

本資料のうち、枠囲みの内容は営業秘密又は防護上の観点から公開できません。

東海第二発電所 工事計画審査資料	
資料番号	補足-270 改1

工事計画に係る補足説明資料
補足-270【原子炉格納施設】

平成30年10月
日本原子力発電株式会社

補足-270-1 【原子炉格納施設的设计条件に関する説明書に係る
補足説明資料（原子炉格納容器の重大事故等時の
閉じ込め機能健全性について）】

目 次

1. 概要

- 別紙 1. シール機能維持に対する考え方について
- 別紙 2. 改良E P D M製シール材の適用性について
- 別紙 3. 改良E P D M製シール材における各試験について
- 別紙 4. 改良E P D M製シール材の圧縮永久ひずみ試験について
- 別紙 5. 実機フランジ模擬試験の概要について
- 別紙 6. 改良E P D M製シール材における実機フランジ模擬試験結果の適用について
- 別紙 7. 改良E P D M製シール材の実機を模擬した小型フランジ試験について
- 別紙 8. バックアップシール材のシール機能について
- 別紙 9. バックアップシール材塗布による設計影響について
- 別紙 10. トップヘッドフランジ等の開口量評価について
- 別紙 11. 経年劣化を考慮したシール機能について
- 別紙 12. 化学薬品や核分裂生成物のシール機能への影響について
- 別紙 13. シール材の運転環境（放射線量，温度）の考慮について
- 別紙 14. 黒鉛製シール材について
- 別紙 15. 試験データの代表性・信頼性について
- 別紙 16. フランジ開口量評価の妥当性について（構造解析との関連性）
- 別紙 17. 原子炉格納容器のリーク発生順序及び各部位の裕度について
- 別紙 18. 所員用エアロック開口量評価に係る変形支点の変位の影響について
- 別紙 19. 格納容器隔離弁のS A環境下における耐性確認試験の概要について
- 別紙 20. 移動式炉心内計装（T I P：Traversing In-core Probe）系統爆破弁について
- 別紙 21. 重大事故等時におけるシール機能の追従性について
- 別紙 22. フランジ部の永久変形の評価について
- 別紙 23. 200℃，2Pd の適用可能時間を過ぎてから用いる限界圧力・温度について
- 別紙 24. 原子炉格納容器貫通部リスト
- 別紙 25. 重大事故等時の動荷重について
- 別紙 26. 代替循環冷却系の健全性

1. 概要

本資料は、「原子炉格納施設的设计条件に関する説明書」(以下「説明書」という。)の「3.2.9 重大事故等時の動荷重」,「3.2.10 荷重の組合せ」,「4. 重大事故等時における原子炉格納容器の放射性物質閉じ込め機能評価及びその他影響確認」に示す重大事故等時の評価温度,評価圧力に対する原子炉格納容器の構造健全性及び機能維持の詳細に示すものである。

改良EPDM製シール材の実機を模擬した小型フランジ試験について

改良EPDM製シール材について、耐高温性、耐蒸気性を確認するために、800 kGyの γ 線照射を行った材料を用いて、高温曝露又は蒸気曝露を行った後、気密確認試験を実施して漏えいの有無を確認した。また、試験後の外観観察、FT-IR分析及び硬さ測定を行い、曝露後のシール材の状況を確認した。本試験に使用した試験治具寸法は図1、試験治具及びシール材外観は図2に示すとおりである。シール材の断面寸法は実機の1/2とし、内側の段差1 mmに加えて外側からも高温空気又は蒸気に曝露されることとなる。

なお、治具に使用されている鉄鋼材料と改良EPDM製シール材とでは、改良EPDM製シール材の方が線膨張係数は大きく、温度を低下させた場合には改良EPDM製シール材の方が治具と比較して収縮量が大きくなるため、試験治具溝内でのタング等との密着性は低下する方向となり、気密試験は高温状態より室温での試験の方が厳しくなると考えられる。このことから、本試験のオートクレーブでの蒸気曝露及び室温でのHe気密確認試験の条件は、実プラントで想定されるシビアアクシデント条件と比較して保守的な条件となると想定される。試験の詳細と結果を以下に記載する。

① 高温曝露

熱処理炉を使用して乾熱200℃、168時間の高温曝露を実施した。

② 蒸気曝露

蒸気用オートクレーブを使用して、1 MPa、250℃の蒸気環境下で168時間曝露を実施した。蒸気用オートクレーブ系統図を図3に、蒸気曝露試験体設置状況を図4に示す。

③ He気密確認試験

高温曝露及び蒸気曝露後の試験体について、Heを用いて気密試験を実施した。負荷圧力は0.3 MPa、0.65 MPa、0.9 MPaとし、スヌープでのリーク確認と、0.3 MPaでは保持時間10分、0.65 MPa及び0.9 MPaでは保持時間30分で圧力降下の有無を確認した。また、0.8 mmの隙間ゲージを用いてフランジ開口変位を模擬した気密確認試験も実施した（実機1.6 mm相当の変位）。試験状況を図5、図6に、試験結果を表1に示す。いずれの条件下でもリーク及び圧力降下は認められなかった。

④ 試験後外観観察

デジタルマイクロスコープを用いてHe気密確認試験後のシール材表面を観察した。観察結果を図7に示す。シール材表面に割れ等の顕著な劣化は認められなかった。



図1 試験治具寸法

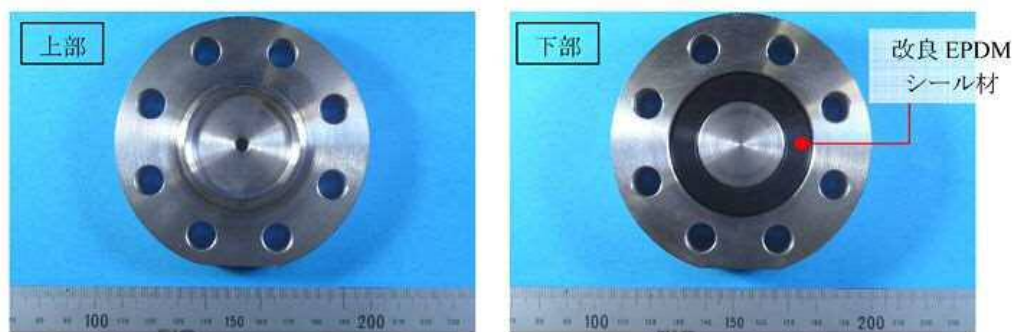


図2 試験治具及びシール材外観

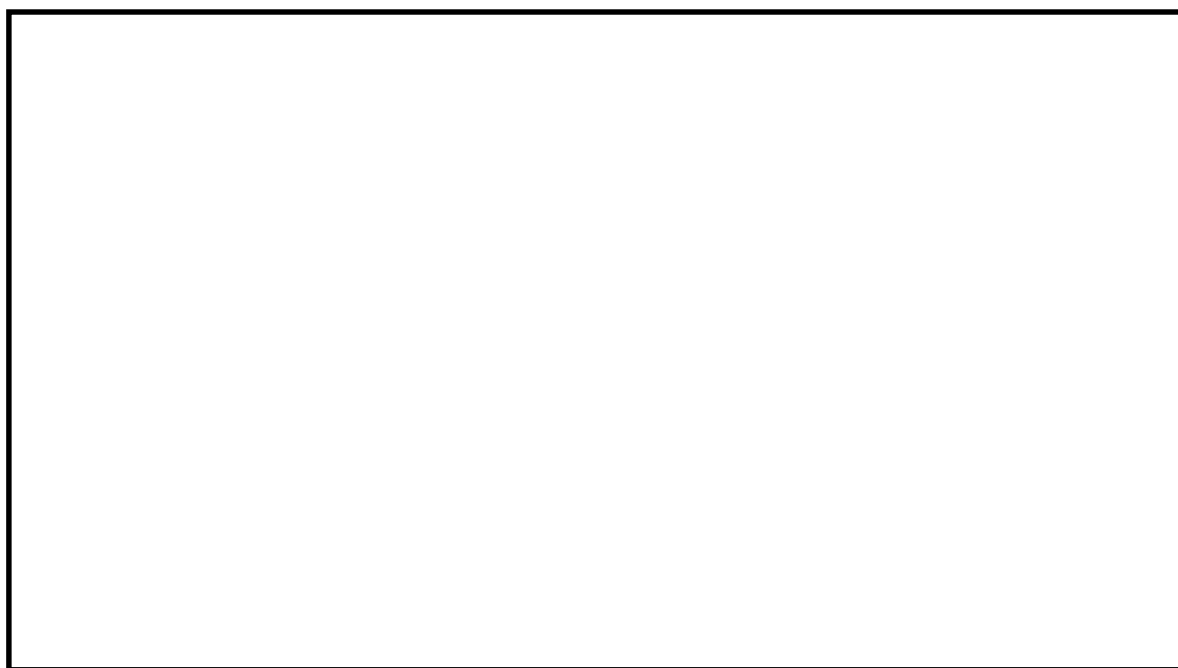


図3 蒸気用オートクレーブ系統図



図4 蒸気曝露試験体設置状況



図5 He気密確認試験状況

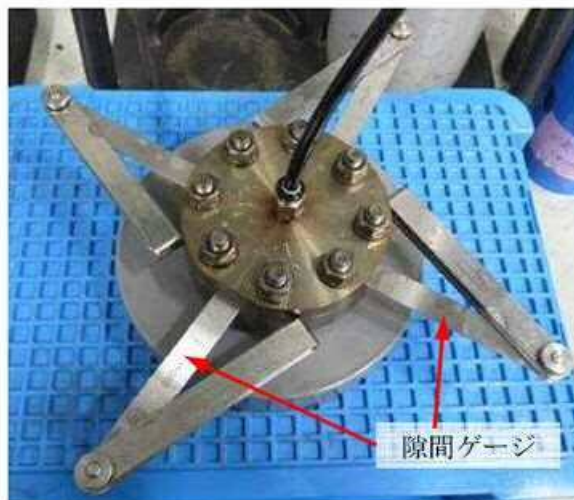


図6 開口模擬したHe気密試験
(隙間ゲージ使用)

表1 He気密確認試験状況

No.	曝露条件	γ 線照射量	開口変位 模擬	0.3 MPa	0.65 MPa	0.9 MPa
1	乾熱200℃, 168時間	800 kGy	無し	○	○	○
			0.8 mm	○	○	○
2	蒸気1 MPa, 250℃, 168時間	800 kGy	無し	○	○	○
			0.8 mm	○	○	○
3	蒸気1 MPa, 250℃, 168時間	800 kGy	無し	○	○	○
			0.8 mm	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし



図7 試験後外観観察結果

(a: 乾熱 200℃, 168時間, b, c: 蒸気 250℃, 168時間)

⑤ FT-IR分析

試験後のシール材のFT-IR分析結果を図8、図9に示す。FT-IR分析では赤外線が分子結合の振動や回転運動のエネルギーとして吸収されることを利用して、試料に赤外線を照射して透過又は反射した光量を測定することにより分子構造や官能基の情報を取得可能である。高温曝露中に空気が直接接触する位置（曝露面）では、ベースポリマーの骨格に対応するピークが消失していたが、その他の分析位置、曝露条件では顕著な劣化は認められなかった。

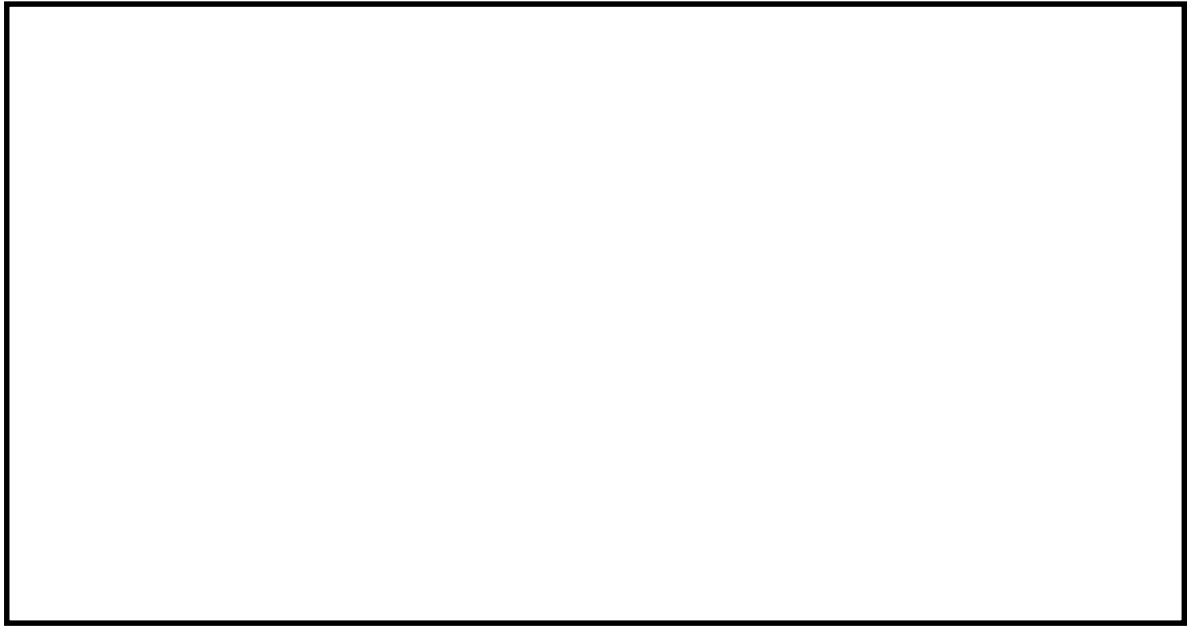


図8 FT-IR分析結果（曝露面）



図9 FT-IR分析結果（シート面）

⑥ 硬さ測定

試験後のシール材の硬さ測定結果を図10に示す。曝露面、シート面、裏面、断面の硬さを測定した。曝露面において、乾熱200℃、168時間条件では酸化劣化によって硬さが顕著に上昇していた。その他の部位、条件では、蒸気250℃、168時間条件の曝露面で若干の軟化が確認された以外、硬さは初期値近傍であり、顕著な劣化は確認されなかった。

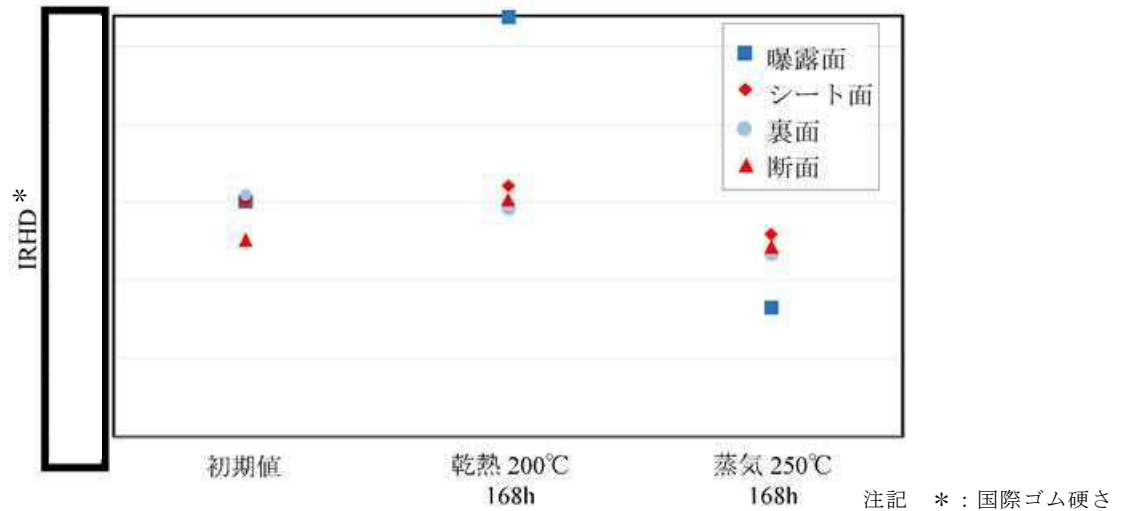


図10 硬さ測定結果

以上の試験結果から、200℃、2 Pd、168時間の条件下では、フランジガスケット材として改良EPDM製シール材を使用した場合は、格納容器内部圧力上昇時のフランジ部の開口を勘案しても格納容器フランジ部の気密性は維持されると考えられる。

トップヘッドフランジ等の開口量評価について

1. トップヘッドフランジの開口量評価における製作公差等の影響について
 原子炉格納容器フランジ部の閉じ込め機能評価については、フランジ開口量評価と改良 E P D M 製シール材の圧縮永久ひずみ特性を組み合わせることで評価している。トップヘッドフランジの開口量評価を図 1、改良 E P D M 製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果を表 1 に示す。

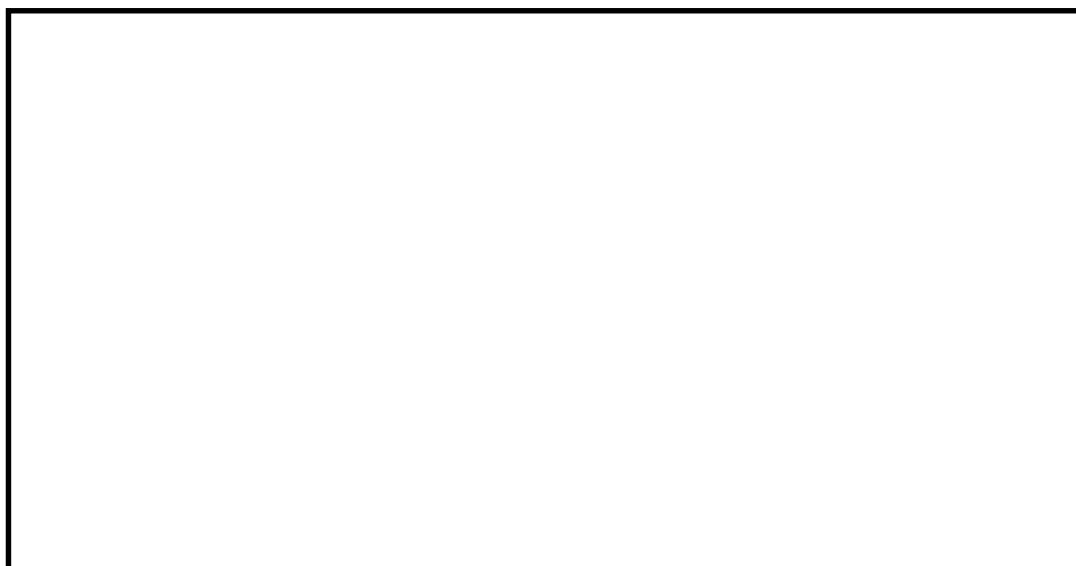


図 1 トップヘッドフランジの圧力と開口量の関係
 (東海第二発電所モデル, 200℃)

表 1 圧縮永久ひずみ試験*1 結果 (改良 E P D M 製)

試験温度	200 °C
構造部放射線照射量	<input type="text"/> kGy
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 h
ひずみ率*2	<input type="text"/> %*3

注記 *1: J I S K 6 2 6 2 に従い実施

*2: 試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%, 全く回復しない状態が 100 %

*3: % の平均値

図1の開口量評価線図で設定している許容開口量は、格納容器内温度 200 °Cの状態を7日間経過した際のシール材復元量が、フランジ開口量に追従できなくなる限界であり、格納容器限界温度・圧力である 200 °C, 2 Pd に対して、シール材機能は余裕があることを示している。

なお、原子炉格納容器のトップフランジについては、技術基準規則第 44 条に要求される単体の漏えい試験を可能とするように、内側ガスケットと外側ガスケットの間に加圧空間を有した二重シール構造を採用している。格納容器バウンダリに要求される事故時の閉じ込め機能維持の観点からは、内外どちらかのシール部の機能が保たれていればよく、さらに一方のシール機能が喪失するまではもう一方のシール部は直接事故時環境に晒されるものでない。このため、本評価ではフランジの内側シール材の追従性が失われた時を機能喪失とみなした評価であるが、実際には外側シール材の追従性が失われるまでは閉じ込め機能を確保できる。しかしながら、外側シール材部の開口量は内側シール材部と比較して小さいこともあり、本評価では保守的に格納容器の内側シール部の閉じ込め機能を評価した。

開口量評価については、フランジ開口量とシール材復元量を比較しているが、シール部を構成する部位の製作公差（フランジの製作公差，シール材の製作公差等），シール部の構成材料の熱膨張，材料物性のばらつきを考慮したひずみ率を踏まえ、保守的な評価を次に示す。なお、製作公差のうち、ガスケットの寸法公差は、最小側を 0 と設計変更し、製作公差を考慮しても、公称値以上の寸法となるように管理する。

以上の考え方を表 2 に整理する。

表 2 シール部の構造，寸法及び材料のばらつきを考慮した評価の考え方

評価項目	評価内容	考え方
シール部を構成する部位の製作公差	二乗和平方根の採用	・機器の寸法公差は、一般的に独立した値を組み合わせて使用する場合、各々の寸法公差の二乗和平方根を用いて、算出する。
ガスケットの製作公差	ガスケット設計の変更	・トップヘッドフランジ部のガスケットについて、製作公差の最小側を 0 と設計変更し、製作公差を考慮しても、公称値以上の寸法となるように管理するため、上記のシール部の公差に反映する。
シール部の構成材料の熱膨張	材料の熱膨張を考慮	・開口量評価は、200 °Cにおけるシール部の評価であることから、構成材料の熱膨張を考慮した。
ガスケットのひずみ率	材料物性のばらつきの考慮したひずみ率を採用	・ J I S K 6 2 6 2 の結果に基づき、ひずみ率 <input type="text" value=""/> % をより厳しい値とするため、圧縮永久ひずみ試験の結果に、統計学的なばらつきを考慮したひずみ率の設定

ひずみ率は、表2の考え方に記載の通り、圧縮永久ひずみ試験の結果に、統計学的なばらつきを考慮したひずみ率の設定とする。設定方法は、J I S K 6 2 6 2の結果に基づき、ひずみ率 % と類似の条件にて実施した試験結果を抽出し、試験片数を増やして統計学的なばらつきを考慮した圧縮永久ひずみ率を算出した。抽出したデータを追加した統計学的なばらつきの評価結果を表3に示す。追加抽出したデータはNo.2~4の3回分(9個)であり、雰囲気、温度・劣化時間、照射時間を変えて実施した試験のうち、雰囲気、温度・劣化時間が同一であるものを選定した。なお、試験No.1は、ひずみ率 % を設定した試験データである。

表3に示すとおり、試験回数4回分、合計12個の試験データに基づく統計学的なばらつきを考慮したひずみ率を算出した結果、圧縮永久ひずみ率の最大値は % であった。

表3 統計学的に算出した圧縮永久ひずみ率

試験 No.	ひずみ率	平均値	標準偏差 σ	平均値 + 2 σ
1	<input type="text"/> %	<input type="text"/> %	<input type="text"/> %	<input type="text"/> %
	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			
2	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			
3	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			
4	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			
	<input type="text"/> %			

注記：試験条件は以下の通り

雰囲気：蒸気環境（試験No.1~4）

温度・劣化時間：200℃・168時間（試験No.1~4）

照射線量：

圧縮永久ひずみ試験：J I S K 6 2 6 2に基づき実施（試験No.1~4）

本評価における圧縮永久ひずみのばらつきは、重大事故環境を考慮したひずみ率を確認するため、原子力プラント特有の条件として kGy の放射線量を照射した後、圧縮状態で200℃の飽和蒸気環境にて168時間劣化させた状態での測定値であり、改良型EPDM製シール材の使用温度範囲外で実施した過酷な環境下での試験であることから、ひずみ率のばらつきの幅が大きく出たものと考えられる。なお、改良EPDM材のメーカーカタログ値として記載されている圧縮永久ひずみ %（試験条件 ）の試験時は、測定値のばらつきが % 程度であり、重大事故環境における試験で生じたばらつきと有意な差はない。

ここで、表3に示す圧縮永久ひずみ率のデータ群における外れ値の有無について棄却検定法を用いて評価する。

棄却検定法として、原子力発電所内の安全系に係る計器類を対象とし、多点データの統計的処理に係る手法を定めた指針である「安全保護系計器のドリフト評価指針」（J E A G 4 6 2 1 - 2007 日本電気協会）を参考とし、グラブス・スミルノフ検定を採用した。

統計学的に算出した圧縮永久ひずみ率は、正規分布に従う場合、（平均値 $\pm 2\sigma$ ）の値が全ケース内に含まれる確率は約95%である。

したがって、全ケースから外れる確率5%を検定水準としてグラブス・スミルノフ検定

を行い、表 4 及び表 5 に示す試験データ群の中に外れ値は存在するか確認を実施した。

表 4 試験データ群

X1	X2	X3	X4	X5	X6	X7	X8	X9	X10	X11	X12

表 5 試験データのまとめ

項目	データ数	最大値	最小値	平均値 μ	不偏標準偏差 s
値	12				

グラブス・スミルノフ検定とは、任意の検査値に対し検定統計量 t (式(1)) を求め、この検定統計量 t がある検定水準における臨界値 τ (式(2)) よりも大きい場合、その検査値を異常値とみなす判定法である。

$$t_i = \frac{|x_i - \mu|}{s} \quad \text{(式(1))}$$

ここで、

x_i : 検査値 ($i=1, 2, \dots, 12$)

μ : 標本平均

s : 不偏標準偏差

t_i : 検定統計量 ($i=1, 2, \dots, 12$)

$$\tau = (n-1) \cdot \sqrt{\frac{t_{\alpha/n}^2}{n(n-2) + n \cdot t_{\alpha/n}^2}} \quad \text{(式(2))}$$

ここで、

n : データ数

$t_{\alpha/n}$: 自由度 ($n-2$) の t 分布の上側 $100\alpha/n\%$ 値
($\alpha=0.05$ として t 分布表より算出)

表 5 の試験データのまとめから、データ群の平均値 μ 及び標準偏差 s (不偏標準偏差) はそれぞれ $\mu = \square$, $s = \square$ となる。また、検査値 x_i は平均値から最も離れた値とし、 $x_4 = \square$ とする。

このときの検定統計量 t_4 は以下のとおりである。

$$t_4 = \frac{|x_4 - \mu|}{s} = \square = \square$$

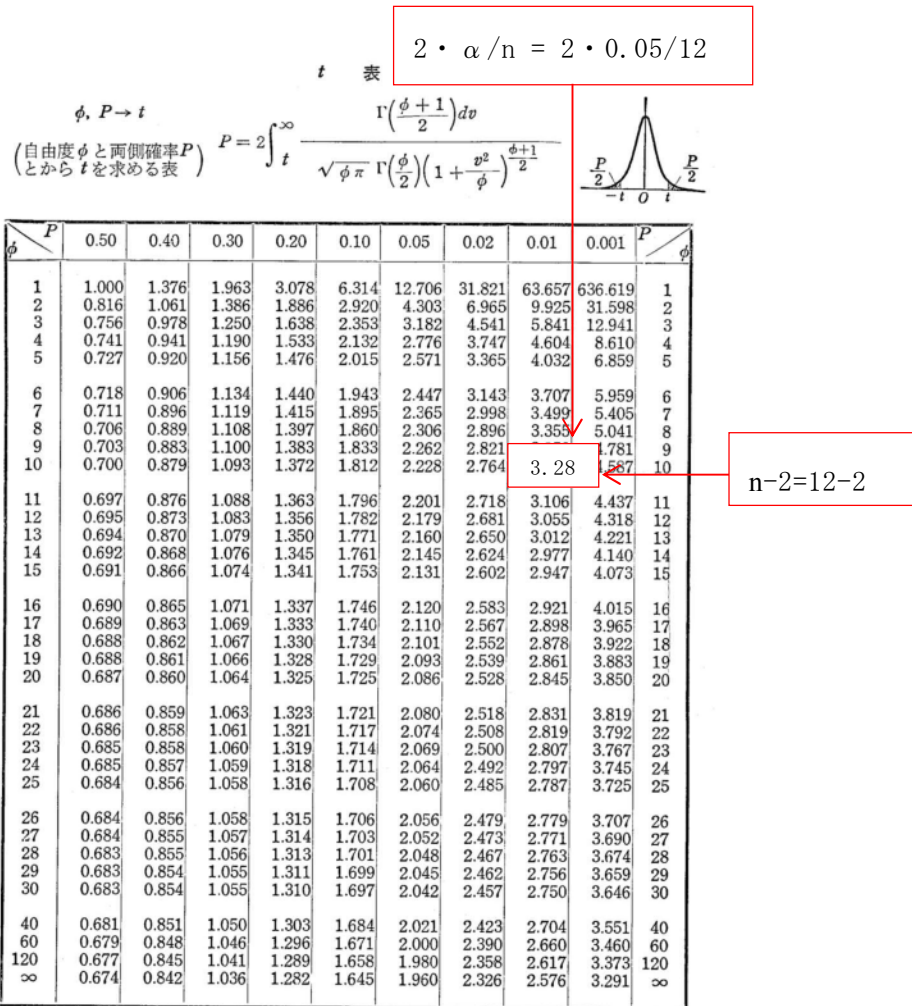
これに対し、臨界値 τ は、標本数 $n=12$ 、有意水準 α を 5 % と設定し、 $t_{\alpha/n}$ を自由度 $n-2$ の t 分布の上側 $100\alpha/n\%$ 値としたとき、

$$\tau = (n-1) \cdot \sqrt{\frac{t_{\alpha/n}^2}{n(n-2) + n \cdot t_{\alpha/n}^2}} = (12-1) \times \sqrt{\frac{3.28^2}{12 \times (12-2) + 12 \times 3.28^2}}$$

$$= 2.29$$

となる。

ここで、 $t_{\alpha/n} = 3.28$ は、下図に示す t 分布表から算定した値である。



(出典：推計学入門演習 (産業図書株式会社))

以上より、平均値から最も離れた検定値である $x_4 = \square$ に対する検定統計量 t は \square であり、臨界値 $\tau = 2.29$ よりも小さいため、異常値とは判定されない。

したがって、第3表に示す圧縮永久ひずみ値のデータ群において外れ値と判定されるものではなく、これらの値のばらつきを考慮して統計学的に算出した圧縮永久ひずみ率 $\square\%$ を評価に用いることは妥当である。

なお、本評価において使用したグラブス・スミルノフ検定手法は、対象とするデータ群が正規分布に従うことを適用の前提条件としている。ここでは、改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験のデータ(12点)に対して、正規性の検討を実施する。

正規性の検討に用いる手法として、原子力発電所内の安全系に係る計器類を対象とし、多点データの統計的処理に係る手法を定めた指針である「安全保護系計器のドリフト評価指針」(J E A G 4 6 2 1 - 2007 日本電気協会)を参考とし、 χ^2 (カイ2乗)適合度検定を採用した。

χ^2 適合度検定は、仮定された理論上の確率分布に対して、標本から求められた度数が適合するか否かを検証する手法として一般的に知られたものである。

χ^2 検定の対象データを表6に示す。表6のデータは、蒸気環境で200℃/168時間劣化させた試料の圧縮永久ひずみ試験データ（12個）である。

表6 改良EPDMの圧縮永久ひずみデータ(単位：%)

X1	X2	X3	X4	X5	X6	X7	X8	X9	X10	X11	X12
平均値： <input type="text"/> / 不偏標準偏差： <input type="text"/>											

χ^2 適合度検定は、表6に示す標本データと正規分布を仮定した期待値とを比較し、適合度を検定するものであり、データ数と関係なく一般的に使用される。表6に示すデータを階級ごとに分割して整理した結果を表7に、表7に基づき作成したヒストグラムを図2に示す。

表7 圧縮永久ひずみデータの度数分布表

階級	度数 O _i	期待度数 E _i	$(O_i - E_i)^2 / E_i$

階級数：12（自由度：9）

χ^2 値

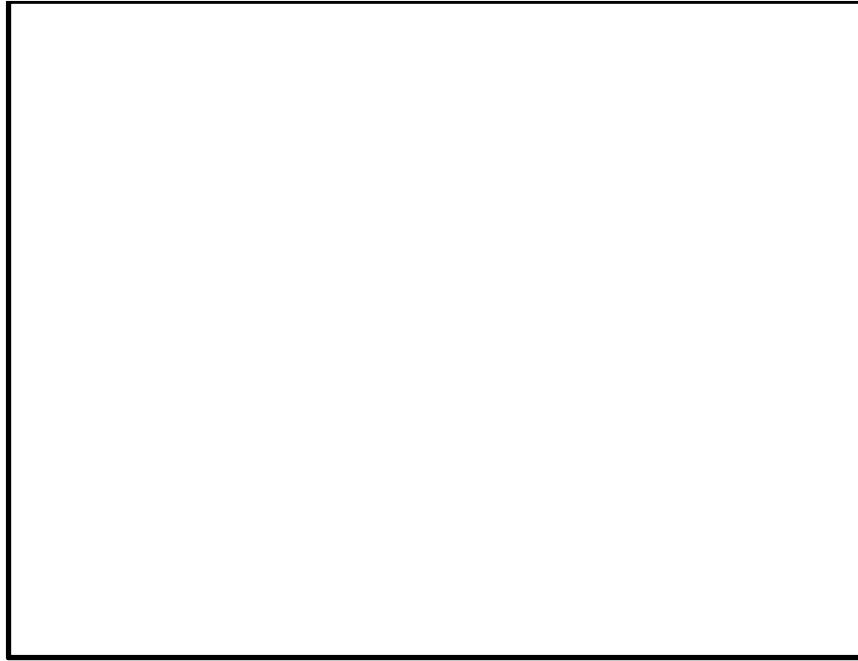


図 2 圧縮永久ひずみデータのヒストグラム

χ^2 値は、標本データの度数と正規分布を仮定した場合の期待度数との差分の積算として下式で求められる。

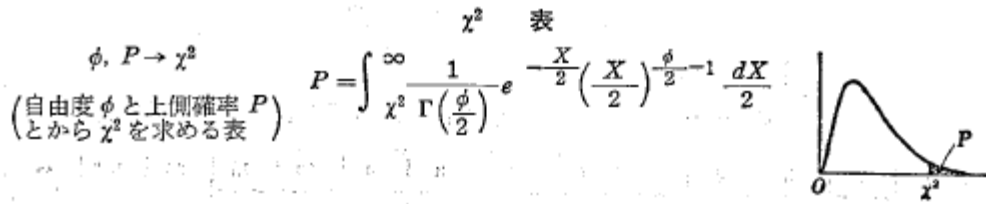
$$\chi^2 = \sum \frac{(O_i - E_i)^2}{E_i} = \boxed{}$$

ここで、

O_i : ある階級に含まれるデータ数

E_i : ある階級の期待度数

χ^2 適合度検定では、標本データより求めた χ^2 値が、データの自由度（階級数－制約数）に対する χ^2 分布表の値よりも小さければ、正規分布に従っている（正規性がある）と判定される。自由度 9、上側確率 5 % に対する χ^2 分布表の値は 16.92 であり、12 個のデータに基づく χ^2 値 $\boxed{}$ は 16.92 よりも小さいため、表 6 に示す圧縮永久ひずみデータに対する正規性を示すとの仮定は棄却されなかった。



$\phi \backslash P$.995	.99	.975	.95	.90	.75	.50	.25	.10	.05	.025	.01	.005	ϕ
1	0.004393	0.0157	0.00982	0.003	0.0159	0.102	0.455	1.323	2.71	3.84	5.02	6.63	7.88	1
2	0.0100	0.0201	0.0506	0.109	0.211	0.575	1.386	2.77	4.61	5.99	7.38	9.21	10.60	2
3	0.0717	0.115	0.216	0.352	0.584	1.213	2.37	4.11	6.25	7.81	9.35	11.34	12.84	3
4	0.207	0.297	0.484	0.711	1.064	1.923	3.36	5.39	7.78	9.49	11.14	13.28	14.86	4
5	0.412	0.554	0.831	1.145	1.610	2.67	4.35	6.63	9.24	11.07	12.83	15.09	16.75	5
6	0.676	0.872	1.237	1.635	2.20	3.45	5.35	7.84	10.64	12.59	14.45	16.81	18.55	6
7	0.989	1.239	1.690	2.17	2.83	4.25	6.35	9.04	12.02	14.07	16.01	18.48	20.3	7
8	1.344	1.646	2.18	2.73	3.49	5.07	7.34	10.22	13.36	15.51	17.53	20.1	22.0	8
9	1.735	2.09	2.70	3.33	4.17	5.90	8.34	11.39	14.68	16.92	19.02	21.7	23.6	9
10	2.16	2.56	3.25	3.94	4.87	6.74	9.34	12.55	15.99	18.31	20.5	23.2	25.2	10
11	2.60	3.05	3.82	4.57	5.58	7.58	10.34	13.70	17.28	19.68	21.9	24.7	26.8	11
12	3.07	3.57	4.40	5.23	6.30	8.44	11.34	14.85	18.55	21.0	23.3	26.2	28.3	12
13	3.57	4.11	5.01	5.89	7.04	9.30	12.34	15.98	19.81	22.4	24.7	27.7	29.8	13
14	4.07	4.66	5.63	6.57	7.79	10.17	13.34	17.12	21.1	23.7	26.1	29.1	31.3	14
15	4.60	5.23	6.26	7.26	8.55	11.04	14.34	18.25	22.3	25.0	27.5	30.6	32.8	15
16	5.14	5.81	6.91	7.96	9.31	11.91	15.34	19.37	23.5	26.3	28.8	32.0	34.3	16
17	5.70	6.41	7.56	8.67	10.09	12.79	16.34	20.5	24.8	27.6	30.2	33.4	35.7	17
18	6.26	7.01	8.23	9.39	10.86	13.68	17.34	21.6	26.0	28.9	31.5	34.8	37.2	18
19	6.84	7.63	8.91	10.12	11.65	14.56	18.34	22.7	27.2	30.1	32.9	36.2	38.6	19
20	7.43	8.26	9.59	10.85	12.44	15.45	19.34	23.8	28.4	31.4	34.2	37.6	40.0	20
21	8.03	8.90	10.28	11.59	13.24	16.34	20.3	24.9	29.6	32.7	35.5	38.9	41.4	21
22	8.64	9.54	10.98	12.34	14.04	17.24	21.3	26.0	30.8	33.9	36.8	40.3	42.8	22
23	9.26	10.20	11.69	13.09	14.85	18.14	22.3	27.1	32.0	35.2	38.1	41.6	44.2	23
24	9.89	10.86	12.40	13.85	15.66	19.04	23.3	28.2	33.2	36.4	39.4	43.0	45.6	24
25	10.52	11.52	13.12	14.61	16.47	19.94	24.3	29.3	34.4	37.7	40.6	44.3	46.9	25
26	11.16	12.20	13.84	15.38	17.29	20.8	25.3	30.4	35.6	38.9	41.9	45.6	48.3	26
27	11.81	12.88	14.57	16.15	18.11	21.7	26.3	31.5	36.7	40.1	43.2	47.0	49.6	27
28	12.46	13.56	15.31	16.93	18.94	22.7	27.3	32.6	37.9	41.3	44.5	48.3	51.0	28
29	13.12	14.26	16.06	17.71	19.77	23.6	28.3	33.7	39.1	42.6	45.7	49.6	52.3	29
30	13.79	14.95	16.79	18.49	20.6	24.5	29.3	34.8	40.3	43.8	47.0	50.9	53.7	30
40	20.7	22.2	24.4	26.5	29.1	33.7	39.3	45.6	51.8	55.8	59.3	63.7	66.8	40
50	28.0	29.7	32.4	34.8	37.7	42.9	49.3	56.3	63.2	67.5	71.4	76.2	79.5	50
60	35.5	37.5	40.5	43.2	46.5	52.3	59.3	67.0	74.4	79.1	83.3	88.4	92.0	60
70	43.3	45.4	48.8	51.7	55.3	61.7	69.3	77.6	85.5	90.5	95.0	100.4	104.2	70
80	51.2	53.5	57.2	60.4	64.3	71.1	79.3	88.1	96.6	101.9	106.6	112.3	116.3	80
90	59.2	61.8	65.6	69.1	73.3	80.6	89.3	98.6	107.6	113.1	118.1	124.1	128.3	90
100	67.3	70.1	74.2	77.9	82.4	90.1	99.3	109.1	118.5	124.3	129.6	135.8	140.2	100
χ_p	-2.58	-2.33	-1.96	-1.64	-1.28	-0.674	0.000	0.674	1.282	1.645	1.960	2.33	2.58	χ_p

(出典：推計学入門演習 (産業図書株式会社))

次に表 2 に基づき、シール部を構成する部位の製作公差等を考慮したトップヘッドフランジの開口量評価を実施する。

製作公差がトップヘッドフランジの開口量評価に影響する箇所は、シール材を締め付ける部位の開口方向の製作公差であるため、ガスケット溝深さ、タング部高さ及びガスケット高さが該当する (図 3 参照)。これらの製作公差を表 8 に示す。

表 8 製作公差を考慮したガスケットの押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
バックアップシール厚さ		
ガスケット押し込み量		

表 2 より，製作公差を考慮したガスケットの押し込み量は，
 \square mm（公称値） - \square mm（公差） = \square mm と評価できる。

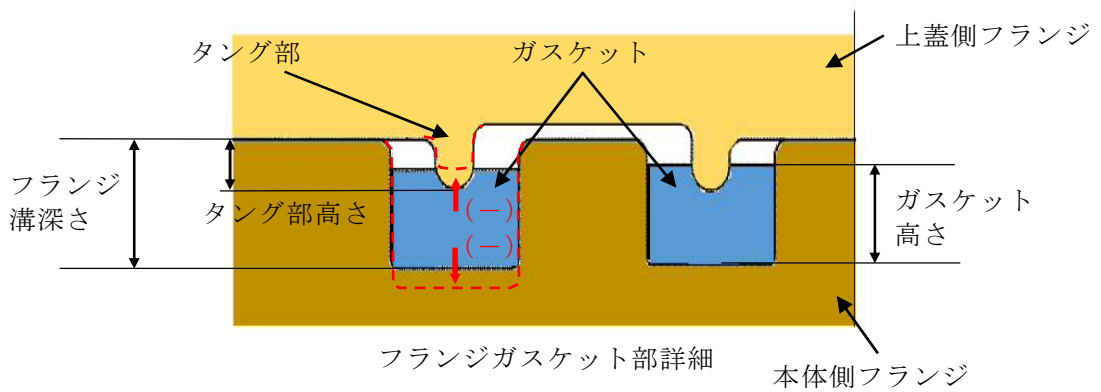


図 3 製作公差の概要（赤点線：製作公差のイメージ）

更に，各部位の熱膨張を考慮した寸法を表 9 に示す。これらの製作公差の概要を図 4 に示す。

表 9 各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

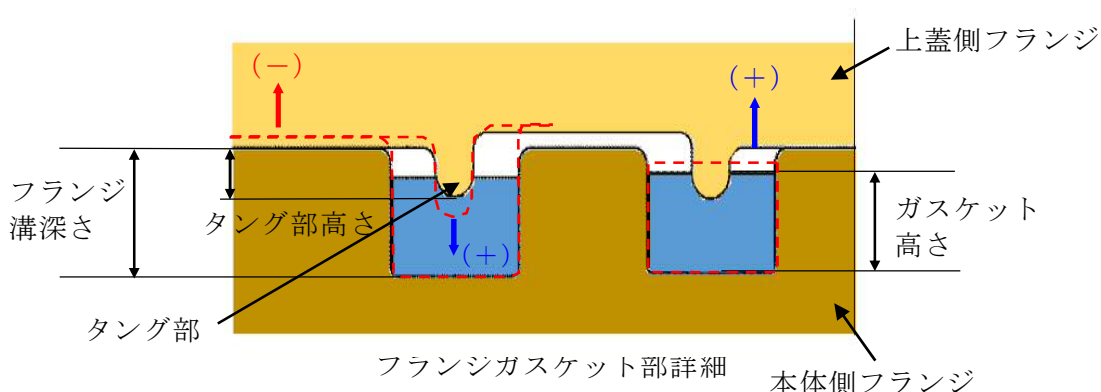


図 4 熱膨張変位の概要（赤点線：熱膨張のイメージ）

熱膨張量 ΔL の評価式は以下の通り。

$$\Delta L = L \times \alpha \times \Delta t$$

ここに、

L：基準寸法 (mm)

α ：材料の熱膨張係数 (mm/mm \cdot °C)

鋼材 = 11.85×10^{-6} ，ガスケット =

Δt ：据付状態から評価温度までの温度差 (°C) (= 200 - =)

表 9 より、熱膨張を考慮したガスケットの押し込み量は、製作公差を考慮したガスケットの押し込み量より、 mm + mm = mm と評価できる。

また、実機フランジ模擬試験においては、高温での試験を実施する前段階として、予備加圧にて徐々に調整シム量を少なくしていき、ガスケットからの漏えいが起こらない状態を押し込み量 0 mm と定義していることから、漏えいが起こらなくなった時点においては、調整シムの最小厚さである mm のガスケット押し込み量が発生する恐れがある。

上記より、実機フランジ模擬試験で想定されるガスケット押し込み量は、製作公差及び熱膨張を考慮したガスケットの押し込み量より、 mm - mm = mm と評価できる。

以上の結果から、シール部の構造、寸法及び材料のばらつきを考慮した評価は表 10 の通りとなり、ばらつきを保守側に積み上げて評価した場合においても、内側・外側ともシール機能は維持されることを確認した。

表 10 シール部の構造，寸法及び材料のばらつきを考慮した評価結果

評価		押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量(2 Pd)	評価結果
公称値	内側					○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

2. トップヘッドフランジの施工管理について

実機のトップヘッドフランジにおいては，定期検査におけるトップヘッドフランジ閉鎖時に，決められたトルクでボルトを締め付けることが要領書で定められていること，異物の噛み込みや予期せぬフランジの変形等による隙間が生じていないことを mm の隙間ゲージが挿入できないことをもって確認していることから，作業者の技量によってガスケットの押し込み量の変動することは考え難く，作業管理における品質は維持できると考える。トップヘッドフランジ部の構造を図 5 に示す。上蓋側フランジと本体側フランジのフランジ面を隙間が無いように据え付けることで，タング（突起）によるガスケット押し込み量 mm が確保出来る構造となっている。

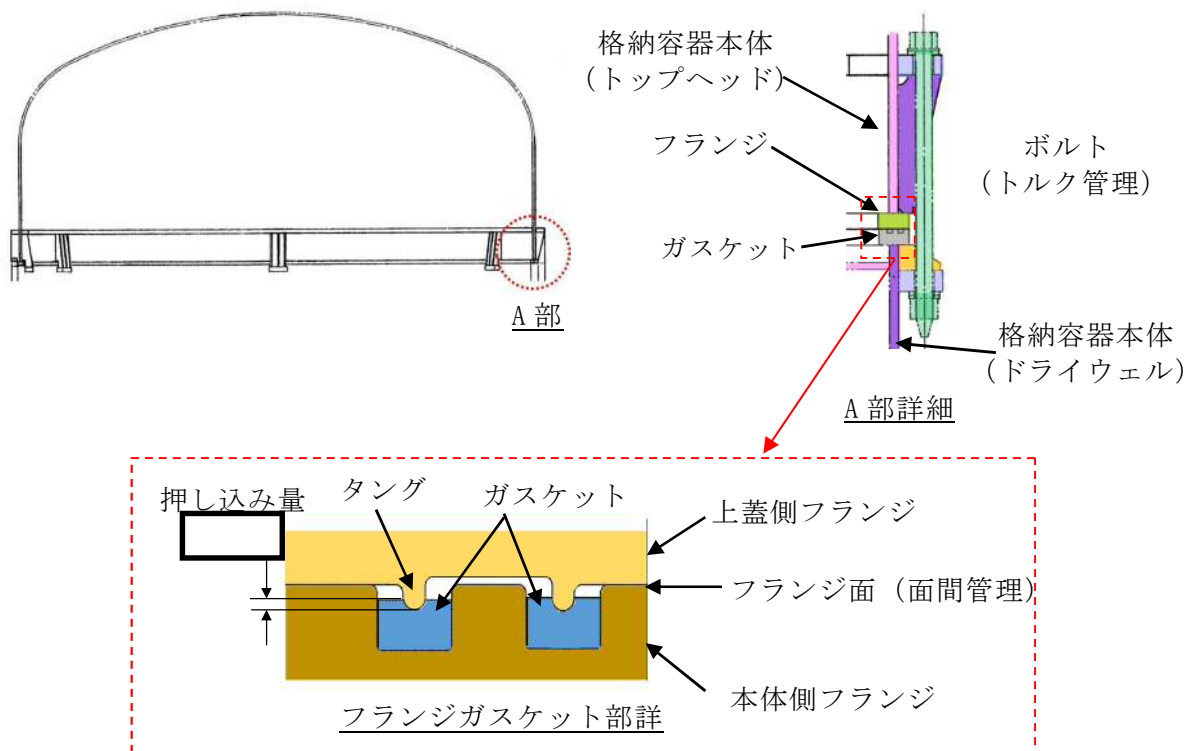


図 5 トップヘッドフランジ部の構造

また、トップヘッドフランジの溝及びタング（突起）については、定期検査の開放時に手入れを実施しているが、溝やタングを傷つけないような素材で手入れを行っていること、外観目視点検を開放の都度行い傷や変形がないことを確認していること、定期検査毎に原子炉格納容器全体の漏えい率検査及びトップヘッドフランジ部のみのリークテストを実施しており、有意な変動のないことを確認していることから、トップヘッドフランジの溝及びタングは気密性を維持していると考えられる。原子炉格納容器全体漏えい率検査実績及びトップヘッドフランジ部リークテスト実績を図6、図7に示す。

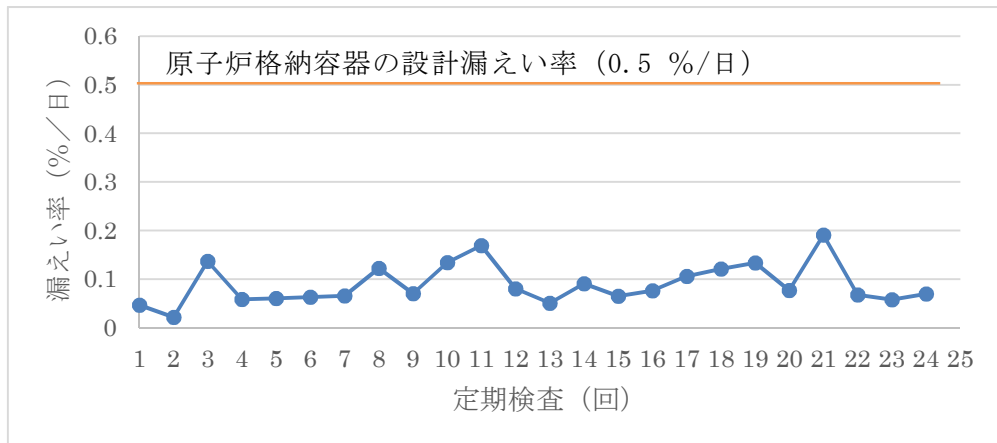


図6 原子炉格納容器全体漏えい率検査実績

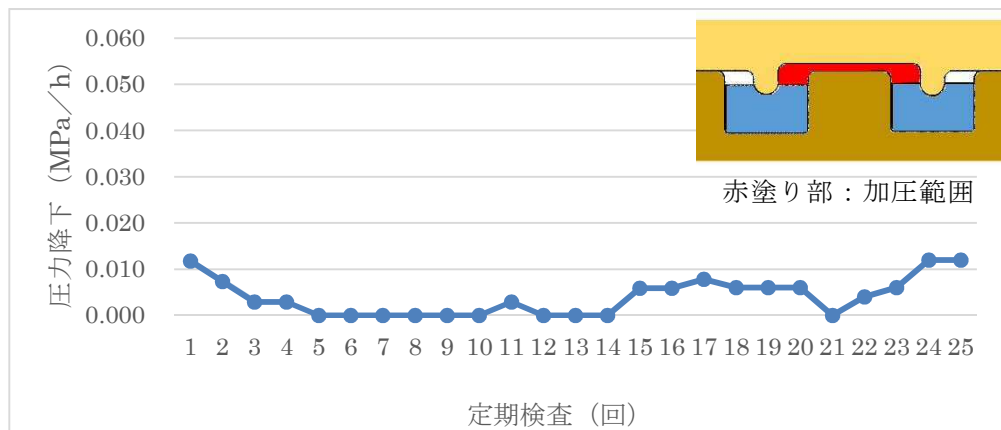


図7 トップヘッドフランジ部リークテスト実績

3. トップヘッドフランジ以外の開口量評価における製作公差等の影響について
 トップヘッドフランジの開口量評価（1.にて記載）と同様に，原子炉格納容器バウンダリ構成部として，評価対象としている機器搬入用ハッチ，サンプレッション・チェンバアクセスハッチ，所員用エアロックについても開口量評価を実施する。評価結果は，表 11 から表 22 の通りであり，製作公差を考慮しても閉じ込め機能が維持できる。

表 11 機器搬入用ハッチのガスケット押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
バックアップシール厚さ	—	0.01 mm
ガスケット押し込み量		

表 12 機器搬入用ハッチの各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

表 13 機器搬入用ハッチの開口量評価結果

評価		押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量	評価結果
公称値	内側					○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

注記 *：押し込み量 = [（ガスケット押し込み量） - （シール部公差） + （熱膨張） - （調整シムの最小厚さ）]

表 14 サプレッション・チェンバアクセスハッチのガスケット押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
バックアップシール厚さ	—	0.01 mm
ガスケット押し込み量		

表 15 サプレッション・チェンバアクセスハッチの各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

表 16 サプレッション・チェンバアクセスハッチの開口量評価結果

評価		押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量	評価結果
公称値	内側					○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

注記 * : 押し込み量 = [(ガスケット押し込み量) - (シール部公差) + (熱膨張) - (調整シムの最小厚さ)]

表 17 所員用エアロックのガスケット押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量		

表 18 所員用エアロックの各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

表 19 所員用エアロックの開口量評価結果

評価	押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量	評価結果
公称値					○
評価値					○

注記 * : 押し込み量 = [(ガスケット押し込み量) - (シール部公差) + (熱膨張) - (調整シムの最小厚さ)]

表 20 閉止板 (X-28) のガスケット押し込み量

部位	公称値	公差 (絶対値)
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量		

表 21 閉止板 (X-28) の各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位合計		

表 22 閉止板 (X-28) の開口量評価結果

評価		押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量	評価結果
公称値	内側					○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

注記 * : 押し込み量 = [(ガスケット押し込み量) - (シール部公差) + (熱膨張) - (調整シムの最小厚さ)]

4. 実機フランジ計測結果を考慮したトップヘッドフランジ部の開口量評価について

トップヘッドフランジのシール部は、製作公差を考慮した場合の許容開口量と開口量の比較において、内側シール部の裕度が小さいことから、実機フランジ（サブプレッション・チェンバアクセスハッチ）の寸法測定を実施し、製作寸法の誤差を確認した。サブプレッション・チェンバアクセスハッチの構造図を図8に、フランジ部の寸法測定結果を表23に示す。

サブプレッション・チェンバアクセスハッチの実機フランジ寸法測定の結果、製作公差 [] (mm) に対し、シール部が開口となる方向の製作寸法の誤差は [] mm 以内であった。

サブプレッション・チェンバアクセスハッチシール部のガスケット溝及びタング（突起）は、トップヘッドフランジのガスケット溝及びタング（突起）と設計メーカー、設計、製作方法及び材質は同じであり、機械加工の精度も同等であると考えられることから、製作寸法の誤差についても同等であると考えられる。

サブプレッション・チェンバアクセスハッチの製作寸法の誤差は、 [] mm であり、設計の製作公差を用いてシール部の公差を [] mm とした評価は、実機フランジのシール部に対して保守的な評価であると評価できる。

参考として、サブプレッション・チェンバアクセスハッチと同程度の製作寸法の誤差があると仮定し、サブプレッション・チェンバアクセスハッチの実機フランジ寸法測定結果からトップヘッドフランジについて開口量評価を行った。

評価の結果、トップヘッドフランジの内側シール部における許容開口量は表24に示すとおり、 [] mm であり、開口量に裕度があることを確認した。

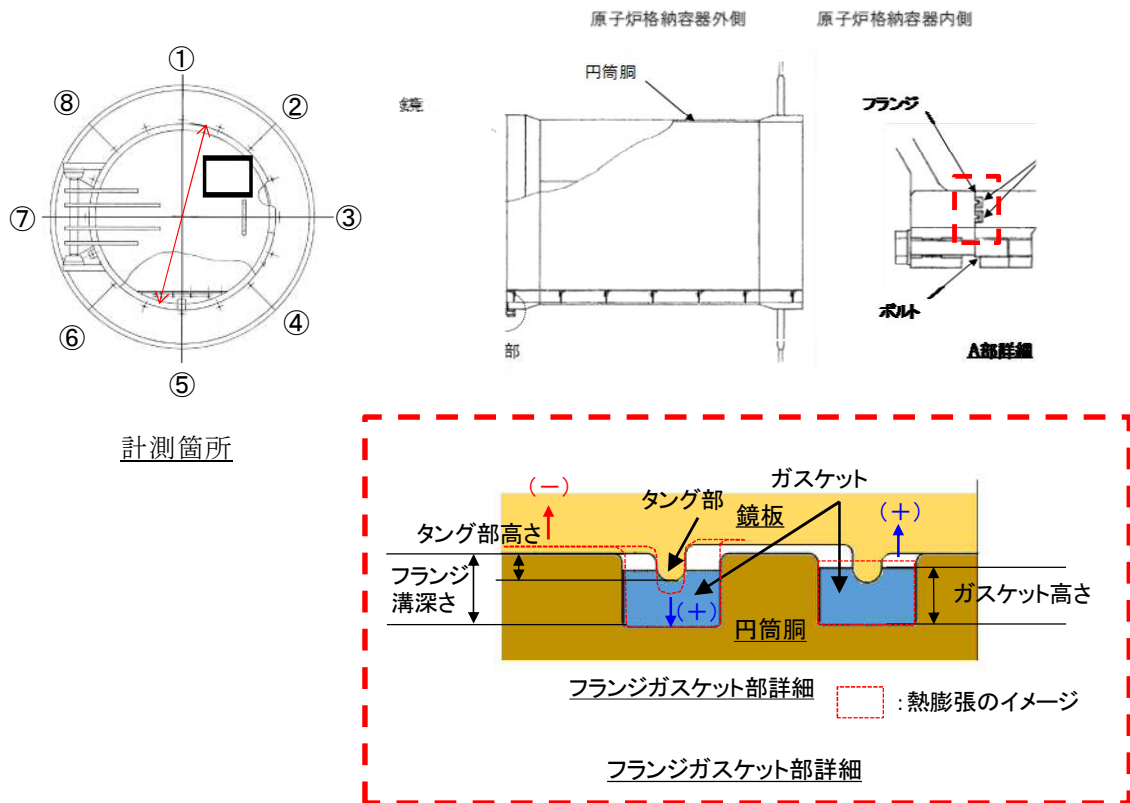


図8 サブプレッション・チェンバアクセスハッチ 構造図

表 23 サプレッション・チェンバアクセスハッチフランジ部測定結果

測定箇所	設計値 [mm]	測定結果 [mm]															
		①		②		③		④		⑤		⑥		⑦		⑧	
		内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側
溝深さ																	
タンク高さ																	

表 24 トップヘッドフランジ開口量評価

	押し込み量 (公称値)	シール部の公差	熱膨張	調整 シム量	ひずみ 率	許容開口 量	開口量 (2 Pd)
内側 シール 部							
外側 シール 部							

<評価条件>

- ・ガスケット寸法：
- ・シール部の公差：S/C アクセスハッチの実測値使用
バックアップシール有

5. 開口量評価における保守性について

表 25 に示すとおり、F E M解析による開口量評価においては、構造物の剛性や強度が実機に比べ低めとした評価としていることや許容開口量の算出において、圧縮永久ひずみ試験は実機よりも劣化に対して保守性がある評価であるが、実機フランジ模擬試験において試験装置等の誤差があることや実機フランジ締付時の面間管理(隙間ゲージ挿入による管理)には実機フランジでのガスケット押し込み量に対し不確かさがある。

今後、ガスケットの増厚を検討し、裕度を確保することとする。

表 25 開口量評価における保守性

項目		保守性	備考
開口量	F E M 解析	・構造物に設けられているリブを無視するなど、実際の構造物よりも剛性を低く見積もっている。	・実機フランジ締付け時の面間管理(隙間ゲージ挿入による管理)において隙間ゲージの厚さ以下の隙間は把握できていない。
		・材料物性値を規格値ベースとすることで、強度を低めに見積もっている。	
		・フランジが閉じる方向に作用する自重を考慮していない。	
許容開口量	漏えい 限界	・既往知見で得られたガスケット自身の変形によるセルフシール性については評価に反映されない。	・実機フランジ模擬試験において、試験装置等の製作誤差は把握できていない。
	ひずみ率	・実機のガスケットは底面・側面が溝と接しているのに対し、圧縮永久ひずみ試験は、試験体の側面全体が直接蒸気環境下に晒されるため、ひずみ試験から得られたひずみ率は材料の劣化を保守側に見積もっている。	
		・実機ガスケット全体のうち、タング部で圧縮している部分は局所的であり、圧縮されていない部分が大部分残存しているため、タング押し込み部の復元量は、圧縮されていない部分のゴム弾性の寄与も想定される。	

6. 改良EPDMシール材の圧縮永久ひずみ率のデータ拡充

1. で 12 個の試験データに基づく統計学的なばらつきを考慮したひずみ率を算出し、その圧縮永久ひずみ率の最大値を用いて開口量評価を実施したが、圧縮永久ひずみ率のばらつきが非保守的な結果となっていないかを試験データの拡充によって、確認する。

6.1 データ拡充の試験条件

1. で示した 12 個の試験データと同等の試験を実施するため、以下の条件で圧縮永久ひずみ試験を実施する。

材料	試験温度	放射線照射量	試験雰囲気	試験時間	圧縮率	追加データ数*
改良EPDM □	200 °C	□ kGy	蒸気	168 h	□ %	32 個

* J I S K 6 2 6 2 に準拠

6.2 データ拡充の試験結果

6.1 で示した試験条件に基づき、圧縮永久ひずみ試験を実施し、表 26、表 27 の結果となった。

表 26 試験データ群

X1	X2	X3	X4	X5	X6	X7	X8	X9	X10	X11	X12
□											

X13	X14	X15	X16	X17	X18	X19	X20	X21	X22	X23	X24
□											

X25	X26	X27	X28	X29	X30	X31	X32
□							

表 27 試験データのまとめ

項目	データ数	最大値	最小値	圧縮永久ひずみ率
値	32	□ %	□ %	□ %

今回の試験は、表 28 で示すように過去の同等試験で得られた圧縮永久ひずみ率の範囲内であった。また、各試験体の圧縮永久ひずみ率は、データ数を 32 個採取した本試験と、過去の試験ごとにおける最大値と最小値の差分を比較し、大きなばらつきはなかった。試験ごとの圧縮永久ひずみ率に相違はあるものの、原子力プラント特有の条件として □ kGy の放射線量を照射した後、圧縮状態で 200 °C の飽和蒸気環境にて 168 時間劣化させた状態での測定値であり、改良型 EPDM 製シール材の使用温度範囲外で実施した過酷な環境下での試験であることから、違いが生じたと考えられる。

表 28 各試験データのばらつき

試験 No.	今回のデータ	過去の試験データ No. 1	過去の試験データ No. 2	過去の試験データ No. 3	過去の試験データ No. 4
試験体数					
圧縮永久ひずみ率					
最大値					
最小値					
差分					

次に、設置許可で実施したような統計学的な圧縮永久ひずみ率の算出の有無について、考察する。今回、得られた結果を踏まえ、圧縮永久ひずみデータのヒストグラムを作成した。図 9 に示す。

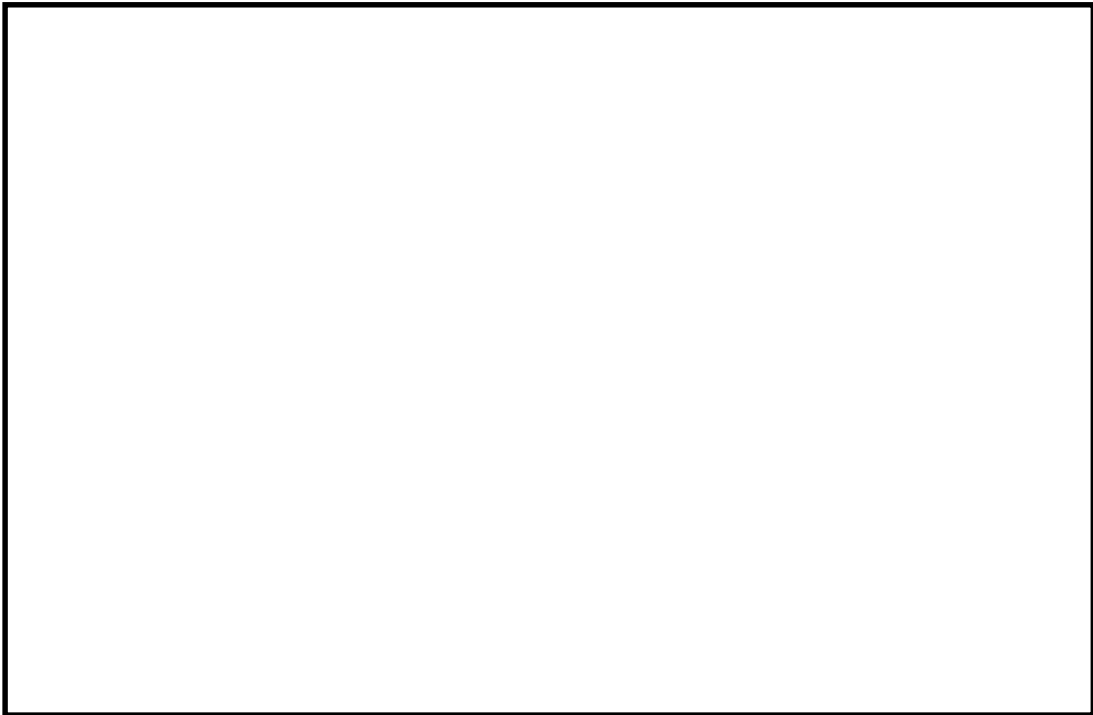


図 9 圧縮永久ひずみデータのヒストグラム

図 9 で示すように、試験体数を増やした今回の試験結果に基づき、統計学的に圧縮永久ひずみ率を算出した結果を表 29 に示す。

表 29 試験データのまとめ

項目	データ数	圧縮永久ひずみ率	平均値	標準偏差 σ	平均値 + 2 σ
データ拡充前	12				
データ拡充分	32				
全てのデータ	44				

表 29 で示すように、現状の製作公差等を考慮した開口量評価で用いている統計学的な圧縮永久ひずみ率 % に対して、裕度のある結果を得た。また、データの拡充によって、平均値が小さくなるとともに統計学的なばらつきが小さくなり、評価で用いていた値は保守的な数値であったことが確認できた。

上記のことから、現状の製作公差等を考慮した開口量評価を見直す必要がなく、かつ、データ拡充結果を考慮して圧縮永久ひずみ率を算出した方が、非保守的な結果となるため、統計学的に算出し直す必要はない。

上記のことから、開口量評価で用いている圧縮永久ひずみ率 % 及び寸法公差等を考慮した開口量評価で用いている圧縮永久ひずみ率 % は、データ拡充で得られた結果からも、開口量評価において保守的な評価であり、圧縮永久ひずみ率の値を変更する必要がないことを確認した。

7. 改良EPDMシール材の増厚検討

1. で示したトップヘッドフランジの開口量評価は、製作公差等のばらつきを考慮した評価結果の裕度が小さいことから、ガスケットの増厚を検討する。

1. で示すように製作公差等のばらつきを考慮した開口量の裕度は、mm である。一方、公称値を用いた開口量評価は、mm である。

増厚の検討にあたっては、原子炉格納容器の閉じ込め機能を確認するため、評価に用いた公称値と同等の裕度を製作公差等のばらつきを考慮しても満足できるようにする。その結果、表 30 で示すように mm の増厚することにより、製作公差等のばらつきを考慮した開口量評価結果は、増厚前の公称値を用いた開口量評価と同等の裕度を確保できることを確認した。また、増厚後は、ガスケット厚さの公称値も大きくなるため、開口量評価を実施し、mm の裕度が確保できることを確認した。

上記のことから、mm の増厚が可能であるかどうかを圧縮永久ひずみ試験により、確認する。

表 30 増厚検討の試験結果を踏まえた開口量評価結果

項目	シール部	ガスケット厚さ	押し込み量	圧縮永久ひずみ率	許容開口量	開口量	裕度
公称値	内側						
現状の評価値*1	内側						
<input type="text"/> mm 増厚の評価値*	内側						
増厚後の公称値	内側						

*1：製作公差等を考慮した評価

・許容開口量 = (押し込み量) × [1 - (圧縮永久ひずみ率) / 100]

・押し込み量 = [(ガスケット押し込み量) - (シール部公差) + (熱膨張) - (調整シムの最小厚さ)]

7.1 ガスケットの増厚検討の試験条件

1. で示した 12 個の試験データと同等の試験を実施するため、以下の条件で圧縮永久ひずみ試験を実施する。また、圧縮率は mm の増厚を考慮し、設定している。

材料	試験温度	放射線照射量	試験雰囲気	試験時間	圧縮率
改良EPDM <input type="text"/>	200 °C	<input type="text"/> kGy	蒸気	168h	<input type="text"/> %*2

*2：ガスケット厚さの公称値 mm にプラス公差を考慮した mm の圧縮率から算出

7.2 ガasketの増厚検討の試験結果

7.1 で示した試験条件に基づき、圧縮永久ひずみ試験を実施し、表 31、表 32 の結果となった。

表 31 試験データ群

X1	X2	X3	X4	X5	X6	X7	X8	X9	X10	X11	X12
X13	X14	X15	X16	X17	X18	X19	X20	X21	X22	X23	X24
X25	X26	X27	X28	X29	X30	X31	X32				

表 32 試験データのまとめ

項目	データ数	最大値	最小値	圧縮永久ひずみ率
値	32	□ %	□ %	□ %

6.2 で実施した結果の平均値と同等の結果が得られた。また、ガasketに破損はなく、健全性を確認した。

上記のことから、ガasket厚さを□ mm 増厚が可能であることを確認した。

8. 200 °C, 2 Pd における閉じ込め機能の健全性維持について

200 °C, 2 Pd における閉じ込め機能の健全性維持のため, ガasketの増厚を実施する。
また, 開口量評価で用いている製作公差内であることを確認することによって, 閉じ込め機能の健全性維持が確認できるため, 使用前検査までに以下のことを実施及び確認をする。

確認項目	確認方法
①改良 E P D M への変更及び増厚	図面の変更実施
②増厚後のシール性確認	局部漏えい検査
③フランジ溝深さ及びタング部高さ	寸法測定

- ①トップヘッドフランジ等のハッチに使用するガasketの改良 E P D M への設計変更及びトップヘッドフランジに使用するガasketの増厚に伴う設計変更を実施する。
- ②増厚したガasket据え付け後, トップヘッドフランジの局部漏えい検査を実施し, 異常がないことを確認する。
- ③各ハッチについて, 使用前検査までにフランジ溝深さ及びタング部高さの寸法測定を実施し, 寸法公差内であること, 製作公差等を考慮した開口量評価に影響がないことを確認する。

格納容器隔離弁の S A 環境下における耐性確認試験の概要について

原子炉格納容器隔離弁のうち、バタフライ弁の弁座ゴムシートに対し、重大事故時環境における耐性向上のため、より耐熱性・耐放射線性に優れたシール材である改良 E P D M 製シール材を選定し、耐性確認試験を実施した。試験の概要を以下に示す。

1. 試験内容

試験フロー及び試験内容を表 1 に示す。また、図 1 に蒸気通気試験装置の概要図、図 2 に常温弁座漏えい試験の概要図を示す。600 A バタフライ弁を供試体とし、弁座シール材に改良 E P D M 製シール材を適用して、初期性能確認、劣化処理を行った後、200 °C における飽和蒸気環境下（BWR の原子炉格納容器の設計圧力の 2 倍（2 Pd）以上）で 168 時間、蒸気通気試験を実施する。さらに常温復帰後、窒素を媒体とした常温弁座漏えい試験を実施する。重大事故時環境における格納容器の閉じ込め機能を確認する観点から、弁は閉弁状態で実施する。重大事故時環境における放射線による劣化と熱による劣化は、シール材に放射線照射をした後、定められた温度条件下に曝露する逐次法により付与する。一般に有機材料の放射線劣化挙動には、酸素が影響を及ぼすことが知られているが、環境に酸素が存在しない場合においては放射線と熱の同時法と逐次法の劣化はほぼ等しいことが知られている。バタフライ弁のシール材は格納容器内の雰囲気をシールするものであり、事故時の蒸気環境をシールし、酸素が常に供給される環境をシールするものではないことから、逐次法と比較して放射線と熱の同時曝露のシール機能への影響は十分小さいものとする。

表 1 試験フロー及び試験内容

試験フロー	試験内容
熱・放射線同時劣化処理	通常運転中に負荷される温度，線量を供試体に加える
初期機能試験	初期状態における閉じ込め機能等を確認する
機械的劣化処理	負荷試験機を用いて弁の開閉操作を実施する
放射線照射劣化	重大事故環境で想定される放射線量（0.3 MGy）を供試体に照射する
蒸気通気試験	図 1 に示す試験装置で 200 °C，0.62 MPa 以上の蒸気環境下における閉じ込め機能を確認する。蒸気は 168 時間通期し，24 時間おきに二次側の漏えい検出弁より漏えいの有無を確認する。
常温弁座漏えい試験	図 2 に示す試験装置で供試体一次側を 0.62 MPa 以上の窒素加圧環境下とし，二次側からの漏えいがないことを確認する。

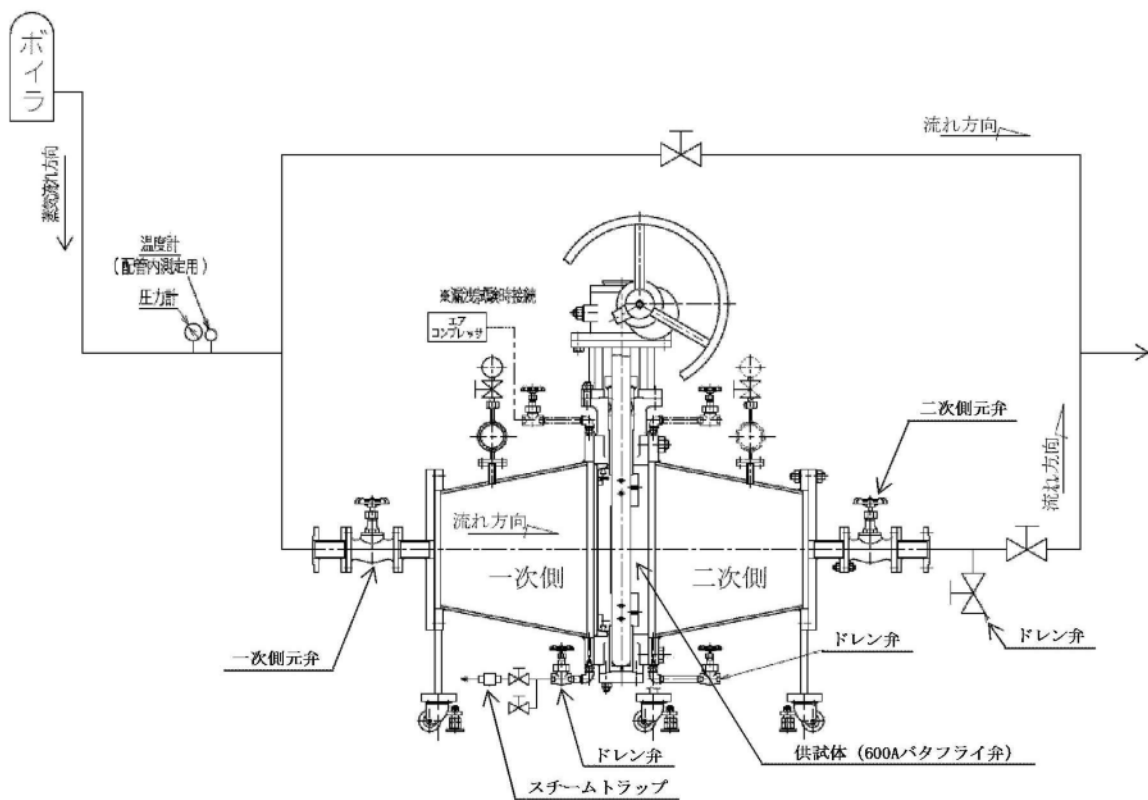


図1 蒸気通気試験装置概要図

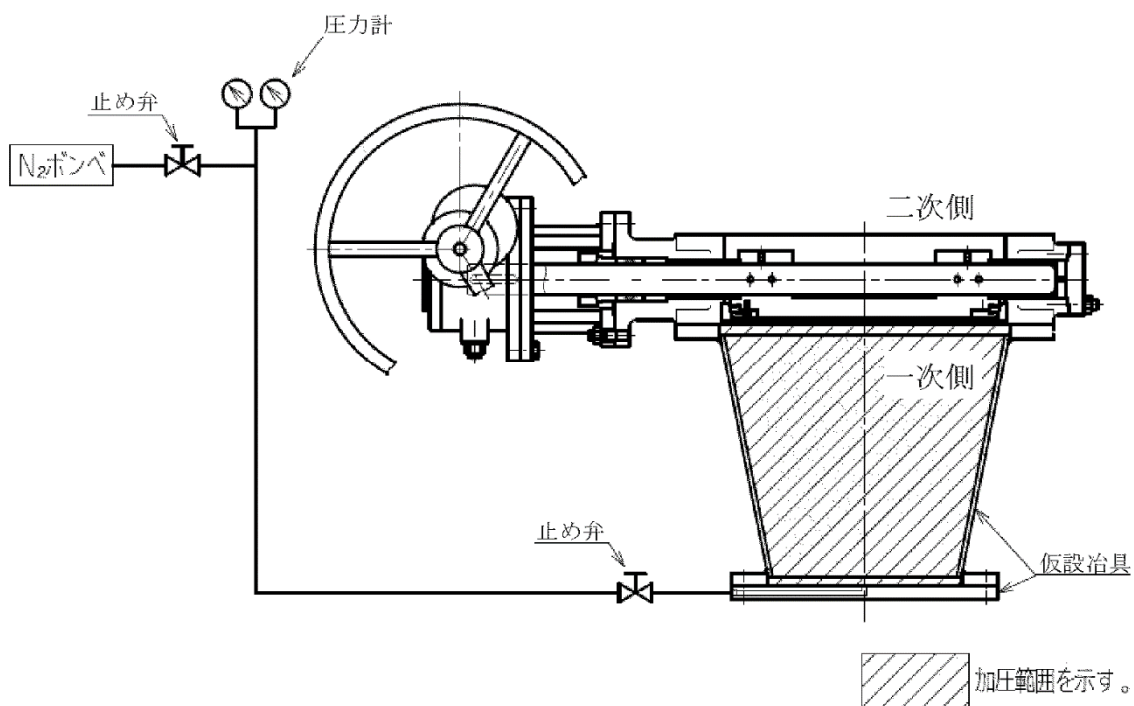


図2 常温弁座漏えい試験概要図

2. 試験結果

蒸気通気試験の試験結果を表 2 に、常温弁座漏えい試験の試験結果を表 3 に示す。蒸気通気試験中に漏えいは確認されず、また、常温復帰後の常温弁座漏えい試験においても漏えいは確認されず、閉じ込め機能を維持できることを確認した。

表 2 蒸気通気試験結果

シート材	圧力	温度	加圧媒体	継続時間	照射量	漏えいの有無
改良 E P D M材	0.62 MPa 以上	200 °C	蒸気	168 時間	<input type="checkbox"/> MGy	無

表 3 常温弁座漏えい試験結果

シート材	圧力	温度	加圧媒体	漏えいの有無
改良 E P D M材	0.62 MPa 以上	常温	窒素	無

重大事故等時におけるシール機能の追従性について

1. はじめに

原子炉格納容器については、事故時に原子炉格納容器圧力の上昇率が大きくなる場合においてシール機能が追従できず、原子炉格納容器から漏えいが生じる可能性がある。原子炉格納容器の圧力上昇率が大きくなる以下の2ケースを対象に、圧力上昇時のシール機能への影響について評価した。

- ・ L O C A時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出時
- ・ 原子炉圧力容器破損に伴う原子炉圧力容器外の熔融燃料—冷却材相互作用（以下「F C I」という。）による蒸気発生時

2. 原子炉圧力容器破損に伴う圧力上昇の影響について

有効性評価に関する事故シナリオにおいて、原子炉格納容器の圧力上昇率が大きいのは、1.に記載のとおりL O C Aのブローダウン時と原子炉圧力容器破損に伴うF C Iによる蒸気発生時である。フランジ等のシール部に用いるシール材は、フランジ等の開口量に合わせて形状が変化することによりシール性能を確保しているが、原子炉格納容器の圧力上昇時のフランジの開口量の変化する速度にシール材の形状の変化が追従できない場合には、漏えいが生じる可能性がある。

このため、シール材の形状が変化するために必要な時間（復元速度）を確認し、フランジ部の開口量の変化速度との比較を行った。

2.1 シール材の形状変化速度

フランジ部においてシール材に採用する改良E P D M製シール材について、復元速度を評価するため、J I S K 6 2 5 4に基づく試験を行った。

当社が評価している有効性評価に関する事故シナリオにおいて、フランジ開口量の変化速度が早くなるのは、L O C Aのブローダウン時及び原子炉圧力容器破損に伴うF C Iによる蒸気発生時である。この場合における開口量の変化速度は、L O C Aのブローダウン時で 5.23×10^{-2} mm/s程度、F C Iによる蒸気発生時で 1.49×10^{-2} mm/s程度であることが分かっているため、これを参照して、両変化速度を上回る300 mm/min (5 mm/s) 及び500 mm/min (8.33 mm/s) を試験速度とした。

試験では、常温下で所定距離 (3.75 mm) まで一定速度 (300 mm/min 又は 500 mm/min) で圧縮後、初期位置まで一定速度 (300 mm/min 又は 500 mm/min) で荷重を開放し、この際に改良E P D M製シール材に加わる圧縮応力を測定する試験を実施した (図 1 参照)。本試験装置では、シール材の荷重を開放するとき、シール材の復元速度が試験装置の開放速度より大きい場合には圧縮応力が計測されることから、これにより、復元速度を測定することができる。

【復元速度測定装置】

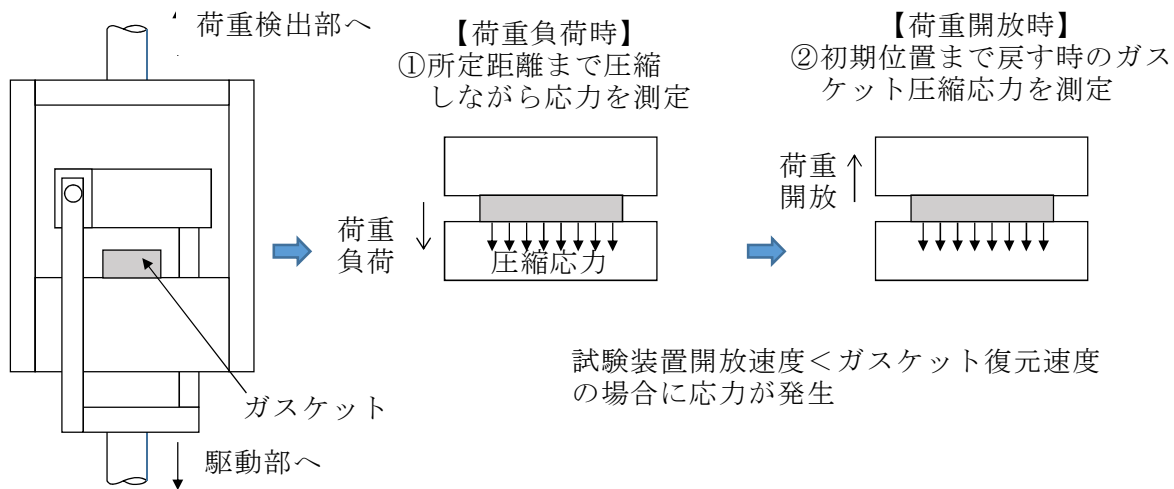


図1 復元速度測定試験の概要

2.2 試験結果

試験結果を図2に示す。この図に示すように、荷重開放時の各計測点において圧縮応力が測定されたことから、改良EPDM製シール材の復元速度は500 mm/min (8.33 mm/s) 以上であることを確認した。前述のとおり、フランジ開口量の変化速度が早くなるのは、LOCAのブローダウン時及び原子炉圧力容器破損に伴うFCIによる蒸気発生時であるが、その時のフランジ開口変化速度は 5.23×10^{-2} mm/s 程度及び 1.49×10^{-2} mm/s 程度であり、以下のとおりシール材復元速度は十分な追従性を有しているものであり、急速な開口に対してもシール機能を維持できるものとする。

