。

原料となる空気は、空気圧縮機内で加圧されエアドライヤで除湿後、吸着槽に送られる。吸着槽内には、空気から酸素を吸着除去する吸着剤が充填されており、送られてくる空気中の酸素を吸着除去して窒素の純度を上げて系統に供給する。なお、吸着された酸素等は、大気圧に減圧する過程で吸着材から脱着され、吸着材は酸素等を再度吸着することが可能となる。この吸脱着操作を繰り返すことにより、連続して窒素を供給する。

圧力変動吸着方式による窒素供給原理を図 2-1 に示す。

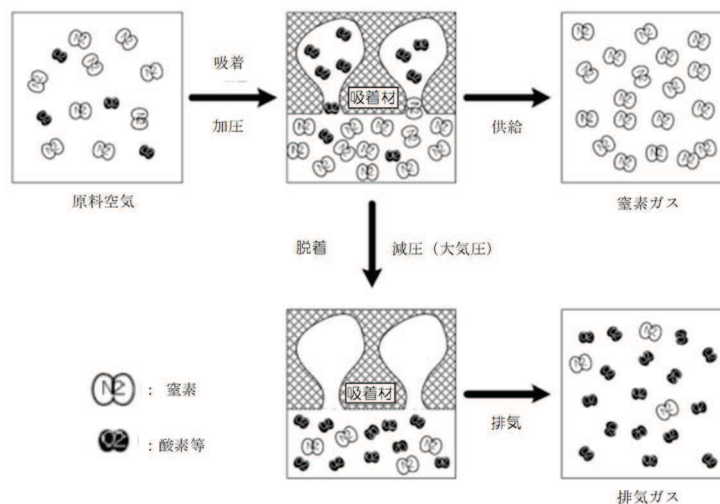


図 2-1 圧力変動吸着方式による窒素供給原理

### 3. 重大事故等時の格納容器内水素濃度及び酸素濃度低減性能

可搬型窒素ガス供給装置による原子炉格納容器内の評価については、当該機器を使用しない場合においても、原子炉格納容器内での水素爆発が発生しないことを設置（変更）許可における「添付書類十 7.2.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」における「7.2.1.2 代替循環冷却系を使用する場合」において確認している。

有効性評価シナリオ「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」における原子炉格納容器内の気体の組成の推移（ドライ条件）を図3-1及び図3-2に示す。原子炉格納容器内の水素濃度は、事象発生直後からジルコニウム-水反応により大量の水素が発生し、可燃限界濃度である4vol%を大きく上回る。その後、水の放射線分解によって格納容器内酸素濃度が上昇するものの、可燃限界である5.0vol%を上回ることはなく、事象発生から168時間後の酸素濃度は、ドライウエルにおいて約2.8vol%、サプレッションチェンバにおいて約3.4vol%である。したがって、ドライ条件においても可燃限界である5vol%を超えることはなく、原子炉格納容器内での水素爆発は生じない。

なお、事象発生の約11時間後から約24時間後までの間、ドライウエルにおける酸素濃度が可燃限界である5vol%を上回るが、これはLOCA後のブローダウンによる影響であり、現実に可燃限界である5vol%を上回ることはない。

また、168時間以降に水の放射線分解によって発生する酸素によって、ドライ条件において4.3vol%及びウェット条件において1.5vol%に到達した場合には、原子炉格納容器内での水素燃焼を防止する観点で、格納容器ベントを実施するため、原子炉格納容器内で可燃限界に達することはなく、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、可搬型窒素ガス供給装置を用いた窒素の注入を行わない場合においても、原子炉格納容器の水素爆発が発生しないことを確認している。

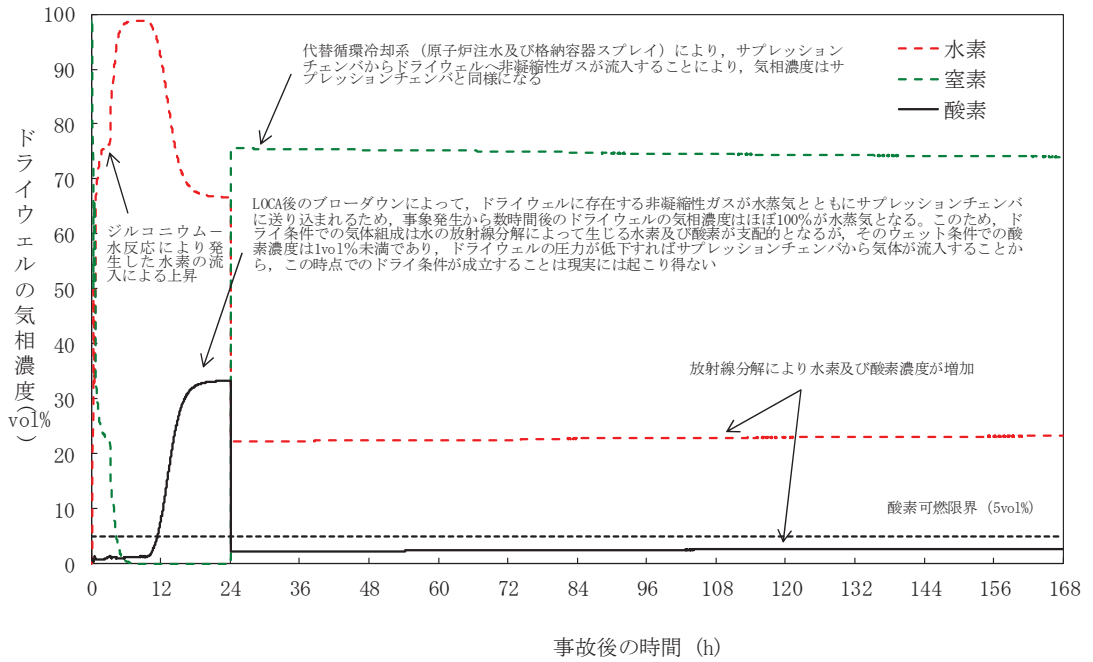


図 3-1 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」におけるドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

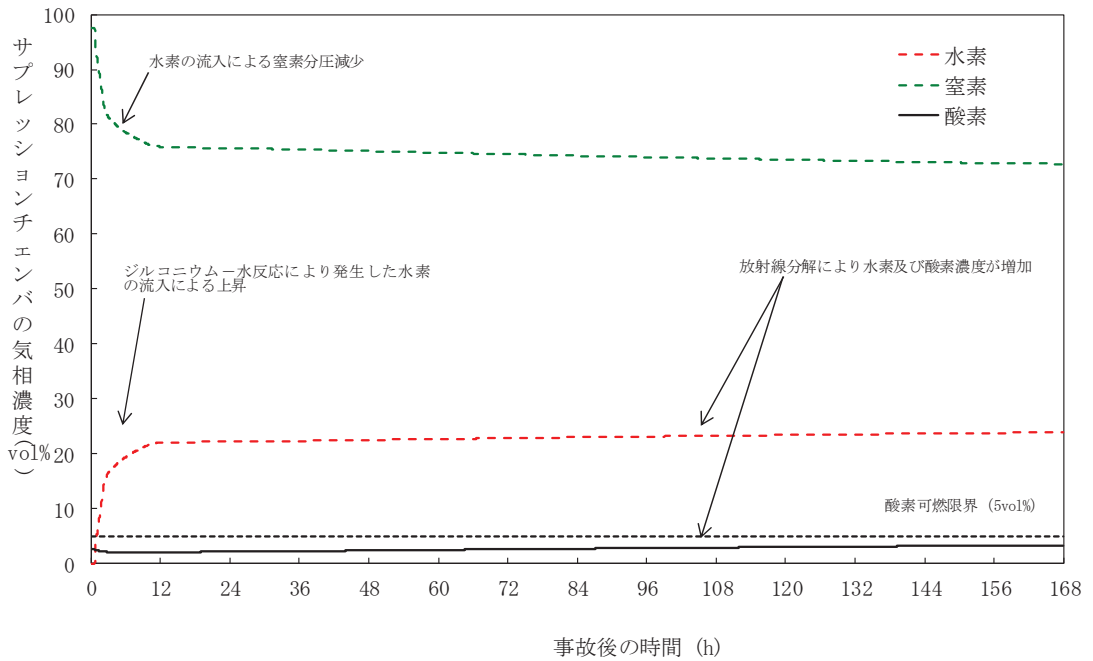


図 3-2 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」におけるサブプレッションチェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）



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

3.にて示した評価は、電力共同研究の結果を踏まえ、水の放射線分解における水素及び酸素のG値を $G(\text{H}_2)=0.06$ 、 $G(\text{O}_2)=0.03$ としている。今回の評価で用いたG値は過去の複数回の実験によって測定した値であり、重大事故環境下での水の放射線分解の評価に適した値と考えるが、実験においてもG値にはばらつきが確認されたこと及び事故時の原子炉格納容器内の環境には不確かさがあることを考慮すると、G値については不確かさを考慮した取り扱いが特に重要となる。

実際の事故対応において、何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合、事象発生から7日が経過する前に酸素濃度が4.3vol%を上回る可能性が考えられる。ここでは何らかの要因によって酸素濃度が今回の評価よりも早く上昇する場合を想定し、酸素濃度の上昇速度の変化が評価結果及び事故対応に与える影響を確認した。確認結果を図4-1及び図4-2に示す。

なお、G値の不確かさを考慮した評価として、水の放射線分解における水素及び酸素のG値を、沸騰状態においては $G(\text{H}_2)=0.4$ 、 $G(\text{O}_2)=0.2$ 、非沸騰状態においては $G(\text{H}_2)=0.25$ 、 $G(\text{O}_2)=0.125$ とした。この値は設計基準事故対応設備である可燃性ガス濃度制御系の性能を評価する際に用いている値であり、設計基準事故環境下に対しても一定の保守性を有する値である。設計基準事故環境下に比べ、重大事故環境下ではG値が低下する傾向にあることから、重大事故環境下におけるG値の不確かさとして考慮するには十分に保守的な値である。

設計基準事故対応設備である可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用しているG値とした場合についても、原子炉格納容器内の酸素濃度が4.3vol%（ドライ）及び1.5vol%（ウェット）に到達した場合、原子炉格納容器内での水素燃焼の発生防止を目的とした格納容器ベントを実施することにより、原子炉格納容器内の非凝縮性ガスが原子炉格納容器フィルタベント系を通じて排出され、原子炉格納容器内の酸素濃度が可燃限界（約5vol%）に到達することはない。

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

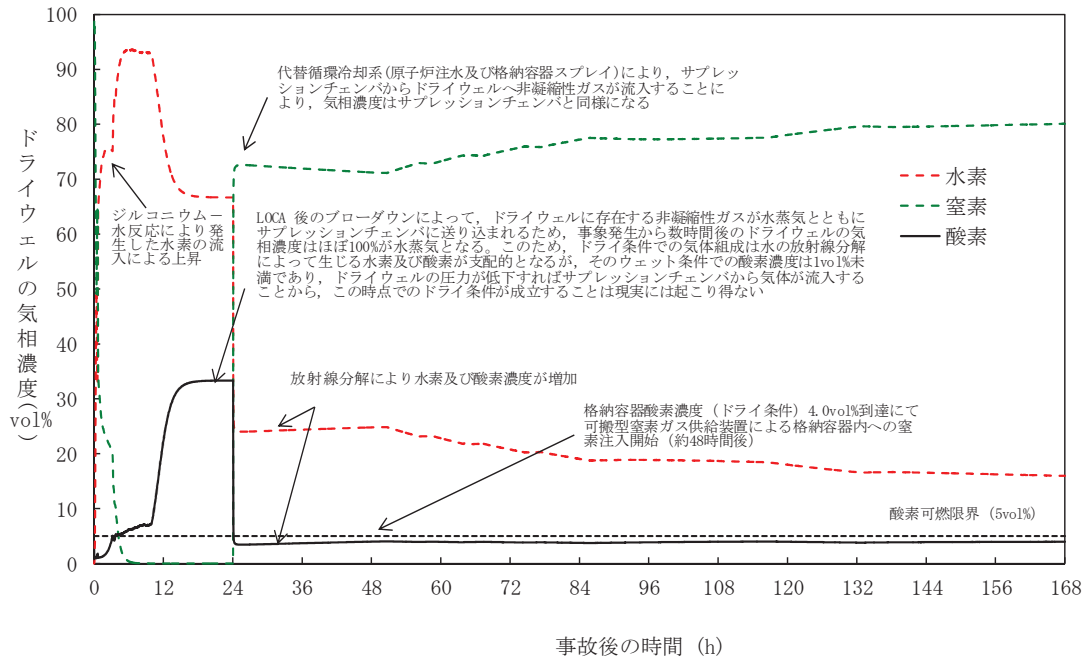


図 4-1 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用している G 値を採用した場合のドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

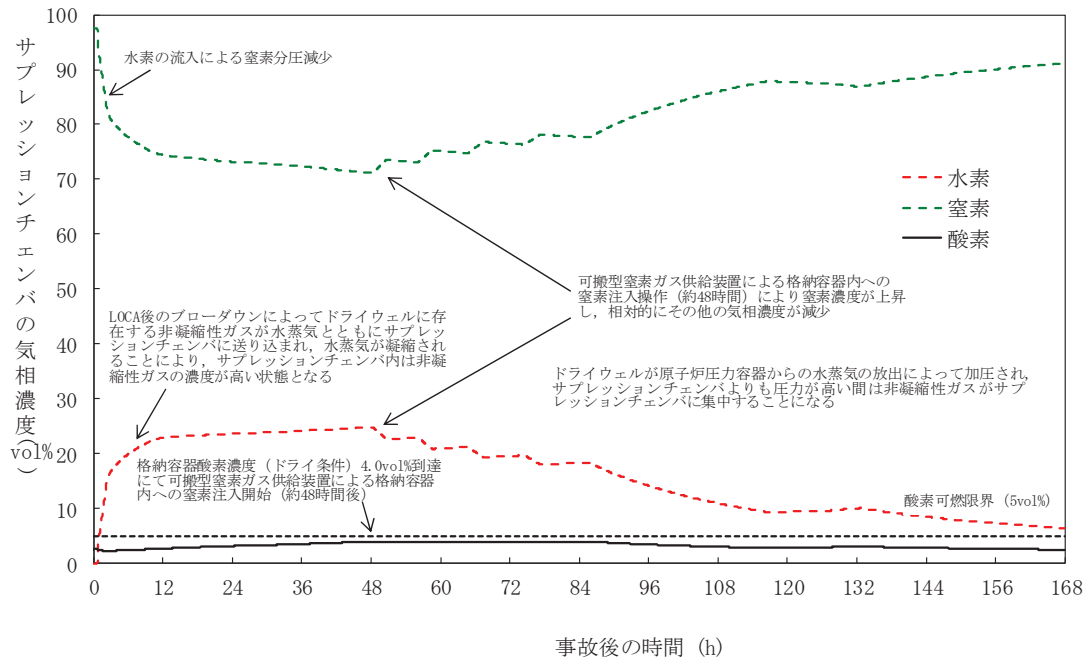


図 4-2 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却を使用する場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用している G 値を採用した場合のサブプレッションチェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

「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 可燃性ガスの発生について」において評価されている。

以下に当該評価条件及び評価結果を抜粋し記載する。

<抜粋> [その 1 - 9×9 燃料が装荷されるまでのサイクル]

### 3.5.3.2 格納容器内の可燃性ガス濃度の制御

水が放射線エネルギーを吸収すると、一部は放射線分解によって水素と酸素に分かれる。事故後、大部分の核分裂生成物は燃料中に存在し、発生する崩壊熱（放射線エネルギー）のほとんどは燃料棒に吸収されるが、一部は炉心冷却水に直接吸収される。また、燃料棒から核分裂生成物が放出される場合には、サブプレッションチェンバ内のプール水中に保持された核分裂生成物からの放射線エネルギーがプール水中に吸収されることにより、これらの水の一部が放射線分解する。このように放射線分解の量によっては、何らかの対策を施さないと事故時に隔離された格納容器内に、水素、酸素が徐々に蓄積され可燃限界を超えて燃焼し、格納容器内の温度、圧力を上昇させる可能性があるため可燃性ガス濃度制御系を作動させて水素濃度及び酸素濃度を低下させる。

なお、可燃性ガスのミキシングについては、格納容器内に存在する種々の駆動力により、十分なミキシングが期待できる。

以下に LOCA 時の格納容器内の可燃性ガス濃度変化の解析を行う。

#### (1) 解析条件

解析は次のような仮定を用いて行う。<sup>(23) (24)</sup>

- a. 原子炉は事故発生直前まで定格出力の約 105% (2,540MWt) で運転していたものとする。
- b. ジルコニウム-水反応割合は、ECCS の性能解析結果の 5 倍、又は燃料被覆管の 0.23 ミル（これは燃料被覆管全量の 0.73%に相当する）厚さが反応した場合のいずれか大きいほうとし、解析では 0.73%とする。
- c. 格納容器調気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。
- d. 事故前に冷却材中に溶存している水素、酸素の寄与は非常に少ないので、事故後の格納容器内の水素、酸素濃度の評価では無視する。
- e. ECCS の性能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、解析では放出割合を希ガス 100%、ハロゲン 50%及び固形分 1%とする。

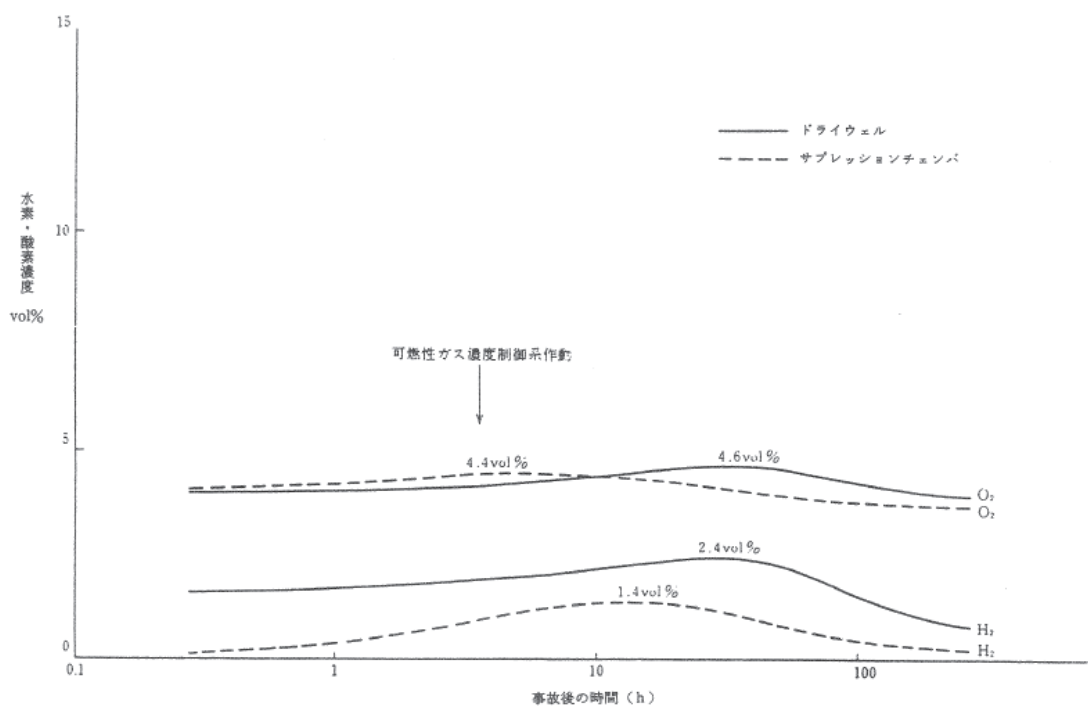
- f. 放射線分解により発生する水素ガス及び酸素ガスの発生割合（G 値）は、それぞれ 0.5 分子/100eV, 0.25 分子/100eV とする。
- g. ドライウエルから加熱式再結合器への吸込み流量は 255Nm<sup>3</sup>/h/系統とする。  
加熱式再結合器で処理されたガスは、すべてサブプレッションチェンバに戻るものとする。  
なお、再結合器は、事故後 3.5 時間で作動するものとする。
- h. 加熱式再結合器の水素ガス及び酸素ガスの再結合効率を 95%とする。
- i. 可燃性ガス濃度制御系に単一故障を仮定する。

(2) 解析方法

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

(3) 解析結果

事故後の水素及び酸素濃度の時間変化を第 3.5.2-1 図に示す。この図に示すように本原子炉施設では可燃性ガス濃度制御系を使用して、水素と酸素を再結合させることにより、LOCA 時のドライウエル及びサブプレッションチェンバ内の可燃性ガス濃度を可燃限界未満に抑えることができる。



第 3.5.2-1 図 冷却材喪失時の格納容器内の水素・酸素濃度変化

<抜粋> [その 2-9×9 燃料が装荷されたサイクル以降]

### 3.5.2 可燃性ガスの発生

#### 3.5.2.1 原因

本事故の原因は、「3.2.1.1 原因」に記載されたものと同様である。

#### 3.5.2.2 事故防止対策及び事故拡大防止対策

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

#### 3.5.2.3 事故経過の解析

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

##### (1) 解析条件

解析は次のような仮定を用いて行う。<sup>(23)(24)</sup>

- a. 原子炉は事故発生直前まで定格出力の約 105% (2,540MWt) 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 μm 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 μm の厚さが反応した場合に相当する量とする。

なお、これは 9×9 燃料 (A 型) では燃料被覆管全量の 0.88%、9×9 燃料 (B 型) では燃料被覆管全量の 0.89% に相当する量である。

- d. 原子炉格納容器調気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い込み流量は  $255\text{m}^3/\text{h}$ [normal]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プレッションチェンバ内のプール水中に保持された核分裂生成物により，サプレッションチェンバ内のプール水の一部が放射線分解し，格納容器内の水素及び酸素濃度が徐々に上昇する。

事故後 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プレッションチェンバに戻される。サ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。

