

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-270-1 改2
提出年月日	平成30年8月3日

東海第二発電所

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)

平成30年8月

日本原子力発電株式会社

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. 原子炉格納容器 評価温度・圧力負荷後の耐震性
- 別紙 25. 原子炉格納容器 限界温度・圧力に対する経年劣化の影響について
- 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. 原子炉格納容器圧力及び動荷重に係るプール水の温度成層化の影響
- 別紙 27. **重大事故等時の動荷重**について

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「6. 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」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>※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，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） 	許容開口量以下	<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、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) 	設計漏えい量以下	<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) 	200℃以上	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。

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、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°C ～ $+200^{\circ}\text{C}$ であり、従来の E P D M 製シール材の使用温度範囲 -50°C ～ $+150^{\circ}\text{C}$ 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) 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 参照）。

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

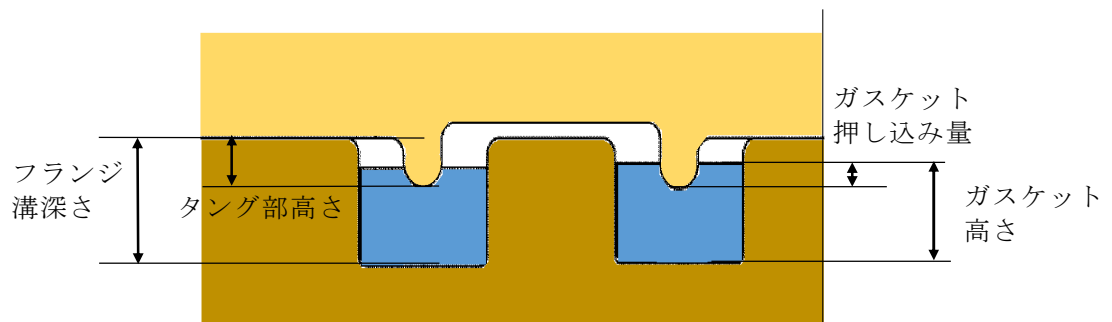
圧縮永久ひずみ試験で得られるひずみ率がフランジ構造によらず、一様に適用できる理由を整理する。

- 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 参照）。

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 %

2) 実機フランジ模擬試験

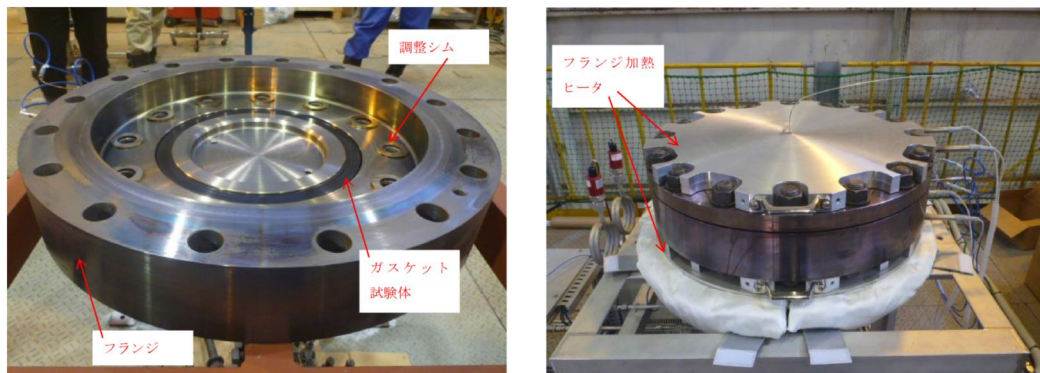
圧縮永久ひずみ試験結果を用いた開口量評価では、内圧によるフランジの構造部の変形は模擬しているが、実機フランジ溝にガスケットをセットした状態におけるシール材の変形は模擬していないため、実機にセットした状態におけるシール材の変形による気密性を確認する必要がある。また、1)項で記述したシール機能の評価では、ガスケットの復元量とフランジの開口量が等しい状態（ガスケット押し込み量が 0 mm で接している状態）までをシール機能維持のクライテリアとしており、その状態においても気密性を有することを確認する必要がある。

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 参照)

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

※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 参照）



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グの押し込み量が 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 °C 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 °C、300 °C 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 800 kGy 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EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験について

改良EPDM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、JIS K 6262「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。

試験装置を第1図に示す。試験片として、予め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 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。

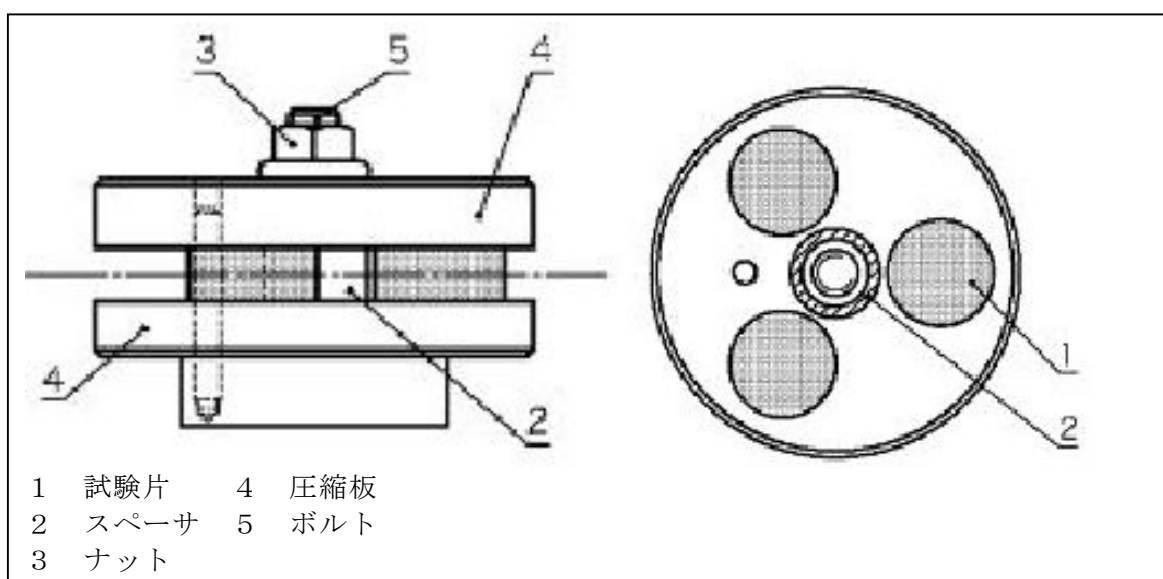


図1 圧縮永久ひずみ試験装置

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

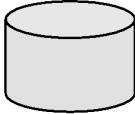
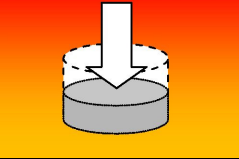
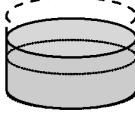


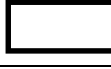

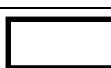

初期状態	試験状態	圧縮開放
		
厚さ t ₀	厚さ t ₂ (25%圧縮)	厚さ t ₁ $Cs = \frac{(t_0 - t_1)}{(t_0 - t_2)} \times 100$

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		蒸気	168 時間	  	

※1 J I S K 6262 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。

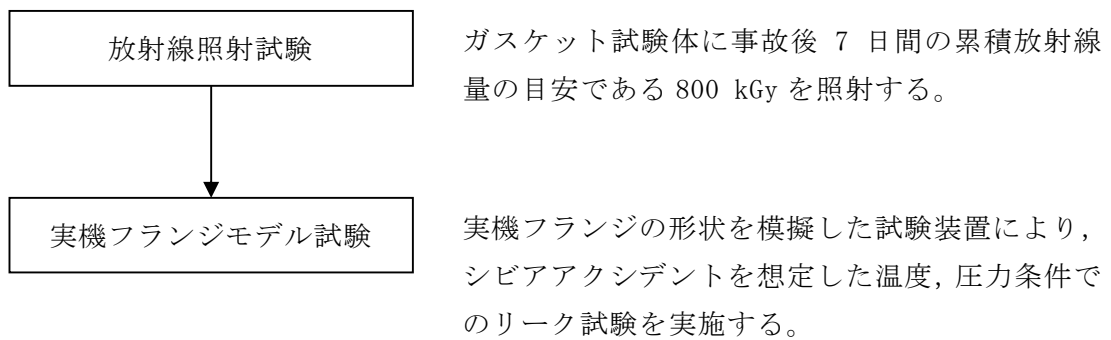


図1 実機フランジ模擬試験の試験フロー

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250mm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。

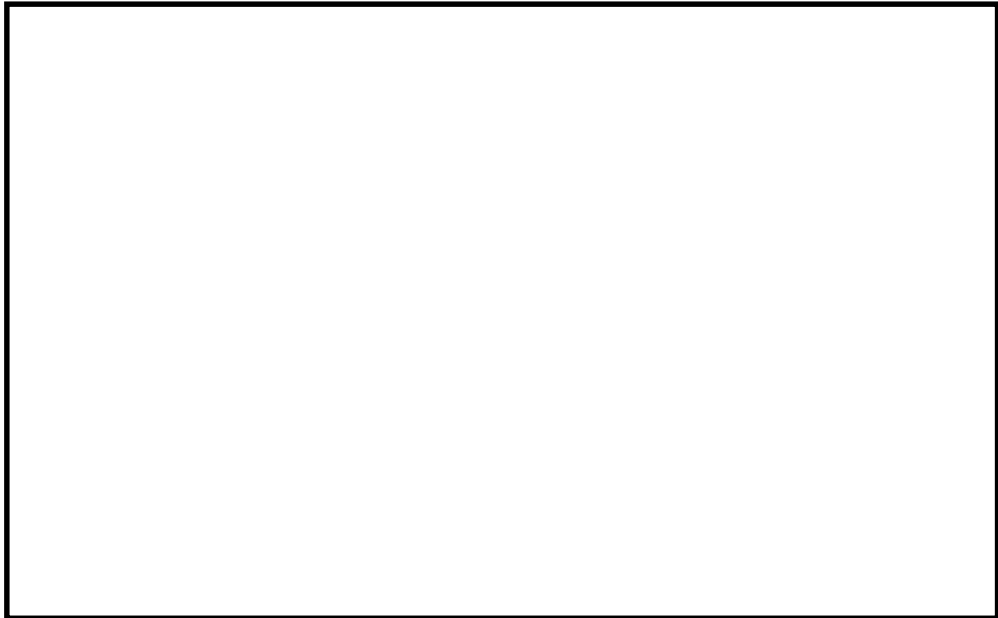
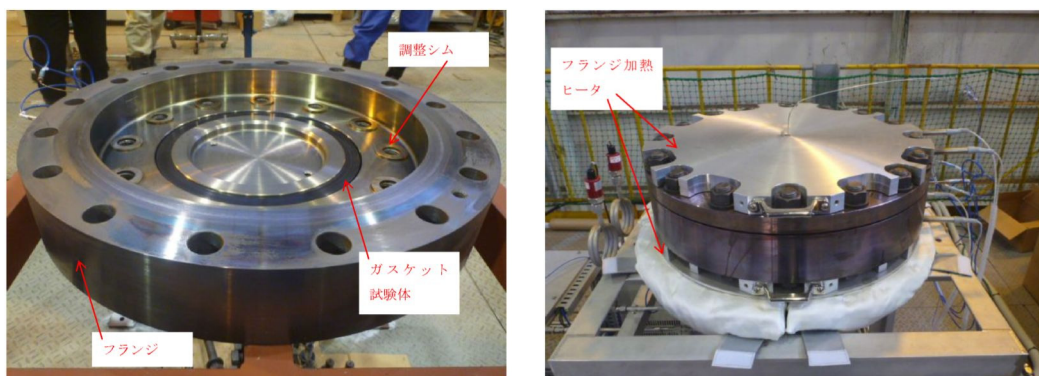


図2 試験装置概要図



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 °C、さらに余裕を見た 250 °C、300 °C 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

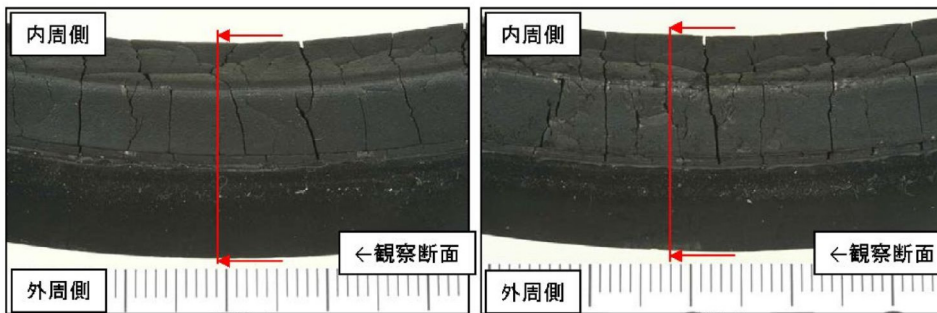
No.	試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えいの有無
1	改良 EPDM ()	200 °C	168 時間	0mm	無
2	改良 EPDM ()	250 °C	96 時間	0mm	無
3	改良 EPDM ()	300 °C	24 時間	0mm	無

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。

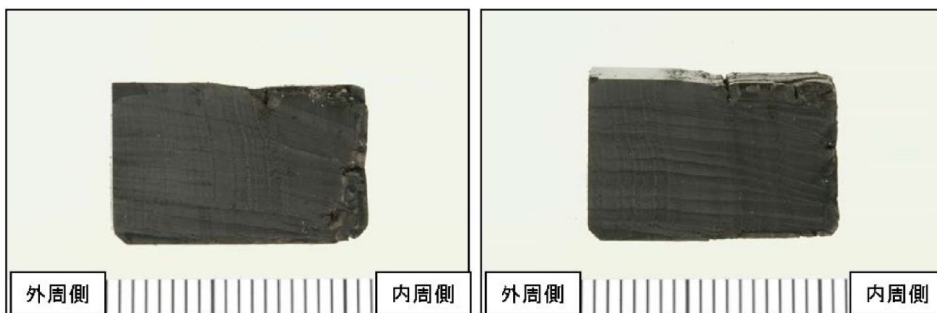


全体写真



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℃・168 時間)

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

改良E P D M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0 mm（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。

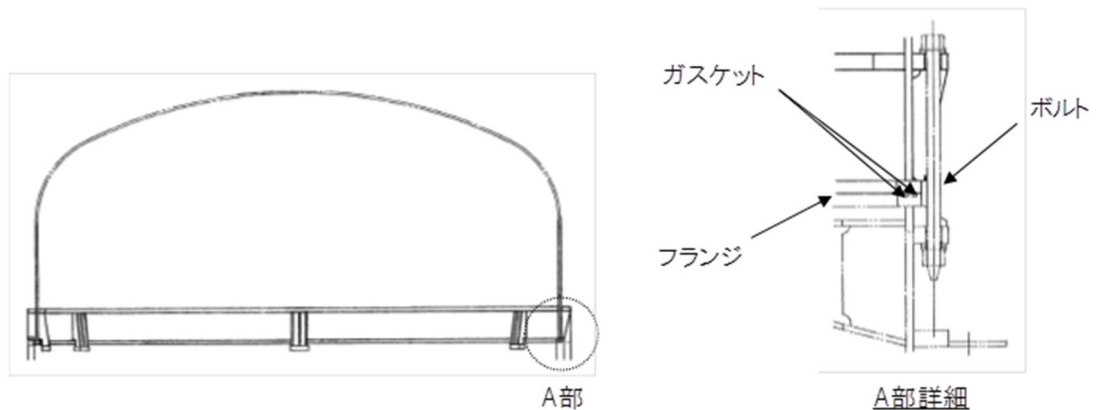


図1 トップヘッドフランジ断面形状図

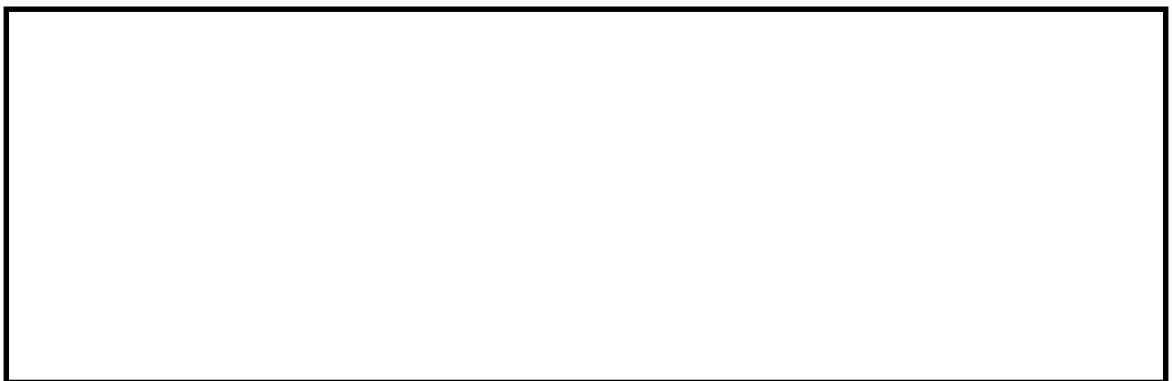


図2 実機フランジ模擬試験装置図

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、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EPDM製シール材の試験結果は、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EPDM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	
機器搬入用ハッチ	
所員用エアロック ^{※2}	
サプレッション・チェンバアクセスハッチ	
X-28 貫通部	
合計	

[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)	
格納容器フランジガスケット径合計 (D_0)	
ガスケット径比 ($\alpha = D_0/D_1$)	
格納容器フランジでの漏えい量 ($L_0 = L_1 \times \alpha$)	
格納容器空間容積 (V_0)	
格納容器空間容積に対する割合 (L_0/V_0)	

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 °C、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 °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、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

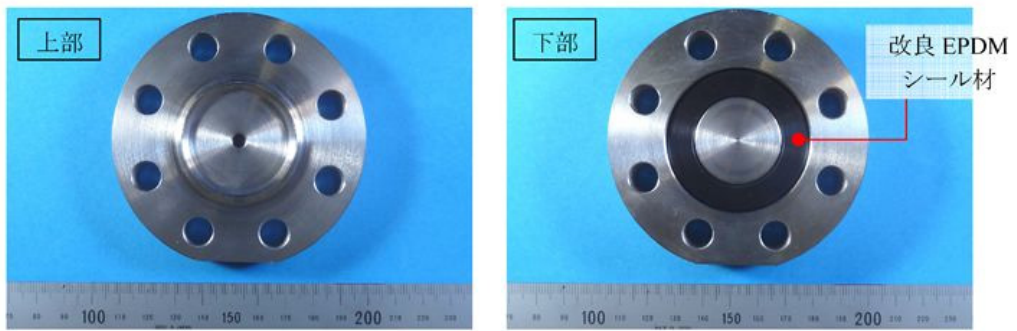


図2 試験治具及びシール材外観



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

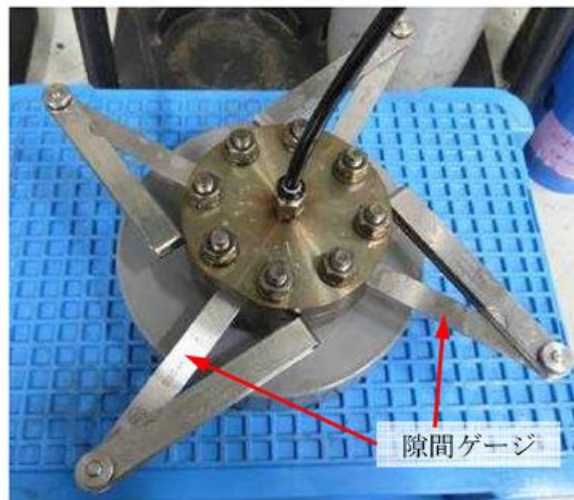


図6 開口模擬したHe気密試験
(隙間ゲージ使用)

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	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱200℃, 168時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気1MPa, 250℃, 168時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気1MPa, 250℃, 168時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

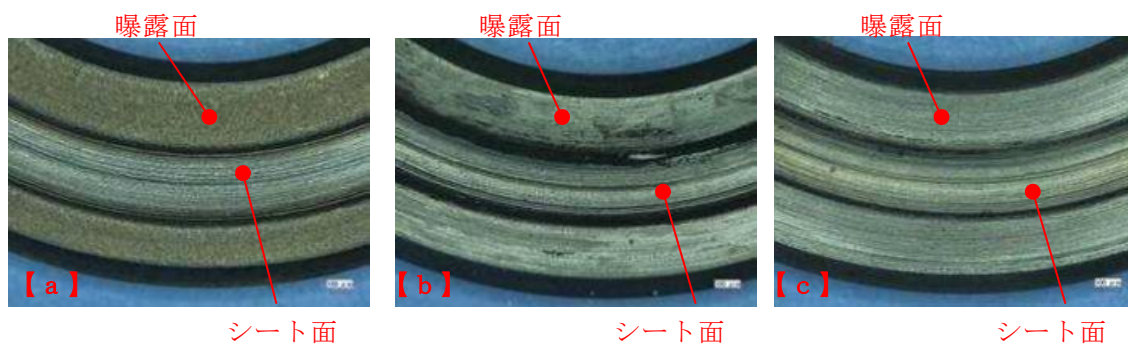


図7 試験後外観観察結果

(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。

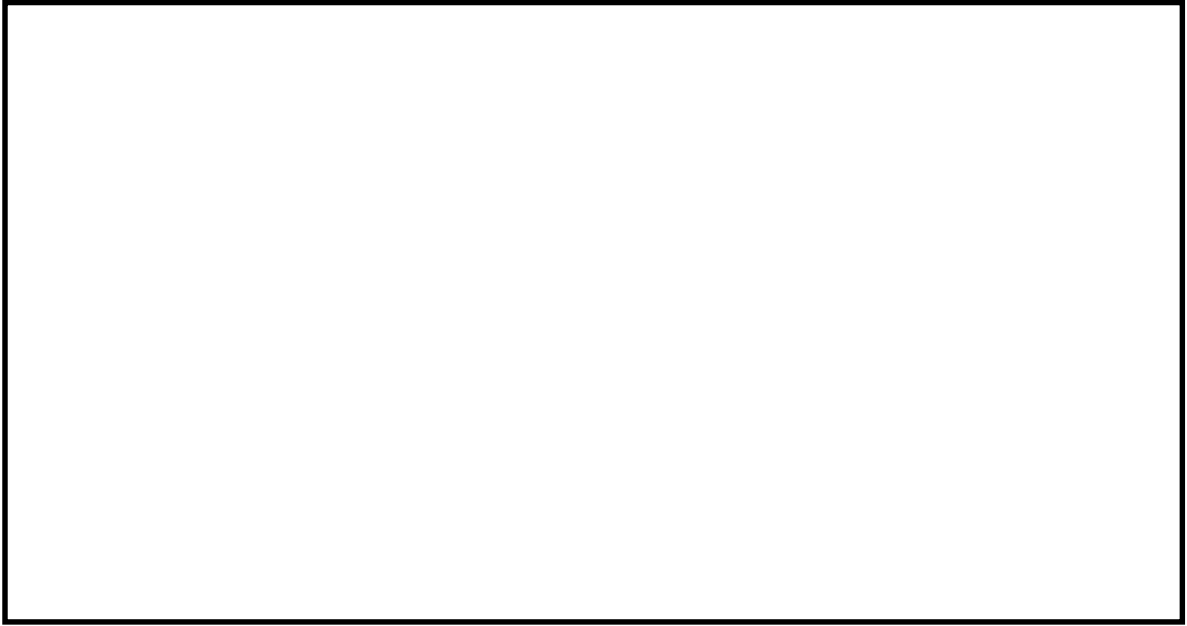


図8 FT-IR分析結果（曝露面）

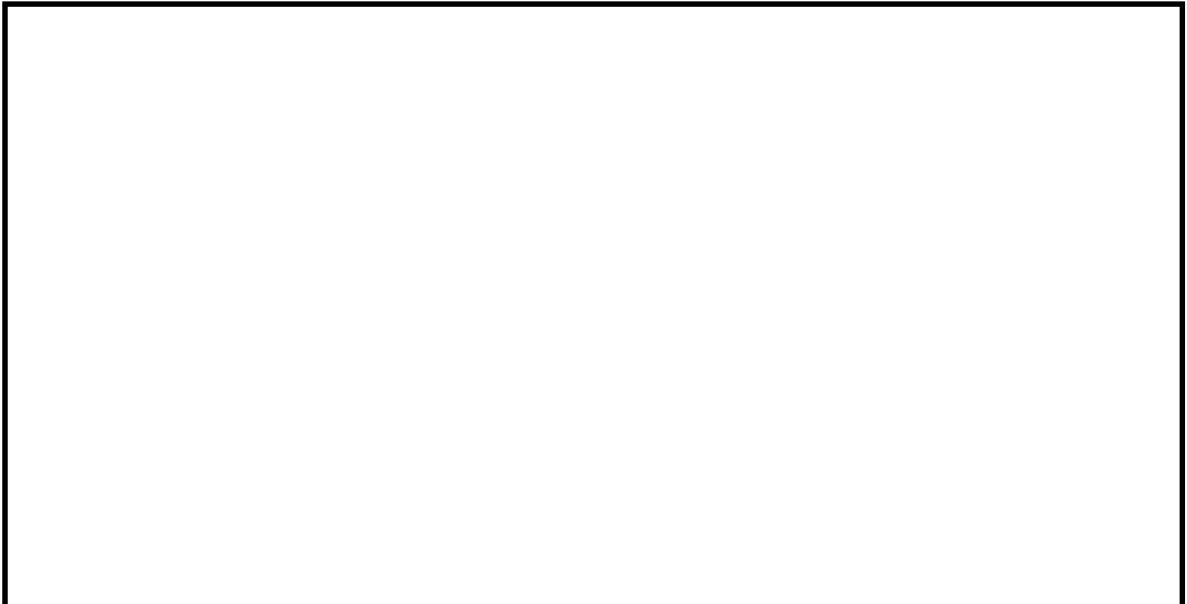


図9 FT-IR分析結果（シート面）

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。

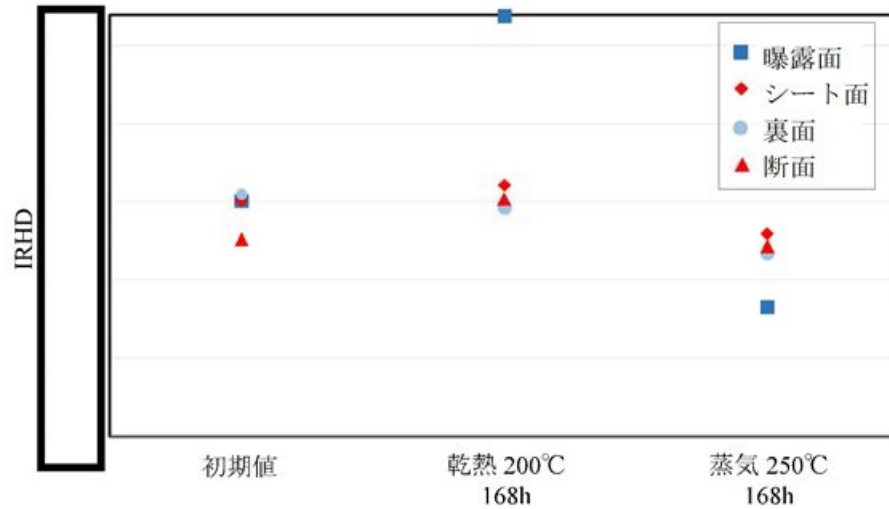


図10 硬さ測定結果

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。

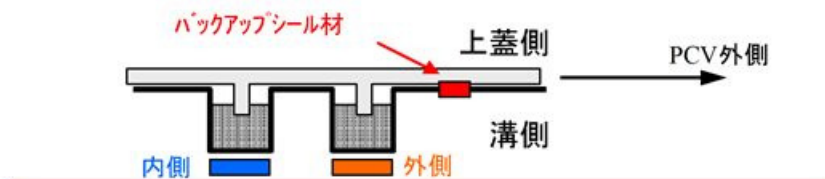


図1 バックアップシール材イメージ図

(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℃、2Pd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2参照）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℃、73時間及び350℃、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℃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℃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。

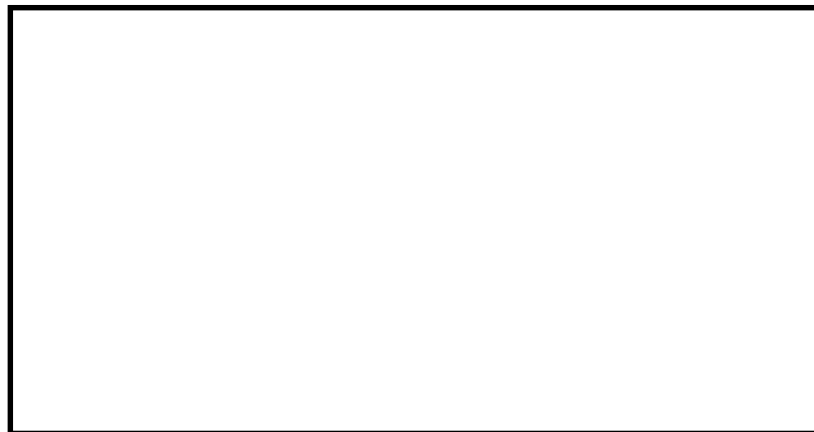


図2 小型試験治具寸法

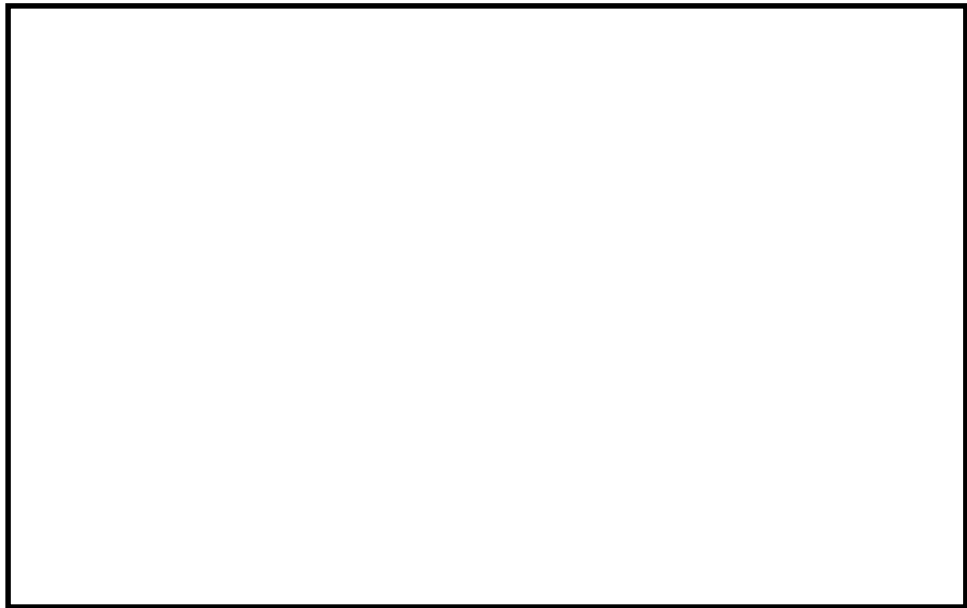


図3 蒸気用オートクレーブ系統図



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

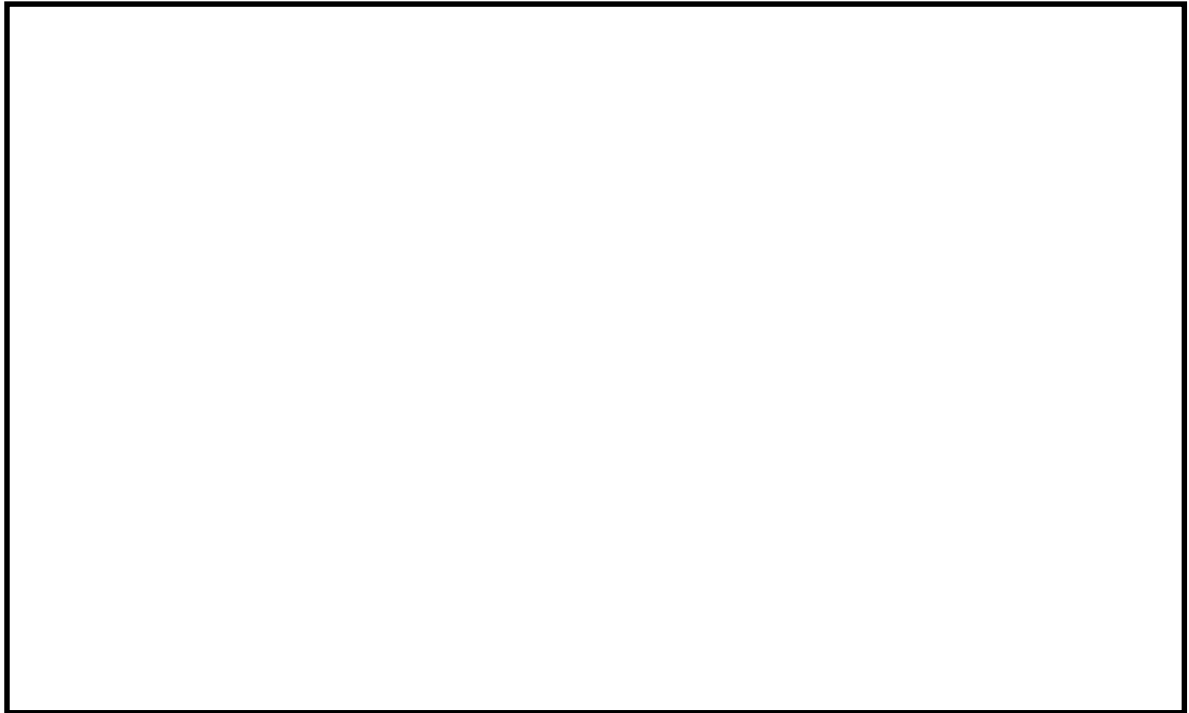


図6 FT-IR分析結果

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ので、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11参照）。

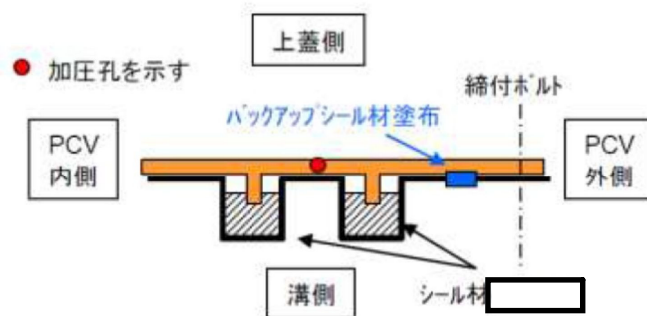


図9 内側及び外側シール材+格納容器外側バックアップシール材塗布条件

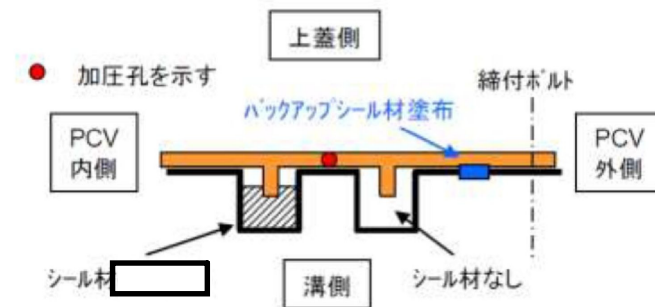
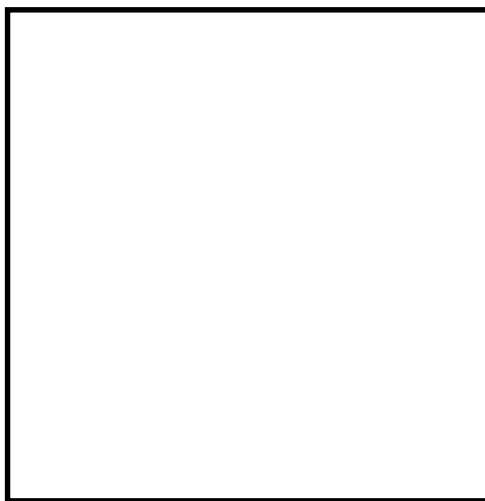


図10 内側シール材+格納容器外側バックアップシール材塗布条件



(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。

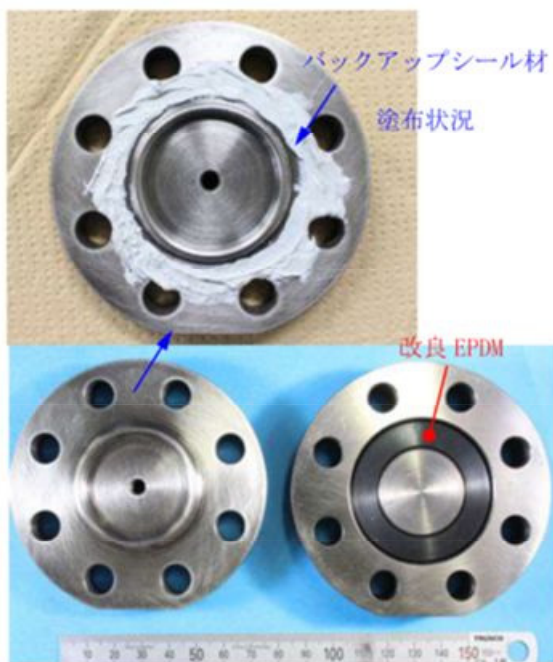


図 12 試験体の状況
(改良 EPDM+バックアップシール材)