シール材復元速度 500 mm/min (8.33 mm/s) 以上
＞フランジ開口変化速度 (5.23×10^{-2} mm/s 及び 1.49×10^{-2} mm/s)



図2 一定復元速度下で測定した改良EPDM製シール材の圧縮応力

なお、本試験は、劣化していない材料に対して実施したものであるが、別紙15で示す通り、劣化後の圧縮永久ひずみ、硬さ、質量変化率は、大きなばらつきがなく、有意な性状変化が見られていない。また、さらに詳細に劣化による影響を確認するために、劣化後の材料のFTIRやシート面の硬さに関する検討を行った。その結果、シール材の性状に大きな変化は確認されなかった。

これらに示す試験結果から、劣化を考慮した場合でもシール材の復元特性に大きな変化はなく、また、復元速度はフランジ開口速度に対して十分な余裕があることから、開口に対する追従性に問題はないものとする。

<追従性判断に使用できる理由>

800 kGy の放射線照射を行い，乾熱 200 °C を 168 時間暴露した改良 E P D M 製シール材，及び 800 kGy の放射線照射を行い，蒸気 250 °C を 168 時間暴露した改良 E P D M 製シール材について，劣化後のシート面の F T - I R スペクトルを図 3 に，硬さ測定の測定値を図 4 に示す。その結果，F T - I R スペクトルは，分析位置に顕著な劣化が認められないこと，硬さ測定結果は，200 °C，168 時間条件では酸化劣化によって硬さが顕著に上昇したが，その他は，硬さの初期値近傍であることから，乾熱放射線照射+蒸気暴露後の試験片と初期試験片に顕著な差異はないことが確認できるため，復元特性が同様であると類推される。

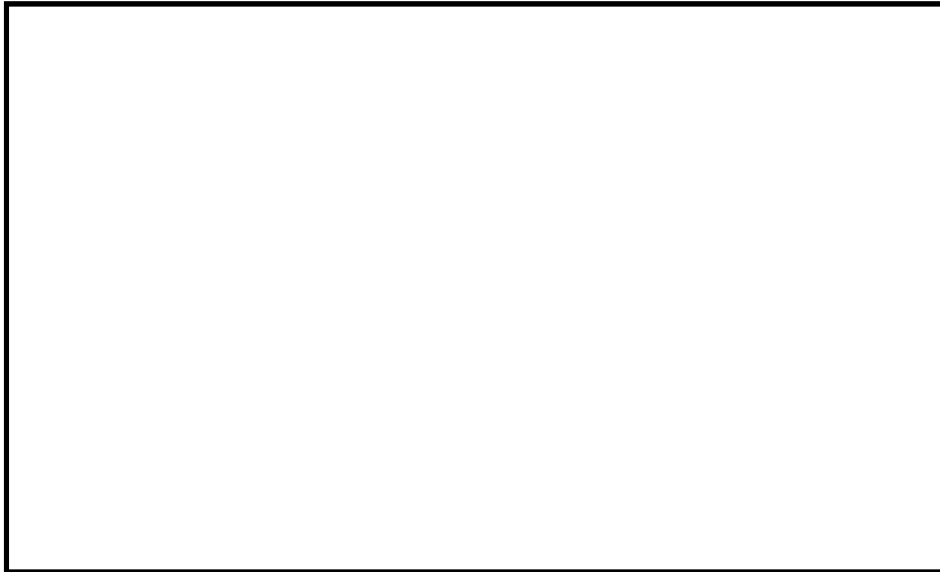


図 3 F T - I R 分析結果 (シート面)

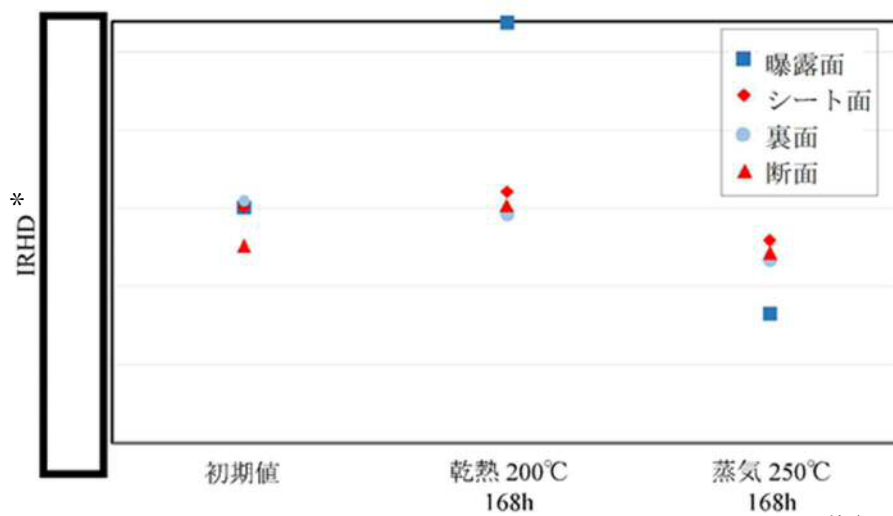


図 4 硬さ測定結果

フランジ部の永久変形の評価について

原子炉格納容器バウンダリの健全性評価のうち、開口評価を行っているものに対して、事故時の原子炉格納容器過圧状態における開口により、永久変形が生じないことを示す。

開口影響がある部位の評価として、200℃、2Pdにおけるフランジ部の変形によるフランジ部の発生応力を算出し、供用状態Cにおける評価基準値と比較した。その結果、全てのフランジ部の発生応力が供用状態Cにおける評価基準値を下回っており、永久変形が生じないことを確認した。

<評価対象>

- ① トップヘッドフランジ
- ② 機器搬入用ハッチ
- ③ サプレッション・チェンバアクセスハッチ
- ④ 所員用エアロック

①トップヘッドフランジ

トップヘッドフランジについて、既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジ及びボルトの発生応力が、供用状態Cにおける評価基準値を下回ることを確認する。

トップヘッドフランジの評価結果を表1に示す。発生応力は供用状態Cにおける評価基準値を下回っており、永久変形は生じない。

表1 トップヘッドフランジの評価結果

単位：MPa

荷重	発生応力			供用状態Cにおける評価基準値
2 Pd	フランジの軸方向応力	σ_H	185	339
	フランジの径方向応力	σ_R	2	226
	フランジの周方向応力	σ_T	86	226
	組合せ応力	$\frac{\sigma_H + \sigma_R}{2}$	94	226
		$\frac{\sigma_H + \sigma_T}{2}$	136	226
使用状態でのボルトの応力	σ_{b0}	247	423	

②機器搬入用ハッチ

機器搬入用ハッチのフランジ部について、既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジの発生応力が、供用状態Cにおける評価基準値を下回ることを確認する。

機器搬入用ハッチフランジの評価結果を表2に示す。発生応力は供用状態Cにおける評価基準を下回っており、永久変形は生じない。

表2 機器搬入用ハッチフランジの評価結果

材質： (SGV480 相当)

S	供用状態Cにおける評価基準値 (MPa)	226
M _P	内圧によるモーメント (N・mm/mm)	2.112×10 ⁴
R _m	フランジ平均半径 (mm)	<input type="text"/>
b	フランジ幅 (mm)	<input type="text"/>
h	フランジ高さ (mm)	<input type="text"/>
I	フランジの断面二次モーメント (mm ⁴)	4.22×10 ⁷
σ	発生応力 (MPa)	87

③ サプレッション・チェンバアクセスハッチ

サプレッション・チェンバアクセスハッチフランジ部について、既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジの発生応力が、供用状態Cにおける評価基準値を下回ることを確認する。

サプレッション・チェンバアクセスハッチの評価結果を表3に示す。発生応力は供用状態Cにおける評価基準を下回っており、永久変形は生じない。

表3 サプレッション・チェンバアクセスハッチフランジ部の評価結果

材質： (SGV480 相当)

S	供用状態Cにおける評価基準値 (MPa)	226
M _P	内圧によるモーメント (N・mm/mm)	5.038 × 10 ³
R _m	フランジ平均半径 (mm)	<input type="text"/>
b	フランジ幅 (mm)	<input type="text"/>
h	フランジ高さ (mm)	<input type="text"/>
I	フランジの断面二次モーメント (mm ⁴)	1.14 × 10 ⁷
σ	発生応力 (MPa)	29

④ 所員用エアロック

所員用エアロックの隔壁部は、添付書類「V-3-9-1-3-2 所員用エアロックの強度計算書」で示す最も厳しい応力点の発生応力が、供用状態Cの評価基準値を下回ることを確認する。

応力評価結果を表4に示す。発生応力は供用状態Cにおける評価基準を下回っており、永久変形は生じない。

表4 所員用エアロックの評価結果

材質： (SGV480 相当)

σ	発生応力 (MPa)	226
S	供用状態Cにおける評価基準値 (MPa)	339

200 ℃, 2 Pdの適用可能時間を過ぎてから用いる限界圧力・温度について

1. 概要

有効性評価における格納容器温度・圧力の判断基準（評価項目）は200 ℃, 2 Pdと設定しており、200 ℃, 2 Pdの状態が継続することを考慮した評価が必要な部位はシール部である。このため、シール部については、200 ℃, 2 Pdの状態が7日間（168時間）継続した場合でもシール機能に影響がないことを確認することで、限界温度・圧力における格納容器閉じ込め機能の健全性を示している。

ここでは、200 ℃, 2 Pdを適用可能な7日間（168時間）以降においても、有効性評価で得られている厳しい条件を考慮し、格納容器の閉じ込め機能を示す。

また、上記に加えて、7日間（168時間）以降の累積放射線照射量についても、格納容器の閉じ込め機能に影響がないことを確認する。

2. 7日間（168時間）以降の圧力, 温度の条件

7日間（168時間）以降において、格納容器圧力が最も高くなるのは、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合のシーケンス及び「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」で想定されるシーケンスである。これらのシーケンスは、格納容器内酸素濃度が4.0 vol%（ドライ条件）に到達した時点で、格納容器内酸素濃度上昇による格納容器ベントを遅延するため、310 kPa[gage]までサブプレッション・チェンバへの窒素注入を行う手順としており、表1で示すとおり、7日間（168時間）以降の格納容器圧力は最大で310 kPa[gage]となる。代表的に、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合のシーケンスにおける格納容器圧力の推移を図1に示す。

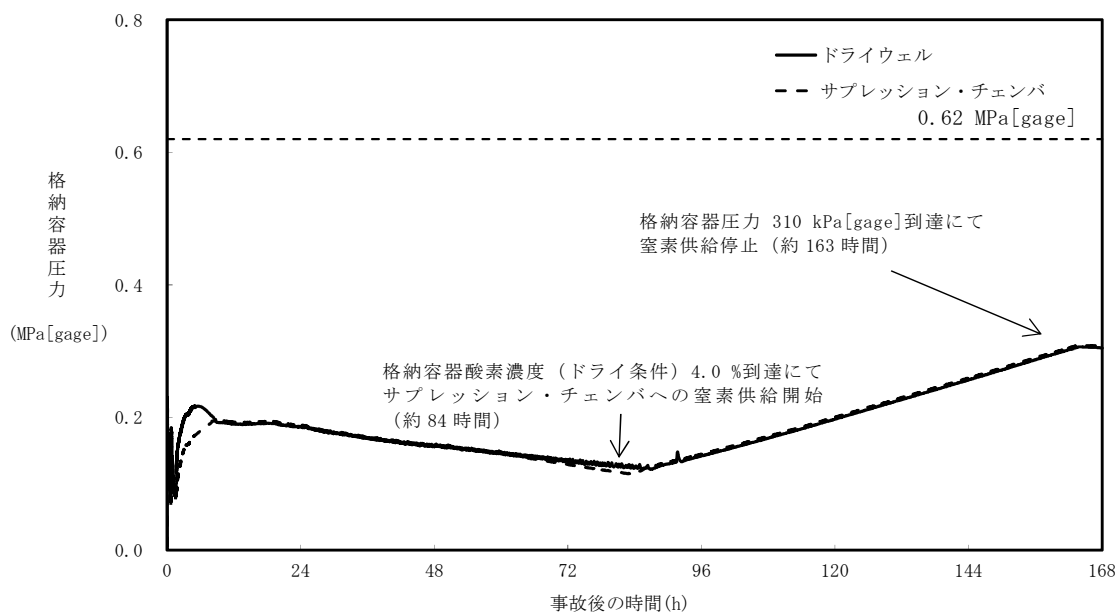


図1 格納容器圧力（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合）

7日間（168時間）以降の格納容器雰囲気温度が最も高くなるのは、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用できない場合のシーケンスである。このシーケンスの格納容器雰囲気温度の推移を図2に示すが、7日間（168時間）時点で150℃未満であり、その後の格納容器雰囲気温度は崩壊熱の減衰によって低下傾向となるため、第1表で示すとおり7日間（168時間）以降は150℃を下回る。また、格納容器バウンダリにかかる温度（壁面温度*）についても、事象発生後3.9時間後に生じる最高値は157℃であるが、7日間以降は150℃を下回る。

注記 *：評価に用いているMAAPコードは、FP沈着に伴う発熱を考慮したものとなっている。格納容器内のFP挙動については、原子力安全基盤機構（JNES）の「シビアアクシデント時格納容器内多次元熱流動及びFP挙動解析」において、FPのほとんどが原子炉キャビティ内の床や壁表面にとどまり、格納容器全体に飛散することがないことが確認されており、健全性が維持されたシール部等の貫通部への局所的なFP沈着は発生しにくく、MAAPコードによる壁面温度の結果は妥当と考える。

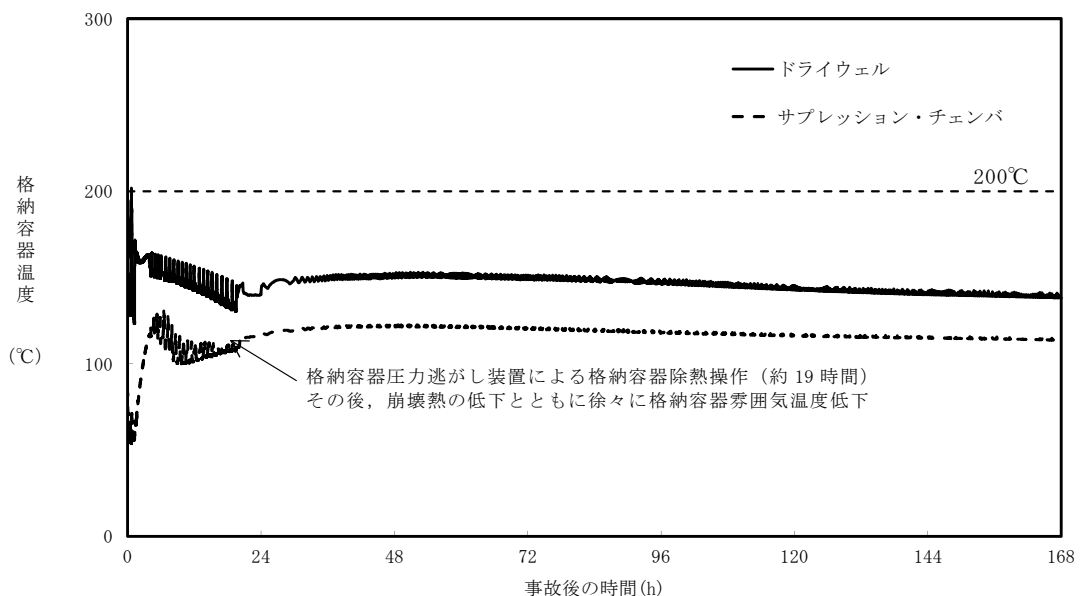


図2 格納容器雰囲気温度（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用できない場合）

表1 事故発生後の経過時間と格納容器圧力・温度、累積放射線照射量の関係

事故発生後の経過時間	0～168時間	168時間以降
格納容器圧力	評価項目として 2 Pd(620 kPa[gage])を設定	有効性評価シナリオで 最大310 kPa[gage]となる (MAAP解析結果)
格納容器温度	評価項目として 200℃を設定	有効性評価シナリオで 150℃を下回る (MAAP解析結果)

3. 7日間（168時間）以降の格納容器圧力・温度と閉じ込め機能の関係について

3.1 7日間（168時間）以降の格納容器圧力と閉じ込め機能の関係について

時間経過により，格納容器の健全性に影響を及ぼす部位はシール部のシール材である。シール部の機能維持は，図3の模式図に示すとおり，格納容器内圧力の上昇に伴うフランジ部の過渡的な開口挙動に対し，シール材料の復元量が十分に確保されていることをもって確認している。つまり，格納容器温度によるシール材の熱劣化を考慮しても，圧縮永久ひずみ試験結果によりシール材の復元量が十分であれば，シール部の機能は健全である。長期のケースとして，有効性評価シナリオにおいて168時間時の格納容器圧力が高い代替循環冷却系運転ケースを評価しても，格納容器圧力は約0.31 MPaであり開口量は小さい（表2参照）。なお，復元量の具体的な評価は，格納容器温度に関係することから3.2で示す。

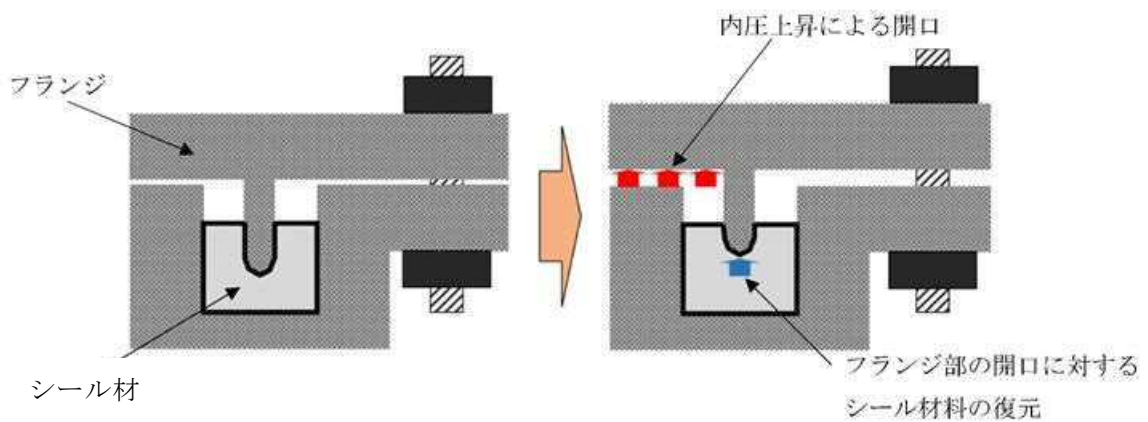


図3 シール部の機能維持確認の模式図

表 2 格納容器圧力と開口量の関係

フランジ部位	溝	168時間時	
		1 Pd(0.31 MPa)	2 Pd(0.62 MPa)
トップヘッド フランジ	内側		mm
	外側		mm
機器搬入用ハッチ	内側		mm
	外側		mm
サブプレッション・チェ ンバアクセスハッチ	内側		mm
	外側		mm

3.2 7日間（168時間）以降の格納容器温度と閉じ込め機能の関係について

格納容器温度の上昇に伴う、時間経過によるシール材の長期的（格納容器温度が150℃を下回る状況）な影響を調査する。ここでは、トップヘッドフランジや機器搬入用ハッチ等に使用されている改良EPDM製シール材を用いて、168時間以降の温度・時間とシール材料の劣化挙動を確認するため、シール材の基礎特性試験を実施した。試験結果を表3に示す。

表3 改良E P D M製シール材の基礎特性データの経時変化

試験時間	0～7 日	7 日～14 日	14 日～30 日
試験温度	200℃	150℃	150℃
圧縮永久ひずみ率 [%]			
硬さ			
質量変化率 [%]			

注記： γ 線 1.0 MGy 照射済の試験体を用い，飽和蒸気環境下に暴露した後の測定値

表3に示すように，168時間以降，150℃の環境下においては，改良E P D M製シール材の基礎特性データにはほとんど変化はなく，経時劣化の兆候は見られない。したがって，重大事故後168時間以降における格納容器の温度を150℃と設定した場合でも，シール部の機能は十分維持される。なお，E P D M材は一般特性としての耐温度性は150℃であり，表3の結果は改良E P D M製シール材が200℃条件を7日間経験しても，一般特性としての耐熱温度まで低下すれば，それ以降は有意な劣化傾向は見られないことを示していると考ええる。また，表3の結果から圧縮永久ひずみ□%時の改良E P D M製シール材復元量とフランジ開口量のイメージを図4に示しており，表2で示す168時間以降の格納容器圧力に対しても十分追従可能な復元量を維持していることも確認できる。

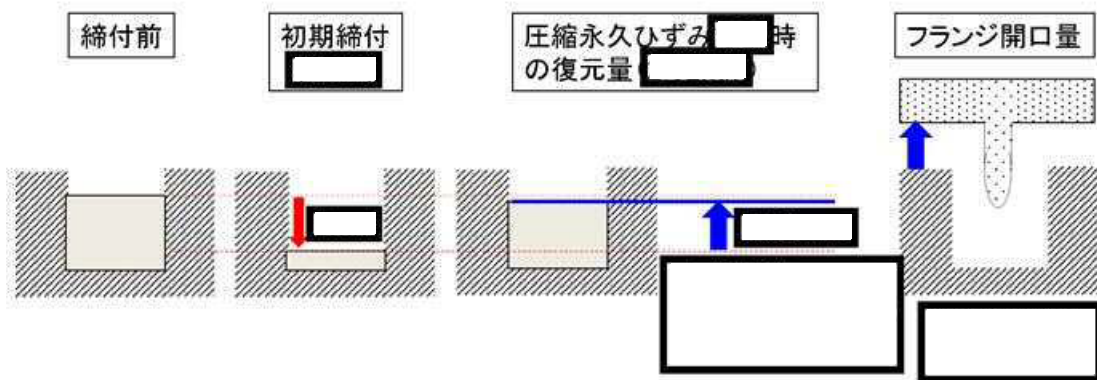


図4 圧縮永久ひずみ□%時のシール材復元量とフランジ開口量

4. 7日間（168時間）以降の格納容器の閉じ込め機能について

2. で示したように有効性評価結果からも，7日間（168時間）以降は格納容器温度が改良 EPDM 製シール材の一般特性としての耐熱温度である 150 °C を下回ることが判っている。また，格納容器圧力についてもベント操作の有無に関わらず圧力は低下しており，開口量は 2 Pd 時と比較しても小さいことが確認できている。なお，代替循環冷却系を使用するシーケンスの場合，中長期的には，水の放射線分解によって生じる水素と酸素が格納容器圧力の上昇に寄与するが，酸素濃度がドライ条件で 4.3 vol% に到達した場合にはベントを実施することとしていることから，格納容器圧力は 1 Pd から数十 kPa までの上昇にとどまる。

よって，格納容器温度・圧力が評価項目（200 °C・2 Pd）にて 7 日間経験してもシール材が問題ないことを確認することで，長期の格納容器閉じ込め機能を確保できる。

7 日間（168 時間）以降の格納容器の閉じ込め機能については，格納容器圧力・温度は低下していること，及び代替循環冷却系を使用するシーケンスにおける中長期的な水の放射線分解に伴う水素と酸素の発生に寄与も大きくないことから，最初の 7 日間（168 時間）に対して 200 °C・2 Pd を超えないよう管理することで，長期的な格納容器閉じ込め機能は維持される。ただし，事故環境が継続することにより，熱劣化等の閉じ込め機能低下要因が存在することも踏まえ，長期的なプラントマネジメントの目安として，7 日間（168 時間）以降の領域においては，格納容器温度が 150 °C を超えない範囲で，また，格納容器圧力は 1 Pd 程度（1 Pd + 数十 kPa*）以下でプラント状態を運用する。

注記 *：酸素濃度をドライ換算で 4.3 vol% 以下とする運用の範囲

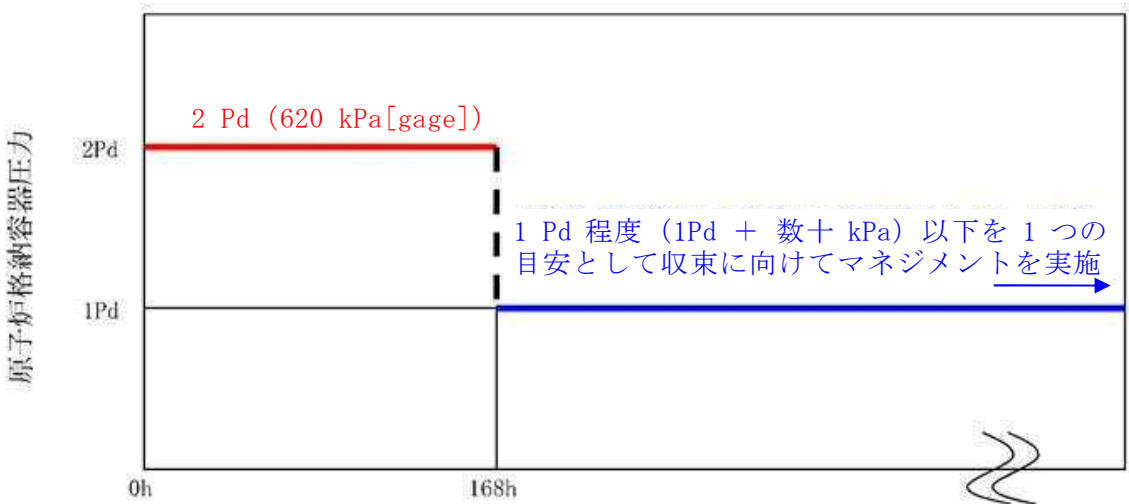


図 5 格納容器圧力の 168 時間以降の考え方



図 6 格納容器温度の 168 時間以降の考え方

5. 7日間（168時間）以降な放射線照射量と閉じ込め機能の関係について

時間経過によるシール材の長期的な影響を調査する。ここでは、トップヘッドフランジや機器搬入用ハッチ等に使用されている改良EPDM製シール材を用いて、168時間以降の累積放射線照射量・時間とシール材料の劣化挙動を確認するため、シール材の基礎特性試験を実施した。試験結果を表4に示す。累積放射線照射量による影響は、試験結果より、有意な変化がないことから、7日間以降のシール機能は、維持できる。

表4 改良EPDM製シール材の累積放射線照射量とひずみ率の関係

累積放射線照射量		ひずみ率	
	MGy		%
	MGy		%
	MGy		%

試験条件

雰囲気：蒸気環境

温度・劣化時間：200℃・168時間＋150℃・168時間

原子炉格納容器貫通部リスト

原子炉格納容器に取り付けられている貫通部のリストを以下に示す。

原子炉格納容器貫通部リスト (1/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取り付け位置	
			口径 [mm]	厚さ t [mm]	t/D	高さ [EL]	角度
ハッチ	X-15	機器搬入用ハッチ	3658	—*	—*		
	X-16	所員用エアロック	2400	—*	—*		
	X-28	CRD ハッチ	609.6	31.0	0.051		
	X-51	サプレッション・チェンバアクセスハッチ	1982	—*	—*		

注記 * : 当該貫通部は、配管貫通部以外の評価対象であり、代表性として不要な情報であるため、「—」とする。

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ t [mm]	t/D	高さ [EL]	角度
配管貫通部 【プロセス配管貫通部 (ドライウエル)】	X-2	RPV ヘッド スプレイ	22B	29.0	0.052		
	X-3	ドライウエル排気系 2-26B-12, 2-26V-9, 150, 153	20B	26.2	0.052		
	X-5	RCW 送り (2-9V33)	8B	12.7	0.059		
	X-6	HPCS	28B	39.0	0.055		
	X-7	予備	12B	17.4	0.055		
	X-8	LPCS	28B	39.0	0.055		
	X-11A	RHR (A)	16B	21.4	0.053		
	X-11B	RHR (B)	16B	21.4	0.053		
	X-12A	LPCI (A)	28B	39.0	0.055		
	X-12B	LPCI (B)	28B	39.0	0.055		
	X-12C	LPCI (C)	28B	39.0	0.055		
	X-13	SLC	10B	15.1	0.056		
	X-14	CUW ホンフ 吸込	22B	29.0	0.052		
	X-17A	FDW (to RPV)	36B	51.0	0.056		
X-17B	FDW (to RPV)	36B	51.0	0.056			

原子炉格納容器貫通部リスト (2/8)

分類	貫通部 No.	用 途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高 さ [EL]	角度
配管貫通部 【プロセス配管貫通部 (ドライウエル)】	X-18A	MS (to Turbin)	44B	51.0	0.046		
	X-18B	MS (to Turbin)	44B	51.0	0.046		
	X-18C	MS (to Turbin)	44B	51.0	0.046		
	X-18D	MS (to Turbin)	44B	51.0	0.046		
	X-19A	RHR SDC 戻り	28B	39.0	0.055		
	X-19B	RHR SDC 戻り	28B	39.0	0.055		
	X-20	RHR SDC	36B	51.0	0.072		
	X-21	蒸気 (to RCIC Turbin)	26B	39.0	0.059		
	X-22	復水ドレン	12B	17.4	0.055		
	X-26	予備	16B	21.4	0.053		
	X-43	予備	6B	11.0	0.067		
	X-46	RCW 戻り (2-9V30)	8B	12.7	0.059		
	X-52A	FCS (A) & 予備	20B	26.2	0.052		
	X-52B	FCS (B) & 予備	20B	26.2	0.052		
	X-53	ドライウエル給気系 2-26B-2, 9/2-26V- 16	20B	26.2	0.052		
	X-55	N ₂ ガス供給系&FPC	10B	15.1	0.056		
	X-56	予備&N ₂ ガス供給 系, DHC, 非常用逃が し安全弁駆動系, N2 代替注入系	26B	39.0	0.059		
	X-57	FP 系&N ₂ ガス供給 系, 非常用逃がし安 全弁駆動系	18B	23.8	0.052		
	X-58	補給水系	18B	23.8	0.052		
	X-76	to FCS (A)	10B	15.1	0.056		
X-81	予備	1 1/2B	5.1	0.105			
X-107B	DHC 入口	12B	17.4	0.055			

原子炉格納容器貫通部リスト (3/8)

分類	貫通部 No.	用 途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高 さ [EL]	角度
配管貫通部【プロセス配管貫通部(サブレーション・チェンバ)】	X-4	RCIC	14B	19.0	0.053		
	X-23	FLOOR DRAIN SUMP	3B	7.6	0.085		
	X-24	EQUIPMENT DRAIN SUMP	3B	7.6	0.085		
	X-25A	RHR(A)	4B	8.6	0.075		
	X-25B	RHR(B)	4B	8.6	0.075		
	X-31	HPCS SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-32	RHR(B) SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-33	RCIC SUCTION	8B	12.7	0.059		
	X-34	LPCS SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-35	RHR(A) SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-36	RHR(C) SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-47	RHR(A), RCIC	16B	21.4	0.053		
	X-48	RHR(B), ML	16B	21.4	0.053		
	X-49	HPCS TEST	12B	17.4	0.055		
	X-59	予備	16B	21.4	0.053		
	X-60	RHR(A) Hx 安全弁排 気の閉止	18B	23.8	0.052		
	X-62	RHR(B) Hx 安全弁排 気の閉止	18B	23.8	0.052		
	X-63	LPCS TEST, RHR(A)	12B	17.4	0.055		
	X-77	RCIC	2B	5.5	0.091		
	X-78	予備	3B	7.6	0.085		
X-79	サブレーション・チェンバ [®] 排 気系(AC系) 2-26B-10, 11, 2- 26V152, 155	20B	26.2	0.052			
X-80	サブレーション・チェンバ [®] 給 気系(AC系) 2-26B-3, 4, 5, 6, 7 2-26V-18, 19, 69, 70	20B	26.2	0.052			

原子炉格納容器貫通部リスト (4/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高さ [EL]	角度
配管貫通部 【計装配管貫通部 (ドライウエル)】	X-9A	CRD 引抜	1B	4.5	0.132		
	X-9B	CRD 引抜	1B	4.5	0.132		
	X-9C	CRD 引抜	1B	4.5	0.132		
	X-9D	CRD 引抜	1B	4.5	0.132		
	X-10A	CRD 挿入	1B	4.5	0.132		
	X-10B	CRD 挿入	1B	4.5	0.132		
	X-10C	CRD 挿入	1B	4.5	0.132		
	X-10D	CRD 挿入	1B	4.5	0.132		
	X-27A	移動式炉心内校正 装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27B	移動式炉心内校正 装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27C	移動式炉心内校正 装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27D	移動式炉心内校正 装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27E	移動式炉心内校正 装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27F	移動式炉心内校正 装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-29A	γラジエーションセンサ CH-A	10B	15.1	0.056		
	X-29B	γラジエーションセンサ CH-B	10B	15.1	0.056		
	X-29C	PASS, CAMS, RPV フラン ジリークオフ, HERMETIS	10B	15.1	0.056		
	X-29D	CAMS, PLR, MS	10B	15.1	0.056		
	X-30	MS	10B	15.1	0.056		
	X-37A	PCV 計装	2B	5.5	0.091		
X-37B	シールドローL/T (2- 26V215, 216)	2B	5.5	0.091			

原子炉格納容器貫通部リスト (5/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高さ [EL]	角度
配管貫通部 【計装配管貫通部 (ドライウェル)】	X-38	ドライウェル圧力測定用, PLR, MS	10B	15.1	0.056		
	X-39	NB/CRD-dp, HPCS-dp	10B	15.1	0.056		
	X-40	ドライウェル圧力測定用, CAMS, MSPCV-L/T 盤	10B	15.1	0.056		
	X-41A	RCIC	10B	15.1	0.056		
	X-41B	RCIC	10B	15.1	0.056		
	X-42	ドライウェル圧力測定用, MSIV-LCS, MS	10B	15.1	0.056		
	X-44A	J/P	10B	15.1	0.056		
	X-44B	J/P, PASS	10B	15.1	0.056		
	X-44C	J/P	10B	15.1	0.056		
	X-44D	J/P	10B	15.1	0.056		
	X-54A	ドライウェル圧力測定用, PLR	10B	15.1	0.056		
	X-54B	PLR	10B	15.1	0.056		
	X-54C	ドライウェル圧力測定用, MSIV-LCS, PLR	10B	15.1	0.056		
	X-54D	PLR	10B	15.1	0.056		
	X-66A	RHR, LPCS, ホットライナー L/T 盤	10B	15.1	0.056		
	X-66B	RHR	10B	15.1	0.056		
	X-69A	PLR HPU ライン	10B	15.1	0.056		
	X-69B	PLR HPU ライン	10B	15.1	0.056		
	X-73	O ₂ 測定用	2B	5.5	0.091		
	X-74	O ₂ 測定用, FP モニタ	2B	5.5	0.091		
X-75	O ₂ 測定用	2B	5.5	0.091			

原子炉格納容器貫通部リスト (6/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高さ [EL]	角度
配管貫通部 【計装配管貫通部 (ドライウエル)】	X-84A	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-84B	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-84C	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-84D	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-85A	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-85B	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-86A	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-86B	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-86C	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-86D	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-87	MS, 炉心 dpt-N005	10B	15.1	0.056		
	X-88	MS, HERMETIS	10B	15.1	0.056		
	X-89	MS, CUW, NB	10B	15.1	0.056		
	X-90	ドライウエル圧力測定 用, CAMS, MS	10B	15.1	0.056		
	X-203	FCS	2B	5.5	0.091		

原子炉格納容器貫通部リスト (7/8)

分類	貫通部 No.	用 途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高 さ [EL]	角度
配管貫通部 【計装配管貫通部 (サブプレッショ ン・チェンバ)】	X-64A	サブプレッショ ^ン ・チェンバ ^ル 水 位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-64B	サブプレッショ ^ン ・チェンバ ^ル 水 位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-64C	サブプレッショ ^ン ・チェンバ ^ル 水 位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-64D	サブプレッショ ^ン ・チェンバ ^ル 水 位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-65	予備	2B	5.5	0.091		
	X-67	予備	12B	17.4	0.055		
	X-68	予備	2B	5.5	0.091		
	X-70	サブプレッショ ^ン ・チェンバ ^ル 圧 力測定用	2B	5.5	0.091		
	X-71A	真空破壊弁 N ₂ ガス供 給系	10B	15.1	0.056		
	X-71B	真空破壊弁 N ₂ ガス供 給系	10B	15.1	0.056		
	X-82	O ₂ 測定用	2B	5.5	0.091		
	X-83	O ₂ 測定用, FP モニ タ, PASS, CAMS	2B	5.5	0.091		
	X-200A	MSIV LCS	4B	8.6	0.075		
	X-200B	MSIV LCS	4B	8.6	0.075		
	X-201A	予備	3B	7.6	0.085		
	X-201B	予備	3B	7.6	0.085		
	X-202A	予備	3B	7.6	0.085		
	X-202B	予備	3B	7.6	0.085		

原子炉格納容器貫通部リスト (8/8)

分類	貫通部 No.	用途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高さ [EL]	角度
電気配線貫通部 (ドライウエル)	X-100A	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-100B	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-100C	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-100D	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-101A	PLRポンプ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101B	PLRポンプ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101C	PLRポンプ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101D	PLRポンプ電源	18B	23.8	0.052		
	X-102A	指示&制御	12B	17.4	0.055		
	X-102B	指示&制御	12B	17.4	0.055		
	X-103	計測	12B	17.4	0.055		
	X-104A	CRD位置指示用	12B	17.4	0.055		
	X-104B	CRD位置指示用	12B	17.4	0.055		
	X-104C	CRD位置指示用	12B	17.4	0.055		
	X-104D	CRD位置指示用	12B	17.4	0.055		
	X-105A	電源&出力	12B	17.4	0.055		
	X-105B	電源&出力	12B	17.4	0.055		
	X-105C	電源&出力	12B	17.4	0.055		
	X-105D	電源&出力	12B	17.4	0.055		
	X-106A	予備	12B	17.4	0.055		
X-106B	指示&制御	12B	17.4	0.055			
X-107A	指示&出力	12B	17.4	0.055			
X-230	計測	12B	17.4	0.055			

重大事故等時の動荷重について

1. 概要

東海第二発電所において、重大事故等時の原子炉格納容器に生じる動荷重について整理し、その動荷重が設計基準事故を上回る又は設計基準事故で想定されていない動荷重については、原子炉格納容器に対する影響を確認する。

2. 原子炉格納容器に生じる動荷重について

2.1 設計基準事故時に生じる動荷重

原子炉格納容器に生じる動荷重を抽出するにあたって、初めに設計基準事故時に生じる動荷重について、記載する。

設計基準事故時に生じる動荷重は、「BWR MARK II型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針」で示されており、原子炉冷却材喪失時及び逃がし安全弁作動時に生じるものを考慮することが求められている（参考資料 1）。この 2 つの事象時は、以下のような現象により動荷重が生じる。

2.1.1 原子炉冷却材喪失時に生じる動荷重

原子炉冷却材喪失（以下「LOCA」という。）時には、原子炉冷却材圧力バウンダリ内から多量の原子炉冷却材が流出することに伴い、以下のような現象が生じる。

- ・ LOCA時のドライウェル圧力の急激な上昇によりベント管内の水がサプレッション・チェンバへ移行する
- ・ その後、ドライウェル内の非凝縮性ガスがサプレッション・チェンバへ移行する
- ・ 原子炉冷却系統から流出した原子炉冷却材が蒸気となり、ドライウェルからサプレッション・チェンバへ移行する

この過程で、ベント管内の水がサプレッション・チェンバへ移行すると、水ジェット流が形成され、動荷重が作用する。また、非凝縮性ガスがサプレッション・チェンバへ移行すると気泡を形成し、プール水中の圧力上昇、水面上昇による衝撃力等により、動荷重が作用する。さらに蒸気がサプレッション・チェンバへ移行するとプール水によって蒸気は凝縮され、この過程でサプレッション・チェンバ内のプール水が揺動し、種々の動荷重が生じる。

2.1.2 逃がし安全弁の作動時に生じる動荷重

逃がし安全弁の作動時には、逃がし安全弁から多量の原子炉冷却材が流出することに伴い、以下のような現象が生じる。

- ・ 逃がし安全弁作動時に多量の原子炉冷却材が放出されるため、逃がし安全弁排気管（以下「排気管」という。）内の水がサプレッション・チェンバへ移行する
- ・ その後、排気管内の非凝縮性ガスがサプレッション・チェンバへ移行する
- ・ 原子炉圧力容器から流出した蒸気が、逃がし安全弁から排気管を通じて、サプレッ

ション・チェンバへ移行する

この過程で、排気管内の水がサプレッション・チェンバへ移行すると、水ジェット流が形成され、動荷重が作用する。また、非凝縮性ガスがサプレッション・チェンバへ移行すると気泡を形成し、この気泡が過膨張・収縮を繰り返す、動荷重が作用する。さらに蒸気がサプレッション・チェンバへ移行するとプール水によって蒸気は凝縮され、この過程で蒸気が不安定凝縮となる場合、動荷重が生じる。

なお、逃がし安全弁作動時の動荷重のように原子炉冷却材圧力バウンダリからサプレッション・チェンバに放出される蒸気として、原子炉隔離時冷却系タービン排気がある。原子炉隔離時冷却系タービン排気管出口の蒸気圧力は数十 kPa 程度であり、逃がし安全弁の排気管出口の蒸気圧力（約 3 MPa）と比較し、十分に小さく、逃がし安全弁作動時の動荷重に包絡される。また、逃がし安全弁作動時と原子炉隔離時冷却系による冷却は同時に生じないことから、動荷重は重ならない。このため、原子炉隔離時冷却系タービン排気管から放出される蒸気による動荷重は、考慮不要である。なお、常設高压代替注入系タービン排気圧力も同等であるため、考慮不要である。

2.2 重大事故等時に生じる動荷重の整理

2.1 に示したとおり、動荷重は、ベント管又は排気管から、多量の水、非凝縮性ガス及び蒸気がサプレッション・チェンバに移行するときに発生する。このため、重大事故等時に生じる動荷重についても、ベント管又は排気管から、多量の水、非凝縮性ガス及び蒸気がサプレッション・チェンバに移行する事象を抽出し、整理する。

整理方法としては、炉心損傷防止対策の有効性評価における重要事故シーケンス及び格納容器破損防止対策の有効性評価における評価事故シーケンス（以下「重要事故シーケンス等」という。）ごとに事故進展を整理し、生じる動荷重を抽出する。重要事故シーケンス等において、多量の水、非凝縮性ガス及び蒸気がサプレッション・チェンバに移行するシーケンスを表 2-1 に示す。

この整理により、設計基準事故時で考慮されていない動荷重は、以下のように抽出できた（表 2-2）。

- ・ 高压熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

逃がし安全弁作動時に原子炉圧力容器からサプレッション・チェンバへ放出される蒸気が過熱蒸気であることから設計基準事故時の飽和蒸気と性状が異なる

- ・ 原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用

高温の炉心（デブリを含む）と水との接触に伴う圧力上昇に伴い、サプレッション・チェンバードライウェル内の非凝縮性ガス等が流入する

- ・ 格納容器過圧・過温破損

ベント時にサプレッション・チェンバが減圧することによりドライウェルからサプレッション・チェンバへ蒸気が流入するとともにプール水の減圧沸騰が生じる恐れがある

これらの動荷重に対して、有効性評価等で得られている各パラメータ等を用いることで、原

子炉格納容器の健全性を確認する。

また、逃がし安全弁作動時の動荷重のうち、設計基準事故時に想定される動荷重と同等以下と考えられる重要事故シーケンスについては、一部のパラメータが設計基準事故時のパラメータを超えることから、その影響について評価結果を記載する。

表 2-1 重大事故等時に生じる動荷重

No.	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
1	<p>高圧・低圧注水 機能喪失 (給水喪失)</p> <p>[TQUV]</p>	<p>給水喪失により原子炉水位は低下するが、逃がし安全弁（自動減圧機能）7 弁を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）7 弁の手動開放に伴うサプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出及びサプレッション・チェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
2	<p>高圧注水・減圧 機能喪失 (給水喪失)</p> <p>[TQUX]</p>	<p>給水喪失により原子炉水位は低下するが、過渡時自動減圧機能による自動減圧が行われ、低圧炉心スプレイ系等により注水される。</p> <p>本事象は、<u>自動減圧時の逃がし安全弁の作動に伴うサプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>

No.	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
3	<p style="text-align: center;">全交流 動力電源喪失</p> <p>[長期 TB (津波浸水による 最終ヒートシンク喪失と 同じ)]</p>	<p>全交流動力電源喪失により原子炉水位は低下し、その後原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位は維持される。8 時間後に可搬型代替注水中型ポンプを用いた低圧代替注水系 (可搬型) の準備が完了した時点で、逃がし安全弁 (自動減圧機能) 7 弁を手動開放させ、低圧代替注水系 (可搬型) により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁 (自動減圧機能) 7 弁の手動開放に伴うサブプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
	<p style="text-align: center;">[TBD, TBU]</p>	<p>全電源喪失により原子炉水位は低下し、その後高圧代替注水系を手動起動して原子炉水位を維持する。8 時間後に可搬型代替注水中型ポンプを用いた低圧代替注水系 (可搬型) の準備が完了した時点で、逃がし安全弁 (自動減圧機能) 7 弁を手動開放させ、低圧代替注水系 (可搬型) により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁 (自動減圧機能) 7 弁の手動開放に伴うサブプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
	<p style="text-align: center;">[TBP]</p>	<p>全交流動力電源喪失により水位は低下し、その後原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位は維持される。3 時間後に可搬型代替注水中型ポンプを用いた低圧代替注水系 (可搬型) の準備が完了した時点で、再閉鎖に失敗した逃がし安全弁 1 弁に加えて逃がし安全弁 (自動減圧機能) 6 弁を手動開放させ、低圧代替注水系 (可搬型) により注水する。</p> <p>本事象は、<u>再閉鎖に失敗した逃がし安全弁 1 弁に加えて逃がし安全弁 (自動減圧機能) 6 弁の手動開放に伴うサブプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>

No.	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
4	崩壊熱除去 機能喪失 (取水機能喪失) [TW]	<p>全交流動力電源喪失により原子炉水位は低下し、その後原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位が維持される。その後、逃がし安全弁（自動減圧機能）7 弁を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）7 弁の手動開放に伴うサブプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
5	崩壊熱除去 機能喪失 (残留熱除去系機能喪失) [TW]	<p>給水喪失により原子炉水位は低下し、その後原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心スプレイ系が運転開始して原子炉水位が維持される。その後、逃がし安全弁（自動減圧機能）7 弁を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）7 弁の手動開放に伴うサブプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出及びサブプレッション・チェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
6	原子炉停止 機能喪失 [ATWS]	<p>主蒸気隔離弁誤閉止の発生後、原子炉スクラムに失敗する。主蒸気隔離弁が閉止されると原子炉圧力が上昇し、原子炉圧力高信号で再循環系ポンプがトリップする。主蒸気隔離弁の閉止により、タービン駆動給水ポンプはトリップするが、電動駆動給水ポンプが自動起動して給水が継続される。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁の作動に伴うサブプレッション・チェンバへの蒸気放出</u>を想定している。</p>

No.	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
7	LOCA 時注水 機能喪失 (中小破断) [SE]	<p>外部電源喪失及び LOCA 発生により原子炉水位は低下するが、逃がし安全弁（自動減圧機能）7 弁を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）による注水を開始する。</p> <p>本事象は、<u>原子炉冷却材喪失時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出</u>を想定している。また、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）7 弁の手動開放に伴うサブプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出及びサブプレッション・チェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
8	格納容器バイパス (残留熱除去系配管破断) [ISLOCA]	<p>ISLOCA 時は、残留熱除去系からの漏えいを想定し、破断口からの冷却材流出による水位低下により、原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位が維持される。その後、逃がし安全弁（自動減圧機能）7 弁を手動開放させ、低圧炉心スプレイ系による注水を開始する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）7 弁の手動開放に伴うサブプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
9	雰囲気圧力・温度 による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)	<p>大破断 LOCA により原子炉水位は低下し、炉心が損傷・溶融する。その後、低圧代替注水系（常設）及び代替循環冷却系により、原子炉格納容器を冷却・減圧する、又は、代替循環冷却系が使用できない場合、格納容器ベントによって、原子炉格納容器を減圧する。</p> <p>本事象は、<u>原子炉冷却材喪失時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出及びサブプレッション・チェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
10	水素燃焼	<p>本事象は、<u>原子炉冷却材喪失時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出及びサブプレッション・チェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>

No.	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
1 1	高圧溶融物放出／格納容器 雰囲気直接加熱	給水喪失により原子炉水位は低下し、炉心が損傷・溶融する。その後、逃がし安全弁（自動減圧機能）2弁を手動開放させ、原子炉圧力容器の圧力を低下することで、高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の発生を防止する。
1 2	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	本事象は、 <u>逃がし安全弁（自動減圧機能）2弁の手動開放に伴うサブプレッション・チェンバへの多量の過熱蒸気放出</u> を想定している。
1 3	溶融炉心・コンクリート相互作用	また、 <u>高温の溶融炉心と水との接触に伴う蒸気等のペDESTAL（ドライウエル部）からドライウエルを介したサブプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出</u> を想定している。

表 2-2 重大事故等時に生じる動荷重のまとめ表

	重要事故 シーケンス等	動荷重			
		逃がし 安全弁	LOCA	FCI	ベント
1	高圧・低圧注水機能喪失 (給水喪失) [TQUV]	○			●
2	高圧注水・減圧機能喪失 (給水喪失) [TQUX]	○			
3	全交流動力電源喪失 [TB]	○			
4	崩壊熱除去機能喪失 (取水機能喪失) [TW]	○			
5	崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系機能喪失) [TW]	○			●
6	原子炉停止機能喪失 [ATWS]	○			
7	LOCA 時注水機能喪失 (中小破断) [SE]	○	○		●
8	格納容器バイパス (残留熱除去系配管破断) [ISLOCA]	○			
9	雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)		○		●*
10	水素燃焼		○		●
11	高圧溶融物放出/ 格納容器雰囲気直接加熱	●*		●	
12	原子炉圧力容器外の溶融燃料 - 冷却材相互作用	●		●*	
13	溶融炉心・コンクリート相互作用	●		●	

○：設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下と考えられるもの

●：設計基準事故時に考慮されていないもの

●*：設計基準事故時に考慮されていないもののうち、動荷重評価で代表するもの

2.3 重要事故シーケンス等のうち他の重要事故シーケンスで包絡できると考えられるものについて

2.2 で抽出した重大事故等時に生じる動荷重のうち、重要事故シーケンス等のうち他の重要事故シーケンスで包絡できると考えられるものについて、検討する。

逃がし安全弁作動時の動荷重のうち、設計基準事故時に想定される動荷重と同等以下と考えられる重要事故シーケンスについては、一部のパラメータが設計基準事故時のパラメータを超えるため、動荷重への影響検討が必要である。

検討のため、原子炉格納容器に対する逃がし安全弁の動荷重の考え方について、設計基準事故時の設計条件について記載する。設計条件は、東海第二の実機試験により、非凝縮性ガスによる気泡脈動の圧力振幅が支配的であることを確認しているため、この圧力振幅に基づき動荷重が設定されている（図 2-1）。排気管内の非凝縮性ガスに保留されている非凝縮性ガスの体積は、設計基準事故時と重大事故等時で変わらないため、重大事故等時の気泡脈動による圧力振幅は設計基準事故時と同等以下と考えられる。非凝縮性ガスの放出後は、原子炉压力容器から放出された蒸気が凝縮する過程で圧力振幅が生じるが、図 2-1 で示すように既往の試験から不安定凝縮しなければ、気泡脈動による動荷重を上回ることはないため、逃がし安全弁作動時の蒸気が安定的に凝縮できることを確認することにより、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下と考えられる。また、既往の試験条件として、多弁作動時による影響、原子炉压力容器圧力による影響も確認されていることから、以下の観点で設計基準事故時と重大事故等時のパラメータを比較し、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下となるかを確認する。

- ・ サプレッション・チェンバ内のプール水温

プール水温が設計基準事故時（サプレッション・チェンバの最高使用温度）より高くなる場合、原子炉压力容器より放出される蒸気による不安定凝縮が生じる可能性があるため、動荷重が設計基準事故時より大きくなる可能性がある

- ・ 逃がし安全弁作動時の弁数

逃がし安全弁作動時に作動する弁の数が設計基準事故時より多い場合、既往の試験結果で確認している多弁作動時の圧力振幅が大きくなり、動荷重が設計基準事故時より大きくなる可能性がある

- ・ 逃がし安全弁作動時の原子炉压力容器圧力

逃がし安全弁は原子炉压力容器圧力に応じた吹出量を放出するため、逃がし安全弁作動時の圧力が設計基準事故時より大きくなった場合、動荷重が設計基準事故時より大きくなる可能性がある

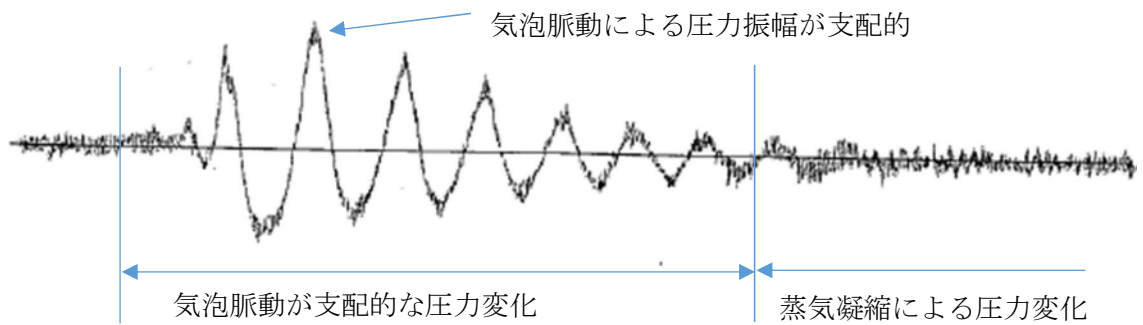


図 2-1 東二実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形
(横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料 2 ③)

整理した結果を表 2-3 に示す。その結果，以下の 2 つの重要事故シーケンス等で生じる動荷重は，設計基準事故の評価条件を超えるパラメータがあるため，影響評価が必要と判断した。

- ・全交流動力電源喪失

プール水温は約 100 °C に達しており，さらに，減圧完了までの間に約 119 °C まで上昇するため，設計基準事故時のプール水温 °C を超える。

- ・原子炉停止機能喪失時

主蒸気隔離弁閉止後の原子炉停止失敗に伴い，逃がし安全弁 18 弁が動作するため，設計基準事故時に設計上考慮している最大 17 弁を超える。このとき，原子炉圧力が約 8.19 MPa[gage] まで上昇するため，既往の試験で確認している試験条件 (7.37 MPa) を超える。

表 2-3 重大事故等時に生じる動荷重の整理結果 (1/2)

重要事故シナリオ等	高圧・低圧注水機能喪失 (給水喪失)	高圧注水・減圧機能喪失 (給水喪失)	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失 (取水機能喪失)	崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系機能喪失)	原子炉停止機能喪失時	LOCA時注水機能喪失 (中小破断)	格納容器バイパス (残留熱除去系配管破断)
逃がし安全弁作動時 (排気管からサプレッション・チェンバへの流入)	<p><u>他シナリオに包絡</u></p> <p>原子炉圧力容器を急速減圧する事象発生後早期 (約 25 分) 時点での原子炉圧力容器圧力は 7.79 MPa[gage]以下、プール水温は 53 °Cであり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失時に、プール水温は全交流動力電源喪失に包絡される。</p> <p>また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 7 弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。</p>	<p><u>他シナリオに包絡</u></p> <p>原子炉圧力容器が急速減圧される事象発生後早期 (約 31 分) 時点での原子炉圧力容器圧力は 7.79 MPa[gage]以下、プール水温は 52 °Cであり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失時に、プール水温は全交流動力電源喪失に包絡される。</p> <p>また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 2 弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。</p>	<p><u>DBA に包絡されると考えられるもの</u></p> <p>長期TBシナリオでは、減圧開始時点でのプール水温は約 100 °Cに達しており、さらに、減圧完了までの間に約 119 °Cまで上昇する。</p> <p>このため、設計基準事故時のプール水温 <input type="text" value="119"/> °Cを超えることから設計基準事故時の動荷重を超える可能性があるため、影響評価を実施する。</p> <p>また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 7 弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。</p>	<p><u>他シナリオに包絡</u></p> <p>原子炉圧力容器の減圧を開始するプール水温が 65 °C到達時点での原子炉圧力容器圧力は 7.79 MPa[gage]以下であり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失時に、プール水温は全交流動力電源喪失に包絡される。</p> <p>また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 7 弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。</p>	<p><u>他シナリオに包絡</u></p> <p>原子炉圧力容器の減圧を開始するプール水温が 65 °C到達時点での原子炉圧力容器圧力は 7.79 MPa[gage]以下であり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失時に、プール水温は全交流動力電源喪失に包絡される。</p> <p>また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 7 弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。</p>	<p><u>DBA に包絡されると考えられるもの</u></p> <p>原子炉圧力容器の除熱の過程で、プール水温は約 115 °Cまで上昇するが、プール水温は全交流動力電源喪失に包絡される。</p> <p>また、主蒸気隔離弁閉止後の原子炉停止失敗に伴い、逃がし安全弁 18 弁が動作するものの原子炉圧力が約 8.19 MPa[gage]まで上昇しており、原子炉圧力の上昇率が設計基準事故時より高くなることから設計基準事故時の動荷重を超える可能性があるため、影響評価を実施する。</p>	<p><u>他シナリオに包絡</u></p> <p>原子炉圧力容器が急速減圧される事象発生後早期 (約 25 分) 時点での原子炉圧力容器圧力は 7.79 MPa[gage]以下、プール水温は 52 °Cであり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失時に、プール水温は全交流動力電源喪失に包絡される。</p> <p>また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 7 弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時に包絡される。</p>	<p><u>他シナリオに包絡</u></p> <p>原子炉圧力容器が急速減圧される事象発生後早期 (約 15 分) 時点での原子炉圧力容器圧力は 7.79 MPa[gage]以下、プール水温は 44°Cであり、原子炉圧力容器圧力は原子炉停止機能喪失時に、プール水温は全交流動力電源喪失に包絡される。</p> <p>また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁 7 弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時に包絡される。</p>
ドライウエル圧力上昇時等 (ベントからサプレッション・チェンバへの流入)	<p><u>他シナリオに包絡</u></p> <p>1 Pd での格納容器ベント実施を想定することから、格納容器ベント実施時のガス放出流量は、格納容器過圧・過温破損 (1.5 Pd での格納容器ベントを想定) に包絡される。</p>	-	-	-	<p><u>他シナリオに包絡</u></p> <p>1 Pd での格納容器ベント実施を想定することから、格納容器ベント実施時のガス放出流量は、格納容器過圧・過温破損 (1.5 Pd での格納容器ベントを想定) に包絡される。</p>	-	<p><u>他シナリオに包絡</u></p> <p>1 Pd での格納容器ベント実施を想定することから、格納容器ベント実施時のガス放出流量は、格納容器過圧・過温破損 (1.5 Pd での格納容器ベントを想定) に包絡される。</p>	-

表 2-3 重大事故等時に生じる動荷重の整理結果 (2/2)

重要事故 シーケンス等	格納容器過圧・過温破損	水素燃焼	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互 作用	溶融炉心・コンクリート相互作用
逃がし安全弁作 動時 (排気管からサ プレッション・ チェンバへの流 入)	—	—	<u>DBA で考慮されていない</u> 原子炉水位が低下し燃料有効長底部から燃料有効長の 20 %上の位置に到達した時点で、原子炉圧力容器の減圧を実施していることから、原子炉圧力容器内の蒸気が露出した燃料に熱せられ過熱状態となる。よって、逃がし安全弁作動時に生じる動荷重について過熱蒸気の影響評価を実施する。	<u>他シーケンスと同じ</u> 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱と同じシーケンス。	<u>他シーケンスと同じ</u> 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱と同じシーケンス。
ドライウエル圧 力上昇時等 (ベントからサ プレッション・ チェンバへの流 入)	<u>DBA で考慮されていない</u> 大破断 L O C A を起因事象とするシナリオであり、事象発生後短期間における原子炉格納容器内の圧力・温度挙動及び生じる動荷重は設計基準事故時の大破断 L O C A と同等となるため、DBA に包絡される。 格納容器ベントの実施を想定する場合には、一時的なベント管の蒸气流束の増加及びサプレッション・チェンバ内のプール水表面での減圧沸騰が大きくなることが考えられるため、影響評価を実施する。 格納容器ベント後、長期的な動荷重としてチャギングが継続すると考えられるため、5. にて、影響評価を実施する。	<u>他シーケンスと同じ</u> 格納容器過圧・過温破損と同じシーケンス。	<u>他シーケンスと同じ</u> 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用と同じシーケンス。	<u>DBA で考慮されていない</u> 原子炉圧力容器破損に伴い溶融燃料がベDESTAL内（ドライウエル部）の水に落下した際に、当該溶融燃料と水との相互反応によって、大量の水蒸気が発生する。この時、ドライウエルが急激に加圧されることによってサプレッション・チェンバへ移行するガス・蒸気の流量が増大すると考えられるため、ガス及び蒸気の移行に伴う荷重の影響について考慮する必要がある。	<u>他シーケンスと同じ</u> 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用と同じシーケンス。

2.4 重大事故等時に生じる動荷重のうち設計基準事故時の逃がし安全弁作動時と同等以下と考えられる重要事故シーケンス等

2.3 において、設計基準事故時の動荷重が包絡できるとしたと同等以下と考えられる重要事故シーケンス等について、既往の試験等から、影響評価を実施する。

2.4.1 全交流動力電源喪失時の影響評価

本事象は、事象発生後 8 時間までの原子炉注水を原子炉隔離時冷却系に期待しているため、原子炉圧力容器減圧操作する事象発生後 8 時間時点でプール水温は約 100 °C に達し、さらに、減圧完了までの間に約 119 °C まで上昇する（第 2-2 図）。このことから、原子炉圧力容器減圧操作時点でのプール水温は設計基準事故時（約 °C）を逸脱する。

このため、以下のように検討し、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下となるか影響評価を実施した。

プール水温が設計基準事故時を逸脱する場合

クエンチャを採用した場合の逃がし安全弁作動時の凝縮性能に関しては、図 2-2 で示すように、プール水がほぼ飽和状態となっても不安定凝縮が発生しないことを確認している（参考資料 2 ①）。このため、図 2-1 で示すようにプール水温が 100 °C 以上の飽和水は図 2-2 の 100 °C 付近の飽和水の試験結果と同様に不安定凝縮することはない。また、本事象は原子炉圧力容器圧力が 7.79 MPa 時に逃がし安全弁が動作する。このときの最大蒸気流束は、約 kg/s/m² であるため、図 2-3 で示す試験条件を逸脱しているが、図 2-4 で示すように蒸気流束 kg/s/m² において、蒸気は不安定凝縮をしていない。よって、現状の設計条件を逸脱することではなく、設計基準事故時と同等以下の動荷重となる。

また、蒸気による動荷重への影響の他に非凝縮性ガスの動荷重への影響が考えられるが、このときの荷重として支配的な気泡脈動荷重については、逃がし安全弁排気管内に保留されている非凝縮性ガスの放出に伴う荷重であり、排気管内の非凝縮性ガスの体積は設計基準事故時と同等である。また、気泡脈動荷重は、サプレッション・チェンバ内での凝縮を伴わないことから、プール水温上昇による影響を受けない。

よって、蒸気的不安定凝縮が生じなければ、上記で示すように設計基準事故時の動荷重を上回ることは無いため、SA 時の逃がし安全弁作動時の蒸気が安定的に凝縮できることを確認することにより、設計基準事故時と同等以下であることを確認した。

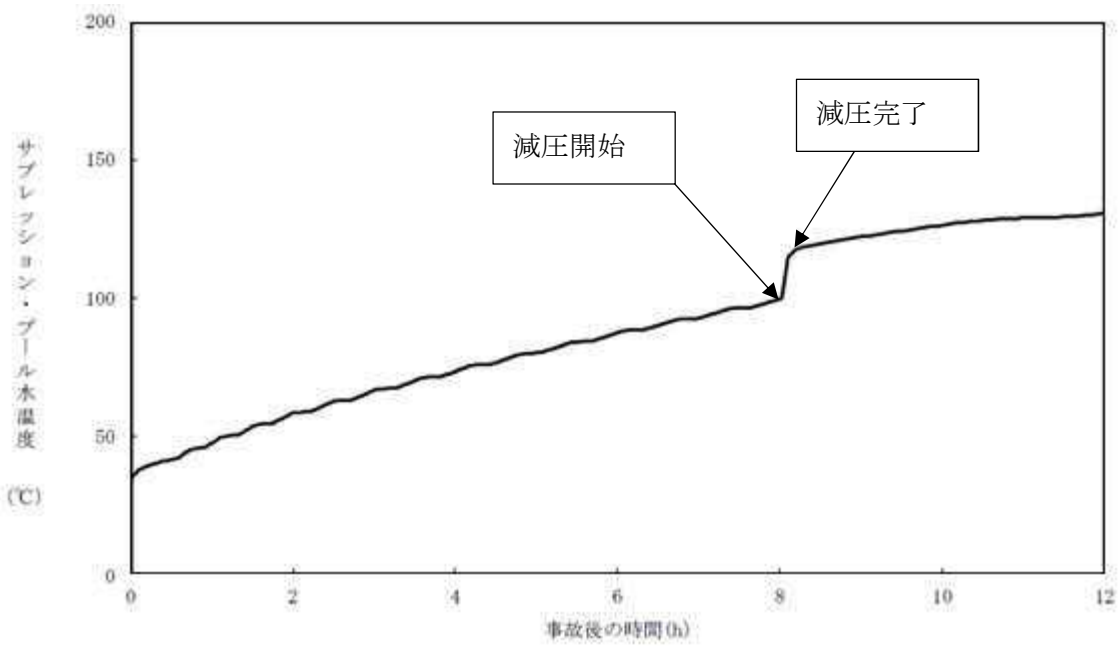


図 2-2 全交流動力電源喪失時のプール水温度の時刻歴



図 2-3 蒸気凝縮時の圧力変動と水温の関係*1

注記 *1: “MARK-I 型格納容器の動荷重評価について”, MARK-I 型格納容器評価検討会, 昭和 59 年 5 月 (参考資料 2 ①)

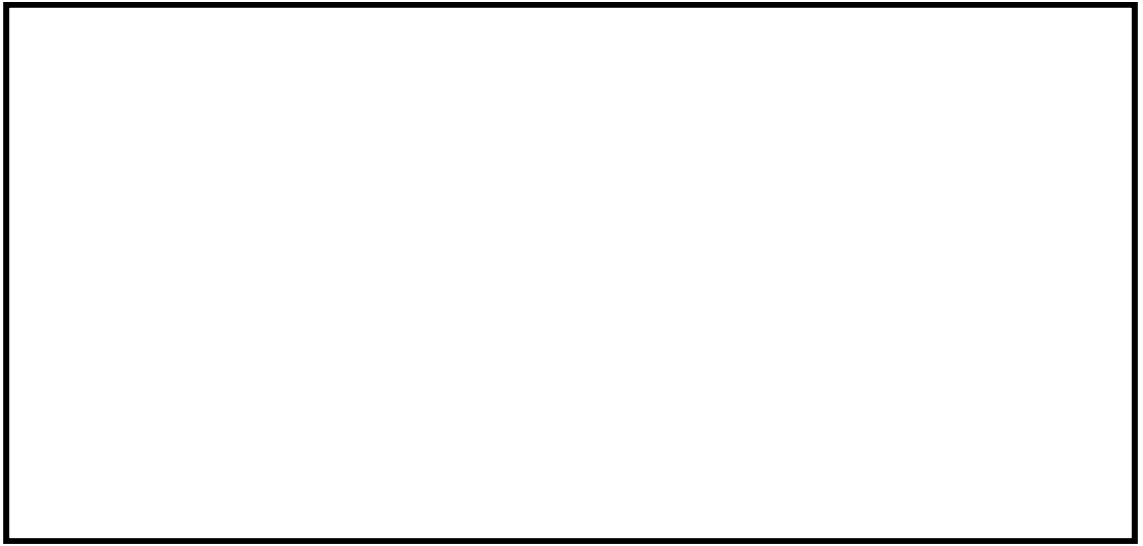


図 2-4 蒸気流束及びプール水温と凝縮性能の関係 (クエンチャタイプ)
(参考資料 2 ①, ②)

2.4.2 原子炉停止機能喪失時の影響評価

主蒸気隔離弁閉止後の原子炉停止失敗に伴い、逃がし安全弁 18 弁が動作するため、既往の試験結果で確認している多弁作動時の弁数より多く、設計基準事故時に設計上考慮している最大 17 弁より多い。また、このときに原子炉圧力が約 8.19 MPa[gage]まで上昇するため、既往の試験で確認している試験条件 (7.37 MPa) を超える。

上記の 2 つの事象について、以下のように検討し、設計基準事故時に生じる動荷重の同等以下となるか影響評価を実施した。

(1) 逃がし安全弁 18 弁作動時の影響評価

東海第二発電所及び海外プラントで逃がし安全弁作動時の実機試験を実施しており、以下のことが確認されており、このことから考察できる。

- ・東海第二の実機試験で全主蒸気隔離弁同時閉し、スクラム成功後に 弁の逃がし安全弁が作動したときに測定された圧力振幅は、単弁作動時と同等の結果
- ・海外プラントの実機試験で複数の逃がし安全弁を手動開とし、各試験で有意な差がない
- ・東海第二の実機試験で測定された圧力振幅は、クエンチャ近傍で大きく、距離が離れるほど、減衰する

東海第二の実機試験及び海外プラントで確認されている多弁作動時の影響

東海第二の実機試験では、全主蒸気隔離弁を同時閉とすることでプラントをスクラムさせ、逃がし安全弁が吹き出すように試験を実施している。

本試験では、逃がし安全弁は 弁作動しており、多弁作動の圧力振幅を確認している。

図 2-5 に示すように逃がし安全弁作動時の圧力振幅は、単弁作動時と比較し、多弁作動時の方が小さい結果であった。多弁作動した時に圧力振幅が大きくならなかった理由は、逃がし安全弁の作動タイミングのずれ、排気管の配管長及び非凝縮性ガスが排出される各クエンチャから測定点までの距離の違いによる気泡脈動の位相のずれが生じる。これにより圧力振幅が相殺される等によって、圧力振幅が増幅しなかったものと考えられる。

さらに海外プラントでは複数の逃がし安全弁を複数弁同時に手動開とする実機試験を実施しており、測定された圧力振幅に有意な差がなく、東海第二の試験と同様な理由で圧力振幅が増幅しなかったと考えられる (図 2-6)。^[3]

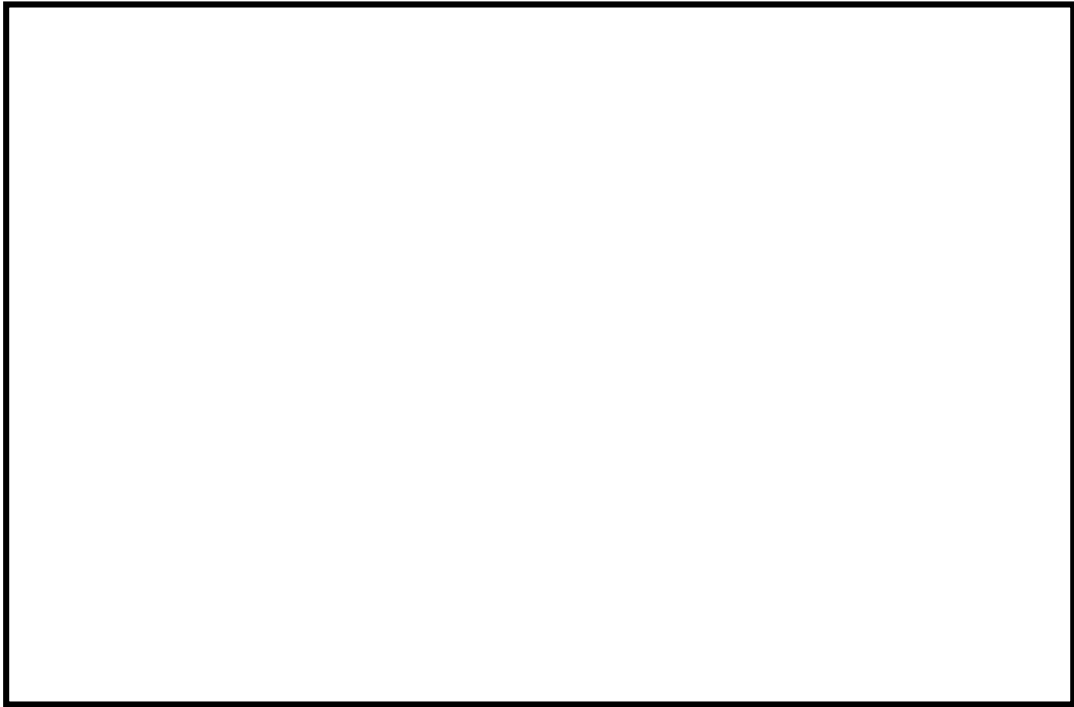


図 2-5 多段弁作動時と単弁作動時の水中圧力脈動の比較
(横軸：測定点，縦軸：圧力振幅) (参考資料 2 ③)

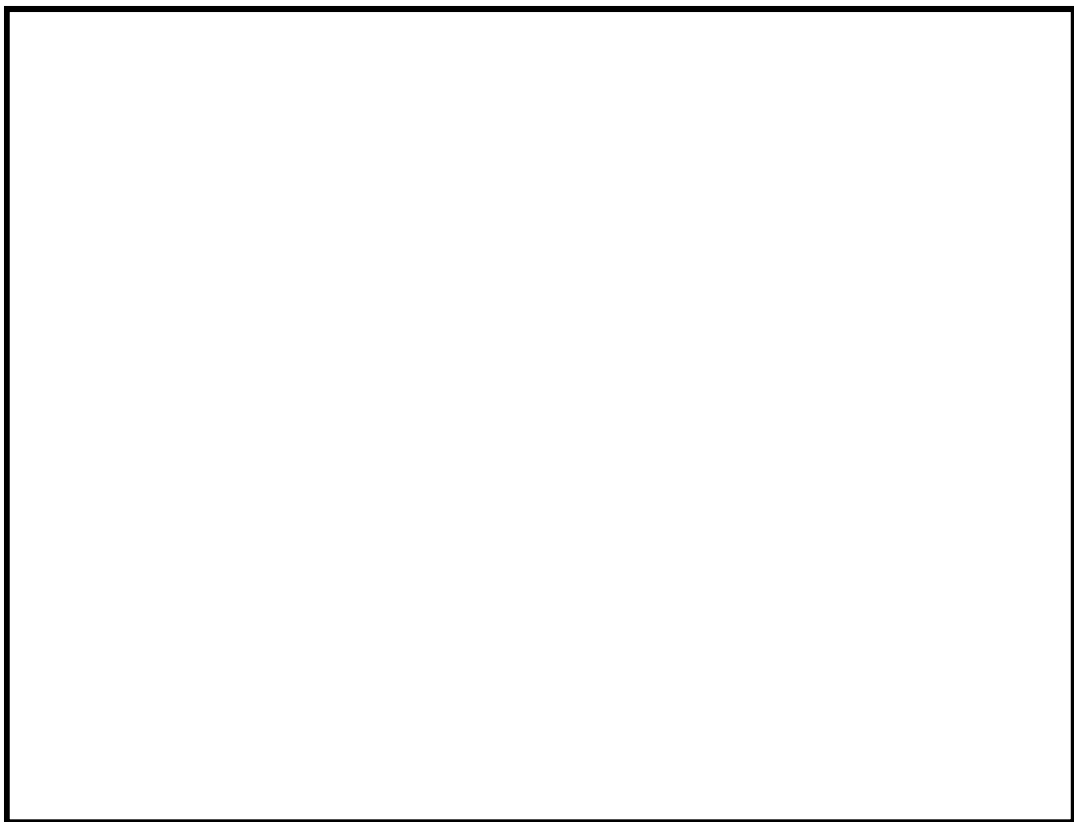


図 2-6 海外プラント実機試験時の圧力振幅

海外プラント実機試験の東海第二への適用性

実機試験を実施した海外プラントは東海第二と同じMARK-II側格納容器となっている。また、クエンチャの形状が同等であること、クエンチャの配置については、対称的な配置が同様である（図2-7）。これらのことから、海外プラントと東海第二は類似した形状であるため、実機試験の結果は適用できる。

図2-7 海外プラントと東海第二の比較

海外プラント ^[3]	東海第二

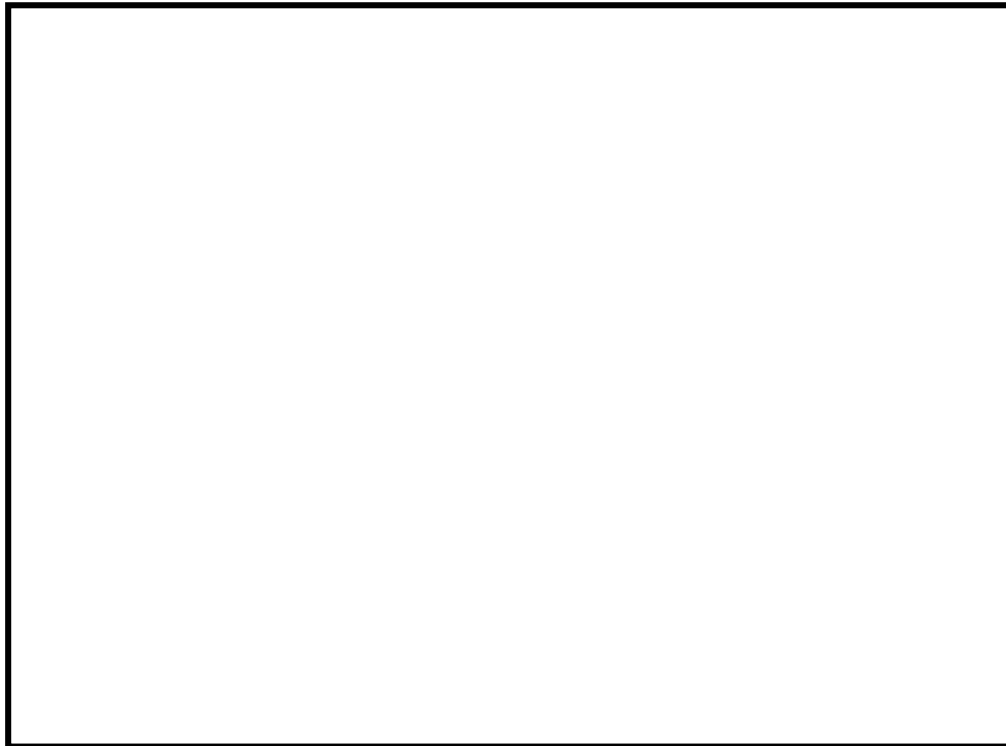
海外プラント ^[3]	東海第二

逃がし安全弁の作動タイミングのずれ等による位相のずれについて

逃がし安全弁は、それぞれの弁毎に作動圧（吹出圧力）が定められており、多弁が作動するような状況においても、当該作動圧の違いにより、吹出すタイミングが異なる。また、東海第二の実機試験結果から、同じ作動圧が設定された逃がし安全弁であってもすべてが同時に作動するわけではない。

さらに、排気管の長さは、配管の引き回しによってそれぞれ異なるため、仮に逃がし安全弁が同時に作動したとしても、クエンチャ出口で気泡が形成されるタイミングにはずれが生じる。

これらのことから、逃がし安全弁が複数弁作動した場合においては、それぞれの圧力振幅の位相にずれが生じる。よって、これらの荷重が作用する原子炉格納容器バウンダリにおいては、位相の一致による圧力振幅の増加が生じることはない。



系統	対象	吹出圧力[MPa]	排気管の長さ[m]
主蒸気系 A	D 弁クエンチャ	7.37	
	G 弁クエンチャ	7.44	
	H 弁クエンチャ	7.51	
主蒸気系 B	P 弁クエンチャ	7.44	
	M 弁クエンチャ	7.51	
	F 弁クエンチャ	7.58	
	S 弁クエンチャ	7.58	
	B 弁クエンチャ	7.65	
	K 弁クエンチャ	7.65	
主蒸気系 C	N 弁クエンチャ	7.37	
	E 弁クエンチャ	7.44	
	J 弁クエンチャ	7.51	
	A 弁クエンチャ	7.58	
	L 弁クエンチャ	7.65	
	R 弁クエンチャ	7.65	
主蒸気系 D	U 弁クエンチャ	7.44	
	V 弁クエンチャ	7.51	
	C 弁クエンチャ	7.58	

図 2-8 逃がし安全弁の設置位置及び吹出圧力，排気管の長さの関係

東海第二の実機試験で確認されている距離による減衰効果

東海第二での実機試験結果を図 2-9 で示すように圧力振幅はクエンチャから距離に応じて減衰していることを確認しており、距離に応じて動荷重の影響は小さくなる。例として、原子炉格納容器本体の壁面では、壁面から近いクエンチャから受ける圧力振幅はクエンチャ近傍と比較し、小さくなる。

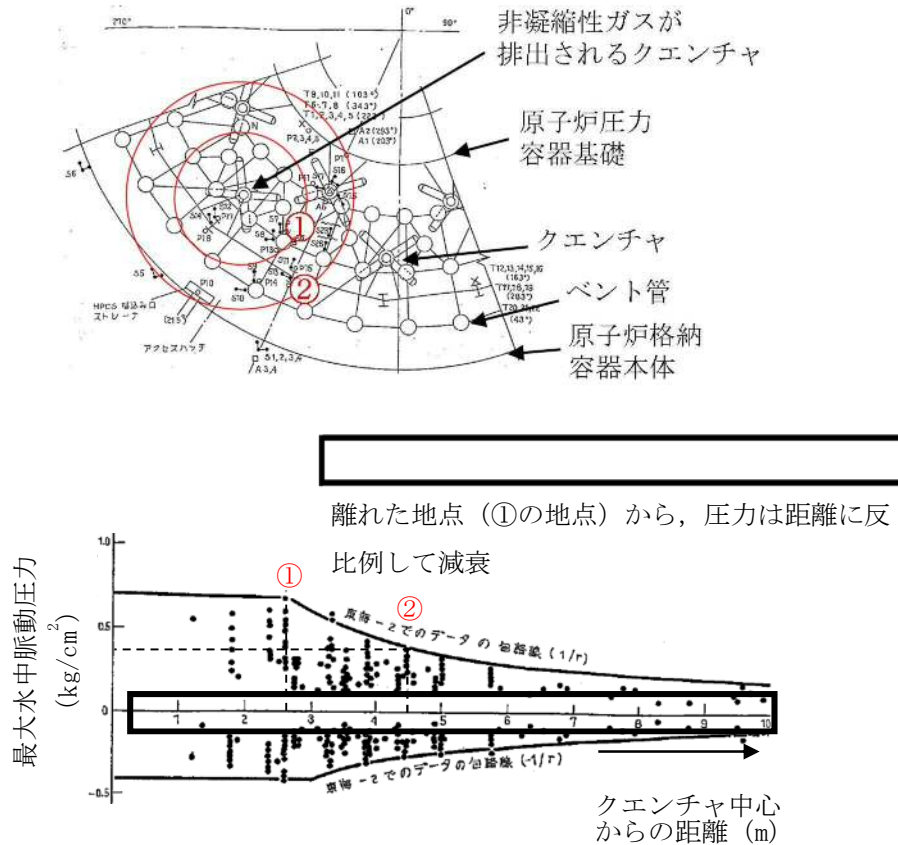


図 2-9 東海第二実機試験時に確認された距離による減衰効果
(参考資料 2 ③)

