

島根原子力発電所第2号機 審査資料	
資料番号	NS2-補-011 改 07
提出年月日	2022年4月8日

工事計画に係る補足説明資料
(原子炉格納施設)

2022年4月

中国電力株式会社

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

1. 工事計画添付書類に係る補足説明資料

添付書類の記載内容を補足するための資料を以下に示す。

資料 No.	添付書類名称	補足説明資料（内容）	備考
1	原子炉格納施設的设计条件に関する説明書	重大事故等時の動荷重について	
2		重大事故等時における原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能健全性について	
3		コリウムシールドの設計	今回の提出範囲
4		格納容器フィルタベント系の設計	
5		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	
6		非常用ガス処理系吸込口の位置変更について	
7	原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する説明書	<ol style="list-style-type: none"> 1. 局所エリアの漏えいガスの滞留 2. 原子炉建物水素濃度の適用性について 3. 触媒基材（アルミナ）について 4. 原子炉ウェル代替注水系について 5. 可搬式窒素供給装置について 6. 「設置（変更）許可申請書添付書類十 可燃性ガスの発生」における可燃性ガス濃度制御系による原子炉格納容器内水素及び酸素制御について 7. 原子炉ウェル排気ラインの閉止及び原子炉ウェル水張りラインにおけるドレン弁の閉運用について 	今回の提出範囲
8	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		

コリウムシールドの設計

目 次

1. 概要	1
-------------	---

別紙 1. デブリの凝固停止評価における Epstein モデルの適用性及びその他のモデルによる評価について

別紙 2. 原子炉格納容器下部に落下する熔融デブリ評価条件と落下後の堆積に関する考慮

別紙 3. コリウムシールド材料の選定に係る試験について

別紙 4. コリウムシールドに使用する耐熱材の管理について

1. 概要

本資料は、「原子炉格納施設的设计条件に係る説明書」(以下「説明書」という。)のoriumシールド的设计に関して詳細を示すものである。

デブリの凝固停止評価における Epstein モデルの適用性及び
その他のモデルによる評価について

1. Epstein モデルの適用性

米国 EPRI (Electric Power Research Institute)^[1]及び FAI (FAUSKE&ASSOCIATES, INC)は、下部プレナムの貫通部（核計装管や RPV ドレンライン）の破損の可能性について確認するために、下部プレナムを模擬した試験体に模擬デブリ (Al_2O_3) を流入させる試験を実施している。

この試験の中で、炉内の核計装管内にデブリが侵入した際のデブリの流動距離を評価するために、図 1 に示すような試験装置を用いて、模擬デブリの流動距離を調べる試験を実施している。試験は、テルミット反応で作成した模擬デブリ (Al_2O_3) を落下させ、核計装管内を流動する距離を計測している。試験時の核計装管の中はドライな条件となっている。表 1 に実験結果と Epstein^[2]モデルによる評価結果を示す。試験結果と評価結果は、おおよそ一致しており、本モデルを用いてデブリの凝固を評価可能であると考えられる。

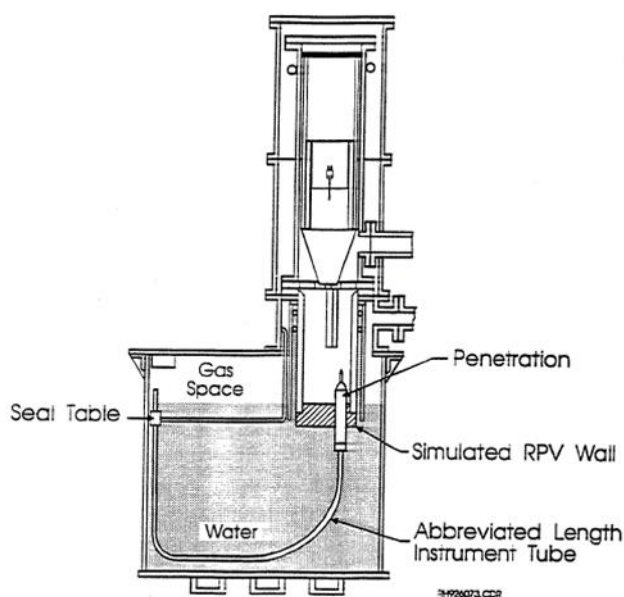


図 1 Epstein モデル検証用試験の試験体の例

表 1 試験結果と計算結果の比較

Test Number	Penetration Type	Differential Pressure ⁽¹⁾ (MPa)		Calculated Penetration Length (m)			Measured Penetration Length (m)
		Maximum	Initial	X*	X _s ⁽²⁾	Total ⁽³⁾	
1	PWR	1.96	1.1	1.2	3.0/2.5	2.5-4.2	2.3
2	BWR	1.62	0.62	1.6	4.1/3.1	3.1-5.7	> 2.3
3	PWR	0.003 ⁽⁴⁾	0.003 ⁽⁴⁾	1.2	0.3/0.3	0.3-1.5	0.5
4	PWR	1.72	0.6	1.2	2.9/2.0	2-4.1	2.1-2.3
5	BWR	1.9	0.6	1.6	4.7/3.1	3.1-6.3	1.8-2.8

2. その他の凝固モデルによる評価

金属の流路内での凝固挙動を対象とした流動距離評価モデルとして、US-ABWR DCD モデル^[3]や、Flemings のモデル^[4]がある。

溶融炉心は液相線温度と固相線温度に差があり、合金の凝固挙動を示すものと考えられるが、これらの純金属モデル(DCD モデル)や合金モデル(Flemings モデル)を用いた場合にも、流動距離の評価結果は表 2 のとおりであり、スリットの長さ (約 m) の範囲内で凝固することを確認した。

なお、US-ABWR DCD モデルでは、評価条件として溶融炉心の流速ではなく原子炉圧力容器 (以下「RPV」という。) からの落下率がパラメータとなっており、5000kg/s, 10000kg/s, 15000kg/s を使用している。その他の評価条件としては、Epstein モデルによる評価と同様の条件を用いている。

表 2 その他の凝固モデルによる評価結果

評価モデル	評価結果 (流動距離)	備考
US-ABWR DCD モデル	0.25m	溶融炉心流速の代わりに RPV からの溶融炉心の落下率として 5000kg/s, 10000kg/s, 15000kg/s を使用。評価結果は最大値を記載。その他は Epstein モデルによる評価条件と同様。
Flemings モデル	0.55m	Epstein モデルによる評価と同様の評価条件を使用。

2.1 US-ABWR DCD モデルの概要

US-ABWR DCD (以下「DCD」という。)モデルは、純金属の凝固挙動を想定し、流路の入口付近において周辺の構造材への熱伝導によりクラストが成長し流路が閉塞するものとしている。DCDモデルの評価式を以下に示す。流動距離は流動停止までの平均速度と流動停止までの平均時間の積で求められる。

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

ここで、

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

US-ABWR DCD では、入口流速は以下のように表わされている。

$$v_e(t) = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}t}{\rho_{cm}A_{ld}}} \quad \dots\dots\dots (3)$$

しかしながら、原子炉格納容器下部床面よりも下部にスリットが設置されるため、縦スリット内のヘッド h_0 を考慮し以下のようにする必要がある。

$$v_e(t) = \sqrt{2g \left(\frac{\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm}A_{ld}} t + h_0 \right)} \quad \dots\dots\dots (4)$$

この場合、DCDモデルの評価で使用される平均流速において、初期ヘッド h_0 による項が追加され、以下のように修正される。

$$v_e(t) = \frac{\frac{2}{3}a_0\sqrt{t} + \sqrt{2gh_0} - \frac{a_0b_0}{H_0}t - \frac{4b_0\sqrt{2gh_0}}{3H_0}\sqrt{t}}{\left(1 + \frac{4b_0}{3H_0}\sqrt{t}\right)} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで、

$$a_0 = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm}A_{ld}}} \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$b_0 = \sqrt{\frac{2k_f(T_{f,m} - T_s)}{\rho_{cm}h_{lh}}} \quad \dots\dots\dots (7)$$

熔融炉心が過熱度を持つ場合、 b_0 は以下の式を使用する。過熱度がない場合、 $b_0 = b'_0$ となる。

$$b'_0 = \frac{2k_f(T_s - T_i)}{\rho_{cm}(h_{lh} + c_p \Delta T)\sqrt{\pi \alpha_w}} \quad \dots\dots\dots (8)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

L_{freeze} : 流動距離 (m), $\bar{v}(t)$: 平均流速 (m/s), t_{freeze} : 凝固完了時間 (s),
 ρ_{cm} : 溶融デブリ密度 (kg/m³), C_p : 溶融デブリ比熱 (J/kgK), ΔT : 過熱度 (K),
 H_0 : スリット高さ (m), h_0 : 縦スリット部高さ (m), α_w : 構造材熱拡散率 (m²/s),
 k_w : 構造材熱伝達率 (w/mK), k_f : デブリ熱伝導率 (w/mK),
 T_s : 接触面温度 (K), T_i : 構造材初期温度 (K), $T_{f,m}$: 溶融デブリ温度 (K),
 g : 重力加速度 (m/s²), \dot{m}_{ves} : R P Vからのデブリ落下率 (kg/s),
 A_{fd} : 下部ドライウエル床面積 (m²)

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

2.2 Flemings モデルの概要

Flemings モデルは、流路周長全体を伝熱面とし、壁面への伝熱を評価するモデルであり、以下のように表される。

$$L_{freeze} = \frac{A\rho v(f_c H_f + C_p \Delta T)}{hS(T_d - T_w)} \left(1 + \frac{B}{2}\right) \dots\dots\dots (9)$$

ここで、

$$B = \frac{h\sqrt{\pi\alpha_w\Delta X}}{k_w\sqrt{v}} \dots\dots\dots (10)$$

L_{freeze} : 流動距離 (m), A : 流路面積 (m²), ρ : デブリ密度 (kg/m³),
 v : デブリ流速 (m/s), m_d : デブリ質量 (kg), f_c : 流動限界固相率,
 H_f : 溶融潜熱 (J/kg), C_p : デブリ比熱 (J/kg/K), ΔT : 初期温度と凝固温度の差 (K),
 h : 熱伝達率 (w/m²/K), S : 流路周長 (m), T_d : デブリ温度 (K), T_w : 構造材温度 (K),
 α_w : 構造材熱拡散率 (m²/s), ΔX : チョーキングレンジ, k_w : 構造材熱伝導率 (W/(mK))

しかしながら、この式をそのまま使用すると、デブリの温度低下が考慮されず、流動距離が非保守側となるため、次のようにデブリの温度低下を考慮している。

初期にデブリが保有するエネルギー（流動停止するために除去が必要なエネルギー）を固相線温度を基準として

$$Q_0 = \{C_p(T_{d0} - T_{sol}) + H_f\}f_c m_d \dots\dots\dots (11)$$

となる。デブリの除熱量は以下となり、

$$Q_{rm} = hS\Delta x(T_d - T_w)\left(\frac{1}{1 + \frac{B}{2}}\right)\Delta t \dots\dots\dots (12)$$

流動後のデブリの保有エネルギーは

$$Q_{db}^{P+1} = Q_{db}^P - Q_{rm} \dots\dots\dots (13)$$

である。

また、 $f_c=1.0$ とした場合、流動による温度低下後のデブリ温度は

$$T_d = \frac{Q_{db}}{C_f m_d} + T_{sol} \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 C_f は溶融潜熱が固相線と液相線を直線的に変化すると想定した場合に、溶融潜熱を考慮した換算比熱であり、

$$C_f = C_p + \frac{H_f}{T_{liq} - T_{sol}} \dots\dots\dots (15)$$

である。

デブリの保有エネルギー Q が 0 になった時間 t とデブリ流速 v の積が流動距離となる。

Q_0 : 流動停止するために除去が必要なエネルギー (J), T_{d0} : デブリ初期温度 (K),
 T_{sol} : デブリ固相線温度 (K), T_{liq} : デブリ液相線温度 (K), m_d : デブリ質量 (kg),
 Q_0 : タイムステップ毎の除熱量 (J), Δx : タイムステップ毎の流動距離 (m),
 Δt : タイムステップ (s)

また、熱伝達係数を求めるヌセルト数は以下の式を使用する。レイノルズ数が $10^4 < Re < 10^6$ 、プラントル数が $0.1 < Pr < 10^4$ 範囲については次式 (Sleicher-Rouse の式) [5] を用いる。

$$Nu_m = 5 + 0.015 Re_f^a Pr_w^b \dots\dots\dots (16)$$

ここで、

$$\begin{aligned} a &= 0.88 - 0.24 / (4 + Pr_w) \\ b &= 1/3 + 0.5 \exp(-0.6 Pr_w) \end{aligned} \dots\dots\dots (17)$$

それぞれの添え字(m,f,w)はそれぞれ、m:混合平均温度、f:膜温度、w:壁温を表し、それぞれの温度における物性値を使用する。ただし、本評価では、物性値は温度によらず一定と仮定する。

また、レイノルズ数が $3000 < Re < 10^6$ 、プラントル数が $0.5 < Pr < 2000$ 範囲については次式 (Gnielinski の式) [4]

$$Nu = \frac{(f/2)(Re-1000)Pr}{1 + 12.7\sqrt{f/2}(Pr^{2/3}-1)} \dots\dots\dots (18)$$

ここで、 f は管摩擦係数であり、

$$f = (3.64 \log_{10}(Re) - 3.28)^{-2} \dots\dots\dots (19)$$

と与えられる。

Sleicher-Rouse の式, Gnielinski の式が共に適用範囲内となる場合は, ヌセルト数が小さいほうを採用する。

Flemings らは試験結果を基に Flemings モデルを用いて流動限界固相率を推定しており, 最大で 0.35 程度という結果を得ている。一方で, 今回の流動距離評価では, 熔融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くものと保守的に仮定し, 流動限界固相率を 1.0 と設定していることから, 流動距離が過小評価されることはなく適用可能と考えられる。

参考文献

- [1] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume 1, Technical report TR-103389, 1994
- [2] M. Epstein et al., Freezing-Controlled Penetration of a Saturated Liquid Into a Cold Tube, Journal of Heat Transfer, Vol.99, 1977
- [3] GE-Hitachi Nuclear Energy Americas LLC, ABWR Design Control Document, United States Nuclear Regulatory Commission, 2010
- [4] M.C.Flemings et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFC Transactions, vol.69, 1961
- [5] 伝熱工学資料 第5版 (2009)

原子炉格納容器下部に落下する熔融デブリ評価条件と落下後の堆積に関する考慮

1. 熔融デブリの評価条件

島根原子力発電所第2号機では、MCCIの評価にMAAPコードを用いている。MCCIの評価においては、全炉心に相当する量が熔融炉心として原子炉格納容器下部に落下するものとしており、この熔融炉心には炉内構造物等を考慮している。熔融デブリの拡がりに関する評価条件を表1に示す。

2. 島根原子力発電所第2号機のMCCIの評価における熔融デブリの堆積高さ

島根原子力発電所第2号機のMCCIの評価では、落下した熔融デブリが原子炉格納容器下部床上に一樣に拡がるものとしており、この場合の堆積高さは約1mとなる。原子炉格納容器下部に落下した熔融デブリと原子炉格納容器下部の構造の位置関係を図1に示す。図1に示すとおり、原子炉格納容器下部壁面の開口部として最も低い箇所にある原子炉格納容器下部開口部までは約3.8mの高さがあることから、仮に熔融炉心が全量落下しても原子炉格納容器下部以外に熔融デブリが拡がる恐れは無いと考える。

