

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。

資料 2－3

補足説明

(東海第二発電所 工事計画認可申請に係る論点整理について)

平成 30 年 4 月 5 日
日本原子力発電株式会社

目 次

東海第二発電所 工事計画に係る説明資料（V-1-1-2-2 津波への配慮に関する説明書）	1
工事計画に係る補足説明資料 耐震性に関する説明書のうち 補足-340-3【可搬型重大事故等対処設備の耐震性に関する説明書に関する補足説明資料】	49
工事計画に係る補足説明資料 耐震性に関する説明書のうち 補足-340-13【機電分耐震計算書の補足について】	130
V-3-別添 2-1-6 建屋の強度計算書	278
工事計画に係る補足説明資料強度に関する説明書のうち補足-421-6【重大事故等クラス2機器であってクラス1機器の強度評価の方針について】	336
原子炉格納施設の設計条件に関する説明書のうち設計基準事故時及び重大事故等時の動荷重について	366
東海第二発電所 原子炉格納容器における改良EPDM製シール材に対する追加試験の状況について	378
東海第二発電所 ブローアウトパネル及び関連設備の必要機能と確認試験の方法について	385
主蒸気逃がし安全弁（SRV）の環境試験について	423
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（コリウムシールドの設計）	425

東海第二発電所

工事計画に係る説明資料

(V-1-1-2-2 津波への配慮に関する説明書)

改定履歴

改定	改定日 (提出年月日)	改定内容
改 0	H30. 2. 5	・新規定定 ・「6. 1. 3 止水機構に関する補足説明」を新規作成し、追加
改 1	H30. 2. 7	・「1. 1 潮位観測記録の考え方について」及び「1. 3 港湾内の局所的な海面の励起について」を新規作成し、追加
改 2	H30. 2. 8	・改 0 の「6. 1. 3 止水機構に関する補足説明」を改定
改 3	H30. 2. 9	・改 1 に、「1. 6 S A用海水ピットの構造を踏まえた影響の有無の検討」を新規作成し、追加（「1. 1 潮位観測記録の考え方について」及び「1. 3 港湾内の局所的な海面の励起について」は、変更なし）
改 4	H30. 2. 13	・改 3 の内、「1. 1 潮位観測記録の考え方について」及び「1. 3 港湾内の局所的な海面の励起について」を改定（「1. 6 S A用海水ピットの構造を踏まえた影響の有無の検討」は、変更なし）
改 5	H30. 2. 13	・「5. 11 浸水防護施設の設計における評価対象断面の選定について」及び「5. 17 強度計算における津波時及び重畳時の荷重作用状況について」を新規作成し、追加
改 6	H30. 2. 15	・「5. 7 自然現象を考慮する浸水防護施設の選定について」及び「5. 19 津波荷重の算出における高潮の考慮について」を新規作成し、追加
改 7	H30. 2. 19	・改 6 に、「5. 1 地震と津波の組合せで考慮する荷重について」を新規作成し、追加（「5. 7 自然現象を考慮する浸水防護施設の選定について」及び「5. 19 津波荷重の算出における高潮の考慮について」は、変更なし）
改 8	H30. 2. 19	・「5. 9 浸水防護施設の評価に係る地盤物性値及び地質構造について」及び「5. 14 防潮堤止水ジョイント部材及び鋼製防護壁止水シールについて」を新規作成し、追加
改 9	H30. 2. 22	・改 8 の「5. 9 浸水防護施設の評価に係る地盤物性値及び地質構造について」を改定（「5. 14 防潮堤止水ジョイント部材及び鋼製防護壁止水シールについて」は、変更なし）
改 10	H30. 2. 23	・改 2 の「6. 1. 3 止水機構に関する補足説明」を改定
改 11	H30. 2. 27	・「4. 1 設計に用いる遡上波の流速について」及び「5. 4 津波波力の選定に用いた規格・基準類の適用性について」を新規作成し、追加
改 12	H30. 3. 1	・「1. 2 遡上・浸水域の評価の考え方について」、「1. 4 津波シミュレーションにおける解析モデルについて」、「4. 2 漂流物による影響確認について」、「5. 2 耐津波設計における現場確認プロセスについて」及び「5. 6 浸水量評価について」を新規作成し、追加 ・改 4 の内、「1. 6 S A用海水ピットの構造を踏まえた影響の有無の検討」を改定
改 13	H30. 3. 6	・改 12 の内、「1. 6 S A用海水ピットの構造を踏まえた影響の有無の検討」を改定
改 14	H30. 3. 6	・改 5 の内、「5. 11 浸水防護施設の設計における評価対象断面の選定について」を改定（「5. 11 浸水防護施設の設計における評価対象断面の選定について」のうち、「5. 11. 5 鋼管杭鉄筋コンクリート防潮壁」を新規作成） ・改 9 の内、「5. 14 防潮堤止水ジョイント部材及び鋼製防護壁止水シールについて」を改定

改定	改定日 (提出年月日)	改定内容
改 15	H30. 3. 9	・資料番号を「補足-60」→「補足-60-1」に変更（改定番号は継続） ・改 7 の内, 「5. 7 自然現象を考慮する浸水防護施設の選定について」を改定 ・改 10 の「6. 1. 3 止水機構に関する補足説明」を改定
改 16	H30. 3. 12	・改 14 の内, 「5. 14 防潮堤止水ジョイント部材及び鋼製防護壁止水シールについて」を改定
改 17	H30. 3. 22	・改 15 の内, 「6. 1. 3 止水機構に関する補足説明」を改定
改 18	H30. 3. 30	・「1. 5 入力津波のパラメータスタディの考慮について」, 「3. 1 砂移動による影響確認について」, 「6. 5. 1 防潮扉の設計に関する補足説明」及び「放水路ゲートに関する補足説明」を新規作成し追加 ・改 17 の「6. 1. 3 止水機構に関する補足説明」を改定
改 19	H30. 4. 3	・改 18 の「6. 1. 3 止水機構に関する補足説明」を改定 記載の適正化

下線は、今回提出資料を示す。

目 次

1. 入力津波の評価

- 1.1 潮位観測記録の考え方について[改 4 H30. 2. 13]
- 1.2 遡上・浸水域の評価の考え方について[改 12 H30. 3. 1]
- 1.3 港湾内の局所的な海面の励起について[改 4 H30. 2. 13]
- 1.4 津波シミュレーションにおける解析モデルについて[改 12 H30. 3. 1]
- 1.5 入力津波のパラメータスタディの考慮について[改 18 H30. 3. 30]
- 1.6 S A用海水ピットの構造を踏まえた影響の有無の検討[改 13 H30. 3. 6]

[]内は、当該箇所を提出
(最新) したときの改訂を示
す。

2. 津波防護対象設備

- 2.1 津波防護対象設備の選定及び配置について

3. 取水性に関する考慮事項

- 3.1 砂移動による影響確認について[改 18 H30. 3. 30]
- 3.2 海水ポンプの波力に対する強度評価について
- 3.3 電源喪失による除塵装置の機能喪失に伴う取水性の影響について

4. 漂流物に関する考慮事項

- 4.1 設計に用いる遡上波の流速について[改 11 H30. 2. 27]
- 4.2 漂流物による影響確認について[改 12 H30. 3. 1]
- 4.3 漂流物衝突力について

5. 設計における考慮事項

- 5.1 地震と津波の組合せで考慮する荷重について[改 7 H30. 2. 19]
- 5.2 耐津波設計における現場確認プロセスについて[改 12 H30. 3. 1]
- 5.3 強度計算に用いた規格・基準について
- 5.4 津波波力の選定に用いた規格・基準類の適用性について[改 11 H30. 2. 27]
- 5.5 津波防護施設のアンカーの設計に用いる規格・基準類の適用性について
- 5.6 浸水量評価について[改 12 H30. 3. 1]
- 5.7 自然現象を考慮する浸水防護施設の選定について[改 15 H30. 3. 9]
- 5.8 浸水防護に関する施設の機能設計・構造設計に係る許容限界について
- 5.9 浸水防護施設の評価に係る地盤物性値及び地質構造について[改 9 H30. 2. 22]
- 5.10 浸水防護施設の強度計算における津波荷重、余震荷重及び衝突荷重の組合せについて
- 5.11 浸水防護施設の設計における評価対象断面の選定について[改 14 H30. 3. 6]
- 5.12 浸水防護施設の評価における衝突荷重、風荷重及び積雪荷重について
- 5.13 スロッシングによる貯留堰貯水量に対する影響評価について
- 5.14 防潮堤止水ジョイント部材及び鋼製防護壁シール材について[改 16 H30. 3. 19]
- 5.15 東海発電所の取放水路の埋戻の施工管理要領について
- 5.16 地殻変動後の基準津波襲来時における海水ポンプの取水性への影響について
- 5.17 強度計算における津波時及び重畳時の荷重作用状況について[改 5 H30. 2. 13]
- 5.18 津波に対する止水性能を有する施設の評価について
- 5.19 津波荷重の算出における高潮の考慮について[改 7 H30. 2. 19]

[]内は、当該箇所を提出
(最新)したときの改訂を示
す。

- 6. 浸水防護施設に関する補足資料
 - 6.1 鋼製防護壁に関する補足説明
 - 6.1.1 鋼製防護壁の設計に関する補足説明
 - 6.1.2 鋼製防護壁アンカーに関する補足説明
 - 6.1.3 止水機構に関する補足説明[改 19 H30. 4. 3]
 - 6.2 鉄筋コンクリート防潮壁に関する補足説明
 - 6.2.1 鉄筋コンクリート防潮壁の設計に関する補足説明
 - 6.2.2 フラップゲートに関する補足説明
 - 6.3 鉄筋コンクリート防潮壁（放水路エリア）に関する補足説明
 - 6.3.1 鉄筋コンクリート防潮壁（放水路エリア）の設計に関する補足説明
 - 6.4 鋼管杭鉄筋コンクリート防潮壁に関する補足説明
 - 6.4.1 鋼管杭鉄筋コンクリート防潮壁の設計に関する補足説明
 - 6.5 防潮扉に関する補足説明
 - 6.5.1 防潮扉の設計に関する補足説明[改 18 H30. 3. 30]
 - 6.6 放水路ゲートに関する補足説明
 - 6.6.1 放水路ゲートの設計に関する補足説明[改 18 H30. 3. 30]
 - 6.7 構内排水路逆流防止設備に関する補足説明
 - 6.7.1 構内排水路逆流防止設備の設計に関する補足説明
 - 6.8 貯留堰に関する補足説明
 - 6.8.1 貯留堰の設計に関する補足説明
 - 6.8.2 貯留堰取付護岸に関する補足説明
 - 6.9 浸水防護設備に関する補足説明
 - 6.9.1 浸水防止蓋，水密ハッチ，水密扉，逆止弁の設計に関する補足説明
 - 6.9.2 逆止弁の漏えい試験について
 - 6.9.3 逆止弁を構成する各部材の評価について
 - 6.9.4 津波荷重（突き上げ）の強度評価における鉛直方向荷重の考え方について
 - 6.10 津波監視設備に関する補足説明
 - 6.10.1 津波監視カメラの設計に関する補足説明
 - 6.10.2 取水ピット水位計及び潮位計の設計に関する補足説明
 - 6.10.3 加振試験の条件について
 - 6.10.4 津波監視設備の設備構成及び電源構成について
 - 6.11 耐震計算における材料物性値のばらつきの影響に関する補足説明
 - 6.12 止水ジョイント部の相対変位量に関する補足説明
 - 6.13 止水ジョイント部の漂流物対策に関する補足説明

6.1.3 止水機構に関する補足説明

6.1.3.1 止水機構（1次止水機構）の実規模大実証試験の計画について

1. 目的

止水機構が基準地震動 S_s 及び余震+津波時において、実規模大の試験装置を用いた試験（以下「実証試験」という。）を行い、止水板の挙動を確認することにより、変位追従性、水密ゴムの健全性を確認する。

2. 止水機構（1次止水機構）の概要

鋼製防護壁と既設取水路間の止水構造は、津波による荷重、鋼製防護壁と取水路の地震時における追従性を確保する必要があることから、止水板が可動できるよう止水機構を設置する。1次止水機構は、止水板の底面と側面に設置した水密ゴムにて水密性を確保する構造とする。水密ゴムは、摩擦抵抗を低減し追従性を向上させるため、表面ライニング（樹脂）を施工する。

また、止水板には漂流物の衝突による影響も考慮し、止水板押え及び保護プレートを設置し漂流物荷重からも耐える構造とする。

止水機構の構造図を図1に、1次止水機構に係る各部位の役割・機能を表1に示す。

なお、止水機構は、1次止水機構である止水板からの微少な浸水も考慮し、敷地内に浸水させないよう陸側にシートジョイントからなる2次止水機構を設置する。

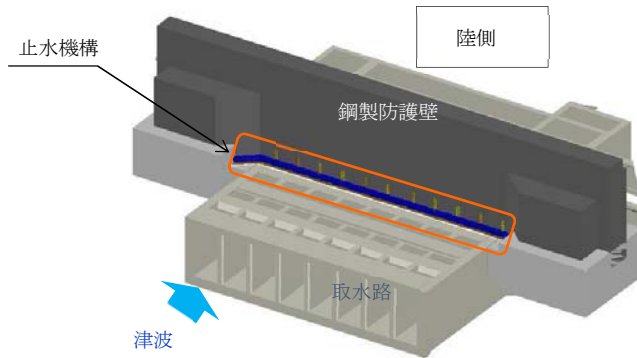


図 止水機構の設置位置

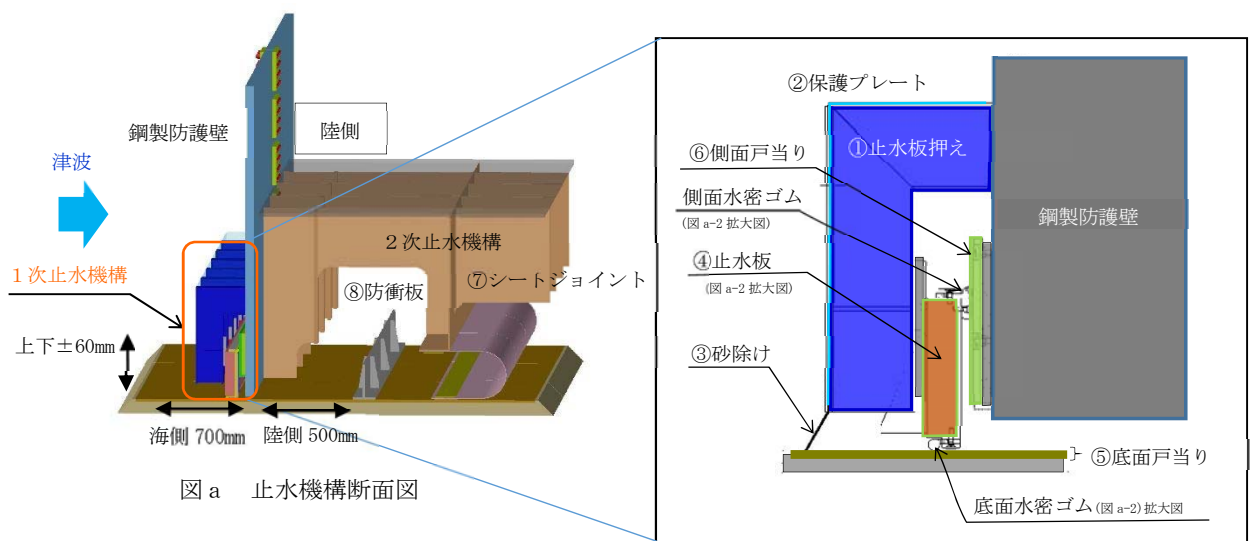


図 a-1 1次止水機構拡大図

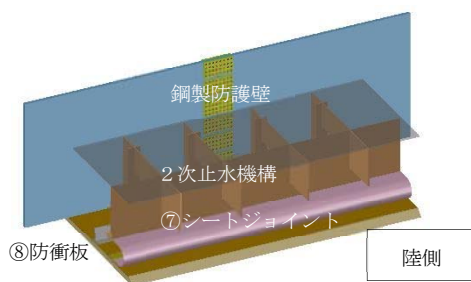


図 b 2次止水機構の構造

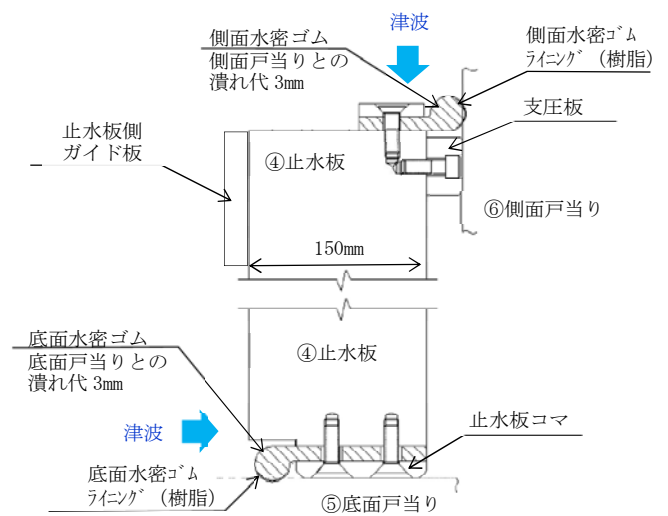


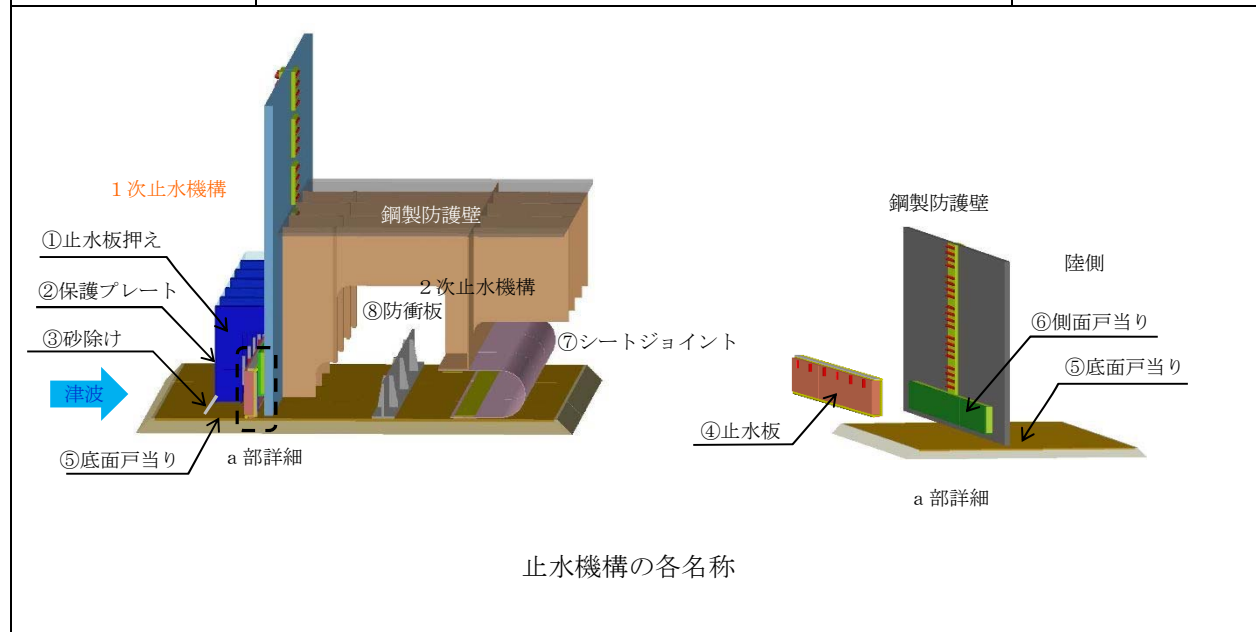
図 a-2 止水板、底面・側面水密ゴム拡大図

図1 止水機構の構造図

表1 1次止水機構に係る各部位の役割・機能

各部位の役割・機能については以下のとおり。名称は下図に示す。

名称	役 割・機 能	材 料
① 止水板押え	・ 止水板を支持する。 ・ 漂流物等から止水板を防護する。	鋼製
② 保護プレート	・ 大型植生などから止水板を防護する。 ・ 止水板への異物混入を防止する。	鋼製
③ 砂除け	・ 底面戸当り面への砂等の異物混入を防止する。	ナイロン
④ 止水板	・ 止水機構の扉体の機能。 ・ 底面及び側面の戸当りに面する部位に水密ゴムを設置し浸水を防止する。 ・ 1枚当たりの主要仕様 寸法：横2000mm×幅150mm×高さ400mm 重量：約930kg	ステンレス (表面仕上げNo.1)* + 水密ゴム (P形ゴム)
⑤ 底面戸当り	・ 止水板の底面水密ゴムとのシール性を確保する。 (真直度, 平面度の管理) ・ 床部より約100mm嵩上げし異物混入を防止する。	ステンレス (表面仕上げNo.1)*2
⑥ 側面戸当り	・ 止水板の側面水密ゴムとのシール性を確保する。 (真直度, 平面度の管理)	ステンレス (表面仕上げNo.1)*2
⑦ シートジョイント※1	・ 水密ゴムからの微少な浸水を保持する。 ・ 陸側からの異物混入を防止する。	シートジョイント
⑧ 防衝板※1	・ 1次止水機構の損傷又は保守に伴う取り外し時に漂流物が2次止水機構に到達することを防止する。	鋼製



※1：2次止水機構

※2：JIS G 4304 熱間圧延ステンレス鋼板及び鋼帯 表面仕上げ より

3. 鋼製防護壁と1次止水機構の検討フロー及び1次止水機構の実証試験評価フロー

鋼製防護壁と1次止水機構の検討フロー（図2）及び1次止水機構の実証試験評価フロー（図3）については以下の通り。

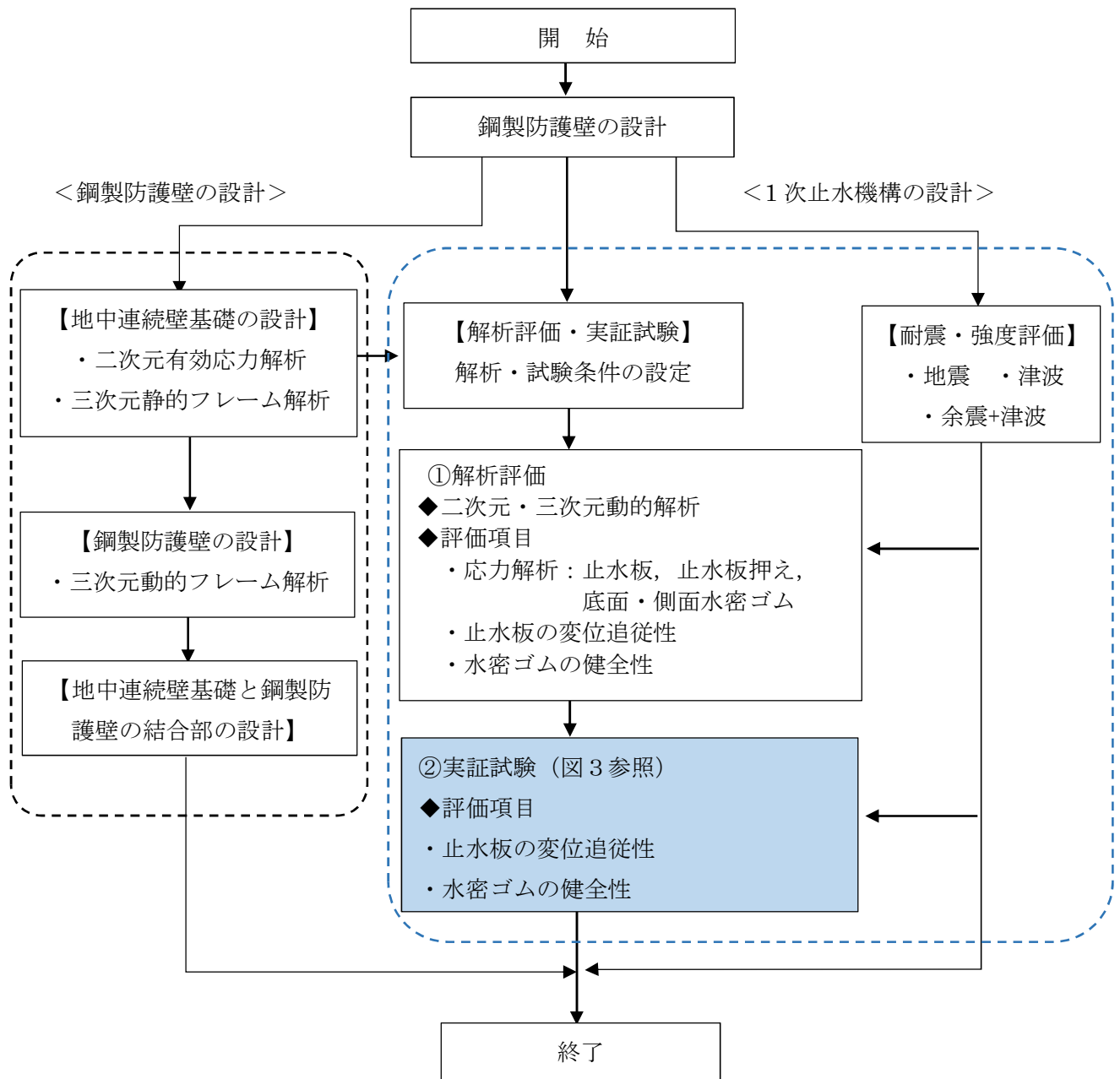


図2 鋼製防護壁と1次止水機構の検討フロー

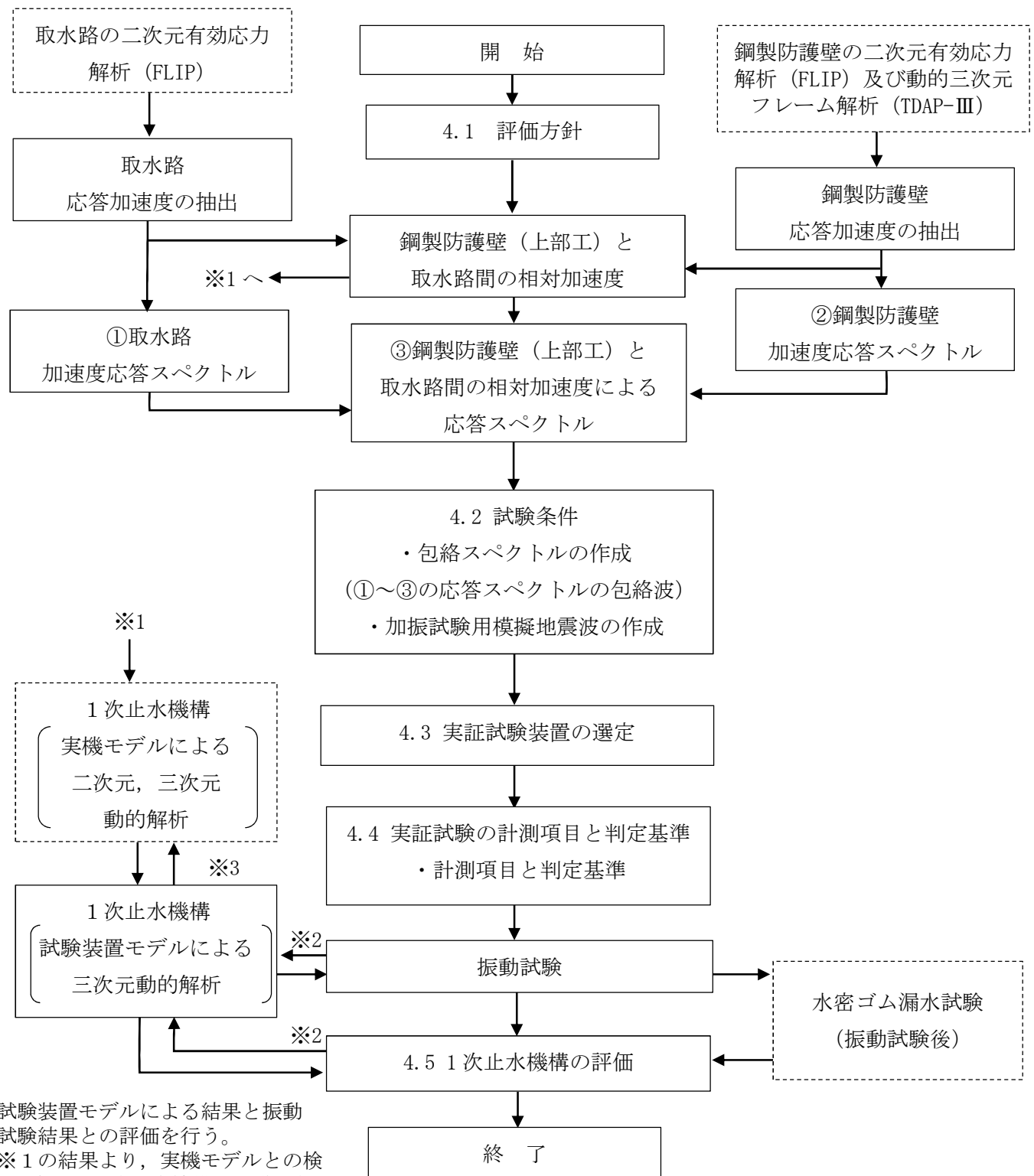


図3 1次止水機構の実証試験評価フロー

4. 実証試験の計画について

4.1 評価方針

鋼製防護壁に設置する 1 次止水機構は、鋼製防護壁の底面と既設取水路の応答変位の違いにより相対変位が生じ敷地に浸水する可能性があることから、可動式の止水板を設置する。

1 次止水機構の実証試験において、止水板の地震時及び余震+津波における挙動を確認する。

止水板の評価は、鋼製防護壁と取水路の本震（耐専スペクトル） S_s-D1 の応答加速度から加振試験用応答スペクトルを作成し実証試験を実施する。

実証試験で得られた止水板の挙動について、評価するとともに「止水板の地震時の追従性」、
「水密ゴムの健全性」及び「1 次止水機構の構成部品の健全性」について確認し、止水板、
水密ゴム及び止水機構全体に影響がないか確認する。

また、実証試験の結果と三次元動的解析の結果から、止水板の挙動について評価を行う。

4.2 試験条件

(1) 実証試験用の入力地震動の作成

実証試験に用いる評価用の地震動は、解放基盤表面からの地盤の特性に応じた地震動の応答スペクトルとして本震（耐専スペクトル） S_s-D1 を選定し、実証試験用に応答スペクトルを作成し実施する。

また、津波防護施設である鋼製防護壁は、余震時にも耐える必要があることから、 S_d-D1 を選定し、実証試験を実施する。表2に加振試験用応答スペクトルに用いる入力地震動を示す。

表2 加振試験用応答スペクトルに用いる入力地震動

種類	入力地震動
本震（耐専スペクトル）	S_s-D1
余震	S_d-D1

(2) 余震時の津波高さ

余震時の津波高さは、敷地に遡上する津波高さについても考慮した T.P. +24m の静水圧とする。

構造設計上は、止水板に動水圧を荷重条件とした構造設計を行う。但し、実証試験においては、二次元動的解析の試算結果（補足説明2参照）から動水圧（高圧）で実施した場合に、地震時の止水板の挙動に比べ止水板が浮き上がらない傾向であったことから、動水圧（高圧）より低い状態の想定として、静水圧（低圧）での試験を実施し止水板の挙動を確認する。

また、実機における構造においても、止水板押えの前面に設置している保護プレート下部より津波は浸水することから、直接津波の波圧を受けにくい。そのため、静水圧での実証試験がより現実的な止水板の挙動が把握できる。図3に止水板への流入イメージを示す。

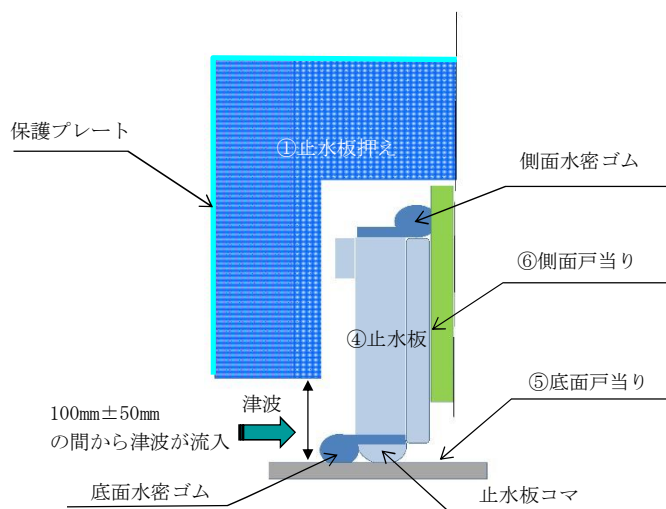


図3 止水板への流入イメージ

(3) 試験ケースと試験回数

実証試験に用いる入力地震動（ S_s-D1 ， S_d-D1 ）による確認は，以下の2ケースを実施する。

＜試験ケース＞ ・本震 ・余震＋津波

＜試験回数＞再現性確認のため，各2回実施。

	本震（ S_s-D1 ）	余震+津波（ S_d-D1 ）
試験回数	2回	2回

(4) 水密ゴムの摩擦係数

水密ゴムの摩擦係数は，ダム・堰施設技術基準（案）に記載のライニングがある場合，未使用状態（水密ゴムが健全の状態）の0.2（乾式）を適用し実施する。また，ライニングがない場合は，1.2（乾式）を適用し実施する。水密ゴムの摩擦係数については補足説明1に示す。

なお，水密ゴムのライニングがない状態についても実施し挙動を確認する計画であるが，二次元動的解析の摩擦係数のしきい値の結果を踏まえ，安全上配慮した試験を実施する。試験の回数については，解析結果及びライニングありの実証試験状況を踏まえ決定する。

(5) 試験装置の制限に対する対応

- ① 模擬地震波の加速度が試験装置の上限（水平3G，鉛直1G）を超えた場合には，振動試験装置の上限を超えない範囲で実証試験を実施する。なお，上限を超える止水板の挙動については，二次元・三次元動的解析にて挙動を把握する。
- ② 模擬地震波の水平又は鉛直変位が試験装置の上限（水平±150mm，鉛直±100mm）を超える場合には，振動台入力波形の長周期側で加速度をカットするハイパスフィルタで処理した模擬地震波にて試験を実施する。

ハイパスフィルタで処理する場合には，止水機構（止水板：剛体）の実証試験に影響のない周波数範囲であることを確認する。

4.3 実証試験装置の概要

(1) 試験装置

振動台の上に1次止水機構を設置し、水平方向と鉛直方向とを同時加振する。図4に大型3軸振動台の概要を示す。

振動台の規格

加振自由度	3軸6自由度		
最大積載重量	80 t f		
テーブル寸法	X : 6m × Y : 4m		
定格	X方向	Y方向	Z方向
最大変位	±300mm	±150mm	±100mm
最大加速度 (35 t 積載時)	1G (水平)	3G (水平)	1G (鉛直)

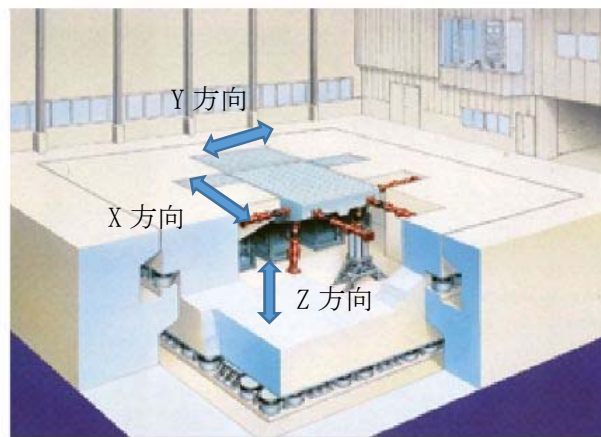
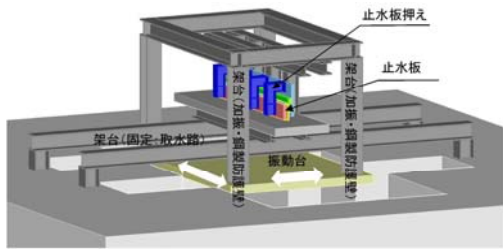
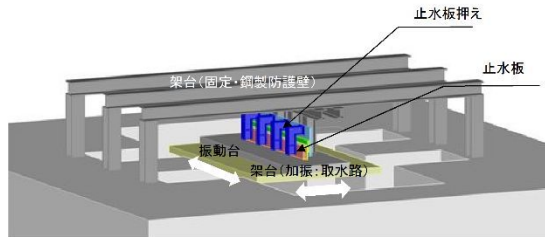


図4 大型3軸振動台の概要

(2) 試験装置の選定

実証試験を実施するに当たり、鋼製防護壁と取水路の振動特性に違いがあることから実証試験においては鋼製防護壁を固定するケースと加振させるケースの2通りについて検討した。試験装置のケースを表3に示す。

表3 試験装置ケース

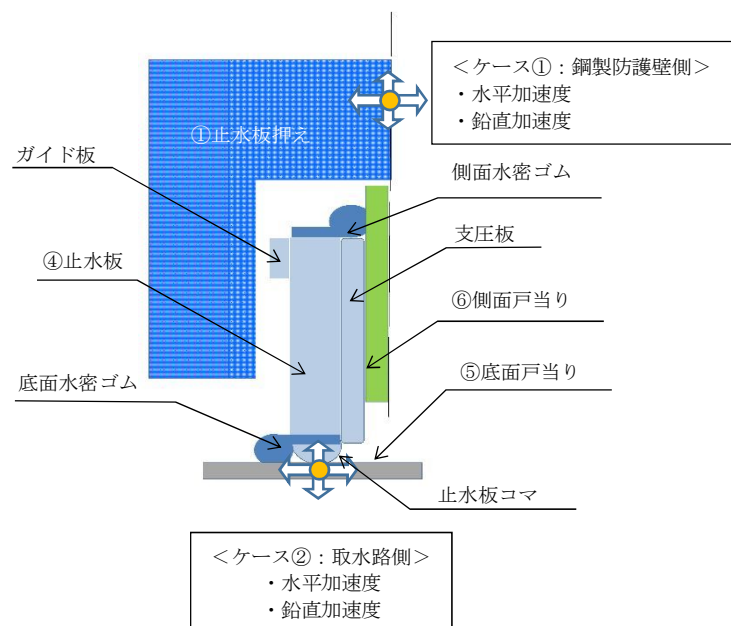
	ケース①	ケース②
固定	取水路	鋼製防護壁
加振	鋼製防護壁	取水路
装置概要		
メリット	- 鋼製防護壁側を直接加振するため、止水板に対する加速度（水平）が伝わりやすい。 - 鋼製防護壁側を直接加振するため、水平の慣性力が入りやすく、底面及び側面水密ゴムの挙動が確認しやすい。	- 固定基礎に架構を設置することで鋼製防護壁を想定した架構の剛性が得られやすい。 - 取水路側を直接加振するため、止水板に対する加速度（鉛直）が伝わりやすい。 - 取水路側を直接加振するため、底面水密ゴム及び止水板底面が摩耗し保守的な結果が得られやすい。 - 想定した加速度時刻歴波形を直接振動台に入力することができる。
デメリット	- 実機では、鋼製防護壁と取水路が同時に振動するが、鋼製防護壁の加振のみとなる。 - 固定基礎に取水路を想定した架構、振動台に鋼製防護壁を想定した架構を設置する必要があるため架構が大型化する。 - 振動台に直接加速度時刻歴波形を入力するケース①に比べ、鋼製防護壁を介して加振するため、入力加速度の伝達に影響が生じる。	実機では、鋼製防護壁と取水路が同時に振動するが、取水路の加振のみとなる。

上記デメリットの部分については、試験装置の解析モデルにて評価を行い、実証試験装置に影響のないことを確認する。

試験装置のケース毎の止水板に作用する慣性力の考え方については、表4に示すとおり。
 ケース②の取水路側を加振する場合、鉛直加速度の慣性力が止水板に伝わりやすく、浮き上がりの挙動を確認しやすい。また、鋼製防護壁の剛性が得られやすいことから、ケース②を選択する。

表4 止水板に作用する慣性力

振動の種別		実機適用	実証試験装置
ケース① 〈鋼製防護壁側〉	水平 加速度	止水板押えあるいは側面戸当りを介して直接慣性力が作用する。	鋼製防護壁側を加振した場合、鉛直加速度の慣性力が止水板に伝わりにくく、浮き上がり等の挙動が確認しにくい。
	鉛直 加速度	支圧板又はガイド板の摩擦抵抗力が作用した場合に慣性力が作用する。	
ケース② 〈取水路側〉	水平 加速度	底面水密ゴム及び止水板コマの摩擦抵抗力が作用した場合に慣性力が作用する	取水路側を加振した場合、鉛直加速度の慣性力が止水板に伝わりやすく、浮き上がりの挙動を確認しやすい。
	鉛直 加速度	取水路より直接慣性力が作用する。	



止水板に与える地震動の入力イメージ

試験装置ケースの選定は、前述の試験装置ケースの検討及び止水板に作用する慣性力の検討を踏まえ、更に、二次元動的解析の試験解析結果から、鉛直方向の慣性力を伝達しやすいケース②を選択する。二次元動的解析の試験解析結果を補足説明2に示す。

(3) 実証試験の試験条件

止水板の実規模の挙動を確認するため、止水板と止水板を支持する部材については実機と同じ構造部材にて実証試験を実施し実物と同じ挙動が再現できるようにする。以下の条件にて実証試験を実施する。

- ① 止水板は実機と同じ大きさ、構造のものを使用し、止水板 2 枚を止水板接続ゴムで接続する。また、止水板に取り付ける底面・側面水密ゴムも実機と同じ寸法、構造のものを使用する。図 5 に実機と同じ仕様部材を示す。

＜実機と同じ仕様部材＞（材質、構造、寸法、重量全て同じ部材）

- ・ 止水板（止水板本体、止水板コマ、支圧板、止水板側ガイド含む）
- ・ 水密ゴム（底面・側面水密ゴム（ライニング含む）、止水板接続ゴム）
- ・ 止水板押え（止水板押え側ガイド含む）
- ・ 底面・側面戸当り（水密ゴムとの接触するステンレス部材）

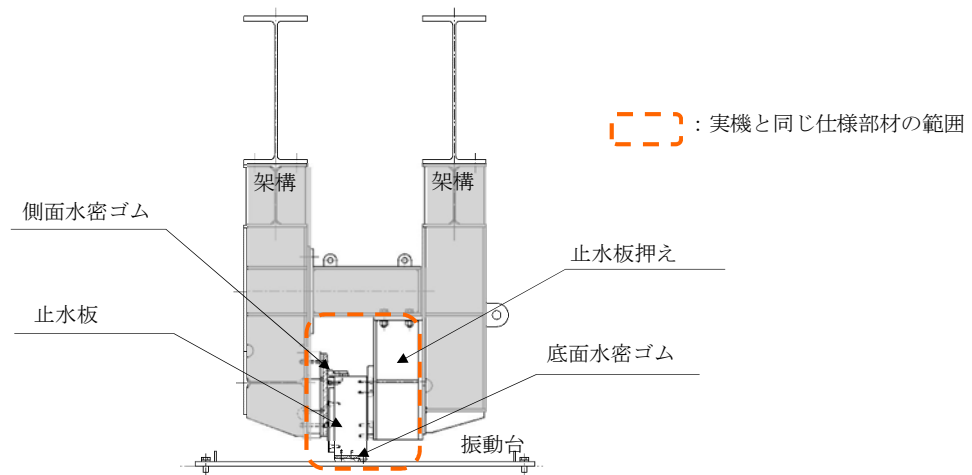


図 5 実機と同じ仕様部材の部位

- ② 止水板は取水路側に垂直に置かれ鋼製防護壁の側面戸当りと止水板押えにより、実機と同じ隙間で支持された状態で設置する。実証試験のイメージを図 6 に示す。

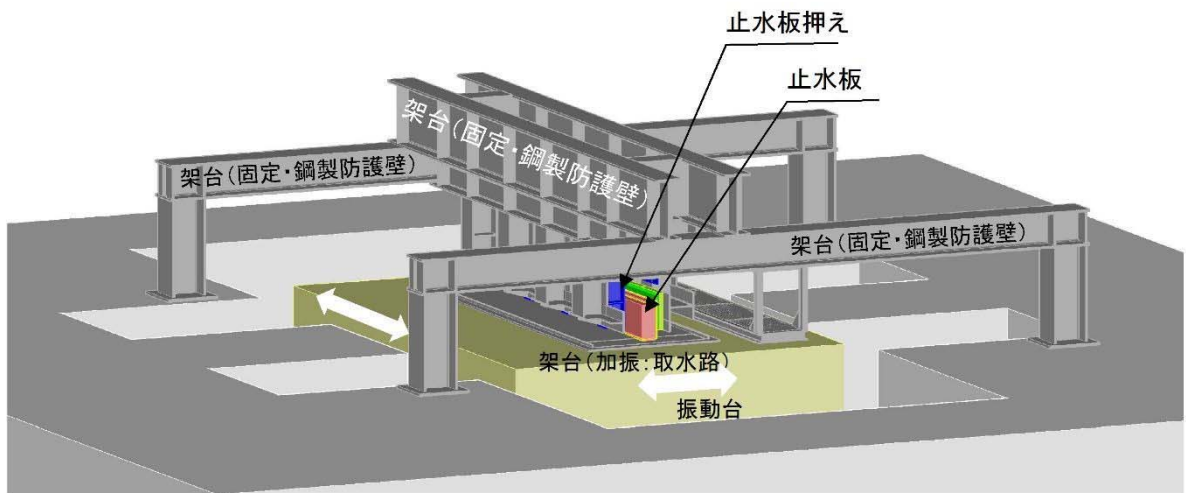


図 6 実証試験のイメージ図

③鋼製防護壁の応答加速度及び変位は取水路側に与え加振する。

入力波形については，鋼製防護壁と取水路の応答スペクトル及び鋼製防護壁と取水路の重ね合わせた相対的な応答スペクトルの全体を包絡させた応答スペクトルにより模擬地震波を作成し，加振試験を実施する。

模擬地震波の作成方法は以下のとおり。

a. 二次元有効応力解析による鋼製防護壁基礎天端の応答時刻歴を算出する。

(図 7 参照)

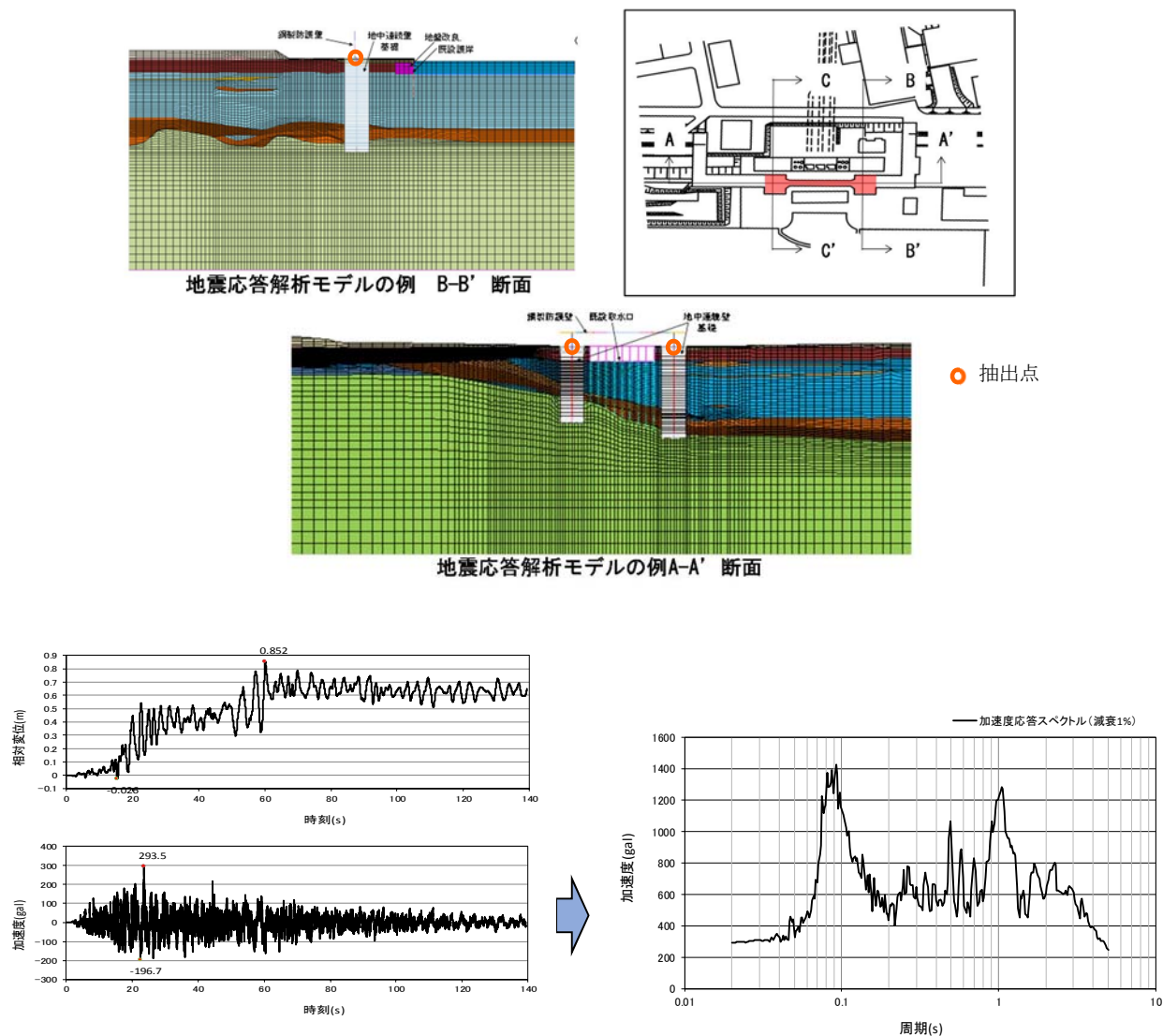


図 7 鋼製防護壁基礎の二次元有効応力解析による応答時刻歴と応答スペクトルのイメージ

- b. 前項を入力した鋼製防護壁の動的三次元フレーム解析にて止水機構位置の応答時刻歴及び応答スペクトルを抽出する。(図 8 参照)

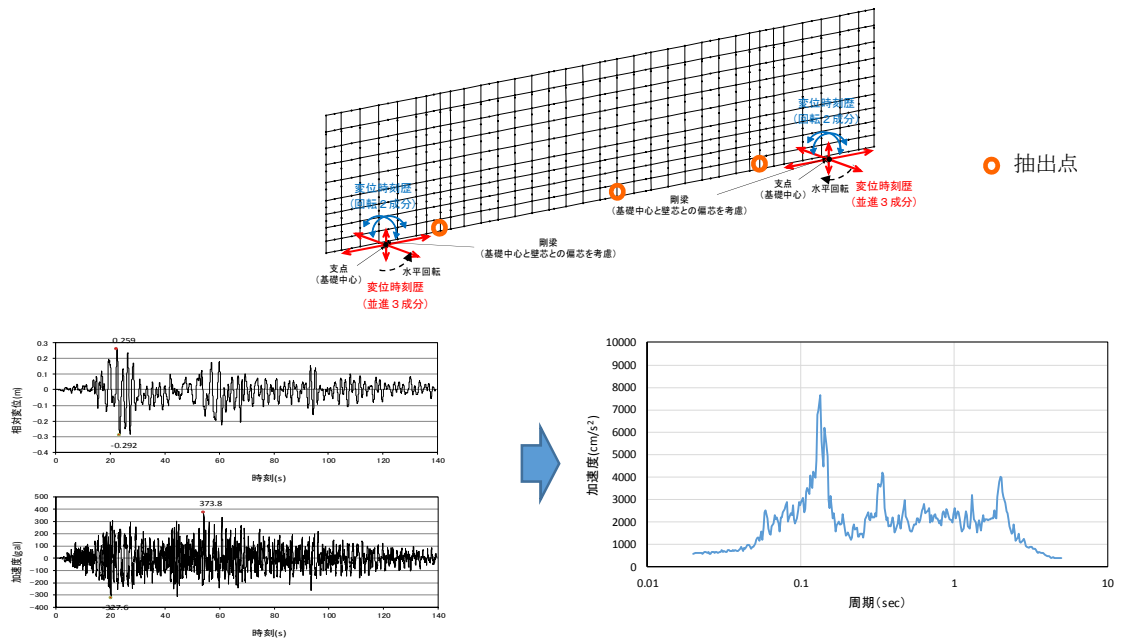


図 8 鋼製防護壁の三次元フレーム解析による応答時刻歴と応答スペクトルのイメージ

- c. 二次元有効応力解析による取水路天端の応答時刻歴及び応答スペクトルを算出する。(図 9 参照)

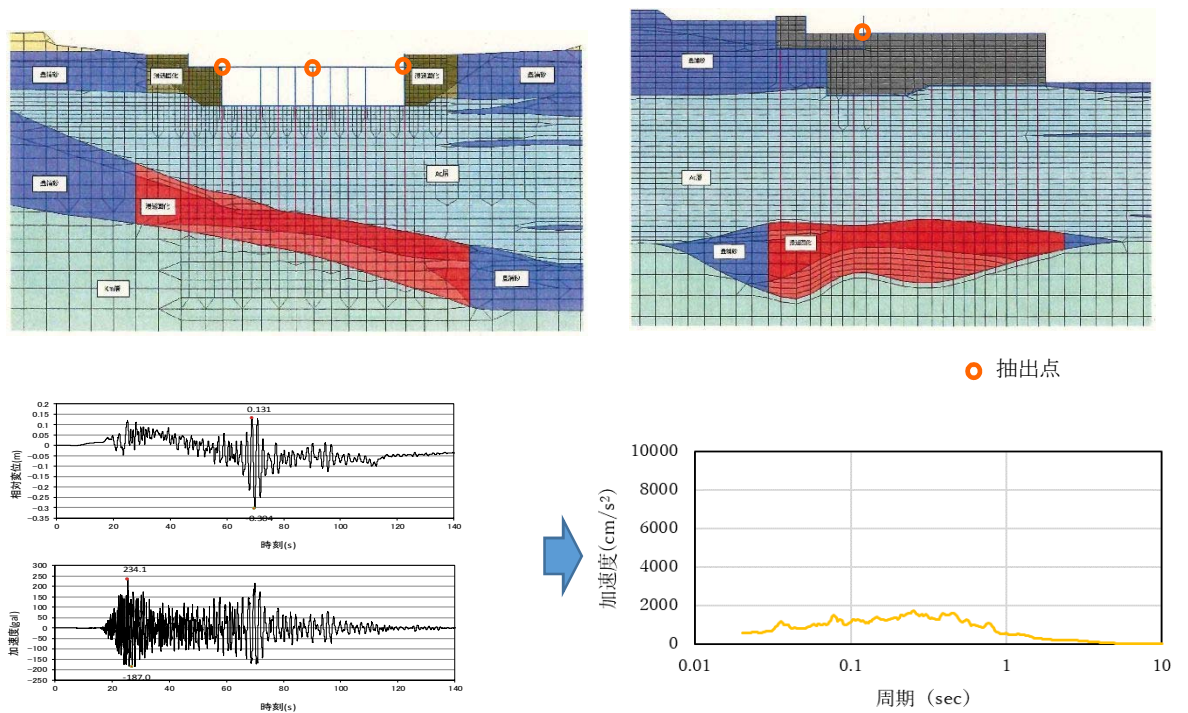
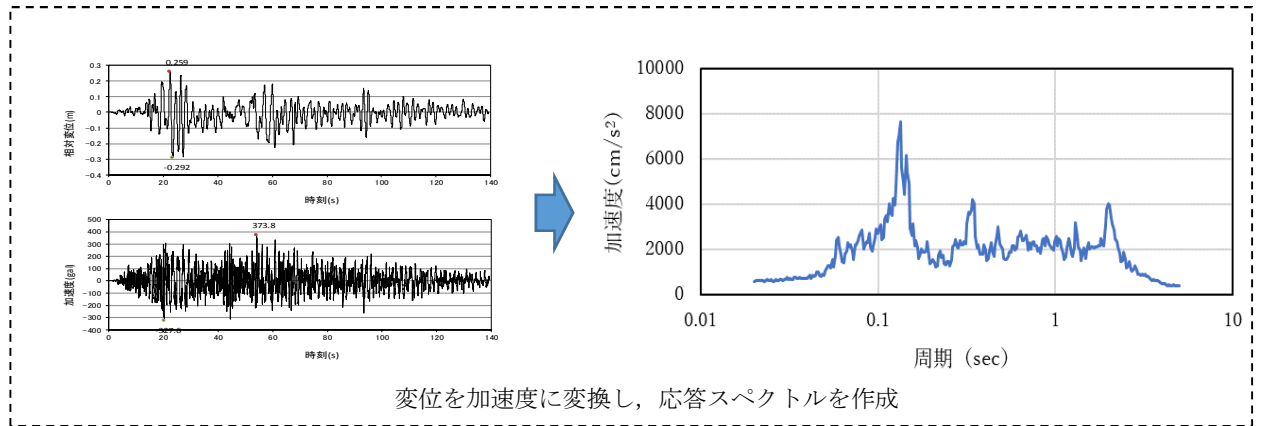


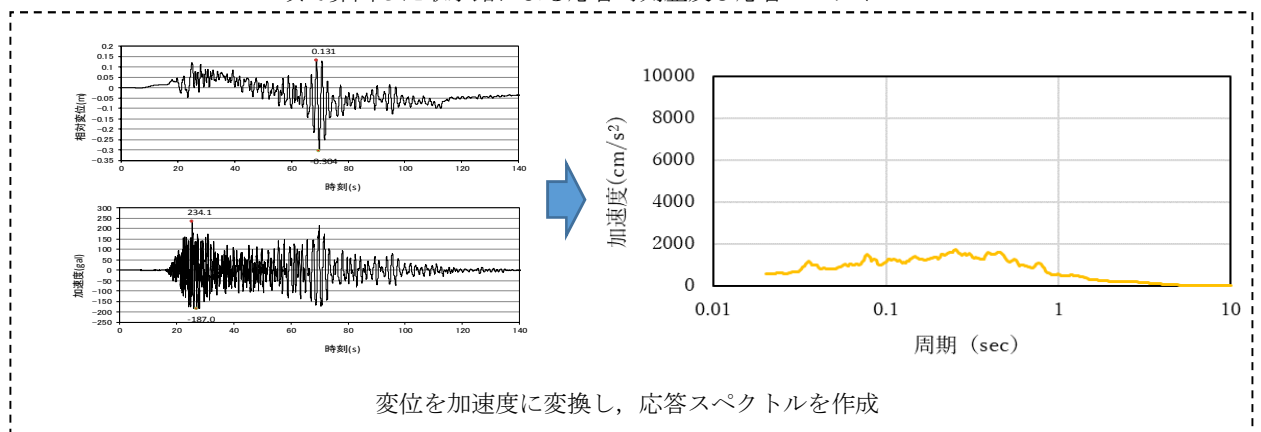
図 9 既設取水路の二次元有効応力解析による応答時刻歴と応答スペクトルのイメージ

d. b 項, c 項で求めた応答時刻歴を重ね合わせ, 鋼製防護壁と取水路の相対的な応答時刻歴及び応答スペクトルを算出する。(図 10 参照)

b 項で算出した鋼製防護壁三次元フレーム解析による応答時刻歴及び応答スペクトル



c 項で算出した取水路による応答時刻歴及び応答スペクトル



鋼製防護壁 (b 項) と取水路 (c 項) の応答時刻歴及び応答スペクトルの重ね合わせ

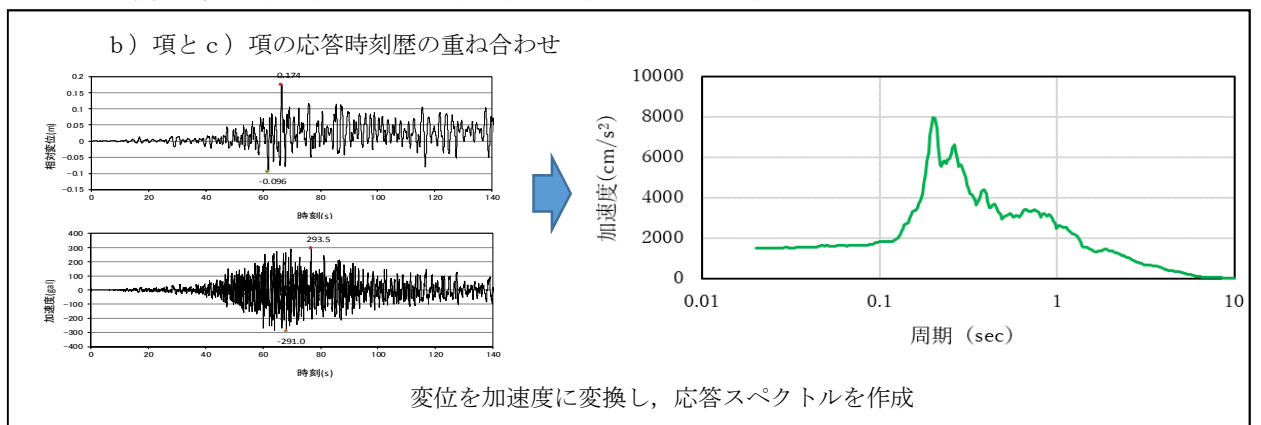


図 10 鋼製防護壁と取水路を重ね合わせた応答スペクトルの作成イメージ

e. b 項, c 項と d 項にて算出した応答スペクトルを比較し, 加速度応答スペクトルの包絡波を作成し模擬地震波として振動台に入力する。また, 振動台に入力する模擬地震波は, 東西の位相を逆転させた場合についても振動台に入力する。(図 11)

なお, 模擬地震波として作成した加速度応答スペクトルの包絡波については, 変位を算出し, b 項, c 項と d 項にて作成した相対変位と比較し, 模擬地震波の変位が包絡していることを確認する。

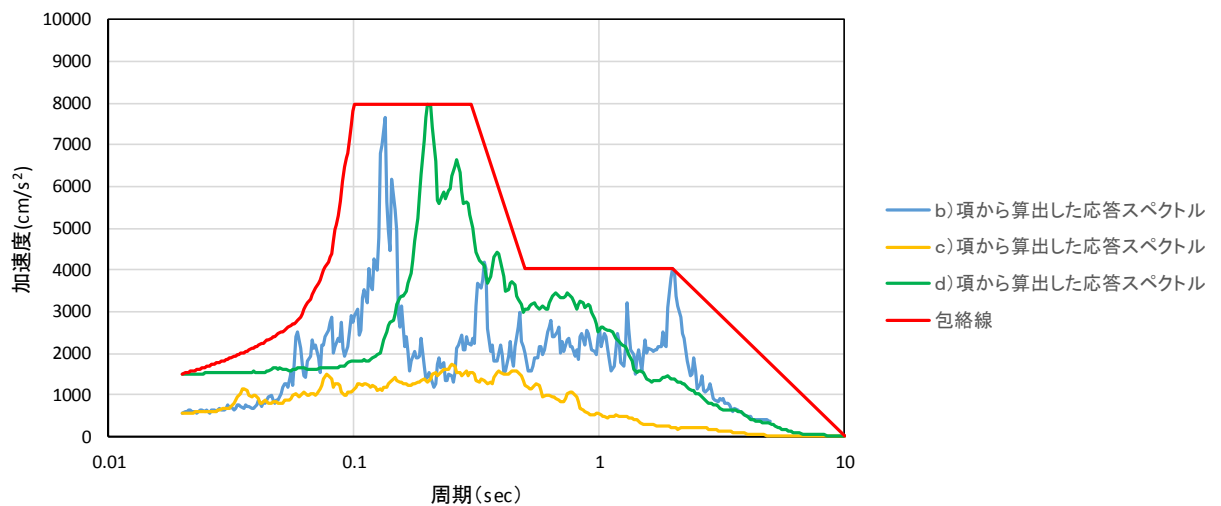


図 11 応答スペクトルの包絡波の作成イメージ

(4) 実証試験装置の構造

① 鋼製防護壁の架構構造（固定部）

実証試験装置の試験装置構造図を図 12 に示す。

鋼製防護壁(固定部)の架構部分は、固定基礎より設置し振動台を跨ぐ構造で止水板を支持する。

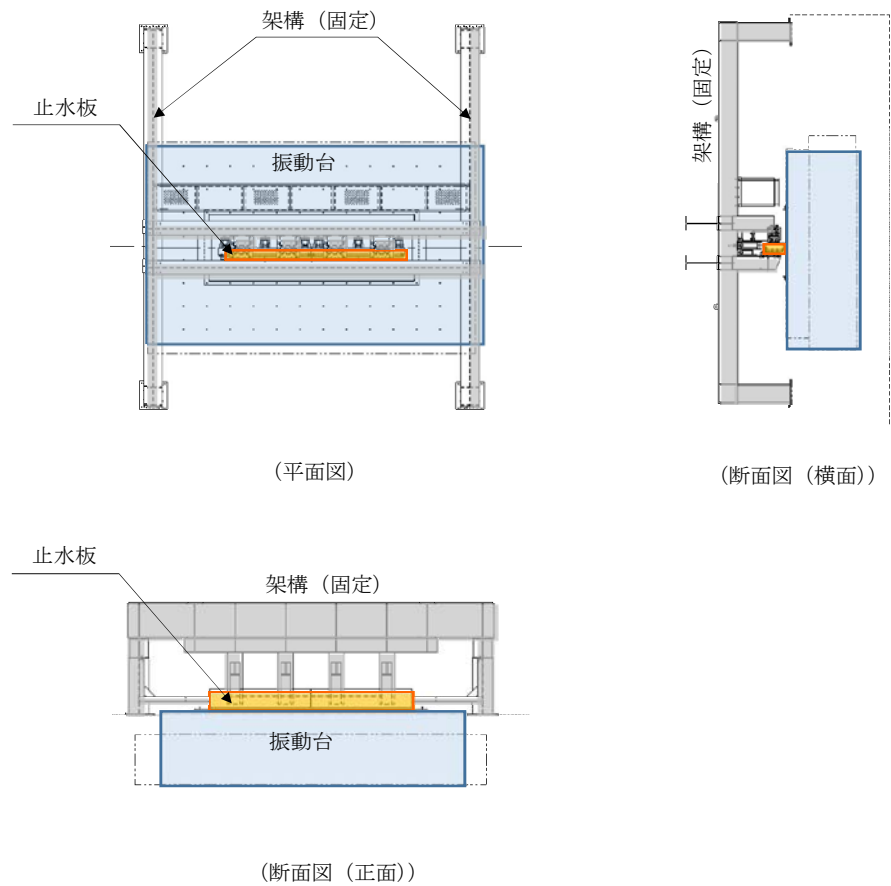


図 12 実証試験の試験装置構造図

②取水路の架構構造（加振部）

取水路側に設置する止水板部の試験装置の構造は、架構で止水板を支持する構造である。余震＋津波時においては、津波高さを模擬する必要があることから、ロードセルを用いて水圧をかけた状態を模擬し余震を与える。余震時の津波高さは、敷地に遡上する津波高さについても考慮した T.P. +24m の静水圧にて実施する。余震＋津波時の水圧を模擬した試験装置の構造を図 13 に示す。

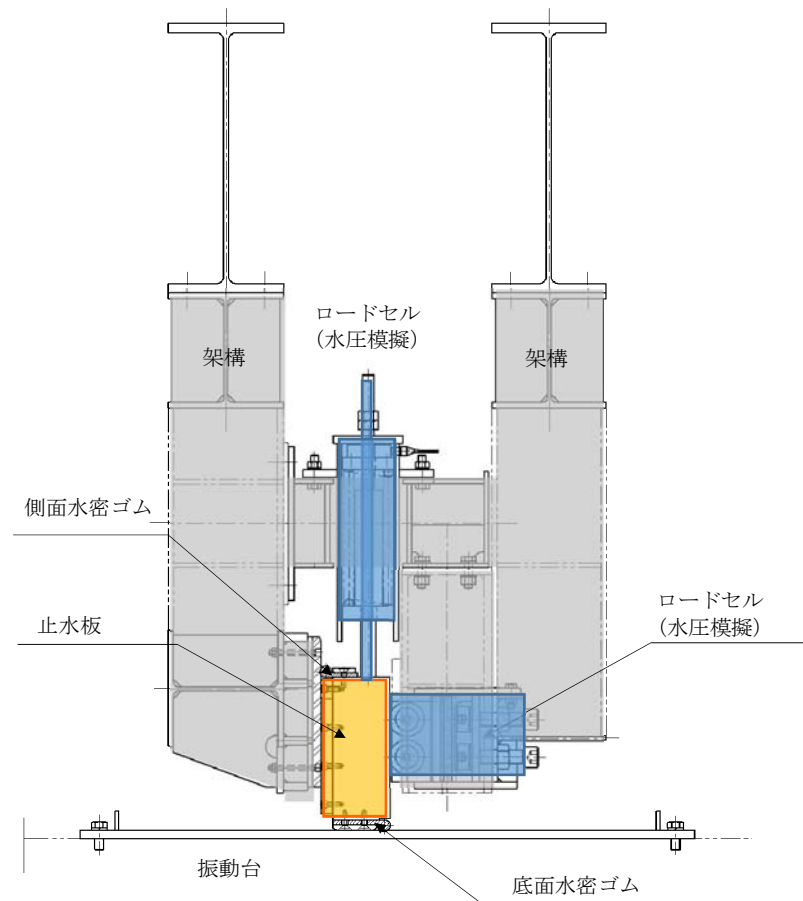


図 13 余震＋津波時の試験装置の構造図

(5) 供試体（止水板）の構造（実規模）

止水板は、止水板（実物大）2枚を実機と同じ連結方法（止水板接続ゴム）にて連結させた構造にする。重量も同じ（約930kg/枚）として製作する。

水密ゴムは、止水板の底面及び側面に設置する。水密ゴムも実物と同じ構造にて設置する。

止水板の構造及び水密ゴムの構造を図14に示す。また、止水板の長手方向の挙動及び実証試験における荷重条件について補足説明3にて示す。

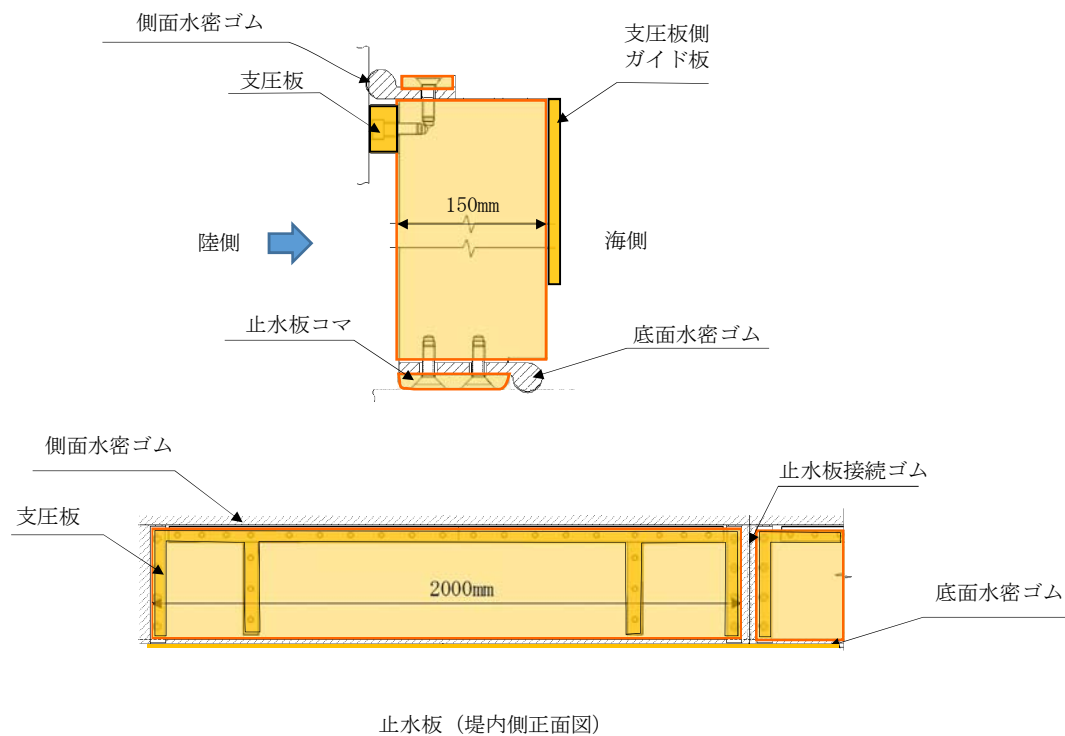


図14 止水板の構造及び水密ゴムの構造

4.4 実証試験の計測項目と判定基準

実証試験では以下の項目について計測を行い「止水板の地震時の追従性」、「水密ゴムの健全性」及び「1次止水機構の構成部品の健全性」について確認し、止水機構全体に影響がないか確認する。表5に実証試験の計測項目と判定基準、表6に各部位の検査項目と図15に実証試験時の計測装置の配置を示す。

表5 実証試験の計測項目と判定基準

機能目標	計測項目※	判定基準
止水板の地震時の追従性確認	◆追従性評価（ビデオ撮影） ◆変位計測（レーザー変位計） ◆加速度計測（加速度計） ◆外観目視検査	◆止水板の動作に異常がなく、止水板としての機能が保持されていること。（浮き上がり、止水板の破損・損傷）
水密ゴムの健全性確認	◆追従性評価（ビデオ撮影） ◆変位計測（レーザー変位計） ◆寸法計測 ◆外観目視点検	◆水密ゴムの動作に異常がなく機能が保持されていること。（噛み込み、摺動による亀裂、破損、摩耗） ◆水密ゴムのライニングに異常がなく機能が保持されていること。（ライニングの破損、めくれ）
1次止水機構の構成部品の健全性確認	◆止水板、側面戸当り、底面戸当り、止水板押え、架構等の外観目視点検 ◆三次元計測による試験装置全体の計測	◆装置全体に異常がなく健全であること。（試験装置、部材の変形、損傷、他）