逃がし安全弁 18 弁作動時における設計基準事故時の動荷重に対する影響

東海第二及び海外プラントの実機試験から、多弁作動時に気泡脈動の位相のずれ等により圧力振幅が増幅していないこと及び距離による減衰が確認されており、重大事故等時に 18 弁の逃がし安全弁が作動しても、設計基準事故時の動荷重と同等以下となる。また、NUREG-0802 において、MARK-II 型原子炉格納容器である海外プラントの実機試験結果から 8 弁及び 19 弁作動時の動荷重は、4 弁の結果の動荷重と同等であることが記載されていることから東海第二の実機試験における 1 弁作動時の動荷重が最も大きくなった結果は妥当と考えられる。

このことから、重大事故等時には、設計基準事故時の動荷重を設計条件とする。

逃がし安全弁 18 弁作動時に生じる動荷重における強度の感度評価

逃がし安全弁 18 弁作動時においては、気泡脈動の位相のずれにより圧力振幅が増幅しないが、保守的に逃がし安全弁作動時に生じる圧力振幅を重ね合わせた場合の強度の感度評価を実施する。

評価に当たっては、各クエンチャと評価点の距離による減衰を考慮する。また、各クエンチャから生じる気泡脈動が独立して評価点に到達するものとし、そのときのそれぞれの圧力振幅を重ね合わせる（図 2-10）。具体的には、クエンチャから評価点に到達する全ての気泡脈動がピーク値で一致することは統計学的に極めて低いことから、各ピーク値を二乗和平方根により圧力振幅を算出し、評価する。なお、NUREG-0487^[4]には、複数の逃がし安全弁作動時の荷重の重ね合わせの評価には二乗和平方根を用いることが記載されている。評価点は、強度評価として裕度の小さい原子炉格納容器本体で実施する（参考資料 5）。なお、評価点の選定は、原子炉格納容器本体に近いクエンチャから最短距離の評価点（図 2-10 評価点 1）とクエンチャ 2 か所の中間位置の評価点（図 2-10 評価点 2）とする。

各クエンチャから生じる圧力振幅を重ね合わせた結果、以下のようになった。

評価点	P/P_B	圧力振幅 [kg/cm ²]
1		
2		

任意のクエンチャからの圧力振幅： $P_n = 2 \frac{r_0}{r} \cdot P_B$

東海第二の実施危険時の圧力振幅の最大値： P_B (+0.84 / -0.39 kg/cm²)

クエンチャのアーム長さ相当： r_0 (約 m)

クエンチャ中心からの距離： r

評価点における最大圧力振幅： $P = \sqrt{P_1^2 + P_2^2 + \dots + P_n^2}$

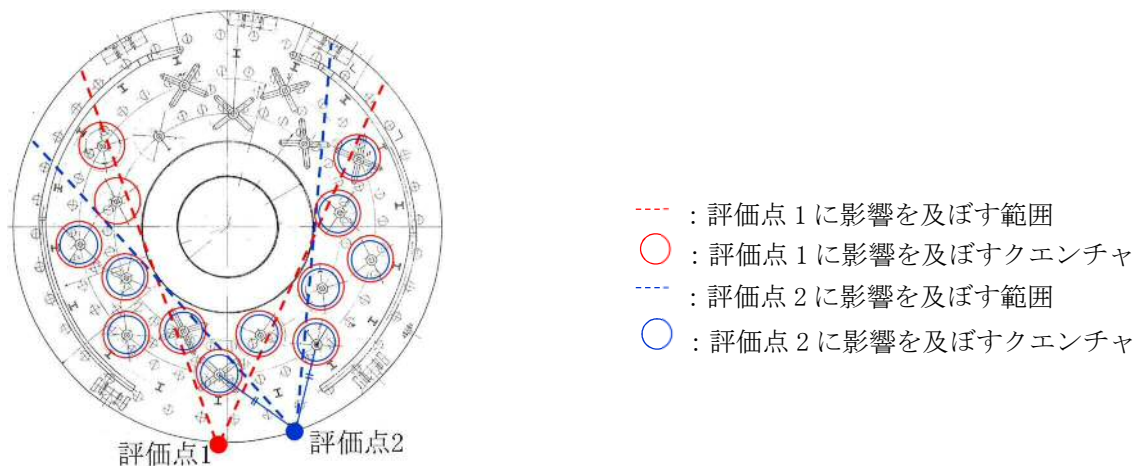


図 2-10 感度評価を実施する評価点

強度の感度評価に当たっては、強度評価と同様に、保守的に圧力振幅の重ね合わせた結果で得られた原子炉格納容器本体に生じる動荷重の最大値を一様に負荷させて評価を実施する（図 2-11）。評価対象部位を図 2-12 に示す。

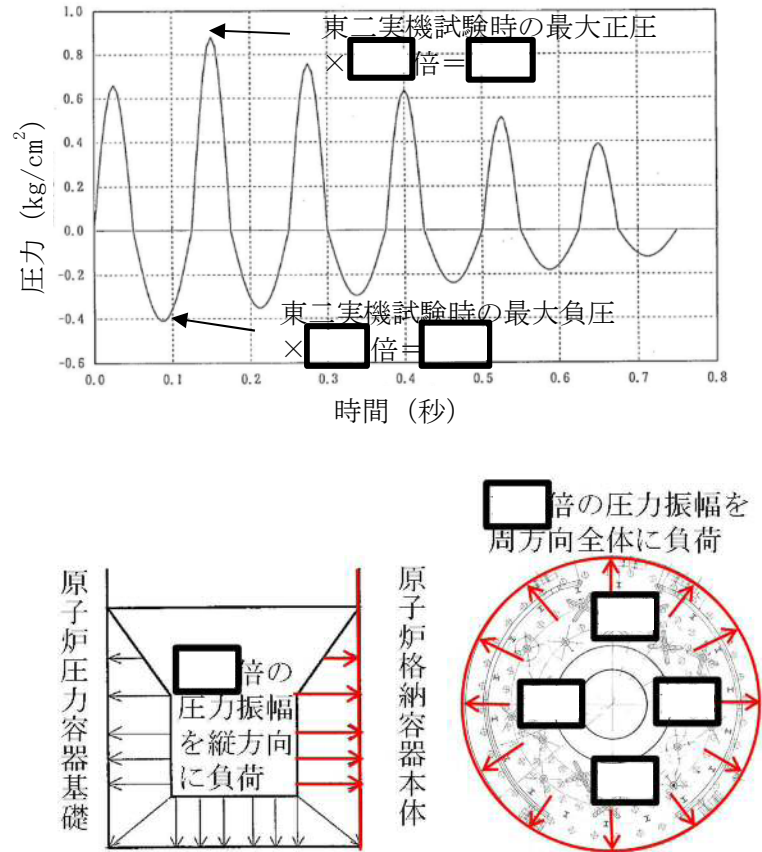


図 2-11 強度評価における評価上の保守性のイメージ

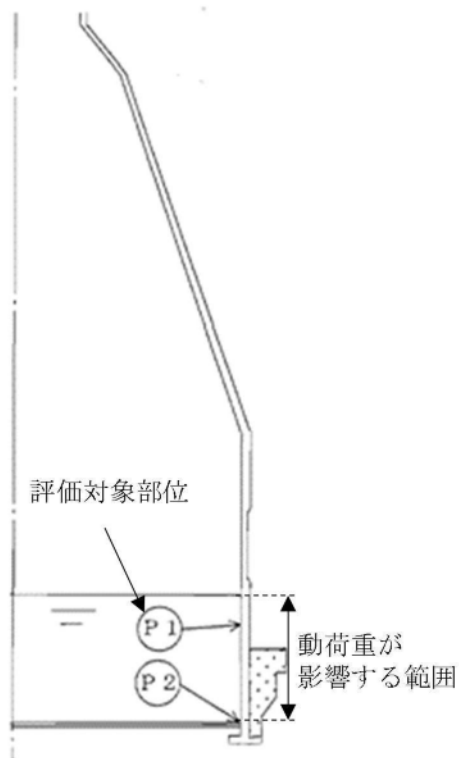


図 2-12 動荷重の感度評価を実施する部位

評価した結果，以下のように十分な裕度があることを確認した。なお，評価は，逃がし安全弁作動時の荷重の組合せを考慮し，重大事故等時の内圧と動荷重を組み合わせた。また，18 弁が作動するタイミングは，事象初期であるため，サプレッション・チェンバ内のプール水位は通常運転時の水位とする。

荷重の組合せ	発生応力	許容応力	裕度
死荷重＋水頭圧（通常水位） ＋18 弁作動時圧力（6kPa） ＋SRV 作動時（多弁影響補正）			

注記 *1：18 弁作動時の原子炉格納容器圧力

*2：動荷重による発生応力は簡易評価にて実施。発生応力のうち円周方向の動荷重成分を記載。

*3：許容応力状態 V_A としての IV_A 許容限界を用いる。（限界温度（200 °C）における許容値）

(2) 原子炉圧力の上昇率が設計基準事故時より高くなる場合の影響評価

有効性評価結果及び既往の試験結果を考慮した設計基準事故時の動荷重に対する影響評価

本事象においては、主蒸気隔離弁閉止後のスクラム失敗に伴い、原子炉圧力は上昇し、逃がし安全弁の逃がし弁機能の設定圧に応じて18弁が動作するものの原子炉圧力が約8.19 MPa [gage]まで上昇する。この過程において、排気管内の非凝縮性ガスは、逃がし安全弁作動後約0.35秒間*1で放出が完了する。この時間をATWS事象に適用すると、約2.2～2.5秒後に逃がし安全弁が作動するため、約2.55～2.85秒後に非凝縮性ガスの放出が完了すると考えられ、この間原子炉圧力は最大約0.3 MPa程度上昇するため、動荷重に対して影響を及ぼす可能性がある(図2-13)。

注記 *1: 逃がし安全弁の設計上の排気流量を基に、排気管内の非凝縮性ガスがサプレッション・チェンバに全て排出されるまでの時間を計算した結果

(排出されるまでの時間=排気管長(全長が最大となる箇所) / 蒸気の流速)

上記に示すとおり、逃がし安全弁作動時の圧力上昇率による影響よりも逃がし安全弁作動時の原子炉圧力が高い方が動荷重への影響があるが、クエンチャ開発時に実施した試験から、となる(図2-14)。このようにになるのは、原子炉圧力が増加するとともに逃がし安全弁から放出される蒸気が臨界流となり、蒸気流速は増加するものの、蒸気流速はほぼ一定となることで、クエンチャから排出される非凝縮性ガスの放出速度が一定に近づくからと考えられる。

本試験で使用しているクエンチャアームの角度は、(参考資料2 ②)であり、この範囲であれば同等の性能が確保でき、東海第二で採用しているクエンチャアームの角度はその範囲内であるため、本試験結果を適用可能である。また、本試験で使用しているクエンチャアームの孔の放射角度は(参考資料2 ②)であり、東海第二で採用しているクエンチャアームの孔の放射角度はである。クエンチャアームの孔の放射角度は東海第二の方が小さく、クエンチャから排出される気泡が制限され、より安定的に気泡が排出されることから、本試験結果は適用可能である。

以上のことから、逃がし安全弁作動時の動荷重は、圧力上昇率でなく、圧力が上昇したあとの高い原子炉圧力が一定に負荷された方が厳しい値となるが、既往の試験によりとなるため、設計基準事故時の原子炉圧力及び圧力上昇率のパラメータが超えていても、重大事故等時の動荷重は、設計基準事故時と同等と考えられる。

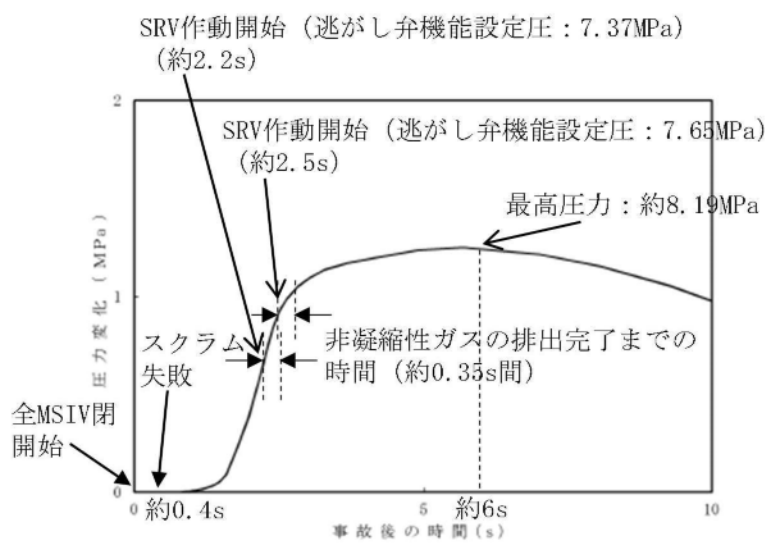


図 2-13 A TWS 事象時の原子炉圧力変化 (運転圧力との差)



図 2-14 模擬圧力容器蒸気源圧力と圧力振幅の関係 (気泡脈動)
(参考資料 2 ②)

ATWS時の最大圧力時に生じる動荷重を踏まえた強度評価

ATWS時の逃がし安全弁作動時の動荷重は設計基準事故時と同等と考えられるが、図 2-14 に示すクエンチャ開発時の試験では原子炉圧力が上昇する条件で実施していない等により、原子炉圧力上昇時の逃がし安全弁作動時の動荷重には不確かさが存在することを踏まえ、設計基準事故時の動荷重を上回る可能性があるため、重大事故等時の動荷重として強度評価を実施する。

東海第二の実機試験結果で得られている逃がし安全弁作動時の圧力振幅とそのときの原子炉圧力から、ATWS時の最高圧力時を線形補間し、圧力振幅を設定する。ATWS時の最高圧力を線形補間したグラフを図 2-15 に示す。また、評価対象部位は、図 2-12 に示す。

なお、図 2-15 では、実機試験で得られたプラス側の圧力振幅のピーク値 (+0.84 kg/cm²) に対して線形補間しており、約 1.1 倍 (0.93/0.84) となる。設計基準事故時の逃がし安全弁作動時の動荷重 [] MPa) に対してこの影響を考慮し、動荷重を [] MPa (次頁の表参照) と設定する。実機試験で得られたマイナス側の圧力振幅のピーク値 (-0.39 kg/cm²) に対して線形補間した場合、直線の傾きがプラス側に比べて小さく、線形補間時に乗じる倍数は約 1.1 倍よりも小さくなることから、より動荷重が大きくなるプラス側の倍数を乗じている。

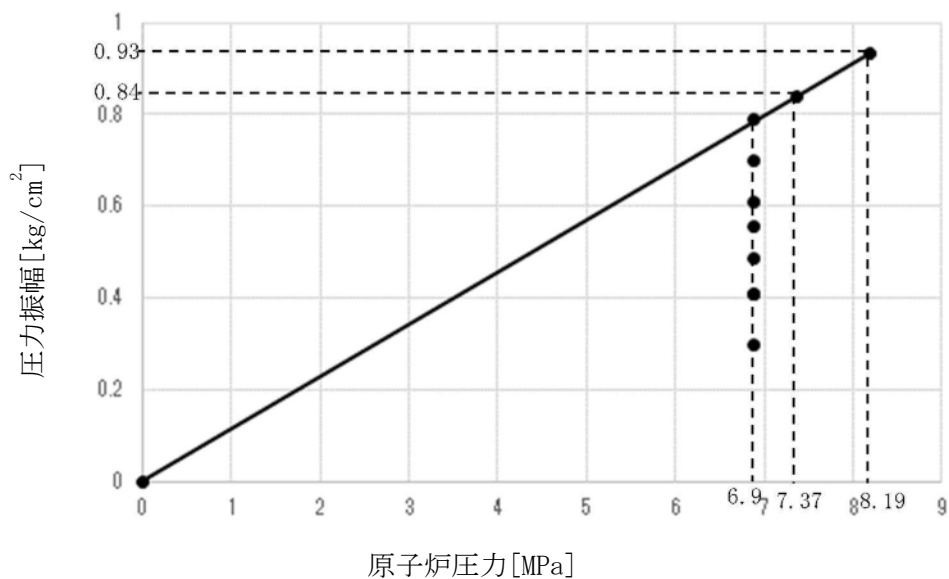


図 2-15 原子炉圧力と線形補間した圧力振幅の関係

評価した結果、以下のように十分な裕度があることを確認した。なお、評価は、逃がし安全弁作動時の荷重の組合せを考慮し、重大事故等時の内圧と動荷重を組み合わせた。また、18弁が作動するタイミングは、事象初期であるため、サプレッション・チェンバ内のプール水位は通常運転時の水位とする。

荷重の組合せ	発生応力	許容応力	裕度
死荷重+水頭圧（通常水位） +18弁作動時圧力（6kPa） +SRV作動時（圧力影響補正）			

注記 *1：18弁作動時の原子炉格納容器圧力

*2：動荷重による発生応力は簡易評価にて実施。発生応力のうち円周方向の動荷重成分を記載。

*3：許容応力状態 V_A としての IV_A 許容限界を用いる。（限界温度（200℃）における許容値）

原子炉格納容器本体の応力評価は、原子炉格納容器の内圧による影響が寄与するため、ATWS時の原子炉圧力最大時の動荷重を考慮しても裕度は大きい結果となった。原子炉格納容器には、他に原子炉圧力容器基礎やベント管等の原子炉格納容器の内部構造物がある。この内部構造物は、原子炉格納容器の内圧による影響が動荷重の影響に比べて小さい。このため、原子炉格納容器の内部構造物についても、ATWS時の圧力上昇を考慮した動荷重を設計条件として、このときの応力を算出し、評価を実施する。

(3) 逃がし安全弁作動時の荷重の組合せを考慮した包絡性

(1)及び(2)で評価を実施し、十分な裕度が確保されることを確認した。逃がし安全弁作動時の動荷重を考慮した荷重の組合せは、参考資料4で示すようにATWS時の最大圧力(200kPa)との組合せがある。以下に示すようにすでに考慮している動荷重の裕度を踏まえても感度評価を実施した裕度の方が大きいことを確認できたため、逃がし安全弁作動時の動荷重との組合せは、参考資料4で示している荷重の組合せで代表できる。

荷重の組合せ	発生応力	許容応力	裕度
死荷重+水頭圧(通常水位) +18弁作動時圧力(6kPa) +SRV作動時(多弁影響補正)			
死荷重+水頭圧(通常水位) +18弁作動時圧力(6kPa) +SRV作動時(圧力影響補正)			
死荷重+水頭圧(SA時の最大水位) +ATWS時最大圧力(200kPa) +SRV作動時			

注記 *1: 動荷重による発生応力は多弁及び最大圧力の比率から簡易的に算出。発生応力のうち円周方向の動荷重成分を記載。

*2: 重大事故等時の長期的な影響を考慮した組合せであるため、重大事故等時のプールの水位及び動荷重の影響範囲が広がったことによる動荷重の寄与が大きくなる箇所が変わるため、その影響を考慮(第2-16図)。動荷重は、設計・建設規格の式から圧力による影響を $P=2S\eta/(Di/t+1.2)$ の関係より簡易的に算出。算出方法は、動荷重が作用する範囲の厚さ t が□mm-□mmとなるため、圧力による影響 P が□倍□となり、動荷重が□MPa-□MPa(円周方向の動荷重成分を記載)と大きくなる。

*3: 許容応力状態 V_A としての IV_A 許容限界を用いる。(限界温度(200℃)における許容値)

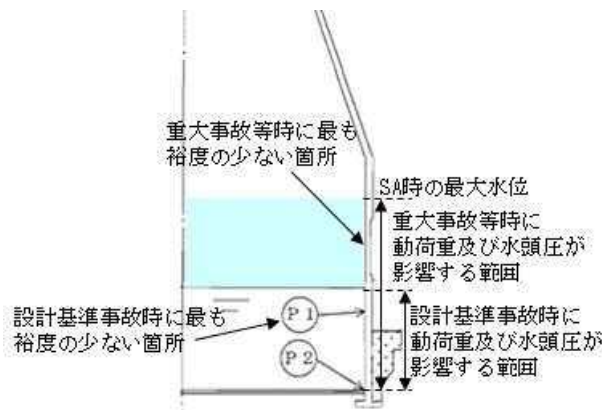


図 2-16 重大事故等時(長期)における動荷重の影響範囲(原子炉格納容器本体)

2.5 重要事故シーケンス等のうち設計基準事故時のLOCA時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出と同等以下となる重要事故シーケンス等

2.3 において、設計基準事故時の動荷重と同等以下となる重要事故シーケンス等について、影響評価が不要とできる理由の妥当性を既往の試験等に基づき、記載する。

LOCA時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出による動荷重はドライウエルで発生した蒸気によって、ベント管内の水、ドライウエル内のガス及び蒸気がサブプレッション・チェンバへ移行することにより生じる。移行する際のパラメータは格納容器破損防止対策の有効性評価の解析の結果から得られるため、その値から評価する。評価の考え方について、表 2-4 に示す。

事象初期に生じる動荷重を評価するためのベント管内の水のサブプレッション・チェンバへの移行、ドライウエルからサブプレッション・チェンバへのガス及び蒸気を含む気体の移行量の最大値は表 2-5 のとおりであり、設計基準事故時のLOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出時の移行量に重大事故等時は包絡される。

また、事象後期にはチャギングによる動荷重が発生するが、設計基準事故時のLOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出時と事象進展は同じであるため、設計基準事故時に考慮している動荷重と同じ条件を設定する。

表 2-4 動荷重の評価の考え方

サプレッション・チェンバへの水等の移行により生じる動荷重	
ベント管内の水の移行	<ul style="list-style-type: none"> ●設計基準事故時の動荷重の設計条件：既往の試験結果（参考資料 2 ④）で確認された水の噴流速度 <input type="text"/> m/s（水の移行量換算 約 <input type="text"/> kg/s/m²）を基に動荷重を算出し，設計条件として適用 ●設計基準事故時と重大事故等時の動荷重の比較方法：上記の水の移行量（約 <input type="text"/> kg/s/m²）と有効性評価の解析結果を基に算出した最大の水の移行量との比較により，重大事故等時の動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する
ドライウエルのガスの移行	<ul style="list-style-type: none"> ●設計基準事故時の動荷重の設計条件：設計基準事故時のドライウエル圧力の解析結果を入力として，プールスウェル解析モデルにより「S/P 内での気泡形成時の気泡圧力」，「気泡によって押し上げられる水面の上昇速度」及び「水面の到達高さ」を解析し，その結果に基づき動荷重を算出し，設計条件として適用 ●設計基準事故時と重大事故等時の動荷重の比較方法：動荷重に影響するドライウエル圧力は S/C へ流入するガス移行量に比例するため，設計基準事故時の解析における最大のガス移行量と有効性評価の解析結果を基に算出した最大のガス移行量との比較により，重大事故等時の動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する
ドライウエルの蒸気の移行	<ul style="list-style-type: none"> ●設計基準事故時の動荷重の設計条件：既往の試験（参考資料 2 ⑤）において蒸気移行量約 <input type="text"/> kg/s/m² までの動荷重を測定しており，その際の最大荷重を蒸気凝縮振動荷重の設計条件として適用。また，既往の試験結果（参考資料 2 ⑤）で測定された特定の条件（蒸気移行量 18～28kg/s/m²，プール水温 40℃以下）での大振幅のチャギング荷重を設計条件として適用 ●設計基準事故時と重大事故等時の動荷重の比較方法：蒸気凝縮振動荷重については，上記の蒸気移行量約 <input type="text"/> kg/s/m² と有効性評価の解析結果を基に算出した最大の蒸気移行量との比較により，重大事故等時の動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する チャギング荷重については，上記の特定の条件と有効性評価の解析結果（蒸気移行量，プール水温）との比較により，重大事故等時の動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する

表 2-5 サプレッション・チェンバへの水等の移行量

事象	水移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	ガス移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	蒸気移行量の 最大値 [kg/s/m ²]
LOCAブローダウン時の高温 水・蒸気の放出（「雰囲気圧力・ 温度による静的負荷（格納容器 過圧・過温破損）」の起因事象で ある大破断LOCAを対象）			
LOCAブローダウン時の高温 水・蒸気の放出（設計基準対処 設備としての設計条件）			

注記 *1：有効性評価の解析結果（MAAP の解析結果から得られる流量をベント管流路断面積で除した値）

*2：既往の試験結果（参考資料 2 ①）

*3：設計基準事故時の原子炉設置変更許可申請書添付書類十の解析結果（解析結果から得られる流量をベント管流路断面積で除した値）

*4：既往の試験結果（参考資料 2 ⑤）

3. 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（DCH）の発生防止のための逃がし安全弁作動時における動荷重の評価について

DCHの発生防止のための逃がし安全弁作動時においては、原子炉圧力容器内の水位が低下し、燃料が露出した後、逃がし安全弁によって、原子炉圧力容器圧力を減圧する。このとき、原子炉圧力容器内で発生する蒸気は露出した燃料に熱せられ過熱状態となるため、排気管からサプレッション・チェンバへ流入する蒸気は、設計基準事故時と異なる性状となる。これにより、蒸気が不安定凝縮する可能性があり、大きな動荷重が生じる恐れがあるため、不安定凝縮することなく、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下となることを確認する。

蒸気凝縮の観点で着目すべき項目としては、短期的にはサプレッション・チェンバ内に流入する蒸気が最大となる逃がし安全弁作動時の蒸気流束及びプール水温のピーク値、及び、長期的には逃がし安全弁作動後の原子炉圧力容器圧力低下に伴う蒸気流束の減少であることから、この2点について、検討を実施した。

3.1 逃がし安全弁作動時の短期的な影響

DCHの発生防止のための逃がし安全弁作動時の短期的な影響として、過熱蒸気によって設計基準事故時に想定していない動荷重が生じる可能性があるため、過熱蒸気と飽和蒸気の違いから影響を検討する。

過熱蒸気は、単位質量あたりに保有するエネルギーが飽和蒸気に比べて高いため、飽和蒸気と異なり、蒸気温度が低下しても蒸気の状態を維持される（図 3-1）。飽和蒸気となるまでは蒸気の状態を維持されるものの、高温の蒸気泡と周囲のプール水との温度差による熱伝達や気泡そのものの膨張により、短時間で蒸気温度が低下し飽和蒸気と同等となる。このため、DCHの発生防止のための逃がし安全弁作動時において、過熱蒸気を持つエネルギーと同等となる飽和蒸気が不安定凝縮していなければ、設計基準事故で生じる動荷重よりも大きくなることはない。

設計基準事故時に生じる飽和蒸気の凝縮時の動荷重は、既往の試験により、蒸気流束とプール水温の関係から、確認できる。

これらのパラメータは有効性評価結果から過熱蒸気を飽和蒸気と仮定して蒸気流束の換算が可能であり、有効性評価結果からプール水温は確認が可能である。ここで確認した蒸気流束及びプール水温と既往の試験結果を比較することで過熱蒸気の凝縮時の動荷重は評価可能である。以下に評価過程を記載する。

①蒸気流束の算出

- ・過熱蒸気のエネルギー流束が最大となるように有効性評価の原子炉圧力（7.79 MPa）、蒸気温度（332 °C）及び排気管出口の流路断面積から蒸気比エンタルピー及び蒸気流束を算出し、サプレッション・チェンバへの流入するエネルギー流束を求める。
- ・算出した結果は、表 3-1 のとおり。

②プール水温の確認

- ・逃がし安全弁作動時のプール水温は、有効性評価結果（57 °C）に基づく（図 3-2、図 3-3）。

③過熱蒸気を飽和蒸気に仮定した場合の蒸気凝縮時の動荷重確認

- ・①、②で確認したエネルギー流束とプール水温の関係から、図 3-4 を用いて蒸気が安定凝縮

するかを確認する。

既往の試験結果であるクエンチャを有しないストレートパイプにおいて、安定凝縮が確認されており、蒸気凝縮による動荷重は非凝縮性ガスによる気泡脈動に包絡される領域であることを確認した。設計基準事故時の動荷重は非凝縮性ガスによる気泡脈動の値を用いているため、DCHの発生防止のための逃がし安全弁作動時の短期的な動荷重は設計基準事故時と同等以下となる。なお、図3-4で示す大振動領域は図3-5で示すようにクエンチャを設けた場合、解消され、プール水温に係らず、蒸気が安定凝縮することを確認している。

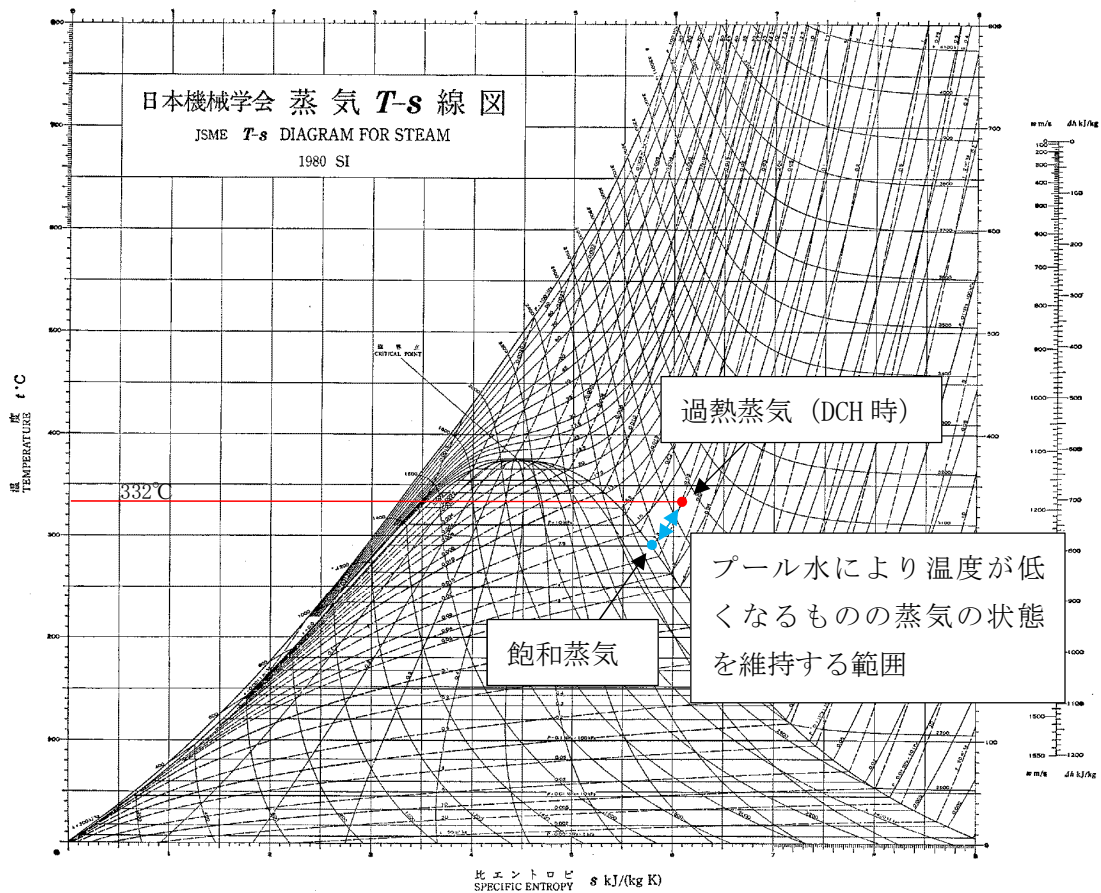


図3-1 蒸気 T-s 線図*1

*1：“工業熱力学” 朝倉書店 1982年

表 3-1 逃がし安全弁作動時のパラメータ

パラメータ	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱
原子炉圧力容器圧力[MPa]	7.79 (解析値)
蒸気温度[°C]	332 (解析値)
蒸気の比エンタルピ [kJ/kg]	
排気管出口の流路断面積[m ²]	
蒸気流束[kg/s/m ²]	
サプレッション・チェンバへの 流入エネルギー流束[MJ/s/m ²]	

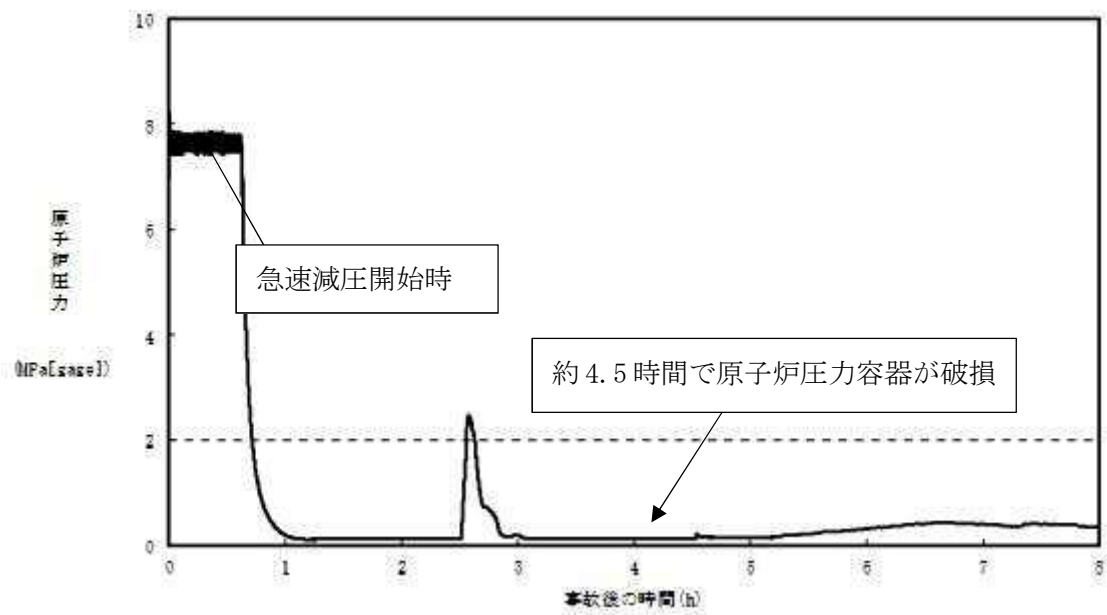


図 3-2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉圧力容器圧力の推移

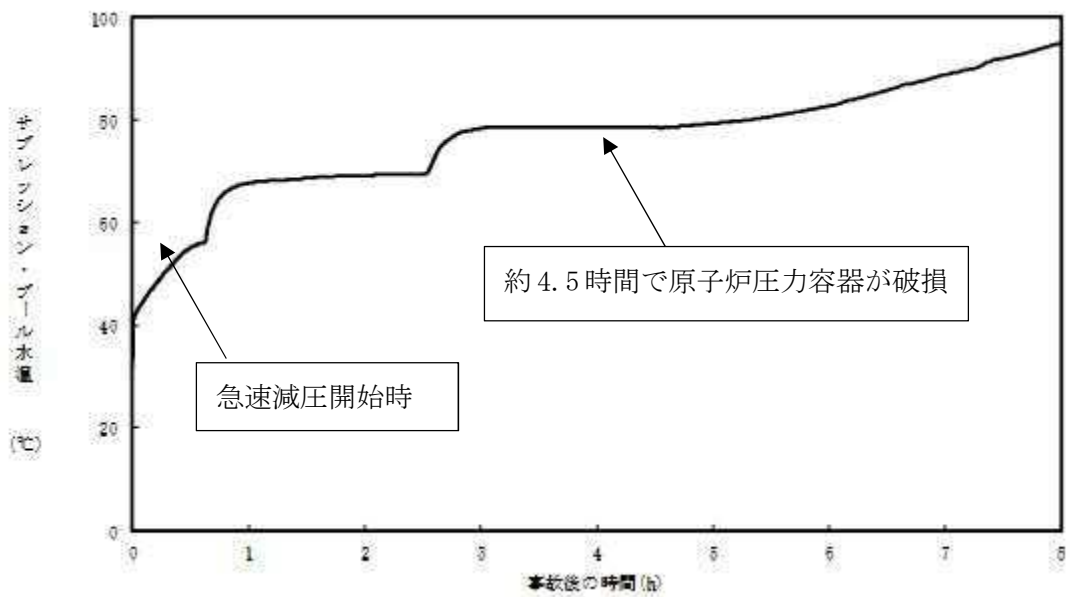


図 3-3 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉格納容器温度の推移

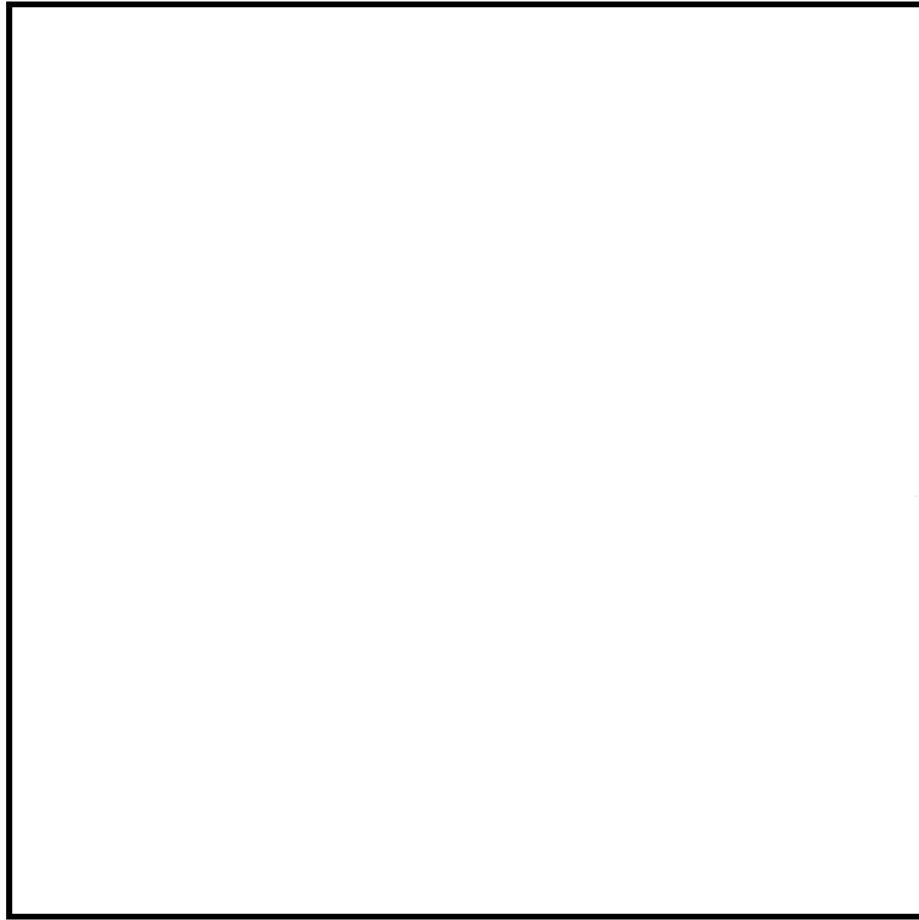


図 3-4 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（ストレートタイプ）
（参考資料 2 ①）



図 3-5 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（クエンチャタイプ）
（参考資料 2 ①, ②）

3.2 逃がし安全弁作動後の長期的な影響

本事象では逃がし安全弁を開保持とするため、原子炉圧力容器の減圧に伴い、蒸気流束が小さくなるため、このときに生じる動荷重として、蒸気凝縮に伴うチャギング等が考えられるため、そのときの動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する。

3.1 と同様に過熱蒸気の蒸気流束及びエネルギー流束とプール水温から、蒸気凝縮時の動荷重への影響を確認した。表 3-2 で示すパラメータのとき、図 3-6 で示す。過熱蒸気が保有するエネルギー流束とプール水温は蒸気が安定凝縮する領域であることを確認した。

表 3-2 逃がし安全弁作動時のパラメータ

パラメータ	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱 (逃がし安全弁作動後 (長期))
原子炉圧力容器圧力[MPa]	0.13 (解析値)
蒸気温度[°C]	586 (解析値)
蒸気の比エンタルピー [kJ/kg]	
排気管出口の流路断面積[m ²]	
蒸気流束[kg/s/m ²]	
サプレッション・チェンバへの 流入エネルギー流束[MJ/s/m ²]	



図 3-6 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係 (クエンチャタイプ)
(参考資料 2 ①, ②)

また、逃がし安全弁作動後、高蒸気流束から低蒸気流束へ遷移する過程においては、図 3-7 で示す。

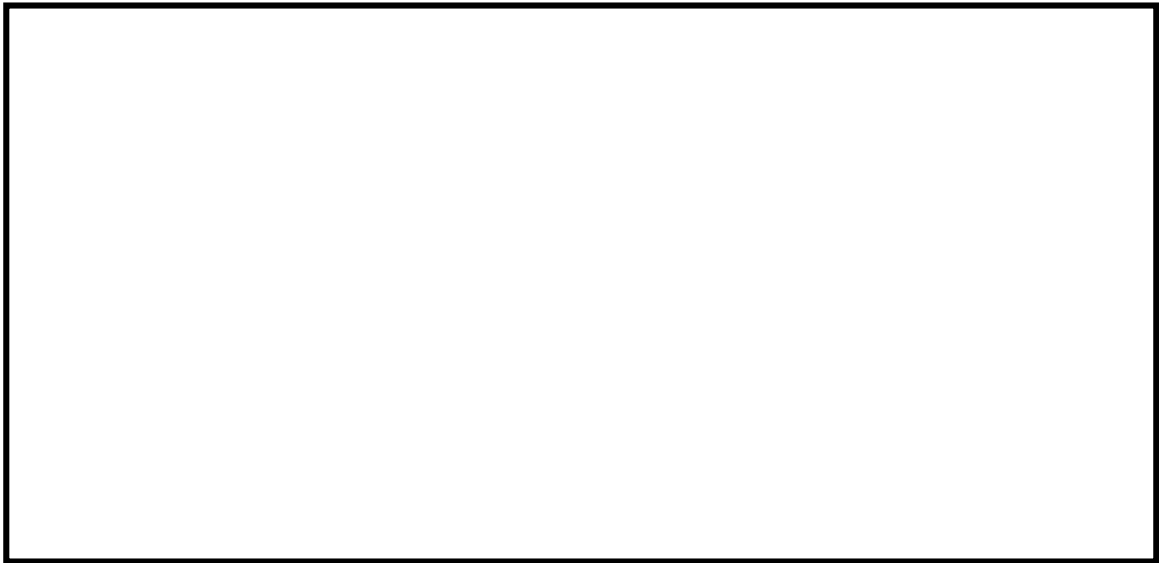


図 3-7 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（クエンチャタイプ）
（参考資料 2 ①，②）

図 3-7 で示すように原子炉圧力容器からサプレッション・チェンバへ放出される蒸気は減少し、異なる圧力振幅が生じる領域を通過する。

このような状況において生じる動荷重は東二の実機試験結果から得られた図 3-8 の結果から、その影響がないことを確認できる。図 3-8 で示すように、動荷重が大きくなるのは逃がし安全弁作動直後に生じる気泡脈動荷重である。気泡脈動荷重は、非凝縮性ガスがサプレッション・チェンバへ移行した際に生じる荷重であり、蒸気による影響ではない。よって、東二の実機試験から原子炉圧力容器からサプレッション・チェンバへ放出される蒸気が減少する過程において、蒸気凝縮による動荷重は気泡脈動荷重を超えることはない。

このことから、逃がし安全弁を開保持し、原子炉圧力容器から蒸気がサプレッション・チェンバに移行した際の蒸気凝縮に伴う動荷重の影響はないことから、設計基準事故時の動荷重として、設定している気泡脈動荷重を超えることはなく、同等以下となることを確認した。

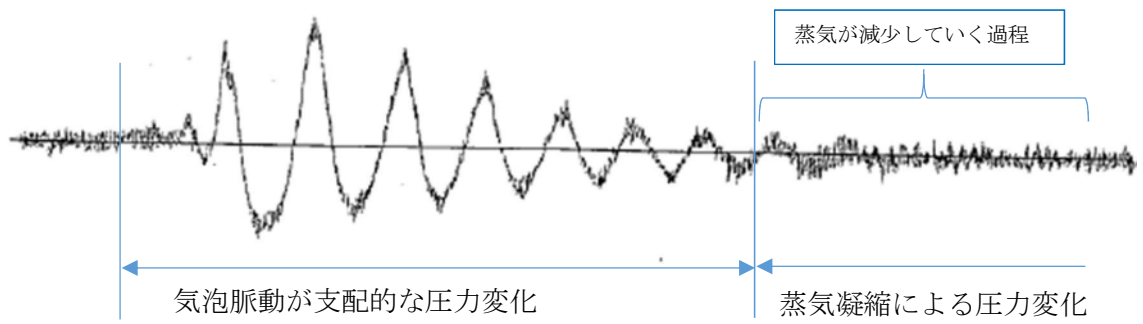


図 3-8 東二実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形
 (横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料 2 ③)

4. 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（FCI）時の動荷重の評価について

FCI時の動荷重はドライウエルで発生した蒸気によって、ベント管内の水、及び、ドライウエル内のガス及び蒸気がサプレッション・チェンバへ移行することにより生じる。移行する際のパラメータは格納容器破損防止対策の有効性評価の解析の結果から得られるため、その値から評価する。評価の考え方について、表 2-4 に示す。

事象初期に生じる動荷重を評価するためのベント管内の水のサプレッション・チェンバへの移行及びドライウエルからサプレッション・チェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量の最大値は表 4-1 のとおりであり、LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出時の移行量が最大となっており、このときの動荷重が最も厳しくなる。LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出は、設計基準事故「原子炉冷却材喪失」の起因事象である大破断LOCA時と同じであり、このときの破断想定は原子炉水位の低下が最も早くなる再循環系配管（出口ノズル）の両端破断としていること、及び、この設計基準事故「原子炉冷却材喪失」時に原子炉格納容器の健全性が確保されることを確認していることから、FCI時は、設計基準事故時に包絡されており、原子炉格納容器の健全性が確保される。なお、FCI発生時には、発生する蒸気によってドライウエルは急激に圧力上昇することから、これに伴う動荷重は大きくなる可能性が考えられるが、有効性評価結果（図 4-1、図 4-2）より、LOCA時の圧力上昇率の方が大きいことを確認しており、設計基準事故時に包絡される（FCI時の圧力上昇率：約 4.6 kPa/s、LOCA時の圧力上昇率：約 8.5 kPa/s）。

また、事象後期にはチャギングによる動荷重が考えられるが、既往の試験よりサプレッション・チェンバ内のプール水の水温（40℃以下）が低く、さらにベント管内の蒸气流束（18～28 kg/s/m²）の特定の領域で振幅の大きな荷重が生じることが確認されているが、FCI時において、プール水温は約□℃、蒸气流束□kg/s/m²以下であり、設計基準事故時に生じる動荷重の影響は大きくなることはない^[2]。

表 4-1 サプレッション・チェンバへの水等の移行量

事象	水移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	ガス移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	蒸気移行量の 最大値 [kg/s/m ²]
原子炉圧力容器破損に伴う F C I 発生時の蒸気発生			
L O C A ブローダウン時の高温 水・蒸気の放出（設計基準対処 設備としての設計条件）			
L O C A ブローダウン時の高温 水・蒸気の放出（「雰囲気圧力・ 温度による静的負荷（格納容器 過圧・過温破損）」の起因事象で ある大破断 L O C A を対象）			

注記 *1：有効性評価の解析結果（MAAP の解析結果から得られる流量をベント管流路断面積で除した値）

*2：既往の試験結果（参考資料 2 ①）

*3：設計基準事故時の原子炉設置変更許可申請書添付書類十の解析結果（解析結果から得られる流量をベント管流路断面積で除した値）

*4：既往の試験結果（参考資料 2 ⑤）

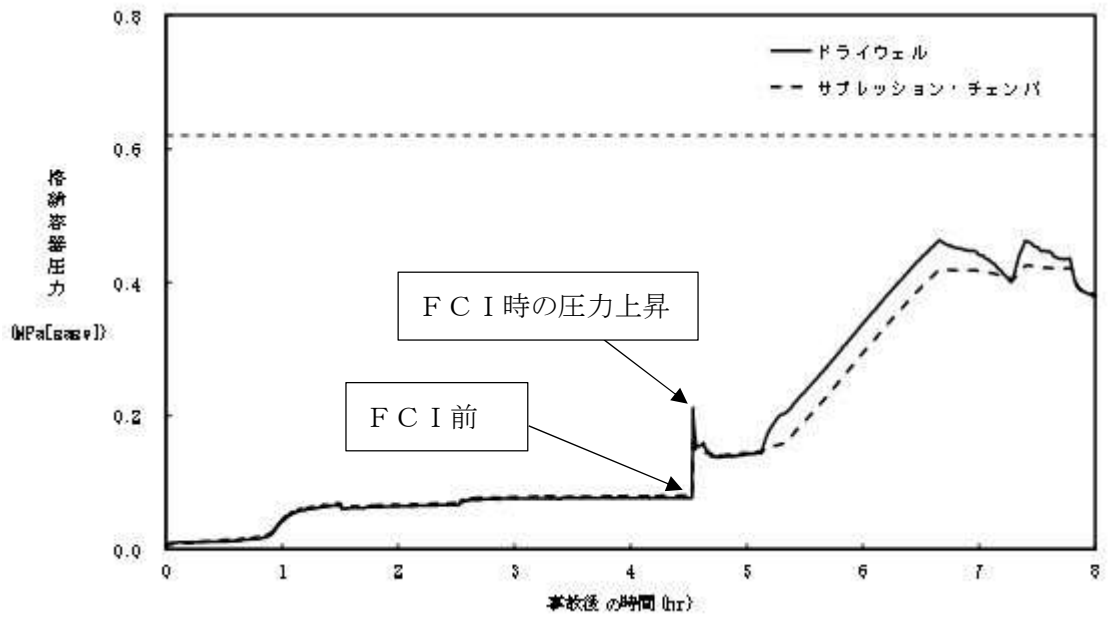


図 4-1 FC I 時の原子炉格納容器圧力の推移

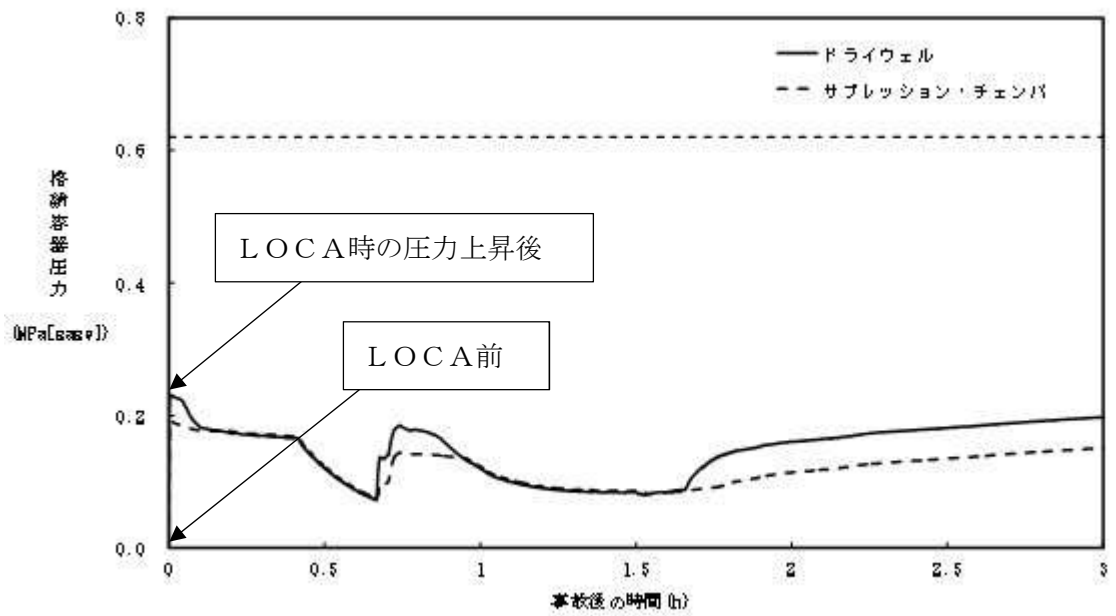


図 4-2 LOCA 時の原子炉格納容器圧力の推移

5. 格納容器ベント時の動荷重の評価について

5.1 格納容器ベント時のサプレッション・チェンバへの水等の移行に伴う影響

格納容器ベント時の動荷重評価は格納容器破損防止対策の有効性評価の解析の結果を用いて評価する。考え方について、表 2-4 に示す。格納容器ベント開始直後はサプレッション・チェンバの圧力低下率が最も大きく、ベント管内の水のサプレッション・チェンバへの移行並びにドライウエルからサプレッション・チェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量が多くなる。

格納容器破損防止対策の有効性評価の解析の結果、ベント管内の水のサプレッション・チェンバへの移行並びにドライウエルからサプレッション・チェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量の最大値は表 5-1 のとおりであり、LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出時の移行量が最大となっており、このときの動荷重が最も厳しくなる。LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出は、設計基準事故「原子炉冷却材喪失」の起因事象である大破断LOCA時と同じであり、このときの破断想定は原子炉水位の低下が最も早くなる再循環系配管（出口ノズル）の両端破断としていること、及び、この設計基準事故「原子炉冷却材喪失」時に原子炉格納容器の健全性が確保されることを確認していることから、格納容器ベント時は、設計基準事故時に包絡されており、原子炉格納容器の健全性が確保される。

表 5-1 サプレッション・チェンバへの水等の移行量

事象	水移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	ガス移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	蒸気移行量の 最大値 [kg/s/m ²]			
格納容器ベント (「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)(代替循環冷却系を使用できない場合)」の格納容器ベント時を対象)						
L O C Aブローダウン時の高温水・蒸気の放出(設計基準対処設備としての設計条件)						
L O C Aブローダウン時の高温水・蒸気の放出(「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」の起因事象である大破断L O C Aを対象)						

注記 *1: 有効性評価の解析結果(MAAPの解析結果から得られる流量をベント管流路断面積で除した値)

*2: 既往の試験結果(参考資料2 ①)

*3: 設計基準事故時の原子炉設置変更許可申請書添付書類十の解析結果(解析結果から得られる流量をベント管流路断面積で除した値)

*4: 既往の試験結果(参考資料2 ⑤)

5.2 格納容器ベント時の水位上昇による影響

格納容器ベント時において、ベント管内の水がサブプレッション・チェンバへ移行するため、サブプレッション・チェンバ内のプール水の水位上昇が生じるが、表 5-1 に示すように、LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出と比較し、水の流量は小さいため、緩やかな上昇となる。このため、動荷重として、LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出に包絡される。なお、このときの格納容器ベント時におけるサブプレッション・チェンバ内のプール水位を図 5-1 に示す。この時の水位上昇は約 0.6 m であるが、この水位上昇に伴う影響は、原子炉格納容器に対する水頭圧であり、静荷重に分類される。この静荷重は、2 Pd 時の静荷重と比較し、小さいため、原子炉格納容器の健全性は維持される。

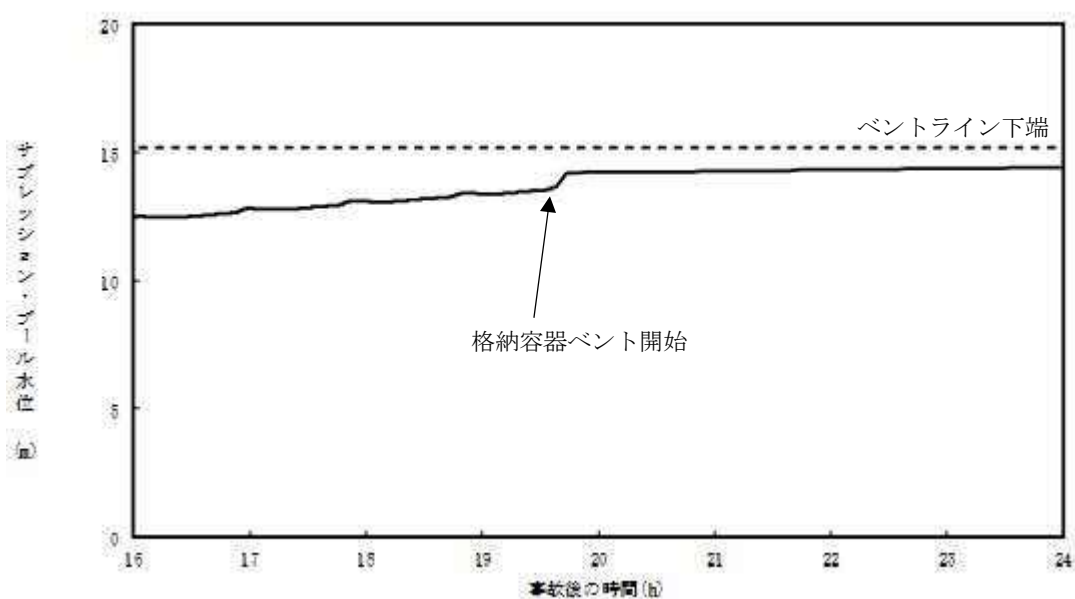


図 5-1 格納容器ベント時のサブプレッション・チェンバ水位上昇

また、重大事故等時の水位上昇による影響としては、設計基準事故時と異なり、水没する真空破壊装置への考慮が必要であるが、水没する真空破壊装置は、重大事故等時に機能を期待していない。ただし、真空破壊装置の構造健全性を検討するため、格納容器ベント時のサブプレッション・チェンバ内のプール水の水位上昇に伴う荷重と真空破壊装置が取り付けられている箇所の構造強度を比較する。

真空破壊装置は構造上、ベント管の板厚に対して、真空破壊装置との取合部は \square 倍以上の厚さを有するとともに、サブプレッション・チェンバ内のプール水の水位上昇時に水から荷重を受ける面積はベント管よりも小さい。また、真空破壊装置の位置は、荷重発生源であるベント管先端から距離があることから、水の流速が減衰する。これらのことから、真空破壊装置は水没したとしてもドラッグ力の影響は小さく、構造強度として大きな影響とされないと考えられるが、プールのスウェルによりドラッグ力の影響を確認する。その結果、ベント管と真空破壊装置の取付部に生じるプールのスウェルによる応力は、 \square MPa であり、許容値 (380 MPa) に対して十分に小さいことを確認した。

5.3 格納容器ベント時の減圧沸騰による影響

格納容器ベント時には、サプレッション・チェンバ圧力の低下によりサプレッション・チェンバ内のプール水が減圧沸騰することが考えられるが、以下のことから、格納容器ベント時の原子炉格納容器への動荷重としては小さく、健全性への影響はない。

- ・「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」では、事故発生約 19 時間後に格納容器ベントを実施しているが、第 5-2 図で示すように、サプレッション・チェンバ内のプール水が飽和温度に達するのは格納容器ベントを開始して約 1 時間後であり、これ以降減圧沸騰が生じると考えられる。しかしながら、第 5-3 図で示すように、サプレッション・チェンバ内のプール水が飽和温度に達するタイミングではほぼ原子炉格納容器圧力は静定していることから、急速減圧しないため、減圧沸騰が生じない。
- ・サプレッション・チェンバ内のプール水の減圧沸騰が生じるタイミングにおいては、ドライウエルとサプレッション・チェンバに圧力差があることから、サプレッション・チェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行は継続するが、その移行量は少ない。
- ・減圧沸騰の影響はなく、及び、減圧沸騰が生じるタイミングにおいては、ドライウエルからサプレッション・チェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量は少ないことから原子炉格納容器の健全性への影響はないと考えられる。

上記に加えて、有効性評価の解析における格納容器ベント時の流量が全て減圧沸騰に寄与したと仮定して、検討を行った。

ここで、発生蒸気が水面に到達するまでに要する時間を 1 秒と仮定し、1 秒間に発生した蒸気がすべてサプレッション・チェンバ内のプール水位の上昇に寄与すると仮定する。減圧沸騰が生じるタイミングでのベント流量は約 kg/s であることから、この時減圧沸騰によって発生する蒸気量も同等の kg/s と仮定すると、最大 kg の蒸気によってサプレッション・チェンバ内のプール水面が押しあげられることとなる。また、この時の蒸気の密度を、大気圧下における蒸気の密度約 kg/m³ とすると発生蒸気の体積は約 m³ となる。サプレッション・チェンバの断面積は約 m² であるため蒸気泡がサプレッション・チェンバ内に一様に分布しているとすると、発生蒸気による水位上昇は約 m となる。このことから、減圧沸騰によりサプレッション・チェンバの水位上昇が生じたとしても、その規模は小さい。

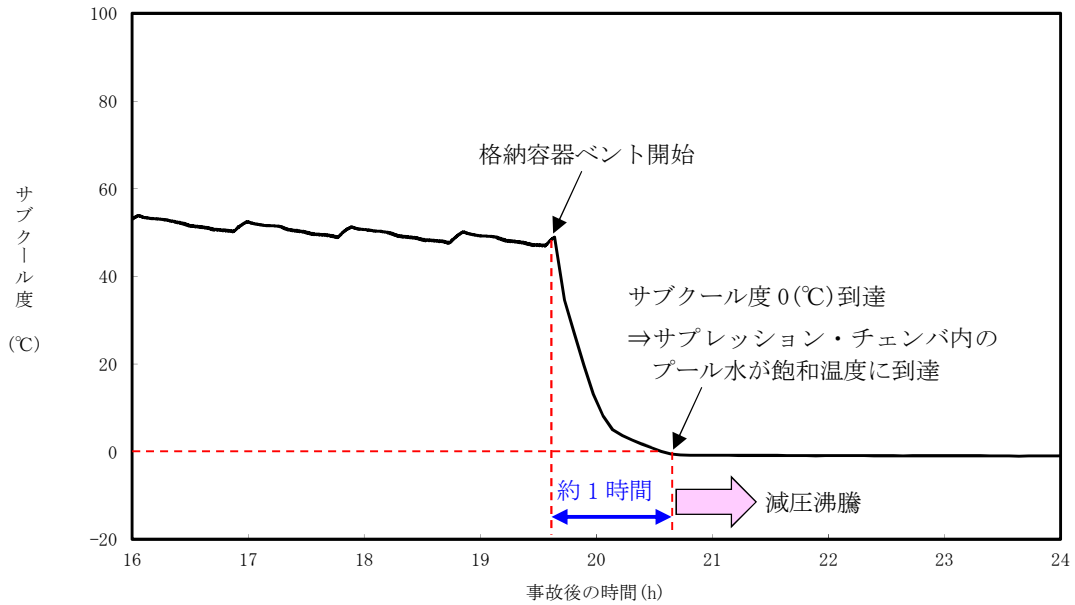


図 5-2 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）のプール水のサブクール度の推移

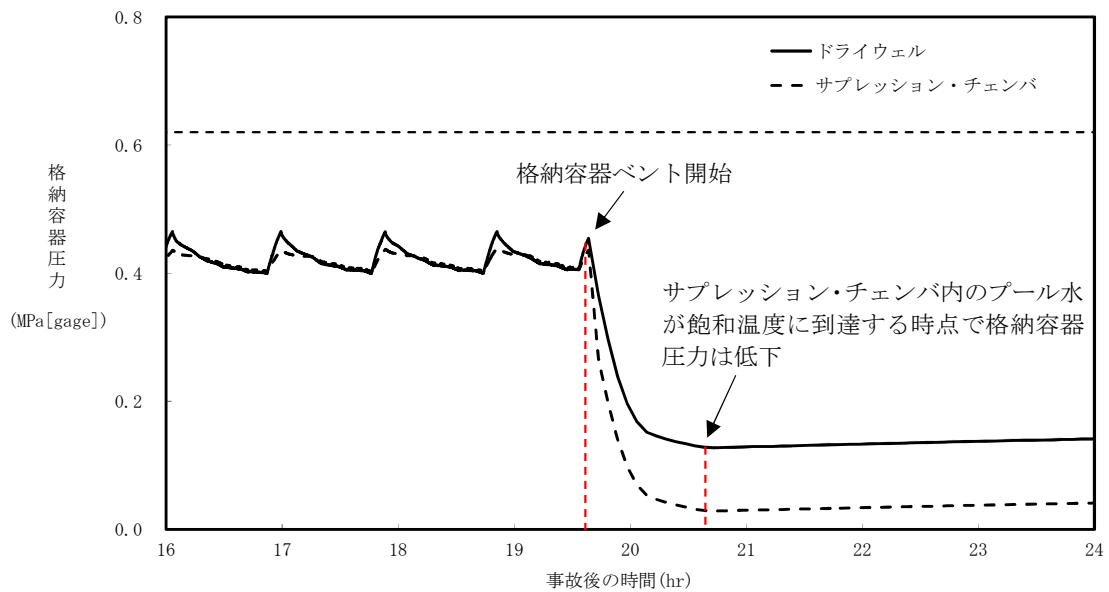


図 5-3 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）の原子炉格納容器圧力の推移

5.4 格納容器ベント時の継続時間による影響

原子炉冷却材喪失事故を起因とする格納容器ベント時における継続時間による影響について、検討する。

格納容器ベント時の重大事故等時荷重の時間履歴を図 5-4 に示す。原子炉冷却材喪失事故時に加わる荷重のうち、a. から g. までの現象における荷重に関しては配管破断発生後、原子炉圧力容器からのブローダウンが終了するまでの比較的短期間に生じる荷重であるため、生じる荷重の強さ及び荷重発生時の原子炉格納容器内圧力・温度条件は設計基準事故と同等となる。

一方で、h. 及び i. については、原子炉圧力容器からのブローダウン収束後も比較的長期にわたって継続する荷重であるため、重大事故等時の原子炉格納容器内圧力・温度条件との組み合わせを考慮する必要がある。具体的には、原子炉格納容器の除熱手段の復旧等により格納容器ベントを停止し、ドライウエルとサプレッション・チェンバの差圧が解消されるまでは、崩壊熱によって発生した蒸気がサプレッション・チェンバ内のプール水へと移行し続けることにより、チャギングが生じると考えられることから、h. 及び i. の荷重は格納容器ベント停止までの期間において発生し続けることを考慮する。

図 5-5、図 5-6 で示すように格納容器ベント後サプレッション・チェンバ内のプール水温が高いこと及び破断口からの蒸気放出量が低下することで、ベント管の蒸气流束が小さくなっていく。

蒸气流束が小さくなるような事象後期の影響は、表 5-1 で示すように有効性評価結果との比較により動荷重の評価ができる。このため、格納容器ベントの事象後期に生じるチャギングによる動荷重は既往の試験である旧原研で実施された Mark-II 型格納容器の圧力抑制系の実証試験より、サプレッション・チェンバ内のプール水の水温（40 °C 以下）が低く、さらにベント管内の蒸气流束（18～28 kg/s/m²）が比較的大きい、特定の領域で振幅の大きな荷重が生じることが確認されており、格納容器ベント後においては、ベント時のプール水温が °C、蒸气流束が kg/s/m² 以下であり、設計基準事故時に生じる動荷重の影響は大きくなることはない [2]。

なお、設計基準事故時に想定しているチャギング荷重が繰返し生じた場合であっても最大約 130 MPa であり、原子炉格納容器本体の一次+二次応力の許容限界内（393 MPa）となることから、原子炉格納容器の強度評価に対する影響はない。

図 5-4 は、原子炉冷却材喪失事故を起因とする格納容器ベント時における荷重の時刻歴を示したものであるが、以下の理由により、原子炉冷却材喪失事故を伴わない事象における荷重の時刻歴は図 5-4 の時刻歴に包絡されると考えられる。

- a. 原子炉冷却材喪失事故を起因としない事象においては、原子炉圧力容器破損時に原子炉圧力容器内のガスがドライウエルへと放出されると考えられるが、原子炉圧力容器破損時点では、すでに原子炉圧力容器内は減圧されており、原子炉冷却材喪失事故時に生じるような急激なガス放出とならない。
- b. 高温の熔融燃料がペDESTAL 内に落下した際には、熔融燃料と水の相互作用（FCI）によって急激な蒸気発生が生じると考えられるが、当該事象において、サプレッション・チェンバに流入する水等の移行量は原子炉冷却材喪失事故時に比べて非常に小さく（表 4-1）、

原子炉冷却材喪失事故発生直後に生じる荷重（図 5-4 における a. から g. までの荷重）に包絡される。

- c. 原子炉格納容器ベント実施時においても一時的にドライウエルからサブプレッション・チェンバに流入する水等の移行量が増加すると考えられるが、この時の移行量は原子炉冷却材喪失事故時に比べて非常に小さく（表 5-1）、b. 同様に原子炉冷却材喪失事故発生直後に生じる荷重に包絡される。

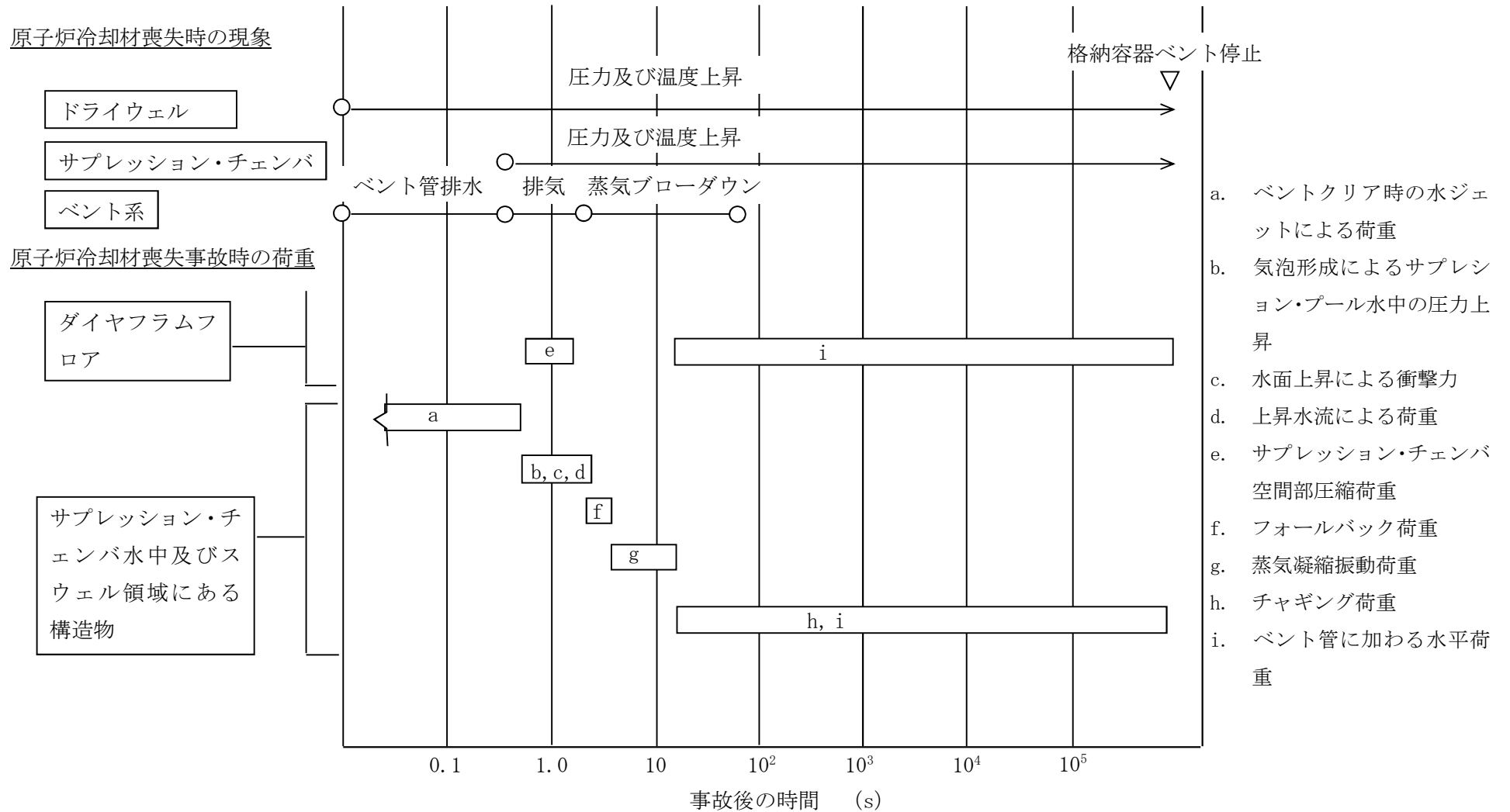


図 5-4 重大事故等時荷重の時間履歴 (原子炉冷却材喪失事故起因)

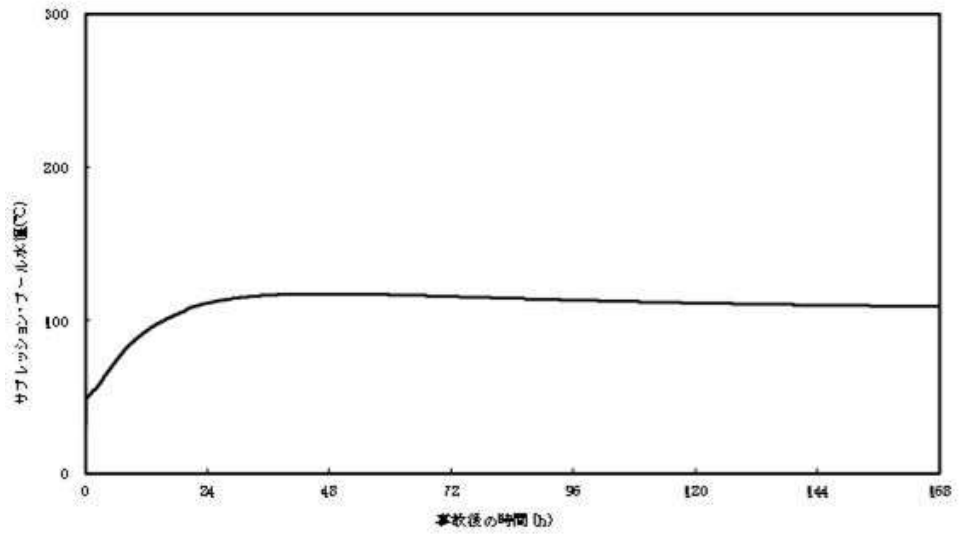


図 5-5 サプレッション・チェンバ内のプール水温の時刻歴

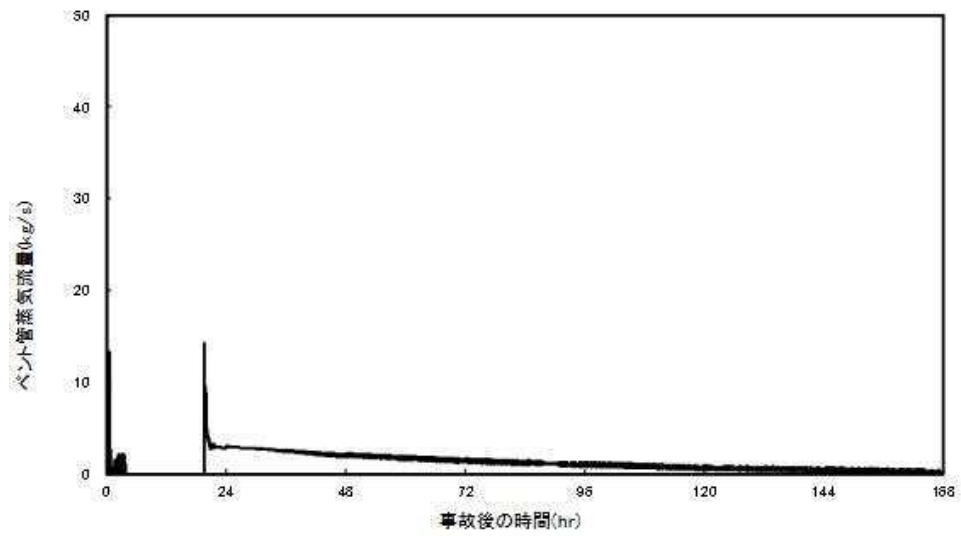


図 5-6 ベント管蒸気流量の時刻歴

5.5 格納容器ベント時の減圧波による影響

US-ABWRには原子炉格納容器の過圧保護のため、系統に取り付けたラプチャーディスクにより、瞬時に配管の流路断面積を100%開放し、大気放出によって急速減圧するCOPS (Containment Overpressure Protection System) が設けられている。このため、米国ではCOPSを設ける場合、急速減圧による減圧波の影響を考慮する必要があるとされている。東二の原子炉格納容器は、格納容器ベント時において、弁による開動作により減圧することから、COPSのように急速減圧することはない。しかしながら、保守的に減圧波を考慮するため、COPSと同様に弁の開操作直後に配管の流路断面積が100%開放され、大気放出することを仮定し、検討を実施した。

検討にあたっては、US ABWR DCD Ch. 19E.2.3.5.1における評価手法を用いて、格納容器ベント直後のサプレッション・チェンバ内のプール水面に作用すると考えられる減圧波について評価する。

評価に用いる主要なパラメータは、以下のとおりである。

表 5-2 評価に用いる主要なパラメータ

パラメータ	記号	値	備考	
S/C 圧力	P_0		最高使用圧力の2倍	
S/C 水位	—		MAAPによる解析結果	
S/C ガス密度	P_{g0}		200℃, 2Pd時の蒸気密度	
比熱比	k		理想気体における二原子分子の比熱を仮定	
ベントライン入口	半径		R	AC系配管(28B)
	面積		A	
ベントラインチョーク部	面積	a	AC系-SGTS取り合い部(12B)	

プール水の水面に到達する減圧波を評価するため、格納容器ベント直後において、原子炉格納容器より放出されるガスは、臨界流と仮定する。ベント流量は、ベントラインにおけるチョーク部で律速されることから、当該箇所におけるガス流量はDCDにおける以下の評価式及び表5-2のパラメータを用いるとガス流量は、約75 kg/sとなる。

$$G_{gc} = \left(\frac{2}{k+1} \right)^{(k+1)/2(k-1)} \sqrt{kg_0 P_0 \rho_{g0}}$$

$$m = G_{gc} a$$

この時、ベントライン入口におけるガスの流速 (V) は、以下の式により約80 m/sとなる。

$$V = \frac{m}{A \times \rho_{g0}}$$

また、DCDにおける以下の評価式により、サプレッション・チェンバ内の音速 (C_{g0}) は約 543 m/s であり、この時のマッハ数 (V/C_{g0}) は約 0.15 (<0.2) であることから、ベント時の減圧波は音響波として扱うことができる。

$$C_{g0} = \sqrt{(kg_0 P_0 / \rho_{g0})}$$

ここで、ベントラインに吸い込まれるガスの流速について、ベントライン入口から、ベントライン入口半径 (R) 相当離れた位置 (評価点のイメージは、図 5-7 のとおり) におけるガス流速 (V') を計算する。当該位置における流路を半径 R の半球の表面積相当とする。よって、ベント管内の流路面積との面積比からベントライン入口から R 離れた半球表面上の位置におけるガス流速は、以下となる。

$$V' = V \frac{\pi R^2}{2\pi R^2} = \frac{V}{2} = \text{約 } 41 \text{ m/s}$$

この流速及び DCD における以下の音響方程式を用いると、前述の半球表面における減圧波は、約 74 kPa となる

$$\delta P_0 = \frac{\rho C \delta V}{g_0}$$

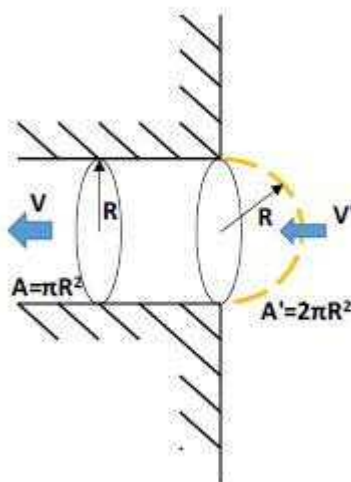


図 5-7 評価点のイメージ図

次に、上記減圧波がプール表面に到達した際の圧力を求める。
ベントライン入口高さは約 15.4 m であるため、ベントライン入口から、水面までの距離 (r) は、約 1.7 m となる。したがって、DCD における以下の式から、水面に到達する減圧波は約 14 kPa となる。

$$\delta P = \frac{R}{r} \delta P_0$$

さらに水面に到達した減圧波の水中への伝達係数を DCD における以下の式から、算出する。

$$\frac{\delta P_{\text{transmitted}}}{\delta P_{\text{oncoming}}} = \frac{2}{1 + \rho_1 C_1 / \rho_2 C_2}$$

ρ_1 : 気体の密度

C_1 : 気体中の音速

ρ_2 : 水の密度

C_2 : 水中の音速

ここで、水の密度及び水中音速はそれぞれガスの密度及び気体中の音速に比べて大きいことから、保守的に、上記における $\rho_1 C_1 / \rho_2 C_2$ を 0 とすると減圧波の水中への伝達係数は、2 となる。したがって、ベントライン入口で生じた減圧波によってサプレッション・チェンバにもたらされる負圧度は約 28 kPa となる。

格納容器ベント実施時点でのサプレッション・チェンバ圧力は約 620 kPa[gage]となる可能性を考慮し、この場合の負圧度を考慮した正味の圧力は約 592 kPa[gage]であることから、水面の飽和温度は、約 165 °Cとなる。ベント開始時のサプレッション・チェンバ内のプール水温は、約 °Cであることから、水面の飽和温度 (165°C) に対して十分に小さい。よって、減圧波を踏まえてもプール水の減圧沸騰の影響は極めて小さい。

また、蒸気の負圧度より、水面に到達した減圧波によってプール水面の揺動する速度は、以下の式より約 0.02 m/s であり、プール水面の揺動する速度は小さく、これに伴うプールのスウェルの影響は極めて小さい。

$$\delta V_L = \frac{g_0 \delta P}{\rho_L C_L}$$

ρ_L : 水の密度

C_L : 水中の音速

以上のことから、格納容器ベントによる減圧沸騰及びプールのスウェルを保守的に評価したが、その影響は小さく、原子炉格納容器の健全性に影響はない。

6. まとめ

重大事故等時の原子炉格納容器に生じる動荷重について整理した。重大事故等時の動荷重は設計基準事故時に想定している動荷重に包絡されること等を確認することにより、重大事故等時の動荷重を想定した場合の原子炉格納容器の健全性を確認した。

7. 参考文献

- [1] 塚田浩司，山口宏克，森田照道；沸騰水型軽水炉主蒸気逃し安全弁作動時の圧力抑制室内の動荷重の測定，火力原子力発電，1979年8月
- [2] 久木田 他，“蒸気凝縮振動及びチャギングによる圧力抑制プール内動荷重の統計的評価，2；格納容器圧力抑制系信頼性実証試験データ評価レポート，3”，JAERI-M 83-186，1983年10月
- [3] NEDE-24757-P “MARK II Containment Supporting Program-Caorso Safety Relief Valve Discharge Tests-Phase II test Report”，GE (NUREG-0802: Safety/Relief Valve Quencher Loads Evaluation for BWR Mark II and III Containments”において参考文献として引用)
- [4] NUREG-0487 “MARK II CONTAINMENT LEAD PLANT PROGRAM LOAD EVALUATION AND ACCEPTANCE CRITERIA”

設計基準事故時に生じる動荷重について

原子炉冷却材喪失時に原子炉格納容器に生じる各荷重に対する現象を表 1 に、現象の流れを図 1 に示す。また、逃がし安全弁作動時に原子炉格納容器に生じる各荷重に対する現象を表 2 に、現象の流れを図 2 に示す。

