

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0

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

添付書類に係る補足説明資料

「原子炉格納施設の説明書」に係る添付書類の記載内容を補足するための説明資料を以下に示す。

工認添付書類	補足説明資料
V-1-8-1 原子炉格納施設の設計条件に関する説明書	補足-270-1 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（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）
	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）
	補足-270-3 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（格納容器圧力逃がし装置について）
	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）
V-1-8-2 原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する説明書	補足-270-5 原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する説明書に係る補足説明資料
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	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

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. モデル化している各部位の耐震性について
- 別紙 23. フランジ部の永久変形の評価について
- 別紙 24. 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 25. 原子炉格納容器貫通部リスト
- 別紙 26. 重大事故等時の動荷重について
- 別紙 27. 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。

シール機能維持に対する考え方について

原子炉格納容器のハッチ類，配管貫通部，電気配線貫通部及び原子炉格納容器隔離弁のシール部のシール機能は，ガスケット等の試験結果及び材料特性により判定基準を定め，200℃，2Pdの環境下においてシール機能が維持できることを確認している。シール機能維持の考え方を表1に示す。

表1 シール機能維持の考え方

対象箇所	判定基準	シール機能維持の考え方
<ul style="list-style-type: none"> ・ トップヘッドフランジ ・ 機器搬入用ハッチ ・ サプレッション・チェンバアクセスハッチ ・ 所員用エアロック（扉板シール部） ・ 配管貫通部（平板類） 	許容開口量以下	<p>開口量評価で得られた開口量*1が，ガスケットの試験結果*2に基づき設定した許容開口量（シール機能が維持できる開口量）以下であることを確認することにより，シール機能が維持できることを確認</p> <p>注記 *1：フランジ部の形状・寸法に基づき解析等により算出</p> <p>*2：圧縮永久ひずみ試験結果及び実機フランジ模擬試験による漏えい試験結果</p>
<ul style="list-style-type: none"> ・ 電気配線貫通部（モジュール） ・ 原子炉格納容器隔離弁（バタフライ弁） 	設計漏えい量以下	試験における漏えい量が設計漏えい量以下であることを確認することにより，シール機能が維持できることを確認
<ul style="list-style-type: none"> ・ 所員用エアロック（扉板以外シール部） ・ 原子炉格納容器隔離弁（TIPボール弁） 	200℃以上	圧力により開口が生じる部位ではないため，試験結果及び材料仕様によりシール材の高温環境下における耐性を確認することにより，シール機能が維持できることを確認

また，ハッチ類，電気配線貫通部（モジュール）及び原子炉格納容器隔離弁（バタフライ弁）については，シール材の漏えい試験結果に基づき設定した判定基準を基にシール機能の維持を確認している。このことから，各漏えい試験において判定基準として設定した漏えい量より，判定基準を満たした場合に実機において想定される漏えい量を推定したところ，原子炉格納容器全体の設計漏えい率に比べても十分小さい値であり，シール機能は維持されると判断している。漏えい量の推定結果を表2に示す。

表 2 判定基準を満たした場合に想定される漏えい量の推定結果 (1/2)

対象箇所	判定基準	判定基準を満たした場合に想定される漏えい量
<ul style="list-style-type: none"> ・ トップヘッドフランジ ・ 機器搬入用ハッチ ・ サプレッション・チェンバアクセスハッチ ・ 所員用エアロック (扉板シール部) ・ 配管貫通部 (平板類) 	<p>許容開口量 以下</p>	<p>実機フランジ模擬試験において、開口量＝許容開口量となる状態を模擬したリーク試験を実施しており、本試験において判定基準として設定した漏えい量から格納容器ハッチ類の実機相当に換算した漏えい量は、原子炉格納容器設計漏えい率である 0.5 %/day に比べ、十分に小さい値であることを確認している。</p> <p>○漏えい有無の判定基準 漏えい量：1 cc/min 以下</p> <p>○実機相当換算値 0.001 %/day 以下 (PCV 空間容積に対する割合)</p>

表2 判定基準を満たした場合に想定される漏えい量の推定結果 (2/2)

対象箇所	判定基準	判定基準を満たした場合に想定される漏えい量
<ul style="list-style-type: none"> ・電気配線貫通部 (モジュール) ・原子炉格納容器隔離弁 (バタフライ弁) 	<p>設計漏えい 量以下</p>	<p>試験における判定基準として設定した漏えい量から電気配線貫通部(モジュール)及び原子炉格納容器隔離弁(バタフライ弁)の実機相当に換算した漏えい量は、格納容器設計漏えい率である0.5%/dayに比べ、十分に小さい値であることを確認している。</p> <p><電気配線貫通部(モジュール)></p> <ul style="list-style-type: none"> ○漏えい有無の判定基準(設計漏えい量) 1×10⁻⁷ Pa・m³/s 以下 ○実機相当換算値 1×10⁻⁷ %/day 以下(PCV空間容積に対する割合) <p><原子炉格納容器隔離弁(バタフライ弁)></p> <ul style="list-style-type: none"> ○漏えい有無の判定基準(設計漏えい量) 240 cc/min 以下/600 A ○実機相当換算値 0.02 %/day 以下(PCV空間容積に対する割合)
<ul style="list-style-type: none"> ・所員用エアロック (扉板以外シール部) ・原子炉格納容器隔離弁 (T I P ボール弁) 	<p>200℃以上</p>	<p>圧力により開口が生じる部位でなく、また、高温環境下での耐性を確認していることから格納容器内の200℃の環境条件であってもシール機能に影響を及ぼすものでない。</p>

改良 E P D M 製シール材の適用性について

東海第二発電所では、改良 E P D M 製シール材として [] を採用する計画である。

改良 E P D M 製シール材の開発経緯を以下に示す。

- ・従来、原子炉格納容器のシール材（ガスケット）として使用していたシリコンゴムは、使用温度範囲が $-60\text{ }^{\circ}\text{C}\sim 200\text{ }^{\circ}\text{C}$ であり、従来の E P D M 製シール材の使用温度範囲 $-50\text{ }^{\circ}\text{C}\sim 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ よりも耐熱性は若干高いものの、既往の試験結果から高温蒸気環境での劣化が確認されていた。
- ・従来の E P D M 製シール材はシリコンゴムに比較して高温蒸気に強い材料であったが、更なる耐熱性向上を目的に材料の改良を進め、改良 E P D M 製シール材を開発した。

改良 E P D M 製シール材については、ガスケットメーカーにおいて、耐熱性、耐高温蒸気性及び耐放射線性の確認を目的に、事故時環境を考慮した条件 []
[]にて圧縮永久ひずみ試験が実施されており、耐性が確認されている。

東海第二発電所で採用予定の改良 E P D M 製シール材 []については、ガスケットメーカーで実施された試験と同様に圧縮永久ひずみ試験を実施するとともに、重大事故等時の温度及び放射線による劣化特性がシール機能に影響を及ぼすものでないことを実機フランジ模擬試験にて確認している。

また、改良 E P D M 製シール材は、従来の E P D M 製シール材と同様、ガスケットメーカーにて材料や特長に応じ定めている型番品 []として管理されているものであり、当該品を特定可能であることから、メーカー型番を指定することにより今回シール機能が確認されたものを確実に調達することが可能である。

なお、今後の技術開発により、より高い信頼性があるシール材が開発された場合は、今回と同様に圧縮永久ひずみ試験等を実施し、事故時環境におけるシール機能評価を行うことで、実機フランジへの適用性について確認する。

改良 E P D M 製シール材における各試験について

改良 E P D M 製シール材の適用にあたり、「改良 E P D M 製シール材の圧縮永久ひずみ試験」及び「実機フランジ模擬試験」の 2 種類の試験を実施している。本資料では、各試験の位置付けを明確化するとともに、「実機フランジ模擬試験」の試験条件がシビアアクシデント環境を適切に模擬できているかを確認するため「高温曝露の方法」及び「放射線試験の方法」について適切性を確認した。

1. 各試験の位置付けについて

1.1 改良 E P D M 製シール材の圧縮永久ひずみ試験

フランジ部からの漏えいの発生を防止するため、フランジ面にはシール材がセットされている。フランジはフランジボルトを締め付けることによりシール材を圧縮し、シール機能を発揮する構造となっている。

このため、フランジ部からの漏えいは「内部圧力の上昇によりフランジ部が開口すること」に加え「その開口量がシール材の復元量を超える」場合に生じる。したがって、シール材の耐漏えい性能を確認するためには、シール材がセットされるフランジが「圧力上昇によりどの程度開口するのか」を評価し、その開口量に熱等により劣化した「シール材の復元量」を確認することが必要となる（表 1）。

表 1 フランジ部の開口量評価と圧縮永久ひずみ試験の位置付け

フランジ部からの漏えい要因	確認事項	試験（及び評価）の位置付け
圧力の上昇によりフランジ部が開口することによる漏えい	フランジ部の圧力上昇による開口量	解析による開口量評価
開口量がシール材の復元特性を超えることによる漏えい	熱等により劣化したシール材の復元量	圧縮永久ひずみ試験によるシール材の復元量評価

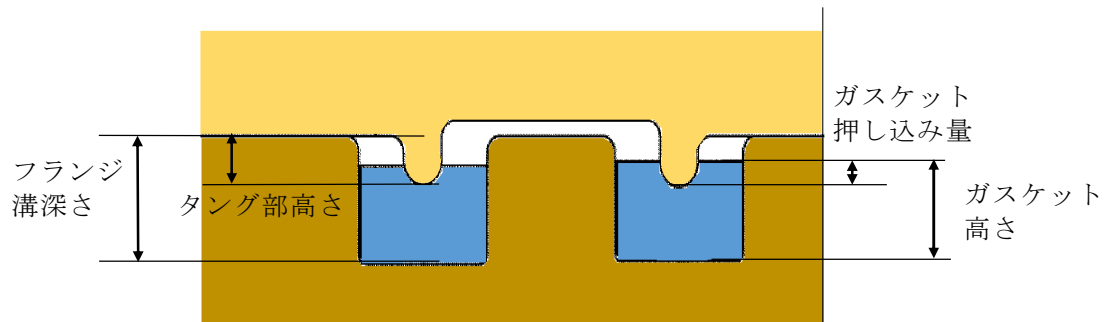
圧縮永久ひずみ試験で得られるひずみ率がフランジ構造によらず、一様に適用できる理由を整理する。

- ・原子炉格納容器の限界温度・圧力である 200 °C，2 Pd で評価しているため、圧力上昇による影響は、フランジ構造によらず同等である。
- ・本試験は、フランジ構造に関わらず、圧縮状態で使用される静的シール部におけるシール材単体の劣化度（ひずみ率）から復元量を確認するものであることから、フランジ構造の違いはフランジ構造の解析による開口量計算において評価している。
- ・本試験におけるシール材試験片の圧縮率は、%としており、改良型 E P D M 製シール材を適用する「角型断面ガスケットを用いるボルト締めフランジのガスケットの圧縮率」とほぼ同等である（表 2）。

よって、東海第二発電所原子炉格納容器の限界温度・圧力の評価では、フランジ部の開口量と圧縮永久ひずみ試験結果を用いることでシール部の健全性を評価できる。

表2 角型断面ガスケットを用いるボルト締めフランジのガスケットの圧縮率

設備名	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	圧縮率
トップヘッド フランジ					
機器搬入用 ハッチ					
サプレッション・ チェンバアクセス ハッチ					
閉止板 (X-28)					



- ・ガスケット押し込み量 = (ガスケット高さ + タング部高さ) - フランジ溝深さ
- ・圧縮率 = (ガスケット押し込み量 / ガスケット高さ) × 100 %

1.2 実機フランジ模擬試験

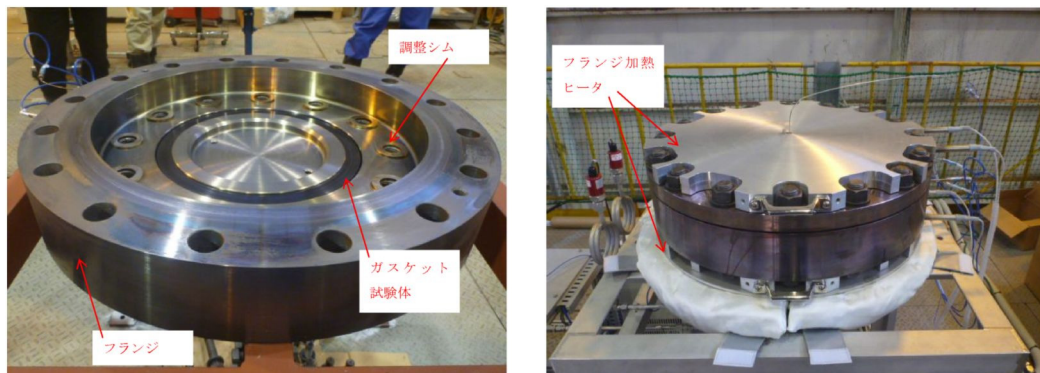
圧縮永久ひずみ試験結果を用いた開口量評価では、内圧によるフランジの構造部の変形は模擬しているが、実機フランジ溝にガスケットをセットした状態におけるシール材の変形は模擬していないため、実機にセットした状態におけるシール材の変形による気密性を確認する必要がある。また、1.1 項で記述したシール機能の評価では、ガスケットの復元量とフランジの開口量が等しい状態（ガスケット押し込み量が 0 mm で接している状態）までをシール機能維持のクライテリアとしており、その状態においても気密性を有することを確認する必要がある。

実機フランジ模擬試験は、圧縮永久ひずみ試験の結果を用いた開口量評価の中で最も厳しい状態を再現する試験をすることで、開口量評価の妥当性を確認するために実施している。（表 3）

表 3 実機フランジ模擬試験の位置付け

開口量評価における未確認事項	確認事項	実機フランジ模擬試験の位置付け
実機フランジガスケット溝にガスケットをセットした状態における内圧や熱膨張によりシール材が変形した状態における気密性	内圧，熱膨張でシール材がガスケット溝内で変形した状態で気密性を有すること	ガスケット溝内でのシール材の変形を考慮するため、実機フランジを模擬した試験装置*により気密性を有していることを確認
ガスケットに対するタングの押し込み量が 0 mm で接している状態（開口量＝許容開口量）における気密性	ガスケットに対するタングの押し込み量が 0 mm で接している状態で気密性を有すること	ガスケットに対するタングの押し込み量が 0 mm で接している状態で試験を実施することにより気密性を有していることを確認

注記 *：試験装置の断面形状は実機と同形状であり、ガスケット及び溝寸法は幅・高さともに実機と同等，中心径のみ縮小した試験装置（図 1）



試験装置外観（フランジ開放時） 試験装置外観（フランジ密閉時）

図1 試験装置外観写真

実機フランジ模擬試験で得られた結果がフランジ構造によらず、一様に適用できる理由を整理する。

- ・原子炉格納容器の限界温度・圧力である 200 °C，2 Pd で評価しているため，圧力上昇による影響は，フランジ構造によらず同等である。
- ・内圧上昇後にフランジが開口した状態を想定し，ガスケットの復元量とフランジの開口量が等しい状態（押し込み量が 0 mm で接している状態）でのシール性を確認しているものであり，フランジ構造による開口の違いはフランジ部の解析による開口量計算において評価している。

実機フランジ模擬試験によって，ガスケットに対するタンクの押し込み量が 0 mm で接している状態を再現しており，圧縮永久ひずみ試験の結果を用いた開口量評価において，最も厳しい状態である。よって，東海第二発電所原子炉格納容器の限界温度・圧力の評価では，フランジ部の解析による開口量評価において，開口量が許容開口量以内であることを確認することで，シール部の健全性を評価できる。

2. 実機フランジ模擬試験の高温曝露の方法について

改良EPDM製シール材の劣化は、一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、実機フランジ模擬試験では蒸気ではなく高温空気（乾熱）で曝露し、シビアアクシデント環境より保守的な条件で試験を実施している。また、温度については格納容器限界温度200℃が7日間継続する条件であり、シビアアクシデント環境よりも厳しい条件で曝露しており、それに加え、さらに余裕をみた250℃、300℃をそれぞれ定める期間を一定温度で高温に曝露した試験を実施している。

よって、本試験は高温曝露時に、蒸気環境よりも厳しい乾熱曝露、シビアアクシデント環境よりも保守的な温度条件により、シビアアクシデント環境を適切に模擬できていると考える。

3. 実機フランジ模擬試験の放射線照射の方法について

放射線照射量については、シビアアクシデント条件を模擬するために、有効性評価（大LOCA+ECCS機能喪失+SBO）におけるフランジガスケット部における事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて試験している。

また、放射線照射と高温曝露の順序について「原子力発電所のケーブル経年劣化評価ガイドライン」に事故時環境評価試験の試験実施方法として放射線照射をした後に定められた温度条件下に曝露することが定められていることから、この考え方を参考にし、放射線照射後に高温曝露を行う順序で試験を実施している。

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

改良E P D M製シール材の事故時環境における劣化特性を確認するために、J I S K 6 2 6 2 「加硫ゴム及び熱加塑性ゴムの常温・高温及び低温における圧縮永久ひずみの求め方」に準じた圧縮永久ひずみ試験を実施した。

試験装置を図1に示す。試験片として、あらかじめ γ 線照射したシール材を用いている。放射線量は、事故時条件を模擬するために、フランジガスケット部の事故後7日間の累積放射線量の目安である kGy を用いて実施している。試験は、試験片を圧縮板ではさみボルトを締付けることにより圧縮させる。

試験片の圧縮量はスペーサの厚さで調整している。

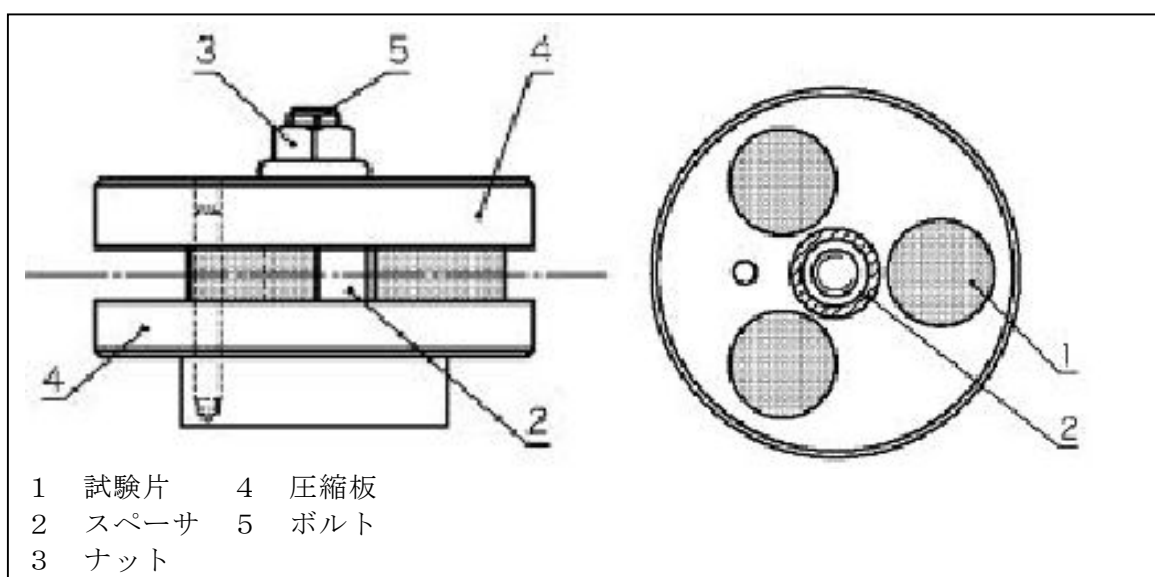


図1 圧縮永久ひずみ試験装置

試験では、加圧試験容器を用いて高温蒸気で曝露し、試験温度は、格納容器限界温度である 200 °C、試験期間は 7 日間（168 時間）とし、一定温度で高温曝露している。

圧縮永久ひずみ率は、試験片の初期厚みと試験後の試験片の厚さを測定し、次の式（1）により算出する。各試験片の中心を 0.01 mm の単位まで厚さ測定し、3 個の試験片で得られた値の平均値を算出する。圧縮永久ひずみの算出概念図を図 2 に示す。

$$Cs = \frac{(t_0 - t_1)}{(t_0 - t_2)} \times 100 \quad \dots \dots \dots (1)$$

- Cs : 圧縮永久ひずみ率
- t₀ : 試験片の初期厚み
- t₁ : 試験後の試験片の厚み
- t₂ : スペーサ厚さ

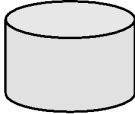
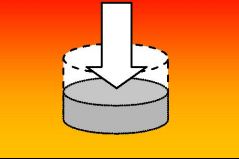
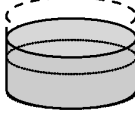





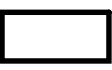
初期状態	試験状態	圧縮開放
		
厚さ t ₀	厚さ t ₂ (25 % 圧縮)	厚さ t ₁ $Cs = \frac{(t_0 - t_1)}{(t_0 - t_2)} \times 100$

図 2 圧縮永久ひずみの算出概念図

圧縮永久ひずみ試験の結果を表 1 に示す。

表 1 圧縮永久ひずみ試験*1 結果（改良 E P D M 製）

材料	試験温度	構造部放射線照 射量	試験 雰囲気	試験時間	ひずみ率 (%) *2	
					各試験片	平均
改良 E P D M 	200 °C	 kGy	蒸気	168 時間	  	

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 %

実機フランジ模擬試験の概要について

改良EPDM製シール材のシール機能の性能確認として、実機フランジの形状を模擬した試験装置を用いて、実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を行った。試験フローを図1に示し、試験の概要を以下に示す。

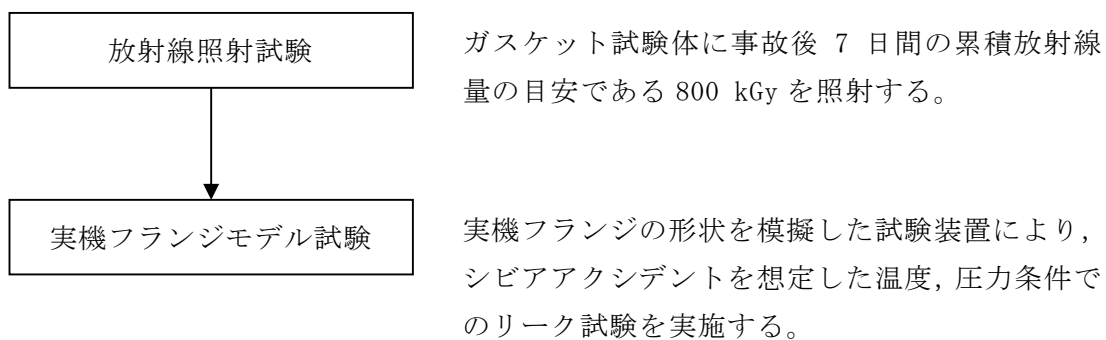


図1 実機フランジ模擬試験の試験フロー

1. 試験装置

実機フランジ模擬試験の試験装置は図 2、図 3 に示すようにフランジユニット、ガス供給ユニット、リークガス計測ユニットから構成される。フランジユニットは、直径 250 mm のガスケット試験体を組み込んで内部を加圧可能な試験フランジと、試験フランジを所定の試験条件に加熱制御するためのフランジ加熱ヒータから構成される。試験フランジにガスケット試験体を組み込む溝断面形状（フランジ型式）は実機フランジで採用されているタング&グループ型（T&G型）を模擬している。フランジ断面形状は実機と同形状であり、中心径のみを縮小した試験装置としているため、試験で得られたリーク量をガスケット径比で補正することで実機フランジにおけるリーク量として適用できる。

また、内圧上昇後の格納容器フランジの開口を模擬するため、ガスケット試験体の押し込み量をフランジ間に設置する調整シムにより設定する。ガス供給ユニットは、高圧空気ボンベと圧力調整器から構成され、所定の圧力に調整された加圧ガスを空気加熱器により所定の温度に加熱制御する。リーク量はリークガス計測ユニットのマスフローメータにて計測される。試験装置外観を図 3 に示す。

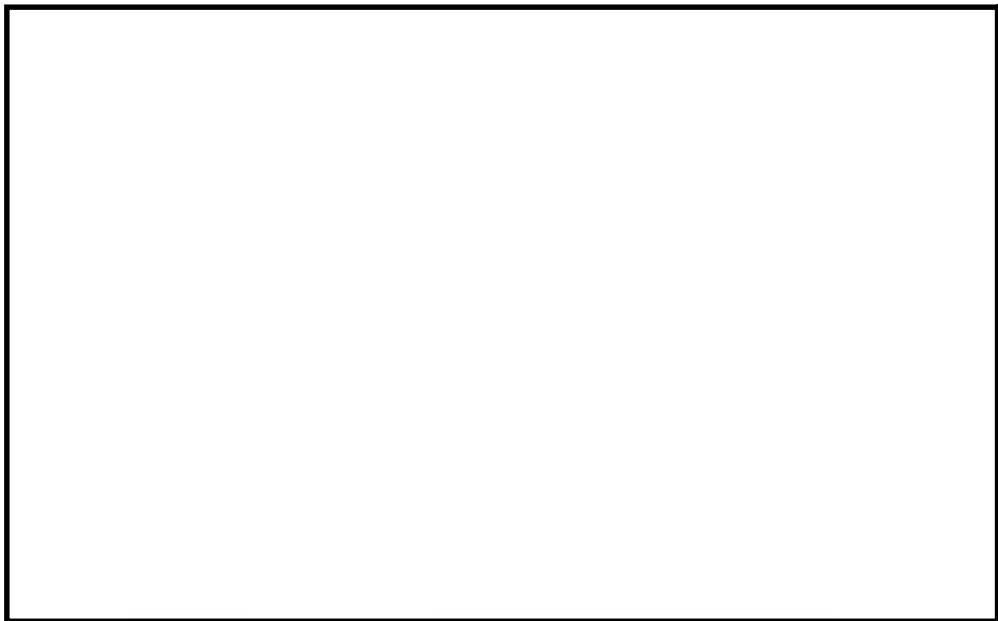
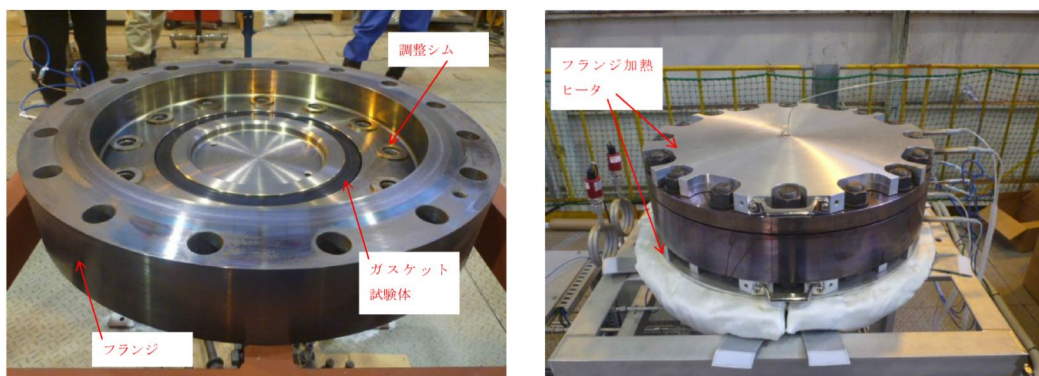


図 2 試験装置概要図



試験装置外観（フランジ開放時）

試験装置外観（フランジ密閉時）

図 3 試験装置外観

2. 試験条件

事故時条件を模擬するために、放射線照射量は、フランジガスケット部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800 kGyを予め照射したシール材をガスケット試験体として用いる。放射線による劣化と熱による劣化は、放射線照射をした後に定められた温度条件下に曝露する逐次法により付与した。

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。格納容器内は、通常時は窒素環境下、事故時は蒸気環境下であり、酸素が常に供給される環境ではないことから、放射線と熱の同時曝露による劣化への影響は十分小さく、逐次法による劣化の付与は妥当であると考ええる。なお、「原子力発電所のケーブル経年劣化評価ガイドライン」において、事故時環境試験の試験方法として放射線照射をした後に定められた温度条件下に曝露することが定められており、このことから逐次法による劣化の付与は妥当であると考ええる。

改良EPDM製シール材の劣化は、一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、加圧雰囲気は蒸気ではなく高温空気（乾熱）を用い、試験温度については、格納容器限界温度である200℃、さらに余裕を見た250℃、300℃とし、加圧圧力は格納容器限界圧力2 Pd (0.62 MPa) を包絡する圧力 (0.854 MPa 以上) で気密確認を実施する。また、格納容器内圧上昇後の実機フランジの開口を模擬するため、フランジによるガスケット試験体の押し込み量を最小限 (0 mm) で設定する。なお、押し込み量は、高温での試験を実施する前段階として、常温での予備加圧を実施し、ガスケットから漏えいが起こらない状態を押し込み量0 mmと定義する。

3. 試験結果

試験結果を表 1 に示す。フランジによるガスケット試験体の押し込み量が最小限(0 mm)であっても、有意な漏えいは発生せず、200 °C・168 時間、250 °C・96 時間、300 °C・24 時間の耐性が確認された。図 4 に 200 °C・168 時間の試験ケースにおける試験体の外観を示す。図 4 より、フランジとガスケット試験体との接触面を境界として劣化(表面のひび割れ)は内周側で留まり、外周側に有意な劣化が見られないことから、フランジ接触面でシール機能を維持できていることが確認された。また、断面形状より、劣化(表面のひび割れ)はガスケット試験体の表面層のみで留まっているため、有意な劣化が進行していないことが確認された。

表 1 シビアアクシデント条件での試験結果

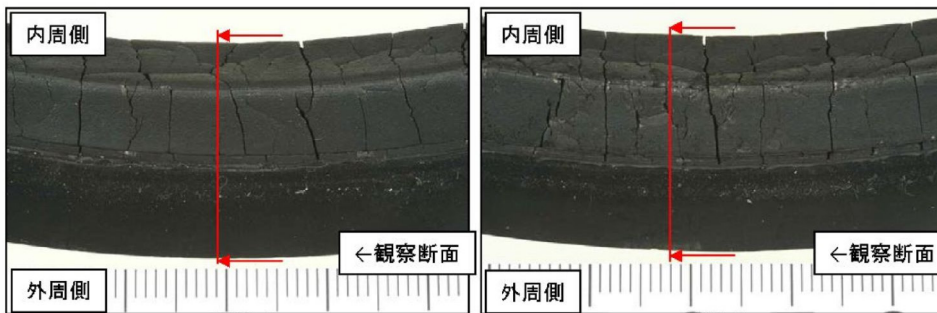
No.	試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えいの有無
1	改良 EPDM ()	200 °C	168 時間	0mm	無
2	改良 EPDM ()	250 °C	96 時間	0mm	無
3	改良 EPDM ()	300 °C	24 時間	0mm	無

下記条件は全ケース共通

試験圧力：2 Pd 以上 (0.854 MPa 以上)，放射線照射量：800 kGy，加圧媒体：乾熱(空気)
漏えい判定基準：1 cc/min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有とする。

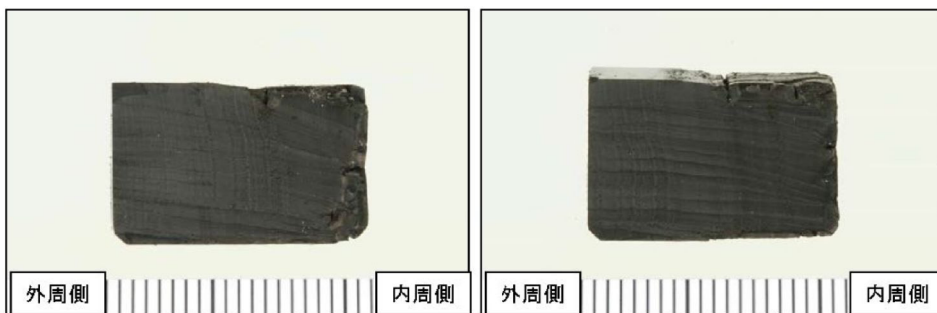


全体写真



①拡大

②拡大



①断面形状

②断面形状

図 4 試験後の試験体外観 (200 °C・168 時間)

改良EPDM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

改良EPDM製シール材については、シール機能の性能確認として圧縮永久ひずみ試験に加えて、実機フランジを模擬した試験装置（「実機フランジ模擬試験装置」という。）を用いてシール機能を確認している。

実機フランジ模擬試験装置のフランジ断面形状は実機と同形状、ガスケット及び溝寸法は幅・高さともに実機と同等であり、中心径のみを縮小した試験装置としており、フランジ部は実機と同様な変形を模擬できる。

また、実機フランジ模擬試験ではガスケット試験体の押し込み量を0mm（ガスケットとタングが接している状態）に設定し、実機が2Pd時の開口量以上を模擬した条件で試験を実施している。

1. 実機と実機フランジ模擬試験装置の比較

実機（トップヘッドフランジ）及び、実機フランジ模擬試験装置のフランジ部の断面形状及び寸法を図1、図2、表1に示す。

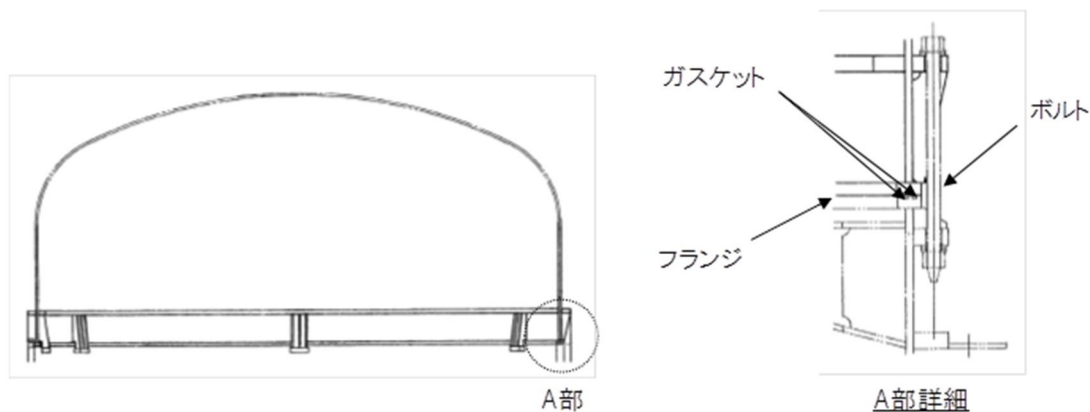


図1 トップヘッドフランジ断面形状図

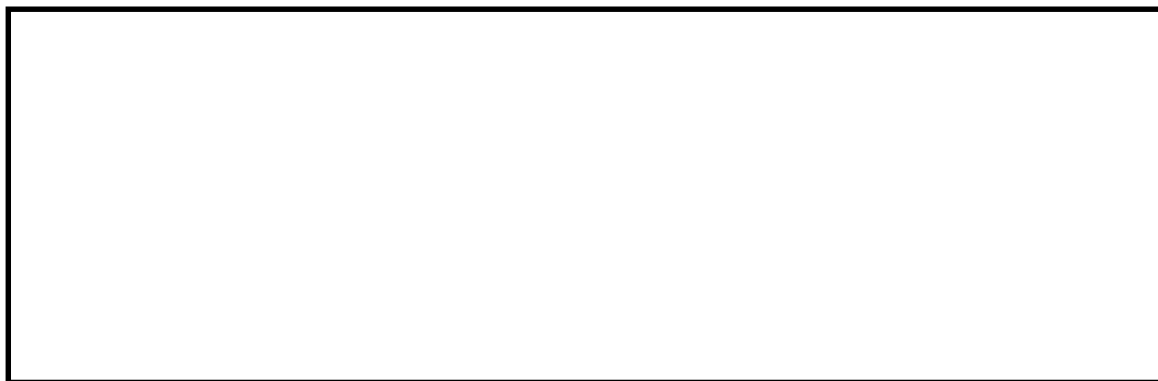


図2 実機フランジ模擬試験装置図

表 1 実機フランジと実機フランジ模擬試験装置の寸法比較

単位：mm

	ガスケット寸法				溝寸法			
	内径	外径	幅	高さ	内径	外径	幅	高さ
実機フランジ (トップヘッド フランジ)								
実機フランジ 模擬試験装置								

2. 実機への適用性

前述のとおり、実機フランジ模擬試験装置は、フランジの断面形状が実機と同形状、ガスケット及び溝寸法は幅・高さとも実機と同等であり、中心径のみを縮小した試験装置である。

実機フランジ模擬試験では、漏えい有無の判定基準として、1 cc/min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有と判断することとしている。ここで、試験の判定基準として設定した 1 cc/min の漏えい量を実機フランジでの漏えい量に換算し、格納容器の設計漏えい率との比較を行った結果は以下のとおりである。

ガスケットの内径を d_i 、外径を d_o とすると、J I S B 2490 よりガスケットからの漏えい量 L はガスケットの接触面の内径 d_i に比例し、ガスケット接触幅 $(d_o - d_i) / 2$ に反比例する。

$$L \propto \frac{d_i}{(d_o - d_i) / 2} = \frac{1}{(d_o / d_i - 1) / 2}$$

表 1 より実機フランジ模擬試験のガスケットの断面形状は実機と一致させていることから、ガスケット試験体の接触幅は実機ガスケットと一致している。このため、フランジ部からの漏えい量はガスケット内径に比例する。また、実機フランジ模擬試験ではガスケット押し込み量を 0 mm に設定し、実機が 2 Pd 時の開口量以上を模擬した条件で試験を実施している。

本試験で判定基準として設定した漏えい量 (1 cc/min) より、ガスケット径比で補正した実機フランジでの漏えい量を推定したところ、格納容器全ハッチ類フランジからのリーク量は 0.001 %/day 以下であり、原子炉格納容器の設計漏えい率 (0.5 %/day) の 1/500 以下となる。実機フランジのガスケット径を表 2 に、実機フランジにおける漏えい量の推定結果を表 3 に示す。

このように、事故時条件を模擬した改良 E P D M 製シール材の試験結果は、原子炉格納容器の設計漏えい率と比較して十分に余裕がある状態であることから、改良 E P D M 製シール材の実機への適用は可能であると考えられる。

表 2 実機フランジのガスケット径

対象	ガスケット径*1, *3
トップヘッドフランジ	mm
機器搬入用ハッチ	mm
所員用エアロック*2	mm
サプレッション・チェンバアクセスハッチ	mm
X-28 貫通部	mm
合計	mm

- 注記 *1：二重ガスケットについては保守的に外側ガスケットの中心径を用いる。
 *2：エアロックはガスケット周長が等価となる等価直径とする。
 *3：ガスケット径が 100 mm 以下の閉止フランジ付貫通部については、他の大開口部と比較して影響が小さいため対象外する。

表 3 実機フランジにおける漏えい量の推定結果

試験での漏えい判定基準 (L_1)	1 cc/min
試験フランジガスケット径 (D_1)	mm
原子炉格納容器フランジガスケット径合計 (D_0)	mm
ガスケット径比 ($\alpha = D_0/D_1$)	mm/mm
原子炉格納容器フランジでの漏えい量 ($L_0 = L_1 \times \alpha$)	cc/min
	m ³ /day
原子炉格納容器空間容積 (V_0)	m ³
原子炉格納容器空間容積に対する割合 (L_0/V_0)	%/day

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。

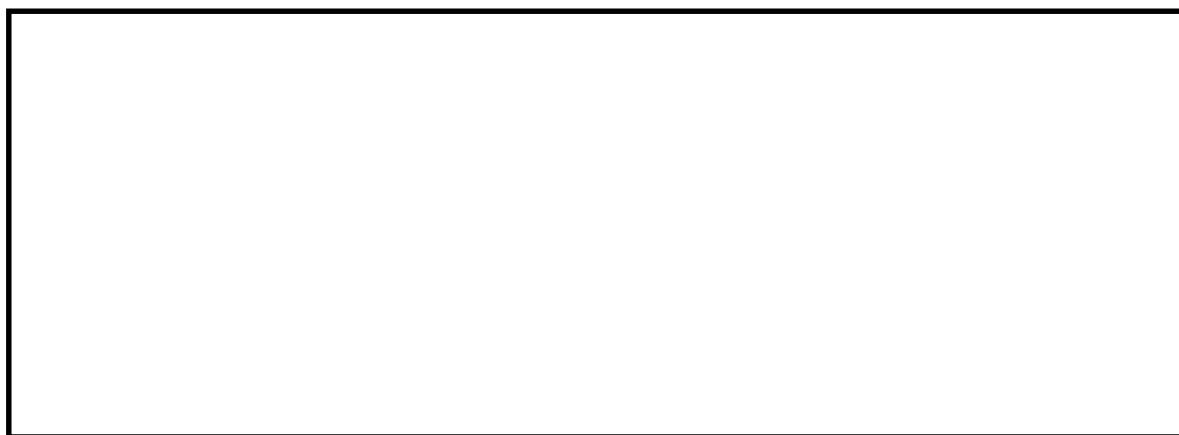


図1 試験治具寸法

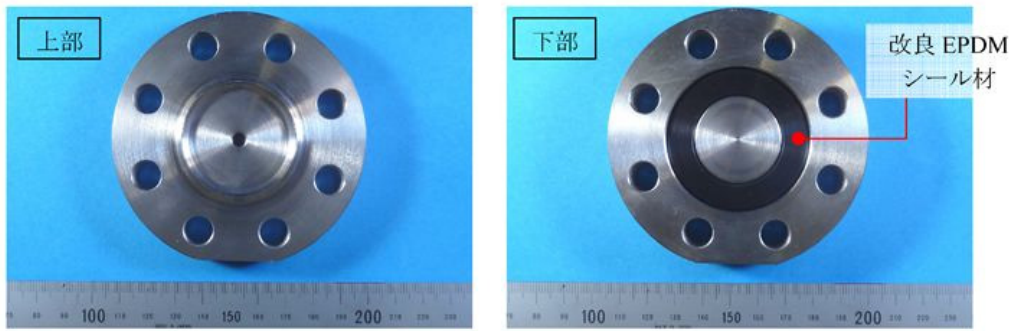


図2 試験治具及びシール材外観

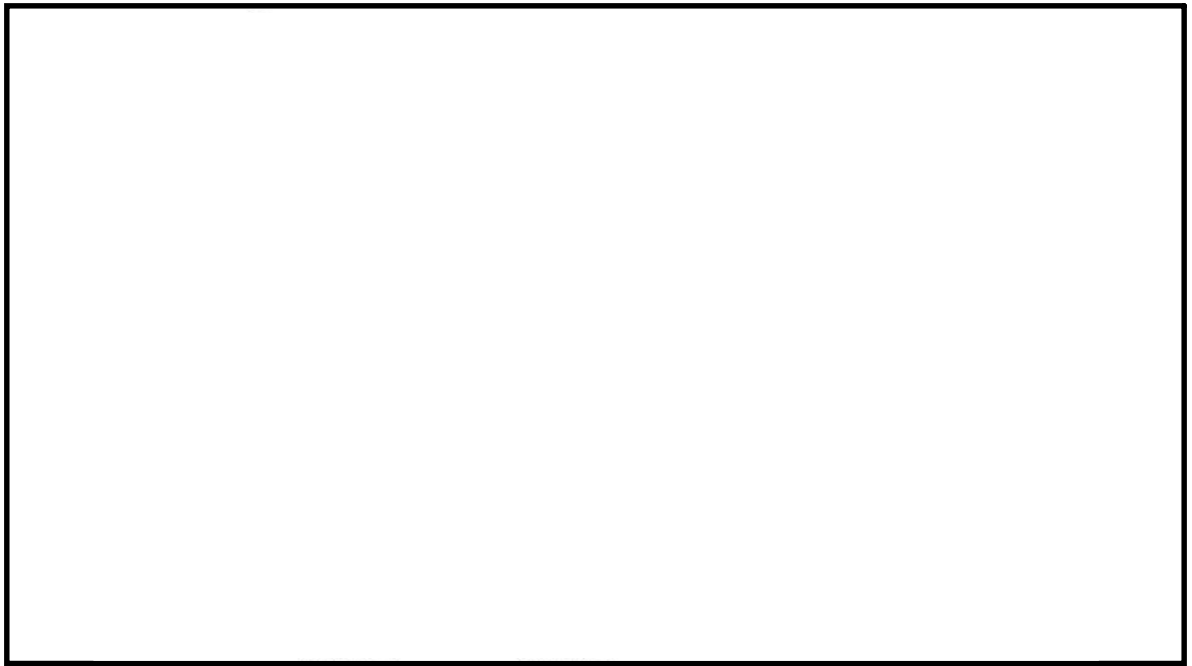


図3 蒸気用オートクレーブ系統図



図4 蒸気曝露試験体設置状況



図5 He気密確認試験状況

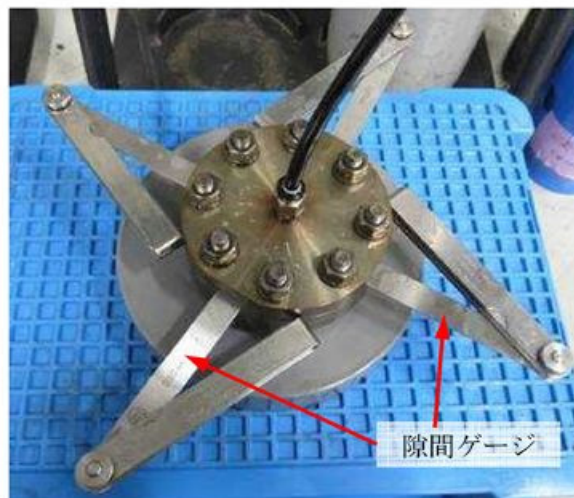


図6 開口模擬したHe気密試験
(隙間ゲージ使用)

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

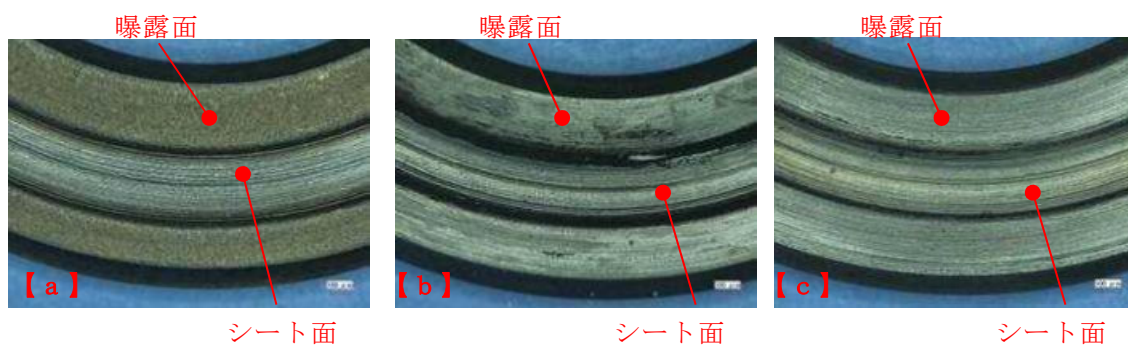


図7 試験後外観観察結果

(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。

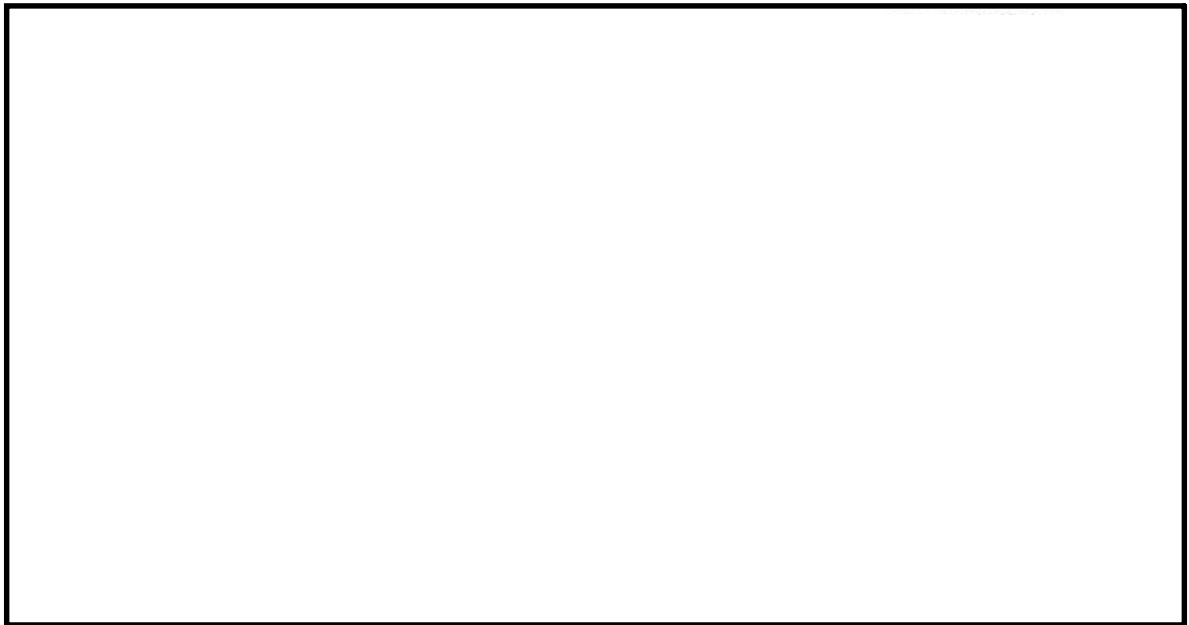


図8 FT-IR分析結果（曝露面）

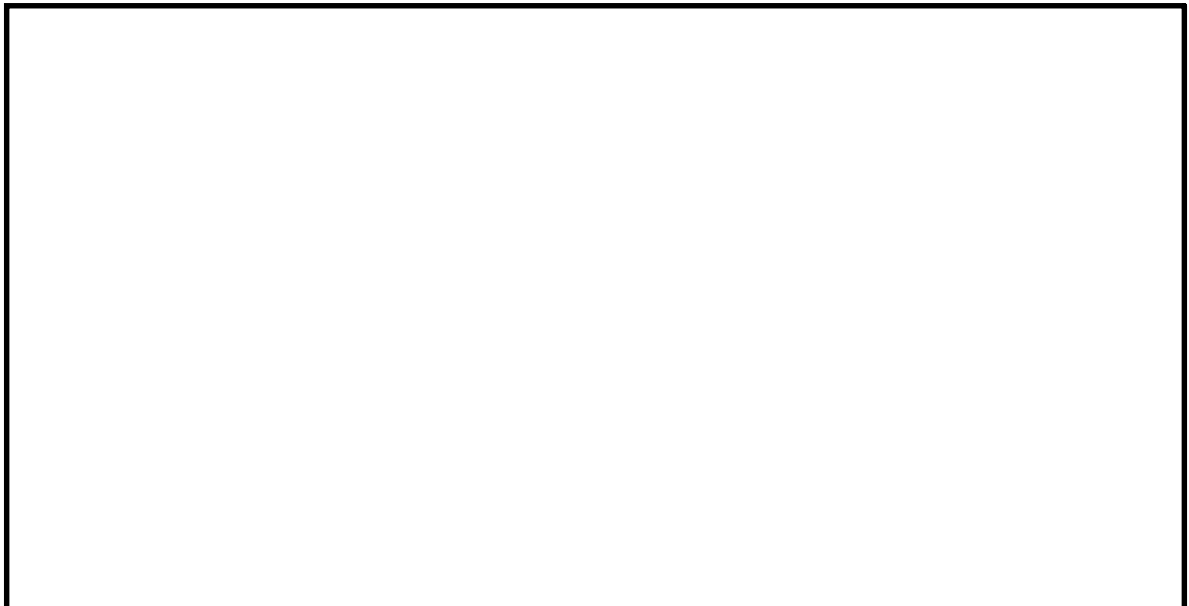


図9 FT-IR分析結果（シート面）

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。

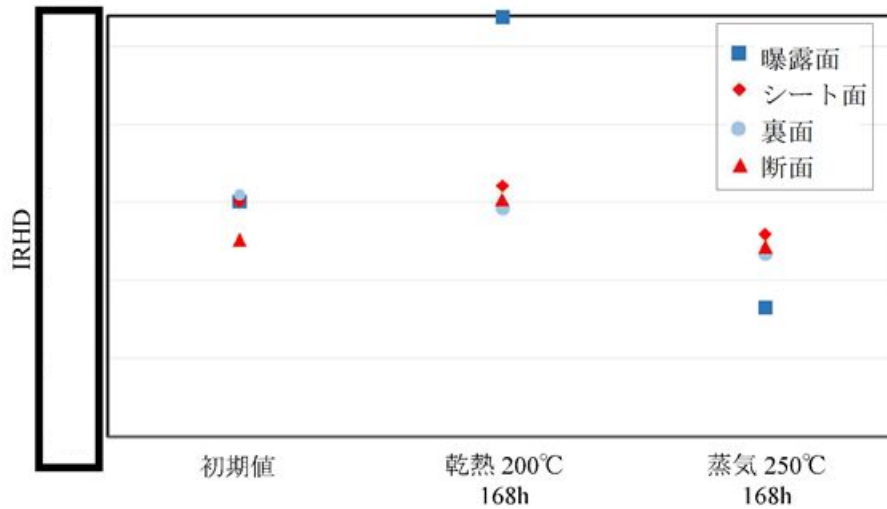


図10 硬さ測定結果

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ことが考えられる。

バックアップシール材のシール機能について

格納容器閉じ込め機能の更なる安全性向上対策を目的に、自主的な取り組みとして、バックアップシール材（一液硬化型耐火シーラント）を塗布する。バックアップシール材は図 1 で示すように、現行シール材のシール溝よりも外側のフランジ面全周に塗布できるシール材である。バックアップシール材は、耐高温性、耐蒸気性、耐放射線性が確認され、重大事故環境下においてもシール機能を発揮できるものを用いる。

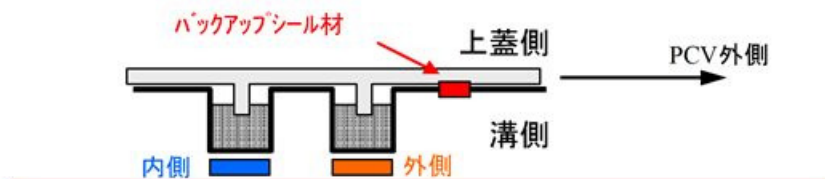


図1 バックアップシール材イメージ図

1. バックアップシール材の適用目的

原子炉格納容器のフランジ部のシール機能は、200℃、2 Pd の環境下において、改良 EPDM 製シール材により重大事故後 7 日間のシール機能が維持できることを確認しているが、格納容器内が長時間にわたり高温状態が続くことでシール材の性能が低下することを考慮して、改良 EPDM 製シール材の外側にバックアップシール材を塗布し、「改良 EPDM 製シール材+バックアップシール材」の組み合わせとすることで、長期におけるシール機能健全性を補強する。

また、改良 EPDM 製シール材は、事故時の耐環境性に優れていることを確認しているが、一般的な劣化モードとして酸化劣化があげられるため、長期におけるシール材の信頼性を向上させるためには、劣化要因である酸素の高温状態曝露を回避することが必要になる。バックアップシール材は、フランジ外側ガスケット部よりも外周のフランジ面に塗布することから、改良 EPDM 製シール材への格納容器外側からの酸素供給を遮断する役割も果たすことができるため、酸化劣化による改良 EPDM 製シール材のシール機能低下を抑えることが可能である。

以上より、バックアップシール材は、事故発生後の改良 EPDM 製シール材の長期におけるシール機能健全性を補強することができるため、格納容器閉じ込め機能の更なる安全性向上対策として、トップヘッドフランジ、機器搬入用ハッチフランジ及びサブプレッション・チェンバアクセスハッチフランジのシール部に「改良 EPDM 製シール材+バックアップシール材」を採用する。

2. バックアップシール材の性能確認試験

バックアップシール材に関して、耐高温性、施工性等を確認するために、以下の試験を実施した。

- (1) 高温曝露後及び蒸気曝露後気密確認試験
- (2) 開口模擬後気密確認試験
- (3) 実機適用性試験
- (4) 長時間試験（改良 EPDM 製シール材との組み合わせ）

各々の試験の詳細を以下に示す。

(1) 蒸気曝露試験（250℃×168時間）後気密確認試験

フランジ部に塗布するバックアップシール材に関して、小型試験治具（図2）を用いてγ線照射及び蒸気曝露後にHe気密確認試験を実施し漏えいの有無を確認するとともに、試験後にFT-IR分析を実施してバックアップシール材の化学構造の変化状況を確認し

た。試験条件の詳細を以下に記載する。

① γ 線照射

事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジ部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800 kGyを目標に、線源Co-60、照射時間100時間にて γ 線照射を実施した。

照射実績は、雰囲気線量8.19 kGy/h、8.27 kGy/h、累積照射量819 kGy、827 kGyであった。

② 高温曝露

熱処理炉を使用して300 °C、73時間及び350 °C、73時間の高温曝露を実施した。

③ 蒸気曝露

蒸気用オートクレーブを使用して、試験体（3個）を1 MPa、250°C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、試験片設置状況を図4に示す。

④ He気密確認試験

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。高温曝露条件では負荷圧力0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.62 MPa、蒸気曝露条件では負荷圧力は0.3, 0.65, 0.9 MPaとし、スヌープでのリーク確認と0.65 MPa及び0.9 MPaは保持時間30分、その他の圧力では保持時間10分で圧力降下の有無を確認した。気密確認試験状況を図5に、試験結果を表1及び表2に示す。いずれの試験体もリーク及び圧力降下は認められなかった。

⑤ FT-IR分析

He気密確認試験後にFT-IR分析を実施した。FT-IR分析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。分析結果を図6に示す。本試験条件では350 °C高温曝露条件を除いてシロキサン構造の変化量は小さく、顕著な劣化は認められなかった。



図2 小型試験治具寸法

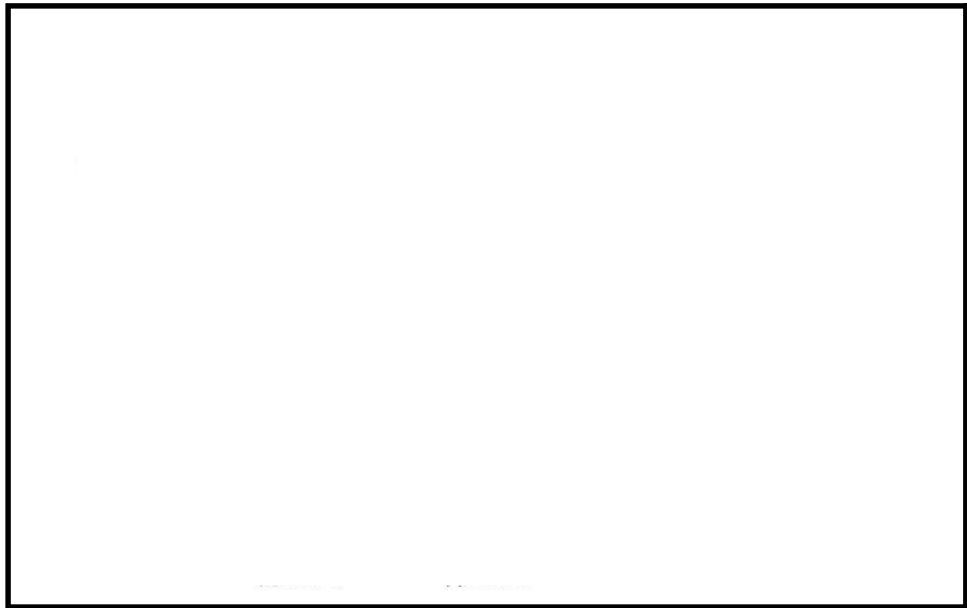


図3 蒸気用オートクレーブ系統図



図4 蒸気曝露
試験片設置状況



図5 気密確認試験状況



表1 He 気密確認試験結果（高温曝露後）

No.	高温曝露 条件	0.2 MPa	0.3 MPa	0.4 MPa	0.5 MPa	0.62 MPa	γ線 照射量
1	300 °C, 73時間	○	○	○	○	○	827 kGy
2	350 °C, 73時間	○	○	○	○	○	827 kGy

○：リーク及び圧力低下なし

表2 He 気密確認試験結果（蒸気曝露後）

No.	蒸気曝露条件	0.3 MPa	0.65 MPa	0.9 MPa	γ線照射量
1	1 MPa, 250 °C, 168時間	○	○	○	819 kGy
2	1 MPa, 250 °C, 168時間	○	○	○	819 kGy
3	1 MPa, 250 °C, 168時間	○	○	○	819 kGy

○：リーク及び圧力低下なし

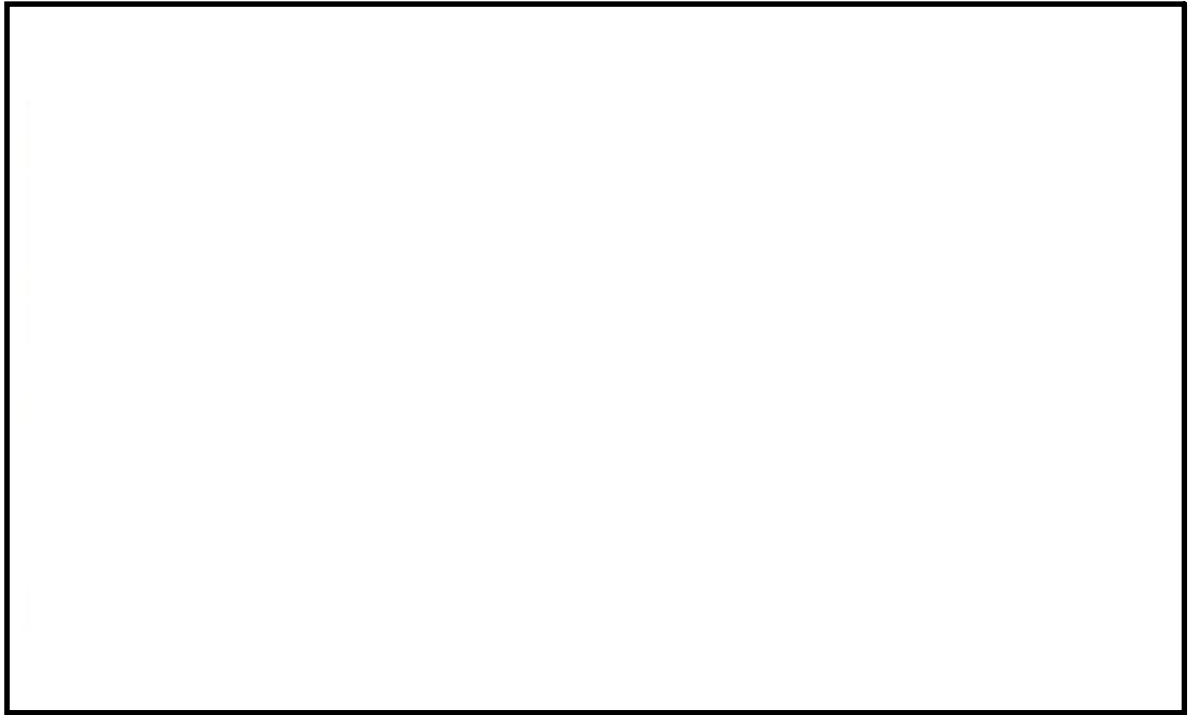


図6 FT-IR分析結果

(2) 開口模擬後気密確認試験

重大事故時には、事故後ベント実施までは圧力が2 Pd近傍と高くなりフランジ部が開口することから、フランジ開口を経験した後にバックアップシール材により気密性が維持されているか否かを確認するため、30 cm中型試験体を用いて隙間ゲージで一度変位を経験させた後にHe気密確認試験を実施した。試験の流れとしては、バックアップシール材を塗布したフランジを乾燥させた後に、隙間ゲージで変位を加え、その後隙間ゲージを引き抜いて試験フランジの変位を当初位置に戻す。その状態でHe気密確認試験を実施して漏えいの有無を確認した。試験実施状況を図7、図8、試験条件及び結果を表3に示す。

1.9 mmまでの変位を経験した後もHe気密確認においてリーク及び圧力降下は認められなかった。なお、He気密確認試験は、(1)の蒸気曝露試験(250℃×168時間)後気密確認試験と同様に、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は保持時間10分で、0.65 MPa及び0.9 MPaは保持時間30分で圧力降下の有無を確認した。

なお、開口模擬後気密確認試験は試験装置上の理由から、バックアップシール材に高温曝露は経験させていない。しかしながら、FT-IR分析結果では250℃蒸気曝露でバックアップシール材の化学構造の変化量は小さく、顕著な劣化が認められなかったことから、高温曝露の有無は事故時開口を模擬したバックアップシール材の性能を確認する試験においては、試験結果に大きな影響を与えないと考えている。



図7バックアップシール材塗布状況
(1.5mm 厚さ)



図8 変位付与状況
隙間ゲージを用いて所定の変位を加えた後、
隙間ゲージを抜いて再締め付け

表3 開口模擬後He気密確認試験結果

No.	塗布厚さ	変位	0.3 MPa	0.65 MPa	0.9 MPa	備考
1	1.5 mm	変位付与前	○	○	○	
		1.0 mm	○	○	○	
2	5.0 mm	変位付与前	○	○	○	
		1.0 mm	○	○	○	
3	1.5 mm	変位付与前	○	○	○	
		1.9 mm	○	○	○	

○：リーク及び圧力降下なし

(3) 実機適用性試験

実機フランジは直径が大きく塗布長さが長い為、実際にバックアップシール材を適用した場合に問題なく気密性が担保出来るか否か、また、既存のシール材との干渉の有無を確認するため、バックアップシール材の塗布と局所漏えい試験を実施した。

バックアップシール材塗布条件は、図9に示す内側及び外側シール材に加えて、格納容器外側にバックアップシール材を塗布して既存シール材とバックアップシール材との干渉の有無を確認する条件、図10に示す内側シール材に格納容器外側にバックアップシール材塗布し、バックアップシール材単体でシール機能を持つことを確認する条件の2通り実施した。いずれの局所漏えい試験も結果は良好であった。

なお、バックアップシール材の塗布時には、塗布厚さが1~1.5 mm程度となる様に治具を用いて作業を実施した(図11)。

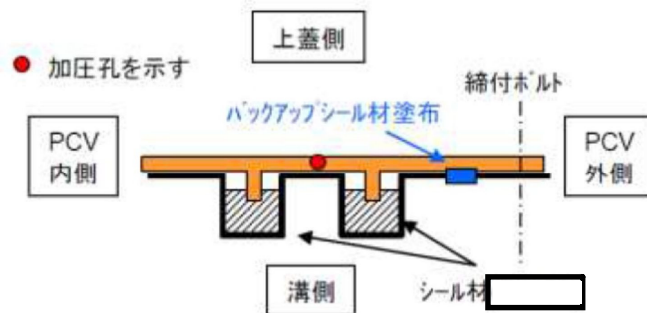


図9 内側及び外側シール材+格納容器外側バックアップシール材塗布条件

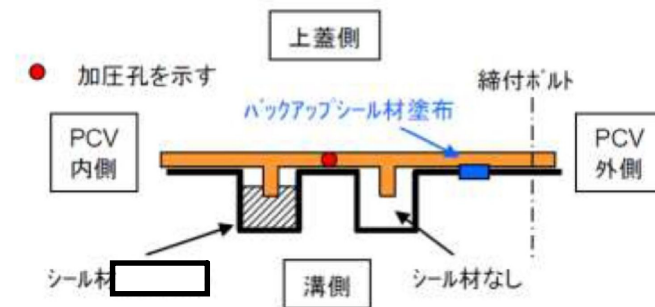
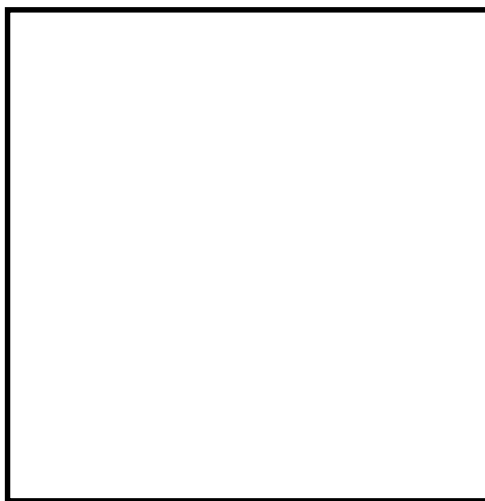