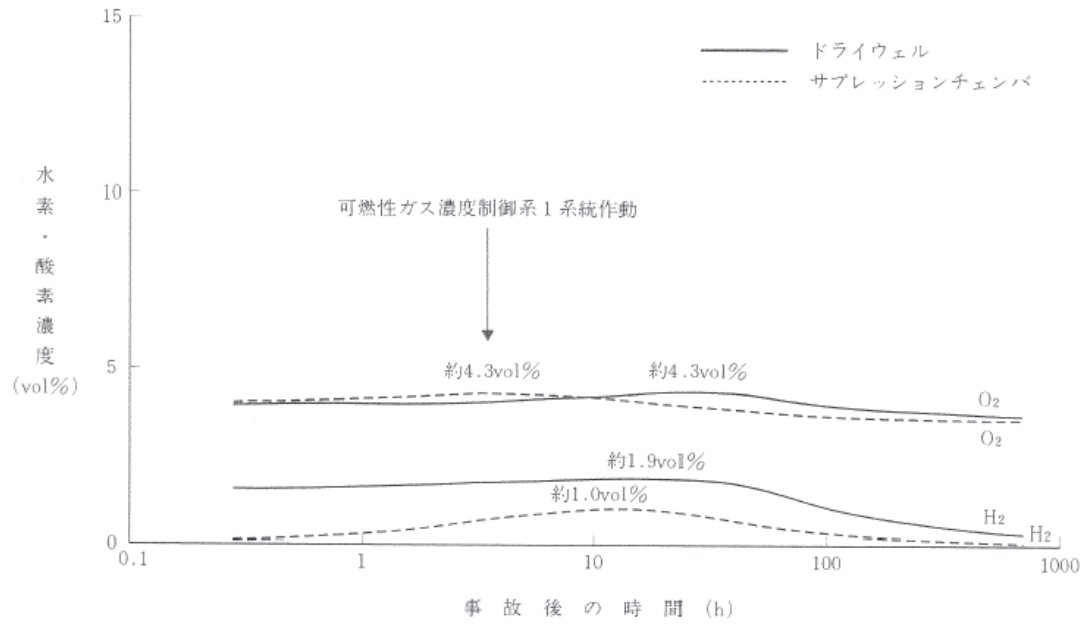
事故後の水素及び酸素濃度の時間変化を第 3.5.2-1 図に示す。この図から分かるとおり，格納容器内の可燃性ガス濃度は，最大でも，事故後約 20 時間でドライウエルの水素濃度が約 1.9vol%，約 27 時間でドライウエルの酸素濃度が約 4.3vol%に達するが，可燃限界である水素 4vol%及び酸素 5vol%より低い。

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せるため，局所的に高い濃度となることはない。

### 3.5.2.4 判断基準への適合性の検討

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

「3.5.2.3 (3) 解析結果」で示したように、格納容器内の雰囲気は可燃限界未満に制御される。したがって、判断基準は満足される。



第3.5.2-1図 原子炉冷却材喪失時の格納容器内の水素・酸素濃度変化

## 原子炉格納容器内の酸素濃度（ウェット条件）による格納容器ベント基準の設定 と計器誤差の影響

### 1. はじめに

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するため、原子炉格納容器フィルタベント系による格納容器ベントを実施することとしており、その判断基準は、「原子炉格納容器内の酸素濃度がドライ条件で 4.3vol%及びウェット条件で 1.5vol%に到達する場合」となっている。

本資料では、原子炉格納容器内の酸素濃度による格納容器ベント基準のうち、ウェット条件 1.5vol%の設定の考え方を説明するとともに、ウェット条件における計器誤差は、±1.2%程度であり、誤差を考慮しても格納容器ベントの判断に影響を及ぼさないことを説明する。

### 2. ウェット条件 1.5vol%の設定について

#### (1) 判断基準の設定理由

格納容器破損モード「水素燃焼」では、原子炉格納容器の水素燃焼による破損を回避するために、水の放射線分解により発生する酸素への中長期的な対応として、原子炉格納容器フィルタベント系による水素及び酸素排出を行う手順としている。

有効性評価「水素燃焼」におけるドライウエルの気相濃度の推移について、ドライ条件の気相濃度の推移を図 1 に、ウェット条件の気相濃度の推移を図 2 に示す。

図 1 に示すとおり、有効性評価の事象進展解析において、ドライ条件では事象発生約 11 時間後から約 24 時間後までの間、ドライウエルにおける酸素濃度が可燃限界である 5vol%を上回るが、これは LOCA 後のブローダウンによる影響であり、現実には可燃限界である 5vol%を上回ることはない\*。

以上を踏まえ、不要な格納容器ベントを防止するために、ドライ条件による判断基準に加えウェット条件による判断基準を設定している。

注記\* : LOCA 後のブローダウンによって、ドライウエルに存在する非凝縮性ガスが水蒸気とともにサプレッションチェンバに送り込まれるため、事象発生から数時間後のドライウエルの気相濃度はほぼ 100%が水蒸気となる。このため、ドライ条件での気体組成は水の放射線分解によって生じる水素及び酸素が支配的となるが、そのウェット条件での酸素濃度は 1vol%未満であり、ドライウエルの圧力が低下すればサプレッションチェンバから気体が流入することから、この時点でのドライ条件が成立することは現実には起こり得ない。



## (2) 判断基準値の設定の考え方

ドライ条件が 4.3vol%以上において、ウェット条件で 1.5vol%未満の場合は、ドライ条件とウェット条件に有意な差があり、LOCA 後のブローダウン等により水蒸気の濃度がほぼ 100%となっている状態であると判断できること、また、設定値が低い場合には不要な格納容器ベントの防止という目的に効果が小さいこと、高い場合には格納容器ベントの判断が遅れることとなるため、それらの兼ね合いから、判断基準値は 1.5vol% (ウェット条件) と設定している。

## (3) 計器誤差の影響

格納容器内雰囲気酸素濃度のウェット指示により 1.5vol% (ウェット条件) を確認する場合には、ウェット指示値に約±1.2vol%の計器誤差が含まれていることを考慮する必要がある。

LOCA 後のブローダウンの際は、ブローダウンによってドライウェルに存在する非凝縮性ガスが水蒸気とともにサプレッションチェンバに送り込まれ、事象発生から数時間後のドライウェルの気相濃度はほぼ 100%が水蒸気となるため、ウェット条件の実際の酸素濃度は非常に低く (有効性評価では 約 0.007 vol% (ウェット条件))、計器誤差を考慮してもウェット条件の指示値は、1.5vol%に到達しないため、不要な格納容器ベントを防止するという目的は達成でき、格納容器ベントの判断に影響はない。

なお、原子炉格納容器内の酸素濃度による格納容器ベントを実施する可能性のあるシナリオは、代替循環冷却系による除熱を実施できる場合であるが、その場合は、代替循環冷却系による除熱により、原子炉格納容器内の水蒸気濃度が低くなるため、ドライ条件の酸素濃度とウェット条件の酸素濃度の差は小さくなっていく。このため、ドライ条件の酸素濃度が格納容器ベント基準である 4.3vol%に到達した場合に、ウェット条件の酸素濃度が 2.7vol% (格納容器ベント基準 1.5 vol%+計器誤差 1.2 vol%) 以下となるような差は発生せず (有効性評価では 4.2 vol% (ウェット条件) \*)、計器誤差を考慮してもウェット条件の指示値は 1.5vol%未満にならないため、格納容器ベントの判断に影響はない。また、代替循環冷却系による除熱が実施できない場合は、過圧破損防止のための格納容器ベントが実施され、原子炉格納容器内の水素及び酸素は排出されることになる。

以上のことから、格納容器ベントの判断については、格納容器内雰囲気酸素濃度のウェット指示の計器誤差を考慮しても影響を及ぼすことはない。

注記\* : G 値を設計基準事故ベースとして評価した場合の格納容器ベント時におけるドライウェルの酸素濃度 (ウェット条件)

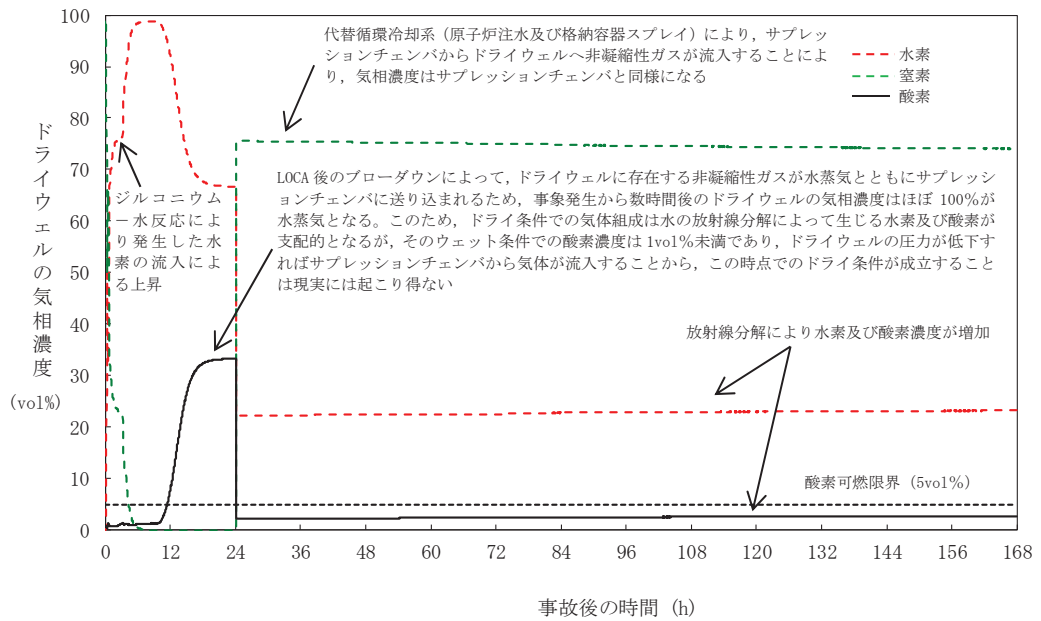


図 1 ドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

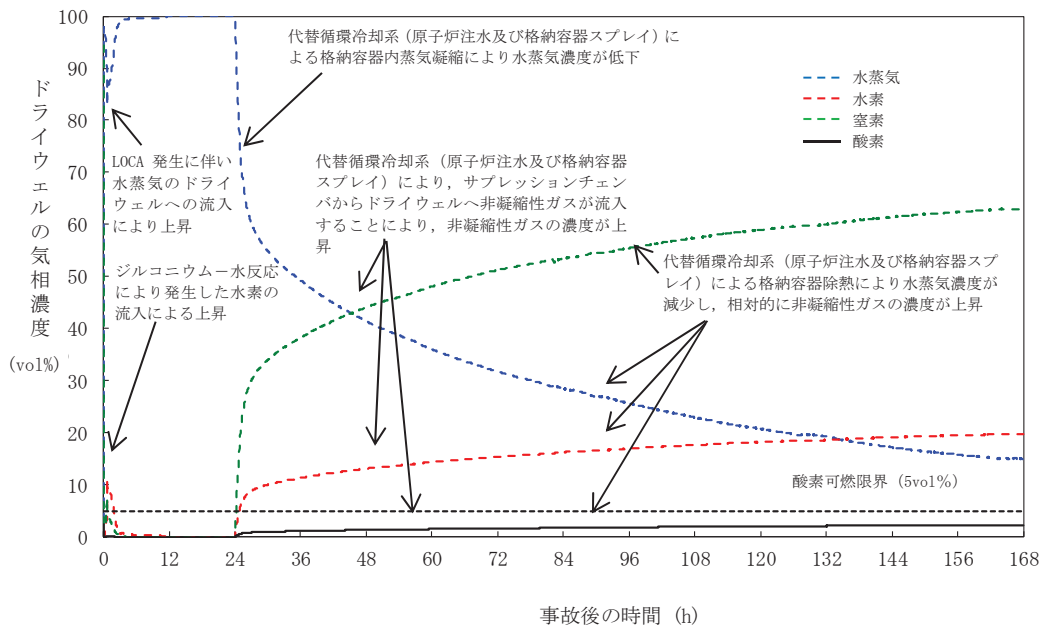


図 2 ドライウエルの気相濃度の推移（ウェット条件）

## 有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合）における感度解析について

## 1. はじめに

原子炉建屋原子炉棟の水素挙動の解析を行うにあたっては、「別添 1 2.2.1 解析条件 (1) b. 有効性評価シナリオ条件」に記載のとおり、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」のシナリオにおける原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器温度及び原子炉格納容器ガス組成をそれぞれ保守側に包絡するように設定して解析を行っている。（以下「包絡条件」という。）

包絡条件における各局所エリアの水素濃度は「補足 1 3. 解析結果」に示すとおり全体的に上昇傾向となっていることから、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」のシナリオにおける原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器温度及び原子炉格納容器ガス組成を保守側に包絡させずに、MAAP 解析値に沿った感度解析を行った。

## 2. 感度解析時の水素挙動

## (1) 原子炉格納容器漏えい条件

原子炉格納容器から漏えいするガスの圧力、温度、ガス組成（水蒸気分率、水素分率、窒素分率）を図 1 から図 4 に示す。また、原子炉格納容器漏えい率を図 5 に示す。なお、原子炉格納容器からの漏えい条件以外は、「別添 1 2.2.1 解析条件」に示す解析条件と同じである。

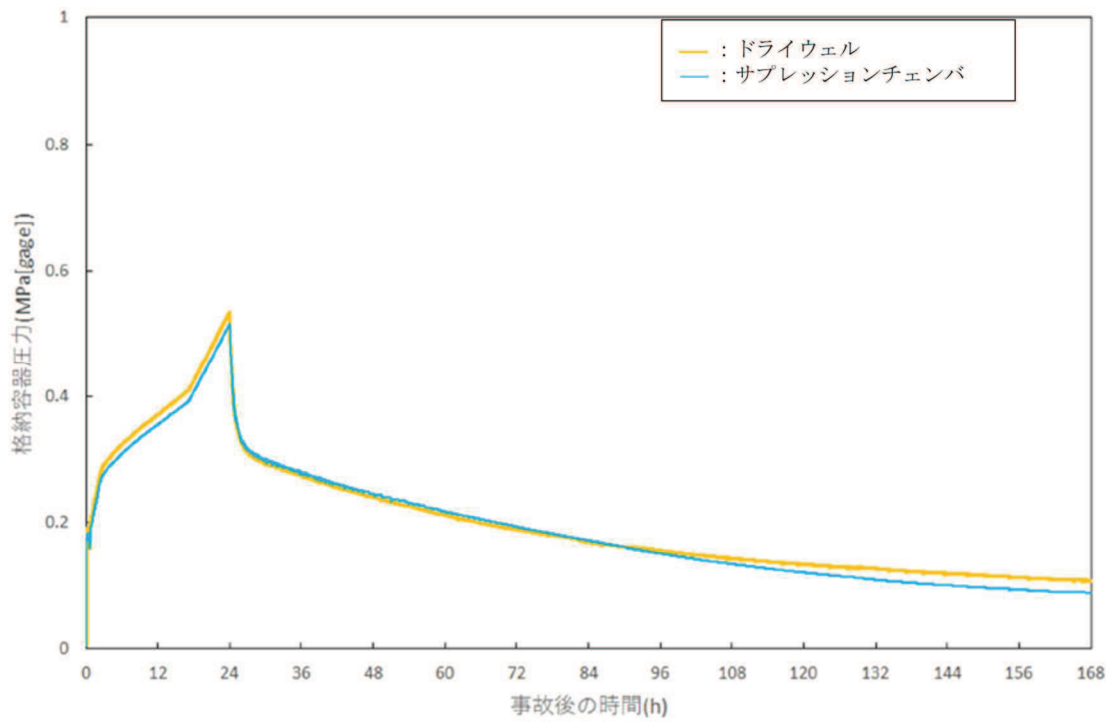


図 1 原子炉格納容器圧力(有効性評価シナリオ条件(代替循環冷却系を使用する場合), 感度解析)

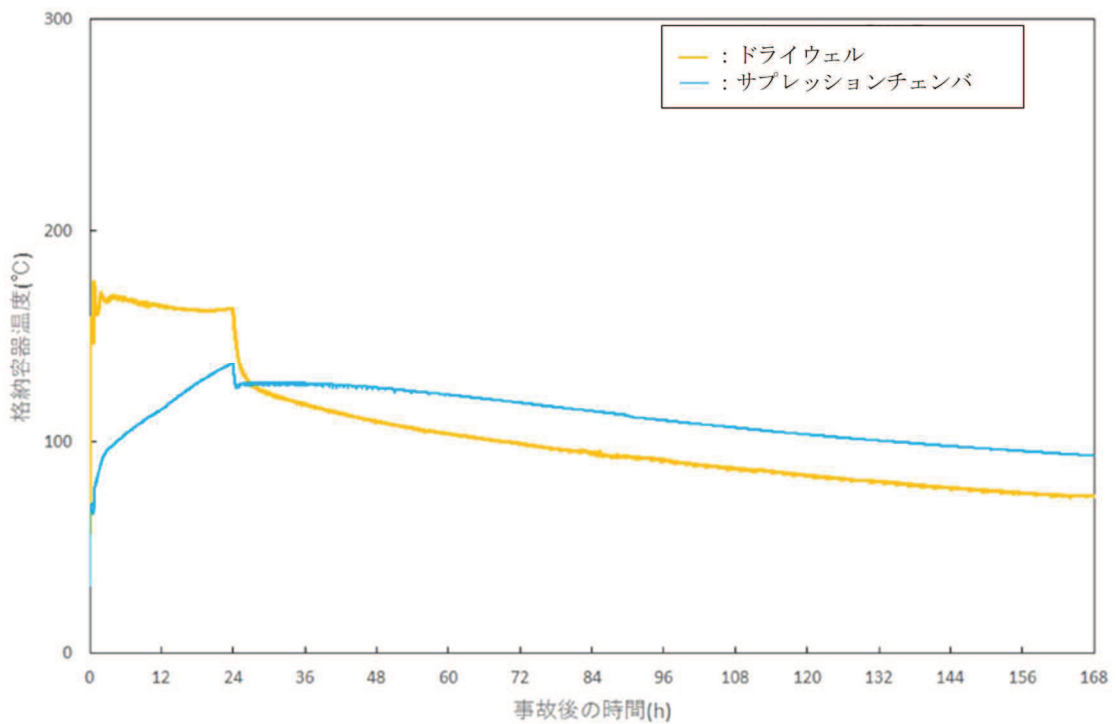


図 2 原子炉格納容器温度(有効性評価シナリオ条件(代替循環冷却系を使用する場合), 感度解析)

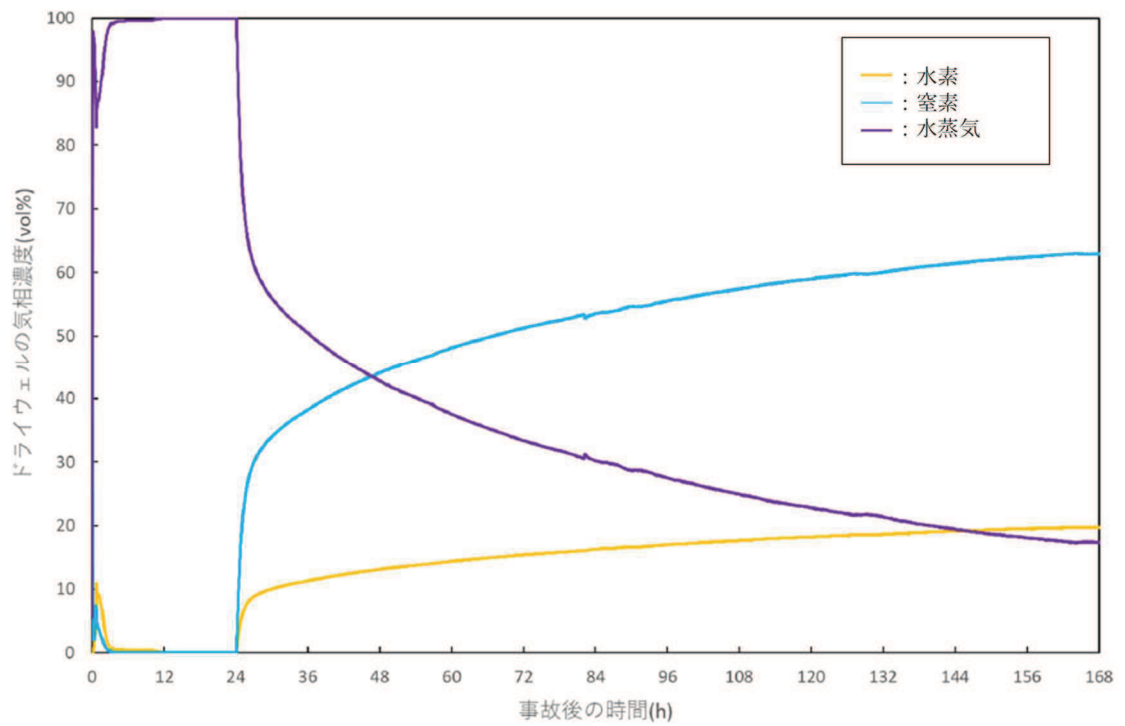


図3 ドライウェルガス組成（有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合），感度解析）

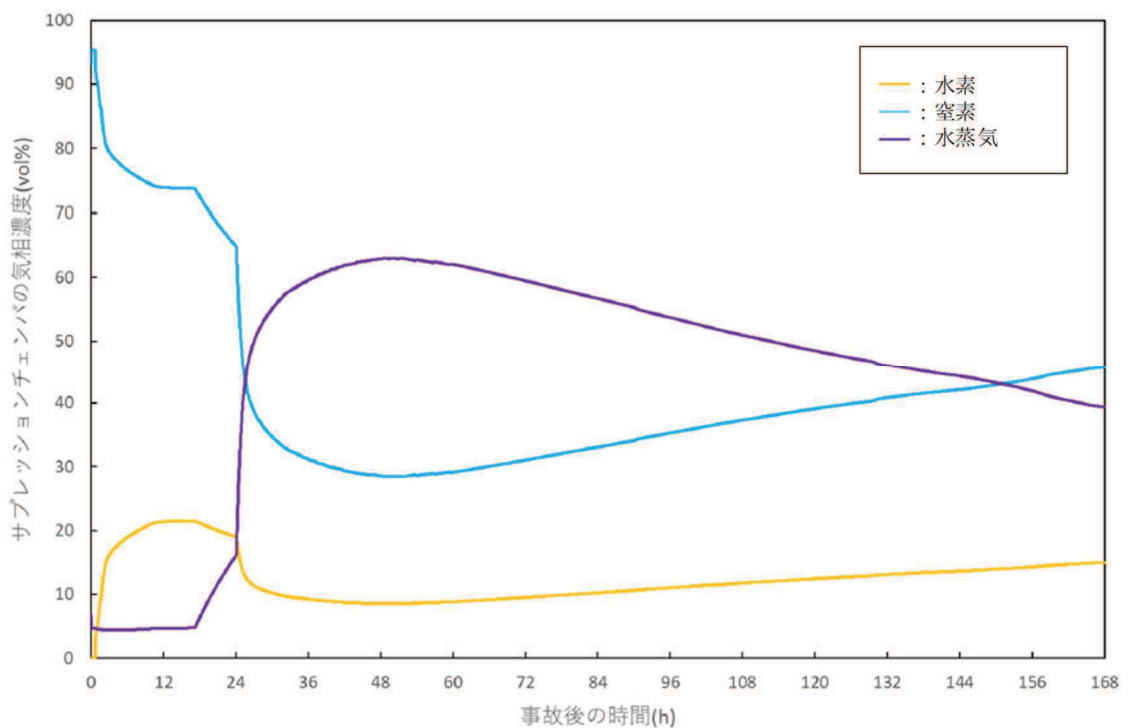


図4 サブプレッションチェンバガス組成（有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合），感度解析）