東海第二発電所では、「BWR. MARK II 型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針」に基づき、原子炉冷却材喪失時及び逃がし安全弁作動時の動荷重を図 3 に示す評価対象に対して、表 3、表 4 及び表 5 で示すような荷重が生じてても、原子炉格納容器の健全性が確保されることを確認している。また、生じる荷重は、表 6 で示すように解析や試験データに基づき設定している。

表1 原子炉冷却材喪失時の各荷重の現象

荷重	現象
a. L O C A発生時のドライウエル内の圧力上昇	原子炉冷却系統の配管の破断が瞬時に発生したとすると、圧力波がドライウエル、ベント管内を通過してプールの底面や壁面、内部構造物などに動荷重が作用する。
b. ベントクリア時の水ジェットによる荷重	ドライウエル圧力の急激な上昇によりベント管内のプール水がサブプレッション・チェンバ内に放出されるため水ジェット流が形成され、ジェットによる衝撃力及びドラッグ力がベント管の下部にある内部構造物及び原子炉格納容器底部鉄筋コンクリートマットに作用する。
c. 気泡形成によるプール水中の圧力上昇	ドライウエルの空気がベント管から放出される際、気泡がサブプレッション・チェンバ側壁、内部構造物及び原子炉格納容器底部鉄筋コンクリートマットに圧力波として作用する。
d. 水面上昇による衝撃力	スラグ流が上昇する際、水面より上方にある機器、配管、内部構造物にプール水が衝突しそれらに衝撃力が作用する。
e. 上昇水流による荷重	プール水が上昇する際、上昇水流によりドラッグ力が、機器、配管及び内部構造物に作用する。
f. サプレッション・チェンバ空間部圧力荷重	プール水面の上昇によりサブプレッション・チェンバ上部の空間部が圧縮されることにより、サブプレッション・チェンバ空間部圧縮荷重が作用する。 また、この現象により真空破壊装置が反復動作することが考えられる。
g. ブレーク・スルー	気泡が上昇し水面を貫通（ブレーク・スルー）することで、サブプレッション・チェンバ気相とつながる。この時、水面付近のプール水は、フロス状の2相混合物を形成し、これによりサブプレッション・チェンバ気相部内の構造物及びダイアフラム・フロアに衝撃荷重が加わる。
h. フォールバック荷重	上昇した水面の上昇が停止し、プール水が落下するとき落下水により、機器、配管、内部構造物にドラッグ力が作用する。
i. 蒸気凝縮振動荷重	中高流量蒸気が凝縮する際、プール水に凝縮振動波が伝播し、サブプレッション・チェンバ側壁、原子炉格納容器底部鉄筋コンクリートマット、原子炉本体基礎及び内部構造物に作用する。
j. チャギング荷重	低流量蒸気が凝縮する際、ベント管出口での不均一な凝縮によりバウンダリに荷重が加わる。 また、この現象により、真空破壊装置が反復動作することが考えられる。
k. ベント管に加わる水平荷重	低流量蒸気が凝縮する際、ベント管出口での不均一な凝縮によりベント管に水平力が作用する。
l. E C C S 作動時	原子炉冷却系統の圧力が低下し、炉心がE C C Sにより再冠水されると破断口からはサブクール水が流出するようになる。このサブクール水により、ドライウエル雰囲気は冷却され圧力が低下する。この時、真空破壊装置が作動することでドライウエルの負圧は抑制される。さらに、格納容器スプレイ系の作動によりドライウエル-サブプレッション・チェンバ間の差圧は解消される。

① LOCA発生 圧力波伝播	② ベントクリア	③ 気泡形成 水中圧力上昇	④ プール水面上昇 衝撃力・ドラッグ	⑤ 空間部圧縮	⑥ ブレーク・スルー フロス衝撃力
時間 0~0.01秒 第1表 a.	0~0.7秒 第1表 b.	0.6~1.2秒 第1表 c.	0.7~1.6秒 第1表 d.e.	0.7~1.6秒 第1表 f.	~1.6秒 第1表 g.
⑦ フォール・バック 水面落下によるドラッグ	⑧ 高蒸気流 蒸気凝縮による圧力振動	⑨ 低蒸気流 凝縮不安定によるチャギング	⑩ 同左 凝縮不安定による ベント管横振れ	⑪ ECCS作動 D/W負圧でV/B作動	⑫ 過渡変化終了
時間 1.7~3秒 第1表 h.	3~40秒 第1表 i.	40秒~2分 第1表 j.	3秒~2分 第1表 k.	~2分 第1表 l.	長期 -

図1 原子炉冷却材喪失時の現象の流れ

表2 逃がし安全弁作動時の各荷重の現象

荷重	現象
a. 水ジェットによる荷重	逃がし安全弁作動時、排気管内の水がクエンチャノズルによりサプレッション・チェンバに放出される際、ジェット流が形成され、サプレッション・チェンバ内の内部構造物に衝撃力及びドラッグ力が作用する。
b. 空気泡圧力の振動による荷重	逃がし安全弁作動時、排気管内の空気が圧縮され、これがサプレッション・チェンバに放出される際、気泡を形成し、この気泡が過膨張、収縮を繰返し、圧力振動が、機器、配管、内部構造物、サプレッション・チェンバ側壁、原子炉格納容器底部鉄筋コンクリートマットに作用する。
c. 蒸気凝縮振動荷重	蒸気がサプレッション・チェンバ内に流入して凝縮する際、凝縮が不安定となる場合、サプレッション・チェンバ底面、壁面に圧力荷重が加わり、サプレッション・チェンバ内の構造物にドラッグ荷重が作用する。また、これらの現象を通じて、クエンチャに対しても荷重が作用する。

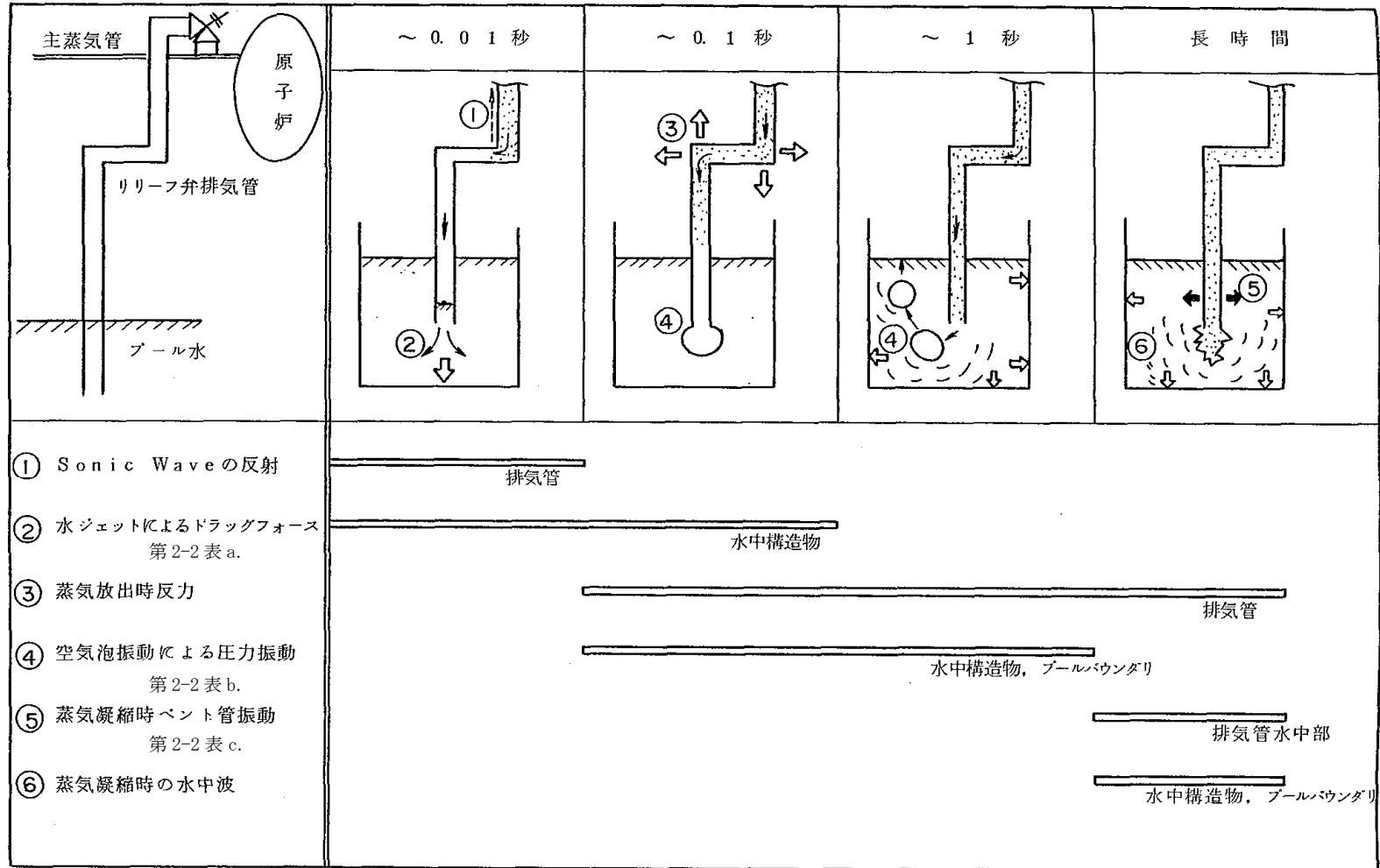


図2 逃がし安全弁作動時の現象の流れ

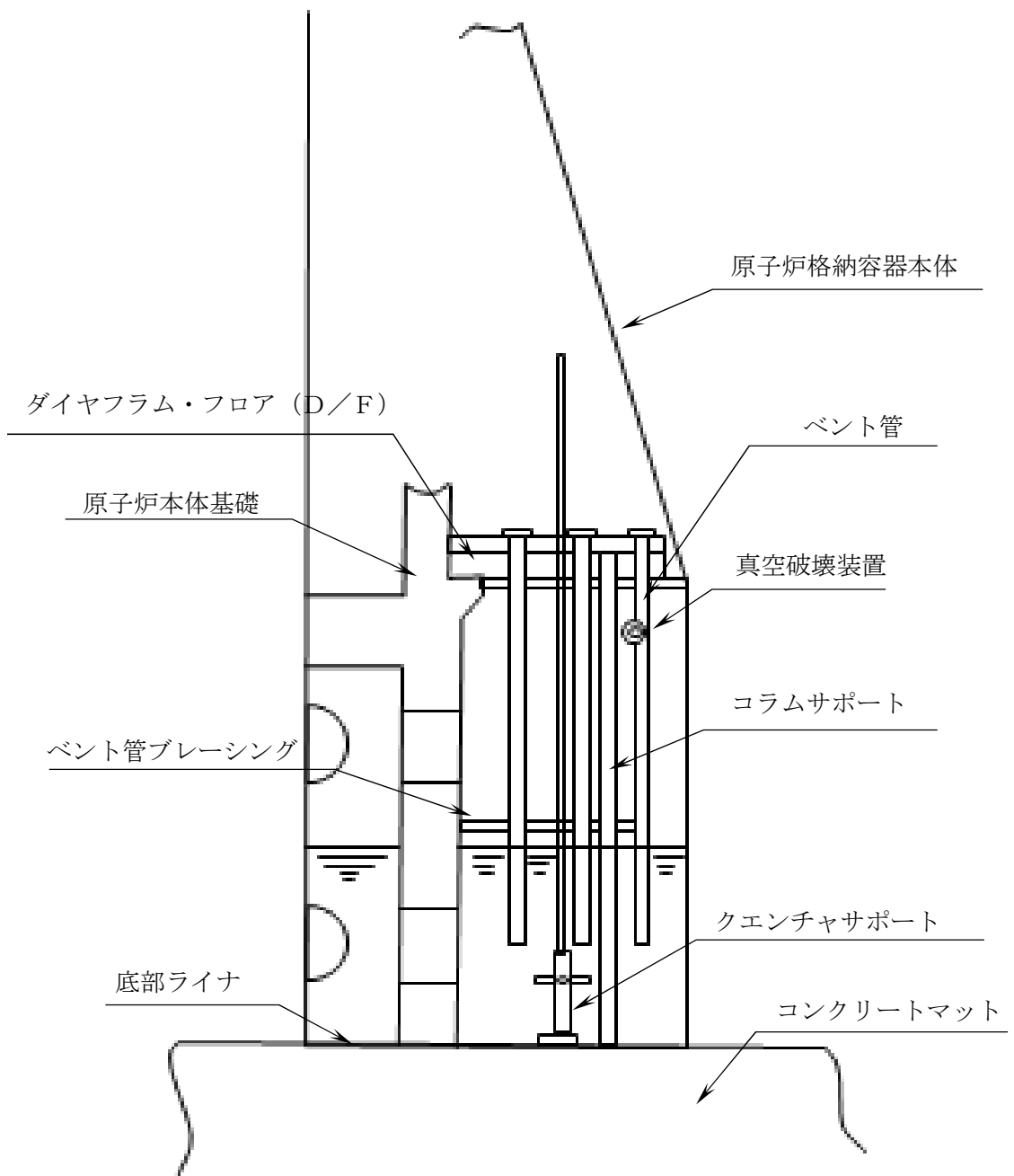


図3 動荷重の評価対象

表3 PCV動荷重指針要求荷重と対象構造物との対応

Mark-II PCV 動荷重指針	項 目	格納容器本体 原子炉	ベント管及びベント管 ブレーシング	底部ライナ	クエンチャ サポート部	真空破壊装置	D/F及び コラムサポート	原子炉本体基礎	コンクリート マツト	備 考
圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	第4表(1)	(2次荷重であり、指針上評価を省略可)								
	第4表(2)	-	-	○	-	-	-	-	○	
	第4表(3)	○	-	-	-	-	-	○	-	
	第4表(4)	○	-	○	-	-	-	○	○	
	第4表(5)	○	-	-	-	-	-	○	-	
	第4表(6)	-	-	-	-	-	○	-	-	
	第4表(7)	(2次荷重であり、指針上評価を省略可)								
	第4表(8)	(2次荷重であり、指針上評価を省略可)								
	第4表(9)	○	-	○	-	-	-	○	○	
圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	第4表[1]	-	○	-	-	-	-	-	-	
	第4表[2]	-	○	-	○	-	○	-	-	
	第4表[3]	-	○	-	-	-	-	-	-	
	第4表[4]	-	-	-	-	○	-	-	-	
	第4表[5]~[8]	(2次荷重であり、指針上評価を省略可)								
逃がし安全弁作動時の動荷重	第5表(1)	○	-	○	-	-	-	○	○	
	第5表(2)	○	-	○	-	-	-	○	○	
逃がし安全弁作動時の構造物に加わる荷重	第5表[1]	-	○	-	○	-	○	-	-	
	第5表[2]	-	○	-	○	-	○	-	-	
	第5表[3]	-	○	-	○	-	○	-	-	
	第5表[4]	-	-	-	○	-	-	-	-	

表 4 (1/4) 指針要求に対応する L O C A 時動荷重の概要図

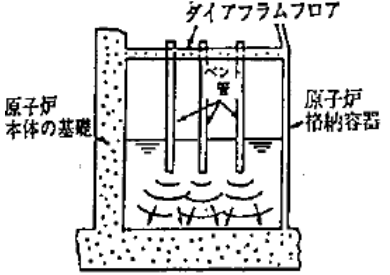
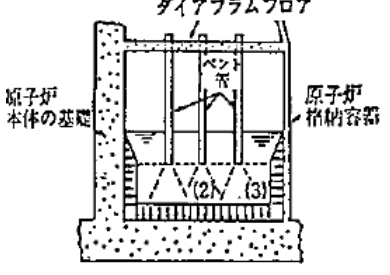
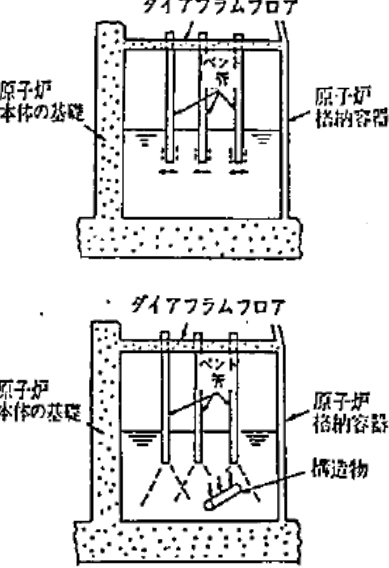
事故後の 推移	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
①破断直後		<p>(1) 破断発生直後に生ずる圧力波により、プール底面に加わる荷重</p>		
②ベントクリアリング過程		<p>(2) ベントクリアリングに至るまでの過程におけるベント管下端からの噴流によるサブプレッション・チェンバの底面への荷重</p> <p>(3) (2)と同じ噴流によるサブプレッション・チェンバの壁面への圧力による荷重</p>		<p>[5] ベントクリアリング時にベント管に加わる水平荷重</p> <p>[2] ベントクリアリングに伴うプール水の流動によるドラッグ荷重</p>

表 4 (2/4) 指針要求に対応する L O C A 時動荷重の概要図

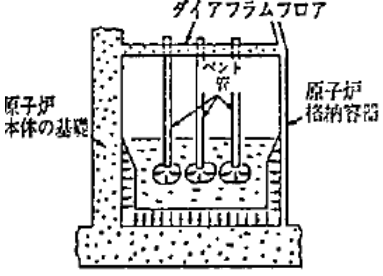
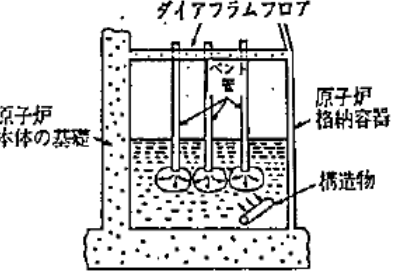
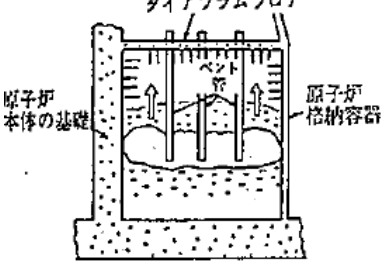
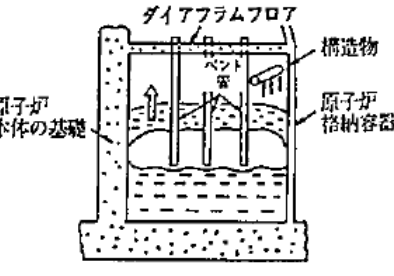
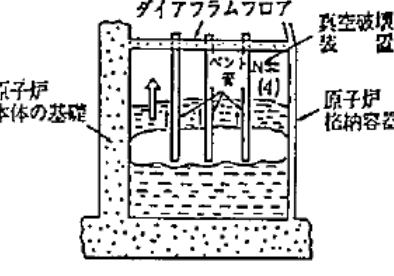
事故後の 推移	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
③ 気泡形成 過程		(4) 気泡の形成、プールのウェルによるプール底面、壁面への圧力による荷重		[2] 気泡形成に伴うプール水の流動によるドラッグ荷重
④ プールス ウェル過程		(5) プールスウェル時のサプレッション・チェンバ気相部圧縮によるサプレッション・チェンバ気相部壁面に加わる圧力による荷重 (6) (5)と同じくサプレッション・チェンバ気相部圧縮によるダイヤフラム・フロアへの圧力による荷重	 	[3] プールスウェルに伴うサプレッション・チェンバ気相部内の構造物に対する衝撃荷重 [4] プールスウェル時の真空破壊装置への荷重 [6] プールスウェル時にベント管に加わるドラッグ荷重

表 4 (3/4) 指針要求に対応する L O C A 時動荷重の概要図

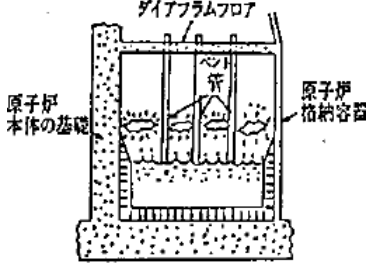
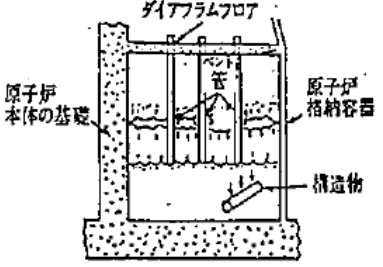
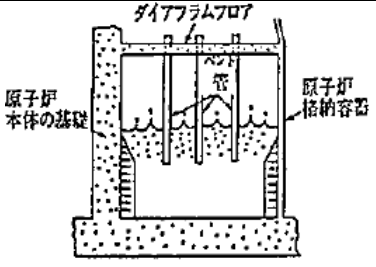
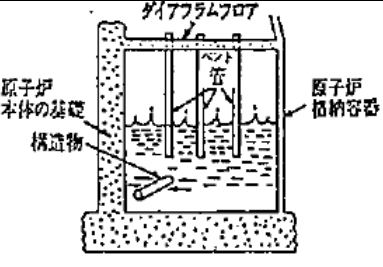
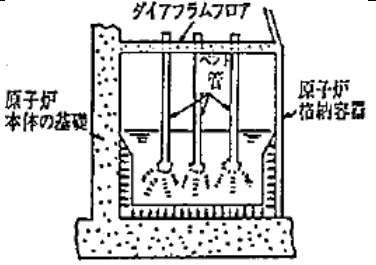
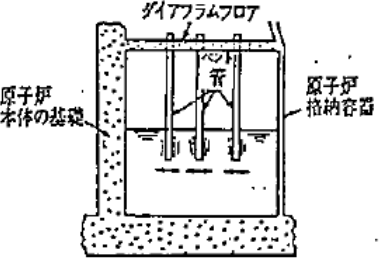
事故後の 推移	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
⑤ フォール バック過程		(7) フォールバックによるプール底面、壁面に加わる圧力による荷重		[2] フォールバックに伴うプール水の流動によるドラッグ荷重
⑥ フォール バック後の 水面揺動過程		(8) プールのウェル後のプール水面の揺動により、プール壁面に加わる荷重		[7] プールのウェル後のプール水面の揺動による荷重
⑦ 蒸気放出 過程		(9) 蒸気凝縮に伴うプール底面、壁面に加わる圧力による荷重		[1] 蒸気凝縮に伴いベント管に加わる水平荷重

表 4 (4/4) 指針要求に対応する L O C A 時動荷重の概要図

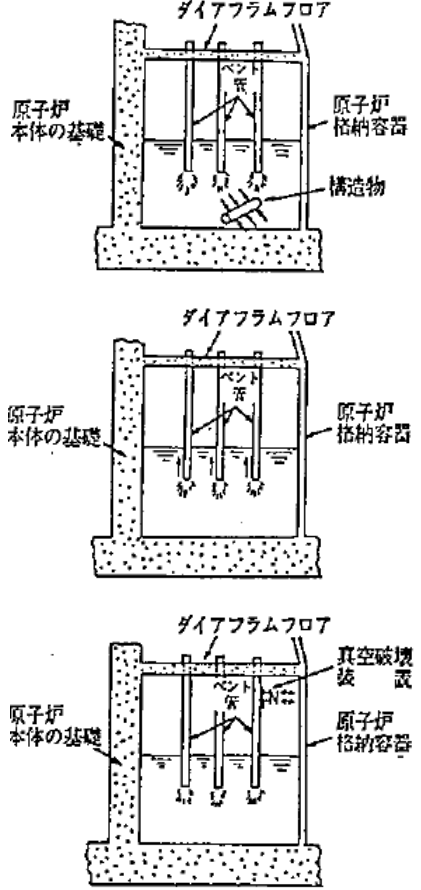
事故後の 推移	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
⑦ 蒸気放出 過程 (続き)				<p>[2] 蒸気凝縮に伴うプール水の流動 によるドラッグ荷重</p> <p>[8] 蒸気流によりベント管に加わる 反力による荷重</p> <p>[4] 蒸気凝縮時の真空破壊装置への 荷重</p>

表4 指針要求に対応する逃がし安全弁作動時動荷重の概要図

事故後の 推移	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
① クリアリ ング過程				[1] クリアリング時水中構造物に加 わる衝撃荷重及びドラッグ荷重
② 気泡放出 過程		(1) 気泡形成に伴うプール底面、壁面 に加わる圧力による荷重		[2] 気泡形成に伴い水中構造物に加 わる衝撃荷重及びドラッグ荷重
③ 蒸気放出 過程		(2) 蒸気凝縮が不安定となる場合、プ ール底面、壁面に加わる圧力によ る荷重		[3] 蒸気凝縮が不安定となる場合、水 中構造物に加わるドラッグ荷重 [4] これらの現象を通じてクエンチャ 地震に加わる荷重

表 6 設計基準事故時に生じる動荷重と根拠

荷重	根拠	第 4 表との対応
a. L O C A発生時の ドライウエル内の 圧力上昇	指針上評価の省略可	(1)
b. ベントクリア時の 水ジェットによる 荷重	米国で実施された 4T 試験(参考 資料 2 ④)結果における出口噴 流速度から算出	(2), (3) [2]
c. 気泡形成によるサ プレッション・チェ ンバ内の圧力上昇	プールスウェル解析モデルに基 づく解析結果から算出	(4)
d. 水面上昇による衝 撃力	プールスウェル解析モデルに基 づく解析結果から算出	[3]
e. 上昇水流による荷 重	プールスウェル解析モデルに基 づく解析結果から算出	[2], [4], [6]
f. サプレッション・チ ェンバ空間部圧力 荷重	プールスウェル解析モデルに基 づく解析結果から算出	(5), (6)
g. ブレーク・スルー	指針上評価の省略可	—
h. フォールバック荷 重	C R T 試験(参考資料 2 ⑤)結 果より, バウンダリに作用する 荷重としては無視可能。 水中構造物に対する荷重は, プ ールスウェル解析モデルに基 づく解析結果をもとに落下速度を 求め, ドラッグ荷重を計算。	(7), (8) [2], [7]
i. 蒸気凝縮振動荷重	C R T 試験(参考資料 2 ⑤)デ ータに基づき設定	(9) [2]
j. チャギング荷重	C R T 試験(参考資料 2 ⑤)デ ータに基づき設定	(9) [2]
k. ベント管に加わる 水平荷重	NUREG-0808 の評価手法から算出	[1], [5], [8]
l. E C C S 作動時	考慮不要	—

荷重	根拠	第 5 表との対応
a. 水ジェットによる 荷重	b. に包絡(東海第二発電所の実 機試験等)	[1], [4]
b. 空気泡圧力の振動 による荷重	東海第二発電所(参考資料 2 ③)の実機試験	(1) [2], [4]
c. 蒸気凝縮振動荷重	b. に包絡(東海第二発電所の実 機試験等)	(2) [3], [4]

① 主蒸気逃がし安全弁クエンチャ開発試験： 大規模試験（1/4 体積スケールテスト）

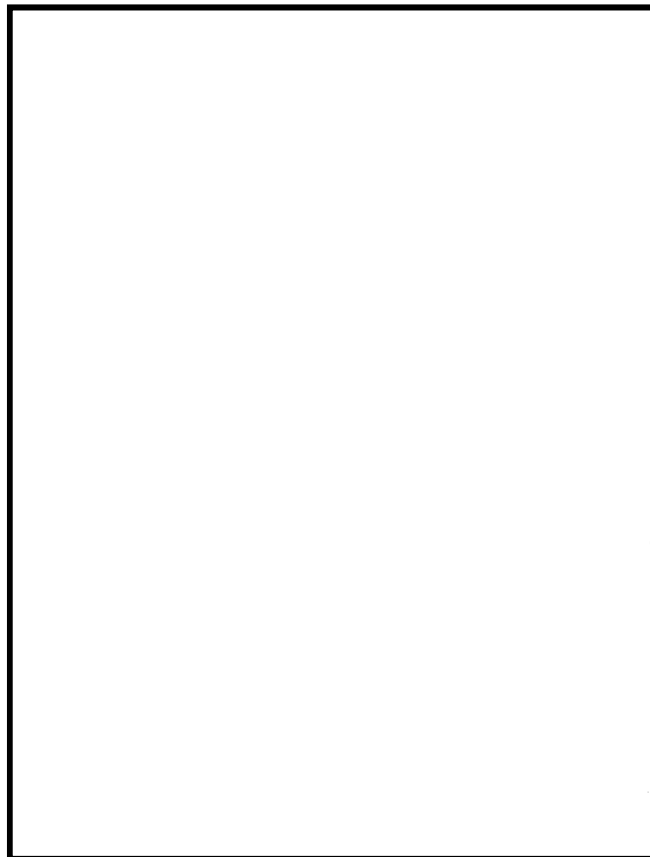
試験目的

小規模試験からクエンチャ型が蒸気凝縮振動の安定化に最良との結果を得たので、実機に適用するためのクエンチャノズルを開発すべく大規模実験が実施された。

試験の項目及び成果

本試験では、主に水温等をパラメータとして、 °C前後から °Cまで幅広い温度範囲で試験が実施された。気泡脈動荷重及び蒸気凝縮振動荷重の試験結果から、主に以下の内容が確認された。

- ・クエンチャを採用すれば低プール水温（ °C）から高プール水温（ °C）まで安定した蒸気凝縮性能が確保可能である。
- ・蒸気凝縮振動荷重に対する蒸气流束（ kg/s/m²）及びプール水温による影響



【参考文献】 NUREG-0783 “Suppression Pool Temperature Limits for BWR Containment”

NEDO-21061 “MARK II Containment Dynamic Forcing Functions Information Report”

② 主蒸気逃がし安全弁クエンチャ開発試験： 実規模試験

試験の目的

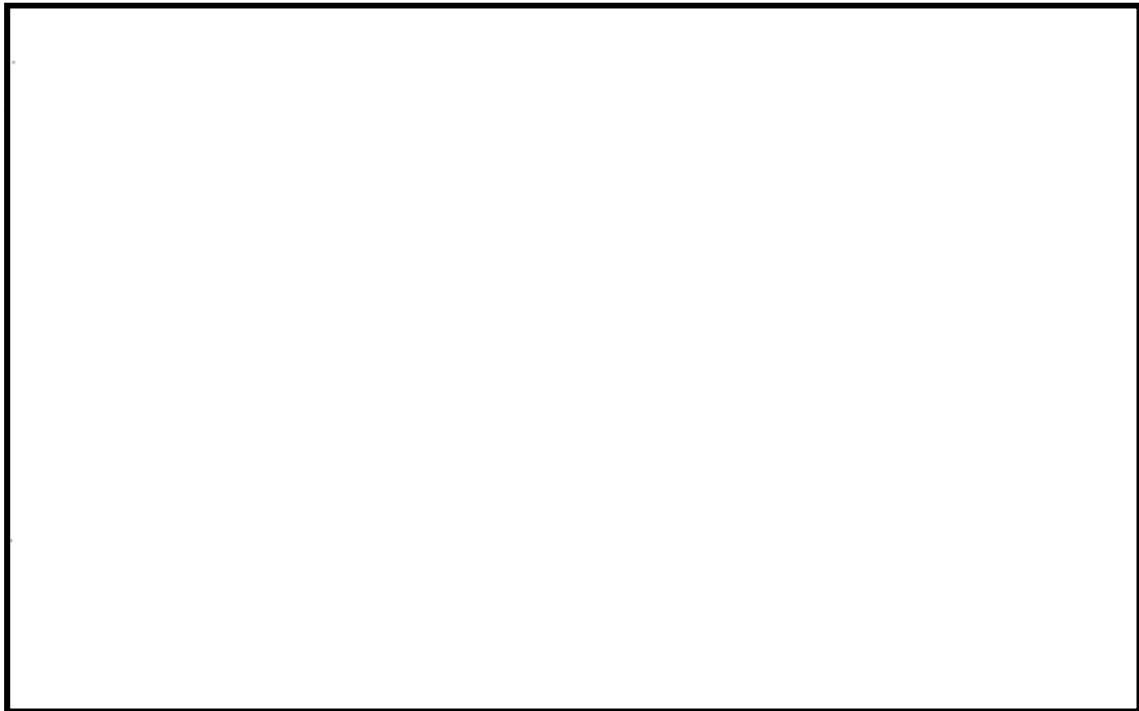
本試験では、実規模のクエンチャを使用して荷重確認試験を行った。

試験の項目及び成果

試験に用いられたクエンチャのクエンチャアーム角度は、1か所が□□，他の3か所が□□であり、クエンチャアーム取り付け角度の影響が確認された。また、試験は、実機の運転条件を包絡するように幅広いレンジの蒸気源圧力（□□ Psi □□ MPa），プール水温条件（約□□ F：□□ °C）で実施された。

この結果、以下の内容が確認された。

- ・クエンチャアーム角度□□ □□ の全ての方向でクエンチャは安定した凝縮性能を発揮した。
- ・クエンチャアームの孔の放射角度が□□ 程度以下であれば高温水がクエンチャ周囲に留まることなく安定凝縮が得られることが示された。



- 【参考文献】 NUREG-0783 “Suppression Pool Temperature Limits for BWR Containment”
NUREG-0802 “Safety/Relief Valve Quencher Loads Evaluation for BWR Mark II and III Containments”
NEDO-21061 “MARK II Containment Dynamic Forcing Functions Information Report”
NEDE-21078 “Test Results Employed by General Electric for BWR Containment and Vertical Vent Loads”

③ 東海第二発電所 主蒸気逃がし安全弁実機試験

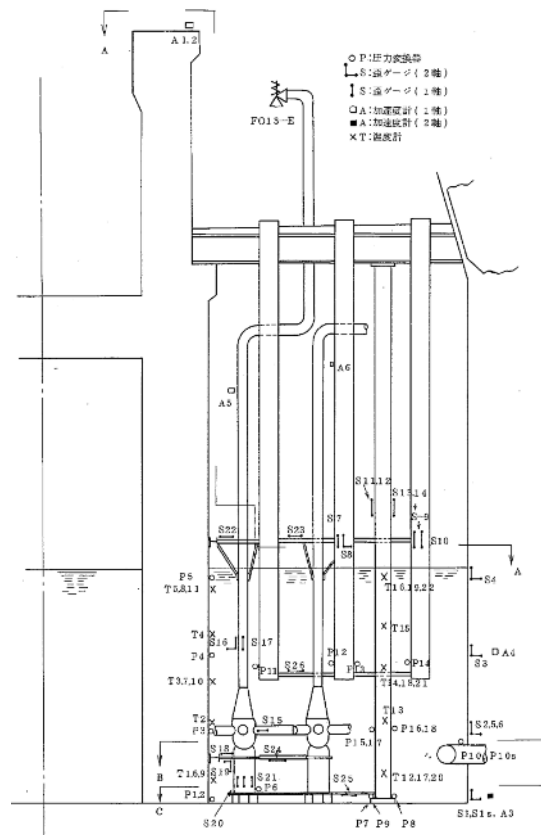
試験の目的

本試験は、新設計格納容器の安全性・健全性・妥当性を確認するとともに、従来設計荷重の妥当性の評価、構造材の応力算出モデルの妥当性を評価するために実施された。

試験の項目及び成果

試験は、東海第二発電所における実機を用いて行われ、原子炉圧力 35 kg/cm²g (約 3.4 MPa) , 55 kg/cm²g (約 5.4 MPa) 及び通常運転圧力である 70 kg/cm²g (約 6.9MPa) における試験が実施された。試験結果により、主蒸気逃がし安全弁作動時の荷重や格納容器に作用する応力、圧力の距離による減衰の挙動が確認され、以下の成果が得られた。

- ・ Mark-II 格納容器及びプール内構造物の健全性が実証された。
- ・ 測定された気泡脈動荷重の最大/最小圧力はそれぞれ 0.84kg/cm² (約 82 kPa) / -0.39 kg/cm²(約-38 kPa)であった。
- ・ 1 弁(単弁)を作動させた試験のほか、主蒸気隔離弁を全閉させることによる多段・多弁作動試験も実施されたが、すべての試験において蒸気凝縮は、安定したものだった。
- ・ 主蒸気隔離弁を全閉させた試験において、逃し安全弁の最初の作動と後継作動とで気泡圧力に有意差がないことが確認された。



【参考文献】東海第二発電所主蒸気逃がし安全弁実機試験報告書（昭和 53 年 3 月）

④ 米国 4T/4TC0 (Temporary Tall Tank Test Condensation Oscillation) 試験

試験の目的

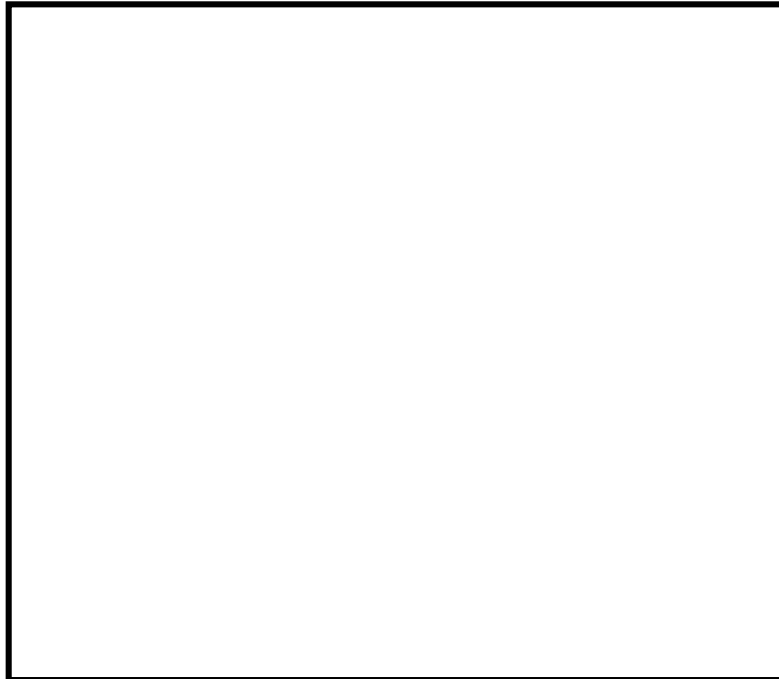
Mark-II プラントでの L O C A 時の蒸気凝縮振動現象を把握することを目的として実施された。

試験装置は、Mark-II 型格納容器のベント管 1 本が実物大で模擬されており、また、これに対応するサプレッション・チェンバ及びドライウエル部分 (実炉との体積比約 1/100) が模擬されている。

試験の項目及び成果

試験は、L O C A 時のブローダウン (液相破断、蒸気相破断それぞれ) が模擬され、模擬する破断面積や、ベント管水深、プール水温などを変化させて実施された。この試験により以下の成果が得られた。

- ・Mark-II 格納容器の蒸気凝縮振動現象が明らかにされ、蒸気凝縮振動荷重に対する様々なパラメータの影響が確認された。
- ・また、ベントクリア時の水の流速データが計測され、上限流速として 60 ft/s (約 18.3 m/s) が設定された。
- ・この試験結果には、米国における Mark-II 型格納容器の L O C A 時動荷重の評価に広く用いられている。



【参考文献】 NUREG-0487 “MARK II CONTAINMENT LEAD PLANT PROGRAM LOAD EVALUATION AND ACCEPTANCE CRITERIA”

⑤ 格納容器圧力系信頼性実証試験 (CRT : Containment Reliability Test)

試験の目的

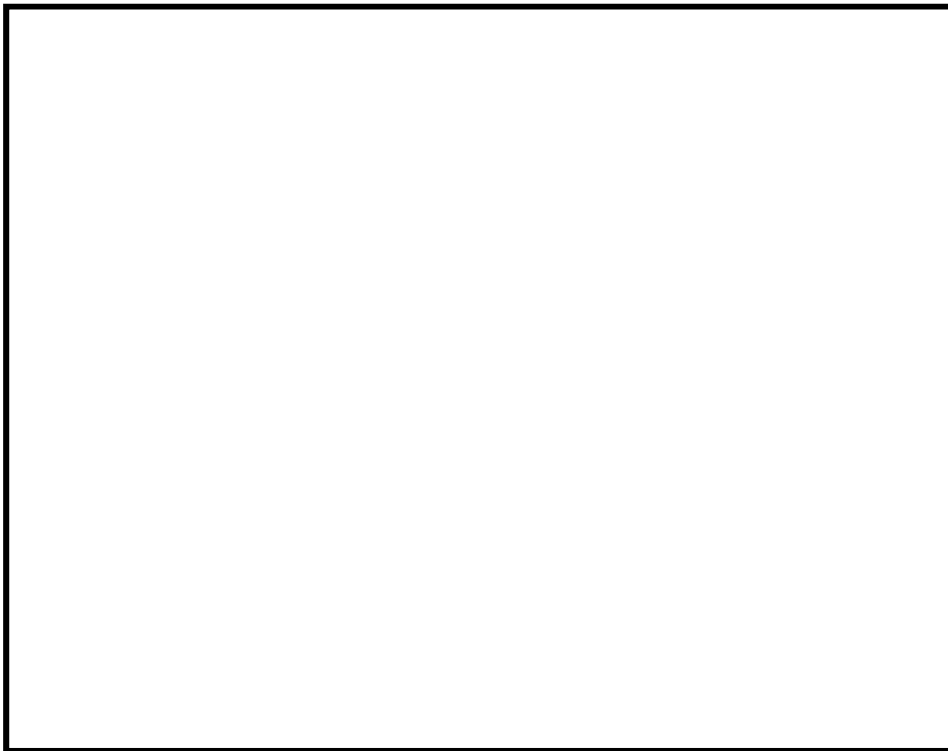
LOCA時のBWR格納容器圧力抑制系の主要な動荷重の評価に用いられる計算モデルの検証と、圧力抑制系のLOCA時における機能の信頼性を実証することを目的として実施された。

試験装置は、Mark-II型格納容器の圧力抑制系の一部分が実物大で模擬されている。

試験の項目及び成果

試験は、LOCAを現実的に模擬し、プールスウェル荷重及び蒸気凝縮荷重の両者についてデータを得ることを目的とした試験等、全28回実施された。これにより、以下の成果が得られた。

- ・従来の試験に基づいて開発された評価モデルないし評価値が試験結果に比べて保守的であることを立証した。
- ・複数ベント管を有する系に特有な荷重低減効果を含む試験結果を得て、従来の単一ベント管試験に基づくものよりも現実的な実炉荷重の評価を可能にした。
- ・蒸気凝縮に伴う荷重の測定を目的とした試験では、初期プール水温を °C、ベント管最大蒸気流束を約 kg/s/m² として試験が実施され、大振幅のチャギング荷重は特定の熱水力条件(蒸気流束 18~28 kg/s/m²、プール水温 40 °C以下)で多発することが確認された。



[参考文献] 格納容器圧力系信頼性実証試験評価委員会報告書 (昭和 58 年 11 月)

東二の実機試験における逃がし安全弁作動時の多弁作動について

2.4 で示したように東海第二発電所での実機試験により、主蒸気隔離弁を全閉し逃がし安全弁が□作動したとき（原子炉圧力約 7.44 MPa）と 1 弁作動したときでは、1 弁作動したときの方が動荷重は大きくなることが確認されている。1 弁作動時の動荷重が大きくなった理由として、多弁作動時は排気管出口から放出される圧力波が相互干渉し、圧力振幅が相殺されるためと考えられている。この妥当性を考察するため、東二の実機試験で多弁作動した箇所とその位置関係から圧力振幅が相殺されることを検討する。

図 1 に示すように逃がし安全弁は、作動圧ごとに第 1 段から第 5 段まで対称的な配置となっており、どの作動圧で排出されても、圧力振幅は相殺されやすいと考えられる。逃がし安全弁□作動時の試験結果も対称的な配置で排気管から排出されており、圧力振幅は相殺されたと推測される。よって、1 弁作動時が最も大きな動荷重を生じると評価することは妥当である。

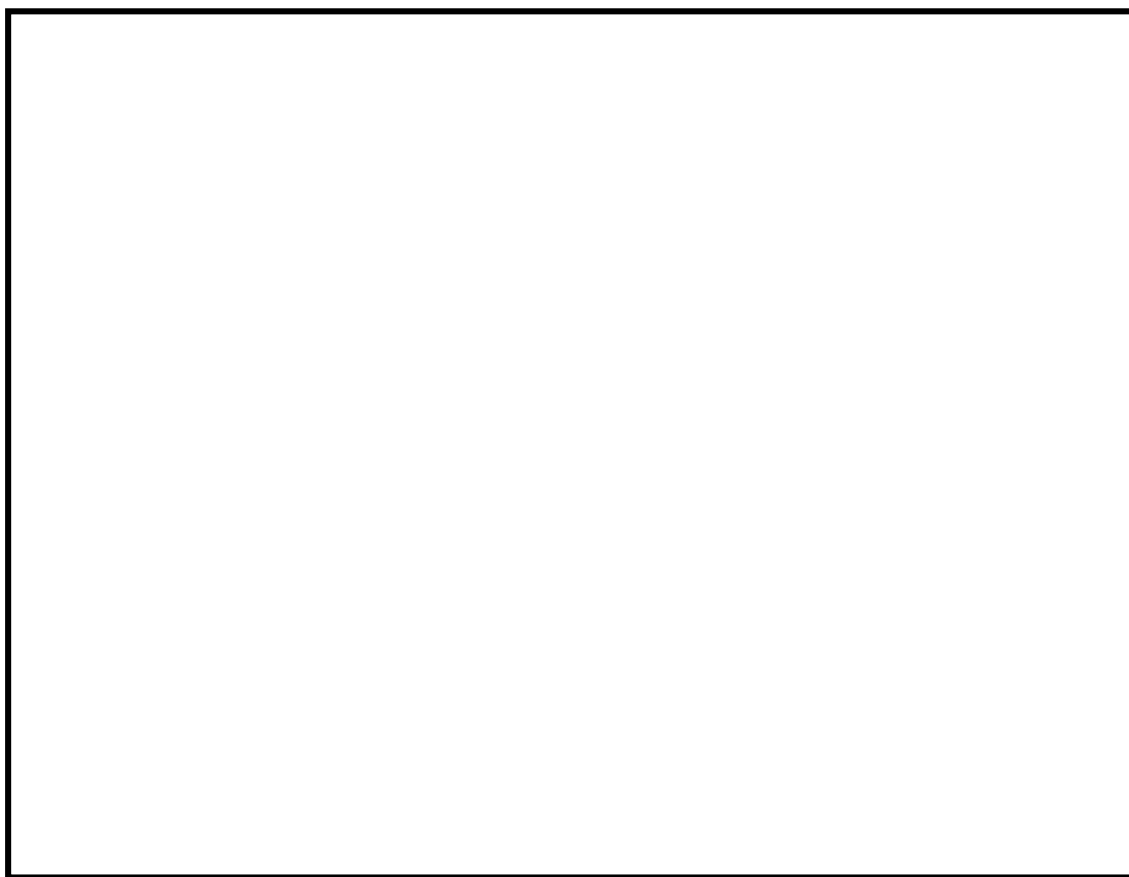


図 1 排気管の配置

【参考文献】東海第二発電所主蒸気逃がし安全弁実機試験報告書（昭和 53 年 3 月）

重大事故等時の動荷重の組み合わせについて

設計基準対象施設としての原子炉格納容器に対する動荷重の組み合わせの考え方を以下に示す。

- ・原子炉格納容器の応力計算は、各運転状態に生じる荷重の組み合わせの中で最も厳しい条件について行う。
- ・圧力、温度及び原子炉冷却材喪失時の蒸気ブローダウンによる荷重において、荷重の生じる時間が明らかに異なる場合は時間のずれを考慮する。具体的には以下の組み合わせとなる。
 - ▶原子炉冷却材喪失直後のジェット力、及び原子炉冷却材喪失時のサプレッション・チェンバのプール水揺動による荷重は事象発生後一度のみ作用する荷重であるため、許容応力状態Ⅳ_Aとして評価する。この状態は、原子炉格納容器の内圧が上昇する前の過渡的な状況であることから、最高使用圧力とは組み合わせない。
 - ▶ドライウエルからサプレッション・チェンバへの蒸気の流入が起こり、継続的に蒸気の凝縮等による動的荷重(CO, CH)が作用する状態は、設計条件として評価するものとし、原子炉冷却材喪失事故後の最大内圧との組合せを考慮する。なお、COとCHはドライウエルからサプレッション・チェンバに流入する蒸気量の変化に伴い段階的に生じる事象であるため、互いに組み合わせる必要はない。
 - ▶逃がし安全弁作動時の動荷重については、逃がし安全弁の作動が運転状態Ⅱに区分される事象であることから、許容応力状態Ⅱ_Aとして評価するとともに、弾性設計用地震動S_dと基準地震動S_sとの組み合わせも評価する。
 - ▶MARK-II型格納容器については、CHと逃がし安全弁作動時の荷重は組み合わせない。

前述の考え方を踏まえ、重大事故等時に生じる動荷重(本文表 2-2)に係る荷重の組み合わせを以下のように整理する(表 1)。

<逃がし安全弁作動時荷重>

逃がし安全弁が作動する事象は、「高圧・低圧注水機能喪失(給水喪失)[TQUV]」のように原子炉圧力容器バウンダリの機能が維持されている状態であり、原子炉圧力容器破損は想定されない。したがって、重大事故等時であっても、逃がし安全弁作動時荷重と同時に原子炉格納容器の過度な圧力上昇は重畳するものではなく、原子炉格納容器の内圧は最大でも ATWS 事象において想定される 200 kPa 程度である。

<LOCA, FCI 及びベント時に生じる動的荷重>

本文 2 章および 5 章で述べたとおり、LOCA時に生じる動荷重について重大事故等時において特に考慮が必要となる荷重は、LOCA後長期にわたって発生しうる荷重であるチャギング荷重のみとなる。また、格納容器ベント実施時や FCI 発生時にはベント管を通過する水やガスの流量が一時的に増大するが、この時の水およびガスの流量(流束)は LOCA時に想定される最大流量(流束)に比べて小さいことから荷重としては包絡される。したがって、重大事故等時における原子炉格納容器内の圧力・温度条件との組み合わせを考慮すべき荷重は設計基準事故時に

想定するチャギング荷重に包絡される。また、格納容器圧力が最大となるのは、格納容器雰囲気過圧・過温のシナリオにおいて 1.5 Pd でベントする時点となる。

重大事故等時の荷重の組合せが設計基準対処施設としての荷重の組合せを網羅的に適用できているかを確認するため、表 2 で示す。確認した結果、設計基準事故時には設計・建設規格に基づき、運転状態 II である逃がし安全弁作動時の動荷重は地震との組合せが必要であるが、重大事故等時は逃がし安全弁作動が短期的な荷重であることから組み合わせないため、相違が生じたものの、その他の荷重について、網羅的に組み合わせしており、重大事故等時の組合せが妥当であることを確認した（表 2）。

重大事故等時の組合せとして、中破断 L O C A の事象進展を考慮すると、チャギングの動荷重が生じている状況で、逃がし安全弁が作動することによる動荷重が生じると考えられることから、設計基準事故時に考慮していない荷重の組合せを新たに考慮した。

表 3 に示すとおり、重大事故等時に生じる動荷重の組み合わせは原子炉格納容器の限界圧力 (620 kPa) による構造評価に包絡される。このため、原子炉格納容器の重大事故等時における閉じ込め機能の健全性は、限界圧力 2 Pd (620 kPa) によって確認ができる。このときの各荷重による応力を表 4 に示す。

また、動荷重の観点で、最大圧力 1.5 Pd (465 kPa) + チャギングの動荷重の裕度は、 A T W S 時の最大圧力 + S R V 作動時の動荷重の裕度は、 である。このことから、重大事故等時において、チャギングによる荷重の影響は大きいものの、上記で記載したとおり、重大事故等時においてはチャギングによる動荷重が大きくなる特定の領域でないことから、原子炉格納容器が有する裕度は小さくならず、動荷重による原子炉格納容器の強度評価への影響はない。なお、1.5 Pd + チャギングの動荷重の荷重の組合せは保守性がある。この荷重の組合せは格納容器ベント実施時や F C I 発生時において生じるが、1.5 Pd となるときにのプール水温は 40 °C 以上、かつ、ベント管を通過する蒸気は蒸気流束が 18 kg/s/m² 以下となる。このため、チャギングによる荷重が大きくなる条件 (サブプレッション・チェンバ内のプール水の水温 (40 °C 以下) が低く、さらにベント管内の蒸気流束 (18~28 kg/s/m²) が比較的大きい領域) から逸脱しているため、設計基準事故時のチャギングの荷重と同じ値を考慮する必要はないが、保守的に設計基準事故時のチャギングの荷重を組み合わせている。

表1 重大事故等時の荷重の組合せ

荷重の組合せ			許容応力状態	死荷重	圧力						動荷重				重要事故シーケンス等	荷重の組合せの考え方	備考
No.	各運転状態による荷重	地震			限界圧力	SA時最大	ATWS時	LOCA時 中小破断	SA(L)圧力	SA(LL)圧力	SRV作動	LOCA	FCI	ベント			
SA1	SA短期における荷重	—	V _A	○	○	—	—	—	—	—	—	—	—	—	なし	限界温度、圧力 (200℃, 2Pd) を考慮する。	
SA2	SA短期における荷重	—	V _A	○	—	—	○	—	—	—	○	—	—	—	原子炉停止機能喪失 包絡される重要事故シーケンス等： 高圧注水・低圧機能喪失（給水喪失）、 高圧注水・減圧機能喪失（給水喪失）、 全交流動力電源喪失、 崩壊熱除去機能喪失（取水機能喪失）、 崩壊熱除去機能喪失（残留熱除去系機能喪失）、 格納容器バイパス（残留熱除去系配管破断）、 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱、 原子炉圧力容器外の溶融燃料—冷却材相互作用、 溶融炉心・コンクリート相互作用	逃がし安全弁による急速減圧までの短期的な原子炉格納容器圧力上昇と逃がし安全弁作動時の荷重が重畳するため、組み合わせる。逃がし安全弁作動時の動荷重は原子炉停止機能喪失時の原子炉圧力容器圧力が設計基準事故時よりも大きくなることから、設計基準事故時の動荷重を上回る可能性があるため、重大事故等時の動荷重として新たに設定する。このため、評価で用いる荷重は、原子炉停止機能喪失時の原子炉格納容器最大圧力時の内圧による影響又は原子炉圧力容器最大圧力時の動荷重による影響が最も厳しくなるものを考慮する。	
SA2'	SA短期における荷重	—	V _A	○	—	—	—	○	—	—	○	○	—	—	LOCA時注水機能喪失（中小破断）	中小破断LOCAが発生し、チャギングが生じている状況で、逃がし安全弁が作動する可能性があるため、組み合わせる。原子炉格納容器圧力は、逃がし安全弁作動時とする。	
SA3	SA短期における荷重	—	V _A	○	—	○	—	—	—	—	—	○	—	—	格納容器過圧・過温破損 包絡される重要事故シーケンス等： 水素燃焼	格納容器ベント時の原子炉格納容器圧力1.5 Pdと長期間継続しうる動荷重であるチャギングとの重畳を考慮し、組み合わせる。	動荷重はCHで代表
SA4	SA短期における荷重	—	V _A	○	—	○	—	—	—	—	—	—	○	—	原子炉圧力容器外の溶融燃料—冷却材相互作用（FCI） 包絡される重要事故シーケンス等： 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱、 溶融炉心・コンクリート相互作用	SA3で想定される動荷重（LOCA時）に包絡される。	≦SA3に包絡
SA5	SA短期における荷重	—	V _A	○	—	○	—	—	—	—	—	—	—	○	格納容器過圧・過温破損 包絡される重要事故シーケンス等： 高圧・低圧注水機能喪失（給水喪失）、 崩壊熱除去機能喪失（残留熱除去系機能喪失）、 LOCA時注水機能喪失（中小破断）、 水素燃焼	SA3で想定される動荷重（LOCA時）に包絡される。	≦SA3に包絡
SA6	SA長期(L)における荷重	S _d	V _A S	○	—	○	—	—	—	—	—	—	—	—	なし	重大事故等時の地震を考慮するため、事故後1×10 ⁻² 年（3.65日）の荷重と弾性設計用地震動S _d を組み合わせる。原子炉格納容器圧力は、SA(L)で想定される圧力を包絡する最大内圧を用いる。SA(L)の状況では原子炉圧力容器は既に減圧されており、逃がし安全弁作動時の荷重は重畳しない。	
SA7	SA長期(L)における荷重	S _d	V _A S	○	—	—	—	—	○	—	—	○	—	—	格納容器過圧・過温破損 包絡される重要事故シーケンス等： 高圧・低圧注水機能喪失（給水喪失）、 崩壊熱除去機能喪失（残留熱除去系機能喪失）、 LOCA時注水機能喪失（中小破断）、 水素燃焼	事故後1×10 ⁻² 年（3.65日）の荷重と弾性設計用地震動S _d との組合せ。SA(L)で想定される原子炉格納容器圧力と長期間継続しうる動荷重であるチャギングとの重畳を考慮し、組み合わせる。	動荷重はCHで代表
SA8	SA長期(LL)における荷重	S _s	V _A S	○	—	—	—	—	—	○	—	—	—	—	なし	重大事故等時の地震を考慮するため、事故後2×10 ⁻¹ 年（73日）の荷重と基準地震動S _s を組み合わせる。この時点では原子炉格納容器は代替循環冷却系等により冷却が開始されており、動的荷重が作用しないため、SA(LL)で想定される圧力のみを地震と組み合わせる。	

表 2 重大事故等時の荷重の組合せの網羅性

荷重の組合せ			許容応力 状態	死 荷重	圧力			動荷重				備 考
No.	各運転状態による荷重	地震			使用 最高 圧力	運 転 通 常 圧 力	最 大 事 故 時 圧 力	作 動 時 S R V	P S	C O	C H	
1	設計条件による荷重	—	設計条件	○	○	—	—	—	—	—	—	SA1の荷重の組合せと同様
2	運転状態 I による荷重	—	IA	○	—	○	—	—	—	—	—	通常運転時のため、SA時は組み合わせない
3	運転状態 II による荷重	—	IIA	○	—	○	—	○	—	—	—	SA2の荷重の組合せと同様
4	運転状態 IV による荷重	—	IVA	○	—	—	—	—	○	—	—	SA3の荷重の組合せと同様
5	運転状態 IV による荷重	—	設計条件	○	—	—	○	—	—	○	—	
6	運転状態 IV による荷重	—	設計条件	○	—	—	○	—	—	—	○	
7	運転状態 I による荷重	S _d	IIIAS	○	—	○	—	—	—	—	—	SA6の荷重の組合せと同様
8	運転状態 I による荷重	S _s	IVAS	○	—	○	—	—	—	—	—	SA8の荷重の組合せと同様
9	運転状態 II による荷重	S _d	IIIAS	○	—	○	—	○	—	—	—	SRV作動は短期であるため、SA時は組み合わせない
10	運転状態 II による荷重	S _s	IVAS	○	—	○	—	○	—	—	—	
11	運転状態 IV による荷重	S _d	IVAS	○	—	—	○	—	—	—	—	SA6の荷重の組合せと同様
SA1	SA短期における荷重	—	V _A	○	○	—	—	—	—	—	—	評価圧力：限界圧力2 Pd (620 kPa)
SA2	SA短期における荷重	—	V _A	○	—	—	○	○	—	—	—	評価圧力：ATWS時 (200 kPa ^{*1})
SA2'	SA短期における荷重	—	V _A	○	—	—	○	○	—	—	○	評価圧力：中小破断LOCA時 (25 kPa ^{*1})
SA3	SA短期における荷重	—	V _A	○	—	—	○	—	—	—	○	評価圧力：SA時の最高圧力 (465 kPa ^{*1})
SA4	SA短期における荷重	—	V _A	○	—	—	○	—	—	—	○	SA3と同等以下
SA5	SA短期における荷重	—	V _A	○	—	—	○	—	—	—	○	
SA6	SA長期(L)における荷重	S _d	V _A S	○	—	—	○	—	—	—	—	評価圧力：SA時の最高圧力 (465 kPa ^{*1})
SA7	SA長期(L)における荷重	S _d	V _A S	○	—	—	○	—	—	—	○	評価圧力：SA(L)時の圧力310 kPa ^{*1}
SA8	SA長期(LL)における荷重	S _s	V _A S	○	—	—	○	—	—	—	—	評価圧力：SA(LL)時の圧力200 kPa ^{*1}

注記 *1：有効性評価結果

上記の表は、重大事故等時の荷重の組合せとして考慮すべき、設計基準事故時の圧力、動荷重及び地震に関連する組み合わせについて、整理している。このため、運転時に想定されない燃料交換/耐圧試験は、組み合わせを記載していない。

表3 原子炉格納容器 サプレッション・チェンバの強度評価結果

評価部位	No.	荷重の組合せ*1	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度
円筒胴部	SA1	死荷重+限界圧力 (620 kPa)		281*2	
	SA2	死荷重+ATWS 時圧力 (200 kPa) +SRV 作動時		281*2	
	SA2'	死荷重 +中小破断 LOCA 時圧力 (25 kPa) +SRV 作動時+チャギング		281*2	
	SA3	死荷重+最大圧力 (465 kPa) +チャギング		281*2	
	SA4	死荷重+最大圧力 (465 kPa) +チャギング (SA3 と同等以下)		281*2	
	SA5	死荷重+最大圧力 (465 kPa) +チャギング (SA3 と同等以下)		281*2	
	SA6	死荷重+最大圧力 (465 kPa) + S _d		253*3	
	SA7	死荷重+SA(L)圧力 (310 kPa) +チャギング+ S _d		253*3	
	SA8	死荷重+SA(LL)圧力 (200 kPa) + S _s		254*3	

注記 *1: 水頭圧は重大事故後に起こりうる最大水位を包絡するものとしてサプレッション・チェンバのベントライン下端位置を水面位置として算出した値を用いる。また、動荷重はこのときの水位を考慮したものとする。

*2: 許容応力状態 V_A としての IV_A 許容限界を用いる。(限界温度 (200 °C) における許容値)

*3: 許容応力状態 V_{AS} としての IV_{AS} 許容限界を用いる。(SA(L) (171°C), SA(LL) (150°C) における評価温度)

表4 重大事故等時の各荷重による応力

荷重の種類	各荷重による応力*2									SA1	SA2	SA2'	SA3	SA4	SA5	SA6	SA7	SA8
	Pm			P1+Pb														
				内面			外面											
	σt	σl	τ	σt	σl	τ	σt	σl	τ									
死荷重										○	○	○	○	○	○	○	○	○
水頭圧*1										○	○	○	○	○	○	○	○	○
限界圧力(620kPa)										○								
SA時最大(465kPa)													○	○	○	○		
SA(L)時(310kPa)																	○	
SA(LL)時(200kPa)																		○
ATWS時(200kPa)											○							
中小LOCA時(25kPa)												○						
SRV作動時*1											○	○						
CH時*1												○	○	(○)	(○)		○	
Sd地震時(鉛直)																		
Sd地震時(水平)																○	○	
Sd地震時(水頭分)																		
Ss地震時(鉛直)																		
Ss地震時(水平)																		○
Ss地震時(水頭分)																		

σt : 円周方向応力, σl : 軸方向応力, τ : せん断応力 (t-l 方向)

注記 *1 重大事故時のプール水の水位を考慮。

*2 動荷重及び地震荷重は振動荷重のため±両方存在するが、本表では1方向のみ表記

設計基準対処施設としての動荷重に対する健全性

東海第二発電所の原子炉格納容器は、建設時において動荷重による影響の知見がなく、その後の知見によって設計上の考慮が必要となった。これを踏まえ、東海第二発電所では、既工認及び定期的安全レビューで原子炉格納容器の健全性を確認している。

表 1 に示す対象部位（図 1）に対して、強度評価を実施している。なお、各部位の評価結果については、裕度が最も小さいものを記載する。

既工認及び定期的安全レビューの結果で示すように設計基準対処施設としての動荷重は原子炉格納容器本体に生じる荷重が最も裕度が小さい結果となった。

最も裕度が小さくなる理由としては、

- ・原子炉格納容器本体は、内部構造物と異なり内圧による荷重を受けること（表 2 の事故時圧力）及び動荷重の受圧面積が大きく動荷重が大きいこと（表 2 の逃がし安全弁作動時等）
- ・これらの荷重は表 3 で示すように組合せが必要であり、表 4 で示すように地震による荷重よりも動荷重を組み合わせた荷重の方が大きいこと
- ・動荷重に対する許容値は、地震時と比較し、小さいこと

が挙げられる。

このことから、原子炉格納容器の健全性は原子炉格納容器本体を代表とすることで確認できる。なお、MARK-II 改良型と構造比較した部位については、動荷重を考慮したプラント設計されたものと同様以上の強度を有することを確認していることから、十分な裕度を有するものとした。

表 1 で示すように残留熱除去系ストレナは、動荷重を含まない評価結果を記載している。その理由は、応力評価点を図 6、各荷重による応力を表 16 に示すように評価点ごとに生じる動荷重は異なるものの、差圧による荷重が最も大きい。このため、動荷重を組み合わせた結果では裕度が大きくなるため、動荷重でない評価結果を表 1 に記載している。

表1 設計基準対処施設としての原子炉格納容器の健全性確認結果

評価対象	評価結果
① 原子炉格納容器本体 (第2表～第4表)	(事故時圧力+チャージング荷重時) 一次応力*1: <input type="text"/> MPa/許容値: 131 MPa 裕度: <input type="text"/>
② ベント管 (第5表, 第6表)	(SRV作動時) 一次応力*2: <input type="text"/> kg/mm ² /許容値: 14.6 kg/mm ² 裕度: <input type="text"/>
③ ベント管ブレーシング (第7表, 第8表)	(フォールバック荷重) 曲げ荷重*2: <input type="text"/> kg/mm ² /許容値: 24.6 kg/mm ² 裕度: <input type="text"/>
④ 底部ライナ	ベースマットの評価から算出されることから, ベースマットの評価に代表される
⑤ クエンチャーサポート (第9表)	(SRV作動時+S ₁) 圧縮応力*2: <input type="text"/> kg/mm ² /許容値: 21.5 kg/mm ² 裕度: <input type="text"/>
⑥ 真空破壊装置 (第10表)	(プールのスウェル(LOCA時)) 組合せ応力*2: <input type="text"/> kg/mm ² /許容値: 50.0 kg/mm ² 裕度: <input type="text"/>
⑦ ダイヤフラム・フロア (第11表)	(SRV作動時+S ₁) SRV作動時 <input type="text"/> ton) + S ₁ <input type="text"/> ton) *2 <input type="text"/> ton S ₂ : <input type="text"/> ton 裕度: <input type="text"/> (S ₂ に対する裕度)
⑦ ダイヤフラム・フロア大梁 (第12表)	(MARK-II改良型プラントとの単位差圧が作用した場合の裕度の比較) 東二*2: <input type="text"/> MARK-II改良型プラント: <input type="text"/> 比率: <input type="text"/>
⑧ コラムサポート (第13表)	(水ジェット荷重+フォールバック荷重) 発生応力*2: <input type="text"/> ton/cm ² /許容値: <input type="text"/> ton/cm ² 裕度: <input type="text"/>
⑨ 原子炉本体基礎 (第14表)	(MARK-II改良型プラントとの構造比較) 配筋量: 東二*2: <input type="text"/> cm ² MARK-II改良型プラント: <input type="text"/> cm ² 比率: <input type="text"/>
⑩ コンクリートマット (第15表)	(MARK-II改良型プラントとの構造比較) 鉄筋比(最小値を示す): 東二*2: <input type="text"/> MARK-II改良型プラント: <input type="text"/> 比率: <input type="text"/>
⑪ 残留熱除去系ストレーナ*3 (第16表～第18表)	(異物荷重+差圧+地震荷重(ストレーナ, 異物)) 一次応力*1: <input type="text"/> MPa/許容値: <input type="text"/> MPa 裕度: <input type="text"/>

注記 *1: 既工認評価値(工事計画認可申請書参考資料(平成20・02・29原第41号 平成20年4月7日付け))

*2: 定期的安全レビュー結果

*3: 低圧炉心スプレイ系及び高圧炉心スプレイ系ストレーナを包絡。なお, 原子炉隔離時冷却系ストレーナはストレーナを大型化していないため, 差圧による荷重が小さいことから, 包絡される。

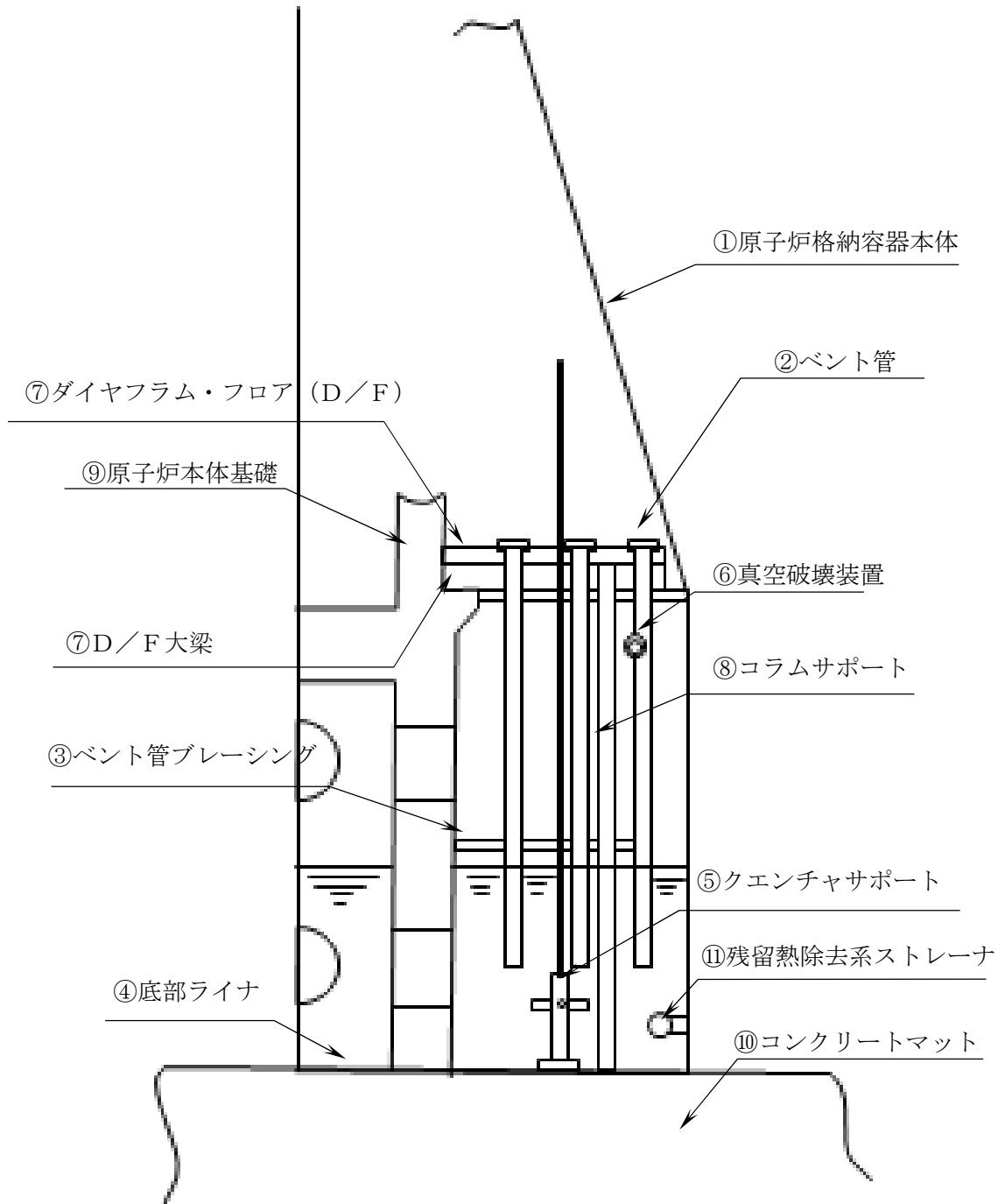


図1 動荷重の評価対象

表 2 原子炉格納容器本体の各荷重による応力

応力評価点 P1 (単位:MPa)

荷重	一 次 応 力									一 次 + 二 次 応 力								
	P _m			P _L + P _b						P _L + P _b + Q								
	σ _t	σ _ℓ	τ	内 面			外 面			内 面			外 面					
				σ _t	σ _ℓ	τ	σ _t	σ _ℓ	τ	σ _t	σ _ℓ	τ	σ _t	σ _ℓ	τ			
1 最高使用圧力 (内圧) 2 最高使用圧力 (外圧) 3 事故時圧力 4 P C V 鉛直荷重 (通常) 5 P C V 鉛直荷重 (燃交) 6 プール水頭 7 P C V 鉛直方向 S ₁ * 地震 (通常, 上向 U) 8 P C V 鉛直方向 S ₁ * 地震 (通常, 下向 D) 9 P C V 鉛直方向 S ₁ * 地震 (燃交, 上向 U) 10 P C V 鉛直方向 S ₁ * 地震 (燃交, 下向 D) 11 P C V 鉛直方向 S ₂ 地震 (通常, 上向 U) 12 P C V 鉛直方向 S ₂ 地震 (通常, 下向 D) 13 P C V 鉛直方向 S ₂ 地震 (燃交, 上向 U) 14 P C V 鉛直方向 S ₂ 地震 (燃交, 下向 D) 15 プール水 S ₁ * 地震 (上向 U) 16 プール水 S ₁ * 地震 (下向 D) 17 プール水 S ₂ 地震 (上向 U) 18 プール水 S ₂ 地震 (下向 D) 19 P C V 水平方向 S ₁ * 地震 (圧縮 C) 20 P C V 水平方向 S ₁ * 地震 (引張 T) 21 P C V 水平方向 S ₂ 地震 (圧縮 C) 22 P C V 水平方向 S ₂ 地震 (引張 T) 23 P C V 熱荷重 (通常) 24 逃がし安全弁作動時荷重 (正圧 P) 25 逃がし安全弁作動時荷重 (負圧 N)																		
注 : σ _t : 円周方向応力, σ _ℓ : 軸方向応力, τ: せん断応力 (t - ℓ 方向)																		

応力評価点 P1 (単位:MPa)

荷重	一 次 応 力									一 次 + 二 次 応 力								
	P _m			P _L + P _b						P _L + P _b + Q								
	σ _t	σ _ℓ	τ	内 面			外 面			内 面			外 面					
				σ _t	σ _ℓ	τ	σ _t	σ _ℓ	τ	σ _t	σ _ℓ	τ	σ _t	σ _ℓ	τ			
26 水ジェット 27 蒸気凝縮振動 (正圧 P) 28 蒸気凝縮振動 (負圧 N) 29 チャギング (正圧 P) 30 チャギング (負圧 N)																		
注 : σ _t : 円周方向応力, σ _ℓ : 軸方向応力, τ: せん断応力 (t - ℓ 方向)																		

表3 原子炉格納容器本体の荷重の組合せ

応力評価点 P1, P2

番号	運転状態	荷重条件			荷重番号*
		地震荷重	供用状態	荷重条件	
1	設計条件	—	設計条件	設計条件	1 4 6
2	運転状態 I	—	A	I—通常運転	2 4 6 23
3	運転状態 I	—	A	I—燃料交換	5 6
4	運転状態 II	—	B	II—SRV—(P)	2 4 6 23 24
5	運転状態 II	—	B	II—SRV—(N)	2 4 6 23 25
6	運転状態 IV	—	D	IV	4 6 26
7	運転状態 IV	—	設計条件	設計条件—CO (P)	3 4 6 27
8	運転状態 IV	—	設計条件	設計条件—CO (N)	3 4 6 28
9	運転状態 IV	—	設計条件	設計条件—CH (P)	3 4 6 29
10	運転状態 IV	—	設計条件	設計条件—CH (N)	3 4 6 30
11	運転状態 I	S ₁ *	C(ⅢAS)	I—S ₁ *通常運転 (U. T)	2 4 6 7 15 20 23
12	運転状態 I	S ₁ *	C(ⅢAS)	I—S ₁ *通常運転 (D. C)	2 4 6 8 16 19 23
13	運転状態 I	S ₁ *	C(ⅢAS)	I—S ₁ *燃料交換 (U. T)	5 6 9 15 20 23
14	運転状態 I	S ₁ *	C(ⅢAS)	I—S ₁ *燃料交換 (D. C)	5 6 10 16 19 23
15	運転状態 II	S ₁ *	C(ⅢAS)	II—SRV—S ₁ * (U. T. P)	2 4 6 7 15 20 23 24
16	運転状態 II	S ₁ *	C(ⅢAS)	II—SRV—S ₁ * (U. T. N)	2 4 6 7 15 20 23 25
17	運転状態 II	S ₁ *	C(ⅢAS)	II—SRV—S ₁ * (D. C. P)	2 4 6 8 16 19 23 24
18	運転状態 II	S ₁ *	C(ⅢAS)	II—SRV—S ₁ * (D. C. N)	2 4 6 8 16 19 23 25
19	運転状態 I	S ₂	D(ⅣAS)	I—S ₂ 通常運転 (U. T)	2 4 6 11 17 22 23
20	運転状態 I	S ₂	D(ⅣAS)	I—S ₂ 通常運転 (D. C)	2 4 6 12 18 21 23
21	運転状態 I	S ₂	D(ⅣAS)	I—S ₂ 燃料交換 (U. T)	5 6 13 17 22 23
22	運転状態 I	S ₂	D(ⅣAS)	I—S ₂ 燃料交換 (D. C)	5 6 14 18 21 23
23	運転状態 II	S ₂	D(ⅣAS)	II—SRV—S ₂ (U. T. P)	2 4 6 11 17 22 23 24
24	運転状態 II	S ₂	D(ⅣAS)	II—SRV—S ₂ (U. T. N)	2 4 6 11 17 22 23 25
25	運転状態 II	S ₂	D(ⅣAS)	II—SRV—S ₂ (D. C. P)	2 4 6 12 18 21 23 24

応力評価点 P1, P2

番号	運転状態	荷重条件			荷重番号*
		地震荷重	供用状態	荷重条件	
26	運転状態 II	S ₂	D(ⅣAS)	II—SRV—S ₂ (D. C. N)	2 4 6 12 18 21 23 25
27	運転状態 IV	S ₁ *	D(ⅣAS)	IV—S ₁ * (U. T)	3 4 6 7 15 20
28	運転状態 IV	S ₁ *	D(ⅣAS)	IV—S ₁ * (D. C)	3 4 6 8 16 19

表 4 原子炉格納容器本体の応力評価結果

応力評価点 P 1 (単位: MPa)

荷重の組合せ		供用状態	一 次 応 力				一 次 + 二 次 応 力	
			P _m		P _L + P _b		P _L + P _b + Q	
運転状態	地震荷重		応力強さ	許容値	応力強さ	許容値	応力振幅	許容値
設計条件	—	設計条件		131		196		—
I	—	A		—		—		393
II	—	B		—		—		393
IV	—	D		258		387		—
IV	—	設計条件		131		196		—
I	S ₁ *	C (IIIAS)		237		356		393
II	S ₁ *	C (IIIAS)		237		356		393
IV	S ₁ *	D (IVAS)		258		387		393
I	S ₂	D (IVAS)		258		387		393
II	S ₂	D (IVAS)		258		387		393

注記 * : 地震荷重のみによる応力振幅を示す。

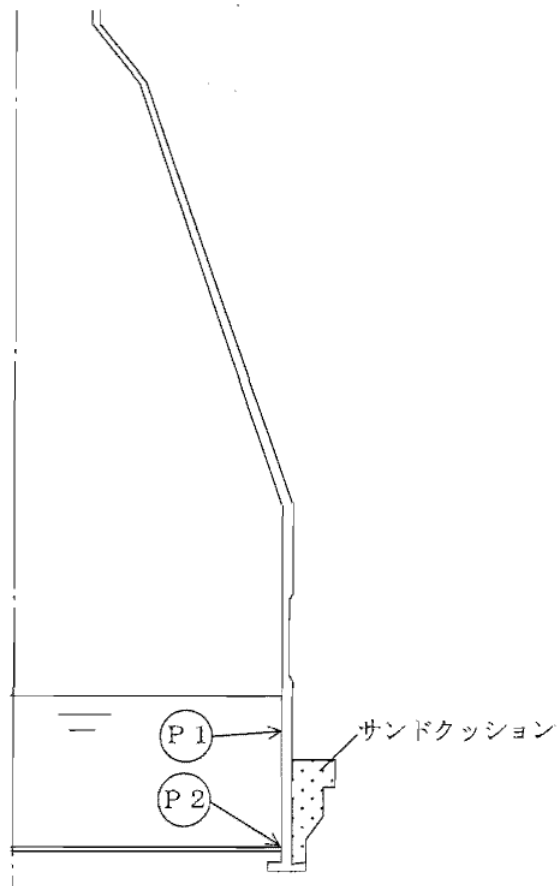


図 2 原子炉格納容器本体の応力評価点

表5 ベント管の各荷重による応力

(単位: kg/mm²)

番号	荷重	P1	P2
		一次応力	一次応力
(1)	内圧		
(2)	死荷重		
(3)	地震荷重		
(4)	冷却材喪失事故時のプール水揺動		
(5)	ベント管に加わる水平方向荷重		
(6)	逃がし安全弁作動時の荷重		

表6 ベント管の応力評価結果

(単位: kg/mm²)

応力評価点		P1		P2	
荷重条件	荷重の組合せ番号	一次応力	許容応力	一次応力	許容応力
1	(1)+(2)		12.2		12.2
1	(2)+(6)		14.6		14.6
3	(1)+(2)+(4)		38.7		25.8
3	(1)+(2)+(5)		38.7		25.8
4	(2)+(3)+(6)		23.4		23.4
5	(1)+(2)+(3)		23.4		23.4

(単位: kg/mm²)

応力評価点		P1		P2	
荷重条件	荷重の組合せ番号	一次+二次応力	許容応力	一次+二次応力	許容応力
4	(3) × 2		46.8		46.8
5	(3) × 2		46.8		46.8

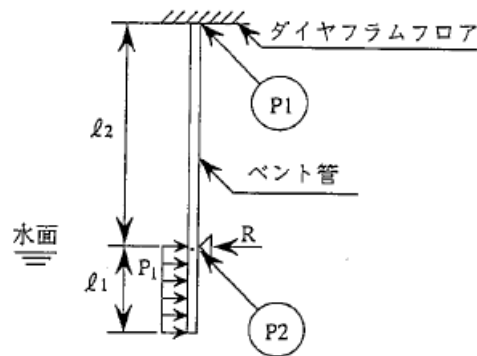


図2 ベント管の応力評価点

表7 ベント管ブレイシングの各荷重による応力

(単位：kg/mm²)

番号	荷 重	P3		
		引張応力	圧縮応力	曲げ応力
(1)	地震荷重			
(2)	逃がし安全弁作動時の荷重			
(3)	ベント管に加わる水平方向荷重			
(4)	事故時の上昇水流による荷重			
(5)	事故時のフォールバック荷重			

表8 ベント管の応力評価結果

(単位：kg/mm²)

応 力 評 価 点		P3					
荷重条件	荷重の組合せ番号	引張応力		圧縮応力		曲げ応力	
		合計応力	許容応力	合計応力	許容応力	合計応力	許容応力
2	(2)		13.6		11.6	—	—
3	(3)		24.6		20.2	—	—
3	(5)*2	—	—	—	—		24.6
4	(1)+(2)		20.5		17.4	—	—

注記*：荷重番号(4)，(5)のうち，応力の大きいフォールバック荷重による応力により評価する。

表9 クエンチャサポート部の応力評価結果

(単位: kg/mm²)

評価部位	荷重の 組合せ	引張応力		圧縮応力		せん断応力	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	応力	許容 応力
クエンチャ サポート	II+S1*		22.3		21.5		12.9
	II+S2		26.6		25.9		15.3
上部クエンチャ トラス	II+S1*		22.3		18.4	—	12.9
	II+S2		26.8		21.3	—	15.4
下部クエンチャ トラス	II+S1*		22.3		16.7	—	12.9
	II+S2		26.8		19.0	—	15.4