図10 内側シール材+格納容器外側バックアップシール材塗布条件



(a) バックアップシール材塗布作業



(b) ハッチ閉鎖時

図11 バックアップシール材塗布試験状況

(4) 長時間試験

重大事故時においては、復旧までに相応の日数が必要と考えられることから、30日、又はそれ以上の期間曝露したシール材の気密性を確認することを目的に、改良EPDM製シール材（ γ 線照射量800 kGy）とその外側にバックアップシール材を適用した条件で、長期間高温曝露を実施した後にHe気密確認試験を行い漏えいの有無を確認した。試験条件を以下に示す。

また、試験体の状況（改良EPDM製シール材+バックアップシール材塗布）を図12に示す。

①高温曝露

熱処理炉を用いて、乾熱200℃条件下にて高温曝露を実施した。なお、試験体は、所定の日数曝露した後に取り出して下記のHe気密確認試験を実施し、He気密確認試験後には、再度、熱処理炉に戻して乾熱200℃条件下にて追加日数の高温曝露を継続実施している。

②He気密確認試験

高温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は保持時間10分、0.65 MPa及び0.9 MPaは保持時間30分で圧力降下の有無を確認した。試験状況を図13に、試験結果を表4に示す。いずれの試験においてもリーク及び圧力降下は認められなかった。

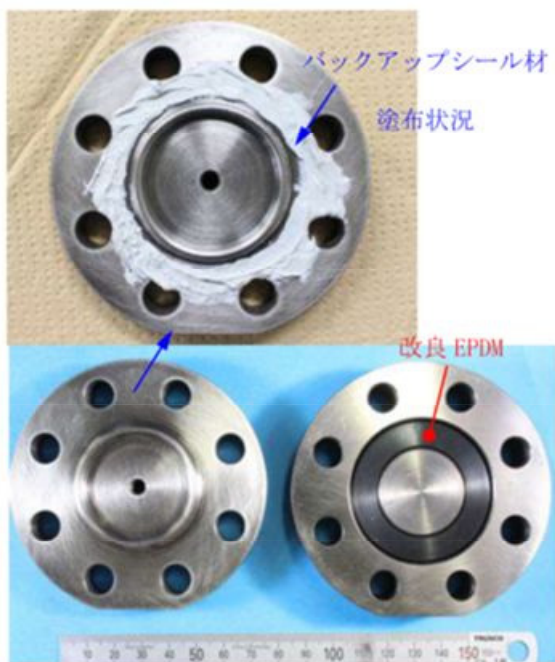


図 12 試験体の状況
(改良 EPDM+バックアップシール材)



図 13 He 気密確認試験状況

表4 He 気密確認試験結果

No.	曝露条件	曝露日数	曝露時間	0.3 MPa	0.65 MPa	0.9 MPa
1	乾熱 200 °C	30	720時間	○	○	○
2	乾熱 200 °C	45	1,080時間	○	○	○
3	乾熱 200 °C	60	1,440時間	○	○	○
4	乾熱 200 °C	75	1,800時間	○	○	○
5	乾熱 200 °C	90	2,160時間	○	○	○
6	乾熱 200 °C	105	2,520時間	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

以上のことから、バックアップシール材について格納容器限界温度200 °Cにおける長期におけるシール性が確認できた。また、ベント実施までの間に格納容器の過圧によりフランジ開口を経験したとしても、ベント後のフランジ開口量が小さい領域では高温性に優れたシール機能を発揮することが確認できた。よって、バックアップシール材は、格納容器ベント操作後の長期シール機能強化に有効である。

なお、格納容器閉じ込め機能として最も厳しいシナリオである「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用しないシークェンスでは、格納容器雰囲気温度は、7日間（168時間）時点で150 °C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、7日間（168時間）以降は150 °Cを下回る。したがって、これよりも過酷な200°C状態が30日間継続しても格納容器閉じ込め機能は健全であることが試験により確認できているため、事故後長期のシール性向上のためには「改良 EPDM製シール材+バックアップシール材」は有効であると考えている。

3. バックアップシール材の塗布条件

バックアップシール材のシール機能が確保されるための塗布幅、塗布厚さ、塗布作業に関する条件は、各種試験の結果から表5の通り定めている。塗布幅は幅が広い程シール機能が向上するが、試験でシール機能が確認できた最小の塗布幅を元に設定している。塗布厚さについては、シール機能が確認できた塗布厚さを元に設定している。また、バックアップシール材は塗布後、除々に乾燥して固まるため、塗布後にフランジ閉鎖するまでの時間を制約として設けることにしている。この時間についても、試験によりバックアップシール材の乾燥時間を考慮して、シール機能が確認できた時間を元に設定している。

表5 バックアップシール材の塗布条件

項目	塗布条件
バックアップシール材の塗布幅	<input type="text"/> mm以上
バックアップシール材の塗布厚さ	<input type="text"/> mm以上
塗布後、フランジ閉鎖までの時間	<input type="text"/> 時間以内

4. バックアップシール材の品質確認

バックアップシール材は表5の条件で塗布することで、シール機能が確保可能である。従って、バックアップシール材塗布作業時に「塗布幅」、「塗布厚さ」、「塗布後、フランジ閉鎖までの時間」を確認することで品質を確認する。「塗布幅」、「塗布厚さ」については、幅、厚さを担保可能な専用治具を用いてバックアップシール材を塗布作業する等で、品質確認を行う。「塗布後、フランジ閉鎖までの時間」については、塗布作業時間を管理することで品質確認を行う。

バックアップシール材塗布による設計影響について

1. バックアップシール材塗布によるフランジ設計への影響

フランジ設計として、漏えい発生を防止するためにOリング溝にシール材（改良E PDM製）がセットされているが、シール機能を確保するために以下が設計上考慮されている。

- ① シール材について、開口を考慮した適切な押込み量を確保すること
- ② 内圧及びシール材反力について、適切なフランジ強度を有すること
- ③ シール材が、化学的影響を受ける等により、反応や劣化等の影響を受けないこと
- ④ フランジ締め付け作業の施工性が確保できること

バックアップシール材をフランジ面に塗布することで、上記①～④の考慮事項について悪影響を与えないことを確認するため、バックアップシール材が塗布されることにより「フランジ開口量評価でシール材（改良E PDM製）追従性に悪影響を与えないこと」、「フランジ応力評価に悪影響を与えないこと」、「シール材（改良E PDM製）に化学反応等の悪影響を与えないこと」、「フランジ締め付け作業・開放作業に悪影響を与えないこと」を確認した。

2. バックアップシール材厚さの影響について

バックアップシール材の有無によるフランジ厚さの変化はほとんど無く、約0.01 mmであることが確認されている。また、バックアップシール材の塗布条件として、幅 mm 以上、厚さ mm 以上としている。この条件を施工管理できるように、専用治具を用いて実施する。具体的には、塗布条件を満足できるように切り欠きを有したヘラのようなものを使用することで考えている。これをフランジ面に当てて、延ばすことでバックアップシール材を特別な技量なく、幅及び厚さは均一に塗布可能とする。

実プラントでのガスケットの押込み深さは約 mm である。一方、バックアップシール材適用による押込み量の変化は約0.01 mm と想定され、バックアップシール材適用による押込み深さの変化量やフランジ開口量への影響は無視できる程度で悪影響はないと考えられる。

3. バックアップシール材塗布に伴うフランジへの影響について

バックアップシール材を塗布した場合の影響評価として、①開口量評価及び②フランジ応力評価を実施した。前述 1. からバックアップシール材塗布時の厚さは約0.01mmである。

① 開口量評価

構造上バックアップシール材の厚さ分、突起によるガスケットの締め付け量は低減する。このため、最も評価結果が厳しくなるトップヘッドフランジにて 2 Pd 時の締め付け量と必要締め付け量を比較し、シール性能を維持できることを確認した（図 1, 表 1 参照）。なお、ここで用いたガスケットの必要締め付け量は実機を模擬した試験を実施し、締め付け量 0 mm でもシール性能を維持できることを確認している。

$$\begin{aligned}
 \text{評価式：締め付け量} &= \text{初期締め付け量} - \text{バックアップ材厚さ} - \text{開口量} \\
 &= \text{ mm } - (0.01 \text{ mm}) - \text{ mm} \\
 &= \text{ mm } > 0 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

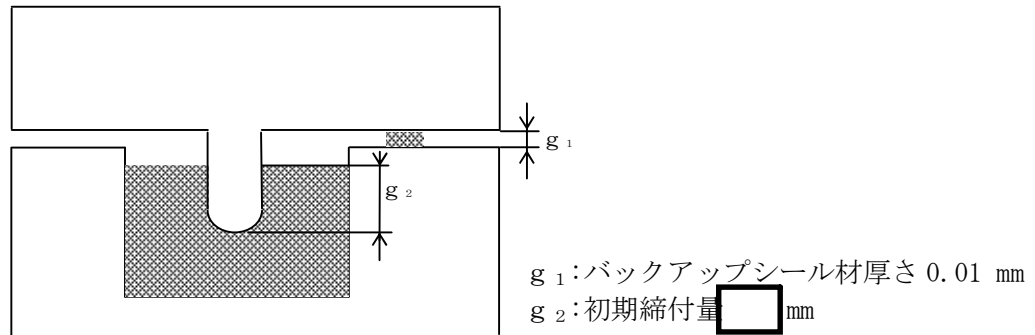


図1 バックアップシール材塗布時の初期締付状態図

表1 2 Pd時のバックアップシール材を用いたフランジシール部
開口量と締付量

設備名	バックアップシール材厚さ	開口量	締付量	必要締付量
トップヘッド フランジ	0.01	<input type="text"/>	<input type="text"/>	0以上

(単位: mm)

② フランジ部応力評価

バックアップシール材を用いた際、2 Pd時にフランジに加わる荷重には、格納容器内圧による荷重、ガスケット反力による荷重及びバックアップシール材による荷重があるが、バックアップシール材反力による荷重は内圧による荷重と比較して極めて小さくなる。このため、フランジ部へ発生する応力の影響は格納容器内圧が支配的であり、バックアップシール材の有無によりフランジ部へ加わる発生応力はほとんど変化しないと考えられる。

4. 改良EPDM製シール材に対する悪影響、フランジ締付・開放作業への影響について

フランジ締付・開放作業等の現場作業への影響について、フランジ締付時の締付ボルト管理トルク値の変更は必要ないこと、フランジ開放時(点検時)の手入れの際にバックアップシール材はスクレーパ等により、容易に除去可能であることを確認している。また、バックアップシール材の除去時にフランジ部の構造により、現場作業への影響が考えられるが、フランジ面とガスケットを装填する溝部の不連続な箇所があるものの、作業上、影響はない。

化学的影響については、長時間試験で改良EPDM製シール材とバックアップシール材を組み合わせたフランジで劣化後の気密性が確認できていることから、悪影響がないと考えられる。また、フランジ締付時にバックアップシール材の余剰分は、フランジ外面に出てくるが除去可能である。

5. まとめ

以上の検討により、バックアップシール材塗布におけるフランジ締込量への影響は約 0.01 mmとわずかであり、開口量評価及びフランジ部応力評価に大きな影響はない。また、改良EPDM製シール材に対して化学反応の影響がないこと、フランジ締付作業性も確保できることから、バックアップシール材塗布によるフランジ設計上の影響はない。

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。

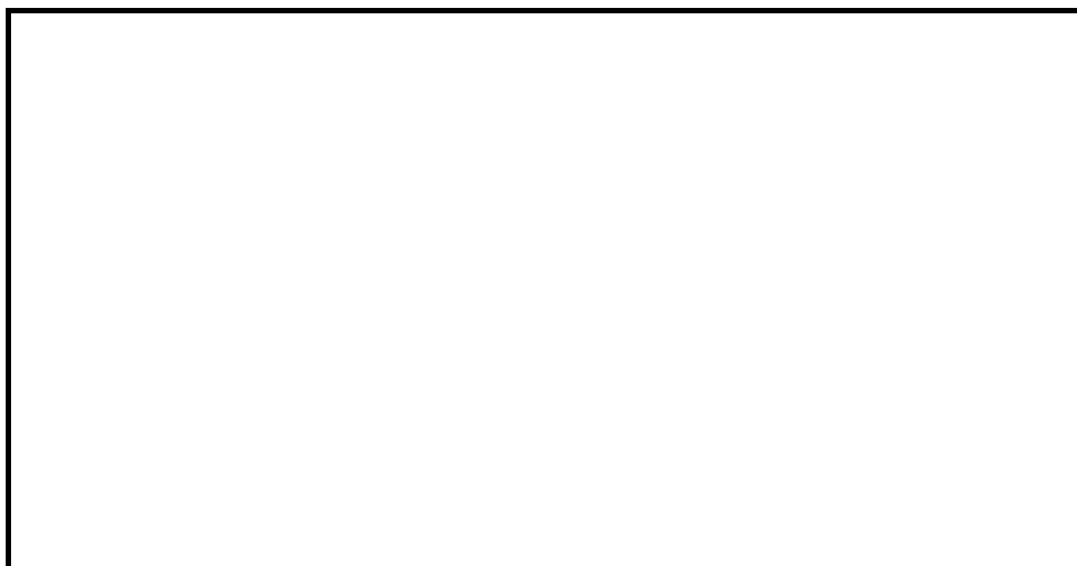


図 1 トップヘッドフランジの圧力と開口量の関係
 (東海第二発電所モデル, 200℃)

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： (1)

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±2 σ ）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

X ₁	X ₂	X ₃	X ₄	X ₅	X ₆	X ₇	X ₈	X ₉	X ₁₀	X ₁₁	X ₁₂

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。

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

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。

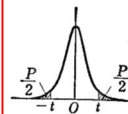
ここで、 $t_{\alpha/n} = 3.28$ は、下図に示す t 分布表から算定した値である。

$2 \cdot \alpha / n = 2 \cdot 0.05 / 12$

t 表

$\phi, P \rightarrow t$

(自由度 ϕ と両側確率 P) から t を求める表

$$P = 2 \int_t^{\infty} \frac{\Gamma(\frac{\phi+1}{2}) dv}{\sqrt{\phi \pi} \Gamma(\frac{\phi}{2}) (1 + \frac{v^2}{\phi})^{\frac{\phi+1}{2}}}$$


$\phi \backslash P$	0.50	0.40	0.30	0.20	0.10	0.05	0.02	0.01	0.001	$P \backslash \phi$
1	1.000	1.376	1.963	3.078	6.314	12.706	31.821	63.657	636.619	1
2	0.816	1.061	1.386	1.886	2.920	4.303	6.965	9.925	31.598	2
3	0.756	0.978	1.250	1.638	2.353	3.182	4.541	5.841	12.941	3
4	0.741	0.941	1.190	1.533	2.132	2.776	3.747	4.604	8.610	4
5	0.727	0.920	1.156	1.476	2.015	2.571	3.365	4.032	6.859	5
6	0.718	0.906	1.134	1.440	1.943	2.447	3.143	3.707	5.959	6
7	0.711	0.896	1.119	1.415	1.895	2.365	2.998	3.499	5.405	7
8	0.706	0.889	1.108	1.397	1.860	2.306	2.896	3.355	5.041	8
9	0.703	0.883	1.100	1.383	1.833	2.262	2.821	3.281	4.781	9
10	0.700	0.879	1.093	1.372	1.812	2.228	2.764	3.28	4.587	10
11	0.697	0.876	1.088	1.363	1.796	2.201	2.718	3.106	4.437	11
12	0.695	0.873	1.083	1.356	1.782	2.179	2.681	3.055	4.318	12
13	0.694	0.870	1.079	1.350	1.771	2.160	2.650	3.012	4.221	13
14	0.692	0.868	1.076	1.345	1.761	2.145	2.624	2.977	4.140	14
15	0.691	0.866	1.074	1.341	1.753	2.131	2.602	2.947	4.073	15
16	0.690	0.865	1.071	1.337	1.746	2.120	2.583	2.921	4.015	16
17	0.689	0.863	1.069	1.333	1.740	2.110	2.567	2.898	3.965	17
18	0.688	0.862	1.067	1.330	1.734	2.101	2.552	2.878	3.922	18
19	0.688	0.861	1.066	1.328	1.729	2.093	2.539	2.861	3.883	19
20	0.687	0.860	1.064	1.325	1.725	2.086	2.528	2.845	3.850	20
21	0.686	0.859	1.063	1.323	1.721	2.080	2.518	2.831	3.819	21
22	0.686	0.858	1.061	1.321	1.717	2.074	2.508	2.819	3.792	22
23	0.685	0.858	1.060	1.319	1.714	2.069	2.500	2.807	3.767	23
24	0.685	0.857	1.059	1.318	1.711	2.064	2.492	2.797	3.745	24
25	0.684	0.856	1.058	1.316	1.708	2.060	2.485	2.787	3.725	25
26	0.684	0.856	1.058	1.315	1.706	2.056	2.479	2.779	3.707	26
27	0.684	0.855	1.057	1.314	1.703	2.052	2.473	2.771	3.690	27
28	0.683	0.855	1.056	1.313	1.701	2.048	2.467	2.763	3.674	28
29	0.683	0.854	1.055	1.311	1.699	2.045	2.462	2.756	3.659	29
30	0.683	0.854	1.055	1.310	1.697	2.042	2.457	2.750	3.646	30
40	0.681	0.851	1.050	1.303	1.684	2.021	2.423	2.704	3.551	40
60	0.679	0.848	1.046	1.296	1.671	2.000	2.390	2.660	3.460	60
120	0.677	0.845	1.041	1.289	1.658	1.980	2.358	2.617	3.373	120
∞	0.674	0.842	1.036	1.282	1.645	1.960	2.326	2.576	3.291	∞

$n-2=12-2$

(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

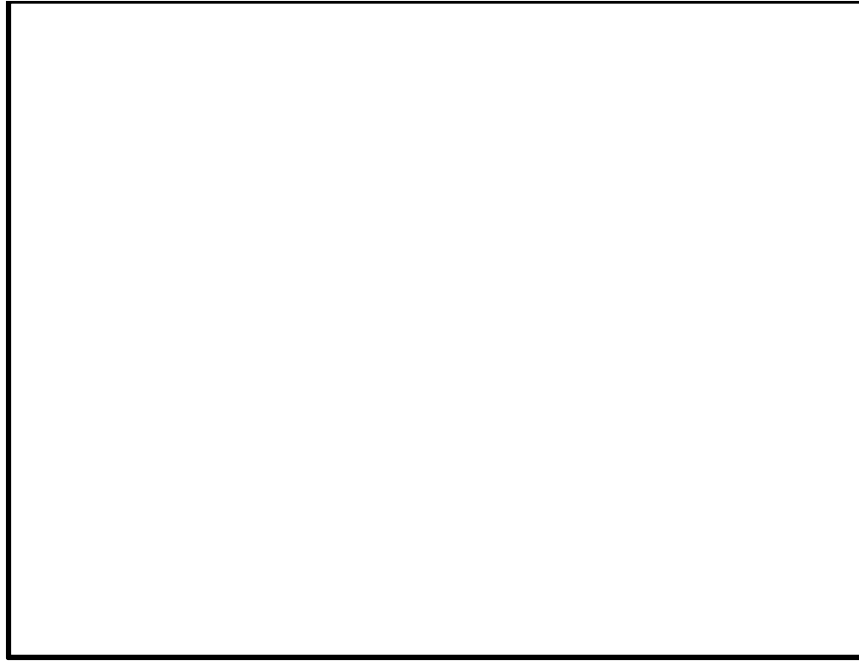


図 2 圧縮永久ひずみデータのヒストグラム

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

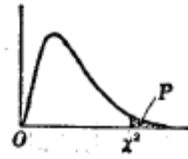
E_i : ある階級の期待度数

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。

χ² 表

φ, P → χ²
 (自由度 φ と上側確率 P)
 (とから χ² を求める表)

$$P = \int_{\chi^2}^{\infty} \frac{1}{\chi^2} \Gamma\left(\frac{\phi}{2}\right) e^{-\frac{X}{2}} \left(\frac{X}{2}\right)^{\frac{\phi}{2}-1} \frac{dX}{2}$$



φ \ P	.995	.99	.975	.95	.90	.75	.50	.25	.10	.05	.025	.01	.005	P \ 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	4.95	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
∞	-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	∞

(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，
 mm（公称値） - mm（公差） = mm と評価できる。

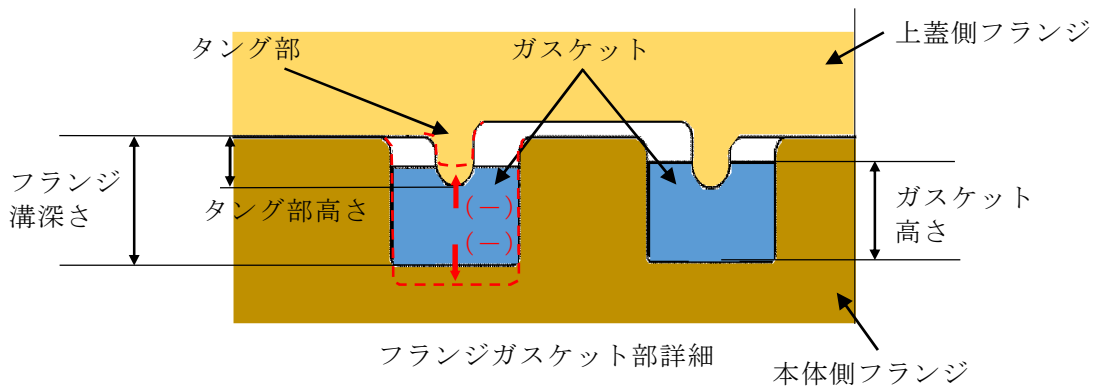


図3 製作公差の概要（赤点線：製作公差のイメージ）

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		

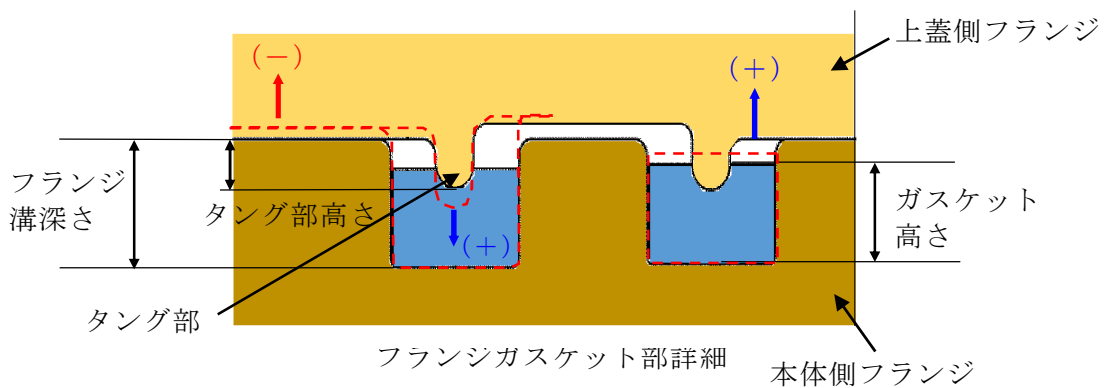


図 4 熱膨張変位の概要（赤点線：熱膨張のイメージ）

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。

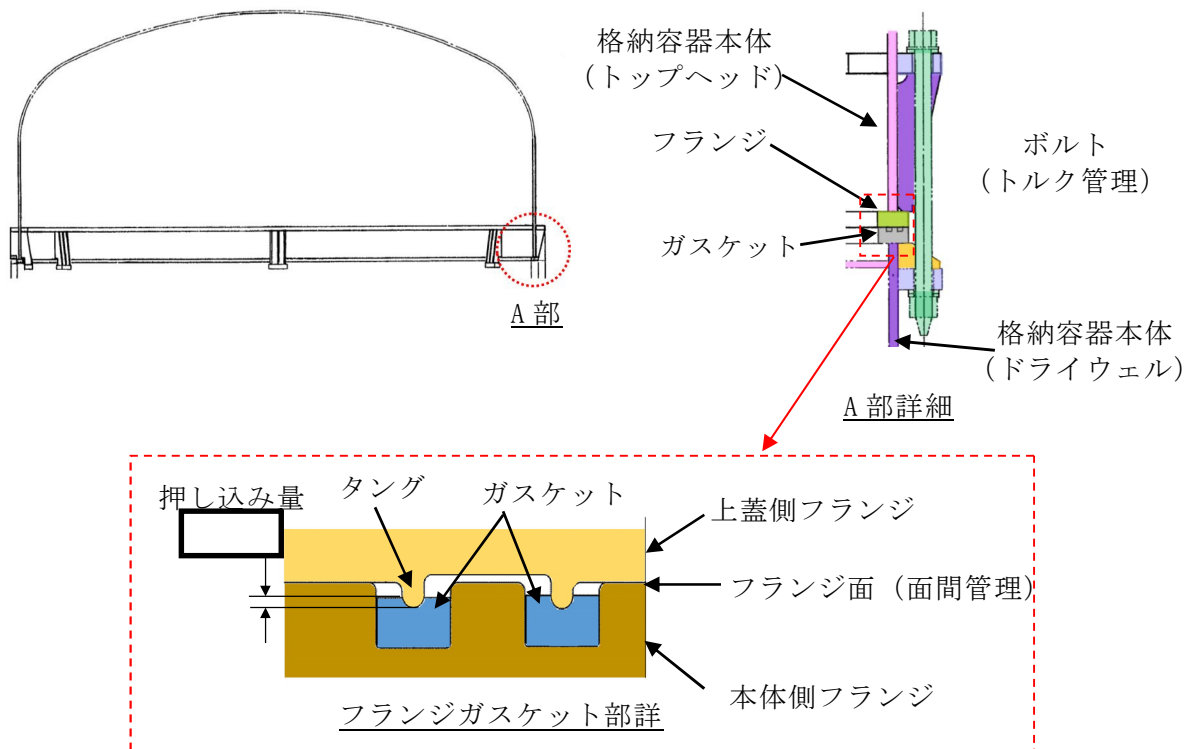


図 5 トップヘッドフランジ部の構造

また、トップヘッドフランジの溝及びタンク（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、溝やタンク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ク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。

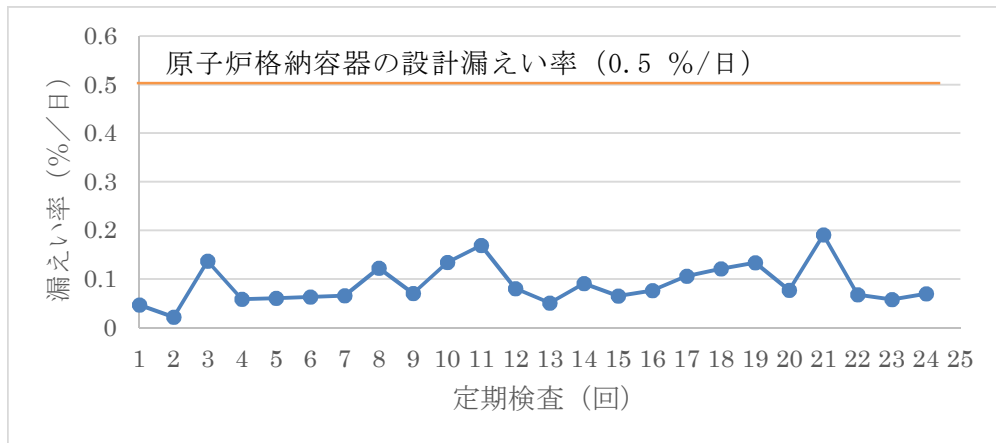


図6 原子炉格納容器全体漏えい率検査実績

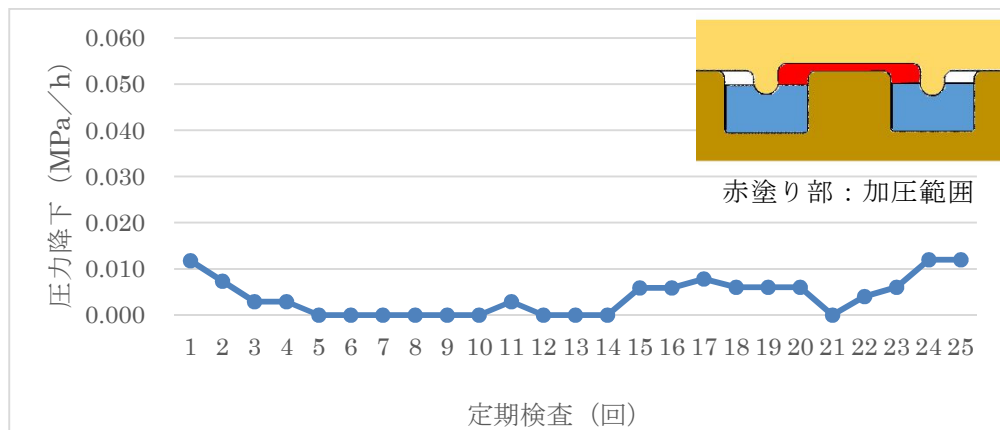


図7 トップヘッドフランジ部リークテスト実績

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、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。

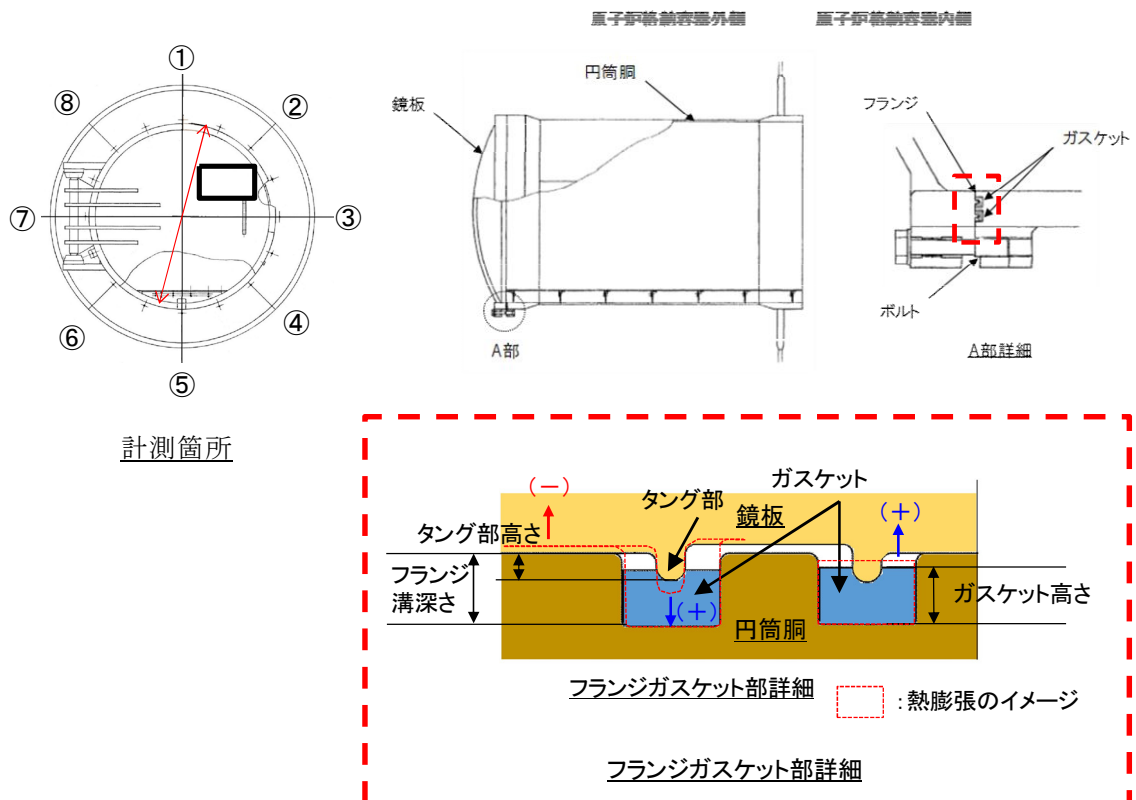


図 8 サプレッション・チェンバアクセスハッチ 構造図

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E PDM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E PDM □	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 E PDM 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。

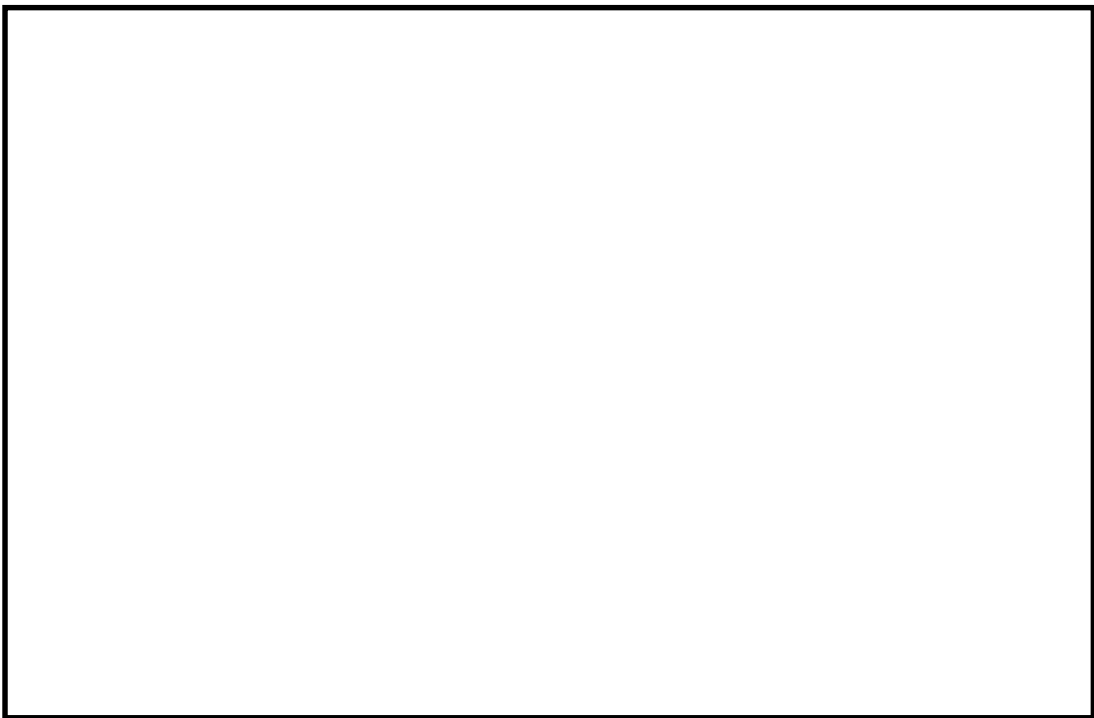


図 9 圧縮永久ひずみデータのヒストグラム

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ク部高さ	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ク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。

経年劣化を考慮したシール機能について

本資料では、シール材の経年劣化を考慮したシール機能の健全性について示す。

原子炉格納容器のシール材に使用する改良E P D M製シール材については、性能確認のための試験を実施している。試験においては、通常運転時に加えて、重大事故時に想定される照射線量を上回る放射線環境を経験したシール材に対し、高温蒸気環境下での耐漏えい性能を確認している。また、開口部に用いられる改良E P D M製シール材は、通常運転中に想定される温度環境を踏まえても劣化はほとんどしないものと考えていること、かつ、原子炉格納容器の開口部に用いられているシール材については、全て、プラントの定期検査において取り替えを行っており、複数の運転サイクルにわたって使用しないものであることから、現在の性能確認の結果により、十分に耐漏えい性能が確保されるものと考えられる。

また、長期間シール材を継続使用する電気配線貫通部については、過去の電気配線貫通部の環境試験において、電気配線貫通部（高圧用）及び電気配線貫通部（低圧用）を対象として、通常運転中の劣化を考慮した上で冷却材喪失事故模擬試験が実施されており、健全性が確認されている（表1参照）。

これらのことから、原子炉格納容器に使用されているシール材は、運転中の環境を考慮しても事故時のシール機能は確保されるものと考えられる。

表1 劣化を考慮した試験方法

No	試験項目	試験方法
1	サーマルサイクル試験	ペネトレーションを冷熱装置内に設置し，60 サイクルのサーマルサイクルを放射線照射試験の前後2 回実施。1サイクルは [] を [] 時間で変化させている。
2	放射線照射試験	ペネトレーションが40 年間の運転期間及び冷却材喪失事故時に受ける放射線を考慮し照射線量 [] kGyとして試験を実施。
3	熱劣化試験	加熱促進により，40年間に相当する加速熱劣化として [] を加える。

また，自主的取組として適用することを考えているバックアップシール材について，経年劣化によるシール機能の影響を確認した。ここでは，バックアップシール材をフランジに長時間塗布したときの変形特性を確認するために，バックアップシール材を塗布した試験用フランジを恒温槽で約560日間（18ヶ月程度）55℃に保持し，バックアップシール材に関して，以下を実施した。

- (1) He気密確認試験（0.3, 0.65, 0.9 MPa）
- (2) FT-IR分析

試験の結果，H e 気密確認試験において表2で示す通りリークは認められなかった。また，F T - I R 分析においても図1に示す通り，55 °C を約18ヶ月保持した試験材の分析結果は初期材と同様で劣化は認められず，プラント通常運転状態で1サイクル（13ヶ月程度）経過しても性状が変わらないと考えられる。

表2 H e 気密確認試験結果

保持条件	0.3 MPa	0.65 MPa	0.9 MPa
55°C 約18ヶ月	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし



図1 F T - I R 分析結果

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

1. 化学薬品等のシール機能への影響

東海第二発電所のシール材として適用する改良E P D M製シール材は、エチレンとプロピレン等の共重合によって得られる合成ゴム的一种であり、同材質のゴムであるE P ゴムは、これまでも格納容器隔離弁の弁体等に使用されてきた実績のある材料である。

E P D M材の基本的な特性を考慮した場合、シール機能に影響を及ぼす可能性のある物質としては、「溶剤」と「潤滑油」が挙げられる。表1にE P D M材の基本特性を示す。

洗い油やベンゼン等の溶剤については、管理区域内への持ち込み管理を行っており、プラント運転中においては格納容器内に存在しないため、シール材に悪影響を及ぼすことはない。

潤滑油については、原子炉再循環ポンプモータや再循環流量制御弁の動作に使用されているが、格納容器胴側に設置されるシール部から離れた位置に設置されている。仮に漏えいが発生した場合でも、機器の下部に設置される堰、又はダイアフラムフロア床面の傾斜によって、ドレンサンプ設備に導かれることで周辺への流出は防止され、シール材に悪影響を及ぼすことはない。

表1 E P D M材の基本特性

耐蒸気性	A
耐水性	A
耐性（植物油）	A ~ B
耐性（潤滑油）	D
耐性（溶剤）	D

凡例 A：優 B：良 D：不可（但し配合による）

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

2. 重大事故等時に発生する核分裂生成物や水素のシール機能への影響

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、E P D M材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ものとする。

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E P D M材では影響を生じる可能性がある。今後、使用することとしている改良E P D M製シール材については、電力共同研究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 450mg/m³）よりも高濃度のよう素環境下（約 1,000mg/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。このように、よう素環境下での性能が確認された材料を用いることにより、シール機能への影響が生じることはないものとする。

重大事故等時に格納容器内で発生する水素の格納容器外への主要な放出モードとして気体分子のガスケット材料透過が考えられる。これは水素等の分子量が小さい気体の場合に起

こりうる事象であるが、重大事故時の格納容器内環境条件下（温度・放射線）においてシール機能の顕著な劣化は生じないこと、及び気体分子の透過に対して十分な材料の厚みが確保されていることから、ガスケット材料透過による格納容器外への水素の放出可能性は極めて低いものと考えられる。

シール材の運転環境（放射線量，温度）の考慮について

トップヘッドフランジ等のシール材に使用する改良EPDM製シール材については、性能確認のための試験を実施している。試験においては、通常運転時に加えて、重大事故時に想定される照射線量を上回る放射線環境を経験したシール材に対し、高温蒸気環境下での性能を確認している。また、開口部に用いられる改良EPDM製シール材は、通常運転中に想定される温度環境を踏まえても劣化はほとんどないものと考えられること、プラントの定期検査においては取替を行っており、複数の運転サイクルにわたって使用しないものであることから、現在の性能確認の結果により、十分に性能が確保されるものと考えられる。

また、長期間シール材を継続使用する電気配線貫通部については、過去の電気配線貫通部の環境試験において、電気配線貫通部（高圧用）及び電気配線貫通部（低圧用）を対象として、通常運転中の劣化を考慮した上で冷却材喪失事故模擬試験が実施されており、健全性が確認されている。

これらのことから、原子炉格納容器に使用されているシール材は、運転中の環境を考慮しても事故時のシール機能は確保されるものとする。

黒鉛製シール材について

黒鉛製シール材は、膨張黒鉛（化学反応を用いて鱗片状黒鉛に物質を挿入した黒鉛層間化合物を急熱すると層間に入れられた物質が燃焼，ガス化し，黒鉛が層の重なり方向に膨張したものを）を圧縮加工したものであり，一般的に 400 °C 程度の高温環境下においても安定性の高いシール材料である。

東海第二発電所で使用する黒鉛製シール材の仕様を表 1 に示す。重大事故環境下に十分な耐性を有する製品であることを確認している。

表 1 貫通部に使用する黒鉛製シール材の仕様

対象部位	仕様		
	耐熱温度	耐圧性	耐放射線性
所員用エアロック 電気配線貫通部	400 °C 以上	6.9 MPa	15 MGy

試験データの代表性・信頼性について

長期的な格納容器温度（168 時間以降で 150 °Cを下回る状況）と閉じ込め機能の関係を評価するために、時間経過による改良 E P D M 製シール材への長期的な影響について試験結果をもとに表 1 に示しているが、その試験データの信頼性について説明する。

表 1 には改良 E P D M 製シール材の圧縮永久ひずみ率、硬さ、質量変化率をそれぞれ試験時間に対して示しているが、これは同じ環境条件に曝露した試験体 3 個のデータの平均値を示したものである。試験体 3 個それぞれの試験結果を表 2 に示す。圧縮永久ひずみ率、硬さ、質量変化率について試験体 3 個の実測値データに大きなばらつきは無いことが確認できる。

表 1 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			
圧縮永久ひずみ率 (%)			
硬さ			
質量変化率 (%)			

表 2 0～7 日 (200 °C) , 7 日～30 日 (150 °C) の圧縮永久ひずみ試験

No	試験時間 (日)	試験温度 (°C)	圧縮永久ひずみ試験					
			圧縮永久 ひずみ率 (%)		硬さ		質量変化率 (%)	
			実測値	平均値	実測値	平均値	実測値	平均値
1	0～7	200						
2	7～14	150						
3	14～30	150						

また、シール材の復元特性を示すために、劣化を付与した試験体を用いて、復元速度測定試験を実施した。試験ケースを表 3 に示す。

全てのケースにおいて試験体 3 個に対して試験を実施したものであり、試験結果のばらつきを確認するため、代表としてケース 1-2 の試験体 3 個全ての試験結果を図 1 に示す。いずれの試験体においても同様の傾向を示しており、復元速度 500 mm/min の試験に大きなばらつきはない。

その他の試験ケースについても、試験結果に大きなばらつきはないため、各ケース試験体 3 個のうち代表として 1 個の試験結果を図 2 及び図 3 に示す。

表3 改良EPDM製シール材の基礎特性データの経時変化

ケース	材料	照射量	曝露媒体	曝露温度	復元速度	試験体数
1-1	改良EPDM材					3
1-2	改良EPDM材					3
2-1	改良EPDM材					3
2-2	改良EPDM材					3

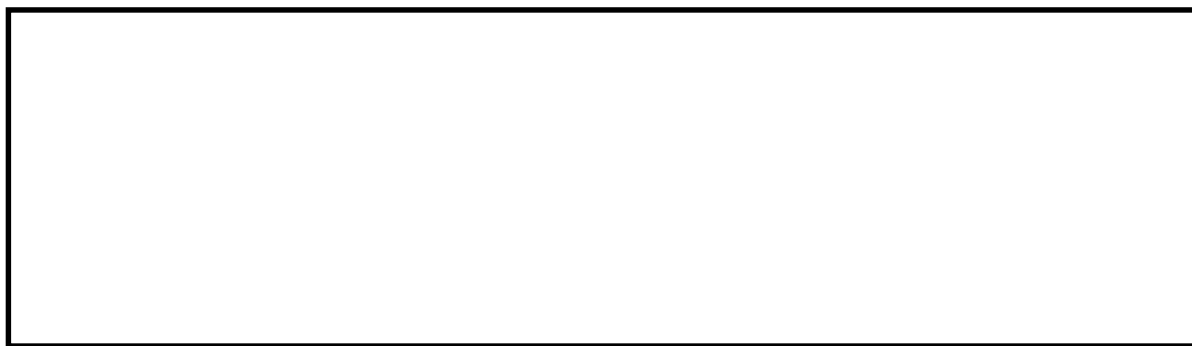


図1 復元速度測定試験（ケース1-2の試験体3個）

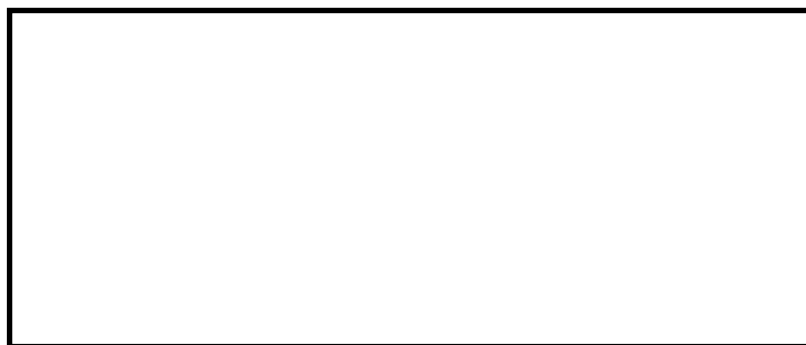


図2 復元速度測定試験（左：ケース1-1，右：ケース1-2）



図3 復元速度測定試験（左：ケース2-1，右：ケース2-2）

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）

今回、実施したトップヘッドフランジの開口量評価には、FEM解析を用いている。FEM解析では、開口量に影響を及ぼす可能性のあるボルト等の構造は、実機の寸法等を模擬して解析モデルに反映している。また、フランジ部の開口の挙動への影響が大きいと考えられる上下フランジ面同士の接触の影響も考慮し、三次元ソリッド要素を用いて弾塑性大変形解析を実施した。その評価モデルを図1に、圧力－開口量の関係を図2に示す。

以上のような解析手法を用いることにより、高い精度で開口量の評価が可能である。図3はNUPECで実施された機器搬入用ハッチフランジの圧力と開口量の関係である。この開口量は、図4に示すハッチモデル試験体のフランジ部にひずみゲージを取り付けて、漏えいが生じるまで内圧を加えて計測されたものである。なお、この試験において、漏えいが発生したのは、内圧が 6.17 Pd、フランジ開口量が平均で 6.3 mm のときであり、フランジが開口しても、漏えいが生じていない結果が得られている。この試験結果に対して、当社解析と同様に精度を向上させた解析手法を適用し、同等のメッシュ分割を用いて評価を行っている（図5及び表1参照）。図3の示すように、試験結果と解析結果の比較から解析結果は、圧力の上昇に伴って増加するフランジ部の開口量を精度よく評価できていることがわかる。

フランジ部の開口量評価では、フランジ部だけではなく、圧力作用面である上鏡板や胴部もモデル化しているため、内圧の増加により、ボルト部にモーメントが生じてフランジ部の開口が発生する。フランジ部に生じるモーメントが増加すると、同時に上鏡板や胴部の幾何学形状も変化するため、ボルトへの荷重のかかり方が逐次的に変化し、結果として、内圧の増加に対する開口挙動が曲線的に変化する。

以上より、FEM解析を用いて実施したトップヘッドフランジの開口量評価により、実機の挙動を適切に評価することが可能である。

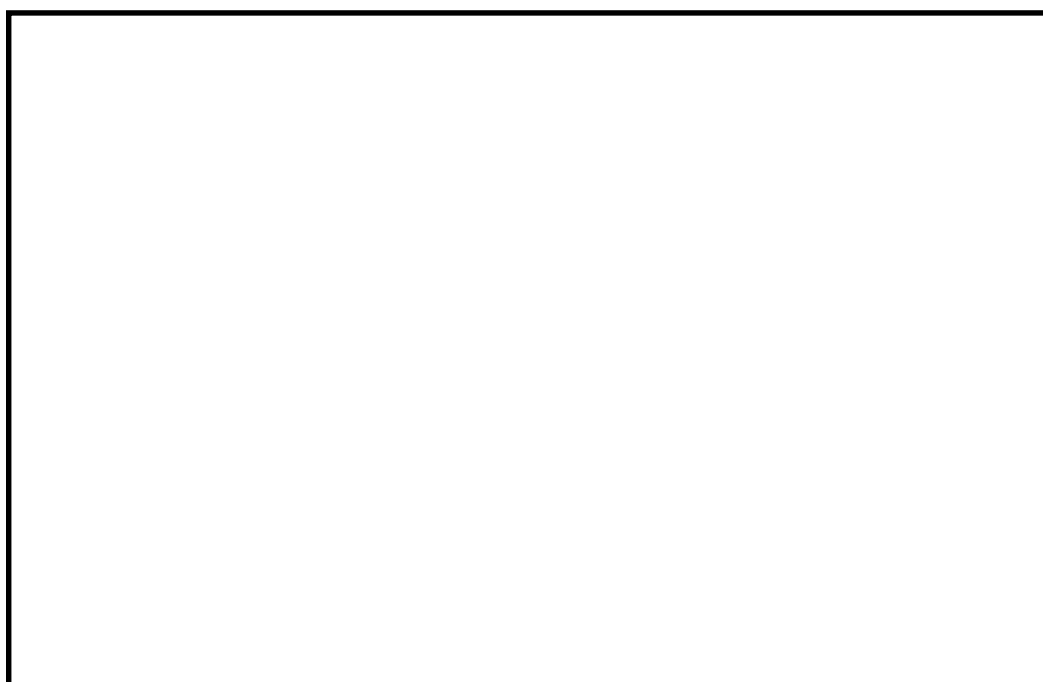


図1 トップヘッドフランジ部の解析モデル

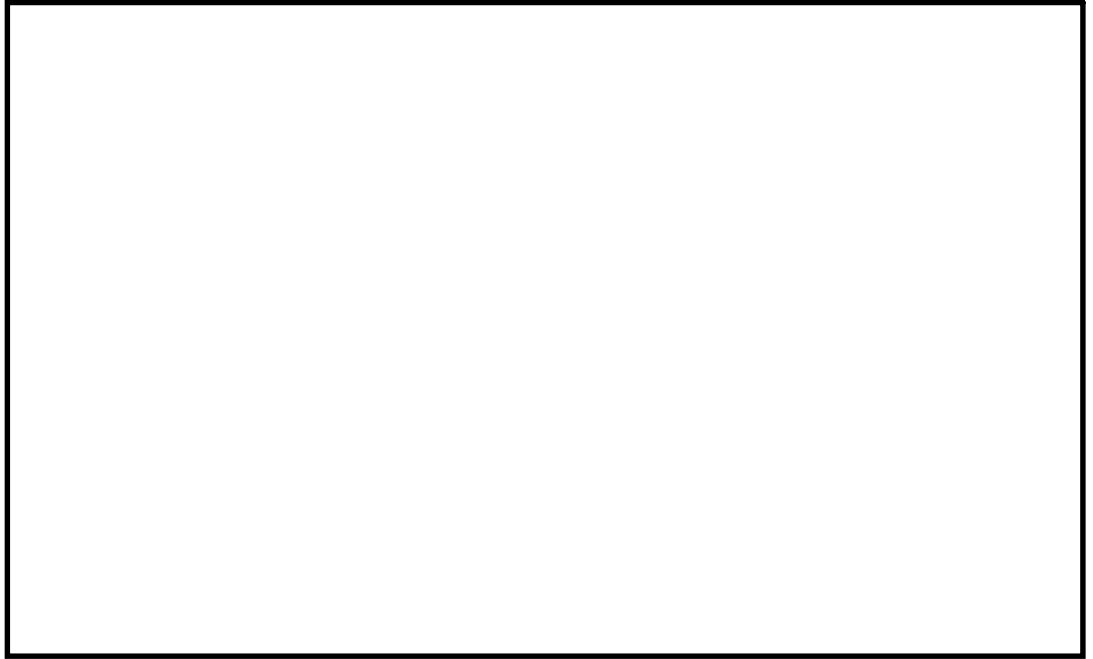


図2 トップヘッドフランジ部における圧力-開口量の関係

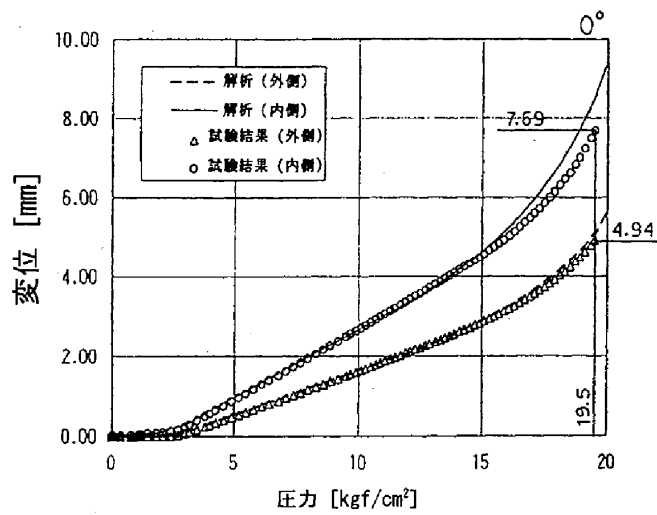


図3 NUPEC機器搬入用ハッチフランジの圧力-開口量の関係

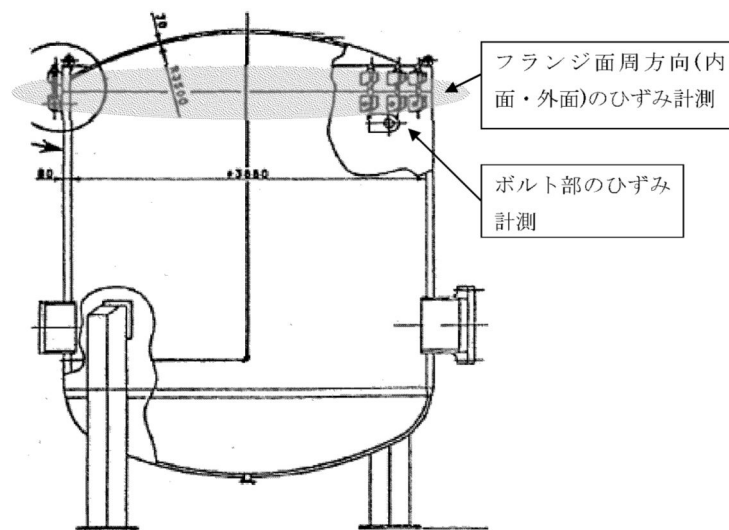


図4 NUPECハッチモデル試験体

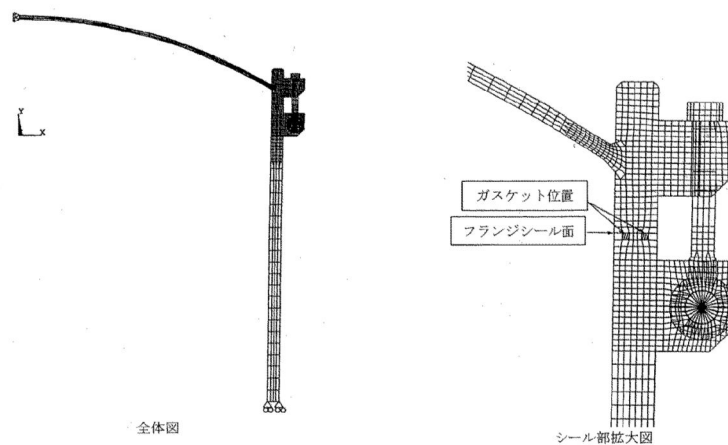


図5 NUPECハッチモデル試験解析モデル

表 1 NUPEC解析モデルと当社解析モデルの比較

解析項目	NUPEC解析モデル	当社解析モデル
解析コード	ANSYS	ABAQUS
モデル化範囲	胴部，上鏡部：軸対称ソリッド要素 ボルト，ブラケット：平面応力要素 フランジシール面：接触要素	格納容器胴部（円筒胴，円錐胴）， 上鏡部，フランジシール部構成部材 （フランジ，ボルト，ナット等）： ボルト 1/2 ピッチ分をセクタとした 周期対称ソリッド要素 フランジシール面：接触要素
材料定数	試験体の材料の引張試験から得られた物性値を用いた。 応力ひずみ関係は，真応力－真ひずみ関係を多直線で近似して用いた。	材料規格に基づく物性値を用いた。 応力ひずみ関係は，ASME B&PV Code Sec. VIII (2012Addenda) Div.2 ANNEX 3-D による真応力－真ひずみ関係を多直線で近似して用いた。
境界条件	上鏡中央は，軸対称性から X 方向に拘束，Y 方向を自由。胴板下端は X 方向に自由，Y 方向を拘束。	格納容器胴側と底部との取り合いを固定。端部は対称条件を設定。
ボルト初期締め付け荷重	実機で設定している値を用いた。	実機で設定している値を用いた。
荷重条件	内圧を段階的に負荷し，1.96 MPa となるまで解析を実施した。	内圧を段階的に負荷し，発散するまで解析を実施した。

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

原子炉格納容器バウンダリを構成する各設備に関して、重大事故等時に放射性物質の閉じ込め機能が喪失する要因として、原子炉格納容器内の温度・圧力条件の変化や原子炉格納容器本体の変形に伴い、構造健全性が失われる場合と、シール部のシール機能が失われる場合が想定される。

構造部材の評価については、規格等に定められている許容値を基準として用いて評価しており、200 °C、2 Pd の環境条件が継続しても構造強度を維持できるため、閉じ込め機能に対して十分な裕度を有しているものとする。

一方、シール部については、シール材が事故条件下において時間的に劣化していくことが確認されており、現在の評価において健全性が確認されている7日間の期間を超えて200 °C、2 Pd の環境条件が長時間継続した場合には、シール材が機能を喪失し漏えいが生じる可能性がある。また、シール部のうち、トップヘッドフランジや機器搬入用ハッチ等、フランジ構造になっている箇所については、圧力の上昇に伴い開口量が増加するため、その影響により、他のシール部に比べて漏えいが生じるリスクが高いものと考えられる。

以上の検討結果から、原子炉格納容器で漏えいが発生する可能性が高い部位はフランジ構造のシール部であると評価できる。このため、フランジ構造のシール部について、200 °C、2 Pd の状態での健全性を確認した際の判定基準に対する裕度を確認した。

フランジ部の限界温度・圧力に対する裕度を表1に示す。

表1 フランジ部の限界温度・圧力に対する裕度

評価対象部位		開口量 (mm)	許容値 (mm)	裕度*
トップヘッドフランジ	内側			1.1
	外側			1.4
機器搬入用ハッチ	内側			1.4
	外側			1.8
サプレッション・チェンバ アクセスハッチ	内側			4.6
	外側			6.3
所員用エアロック				6.5
閉止フランジ				15.1

注記 * : 許容値/開口量

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

所員用エアロックにおけるシール部の評価については、原子炉格納容器内圧による扉板の変形に伴うシール部の開口量評価を実施しているが、この評価では、変形による支点のずれを考慮しない評価としているため、支点のずれに伴う影響について評価を行う。図1に所員用エアロックシール部の構造を示す。

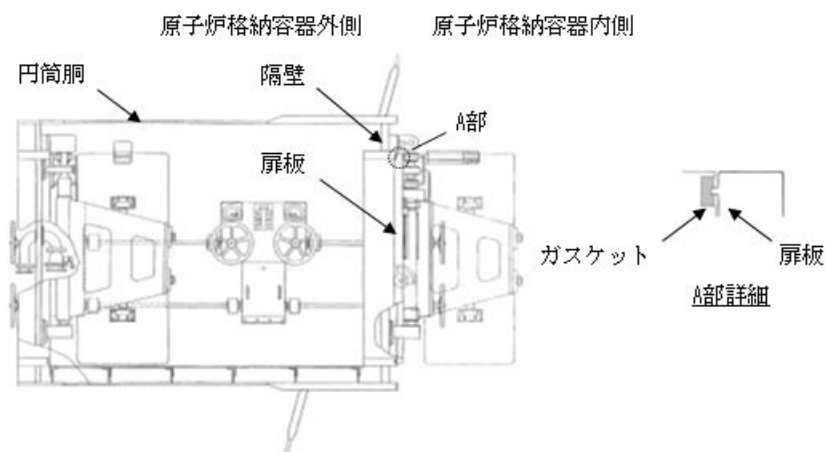


図1 所員用エアロックのシール部構造

1. 扉板の変形（たわみ等）について

所員用エアロック扉板を図2、図3のように2点支持のはりとしてモデル化する。東海第二発電所の所員用エアロック扉板は平板形状であり、扉板の板厚を考慮してモデル化していることから、はりとしてモデル化することは妥当であると考えられる。また、はりモデルは変位量が保守的となる扉板長辺側をモデル化しており、実際に荷重がかかった際は、上下に加え左右にも支持があるところを、上下2点支持としていることから、保守的な評価であると言える。

このはりモデルにより、扉板の変形（たわみ等）によって生じる縦軸方向（扉幅）の変位量 δx を評価した結果、0.2 mm程度であり、ガスケット幅 \square mmと比較しても十分小さく無視できる。

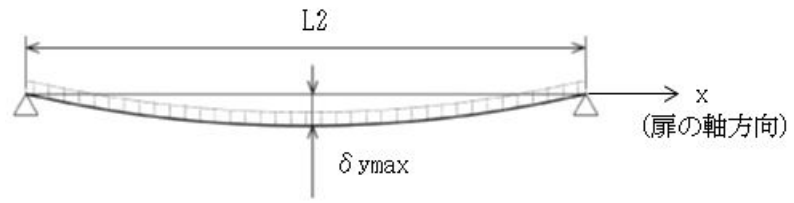
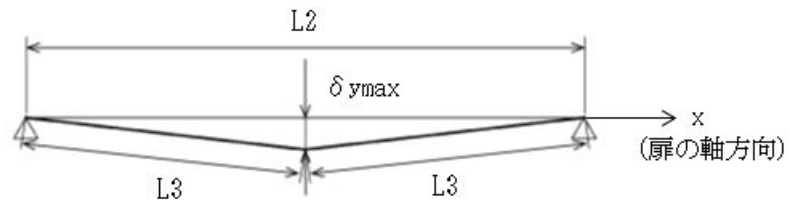


図 2 2点支持はりモデル



縦軸方向（扉端）の変位量 δx は $\delta x = 2 \times L3 - L2$

図 3 三角形モデル

2. 変形支点の変位について

上記で示した扉の軸方向への滑り $\delta_x = 0.2 \text{ mm}$ の場合について、所員用エアロック扉を図4のように2点支持はりモデル化し、シール部の開き量を算出した。その結果、扉シール部の変位は、変形支点を考慮しない場合の変位量と同じ mm であった。

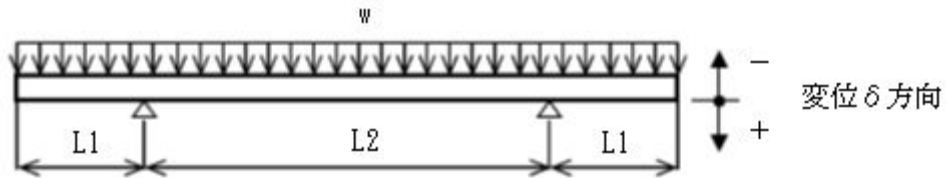


図4 2点支持はりモデル

$$\delta = \frac{w \times L_1}{(24 \times E \times I)} \times (3L_1^3 + 6L_1^2 \times L_2 - L_2^3)$$

$$= \text{ mm}$$

$$w = P \times b \quad (w: \text{単位荷重})$$

$$I = \frac{b \times h^3}{12} \quad (I: \text{断面二次モーメント})$$

P	圧力 (MPa[gage])	0.62
b	扉板の幅 (mm)	<input type="text"/>
L ₁	支点からシール部までの長さ (mm)	<input type="text"/>
E	縦弾性係数 (MPa)	191,000
h	扉板の厚さ (mm)	<input type="text"/>
L ₂	支点間の長さ (mm)	<input type="text"/>
δ	変位量 (mm)	<input type="text"/>

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。

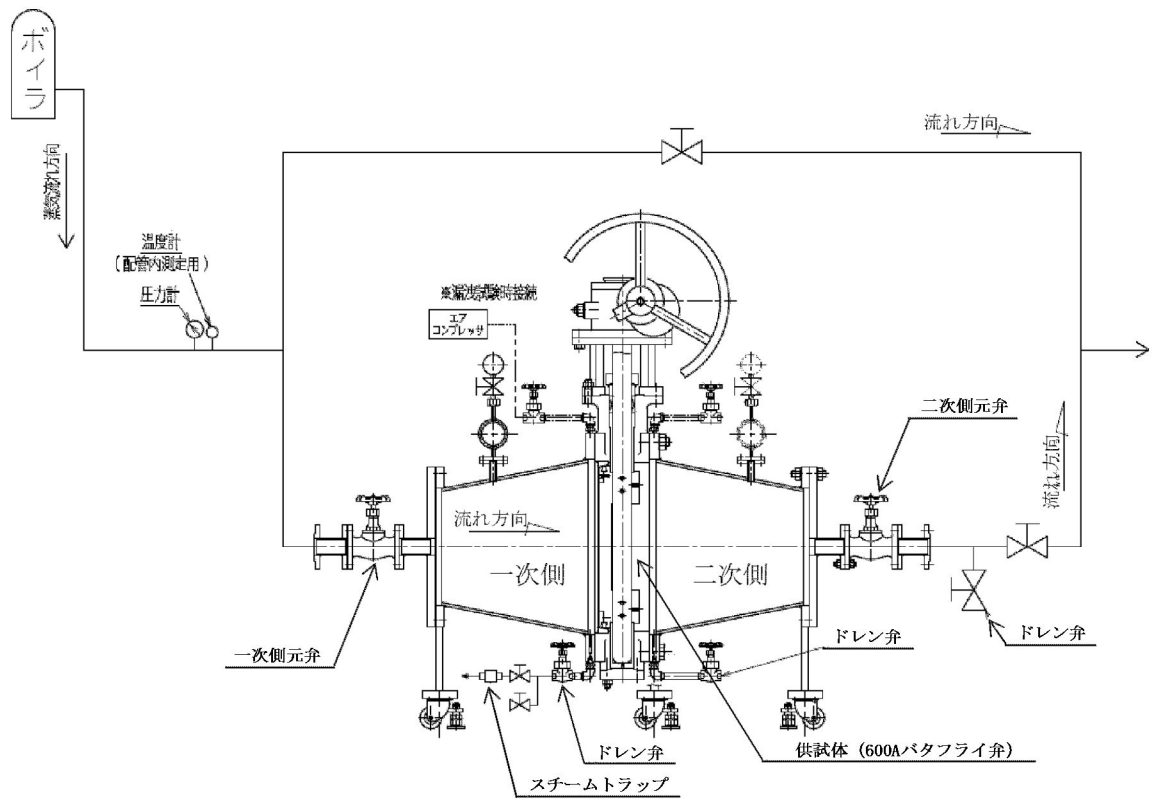


図1 蒸気通気試験装置概要図

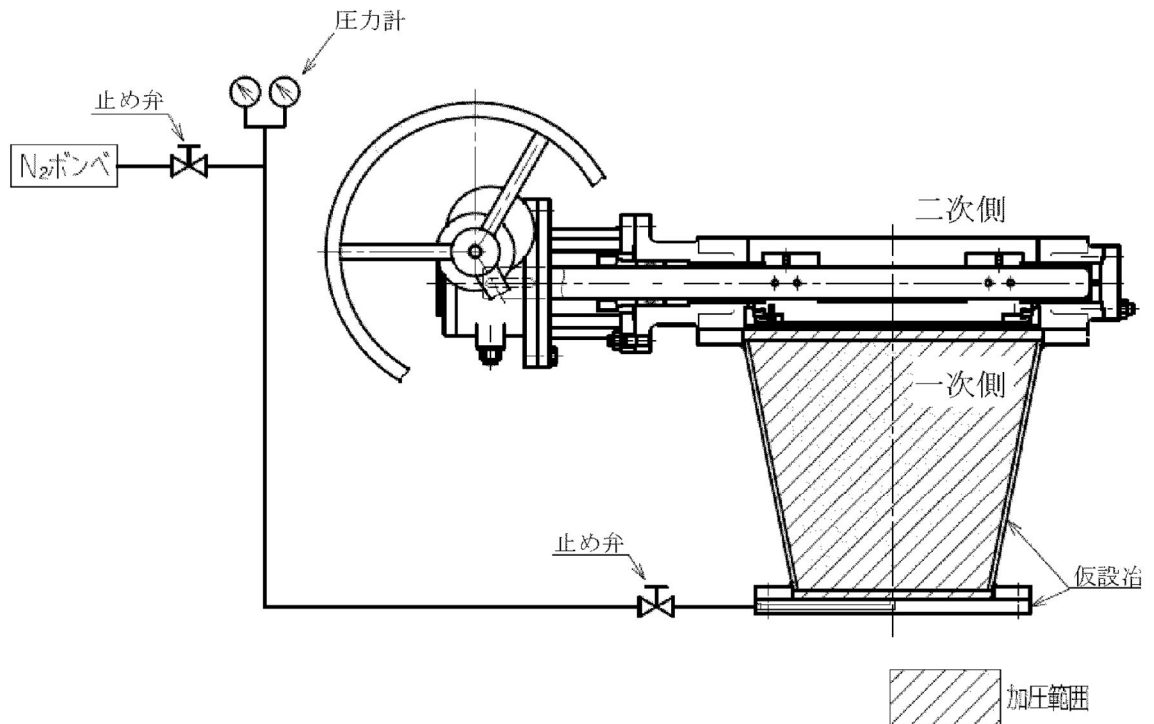


図2 常温弁座漏えい試験概要図

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

移動式炉心内計装（T I P : Traversing In-core Probe）系統爆破弁について

1. 系統概要

移動式炉心内計装（T I P : Traversing In-core Probe）系統は、炉心内の軸方向及び水平方向の中性子束分布の測定をすると共に、局部出力モニタ（L P R M）の較正を行うために設けられた移動式の中性子測定装置である。