※各部位毎の計測項目については、表7の1次止水機構の各部位毎の評価項目に示す。

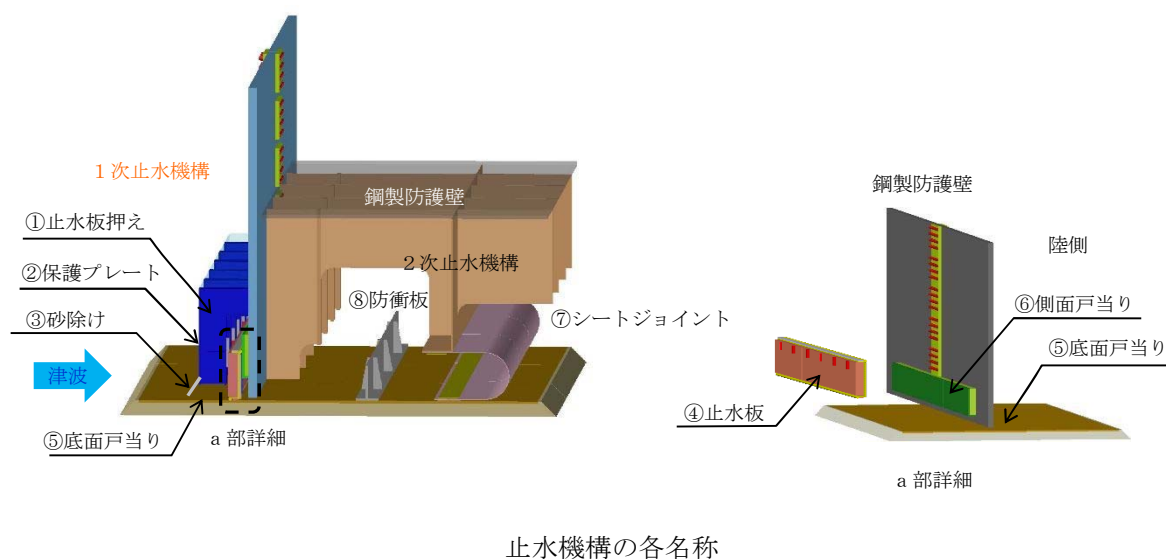


表 6 各部位の検査項目

各部位	目 的	確認項目	
①止水板押え	止水板の追従性に影響を与える部材の健全性を確認する。	挙動確認	◆止水板押えの加速度計測 (③)
		健全性確認	◆寸法計測 ・止水板押えと止水板の隙間計測 ・止水板押え側ガイド板の平面度測定 ・止水板押え側ガイド板と止水板側ガイドとの寸法測定 ◆外観目視検査 ・変形, 摩耗等の確認
④止水板 (底面止水板コマ部含む)	止水板の追従性及び健全性を確認する。	挙動確認	◆止水板と底面, 側面戸当りの変位計測 (①～⑩) (レーザー変位計による止水板の挙動確認) ◆止水板の加速度計測 (⑤～⑨) ◆ビデオ撮影 (④～⑦, ⑨～⑫)
		健全性確認	◆寸法計測 ・止水板, 支圧板の寸法測定 ・止水板コマ寸法測定 (寸法, 板厚, 摩耗量測定 (試験後)) ◆外観目視, 据付け状況検査 ・止水板コマ, 支圧板の変形, 摩耗, 据付け等の確認
⑤底面戸当り ⑥側面戸当り	止水性に影響を与える部材の健全性を確認する。	挙動確認	◆加速度計測 (底面・側面戸当り) (①～④) ◆ビデオ撮影 (④～⑦, ⑨～⑫)
		健全性確認	◆寸法測定 ・平面度測定 ◆外観目視, 据付け状況検査 ・変形, 摩耗, ゆがみ, 据付け等の確認
底面・側面水密ゴム	止水板に追従し, 水密性に影響がないことを確認する。	挙動確認	◆止水板と底面, 側面戸当りの変位計測 (①～⑩) (レーザー変位計による浮き上がり確認) ◆ビデオ撮影 (④～⑦, ⑨～⑫)
		健全性確認	◆寸法測定 ・水密ゴムの寸法計測 (厚さ) ◆外観目視, 据付け状況検査 ・変形, 摩耗, 亀裂, ライニング面, 据付け等の確認 ◆漏水検査
止水板接続ゴム	止水板との接続部に影響がないことを確認する。	挙動確認	◆止水板の変位計測 (①～⑩) (レーザー変位計による止水板の挙動を把握し, 接続ゴムの変位を計測) ◆止水板の加速度計測 (⑤～⑨) ◆ビデオ撮影 (⑧)
		健全性確認	◆寸法測定 ・水密ゴムの寸法計測 (寸法) ◆外観目視検査 ・変形, 摩耗, 亀裂の確認 ・底面・側面水密ゴムの接続箇所の確認 ◆水密ゴムの据付け状況確認

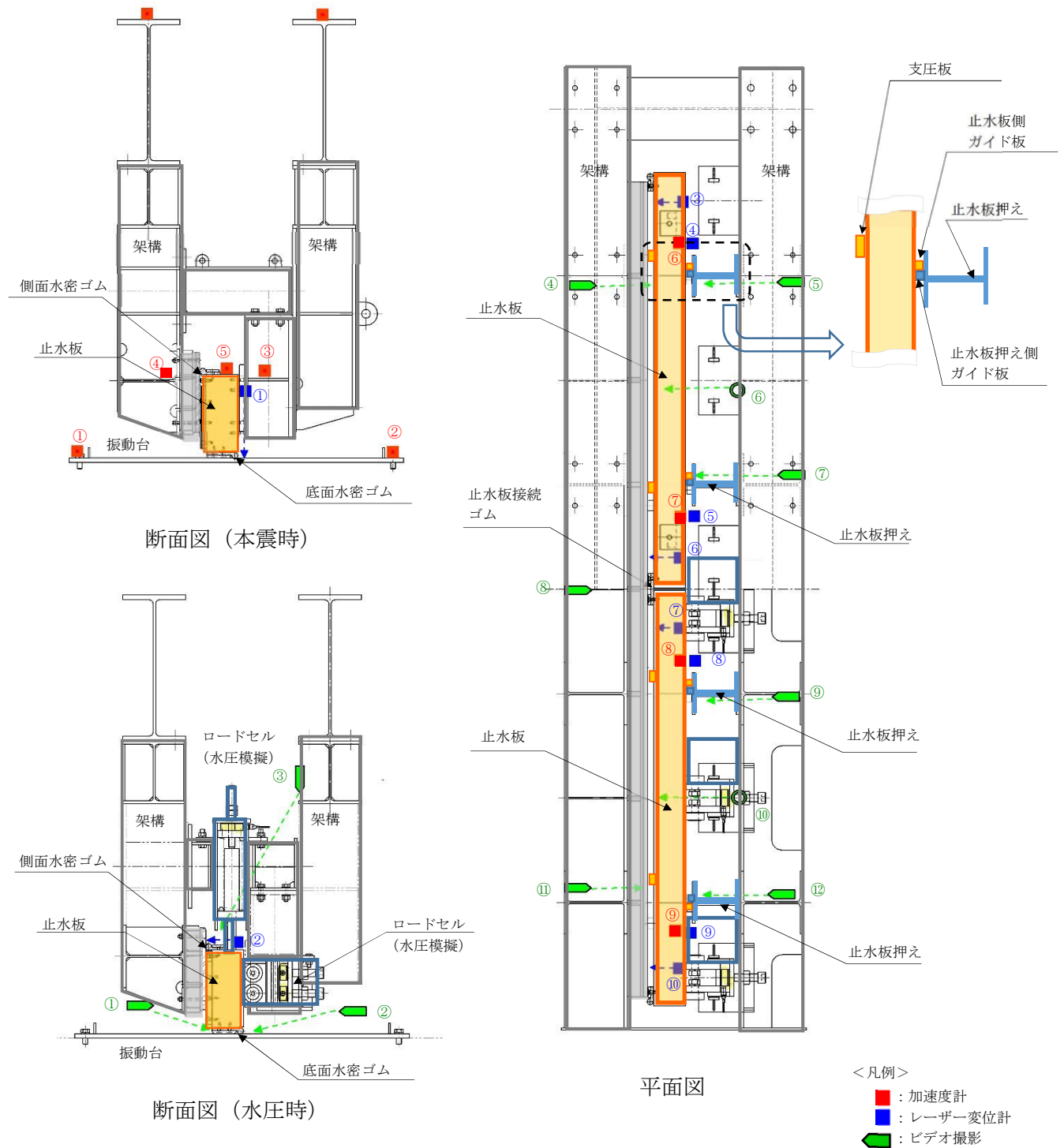


図 15 実証試験時の計測部位

4.5 1次止水機構の評価

実証試験の結果及び1次止水機構の評価については以下の通り分析し、二次元・三次元動的解析の結果との考察を加え、止水機構全体の評価を行う。

①実証試験データの分析

- ・表5の結果から異常の有無を確認する。
- ・加振時の止水板の挙動を評価する。

②二次元及び三次元動的解析結果の分析

- ・二次元及び三次元動的解析の結果から止水板の挙動を確認する。解析結果については補足説明4に示す。
- ・実証試験の結果と試験装置の三次元動的解析の結果から、止水板の挙動について評価を行う。

③1次止水機構の評価

1次止水機構の各部材毎における、強度評価、耐震評価の項目について、表7の1次止水機構の各部位毎の評価項目に示す。

耐震評価については、実証試験にて得られた結果と実証試験装置の解析モデルとの挙動評価の結果から、実機モデルでの三次元動的解析結果と検証を行い1次止水機構の挙動を評価する。

また、止水板の瞬間的な跳ね上がりについては、地震時の跳ね上がり時間から浸水量を評価し、余震+津波時における浸水量として算出し、2次止水機構への影響を評価する。

止水機構の概要を補足説明5に示す。

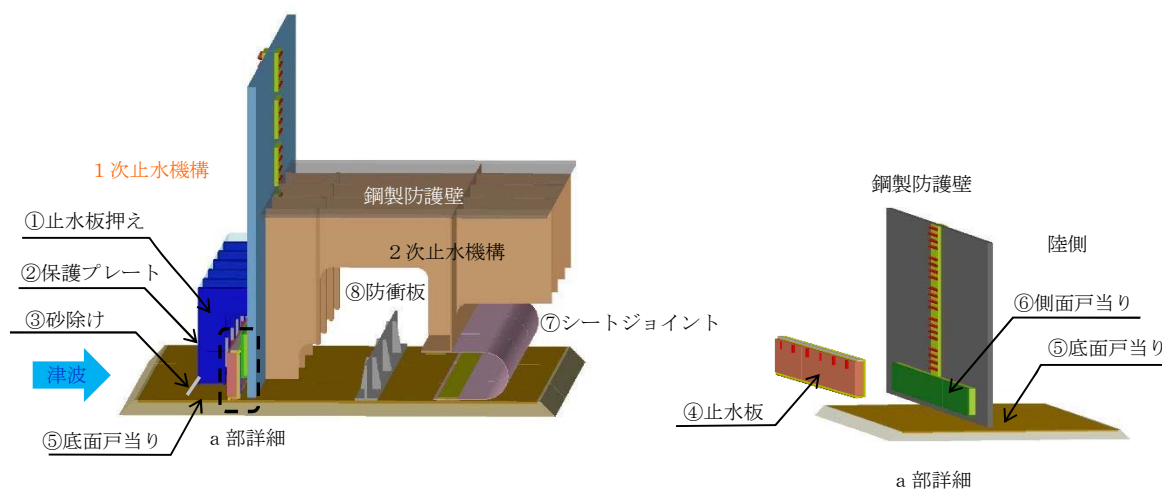
④漏水試験の実施（別途実施）

実証試験にて実施した水密ゴム（底面水密ゴム、側面水密ゴム、止水板接続ゴム）について漏水試験を実施する。

主に漏水試験は、本震、余震+津波を経験させた水密ゴムについて、漏水試験を実施し評価する。漏水試験の試験要領は補足説明6に示す。

表 7 1次止水機構の各部位毎の評価項目

各部位	役割・機能	評価	評価項目
①止水板押え	- 止水板を支持する。 - 漂流物等から止水板を防護する。	耐震評価	◆二次元・三次元動的解析 ・応力評価 ・追従性評価 ・余震+津波
		実証試験	◆挙動評価 ・追従性評価(ビデオ撮影) ・加速度計測(水平, 鉛直) ・外観目視検査(試験装置の架構部)
④止水板 (底面止水コマ部含む)	- 止水機構の扉体の機能 - 底面及び側面の戸当りに面する部位に水密ゴムを設置し浸水を防止する。	耐震評価	◆二次元・三次元動的解析 ・応力評価 ・追従性評価 ・余震+津波
		実証試験	◆挙動評価 ・追従性評価(ビデオ撮影) ・変位計測(浮上り測定: 底面戸当りと鉛直の相対変位計測) ・加速度計測(水平, 鉛直) ・余震+津波(水圧模擬) ・外観目視検査
⑤底面戸当り ⑥側面戸当り	止水板の底面と側面の水密ゴムとのシール性を確保する。	実証試験	◆挙動評価 ・追従性評価(ビデオ撮影) ・外観目視検査
底面・側面 水密ゴム	底面・側面戸当りとのシール性を確保する。	耐震評価	◆二次元・三次元動的解析 ・応力評価 ・追従性評価 ・余震+津波
		実証試験	◆挙動評価 ・追従性評価(ビデオ撮影) ・変位計測(浮上り測定: 底面戸当りと鉛直の相対変位計測) ・外観目視検査 ◆漏水試験(別途実施)



止水機構の各名称

5. 実証試験のスケジュール

実証試験については、平成 30 年 5 月上旬までに実施する計画である。

(場所：茨城県つくば市)

表 8 に実証試験に関するスケジュール（案）を示す。

年 月	2018年				
	2月	3月	4月	5月	6月
【入力地震動の作成】					
銅製防護壁の解析	二次元有効応力解析 (Ss-D1)				
		三次元フレーム解析			
取水路の解析	二次元有効応力解析 (Ss-D1)				
入力地震動の作成			▽入力地震波の作成 (包絡波)		
入力地震動の妥当性評価				▽妥当性評価 (包絡の確認)	
【止水機構の解析】					
二次元動的解析		▽試算 (試験装置の選定)	▽実機モデル		
三次元動的解析			▽実機モデル ▽試験モデル		
【実証試験】					
製作・据付け	試験装置製作		▽据付け		
実証試験			▽試験 (5月上旬までに実施)		
【漏水試験】				▽試験	
【評価】			試験データ分析		
【ご報告】				▽報告	

表 8 実証試験に関するスケジュール（案）

【補足説明 1】水密ゴムの摩擦係数について

実証試験における水密ゴムの摩擦係数は、ダム・堰施設技術基準（案）に記載の0.2及び、物性値確認を行った結果、最大で乾式の0.2、湿式の0.22であることから、ダム・堰施設技術基準（案）に記載の0.2と定義し実証試験を実施する。

なお、水密ゴムのライニングなしの実証試験については、同様に1.2と定義し実証試験を実施する。

①ダム・堰施設技術基準（案）

水密ゴム（ライニングあり）とステンレスの摩擦係数は、0.2（乾式）、0.1（湿式）と記載がある。なお、水密ゴム（ライニングなし）の場合は、1.2（乾式）、0.7（湿式）である。

②水密ゴムの物性値

- ・静摩擦係数は最大0.2（乾式）、動摩擦係数は最大0.22（乾式）表9に超高分子ポリエチレンの物性値を示す。

表9 超高分子量ポリエチレンの物性値

項目	物性値
引張り強さ（MPa）	44
伸び（％）	450
高度（Rスケール）	40
摩擦係数 （相手：ステンレス）	・静摩擦係数：0.10～0.20※（乾式） ・動摩擦係数：0.07～0.22※（乾式） 0.05～0.10（湿式）

※：動摩擦係数＞静摩擦係数の状況について

一般的に摩擦係数は、動摩擦係数＜静摩擦係数の関係であるが、高分子材料のように、静摩擦係数と動摩擦係数の値に大きな差が生じやすい場合に「スティック・スリップ（付着すべり）」と言われる現象が生じやすいことから、動摩擦係数が静摩擦係数より僅かに上回ったものと推定される。

1. 目的

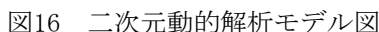
2. 解析条件

(2) 解析内容 大変形超弾性解析 (水密ゴムを超弾性体として解析)

③境界非線形解析：荷重の変化に伴い水密ゴムの抑え金具（コマ）及び扉体等への接触境界条件及びその領域を変化させた解析。

解析に用いた入力地震動は、基準地震動 S_s （設置許可段階）を鋼製防護壁の地中連続壁基礎天盤の応答を算出し、鋼製防護壁の三次元フレーム解析にて算出した応答時刻歴及び応答スペクトルを解析モデルの摺動側になる鋼製防護壁（ケース①）と取水路（ケース②）に入力し解析を実施した。

解析モデルは3次元要素（6面体要素）で面外方向厚みを10mmとし、面外方向変位を拘束することで平面ひずみ要素の状態とした。図16に二次元動的解析のモデル図を示す。



(5) 解析ケース

試験装置ケースと解析ケースを表10に示す。

表10 試験装置ケースと解析ケース

試験装置ケース	摺動	解析ケース	地震波
ケース①	鋼製防護壁側	Case1-1	本震 1
		Case1-2	余震
ケース②	取水路側（基礎）	Case2-1	本震 1
		Case2-2	余震

(6) 物性値および摩擦係数

各部の物性値と摩擦係数は表 11 に示す通り。モデル化に当たっては、⑤底面戸当り，鋼製防護壁（⑥側面戸当り）は，剛体としてモデル化した。

表11 物性値および摩擦係数

部位（材質）	物性値	許容値	摩擦係数
①止水板押え （SM490）	縦弾性係数 205000MPa ポアソン比 0.3	耐力 315MPa	-
④止水板 （SUS304）	縦弾性係数 197000MPa ポアソン比 0.3	耐力 205MPa	-
底面・側面水密ゴム （合成ゴム+ ライニング貼付け）	単軸引張試験結果	引張強さ 14.7 MPa	0.2
止水板押え （アルミニウム銅合金）	縦弾性係数 110000MPa ポアソン比 0.3	耐力 245MPa	0.4 （金属間の摩擦係数）
支圧板 （超高分子ポリエチレン）	縦弾性係数 785MPa ポアソン比 0.3	引張強さ 44MPa	0.2
止水板側ガイド板 （アルミニウム銅合金）	縦弾性係数 110000MPa ポアソン比 0.3	耐力 245MPa	0.4

(7) 試験条件

ここでは、鋼製防護壁側の基準地震動 S_s （設置許可段階）による相対変位及び応答加速度について評価し、鋼製防護壁側及び取水路側（基礎）に摺動を与え止水機構の挙動を評価した。

①鋼製防護壁摺動（ケース①）

鋼製防護壁摺動のケースでは鋼製防護壁（止水版押えの根元も含む）は剛として水平相対変位、鉛直変位および回転変位を止水板押えの据付け部（鋼製防護壁との設置部）に強制変位として与えた。取水路側（基礎）は剛として固定した。

②取水路側（基礎）摺動（ケース②）

取水路側（基礎）摺動のケースでは、取水路側（基礎）を剛として水平相対変位、鉛直変位を強制変位として与えた。鋼製防護壁（止水版押え据付け部も含む）は剛として固定した。

③解析地震波

本震および余震ともに、最大の鉛直加速度が認められる 40～46sec（6 秒間）について解析を実施した。

(8) 水圧荷重

水圧荷重は、水位TP+20mの静水圧および動水圧とした。

(9) 解析結果

止水板コマの取水路側（基礎）からの浮き上がり量を表 12 に示す。

本震時において、静的には自重に対して摩擦力等による上向力は小さく止水板が取水路側（基礎）から浮き上がることはないが、取水路側（基礎）や鋼製防護壁への接触時に生ずる衝撃力などの動的作用により浮き上がるものと考えられる。浮き上がり量は、鋼製防護壁摺動より取水路側（基礎）摺動の方が大きい傾向が見られた（CASE1-1 と CASE2-1）。

これは、取水路側（基礎）摺動の方が鉛直方向の慣性力がより顕著に表れたためと考えられる。

余震時（津波重畳）において、鋼製防護壁摺動の場合には浮き上がりは無いが、取水路側（基礎）摺動の場合に 0.03 mmの浮き上がりが見られた。本震時と同様に衝撃力などの動的作用の影響もあるものと考えられる。また本震時と同様に浮き上がり量は、鋼製防護壁摺動より取水路側（基礎）摺動の方が大きい傾向が見られた。

表 12 止水板コマの取水路側（基礎）からの浮き上がり量

ケース	摺動側	地震波	浮き上がり量(mm)	説明図
Case1-1	鋼製防護壁側	本震 1	1.8	図17
Case1-2		余震	0	図18
Case2-1	取水路側（基礎）	本震 1	3.7	図19
Case2-2		余震	0.03	図20

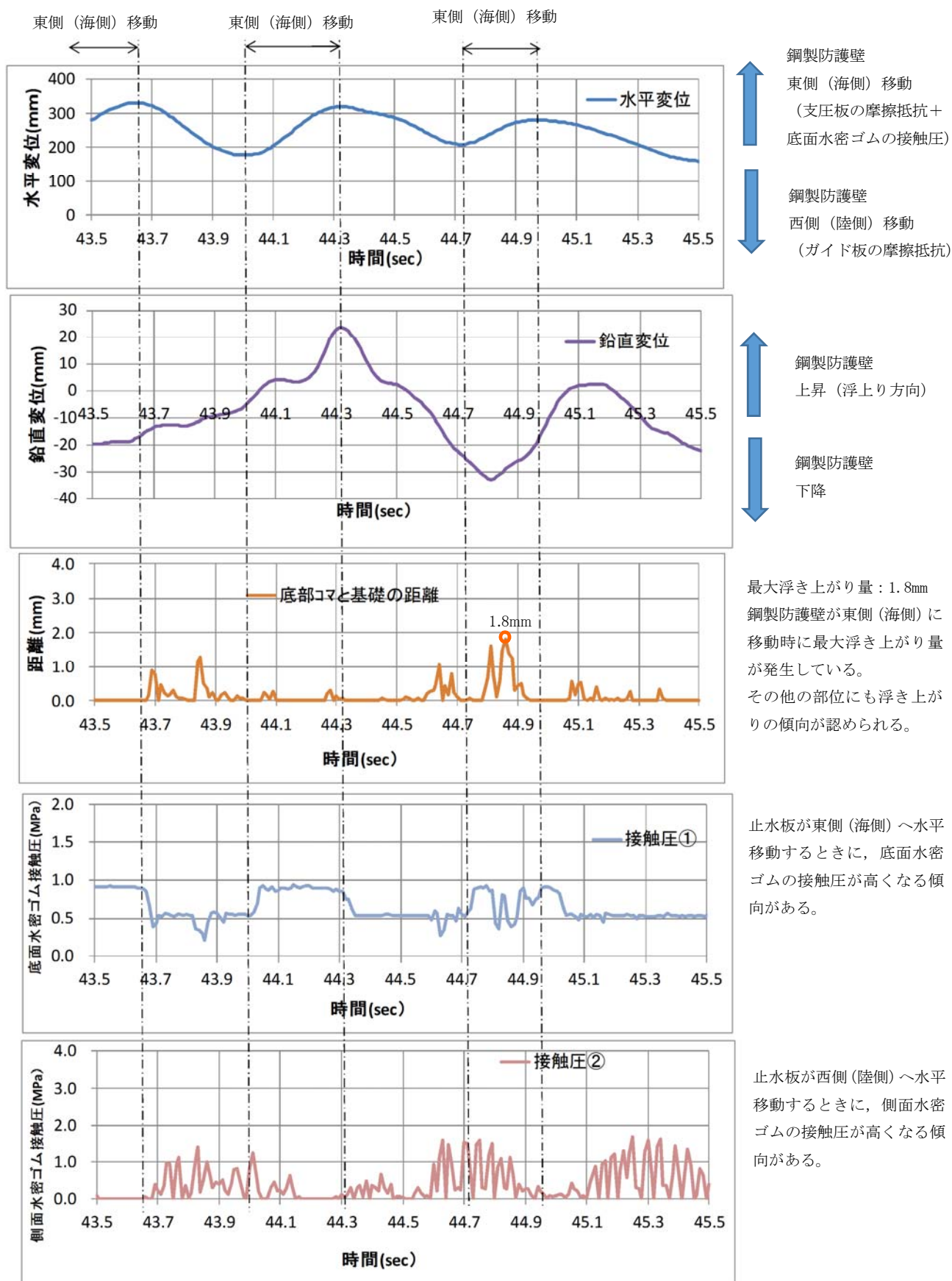


図 17 本震時 鋼製防護壁側揺動（CASE1-1）

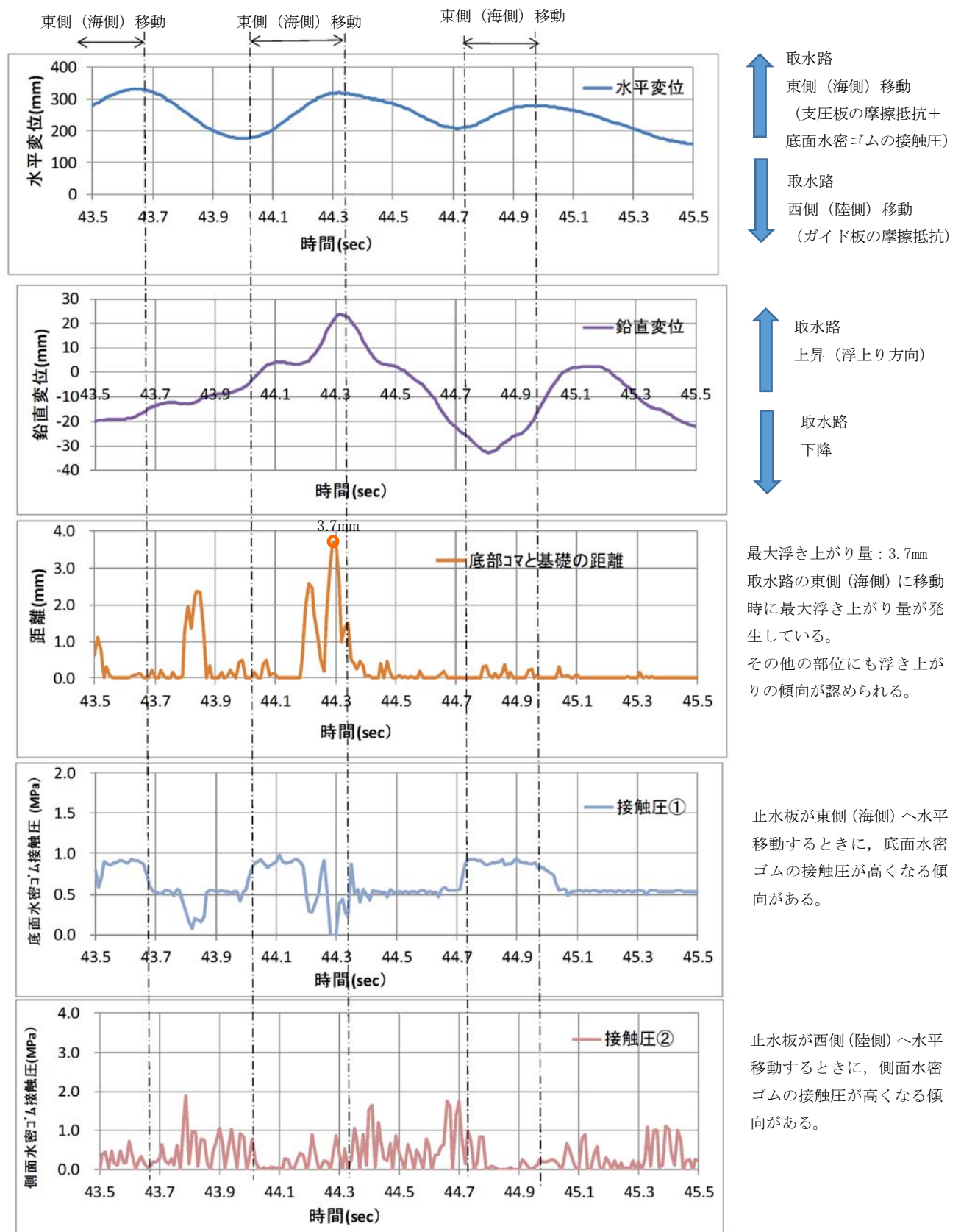


図 18 本震時 取水路側（基礎）摺動（CASE2-1）

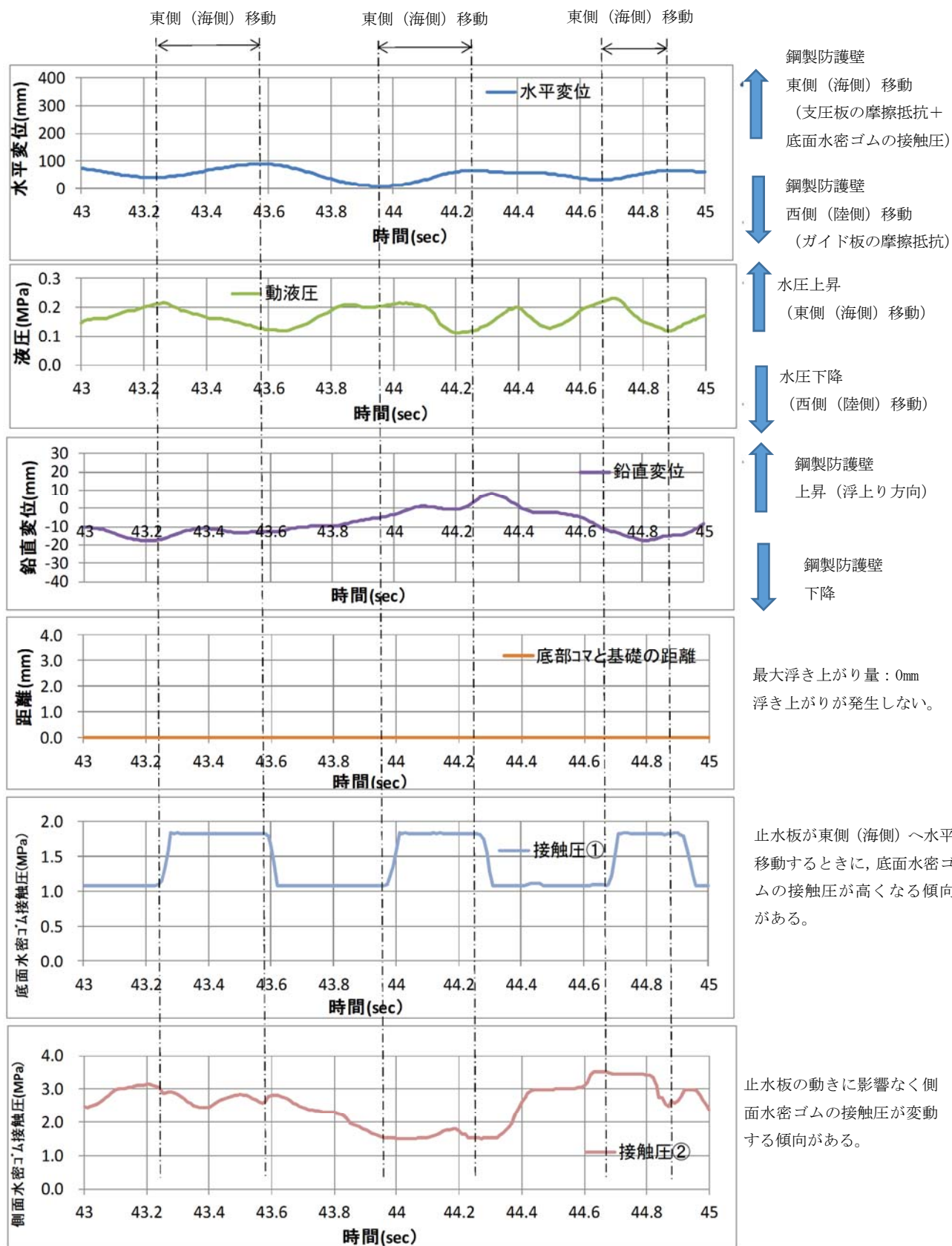


図 19 余震時 鋼製防護壁摺動（CASE1-2）

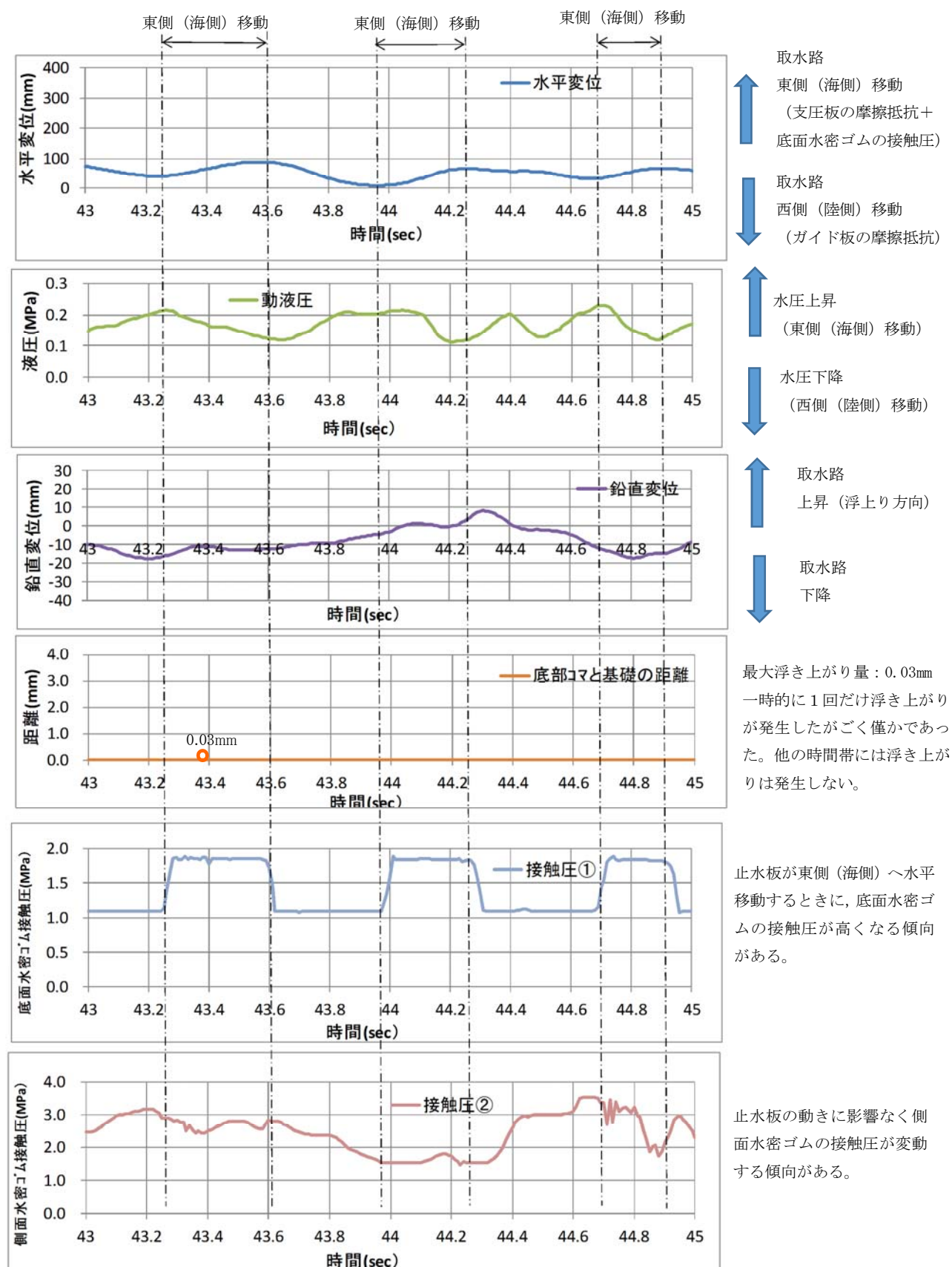
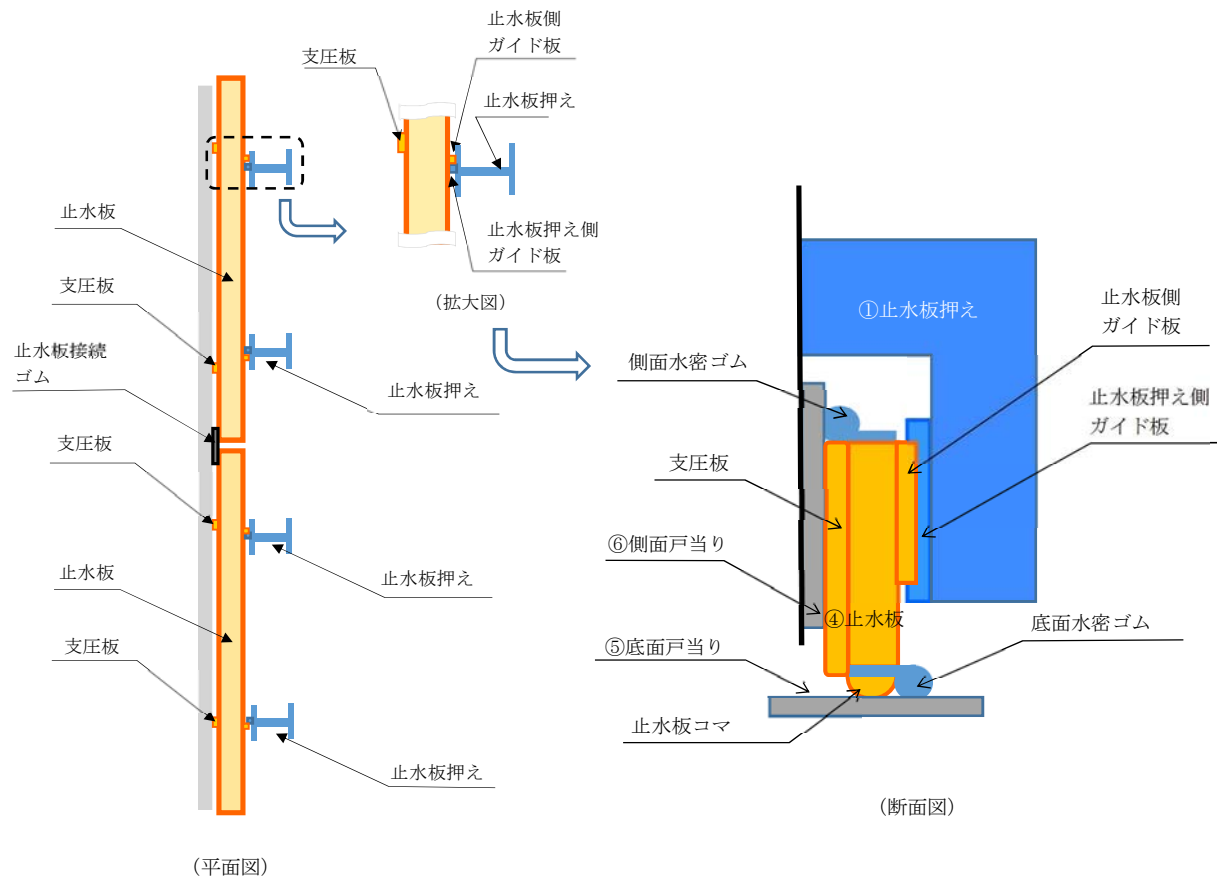


図 20 余震時 取水路側 (基礎) 摺動 (CASE2-2)

【補足説明 3】 止水板の長手方向の挙動及び実証試験における荷重条件について

(1) 止水板の長手方向の挙動について

止水板動は、①止水板押えの止水板押え側ガイド板と④止水板の止水板側ガイド板にて長手方向の移動を制限している。止水板側ガイド板と止水板押え側ガイド板の隙間は 5mm で管理している。図 21 に止水板と止水板押えのガイド構造について示す。



(2) 実証試験における荷重条件について

止水板の耐震設計における考慮する荷重は、固定荷重、地震荷重である。実証試験においても、固定荷重、地震荷重について模擬している構造であり、耐震評価の荷重の組み合わせと同じ状態で実証試験を実施する。

表 17 に止水板の耐震評価における荷重の組合せを示す。

なお、積雪荷重と風荷重については、止水板押えの外側に設置している保護プレートで受けることから、構造上止水板には積雪荷重及び風荷重は考慮しない。

表 17 止水板の耐震評価における荷重の組合せ

外力の状態	荷重の組合せ
地震時 (S_s)	$G + K_s$

G : 固定荷重 躯体自重を考慮する。

K_s : 地震荷重 基準地震動 S_s による荷重を考慮する。

【補足説明 4】 二次元・三次元動的解析の解析評価について

(1) 二次元動的解析

<評価条件>

- ・解析コード：MARC（大規模解析対応非線形解析）
- ・地震動：基準地震動 S_s
- ・解析ケース：3ケース 地震時，津波時，津波時＋余震
解析モデルは図22に示す。
- ・水密ゴム摩擦係数：
常時：0.2（ダム・堰施設技術基準（案））（国土交通省）
劣化時の挙動把握（しきい値確認）：0.2～1.2
- ・金属間摩擦係数
止水板（接触面アルミニウム）と戸当り（ステンレス）：0.4
- ・評価対象部位：
底面水密ゴム，側面水密ゴム，止水板接続ゴム，止水板（止水板コマ含む），
止水板押え，底面・側面戸当り，止水板側ガイド板，支圧板
- ・許容応力：引張り強度，変形量（伸び）（水密ゴム）
弾性設計範囲内（止水板，その他の部材）
- ・評価項目：
応力評価，追従性評価（止水板浮上り），水压模擬，摩擦係数しきい値確認

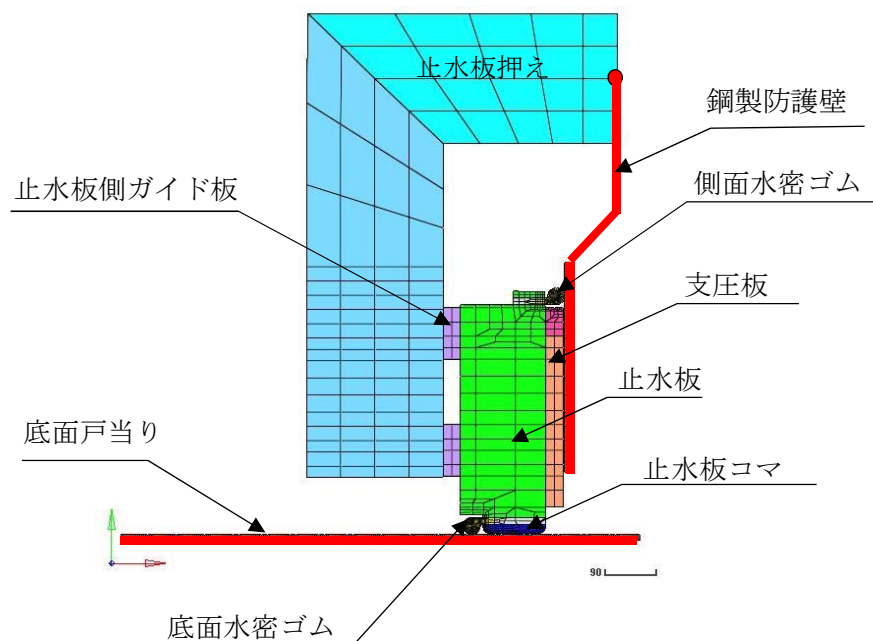


図 22 二次元動的解析モデル

(2) 三次元動的解析

<評価条件>

- ・解析コード：MARC（大規模解析対応非線形解析）
- ・地震動：基準地震動 S_s
- ・解析ケース：3ケース 地震時，津波時，津波時＋余震

解析モデルは図23に示す。

- ・水密ゴム摩擦係数：

常時：0.2（ダム・堰施設技術基準（案））（国土交通省）

- ・金属間摩擦係数

止水板（接触面アルミニウム）と戸当り（ステンレス）：0.4

- ・評価対象部位：

底面水密ゴム，側面水密ゴム，止水板接続ゴム，止水板（止水板コマ含む），
止水板押え，底面・側面戸当り，止水板側ガイド板，支圧板

- ・許容応力：引張り強度，変形量（伸び）（水密ゴム）

弾性設計範囲内（止水板，その他の部材）

- ・評価項目：

応力評価，追従性評価（止水板2枚の挙動，浮上り），水压模擬

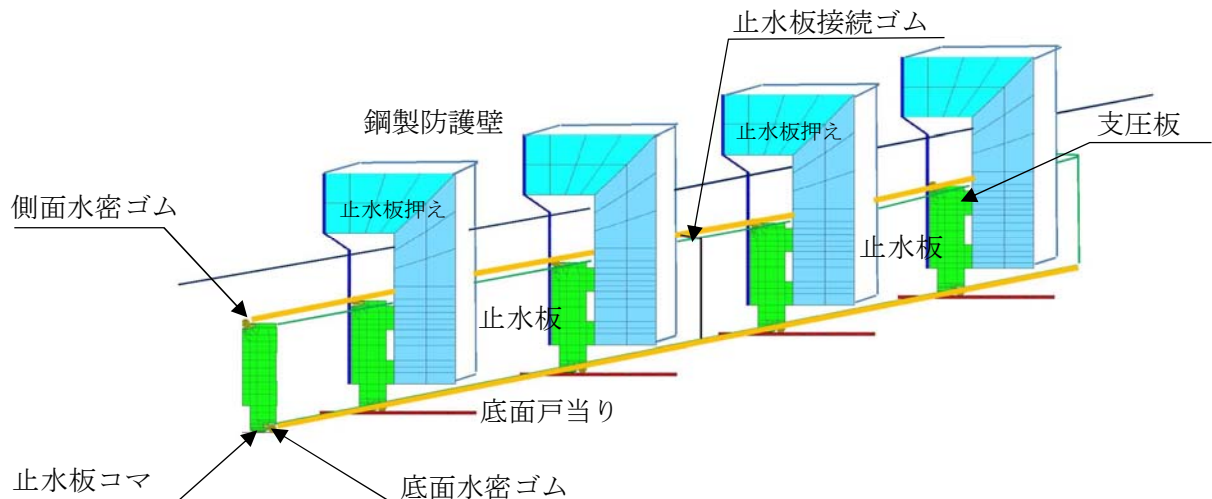


図 23 三次元動的解析モデル

【補足説明 5】 止水機構の概要について

(1) 1次止水機構の止水板について

1次止水機構の止水板は、地震時の追従性を確保するとともに、津波による津波荷重、漂流物による衝突荷重を考慮した構造とする。水密部の水密ゴムは、津波による圧力に耐えうるよう設置し津波からの浸水を防止する。

なお、止水板からの微少な漏えいを考慮し、敷地内に浸水させないよう陸側にシートジョイントからなる2次止水機構を設置している。図24に止水機構全体の構造図を示す。

(2) 2次止水機構の構造について

- a. 2次止水機構は、共通要因故障（止水板の追従性不良等）による同時機能喪が生じないように多様性を図ることとし、1次止水機構の構造と異なるシートジョイントを設置している。
- b. シートジョイントについては、想定する津波荷重に対して十分な耐性を有するものを採用するが、1次止水機構の取り外し時に津波の襲来を想定すると、漂流物が2次止水機構に到達する可能性があることから、2次止水機構前面に防衝板を設置し、漂流物による損傷を防止する構造にしている。
- c. さらに、2次止水機構の後段には、2次止水機構からの漏水の可能性を考慮し、漏水を収集・排水可能な排水溝を設置する構造にする。排水は、構内排水路の防潮堤内側の集水枡に収集し、構内排水路逆流防止設備を介して排水する。
- d. 1次止水機構及び2次止水機構のこれらの対策により、基準津波の遡上波の重要な安全機能を有する海水ポンプが設置されたエリアへの到達、流入防止を確実なものとしている。

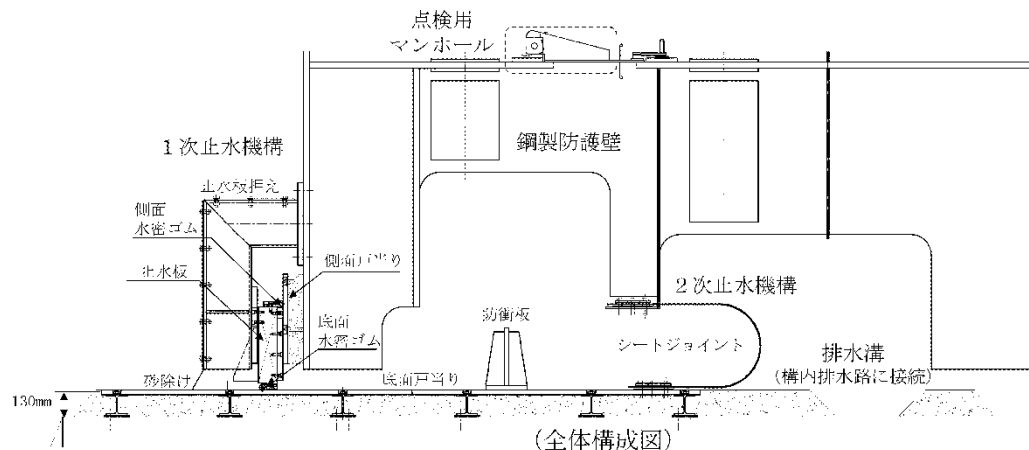


図 24 止水機構全体の概要

【補足説明6】漏水試験について

実証試験にて実施した水密ゴムについて、漏水試験を実施し水密性を確認する。

設計圧力における漏水試験のため、止水機構の水密ゴム（P形）について、試験装置を製作し、漏水試験により設計圧力に耐えることを確認する。

試験装置は、止水板2枚分（4m）の水密ゴムを設置可能な漏水試験装置を製作し、底面水密ゴム、側面水密ゴム、止水板接続ゴムからの漏水を確認する。漏水位置は中央部の3m分からの漏水量を算出する。

表13に漏水試験条件の一覧、表14に漏水試験装置の主要仕様、図25に漏水試験の装置概要図を示す。

表13 漏水試験条件一覧表

項目	条件	備考
水密ゴム	試験体 1	本震，余震+津波を経験させた水密ゴム
	試験体 2	本震，余震+津波を経験させた水密ゴム
	試験体 3	ライニングのない状態にて試験を実施した水密ゴム（試験結果で亀裂，損傷等ない場合に実施）
試験圧力	0.17MPa以上	保守的に，防潮堤天端高さ（T.P. +20m）から設置地盤標高（T.P. +3m）を差し引いた値
	0.21MPa以上	敷地に遡上する津波高さ（T.P. +24m）から設置地盤標高（T.P. +3m）を差し引いた値
試験時間	10分保持	「ダム・堰施設技術基準（案）」より
許容漏水量*	5.2 ℓ／10分	試験圧力0.17MPaに対する許容漏水量
	6.4 ℓ／10分	試験圧力0.21MPaに対する許容漏水量

* 「ダム・堰施設技術基準（案）（国土交通省）」で規定する保持時間及び許容漏水量算定式に基づく3m当たりの許容漏水量

・ 許容漏水量： $W = 10.2 L \times P$

W：漏水量（mℓ/min）

P：設計圧力

L：長辺の長さ（cm）

（試験装置の漏水検出範囲長さ300cm）

表 14 漏水試験装置の主要仕様

項目		仕様
試験装置	寸法	長さ約 4.3m×高さ約 0.7m×幅約 0.7m
	材質	鋼製
	設計圧力	0.7MPa
止水板	寸法	1枚当たり 長さ約 2m×幅約 0.1m×高さ約 0.4m 2枚の止水板を接続ゴムにて接続し実施
	材質	ステンレス鋼
	重量	約 930kg/枚

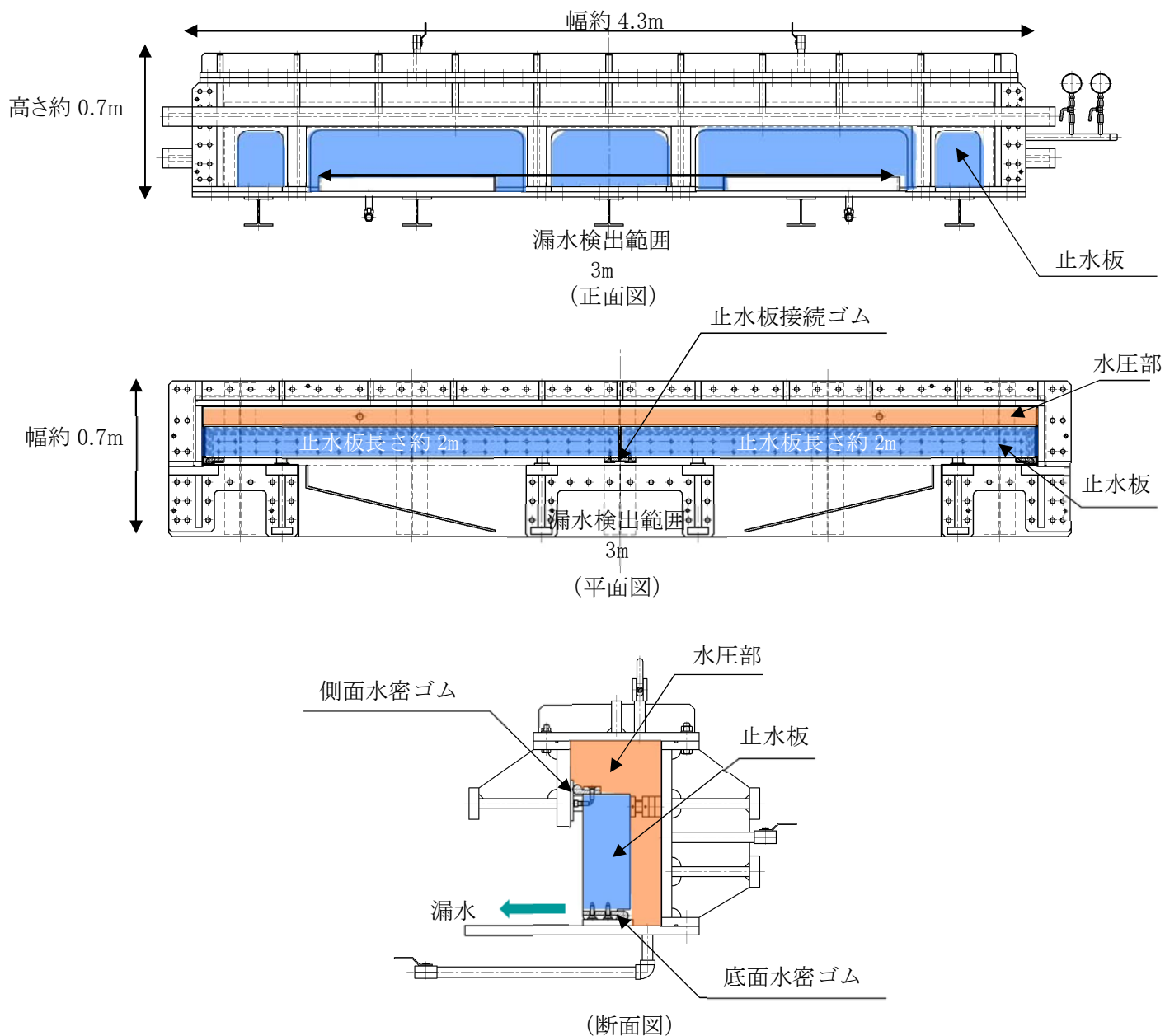


図 25 漏水試験の装置概要図

<水密ゴムの単体漏水試験結果>

水密ゴムの単体試験として、未使用品の水密ゴム及び劣化状況を模擬した漏水試験を実施しており良好な結果を得ている。表 15 に試験装置の主要仕様、表 16 に漏水試験結果、図 25 に試験装置の概要図、図 26 に試験圧力と漏水量を示す。

表 15 試験装置主要仕様

項目		仕様
試験装置	寸法	長さ約 2.3m×高さ約 0.7m×幅約 0.5m
	材質	鋼製
	設計圧力	0.7MPa
止水板	寸法	長さ約 2m×幅約 0.1m×高さ約 0.4m
	材質	ステンレス鋼
	重量	約 620kg

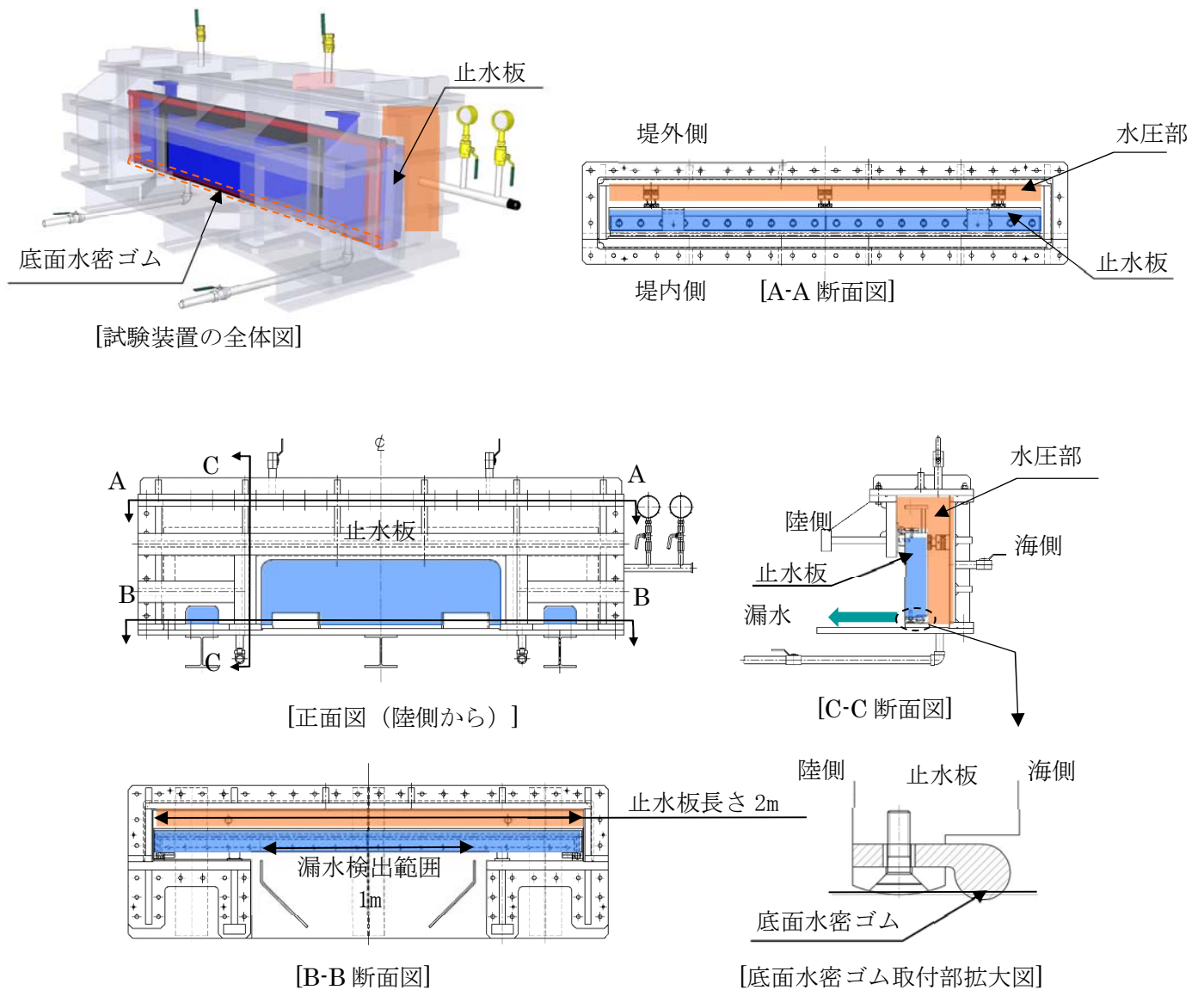


図 25 試験装置概要図

表16 漏水試験結果

	区分	試験圧力 (MPa)	時間 (分)	漏水量 ^{※1} (ℓ/10分)	許容 漏水量 (ℓ/10分)	判定
試験体1	未使用品	0.20	10	0.020	2.0	○
試験体2		0.20	10	0.029	2.0	○
試験体3	劣化状態 を仮定	0.17	10	0.039	1.7 ^{※2}	○
		0.66	10	0.625	6.7 ^{※2}	○
		0.17	10	0.440	1.7 ^{※2}	○
		0.66	10	0.525	6.7 ^{※2}	○

※1：漏水量は1 mあたり10分間漏水量。

※2：未使用品（新品）の場合の許容漏水量

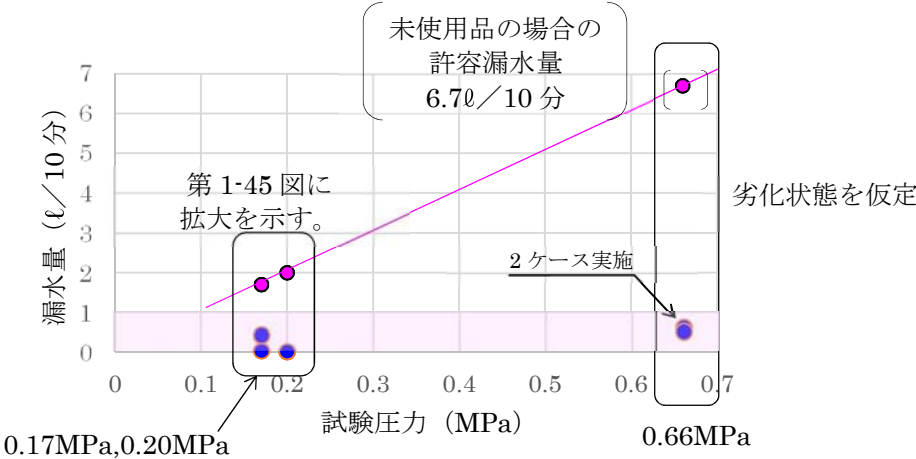


図 26 試験圧力と漏水量（高圧）

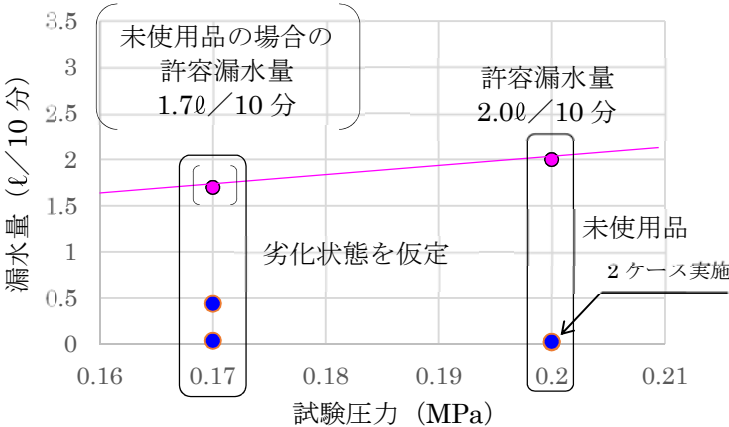


図 26 試験圧力と漏水量（低圧）

【参考】実証試験において想定される不具合と対策（案）

実証試験において想定される不具合として、止水板の浮上りや水密ゴムの噛み込み等が考えられるため、以下の対策（案）を検討している。

対策（案）の実施に当たっては、二次元・三次元動的解析の結果も踏まえ、原因の分析を十分に行い、必要に応じて対策を実施する。

図 27 に要因と対策（案）を示す。

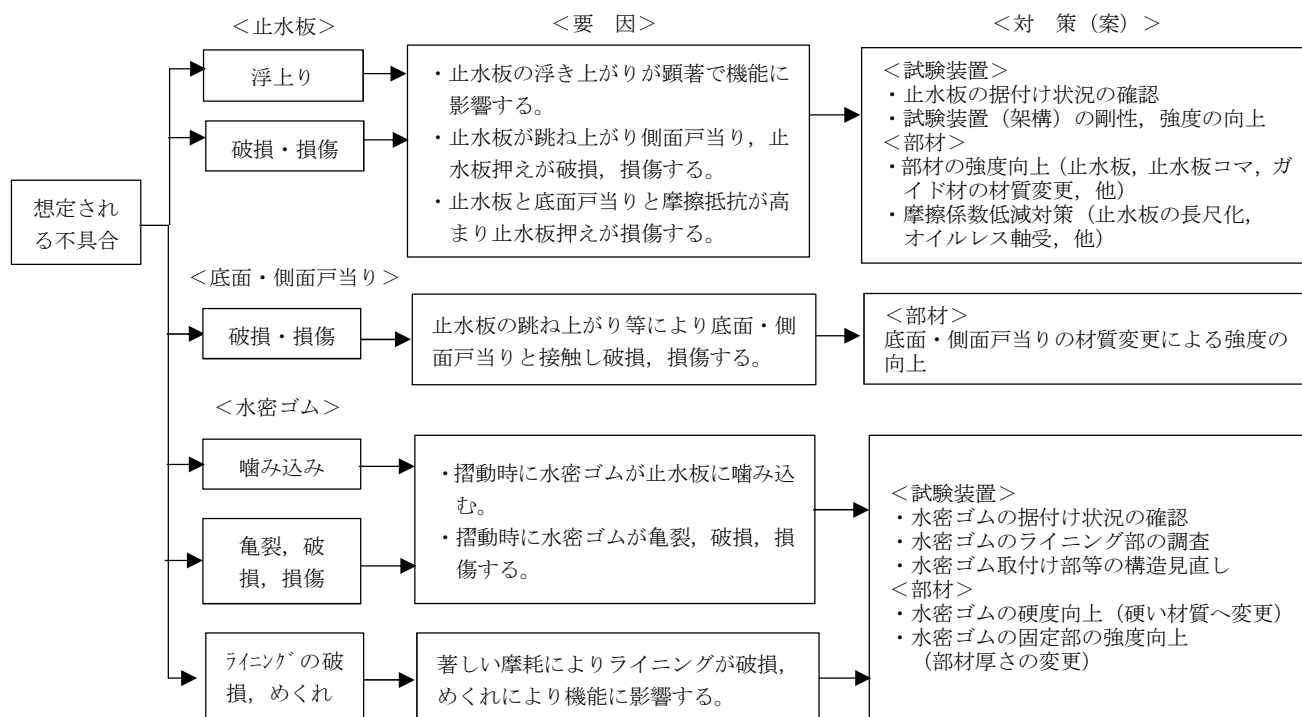


図 27 実証試験時における不具合時に対する対策（案）

工事計画に係る補足説明資料

耐震性に関する説明書のうち

補足-340-3 【可搬型重大事故等対処設備の耐震性に関する説明書
に関する補足説明資料】

目 次

1. 概要	1
1.1 可搬型重大事故等対処設備の評価対象設備について	1
2. 可搬型重大事故等対処設備の保管エリアにおける入力地震動	4
2.1 保管エリアの入力地震動算定における地盤物性のばらつきの影響	4
別紙 2-1 可搬型重大事故等対処設備の保管場所の地震応答解析の相違について	19
3. 車両型設備の耐震評価について	20
3.1 車両型設備の固縛装置について	20
3.2 評価手順	21
3.3 評価条件	22
3.4 加振試験	24
3.5 応力評価	33
3.6 波及的影響評価	45
3.7 保守性・不確かさのトータルバランスについて	48
別紙 3-1 車両型設備加振試験への固縛装置の影響について	60
別紙 3-2 地震時に固縛装置を展張させないための余長の設定方法について	63
別紙 3-3 車両型設備とアンカープレートとの位置関係について	66
4. 加振試験後の機能維持確認について	67
5. その他設備の耐震評価について	74
5.1 評価方法	74
5.2 架台の応力評価について	76
5.3 その他設備の加振試験について	79

1. 概要

本補足説明資料は、添付書類「V-1-1-6 安全設備及び重大事故等対処設備が使用される条件の下における健全性に関する説明書」(以下「添付書類V-1-1-6」という。)の添付書類「V-1-1-6-別添2 可搬型重大事故等対処設備の設計方針」(以下「別添2」という。)にて設定する構造強度上の耐震重要度分類及び重大事故等対処設備の分類に該当しない設備である可搬型重大事故等対処設備が、基準地震動 S_s による地震力において必要な機能を損なわないことを確認するための耐震計算方法について説明する添付書類「V-2 耐震性に関する説明書」の別添3「可搬型重大事故等対処設備の耐震性に関する説明書」について補足するものである。

1.1 可搬型重大事故等対処設備の評価対象設備について

可搬型重大事故等対処設備は、地震に対して、地震時の転倒やすべりによる悪影響防止及び地震後の機能維持を図れるよう、必要に応じて地震に対する転倒防止、固縛等の措置を講じる設計としている。

このため、可搬型重大事故等対処設備のうち、転倒により必要な機能を喪失する恐れがあるものに対して、転倒評価を行うとともに機能維持評価を行う。なお、ホース等の耐震計算書に記載していない設備に関しては、地震により転倒しても損傷の恐れはないが、適切に転倒防止、固縛等の措置を講じることにより、悪影響防止を図る。ホース等の耐震計算書に記載していない設備の評価結果について表 1-1 に示す。

表 1-1 耐震計算書に記載していない設備の評価結果

設備名称	地震により機能喪失しない理由
ホイールローダ	本設備は、一般車両と比較して重心が十分に低く、地震により転倒する恐れはない。また整備されていない地面での使用を想定して設計された設備であり、もともと衝撃に強い構造であることから、地震により機能喪失する恐れはない。
可搬型スプレイノズル	保管時は、専用の強靱な保管用容器内に収納して固縛することから、致命的な損傷が生じることはなく、必要な機能を喪失することはない。
放水砲	保管時は、アウトリガー（固定装置）により固定し、更に周辺の壁等から固縛することにより、転倒・移動防止を図った状態で保管する。 本設備は、重心が低いため、構造的に転倒する恐れはない。また、ステンレス製の配管を鉄製の土台に取り付けた頑丈かつ簡易な構造であり、回転体や動力も有しないことから、地震により放水に必要な機能を喪失することはない。
ホース	地震による転倒に際し、機能喪失しない。
汚濁防止膜	保管時はカーテン部をフロート部に巻き取り、一式を束ねた状態で荷台に保管する。 本設備は、主に発泡ポリスチレンとポリエステル系の製品であり、荷台から引きずり降ろして使用するため、仮に車両から転落しても損傷するようなものではなく、必要な機能を喪失することはない。
泡混合器	航空機燃料火災時に使用するものであり、地震後に使用する設備ではない。
泡消火薬剤容器（大型ポンプ用）	航空機燃料火災時に使用するものであり、地震後に使用する設備ではない。
小型船舶（船体）	本設備は、一般車両と比較して重心が十分に低く、地震により転倒する恐れはない。駆動部を有しない単純構造であるため地震による衝撃に対し、機能喪失しない。

転倒評価に当たり、地震による転倒防止を目的にあらかじめ固縛等の措置を講じる設備にあつては、転倒の有無の評価に加えて、転倒防止の機能に必要な直接支持構造物、間接支持構造物及び固縛材等の強度評価を行う。車両型設備にあつては締結部の強度評価を行う。

機能維持評価にあたっては、設備毎の要求機能を整理し、性能目標に応じて評価部位を特定して強度評価、動的又は電氣的機能維持評価を行う。

なお、車両型設備の耐震評価においては、可搬型代替注水大型ポンプ等の大型構造物を搭載可能な能力を有した3次元振動台を用いることにより、全ての車両を加振試験にて評価している。3次元振動台の仕様を表1-2に示す。

表 1-2 3次元振動台の仕様

振動台の大きさ		20m×15m
最大搭載荷重		1200ton
最大加速度	水平	900cm/s ²
	鉛直	1500cm/s ²

2. 可搬型重大事故等対処設備の保管エリアにおける入力地震動

2.1 保管エリアの入力地震動算定における地盤物性のばらつきの影響

2.1.1 概要

各保管エリアの入力地震動算定における地盤モデルの物性値については、各種試験の平均値を用いているが、ここでは、地盤モデルの地盤物性のばらつきが入力地震動の算定結果に与える影響について検討を行う。

2.2.2 各保管エリアの1次元地盤モデル

車両型設備の保管場所である下記の各保管エリアについて、周辺の地質・地質構造を図 2-1-1 に示す。保管場所直下の地盤は概ね水平成層になっていることから、保管場所中央位置にて作成した1次元地盤モデルによる検討を行う。1次元地盤モデルを図 2-1-2 に示す。

- ・①：可搬型重大事故等対処設備保管場所（西側）
- ・②：可搬型重大事故等対処設備保管場所（南側）



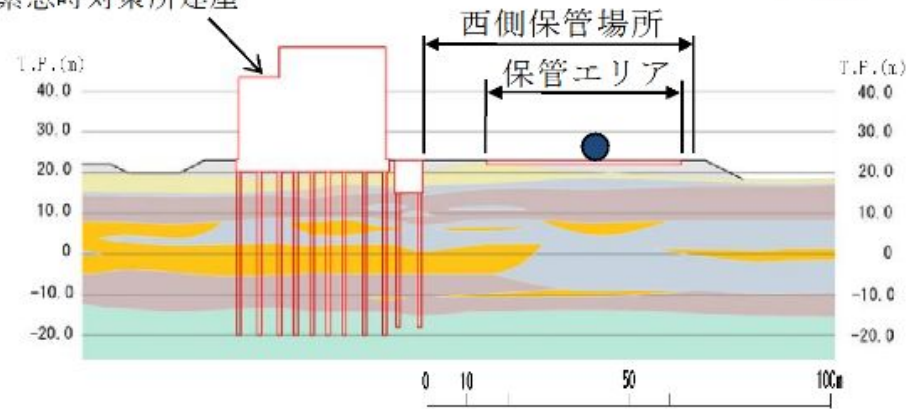
(地質断面図の平面位置)

凡例

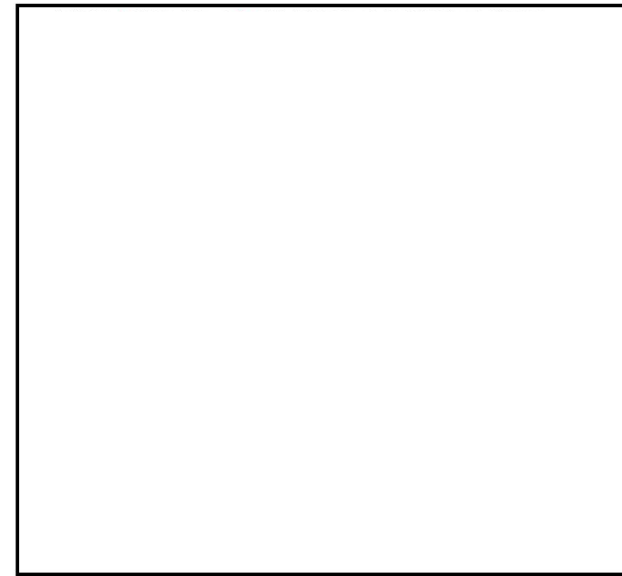
記号	地層名
H1	
du	
Ag2	
D2s-3	
D2s-3	
D2g-3	
ie	
D1g-1	
ie	

— 構造物
— 造成面
● 評価地点

緊急時対策所建屋



西側保管場所 (A-A断面図)

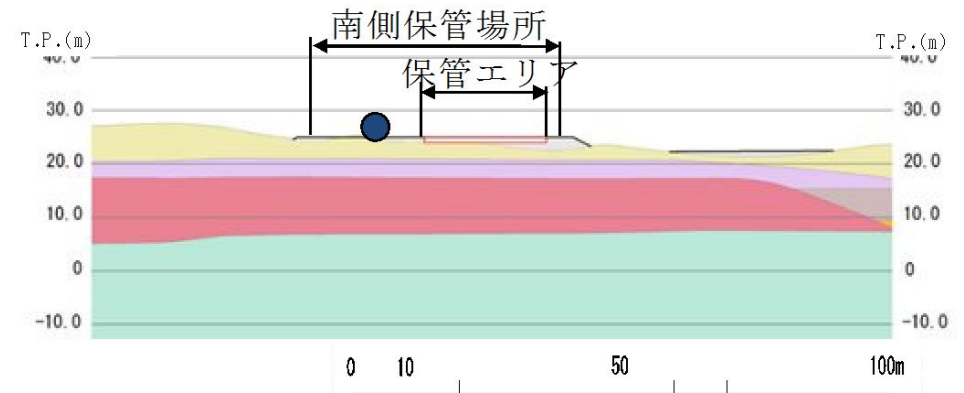


(地質断面図の平面位置)

凡例

記号	地層名
H1	
du	
Ag2	
D2s-3	
D2s-3	
D2g-3	
ie	
D1g-1	
ie	

— 構造物
— 造成面
● 評価地点



南側保管場所 (B-B断面図)