注記*: 曲げモーメントによる応力を含む

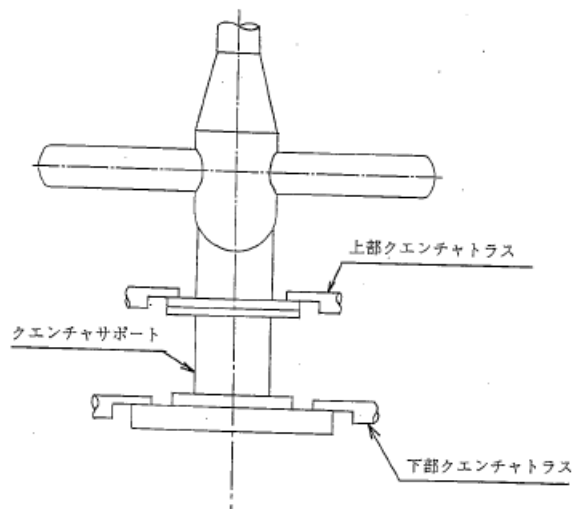


図3 クエンチャサポートの応力評価点

表 10 真空破壊装置の応力評価結果

(単位: kg/cm²)

荷重	弁運動 方向	応力 評価点	部 材	組合せ応力	引張応力	せん断応力	応力値	準用する 許容応力 (材料:現状)	準用する 許容応力 (材料:改善)	備 考
ブローバル	開	P1	スイングアーム					25.0 (SM41A)	50.0 (SPV490)	(A1J短期)
		P2	シャフト					12.1 (SUS304)	12.1 (SUS304)	(A1J短期)
		P3	ディスクロッド					27.0 (SAS160r.70)	27.0 (SDV480)	(A1J短期)
	閉	P4	ディスク					26.3 (SAS160r.70)	26.3 (SDV480)	(IV,S)
		P5	フランジ					36.3 (SAS160r.70)	36.3 (SDV480)	(IV,S)
シャッター	開	P1	スイングアーム					25.0 (SM41A)	50.0 (SPV490)	(A1J短期)
		P2	シャフト					12.1 (SUS304)	12.1 (SUS304)	(A1J短期)
		P3	ディスクロッド					27.0 (SAS160r.70)	27.0 (SDV480)	(A1J短期)
	閉	P4	ディスク					26.3 (SAS160r.70)	26.3 (SDV480)	(IV,S)
		P5	フランジ					36.3 (SAS160r.70)	36.3 (SDV480)	(IV,S)

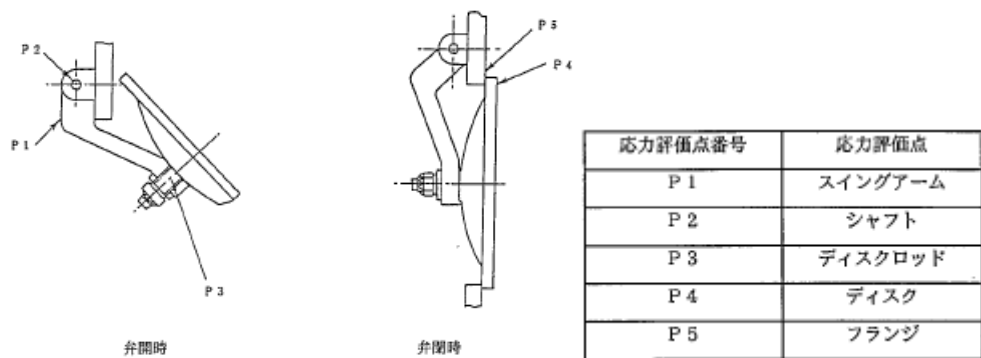


図 4 真空破壊装置の応力評価点

表 11 ダイアフラム・フロアの応力評価結果

(a) 逃がし安全弁作動時の荷重

荷重の種類	発生応力[ton]	備考
逃がし安全弁作動時		
S ₁ 地震力		定期的安全レビュー時
S ₂ 地震力		建設時

(b) 原子炉冷却材喪失事故時プール水揺動に対する荷重

部位	荷重[ton/m ²]	備考
断熱コンクリート		下向き荷重
構造体コンクリート		下向き荷重
鉄骨グレーチング等		下向き荷重
鉄骨梁		下向き荷重
原子炉冷却材喪失時の荷重		上向き荷重
合計		
スタッドにかかる引抜き力		引抜き耐力 : <input type="text"/> ton

(c) 原子炉冷却材喪失時蒸気ブローダウンによる荷重

荷重の種類	発生応力[ton]	備考
水平荷重		
S ₁ 地震力		定期的安全レビュー時

表 12 ダイヤフラム・フロア大梁の許容応力比

プラント	単位差圧 1.0 ton/m ² に 対する許容応力比	設計差圧 <input type="text"/> ton/m ² に 対する裕度
東海第二発電所		
MARK-II改良型 プラント		

表 13 コラムサポートの応力評価結果

(a)逃がし安全弁作動時の荷重

評価部位	発生応力[ton/cm ²]	許容応力[ton/cm ²]
コラムサポート		
コラムサポート ブレーシング		

(b)原子炉冷却材喪失事故時プール水揺動に対する荷重（上向き荷重）

評価部位	発生応力[ton]	許容応力[ton]
基礎ボルト		
基礎スラブ		

(c) 原子炉冷却材喪失事故時プール水揺動に対する荷重（下向き荷重）

評価部位	発生応力[ton/cm ²]	許容応力[ton/cm ²]
コラムサポート		
コラムサポート ブレーシング		

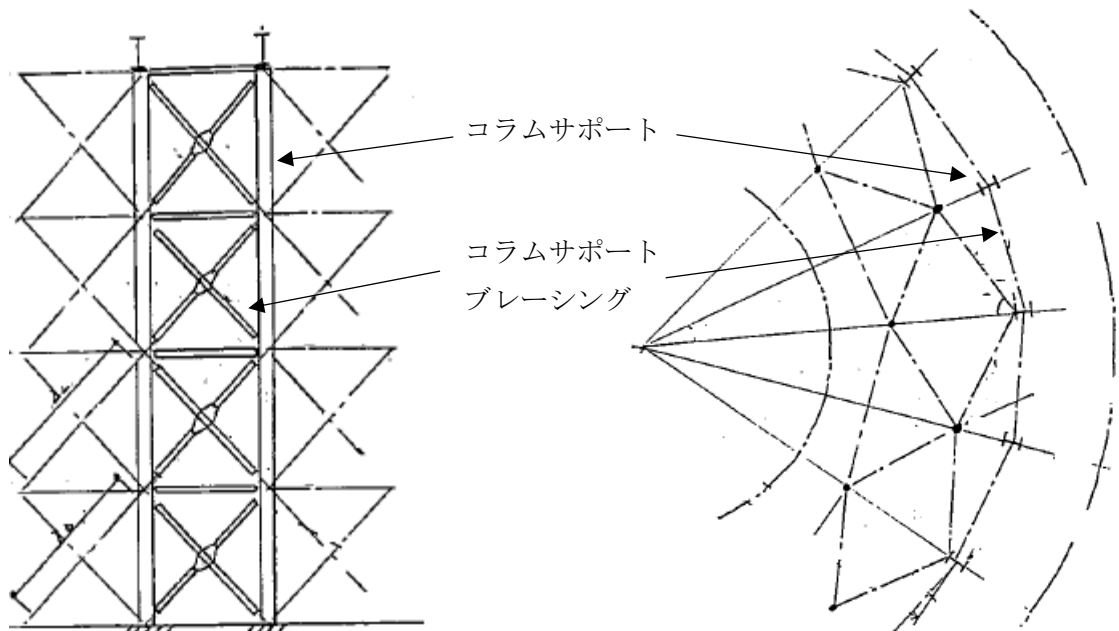


図 5 コラムサポートの概要図

表 14 原子炉本体基礎の配筋量

方向	比較 部位	東海第二発電所			MARK-II改良型発電所		
		設計配筋	配筋量	補正鉄筋量	設計配筋	配筋量	
縦方向	A	内・外側 中 央			内・外側 中 央		
	B	内・外側 開口廻り 中 央			内・外側 開口廻り 中 央		
横方向	A	内・外側 中 央			内・外側 中 央		
	B	内・外側 中 央			内・外側 中 央		

表 15 コンクリートマットの鉄筋比

厚 さ	東海第二発電所			最新MARKII改良型発電所				
	4.6 m			4.95 m				
鉄筋の比較	位 置	設計配筋	竣工図 による 鉄筋比	位 置	設計配筋	①工認用必要鉄筋比 ②厚さ補正後工認用必要 鉄筋比(A)		
放射筋	上 端 筋							
	下 端 筋							
円周筋	上 端 筋						上 端 筋	
	下 端 筋						下 端 筋	

(* マット厚さの違いにより生じる面付モーメント等への影響を考慮して、マット厚さ比の二乗による補正を実施した。

名称		応力評価点 番号	応力評価点
多孔 プレート	ディスク	P 1	全ディスクセットの多孔プレート
	スペーサ*	P 2	ディスクセット間の円筒形多孔プレート
リブ		P 3	リブ
コンプレッションプレート		P 4	コンプレッションプレート
フィンガ		P 5	フィンガ
ストラップ		P 6	ストラップ
フランジ		P 7	フランジ

注記 * : ボトムスペーサを含む。

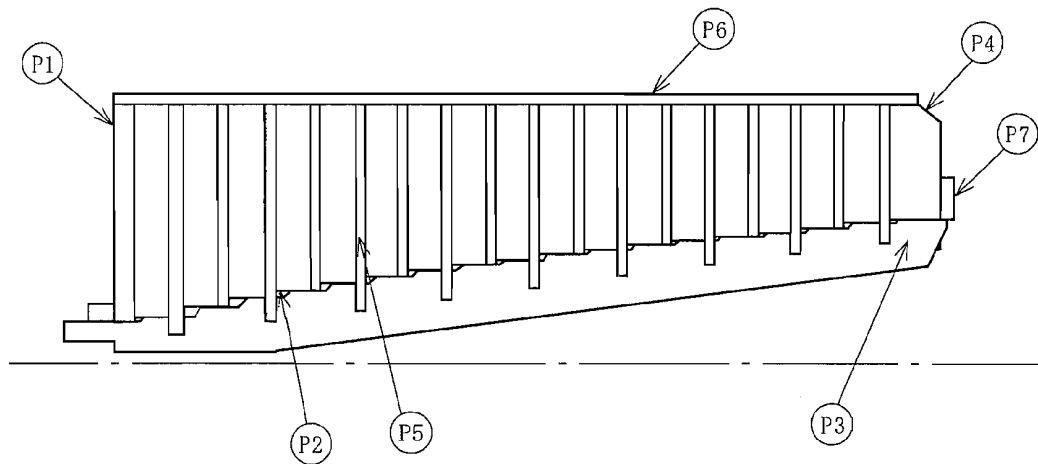


図 6 残留熱除去系ストレーナの構造図及び応力評価点

表 16 残留熱除去系ストレーナの各荷重による応力 (1/3)

(単位 : MPa)

応力 評価 番号	荷重	一 次 応 力								
		P _m			P _L + P _b					
		σ _t	σ _ℓ	τ	内 面			外 面		
					σ _t	σ _ℓ	τ	σ _t	σ _ℓ	τ
P 1	1 死荷重	-	-	-						
	2 異物荷重	-	-	-						
	3 差圧	-	-	-						
	4 S R V 荷重	-	-	-						
	5 プールスウェル	-	-	-						
	6 蒸気凝縮 (CO)	-	-	-						
	7 チャギング (CH)	-	-	-						
	8 ストレーナ S ₁ * 地震荷重	-	-	-						
	9 ストレーナ S ₂ 地震荷重	-	-	-						
	10 異物 S ₁ * 地震荷重	-	-	-						
P 2	1 死荷重	-	-	-						
	2 異物荷重	-	-	-						
	3 差圧	-	-	-						
	4 S R V 荷重	-	-	-						
	5 プールスウェル	-	-	-						
	6 蒸気凝縮 (CO)	-	-	-						
	7 チャギング (CH)	-	-	-						
	8 ストレーナ S ₁ * 地震荷重	-	-	-						
	9 ストレーナ S ₂ 地震荷重	-	-	-						
	10 異物 S ₁ * 地震荷重	-	-	-						
P 3	1 死荷重	-	-	-						
	2 異物荷重	-	-	-						
	3 差圧	-	-	-						
	4 S R V 荷重	-	-	-						
	5 プールスウェル	-	-	-						
	6 蒸気凝縮 (CO)	-	-	-						
	7 チャギング (CH)	-	-	-						
	8 ストレーナ S ₁ * 地震荷重	-	-	-						
	9 ストレーナ S ₂ 地震荷重	-	-	-						
	10 異物 S ₁ * 地震荷重	-	-	-						

注 : σ_t, σ_ℓ: 互いに直交する垂直応力, τ: せん断応力 (t - ℓ 方向)

表 16 残留熱除去系ストレーナの各荷重による応力 (2/3)

(単位: MPa)

応力 評価 番号	荷重	一 次 応 力								
		P _m			P _L + P _b					
		σ _t	σ _ℓ	τ	内 面			外 面		
					σ _t	σ _ℓ	τ	σ _t	σ _ℓ	τ
P 4	1 死荷重	-	-	-						
	2 異物荷重	-	-	-						
	3 差圧	-	-	-						
	4 SRV荷重	-	-	-						
	5 プールスウェル	-	-	-						
	6 蒸気凝縮(CO)	-	-	-						
	7 チャギング(CH)	-	-	-						
	8 ストレーナS ₁ *地震荷重	-	-	-						
	9 ストレーナS ₂ 地震荷重	-	-	-						
	10 異物S ₁ *地震荷重	-	-	-						
P 5	1 死荷重	-	-	-						
	2 異物荷重	-	-	-						
	3 差圧	-	-	-						
	4 SRV荷重	-	-	-						
	5 プールスウェル	-	-	-						
	6 蒸気凝縮(CO)	-	-	-						
	7 チャギング(CH)	-	-	-						
	8 ストレーナS ₁ *地震荷重	-	-	-						
	9 ストレーナS ₂ 地震荷重	-	-	-						
	10 異物S ₁ *地震荷重	-	-	-						
P 6	1 死荷重	-	-	-						
	2 異物荷重	-	-	-						
	3 差圧	-	-	-						
	4 SRV荷重	-	-	-						
	5 プールスウェル	-	-	-						
	6 蒸気凝縮(CO)	-	-	-						
	7 チャギング(CH)	-	-	-						
	8 ストレーナS ₁ *地震荷重	-	-	-						
	9 ストレーナS ₂ 地震荷重	-	-	-						
	10 異物S ₁ *地震荷重	-	-	-						

注 : σ_t, σ_ℓ:互いに直交する垂直応力, τ:せん断応力 (t-ℓ方向)

表 16 残留熱除去系ストレーナの各荷重による応力 (3/3)

(応力評価点 P 7)

(単位：MPa)

荷 重		曲げ応力
1	死荷重	
2	異物荷重	
3	差圧	
4	S R V 荷重	
5	プールスウェル	
6	蒸気凝縮 (C O)	
7	チャギング (C H)	
8	ストレーナ S ₁ *地震荷重	
9	ストレーナ S ₂ 地震荷重	
10	異物 S ₁ *地震荷重	

表 17 残留熱除去系ストレーナの荷重の組合せ

番号	荷重の組合せ	地震 荷重	荷重番号*	供用 状態
	運転状態			
①	運転状態 I	—	1	A
②	運転状態 II	—	1 4	B
③	運転状態 IV (L)	—	1 2 3	A
④	運転状態 IV (S)	—	1 2 3 6	D
⑤	運転状態 IV (S)	—	1 2 3 4	D
⑥	運転状態 IV (S)	—	1 2 3 7	D
⑦	運転状態 IV (S)	—	1 5	D
⑧	運転状態 I	S ₁ *	1 8	C (III A S)
⑨	運転状態 I	S ₂	1 9	D (IV A S)
⑩	運転状態 II	S ₁ *	1 4 8	C (III A S)
⑪	運転状態 II	S ₂	1 4 9	D (IV A S)
⑫	運転状態 IV (L)	S ₁ *	1 2 3 8 10	C (III A S)

表 18 残留熱除去系ストレナーの応力評価結果 (1/3)

(単位: MPa)

応力 評価 番号	荷重の組合せ		供用状態	一 次 応 力			
	運転状態	地震荷重		P _m		P _L + P _b	
				応力強さ	許容値	応力強さ	許容値
P 1	I	—	A	—	—		161
	II	—	B	—	—		193
	IV(L)	—	A	—	—		161
	IV(S)	—	D	—	—		193
	I	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		143
	I	S ₂	D(IVAS)	—	—		365
	II	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		143
	II	S ₂	D(IVAS)	—	—		365
	IV(L)	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		143
P 2	I	—	A	—	—		161
	II	—	B	—	—		193
	IV(L)	—	A	—	—		161
	IV(S)	—	D	—	—		193
	I	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		143
	I	S ₂	D(IVAS)	—	—		365
	II	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		143
	II	S ₂	D(IVAS)	—	—		365
	IV(L)	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		143
P 3	I	—	A	—	—		181
	II	—	B	—	—		218
	IV(L)	—	A	—	—		181
	IV(S)	—	D	—	—		218
	I	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		169
	I	S ₂	D(IVAS)	—	—		395
	II	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		169
	II	S ₂	D(IVAS)	—	—		395
	IV(L)	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		169

表 18 残留熱除去系ストレナーの応力評価結果 (2/3)

(単位: MPa)

応力 評価 番号	荷重の組合せ		供用状態	一 次 応 力			
	運転状態	地震荷重		P _m		P _L + P _b	
				応力強さ	許容値	応力強さ	許容値
P 4	I	—	A	—	—		181
	II	—	B	—	—		218
	IV(L)	—	A	—	—		181
	IV(S)	—	D	—	—		218
	I	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		169
	I	S ₂	D(IVAS)	—	—		395
	II	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		169
	II	S ₂	D(IVAS)	—	—		395
	IV(L)	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		169
	P 5	I	—	A	—	—	
II		—	B	—	—		218
IV(L)		—	A	—	—		181
IV(S)		—	D	—	—		218
I		S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		169
I		S ₂	D(IVAS)	—	—		395
II		S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		169
II		S ₂	D(IVAS)	—	—		395
IV(L)		S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		169
P 6		I	—	A	—	—	
	II	—	B	—	—		218
	IV(L)	—	A	—	—		181
	IV(S)	—	D	—	—		218
	I	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		169
	I	S ₂	D(IVAS)	—	—		395
	II	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		169
	II	S ₂	D(IVAS)	—	—		395
	IV(L)	S ₁ *	C(IIIAS)	—	—		169

表 18 残留熱除去系ストレナーの応力評価結果 (3/3)

(単位：MPa)

応力 評価点 番号	荷重の組合せ		供用 状態	曲げ応力	許容応力
	運転状態	地震荷重			
P 7	I	—	A		181
	II	—	B		218
	IV(L)	—	A		181
	IV(S)	—	D		218
	I	S ₁ *	C(IIIAS)		169
	I	S ₂	D(IVAS)		395
	II	S ₁ *	C(IIIAS)		169
	II	S ₂	D(IVAS)		395
	IV(L)	S ₁ *	C(IIIAS)		169

減圧沸騰に関する既往の試験

既往の研究でタンクの初期圧力 0.33 MPa 時にガスの流入がない状態で，減圧沸騰をさせる試験が実施されている。当該試験では水面から約 1 m 程度で気泡が発生するものの，水面の揺動としては，比較的小さいものと考えられる。（図 1）。

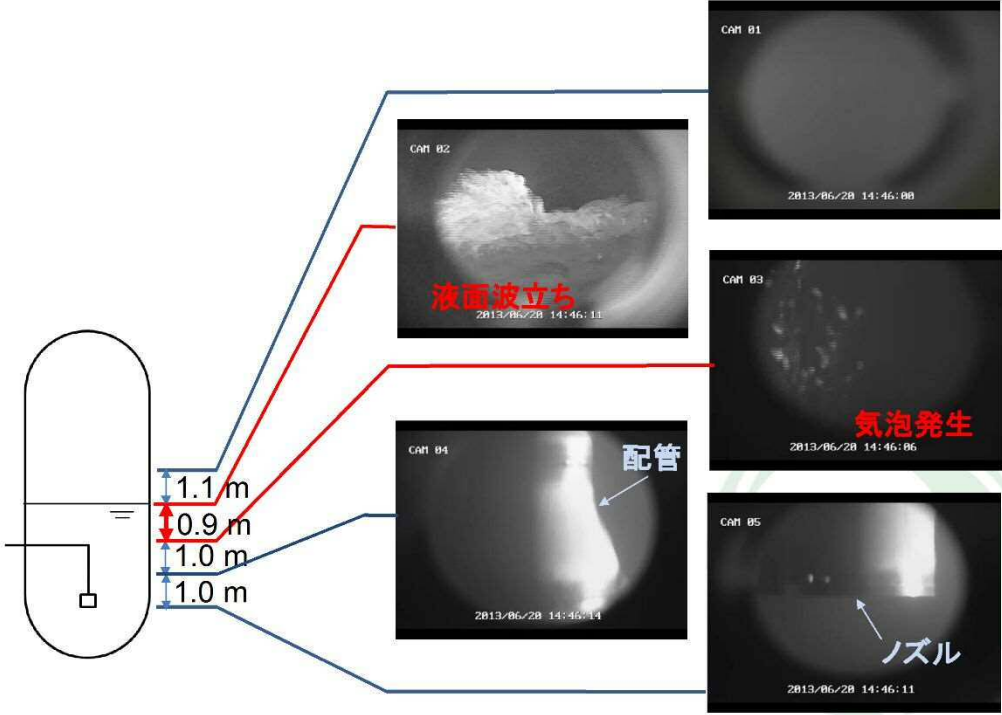


図 1 減圧沸騰時の水面の揺動

[参考文献] 秋葉 美幸 “プールスクラビングによるエアロゾル除去効果実験”，NRA ，平成 29 年 11 月

代替循環冷却系の健全性

1. はじめに

原子炉格納容器の温度、圧力が 200 °C、2 Pd の条件下において、原子炉格納容器に接続される代替循環冷却系の健全性が維持できることを確認する。

2. 代替循環冷却系

代替循環冷却系は、サプレッション・チェンバを水源とし、代替循環冷却系ポンプ、残留熱除去系熱交換器及び残留熱除去系海水系ポンプ又は緊急用海水ポンプを使用し、また、流路として代替循環冷却系の配管及び弁、残留熱除去系ポンプ並びに残留熱除去系の配管及び弁を使用し、原子炉格納容器内へスプレイするとともに、原子炉注水及びサプレッション・チェンバのプール水の除熱を行うものである。また、残留熱除去系海水系ポンプ又は緊急用海水ポンプによりサプレッション・プール水を残留熱除去系熱交換器にて冷却できるものである。

主要機器の仕様を 2.1 項に、代替循環冷却系概要図を図 1 に示す。

2.1 主要機器の仕様

(1) 代替循環冷却系ポンプ

型	式	: ターボ形
個	数	: 2
容	量	: 約250 m ³ /h/個
全	揚	程 : 約120 m
最	高	使用圧力 : 3.45 MPa[gage]
最	高	使用温度 : 80 °C

(2) 残留熱除去系熱交換器

型	式	: 縦型Uチューブ式
個	数	: 2
最	高	使用圧力 : 3.45 MPa[gage]
最	高	使用温度 : 249 °C
伝	熱	容量 : 約19.4×10 ³ kW (1基当たり)
(原子炉停止時冷却モード)		

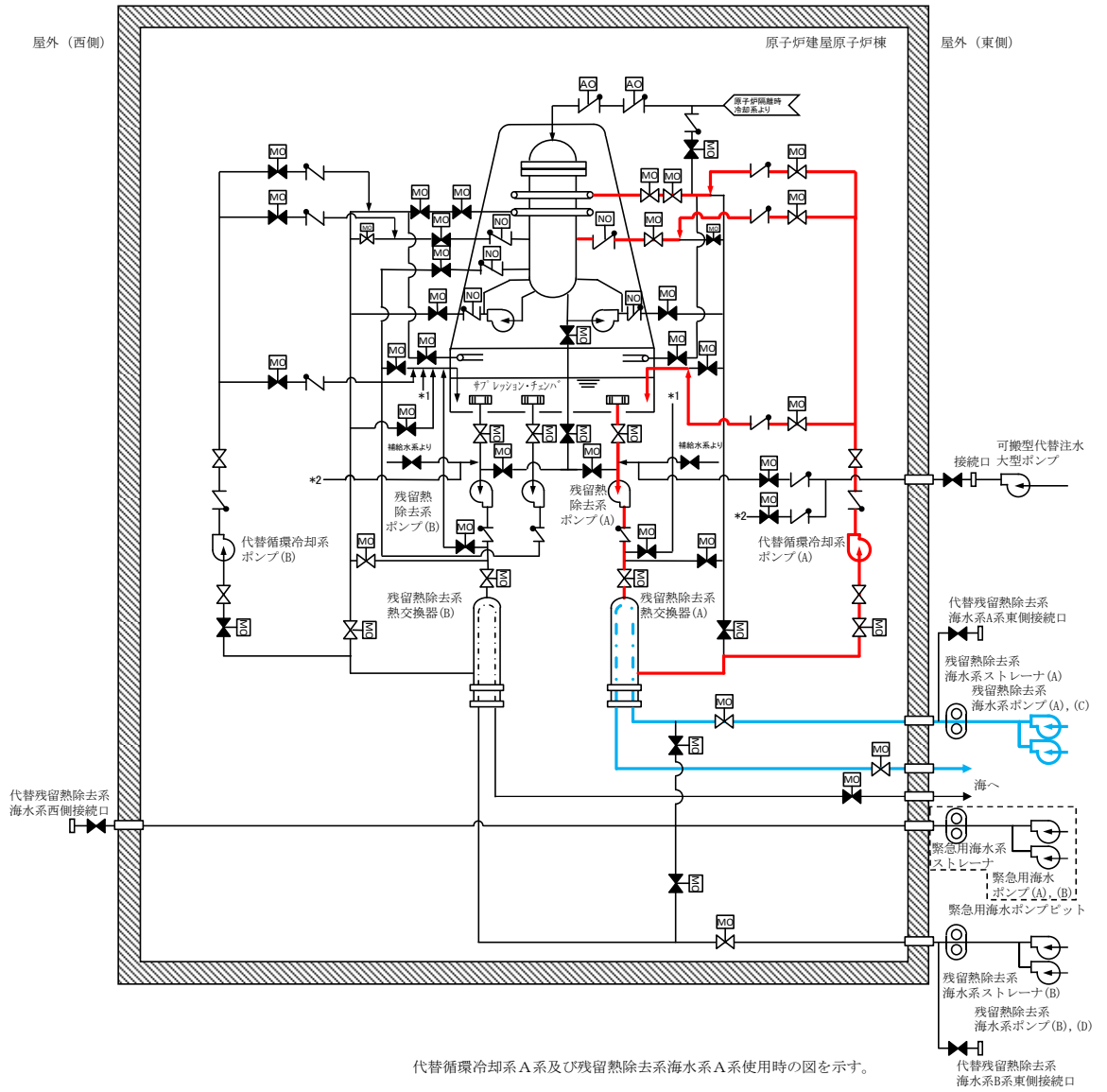


図1 代替循環冷却系 概要図

2.2 代替循環冷却系の健全性

代替循環冷却系の健全性について、「代替循環冷却系ポンプの健全性」、「残留熱除去系ポンプの健全性」、「シール材の健全性」の観点から評価する。なお、残留熱除去系熱交換器については、最高使用温度が249℃で設計されているため、健全性に問題はない。

(1) 代替循環冷却系ポンプの健全性

0.62 MPa[gage] (2 Pd)においては、サブプレッション・チェンバのプール水の温度は0.62 MPa[gage] (2 Pd)における飽和温度167℃となる。サブプレッション・チェンバのプール水は残留熱除去系ポンプを経由し、残留熱除去系海水系ポンプ又は緊急用海水ポンプからの海水を用いて残留熱除去系熱交換器にて冷却後、代替循環冷却系ポンプにて原子炉圧力容器、ドライウエル及びサブプレッション・チェンバに注水を行う。ここでは、残留熱除去系熱交換器において冷却したサブプレッション・プール水の温度が、代替循環冷却系ポンプの最高使用温度80℃を超えないことを確認する。評価条件は以下のとおり。

緊急用海水ポンプ流量	: 600 m ³ /h
代替循環冷却系ポンプ流量	: 250 m ³ /h
海水温度	: 32℃
サブプレッション・チェンバのプール水温度	: 167℃

また、その前提として残留熱除去系熱交換器で減圧沸騰が起きないことを確認する。また、代替循環冷却系ポンプ入口で減圧沸騰が起きないことを確認するため、残留熱除去系熱交換器の冷却機能に期待しない条件での評価も実施する。(添付参照)

上記の条件で残留熱除去系熱交換器の交換熱量を算出し、残留熱除去系熱交換器出口温度を評価した結果、出口温度は約70℃と評価され、代替循環冷却系ポンプの最高使用温度80℃を下回る。また、残留熱除去系熱交換器における圧力が水の飽和蒸気圧力以上であり、減圧沸騰は起きず残留熱除去系熱交換器の冷却機能に期待しない条件における代替循環冷却系ポンプ入口の圧力も水の飽和蒸気圧力以上であり、減圧沸騰は起きない。(添付参照)なお、代替循環冷却系ポンプの運転に伴うポンプ入熱による影響及びサブプレッション・プール水中の核分裂生成物による発熱による影響については、代替循環冷却系ポンプの入口側に残留熱除去系熱交換器が設置されており、代替循環冷却系ポンプの運転によって、残留熱除去系熱交換器により冷却された水に入れ替わることから影響はない。

以上より、2 Pdの条件下においても、代替循環冷却系ポンプの健全性については問題ない。

(2) 残留熱除去系ポンプの健全性

代替循環冷却系については、残留熱除去系ポンプ(最高使用圧力: 3.50 MPa, 最高使用温度: 182℃)を流路として使用する。

系統概要図(図1)に示すとおり、代替循環冷却系は代替循環冷却系ポンプでサブプレッション・チェンバの水を循環させる系統構成となっており、残留熱除去系が機能喪失している前

提で使用する設備であるため、残留熱除去系ポンプは、停止している状態でポンプ内を系統水が流れることとなる。残留熱除去系ポンプの軸封部はメカニカルシールで構成されており、ポンプ吐出側から分岐して送水される冷却水（フラッシング水）により温度上昇を抑える設計としている（図2）。

ポンプ停止時に系統水が流れる状態においては、通常どおりメカニカルシールに冷却水（フラッシング水）が送水されないことが考えられるため、その際のシール機能への影響について確認した。

残留熱除去系ポンプのメカニカルシールは、スプリングによって摺動部を押さえつける形でシールする構造となっている（図3）。代替循環冷却系運転時には残留熱除去系ポンプが停止している状態であるため、通常のポンプ運転時のように冷却水（フラッシング水）が封水ラインを通じてメカニカルシール部に通水されないことが想定されるが、上述のとおり、冷却水（フラッシング水）はメカニカルシールの摺動による温度上昇を抑えるためのものであり、ポンプが停止している状態では冷却の必要がなく、特にメカニカルシールの機能に影響はない。

なお、軸封部及び封水ラインにおいては、代替循環冷却系ポンプ運転時には残留熱除去系ポンプが停止していることから、ポンプの吐出圧力に相当する圧力がかかることはなく、格納容器圧力である0.62 MPa[gage]（2 Pd）であるため、軸封部への影響はない。

したがって、代替循環冷却系運転時において軸封部からの系統水の著しい漏えいはなく、残留熱除去系ポンプの最高使用温度以下で通水されることから健全性については問題ない。

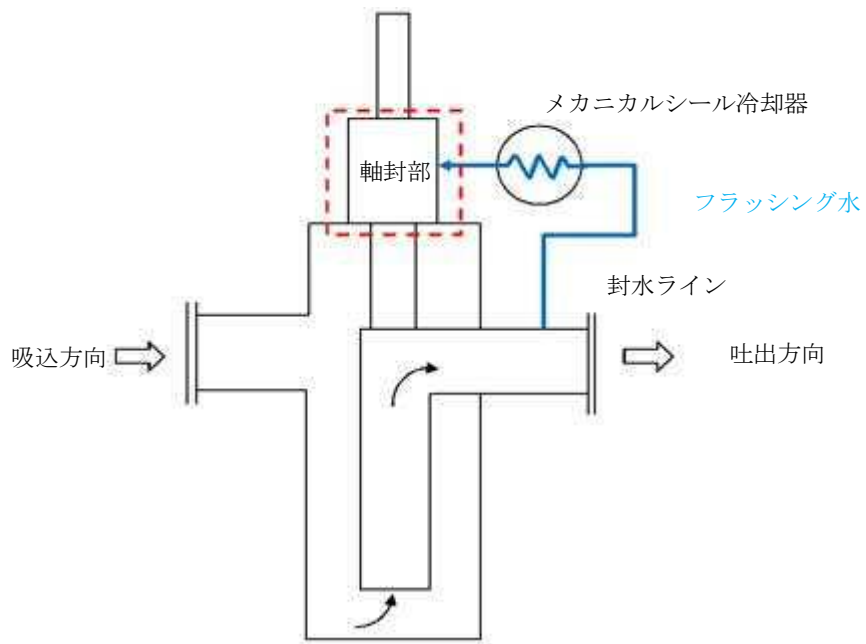


図 2 残留熱除去系ポンプ 概要図

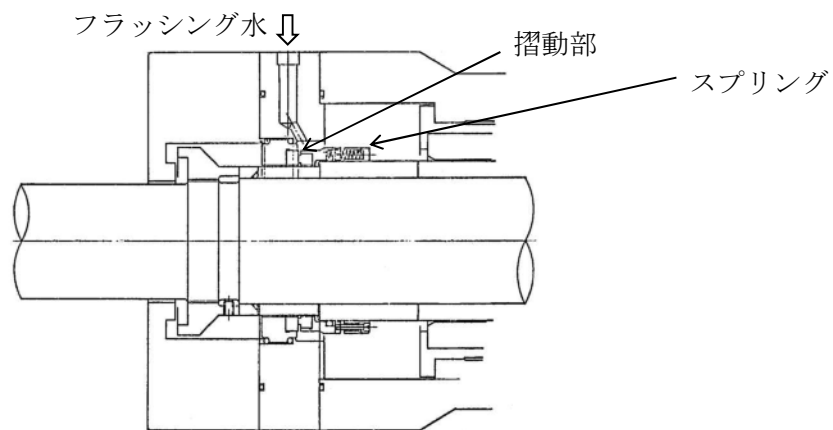


図 3 残留熱除去系ポンプメカニカルシール 構造図

(3) シール材の健全性について

代替循環冷却系を使用する場合に、系統内の弁、配管及びポンプのバウンダリに使用されているシール材について高温環境による影響、放射線影響及び化学種による影響によって材料が劣化し漏えいが生じる可能性がある。これらの影響について下記のとおり評価を行った。

① 高温環境及び放射線による影響

代替循環冷却系は、重大事故等時に炉心損傷した状況で系統を使用することとなる。このため、高温環境下であること及び系統内を高放射能の流体が流れることから、高温及び放射線による劣化が懸念される。

上記に示す部材のうち、配管フランジガスケット及び弁グランドシールには膨張黒鉛材料若しくはステンレス等の金属材料が用いられている。これらは、耐熱性があること及び無機材料であり高放射線下においても劣化の影響はないか極めて小さい。このため、これらについては評価温度である200℃以上の耐熱性を有することに加え、放射線による影響についても、耐放射線性能が確認されたシール材を用いることから、シール性能が維持される。

残留熱除去系ポンプのバウンダリを構成する部材（メカニカルシール、ケーシングシール等）のシール材には、エチレンプロピレンゴム（EPDM）やフッ素ゴムが用いられており、高温環境下での使用による影響及び放射線による影響を受けて劣化することが考えられるため、200℃の環境下において7日間の高耐熱性を有し、耐放射線性に優れた改良EPDM製シール材への取り替えを行うことにより、耐熱性及び耐放射線性を確保する。

また、代替循環冷却系ポンプのバウンダリを構成する部材（ケーシングシール等）のシール材についても同様に、耐熱性及び耐放射線性に優れた材料を適用する。

② 化学種による化学的影響

炉心損傷時に発生する核分裂生成物の中で化学的な影響を及ぼす可能性がある物質として、アルカリ金属であるセシウム及びハロゲン元素であるよう素が存在する。このうち、アルカリ金属のセシウムについては、水中でセシウムイオンとして存在しアルカリ環境の形成に寄与するが、膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットはアルカリ環境において劣化の影響はなく、また、EPDMについても耐アルカリ性を有する材料であることから、セシウムによるシール機能への化学的影響はない。

一方、ハロゲン元素のよう素については、無機材料である膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットでは影響がないが、有機材料であるEPDMでは影響を生じる可能性がある。設備での使用を考慮している改良EPDMについては、電力共同研究により、よう素による影響の確認を行っており、炉心損傷時に想定されるよう素濃度（約450 mg/m³）よりも高濃度のよう素環境下（約1,000 mg/m³）においても、圧縮永久ひずみ等のシール材としての性状に大きな変化がないことを確認している。また、ガスケットメーカーにおいて、よう素に対するEPDM材の耐性として、表1に示すとおり、5段階評価（ランク1が最も耐性がある）のうち、ランク2に位置づけられており、よう素に対する耐性があるものとする。

このように、よう素に対する性能が確認された材料を用いることにより、漏えい等の影響が生じることはない。

表1 EPDMの特性

薬品	耐性ランク
ヨウ素	2

<耐性ランクの凡例>

- 1：動的部分にも使用可能で体積変化率は10%以内。
- 2：動的部分にも条件により使用可能，体積変化率は20%以内。
- 3：静的部分には使用可能，体積変化率は30%以内。
- 4：静的部分には条件により使用可能，体積変化率は100%以内。
- 5：使用できない，体積変化率は100%以上。

出典：日本バルカー工業(株)発行「バルカーハンドブック」より抜粋

格納容器圧力逃がし装置を使用する際、サブプレッション・チェンバのプール水の酸性化を防止すること及びサブプレッション・チェンバのプール水中の核分裂生成物由来のよう素を捕捉することにより、よう素の放出量の低減を図るため、サブプレッション・プール水pH制御装置を自主的な取組みとして設ける計画である。サブプレッション・プール水pH制御装置の使用により、アルカリ薬液である水酸化ナトリウムを格納容器へ注入することとなるため、アルカリ薬液によるシール性への影響が懸念されるが、耐アルカリ性を有する改良EPDMを使用することにより、格納容器バウンダリのシール機能には影響はない。

3. まとめ

代替循環冷却系ポンプの最高使用温度は 80 °C であるが，残留熱除去系熱交換器によりサブレーション・プール水は代替循環冷却系ポンプの最高使用温度を超えない。また，ガスケットやシール材については，黒鉛系ガスケット等を用いており，200 °C，2 Pd の条件下であっても健全性は維持可能である。

代替循環冷却系ポンプの吸込側配管における減圧沸騰の可能性について

代替循環冷却系ポンプに期待する重大事故等時において、原子炉格納容器圧力及びサプレッション・プール水温度は時間経過とともに変化する。代替循環冷却系ポンプには残留熱除去系熱交換器によって 80℃以下に冷却された水が供給される設計としているが、その前提として残留熱除去系熱交換器で減圧沸騰が起きないことを確認する。また、代替循環冷却系ポンプ入口で減圧沸騰が起きないことを確認するため、残留熱除去系熱交換器の冷却機能に期待しない条件での評価も実施する。

1. 残留熱除去系熱交換器入口の有効水頭

(1) 評価条件

図 1 に代替循環冷却系ポンプの吸込側配管の概要図を示す。残留熱除去系熱交換器での減圧沸騰の発生有無を評価するため、残留熱除去系熱交換器の入口位置を評価点とする。

吸込液面に作用する絶対圧力 H_a 及び熱交換器入口部における飽和蒸気圧水頭 h_s については、設置変更許可申請書添付十で示した有効性評価解析のうち、代替循環冷却系ポンプに期待する評価シーケンスである、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」及び「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の解析時刻歴に基づき設定する。

(2) 評価条件の保守性

評価の保守性を確保するため、吸込揚程 H_s については、保守的にサプレッション・プールの最低水位に基づく一定の値を設定し、事象進展に伴う約 1.5m のサプレッション・プール水位上昇による吸込揚程の増加を考慮しない。また、ストレナ部での圧損 H_2 及び H_3 は保守的に残留熱除去系ポンプの評価流量 (1691.9m³/h) を適用した値を設定する。

(3) 評価結果

図 2 及び図 3 に有効水頭の推移を示す。また、表 1 及び表 2 に有効水頭算定結果を、表 3 に有効水頭算定結果の詳細をそれぞれ示す。

代替循環冷却系ポンプに期待するいずれの評価事故シーケンスにおいても、残留熱除去系熱交換器入口位置における有効水頭は正の値（残留熱除去系熱交換器における圧力が水の飽和蒸気圧以上）であり、残留熱除去系熱交換器入口において減圧沸騰が生じることはない。

2. 代替循環冷却系ポンプ入口の有効水頭

(1) 評価条件

図 1 に代替循環冷却系ポンプの吸込側配管の概要図を示す。残留熱除去系熱交換器の冷却機能に期待せず代替循環冷却系ポンプ入口での減圧沸騰の発生有無を評価するため、代替循環冷却系ポンプ入口位置を評価点とする。

吸込液面に作用する絶対圧力 H_a 及びポンプ入口における飽和蒸気圧水頭 h_s については、設置変更許可申請書添付十で示した有効性評価解析のうち、代替循環冷却系ポンプに期待する評

価シーケンスである、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」及び「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の解析時刻歴に基づき設定する。

(2) 評価条件の保守性

評価の保守性を確保するため、吸込揚程 H_s については、保守的にサプレッション・プールの最低水位に基づく一定の値を設定し、事象進展に伴う約 1.5m のサプレッション・プール水位上昇による吸込揚程の増加を考慮しない。また、ストレーナ部での圧損 H_2 及び H_3 は保守的に残留熱除去系ポンプの評価流量（1691.9m³/h）を適用した値を設定する。

(3) 評価結果

図 4 及び図 5 に有効水頭の推移を示す。また、表 4 及び表 5 に有効水頭算定結果を、表 6 に有効水頭算定結果の詳細をそれぞれ示す。

代替循環冷却系ポンプに期待するいずれの評価事故シーケンスにおいても、有効水頭は正の値（代替循環冷却系ポンプ入口の圧力が水の飽和蒸気圧力以上）であり、代替循環冷却系ポンプ入口において減圧沸騰が生じることはない。なお、この有効水頭は、代替循環冷却系ポンプの必要 NPSH（ m）を上回っている。

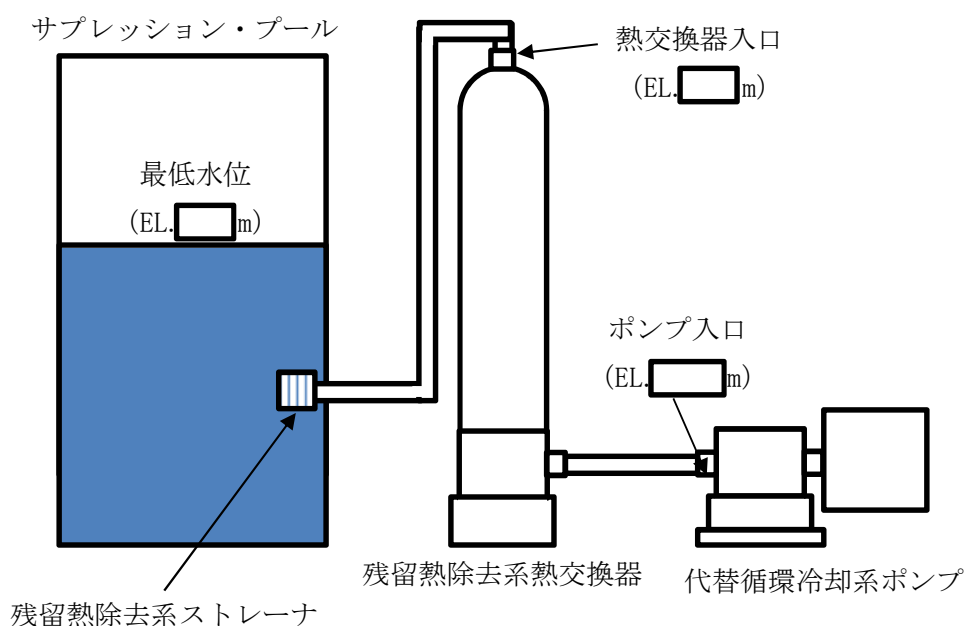


図 1 代替循環冷却系ポンプの吸込側配管 概要図

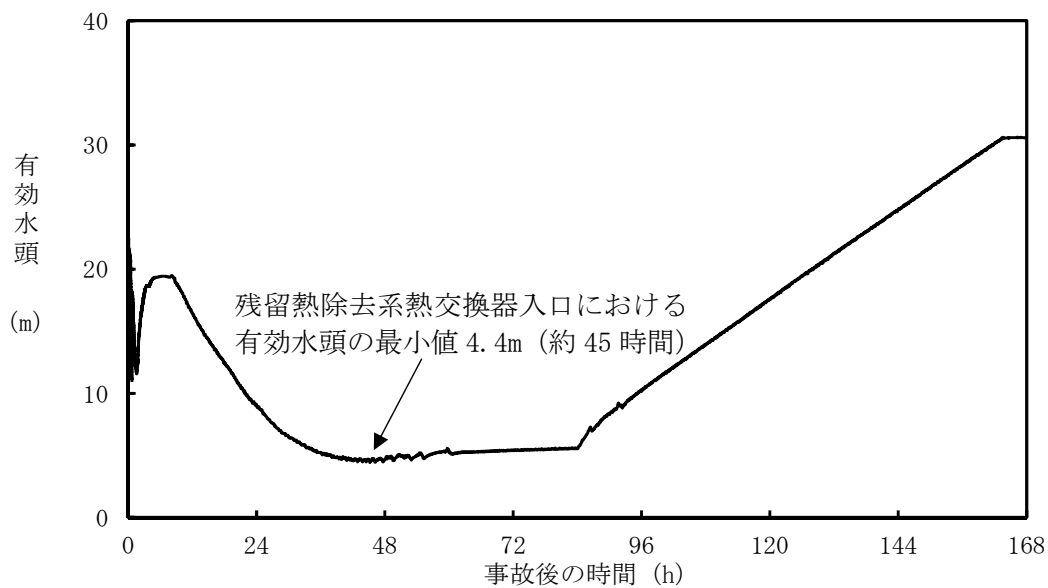


図2 残留熱除去系熱交換器入口配管内における有効水頭の推移
 (雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)
 (代替循環冷却系を使用する場合))

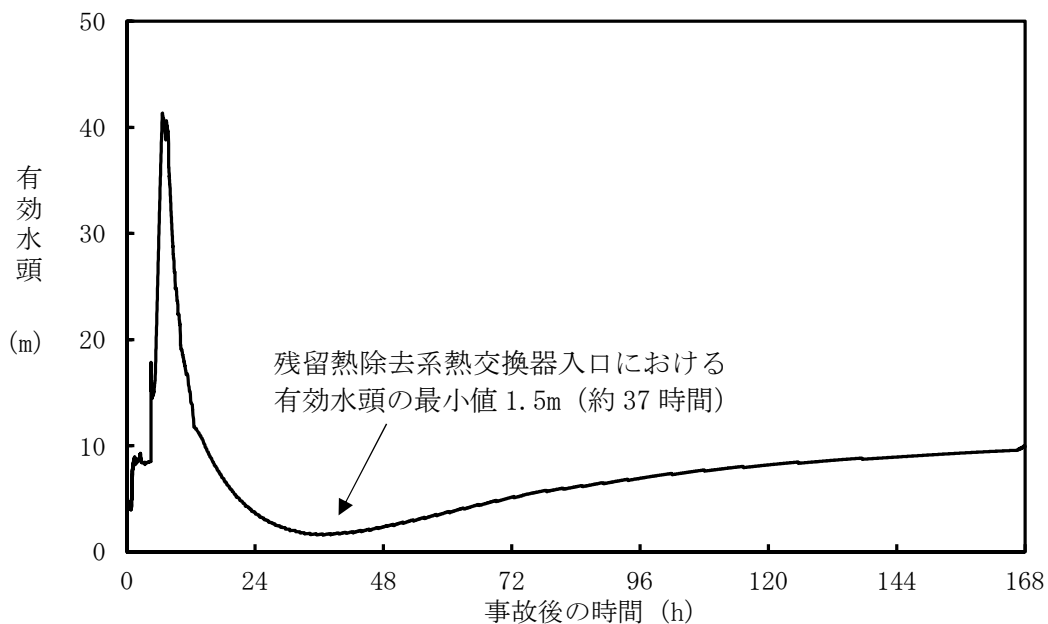


図3 残留熱除去系熱交換器入口配管内における有効水頭の推移
 (高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)

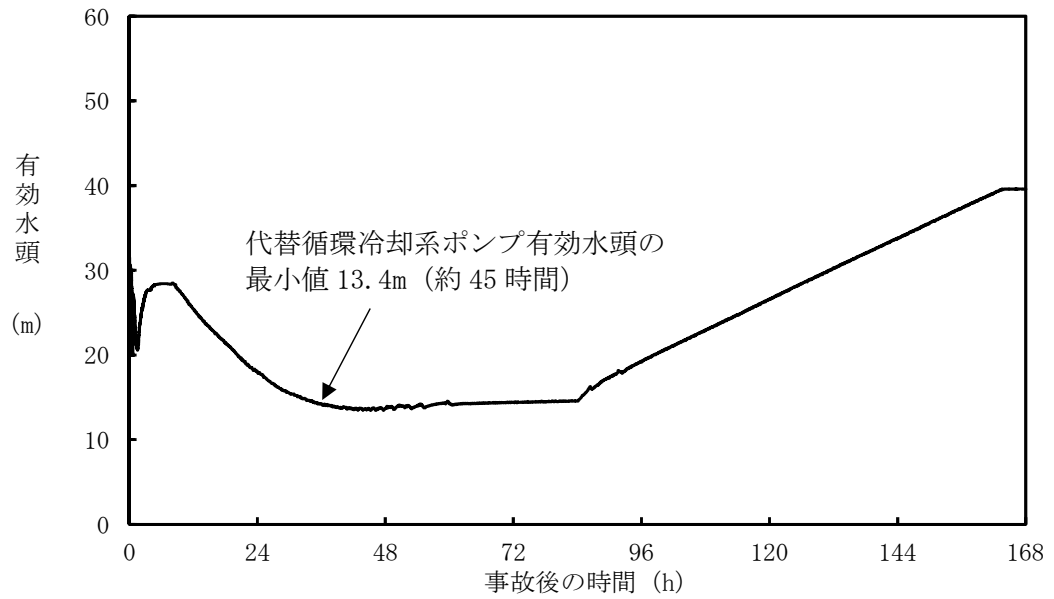


図4 代替循環冷却系ポンプの有効水頭の推移
(雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)
(代替循環冷却系を使用する場合))

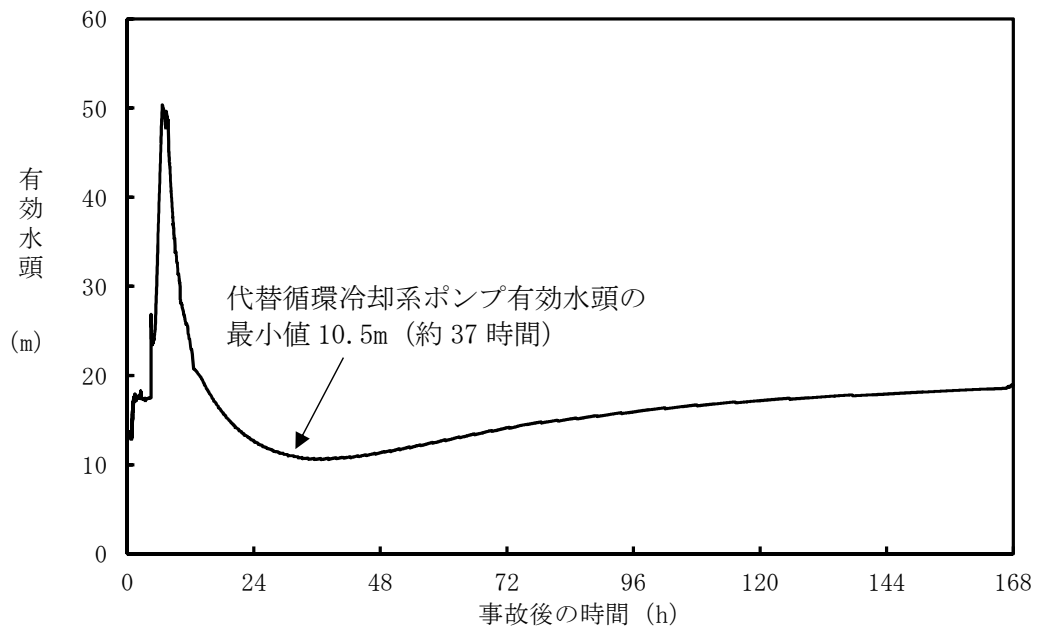


図5 代替循環冷却系ポンプの有効水頭の推移
(高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)

表1 残留熱除去系熱交換器入口における有効水頭算定結果
 (雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)
 (代替循環冷却系を使用する場合))

(単位：m)

	重大事故時
H_a ：吸込み液面に作用する絶対圧力	解析時刻歴に基づき算出
H_s ：吸込揚程	
H_1 ：熱交換器入口配管圧損	
H_2 ：異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損	
H_3 ：異物付着による圧損上昇	
h_s ：熱交換器入口における飽和蒸気圧水頭	解析時刻歴に基づき算出
有効水頭 ($H_a + H_s - H_1 - H_2 - h_s$) の最小値	4.4

表2 残留熱除去系熱交換器入口における有効水頭算定結果
 (高压熔融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)

(単位：m)

	重大事故時
H_a ：吸込み液面に作用する絶対圧力	解析時刻歴に基づき算出
H_s ：吸込揚程	
H_1 ：熱交換器入口配管圧損	
H_2 ：異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損	
H_3 ：異物付着による圧損上昇	
h_s ：熱交換器入口における飽和蒸気圧水頭	解析時刻歴に基づき算出
有効水頭 ($H_a + H_s - H_1 - H_2 - h_s$) の最小値	1.5

表3 残留熱除去系熱交換器入口における有効水頭の評価詳細

残留熱除去系熱交換器入口		
記載内容		根拠
項目	値	
Ha：吸込み液面に作用する絶対圧力	解析時刻歴に基づく	サブプレッション・プール水面に作用する圧力として、設置変更許可申請書 添付書類十の重大事故等対策の有効性評価解析におけるサブプレッション・チェンバ圧力（ゲージ圧力）の時刻歴に基づく絶対圧力を設定する。
Hs：吸込揚程	[]	静水頭は、以下の差分 [] m としている。 ●水源の EL. [] m（サブプレッション・プールの最低水位） 水源の EL. としては、サブプレッション・プールの低水位管理値を保守的に丸めた値とした。また、事象進展に伴う約 1.5m のサブプレッション・プール水位上昇による吸込揚程の増加を考慮していない。 ●残留熱除去系熱交換器入口配管の EL. [] m
H1：配管圧損		サプレッション・プールから残留熱除去系熱交換器入口までの配管及び弁類圧損は、代替循環冷却系ポンプが以下の流量*1で運転することを想定する。 この場合、サブプレッション・プールから代替循環冷却系ポンプまでの配管及び弁類圧損の合計値は、[] m となる。 ●代替循環冷却系ポンプ：250 m ³ /h×1 台 残留熱除去系熱交換器入口までの圧力損失水頭は、圧損合計値より [] m に設定する。 注記 *：サブプレッション・プールから代替循環冷却系ポンプの吸込配管は、単独取水する配管構成となっているため、他の非常用炉心冷却設備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。
H2：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。[算出条件：残留熱除去系ポンプの評価流量(1691.9 m ³ /h) を使用] ●ストレーナ本体部圧損：[] m
H3：異物付着による圧損上昇		異物付着による圧損上昇は、添付書類「V-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」にて算出した以下の数値として求める。 ●金属保温異物付着による圧損：[] m ●粒子状異物及び化学正教生成異物による圧損上昇：[] m 異物付着による圧損 H3 = [] + [] m
hs：熱交換器入口における飽和蒸気圧水頭		解析時刻歴に基づく
有効水頭 (Ha+Hs -H1-H2-H3-hs)	解析時刻歴に基づく	有効水頭は、以下の計算式により算出している。 有効水頭=Ha+Hs-H1-H2-hs

表4 代替循環冷却系ポンプの有効水頭算定結果
 (雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)
 (代替循環冷却系を使用する場合))

(単位：m)

	重大事故時
H_a ：吸込み液面に作用する絶対圧力	解析時刻歴に基づき算出
H_s ：吸込揚程	
H_1 ：ポンプ吸込配管圧損	
H_2 ：異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損	
H_3 ：異物付着による圧損上昇	
h_s ：ポンプ吸込口における飽和蒸気圧水頭	解析時刻歴に基づき算出
有効水頭 ($H_a + H_s - H_1 - H_2 - h_s$) の最小値	13.4

表5 代替循環冷却系ポンプの有効水頭算定結果
 (高圧熔融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)

(単位：m)

	重大事故時
H_a ：吸込み液面に作用する絶対圧力	解析時刻歴に基づき算出
H_s ：吸込揚程	
H_1 ：ポンプ吸込配管圧損	
H_2 ：異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損	
H_3 ：異物付着による圧損上昇	
h_s ：ポンプ吸込口における飽和蒸気圧水頭	解析時刻歴に基づき算出
有効水頭 ($H_a + H_s - H_1 - H_2 - h_s$) の最小値	10.5

表6 代替循環冷却系ポンプ入口における有効水頭の評価詳細

代替循環冷却系ポンプ (評価流量: 250m ³ /h)		
記載内容		根拠
項目	値	
Ha: 吸込み液面に作用する絶対圧力	解析時刻歴に基づく	サブプレッション・プール水面に作用する圧力として、設置変更許可申請書 添付書類十の重大事故等対策の有効性評価解析におけるサブプレッション・チェンバ圧力 (ゲージ圧力) の時刻歴に基づく絶対圧力を設定する。
Hs: 吸込揚程	[]	静水頭は、以下の差分 [] m としている。 ●水源の EL. : [] m (サブプレッション・プールの最低水位) 水源の EL. としては、サブプレッション・プールの低水位管理値を保守的に丸めた値とした。また、事象進展に伴う約 1.5m のサブプレッション・プール水位上昇による吸込揚程の増加を考慮していない。 ●ポンプの吸込口高さの EL. [] m
H1: 配管圧損		サプレッション・プールから代替循環冷却系ポンプまでの配管及び弁類圧損は、代替循環冷却系ポンプが以下の流量*1で運転することを想定する。 この場合、サブプレッション・プールから代替循環冷却系ポンプまでの配管及び弁類圧損の合計値は、[] m となる。 ●代替循環冷却系ポンプ: 250 m ³ /h×1 台 ポンプ吸込配管中の圧力損失水頭は、圧損合計値より [] m に設定する。 注記 * : サプレッション・プールから代替循環冷却系ポンプの吸込配管は、単独取水する配管構成となっているため、他の非常用炉心冷却設備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。
H2: 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。[算出条件: 残留熱除去系ポンプの評価流量(1691.9 m ³ /h) を使用] ●ストレーナ本体部圧損: [] m
H3: 異物付着による圧損上昇		異物付着による圧損上昇は、添付書類「V-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」にて算出した以下の数値として求める。 ●金属保温異物付着による圧損: [] m ●粒子状異物及び化学正教生成異物による圧損上昇: [] m 異物付着による圧損 H3 = [] + [] m
hs: 熱交換器入口における飽和蒸気圧水頭		解析時刻歴に基づく
有効水頭 (Ha+Hs -H1-H2-H3-hs)	解析時刻歴に基づく	有効水頭は、以下の計算式により算出している。 有効水頭=Ha+Hs-H1-H2-hs

補足-270-2【原子炉格納施設の設計条件に関する説明書に係る

補足説明資料（コリウムシールドの設計）】

目 次

補足 1	ペデスタル排水系の排水機能確認試験について……………	補足 1-1
補足 2	格納容器機器ドレンサンプの破損による格納容器床ドレンサンプ水位 への影響について……………	補足 2-1
補足 3	目地材がコリウムシールドに与える影響について……………	補足 3-1
補足 4	ペデスタル排水系に設置する安全弁の悪影響について……………	補足 4-1
補足 5	ベント管への排水ライン設置に伴う影響について……………	補足 5-1
補足 6	ペデスタル内に設置する計器について……………	補足 6-1
補足 7	デブリの凝固停止評価における Flemings 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……………	補足 7-1
補足 8	デブリ堆積高さがコリウムシールドを超えた場合の影響について……	補足 8-1
補足 9	原子炉圧力容器破損時の熔融炉心の冠水評価における不確かさについて ……………	補足 9-1
補足 10	鉄筋コンクリート内に発生する熱応力の取扱いについて……………	補足 10-1
補足 11	格納容器床ドレンサンプ拡大によるペデスタル内湿度への影響について ……………	補足 11-1
補足 12	コリウムシールドサポート等に鋼構造設計規準を適用することの 妥当性について……………	補足 12-1
補足 13	コリウムシールド材料の選定に係る試験について……………	補足 13-1
補足 14	コリウムシールドに使用する耐熱材の管理について……………	補足 14-1
補足 15	コリウムシールド厚さの設定に係る条件について……………	補足 15-1

ペDESTAL排水系の排水機能確認試験について

1. 概要

原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）から落下した熔融炉心の冠水及び圧カスパイクによる影響抑制の観点から，RPV破損時のペDESTAL内水位を1 mに維持することとしている。

このため，ペDESTAL排水系に設置する格納容器床ドレンサンプ導入管（以下「導入管」という。）及びスリット形状の排水ラインを設けることにより，ペDESTAL内に流入する流入水（余剰水）を排水することとしており，モックアップ試験により流入水が確実に排水できることを確認する。

2. 目的

重大事故等時にペDESTAL内への流入水が増加した場合に，余剰水が規定時間内にサプレッション・チェンバへ排水できることを確認する。具体的には，下記の確認を実施する。

- ・余剰水が排出時間の制限約2.7時間以内に排水できること。また，その流動状況を確認する。
- ・圧損係数を算出し，設置許可で評価した排出時間約2.3時間（圧損係数 ）と比較し，設置許可における評価の妥当性を確認する。

排出時間の制限としては，ペDESTAL内水位が高くなり得る原子炉冷却材喪失（以下「LOCA」という。）であるボトムドレンLOCA時の，RPVからペDESTAL内への流入が停止する事象発生0.3時間から，RPV破損が早くなる大破断LOCA時におけるRPV破損時間を保守的に短くした3時間を組合せて2.7時間とする。

3. 試験条件

試験方法を表3-1，設備条件を表3-2，確認項目及び判定基準を表3-3に示す。また，試験装置を図3-1に示す。

表 3-1 試験方法

試験水	排水配管状態	排水先	試験方法
水道水 (常温)	配管内満水 (通常時に常時排水があるため。)	排水口をスリットと同程度の高さに設定 (重大事故等時にベント管への排水となるため。)	排水弁を閉の状態にて導入管より高く水を張り，弁を開とすることで，静水圧にて排水

表 3-2 設備条件

排水配管経路	試験計画
導入管～ スリット入口	アクリル製 80A (ペDESTAL床面から高さ 1 m)
スリット入口～ スリット出口	アクリル製 (流路断面寸法: <input type="text"/>)
スリット出口～ ベント管	塩化ビニル製 80A

表 3-3 確認項目／判定基準

確認項目	判定基準
排水流路全体での排水時間 (圧損係数)	2.7 時間以下 (目標値: <input type="text"/>)
流動状況	—

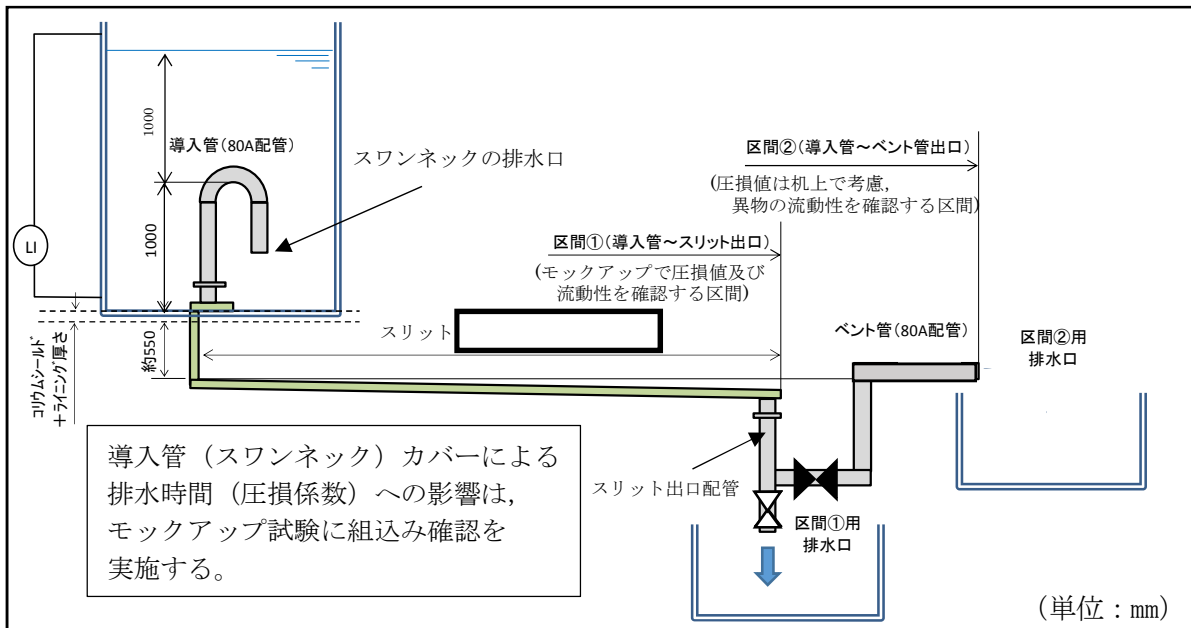


図 3-1 試験装置

4. モックアップ装置と実機の相違点について

今回使用するモックアップ装置と実機の相違点を表 4-1 に示す。

表 4-1 モックアップ装置と実機の相違点

	モックアップ装置	実機	評価に与える影響
配管材質	導入管～スリット出口： アクリル製 スリット出口からベント管： 塩化ビニル製	導入管～ベント管： ステンレス製	材質の違いによる表面粗さの違いによって、圧損係数への影響はあるが、試験で得られた係数に対しては、裕度を考慮して今後の設計を行うため問題ないと考える。*
水温	常温（約 10～20 ℃）	高温水 （約 167 ℃（2Pd での飽和温度に相当））	水温が低い方が圧損係数は高くなるため、常温水での試験を実施しておけば、重大事故等時の高温水の排水性については包絡できる。
流路勾配			装置のたわみ等を考慮し、保守的に設定。
水位差	1.000 m （最高水位 2 m から最低水位 1 m までの差）	□ m （最高水位 □ m から最低水位 □ m までの差）	圧損 $H = \text{圧損係数 } K \times \text{流量 } Q^2$ より水位差による圧損係数算出への影響はないが、信頼性のあるデータ取得のため十分な試験時間及び流量確保の観点から設定。

注記 *：アクリルの表面粗さは約 6 μm（算術平均粗さ）であり、実機ステンレス鋼の表面粗さは約 5 μm（算術平均粗さ）と同等である。表面粗さの相違による圧損への影響を確認するため、配管長さ 10 m とし、表面粗さを 1 μm 及び 10 μm と仮定した場合の圧損を評価した。その結果、圧損は表 4-2 のとおりとなり、表面粗さが 10 倍相違したとしても圧損への影響は 3 % 程度の相違である。また、ペDESTAL排水系の配管圧損は数 m であるのに対し、表面粗さによる影響は十数 mm 程度であるため、表面粗さの配管圧損への影響（約 0.3 %）は小さいと言える。

表 4-2 表面粗さによる圧損評価値の比較

	表面粗さ（μm）	
	1	10
圧損値（m）	0.401	0.414

評価条件：配管 80A, Sch80
流 量：22 m³/h

5. 試験時期

試験内容	試験時期
試験体の製作	2018年3月～4月中旬
モックアップ試験	2018年4月下旬～5月下旬
試験結果（速報）の説明	2018年6月上旬

6. モックアップ試験で想定する異物の種類について

事故時にペDESTAL内の計装用・照明用ケーブル，照明が破損し，導入管に到達する可能性があるが，床に沈降すること及び導入管カバーを設置することから，導入管に直接接触することはない。

また，上記に加え，想定したその他の異物の種類を表 6-1 に示す。表 6-1 の保温材，塵土，塗料片，錆片，スラッジ及びその他異物は，「非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価等について（内規）」（平成 20・02・12 原院第 5 号（平成 20 年 2 月 27 日原子力安全・保安院制定））記載項目から抽出した。

表 6-1 に示すように，導入管に到達，通過する異物としてスラッジが想定されるため，モックアップ試験で想定する異物はスラッジを想定する。


表 6-1 モックアップで想定する異物の種類

想定異物	ペDESTAL内への流入		導入管・スリットへの流入	
ケーブル	○*1	ペDESTAL内での落下	×*2	床に沈降*4
照明	○*1	ペDESTAL内での落下	×*2	床に沈降*4
保温材	×*2	ペDESTAL内にはない。*3	—	（評価不要）
塵土	×*2	ペDESTAL内にはない。*3	—	（評価不要）
塗料片	○*1	流入，あるいはペDESTAL内に存在	×*2	床に沈降*4
錆片	○*1		×*2	床に沈降*4
スラッジ	○*1		○*1	大部分は床に沈降*4

注記 *1：流入すると想定したもの。

*2：流入しないと想定したもの。

*3：外部からの通常時流入については，作業後清掃等を実施することでほとんどないと想定。また，事故後早期に流入経路の弁を閉とすることで流入を制限することから，事故時の流入はないものと想定。

*4：導入管（80A）の周りには導入管カバー（の穴ダブル構造）を設置していることから，大きな異物は近接・流入できない構造となっている。導入管の排水口を水位 1 m の中間位置に設置するため床（水面）の異物が排水口に流入するとは考え難い。

【参考値】塗料片密度：1.4 kg/L～1.8 kg/L 錆片密度：約 5.2 kg/L

7. モックアップ試験での異物量について

- ・異物（スラッジ）の模擬材として Fe_3O_4 （四酸化三鉄）を使用する。
- ・濃度は、東海第二発電所の調査結果から最大値を考慮し、保守的に ppm で設定する。
- ・異物（スラッジ）は、保守的に全量がスリットを通過するよう投入する。
- ・1 バッチに使用する異物量は表 7-1 に示す。

表 7-1 異物量の算出

項目	単位	値	備考
ペDESTAL断面積	m ²		ペDESTALの内径 <input type="text"/> m
水位差	m		最高水位 <input type="text"/> m, 最低水位 <input type="text"/> m
排水量	m ³		<input type="text"/>
流路本数	—		
流路を通過する排水量	m ³		<input type="text"/>
流路を通過する排水量（単位変換）	kg		<input type="text"/>
異物（スラッジ）量	kg		濃度 <input type="text"/> × <input type="text"/>

8. スリット部圧損過大他発生時の対応について

試験結果により排水時間が制限を超える結果となった場合、想定される要因が改善するように流路形状を見直す。

9. 試験結果

試験結果の一例を図 9-1 に示す。図 9-1 は床ドレン排水系経路のみを考慮した場合であるが、R P VからペDESTALへの流入停止（事象発生後約 0.3 時間）からR P V破損（事象発生後約 3 時間）までの 2.7 時間以内に水位 1 m まで排水できないことを確認した。

このため、排水経路全体で支配的な圧損発生部位を特定し、特定部位を改善し、全体圧損を低減することとした。

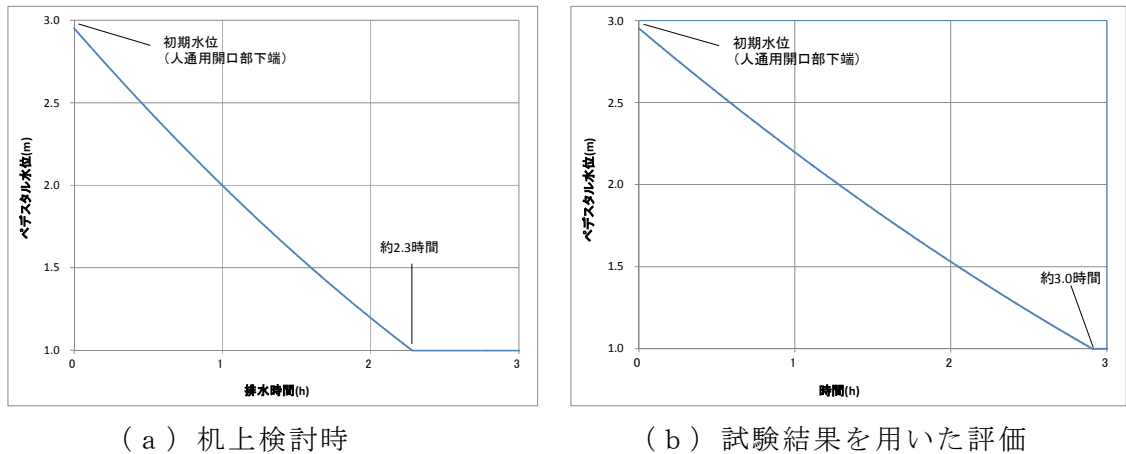


図 9-1 実機排水時間評価結果

10. 試験結果を踏まえた改善

10.1 圧損低減

排水経路の圧損が支配的な部分を特定するため、スリットモックアップ試験設備の流動解析を実施した結果、導入管及び下流配管とスリットの接続部で局所的に高流速となる部分（図 10-1）があり、抵抗が大きくなっていることを確認した。

このため、導入管及び下流配管とスリット接続部の形状をレデューサ形状（図 10-2 及び図 10-3）とし、流速及び抵抗の低減を図ることとした。

改善前後のスリット入口部の流動解析結果を図 10-4 に示す。

接続部形状をレデューサ形状に見直すことにより、局所的に高流速となる部分が減少し、抵抗が小さくなることを確認したため、本改善案を採用することとした。

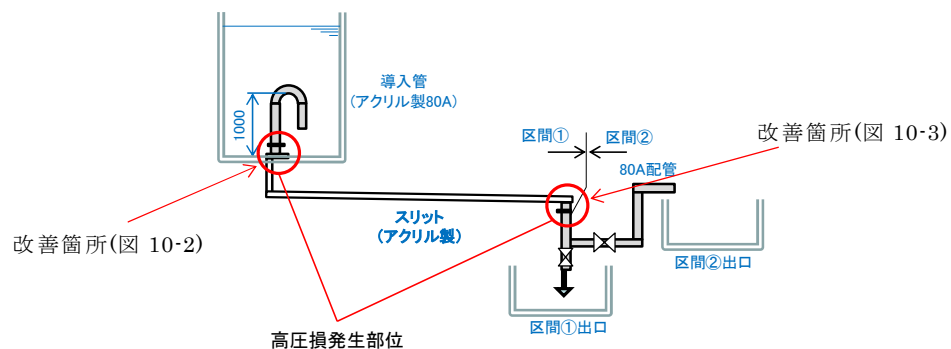


図 10-1 高压損発生部位

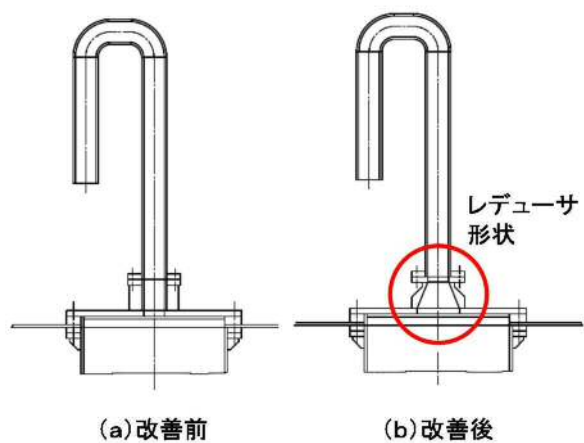


図 10-2 導入管－スリット接続部の改善

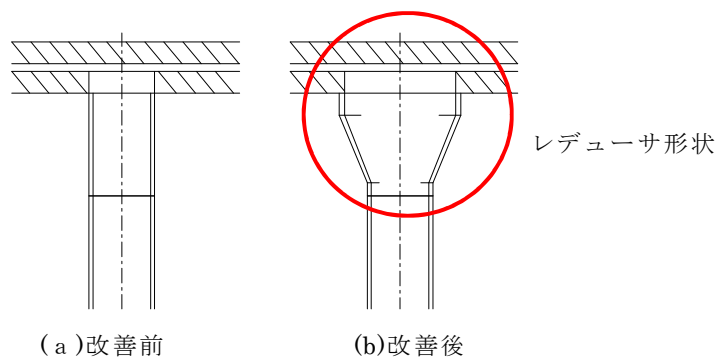


図 10-3 スリット－出口配管接続部の改善

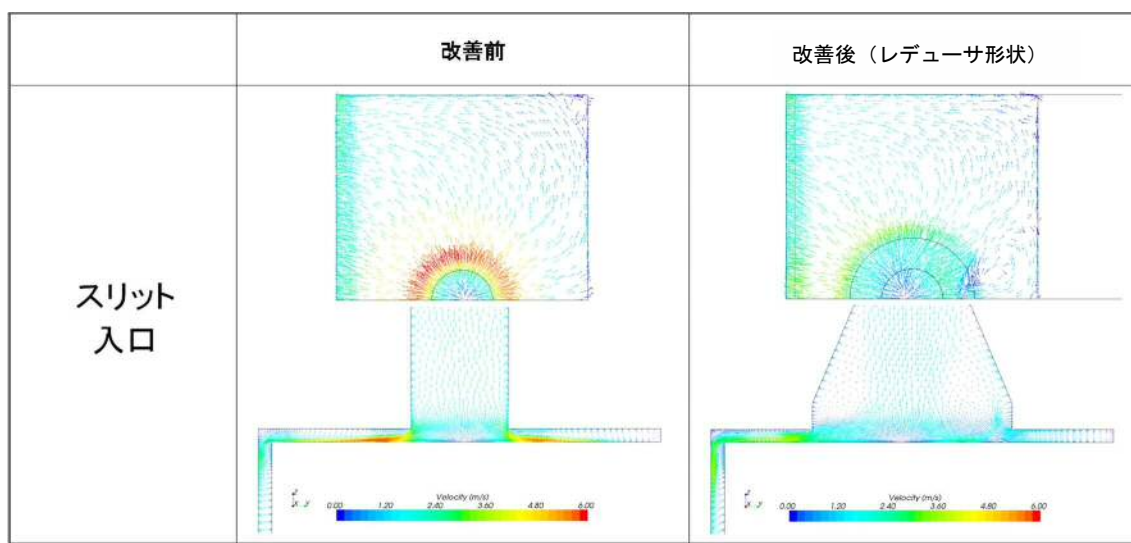


図 10-4 改善前後の流動解析結果（導入管－スリット接続部）

10.2 排水時間低減

排水時における上部タンク（床ドレン模擬）の水位と時間の関係を図 10-5 に示す。

導入管内の水位が導入管頂部に達すると、図 10-6 に示すようにベント穴（エア抜き穴）から大量の空気を吸込み、排出流量が低下する事象が確認された。

本事象を改善するため、ベント穴形状、位置を改善することとした。

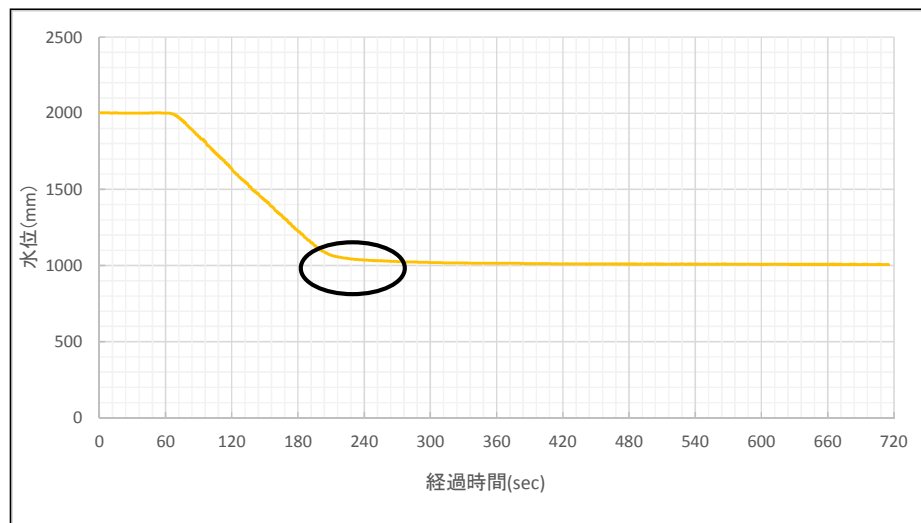


図 10-5 試験結果（水位－時間の関係）

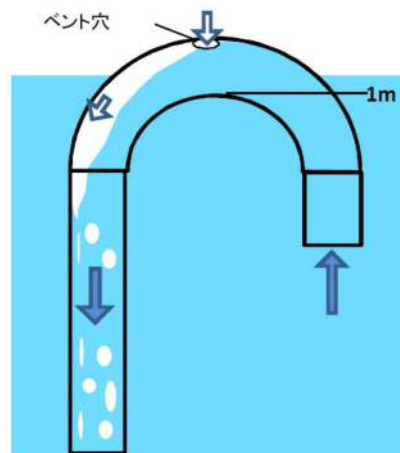


図 10-6 導入管内の水位がベント穴に達した時の状況（模式図）

水位が導入管頂部に達した際のベント穴から大量の空気を吸込むことを防止するため、図 10-7 に示すようにベント穴径を縮小し、さらに、サイフォンブレイク穴を左右 2 か所に設置することとした。

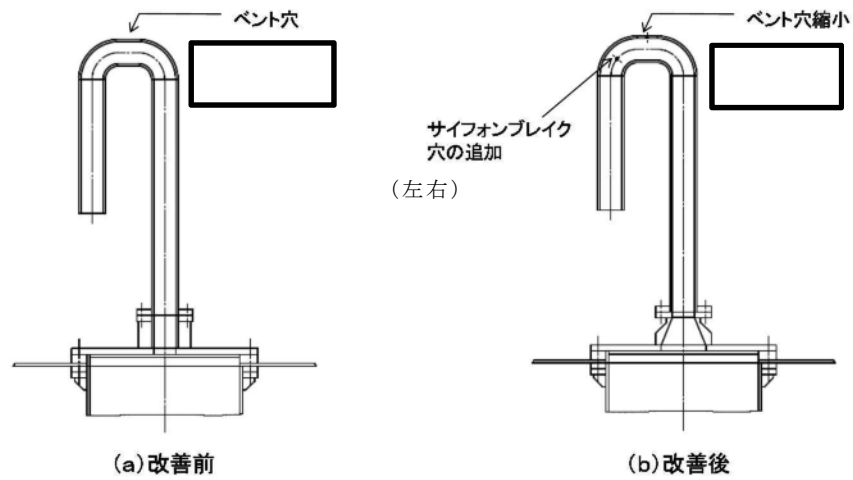


図 10-7 導入管（スワンネック）のベント穴の改善

10.3 改善後の試験結果

改善前後における排水試験時のタンク水位と時間変化の例を図 10-8 示す。

接続部形状の変更による水位低下速度の向上が確認された。また、導入管のベント穴縮小及びサイフォンブレイク穴の追加により、水位 1 m まで水位低下速度が低下することなく、また水位 1 m 到達時に速やかに排水が停止することを確認した。