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℃	30	720時間	○	○	○
2	乾熱 200℃	45	1,080時間	○	○	○
3	乾熱 200℃	60	1,440時間	○	○	○
4	乾熱 200℃	75	1,800時間	○	○	○
5	乾熱 200℃	90	2,160時間	○	○	○
6	乾熱 200℃	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℃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ナリオでは、格納容器雰囲気温度は、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、7日間（168時間）以降は150℃を下回る。したがって、これよりも過酷な200℃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	
バックアップシール材の塗布厚さ	
塗布後、フランジ閉鎖までの時間	

(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EPDM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EPDM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EPDM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 以上、厚さ 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 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 0.01mm 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。

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

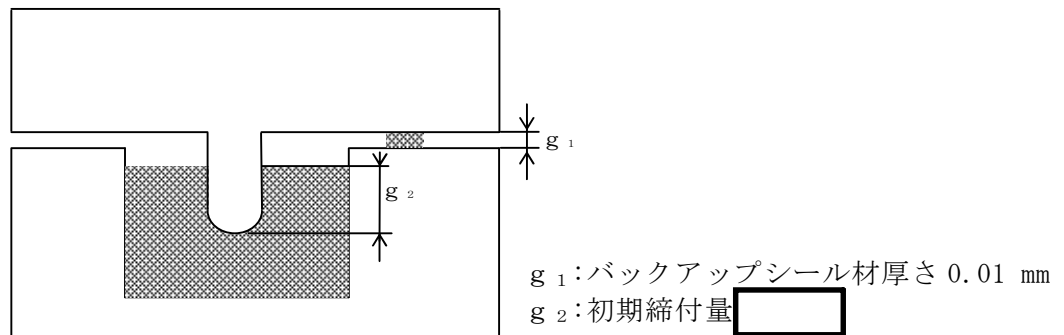


図1 バックアップシール材塗布時の初期締付状態図

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E P D M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E P D M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E P D M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。

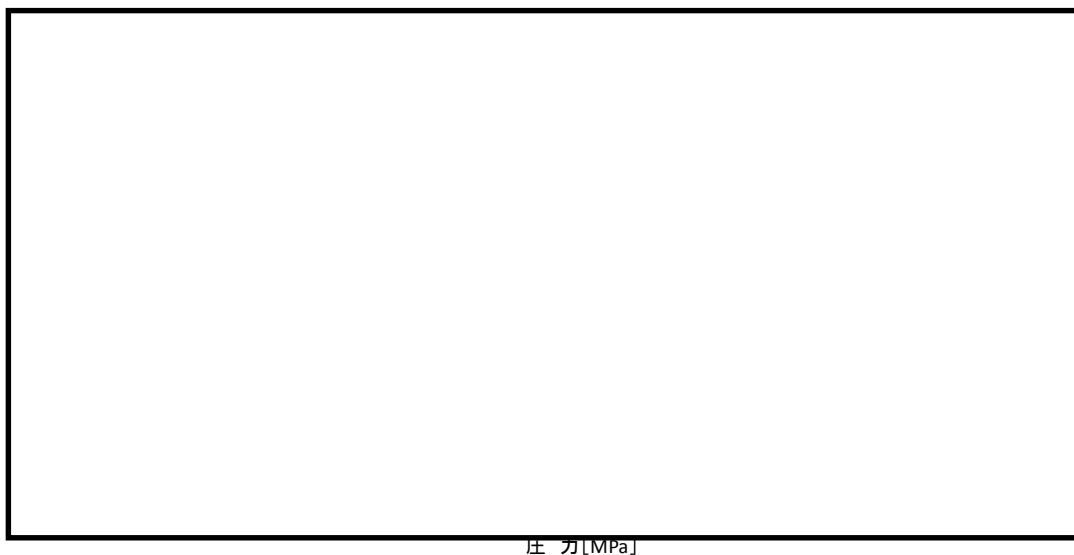


図 1 トップヘッドフランジの圧力と開口量の関係
(東海第二発電所モデル, 200℃)

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"/>
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 h
ひずみ率 ^{※2}	<input type="text"/> ^{※3}

※1 J I S K 6262 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 6262 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 6262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第3表に示す。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	[]	[]	[]	[]
2	[]	[]	[]	[]
3	[]	[]	[]	[]
4	[]	[]	[]	[]

注記：試験条件は以下の通り

雰囲気：蒸気環境（試験No.1~4）

温度・劣化時間：200℃・168時間（試験No.1~4）

照射線量 []

圧縮永久ひずみ試験：J I S K 6262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 [] 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 4621-2007 日本電気協会)を参考とし、グラブス・スミルノフ検定を採用した。

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

したがって、全ケースから外れる確率5%を検定水準としてグラブス・スミルノフ

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

表 4 試験データ群

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。

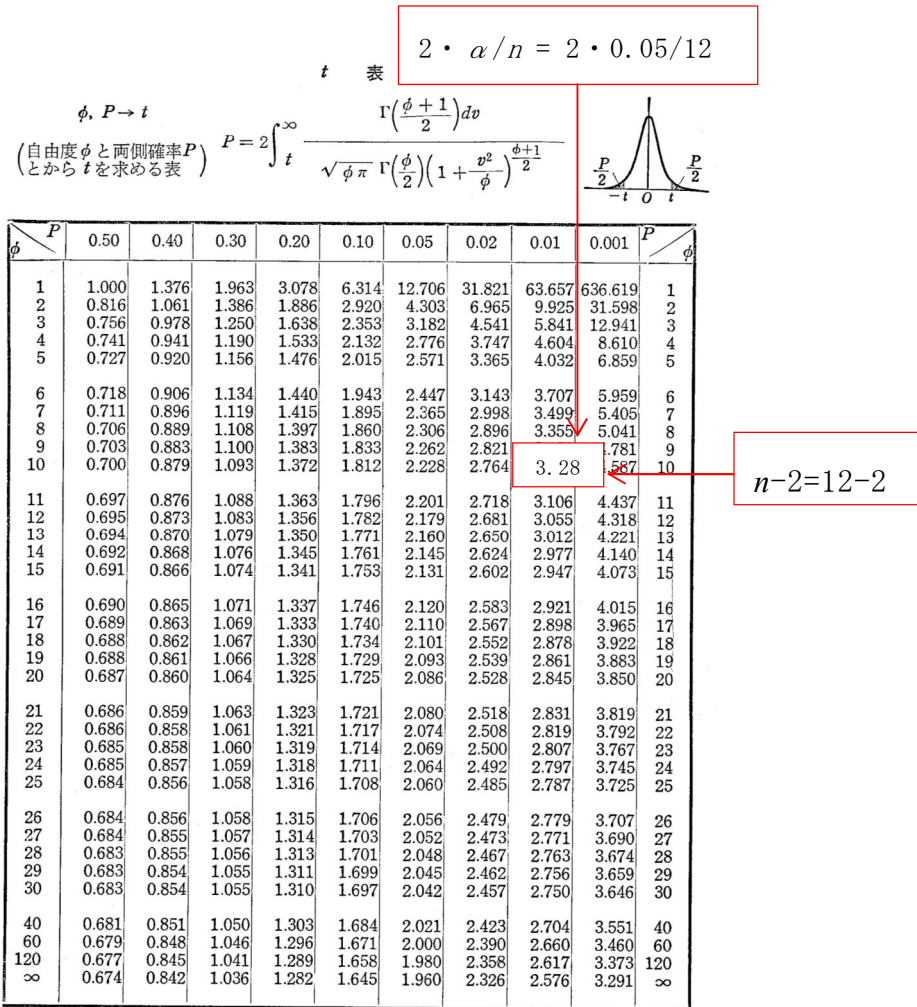
$$t_4 = \frac{|x_4 - \mu|}{s} = \square = \square$$

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

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

2.29
となる。

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



(出典：推計学入門演習 (産業図書株式会社))

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

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

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

正規性の検討に用いる手法として、原子力発電所内の安全系に係る計器類を対象とし、多点データの統計的処理に係る手法を定めた指針である「安全保護系計器のドリフト評価指針」(J E A G 4621-2007 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 : %)

x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	x_6	x_7	x_8	x_9	x_{10}	x_{11}	x_{12}
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

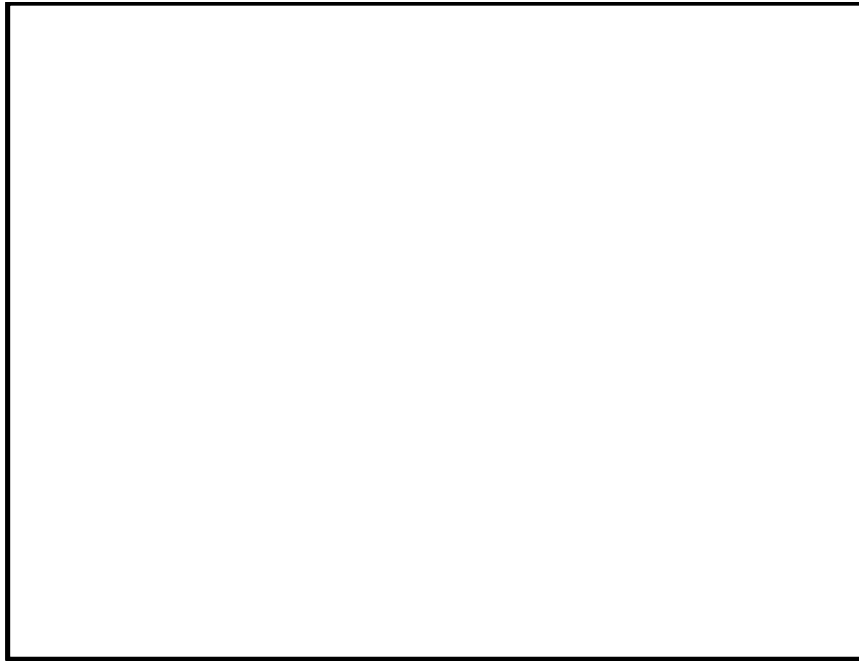


図2 圧縮永久ひずみデータのヒストグラム

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

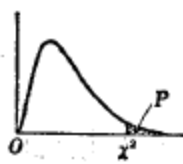
E_i : ある階級の期待度数

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。

χ^2 表

$\phi, P \rightarrow \chi^2$

(自由度 ϕ と上側確率 P とから χ^2 を求める表)

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


$\phi \backslash P$.995	.99	.975	.95	.90	.75	.50	.25	.10	.05	.025	.01	.005	ϕ
1	0.00393	0.0157	0.00982	0.003	0.0158	0.102	0.455	1.323	2.71	3.84	5.02	6.63	7.88	1
2	0.0100	0.0201	0.0506	0.103	0.211	0.575	1.386	2.77	4.61	5.99	7.38	9.21	10.60	2
3	0.0717	0.115	0.216	0.352	0.584	1.213	2.37	4.11	6.25	7.81	9.35	11.34	12.84	3
4	0.207	0.297	0.484	0.711	1.064	1.923	3.36	5.39	7.78	9.49	11.14	13.28	14.86	4
5	0.412	0.554	0.831	1.145	1.610	2.67	4.35	6.63	9.24	11.07	12.83	15.09	16.75	5
6	0.676	0.872	1.237	1.635	2.20	3.45	5.35	7.84	10.64	12.59	14.45	16.81	18.55	6
7	0.989	1.239	1.690	2.17	2.83	4.25	6.35	9.04	12.02	14.07	16.01	18.48	20.3	7
8	1.344	1.646	2.18	2.73	3.49	5.07	7.34	10.22	13.36	15.51	17.53	20.1	22.0	8
9	1.735	2.09	2.70	3.33	4.17	5.90	8.34	11.39	14.68	16.92	19.02	21.7	23.6	9
10	2.16	2.56	3.25	3.94	4.87	6.74	9.34	12.55	15.99	18.31	20.5	23.2	25.2	10
11	2.60	3.05	3.82	4.57	5.58	7.58	10.34	13.70	17.28	19.68	21.9	24.7	26.8	11
12	3.07	3.57	4.40	5.23	6.30	8.44	11.34	14.85	18.55	21.0	23.3	26.2	28.3	12
13	3.57	4.11	5.01	5.89	7.04	9.30	12.34	15.98	19.81	22.4	24.7	27.7	29.8	13
14	4.07	4.66	5.63	6.57	7.79	10.17	13.34	17.12	21.1	23.7	26.1	29.1	31.3	14
15	4.60	5.23	6.26	7.26	8.55	11.04	14.34	18.25	22.3	25.0	27.5	30.6	32.8	15
16	5.14	5.81	6.91	7.96	9.31	11.91	15.34	19.37	23.5	26.3	28.8	32.0	34.3	16
17	5.70	6.41	7.56	8.67	10.09	12.79	16.34	20.5	24.8	27.6	30.2	33.4	35.7	17
18	6.26	7.01	8.23	9.39	10.86	13.68	17.34	21.6	26.0	28.9	31.5	34.8	37.2	18
19	6.84	7.63	8.91	10.12	11.65	14.56	18.34	22.7	27.2	30.1	32.9	36.2	38.6	19
20	7.43	8.26	9.59	10.85	12.44	15.45	19.34	23.8	28.4	31.4	34.2	37.6	40.0	20
21	8.03	8.90	10.28	11.59	13.24	16.34	20.3	24.9	29.6	32.7	35.5	38.9	41.4	21
22	8.64	9.54	10.98	12.34	14.04	17.24	21.3	26.0	30.8	33.9	36.8	40.3	42.8	22
23	9.26	10.20	11.69	13.09	14.85	18.14	22.3	27.1	32.0	35.2	38.1	41.6	44.2	23
24	9.89	10.86	12.40	13.85	15.66	19.04	23.3	28.2	33.2	36.4	39.4	43.0	45.6	24
25	10.52	11.52	13.12	14.61	16.47	19.94	24.3	29.3	34.4	37.7	40.6	44.3	46.9	25
26	11.16	12.20	13.84	15.38	17.29	20.8	25.3	30.4	35.6	38.9	41.9	45.6	48.3	26
27	11.81	12.88	14.57	16.15	18.11	21.7	26.3	31.5	36.7	40.1	43.2	47.0	49.6	27
28	12.46	13.56	15.31	16.93	18.94	22.7	27.3	32.6	37.9	41.3	44.5	48.3	51.0	28
29	13.12	14.26	16.06	17.71	19.77	23.6	28.3	33.7	39.1	42.6	45.7	49.6	52.3	29
30	13.79	14.95	16.79	18.49	20.6	24.5	29.3	34.8	40.3	43.8	47.0	50.9	53.7	30
40	20.7	22.2	24.4	26.5	29.1	33.7	39.3	45.6	51.8	55.8	59.3	63.7	66.8	40
50	28.0	29.7	32.4	34.8	37.7	42.9	48.3	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
$\chi \backslash P$	-2.58	-2.33	-1.96	-1.64	-1.28	-0.674	0.000	0.674	1.282	1.645	1.960	2.33	2.58	$\chi \backslash P$

(出典：推計学入門演習 (産業図書株式会社))

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

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

表8 製作公差を考慮したガスケットの押し込み量

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

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

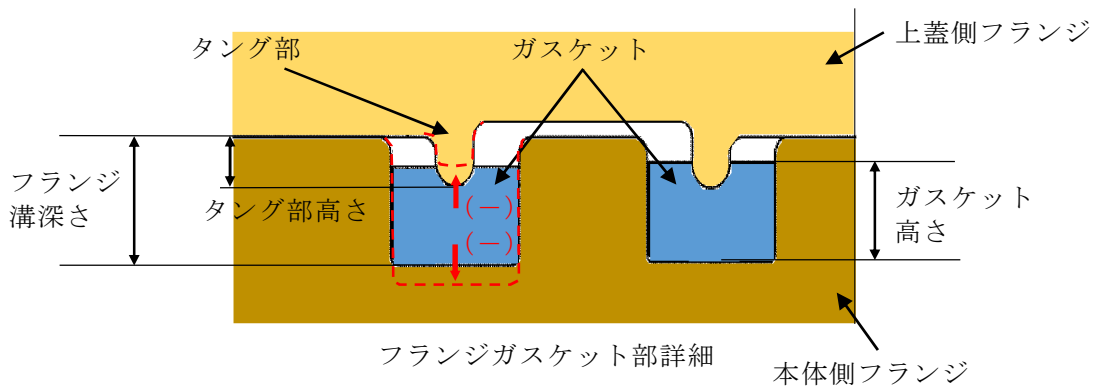


図3 製作公差の概要（赤点線：製作公差のイメージ）

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		

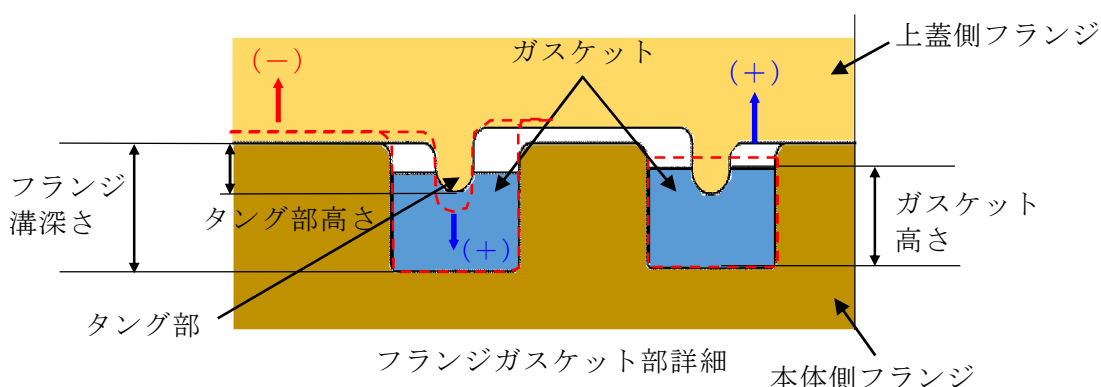


図 4 熱膨張変位の概要（赤点線：熱膨張のイメージ）

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、 + = 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 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、 - = 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 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 が確保出来る構造となっている。

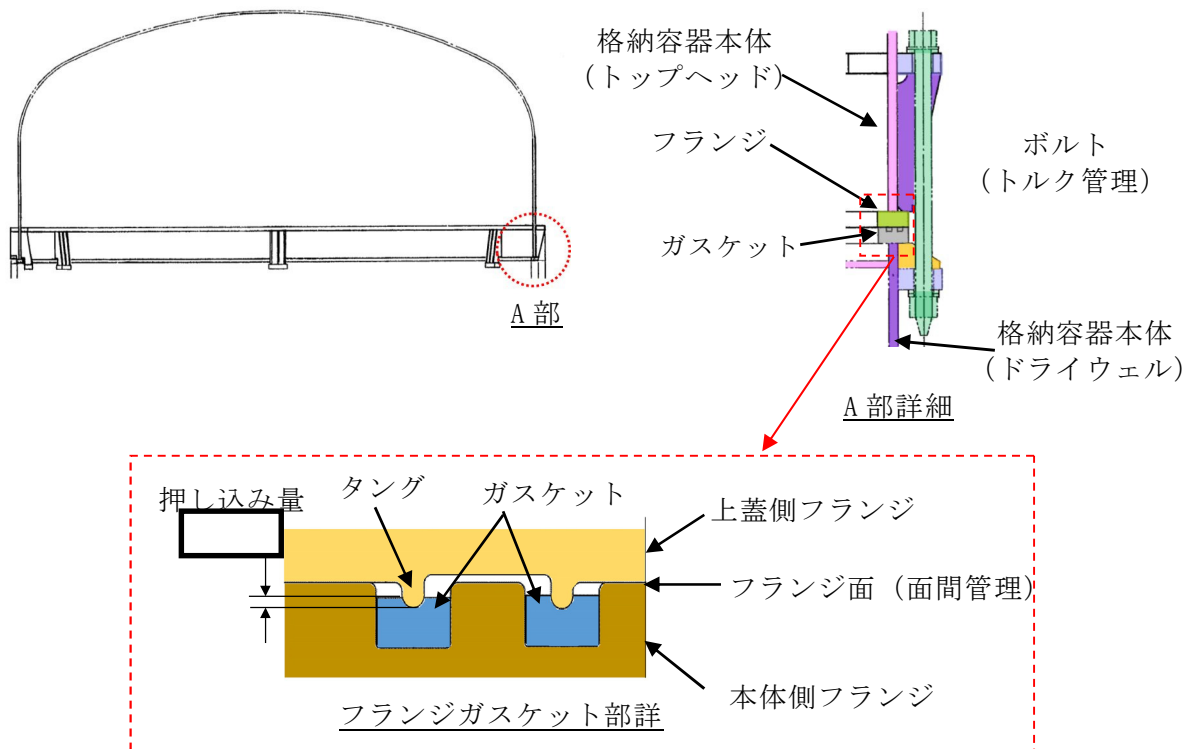


図5 トップヘッドフランジ部の構造

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える。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。

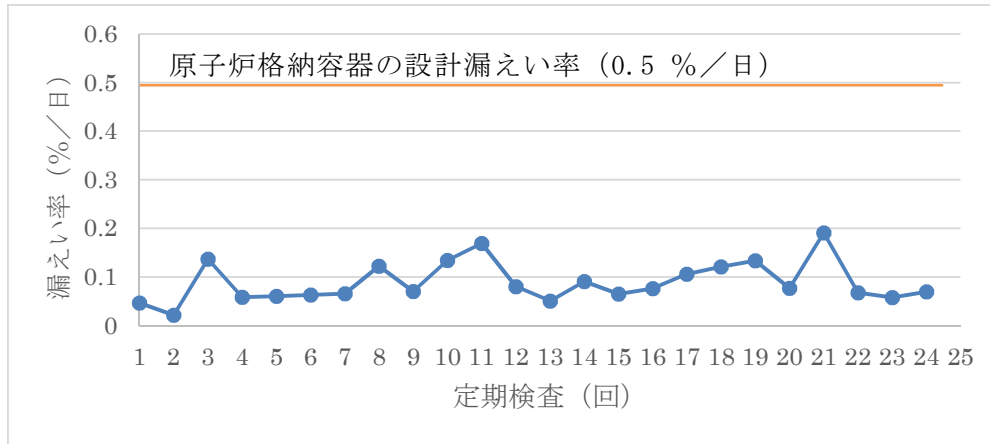


図6 原子炉格納容器全体漏えい率検査実績

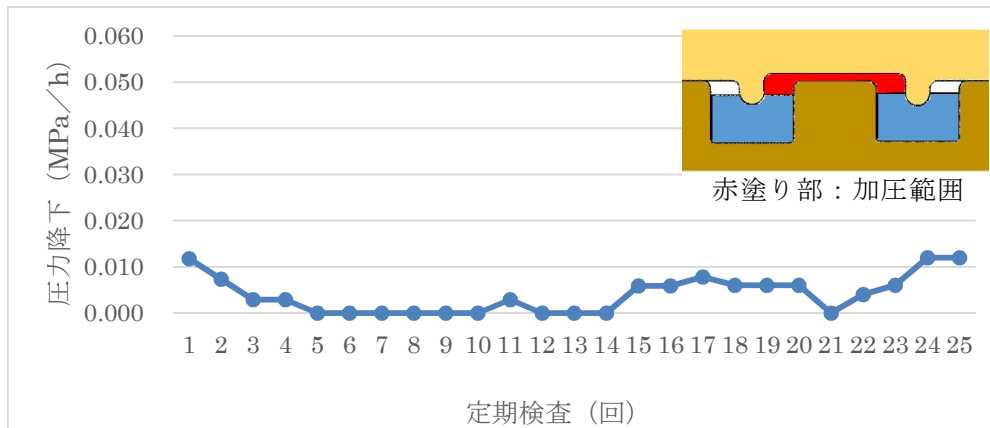


図7 トップヘッドフランジ部リークテスト実績

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					○

※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を含む

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					○

※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を含む

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					○

※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を含む

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					○

※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を含む

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 [] に対し、シール部が開口となる方向の製作寸法の誤差は [] 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）と設計メーカー、設計、製作方法及び材質は同じであり、機械加工の精度も同等であると考えられることから、製作寸法の誤差についても同等であると考えられる。

サプレッション・チェンバアクセスハッチの製作寸法の誤差は、 [] であり、設計の製作公差を用いてシール部の公差を [] 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、 [] であり、開口量に裕度があることを確認した。

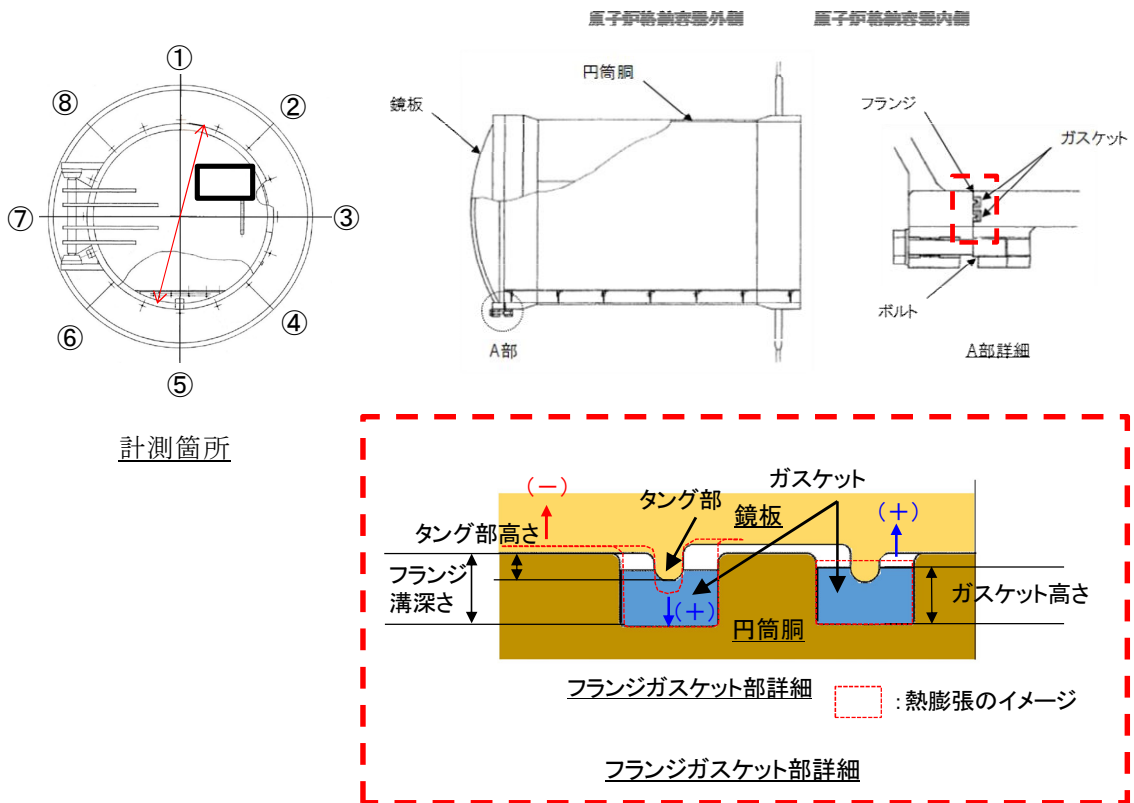


図 8 サプレッション・チェンバアクセスハッチ 構造図

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																	
タンゲ高さ																	

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 (2Pd)
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、FEM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	FEM解析	・構造物に設けられているリブを無視するなど、実際の構造物よりも剛性を低く見積もっている。	・実機フランジ締付け時の面間管理（隙間ゲージ挿入による管理）において隙間ゲージの厚さ以下の隙間は把握できていない。
		・材料物性値を規格値ベースとすることで、強度を低めに見積もっている。	
		・フランジが閉じる方向に作用する自重を考慮していない。	
許容開口量	漏えい限界	・既往知見で得られたガスケット自身の変形によるセルフシール性については評価に反映されない。	・実機フランジ模擬試験において、試験装置等の製作誤差は把握できていない。
	ひずみ率	・実機のガスケットは底面・側面が溝と接しているのに対し、圧縮永久ひずみ試験は、試験体の側面全体が直接蒸気環境下に晒されるため、ひずみ試験から得られたひずみ率は材料の劣化を保守側に見積もっている。	
		・実機ガスケット全体のうち、タング部で圧縮している部分は局所的であり、圧縮されていない部分が大部分残存しているため、タング押し込み部の復元量は、圧縮されていない部分のゴム弾性の寄与も想定される。	

6. 改良EPDMシール材の圧縮永久ひずみ率のデータ拡充

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

6.1 データ拡充の試験条件

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

材料	試験温度	放射線照射量	試験雰囲気	試験時間	圧縮率	追加データ数※
改良EPDM []	200℃	[]	蒸気	168h	[]	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

X_1	X_2	X_3	X_4	X_5	X_6	X_7	X_8	X_9	X_{10}	X_{11}	X_{12}
[]											
X_{13}	X_{14}	X_{15}	X_{16}	X_{17}	X_{18}	X_{19}	X_{20}	X_{21}	X_{22}	X_{23}	X_{24}
[]											
X_{25}	X_{26}	X_{27}	X_{28}	X_{29}	X_{30}	X_{31}	X_{32}				
[]											

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 [] 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、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。

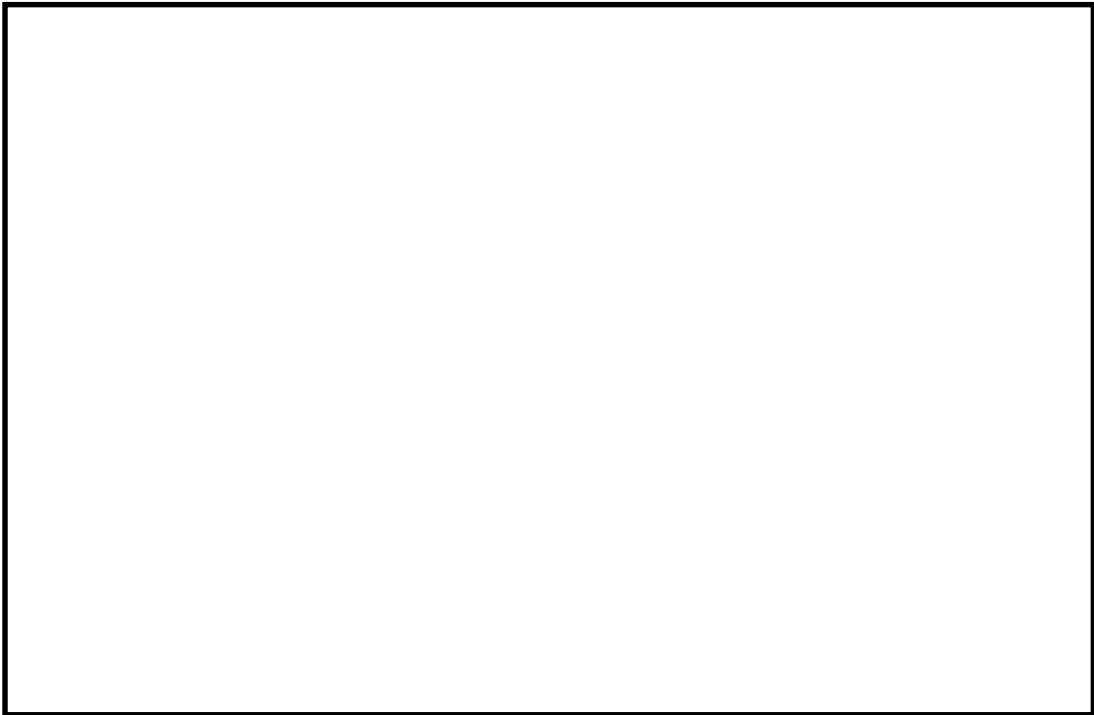


図 9 圧縮永久ひずみデータのヒストグラム

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、 である。一方、公称値を用いた開口量評価は、 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 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、 の裕度が確保できることを確認した。

上記のことから、 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"/> 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 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℃	<input type="text"/>	蒸気	168h	<input type="text"/>

*2：ガスケット厚さの公称値 にプラス公差を考慮した 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

X_1	X_2	X_3	X_4	X_5	X_6	X_7	X_8	X_9	X_{10}	X_{11}	X_{12}
X_{13}	X_{14}	X_{15}	X_{16}	X_{17}	X_{18}	X_{19}	X_{20}	X_{21}	X_{22}	X_{23}	X_{24}
X_{25}	X_{26}	X_{27}	X_{28}	X_{29}	X_{30}	X_{31}	X_{32}				

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 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EPDM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EPDM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を, 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 [] 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℃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℃ 約18ヶ月	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

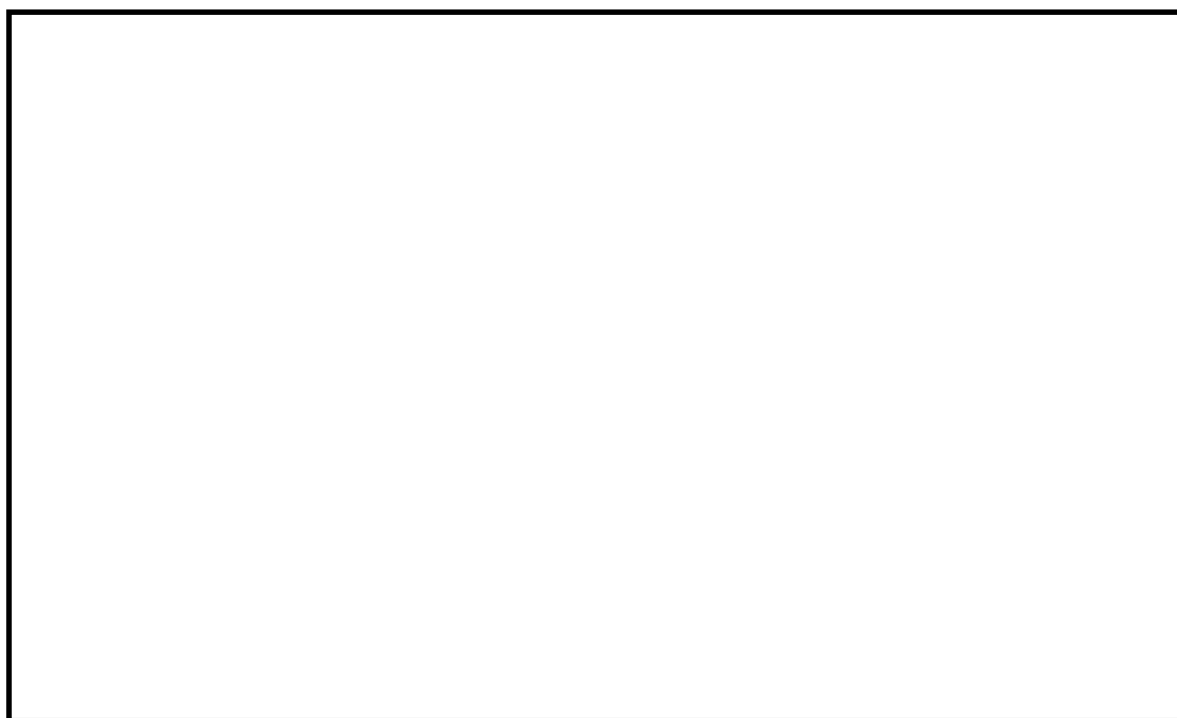


図1 F T - I R 分析結果

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EPDM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の一種であり、同材質のゴムであるEP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。

EPDM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EPDM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 EPDM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、EPDM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EPDM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EPDM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）を圧縮加工したものであり，一般的に 400℃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℃以上	6.9MPa	15MGy

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℃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℃), 7 日～30 日 (150℃) の圧縮永久ひずみ試験

No	試験時間 (日)	試験温度 (℃)	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E P D M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E P D M材					3
1-2	改良E P D M材					3
2-1	改良E P D M材					3
2-2	改良E P D M材					3

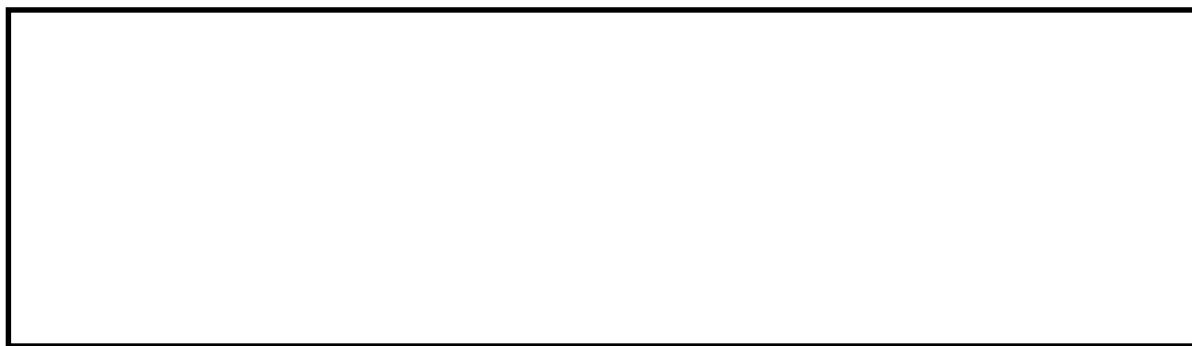


図 1 復元速度測定試験（ケース 1-2 の試験体 3 個）



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6.17Pd、フランジ開口量が平均で6.3mm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。