図 2-1-1 各保管場所周辺の地質・地質構造

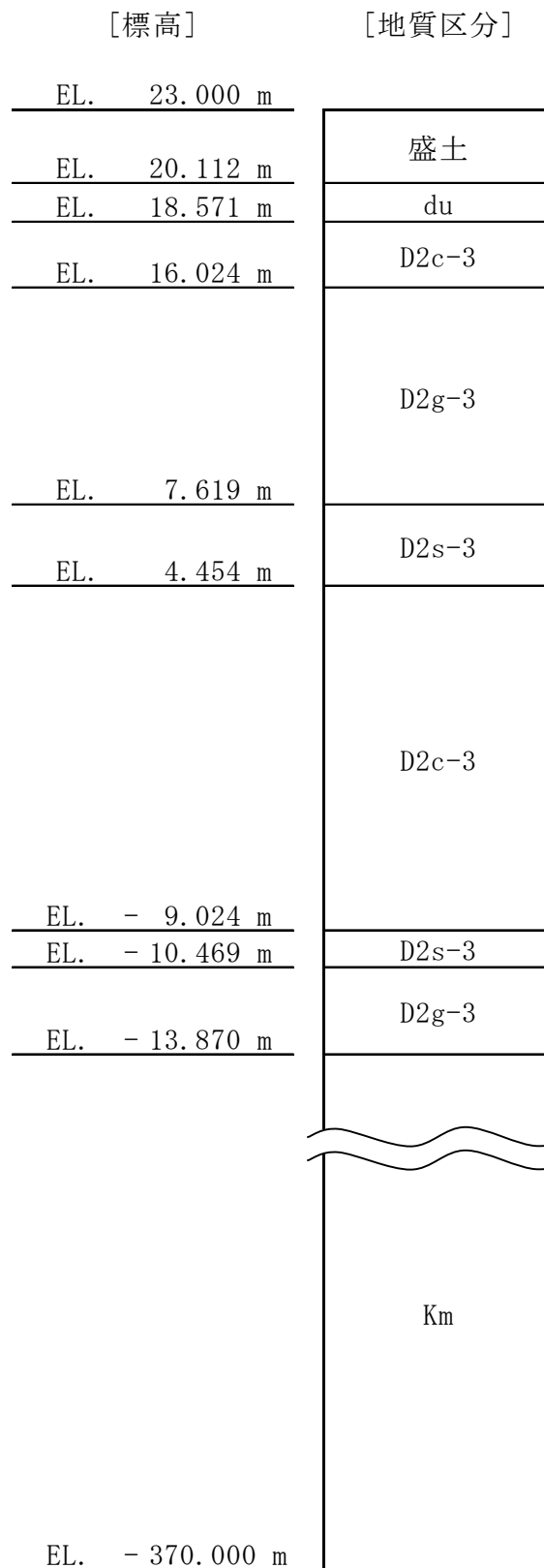


図 2-1-2 1次元応答解析用地盤モデル
 (①：可搬型重大事故等対処設備保管場所（西側）) (1/2)

[標高]	[地質区分]
EL. 25.000 m	盛土 du lm D1g-1 Km
EL. 24.259 m	
EL. 20.967 m	
EL. 17.437 m	
EL. 6.853 m	
EL. -370.000 m	

図 2-1-2 1次元応答解析用地盤モデル
(②：可搬型重大事故等対処設備保管場所（南側））(2/2)

2.1.3 地盤物性のばらつきに関する検討ケース

(1) P S 検層結果のばらつきの考慮

入力地震動の算定における各層の解析用地盤物性と設定根拠を表 2-1-1 に示す。地盤の剛性については、各保管エリアの近傍のボーリング孔で実施した P S 検層結果に基づく弾性波速度 V_P 、 V_S を基に設定している。

表 2-1-1 (1) 解析用地盤物性

項目	f1層 (盛土)	第四系						新第三系
		du層	D2c-3層	D2s-3層	D2g-3層	1m層	D1g-1層	Km層
物理特性	密度 ρ_t (g/cm ³)	1.98	1.77	1.92	2.15	1.47	2.01	$1.72-1.03 \times 10^{-4} \cdot Z$
動的変形特性	初期せん断剛性 G_0 (N/mm ²)	87.3	129	249	538	24.8	306	$\frac{\rho_s/1000 \times V_s^2}{V_s = 433-0.771 \cdot Z}$
	動ポアソン比 ν_d	0.493	0.488	0.465	0.462	0.494	0.474	$0.463+1.03 \times 10^{-4} \cdot Z$
	せん断剛性のひずみ依存性 $G/G_0 \sim \gamma$	$\frac{1}{1+1540\gamma^{1.04}}$	$\frac{1}{1+269\gamma^{0.909}}$	$\frac{1}{1+1100\gamma^{0.994}}$	$\frac{1}{1+237\gamma^{0.732}}$	$\frac{1}{1+222\gamma^{0.975}}$	$\frac{1}{1+2520\gamma^{1.14}}$	$\frac{1}{1+107\gamma^{0.824}}$
	減衰定数 $h \sim \gamma$	$\frac{\gamma}{(4.27\gamma+0.00580)}+0.0102$	$\frac{\gamma}{(6.62\gamma+0.0949)}+0.0205$	$\frac{\gamma}{(5.68\gamma+0.00560)}+0.0132$	$\frac{\gamma}{(9.70\gamma+0.00754)}+0.0233$	$\frac{\gamma}{(8.21\gamma+0.0261)}+0.0121$	$\frac{\gamma}{(4.10\gamma+0.00577)}+0.00415$	$\frac{\gamma}{(4.41\gamma+0.0494)}+0.0184$

表 2-1-1 (2) 解析用地盤物性の設定根拠

項目	f1層 (盛土)	第四系						新第三系
		du層	D2c-3層	D2s-3層	D2g-3層	1m層	D1g-1層	Km層
密度	f1層の主要な構成材料はdu層であることから、du層で代用する。	室内物理試験	室内物理試験	室内物理試験	室内物理試験	室内物理試験	強度特性等と併せてAg2層で代用する。	室内物理試験
初期せん断剛性		P S 検層と密度より算出	P S 検層と密度より算出	P S 検層と密度より算出	P S 検層と密度より算出	P S 検層と密度より算出	P S 検層と密度より算出	P S 検層と密度より算出
動ポアソン比		P S 検層より算出	P S 検層より算出	P S 検層より算出	P S 検層より算出	P S 検層より算出	P S 検層より算出	P S 検層より算出
せん断剛性のひずみ依存性		繰返し三軸試験	繰返し三軸試験	繰返し三軸試験	繰返し三軸試験	繰返し三軸試験	強度特性等と併せてAg2層で代用する。	繰返し三軸試験
減衰定数		繰返し三軸試験	繰返し三軸試験	繰返し三軸試験	繰返し三軸試験	繰返し三軸試験		繰返し三軸試験

入力地震動策定における地盤物性のばらつきについては、P S 検層結果のばらつきを考慮し、盛土及び第四系の設定値 $\pm 1 \times$ 標準偏差（ σ ）で弾性波速度 V_P 、 V_S を考慮することで、剛性のばらつきを考慮した検討を行う。

地盤物性のばらつきの検討については、全ての保管エリアを対象とする。

表 2-1-2 に検討ケースを示す。Case-2, 3 については、盛土及び第四系の設定値 $\pm 1 \times \sigma$ のケースである。

表 2-1-2 検討ケース

ケース名	実施内容
Case-1	標準ケース
Case-2	標準 $- \sigma$ [盛土及び第四系の V_P 、 V_S を低下]
Case-3	標準 $+ \sigma$ [盛土及び第四系の V_P 、 V_S を増加]

(2) 保管場所の構造躯体（鉄筋コンクリート床版）による影響検討

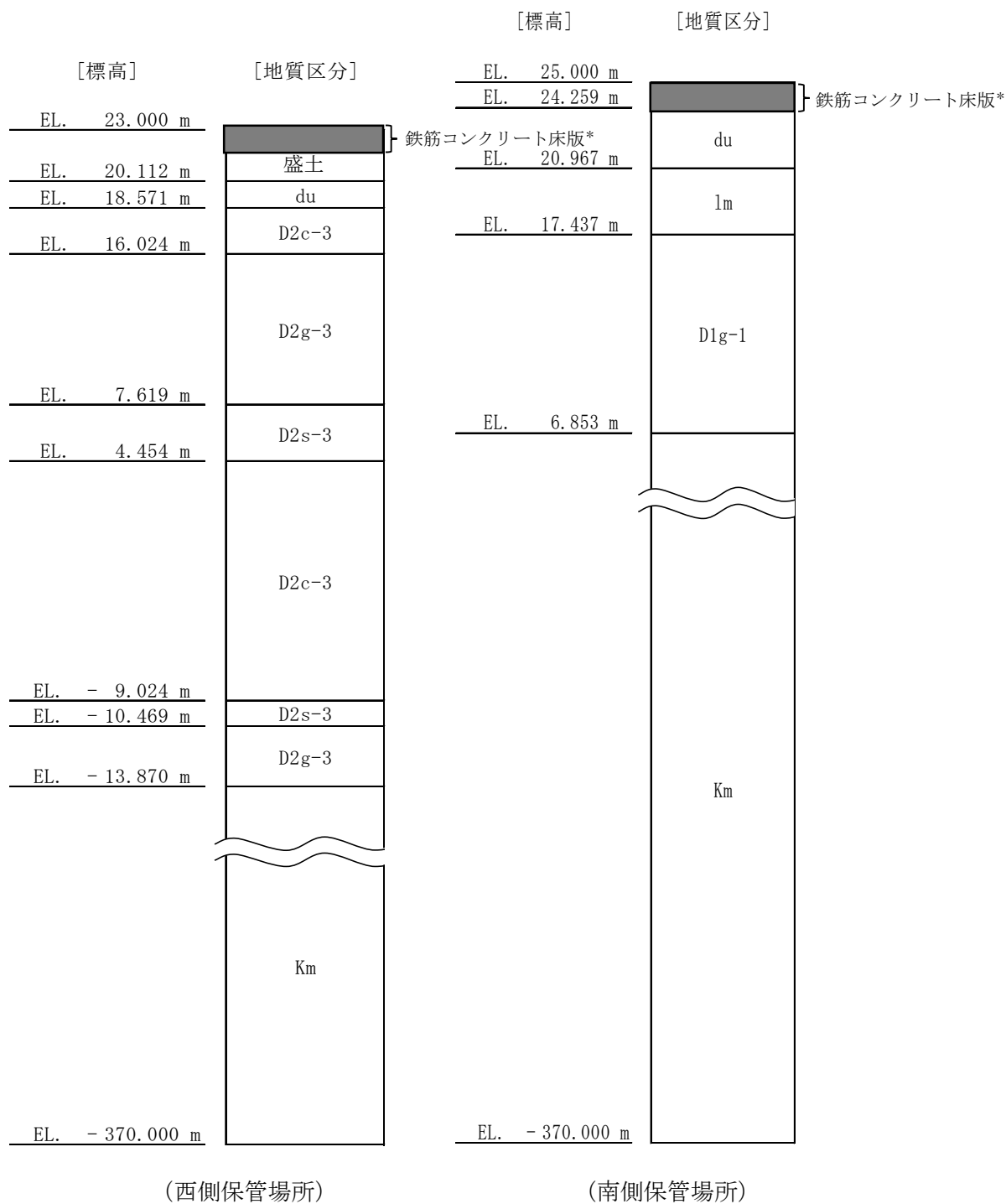
可搬型重大事故等対処施設保管エリアには、路面を補強するため鉄筋コンクリート床版を設置する計画である。入力地震動策定に用いる 1 次元地盤モデルにおいては、入力加速度への保守的な配慮として、この鉄筋コンクリート床版を地盤に置き換えた解析モデルにて、地震応答解析を実施している。

本項では、この鉄筋コンクリート床版をモデル化した 1 次元地震応答解析を実施し、鉄筋コンクリート床版による入力加速度への影響を確認する。

表 2-1-3 に地震応答解析に用いる鉄筋コンクリート床版の解析用物性値を示す。また、図 2-1-3 に鉄筋コンクリート床版を反映した 1 次元地盤モデルを示す。

表 2-1-3 鉄筋コンクリート床版の解析用物性値

材料	単位体積重量 (kN/m^3)	ヤング係数 (N/mm^2)	ポアソン比	減衰定数
鉄筋コンクリート 床版	24.5	31000	0.2	0.05



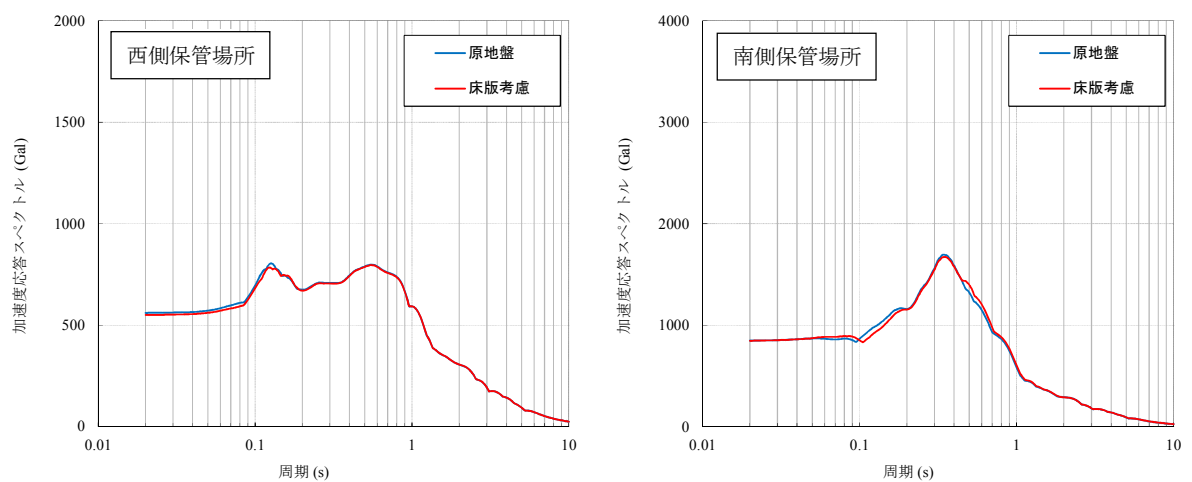
注記 * : 鉄筋コンクリート床版の設計厚さは、各保管場所共に 1m とする。

図 2-1-3 鉄筋コンクリート床版を反映した 1 次元応答解析用地盤モデル

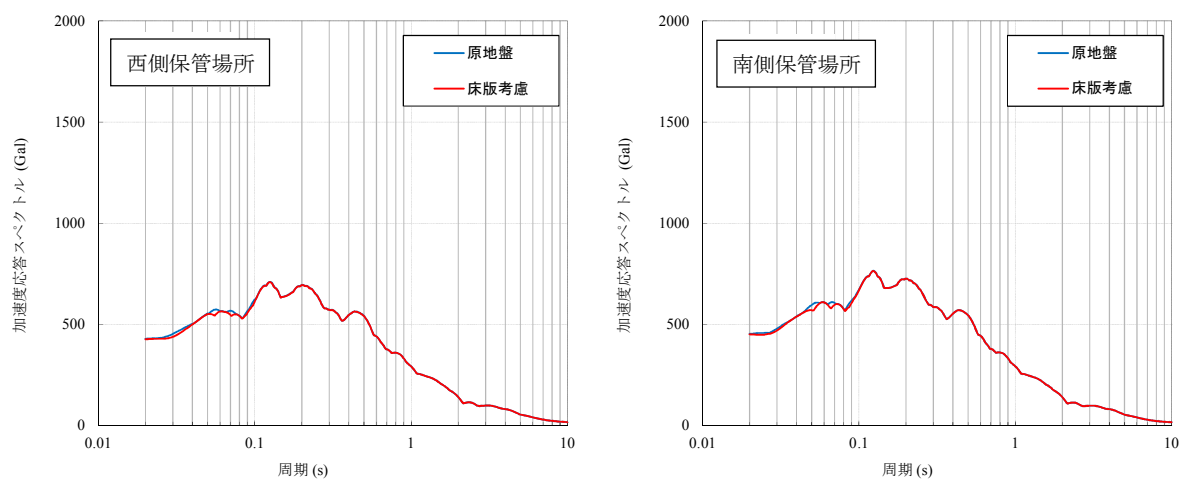
図 2-1-4 に鉄筋コンクリート床版の有無による加速度応答スペクトル ($h=20\%$) の比較結果を示す。地震動は基準地震動 S_s のうち、幅広い周期帯で大きな加速度応答スペクトルとなる S_s-D1 とした。

鉄筋コンクリート床版の有無による入力加速度（加速度応答スペクトル）を比較した結果、加速度応答スペクトルに有意な差が無いことを確認した。また、極僅かではあるが、短周期側においては鉄筋コンクリート床版を地盤で置き換えたモデルの方が保守的な応答となることを確認した。

以上より、鉄筋コンクリート床版による入力加速度への影響は極めて小さく、これを地盤に置き換えた解析モデルを用いることは妥当であると判断した。



(水平動)



(鉛直動)

図 2-1-4 鉄筋コンクリート床版の有無による加速度応答スペクトルの比較結果

2.1.4 可搬型車両設備の減衰定数

加振試験における振動台の床応答曲線（以下「F R S」という。）が、各保管エリアの設計用F R Sを上回ることを確認する際に用いる車両型設備の減衰定数は、自動車技術ハンドブック（社団法人自動車技術協会，2016 年）のデータを基に 20%としている。自動車技術ハンドブックによれば、減衰定数は一般的に 20～80%であり、減衰定数が大きくなるほど、車両の応答は小さくなる傾向があるため、保守側の値である 20%を用いることとする。なお、自動車技術ハンドブックは一般的な乗用車から大型商用車まで幅広い車種のサスペンションの特性を整理しており、汎用性のある一般車両を用いている東海第二発電所の車両型設備に対して、適用可能である。

2.1.5 ばらつきの検討結果

加振試験波と検討ケースの比較を図 2-1-2 に示す。

地盤物性のばらつきについては、全周期帯において加振試験により包絡しており、加振試験波がばらつきケースのF R Sを上回っていることを確認していることから影響はない。

なお、F R Sの包絡性を確認するために用いた設計用F R Sは、可搬型重大事故等対処設備保管場所（西側）及び可搬型重大事故等対処設備保管場所（南側）の地震応答F R Sを水平方向と鉛直方向で包絡させたF R Sとしている。水平方向と鉛直方向の地震応答F R Sと設計用F R Sの関係を図 2-1-3 に示す。

設備名：可搬型代替注水大型ポンプ

保管場所：①，②

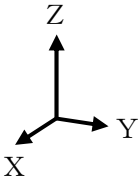
凡例

- 設置場所における設計用F R S（水平方向はX，Y包絡）（標準ケース）
- 設置場所における設計用F R S（水平方向はX，Y包絡）（ばらつきの最大値）
- 加振台のF R S（出力）
- 観測された設備の固有値

X方向（走行直角方向）

Y方向（走行方向）

Z方向（鉛直方向）



13

図 2-1-2 加振台の床応答曲線と設計用床応答曲線との比較（1/5）

設備名：可搬型代替注水中型ポンプ

保管場所：①，②

凡例

—

設置場所における設計用F R S（水平方向はX， Y包絡）（標準ケース）

設置場所における設計用F R S（水平方向はX， Y包絡）（ばらつきの最大値）

—

加振台のF R S（出力）

.....

観測された設備の固有値

X方向（走行直角方向）

Y方向（走行方向）

Z方向（鉛直方向）

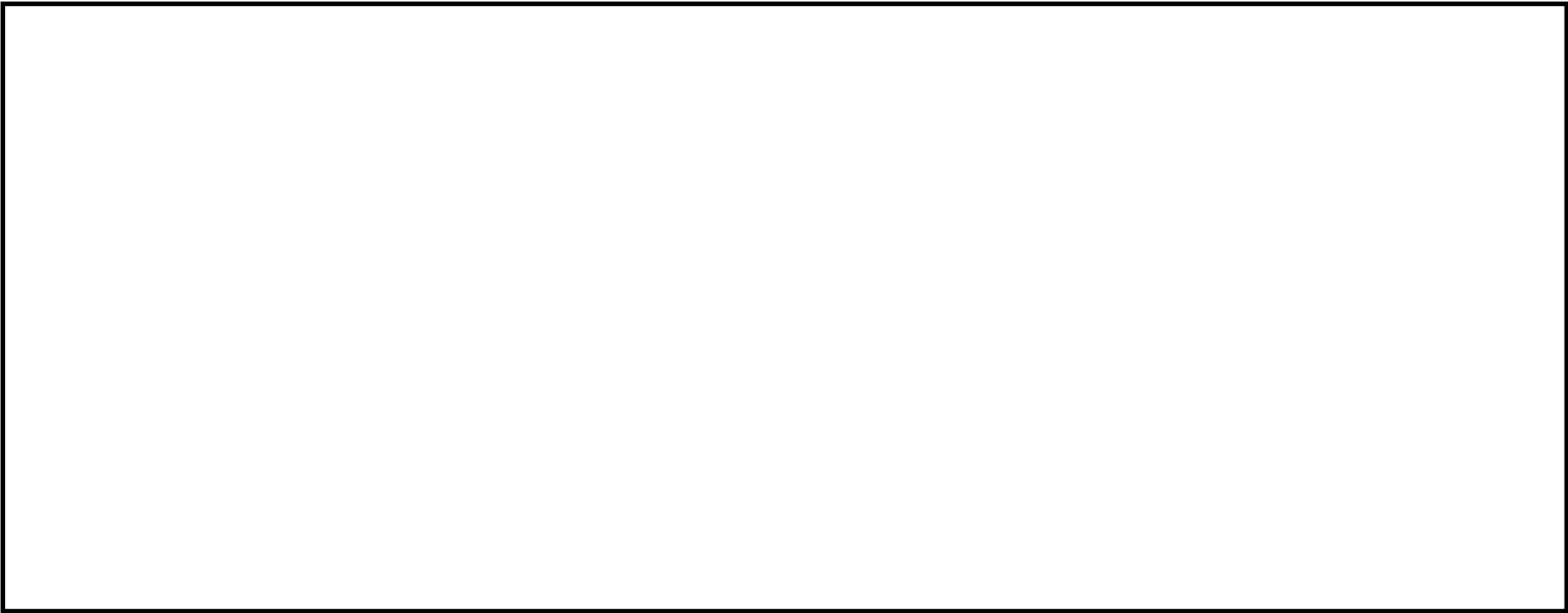


図 2-1-2 加振台の床応答曲線と設計用床応答曲線との比較（2/5）

設備名：可搬型代替低圧電源車及び窒素供給装置用電源車

保管場所：①，②

- 凡例
- 設置場所における設計用F R S（水平方向はX， Y包絡）（標準ケース）
- 設置場所における設計用F R S（水平方向はX， Y包絡）（ばらつきの最大値）
- 加振台のF R S（出力）
-

観測された設備の固有値

X方向（走行直角方向）

Y方向（走行方向）

Z方向（鉛直方向）



図 2-1-2 加振台の床応答曲線と設計用床応答曲線との比較（3/5）

設備名：窒素供給装置

保管場所：①，②

- 凡例
- 設置場所における設計用F R S（水平方向はX，Y包絡）（標準ケース）
- 設置場所における設計用F R S（水平方向はX，Y包絡）（ばらつきの最大値）
- 加振台のF R S（出力）
-

観測された設備の固有値

X方向（走行直角方向）

Y方向（走行方向）

Z方向（鉛直方向）

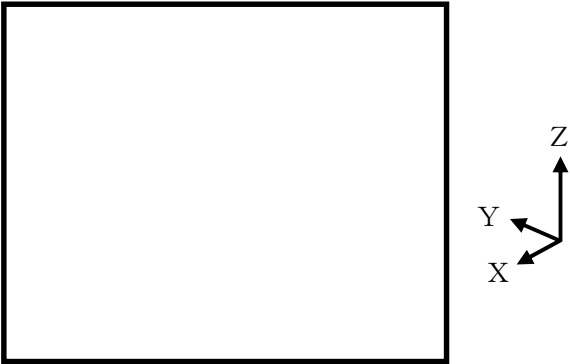


図 2-1-2 加振台の床応答曲線と設計用床応答曲線との比較（4/5）

設備名：タンクローリ

保管場所：①，②

凡例

—

設置場所における設計用F R S（水平方向はX， Y 包絡）（標準ケース）

設置場所における設計用F R S（水平方向はX， Y 包絡）（ばらつきの最大値）

—

加振台のF R S（出力）

.....

観測された設備の固有値



X 方向（走行直角方向）

Y 方向（走行方向）

Z 方向（鉛直方向）

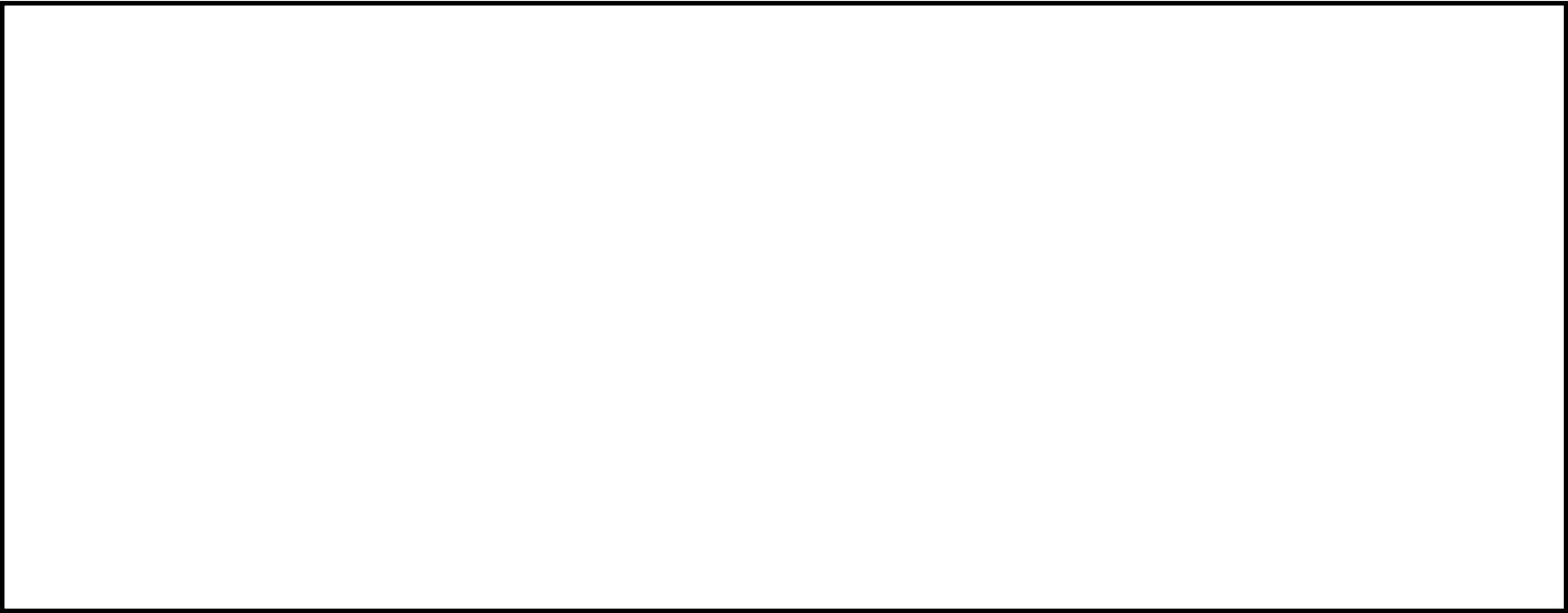


図 2-1-2 加振台の床応答曲線と設計用床応答曲線との比較（5/5）

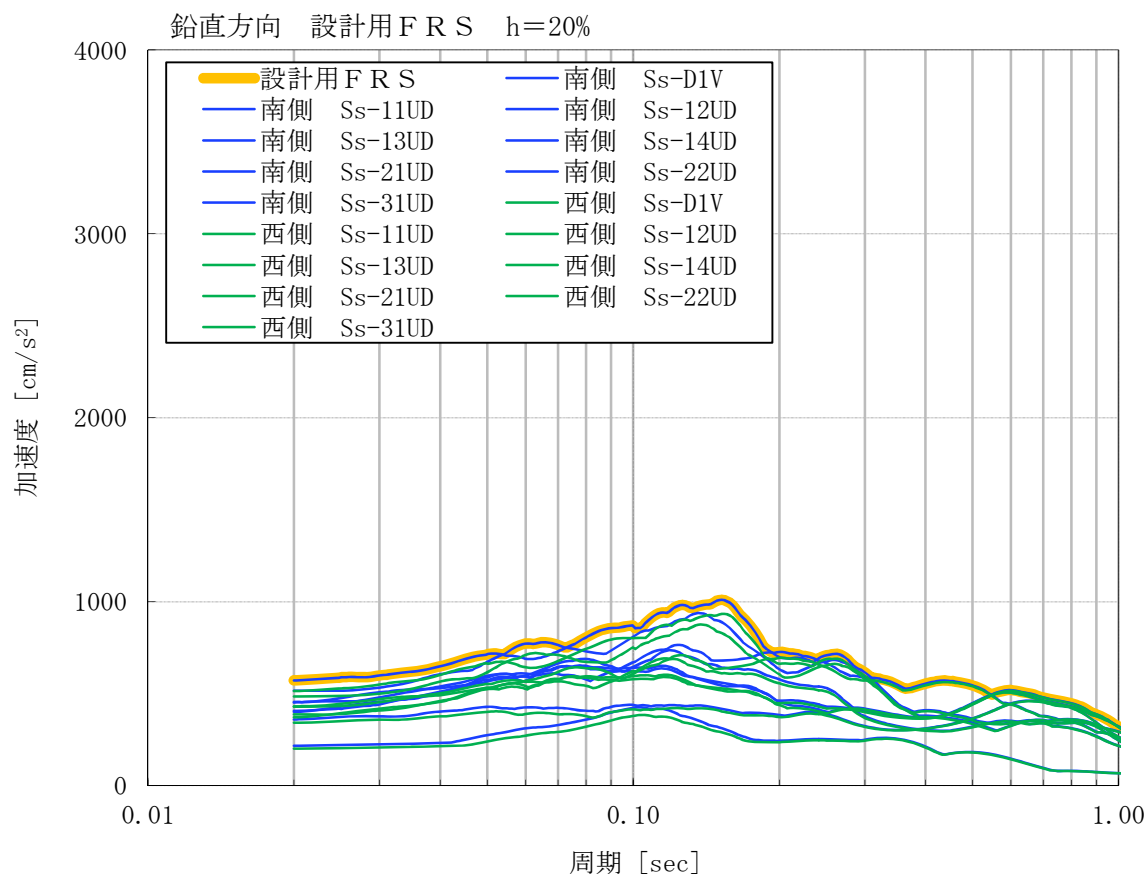
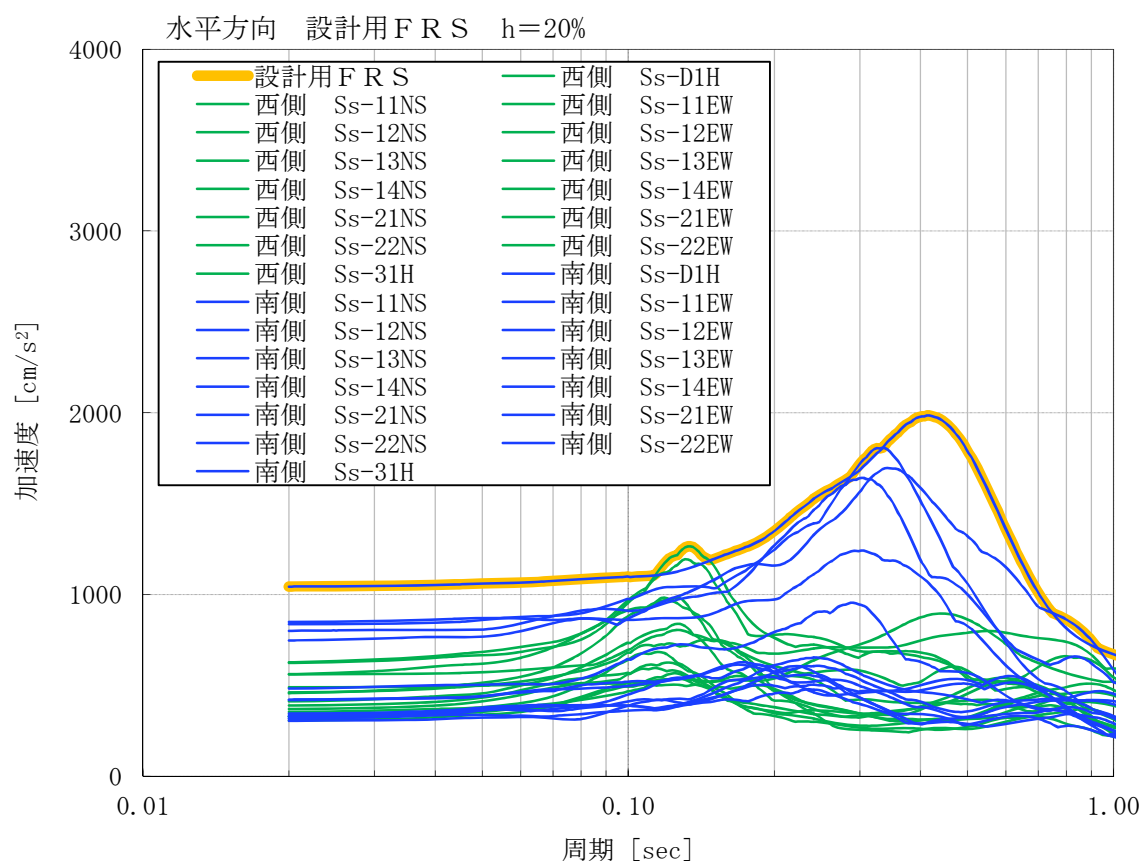


図 2-1-3 水平方向と鉛直方向の地震応答 F R S と設計用 F R S の関係

可搬型重大事故等対処設備の保管場所の地震応答解析の相違について

可搬型重大事故等対処設備の保管場所の地震応答解析は、各設計行為の目的に応じて、解析手法を使い分けている。

資料名	保管場所における入力地震動	可搬型重大事故等対処設備の保管場所及びアクセスルート
目 的	可搬型重大事故等対処設備への入力加速度を算定する。	保管場所の地震時の残留変位を算定する。
解析コード	SHAKE（一次元波動論）	FLIP（有効応力解析：一次元）
考え方	液状化強度特性を考慮する有効応力解析は、地震時の過剰間隙水圧の上昇に伴う有効応力の低下及びひずみ軟化がモデル化されており、地震時のエネルギー吸収能がより高い状態を模擬出来ていることから、加速度応答は小さくなる傾向にある。 以上のことから、可搬型重大事故等対処設備への入力加速度に対する保守的な配慮として、1次元波動論に基づく等価線形解析を適用している。	保管場所の地震時の残留変位を算定するため、地震時における地盤の有効応力の変化に伴う影響を考慮できる有効応力解析を適用している。

3. 車両型設備の耐震評価について

3.1 車両型設備の固縛装置について

車両型設備については、屋外の可搬型重大事故等対処設備保管場所に保管することから、竜巻襲来時に飛散し、他の重大事故等対処設備に悪影響を及ぼすことを防止するため、固縛装置を設置する計画としている。固縛装置は、「連結材」と連結材を固定するための「固定材」及び「基礎」から構成される。図 3-1-1 に固縛装置の構造概要を示す。

「連結材」は、車両型設備を胴巻きにするメインロープと固定材との取り合いとなるサイドロープで構成され、材質は高強度繊維ロープを使用している。サイドロープは、車両型設備の特徴であるサスペンションの耐震性（免震効果）を損なわないよう余長を持たせている。「固定材」は、アンカープレートとフレノリンクボルトで構成され、「基礎部」は固定材と基礎を定着する接着系アンカーボルト及び基礎で構成されている。

なお、固縛装置を車両型設備に設置する場合、地震時の車両型設備の挙動により固縛装置が作用して、車両型設備の重大事故等に対処するために必要な機能に影響を与えることのないように、以下のいずれかの設計とする。

- ・固縛装置の余長を十分に設けることにより地震時に作用させない設計とする。ここで、十分な余長とは、地震に伴う車両のすべり及び傾きによる変位が生じた場合でも、固縛装置が展張せず、また固定材にタイヤが接触しない余長のことを示す。本設計に基づく固縛装置を、以下「長い余長の固縛装置」という。
- ・十分な余長を設けない場合は、車両型設備に実際の保管状態と同じ固縛装置を取り付けた状態で加振試験を行い、固縛装置と車両型設備が展張して荷重がかかった場合でも、重大事故等に対処するために必要な機能を損なわないことを確認する。本設計に基づく固縛装置を、以下「短い余長の固縛装置」という。

固縛装置は、竜巻対策と兼用するため、その設計方針、構造計画等の詳細については、添付書類「V-1-1-2-3 竜巻への配慮に関する説明書」に、竜巻対策としての固縛装置の強度に関する設計については、添付書類「V-3-別添1-10 屋外の重大事故等対処設備の固縛装置の強度計算書」にて評価する。また、固縛装置の耐震評価としては、加振試験後に固縛装置が健全であり、車両が転倒しないことを確認する。

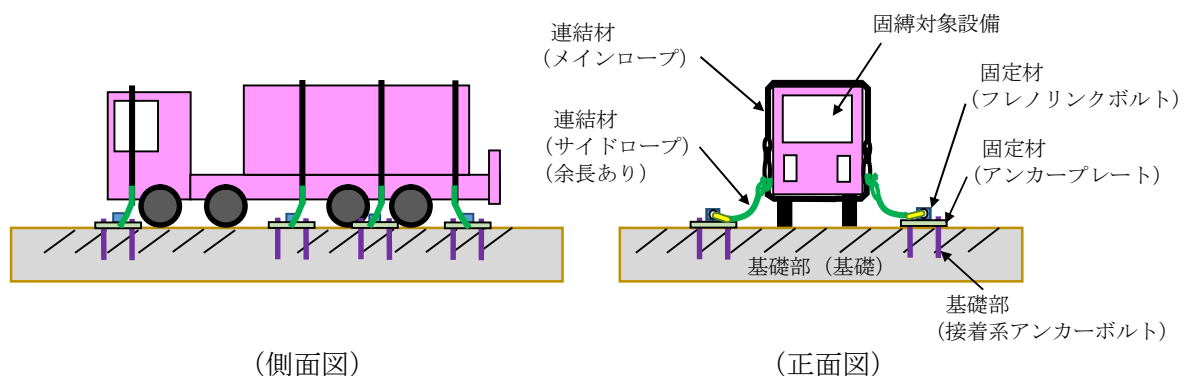


図 3-1-1 固縛装置の構造概要

3.2 評価手順

車両型設備の評価にあたっては、車両型設備に要求される機能を踏まえ、必要となる性能目標を設定し、評価方法及び評価内容を決定する。評価に関する概要を表した評価体系図を図 3-2-1 に示す。

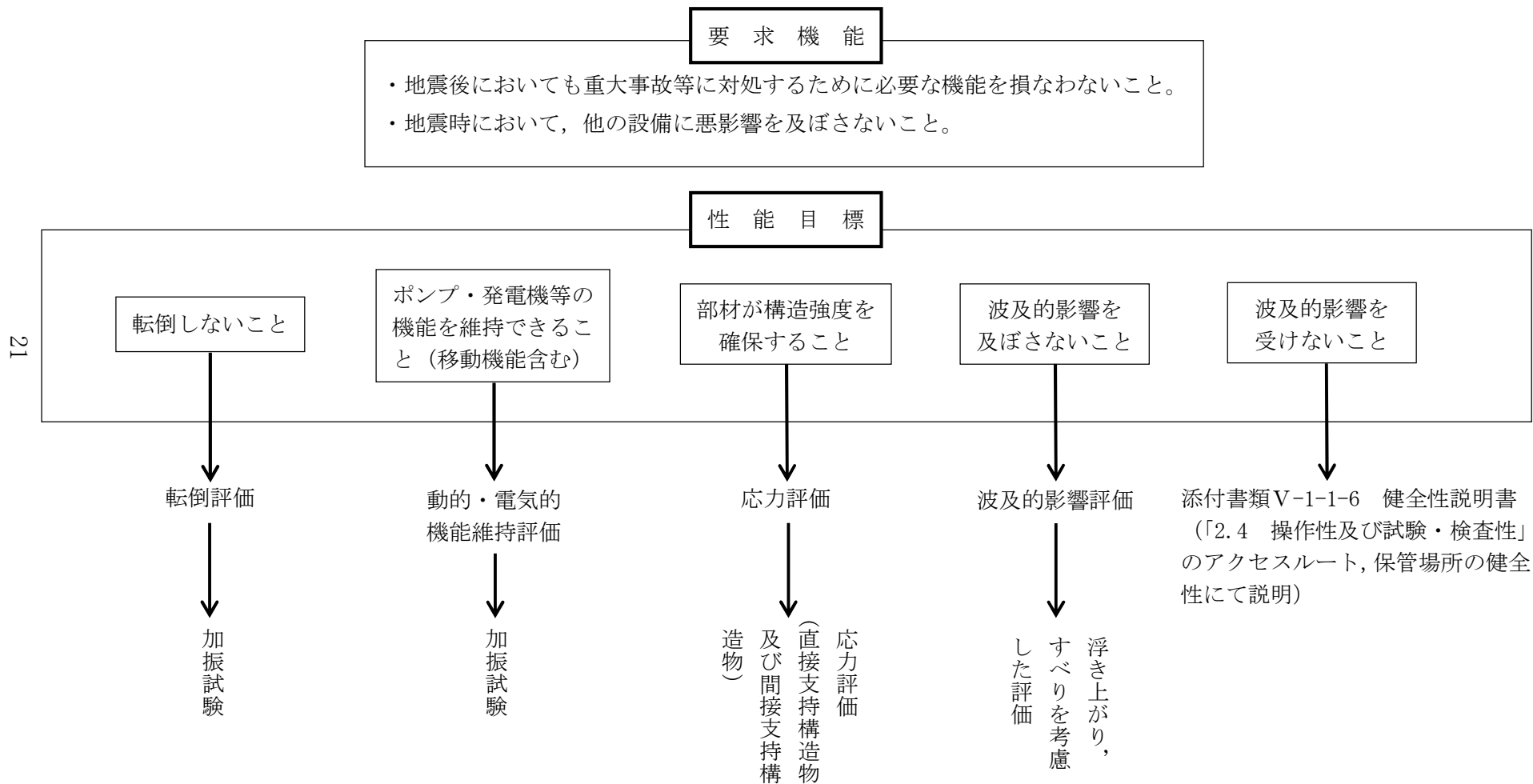


図 3-2-1 評価体系図

3.3 評価条件

3.3.1 車両型設備の地震力に対する積雪荷重及び風荷重について

(1) 概要

車両型設備は、建物・構築物のような風を一面に受ける構造と異なり、風は車両の隙間を吹き抜けやすい構造となっており、また、受圧面積が相対的に小さいこと並びに内燃機関や発電機等の重量物が積載され車両重量が大きいことから、風荷重による影響は軽微であると考えられる。また、耐震評価においては、基準地震動 S_s を包絡している加振波に基づく評価対象部位頂部の加速度を用いているため、基準地震動による地震力より大きな地震力で評価している。よって、風荷重については、この加振試験が持つ保守性の中に含まれていると考えられる。また、積雪については、除雪することとしていることから、積雪荷重について考慮しない。

ただし、参考までに簡易式を用い、最も受風面の大きな可搬型代替注水大型ポンプについて、風荷重の影響を評価した。評価内容及び評価結果は以下に示す。

(2) 地震荷重の算出

評価に用いる評価対象部位頂部（コンテナ頂部）の加速度から算出される水平方向の地震荷重は、以下の式により算出する。

$$W_G = m \times C_H \times g$$

ここで、 m : 質量 [kg]

C_H : 水平方向の評価用加速度 [G]

g : 重力加速度 (9.80665 [m/s²])

(3) 風荷重の算出

風荷重の算出においては、隙間の吹き抜け等を考慮せず、図 3-3-1 に示すとおり、受圧面積を簡易に設定し、保守的に算出する。

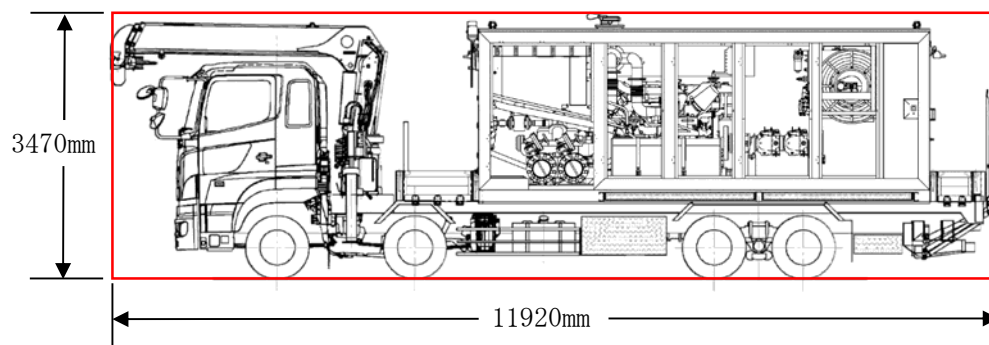


図 3-3-1 受圧面積（可搬型代替注水大型ポンプ）

風速 30m/s 時に生じる風荷重 (W_w) は、以下の式により算出する。

$$W_w = q \cdot G \cdot C \cdot A$$

$$\text{ここで, } q = \frac{1}{2} \rho V^2$$

ρ : 空気密度 (1.22 [kg/m³])

G : ガスト影響係数 (1.0)

C : 風力係数 (1.2)

A : 受圧面積 [m²]

V : 風速 (30m/s)

(4) 地震荷重と風荷重の比較

保守的な条件で算出した風荷重は 27.3 [kN]、地震荷重は 536.1 [kN]であり、風荷重は地震荷重の 5%程度であるため十分小さいと言える。また、加振試験の最大加速度（機能維持確認済加速度）は、各車両設置エリアの最大加速度を上回っており、風荷重の影響は、この加振試験が持つ保守性で包絡される。

3.4 加振試験

3.4.1 加振試験結果

(1) 試験方法

車両型設備を図 3-4-1 に示すように加振台に設置し，以下に示す模擬地震波によるランダム波加振試験を行い，試験後に転倒していないこと（長い余長の固縛装置を設置する設備は，加振後に転倒していないこと，短い余長の固縛装置を設置する設備は，加振試験後に固縛装置が健全であり，車両が転倒していないこと），加振試験後に動的または電氣的機能が維持されること等を確認する。

- ・加振波：添付書類「添付 V-2-別添 3-3 3.2 入力地震動」にて設定したランダム波。
加振試験に用いた加振波（振動台上での観測データ）の時刻歴波形の例を図 3-4-2 に示す。
- ・加振方向：「水平（走行方向）＋鉛直」及び「水平（走行直角方向）＋鉛直」（2 軸加振）又は「水平（走行方向）＋水平（走行直角方向）＋鉛直」（3 軸加振）。
加振波の最大加速度と振動台の制限加速度の関係上，2 軸加振及び 3 軸加振の使い分けを行うこととし，可搬型代替注水中型ポンプ及び窒素供給装置については 2 軸加振を実施し，その他の車両型設備については，3 軸加振を実施する。
- ・計測内容：評価対象部位の頂部に加速度計を設置し，応力評価対象部位の評価に用いる加速度応答の最大値を計測する。
- ・固縛装置：可搬型代替注水大型ポンプ，可搬型代替低圧電源車，窒素供給装置用電源車，タンクローリについては，固縛装置を設置した状態で加振試験を実施する。

(2) 加速度測定結果

車両型設備の加振試験時において，加振台の加速度を測定し，加振台の最大加速度が各対象機器設置床における最大応答加速度を上回っていたことを表 3-4-1 のとおり確認した。

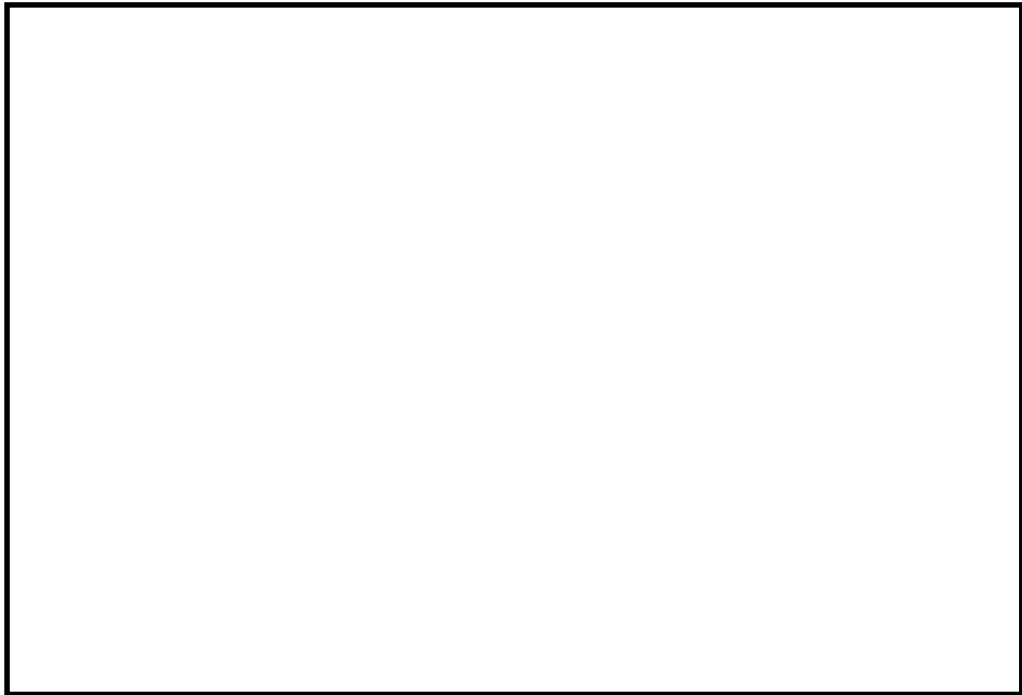


図 3-4-1 試験構成（可搬型代替注水大型ポンプ）（1/5）



図 3-4-1 試験構成（可搬型代替注水中型ポンプ）（2/5）

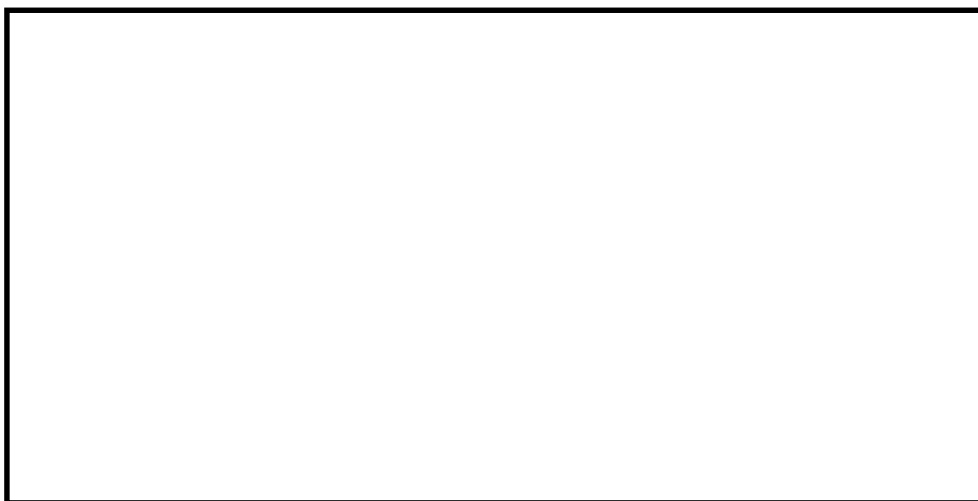


図 3-4-1 試験構成（可搬型低圧電源車及び窒素供給装置用電源車）（3/5）



図 3-4-1 試験構成（窒素供給装置）（4/5）

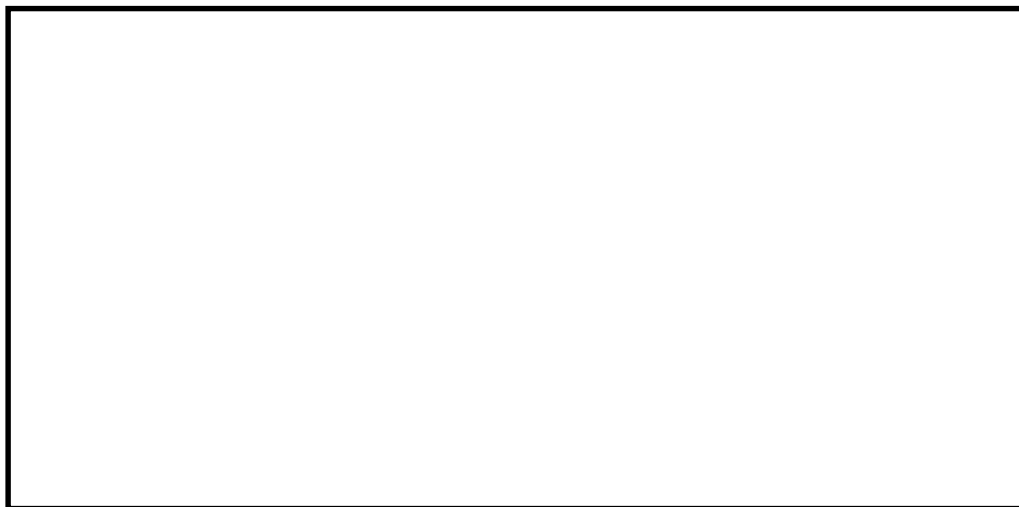


図 3-4-1 試験構成（タンクローリ）（5/5）

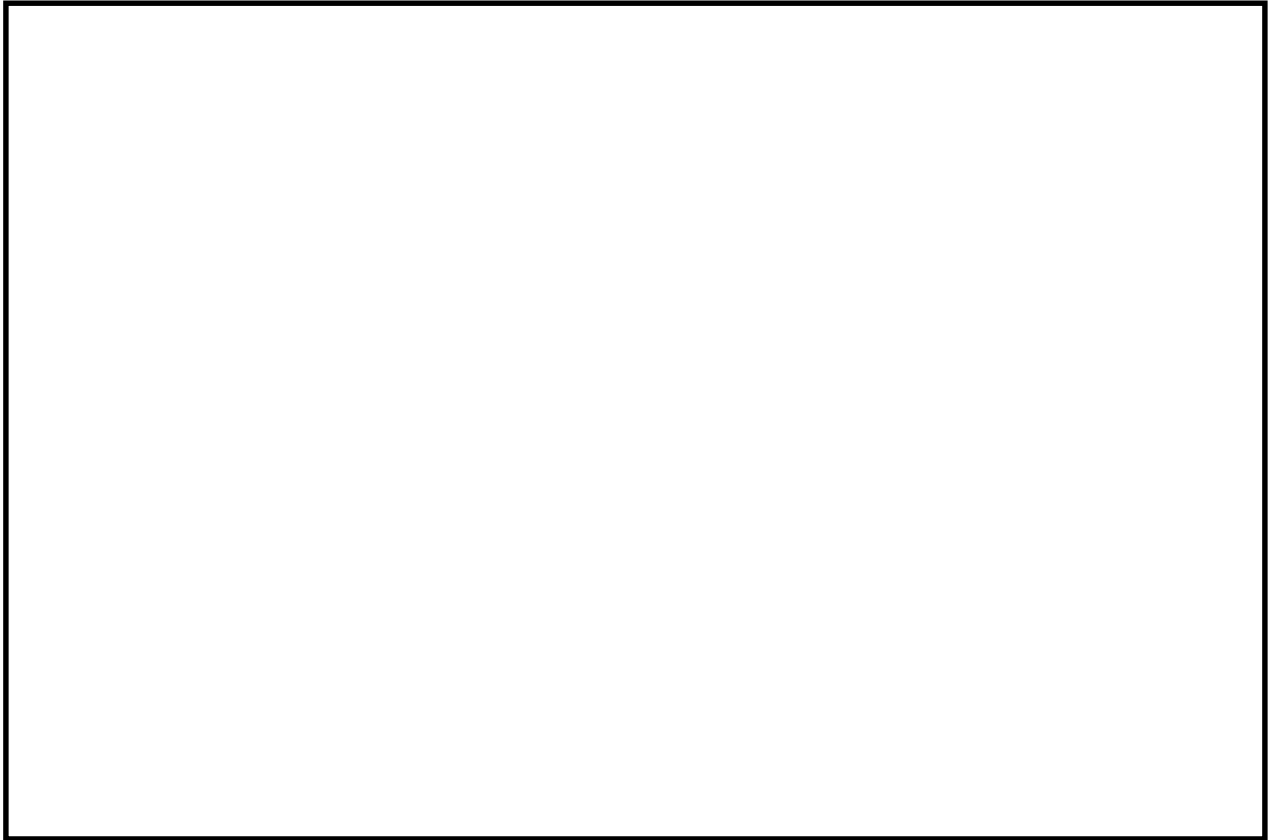


図 3-4-2 加振試験に用いた加振波の時刻歴波形の例（2 軸加振用）（1/2）



図 3-4-2 加振試験に用いた加振波の時刻歴波形の例（3 軸加振用）（2/2）

表3-4-1 転倒評価及び機能維持評価確認結果 (1/4)

評価対象設備	可搬型代替注水大型ポンプ						可搬型代替注水 中型ポンプ		
保管エリア	可搬型重大事故等対処 設備保管場所（西側）			可搬型重大事故等対処 設備保管場所（南側）			可搬型重大事故等対処 設備保管場所（西側）		
加振方向*1	水平		鉛直	水平		鉛直	水平		鉛直
	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
S _s -D1 (G) *2,3	0.57	0.57	0.44	0.87	0.87	0.46	0.57	0.57	0.44
S _s -11 (G) *2,3	0.41	0.47	0.44	0.34	0.32	0.46	0.41	0.47	0.44
S _s -12 (G) *2,3	0.33	0.38	0.40	0.35	0.43	0.41	0.33	0.38	0.40
S _s -13 (G) *2,3	0.32	0.40	0.38	0.34	0.43	0.40	0.32	0.40	0.38
S _s -14 (G) *2,3	0.33	0.36	0.35	0.33	0.31	0.36	0.33	0.36	0.35
S _s -21 (G) *2,3	0.58	0.63	0.49	0.49	0.82	0.51	0.58	0.63	0.49
S _s -22 (G) *2,3	0.47	0.64	0.53	0.76	0.85	0.57	0.47	0.64	0.53
S _s -31 (G) *2,3	0.50	0.50	0.20	1.07	1.07	0.21	0.50	0.50	0.20
S _s -MAX (G) *2,3	0.58	0.64	0.53	1.07	1.07	0.57	0.58	0.64	0.53
加振台の最大 加速度(G) *2,4	3 軸加振			3 軸加振			2 軸加振		
	1.59	1.52	1.37	1.59	1.52	1.37	2.26	—	1.02
							—	2.08	0.90
転倒 評価結果*5	○			○			○		
機能維持 評価結果*6	○			○			○		

注記 *1：地震応答波のX方向，Y方向はそれぞれ，EW方向，NS方向を示す。

加振台の最大加速度のX方向，Y方向はそれぞれ，走行直角方向，走行方向を示す。

*2：G=9.80665 (m/s²)

*3：地震応答解析により求めた地表面の最大加速度値。

*4：「水平（前後）＋鉛直」及び「水平（左右）＋鉛直」又は「水平（前後）＋水平（左右）＋鉛直」の加振試験により計測された加振台の加速度値。

*5：短い余長の固縛措置を設置する設備は，加振試験後に固縛装置が健全であることの確認を含む。

*6：加振試験後の支持機能，移動機能及び表6-1に示す機能維持確認項目の確認を含む。

表3-4-1 転倒評価及び機能維持評価確認結果 (2/4)

評価対象設備	可搬型代替注水 中型ポンプ			可搬型代替低圧電源車					
保管エリア	可搬型重大事故等対処 設備保管場所（南側）			可搬型重大事故等対処 設備保管場所（西側）			可搬型重大事故等対処 設備保管場所（南側）		
加振方向*1	水平		鉛直	水平		鉛直	水平		鉛直
	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
S _s －D1 (G) *2,3	0.87	0.87	0.46	0.57	0.57	0.44	0.87	0.87	0.46
S _s －11 (G) *2,3	0.34	0.32	0.46	0.41	0.47	0.44	0.34	0.32	0.46
S _s －12 (G) *2,3	0.35	0.43	0.41	0.33	0.38	0.40	0.35	0.43	0.41
S _s －13 (G) *2,3	0.34	0.43	0.40	0.32	0.40	0.38	0.34	0.43	0.40
S _s －14 (G) *2,3	0.33	0.31	0.36	0.33	0.36	0.35	0.33	0.31	0.36
S _s －21 (G) *2,3	0.49	0.82	0.51	0.58	0.63	0.49	0.49	0.82	0.51
S _s －22 (G) *2,3	0.76	0.85	0.57	0.47	0.64	0.53	0.76	0.85	0.57
S _s －31 (G) *2,3	1.07	1.07	0.21	0.50	0.50	0.20	1.07	1.07	0.21
S _s －MAX (G) *2,3	1.07	1.07	0.57	0.58	0.64	0.53	1.07	1.07	0.57
加振台の最大 加速度(G) *2,4	2軸加振			3軸加振			3軸加振		
	2.26	－	1.02	1.59	1.52	1.37	1.59	1.52	1.37
	－	2.08	0.90						
転倒 評価結果*5	○			○			○		
機能維持 評価結果*6	○			○			○		

注記 *1：地震応答波のX方向，Y方向はそれぞれ，EW方向，NS方向を示す。

加振台の最大加速度のX方向，Y方向はそれぞれ，走行直角方向，走行方向を示す。

*2：G=9.80665 (m/s²)

*3：地震応答解析により求めた地表面の最大加速度値。

*4：「水平（前後）＋鉛直」及び「水平（左右）＋鉛直」又は「水平（前後）＋水平（左右）＋鉛直」の加振試験により計測された加振台の加速度値。

*5：短い余長の固縛措置を設置する設備は，加振試験後に固縛装置が健全であることの確認を含む。

*6：加振試験後の支持機能，移動機能及び表6－1に示す機能維持確認項目の確認を含む。

表3-4-1 転倒評価及び機能維持評価確認結果 (3/4)

評価対象設備	窒素供給装置用電源車						窒素供給装置		
保管エリア	可搬型重大事故等対処 設備保管場所（西側）			可搬型重大事故等対処 設備保管場所（南側）			可搬型重大事故等対処 設備保管場所（西側）		
加振方向*1	水平		鉛直	水平		鉛直	水平		鉛直
	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
S _s -D1 (G) *2,3	0.57	0.57	0.44	0.87	0.87	0.46	0.57	0.57	0.44
S _s -11 (G) *2,3	0.41	0.47	0.44	0.34	0.32	0.46	0.41	0.47	0.44
S _s -12 (G) *2,3	0.33	0.38	0.40	0.35	0.43	0.41	0.33	0.38	0.40
S _s -13 (G) *2,3	0.32	0.40	0.38	0.34	0.43	0.40	0.32	0.40	0.38
S _s -14 (G) *2,3	0.33	0.36	0.35	0.33	0.31	0.36	0.33	0.36	0.35
S _s -21 (G) *2,3	0.58	0.63	0.49	0.49	0.82	0.51	0.58	0.63	0.49
S _s -22 (G) *2,3	0.47	0.64	0.53	0.76	0.85	0.57	0.47	0.64	0.53
S _s -31 (G) *2,3	0.50	0.50	0.20	1.07	1.07	0.21	0.50	0.50	0.20
S _s -MAX (G) *2,3	0.58	0.64	0.53	1.07	1.07	0.57	0.58	0.64	0.53
加振台の最大 加速度(G) *2,4	3軸加振			3軸加振			2軸加振		
	1.59	1.52	1.37	1.59	1.52	1.37	2.25	—	1.03
							—	2.06	0.90
転倒 評価結果*5	○			○			○		
機能維持 評価結果*6	○			○			○		

注記 *1：地震応答波のX方向，Y方向はそれぞれ，EW方向，NS方向を示す。

加振台の最大加速度のX方向，Y方向はそれぞれ，走行直角方向，走行方向を示す。

*2：G=9.80665 (m/s²)

*3：地震応答解析により求めた地表面の最大加速度値。

*4：「水平（前後）＋鉛直」及び「水平（左右）＋鉛直」又は「水平（前後）＋水平（左右）＋鉛直」の加振試験により計測された加振台の加速度値。

*5：短い余長の固縛措置を設置する設備は，加振試験後に固縛装置が健全であることの確認を含む。

*6：加振試験後の支持機能，移動機能及び表6-1に示す機能維持確認項目の確認を含む。

表3-4-1 転倒評価及び機能維持評価確認結果 (4/4)

評価対象設備	窒素供給装置			タンクローリ					
保管エリア	可搬型重大事故等対処 設備保管場所（南側）			可搬型重大事故等対処 設備保管場所（西側）			可搬型重大事故等対処 設備保管場所（南側）		
加振方向*1	水平		鉛直	水平		鉛直	水平		鉛直
	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
S _s －D1 (G) *2, 3	0.87	0.87	0.46	0.57	0.57	0.44	0.87	0.87	0.46
S _s －11 (G) *2, 3	0.34	0.32	0.46	0.41	0.47	0.44	0.34	0.32	0.46
S _s －12 (G) *2, 3	0.35	0.43	0.41	0.33	0.38	0.40	0.35	0.43	0.41
S _s －13 (G) *2, 3	0.34	0.43	0.40	0.32	0.40	0.38	0.34	0.43	0.40
S _s －14 (G) *2, 3	0.33	0.31	0.36	0.33	0.36	0.35	0.33	0.31	0.36
S _s －21 (G) *2, 3	0.49	0.82	0.51	0.58	0.63	0.49	0.49	0.82	0.51
S _s －22 (G) *2, 3	0.76	0.85	0.57	0.47	0.64	0.53	0.76	0.85	0.57
S _s －31 (G) *2, 3	1.07	1.07	0.21	0.50	0.50	0.20	1.07	1.07	0.21
S _s －MAX (G) *2, 3	1.07	1.07	0.57	0.58	0.64	0.53	1.07	1.07	0.57
加振台の最大 加速度(G) *2, 4	2 軸加振			3 軸加振			3 軸加振		
	2.25	－	1.03	1.58	1.50	1.39	1.58	1.50	1.39
	－	2.06	0.90						
転倒 評価結果*5	○			○			○		
機能維持 評価結果*6	○			○			○		

注記 *1：地震応答波のX方向，Y方向はそれぞれ，EW方向，NS方向を示す。

加振台の最大加速度のX方向，Y方向はそれぞれ，走行直角方向，走行方向を示す。

*2：G=9.80665 (m/s²)

*3：地震応答解析により求めた地表面の最大加速度値。

*4：「水平（前後）＋鉛直」及び「水平（左右）＋鉛直」又は「水平（前後）＋水平（左右）＋鉛直」の加振試験により計測された加振台の加速度値。

*5：短い余長の固縛措置を設置する設備は，加振試験後に固縛装置が健全であることの確認を含む。

*6：加振試験後の支持機能，移動機能及び表6-1に示す機能維持確認項目の確認を含む。

3.5 応力評価

3.5.1 基本方針

可搬型重大事故等対処設備のうち、車両に積載されている主要機器である、ポンプ、タンク、発電機、内燃機関等を固定する直接支持構造物（取付ボルト）及び間接支持構造物である車両を対象とし、地震時における構造強度評価を応力評価にて実施する。また、評価のうち荷重の組合せ、許容値、計算方法については、J E A G 4601 に基づき実施する。

3.5.2 評価対象部位

可搬型重大事故等対処設備の応力評価対象としては、主たる機能を有するポンプ、タンク、発電機、内燃機関等の機器本体、機器本体を支持する直接支持構造物である取付ボルト、機器本体を積載している車両部である間接支持構造物の車両フレーム、コンテナ台板（パッケージ台板）、コンテナ取付ボルト（パッケージ取付ボルト）が対象となる。

(1) 機器本体・直接支持構造物

可搬型重大事故等対処設備の応力評価対象は、J E A G 4601 における評価対象部位の選定の考え方を踏まえて、評価対象部位を選定する。機器本体であるポンプ、発電機、内燃機関等は、剛構造の設備であることから、応力評価対象として取付ボルト、基礎ボルトが評価対象となる旨記載されている。

可搬型重大事故等対処設備のポンプ、電動機、内燃機関等の取付ボルトの取付方法は、既設発電所設備と同様、ボルト構造による締結であり、ポンプケーシングやシリンダブロックは起動時の内圧に耐え、発電機等は、重量の大きな固定子、回転子を支持するケーシングからなる剛構造の設計となっている。以上のことから、その設備構造を勘案し評価対象部位は取付ボルトとなる。

タンクローリーのタンクは、燃料を内包し輸送できる圧力容器であり十分な強度を有した設計である。保管状態は、タンク空の状態であり地震時に考慮すべき荷重は、地震荷重によるタンク自重によるモーメントであり、当該モーメントはタンク取付ボルトにかかることからタンク取付ボルトを評価対象とする。

したがって、車両型設備の応力評価対象部位は、各設備の直接支持構造物である取付ボルトを対象部位とする。

各機器の具体的な評価対象部位を表 3-5-1 及び図 3-5-1 から図 3-5-5 に示す。

(2) 間接支持構造物

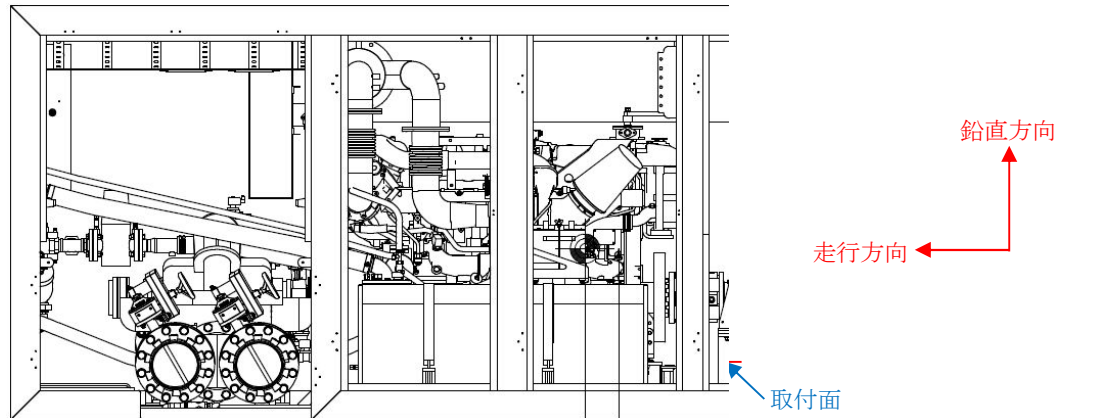
地震時の地震動は、移動機能を担う車両部の車輪、サスペンション、車両フレーム、コンテナ取付ボルト（パッケージ取付ボルト）、コンテナ台板（パッケージ台板）等へ伝播し、ポンプ、発電機、内燃機関等へ地震荷重が伝わることから、車両部のうち主たる支持構造物である支持機能が失われた場合に影響が大きい部位である車両フレーム、コンテナ台板（パッケージ台板）、コンテナ取付ボルト（パッケージ取付ボルト）のうち、断面積の最も小さいコンテナ取付ボルト（パッケージ取付ボルト）を評価対象部位とする。

各機器の具体的な評価対象部位を表 3-5-1 及び図 3-5-1 から図 3-5-5 に示す。

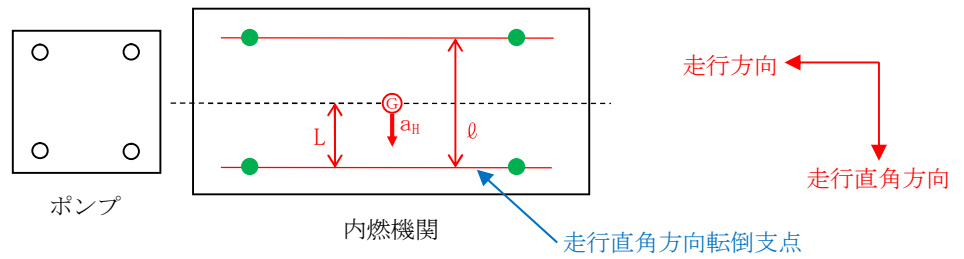
表 3-5-1 具体的な評価対象部位

設備名称	評価対象部位		図番
	直接支持構造物	間接支持構造物	
可搬型代替注水大型ポンプ	ポンプ取付ボルト 内燃機関取付ボルト	コンテナ取付ボルト	図 3-5-1
可搬型代替注水中型ポンプ	内燃機関取付ボルト	コンテナ取付ボルト	図 3-5-2
可搬型低圧電源車及び 窒素供給装置用電源車	発電機／内燃機関取付ボルト	コンテナ取付ボルト	図 3-5-3
窒素供給装置	窒素ガス分離装置取付ボルト 空気圧縮機取付ボルト	コンテナ取付ボルト	図 3-5-4
タンクローリ	タンク取付ボルト ポンプ取付ボルト	対象なし	図 3-5-5