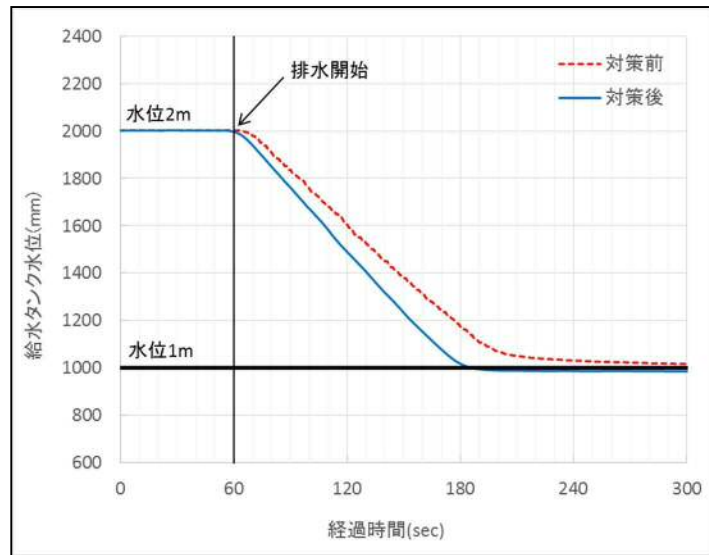


図 10-8 改善前後の試験結果（水位－時間の関係）（モックアップ部）

11. 実機評価

11.1 実機評価の考え方

試験結果を踏まえた実機評価の考え方を以下に示す。

- ・排水ラインの圧損は、モックアップ試験結果及び机上評価により確認する。
 - ・流路としての実績，圧損評価実績のないスリットは，導入管と共に実機寸法を模擬したモックアップ試験により圧損を確認する。（実際には，保守的に導入管～スリットに加え試験装置のスリット出口配管～排出弁までの圧損から評価。）
 - ・評価実績のある通常の鋼管，弁で構成される下流配管については，実機配管ルート計画（安全弁設置ラインを含む。）をふまえた机上評価により確認する。
 - ・経路全体の圧損を確認し，ペDESTALからの排水時間の評価に適用する。
- 実機評価に用いる圧損係数の考え方を表 11-1 に示す。

表 11-1 実機評価に用いる圧損係数

評価部位	圧損係数 (m/ (m ³ /h))	圧損値 (m)
導入管入口～ スリット出口	試験での評価結果 □	圧損計算式* □
スリット出口～ ベント管排出口	机上評価 □	圧損計算式* □
流路全体の値 () 内は設置許可時の値	□ □	□ (□)

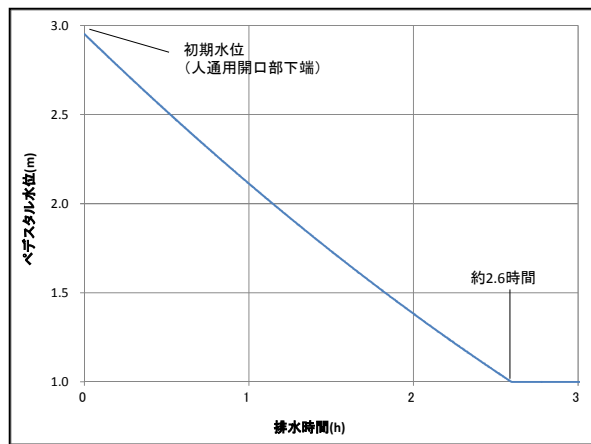
注記 *：日本機械学会編 機械工学便覧

11.2 実機排水評価

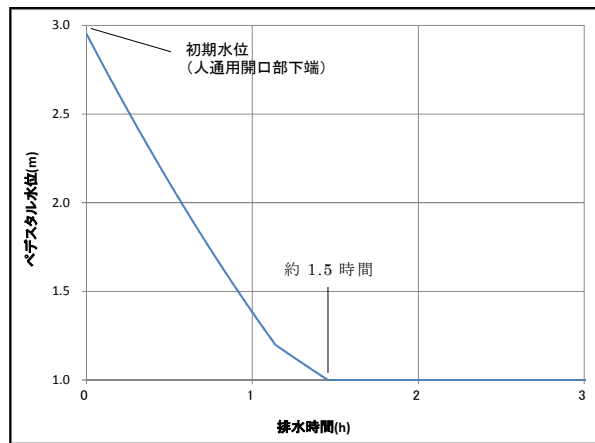
実施した試験結果を踏まえ，流路等の改善を反映した試験を実施し，試験結果を基にした実機体系における排水時間を評価した。

評価結果を図 11-1 に示す。床ドレン流路からの排水により，ボトムドレン L O C A 時，R P V 破損までの間（約 2.7 時間）にペDESTAL 水位 1 m までの排水が可能なことを確認した。また，床ドレンに加え機器ドレンも考慮した場合，排水時間は約 1.5 時間となる。

排出時間の制限には，事象の保守的な組合せ及び圧力スパイクの現象の不確かさを考慮した保守的な条件での評価を行って設定していることから，2.7 時間以内に排水出来れば余裕が含まれている。



(a) 床ドレン流路のみを考慮した場合



(b) 床ドレン及び機器ドレン流路を考慮した場合

図 11-1 実機排水時間評価

11.3 スラッジ模擬試験

7. で検討した想定する異物であるスラッジ模擬材 (Fe_3O_4) を投入した試験を実施した。投入するスラッジ模擬材は、全量がスリット部を通過するよう図 11-2 に示す位置に全量投入した。

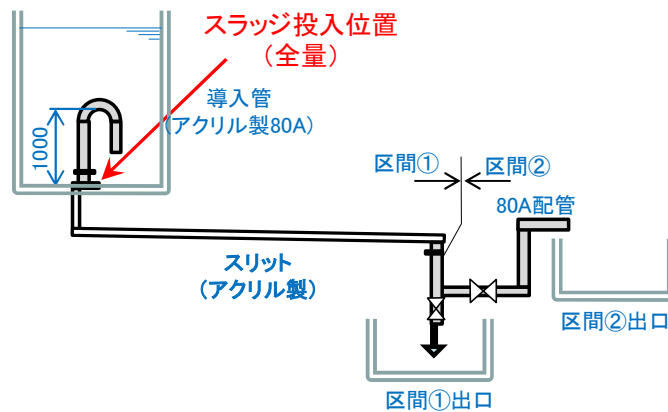
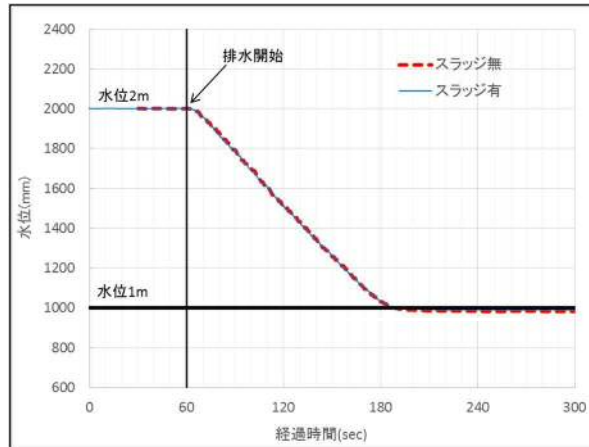


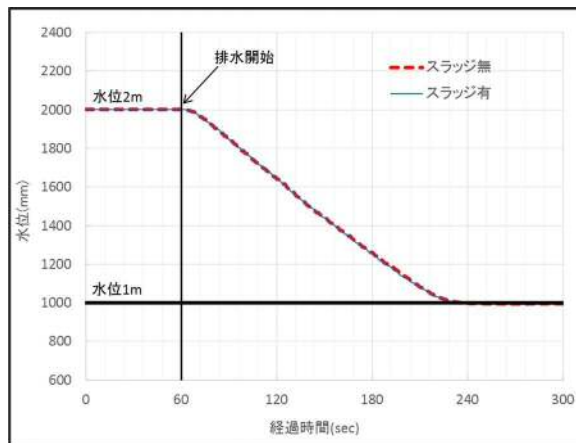
図 11-2 スラッジ模擬材投入位置

スラッジ模擬試験の結果を図 11-3 に示す。図 11-3 より、図 11-2 における区間①及び区間②から排出した場合共にスラッジの有無で排出時間の相違はなく、圧損への影響がないことを確認した。

スラッジ模擬試験におけるスラッジの流動状況を表 11-1 及び表 11-2 に示す。



(a) 区間①の試験結果



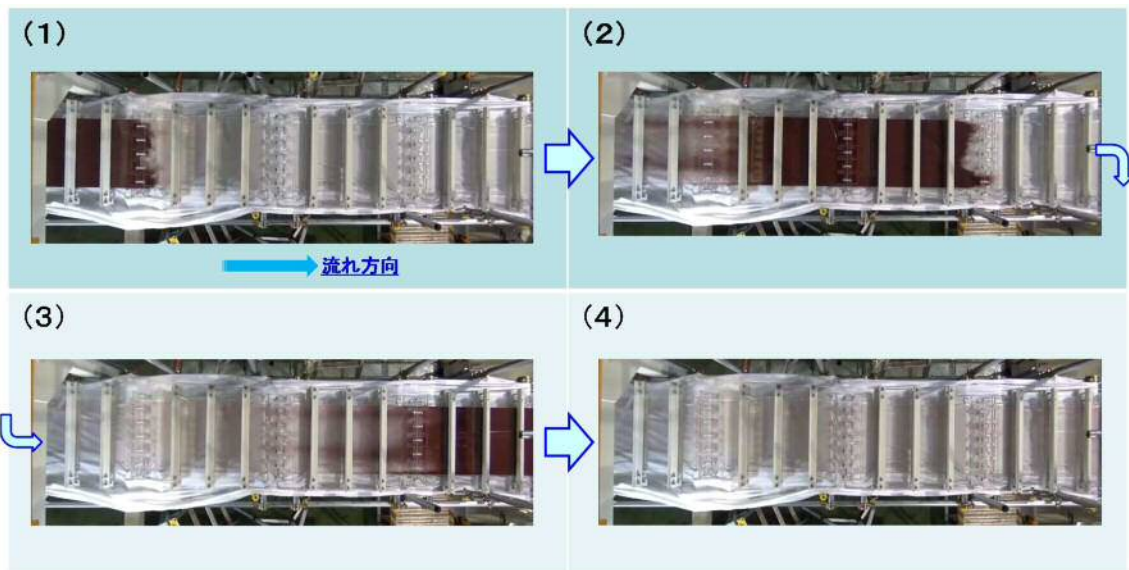
(b) 区間②から排出時の試験結果

図 11-3 スラッジ模擬試験結果

表 11-1 スラッジ模擬試験のスラッジ流動状況

	排水前	排水中	排水後
導入管部			
垂直スリット部			

表 11-2 スラッジ模擬試験のスラッジ流動状況（水平スリットを真上から見た状態）



11.4 導入管カバー影響試験

落下物に対する導入管保護，導入管への異物混入防止として設置する導入管カバーの圧損への影響を確認するため，導入管カバーを設置した試験を実施した。

試験用の導入管カバーは，流動状況を確認可能なようにスリットと同じアクリル製（図 11-4 参照）とし，図 11-5 に示す位置に設置した。



図 11-4 試験用導入管カバー

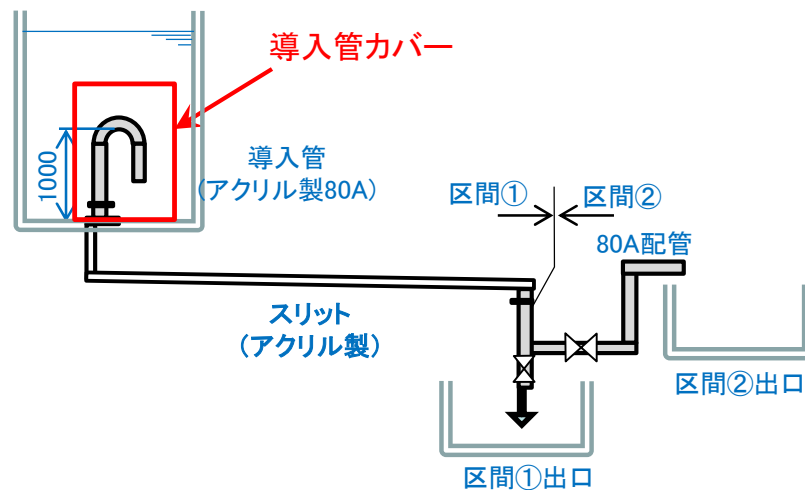


図 11-5 導入管カバー設置入位置

導入管カバーを設置した場合及び設置しない場合の試験結果を図 11-6 に示す。

図 11-6 に示すように導入管カバーの有無で排出時間の相違はなく、圧損への影響がないことを確認した。

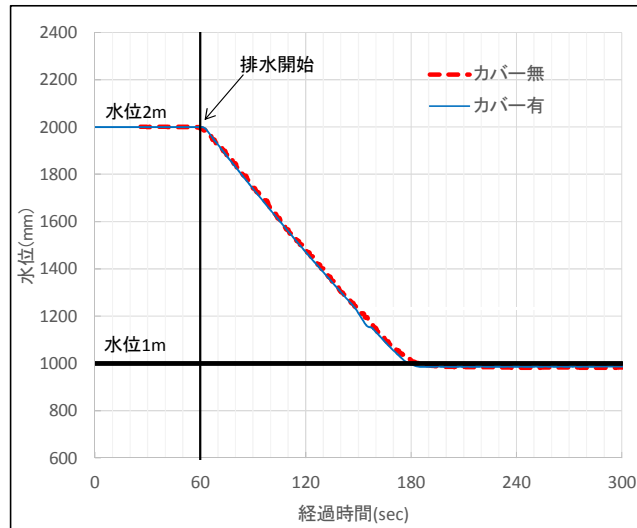


図 11-6 導入管カバー試験の結果

12. まとめ

採用実績、圧損評価実績のないスリット部の流動状況、圧損係数を把握し、実機排水評価のため、スリットモックアップ試験を実施した。

試験の結果、ボトムドレンLOCA時において、ペDESTAL内が満水（人通口開口部下端まで）になった際、RPV破損までの間（約 2.7 時間）に床ドレン流路からの排水によりペDESTAL水位 1 m までの排水が可能なことを確認した。

事故が発生し炉心が損傷した場合、格納容器下部注水配管から水位 1 m を超過する（1.05 m）まで注水を実施し、その後排水することにより、RPV破損時に確実に水位 1m を確保する運用としている。その際に 5 cm 分の排水に要する時間を約 5 分としていたが、試験結果を踏まえ約 6 分と設定した。当運用に要する時間は約 30 分（注水開始操作に要する時間約 17 分、水位 10 cm 分の注水に要する時間約 3 分、注水停止操作に要する時間約 4 分及び 5 cm 分の排水に要する時間約 6 分）と想定され、炉心損傷後のペDESTAL注水開始からRPV破損までの約 1.8 時間（事象進展の早い大破断LOCA時の例）の間に余裕をもって実施可能であることを確認した。

また、スラッジ及び導入管カバーによる圧損への影響を確認する試験を実施し、スラッジ及び導入管カバーは圧損への影響がないことを確認した。

目地材がコリウムシールドに与える影響について

1. 概要

コリウムシールドはブロック状の部材（耐熱煉瓦）を敷き詰める構造となっており，図 1-1 に示すとおり，耐熱煉瓦間の隙間を埋める目的として目地材が使用される。目地材は耐熱煉瓦と同じ材料であるジルコニア（ ZrO_2 ）にバインダ（水分含む。）を含み流動性を持たせたものである。本書では，目地材がコリウムシールドに与える影響として，目地材の高温時の水分蒸発によるライナへの影響について確認する。

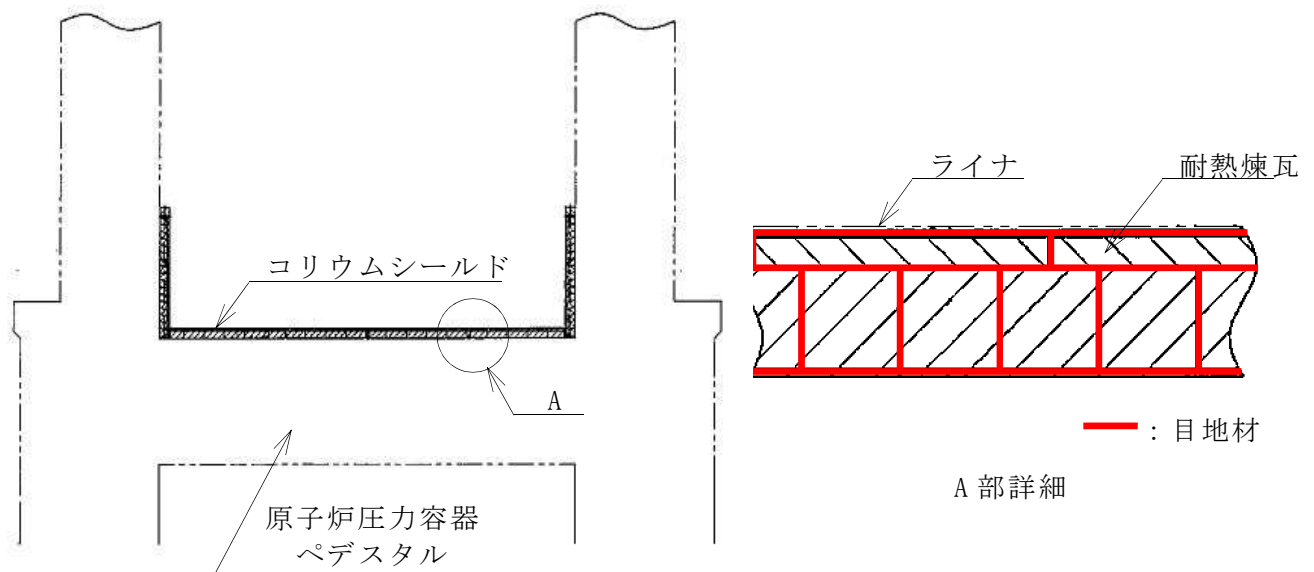


図 1-1 コリウムシールド及び目地材概要図

2. 重大事故等時に想定される目地材の水分蒸発によるライナへの影響

事故後のペDESTAL雰囲気温度の上昇に伴うコリウムシールド部の温度上昇により，目地材に含まれる水分が蒸発し，ライナに内包された空間はコリウムシールド部温度での飽和蒸気圧となることが想定される。ただし，コリウムシールド部温度は，熱容量が大きく，ペDESTAL雰囲気温度の上昇に直ちに追従して上昇するわけではないため，目地材の水分蒸発によるライナ背面に作用する圧力（背圧）は，同じく飽和蒸気環境下にあるペDESTAL雰囲気圧力に比べ小さくなる。よって，ライナが面外に変形するような圧力は生じないことから，目地材の水分蒸発に伴うライナへの影響はない。（図 2-1 参照）

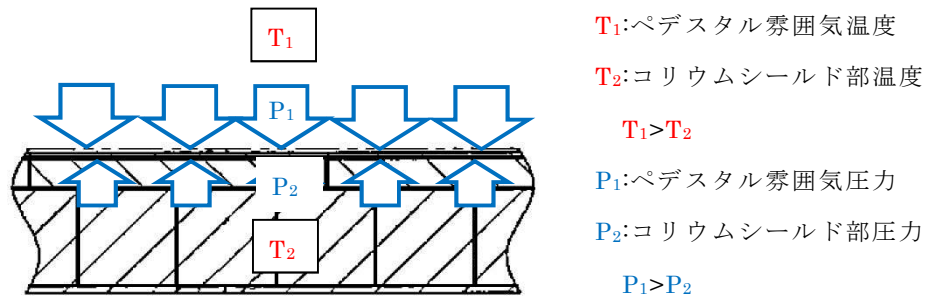


図 2-1 ライナ背圧とペデスタル雰囲気圧力の関係

なお、熔融炉心・コンクリート相互作用（MCCI）シナリオにおいては、デブリがコリウムシールドに落下する時間（事故後約 3.3 時間）において、ペデスタル雰囲気温度は約 180 °C、ペデスタル中間スラブ部のコンクリート表面温度は約 60 °Cであり、上述の図 2-1 の関係が成り立っていることを確認している。

また、目地材がコリウムシールドに与える影響については、上述の通り、デブリがコリウムシールドに落下する時点では、ライナ背面の背圧はペデスタル雰囲気圧力よりも小さい。このため、その時点でライナは健全であるため、背圧はライナ背面でコリウムシールドに圧力として作用するのみであり、コリウムシールドを破損、移動させるようなことはない。

なお、RPV 破損及びデブリ落下後においては、ライナに貯水機能を期待していないためライナへの目地材の影響を考慮する必要がなく、ライナ破損後に目地材が直接水と接触する環境においては、水分が蒸発して上方に逃げるためコリウムシールドの健全性に影響を与えることはないと考えられる。

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ジルコニア (ZrO_2) 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以下に示す。

(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」と言う。）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 ，酸化マグネシウム (MgO)，酸化アルミニウム (Al_2O_3) 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， $2100\text{ }^\circ\text{C}$ 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 $2100\text{ }^\circ\text{C}$ 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 純度のサンプル分析では約93 %程度となっている。

(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深さ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深さが22.5 mm，最大の侵食速度は0.18 mm/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

(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 °CでZrO₂耐熱材の健全性が確認されている。

現在の設置許可（有効性評価）においては、国プロ試験で健全性が確認されている2100 °C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0 mmであることが確認されている。

なお、ZrO₂の融点は約2700 °Cであり、ドライ条件で2450 °C以上の熔融デブリによる侵食試験でも侵食しないことを確認していることから、侵食開始温度2100 °Cは保守的な設定となっている。

上記より、東海第二発電所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（0 mm）に対して設計厚さ（150 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。

ZrO₂含有量の管理値については製造能力の関係から90 %とする計画としている。メーカーの製造実績では約93～94 %であり、管理値としては侵食量について問題無いと考えるが、実機に採用するZrO₂耐熱材は事業者として約93 %であることを確認する。

仮にZrO₂含有量が93 %を下回り90 %に近い場合であっても、試験及び設計厚さに関する設備の保守性に十分余裕があるため侵食量について問題無いと考える。

(2) ZrO₂含有量と圧縮強さについて

ZrO₂含有量が低下した場合、圧縮強さの低下が考えられるが、コリウムシールドに作用するのは水頭圧及び落下したデブリの荷重程度であるため、圧縮強度が低下したとしてもコリウムシールドの機能への影響はないと考える。（表1参照）

表1 ZrO₂ 耐火材の諸特性の調査結果 抜粋



(3) 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こ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は与えることはない。

コリウムシールド厚さの設定に係る条件について

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

この際、デブリ堆積高さ $H_{\text{debr}}i$ は、式 (1) 及び式 (2) で算定している。

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

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

V_m : 熔融物体積 36 (m³)

V_s : ペDESTAL内構造物体積 4 (m³) (別紙1参照)

Φ_{ent} : 粒子化割合 0.173 (別紙2参照)

P : ポロシティ 0.5 (別紙3参照)

S_{fz} : コリウムシールドの設置を考慮した床面積 (m²)

L_{PD} : ペDESTAL床直径 6.172 (m)

D_{CS} : コリウムシールド厚さ (m)

堆積高さの計算においては、ベースとなる条件 (別紙4参照) に対して不確かさを有すると考えられる項目として、以下のものが考えられる。










- ・連続層に対する不確かさ
 - ーデブリとして考慮するペDESTAL内構造物体積
- ・粒子化層に対する不確かさ
 - ーデブリの粒子化割合 (エントレインメント係数)
 - ーポロシティ

そこで、コリウムシールド厚さを算定するに当たっては、連続層に対する不確かさとしてペDESTAL内構造物体積を、粒子化層に対する不確かさとしては堆積高さへの影響が大きいポロシティを、それぞれ考慮している。

デブリとして考慮するペDESTAL内構造物について

デブリ堆積高さの計算においては、表1及び表2に示すペDESTAL内構造物の総体積を保守的に4 m³として考慮した。

表1 デブリとして考慮したペDESTAL内構造物（既設）

構造物	体積 (m ³)	外観図
ターンテーブル (溶融炉心の落下部及びその周囲のみが溶融しデブリに加わると考えられるため、評価においては一辺1 mの正方形の範囲が溶融すると想定)	約 	
制御棒駆動機構ハウジング (9本) *	約 	
制御棒駆動機構 (9本) *	約 	
制御棒駆動機構ハウジングサポート (ターンテーブルと同様に、一辺1 mの正方形の範囲が溶融すると想定)	約 	
その他 (ケーブル、サポート、配管等の構造物)	約 	
合計	約 	—

注記 * : MAA P解析における原子炉圧力容器 (以下「RPV」という。) の最大の破損口径を包絡する本数を設定。ただし、制御棒駆動機構ハウジングは、ペDESTAL内でサポートにより支持することで逸出を防止する設計となっている。

表2 デブリとして考慮したペDESTAL内構造物（新設）

構造物	体積 (m ³)
格納容器下部水位計	約 <input type="text"/>
格納容器下部水温計	約 <input type="text"/>
格納容器下部雰囲気温度計	約 <input type="text"/>
機器ドレンサンプ（配管等含む）	約 <input type="text"/>
床ドレンサンプ配管等	約 <input type="text"/>
コリウムシールド支持構造物（ライナ含む）	約 <input type="text"/>
合計	約 <input type="text"/>

注記 * : 表1に記載の既設分との合計値は約 m³であるが、新設分の設計の進捗による物量増加等を考慮し、本評価上は合計4 m³とする。

粒子化割合の算出

粒子化割合は以下のR i c o u - S p a l d i n g 相関式により求めた。

$$\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,0}^2 - d_{dj}^2}{d_{dj,0}^2}$$

$$d_{dj} = d_{dj,0} - 2E_0 \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool}$$

ここで、

Φ_{ent} : 粒子化割合

E_0 : エントレインメント係数

ΔH_{pool} : プール水深 (m)

d_{dj} : プール底部におけるデブリジェット径 (m)

$d_{dj,0}$: 気相部落下を考慮した水面におけるデブリジェット径* (m)

ρ_{dj} : デブリジェット密度 (kg/m³)

ρ_w : 水密度 (kg/m³)

注記 * : 解析コードMAAPによる破損口径の拡大 (アブレーション) を考慮

評価条件は以下のとおり。

- ・プール水深：1 m（ペDESTAL水位）
- ・デブリジェット密度： kg/m³（MAAP計算結果*¹）
- ・初期デブリジェット径：0.15 m（制御棒駆動機構案内管径）

注記 *1：粒子化割合を大きく見積もる観点から、デブリ密度が小さい過渡事象シーケンスの値を使用

以上により評価した結果、粒子化割合は以下のとおり。

- ・エントレインメント係数 の場合：約 17.3 %
（MAAP推奨範囲の最確値*²）
- ・エントレインメント係数 の場合：約 22.7 %
（MAAP推奨範囲の最大値*²）

注記 *2：MAAPコードにおけるエントレインメント係数は、FARO実験のベンチマーク解析の不確かさの範囲から、 から である。また、不確かさの範囲のうち、およそ中間となる を推奨範囲の最確値としており、ALPHA-MJB実験の検証解析において、最確値を用いることで実験結果とよく一致する結果が得られている。

ポロシティの設定について

ポロシティは、ドライアウト熱流束に係る実験^[1]、粒子状デブリの冷却挙動に係る実験^[2]及びPUL i MS実験を踏まえ、平均的な値として0.35を最確条件に設定している。

粒子状デブリの冷却挙動に係る実験では、PREMI X実験^[3]で得られた粒子状デブリに誘導加熱用の鋼球を加えた、表1に示すデブリ組成での実験を実施しており、ポロシティとして0.38を測定している。ドライアウト熱流束に係る実験では、表2に示すとおり、スチールで模擬された粒子状デブリ組成を考慮した実験を実施しており、ポロシティは0.327から0.368に設定している。また、PUL i M S実験の知見よりポロシティは0.29から0.37が得られている。これらの実験より、0.3から0.4程度のポロシティが観測されていることから、平均的なポロシティの値として0.35を最確条件として設定する。

これに対して、本評価においては、立方格子の堆積形状(図1)を踏まえたポロシティの範囲として、0.26(面心立方格子)から0.48(単純立方格子)を包絡する値として0.5を想定する。

表1 デブリ組成

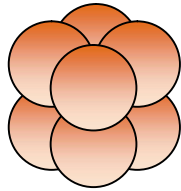
Particles	Wt. (g)	Wt. (%)
6 mm steel spheres	11371.6	43.74
3 mm steel spheres	6442.5	24.78
5-10 mm Al ₂ O ₃	5410.9	20.81
2-5 mm Al ₂ O ₃	2775.0	10.67
Total	26000.0	100.00

Bed weight	26.000 kg
Bed volume	8.47×10 ⁻³ m ³
Avg. bed density	3069 kg/m ³
Bed porosity(measured)	0.38

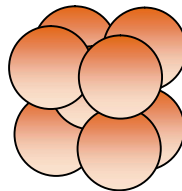
表2 試験における粒子組成

	1 mm	2 mm	3 mm	d_{eq} (mm) *	ε
A	66.7 (%)	33.3 (%)	—	1.2	0.364
B	33.3	66.7	—	1.5	0.360
C	11.1	88.9	—	1.8	0.368
D	50	—	50	1.5	0.337
E	25	—	75	2.0	0.327
F	10	—	90	2.5	0.357

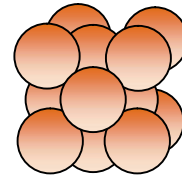
注記 * : $d_{eq} = (\sum m_i/d_i)^{-1}$



単純立方格子 : 0.48



体心立方格子 : 0.32



面心立方格子 : 0.26

図1 立方格子とポロシティ

- [1] Miyazaki, K. et al., “Dryout heat flux for core debris bed. (II) Effects of particle size mixing and coolant flow”, Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, 23[9], pp. 769-778, (September 1986).
- [2] P. P. Kulkarni, M. Rashid, R. Kulenovic, A. K. Nayak, “Experimental investigation of coolability behaviour of irregularly shaped particulate debris bed”, Nuclear Engineering and Design 240, pp. 3067-3077, (October 2010).
- [3] A. Kaiser, W. Schutz, H. Will, “PREMIX Experiments PM12-PM18 to Investigate the Mixing of a Hot Melt with Water”, Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe, (2001).

デブリ堆積高さの評価条件の設定について

1. 原子炉圧力容器の破損箇所の想定

MAAPコードによる有効性評価解析では、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）破損時の原子炉格納容器への負荷を厳しくする観点から、RPVの破損形態として制御棒駆動機構（以下「CRD」という。）ハウジングの逸出を想定している。しかし、図 1-1 及び図 1-2 に示すとおり、CRDハウジングは、ペDESTAL内に設置されたCRDハウジングサポートにより支持することで、逸出を防止する設計となっている。このため、現実的なRPV破損時の初期のデブリ流出箇所としては、CRDハウジングや核計装管とスタブチューブ上部との溶接部が溶融することで生じる間隙が考えられる（図 1-3）。その後、アブレーションにより口径が徐々に広がるとともに、CRDハウジングサポートが溶融した場合にはCRDハウジングの逸出が生じる状況になると考えられる。

また、CRDハウジングや核計装管の溶接部は複数存在することから、デブリが滞留した下部プレナムの状況によっては、複数箇所からデブリが流出する可能性がある。ただし、RPV下部の形状及びデブリ流出に伴う下部プレナム内のデブリ深さの減少を踏まえると、CRDから流出するデブリ量は中心から外側になるにつれ少なくなることから、外側のCRD及びその下部のCRDハウジングサポートが溶融する可能性は小さくなると考えられる。

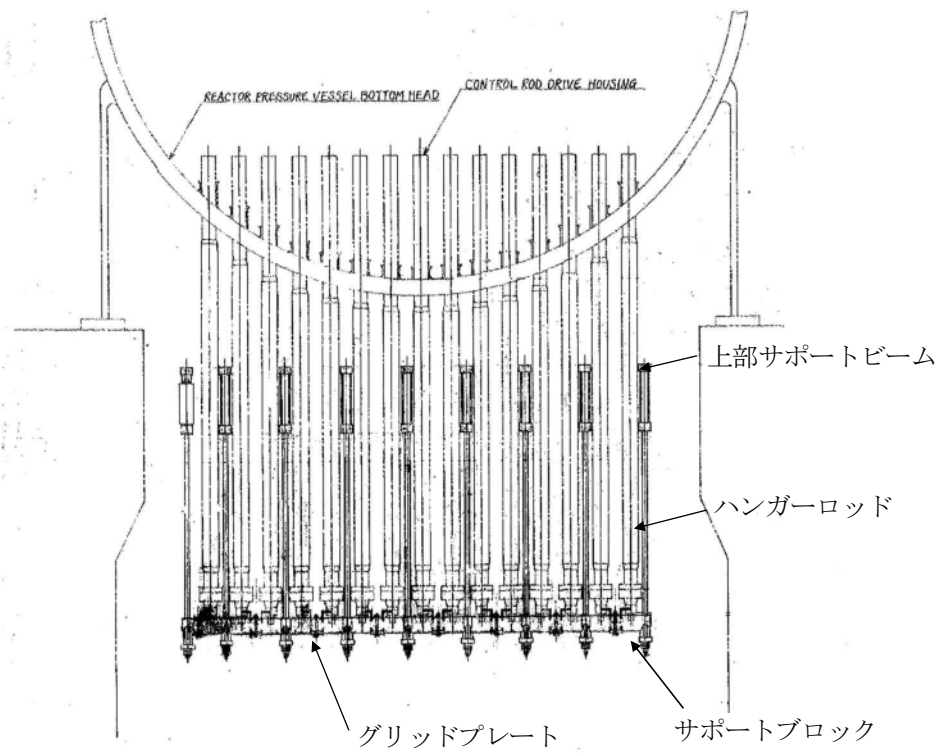


図 1-1 東海第二発電所CRDハウジングサポート構造

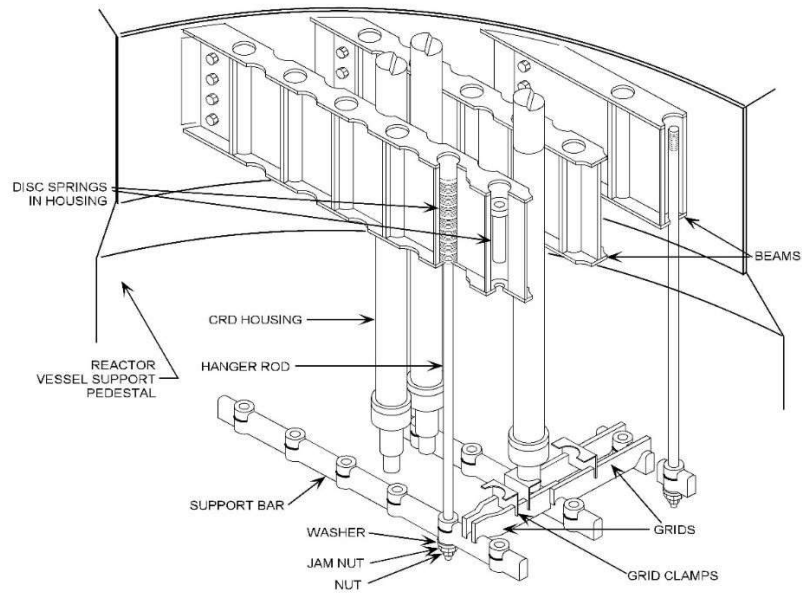


図 1-2 CRDハウジングサポート構造俯瞰図 (参考) [1]

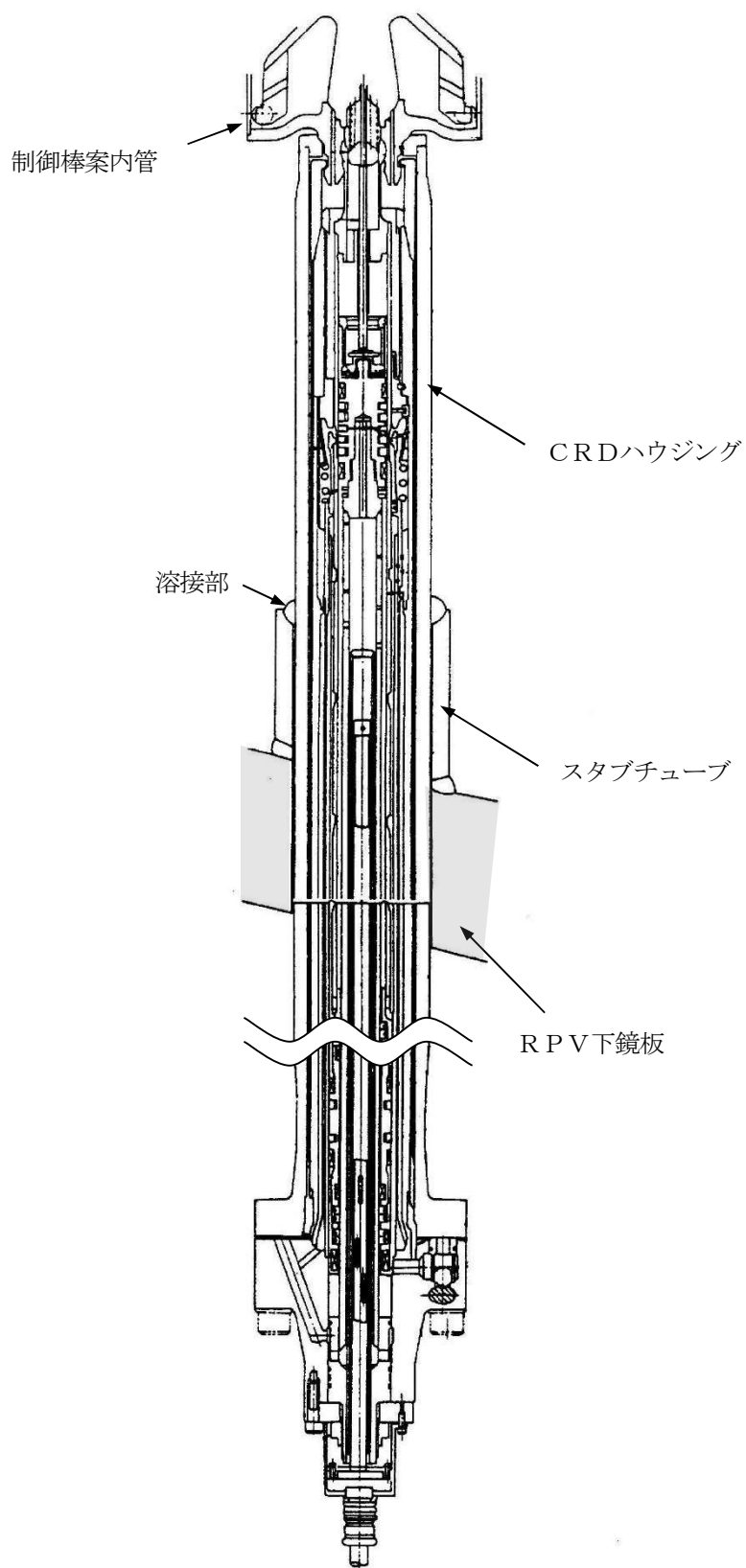


図 1-3 CRD概要図

2. デブリとして考慮する構造物

R P V内外において、溶融物となりペDESTALに堆積する可能性がある構造物として、表 2-1 に示すものが考えられる。これを踏まえ、ペDESTALに堆積するデブリ体積の最確条件と、最確条件に保守性を加味したデブリ堆積高さ評価上のベースケース条件を表 2-2 に示す。

ベースケースにおけるCRD及びCRDハウジングの破損本数としては、MAAP解析においてR P V底部の破損後にアブレーションにより広がる最大の破損口径：約 76 cm に含まれる本数 9 本を考慮している（図 2-1）。また、ターンテーブル及びCRDハウジングサポートについては、アブレーションにより広がる最大の破損口径：約 76 cm を包絡する範囲として、一辺 1 m の正方形の範囲を考慮している。

また、MAAPコードに適用されているアブレーションモデルは、サンディア国立研究所において実施された、鋼製容器及びアルミナ混合物を用いたH I P S実験の結果と良く一致することが確認されている（表 2-3）。

したがって、アブレーションによるR P V破損口径の拡大を考慮したCRDハウジング等のデブリ体積の評価についても、保守性を有していると考えられる。

なお、R P Vの破損形態として、米国におけるAP600/AP1000の審査において、ヒンジ状破損（原子炉容器ベルトラインのほぼ全周にわたり裂け目が生じる大規模破損）を考慮した場合の流動の影響が議論されているが、ヒンジ状破損は他のPWRと異なりI C I S下部貫通部がないAP600/AP1000の原子炉容器に対して考慮されるものであり、下部プレナムにCRDハウジング等の溶接部がある国内BWRプラントに対して、ヒンジ状破損は支配的な原子炉容器破損モードにはならない。したがって、国内BWRプラントにおけるR P Vの破損形態としては、溶接部の溶融を考慮することで問題ないとする。

表 2-1 デブリとなる構造物の推測

	項目	考え方
R P V 内	炉心位置に存在する構造物 (燃料集合体, 下部炉心支持板, 制御棒案内管等)	・炉心位置に存在する構造物は, 炉心損傷及び炉心溶融に伴い溶融すると考えられる。
	下部プレナムに存在する構造物 (R P V下鏡部, C R Dハウジング, 核計装管, スタブチューブ)の一部	・C R Dや核計装管の溶接部の溶融及び貫通までに, R P V内のR P V下鏡部, C R Dハウジング, 核計装管等はある程度溶融すると考えられる。 ・ただし, 溶融炉心が下部プレナムに移行後も, 一時的にC R Dハウジング内に存在する冷却水の冷却効果により, C R Dハウジング及びC R D全てが溶融する可能性は低いと考えられる。
R P V 外	R P V外側の構造物 (C R Dハウジング, C R Dハウジングサポート, 核計装管)の一部	・R P Vからのデブリ流出時, デブリはC R Dハウジング, C R Dハウジングサポート, 核計装管により冷却されること, デブリはこれらの構造物と一時的に接触後にペDESTAL床面に落下することから, これらの構造物が全て溶融する可能性は低いと考えられる。
	R P Vからのデブリ流出箇所直下に存在するペDESTAL内構造物 (ケーブル, サポート, 配管, 新設設備等)の一部	・デブリはR P V下部の構造物と一時的に接触後にペDESTAL床面に落下することから, デブリ流出箇所の直下に存在するペDESTAL内構造物は一部溶融するものの, 全て溶融する可能性は低いと考えられる。

表 2-2 デブリ堆積高さ評価上のデブリ体積の考え方

対象	最確条件	ベースケース	考え方
炉心位置に存在する構造物	全て考慮	同左	一部溶け残る可能性もあるが, 全て溶融するものとして考慮する。
R P V下鏡部, C R Dハウジング, C R D, 核計装管, C R Dハウジングサポート	M A A P解析でのアブレーションによる最大口径: 約0.76 mの範囲*1を考慮し, C R D6本分*2設定	M A A P解析でのアブレーションによる最大口径: 約0.76 mの範囲*1を考慮し, これを包絡するC R D9本分を設定	複数箇所からのデブリ流出が生じ, 各流出箇所のC R Dハウジング等の一部が溶融する可能性を考慮し, M A A P解析に基づきR P V下部中心位置における複数の炉内外のC R Dハウジング完全逸出で代表する。
ケーブル, サポート, 配管, 新設設備等のペDESTAL内構造物	ターンテーブルより下部の構造物が溶融するものとして設定	R P Vより下部に存在するペDESTAL内の構造物全てを保守的に考慮し設定	ペDESTAL上部の内壁付近の構造物は, 位置的にデブリと接触し難いため, 最確条件では考慮せず。 ベースケースでは全ての構造物を考慮する。

注記 *1: 図 2-1 参照

*2: 一部溶融のC R D4本を計1本としてカウント

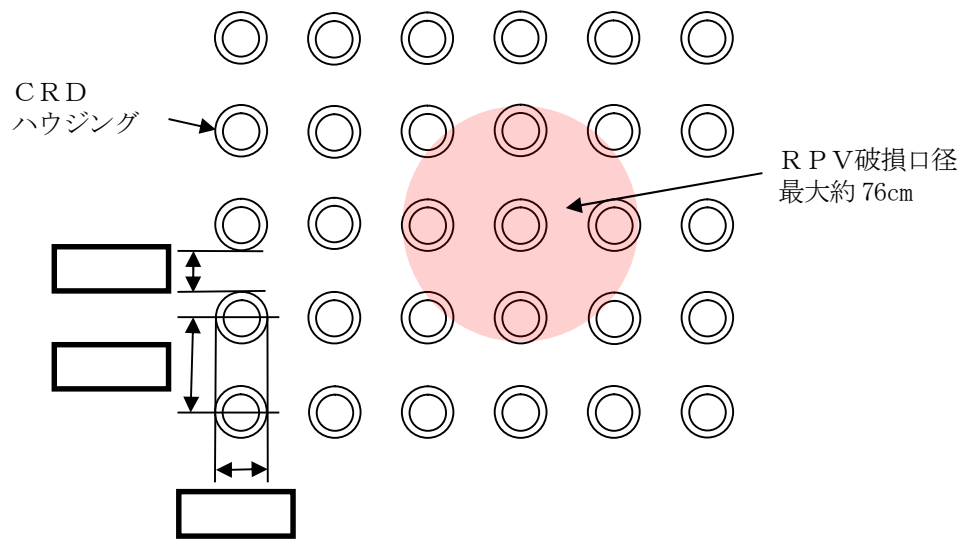


図 2-1 CRD配置とRPV破損口径の関係

表 2-3 HIPS実験結果とアブレーションモデルの評価結果^[2]

Table I
Comparison of Hole Ablation Models With Experiment Data

Test	ΔP (MPa)	d_0 (cm)	L (cm)	Observed D_f (cm)	Current Model D_f (cm)	ZPSS Model D_f (cm)
HIPS-1J	9.69	2.54	2.54	5.08 ^a	5.08	4.78
HIPS-2C	11.7	2.54	2.54	5.5-7	6.40	4.76
HIPS-3J	4.85	2.54	5.08	6-7	6.32	4.87

a) Ablation limited by a graphite shield

3. デブリ堆積高さの評価条件

デブリ堆積高さの評価における、最確条件、ベースケース条件及び感度条件について、表 3-1 に示す。コリウムシールド厚さの設定においては、ベースケース条件に対して、デブリ体積及びポロシティの感度条件を重畳させた条件での堆積高さを考慮している。

表 3-1 デブリ堆積高さ評価の条件

ケース	デブリ体積	粒子化層の堆積高さ	
		粒子化割合	ポロシティ
最確条件	約 2.2 m ³ ・ CRD6 本分の範囲 ・ ターンテーブルより下の 構造物	17.3 % ・ エントレインメント 係数 <input type="text"/> (MAAP 推奨範囲の最確値)	0.35 ・ 各種実験に基づく値
ベース ケース	3 m ³ ・ CRD9 本分の範囲 ・ ペDESTAL 内の全ての構 造物	22.7 % ・ エントレインメント 係数 <input type="text"/> (MAAP 推奨範囲の最大値)	0.50 ・ 更なる保守性を考慮

参考文献

- [1] General Electric Systems Technology Manual Chapter 2.1 Reactor Vessel System, USNRC HRTD, Rev 09/11.
- [2] Pilch, M., and Tarbell, W. W., 1985, High Pressure Ejection of Melt from a Reactor Pressure Vessel, The Discharge Phase. NUREG/CR-4383 (SAND85-0012), September.

補足-270-3【原子炉格納施設的设计条件に関する説明書に係
る補足説明資料（格納容器圧力逃がし装置につ
いて）】

格納容器ベント時の発生荷重について

1. ベント時において発生する荷重の考慮について

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

- a. 原子炉冷却材喪失時の動荷重（ドライウェル内の配管破断によるジェット力、プールスウェル荷重及びベント管出口での蒸気凝縮振動荷重）
- b. 逃がし安全弁作動時の荷重
- c. 原子炉隔離時冷却系（常設高圧代替注入系）タービン排気圧力の荷重
- d. 熔融燃料－冷却材相互作用による荷重
- e. 格納容器ベント時の荷重

フィルタ容器内は、前述の原子炉格納容器内と同様に、格納容器ベント時には、低温のスクラビング水中に蒸気等が放出されるため、蒸気凝縮等による荷重が発生し、フィルタ容器及び内部構造物に作用する可能性がある。

格納容器圧力逃がし装置は、ベンチュリノズル内で蒸気とスクラビング水が混合され蒸気凝縮等による荷重が低減され、また、ベント時には非凝縮性ガスを含む高流束の蒸気が供給され直ちに飽和温度に達することから、破損を引き起こすような蒸気凝縮振動やチャギングが発生しない安定な状態で運用される設計となっている。

蒸気が水中に放出される際の振動様式については、蒸气流束とプール水温で整理された状態線図がある。この線図は、蒸気を垂直下向きにベントする試験体系で実施されたものであるが、蒸気を水平方向にベントする試験での振動様式の説明等に引用されており、一般的に、振動様式は蒸气流束とプール水温が重要なパラメータであると考えられている。国内 ABWR 開発時の水平ベント圧力抑制確証試験で得られた蒸気凝縮とチャギングの遷移領域をこの線図と比較した結果、ほぼ一致することも確認しており、この線図は に蒸気を放出するベンチュリノズルに対する振動様式の指標とすることができると考えられる。

このため、発生する荷重については、原子炉格納容器内にて発生する可能性がある動的荷重、蒸気が水中に放出される際の振動様式の状態線図を参考に、フィルタ容器内の放出される流体、スクラビング水温度等の状態を踏まえると、入口配管内のスクラビング水及び非凝縮性ガス（窒素）がベンチュリノズルからフィルタ容器内に放出される際（クリアリング過程、気泡形成過程）のクリアリング荷重、その後、蒸気がフィルタ容器内のスクラビング水に放出される際（蒸気放出過程）の蒸気凝縮振動による荷重、チャギングによる荷重が考えられる。

これら荷重のうち、チャギングについては、蒸気流束が小さい領域で生じ、水温が高くなると荷重が小さくなることが知られており、ベント実施後のフィルタ容器内水温は約 °C と低温であるが、蒸気流束は約 kg/m²s と高い状態となること、事象経過と共に蒸気流束は減少していくが、水温は約 °C（飽和温度）まで上昇しこの状態が維持されることから、これらの状態においてチャギング領域外で維持される。ベント末期には、窒素ガスによるページを実施する運用としており、蒸気中の非凝縮性ガスの割合が十分に小さい場合に発生する現象であるチャギング*は、生じない。

また、を用いた一連の試験後においても、ベンチュリノズル等の損傷は確認されていない。

これらより、フィルタ容器及び内部構造物には、以下の荷重が作用すると考えられる。

- a. スクラビング水の放出によるクリアリング荷重
- b. 窒素噴出時のクリアリング荷重
- c. 蒸気噴出時の蒸気凝縮による荷重

ベント時の事象を第1表に示す。

注記 *：参考文献「格納容器圧力抑制系信頼性実証試験評価委員会報告書（昭和58年11月）」

2. フィルタ容器に作用する水力的動荷重

フィルタ容器の設計に当たって、強度評価では、最高使用圧力 2Pd、最高使用温度 200 °C の条件における内圧荷重に対する必要板厚を算出し、最少板厚が必要板厚を満足すること、耐震評価では、内圧荷重及び地震荷重による発生応力が許容値を満足することを確認している（第2表）。

評価結果は、添付書類「V-3-9-2-5-1-4 フィルタ装置の強度計算書」及び「V-2-9-7-1-2 フィルタ装置の耐震性についての計算書」に示す。

以下では、フィルタ容器に作用する荷重設定の前提として、水力的動荷重の影響について確認し、上記評価に包含されていることを示す。

2.1 スクラビング水噴出によるフィルタ容器強度評価への影響

スクラビング水による噴流荷重は、急速に減衰することから、クリアリング時の水の噴出速度でベンチュリノズルや容器内面等に直接作用することではなく、実際に作用するクリアリング荷重による圧力は小さな値となるが、この評価においては、ベンチュリノズル表面に噴流が直接容器に作用することを考慮する。

2.2 窒素噴出によるフィルタ容器強度評価への影響

窒素噴出時、気泡の形成による荷重、水面上昇による荷重が容器内面に作用するが、窒素ガス噴出時、気泡は瞬時に水面に到達することから、気泡の膨脹・収縮による圧力脈動による影響は小さいと考えられ、水面上昇もわずかであることから、容器への影響は軽微である。

2.3 蒸気噴出によるフィルタ容器強度評価への影響

クリアリング過程、気泡形成過程及び蒸気放出過程を含む実機の運転環境を模擬した [] 起動試験において、ベント中には、ベンチュリノズルからの蒸気放出時の蒸気凝縮等による圧力変動が生じるが、その挙動は安定しており不安定な圧力変動は生じないこと、圧力変動の周期は剛設計の基準である 0.05 秒 (20Hz) に対し [] と長く、共振の恐れがないことが確認されている。

この圧力変動の挙動及び周期は、ベンチュリノズル形状、ガス流速及びガス組成に影響を受けるが、この試験は、実機と同じベンチュリノズル、運転条件を模擬したものであることから、実機における圧力変動の挙動及び周期は、この試験結果と同等と考えられ、また、実機のフィルタ容器の固有周期は [] で剛であり圧力変動と共振の恐れがないことから、圧力変動の荷重は静的荷重として扱うことができる。

これらを踏まえ、この起動試験時に計測された圧力値の範囲は、 [] [] 程度であり、疲労破損を生じさせるような変動ではなく (添付 1 参照)、また、最大値が作用した場合においても前記 2.1 ベントガス噴出によるフィルタ容器強度評価に包絡される。

なお、フィルタ容器内には蒸気が継続して供給されるため、フィルタ容器内の圧力は大気圧以上に維持されると考えられるが、保守的にフィルタ容器内が真空状態となり、外圧として 0.1MPa 作用することを想定した場合においても、下表に示すようにフィルタ容器の構造健全性は確保されることから、圧力変動の下限の圧力が作用する場合においても構造健全性は確保される。

表 構造健全性確認結果

評価対象	作用圧力 (MPa)	必要板厚* (mm)	最小板厚 (mm)	判定
胴板	0.1 (外圧)	5.83	[]	○
鏡板	0.1 (外圧)	6.99	[]	○

注記 * : 評価は、設計・建設規格の PVC-3122 及び PVC-3226 に従い実施した。

3. 内部構造物及び配管に作用する水力的動荷重

ベント実施時にフィルタ容器内の内部構造物に作用する主な水力的動荷重としては、入口配管内のスクラビング水及び非凝縮性ガス（窒素）がベンチュリノズルからフィルタ容器内に放出される際（クリアリング過程，気泡形成過程）のクリアリング荷重，その後，蒸気がフィルタ容器内のスクラビング水に放出される際（蒸気放出過程）の蒸気凝縮振動が考えられる。

クリアリング過程，気泡形成過程，蒸気放出過程でフィルタ容器内の内部構造物に加わる荷重は第3表の通りであり，内部構造物の強度評価に用いるベント時のベンチュリノズルに対して上向きに作用する水力的動荷重としては，最も荷重が大きい「クリアリング時の噴流荷重」を考慮するものとする。

内部構造物の評価結果は，補足20「フィルタ容器の内部構造物強度計算について」に示す。

なお，容器の内部配管は，クリアリング過程及び気泡形成過程においては，通過する内部流体が待機時のスクラビング水及び窒素であることから，配管の温度上昇に寄与せず熱応力による影響はない。また，蒸気放出過程においては，高温の蒸気が配管内を通過し，一時的に内部配管の温度上昇による熱応力が発生するが，この熱応力が発生する回数（ベント回数）は非常に少なく，疲労破壊に顕著な影響を与えることはない。

ベント実施時には，蒸気と配管との温度差により蒸気凝縮が発生し，配管内では凝縮水と蒸気とが存在することとなる。このため，配管内において水撃の発生が懸念されるが，フィルタベント配管は，保温材を設置しており大量の凝縮水の発生はなく，また，連続した勾配を設け，凝縮水が停留しない設計としていることから，凝縮水による配管の閉塞は発生せず，水撃が発生しても荷重としては小さく，配管が損傷することはない。

第1表 ベント時の事象

ベント時事象	事象の内容	容器内への流入流体	容器内圧力	容器内温度
①クリアリング過程	ベントが開始されると、格納容器からのベントガスにより、内部配管内のスクラビング水が容器内に放出される。	スクラビング水	約 <input type="text"/> kPa (abs)	約 <input type="text"/> °C
②気泡形成過程	入口配管内にパージされていた窒素ガスが容器内に放出される。	窒素	約 <input type="text"/> kPa (abs) → 昇圧	約 <input type="text"/> °C
③蒸気放出過程	ベントガスが容器内に放出される。 (蒸気凝縮→バブリング)	蒸気 (約 <input type="text"/> kg/sm ² の蒸気流束で流入)	約 <input type="text"/> kPa (abs) →原子炉格納容器圧力低減に伴い、容器内圧力も低減	約 <input type="text"/> °C (飽和温度) まで上昇 →容器内圧力低減に伴い、その圧力における飽和温度を維持しながら温度は低下。
	ベント末期は、蒸気に加えて、窒素ガスによるパージを実施する。	蒸気+窒素	約 <input type="text"/> kPa (abs)	温度は徐々に低下



第1図 蒸気放出過程での蒸気凝縮状態



第2図 クリアリング時にベンチュリノズルに作用する荷重

第2表 フィルタベント装置の設計

部位	設計に用いた荷重	評価方法
フィルタ容器	内圧荷重 (最高使用圧力)	「発電用原子力設備規格 設計建設規格(2005年版(2007年追補版含む)) J S M E S N C 1 - 2 0 0 5 / 2 0 0 7」に基づき、荷重に対する必要板厚を算出し、最小板厚が必要板厚を満足することを確認する。
	内圧荷重, 地震荷重	内圧荷重及び地震荷重による一次応力及び一次+二次応力を算出し、原子力発電所耐震設計技術指針で定める許容値を満足することを確認する。

第3表 ベント時に考慮が必要な荷重

ベント時の推移	フィルタ容器の内部構造物に加わる荷重	フィルタ容器に加わる荷重
①クリアリング過程	1) スクラビング水噴出時の反力がベンチュリノズル上向きに作用するが、この荷重を考慮した評価により内部構造物の発生応力は許容値を満足することを確認している。 2) 直接噴流が作用する内部構造物はない。	1) スクラビング水噴出による荷重が容器内面に作用するが、スクラビング水噴出による荷重が直接容器に作用すると仮定しても、最高使用圧力による強度評価に内包されることから、容器への影響は軽微である。
②気泡形成過程	1) 窒素噴出時の反力がベンチュリノズル上向きに作用するが、密度差*によりクリアリング時よりも荷重は小さい。 2) 窒素噴出時、気泡の形成による荷重、水面上昇による荷重が内部構造物に作用するが、窒素ガス噴出時、気泡は瞬時に水面に到達することから、気泡の膨脹・収縮による圧力脈動による影響は小さいと考えられ、水面上昇もわずかであることから、内部構造物への影響は軽微である。	1) 窒素噴出時、気泡の形成による荷重、水面上昇による荷重が容器内面に作用するが、窒素ガス噴出時、気泡は瞬時に水面に到達することから、気泡の膨脹・収縮による圧力脈動による影響は小さいと考えられ、水面上昇もわずかであることから、容器への影響は軽微である。
③蒸気放出過程	1) 蒸気噴出時の反力がベンチュリノズル上向きに作用するが、密度差*によりクリアリング時よりも荷重は小さい。 2) ベント中は安定した蒸気凝縮及びバブリングが維持されるため、内部構造物への影響は軽微である。	1) 圧力変動による荷重が容器内面に作用するが、圧力変動による荷重は、前記①の荷重よりも小さく、最高使用圧力による強度評価に内包されることから、容器への影響は軽微である。

注記 * : スクラビング水密度 $\rho_w = \square \text{ kg/m}^3$

窒素密度 $\rho_{N_2} = \square \text{ kg/m}^3$

蒸気密度 $\rho_v = \square \text{ kg/m}^3$

フィルタ容器の蒸気凝縮振動による疲労評価

1. 圧力変動による胴板の周方向応力の変動 ($\Delta \sigma_t$)

フィルタ容器胴板*1の周方向応力の変動は、次式で計算される。(機械工学便覧)

$$\sigma_t = \frac{P \cdot D}{2 \cdot t}$$

ここで、

P : 内圧

D : 容器内径 = mm

t : 容器板厚 = mm

これより、圧力変動 $dP =$ kPa = MPa (0-P) が作用したときの周方向応力の変動範囲 (片振幅) $\Delta \sigma_t$ は次のようになる。

$$\Delta \sigma_t = \frac{dP \cdot D}{2 \cdot t} = \frac{\text{} \cdot \text{}}{2 \cdot \text{}} = 2.3 \text{ MPa (0-P)} \rightarrow 3 \text{ MPa (0-P)}$$

設計・建設規格 添付 4-2 3.2 項に従い、縦弾性係数により 200°C における周方向応力の変動範囲 (片振幅) を補正すると下記のようなになる。

$$3 \times (1.95 \times 10^5 / 1.83 \times 10^5) = 3.2 \rightarrow 4 \text{ MPa (0-P)}$$

*1: 半だ円の鏡板に発生する応力は、胴板と同等以下になるため、胴板で代表して評価した。

2. 疲労限

設計・建設規格 (2005 年度版) の表添付 4-2-2 及び図添付 4-2-2(1) のオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金の設計疲労線図を適用する。

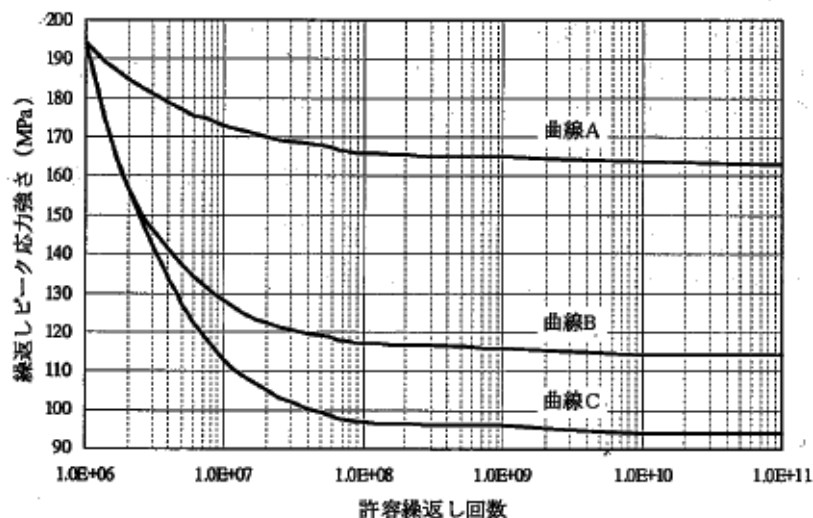


図. 設計疲労線図 (オーステナイト系ステンレス鋼および高ニッケル合金)

適用する曲線については、設計・建設規格の図添付 4-2-2(2)のフロー図に従い、「評価対象部に溶接継ぎ手を含む」「(PL+Pb+Q)の範囲は188MPa以下となる*2」の条件から、設計疲労線図の「曲線 B」となる。

*2：フィルタ容器に最高使用圧力（0.62MPa[gage]）が作用したときに胴体に発生する周方向応力 σ_t は次のようになる。

$$\sigma_t = 0.62 \times \square / 2 \times \square = 47.5 \rightarrow 48 \text{ MPa}$$

曲線 B の 1×10^{11} 回における繰り返しピーク応力強さは、表添付 4-2-2 より 114MPa となることから、疲労限は 114MPa となる。

3. 評価結果

圧力変動作用したときフィルタ容器胴板の周方向応力の変動範囲(4 MPa (0-P))は、疲労限(114MPa)を越えることはないため、蒸気凝縮に伴う圧力変動によりフィルタ容器の疲労損傷が生じることはない。

フィルタ容器の内部構造物強度計算について

1. 概要

本計算書は、フィルタ容器の内部構造物が十分な構造強度を有していることを説明するものである。

2. 評価条件

2.1 構造計画


フィルタ容器内部の構造計画を表2-1に示す。

2.2 適用基準

適用基準を以下に示す。

- (1) 発電用原子力規格（設計・建設規格 JSME S NC 1-2005（2007追補版含む））（日本機会学会 2007年9月）（以下、「設計・建設規格」という。）
- (2) 機械工学便覧 基礎編（日本機会学会 2005年）

表 2-1 フィルタ容器内部の構造計画

計画の概要		概略構造図
支持構造	主体構造	
<p>内部配管は、フィルタ容器底部に溶接した内部配管サポートにより支持される。</p> <p>分岐管は、フィルタ容器底部に溶接した分岐管サポートにより支持される。</p>	<p>内部配管部は、内部配管、分岐管、ベンチュリノズルから構成される。</p> <p>ベンチュリノズルは取付けボルトで分岐管に固定される。</p>	
<p>金属フィルタは、フィルタ容器胴部に溶接した金属フィルタサポート(金属フィルタ室底板)により支持される。</p>	<p>金属フィルタ部は、金属フィルタと金属フィルタサポートから構成される。</p>	
<p>銀ゼオライトフィルタ室はフィルタ容器胴板に溶接で固定されている。</p>	<p>銀ゼオライト部は、銀ゼオライト室から構成される。</p> <p>金属フィルタ部と銀ゼオライトフィルタ室は伸縮管で連結されている。</p>	

2.3 応力評価部位

(1) フィルタ容器内の流路（バウンダリ）

フィルタ容器に送気されたベントガスは、内部配管、分岐管、ベンチュリノズルを経てスクラビング水中に放出される。

その後、ベントガスは、容器内面に沿ってフィルタ容器頂部に流れ、金属フィルタ上面の開口部から金属フィルタに達し、金属フィルタ室、伸縮管、銀ゼオライトフィルタ室を経てフィルタ容器外に排気される。

フィルタ容器内の流路（バウンダリ）を図2-1に示す。

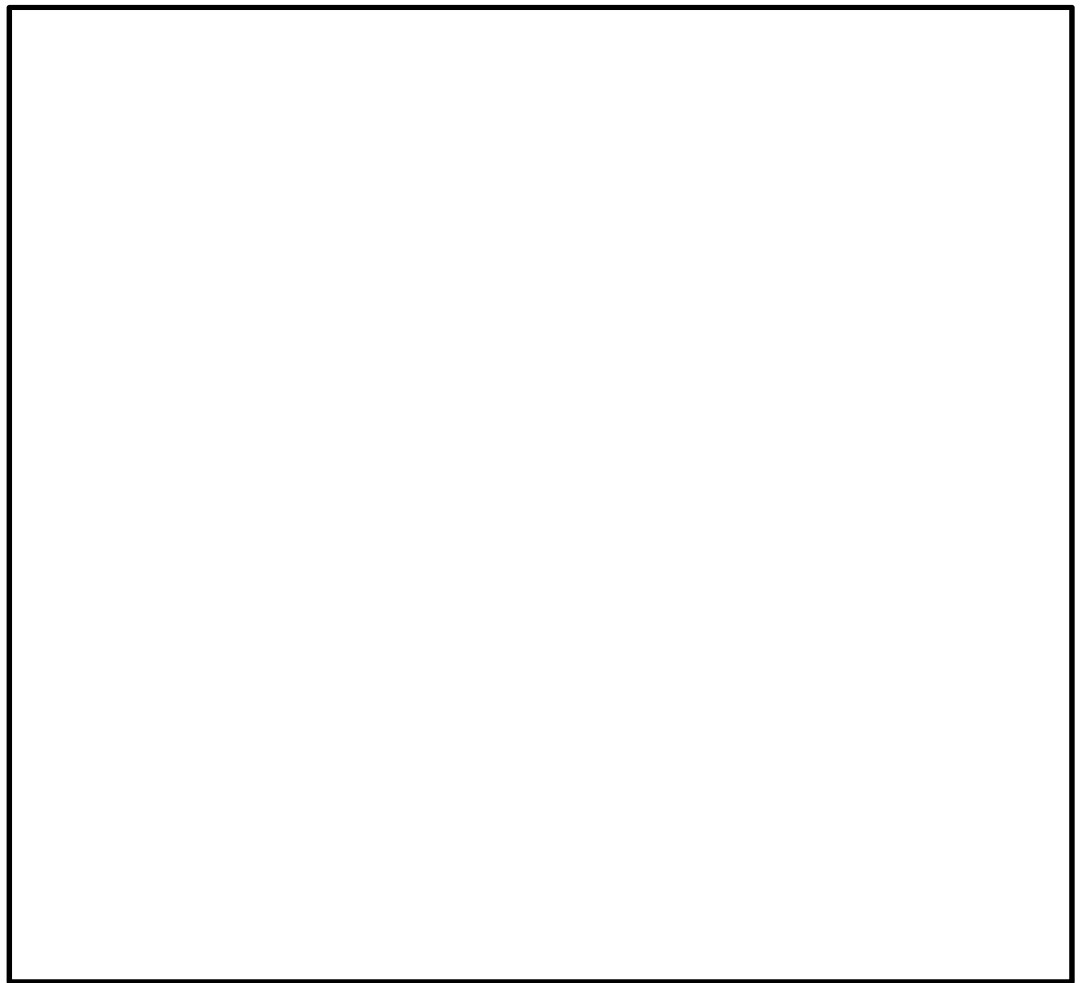


図2-1 ベントフィルタ容器の流路（バウンダリ図）

(2) 応力評価部位

応力評価を行う箇所を図2-2に示す。

- | | |
|---------------|-------|
| ① 内部配管 | (P-1) |
| ② 分岐管 | (P-2) |
| ③ ベンチュリノズル | (P-3) |
| ④ 金属フィルタ | (P-4) |
| ⑤ 金属フィルタ室 | (P-5) |
| ⑥ 伸縮管 | (P-6) |
| ⑦ 銀ゼオライトフィルタ室 | (P-7) |

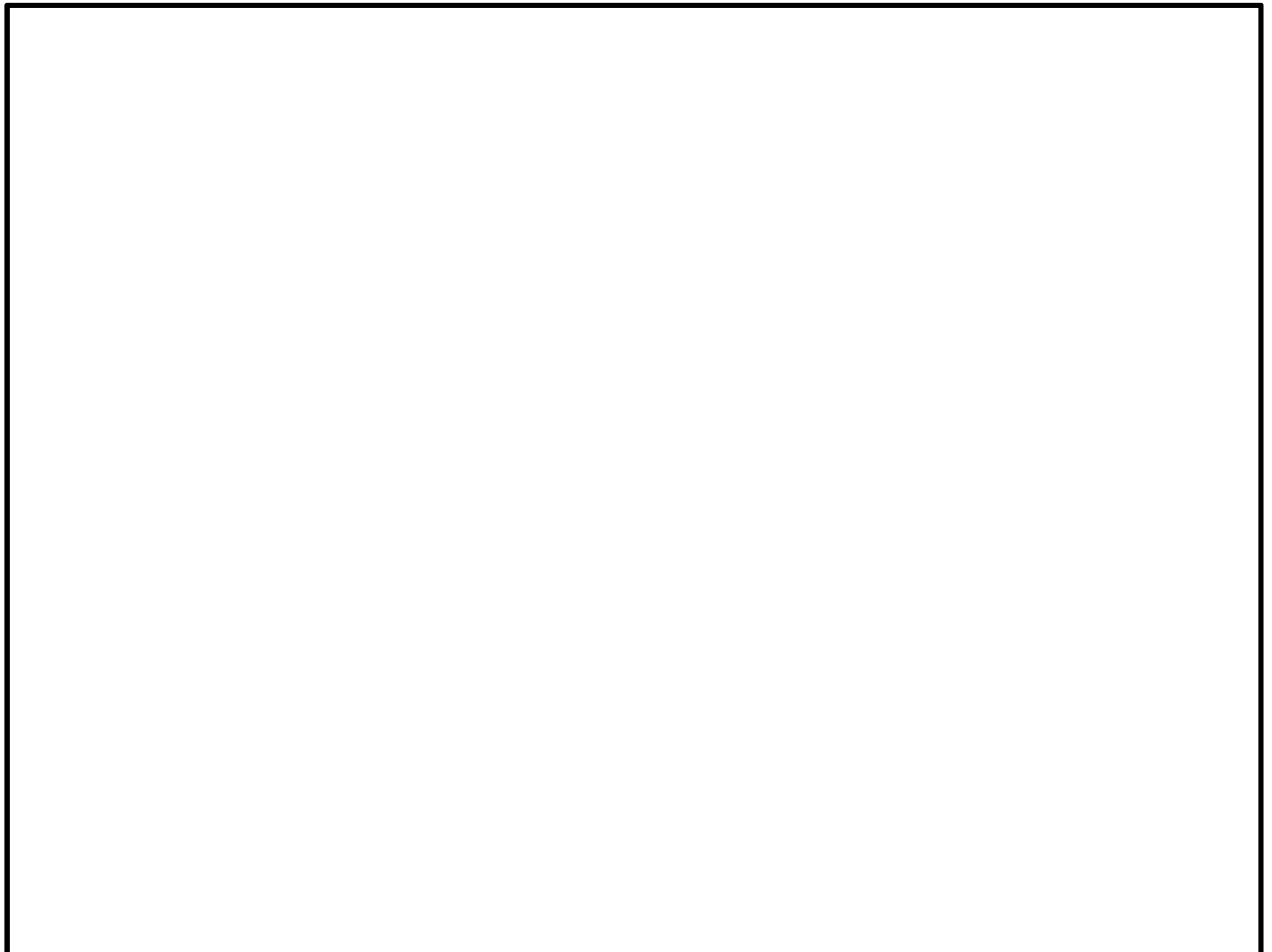


図2-2 ベントフィルタ容器 内部構造物応力評価部位

2.4 各部の形状および構造

応力評価部の主要寸法を図2-3に，応力評価部の詳細を表2-3に示す。

2.5 物性値

材料は表2-2に従って分類する。

表2-2 材料の分類

部位	材 料	備 考
内部構造物		内部構造物
内部配管		内部配管
ベンチュリノズル		
ベンチュリノズル取付けボルト		

2.6 許容応力

- (1) フィルタ容器の内部配管については設計条件，内部構造物については供用状態AおよびBで評価する。
- (2) 使用材料の許容応力を表2-4に示す。また各評価に対する許容応力を表2-5に示す。

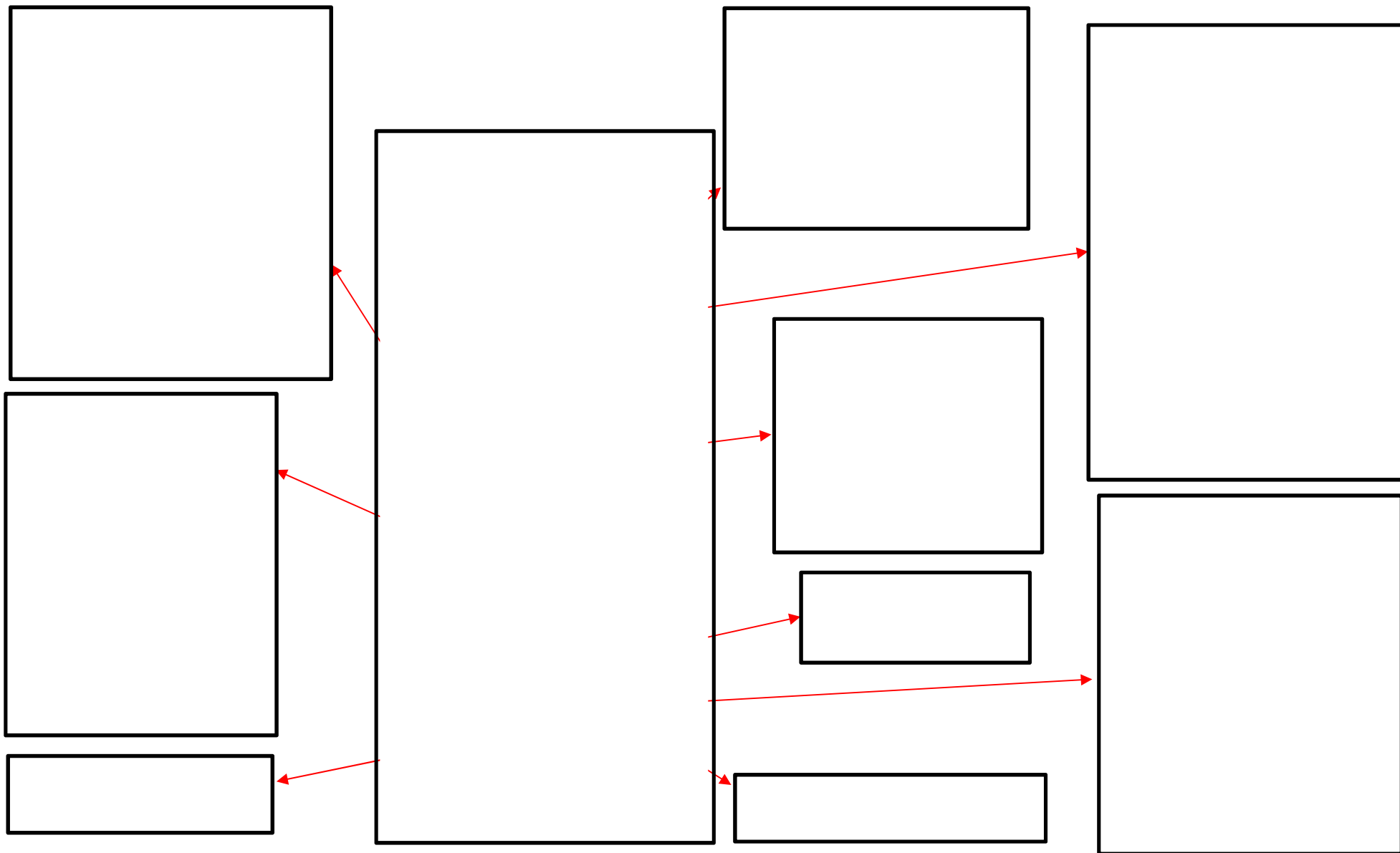


図 2-3 応力評価部の主要寸法

表 2-3 応力評価部位の詳細 (1/2)

応力評価部	評価部位	評価方法
内部配管	内部配管	内部配管について、自重、内圧、水力学的動荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	内部配管サポート	内部配管を支持する内部配管サポートについて、自重、水力学的動荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
分岐管	分岐管	分岐管について、自重、内圧、水力学的動荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	VN取付け部	VNフランジ部と分岐管を接続するVN取付け部について、自重、内圧、水力学的動荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	分岐管サポート	分岐管を支持する分岐管サポートについて、自重、水力学的動荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
ベンチュリノズル	VNカバープレート	クリアリング時にスクラビング水が直接作用するカバープレートについて、クリアリング荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	VN取付けボルト	ベンチュリノズルの取付けボルトについて、クリアリング荷重が作用した場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
金属フィルタ	金属フィルタ溶接部	金属フィルタ本体の自重を支持する金属フィルタ取付け溶接部について、金属フィルタの自重が作用する場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
	金属フィルタサポートビーム	金属フィルタ(メインフィルタ)を背面から支持する金属フィルタサポートビームについて、フィルタ差圧及び自重が作用する場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。

表 2-3 応力評価部位の詳細 (2/2)

応力評価部	評価部位	評価方法
金属フィルタ室	金属フィルタ室底板	金属フィルタを支持する金属フィルタ室のうち、自重が作用する底板について、金属フィルタ及び金属フィルタ室の自重、金属フィルタの差圧が作用する場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。
伸縮管	伸縮管	オリフィス取り外しを容易に実施できるよう設置している伸縮管について、フィルタベント使用時に作用する差圧により発生する応力に対する許容繰返し回数を算出し、実際の繰返し回数以上であることを確認する。
銀ゼオライトフィルタ室	銀ゼオライトフィルタ室底板	銀ゼオライト室のうち、自重が作用する底板について、銀ゼオライト室及び銀ゼオライトの自重、銀ゼオライトの差圧が作用する場合の発生応力値を算出し、許容応力値以下であることを確認する。

注 : VNはベンチュリノズルを示す。

表 2-4 使用材料の許容応力

評価部材	材料	温度条件 (°C)	Sh (MPa)	Sy (MPa)	Su (MPa)	Sy (RT) (MPa)
配管		最高使用温度 200	107	—	—	—
内部構造物		最高使用温度 200	—	120	407	175
ベンチュリノズル		最高使用温度 200	—	143	412	205
ベンチュリノズル 取付けボルト		最高使用温度 200	—	144	402	205

表 2-5 許容応力

供用状態	許容限界 (MPa) (配管)	許容限界 (MPa) (内部構造物)			
		金属フィルタ 取付け溶接部	ベンチュリノズル	ベンチュリノズル 取付けボルト	左記以外の内部構造 物
	一次応力	一次応力 (せん断応力)	一次応力 (組合せ応力)	一次応力 (引張応力)	一次応力 (組合せ応力)
設計条件	160	—	—	—	—
供用状態 A および B	—	62	128	97	108

3. 荷重条件

ベントフィルタの内部構造物の評価においては、自重、ベント時内圧に加えて、ベント時の水力学的荷重が作用する。

本評価では、最も厳しくなる起動直後のクリアリング時荷重を考慮する。

評価に用いる荷重を表3-1に示す。また、荷重の組合せと応力評価項目の対応を表3-2に示す。

表 3-1 評価に用いる荷重

記号	荷重	荷重値
L 01	自重	
L 02	内圧(差圧)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 内部配管：Δ内 = <input type="text"/> MPa ・ 金属フィルタ室，伸縮管：Δ金 = <input type="text"/> MPa ・ 銀ゼオライト室：Δ銀 = <input type="text"/> MPa ・ 多孔板：Δ多 = <input type="text"/> MPa
L 03	クリアリング荷重	<ul style="list-style-type: none"> ・ ベンチュリノズル：噴流反力F1 = <input type="text"/> N ・ 内部配管：噴流荷重F2 = <input type="text"/> N

表 3-2 荷重の組合せ

供用状態	荷重の組合せ
設計条件（配管）	L 01 + L 02 + L 03
供用状態 A および B （内部構造物）	L 01 + L 02 + L 03

4. 応力評価

応力評価方法を表4-1に示す。また、内部配管の評価に用いた解析モデルを図4-1に示す。なお、内部配管の解析には、補正工認でも使用している「S A P - IV」を用いた。

- (1) 内部配管・分岐管は、各荷重による一次応力が許容応力以下となることを確認する。
- (2) 内部構造物は、各荷重による一次応力が許容応力以下となることを確認する。
- (3) 伸縮管は、ベント時繰り返し回数が許容繰り返し回数以下となることを確認する。

表 4-1 内部構造物評価法 (1/4)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法	準用規格	
内部配管部	内部配管 分岐管 ベンチュリノズル 取付部	内圧 自重 クリアリング 荷重	$S_{prm} = \frac{B_1 P D_0}{2t} + \frac{B_2 M a}{Z}$ <p>⇒各 M は FEM により算出する</p>	P : 内圧 (差圧) Do : 配管の外径 Ma : 配管に作用するモーメント B ₁ , B ₂ : 応力係数 t : 配管の板厚 Z : 配管の断面係数 S _{prm} : 一次応力	設計・建設規格 クラス 2 配管 PPC-3520 (1) 準用
	伸縮管	差圧 繰返し回数	$N = \left(\frac{11031}{\sigma} \right)^{3.5}$ <p>N > Na</p>	Na : ベント時の繰返し回数 (1 回) N : 許容繰返し回数	設計・建設規格 クラス 2 配管 PPC-3416 準用