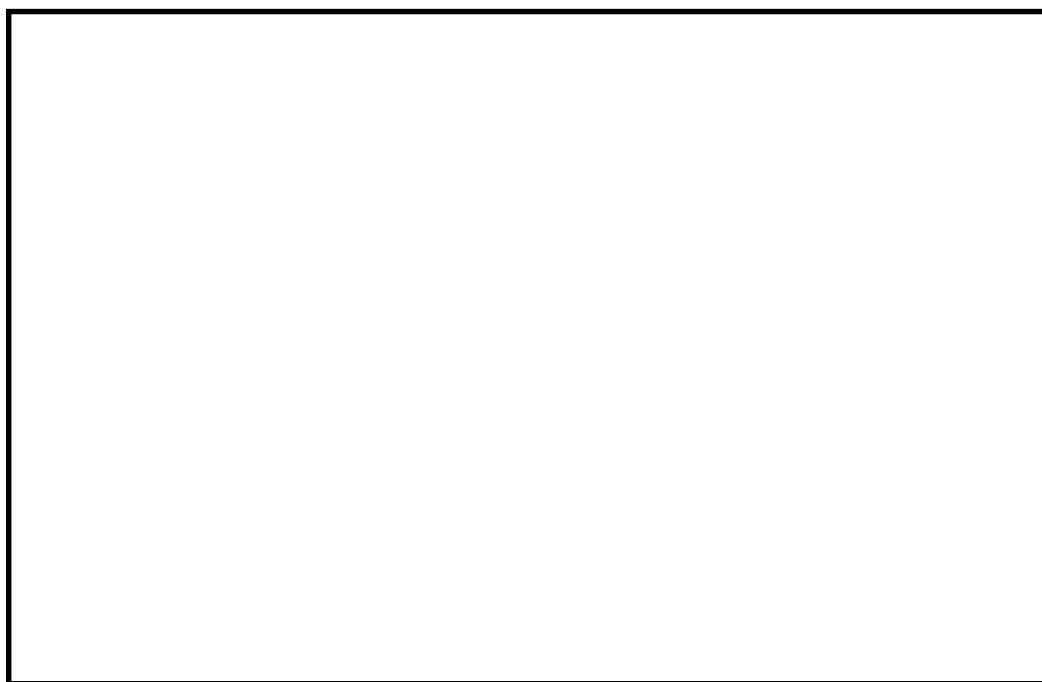


図1 トップヘッドフランジ部の解析モデル

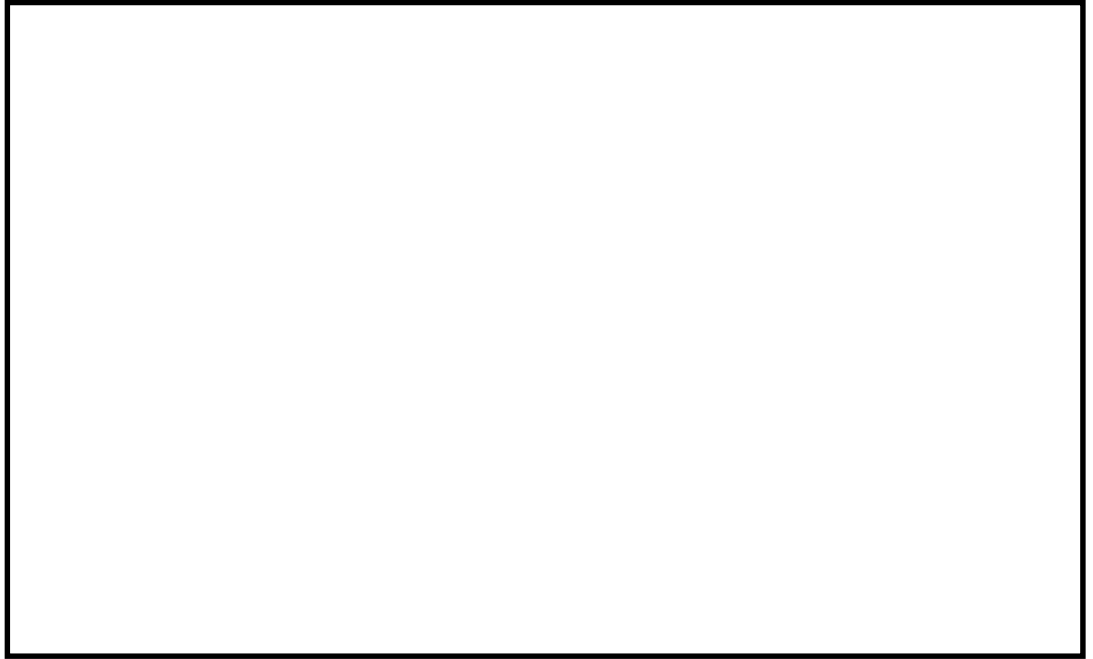


図2 トップヘッドフランジ部における圧力-開口量の関係

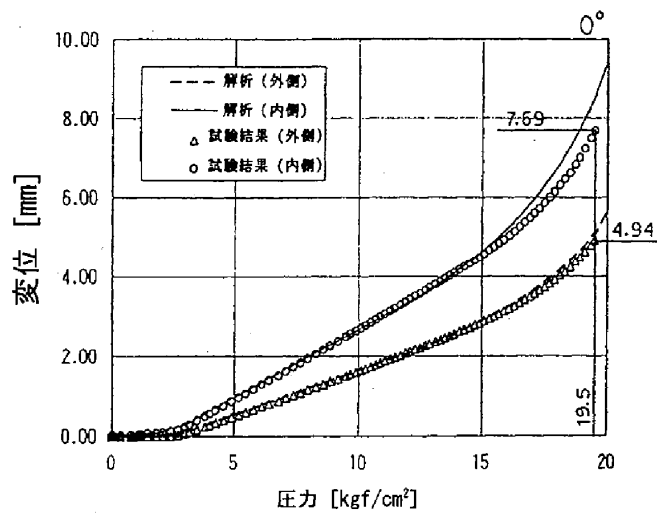


図3 NUPEC機器搬入用ハッチフランジの圧力-開口量の関係

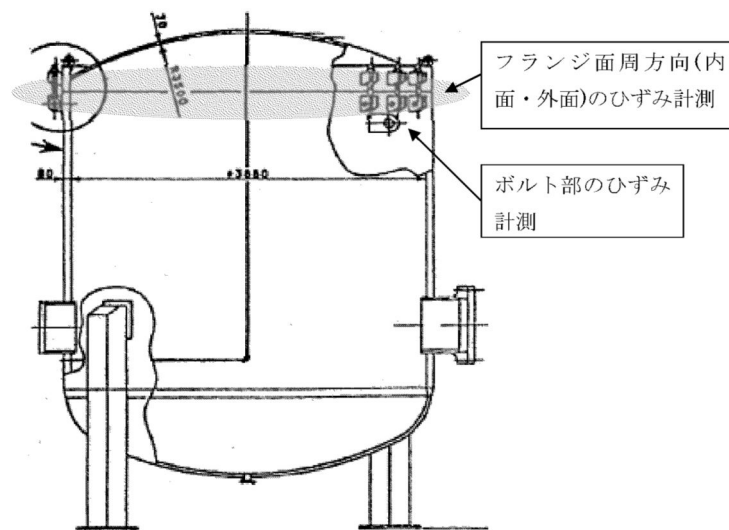


図4 NUPECハッチモデル試験体

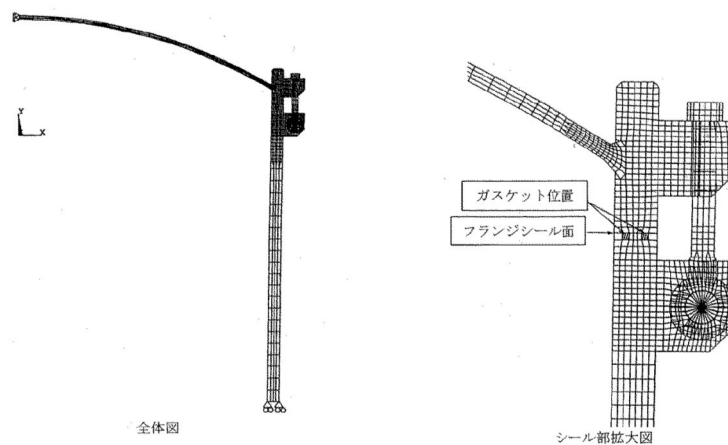


図5 NUPECハッチモデル試験解析モデル

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℃、2Pd 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℃、2Pd 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℃、2Pd 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

※：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。

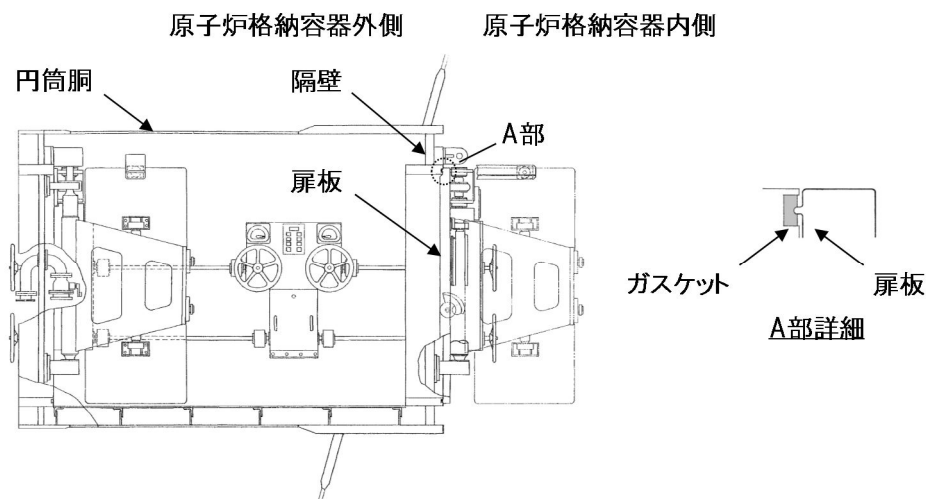


図1 所員用エアロックのシール部構造

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 と比較しても十分小さく無視できる。

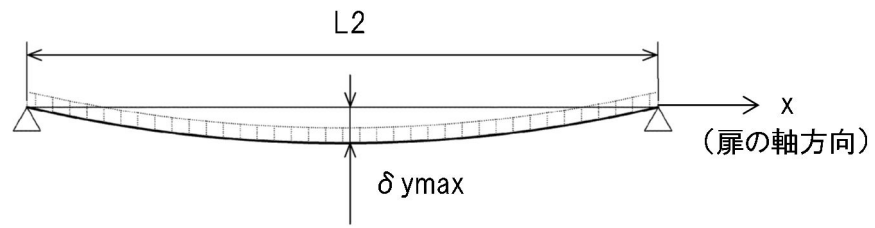
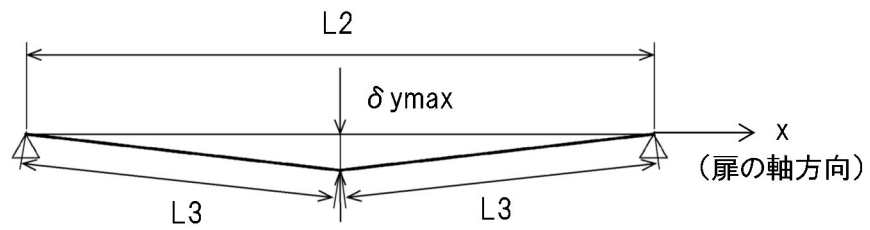


図2 2点支持はりモデル



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 であった。

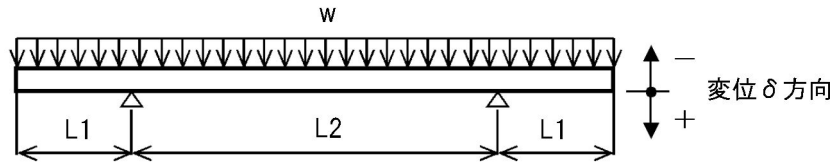


図4 2点支持はりモデル

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

$$= \text{ mm}$$

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。600A 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℃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（2Pd）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 ℃，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。

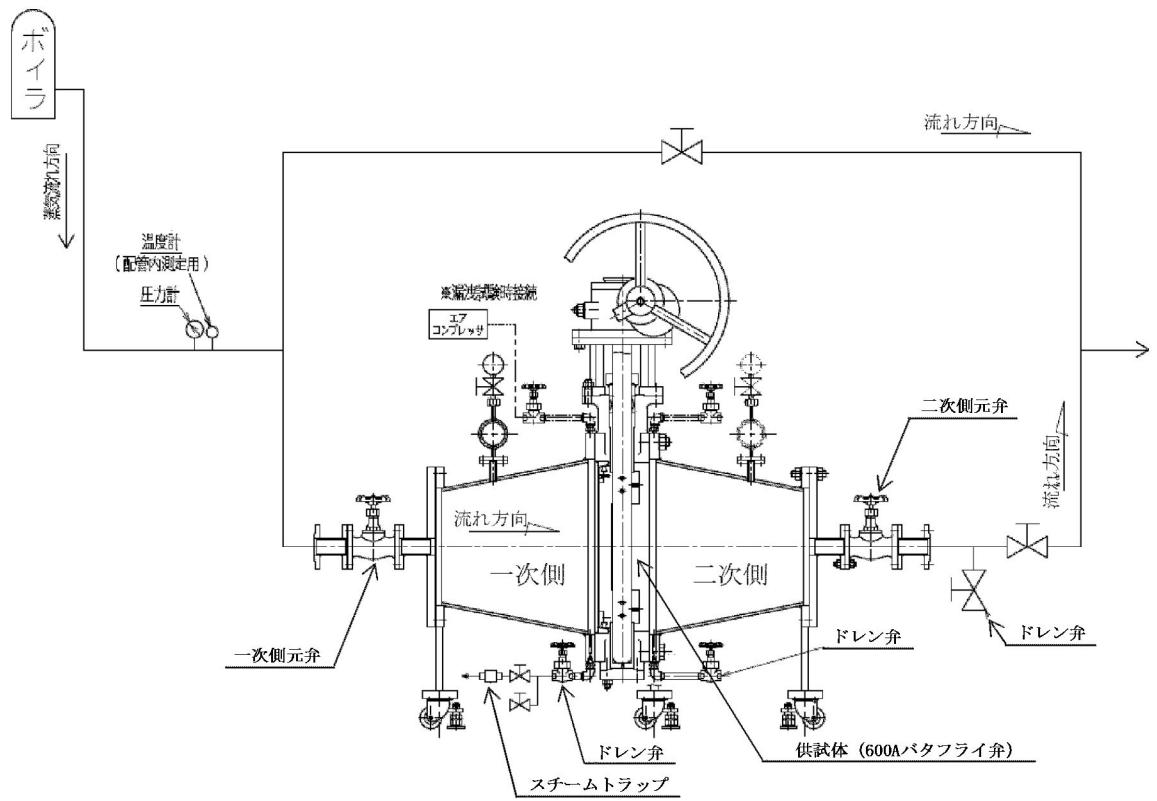


図1 蒸気通気試験装置概要図

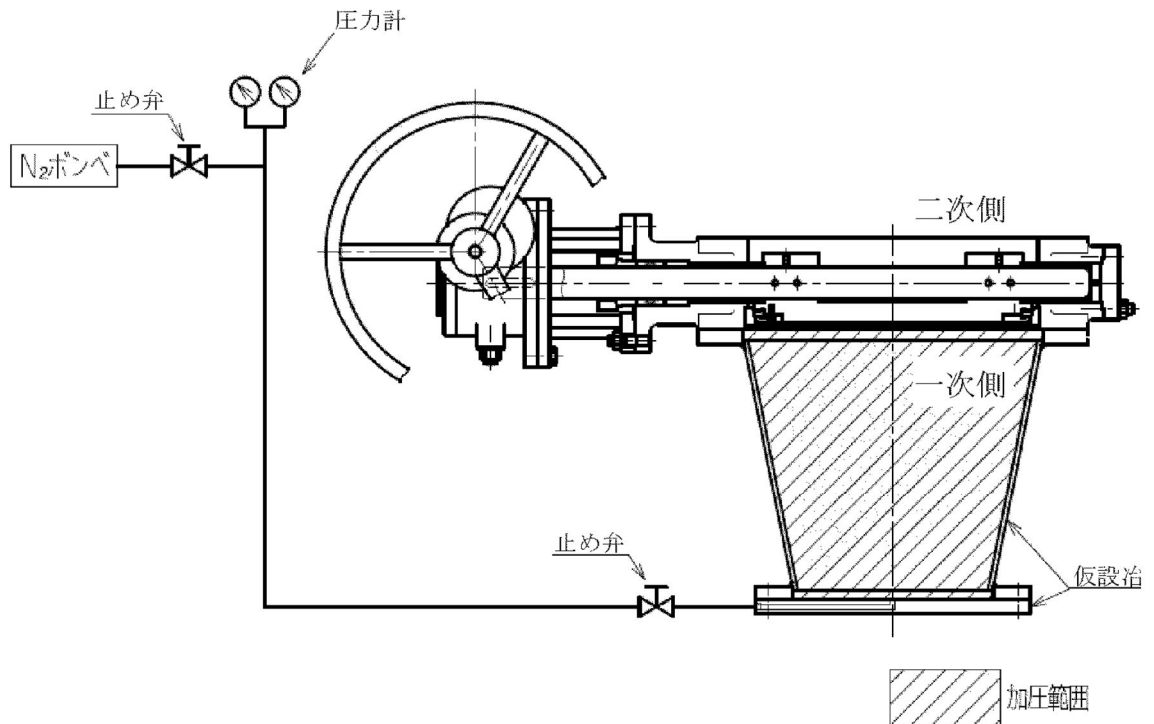


図2 常温弁座漏えい試験概要図

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		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。

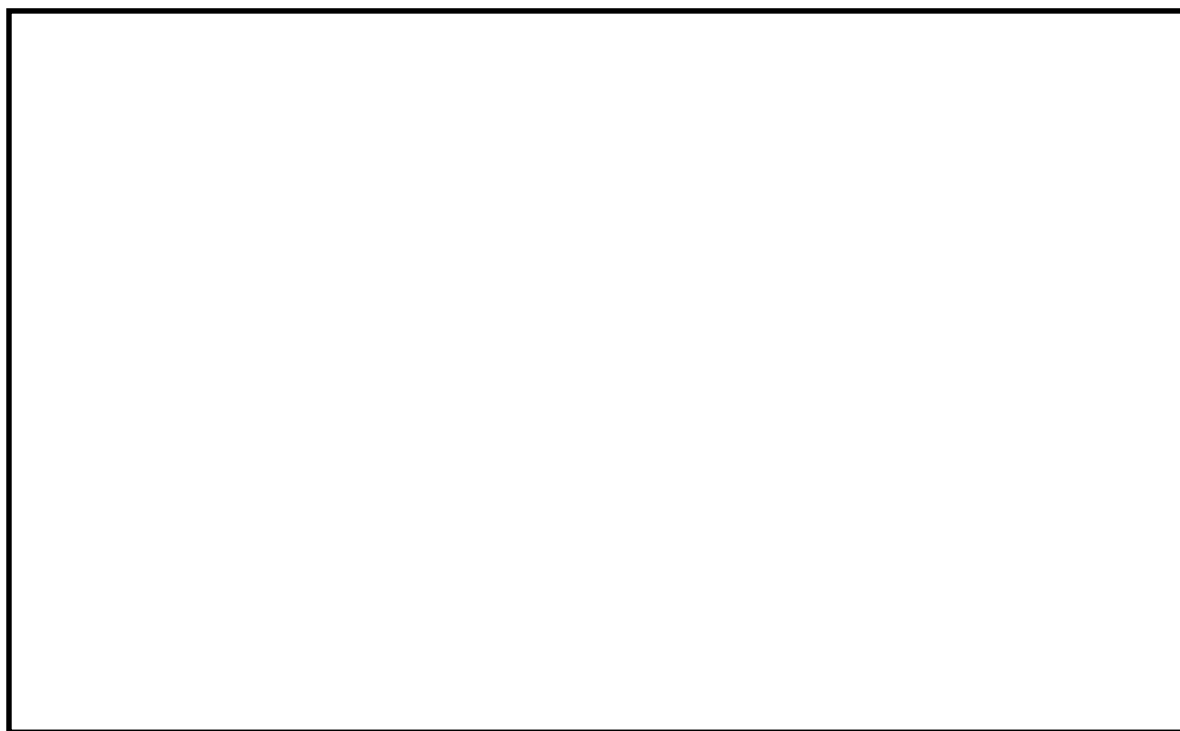


図 1 T I Pシステム概略図

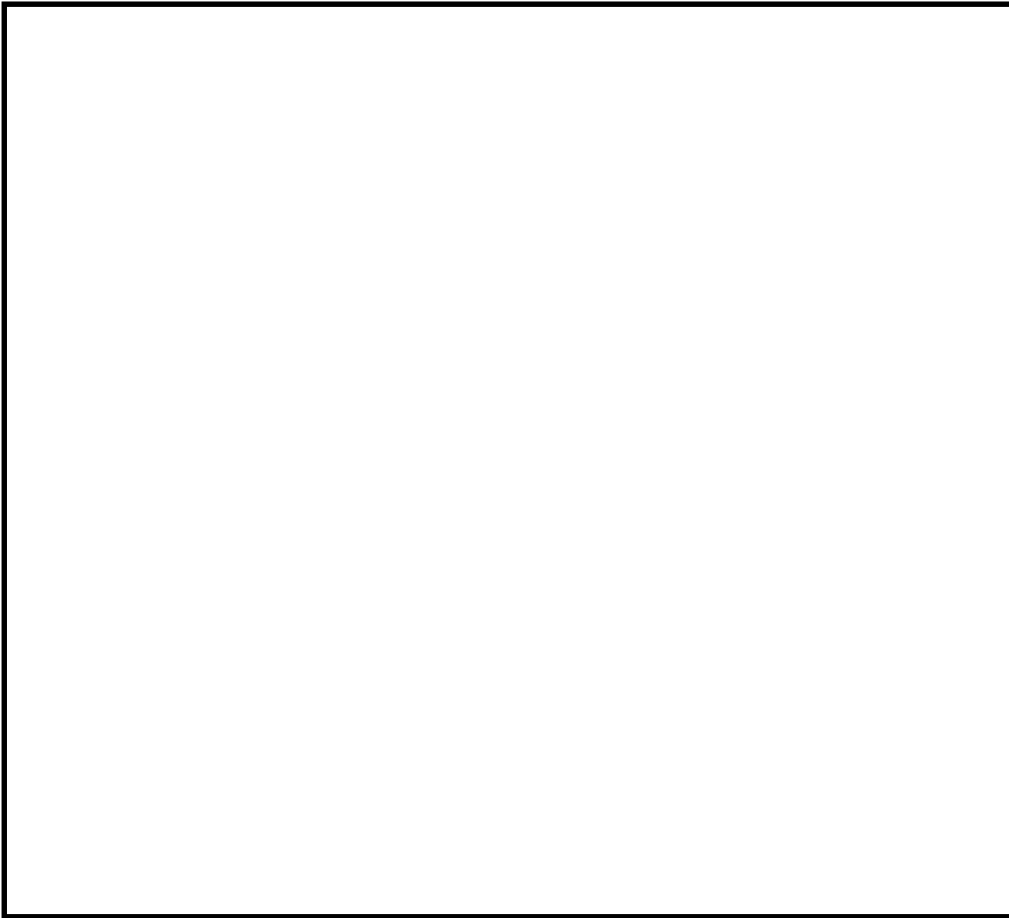


図 2 T I Pシステム機器構成図

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行く。

(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、重大事故等時に圧力の上昇率が最も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。圧力上昇率が大きくなる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「FCI」という。)発生時の蒸気発生における影響について、評価した。

2. 原子炉圧力容器破損に伴うFCI発生時の蒸気発生の影響について

有効性評価に関する事故シナリオにおいて、熔融炉心がペDESTALに落下した際に格納容器内圧力がスパイク上に上昇する。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、上記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EPDM製シール材について、復元速度を評価するため、JIS K 6254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最も早くなるのは、熔融炉心がペDESTALに落下した際の圧力上昇時(FCI発生時)である。この場合における開口量の変化速度は 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、 1.49×10^{-2} mm/s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EPDM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】

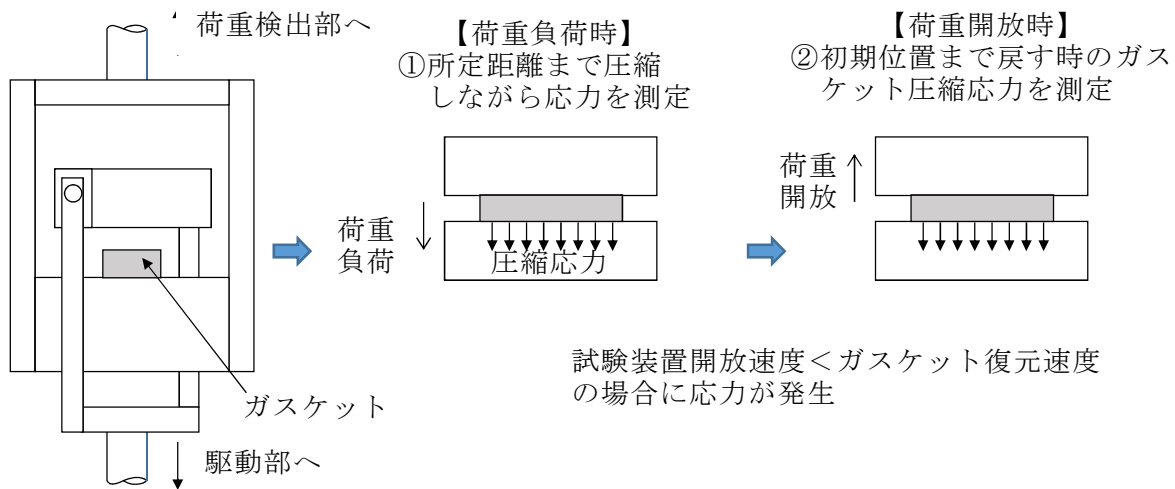


図1 復元速度測定試験の概要

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 E P D M 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最も早くなるのは、溶融炉心がペDESTAL に落下した際の圧力上昇時 (F C I 評価) であるが、その時のフランジ開口変化速度は 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 (1.49×10^{-2} mm/s)

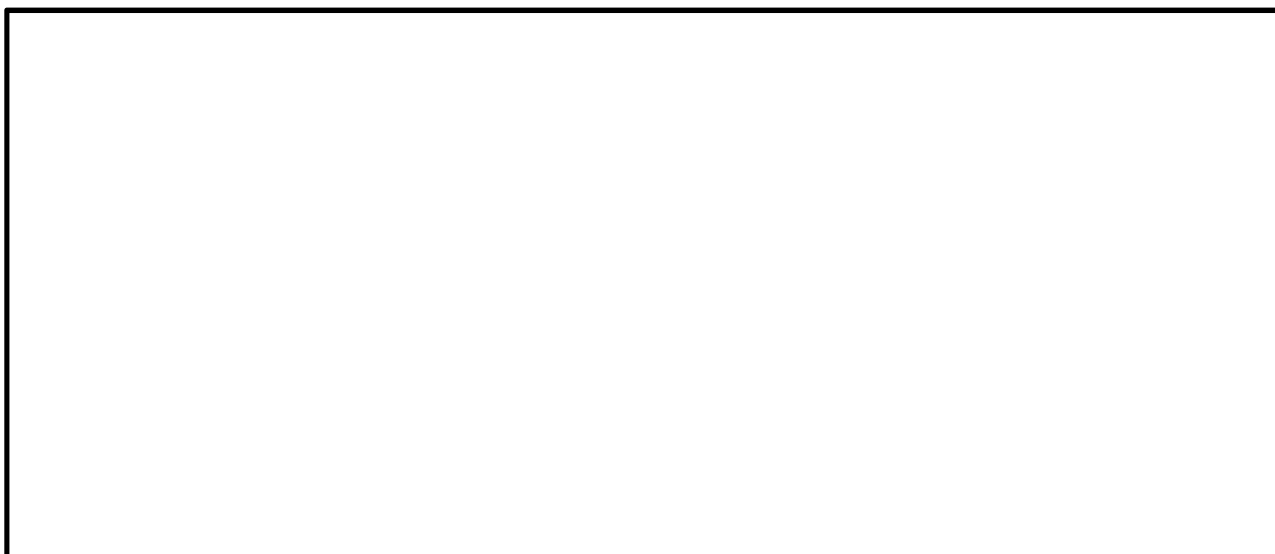


図 2 一定復元速度下で測定した改良 E P D M 製シール材の圧縮応力

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、参考資料 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 F T - I R 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。

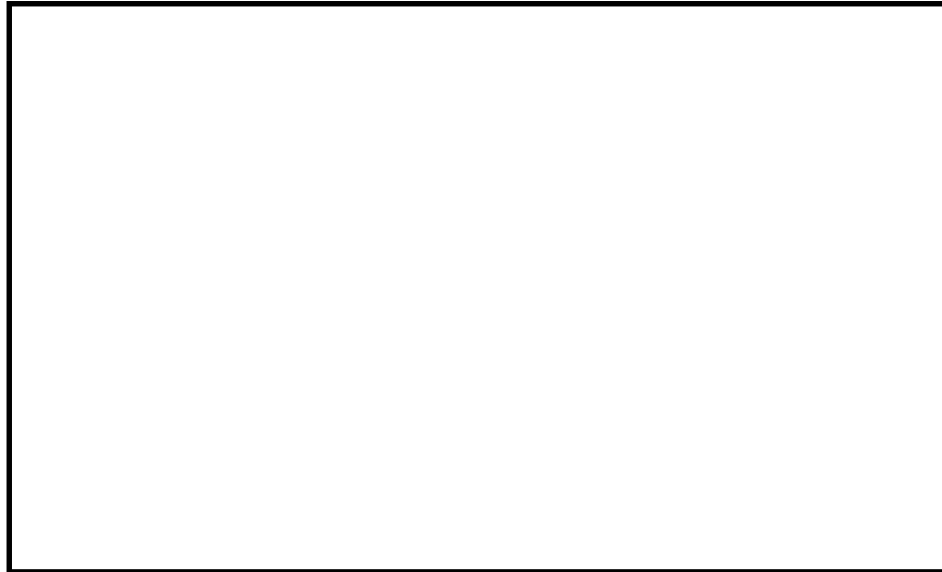


図 3 FT - I R 分析結果 (シート面)

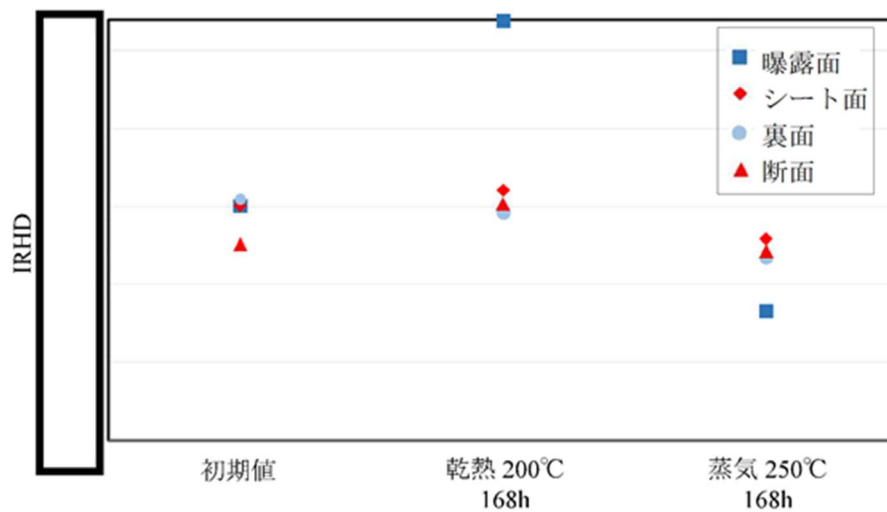


図 4 硬さ測定結果

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

<評価対象>

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

① トップヘッドフランジ

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

トップヘッドフランジの評価結果を第1表に示す。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。

第1表 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
2Pd	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における評価基準値を下回っており、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：ASME SA516 Gr. 70 (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：ASME SA516 Gr. 70 (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2Pd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2Pd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：ASME SA516 Gr. 70 (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
1.062MPa > 0.62MPa (2Pd)		

200 °C, 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 °C, 2 Pdと設定しており、200 °C, 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 °C, 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 °C, 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「高圧溶融物放出／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。

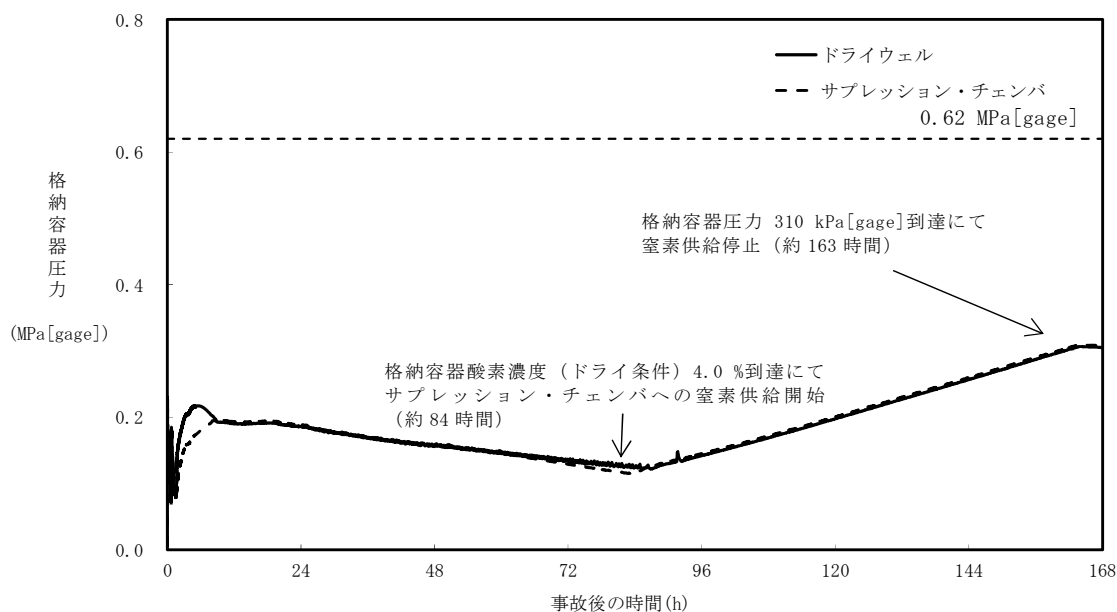


図1 格納容器圧力（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合）

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ナリオである。このシナリオ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。

※：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。

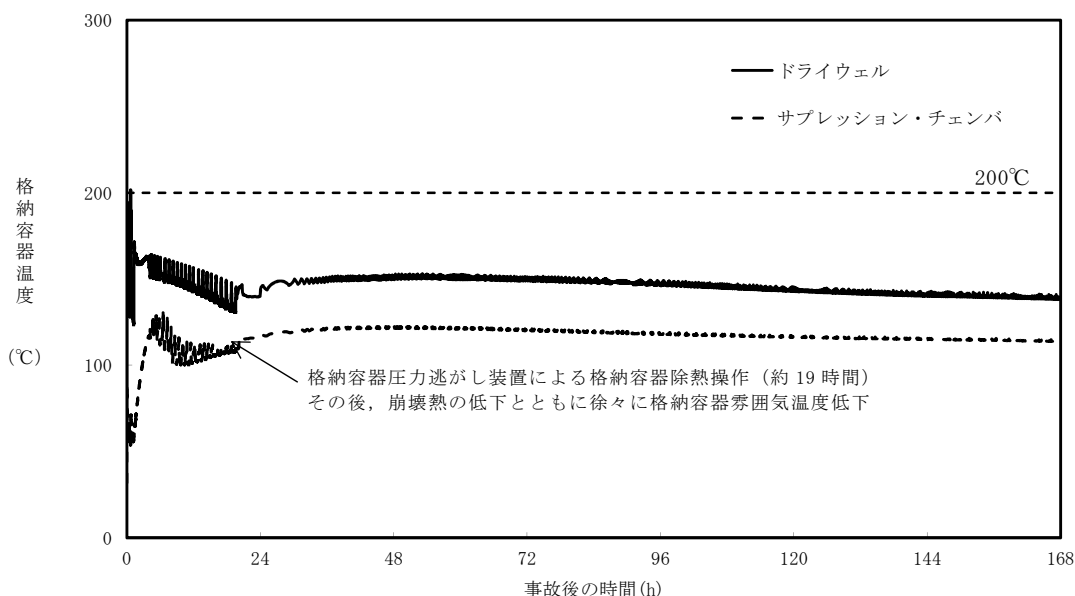


図2 格納容器雰囲気温度（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用できない場合）

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 2Pd(620kPa[gage])を設定	有効性評価シナリオで 最大310kPa[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。