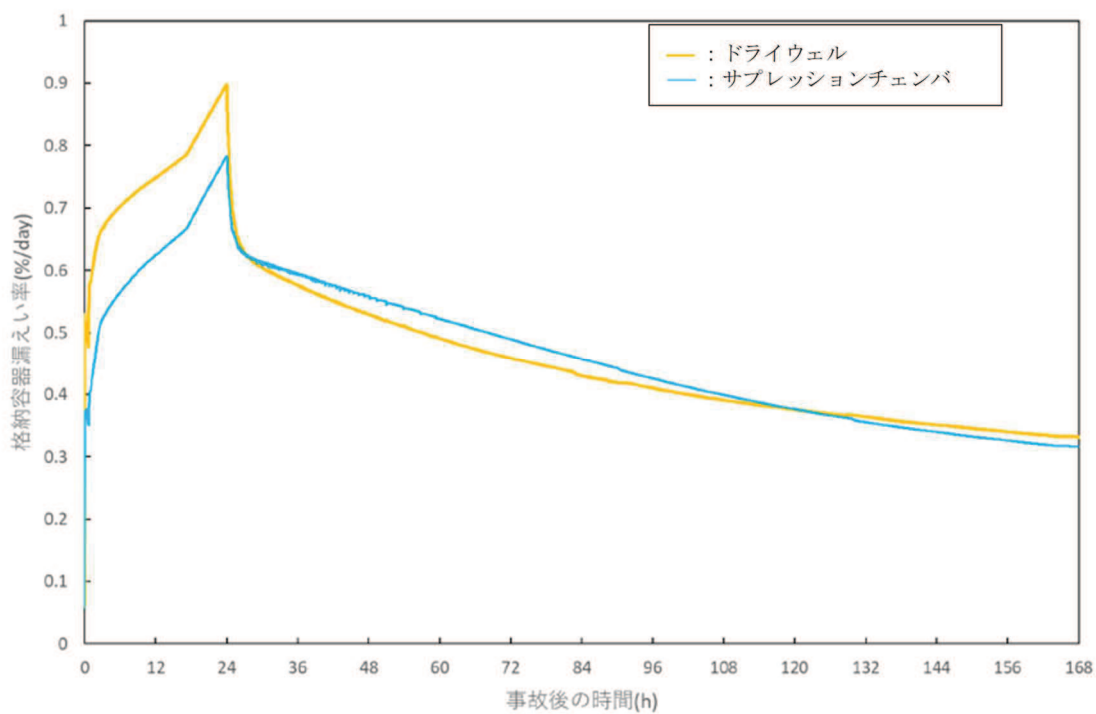


図5 原子炉格納容器漏えい率（有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合），感度解析）

(2) 解析結果

包絡条件における各局所エリアの水素濃度のうち、水素濃度の上昇傾向が大きい結果となっていた「CRD 補修室」の水素濃度の時間変化の感度解析結果を代表として図 6 に示す。

事故発生 168 時間後の水素濃度を感度解析結果と包絡条件の解析結果とで比較すると、感度解析の結果は包絡条件での解析結果に対して水素濃度が  低減される結果となった。

また、「補足 1 3. 解析結果」に記載のとおり、解析モデルには考慮していない水素排出口があることに加え、重大事故時には運転員の被ばく低減を目的に非常用ガス処理系を使用するため、下層階からの原子炉建屋燃料取替床への水素の移動が促進され、原子炉建屋燃料取替床の水素を含む気体を排気筒を経由して屋外へ排気することが期待できることから、図 6 に示した結果よりも更に水素濃度上昇は緩やかになるものと考えられる。

以上のことから、包絡条件の解析結果は十分な保守性を有しており、各局所エリアでの水素滞留のおそれはない。

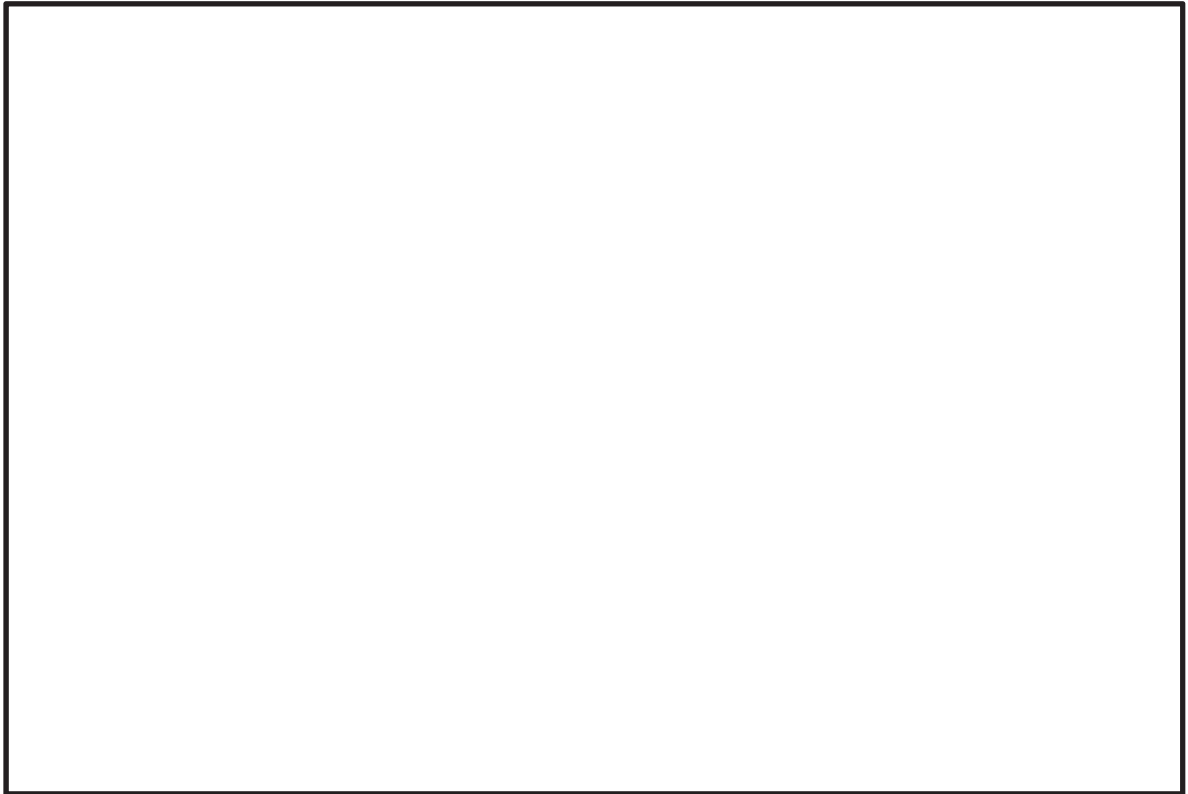


図 6 CRD 補修室の水素濃度（有効性評価シナリオ条件（代替循環冷却系を使用する場合）、感度解析）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-08-0370-5_改1

補足-370-5 圧力低減設備その他の安全設備のポンプの有効吸込水頭に関する補足説明資料



## 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

- 原子炉格納容器下部からサブプレッションプールへの異物流入経路について・別紙 2-1

1. 内規との比較表

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<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 藤田 康久</p> <p>非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価等について（内規）</p> <p>本内規は、沸騰水型原子力発電設備（以下「BWR」という。）又は加圧水型原子力発電設備（以下「PWR」という。）の非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備（以下「ECCS」という。）に係るろ過装置（以下「ストレーナ」という。）について、閉塞事象の考慮に関しては発電用原子力設備に関する技術基準を定める省令（昭和40年通商産業省令第62号。以下「省令」という。）第17条第3項及び第32条第5号イ、ストレーナの大型化に伴う構造強度に関しては省令第5条並びに第9条第2号及び第9号に規定する技術基準への適合性の判断基準を定めるものである。</p> <p style="text-align: center;">記</p> <p>1. ストレーナの性能評価</p> <p>ストレーナの性能評価は、一次冷却材喪失事故（以下「LOCA」という。）時に破損する保温材及び格納容器内に存在する他の異物がストレーナに付着することによる圧力損失（以下「圧損」という。）の上昇を考慮したECCSに係るポンプ（以下「ECCSポンプ」という。）の有効吸水頭が、当該ポンプの必要有効吸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「ZOI」という。）は、別表第1</b></p> <p style="text-align: center;">1</p>	<p style="text-align: center;">[ ]</p> <p>：ストレーナ圧損評価に関係しない項目</p> <p>1. ストレーナの性能評価 （1）保温材の破損量評価</p> <p>①内規に従い、保温材の破損量が最大となることが想定される、一次系配管である主蒸気系配管 [ ] の完全両端破断を想定している。 【破断想定点の考え方は東海第二同様】</p> <p>②内規別表第1に示す破損影響範囲に従い、破断想定点を中心に7.4D（7.4× [ ]）の半径の球の中に存在するカプセル保温（金属反射型）について、将来的な変動に配慮した物量として、 [ ] m<sup>2</sup>としている。 【ZOI内保温材の算出方法は東海第二同様】</p>	<p>①平成17・10・13原院第4号「沸騰水型原子力発電設備における非常用炉心冷却設備及び格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価及び構造強度評価について」（以下「旧内規」という。）に従い、保温材の破損量が最大となる点を設定している。</p> <p>②旧内規図2（内規の別表第1に相当する。）に示す破損影響範囲に従い、設定している。</p>	<p>①内規に従い、保温材の破損量が最大となることが想定される、一次系配管である再循環系配管の完全両端破断を想定している。</p> <p>②内規別表第1に示す破損影響範囲に従い、破断想定点を中心に7.4Dの半径の球の中に存在するカプセル保温（金属反射型）を算出している。</p>

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p>に示す保温材の種類に応じ、破断点を中心とした同表に示す半径の球であること。</p> <p>③ (2) 破損保温材のECCS水源への移行量評価  (1) で評価された保温材の破損量に別表第2に示す割合を乗じた量が、ECCS水源（ECCSの再循環運転における水源をいい、BWRではサブプレッションプール、PWRでは格納容器再循環タンクをいう。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の量としていること。ただし、異物管理及び原子炉起動の際の格納容器内清掃・点検を実施している場合に限り、別表第3に示す異物の種類に応じ、当該異物の欄に示す量とすることができることとする。</p> <p>⑤ (4) 異物付着による圧損上昇の評価  異物付着による圧損上昇の評価に当たっては、異物付着による圧損上昇の最も厳しくなるECCSの系統構成が仮定されていること。その際、ECCS水源に移行した異物が、各系統流量に基づき分配され、かつ、全量ストレーナに付着するとされていること。異物付着による圧損上昇量は、当該系統構成に基づき、次の①から⑤を考量した上で、別記1に示すNUREG/CR-6224式又はNEDO-32721式のどちらか一方及びNUREG/CR-6808式を用いて求めた値の合計とする。その際、想定した異物付着量を踏まえた圧損試験の結果によって補正されていること。  なお、圧損試験の実施に当たっては、別記2に示す留意事項が考慮されていること。</p> <p>⑥ ① 圧損上昇評価の際に用いるECCS水源の水温は、保守的に低く設定されていること。  ② 冷却材の接近流速（ECCSの再循環運転時の最低水位で水没するストレーナ面積の単位面積当たりの系統流量をいう。以下同じ。）は、系統の性能要求流量（電気事業法施行規則（平成7年通商産業省令第77号）第63条第1項第1号に基づく工事計画書における記載値）以上を基に設定されていること。  ③ 再循環運転時の最低水位は、冷却材がECCS水源に到達するまでの流路の狭隘部が破損保温材等により閉塞し、再循環運転に寄与しない冷却材が生じる可能性がある場合は、その量を差し引いて算出されていること。</p> <p>⑦ ④ 再循環運転時の最低水位で水没するストレーナ面積は、別表第3のその他異物として想定したステッカー類の総面積の75%分を差し引いて算出されていること。</p> <p>⑧ ⑤ ストレーナ表面に堆積した繊維状の異物（以下「繊維質」という。）が粒子状の異物（以下「粒子」という。）を捕捉することによる効果（以下「薄膜効果」という。）を踏まえ、以下の想定のもと最大の圧損上昇が評価されていること。  A 繊維質の想定される最大付着量が、薄膜効果の発生開始量未満の場合には、薄膜効果の発生開始量の繊維質が付着すること。  B 繊維質の想定される最大付着量が、薄膜効果の発生開始量以上の場合には、薄膜効果が発生すること。  なお、別記1の評価式以外でも、同等の圧損試験により妥当性が証明された式であれば、使用することができることとする。</p>	<p>(2) 破損保温材の ECCS 水源への移行量評価</p> <p>③内規別表第2に従い、前記(1)で評価された保温材の破損量 <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> がサブプレッションプール（以下「S/P」という。）に移行すると評価している。  【保温材の ECCS 水源への移行量の考え方は東海第二同様】</p> <p>(3) 破損保温材以外の異物の ECCS 水源への移行量評価</p> <p>④内規別表第3に従い、設定している。破損保温材以外の異物の S/P への移行割合は考慮していない。異物量の詳細を⑩に示す。  【保温材以外の異物量の考え方は東海第二同様】</p> <p>(4) 異物付着による圧損上昇の評価</p> <p>⑤内規に従い、代替循環冷却ポンプ(150 m<sup>3</sup>/h)の単独運転を想定し、前記④で評価した異物の全量がストレーナに付着することを想定している。異物付着による圧損上昇がより厳しくなるよう、保守的に流量（<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東海第二同様】</p> <p>異物付着による圧損上昇は、別記2に示す留意事項を考慮（詳細を⑩～⑭に示す。）した圧損試験を踏まえ、繊維質・粒子状異物による圧損は NUREG/CR-6224 式、金属反射型保温材による圧損は NUREG/CR-6808 式に、化学影響生成異物の圧損は圧損試験により求めている。  【ストレーナ形状の違いにより適用する評価式が異なるが、別記1に示す式により評価】</p>	<p>③旧内規図2（内規別表第2に相当する。）に従い、保温材のECCS水源移行量を評価している。詳細は⑩に示す。</p> <p>④旧内規図2（内規別表第3に相当する。）に従い、設定している。破損保温材以外の異物の S/P への移行割合は考慮していない。なお、非 DBA 仕様塗装は、旧内規で規定されていないため考慮していない。異物量の詳細を⑩に示す。</p> <p>⑤旧内規に従い、ECCS 水源に移行した異物が各ストレーナに系統流量に基づき分配され、かつ、全量ストレーナに付着することを想定している。具体的には、RHR ポンプ、HPCS ポンプ及び LPCS ポンプの各1台運転を想定し、前記④の異物が各ポンプの定格流量により分配されるとして評価している。このため、ストレーナ1組当たりに付着する異物量は発生量の約1/3としている。  繊維質及び粒子状異物の圧損は NUREG/CR-6224 式、金属反射型保温材による圧損は NUREG/CR-6808 式により求めている。</p>	<p>③内規別表第2に従い、保温材の ECCS 水源移行量を評価している。</p> <p>④内規別表第3に従い、設定している。破損保温材以外の異物のサブプレッション・プール（以下「S/P」という。）への移行割合は考慮していない。</p> <p>⑤内規に従い、代替循環冷却系ポンプの単独運転を想定し、S/P 内の異物全量がストレーナに付着することを想定している。異物付着による圧損上昇が最も厳しくなるよう、保守的に残留熱除去系ポンプ運転時の定格流量を想定している。  圧損試験結果を基に、繊維質・粒子状異物・化学影響生成異物による圧損は NEDO-32721 式、金属反射型保温材による圧損は NUREG/CR-6808 式により求めている。</p>

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p>に示す保温材の種類に応じ、破断点を中心とした同表に示す半径の球であること。</p> <p>③ (2) 破損保温材のECCS水源への移行量評価  (1) で評価された保温材の破損量に別表第2に示す割合を乗じた量が、ECCS水源（ECCSの再循環運転における水源をいい、BWRではサブプレッションプール、PWRでは格納容器再循環タンクをいう。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区画（冷却材の一部が滞留するおそれのある格納容器内の区画）の体積比を移行量に乘じた値を、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、全量ストレナーナに付着するとされていること。異物付着による圧損上昇量は、当該系統構成に基づき、次の①から⑤を考量した上で、別記1に示すNUREG/CR-6224式又はNEDO-32721式のどちらか一方及びNUREG/CR-6808式を用いて求めた値の合計とする。その際、想定した異物付着量を踏まえた圧損試験の結果によって補正されていること。  なお、圧損試験の実施に当たっては、別記2に示す留意事項が考慮されていること。</p> <p>⑥ ① 圧損上昇評価の際に用いるECCS水源の水温は、保守的に低く設定されていること。  ② 冷却材の接近流速（ECCSの再循環運転時の最低水位で水没するストレナ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ナーナ面積は、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 ストレナーナ表面に堆積した繊維状の異物（以下「繊維質」という。）が粒子状の異物（以下「粒子」という。）を捕捉することによる効果（以下「薄膜効果」という。）を踏まえ、以下の想定のもと最大の圧損上昇が評価されていること。  A 繊維質の想定される最大付着量が、薄膜効果の発生開始量未満の場合には、薄膜効果の発生開始量の繊維質が付着すること。  B 繊維質の想定される最大付着量が、薄膜効果の発生開始量以上の場合には、薄膜効果が発生すること。  なお、別記1の評価式以外でも、同等の圧損試験により妥当性が証明された式であれば、使用することができることとする。</p>	<p>⑥内規に従い、圧損上昇評価に用いる ECCS 水源の水温は、既工事計画書同様、原子炉設置変更許可申請書添付書類十における S/P 水温解析結果である LOCA 後数十秒後の約 <math>\square</math> °C から、保守的に <math>\square</math> °C としている。  冷却材の接近流速は、代替循環冷却ポンプ（定格 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</math> m<sup>3</sup>/h を設定している。  【温度設定の考え方は東海第二同様】</p> <p>⑦内規に従い、残留熱除去系ストレナーナの有効表面積は、既工事計画書にて算出した <math>\square</math> m<sup>2</sup> から、別表第3のその他異物として想定したステッカー類の総面積 <math>\square</math> m<sup>2</sup> 分の75%分を差し引き、<math>\square</math> m<sup>2</sup> としている。  【有効表面積の考え方は東海第二同様】</p> <p>⑧女川原子力発電所第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、全て圧損影響の少ない金属反射型保温材等に交換するため、薄膜効果を生じることはない。  【東海第二同様、原子炉格納容器内に繊維質保温材を使用しない】</p>	<p>⑥圧損上昇評価に用いる ECCS 水源の水温については、同左。  冷却材の接近流速は、残留熱除去系ストレナーナに通水される流量 <math>\square</math> m<sup>3</sup>/h を設定している。</p> <p>⑦既工認において、ステッカー類のその他異物は考慮していない。</p> <p>⑧ECCS 水源に移行すると想定した繊維質保温材は薄膜効果発生開始量以上のため、薄膜効果による圧損上昇を想定している。</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 S/P 水温解析結果である LOCA 後数十秒後の温度から、保守的に設定している。  冷却材の接近流速は、代替循環冷却系ポンプに対して、異物付着による圧損上昇が最も厳しくなるよう、残留熱除去系ストレナーナに通水される流量としている。</p> <p>⑦内規に従い、残留熱除去系ストレナーナの有効表面積は、既工認にて算出した値から、その他異物として想定したステッカー類の総面積の75%を差し引いた値としている。</p> <p>⑧原子炉格納容器内に存在する破損が想定される繊維質保温材について、全て圧損影響の少ない金属反射型保温材等に交換しており、薄膜効果を生じることはない。</p>

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p>⑨ (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及び材料及び構造強度に適合していること。          荷重の組合せについては、別表第4に示すように、死荷重、通常運転温度による熱荷重及び地震荷重に、異物付着による異物荷重及び差圧を組み合わせたとともに、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> <p style="text-align: center;">圧損評価に関係しない項目</p> <p>3. その他の評価（耐震・強度評価等の評価で考慮する。）          ストレーナの網目の粗さは、ECCSポンプ下流のスプレインズル、ECCSポンプシール部等、下流側機器の機能を損なうことのない設計であること。</p> <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。  <i>【東海第二同様、背圧を考慮していない】</i></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、S/C水温として安全解析上の LOCA 後の最高水温を取り、その温度での飽和蒸気圧から保守的な背圧を設定している。</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。          なお、全交流動力電源喪失事象においては、原子炉隔離時冷却ポンプ及び常設高压代替注水系ポンプは、設計基準対処施設としての使用条件を超えて運転する（LOCA 事象ではないため異物による圧損影響はない）が、当該系統の有効吸込水頭の評価においては、原子炉格納容器の背圧を考慮する。          ・原子炉格納容器の背圧は、全交流動力電源喪失事象における解析結果に基づき設定を行うが、当該評価を行う際には、解析の初期条件として格納容器圧力は大気圧、さらに、格納容器雰囲気温度を 10℃に設定し、格納容器圧力の評価結果を低めに評価する感度解析結果に基づき設定する。</p>