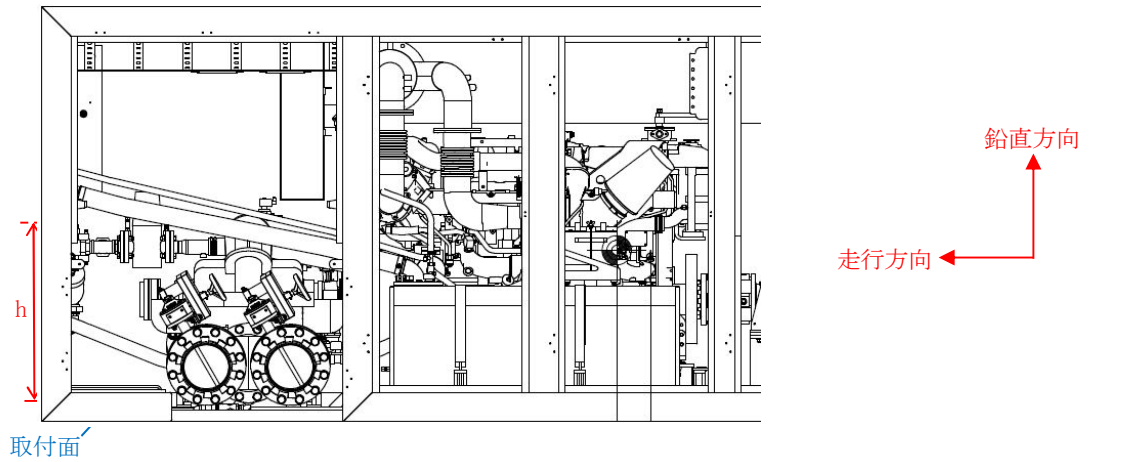
側面図



平面図



側面図

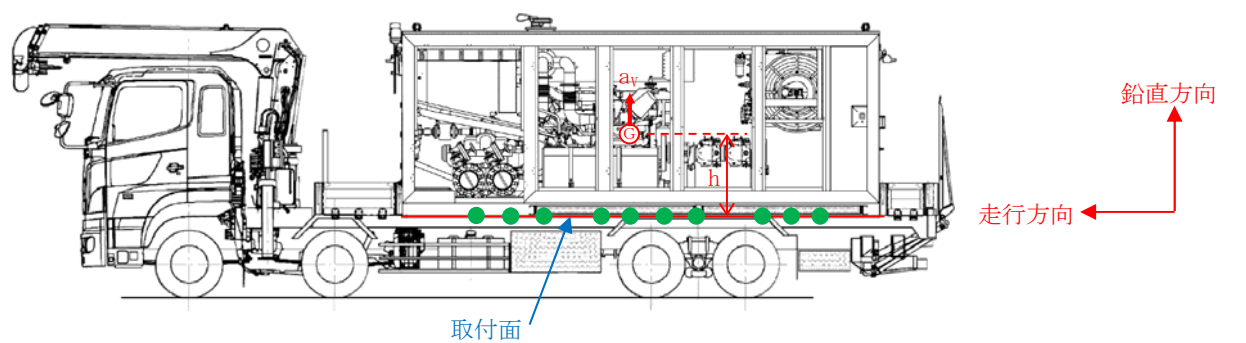


平面図



図 3-5-1 可搬型代替注水大型ポンプの評価対象部位概略図（直接支持構造物）（1/2）

側面図



平面図

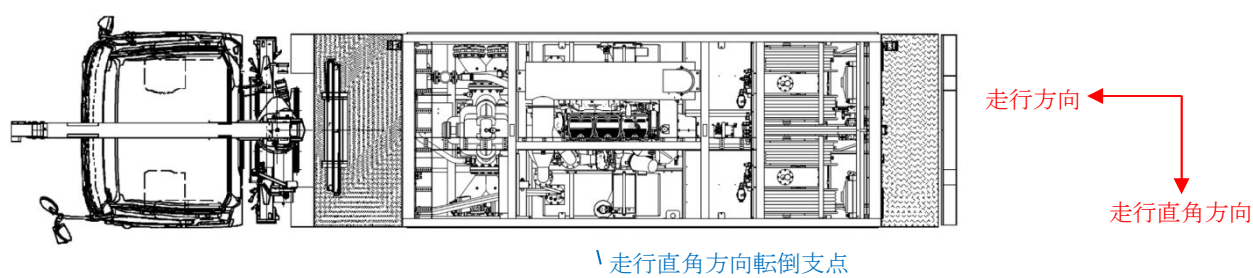
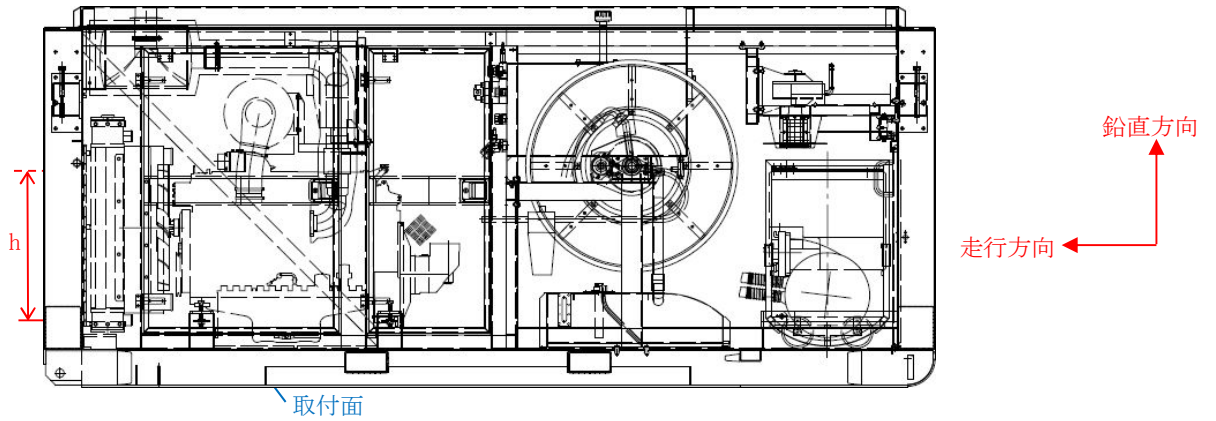


図 3-5-1 可搬型代替注水大型ポンプの評価対象部位概略図（間接支持構造物）（2/2）

側面図



平面図

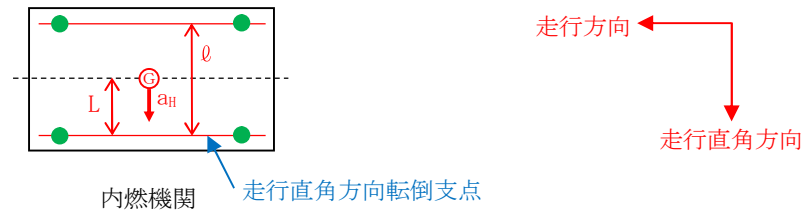
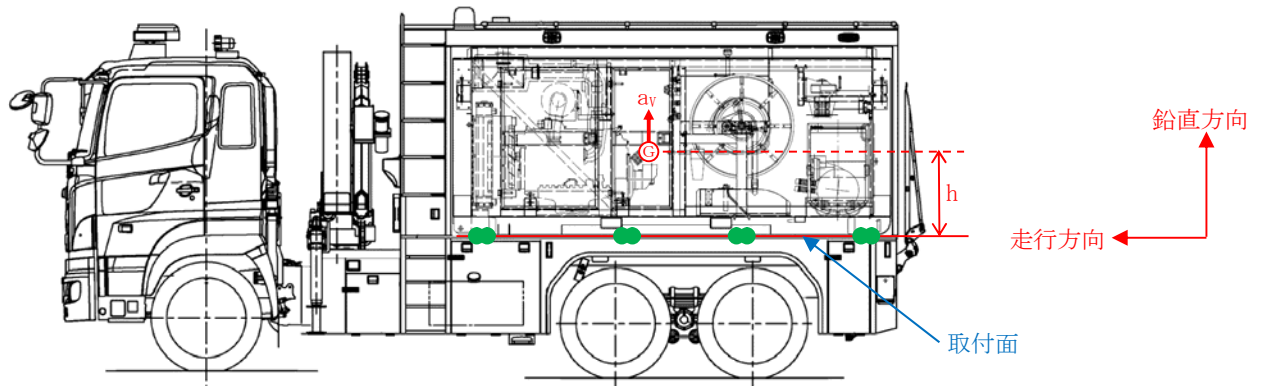


図 3-5-2 可搬型代替注水中型ポンプの評価対象部位概略図（直接支持構造物）（1/2）

側面図



平面図

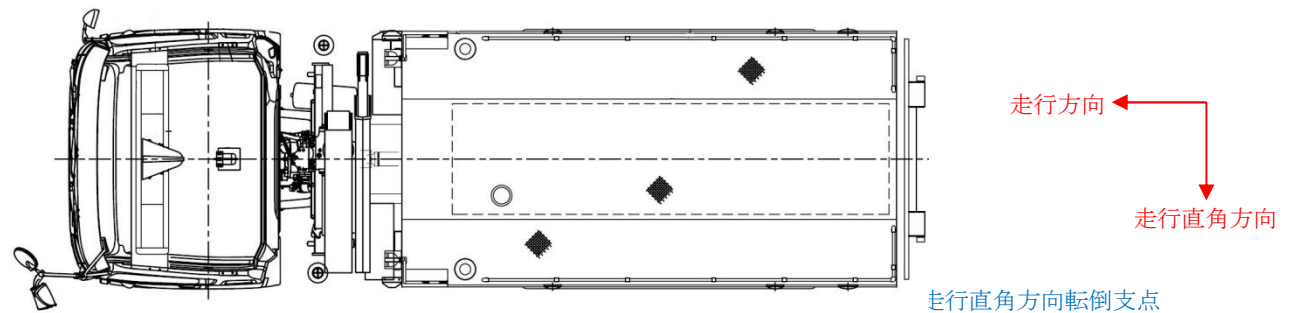
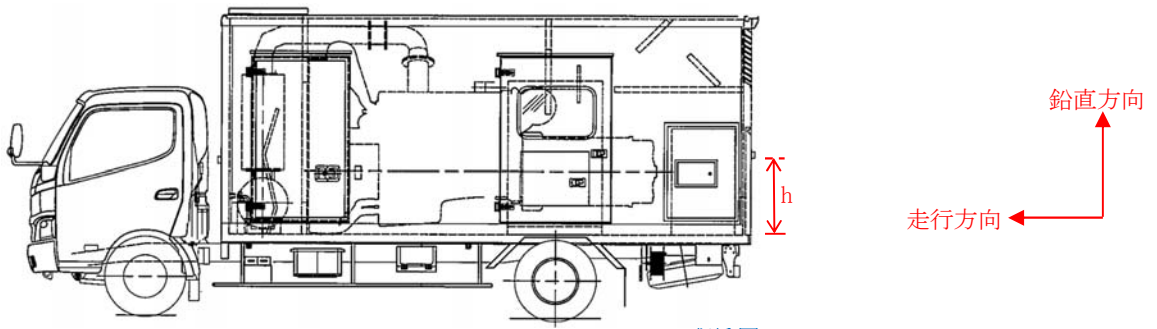


図 3-5-2 可搬型代替注水中型ポンプの評価対象部位概略図（間接支持構造物）（2/2）

側面図



平面図

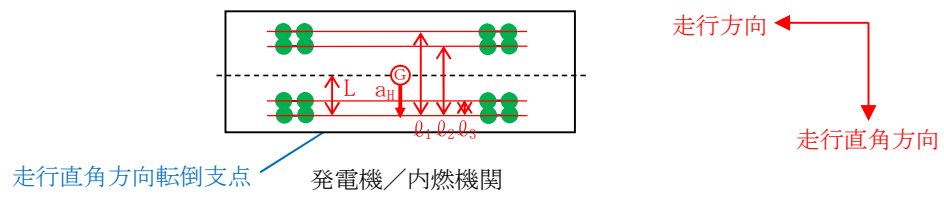
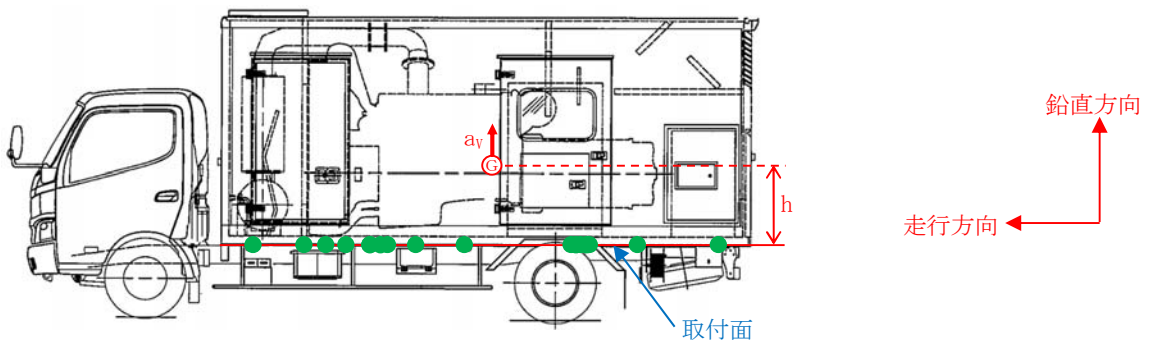


図 3-5-3 可搬型低圧電源車及び窒素供給装置用電源車の
評価対象部位概略図（直接支持構造物）（1/2）

側面図



平面図

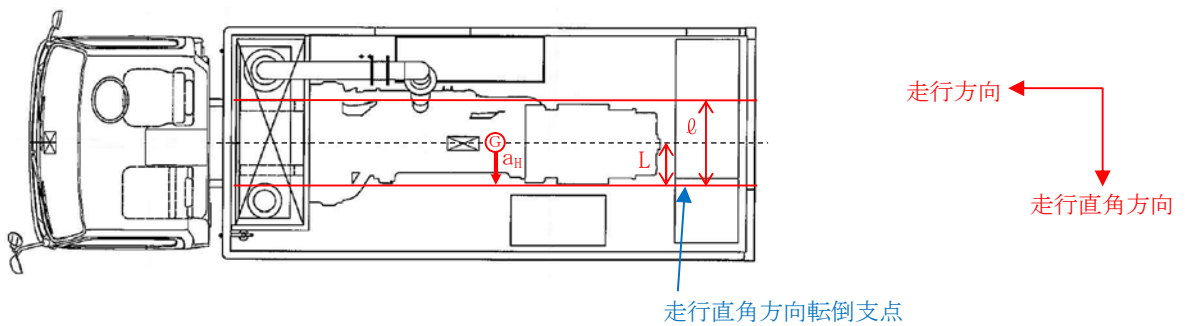
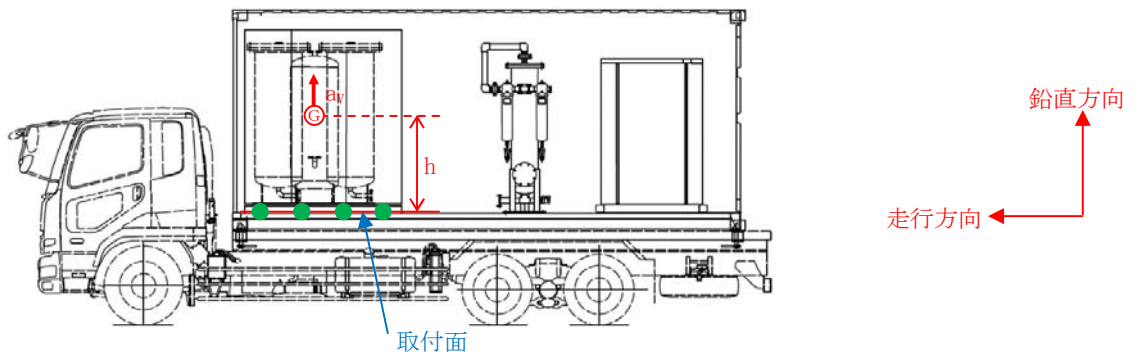
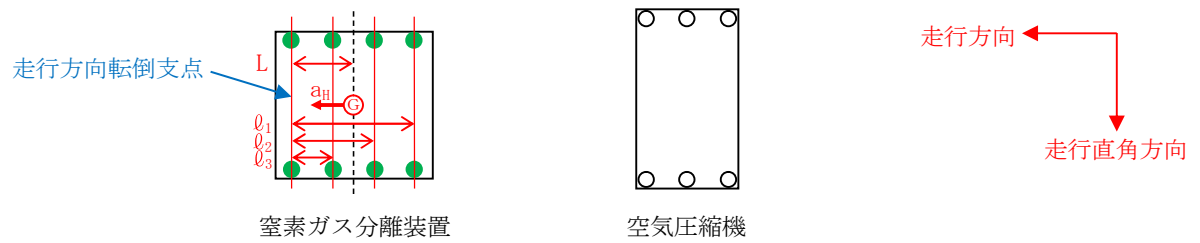


図 3-5-3 可搬型低圧電源車及び窒素供給装置用電源車の
評価対象部位概略図（間接支持構造物）（2/2）

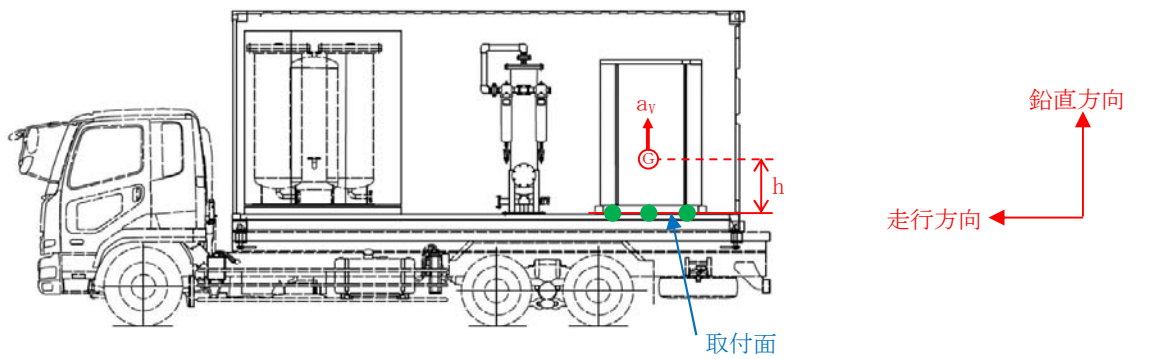
側面図



平面図



側面図



平面図

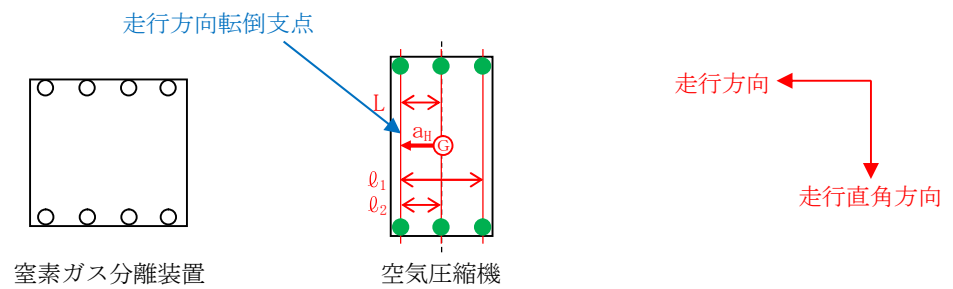
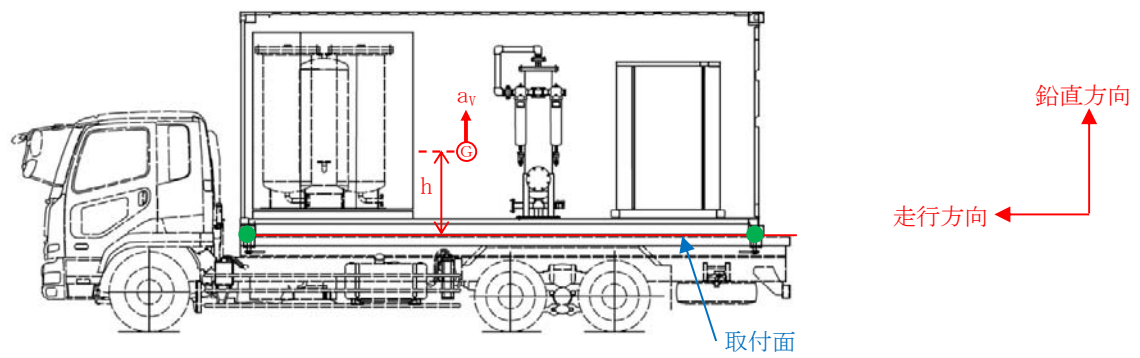


図 3-5-4 窒素供給装置の評価対象部位概略図（直接支持構造物）（1/2）

側面図



平面図

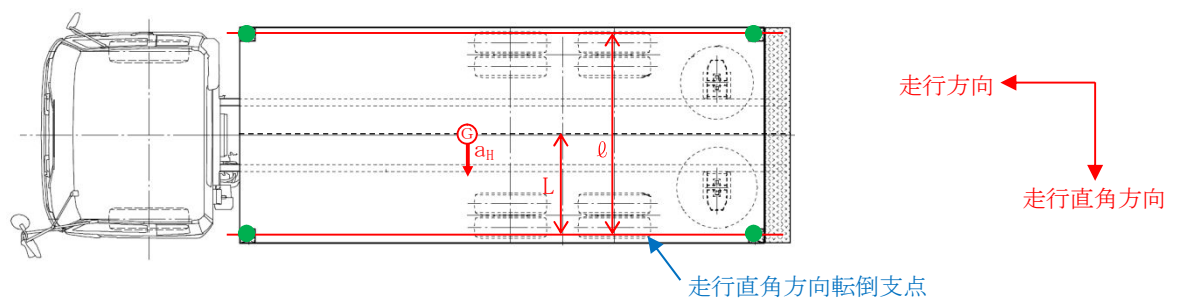
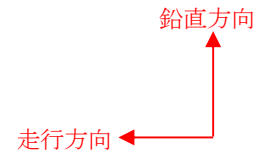
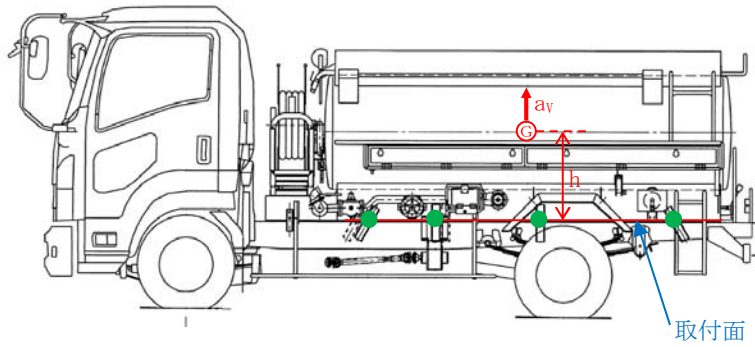
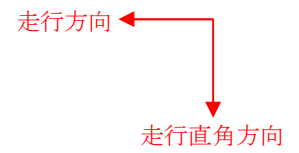
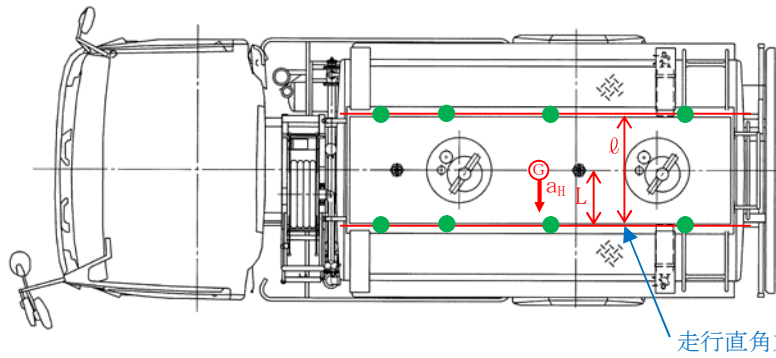


図 3-5-4 窒素供給装置の評価対象部位概略図（間接支持構造物）（2/2）

側面図



平面図



側面図

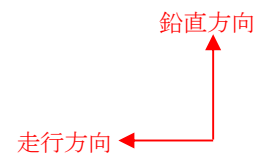
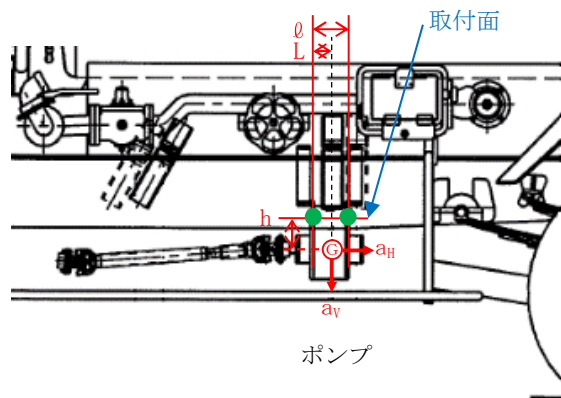


図 3-5-5 タンクローリの評価対象部位概略図（直接支持構造物）

3.5.3 取付ボルトの締結状態について

車両型設備の耐震評価のうち応力評価の評価対象は、取付ボルトを対象として選定している。取付ボルトは、納入メーカーにて取付ボルトをトルク管理していることから、剛に締結されているため機器の支持機能を十分に発揮することができる。また、ボルト締結状態の管理については、可能な限り通常のパトロール及び起動試験による目視の確認を行うとともに、分解点検による取外し等を行う場合等については、適切なトルクでの締付けを行うなど継続して管理を行うこととしている。

取付ボルトが剛に取り付けられていても、ボルトの剛性が小さい場合は、耐震評価上の影響がでてくる可能性があることからボルトの剛性確認のため固有振動数の確認を行う。

なお、この度の耐震評価としては、実機を用いた加振試験により、車両がポンプ、発電機、内燃機関等の積載物の支持機能を有していることを確認していることから、ボルト剛性のみならず、取付部についても応力評価上の問題はないと考えている。

(1) 使用する計算モデル及び記号の定義

ボルト剛性確認に使用する計算モデルを図 3-5-5 に、記号を表 3-5-2 に示す。

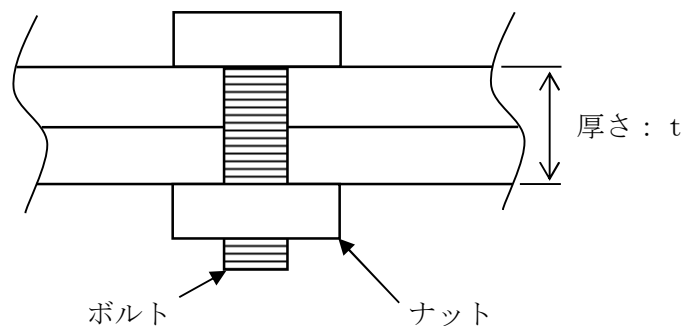


図 3-5-6 計算モデル図

表 3-5-2 ボルト剛性評価に使用する記号

記号	単位	説明
m	kg	機器の質量
n	—	取付ボルトの総本数
E	MPa	ヤング率
t	mm	締結部厚さ
A	mm ²	ボルトの有効断面積
k _{bi}	N/mm	ボルト 1 本のばね定数
k _b	N/mm	ボルト全本数のばね定数
T _v	s	固有周期
f _v	Hz	固有振動数

(2) ボルト剛性評価

- ばね定数

$$k_{bi} = \frac{E}{t/A}$$

$$k_b = n \times k_{bi}$$

- ボルトの固有周期

$$T_v = 2\pi \sqrt{\frac{m}{k_b \times 10^3}}$$

$$f_v = \frac{1}{T_v}$$

(3) 機器の諸元及び計算結果

計算結果により，ボルトの固有振動数は十分大きく，耐震評価への影響が無いことを確認した。最も厳しい結果が得られた可搬型低圧電源車及び窒素供給装置用電源車の直接支持構造物である発電機／内燃機関取付ボルト及び可搬型代替注水中型ポンプの間接支持構造物であるコンテナ取付ボルトの機器の諸元及び計算結果について表 3-5-3 に示す。

表 3-5-3 取付ボルトの固有振動数評価諸元及び計算結果

直接支持構造物 可搬型低圧電源車及び窒素供給装置用電源車
発電機／内燃機関取付ボルト

記号	単位	数値
材質	—	SS400
機器の質量	kg	2877
取付ボルトの総本数	—	16
ヤング率	MPa	201000
締結部厚さ	mm	15
ボルトの有効断面積	mm ²	113.09
ボルト1本のばね定数	N/mm	1515500
ボルト全本数のばね定数	N/mm	24248000
固有振動数	Hz	462.0

間接支持構造物 可搬型代替注水中型ポンプ
コンテナ取付ボルト

記号	単位	数値
材質	—	SUS304
機器の質量	kg	3000
取付ボルトの総本数	—	16
ヤング率	MPa	194000
締結部厚さ	mm	20
ボルトの有効断面積	mm ²	153.93
ボルト1本のばね定数	N/mm	1493100
ボルト全本数のばね定数	N/mm	23891000
固有振動数	Hz	449.1

3.6 波及的影響評価

3.6.1 基本方針

地震時における他設備への波及的影響として考慮すべき項目としては、地震に伴う車両のすべり及び浮き上がりに伴う傾きによる他設備との干渉である。このため波及的影響評価においては、地震時のすべり量及び傾きを評価し、これに基づいた可搬型重大事故等対処設備同士の車両間隔を適切に設定することにより、可搬型設備同士の接触・衝突が生じない設計とする。

また、評価対象となる設備は、屋外の保管エリアに保管されている可搬型重大事故等対処設備であり、竜巻による飛散防止の観点から、固縛措置を講じている。このためすべり及び浮き上がりが生じて、竜巻対策としての固縛装置との干渉がないよう、適正な余長を設ける設計、若しくは、車両型設備に実際の保管状態と同じ固縛装置を取り付けた状態で加振試験を行い、重大事故等に対処するために必要な機能を損なわないことを確認する。

3.6.2 評価方法

加振試験にて得られた設備頂部の変位量（すべり量と浮き上がりに伴う傾きの和）が、他の可搬型重大事故等対処設備との離隔距離の範囲内であることにより確認する。

3.6.3 評価結果

波及的影響評価として評価した左右方向の車両の最大変位量と前後方向の車両の最大変位量については、設定した許容限界（離隔距離）未満であることを確認した。

(1) 左右方向

表 3-6-1 に各車両の左右方向に関する評価結果を示す。下記により、左右方向の車両の最大変位量は許容限界未満であることを確認した。

表 3-6-1 波及的影響評価結果（左右方向）

設備名称	すべり量 (mm)	傾きによる 変位量 (mm)	車両の最大変位量 (左右方向) (mm)	許容限界 (左右方向) (mm)	評価
可搬型代替注水大型ポンプ	420	721	1141	1250	○
可搬型代替注水中型ポンプ	200	477	677		○
可搬型代替低圧電源車	740	939	1679	2000	○
窒素供給装置用電源車	740	939	1679		○
窒素供給装置	270	516	786	1250	○
タンクローリ	710	385	1095		○

実際の車両配置に必要となる車両間隔については、各々の離隔距離（許容限界）を加算し、可搬型代替低圧電源車及び窒素供給装置用電源車が隣り合う場合は 4000mm、可搬型代

替低圧電源車若しくは窒素供給装置用電源車とその他の車両が隣り合う場合は 3250mm, その他の車両同士が隣り合う場合は 2500mm とする。ただし, 変位を生じないように緊張して固縛する資機材と車両との間隔については, 車両型設備 1 台当たりの離隔距離とする。

なお, 地震に伴うすべり及び浮き上がりを双方が同時に接近する方向に生じる可能性はほとんどないため, 各々の離隔距離(許容限界)を単純に加算して決定する必要はない。

ただし, 最終的に環境条件(摩擦係数)の変動等を考慮し, 保守性を持たせるため, 上記の離隔距離(許容限界)を確保する。

(2) 前後方向

表 3-6-2 に各車両の前後方向に関する評価結果を示す。下記により, 前後方向の車両の最大変位量は, 許容限界未満であることを確認した。

表 3-6-2 波及的影響評価結果(前後方向)

設備名称	すべり量 (mm)	傾きによる 変位量 (mm)	車両の最大変位量 (前後方向) (mm)	許容限界 (前後方向) (mm)	評価
可搬型代替注水大型ポンプ	570	— *	570	1250	○
可搬型代替注水中型ポンプ	320	— *	320		○
可搬型代替低圧電源車	340	— *	340		○
窒素供給装置用電源車	340	— *	340		○
窒素供給装置	280	— *	280		○
タンクローリ	660	— *	660		○

注記 * : 前後方向に関しては, 地震による車両の傾きがほとんど生じないことから, 「—」と記載する。このため, すべり量が車両の最大変位量となる。

実際の車両配置に必要となる車両間隔については, 各々の離隔距離(許容限界)を加算し, 一律 2500mm を確保する。

(3) 加振台と実際の保管場所との環境条件の相違による影響

a. 環境条件比較

実測値とした加振台と実際の保管場所の条件には, 路面材料, 路面状況等, 種々の相違が考えられる。

(a) 路面材料

加振試験は実際の保管場所と同様にコンクリートにて実施しており, 路面材料の差異はない。

(b) 路面状況

加振台は乾燥状態であるが、屋外設置の設備に関しては気象等の影響により路面状況が変化する。表 3-6-3 に路面状況別の摩擦係数を示す。

表 3-6-3 路面状況別の摩擦係数

路面状況	摩擦係数	
	乾燥	湿潤
アスファルト／コンクリート	0.7	0.5
鋼板	0.6	0.4
砂利道路	0.5	—
氷（凍結）	—	0.1

乾燥面と湿潤面を比較すると湿潤面の方が摩擦係数は低下し、凍結した路面であればさらに摩擦係数が低下する。一般的に摩擦係数の低下に伴いすべり量は大きくなるが、設定した離隔距離に影響を与えるほどのすべり量の差はないと考えられる。

また、砂の細粒子等の異物が舗装路面に散乱している場合等については、発電所内の運用管理（保管場所のパトロール等）において、必要に応じて清掃・除去を行うため、考慮対象外とする。

凍結に関しては、舗装した保管場所にて水溜りなどが発生しないよう、良好な排水ができる設計としていることから、降雨後に気温が低下し氷点下になったとしても、良好な排水により摩擦係数に影響を与えるような凍結（ある程度厚みを持った凍結面であって、すべりに伴い重量物である車両が載ることにより圧力を与えても表面しか溶けないような凍結）の恐れはなく、降雪に伴う凍結が発生する恐れのある場合にも、凍結防止剤等の散布を事前に行い、対策を講じることとしているため、凍結については考慮対象外とする。

(c) 保管時のブレーキ力

加振試験時には実際の保管状態を模擬するため、車両のサイドブレーキを使用した状態で試験を実施しているが、車両前後方向の移動に対してブレーキ力が作用するため、サイドブレーキには車両前後方向のすべり量を低減させる効果があると考えられる。

そのため、停車時におけるサイドブレーキの取扱いとしては、車両毎のマニュアルに従い必要な引きしろ分動作させることで十分なブレーキ力を与え、定期的な保守点検時においても状態の確認や必要により調整を行う。

また、サイドブレーキは法定点検項目の一つとして車両毎に定められた点検間隔で実施するものであるため、それぞれの保守点検の間隔中における劣化は生じ難い。なお、加振試験時に用いた地震動は、設置場所の地震動を上回る加速度とし、さらに、試験によって得られた最も大きなすべり量を一律すべての車両に対し適用しており、相当の保守性を有していることから、仮に保守点検の間隔中にブレーキ力のばらつきや劣化が生じたとしても、その保守性の中に含まれるものとする。

3.7 保守性・不確実さのトータルバランスについて

3.7.1 保守性・不確実さのトータルバランスの検討方針

車両型設備の耐震設計及び評価の各段階に含まれる保守性及び不確実さ（非保守性を含む。以下、同様。）のトータルバランスの検討は、以下の手順により実施する。

- (1) 保守性及び不確実さの要因の抽出
- (2) 保守性及び不確実さの要因のスクリーニング
- (3) 選定された各要因に関する保守性及び不確実さの分析
- (4) 各要因の保守性及び不確実さの定量化
- (5) 保守性・不確実さのトータルバランスの検討

(1) 保守性及び不確実さ要因の抽出

車両型設備の耐震設計及び評価の各段階に含まれる保守性及び不確実さの要因となり得る項目を抽出する。

基準地震動 S_s による地震力に対する車両型設備の機能維持の評価は、転倒評価、応力評価、機能維持評価及び波及的影響評価の各段階に分けて実施されるが、これらの評価は車両の加振試験の結果を用いて実施される。

したがって、保守性・不確実さ要因の抽出にあたっては、車両型設備の耐震設計及び評価を以下の各段階に分けて検討する。

- ①加振試験
- ②転倒評価
- ③応力評価
- ④機能維持評価
- ⑤波及的影響評価

なお、①加振試験の検討対象範囲は、試験結果を出す段階までとし、これらの結果を用いた評価における評価手法そのものや評価条件の設定に含まれる保守性・不確実さ要因はそれぞれ②～⑤の中で抽出する。

上記の各段階を基本的に以下の要素に分割し、要素毎に試験及び評価結果へ影響を与える可能性のある要因、即ち、保守性・不確実さ要因を抽出する。

- ・手法（試験方法、評価方法）
- ・入力条件（加振試験入力波、設計用地震力等）
- ・評価モデル・評価条件（評価モデル、評価条件、試験条件等）

なお、各評価の特性を踏まえ、要素分類に当てはまらない評価要素があれば必要に応じて当該要素を追加する。

以上の設計・評価の段階・要素に対する保守性及び不確実さの要因の抽出は、実機との差異、各種条件設定の根拠となるデータの不確実さ等に着目して実施する。

(2) 保守性及び不確実さ要因のスクリーニング

(1) 項により抽出された保守性及び不確実さの要因、特に不確実さに関連する要因について、他の設備の耐震評価において J E A G 4601 や工認（今回工認において妥当性確認済み

の項目を含む)と同様の取り扱いを行っている場合は、当該要因が評価結果に与える不確実さは無いと考え、以降の検討の対象外とする。

(3) 選定された各要因に関する保守性及び不確実さの分析

(2)項までに抽出された保守性及び不確実さの各要因について、保守性及び不確実さそれぞれの観点で車両型設備の耐震評価上及ぼす影響を定性的に分析する。

(4) 各要因の保守性及び不確実さの定量化

保守性及び不確実さの各要因について、その保守性や不確実さ・非保守性が定量化可能なものについて、その定量化を行う。

(5) 保守性・不確実さのトータルバランスの検討

「転倒評価」、「応力評価」、「機能維持評価」及び「波及的影響評価」の評価毎に、評価に関連する不確実さ要因を抽出し、不確実さ要因に対して、同じ要因が有する保守性や他の要因の保守性により、当該不確実さによる非保守性が包絡されることを確認する。

以上までの検討を基に、「転倒評価」、「応力評価」、「機能維持評価」及び「波及的影響評価」の評価毎に、評価全体として保守性が確保されていることを確認する。

3.7.2 検討結果

(1) 保守性及び不確実さ要因の抽出結果

保守性及び不確実さの要因の抽出結果を表 3-7-1 に示す。表 3-7-1 では、当該項目が保守性の要因と不確実さの要因のいずれに該当するかを併せて示している。

(2) 保守性及び不確実さ要因のスクリーニング結果

上記(1)項抽出された保守性及び不確実さ要因について、工認や J E A G 4601 での適用実績の有無を表 3-7-1 に併せて示す。

なお、「実績あり」(表中凡例“○”)の場合は下記(3)項以降の検討対象外とするが、その場合であっても、車両型設備の耐震評価上において保守性や不確実さの観点で重要な場合や評価結果に影響が大きいと考えられる場合は検討対象として追加する。

(3) 選定された各要因に関する保守性及び不確実さの分析

(2)項までに抽出された保守性及び不確実さ要因に関し、その影響に対する定性的な検討を以下の要領で行った。検討結果を表 3-7-2 に示す。

- ・ 同じ保守性及び不確実さ要因であっても、その保守性や不確実さの影響は、耐震評価にて使用する応答値の項目(加速度・変位・すべり量)毎に異なる。したがって、これらの項目毎に、保守性や不確実さが与える影響を定性的に分析した。
- ・ 車両型設備の耐震評価は、「転倒評価」、「応力評価」、「機能維持評価」及び「波及的影響評価」に分けられる。各評価において使用する応答値の項目が異なるため、各評価で使用する応答値を整理した。

- ・以上の整理を踏まえて、保守性及び不確実さに関する各要因が各応答値に与える保守性や不確実さの内容を整理した。
- ・また、当該要因が評価上与える相対的な影響度を定性的に検討し、「相対的に影響が大きい」、「相対的に影響が小さい」及び「影響は有意でない」の3種類に分類した。

ここで、定量的あるいは定性的に評価結果に与える影響が概ね10%を超えると判断される場合は「相対的に影響が大きい」に、影響が概ね10%以下であると判断される場合は「相対的に影響が小さい」に分類する。また、影響が数%程度以下と判断される場合は「影響は有意でない」に分類した。「影響は有意でない」項目については、以降の検討の対象外とした。

(4) 各要因の保守性及び不確実さの定量化

各保守性及び不確実さ要因について、その影響が定量化可能なものは定量化し、その結果を上記(3)項の影響度合い分類結果に反映した。

(5) 保守性・不確実さのトータルバランスの検討

転倒評価、応力評価、機能維持評価及び波及的影響評価の評価毎に、表3-7-2の検討結果を以下の要領で整理することにより各評価が全体として保守的であることを確認した。

まず、表3-7-2から、不確実さの影響度が「相対的に影響が大きい」(凡例：【○】)及び「相対的に影響が小さい」(凡例：【△】)となっている要因を抽出する。

抽出した各要因を、その不確実さの内容と不確実さに対する対応から、「不確実さの残る要因」、「保守性の残る要因」及び「保守性と不確実さが同等である要因」に分類した。各分類の位置付けは以下のとおりである。

なお、「不確実さの残る要因」は、さらに「保守性を有する直接的な対応のない不確実さ要因」と「定性的な確認のみの不確実さ」に分類する。後者としては、定性的な検討において、不確実さの程度、保守性の程度あるいはその両者が不明確であるために不確実さの残存を否定できないものを抽出した。

「保守性の残る要因」は、「未適用の保守性要因」と「保守性の残存する保守性要因」に分類する。前者は、当該要因に不確実さがなく、かつ、直接的に関連するほかの要因もないものである。後者は、当該要因自身の不確実さもしくは直接的に関連する他の要因における不確実さを包絡し、その上でさらに保守性が残存するものである。

「保守性と不確実さが同等である要因」は、「設計にて対応済みの要因」と「定性的に確認した要因」に分類する。前者は、当該要因の不確実さに対し設計上の対応で保守性が担保されるものである。後者は、当該要因の不確実さに対して特段設計上の対応は行っていないが、当該要因の持つ性質から当該要因の不確実さに対する保守性が確認されるものである。

以上に基づく各評価に対する抽出・分析結果を表3-7-3～表3-7-6に示す。

上記各分類のうち「不確実さの残る要因」と「保守性が残る要因」を総合的に分析することにより、各評価全体として保守性が確保されていることを確認した。確認結果を表

3-7-3～表 3-7-6 の「総合評価」欄に示す。

以上の検討の結果，車両型設備の耐震設計・評価全体として，各種不確実さを包絡する適切な保守性を有することを確認した。

表 3-7-1 保守性及び不確実さ要因抽出結果

設計・評価段階	設計・評価要素	保守性・不確実さを有する項目	車両型設備の設計・評価での取り扱いの概要	保守性の要因	不確実さの要因	工認・J E A G 等での実績の有無 (○：実績あり， ●：実績なし))	備考
加振試験	試験方法	加振方向	水平方向（走行あるいは走行直角方向）及び鉛直方向の同時入力又は水平 2 方向及び鉛直方向の 3 方向同時入力。	－	－	○	
		試験回数	当該設備の保管場所全ての設計用床応答曲線を，車両の固有周期で包絡させた加振波で 1 回加振。	－	○	○	
	設計用地震力 (入力地震動)	加振試験入力波	当該設備の保管場所全ての設計用床応答曲線を，車両の固有周期で包絡させたランダム波を使用。	○	○	○	実績はあるが，保守性の観点で重要であるため除外しない。
	試験体及び諸元	試験体	実機と同一の車両を使用。	－	－	○	
		設置環境	実機保管場所と同等のコンクリート上に設置。	－	－	○	
	転倒評価	荷重の組合せ及び許容限界	(該当なし)	(試験にて直接的に転倒の有無を確認するため，荷重の組合せ及び許容限界の観点で保守性・不確実さ等に該当する要素はない)	－	－	－
評価方法		(該当なし)	(試験にて直接的に転倒の有無を確認するため，評価方法の観点で保守性・不確実さ等に該当する要素はない)	－	－	－	
設計用地震力		(該当なし)	(試験にて直接的に転倒の有無を確認するため，設計用地震力の観点で保守性・不確実さ等に該当する要素はない)	－	－	－	
応力評価	荷重の組合せ及び許容限界	許容限界	J E A G 4601 のその他の支持構造物の許容値を適用。	○	－	○	
	評価方法	ボルト応力評価法	J E A G 4601 のポンプ等のボルト応力評価法を適用。	○	－	○	
	設計用地震力	設置床での応答加速度	試験で得られた評価対象部位頂部での応答を設置床での応答としている。	○	－	○	実績はあるが，保守性の観点で重要であるため除外しない。
		設計用加速度	上記の設置床での応答加速度（拡張効果考慮）に対し，更に 1.2 倍したものを設計用加速度としている。	○	－	○	実績はあるが，保守性の観点で重要であるため除外しない。
		F R S 拡張	加振試験入力波作成の際に，拡張を考慮した F R S を用いている。	○	－	○	実績はあるが，保守性の観点で重要であるため除外しない。
		誘発上下動	ローリング・ロッキング挙動により車両端部で鉛直方向へ応答が発生し得るが，評価では評価対象部位頂部での応答を使用。	－	○	○	実績はあるが，不確実さの観点で重要であるため除外しない。
機能維持評価	荷重の組合せ及び許容限界	(該当なし)	(試験にて加振後に機能が維持されていることを直接的に確認するため，荷重の組合せ及び許容限界の観点で保守性・不確実さに該当する要素はない)	－	－	－	
	評価方法	(該当なし)	(試験にて加振後に機能が維持されていることを直接的に確認するため，評価方法の観点で保守性・不確実さに該当する要素はない)	－	－	－	
	設計用地震力(入力地震動)	(該当なし)	(上記「加振試験」での当該項目と同様であり機能維持評価として新規に該当する項目はない)	－	－	－	

設計・評価段階	設計・評価要素	保守性・不確実さを有する項目	車両型設備の設計・評価での取り扱いの概要	保守性の要因	不確実さの要因	工認・J E A G等での実績の有無 (○：実績あり， ●：実績なし))	備考
波及的影響評価	荷重の組合せ及び許容限界	(該当なし)	(発電所における敷地の制限，可搬型重大事故等対処設備の作業性及び運用性を踏まえ設定するため，荷重の組合せ及び許容限界の観点で保守性・不確実さ等に該当する要素はない)	—	—	—	
	評価方法	配置間隔の設定方法	車両の配置間隔として，車両毎に設定した許容限界の合算値以上とする設計とする。	○	—	○	実績はあるが，保守性の観点で重要であるため除外しない。
	設計用地震力 (変位・すべり量)	最大変位量の算出 方法	加振試験で得られたすべり量の最大値と傾き角の最大値を組み合わせた場合の影響評価を実施する。	○	—	○	実績はあるが，保守性の観点で重要であるため除外しない。

表 3-7-2 保守性・不確実さ要因の分析及び影響が有意でない不確実さのスクリーニング

設計・評価段階	設計・評価要素	保守性・不確実さ 要因	影響項目	評価との対応				保守性 [凡例] 【○】：相対的に影響度大 【△】：相対的に影響度小	不確実さ [凡例] 【○】：相対的に影響度大 【△】：相対的に影響度小 【－】：影響が有意でない	影響が有意でない理由
				転倒評価	応力評価	機能維持 評価	波及的 影響評価			
加振試験	設計用地震力 (入力地震動)	a. 加振試験入力波	加速度	○	○	○	－	試験入力波は設計用床応答曲線を上回るよう設定したものであり、地震により設備が受ける加速度よりも保守的な値（設備の固有周期により異なるが、数%～2倍程度）となる。【○】	－	－
			変位	－	－	－	○	同上【△】	－	－
			すべり量	－	－	－	○	同上【△】	－	－
転倒評価	(該当なし)	－	－	－	－	－	－	－	－	－
応力評価	設計用地震力	b. 設置床での応答 加速度	加速度	－	○	－	－	試験で得られた車両全体の重心位置相当の応答加速度を、評価上は、より低い位置である設備設置床（車両）での応答と仮定することによる保守性がある。【△】	－	－
		c. FRS 拡幅	加速度	－	○	－	－	本来、保守性の確保を目的としてFRSの拡幅を行うものではないが、車両の固有周期域では、各保管エリアの基準地震動S _o を包絡した地震波（FRS）が、ばらつきを考慮した各保管エリア地震波（FRS）を包絡することを別途確認している。更に、車両応答の不確実さを考慮して、FRS 拡幅相当の1.2倍にした最大応答加速度を元に設計用加速度を算出している。【○】	－	－
		d. 誘発上下動	加速度	－	○	－	－	－	水平方向の地震に伴い発生するローリングやロッキング挙動により、重心位置から離れた箇所では、誘発上下動が発生し、鉛直応答が増加する可能性がある。【－】	応力評価においては、評価対象部位頂部で計測した加速度を用いて応力評価を実施していることから、影響は有意でない。

設計・評価段階	設計・評価要素	保守性・不確かさ 要因	影響項目	評価との対応				保守性 [凡例] 【○】：相対的に影響度大 【△】：相対的に影響度小	不確かさ [凡例] 【○】：相対的に影響度大 【△】：相対的に影響度小 【－】：影響が有意でない	影響が有意でない理由
				転倒評価	応力評価	機能維持 評価	波及的 影響評価			
動的／電氣的 機能維持	(該当なし)	－	－	－	－	－	－	－	－	－
波及的影響評 価	評価方法	e. 配置間隔の設定 方法	変位／す べり量	－	－	－	○	車両同士がぶつかる方向に同時に傾くことは考えにくいですが、車両の実際の配置間隔として、車両毎に設定した許容限界の合算値とする設計により保守性がある。【○】	－	－
	設計用地震力 (変位・すべり 量)	h. 最大変位量の算 出方法	変位／す べり量	－	－	－	○	加振試験で得られたすべり量と浮き上がり核の最大値は、同時に発生する可能性は低く、その両方の値を用いて算出する最大変位量はある程度の保守性を有している。【△】	－	－

表 3-7-3 転倒評価に関連する不確実さ要因

		保守性・不確実さ要因*1	不確実さ	不確実さに対する対応（保守性）*2	備考
不確実さの残る要因	保守性を有する直接的な対応のない不確実さ要因	（該当なし）	—	—	
	定性的な確認のみの不確実さ要因	（該当なし）	—	—	
保守性が残る要因	未適用の保守性要因	a. 加振試験入力波	—	試験入力波は設計用床応答曲線を上回るよう設定したものであり、地震により設備が受ける加速度よりも保守的な値（設備の固有周期により異なるが、数%～2 倍程度）となる。【○】	
	保守性の残存する保守性要因	（該当なし）	—	—	
保守性と不確実さが同等である要因	設計にて対応済みの要因	（該当なし）	—	—	
	定性的に確認した要因	（該当なし）	—	—	
【総合評価】		転倒評価は、評価に用いる地震力（入力加速度）として実機の加振試験結果を直接用いているため有意な不確実さはない。 一方、加振試験の入力地震動には保守性を有する。 以上より、転倒評価について、評価全体として保守性が確保されている。			

注記 *1：先頭の記号及び要因名称は、表 3-7-2 における「保守性・不確実さ要因」欄の記号及び要因名称と同じものを用いている。

*2：【 ○ 】内の記号は、表 3-7-2 の「保守性」、「不確実さ」欄の記号を表している。

表 3-7-4 応力評価に関連する不確実さ要因

		保守性・不確実さ要因*1	不確実さ	不確実さに対する対応（保守性）*2	備考
不確実さの残る要因	保守性を有する直接的な対応のない不確実さ要因	(該当なし)	—	—	
	定性的な確認のみの不確実さ要因	(該当なし)	—	—	
保守性が残る要因	未適用の保守性要因	a. 加振試験入力波	—	試験入力波は設計用床応答曲線を上回るよう設定したものであり、地震により設備が受ける加速度よりも保守的な値（設備の固有周期により異なるが、数%～2倍程度）となる。【○】	
		b. 設置床での応答加速度	—	試験で得られた評価対象部位頂部の応答加速度を、評価上はより低い位置である設備設置床（車両）での応答と仮定することによる保守性がある。【△】	
		c. F R S 拡張	—	本来、保守性の確保を目的としてF R Sの拡張を行うものではないが、車両の固有周期域では、各保管エリアの基準地震動S ₀ を包絡した地震波（F R S）が、ばらつきを考慮した各保管エリアの地震波（F R S）を包絡することを別途確認している。更に、車両応答の不確実さを考慮して、F R S 拡張相当の1.2倍にした最大応答加速度を元に設計用加速度を算出している。【○】	
	保守性の残存する保守性要因	(該当なし)	—	—	
保守性と不確実さが同等である要因	設計にて対応済みの要因	(該当なし)	—	—	
	定性的に確認した要因	(該当なし)	—	—	
【総合評価】		応力評価は、評価に用いる地震力（入力加速度）として評価対象部位頂部で計測した加速度を用いているため有意な不確実さはない。 一方、未適用の保守性要因として「加振試験入力波」、「設置床での応答加速度」及び「F R S 拡張」がある。 以上より、加振試験結果に基づく構造強度評価について、評価全体として保守性が確保されている。			

注記 *1：先頭の記号及び要因名称は、表 3-7-2 における「保守性・不確実さ要因」欄の記号及び要因名称と同じものを用いている。

*2：【 】内の記号は、表 3-7-2 の「保守性」、「不確実さ」欄の記号を表している。

表 3-7-5 機能維持評価に関連する不確実さ要因

		保守性・不確実さ要因*1	不確実さ	不確実さに対する対応（保守性）*2	備考
不確実さの残る要因	保守性を有する直接的な対応のない不確実さ要因	（該当なし）	—	—	
	定性的な確認のみの不確実さ要因	（該当なし）	—	—	
保守性が残る要因	未適用の保守性要因	a. 加振試験入力波	—	試験入力波（機能維持確認済加速度）は設計用床応答曲線を上回るよう設定したものであり、地震により設備が受ける加速度よりも保守的な値（設備の固有周期により異なるが、数%～2 倍程度）となる。【○】	
	保守性の残存する保守性要因	（該当なし）	—	—	
保守性と不確実さが同等である要因	設計にて対応済みの要因	（該当なし）	—	—	
	定性的に確認した要因	（該当なし）	—	—	
【総合評価】		機能維持評価は、評価に用いる地震力（入力加速度）として実機の加振試験結果を直接用いているため有意な不確実さはない。 一方、加振試験の入力地震動には保守性を有する。 以上より、機能維持評価について、評価全体として保守性が確保されている。			

注記 *1：先頭の記号及び要因名称は、表 3-7-2 における「保守性・不確実さ要因」欄の記号及び要因名称と同じものを用いている。

*2：【 】内の記号は、表 3-7-2 の「保守性」、「不確実さ」欄の記号を表している。

表 3-7-6 波及的影響評価に関連する不確実さ要因

		保守性・不確実さ要因 ^{*1}	不確実さ	不確実さに対する対応（保守性） ^{*2}	備考
不確実さの残る要因	保守性を有する直接的な対応のない不確実さ要因	（該当なし）	—	—	
	定性的な確認のみの不確実さ要因	（該当なし）	—	—	
保守性が残る要因	未適用の保守性要因	a. 加振試験入力波	—	試験入力波（機能維持確認済加速度）は設計用床応答曲線を上回るよう設定したものであり、地震により設備が受ける加速度よりも保守的な値（設備の固有周期により異なるが、数%～2 倍程度）となる。【○】	
		e. 配置間隔の設定方法	—	車両同士がぶつかる方向に同時に傾くことは考えにくいですが、車両の実際の配置間隔として、車両毎に設定した許容限界の合算値とする設計とすることによる保守性がある。【○】	
		h. 最大変位量の算出方法	—	加振試験で得られたすべり量と浮き上がり角の最大値は、同時に発生する可能性は低く、その両方の値を用いて算出する最大変位量はある程度の保守性を有している。【△】	
	保守性の残存する保守性要因	（該当なし）	—	—	
保守性と不確実さが同等である要因	設計にて対応済みの要因	（該当なし）	—	—	
	定性的に確認した要因	（該当なし）	—	—	
【総合評価】		波及的影響評価は、評価に用いる地震力（入力加速度）として実機の加振試験での計測値を直接用いているため、有意な不確実さはない。 一方、未適用の保守性要因として「加振試験入力波」、「配置間隔の設定方法」及び「最大変位量の算出方法」がある。 以上より、波及的影響評価について、評価全体として保守性が担保されている。			

注記 *1：先頭の記号及び要因名称は、表 3-7-2 における「保守性・不確実さ要因」欄の記号及び要因名称と同じものを用いている。

*2：【 】内の記号は、表 3-7-2 の「保守性」、「不確実さ」欄の記号を表している。

車両型設備加振試験への固縛装置の影響について

1. 概要

東海第二発電所では、竜巻飛来物対策として、屋外に保管する車両型設備に対して、固縛装置の設置を計画している。このため、車両型設備加振試験において、固縛装置の設置を想定し、余長の変化も踏まえた固縛装置の車両型設備への影響を確認している。具体的には、固縛装置の余長を変化させた加振試験を行い、車両型設備の最大応答加速度を計測し、固縛装置の余長の変化（加振試験中の固縛装置の展張有無、展張の程度の変化）が車両型設備の最大応答加速度に与える影響を確認した。その結果、最大応答加速度に有意な変化は確認されず加振試験の結果に対して、固縛装置の影響がないことを確認した。本資料は、加振試験に用いた固縛装置の構造及び車両型設備の最大応答加速度への影響について整理したものである。

2. 固縛装置の構造

東海第二発電所で設置する固縛装置は、「連結材」と連結材を固定するための「固定材」及び「基礎」から構成される。図1に固縛装置の構造概要を、図2に固縛装置の外観写真を示す。

「連結材」は、車両型設備を胴巻きにするメインロープと固定材との取り合いとなるサイドロープで構成され、材質は高強度繊維ロープを使用している。サイドロープは、車両型設備の特徴であるサスペンションの耐震性（免震効果）を損なわないよう余長を持たせている。「固定材」は、アンカープレートとフレノリンクボルトで構成され、「基礎部」は固定材と基礎を定着する接着系アンカーボルト及び基礎で構成されている。

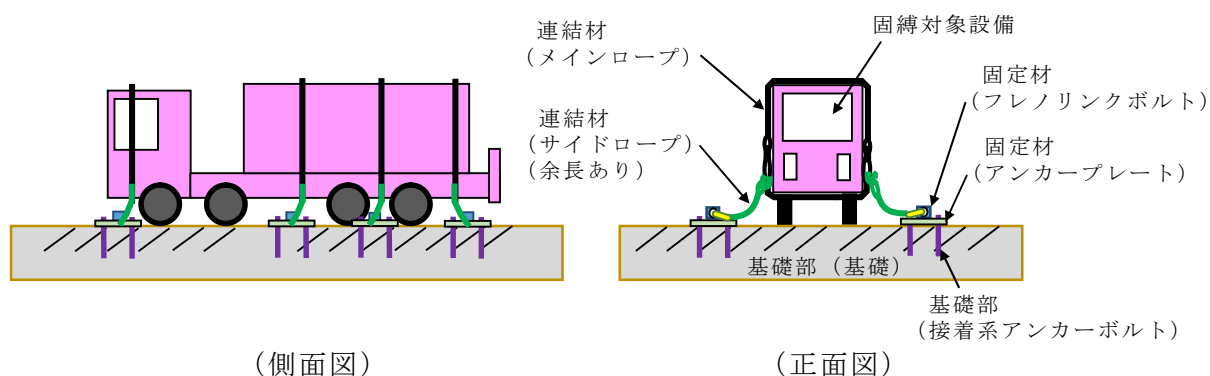


図1 固縛装置の構造概要図



図 2 固縛装置の外観写真

3. 車両型設備加振試験時の最大応答加速度への固縛装置の影響

3.1 影響確認方法

車両型設備に対して、固縛装置の余長を変化させた条件で加振試験を実施し、固縛装置の展張の有無及び車両型設備の最大応答加速度を確認する。この試験結果を考察し、固縛装置の余長の変化に応じた車両型設備への影響の有無について確認する。

3.2 加振試験条件

加振試験の条件を、以下に整理する。

- (1) 加振波：ランダム波
- (2) 加振方向：水平（走行方向）＋水平（走行直角方向）＋鉛直
- (3) 対象車両：可搬型代替注水大型ポンプの同型車両
- (4) 固縛方法：実際の保管状態を模擬
- (5) 余長：450mm, 300mm, 150mm

3.3 加振試験結果

加振試験を実施した結果、余長が 150mm 及び 300mm では、固縛装置が展張し、余長が 450mm の際には、固縛装置が展張しなかったことを確認した。

また、加振試験で得られた車両型設備の評価対象部位における最大応答加速度の計測結果を表 1 及び図 3 に整理した。余長 450mm と 150mm・300mm の比較結果から固縛装置の展張有無によらず、最大応答加速度に有意な変化は見られなかった。余長 150mm と 300mm の比較結果から固縛装置の展張の程度によらず、最大応答加速度に有意な変化は見られなかった。

表 1 車両型設備の評価対象部位における最大応答加速度の計測結果

--

--

図 3 車両型設備の評価対象部位における最大応答加速度の計測結果

4. まとめ

加振試験の結果から、固縛装置の展張の有無及び展張の程度が変化した場合においても、車両型設備への最大応答加速度への有意な影響は無く、加振試験への固縛装置の影響がないことを確認した。

以 上

地震時に固縛装置を展張させないための余長の設定方法について

1. 概要

東海第二発電所の車両型設備の耐震計算においては、竜巻による悪影響防止用の固縛装置を設置しない状態で加振試験を行った結果を用いて、耐震評価をする車両型設備（可搬型代替注水中型ポンプ、窒素供給装置）がある。このため、当該車両設備については、加振試験の条件に合わせて、固縛装置が展張しない十分な余長を有した固縛装置を設置する方針としている。本資料では、固縛装置を展張させないための余長の設定方法について説明する。

2. 余長の定義

固縛装置の設計余長は、図1に示すように、車両型設備が走行直角方向へ横すべりして固定材（サイドロープ）を展張させた場合において、車両型設備が初期位置から横すべりした水平距離として定義している。以降は、本設計方法に基づく設計余長を「余長」と呼ぶこととする。

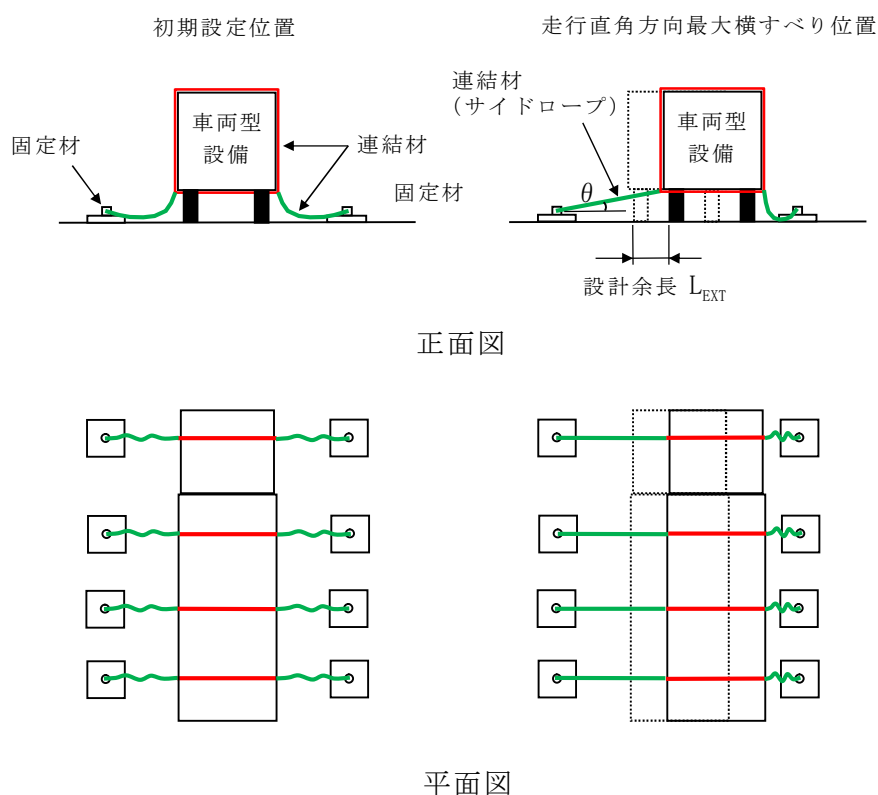


図1 固縛装置の余長の定義

3. 余長の設定方法

固縛装置の余長は，固縛装置を設置しない状態で加振試験を行った車両型設備の最大変位量を基に，以下の計算式を用いて設定する。また，余長の計算に用いる寸法を図2に示す。

なお，加振試験により計測された最大変位量については，走行直角方向の最大すべり量，走行方向の最大すべり量，傾きによる最大浮き上がり量が，全て同時刻に発生したものではないことから，本計算式を基に設定する余長には保守性が含まれている。

$$L_{EXT} = L_{MAX} \times \cos \theta - \ell_X$$

$$L_{MAX} = \sqrt{(L_X + \ell_X)^2 + L_Y^2 + L_Z^2}$$

L_{EXT} : 固縛装置を展張させないために必要な余長（この長さ以上の余長を確保）

L_{MAX} : 固縛装置を展張させないために必要な固定材設置予定位置から連結材（サイドロープ）先端までの必要最大長さ

L_X : 車両型設備の初期位置から車両型設備の走行直角方向の最大すべり位置までの距離

L_Y : 車両型設備の初期位置から車両型設備の走行方向の最大すべり位置までの距離

L_Z : 固定材設置予定高さから車両型設備の傾きによる最大浮き上がり高さまでの距離

ℓ_X : オフセット量（固定材設置予定位置から車両型設備の初期位置までの距離）

θ : 車両型設備が初期位置から走行直角方向に横すべりして固縛装置が展張したときの連結材（サイドロープ）と地面が有する角度（図1に記載の θ ）

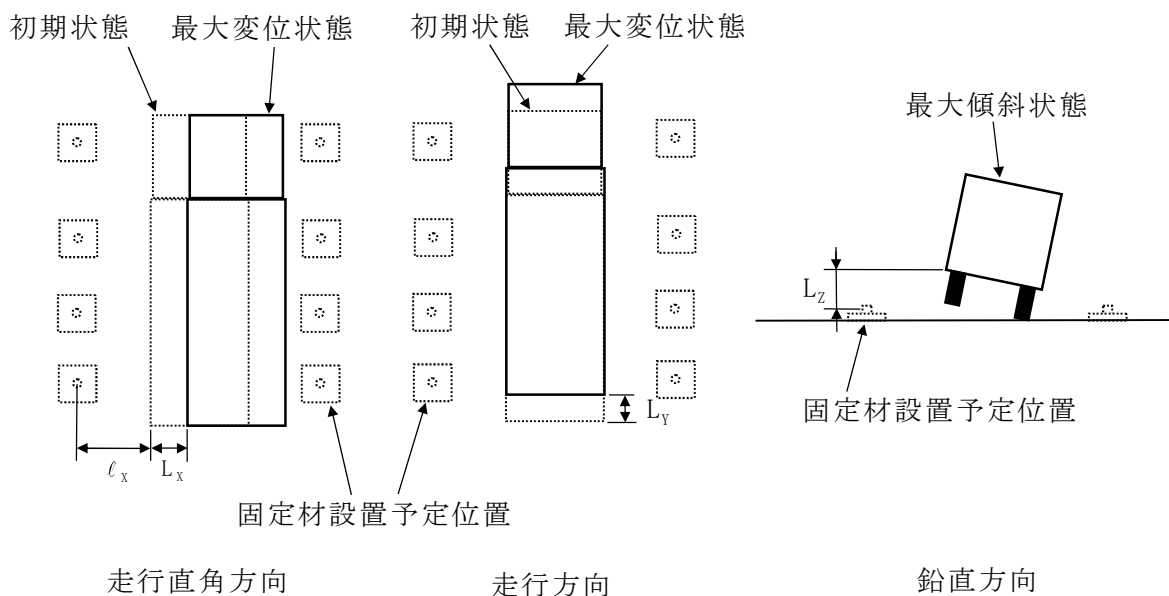


図 2 固縛装置の余長の計算に用いる寸法

4. 余長の計算結果

可搬型代替注水中型ポンプ及び窒素供給装置（加振試験時に固縛装置を設置していない車両型設備）について、加振試験の最大変位量を基に余長を計算した結果を表 1 に示す。

当該車両型設備の余長については、表 1 で求めた余長以上を確保する必要があることから、余裕を見て 600mm と設定する。

表 1 余長の計算結果

車両型設備名称	L_X	L_Y	L_Z	ℓ_X	L_{MAX}	θ	L_{EXT}	余長
	mm	mm	mm	mm	mm	°	mm	mm
可搬型代替注水中型ポンプ	200	320	1358	900	1776	34.7	561	600
窒素供給装置	270	280	1081	900	1618	27.0	541	600

以 上

車両型設備とアンカープレートとの位置関係について

1. 概要

長い余長の固縛装置を用いる車両型設備（可搬型代替注水中型ポンプ、窒素供給装置）については、固縛装置を取り付けずに加振試験を行っていることから、加振試験時の車両型設備の挙動と固縛装置の固定材（アンカープレート）との干渉の確認が取れていない。仮に干渉（タイヤとアンカープレートが接触）した場合においても設備の損傷は考えにくいものの、加振試験結果と実際の車両型設備設置位置におけるアンカープレートとの位置関係について比較を行った。

2. 車両型設備とアンカープレートとの位置関係

車両型設備とアンカープレートとの間には離隔距離を設けている。車両型設備とアンカープレートの位置関係を図 1 に整理する。図 1 より、車両型設備端部からアンカープレート端部までの距離（離隔距離）は 625mm となる。

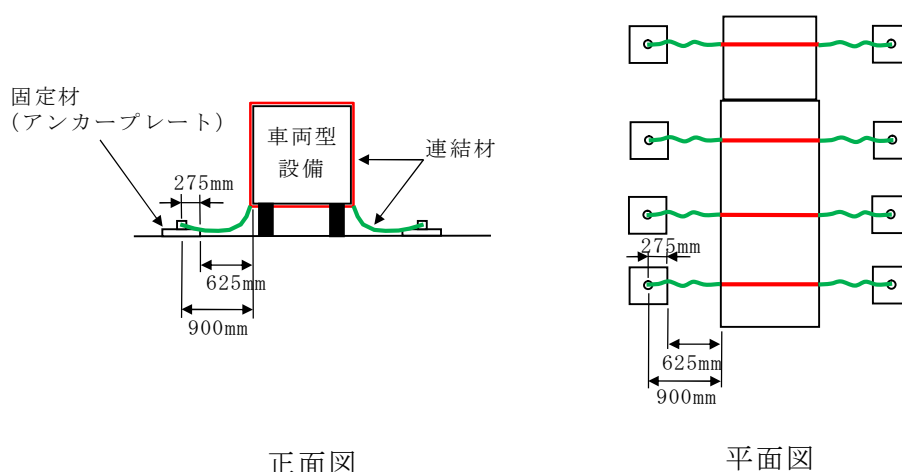


図 1 車両型設備とアンカープレートの位置関係

3. 比較結果

加振試験で得られた車両型設備の走行直角方向の最大すべり量と離隔距離の比較結果を表 1 に示す。最大すべり量は離隔距離の範囲内に収まっており、2 倍程度の余裕がある。

表 1 最大すべり量と離隔距離の比較

	走行直角方向すべり量	離隔距離	判定
可搬型代替注水中型ポンプ	200mm	625mm	良
窒素供給装置	270mm	625mm	良

以 上

4. 加振試験後の機能維持確認について

可搬型重大事故等対処設備のうち車両型設備及びその他設備は、加振試験後の機能維持確認として、各設備の機能に応じた試験を実施し、機器が問題なく動作することを確認している。試験の詳細を表 4-1 及び表 4-2 に示す。

表 4-1 加振試験後の機能維持確認方法と結果について（車両型設備）

設備名称	確認事項
可搬型代替注水 大型ポンプ	・加振試験後の外観点検により、固縛装置が健全で有効に機能しており、車両型設備が転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、車両型設備の必要な機能に影響する損傷、燃料漏えい等の異常が無いことを確認した。 ・定格運転状態において、異常な振動、異音等の不具合が無いこと、ポンプ機能が維持されていることを確認した。 ・加振試験場内を走行し、自走機能に問題がないことを確認した。
可搬型代替注水 中型ポンプ	・加振試験により、車両型設備が転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、車両型設備の必要な機能に影響する損傷、燃料漏えい等の異常が無いことを確認した。 ・定格運転状態において、異常な振動、異音等の不具合が無いこと、ポンプ機能が維持されていることを確認した。 ・加振試験場内を走行し、自走機能に問題がないことを確認した。
可搬型代替低圧 電源車及び 窒素供給装置用 電源車 ^{*1}	・加振試験後の外観点検により、固縛装置が健全で有効に機能しており、車両型設備が転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、車両型設備の必要な機能に影響する損傷、燃料漏えい等の異常が無いことを確認した。 ・電源車を起動し、異常な振動、異音等の不具合が無いこと、発電機能が維持されていることを確認した。 ・加振試験場内を走行し、自走機能に問題がないことを確認した。
窒素供給装置	・加振試験により、車両型設備が転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、車両型設備の必要な機能に影響する損傷、燃料漏えい等の異常が無いことを確認した。 ・定格運転状態において、異常な振動、異音等の不具合が無いこと、窒素供給機能が維持されていることを確認した。 ・加振試験場内を走行し、自走機能に問題がないことを確認した。
タンクローリ	・加振試験後の外観点検により、固縛装置が健全で有効に機能しており、車両型設備が転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、車両型設備の必要な機能に影響する損傷、燃料漏えい等の異常が無いことを確認した。 ・ポンプを起動し、異常な振動、異音等の不具合が無いこと、給油機能が維持されていることを確認した。 ・加振試験場内を走行し、自走機能に問題がないことを確認した。

注記 *1：設備名称は異なるが、同型の車両である。

表 4-2 加振試験後の機能維持確認方法と結果について（その他の設備）（1/5）

設備名称	保管状態	確認事項
可搬型計測器 （温度、圧力、 水位及び流量 計測用）	収納箱 架台固縛	・加振試験後の外観点検により、収納箱と架台の固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・電流、熱電対、測温抵抗体の測定ができることを確認した。
可搬型計測器 （圧力、水位 及び流量計測 用）	収納箱 架台固縛	・加振試験後の外観点検により、収納箱と架台の固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・電流、水位（導通）の測定ができることを確認した。
酸素濃度計	収納箱架台 固縛	・加振試験後の外観点検により、収納箱と架台の固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・酸素濃度の測定ができることを確認した。
二酸化炭素濃 度計	収納箱架台 固縛	・加振試験後の外観点検により、収納箱と架台の固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・二酸化炭素濃度の測定ができることを確認した。
逃がし安全弁 用可搬型蓄電 池	本体固縛	・加振試験後の外観点検により、固縛に使用したスリングが健全であり、逃がし安全弁用可搬型蓄電池が転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・直流出力ができ、負荷に電力を供給可能なことを確認した。

表 4-2 加振試験後の機能維持確認方法と結果について（その他の設備）（2/5）

設備名称	保管状態	確認事項
可搬型照明 (S A)	本体固縛	・加振試験後の外観点検により、固縛に使用したスリングが健全であり、可搬型照明（S A）が転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・可搬型照明（S A）を動作させ、正常に点灯することを確認した。
衛星電話設備 (携帯型)	収納箱 架台固縛	・加振試験後の外観点検により、収納箱と架台の固縛に使用したスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・発信・着信ができ、通話が可能なことを確認した。
衛星電話設備 (可搬型) (待避室)	本体固縛	・加振試験後の外観点検により、衛星電話設備（可搬型）（待避室）と机の固縛に使用しているバンド・マジックテープが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・発信・着信ができ、通話が可能なことを確認した。
無線連絡設備（携 帯型）	収納箱 架台固縛	・加振試験後の外観点検により、収納箱と架台の固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・発信・着信ができ、通話が可能なことを確認した。
携行型有線通話 装置	収納箱 架台固縛	・加振試験後の外観点検により、収納箱と架台の固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・発信・着信ができ、通話が可能なことを確認した。
データ表示装置 (待避室用含む)	収納箱 架台固縛	・加振試験後の外観点検により、収納箱と架台の固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・電源を投入し、システムが立ち上がることを確認した。
可搬型整流器	本体固縛	・加振試験後の外観点検により、可搬型整流器と架台の固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・電源を投入し運転可能なこと、出力電圧を測定し直流出力ができることを確認した。