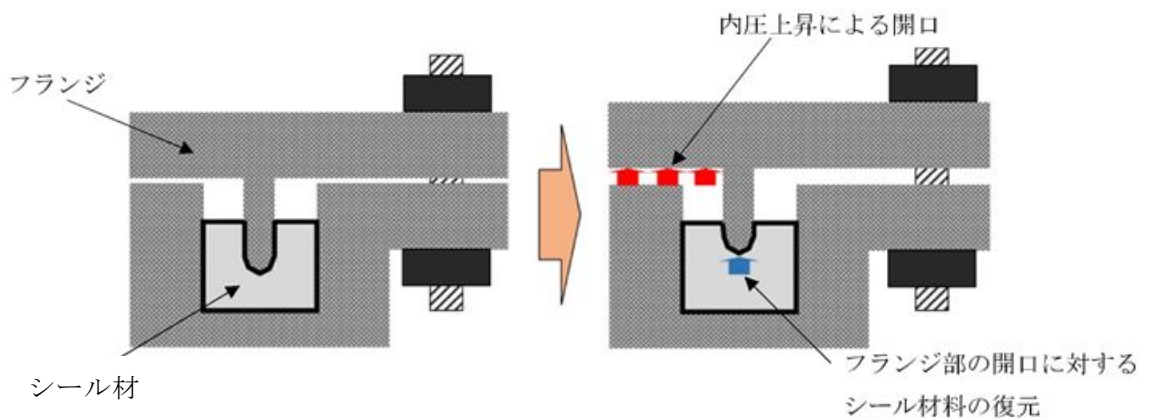


図3 シール部の機能維持確認の模式図

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 1Pd(0.31MPa)	2Pd(0.62MPa)
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）以降な格納容器温度と閉じ込め機能の関係について

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

表3 改良E P D M製シール材の基礎特性データの経時変化

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

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

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

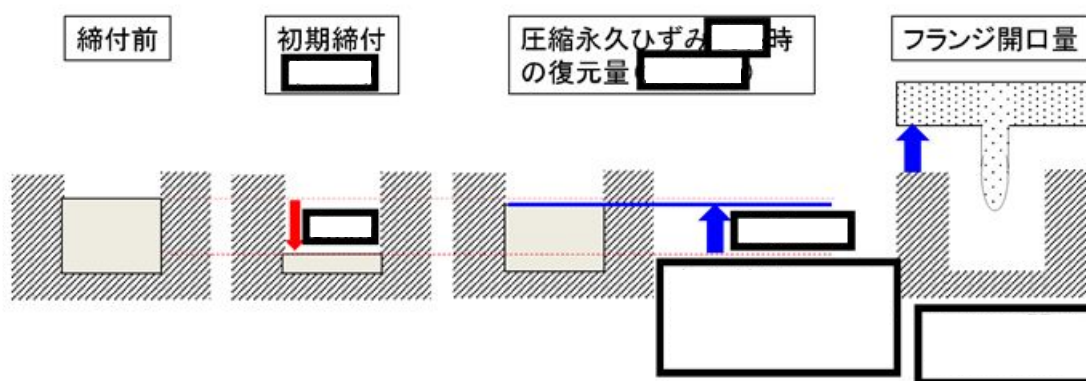


図4 圧縮永久ひずみ [] 時のシール材復元量とフランジ開口量

4. 7日間（168時間）以降の格納容器の閉じ込め機能について

2. で示したように有効性評価結果からも、7日間（168時間）以降は格納容器温度が改良E PDM製シール材の一般特性としての耐熱温度である150℃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2Pd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℃・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℃・2Pd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℃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。

※：酸素濃度をドライ換算で4.3 vol%以下とする運用の範囲

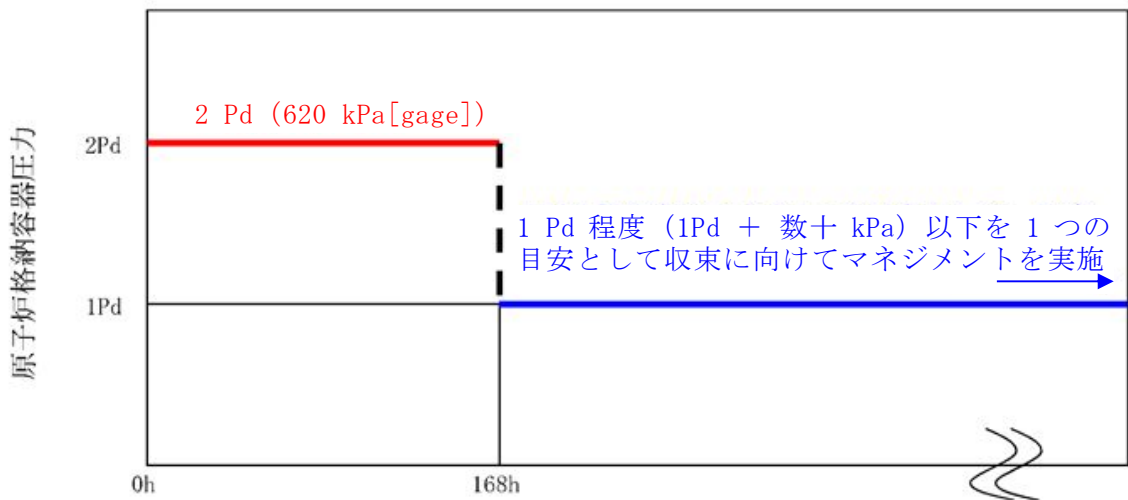


図5 格納容器圧力の168時間以降の考え方

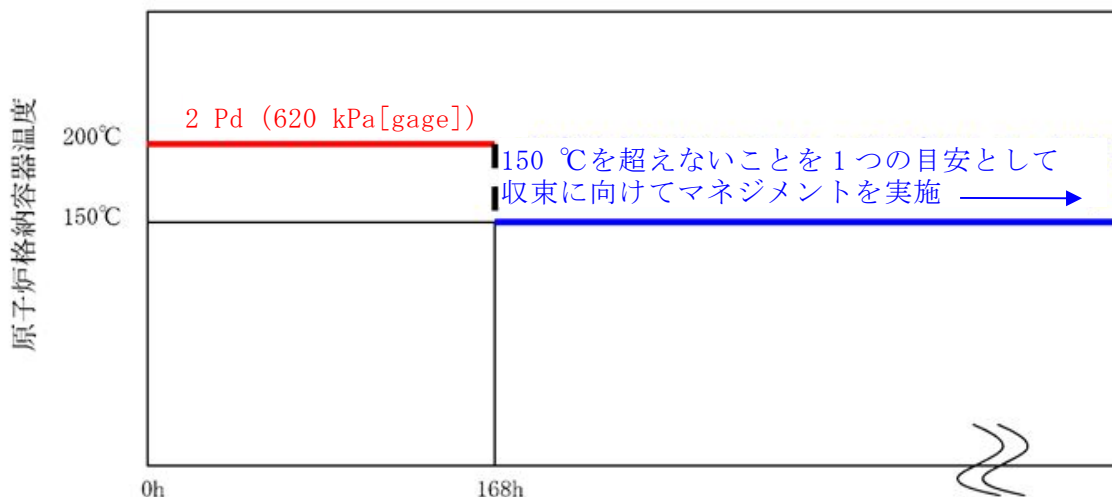


図6 格納容器温度の168時間以降の考え方

6. 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

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 (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	クイップメントハッチ	3658	—*	—*		
	X-16	パーソネル・エア・ロック	2400	—*	—*		
	X-28	CRD ハッチ	609.6	31.0	0.051		
	X-51	アクセスハッチ	1982	—*	—*		

※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 ホンブ 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	26B	39.0	0.059		
	X-57	FP系&N ₂ ガス供給系	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	OIL DRAIN SUMP	3B	7.6	0.085		
X-79	サブレーション・チェンバ 排气系(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	AC, PASS, CAMS, RPV フランジリークオフ	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	AC (2-26V213, 214)	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	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		
	X-230	計測	12B	17.4	0.055		

原子炉格納容器貫通部リスト (8/8)

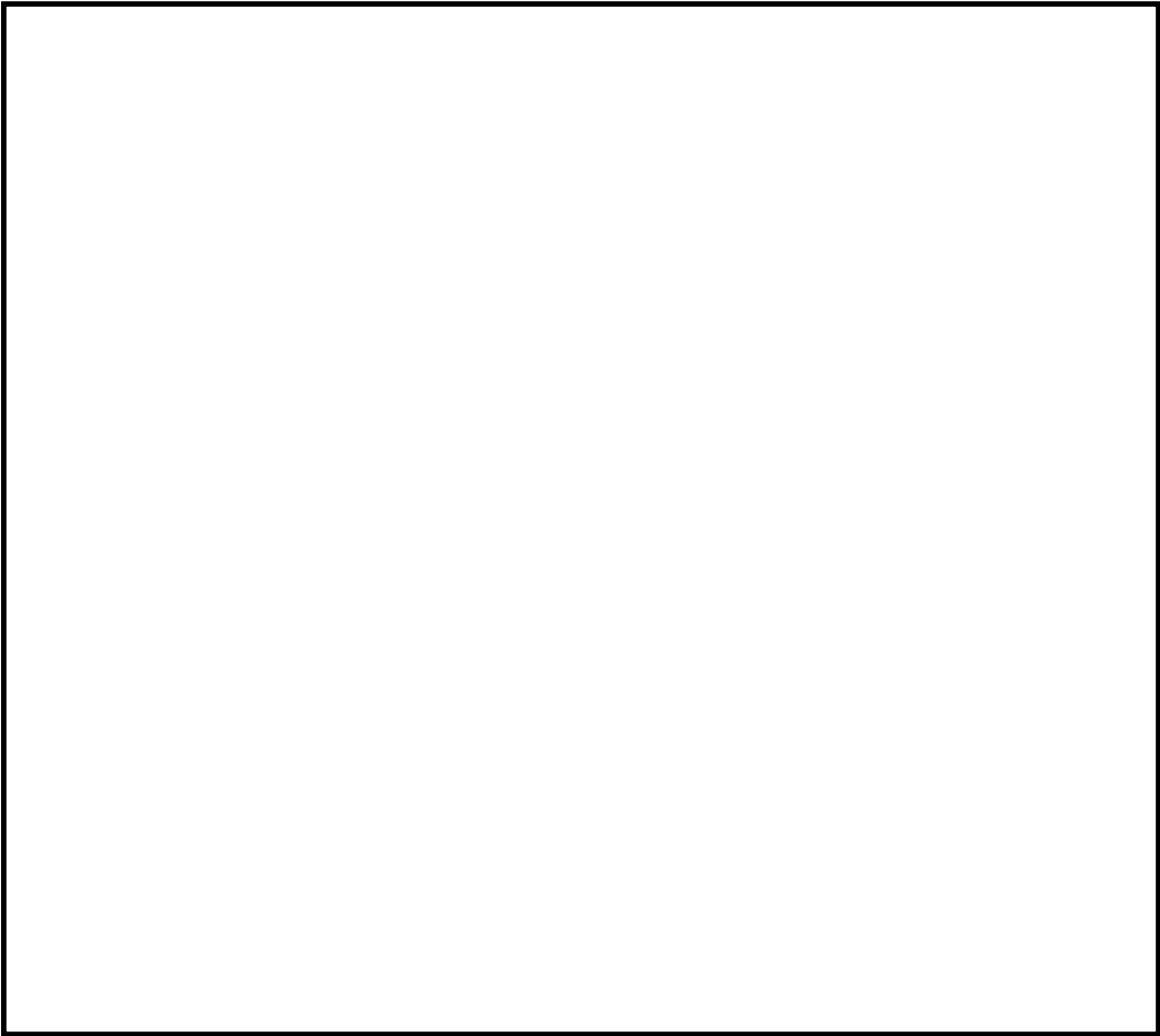
分類	貫通部 No.	用 途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ [mm]	t/D	高 さ [EL]	角度
電気配線貫通部 (ドライウエル)	X-100A	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-100B	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-100C	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-100D	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-101A	PLRポンプ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101B	PLRポンプ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101C	PLRポンプ電源	18B	23.8	0.052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

原子炉格納容器圧力及び動荷重に係るプール水の温度成層化の影響

重大事故等時におけるプール水の温度成層化による原子炉格納容器の圧力及び動荷重への影響について、以下に記載する。なお、影響の検討にあたり、別紙 26（補足）で示す福島第一原子力発電所事故を踏まえて行うものとする。

第 1 図及び第 2 図に示すとおり、東海第二発電所の逃がし安全弁の排気管のクエンチャ（Xクエンチャ）及び原子炉隔離時冷却系の排気スパージャの位置関係は別紙 26（補足）で参照した福島第二原子力発電所 4 号炉と同様な位置関係である。また、事故シナリオ「全交流動力電源喪失」のように、原子炉隔離時冷却系の間欠運転によって原子炉水位を維持しつつ、逃がし安全弁で原子炉圧力の制御を実施する場合には、原子炉隔離時冷却系が停止している間の逃がし安全弁の動作に伴う攪拌効果により、サブプレッション・チェンバのプールの温度成層化の発生の可能性は小さくなる。

一方、原子炉隔離時冷却系を停止し、逃がし安全弁による原子炉減圧状態を維持して低圧代替注水系（可搬型）による原子炉注水を実施する場合には、温度成層化の発生の可能性はあるが、逃がし安全弁クエンチャの排気口はサブプレッション・チェンバの底部から約 2.2 m 程度の下部の位置に設置されていることから、この付近を境に上下の温度差が発生したとしても、サブプレッション・チェンバのプール水の多くは温度の高い層が占めるため、別紙 26（補足）で参照した福島第二原子力発電所 2 号炉と同様に格納容器圧力及び動荷重に対する影響は小さいものと考えられる。



第1図 サプレッション・プール内の逃がし安全弁クエンチャの配置図



第2図 逃がし安全弁クエンチャ及び原子炉隔離時冷却系排気スパージャの配置図

原子炉圧力制御に係るプール水の温度成層化の影響の補足説明資料

1. はじめに

福島第一原子力発電所 3 号機 (1F-3) は津波到達後の原子炉隔離時冷却系 (以下「RCIC」という。) 運転期間中, RCIC 及び主蒸気逃がし安全弁 (以下「SRV」という。) からの排気蒸気により, ドライウェル圧力が上昇傾向にあった。このドライウェル圧力の変化 (実測値) をMAAP解析の結果と比較すると実測値の上昇の方が大きく, MAAP解析では3月12日の12時頃までに観察されているドライウェル圧力の変化を再現できていない (図1) *¹。この理由として, 「圧力抑制室保有水の温度成層化による原子炉格納容器圧力等への影響等の検討」 (独立行政法人 原子力安全基盤機構, 平成24年2月1日) によれば, RCICのタービン排気蒸気により排出管近傍におけるサプレッション・チェンバ (以下「S/C」という。) のプール水温が上昇し, 高温水が水面近傍を周方向に広がることでプール上部が高温になり, 温度成層化が発生した可能性が示唆されている。

また, 福島第二原子力発電所 4 号機においても事故調査・検証委員会最終報告で圧力抑制プール (以下「S/P」という。) の上部と下部で温度差が発生していたことが報告されている*²。

これらのプラント状況等を比較し, 温度成層化の発生する可能性及び発生した際の影響について考察した。

なお, 福島第一原子力発電所 2 号機 (1F-2) も長期間, RCICが動作していたが, S/Cが収められているトラス室が浸水し, 格納容器圧力の上昇を抑制するのに十分な除熱ができていた可能性があること, また, 原子炉水位が制御されずに, RCICタービンの抽気レベル (主蒸気管) 付近まで水位が上昇し, 蒸気と水の二相流がRCICタービンへ流入した可能性等あることから, 本検討対象には含めないこととした。

2. 福島第二原子力発電所 2 号及び 4 号機圧力抑制プール水の温度

福島第二原子力発電所 2 号及び 4 号機 (2F-2, 4) では, 津波による浸水の影響により全台又は一部の非常用ディーゼル発電機が機能喪失し, RCICによって原子炉水位を維持しつつ, SRVで原子炉圧力の制御 (原子炉減圧操作) を実施した。その時のS/P水の温度のチャートを図2, 図3, 図4, 図5, 図6, 図7, 図8及び図9に示す (A系とB系で同様の挙動を示すため, A系を例示)。

なお, 福島第二原子力発電所の1号機については2F-2, 4と同様にRCICによる水位維持を実施していたが, 計器用電源喪失に伴い対象の記録計が停止していた等の理由により対象外とした。また, 福島第二原子力発電所の3号機についてはB系の交流電源母線が機能を維持しており, 事象初期からRHRによるS/Cクーリングを実施しているため, 2F-2, 4を対象とした。

これらのチャートから, RCICによって原子炉水位を維持しつつ, SRVで原子炉圧

力の制御（原子炉減圧操作）を行う事象初期では、S/Pの上部と下部の水温の差はほとんどなく、ほぼ一様に温度上昇していることが確認されている。

また、事象後半（2F-2：3月12日2時頃、2F-4：3月12日1時頃）ではS/Pの上部と下部において温度差が発生しているが、S/CクーリングやHPCS、LPCIの起動により温度差は減少した（図7及び図9）。

3. MAAPによる福島第二原子力発電所4号機のトレース解析

2F-4を対象にMAAPにより事象進展解析（トレース解析）を実施した。図10及び図11に格納容器圧力及びS/P水温の実測値（S/P上部温度）とMAAP解析結果の比較を示す。解析結果と実測値との比較により以下の傾向が確認された。

- －RCIC運転期間中は実測値（S/P上部温度）に対してMAAP解析結果はこれを良く再現している（この間、S/P上部と下部の温度差は観測されていない）
- －RCIC注水停止以降のMUWCによる注水期間中は、実測値（S/P上部温度）に対して解析結果は僅かに低い値となったがおおむね実測値は再現されている（この間、上部と下部で温度差が観測されている）

4. 福島第一原子力発電所3号機と福島第二原子力発電所2号及び4号機の差異

1F-3のS/C圧力のMAAP解析結果と実測値との差異が温度成層化の影響によるものとした場合、RCIC運転時の比較的初期（差異が大きくなる3月11日20時頃から以前）から発生していたと考えられる。一方、2F-2,4においてはRCIC運転時の後半又はRCIC隔離後（2F-2：3月12日2時頃、2F-4：3月12日1時頃）まで大きな温度差は発生しておらず、またMAAPでのトレース解析を実施したところ、S/P水温や格納容器圧力の評価結果と計測値の間に大きな差異は生じていない。

原子炉格納容器の型式（1F-3：MARK-I，2F-2,4：MARK-II改良型）、SRV排気管のクエンチャのアーム部は異なるものの、RCIC排気スパージャ、SRV排気管のクエンチャの寸法や配置の高さに大きな差異はないことから各々の原子炉圧力、RCICやSRVの運転状況と、それらの排気ラインからの蒸気の流入量が大きく関与しているものと推定される。

1F-3はRCICが自動停止に至らないよう原子炉注水ライン及びテストラインの両ラインを通水するライン構成とした上で、原子炉水位を緩やかな変化となるように流量を設定しており、これによりRCIC排気スパージャから継続的にS/Pへ蒸気が流入していたものと推定される。一方、2F-2,4では原子炉圧力をSRVにより減圧させながらRCIC運転を行っており、SRV排気管からのS/Pへの蒸気流入が比較的多かったものと推定される。これらについて整理し、表1,2及び図12,13,14にまとめた。

以上の関連について整理すると以下の可能性が示唆される。

- ・原子炉が高圧の状態ではSRVより多くの蒸気がS/Pに流入している状態では温度成層化は発生しない（2F-2,4事象初期から）。

- ・原子炉が低圧の状態ではSRVからS/Pへの蒸気の流入が少なく、温度成層化が発生する（2F-2,4 事象後半から）。
- ・原子炉の圧力状態にかかわらず、SRVをほとんど使用せず、RCICによる連続運転を実施した場合は温度成層化が発生する（1F-3 より）。

5. 想定される温度成層化の状況

1F-3 ではRCIC運転中に解析結果に対して比較的大きな温度差が発生している一方で、2F-4 のRCIC注水停止以降のMUWCによる注水期間中はトレース解析と測定値との差異は大きくない。これは以下の理由によるものと推定される。

- ・2F-4 のMUWCによる注水期間中は、原子炉で発生する蒸気はSRVを通じてS/Pへ流入するが、SRVクエンチャの排気孔はS/Pの底部から約 m 程度の下部の位置にあることから、この付近を境に上下の温度差が発生したと考えられ、S/P水の多くを上部の温度が高い層が占めるため、S/P水温を一律の温度としているMAAP評価と差異が大きくなかったと考えられる。これは図 9 の温度差が解消された後の温度にも現れている*。
- ・1F-3 のS/C圧力は事象の早くから解析結果と測定値との差異が大きいが、主な蒸気の排出口として考えられるRCICスパーージャは図 15 に示すようにS/P水面近くに排気孔が設置されており、蒸気凝縮した高温水が水面近傍を周方向に拡がることでプール上部が高温になり、S/C圧力を大きく上昇させる要因となったと考えられる。

*発生したS/P水の上部と下部の温度差は、S/CクーリングやHPCS、LPCIの起動により2F-2：3月14日7時頃、2F-4：3月12日11時頃に減少している。この時の上部と下部の温度のそれぞれの変化を確認すると下部の温度計の上昇に比べて上部の温度計の下降が小さいことが確認される。よって、温度差の境は上部と下部の中心ではなく比較的下部の位置にある可能性があることを示している。

6. まとめ

RCICの運転方法として、1F-3と同様にテストラインを使用し注水流量を制御するような運転方法とした場合、S/Pの温度成層化による原子炉格納容器の圧力上昇が生じる可能性がある。しかしながら、RCICが間欠運転（L2とL8の自動制御）の場合、RCICが停止している間にSRVが動作することにより温度成層化の発生の可能性は小さくなる。また、RCICの注水流量調整のみによる制御とした場合においても、RCICで消費される駆動蒸気量の減少によりSRVの動作回数が増え、温度成層化の発生可能性は小さくなる可能性がある。

一方、代替低圧注水系を用いた原子炉注水時において成層化の発生可能性はあるものの、格納容器圧力に対する影響は小さいものと考えられる。

表1 1F-3, 2F-2, 4のプラントの状態と運転
(RCIC運転時の初期(3/12 0:00迄))

	原子炉圧力 (図12, 13, 14 参照)	RCIC 運転	RCIC 排気ラ インからの 蒸気量*1	SRV の動作	SRV 排気管ク エンチャ からの蒸 気量*1	S/P 水温度計の 上部と下部の 温度差	解析結果との 差異(S/C圧力)
1F-3	高圧維持 (7MPa程度)	連続運転 (16:03~)*2	大	逃がし弁機 能(推定)	小*3	—	3/11 20時頃 から発生
2F-2	原子炉減圧 (7MPa→1MPa 程度)	間欠運転 (15:43~)	中	減圧のため に適宜手動 開操作実施	大	大きな差異なし	—
2F-4	原子炉減圧 (7MPa→1MPa 程度)	間欠及び連 続運転 (15:54~)	中	減圧のため に適宜手動 開操作実施	大	大きな差異なし	大きな 差異なし

*1 原子炉圧力やRCIC, SRVの動作状況から推定

*2 RCICが自動停止に至らないよう原子炉注水ライン及びテストラインの両ラインを通水するライン構成とした上で、
原子炉水位が緩やかな変化となるように流量を設定

*3 原子炉圧力の推移及びRCICの連続運転によりSRVの動作や排気される蒸気量は少なかったと推定

表2 1F-3, 2F-2, 4のプラントの状態と運転
(RCIC運転時の後半(3/12 0:00~))

	原子炉圧力 (図12, 13, 14 参照)	RCIC 運転	RCIC 排気ラ インからの 蒸気量*1	SRV の動作	SRV 排気管ク エンチャ からの蒸 気量*1	S/P 水温度計の 上部と下部の 温度差	解析結果との 差異(S/C圧力)
1F-3	—*2						
2F-2	低圧維持 1MPa以下	RCICが隔離 するまで間 欠運転	小	原子炉の低 圧維持のため開	小*3	3/12 2時頃から 温度差発生*4	—
2F-4	低圧維持 1MPa以下	RCICが隔 離	無	原子炉の低 圧維持のため開	小*3	3/12 1時頃から 温度差発生*4	大きな 差異なし

*1 原子炉圧力やRCIC, SRVの動作状況から推定

*2 3/12 12:00以降についてはS/CスプレーやHPCIへの切替えを実施しているため、対象外とする

*3 原子炉圧力が低いことからSRV排気管クエンチャからの蒸気量は少量であったと推定

*4 2F-4はRCIC隔離とほぼ同じ時期にS/P上部・下部の温度差が発生し始めているが、2F-2はRCIC隔離より前(2~3時間前)にS/P上部・下部の温度差が発生している。これは各々のプラントの原子炉減圧過程が影響しているものと推定され(図13, 図14)、2F-2では比較的早い段階で減圧が開始され、温度差が発生する時点では原子炉圧力は0.5MPa程度となっている。一方、2F-4はRCIC隔離と同じ時期に原子炉圧力が0.5MPa程度となっており、この程度の原子力圧力下ではSRVからの蒸気量が少なく、S/Pの流況を変化させる程度の攪拌力は得られないものと推定される

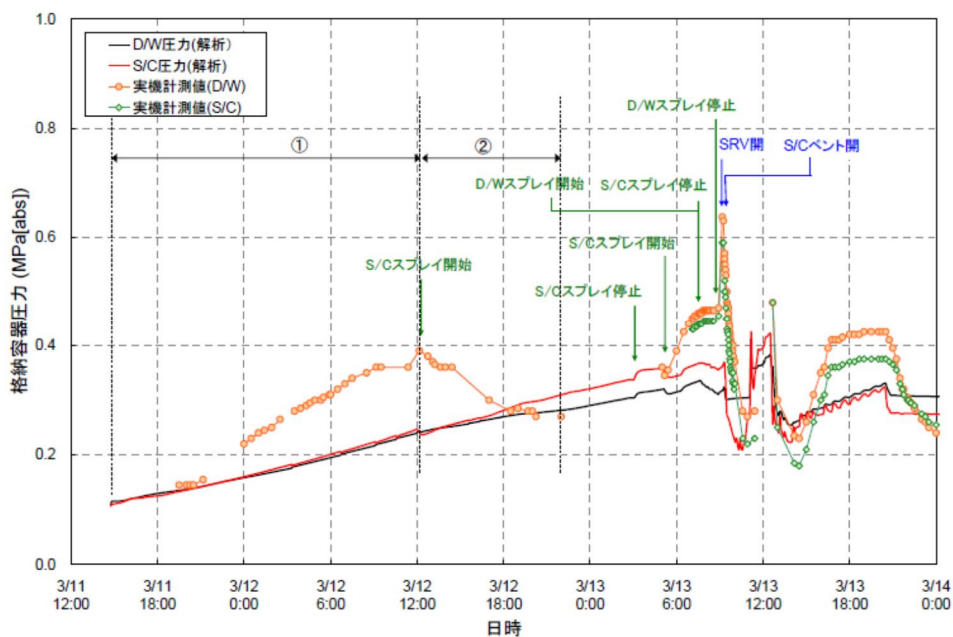


図1 福島第一原子力発電所3号機の格納容器圧力の実測値とMAAP評価結果※1

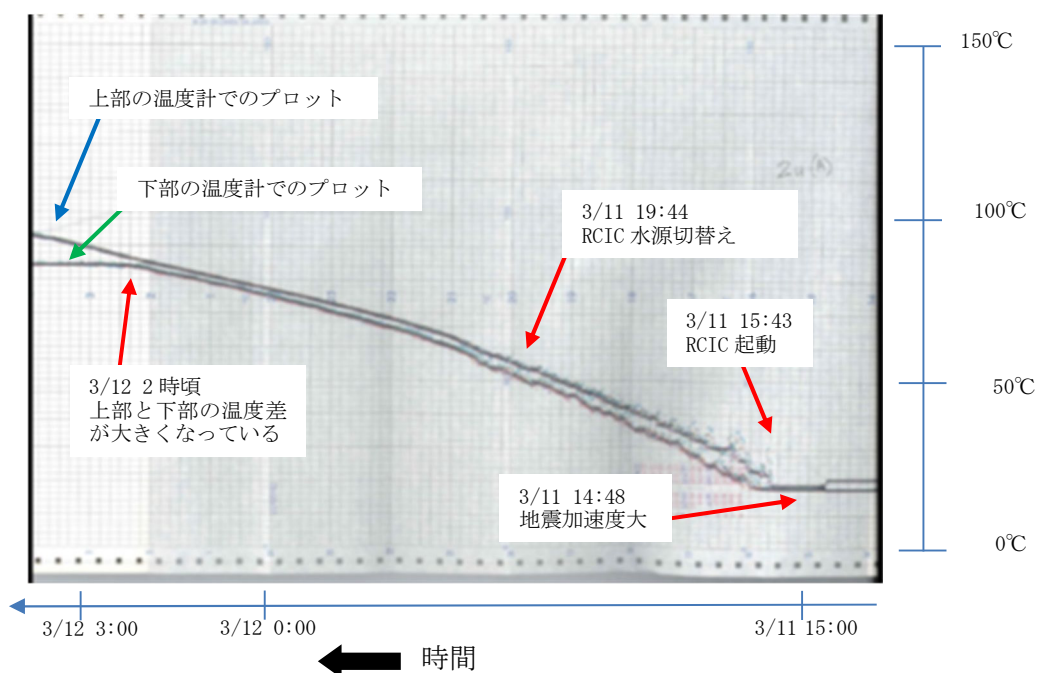


図2 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系(1/6)

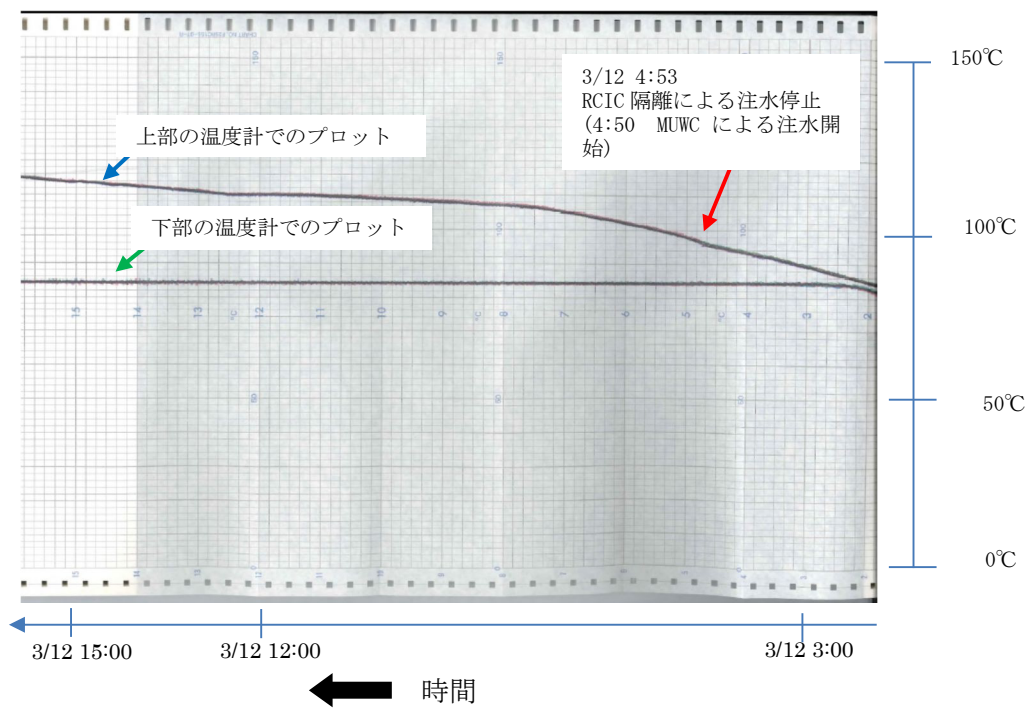


図3 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系 (2/6)

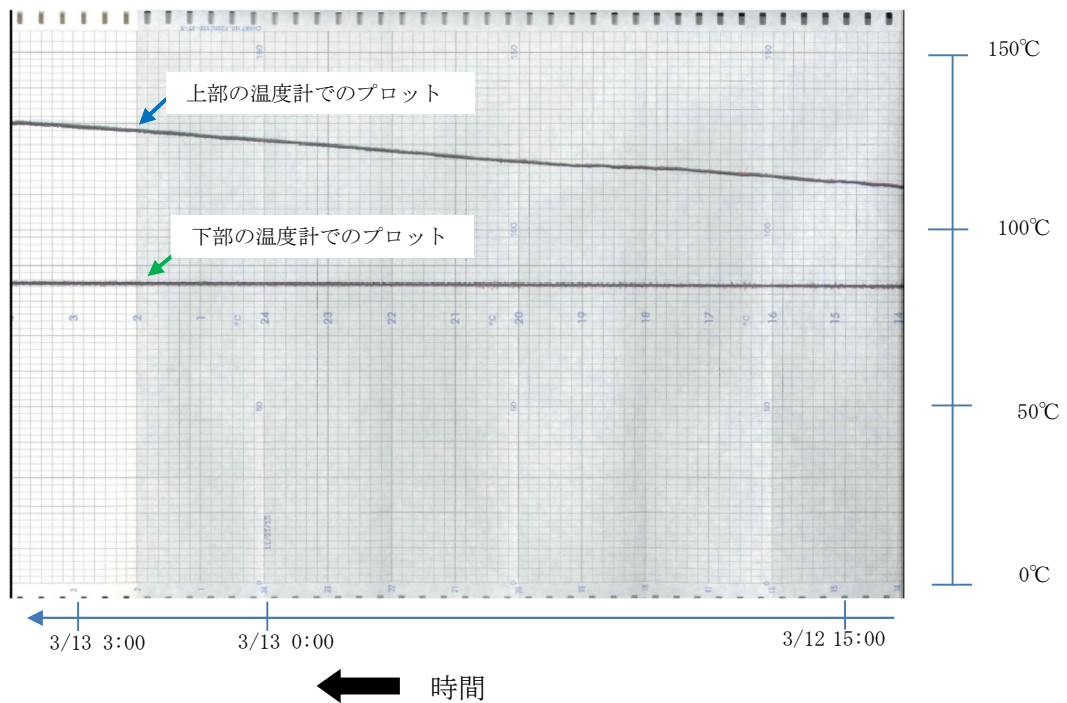


図4 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系 (3/6)

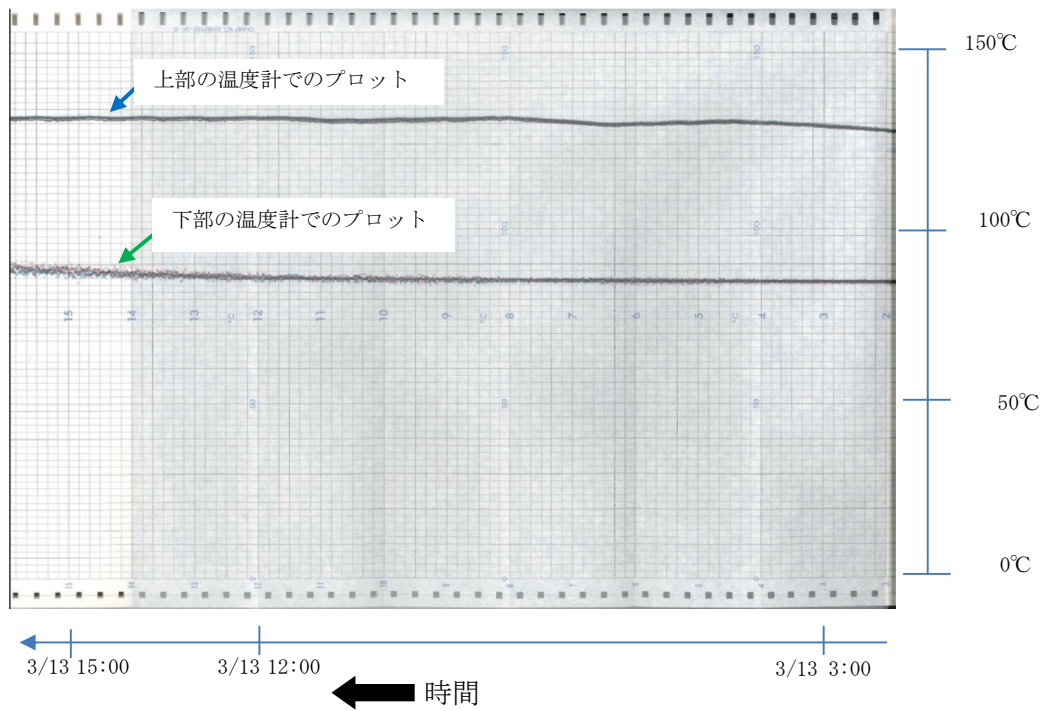


図5 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系(4/6)