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）																																													
<p>⑩ 別表第1 保温材の破損影響範囲半径</p> <table border="1" data-bbox="459 327 833 523"> <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="327 608 927 804"> <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>67%(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="349 911 875 1107"> <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び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%	67%(ドライ型) 68%(アイスコンデンサ型)	カプセル保温 (繊維質)	15%	60%	一般保温 (ケイ酸カルシウム)	10%	100%	一般保温 (繊維質)	28%(グレーチング上) 78%(グレーチング下)	60%	種類	BWR	PWR	耐DBA仕様塗装	39 kg	半径10Dの球形ZOIの表面積に塗膜厚さを乗じた値	非DBA仕様塗装	格納容器内の事故時環境に直接曝されるもの全量		堆積異物	スラッジ：89 kg 錆片：23 kg 塵土：68 kg	繊維質：13.6 kg 粒子：77.1 kg	その他異物	現地調査を踏まえ余裕を持たせた値		<p>⑩ 【異物量は異なるが、算出方法は東海第二同様】</p> <p>【別表第1】</p> <ul style="list-style-type: none"> <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（ケイ酸カルシウム）：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></li> <li>（グレーチング上）<input type="text"/> m<sup>3</sup></li> <li>（グレーチング下）<input type="text"/> m<sup>3</sup></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（ケイ酸カルシウム）：10% <input type="text"/> m<sup>3</sup></li> <li>一般保温（繊維質） （グレーチング上）：28% <input type="text"/> m<sup>3</sup></li> <li>（グレーチング下）：78% <input type="text"/> m<sup>3</sup></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（ｼﾞｬｯﾄ破損分）：39 kg</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である <input type="text"/> kg としている。</li> <li>堆積異物：スラッジ89 kg、錆片23 kg、塵土68 kg</li> <li>その他異物：現地調査を踏まえ余裕を持たせた値として <input type="text"/> m<sup>2</sup> を考慮している。</li> </ul> <p>●重大事故等時において新たに考慮する異物（詳細は2章参照）</p> <ul style="list-style-type: none"> <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について保守的に全量剥落を想定し <input type="text"/> kg 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（ケイ酸カルシウム）：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></li> <li>（グレーチング上）<input type="text"/> m<sup>3</sup></li> <li>（グレーチング下）<input type="text"/> m<sup>3</sup></li> </ul> <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（ケイ酸カルシウム）：10% <input type="text"/> m<sup>3</sup></li> <li>一般保温（繊維質） （グレーチング上）：28% <input type="text"/> m<sup>3</sup></li> <li>（グレーチング下）：78% <input type="text"/> m<sup>3</sup></li> </ul> <ul style="list-style-type: none"> <li>耐DBA仕様塗装（ｼﾞｬｯﾄ破損分）：39 kg</li> <li>堆積異物：スラッジ89 kg、錆片23 kg、塵土68 kg</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（ｼﾞｬｯﾄ破損分）：39 kg</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89 kg、錆片23 kg、塵土68 kg</li> <li>その他異物：現地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）：重大事故等時のドライウエル内環境に直接曝される塗装を保守的に全量剥落と想定</li> <li>化学影響生成異物：WCAPに基づき算出した物量の全量考慮</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%	67%(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（東海第二）

別表第4 荷重の組み合わせ及び許容応力状態

運転状態	充荷重	異物荷重	差圧	SRV荷重		LOCA荷重			地震荷重		供用状態
				通常運転 温度	運転時 中小破断時	アール シールド	蒸気 凝縮 (CO)	チャージ (CH)	S1 荷重	S2 荷重	
運転状態 I	○			○							A
運転状態 II	○			○							B
運転状態 IV (L)	○	○	○								A
運転状態 IV (S)	○	○	○				○				D
運転状態 IV (S)	○	○	○		○			○			D
運転状態 IV (S)	○					○					D
運転状態 I	○								○		C (ⅢAS)
運転状態 I	○									○	D (ⅣAS)
運転状態 II	○				○				○		C (ⅢAS)
運転状態 II	○				○					○	D (ⅣAS)
運転状態 IV (L)	○	○	○						○		C (ⅢAS)

○ : ストレーナ特有

- SRV荷重とLOCA荷重はDRのみ考慮する。なお、Mark-IIプラントではSRV荷重とチャージは組み合わせなくてよい。
- 地震荷重については、日本電気協会電気技術指針「原子力発電所耐震設計技術指針 (JEA4601・補-1984)」の場合に記載。ただし、「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針 (平成18年9月19日原子力安全委員会決定)」に基づき耐震設計を行う発電用原子炉施設については、上記民間規格における基準地震動S2及び基準地震動S1に保る取扱内容を、基準地震動S<sub>0</sub>及び弾性設計用地震動S<sub>d</sub>に準用して行うこと。
- S2荷重はAクラスの原子炉時給排熱設備運転時に発生するDRのみ考慮する。
- 運転状態IV (L)→運転状態IVの状態のうち、長期間のものが作用している状態
- 運転状態IV (S)→運転状態IVの状態のうち、短期間のものが作用している状態
- 供用状態については、日本機械学会「発電用原子炉設備規格 設計・建設規格 (JSME S NCI-2005)」のDR-2110、DR-2233の定義により記載。

圧損評価に関係しない項目

(耐震・強度評価等の評価で考慮する。)

別表第5 ストレーナの許容応力<sup>※1)</sup>

供用状態	1次一般耐力	1次繰り上げ耐力	1次+2次耐力 ※2
A	S ※3	長期荷重 1.5S 短期荷重 1.8S	S <sub>a</sub>
B	—		
D	S ※4		—
C (ⅢAS)	S <sub>y</sub> と0.6S <sub>u</sub> の小さい値。ただし、オーステナイト系ステンレス鋼及びニッケル合金については1.2Sとしてもよい。	S <sub>y</sub> 。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。	U <sub>f</sub> <1 (ただし、地震動のみによる1次+2次耐力の変動値が2S <sub>y</sub> 以下であれば、疲れ解析は不要。)
D (ⅣAS)	0.6S <sub>u</sub>	左欄の1.5倍	

※1: 日本機械学会「発電用原子炉設備規格 設計・建設規格 (JSME S NCI-2005)」及び日本電気協会電気技術指針「原子力発電所耐震設計技術指針 (JEA4601・補-1984)」の場合。ただし、「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針 (平成18年9月19日原子力安全委員会決定)」に基づき耐震設計を行う発電用原子炉施設については、上記民間規格における基準地震動S2及び基準地震動S1に保る取扱内容を、基準地震動S<sub>0</sub>及び弾性設計用地震動S<sub>d</sub>に準用して行うこと。

※2: 2次耐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、チャージ)のみ

S<sub>y</sub>→許容引張応力、S<sub>u</sub>→設計引張強さ、S<sub>a</sub>→許容応力、U<sub>f</sub>→疲れ許容係数

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p style="text-align: right;">別記1</p> <p>① <math display="block">\frac{dH}{dL_0} = C \left[ 3.5S_v^2(1-\epsilon_m)^{1.5} \left\{ 1 + 57(1-\epsilon_m)^3 \right\} \mu U + 0.66S_v \frac{(1-\epsilon_m)}{\epsilon_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>\epsilon_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>(NEDO-32721評価式) (繊維質・粒子状異物に対する式)<sup>(1)(2)</sup></p> <math display="block">h = \frac{\mu U t}{\rho g d^3} \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>注: 図2号 ECOS ストレーナでは使用しない。</p> <p>② <math display="block">\Delta H = \frac{1.56 \times 10^{-5}}{Kt^2} U^2 (A_{foi1} / A_{st})</math> <p><math>\Delta H</math>: 圧力損失 (m)  <math>Kt</math>: 金属箔のギャップ厚さ (m)  <math>U</math>: 接近流速 (m/s)  <math>A_{foi1}</math>: 金属箔の表面積 (両面の合計値) (m<sup>2</sup>)  <math>A_{st}</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 ECOS 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 ECOS 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></p>	<p>① 金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808 式により求める。  繊維質及び粒子状異物の圧損は、NUREG/CR-6224 式により求める。  化学影響生成異物の圧損は圧損試験により求める。  【東海第二同様、内規に基づく評価式と圧損試験で求めた値で評価】</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> $\frac{\Delta H}{\rho_w \Delta L_0} = C \left[ 3.5S_v^2(1-\epsilon_m)^{1.5} \left\{ 1 + 57(1-\epsilon_m)^3 \right\} \mu U + 0.66S_v \frac{(1-\epsilon_m)}{\epsilon_m} \rho_w U^2 \right] \left( \frac{\Delta L_m}{\Delta L_0} \right)$ <p><math>\Delta H = \square</math> (m)  ここで、  <math>\Delta L_0 = 0.0003</math> (m)  <math>f_g = \square</math>  <math>C = 1.01972 \times 10^{-4}</math>  <math>S_v = \square</math> (m<sup>-1</sup>)  <math>\epsilon_m = \square</math> (-)  <math>\mu = \square</math> (評価水温 <math>\square</math> °C),  <math>U = \square</math> (m/s),  <math>\rho_w = \square</math> (評価水温 <math>\square</math> °C),  <math>\Delta L_m = 0.0003</math> (m)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>金属反射型保温材による圧損</li> </ul> $h_{RMI} = (1.56 \times 10^{-5} / Kt^2) \cdot U_{RMI}^2 \cdot (A_{foi1} / A_c) \cdot 0.30$ <p><math>= \square</math> m</p> <p>ここで、  <math>Kt = \square</math> (m) (既工認と同値)  <math>U_{RMI} = \square</math> (m/s)  <math>A_{foi1} = \square</math> (m<sup>2</sup>)  <math>A_c = \square</math> (m<sup>2</sup>)</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> $h_3 = h_2 - h_1 = \square - \square = \square$ (m) ここで、 $h_1$ : A100H 投入直前の圧損 (m) $h_2$ : A100H 投入後の静定圧損 (m) $h_3$ : 化学影響生成異物 (A100H) の付着による圧損上昇 (m)	<p>① 金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808 式により求める。  繊維質及び粒子状異物の圧損は、NUREG/CR-6224 式により求める。</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は、NUREG/CR-6224 式を適用する。なお、繊維質保温材の物量は薄膜効果発生開始量以上のため、薄膜効果による圧損上昇を考慮した評価を実施している。</li> <li>金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808 式を適用する。</li> </ul>	<p>① 金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808 式により求める。  繊維質、粒子状異物及び化学影響生成異物の圧損は、NEDO-32721 式により求めるが、化学影響生成異物については、保守的な評価となるよう、化学影響生成異物投入後すべての異物を考慮した d 値から実機圧損を算出する方法<sup>*1</sup>よりも、化学影響生成異物投入前の異物を考慮した d 値から実機圧損を算出した値に、試験により確認された化学影響生成異物による圧損上昇分を加算する方法とする。</p> <p>NEDO-32721 式における d 値はストレナ圧損試験結果から下式にて求める。</p> $d = \sqrt{\frac{\mu \cdot U \cdot t \cdot K_h}{\rho \cdot g \cdot h}}$ <p>ここで算出された d 値に基づき、事故時の環境を想定した圧損評価を実施している。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>金属反射型保温材による圧損は、NUREG/CR-6808 式を適用する。</li> </ul> <p>注記*1: 化学影響生成異物投入後すべての異物を考慮した d 値から実機圧損を算出する方法により求めた圧損値は、化学影響生成異物投入前の異物を考慮した d 値から実機圧損を算出した値に、試験により確認された化学影響生成異物による圧損上昇分を加算する方法により求めた圧損よりも小さくなる。</p>



内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p style="text-align: center;">別記2</p> <p><b>圧損試験の実施に当たっての留意事項</b></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、EOCS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限り、別途異物・薬剤等を投入することにより加速試験を行うことができる。</p> <p style="text-align: center;">PWR の記載</p> <p>参考文献 JNES-SS-0703「PWR サンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」、独立行政法人原子力安全基盤機構</p>	<p>別記2 圧損試験の実施に当たっての留意事項</p> <p>⑫圧損試験における異物の投入順序については、実機で想定される異物の発生順序を考慮し、圧損が保守的に大きくなるよう、以下のとおり設定している。</p> <p>① 金属反射型保温材 ② 繊維質保温材 ③ スラッジ ④ 塵土 ⑤ 錆片 ⑥ 耐 DBA 仕様塗装(ｼﾞｬｯﾄ破損分) ⑦ 非 DBA 仕様塗装(耐性未確認) ⑧ 耐 DBA 仕様塗装(SA 時剥落)*1 ⑨ 化学影響生成異物(A100H)*2</p> <p>注記*1：原子炉格納容器内が高熱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>注記*2：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 S/P に到達後、プール水が冷却された後に析出することを想定している。</p> <p>【投入異物の順序は東海第二同様、繊維質の後に粒子状異物を投入する】</p>	<p>⑫圧損試験における異物の投入順序については、試験の保守性を考慮し、以下のとおり設定している。</p> <p>① 繊維質保温材 ② スラッジ、塵土、錆片、耐 DBA 塗料(ｼﾞｬｯﾄ破損分)の混合異物 ③ 金属反射型保温材</p>	<p>⑫圧損試験における異物の投入順序については、実機で想定される異物の発生順序を考慮し、圧損が保守的に大きくなるよう、以下のとおり設定している。</p> <p>① 金属反射型保温材 ② 繊維質保温材 ③ スラッジ ④ 塵土 ⑤ 錆片 ⑥ 耐 DBA 仕様塗装(ｼﾞｬｯﾄ破損分) ⑦ 非 DBA 仕様塗装(耐性未確認) ⑧ 耐 DBA 仕様塗装(SA 時剥落)*1 ⑨ 化学影響生成異物(A100H)*2</p> <p>注記*1：原子炉格納容器内が高熱状態を維持することにより、耐 DBA 塗料が剥落し、ストレーナに到達することを想定している。</p> <p>注記*2:pH 制御時の化学影響生成異物がストレーナに到達することを想定している。化学影響生成異物は pH 調整剤が格納容器内に注入され、溶解物が S/P に到達後、プール水が冷却された後に析出することを想定している。</p>

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p style="text-align: center;">別記2</p> <p><b>圧損試験の実施に当たっての留意事項</b></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、EOCS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限り、別途異物・薬剤等を投入することにより加速試験を行うことができる。</p> <p style="text-align: center;">PWR の記載</p> <p>参考文献 JNES-SS-0703「PWR サンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」、独立行政法人原子力安全基盤機構</p>	<p>⑬ 実機の重大事故等時に代替循環冷却ポンプを運転する場合には、チャギングなどの水力学的動荷重は働いておらず、S/P内は十分静定している状態であることが想定されるが、攪拌流によりストレーナに異物付着させるような状況を作った上で試験を実施している。圧損試験においては、<span style="border: 1px solid black; display: inline-block; width: 100px; height: 15px;"></span></p> <p>試験設備内では、定格流量時に生じる実機の接近流速と同等以上となる攪拌流量を設定し、試験タンク内の攪拌状態を維持する。</p> <p>また、試験水量については、異物濃度が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></p> <p>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 style="color: blue;">【試験の終了判断は東海第二と同等】</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>⑬ 圧損の変化率が落ち着くまで圧損値の計測を行っている。</p> <p>⑭ 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 実機の重大事故等時に代替循環冷却系ポンプを運転する場合には、チャギングなどの水力学的動荷重は働いておらず、S/P内のデブリは十分静定している状態であることが想定されるが、攪拌機を使用してストレーナに異物付着させるような状況を作った上で試験を実施している。圧損試験設備内の戻り水は、定格流量時に生じる実機の接近流速と同等以上となるように試験装置の接近流速を設定し、試験タンク床にその流量を戻して攪拌させているとともに、試験中は攪拌機を使用して攪拌状態を維持する。</p> <p>また、試験水量については、異物濃度を実機以上となるよう、ストレーナ単位表面積あたりの水量を小さく設定している。</p> <p>⑭ 想定される異物の種類及び取扱いについては、圧損試験上非保守的な評価とならないよう、過去の試験実績を踏まえ、以下のとおり設定している。</p>

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p style="text-align: right;">別記2</p> <p><b>圧損試験の実施に当たっての留意事項</b></p> <p>圧損試験の実施に当たっては、プラント毎に実機の条件を踏まえるとともに、独立行政法人原子力安全基盤機構が実施した試験結果（JNES-SS-0703「PWRサンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」）を踏まえて、次の事項に留意すること。</p> <p>⑫ 1. 複数の種類の異物が付着した場合の圧損上昇については、付着量が同量であってもストレーナへの付着のさせ方によって圧損上昇量が異なる。具体的には、繊維質と粒子の組合せにおいて、繊維質と粒子を混合させたものを堆積させた場合に比べ、繊維質を堆積させた後に粒子を堆積させた場合などで圧損上昇量が大きくなる試験結果がある。そのため、圧損試験においては、実機で想定される条件を検討の上、上述の圧損上昇の特性を踏まえて、試験条件の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>⑬ 2. 圧損試験においては、異物の溶解、析出、追加付着等により圧損上昇に経時変化が考えられることから、十分な試験時間を確保し、非保守的な評価とならないよう配慮するとともに、試験水量の実機条件との違いによる影響についても検討することが必要である。</p> <p>⑭ 3. 想定される異物としては破損保温材以外の異物もあることから、圧損試験においては、それらの異物の取扱について各異物の物性を踏まえて非保守的な評価とならないよう、試験の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>4. ストレーナに付着させる異物については、実機において想定される条件を検討の上、保守的な試験結果となるよう相当程度細かくする必要がある。</p> <p>⑮ 5. 試験流速については、実機と同等以上の接近流速にて測定するとともに、流速を変動させると、圧損上昇量に不可逆的な変化が生じる場合があることから、実機での運転実態を勘案して試験条件を設定する必要がある。</p> <p>⑯ 6. 試験温度については、水の粘性等について適切に取り扱っている限り特定の温度に限定する必要はないが、圧損試験の目的に照らして妥当であることを確認する必要がある。</p> <p>7. PWRにおいては、冷却材がほう酸水であり、ECCS系統の再循環運転において冷却材中に水酸化ナトリウム、ヒドラジン又はほう酸ナトリウムを添加することから、これらと格納容器内構造物や破損保温材等との化学反応によりストレーナの圧損が上昇する可能性があり、その上昇の度合いは、異物等の種類、組合せによって異なるため、それらを考慮した上で、全体的な圧損上昇が最大となる条件で試験を行う必要がある。その際、実機の条件を模擬して日単位で圧損上昇が落ち着くまで試験を行う必要があるが、妥当性が確認された場合に限り、別途異物・薬剤等を投入することにより加速試験を行うことができる。</p> <p style="text-align: center;">PWR の記載</p> <p>参考文献 JNES-SS-0703「PWR サンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」、独立行政法人原子力安全基盤機構</p>	<p><b>【破損保温材】</b> 繊維質：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。 <i>【繊維質のサイズは東海第二同等】</i></p> <p>金属反射型保温材：NUREG/CR-6808に記載のある、米国での金属保温材破壊試験結果に基づき金属箔を切断し、投入している。 <i>【金属反射型保温材のサイズは東海第二同様】</i></p> <p><b>【破損保温材以外の異物】</b></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。 錆片：[ ]以下の酸化鉄を圧損試験に投入している。 塵土：[ ]程度の粒形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 ：粒径が [ ]程度のシリコンカーバイド粉末を圧損試験に投入している。 <i>【粒子状異物のサイズは文献により設定】</i></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。) <i>【その他異物は東海第二同様、試験に投入しない】</i></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。 <i>【化学影響生成異物の取扱は東海第二同様】</i></li> </ul>	<p><b>【破損保温材】</b> 繊維質：同左</p> <p>金属反射型保温材：同左</p> <p><b>【破損保温材以外の異物】</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>堆積異物 スラッジ：同左 錆片：[ ]程度の酸化鉄を投入している。 塵土：コンクリート粉末を投入している。</li> <li>耐 DBA 仕様塗装： [ ]</li> </ul>	<p><b>【破損保温材】</b> 繊維質： シュレッターで細かく裁断したロックウール</p> <p>金属反射型保温材： NUREG/CR-6808に記載のある、米国での金属保温材破壊試験結果に基づき金属箔を切断し、投入している。</p> <p><b>【破損保温材以外の異物】</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>堆積異物 スラッジ：酸化鉄粉末 錆片：ふるいにかけた酸化鉄 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：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。(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>