表 4-2 加振試験後の機能維持確認方法と結果について（その他の設備）(3/5)

設備名称	保管状態	確認事項
緊急時対策所 エリアモニタ	収納ラック 固縛	・加振試験後の外観点検により、収納ラックと固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・各動作及び警報が正常に動作することを確認した。 ・各定数が設定でき、線量当量率の指示値が基準範囲内であることを確認した。
可搬型モニタ リング・ポスト	収納ラック 固縛	・加振試験後の外観点検により、収納ラックと固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・各動作及び警報が正常に動作することを確認した。 ・各定数が設定でき、線量当量率の指示値が基準範囲内であることを確認した。
可搬型ダスト・ よう素サンプラ	収納ラック 固縛	・加振試験後の外観点検により、収納ラックと固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・各動作が正常に動作することを確認した。 ・流量が基準範囲内であることを確認した。
β 線サーベイ・ メータ	収納ラック 固縛	・加振試験後の外観点検により、収納ラックと固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・各動作が正常に動作することを確認した。 ・計数率の指示値及び機器効率が基準範囲内であることを確認した。
NaIシンチ レーション サーベイ・メータ	収納ラック 固縛	・加振試験後の外観点検により、収納ラックと固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・各動作が正常に動作することを確認した。 ・線量当量率及び吸収線量率の指示値が基準範囲内であることを確認した。
ZnSシンチレ ーション サーベイ・メータ	収納ラック 固縛	・加振試験後の外観点検により、収納ラックと固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・各動作が正常に動作することを確認した。 ・計数率の指示値及び機器効率が基準範囲内であることを確認した。

表 4-2 加振試験後の機能維持確認方法と結果について（その他の設備）（4/5）

設備名称	保管状態	確認事項
電離箱サーベイ・メータ	収納ラック 固縛	・加振試験後の外観点検により，収納ラックと固縛に使用しているスリングが健全であり，転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い，著しい損傷がないことを確認した。 ・各動作が正常に動作することを確認した。 ・線量当量率の指示値が基準範囲内であることを確認した。
小型船舶 （船外機）	本体固縛	・加振試験後の外観点検により，固縛に使用したスリング及び支持構造物が健全であり，小型船舶（船外機）が転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い，著しい損傷がないことを確認した。 ・定格運転状態において，異常な振動，異音等の不具合がないこと，船外機機能が維持されていることを確認した。 ・水上での走行に問題がないことを確認した。
小型船舶 （バッテリー）	本体固縛	・加振試験後の外観点検により，固縛に使用したスリングが健全であり，小型船舶（バッテリー）が転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い，著しい損傷がないことを確認した。 ・船外機に接続し，水上での走行に問題がないことを確認した。

表 4-2 加振試験後の機能維持確認方法と結果について（その他の設備）（5/5）

設備名称	保管状態	確認事項
可搬型気象観測 設備 (風向風速計)	収納ラック 固縛	・加振試験後の外観点検により、収納ラックと固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・自然風による風速を測定できることを確認した。 ・手動にて風向を変更し、表示と一致することを確認した。
可搬型気象観測 設備 (日射計)	収納ラック 固縛	・加振試験後の外観点検により、収納ラックと固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・日射計に覆いをかぶせ、0 kW が表示されることを確認した。 ・日射発信器に光をあて、日射表示されることを確認した。
可搬型気象観測 設備 (放射収支計)	収納ラック 固縛	・加振試験後の外観点検により、収納ラックと固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・放射収支計に覆いをかぶせ、放射収支の値が小さくなることを確認した。 ・放射収支計に光をあて、放射収支が表示されることを確認した。
可搬型気象観測 設備 (雨量計)	収納ラック 固縛	・加振試験後の外観点検により、収納ラックと固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・雨量計を 10 回転倒させ、雨量が表示されることを確認した。
可搬型気象観測 設備 (衛星通信機器, バッテリー及び端 末)	収納ラック 固縛	・加振試験後の外観点検により、収納ラックと固縛に使用しているスリングが健全であり、転倒していないことを確認した。 ・外観点検を行い、著しい損傷がないことを確認した。 ・電源を投入し、定時間毎にデータの表示及び保存ができることを確認した。

5. その他設備の耐震評価について

5.1 評価方法

可搬型重大事故等対処設備のうちその他設備の保管方法は、収納ラック固縛保管、収納箱架台固縛保管及び本体固縛保管の3つに分類される。各保管方法に応じた評価方法について、表5-1に整理した。

表 5-1 その他設備の評価方法

機器名称	保管状態	応力評価	転倒評価	機能維持 評価	波及的 影響評価
緊急時対策所エリアモニタ	収納ラック 固縛保管	加振試験	加振試験	加振試験	加振試験
可搬型モニタリング・ポスト					
可搬型モニタリング・ポスト端末					
可搬型ダスト・よう素サンプラ					
β 線サーベイ・メータ					
N a I シンチレーション サーベイ・メータ					
Z n S シンチレーション サーベイ・メータ					
電離箱サーベイ・メータ					
可搬型気象観測設備					
可搬型気象観測設備端末					
可搬型計測器（温度、圧力、水位 及び流量計測用）	収納箱架台 固縛保管	加振試験 ＋ 応力計算	加振試験	加振試験	加振試験
可搬型計測器（圧力、水位及び流 量計測用）					
酸素濃度計					
二酸化炭素濃度計					
データ表示装置					
データ表示装置（待避室）					
衛星電話設備（携帯型）					
無線連絡設備（携帯型）					
逃がし安全弁用可搬型蓄電池	本体固縛 保管	加振試験	加振試験	加振試験	加振試験
衛星電話設備（可搬型）					
可搬型照明（S A）					
小型船舶					
可搬型整流器	本体固縛 ^{*1} 保管	加振試験 ＋ 応力計算	加振試験	加振試験	加振試験

注記 *1：可搬型整流器は、収納箱を使用せず、機器本体を直接架台に固縛して保管する計画としている。

5.2 架台の応力評価について

表 5-1 において，その他設備を設置する架台については，応力計算を行う対象として整理した。評価フローを図 5-1 に示す。

5.2.1 評価フロー

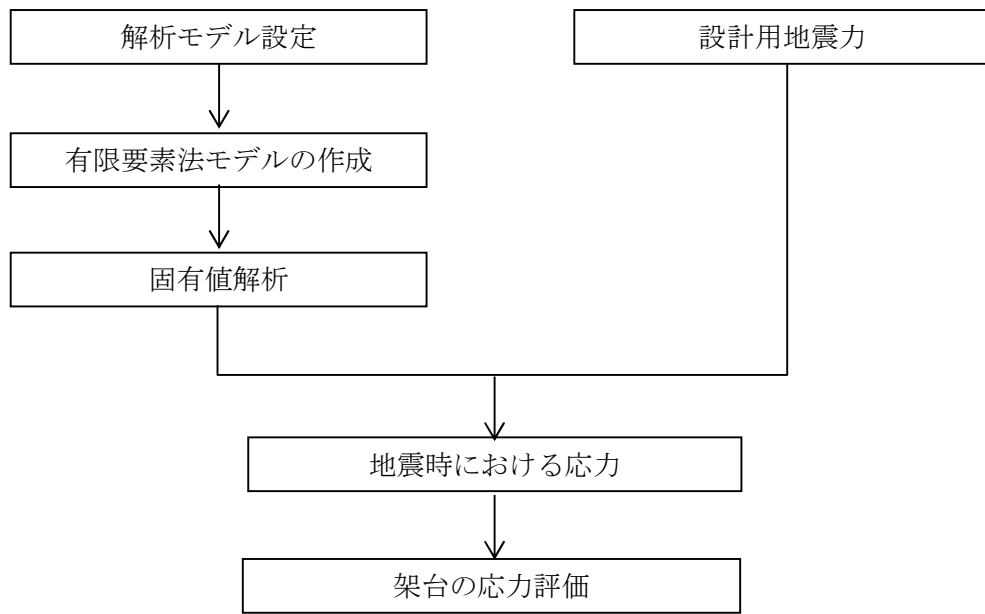


図 5-1 架台の耐震評価フロー

5.2.2 応力計算

(追而)

5.2.3 計算結果

(追而)

5.3 その他設備の加振試験について

その他設備の加振試験を行った際の加振波が，設置場所の床応答曲線を包絡していることを，以下の図（追而）に示す。

（追而）

工事計画に係る補足説明資料

耐震性に関する説明書のうち

補足-340-13【機電分耐震計算書の補足について】

1. 炉内構造物への極限解析による評価の適用について
2. 設計用床応答曲線の作成方法及び適用方法
3. 建屋－機器連成解析モデルの時刻歴応答解析における振幅マージンの考慮について
4. 機電設備の耐震計算書の作成について
5. 弁の動的機能維持評価の検討方針
6. 動的機能維持の詳細評価について（新たな検討又は詳細検討が必要な設備の機能維持評価について）
7. 原子炉格納容器の耐震安全性評価について

下線：ご提出資料

1. 炉内構造物への極限解析による評価の適用について

目 次

1. 概要	1
2. 耐震評価について	1
3. 炉内構造物への極限解析の準用	3
3.1 規格基準における扱い及び炉内構造物への準用	3
3.2 極限解析による評価	15
4. 試験による確認について	45
4.1 はじめに.....	45
4.2 試験目的.....	45
4.3 試験内容.....	45
4.4 試験結果.....	49
4.5 まとめ.....	56
5. 1本あたりの地震荷重の算出について	59
5.1 詳細モデルによる影響評価.....	59
5.2 最外周部の偏心の扱いについて.....	65
別紙ー1 試験体に対する極限解析について	

炉内構造物への極限解析による評価の適用について

1. 概要

既工認においては、炉内構造物として公式等を用いた評価を行っていたが、今回工認では、機能限界を踏まえた許容限界をより現実的に示す観点で、J E A G 4601, J S M E 設計・建設規格で定められた極限解析による評価（以下「極限解析」という。）を採用する。極限解析については、規格基準に基づく手法であり、また新規制基準での工認における高浜 1, 2 号炉, 美浜 3 号炉で適用実績のある手法である。

2. 耐震評価について

スタンドパイプの耐震評価フローを図 2-1 に示す。今回工認におけるスタンドパイプの地震荷重については、多質点系の建屋機器連成解析モデルを用いた地震応答解析を実施し、スタンドパイプ全 225 本を 1 質点として算出された地震荷重を算出する。得られた地震荷重からスタンドパイプ 1 本に掛かる地震荷重を算出し、算出した地震荷重が 1 本のスタンドパイプにおける極限解析により得られた許容値（許容荷重）以下であることを確認することにより、健全性を確認する。

これは、シュラウドヘッド及び全スタンドパイプに対する評価においては、あるスタンドパイプが許容限界を超えた場合においても、他のスタンドパイプが有する耐力により構造物としての耐力が期待できると考えられるが、1 本に対する許容値と荷重を比較する場合他のスタンドパイプの耐力に期待しないため保守的な手法となると判断しているものである。

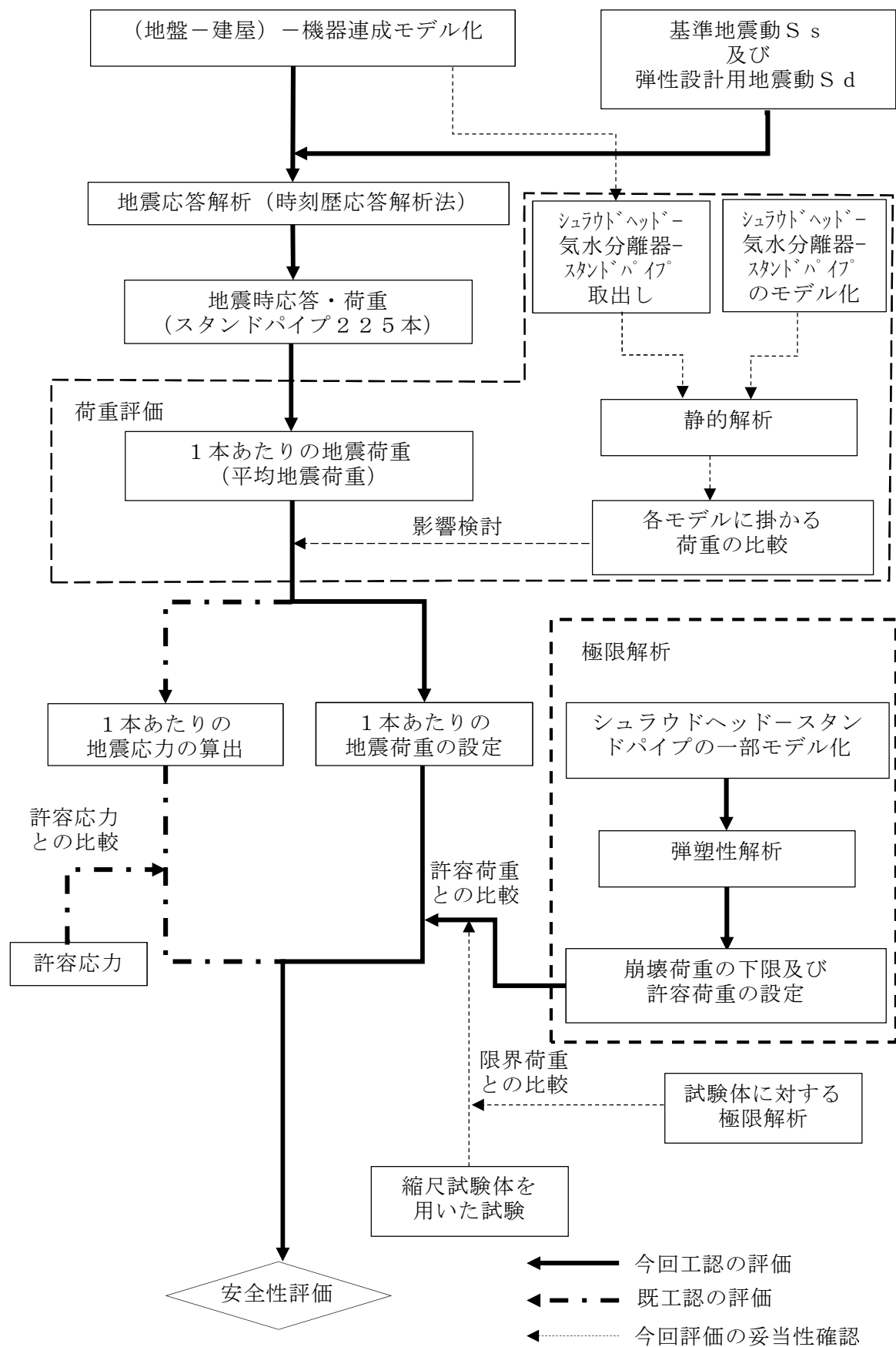


図 2－1 スタンドパイプの耐震評価フロー

3. 炉内構造物への極限解析の準用

3.1 規格基準における扱い及び炉内構造物への準用

J E A G 4601, J S M E 設計・建設規格の炉心支持構造物に関する抜粋を図 3-1～3 に示す。極限解析は, J E A G 4601, J S M E 設計・建設規格において, 炉心支持構造物に適用可能な設計手法として規定されている。また, J E A G 4601 において, 炉内構造物の許容応力は炉心支持構造物の許容応力を準用することができることを定めている。整理結果を表 3-1 に示す。

東海第二発電所の今回工認における炉内構造物の極限解析の適用に際して炉心支持構造物の規定を準用するため, 極限解析の具体的な評価手法が規定されている J S M E 設計・建設規格の炉心支持構造物の規格に定められた要求事項を満足することを確認して, 準用することとする。炉心支持構造物の規格要求事項に対して, 極限解析を適用するスタンドパイプの適合性確認に対する要求の整理結果を表 3-2 に示す。

J S M E 設計・建設規格の炉心支持構造物の規格に定められた要求事項について建設時の記録及び応力解析から要求事項を満足していることを確認した。

また, 評価範囲であるスタンドパイプとシュラウドヘッドの取付部の溶接施工管理については炉心支持構造物と同様の施工管理を実施している。

表 3－1 極限解析の規格基準における扱い

規格基準	適用範囲	備 考
J E A G 4601	炉心支持構造物 炉内構造物	・ 炉内構造物は炉心支持構造物を準用 ・ 具体的な手法として J S ME 設計・建設規格を読み込み（JEAG では告示 501 号を読み込み）

表3－2 J S M E 設計・建設規格 炉心支持構造物の規格に対するスタンダードパイプの適合性確認整理結果

CSS-1000：一般要求事項

規格番号	規格名称	規格内容（概要）	炉内構造物としての考慮の要否	左欄で否の場合：理由を記載 左欄で要の場合：考慮に対する方針を記載
CSS-1100	適用			
CSS-1110	適用範囲	適用範囲を炉心支持構造物の材料，設計及び検査としている。	要	材料，設計及び検査の規格を満足することで，適用範囲を満足することを確認する。
CSS-1120	境界			
CSS-1121	炉心支持構造物と炉内構造物の境界	境界は炉心支持構造物の外表面とする。	否	評価範囲はシェラウドヘッドとスタンダードパイプであり，共に炉内構造物であることから炉心支持構造物と炉内構造物の境界がないため。
CSS-1300	記号の定義	使用する記号の定義を定めている。	要	記号の定義に従う。
CSS-1400	応力分類	CSS-3000に規定する設計，応力解析の応力分類について定めている。	要	CSS-3000に規定する設計及び応力解析は，規定の応力分類に従う。

CSS-2000：炉心支持構造物に使用する材料

規格番号	規格名称	規格内容（概要）	炉内構造物としての確認の要否	左欄で否の場合：理由を記載 左欄で要の場合：確認結果を記載
CSS-2100	炉心支持構造物に使用可能な材料			
CSS-2110	炉心支持構造物に使用可能な材料の規定	付録材料表 Part1 の炉心支持構造物の規格に適合する又はこれと同等以上の化学成分及び機械的強度を有するものを使用することを定めている。	要	使用材料は SUS304TP 相当（ASME SA-312 Gr. TP304）であり，適合している。
CSS-2120	材料の熱処理に関する部分の特例規定	CSS-2120 の規定にかかわらない熱処理に関する特例規定を設けている。	否	特例規定を適用しないため。
CSS-2130	機械試験に関する要求事項	CSS-2110 及び CSS-2300 に規定する試験を行う場合は PVB-2200 及び 2300 の規定を準用する。	否	本要求はフェライト系材料に対しての要求であり，使用材料であるオーステナイト系ステンレス鋼に対する要求はないため。
CSS-2300	破壊靱性試験要求			
CSS-2310	破壊靱性不要となる規定	使用する材料は破壊靱性試験を行い，適合することを定めている。ただし，形状，材料によっては破壊靱性試験を要しない。	否	使用材料はオーステナイト系ステンレス鋼であり，CSS-2310 に記載される破壊靱性試験は不要の条件を満たしているため。
CSS-2320	破壊靱性試験における試験片数と組数	破壊靱性試験における試験片数と組数について定めている。	否	CSS-2310 を満足しており，破壊靱性試験を行わないため。
CSS-2330	破壊靱性試験の方法および判定基準	破壊靱性試験の方法及び判定基準を定めている。	否	CSS-2310 を満足しており，破壊靱性試験を行わないため。

規格番号	規格名称	規格内容（概要）	炉内構造物としての確認の要否	左欄で否の場合：理由を記載 左欄で要の場合：確認結果を記載
CSS-2400	非破壊試験要求			
CSS-2410	各材料に適用する非破壊試験	使用する材料は PVB-2411 に規定する非破壊試験を実施し，CSS-2430 に合格することを定めている。	要	PVB-2411 に規定する斜角法による超音波探傷試験及び浸透探傷試験を実施し，CSS-2430 に合格している。
CSS-2420	溶接による補修	CSS-2410 に規定に合格しないものに対して溶接による補修について定めている。	否	CSS-2410 の試験に合格しており，溶接による補修を実施していないため。
CSS-2430	非破壊試験の判定基準	非破壊試験の判定基準を定めている。	要	PVB-2422 に定められる超音波探傷試験の判定基準及び PVB-2426 に定められる浸透探傷試験の判定基準を満足している。
CSS-2500	溶接材料			
CSS-2510	溶接に用いる材料	溶接に用いる材料は，溶接規格 N-1040 に適合することを定めている。	要	溶接に用いる材料は，母材と同等の強度を有するものを使用しており，溶接規格 N-1040 に適合している。

CSS-3000：炉心支持構造物の設計

規格番号	規格名称	規格内容（概要）	炉内構造物としての確認の要否	左欄で否の場合：理由を記載 左欄で要の場合：評価結果を記載
CSS-3010	考慮すべき荷重	設計に考慮すべき荷重を考慮することを定めている。	要	考慮すべき荷重をとして、冷却材による差圧，自重，地震荷重を設計に用いる。
CSS-3020	考慮すべき事項	(1)減肉が考えられる部材は減肉を考慮すること。 (2)応力評価は公称寸法を使用してもよい。 を定めている。	要	(1)減肉は考慮しない (2)原則として公称寸法を使用する。
CSS-3100	材料の応力強さの限界および許容応力			
CSS-3110	ボルト等締付部材以外の応力評価			
CSS-3111	各供用状態における一次応力評価	設計条件及び各供用状態において生じる応力解析による一次応力評価は(1)～(4)の規定（一次一般膜応力強さ等に対する制限）を満足すること。	要	各供用状態における一次応力強さが規定を満足することを確認した。
CSS-3111.1	プロトタイプまたはモデル試験による評価	CSS-3111の応力評価の代わりにプロトタイプまたはモデル試験を実施する場合は、最大荷重 L_e を求め、実際の荷重が許容荷重値を超えないこと。	否	プロトタイプまたはモデル試験による評価は適用しないため。
CSS-3112	供用状態A，Bにおける一次＋二次応力評価	供用状態A及びBにおいて生じる一次応力と二次応力の応力強さのサイクルの最大値と最小値の差は3 S mを超えないこと。	要	供用状態A，Bにおいて生じる一次応力と二次応力の最大値と最小値の差が3 S m以内であることを確認した。
CSS-3113	疲労評価（供用状態A，B）	供用状態A及びBにおける疲労累積係数は1を超えないこと。	要	CSS-3130（疲労評価不要の条件）を満足することを確認したため、疲労評価を実施しない。

規格番号	規格名称	規格内容（概要）	炉内構造物としての確認の要否	左欄で否の場合：理由を記載 左欄で要の場合：評価結果を記載
CSS-3114	純せん断応力評価	純せん断荷重を受ける部分に生じる平均せん断応力は許容値を満足すること。	要	純せん断応力を生じる部分がないため。
CSS-3115	支圧応力評価	支圧荷重を受ける部分に生じる平均支圧応力は許容値を満足すること。	要	シユラウドヘッドとスタンダードパイプの継手部は隅肉溶接であり、支圧応力を生じる部分がないため。
CSS-3116	軸圧縮応力の評価			
CSS-3116.1	軸方向に圧縮荷重を受ける円筒形の胴の圧縮応力の評価	軸方向に圧縮荷重を受ける円筒形の胴に生じる圧縮応力は許容値を満足すること。	要	圧縮応力は自重のみであり、軸圧縮応力が小さい（1MPa）ため評価結果を記載しない。
CSS-3116.2	軸方向に圧縮荷重を受ける柱状の部材の圧縮応力の評価	軸方向に圧縮荷重を受ける柱形の胴に生じる圧縮応力は許容値を満足すること。	要	圧縮応力は自重のみであり、軸圧縮応力が小さい（1MPa）ため評価結果を記載しない。
CSS-3117	ねじりせん断応力の評価	ねじり荷重を受ける中実円断面の形状に生じる圧縮応力は許容値を満足すること。	否	中空円断面であり、中実円断面ではないため。
CSS-3120	ボルト等締付部材の応力評価	ボルト等の支持構造物についての各供用状態における許容値を満足すること。	否	ボルト等締結部材はないため。
CSS-3130	疲労解析不要の条件	繰り返し荷重が(1)～(4)に適合する場合は疲労解析を行うことを要しない。	要	疲労評価不要の条件(1)～(4)を満足することを確認した。
CSS-3140	疲労強度低減係数または応力集中係数	疲労解析に使用する疲労強度低減係数または応力集中係数について定めている。	要	CSS-3130（疲労評価不要の条件）を満足するため疲労解析が不要であることから、使用しない。
CSS-3150	溶接部継手効率	溶接部の許容応力等に対して継手効率を考慮することを定めている。（CSS-3111.1, 3160, 3113, 3116.2 除く）	要	溶接方法の区分に応じた継手効率を考慮している。

規格番号	規格名称	規格内容（概要）	炉内構造物としての確認の要否	左欄で否の場合：理由を記載 左欄で要の場合：評価結果を記載
CSS-3160	極限解析による評価	極限解析による評価について定めている。これを満足する場合は CSS-3111 の規定を満足しなくてよい、	要	地震時以外は適用しない。 (地震時の評価は本資料に記載)
CSS-3200	外面に圧力を受ける炉心支持構造物の評価			
CSS-3210	外面に圧力を受ける炉心支持構造物の形状	外面に圧力を受ける炉心支持構造物の胴の形状について定めている。	否	各供用状態において、内面の圧力の方が外面の圧力より高いため。
CSS-3220	円筒形または円すい形の胴における許容圧力（外圧）	円筒形または円すい形の胴において外面に受ける圧力に対する許容値を定めている。		
CSS-3230	球形の胴における許容応力	球形の胴において外面に受ける圧力に対する許容値を定めている。	否	円筒形であり、球形でないため。また、各供用状態において、内面の圧力の方が外面の圧力より高いため。
CSS-3240	外面に圧力を受ける円筒形の炉心支持構造物に強め輪を設ける場合	円筒形において外面に受ける圧力に対する許容値を定めている。	否	強め輪は設けていないため。
CSS-3300	簡易弾塑性解析	CSS-3112 で一次＋二次応力強さが 3 S m を超えた場合の規定を定めている。	要	CSS-3112 で一次＋二次応力強さが 3 S m 以内であることを確認したため、簡易弾塑性解析を使用しない。
CSS-3400	クラッド構造の炉心支持構造物に対する強度評価上の取り扱いについての規定	クラッド構造の炉心支持構造物の応力解析、疲労評価への考慮について定めている。	否	クラッド構造ではないため。

CSS-5000：完了検査

規格番号	規格名称	規格内容（概要）	炉内構造物としての確認の要否	左欄で否の場合：理由を記載 左欄で要の場合：確認結果を記載
CSS-5010	炉心支持構造物の完成検査	設計仕様書に従って、完了要求事項に従って、完了検査を満足すること。	要	完成後、要求事項に従い、外観検査、寸法検査を行い、満足している。

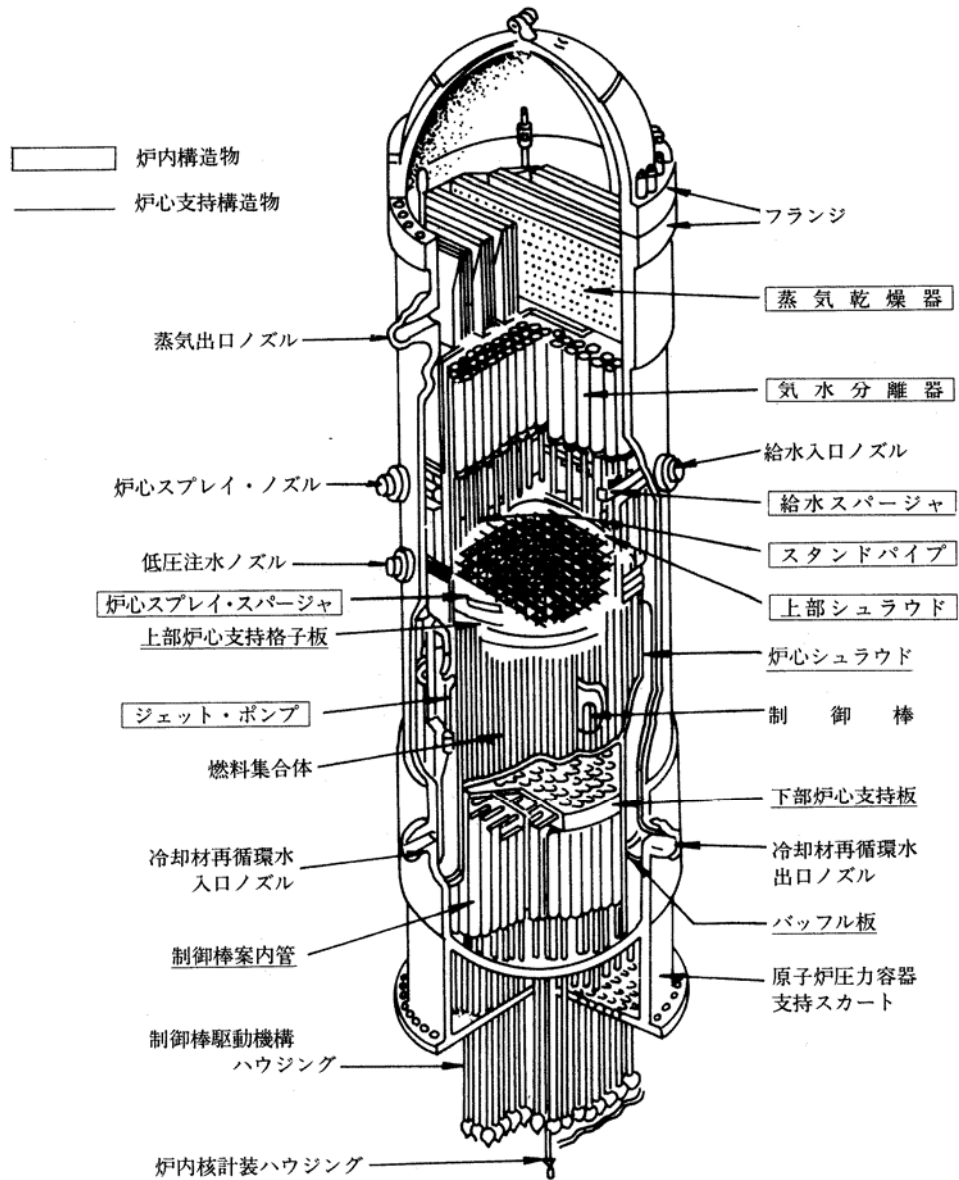


図 3 - 1 J E A G 4601 炉心支持構造物と炉内構造物の分類に関する抜粋

2.5 炉心支持構造物の許容応力

2.5.1. 炉心支持構造物（ボルト等を除く）の許容応力

炉心支持構造物（ボルト等を除く）の許容応力を次に示す。

応力分類 許容 応力状態	1次一般膜応力	1次一般膜応力 + 1次曲げ応力	1次+ 2次応力	1次+ 2次 + ピーク応力	特別な応力限界		
					純せん 断応力	支 圧 応 力	ねじり 応 力
設計条件	$S_m^{(1)}$	左欄の1.5倍の値 ⁽¹⁾	—	—	—	—	—
I _A	—	—	$3 S_m^{(2)}$	運転状態Ⅰ及びⅡにおける荷重の組合せについて疲れ解析を行い疲れ累積係数が1.0以下であること。 ⁽³⁾	$0.6 S_m^{(4)}$	$S_y^{(5)}$ ($1.5 S_y$)	$0.8 S_m^{(7)}$
Ⅱ _A	—	—			$0.6 S_m^{(4)}$	$S_y^{(5)}$ ($1.5 S_y$)	$0.8 S_m^{(7)}$
Ⅲ _A	$1.5 S_m^{(1)}$	左欄の1.5倍の値 ⁽¹⁾	—	—	$0.9 S_m^{(4)}$	$1.5 S_y^{(5)}$ ($2.25 S_y$)	$1.2 S_m^{(7)}$
Ⅳ _A	$2/3 S_u^{(1)}$ ただしオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金については $2/3 S_u$ と $2.4 S_m$ の小さい方。	左欄の1.5倍の値 ⁽¹⁾	—	—	$1.2 S_m^{(4)}$	$2 S_y^{(5)}$ ($3 S_y$)	$1.6 S_m^{(7)}$
Ⅲ _A S	$1.5 S_m^{(1)}$	左欄の1.5倍の値 ⁽¹⁾	—	—	$0.9 S_m$	$1.5 S_y^{(6)}$ ($2.25 S_y$)	$1.2 S_m$
Ⅳ _A S	$2/3 S_u^{(1)}$ ただしオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金については $2/3 S_u$ と $2.4 S_m$ の小さい方。	左欄の1.5倍の値 ⁽¹⁾	—	—	$1.2 S_m$	$2 S_y^{(6)}$ ($3 S_y$)	$1.6 S_m$

注：(1) 告示第96条第1項第一号の崩壊荷重の下限に基づく評価（ただし、設計条件については同号Ⅰ、Ⅲ_A及びⅢ_ASについては同号ロ、Ⅳ_A及びⅣ_ASについては同号ハの評価）を適用する場合は、この限りではない。

- (2) $3 S_m$ を超えるときは告示第97条の弾塑性解析を用いることができる。
- (3) 告示第96条第1項第三号を満たすときは、疲れ解析を行うことを要しない。
- (4) 告示第96条第1項第一号へによる。
- (5) 告示第96条第1項第一号トによる。（ ）内の値は支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きい場合の値
- (6) （ ）内の値は、支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きい場合の値
- (7) 告示第96条第1項第一号リによる。

図3-2 J E A G 4601 炉心支持構造物（ボルト等を除く）の許容値に関する抜粋

表 CSS-3110-1 応力強さの限界(ボルト等を除く)

05

応力の 分類 供用 状態	一次応力		二次応力	ピーク応力	特別な応力限界
	一般膜応力	曲げ応力	膜応力と曲げ応力	F	
	P_m	P_b	Q	F	
設計条件	P_m S_m 弾性解析 または $\frac{2}{3}P_{cr}$ 極限解析 (注1) または $0.44L_e$ 試験 (注5)	P_m+P_b $1.5S_m$ 弾性解析 または $\frac{2}{3}P_{cr}$ 極限解析 (注1) または $0.44L_e$ 試験 (注5)	評価不要	評価不要	—
供用状態A およびB			P_m+P_b+Q $3S_m$ 弾性解析 または P_m+P_b+Q+F S_a 疲労解析	P_m+P_b+Q+F S_a 疲労解析 P_m+P_b+Q+F S_a 弾塑性解析	支圧荷重 S_y または 平均支圧 $1.5S_y$ 応力 せん断荷重 $0.6S_m$ 平均 せん断応力 $0.8S_m$ 最大ねじり せん断応力
供用状態C	P_m $1.5S_m$ 弾性解析 または P_{cr} 極限解析 (注1) または $0.6L_e$ 試験 (注5)	P_m+P_b $2.25S_m$ 弾性解析 または P_{cr} 極限解析 (注1) または $0.6L_e$ 試験 (注5)	評価不要	評価不要	供用状態A およびB の1.5倍
供用状態D	P_m $2.4S_m$ (注2) $2/3S_u$ (注3) $2/3S_y$ (注4) または $0.9P_{cr}$ 極限解析 (注1) または $0.8L_e$ 試験 (注5)	P_m+P_b $3.6S_m$ (注2) S_u (注3) S_u (注4) または $0.9P_{cr}$ 極限解析 (注1) または $0.8L_e$ 試験 (注5)	評価不要	評価不要	供用状態A およびB の2倍

(備考)

(注1) 供用状態D以外の P_{cr} は $1.5 S_m$ の値を降伏点として計算した崩壊荷重の下限である。供用状態Dの P_{cr} は $\text{MIN}[2.3S_m, 0.7S_u]$ の値を降伏点として計算した崩壊荷重の下限である。

(注2) 2つのうちのいずれか小さい方の値をとる。

(注3) オーステナイト系ステンレス鋼および高ニッケル合金に適用する。

(注4) オーステナイト系ステンレス鋼および高ニッケル合金以外の材料に適用する。

(注5) L_e はプロトタイプまたはモデル試験により評価を行う場合の最大荷重である。

(注6) 実線は応力に基づく評価、破線は荷重に基づく評価を示す。

図3-3 J S ME 設計・建設規格 炉心支持構造物(ボルト等を除く)の許容値に関する抜粋

3.2 極限解析による評価

極限解析は、3次元FEMモデルを用いて、弾完全塑性体の物性値を入力した解析により崩壊荷重の下限（ P_{cr} ）を求め、求めた崩壊荷重の下限から許容荷重を設定ものである。極限解析フローを図3-4に示す。

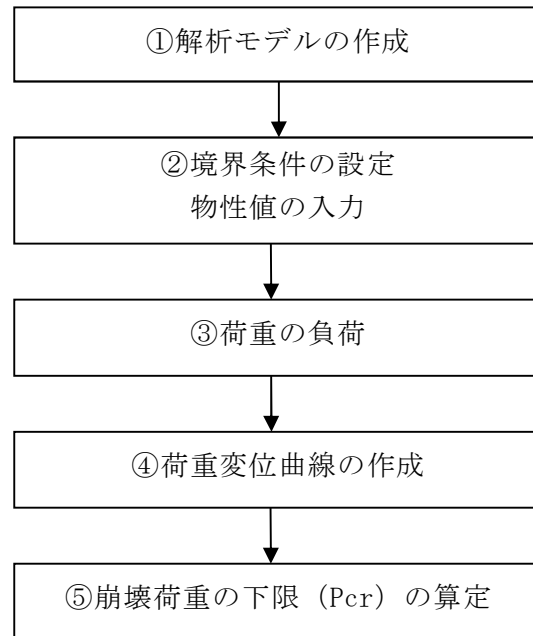


図3-4 極限解析フロー

① 解析モデルの作成

気水分離器及びスタンドパイプは、図3-5に示すとおり、シュラウドヘッド穴部に差し込まれ内外面を溶接にて取り付けている。気水分離器に作用する地震時の荷重は、スタンドパイプを介してシュラウドヘッドへ伝達される構造となっている。また、各スタンドパイプは大小の補強板で連結されている。

今回の評価では、1本のスタンドパイプが耐えることができる許容荷重を極限解析により求め、1本に掛かる地震荷重と比較することにより健全性を確認するため、解析においては、1本のスタンドパイプに着目してソリッド要素にてモデル化することとする。モデル図を図3-6に示す。

モデルは評価上厳しくなる構造不連続部であるスタンドパイプ付根部の許容荷重を設定する観点から、付根部を含むスタンドパイプの一部分（スタンドパイプ長さ1000mmまで）をモデル化する。

また、解析モデルはスタンドパイプがシュラウドヘッドに対して平面に取り付く中

央位置及び斜めに取り付く最外周位置の2種類のモデルとする。

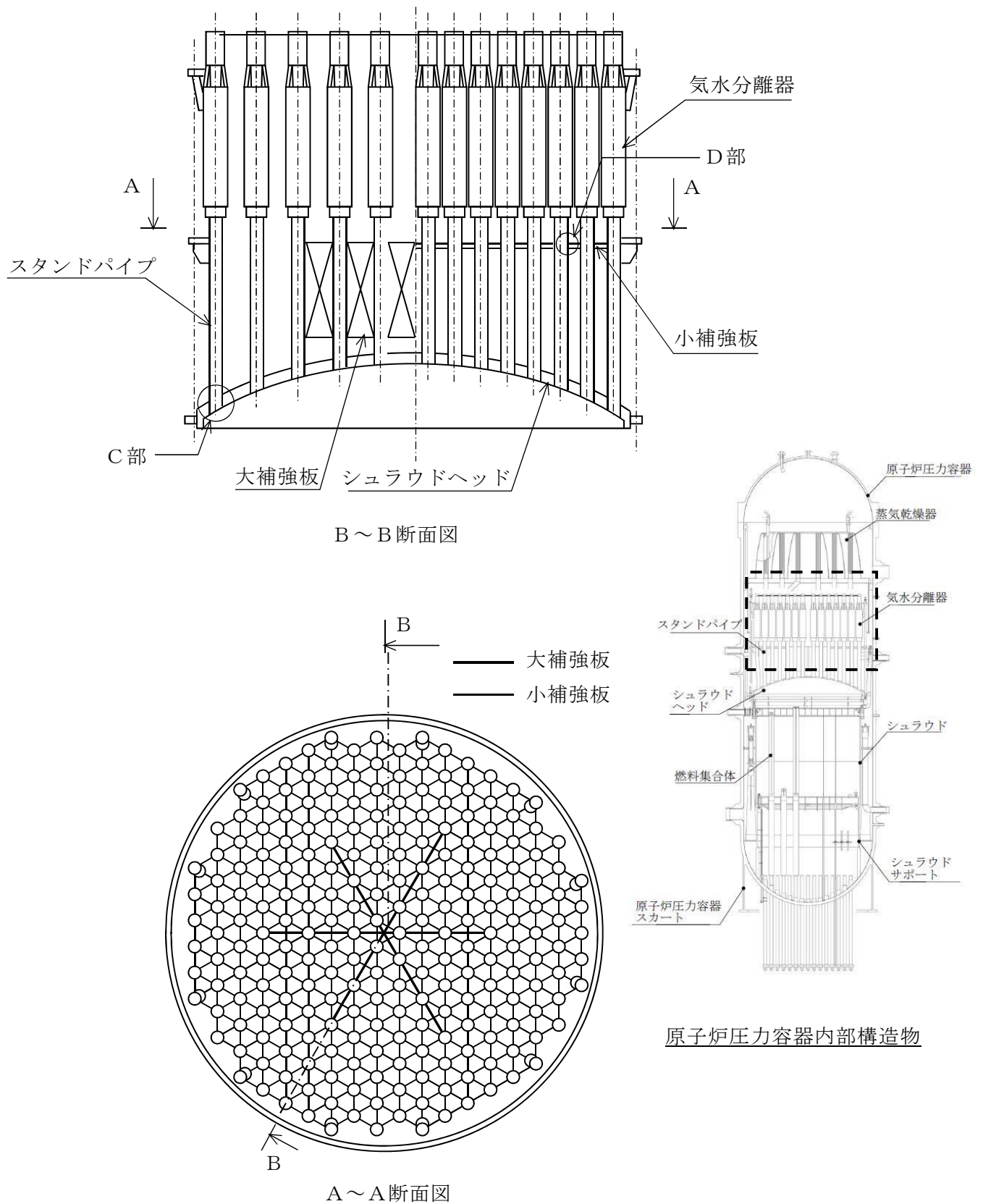


図 3 - 5 炉内構造物（気水分離器及びスタンドパイプ）構造概要図 (1/2)

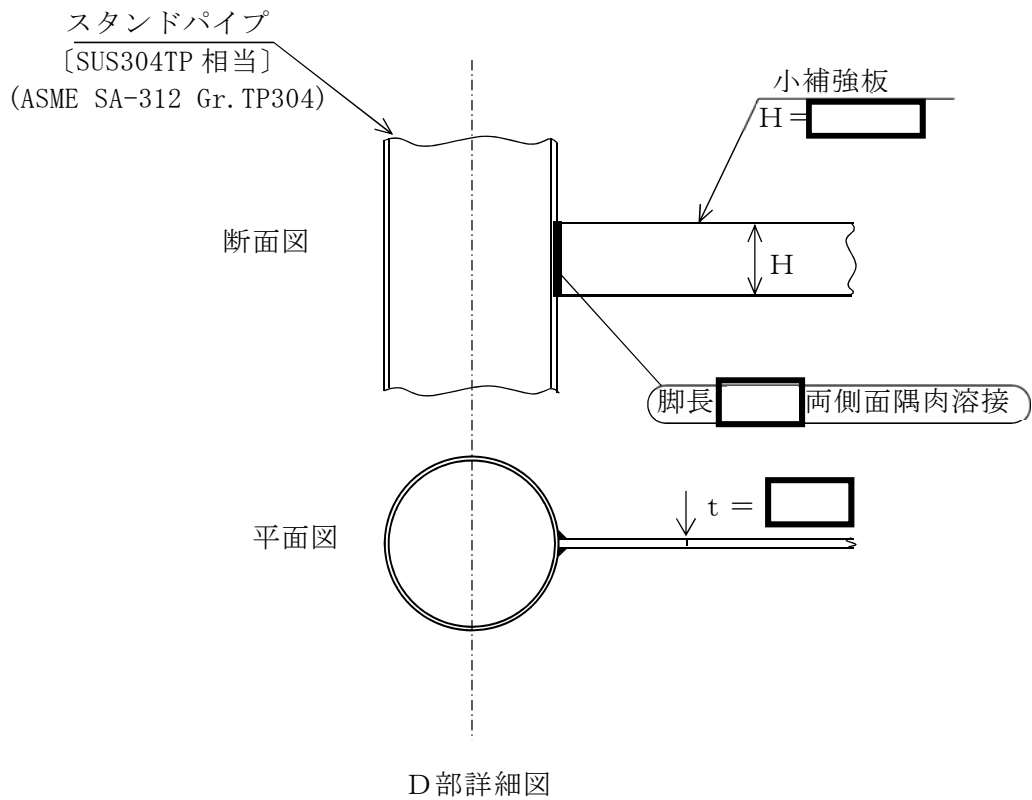
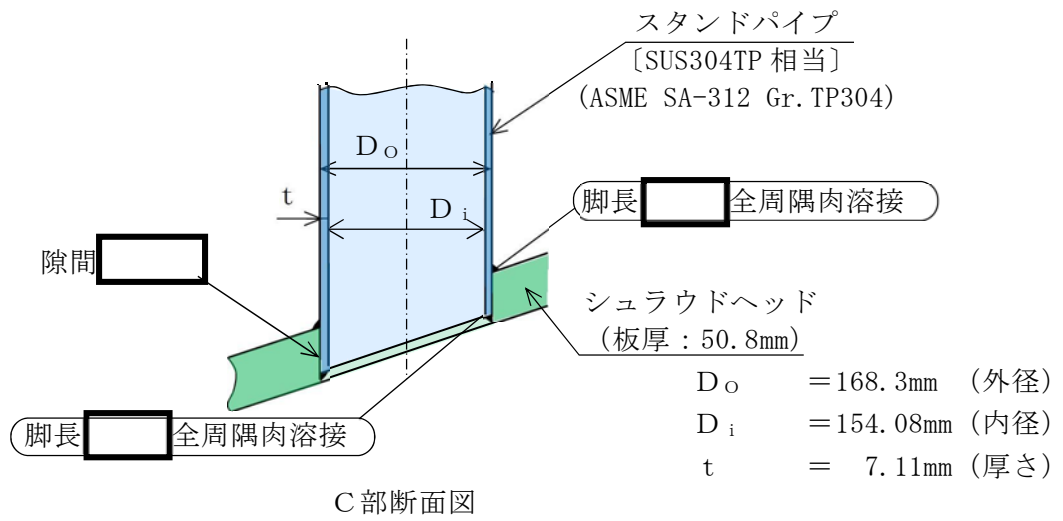
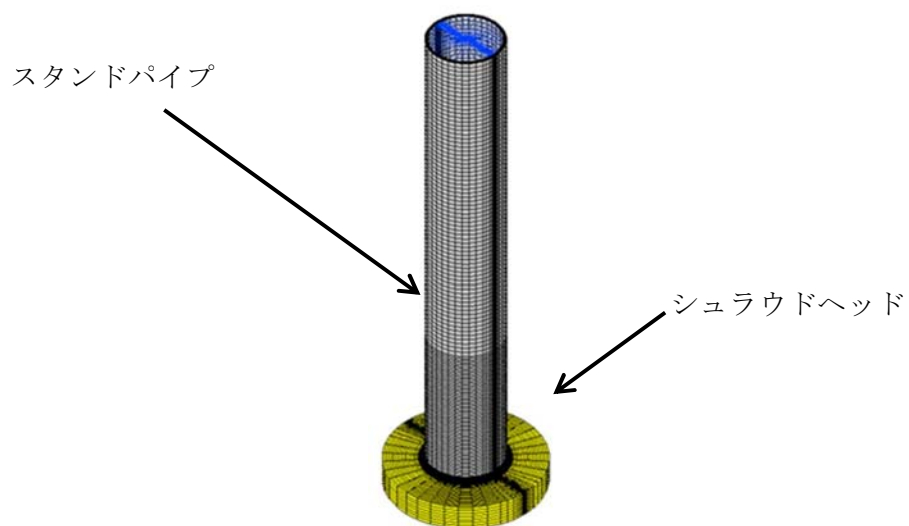


図 3 - 5 炉内構造物（気水分離器及びスタンドパイプ）構造概要図 (2/2)



溶接部

図 3 - 6 極限解析に用いる解析モデル概要図（中央位置）

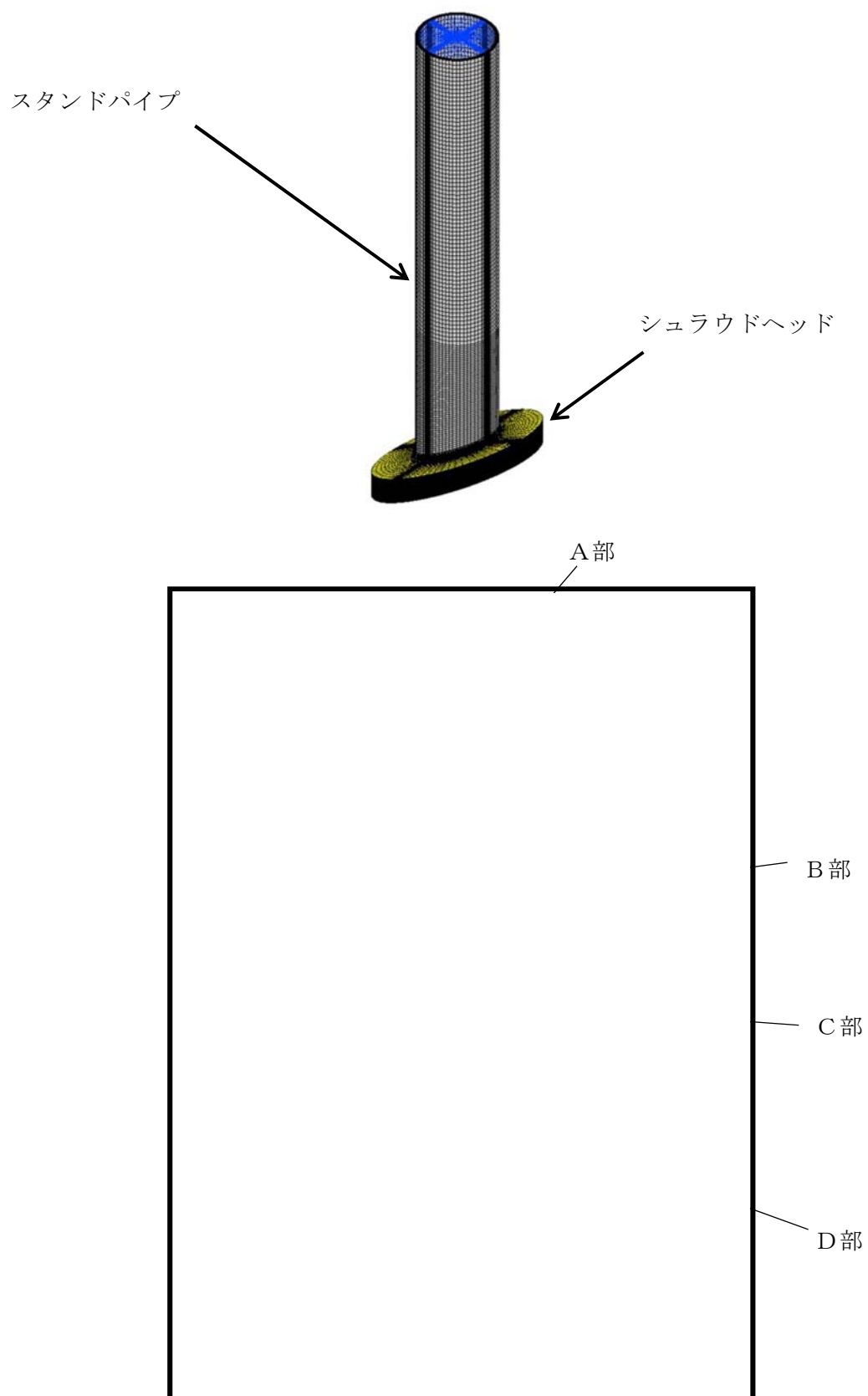
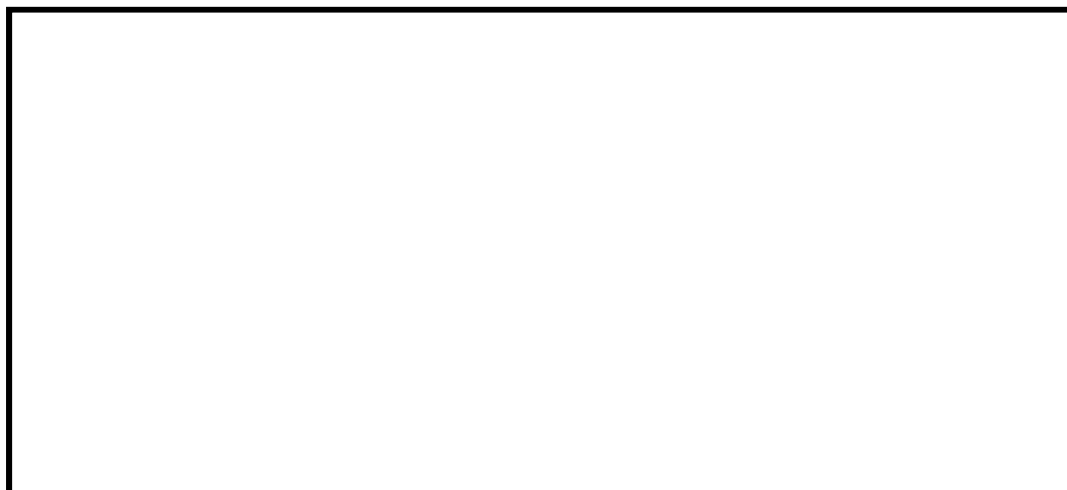


図 3 - 6 極限解析に用いる解析モデル概要図（最外周位置）



A 部詳細

B 部詳細



C 部詳細

D 部詳細

図 3－6 極限解析に用いる解析モデル概要図（最外周位置）

② 境界条件及び物性値

解析モデルの境界条件を図 3-7 に示す。境界条件として、モデル化したシュラウドヘッドの端部を完全固定としている。

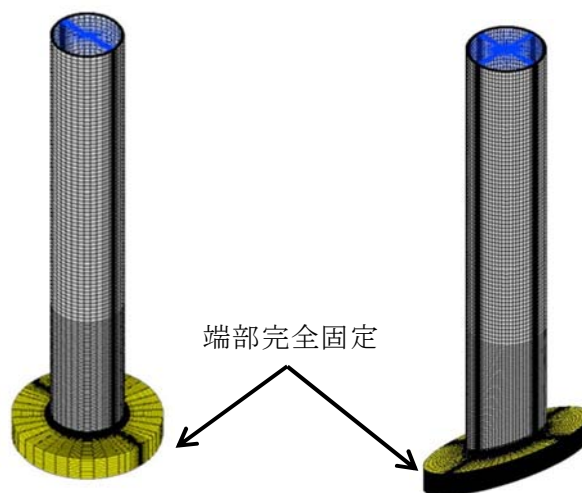


図 3-7 解析モデルの境界条件

解析モデルの物性値は、許容応力状態Ⅳ_AS における許容荷重を求める際には、J S ME 設計・建設規格 CSS-3160 に規定されているとおり、 $2.3S_m$ と $0.7S_u$ の小さい方を材料の降伏点とした弾完全塑性体、許容応力状態Ⅲ_AS における許容荷重を求める際には、同じく、 $1.5S_m$ を材料の降伏点とした弾完全塑性体を入力する(表 3-3, 図 3-8 参照)。また、シュラウドヘッドとスタンドパイプは溶接にて取り付けられており、溶接部は母材と同等の強度を有しているため、物性値は母材と同じとしている。

表 3 - 3 解析モデルに使用する材料の物性値

材料	ヤング率 $\times 10^5 [\text{MPa}]$	降伏応力 $[\text{MPa}]$		
		許容応力状態 $\text{IV}_{\text{A}}\text{S}$		許容応力状態 $\text{III}_{\text{A}}\text{S}$
		0.7Su	2.3Sm	1.5Sm
スタンドパイプ SUS304TP	1.76	273	264	172
シュラウドヘッド SUS304				

注：運転状態Ⅰ及びⅡの最高使用温度（301℃）に対する物性値を使用

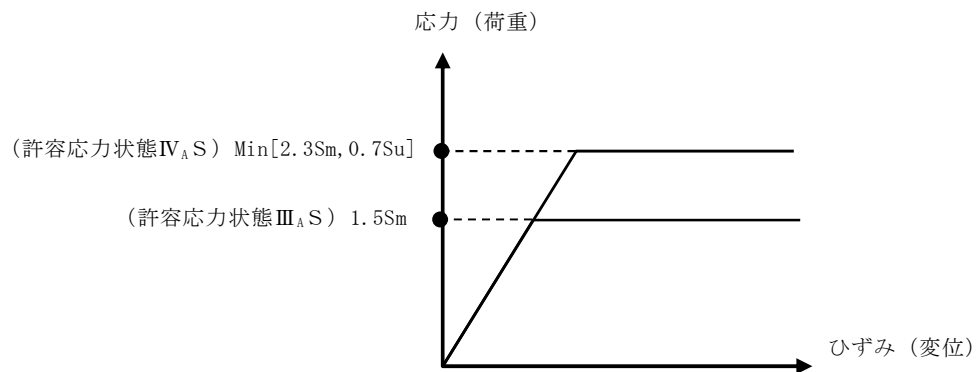


図 3 - 8 弾完全塑性体として応力とひずみの関係

③ 荷重の負荷

(1) 荷重の負荷に対する考慮

スタンドパイプはシュラウドヘッドとの取付部である付根部が構造不連続部であり評価上厳しい部位となるため、付根部が耐えることができる許容荷重を極限解析にて求める。

付根部の許容荷重と地震荷重との比較のため、地震荷重が有する 3 成分（水平荷重、鉛直荷重、モーメント）を有する負荷荷重とし、地震荷重の 3 成分のそれぞれの比率が等しくなるように負荷荷重を設定する。

また、荷重の負荷位置については、地震時に受ける荷重との整合性の観点から、モデル上端面から荷重を負荷する（以下、「入力荷重」という。）。

入力荷重に対して付根部が受ける荷重（以下、「出力荷重」という。）には、出力荷重の方が入力荷重の水平荷重によるモーメントの分だけ荷重が増加する。このため、出力荷重に対して地震荷重が有する 3 成分の比率が等しくなるように入力荷重を設定する。

(2) 荷重の負荷方向に対する考慮

a. 鉛直荷重方向

鉛直荷重の入力方向については、自重による荷重分だけ下向き方向の方が厳しい評価となるため、鉛直荷重は下向きとする。

b. 水平荷重方向

(a) 中心位置モデル

中心位置の水平荷重方向については、鉛直方向に対して軸対称モデルであることから、入力方向に対して許容荷重への影響はないと考えられるため、1 方向とする。

(b) 最外周位置モデル

最外周位置の水平荷重方向については、鉛直方向に対して面对称モデルであることから、入力方向に対して許容荷重への影響があると考えられることから入力方向に対する検討を行う。

具体的には、入力荷重を中心方向、中心方向と反対のリング方向、周方向の 3 ケースについて実施する。

c. モーメント方向

モーメントの入力方向については，中心位置及び最外周位置共に，地震荷重との方向の整合性の観点から水平荷重方向と同じ向きとする。

中心位置及び最外周位置の入力荷重方向を図 3－9 に示す。

(3) 入力荷重の設定

入力荷重と出力荷重の関係はつり合いの関係から，以下のとおりとなる。(図 3－10 参照)

a. 鉛直荷重

入力荷重と出力荷重は等しくなる

b. 水平荷重

入力荷重と出力荷重は等しくなる

c. モーメント

入力荷重に対して出力荷重は，水平の入力荷重と入力荷重位置と出力荷重位置の距離によるモーメントの分だけ荷重の絶対値は増加する。

(4) その他初期設定条件

入力荷重の他に初期設定条件として，圧力差(0.10MPa)による荷重及び自重による荷重を考慮する。

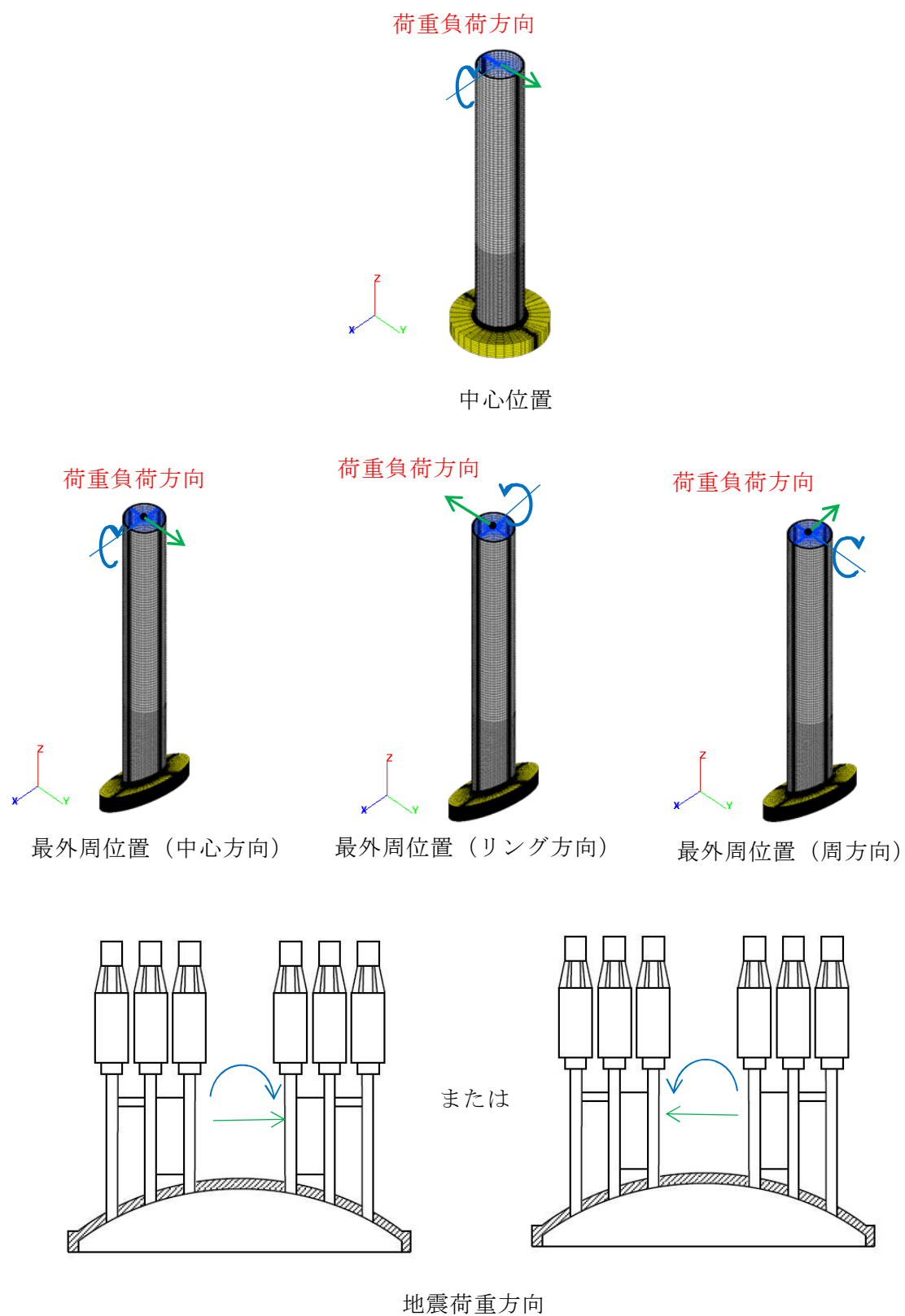
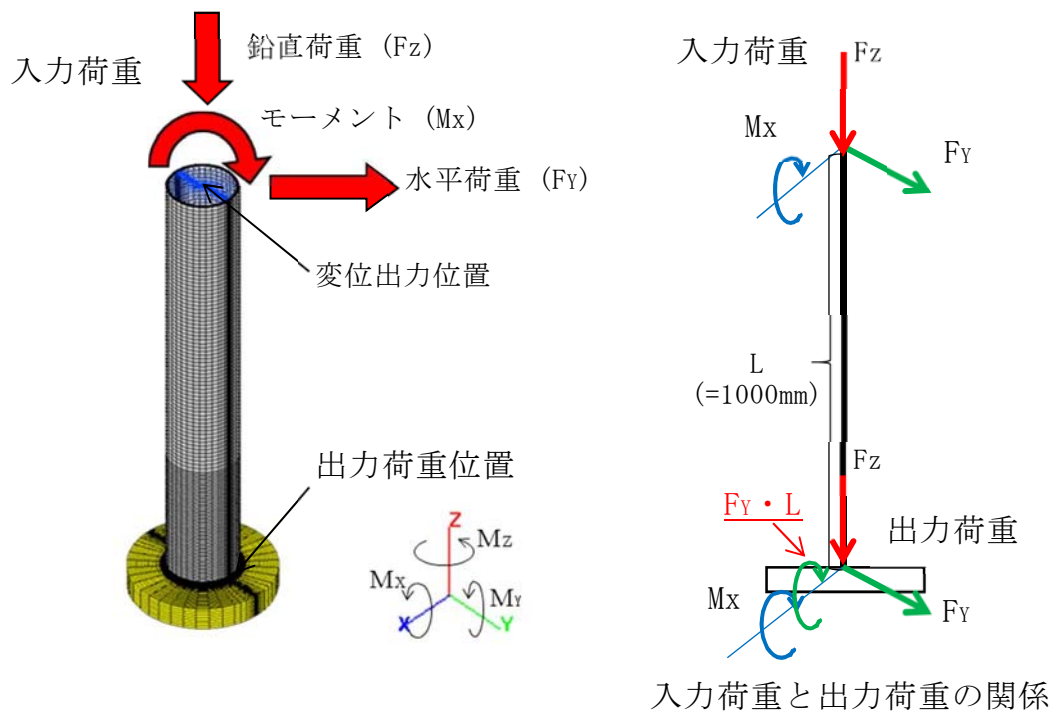


図 3 - 9 入力荷重の方向と地震荷重方向の関係



評価用入力荷重 (S s 地震用 倍率 1.0 倍時)

入力荷重成分		S s 地震評価用
鉛直荷重	$F_{z(IN)}$	-1819.26 [N]
水平荷重	$F_{y(IN)}$	10251.9 [N]
モーメント	$M_{x(IN)}^*$	-1.91312×10^7 [N・mm]

※スタンドパイプ付根部が受ける荷重（出力荷重）と地震荷重の鉛直，水平，モーメントの比率のそれぞれが等しくなるようにするため，入力荷重のモーメントは水平荷重 F_y によってスタンドパイプ付根部に発生するモーメント ($F_y \cdot L$) を出力荷重から除いた値としている。

入力荷重と出力荷重の関係

$$|M_{x(OUT)}| = |M_{x(IN)}| + |F_y \cdot L|$$

$M_{x(OUT)}$: 出力荷重（モーメント）

$F_y \cdot L$: 付根部までの距離 (L) により付根部に発生する荷重（モーメント）

評価用出力荷重 (S s 地震用 倍率 1.0 倍時)

出力荷重成分		S s 地震評価用
鉛直荷重	$F_{z(OUT)}$	-1819.26 [N]
水平荷重	$F_{y(OUT)}$	10251.9 [N]
モーメント	$M_{x(OUT)}$	-2.93831×10^7 [N・mm]

S s 地震荷重 (平均地震荷重)

荷重成分		S s 地震
鉛直荷重	F_z	-1819.26 [N]
水平荷重	F_y	10251.9 [N]
モーメント	M	-2.93831×10^7 [N・mm]

図 3 - 1 0 荷重の負荷

④ 荷重変位曲線の作成

入力荷重の倍率を段階的に増加させ付根部に荷重を負荷し、F E M解析にてその時の付根部の荷重（出力荷重）と変位（上端部中心位置）をプロットし、荷重－変位曲線を作成する（図 3－1 1 参照）。

なお、荷重－変位曲線の荷重は出力荷重を S_s 又は S_d 地震荷重で除した各地震荷重に対する荷重倍率で示す。

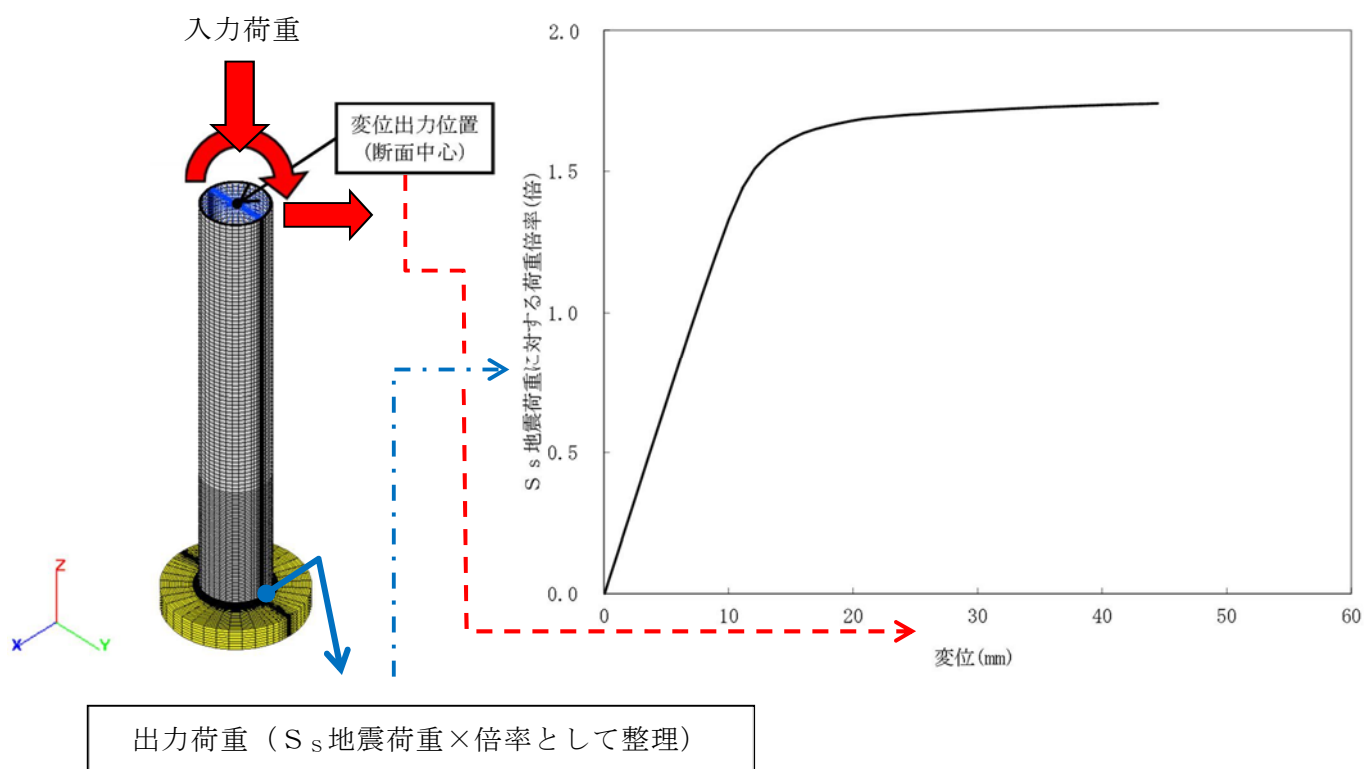


図 3－1 1 荷重変位曲線の作成 (S_s 地震に対する評価の例，中心位置の場合)

⑤ 崩壊荷重の下限 (P_{cr}) の算定

④にて作成した荷重変位曲線を基に崩壊荷重の下限 (P_{cr}) を算定する。

S_s 地震時及び S_d 地震時の崩壊荷重の下限 (P_{cr}) の算定結果を図3-12～17及び表3-4に示す。 S_s 地震荷重及び S_d 地震荷重は時刻歴応答解析に地盤物性のばらつきに対する考慮として、それぞれの地震荷重を1.5倍している。また、最外周の S_d 地震時については、 S_s 地震荷重に対して裕度が低い周方向ケースにて代表して評価を実施している。

ここで、崩壊荷重の下限は、J S M E 設計・建設規格 CSS-3160 から「荷重とそれによる変形量の関係直線に対して、弾性範囲の関係曲線の勾配の2倍の勾配を有する直線が交わる点に相当する荷重」と定義されている(図3-18参照)。

崩壊荷重とは、ひずみ硬化を含まない理想的な弾完全塑性体の材料からなる構造物が荷重を受けて、全断面降伏又は座屈限界に達し、これ以上の荷重を加えると構造物が不安定になって変形が際限なく増加するときの荷重をいう。

算定結果から中央位置と最外周位置では若干ではあるが中央位置のほうが厳しい結果となっている。これは、3次元FEMモデルで詳細にモデル化した場合、斜めに取り付く方が付根部の溶接長さが若干増加し、 P_{cr} が増加したものと考えられる。

今回の極限解析では直接荷重を負荷することにより付根部に局所応力の影響を受けないようシュラウドヘッドからの距離を十分に取り観点から、モデル長さを1000mmとし、荷重を負荷し、その位置での変位を変位出力位置としている。モデル長さを変化させた場合、出力荷重である付根部の荷重は上端面からの入力荷重にモデル長さが変わることによって生じる水平荷重によるモーメントの影響を考慮していることから変化しない。

モデル長さを1000mmから1500mmに変化させた場合の荷重変位曲線を図3-19図に示す。変位量は変化するが、長さを変えた場合においても崩壊荷重の下限 (P_{cr}) に対して影響がないことを確認した。これは、構造物が不安定になって変形が際限なく増加するときの挙動は構造不連続部である付根部によるものであり、モデル長さを変化させた場合においても、変形挙動は変化しないためである。

崩壊荷重の下限 (P_{cr}) での応力・ひずみ分布図を図3-20～23に示す。スタンドパイプとシュラウドヘッドの付根部に最大応力・ひずみが発生し、約13%の相当塑性ひずみが断面内の極一部で発生しているが、断面全体としては塑性域が広がっておら

ず、塑性崩壊は起きていない。

また、スタンドパイプの材料であるオーステナイト系ステンレス鋼は延性材料であり、材料の伸びの規格値は34%である。今回の最大ひずみが生じている箇所は溶接部であるが、これに比べても十分に小さい。極限解析は、規格に基づき弾完全塑性体としてモデル化し評価を実施しているため、本評価体系においても保守性を有している。以上から局所的に生じている約13%相当のひずみにより崩壊は至らないものとする。

シュラウドヘッドに差し込まれたスタンドパイプとシュラウドヘッドとの間の変位は微小であり、スタンドパイプとシュラウドヘッドが接触していないことを確認している。これは、シュラウドヘッドに差し込まれたスタンドパイプは両端を溶接で固定することで、変位が微小になったものとする。