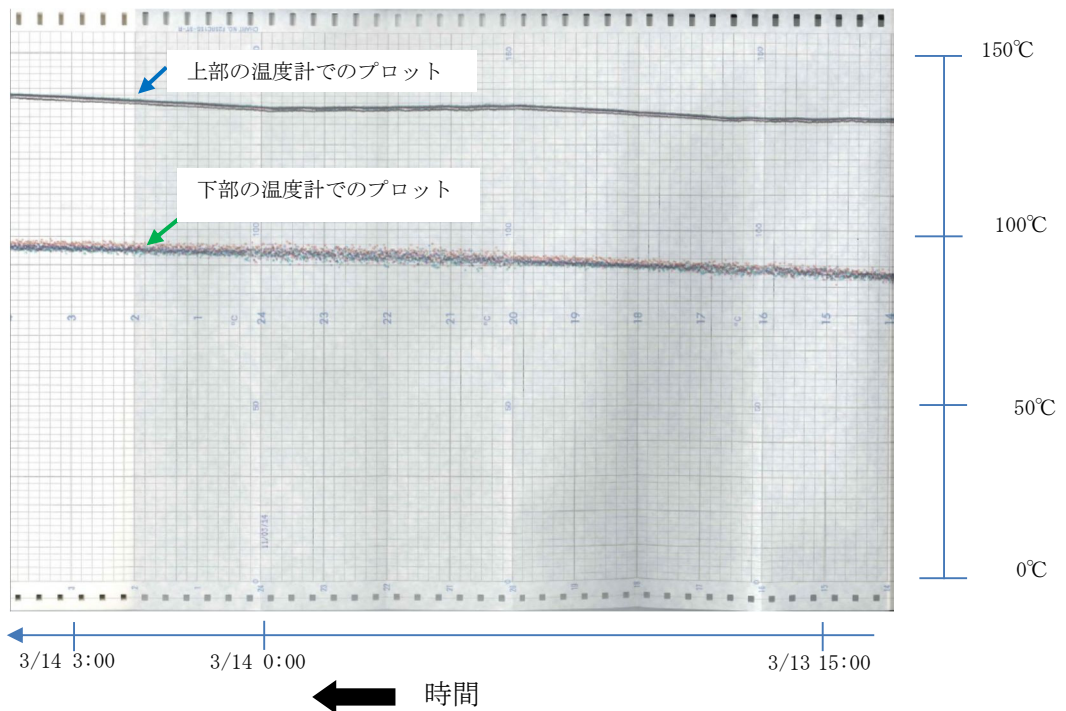


図6 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系(5/6)

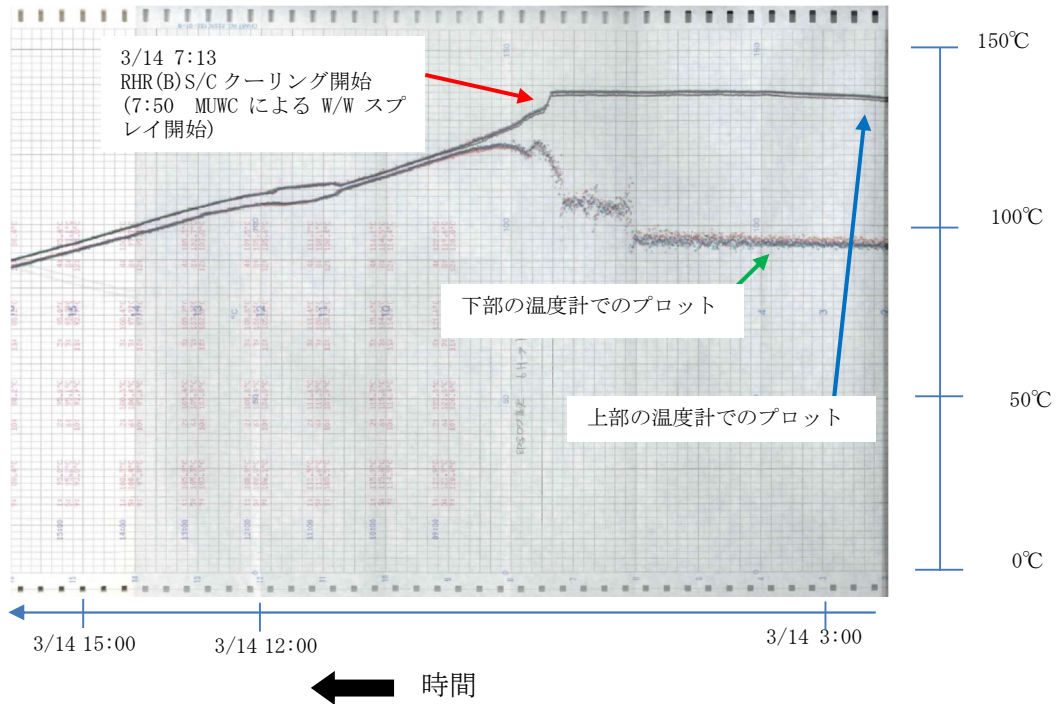


図7 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系(6/6)

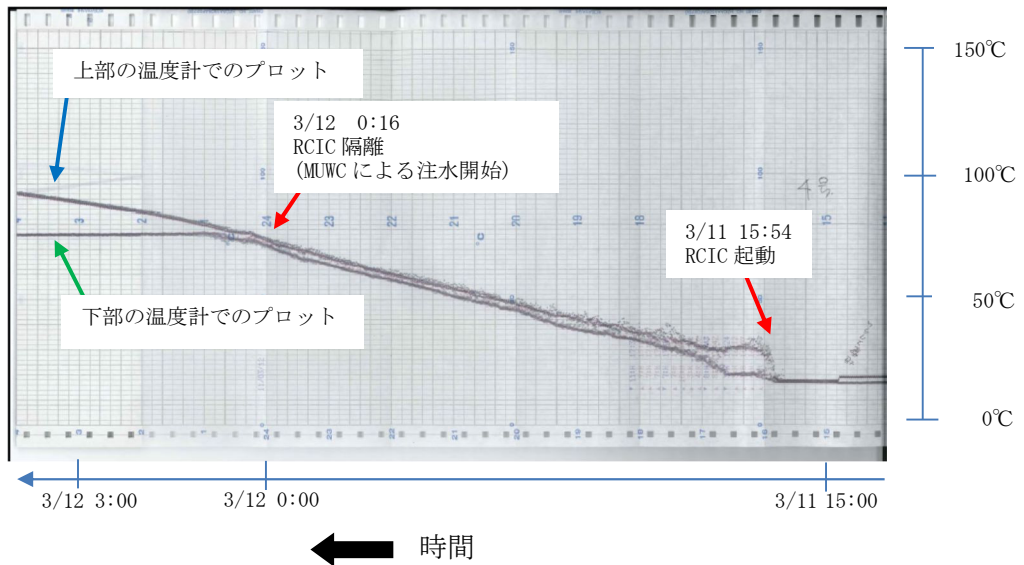


図8 福島第二原子力発電所4号機のS/P温度計A系(1/2)

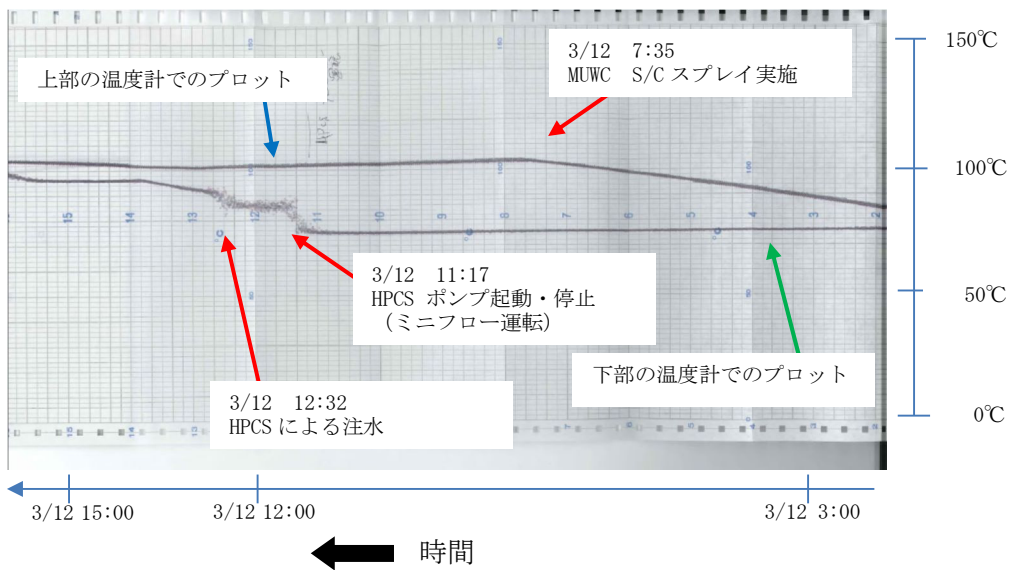


図9 福島第二原子力発電所4号機のS/P温度計A系(2/2)

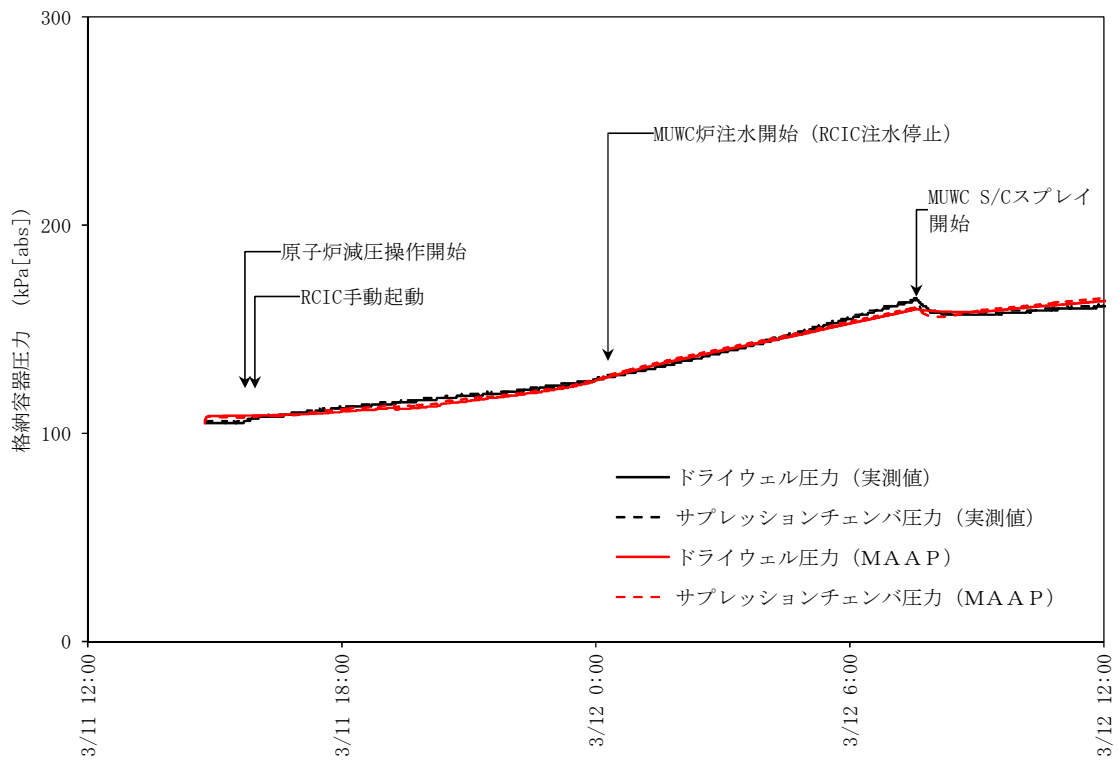


図 10 福島第二原子力発電所 4号機の格納容器圧力変化

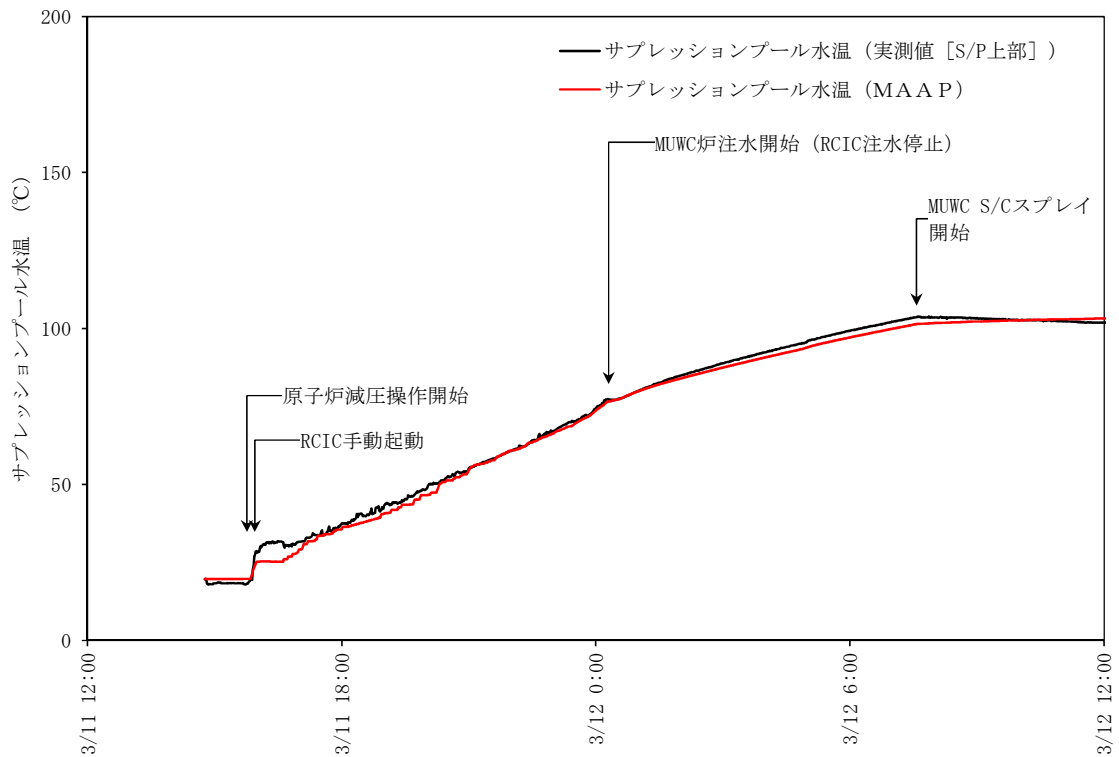
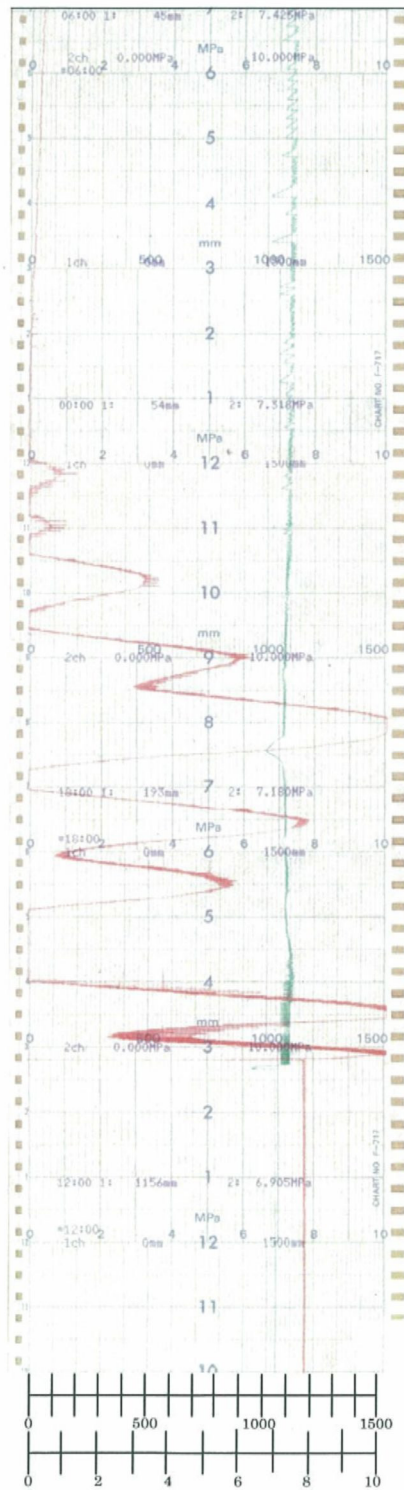


図 11 福島第二原子力発電所 4号機のS/P水温変化

↑
時間



2011/3/12 0:00

2011/3/11 12:00

(赤) 原子炉水位
(緑) 原子炉圧力

原子炉水位 [mm]

原子炉圧力 [MPa]

図 12 福島第一原子力発電所 3 号機の原子炉水位と原子炉圧力の変化※3

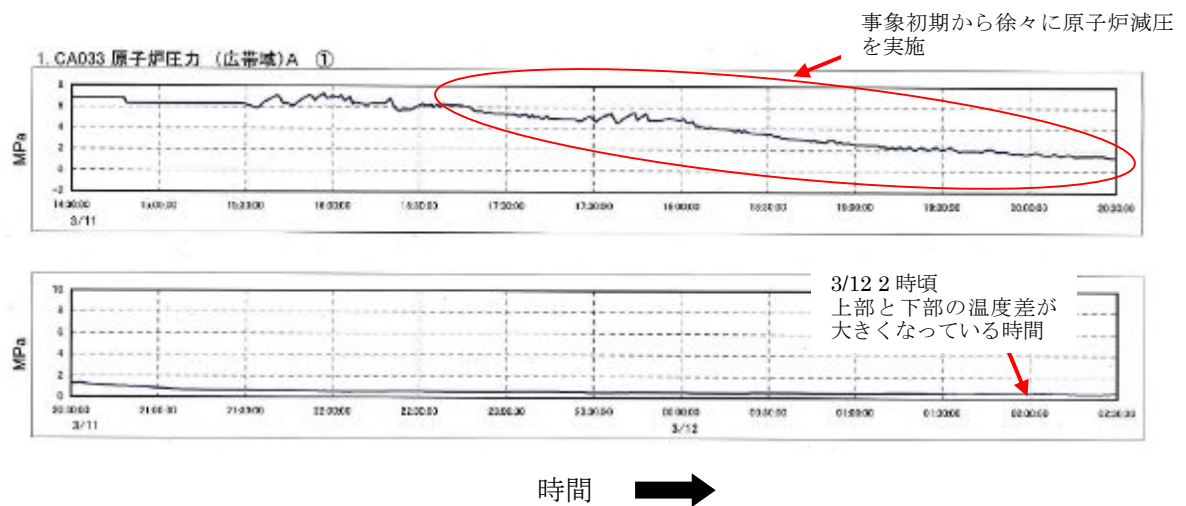


図 13 福島第二原子力発電所 2 号機の原子炉圧力の変化 (プロセス計算機データ)※3

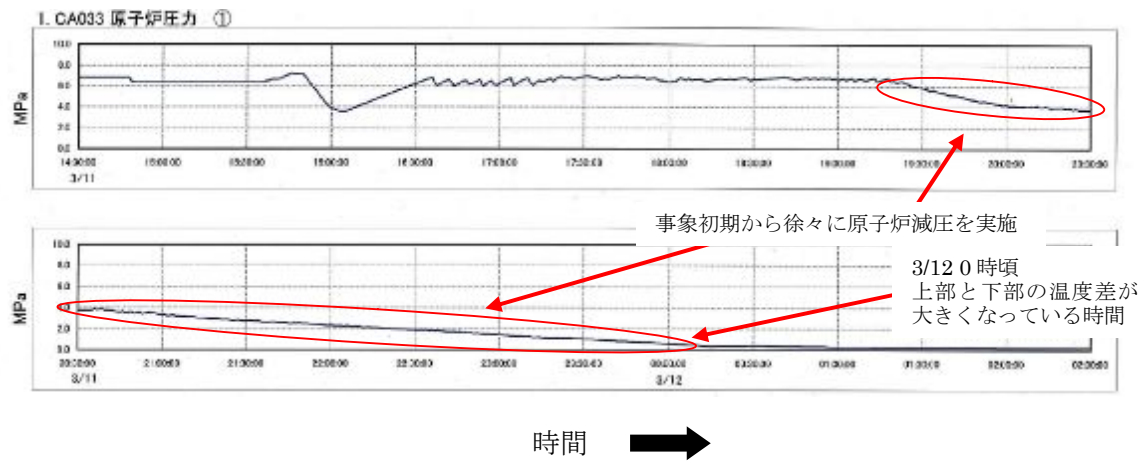


図 14 福島第二原子力発電所 4 号機の原子炉圧力の変化 (プロセス計算機データ)※3

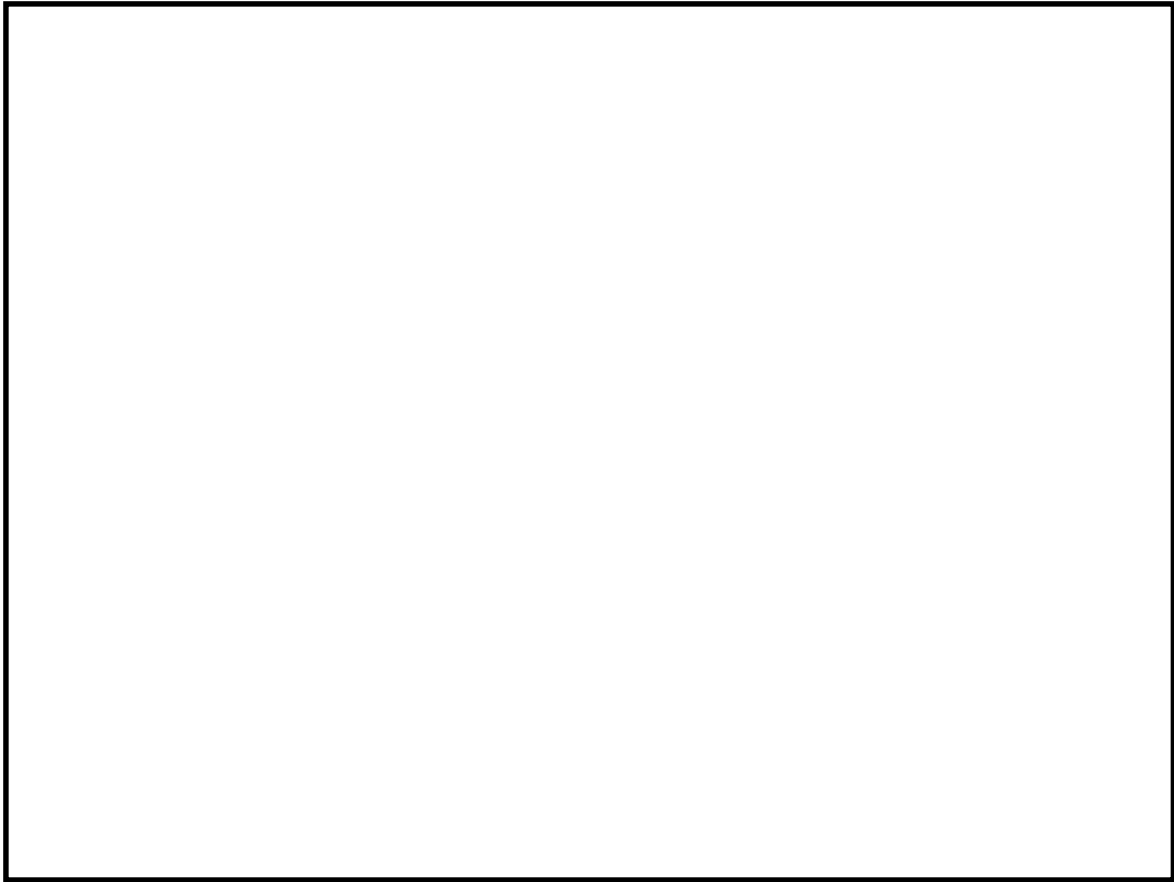


図 15 圧力抑制プール温度計各検出器（熱電対）等の概要図（例：2F-4）

※1：福島原子力事故調査報告書（平成 24 年 6 月 20 日） 8. 4 福島第一 3 号機の対応とプラントの動き http://www.tepco.co.jp/cc/press/2012/1205628_1834.html

※2：東京電力福島原子力発電所における事故調査・検証委員会最終報告（平成 24 年 7 月 23 日） II . 5 福島第二原子力発電所における事故対処
<http://www.cas.go.jp/jp/seisaku/icanps/>

※3：福島第一・第二原子力発電所の状況
<http://www.tepco.co.jp/nu/fukushima-np/index-j.html>

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（LOCA）時に生じる動荷重

原子炉冷却材喪失（LOCA）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時のドライウエル圧力の急激な上昇により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
- ・ その後、ドライウエル内の非凝縮性ガスがサブプレッション・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、ドライウエルからサブプレッション・チェンバへ移行する

この過程で、ベント管内の水がサブプレッション・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、非凝縮性ガスがサブプレッション・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。さらに蒸気がサブプレッション・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、この過程でサブプレッション・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。）内の水がサブプレッション・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ブプレッション・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、サブプレッション・チェンバへ移行する

この過程で、排気管内の水がサブプレッション・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、非凝縮性ガスがサブプレッション・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。さらに蒸気がサブプレッション・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。

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ブプレッション・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ブプレッション・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ブプレッション・チェンバに移行するシーケンスを第 2-1 表に示す。

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（第 2-2 表）。

- ・ 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱
 - 逃がし安全弁作動時に原子炉圧力容器からサブプレッション・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、サブプレッション・チェンバードライウェル内の非凝縮性ガス等が流入する
- ・ 格納容器過圧・過温破損
 - ベント時にサブプレッション・チェンバが減圧することによりドライウェルからサブプレッション・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な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。

第 2-1 表 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>
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・熔融する。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	高压溶融物放出／格納容器 雰囲気直接加熱	給水喪失により原子炉水位は低下し、炉心が損傷・溶融する。その後、逃がし安全弁（自動減圧機能）2弁を手動開放させ、原子炉圧力容器の圧力を低下することで、高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の発生を防止する。
1 2	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	本事象は、 <u>逃がし安全弁（自動減圧機能）2弁の手動開放に伴うサプレッション・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ダスタル（ドライウエル部）からドライウエルを介したサプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出</u> を想定している。
1 3	溶融炉心・コンクリート相互作用	本事象は、 <u>逃がし安全弁（自動減圧機能）2弁の手動開放に伴うサプレッション・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ダスタル（ドライウエル部）からドライウエルを介したサプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出</u> を想定している。

第 2-2 表 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

●：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な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（第2-1図）。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と同等以下である。また、非凝縮性ガスの放出後は、原子炉圧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、第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であることを確認できる。また、既往の試験条件として、多弁作動時による影響、原子炉圧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、他の重要事故シーケンス等の包絡性を確認する。

- ・ サプレッション・チェンバ内のプール水温

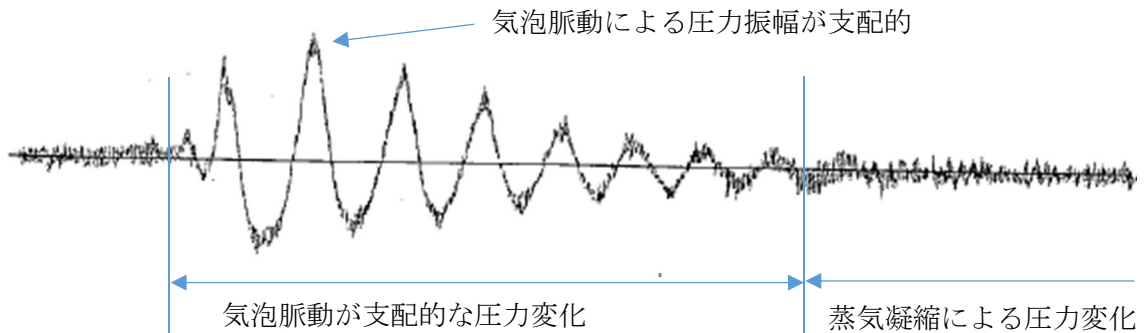
プール水温が設計基準事故時（サプレッション・チェンバの最高使用温度）より高くなる場合、原子炉圧力容器より放出される蒸気による不安定凝縮が生じる可能性があるため、動荷重が設計基準事故時より大きくなる可能性がある

- ・ 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圧力容器圧力

逃がし安全弁は原子炉圧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



第 2-1 図 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)

整理した結果を第 2-3 表に示す。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。

第2-3表 重大事故等時に生じる動荷重のうち設計基準事故時の包絡性について (1/2)

重要事故 シーケンス等	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)	他シーケンスに包絡 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、ブール水 温は53℃であり、原子炉 圧力容器圧力は原子炉停 止機能喪失時に、ブール水 温は全交流動力電源喪失 に包絡される。 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。	他シーケンスに包絡 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、ブール水 温は52℃であり、原子炉 圧力容器圧力は原子炉停 止機能喪失時に、ブール水 温は全交流動力電源喪失 に包絡される。 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。	DBAに包絡 長期TBシーケンスでは、 減圧開始時点でのブール 水温は約100℃に達して おり、さらに、減圧完了ま での間に約119℃まで上 昇する。 このため、設計基準事故 時のブール水温 \square ℃を超 えるが、既往の試験結果等 から設計基準事故時の動 荷重と同等以下である (2.4に記載)。 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。	他シーケンスに包絡 原子炉圧力容器の減圧 を開始するブール水温が 65℃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、ブー ル水温は全交流動力電源 喪失に包絡される。 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。	他シーケンスに包絡 原子炉圧力容器の減圧 を開始するブール水温が 65℃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、ブー ル水温は全交流動力電源 喪失に包絡される。 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 のとおりに、設計基準事故時 の動荷重と同等以下であ る。	DBAに包絡 原子炉圧力容器の除熱 の過程で、ブール水温は約 115℃まで上昇するが、ブ ール水温は全交流動力電 源喪失に包絡される。 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 のとおりに、設計基準事故時 の動荷重と同等以下であ る。	他シーケンスに包絡 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、ブール水 温は44℃であり、原子炉圧 力容器圧力は原子炉停止 機能喪失時に、ブール水 温は全交流動力電源喪失に 包絡される。 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。	他シーケンスに包絡 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、ブール水 温は44℃であり、原子炉圧 力容器圧力は原子炉停止 機能喪失時に、ブール水 温は全交流動力電源喪失に 包絡される。 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。
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)	他シーケンスに包絡 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。	他シーケンスに包絡 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。	他シーケンスに包絡 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。	他シーケンスに包絡 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。	他シーケンスに包絡 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。	他シーケンスに包絡 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。	他シーケンスに包絡 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。	他シーケンスに包絡 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。

第 2-3 表 重大事故等時に生じる動荷重のうち設計基準事故時の包絡性について (2/2)

重要事故 シークエンス等	格納容器過圧・過温破壊	水素燃焼	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	溶融炉心・コンクリート相互作用
逃がし安全弁作 動時 (排気管からサ プレッション・ チェンバへの流 入)	—	—	DBA で考慮されていない 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。	他シークエンスと同じ 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱と同じシークエンス。	他シークエンスと同じ 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱と同じシークエンス。
ドライウエル圧 力上昇時等 (ベントからサ プレッション・ チェンバへの流 入)	DBA で考慮されていない 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。 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速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。 格納容器ベント後、長期的な動荷重としてチャッキ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。	他シークエンスと同じ 格納容器過圧・過温破壊と同じシークエンス。	DBA で考慮されていない 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つ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。	DBA で考慮されていない 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つ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。	他シークエンスと同じ 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クエンス。

2.4 重大事故等時に生じる動荷重のうち設計基準事故時の逃がし安全弁作動時と同等以下と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が包絡できるとしたと同等以下とす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を既往の試験等から、その妥当性について記載する。

2.4.1 全交流動力電源喪失時において設計基準事故時に包絡される理由

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。

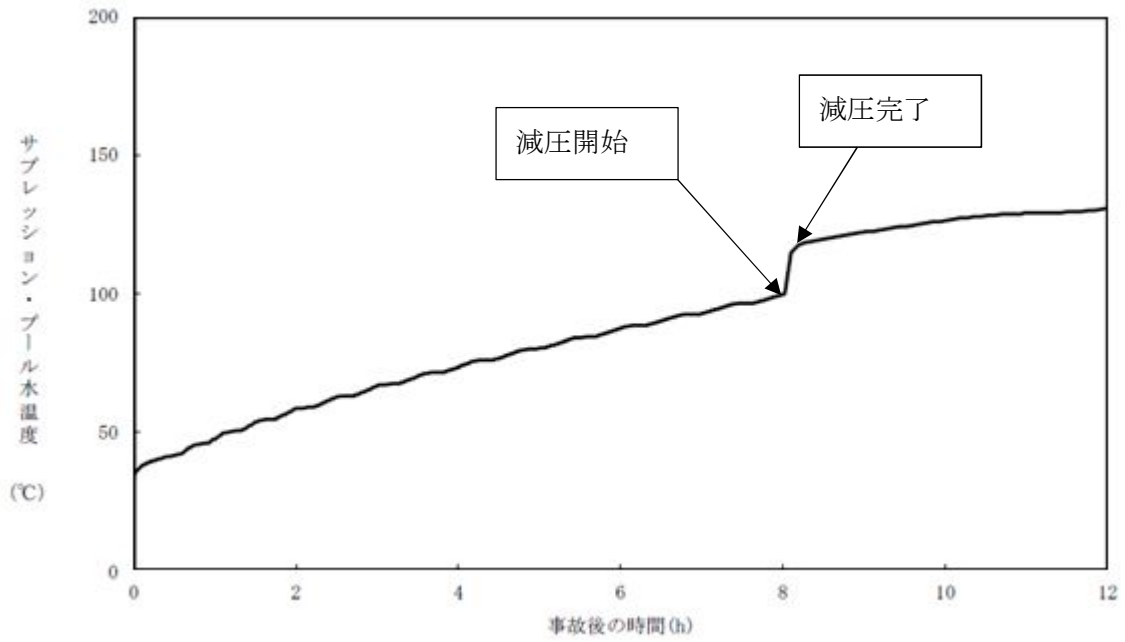
このため、以下のように検討し、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下であることを確認する。

プール水温が設計基準事故時を逸脱する場合において設計基準事故時に包絡される理由

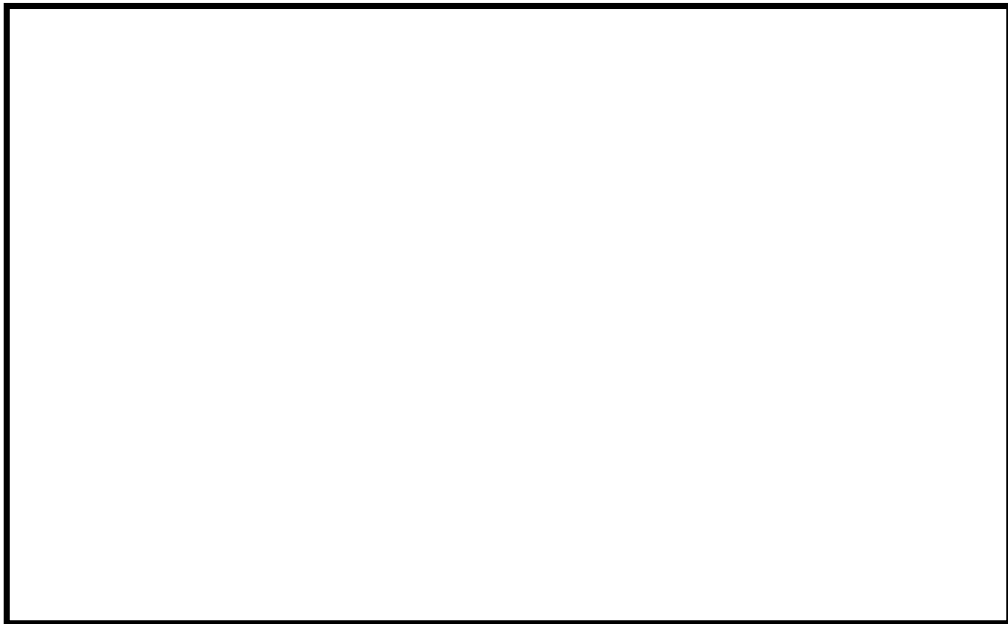
クエンチャを採用した場合の逃がし安全弁作動時の凝縮性能に関しては、第 2-2 図で示すように、プール水がほぼ飽和状態となっても不安定凝縮が発生しないことを確認している（参考資料 2 ①）。このため、第 2-1 図で示すようにプール水温が 100 °C 以上の飽和水は第 2-2 図の 100 °C 付近の飽和水の試験結果と同様に不安定凝縮することはない。また、本事象は原子炉圧力容器圧力が 7.79 MPa 時に逃がし安全弁が動作する。このときの最大蒸気流束は、約 kg/s/m² であるため、第 2-3 図で示す試験条件を逸脱しているが、第 2-4 図で示すように蒸気流束 kg/s/m² において、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

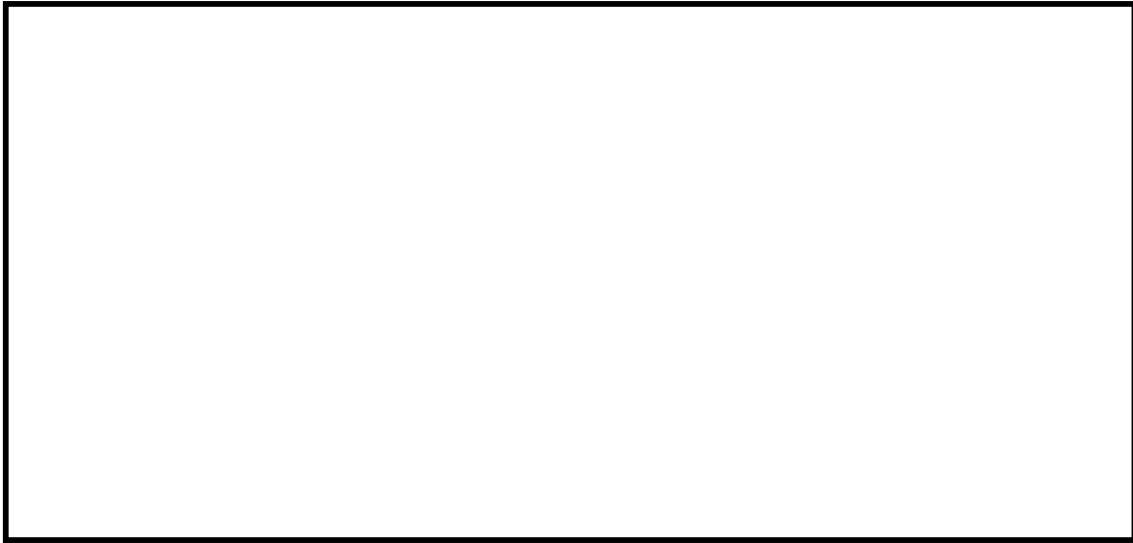


第 2-2 図 全交流動力電源喪失時のプール水温度の時刻歴



第 2-3 図 蒸気凝縮時の圧力変動と水温の関係*1

*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）



第 2-4 図 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において設計基準事故時に包絡される理由

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であることを確認する。

2.4.2.1 逃がし安全弁 18 弁作動時において設計基準事故時に包絡される理由

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。

第 2-5 図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（第 2-6 図）。^[3]