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

内規	評価内容	既工認	先行（東海第二）
<p style="text-align: right;">別記2</p> <p>圧損試験の実施に当たっての留意事項</p> <p>圧損試験の実施に当たっては、プラント毎に実機の条件を踏まえるとともに、独立行政法人原子力安全基盤機構が実施した試験結果（JNES-SS-0703「PWRサンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」）を踏まえて、次の事項に留意すること。</p> <p>⑫ 1. 複数の種類の異物が付着した場合の圧損上昇については、付着量が同量であってもストレーナへの付着のさせ方によって圧損上昇量が異なる。具体的には、繊維質と粒子の組合せにおいて、繊維質と粒子を混合させたものを堆積させた場合に比べ、繊維質を堆積させた後に粒子を堆積させた場合などで圧損上昇量が大きくなる試験結果がある。そのため、圧損試験においては、実機で想定される条件を検討の上、上述の圧損上昇の特性を踏まえて、試験条件の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>⑬ 2. 圧損試験においては、異物の溶解、析出、追加付着等により圧損上昇に経時変化が考えられることから、十分な試験時間を確保し、非保守的な評価とならないよう配慮するとともに、試験水量の実機条件との違いによる影響についても検討することが必要である。</p> <p>⑭ 3. 想定される異物としては破損保温材以外の異物もあることから、圧損試験においては、それらの異物の取扱について各異物の物性を踏まえて非保守的な評価とならないよう、試験の妥当性を確認する必要がある。</p> <p>4. ストレーナに付着させる異物については、実機において想定される条件を検討の上、保守的な試験結果となるよう相当程度細かくする必要がある。</p> <p>⑮ 5. 試験流速については、実機と同等以上の接近流速にて測定するとともに、流速を変動させると、圧損上昇量に不可逆的な変化が生じる場合があることから、実機での運転状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、ヒドランジ又はほう酸ナトリウムを添加することから、これらと格納容器内構造物や破損保温材等との化学反応によりストレーナの圧損が上昇する可能性があり、その上昇の度合いは、異物等の種類、組合せによって異なるため、それらを考慮した上で、全体的な圧損上昇が最大となる条件で試験を行う必要がある。その際、実機の条件を模擬して日単位で圧損上昇が落ち着くまで試験を行う必要があるが、妥当性が確認された場合に限り、別途異物・薬剤等を投入することにより加速試験を行うことができる。</p> <p style="text-align: center;">PWR の記載</p> <p>参考文献 JNES-SS-0703「PWR サンプスクリーン閉塞に関する堆積形態と化学影響の評価」、独立行政法人原子力安全基盤機構</p>	<p>⑮接近流速は大きいほど異物がストレーナに吸着し、圧損が上昇することから、代替循環冷却ポンプの通水流量 150m<sup>3</sup>/h を上回る流量（<input type="text"/> m<sup>3</sup>/h）を想定し、異物による圧損を評価している。</p> <p style="text-align: center;">【接近流速の考え方は東海第二同様】</p> <p>⑯温度が低くなるほど水の粘性が高くなり、圧損評価上保守的となるため、代替循環冷却ポンプの評価としては、既工認同様、添付書類十の S/P 水温度解析結果より、LOCA 後数十秒後には約<input type="text"/>℃以上となることから、保守的に<input type="text"/>℃として設定している。</p> <p style="text-align: center;">【温度設定の考え方は東海第二同様】</p>	<p>⑮各 ECCS ポンプの定格流量から試験流速を算出している。</p> <p>⑯同左</p>	<p>⑮試験時の接近流速については、実機と同等以上としている。</p> <p>接近流速は大きいほど異物がストレーナに吸着し、圧損が上昇することから、代替循環冷却系ポンプの定格流量を上回る、残留熱除去系ポンプの定格流量を想定している。</p> <p>⑯温度が低くなるほど水の粘性が高くなり、圧損評価上保守的となるため、代替循環冷却系ポンプの評価としては、既工認同様、添付書類十の S/P 水温度解析結果より、LOCA 後数十秒後の温度を下回る保守的な温度を設定している。</p>

## 2. 重大事故等時の発生異物量評価について

添付書類「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エルからサプレッションプールへ落下し、非常用炉心冷却系（以下「ECCS」という。）ポンプの吸込流によりストレーナに付着する事象を想定している。

設計基準事故時の圧損評価では、「非常用炉心冷却設備又は原子炉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)		0 m <sup>3</sup>	原子炉格納容器内の繊維質保温材を全て撤去するため、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。	
粒子状異物	耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)	39 kg	配管破断により発生する塗装として、内規別表第 3 に示す物量を考慮している。	
	非 DBA 仕様塗装	□ kg	設計基準事故時の原子炉格納容器内環境に直接曝される塗装の内、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。 配管：□ kg 空調ダクト・ダクトサポート：□ kg D/W クーラ：□ kg トレイサポート：□ kg 弁：□ kg 合計 □ kg を圧損評価に用いる。	
	堆積異物	スラッジ	89 kg	堆積異物は通常運転時からサプレッションプール内に存在する異物量を想定しており、異物管理及び原子炉起動の際の原子炉格納容器内清掃・点検を実施するため、内規別表第 3 に示す物量を考慮している。
		錆片	23 kg	
塵土		68 kg		
その他異物	ステッカー類	□ 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。	

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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

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

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

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

表 2-2 重大事故等時に発生する塗装の物量

異物の種類		物量	備考
塗 装	耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)	39 kg	設計基準事故時と同様の大破断 LOCA 時を想定するため、設計基準事故時と同様に内規別表第 3 に示す物量を適用する。
	非 DBA 仕様塗装	□ kg	重大事故等時は、設計基準事故時よりも原子炉格納容器内温度が高くなるため、設計基準事故時同様、原子炉格納容器内環境に直接曝される非 DBA 仕様塗装の全量剥落を想定する。
	耐 DBA 仕様塗装 (SA 環境剥離)	□ kg	重大事故等時は、設計基準事故時よりも照射線量が高く、高温状態が長時間継続することから、耐性の不確かさを考慮し、保守的に重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝されるもの全量剥落を想定する。また、ドライウエル内の耐 DBA 仕様塗装については、塗装分布、ベント管の配置及び吹出方向に依らず、保守的に全量が ECCS ストレーナに移行することを想定する。 ドライウエル内：□ kg サブプレッションチャンバ内：□ kg 合計 □ kg を保守的に丸め、□ kg として圧損評価に用いる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 炉心の溶融に伴う発生異物の増加について

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原子炉格納容器 pH 調整系により水酸化ナトリウムをサプレッションプール水へ添加することから、冷却材中の水酸化ナトリウムと原子炉格納容器内に存在する構造物（反応性の高い Al 及び 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 及び Zn を含有する構造物の表面積に対して、溶解速度（温度及び pH に依存）を掛けることで、Al 及び Zn の溶解量を算出し、溶解した Al 及び Zn が全て水酸化物として析出することとして評価している。

女川原子力発電所第 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  $100 \text{ mdm}^*2$ （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 及び 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（Al<sub>100</sub>H）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 ヶ月あたりの腐食速度  $\text{mg}/(\text{dm}^2 \cdot \text{month})$

\*3：「サンプストレー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（温度及び pH）を考慮して算出する。	保温材外装板，ダクト保温外装板，グレーチング	□ 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	□ 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（PCV 内面，ドライウェルローカルクーラ等）	□ kg
合 計			□ kg ↓ □ kg

注記\*：圧損試験代替異物である A100H の重量を示す。

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

(3) 原子炉圧力容器の破損に伴う発生異物量の増加について

原子炉圧力容器が破損した場合には，溶融デブリや構造物が原子炉格納容器下部に落下することとなる。しかし，原子炉格納容器下部は溶融デブリを全量保持できる容量を有しており，サプレッションプールには開口部を経て流入する構造であること，原子炉格納容器下部内の構造物は比重が大きいこと（表 2-4 参照）から，開口部を経てサプレッションプールへ流入することは考え難い。仮に比重が小さい異物が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ダウンカマ内部のサプレッションプール水面と同じ水位に留まる。以上より，原子炉圧力容器の破損に伴い発生した異物は，ストレーナへ到達しないと考えられる。

(別紙 2 参照)

表 2-4 原子炉格納容器下部内に存在する構造物の一覧

構造物	材質	比重	評価
プラットホーム	炭素鋼	7.85	<p>原子炉格納容器下部内に存在する構造物は比重が大きく、原子炉格納容器下部内に沈降すると考えられるため、構造物自体がサプレッションプールに流入することはないと考えられる*。</p> <p>ただし、塗装がされている構造物については、原子炉格納容器内環境に直接曝されるもの全量の剥落を想定し、サプレッションプールに流入することを保守的に想定する。(耐 DBA 仕様塗装の物量は、表 2-2 に示す塗装物量 <input type="text"/> kg に含まれている。)</p>
カートレール	炭素鋼	7.85	
CRDハウジング	SUS	7.93	
CRD 機構	SUS	7.93	
CRDハウジングサポート	炭素鋼	7.85	
ケーブルトレイ	炭素鋼	7.85	
ICMハウジング	SUS	7.93	
SRNMドライチューブ・検出器	SUS	7.93	
LPRM検出器	SUS	7.93	
TIP案内管	SUS	7.93	
配管類	SUS	7.93	
計装品	SUS	7.93	
サポート類	炭素鋼	7.85	
ケーブル類	銅被覆材	8.92 0.9~1.5	<p>ケーブルとしての比重は1以上であり、原子炉格納容器下部内に沈降すると考えられる*。</p> <p>万が一、比重の小さい被覆材が流出しても、サプレッションプール水面付近に浮遊し、ストレーナに到達しないため、圧損に影響しない。</p>

注記\*：原子炉格納容器下部内の異物のサプレッションプールへの流入経路は別紙 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についてまとめた結果を表 2-5 に示す。本異物発生量を考慮して、圧損評価を行う。

表 2-5 重大事故等時の発生異物量評価

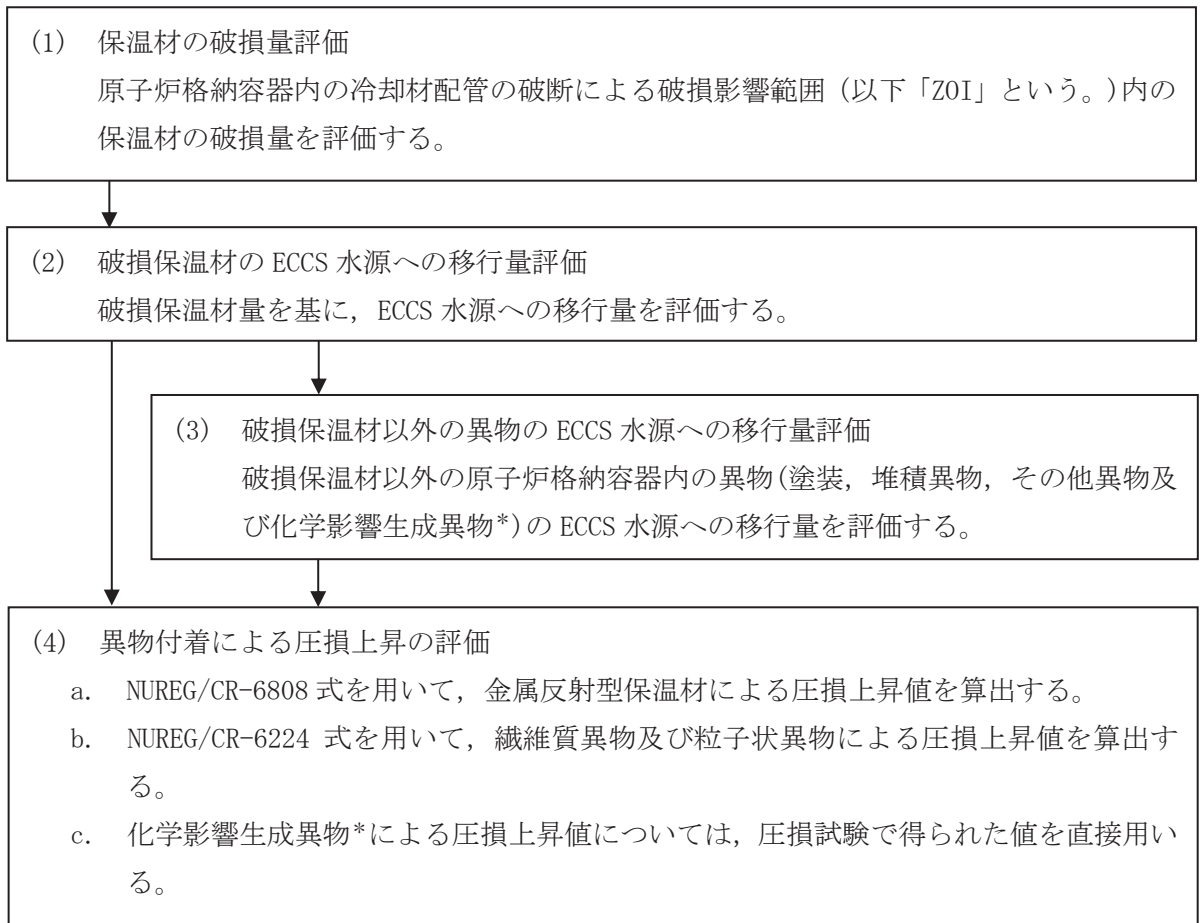
異物の種類		DB	SA	補足
保温材	一般保温 (繊維質)	0 m <sup>3</sup>		原子炉格納容器内の繊維質保温材を全て撤去するため、薄膜効果を生じることはない。
	カプセル保温 (金属反射型)	□ m <sup>2</sup>		設計基準事故時と同様の大破断 LOCA 時を想定するため、設計基準事故時の算出方法と同様に破損影響範囲内の全ての保温材の金属箔の物量に余裕を見込んで算出している。
塗装	耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)	39 kg		設計基準事故時と同様の大破断 LOCA 時を想定するため、設計基準事故時と同様に内規別表第 3 に示す物量を適用する。
	非 DBA 仕様塗装	□ kg		重大事故等時は設計基準事故時よりも原子炉格納容器内温度が高くなるため、設計基準事故時同様、原子炉格納容器内環境に直接曝される非 DBA 仕様塗装の全量剥落を想定する。
	耐 DBA 仕様塗装 (SA 環境剥離)	-	□ kg	重大事故等時は、設計基準事故時よりも照射線量が高く、高温状態が長時間継続することから、耐性の不確かさを考慮し、保守的に重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝されるもの全量剥落を想定する。また、ドライウェル内の耐 DBA 仕様塗装については、塗装分布、ベント管の配置及び吹出方向に依らず、保守的に全量が ECCS ストレーナに移行することを想定する。
堆積異物	スラッジ	89 kg		堆積異物は通常運転時からサプレッションプール内に存在する異物量を想定しており、異物管理及び原子炉起動の際の原子炉格納容器内清掃・点検を実施するため、内規別記 3 に示す異物を適用する。
	錆片	23 kg		
	塵土	68 kg		
化学影響生成異物		-	□ kg	WCAP 等により、Al, Zn 及び Fe を含有する原子炉格納容器内構造物の溶解及び析出を想定する。構造物の溶解速度が保守的となるよう、原子炉格納容器内温度が最大となる雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温)時の温度変化を包絡する条件とし、pH は高く維持されるものとして算出する。
その他異物		□ m <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。
原子炉格納容器下部内構造物		-	0 m <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、原子炉格納容器下部内構造物自体は圧損上昇の要因となる異物とならない。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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

重大事故等時の非常用炉心冷却系（以下「ECCS」という。）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エル（以下「D/W」という。）から ECCS 水源であるサプレッションプール（以下「S/P」という。）へ流入、代替循環冷却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、S/P の pH 制御のために注入する水酸化ナトリウム水溶液と原子炉格納容器内構造物等との化学反応により新たに発生する異物（以下「化学影響生成異物」という。）についても想定し、「非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価等について（内規）」に準拠し、ECCS ストレ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」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 ECCS ストレーナについて

#### (1) 形式

カセット形ストレーナ（スイス CCI 社製）

#### (2) 構造と特徴

- ・ECCS ストレーナの構造図を図 3-2 に示す。機器配置上、各系統においてストレーナ 1 とストレーナ 2 を組み合わせて配置する。
- ・円周方向に多数のポケットを配列したカセットを積層させることで、表面積を増加させる構造としている。
- ・ポケット形状を採用することで、限られた体積で表面積を最大化させることができ、付着異物による圧損上昇の影響を小さくすることができる。

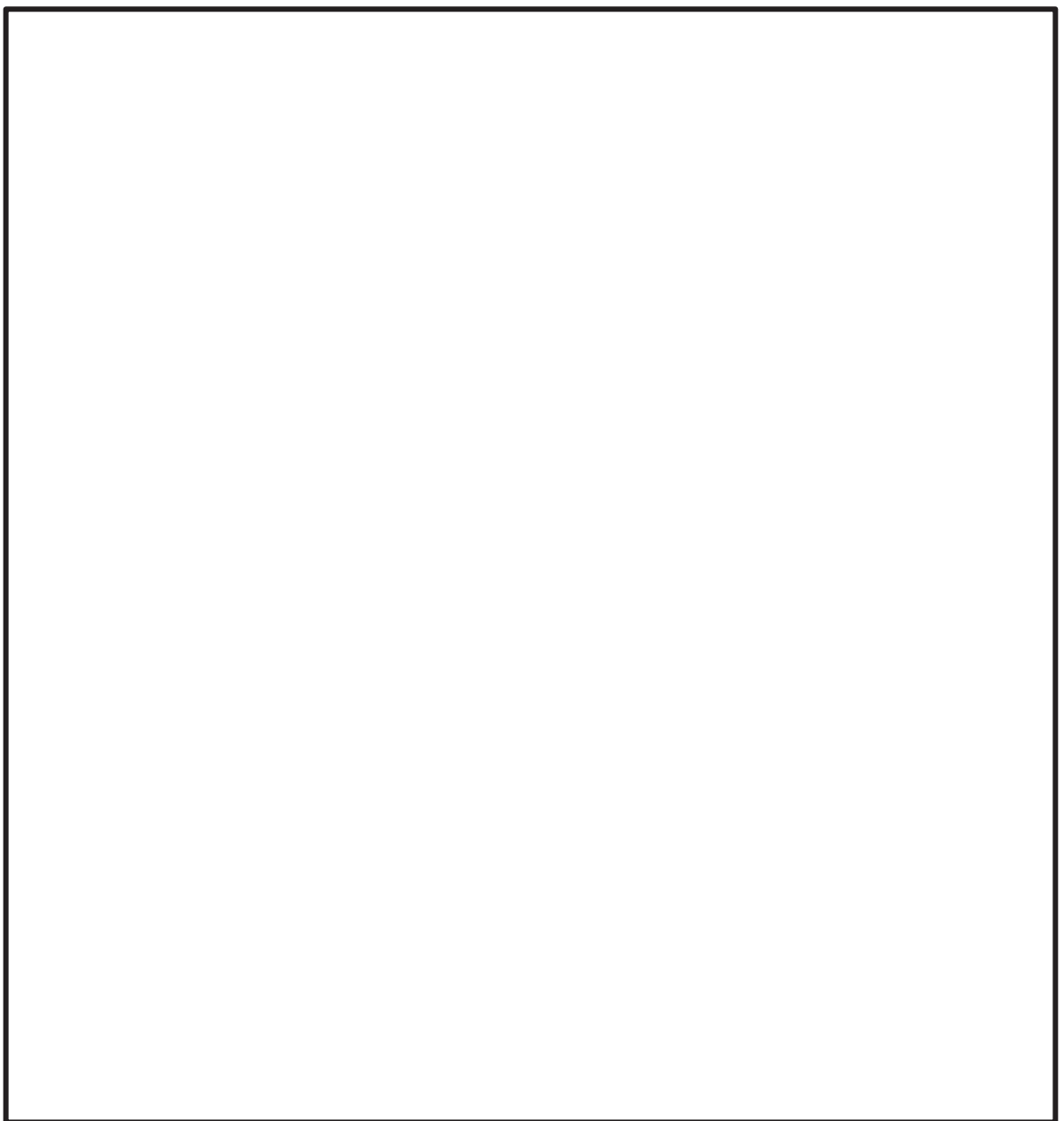


図 3-2 ECCS ストレーナ構造及び主要寸法

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(3) 配置

ECCS ストレーナの配置を図 3-3 及び図 3-4 に示す。

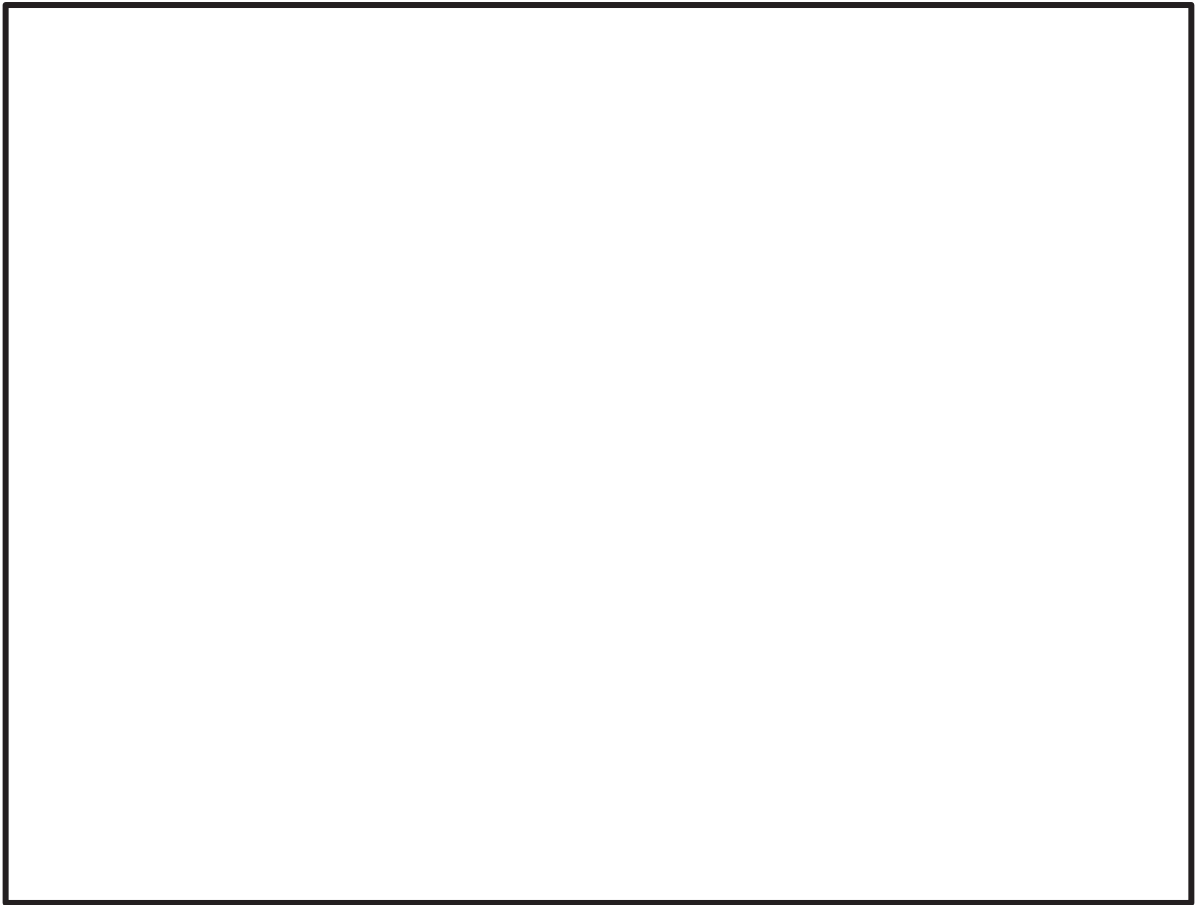


図 3-3 ECCS ストレーナ配置 (平面方向)