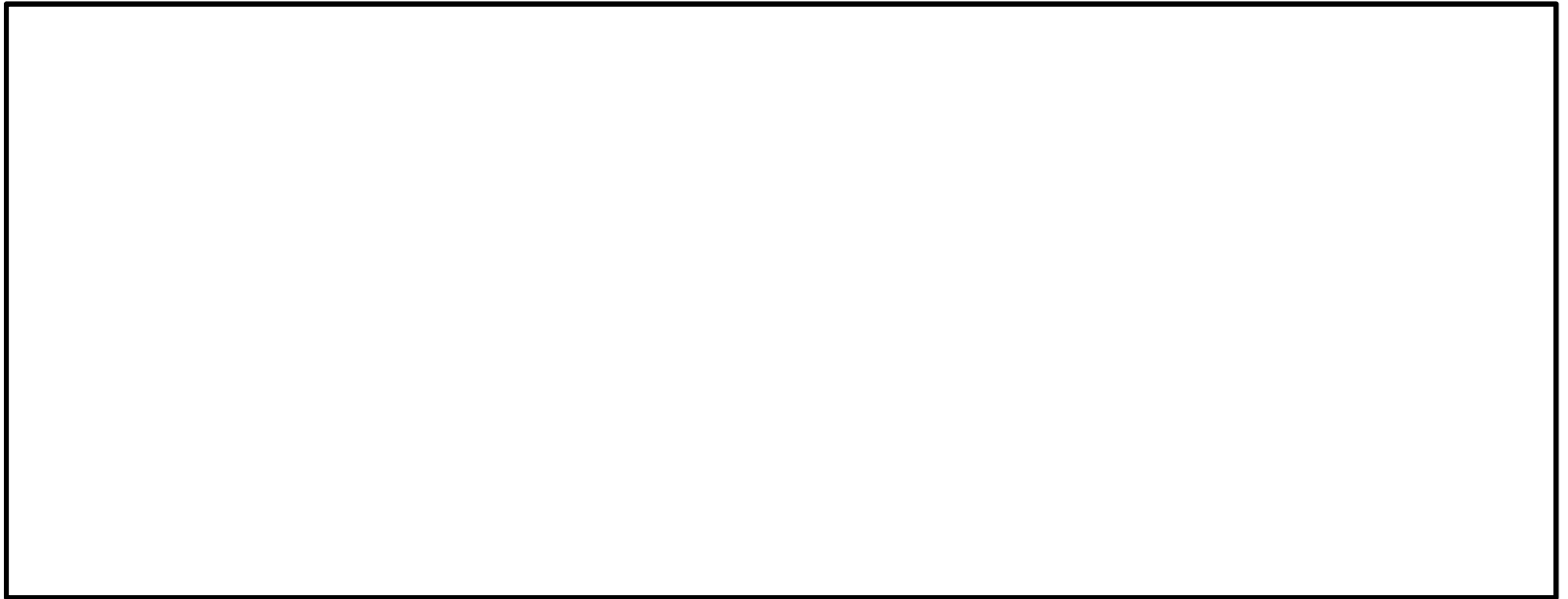


図 4-1 内部配管の解析モデル



表4-1 内部構造物評価法 (2/4)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法	準用規格	
支持部	金属フィルタ室 底板 銀ゼオライト室 底板	内圧 自重	金属フィルタ室底板 $\sigma = \frac{M}{Z}$ $\tau = \frac{R}{A}$ <div style="border: 1px solid black; width: 150px; height: 100px; margin: 10px 0;"></div> 銀ゼオライト室底板 $\sigma = \beta \frac{P}{t}$ <div style="border: 1px solid black; width: 100px; height: 80px; margin: 10px 0;"></div> $S = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3 \tau^2}$	M : 内圧によるモーメント P : 集中荷重 Z : サポートの断面係数 β : 応力係数 t : 板厚 σ : 曲げモーメントによる軸方向応力 σ b : 荷重 P による軸方向応力 R : 反力 A : 断面積 τ : 内圧により生じるせん断応力 S : 組合せ応力	機械工学便覧, 設計・建設規格 クラス 2 支持構造物 SSC-3121.1 準用

表4-1 内部構造物評価法 (3/4)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法	準用規格
支持部	内部配管サポート 分岐管サポート	自重 クリアリング 荷重	$\sigma = \frac{M}{Z} + \frac{N}{A}$ $\tau = \frac{R}{A}$ <p>⇒各 M, N, R は FEM より算出する</p> $S = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3 \tau^2}$ <p>M : 各荷重によるモーメント N : サポートに作用する軸力 Z : サポートの断面係数 A : サポートの断面積 σ : 曲げモーメントによる軸方向応力 R : 反力 τ : 内圧により生じるせん断応力 S : 組合せ応力</p>	機械工学便覧, 設計・建設規格 クラス 2 支持構造物 SSC-3121.1 準用

表 4-1 内部構造物評価法 (4/4)

評価対象	評価部位	対象とする荷重	評価方法	準用規格	
金属フィルタ部	金属フィルタ サポートビーム	差圧 自重	$\sigma = \frac{M}{Z}$ $\tau = \frac{R}{A}$ $S = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3 \tau^2}$ 	M : 各荷重によるモーメント Z : 金属フィルタサポートの断面係数 σ : 曲げモーメントによる軸方向応力 R : 反力 A : 金属フィルタの断面積 τ : 内圧により生じるせん断応力 S : 組合せ応力	機械工学便覧, 設計・建設規格 クラス 2 支持構造物 SSC-3121.1 準用
ベンチュリノズル	ベンチュリノズル カバープレート	自重 クリアリング 荷重	$\sigma = \frac{M}{Z}$ $\tau = \frac{R}{A}$ $S = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3 \tau^2}$ 	M : 各荷重によるモーメント Z : ベンチュリノズルの断面係数 σ : 曲げモーメントによる軸方向応力 R : 反力 A : サポートの断面積 τ : 内圧により生じるせん断応力 S : 組合せ応力	機械工学便覧, 設計・建設規格 クラス 2 支持構造物 SSC-3121.1 準用
	ベンチュリノズル 取付けボルト	クリアリング 荷重	$\sigma = \frac{F}{A}$	F : 流体力 A : 取付けボルトの総断面積 σ : 取付けボルトに作用する引張応力	設計・建設規格 クラス 1 支持構造物 SSB-3131 準用

補足 20-15

5. 評価結果

各部位の評価結果を表5-1～表5-6に示す。評価の結果，すべての部位で許容値を満足することを確認した。

表5-1 内部配管，分岐管，ベンチュリノズル取付部の一次応力評価結果

(クラス2配管準用)

(単位：MPa)

応力の種類	P-1 内部配管	P-2 分岐管	P-3 ベンチュリノズル配管付根部	許容応力
一次応力	39	15	7	160

発生応力値は許容応力値以下である。

表5-2 伸縮管の評価結果 (クラス2配管準用)

繰返し回数	P-6 伸縮管
ベント時繰返し回数(Na)	1
許容繰返し回数(N)	3.7×10^{11}

ベント時繰返し回数は許容繰返し回数以下である。

表5-3 内部構造物の一次応力評価結果 (クラス2支持構造物準用) (単位：MPa)

応力の種類	P-1 内部配管 サポート	P-2 分岐管 サポート	P-4 金属フィ ルタ サポート ビーム	P-5 金属フィ ルタ室 底板	P-7 銀ゼオラ イト室 底板	許容応力
一次応力 (組合せ応力)	31	5	35	38	76	108

発生応力値は許容応力値以下である。

表5-4 内部構造物の一次応力評価結果（クラス2支持構造物準用）（単位：MPa）

応力の種類	P-4 金属フィルタ取付溶接部	許容応力
一次応力 (せん断応力)	1	62

発生応力値は許容応力値以下である。

表5-5 ベンチュリノズルの一次応力評価結果（クラス2支持構造物準用）

（単位：MPa）

応力の種類	P-3 ベンチュリノズル	許容応力
一次応力 (組合せ応力)	42	128

発生応力値は許容応力値以下である。

表5-6 ベンチュリノズル取付けボルトの一次応力評価結果

（クラス2支持構造物準用）

（単位：MPa）

応力の種類	P-3 ベンチュリノズル取付けボルト	許容応力
一次応力 (引張応力)	4	97

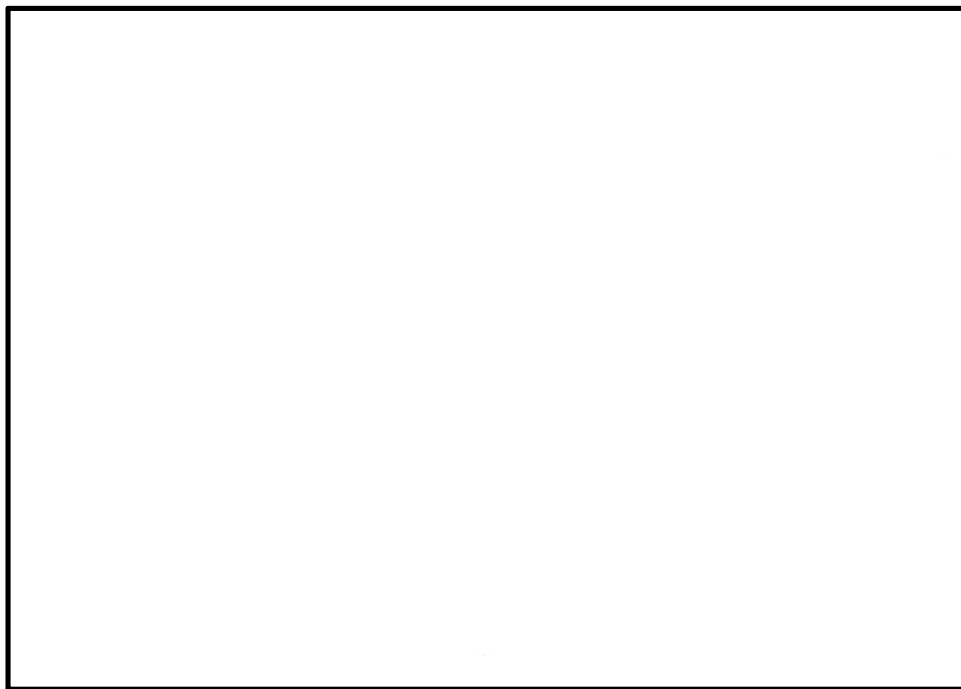
発生応力値は許容応力値以下である。

ベントフィルタ容器 内部配管に作用する流体力

ベント時に、ベントフィルタ容器の内部配管に作用する流体力としては、下記の荷重が考えられる。

- ① ベント開始後のスクラビング水排出時にベンチュリノズルに作用する荷重(クリアリング荷重)
- ② ベント中のベントガス噴出時にベンチュリノズルに作用する荷重(ベントガス噴出荷重)

評価の結果、クリアリング時の荷重の方が大きいため、強度評価には添付表 1-1 に示すクリアリング時荷重を用いる。



添付図 1-1 内部配管に作用するベント時流体力

添付表 1-1 内部配管評価に用いるクリアリング時荷重

クリアリング時の荷重	評価に用いる荷重(N)
VNに作用するクリアリング荷重 F1	□
内部配管エンドキャップに作用するクリアリング荷重 F2	□

【ベント開始後のスクラビング水排出時にベンチュリノズルに作用する荷重(クリアリング荷重)】

(1) ベンチュリノズルに作用するクリアリング荷重 F1

ベントが開始されると、原子炉格納容器からのベントガス及び入口配管内の窒素ガスにより、ベントフィルタ内の内部配管内のスクラビング水が押し出される。押し出されたスクラビング水は、添付図 1-2 に示すように、ベンチュリノズルの天板(カバープレート内面)にあたり、□クリアリング荷重 F1 が作用する。



添付図 1-2 ベンチュリノズルに作用するクリアリング荷重 F1

添付図 1-2 に示すように、噴出し部の角度を θ とすると、ベント開始直後にベンチュリノズルに作用するクリアリング荷重 F1 は次式で計算される。

ここで、添付図 1-2 に示すように、保守的に、スロート部での流速がそのまま天板に当たるものとして評価する。

$$F1 = \boxed{\hspace{10em}}$$

ここで、

$$\rho_w : \text{スクラビング水の密度} = \boxed{\hspace{2em}} \text{ kg/m}^3$$

$$A1 : \text{スロート部断面積} = \boxed{\hspace{10em}} \text{ m}^2$$

V1 : スロート部流速 (m/s)

$$V1 = \boxed{\hspace{15em}} \text{ m/s}$$

$P_i = \boxed{\hspace{2em}}$ MPa (abs) (スロート入口部までの圧損で入口圧力は低下するが、保守的に原子炉格納容器の最高使用圧力の 2 倍の値とする。)

$P_o = 0.1$ MPa (abs) (スロート出口部にはスクラビング水の水頭圧が作用するが、保守的に大気圧とする。)

$$\theta : \text{噴出角度} = \frac{\boxed{\hspace{15em}}}{\boxed{\hspace{2em}}}$$

よって、

$$F1 = \boxed{\hspace{15em}} \text{ N}$$

(2) 内部配管エンドキャップに作用するクリアリング荷重 F2

ベント開始直後に内部配管のエンドキャップに作用するクリアリング荷重 F2 は次式で計算される。

$$F2 = \boxed{\hspace{10em}}$$

ここで、

$$\rho_w : \text{スクラビング水の密度} = \boxed{\hspace{2em}} \text{ kg/m}^3$$

$$A2 : \text{エンドキャップ部断面積} = \boxed{\hspace{10em}} \text{ m}^2$$

V2 : エンドキャップ部流速 (m/s) は、 $\boxed{\hspace{10em}}$ 算出する。

(ベンチュリノズル数 $n = \boxed{\hspace{1em}}$ 本)

$$V2 = \boxed{\hspace{15em}} \text{ m/s}$$

よって、

$$F2 = \boxed{\hspace{15em}} \text{ N}$$

【ベント中のベントガス噴出時にベンチュリノズルに作用する荷重(ベントガス噴出荷重)】

(1) ベンチュリノズルに作用する噴流荷重 F1

ベント中は、前記スクラビング水排出時同様に、原子炉格納容器からのベントガスが、噴出することによる噴流荷重 F1 が、また内部配管のエンドキャップにもベントガスによる噴流荷重 F2 が作用する。

前記スクラビング水排出時同様に F1 は次式で計算される。

$$F1 = \text{$$

ここで、

$$\rho_{\text{gas}} : \text{ベントガスの密度} = \text{$$
 kg/m³

$$A1 : \text{スロート部断面積} = \text{$$
 m²

V1 : スロート部流速 (m/s)

$$Q = \text{$$
 m³/s@2Pd とすると、ベンチュリノズル数 n = 本より、

$$V1 = \text{$$
 m/s

$$\theta : \text{噴出角度} = \text{$$

よって、

$$F1 = \text{$$
 N

(2) 内部配管エンドキャップに作用するクリアリング荷重 F2

ベント開始直後に内部配管のエンドキャップに作用するクリアリング荷重 F2 は次式で計算される。

$$F2 = \text{$$

ここで、

$$\rho_{\text{gas}} : \text{ベントガスの密度} = \text{$$
 kg/m³

$$A2 : \text{エンドキャップ部断面積} = \text{$$
 m²

V2 : エンドキャップ部流速 (m/s)

$$V2 = \text{$$
 m/s

よって、

$$F2 = \text{$$
 N

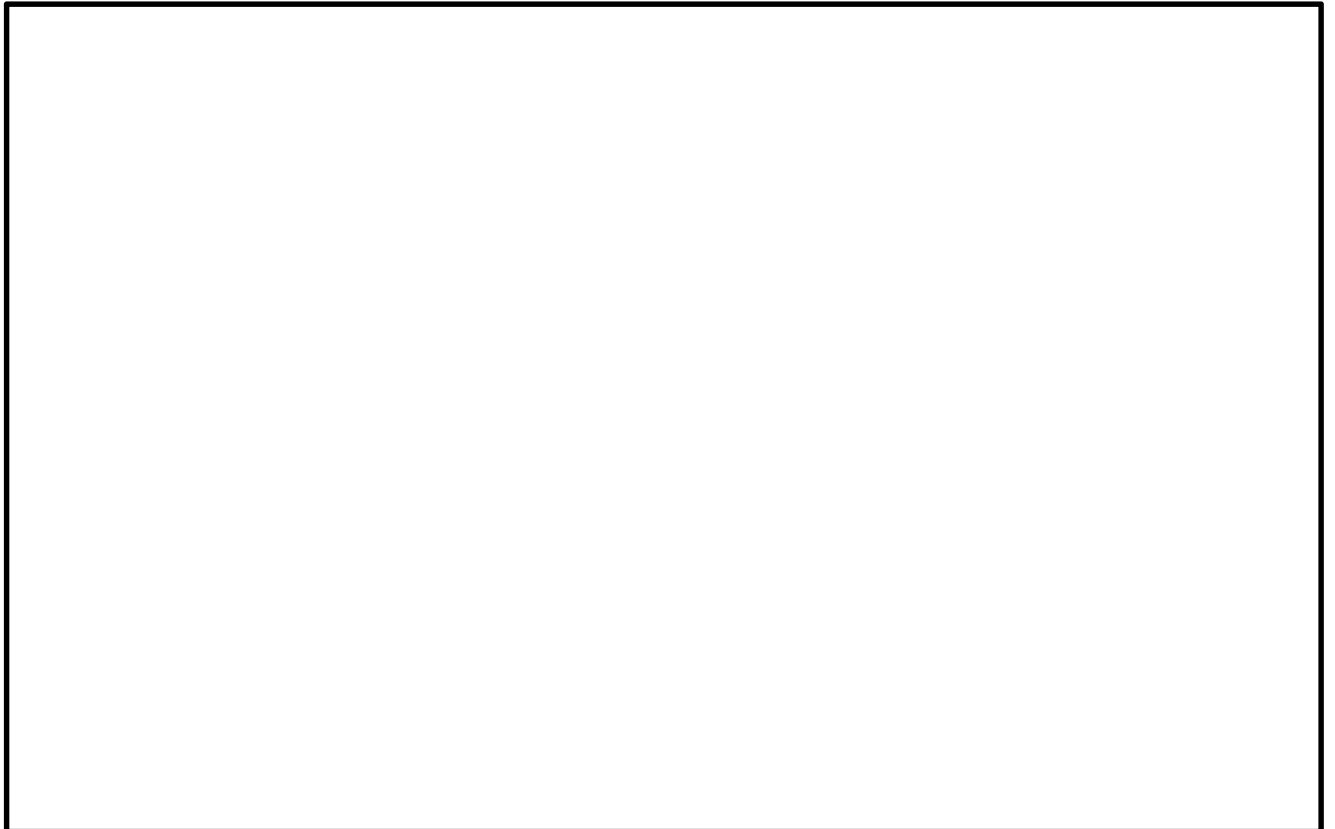
密度差により、密度が大きいスクラビング水排出時の荷重のほうが大きくなる。

ベントフィルタ容器 内部配管のモデル化及び境界条件

ベントフィルタ容器の内部配管の評価は、解析コードSAP-IVのビーム要素により実施した。

1. モデル化範囲

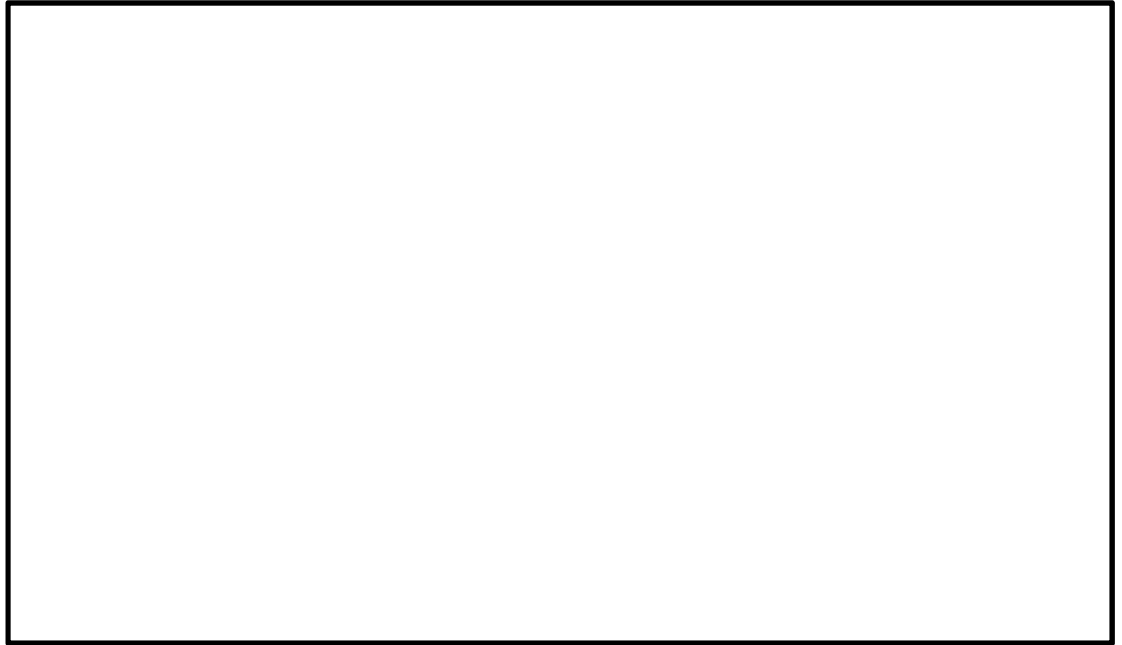
内部配管及びベンチュリノズルに関してモデル化した範囲を添付図 2-1 に示す。



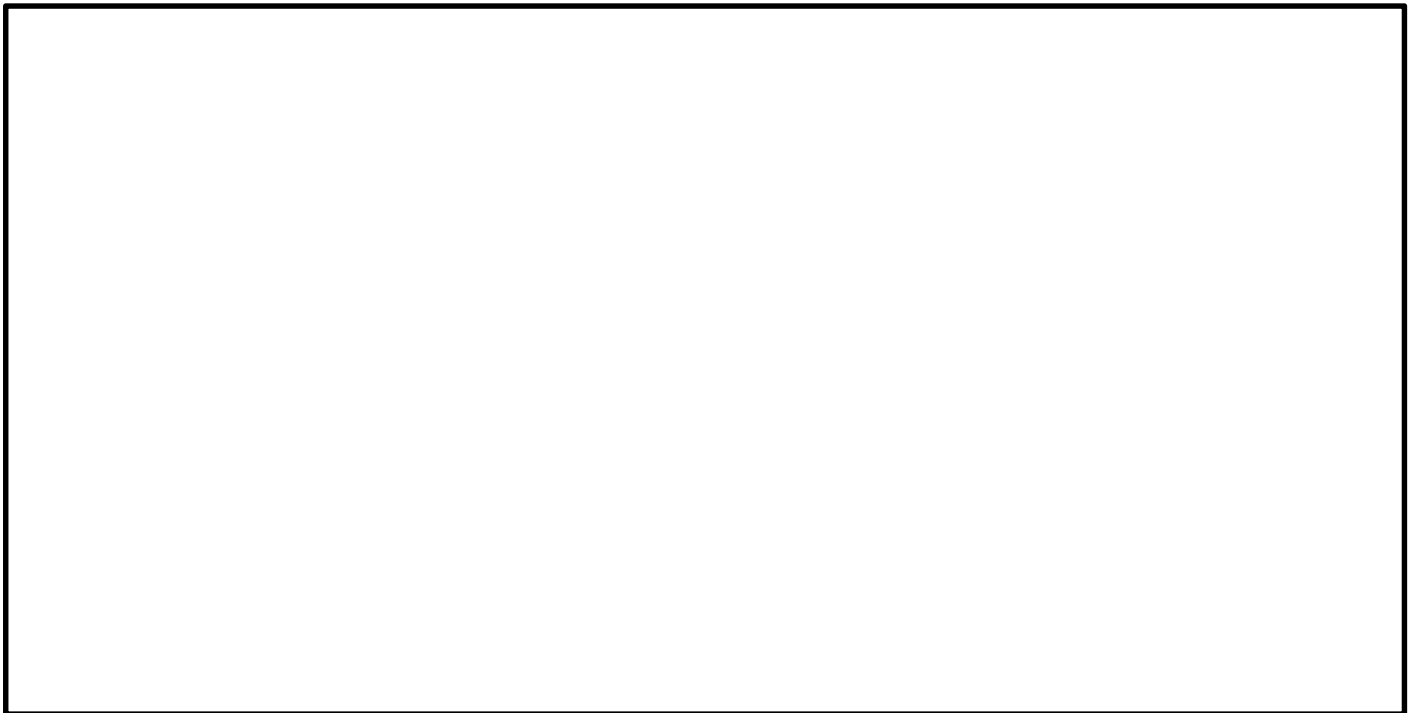
添付図 2-1 内部配管・ベンチュリノズル モデル化範囲

2. 解析モデル及び境界条件

添付図 2-1 のモデル化範囲について，ビーム要素により作成した解析モデルを添付図 2-2 に示す。なお，ベンチュリノズルは剛体としてモデル化した。また境界条件を添付図 2-3 に示す。



添付図 2-2 解析モデル



添付図 2-3 モデル境界条件

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

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

(1) 評価方法

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

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

(2) 評価

「発電用原子力設備規格 設計建設規格（2005年版（2007年追補版含む））J S M E S N C 1-2005/2007」のP V C - 3122（1）項に準拠し、「発電用原子力設備規格 設計建設規格（2005年版（2007年追補版含む））J S M E S N C 1-2005/2007」の「表5 鉄鋼材用（ボルト材を除く）の各温度における許容引張応力」に規定される、50 °Cから450 °Cの各温度における許容引張応力を与えることで、構造健全性が確保できる圧力を算出する。

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

ここで、

t : 胴の最小厚さ mm

P : 構造健全性が確保できる圧力 (MPa)

D_i : 胴の内径 mm

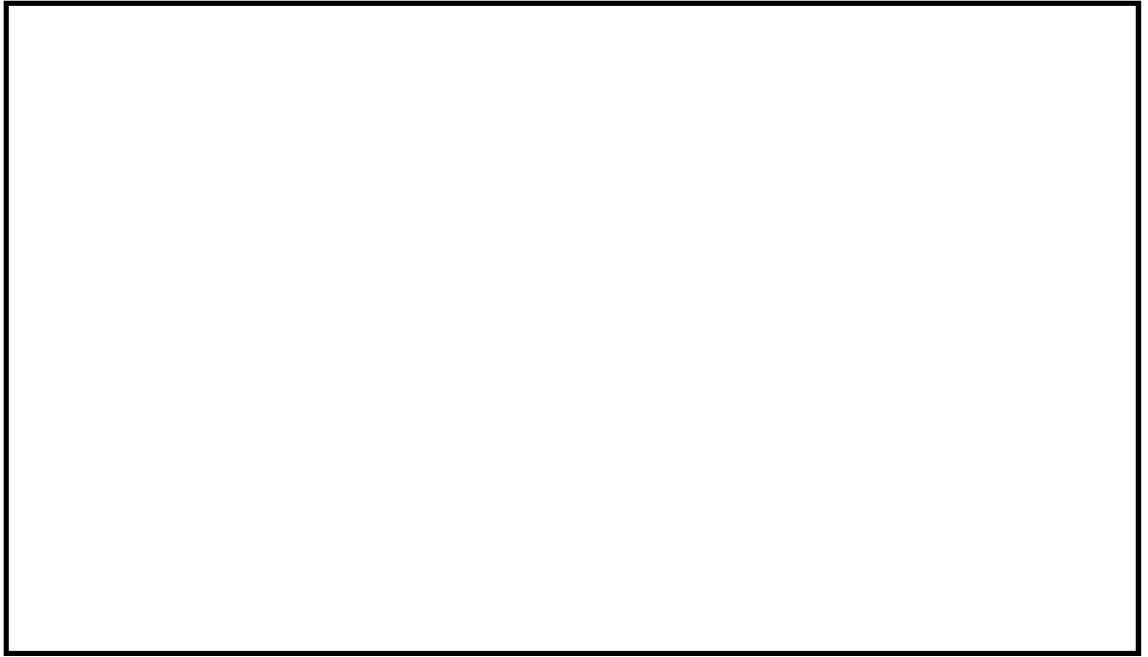
S : 各温度における材料の許容引張応力 (MPa)

η : 長手継手の効率 (η = 1)

(3) 評価結果

「発電用原子力設備規格 設計建設規格（2005年版（2007年追補版含む））J S M E S N C 1-2005/2007」の必要最小板厚を求める式を用いて評価を実施した結果、添付図 2-4 に示すとおり、設計上考慮している最高使用圧力（620 kPa

[gage]）、最高使用温度（200 °C）を超える圧力、温度でも構造健全性を有する結果が得られた。



添付図 2-4 フィルタ装置（胴部）の必要最小板厚の式を用いた評価結果

ベント時に生じる圧力変動荷重による影響

クリアリング過程，気泡形成過程及び蒸気放出過程を含む実機の運転環境を模擬した [] 起動試験において，ベント中には，ベンチュリノズルからの蒸気放出時の蒸気凝縮等による圧力変動が生じるが，その挙動は安定しており不安定な圧力変動は生じないこと，圧力変動の周期は剛設計の基準である 0.05 秒 (20Hz) に対し [] と長く，共振の恐れがないことが確認されている。

この圧力変動の挙動及び周期は，ベンチュリノズル形状，ガス流速及びガス組成に影響を受けるが，この試験は，実機と同じベンチュリノズル，運転条件を模擬したものであることから，実機における圧力変動の挙動及び周期は，この試験結果と同等と考えられ，また，実機のフィルタ容器の固有周期は [] で剛であり圧力変動と共振の恐れがないことから，圧力変動の荷重は静的荷重として扱うことができる。

ベント開始直後のクリアリング時の荷重は，直接内部配管に作用することはない。

これらを踏まえ，この起動試験時に計測された圧力変動の最大値は [] kPa 程度であることから，内部配管外面に圧力変動 $\Delta P = []$ kPa が作用した場合の内部配管の周方向応力 $\sigma_{p\theta}$ の増加量は次のようになる。

$$\sigma_{p\theta} = \frac{D_{p0}}{2t_p} \Delta P = [] = 0.6 \text{ MPa}$$

ここで，

D_{p0} : 最大の内部配管外径 = [] mm

t_p : 最大の内部配管板厚 = [] mm

一方，内部配管に自重，内圧 (2Pd)，水力的動荷重が作用した場合の発生応力値 (一次応力) *は，設計条件における一次応力制限 (160 MPa) に対して 39 MPa である。

注記 * : 設計・建設規格 クラス 2 配管 PPC-3520 (1) 準用

したがって，ベント時に生じる圧力変動を受けた場合でも，内部配管の強度への影響は軽微である。

J A V A 試験及び J A V A P L U S 試験の適用性について

1. J A V A 試験及び J A V A P L U S 試験

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

一方，米国 E P R I（電力研究所）が中心となって行った A C E 試験については， F r a m a t o m e 社製のフィルタ装置についても性能試験を実施しているが，試験条件等の詳細が開示されていないことから，東海第二発電所のフィルタ装置の性能検証には用いていない。

(1) J A V A 試験の概要

J A V A 試験で使用したフィルタ装置は，高さ約 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フィルタ（ ）を内蔵している。

また，これら試験のフィルタ装置に流入したベントガスは，ベンチュリスクラバ，気相部，金属フィルタ，流量制限オリフィスの順に通過し，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) J A V A P L U S 試験の概要

J A V A P L U S 試験設備は，実規模を想定した有機よう素の除去性能を確認するため， J A V A 試験で使用したフィルタ装置に，実機と同一仕様（同一材質，同一充填率）の銀ゼオライト（ベッド厚さ約 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，気層部，金属フィルタ，流量制限オリフィス，よう素除去部（銀ゼオライト）の順に通過し，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。

(3) A C E 試験の概要

F r a m a t o m e 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 A C E 試験においても試験が行われ，エアロゾル及び無機よう素の除去性能について確認されている。第1図に試験設備の概要を，第1表に試験条件及び結果を示す。

A C E 試験で使用したフィルタ装置は，高さ約 m，直径約 m の容器の中に，

実機と同じベンチュリノズル（個）及び実機と同構造（同一金属メッシュ構造，同一充填率）の金属フィルタを設置しており，ベントガスは実機と同じ経路を流れるが，試験装置，試験条件の詳細が開示されないため，東海第二発電所のフィルタ装置の性能検証には用いていない。

(4) スケール性の確認

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

東海第二発電所のフィルタ装置は高さ約10 m，直径約5 mであり，JAVA試験及びJAVA PLUS試験のフィルタ装置よりも大きい，フィルタ装置の構成要素及びベントガス経路の同一性からJAVA試験及びJAVA PLUS試験にて使用したフィルタ装置は実機を模擬したものとなっていると言える。

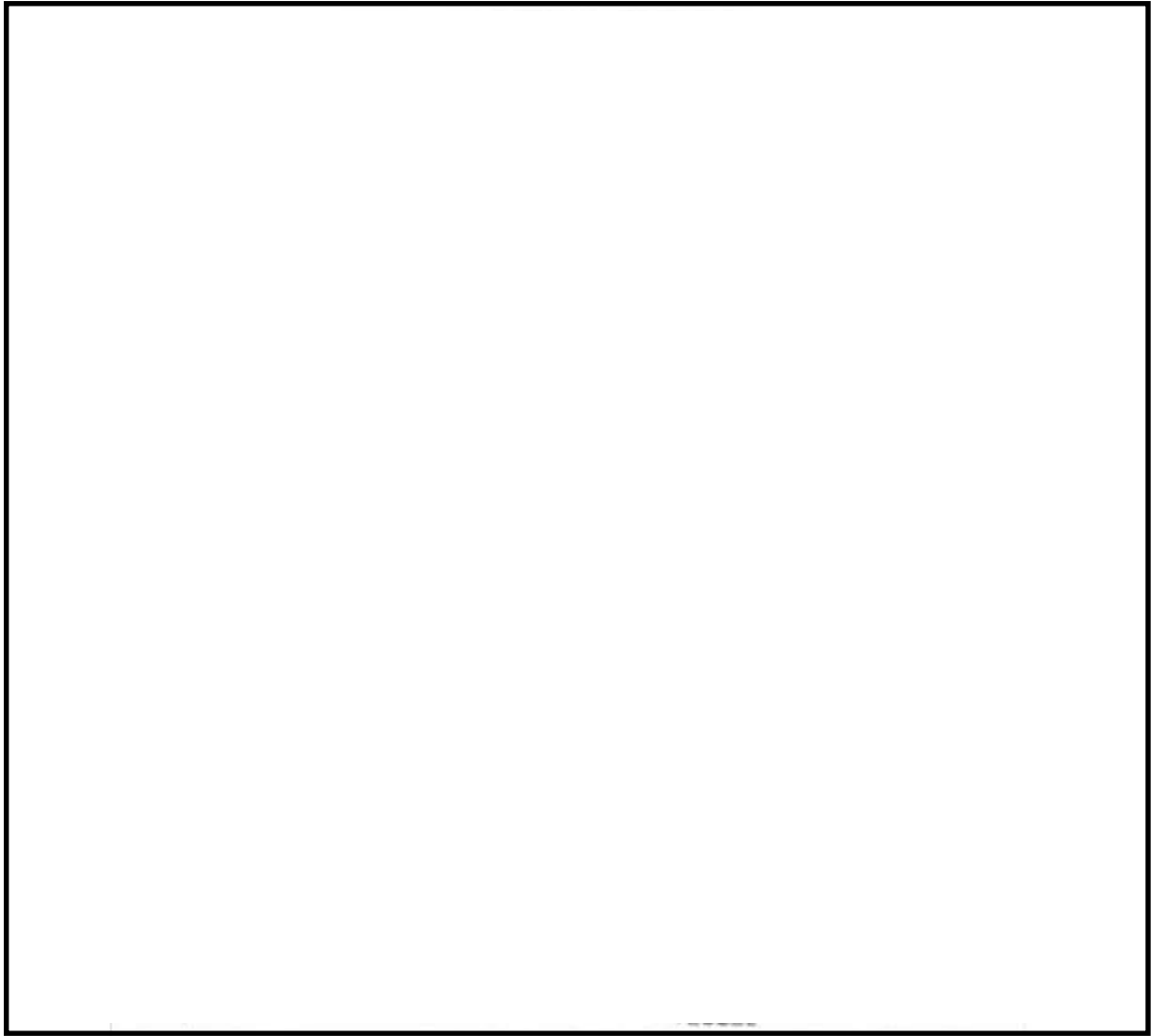
JAVA試験及びJAVA PLUS試験の条件と実機運転範囲の比較を第2表に示す。実機はベンチュリノズル（個数：個）と金属フィルタ（表面積：m²）を内蔵しており，重大事故等時にベントを実施した際のベンチュリノズルスロート部流速及び金属フィルタ部流速がJAVA試験で除去性能を確認している範囲に包絡されるよう設計している。JAVA試験において得られたベンチュリノズルスロート部における速度に対する除去係数を第3図，金属フィルタ部における速度に対する除去係数を第4図に示す。ベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせた試験において，ベンチュリノズルスロート部流速及び金属フィルタ部流速が変化した場合においても除去係数は低下していない。

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

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

(5) 評価

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

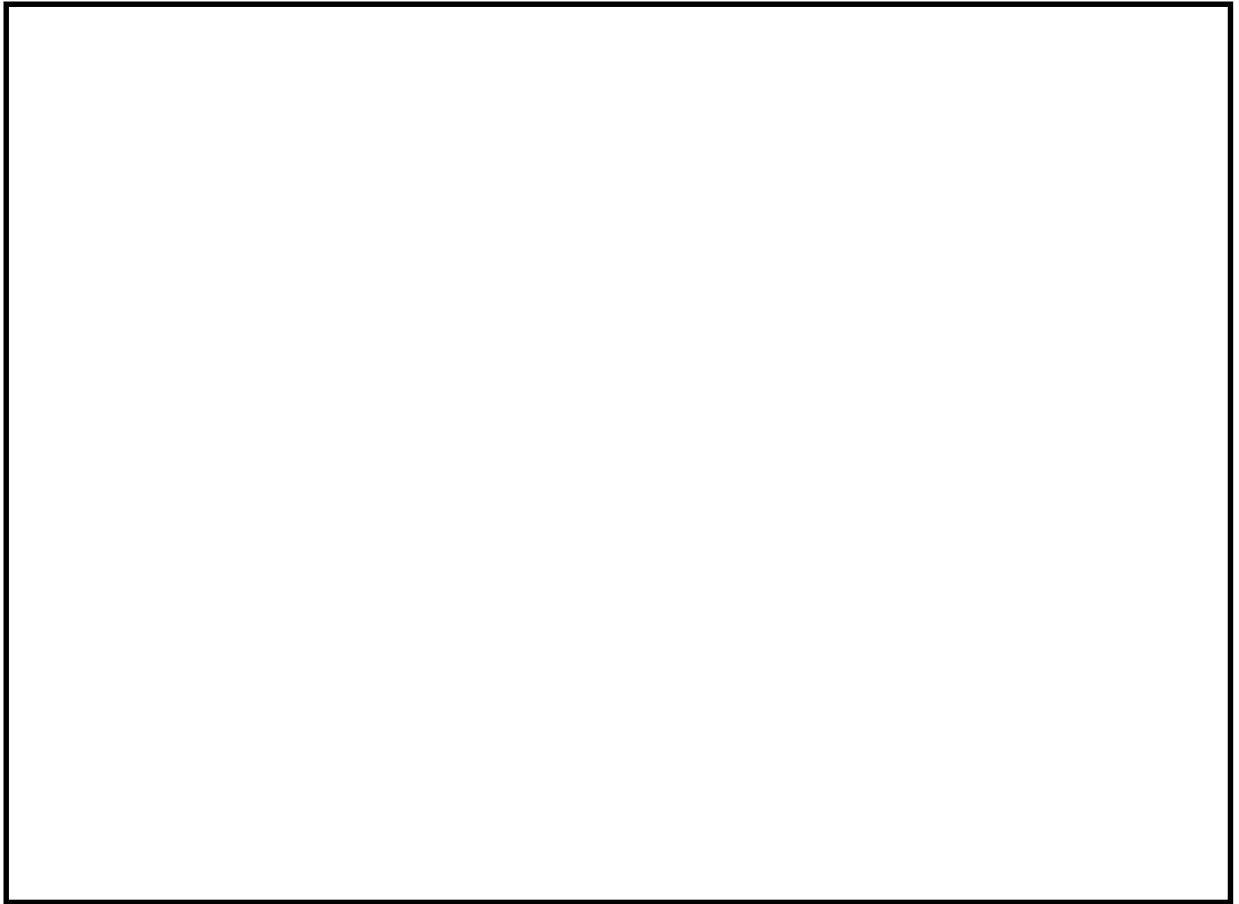


第1図 ACE試験の設備概要

第1表 ACE試験の試験条件及び結果

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

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

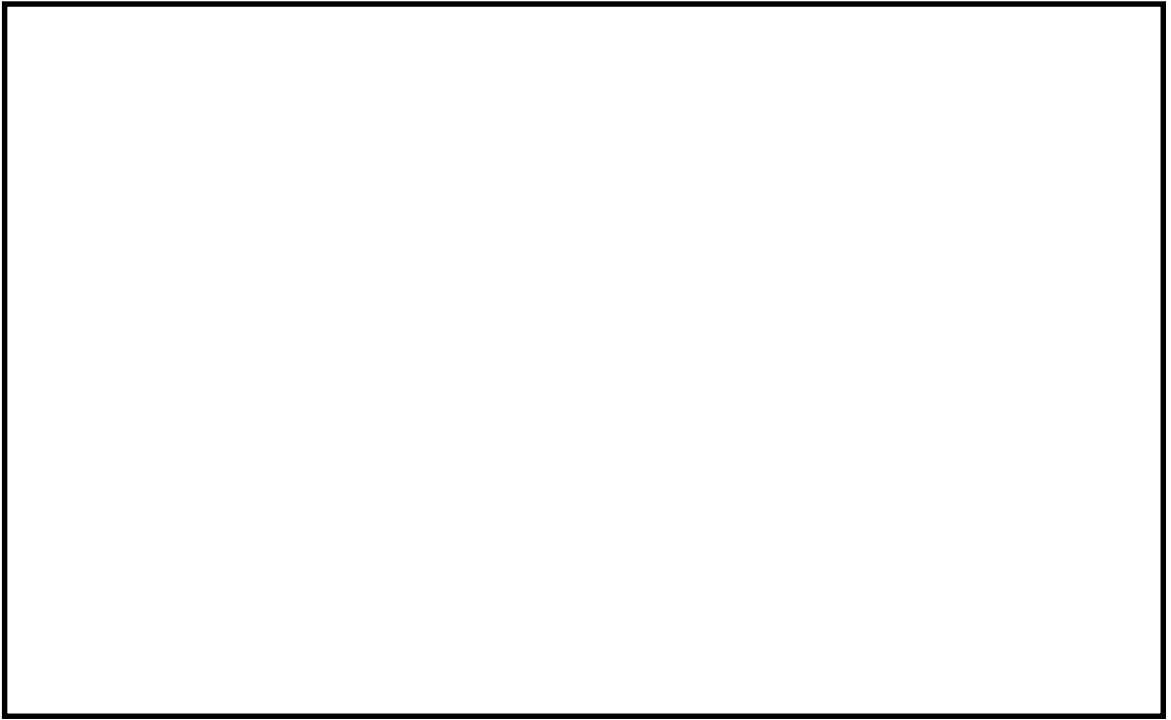


第2図 実機フィルタ装置と試験装置の主要寸法の比較

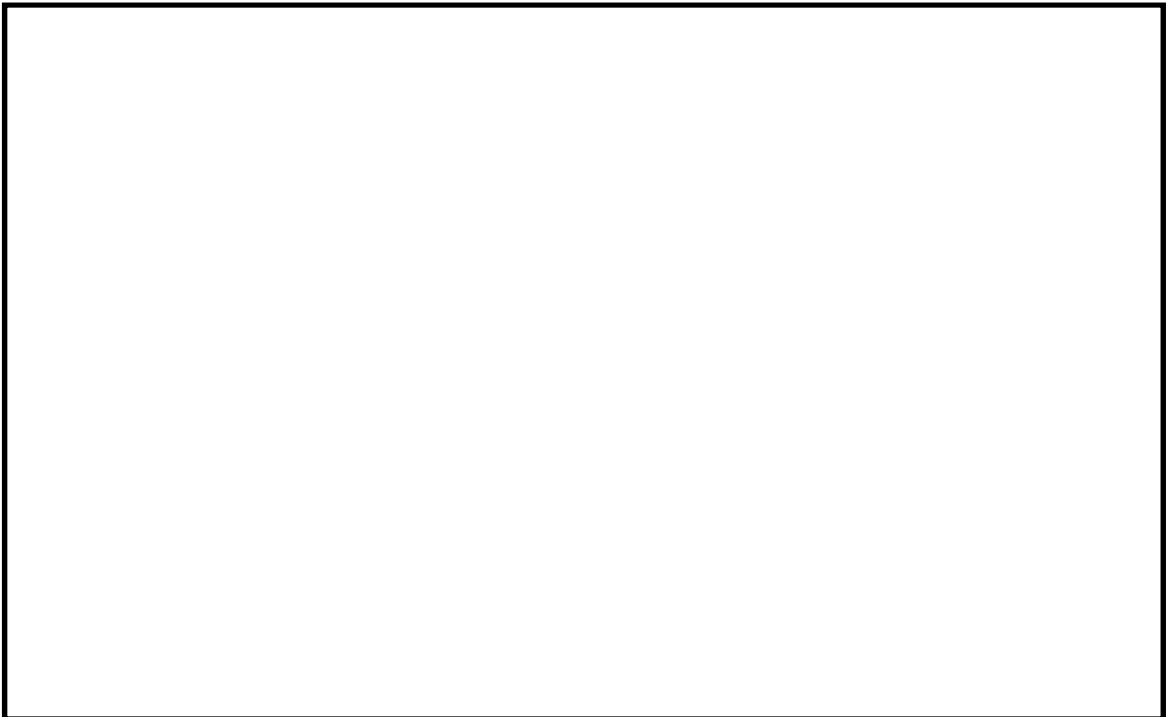
第2表 J A V A 試験及び J A V A P L U S 試験の条件と実機運転範囲の比較

パラメータ	J A V A 試験	J A V A P L U S 試験	実機運転範囲
圧力 (kPa [gage])			
温度 (°C)			
ベンチュリノズルスロート部 流速 (m/s)			
金属フィルタ部流速 (%)			
蒸気割合 (%)			
過熱度 (K)			

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（J A V A試験）



第4図 金属フィルタ部における流速に対する除去係数（J A V A試験）

第3表 J A V A 試験, J A V A P L U S 試験の実機への適用性

構成要素		相違点			適用性
		有 無	J A V A (P L U S)	実機	
容器	高さ	有	約 <input type="text"/> m	約 10 m	試験装置と実機で高さと直径が異なることで、空間部の容積が異なるが、空間部はベンチュリスクラバや金属フィルタに比べ <input type="text"/> 高さとの違いによる影響は小さい。
	直径	有	約 <input type="text"/> m	約 5 m	
ベンチュリノズル	構造	無	—	—	試験装置は実機と同一形状（寸法）のベンチュリノズルを使用している。
	個数	有	<input type="text"/>	<input type="text"/>	実機のベンチュリノズルスロット部の流速が、J A V A 試験で確認されている流速の範囲内となるよう、ベンチュリノズルの個数を設定している。また、実機のベンチュリノズルは周辺のベンチュリノズルからの影響を受けない配置としている。
金属フィルタ	構造	無	—	—	試験装置は実機と同一使用（ <input type="text"/> ）の金属フィルタを使用している。
	表面積（個数）	有	<input type="text"/>	<input type="text"/>	実機の金属フィルタ部の流速が、J A V A 試験で確認されている流速の範囲内となるよう金属フィルタの表面積を設定している。
スクラビング水	薬剤	無	—	—	試験装置と実機は同じ薬剤を使用している。
	水位	有	—*	—*	実機の水位は試験装置の水位よりも高い。J A V A 試験の水位を変化させた試験において、除去効率に変化が無いことが確認されていることから、水位の違いによる影響はない。
よう素除去部	吸着材	無	—	—	試験装置は実機と同じ吸着材（銀ゼオライト）を使用している。
	厚さ	有	約 <input type="text"/> mm	約 <input type="text"/> mm	J A V A P L U S 試験ではベッド厚さが実機に比べて薄いですが、実機は試験結果を基に滞留時間を確保するために厚くなっていることから、試験結果を適切に実機に適用していると言える。
	配置	有	容器外側	容器内側	J A V A P L U S 試験ではフィルタ装置の外によう素除去部が配置されたが、実機では容器の中に配置される。よう素除去部の放熱は、外部に配置される試験の方が厳しくなるため、J A V A P L U S 試験は保守的な条件で実施されていると言える。

注記 *：適用性の欄に相違内容を記載

(6) ベンチュリスクラバ及び金属フィルタにおける除去係数

F r a m a t o m e 社製のフィルタ装置は、ベンチュリスクラバ及び金属フィルタを組み合わせることにより、所定の除去性能(D F)を満足するよう設計されている。エアロゾルに対する除去効率は、ベンチュリスクラバと金属フィルタを組み合わせた体系で評価を行っており、J A V A 試験結果では、試験を実施した全域にわたってD F 1000以上を満足していることを確認している。J A V A 試験ではベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を確認している試験ケースもあり、実機運転範囲のガス流速において、ベンチュリスクラバ単独でもD F 以上と評価される。ベンチュリスクラバ単独でのエアロゾル除去性能を第4表に示す。

ベンチュリスクラバによるエアロゾル除去の主な原理は慣性衝突効果であり、一般的にガス流速が大きい方が除去効率は高く、ガス流速が小さい方が除去効率は低くなることから、実機運転範囲以下のガス流速におけるベンチュリスクラバ単独での除去性能は、実機運転範囲と比較して低下することが見込まれるが、後段の金属フィルタによる除去により、スクラバ容器全体としては試験を実施した全域にわたって要求されるD F 1000以上の除去性能を満足していると考えられる。

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

--

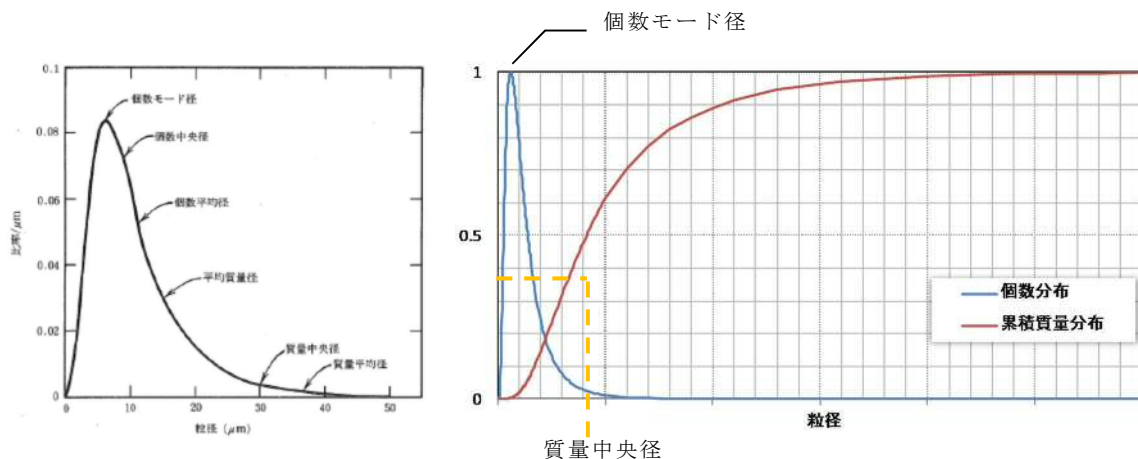
2. エアロゾルの粒径と除去係数の関係について

(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

最も存在個数の比率の多い粒径

質量中央径

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) J A V A 試験における除去係数と重量及び放射性物質の関係

ベンチュリスクラバでは、慣性衝突効果を利用し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D F への影響は小さいと評価している。また、F r a m a t o m e 社製のフィルタ装置では、慣性衝突効果、さえぎり効果、拡散効果による除去機構によってエアロゾルを捕集するものであり、J A V A 試験において、小さい粒径のエアロゾルを含む [] を使用した場合においても、高い除去効率を発揮することを確認している。

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

J A V A 試験における試験用エアロゾルの粒径は、J A V A 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 (M A A P コード) より得られる粒径について、J A V A 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、J A V A 試験と同様の除去性能 (D F 1000 以上) が適用可能であることを確認した。

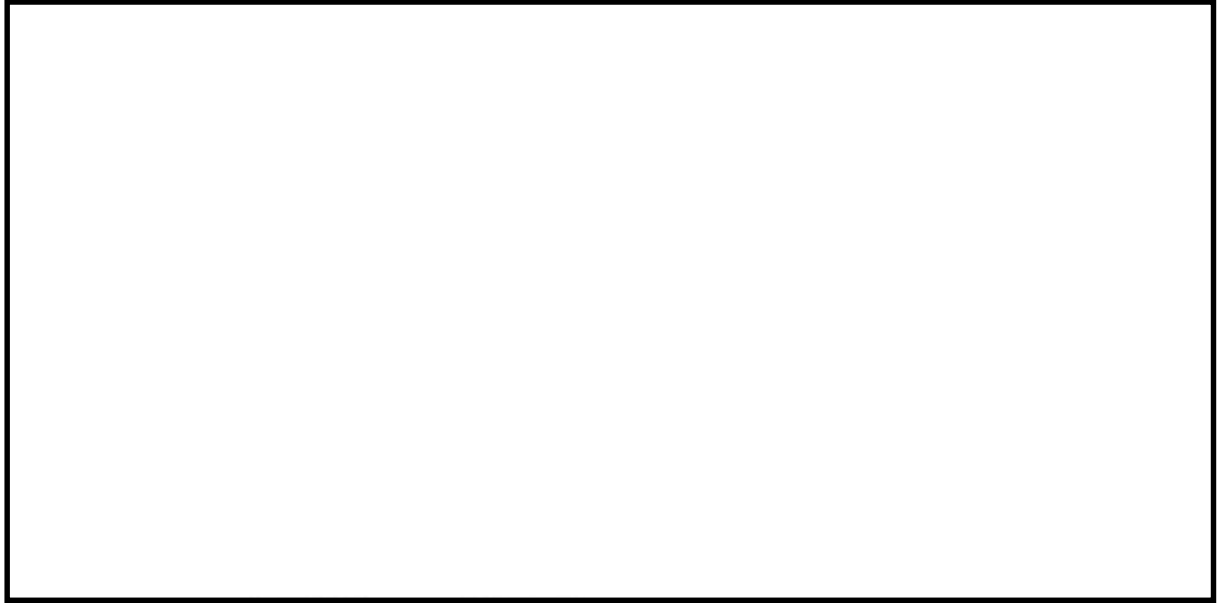
(1) J A V A 試験におけるエアロゾルの粒径分布

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

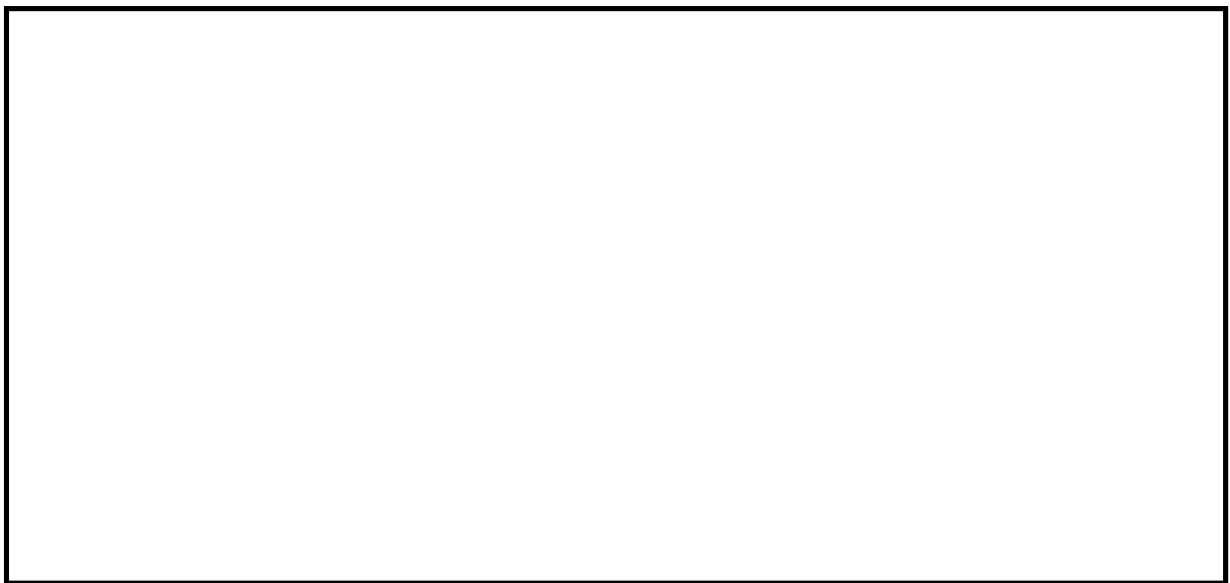


これらの試験用エアロゾルの粒径分布は [] を使用した測定を行っており、ベンチュリスクラバ上流側より採取したガスを粒径測定用フィルタに通過させ、粒径測定用フィルタ表面の粒子を [] し、エアロゾルの量及び粒径を確認している。

J A V A 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。



第 6 図 J A V A 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

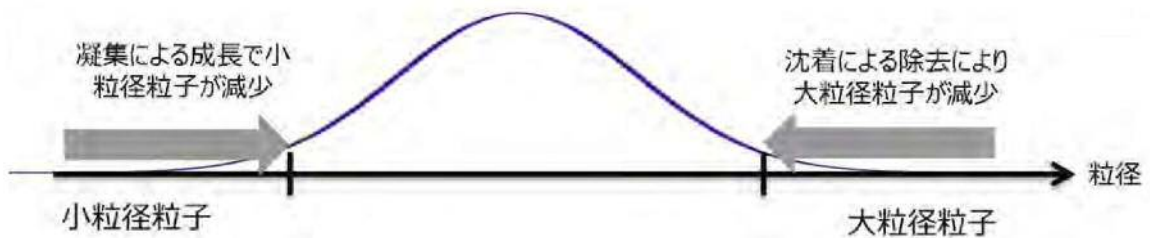
(2) 重大事故等時に想定される粒径分布

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

a. 粒径分布の収束効果

(a) 凝集効果と沈着効果

エアロゾルの粒径分布は、凝集効果及び沈着効果によりある粒径を中心に持つような分布が形成される。第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。

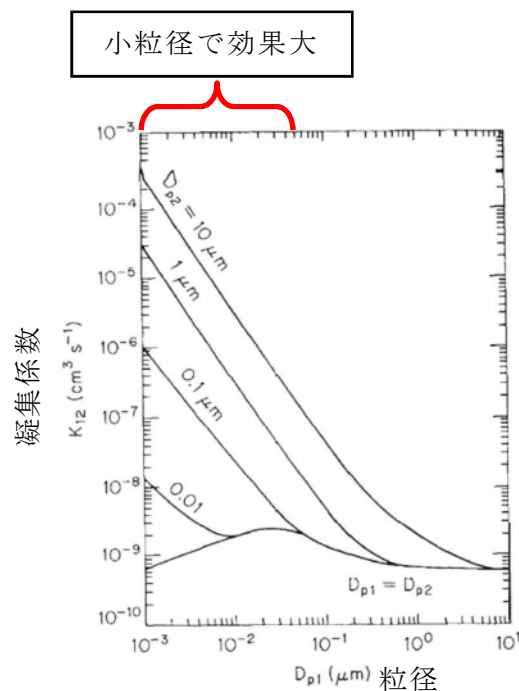


第8図 エアロゾル分布形成のイメージ

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。

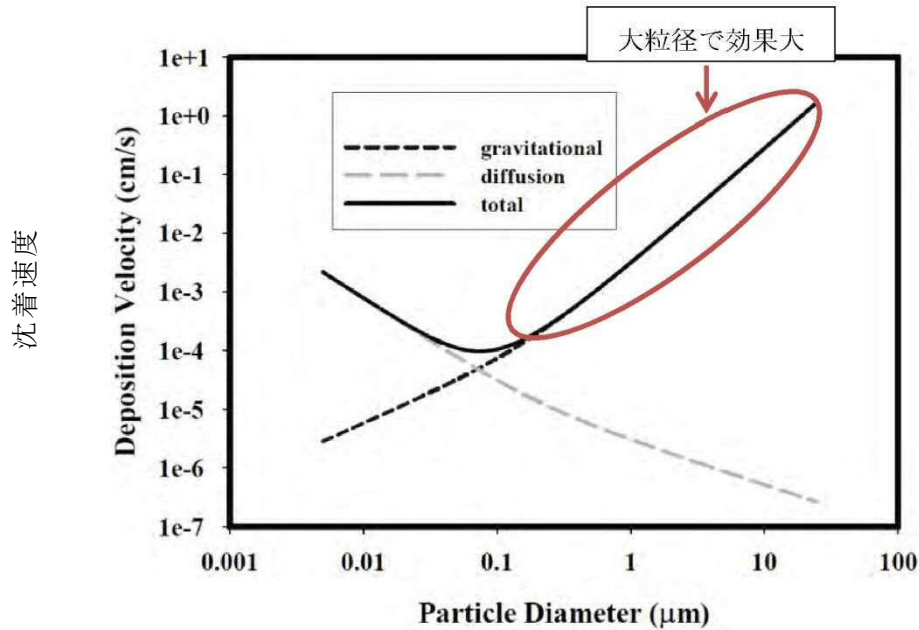
第9図の横軸は粒径（ D_{p1} ）で、縦軸ブラウン運動による凝集係数を示しており、この値が大きい場合に凝集効果が大きくなる。凝集係数は凝集する相手の粒子径（ D_{p2} ）により変化するため、 D_{p2} を変化させた場合の凝集係数として複数の曲線が示されている。相手の粒径による差はあるものの、小粒径の場合に効果が大きいことがわかる。



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

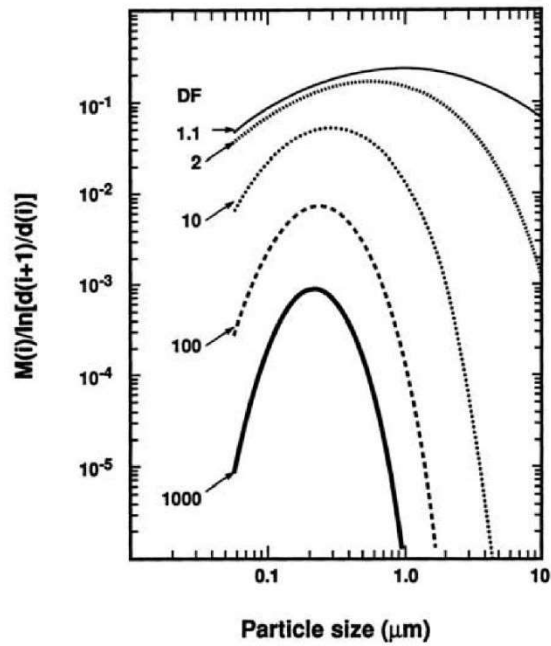
原子炉格納容器内では、重大事故等対処設備による格納容器スプレイ効果やサプレッション・プールのスクラビング効果によって、エアロゾルが除去される。以下に格納容器スプレイ効果及びサプレッション・プールのスクラビング効果を示す。

イ. 格納容器スプレイ効果

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

第 11 図に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子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、格納容器スプレイを継続し積算の除去効果が大きくなると、大粒径の粒子と小粒径の粒子が効果的に除去され、粒径分布の最大値は小さくなり、また分布の幅も小さくなる傾向が見られる。

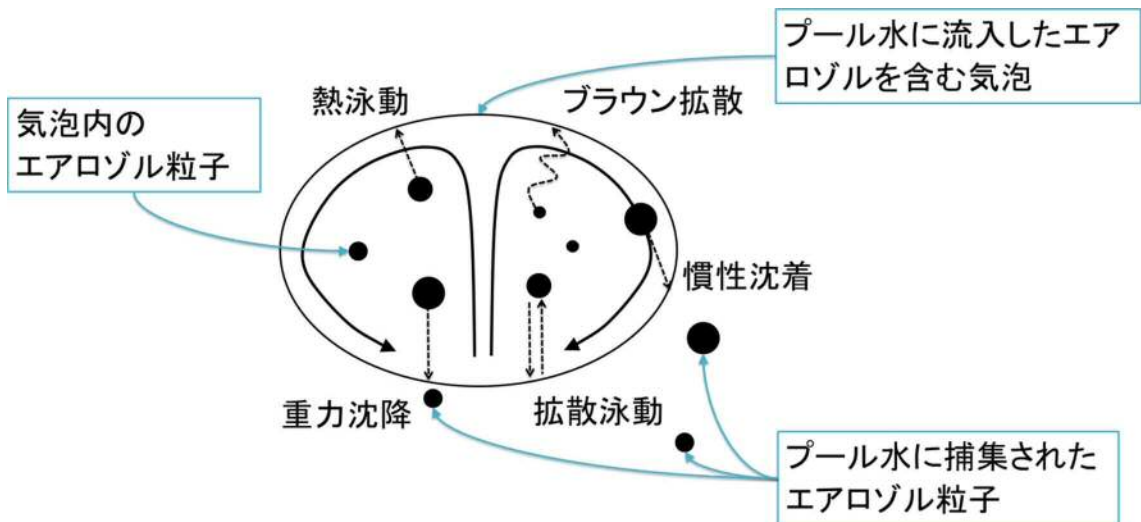
各粒径の粒子の総質量



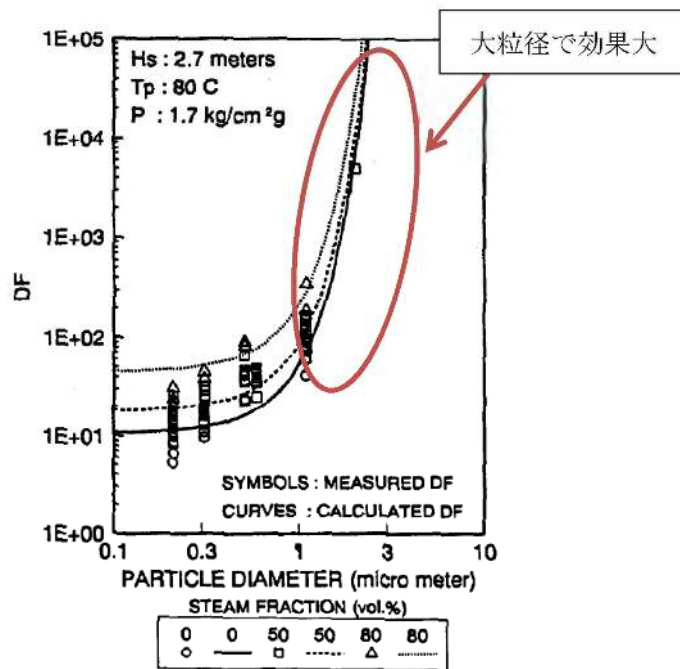
第 11 図 格納容器スプレイを継続することによる原子炉格納容器内のエアロゾル粒径分布の変化

ロ. プールスクラビング効果

サプレッション・プールにおけるスクラビングでは、気泡が上昇する間に第 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))

(c) 重大事故等時に想定される粒径分布

重大事故等時に想定される粒径は、上記(2)に示したエアロゾルの除去効果により主にサブミクロン(0.1から1 μm 程度)になると考えられる。その代表径として、粒径分布の質量中央径を0.5 μm にもつ粒径分布を重大事故等発生時に想定される粒径分布とした。

b. MAA Pコードにより得られる粒径分布

有効性評価で用いるMAA Pコードより得られるベントの際のエアロゾルは、約 μm (MAA Pコードで得られた約 μm を丸めた値) 程度に質量中央径を持つ分布(ウェットウェルベント)となることを確認している。また、同じタイミングでドライウェルよりベントした場合、エアロゾルは約 μm 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 [μm]	幾何標準偏差 σg [-]	エアロゾル量 [g]
雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)	19	ウェットウェル	<input type="text"/>	0.32	1
		ドライウェル	<input type="text"/>	0.36	5000

ドライウェルベントと比較してウェットウェルベントではエアロゾル量が少なくなる。これはウェットウェルベントでは、サプレッション・プールにおけるプールスクラビング効果により、エアロゾルが除去されるためと考えられる。また、ドライウェルベントではウェットウェルベントと比較して質量中央径が大きくなっているが、エアロゾル量が多いことから、エアロゾル同士の衝突頻度が高くなり、より大きい粒径のエアロゾル粒子が生成されやすくなるためと考えられる。

(3) 試験用エアロゾルの粒径分布の妥当性と除去性能

ドライウェルベントでは全体的に粒径が大きくなるが、粒径が大きいほど、慣性衝突効果やさえぎり効果によるエアロゾルの除去効果が見込めるため、より高いDFを期待することができる。

一方、ウェットウェルベントでは、サプレッション・プール水のスクラビング効果により粒径の大きいエアロゾルが除去されるため、ドライウェルベントに比べフィルタ装置のDFが低くなることが考えられる。

このため、J A V A試験では、様々な粒径分布を持つ を試験用エアロゾルとしてDFを確認している。これらの試験用エアロゾルとM A A P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。

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




第 14 図 試験用エアロゾルとM A A Pコードより想定される粒径分布

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ターのような慣性衝突効果を利用した粒径の測定を行う場合には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。F r a m a t o m e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、J A V A 試験及び J A V A P L U S 試験で用いたベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトと同じ仕様・構造のものを、I S O 9 0 0 1 等に適合した品質保証体制を有する F r a m a t o m e 社において設計・製作することにより、J A V A 試験及び J A V A P L U S 試験と同じ性能を保証している。

(1) 性能保証

フィルタ装置に設置するベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトは、F r a m a t o m e 社試験（J A V A 試験、J A V A P L U S 試験）で用いた金属フィルタ、ベンチュリノズル及び銀ゼオライトと同じ仕様・構造とする。また、ベンチュリノズル及び金属フィルタは、単体性能試験により性能を確認している。

これに加えて、ベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライト（よう素除去部）の運転範囲は、F r a m a t o m e 社試験で確認している範囲内で運転されるよう格納容器圧力逃がし装置を設計する。

(2) F r a m a t o m e 社品質保証体制

ベンチュリノズル、金属フィルタ及び銀ゼオライトフィルタを製作する F r a m a t o m e 社は、各種の原子力品質保証システム（品質マネジメントシステム）の認証を取得しており、加えて2008年には I S O 9 0 0 1 の認証も取得し、原子力プラントメーカーとしての品質保証体制を確立している。

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

a. J A V A 試験当時の品質保証体制について

J A V A 試験は1980年代に実施された試験であるが、F r a m a t o m e 社の品質保証体制としては、当時（旧 S i e m e n s 社）より独国原子力品質保証の規定である K T A 1 4 0 1 及び米国 N R C ガイド 10 C F R 50, 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 J A V A 試験の管理が実施されているものと判断できる。

b. J A V A P L U S 試験当時の品質保証体制について

J A V A P L U S 試験は、2010年代に実施された試験であり、試験当時において、既に I S O 9 0 0 1 を取得しており、I S O 9 0 0 1 をはじめとし、K T A 1 4 0 1 及び 10 C F R 50, 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。

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

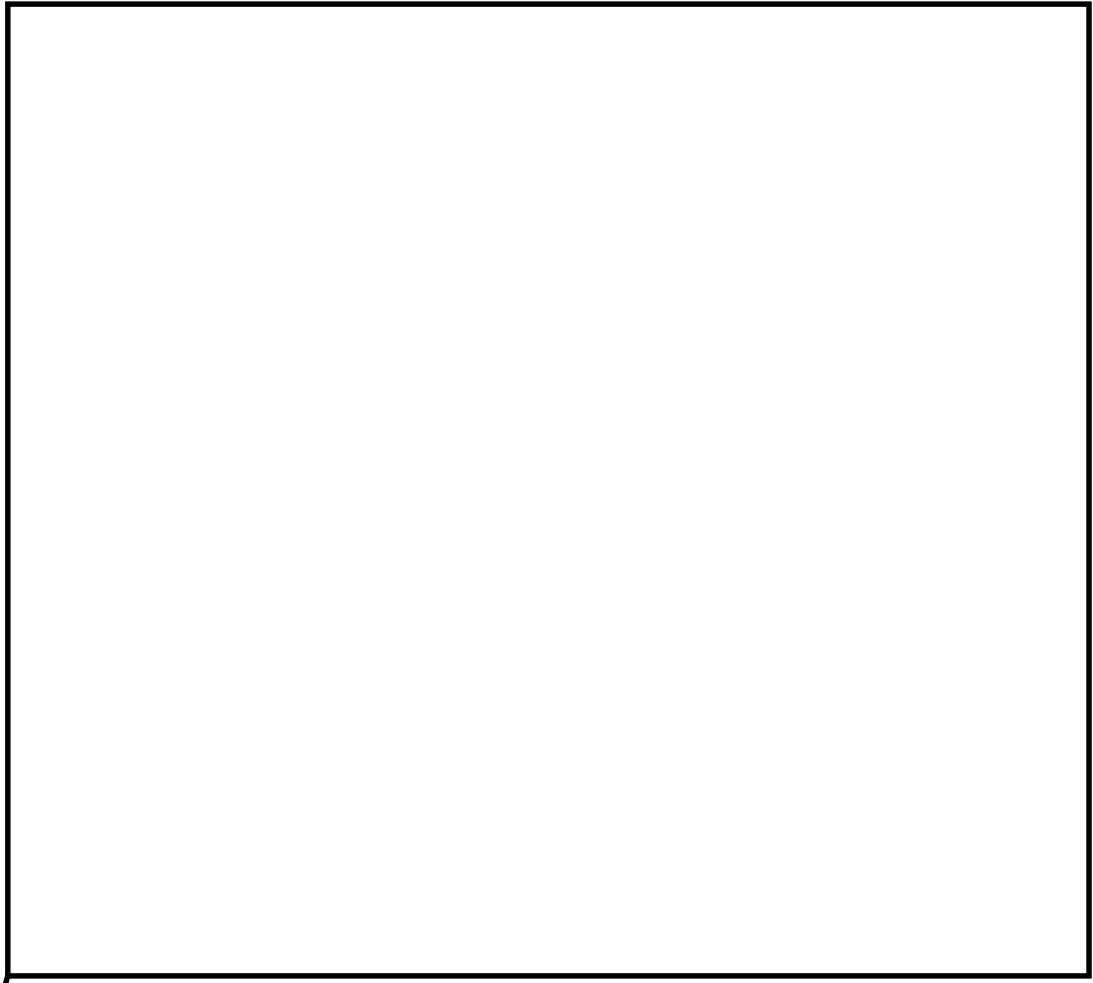
名称	計測範囲	取付箇所	計測範囲の設定の考え方
フィルタ装置出口放射線モニタ(高レンジ用)	10^{-2} Sv/h ～	原子炉建屋付 属棟1階	系統運転中における放射性物質濃度を確認するため、想定される放射性物質がフィルタ装置出口配管に内包された時の最大の放射線量率を計測できる範囲とする。なお、高レンジ用は炉心損傷している場合に、低レンジ用は炉心損傷していない場合を想定して設定する。
	10^5 Sv/h	屋外(原子炉建屋南側外壁面)	
フィルタ装置出口放射線モニタ(低レンジ用)	10^{-3} mSv/h ～ 10^4 mSv/h	原子炉建屋付 属棟1階	

(1) ベント実施に想定される線量率について

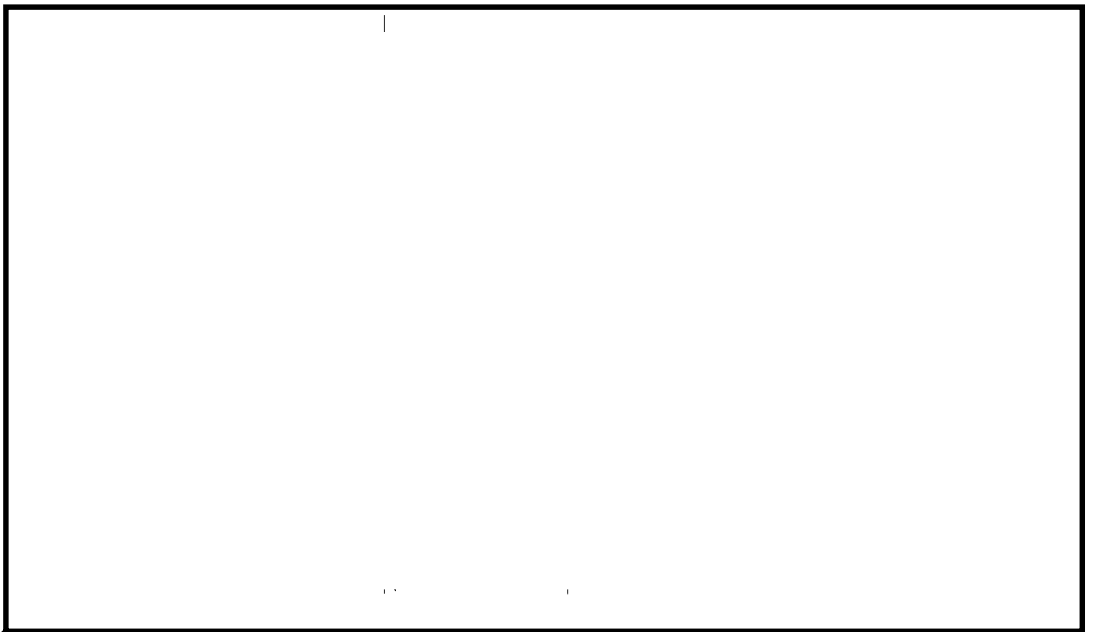
ベント実施時に想定される最大の線量率を評価するために必要な評価条件を第2表に示す。また、第2表の評価条件に基づく評価結果を第3表に示す。フィルタ装置出口放射線モニタ(高レンジ)の計測範囲の上限値である 1.0×10^5 Sv/h は、ベント実施時に想定される最大線量率 3.0×10^1 Sv/h に対し、余裕があり、計測可能である。

第2表 評価条件

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価対象核種	希ガス類 (K r -83m, K r -85m, K r -85, K r -87, K r -88, X e -131m, X e -133m, X e -133, X e -135m, X e -135, X e -138)	大気に放出される放射性物質のうち、線量率が支配的となる核種を選定 (後述(2)項参照)
炉心状態	平衡炉心 (サイクル末期)	原子炉の放射性物質の内蔵量が最も多くなる状態を選定
炉心から原子炉格納容器への移行割合 (希ガス)	100 %	M A A P 解析結果に基づき設定
原子炉格納容器から原子炉建屋への漏えい	考慮しない	格納容器圧力逃がし装置による大気への放出量を多く見積もるため
ベント開始時間	事象発生から1時間後	開始時刻が遅れるほど希ガスが減衰するため、保守的に設定
評価モデル	第1図のとおり	フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ用) の設置位置 (第2図) をモデル化
線量評価コード	Q A D - C G G P 2 R	現行許認可 (添十) と同じ



第 1 図 評価モデル



第 2 図 フィルタ装置出口放射線モニタ（高レンジ用）位置図

第3表 評価結果

評価対象核種	線量率 (Sv/h)
K r -83m	1. 1E-21
K r -85m	1. 2E+00
K r -85	8. 4E-04
K r -87	3. 9E+00
K r -88	1. 6E+01
X e -131m	8. 6E-04
X e -133m	3. 7E-02
X e -133	2. 9E-01
X e -135m	2. 6E+00
X e -135	4. 2E+00
X e -138	1. 6E+00
合 計	3. 0E+01

(2) 評価対象核種の考え方

格納容器圧力逃がし装置を通じて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ベントフィルタの除去効果を大きく受けるため、大気へ放出される主な放射性物質は希ガス及びヨウ素となる。

第4表に示す評価条件を用いて希ガス及びヨウ素の線量率を評価した結果、第5表のとおり希ガスの線量率は、ヨウ素に比べて 10^2 倍程度高く、放射線モニタ測定値は希ガスからの寄与が支配的であるため、希ガスを評価対象核種とする。

第4表 評価条件 (1/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
評価事象	「大破断 L O C A + 高圧炉心冷却失敗 + 低圧炉心冷却失敗 + 全交流動力電源喪失」 (代替循環冷却系を使用できない場合)	格納容器破損防止対策の有効性評価で想定する格納容器破損モードのうち、希ガス類及びよう素の放出量が最も多くなる事故シーケンスとして、ベントの実施時間が最も早くなる事故シーケンスを選定
炉心状態	平衡炉心 (サイクル末期)	原子炉の放射性物質の内蔵量が最も多くなる状態を選定
評価対象核種	希ガス類 : K r -83m, K r -85m, K r -85, K r -87, K r -88, X e -131m, X e -133m, X e -133, X e -135m, X e -135, X e -138 よう素 : I -131, I -132, I -133, I -134, I -135	大気に放出される放射性物質のうち、線量当量率が支配的となる核種を選定
炉心から原子炉格納容器への移行割合	希ガス : 100 % よう素 : 80 %	M A A P 解析結果に基づき設定
よう素の形態	有機よう素 : 4 % 無機よう素 : 91 % 粒子状よう素 : 5 %	R . G . 1.195 に基づき設定
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
	サブプレッション・プールでのスクラビングによる除去係数 : 10	Standard Review Plan 6.5.5 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)	無機よう素と同じ	無機よう素よりも沈着等による除去効果が大きいですが、保守的に無機よう素と同じとする。

第4表 評価条件 (2/2)

項目	評価条件	評価条件の考え方
ベント開始時間	事象発生から 19 時間後	M A A P 解析結果
ベントフィルタ除去係数	希ガス : 1 有機よう素 : 50 無機よう素 : 100 粒子状よう素 : 1000	設計値に基づき設定
評価モデル	第1図のとおり	フィルタ装置出口放射線モニタ (高レンジ) の設置位置 (第2図) をモデル化
線量評価コード	Q A D - C G G P 2 R	現行許認可 (添十) と同じ

第5表 評価結果

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

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

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

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

3. 線量率から放射性物質濃度への換算の考え方

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

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

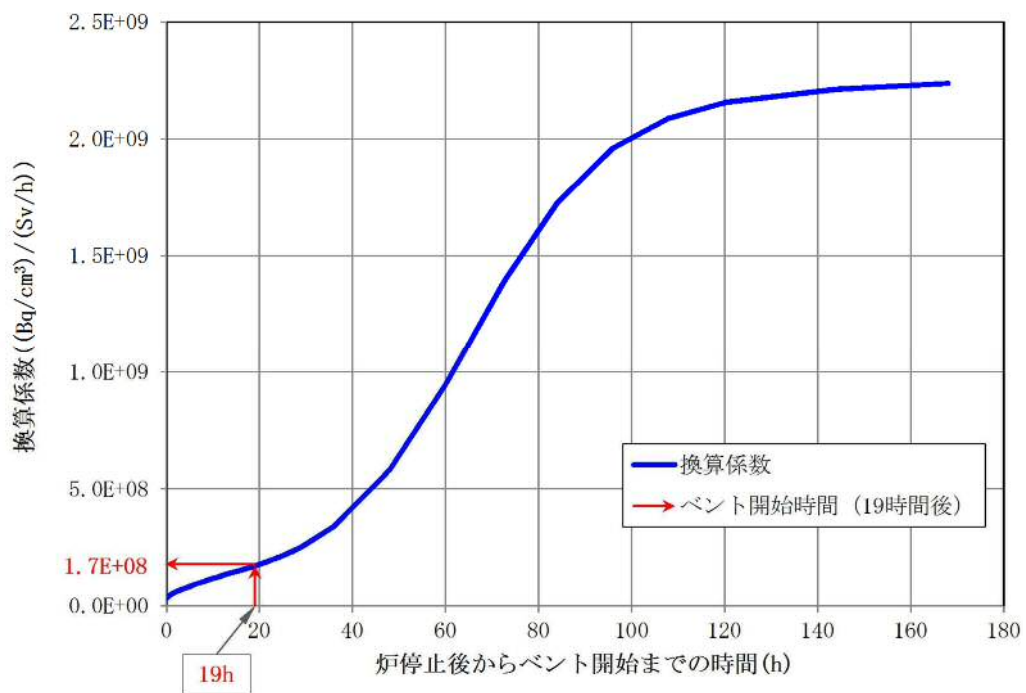
- ① 平衡炉心（サイクル末期）における核種ごとの炉内希ガスの総量（①）を解析により算出する。
- ② ベント開始時間までの減衰を考慮した核種ごとの希ガスの総量（②）を算出する。
- ③ 格納容器空間体積（9800 m³）から核種ごとの希ガス量を除し、核種ごとの放射性物質濃度の合計（③）を算出する。
- ④ 上記③の核種ごとの放射性物質濃度に γ 線放出割合を乗じて算出した γ 線線源強度と第1図の評価モデルから核種ごとの線量率の合計（④）を算出する。
- ⑤ 上記③で求めた放射線物質濃度の合算値を④で求めた線量率の合算値で除すことで、換算係数を算出する。