3. 熔融デブリの堆積高さの不確かさ

3.1 原子炉格納容器下部の構造物等の影響

島根原子力発電所第2号機の原子炉格納容器下部の構造物としては制御棒駆動機構(CRD)交換装置(プラットフォーム、旋回レール等含む)があり、原子炉圧力容器下部の構造物としてCRDハウジング、中性子計装ハウジング等がある。熔融デブリへこれら原子炉格納容器下部の構造物が取り込まれたことを考慮すると、熔融デブリ全体の温度を低下させ、MCCIを緩和する側に作用すると考えられることから、現在の評価ではこれらの構造物は考慮していない。これらの構造物の重量は全体の熔融デブリ量(約 t)に対して小さく、これらの構造物を考慮した場合でも、熔融デブリ堆積高さの増加分は約0.17mであることから、熔融デブリが原子炉格納容器下部以外に拡がる恐れは無いと考える。

3.2 熔融デブリの粒子化に伴う影響

熔融炉心が原子炉格納容器下部に落下する場合、予め2.4mの水張りを実施する手順としていることから、熔融デブリの一部は水中で粒子化するものと考えられる。この時、粒子化した熔融デブリの密度が低いと堆積高さが高くなる。

最も厳しい条件として、デブリが粒子化割合0.38で粒子化した際の堆積高さを評価する。例えば、ポロシティが最も大きな粒子の充填状態である、単純立方格子(ポロシティ0.48)として粒子が堆積する場合を想定すると、熔融デ

ブリの堆積高さは約 1.4m、粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深は約 2m となるが、前述のとおり、原子炉格納容器下部の壁面の開口部までは十分な高さがあることから、粒子化に伴う堆積高さの増加を考慮しても、原子炉格納容器下部以外に熔融デブリが拡がる恐れは無いと考える。

なお、熔融炉心の比重は 8 程度であり、水と比べて非常に重く、粒子化した熔融デブリは水面に浮遊しないと想定される。

3.3 熔融炉心の落下の位置及び拡がりの影響

原子炉圧力容器下部から原子炉格納容器下部への熔融炉心の落下の経路^[1]については、CRDハウジングの逸出に伴う開口部からの落下等が考えられる。原子炉圧力容器の構造からは、熔融炉心は原子炉圧力容器底部の中心に流れ込むと考えられ、原子炉圧力容器底部の中心近傍に開口部が発生し、熔融炉心が原子炉格納容器下部に落下する可能性が高いと推定されるが、開口部の発生箇所については不確かさがあると考えられる。

ここで仮に熔融デブリが偏って堆積し、原子炉格納容器下部開口部高さ（約 3.8m）に到達する条件を考えると、熔融デブリが直径約 3m の円柱を形成する必要があるが、熔融デブリの厚さが均一化するまでの時間が 2～3 分程度であるという過去の知見^[2]を踏まえると、熔融炉心は落下と同時に原子炉格納容器下部床面を拡がり、堆積高さが均一化していくと考えられることから、熔融デブリが原子炉格納容器下部開口部の高さまで堆積する状況は考えにくい。

また、熔融炉心の落下位置及び堆積形状に係る知見として、近年、以下のものがある（表 3）。

- ・東京電力福島第一原子力発電所第 2 号機における原子炉格納容器下部の調査結果により熔融炉心が原子炉圧力容器の中心位置から偏って落下した可能性がある。
- ・PULiMS 実験^[3]において確認された熔融デブリの堆積高さと拡がり距離のアスペクト比が確認されている。

これらの知見を踏まえ、熔融炉心が原子炉圧力容器の中心位置から偏って落下し、熔融デブリが円錐上に堆積するという仮定で堆積高さを評価した場合においても、熔融デブリ堆積の頂点位置における高さは約 2.2m であり、原子炉格納容器下部開口部高さ（約 3.8m）を下回る評価結果となった（図 3）。

よって、熔融炉心が原子炉圧力容器下部の偏心位置から落下し円錐上に堆積した場合においても、原子炉格納容器下部以外に熔融デブリが拡がる恐れは無いと考える。

表 1 溶融炉心に関する評価条件

項目	設定値	設定根拠
溶融炉心落下割合	100% (約 <input type="text"/> t)	保守的に全炉心相当量が落下するものとして設定
溶融デブリの組成	図 2 参照	MAAP コードによる評価結果 (炉内構造物の組成・質量等を考慮)
原子炉格納容器下部床面積	<input type="text"/> m ²	設計値

表 2 原子炉格納容器下部へ落下するコリウム重量及び体積

項目	重量/体積*1	備考
燃料(UO ₂)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	炉心内全UO ₂ の重量
被覆管(Zr)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	標準長燃料棒, 短尺燃料棒を考慮
チャンネルボックス/ ウォーターロッド/ スペーサ(Zr)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	チャンネルボックス: 約 <input type="text"/> t ウォーターロッド: 約 <input type="text"/> t スペーサ: 約 <input type="text"/> t
CRD関係(SUS)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	CR, CRDハウジング, CRDガイドチューブの合計
CR(B ₄ C)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	CRにおけるB ₄ Cの重量
炉心支持板/燃料支持 金具+下部タイプレート/ 上部タイプレート (SUS)	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	炉心支持板: 約 <input type="text"/> t 燃料支持金具: 約 <input type="text"/> t 上部タイプレート: 約 <input type="text"/> t 下部タイプレート: 約 <input type="text"/> t
合計*2	約 <input type="text"/> t / 約 <input type="text"/> m ³	—

注記*1: 重量から体積への換算は以下の密度(密度は温度によって変化するが, 代表値で一定とする)を用いているため, 体積は参考値扱い。

UO₂ : 10.57(g/cm³)

Zr : 6.55(g/cm³)

SUS : 7.75(g/cm³)

B₄C : 2.38(g/cm³)

*2: MAAPでは, Zr, SUSの酸化を考慮するため, 原子炉格納容器下部への落下重量は約 t となる。

表3 溶融デブリの堆積高さ評価に係る近年得られた知見について

項目	概要	今回評価上の扱い
溶融炉心の落下位置	平成29年2月の東京電力福島第一原子力発電所第2号機における原子炉格納容器下部の調査結果により、原子炉格納容器下部の中心軸から外れた位置のグレーチングの落下が確認されている。グレーチングの落下理由の1つとして、原子炉压力容器から流出した溶融炉心が中心位置から偏った位置に落下したことが考えられる。	溶融炉心が原子炉压力容器下部の偏心位置から落下したことを考慮した場合、原子炉格納容器壁面に近い方がより保守的な条件であるため、溶融炉心が最外周の制御棒駆動機構位置から落下すると仮定して、評価を行った。
堆積形状	PULiMS 実験は溶融物を水中に落下した実験であり、溶融デブリの堆積高さや拡がり距離のアスペクト比としては1:18~1:14程度となっている。	溶融デブリの堆積形状として、保守的に、1:14の円錐状に堆積すると仮定して、評価を行った。

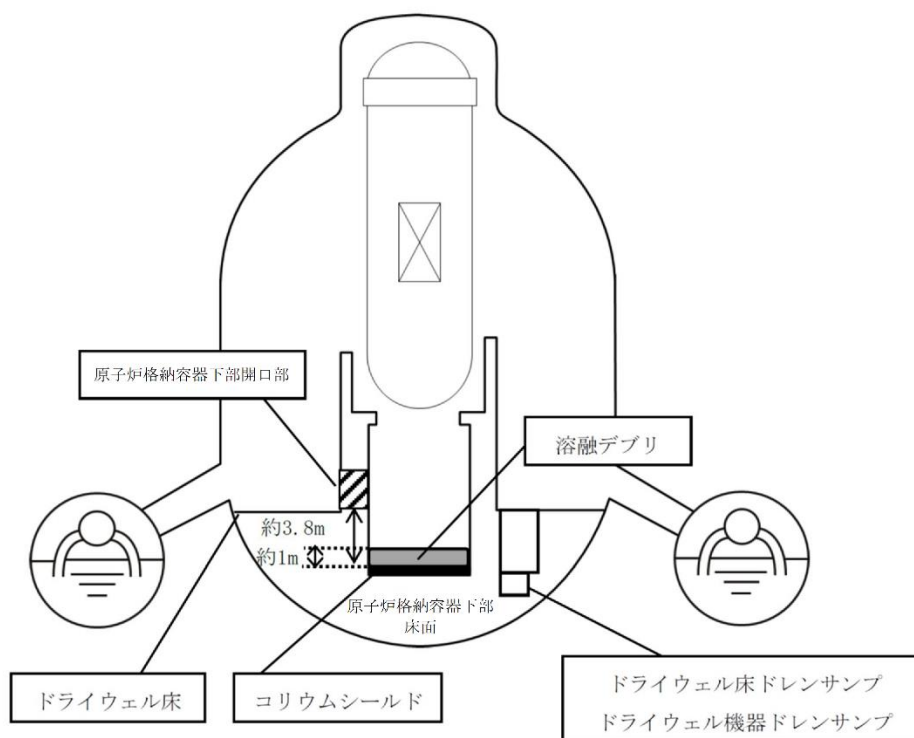


図1 溶融デブリと原子炉格納容器下部の構造の位置関係

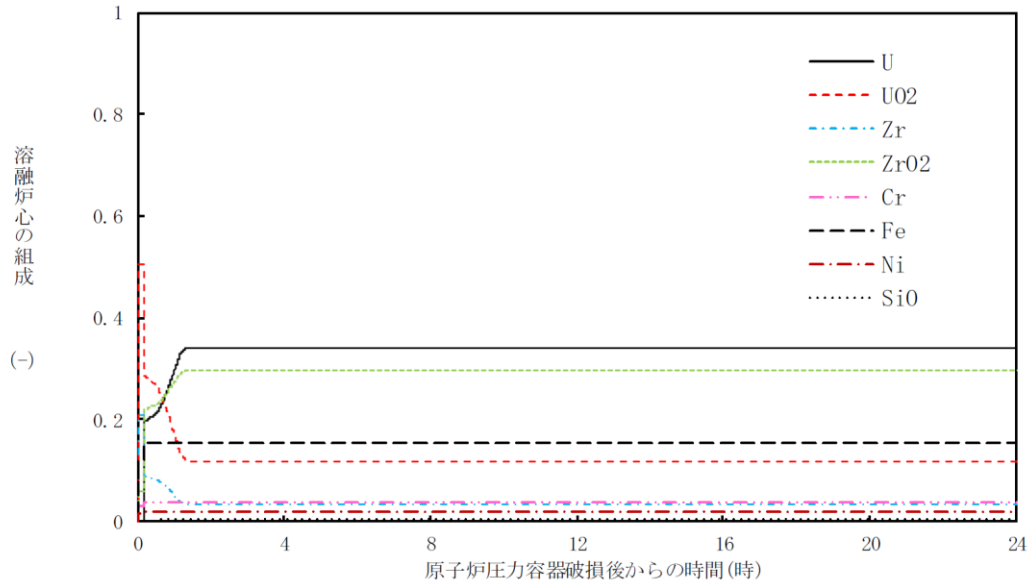


図2 溶融デブリの組成の推移

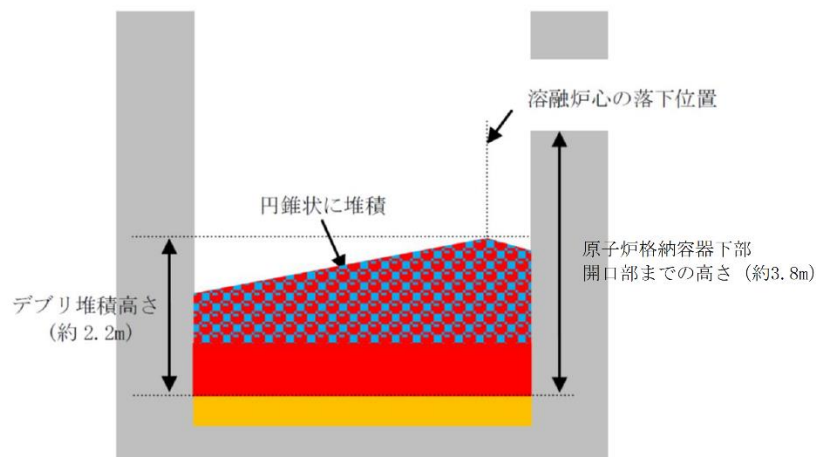


図3 デブリ堆積高さと原子炉格納容器下部開口部の高さ関係

参考文献

- [1] 「沸騰水型原子力発電所 重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コード(MAAP)について」, 東芝エネルギーシステムズ株式会社, TLR-094, 日立GEニュークリア・エナジー株式会社, HLR-123, 平成30年5月
- [2] J. D. Gabor, L. Baker, Jr., and J. C. Cassulo, (ANL), "Studies on Heat Removal and Bed Leveling of Induction-heated Materials Simulating Fuel Debris," SAND76-9008 (1976).
- [3] A. Konovalenko et al., Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-coolant Interaction, NUTHOS-9, Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, 2012.

デブリが原子炉圧力容器の偏心位置から落下し
円錐状に堆積した場合のデブリ堆積高さの計算方法について

仮に、熔融炉心が原子炉圧力容器の中心軸から偏心した位置から落下し、粒子化して円錐状に堆積した場合のデブリ堆積高さの計算方法を以下に示す。

1. 評価条件

今回評価ケースの評価条件を以下に示す。

- ・原子炉格納容器下部床面直径： m
- ・円錐状デブリ頂点から原子炉格納容器下部壁面までの水平距離：約 m
(最外周の制御棒駆動機構位置から原子炉格納容器下部壁面までの水平距離)
- ・円錐状デブリのアスペクト比： 高さ：直径 = 1：14
(PULiMS の実験にて確認されているアスペクト比 1:14～1:18 のうち、保守的に設定)
- ・原子炉格納容器下部の構造物等(CRD交換装置等)が熔融した場合のデブリ増加を考慮したデブリ堆積高さ：約 m
- ・粒子化割合：0.38
- ・粒子状デブリのポロシティ：0.50
(PULiMS 実験の知見 (0.29～0.37) 及びMAAPコード説明書のデブリ除熱量検討で想定している範囲 (0.26～0.48) から保守的に設定)

2. 評価方法

2.1 デブリ全体の体積

原子炉格納容器下部構造物等が熔融し、デブリが粒子化割合[0.38]で粒子化すると仮定した場合、粒子化したデブリ全体体積 V は以下の式で求められる。

$$V = h \times A_p \times (\Phi_{ent} \div (1-P) + (1-\Phi_{ent})) \dots\dots\dots (1)$$

A_p ：原子炉格納容器下部床面積 約 [m²]

h ：原子炉格納容器下部の構造物等が熔融した場合のデブリ増加を考慮したデブリ堆積高さ 約 [m]

Φ_{ent} ：粒子化割合 0.38[-]

P ：ポロシティ 0.50[-]

2.2 円錐部分（図1の緑部分）

円錐状デブリのAspect比を、高さ：直径=1：14（高さ：半径=1：7）と想定すると、その堆積高さは式(2)により計算できる。

$$H_{lcn} = \frac{R}{7} \dots\dots\dots (2)$$

H_{lcn} ：円錐部分の高さ[m]

R ：円錐部分の半径 [m]

((原子炉格納容器下部床面直径)-(円錐状デブリ頂点から内壁までの距離)
= - =)