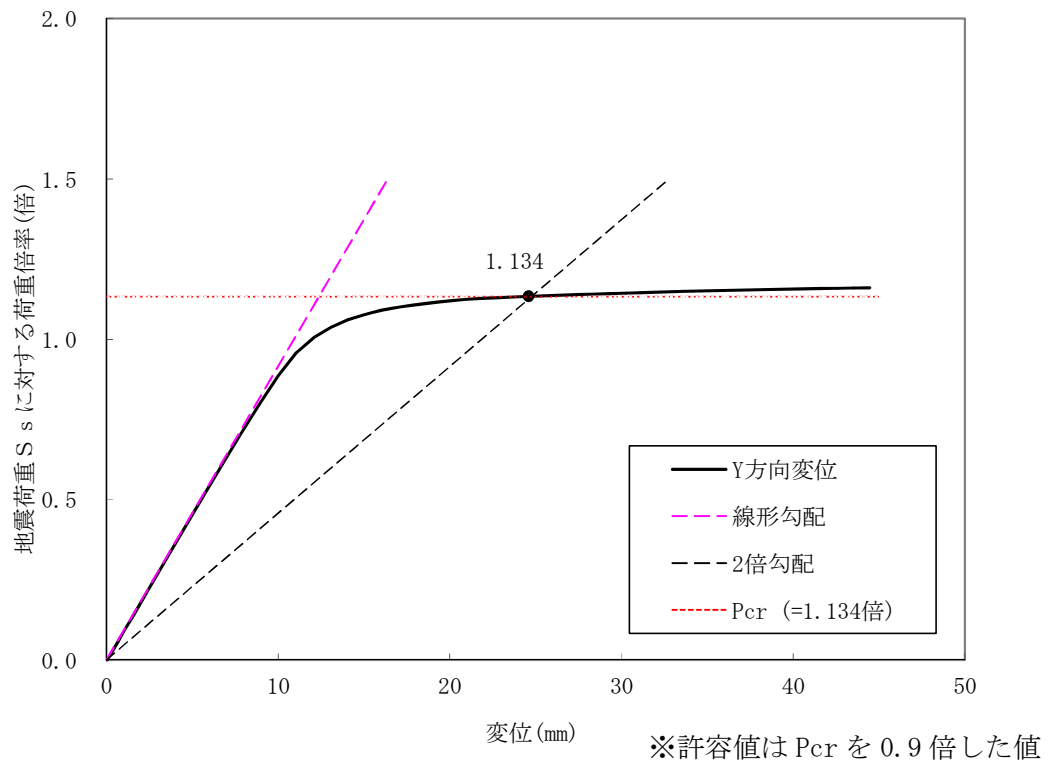


図 3-12 S_s 地震時の崩壊荷重の下限の算定結果 (中心位置)

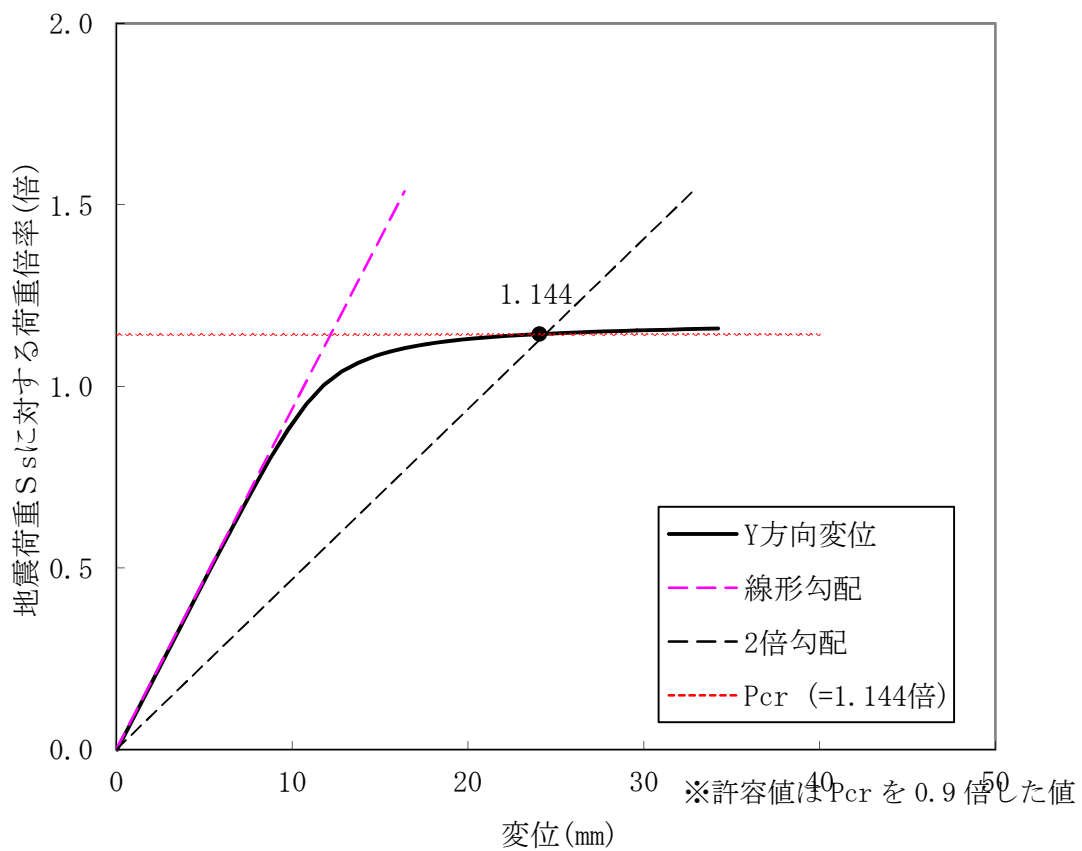


図 3-13 S_s 地震時の崩壊荷重の下限の算定結果
(最外周位置 中心方向に荷重負荷)

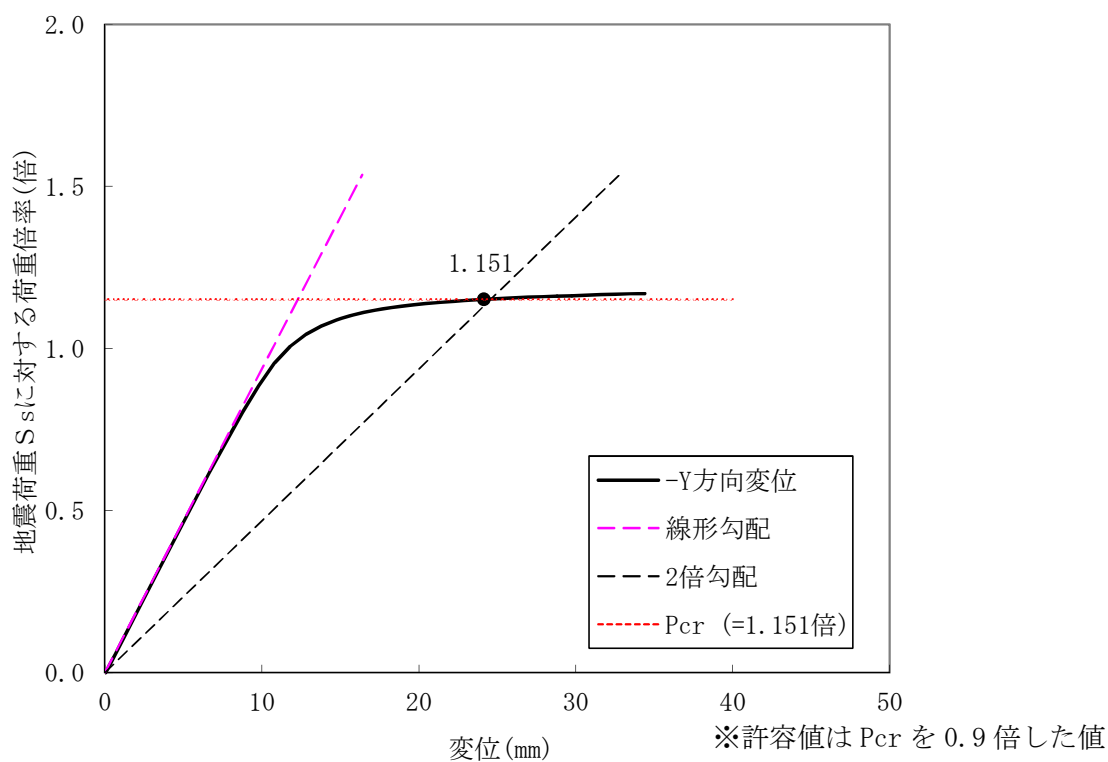


図 3-14 S_s地震時の崩壊荷重の下限の算定結果

(最外周位置 リング方向に荷重負荷)

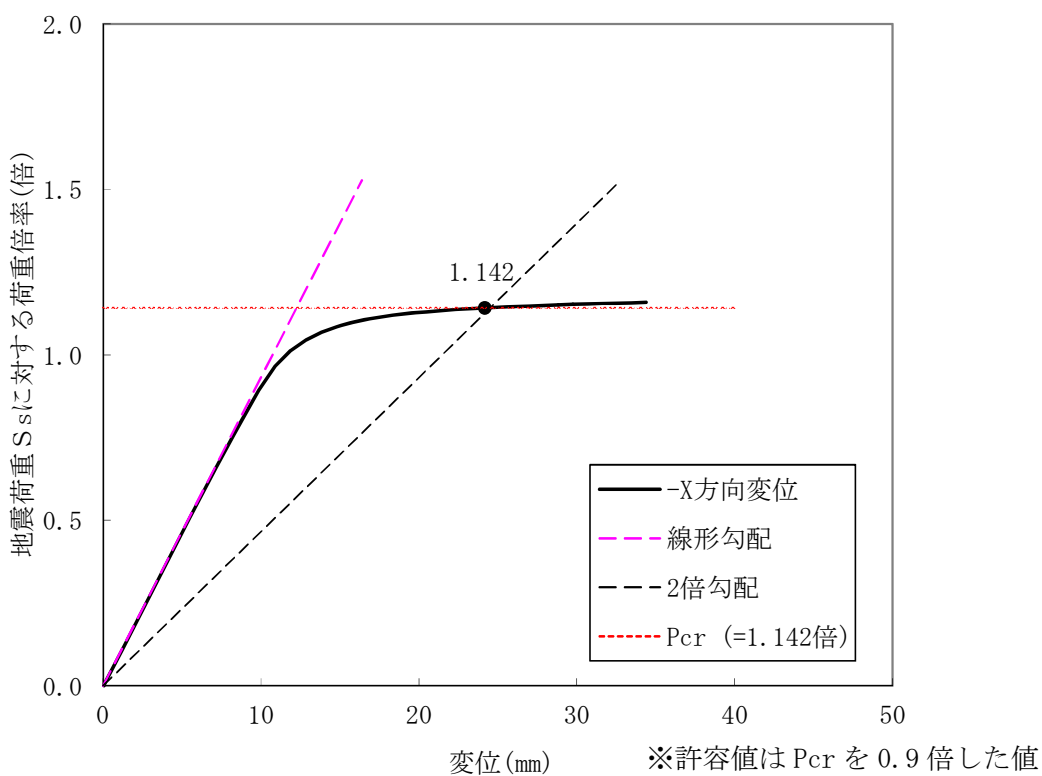


図 3-15 S_s地震時の崩壊荷重の下限の算定結果

(最外周位置 周方向に荷重負荷)

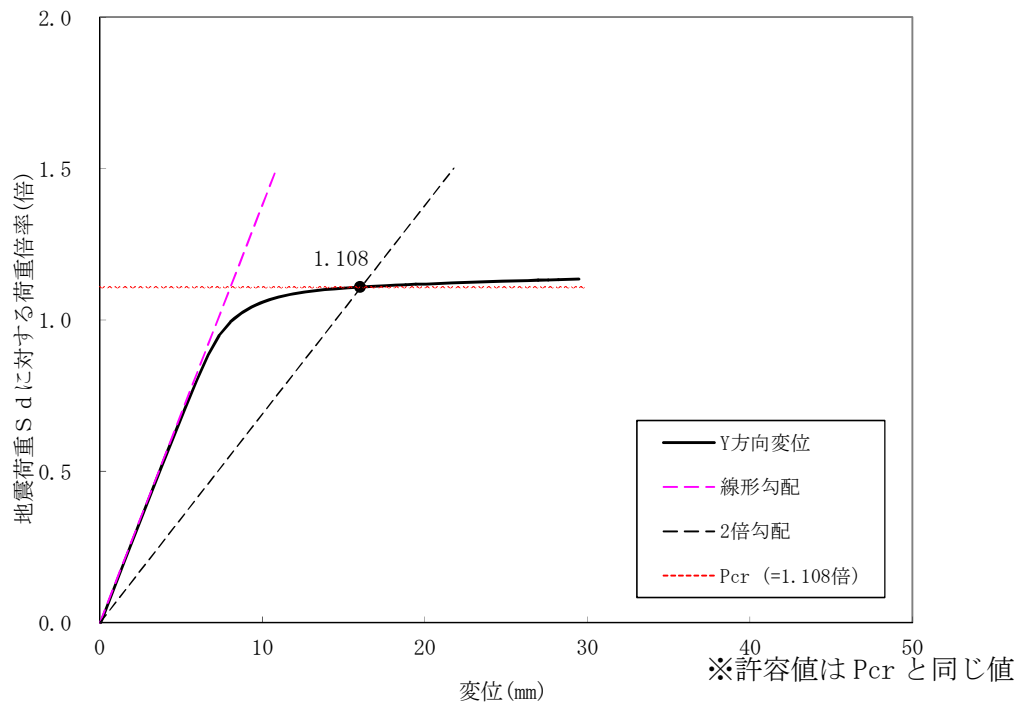


図 3-16 S_d 地震時の崩壊荷重の下限の算定結果（中心位置）

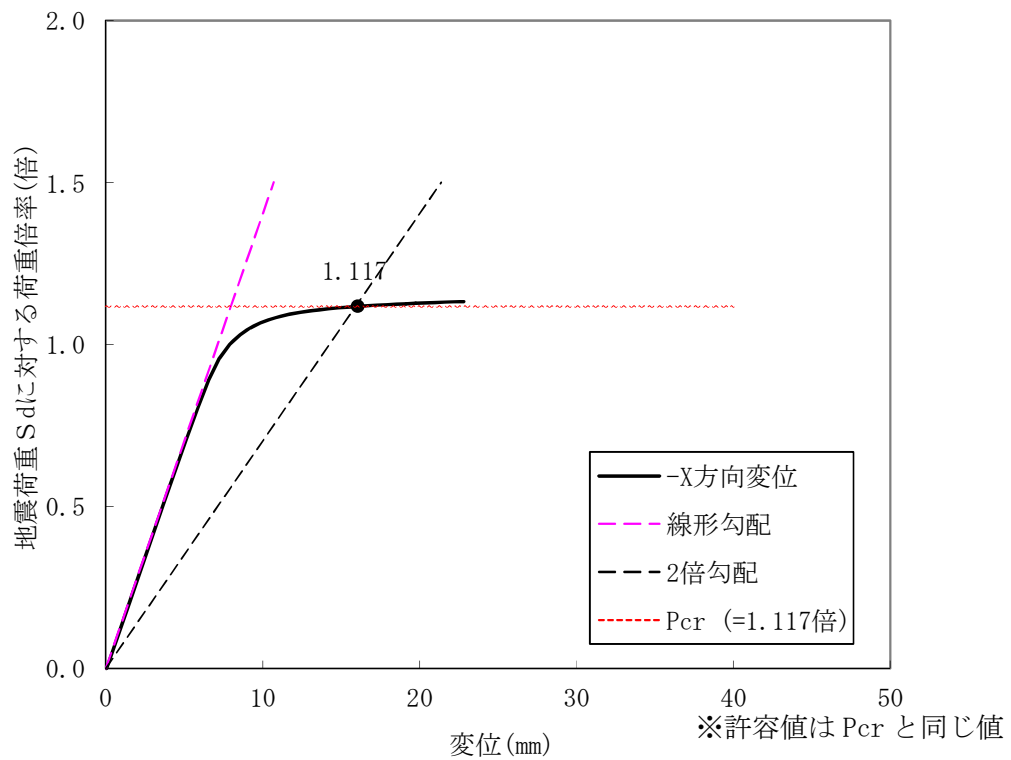


図 3-17 S_d 地震時の崩壊荷重の下限の算定結果（最外周位置 周方向に荷重負荷）

表 3－4 崩壊荷重の下限の算定結果

スタンドパイ プ位置	水平力及びモー メント負荷方向	許容応力状 態	裕度 (P_{cr} /地震荷重)	裕度 (許容荷重/地震荷重)
中央部	—	$IV_A S$	1.134	1.02
最外周部	中心方向	$IV_A S$	1.144	1.02
	リング方向	$IV_A S$	1.151	1.03
	周方向	$IV_A S$	1.142	1.02
中央部	—	$III_A S$	1.108	1.10
最外周部	周方向※	$III_A S$	1.117	1.11

※：中心方向，リング方向，周方向のうち $IV_A S$ の裕度が最も低いものを実施

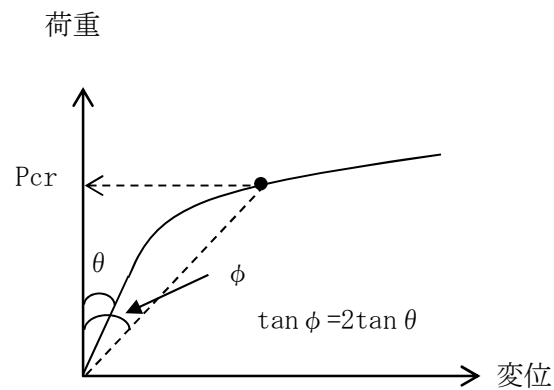
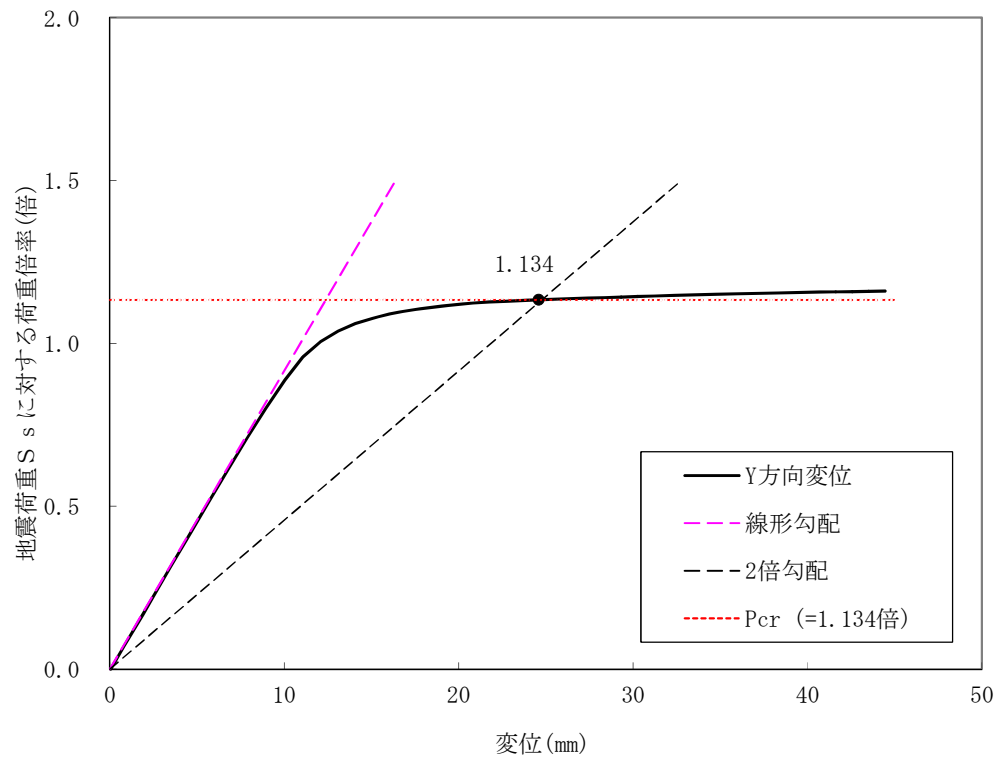
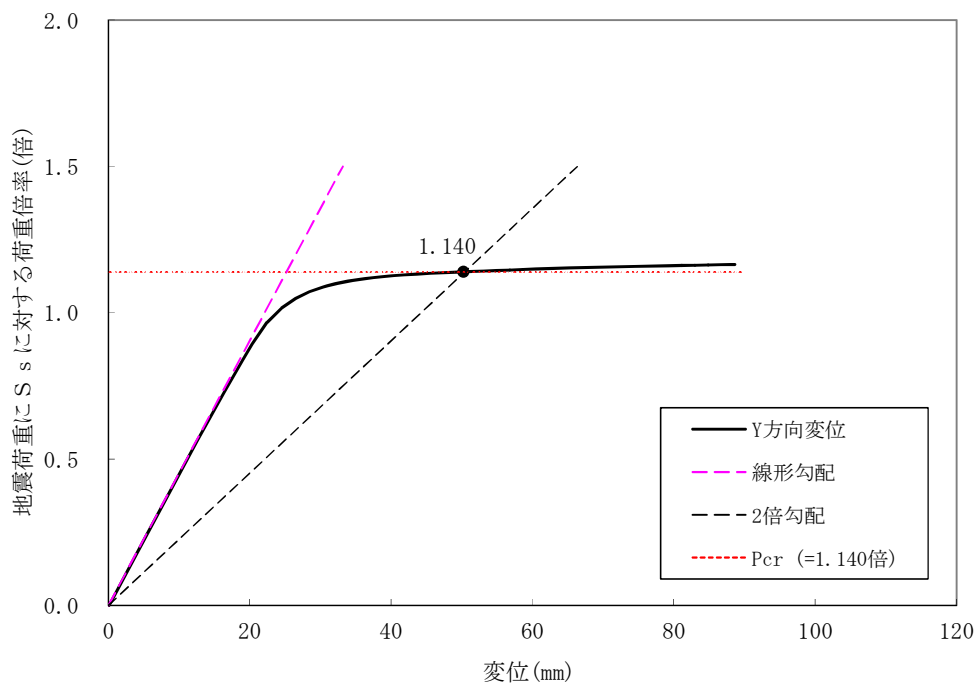


図 3－18 崩壊荷重の下限 (P_{cr}) の定義

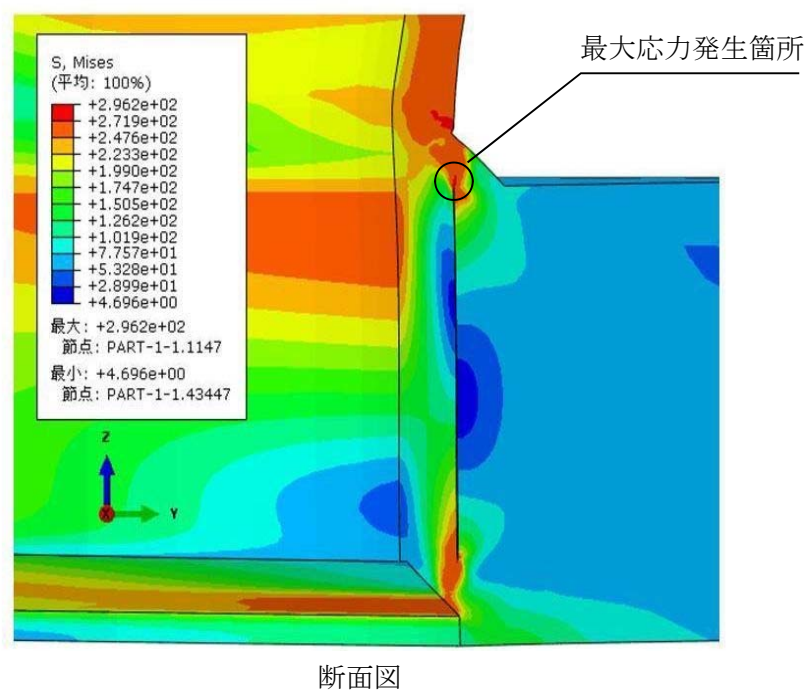
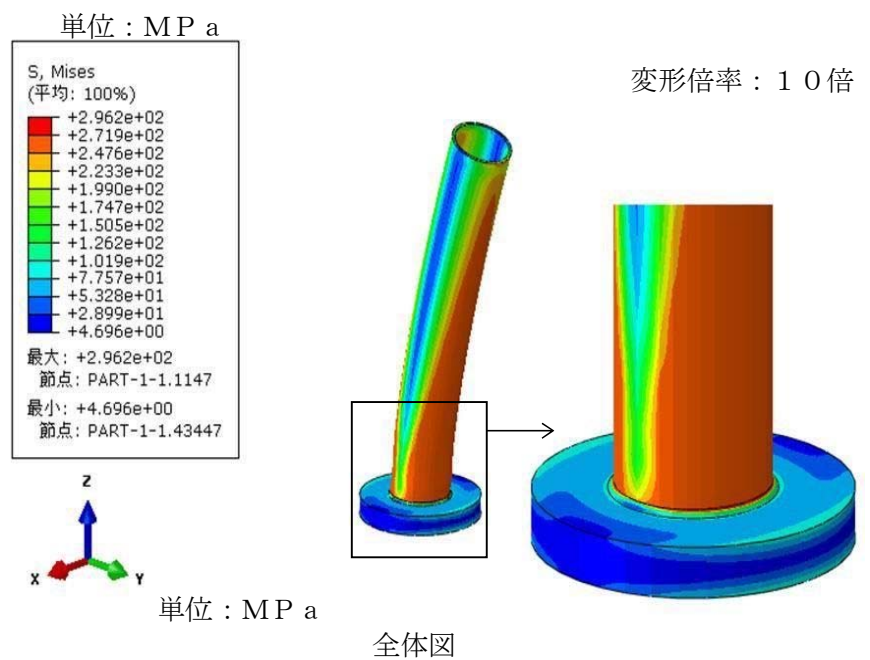


モデル長さ 1000mm の場合



モデル長さ 1500mm の場合

図 3-19 長さを変化させた場合の極限解析結果



応力分布図

図3-20 崩壊荷重の下限 (P_{cr}) での応力・ひずみ分布 (中心位置) (1/5)

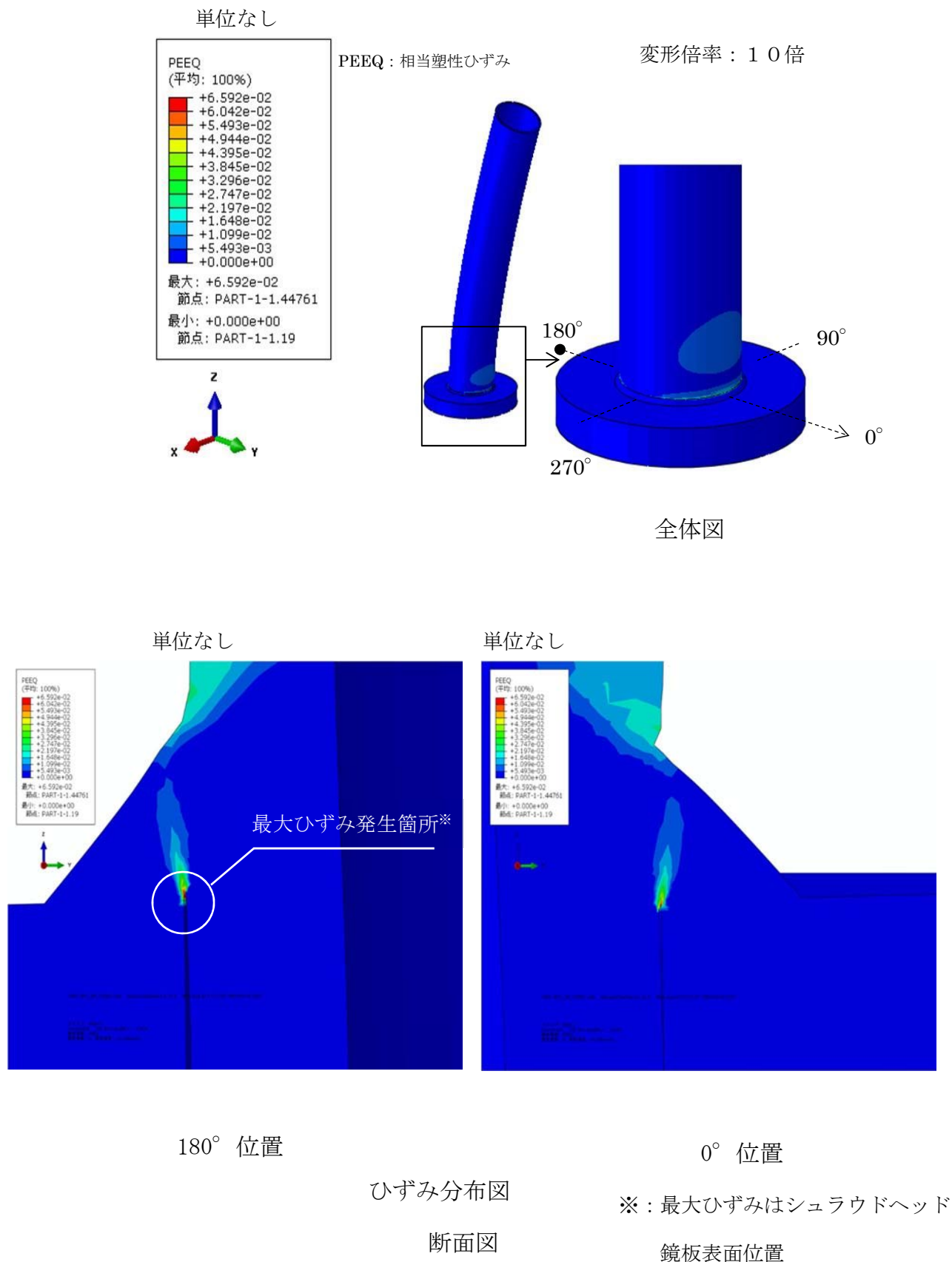


図 3-20 崩壊荷重の下限 (Pcr) での応力・ひずみ分布図 (中心位置) (2/5)

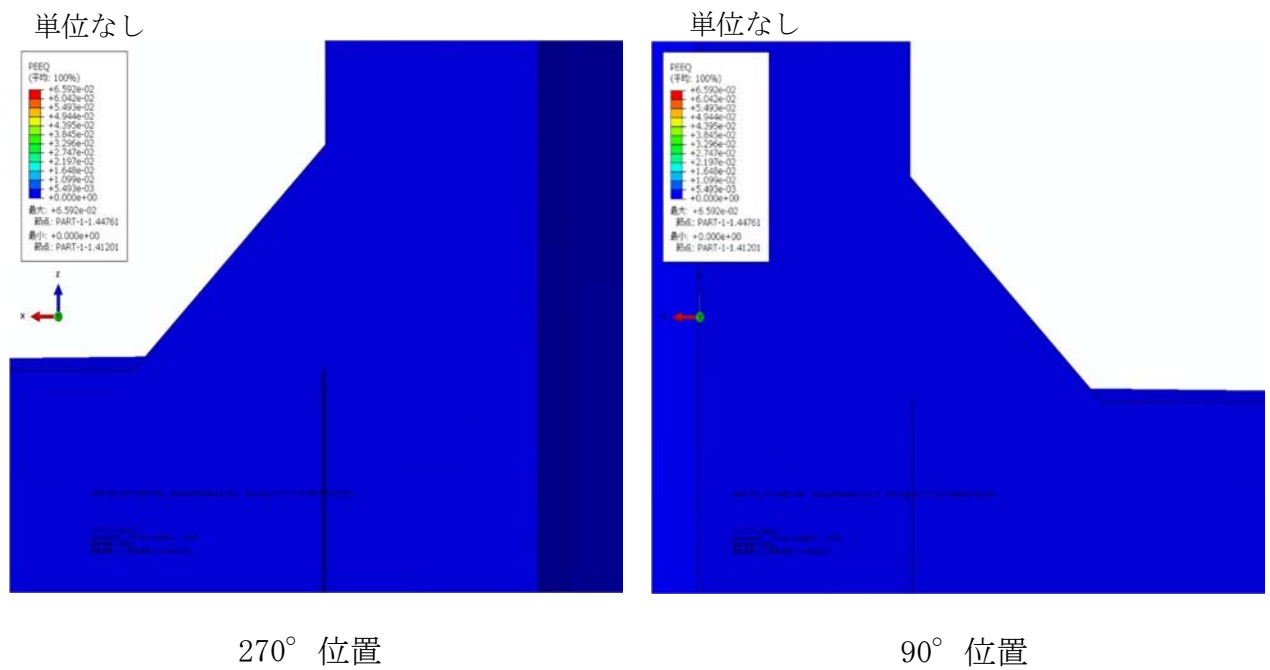
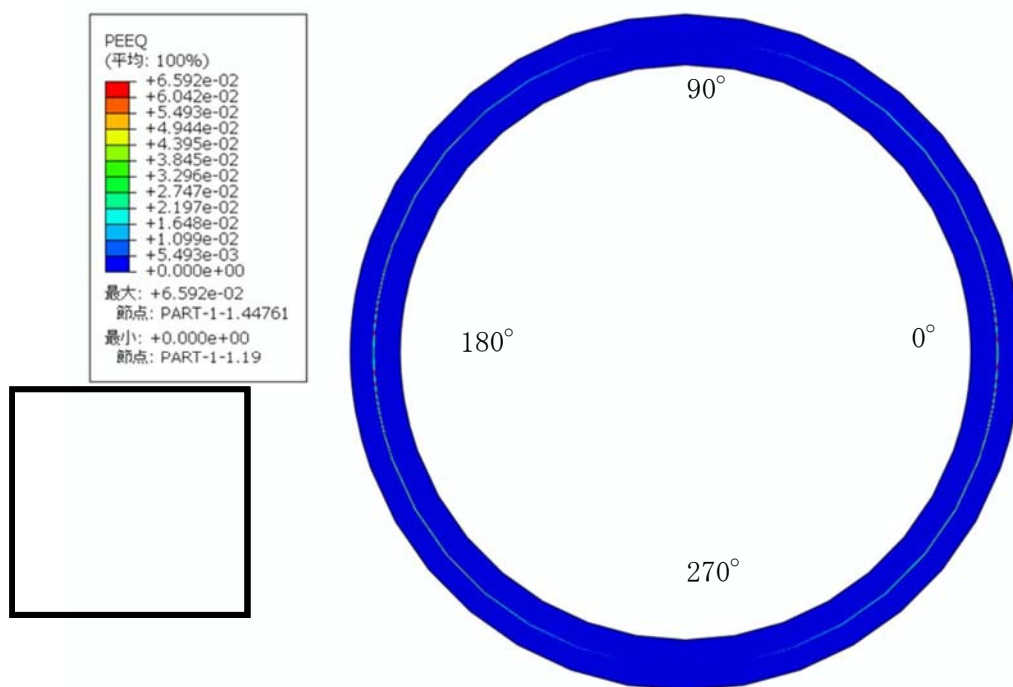


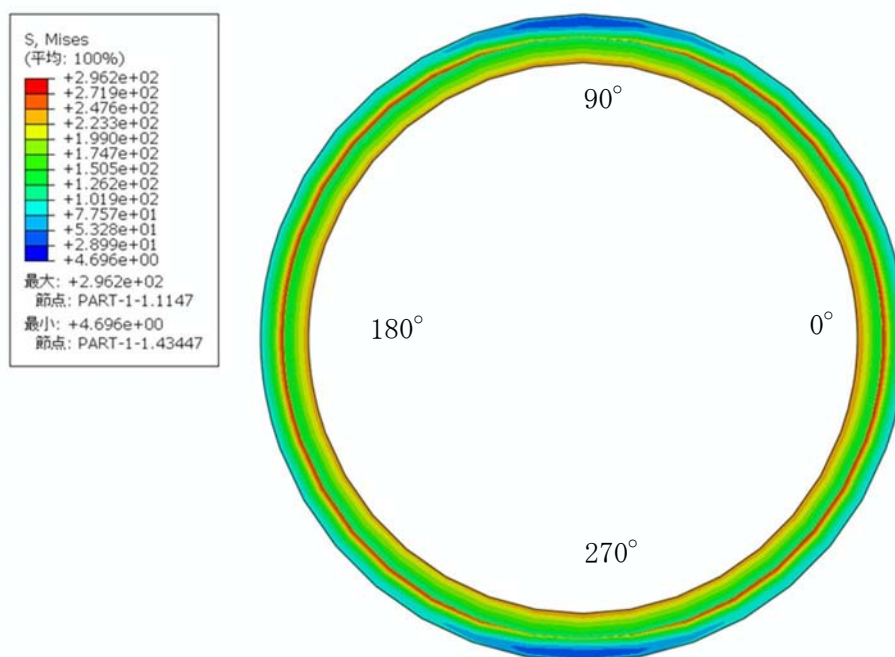
図 3 - 2 0 崩壊荷重の下限 (Pcr) での応力・ひずみ分布図 (中心位置) (3/5)

単位なし



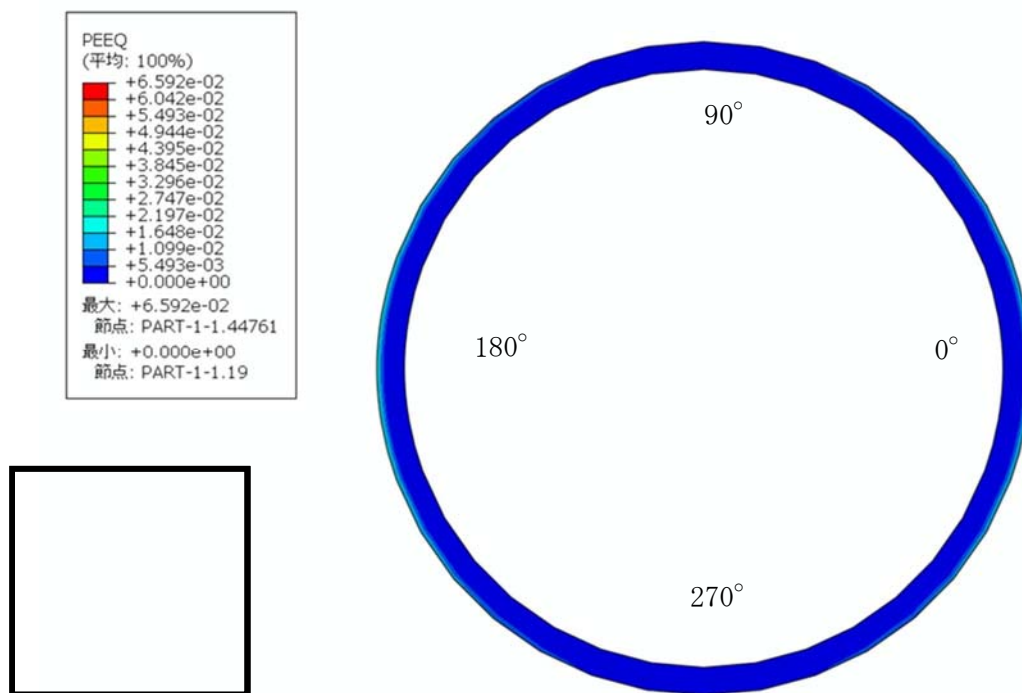
ひずみ分布図（平面図） 最大ひずみ発生位置高さ

単位:MP a

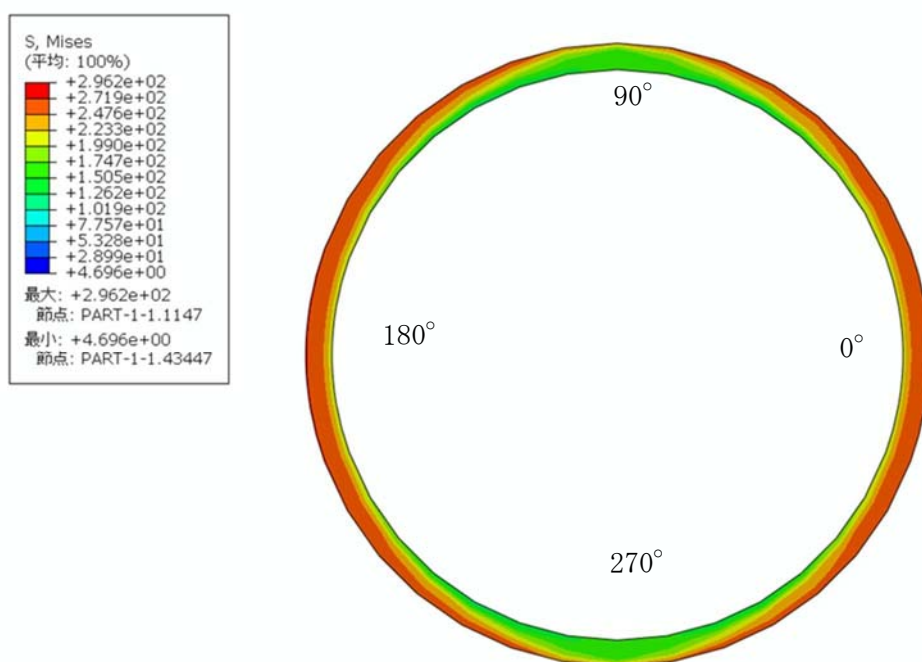


応力分布図（平面図） 最大ひずみ発生位置高さ

図 3 - 2 0 崩壊荷重の下限 (Pcr) での応力・ひずみ分布図(4/5)

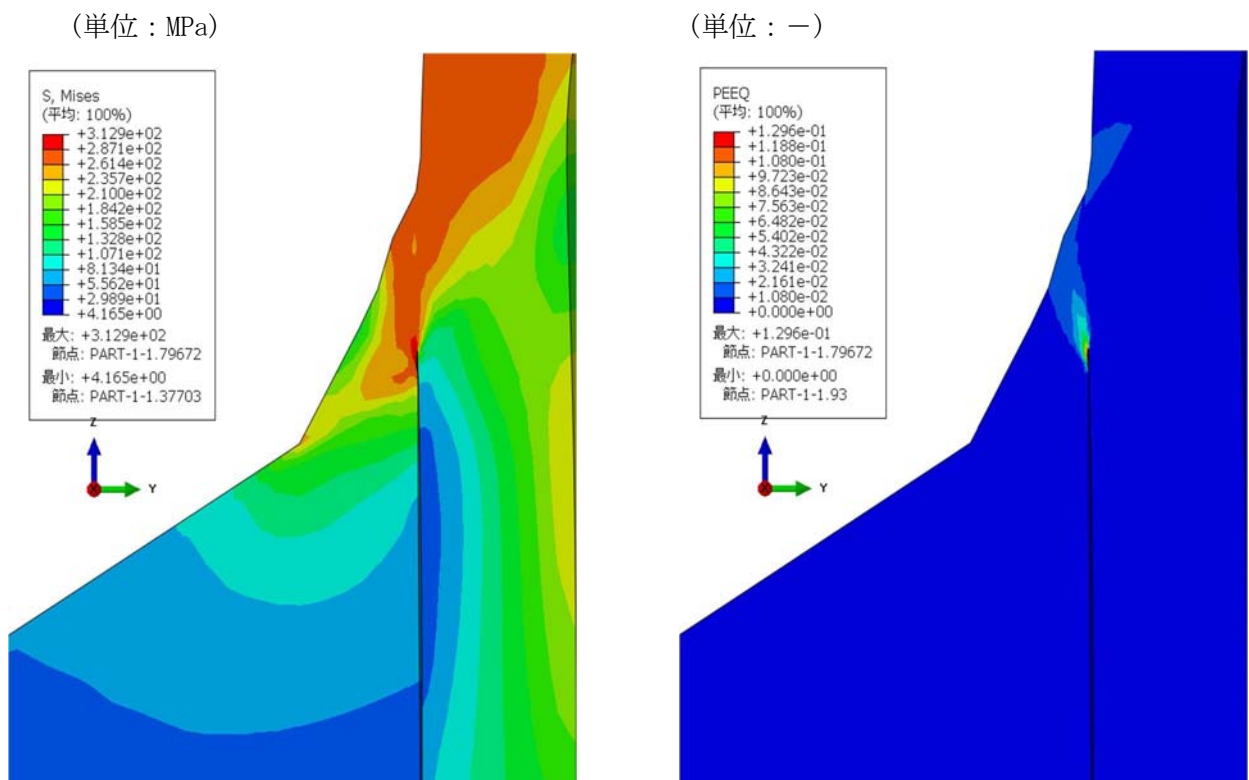
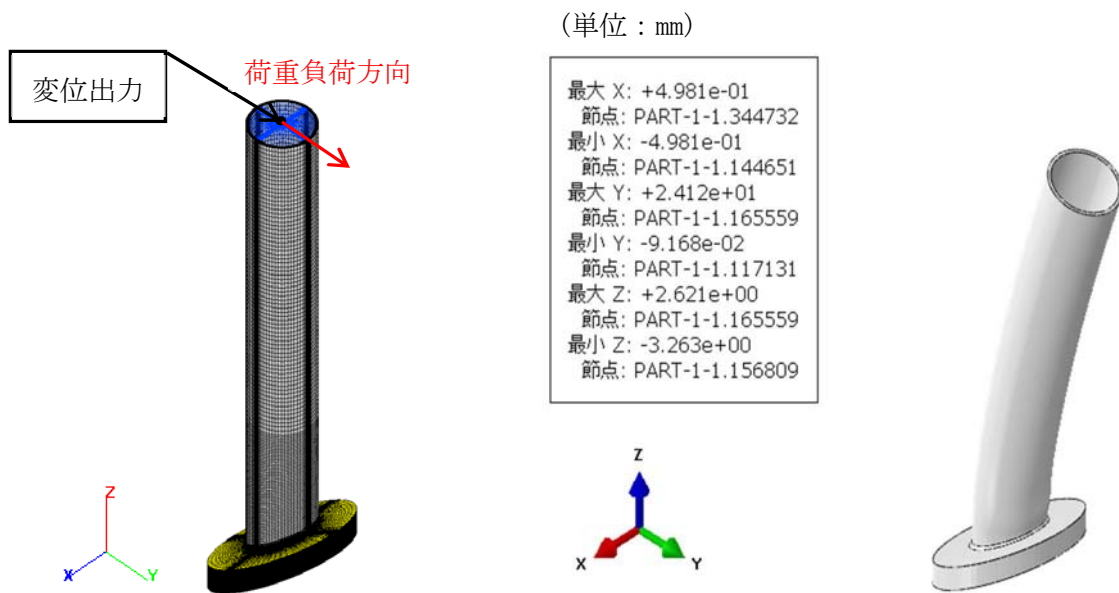


ひずみ分布図（平面図）隅肉溶接上端を含む位置



応力分布図（平面図）（隅肉溶接上端を含む位置）

図 3 - 2 0 崩壊荷重の下限 (P_{cr}) での応力・ひずみ分布図 (5/5)



応力分布図(引張側断面)

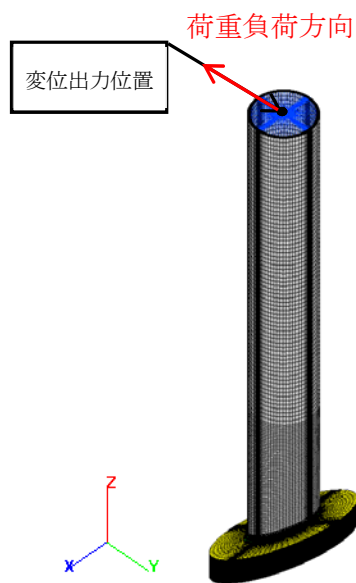
(2 倍勾配交点)

ひずみ分布図(引張側断面)

(2 倍勾配交点)

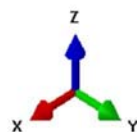
図 3 - 2 1 崩壊荷重の下限 (P_{cr}) での応力・ひずみ分布図

(最外周位置 中心方向に荷重負荷)

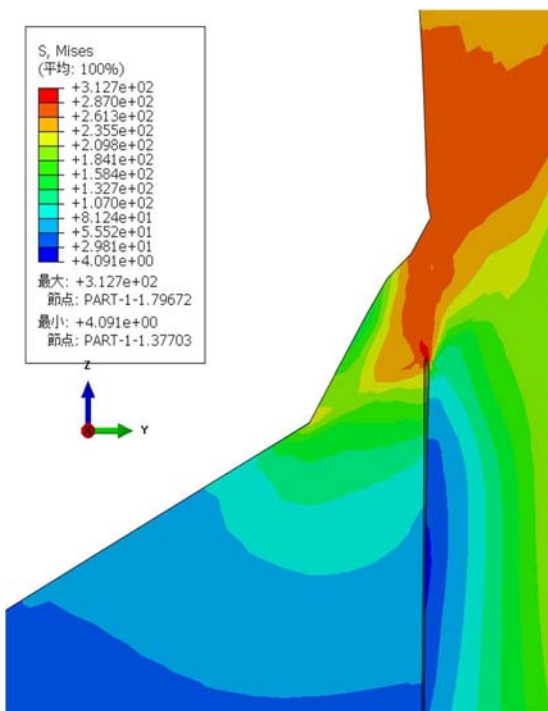


(単位 : mm)

最大 X: +4.248e-01
 節点: PART-1-1.144551
 最小 X: -4.248e-01
 節点: PART-1-1.344632
 最大 Y: +9.590e-02
 節点: PART-1-1.117126
 最小 Y: -2.421e+01
 節点: PART-1-1.156809
 最大 Z: +2.607e+00
 節点: PART-1-1.156809
 最小 Z: -3.327e+00
 節点: PART-1-1.165559



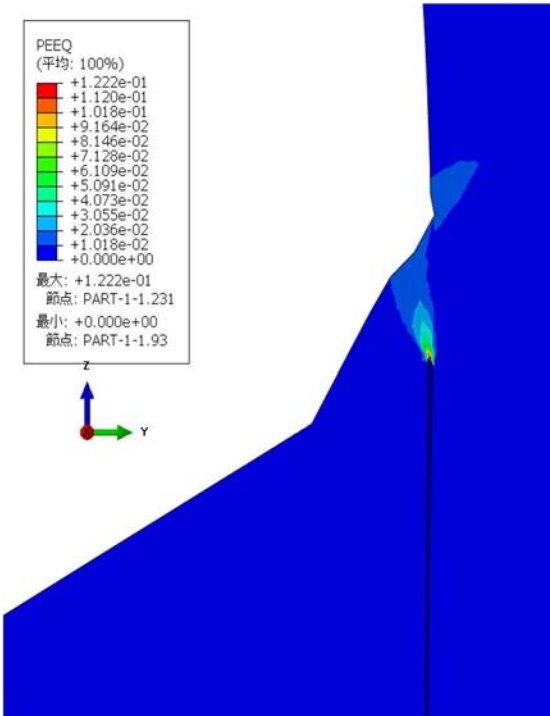
(単位 : MPa)



応力分布図 (圧縮側断面)

(2 倍勾配交点)

(単位 : -)



ひずみ分布図 (圧縮側断面)

(2 倍勾配交点)

図 3 - 2 2 崩壊荷重の下限 (P_{cr}) での応力・ひずみ分布図

(リング方向に荷重負荷)

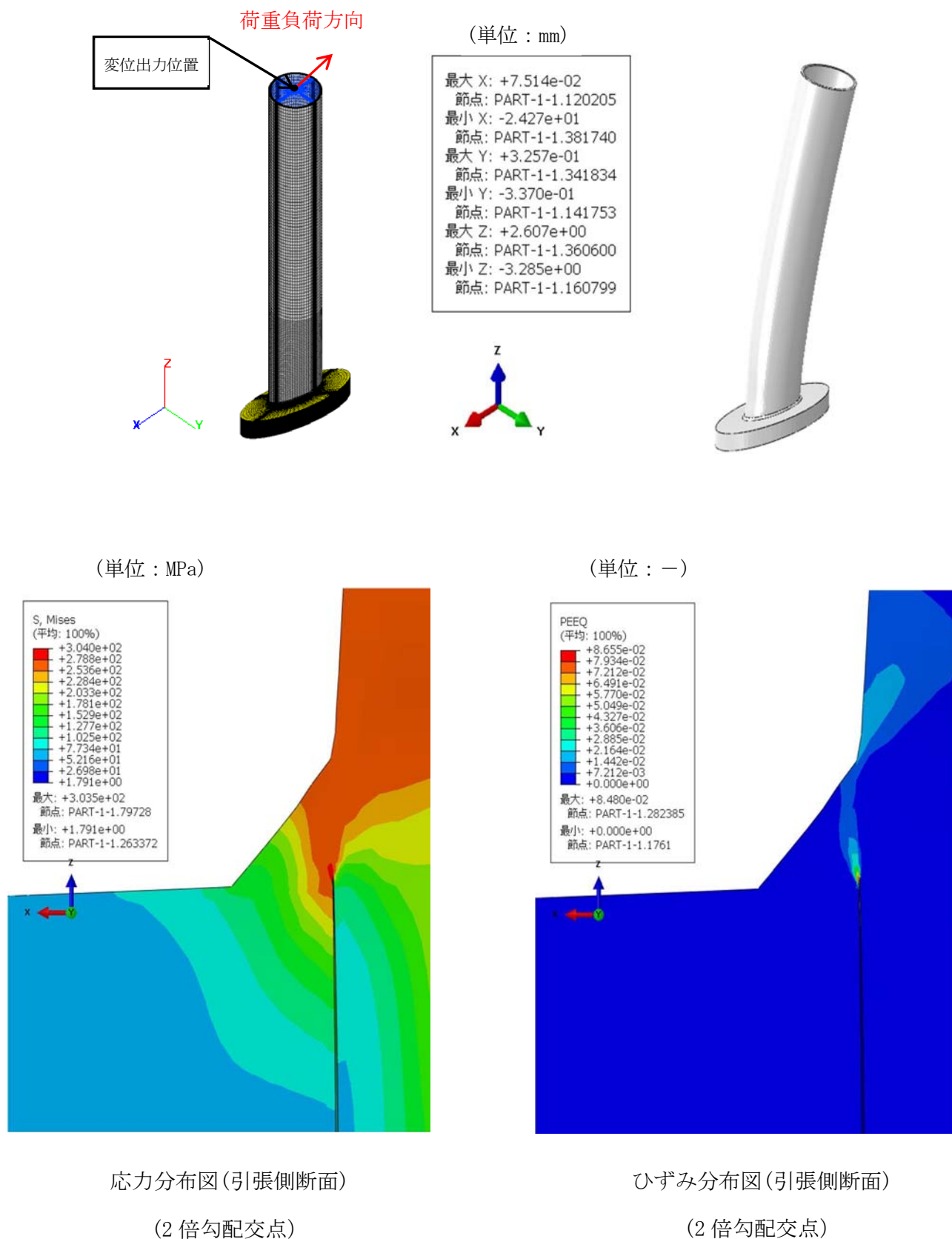


図 3 - 2 3 崩壊荷重の下限 (P_{cr}) での応力・ひずみ分布図
(周方向に荷重負荷)

(3) 極限解析に対する試験による確認

スタンドパイプにおける今回工認の申請は、極限解析を用いてスタンドパイプ部の有する耐力が地震荷重以上であることを確認することで、地震時における健全性を評価している。極限解析は、これまでの工認での適用例としてPWRの炉内構造物での適用実績はあるが、表3-5に示すように、適用範囲及び解析手法は同じであるものの、適用部位が異なる。なお、先行PWRと同様に東海第二発電所のスタンドパイプへの極限解析の結果が保守性を有することを補足的に確認する観点から、縮尺の試験体を用いた試験を行う。

表3-5 先行実績と東海第二との比較

	先行PWR	東海第二
適用範囲	炉内構造物	同左
適用部位	ラジアルサポート	スタンドパイプ
適用規格	J S M E 設計・建設規格 CSS-3160	同左
解析手法	3次元FEMによる 弾塑性解析	同左

4. 試験による確認について

4.1 はじめに

東海第二の気水分離器及びスタンドパイプのうち、スタンドパイプの耐震評価においては、今回工認では、極限解析を用い、スタンドパイプの耐力が地震荷重以上であることを確認することで地震時における健全性を評価している。極限解析はこれまでの工認で適用例が少ないため、実機スタンドパイプ及びシュラウドヘッドの一部を縮尺模擬体として試験を実施し、極限解析を用いたスタンドパイプの耐震評価手法の保守性を確認する。

4.2 試験目的

試験は、スタンドパイプとシュラウドヘッド部を模擬した縮小試験体に荷重（モーメント）を作用させる試験を実施し、スケール則を考慮してスタンドパイプが負担することができる最大の荷重（以下「限界荷重」という。）を求める。

試験にて得られた限界荷重が極限解析にて得られた崩壊荷重の下限(P_{cr})より大きいことを確認することで、極限解析の保守性を確認する。

4.3 試験内容

(1) 実施項目

東海第二のスタンドパイプ及びシュラウドヘッドを模擬した縮尺試験体にモーメントを作用させる試験を実施した。

(2) 試験内容

a. 試験体

解析結果から中心位置の方が若干 P_{cr} が低い結果であるため、中心位置を代表とした試験体とする。地震による荷重は鉛直荷重、水平荷重及びモーメントが発生するが、モーメントが支配的な荷重であるため、モーメントを負荷できる試験体とした。

試験体は、スタンドパイプの構造を模擬した縮小モデルとし、試験体のサイズは、試験機が具備する恒温槽の寸法制限を考慮して外径及びスタンドパイプ板厚で $1/3$ スケールとした。試験体の材料は実機と同等のものを使用した。

試験体の仕様を表 4－1 に示す。また、試験体の概略図を図 3－1 に、試験装置の概略図を図 4－1 に示す。試験体は、試験装置の荷重負荷を考慮して、シュラウドヘッドを模擬した鋼板に 2 本のスタンドパイプを模擬した管を溶接にて取付け、下側のスタンドパイプを試験機に固定し、上側のスタンドパイプを上方へ引っ張ることにより、スタンドパイプ付根にモーメントを作用させた。

なお、シュラウドヘッドは固定しておらず、また、シュラウドヘッドは試験結果への影響が軽微と考え、厚い平板で模擬した。

試験では、試験体に荷重を加えながら変形挙動を計測し、限界荷重を確認した。

b. 試験方法

試験は、恒温槽を具備した試験機に試験体を取り付け、301℃（運転状態Ⅰ，Ⅱの最高温度）の高温状態にて、試験体に上方へ荷重を負荷しながら変位を計測することにより実施した。

なお、変位については 2 本のスタンドパイプの変位であることから、変位に 1/2 を乗ずることにより 1 本のスタンドパイプの変位として整理している。

表 4－1 縮小モデル試験体の仕様

項目			試験体仕様	実機仕様
スタンドパイプ				
寸法	外径 (Do)		56.10mm (1/3 スケール)	168.3mm
	内径 (Di)		51.36mm (1/3 スケール)	154.08mm
	板厚		2.37mm (1/3 スケール)	7.11mm
材料			SUS304TP	SUS304TP 相当 (ASME SA-312 Gr. TP304)
シュラウドヘッド鏡板				
寸法	板厚		32mm	50.8mm
材料			SUS304	SUS304 相当 (ASME SA-240 TYPE304)
変位測定位置			鏡板表面から 148mm	鏡板表面から 1000mm (極限解析の変位出力位置)
荷重負荷位置			鏡板表面から 148mm (モーメントアーム)	鏡板表面から 1000mm

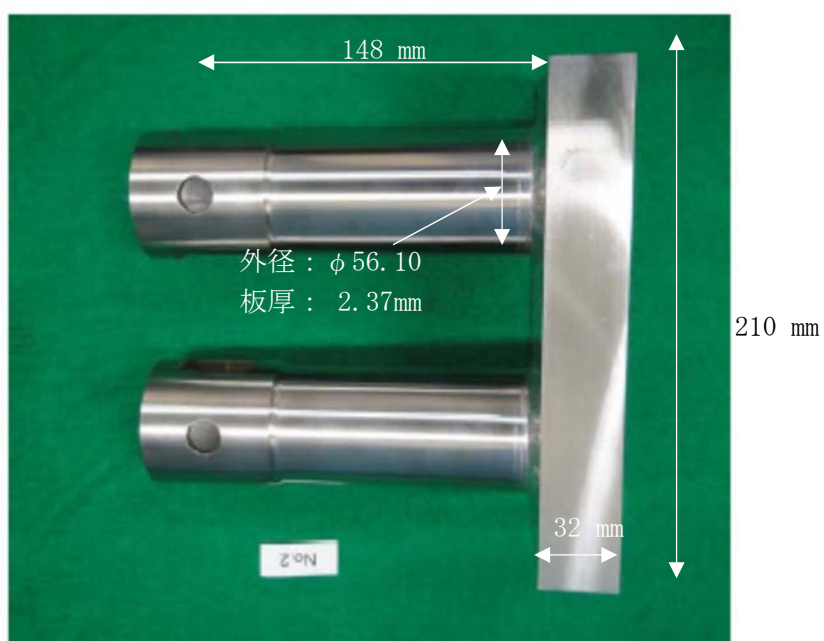


図 4 - 1 試験体形状

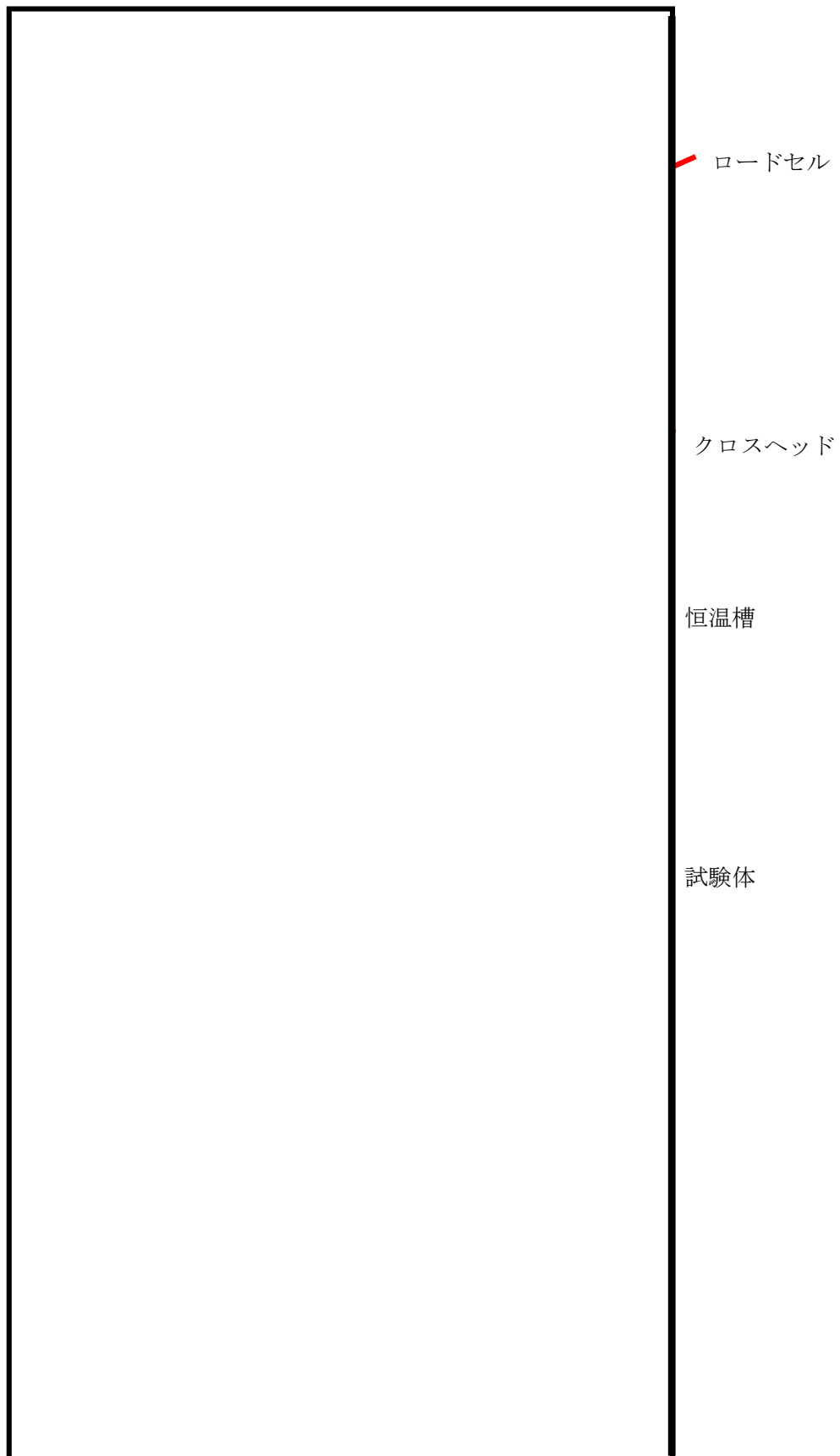


図 4 - 2 試験装置

4.4 試験結果

(1) 試験から得られた荷重－変位曲線

試験から得られた荷重変位曲線を図4－3に示す。試験は、試験装置内の試験体と治具との干渉を考慮して、変位が26 mmを超えた時点（荷重：17.5 kN）で試験を終了した。なお、試験については試験成立性確認用、本試験、再現確認用として3回実施しており、それぞれの試験から得られた荷重変位曲線に有意な差はなかったため、本試験データを試験結果としている。

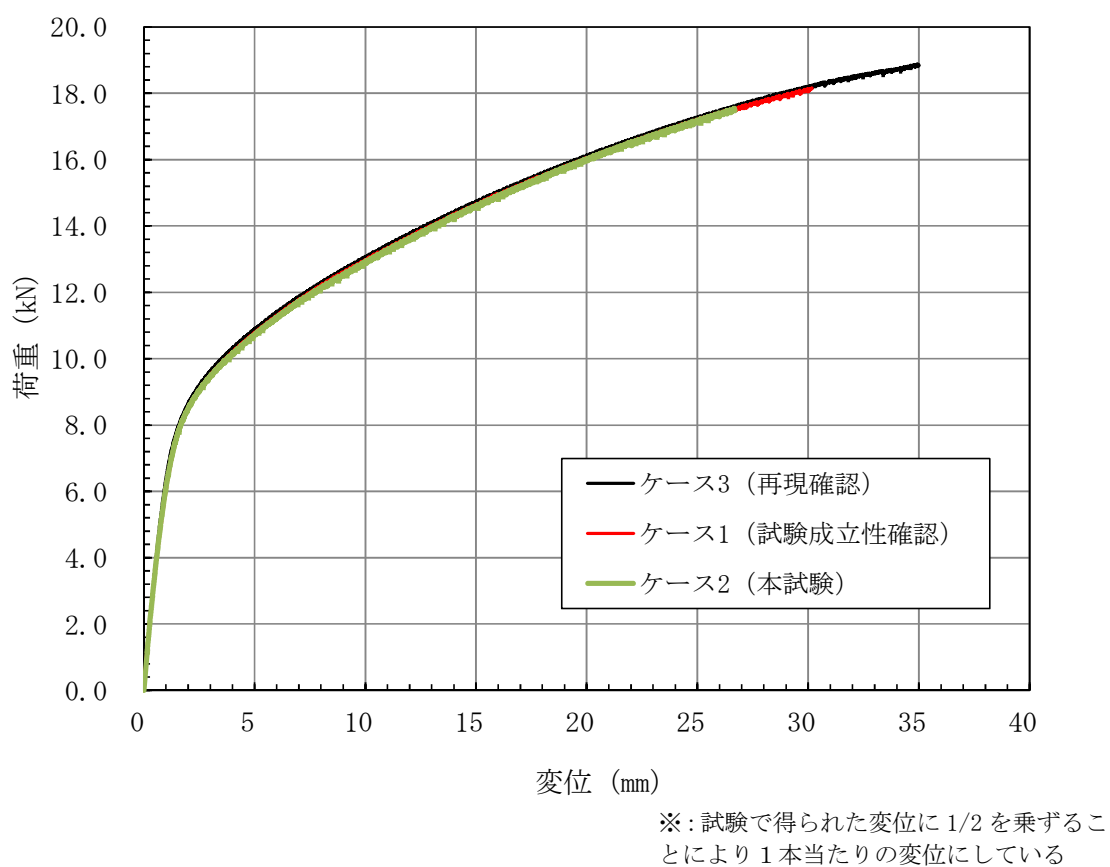


図4－3 試験から得られた荷重－変位曲線

(2) 試験前後及び試験中の試験体の状況

試験前後及び試験中の試験体の状況をそれぞれ図 4－4 に示す。試験結果から、スタンドパイプ及びシュラウドヘッドを模擬した試験体に亀裂，損傷は確認されなかった。

この結果から，試験体の限界荷重としては，少なくとも 17.5 kN であることが確認された。



試験前



試験後

図 4 - 4 各試験段階での試験体の状態 (1 / 2)



試験中



試験後

図 4 - 4 各段階での試験体の状態 (2 / 2)

(3) スケール則を踏まえた試験結果と極限解析結果の比較

試験により求められた荷重変位曲線から、スケール則及びスタンドパイプ付根部に掛かる荷重（モーメント）を考慮して実機寸法における荷重変位曲線を作成し、極限解析結果と比較評価する。

試験体のスタンドパイプ付根部に作用するモーメントは、試験力にモーメントアーム（0.148 m）を乗じて求める。スケール則は、荷重（モーメント）に対しては実機寸法と縮尺試験体の塑性断面係数の比※（＝ 27）を乗じる。

変位に対しては、試験体は、各位置で断面形状が異なることから、長さ、断面二次モーメントを考慮した面積モーメント法により変位を求め、実機はたわみの式により変位を求め、実機と試験体の変位比（＝ 20.4）を乗ずる（算出方法は補足－1 参照）。

このスケール則を考慮した場合、表 4－2 となり、極限解析で得られる崩壊荷重の下限値(P_{cr})よりも試験で得られた値の方が耐力を有するため保守的であることがわかる。また、図 4－3 の荷重－変位曲線と極限解析結果の荷重－変位曲線を重ね描いたものを図 4－5 に示す。

なお、試験結果と極限解析結果の弾性範囲で傾きが異なるが、これは極限解析ではスタンドパイプ下端を固定端として計算しておりスタンドパイプのみの変位であるが、試験ではスタンドパイプの変位のほかに鏡板やピンのたわみも生じるため解析に比べて大きな変位となるためと考える（図 4－6 参照）。

※：円筒形の塑性断面係数 Z_p （＝ $(D_o^3 - D_i^3) / 6$ ）の比

D_o ：外径， D_i ：内径

（表 3－1 に示す実機と試験体それぞれの内外径）

実機の塑性断面係数： $Z_{p(実機)} = 1.849 \times 10^5 [\text{mm}^3]$

試験体の塑性断面係数： $Z_{p(試験体)} = 6.846 \times 10^3 [\text{mm}^3]$

表 4-2 試験結果と極限解析結果の比較

	荷重 (kN)	モーメント (kN・m)	備考
①試験結果	17.5	—	
②試験結果 (付根部に掛かる モーメント)	—	2.59	①×0.148 m (モーメントア ーム)
③試験結果 (スケール則考慮)	—	69.93	②×27 (塑性断面係数の比)
④極限解析(Pcr)	—	49.73	
⑤極限解析(Pcr)により 得られる許容荷重	—	44.75	許容荷重=0.9×④ (許容応力状態Ⅳ _A S)

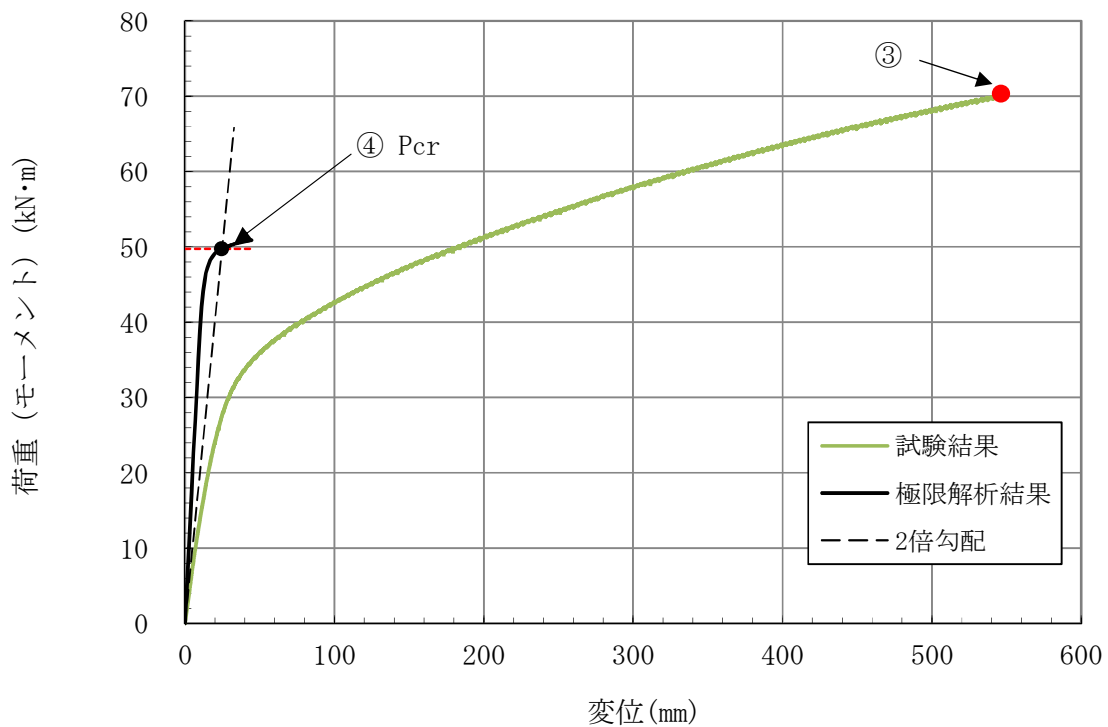
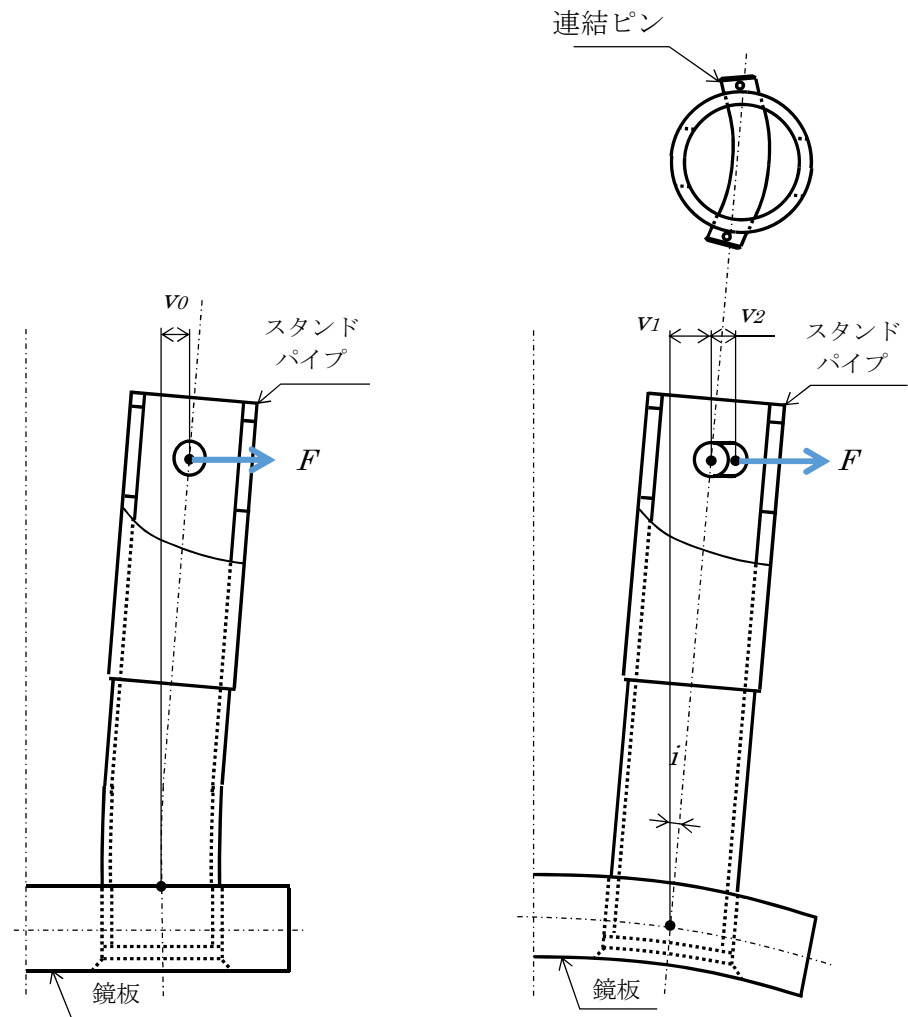