T I P系統は、5系統の中性子検出機構、駆動機構、インデクサ、バルブアセンブリなどで構成されており、炉心内43箇所において中性子束分布を測定できるようになっている。

T I P系統のバルブアセンブリは、T I Pボール弁と火薬切断弁（爆破弁）により構成されており、原子炉格納容器バウンダリとしては、通常運転時は全閉状態であるT I Pボール弁により、隔離機能を維持している。

T I Pボール弁が開状態となるのは、通常運転時の局部出力モニタの較正のためT I P検出器を炉心内に挿入・引抜する期間である。T I P検出器を炉心内に挿入している間に格納容器隔離信号が入った場合には、T I P検出器が自動引抜され、T I Pボール弁が自動閉止する。また、T I P検出器が炉心に挿入している間に格納容器隔離信号が入り、且つ検出器が炉心内から引抜けない場合又はT I Pボール弁が正常に閉止しない場合、T I P火薬切断弁により閉止を行う運用としている。

T I Pのシステム概略図を図1に、T I Pシステム機器構成図を図2に示す。

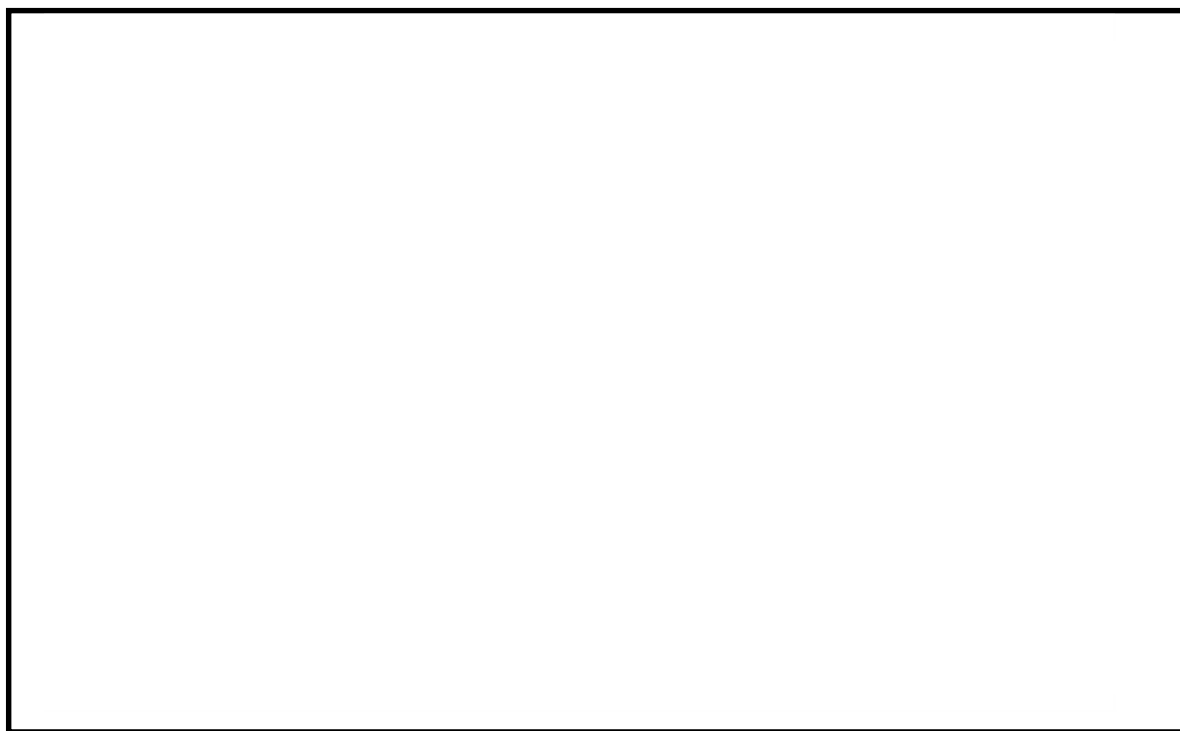


図1 T I Pシステム概略図

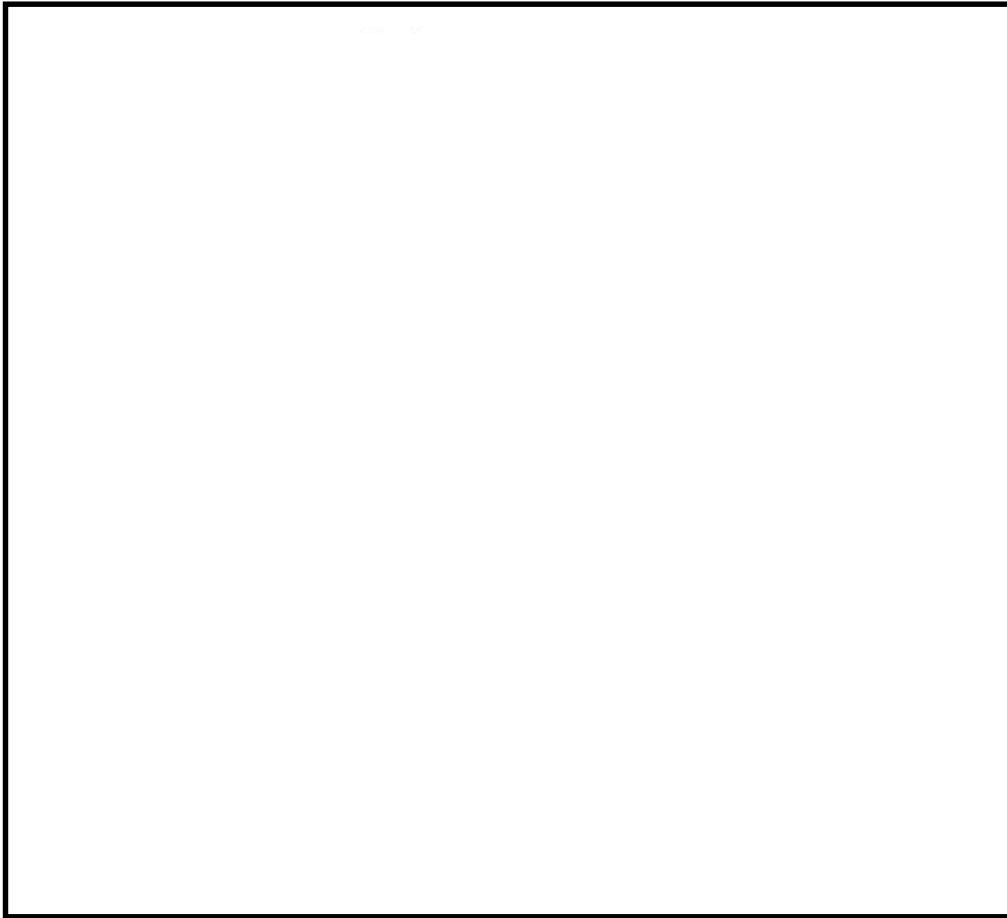


図 2 T I Pシステム機器構成図

2. T I P装置の機能、動作について

(1) 駆動機構

駆動機構は、モータにより駆動ケーブルを駆動することにより、検出器を炉内へ送り込むものである。

(2) バルブアセンブリ

バルブアセンブリは、ボール弁と火薬切断弁の2つのバルブから構成され、格納容器の隔離のためにインデクサ機構と駆動機構の間の案内管に設けられたものである。

ボール弁は電極弁であり、通常は安全方向となるようにスプリングにより閉弁されている。検出器が駆動されている場合にはソレノイドが励磁されてボール弁は開弁し、検出器がチェンバーシールド内に収められた場合にはソレノイドが無励磁となり閉弁するように、シールドリミットスイッチにてインターロック制御されている。

火薬切断弁はボール弁とチェンバーシールドの間にあり、非常時にのみ使用される。検出器が炉心にある場合、原子炉内に何らかの原因による漏えいが発生し、その上検出器を引抜けない場合やボール弁が全閉しない場合に限って、T I P制御盤のキーロックスイッチによりケーブルを切断し、格納容器の隔離を行うものである。

(3) 共通案内管

共通案内管は炉心中央の案内管へ導くための案内管であり、各インデクサ機構から集まった案内管は、5ウェイコネクタにより1本の案内管へ集められ炉内に入っていく。

(4) パージシステム

パージシステムは、駆動機構内ケーブル及びインデクサ機構の絶縁劣化、錆防止のため、湿分の少ない制御用空気及び窒素ガスにて常にパージしている。

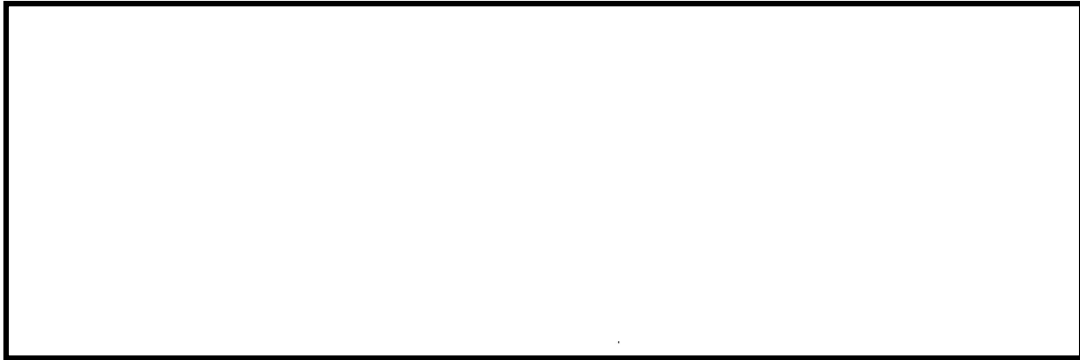
(5) インデクサ機構

インデクサ機構は、炉内案内管とチャンバーシールドの間にあり、駆動機構からの案内管と、炉内案内管を正確に結合させる機構である。

3. T I P火薬切断弁の構造について

前述のとおり、火薬切断弁は、原子炉内に何らかの原因による漏えいが発生し、その上検出器を引抜けない場合やボール弁が全閉しない場合に限って使用される弁である。火薬切断弁の構造図を図2に示す。

T I P制御盤のキーロックスイッチにより作動信号を入力することで、パワーカートリッジ内の火薬に着火し、爆発力によりカッターが飛び出し、T I P検出器ケーブルを内蔵している案内管を切断した後、所定の位置に停止する。



第2図 T I P火薬切断弁構造

4. T I P火薬切断弁の信頼性確認について

T I P火薬切断弁の信頼性確認のため、T I P火薬切断弁の起爆回路の健全性を確認することを目的として、定検毎で表1に示す検査を実施している。経年劣化の影響が懸念される弁駆動源である火薬については、設計寿命を考慮して交換頻度を65ヶ月としており、火薬切断弁ごと交換することとしている。

また、火薬切断弁の交換の際には、同一ロットの試供品にて爆破試験等を実施することで、動作信頼性を確保している。

表1 T I P火薬切断弁の検査項目

検査項目	内容
外観検査	目視による外観点検
絶縁抵抗測定試験	T I P火薬切断弁～中央制御室操作ユニット間のケーブル健全性確認
導通確認試験	T I P火薬切断弁の点火回路の健全性確認試験

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 (5mm /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】

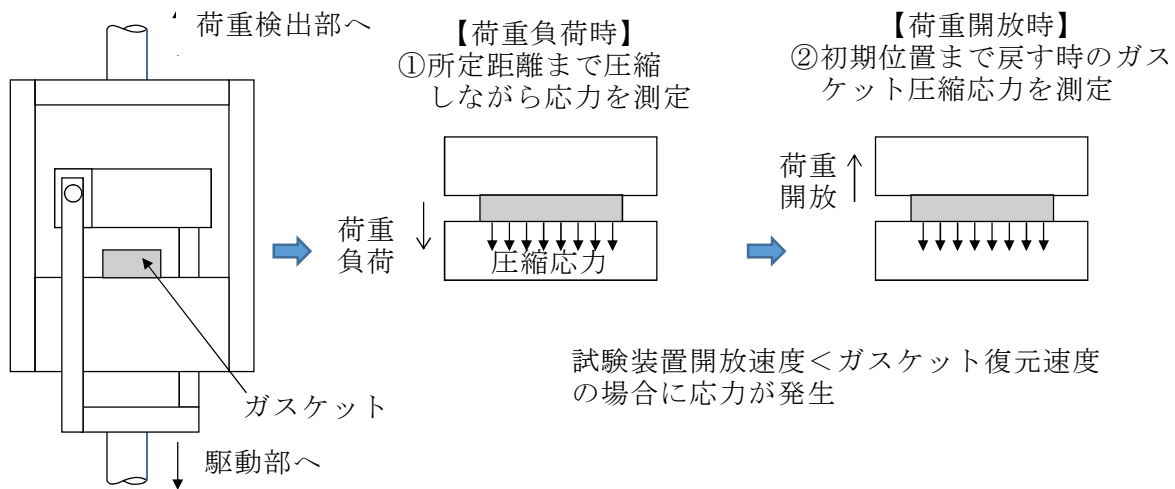


図1 復元速度測定試験の概要

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)

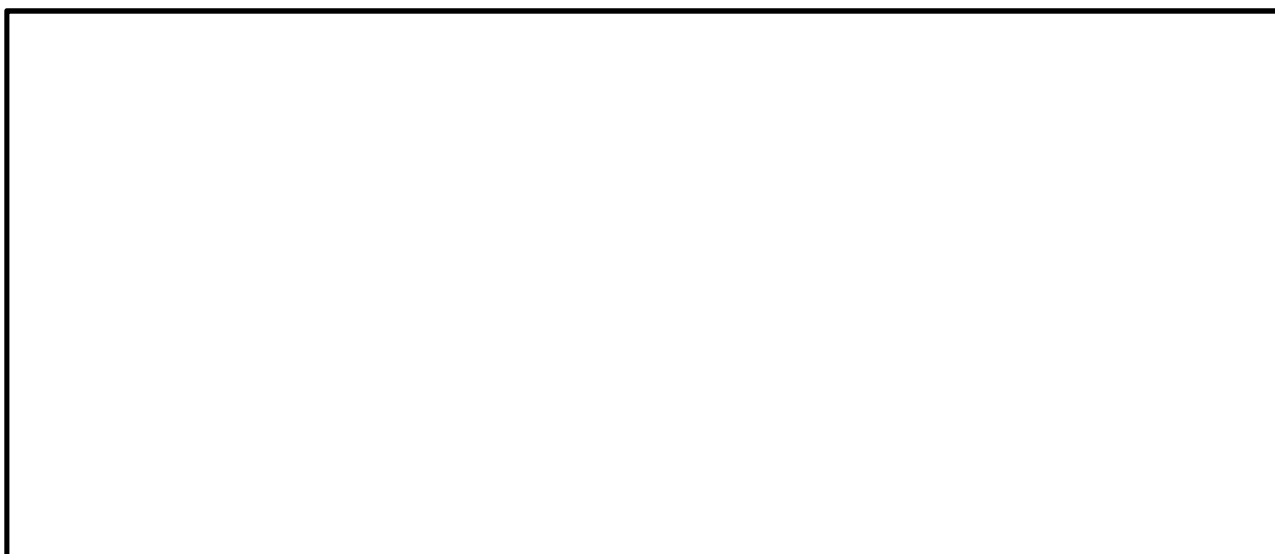


図2 一定復元速度下で測定した改良EPDM製シール材の圧縮応力

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。

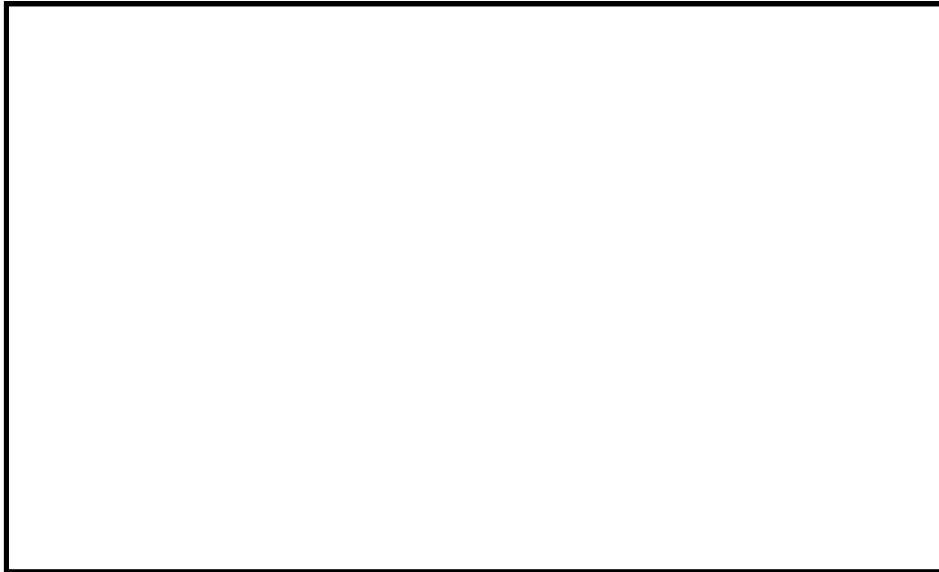


図 3 F T - I R 分析結果 (シート面)

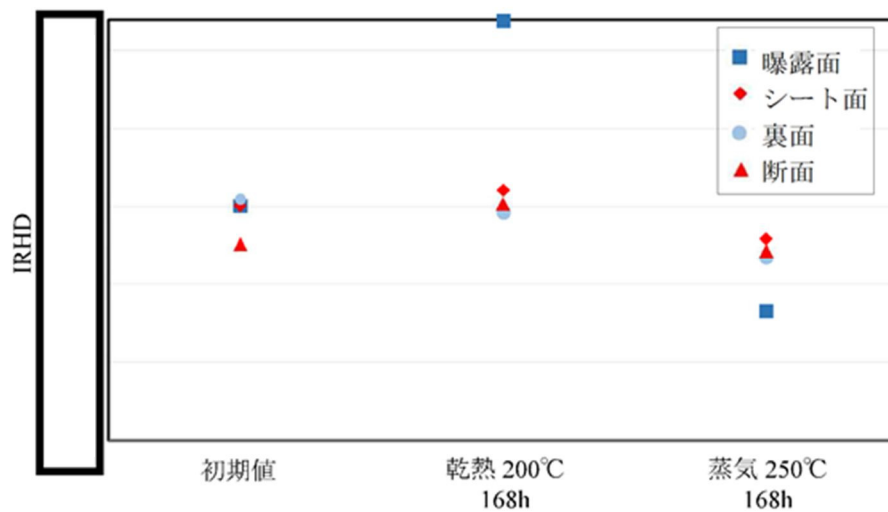


図 4 硬さ測定結果

モデル化している各部位の耐震性について

原子炉格納容器バウンダリを構成する各機器について、基準地震動 S_s に対する耐震性を示すため、地震時の発生応力と供用状態 D_s の評価基準値を比較した。その結果、全ての評価部位において発生応力は、評価基準値を下回っており、評価対象部位は地震に対して健全性を有していると考ええる。（表 1 参照）

なお、フランジ部については、フランジ面がボルトで固定されており、地震時にはフランジ接合された部位同士が一体として加振されるため、地震によってフランジ部応力は発生しないと評価している。

表 1 地震時の原子炉格納容器各機器における発生応力

単位：MPa

評価機器	一次応力		
	応力分類	発生応力	供用状態 D_s における評価基準値
ドライウエル上鏡板	一次局部膜＋ 一次曲げ応力		380
ドライウエル円錐胴	一次局部膜＋ 一次曲げ応力		380
サプレッション・ チェンバ円筒胴	一次局部膜＋ 一次曲げ応力		387
機器搬入用ハッチ	一次局部膜＋ 一次曲げ応力		380
サプレッション・ チェンバアクセス ハッチ	一次局部膜＋ 一次曲げ応力		387
所員用エアロック	一次局部膜＋ 一次曲げ応力		380
配管貫通部	一次局部膜＋ 一次曲げ応力		344
電気配線貫通部	一次局部膜＋ 一次曲げ応力		356

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 °C、2 Pd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第2表に示す。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。

第2表 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第3表に示す。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。

第3表 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、既工認において、最も厳しい応力点を代表評価点として、発生応力を算出している。それに基づき供用状態Cの評価基準値との比を算出し、設計圧力に対する裕度を求め、その比を設計圧力に乗ずることで所員用エアロック部の許容圧力が求まる。この許容圧力が2 Pdを上回ることを確認する。

応力評価結果を第4表に示す。許容圧力は2 Pdを上回り、永久変形は生じない。

第4表 所員用エアロックの評価結果

材質： (SGV480 相当)

許容圧力算定式：

$$\alpha = S / \sigma$$

$$P = P_D \times \alpha$$

σ	既工認での発生応力 (MPa)	89
S	供用状態Cにおける評価基準値 (MPa)	339
α	発生応力と評価基準値との比	3.808
P _D	設計圧力 (MPa)	0.279
P	許容圧力	1.062
1.062 MPa > 0.62 MPa (2 Pd)		

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。

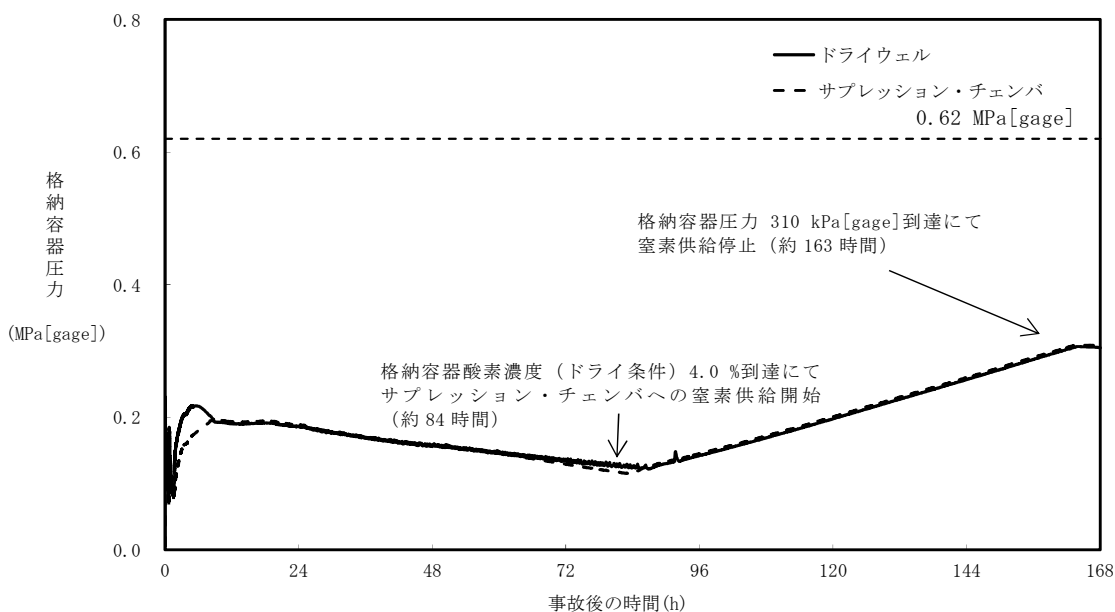


図1 格納容器圧力（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合）

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。

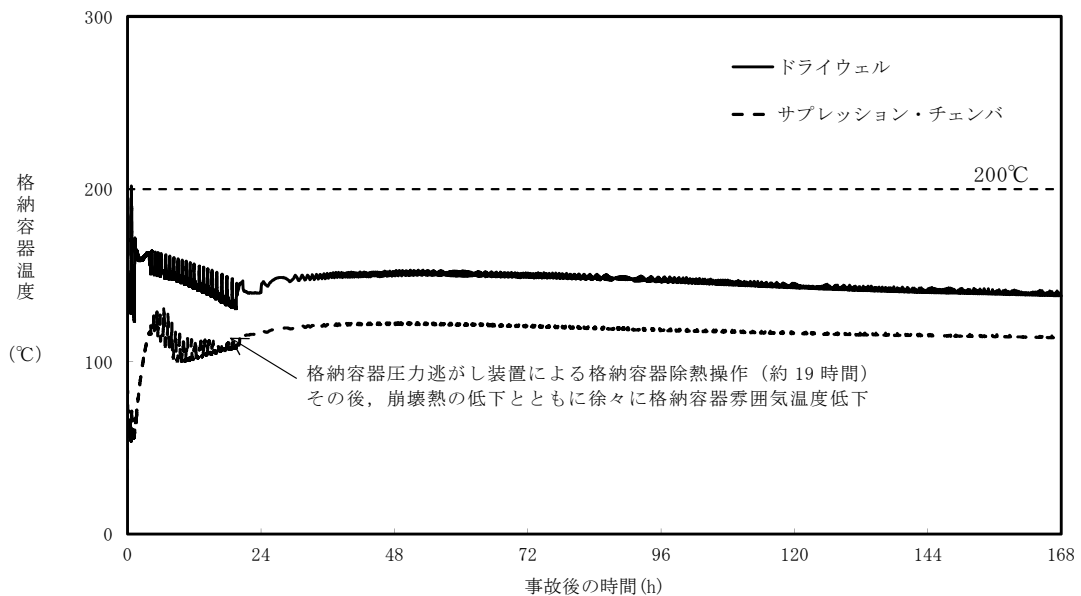


図2 格納容器雰囲気温度（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用できない場合）

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。

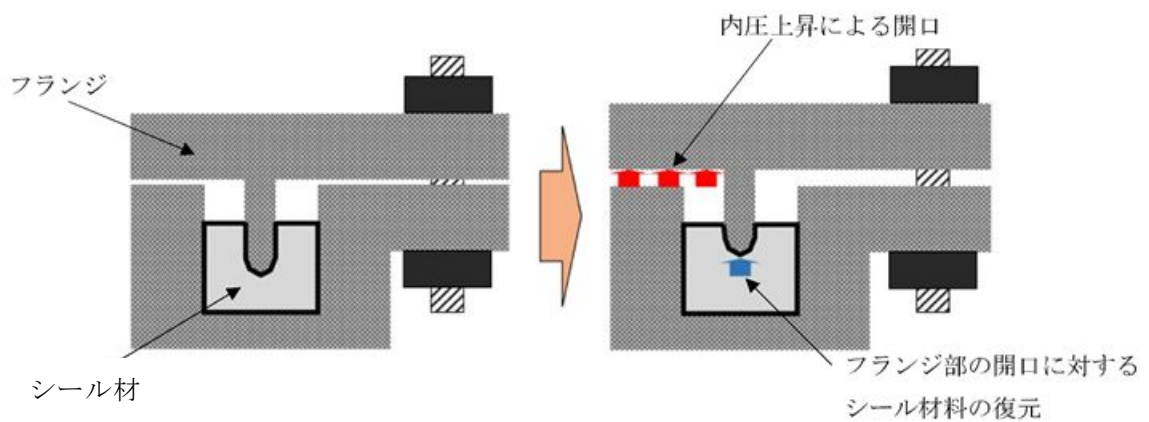


図3 シール部の機能維持確認の模式図

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)	
			mm		mm
トップヘッド フランジ	内側				
	外側				
機器搬入用ハッチ	内側				
	外側				
サブプレッション・チェ ンバアクセスハッチ	内側				
	外側				

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 °C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EPDM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EPDM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，EPDM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EPDM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EPDM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。

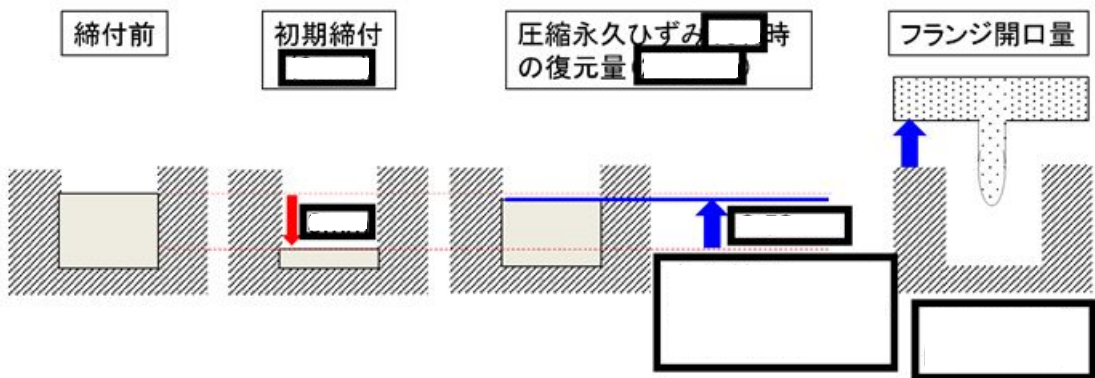


図4 圧縮永久ひずみ□%時のシール材復元量とフランジ開口量

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

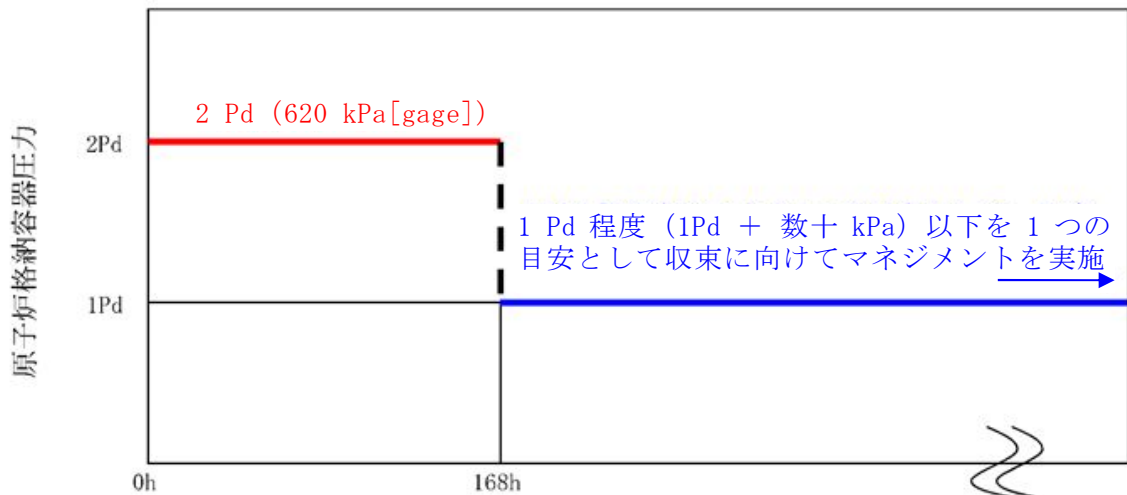


図 5 格納容器圧力の 168 時間以降の考え方

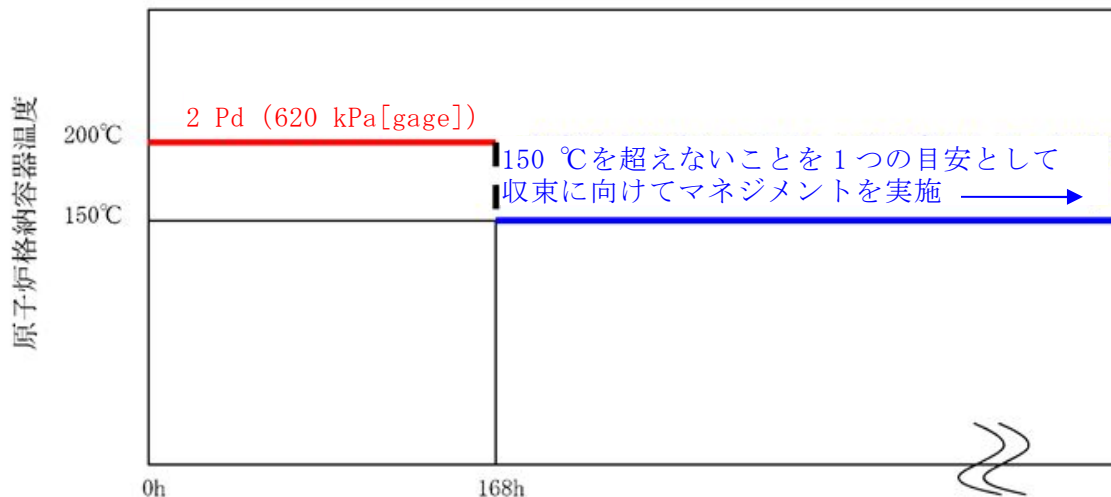


図 6 格納容器温度の 168 時間以降の考え方

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(ドライウエル)】	X-38	ドライウエル圧力測定用, PLR, MS	10B	15.1	0.056		
	X-39	NB/CRD-dp, HPCS-dp	10B	15.1	0.056		
	X-40	ドライウエル圧力測定用, 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	ドライウエル圧力測定用, 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	ドライウエル圧力測定用, PLR	10B	15.1	0.056		
	X-54B	PLR	10B	15.1	0.056		
	X-54C	ドライウエル圧力測定用, MSIV-LCS, PLR	10B	15.1	0.056		
	X-54D	PLR	10B	15.1	0.056		
	X-66A	RHR, LPCS, ホトムライナー 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 (サブレーション・チェンバ)】	X-64A	サブレーション・チェンバ [®] 水位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-64B	サブレーション・チェンバ [®] 水位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-64C	サブレーション・チェンバ [®] 水位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-64D	サブレーション・チェンバ [®] 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	サブレーション・チェンバ [®] 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ホヅフ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101B	PLRホヅフ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101C	PLRホヅフ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101D	PLRホヅフ電源	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）。

- ・ 高压溶融物放出／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溶融燃料－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・チェンバへ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	<p>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。</p> <p>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。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。</p>
1 2	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	
1 3	溶融炉心・コンクリート相互作用	

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

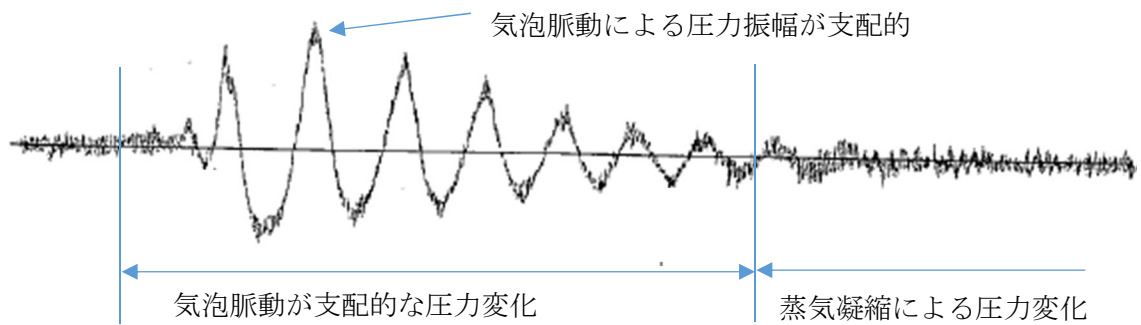


図 2-1 東二実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形
 (横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料 2 ③)

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 (排気管からサブプレッション・チェンバへの流入)	—	—	<p><u>DBA で考慮されていない</u></p> <p>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。</p>	<p><u>他シーケンスと同じ</u></p> <p>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。</p>	<p><u>他シーケンスと同じ</u></p> <p>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。</p>
ドライウエル圧力上昇時等 (ベントからサブプレッション・チェンバへの流入)	<p><u>DBA で考慮されていない</u></p> <p>大破断 LOCA 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 LOCA と同等となるため、DBA に包絡される。</p> <p>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気流束の増加及びサブプレッション・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。</p> <p>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。</p>	<p><u>他シーケンスと同じ</u></p> <p>格納容器過圧・過温破損と同じシーケンス。</p>	<p><u>他シーケンスと同じ</u></p> <p>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。</p>	<p><u>DBA で考慮されていない</u></p> <p>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ブプレッション・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。</p>	<p><u>他シーケンスと同じ</u></p> <p>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。</p>

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。

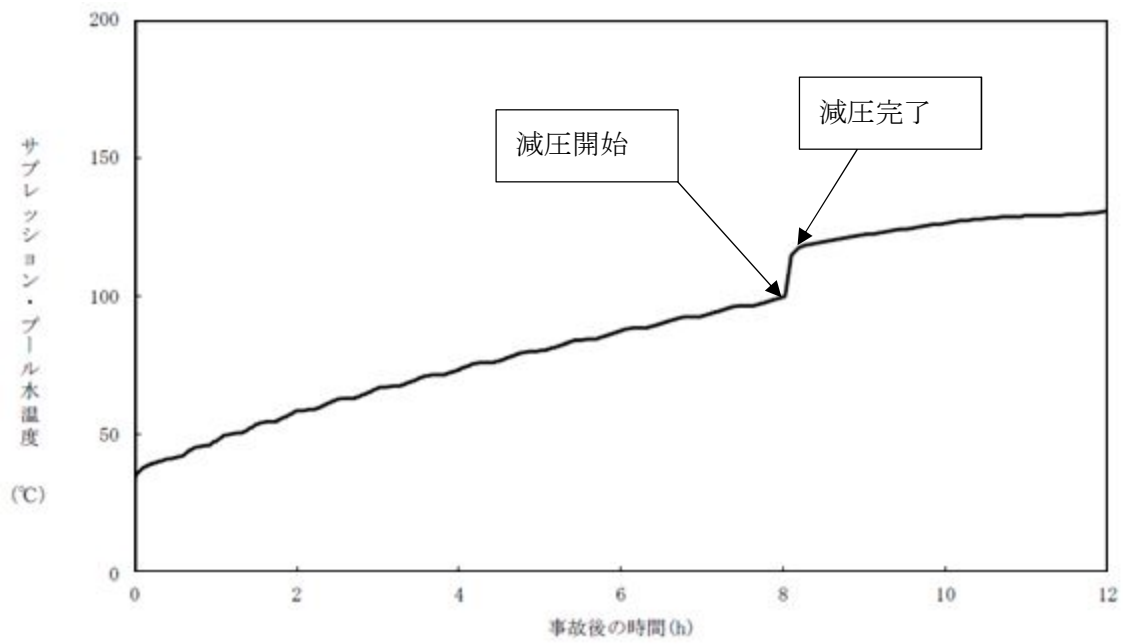


図 2-2 全交流動力電源喪失時のプール水温度の時刻歴



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)

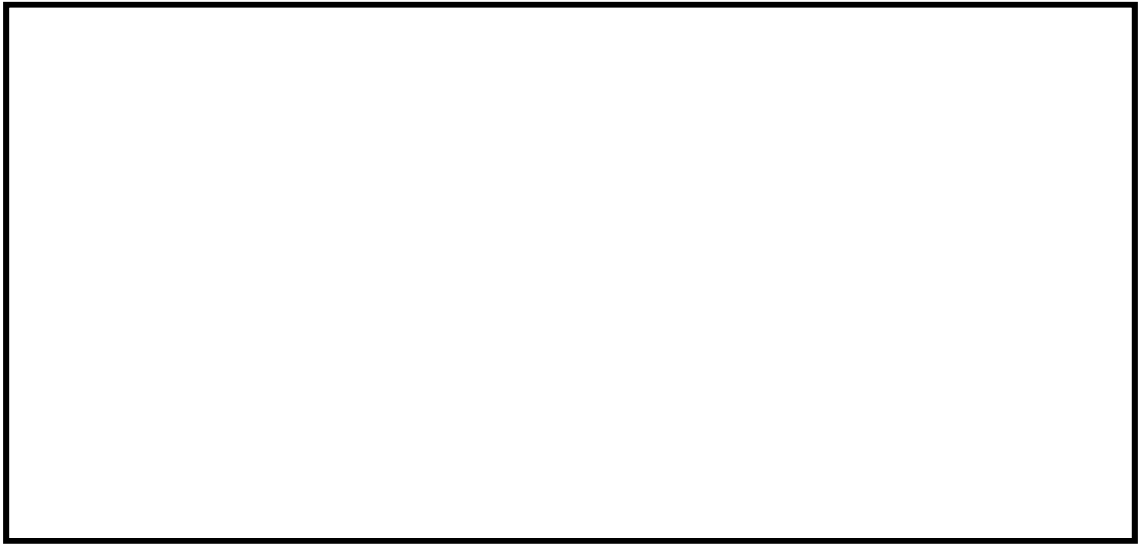


図 2-4 蒸気流束及びプール水温と凝縮性能の関係 (クエンチャタイプ)
(参考資料 2 ①, ②)

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]

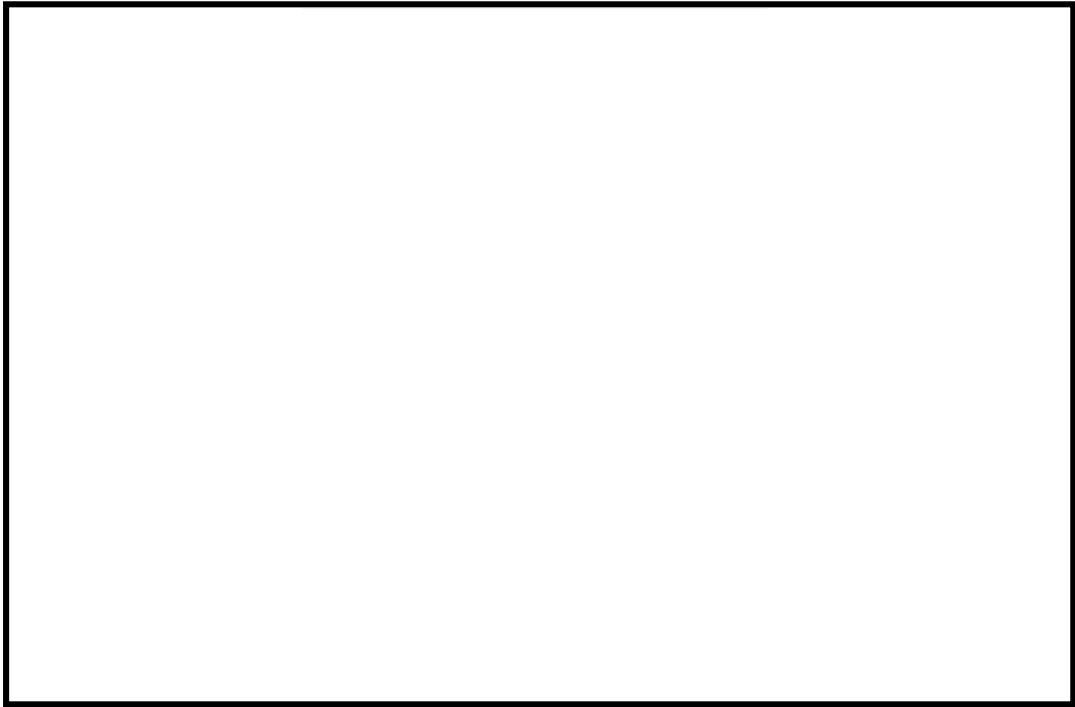


図 2-5 多段弁作動時と単弁作動時の水中圧力脈動の比較
(横軸：測定点, 縦軸：圧力振幅) (参考資料 2 ③)

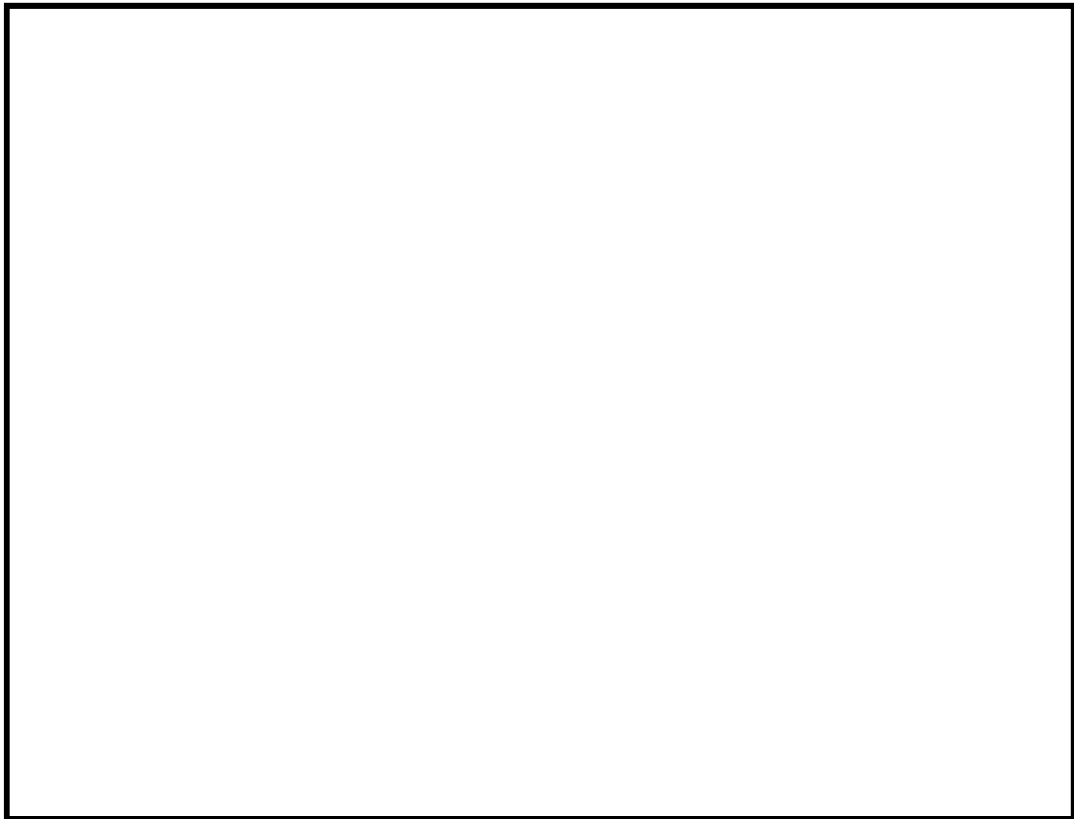


図 2-6 海外プラント実機試験時の圧力振幅

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

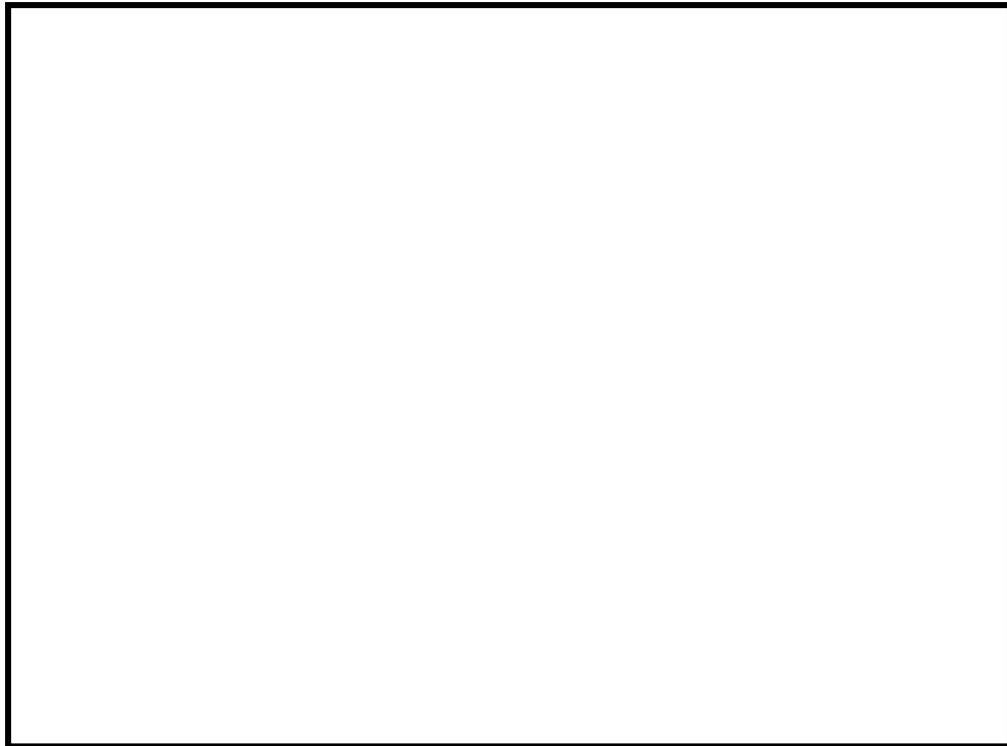
海外プラント ^[3]	東海第二

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。

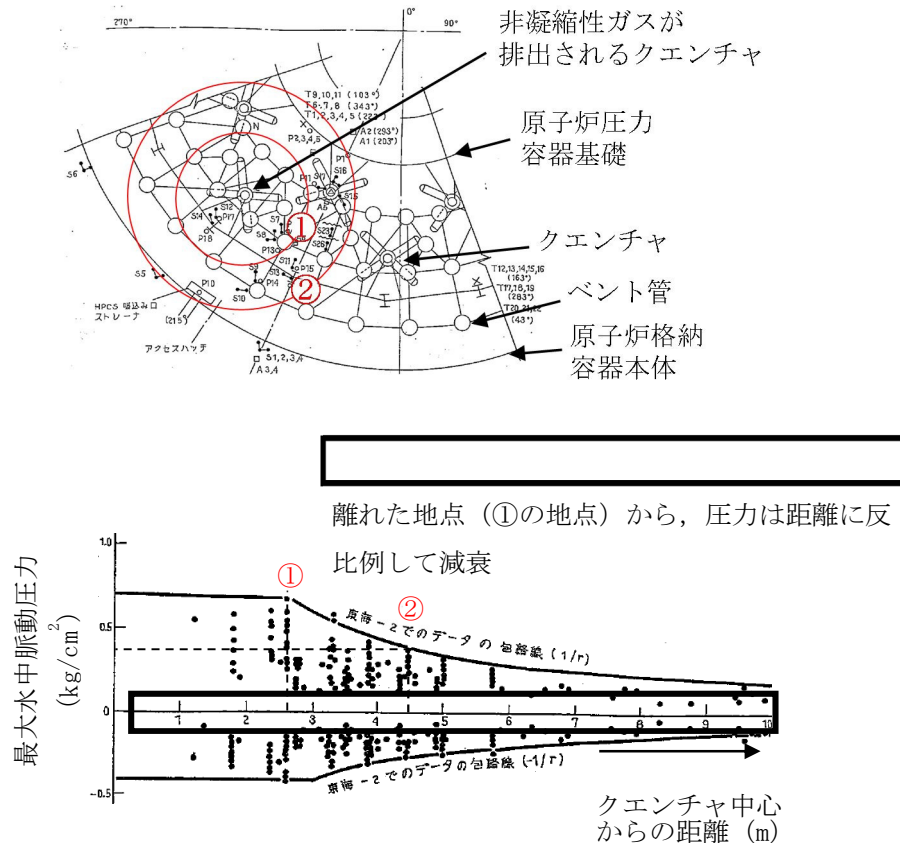


図 2-9 東海第二実機試験時に確認された距離による減衰効果
(参考資料 2 ③)

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： $P = \sqrt{P_1^2 + P_2^2 + \dots + P_n^2}$

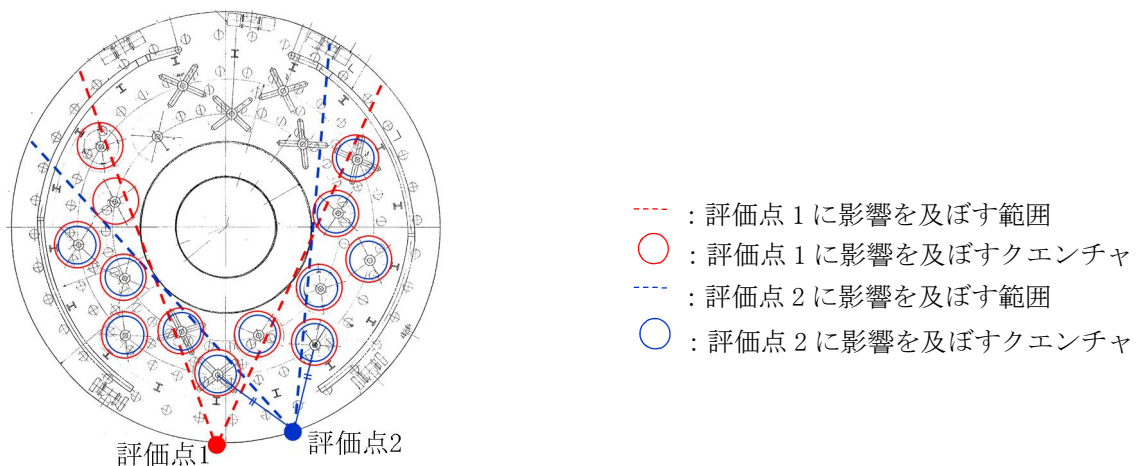


図 2-10 感度評価を実施する評価点

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。

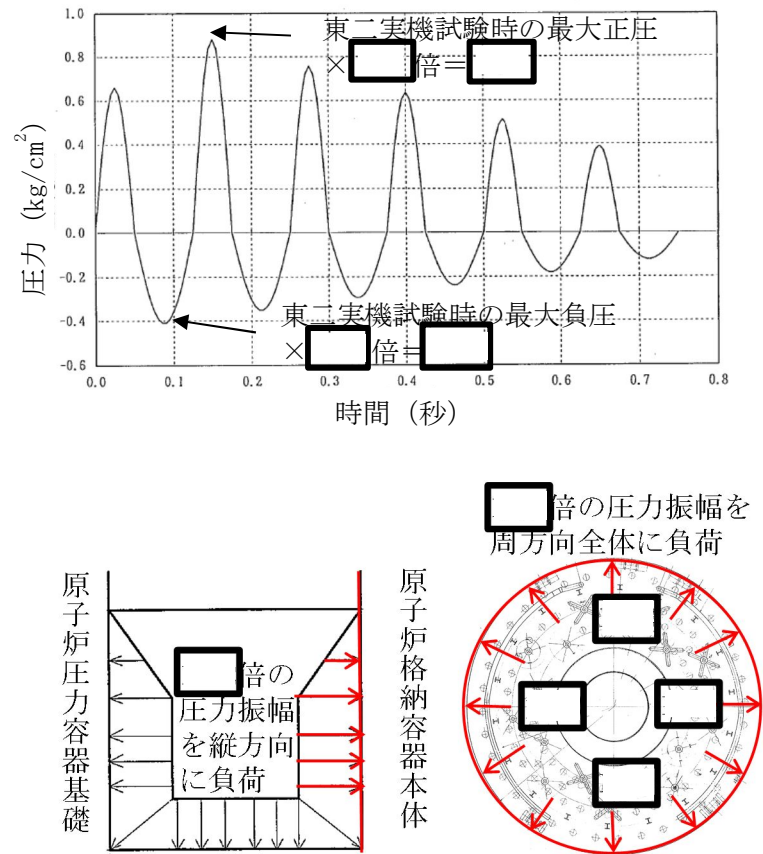


図 2-11 強度評価における評価上の保守性のイメージ

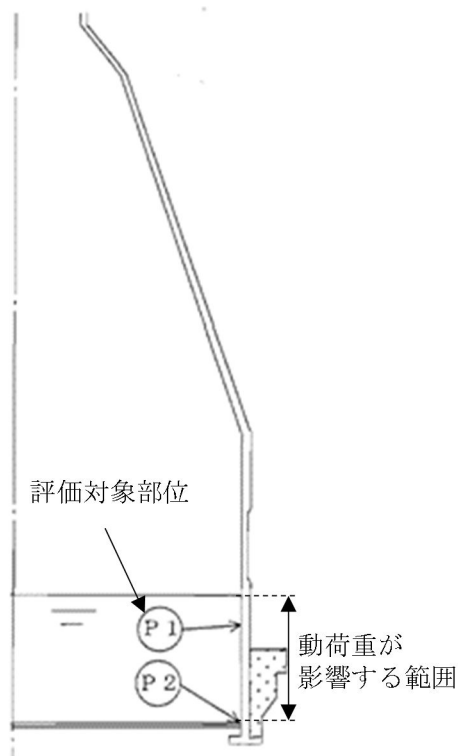


図 2-12 動荷重の感度評価を実施する部位

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)。このように圧なるのは、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。

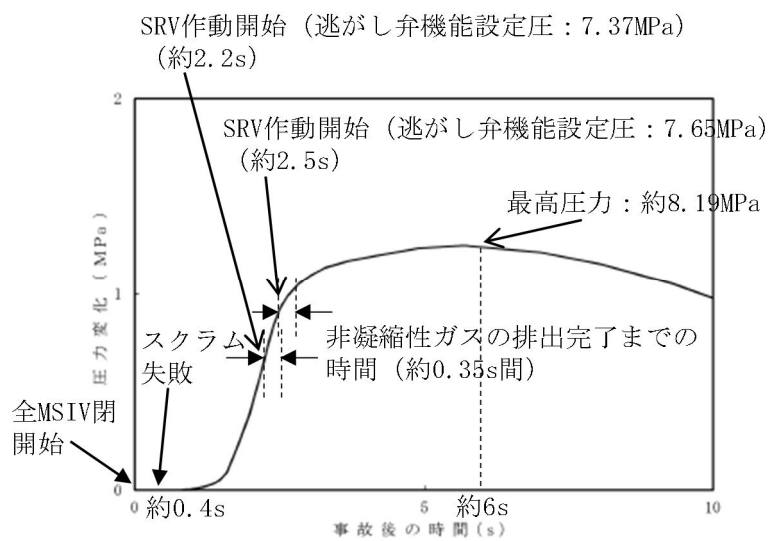


図 2-13 A TWS 事象時の原子炉圧力変化 (運転圧力との差)

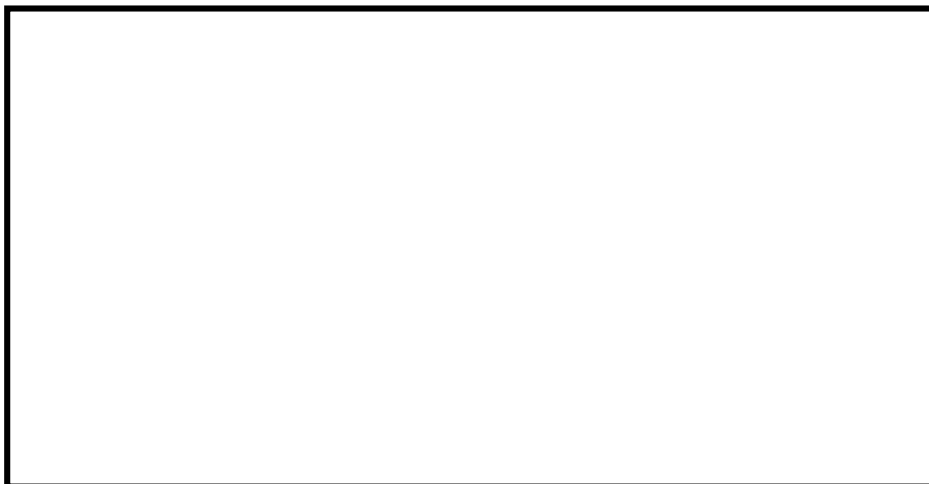


図 2-14 模擬圧力容器蒸気源圧力と圧力振幅の関係 (気泡脈動)
(参考資料 2 ②)

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。

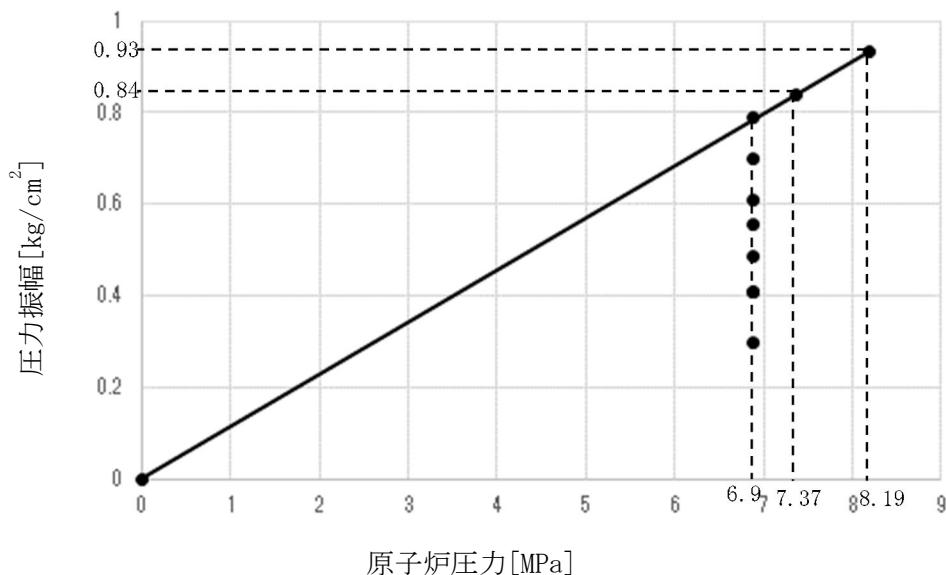


図 2-15 原子炉圧力と線形補間した圧力振幅の関係

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 \square mm- \square mm となるため、圧力による影響 P が \square 倍 \square となり、動荷重が \square MPa- \square 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)

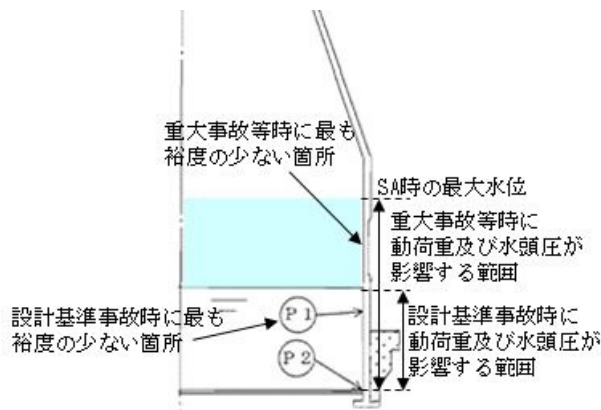


図 2-16 重大事故等時(長期)における動荷重の影響範囲(原子炉格納容器本体)

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、ドライウエルからサプレッション・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]
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）			
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）			

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の比エンタルピ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。

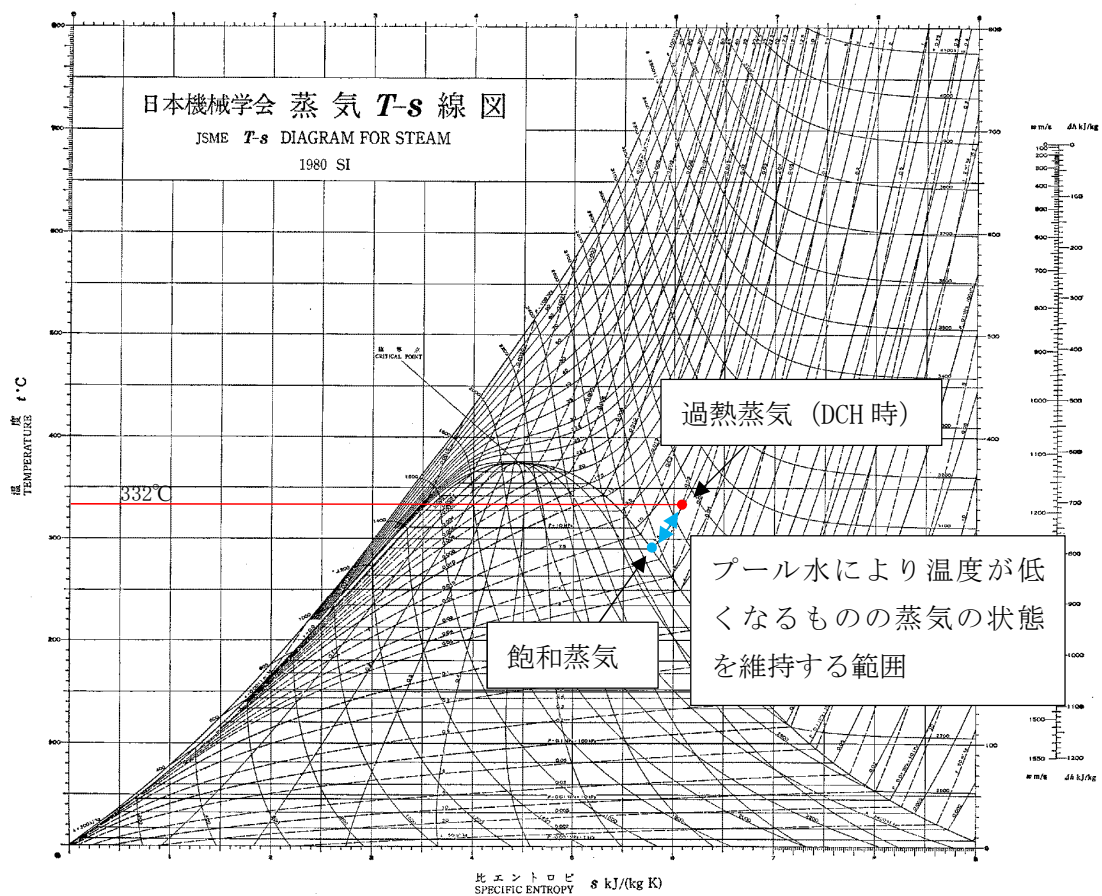


図 3-1 蒸気 T-s 線図*1

*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]	