2.3 円柱部分（図1の赤部分）

円柱部分の高さの計算に当たっては、同部分の体積を求める必要がある。この体積は、全体の体積から円錐部分の体積を除くことで得られるため、まずは円錐部分の体積を計算する。

2.3.1 円錐部分の体積の計算

図1のように、円錐部分(緑部分)を上下に分割することを考える。

このとき、下部分は、格納容器下部床を底面積とする高さ M の円柱を斜めに二等分した形状となるため、その体積は式(3)により計算できる。

$$V_{Blcn} = A_p \times M \div 2 \dots\dots\dots (3)$$

V_{Blcn} ：円錐部分の下側の体積[m³]

A_p ：原子炉格納容器下部底面積 約 [m²]

M ：円錐部分の下側の高さ

((2)で求めた円錐高さ、円錐頂点から原子炉格納容器下部壁面までの水平距離及び円錐のAspect比より計算)

また、上部分は、半径 R 、高さ H_{lcn} の円錐を、高さ M の位置から反対側へ斜めに切り取った形状となり、その体積は、式(4)により計算できる。

$$V_{tlm} = \frac{\pi}{3} \times R^2 \times H_{lcn} \times \left\{ \frac{k-m}{\sqrt{k^2-m^2}} \right\}^3 \dots\dots\dots (4)$$

V_{tlm} ：円錐部分の上側の体積[m³]

R ：円錐部分の半径 [m]

H_{lcn} ：円錐部分の高さ[m]

M ：円錐部分の下側の高さ[m]

L ：原子炉格納容器下部の直径 [m]

2.3.2 円柱部分の体積の計算

円柱部分(図1の赤部分)の体積は、デブリ全体体積 V から、2.3.1 で求めた円錐部分の体積を差し引いたものとなり、式(5)により計算できる。

$$V_{lcy} = V - (V_{Blcn} - V_{ilm}) \cdots \cdots \cdots (5)$$

V_{lcy} : 円柱部分の体積 [m³]

V : デブリ全体体積 [m³]

V_{Blcn} : 円錐部分の下側の体積 [m³]

V_{ilm} : 円錐部分の上側の体積 [m³]

2.3.3 円柱部分の高さの計算

2.3.2 で求めた円柱部分の体積及び原子炉格納容器下部底面積より、円柱部分の高さは式(6)により計算できる。

$$H_{lcy} = \frac{V_{lcy}}{A_p} \cdots \cdots \cdots (6)$$

H_{lcy} : 円柱部分の高さ

V_{lcy} : 円柱部分の体積 [m³]

A_p : 原子炉格納容器下部底面積 約 \square [m²]

以上、2.3.2 及び 2.3.3 で求めた各部分の高さ (H_{lcn} , H_{lcy}) を合計することで、デブリ全体の堆積高さが計算される。

3. 評価の保守性について

本評価は、下記の点で保守性を有している。

- R P V 破損及びデブリ落下位置が中心軸から外れた場合、R P V の曲率を考慮すると、偏心位置でのデブリ落下量は減少すると考えられるが、本評価では保守的に偏心位置から全量が落下したものとしている。
- 熔融炉心の落下後、M C C I により原子炉格納容器下部壁面を侵食し、原子炉格納容器下部床面の半径が大きくなると、デブリ堆積高さは小さくなると考えられる。デブリ堆積高さを保守的に評価するため、原子炉格納容器下部壁面の侵食による原子炉格納容器下部床面の半径の拡大は考慮していない。

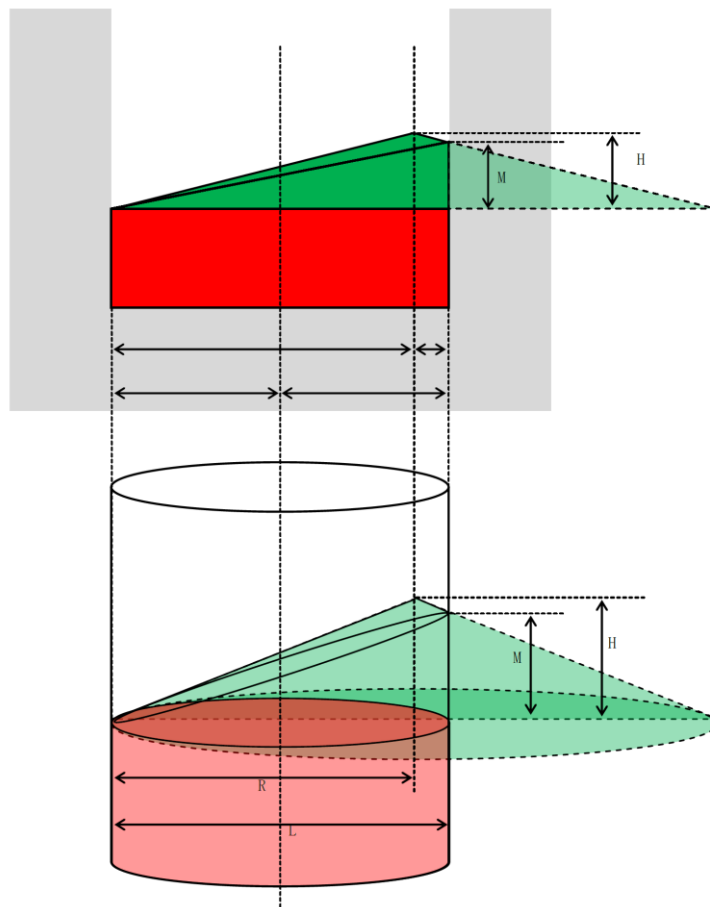


図1 偏心位置における円錐状のデブリ堆積状態の例

コリウムシールド材料の選定に係る試験について

原子炉の重大事故等において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、熔融炉心による原子炉格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。熔融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては、、、 ZrO_2 （ジルコニア）等が挙げられる。模擬熔融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。

以下に熔融 Zr 及び模擬熔融炉心（ UO_2-ZrO_2-Zr ）による耐熱材侵食試験の概要について示す。この結果より、コリウムシールド材料として ZrO_2 を選定した。

1. 熔融 Zr による耐熱材侵食試験

1.1 試験方法

耐熱材には、、 ZrO_2 の多孔質材料を用いた。模擬熔融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする（図1）。これらを電気炉で加熱し、 $2000^{\circ}C \sim 2200^{\circ}C$ の所定温度にして金属を溶かす。熔融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、熔融炉心の主な構成材料として、BWRで使用される UO_2 、 Zr 、 ZrO_2 、 Fe 等が想定されるが、試験においては、金属成分は100mol% Zr とした。

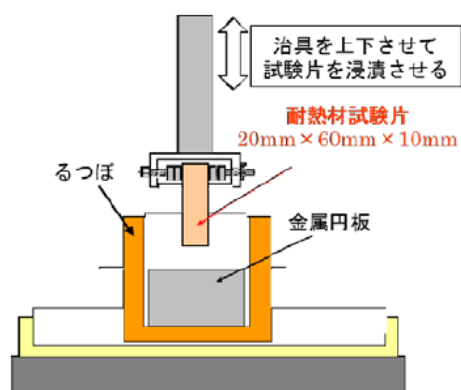


図1 試験体系

1.2 試験結果

図2に金属組成が100mol% Zrにおける試験後の耐熱材試験片の断面写真を示す。侵食量は $\square > \square > \text{ZrO}_2$ となり、 ZrO_2 , \square , \square の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。



図2 溶融Zrによる耐熱材侵食試験後の断面写真

2. 模擬溶融炉心による耐熱材侵食試験

2.1 試験方法

高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工した ZrO_2 耐熱材と模擬溶融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬溶融炉心の組成は UO_2 - ZrO_2 - Zr : 30mol%-30mol%-40mol%とした。

同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬溶融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬溶融炉心の温度が、目標温度範囲(2000℃~2100℃)に入るように温度制御を行った。温度保持時間は10分とした。試験体系を図3に示す。

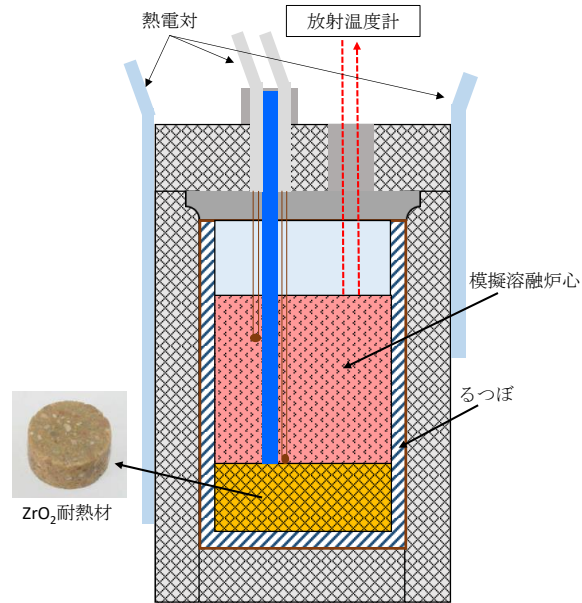


図 3 試験体系

2.2 試験結果

試験温度の推移を図 4 に示す。試験においては 2000℃～2050℃の範囲で、10分程度温度が保持されていることを確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を図 5 に示す。ZrO₂耐熱材の厚さが試験前から変わっていないことから、模擬熔融炉心によるZrO₂耐熱材の有意な侵食がないことが分かる。

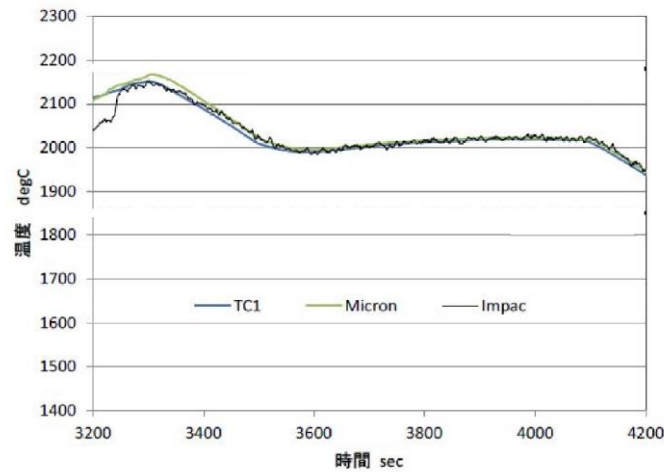


図 4 試験温度推移



図 5 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験後の断面写真

3. 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験

3.1 試験方法

耐熱材に熔融炉心が接触した際の短期的な相互作用を確認するため、 ZrO_2 耐熱材の上に模擬熔融炉心を落下させ、耐熱材の侵食量の測定、耐熱材侵食性状や模擬熔融炉心の固化性状の分析などを実施した。模擬熔融炉心の組成は UO_2-ZrO_2-Zr : 30mol% - 30mol% - 40mol%とした。 ZrO_2 耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電気炉により加熱した模擬熔融炉心を ZrO_2 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対により ZrO_2 耐熱材の温度を測定した。図 6 に試験装置を示す。

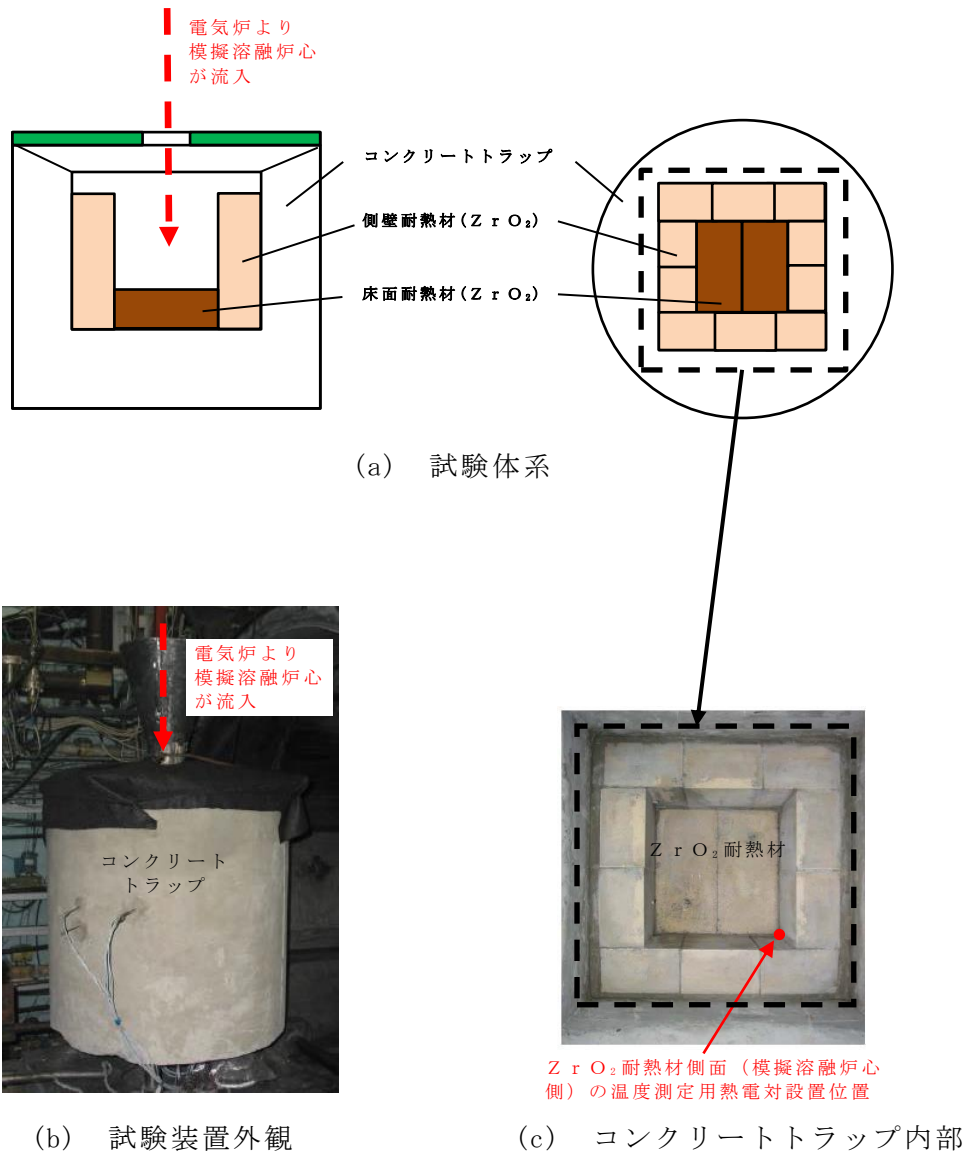


図 6 試験装置

3.2 試験結果

試験温度推移を図 7 に示す。ZrO₂耐熱材側面 (模擬熔融炉心側) の温度を測定する熱電対が模擬熔融炉心落下直後に最高温度約 2450℃を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は 2450℃以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を図 8 に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約 1cm が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び急激な入熱 (熱衝撃) による耐熱材の割れは確認されなかった。