第 2-5 図 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)



第 2-6 図 海外プラント実機試験時の圧力振幅

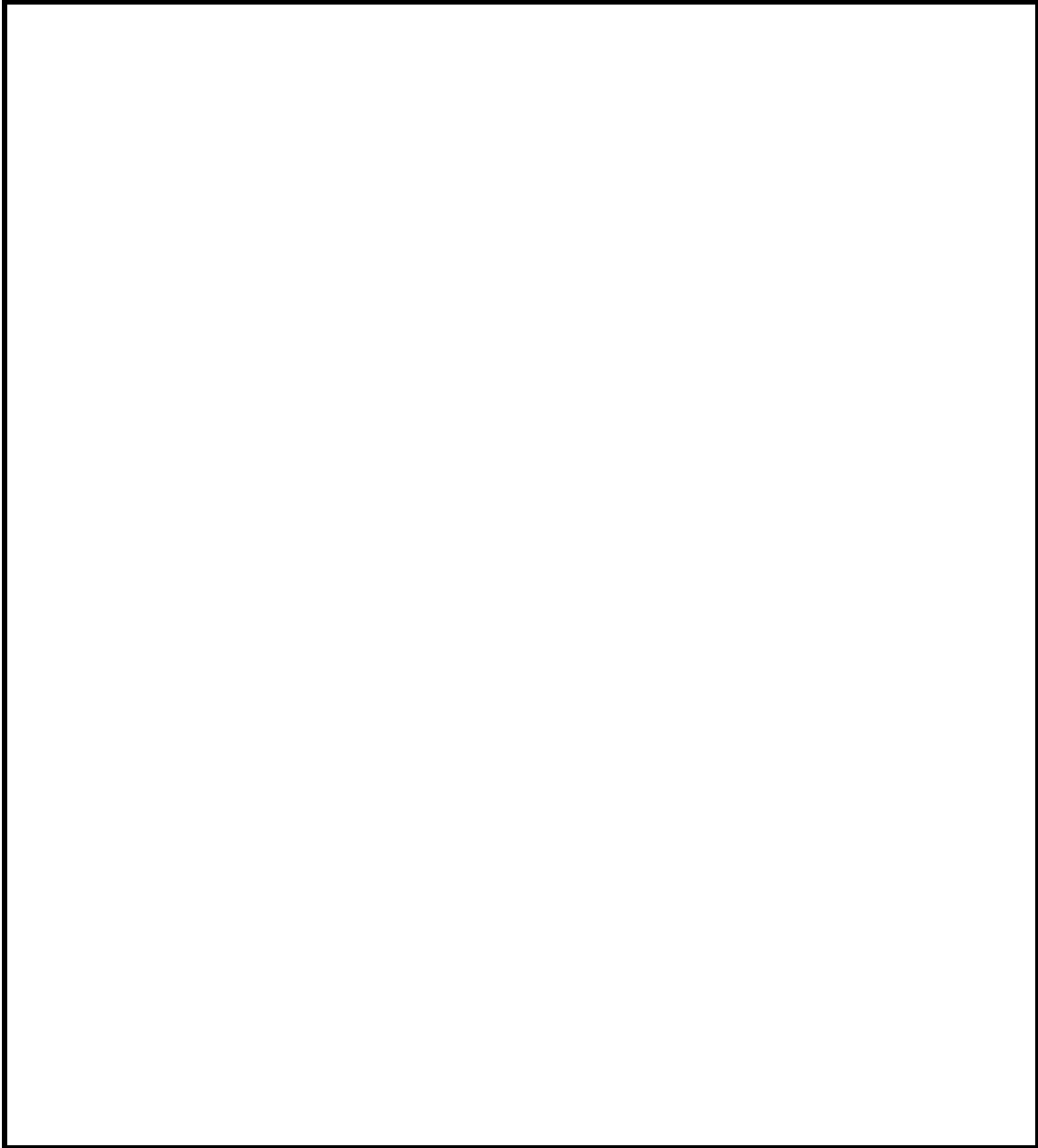
海外プラント実機試験の東海第二への適用性

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（第2-7図）。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。

海外プラント ^[3]	東海第二

海外プラント^[3]

東海第二

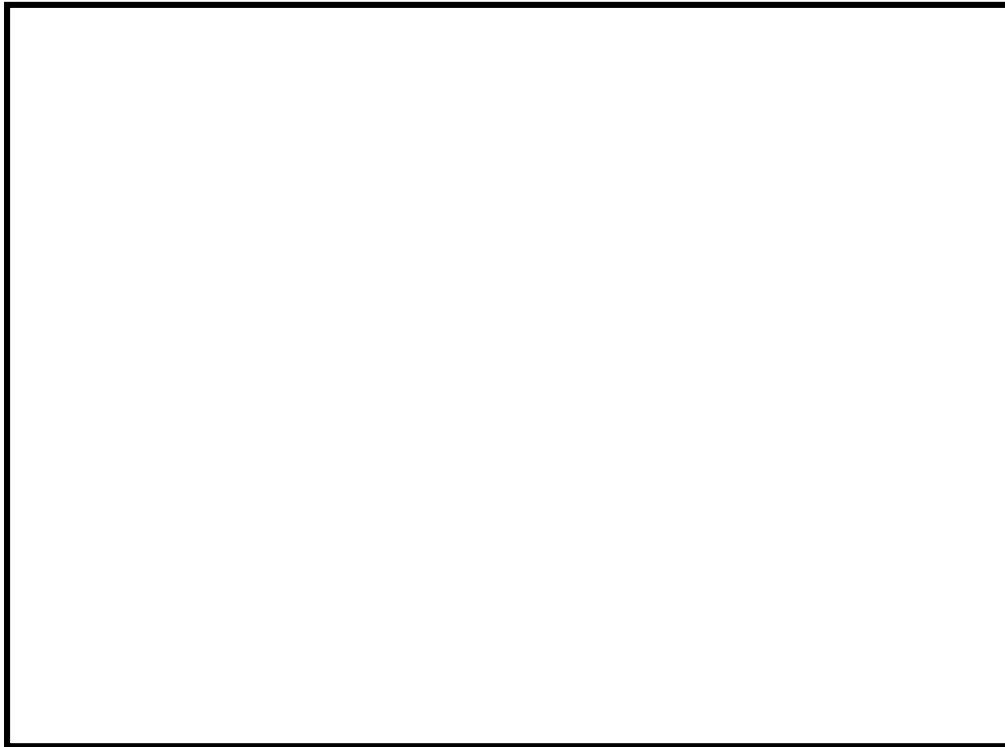


逃がし安全弁の作動タイミングのずれ等による位相のずれについて

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。

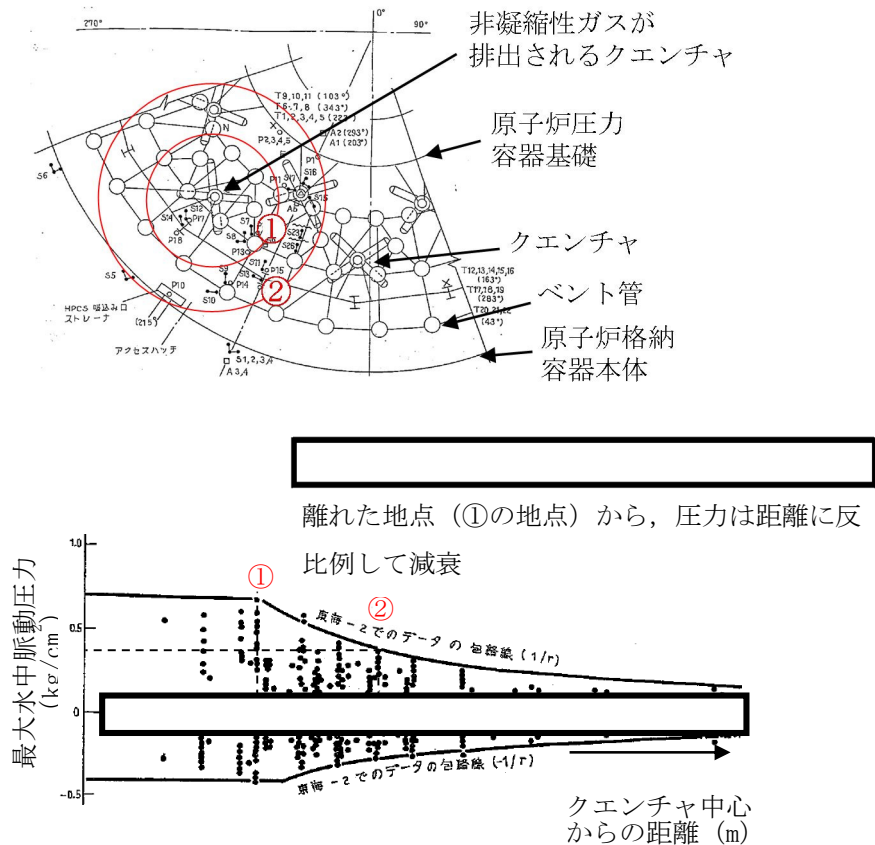


系統	対象	吹出圧力[MPa]	排気管の長さ[m]
主蒸気系 A	D 弁クエンチャ	7.37	
	G 弁クエンチャ	7.44	
	H 弁クエンチャ	7.51	
主蒸気系 B	P 弁クエンチャ	7.44	
	M 弁クエンチャ	7.51	
	F 弁クエンチャ	7.58	
	S 弁クエンチャ	7.58	
	B 弁クエンチャ	7.65	
	K 弁クエンチャ	7.65	
主蒸気系 C	N 弁クエンチャ	7.37	
	E 弁クエンチャ	7.44	
	J 弁クエンチャ	7.51	
	A 弁クエンチャ	7.58	
	L 弁クエンチャ	7.65	
	R 弁クエンチャ	7.65	
主蒸気系 D	U 弁クエンチャ	7.44	
	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第 2-9 図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。



第 2-9 図 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包絡性確認

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、重大事故等時においては、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（第 2-10 図）。**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（第 2-10 図 評価点 1）とクエンチャ 2 か所の間位置の評価点（第 2-8 図 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		

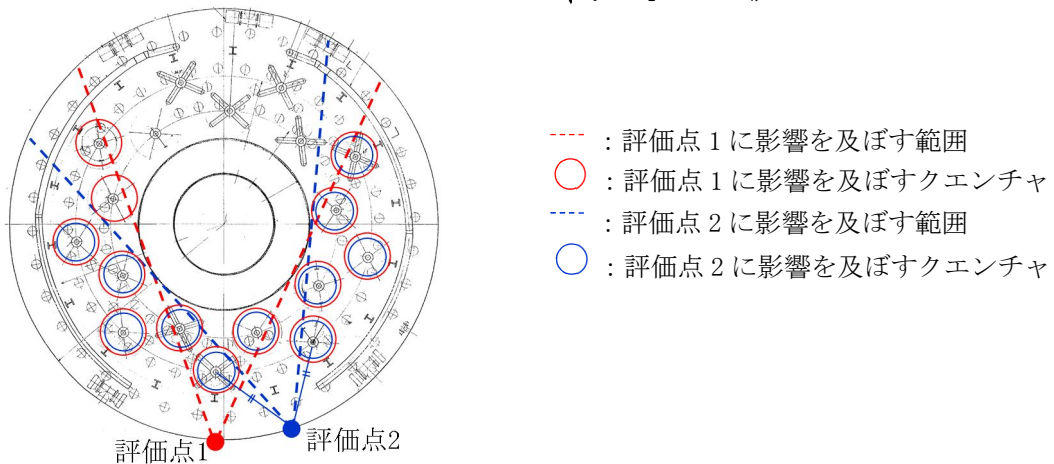
任意のクエンチャからの圧力振幅： $P_n = 2 \frac{r_0}{r} \cdot P_B$

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)

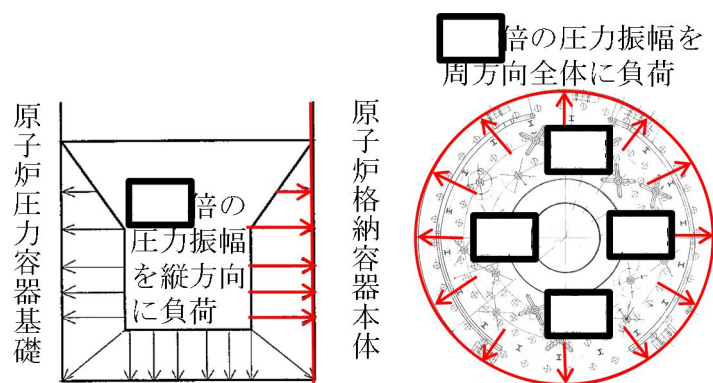
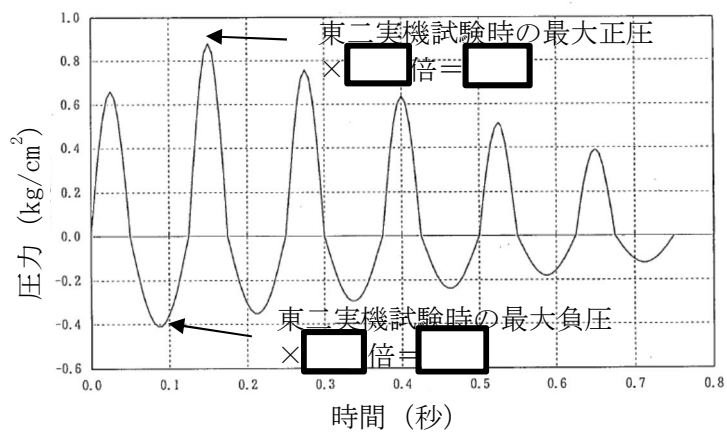
クエンチャ中心からの距離： r

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

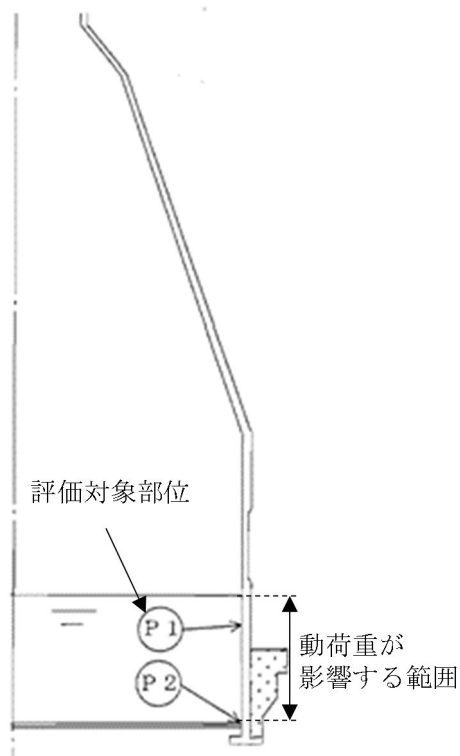


第 2-10 図 感度評価を実施する評価点

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（第 2-11 図）。評価対象部位を第 2-12 図に示す。



第 2-11 図 強度評価における評価上の保守性のイメージ



第 2-12 図 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、サブプレッション・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）			

※1：18 弁作動時の原子炉格納容器圧力

※2：動荷重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）

2.4.2.2 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において設計基準事故時に包絡される理由

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包絡性確認

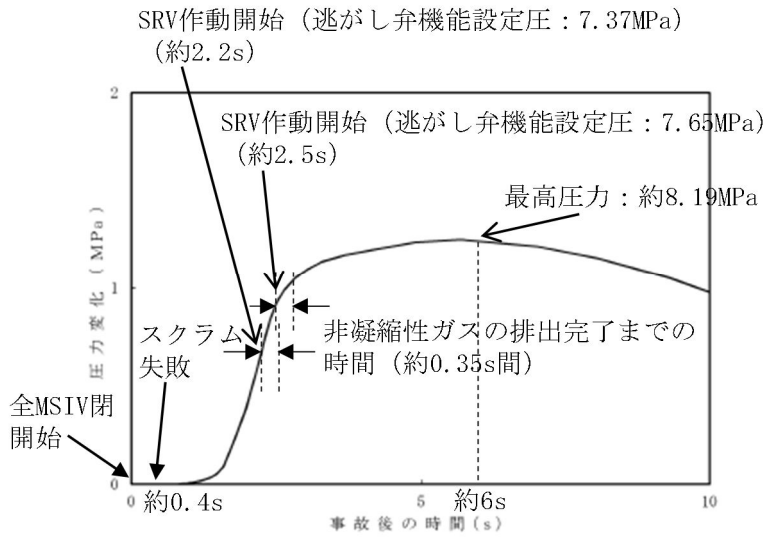
本事象においては、主蒸気隔離弁閉止後のスクラム失敗に伴い、原子炉圧力は上昇し、逃がし安全弁の逃がし弁機能の設定圧に応じて 18 弁が動作するものの原子炉圧力が約 8.19 MPa[gage]まで上昇する。この過程において、排気管内の非凝縮性ガスは、逃がし安全弁作動後約 0.35 秒間^{※1}で放出が完了する。この時間を A T W S 事象に適用すると、約 2.2～2.5 秒後に逃がし安全弁が作動するため、約 2.55～2.85 秒後に非凝縮性ガスの放出が完了すると考えられ、この間原子炉圧力は最大約 0.3 MPa 程度上昇するため、動荷重に対して影響を及ぼす可能性がある（第 2-13 図）。

※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（第 2-14 図）。このようにになるのは、原子炉圧力が増加するとともに逃がし安全弁から放出される蒸気が臨界流となり、蒸气流束は増加するものの、蒸气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。



第 2-13 図 A TWS 事象時の原子炉圧力変化 (運転圧力との差)



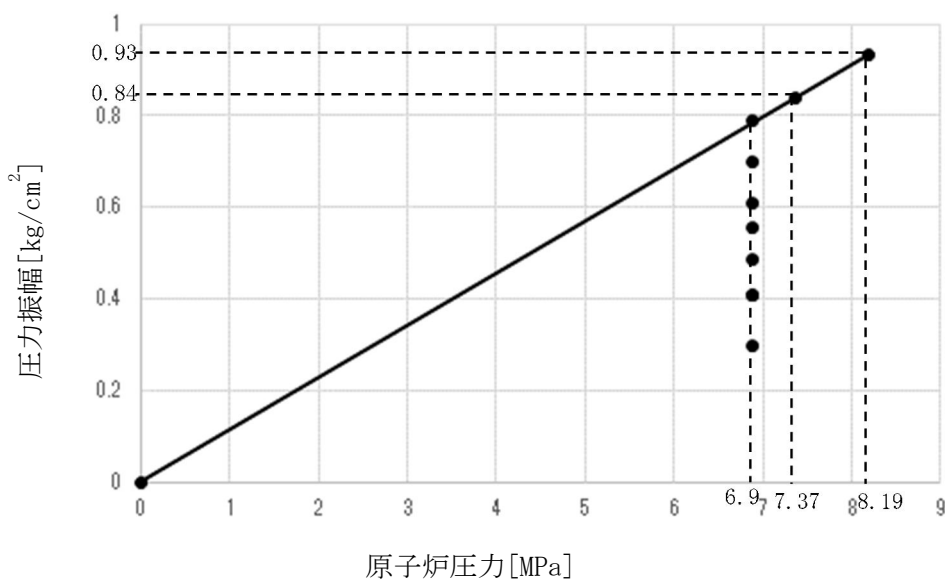
第 2-14 図 模擬圧力容器蒸気源圧力と圧力振幅の関係 (気泡脈動)
(参考資料 2 ②)

A TWS時の最大圧力時に生じる動荷重を踏まえた強度評価

A TWS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、第2-14図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、A TWS時の最高圧力時を線形補間し、圧力振幅を設定する。A TWS時の最高圧力を線形補間したグラフを第2-15図に示す。また、評価対象部位は、第2-12図に示す。

なお、第2-15図では、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、設計基準事故時の逃がし安全弁作動時の動荷重 [] MPa) に対して約1.1倍 (0.93/0.84) を乗じることで動荷重を [] MPa (次頁の表参照) と設定している。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。



第2-15図 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）			

※1：18弁作動時の原子炉格納容器圧力

※2：動荷重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、A TWS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が、一方、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は、重大事故等時の動荷重を考慮した評価を詳細に実施する。

2.4.2.3 逃がし安全弁作動時の荷重の組合せを考慮した包絡性

2.4.2.1 及び 2.4.2.2 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 (200 kPa) 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			

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

※2: 重大事故等時の長期的な影響を考慮した組合せであるため、重大事故等時のプールの水位及び動荷重の影響範囲が広がったことによる動荷重の寄与が大きくなる箇所が変わるため、その影響を考慮 (第 2-16 図)。動荷重は、設計・建設規格の式から圧力による影響を $P=2S\eta / (D_i/t+1.2)$ 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 [] となるため、圧力による影響 P が [] となり、動荷重が [] (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 °C) における許容値)

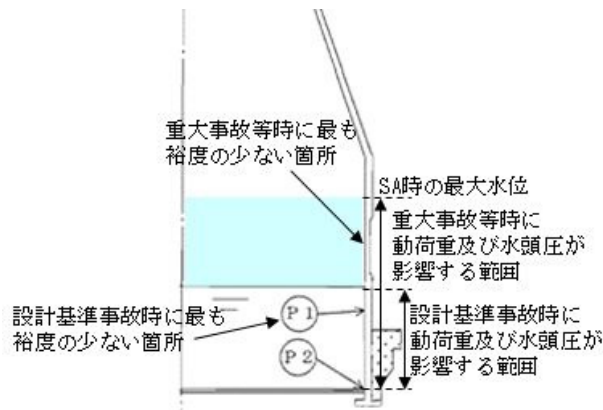


図 2-16 図 重大事故等時 (長期) における動荷重の影響範囲 (原子炉格納容器本体)

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。

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

事象初期に生じる動荷重を評価するためのベント管内の水のサブプレッション・チェンバへの移行、ドライウエルからサブプレッション・チェンバへのガス及び蒸気を含む気体の移行量の最大値は第2-5表のとおりであり、設計基準事故時のL O C A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L O C A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。

第2-4表 動荷重の評価の考え方

サブレーション・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2④）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，プールの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2⑤）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2⑤）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 <p>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</p>

第 2-5 表 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）			

※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、排気管からサブプレッション・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、短期的にはサブプレッション・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（第3-1図）。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、過熱蒸気の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、サブプレッション・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、第3-1表のとおり。

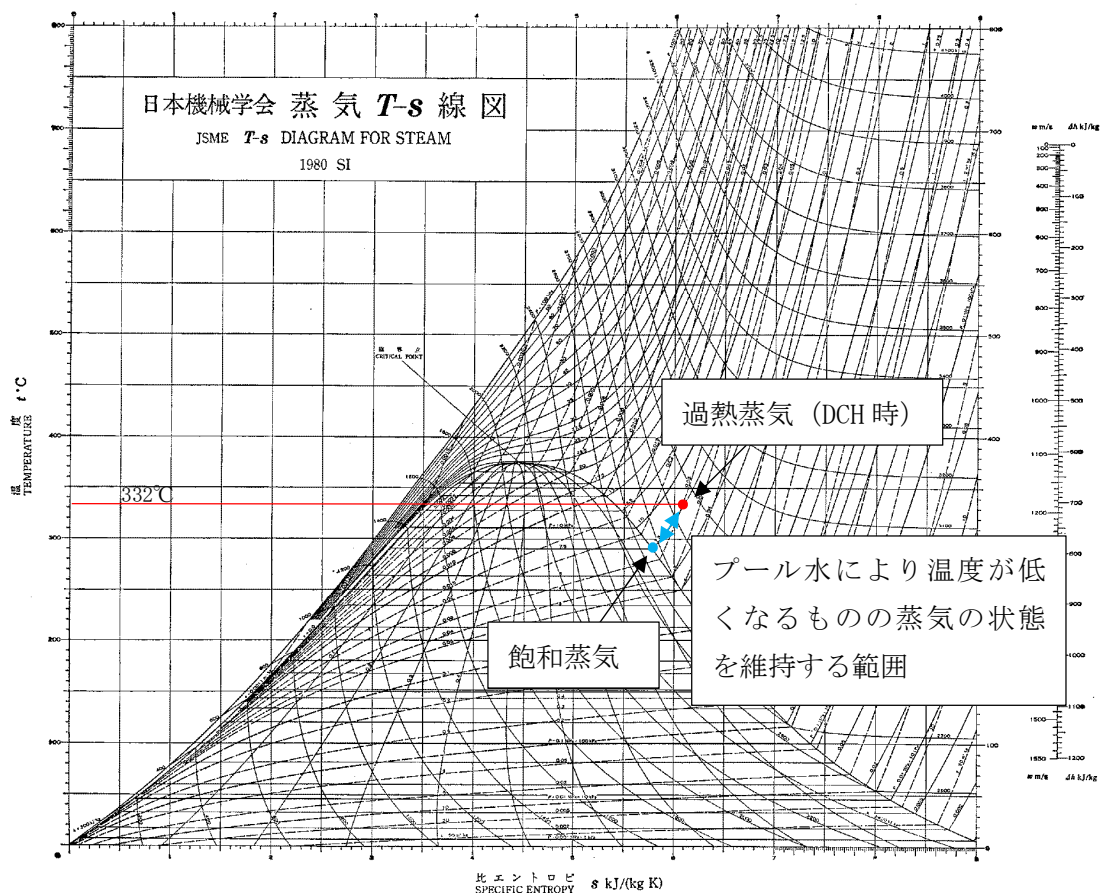
②プール水温の確認

- ・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 (第 3-2 図, 第 3-3 図)。

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, 第 3-4 図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, 第 3-4 図で示す大振動領域は第 3-5 図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。

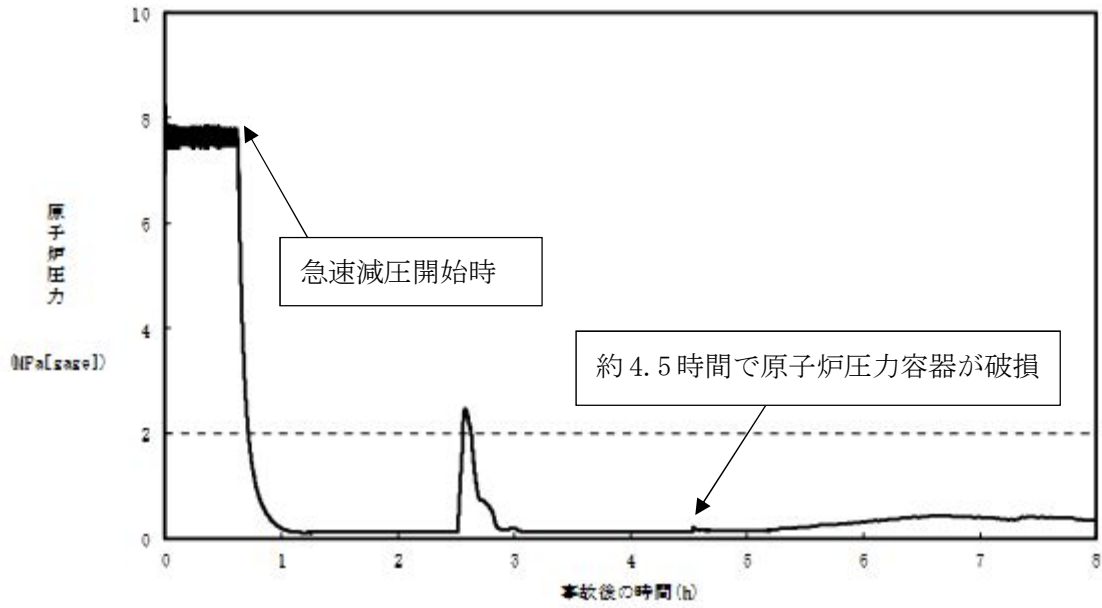


第 3-1 図 蒸気 T-s 線図*1

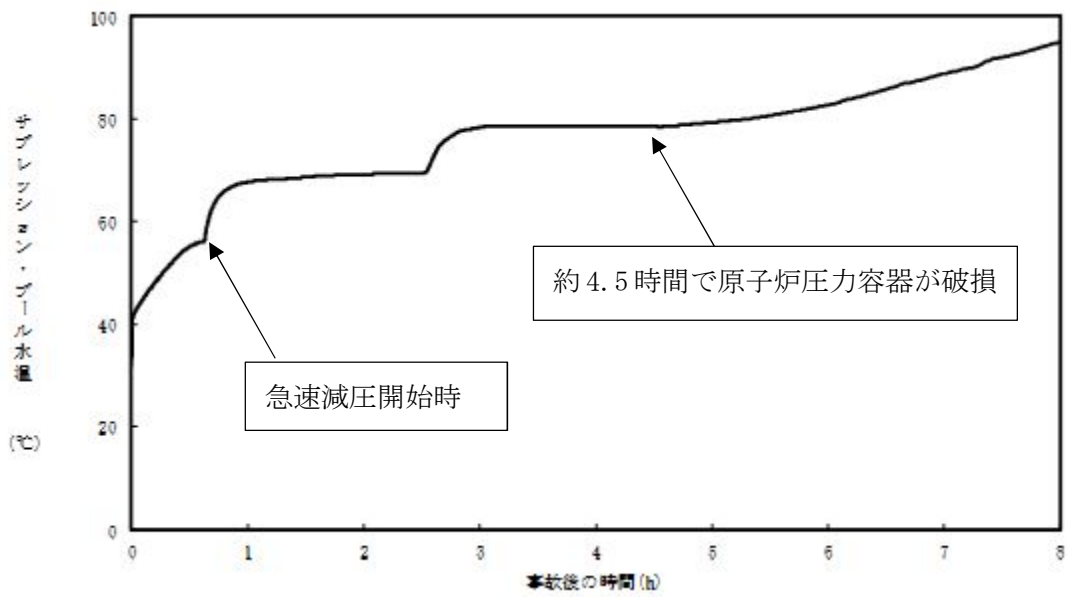
*1: “工業熱力学” 朝倉書店 1982 年

第 3-1 表 逃がし安全弁作動時のパラメータ

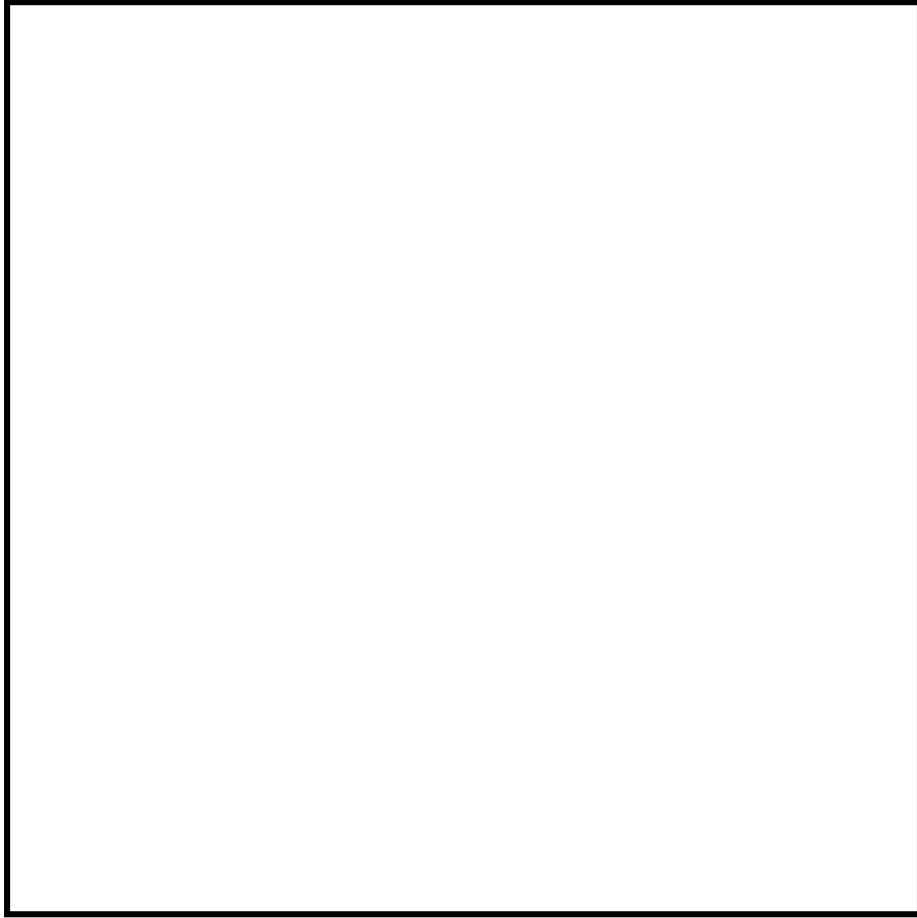
パラメータ	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱
原子炉压力容器圧力[MPa]	7.79 (解析値)
蒸気温度[°C]	332 (解析値)
蒸気の比エンタルピ [kJ/kg]	
排気管出口の流路断面積[m ²]	
蒸気流束[kg/s/m ²]	
サブプレッション・チェンバへの 流入エネルギー流束[MJ/s/m ²]	



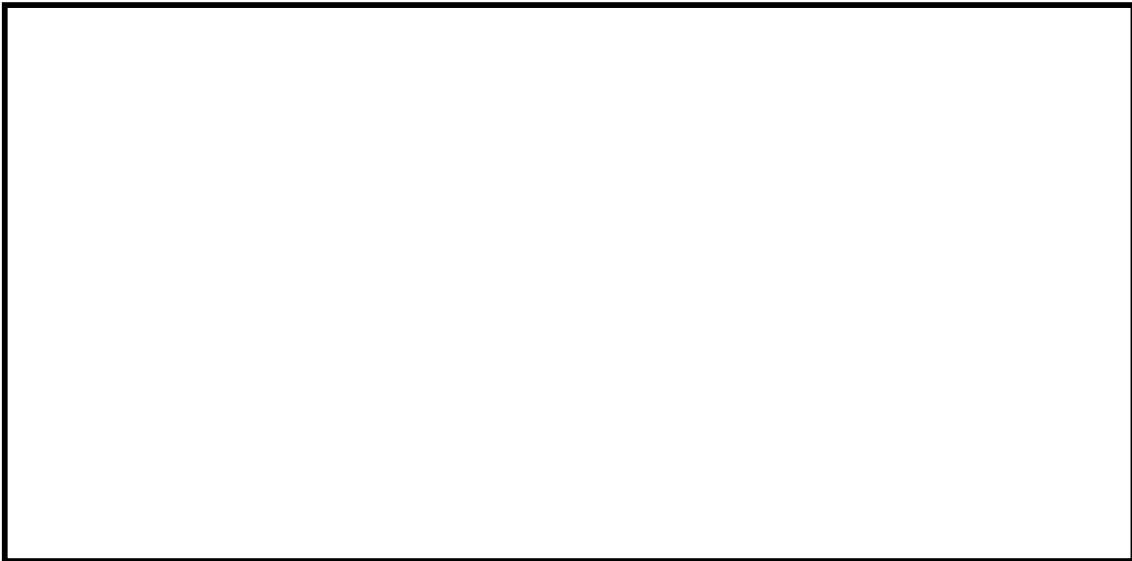
第 3-2 図 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉圧力容器圧力の推移



第 3-3 図 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



第 3-4 図 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）



第 3-5 図 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。第3-2表で示すパラメータのとき、第3-6図で示す。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。

第3-2表 逃がし安全弁作動時のパラメータ

パラメータ	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱 (逃がし安全弁作動後 (長期))
原子炉圧力容器圧力[MPa]	0.13 (解析値)
蒸気温度[°C]	586 (解析値)
蒸気の比エンタルピ [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]	



第3-6図 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、第 3-7 図で示す。

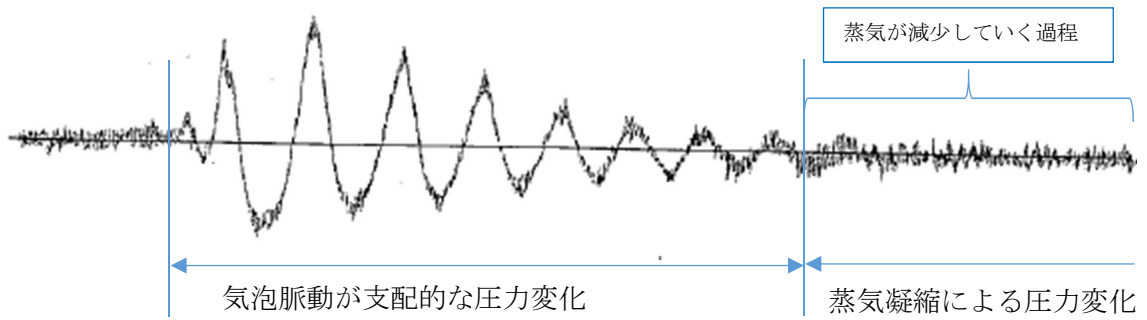


第 3-7 図 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（クエンチャタイプ）
（参考資料 2 ①, ②）