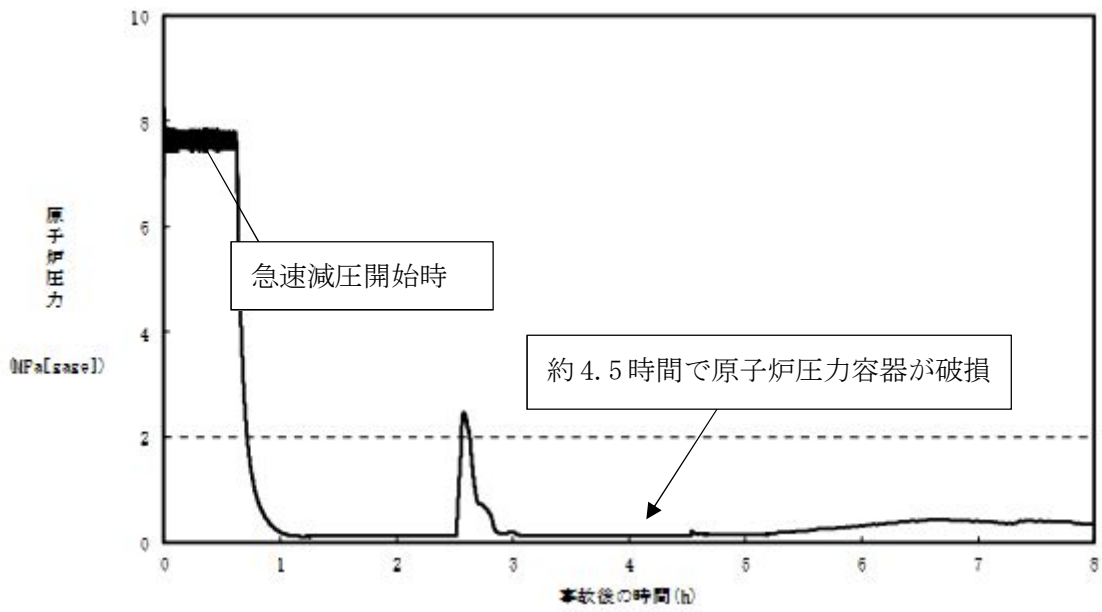


図 3-2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉圧力容器圧力の推移

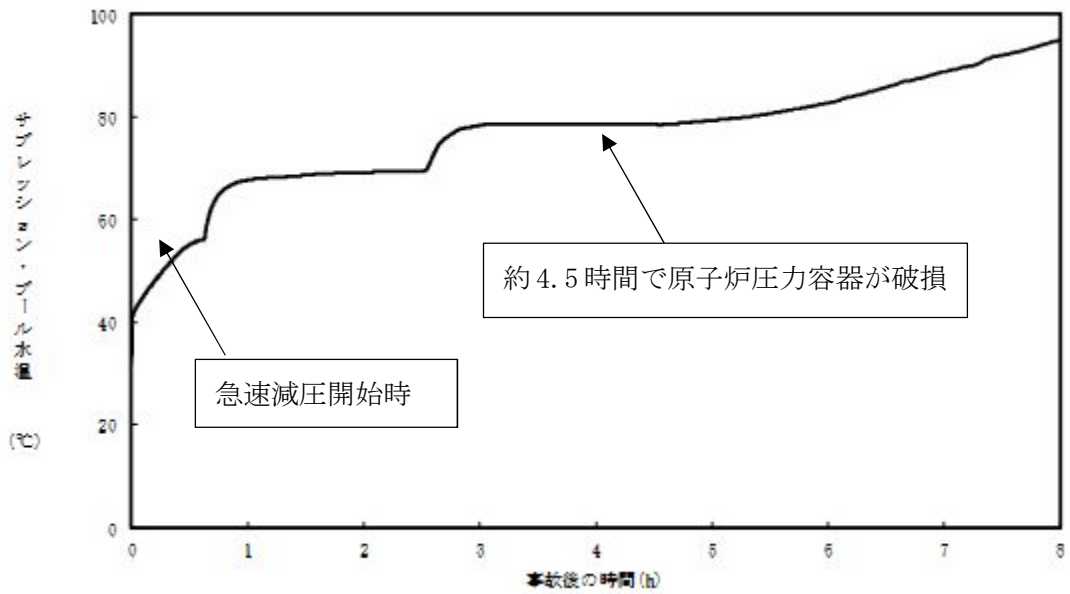


図 3-3 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉格納容器温度の推移

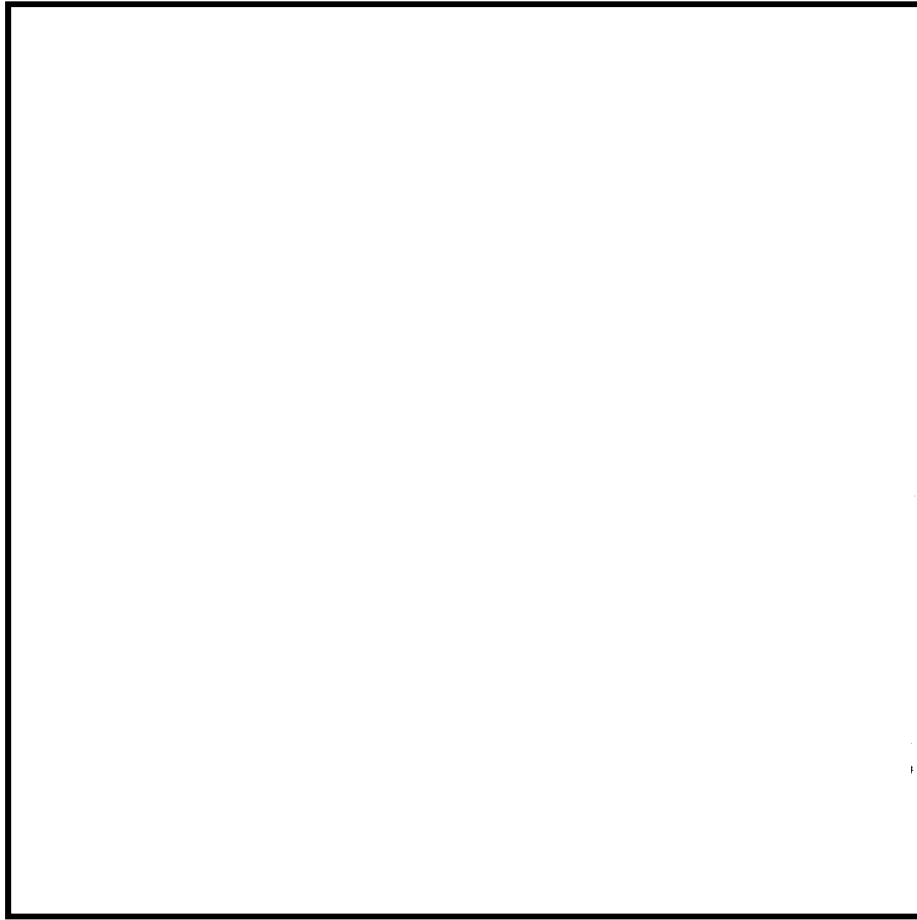


図 3-4 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（ストレートタイプ）
（参考資料 2 ①）



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	高圧熔融物放出／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]	

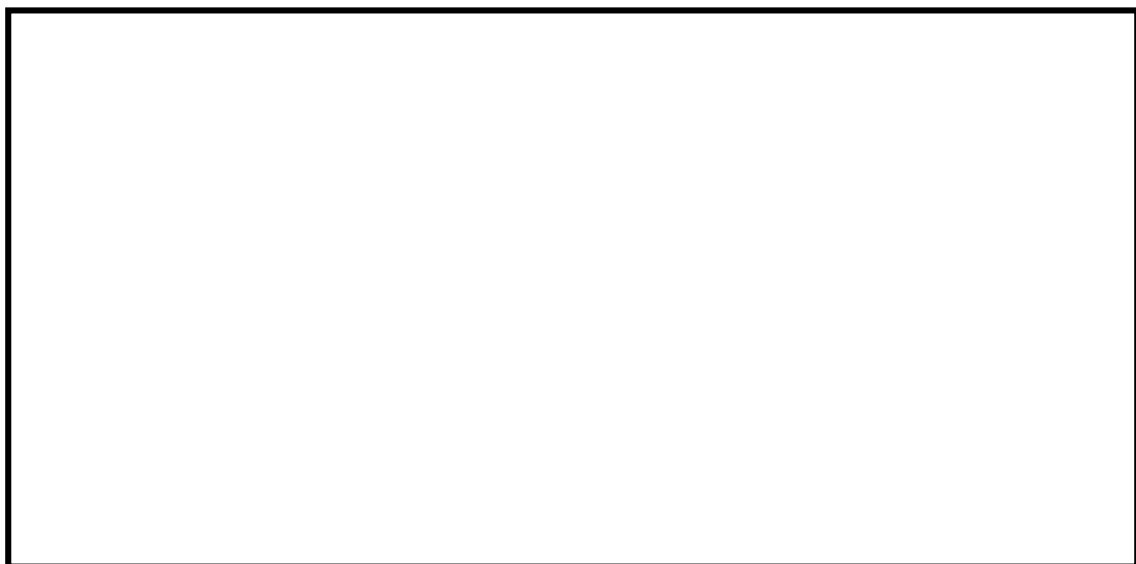


図 3-6 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係 (クエンチャタイプ)
(参考資料 2 ①, ②)

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。

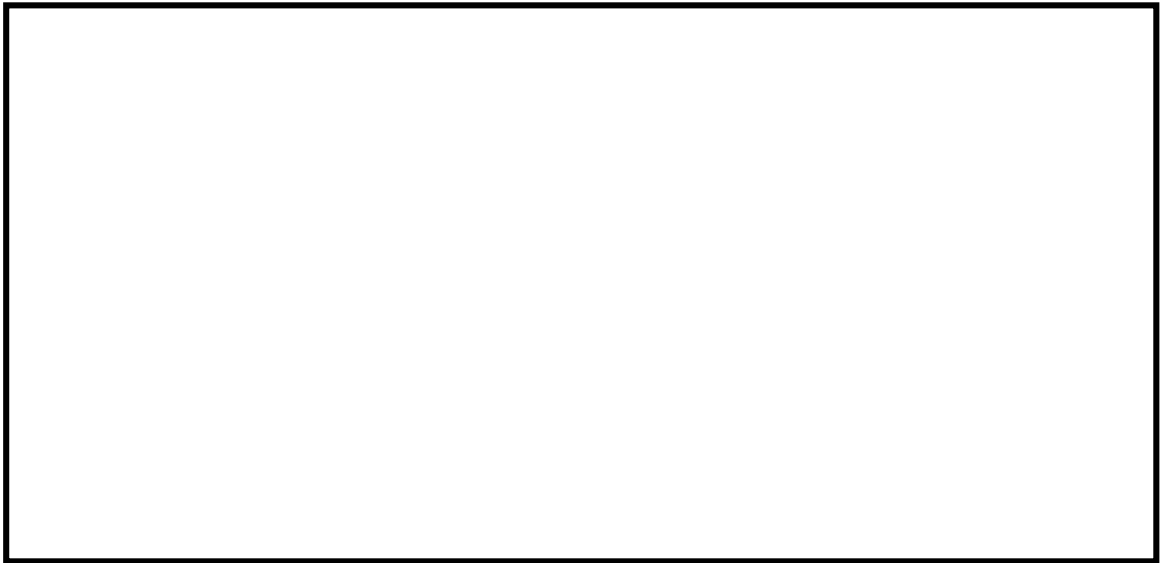


図 3-7 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（クエンチャタイプ）
（参考資料 2 ①, ②）

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。

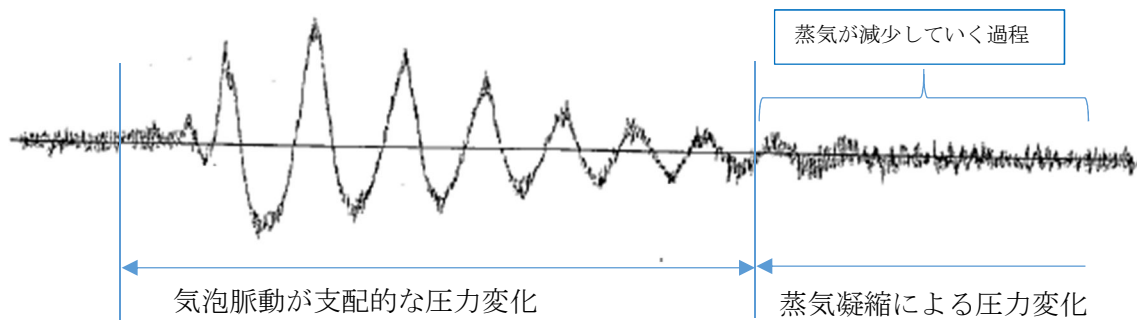


図 3-8 東二実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形
 (横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料 2 ③)

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気流束（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□℃、蒸気流束□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）

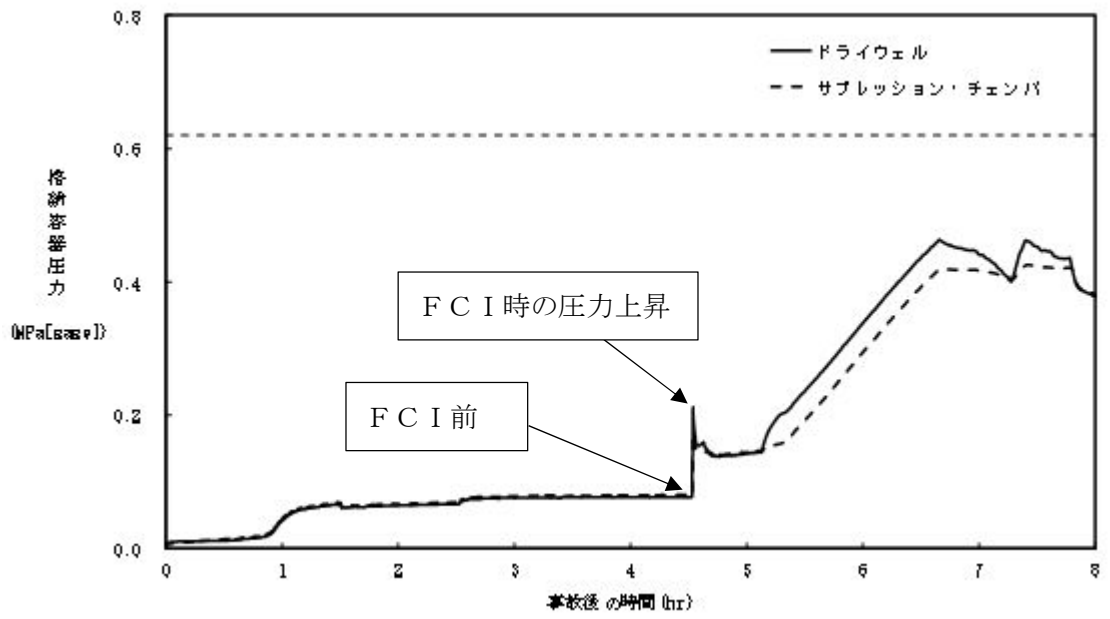


図 4-1 F C I 時の原子炉格納容器圧力の推移

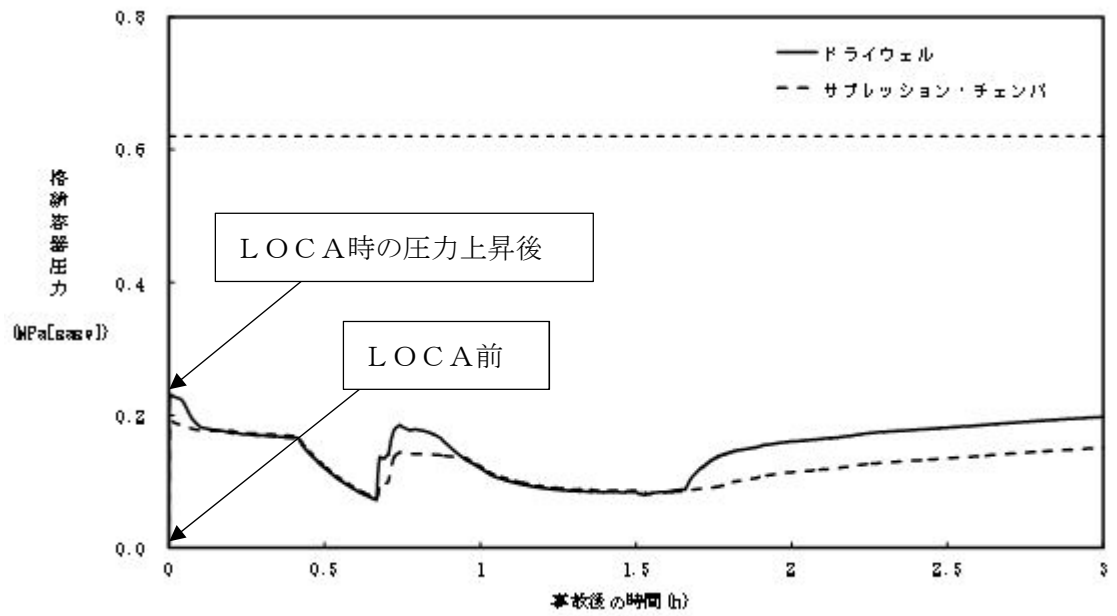


図 4-2 L O C A 時の原子炉格納容器圧力の推移

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。

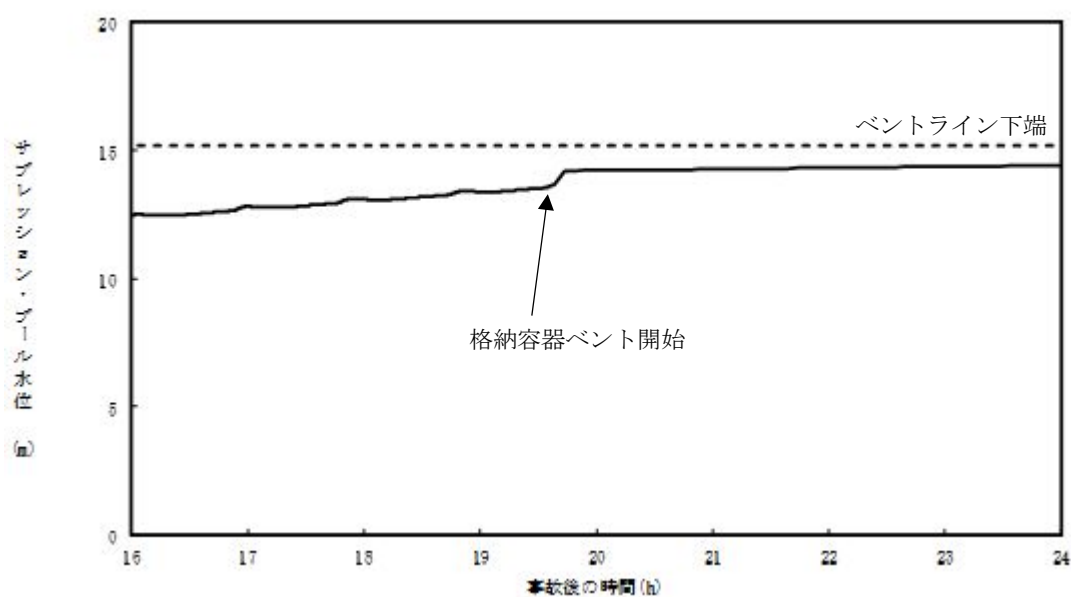


図 5-1 格納容器ベント時のサブプレッション・チェンバ水位上昇

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、水没する真空破壊弁への考慮が必要であるが、水没する真空破壊弁は、重大事故等時に機能を期待していない。ただし、真空破壊弁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弁が取り付けられている箇所の構造強度を比較する。

真空破壊弁は構造上、ベント管の板厚に対して、真空破壊弁との取合部は□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、真空破壊弁の位置は、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、真空破壊弁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なら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弁の取付部に生じるプールのスウェルによる応力は、□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。

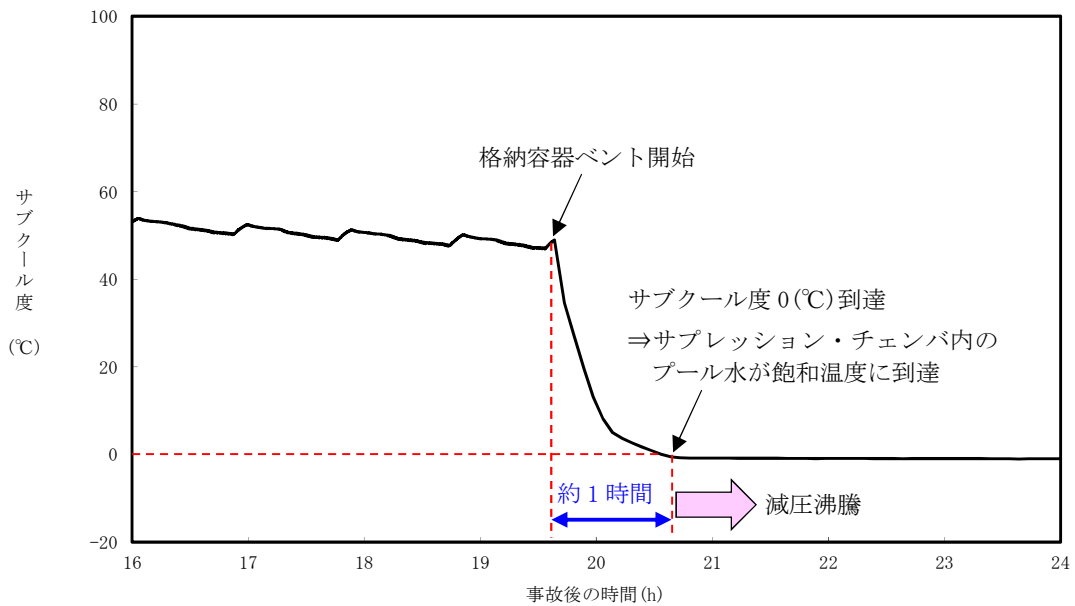


図 5-2 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）のプール水のサブクール度の推移

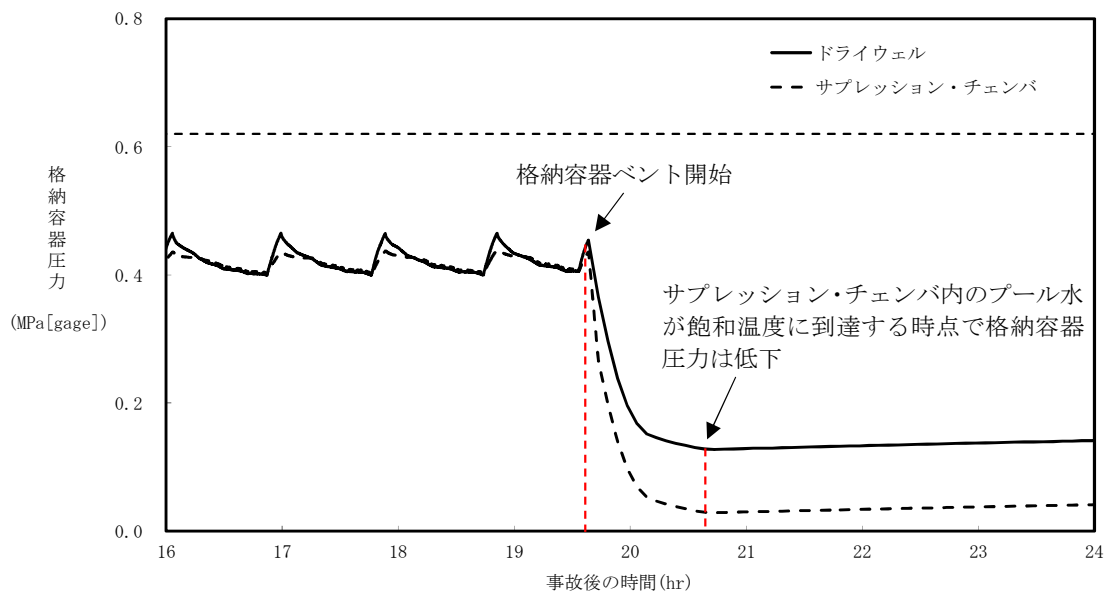


図 5-3 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）の原子炉格納容器圧力の推移

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. 高温の溶融燃料がペDESTAL 内に落下した際には、溶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。

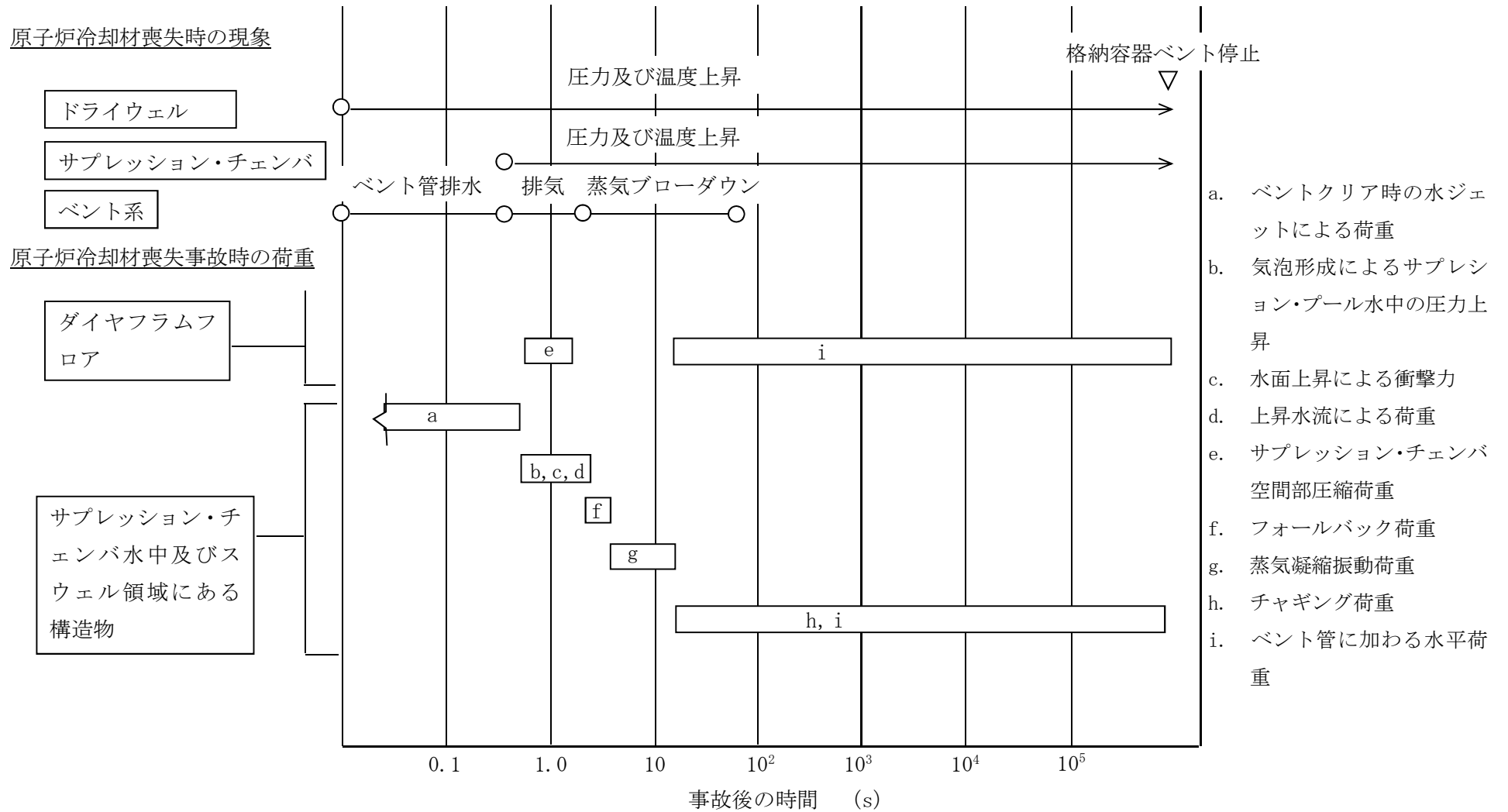


図 5-4 重大事故等時荷重の時間履歴 (原子炉冷却材喪失事故起因)

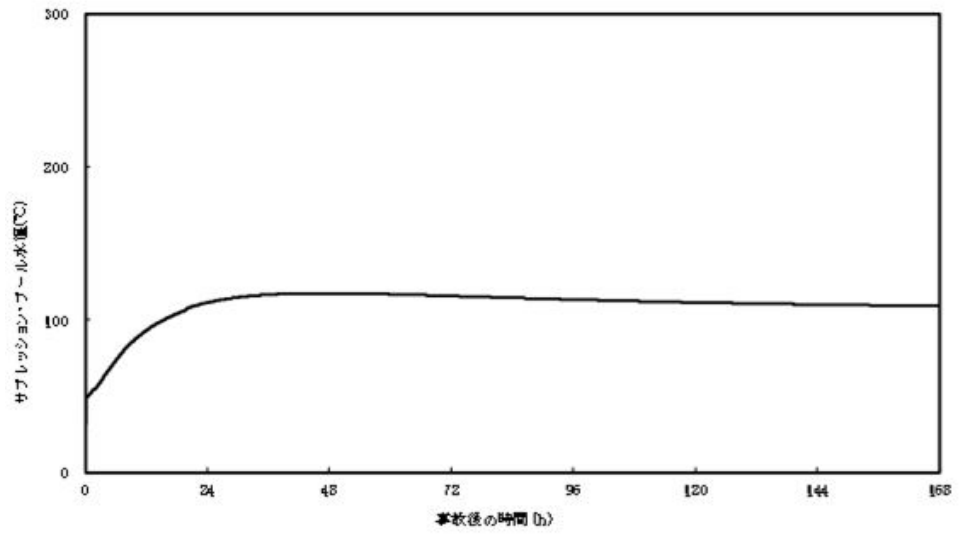


図 5-5 サプレッション・チェンバ内のプール水温の時刻歴

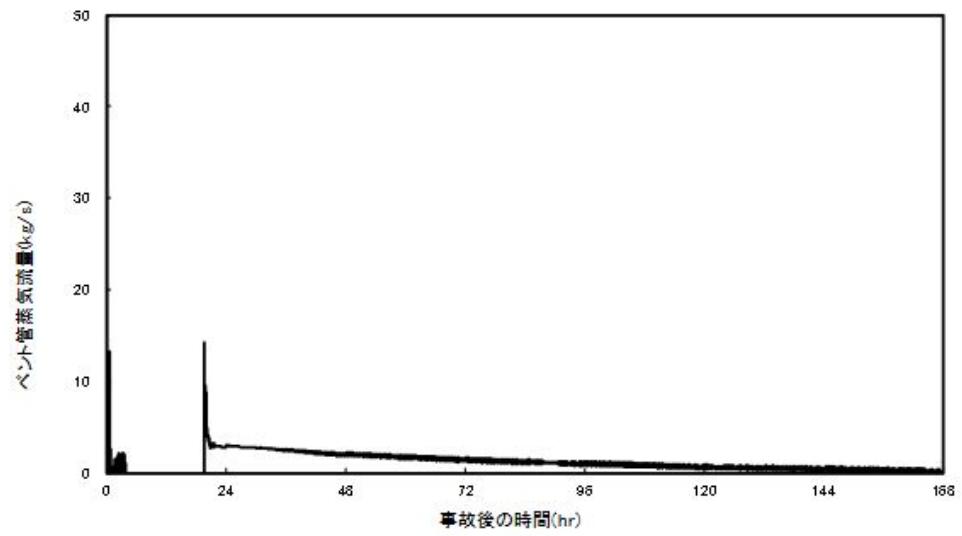


図 5-6 ベント管蒸気流量の時刻歴

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

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

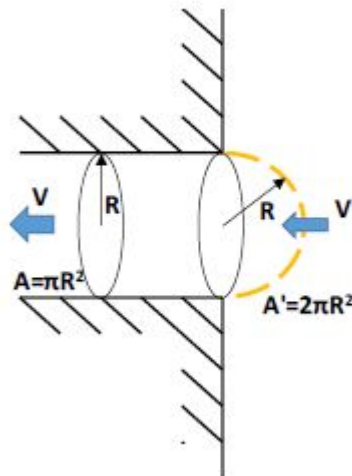


図 5-7 評価点のイメージ図

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影響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、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	原子炉冷却システム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弁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、真空破壊弁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	原子炉冷却システムの圧力が低下し、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、真空破壊弁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。

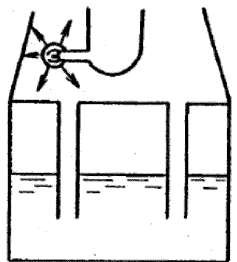
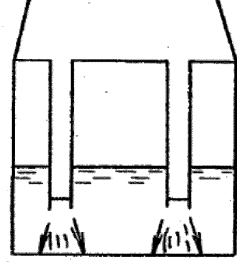
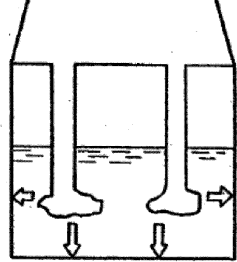
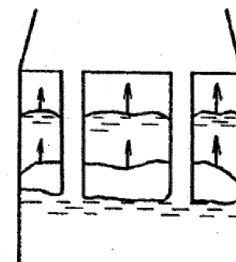
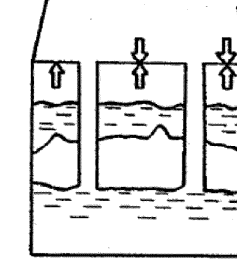

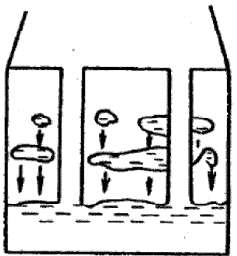
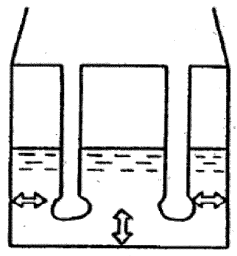
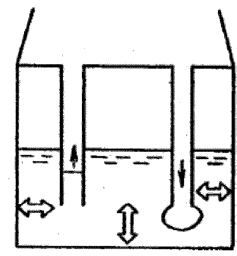
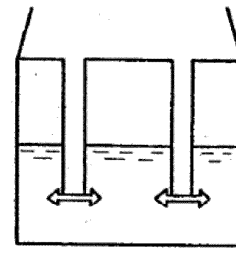
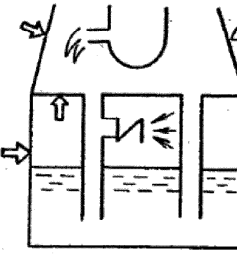
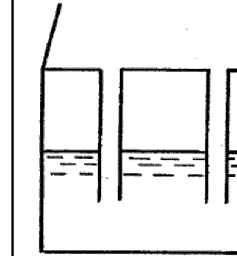
① LOCA発生 圧力波伝播	② ベントクリア	③ 気泡形成 水中圧力上昇	④ プール水面上昇 衝撃力・ドラッグ	⑤ 空間部圧縮	⑥ ブレーク・スルー フロス衝撃力
					
時間 0~0.01秒 第1表 a.	0~0.7秒 第1表 b.	0.6~1.2秒 第1表 c.	0.7~1.6秒 第1表 d.e.	0.7~1.6秒 第1表 f.	~1.6秒 第1表 g.
⑦ フォール・バック 水面落下によるドラッグ	⑧ 高蒸気流 蒸気凝縮による圧力振動	⑨ 低蒸気流 凝縮不安定によるチャギング	⑩ 同左 凝縮不定常による ベント管横振れ	⑪ ECCS作動 D/W負圧でV/B作動	⑫ 過渡変化終了
	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

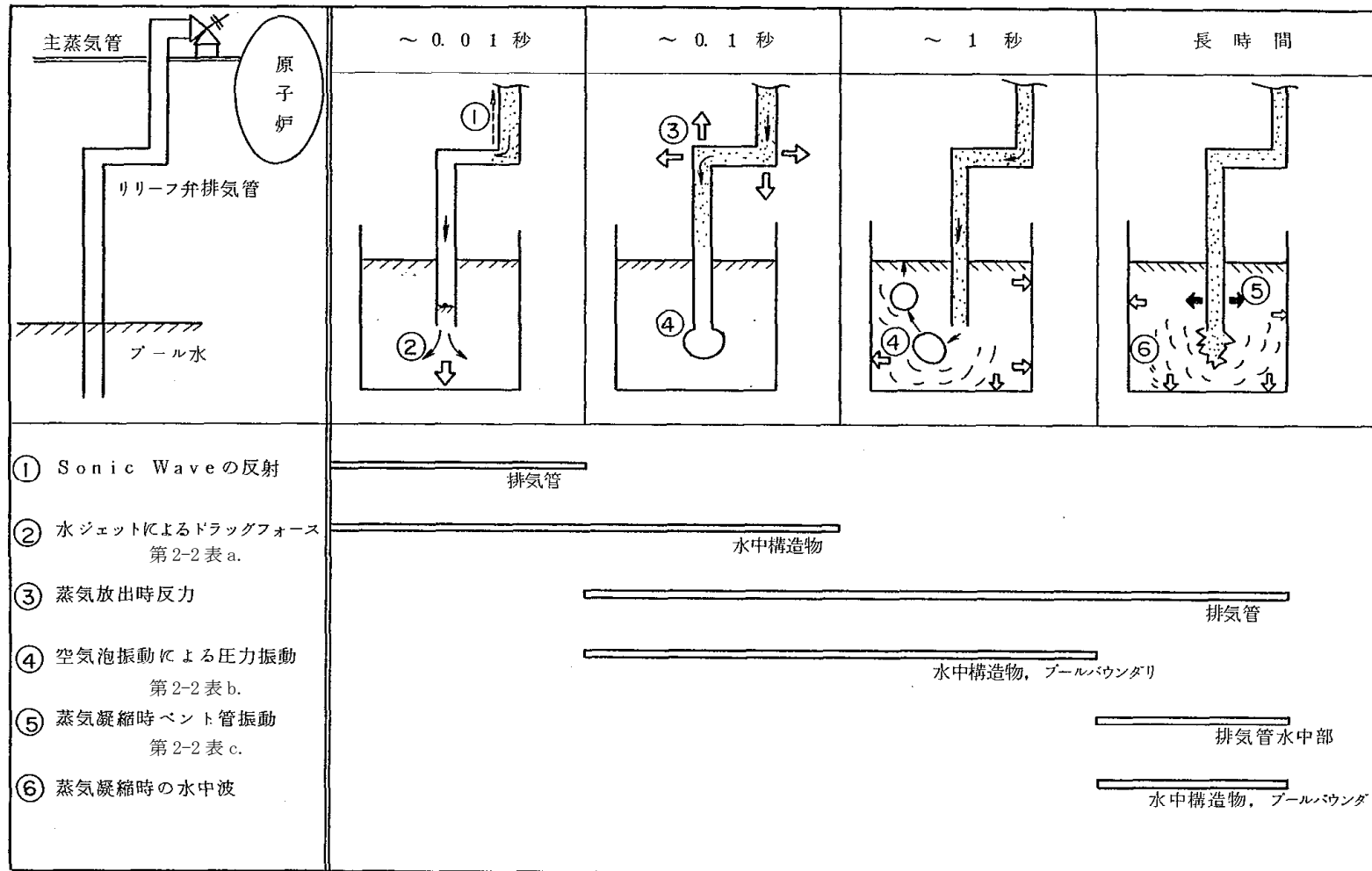


図2 逃がし安全弁作動時の現象の流れ

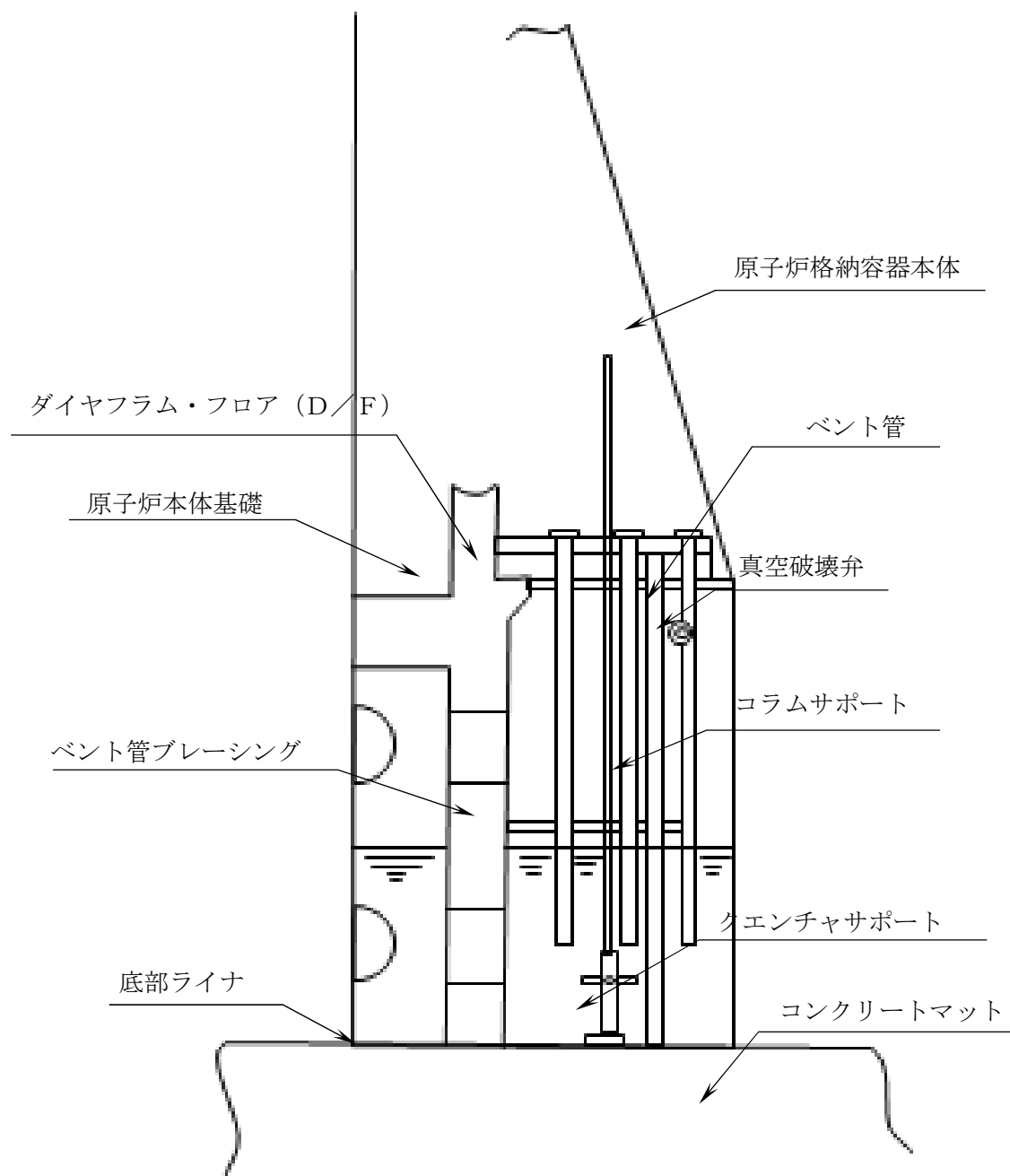


図3 動荷重の評価対象

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	真空破壊弁	D/F及びコラムサポート	原子炉本体基礎	コンクリートマット	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

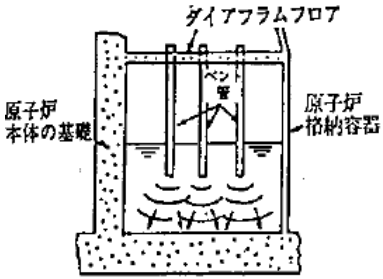
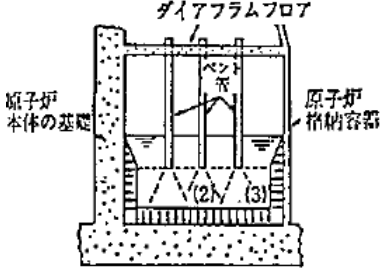
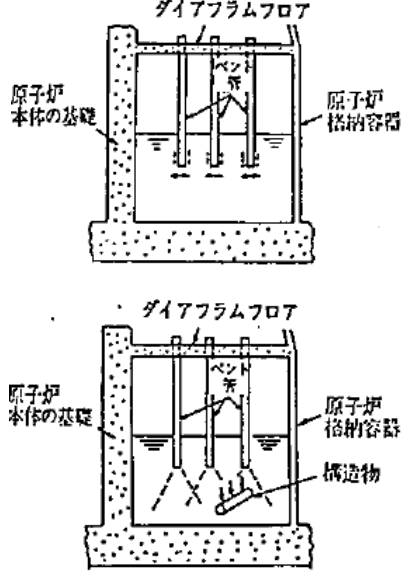
事故後の 推移	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
①破断直後		<p>(1) 破断発生直後に生ずる圧力波により、プール底面に加わる荷重</p>		
②ベントクリアリング過程		<p>(2) ベントクリアリングに至るまでの過程におけるベント管下端からの噴流によるサブプレッション・チェンバの底面への荷重</p> <p>(3) (2)と同じ噴流によるサブプレッション・チェンバの壁面への圧力による荷重</p>		<p>[5] ベントクリアリング時にベント管に加わる水平荷重</p> <p>[2] ベントクリアリングに伴うプール水の流動による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

表4 (2/4) 指針要求に対応するLOCA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		<p>(4) 気泡の形成、プールスウェルによるプール底面、壁面への圧力による荷重</p>		<p>[2] 気泡形成に伴うプール水の流動によるドラッグ荷重</p>
④ プールスウェル過程		<p>(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</p> <p>(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アフラム・フロアへの圧力による荷重</p>		<p>[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</p> <p>[4] プールスウェル時の真空破壊弁への荷重</p> <p>[6] プールスウェル時にベント管に加わるドラッグ荷重</p>

表4 (3/4) 指針要求に対応するLOCA時動荷重の概要図

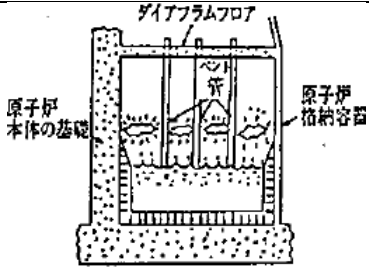
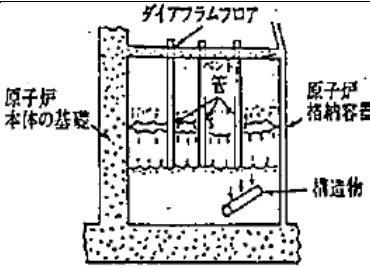
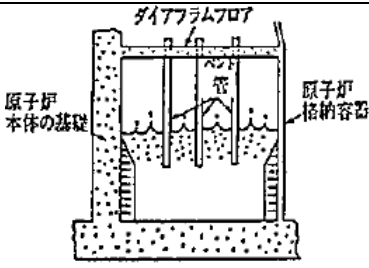
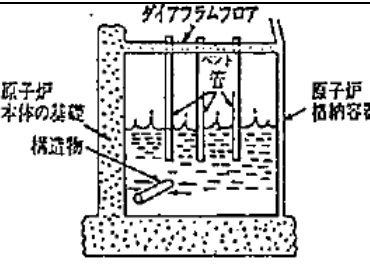
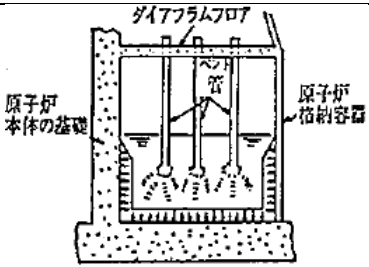
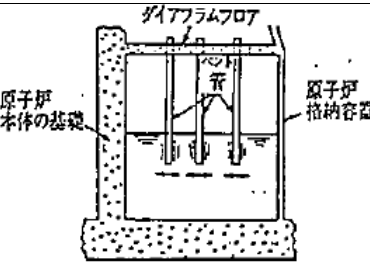
事故後の推移	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
⑤ フォールバック過程		(7) フォールバックによるプール底面、壁面に加わる圧力による荷重		[2] フォールバックに伴うプール水の流動によるドラッグ荷重
⑥ フォールバック後の水面揺動過程		(8) プールのウェル後のプール水面の揺動により、プール壁面に加わる荷重		[7] プールのウェル後のプール水面の揺動による荷重
⑦ 蒸気放出過程		(9) 蒸気凝縮に伴うプール底面、壁面に加わる圧力による荷重		[1] 蒸気凝縮に伴いベント管に加わる水平荷重

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弁への荷 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

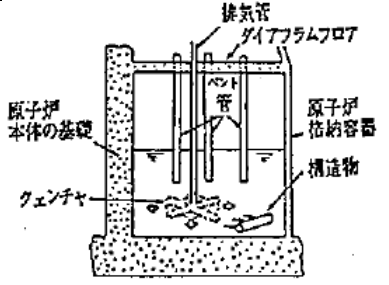
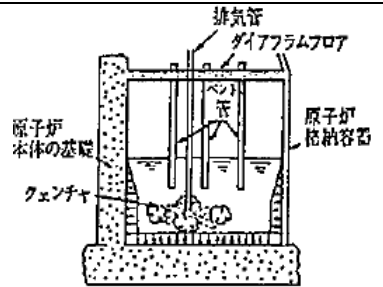
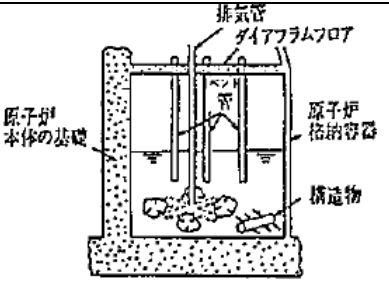
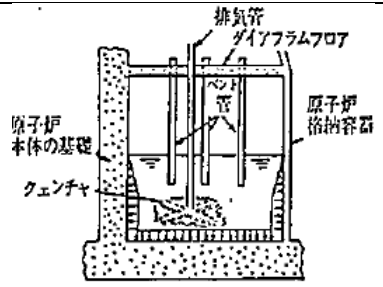
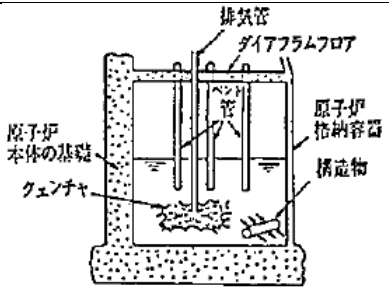
事故後の 推移	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
① クリアリ ング過程				[1] クリアリング時水中構造物に加 わる衝撃荷重及びドラッグ荷重
② 気泡放出 過程		(1) 気泡形成に伴うプール底面、壁面 に加わる圧力による荷重		[2] 気泡形成に伴い水中構造物に加 わる衝撃荷重及びドラッグ荷重
③ 蒸気放出 過程		(2) 蒸気凝縮が不安定となる場合、プ ール底面、壁面に加わる圧力によ る荷重		[3] 蒸気凝縮が不安定となる場合、水 中構造物に加わるドラッグ荷重 [4] これらの現象を通じてクエンチャ 地震に加わる荷重

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

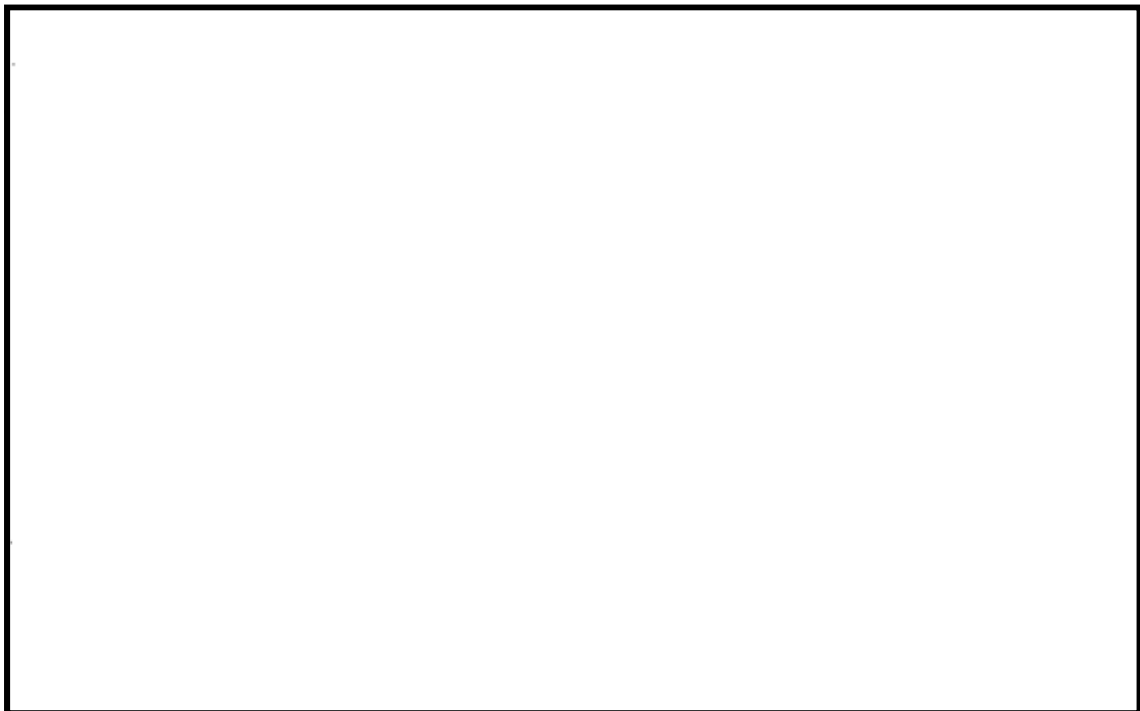
本試験では、実規模のクエンチャを使用して荷重確認試験を行った。

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

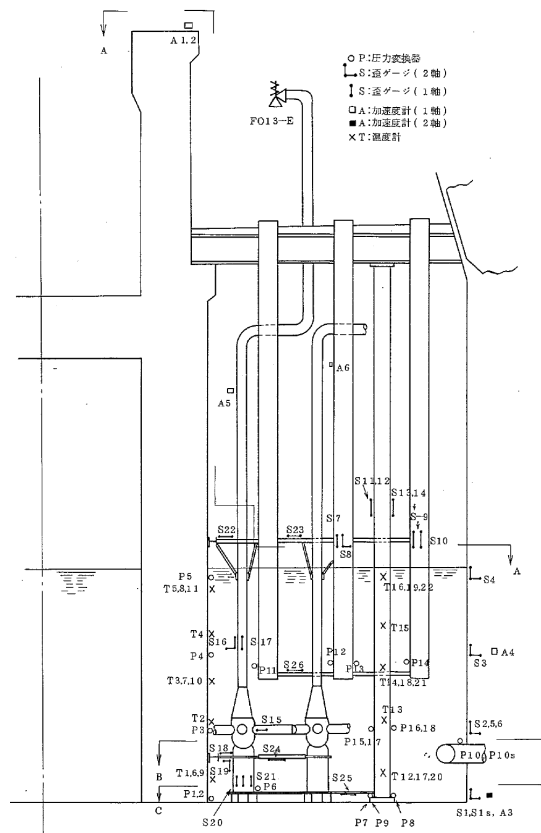
試験の目的

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

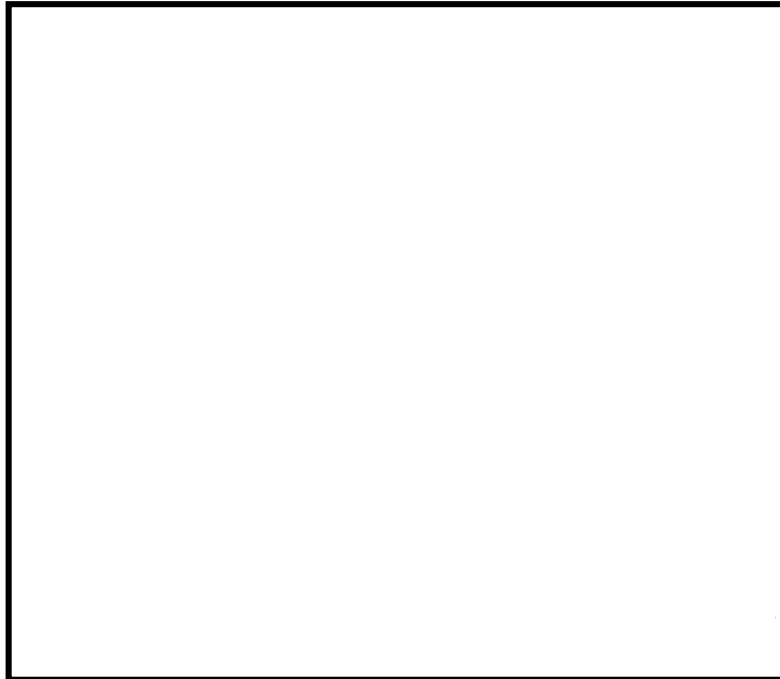
Mark-II プラントでの L O C A 時の蒸気凝縮振動現象を把握することを目的として実施された。

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

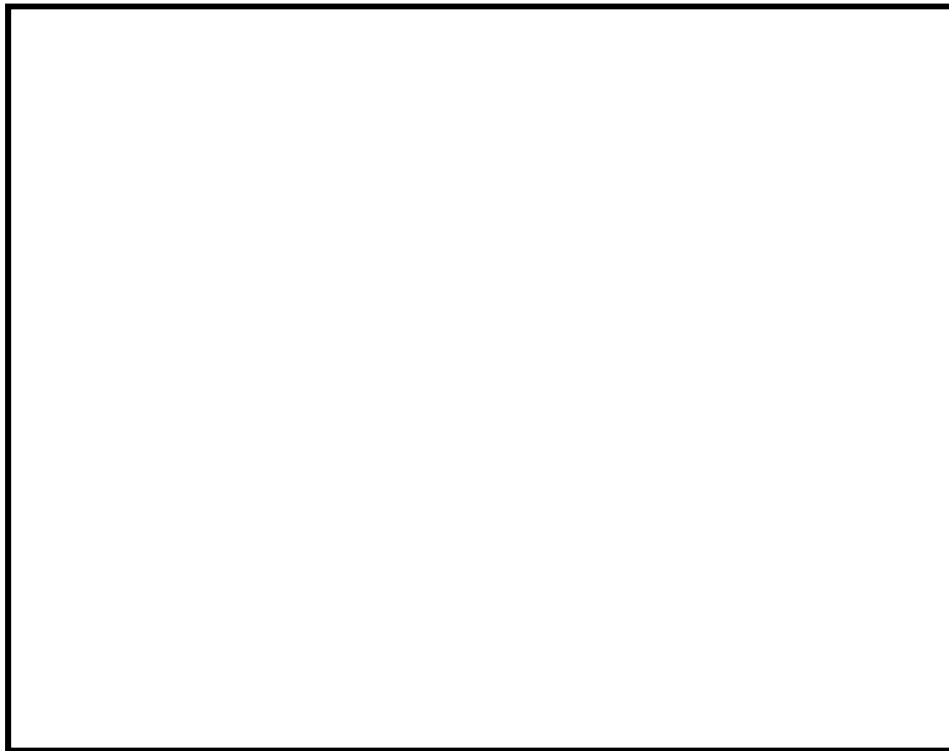
LOCA時のBWR格納容器圧力抑制系の主要な動荷重の評価に用いられる計算モデルの検証と、圧力抑制系のLOCA時における機能の信頼性を実証することを目的として実施された。

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] 格納容器圧力抑制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。

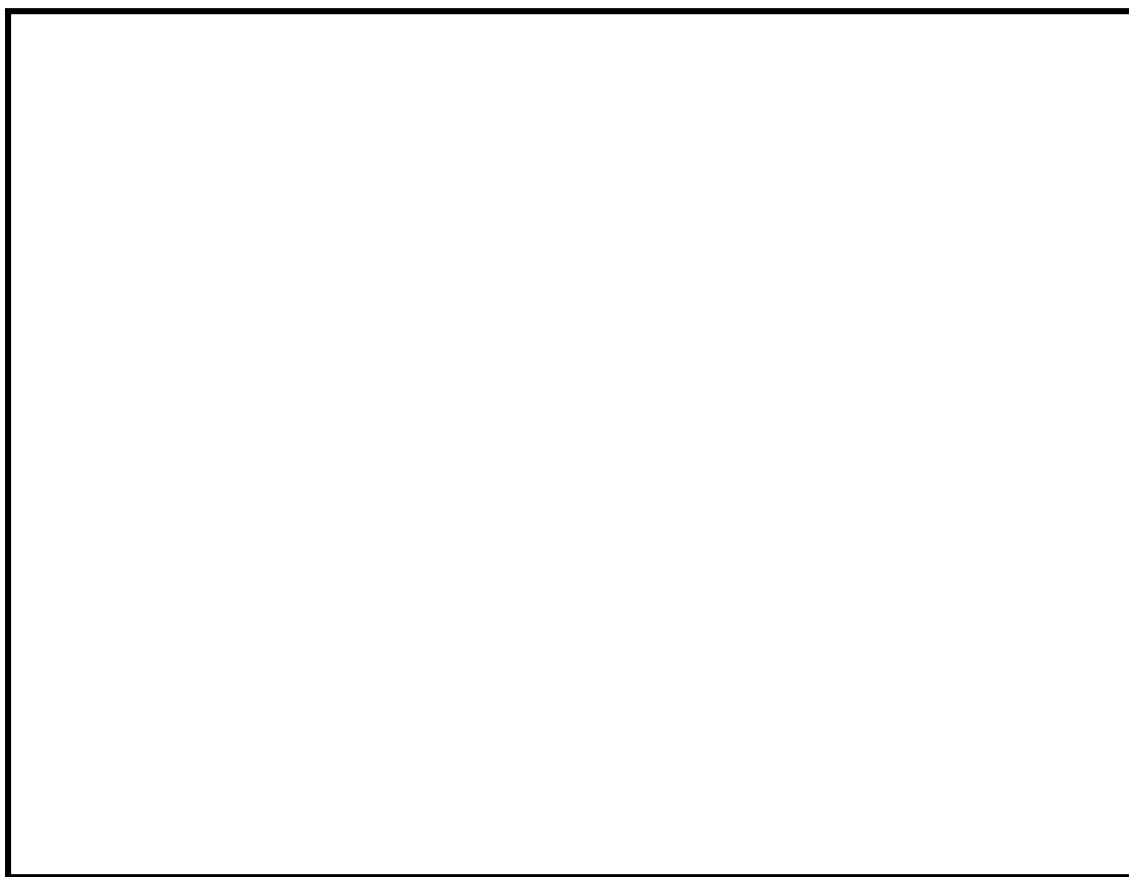


図 1 排気管の配置

【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 1.5Pd でベントする時点となる。

ここで、前述のとおり、想定される圧力及び荷重条件を上回る条件として、1.5 Pd+チャギング事象を保守的に組み合わせて評価した結果を第 2 表に示す。なお、格納容器ベント実施時や F C I 発生時においては、40 °C 以上、かつ、蒸気流束も 18 kg/s/m² 以下であり、設計条件としてあるチャギングによる荷重よりも小さくなるが、保守的な値を用いる。この保守性については、5.4 で示したとおり、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気流束 (18~28 kg/s/m²) が比較的大きい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、このときの荷重を設計条件としているためである。

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、重大事故時の組合せが妥当であることを確認した (表 2)。

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 (465kPa) +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。

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°C, 2Pd) を考慮する。	強度計算書 評価ケース	
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。原子炉格納容器圧力は、逃がし安全弁作動時に最大となるATWS時を用いる。	≦SA1に包絡	
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 ≦SA1に包絡	
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。	耐震計算書 評価ケース	
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 ≦SA6に包絡	
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。	耐震計算書 評価ケース	

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 真空破壊弁 (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。

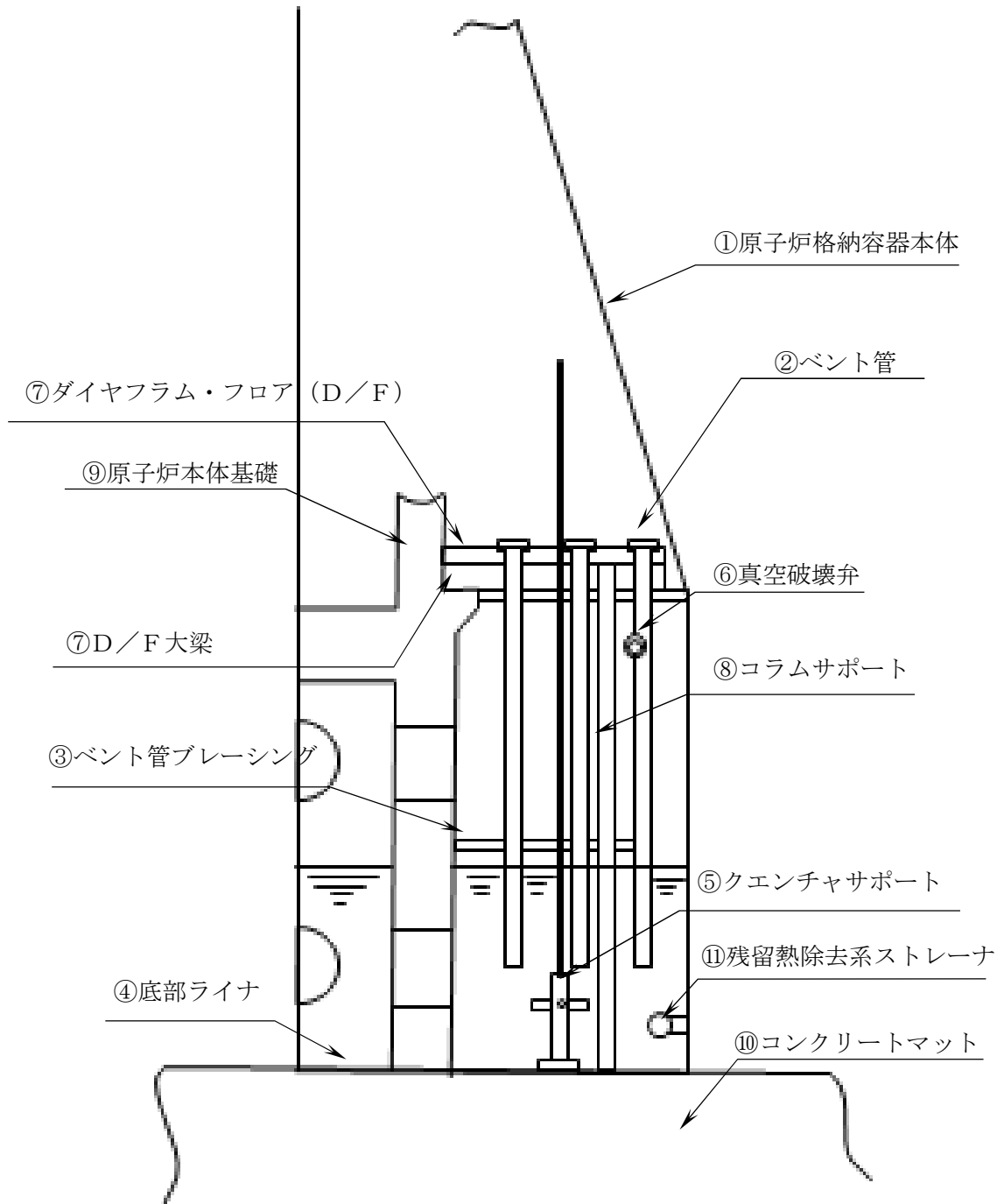


図1 動荷重の評価対象

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。

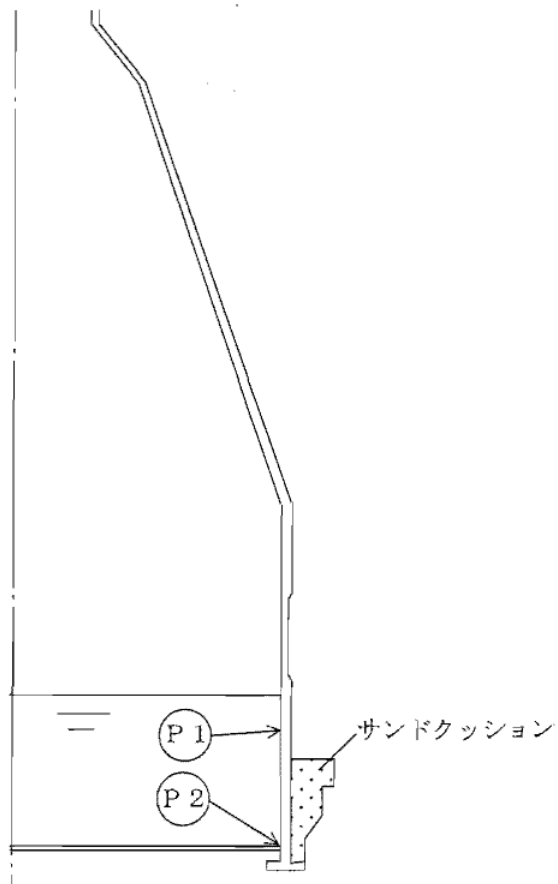


図 2 原子炉格納容器本体の応力評価点

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

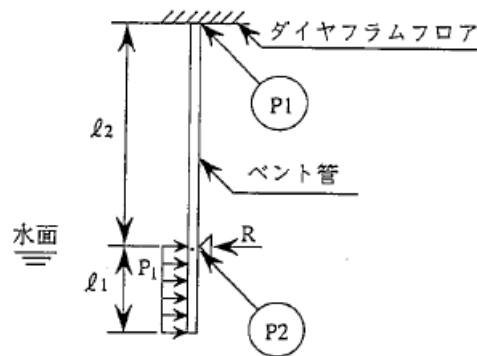


図2 ベント管の応力評価点

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

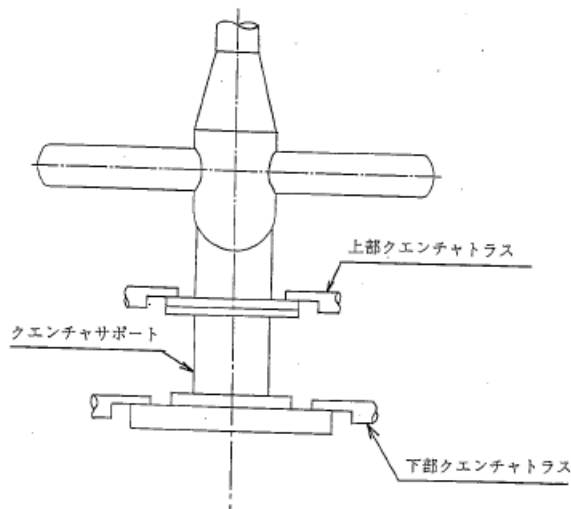


図3 クエンチャサポートの応力評価点

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
プッシュ	開	P1	スイングアーム					25.0 (SM41A)	50.0 (SPV490)	(AIJ短期)
		P2	シャフト					12.1 (SUS304)	12.1 (SUS304)	(AIJ短期)
		P3	ディスクロッド					27.0 (SAE16Gr.70)	27.0 (SDV480)	(AIJ短期)
	閉	P4	ディスク					26.3 (SAE16Gr.70)	26.3 (SDV480)	(IV,S)
		P5	フランジ					36.3 (SAE16Gr.70)	36.3 (SDV480)	(IV,S)
プル	開	P1	スイングアーム					25.0 (SM41A)	50.0 (SPV490)	(AIJ短期)
		P2	シャフト					12.1 (SUS304)	12.1 (SUS304)	(AIJ短期)
		P3	ディスクロッド					27.0 (SAE16Gr.70)	27.0 (SDV480)	(AIJ短期)
	閉	P4	ディスク					26.3 (SAE16Gr.70)	26.3 (SDV480)	(IV,S)
		P5	フランジ					36.3 (SAE16Gr.70)	36.3 (SDV480)	(IV,S)