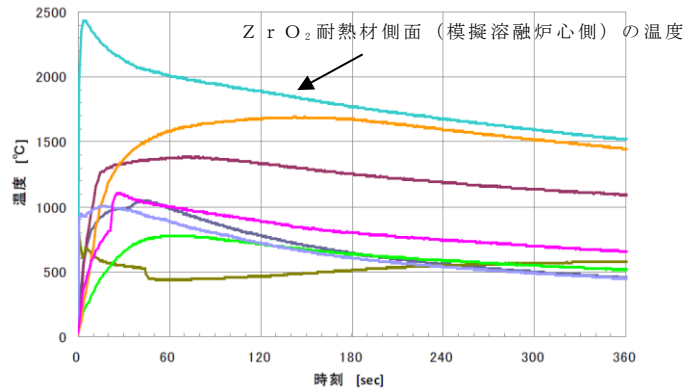


図 7 試験温度推移

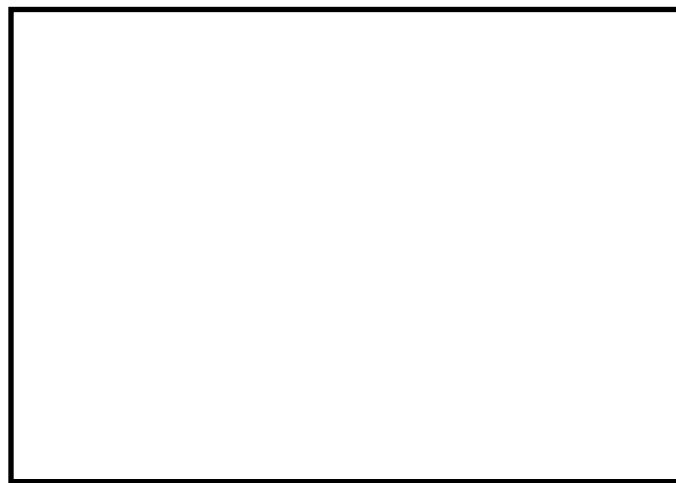


図 8 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験後の断面写真

一般に、 ZrO_2 には還元雰囲気と高温に暴露されると材料中に酸素欠損が起こり、変色する特性があることが知られている。試験においては、計測された模擬熔融炉心の温度が $2450^{\circ}C$ 以上と高温であり、かつ模擬熔融炉心中には金属 Zr が存在することから、模擬熔融炉心中の金属 Zr によって ZrO_2 耐熱材の表面で還元反応が起こり、酸素欠損が生じたと推測される。しかしながら、黒色部について X線回折分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化が確認されなかったことから、欠損した酸素の量は微量であり、 ZrO_2 耐熱材の耐熱性能に影響はないと考えられる (図 9)。

なお、原子炉格納容器下部には水プールが存在するため、原子炉格納容器下部に落下してきた熔融炉心中に残存する未酸化の金属 Zr は、水との反応によって酸化されると想定される。MAAP解析の結果から、原子炉格納容器下部に落下してきた熔融炉心は、 $2000^{\circ}C$ を超える高い温度でコリウムシールドと数十分接触する可能性があるが、上述のとおり、熔融炉心中の金属 Zr は酸化されていると考えられることから、事故時に熔融炉心がコリウムシールドと接触したとしても、 ZrO_2 耐熱材の表面が還元されることによる影響は軽微であると考えられる。

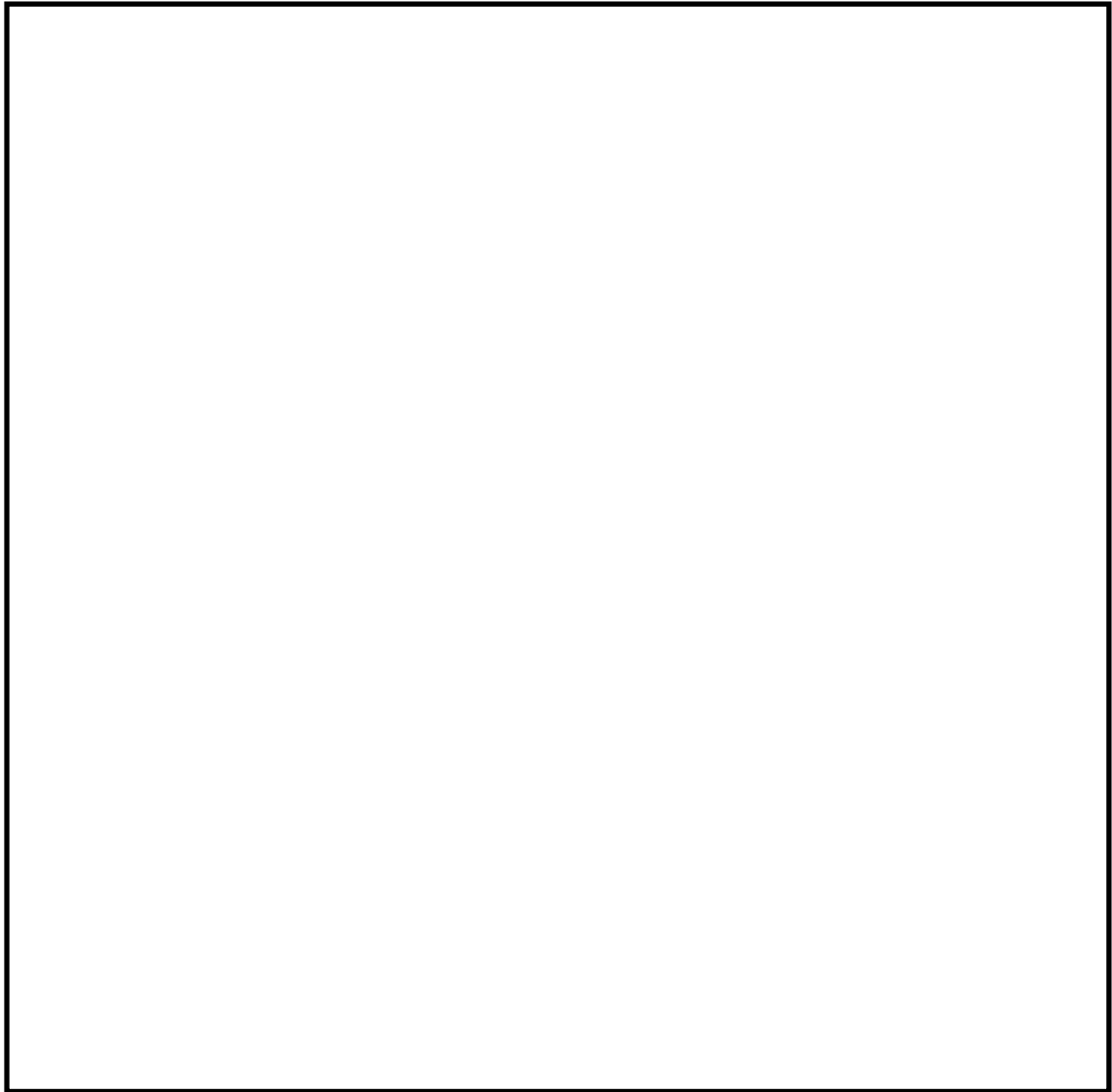


図 9 耐熱材表面の成分分析結果

4. まとめ

上記試験結果から、熔融炉心に対して高い耐性を有している ZrO_2 耐熱材を、コリウムシールドに用いる材料として選定した。

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

コリウムシールドに使用する耐熱材の管理について

1. はじめに

本資料は、コリウムシールド向けの ZrO_2 (ジルコニア) 耐熱材を導入するにあたって、 ZrO_2 含有量の影響について検討したものである。

2. ZrO_2 耐熱材の侵食挙動に関する知見 (試験の概要)

耐熱材の侵食挙動に関して、国内外で実施された主な試験概要を示す。

2.1 静的デブリ冷却システムの開発 Ph-1

国内においては、国プロ/電共研試験 (以下「国プロ試験」という。) で、耐熱材の化学侵食や熱的侵食に対する試験 (共晶試験, 化学侵食試験, 高温物性測定試験) 等を実施し、侵食評価モデルを検討した。また、侵食評価モデルの検証のため、模擬デブリと耐熱材の相互作用試験を実施した。

耐熱材候補としては、 ZrO_2 , [] , []
[] を対象とし、模擬熔融炉心を用いて、耐熱材の侵食挙動を調べた。

国プロ試験では、熔融金属ジルコニウム (Zr) への浸漬試験、模擬熔融炉心との相互作用試験等が実施され、熔融炉心に対する耐性の観点で、 ZrO_2 を主成分とした耐熱材が最も優れていると判断された。

また、 $2100^{\circ}C$ の金属 Zr 100% の条件で、 ZrO_2 耐熱材試験片を浸漬しても当初の形状を保つ結果が得られており、この結果に基づき、 ZrO_2 耐熱材の侵食開始温度 (融点) を保守側に $2100^{\circ}C$ と設定している。

なお、国プロ試験で用いられた ZrO_2 耐熱材の ZrO_2 含有率のサンプル分析では約 93% となっている。

2.2 CIT 実験

欧州においても、模擬熔融炉心と ZrO_2 耐熱材の侵食挙動に関し、CIT 実験が実施されている。CIT 実験では、模擬熔融炉心と ZrO_2 耐熱材を最長 10 時間程度接触させ、模擬熔融炉心の表面温度と侵食量の推移が測定された。CIT-9 実験 (他の試験条件に比べ、実機 BWR の熔融炉心組成に近いが、酸化鉄の成分が BWR 条件よりも多く、 ZrO_2 耐熱材の侵食にとっては厳しい条件) では、 ZrO_2 耐熱材の最終的な侵食量が 22.5mm、最大の侵食速度は 0.18mm/min と報告されている。

なお、CIT 実験で用いられた ZrO_2 耐熱材の ZrO_2 純度は 94.7% となっている。

3. ZrO₂含有量の影響度合い

3.1 ZrO₂含有量と侵食量について

国プロ試験で使用したZrO₂耐熱材は、製造上におけるZrO₂含有量の管理値として90%以上（国プロ試験でのサンプル分析では約93%）としている。

国プロ試験では、実機BWRの熔融炉心の組成に比べて、ZrO₂耐熱材に対する還元性の観点で非常に保守側の条件である金属Zr100%の熔融金属に浸漬した結果、2100℃でZrO₂耐熱材の健全性が確認されている。

コリウムシールドの設計においては、国プロ試験で健全性が確認されている2100℃を侵食開始温度と設定し評価を行っており、保守的条件でもZrO₂耐熱材の侵食量は□mm以下であることが確認されている。

なお、ZrO₂の融点は約2700℃であり、ドライ条件で2450℃以上の模擬熔融炉心による侵食試験でも顕著な侵食がないことを確認していることから、侵食開始温度2100℃は保守的な設定となっている。

上記より、島根原子力発電所第2号機のコリウムシールドに用いるZrO₂耐熱材については、国プロ試験の結果に基づき保守的に侵食開始温度が設定されていること、侵食量（□mm以下）に対して設計厚さ（□mm）は十分であることから、国プロ試験で使用したZrO₂耐熱材を採用する計画である。

島根原子力発電所第2号機で採用している耐熱材については、国プロ試験で使用した耐熱材と同じ製造メーカー製品を採用している。製造能力の関係から、調達上のZrO₂含有量管理値は90%以上としているが、実機に使用している耐熱材のZrO₂含有量を実際に測定した結果、国プロ試験でのサンプル分析で得られた結果と同等以上であったことから、熔融物に対する耐侵食性は、国プロ試験耐熱材と同等の性能を有していると考ええる。

3.2 ZrO₂含有量が低下した場合の他の成分の影響

Zrの含有量が低い場合に、Zr以外の成分のうち含有量が高くなる可能性がある成分としては、添加剤であるCaが考えられる。CaについてはZrO₂の相変態による体積変化を起し難くするために安定化元素として添加しているものであり、ZrO₂耐熱材の性質に悪影響を与えるような成分ではない。その他の不純物については、ZrO₂の原料粉に含まれているものであり、これらについては含有量を抑えるように管理していることからZrO₂耐熱材の機能に影響を与えることはない。

原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する
説明書に係る補足説明資料

目次

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

1. 局所エリアの漏えいガスの滞留

1.1 評価対象

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

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

表1-1 評価対象の局所エリア

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

1.2 解析条件

1.2.1 解析モデル

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

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

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



図1-1 SRV 補修室及びCRD 補修室の解析モデル概略及びメッシュ図



図 1-2 所員用エアロック室の解析モデル概略及びメッシュ図

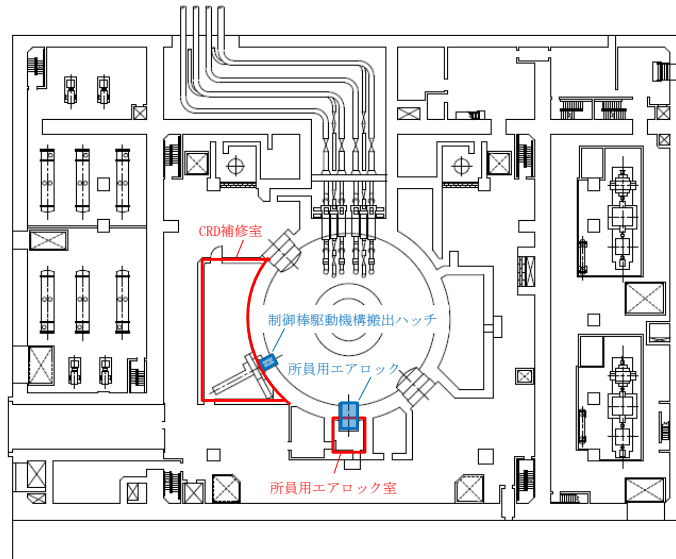


図 1-3 原子炉建物 1 階

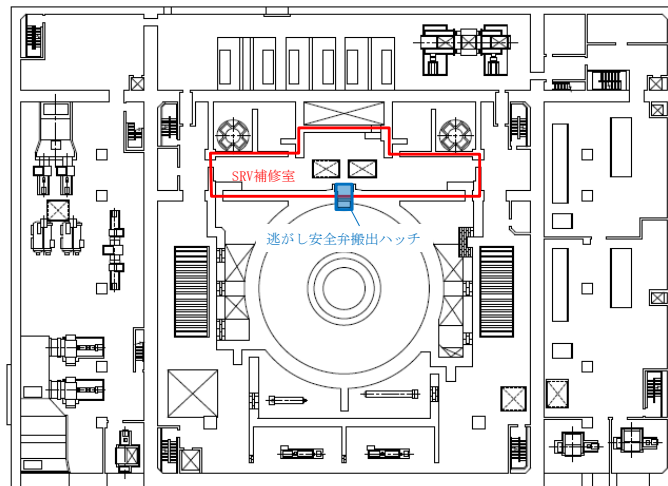


図 1-4 原子炉建物 2 階

1.2.2 解析条件

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

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

表1-2 解析条件

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

表1-3 開口面積

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

1.2.3 漏えい条件

有効性評価シナリオ包絡条件における漏えい条件を表1-4から表1-6に示す。また、原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量を表1-7及び表1-8に示す。

表1-4 有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合)

包絡条件における漏えい条件

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

表 1-5 有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用する場合）
包絡条件（ドライウェル）における漏えい条件

項目	解析条件			
	0～ 1 時間	1～ 15 時間	15 ～24 時間	24～ 168 時間
圧力	384. 3kPa (0. 9Pd)	384. 3kPa (0. 9Pd)	341. 6kPa (0. 8Pd)	341. 6kPa (0. 8Pd)
温度	200℃	200℃	150℃	150℃
水蒸気分率	85vol%	93vol%	93vol%	93vol%
水素分率	15vol%	7vol%	7vol%	7vol%
原子炉格納容器 漏えい率	0. 85%/day	0. 82%/day	0. 73%/day	0. 73%/day