第 3-7 図で示すように原子炉圧力容器からサブプレッション・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第 3-8 図の結果から、その影響がないことを確認できる。第 3-8 図で示すように、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、非凝縮性ガスがサブプレッション・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ブプレッション・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ブプレッション・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。



第 3-8 図 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、第2-4表に示す。

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第4-2表のとおりであり、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（第4-1図、第4-2図）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]。

第 4-2 表 サプレッション・チェンバへの水等の移行量

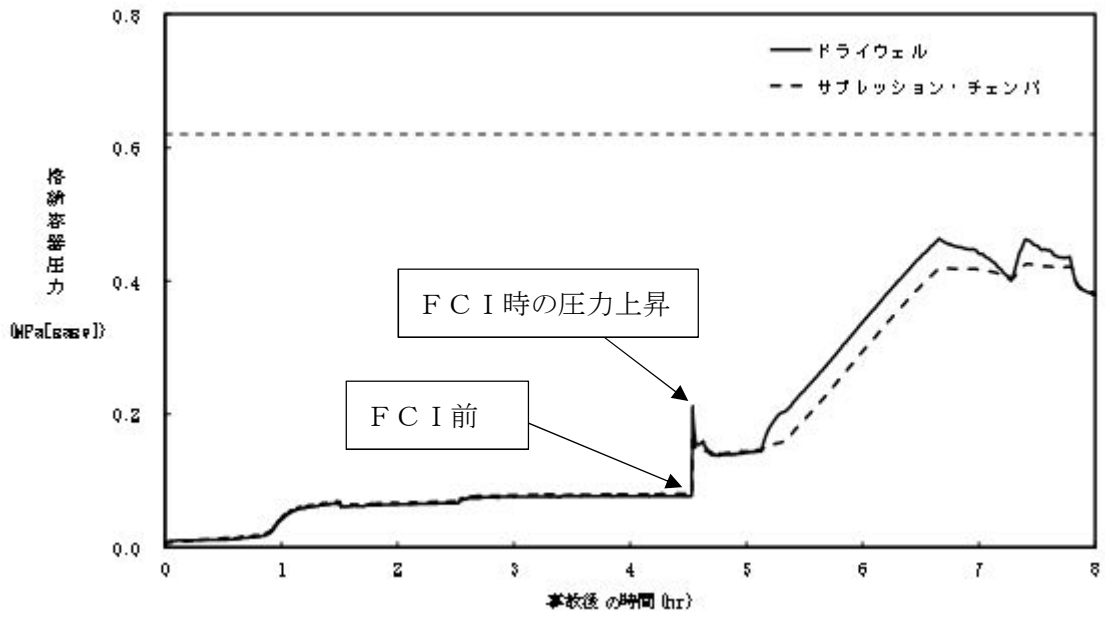
事象	水移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	ガス移行量の 最大値 [kg/s/m ²]	蒸気移行量の 最大値 [kg/s/m ²]
原子炉圧力容器破損に伴う F C I 発生時の蒸気発生			
L O C A ブローダウン時の高温 水・蒸気の放出（設計基準対処 設備としての設計条件）			
L O C A ブローダウン時の高温 水・蒸気の放出（「雰囲気圧力・ 温度による静的負荷（格納容器 過圧・過温破損）」の起因事象で ある大破断 L O C A を対象）			

※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）

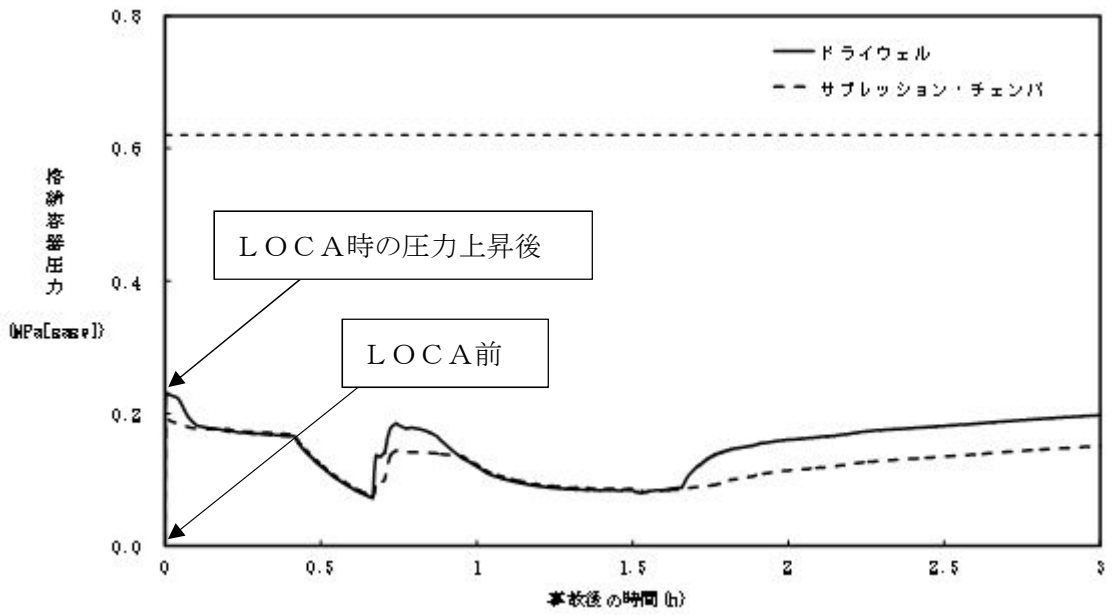
※2：既往の試験結果（参考資料 2 ①）

※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）



第 4-1 図 F C I 時の原子炉格納容器圧力の推移



第 4-2 図 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、第 2-4 表に示す。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ェ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ェ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第 5-1 表のとおりであり、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。

第 5-1 表 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)			

※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)

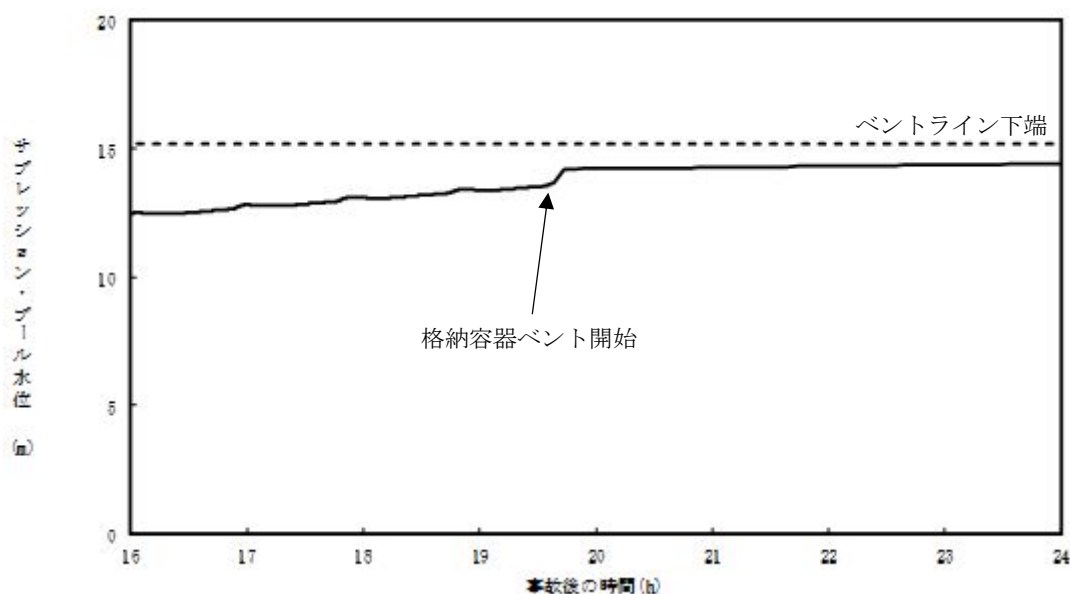
※2：既往の試験結果 (参考資料 2 ①)

※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プレッション・チェンバへ移行するため、サプレッション・チェンバ内のプール水の水位上昇が生じるが、第5-1表に示すように、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プレッション・チェンバ内のプール水位を第5-1図に示す。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。



第5-1図 格納容器ベント時のサプレッション・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 \square 倍以上の厚さを有するとともに、サプレッション・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。

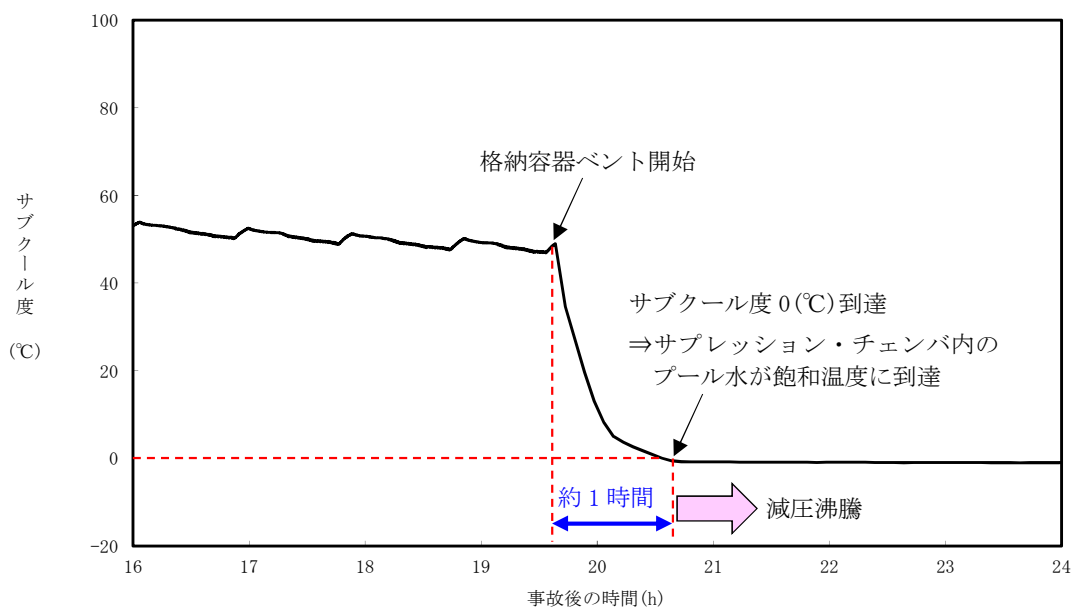
5.3 格納容器ベント時の減圧沸騰による影響

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。

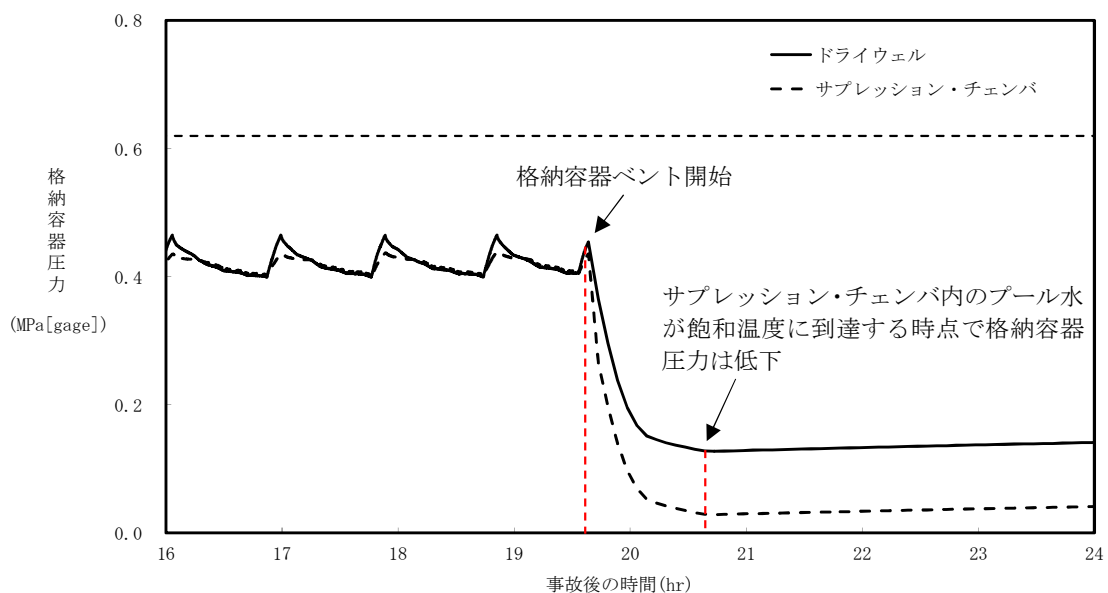
- ・「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）」では、事故発生約 19 時間後に格納容器ベントを実施しているが、第 5-2 図で示すように、サプレッション・チェンバ内のプール水が飽和温度に達するのは格納容器ベントを開始して約 1 時間後であり、これ以降減圧沸騰が生じると考えられる。しかしながら、第 5-3 図で示すように、サプレッション・チェンバ内のプール水が飽和温度に達するタイミングではほぼ原子炉格納容器圧力は静定していることから、急速減圧しないため、減圧沸騰が生じない。
- ・サプレッション・チェンバ内のプール水の減圧沸騰が生じるタイミングにおいては、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、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。



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



第 5-3 図 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用できない場合）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第 5-4 図に示す。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。

第 5-5 図、第 5-6 図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、ベント管の蒸気流束が小さくなっていく。

蒸気流束が小さくなるような事象後期の影響は、第 4-1 表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気流束 (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、蒸気流束が 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]。

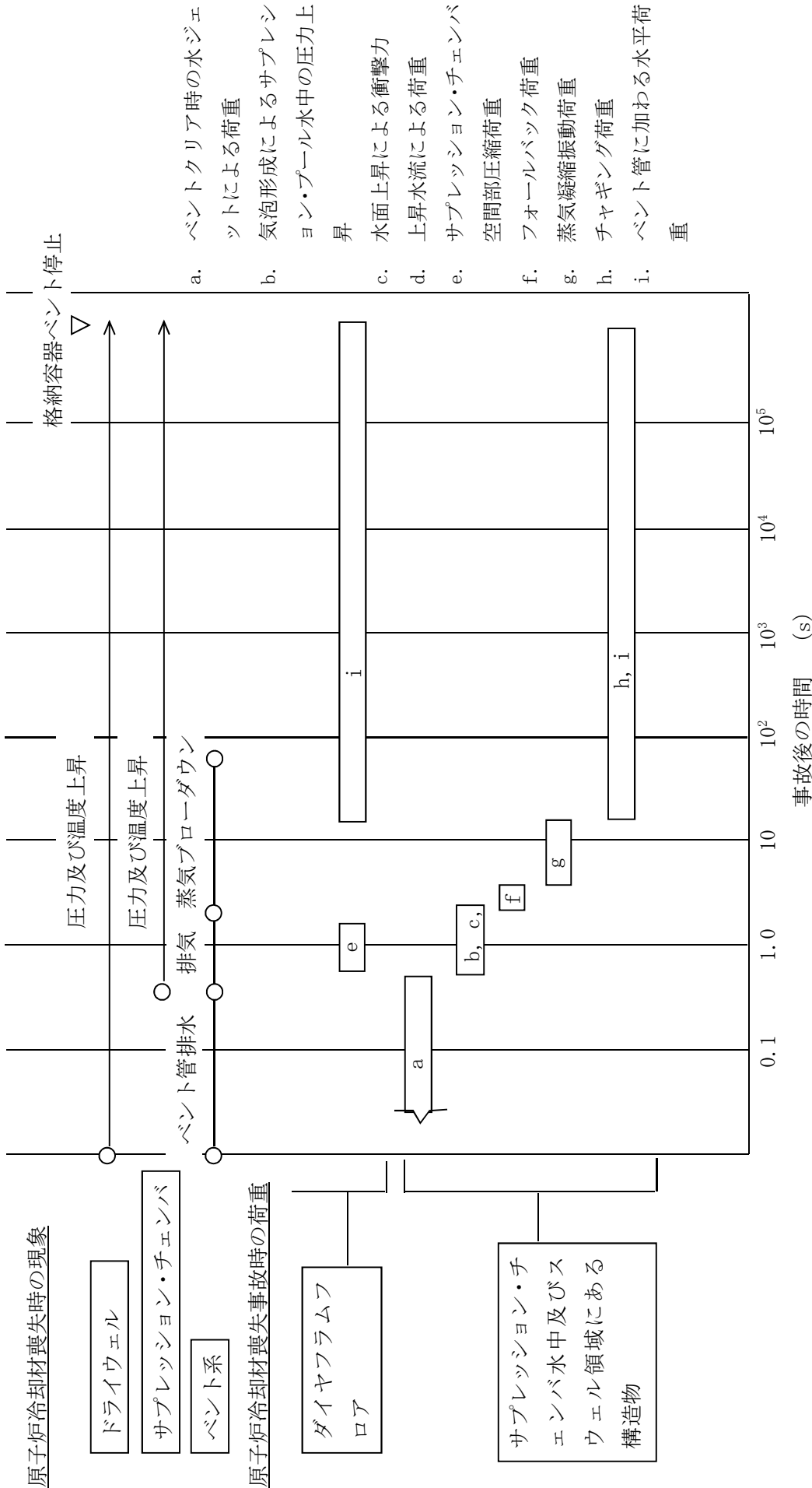
なお、設計基準事故時に想定しているチャギング荷重が繰返し生じた場合であっても最大約 130 MPa であり、原子炉格納容器本体の一次+二次応力の許容限界内 (393 MPa) となることから、原子炉格納容器の強度評価に対する影響はない。

第 5-4 図は、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第 5-4 図の時刻歴に包絡されると考えられる。

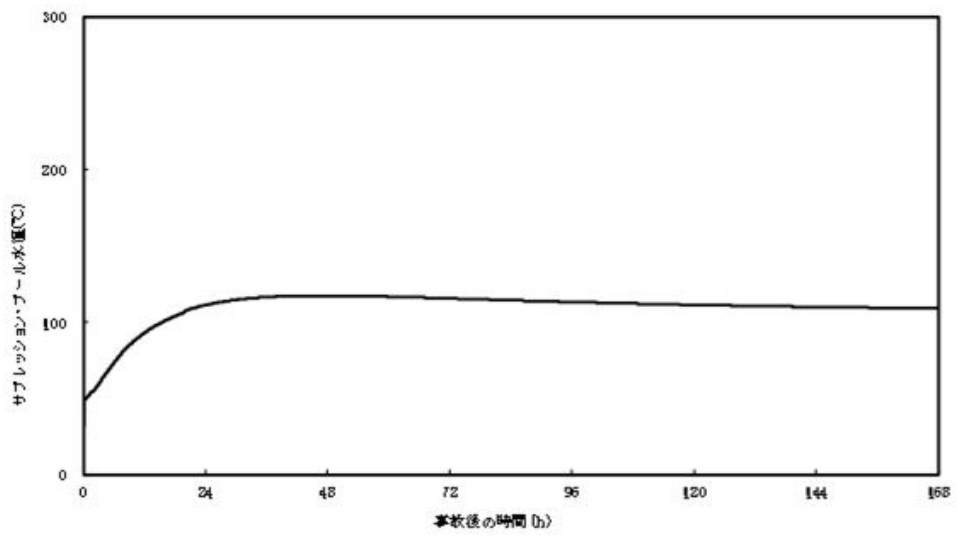
- a. 原子炉冷却材喪失事故を起因としない事象においては、原子炉圧力容器破損時に原子炉圧力容器内のガスがドライウエルへと放出されると考えられるが、原子炉圧力容器破損時点では、すでに原子炉圧力容器内は減圧されており、原子炉冷却材

喪失事故時に生じるような急激なガス放出とならない。

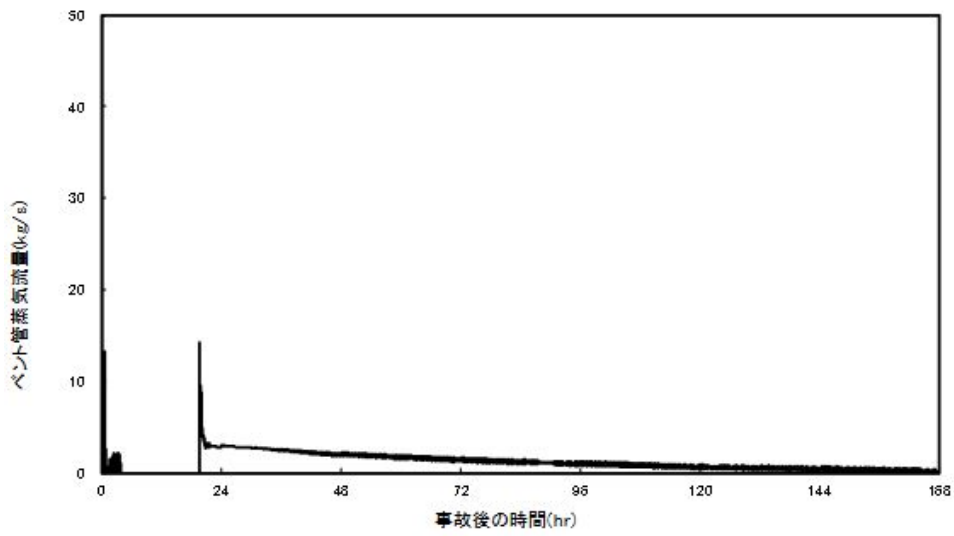
- b. 高温の溶融燃料がペDESTAL内に落下した際には、溶融燃料と水の相互作用（FCI）によって急激な蒸気発生が生じると考えられるが、当該事象において、サブプレッション・チェンバに流入する水等の移行量は原子炉冷却材喪失事故時に比べて非常に小さく（第 4-1 表）、原子炉冷却材喪失事故発生直後に生じる荷重（第 5-4 図における a. から g. までの荷重）に包絡される。
- c. 原子炉格納容器ベント実施時においても一時的にドライウエルからサブプレッション・チェンバに流入する水等の移行量が増加すると考えられるが、この時の移行量は原子炉冷却材喪失事故時に比べて非常に小さく（第 5-1 表）、b. 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。



第5-4図 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)



第 5-5 図 サプレッション・チェンバ内のプール水温の時刻歴



第 5-6 図 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ブプレッション・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。

第5-2表 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°C, 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第5-2表のパラメータを用いるとガス流量は、約75 kg/sとなる。

$$G_{gc} = \left(\frac{2}{k+1} \right)^{(k+1)/2(k-1)} \sqrt{k g_0 P_0 \rho_{g0}}$$

$$m = G_{gc} a$$

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。

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

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。

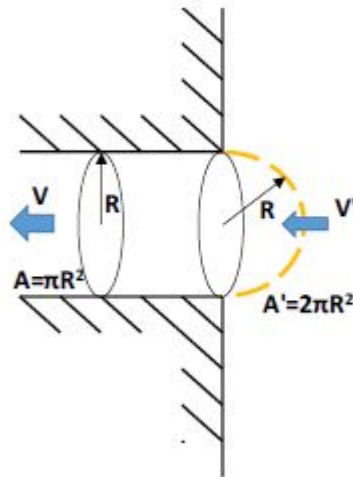
$$C_{g0} = \sqrt{(kg_0 P_0 / \rho_{g0})}$$

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、第 5-7 図のとおり) 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。

$$V' = V \frac{\pi R^2}{2\pi R^2} = \frac{V}{2} = \text{約 } 40 \text{ m/s}$$

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

$$\delta P_0 = \frac{C_p \delta V}{g_0}$$



第 5-7 図 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 4.7 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 4.6 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。

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

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ブプレッション・チェンバにもたらされる負圧度は約 10 kPa となる。

格納容器ベント実施時点でのサブプレッション・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 610 kPa [gage] であることから、水面の飽和温度は、約 159 °C となる。ベント開始時のサブプレッション・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 (159°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 0.01 m/s であり、プール水面の揺動する速度は小さく、これに伴うプールのスウェルの影響は極めて小さい。

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

ρ_L : 水の密度

C_L : 水中の音速

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

6. まとめ

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

7. 参考文献

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

設計基準事故時に生じる動荷重について

原子炉冷却材喪失時に原子炉格納容器に生じる各荷重に対する現象を第 1 表に、現象の流れを第 1 図に示す。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第 2 表に、現象の流れを第 2 図に示す。

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第 3 図に示す評価対象に対して、第 3 表、第 4 表及び第 5 表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、第 6 表で示すように解析や試験データに基づき設定している。

第1表 原子炉冷却材喪失時の各荷重の現象

荷重	現象
a. LOCA発生時のドライウエル内の圧力上昇	原子炉冷却系統の配管の破断が瞬時に発生したとすると、圧力波がドライウエル、ベント管内を通過してプールの底面や壁面、内部構造物などに動荷重が作用する。
b. ベントクリア時の水ジェットによる荷重	ドライウエル圧力の急激な上昇によりベント管内のプール水がサブプレッション・チェンバ内に放出されるため水ジェット流が形成され、ジェットによる衝撃力及びドラッグ力がベント管の下部にある内部構造物及び原子炉格納器底部鉄筋コンクリートマットに作用する。
c. 気泡形成によるプール水中の圧力上昇	ドライウエルの空気がベント管から放出される際、気泡がサブプレッション・チェンバ側壁、内部構造物及び原子炉格納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	スラッグ流が上昇する際、水面より上方にある機器、配管、内部構造物にプール水が衝突しそれらに衝撃力が作用する。
e. 上昇水流による荷重	プール水が上昇する際、上昇水流によりドラッグ力が、機器、配管及び内部構造物に作用する。
f. サプレッション・チェンバ空間部圧力荷重	プール水面の上昇によりサブプレッション・チェンバ上部の空間部が圧縮されることにより、サブプレッション・チェンバ空間部圧縮荷重が作用する。 また、この現象により真空破壊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（ブレイク・スルー）すること、サブプレッション・チェンバ気相とつながる。この時、水面付近のプール水は、フロス状の2相混合物を形成し、これによりサブプレッション・チェンバ気相部内の構造物及びダイアフラム・フロアに衝撃荷重が加わる。
h. フォールバック荷重	上昇した水面の上昇が停止し、プール水が落下するとき落下水により、機器、配管、内部構造物にドラッグ力が作用する。
i. 蒸気凝縮振動荷重	中高流量蒸気が凝縮する際、プール水に凝縮振動波が伝播し、サブプレッション・チェンバ側壁、原子炉格納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。
1. ECCS作動時	原子炉冷却系統の圧力が低下し、炉心がECCS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、格納容器スプレイスの作動によりドライウエル・サブプレッション・チェンバ間の差圧は解消される。

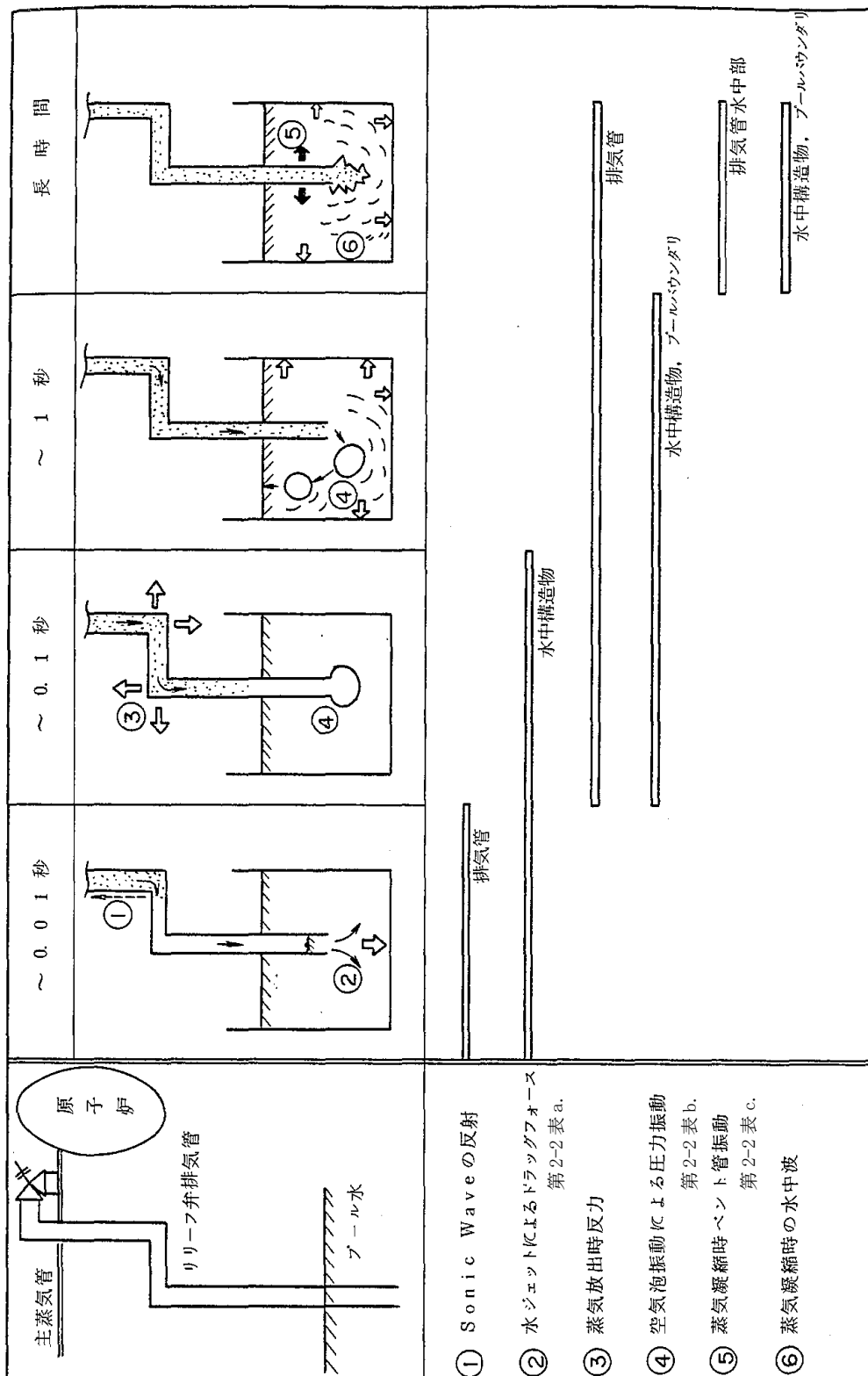
① LOCA発生 圧力波伝播		② ベントクリア	③ 気泡形成 水中圧力上昇	④ プール水面上昇 衝撃力・ドラッグ	⑤ 空間部圧縮	⑥ ブレーク・スルー フロース衝撃力
	時間 0~0.01秒 第1表 a.	0~0.7秒 第1表 b.	0.6~1.2秒 第1表 c.	0.7~1.6秒 第1表 d. e.	0.7~1.6秒 第1表 f.	~1.6秒 第1表 g.

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タリング	⑩ 同左 凝縮不安定による ベント管横振れ	⑪ ECCS作動 D/W負圧でV/B作動	⑫ 過渡変化終了
	時間 1.7~3秒 第1表 h.	3~40秒 第1表 i.	40秒~2分 第1表 j.	3秒~2分 第1表 k.	~2分 第1表 l.	長期 -

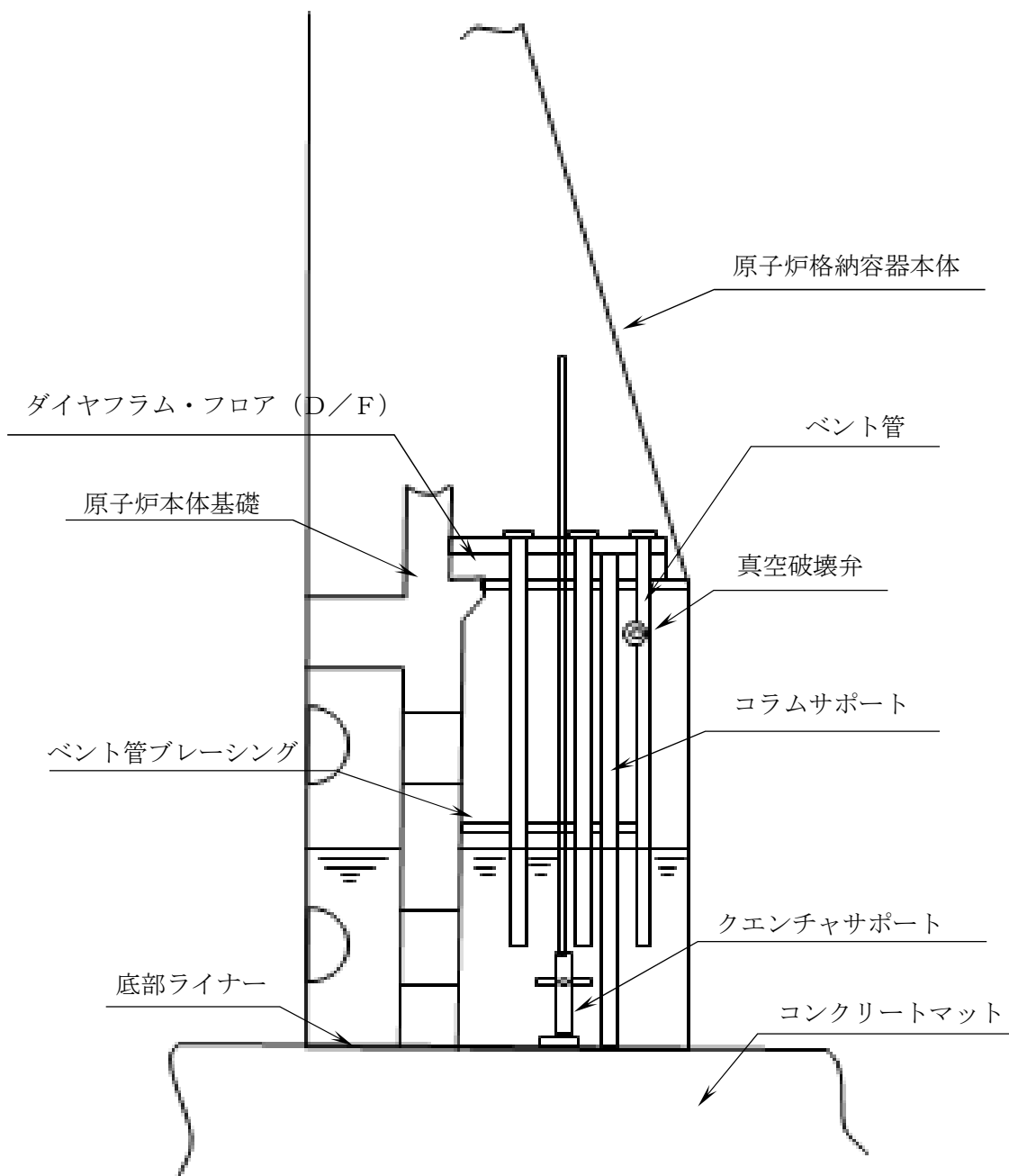
第1図 原子炉冷却材喪失時の現象の流れ

第2表 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ブプレッション・チェンバに放出される際、ジェット流が形成され、サブプレッション・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、これがサブプレッション・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、収縮を繰り返す、圧力振動が、機器、配管、内部構造物、サブプレッション・チェンバ側壁、原子炉格納容器底部鉄筋コンクリートマットに作用する。
c. 蒸気凝縮振動荷重	蒸気がサブプレッション・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、サブプレッション・チェンバ底面、壁面に圧力荷重が加わり、サブプレッション・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。



第2図 逃がし安全弁作動時の現象の流れ

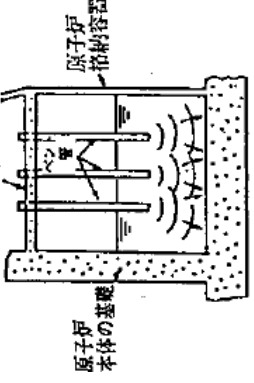
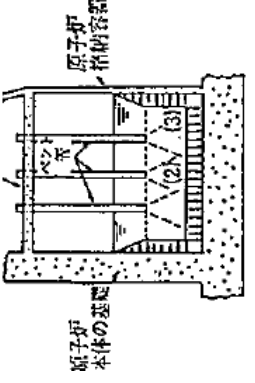
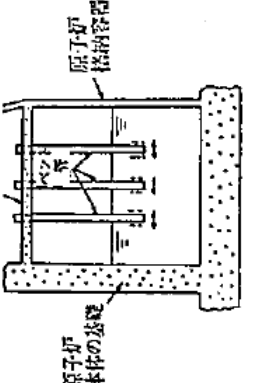
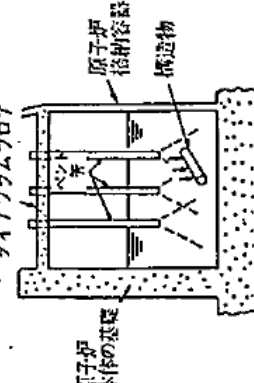