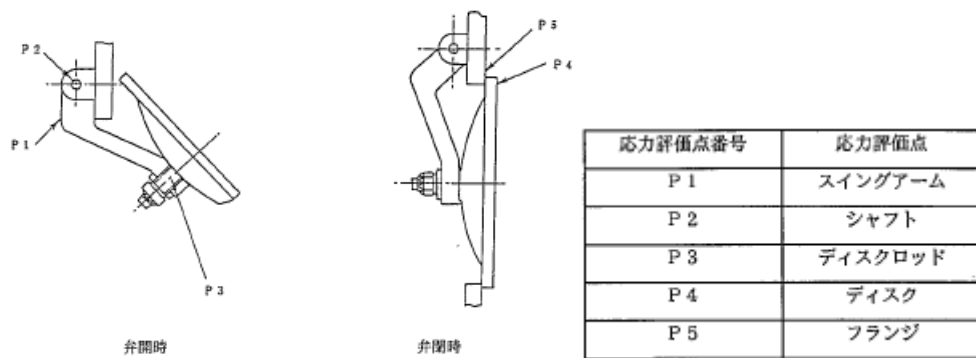


図 4 真空破壊装置の応力評価点

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 ダイアフラム・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		

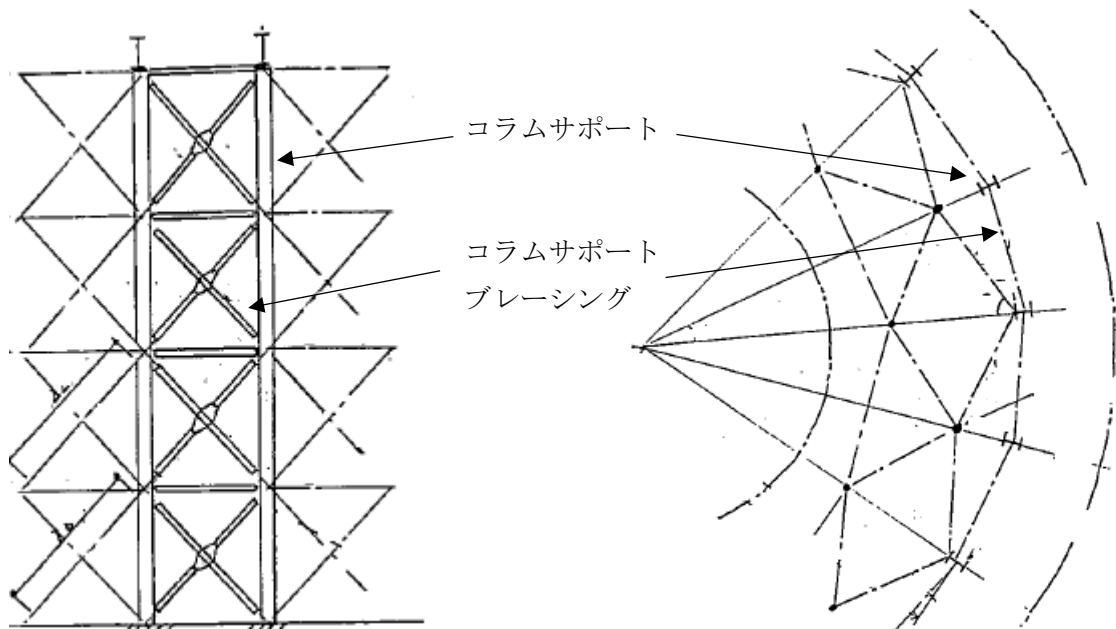


図 5 コラムサポートの概要図

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			内・外側	
		中央			中央	
	B	内・外側			内・外側	
	開口廻り	開口廻り				
	中央	中央				
横方向	A	内・外側			内・外側	
		中央	中央			
	B	内・外側	内・外側			
	中央	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(*)	
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。

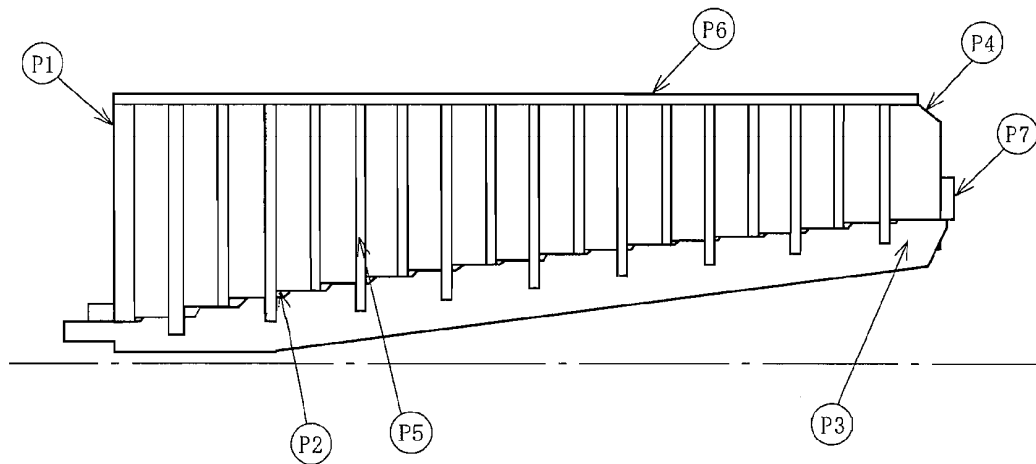


図 6 残留熱除去系ストレーナの構造図及び応力評価点

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 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 2	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 3	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 (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 (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	

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	—	—		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 6	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 (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）。

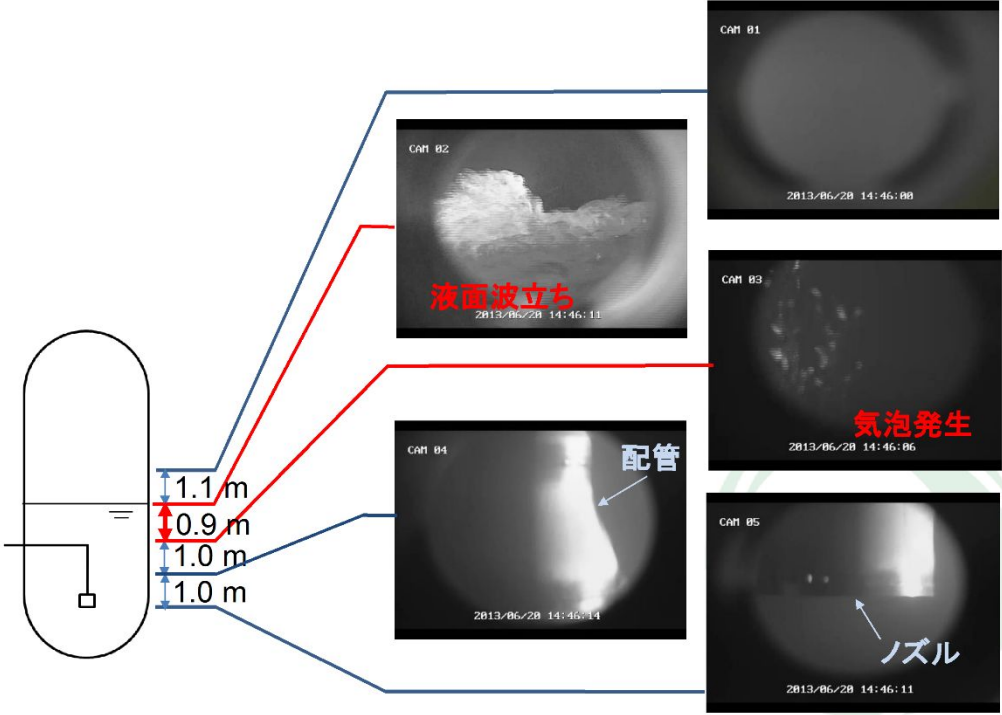


図 1 減圧沸騰時の水面の揺動

[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)		

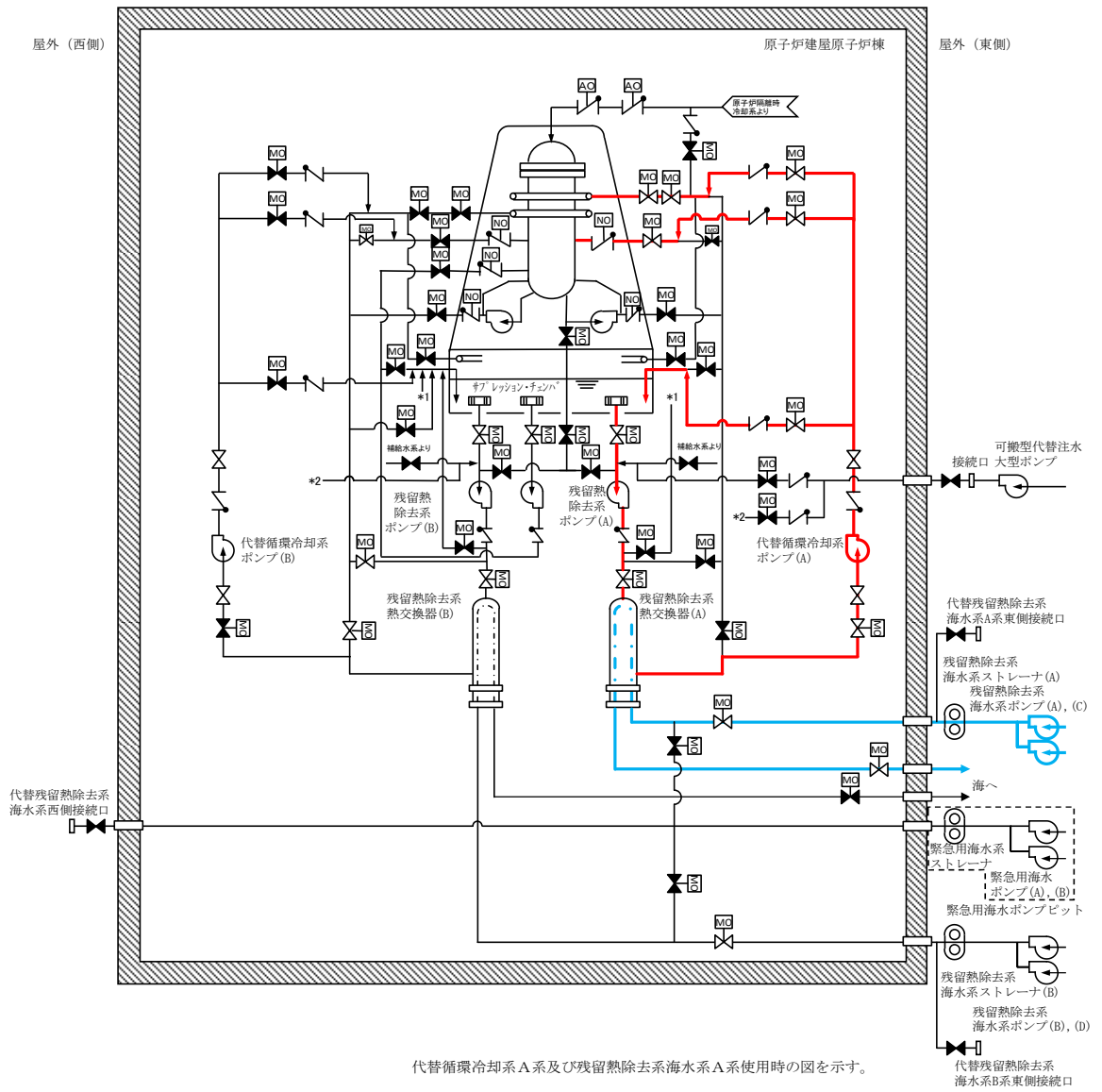


図1 代替循環冷却系 概要図

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 °C 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 °C 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 °C 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 °C
サブプレッション・チェンバのプール水温度	: 167 °C

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 °C と評価され、代替循環冷却系ポンプの最高使用温度 80 °C 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 °C) 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。

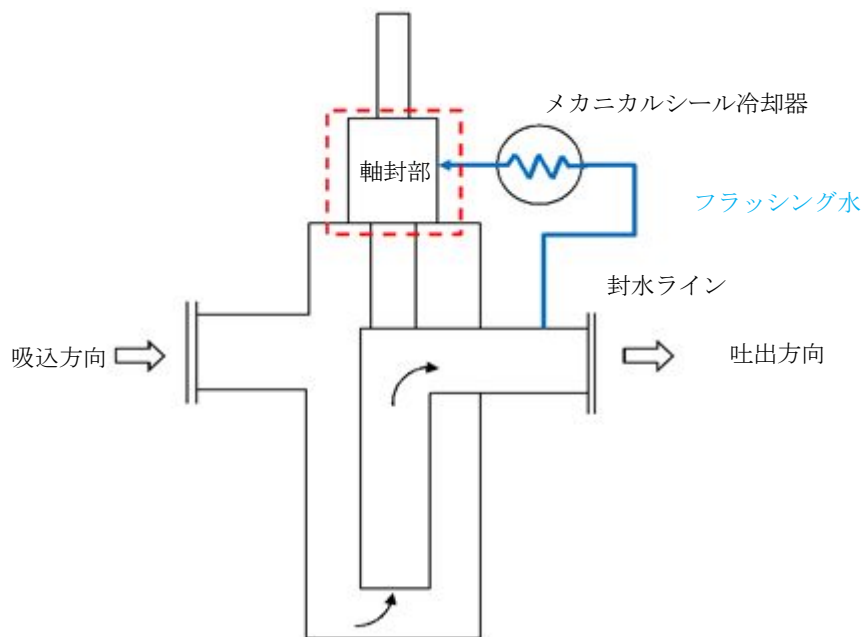


図 2 残留熱除去系ポンプ 概要図

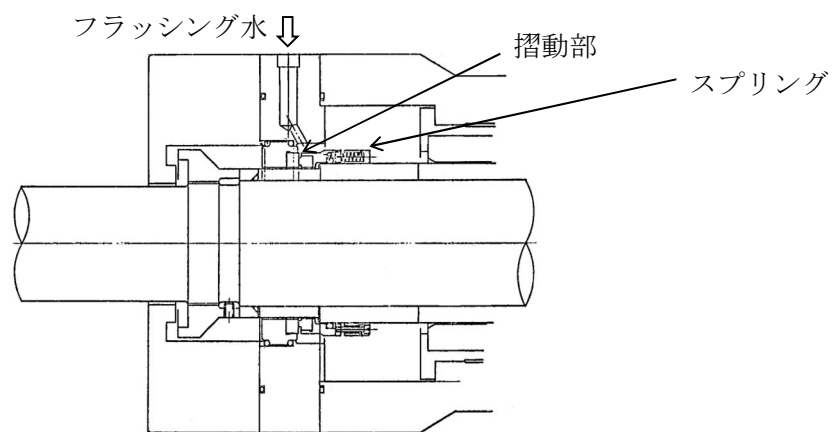


図 3 残留熱除去系ポンプメカニカルシール 構造図

(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「高圧溶融物放出／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力以上）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（1691.9 m^3/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。

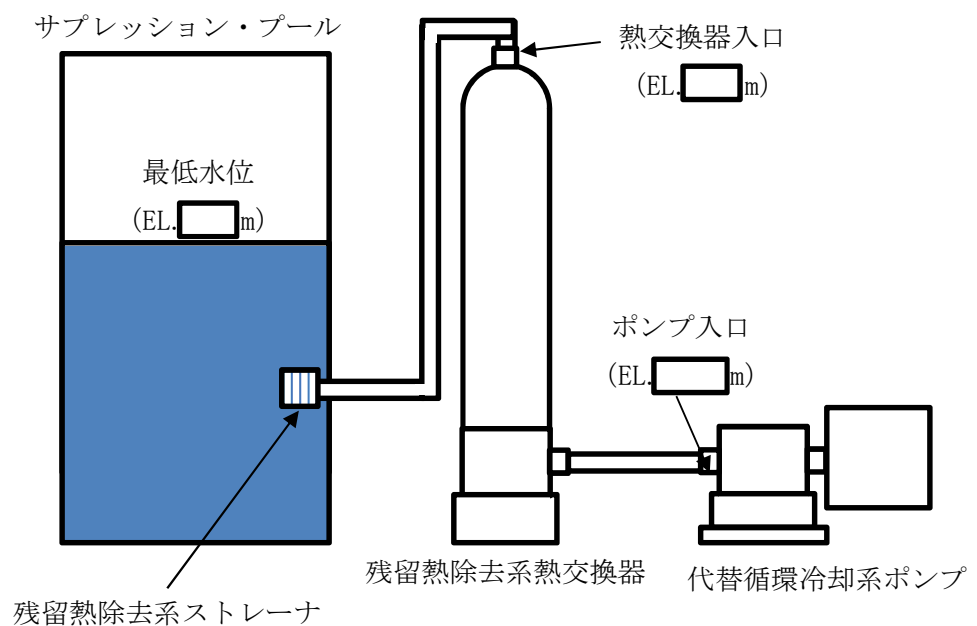


図 1 代替循環冷却系ポンプの吸込側配管 概要図

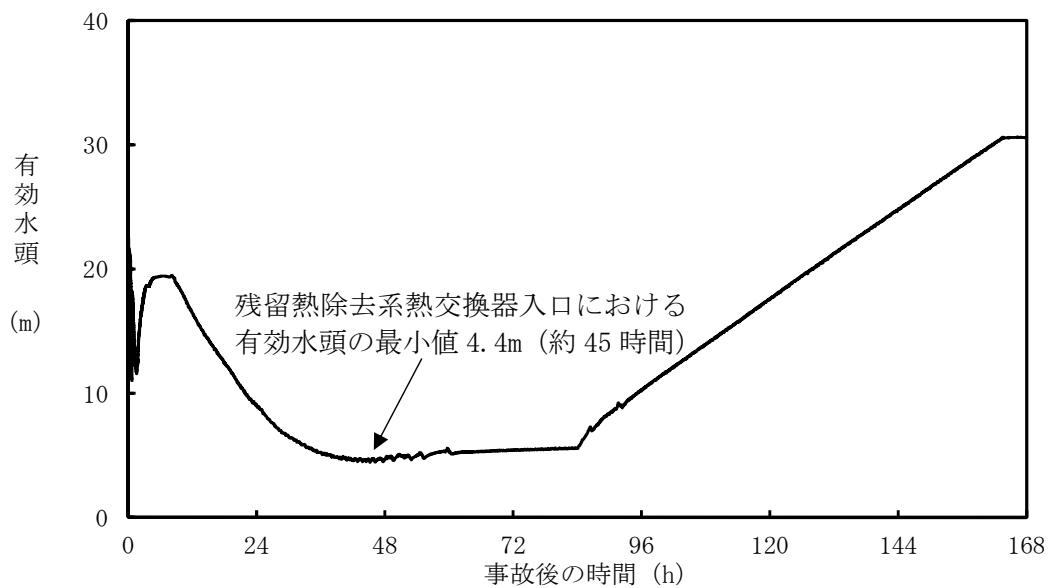


図2 残留熱除去系熱交換器入口配管内における有効水頭の推移
 (雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)
 (代替循環冷却系を使用する場合))

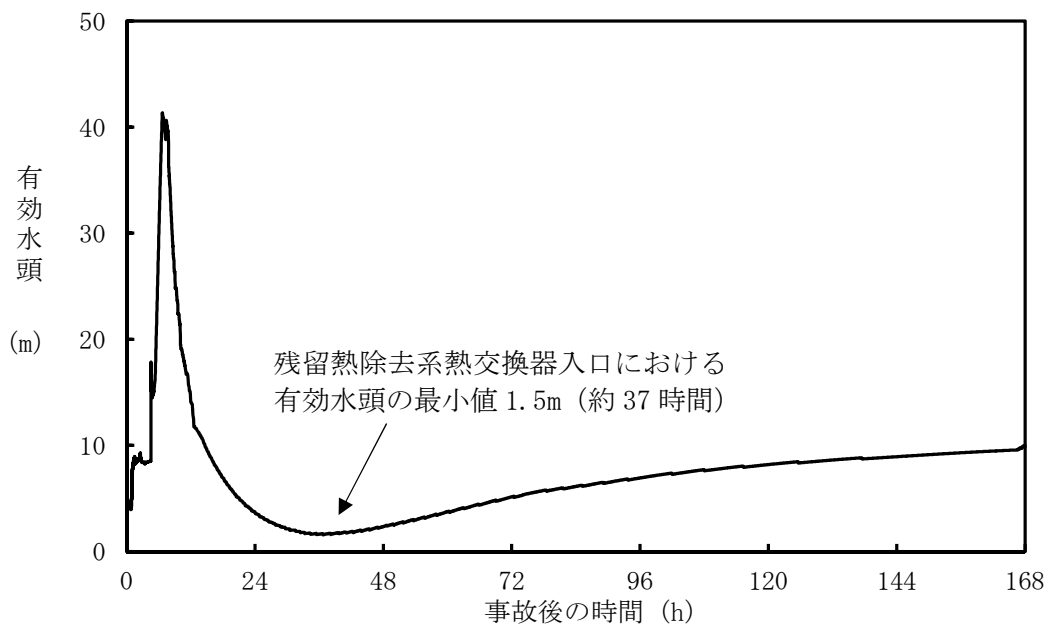


図3 残留熱除去系熱交換器入口配管内における有効水頭の推移
 (高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)

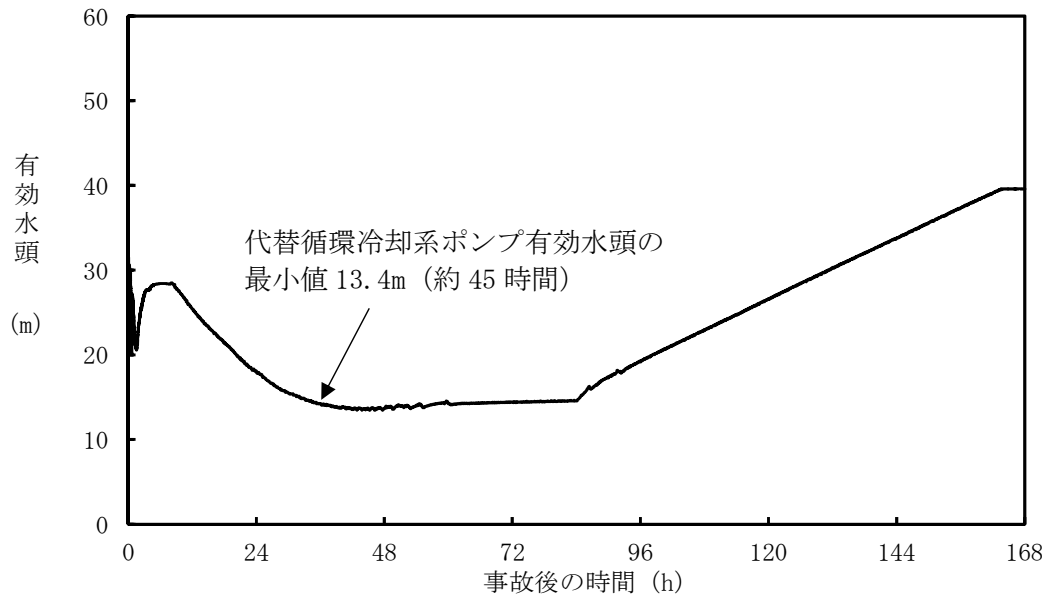


図4 代替循環冷却系ポンプの有効水頭の推移
(雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)
(代替循環冷却系を使用する場合))

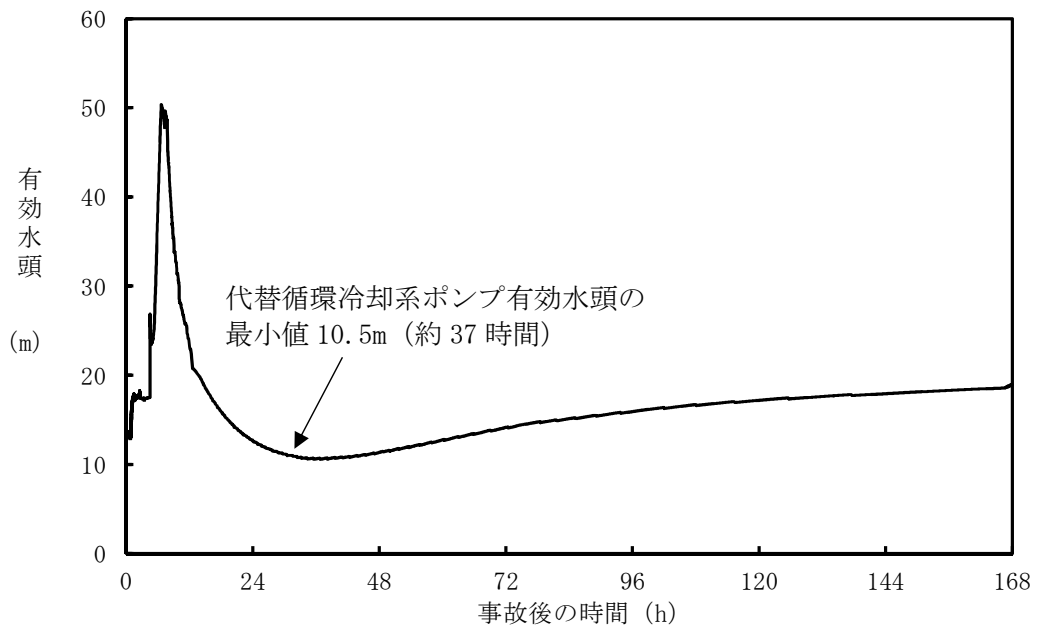


図5 代替循環冷却系ポンプの有効水頭の推移
(高压溶融物放出 / 格納容器雰囲気直接加熱)

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	[]	<p>静水頭は、以下の差分 [] m としている。</p> <ul style="list-style-type: none"> ●水源の EL. : [] m (サブプレッション・プールの最低水位) <p>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。</p> <ul style="list-style-type: none"> ●残留熱除去系熱交換器入口配管の EL. : [] m 	
H1：配管圧損		<p>サブプレッション・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。</p> <p>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。</p> <ul style="list-style-type: none"> ●代替循環冷却系ポンプ：250 m³/h×1 台 <p>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。</p> <p>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。</p>	
H2：異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損		<p>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 m³/h) を使用]</p> <ul style="list-style-type: none"> ●ストレーナ本体部圧損：[] m 	
H3：異物付着による圧損上昇		<p>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。</p> <ul style="list-style-type: none"> ●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 <p>異物付着による圧損 H3 = [] + [] m</p>	
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	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・プール水温度の時刻歴に基づく飽和蒸気圧水頭を設定する。
有効水頭 (Ha+Hs -H1-H2-H3-hs)		解析時刻歴に基づく	<p>有効水頭は、以下の計算式により算出している。</p> <p>有効水頭=Ha+Hs-H1-H2-hs</p>

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 ：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	[]	<p>静水頭は、以下の差分 [] m としている。</p> <ul style="list-style-type: none"> ●水源の EL. : [] m (サブプレッション・プールの最低水位) <p>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。</p> <ul style="list-style-type: none"> ●ポンプの吸込口高さの EL. [] m
H1: 配管圧損		<p>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。</p> <p>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。</p> <ul style="list-style-type: none"> ●代替循環冷却系ポンプ: 250 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 [] m に設定する。</p> <p>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。</p>
H2: 異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損		<p>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 m³/h) を使用]</p> <ul style="list-style-type: none"> ●ストレーナ本体部圧損: [] m
H3: 異物付着による圧損上昇		<p>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。</p> <ul style="list-style-type: none"> ●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 <p>異物付着による圧損 H3 = [] + [] m</p>
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	<p>有効水頭は、以下の計算式により算出している。</p> <p>有効水頭 = Ha + Hs - H1 - H2 - H3 - hs</p>

補足-270-2【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（コリウムシールド的设计）】

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	コリウムシールド厚さの設定に係る条件について……………	補足 14-1

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	—

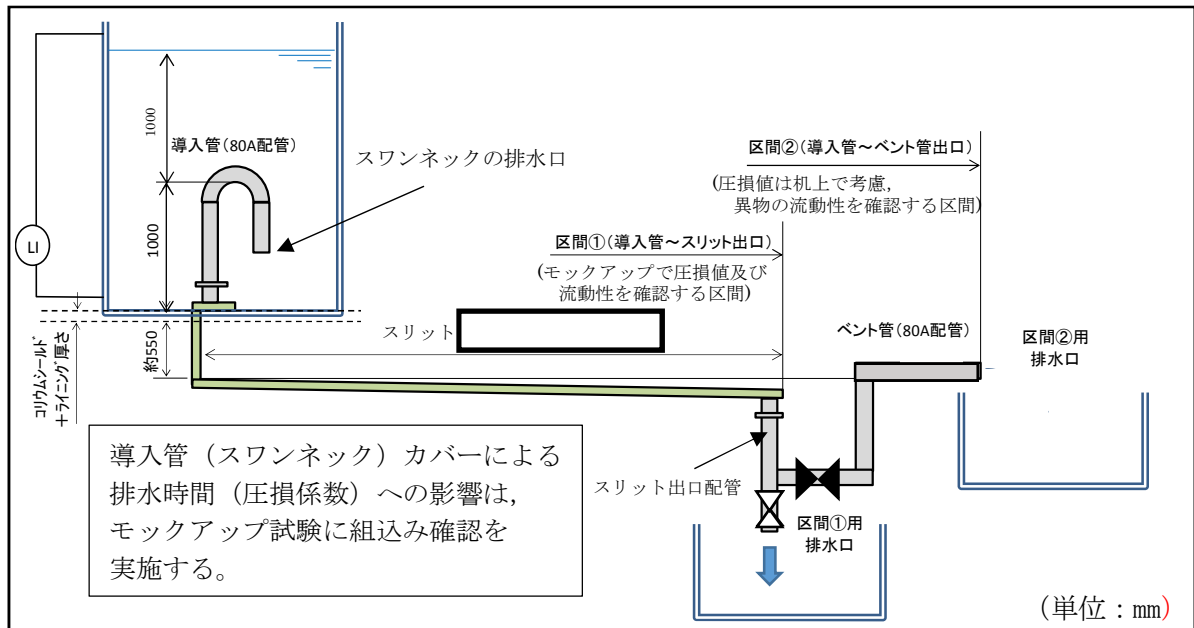


図 3-1 試験装置

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 °C）	高温水（約 167 °C（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 m^3/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
ペデスタル断面積	m ²		ペデスタルの内径 <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 からペデスタルへの流入停止（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。

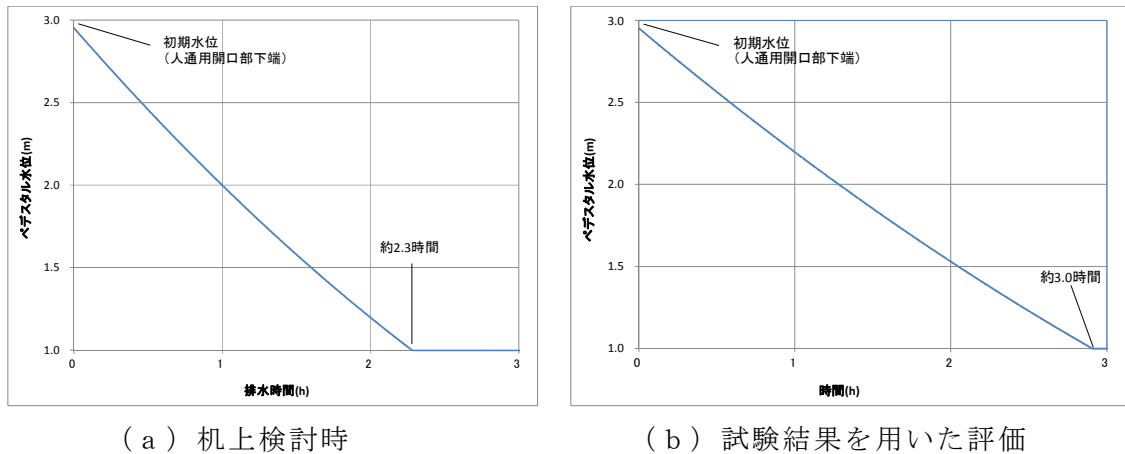


図 9-1 実機排水時間評価結果

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、導入管とスリット接続部の形状をレデューサ形状（図 10-2）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 10-3 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。

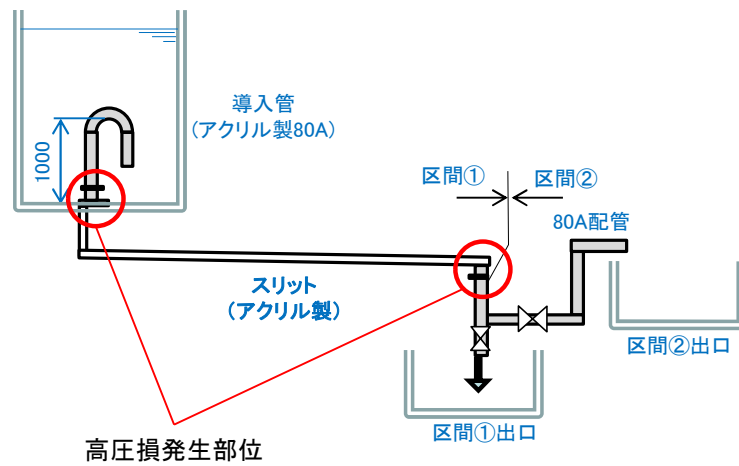


図 10-1 高圧損発生部位

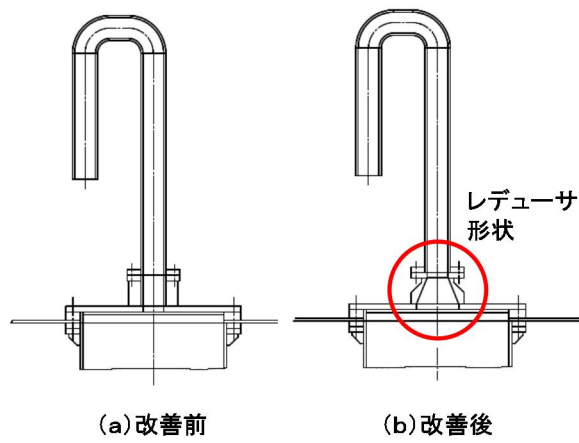


図 10-2 導入管ースリット接続部の改善

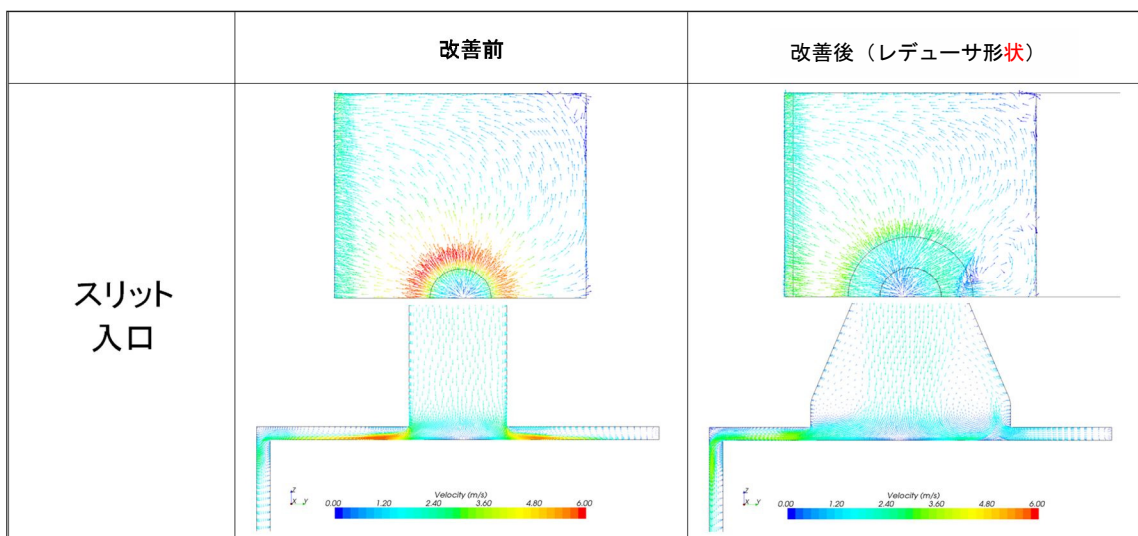


図 10-3 改善前後の流動解析結果

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 10-4 に示す。

導入管内の水位が導入管頂部に達すると、図 10-5 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。

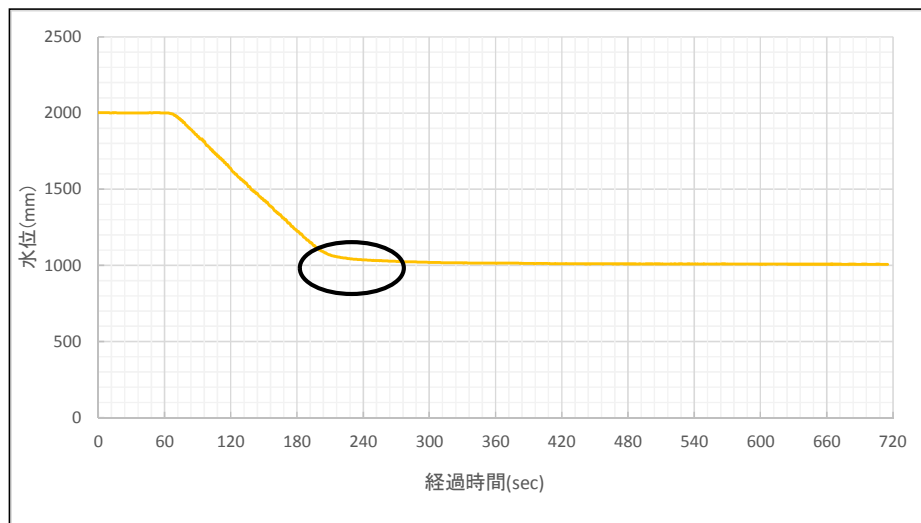


図 10-4 試験結果（水位－時間の関係）

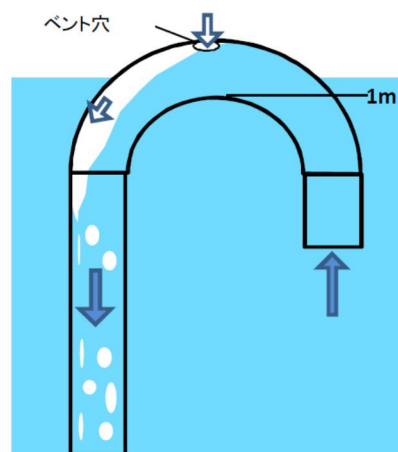


図 10-5 導入管内の水位がベント穴に達した時の状況（模式図）

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 10-6 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。

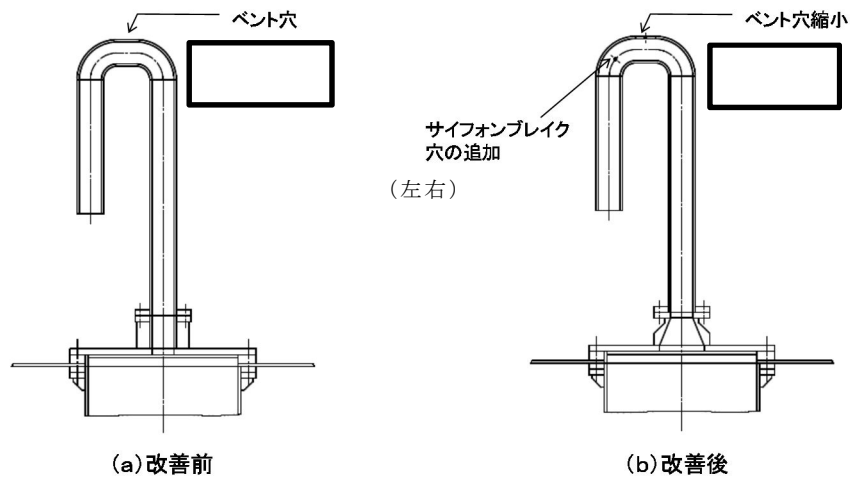


図 10-6 導入管（スワンネック）のベント穴の改善

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 10-7 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。

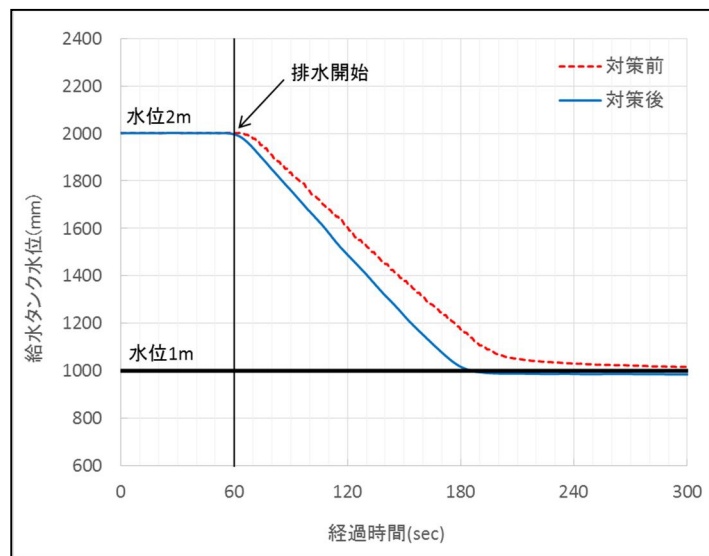


図 10-7 改善前後の試験結果（水位－時間の関係）（モックアップ部）

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	□ □	□ (□)

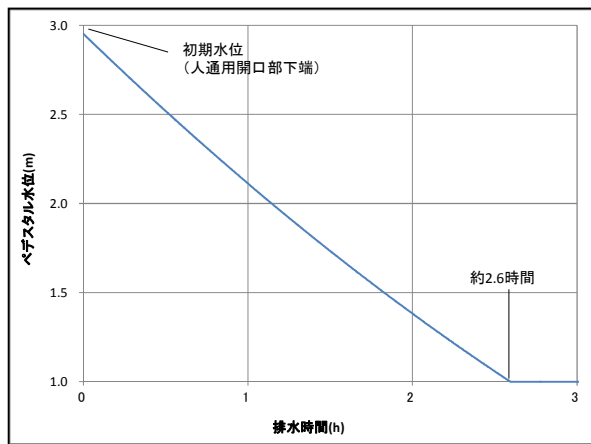
注記 *：日本機械学会編 機械工学便覧

11.2 実機排水評価

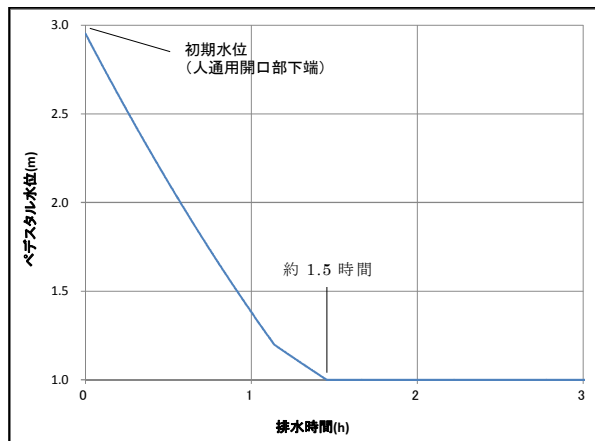
実施した試験結果を踏まえ，流路等の改善を反映した試験を実施し，試験結果を基にした実機体系における排水時間を評価した。

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。

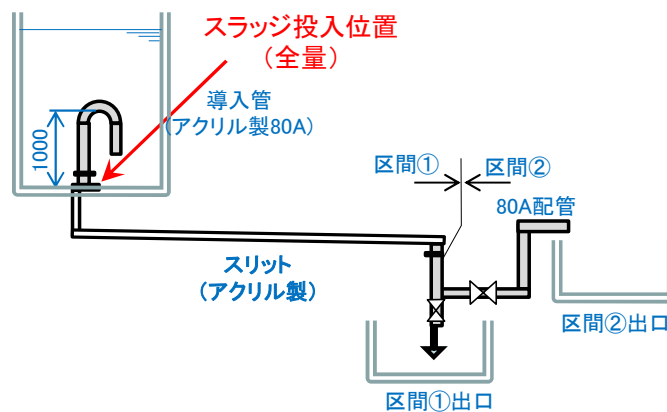
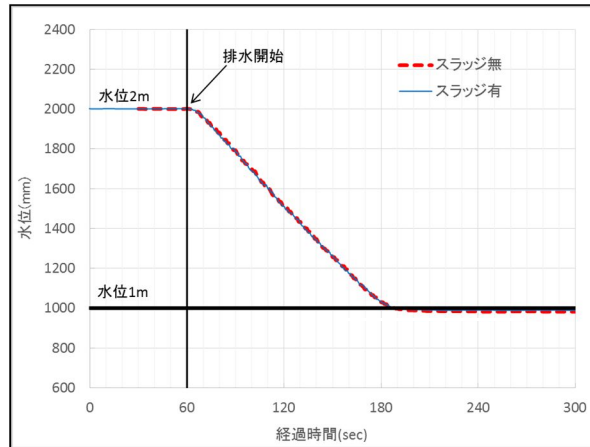


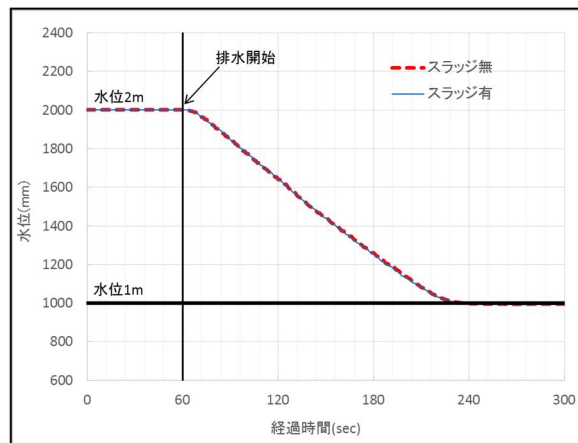
図 11-2 スラッジ模擬材投入位置

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



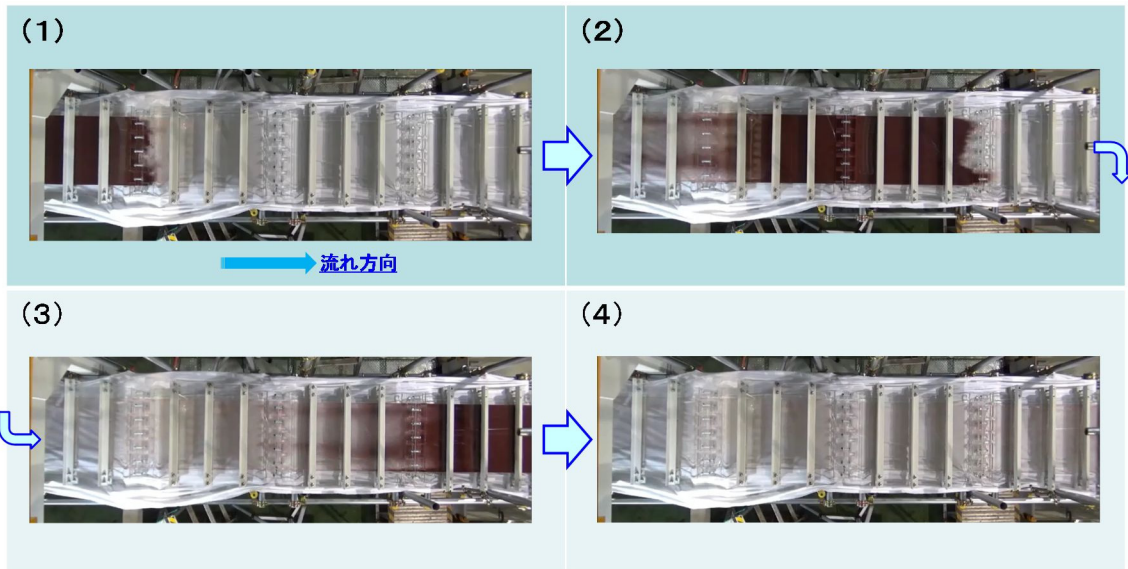
(b) 区間②から排出時の試験結果

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

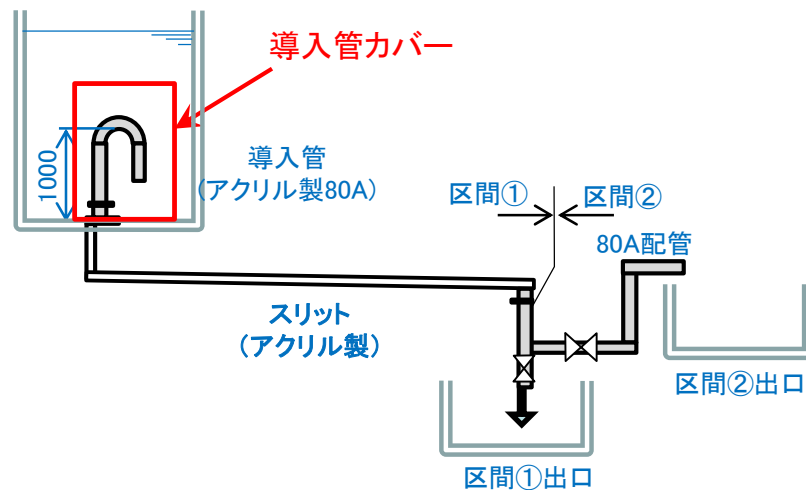


図 11-5 導入管カバー設置入位置

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。

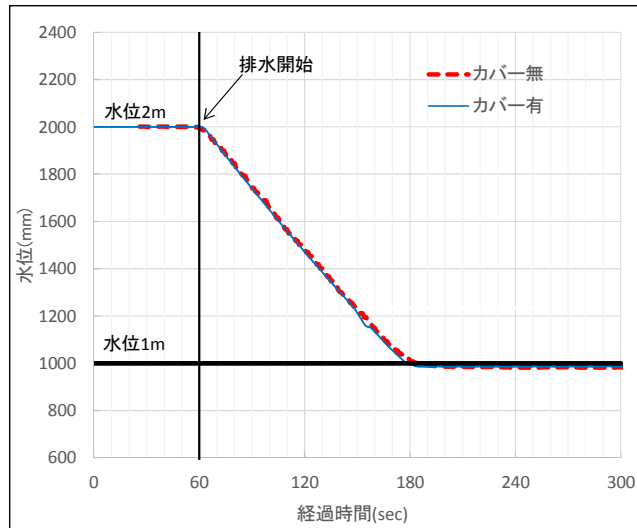


図 11-6 導入管カバー試験の結果

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。

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

1. 概要

格納容器機器ドレンサンプ（以下「EDサンプ」という。）は、ペDESTAL内コリウムシールドに内張りされた格納容器床ドレンサンプ（以下「FDサンプ」という。）内に設置される。FDサンプは、重大事故等時、熔融デブリの冠水の観点から水位が 1000 mm 未満になってはならない。（図 1-1）

本項は、EDサンプは重大事故等対処設備でないため、重大事故等時にEDサンプが破損した場合のFDサンプ水位への影響について検討したものである。

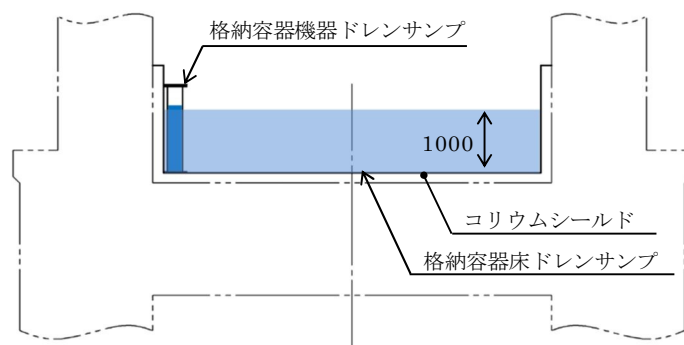


図 1-1 FDサンプ水位

2. 検討結果

以下の理由から、重大事故等時にEDサンプが破損した場合でも、FDサンプ水位は低下しない。

図 2-1 に示すとおり、EDサンプの廃液出口高さは FDサンプ床面から 1019 mm であるため、

- ① EDサンプ水位は常にFDサンプ水位 1000 mm 以上であることから、EDサンプが破損してもFDサンプ水位は、1000 mm 未満になることはない。
- ② EDサンプが破損してもFDサンプ水がEDサンプ廃液出口から流出することはないことから、FDサンプ水位が 1000 mm 未満になることはない。

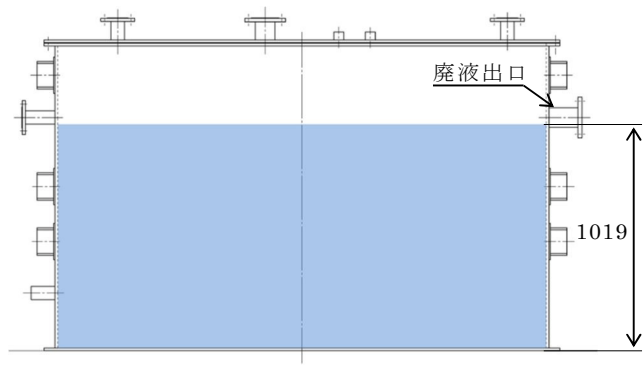


図 2-1 ED サンプ水位

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。

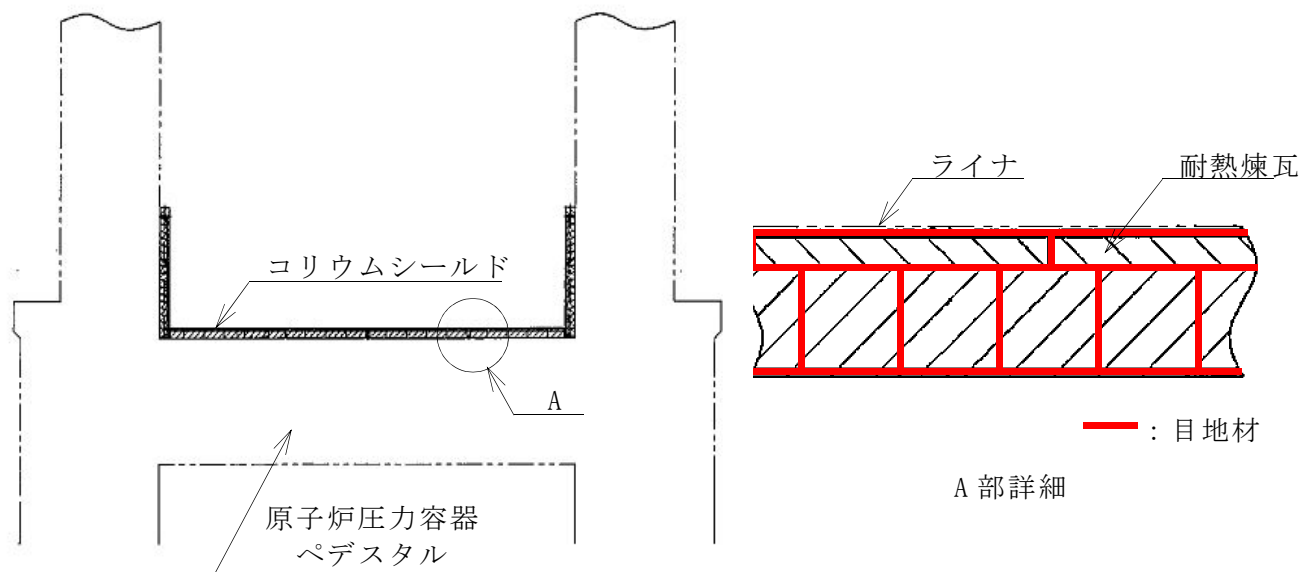


図 1-1 コリウムシールド及び目地材概要図

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）

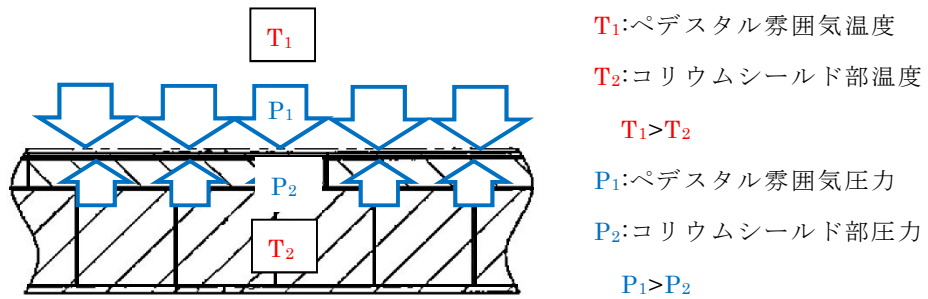


図 2-1 ライナ背圧とペデスタル雰囲気圧力の関係

なお、溶融炉心・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。

ペDESTAL排水系に設置する安全弁の悪影響について

1. 安全弁の設備概要

図 1-1 に排水弁及び安全弁の設置位置を示す。ペDESTAL排水系（ベント管への排水配管）に新設する排水弁は、原子炉圧力容器破損後にペDESTAL内の水がサブプレッション・チェンバへ流出することを防止するため、原子炉圧力容器破損前にペDESTAL内の水位が 1 m となった後に閉とする設計としている。また、格納容器外側隔離弁については事故発生時に閉止される。

原子炉圧力容器の破損によりデブリがスリット内部に流入した場合には、ごく短時間でデブリは固化し、固化に伴うデブリの収縮によりスリット内部に蒸気の流路が形成される。これにより、デブリからの加熱に伴い発生した蒸気は格納容器床ドレンサンプ側に抜けるため、ペDESTAL排水系内が蒸気により急激に圧力上昇することはない。

しかしながら、万一、スリット内部において閉塞が生じ、ペDESTAL排水系内が蒸気によって圧力上昇することを想定した場合において、ペDESTAL排水系内の配管及び格納容器外側隔離弁の損傷を防止するため、安全弁を設ける設計としている。

なお、配管内部の圧力上昇防止の観点では、ラプチャディスクの設置においても機能を満足するが、ラプチャディスクは一度開放されると閉止ができないことから、ペDESTAL内の水位維持の観点から安全弁を採用することとする。また、安全弁は万が一配管内部の圧力が上昇した場合に配管及び格納容器外側隔離弁の損傷を間接的に防止することを目的としており、溶融炉心の冷却に直接関係する設備にも該当しないことから自主的な設備と整理しているが、重大事故等対処設備と同等の設計を行うこととしている。

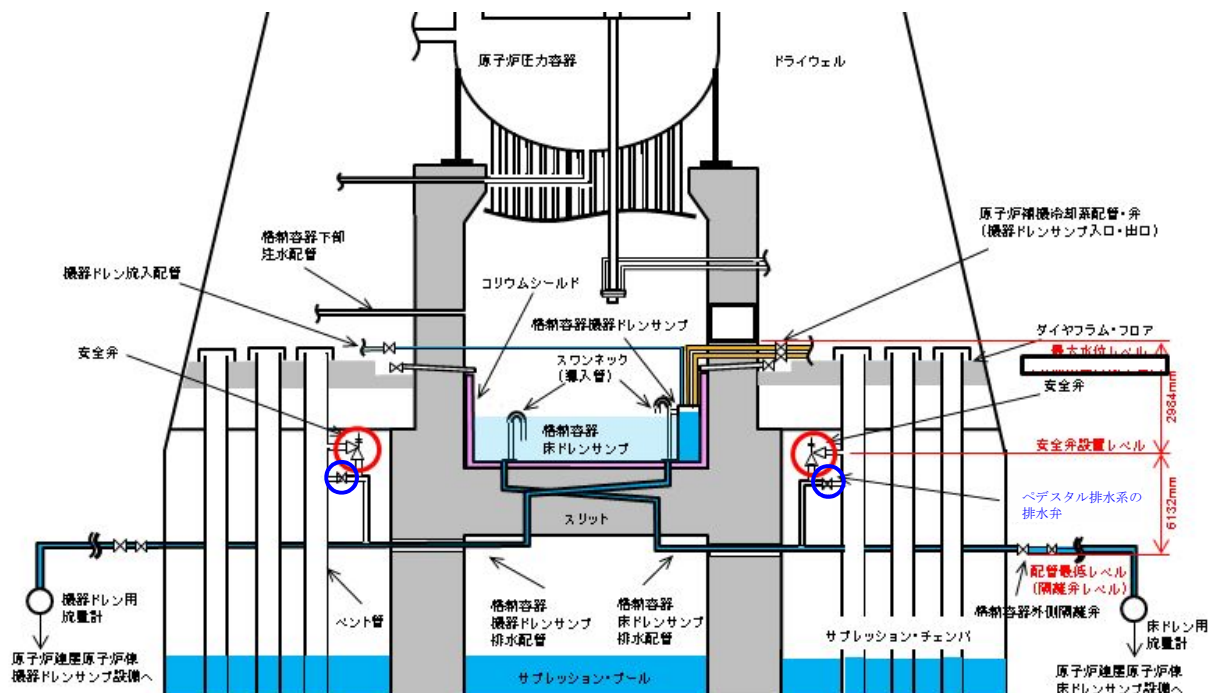


図 1-1 排水弁及び安全弁の設置位置図

2. 安全弁の他設備への悪影響について

図 2-1 に安全弁の設置位置を示す。安全弁を設置することで、他の設備への影響として考慮すべき事象としては、ペDESTAL内の排水機能及び格納容器床ドレンサンプの水位維持の機能要求から以下の項目がある。

- ・直接的影響：排水への影響

 - 安全弁の圧力による誤作動

 - 安全弁作動後の格納容器床ドレンサンプの水位管理

 - 材料・構造による周囲への影響

 - 運用リソース

- ・間接的影響：特になし

これらの影響について、以下のとおり確認した。

(1) 排水への影響

安全弁は、スリット下流側の廃棄物系ドレン配管の上部に分岐するベント管への排水ライン（ペDESTAL排水系）の上部に設置する。設置高さの関係により、安全弁位置に通常水が流れ込むことはなく、排水経路として阻害することはないため、悪影響はない。

(2) 安全弁の圧力による誤作動

安全弁は調整ばね等を用いたシンプルな構造であることから、誤作動の要因としては圧力及び振動が考えられる。振動については耐震性の確認時にて確認を行う。

安全弁の設計吹き出し圧力（0.67 MPa 以下の設定）は、排水ライン配管の重大事故等時の最高使用圧力以下とする設計としている。安全弁を設置している配管は、ドライウェル気相部と連通しており、通常時、設計基準事故時及び重大事故等時に原子炉格納容器内の圧力が上昇する場合においても、安全弁前後の差圧は加わらない。格納容器外側隔離弁が閉の状態ペDESTAL排水系からの排水時及び排水停止後のペDESTAL水位維持の際には、配管内にペDESTALからの静水頭が加わるが、保守的に評価した最大水頭はペDESTAL水位と排水配管低部のレベル差である約 8.5 m（0.08 MPa 相当）であり、その間に設置する安全弁取り付け配管の圧力が安全弁吹き出し圧力に達することはないことから、想定される圧力時以外に安全弁が作動することはない。悪影響はない。

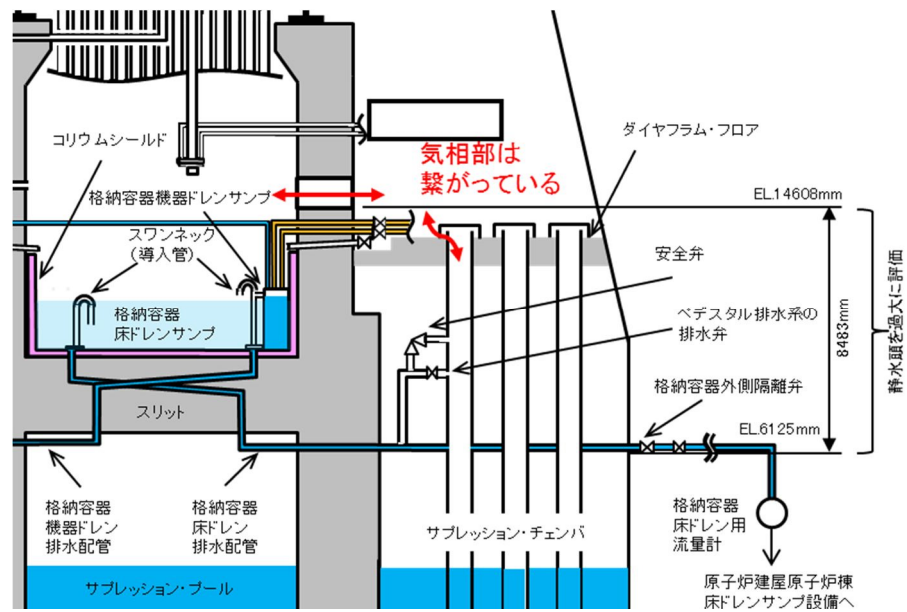


図 2-1 安全弁の設置位置図

(3) 安全弁作動後の格納容器床ドレンサンプの水位管理

安全弁は設計上の吹き出し圧力以下 (0.67 MPa 以下) では作動することがなく、作動により配管内の圧力を解放後すぐに閉じた状態にもどるため、水位維持は可能である。