表 1-6 有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用する場合）
包絡条件（サブプレッションチェンバ）における漏えい条件

項目	解析条件			
	0～ 1 時間	1～ 15 時間	15 ～24 時間	24～ 168 時間
圧力	384. 3kPa (0. 9Pd)	384. 3kPa (0. 9Pd)	341. 6kPa (0. 8Pd)	341. 6kPa (0. 8Pd)
温度	200℃	200℃	150℃	150℃
水蒸気分率	80vol%	80vol%	80vol%	85vol%
水素分率	20vol%	20vol%	20vol%	15vol%
原子炉格納容器 漏えい率	0. 87%/day	0. 87%/day	0. 78%/day	0. 76%/day

表 1-7 有効性評価シナリオ（残留熱代替除去系を使用しない場合）
包絡条件における原子炉格納容器から各局所エリアへの漏えい量

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

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

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

1.3 解析結果

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

解析の結果、残留熱代替除去系を使用する場合の各局所エリアの水素濃度は、全体的に

上昇傾向となるものの、事故発生 168 時間後の時点では可燃限界未満となった。

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

水素濃度が上昇傾向となる理由として、別添 1「2.2.1(1) 原子炉格納容器漏えい条件 図 2-6, 図 2-7, 図 2-10 及び図 2-11」のとおり、事故発生 6 時間後から 24 時間後までは、ドライウエル側で発生した水素がサブプレッションチェンバ側に流出するため、ドライウエ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 1-3 のとおり、SRV 補修室と CRD 補修室も開口を期待できるが、期待しない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、ダクト等を通じて最終的に原子炉建物原子炉棟 4 階に設置された静的触媒式水素処理装置に導かれるため、各局所エリアでの水素滞留のおそれはない。

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

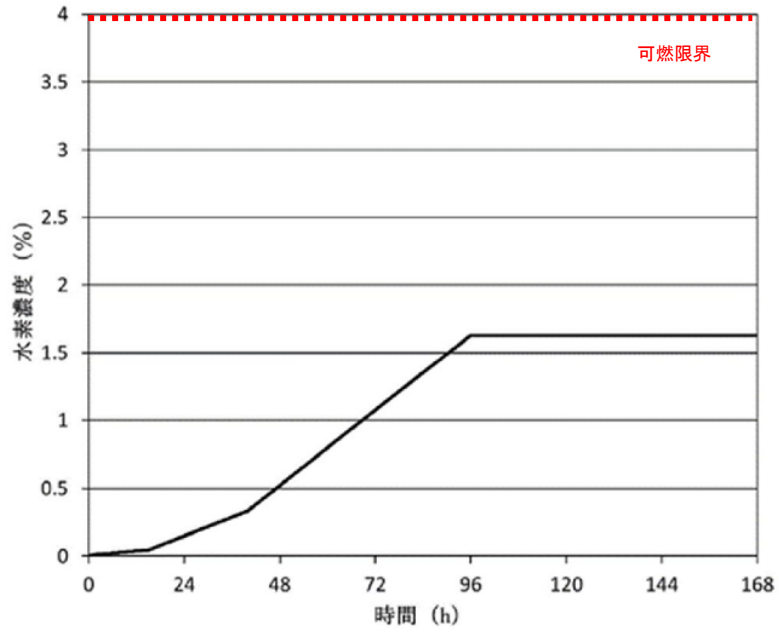


図 1-5 SRV 補修室の水素濃度の時間変化
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

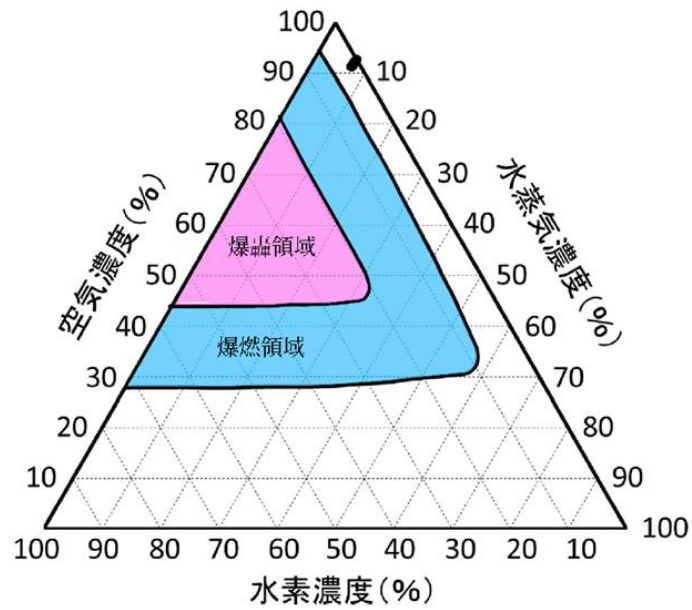


図 1-6 SRV 補修室の燃焼判定図
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

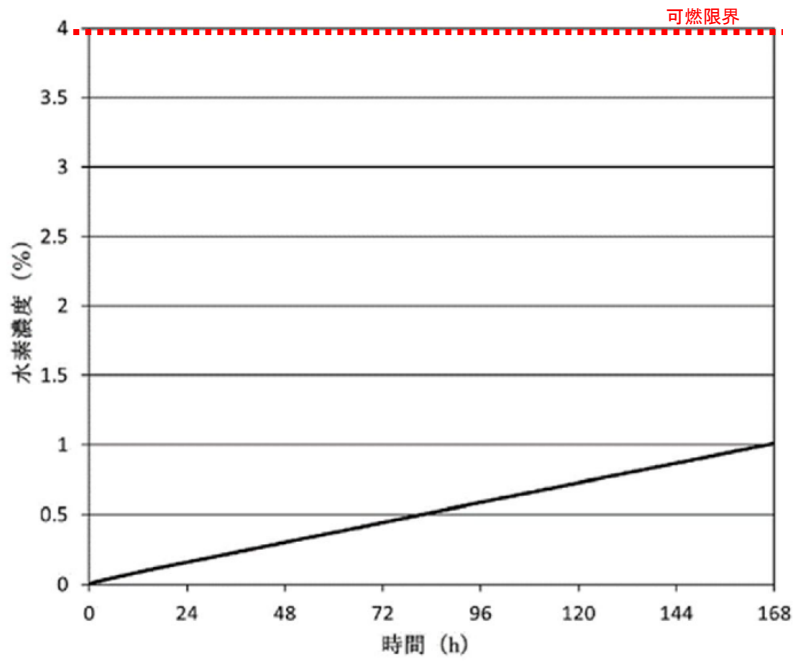


図 1-7 SRV 補修室の水素濃度の時間変化
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

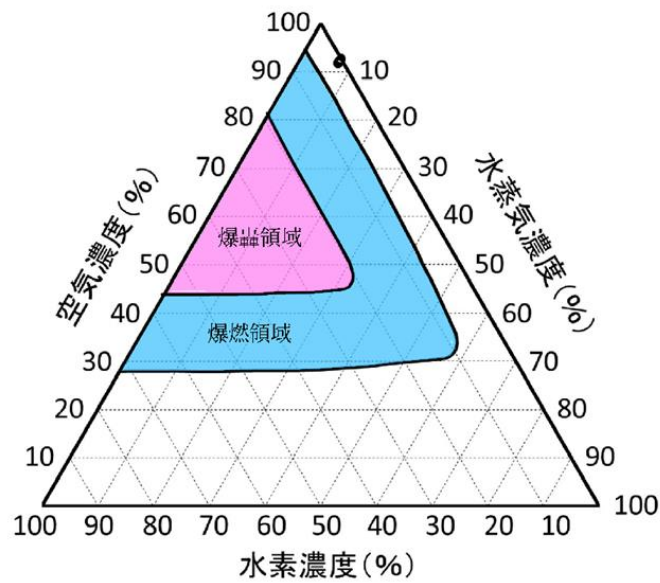


図 1-8 SRV 補修室の燃焼判定図
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

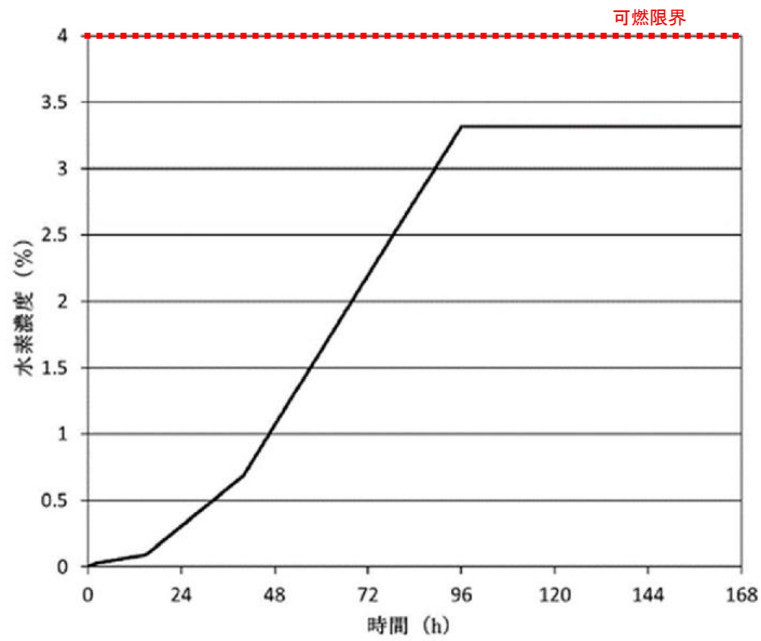


図 1-9 CRD 補修室の水素濃度の時間変化
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

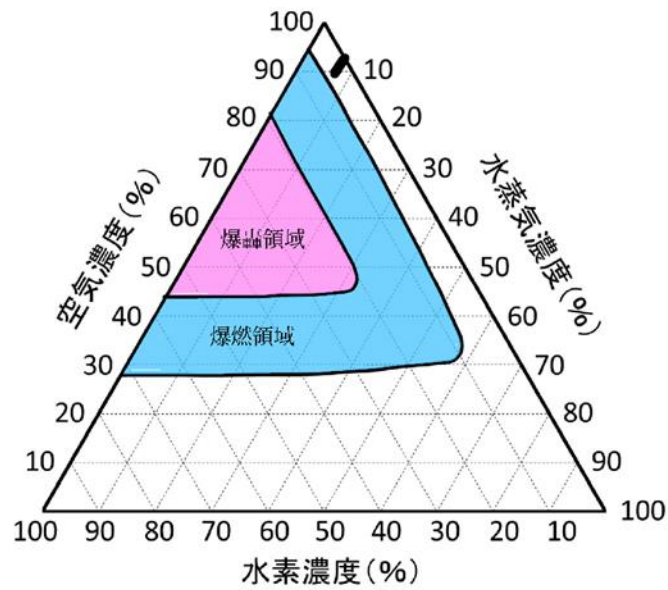


図 1-10 CRD 補修室の燃焼判定図
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

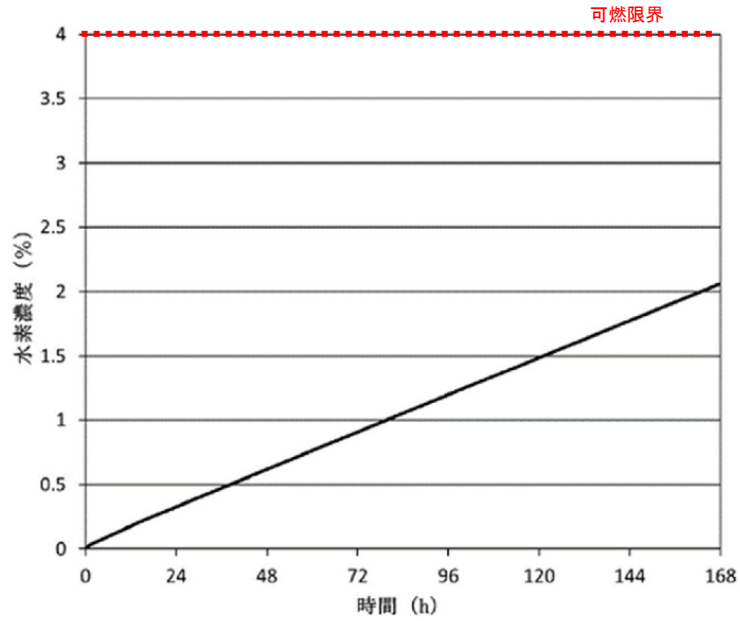


図 1-11 CRD 補修室の水素濃度の時間変化
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

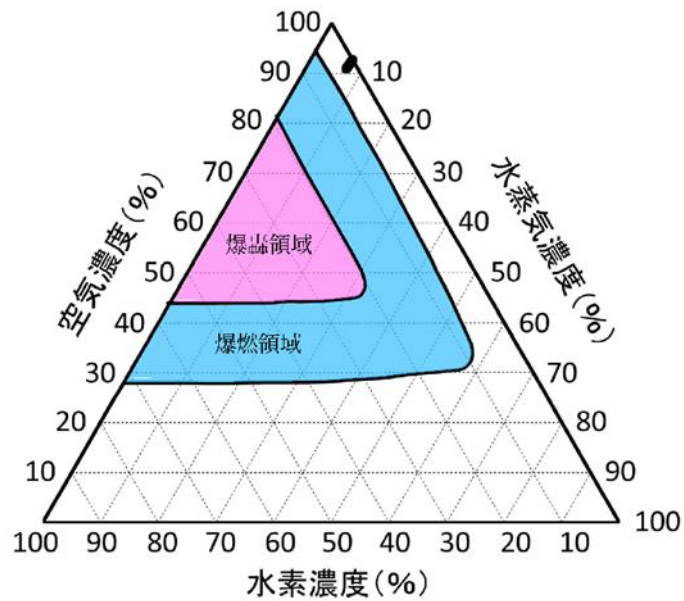


図 1-12 CRD 補修室の燃焼判定図
(有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用する場合) 包絡条件)