図 4-5 試験結果と極限解析結果の比較



スタンドパイプのたわみ

鏡板と連結ピンのたわみ

厳密な試験体の変位 $v_T = \text{スタンドパイプたわみ} + \text{鏡板たわみ} + \text{連結ピンたわみ}$
 $= v_0 + v_1 + v_2$
 今回の評価に用いた変位比 ($= v_A / v_0$) > 厳密な変位比 ($= v_A / v_T$)
 ここで, v_A : 極限解析の変位

図 4-6 スタンドパイプのたわみと鏡板と連結ピンのたわみの概要

4.5 まとめ

東海第二のスタンドパイプの縮小モデル試験体に荷重（モーメント）を作用させる試験を実施した結果，限界荷重は少なくとも 17.5 kN であり，試験後の試験体に亀裂，損傷は生じていなかった。試験における限界荷重 17.5 kN は，実機のスケールでは 69.93 kN・m に相当し，極限解析により得られる許容荷重（モーメント）44.75 kN・m に対して十分大きいことがわかった。

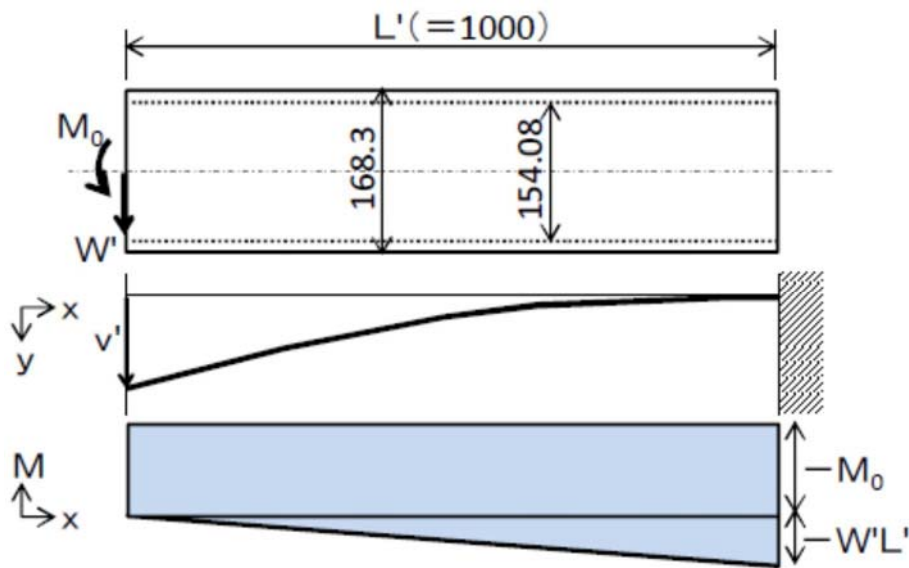
以上より，極限解析による評価手法は十分な保守性を有していることを確認した。

また，試験体に対する極限解析については別紙－1 に示すとおり，試験体に対する極限解析にて得られた P_{cr} (13.7 kN) よりも試験にて得られた許容荷重のほうが十分大きいことを確認した。

変位に対するスケール則の算出について

①実機スタンドパイプ解析モデルの変位の算出

実機スタンドパイプ解析モデルにはスタンドパイプ上面からモーメント及び水平荷重を負荷しているため、それぞれの荷重に対して、材料力学に基づき変位を算出する（下図参照）。



たわみの式より

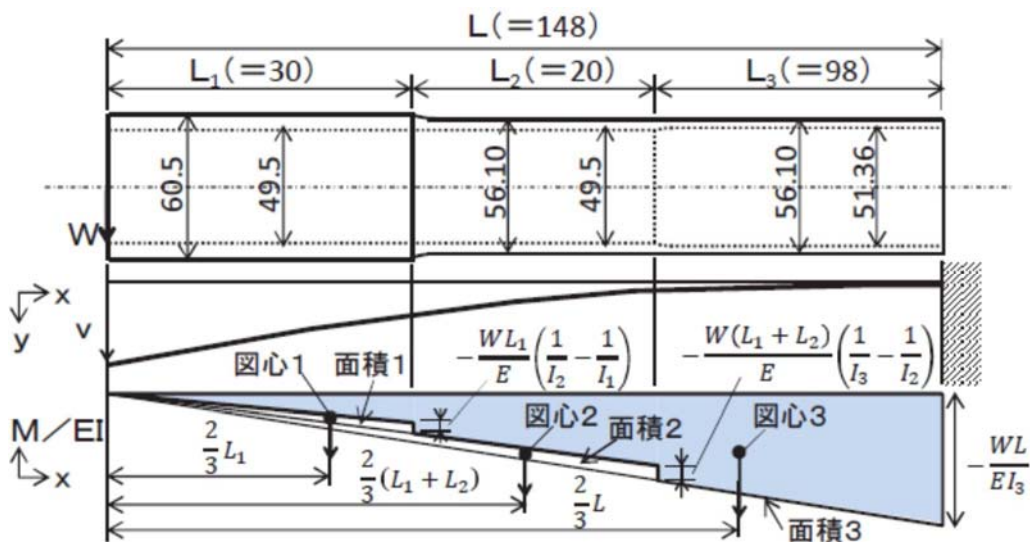
$$\begin{aligned} v' &= W' L'^3 / (3EI') + M_0 L'^2 / (2EI') \\ &= \sigma Z' (W' / M') L'^3 / (3EI') + \sigma Z' \{1 - (W' / M') L'\} L'^2 / (2EI') \\ &= 5247 \sigma / E \\ M_0 &= M' - W' L' \end{aligned}$$

実機スタンドパイプの諸元

項目		実機
径 Do' (mm)		168.3
内径 Di' (mm)		154.08
板厚 t' (mm)		7.11
断面二次モーメント I' (mm ⁴)		1.172×10 ⁷
変位計測点 L' (mm)		1000
地震荷重 S s		
W' 水平力 (kN)		3460
M' 曲げモーメント (kN・mm)		9870000
W' / M' (mm ⁻¹)		3.506E-04

②試験体の変位の算出

試験体の変位の算出は、引張荷重を付与するために試験体上面に治具を取り付けることによる応力集中によりパイプと板との取付部以外が破損するのを防止するため、試験体上面付近の板厚を 1/3 より肉厚な構造（下図 L1, L2 範囲）にしている。肉厚な構造にすることにより、上面から荷重を負荷した場合、L1, L2 範囲の肉厚構造部の変位量の低下を面積モーメント法にて考慮する（下図参照）。



面積モーメント法より

$$\begin{aligned}
 v &= (\text{面積3}) \times (\text{図心3までの距離}) - (\text{面積2}) \times (\text{図心2までの距離}) - \\
 &\quad (\text{面積1}) \times (\text{図心1までの距離}) \\
 &= \{WL/(EI_3)\} \cdot (L/2) \cdot (2L/3) - \{W(L_1+L_2)/(1/I_3-1/I_2)/E\} \cdot \{(L_1+L_2)/2\} \cdot (2(L_1+L_2)/3) \\
 &\quad - \{WL_1/(1/I_2-1/I_1)/E\} \cdot (L_1/2) \cdot (2L_1/3) \\
 &= \sigma Z/E \cdot \{L_2/(3I_3) - (L_1+L_2)^3/(3L) \cdot (1/I_3-1/I_2) - L_1^3/(3L) \cdot (1/I_2-1/I_1)\} \\
 &= 257.1 \sigma / E
 \end{aligned}$$

試験体の諸元

項目	試験体		
	部位1（長さ L ₁ ）	部位2（長さ L ₂ ）	部位3（長さ L ₃ ）
外径 D _{1o} , D _{2o} , D _{3o} (mm)	60.5	56.1	56.1
内径 D _{1i} , D _{2i} , D _{3i} (mm)	49.5	49.5	51.36
板厚 t (mm)	—	—	2.37
断面二次モーメント I ₁ , I ₂ , I ₃ (mm ⁴)	3.629×10 ⁵	1.915×10 ⁵	1.446×10 ⁵
変位計測点 L (mm)	150		
長さ L ₁ , L ₂ , L ₃ (mm)	30	20	98

5. 1本あたりの地震荷重の算出について

5.1 詳細モデルによる影響評価

今回工認におけるスタンドパイプの耐震評価は、極限解析にて得られた許容荷重が建屋機器連成モデルでの地震応答解析にて得られた225本を1質点として得られた地震荷重をスタンドパイプ総本数(225本)にて除した1本当たりの平均地震荷重を上回ることによって健全性を確認している。

ここで、実際の気水分離器及びスタンドパイプはシュラウドヘッドの鏡板に対して取付くことによりスタンドパイプ長さがそれぞれ異なること、また大小の補強板に結合されており、それぞれのスタンドパイプ付根部に掛かる荷重は異なり、平均地震荷重を上回る可能性がある。このため、地震応答解析にて得られた地震荷重をスタンドパイプ総本数にて除する手法(以下、「平均化」という。)の妥当性を検討した。

検討方法については、図5-1に示す気水分離器、大小の補強板を含めたスタンドパイプ225本とシュラウドヘッドをはり要素及びシェル要素でモデル化したもの(以下「詳細モデル」という。)と図5-2に示す建屋機器連成地震応答解析モデルからシュラウドヘッド、気水分離器及びスタンドパイプの部分を取り出したモデル(以下「連成モデル」という。)に対してそれぞれ水平1Gの加速度を付与し、詳細モデルでの1本に掛かる最大モーメントと連成モデルの静解析結果から得られたモーメントを平均化して得られるモーメントを比較することにより、今回工認で用いている建屋機器連成地震応答解析にて得られた地震荷重を平均化した1本当たりの地震荷重の方が詳細解析に荷重を算出するよりも保守性を有することを確認する。

解析結果を図5-3に示す。また、詳細モデルの固有値解析結果を図5-4示す。図5-3に示すとおり、詳細モデルの最大モーメントの方が連成モデルの平均化モーメントより低くなった。

これは、図5-5に示すように、スタンドパイプ225本を1本と見立てた連成モデルではモーメントとして算出される荷重が、実形状を模擬した詳細モデルでは軸方向荷重と距離によりモーメントに変換され、モーメントが下がったものと考えられる。

以上より、今回工認で建屋機器連成地震応答解析にて得られた225本の荷重を平均化した地震荷重の方が保守性を有していることから、平均化手法を採用している。

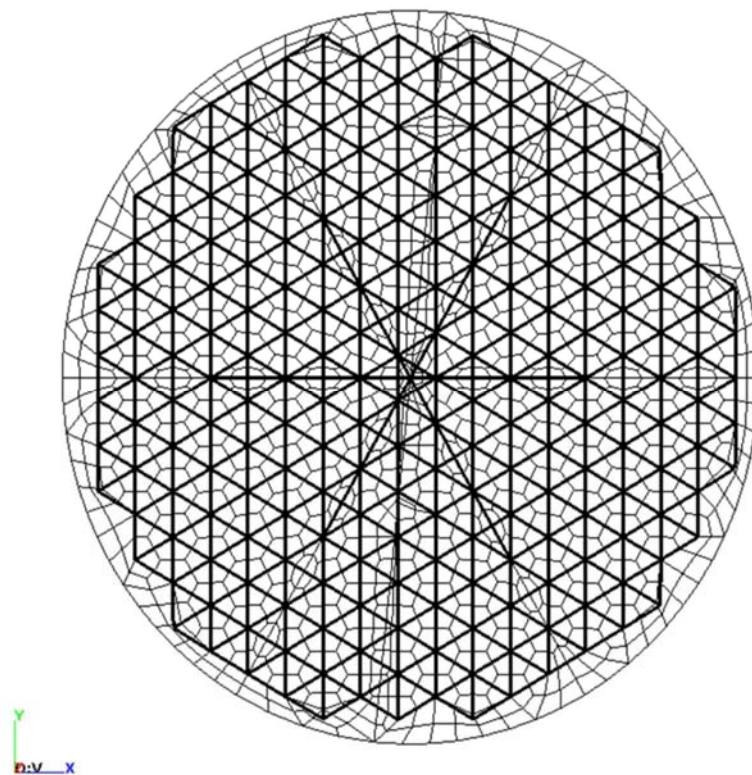
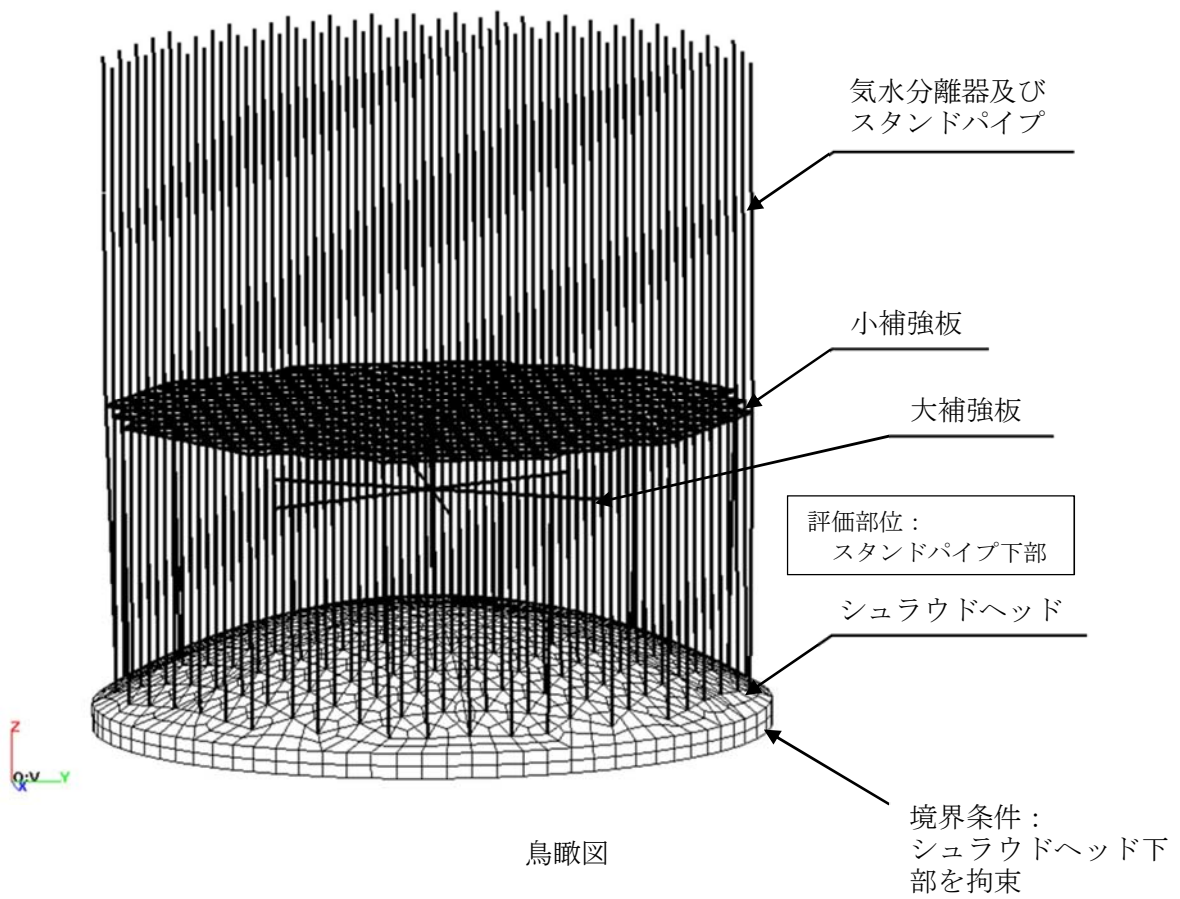
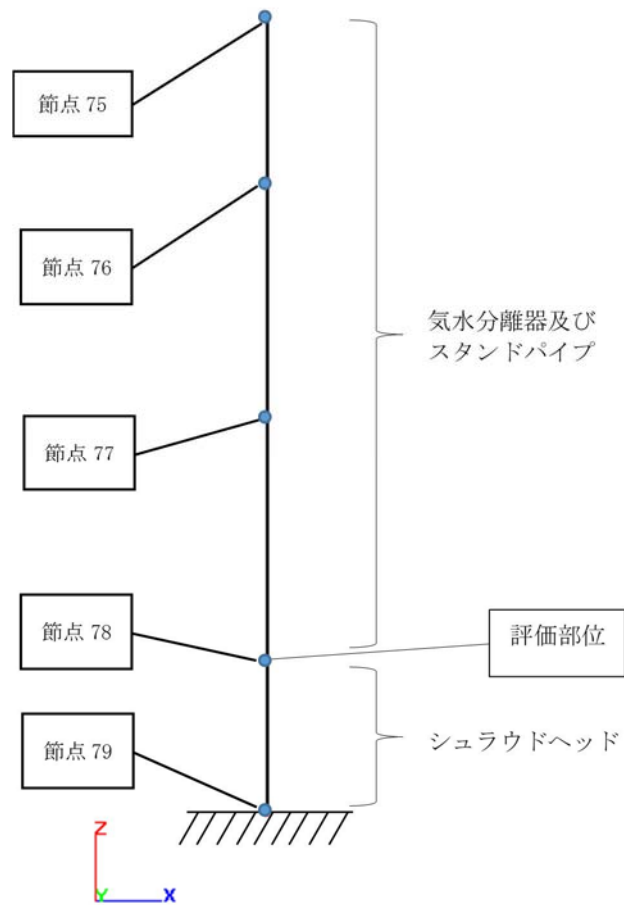


図5-1 シュラウドヘッド，気水分離器及びスタンドパイプ詳細モデル



解析モデル図

連成解析モデルのうち、気水分離器、
スタンドパイプ及びシュラウドヘッド
部分をモデル化

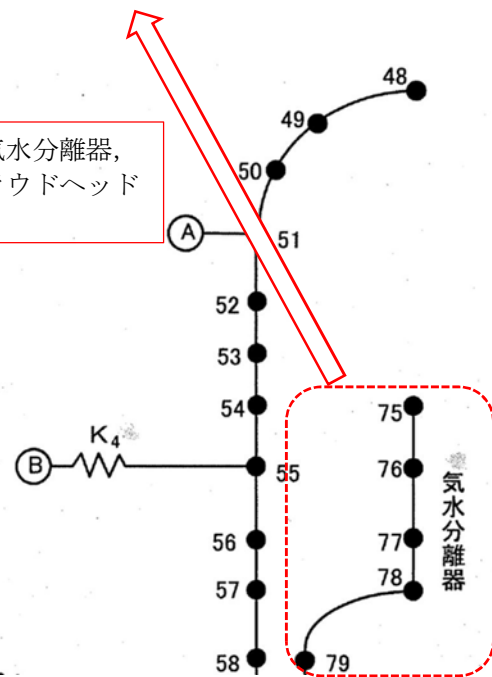


図 5 - 2 シュラウドヘッド、気水分離器及びスタンドパイプ連成モデル

(単位：kN・m)

解析モデル 荷重条件	連成モデル モーメント	詳細モデル	
		荷重方向	モーメント
水平 1.0G	10.6 注1	X方向	8.5 注2
		Y方向	7.6 注2

注1：225本で除した値

注2：225本のうち最大値（位置は下図参照）を記載

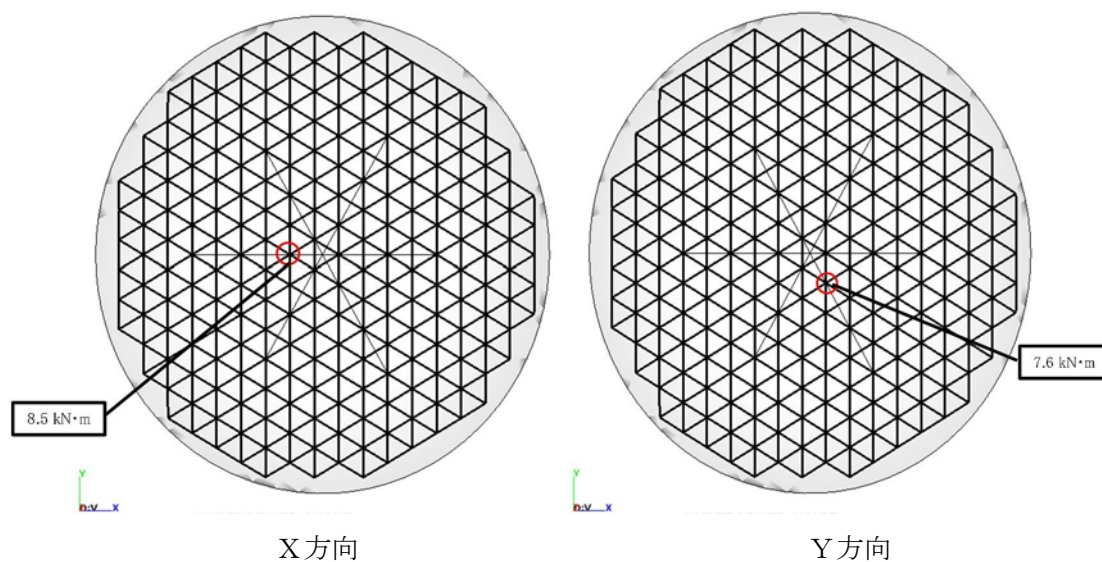


図5－3 連成モデルと詳細モデルの荷重比較

モード	固有周期 (Hz)	刺激係数		
		x	y	z
1	5.4	0.01	0.03	0.00
2	6.6	-0.65	-7.67	0.00
3	6.6	7.67	-0.65	0.00
4	10.8	0.00	0.01	0.00
5	10.8	0.02	0.00	0.00

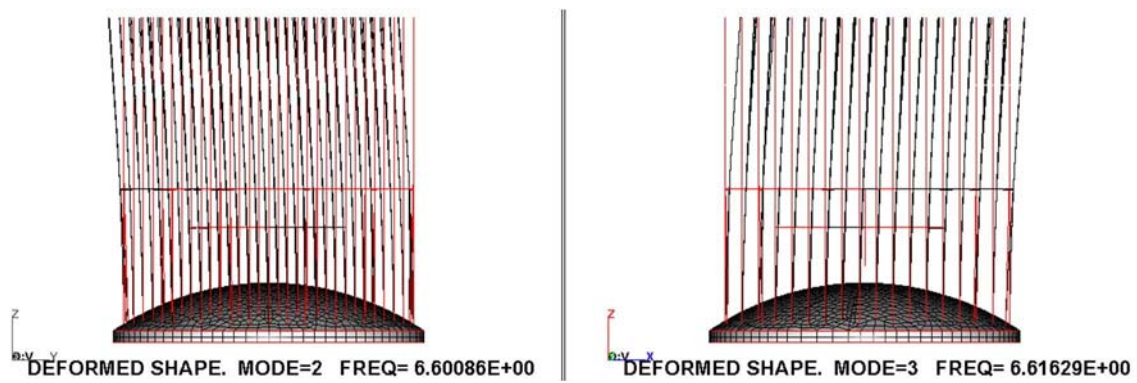


図 5 - 4 詳細モデルの振動モード図

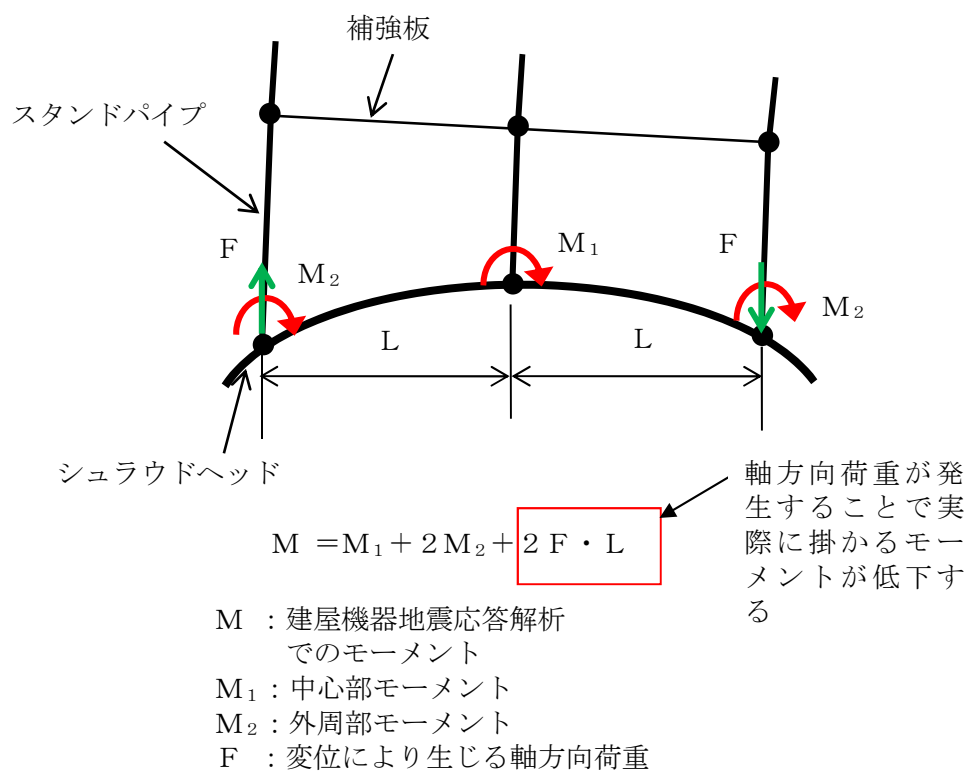


図 5 - 5 変位に伴い発生する荷重挙動の概略図

5.2 最外周部の偏心の扱いについて

最外周部のスタンドパイプのいくつかについては、スタンドパイプが鉛直方向に対して曲がりを有している構造であるため、偏心しているスタンドパイプの扱いについての影響について整理する。

(1) 地震荷重に対する影響

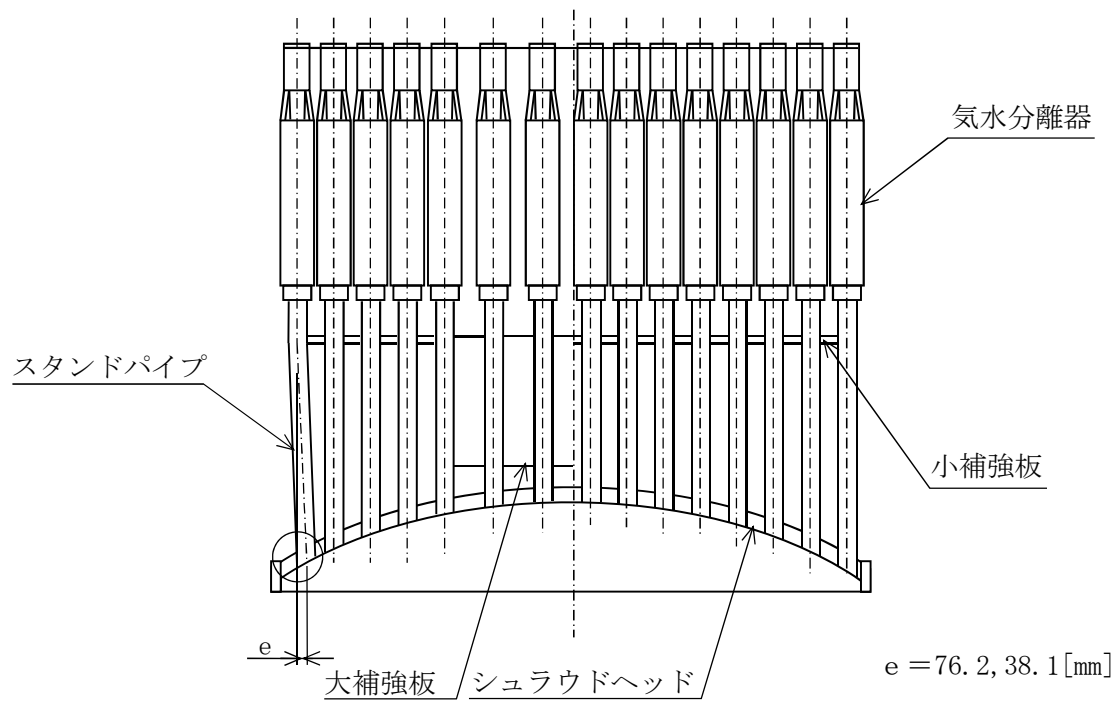
モーメント及び水平方向の地震荷重は偏心することによりスタンドパイプ付根部に対して新たに生じる荷重はない。

鉛直地震荷重は鉛直地震荷重と偏心量によるモーメントが発生するため、偏心により発生するモーメントを地震荷重として考慮する。同様に自重によってもモーメントが発生するため、これを考慮する。(図5-6参照)

なお、偏心により発生するモーメントは、最外周部の偏心を有しているスタンドパイプだけであるが、評価に用いる地震荷重については一律偏心により発生するモーメントを考慮する。

(2) 極限解析に対する影響

極限解析は中心位置と斜め取付く最外周位置の2ケース実施しているが、最外周の偏心を有するスタンドパイプに対してではなく、偏心を有しない最外周のスタンドパイプにて極限解析を実施している。これは、偏心を有するスタンドパイプの方が偏心を有しないスタンドパイプと比べ斜めに取付く影響が軽減されるためである。また、今回の極限解析結果から、中心位置の方が裕度が低い結果であり、斜めに取付く影響は軽微であると考えられることから、極限解析に対する影響はないと考える。



偏心量が 38.1mm と 76.2mm の 2 種類のスタンドパイプがあるが、偏心量大きい方が鉛直力と偏心により発生するモーメントが大きくなることから、76.2mm の場合の荷重を一律考慮する。

死荷重によるモーメント： $V_{\text{自重}}/225 \times e = 1.91347 \times 10^5 \text{ [N} \cdot \text{mm]}$

$V_{\text{自重}}$ ：全スタンドパイプ死荷重（= 565000 [N]）

地震荷重によるモーメント： $V_{\text{地震}}/225 \times e = 1.38628 \times 10^5 \text{ [N} \cdot \text{mm]}$

$V_{\text{地震}}$ ：全スタンドパイプの鉛直地震荷重（= 409334 [N]）

図 5 - 6 偏心に対する考慮

試験体に対する極限解析について

1. はじめに

実機スタンドパイプ及びシュラウドヘッドの一部を縮尺模擬体として試験を実施し、試験にて得られた限界荷重が極限解析にて得られた許容荷重よりも大きいことを確認している。試験体に対しても極限解析を実施し、補足的に得られた許容荷重が試験結果にて得られた限界荷重よりも大きいことを確認する。

2. 解析方法

極限解析手法については、実機のスタンドパイプと同様に実施する。

①解析モデルの作成

解析モデルは2本の試験体の対称性を考慮して1本の試験体とする。解析モデルを図2－1に示す。縮尺試験体は対称形であることから、解析モデルは全体の1/2とし、パイプは鋼板との溶接部から148mm（荷重負荷位置）までの範囲をモデル化している。また、パイプの板厚は、引張試験治具による局所的な影響を考慮する観点から治具取付部近傍を肉厚形状にしていたが、解析上においては、考慮せず、一律1/3スケールの板厚としている。

②境界条件の設定及び物性値の入力

境界条件は荷重負荷方向と反対側側面を拘束する。また、物性値は試験体及び実機の解析条件と同じとする。

③荷重の負荷

荷重の負荷は、試験の荷重の負荷と同様に試験体上面に引張力（水平荷重）を負荷する。

④荷重変位曲線の作成

③の荷重を増加させて荷重－変位曲線を作成する。

⑤崩壊荷重の下限（ P_{cr} ）の算定

④にて作成した荷重変位曲線をもとに崩壊荷重の下限（ P_{cr} ）を算定する。算定結果を図2－2に示す。算出結果から得られえた P_{cr} は 13.7 kN であった。

3. 試験結果との比較

試験体に対する極限解析にて得られた荷重－変位曲線と試験にて得られた荷重変位曲線を重ね合わせたものを図 3－1 に示す。試験にて得られた限界荷重は 17.5 kN であり、極限解析にて得られた P_{cr} (=13.7 kN) よりも、保守的であることがわかった。

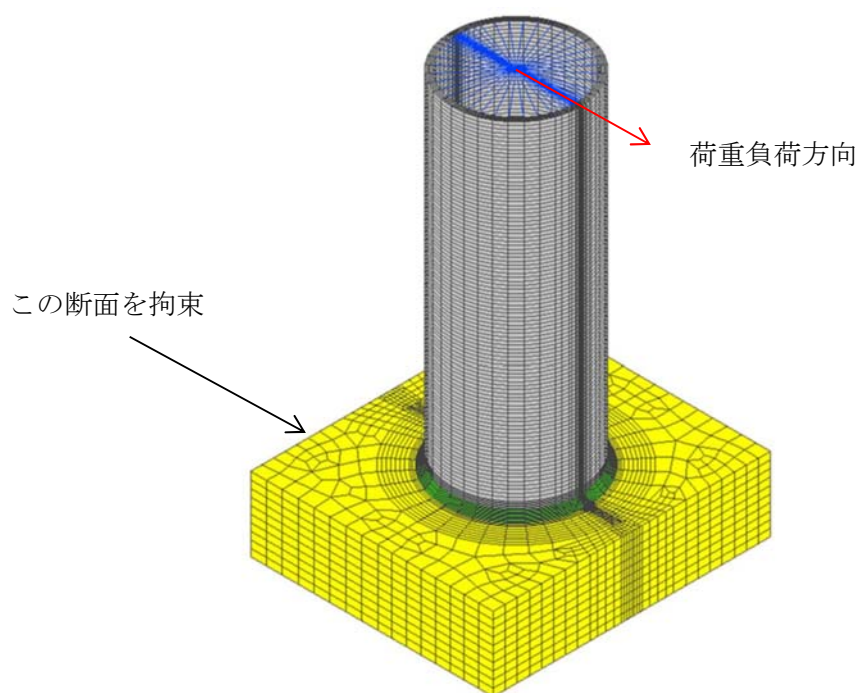


図 2 - 1 縮尺試験体の解析モデル図

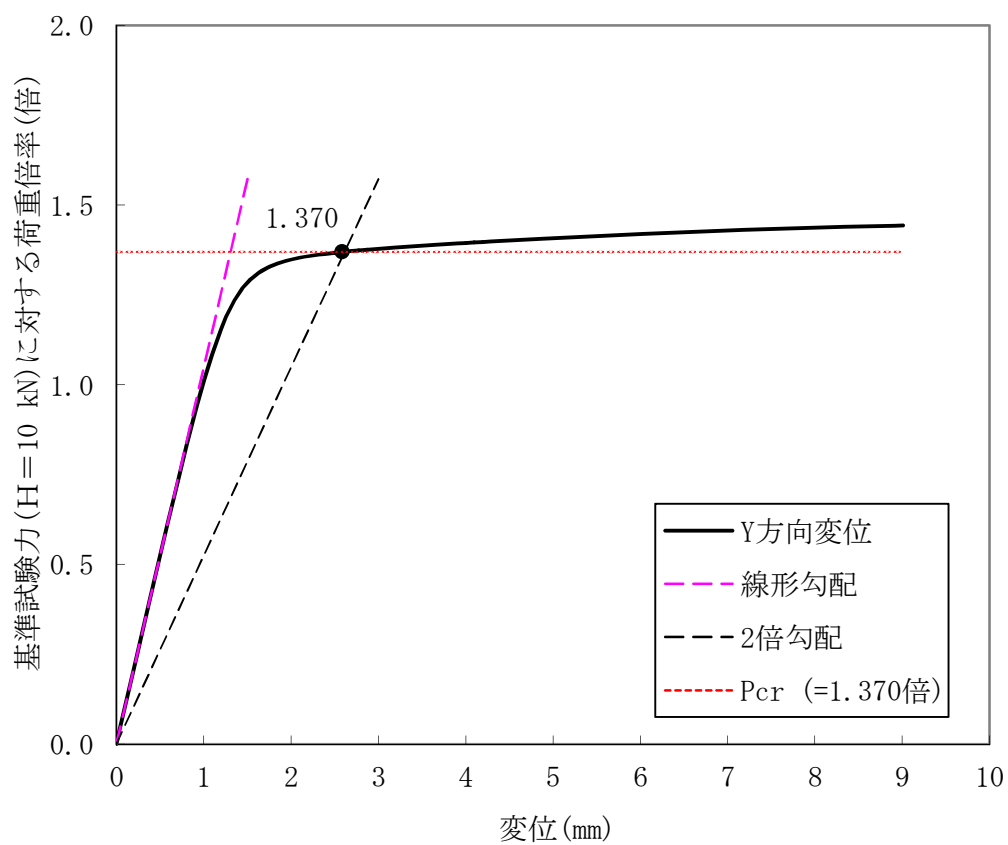


図 2 - 2 縮尺試験体の荷重－変位曲線

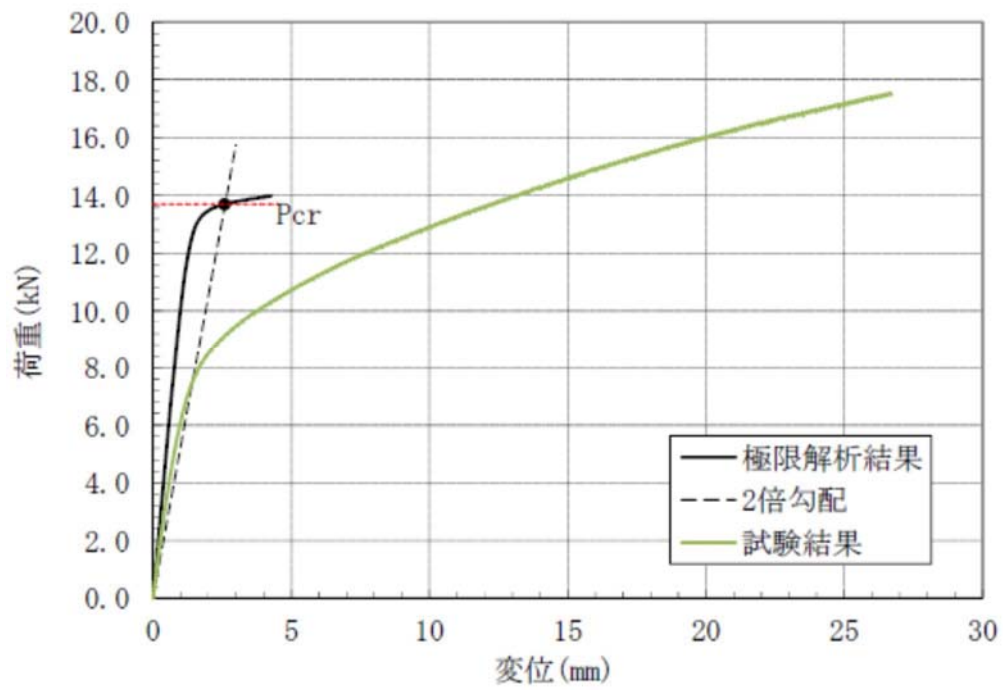


図 3－1 試験結果と試験体に対する極限解析結果との比較

6. 動的機能維持の詳細評価について

(新たな検討又は詳細検討が必要な設備の機能維持評価について)

1. はじめに

本資料では、実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則の解釈等における動的機能保持に関する評価に係る一部改正（以下「技術基準規則解釈等の改正」という）を踏まえて、動的機能維持が必要な設備の検討方針及び検討結果を示す。

実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則の解釈（抜粋）

第5条（地震による損傷の防止）

- 3 動的機器に対する「施設の機能を維持していること」とは、基準地震動による応答に対して、当該機器に要求される機能を保持することをいう。具体的には、当該機器の構造、動作原理等を考慮した評価を行うこと、既往研究で機能維持の確認がなされた機能確認済加速度等を超えていないことを確認することをいう。

2. 動的機能維持のための新たな検討又は詳細検討が必要な設備の検討方針

動的機器の耐震性評価法は J E A G 4601-1991 に従い実施するものとするが、J E A G 4601-1991 で定める解析による評価法には適用範囲が定められている。本資料では、J E A G 4601 に定められた適用機種範囲から外れ新たな検討（評価項目の検討）が必要な設備、又は評価用加速度が機能確認済加速度を超えるため詳細検討が必要な設備について、設備の抽出を行うとともに、抽出された設備における動的機能維持のための検討方針を示す。

2.1 動的機能維持のための新たな検討又は詳細検討が必要な設備の抽出

(1) 検討対象設備

検討対象設備は、耐震 S クラス並びに常設耐震重要重大事故防止設備及び常設重大事故緩和設備とし、動的機能が必要な設備として J E A G 4601-1991 で適用範囲が定められている機種（立形ポンプ、横形ポンプ、電動機 等）とする。

(2) 新たな検討又は詳細検討が必要な設備の抽出

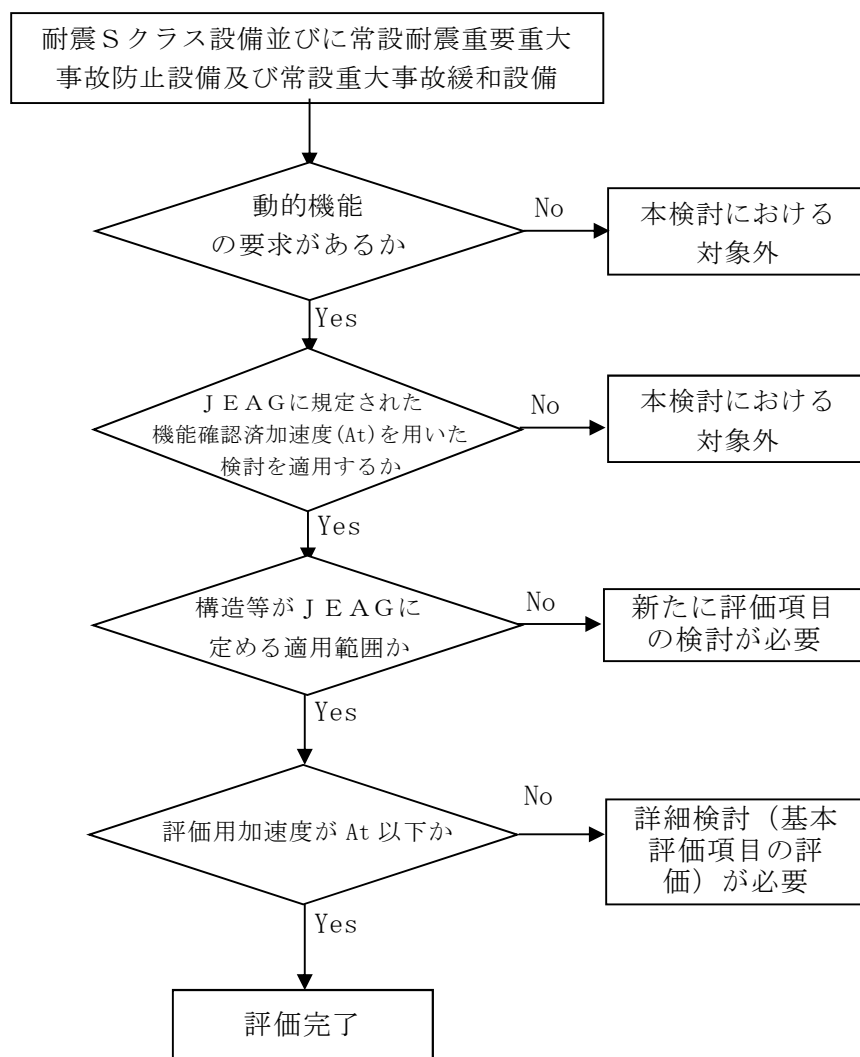
第 1 図に抽出フローを示す。検討対象設備について、J E A G 4601-1991 に定める適用機種に対して構造、作動原理等が同じであることを確認する。同じであることが確認できない場合は、新たに評価項目の検討が必要な設備として抽出する。

さらに評価用加速度が J E A G 4601-1991 及び既往の研究等*により妥当性が確認されている機能確認済加速度（ A_t ）以内であることの確認を行い、機能確認済加速度

を超える設備については詳細検討（基本評価項目の評価）が必要な設備として抽出する。なお、弁については J E A G 4601-1991 にて評価用加速度が機能確認済加速度を超えた場合の詳細検討の具体的手順が定められているため、本資料の対象外とする。

上記の整理結果として別表 1 に検討対象設備を示すとともに、新たな検討又は詳細検討が必要な設備の抽出のための情報として J E A G 4601-1991 に該当する機種名等を整理した。

※ 電力共同研究「鉛直地震動を受ける設備の耐震評価手法に関する研究（平成 10 年度～平成 13 年度）」



第 1 図 検討が必要な設備の抽出フロー

(3) 抽出結果

第1表に新たな検討又は詳細検討が必要な設備の抽出結果を示す。

新たに評価項目の検討が必要となる設備として、横形スクリー式ポンプ（以下「スクリー式ポンプ」という。）、横形ギヤ式ポンプ（以下「ギヤ式ポンプ」という。）として非常用ディーゼル発電機燃料移送ポンプ、高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機燃料移送ポンプ、常設代替高圧電源装置燃料移送ポンプ及び緊急時対策所用発電機給油ポンプが該当する。

また、評価用加速度が機能確認済加速度を超え詳細検討が必要となる設備として残留熱除去系海水系ポンプ、非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプ並びにこれらポンプ用の電動機が該当する。

3. 動的機能維持評価について

J E A G 4601-1991 に定められた適用機種範囲から外れ、新たに評価項目の検討が必要な設備、又は評価用加速度が機能確認済加速度を超えるため詳細検討が必要な設備における動的機能維持評価について別紙にて説明する。

【適用機種範囲から外れ、新たに評価項目の検討が必要な設備】

- ・別紙1：非常用ディーゼル発電機燃料移送ポンプ、高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機燃料移送ポンプ、常設代替高圧電源装置燃料移送ポンプ及び緊急時対策所用発電機給油ポンプ

【評価用加速度が機能確認済加速度を超えるため詳細検討が必要な設備】

- ・別紙2：残留熱除去系海水系ポンプ、非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプ
- ・別紙3：残留熱除去系海水系ポンプ用電動機、非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ用電動機及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプ及び電動機

第 1 表(1) 新たな評価項目の検討又は詳細検討が必要な設備の抽出結果

機種名	設備名称	J E A G 4601 適用範囲 ○：可 ×：否（新たな評価項目の 検討が必要）	At 確認 ○：OK ×：NG（詳細 検討が必要）
立形ポンプ	残留熱除去系ポンプ	○	○
	高圧炉心スプレイ系ポンプ	○	○
	低圧炉心スプレイ系ポンプ	○	○
	残留熱除去系海水系ポンプ	○	×
	非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ	○	×
	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用 海水ポンプ	○	×
	緊急用海水ポンプ	○	追而
横形ポンプ	原子炉隔離時冷却系ポンプ	○	○
	非常用ディーゼル発電機燃料移送ポンプ	×	—
	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機燃 料移送ポンプ	×	—
	常設低圧代替注水系ポンプ	○	追而
	代替燃料プール冷却系ポンプ	○	○
	格納容器圧力逃がし装置移送ポンプ	○	追而
	代替循環冷却系ポンプ	○	○
	常設代替高圧電源装置燃料移送ポンプ	×	—
	緊急時対策所用発電機給油ポンプ	×	—
ポンプ駆動用 タービン	原子炉隔離時冷却系ポンプ用駆動タービ ン	○	○
電動機	残留熱除去系ポンプ用電動機	○	○
	高圧炉心スプレイ系ポンプ用電動機	○	○
	低圧炉心スプレイ系ポンプ用電動機	○	○
	残留熱除去系海水系ポンプ用電動機	○	×
	ほう酸水注入ポンプ用電動機	○	○
	中央制御室換気系空気調和機ファン用電 動機	○	○

第 1 表(2) 新たな評価項目の検討又は詳細検討が必要な設備の抽出結果

機種名	設備名称	J E A G 4601 適用範囲 ○：可 ×：否（新たな評価項目の 検討が必要）	At 確認 ○：OK ×：NG（詳細 検討が必要）
電動機	中央制御室換気系フィルタ系ファン用電動機	○	○
	非常用ガス処理系排風機用電動機	○	○
	非常用ガス再循環系排風機用電動機	○	○
	可燃性ガス濃度制御系再結合装置ブロワ用電動機	○	○
	非常用ディーゼル発電機燃料移送ポンプ用電動機	○	追而
	非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ用電動機	○	×
	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機燃料移送ポンプ用電動機	○	追而
	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプ用電動機	○	×
	常設低圧代替注水系ポンプ用電動機	○	追而
	代替燃料プール冷却系ポンプ用電動機	○	○
	格納容器圧力逃がし装置移送ポンプ用電動機	○	追而
	代替循環冷却系ポンプ用電動機	○	○
	緊急用海水ポンプ用電動機	○	追而
	緊急時対策所非常用送風機用電動機	○	追而
	常設代替高圧電源装置燃料移送ポンプ用電動機	○	追而
	緊急時対策所用発電機給油ポンプ用電動機	○	追而
ファン	中央制御室換気系空気調和機ファン	○	○
	中央制御室換気系フィルタ系ファン	○	○
	非常用ガス処理系排風機	○	○
	非常用ガス再循環系排風機	○	○
	可燃性ガス濃度制御系再結合装置ブロワ	○	○
	緊急時対策所非常用送風機	○	追而

第 1 表 (3) 新たな評価項目の検討又は詳細検討が必要な設備の抽出結果

機種名	設備名称	J E A G 4601 適用範囲 ○：可 ×：否（新たな評価項目の 検討が必要）	At 確認 ○：OK ×：NG（詳細 検討が必要）
非常用ディーゼル発電機	非常用ディーゼル発電機	○	○
	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機	○	○
	非常用ディーゼル発電機調速装置及び非常用ディーゼル発電機非常調速装置	○	○
	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機調速装置及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機非常調速装置	○	○
往復動式ポンプ	ほう酸水注入ポンプ	○	○
制御棒	制御棒挿入性	○	○注 2

注 2) 地震応答解析結果から求めた燃料集合体変位が加振試験により確認された制御棒挿入機能に支障を与えない変位に対して下回ることを確認

J E A G 4601 に定められた適用機種の範囲から外れ，新たに評価項目の検討が必要な設備における動的機能維持の検討方針

1. はじめに

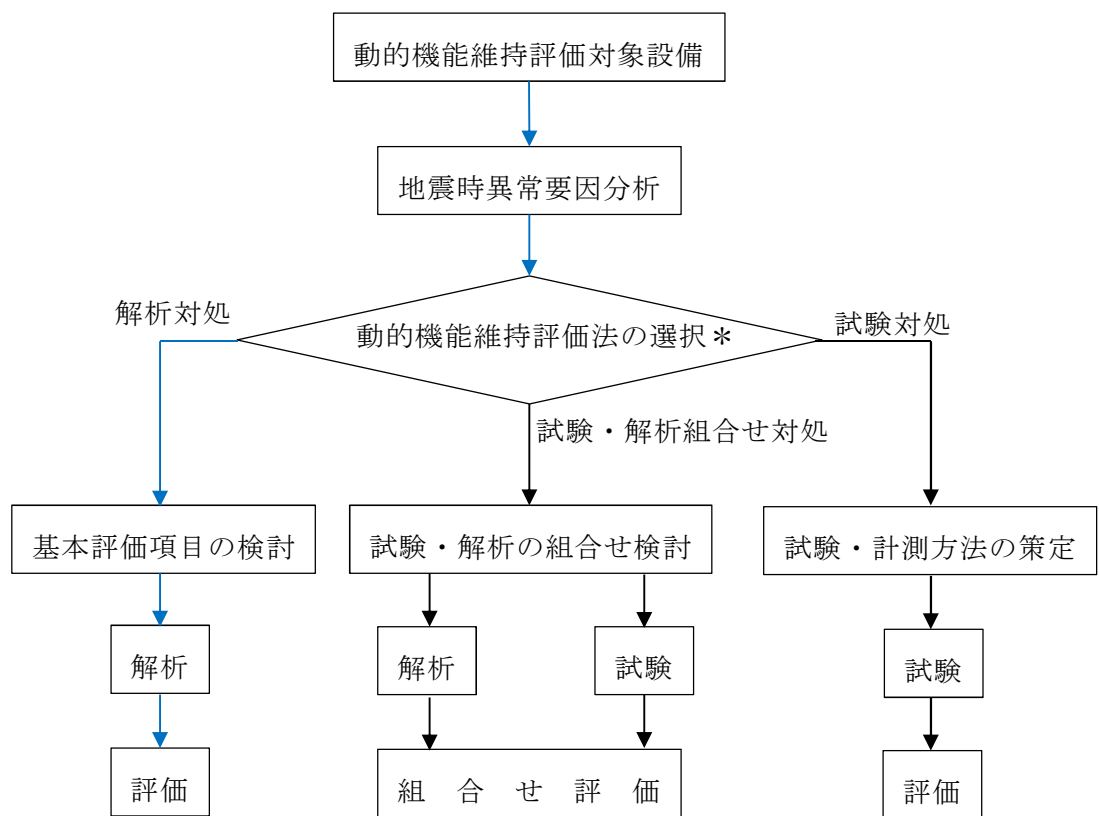
非常用ディーゼル発電機燃料移送ポンプ，高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機燃料移送ポンプ，常設代替高圧電源装置燃料移送ポンプ及び緊急時対策所用発電機給油ポンプの動的機能維持評価について，J E A G 4601-1991 に定められた適用機種範囲から外れ，新たに評価項目の検討が必要となる。本資料では，それら設備の動的機能維持の検討方針を示す。

2. 評価項目の抽出方針

J E A G 4601-1991 に定められた適用機種範囲から外れた設備における動的機能維持の検討方針としては，技術基準規則解釈等の改正を踏まえて，公知化された検討として（社）日本電気協会 電気技術基準調査委員会の下に設置された原子力発電耐震設計特別調査委員会（以下「耐特委」という。）により取り纏められた類似機器における検討をもとに実施する。

具体的には，耐特委では動的機能の評価においては，対象機種ごとに現実的な地震応答レベルでの異常のみならず，破壊に至るような過剰な状態を念頭に地震時に考え得る異常状態を抽出し，その分析により動的機能上の評価点を検討し，動的機能維持を評価する際に確認すべき事項として，基本評価項目を選定している。

今回 J E A G 4601-1991 に定められた適用機種範囲から外れた設備については，基本的な構造が類似している機種／型式に対する耐特委での検討を参考に，型式による構造の違いを踏まえた上で地震時異常要因分析を実施し，基本評価項目を選定し動的機能維持評価を実施する。動的機能維持評価のフローを第 1 図に示す。なお，J E A G 4601-1991 においても，機能維持評価の基本方針として，地震時の異常要因分析を考慮し，動的機能の維持に必要な評価のポイントを明確にすることとなっている。



* 対象物の複雑さ等で選択

— 本評価でのフロー

第 1 図 動的機能維持評価のフロー

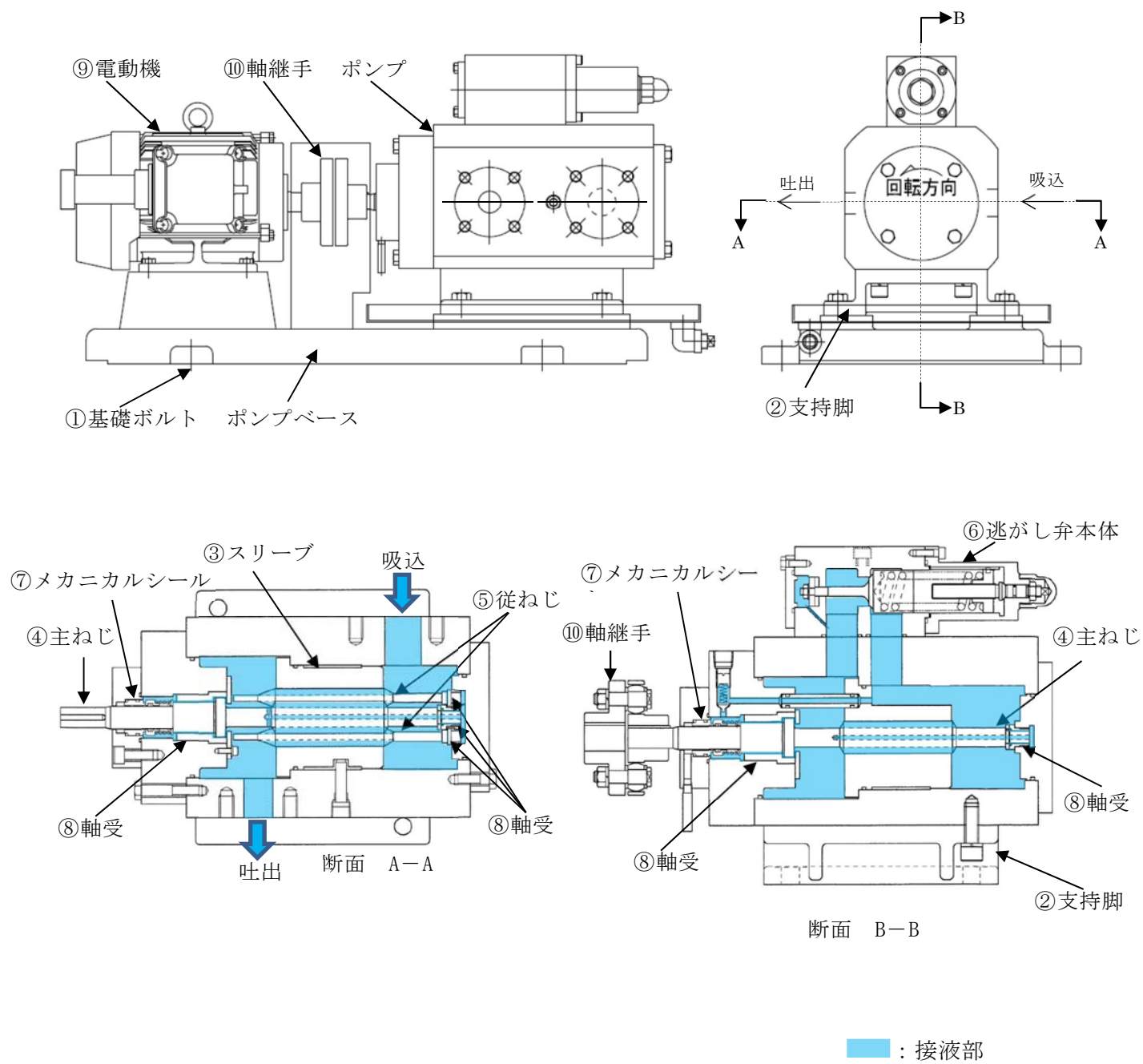
地震時異常要因分析を検討するにあたり，参考とする機種／型式を第 1 表に示すとともに，第 2 図，第 3 図及び第 4 図に今回工認にて新たな検討が必要な設備及び耐特委で検討され新たな検討において参考とする設備の構造概要図を示す。また，主要仕様を第 2 表及び第 3 表に示す。

スクリー式ポンプ及びギヤ式ポンプは，共に容積式の横形ポンプであり，一定容積の液をスクリー又はギヤにて押し出す構造のポンプである。一方，遠心式横形ポンプ（以下「遠心式ポンプ」という。）はインペラの高速回転により液を吸い上げ・押し上げを行うポンプであり内部流体の吐出構造が異なるが，ケーシング内にて軸系が回転し内部流体を吐出する機構を有していること，固定方法については，基礎ボルトで周囲を固定した架台の上に，駆動機器である横形ころがり軸受の電動機とポンプが取付ボルトにより設置され，電動機からの動力を軸継手を介してポンプ側に伝達する方式であること，主軸，軸受及びメカニカルシール部のクリアランスにより地震荷重はメカニカルシール部には負荷されず，軸受を通してケーシングに伝達されることから，基本構造が同じといえる。このため，スクリー式ポンプ及びギヤ式ポンプについては，遠心式横形ポンプを参考とし，地震時異常要因分析を実施する。

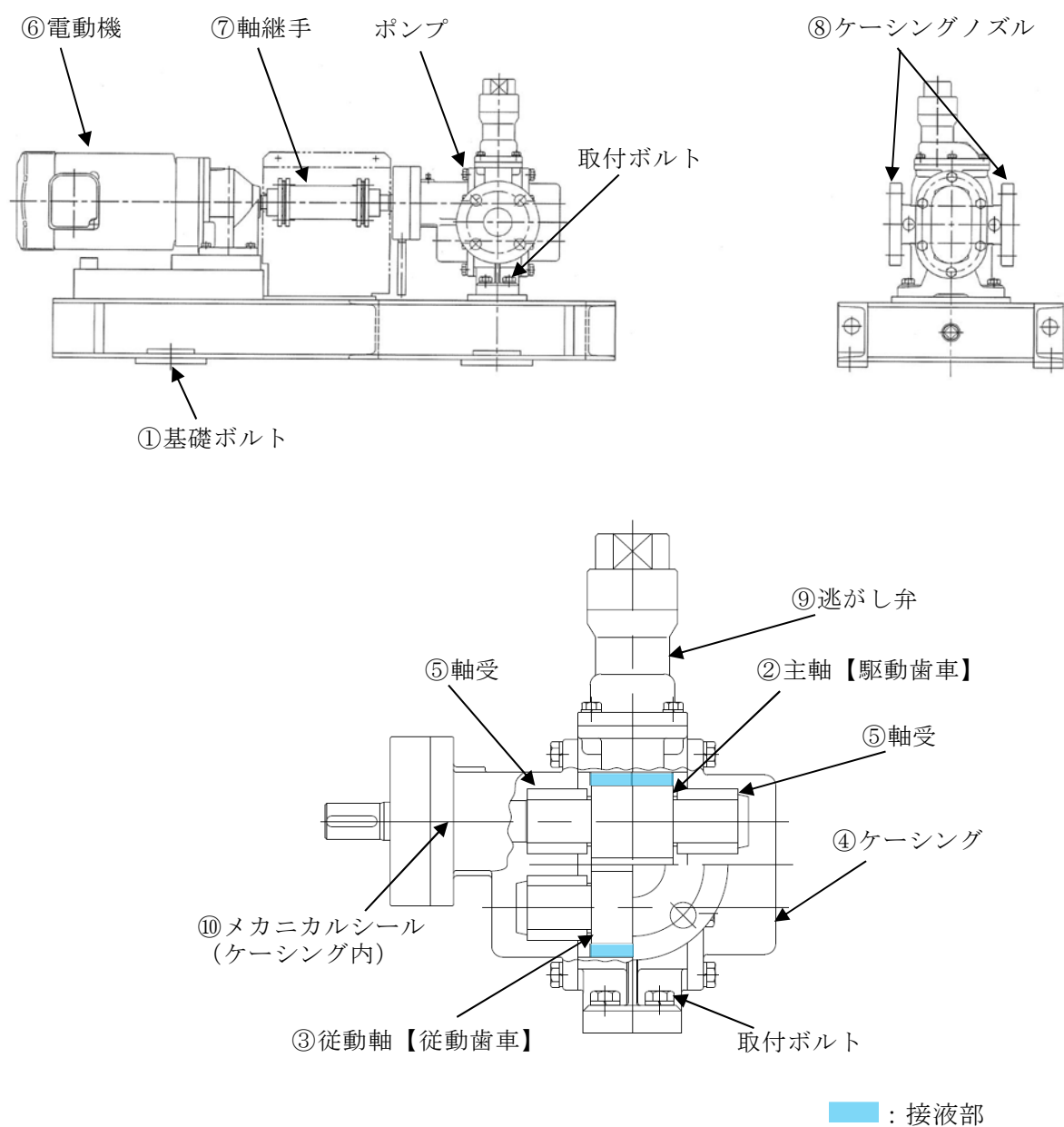
なお，非常用ディーゼル発電機燃料移送ポンプ，高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機燃料移送ポンプ，常設代替高圧電源装置燃料移送ポンプ及び緊急時対策所用発電機給油ポンプについては，新規制基準により新たに動的機能要求が必要となり，評価する設備となる。

第 1 表 新たな検討が必要な設備において参考とする機種／型式

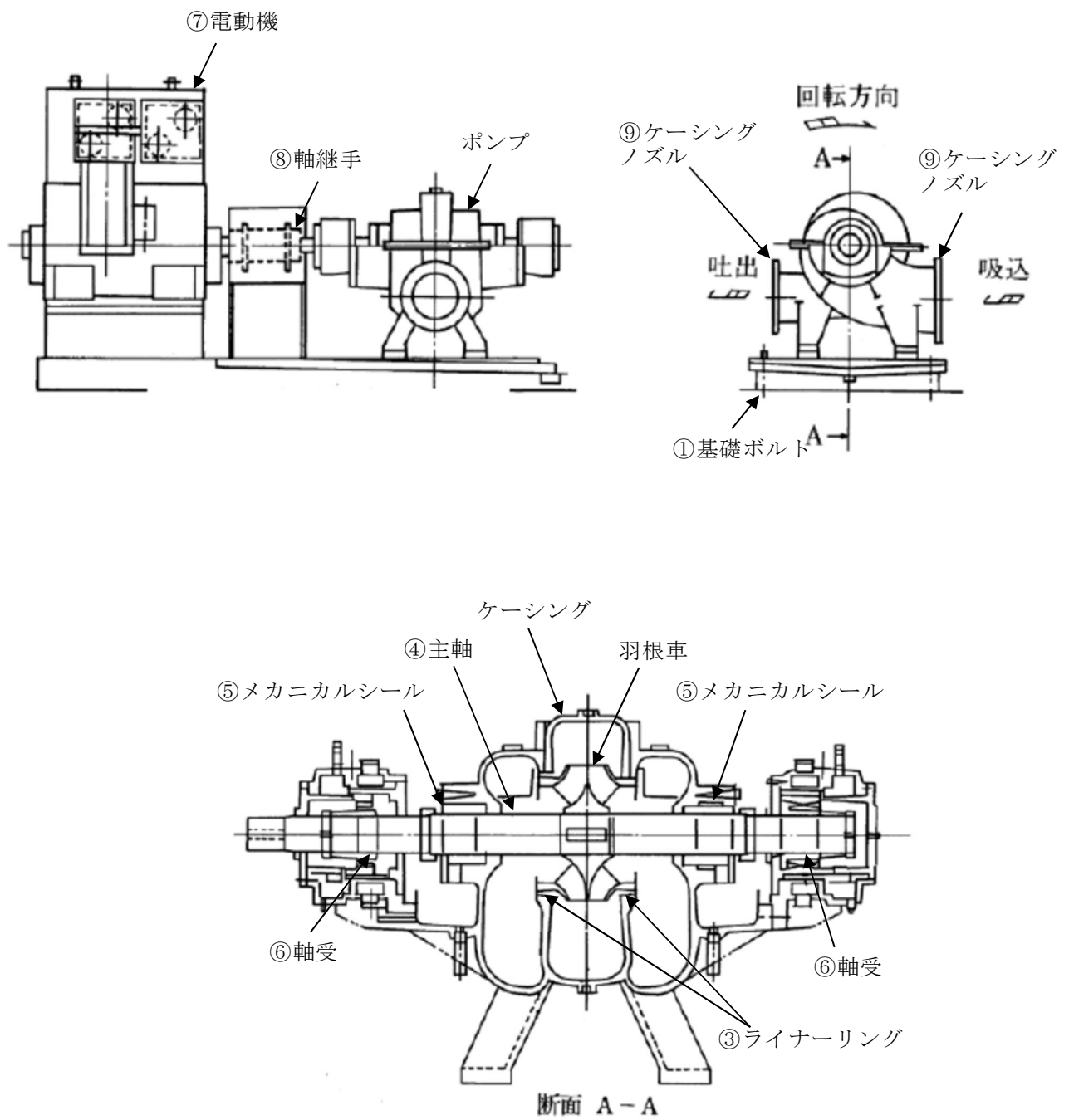
新たな検討が必要な設備	機種／型式	参考とする機種／型式
・ 非常用ディーゼル発電機燃料移送ポンプ ・ 高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機燃料移送ポンプ ・ 常設代替高圧電源装置燃料移送ポンプ	横形ポンプ／スクリー式	横形ポンプ／単段遠心式
・ 緊急時対策所用発電機給油ポンプ	横形ポンプ／ギヤ式	



第 2 図 スクリュー式ポンプ構造概要図



第3図 ギヤ式ポンプ構造概要図



第4図 遠心式ポンプ構造概要図

第 2 表 スクリュー式ポンプの主要仕様

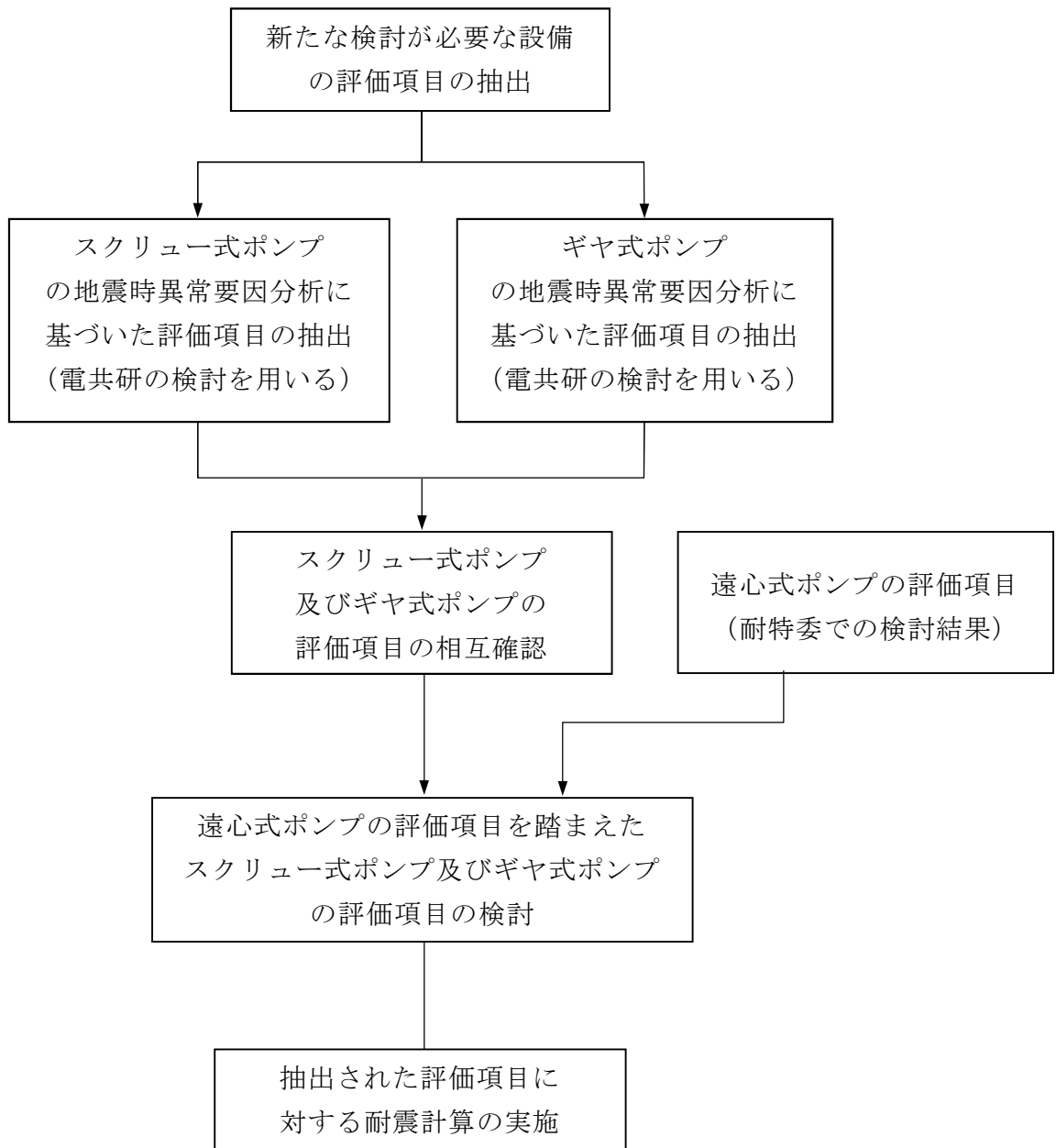
		非常用ディーゼル 発電機燃料移送 ポンプ	高圧炉心スプレー系 ディーゼル発電機 燃料移送ポンプ	常設代替高圧電源 装置用燃料移送 ポンプ
容 量	m ³ /h/個	1.92 以上	1.04 以上	3.02 以上
揚 程	MPa	0.195 以上 (2C 用) 0.156 以上 (2D 用)	0.190 以上	0.285 以上
最高使用 圧 力	MPa	1.00	1.00	1.00
最高使用 温 度	℃	55	55	55
原 動 機 出 力	kW/個	1.2	1.2	2.2

第 3 表 ギヤ式ポンプの主要仕様

		緊急時対策所用発電機給油ポンプ
容 量	m ³ /h/個	1.3 以上
揚 程	MPa	0.3
最高使用圧力	MPa	0.5
最高使用温度	℃	45
原 動 機 出 力	kW/個	1.5

3. 新たな検討が必要な動的機能維持評価の評価項目の抽出

新たな検討が必要な設備として、スクリー式ポンプ及びギヤ式ポンプに対する地震時異常要因分析を踏まえて評価項目を抽出する。また当該検討において参考とする耐特委での機種／型式に対する評価項目を踏まえた検討を行う。動的機能維持評価のための評価項目の抽出フローを第5図に示す。



第5図 動的機能維持評価のための評価項目の抽出フロー

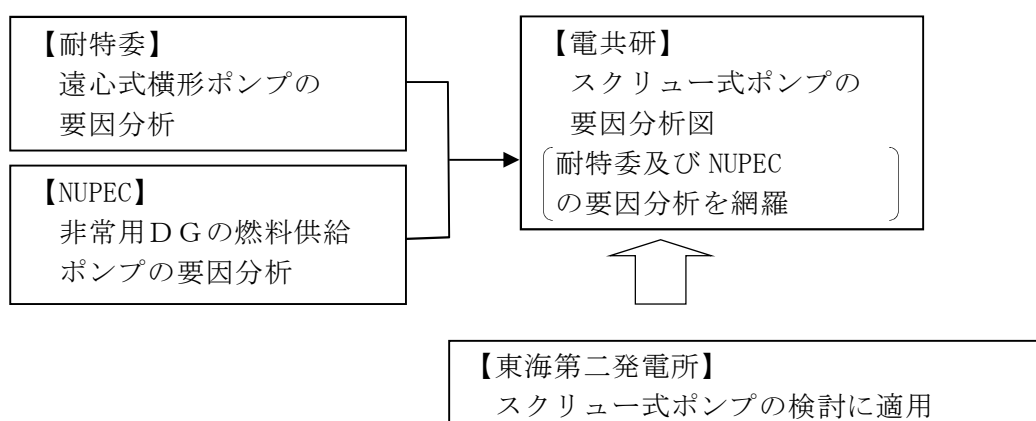
a. スクリュー式ポンプ及びギヤ式ポンプの地震時異常要因分析による評価項目の抽出