安全弁が作動するのはスリット内部をデブリが閉塞し、スリット内に流路 (パス) がない場合であるため、実際には起こらないと考えられるが、万が一安全弁の開固着を仮定した場合でもペDESTAL内の水位は維持される。

このため、安全弁が作動した後でも注水による水位管理を阻害することはない、悪影響はない。

(4) 材料・構造による周囲への影響

安全弁及び安全弁が設置される配管は、使用される圧力、温度等の使用条件に対して適切な材料及び構造のものを適用するとともに、耐震性を確保する設計とすることから、悪影響はない。

(5) 運用リソース

運用リソースに関する影響については、電気やエア-及び人で操作を行う機構ではないため、悪影響はない。

3. 評価結果

以上のことから、安全弁を設置することによる悪影響はない。また、安全弁の吹出し量に係るベント管への影響及び反動力については 6. 及び 7. に示す。

4. 安全弁の吹出し圧力及び系統の最高使用圧力について

安全弁の吹出し圧力については、原子炉格納容器バウンダリの最高圧力である 0.62 MPa (2Pd) 時でもペDESTAL内の最大水位維持に影響がないように 0.67 MPa (セット値) とする。

最大水位時の水頭圧については、安全弁設置レベル (EL. mm) とペDESTAL内の最大水位時レベル (人通用開口部下端: EL. mm) の差は 2984 mm であり、その水頭差は圧力換算で約 0.0293 MPa となる (図 2-1 寸法参照)。

弁の作動圧力範囲は % であり 0.67 MPa のときで約 MPa の範囲となる。水位維持に対する安全弁の影響については、最大水位と安全弁の作動圧力範囲の関係から、弁の作動圧力範囲のプラス側及び水頭差を考慮して $0.62 + \text{} + 0.0293 = \text{}$ MPa となることから、安全弁の作動圧力以下であり安全弁が水位維持に悪影響を及ぼすことはない。

また、安全弁に係る排水配管 (隔離弁含む) の最高使用圧力は、安全弁が吹出す際の圧力に安全弁からの水頭差 (格納容器外側隔離弁: EL. mm) 6132 mm (圧力換算で 0.0601 MPa) 及び作動圧力範囲を考慮して $0.67 + 0.0601 + \text{} = \text{}$ MPa より、安全弁が作動する際に排水配管に作用する圧力以上の 0.76 MPa とする。

5. 安全弁の吹出し量について

5.1 安全弁の吹出し量の計算

【安全弁から液体が吹出す場合】

安全弁の吹出し量 (液体) の計算は J S M E S N C 1 - 2005/2007 に基づき以下のとおり計算される。

$$W = 5.04 A n \sqrt{1.1 \Delta P G} = 5.04 \times \text{} \times 0.5 \times \sqrt{1.1 \times 0.05 \times \text{}}$$
$$= \text{} (\text{kg/h}) \div \text{} (\text{m}^3/\text{h})$$

ここで、

W : 弁の容量 (kg/h)

A : 安全弁内流路断面積 (mm²)

流路径 : mm, リフト量 mm とすると

$$3.14159 \times \text{} \times \text{} = \text{} \text{ mm}^2$$

n : 流量係数 0.5

ΔP : 逃し弁入口の圧力と逃し弁出口の圧力の差 $0.67 - 0.62 = 0.05$ (MPa)

G : 入り口側の液体の密度 (kg/m³) (吹出し圧力 0.67 MPa 時)

計算された吹出し量は約 m³/h である。

5.2 安全弁の吹出し量の妥当性

原子炉圧力容器の破損直後に、デブリがスリット内に侵入する場合、その駆動源はデブリの自重である。デブリは高温であり、水による濡れが発生するまでには時間を要するため、侵入したデブリの前面（水と接する箇所）には、水蒸気の膜が形成され、この膜により、デブリから水への熱伝達が抑制される。ここで、仮にデブリから水への熱伝達が十分に行われ、排水配管内で圧力が上がることを想定した場合においても、デブリが流動性を有する時点では、デブリをスリットからペDESTAL床面側に押し出す力が働き、排水配管内の圧力は、デブリ及びデブリ上の水の水頭圧までの上昇に留まることとなる。デブリ及びデブリ上の水の水頭圧は、デブリの全量（デブリの密度の考慮含む）及び高さ 1 m の水を考慮した場合であっても約 0.15 MPa であり、有効性評価における原子炉圧力容器破損時のドライウェル圧力（約 0.3 MPa）を考慮しても、安全弁の吹出し圧力 0.67 MPa を下回るため、安全弁が動作することはない。

上記のとおり、デブリの凝固停止までの間安全弁は動作しないため、デブリの凝固停止（固相線温度 °C）以降の状態において安全弁が動作する状態を想定し、必要な吹出し量を計算した。

- ・デブリが凝固停止すると、デブリと水の接触部分に生成された水蒸気の膜を介してデブリの熱が下流の水に伝わることで蒸気が発生するとともに、発生した蒸気がデブリにより加熱されることで体積膨張し、これらによりペDESTAL排水系の圧力が上昇することで安全弁が動作し、水が安全弁から排出されると考えられる（図 5-1～図 5-3 参照）。
- ・保守的に、デブリから蒸気に伝わる熱が全て下流の水（保守的に飽和状態を想定）に移行し、水から蒸気への状態変化に使われる場合を仮定する。表 5-1 で計算したデブリから蒸気への熱伝達係数を基に表 5-2 にてデブリから蒸気への入熱量を計算しており、この入熱量が全て水に移行した場合の蒸気発生速度を表 5-3 にて計算した。
- ・蒸気発生速度の計算結果は約 m³/h であり、安全弁の液体の吹出し容量 m³/h よりも小さいため、ペDESTAL排水系内で増加した体積を安全弁で吹出すことでペDESTAL排水系内の過圧を防止可能である。
- ・ペDESTAL排水系の体積膨張速度を保守的に評価するために、デブリから蒸気に伝わる熱が全て下流の水に移行する想定としているが、実際は蒸気の温度上昇による体積膨張にも用いられること、スリット中で高温になった蒸気から周囲のコンクリートへの放熱も考えられること及び水の顕熱を考慮せずに飽和温度にて評価していることから、体積膨張速度は更に遅くなり、必要な吹出し量は更に少ないと考えられる。

- ・なお、最終的に蒸気が安全弁から吹出すことになった場合、蒸気の加熱による体積膨張によりペDESTAL排水系内は加圧されることとなるが、より厳しい条件の上記評価結果に包含される。蒸気の吹出し量については以下に示す。

【安全弁から蒸気が吹出す場合】

安全弁の吹出し量（蒸気）の計算は J S M E S N C 1 - 2005/2007 (JIS B 8210) に基づき以下のとおり計算される。

$$Q_m = 5.246 C K_d A (p + 0.1) \times 0.9$$

$$= 5.246 \times 0.994 \times 0.805 \times \boxed{} \times (0.67 \times 1.03 + 0.1) \times 0.9 = \boxed{} \text{ (kg/h)}$$

0.67MPa の飽和蒸気比容積 0.249m³/kg をかけて、 $\boxed{} \times 0.249 = \boxed{} \text{ (m}^3\text{/h)}$

ここで、

Q_m : 公称吹出し量 (kg/h)

A : 吹出し面積 (mm²)

p : 公称吹出し量決定圧力 (MPa) で、設定圧力が 0.1 MPa を超えるときは、設定圧力の 1.03 倍とする。

K_d : 公称吹出し係数 0.805

C : 蒸気の性質による係数 0.994

計算された蒸気の吹出し量は $\boxed{}$ m³/h であり、安全弁の液体の吹出し容量 $\boxed{}$ m³/h よりも吹出し量が多いため、最終的に配管内の水がなくなり蒸気が吹出すようになると吹出し量の裕度は増加する。

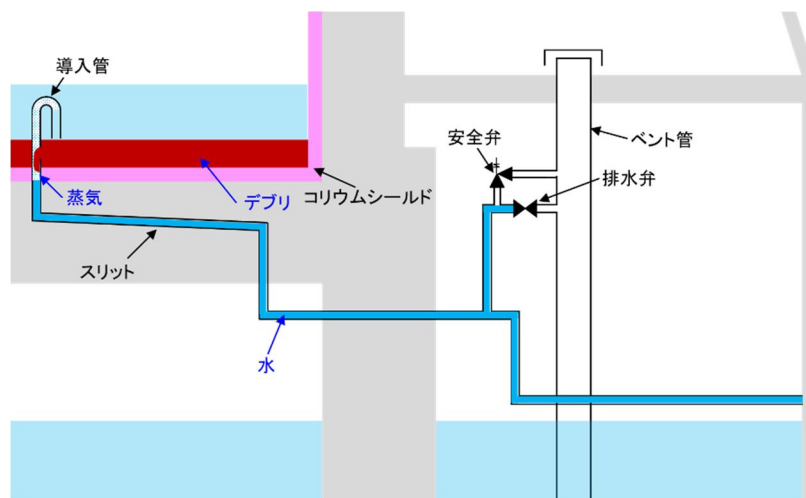


図 5-1 デブリが導入管内の水を蒸発させ導入管内部に入っている状態

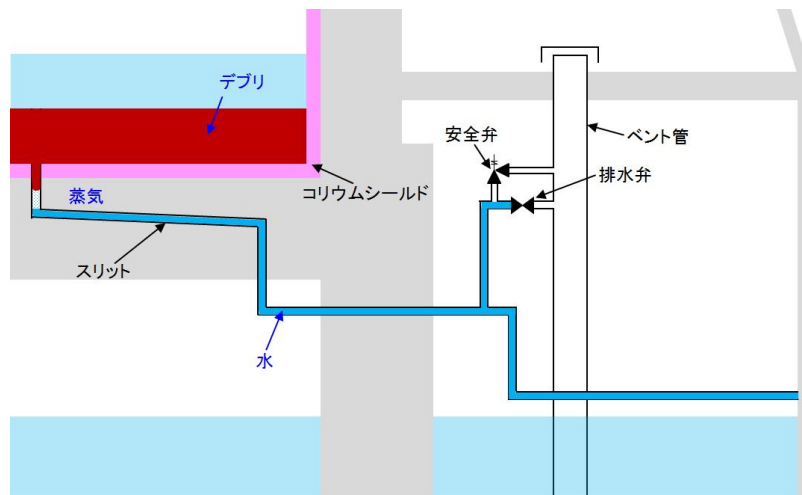


図 5-2 デブリが蒸気の膜をまといスリット内に侵入している状態

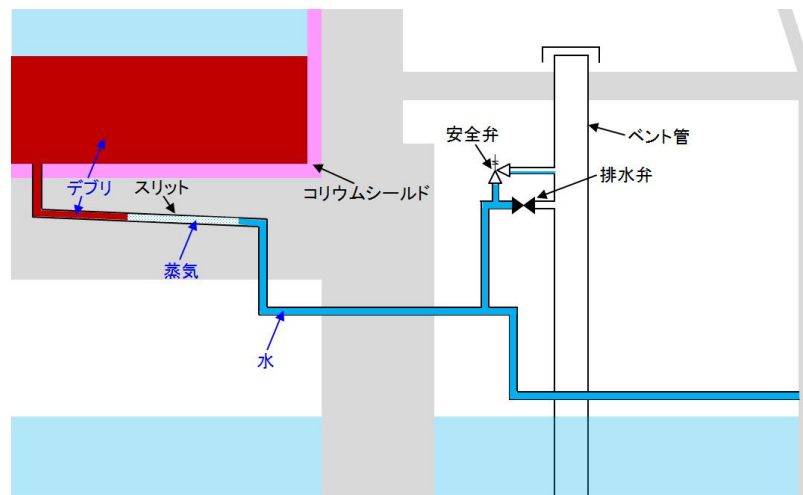


図 5-3 スリット内が閉塞後に蒸気が発生した状態

表 5-1 デブリから蒸気への熱伝達係数の計算

項目	単位	値	備考
重力加速度 (g)	m/s ²	9.80	
水の温度 (T _∞)	°C	169	保守的に 0.67 MPa 時の飽和温度として設定*1
デブリの温度 (T _w)	°C	<input type="text"/>	デブリの固相線温度 (添付書類「V-1-8-1 別添 2 コリウムシールド及びペDESTAL排水系の設計」5.3 参照) *2
比体積	m ³ /kg	0.639	蒸気表より計算*3
動粘性係数 (ν)	m ² /s	0.0000299	蒸気表より計算*3
熱伝導率 (λ)	W/m·K	0.108	蒸気表より計算*3
線膨張係数 (β)	1/K	0.000969	蒸気表より計算*3 (=1×体積変化量 / (比体積×温度変化量))
プラントル数 (Pr)	—	0.879	蒸気表より計算*3
代表長さ (x)	m	1	単位長さを設定(熱伝達係数の算出にあたっては、代表長さは影響しない)
グラスホフ数 (Gr)	—	<input type="text"/>	=gβ (T _w -T _∞) x ³ / ν ²
ヌセルト数 (Nu)	—	<input type="text"/>	=0.046 (Pr×Gr) ^{1/3} *4
デブリから蒸気への熱伝達係数	W/m ² ·K	<input type="text"/>	=Nu λ / x

- 注記 *1：保守的にデブリからの入熱が全て蒸気への状態変化に使われるよう、水温度を安全弁吹出し時の飽和温度と想定。
- *2：デブリが凝固停止する前は、蒸気が発生しても流動性のあるデブリ内を逆流し格納容器床ドレンサンプ側に抜けると考えられる。
- *3：蒸気の平均温度として、デブリと水の平均的な温度：800 °Cを設定。実際は周囲のスリットへの熱移行により、更に温度は低くなると考えられる。
- *4：伝熱工学（相原利雄著機械工学選書、裳華房）における密閉層内の自然対流伝熱での乱流域の平均ヌセルト数の式。スリット内のような極小密閉層では対流が起こりにくいですが、保守的に乱流の対流が起こるとして算出。

表 5-2 デブリから蒸気への入熱量の計算

項目	単位	値	備考
デブリから蒸気への熱伝達係数 (h)	W/m ² ·K	<input type="text"/>	表 5-1 の値から有効数字 1 桁で切上げ
デブリの温度 (T _w)	°C	<input type="text"/>	デブリの固相線温度 (添付書類「V-1-8-1 別添 2 コリウムシールド及びペDESTAL排水系の設計」5.3 参照) *1
デブリ接触面積 (A ₃)	m ²	<input type="text"/>	接触面積の不確かさを考慮し, スリット断面積: 高さ <input type="text"/> m × 幅 <input type="text"/> m の 10 倍を想定*2
デブリから蒸気への入熱量	W	<input type="text"/>	=hA ₃ (T _w -T _∞) T _∞ : 表 5-1 より

注記 *1: デブリが凝固停止する前は, 蒸気が発生しても流動性のあるデブリ内を逆流し格納容器床ドレンサンプ側に抜けると考えられる。

*2: デブリの表面にはある程度凹凸が生じると考えられることから, 保守的にスリット断面積の 10 倍と想定した。

表 5-3 発生蒸気速度の計算

項目	単位	値	備考
比エンタルピー	J/kg	2050000	安全弁の吹出し圧力 (0.67 MPa) 時の飽和温度 169 °Cにおける値 (蒸気表より)
比体積	m ³ /kg	0.248	安全弁の吹出し圧力 (0.67 MPa) 時の飽和温度 169 °Cにおける値 (蒸気表より)
蒸気発生速度	m ³ /h	約 <input type="text"/>	=デブリからの入熱量 (表 5-2) × 比体積 × 3600 / 比エンタルピー*

注記 *: デブリから蒸気に伝わる熱が全て水に移行し, その熱が水から蒸気への状態変化に使用されると仮定した値。

6. 安全弁のベント管への影響について

(1) 安全弁内流路における流速

図6-1に安全弁内流路概略図を示す。安全弁内流路における流速は以下となる。

$$V_1 = \sqrt{2gH} = \sqrt{2 \times 9.80665 \times 68.3} = 36.6 \text{ m/s}$$

ここで、

V_1 : 安全弁内流路における速度 (m/s)

g : 重力加速度 9.80665 (m/s²)

H : 圧力 (m) 0.67 MPa \approx 68.3 m

(2) 安全弁排出ラインにおける流速

図6-2に安全弁排出ライン概略図を示す。安全弁排出ラインにおける流速は以下となる。

$$V_2 = V_1 \cdot (A_1 / A_2) = 36.5 \times \boxed{} = \boxed{} \text{ m/s}$$

ここで、

V_2 : 安全弁排出ラインにおける流速 (m/s)

A_1 : 安全弁内流路断面積 $A \times 10^{-6}$ (m²)

A_2 : 安全弁排出ライン断面積 (m²)

$\boxed{} A$ Sch80配管 (内径: $\boxed{} \text{ mm}$)

$$3.14159 \times (\boxed{} / 2)^2 = \boxed{} \text{ m}^2$$

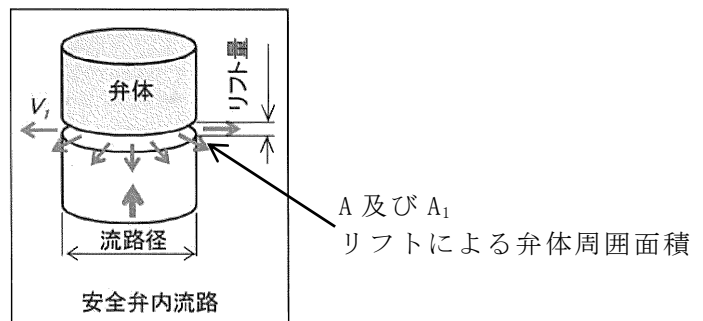


図6-1 安全弁内流路概略図

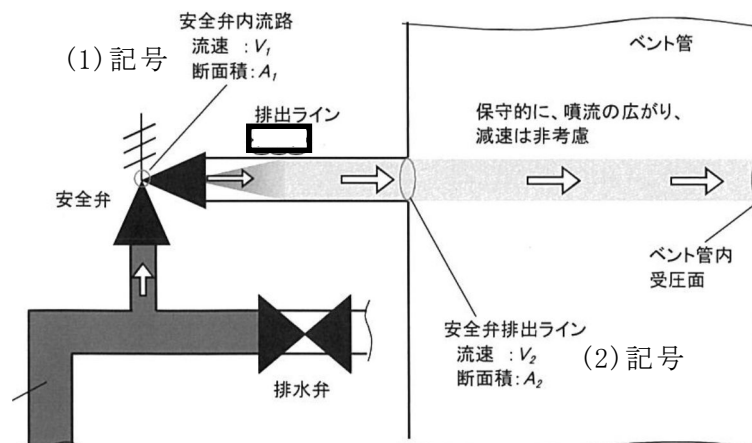


図6-2 安全弁排出ライン概略図

(3) 安全弁の吹出しによるベント管への影響（荷重）

ベント管内面が受ける荷重は以下となる。

$$F = \rho A_2 V_2^2 = 1000 \times \boxed{} \times \boxed{} = \boxed{} \text{ N}$$

ここで、

F : ベント管内面が受ける荷重 (N)

ρ : 密度 (kg/m³)

(4) 安全弁の吹出しによるベント管への影響（圧力）

安全弁の吹出しによって発生する噴流によりベント管内面が受ける圧力について、保守的に噴流の広がりや減速は考慮せずに、安全弁排出ラインと同じと仮定した。安全弁の吹出しによりベント管内側が受ける圧力は以下となる。

$$P = F/A_2 = \boxed{} / \boxed{} = \boxed{} \text{ Pa} = \boxed{} \text{ kPa}$$

ここで、

P : 噴流による水圧 (Pa)

噴流による圧力は、ベント管の最高使用圧力 173 kPa の $\boxed{}\%$ 程度であり、ベント管への影響はない。

なお、本評価では、保守的に噴流の広がりや減速を考慮していないが、実際にはベント管内側に到達するまでに流体は減速するとともに、流れが広がり受圧面積が大きくなるため、ベント管内面が受ける圧力は大幅に小さくなる。また、安全弁が吹き出すのは短時間であり、時間的な影響も小さい。

7. 安全弁作動時の吹出し反動力による配管設計への配慮について

安全弁作動時の吹出し反動力の配管への影響については、配管解析時の安全弁自重を入力する質点に吹出し反動力値を入力し、ペDESTAL排水系の配管が健全であるように設計する。（添付書類「V-3-9-2-2-5-2 管の応力計算書」の荷重として含む。）

安全弁動作時における吹出し反動力 F_f （水平方向）の算出は、反動力が大きくなる飽和蒸気を内包する際の値で評価を行う。

$$\begin{aligned} F_f &= W_a \cdot g \cdot \sqrt{\{kT_1 / (k+1) M\} / 274} \\ &= \boxed{} \times 9.80665 \times \sqrt{[\boxed{} \times 473 / \{(\boxed{} + 1) \times 18.02\}] / 274} \\ &= \boxed{} \\ &= \boxed{} \text{ N} \end{aligned}$$

ここで、

F_f : 水平方向の反動力 (N) (JIS B8210(1994)より)

W_a : 吹出し量 $\boxed{}$ (kg/h) (反動力が大きい背圧なしの蒸気時)

k : 断熱指数 $\boxed{}$ T_1 : 流体の温度 200 °C = 473 K

M : 流体の分子量 18.02

【参考】

図 7-1 に安全弁構造概略図を示す。安全弁から水が吹出す場合の反動力の算出式は定められていないが、参考に水が吹出す際の力 F_s を算出する。

$$F_s = \rho A_1 V_3^2 = 1000 \times \boxed{} \times \boxed{} \div \boxed{} \text{ N}$$

ここで、

F_s : 水が安全弁から吹出す荷重 (N)

ρ : 密度 (kg/m^3)

$$V_3 : \text{水の吹出す流速 (m/s)} = \boxed{} \text{ m}^3/\text{h} / (\boxed{} \text{ m}^2) \div \boxed{} \text{ m/s}$$

以上から、水の吹出す力は蒸気の反動力の 1 割以下の値であり、影響評価として問題ない。

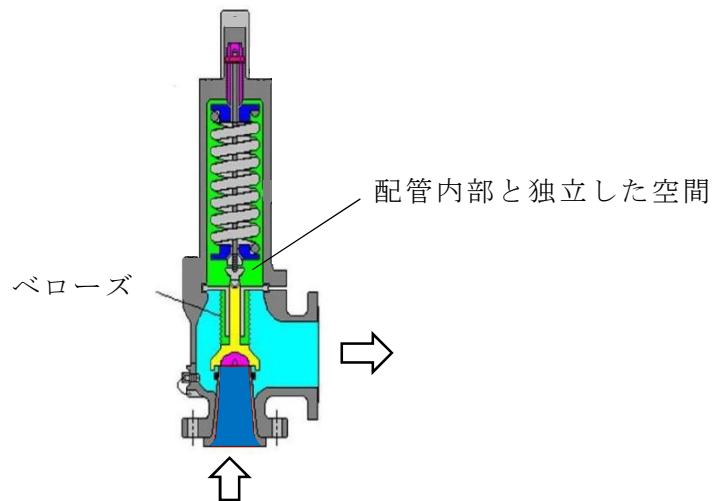


図 7-1 安全弁構造概略図

ベント管への排水ライン設置に伴う影響について

1. 概要

ペDESTAL排水系は、熔融炉心・コンクリート相互作用対策設備として、熔融炉心の冷却機能維持を目的としたペDESTAL内の水位維持のための設備を設置する設計としている。

本書は、ペDESTAL排水系の一部である排水配管とベント管との取り合い部を対象とし、排水配管の接続によるベント管の耐震・強度評価への影響度合いを確認する。

2. ベント管に排水配管を接続することによるベント管強度への影響

ベント管と排水配管の取り合い部の形状及び主要寸法を図 2-1 に示す。

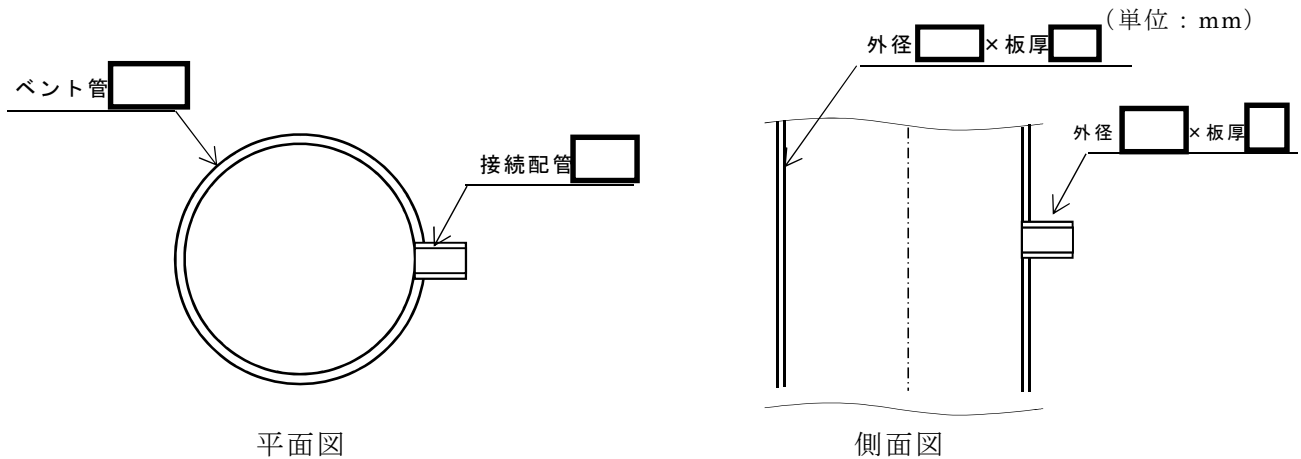


図 2-1 ベント管と排水配管の取り合い形状と主要寸法

ここで、ベント管にはベント管自身の地震応答により作用する地震荷重と、排水配管の地震応答による作用する地震荷重（配管反力）の両方が作用する。それぞれの荷重値を表 2-1 に示す。

表 2-1 ベント管及び接続配管の地震応答解析結果

荷重条件	ベント管自身の 地震応答による荷重 (最大曲げモーメント)	接続配管の 地震応答による荷重 (曲げモーメント)
基準地震動 S_s 時	約 3.9×10^8 (N・mm)	約 1.7×10^6 (N・mm)

表 2-1 に示すとおり、接続配管の地震応答による反力は、ベント管の地震応答による反力の約 1/200 であり、ベント管の強度に及ぼす影響は小さいと判断できる。

同様に、安全弁配管は [] であり、ペDESTAL排水系配管の [] よりも更に小口径で配管長も短いことから、影響も十分小さい。

3. ベント管に排水配管を接続することによる動荷重への影響

一般的に、管の応答特性は管の剛性によって決まる。ここでは、管の剛性に関するパラメータである縦弾性係数と断面二次モーメントのうち、寸法によって定まる断面二次モーメントを比較対象とし、ベント管と接続配管の剛性差を評価する。表 3-1 にそれぞれの管の断面二次モーメントを示す。

表 3-1 に示すとおり、それぞれの管の断面二次モーメントを比較すると、ベント管に対して排水配管の断面二次モーメントは約 1/300 であり、排水配管がベント管の応答特性に及ぼす影響は小さいと判断できる。

安全弁配管も表 3-1 に示すとおり、排水配管よりも更に断面二次モーメントが小さいことから、影響も小さいと判断できる。

表 3-1 管の断面二次モーメントの比較

管種類	断面二次モーメント
ベント管	<input type="text"/> (mm ⁴)
排水配管	<input type="text"/> (mm ⁴)
安全弁配管	<input type="text"/> (mm ⁴)

4. ベント管に排水配管を接続することによる L O C A 解析への影響（ペDESTAL側への逆流の影響）

図 4-1 にペDESTAL概要図を示す。原子炉冷却材喪失（以下「L O C A」という。）時には、原子炉からドライウエル（以下「D/W」という。）に放出された蒸気が、ベント管を通じてサプレッション・チェンバ（以下「S/C」という。）へ移行することでプール内で凝縮され、圧力上昇が抑制される。このため、L O C A時の原子炉格納容器圧力挙動においては、ベント管を通じてのガスや蒸気の移行挙動が重要となる。仮に、D/WからS/Cへのガスや蒸気の移行が阻害される場合には、D/Wのピーク圧力が上昇する。一方で、ガスや蒸気の移行が促進される場合には、ガスや蒸気の移行に伴ってS/C内に作用する水力学的動荷重が増大する可能性がある。

D/Wと原子炉圧力容器（以下「R P V」という。）ペDESTALは、人通用開口部等、大きな開口で連通しているため、L O C A時にはD/W側の圧力に追従してR P VペDESTAL内の圧力も同等レベルに上昇すると考えられる。したがって、ベント管に接続した排気管を通じてのペDESTALへのガスや蒸気の逆流自体は生じないものと考えられる。（D/W－R P VペDESTAL間の開口面積 > 排水ライン流路面積）

また、ガスがR P VペDESTALからペDESTAL排水系ラインを通じてS/Cへ流れる影響については、ベント管を経由するため、ベント管の流路面積でD/W（R P VペDESTAL）－S/C間のガス流量が律速されるため、ガスや蒸気の移行が促進されることはなく、特に影響はないものと考えられる。

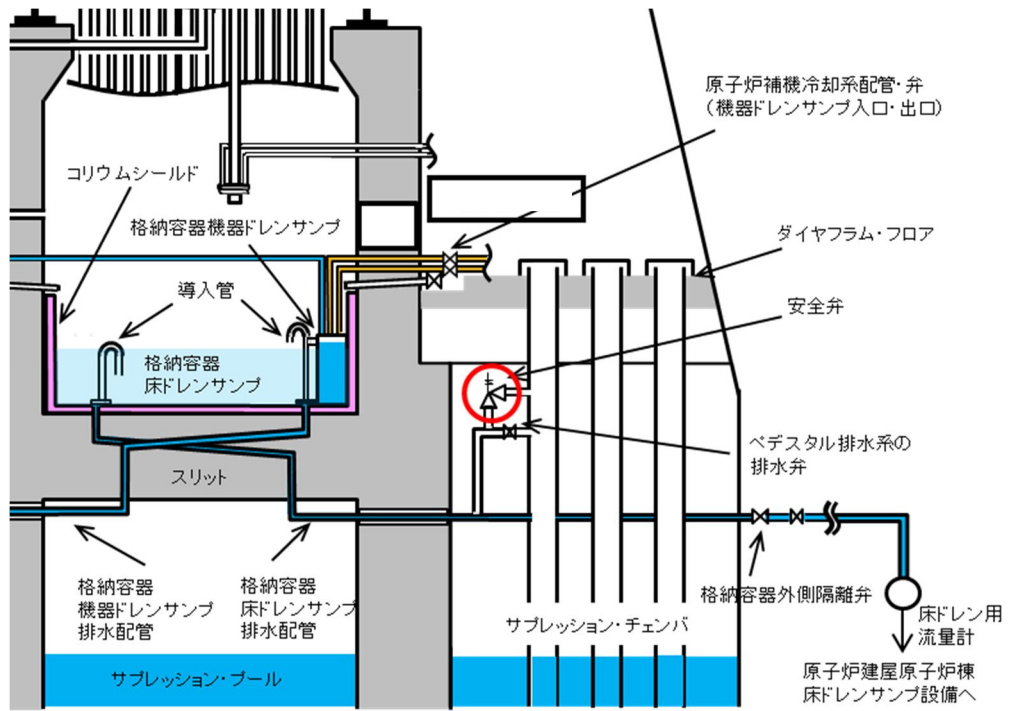


図 4-1 ペDESTAL概要図

ペDESTAL内に設置する計器について

ペDESTAL内の水位管理のために設置する計器について、各計器の設置目的及び操作の判断方法を以下に示す。

(1) R P V破損前までの水位管理 (図 1)

①格納容器下部水位 (ペDESTAL床面高さ+1.05 m 検知用)

ペDESTAL底面から1 m超の水位を検知できるよう、測定誤差を考慮した高さに水位計を設置し、炉心損傷後は当該水位計設置高さまで事前注水を実施する。注水停止後は、排水配管等によりR P V破損までに1 m水位まで排水される。

約180° 間隔で計2個 (予備1個含む) 設置し、1個以上がこの高さ以上の水位を検知した場合に水張り完了及び注水停止を判断する。

なお、水位1.05 mまで排水されたことを検知した後、水位1 mまで排水される時間遅れを考慮して、排水弁は自動閉止することとする。

(2) R P V破損及びデブリ落下・堆積検知 (表 1)

②格納容器下部水温 (ペDESTAL床面高さ0 m 検知用)

ペDESTAL底部に温度計を設置し、指示値の上昇又は喪失によりR P V破損検知に用いる。測温抵抗体式温度計を採用することで、ペDESTALにデブリが落下した際の水温上昇や高温のデブリに接触した際に指示値がダウンスケールとなる特性を利用し、R P Vからのデブリ落下検知が可能である。

デブリの落下、堆積挙動の不確かさを考慮して等間隔で計5個 (予備1個含む) 設置し、R P V破損の早期判断の観点から、2個以上が上昇傾向 (デブリの落下による水温上昇) 又はダウンスケール (温度計の溶融による短絡又は導通) となった場合に、R P V破損を判断する。

③格納容器下部水温 (ペDESTAL床面高さ+0.2 m 検知用)

ペDESTAL底面から0.2 mの高さに測温抵抗体式温度計を設置し、0.2 m以上のデブリ堆積有無を検知し、ペDESTAL満水までの注水可否を判断する。また、指示値の上昇又は喪失により、R P V破損検知に用いる。

デブリの落下、堆積挙動の不確かさを考慮して等間隔で計5個 (予備1個含む) 設置し、十分な量のデブリ堆積検知の観点から、3個以上がオーバースケール (デブリの接触による温度上昇) 又はダウンスケール (温度計の溶融による短絡又は導通) した場合にペDESTAL満水までの注水を判断する。また、R P V破損の早期判断の観点から、2個以上が上昇傾向 (デブリの落下による水温上昇) 又はダウンスケール (温度計の溶融による短絡又は導通) となった場合に、R P V破損を判断する。

(3) R P V破損後の水位管理 (デブリ堆積高さ ≥ 0.2 mの場合)

④格納容器下部水位 (ペDESTAL床面高さ+2.25 m及び2.75 m満水管理用)

ペDESTAL底面から2.25 m及び2.75 mの高さに水位計を設置し、デブリの多量落下時(堆積高さ0.2 m以上)においてペDESTAL水位を2.25 m~2.75 mの範囲に維持するため、各高さにおける水位を検知し、ペDESTAL注水開始及び停止を判断する。

ペDESTAL側壁の貫通孔を通じたペDESTAL外側のボックス内に、2.25 m及び2.75 mの各高さに2個の水位計(予備1個含む)を設置し、1個以上が2.25 m未満を検知した場合にペDESTAL注水開始、2.75 m到達を検知した場合にペDESTAL注水停止を判断する。

(4) R P V破損後の水位管理 (デブリ堆積高さ < 0.2 mの場合)

⑤格納容器下部水位 (ペDESTAL床面高さ+0.50 m検知用)

ペDESTAL底面から0.5 mの高さに水位計を設置し、デブリの少量落下時(堆積高さ0.2 m未満)においてペDESTAL水位を0.5 m~1 mの範囲に維持するため、水位0.5 m未満を検知しペDESTAL注水開始を判断する。

約180° 間隔で計2個(予備1個含む)設置し、1個以上が水位0.5 m未満を検知した場合に注水開始を判断する。

⑥格納容器下部水位 (ペDESTAL床面高さ+0.95 m検知用)

ペDESTAL底面より1 mの高さから測定誤差を差し引いた高さに水位計を設置し、デブリの少量落下時(堆積高さ0.2 m未満)においてペDESTAL水位を0.5 m~1 mの範囲に維持するため、水位0.95 m到達を検知し、ペDESTAL注水停止を判断する。

約180° 間隔で計2個(予備1個含む)設置し、1個以上が水位0.95 m到達を検知した場合に注水停止を判断する。

⑦格納容器下部雰囲気温度

自主対策設備としてペDESTAL底面から1.1 mの高さに温度計を設置し、デブリの少量落下時にペDESTAL水位を0.5 m~1 mの範囲に管理している間において、デブリが冠水されていることを確認する。

約180° 間隔で計2個設置し、1個以上が露出したデブリからの輻射熱等により上昇した場合に注水を判断する。

なお、人通用開口部下端(ペDESTAL底面から約2.8 mの高さ)付近に設置されているターンテーブル等の構造物にデブリが付着した際に、これらのデブリからの輻射熱の影響により格納容器下部雰囲気温度の指示が上昇する可能性を考慮し、検出部の上部には輻射熱抑制板を設置する。

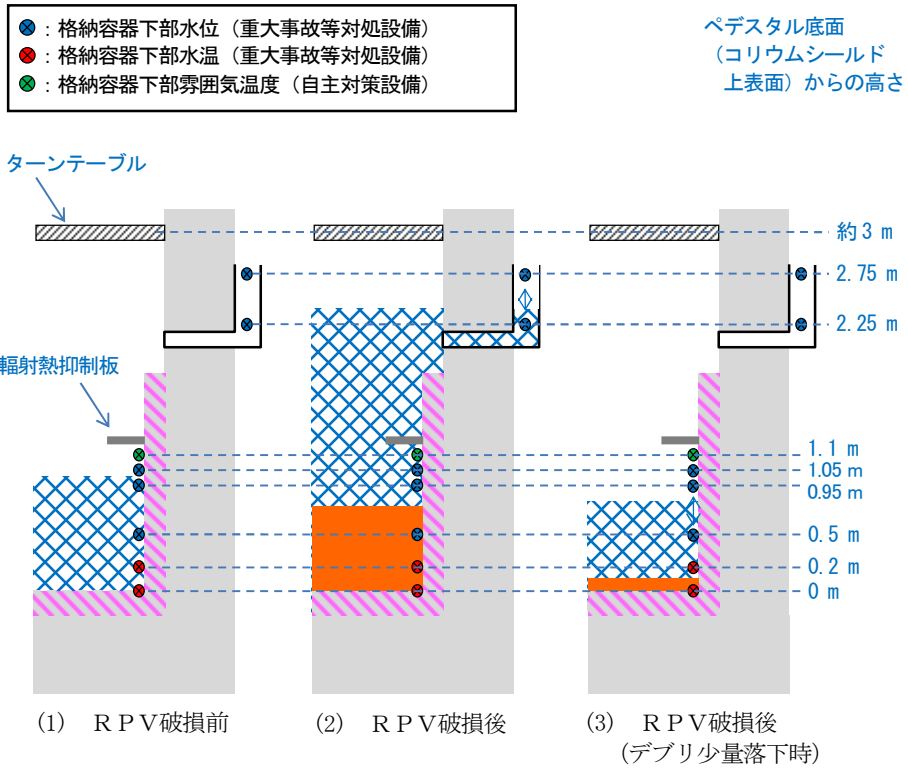


図1 ペDESTAL水位管理の概念図

表1 RPV破損及びデブリ落下・堆積検知の概念

デブリの堆積状態	格納容器下部水温		判断
	0 m 位置	0.2 m 位置	
	上昇	上昇	RPV破損, デブリ少量落下
	上昇/喪失	上昇	RPV破損, デブリ少量落下
	上昇/喪失	上昇/喪失	RPV破損, デブリ多量落下

格納容器下部水温の測定原理とデブリ検知性について

ペDESTル内に設置する格納容器下部水温によるデブリ検知性について、熱電対式とした場合と測温抵抗体式とした場合で比較し検討を行った。

図 1 に熱電対の構造を、表 1 に仕様を、表 2 に構成材料の融点を以下に示す。

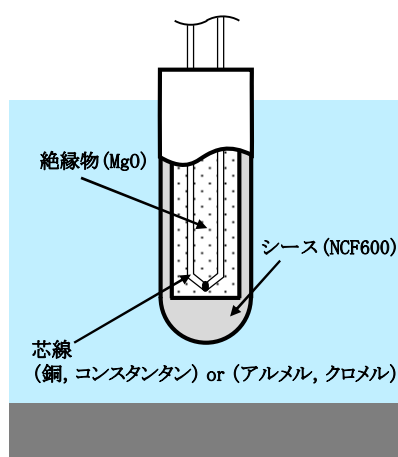


図 1 熱電対構造図

表 1 熱電対仕様

No.	項目	仕様	
		Tタイプ	Kタイプ
1	計測範囲	-40～350℃	-40～1200℃
2	誤差	±1.0℃ (-40～133℃) 0.75% (133～350℃)	±2.5℃ (-40～333℃) 0.75% (333～1200℃)

表 2 熱電対構成材料の融点

No.	材質	融点	タイプ
1	NCF600	1370～1425℃	—
2	銅	1085℃	Tタイプ
3	コンスタンタン	1225～1330℃	Tタイプ
4	アルメル	1315～1390℃	Kタイプ
5	クロメル	1420℃	Kタイプ
6	MgO	約2800℃	—

(1) 耐環境性

熱電対式及び測温抵抗体式の検出器は耐熱性の高い無機物により構成されており、いずれも重大事故等時の原子炉格納容器雰囲気下において、十分な耐性を有する。

(2) デブリと水温計の接触により発生する現象

熱電対式及び測温抵抗体式の検出器がデブリと接触した場合に発生する現象を①～②に示す。

- ①デブリが検出器外郭（シース）に接触，シースは溶融し，絶縁材が露出する。
図2にデブリとシースの接触を示す。

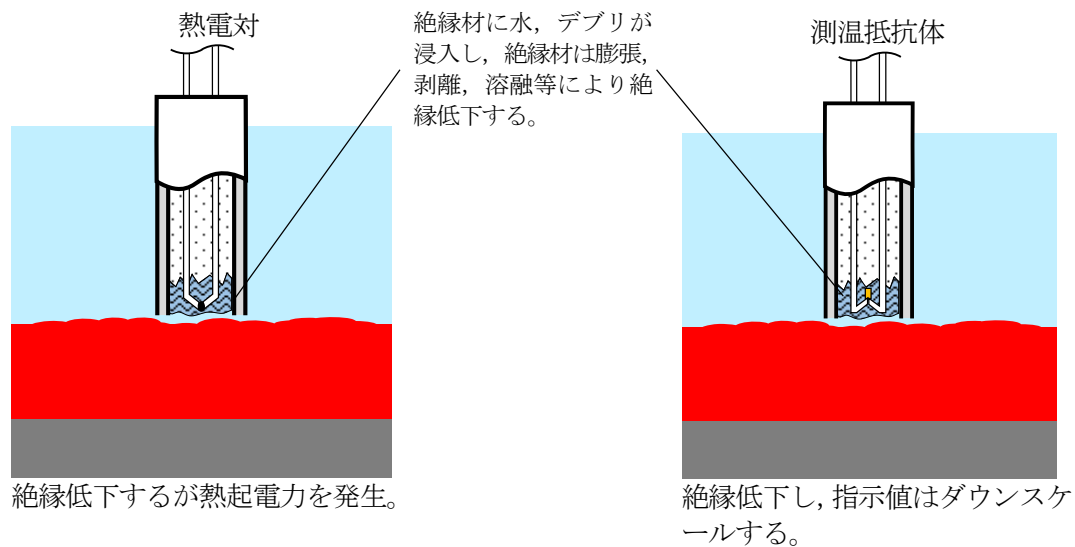


図2 デブリとシースの接触

- ②デブリが検出素子に接触し，溶融する。
 図3にデブリと検出素子の接触を示す。

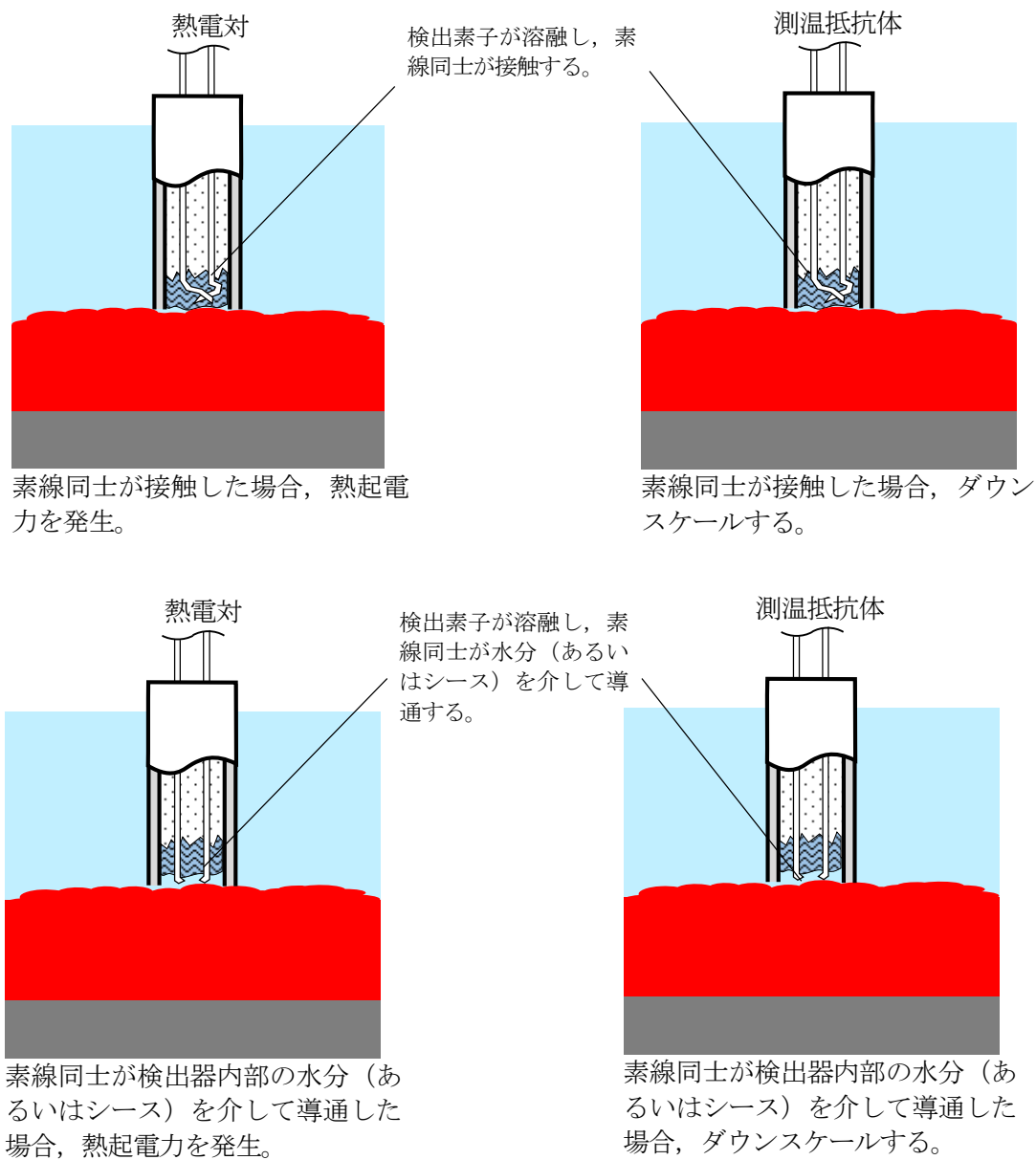


図3 デブリと検出素子の接触

以上より，検出器とデブリが接触すると，測温抵抗体式の場合はダウンスケール，熱電対式の場合は指示値の急変及び発生する熱起電力による不確実な指示値を示すこととなる。

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

1. Flemings モデルの適用性

Fleming らは、図 1-1 のような試験装置を用いて溶融合金 (A 195.5 % - Cu 4.5 %) を耐熱ガラス管内に吸引した試験により溶融物の流動距離等の挙動を確認し、その結果を基に Flemings モデルを用いて流動限界固相率を推定しており、最大 0.35 程度という結果を得ている^[1]。

一方、渋谷らは、図 1-2 のような試験装置により A 195.5 % - Cu 4.5 % 合金の流動性を確認し、固相率が 0.5 付近から粘性が急激に増加する結果となっており^[2]、両者を比較すると A 1 - Cu 合金が流動性を失う固相率の評価結果は 0.15 程度の差異がある。

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

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

また、流路の材質（表面粗さ）についてはモデル上考慮されていないが、一般にステンレス鋼（東海第二発電所の排水スリット条件）はガラス材（Fleming らの試験条件）より表面粗さが大きく、内部流体の乱れが促進され熱伝達率が大きくなるため、Fleming らの試験条件よりも溶融物の流動距離は短くなる傾向と考えられる。

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

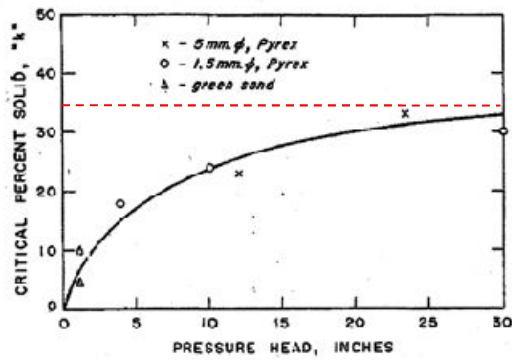
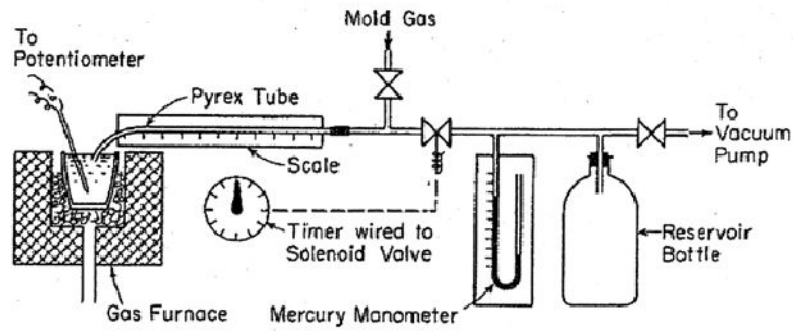


図 1-1 Fleming らによる Al-Cu 合金の流動性確認
試験装置及び試験結果

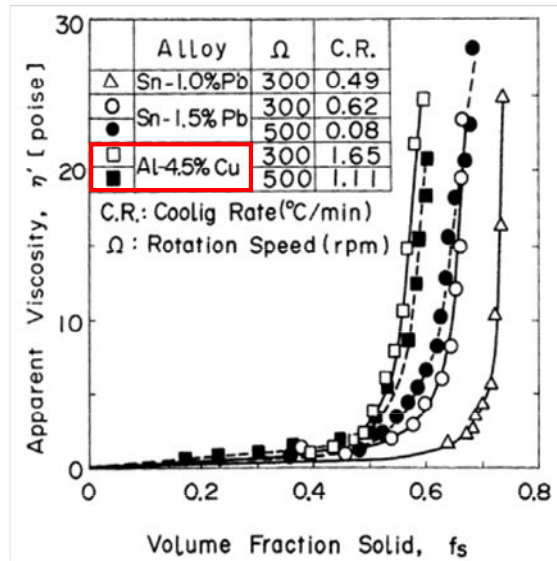
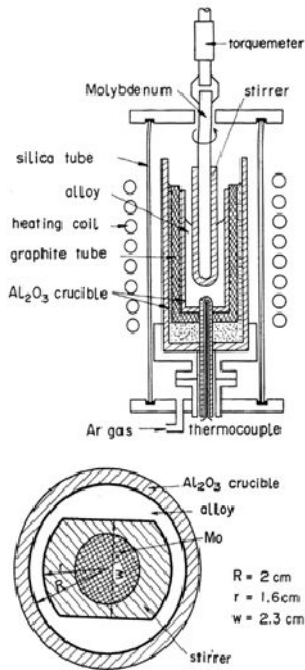


図 1-2 渋谷らによる Al-Cu 合金の流動性確認
試験装置及び試験結果

2. その他の凝固モデルによる評価

純金属の流路内での凝固挙動を対象とした流動距離評価モデルとして、US-ABWR DCDモデル^[3]や、Epsteinのモデル^{[4][5]}がある。

熔融炉心は液相線温度と固相線温度に差があり、合金の凝固挙動を示すものと考えられるが、これらの純金属モデルを用いた場合にも、流動距離の評価結果は表2-1のとおりであり、横スリットの長さ(約0.5m)の範囲内で凝固することを確認した。

なお、US-ABWR DCDモデルでは、評価条件として熔融炉心の流速ではなく原子炉压力容器(以下「RPV」という。)からの落下率がパラメータとなっており、MAAP計算結果の最大値を包絡する値として15000 kg/sを使用している。その他の評価条件としては、Flemingsモデルによる評価と同様の条件を用いている。

表 2-1 純金属モデルによる評価結果

評価モデル	評価結果 (流動距離)	備考
US-ABWR DCDモデル	約 1.5 m	熔融炉心流速の代わりにRPVからの熔融炉心の最大落下率 15000 kg/s を使用。その他はFlemingsモデルによる評価条件と同様。
Epsteinモデル	約 3.0 m	Flemingsモデルによる評価と同様の評価条件を使用。

(1) US-ABWR DCDモデルの概要^[3]

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

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

DCDモデルの評価式を以下に示す。

$$L_{freeze} = \bar{v}(t_{freeze})t_{freeze} \dots\dots\dots (2.1)$$

ここで、

$$t_{freeze} = \left[\frac{H_0 \rho_{cm} (h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}}{4k_w (T_s - T_i)} \right]^2 \dots\dots\dots (2.2)$$

$$\bar{v} = \frac{\frac{2}{3} a_0 \sqrt{t} - \frac{a_0 b'_0 t}{H_0}}{1 + \frac{4b'_0}{3H_0} \sqrt{t}} \dots\dots\dots (2.3)$$

$$a_0 = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm} A_{ld}}} \quad , \quad b'_0 = \frac{2k_w (T_s - T_i)}{\rho_{cm} (h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}} \dots\dots\dots (2.4)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

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

D C D^[3]においては、過去に実施された関連試験に係る文献を参照し、それらの試験結果よりD C Dモデルによる評価の適用性を確認している。

(2) Epstein モデルの概要^{[4] [5]}

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

Epstein モデルの評価式を以下に示す。溶融炉心の総流動距離は式 (2.5) と式 (2.6) の和で求められる。

- ・溶融炉心が過熱度を有する領域での流動距離

$$X^* = \frac{D}{2f} \ln \left(\frac{T_0 - T_{mp}}{T^* - T_{mp}} \right) \dots\dots\dots (2.5)$$

- ・溶融炉心の過熱度がない領域での流動距離

$$X_s = 0.155 \text{Re}^{8/11} D \left[\frac{\text{Pr}}{B} \right]^{7/11} \dots\dots\dots (2.6)$$

ここで、

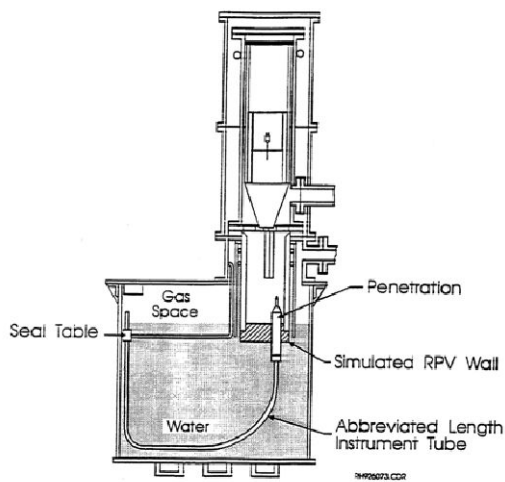
$$B = \left[1 + \frac{2C_p(T_{mp} - T_w)}{\lambda} \right]^{1/2} - 1 \dots\dots\dots (2.7)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

X^* , X_s : 流動距離 (m), Re : レイノルズ数 (-), Pr : プラントル数 (-),
 D : 水力等価直径 (m), λ : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),
 C_p : 溶融炉心比熱 (J/kg·K), T_0 : 溶融炉心初期温度 (K),
 T_{mp} : 溶融炉心融点 (K), T_w : 構造材初期温度 (K),
 T^* : 溶融炉心凝固開始温度 (推定値) (K), f : 摩擦係数 (-)
 なお、 $T^* - T_{mp}$ はE P R I レポート^[5]を基に10 Kとする。

E P R Iは、図2-1に示すR P V下部プレナムの核計装管を模擬した試験体に溶融アルミナを流入させる試験を行い、Epsteinモデルによる流動距離評価結果との比較を実施している。

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



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

- (1) Precise time of initiation of debris flow in thimble tube is uncertain so differential pressure for debris flow could be between initial and maximum observed values.
- (2) Saturated debris penetration length calculated for both maximum and initial pressure differentials.
- (3) Total calculated penetration length has a range depending upon the degree of debris superheat and the differential pressure.
- (4) Melt cup depressurized due to spool piece breach so differential pressure due to essentially hydrostatic head of Al₂O₃ layer.

図 2-1 EPRI 試験装置及び試験結果

参考文献

- [1] M. C. Fleming et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFC Transactions, vol. 69, 1961
- [2] 渋谷 他, 固相・液相共存下における鉄および非鉄合金のみかけの粘性の測定結果, 鉄と鋼, 第 66 年, 第 10 号, 1980
- [3] GE-Hitachi Nuclear Energy Americas LLC, ABWR Design Control Document, United States Nuclear Regulatory Commission, 2010
- [4] M. Epstein et al., Freezing-Controlled Penetration of a Saturated Liquid Into a Cold Tube, Journal of Heat Transfer, Vol. 99, 1977
- [5] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume 1, EPRI report TR-103389, 1994

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

コリウムシールド厚さを設定するに当たってのデブリ堆積高さの評価においては、最悪条件のデブリ体積に対して保守性を見込んだベースケースを設定し、さらに、ベースケースの各条件に対して保守性を見込んだ感度条件を設定した上で評価を行っている。

しかし、上記の感度条件が全て重畳した場合や、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）の破損位置及びデブリの堆積形状の不確かさが重畳した場合を想定すると、粒子状デブリの一部がコリウムシールド高さを超える可能性が存在する（別紙1、別紙2参照）。

これに対して、粒子状デブリがコリウムシールド高さを超えた状態を想定した場合でも、ペDESTALの側壁コンクリートや床ドレン配管等に与える影響が軽微であることを確認している（別紙3参照）。

また、粒子状デブリの影響により、万が一ペDESTAL外側の床ドレン制限弁が損傷することを仮定した場合にも、デブリの冠水及び冷却は維持されることを確認している（別紙2、別紙4参照）。

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

R P Vの破損位置が中心軸から偏心し、デブリがペDESTALの中心から外れた位置で円錐状に堆積した場合の、コリウムシールド床面からのデブリ堆積高さの計算方法を以下に示す。

1. 評価条件

ここでは、デブリ堆積高さを評価する上での感度条件①、②、③を全て考慮した場合の例を示す。

- ・コリウムシールド内半径： 2.936 m (設計値)
- ・円錐状デブリ頂点からコリウムシールド内壁面までの水平距離 : 0.6 m
(最外周の制御棒駆動機構 (以下「CRD」という。)位置からコリウムシールド内壁面までの水平距離)
- ・円錐状デブリのアスペクト比： 高さ：直径=1：16
(PUL i MS実験にて確認されているアスペクト比)
- ・デブリ体積： 40 m³ (炉内 36 m³+炉外 4 m³ (感度条件①))
- ・粒子化割合： 0.227 (感度条件②)
- ・粒子状デブリのポロシティ： 0.50 (感度条件③)

2. 評価方法

堆積高さの計算に当たっては、デブリを粒子化層 (図 2-1 青部分)、連続層の円錐部分 (図 2-1 緑部分) 及び連続層の円柱部分 (図 2-1 赤部分) に分割してそれぞれの高さを合計する。

(1) 粒子化層 (図 2-1 青部分)

粒子化層は円錐状に堆積した連続層上に一様な厚さで堆積すると考えると、その堆積高さは式 (2.1) により計算できる。

$$H_p = \frac{V_m \times \Phi_{ent}}{(1 - P) \times A_p} \dots\dots\dots (2.1)$$

H_p : 粒子化層の高さ (m)

V_m : 炉内デブリ体積 36 (m³)

Φ_{ent} : 粒子化割合 0.227

P : 粒子状デブリのポロシティ 0.50

A_p : コリウムシールド内底面積 約 27.08 (m²)

(2) 連続層の円錐部分 (図 2-1 緑部分)

円錐状デブリのアスペクト比を、高さ：直径＝1：16 と想定すると、その堆積高さは式 (2.2) により計算できる。

$$H_{lcn} = R \times \frac{1}{8} \dots\dots\dots (2.2)$$

H_{lcn} : 連続層の円錐部分の高さ (m)

R : 連続層の円錐部分の半径 5.272 (m)

(3) 連続層の円柱部分 (図 2-1 赤部分)

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

a. 連続層の円錐部分の体積の計算

図 2-1 のように、連続層の円錐部分 (緑部分) を上下に分割することを考える。

このとき、下部分は、コリウムシールド内を底面積とする高さ M の円柱を斜めに二等分した形状となるため、その体積は式 (2.3) により計算できる。

$$V_{Blcn} = A_p \times M \times \frac{1}{2} \dots\dots\dots (2.3)$$

V_{Blcn} : 連続層の円錐部分の下側の体積 (m³)

A_p : コリウムシールド内底面積 約 27.08 (m²)

M : 連続層の円錐部分の下側の高さ 約 0.59 (m)

(式 (2.2) で求めた円錐高さ、円錐頂点からコリウムシールド内壁面までの水平距離及び円錐のアスペクト比より計算)

また、上部分は、半径 R 、高さ H の円錐を、高さ M の位置から反対側へ斜めに切り取った形状となり、その体積は、式 (2.4) により計算できる。

$$V_{Tlcn} = \frac{\pi}{3} \times R^2 \times H \times \left\{ \frac{k-m}{\sqrt{k^2-m^2}} \right\}^3 \dots\dots\dots (2.4)$$

$$\left(k = \frac{H}{R}, m = \frac{M}{L} \right)$$

V_{Tlcn} : 連続層の円錐部分の上側の体積 (m³)

H : 連続層の円錐部分の高さ 約 0.66 (m)

(円錐頂点からコリウムシールド内壁面までの水平距離及び円錐のアスペクト比より計算)

R : 連続層の円錐部分の半径 5.272 (m)

M : 連続層の円錐部分の下側の高さ 約 0.59 (m)

(式 (2.2) で求めた円錐高さ, 円錐頂点からコリウムシールド内壁面までの水平距離及び円錐のアスペクト比より計算)

L : コリウムシールド内の直径 5.872 (m)

b. 連続層の円柱部分の体積の計算

連続層の円柱部分 (図 2-1 赤部分) の体積は, 粒子化しないデブリ全体の体積から, a. で求めた円錐部分の体積を差し引いたものとなり, 式 (2.5) により計算できる。

$$V_{lcy} = V_m \times (1 - \Phi_{ent}) + V_s - (V_{Blcn} + V_{Tlcn}) \dots\dots\dots (2.5)$$

V_{lcy} : 連続層の円柱部分の体積 (m³)

V_m : 炉内デブリ体積 36 (m³)

Φ_{ent} : 粒子化割合 0.227

V_s : 炉外デブリ体積 4 (m³)

V_{Blcn} : 連続層の円錐部分の下側の体積 (m³)

V_{Tlcn} : 連続層の円錐部分の上側の体積 (m³)

c. 連続層の円柱部分の高さの計算

b. で求めた連続層の円柱部分の体積及びコリウムシールド内底面積より, 連続層の円柱部分の高さは式 (2.6) により計算できる。

$$H_{lcy} = \frac{V_{lcy}}{A_p} \dots\dots\dots (2.6)$$

H_{lcy} : 連続層の円柱部分の高さ (m)

V_{lcy} : 連続層の円柱部分の体積 (m³)

A_p : コリウムシールド内底面積 約 27.08 (m²)

以上, (1)から(3)で求めた各部分の高さ (H_p , H_{lcn} , H_{lcy}) を合計することで, デブリ全体の堆積高さが計算される。

3. 評価の保守性について

本評価は, 下記の点で保守性を有している。

- ・ R P V破損及びデブリ落下位置が中心軸から外れた場合, R P Vの曲率を考慮すると, 偏心位置でのデブリ落下量は減少すると考えられるが, 本評価では保守的に偏心位置から全量が落下したものとしている。
- ・ デブリがコリウムシールド高さを越えた部分 (図 2-1 青部分の右側) については, コリウムシールドの厚さの分, デブリが拡がることで高さが低くなるが, 本評価ではその影響を考慮していない。

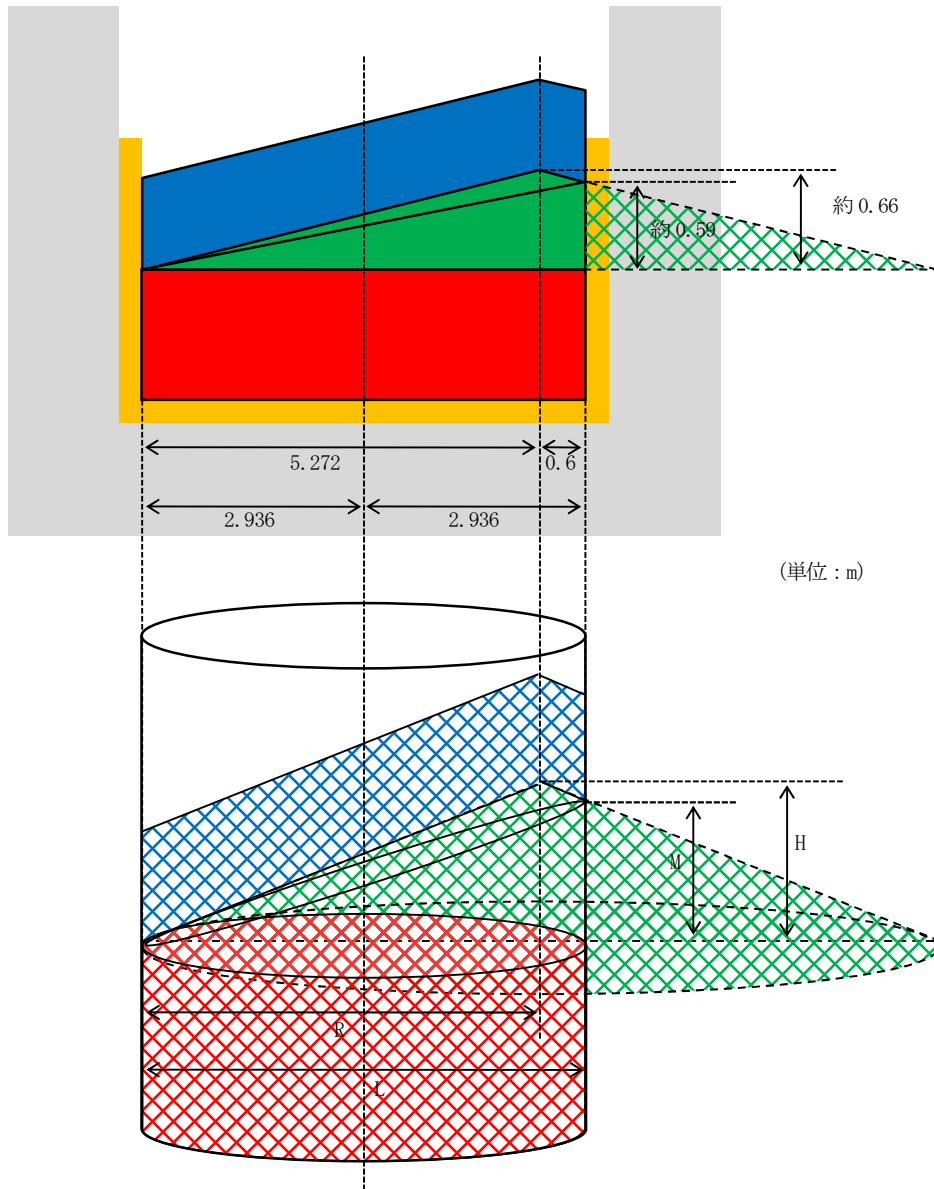


図 2-1 デブリ堆積状態の例

円錐状の堆積や偏心位置での堆積の想定について

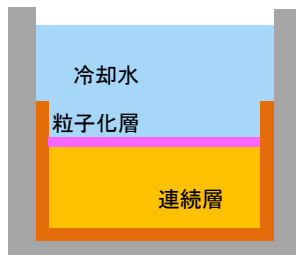
円錐状の堆積や偏心位置での堆積の想定として、PUL i MSの知見に基づく保守的な設定として1:16を採用している。図1に堆積の想定を示し、その保守性を以下に示す。