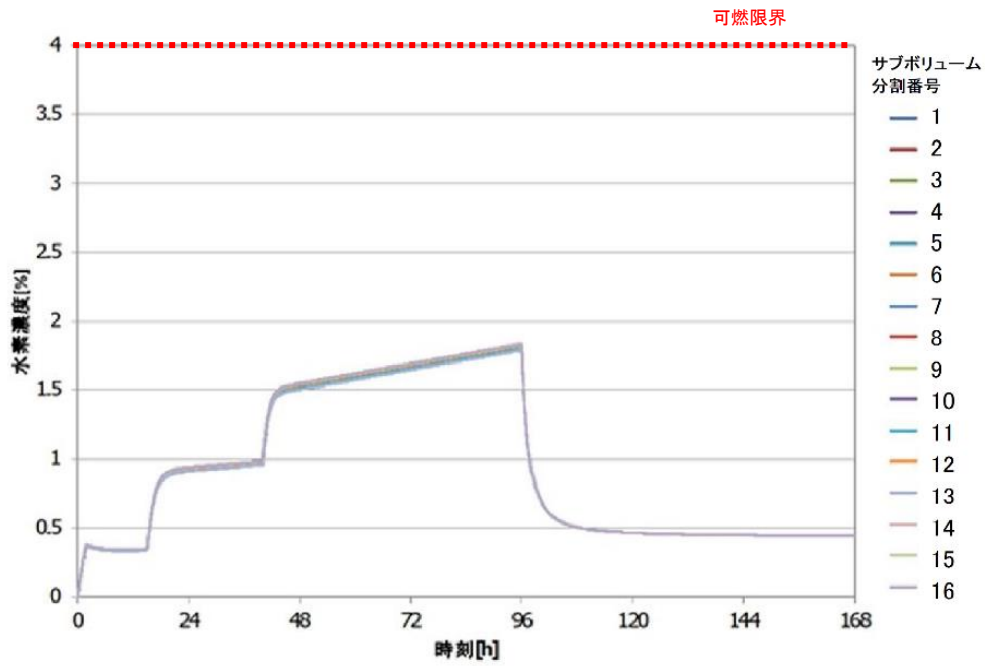


図1-13 所員用エアロック室の水素濃度の時間変化
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

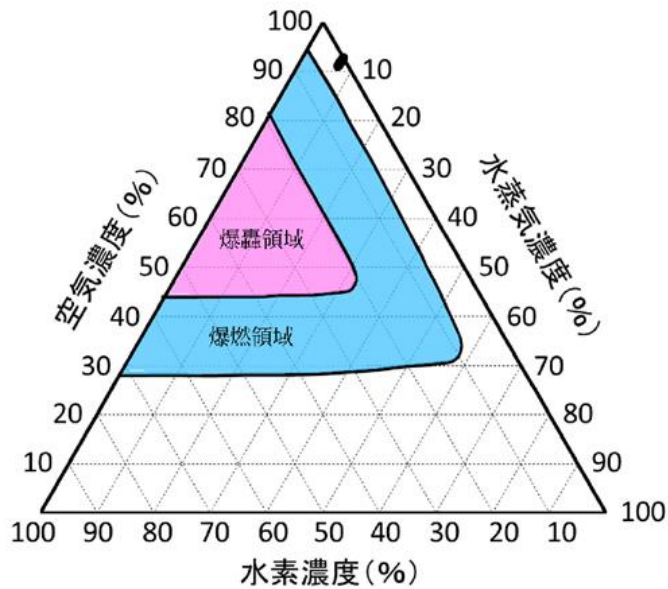


図1-14 所員用エアロック室の燃焼判定図
 (有効性評価シナリオ (残留熱代替除去系を使用しない場合) 包絡条件)

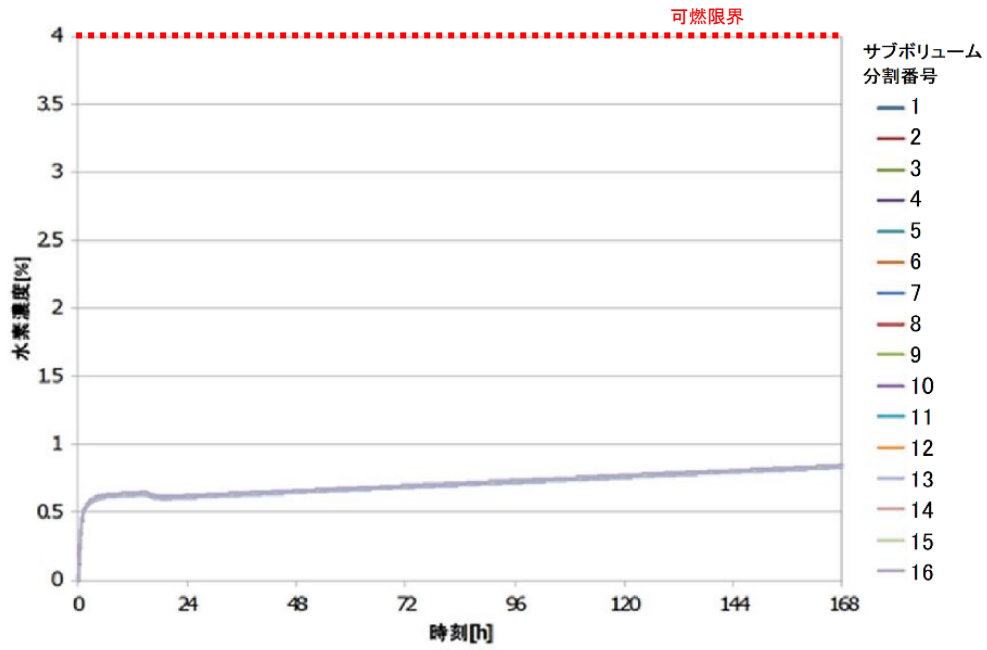


図1-15 所員用エアロック室の水素濃度の時間変化
(有効性評価シナリオ(残留熱代替除去系を使用する場合)包絡条件)

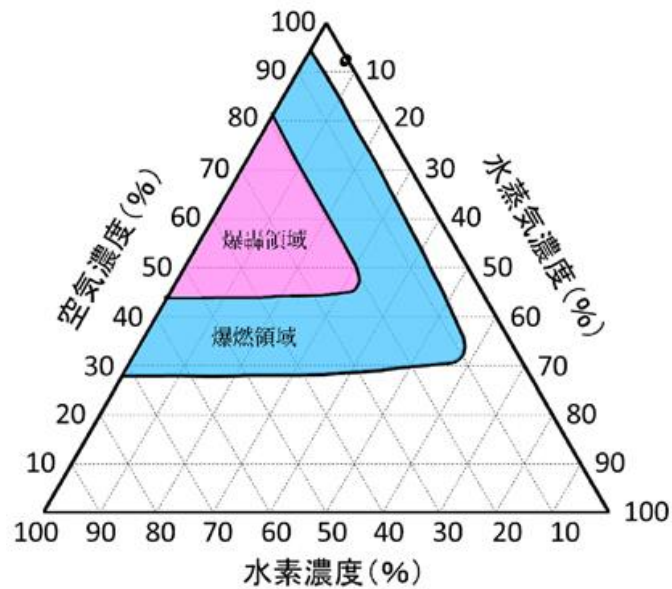
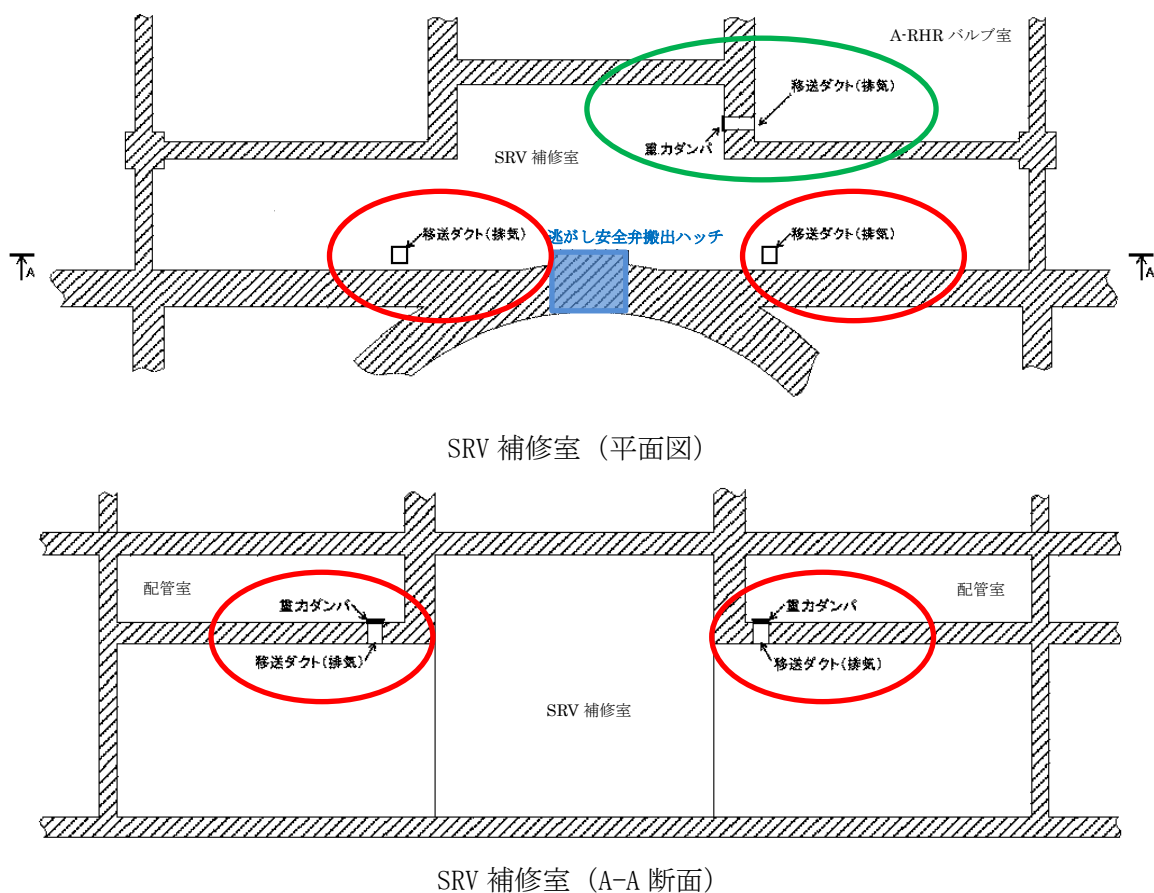


図1-16 所員用エアロック室の燃焼判定図
(有効性評価シナリオ(残留熱代替除去系を使用する場合)包絡条件)

1.4 重力ダンパ付き排気ダクト内における水素滞留について

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

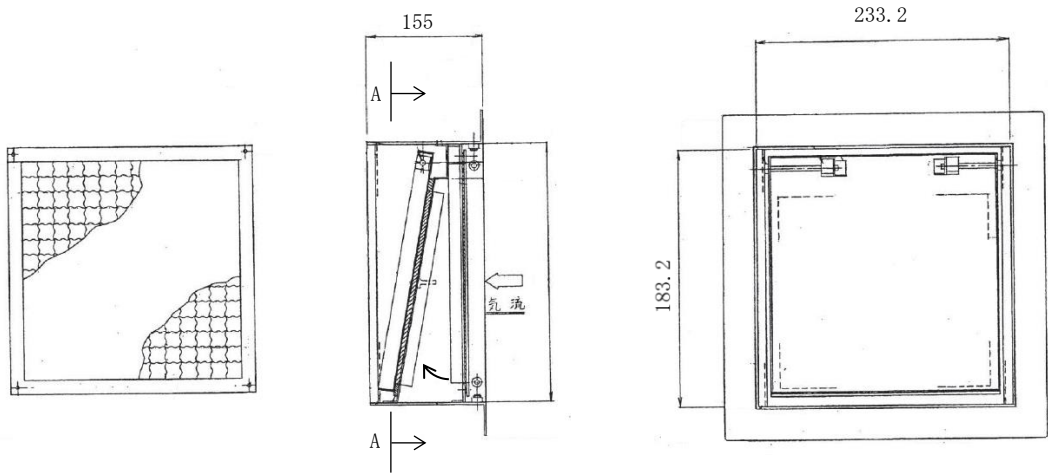
SRV 補修室では、排気ダクトの水平部及び鉛直部に重力ダンパが設置されている。水平部に関しては、SRV 補修室側に重力ダンパを設置しており、ダクト内に水素滞留が発生する可能性はないものと考えられる。鉛直部に関しては、凸型上部に重力ダンパが設置されていることから水素滞留が発生することが考えられるが、水素の可燃限界である 4vol% に到達することはないことを確認している（「参考評価」参照）。



【凡例】

- 重力ダンパ (水平)
- 重力ダンパ (鉛直)

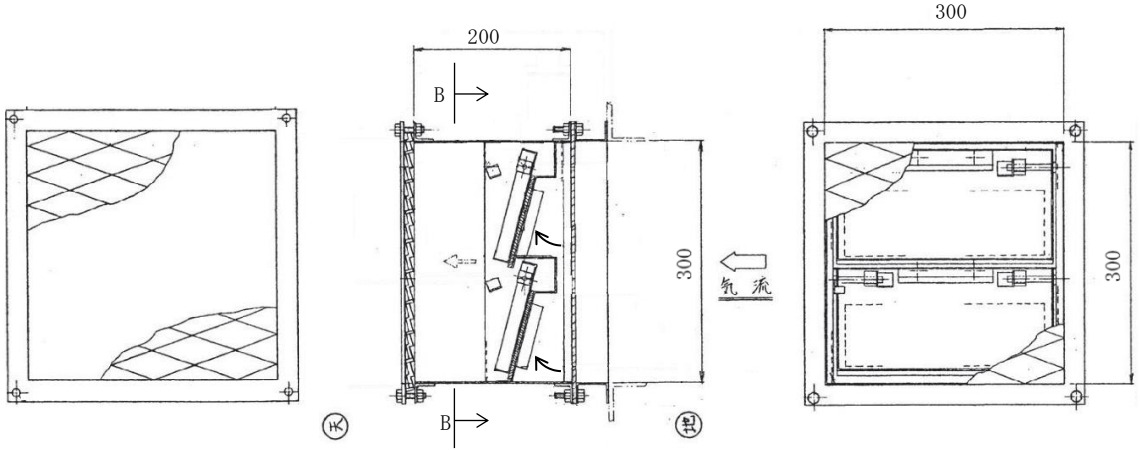
図 1-17 SRV 補修室のダクトに設置された重力ダンパの配置



A-A 断面

(単位 : mm)

(1) 重力ダンパ (水平)



B-B 断面

(単位 : mm)

(2) 重力ダンパ (鉛直)