図 3-4 ECCS ストレーナ配置 (断面方向)

### 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

CCI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、試験結果及び圧損評価式に基づき圧損上昇の評価を行う。

#### (2) 試験実施場所、試験立合及び試験実施時期

- ・試験実施場所 米国（マサチューセッツ州）
- ・試験立合 当社社員による Web カメラによる確認
- ・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 3-5 に、主要仕様を表 3-1 に示す。試験用ストレーナは、実機形状を模擬しつつ、想定する異物量を考慮して、スケールダウンしたものをを用いている（図 3-6 参照）。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

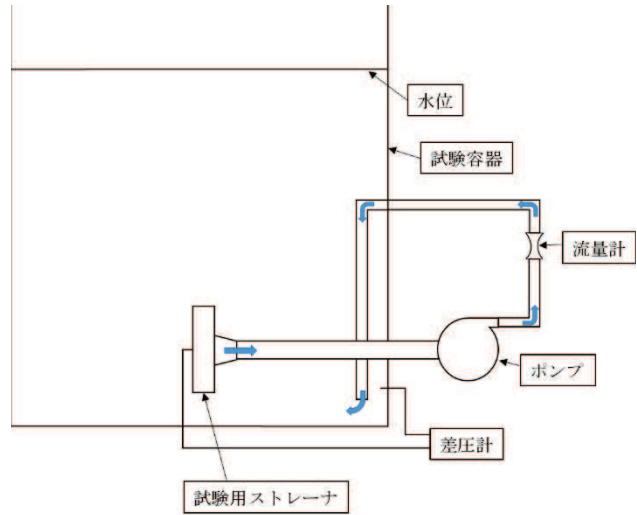


図 3-5 試験概要図

表 3-1 試験装置の主要仕様

項目	主要仕様
プール寸法	
プール容量	
ポンプ能力	
ストレーナ直径	
プレート穴径	
プレート穴ピッチ	
ポケット幅	



図 3-6 試験用ストレーナ

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



(4) 実機プラント条件

a. 流量条件

重大事故等における各事象（有効性評価の事故シーケンスグループ）のうち，雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）にS/Pを水源として運転を行うポンプは，代替循環冷却ポンプである。表3-2に示すとおり，その運転時の通水流量は，150m<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，通水流量を上回る試験流量を用いる。

表3-2 ECCSストレーナを通過する流量

系統設備	試験流量
代替循環冷却ポンプ	<input type="text"/> (m <sup>3</sup> /h) *

注記\*：通水流量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，女川原子力発電所第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

DBA時（或いはSA時）発生異物						SA時発生異物		
繊維質 保温材*	金属 反射型 保温材	スラッジ	耐DBA 仕様塗装 (シールド破損)	鍍片	塵土	非DBA 仕様塗装 (耐性未確認)	耐DBA 仕様塗装 (SA時剥落)	化学影響 生成異物 A100H
(kg)	(m <sup>2</sup> )	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)
			39	23	68			

注記\*：女川原子力発電所第2号機では，原子炉格納容器内の繊維質保温材を全て撤去するが，保守的な試験条件とするため，繊維質厚さ0.3mm相当で評価を実施した。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(5) 試験条件

実機異物条件を模擬した圧損試験条件は、試験用ストレーナと実機ストレーナの表面積比率（スケーリング比）、D/W から S/P への移行割合等を考慮し設定している。試験条件を表 3-4 に示す。

表 3-4 圧損試験条件

DBA 時（或いは SA 時）発生異物							SA 時発生異物	
繊維質 保温材	金属 反射型 保温材	スラッジ	耐 DBA 仕様塗装 (シールド破損)	錆片	塵土	非 DBA 仕様塗装 (耐性未確認)	耐 DBA 仕様塗装 (SA 時剥落)	化学影響 生成異物 A100H
(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 3-7 に示す。この結果により化学影響生成異物による圧損上昇は、 m となる（ m = A100H 投入後圧損静定 - A100H 投入前圧損静定）。

なお、圧損の静定に十分な試験時間を確保していることから、試験の再現性はあると考えられる。

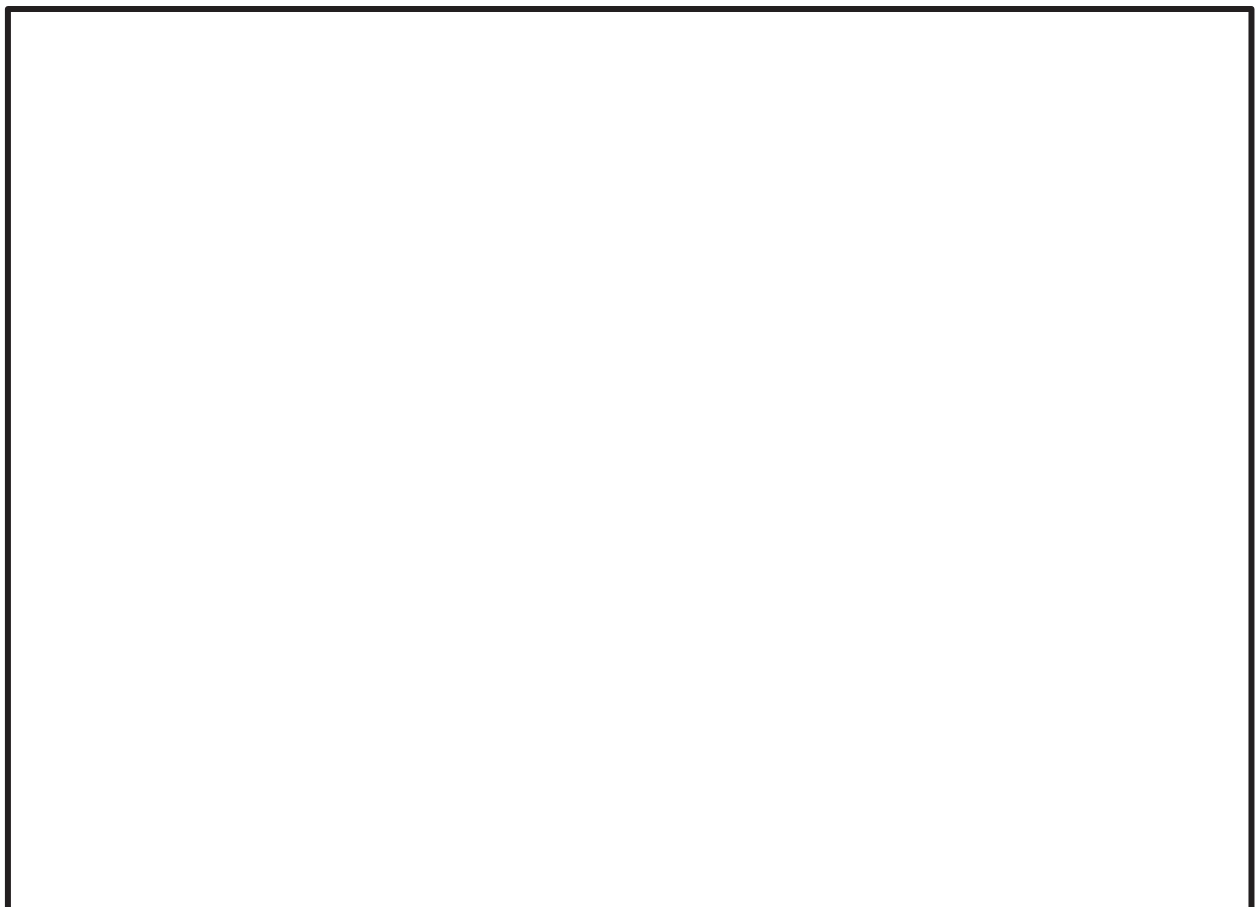


図 3-7 圧損試験結果

### 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
NUREG/CR-6224	繊維質保温材，スラッジ，塗装片，錆片及び塵土
NUREG/CR-6808	金属反射型保温材

#### (2) 圧損上昇評価結果

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

表 3-6 圧損上昇の評価結果

	代替循環冷却ポンプ
金属反射型保温材による圧損上昇	<input type="text"/> (m) *
繊維質及び粒子状の異物による圧損上昇	<input type="text"/> (m) *
化学影響生成異物による圧損上昇	<input type="text"/> (m) *
合計	<input type="text"/> (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。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## 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

CCI 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、試験結果と圧損評価式に基づき圧損上昇の評価を行う。

## 2. 試験条件

## (1) 流量条件

重大事故等における各事象（有効性評価の事故シーケンスグループ）のうち、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）に S/P を水源として運転を行うポンプは、代替循環冷却ポンプであり、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。

代替循環冷却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 に示すスケーリング比から表 1 のとおりとなる。

表 1 試験流量（代替循環冷却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 (m <sup>3</sup> /h)		

表 2 スケーリング比

スケーリング比（表面積比から設定）	基準面積
代替循環冷却ポンプ	<input type="text"/> *

注記\*：試験用ストレーナ表面積  m<sup>2</sup> ÷ 実機ストレーナ表面積  m<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 2 に示すスケーリング比から算出する。

破損保温材以外の異物については、D/W から S/P への移行割合及び S/P からストレーナへの移行割合はいずれも 100% とする。

試験装置に投入する異物量は、表 3 のとおりとなる。

表 3 試験装置に投入する異物量

	試験条件	算出方法
繊維質保温材 (g)		
金属反射型保温材 (m <sup>2</sup> )		
スラッジ (g)		
耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損) (g)		
錆片 (g)		
塵土 (g)		
非 DBA 仕様塗装 (耐性未確認) (g)		
耐 DBA 仕様塗装 (SA 時剥落) (g)		
化学影響生成異物 (A100H) (g)		

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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

② 異物サイズ

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

各異物のサイズとその根拠を表 4 に示す。

表 4 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	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		NEI 04-07
錆片		NEDO-32686-A
耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)		NEDO-32686-A
非 DBA 仕様塗装 (耐性未確認)		NEI 04-07
耐 DBA 仕様塗装 (SA 時剥落)		NEDO-32686-A
化学影響生成異物 (A100H)		WCAP 手法に従い合成した A100H

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(3) 試験装置

① 装置の仕様

圧損試験装置は、実機を模擬した試験用ストレーナをプール内に配置したモジュール試験装置とし、概要図を図1に、仕様を表5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5 モジュール試験装置の仕様

プール寸法	
プール容量	
ストレーナ吸込みポンプ能力	
プール内攪拌ポンプ能力	
ストレーナ直径	
プレート穴径	
プレート穴ピッチ	
ポケット幅	
試験用ストレーナ表面積	
試験プール底面からストレーナ下端までの距離	
プール内攪拌ノズル	

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

② 試験用ストレーナの構造

実機ストレーナの構造を模擬するため、試験用ストレーナは実機ストレーナ一周分のポケットを模擬し、ストレーナの直径及び表面積をスケールダウンした構造としている。

試験用ストレーナと実機ストレーナの主な仕様の比較を表6に示す。

表6 ストレーナの主な仕様の比較

	試験用ストレーナ	実機ストレーナ
ストレーナ直径		
プレート穴径		
プレート穴ピッチ		
ポケット幅		
表面積		

試験用ストレーナの直径及び表面積をスケールダウンしたことで、実機で想定している異物濃度を下回らないよう、試験用ストレーナ表面積あたりの水量を少なく設計しており、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 ストレーナ表面積

実機ストレーナ表面積を表7に示す。

圧損試験で考慮するストレーナの基準表面積は、下記の式で算出する。

・ストレーナ基準表面積

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

$$= \text{} - \text{} \text{ m}^2$$

表7 ストレーナ基準表面積

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
残留熱除去系 ストレーナ	<input type="text"/> m <sup>2</sup>	<input type="text"/> m <sup>2</sup>	<input type="text"/> m <sup>2</sup>

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



④ ストレーナ接近流速

接近流速は、以下のとおり定義される。

$$U \text{ (m/s)} = Q/A$$

ここで、Q：流量 (m<sup>3</sup>/s)，A：ストレーナ基準表面積 (m<sup>2</sup>)

- ・試験用ストレーナ接近流速

$$\boxed{\phantom{000}} \text{ m/s} = \left( \boxed{\phantom{000}} \text{ m}^3/\text{h} \div 3600 \right) \div \boxed{\phantom{000}}$$

- ・実機ストレーナ接近流速

$$\boxed{\phantom{000}} \text{ m/s} = \left( \boxed{\phantom{000}} \text{ m}^3/\text{h} \div 3600 \right) \div \boxed{\phantom{000}}$$

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
ストレーナ流量 (m <sup>3</sup> /h)	コリオリ式 ( <input type="text"/> )	
攪拌流量 (m <sup>3</sup> /h)	ベンチュリ ( <input type="text"/> )	
	差圧変換器 ( <input type="text"/> )	
圧 損 (m H <sub>2</sub> O)	差圧変換器 ( <input type="text"/> )	
水 温 (°C)	測温抵抗体 ( <input type="text"/> )	
測定間隔	データシート*に記録。 ( <input type="text"/> )	

注記\*：データシートの手書を様式 1 に示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

### 3. 試験要領

#### (1) 試験手順

- ① 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。
- ② ストレーナ吸込みポンプを起動し、 m<sup>3</sup>/h\*の流量で安定させた後、クリーン圧損を測定する。

注記\*： m<sup>3</sup>/h× (スケーリング比) =  m<sup>3</sup>/h

- ③ 異物の準備として、繊維質保温材を水に 時間浸す。
- ④ プール内攪拌ポンプを起動し、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2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）
- ・非 DBA 仕様塗装（耐性未確認）
- ・耐 DBA 仕様塗装（SA 時剥落）

#### ⑤ 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、浮遊する異物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、浮遊する異物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。

#### ⑥ 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 に基づいて作成)

- ⑦ ストレーナ吸込みポンプおよびプール内攪拌ポンプを停止し、試験を終了する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

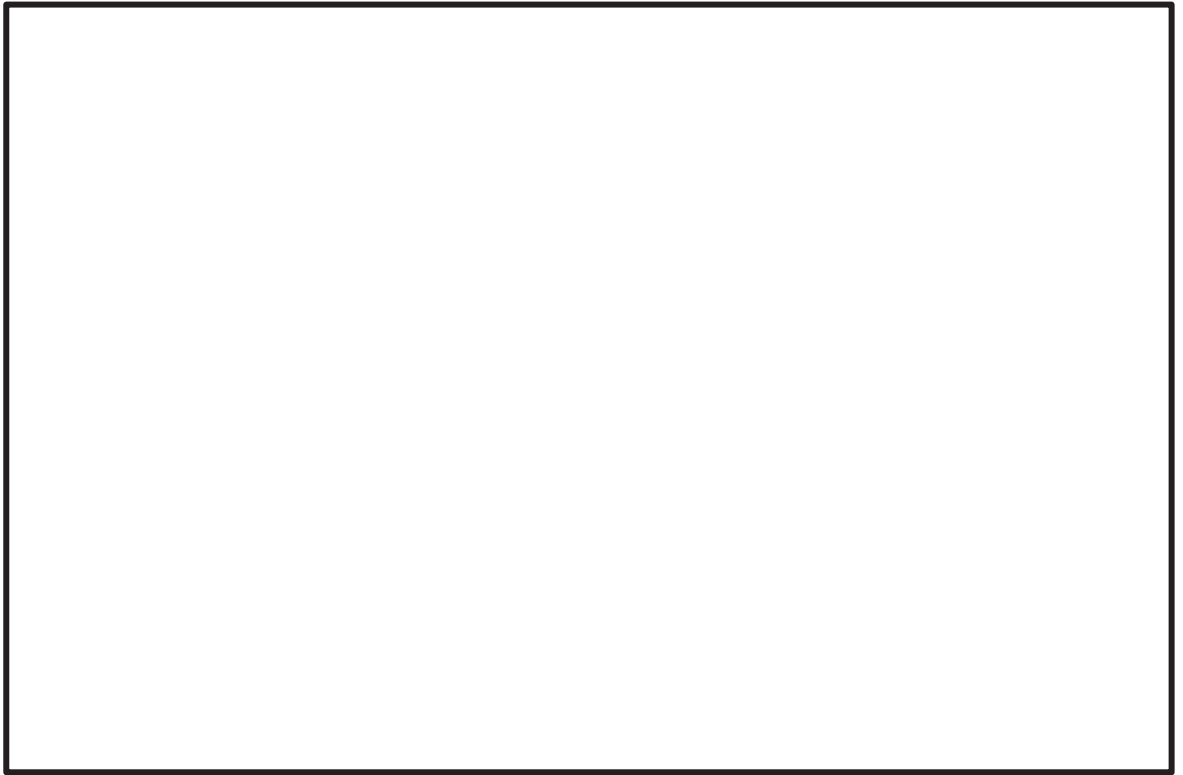


図2 異物投入位置及び攪拌ノズル位置（試験プール平面図）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 実機ストレーナの圧損算出方法

下記の方法にて実機ストレーナの圧損を算出する。

- ① 初めに、NUREG/CR-6224 式及び NUREG/CR-6808 式より評価用圧損 ( $H_1$ ) を算出する。
- ② 次に、A100H 投入後の圧損試験結果 (A100H 投入による圧損上昇分  $h_3$ ) を  $H_1$  に加算して SA 時の実機圧損 ( $H_{SA}$ ) を算出する。

$$H_{SA} = H_1 + h_3, \quad \text{ここで } h_3 = h_2 - h_1 \text{ (図 3 参照)}$$

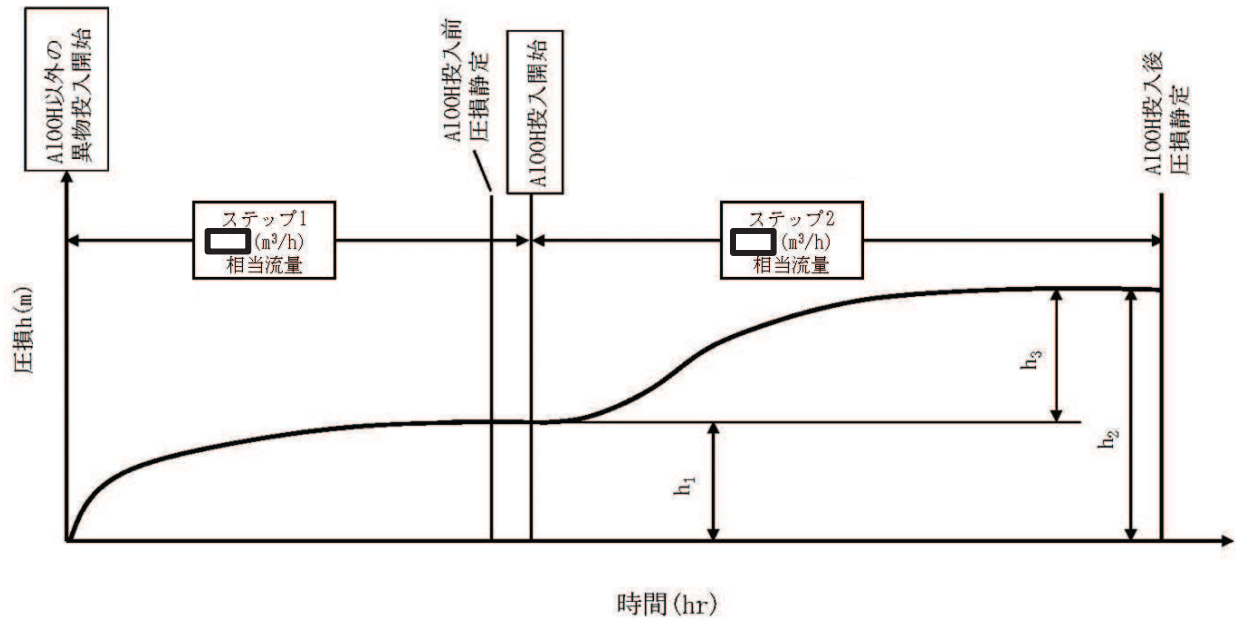
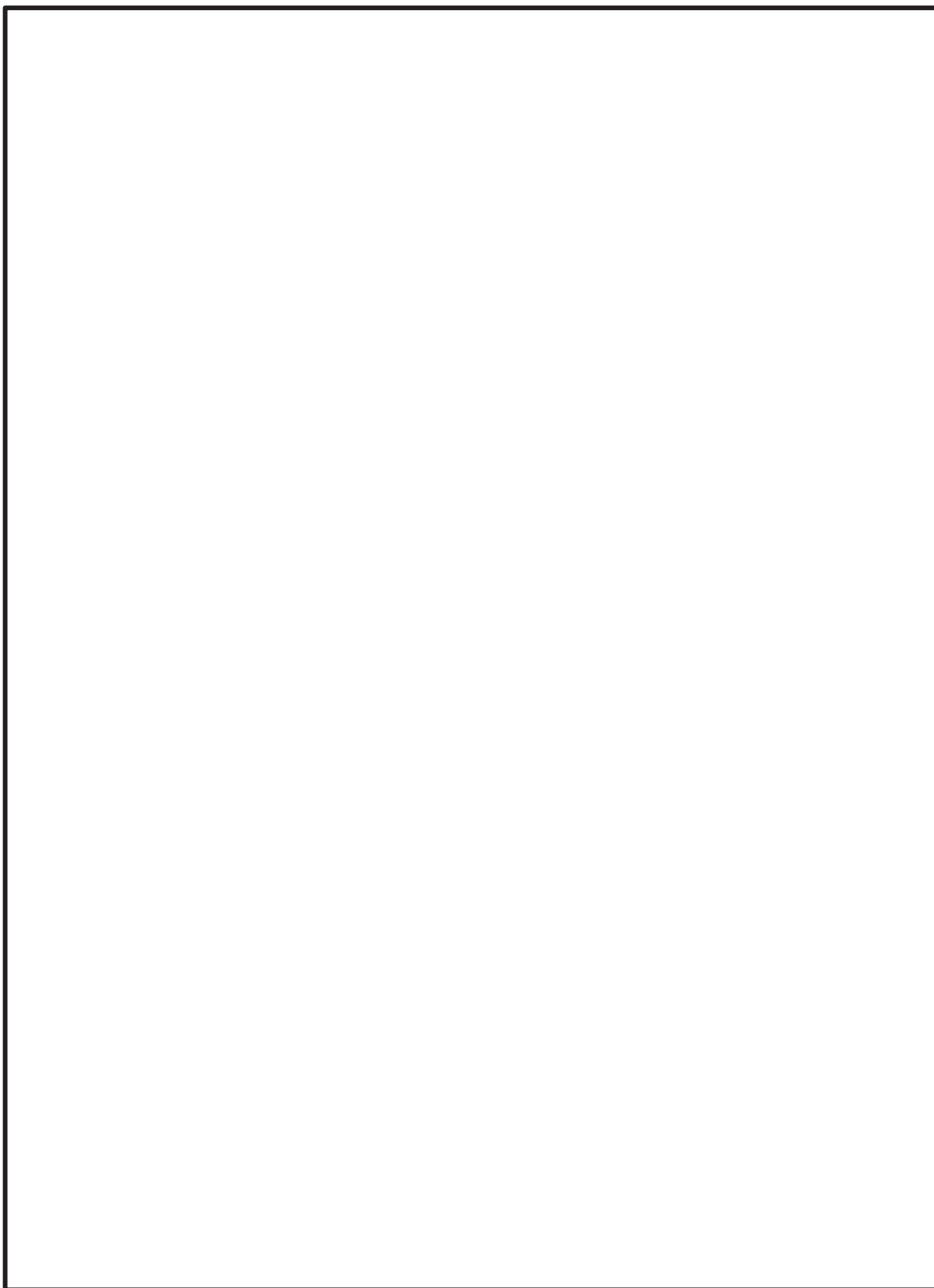