- PUL i MSは溶融物の拡がりを確認したものであり、実機より厳しい条件*でもアスペクト比が1:16程度
- 粒子化層はより均一に拡がりやすく、実機で最も考え得る状態は、アスペクト比1:16より緩やかな凹凸のある連続層（溶融物）に粒子化層が被さった状態と考えられる

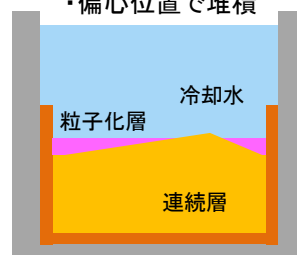
注記 *：実機条件に比べて、PUL i MS実験条件は溶融物過熱度及び比熱が低くPUL i MS実験条件の方がデブリが固化しやすいこと、PUL i MS実験では崩壊熱を模擬していないこと、実機では落下時の溶融物量が多く固化しにくいこと等

粒子化層が薄い場合

- ・連続層フラット

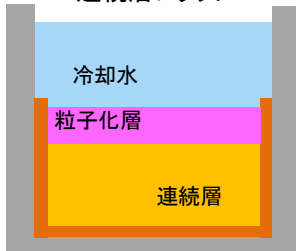


- ・連続層円錐状
- ・偏心位置で堆積

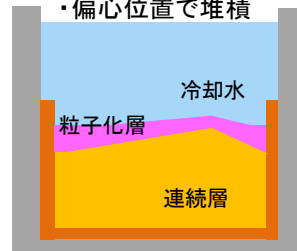


粒子化層が厚い場合

- ・連続層フラット



- ・連続層円錐状
- ・偏心位置で堆積



評価条件

- ・連続層及び粒子化層円錐状
- ・偏心位置で堆積

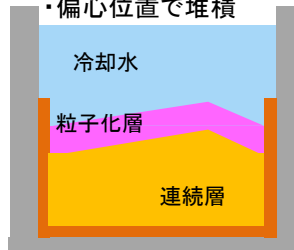


図1 堆積の想定

表 各ケースにおけるデブリ堆積高さ

形状	(1) ベース条件 均一化して堆積した場合	(2) 円錐状に堆積した場合 円錐部分のアスペクト比 1:16	(3) 偏心位置で堆積した場合 コリウムシールド壁面から 60cm 内側に偏心
体積 ベース条件 溶融物量： 炉内：36m ³ 炉外：3m ³ 粒子化割合： 0.173 ポロシティ： 0.35	<p>デブリ堆積高さ：約 1.57m(コリウムシールド上端に対して約 16cm の余裕) (ペント管上端に対して約 57cm の余裕)</p>	<p>デブリ堆積高さ (壁面)：約 1.45m(コリウムシールド上端から約 28cm の余裕) デブリ堆積高さ (頂点)：約 1.81m(ペント管上端から約 33cm の余裕)</p>	<p>デブリ堆積高さ (壁面)：約 1.83m(コリウムシールド上端から約 10cm 超過) デブリ堆積高さ (頂点)：約 1.91m(ペント管上端から約 23cm の余裕)</p>
コリウムシールド高さ、 厚さ設定条件ケース (感度条件①+③) 溶融物量： 炉内：36m ³ 炉外：4m ³ 粒子化割合： 0.173 ポロシティ： 0.50	<p>デブリ堆積高さ：約 1.71m(コリウムシールド上端に対して約 2cm の余裕) (ペント管上端に対して約 43cm の余裕)</p>	<p>デブリ堆積高さ (壁面)：約 1.59m(コリウムシールド上端から約 14cm の余裕) デブリ堆積高さ (頂点)：約 1.96m(ペント管上端から約 18cm の余裕)</p>	<p>デブリ堆積高さ (壁面)：約 1.98m(コリウムシールド上端から約 25cm 超過) デブリ堆積高さ (頂点)：約 2.05m(ペント管上端から約 9cm の余裕)</p>
感度条件①+②+③ 溶融物量： 炉内：36m ³ 炉外：4m ³ 粒子化割合： 0.227 ポロシティ： 0.50	<p>デブリ堆積高さ：約 1.78m(コリウムシールド上端から約 5cm 超過) (ペント管上端に対して約 36cm の余裕)</p>	<p>デブリ堆積高さ (壁面)：約 1.66m(コリウムシールド上端から約 7cm の余裕) デブリ堆積高さ (頂点)：約 2.03m(ペント管上端から約 11cm の余裕)</p>	<p>デブリ堆積高さ (壁面)：約 2.05m(コリウムシールド上端から約 32cm 超過) デブリ堆積高さ (頂点)：約 2.12m(ペント管上端から約 2cm の余裕)</p>

(参考) 表 感度条件①～③における堆積高さ

体積	形状	(1) ベース条件 均一化して堆積した場合	(2) 円錐状に堆積した場合 円錐部分のアスペクト比 1:16	(3) 偏心位置で堆積した場合 コリウムシールド壁面から 60cm 内側に偏心		
感度条件① 溶融物量： 炉内：36m ³ 炉外：4m ³ 粒子化割合： 0.173 ポロシティ： 0.35						
				デブリ堆積高さ：約 1.61m(コリウムシールド上端に対して約 12cm の余裕) (ペント管上端に対して約 53cm の余裕)	デブリ堆積高さ(壁面)：約 1.48m(コリウムシールド上端から約 25cm の余裕) デブリ堆積高さ(頂点)：約 1.85m(ペント管上端から約 29cm の余裕)	デブリ堆積高さ(壁面)：約 1.87m(コリウムシールド上端から約 14cm 超過) デブリ堆積高さ(頂点)：約 1.95m(ペント管上端から約 19cm の余裕)
				感度条件② 溶融物量： 炉内：36m ³ 炉外：3m ³ 粒子化割合： 0.227 ポロシティ： 0.35		
デブリ堆積高さ：約 1.61m(コリウムシールド上端に対して約 12cm の余裕) (ペント管上端に対して約 53cm の余裕)	デブリ堆積高さ(壁面)：約 1.49m(コリウムシールド上端から約 24cm の余裕) デブリ堆積高さ(頂点)：約 1.85m(ペント管上端から約 29cm の余裕)	デブリ堆積高さ(壁面)：約 1.87m(コリウムシールド上端から約 14cm 超過) デブリ堆積高さ(頂点)：約 1.95m(ペント管上端から約 19cm の余裕)				
感度条件③ 溶融物量： 炉内：36m ³ 炉外：3m ³ 粒子化割合： 0.173 ポロシティ： 0.50						
				デブリ堆積高さ：約 1.68m(コリウムシールド上端に対して約 5cm の余裕) (ペント管上端に対して約 46cm の余裕)	デブリ堆積高さ(壁面)：約 1.55m(コリウムシールド上端から約 18cm の余裕) デブリ堆積高さ(頂点)：約 1.92m(ペント管上端から約 22cm の余裕)	デブリ堆積高さ(壁面)：約 1.94m(コリウムシールド上端から約 21cm 超過) デブリ堆積高さ(頂点)：約 2.02m(ペント管上端から約 12cm の余裕)

コリウムシールド高さを超えた粒子状デブリによる影響について

1. はじめに

デブリ堆積高さの評価条件（デブリ体積，デブリの粒子化割合，粒子化層のポロシティ）を全て保守的にした場合や，デブリが偏心位置に落下し円錐状に堆積した場合を想定すると，粒子状デブリがコリウムシールドの高さを超過する可能性が考えられる。

しかしながら，粒子状デブリは水により急速に冷却されるため，その温度は速やかに低下し，ペDESTAL側壁コンクリートとの接触や床ドレン配管への流入が生じた場合でも，コンクリートや配管への影響はほとんど生じないと考えられる。

これに対して，粒子状デブリ上面からの除熱によってデブリが冷却されることを定量的に評価するとともに，万が一粒子状デブリの温度が高い状態でペDESTAL側壁コンクリートと接触すること等を想定しても，側壁コンクリートや床ドレン配管等に与える影響が小さいことを評価する。

2. 粒子状デブリ上面からの除熱による冷却性評価

水プールによる上面からの除熱量を評価し，粒子状デブリの崩壊熱と比較する。

(1) デブリ条件

- ・デブリの堆積モデル：図 2-1

デブリが中心軸から偏心した位置に落下し円錐状に堆積した場合に，粒子状デブリがコリウムシールド高さを超えて堆積するモデルを想定する

- ・評価シーケンス：大破断 L O C A + 注水機能喪失

R P V 破損時の崩壊熱を高め評価する設定

- ・R P V 破損時の崩壊熱：22.4 MW

M A A P 結果に基づく R P V 破損時のデブリ全量（連続層を含む）の崩壊熱であるが，保守的に粒子化層の崩壊熱として設定

(2) 除熱量評価（別紙 1 参照）

粒子状デブリがコリウムシールド高さを超えて堆積するのは以下の 4 ケースであり，ドライアウト熱流束を厳しく設定する観点から，このうち最もポロシティの小さい「ベースケース，偏心位置で円錐状に堆積」のポロシティ：0.35 を想定する。

- ・ベースケース，偏心位置で円錐状に堆積
- ・コリウムシールド高さ，厚さ設定条件（感度条件①+③），偏心位置で円錐状に堆積
- ・感度条件①+②+③，均一化して堆積
- ・感度条件①+②+③，偏心位置で円錐状に堆積

粒子状デブリ上面に水プールが存在する体系であることから、Lipinski-0D モデル（図 2-2）におけるポロシティ 0.35 での熱流束 1.4 MW/m^2 を設定し、除熱量を計算する。

粒子状デブリと水プールとの接触面積はコリウムシールドを設置していない場合の床面積約 30 m^2 と等しいため、

$$\text{除熱量} = 1.4 \text{ MW/m}^2 \times \text{約 } 30 \text{ m}^2 = \text{約 } 42 \text{ MW}$$

となる。

よって、粒子化層の崩壊熱を十分上回ることから、粒子状デブリは適切に冷却される。

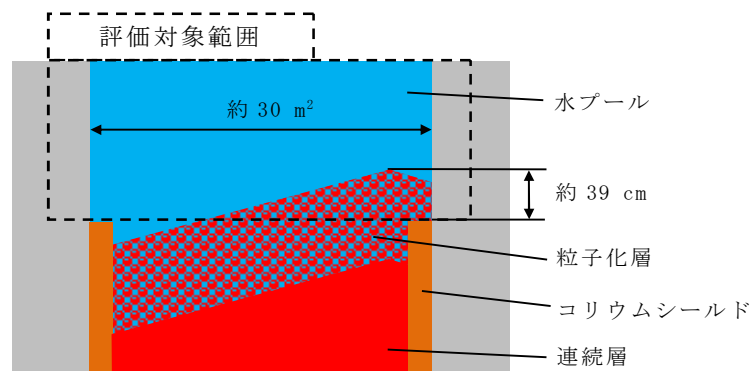


図 2-1 冷却性評価モデル

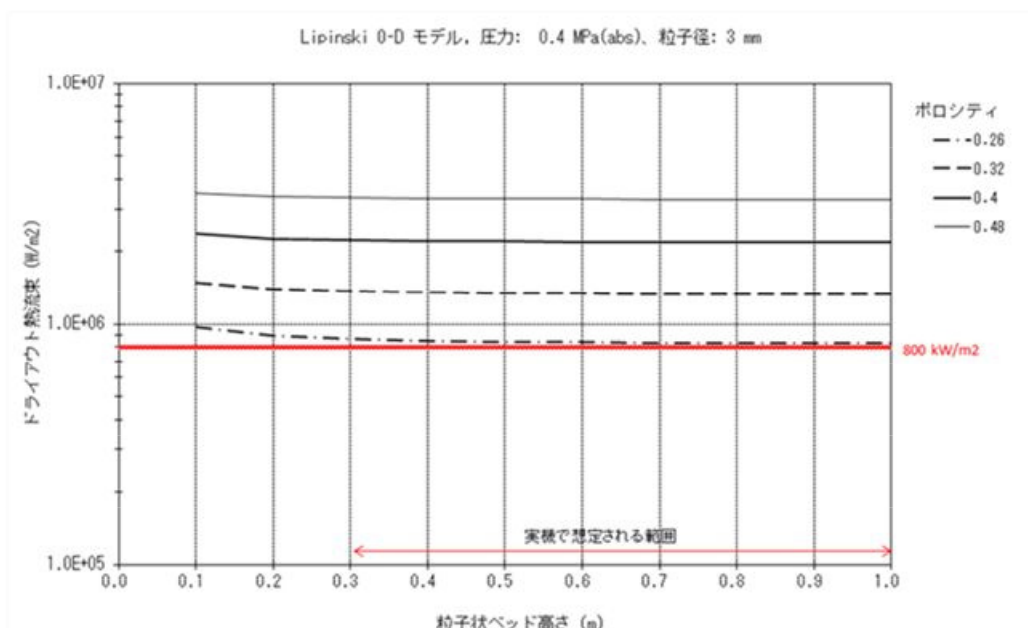


図 2-2 Lipinski-0D モデル

3. 粒子状デブリによる側壁コンクリートへの影響

粒子状デブリは水により急速に冷却されるため、ペデスタル側壁のコンクリートに接触した場合でも、コンクリートの有意な侵食は生じないと考えられるが、デブリ堆積高さの影響評価として、側壁コンクリートの侵食量を解析コードMAAPにて評価する。

(1) 解析条件（別紙1参照）

- ・デブリの堆積モデル：図 3-1

粒子状デブリがコリウムシールド高さを超えて堆積する上記 4 ケースのうち、コリウムシールド高さを超えて堆積する粒子状デブリの体積が最も大きいのは感度条件①+②+③の偏心位置で円錐状に堆積したケースとなる。このケースにおいても、コリウムシールド高さを超えて堆積する粒子状デブリがペデスタル内に均一化して堆積した場合の堆積高さは 10 cm 未満となることから、以下の 4 ケースを包絡する条件として、保守的にペデスタル内に粒子状デブリが 10 cm 均一化して堆積するモデルとする

- ・崩壊熱：10 cm 堆積した粒子状デブリ（ポロシティ 0.35）による崩壊熱

粒子状デブリの 10 cm 均一化した堆積を想定する場合、ポロシティの小さい方がデブリの量は多くなるため、4 ケースのうち最もポロシティの小さい「ベースケース、偏心位置で円錐状に堆積」のポロシティ：0.35 を想定し、残りの 65 % のデブリによる崩壊熱を考慮する

- ・粒子状デブリから上面の水プールへの熱流束：1.4 MW/m²

Lipinski-0D モデル（図 2-2）におけるポロシティ 0.35 での熱流束 1.4 MW/m² を設定

- ・評価シーケンス：大破断 L O C A + 注水機能喪失

R P V 破損時の崩壊熱を高め評価する設定

- ・粒子状デブリの初期温度：約 °C

粒子状デブリは冷却固化していることから、固相線温度以下であるが、保守的に固相線温度（MAAP 解析結果）を設定

- ・粒子状デブリと水プールの接触面積：約 30 m²

コリウムシールド高さより上部のペデスタルの断面積を設定

(2) 解析結果

崩壊熱に対して粒子状デブリから上面の水プールへの除熱量が大きいことから、側壁コンクリートの温度が融点に到達するまでにデブリ温度が低下することで、側壁コンクリートの侵食量は 0 mm となった。

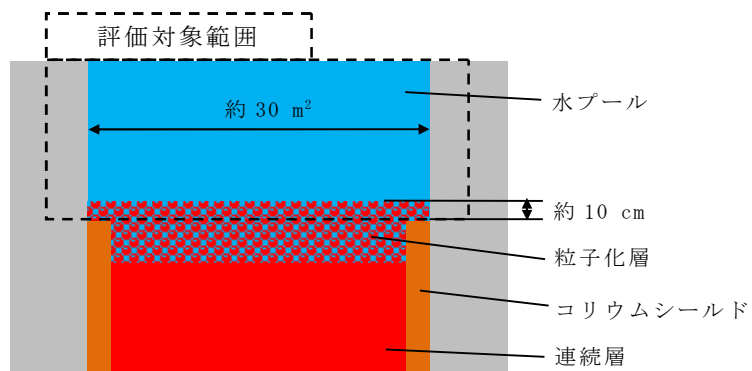


図 3-1 側壁コンクリートへの影響評価モデル

4. 粒子状デブリによる床ドレン配管等への影響

粒子状デブリがコリウムシールド高さを超えて堆積し、床ドレン配管上端高さを超過した場合でも、以下のとおり、床ドレン配管内への粒子状デブリの流入は少ないと考えられる。

- ・ R P Vが破損し、デブリがペDESTALに落下し堆積していく際には、密度の関係からデブリの上に冷却水が移行した状態でデブリの堆積高さが増える（＝水位が上昇する）
- ・ 床ドレン配管はほぼ水平（約 1 度の傾斜）であることから、床ドレン配管内はペDESTAL水位の上昇に伴い、冷却水によりほぼ満たされた状態になると考えられる
- ・ その後、粒子化層の堆積高さが床ドレン配管高さを超過した場合でも、粒子状デブリが床ドレン配管内の奥まで拡がるための駆動力は小さい*ため、配管内への流入は少ないと考えられる

注記 *：セルフレベリングによる均一化は、連続層からの発生蒸気による駆動力が大きく、配管内では粒子状デブリの崩壊熱による発生蒸気のみが駆動力となることから、セルフレベリングによる配管内への侵入の効果は低減されると考えられる。

また、粒子状デブリの配管内への流入を想定した場合でも、3.において粒子状デブリによるコンクリートの侵食は生じない結果となっていることから、コンクリートよりも融点の高い床ドレン配管及び床ドレン制限弁等の有意な侵食も生じないと考えられるが、3.の側壁コンクリートの侵食量評価の結果をもとに、床ドレン配管の侵食評価を行った。以下にその内容を示す。

(1) 評価条件

評価モデルは図 4-1 に示すとおり、粒子状デブリがコリウムシールド高さを超えて堆積している場合を想定し、床ドレン配管の中心高さまで粒子状デブリが一様に堆積したことを仮定する（実際は、上記のとおり床ドレン配管内への粒子状デブリの流入は少ないと考えられるが、参考のとおり保守的に想定）。3.の側壁コンクリートの侵食量評価で得られた粒子状デブリの温度変化をもとに、粒子状デブリの温度が床ドレン配管の融点を下回るまでの配管への入熱量を計算し、配管の影響評価を実施する。

a. 配管条件

- ・ 床ドレン配管内径：73.9 mm
- ・ 床ドレン配管厚さ：7.6 mm
- ・ 床ドレン配管初期温度 (T_1)：117 °C

(M A A P 結果におけるコンクリート壁面温度を設定)

- ・床ドレン配管融点：1427 °C（SUS の融点を設定）
- ・床ドレン配管熱伝導率（ λ_1 ）：16.5 W/m·K（SUS の熱伝導率を設定）
- ・床ドレン配管密度（ ρ_1 ）：7890 kg/m³（SUS の密度を設定）
- ・床ドレン配管比熱（ c_1 ）：511 J/kg·K（SUS の比熱を設定）

b. デブリ条件

- ・デブリ初期温度（ T_2 ）： °C（固相線温度（MAAP 解析結果））
- ・デブリ熱伝導率（ λ_2 ）： W/m·K（MAAP 解析結果）
- ・デブリ密度（ ρ_2 ）： kg/m³（MAAP 解析結果）
- ・デブリ比熱（ c_2 ）： J/kg·K（MAAP 解析結果）

c. デブリと配管の境界温度条件

デブリと配管の境界温度は、半無限固体の非定常熱伝導に係る表面熱流束の式 (4.1) ^[1]を用いて計算する。

$$q = \frac{\lambda \times (T_s - T_0)}{\sqrt{\pi \times \frac{\lambda}{\rho \times c} \times t}} \dots\dots\dots (4.1)$$

q ：表面熱流束， T_s ：境界温度， T_0 ：床ドレン配管又はデブリの初期温度，
 λ ：熱伝導率， ρ ：密度， c ：比熱， t ：経過時間

ここで、デブリが配管に与える表面熱流束と配管がデブリから受ける表面熱流束は同じのため、式 (4.2) が成立する。

$$q = \frac{\lambda_1 \times (T_s - T_1)}{\sqrt{\pi \times \frac{\lambda_1}{\rho_1 \times c_1} \times t}} = \frac{\lambda_2 \times (T_2 - T_s)}{\sqrt{\pi \times \frac{\lambda_2}{\rho_2 \times c_2} \times t}} \dots\dots\dots (4.2)$$

T_s について式を整理すると式 (4.3) のとおりとなり、境界温度 T_s は約 890 °C となる。

$$T_s = \frac{\sqrt{\lambda_1 \times \rho_1 \times c_1} \times T_1 + \sqrt{\lambda_2 \times \rho_2 \times c_2} \times T_2}{\sqrt{\lambda_1 \times \rho_1 \times c_1} + \sqrt{\lambda_2 \times \rho_2 \times c_2}} \dots\dots\dots (4.3)$$

d. 伝熱条件

デブリから配管への熱流束 q は式 (4.2) により計算され、配管に与えられる熱量は式 (4.4) により求められる。

$$Q = A \times q \times \Delta t \dots\dots\dots (4.4)$$

Q ：配管への伝熱量， A ：伝熱面積（粒子状デブリの堆積を想定する床ドレン配管の中心高さまでの床ドレン配管内側の表面積）， Δt ：時間

熱流束 q については、配管への入熱量を保守的に評価するため、デブリ温度の低下及び床ドレン配管の温度上昇を考慮せず、デブリ初期温度（ T_2 ）及び床ドレン配管初期温度（ T_1 ）時の熱流束一定とし（実際は、デブリ温度の低下及び床ドレン配管温度の上昇により、熱流束は低下する）、配管に与えられる熱量を計算する際の

時間 Δt については、ペデスタル内の粒子状デブリの温度が床ドレン配管融点まで低下するまでの時間とする。具体的には、図 4-2 に、3. にて側壁コンクリートの侵食量を解析コード M A A P で評価した場合のデブリ温度の時間変化を示すが、このグラフにおいて床ドレン配管融点である 1427 °C まで低下するまでの時間は 40 秒となる。

なお、ペデスタル内に存在する粒子状デブリと床ドレン配管内に流入した粒子状デブリはつながっており、ペデスタル内に存在する粒子状デブリが冷却されれば床ドレン配管内に流入した粒子状デブリも冷却されることで、両粒子状デブリの温度は同一と考えられることから、床ドレン配管の侵食評価においては、図 4-2 のデブリ温度の時間変化を床ドレン配管内に流入した粒子状デブリとして適用している。ただし、床ドレン配管内に流入した粒子状デブリはコンクリートと接触しないことから、図 4-2 で考慮している側壁コンクリートへの伝熱を考慮しない場合を仮定すると、床ドレン配管融点である 1427 °C まで低下するまでの時間は約 42 秒以下*となる。

注記 * : 図 4-2 の評価における側壁コンクリートへの熱流束は、初期は全熱流束（水プール及び側壁コンクリート）の約 5 % であり、その後 20 秒程度で約 1 % まで低下する。側壁コンクリートの熱流束を保守的に約 5 % とし、これを考慮しない場合、図 4-2 のデブリ温度の低下率は約 5 % 遅くなる。

(2) 評価結果

評価の結果、40 秒間及び 42 秒間での配管への伝熱量は、それぞれ配管長さ 1 m 当たり約 4.6 MJ 及び約 4.8 MJ となる。

一方、デブリと接触している部分の配管が、床ドレン配管融点である 1427 °C まで温度上昇するために必要な熱量は、配管長さ 1 m 当たり約 5.1 MJ となるため、配管の温度は融点に至らず、侵食は生じない結果となった。

以上より、コリウムシールド高さを超える粒子状デブリがペデスタルの構造健全性に影響を与えることはないことを確認した。

5. まとめ

以上のとおり、コリウムシールド高さを超えた粒子状デブリにより、側壁コンクリート及び床ドレン配管の侵食は生じないことを確認した。したがって、コリウムシールド高さを超える粒子状デブリがペデスタルの構造健全性に影響を与えることはない。

参考文献

- [1] 日本機械学会，“伝熱工学資料 改訂第 4 版”，(1986)。

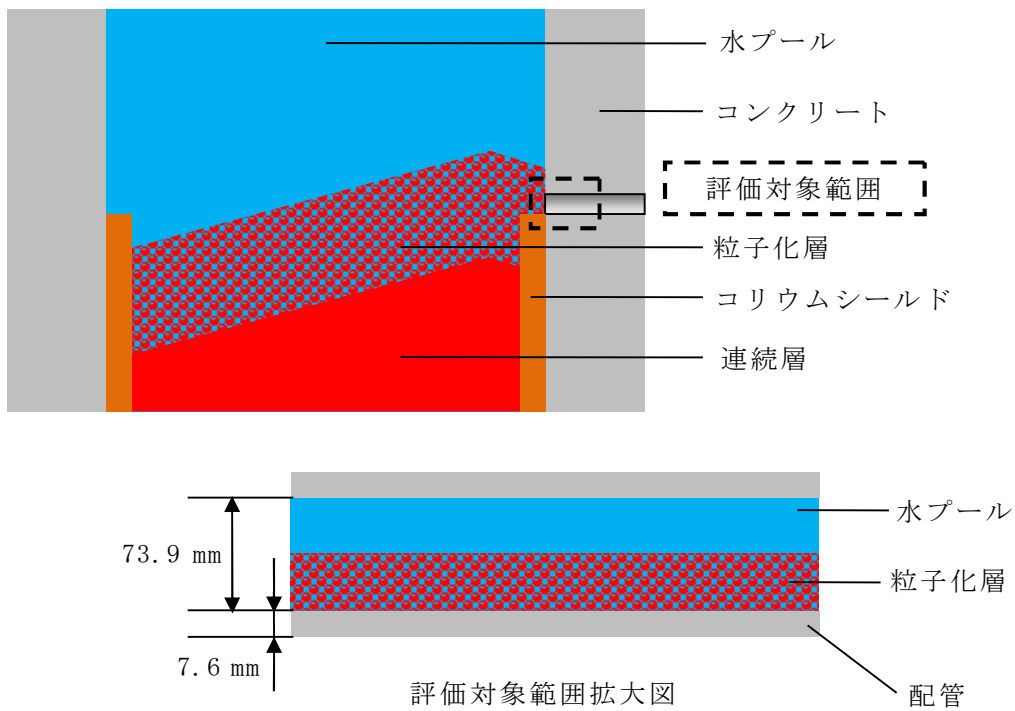


図 4-1 床ドレン配管侵食評価のイメージ

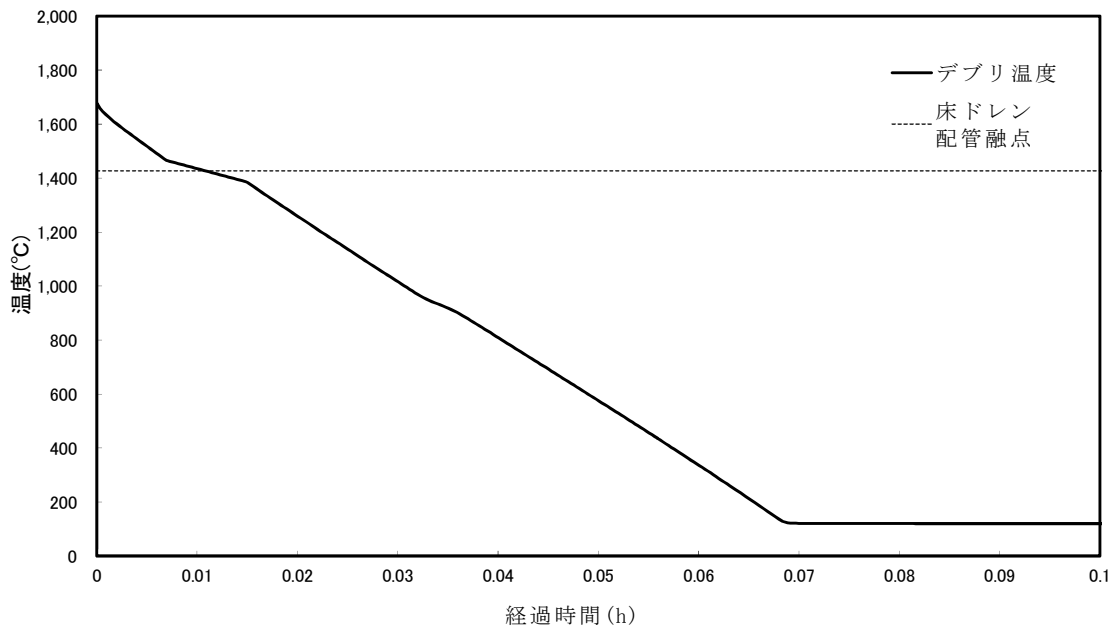


図 4-2 側壁コンクリート侵食量評価時のデブリ温度の時間変化
 (MAAP解析結果)

配管内に堆積する粒子状デブリ量について

粒子状デブリが、駆動源がない状態で傾斜をもって堆積するとき、その安息角は小さいものでも 20 度程度であることが報告されている^[1]。床ドレン配管内に流入するデブリに対して、傾斜角度を上記より小さめに見積もった 15 度で堆積することを考えると、その流入距離は約 0.28 m となり、床ドレン配管の長さを大きく下回る（図 1）。

これにより、床ドレン配管内に一様に、配管の半分の高さまで粒子状デブリが堆積することを想定した場合、配管内に流入する粒子状デブリ量を実際よりも多く評価することとなり、配管に与えられる熱量の観点で保守的な条件となると考えられる。

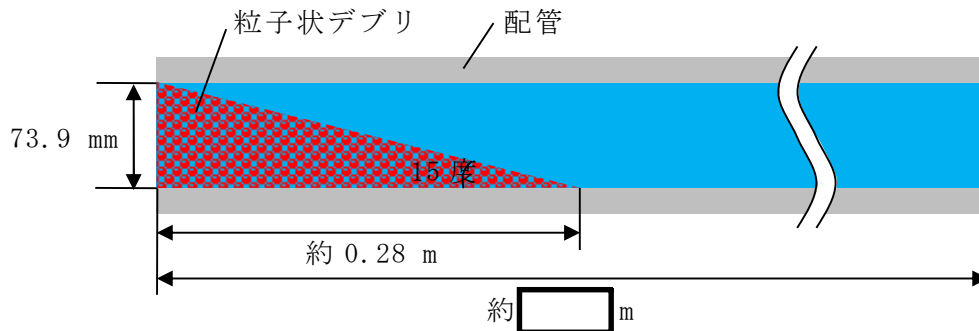


図 1 配管内への粒子状デブリの流入イメージ

参考文献

- [1] S.Basso, PARTICULATE DEBRIS SPREADING AND COOLABILITY, KTH, 2017.

格納容器床ドレン制限弁の損傷を仮定した場合のペDESTAL内水位について

1. はじめに

床ドレン配管内への粒子状デブリの流入はほとんどなく、流入しても床ドレン配管入口付近のみに堆積すると考えられる。また、仮に床ドレン配管入口付近のみだけでなく、床ドレン配管の奥に粒子状デブリが流入した場合でも、東海第二発電所では、重大事故等時において原子炉压力容器（以下「RPV」という。）破損までに代替循環冷却系により格納容器スプレイを実施するため、ダイヤフラムフロアにスプレイ水が溜まり*、ドライウエルに近い配管及び制限弁は冷却される。したがって、ドライウエルに近い配管及び制限弁の侵食量は更に軽減されるため、これら設備が貫通することはないと考えられる。

注記 *：事象発生 90 分後から代替循環冷却系によるドライウエルスプレイ（250 m³/h）を開始することとしているため、RPV破損（最も早い大破断LOCA起因の場合、事象発生から約 3.3 時間後）までにベント管上端高さ相当の水位が形成される。

また、粒子状デブリが床ドレン配管の奥まで流入し、制限弁を損傷させることを仮定した場合にも、粒子化層の堆積高さはダイヤフラムフロアの床ドレンが集積する溝の高さの範囲にとどまると考えられる。さらに、ダイヤフラムフロア上には、ベント管上端高さ（コリウムシールド上端から約 0.41 m）までスプレイ水等が存在するため、流出した粒子状デブリの冷却は維持される。

ただし、床ドレン制限弁が損傷した場合、ペDESTAL内の冷却水が床ドレン配管及び制限弁を介してダイヤフラムフロア上に流出し、ベント管よりサブプレッション・チェンバに流入することで、ペDESTAL内の水位が低下する可能性がある。ここでは、代替循環冷却系によりペDESTAL内に冷却水が供給される状態において、床ドレン制限弁 2 個が損傷したと仮定し、ペDESTAL内の水位挙動について評価する。

2. 評価方法

ペDESTAL水位は、床ドレン配管での圧力損失 H 分だけドライウエル側よりも高くなるため、圧力損失 H を評価する。

(1) 水位条件

- ・ドライウエル側水位：コリウムシールド床面から 2.14 m
（流出水はベント管上端からサブプレッション・プールへ移行）
- ・ペDESTAL側最大水位：床から m（人通用開口部高さ）

(2) 圧力損失評価方法

評価条件を表 2-1, 評価体系を図 2-1 に示す。以下の圧力損失計算式を用いて評価する。

- ・圧力損失計算式（出典：日本機械学会編，機械工学便覧）

$$H = \lambda \cdot (L/D) \cdot (v^2/2g) + \Sigma \lambda \cdot (L' /D) \cdot (v^2/2g)$$

H：配管圧損（m），L：配管長さ（m），D：配管内径（m），

L'：エルボや弁等に相当する長さ（m），v：流速（m/s），

g：重力加速度（m/s²），λ：管摩擦係数

配管傾斜は，上り勾配を考慮せず水平を仮定する。また，床ドレン制限弁は保守的に全開状態を仮定する。

3. 評価結果

配管 1 本破損の場合 H=約 5 m，配管 2 本破損の場合 H=約 1.2 m となり，どちらもペDESTAL 水位は人通用開口部を超える結果となる。

以上から，制限弁の破損を仮定し，ドライウエル側への流出を仮定した場合においても，代替循環冷却系による原子炉注水によって，ペDESTAL 水位は維持される結果となった。

なお，機器ドレン制限弁の損傷を想定し得るのは，機器ドレン配管付近でデブリが円錐状に堆積した場合であり，この場合，近くの床ドレン配管にもデブリの流入を想定し得るが，180 度反対方向の床ドレン配管付近及び機器ドレン配管付近は円錐状の裾野となるためデブリは流入せず，円錐状の頂上付近の床ドレン制限弁 1 個及び機器ドレン制限弁 1 個の損傷のみが想定し得る。このような場合においても，機器ドレン配管（50A）は床ドレン配管（80A）よりも細いことから，ドライウエルへの流出流量は床ドレン配管 2 個の場合に包絡され，代替循環冷却系による原子炉注水によって，ペDESTAL 水位は維持される。

表 2-1 圧力損失計算要素

	単位	配管 1 本	配管 2 本
配管内径 : D	m	0.0739	0.0739
流量	m ³ /h	100	50
流速	m/s	6.48	3.24
管摩擦係数 : λ	—		
配管長	m		
配管 L/D	—		
弁* ($L' / D = \square$)	個	1	1
管入口* ($\lambda \cdot (L' / D) = \square$)	個	1	1
開放端* ($\lambda \cdot (L' / D) = \square$)	個	1	1

注記 * : CRANE 社「FLOW OF FLUIDS THROUGH VALVES, FITTINGS, AND PIPE Technical Paper No. 410, 1988」

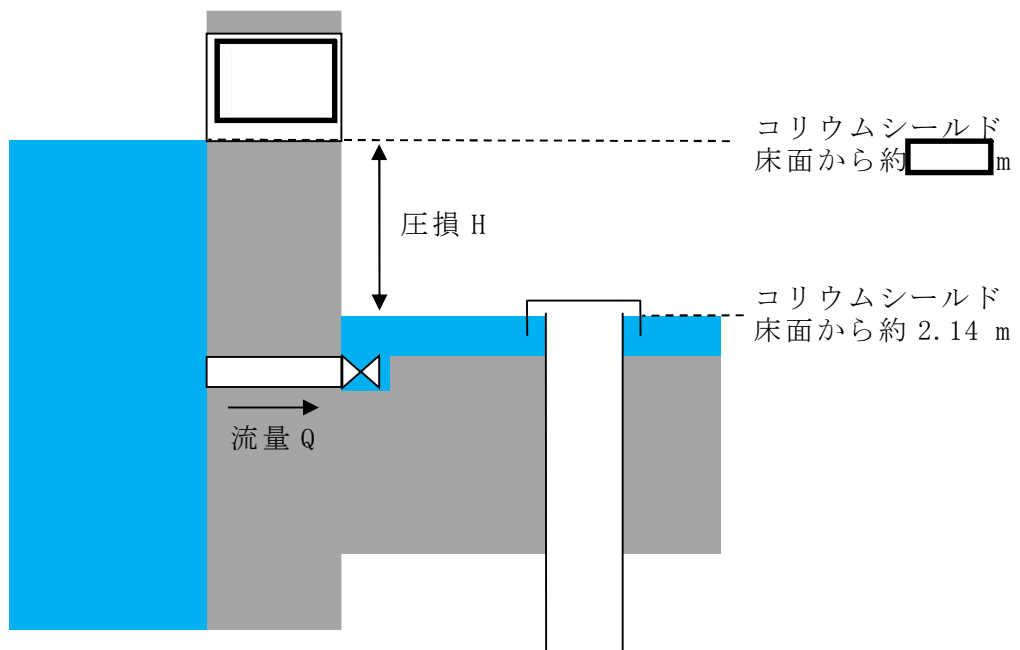


図 2-1 評価体系

原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の冠水評価における不確かさについて

1. デブリ堆積形状の不確かさ評価（別紙 1 参照）

水プール水位に対してデブリ落下量が多く粒子化割合が小さいことから、落下したデブリは均一に堆積すると考えられる。ここでは、デブリが均一に堆積しない場合にデブリ冠水維持に与える影響について評価する（図 1-1）。

PUL i MS 実験において確認されたデブリ堆積高さと同径距離のアスペクト比を適用してデブリ堆積形状を山状と想定し、均一化した場合と比較して堆積高さが高くなり、露出までの水深が低くなる場合の評価を実施した結果、水プール水位は約 0.56 m となった。水プールとの接触面積増加の影響を考慮した場合における水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.32 m、原子炉冷却材喪失（以下「LOCA」という。）事象の場合は約 0.41 m であり、デブリの冠水が維持されることを確認した。

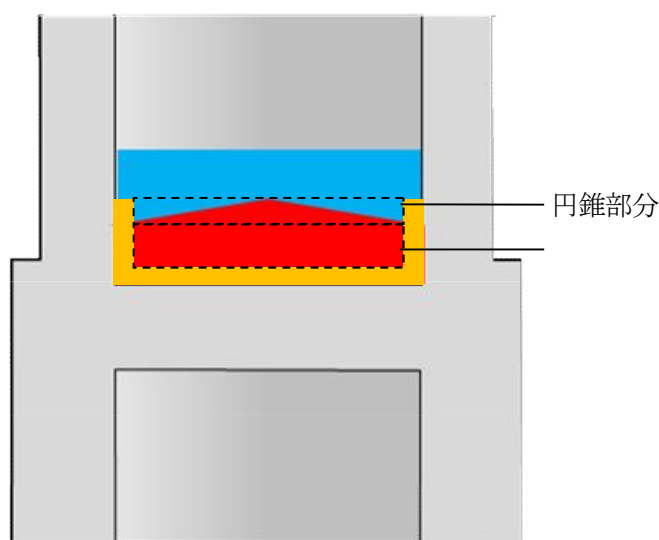


図 1-1 デブリ堆積形状（不確かさ考慮）

2. 機器ドレンサンプが溶融しない場合の不確かさ評価（別紙 2 参照）

ペダスタル内に設置された機器ドレンサンプは、デブリ落下時には溶融しデブリに取り込まれることで溶融デブリとして堆積すると考えられる。ここでは、機器ドレンサンプが溶融しないと仮定した場合にデブリ冠水維持に与える影響について評価する。

新設する機器ドレンサンプの体積を既設と同等として評価した結果、水プール水位は約 0.58 m となった。水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.34 m、LOCA 事象の場合は約 0.44 m であり、デブリの冠水が維持されることを確認した。

デブリの拡がりに関する不確かさについて

1. はじめに

事前水張りされたペDESTALのプール水中に落下するデブリは、一部が粒子化した後に固化し、残りが熔融状態のまま床面に到達して床面上を拡がり、固化したデブリ粒子が床上の連続層の上に堆積して粒子状ベッドを形成するものと想定される（図 1-1）。このようなデブリの拡がりにおいて、熔融物の拡がり距離と粒子状ベッドの堆積形状に不確かさが想定される。

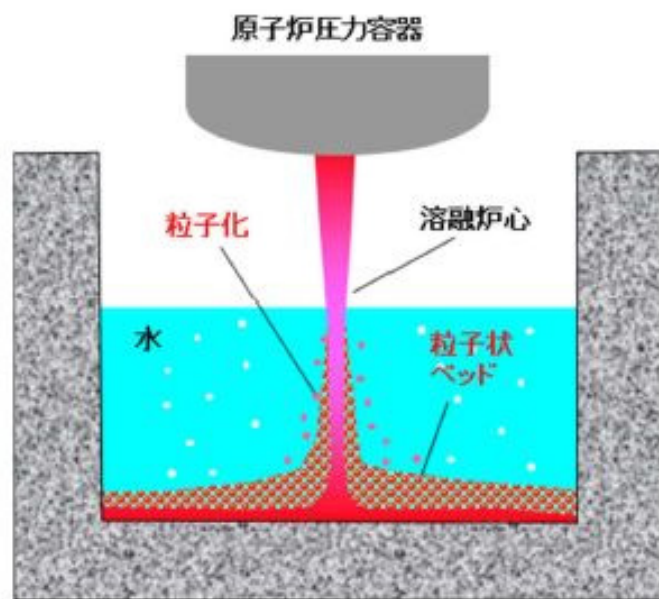


図 1-1 ペDESTALにおけるデブリ挙動の概念

2. デブリの拡がりに関する知見

(1) 熔融物

PUL i MS実験では、水中での熔融物の拡がり挙動が観察されるとともに、水中での熔融物の拡がり距離を求めるスケーリング則が提案されている。PUL i MS実験結果を元に妥当性が確認されているスケーリング則に、BWRの熔融炉心落下条件を適用して、水中での熔融物の拡がり距離を評価すると、約 18 m となる。コリウムシールドを設置した場合のペDESTAL半径が 2.936 mであることを考慮すると、熔融炉心は床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは、熔融物の拡がりに影響する因子のうち、主に熔融炉心落下流量が大きいことによるものと考えられる。PUL i MS実験条件と実機条件を比較した場合、以下の観点から実機条件の方が拡がりは促進されると考えられる（表 2-1）。

- ・熔融物重量のPUL i MS／実機値に対して冷却材重量のPUL i MS／実機値は大きく、実機条件では相対的に熔融物量が多くなる

- ・溶融物過熱度及び比熱は実機条件の方が高く、実機条件の方がデブリは固化しにくいと考えられる
- ・実機において溶融物は崩壊熱によって継続的な加熱がある
- ・サブクール度については実機条件の方が高いが、溶融物落下後にはサブクール度がすぐに低下することから、拡がりに対する影響は小さいと考えられる
- ・水深／ブレイクアップ長さについては、実機において水中でより細粒化しにくい傾向であり、溶融物の床面到達時の温度は高い傾向となることから、床面上での拡がりにおいても拡がり易い傾向となる
- ・溶融物密度は実機条件の方が大きく、慣性による拡がり効果が大きい
- ・粘性係数については、実験と同程度か小さいものと考えられ、実機条件ではより拡がり易いと考えられる
- ・表面張力については不確かさが大きいパラメータであるが、表面張力が大きいほど床面上を拡がりにくくなる一方で、床面到達までの細粒化に伴う冷却・固化が生じにくいいため、床面での溶融物温度が高めになり拡がり易くなることから、両者の相殺により表面張力が拡がりに与える影響は小さいと考えられる
- ・輻射率については、特に実験データの不確かさ幅が大きく実験条件と実機条件の大小関係が明確ではないが、溶融物から冷却材への伝熱量と比較すると輻射の影響は相対的に小さいと考えられることから、拡がり挙動に与える影響は小さいと考えられる
- ・床面熱伝達については、実機では床スラブの形状変更に合わせてペDESTAL床表面に SUS 製ライナを設置することで実験と同じ材質となるため床面熱伝達量は同等であり、また、実機解析から溶融物除熱は冷却材伝熱が支配的であることから、床面熱伝達が拡がり挙動に与える影響はない。なお、表面の SUS 製ライナが溶融した場合には ZrO_2 上での拡がりとなるが、溶融物拡がりに関わる実験では、床の材質の差異（種々のセラミック、コンクリート）によらず同様な拡がり挙動になることが確認されており、 ZrO_2 の場合でも拡がり挙動に差異はないものと考えられる（参考1参照）。

したがって、溶融物の拡がり距離については、溶融物の拡がりに影響する因子のうち、主に溶融炉心落下流量が大きいことにより、不確かさを考慮しても実機条件ではより拡がり易く、床全面に拡がるものと想定される。

表 2-1 PULiMS 実験条件と実機条件の比較

分類	項目	実機条件	PULiMS (E4)	PULiMS/実機
初期条件	溶融物	UO ₂ -ZrO ₂ -SUS 等	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	—
	溶融物重量 (kg)	約 300×10 ³	約 47	約 0.16×10 ⁻³
	液相線温度 (K)		約 1143	—
	固相線温度 (K)		約 1143	—
	溶融物過熱度 (K)		70	
	比熱 (J/kg·K)		250~310	
	崩壊熱	あり	なし	—
	冷却材重量 (kg)	約 27×10 ³	40	約 1.5×10 ⁻³
	サブクール度 (K)		23	
溶融物冷却材中挙動	L/L _{br} (水深/ブレイクアップ長さ*)	約 0.08~約 0.23	約 0.35	約 1.5~4.4
溶融物床面上挙動	溶融物密度 (kg/m ³)		約 7811	
	粘性係数 (Pa·s)	0.004	0.003~0.03	約 0.75~7.5
	表面張力 (N/m)		0.2~0.6	
	輻射率 (—)		0.4~1.0	
	床面熱伝達	ZrO ₂ (SUS 製ライナ)	SUS 材	—

注記 * : Taylor 相関式

(2) 粒子状ベッド

ANL で実施されたセルフレベリング実験では、粒子状ベッド内の沸騰による粒子の吹き上げと再堆積によるセルフレベリング効果により、2分~3分程度で堆積厚さが均一化されている。

PDS 実験では、沸騰等の冷却水の流動による粒子状ベッドの拡散挙動の観察を行っている(参考2参照)。均一化に係る時間は、デブリ密度、ポロシティ、拡がり面積に加え、粒子状ベッドを流れる空気又は蒸気の気相流体速度に依存することが示されており、気相流体速度が相対的に小さい PDS-E 実験では粒子状ベッドの均一化に要する時間が数分~数十分であるが、気相流体速度がより大きい PDS-C 実験では数秒~数十秒と早く均一化が進むことが確認されている。実機においては、デブリが落下した直後は高温のデブリから急激に伝熱が進むことから発生蒸気速度は十分速いものと考えられるため、落下直後に十分な均一化が進むと考えられる。

したがって、粒子状デブリベッドの堆積形状については、崩壊熱を発生するデブリ粒子では、粒

子状ベッド内の継続的沸騰による粒子の攪拌によるセルフレベルング効果により、時間と共に堆積厚さが均一化することが想定される。

3. デブリの拡がりに関する不確かさ評価

これまでの知見によれば、溶融物は床全面に拡がると想定され、粒子状ベッドについても短期間で均一化される。よって、デブリの拡がりに関する不確かさはなく、コリウムシールド高さ等の設計は、均一化されていることを前提としたもので問題ないと考えているが、デブリの堆積高さに対して厳しい評価を実施し影響を確認する観点から、PUL i MS 実験において確認されたデブリ堆積高さと同拡がり距離のアスペクト比を適用し、均一化した場合と比較して堆積高さが高くなる場合の評価を行う。PUL i MS 実験は溶融物を水中に落下した実験であり、溶融物と粒子状デブリベッドを含めたデブリ全体としての堆積高さに関する知見として適用できるものである。

(1) アスペクト比

PUL i MS 実験のうち、溶融物量が比較的大きい E4 実験において、平均堆積高さ 41 mm に対して、拡がり距離は 740 mm×560 mm となっている（表 2-2, 図 2-1）。アスペクト比としては 1:18～1:14 程度となっており、おおよそ 1:16 程度の拡がり挙動を示している。デブリ堆積高さの評価としては、ポロシティやペDESTAL 内構造物量等の保守的な設定をしているため、不確かさ評価として考慮するアスペクト比としては、実験結果に基づく平均的な値として 1:16 を適用し評価を行う。

表 2-2 PULiMS実験条件と結果

Table 1. PULiMS-E test matrix with initial conditions.

Parameter	PULiMS tests				
	E1	E2	E3	E4	E5
Melt material	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	B ₂ O ₃ -CaO	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	ZrO ₂ -WO ₃
Melt mass composition, %	42.64-57.36 eutectic	30-70 non-eutectic	42.64-57.36 eutectic	42.64-57.36 eutectic	15.74-84.26 eutectic
Melt jet diameter, mm	20	20	20	20	20
Jet free fall height, mm	400	400	400	400	400
Initial melt volume, L	3	3	10	6	6
Initial melt mass, kg	23.4	7.5	78.1	46.9	41.2
T _{sol} , °C	870	1027	870	870	1231
T _{liq} , °C	870	1027	870	870	1231
Melt temperature in the funnel upon pouring, °C	1006	1350	1076	940	1531
Water pool depth, mm	200	200	200	200	200
Water temperature, °C	79	78	75	77	72

Table 2. Measured and estimated properties of the debris beds in PULiMS-E tests.

Parameter	Exploratory PULiMS tests			
	E1	E3	E4	E5
Melt release time, (sec)	10	15	12	~8.7
Total size $x \times y$, mm	460x440	~750x750	740x560	-
Cake size $x \times y$, mm	~430x320	~750x750	711x471	~400x420
Max debris height, mm	93	unknown	106	50
Area averaged debris bed height, mm	31	~30	30	22
Volume averaged debris bed height, mm	50	unknown	41	28
Debris height under injection point, mm	48	unknown	50	39
Total area occupied by cake, m ²	0.14	~0.44	0.30	0.14
Measured particulate debris mass, kg	~4	unknown	2.9	-
Measured particulate debris mass fraction, %	~20%	unknown	~6.8%	-
Solidified cake mass, kg	~20	unknown	39.5	13.6
Measured debris bed volume, L	~4.2	unknown	8.9	~3.1
Estimated total cake porosity	0.29	-	0.36	0.37
Symmetry of the spread	non-sym.	unknown	non-sym.	symmetric
Steam explosion	no	yes	no	yes
Cake formation	cake	no cake	cake	cake
Measured melt superheat, °C	136	206	70	300
Measured melt superheat in the pool, °C	121	77	48	90
Estimated loss of melt superheat due to jet interaction with coolant, °C	15	129	22	210

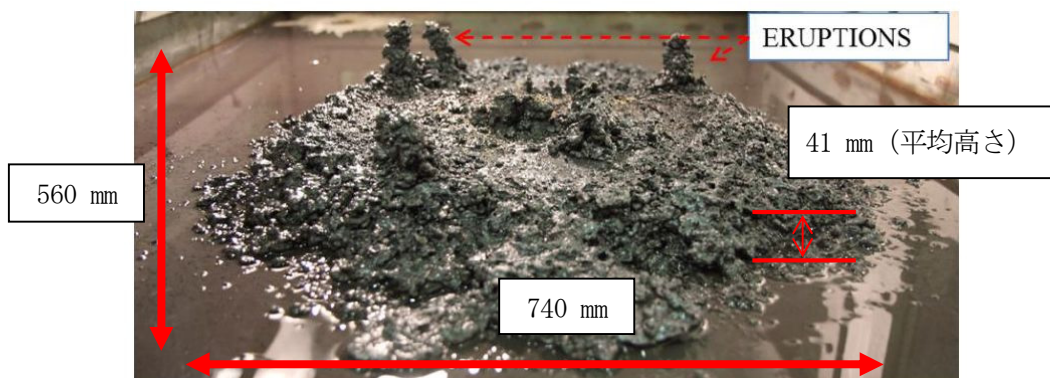


図 2-1 PULiMS実験結果 (E4)

(2) 堆積高さ評価

デブリ堆積高さの評価でのベースケース*の堆積高さに対してアスペクト比を考慮した場合のデブリの堆積形状として、図2-2のように連続層については円柱上に円錐が堆積した形状とし、その上に粒子化層が一様に堆積する形状を仮定する。

連続層の円錐部分については、堆積高さが最大となるのは床全面に拡がった場合であることから、コリウムシールド厚さを考慮したペDESTAL直径 5.872 m にアスペクト比を考慮すると、頂点部分の堆積高さは約 0.37 m となる。円柱部分については、連続層デブリのうち円錐部分の体積を除いたものとなるため、堆積高さは約 1.09 m となる。

粒子化層については、連続層の上に一様に堆積すると仮定するため、堆積高さは約 0.36 m となる。

以上から、デブリの堆積高さは、連続層と粒子化層の体積高さの合計となることから、約 1.81 m となる。

注記 * : 炉外溶融物体積 : 3 m³, ポロシティ : 0.35 を設定

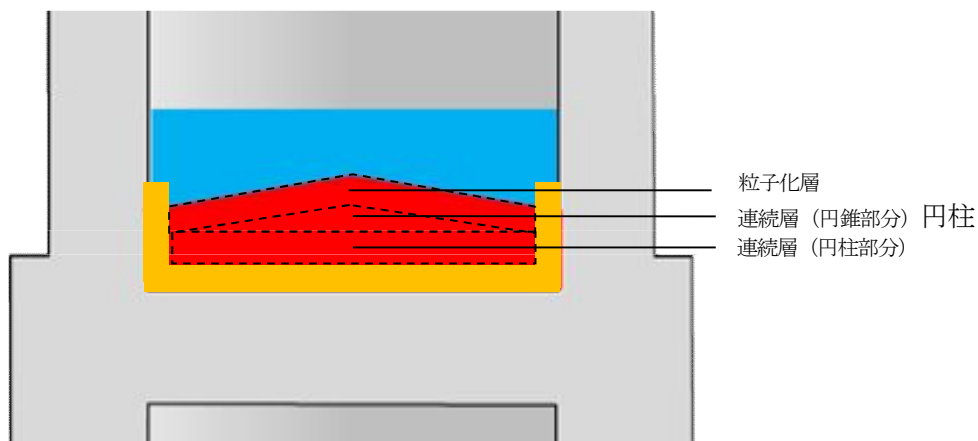


図2-2 デブリ堆積形状 (アスペクト比考慮)

(3) デブリの冠水維持に対する評価

粒子化割合 0.173 のデブリ量に対してポロシティ 0.35 で全ての間隙に浸水していると仮定した場合、円錐部分の頂部から水面までの水深は約 0.56 m である。また、円錐状に堆積することで水プールとの接触面積が増え、蒸発量が増加するが、一様に堆積した場合の水プールとの接触面積からの増加割合は 1 %未満であり、蒸発量に対して有意な影響を与えない。有効性評価のMAAP結果に基づく、RPV破損によるデブリ落下から原子炉格納容器下部注水までの期間における水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.31 m、LOCA事象の場合は約 0.40 m であり、蒸発量の増加として保守的に 1 %を見込んだ場合でも、水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.32 m、LOCA事象の場合は約 0.41 m となるため、デブリの冠水は維持される（参考3参照）。

溶融物拡がりに関わる実験

CEA/DRN/DTPで行われたCORINE実験^[1]では、低融点物質（グリセロール他）を模擬物質として使用して、水中での拡がり挙動を調べる実験が実施され、拡がり先端の移動速度や底部に形成されるクラストの影響が調べられた。

独カールスルーエ研究センター（FZK）で実施されたKATS実験^{[2][3][4]}では、溶融物としてテルミット（ Al_2O_3 約 150 kg, Fe約 150 kg）が使用され、溶融物の放出速度や温度、拡がり形状（1D, 2D）、床の材質（コンクリート、セラミック、コーティング）、水の有無をパラメータに溶融物の拡がり実験が行われている。実験装置を図 1 及び図 2 に示す。 Al_2O_3 とFeでは密度が異なり成層化するため、溶融物の出口を 2 箇所設け、最初に Al_2O_3 が放出し、最後にFeを放出することにより酸化物溶融物の拡がりや金属溶融物の拡がりを分けて実験が可能となっている。実験条件を表 1 に示す。KATS-10とKATS-11の実験条件はほぼ同様であるが、KATS-10の方は 1 mm の水張りをしてあり、KATS-11の方はドライ条件となっている。両者の拡がり結果を図 3 に示すが、両ケースのように溶融物の放出速度が比較的高い場合は、冷却材の有無によらず同様な拡がり挙動になる結果となっている。また、KATS-12とKATS-13の実験条件はほぼ同様であるが、KATS-12の方が床の材質がセラミックであり、KATS-13の方はコンクリートである。両者の拡がり結果を図 4 に示すが、両ケースのように溶融物の放出速度が比較的高い場合は、床の材質の差異によらず同様な拡がり挙動になる結果となっている。

CEAで実施されたVULCANO^{[5][6]}実験では、溶融物として酸化物溶融物を使用され、溶融物の組成、放出速度や温度、床の材質（コンクリート、セラミック）をパラメータに溶融物の拡がり実験が行われている。VE-U7実験では、酸化物溶融物（ UO_2 56 wt%, ZrO_2 32 wt%, FeO 5 wt%, $CaSiO_3$ 2 wt%, SiO_2 2 wt%, Fe 1 wt%, CaO 1 wt%, Al_2O_3 1 wt%）を用いて、コンクリート床とセラミック（高密度ジルコニア）床での拡がりを実験している。実験装置を図 5 に示す。装置の中央にマグネシア煉瓦の分離板を設置し、コンクリート床とセラミック床に 40.8 kg の酸化物溶融物を 4.3 kg/s の速度で同時に放出する条件となっている。両者の拡がり結果を図 6 に示す。7.7 秒間はほぼ同じ拡がり挙動を示しており、その後はセラミック床で若干拡がり継続する結果となっている。

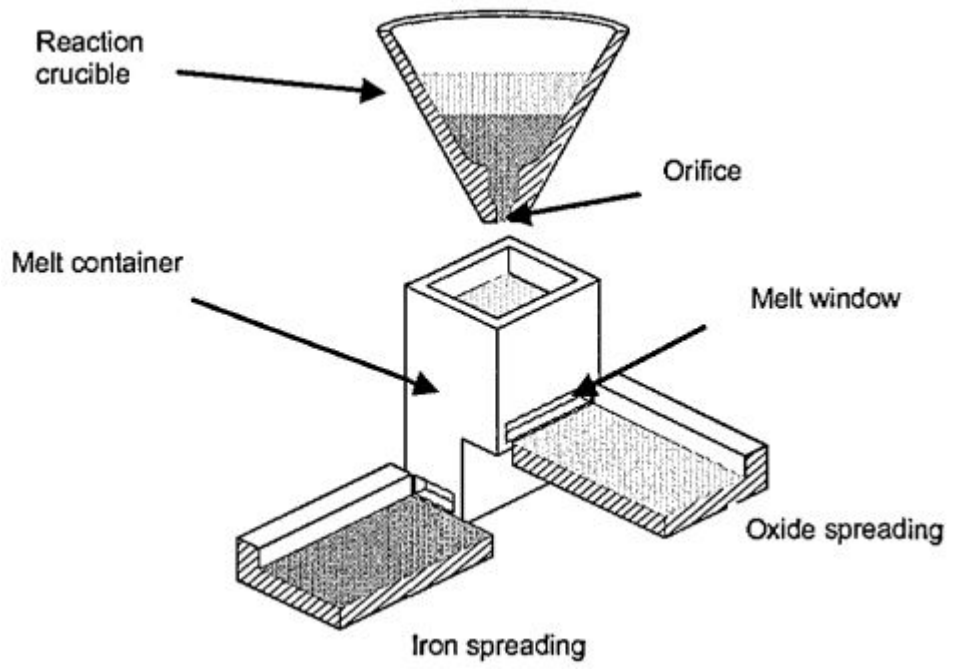


図1 KATS実験装置の概要図^[2]



(1D)



(2D)

図2 KATS実験の1Dと2Dの拡がり形状の写真^[3]

表1 KATS実験条件と拡がり距離（酸化物溶融物，1D拡がり）^[2]

Test #	Substratum	Mass in channel (kg)	Temperature Melt (°C)	Pouring rate (l/s) / Length in Time(s)	Spreading length (m)
KATS-12	Ceramics*)	186	2027	12.7 → 0 l/s in 10 s	11.7
KATS-14	Ceramics*)	176	1967	2 → 1.2 l/s in 37 s	7.2
KATS-10	Concrete 1mm Water (Epoxy)	179	2037	12.4 → 0 l/s in 10s	>12 first front 6.5 m main front
KATS-11	Concrete Dry (Epoxy)	183	2062	12.7 → 0 l/s in 10s	9.5 m first Front 6.8 m main front
KATS-13	Concrete Dry	185	2052	12.7 → 0 l/s in 10s	7.5

*) Cordierite (Al₂O₃ 37 wt%, SiO₂ 52 wt%, MgO 6,5 wt%)

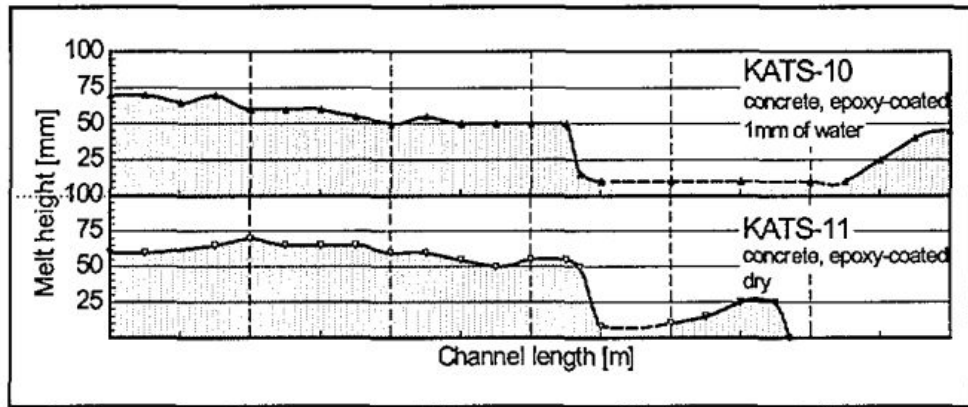


図3 KATS実験の水の有無の影響（酸化物溶融物，1D拡がり）^[2]

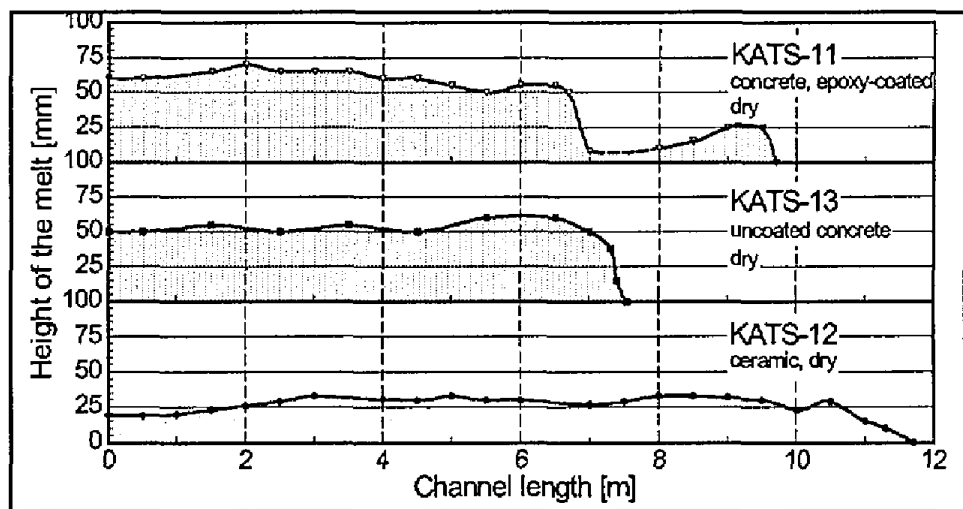


図4 KATS実験の床の材質の影響（酸化物溶融物，1D拡がり）^[2]

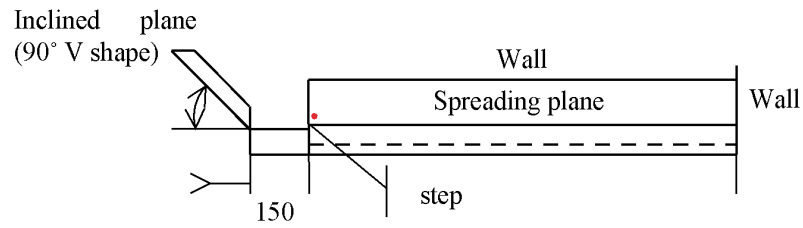
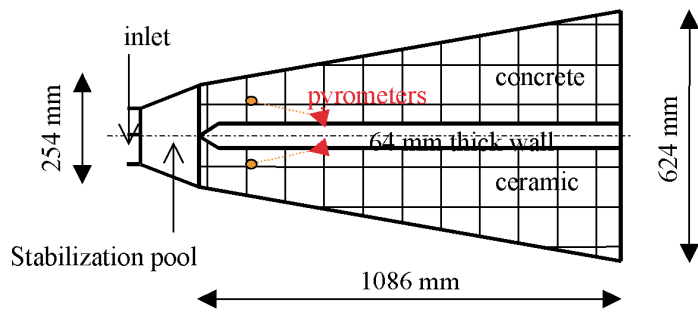


図5 VULCANO実験装置の概要図^[6]

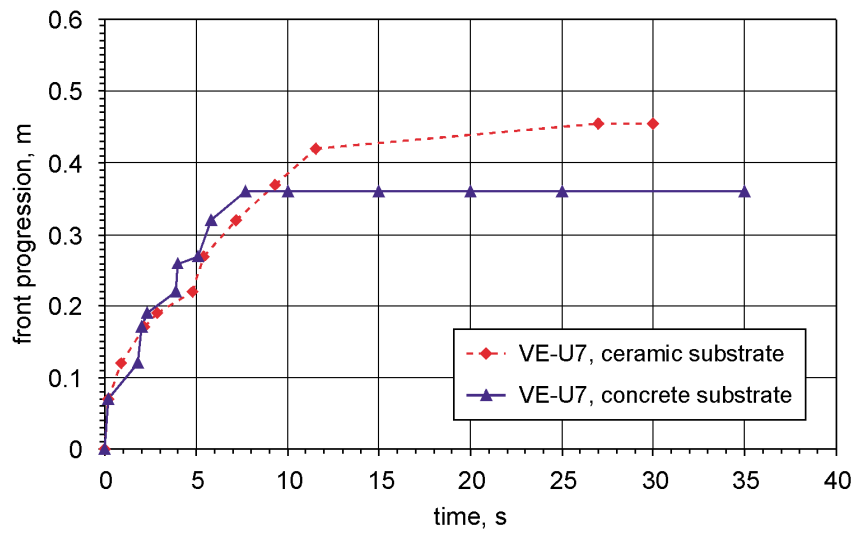


図6 VULCANO実験の床の材質の影響^[6]

参考文献

- [1]J.M.Veteau and R.Wittmaack., "CORINE Experiments and Theoretical Modeling," Proceedings of FISA-95, Luxemburg EUR 16896 EN, pp.271-285 (1996).
- [2]Proceedings of the Second OECD(NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, NEA/CSNI/R(92)10,Karlsruhe, Germany (1992).
- [3]B.Eppinger, et al., " KATS Experiments to Simulate Corium Spreading in the EPR Core Catcher Concept," FZK, Karlsruhe,Germany.
- [4]B.Eppinger, et al., " Simulationsexperimente zum Ausbreitungsverhalten von Kernschmelzen: KATS-8 bis KATS-17," FZKA 6589 (2001).
- [5]C.Journeau, et al., " Ex-Vessel corium spreading: result from the VULCANO spreading tests," Nucl. Eng.Design, 223 75-102 (2003).
- [6]C.Journeau, et al., " The VULCANO VE-U7 Corium spreading benchmark," Progress in Nuclear Energy, Vol. 48, p215-234, 2006.