図 1-18 重力ダンパの構造図

2. 原子炉建物水素濃度の適用性について

2.1 原子炉建物水素濃度について

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

2.2 計測範囲の考え方

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

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

2.3 水素濃度計の測定原理

2.3.1 原子炉建物水素濃度（原子炉建物原子炉棟地下1階）

原子炉建物原子炉棟地下1階に設置する水素濃度計は、触媒式の検出器を用いる。

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

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

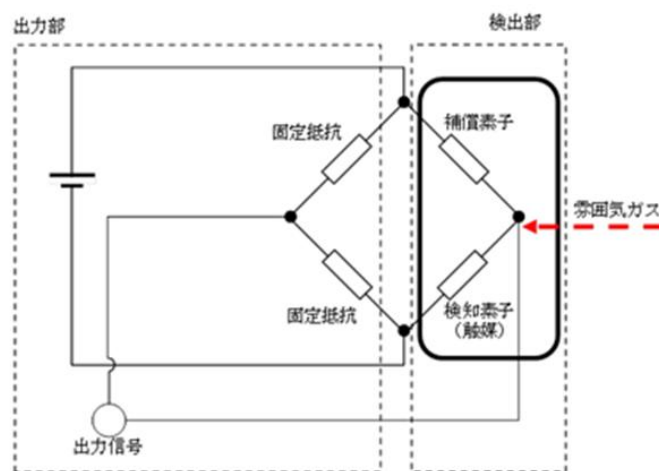


図2-1 原子炉建物水素濃度（触媒式）検出回路の概要図

2.3.2 原子炉建物水素濃度（原子炉建物原子炉棟4階、2階及び1階）

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

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

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

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

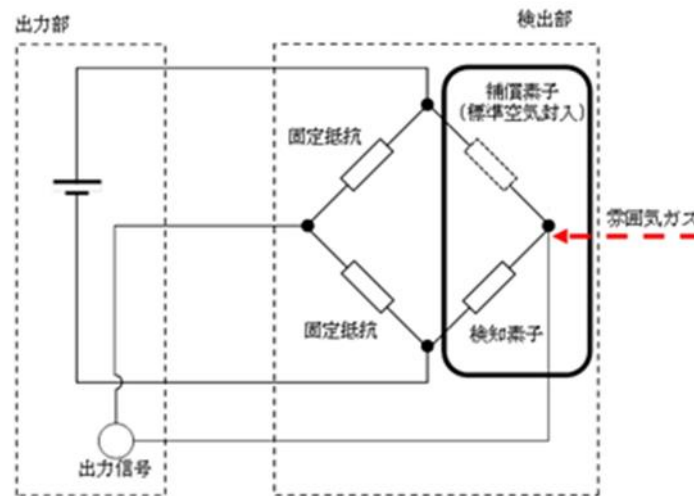
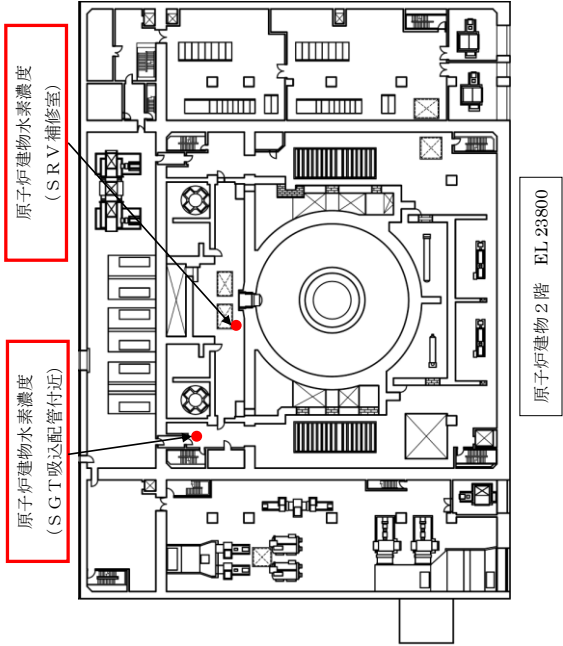
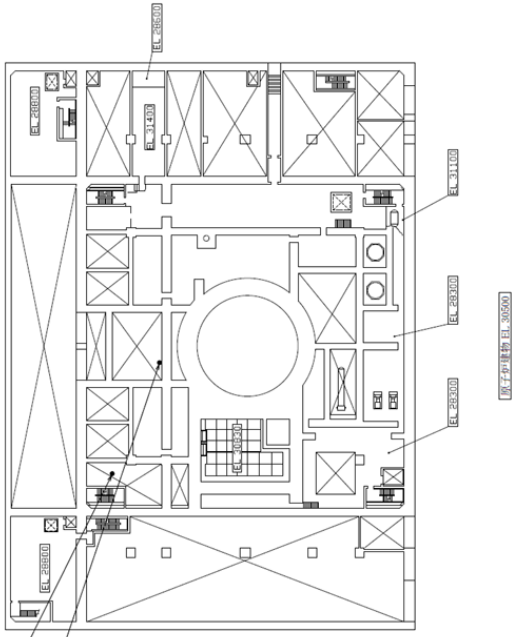
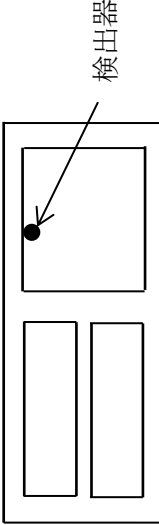


図2-2 原子炉建物水素濃度（熱伝導式）検出回路の概要図

2.4 設置（変更）許可申請における審査資料からの配置図見直しについて

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

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

設置 (変更) 許可申請	設工認補正申請 (今回)
 <p>原子炉建物2階 EL.23800</p> <p>原子炉建物水素濃度 (S.G.T.吸込配管付近)</p> <p>原子炉建物水素濃度 (SRV補修室)</p>	 <p>検出器 非常用ガス処理系吸込配管近傍 検出器 SRV補修室</p> <p>原子炉建物2階 EL.30500</p>
<p><変更点></p> <p>設置 (変更) 許可申請における審査資料では、原子炉建物2階の水素濃度監視という検出器の機能に基づき、原子炉建物2階 (EL. 23800mm) の床面に対して検出器の配置を記載していた。今回の設工認補正申請では、検出器の設置位置を考慮して、原子炉建物中2階 (EL. 30500mm) の床面に対して検出器の配置を記載するように見直している。なお、本変更は記載方針の相違によるものであり、検出器の設置位置に変更はない。</p> <div style="display: flex; align-items: center; justify-content: center;"> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-right: 10px;"> 3階 (EL. 34800mm) </div> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-right: 10px;"> 中2階 (EL. 30500mm) </div> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> 2階 (EL. 23800mm) </div> </div> <div style="display: flex; align-items: center; justify-content: center; margin-top: 10px;"> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-right: 10px;">原子炉建物</div>  </div>	

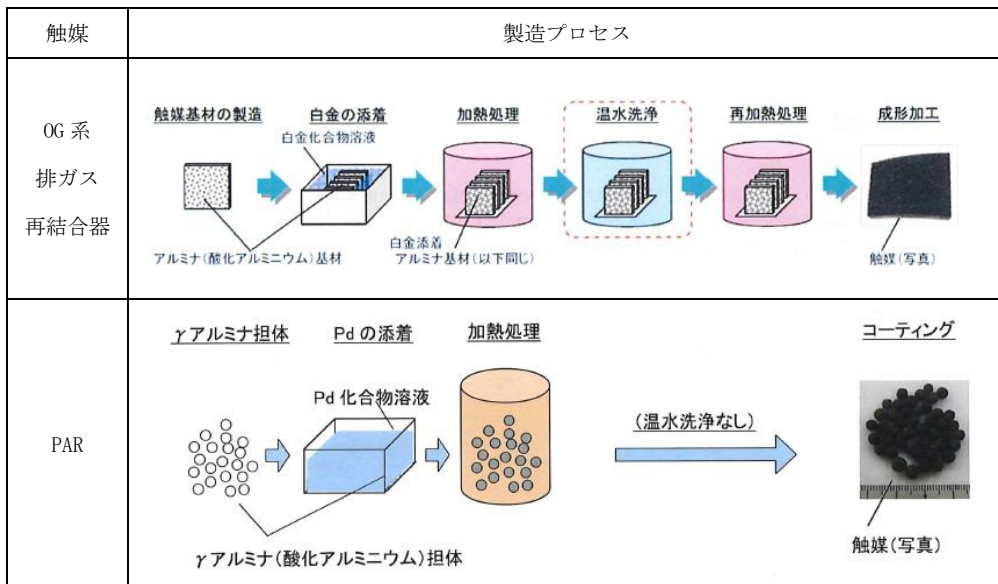
3. 触媒基材（アルミナ）について

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

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

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

表 3-1 触媒の製造プロセスの比較



[引用文献]

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

4. 原子炉ウェル代替注水系について

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

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

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

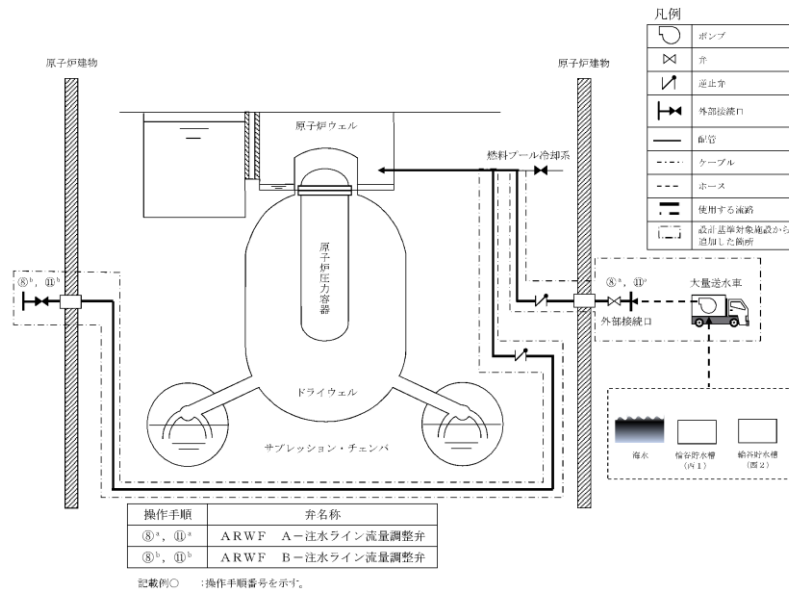


図4-1 原子炉ウェル代替注水系の概要図

4.1 原子炉ウェル代替注水系の設計方針について

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

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

4.2 原子炉ウェル代替注水系の効果について

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

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

4.3 原子炉ウェル注水による原子炉格納容器への影響について

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

4.3.1 評価方法

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

4.3.2 評価結果

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

表4-1 ドライウェル主フランジ締付ボルトの熱収縮による応力評価結果

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

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

4.3.3 まとめ

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

4.4 原子炉ウェル代替注水系の監視方法について

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

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

4.5 原子炉ウェル代替注水系の効果を考慮した水素挙動について

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

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

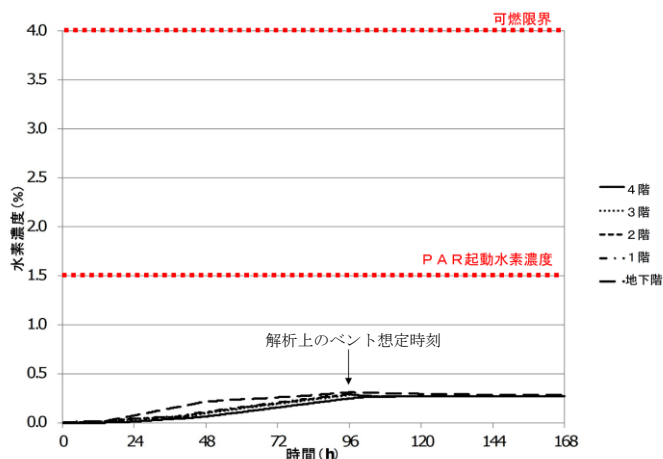


図 4-2 水素濃度の時間変化（原子炉建物原子炉棟全域）

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

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

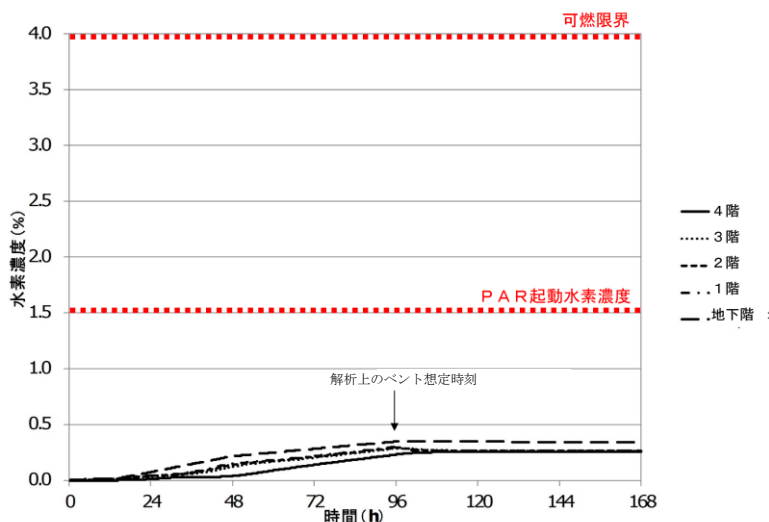


図4-3 水素濃度の時間変化（原子炉建物原子炉棟全域、原子炉ウェル蒸発）

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

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

5. 可搬式窒素供給装置について

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

可搬式窒素供給装置は、1台あたり、純度約99.9vol%にて100m³/h[normal]の流量で原子炉格納容器に窒素注入が可能な能力を有している。

5.1 窒素製造プロセス

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

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

圧力変動吸着方式による窒素ガス供給原理を図5-1に示す。

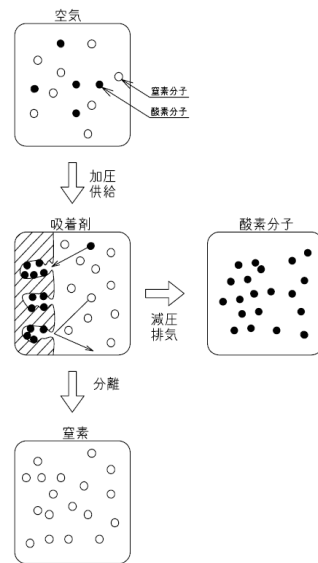


図5-1 圧力変動吸着方式による窒素ガス供給原理

5.2 重大事故等時の格納容器内水素濃度及び酸素濃度低減性能

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

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

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

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

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

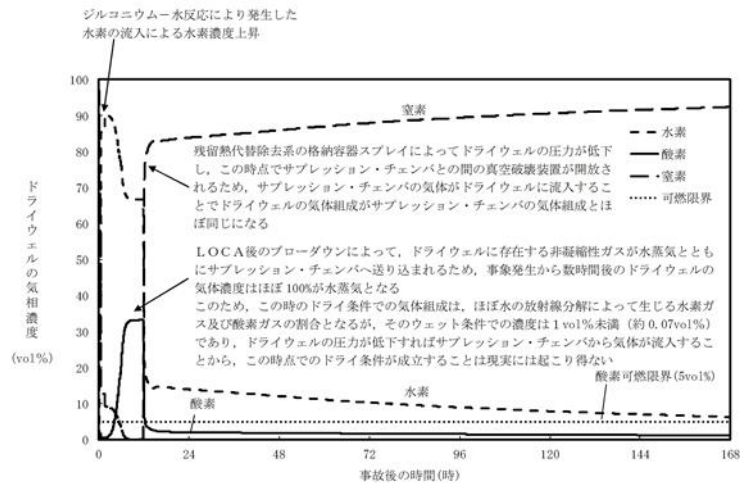


図 5-2 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用する場合）」におけるドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

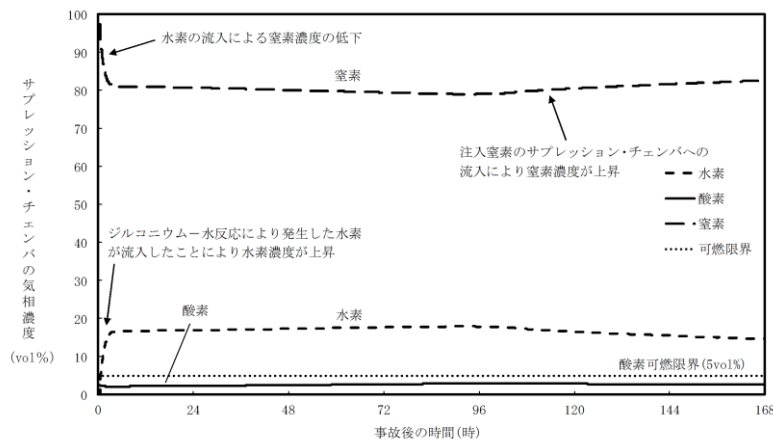


図 5-3 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用する場合）」におけるサプレッション・チェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