図 3 圧損試験結果の概要

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

4. 重大事故等時圧損試験における保守性について

CCI 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（以下「ECCS ストレーナ」という。）の設計において、圧損上昇に大きく影響す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、全て撤去することとしており、重大事故等時の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重大事故等時の環境における耐性の不確かさを考慮し、保守的に重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝される耐 DBA 仕様塗装は全て剥落し、その全てが ECCS ストレーナへ移行するものとして物量を算定している。なお、現実的には耐 DBA 仕様塗装が事象初期（LOCA 発生直後のブローダウン過程）において剥落し、その全てが ECCS ストレーナへ到達するとは考えられず、後述するサ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)
金属反射型保温材	: <input type="text"/> (m <sup>2</sup> )	⇒	<input type="text"/> (m <sup>2</sup> )
耐 DBA 仕様塗装 (SA 時剥離分)	: <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 及び Zn に加えて、WCAP-16530 では対象外としている 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 及び Zn の溶解速度式は、pH 及び温度の関数であるが、原子炉格納容器内温度が最大となる雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）時の原子炉格納容器温度（有効性評価における解析値）に余裕を見込んだ温度とし、pH 制御装置運転後は、高 pH (pH=12.5) 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) 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. サブプレッションチェンバ内の初期の過程においては LOCA 時のブローダウン過程により攪拌されている状況であり、サブプレッションチェンバに流入した異物は、LOCA 後速やかに起動した ECCS ストレーナに吸引され表面に付着する。

重大事故等時においては、

- ・耐 DBA 仕様塗装が LOCA 事象初期に全量剥離することは現実的には考えられず、実際には上記の a. ～ c. の過程の後、照射線環境、高温状態が長時間継続することで徐々に剥離し、一部がスプレイ水とともにサブプレッションチェンバへ流入すると想定され、さらにはサブプレッションチェンバ内の流況は上記の c. と比較して静定している状況と考えられる。
- ・加えて、ドライウェル内に均等に分布している耐 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するため、代替循環冷却系で兼用する ECCS ストレーナ (残留熱除去系ストレーナ (A)) の反対に位置するベント管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、代替循環冷却ポンプの使用開始は、事象発生後 24 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、女川原子力発電所第 2 号機においては、サブプレッションチェンバ底部からストレーナ下端までの距離が   mm あり、サブプレッションチェンバ底面に沈降した異物が再浮遊し、ストレーナへ移行するとは考えられない。

しかしながら本試験条件の前提として、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チェンバへの移行割合及びサブプレッションチェンバからストレーナへの移行割合はいずれも 100%としている)。

#### 4.3 圧損試験における保守性

##### ① 試験流量

重大事故等における各事象（有効性評価の事故シーケンスグループ）のうち、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）にサブプレッションチェンバを水源として運転する代替循環冷却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、150 m<sup>3</sup>/h を上回る流量として  m<sup>3</sup>/h 相当の流量を考慮しており、代替循環冷却ポンプの約  倍の試験流量としている。

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

##### ② 試験水量

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

試験水量比（ストレーナ単位面積当たり）： 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>

##### ③ 温度条件

サブプレッションチェンバの水温は、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チェンバ水温解析結果では LOCA 後数十秒後には約 50 °C 以上となるが、圧損試験に用いる ECCS 水源の水温は、既工事計画書同様、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について、実機のサブプレッションチェンバ底部からストレーナ下端までは  mm の距離があるが、女川原子力発電所第 2 号機のサブプレッションチェンバは円形であり、サブプレッションチェンバ内面とストレーナ間の最も小さいクリアランスが  mm であることから、試験プール底面からストレーナ下端までの高さも  mmとしている。

実機ではサブプレッションチェンバ内面は円形であるが、試験装置ではプール底面（ストレーナ下端）を平面にしている。そのためストレーナ下端に存在する異物が自重でストレーナ近傍から遠ざかることがなく、ストレーナに吸込まれやすい条件としている。



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

補足-330-2「1. 非常用炉心冷却設備その他原子炉注水設備及び圧力低減設備その他の安全設備の有効 NPSH 評価対象ポンプの選定について」において、個別評価対象として選定された代替循環冷却ポンプ及び残留熱除去系ポンプの有効 NPSH 評価を示す。

(1) 代替循環冷却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(m)	
代替循環冷却ポンプ（評価流量：150 m <sup>3</sup> /h）		
H <sub>a</sub> ：吸込液面に作用する絶対圧力	52.9	保守的に重大事故等時における代替循環冷却ポンプ運転中のサブプレッションチェンバ圧力を考慮せず、ポンプ吸込口における飽和蒸気圧水頭と同じとし、吸込液面に作用する絶対圧力は 52.9m としている。
H <sub>s</sub> ：吸込揚程		<p>静水頭は、以下の差分の <input type="text"/> m としている。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>●水源の水位 O.P. <input type="text"/> m（サブプレッションプールの最低水位）</li> </ul> <p>水源の水位としては、プラント運転時のサブプレッションプールの最低水位とした（補足-330-2 別紙 1 参照）。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>●ポンプ吸込口高さ：O.P. <input type="text"/> m</li> </ul>
H <sub>1</sub> ：ポンプ吸込配管圧損		<p>サブプレッションプールから代替循環冷却ポンプまでの配管及び弁類圧損は、代替循環冷却ポンプが以下の流量*で運転することを想定する。この場合、サブプレッションプールから代替循環冷却ポンプまでの配管及び弁類圧損の合計値は、<input type="text"/> m となる。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>●代替循環冷却ポンプ：150m<sup>3</sup>/h×1 個</li> </ul> <p>ポンプ吸込配管圧損は、圧損合計値より <input type="text"/> m に設定する。</p> <p>注記*：サブプレッションプールから代替循環冷却ポンプまでの配管は、残留熱除去系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、代替循環冷却ポンプ以外のポンプの運転流量を圧損計算上で考慮する必要はない。</p>
H <sub>2</sub> ：ストレーナ圧損		<p>ストレーナ圧損を、以下に示す。[算出条件：代替循環冷却ポンプの評価流量（保守的に <input type="text"/> m<sup>3</sup>/h）を使用]</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>●ストレーナ圧損：<input type="text"/> m</li> </ul> <p>ストレーナ表面積が左右で異なることから、異物付着後は左右のストレーナ流量が非対称となり、その影響を考慮した圧損値を記載する。長い側のストレーナの圧損値を左側に、短い側のストレーナの圧損値を右側に示す。</p>
H <sub>3</sub> ：異物付着による圧損上昇		<p>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：代替循環冷却ポンプの評価流量（保守的に <input type="text"/> m<sup>3</sup>/h）を使用]</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>●金属保温異物による圧損上昇：<input type="text"/> m</li> <li>●繊維質*2、粒子状の異物*2及び化学影響生成異物による圧損上昇：<input type="text"/> m</li> </ul> <p>合計 <input type="text"/> m を保守に丸めて <input type="text"/> m としている。</p> <p>注記*2：原子炉格納容器内の繊維質保温材はすべて撤去しているため考慮する必要はないが、評価条件が保守的となるように、0.3mm 厚さ相当の繊維質を考慮し、NUREG/CR-6224 式より算出している。</p>

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

記載内容		根拠
項目	値 (m)	
		代替循環冷却ポンプ (評価流量: 150 m <sup>3</sup> /h) ・繊維質異物及び粒子状の異物付着による圧損 $\frac{\Delta H}{fg\Delta L_0} = 1.01972 \times 10^{-4} \left[ 3.5S_v^2(1-\epsilon_m)^{1.5} \{1+57(1-\epsilon_m)^3\} \mu U + 0.66S_v \frac{(1-\epsilon_m)}{\epsilon_m} \rho_w U^2 \right] \left( \frac{\Delta L_m}{\Delta L_0} \right)$ $\Delta H = \text{[ ] (m)}$ ここで, $\Delta L_0 = 0.0003 \text{ (m)}$ , $fg = \text{[ ]}$ , $S_v = \text{[ ] (m}^{-1}\text{)}$ , $\epsilon_m = \text{[ ] (-)}$ , $\mu = \text{[ ] (評価水温 [ ] }^\circ\text{C)}$ , $U = \text{[ ] (m/s)}$ , $\rho_w = \text{[ ] (評価水温 [ ] }^\circ\text{C)}$ , $\Delta L_m = 0.0003 \text{ (m)}$ ・化学影響生成異物による圧損 $h_3 = h_2 - h_1 = \text{[ ]} - \text{[ ]} = \text{[ ] (m)}$ ここで, $h_1$ : A100H 投入直前の圧損 = $\text{[ ] (m)}$ $h_2$ : A100H 投入が完了し静定後の圧損 = $\text{[ ] (m)}$ $h_3$ : 化学影響生成異物 (A100H) の付着による圧損上昇 (m) ●異物付着による圧損上昇: $\text{[ ] m}$ ストレーナ表面積が左右で異なることから、異物付着後は左右のストレーナ流量が非対称となり、その影響を考慮した圧損値を記載する。長い側のストレーナの圧損値を左側に、短い側のストレーナの圧損値を右側に示す。
h <sub>s</sub> : ポンプ吸込口における飽和蒸気圧水頭	52.9	代替循環冷却系の設計上想定するサブプレッションプール水の最高温度 150°C における飽和蒸気圧水頭として、52.9m としている。
有効 NPSH (H <sub>a</sub> +H <sub>s</sub> -H <sub>1</sub> -H <sub>2</sub> -H <sub>3</sub> -h <sub>s</sub> )	2.5	有効 NPSH は、以下の計算式により算出している。 $\text{有効 NPSH} = H_a + H_s - H_1 - H_2 - H_3 - h_s$ $= 52.9 \text{ m} + \text{[ ]} - 52.9 \text{ m}$ $= 2.5 \text{ m}$
必要 NPSH		代替循環冷却ポンプ定格流量 150m <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。
評価結果		以上の計算結果より、有効 NPSH と必要 NPSH との関係は以下のとおりとなり、必要 NPSH が確保されることからポンプ運転状態として問題ない結果となる。 有効 NPSH: 2.5 m > 必要 NPSH: $\text{[ ] m}$

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 残留熱除去系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(m)	
H <sub>a</sub> : 吸込液面に作用する絶対圧力	44.7	保守的に重大事故等時における残留熱除去系ポンプ運転中のサブプレッションチェンバ圧力をポンプ吸込口における飽和蒸気圧水頭と同じとし、吸込液面に作用する絶対圧力は44.7mとしている。
H <sub>s</sub> : 吸込揚程	44.7	吸込揚程は、以下の差分の <input type="text"/> m としている。 <ul style="list-style-type: none"> <li>● 水源の水位 O.P. <input type="text"/> m (サブプレッションプールの最低水位)</li> <li>● 水源の水位としては、プラント運転時のサブプレッションプールの最低水位とした (補足-330-2 別紙1参照)。</li> <li>● ポンプ設置フロアの床上1mの値 : O.P. <input type="text"/> m</li> </ul>
H <sub>1</sub> : ポンプ吸込配管圧損		サブプレッションプールから残留熱除去系ポンプまでの配管及び弁類圧損は、残留熱除去系ポンプが以下の流量*で運転することを想定する。 この場合、サブプレッションプールから残留熱除去系ポンプまでの配管及び弁類圧損の合計値は、 <input type="text"/> m となる。 <ul style="list-style-type: none"> <li>● 残留熱除去系ポンプ : 1160 m<sup>3</sup>/h×1個</li> </ul> ポンプ吸込配管圧損は、圧損合計値より <input type="text"/> m に設定する。  注記* : サブプレッションプールから残留熱除去系ポンプまでの配管は、代替循環冷却ポンプと共用する部分があるが、同時使用しない運用であるため、残留熱除去系ポンプ以外のポンプの運転流量を圧損計算上で考慮する必要はない。
H <sub>2</sub> : 異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損		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。 <ul style="list-style-type: none"> <li>● 異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損 : <input type="text"/> m</li> </ul>
h <sub>s</sub> : ポンプ吸込口における飽和蒸気圧水頭	44.7	重大事故等時における残留熱除去系ポンプ運転中のサブプレッションプール水の最高温度である144℃における飽和蒸気圧水頭として、44.7mとしている。
有効NPSH (H <sub>a</sub> +H <sub>s</sub> -H <sub>1</sub> -H <sub>2</sub> -h <sub>s</sub> )	2.4	有効NPSHは、以下の計算式により算出している。 有効NPSH = H <sub>a</sub> + H <sub>s</sub> - H <sub>1</sub> - H <sub>2</sub> - h <sub>s</sub> = 44.7 m + <input type="text"/> - 44.7 m = 2.4 m
必要NPSH	<input type="text"/>	残留熱除去系ポンプ運転流量1160 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。
評価結果		以上の計算結果より、有効NPSHと必要NPSHとの関係は以下のとおりとなり、必要NPSHが確保されることからポンプ運転状態として問題ない結果となる。 有効NPSH : 2.4 m > 必要NPSH : <input type="text"/> m  仮に安定状態後の措置として、残留熱除去系の復旧による除熱運転の際に異物付着を考慮すると、異物付着による圧損上昇を加えたストレーナ圧損は <input type="text"/> m となる。異物付着を考慮しても、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。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## 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。

別紙 1 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	PCV 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*	Al	アルミニウム	保温材外装板 ダクト保温外装板 グレーチング
	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
	Fe	炭素鋼材料の構造物	耐 DBA 仕様塗装がされた構造物のうち、炭素鋼材料の構造物

注記\* : 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原子炉格納容器内環境に直接曝される塗装の全量剥落を想定するため、下地の金属材料からの溶解を考慮する。

## 1.2 表面積の算出手順

抽出された対象設備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	PCV 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	<p>【大口径 (65A 以上)】</p> <p>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。</p> <p>【小口径 (50A 以下)】</p> <p>小口径配管・弁については、配管単位長さ当たり及び弁 1 台当たりの表面積が小さいため、大口径配管・弁にて算出した表面積の 1 割を小口径配管・弁分として考慮する。</p>
3	配管サポート	<p>【大口径 (65A 以上)】</p> <p>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。</p> <p>代表形状の配管サポートの表面積は、サポート図を用いて構成部材単位の表面積を算出し、それらを足し合わせる。</p> <p>またサポート点数は、配管図を用いて算出する。</p> <p>【小口径 (50A 以下)】</p> <p>小口径配管サポートは大口径配管サポートと比較して簡易的な構造であり、1 サポート当たりの表面積が小さいため、大口径配管サポートにて算出した表面積の 1 割を小口径配管サポート分として考慮する。</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>【電線管】</p> <p>電線管配置図用いて、外周、長さから表面積を算出する。</p> <p>【電線管サポート】</p> <p>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て、電線管サポートの表面積とする。</p> <p>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。</p> <p>また、サポート点数は、電線管長と標準のサポート間隔から算出する。</p>
6	機器	構造図等を用いて、構成部材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。

### 1.3 調査結果

ドライウエル内の構造物の表面積の調査結果を表別 1-3 に、サ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 1-4 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
PCV 関係	ドライウエル内上部サンプライニング					
	原子炉遮へい壁					
	原子炉遮へい壁内プラットフォーム					
	中性子遮へいプラグ					
	原子炉格納容器スタビライザプラットフォーム, パイプホイップストラクチャ					
	パイプホイップレストレイント架台					
	CRD 搬出入装置					
	ドライウエル内機器搬出入装置					
	PLR ポンプモータ搬出入用仮設ビーム・仮置架台					
	ドライウエル内ペネ遮へい					
	MSIV 分解組立装置					
	グレーチング					
	ドライウエルシェル					
	ドライウエル床面					
配管・弁類	配管					
	弁					
	保温材外装板					
配管サポート	配管サポート					
ダクト類	ダクト					
	鋼板ダクト					
	ダクトサポート					
	ダクト保温外装板					

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
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 (サンプ)	ドライウエル機器ドレンサン プ冷却器					
	ドライウエル機器ドレンサン プカバー					
	ドライウエル床ドレンサンプ カバー					
	ドライウエル機器ドレンサン プポンプ及びモータ					
	ドライウエル床ドレンサンプ ポンプ及びモータ					
機器 (CRD 自動 交換機)	プラットフォーム					
	グレーチング					
	カートレール					
機器 (モータ)	PLR ポンプモータ (A), (B)					
	PLR ポンプモータ台					
	ドライウエルローカルクーラ 用モータ					
機器 (空調)	ドライウエル上部送風機					
	ドライウエル下部送風機					
	ドライウエル上部送風機冷却 器					
	ドライウエル下部送風機冷却 器					
	ドライウエル上部送風機架台					
	ドライウエル下部送風機架台					
合 計						

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表別 1-4 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
PCV 関係	グレーチング					
	サプレッションチェンバシエル					
配管・弁類	配管					
	弁					
配管サポート	配管サポート					
電線管	電線管					
	電線管サポート					
合 計						

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



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高温状態が長期間維持されることから耐性の不確かさを考慮し、保守的に重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝されるもの全量剥落を想定する。また、ドライウェル内の耐 DBA 仕様塗装については、塗装分布、ベント管の配置及び吹出方向に依らず、保守的に全量が ECCS ストレーナに移行することを想定する。

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 1-5 に示す。

表別 1-5 耐 DBA 仕様塗装物量 (SA 環境剥落) の算出結果

	構造物の全表面積 (m <sup>2</sup> )	塗装膜厚 (mm)	塗装密度 (g/cm <sup>3</sup> )	塗装重量* (kg)
耐 DBA 仕様塗装 (ドライウェル)		塗装要領より個別に設定している。	各設備に適用している塗装の密度を用いる。	
耐 DBA 仕様塗装 (サブプレッション チェンバ)				
合 計				

注記\*：塗装重量の算出においては、保守的に裕度 1.3 倍を見込んで算出する。

以上より、重大事故等時の原子炉格納容器内環境に直接曝される耐 DBA 仕様塗装の全量である

kg を保守的に丸め、 kg とする。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

### 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原子炉格納容器 pH 調整系によりサブプレッションプル水に添加する水酸化ナトリウムと原子炉格納容器内に存在する構造物(Al, Zn 及び 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。

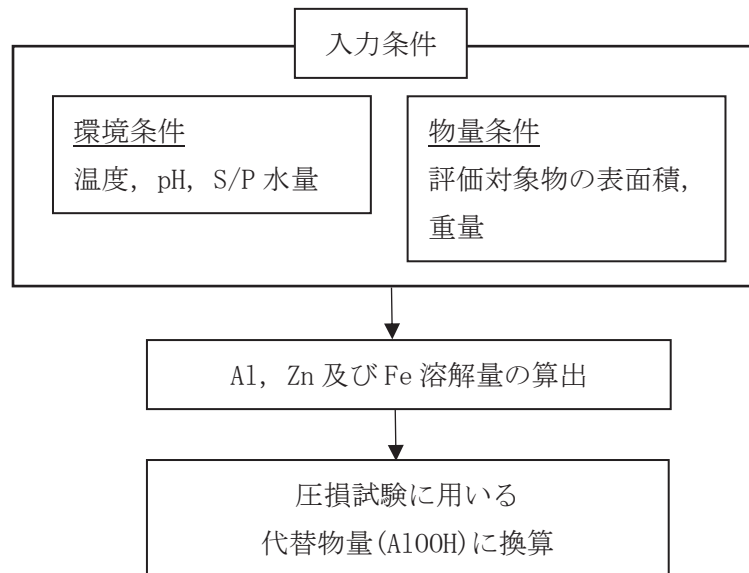
注記\*：原子力安全基盤機構の調査では、国内プラントは従来から化学影響の主要因と考えられているアルミニウムや断熱材の腐食に加え、炭素鋼と亜鉛メッキ鋼腐食の影響が大きくなる傾向が示されており、JNES-SS-1004 にて提案している化学影響評価手法においても、Zn と Fe の影響を考慮することが推奨されている。

#### 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、原子炉格納容器に存在する構造物(Al 及び Zn を含むもの)の表面積に対し、原子炉格納容器環境条件(温度及び pH)を考慮して算出した溶解速度式を掛けることで、Al 及び Zn の溶解量を算出する。また、WCAP-16530 では対象外としている Fe についても、Al 及び 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ついては、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1-6に示す。また、原子炉格納容器内に存在する構造物の内、Al、Zn及びFeを含む構造物の表面積の調査結果を表別1-7に示す。