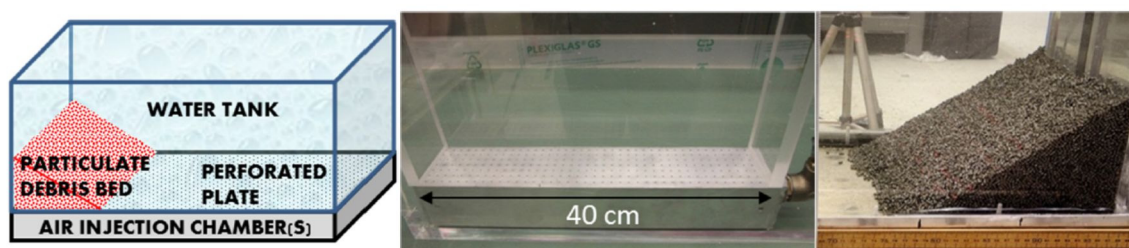
PDS 実験について

1. はじめに

スウェーデン王立工科大学 (KTH) で実施された PDS 実験は、沸騰等の冷却水の流動による細粒状デブリベッドの拡散挙動について観察を行っている。

2. 実験条件

実験装置概要図を図 2-1 に示す。水槽の壁面に沿って粒子状デブリを堆積させ、下部に設置した注入用チャンバーから水蒸気又は空気を注入し、粒子状デブリベッドの拡散挙動を観察する。



a) 装置概要

b) PDS-C 試験

c) PDS-E 7~23 試験

図 2-1 実験装置概要図

また、PDS 実験では種々のパラメータを感度として複数の実験が実施されている。各実験において感度として設定したパラメータを表 2-1 に示す。

表 2-1 PDS 実験におけるパラメータ設定

Group	Tests	Effect studied
A.	E2-E3; E7-E8;	Injected gas (air) flow rate influence
B.	E2-E4	Particle density and size
C.	E5-E6; E7-E9	Leading edge gas injection (turned on/off) influence
D.	E10-E12	Roughness of the spreading surface with help of friction net
E.	E12-E14	Influence of the water presence
F.	E12-E15	Mixture of particles with dissimilar morphology
G.	E18-E23	Influence of inclined spreading surface (0°-15°)
H.	E10-E11	Reproducibility tests
I.	C1-C12	Tests on PDS-C facility at high superficial velocities (up to 1.2 m/s)

3. 実験結果

(1) PDS-E実験

実験結果を図3-1及び図3-2、実験マトリックスを表3-1に示す。PDS-E実験における気相流体速度は最大でも0.122 m/s程度であり、粒子状デブリベッドの拡がりに数分~数十分の時間を要している。

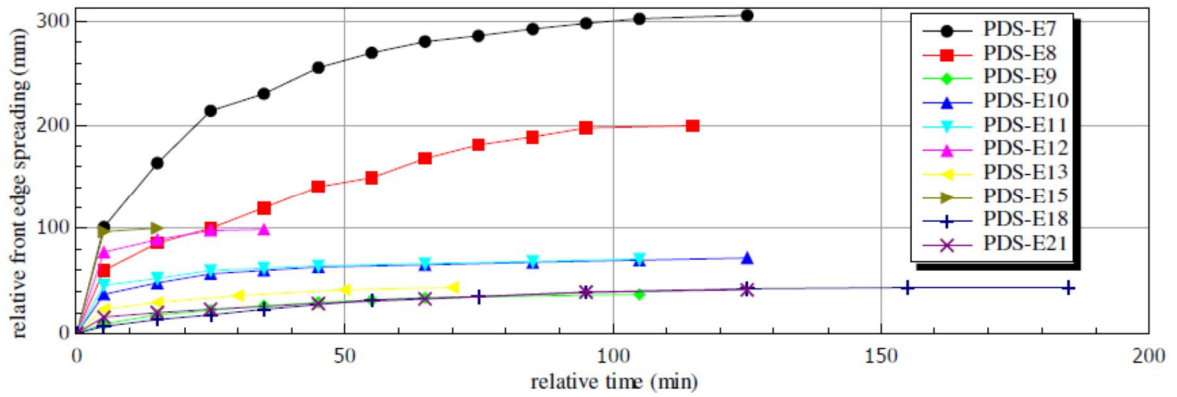


図3-1 PDS-E実験結果

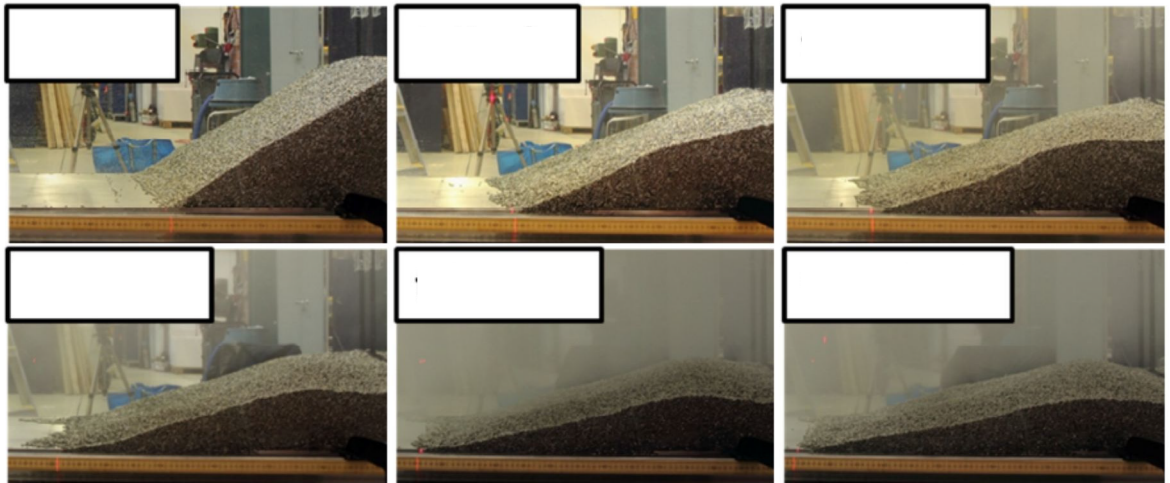


図3-2 PDS-E7実験結果

表 3-1 PDS-E 実験マトリックス

Test No.	Facility	Particulate debris			Total air flow rate (L/s)	Study group	Remarks*	Relative bed front propagation, (mm)	
		Material [†]	Mass (kg)	Volume (dm ³)				After 1h	Final
E2	PDS-1	Gravel	~13	10	2.8	A, B, F	O	130	170
E3	PDS-1	Gravel	~13	10	5.7	A, B, F	O	270	300
E4	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	B	O	70	135
E5	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	C	O	43	120
E6	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	C		12	25
E7	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	20	A, C	O	270	315
E8	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	12	A, C	O	165	205
E9	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	12	C		32	38
E10	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, H	N	65	72
E11	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, H	N	67	71
E12	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, E, F		99	99
E13	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	9	E, F		43	44
E14	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	E, F	no water	0	0
E15	PDS-2	SS cylinders	160	~37	18	F		100	100
		SS spheres	40						
E18	PDS-2	SS cylinders	181	34.6	20	D, G	N, i0	32	44
E19	PDS-2	SS cylinders	181	34.6	20	D, G	N, i10	89	89
E20	PDS-2	SS cylinders	93	17.9	20	D, G	N, i15	71	71
E21	PDS-2	SS cylinders	176	33.5	22	D, G	N, i0	33	41
E22	PDS-2	SS cyl.	122	23.3	22	D, G	N, i10	30	40
E23	PDS-2	SS cyl.	93	17.7	22	D, G	N, i15	44	57

*O=open leading edge chamber; N=friction net is used; i=inclination angle in degrees.

†SS=stainless steel.

(2) PDS-C 実験

実験マトリックスを表 3-2 に示す。PDS-C 実験の気相流体速度は 0.34 m/s~2.09 m/s と大きく、粒子状デブリベッドの拡がりに要する時間は数秒~数百秒オーダーであり、極めて短時間で均一化される結果となっている。

表 3-2 PDS-C 実験マトリックス

Test No.	Initial debris bed triangle type	Air injection			Water level (cm)	Debris bed settling time (sec)	Initial air injection method
		Flow rate, Q_g (liter/s)	Superficial velocity, v_{air} (m/s)	Ratio $\frac{v_{air}}{u_{mf}^{air}}$			
C1	right	10	0.34	0.13	55	~480	Instant
C1B	right	10	0.34	0.13	45.5	~480	Gradual
C2	right	20	0.69	0.26	45.5	~390	Gradual
C3	right	30	1.04	0.39	45.5	~240	Gradual
C4	right	40	1.39	0.53	45.5	~60	Gradual
C5	right	50	1.74	0.66	45.5	~10	Gradual
C6	right	60	2.09	0.80	45.5	~2	Gradual
C7	isosceles	20	0.69	0.26	45.5	~60	Gradual
C8	isosceles	10	0.34	0.13	45.5	~130	Gradual
C9	isosceles	30	1.04	0.39	45.5	~40	Gradual
C10	isosceles	40	1.39	0.53	45.5	~6	Gradual
C11	isosceles	40	1.39	0.53	45.5	~3	Gradual
C12	isosceles	30	1.04	0.39	45.5	~4	Gradual

(3) 結論

気相流体速度が相対的に小さいPDS-E実験では、粒子状デブリベッドの均一化に要する時間が数分～数十分に及ぶが、気相流体速度が大きいPDS-C実験では数秒～数百秒と早く均一化が進むことが確認されている。

実機においては、熔融炉心が落下した直後は、高温の熔融炉心から冷却材に急激に伝熱が進むことから発生蒸気速度は十分に大きいものと考えられるため、落下直後に十分な均一化が進むと期待できる。

参考文献

- [1] A. Konovalenko et al., Experimental and Analytical Study of Particulate Debris Bed Self-Leveling, NUTHOS-9, Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, 2012.
- [2] P. Kudinov et al., Investigation of Debris Bed Formation, Spreading and Coolability, NKS-287, Royal Institute of Technology, KTH, Sweden, August 2013.

主要解析条件（R P V破損後のデブリ冠水維持に関連するもの）

項目	主要解析条件	条件設定の考え方	
解析コード	M A A P	—	
初期条件	原子炉停止後の崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979 燃焼度 33 GWd/t	1 サイクルの運転期間（13 ヶ月）に調整運転期間（約 1 ヶ月）を考慮した運転期間に対応する燃焼度を設定
	原子炉格納容器圧力	5 kPa[gage]	通常運転時の原子炉格納容器圧力を包含する値
	原子炉格納容器雰囲気温度	57 °C	通常運転時の原子炉格納容器雰囲気温度（ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度）として設定
	外部水源の温度	35 °C	年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定
	サプレッション・プール水温度	32 °C	通常運転時のサプレッション・プール水温度の上限値として設定
	デブリからプール水への熱流束	800 kW/m ² 相当（圧力依存性あり）	過去の知見に基づき水張りの効果を考慮して設定
事故条件	起因事象	給水流量の全喪失	原子炉水位の低下の観点で厳しい事象を設定
機器条件	格納容器下部注水系（常設）	80 m ³ /h にてペDESTALへ注水開始（R P V破損から 7 分後）	熔融炉心の冠水が継続可能な流量として設定

デブリ落下時に機器ドレンサンプが健全な場合の影響について

1. はじめに

ペDESTAL内には SUS 製の機器ドレンサンプを設置する（図 1-1）。R P V破損時のデブリ温度が 2000 °C 以上であるのに対し，SUS 材の融点は 1400 °C 前後であるため，デブリ落下時には機器ドレンサンプは溶融して溶融デブリに取り込まれ，ペDESTAL内に均一に拡がると考えられる。ここで，デブリ落下時に機器ドレンサンプが溶融せず健全であると仮定した場合に，プール水深及び溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量に与える影響を評価する。

なお，設計の進捗により機器ドレンサンプの形状が変更となる可能性を考慮し，ここでは，機器ドレンサンプの体積を既設のサンプと同等の約 \square m³ とし，コリウムシールド内周全体に沿って設置した条件で評価を行う。

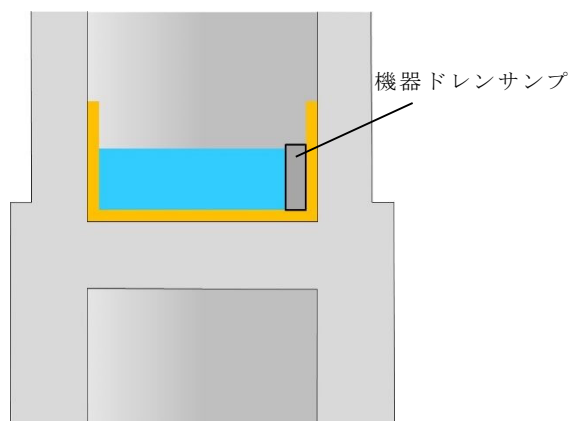


図 1-1 機器ドレンサンプ設置イメージ

2. プール水深に与える影響

機器ドレンサンプが健全な場合のデブリ堆積高さは約 0.12 m 上昇する。また，機器ドレン水は機器ドレンサンプ内に維持されることから，デブリ上の水プールの水深は約 0.11 m 低下し，粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深は約 0.58 m となる（図 2-1）。有効性評価の結果から，R P V破損によるデブリ落下からペDESTAL注水開始までのペDESTAL水位低下量は，過渡事象の場合は約 0.34 m，L O C A 事象の場合は約 0.44 m であり，デブリの冠水は維持される。

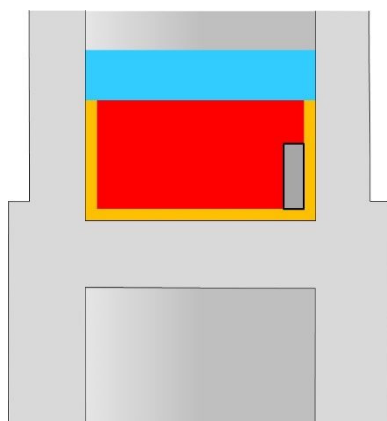


図 2-1 機器ドレンサンプが健全な場合のデブリ堆積形状

3. 溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量に与える影響

機器ドレンサンプが溶融した場合と健全な場合において、デブリ上のプール水、ペDESTAL側面及び床面コンクリート並びに機器ドレンサンプが、それぞれデブリと接触する面積は表 3-1 のとおりである。

表 3-1 デブリとの接触面積の比較

	デブリとの接触面積	
	①機器ドレンサンプが溶融した場合	②機器ドレンサンプが健全な場合
デブリ上のプール水	約 27 m ²	約 27 m ²
ペDESTAL側面及び床面	約 □ m ²	約 □ m ²
機器ドレンサンプ	□ m ²	約 □ m ²
合計	約 □ m ²	約 □ m ²

機器ドレンサンプが健全な場合（②）の接触面積の合計は、機器ドレンサンプが溶融した場合（①）と同等であり、また、機器ドレンサンプとの接触面においてはサンプ内の冷却水による除熱効果も加わることから、②は①に比べてデブリの冷却がより進むと考えられる。

なお、②は一時的な期間であり、機器ドレンサンプはデブリにより溶融するため、長期的な物理挙動である溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量への影響はほとんどないと考えられる。

4. まとめ

機器ドレンサンプが健全な場合、デブリ上のプール水深は低下するものの、デブリの冠水は維持されるとともに、熔融炉心・コンクリート相互作用による侵食量は低減すると考えられる。以上から、機器ドレンサンプが熔融せず健全な場合においても、デブリ露出や侵食量増加の観点での悪影響はないと考えられる。

鉄筋コンクリート内に発生する熱応力の取扱いについて

1. はじめに

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

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

2. 発生する熱応力（自己拘束的な応力）の解放について

図 2-1 に鉄筋コンクリート構造物に発生する熱応力の解放原理について示す。RPVの破損後にデブリが落下・堆積し、その非常に高温な熱により、ペDESTAL内側が高温状態となり膨張するが、周囲の拘束によって膨張は抑えられるため、ペDESTAL内側には圧縮力が生ずる。一方、ペDESTAL外側は内側よりも温度が低いため、熱膨張に対する反作用として引張力が生ずる。次に、躯体の温度上昇に伴って熱膨張が進むと高温側（内側）には圧縮力が加算され、低温側（外側）には引張力が加算される。このように、定常状態からの温度上昇により、躯体内で熱応力（自己拘束的な応力）が発生する。更に温度が上昇し、熱応力がコンクリートの許容引張力を上回るとコンクリートにひび割れが発生する。熱応力は自己拘束的な応力であるため、ひび割れを生ずると、その部位の熱応力は解放される。終局状態は、ひび割れが複数発生した状態となり、熱応力のほとんどが解放されると考えられる。

3. C C V規格における熱応力の取扱いについて

ペDESTALと同様の円筒形状構築物の設計規格である発電用原子力設備規格コンクリート製原子炉格納容器規格（日本機械学会，2003）（以下「C C V規格」という。）では、各荷重状態における熱応力の取扱いについて示されており、終局状態に相当する荷重状態Ⅳでは熱応力は無視してよいこととされている。また、荷重状態Ⅰ～Ⅲでは、コンクリート部材の剛性、ひび割れ等を考慮して適切に評価することにより算定することとされている。図 3-1 にC C V規格における熱力応力の扱いに関する記載を示す。

なお、C C V規格では熱応力を算定する際の手法も示されており、荷重状態Ⅰ、Ⅱでは弾性剛性を1/2に、荷重状態Ⅲでは1/3に一律に低減して算定する方法（一律低減法）が示されている。これはひび割れ等による部材剛性の低下により、鉄筋コンクリート部材の熱応力が低減するという性質を考慮したものであり、熱応力実験結果に基づいている。また、外力や熱応力に対する部材の塑性剛性（ひび割れ後のコンクリートの剛性等）を考慮した部材断面の釣合いを評価して応力を算定する方法（ひ

び割れ断面法)も示されている。

4. ペDESTALにおける熱的影響を考慮した解析的検討(参考)

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

(1) 評価方法

図4-1に原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説(日本建築学会、2005)(以下「RC-N規準」という。)に記載されているひび割れ断面法による設計フローを、図4-2に評価対象部位を示す。本検討では、図4-1に示す評価フローに準じて、デブリからの伝熱による熱応力として曲げモーメントが発生する上部側壁を対象に評価する。

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

(2) 評価結果

図4-3にペDESTAL上部側壁の曲げモーメントが最大になる断面におけるM- ϕ 関係図を示す。発生する熱応力に対する曲率は終局限界に対して十分に小さく、ペDESTALが十分な塑性変形能力を有していることを確認した。したがって、ペDESTAL機能維持確認の観点では、デブリからの熱影響により発生する熱応力は考慮しなくとも支障はないことを確認した。

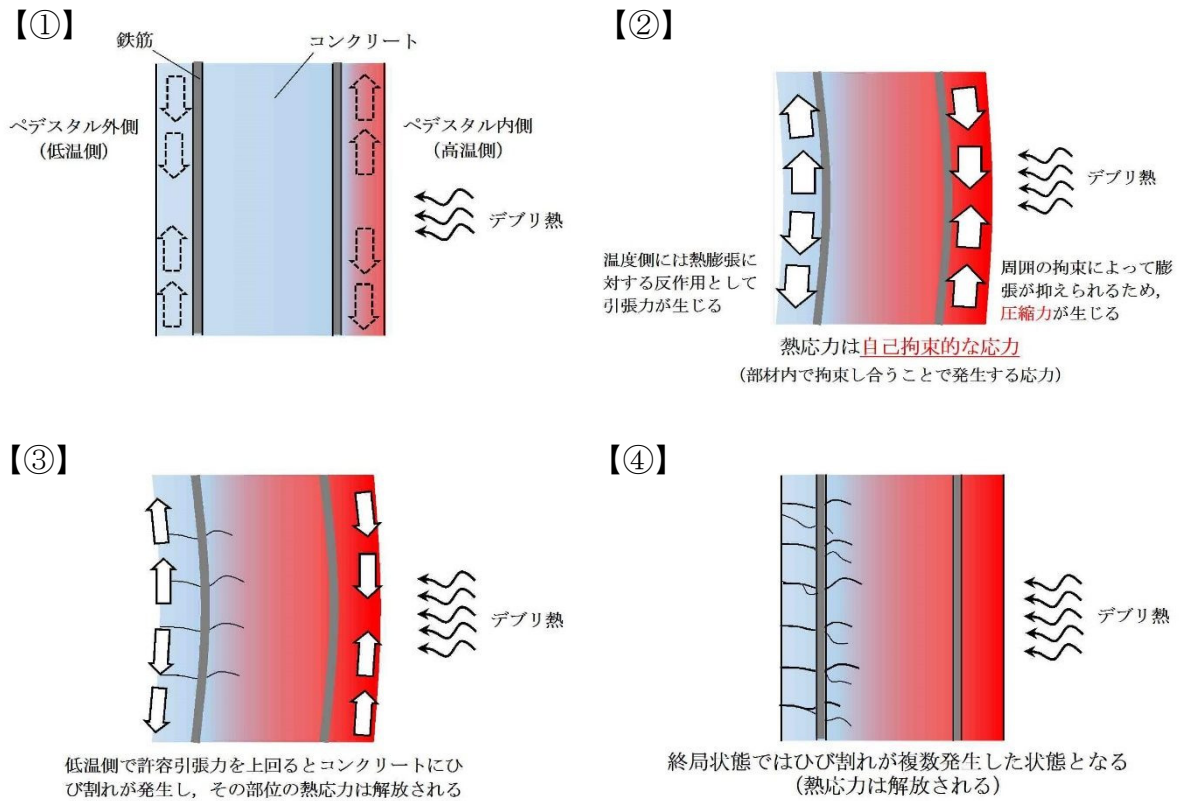


図 2-1 熱応力が解放する原理

CVE-3330 熱応力の扱い

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

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

(2) 荷重状態Ⅳにおける熱応力は無視してよいこととする。

(解説 CVE-3330) 熱応力の扱い

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

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

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

図 3-1 CCV規格における熱応力の扱いに関する記載

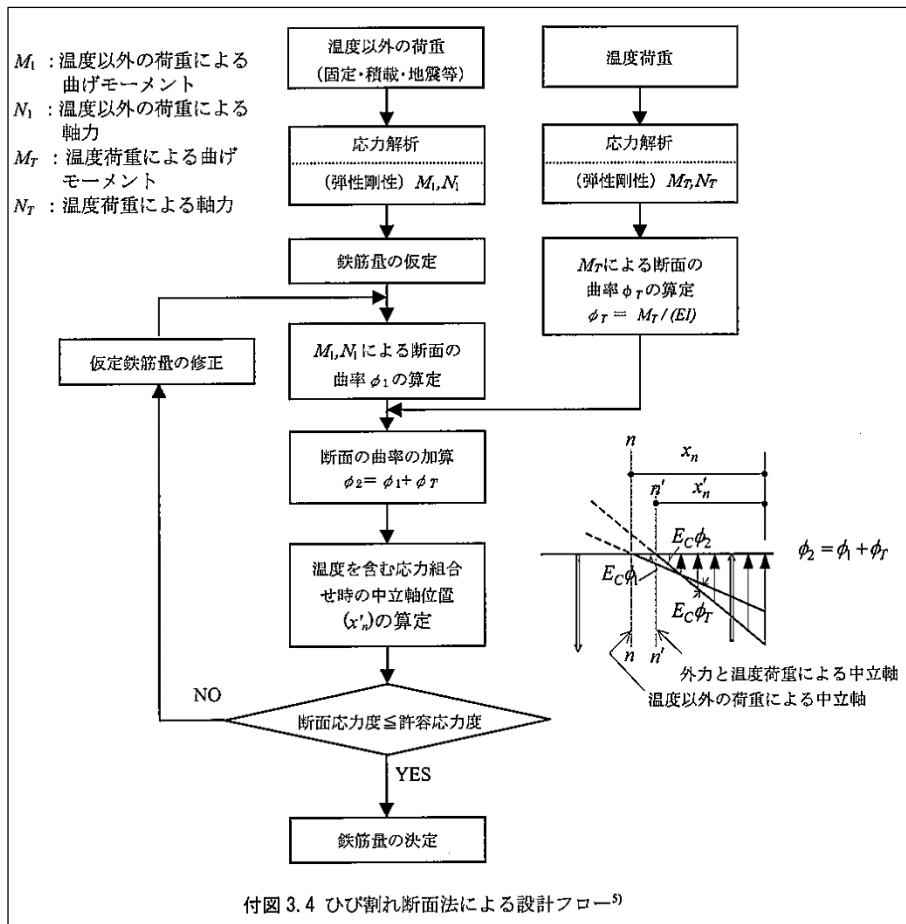


図 4-1 ひび割れ断面法による設計フロー (RC-N規準)

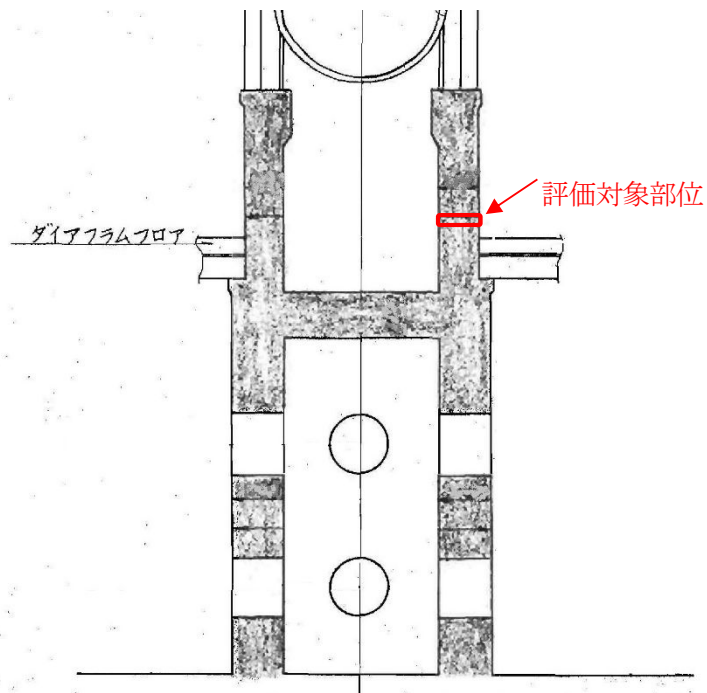


図 4-2 評価対象部位

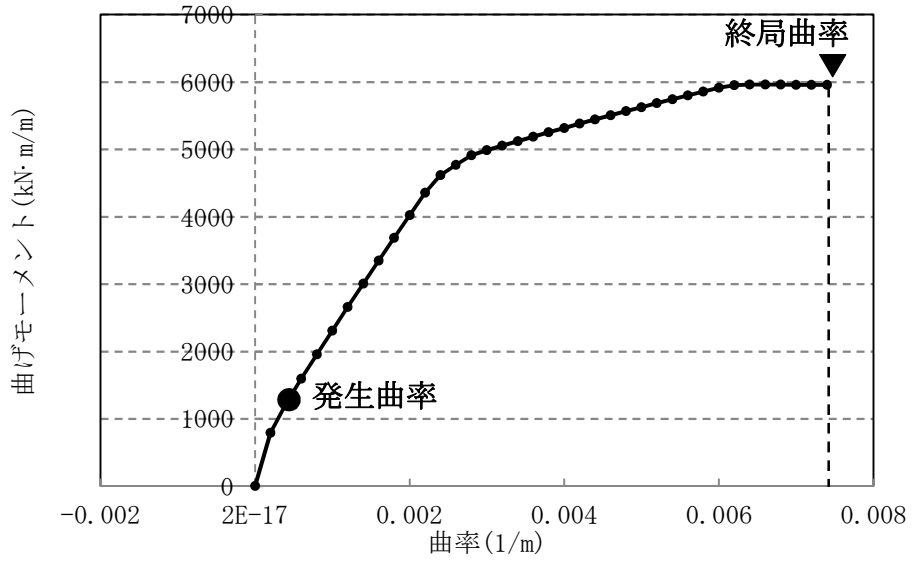


図 4-3 曲げモーメントー曲率関係 (M-φ 関係)

格納容器床ドレンサンプ拡大によるペDESTAL内湿度への影響について

1. 概要

本書は、熔融デブリ対策として計画している格納容器床ドレンサンプの改造に伴い、当該サンプからの水分蒸発量がペDESTAL内環境条件に与える影響について検討結果を示すものである。

2. ドライウェル除湿系系統概要及び設計条件

(1) 系統概要

本系統は、ドライウェル内ステンレス製（SUS）配管の大気腐食防止対策として、原子炉通常運転時にドライウェル雰囲気低湿度に保つため、ドライウェル雰囲気の除湿を行うことを目的として設置している。

(2) 設計露点温度

原子炉格納容器（以下「PCV」という。）内の設計露点温度は、制御棒駆動系配管等のSUS材の表面付着塩分による腐食防止を考慮し、ドライウェル内温度変化幅42℃～57℃において、相対湿度を□%以下にできるように露点温度14℃以下を目標として設定している。*

注記 *：相対湿度が□%に維持され、かつ、塩化物が存在すると大気腐食割れの可能性があるという知見に基づく。

3. ドライウェル内湿分バランスについて

ドライウェル内は、図3-1（左側）に示すように、サブプレッション・プール（以下「プール」という。）からの水分蒸発量 G_1 とドライウェル除湿系（以下「DHC」という。）コイルでの除湿量 G_2 は等しく、PCV内の絶対湿度条件（露点温度）を一定に保つ設計としている。

一方、ペDESTAL下部に床ドレンサンプ（以下「サンプ」という。）を設置した場合の水分蒸発量は、図3-1（右側）に示すようにプールの蒸発量 G_1 に加えてサンプの蒸発量 G_1' が増加することから、PCV内の絶対湿度条件（露点温度）が上昇する可能性がある。

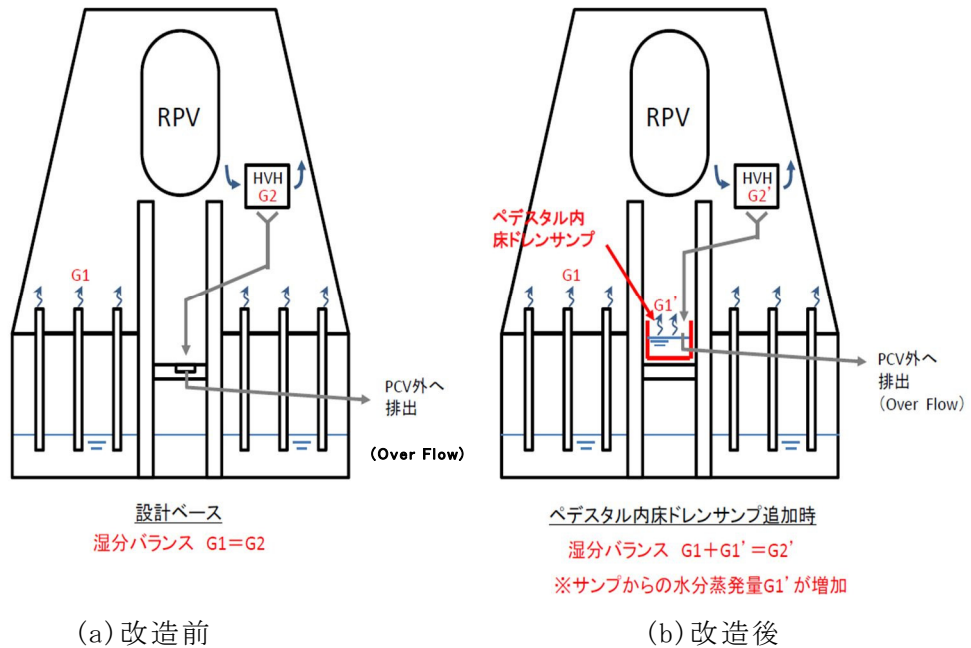


図 3-1 ドライウェル内の湿分バランス

4. 検討条件

- (1) PCV内環境条件

PCV内環境条件 (DB) °C

PCV内設計露点温度 (DP) °C

PCV内平衡絶対湿度 kg/kg (DB: 57 °C, DP: °C)

- (2) DHC設計仕様

DHC冷却容量 (顕熱分) kcal/h

DHC冷却容量 (潜熱分) kcal/h

DHC冷却容量 (合計) kcal/h (最大 kcal/h)

DHC除湿風量 m³/h

DHCコイル出口絶対湿度 kg/kg

5. 検討結果

PCV全体における湿分・熱バランスから、平衡状態におけるPCV内の環境条件について検討を実施した。

- (1) PCV内湿分バランスから求まるDHC除湿量 G_2

PCV内では、DHCコイルの容量が定格容量以下である限り、プール及びサンブからの水分蒸発量とDHCコイルでの除湿量が等しくなる。

$$G_1 + G_1' = G_2$$

ここで、

G_1 : プールからの蒸発量 (= kg/h (設計値))

G_1' : サンブからの蒸発量

G_2 : DHC除湿量

また、サンプルからの蒸発量 G_1' はサンプル温度 t_p をパラメータとして下式にて表される。

$$G_1' = (0.0152 \cdot u + 0.0178) \times (P_w - P_a) \times A$$

$$P_w = 6.11 \times 10^{(7.5 \times t_p / (t_p + 237.3))} \times 750 / 1000 \quad (\text{Tetens の式})$$

ここで、 u : サンプル上面における風速 m/s
 P_w : サンプル温度に等しい飽和水蒸気分圧 mmHg (計算値)
 P_a : P C V 内雰囲気における水蒸気分圧 12 mmHg
 A : サンプル面積 26.9 m²

よって、湿分バランスから求まる D H C 除湿量 G_{2-1} は、サンプル温度 t_p をパラメータとして式 (5.1) で表される

$$G_{2-1} = G_1 + (0.0152 \cdot u + 0.0178) \times (6.11 \times 10^{(7.5 \times t_p / (t_p + 237.3))} \times 750 / 1000 - P_a) \times A \quad \dots (5.1)$$

(2) サンプルにおける熱バランスから求まる D H C 除湿量 G_2

P C V 雰囲気からサンプルへの入熱量 q_1 及びサンプルに流入する D H C ドレンの除熱量 q_2 の総和は、平衡するサンプル温度において 0 となる。

$$q_1 + q_2 = 0$$

$$q_1 = A \cdot \alpha \cdot (t_0 - t_p)$$

$$q_2 = G_2 \cdot C_p \cdot (t_d - t_p)$$

ここで、 α : サンプル上面の熱伝達率 kcal/(m²·°C)
 t_0 : P C V 内温度 57 °C
 C_p : 水の定圧比熱 1 kcal/(kg·°C)
 t_d : D H C ドレン水温 °C (D H C コイル出口空気条件の露点温度)

よって、熱バランスから求められる D H C 除熱量 G_{2-2} は、サンプル水温 t_p をパラメータとして式 (5.2) で表される。

$$G_{2-2} = A \cdot \alpha \cdot (t_0 - t_p) / \{C_p \cdot (t_p - t_d)\} \quad \dots (5.2)$$

(3) サンプル温度及び D H C 除湿量 G_2 の算出

前述の湿分及び熱バランスから求まる D H C 除湿量の関係は、図 5-1 に示すように、サンプル温度の上昇に伴い異なる傾向を示すことから、双方の除湿量が等しくなる点を平衡するサンプル温度として算出することができる。

上記評価で得られた平衡するサンプル温度及び D H C 除湿量 G_2 を以下に示す。

平衡サンプル温度 : °C
D H C 除湿量 G_2 : kg/h (蒸発水分量 G_1 : kg/h, G_1' : kg/h)

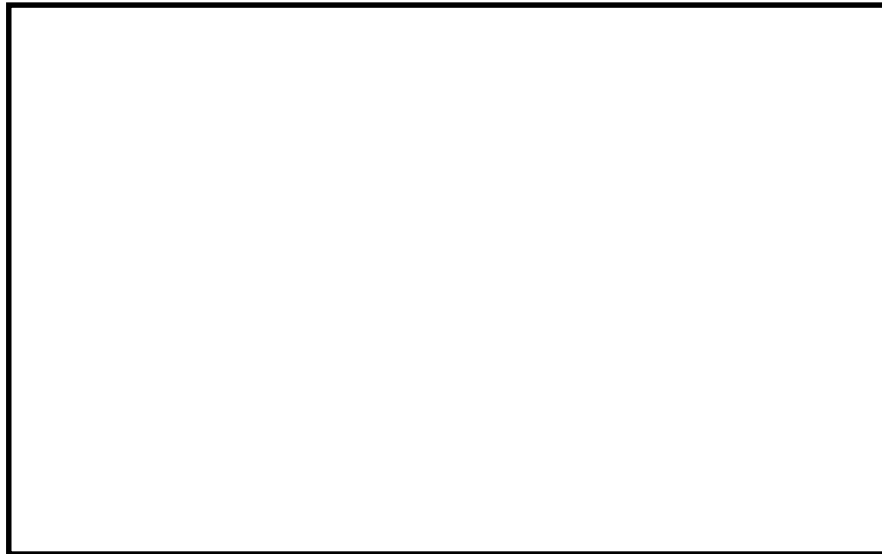


図 5-1 サンプ水温と D H C 除湿量の関係

(4) P C V 内環境条件

前述の D H C 除湿量及び除湿風量から， P C V 内の絶対湿度を算出した結果を以下に示す。

$$(P C V \text{ 内絶対湿度}) = (\text{水分蒸発量}) / (\text{密度} \times \text{D H C 除湿風量})$$

$$= \frac{\text{[] (kg/h)}}{1.2 \text{ (kg/m}^3\text{)} \times \text{[] (m}^3\text{/h)}} + \text{[] (kg/kg)}$$

$$= \text{[] (kg/kg)} : \text{[] }^\circ\text{C}$$

サンプの追加に伴い， P C V 内の平均絶対湿度は [] kg/kg から [] kg/kg に上昇する結果となるが， 実機ペデスタル内で実測された温度幅 44～55 °C の範囲においては， 相対湿度換算で 10.6 %～18.3 % となり， 相対湿度 20 % 以下となる。

6. まとめ

サンプの追加に伴い， P C V 内の平均絶対湿度は上昇するものの， 実機ペデスタル内で実測された温度の範囲においては， 目標の相対湿度以下となることを確認した。

なお， D H C 除湿系冷却器の容量は， プール及びサンプからの蒸気に加え， 原子炉冷却材の漏えい ([] m³/h ([] GPM*)) 及びその凝縮に必要な除熱量を想定したとしても十分な容量を有している。

注記 * : Gallon Per Minutes

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

コリウムシールドサポート等は，設計・建設規格で定義されるクラス1，2，3及びMC機器の支持構造物ではないため，設計・建設規格の適用範囲外となる。

また，コリウムシールドサポートは，JEAG 4601に定義される耐震重要度分類に該当しないが，JEAG 4601-1987のB，Cクラス応力・強度評価の基本手順を示す図6.1.8-5に示されているように，支持構造物の適用基準として鋼構造設計規準が記載されていること，原子炉格納容器内に設置されている原子炉本体の基礎（鋼製）やABWRの下部ドライウェルアクセストンネルにも適用実績がある規格であることから，コリウムシールドサポートの耐震評価の適用規格としては，鋼構造物に一般的に使用されている鋼構造設計規準（日本建築学会）を適用することとした。

鋼構造設計規準には許容値の温度依存が考慮されていないが，これは従前の適用実績においても同様の扱いである（参考参照）。

鋼構造設計規準には許容値の温度依存がないが，一次応力，二次応力の概念もなく，従前の適用実績においては，本来1回のみ的事象に対しては考慮する必要のない二次応力も一次応力と同じ許容値として取り扱っているため，温度荷重を受ける構造物にとって保守的な取り扱いを行う基準と言える。

表 1 F 値（オーステナイト系ステンレス鋼）算出方法の相違

	鋼構造設計規準	J E A G 4 6 0 1（支持構造物）
F 値	Min (Sy (RT) , 0.7Su (RT))	Min (1.35Sy, 0.7Su, Sy (RT))

ここで，Sy (RT)：常温での降伏点（あるいは，設計・建設規格 付録材表図表 Part5 表 8 に定める材料の 40℃における値）

Su (RT)：常温での引張強さ（あるいは，設計・建設規格 付録材表図表 Part5 表 9 に定める材料の 40℃における値）

Sy : 設計・建設規格 付録材表図表 Part5 表 8 に定める値
（設計降伏点）

Su : 設計・建設規格 付録材表図表 Part5 表 9 に定める値
（設計引張強さ）

表 2 鋼構造設計規準の許容応力度（一例）

状態	許容応力度			一次＋二次応力		
	引張	せん断	曲げ	引張	せん断	曲げ
長期	ft	fs	fb	—	—	—
短期	1.5ft	1.5fs	1.5fb	—	—	—

表 3 J E A G 4 6 0 1 の許容応力（一例）

許容応力 状態	一次応力			一次＋二次応力		
	引張	せん断	曲げ	引張	せん断	曲げ
IA	ft	fs	fb	3ft	3fs	3fb
IIIAS	1.5ft	1.5fs	1.5fb	3ft	3fs	3fb

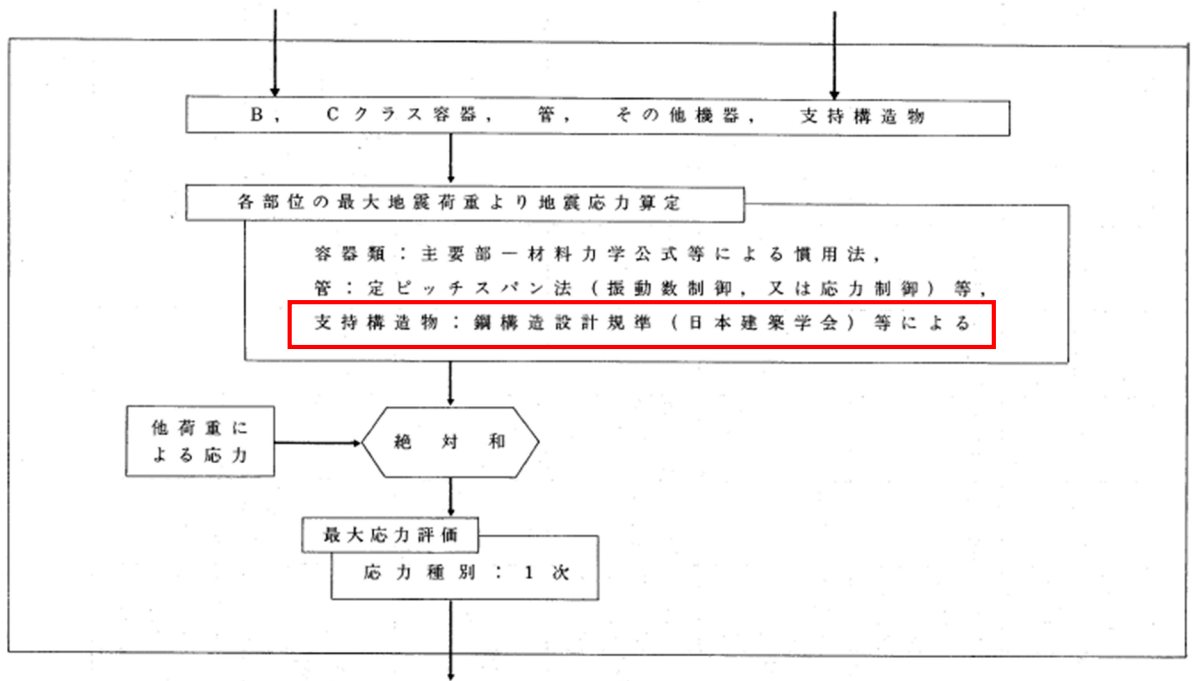


図6.1.8-5 基本手順の部分詳細(B, Cクラス応力・強度評価ブロック)

(原子力発電所耐震設計技術指針(JEG4601-1987)(日本電気協会)より抜粋)

コリウムシールド材料の選定に係る試験について

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

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

1. 熔融Zrによる耐熱材侵食試験

1.1 試験方法

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

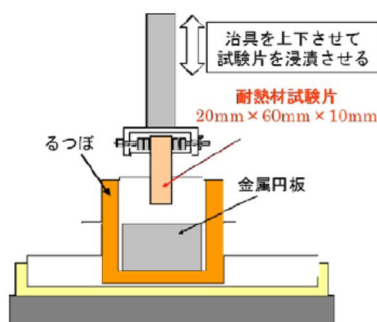


図 1-1 試験体系

1.2 試験結果

図1-2に金属組成が $100\text{ mol}\%$ Zrにおける試験後の耐熱材試験片の断面写真を示す。いずれの耐熱材においても、金属組成のZr量に応じて侵食量は増加した。また、金属組成によらず侵食量は ZrO_2 となり、 ZrO_2 、 の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。



図 1-2 試験後の断面写真

2. 模擬溶融炉心による耐熱材侵食試験

2.1 試験方法

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

図 2-1 に試験体系を示す。同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬溶融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬溶融炉心の温度が、目標温度範囲 (2000 °C ~ 2100 °C) に入るように温度制御を行った。温度保持時間は 10 分とした。

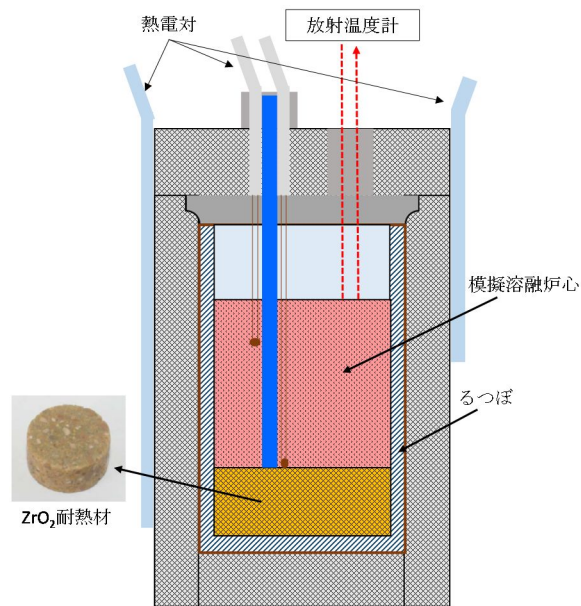


図 2-1 試験体系

2.2 試験結果

試験温度の推移を図 2-2 に示す。試験においては 2000 °C～2050 °C の範囲で、約 10 分程度温度が保持されていることを確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を図 2-3 に示す。ZrO₂耐熱材の厚さが試験前から変わっていないことから、模擬溶融炉心による ZrO₂耐熱材の有意な侵食がないことが分かる。

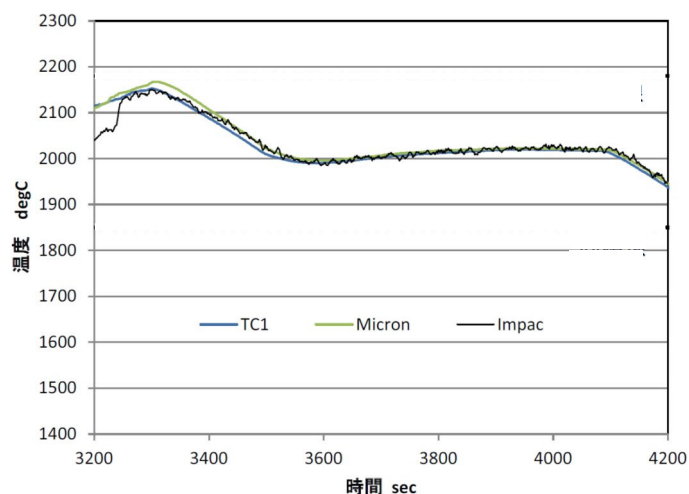


図 2-2 試験温度推移

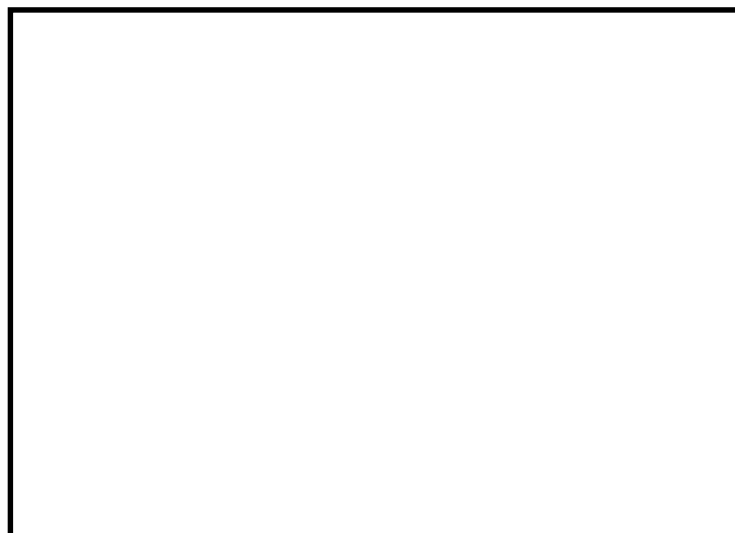


図 2-3 試験後の断面写真

3. 耐熱材への模擬溶融炉心落下試験

3.1 試験方法

耐熱材に溶融炉心が接触した際の短期的な相互作用を確認するため、ZrO₂耐熱材の上に模擬溶融炉心を落下させ、耐熱材の侵食深さの測定、耐熱材侵食性状や模擬溶融炉心の固化性状の分析などを実施した。模擬溶融炉心の組成はUO₂-ZrO₂-Zr : 30 mol%-30 mol%-40 mol%とした。図 3-1 に試験装置を示す。ZrO₂耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電

気炉を設置し、電気炉により加熱した模擬溶融炉心をZrO₂耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対によりZrO₂耐熱材の温度を測定した。

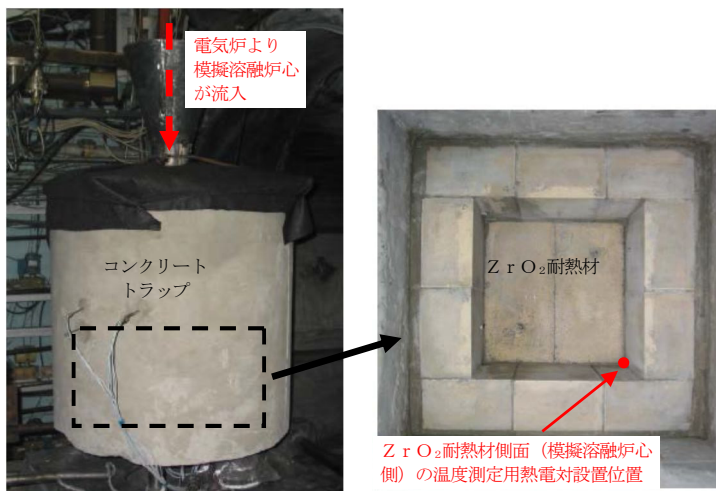


図 3-1 試験装置

3.2 試験結果

試験温度推移を図 3-2 に示す。ZrO₂耐熱材側面（模擬溶融炉心側）の温度を測定する熱電対が模擬溶融炉心落下直後に最高温度約 2450 °C を観測したことから、落下してきた模擬溶融炉心温度は 2450 °C 以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を図 3-3 に示す。模擬溶融炉心接触部から最大で約 1 cm が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び急激な入熱（熱衝撃）による耐熱材の割れは確認されなかった。

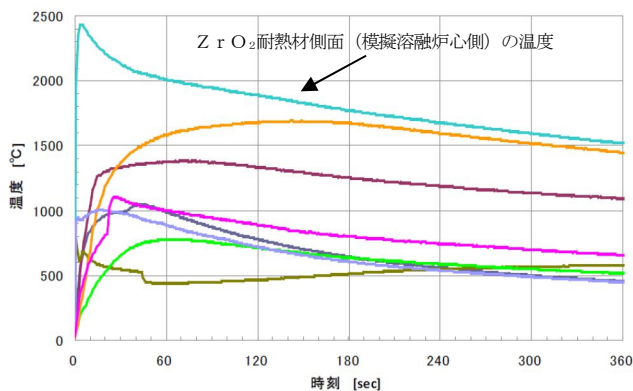


図 3-2 試験温度推移



図 3-3 試験後の断面写真

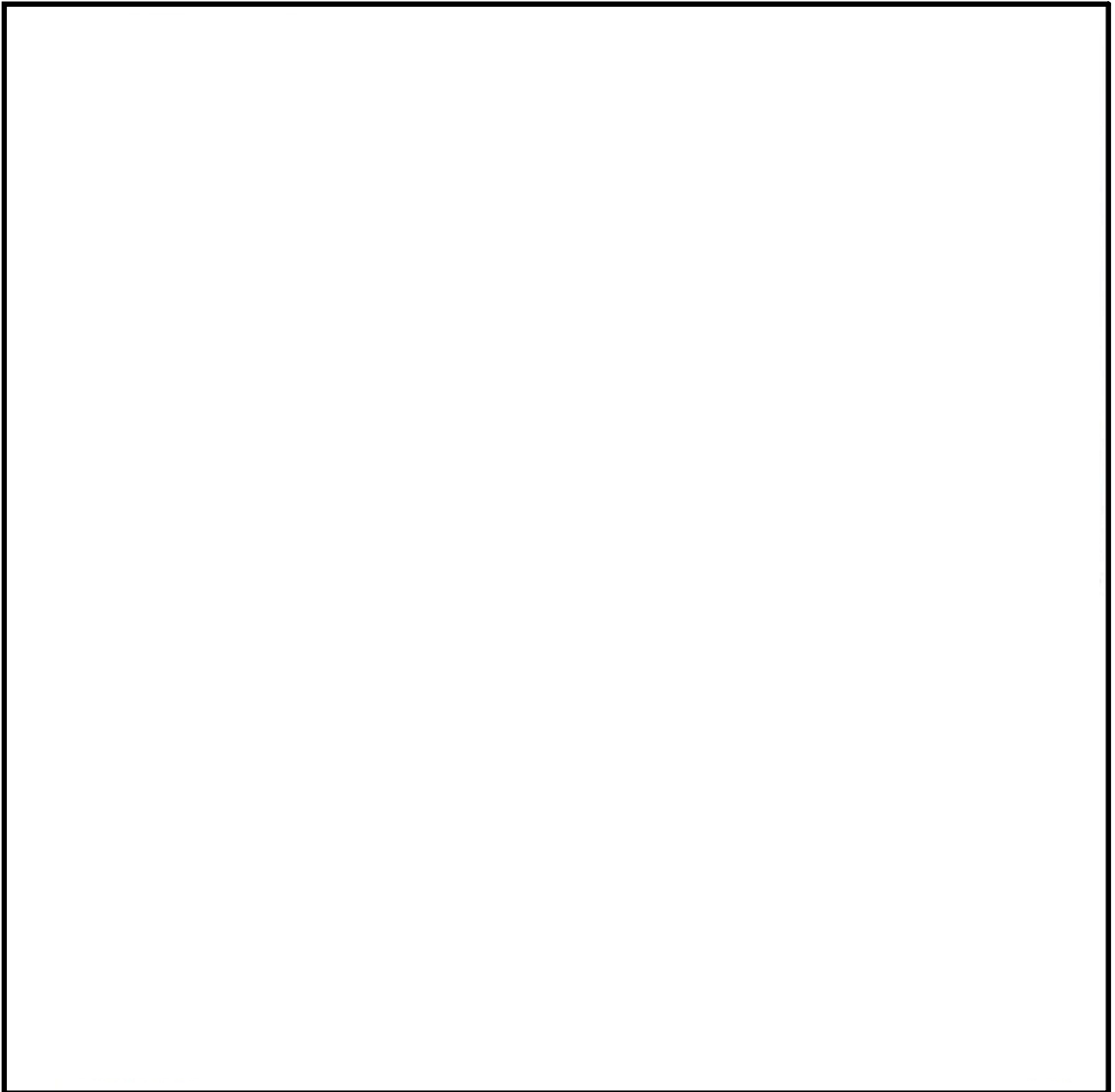


図 3-4 耐熱材表面の成分分析結果

一般に、 ZrO_2 には還元雰囲気中で高温に暴露されると材料中に酸素欠損が起こり、変色する特性があることが知られている。試験においては、計測された模擬溶融炉心の温度が2450℃以上と高温であり、かつ模擬溶融炉心中には金属Zrが存在することから、模擬溶融炉心中の金属Zrによって ZrO_2 耐熱材の表面で還元反応が起こり、酸素欠損が生じたと推測される。しかしながら、黒色部についてX線回折分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化が確認されなかったことから、欠損した酸素の量は微量であり、 ZrO_2 耐熱材の耐熱性能に影響はないと考えられる(図3-4)。

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

4. まとめ

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

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

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 <input type="text"/>	
制御棒駆動機構ハウジング (9本) *	約 <input type="text"/>	
制御棒駆動機構 (9本) *	約 <input type="text"/>	
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 <input type="text"/>	
その他 (ケーブル、サポート、配管等の構造物)	約 <input type="text"/>	
合計	約 <input type="text"/>	—

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

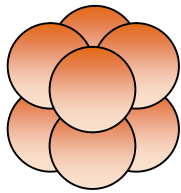
Particles	Wt. (g)	Wt. (%)
6 mm steel spheres	11371.6	43.74
3 mm steel spheres	6442.5	24.78
5-10 mm Al ₂ O ₃	5410.9	20.81
2-5 mm Al ₂ O ₃	2775.0	10.67
Total	26000.0	100.00

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

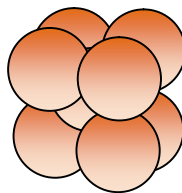
表2 試験における粒子組成

	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

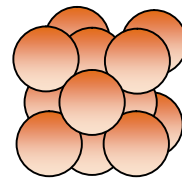
注記 * : $d_{eq} = (\sum m_i/d_i)^{-1}$



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。

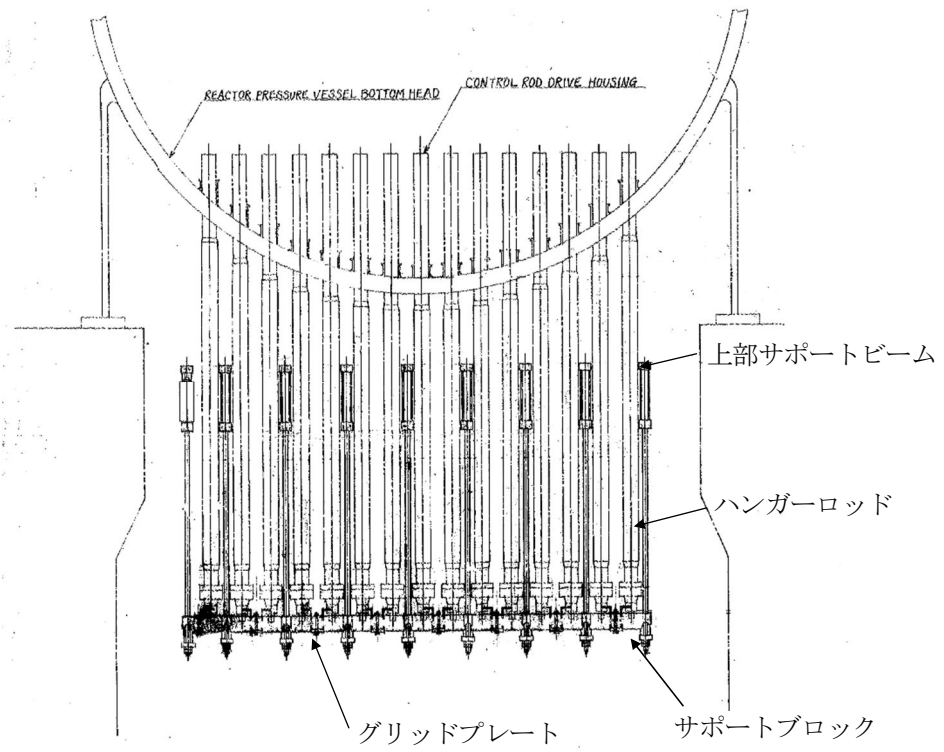


図 1-1 東海第二発電所CRDハウジングサポート構造

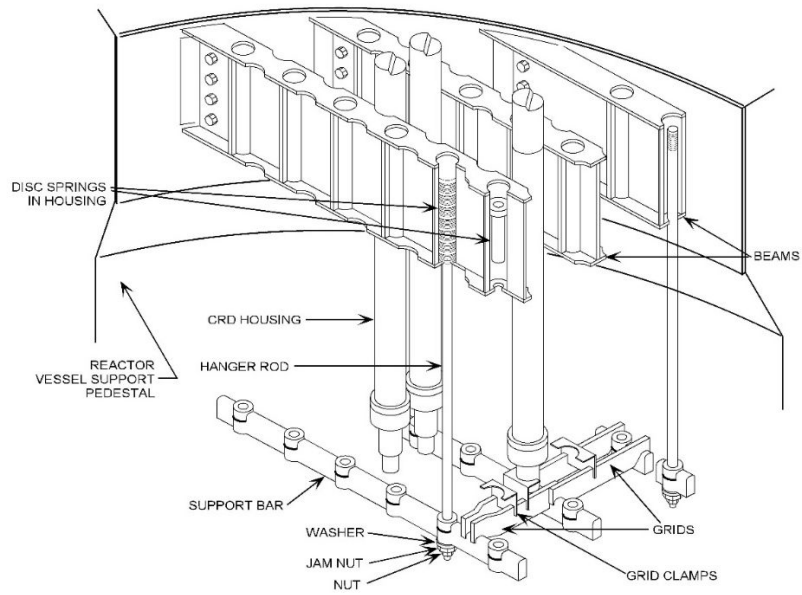


図 1-2 CRDハウジングサポート構造俯瞰図 (参考) [1]

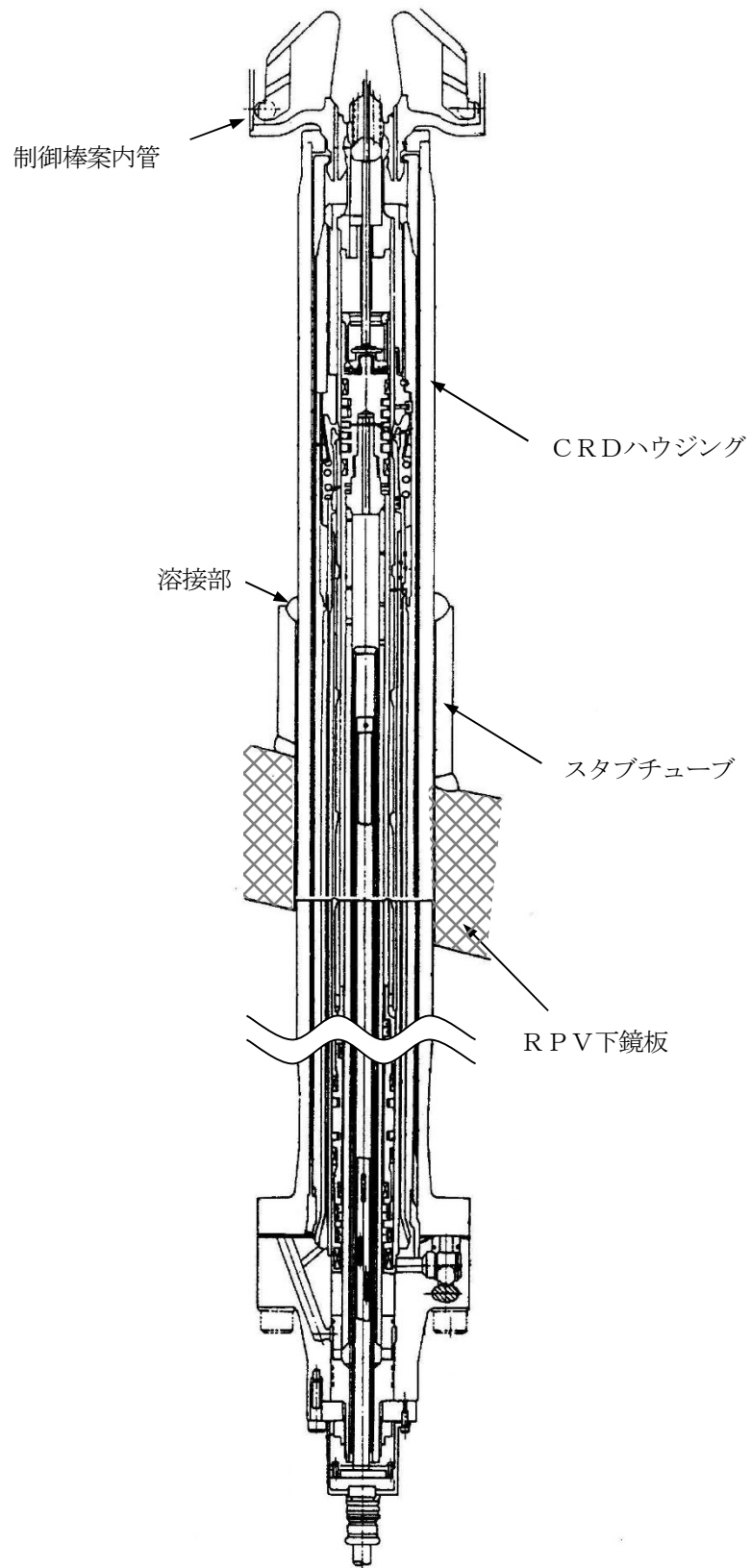


図 1-3 CRD概要図

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

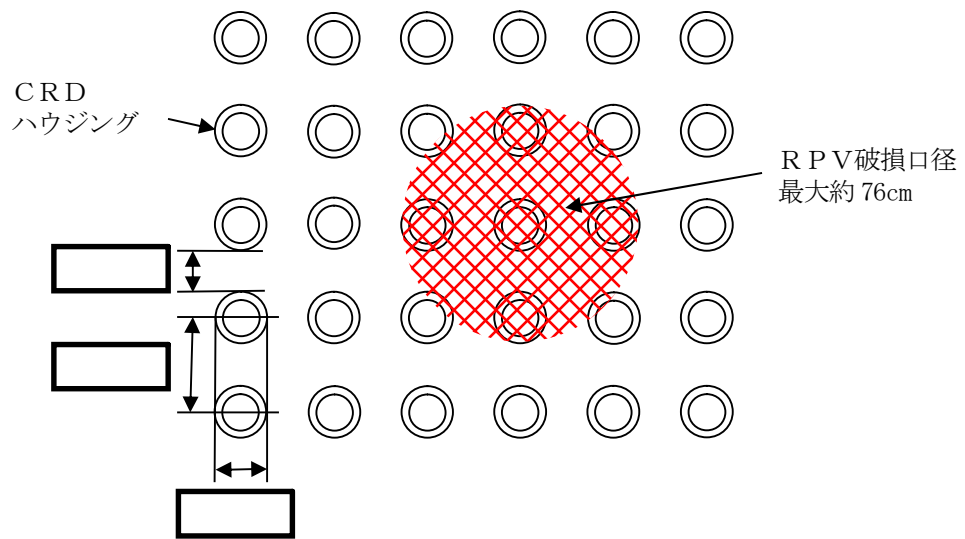


図 2-1 CRD配置とRPV破損口径の関係

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.