第6表 換算係数の算出

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

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

なお、事故後に当該事故の状態を詳細に把握し、換算係数の再評価を実施することにより、フィルタ装置出口放射線モニタの指示値（Sv/h）の記録から、より精度の高い放射性物質濃度（Bq/cm³）を評価することが可能である。



第 3 図 換算係数の時間推移

4. 放射性物質の放出量の推定方法

(1) 格納容器雰囲気放射線モニタによる推定方法

格納容器雰囲気放射線モニタは、原子炉格納容器内に存在する放射性物質からの放射線を測定するものである。原子炉格納容器内には、気相部に浮遊している放射性物質と構造物等に沈着した放射性物質が存在しており、ベント時に放出される放射性物質濃度を把握することで、放射性物質の放出量を推定する。以下に格納容器雰囲気放射線モニタによる推定方法を示す。

a. 事前準備事項

- ① 平衡炉心（サイクル末期）における核種ごとの炉内内蔵量（Bq）を解析にて求める。
- ② ベント開始時間までの減衰を考慮した核種ごとの存在量（Bq）を算出する。
- ③ M A A P コードを用い、代表的な重大事故時想定*における主要な放射性物質の原子炉格納容器内への移行割合（気相部への移行割合、沈着割合）を求め、①及び②で算出した核種ごとの存在量（Bq）より壁面沈着分の放射エネルギー（Bq）及び気相部の放射エネルギー（Bq）を評価する。
- ④ 検出器位置周辺に沈着した放射エネルギー（Bq）及び気相部の放射エネルギー（Bq）から検出器への線量の寄与（Sv/h）について、検出器の周辺の構造を考慮した線量評価モデルを用いて評価する。
- ⑤ 上記の評価結果を用い、「格納容器気相部に存在する放射エネルギー（Bq）及び検出器位置での線量率（Sv/h）」をあらかじめ用意する。

b. 放射性物質の推定方法

- ① プラントデータを確認し、事前に評価する代表的な重大事故時想定*の中より最も事象進展に近いものを選定する。
- ② 格納容器雰囲気放射線モニタの指示値（Sv/h）に対し、事前に評価した代表的な重大事故時想定における「格納容器気相部に存在する放射エネルギー（Bq）及び検出器位置での線量率（Sv/h）」をもとに、格納容器気相部に浮遊する放射エネルギー（Bq）を比例計算にて求める。
- ③ ②より求めた格納容器気相部内の放射エネルギー（Bq）に格納容器圧力逃がし装置、サプレッション・プールにおけるスクラビングの除去係数を考慮し放出放射エネルギー（Bq）を求める。

注記 *：事前に評価する代表的な重大事故時想定として、原子炉格納容器内の放射性物質の存在割合に大きく影響する L O C A の発生の有無等を考慮した複数ケースを評価する。事故時においてはプラントデータ

を確認し、評価ケースの中より最も近い事象進展を選定し評価を行う。
なお、上記手順は、格納容器圧力逃がし装置の使用の可能性がある場合において、その影響（概算）を早期に確認するための手法である。
そのため、詳細な値は事故後に得られた詳細な事象進展、データを用いて確認する必要がある。

(2) フィルタ装置出口放射線モニタによる推定方法

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

a. 事前準備事項

5項で示す手法で算出した「換算係数（ $(\text{Bq}/\text{cm}^3) / (\text{Sv}/\text{h})$ ）」をあらかじめ用意する。なお、核種の減衰により換算係数は変化するため、代表的な時間における同様な手法で算出した換算係数を表として備えるなどの対応をあらかじめ用意する。

b. 放射性物質の推定方法

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

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
- (3) Standard Review Plan 6.5.5, “Pressure Suppression Pool as a Fission Product Cleanup System”, March 2007

補足-270-4 【原子炉格納施設の設計条件に関する説明書に係る補足説明資料（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）】

気象資料の代表性について

(1) はじめに

本評価に係る設置変更許可申請に当たっては、東海第二発電所敷地内で2005年度に観測された風向、風速等を用いて線量評価を行っている。本補足資料では、2005年度の気象データを用いて線量評価することの妥当性について説明する。

(2) 本評価において2005年度の気象データを用いた理由

新規性基準適合性に係る設置変更許可申請に当り、添付書類十に新たに追加された炉心損傷防止対策の有効性評価で、格納容器圧力逃がし装置を使用する場合の敷地境界における実効線量の評価が必要となった。その際、添付書類六に記載している1981年度の気象データの代表性について、申請準備時点の最新気象データを用いて確認したところ、代表性が確認できなかった。このため、平常時線量評価用の風洞実験結果（原子炉熱出力向上の検討の一環で準備）*が整備されている2005年度の気象データについて、申請時点での最新気象データにて代表性を確認した上で、安全解析に用いる気象条件として適用することにした。これに伴い、添付書類九（通常運転時の線量評価）、添付書類十（設計基準事故時の線量評価）の安全解析にも適用し、評価を見直すこととした（別添1参照）。

※：線量評価には「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」（以下、気象指針という。）に基づき統計処理された気象データを用いる。また、気象データのほかに放射性物質の放出量、排気筒高さ等のプラントデータ、評価点までの距離、排気筒有効高さ（風洞実験結果）等のデータが必要となる。

風洞実験は平常時、事故時の放出源高さで平地実験、模型実験を行い排気筒の有効高さを求めている。平常時の放出源高さの設定に当たっては、吹上げ高さを考慮しており、吹上げ高さの計算に2005年度の気象データ（風向別風速逆数の平均）を用いている。

これは、2011年3月以前、東海第二発電所において、次のように2005年度の気象データを用いて原子炉熱出力の向上について検討していたことによる。

原子炉熱出力向上に伴い添付書類九の通常運転時の線量評価条件が変更になること（主蒸気流量の5%増による冷却材中のよう素濃度減少により、換気系からの気体状よう素放出量の減少等、別添2参照）、また、南南東方向（常陸那珂火力発電所方向）、北東方向（海岸方向）の線量評価地点の追加も必要であったことから、中立の大気安定度の気流条件での風洞実験を新たに規定した「（社）日本原子力学会標準 発電用原子炉施設の安全解析における放出源の有効高さを求めるための風洞実験実施基準：2003」に基づき、使用済燃料乾式貯蔵建屋、固体廃棄物作業建屋等の当初の風洞実験（1982年）以降に増設された建屋も反映し、2005年度の気象データを用いて風洞実験（別添3参照）を実施した。

東海第二発電所の添付書類九では、廃止措置中の東海発電所についても通常運転状態を仮定した線量評価を行っている。この評価においては、1981年度と2005年度の気象データ

から吹上げ高さを加えて評価した放出源高さの差異が、人の居住を考慮した線量評価点のうち線量が最大となる評価点に向かう風向を含む主要風向において僅かであったため、従来の風洞実験(1982年)の結果による有効高さを用いることにした(別添4参照)。

(3) 2005年度の気象データを用いて線量評価することの妥当性

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

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

- (a) 想定事故時の線量計算に用いる相対濃度
- (b) 異常年検定

(4) 想定事故時の線量計算に用いる相対濃度と異常年検定の評価結果

(a) 想定事故時の線量計算に用いる相対濃度の最新の気象との比較*

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

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

(b) 異常年検定

i. 検定に用いた観測記録

検定に用いた観測記録は第7-1表のとおりである。

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

第7-1表 検定に用いた観測記録

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

※1：2006年度は気象データの欠測率が高いため統計年から除外

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

ii. 検定方法

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

iii. 検定結果（①～⑯ 棄却検定表参照）

検定結果は第7-2表のとおりであり、最新の気象データ（2004年4月～2016年3月）を用いた場合でも、有意水準（危険率）5 %での棄却数は少なく、有意な増加はない。また、最寄の気象官署の気象データにおいても、有意水準（危険率）5 %での棄却数は少なく、2005年度の気象データは異常年とは判断されない。

第7-2表 検定結果

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

※1：①：2001年4月～2013年3月（申請時最新10年分の気象データ）

②：2004年4月～2016年3月（最新10年分の気象データ）

2006年度は気象データの欠測率が高いため統計年から除外

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

(5) 異常年検定による棄却項目の線量評価に与える影響

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

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

ここで、最新の気象データを用いた場合の線量評価への影響を確認するため、棄却された各風向の相対濃度について、2005年度と2015年度を第7-3表のとおり比較した。

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

第7-3表 棄却された各風向の相対濃度の比較結果

風 向	相対濃度※ (s/m ³) (2005年度) : A	相対濃度※ (s/m ³) (2015年度) : B	比 (B/A)
ENE	1.456×10 ⁻⁶	1.258×10 ⁻⁶	0.864
E	1.982×10 ⁻⁶	1.010×10 ⁻⁶	0.510
ESE	1.810×10 ⁻⁶	1.062×10 ⁻⁶	0.587
SSW	1.265×10 ⁻⁶	1.421×10 ⁻⁶	1.123

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

(6) 結 論

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

- (a) 想定事故時の線量計算に用いる相対濃度について、線量評価に用いる気象（2005年度）と最新の気象（2015年度）での計算結果について比較を行った結果、気象指針に記載されている相対濃度の年変動（30 %以内）の範囲に収まり、2005年度の気象データに特異性はない。
- (b) 2005年度の気象データについて申請時の最新気象データ（2001年4月～2013年3月）及び最新気象データ（2004年4月～2016年3月）で異常年検定を行った結果、棄却数は少な

く、有意な増加はない。また、気象指針にて調査することが推奨されている最寄の気象官署の気象データにおいても、2005年度の気象データは棄却数が少なく、異常年とは判断されない。

- (c) 異常年検定にて棄却された風向の相対濃度については、最新気象データと比べて保守的、あるいは、ほぼ同等となっており、線量評価結果への影響を与えない。
以上より、2005年度の気象データを線量評価に用いることは妥当である。

① 棄却検定表（風向）（標高148m）

観測場所：敷地内A地点（標高148m，地上高140m）（%）

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

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

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

② 棄却検定表（風速）（標高148m）

観測場所：敷地内A地点（標高148m，地上高140m）（%）

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

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

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

③ 棄却検定表（風向）（標高89m）

観測場所：敷地内A地点（標高 89m, 地上高 81m）（%）

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

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

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

④ 棄却検定表（風速）（標高89m）

観測場所：敷地内A地点（標高 89m, 地上高 81m）（%）

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

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

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

⑤ 棄却検定表（風向）（標高18m）

観測場所：敷地内A地点（標高 18m，地上高 10m）（%）

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

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

⑥ 棄却検定表（風速）（標高18m）

観測場所：敷地内A地点（標高 18m，地上高 10m）（%）

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

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

⑦ 棄却検定表（風向）（標高148m）

観測場所：敷地内A地点（標高148m，地上高140m）（%）

統計年 風向	2004	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	平均値	検定年 2005	棄却限界(5%)		判定 ○採択 ×棄却
	上限		下限												
N	3.40	5.01	4.27	4.11	4.62	4.43	4.50	4.48	4.38	5.20	4.44	3.52	5.60	3.28	○
NNE	6.22	11.41	13.51	18.30	14.74	15.31	14.10	11.42	14.59	20.56	14.02	6.67	23.32	4.72	○
NE	18.45	18.06	20.80	16.75	14.99	14.71	13.66	15.68	13.11	13.60	15.98	18.41	21.91	10.05	○
ENE	8.97	7.09	6.97	5.51	5.25	5.40	4.16	5.71	5.59	4.95	5.96	9.80	9.21	2.72	×
E	4.42	4.59	4.14	3.49	3.17	3.13	1.65	3.02	3.06	3.04	3.37	5.55	5.40	1.34	×
ESE	2.99	2.32	2.85	2.26	2.26	2.22	2.17	2.00	2.36	2.20	2.36	3.66	3.10	1.62	×
SE	2.66	2.15	2.85	2.59	2.74	2.82	2.98	2.99	2.79	2.26	2.69	3.09	3.36	2.01	○
SSE	3.54	3.69	3.73	4.18	4.89	4.68	5.52	4.76	5.29	5.12	4.54	3.32	6.23	2.85	○
S	6.63	6.33	5.38	5.19	6.03	5.83	6.96	6.48	5.87	5.76	6.04	4.99	7.36	4.73	○
SSW	5.02	4.54	4.55	4.43	5.35	4.76	5.68	6.07	4.89	5.45	5.08	3.13	6.37	3.78	×
SW	5.16	3.92	3.40	4.53	5.16	5.76	5.38	4.94	4.64	5.05	4.79	3.67	6.46	3.13	○
WSW	4.31	4.66	3.29	4.11	4.67	4.07	4.63	4.81	5.16	4.10	4.38	4.25	5.62	3.14	○
W	4.65	3.89	3.81	4.47	5.55	4.26	4.40	4.64	5.07	4.24	4.50	5.13	5.74	3.26	○
WNW	6.71	5.87	6.13	6.26	6.05	6.37	6.29	6.75	7.56	5.62	6.36	7.65	7.65	5.07	○
NW	9.12	9.02	8.06	7.95	7.99	8.94	10.14	8.95	9.69	6.99	8.68	9.54	10.90	6.47	○
NNW	6.97	7.03	5.86	4.90	5.27	5.98	6.57	6.52	5.08	4.81	5.90	6.53	7.92	3.88	○
CALM	0.76	0.42	0.39	0.98	1.26	1.32	1.21	0.75	0.88	1.04	0.90	1.10	1.68	0.12	○

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

⑧ 棄却検定表（風速）（標高148m）

観測場所：敷地内A地点（標高148m，地上高140m）（%）

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

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

⑨ 棄却検定表（風向）（標高89m）

観測場所：敷地内A地点（標高 89m, 地上高 81m）（%）

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

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

⑩ 棄却検定表（風速）（標高89m）

観測場所：敷地内A地点（標高 89m, 地上高 81m）（%）

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

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

⑪ 棄却検定表（風向）（標高18m）

観測場所：敷地内A地点（標高 18m，地上高 10m）（%）

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

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

⑫ 棄却検定表（風速）（標高18m）

観測場所：敷地内A地点（標高 18m，地上高 10m）（%）

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

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

⑬ 棄却検定表（風向）（水戸地方気象台）

観測場所：水戸地方気象台(%)

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

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

⑭ 棄却検定表（風速）（水戸地方気象台）

観測場所：水戸地方気象台(%)

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

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

⑮ 棄却検定表（風向）（小名浜気象観測所）

観測場所：小名浜気象観測所(%)

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

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

⑯ 棄却検定表（風速）（小名浜気象観測所）

観測場所：小名浜気象観測所(%)

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

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

(参考)

「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」の解説X.での記載

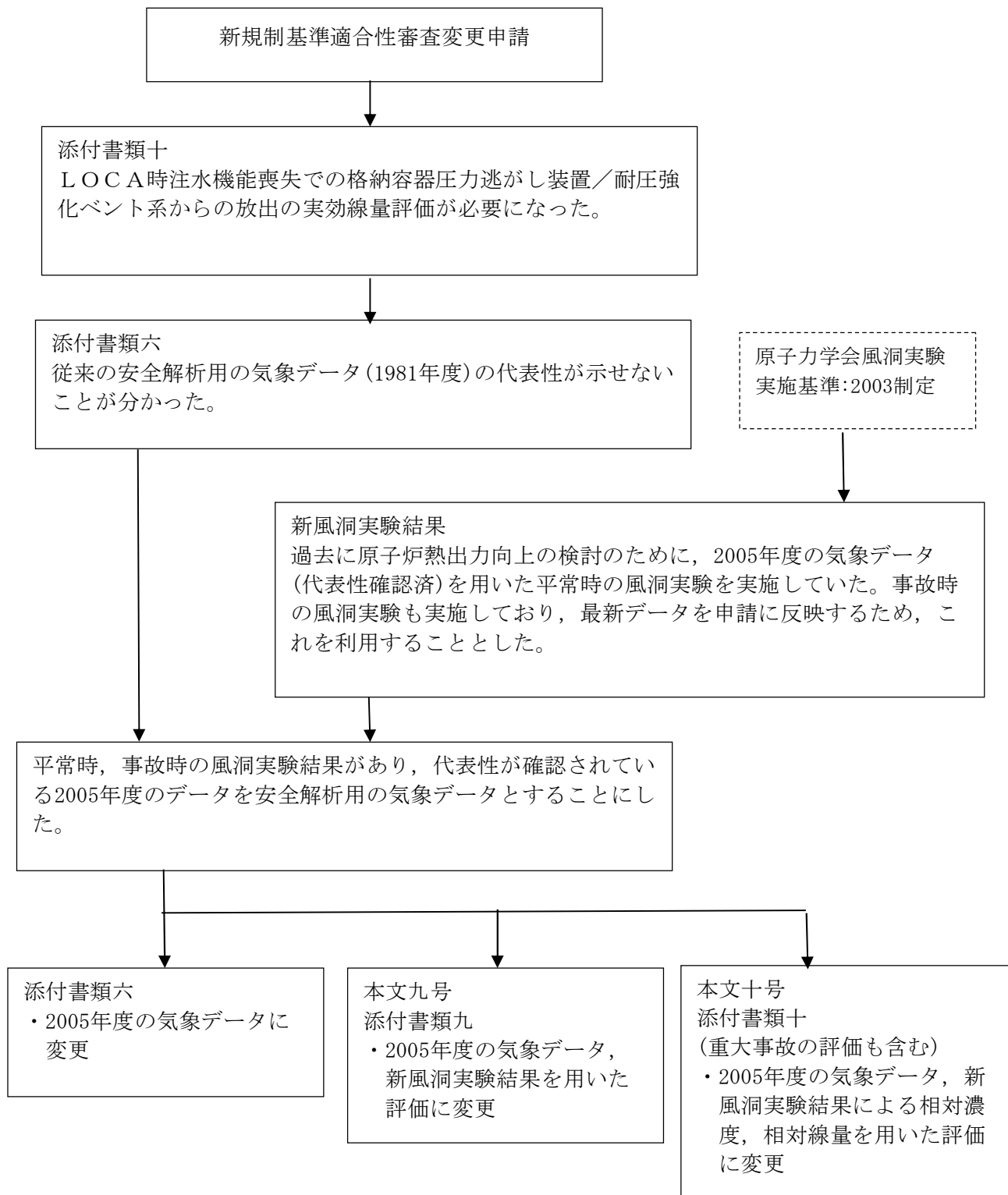
1. 気象現象の年変動

気象現象は、ほぼ1年周期でくり返されているが、年による変動も存在する。このため、想定事故時の線量計算に用いる相対濃度についてその年変動を比較的長期にわたって調査してみると、相対濃度の平均値に対する各年の相対濃度の偏差の比は、30 %以内であった。

このことから、1年間の気象資料にもとづく解析結果は、気象現象の年変動に伴って変動するものの、その程度はさほど大きくないので、まず、1年間の気象資料を用いて解析することとした。

その場合には、その年がとくに異常な年であるか否かを最寄の気象官署の気象資料を用いて調査することが望ましい。また、2年以上の気象資料が存在する場合には、これを有効に利用することが望ましい。

安全解析用気象データ及び風洞実験結果変更経緯について



平常時の気体状よう素放出量について

平常時の気体状よう素放出量の主要な放出経路である換気系からの放射性よう素放出量は、「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に対する評価指針」に基づき、換気系の漏えい係数に冷却材中の放射性よう素濃度を乗じて求めている。

一方、冷却材中の放射性よう素濃度は、次式により求めている。例えば、ここで主蒸気流量 FS が増加した場合 γ が増加するため、放射性よう素濃度は減少する。

$$I_i = 2.47 \cdot f \cdot Y_i \cdot \lambda_i^{0.5}$$

$$A_i = \frac{I_i}{M(\lambda_i + \beta + \gamma)}$$

I_i : 核種 i の炉心燃料からの漏えい率 (Bq/s)

f : 全希ガス漏えい率 (1.11×10^{10})

Y_i : 核種 i の核分裂収率 (%)

λ_i : 核種 i の崩壊定数 (s^{-1})

A_i : 核種 i の冷却材中濃度 (Bq/g)

M : 冷却材保有量 (g)

β : 原子炉冷却材浄化系のよう素除去率 (s^{-1})

$$\beta = \left(1 - \frac{1}{DF}\right) \cdot \frac{FC}{M}$$

DF : 原子炉冷却材浄化系の除染係数

FC : 原子炉冷却材浄化系流量 (g/s)

γ : よう素の主蒸気への移行率 (s^{-1})

$$\gamma = CF \cdot \frac{FS}{M}$$

CF : よう素の主蒸気中への移行割合

FS : 主蒸気流量 (g/s)

前述の換気系の漏えい係数は変わらないため、放射性よう素濃度の減少に伴い気体状よう素放出量は減少する。

東海第二発電所風洞実験結果の概要について

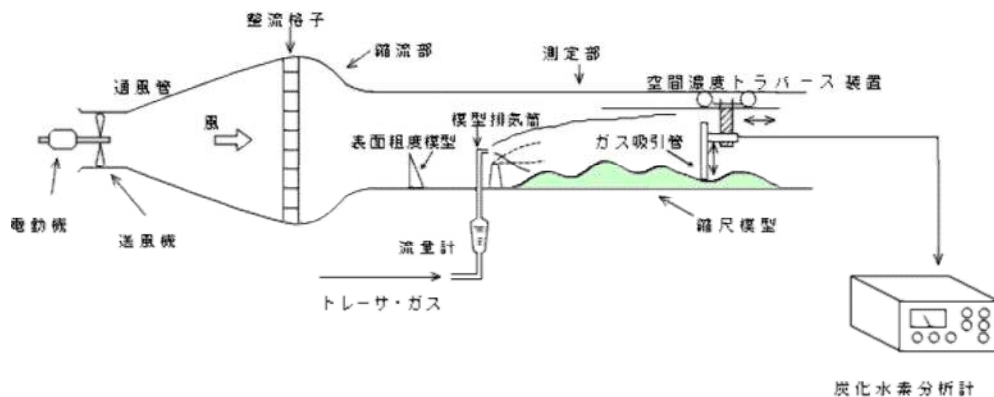
風洞実験結果は、参考文献「東海第二発電所大気拡散風洞実験報告書」（平成25年12月，三菱重工業株式会社）で公開している。風洞実験結果の概要を以下に示す。

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

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

1. 実験手順

- (1) 大気安定度で中立（C～D）^{注）}に相当する条件になるように風洞実験装置（第1図参照）内の気流（風速分布，乱流強度分布）を調整する（第2図参照）。
- (2) 排気筒有効高さを決定するスケールを作成するため，風洞実験装置内に縮尺模型を入れ，高度を変えて模型排気筒からトレーサガス（ CH_4 ）を放出し，地表濃度を測定する平地実験を実施する（第3図参照）。
- (3) 風洞実験装置内に縮尺模型（1/2000，風下10km）を入れ，所定の高度の模型排気筒からトレーサガスを放出し，地表濃度を測定する模型実験を行い平地実験結果と照合し，排気筒有効高さを求める（第4図参照）。これにより，建屋，地形の大気拡散に及ぼす影響を把握する。



第1図 風洞実験装置

注) 風洞実験の気流条件を大気安定度で中立相当にする効果について

風洞実験装置内の気流は，風洞測定部入口付近に設置した表面粗度模型で調整している。初期の風洞実験では，アングル鋼等を用いて気流の乱れを与えており，中立よりも安定側の

気流状態になっていたが、風洞実験の知見が蓄積されるに従い専用の表面粗度模型（スパイア）が製作、採用されるようになり、風洞実験実施基準を制定した時期には中立相当の気流状態に調整できるようになった。

このため、放出源高さが同じ事故時の排気筒有効高さを比較すると、1982年の風洞実験の80～110 mに対し、今回は95～115 mと高く評価されている。今回の風洞実験では中立の大気安定度（C～D）を再現したため、建屋模型がない平地の気流の乱れが大きくなり、建屋模型の追加により生じる気流の乱れの影響が相対的に小さく、見掛け上の放出源高さの減少が小さくなったためと推定される。前回は、D～Eの大気安定度に相当する気流の乱れであり、建屋模型の追加で生じる気流の乱れが大きく作用して、見掛け上の放出源高さの減少が大きくなったと考えられる。

一方、平常時の排気筒有効高さを比較すると、1982年の風洞実験の120～180 mに対し、今回は150～220 mと高く評価されている。これは、上記の気流の調整方法の違いによる影響に加え、気象データの変更及び吹出し速度の増加（14 m/sから16 m/sに増加）により模型実験時の放出源高さが大きくなった影響によると推定される。

第5図及び第6図に1982年の平地実験の結果、模型実験結果の一例を示す。

2. 放出源高さ

放出源高さは、事故時は通常の換気系は運転されないと想定し、排気筒実高 $H_{01}=H_s$ 、平常時は換気系の運転による吹上げ効果を考慮し、次式のように排気筒実高に吹上げ高さを加えた放出高さ H_{02} とする。ここで、 $1/U$ には、2005年度の気象データを用いた。第1表に風洞実験の放出源高さを示す。

$$H_{02} = H_s + \Delta H$$

$$\Delta H = 3 \frac{W}{U} D$$

H_s : 排気筒実高 (m)

D : 排気筒出口の内径 (m)

W : 吹出し速度 (m/s)

$1/U$: 風速逆数の平均 (s/m)

第1表 放出源高さ

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

*1 風速逆数の平均 (2005年4月～2006年3月)

*2 排気筒設置位置標高: EL 8m

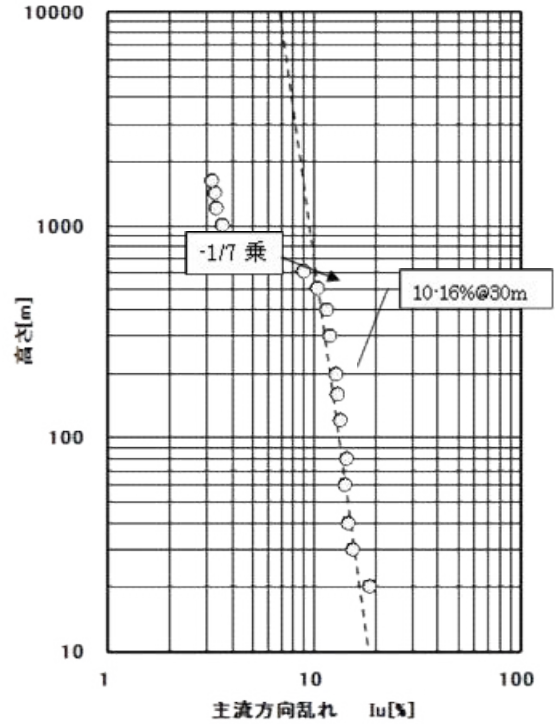
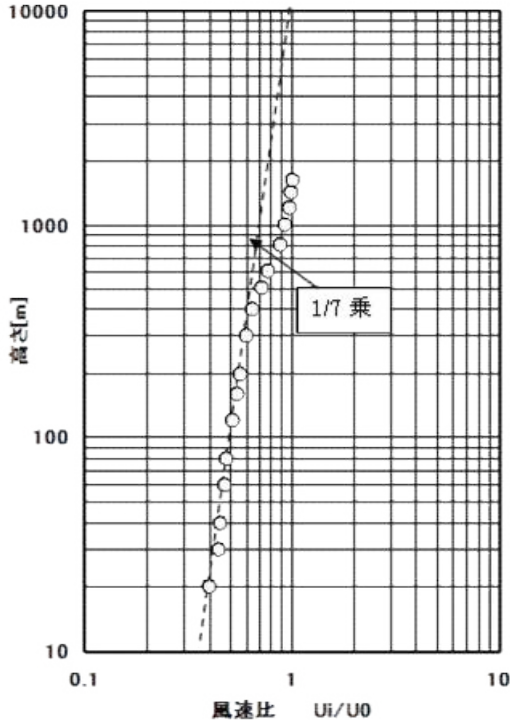
3. 排気筒有効高さ

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

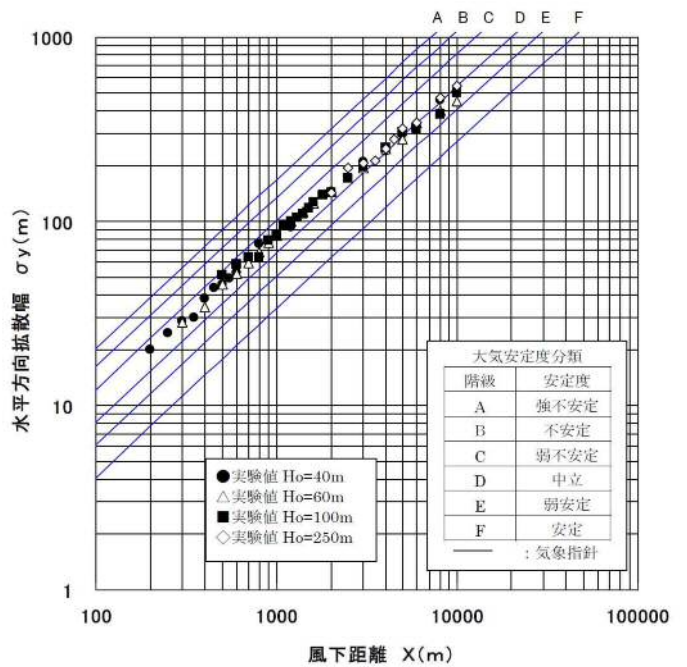
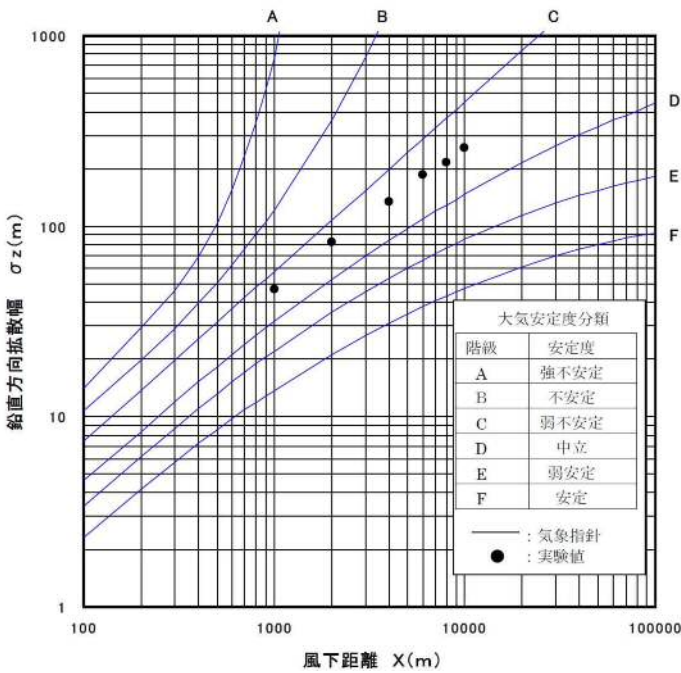
第2表 排気筒有効高さ

風 向	着目方位	平常時			事故時		
		評価地点 (m)	放出源高さ (m)	有効高さ (m)	評価地点 (m)	放出源高さ (m)	有効高さ (m)
N	S	330	231	210	1870	140	105
NNE	SSW	350	209	180	1690	140	100
NE	SW	460	185	150	1300	140	110
ENE	WSW	640	205	195	930	140	110
E	W	530	226	205	530	140	115
ESE	WNW	600	242	205	600	140	105
SE	NW	660	246	220	660	140	105
SSE	NNW	890	218	200	890	140	105
S	N	850	207	190	850	140	105
SSW	NNE	600	226	200	600	140	95
SW	NE	360	216	195	—	—	—
WSW	ENE	—	—	—	—	—	—
W	E	—	—	—	—	—	—
WNW	ESE	—	—	—	—	—	—
NW	SE	290	198	170	—	—	—
NNW	SSE	350	203	185	2900	140	115

U_i : 各高度の風速
 U_0 : 一様流中の風速



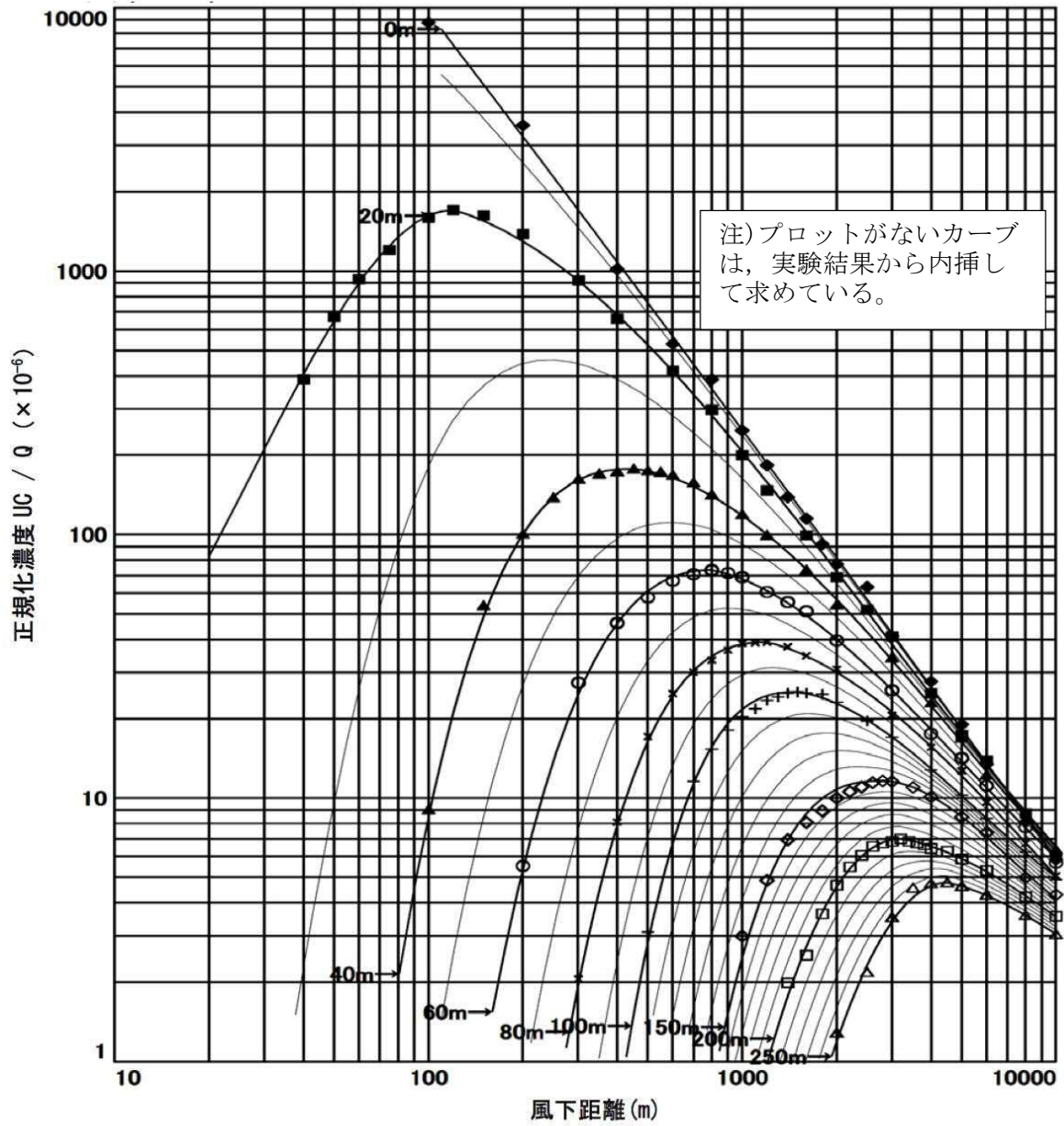
注) 野外の相当高さで400mまでは風速分布, 乱れ分布を再現する。



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

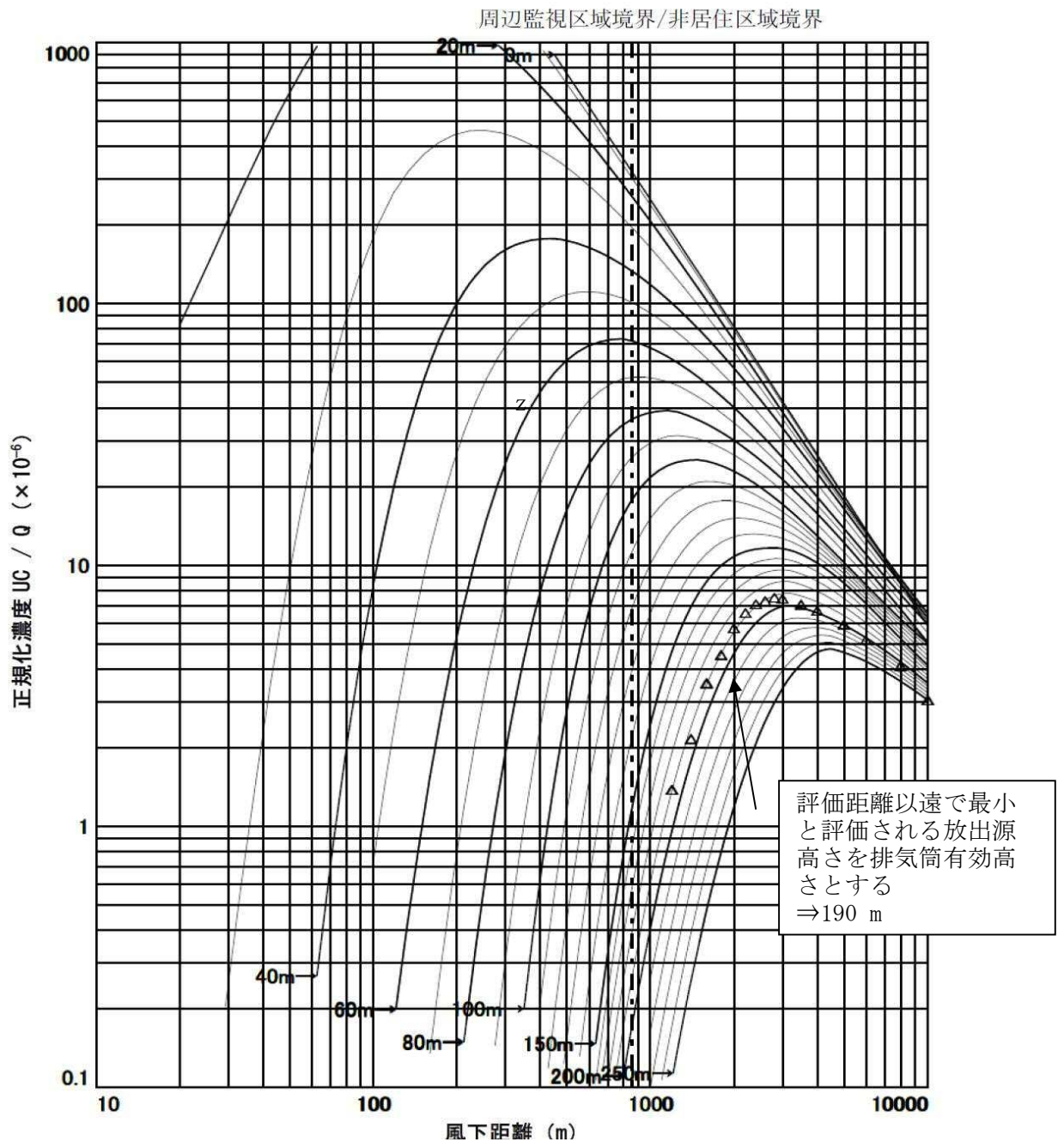
第2図 気流条件調整結果

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



第3図 平地実験結果

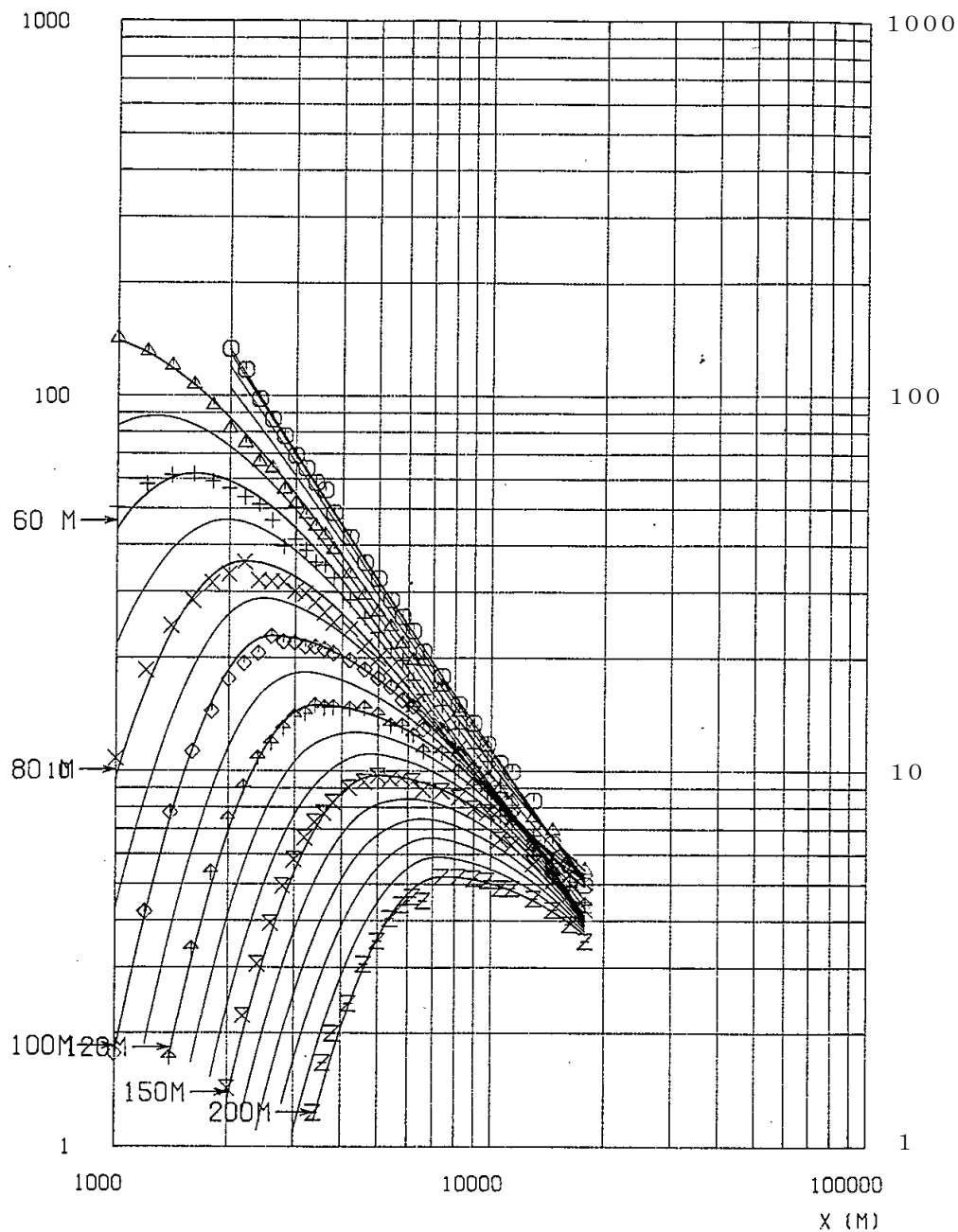
風向	S
△	平常時 Ho=207m
—	平地
評価距離	850m



第4図 排気筒有効高さの求め方 (風向: S, 平常時の例)

$U \cdot C/Q \cdot 0.000001$

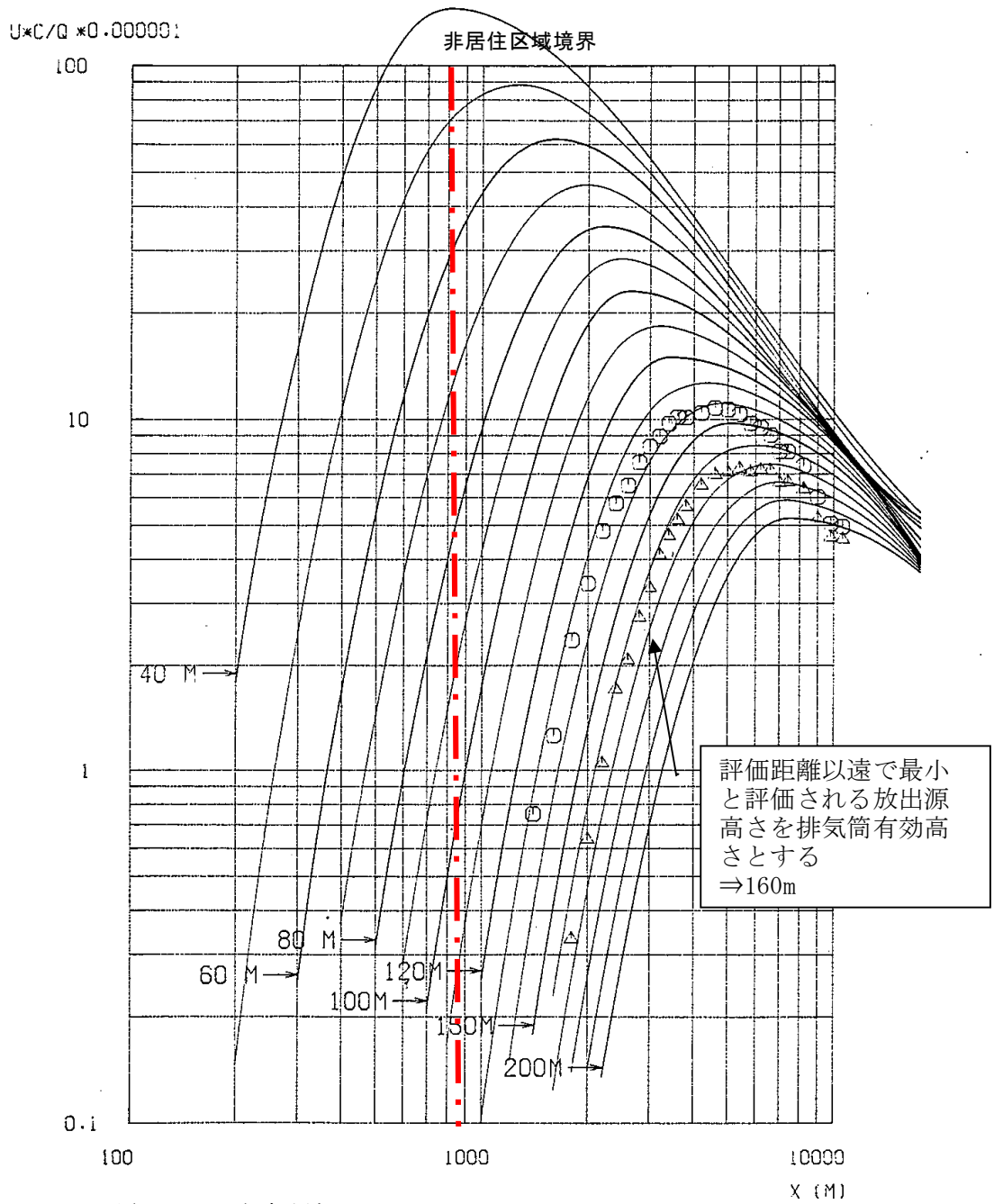
— は近似曲線



- GENDEN-S-30-HEI-0(1)
 - GENDEN-HEI-40(3)
 - GENDEN-HEI-60(1)
 - GENDEN-D-HEI-80(1)
 - GENDEN-D-HEI-100(1)
 - GENDEN-D-HEI-120(1)
 - GENDEN-D-HEI-150(1)
 - GENDEN-D-HEI-200(1)
- △ + × ◇ ♣ × Z

第5図 1982年風洞実験の平地実験結果

風下方位	風向	放出高度 H _o m	有効高さ H _e m	評価地点 X _p Km	符号
N	S	166	135~135	0.25	○
		191	160		△



注) ○は参考評価

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

東海発電所の排気筒有効高さについて

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

風洞実験実施基準：2003の解説「2. 原子炉増設の際の実験の必要性について」^{※1}では、建屋配置から増設建屋の影響が大きいと考えられる、既設・増設建屋の並びに直角な風向と、既設排気筒と増設建屋を結ぶ風向で風洞実験を行い、有効高さの変動が10 %以内であれば従来の風洞実験結果を継続使用できるとしている。これを参考に、平常時の線量評価にあたり人の居住を考慮した希ガスによる線量評価点のうち線量が最大となる評価点（SW方向）に向かう風の風向を含む主要風向において、風洞実験で用いる放出源高さを1981年度と2005年度気象データから求め比較した結果+5～-3 %と変動が10 %以内であった。放出源高さとは有効高さはほぼ比例である^{※2}ため有効高さの変動も10 %以内に収まると推定されることから、1982年に実施した風洞実験結果を用いることにした。これに対し、東海第二発電所は+6～+14 %と10 %を超えていた（下表参照）。

東海発電所

風向	着目方位	1981年度データ (1982年風洞実験)		2005年度データ		放出高さ 変動割合 (%)	風向頻度(%) (2005年度)
		吹上げ高さ (m)	放出高さ (m)	吹上げ高さ (m)	放出高さ (m)		
N	S	45	126	51	132	5	3.79
NNE	SSW	30	111	35	116	5	6.60
NE	SW	26	107	25	106	-1	17.88
ENE	WSW	40	121	36	117	-3	8.95
E	W	51	132	48	129	-2	4.32
ESE	WNW	66	147	60	141	-4	2.77
SE	NW	49	130	56	137	5	2.75
SSE	NNW	34	115	47	128	11	4.16
S	N	35	116	40	121	4	4.88
SSW	NNE	36	117	52	133	13	2.43
排気筒直径(m)		2.7		←			
吹出し速度(m/s)		16		←			
排気筒高さ(m)		81		←			

(参考)

東海第二発電所

風向	着目方位	1981年度データ (1982年風洞実験)		2005年度データ (2007年風洞実験)		放出高さ 変動割合 (%)	風向頻度(%) (2005年度)
		吹上げ高さ (m)	放出高さ (m)	吹上げ高さ (m)	放出高さ (m)		
N	S	73	213	91	231	8	3.52
NNE	SSW	43	183	69	209	14	6.67
NE	SW	34	174	45	185	6	18.41
ENE	WSW	51	191	65	205	7	9.80
E	W	69	209	86	226	8	5.55
ESE	WNW	81	221	102	242	10	3.66
SE	NW	56	196	106	246	26	3.09
SSE	NNW	44	184	78	218	18	3.32
S	N	51	191	67	207	8	4.99
SSW	NNE	47	187	86	226	21	3.13
排気筒直径(m)		4.5		←			
吹出し速度(m/s)		14		16			
排気筒高さ(m)		140		←			

※1：風洞実験実施基準：2003解説抜粋

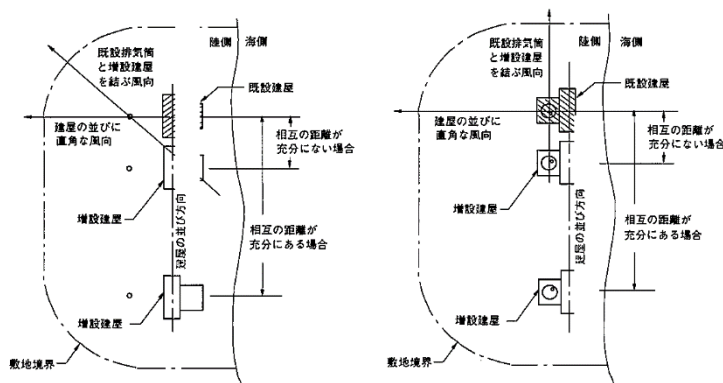
2. 原子炉増設の際の実験の必要性について

a) 本体の「既設排気筒に対する増設建屋の影響が著しくないと予想される場合」とは、放出源近傍の地形が増設により極端に変化しない場合であって、かつ、既設排気筒高さが増設建屋の高さの2.5倍以上ある場合、または相互の距離が十分ある場合をいう。

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

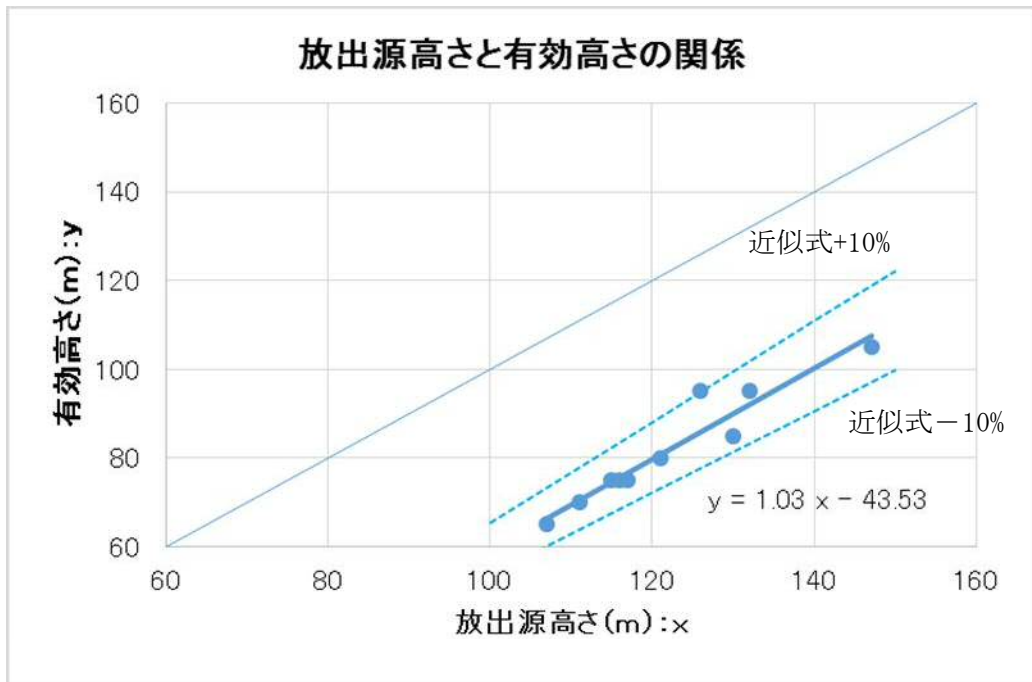
1) 既設、増設建屋配置により、①建屋の並びに直角な風向、②既設排気筒と増設建屋を結ぶ風向を求め、既設建屋のみで実施した既存の実験風向のうち、最も①、②に近い2風向を選定して増設建屋を加えた実験を行い、その結果が既存の実験結果と比較してあまり変わらない場合*は、既存の実験結果をそのまま使用できる(解説図2-1参照)。

* ここで、あまり変わらない場合とは、有効高さの変化が10%以内であり、かつ、線量目標値、めやす線量等を下回ることが明らかな場合である。



※2：1982年東海発電所風洞実験時の放出源高さとは有効高さの関係

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



異常年検定法の概要について

F分布検定の手順により異常年検定を行った。

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

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

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

- (2) 分散比 F_0 を計算する。

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

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

- (3) 検定年は1年、比較年は10年、有意水準(危険率)は5%として、F分布表のF境界値($F_9^1(0.05) = 5.12$)を求める。
- (4) F_0 とF境界値を比較して、 $F_0 < F$ 境界値であれば仮説は採択する。具体的には、次のように棄却限界の上限値と下限値を求め、その範囲に検定年 X_0 が収まっているかを確認して検定している。

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

補足-270-6 【圧力低減設備その他の安全設備のポンプの
有効吸込水頭に関する説明書に係る補足説明資料】

重大事故等時の発生異物量評価について

添付書類「V-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。

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を想定し、配管破断時に破断口周囲の保温材等が破断口から流出した冷却材により破損し、破損した保温材等がドライウェルからサブプレッション・プールへ落下し、ECCS 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、第1表に示す異物を考慮している。

第1表 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 ³	原子炉格納容器内の繊維質保温材を全て撤去済みであるため、考慮しない。	
カプセル保温 (金属反射型)		□ m ²	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	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おける耐性を確認できていない以下の塗装の剥落を想定し、算出している。 空調ダクト 約□ kg PLR ポンプ電動機 約□ kg D/W クーラ 約□ kg D/W クーラファン電動機 約□ kg チェーンブロック類 約□ kg 合計 □ kg を保守的に丸め、□ kg として圧損評価に用いる。	
	堆積異物	スラッジ	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	□ m ²	流路面積を低減させる異物として、内規別表第3に例示されている異物を参考に、現場調査結果から算出している。	

2. 重大事故等時の発生異物量

非常用炉心冷却系統（以下「ECCS」という。）ストレーナの圧損上昇は、異物の付着によりストレーナの流路面積が低減し、流速が上昇することに起因する。

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

(1) 原子炉格納容器内環境の高温維持に伴う発生異物量の増加について

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

このため、設計基準事故時に剥落を考慮している塗装（配管破断時にジェット流で破損する耐 DBA 仕様塗装・非 DBA 仕様塗装）に加え、重大事故等時の環境における耐性が確認できていない耐 DBA 仕様塗装については、全量の剥落を想定する。重大事故等時に発生する塗装の物量を第 2 表に示す。

第 2 表 重大事故等時に発生する塗装の物量

異物の種類		SA 時	備考
塗 装	耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)	39 kg	破損塗装が最大となる大破断 LOCA 時を想定するため、設計基準事故時と同様の評価となる。
	非 DBA 仕様塗装	□ kg	重大事故等時は設計基準事故時よりも原子炉格納容器内温度が高くなるため、設計基準事故時同様、非 DBA 仕様塗装の全剥落を想定する。
	耐 DBA 仕様塗装 (SA 環境剥落)	□ kg	重大事故等時は設計基準事故時よりも原子炉格納容器内温度が高くなるが、重大事故等時における塗装の耐性が確認できていないため、保守的にドライウエル及びペDESTAL（ドライウエル部）内の塗装の全剥落を想定する。 ドライウエル内：□ kg ペDESTAL内：□ kg 合計 □ kg を保守的に丸め、□ kg として圧損評価に用いる。

(2) 炉心の溶融に伴う発生異物量の増加について

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

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

東海第二発電所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 ドライウエル及びペデスタル（ドライウエル部）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 では対象外としている Fe についても、炭素鋼の腐食速度 \square mdm^*2 \square 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^{*3}に従い、これらの析出異物（Al, Zn, Fe の水酸化物）を圧損試験代替異物であるオキシ水酸化アルミニウム (Al_{100H}) 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、第 3 表に示す。

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

注記*2: 1 か月あたりの腐食速度 $\text{mg}/(\text{dm}^2 \cdot \text{month})$

注記*3:「サンプル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)

第3表 化学影響生成異物の異物量評価概要

種別	溶解量算出手法	主な構造物	化学影響生成異物量*
Al	WCAP-16530により, 原子炉格納容器内環境(温度, pH)を考慮して算出する。	保温材外装板, 電線管 (Al-Zn メッキ)	□ kg
Zn		ジンク系塗装, 亜鉛メッキ鋼構造物(グレーチング等), 電線管 (Al-Zn メッキ)	□ kg
Fe	炭素鋼腐食速度の知見から算出する。	炭素鋼配管・機器類 (PCV 内面, ドライウエ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ペDESTAL (ドライウエル部) に落下することとなる。しかし, ペDESTAL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・プールには人通用開口部を経て流入する構造であること, ペDESTAL (ドライウエル部) 内の構造物は比重が大きいこと (第4表参照) から, 人通用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がたく, 仮に比重が小さい異物がサプレッション・プールへ流入した場合でも, 比重の小さい異物はサプレッション・プール水面付近に浮遊しており, ストレーナへ到達しないと考えられる。

(別紙-2 参照)

第4表 ペDESTAL (ドライウエル部) 内に存在する構造物の一覧

構造物	材質	比重	塗装	評価
ターンテーブル	SUS	7.75	□ kg	<p>ペDESTAL (ドライウエル部) 内に存在する構造物は、比重が大きく、ペDESTAL (ドライウエル部) 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*。ただし、塗装がされている構造物については、ドライウエル同様、全量の剥落を想定する。 (第2表に示すペDESTAL内の耐DBA仕様塗装 □ kg に含まれている。)</p>
ターンテーブル動力機構	SUS	7.75		
CRDハウジング	SUS	7.75	—	
CRD機構	SUS	7.75	—	
CRDハウジングサポート	炭素鋼	7.78	□ kg	
ケーブルトレイ	炭素鋼	7.78	—	
SRNM案内管	SUS	7.75	—	
LPRM案内管	SUS	7.75	—	
TIP案内管	SUS	7.75	—	
EDサンプル	SUS	7.75	—	
EDサンプルクーラ	OFCu	8.94	—	
ED・FDスワンネック	SUS	7.75	—	
EDバントスワンネック	SUS	7.75	—	
スワンネック柵	SUS	7.75	—	
コリウムシールド支持構造物	SUS	7.75	—	
配管類	SUS	7.75	—	
計装品	SUS	7.75	—	
サポート類	SUS 炭素鋼	7.75 7.78	□ kg	
ケーブル類	銅被覆材	8.92 0.9~ 1.8	ケーブルとしての比重は1以上であり、ペDESTAL内に沈降すると考えられる*。万が一比重の小さい被覆材が流出しても、サプレッション・プール水面付近に浮遊し、ストレーナに到達しないため、圧損に影響しない。	

注記* : ペDESTAL (ドライウエル部) 内の異物のサプレッション・プールへの異物流入経路は別紙-2を参照。

3. まとめ

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

第5表 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 ³		原子炉格納容器内に繊維質保温材を使用していないため、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 ²		破損保温材が最大となる大破断 LOCA 時を想定し、DB時の算出方法より更に保守的に破損影響範囲内の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		破損塗装が最大となる大破断 LOCA 時を想定するため、設計基準事故時と同様の評価となる。
	非 DBA 仕様塗装	□ kg		重大事故等時は設計基準事故時よりも原子炉格納容器内温度が高くなるため、設計基準事故時同様、非 DBA 仕様塗装の全剥落を想定する。
	耐 DBA 仕様塗装 (SA 環境剥離)	—	□ kg	重大事故等時は設計基準事故時よりも原子炉格納容器内温度が高くなるが、重大事故等時における塗装の耐性が確認できていないため、保守的にドライウェル内の塗装の全剥落を想定する。
堆積異物	スラッジ	89 kg		堆積異物は通常運転時からサブプレッション・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 手法等により、Al, Zn, Fe を含有する原子炉格納容器内構造物の溶解・析出を想定する。構造物の溶解速度が保守的となるよう、原子炉格納容器内温度が最大となる大破断 LOCA 時注水機能喪失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 ²		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。
ペDESTAL内構造物		—	0 m ²	構造物の塗装剥落及び化学影響生成異物について考慮する。なお、ペDESTAL内構造物自体は圧損上昇の要因となる異物とならない。

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。

このため、以下では、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。
調査対象を第別 1－1 表に示す。

第別 1－1 表 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		ドライウエル又はペDESTAL (ドライウエル部) に設置されて おり、耐 DBA 仕様塗装がされ 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*1	Al	アルミニウム、又は Al を含む 合金メッキの構造物	保温材外装板 電線管*2 計測器
	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 装を使用した構造物	グレーチング 電線管*2
	Fe	炭素鋼材料の構造物、亜鉛メッ キ鋼の構造物	耐 DBA 仕様塗装がされた 構造物のうち、炭素鋼材 料の構造物

注記*1：ドライウエル又はペDESTAL（ドライウエル部）に設置されている塗装された構造物については、重大事故等時において塗装の全量剥落を想定するため、下地の金属材料からの溶解を考慮する。

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

1.2 表面積の算出手順

抽出された対象構造物の表面積の算出に当たっては、構造図等の設計図面を用いて、以下のように算出する。構造物の表面積算出方法を第別1－2表に示す。

第別1－2表 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	配管図を用いて、配管外周、配管長から配管の表面積を算出する。弁類についても配管と同様に表面積を算出する。
3	配管サポート	<p>【大口径（65A 以上）】</p> <p>サポート図を用いて、配管サポートの構成部材単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて配管サポートの表面積とする。</p> <p>【小口径（50A 以下）】</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、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、配管図を用いて、配管長、サポート間隔（最も短いサポート間隔を用いる）から算出する。</p>
4	ダクト類	ダクト図を用いて、ダクト外周（折込部も外周として加算する）、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>電線管配置図を用いて、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、電線管は位置図を用いて、電線管長、サポート間隔（最も短いサポート間隔）から算出する。</p>
6	機器	構造図等を用いて、構成部品単位の表面積を算出し、それらを足し合わせて設備の表面積とする。
7	その他	<p>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。</p> <p>（チェーンブロック モノレール等）</p>

1.3 調査結果

ドライウエル内の構造物の表面積調査結果を第別1-3表に、ペDESTAL(ドライウエル部)の構造物の表面積調査結果を第別1-4表に、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第別1-5表に示す。

第別1-3表 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 ²)	耐DBA仕様 塗装面積 (m ²)	溶解表面積 (m ²)		
				Al	Zn	Fe
PCV 関係	フランジ部					
	ライナ円錐部					
	ドライウエルスプレイ管					
	ドライウエル上部 シヤラグ					
	ドライウエル下部 シヤラグ					
	ジェットデフレクタ					
	ハッチ類					
	ドライウエルスプレイ サポート					
	原子炉遮へい壁					
	PCV スタビライザ					
	RPV スタビライザ					
	バルクヘッドプレート					
	燃料交換ベローズ					
	ドライウエルビーム シート					
	ドライウエル貫通部					
	貫通部保温材外装板					
	原子炉圧力容器基礎					
	ドライウエル床面					
	RPV 保温材外装板					
	グレーチング					
ラジアルビーム						
ストラクチャ						
サポートスチール						

分類	構造物	構造物 表面積 (m ²)	耐 DBA 仕様 塗装面積 (m ²)	溶解表面積 (m ²)		
				Al	Zn	Fe
PCV 関係 (続き)	RPV 支持スカート内側					
	下鏡外面					
	その他構造物					
配管・弁類	配管・弁					
	保温材外装板					
配管サポート	大口径配管サポート					
	小口径配管サポート					
	操作架台					
	鉄板遮蔽					
ダクト類	ダクト					
	ダクトサポート					
	ダクトドレン					
電線管	電線管					
	電線管サポート					
機器 (PLR ポンプ)	PLR ポンプ (A) 電動機					
	PLR ポンプ (B) 電動機					
機器 (D/W クーラ)	D/W クーラファン					
	D/W クーラ、ファン電動機					
その他	計器類					
	チェンブロック					
	モノレール、サポート					
	追加サポート					
合 計						

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

第別 1-4 表 ペデスタル（ドライウェル部）内構造物及び表面積一覧

分類	構造物	構造物 表面積 (m ²)	耐 DBA 仕様 塗装面積 (m ²)	溶解表面積 (m ²)		
				Al	Zn	Fe
PCV 関係	原子炉圧力容器基礎					
	CRD レストレントビーム					
	CRD レストレント 支持金具					
	ペデスタル床面					
配管・弁類	配管・弁					
	保温材外装板					
配管サポート	大口径配管サポート					
	小口径配管サポート					
機器 (CRD 交換機)	プラットフォーム					
	グレーチング					
	旋回レール					
	プラットフォーム					
その他	計器類					
	その他					
	合 計					

第別1-5表 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 ²)	塗装面積 (m ²)	溶解表面積 (m ²)		
				Al	Zn	Fe
PCV 関係	サプレッション・チェンバ アクセスハッチ					
	クエンチャサポート					
	真空破壊弁					
	アクセスハッチカバー, プ ラットホーム					
	サプレッション・チェンバ プラットホーム					
その他	計器類					
	合 計					

2. 重大事故等時において追加発生を考慮する耐 DBA 仕様塗装の発生量

重大事故等時には、設計基準事故時よりも高温状態が長期間維持されるが、重大事故等時における塗装の耐性が確認できていないため、追加発生を考慮する耐 DBA 仕様塗装としては、ドライウェル及びペデスタル（ドライウェル部）に設置する構造物の塗装の全量剥落を想定する。

塗装重量は、ドライウェル及びペデスタル（ドライウェル部）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。

SA 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第別 1 - 6 表に示す。

第別 1 - 6 表 耐 DBA 仕様塗装物量 (SA 環境剥落分) の算出結果

	構造物の全表面積*1 (m ²)	塗装膜厚 (mm)	塗装密度 (g/cm ³)	塗装重量*3 (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。	□*2	□
耐 DBA 仕様塗装 (ペデスタル)	□			□
合 計				□

注記*1：原子炉格納容器内の構造物の表面積算出については、別紙に示す。

注記*2：エポキシ系塗装の密度の代表値として □ g/cm³ と設定している。

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

以上より、ドライウェル及びペデスタル（ドライウェル）部に存在する塗装の全量である □ kg を保守的に丸め、□ kg とする。

3. 化学影響生成異物の発生量

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

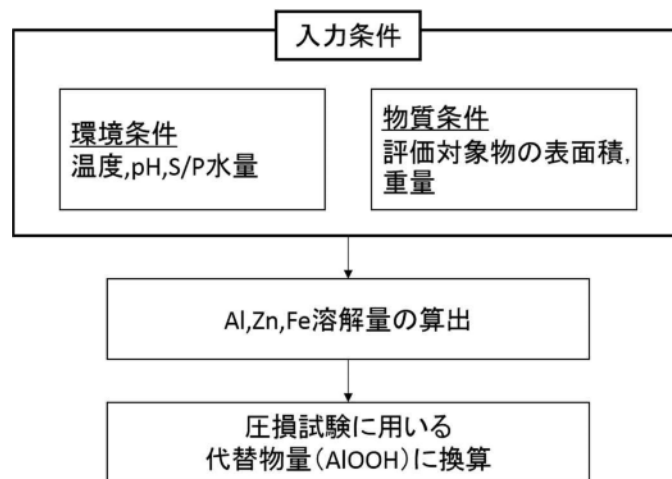
注記*：原子力安全基盤機構の調査では、国内プラントは従来から化学影響の主要因と考えられているアルミニウムや断熱材の腐食に加え、炭素鋼と亜鉛メッキ鋼腐食の影響が大きくなる傾向が示唆されており、JNES-SS-1004にて提案している化学影響評価手法においても、ZnとFeの影響を考慮することが推奨されている。

3.1 算出手順

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

化学影響生成異物による圧損評価においては、JNES-SS-1004より、析出物と同等の圧損影響がある圧損試験代替物（AlOOH）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、第別1-1図に示す。



第別1-1図 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第別1-7表に示す。また、原子炉格納容器内に存在する構造物のうち、Al, Zn, Feを含む構造物の表面積の調査結果を第別1-8表に示す。

第別1-7表 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	大破断 LOCA+ECCS 機能喪失+SBO (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	【ドライウエル】 <input type="text"/>	【サプレッション・プール】 <input type="text"/>
S/P スプレイ水の pH	【ドライウエル】 <input type="text"/>	【サプレッション・プール】 <input type="text"/>

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

第別1-8表 Al, Zn, Fe を含む構造物の表面積

	Al (m ²)		Zn (m ²)		Fe (m ²)	
ドライウエル	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
ペDESTAL (ドライウエル部)	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
サプレッション・チェンバ	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
合計	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>

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第別 1 - 9 表に示す。

第別 1 - 9 表 Al の溶解速度式における係数

元素	溶解速度式	単位	係数	
Al	$RR = 10^{A+B(pHa)+C(1000/T)+D(pHa)^2+E(pHa)/(1000/T)}$	mg/(m ² ・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第別 1 - 10 表に示す。

第別 1 - 10 表 Zn の溶解速度式における係数

元素	溶解速度式	単位	係数	
Zn	$RR = 10^{A+B(pHa)+C(1000/T)+D(pHa)^2+E(pHa)/(1000/T)}$	mg/(m ² ・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 mdm (mg/dm²・month) 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)

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

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

3.4 溶解量の評価

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

第別 1-1-1 表 各金属の溶解量と想定される析出物

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

3.5 化学影響生成異物量の評価結果

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

3.5.1 代替物量評価

各金属の Al(OH)₃ への換算係数 (JNES-SS-1004 規定されている換算係数) を第別 1-1-2 表に示す。

第別 1-1-2 表 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（A100H）の算出結果を第別1-13表に示す。

第別1-13表 各金属の溶解量及び圧損試験代替物量

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

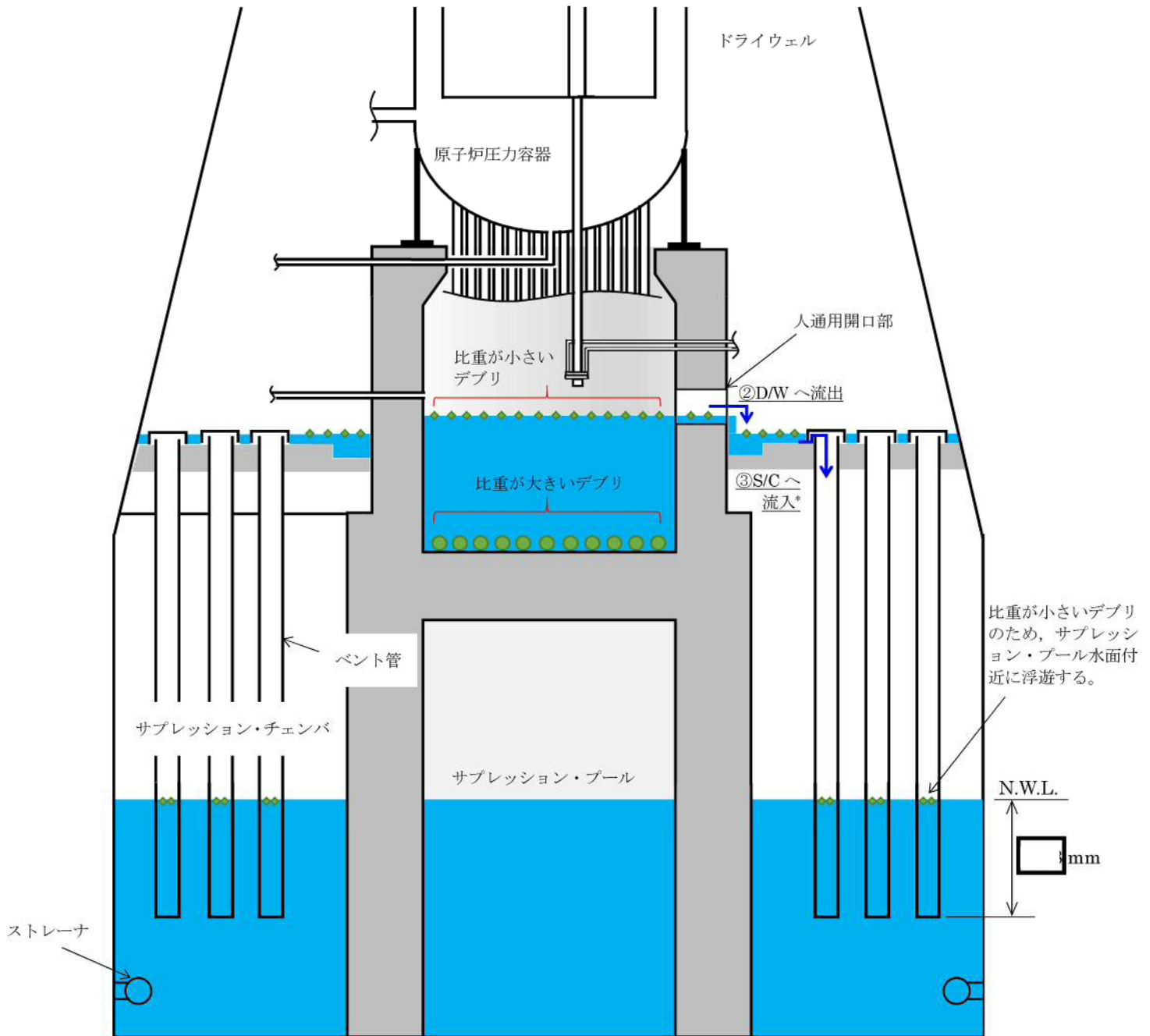
以上より、圧損評価に用いる化学影響生成異物量としては、代替物量の合計値 kg を保守的に丸めた kg とする。

ペDESTAL（ドライウエル部）から サプレッション・プールへの異物流入経路について

ペDESTAL（ドライウエル部）（以下「ペDESTAL」という。）内で発生した異物のサプレッション・プールへの流入経路は、以下のとおりである。流入経路の概要図を第別2－1図に示す。

- ① 代替循環系冷却ポンプを運転する事象発生から 1.5 時間後においては、破断口から代替循環冷却系ポンプの流量（250 m³/h）相当の水がペDESTALへ流入する。
- ② ペDESTALの水位が上昇し、人通用開口部を超えた場合、上澄みがドライウエルへ流出する。これに伴い、水面付近の比重が小さい異物がドライウエルへ移行する。
- ③ ドライウエルの水位が上昇し、ベント管を通じてサプレッション・チェンバへ流入するが、その流入速度が小さいため、比重が小さい異物はサプレッション・プール水面に留まる。

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



第別 2 - 1 図 ペDESTAL内異物のサブプレッション・プールへの流入経路

注記* : 代替循環冷却ポンプ流量 (250 m³/h) とした場合の S/C への流入速度は 0.002 m/s 程度となる。

$$\left[\frac{250 \text{ m}^3/\text{h}}{3600} \right] / \left(\frac{\pi}{4} \times 0.597^2 \times 108 \text{ 本} \right) = 0.002297 \text{ m/s} \rightarrow 0.002 \text{ m/s}$$

1. 圧力低減設備その他の安全設備のポンプ
 (1) 代替循環冷却系ポンプの有効吸込水頭について

記載内容		根拠
項目	値	
代替循環冷却系ポンプ (評価流量 : 250 m ³ /h)		
Ha : 吸込み液面に作用する絶対圧力		保守的に吸込み液面に作用する絶対圧力は大気圧とし, <input type="text"/> mとしている。
Hs : 吸込揚程		静水頭は, 以下の差分 <input type="text"/> mとしている。 ●水源の E.L. : <input type="text"/> m (サプレッション・プールの最低水位) 水源の E.L. としては, サプレッション・プールの低水位管理値を保守的に丸めた値とした。 ●ポンプの吸込み口高さ : <input type="text"/> m
H1 : ポンプ吸込配管圧損		サプレッション・プールから代替循環冷却系ポンプまでの配管及び弁類圧損は, 代替循環冷却系ポンプが以下の流量* ¹ で運転することを想定する。 この場合, サプレッション・プールから代替循環冷却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。 ●代替循環冷却系ポンプ : 250 m ³ /h×1 台 ポンプ吸込配管中の圧力損失水頭は, 圧損合計値より <input type="text"/> mに設定する。 注記*1 : サプレッション・プールから代替循環冷却系ポンプの吸込配管は, 単独取水する配管構成となっているため, 他の非常用炉心冷却設備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。
H2 : 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。[算出条件 : 残留熱除去系ポンプの評価流量(1691.9 m ³ /h)を使用] ●ストレーナ本体部圧損 : <input type="text"/> m
H3 : 異物付着による圧損上昇		異物付着による圧損上昇は, 以下の数値を合計して求める。[算出条件 : 残留熱除去系ポンプの評価流量(1691.9 m ³ /h)を使用] ●金属保温異物による圧損上昇 : <input type="text"/> m ●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 合計値である <input type="text"/> mとしている。 注記*2 : PCV 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, 試験装置の制約上 <input type="text"/> mm 相当の繊維質を考慮し, NED0-32721 式より算出している。 NED0-32721 式における d 値は, ストレーナ圧損試験結果から下式にて求める。 ・繊維質異物, 粒子状異物付着による圧損 $d = \sqrt{\frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g} \cdot \frac{K_h}{h}} = \text{} \text{ (m)}$ ここで, h = <input type="text"/> (ft), $\mu = \text{}$, U = <input type="text"/> (ft/s), t = <input type="text"/> (ft), $\rho = \text{}$ g = 32.2 (ft/s ²), K _h = <input type="text"/> 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。 $h = \frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g \cdot d^2} \cdot K_h = \text{} \text{ (m)}$

代替循環冷却系ポンプ (評価流量 : 250 m ³ /h)		
		<p>ここで, $d = \text{[] (m)}$, $\mu = \text{[]}$, $U = \text{[] m/s}$, $t = \text{[] (m}^2\text{)}$, $\rho = \text{[]}$ $g = 9.80665 \text{ (m/s}^2\text{)}$, $K_h = \text{[]}$</p> <p>・化学影響生成異物による圧損 $h_3 = h_2 - h_1 = \text{[] [] [] (m)}$ ここで, h_1 : A100H 投入直前の圧損 = [] (m) h_2 : A100H 投入が完了し静定後の圧損 = [] (m) h_3 : 化学影響生成異物 (A100H) の付着による圧損上昇 (m)</p>
hs : ポンプ吸込口における飽和蒸気圧水頭		代替循環冷却系ポンプの最高使用温度 80 °Cにおける飽和蒸気圧力として, [] m としている。
有効 NPSH ($H_a + H_s - H_1 - H_2 - H_3 - h_s$)		<p>有効 NPSH は, 以下の計算式により算出している。 $\text{有効 NPSH} = H_a + H_s - H_1 - H_2 - h_s$ $= \text{[]}$ $= \text{[] m}$</p>
必要 NPSH		<p>代替循環冷却系ポンプ運転流量 250 m³/hにおける必要 NPSH としてポンプ性能より設定している。 以上の計算結果より, 有効 NPSH と必要 NPSH 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。 $\text{有効 NPSH : [] m} > \text{必要 NPSH : [] m}$</p>

(2) 常設低圧代替注水系ポンプの有効吸込水頭について

記載内容		根拠
項目	値	
Ha : 吸込み液面に作用する絶対圧力		水源である代替淡水貯槽は大気開放であるため、吸込み液面に作用する絶対圧力は大気圧 <input type="text"/> m としている。
Hs : 吸込揚程		<p>静水頭は、以下の差分 <input type="text"/> m としている。</p> <ul style="list-style-type: none"> ●水源の E. L. : <input type="text"/> m (代替淡水貯槽の最低水位) 水源の E. L. としては、代替淡水貯槽の異常低水位 (ポンプ自動停止水位とする) とした。 ●ポンプの吸込み口高さ : EL. <input type="text"/> m
H1 : ポンプ吸込配管圧損		<p>管及び弁類圧損は、水源となる代替淡水貯槽からポンプ入口までの配管及び弁類圧損とする。</p> <p>代替淡水貯槽から常設低圧代替注水系ポンプまでの配管及び弁類圧損は、常設低圧代替注水系ポンプが以下の最大流量で運転することを想定する。</p> <p>この場合、代替淡水貯槽から常設低圧代替注水系ポンプまでの配管及び弁類圧損の合計値は、評価上、<input type="text"/> m となる。</p> <ul style="list-style-type: none"> ●原子炉隔離時冷却系ポンプ : 200 m³/h×1 台 <p>ポンプ吸込配管中の圧力損失水頭は、圧損合計値より <input type="text"/> m に設定する。</p>
hs : ポンプ吸込口における飽和蒸気圧水頭		水源である代替淡水貯槽の最高使用温度が 66 °C であるため、66 °C における飽和蒸気圧力 <input type="text"/> m としている。
有効 NPSH (Ha+Hs-H1-hs)		<p>有効 NPSH は、以下の計算式により算出している。</p> <p>有効 NPSH = H0 + H1 - H2 - H3 - H4</p> <p>= <input type="text"/></p> <p>= <input type="text"/> m</p>
必要 NPSH		<p>常設低圧代替注水系ポンプ運転流量 200 m³/h における必要 NPSH としてポンプ性能より設定している。</p> <p>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。</p> <p>有効 NPSH : <input type="text"/> m > 必要 NPSH : <input type="text"/> m</p>