表別1-6 想定する原子炉格納容器環境条件

項目	評価条件	
想定シナリオ	雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損） （代替循環冷却を使用する場合）	
評価期間	事故発生から30日間（720時間）*	
原子炉格納容器内温度	<b>【ドライウエル】</b> 0～0.5hr：171℃ 0.5～72hr：200℃ 72～360hr：154℃ 360～720hr：80℃	<b>【サプレッションプール】</b> 0～0.5hr：104℃ 0.5～72hr：178℃ 72～360hr：154℃ 360～720hr：80℃
S/P スプレイ水のpH	<b>【ドライウエル】</b> 12.5	<b>【サプレッションプール】</b> 12.5

注記\*：事故発生から7日以降は、逆洗等によるストレーナの性能回復が可能であることから、30日時点の異物量を単一ストレーナに付着する想定は十分保守的である。

表別1-7 Al、Zn及び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			
サプレッションチェンバ			
合計			

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

### 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 1-8 に示す。

表別 1-8 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	$RR = 10^{\wedge} [A+B(pHa)+C(1000/T)+D(pHa)^2+E(pHa)/(1000/T)]$	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 1-9 に示す。

表別 1-9 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	$RR = 10^{\wedge} [A+B(pHa)+C(1000/T)+D(pHa)^2+E(pHa)/(1000/T)]$	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”

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

### 3.4 溶解量の評価

Al, Zn 及び 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が想定される析出物を表別 1-10 に示す。

表別 1-10 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)				Fe <sub>2</sub> (OH) <sub>2</sub>

### 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 に規定されている換算係数) を表別 1-11 に示す。

表別 1-11 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 1-12 に示す。

表別 1-12 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	
		Al への 換算係数	代替物量 (kg) (Al(OH) <sub>3</sub> 相当量)
アルミニウム (Al)		1	
亜鉛 (Zn)		0.2	
炭素鋼 (Fe)		2	
合 計			

以上より、圧損評価に用いる化学影響生成異物量としては、代替物量の合計値  kg を保守的に丸めた  kg とする。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## 原子炉格納容器下部からサプレッションプールへの異物流入経路について

原子炉圧力容器の破損に伴って発生する原子炉格納容器下部内の異物について、ストレーナへ到達しないことを原子炉格納容器下部の水位と異物の比重を踏まえて整理する。

## 1. 原子炉格納容器下部の水位について

- (1) 事象発生から約 4.3 時間後に原子炉圧力容器が損傷し、溶融炉心が約 3800 mm の深さに水張りされた原子炉格納容器下部に落下する。
- (2) 原子炉格納容器下部の水位は、溶融炉心の崩壊熱による蒸発で低下するが、原子炉格納容器下部注水系により適宜注水され、ベント管下端 (O.P. 約  mm) とドライウエル床面 (O.P.  mm) の中間位置に設置したドライウエル水位計によって、ベント管を超えない高さに水位制御されることから、ドライウエル内の冷却材がサプレッションプールへ流入することはない。
- (3) 事象発生から約 24 時間後に原子炉格納容器を除熱するため、代替循環冷却系の運転を開始し、代替循環冷却ポンプの流量 (150m<sup>3</sup>/h) 相当の冷却材が原子炉格納容器に流入する。
- (4) 原子炉格納容器下部の冷却材は、代替循環冷却系で兼用する残留熱除去系ストレーナ (A) と約 180° 反対方向にある開口部 (幅 約  mm) からドライウエルへ流出し、8 本のベント管からサプレッションプールへと流入する。

## 2. 異物の比重による流入経路について

原子炉格納容器下部内に存在する構造物は、溶融炉心の落下に伴って破損し、事前水張りされた原子炉格納容器下部に落下する。異物の比重を踏まえて流入経路を整理する。

## (1) 比重が 1 より大きい異物

- ・比重が 1 より十分に大きい炭素鋼や SUS の構造物は、図別 2-1 に示すとおり、原子炉格納容器下部床面に沈降すると考えられる。
- ・比重が 1 よりわずかに大きいケーブル類の被覆材についても、同様な比重を有する異物の沈降試験結果から、材質や形状に依らず、沈降速度は  m/s 程度であり、原子炉格納容器下部床面まで約  で沈降する。さらに、代替循環冷却系が運転を開始するまでに十分な時間が経過していることから、原子炉格納容器床面に沈降しており、代替循環冷却系の運転によってベント管下端高さまで再浮遊せず、サプレッションチェンバへ流入することはないと考えられる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 比重が1より小さい異物

- 比重が1より小さいケーブル類の被覆材は，図別2-1に示すとおり，代替循環冷却系が運転を開始する約24時間後に，ベント管へ流入し，サブレーションプール水面に滞留することから，ストレーナへと到達する異物にならない。
- さらに，図別2-2に示すとおり，代替循環冷却系で兼用する残留熱除去系ストレーナ(A)は，原子炉格納容器下部の開口部から約180°反対方向にあるため，原子炉格納容器下部で発生する異物の大半は，ストレーナ近傍のダウンカマに到達しないと考えられる。

以上より，原子炉圧力容器の破損に伴って発生する原子炉格納容器下部内の異物は，比重に依らずストレーナへ到達しない。



図別2-1 原子炉格納容器下部内異物のサブレーションプールへの流入経路



図別2-2 ストレーナと開口部の位置関係

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-08-0370-6_改0

補足-370-6 原子炉格納容器隔離弁のうち追設又は改造箇所について



1. はじめに

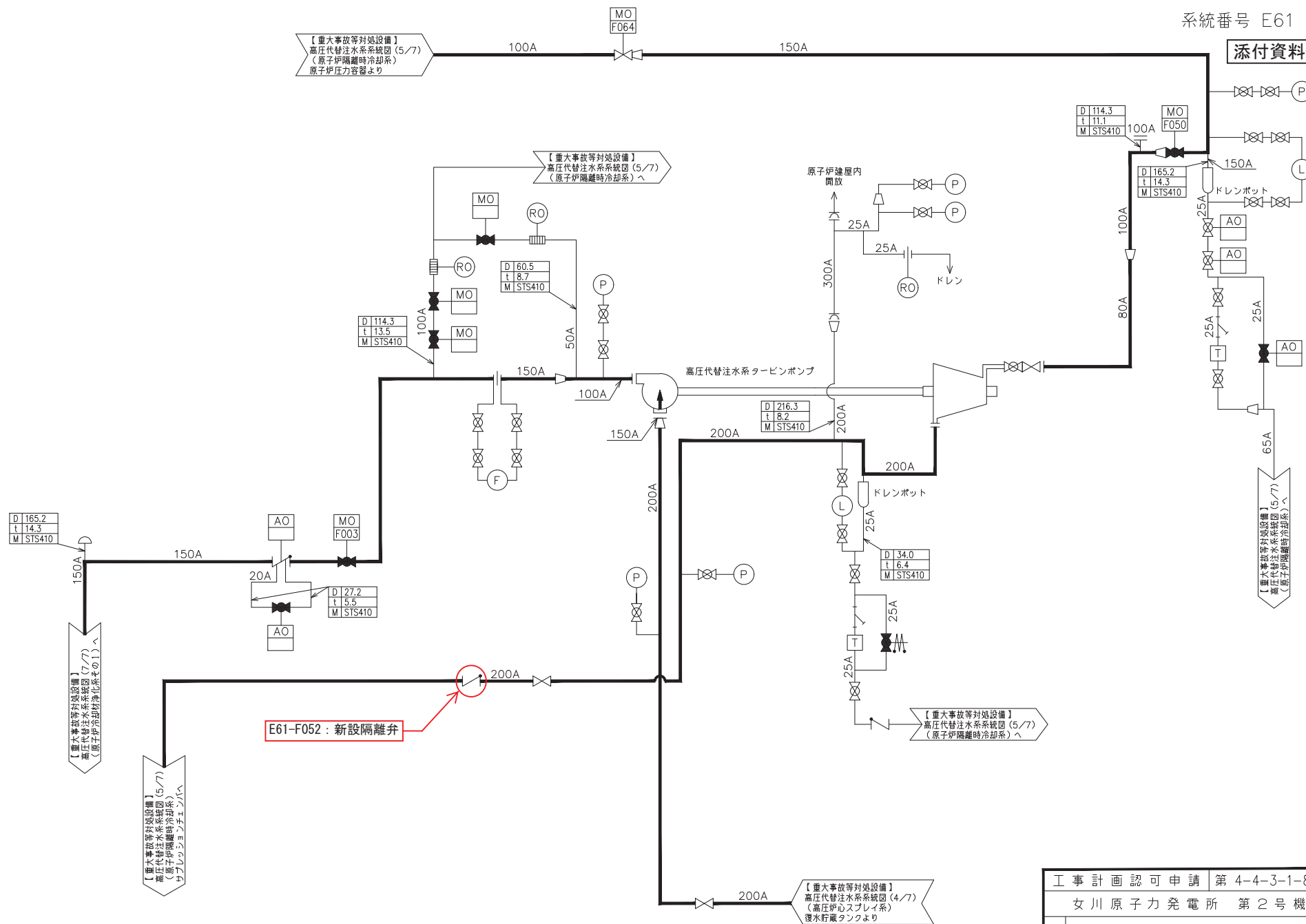
本資料は実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則の第 44 条（原子炉格納施設）に該当する隔離弁のうち今回追加設置又は改造を実施する箇所について整理したものである。

2. 対象箇所

格納容器の隔離弁として追加設置又は改造を実施する弁は以下のとおりである。これらについては原子炉格納容器内部に開放する系統構成となっており、格納容器隔離弁として原子炉格納容器外側に 2 つの隔離弁を設けることとしている。系統図上における設置箇所については次ページ以降の添付資料に示す。

系統名	弁番号	追加設置／改造	備考
高圧代替注水系	E61-F052*	新設	添付資料-1 参照
代替高圧窒素ガス供給系	P54-F103A, B	新設	添付資料-2 参照
	P54-F104A, B	新設	
原子炉格納容器下部注水系	P13-F179	新設	添付資料-3 参照
	P13-F180	新設	
可搬型窒素ガス供給系	T48-F058	新設	添付資料-4 参照
	T48-F061	新設	
	T48-F063	新設	
原子炉格納容器フィルタベント系	T63-F001	新設	添付資料-5 参照
	T63-F002	新設	
原子炉格納容器調気系	T48-F011	既設改造	添付資料-6 参照
	T48-F019	既設改造	
	T48-F022	既設改造	

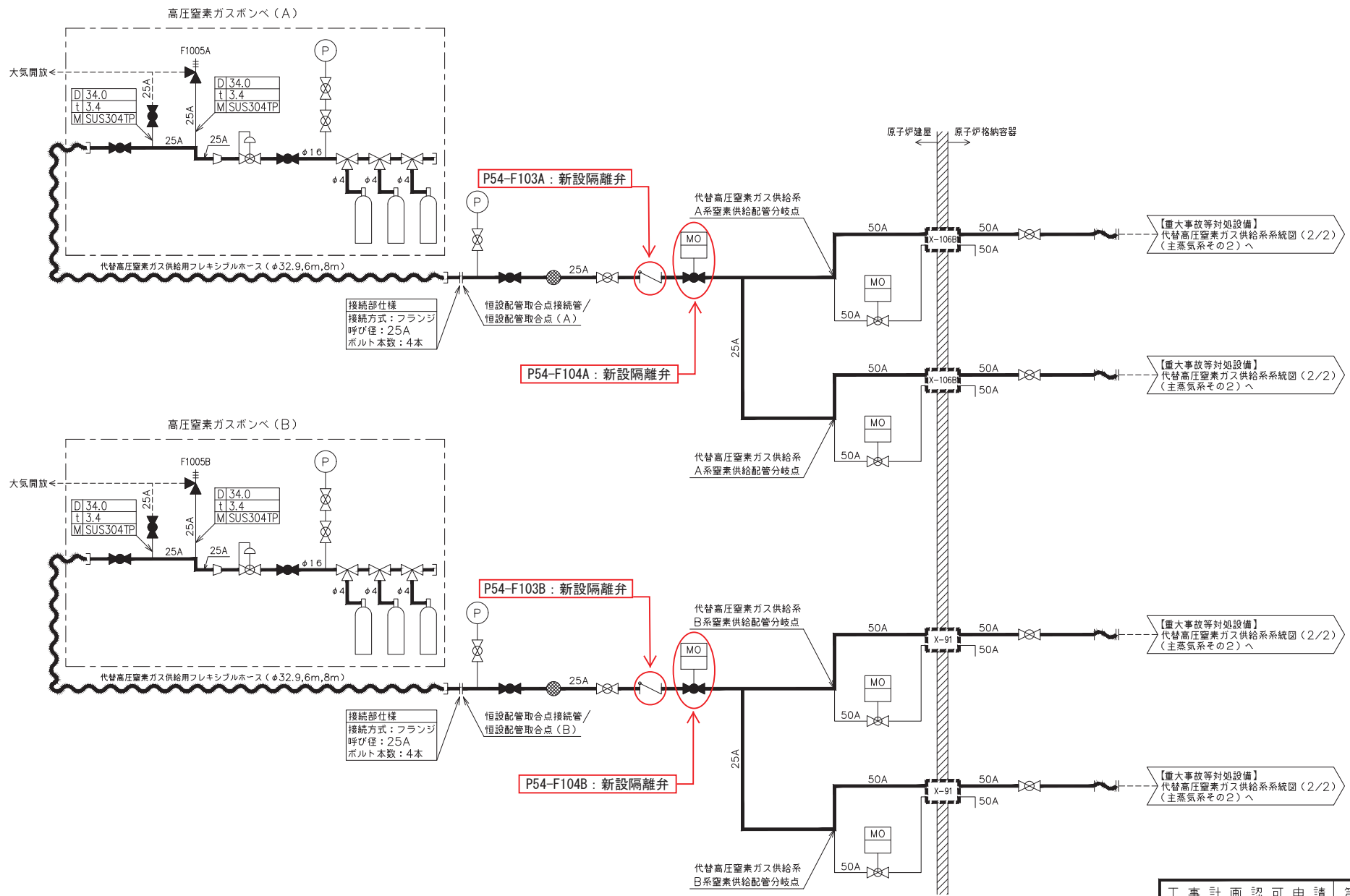
注記\*：第一隔離弁は E51-F011 が該当するが追加設置又は改造を行わないため記載していない。



E61-F052 : 新設隔離弁

備考	
D	外径 mm
t	厚さ mm
M	材料

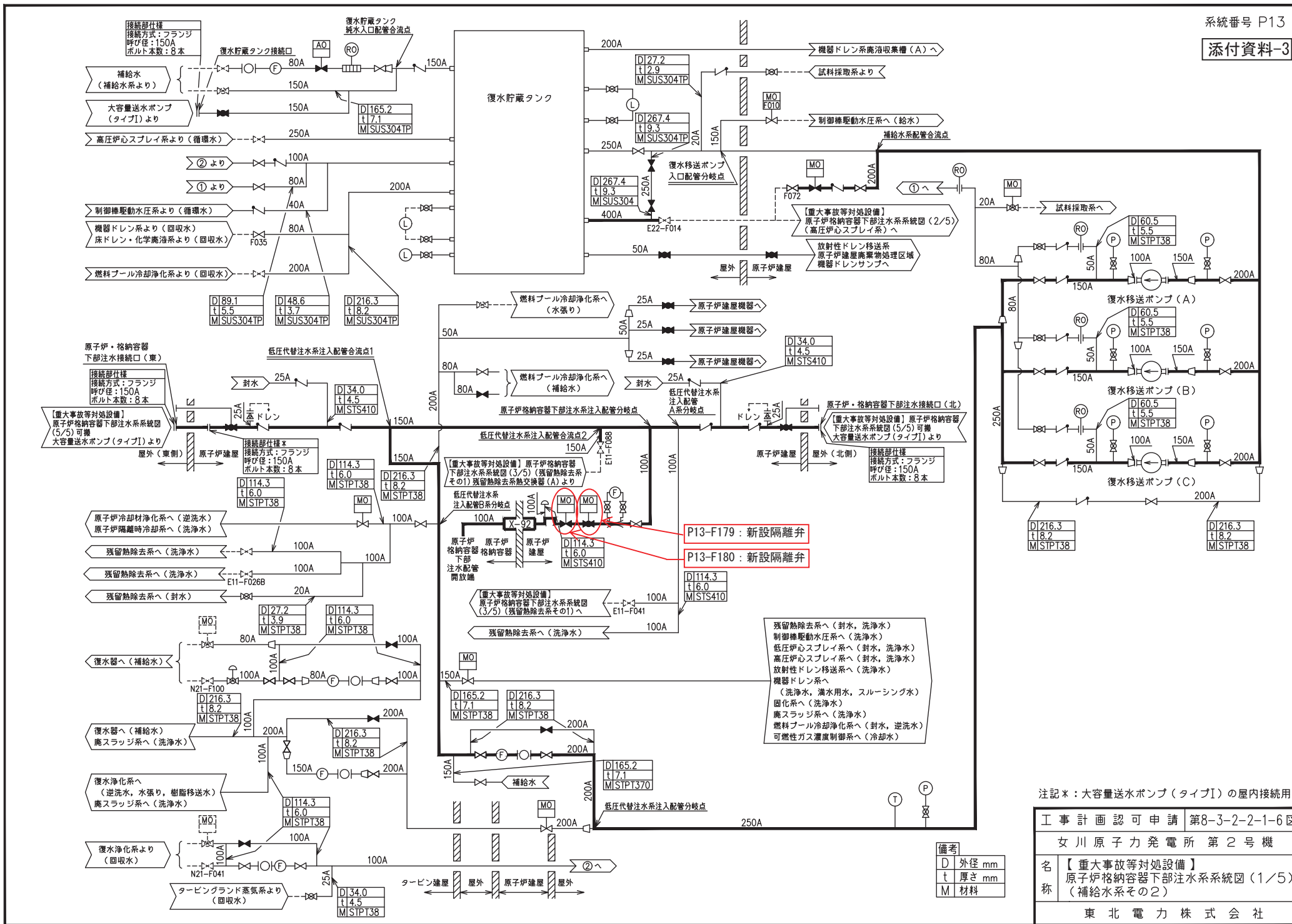
工事計画認可申請 第 4-4-3-1-8 図	
女川原子力発電所 第 2 号機	
名称	【重大事故等対処設備】 高圧代替注水系統図 (1/7)
東北電力株式会社	



備考

D	外径 mm
t	厚さ mm
M	材料

工事計画認可申請	第 5-6-2-1-3 図
女川原子力発電所 第 2 号機	
名称	【重大事故等対処設備】 代替高圧窒素ガス供給系系統図 (1/2) (高圧窒素ガス供給系その2)
東北電力株式会社	

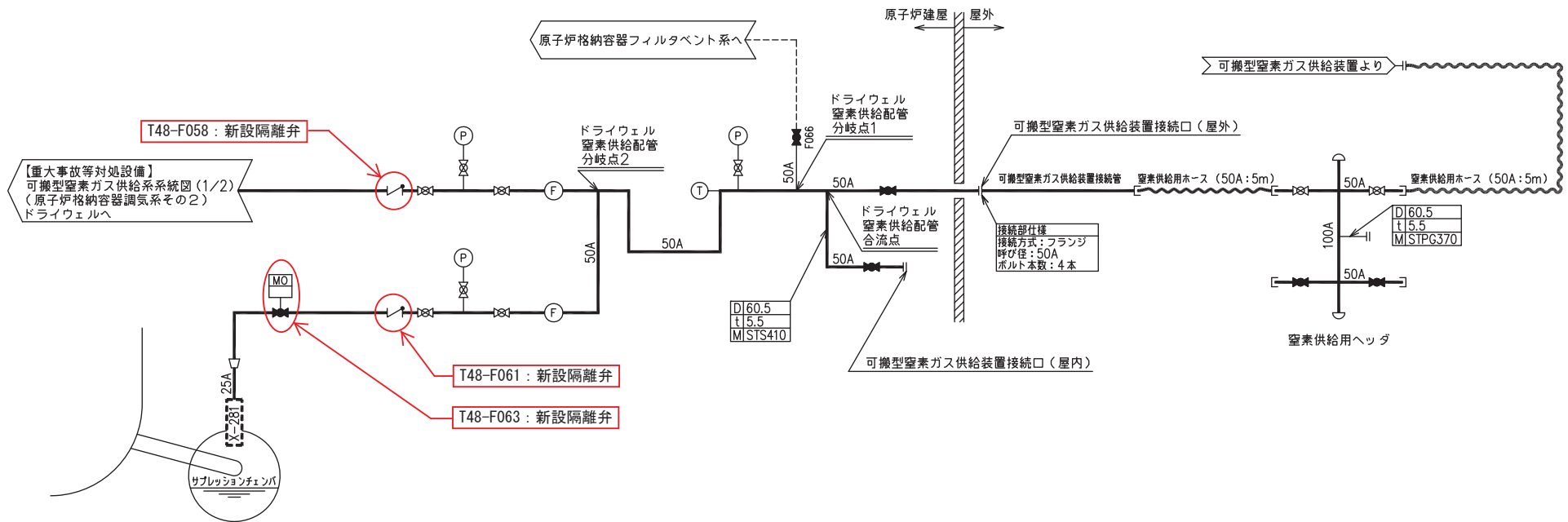


残留熱除去系へ(封水, 洗浄水)  
 制御機駆動水圧系へ(洗浄水)  
 低圧炉心スプレイ系へ(封水, 洗浄水)  
 高圧炉心スプレイ系へ(封水, 洗浄水)  
 放射性ドレン移送系へ(洗浄水)  
 機器ドレン系へ  
 (洗浄水, 満水用, スルーイング水)  
 固化系へ(洗浄水)  
 廃スラッジ系へ(洗浄水)  
 燃料プール冷却浄化系へ(封水, 逆流水)  
 可燃性ガス濃度制御系へ(冷却水)

注記\*: 大容量送水ポンプ(タイプI)の屋内接続用

工事計画認可申請 第8-3-2-2-1-6図	
女川原子力発電所 第2号機	
名称	【重大事故等対処設備】 原子炉格納容器下部注水系統図(1/5) (補給水系その2)
東北電力株式会社	

備考	D 外径 mm
	t 厚さ mm
	M 材料



備考	
D	外径 mm
t	厚さ mm
M	材料

工事計画認可申請	第8-3-3-6-1-4 図
女川原子力発電所 第2号機	
名称	【重大事故等対処設備】 可搬型窒素ガス供給系統図(2/2)可搬
東北電力株式会社	