5.3 原子炉格納容器内における水素及び酸素発生量の不確かさを考慮した評価

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

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

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

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

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

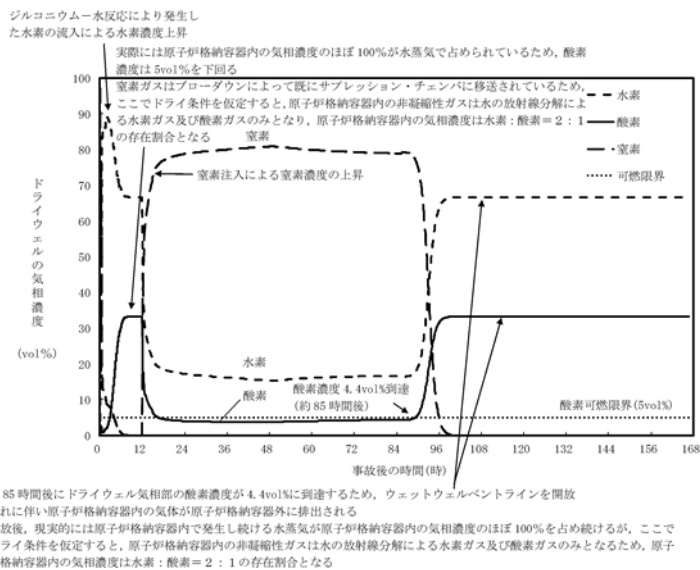


図5-4 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用しない場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用しているG値を採用した場合のドライウエルの気相濃度の推移（ドライ条件）

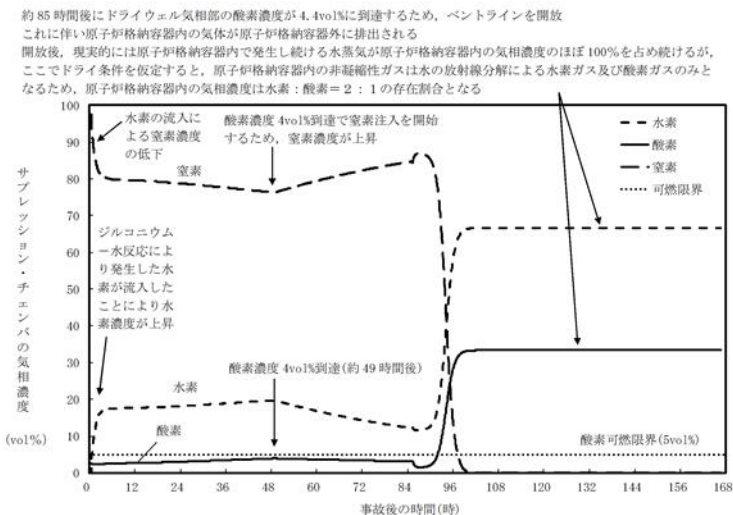


図5-5 「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（残留熱代替除去系を使用しない場合）」において可燃性ガス濃度制御系の性能評価で使用しているG値を採用した場合のサブプレッションチェンバの気相濃度の推移（ドライ条件）

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

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

以下に当該評価条件及び評価結果を抜粋し記載する。

《抜粋》

3.5.2 可燃性ガスの発生

3.5.2.1 原因

本事故の原因は、「3.2.1.1 原因」に記載されたものと同様である。

3.5.2.2 事故防止対策及び事故拡大防止対策

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

3.5.2.3 事故経過の解析

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

(1) 解析条件

解析は次のような仮定を用いて行う。⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾

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

子/100eV, 0.125 分子/100eV とする。

- h. ドライウエルから可燃性ガス濃度制御系への吸込み流量は 255m³/h (1 系統当たり) とする。

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

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

(2) 解析方法

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

(3) 解析結果

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

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

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

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

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

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

3.5.2.4 判断基準への適合性の検討

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

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

したがって、判断基準は満足される。

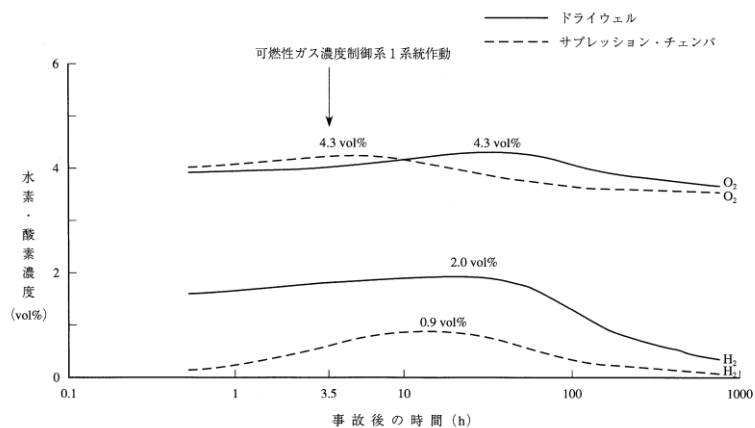


図6-1 原子炉冷却材喪失時の格納容器内の水素・酸素濃度の時間変化

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

7.1 系統設置目的及び構成

7.1.1 原子炉ウェル排気ライン

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

7.1.2 原子炉ウェル水張りライン

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

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

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

7.2 閉止方法

7.2.1 原子炉ウェル排気ライン

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

7.2.2 原子炉ウェル水張りラインにおけるドレン弁

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

対策イメージを図 7-2 に示す。

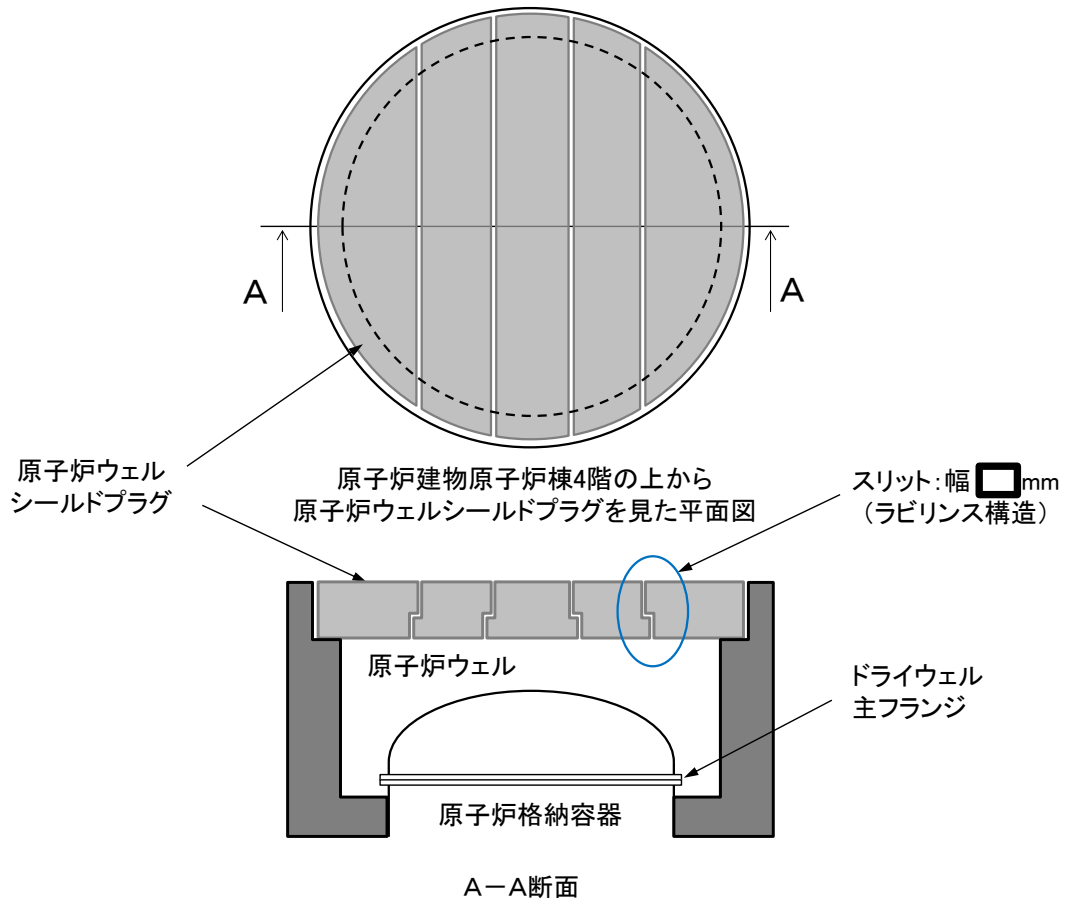
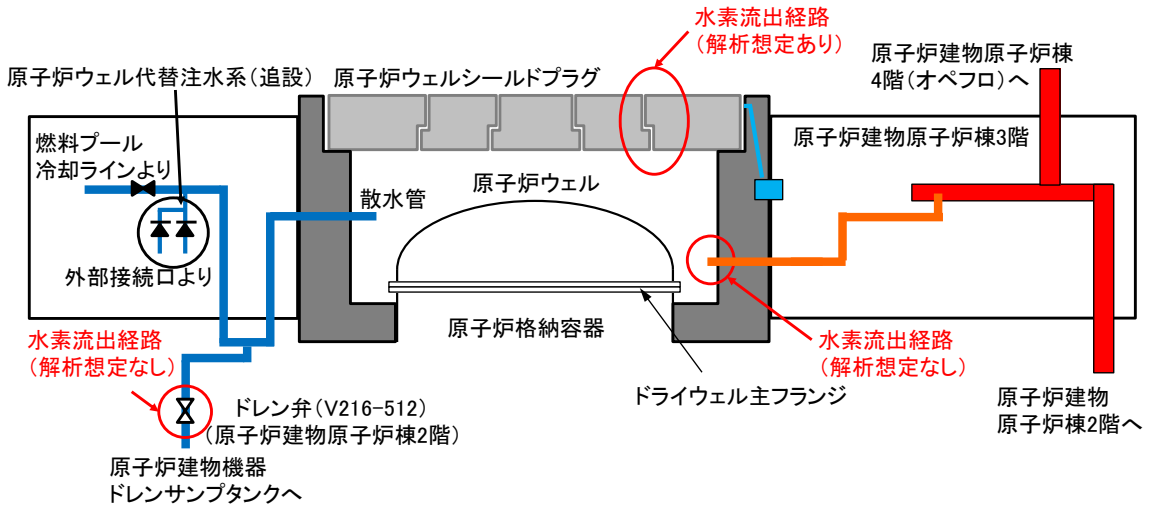
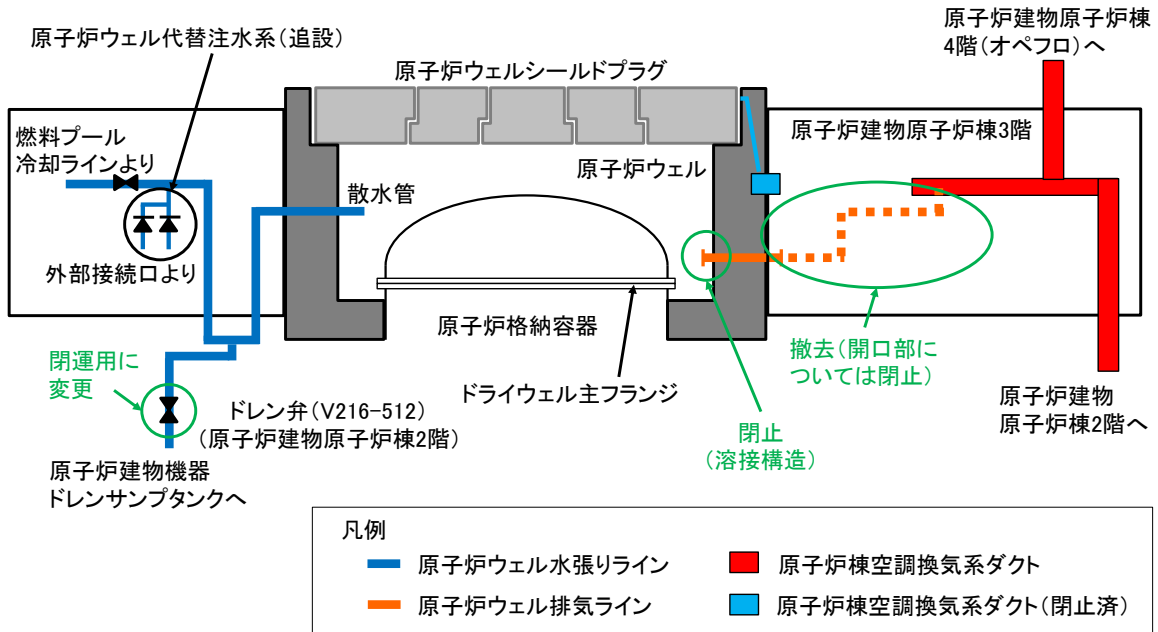


図 7-1 原子炉ウェルシールドプラグの構造

【対策前】



【対策後】



凡例	
— 原子炉ウェル水張りライン	— 原子炉棟空調換気系ダクト
— 原子炉ウェル排気ライン	— 原子炉棟空調換気系ダクト(閉止済)

図 7-2 対策イメージ

7.3 閉止による影響

7.3.1 原子炉ウェル排気ラインの吸込口閉止による影響

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

また、各設備の排気風量は表7-1に示すとおりであり、原子炉ウェル排気ラインの排気風量は、原子炉建物原子炉棟全体及び4階の排気風量に対し、ごく僅かであり、当該ラインを閉止したことにより、原子炉ウェル排気ラインの排気風量が0m³/h（成り行き）から完全に0m³/hになったとしても空調バランスへの影響はほとんど無いと考えられるため、当該ラインの吸込口閉止による悪影響はない。

表7-1 各設備の排気風量（原子炉ウェル排気ライン閉止前）

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

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

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

7.4 構造健全性

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

ダクトにおける水素滞留評価について

1. 評価条件

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

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

ダクト内で水素の高さ方向濃度分布を評価するに当たっては、以下の仮定を置く。

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

評価モデルを図 1-1 に示す。

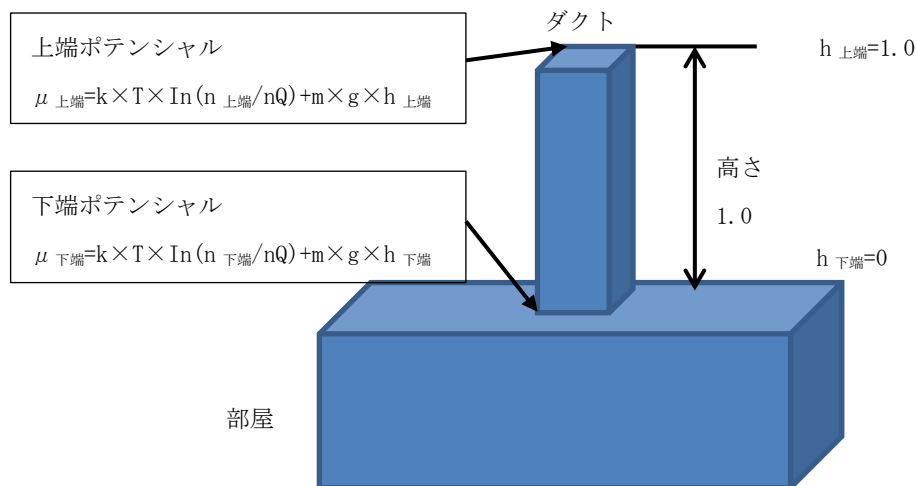


図 1-1 評価モデル

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

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

- ここで、 k : ボルツマン定数
 T : 温度
 nQ : 量子濃度
 m : 気体分子の質量
 n : 割合

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

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

評価条件を表 1-1 に示す。

表 1-1 評価条件

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

2. 評価

まず、上端における水素の割合を式(2)により算出する。

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

次に、上端における空気の割合を式(2)により算出する。

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

上端の水素濃度Nは、上端の水素及び空気の割合から算出する。

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

3. 評価結果

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

4. 引用文献

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