第3図 動荷重の評価対象

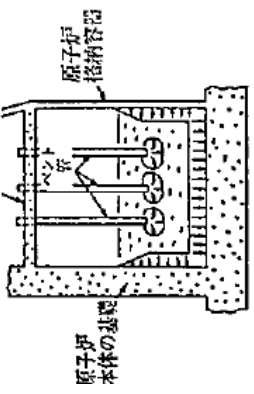
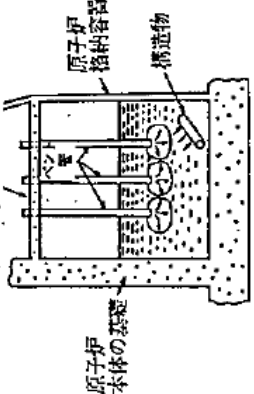
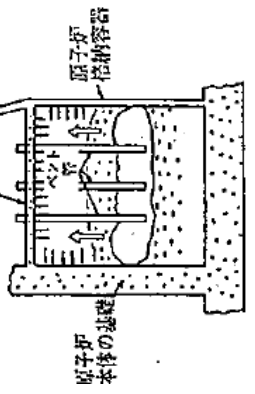
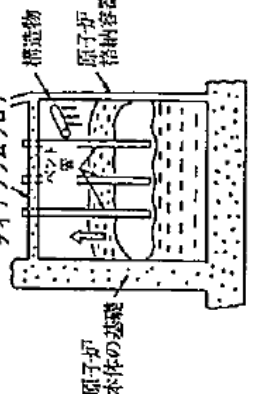
第3表 PCV動荷重指針要求荷重と対象構造物との対応

Mark-II PCV 動荷重指針	項 目	原子炉 格納容器本体	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 ツ ト	備 考
圧力抑制系 のバウンダリに 加わる荷重	第4表(1)	(2次荷重であり、指針上評価を省略可)								
	第4表(2)	-	-	○	-	-	-	-	○	
	第4表(3)	○	-	-	-	-	-	○	-	
	第4表(4)	○	-	○	-	-	-	○	○	
	第4表(5)	○	-	-	-	-	-	○	-	
	第4表(6)	-	-	-	-	-	○	-	-	
	第4表(7)	(2次荷重であり、指針上評価を省略可)								
	第4表(8)	(2次荷重であり、指針上評価を省略可)								
	第4表(9)	○	-	○	-	-	-	○	○	
圧力抑制系内 の構造物に 加わる荷重	第4表[1]	-	○	-	-	-	-	-	-	
	第4表[2]	-	○	-	○	-	○	-	-	
	第4表[3]	-	○	-	-	-	-	-	-	
	第4表[4]	-	-	-	-	○	-	-	-	
	第4表 [5]~[8]	(2次荷重であり、指針上評価を省略可)								
逃がし安全 弁作動時の 動荷重	第5表(1)	○	-	○	-	-	-	○	○	
	第5表(2)	○	-	○	-	-	-	○	○	
逃がし安全 弁作動時の 構造物に 加わる荷重	第5表[1]	-	○	-	○	-	○	-	-	
	第5表[2]	-	○	-	○	-	○	-	-	
	第5表[3]	-	○	-	○	-	○	-	-	
	第5表[4]	-	-	-	○	-	-	-	-	

第4表 (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>ダイワフラムプロ7 原子炉本体の基礎 原子炉格納容器</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		
②ベントクリアリリング過程	 <p>ダイワフラムプロ7 原子炉本体の基礎 原子炉格納容器</p>	(2) ベントクリアリ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 (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>ダイワフラムプロ7 原子炉本体の基礎 原子炉格納容器</p>	[5] ベントクリアリリング時にベント管に加わる水平荷重
			 <p>ダイワフラムプロ7 原子炉本体の基礎 原子炉格納容器</p>	[2] ベントクリアリリングに伴うプール水の流動によるドラッグ荷重

第4表 (2/4) 指針要求に対応するL O C A時動荷重の概要図

事故後の推移	圧力抑制系のバウンダリに加わる荷重	対応する荷重	圧力抑制系内の構造物に加わる荷重	対応する荷重
<p>③気泡形成過程</p>		<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>
<p>④プールのウェル過程</p>		<p>(5) プールスウェル時のサブプレッション・チェンバースの圧縮によるサブプレッション・チェンバース気相壁面に加わる圧力による荷重</p> <p>(6) (5)と同じくサブプレッション・チェンバース気相壁面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ブプレッション・チェンバース気相部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>

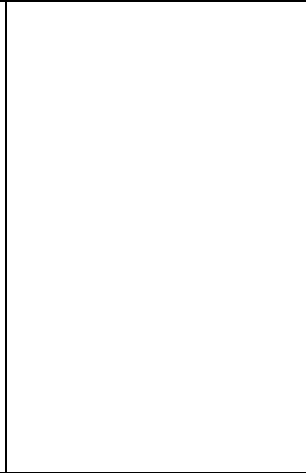
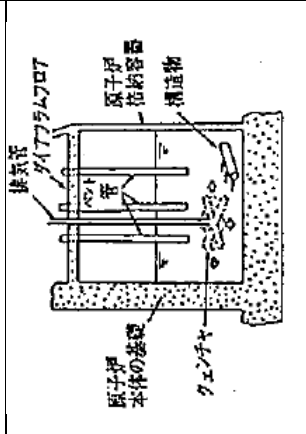
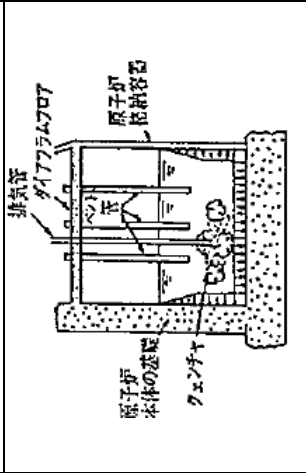
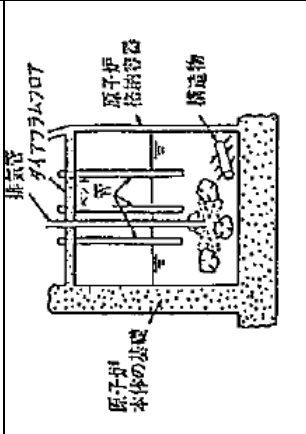
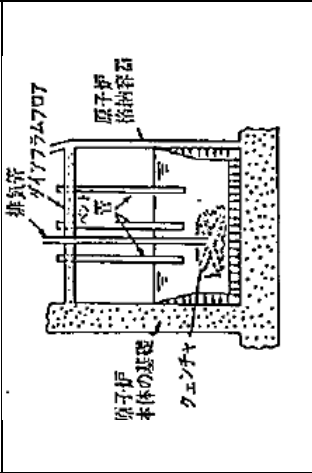
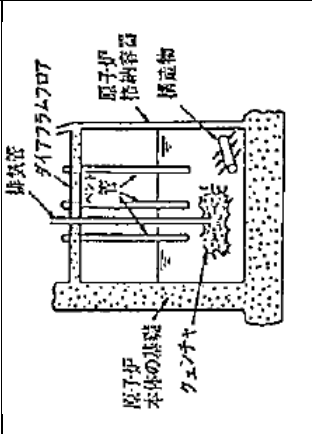
第4表 (3/4) 指針要求に対応するL O C A時動荷重の概要図

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

第4表 (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
①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>

第5表 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		対応する荷重		<p>対応する荷重</p> <p>[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</p>
② 気泡放出過程		<p>(1) 気泡形成に伴うプールの底面、壁面に加わる圧力による荷重</p>		<p>[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</p>
③ 蒸気放出過程		<p>(2) 蒸気凝縮が不安定となる場合、プールの底面、壁面に加わる圧力による荷重</p>		<p>[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</p> <p>[4] これらの現象を通じてクエンチヤ地震に加わる荷重</p>

第6表 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 □ ° 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發揮した。
- ・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

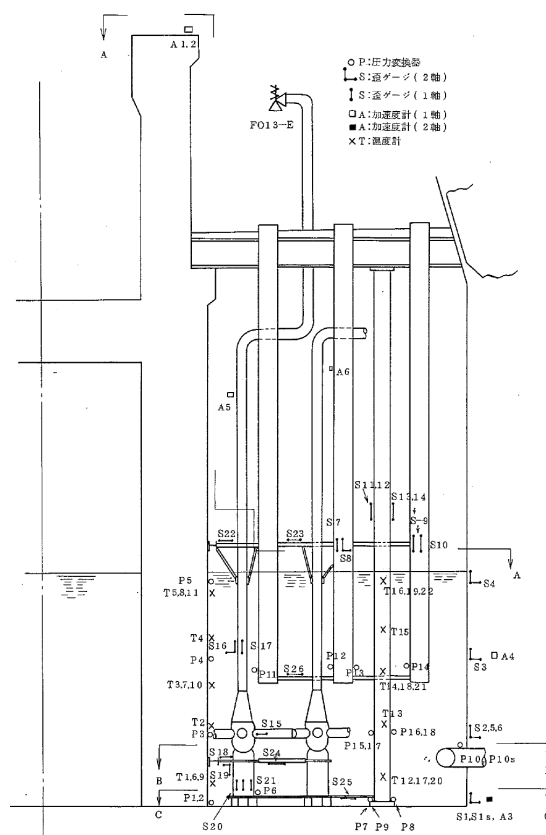
試験の目的

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/4TCO (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

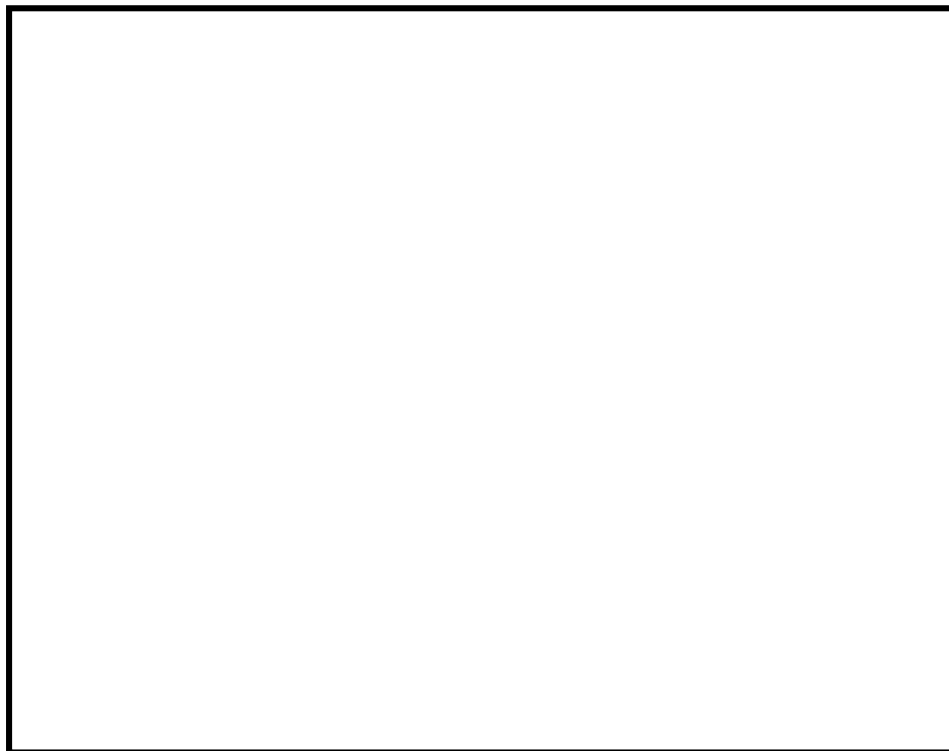
LOCA時のBWR格納容器圧力抑制系の主要な動荷重の評価に用いられる計算モデルの検証と、圧力抑制系のLOCA時における機能の信頼性を実証することを目的として実施された。

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。

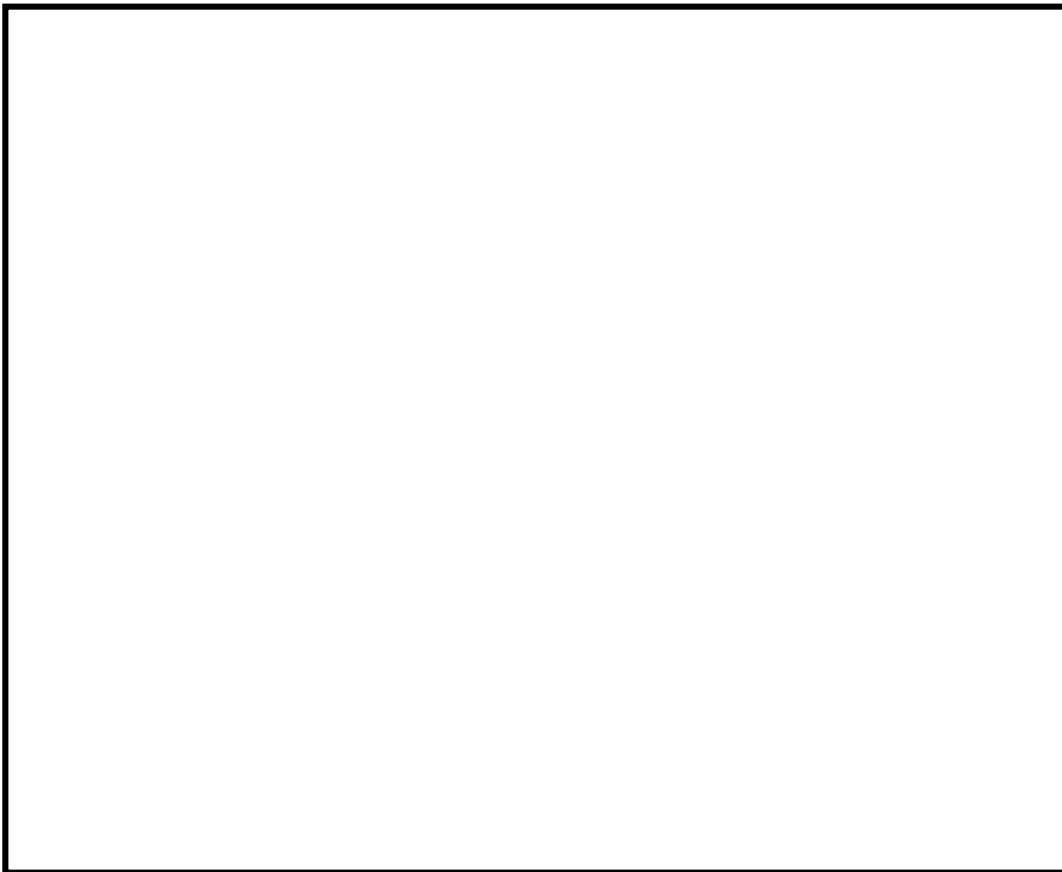


[参考文献] 格納容器圧力抑制系信頼性実証試験評価委員会報告書 (昭和 58 年 11 月)

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。

第 1 図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。



第 1 図 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（本文第2-2表）に係る荷重の組み合わせを以下のように整理する（第1表）。

<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、1.5Pd+チャギング事象を保守的に組み合わせ評価した結果を第2表に示す。なお、格納容器ベント実施時やFCI発生時には、40℃以上、かつ、蒸气流束も18kg/s/m²以下であり、設計条件としてい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℃以下）が低く、さらにベント管内の蒸气流束（18～28kg/s/m²）が比較的大きな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、第2表で示す。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（第2表）。

第3表に示すとおり、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（620kPa）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2Pd（620kPa）によって確認ができる。このときの各荷重による応力を第4表に示す。

また、動荷重の観点で、最大圧力1.5Pd（465kPa）+チャギングの動荷重の裕度は、 ATWS時の最大圧力+SRV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。

第1表 重大事故等時の荷重の組合せ

No.	荷重の組合せ		許容応力状態	死荷重	限界圧力	圧力						SVC圧力	SVC圧力	重要事故シナリオ等	荷重の組合せの考え方	備考
	各運転状態による荷重	地震				SA時最大	ATWS時	LOCA時	中破	小破	大破					
SA1	SA短期における荷重	-	VA	○	○	-	-	-	-	-	-	-	-	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	-	VA	○	-	-	-	-	○	-	-	-	-	原子炉停止機能喪失 包絡される重要事故シナリオ等： 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)、 全交流動力電流喪失、 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/格納容器閉閉気直接加熱、 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なるため、組み合わされる。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	-	VA	○	-	-	-	-	○	-	-	-	-	LOCA時注水機能喪失 (中小破断)	中小破断LOCAが発生し、チャッキングが生じている状態で、逃がし安全弁が作動する可能性があるため、組み合わせ。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	-	VA	○	-	-	-	-	○	-	-	-	-	格納容器過圧・過速破損 包絡される重要事故シナリオ等： 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ッキングとの重なるを考慮し、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	-	VA	○	-	-	-	-	-	-	○	-	-	原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用 (PCI) 包絡される重要事故シナリオ等： 高圧溶融物放出/格納容器閉閉気直接加熱、 溶融炉心・コンクリート相互作用	SAS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	-	VA	○	-	-	-	-	-	-	○	-	-	格納容器過圧・過速破損 包絡される重要事故シナリオ等： 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	SAS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	VAS	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	なし	重大事故等時の地震を考慮するため、事故後1×10 ⁷ 年 (3.65日) の荷重と弾性設計用地震動Sd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ならない。	耐震計算書 評価ケース
SA7	SA長期(L)における荷重	S _d	VAS	○	-	-	-	-	○	-	-	-	-	格納容器過圧・過速破損 包絡される重要事故シナリオ等： 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 ⁷ 年 (3.65日) の荷重と弾性設計用地震動Sdと長期の間継続しうる動荷重であるチャッキングとの重なるを考慮し、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	VAS	○	-	-	-	-	-	-	-	-	-	なし	重大事故等時の地震を考慮するため、事故後2×10 ⁷ 年 (73日) の荷重と基準地震動Ssを組み合わせる。この時点では原子炉格納容器は代替措置が開始されており、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

第2表 重大事故等時の荷重の組合せの網羅性

No.	荷重の組合せ		許容応力状態	死荷重	圧力			動荷重				備考
	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V	PS	CO	CH	
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}

※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。

第3表 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			

※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℃)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℃), SA(LL)(150℃)における評価温度)

第4表 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						τ	σ _θ	σ _t	τ									
		内面			外面															
		σ _t	σ _θ	τ	σ _t	σ _θ	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)																			○	

σ_t: 円周方向応力, σ_θ: 軸方向応力, τ: せん断応力, τ: せん断応力 (t-θ 方向)

※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土面方向存在するが、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。

第1表に示す対象部位（第1図）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（第2表の事故時圧力）及び動荷重の受圧面積が大きく動荷重が大きいこと（第2表の逃がし安全弁作動時等）
- ・これらの荷重は第3表で示すように組合せが必要であり、第4表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等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。

第1表で示すように残留熱除去系ストレーナは、動荷重を含まない評価結果を記載している。その理由は、応力評価点を第6図、各荷重による応力を第16表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第1表に記載している。

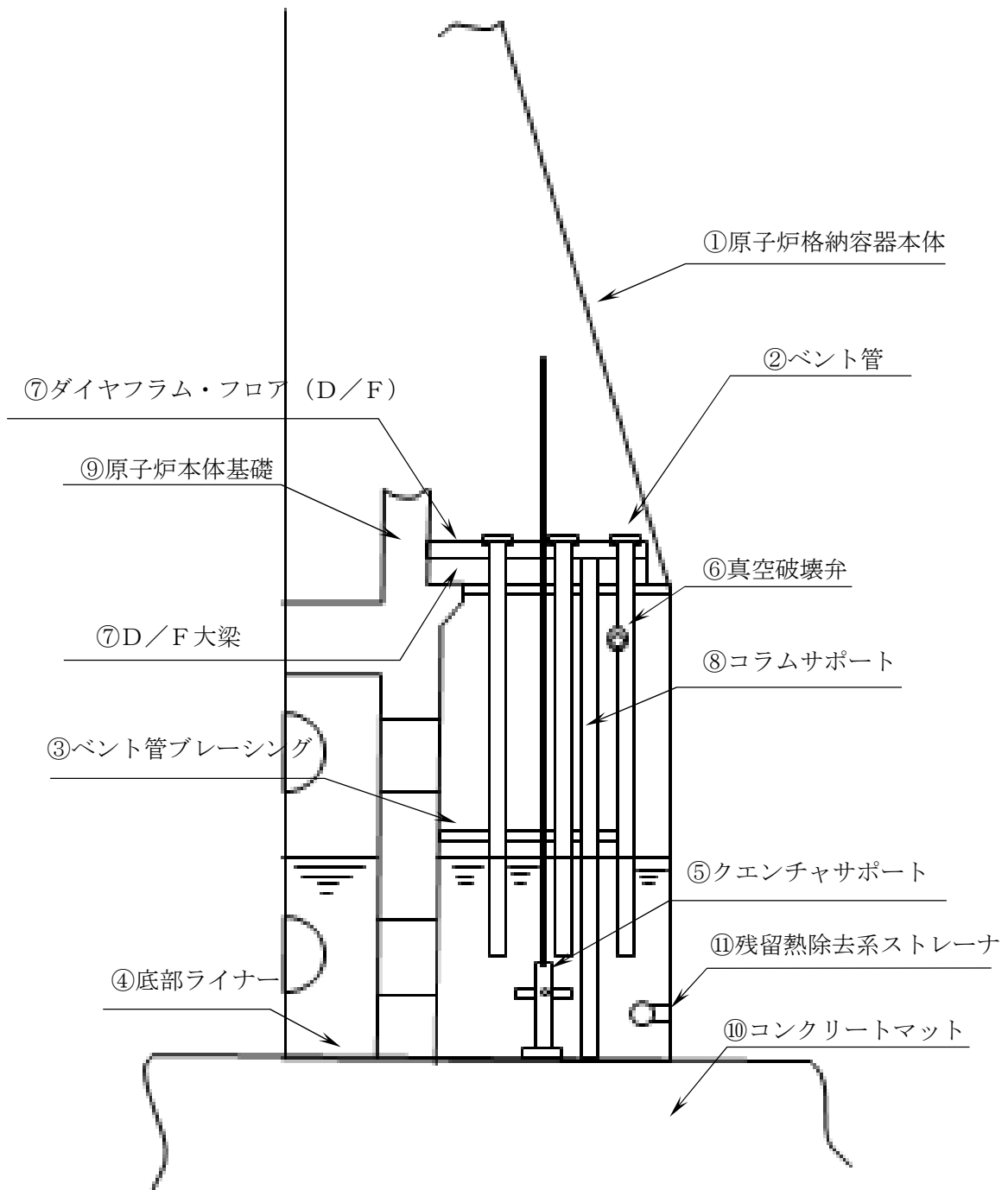
第1表 設計基準対処施設としての原子炉格納容器の健全性確認結果

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+チャギング荷重時) 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 ベント管ブレイシング (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 底部ライナー	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"/>

※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。



第1図 動荷重の評価対象

第2表 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 PCV鉛直荷重 (通常) 5 PCV鉛直荷重 (燃交) 6 プール水頭 7 PCV鉛直方向S ₁ *地震 (通常, 上向U) 8 PCV鉛直方向S ₁ *地震 (通常, 下向D) 9 PCV鉛直方向S ₁ *地震 (燃交, 上向U) 10 PCV鉛直方向S ₁ *地震 (燃交, 下向D) 11 PCV鉛直方向S ₂ 地震 (通常, 上向U) 12 PCV鉛直方向S ₂ 地震 (通常, 下向D) 13 PCV鉛直方向S ₂ 地震 (燃交, 上向U) 14 PCV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 PCV水平方向S ₁ *地震 (圧縮C) 20 PCV水平方向S ₁ *地震 (引張T) 21 PCV水平方向S ₂ 地震 (圧縮C) 22 PCV水平方向S ₂ 地震 (引張T) 23 PCV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)																		

第3表 原子炉格納容器本体の荷重の組合せ

応力評価点 P1, P2

荷重条件					荷重番号*
番号	運転状態	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

荷重条件					荷重番号*
番号	運転状態	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

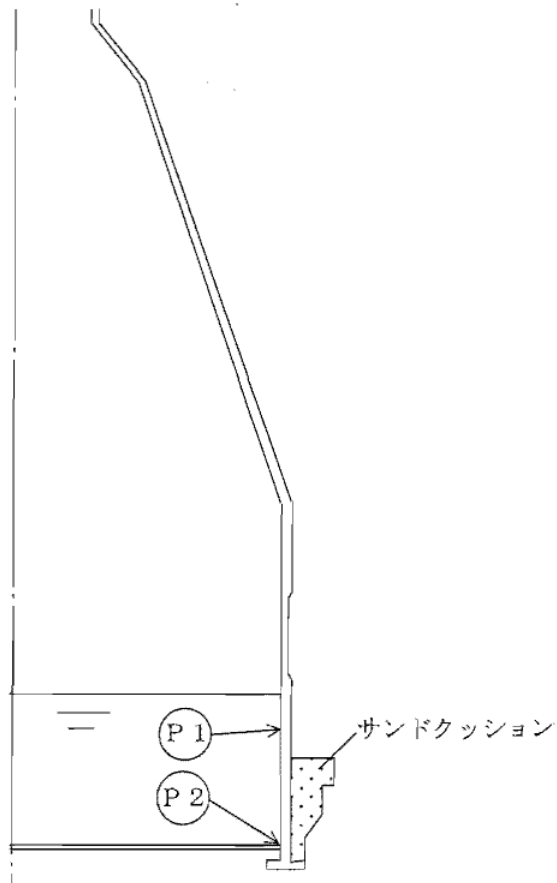
第4表 原子炉格納容器本体の応力評価結果

応力評価点 P1

(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。



第2図 原子炉格納容器本体の応力評価点

第5表 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		

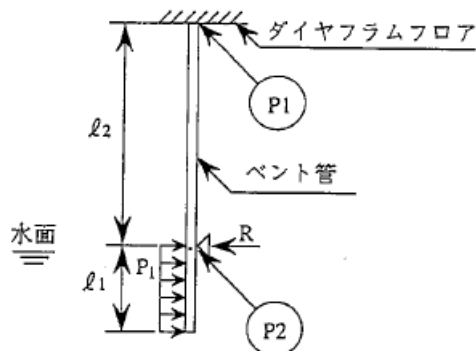
第6表 ベント管の応力評価結果

(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



第2図 ベント管の応力評価点

第7表 ベント管ブレー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			

第8表 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	—	—

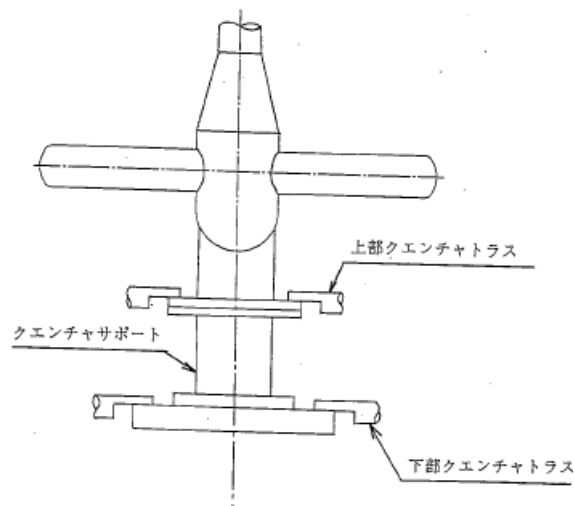
注記*：荷重番号(4)，(5)のうち，応力の大きいフォールバック荷重による応力により評価する。

第9表 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

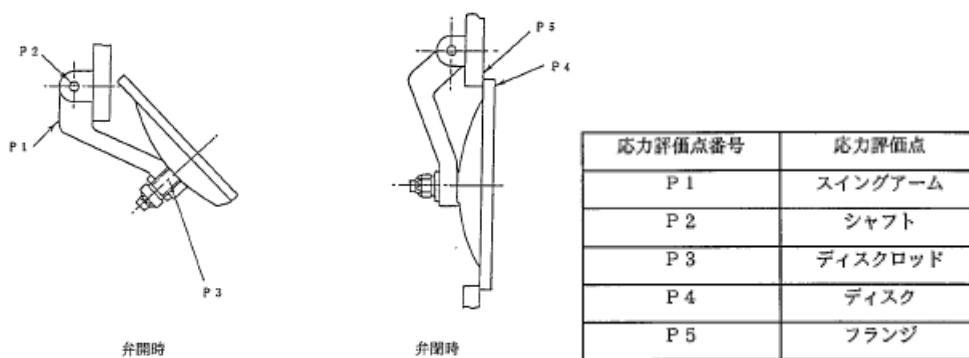


第3図 クエンチャサポートの応力評価点

第 10 表 真空破壊装置の応力評価結果

(単位: kg/cm²)

荷重	弁運動方向	応力評価点	部材	組合せ応力	引張応力	せん断応力	応力値	準用する許容応力 (材料: 現状)	準用する許容応力 (材料: 改善)	備考
ブローキック	開	P1	スイングアーム					25.0 (SM41A)	50.0 (SPV499)	(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)
ブローバック	開	P1	スイングアーム					25.0 (SM41A)	50.0 (SPV499)	(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)



第 4 図 真空破壊装置の応力評価点

第 11 表 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

第 12 表 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		

第 13 表 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

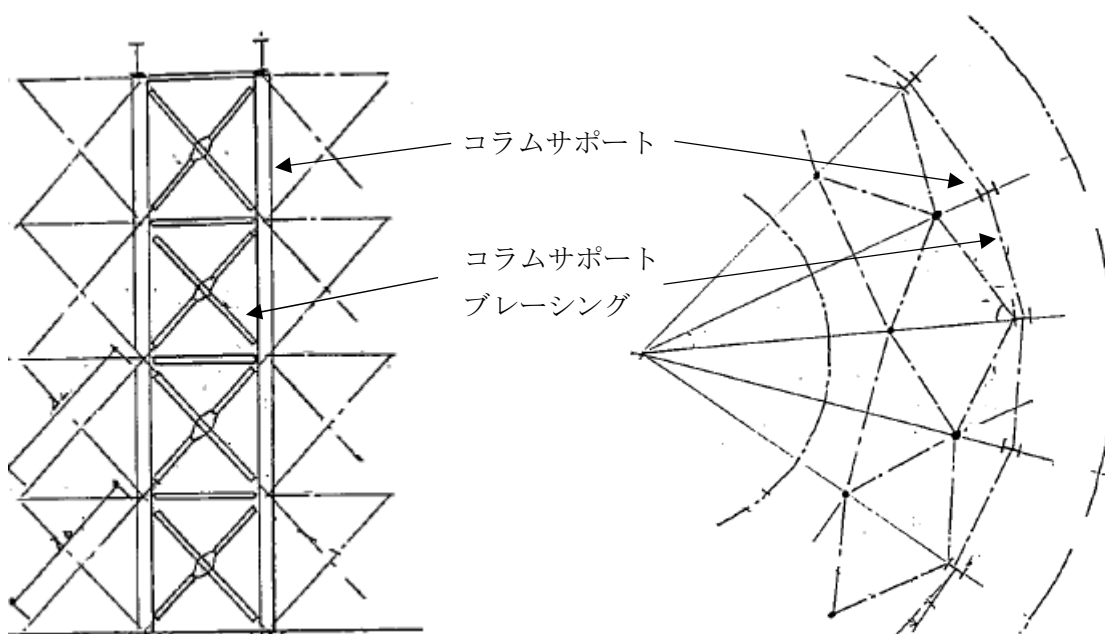
評価部位	発生応力 [ton/cm ²]	許容応力 [ton/cm ²]
コラムサポート		
コラムサポート		
ブレーシング		

(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		



第 5 図 コラムサポートの概要図

第 14 表 原子炉本体基礎の配筋量

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

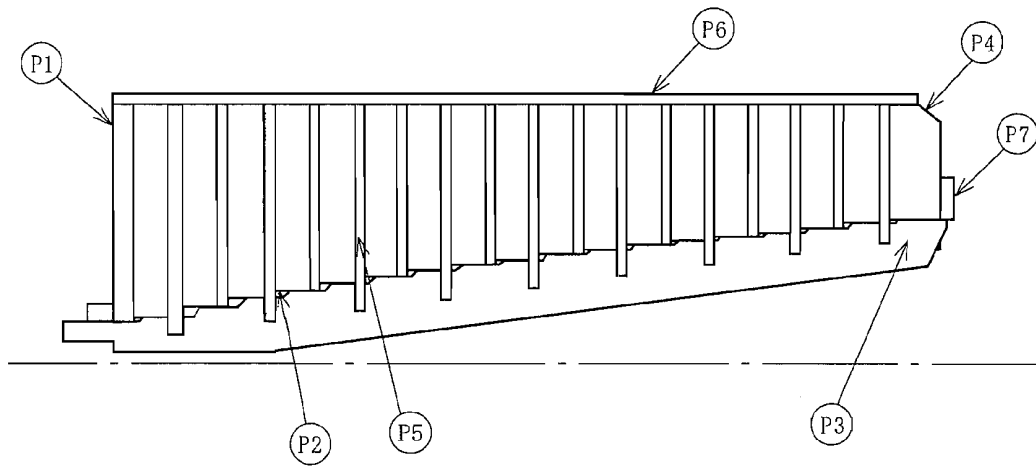
第 15 表 コンクリートマットの鉄筋比

		東海第二発電所			最新MARKII改良型発電所							
厚 さ		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											
	下 端 筋											

(*) マット厚さの違いにより生じる曲げ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。



第 6 図 残留熱除去系ストレーナの構造図及び応力評価点

第 16 表 残留熱除去系ストレーナの各荷重による応力 (1/3)

(単位 : MPa)

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

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

第 16 表 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 評価点 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 S R V 荷重	-	-	-						
	5 プールスウェル	-	-	-						
	6 蒸気凝縮 (CO)	-	-	-						
	7 チャギング (CH)	-	-	-						
	8 ストレーナ S ₁ *地震荷重	-	-	-						
	9 ストレーナ S ₂ 地震荷重	-	-	-						
	10 異物 S ₁ *地震荷重	-	-	-						
P 5	1 死荷重	-	-	-						
	2 異物荷重	-	-	-						
	3 差圧	-	-	-						
	4 S R V 荷重	-	-	-						
	5 プールスウェル	-	-	-						
	6 蒸気凝縮 (CO)	-	-	-						
	7 チャギング (CH)	-	-	-						
	8 ストレーナ S ₁ *地震荷重	-	-	-						
	9 ストレーナ S ₂ 地震荷重	-	-	-						
	10 異物 S ₁ *地震荷重	-	-	-						
P 6	1 死荷重	-	-	-						
	2 異物荷重	-	-	-						
	3 差圧	-	-	-						
	4 S R V 荷重	-	-	-						
	5 プールスウェル	-	-	-						
	6 蒸気凝縮 (CO)	-	-	-						
	7 チャギング (CH)	-	-	-						
	8 ストレーナ S ₁ *地震荷重	-	-	-						
	9 ストレーナ S ₂ 地震荷重	-	-	-						
	10 異物 S ₁ *地震荷重	-	-	-						

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

第 16 表 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	

第 17 表 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)

第18表 残留熱除去系ストレナーナの応力評価結果 (1/3)

(単位: MPa)

応力 評価点 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

第18表 残留熱除去系ストレナーナの応力評価結果 (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

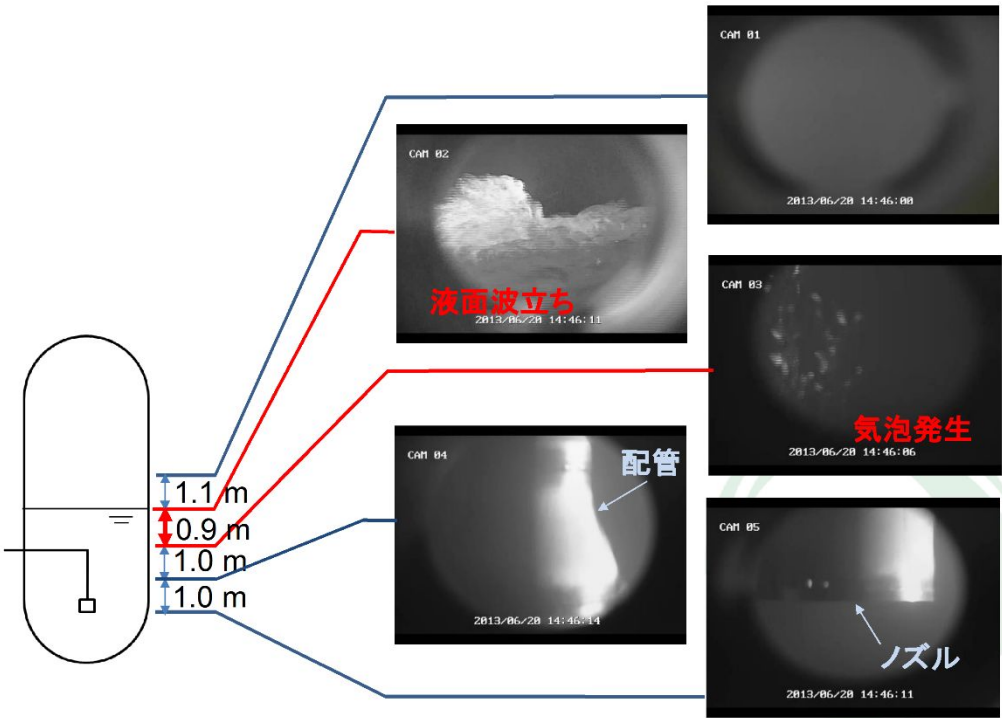
第 18 表 残留熱除去系ストレナーの応力評価結果 (3/3)

(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，減圧による沸騰が発生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。（第 1 図）。



第 1 図 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