(a) スクリュー式ポンプの評価項目の抽出

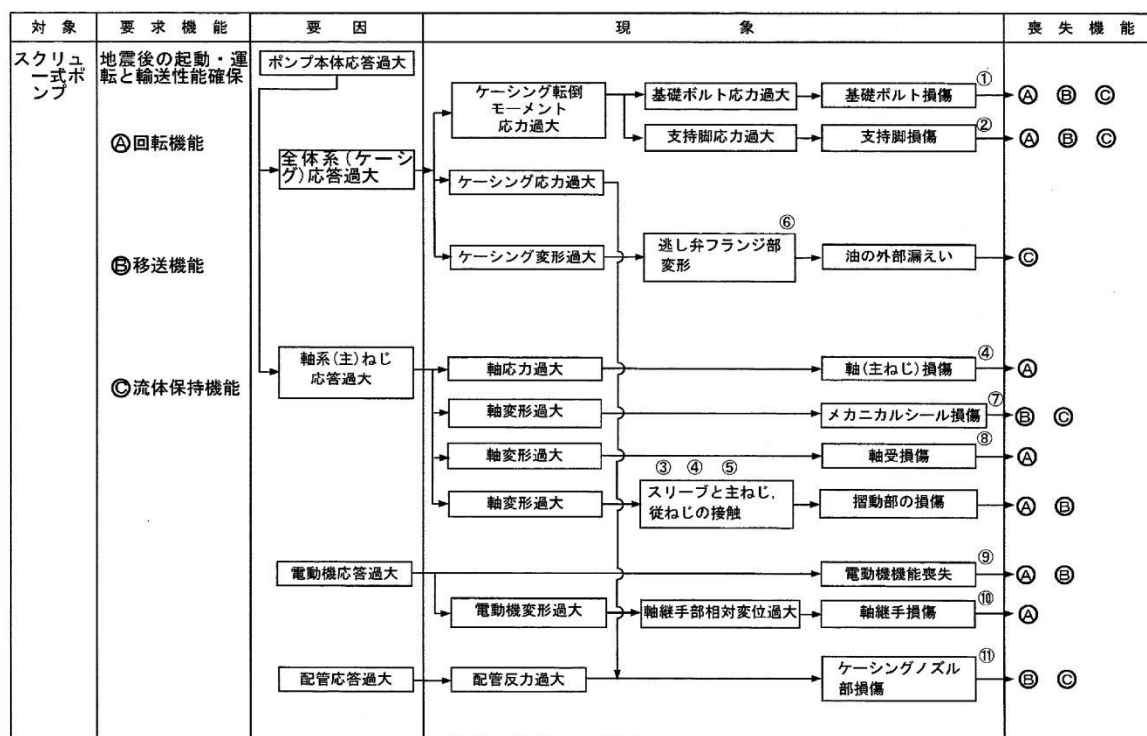
スクリュー式ポンプの地震時異常要因分析図（以下「要因分析図」という。）及び評価項目は、電共研※での検討内容を用いる。電共研では第 6 図に示すとおり、耐特委における遠心式横形ポンプ及び NUPEC における非常用 D G の燃料供給ポンプに対する異常要因分析結果（非常用ディーゼル発電機システム耐震実証試験（1992 年 3 月））を網羅するように、スクリュー式ポンプに対する地震時異常要因分析を行い、評価項目を抽出している。

スクリュー式ポンプの要因分析図を第 7 図に示す。要因分析図に基づき抽出される評価項目は第 4 表のとおりである。

※ 動的機器の地震時機能維持の耐震余裕に関する研究（平成 25 年 3 月）



第 6 図 地震時異常要因分析の適用（スクリュー式ポンプ）



第 7 図 スクリュー式ポンプの地震時異常要因分析図

第4表 スクリュー式ポンプ要因分析図から抽出した評価項目

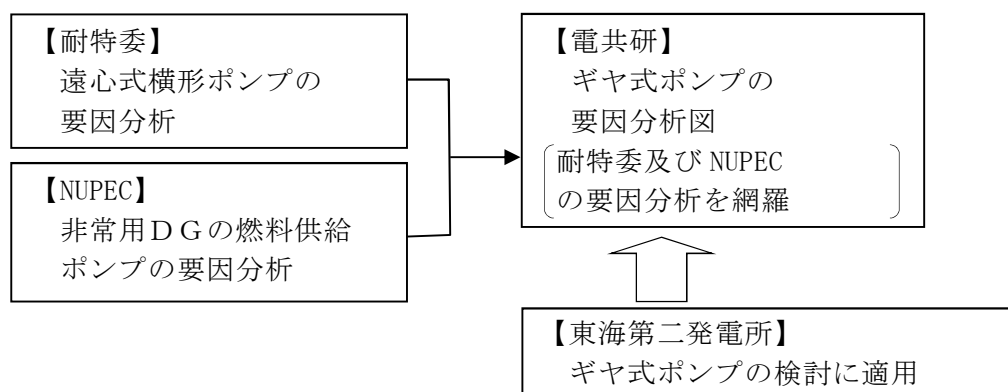
	評価項目	異常要因
①	基礎ボルト (取付ボルト含む)	ポンプ全体系の応答が過大となることで、転倒モーメントにより基礎ボルト（取付ボルトを含む）の応力が過大となり損傷に至り、全体系が転倒することで機能喪失する。
②	支持脚	ポンプ全体系の応答が過大となることで、転倒モーメントにより支持脚の応力が過大となり損傷に至り、全体系が転倒することで機能喪失する。
③ ④ ⑤	摺動部 (③スリーブ④主ねじ ⑤従ねじのクリアランス)	軸系（主）ねじの応答が過大となることで、軸変形が過大となることによりスリーブと主ねじが接触し、摺動部が損傷に至り回転機能及び移送機能が喪失する。
④	軸系（主ねじ）	軸応力が過大となり、軸が損傷することにより回転機能及び移送機能が喪失する。
⑥	逃がし弁	ケーシングの応答が過大となり逃がし弁フランジ部が変形し油の外部漏えいに至る。
⑦	メカニカルシール	軸系（主）ねじの応答過大により軸変形に至りメカニカルシールが損傷することにより移送機能及び流体保持機能が喪失する。
⑧	軸受	軸変形が過大となり、軸受が損傷することで回転機能及び移送機能が喪失する。
⑨	電動機	電動機の応答が過大になり電動機の機能が喪失することで、回転機能及び輸送機能が喪失する。
⑩	軸継手	電動機の変形過大により軸受部の相対変位が過大となり、軸継手が損傷することで回転機能が喪失する。
⑪	ケーシングノズル	接続配管の応答が過大となり、ケーシングノズルが損傷することで移送機能及び流体保持機能が喪失する。

(b) ギヤ式ポンプの評価項目の抽出

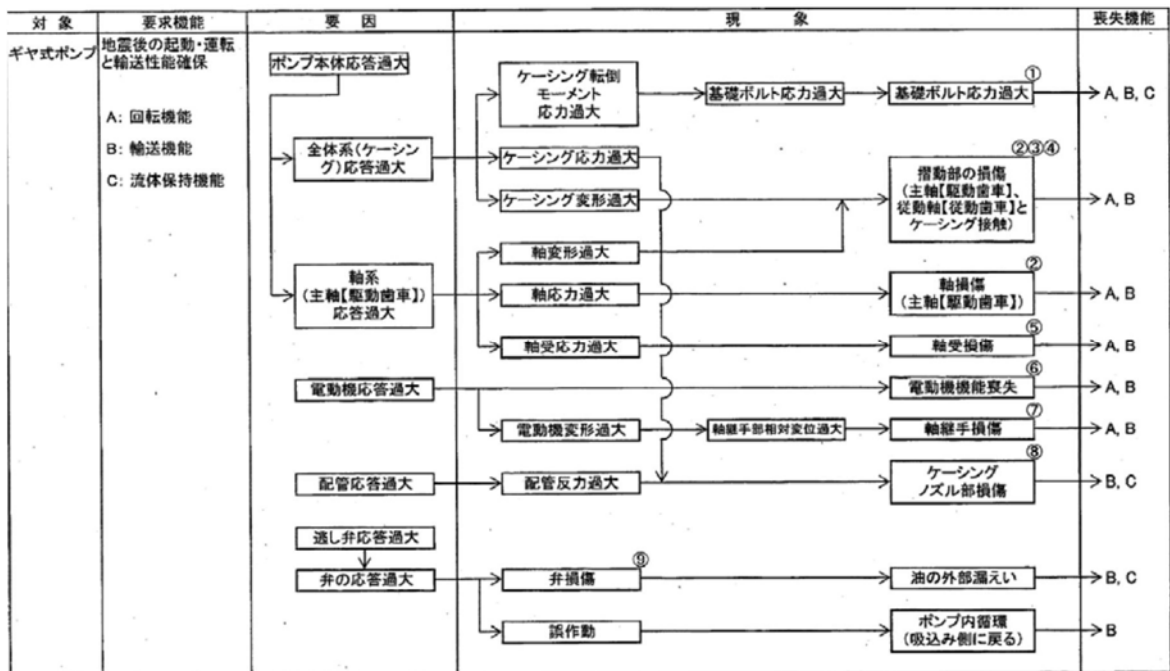
ギヤ式ポンプの要因分析図及び評価項目は、電共研※での検討内容を用いる。電共研では、第8図に示すとおり耐特委における遠心式横形ポンプ及びNUPECにおける非常用DGの燃料供給ポンプに対する異常要因分析結果（非常用ディーゼル発電機システム耐震実証試験（1992年3月））を網羅するように、ギヤ式ポンプに対する異常要因分析を行い、評価項目を抽出している。

ギヤ式ポンプの要因分析図を第9図に示す。要因分析図に基づき抽出される評価項目は第5表のとおりである。

※ 動的機器の地震時機能維持の耐震余裕に関する研究（平成25年3月）



第8図 地震時異常要因分析の適用（ギヤ式ポンプ）



第 9 図 ギヤ式ポンプの地震時異常要因分析図

第 5 表 ギヤ式ポンプ要因分析図から抽出した評価項目

	評価項目	異常要因
①	基礎ボルト (取付ボルト含む)	ポンプ全体系の応答が過大となることで、転倒モーメントにより基礎ボルト（取付ボルトを含む）の応力が過大となり損傷に至り、全体系が転倒することにより機能喪失する。
② ③ ④	摺動部 (②主軸又は③従動軸 と④ケーシングのクリアランス)	ポンプ全体系の応答が過大となることで、主軸（主動歯車）及び従動軸（従動歯車）の応答が過大となり軸部の変形により、ギヤがケーシングと接触することで損傷に至り、回転機能及び輸送機能が喪失する。
②	軸	軸応力が過大となり、軸が損傷することにより回転機能及び輸送機能が喪失する。
⑤	軸受	軸受応力（軸受荷重）が過大となり、軸受が損傷することで回転機能及び輸送機能が喪失する。
⑥	電動機	電動機の応答が過大になり電動機の機能が喪失することで、回転機能及び輸送機能が喪失する。
⑦	軸継手	被駆動機軸と電動機軸の相対変位が過大となり、軸継手が損傷することで回転機能及び輸送機能が喪失する。
⑧	ケーシングノズル	接続配管の応答が過大となり、ケーシングノズルが損傷することで輸送機能及び流体保持機能が喪失する。
⑨	逃がし弁	弁の応答が過大となり、弁が損傷又は誤作動することで外部漏えい、ポンプ内循環が発生し、輸送機能及び流体保持機能が喪失する。

(c) スクリュー式ポンプ及びギヤ式ポンプの抽出した評価項目に対する相互確認

スクリュー式ポンプ及びギヤ式ポンプは、ポンプ構造が類似していることを踏まえて、各ポンプの評価項目の抽出結果を比較することにより、その検討結果について相互の確認を行う。

i) スクリュー式ポンプで抽出した評価項目に対してギヤ式ポンプで抽出されなかった評価項目

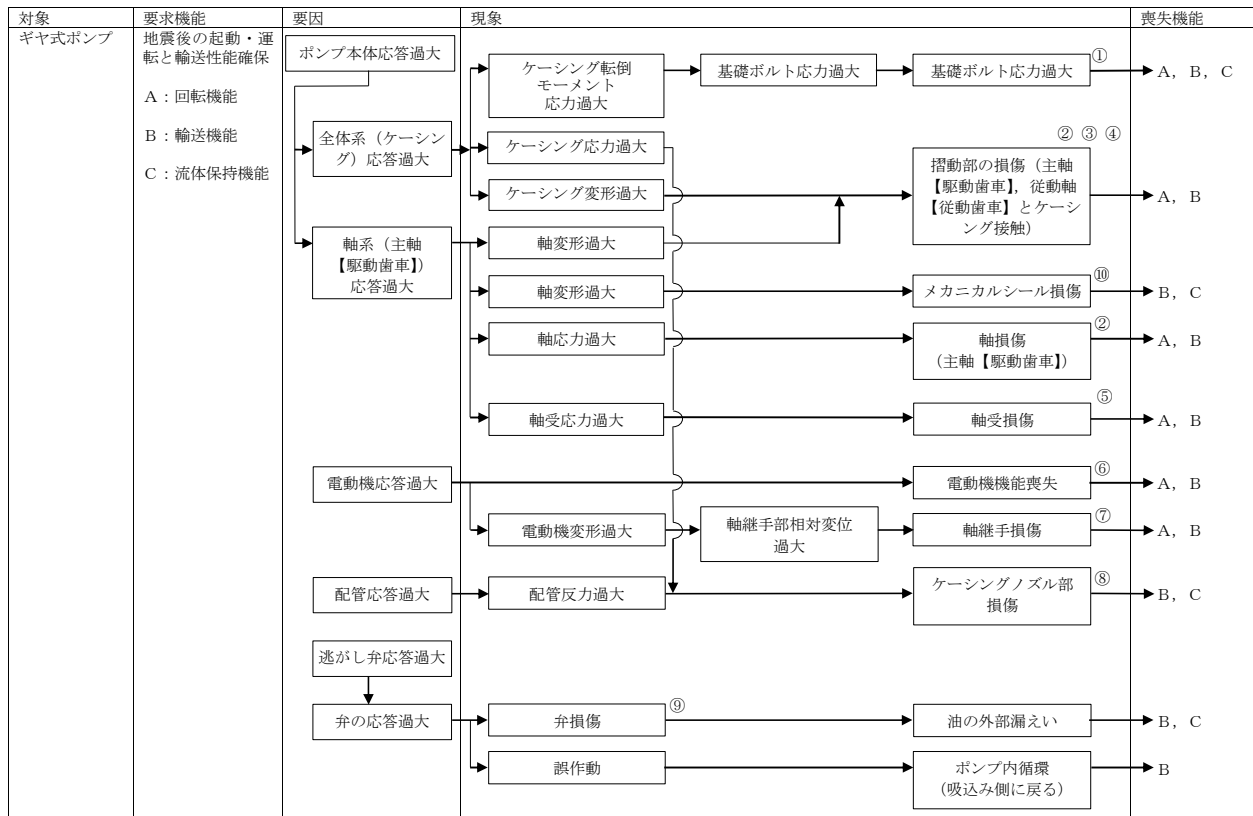
① 支持脚

ギヤ式ポンプはポンプケーシングに取付ボルト用のフランジが直接取り付けられており構造上存在しない。

② メカニカルシール

ギヤ式ポンプについてもメカニカルシールが設置されており、損傷すれば

スクリー式ポンプと同様に輸送機能及び流体保持機能に影響を与えることからギヤ式ポンプについても評価項目として選定する。メカニカルシールを追加したギヤ式ポンプの要因分析図を第 10 図に示す。

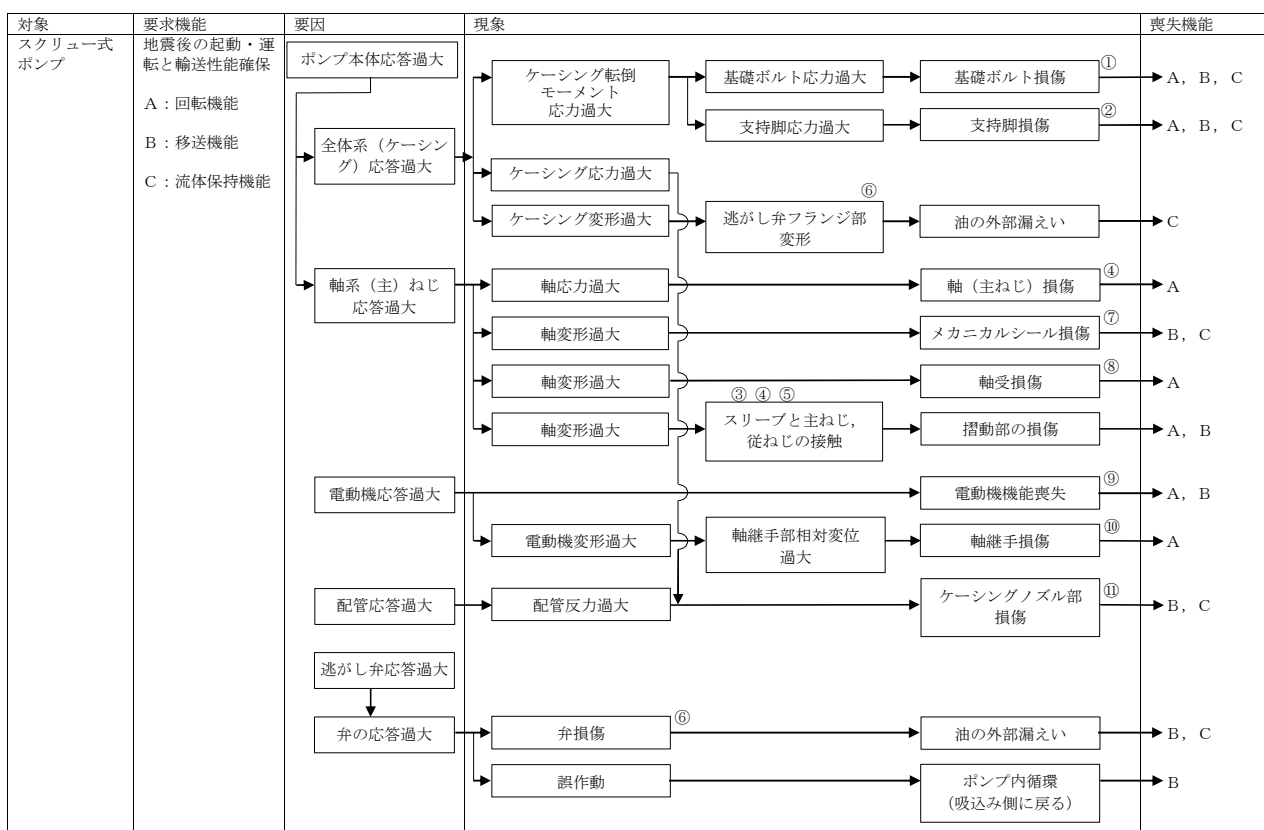


第 10 図 ギヤ式ポンプの地震時異常要因分析図

ii) ギヤ式ポンプで抽出した評価項目に対してスクリー式ポンプで抽出されなかった
評価項目

③ 逃がし弁（移送機能）

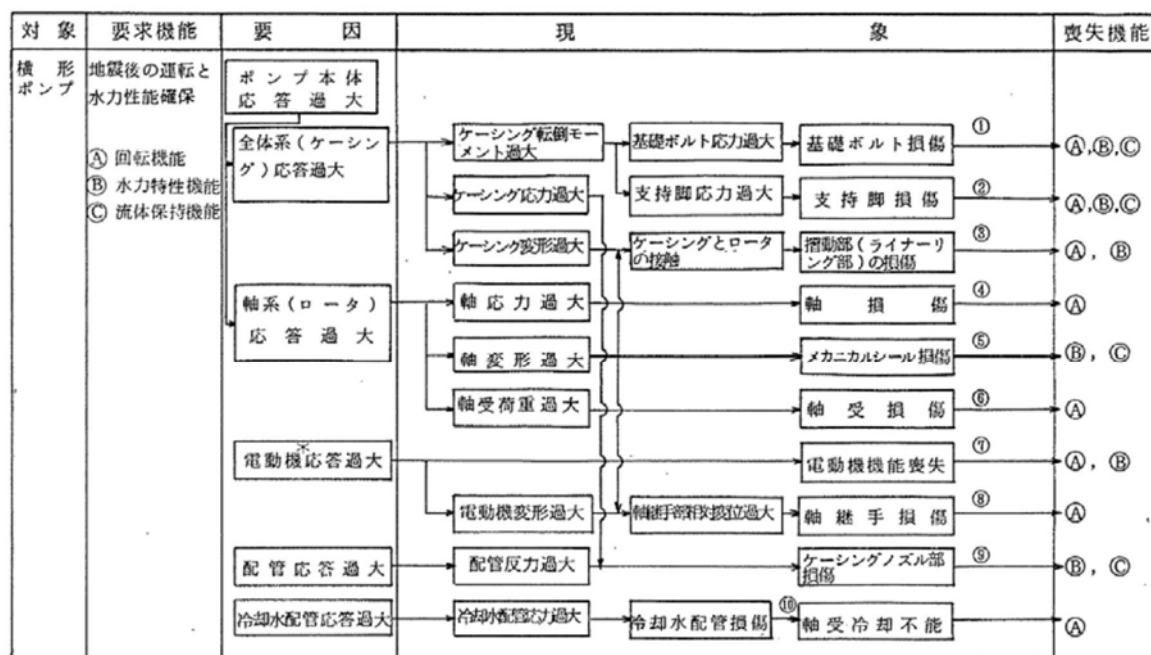
スクリー式ポンプについても逃がし弁が設置されており，誤作動すれば
ギヤ式ポンプと同様に移送機能に影響を与えることからスクリー式ポンプ
についても評価項目として選定する。逃がし弁を追加したスクリー式ポン
プの要因分析図を第 11 図に示す。



第 11 図 スクリー式ポンプの地震時異常要因分析図

b. 耐特委で検討された遠心式ポンプの地震時異常要因分析による評価項目

新たな検討が必要な設備としてスクリー式ポンプ及びギヤ式ポンプの評価項目の検討において、公知化された検討として参考とする耐特委での遠心式ポンプの要因分析図を第12図に、要因分析図から抽出される評価項目を第6表に示す。



* 駆動用タービンの場合も同様。また、増速機も含む。

第12図 遠心式ポンプの地震時異常要因分析図

第 6 表 遠心式ポンプ要因分析図から抽出した評価項目

	評価項目	異常要因
① ②	基礎ボルト（取付ボルト含む）、支持脚	ポンプ全体系の応答が過大となることで、転倒モーメントにより基礎ボルト（取付ボルト含む）の応力が過大となり損傷に至り、全体系が転倒することにより機能喪失する。 またポンプ全体系の応答が過大となることで、支持脚の応力が過大となり損傷に至り、ポンプが転倒することにより機能喪失する。
③	摺動部 （インペラとライナーリングのクリアランス）	軸変形が過大となり、インペラがライナーリングと接触することで損傷に至り、回転機能及び輸送機能が喪失する。
④	軸	軸応力が過大となり、軸が損傷することにより回転機能及び輸送機能が喪失する。
⑤	メカニカルシール	軸変形が過大となり、メカニカルシールが損傷することにより流体保持機能が喪失する。
⑥	軸受	軸受荷重が過大となり、軸受が損傷することで回転機能及び輸送機能が喪失する。
⑦	電動機	電動機の応答が過大になり電動機の機能が喪失することで、回転機能及び輸送機能が喪失する。
⑧	軸継手	被駆動機軸と電動機軸の相対変位が過大となり、軸継手が損傷することで回転機能及び輸送機能が喪失する。
⑨	ケーシングノズル	接続配管の応答が過大となり、ケーシングノズルが損傷することで輸送機能及び流体保持機能が喪失する。
⑩	軸冷却水配管	冷却水配管の応答が過大となり、損傷することで軸冷却不能に至り、回転機能が喪失する。

c. 遠心式ポンプの評価項目を踏まえたスクリー式ポンプ及びギヤ式ポンプの評価項目の検討

(a) スクリー式ポンプの評価項目の検討

スクリー式ポンプの要因分析結果について、耐特委における遠心式ポンプの要因分析結果と同様に整理した結果、スクリー式ポンプの評価項目は、遠心式ポンプとほぼ同様となった。スクリー式ポンプの動的機能維持の評価項目の抽出にあたり、遠心式ポンプの耐特委における評価項目に加え、構造の差異により抽出されたスクリー式ポンプの評価項目を加えて検討を行う。なお、構造の差異として抽出された評

価項目は下記の通りである。

- ・逃がし弁（遠心式ポンプの評価項目になくスクリー式ポンプのみで抽出）
- ・摺動部（スクリー式ポンプ及び遠心式ポンプの両方で抽出された評価項目であるが、構成部品が異なる。）
- ・軸冷却水配管（スクリー式ポンプの評価項目になく遠心式ポンプのみで抽出）

耐特委で検討された遠心式ポンプは、大型のポンプであり軸受としてすべり軸受を採用していることから、軸受の冷却が必要となる。このため、地震により軸冷却水配管の損傷に至ればポンプの機能維持に影響を及ぼすため、軸冷却水配管を評価項目として抽出している。一方でスクリー式ポンプの標準設計として、軸冷却水配管を有していない。軸冷却水配管は軸受の冷却のため設置されるが、スクリー式ポンプの軸受は内部流体で冷却が可能であるため、軸冷却水配管は設置されていない。

① 基礎ボルト（取付ボルトを含む）の評価

スクリー式ポンプは遠心式ポンプと同様に、基礎ボルトで固定された架台の上に、駆動機器及び被駆動機器が取付ボルトに設置されており、地震時に有意な荷重がかかることから動的機能維持の評価項目として選定する。

② 支持脚部の評価

支持脚部については、スクリー式ポンプと遠心式ポンプとで構造に大きな違いはなく、高い剛性を有するためにケーシング定着部に荷重がかかる構造となっている。このため、取付ボルト及び基礎ボルトが評価上厳しい部位であるため、取付ボルト及び基礎ボルトの評価で代表できる。

③④⑤ 摺動部の評価

摺動部の損傷の観点より、遠心式ポンプの検討におけるケーシングと接触して損傷するライナーリング部の評価を行うのと同様に、スクリー式ポンプにおける評価項目を以下のとおり選定する。

スクリー式ポンプのスクリー部は、構造が非常に剛であり、地震応答増幅が小さく動的機能評価上重要な部分の地震荷重が通常運転荷重に比べて十分小さいと考えられる。また、スリーブ部については、ケーシング部に設置されている。

軸系（主ねじ）についてはラジアル軸受で支持されており、軸変形によりスリーブ部と接触することで回転機能及び輸送機能が喪失に至ることが考えられるため、動

的機能維持の評価項目として選定する。

④ 軸系の評価

スクリー式ポンプは主ねじ及び従ねじを有する構造であり、一軸構造の遠心式ポンプとは軸の構造が異なるが、軸系の損傷によってポンプとしての機能を喪失することは同様である。このため、スクリー式ポンプにおいても、遠心式ポンプと同様に、軸応力過大により軸損傷が発生しないことを確認するため、軸系の評価を動的機能維持の評価項目として選定する。

⑥ 逃がし弁の評価

逃がし弁はばね式であり、フランジ部の構造評価に対する確認も含め、弁に作用する最大加速度が、安全弁の機能確認済加速度以下であることを確認する。

⑦ メカニカルシール

メカニカルシールは、高い剛性を有するケーシングに固定されており、地震時に有意な変位が生じない。また軸封部は軸受近傍に位置し、軸は地震時でも軸受で支持されており、有意な変位は生じることはなく、軸封部との接触は生じないため、計算書の対象外とする。

⑧ 軸受の評価

ポンプにおいて、軸受の役割は回転機能の保持であり、その役割はスクリー式ポンプも遠心式ポンプも同じである。当該軸受が損傷することにより、ポンプの機能喪失につながるため、動的機能維持の評価項目として選定する。また、評価においては発生する荷重としてスラスト方向及びラジアル方向の荷重を考慮して評価を行う。

⑨ 電動機の評価

スクリー式ポンプの電動機は横向きに設置されるころがり軸受を使用する電動機であり、耐特委（J E A G 4601-1991）で検討されている横型ころがり軸受電動機の適用範囲内であることから、機能確認済加速度との比較により評価を行う。

⑩ 軸継手の評価

スクリー式ポンプは、遠心式ポンプと同様に、軸受でスラスト荷重を受け持つこと及びフレキシブルカップリングを採用していることから、軸継手にはスラスト荷重による有意な応力が発生しないため、計算書の評価対象外とする。

⑪ ケーシングノズルの評価

東海第二発電所で使用するスクリー式ポンプの吸込、吐出部は直接配管のフラ
別紙 1-20

ンジを接続する構造でありノズル形状を有さないため、計算書の対象外とする。

以上から、スクリー式ポンプにおいて抽出される動的機能維持の評価項目のうち、計算書の評価対象とするものは以下の通りである。

- ・基礎ボルト及び取付ボルトの評価
- ・摺動部（軸系）の評価
- ・軸系としてねじの評価
- ・逃がし弁の評価
- ・軸受の評価
- ・電動機の評価

(b) ギヤ式ポンプの評価項目の検討

ギヤ式ポンプの要因分析結果について、耐特委における遠心式ポンプの要因分析結果と同様に整理した結果、ギヤ式ポンプの評価項目は、遠心式ポンプとほぼ同様となる。ギヤ式ポンプの動的機能維持の評価項目の抽出にあたり、遠心式ポンプの耐特委における評価項目に加え、構造の差異により抽出されたギヤ式ポンプの評価項目を加えて検討を行う。なお、構造の差異として抽出された評価項目は下記の通りである。

- ・逃がし弁（遠心式ポンプの評価項目になくギヤ式ポンプのみで抽出）
- ・摺動部（ギヤ式ポンプと遠心式ポンプの両方で抽出された評価項目であるが、構成部品が異なる。）
- ・軸冷却水配管（ギヤ式ポンプの評価項目になく遠心式ポンプのみで抽出）

耐特委で検討された遠心式ポンプは、大型のポンプであり軸受としてすべり軸受を採用していることから、軸受の冷却が必要となる。このため、地震により軸冷却水配管の損傷に至ればポンプの機能維持に影響を及ぼすため、軸冷却水配管を評価項目として抽出している。一方でギヤ式ポンプの標準設計として、軸冷却水配管を有していない。軸冷却水配管は軸受の冷却のため設置されるが、ギヤ式ポンプの軸受は内部流体で冷却が可能であるため、軸冷却水配管は設置されていない。

① 基礎ボルト（取付ボルトを含む）の評価

ギヤ式ポンプは遠心式ポンプと同様に、基礎ボルトで固定された架台の上に、駆動
別紙 1-21

機器及び被駆動機器が取付ボルトに設置されており、地震時に有意な荷重がかかることから動的機能維持の評価項目として選定する。

②③④ 摺動部の評価

摺動部の損傷の観点より、遠心式ポンプの検討におけるケーシングと接触して損傷するライナーリング部の評価を行うのと同様に、ギヤ式ポンプにおける評価項目を以下のとおり選定する。

ギヤ式ポンプのギヤ部は、構造が非常に剛であり、地震応答増幅が小さく動的機能評価上重要な部分の地震荷重が通常運転荷重に比べて十分小さいと考えられる。また、ケーシングについては、横形ポンプと同様に耐圧構造であり、使用圧力に耐えられる強度の肉厚を有している。

主軸又は従動軸については、損傷によってギヤがケーシングと接触することで回転機能及び輸送機能が喪失に至ることが考えられる。主軸の重量は、従動軸の重量に比べ大きく、軸を支持する距離は双方の軸で同じであるため、評価項目は、主軸（ギヤ部）を対象として行う。

② 主軸の評価

ギヤ式ポンプは二軸（主軸及び従動軸）構造であり、一軸構造の横形ポンプとは軸の構造が異なるが、主軸の重量は、従動軸に比べ大きく、軸を支持する距離は双方の軸で同じであるため、主軸の健全性確認を行うことによって、一軸構造の横形ポンプと同様の見解が適用できるものである。そのため、ギヤ式ポンプにおいても、遠心式ポンプと同様に、軸損傷が発生しないことを確認するため、主軸の評価を動的機能維持の評価項目として選定する。

⑤ 軸受の評価

ポンプにおいて、軸受の役割は「回転機能の保持」であり、その役割は遠心ポンプもギヤ式ポンプも同じである。

当該軸受が損傷することにより、ポンプの機能喪失につながるため、動的機能維持の評価項目として選定する。また、評価においては発生する荷重としてスラスト方向及びラジアル方向の荷重を考慮して評価を行う。

⑥ 電動機の評価

ギヤ式ポンプの電動機は横向きに設置されるころがり軸受を使用する電動機である
別紙 1-22

り、耐特委（J E A G 4601-1991）で検討されている横型ころがり軸受電動機の適用範囲内であることから、機能確認済加速度との比較により評価を行う。

⑦ 軸継手の評価

ギヤ式ポンプは、遠心式ポンプと同様に、軸受でスラスト荷重を受け持つことから、軸継手にはスラスト荷重による有意な応力が発生しないため、計算書の評価対象外とする。

⑧ ケーシングノズルの評価

ギヤ式ポンプのケーシングノズル部は、遠心式ポンプと同様に、機器と配管の接続部であるが、ノズル出入口配管のサポートについて適切に配管設計することで、ノズル部に過大な配管荷重が伝わらないため、計算書の評価対象外とする。

⑨ 逃がし弁の評価

逃がし弁はばね式であるため、弁に作用する最大加速度が、安全弁の機能確認済加速度以下であることを確認する。

⑩ メカニカルシール

メカニカルシールは、高い剛性を有するケーシングに固定されており、地震時に有意な変位が生じない。また軸封部は軸受近傍に位置し、軸は地震時でも軸受で支持されており、有意な変位は生じることはなく、軸封部との接触は生じないため、計算書の対象外とする。

以上から、ギヤ式ポンプにおいて抽出される動的機能維持の評価項目のうち、計算書の評価対象とするものは以下の通りである。

- ・基礎ボルト（取付ボルトを含む）の評価
- ・主軸（ギヤ部）の評価
- ・主軸の評価
- ・軸受の評価
- ・電動機の評価
- ・逃がし弁の評価

4. まとめ

新たな検討が必要な設備について，地震時要因分析を行い，基本的な機構造が類似している機種／型式に対する耐特委での検討を参考に，型式による構造の違いを踏まえた上で地震時異常要因分析を行い，評価項目の抽出を行った。

残留熱除去系海水系ポンプ，非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプの詳細検討について

1. はじめに

本資料は，残留熱除去系海水系ポンプ，非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプの動的機能維持評価における詳細検討についてまとめたものである。

2. 動的機能維持の評価方針

動的機能維持評価の結果，表 1 に示すとおり，残留熱除去系海水系ポンプ，非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプについて，評価用加速度が機能確認済加速度を超えるため，詳細検討が必要となる。

動的機能の評価においては，J E A G 4601-1991 及び耐特委報告書「動的機器の地震時機能維持評価に関する調査報告書」（昭和 6 1 年 1 2 月）において，対象機種ごとに，現実的地震応答のレベルでの異常のみならず，破壊に至る様な過剰な状態を念頭に地震時に考え得る異常要因を抽出し，その分析により動的機能上の評価点を検討し，動的機能維持を評価する際に確認すべき項目として，基本評価項目を摘出している。

そのため，評価用加速度が機能確認済加速度を超える設備の機能維持評価については，J E A G 4601-1991 及び耐特委報告書により選定された基本評価項目に基づき，動的機能維持評価として，詳細検討を実施する。

表 1 評価用加速度と機能確認済加速度の比較

解析実施中につき
見直し予定

機器	評価結果					
	水平 (G)			鉛直 (G)		
	評価用 加速度 (G)	機能 確認済 加速度 (G) ※ ¹	裕度	評価用 加速度 (G)	機能 確認済 加速度 (G) ※ ²	裕度
残留熱除去系 海水系ポンプ	0.57	10.0	17.54	2.22	1.0	0.45
非常用ディーゼル発電機 用海水ポンプ	0.57	10.0	17.54	2.22	1.0	0.45
高圧炉心スプレイ系 ディーゼル発電機用 海水ポンプ	0.57	10.0	17.54	2.22	1.0	0.45

※ 1 J E A G 4601-1991 に定められた評価基準

※ 2 1.0G は、機器一般の浮き上がりの目安として設定したもの。

耐専（原子力発電耐震設計専門部会）において、鉛直地震動に対する検討として、改めて鉛直地震動に注意して異常要因分析結果を見直しても、新たに加える損傷モードはなく、既往の水平地震動を前提とした評価の考え方が適用できることが確認されている。

3. 立形斜流ポンプの基本評価項目

残留熱除去系海水系ポンプは容量 885.7 m³/h の立形斜流ポンプ、非常用ディーゼル発電機用海水ポンプは容量 272.6 m³/h の立形斜流ポンプ、高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプは容量 232.8 m³/h の立形斜流ポンプであり、J E A G 4601-1991 記載の適用機種範囲に該当する設備である。残留熱除去系海水系ポンプを代表として構造の概要を図 1 に示す。

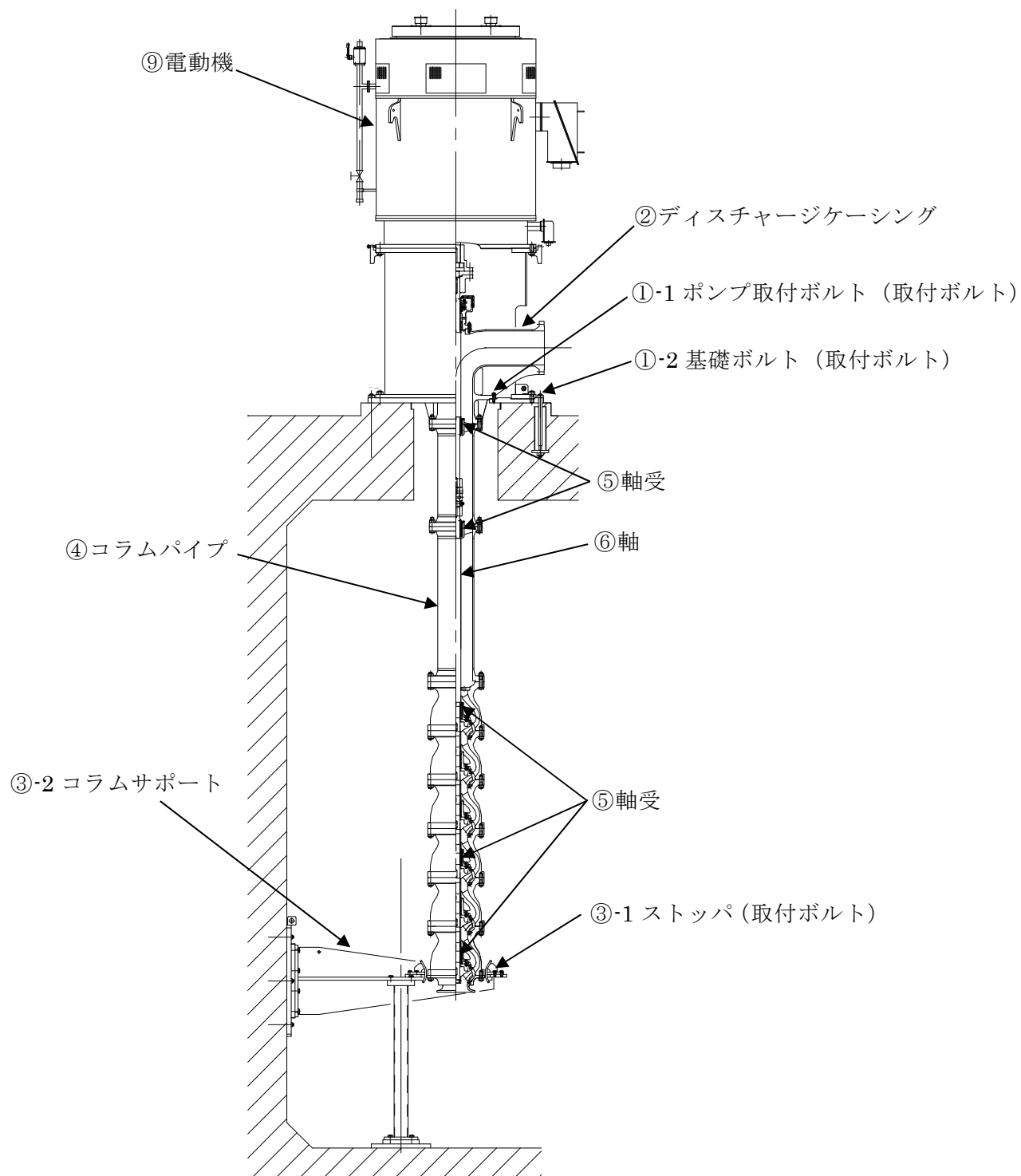


図1 残留熱除去系海水系ポンプの構造図

耐特委における立形ポンプの地震時異常要因分析結果を図2に示す。

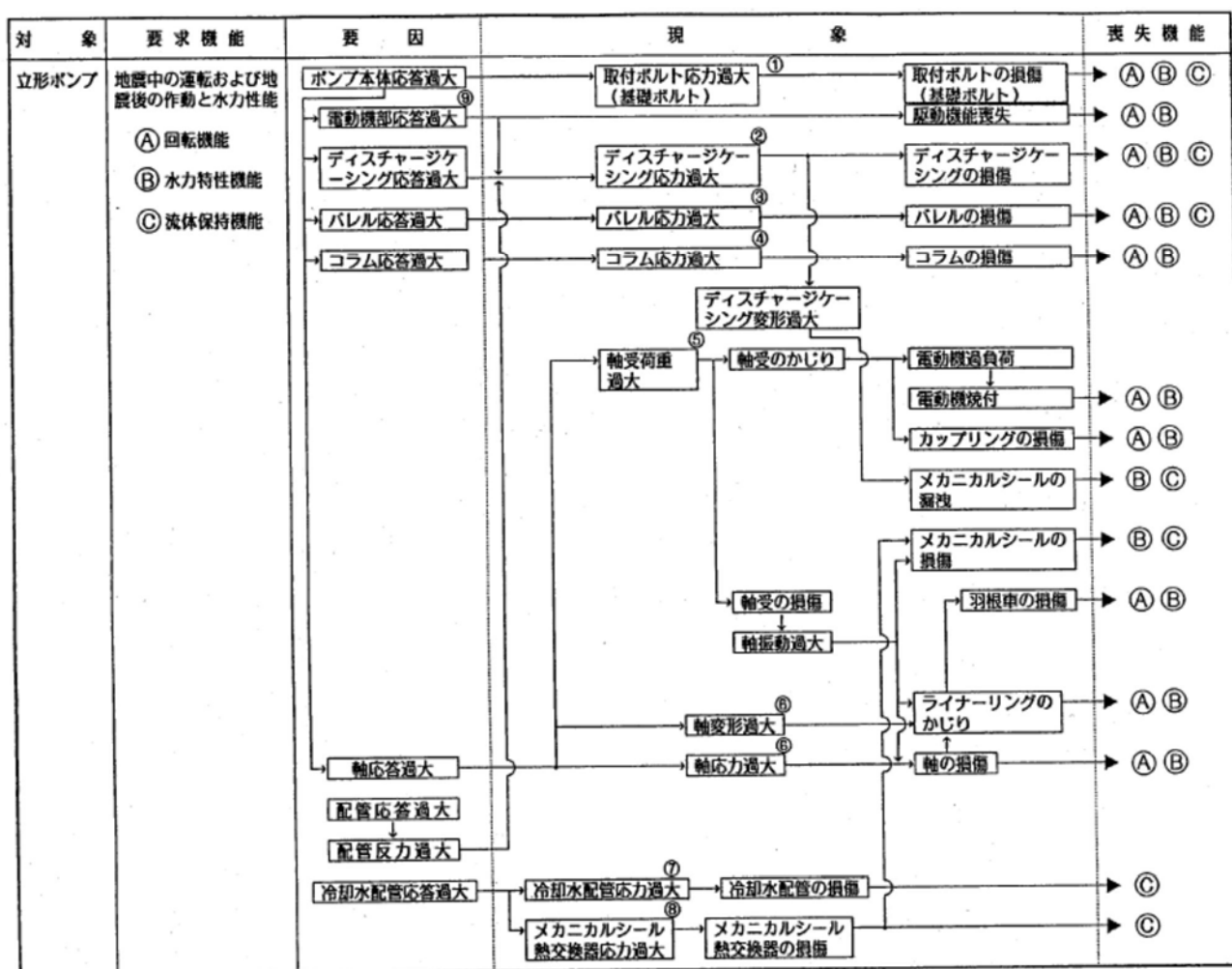


図2 立形ポンプの地震時異常要因モード図（耐特委）

耐特委報告書においては異常要因モードに基づき評価項目が以下①～⑨の項目のとおりに抽出され、①～⑨の評価項目について評価することで、回転機能、水力特性機能及び流体保持機能が確認できるとされている。

これは、機能確認済加速度を超える地震加速度レベルにおいても、これらの①～⑨について全て評価基準値以下に収まっていれば、動的機能が維持できると解される。本項では、上記考え方にに基づき各基本評価項目における機能喪失にいたる現象と、機能確認済加速度を越えた場合の評価の考え方を記述する。

①取付ボルトの健全性

立形ポンプの応答が過大となり、立形ポンプをポンプベースに固定しているポンプ取付ボルト、ポンプベースを基礎に固定している基礎ボルトに発生する応力が過大となり損傷に至り、回転機能、水力特性機能及び流体保持機能が喪失する。

②ディスチャージケーシングの健全性

ディスチャージケーシングの応力が過大となり、損傷又は変形過大となることにより回転機能、水力特性機能及び流体保持機能が喪失する。

③バレルの健全性

バレルの応力が過大となり、損傷することにより回転機能、水力特性機能及び流体保持機能が喪失する。

（注）当該機器にバレルはないが、コラムサポート（ストッパ）あり。

④コラムパイプの健全性

コラムパイプの応力が過大となり、損傷することにより回転機能及び水力特性機能が喪失する。

⑤軸受の健全性

軸受荷重が過大となり、軸受のかじり又は損傷することにより回転機能、水力特性機能及び流体保持機能が喪失する。

⑥軸の健全性

軸変形が過大となり、ライナーリングがかじることにより回転機能及び水力特性機能が喪失する。また、軸応力が過大となり、軸が損傷することにより回転機能及び水力特性機能が喪失する。

⑦冷却水配管の健全性

冷却水配管応力が過大となり、冷却水配管が損傷することにより流体保持機能が喪失する。

（注）当該機器に冷却水配管はない。

⑧メカニカルシール熱交換器の健全性

メカニカルシール熱交換器応力が過大となり、メカニカルシール熱交換器が損傷することにより流体保持機能が喪失する。

（注）当該機器にメカニカルシール熱交換器はない。

⑨電動機の健全性

電動機部の応答が過大となり、駆動機能が喪失することにより回転機能、水力特性機能及び流体保持機能が喪失する。また、電動機部の応答が過大となり、ディスチャージケーシングが損傷することにより回転機能及び水力特性機能が喪失する。

(注) 当該機器の電動機はディスチャージケーシングに支持されていない。

4. J E A G 4601-1991, 耐特委報告書及び耐専報告書後の知見について

平成 13 年の耐専報告書後の知見として、平成 24 年度電共研「動的機器の地震時機能維持の耐震余裕に関する検討」にて、機能確認済加速度の引き上げを目的として代表機器を対象に機能維持評価を行っている。立形ポンプについては表 2 に示すとおり、各項目について解析による評価を実施している。表 3 に評価の概要を示す。なお、本評価については、日本電気協会 原子力規格委員会において審議され、JEAC4601-2015 に取り込まれている。

表 3 平成 24 年度電共研 立形ポンプ 動的機能維持評価概要

評価項目	評価内容
①基礎ボルト 取付ボルト	強度評価側にて耐震設計を実施
②ディスチャージケーシング	ノズル許容荷重以下になるよう配管設計を実施
③コラムサポート	解析により応力を評価
④コラムパイプ	解析により応力を評価
⑤軸受	解析により荷重を評価
⑥軸	解析により応力を評価
⑦冷却水配管	配管系として耐震設計を実施
⑧メカニカルシール熱交換器	静的機器として耐震設計を実施
⑨電動機	別途電動機側にて評価

5. 立形ポンプ評価概要

機能維持評価については、J E A G 4601-1991 及び耐特委報告書により動的機能維持評価上、評価が必要な評価項目が選定されており、その評価項目に基づき、計算書対象とする動的機能維持確認の基本評価項目の考え方を示す。

①基礎ボルト，ポンプ取付ボルト

立形ポンプはポンプベースにポンプ取付ボルトを用いて固定されており，ポンプベースは基礎に基礎ボルトを用いて固定されており，地震時の荷重は当該ボルトに作用し，有意な荷重がかかることから評価項目として選定する。

②ディスチャージケーシング

ディスチャージケーシングはノズル荷重が作用するが，ノズル許容荷重以下になるよう配管設計を実施するため，立形ポンプの計算書の評価対象外とする。

③ストッパ（当該機器にバレルはないためコラムサポート（ストッパ）を評価）

ストッパはコラムをサポートしており，地震時はコラムの振れ止めとして荷重を受ける。ストッパは取付ボルトを用いて固定されており，地震時の荷重は当該ボルトに作用し，有意な荷重がかかることから評価項目として選定する。

④コラムパイプ

回転機能，水力特性機能の観点から動的機能維持の評価項目として選定する。

⑤軸受

回転機能，水力特性機能の観点から動的機能維持の評価項目として選定する。

⑥軸

回転機能，水力特性機能の観点から動的機能維持の評価項目として選定する。

⑦冷却水配管

当該機器に冷却水配管はないため評価対象外とする。

⑧メカニカルシール熱交換器

当該機器にメカニカルシール熱交換器はないため評価対象外とする。

⑨電動機

回転機能，水力特性機能の観点から動的機能維持の評価項目として選定する。

以上から，立形ポンプにおいて抽出される動的機能維持の基本評価項目のうち，計別紙 2-9

算書の評価対象とするものは以下の通りである※。

※ 表 4 においては、①～⑨の全ての評価項目を記載し、以下の評価項目に該当するものは評価内容を示し、それ以外の項目については評価省略理由を記載する。

①基礎ボルト，ポンプ取付ボルト

③ストッパ（取付ボルト）

④コラムパイプ

⑤軸受

⑥軸

⑨電動機

上記評価項目に基づき，表 4 のとおり機能維持評価を実施している。

評価項目における評価基準値の説明を表 5 に，また各設備における評価部位については図 3, 4, 5 に示す。

以上の検討に基づく評価結果を表 6, 7, 8 に示す。

表 4 動的機能維持評価内容

評価項目	評価内容	計算書対象 (○：計算書対象， －：計算書省略)
① 基礎ボルト，ポンプ取付ボルト	多質点はりモデルによる海水ポンプの応答解析結果を用い，材料力学等の公式により，基礎ボルト及びポンプ取付ボルトの発生応力を評価	○
② ディスチャージケーシング	ノズル許容荷重以下になるよう配管設計を実施するため，立形ポンプとして計算書は省略。	－
③ ストップパ（取付ボルト）	多質点はりモデルによる海水ポンプの応答解析結果を用い，材料力学等の公式により，取付ボルトの発生応力を評価	○
④ コラムパイプ	多質点はりモデルによる応答解析結果を用い，材料力学等の公式によりコラムパイプの発生応力を評価	○
⑤ 軸受	多質点はりモデルによる応答解析結果を用い，軸受の発生荷重を評価	○
⑥ 軸	多質点はりモデルによる応答解析結果を用い，材料力学等の公式により軸の発生応力を評価	○
⑦ 冷却水配管	当該機器に冷却水配管なし。	該当部無し
⑧ メカニカルシール熱交換器	当該機器にメカニカルシール熱交換器なし。	該当部無し
⑨ 電動機	別紙－3 参照。	○

表 5 (1) 評価基準値の設定

評価項目	評価基準値の設定
①基礎ボルト， ポンプ取付ボルト ③ストッパ（取付ボルト） ④コラムパイプ	コラムパイプおよびポンプ取付ボルトは，軸や軸受といった構成部品を固定・支持しており，これらが大きな変形を起こさなければ，構成品の相互の位置関係は維持され，立形ポンプの地震時の機能は確保される。 支持機能の確保の観点から，告示 501 号の運転状態Ⅳを基本として，通常材料の実降伏点が設計値に対し余裕があることを考慮し，概ね降伏点以下と同等とした値としてⅣ_A S を評価基準値とした。
⑥軸	回転子については，電動機で発生させた回転トルクを羽根車に伝える。 回転機能の確保の観点から，軸の変形を弾性範囲内に留めるようⅢ_A S を評価基準値としている。軸の発生応力を弾性範囲内に留めることで，地震後の軸の応力過大による損傷はないことから，作動不良には至らず，軸の機能は確保される。 また，地震による軸の変形は，通常運転時より大きくなるため，弾性範囲内でも軸に取り付ける羽根車とケーシングリングの接触により，回転機能及び水力特性に影響を与える可能性があるが，モデル解析において回転体とコラムパイプの相対変位が，羽根車とケーシングリングのクリアランス以下であることを確認することで，回転機能及び水力特性に影響を与える可能性はない。

表 5 (2) 評価基準値の設定

評価項目	評価基準値の設定
⑤軸受	当該ポンプの軸は水中軸受で支持されており，水中軸受は軸と軸受との間に水膜を形成することで回転機能を維持しているため，運転中に軸と軸受が接触しない水膜が保持されれば，回転機能，支持機能が維持される。 軸受部では，軸の回転により軸と軸受との間に水膜が形成され，水压により軸と軸受とが直接接触しない状態が保持される。この状態で地震力等の外荷重が作用し水膜が押しつぶされると軸と軸受とが直接接触し損傷に至る恐れがあるが，非常に瞬時の事象のため，水切れによる影響は少なく、軸受に掛かる荷重が軸受の強度にとってより重要となる。そのため、軸受メーカーが推奨する許容面圧と軸受径及び軸受長さから求まる荷重を評価基準値（許容荷重）とした。
⑨電動機	別紙－3 参照。

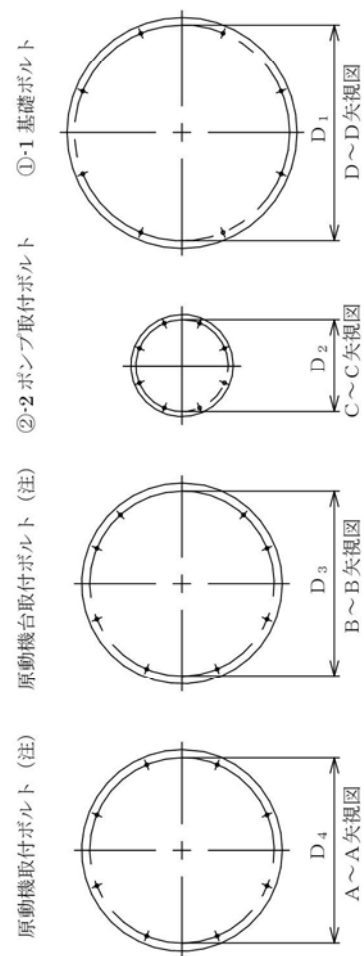


図3 残留熱除去系海水系ポンプ評価部位

(注) 原動機取付ボルト，原動機台取付ボルトについては別紙-3 参照

表 6 残留熱除去系海水系ポンプ 評価結果

評価部位	項目	応力分類	発生値	許容値	評価
①-1 基礎ボルト	応力	引張	94 MPa	225 MPa	○
		せん断	16 MPa	173 MPa	○
①-2 ポンプ取付ボルト	応力	引張	148 MPa	153 MPa	○
		せん断	26 MPa	118 MPa	○
③-1 ストップ (取付ボルト)	応力	せん断	47 MPa	118 MPa	○
③-2 ストップ (取付ボルト)	応力	せん断	15 MPa	118 MPa	○
④コラムパイプ	応力	一次一般膜応力	118 MPa	283 MPa	○
⑤軸受	荷重	⑤-1 軸受		$4.626 \times 10^3 \text{ N}$	○
		⑤-2 軸受		$2.613 \times 10^4 \text{ N}$	○
		⑤-3 軸受		$3.469 \times 10^4 \text{ N}$	○
		⑤-4 軸受	下側	$2.659 \times 10^3 \text{ N}$	○
			上側	$2.659 \times 10^3 \text{ N}$	○
		⑤-5 軸受	下側	$1.771 \times 10^4 \text{ N}$	○
			上側	$1.771 \times 10^4 \text{ N}$	○
⑥軸	応力	追而	追而	追而	追而
	変位	—	追而	追而	追而

解析実施中につき
見直し予定

表 7 非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ 評価結果

評価部位	項目	応力分類	発生値	許容値	評価
①-1 基礎ボルト	応力	引張	28 MPa	205 MPa	○
		せん断	7 MPa	158 MPa	○
①-2 ポンプ取付ボルト	応力	引張	11 MPa	153 MPa	○
		せん断	2 MPa	118 MPa	○
③-1 ストップ (取付ボルト)	応力	せん断	6 MPa	118 MPa	○
③-2 ストップ (取付ボルト)	応力	せん断	4 MPa	118 MPa	○
④コラムパイプ	応力	一次一般膜応力	22 MPa	283 MPa	○
⑤軸受	荷重	⑤-1 軸受		434.3 N	○
		⑤-2 軸受		3.472×10^3 N	○
		⑤-3 軸受	下側	3.452×10^3 N	○
			上側	3.452×10^3 N	○
		⑤-4 軸受	下側	2.259×10^3 N	○
			上側	2.259×10^3 N	○
		⑤-5 軸受	下側	4.141×10^3 N	○
			上側	4.141×10^3 N	○
⑥軸	応力	追而	追而	追而	追而
	変位	—	追而	追而	追而

解析実施中につき
見直し予定

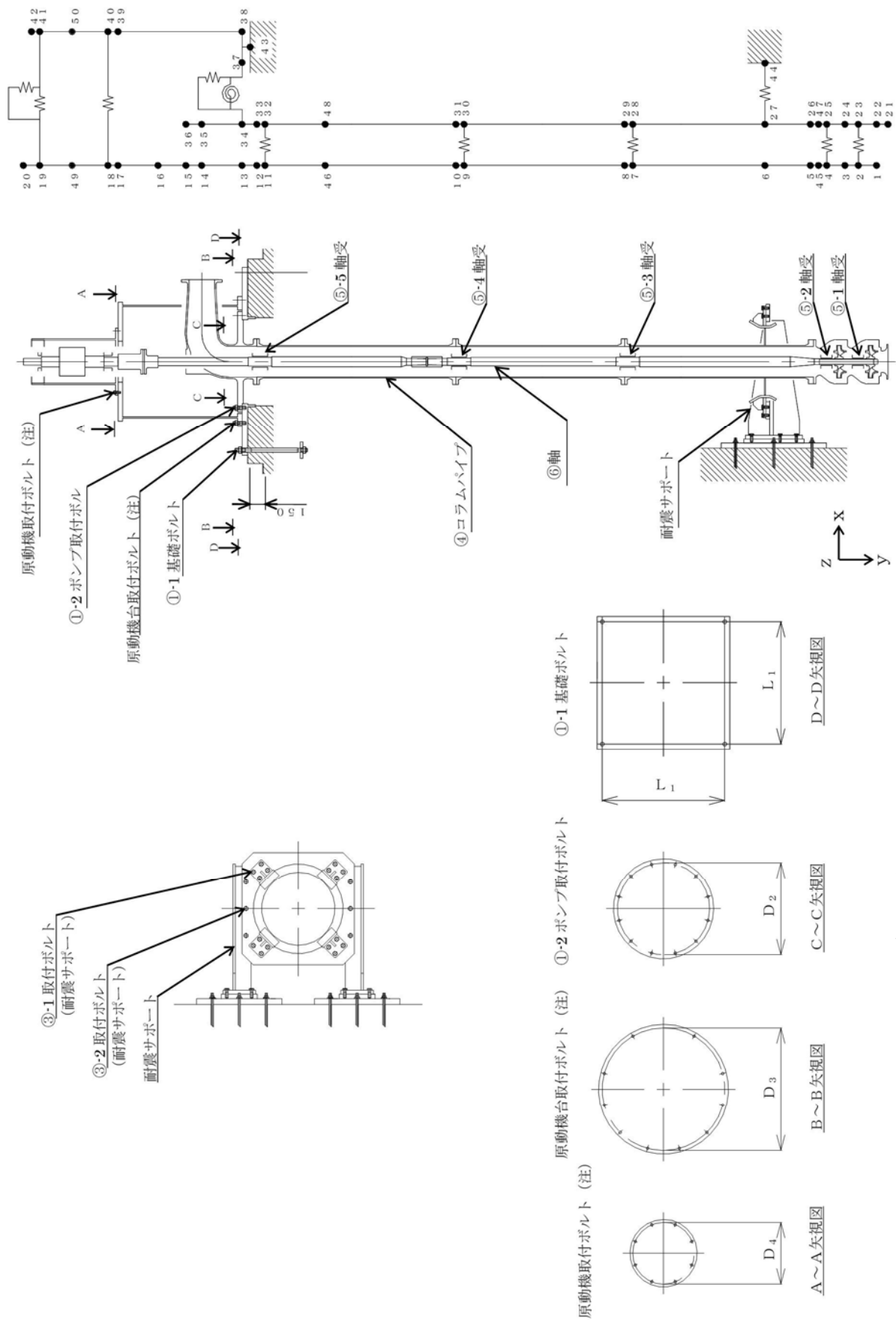


図 5 高圧炉心スプレイ系デIZER発電機用海水ポンプ 評価部位

(注) 原動機取付ボルト, 原動機台取付ボルトについては別紙-3 参照

表 8 高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプ 評価結果

評価部位	項目	応力分類	発生値	許容値	評価
①-1 基礎ボルト	応力	引張	28 MPa	205 MPa	○
		せん断	7 MPa	158 MPa	○
①-2 ポンプ取付ボルト	応力	引張	11 MPa	153 MPa	○
		せん断	2 MPa	118 MPa	○
③-1 ストップ (取付ボルト)	応力	せん断	6 MPa	118 MPa	○
③-2 ストップ (取付ボルト)	応力	せん断	4 MPa	118 MPa	○
④コラムパイプ	応力	一次一般膜応力	22 MPa	283 MPa	○
⑤軸受	荷重	⑤-1 軸受		434.3 N	○
		⑤-2 軸受		3.472×10^3 N	○
		⑤-3 軸受	下側	3.452×10^3 N	○
			上側	3.452×10^3 N	○
		⑤-4 軸受	下側	2.259×10^3 N	○
			上側	2.259×10^3 N	○
		⑤-5 軸受	下側	4.141×10^3 N	○
			上側	4.141×10^3 N	○
⑥軸	応力	追而	追而	追而	追而
	変位	—	追而	追而	追而

解析実施中につき
見直し予定

6. 動的機能維持確認結果について

異常要因分析に基づき抽出された評価項目に対し、機能維持詳細評価を実施した結果を以下に示す。

①基礎ボルト，取付ボルト

応力評価の結果，基礎ボルト，取付ボルトは許容値を満足しており，基礎ボルト，取付ボルトが損傷することはない，回転機能，水力特性機能及び流体保持機能が喪失することはないことを確認した。

②ディスチャージケーシング

ノズル許容荷重以下になるよう配管設計を実施しており，ディスチャージケーシングが損傷することはない，回転機能，水力特性機能及び流体保持機能が喪失することはないことを確認した。

③ストッパ（当該機器にバレルはないためストッパを評価）

応力評価の結果，ストッパ取付ボルトは許容値を満足しており，ストッパ取付ボルトが損傷することはない，回転機能，水力特性機能及び流体保持機能が喪失することはないことを確認した。

④コラムパイプ

応力評価の結果，コラムパイプは許容値を満足しており，コラムパイプが損傷することはない，回転機能及び水力特性機能が喪失することはないことを確認した。

⑤軸受

荷重評価の結果，軸受は許容値を満足しており，軸受が損傷することはない，回転機能及び水力特性機能が喪失することはないことを確認した。

⑥軸

追而

⑦冷却水配管

当該機器に冷却水配管はないため評価対象外とする。

⑧メカニカルシール熱交換器

当該機器にメカニカルシール熱交換器はないため評価対象外とする。

⑨電動機

別紙—3 参照。

以上、各評価項目について地震時の健全性を確認出来たことから、残留熱除去系海水系ポンプ、非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプの要求機能は喪失に至ることはなく、機能確認済加速度を超えた評価用加速度（水平：0.57G，鉛直：2.22G）において当該設備の動的機能維持を確認することができた。

残留熱除去系海水系ポンプ，非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプの電動機の詳細検討について

1. はじめに

本資料は，残留熱除去系海水系ポンプ電動機，非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ電動機及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプ電動機の動的機能維持評価における詳細評価についてまとめたものである。

2. 動的機能維持の評価方針

動的機能維持評価の結果，表 1 に示すとおり，残留熱除去系海水系ポンプ，非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプの電動機について，評価用加速度が機能確認済加速度を超えるため，詳細検討が必要となる。

動的機能の評価においては，J E A G 4601-1991 及び耐特委報告書「動的機器の地震時機能維持評価に関する調査報告書」（昭和 61 年 12 月）において，対象機種ごとに，現実的地震応答のレベルでの異常のみならず，破壊に至る様な過剰な状態を念頭に地震時に考え得る異常要因を抽出し，その分析により動的機能上の評価点を検討し，動的機能維持を評価する際に確認すべき項目として，基本評価項目を摘出している。

そのため，評価用加速度が機能確認済加速度を超える設備の機能維持評価については，J E A G 4601-1991 及び耐特委報告書により選定された基本評価項目に基づき，動的機能維持評価として，詳細検討を実施する。

表 1 評価用加速度と機能確認済加速度の比較

解析実施中につき
見直し予定

機器	評価結果					
	水平 (G)			鉛直 (G)		
	評価用 加速度 (G)	機能 確認済 加速度 (g) ※ 1	裕度	評価用 加速度 (G)	機能 確認済 加速度 (G) ※ 2	裕度
残留熱除去系 海水系ポンプ電動機	0.57	2.5	4.38	2.22	1.0	0.45
非常用ディーゼル発電 機用海水ポンプ電動機	0.57	2.5	4.38	2.22	1.0	0.45
高圧炉心スプレイ系 ディーゼル発電機用 海水ポンプ電動機	0.57	2.5	4.38	2.22	1.0	0.45

※ 1 J E A G 4601-1991 に定められた評価基準。

※ 2 1.0G は、機器一般の浮き上がりの目安として設定したもの。

耐専（原子力発電耐震設計専門部会）において、鉛直地震動に対する検討として、改めて鉛直地震動に注意して異常要因分析結果を見直しても、新たに加える損傷モードはなく、既往の水平地震動を前提とした評価の考え方が適用できることが確認されている。今回の地震加速度レベルでは鉛直方向の機能確認済加速度を超える発生加速度が生じているが、2. 以下では耐専での上記考え方に変わりはないことを確認する。なお、機能確認済加速度の設定では、水平方向の振動試験等により確認された水平方向加速度と組み合わせて解析を行い、動的機能評価上重要な部分の耐震健全性を確認する。

3. 電動機の基本評価項目

残留熱除去系海水系ポンプ電動機は出力 900kW の立形ころがり軸受電動機、非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ電動機は出力 55kW の立形ころがり軸受電動機、高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプ電動機は 55kW の立形ころがり軸受電動機であり、J E A G 4601-1991 記載の適用機種範囲に該当する設備である。残留熱除去系海水系ポンプ用電動機を代表として構造の概要を図 1 に示す。

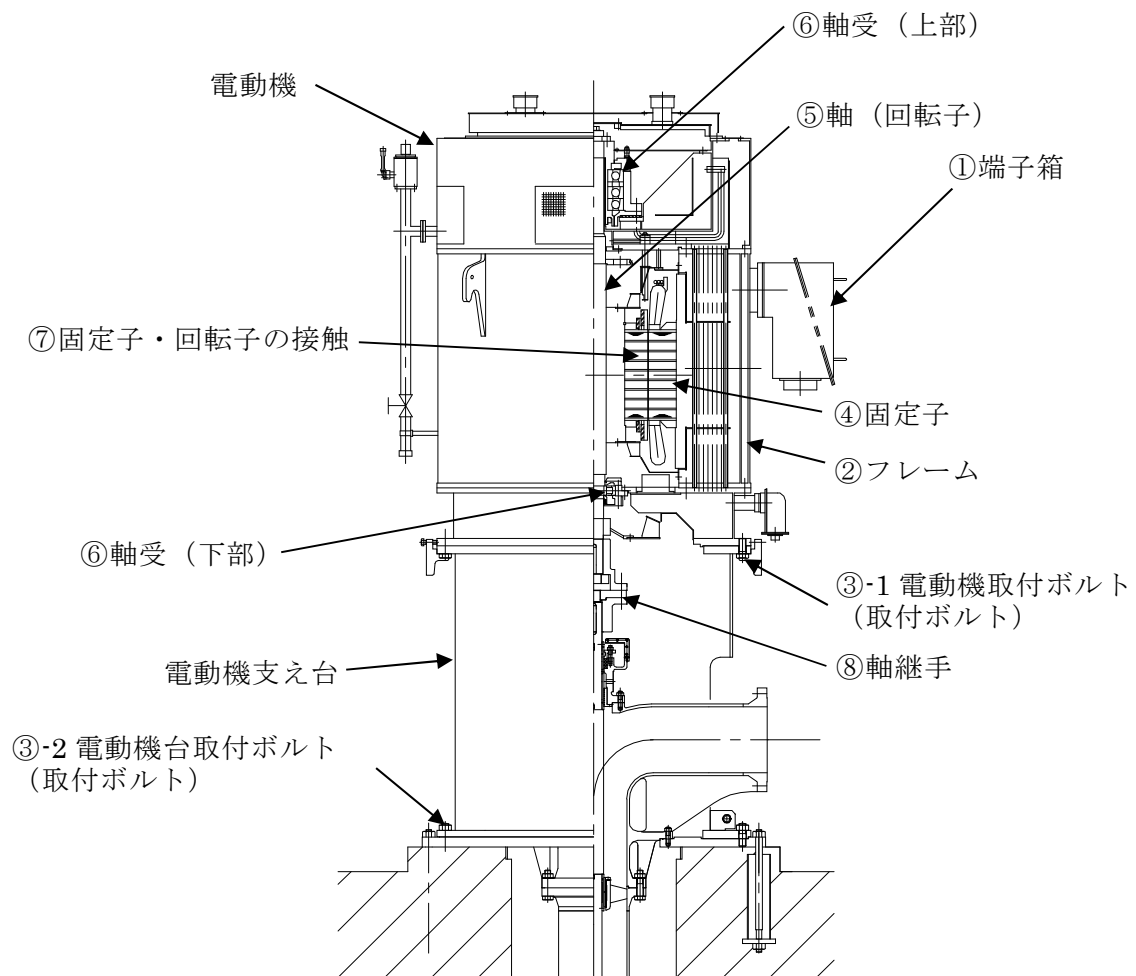


図1 残留熱除去系海水系ポンプ用電動機の構造図

耐特委における電動機の地震時異常要因分析結果を図 2 に示す。

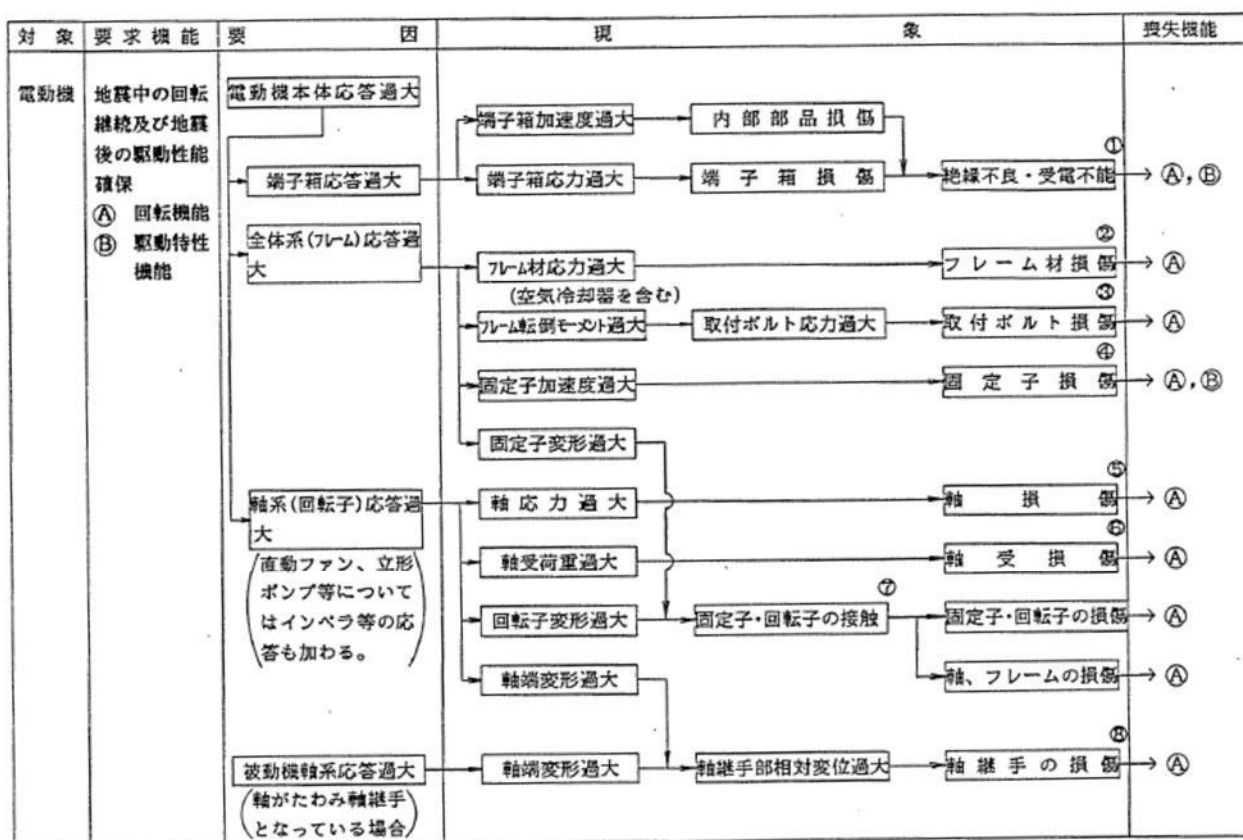


図 2 電動機の地震時異常要因モード図（耐特委）

耐特委報告書においては異常要因モードに基づき評価項目が以下①～⑧の項目のとおり抽出され、①～⑧の評価項目について評価することで、回転機能及び駆動特性機能が確認できるとされている。

これは、機能確認済加速度を超える地震加速度レベルにおいても、これらの①～⑧について全て評価基準値以下に収まっていれば、動的機能が維持できると解される。本項では、上記考え方に基づき各基本評価項目における機能喪失にいたる現象と、機能確認済加速度を越えた場合の評価の考え方を記述する。

なお、全評価項目の中で一つでも評価基準値を超えれば、当該機器は評価用加速度における動的機能維持が維持できないものとするが、各評価結果が概ね弾性域内に留まっており、各異常要因が複合し、新たな損傷モードが発生することはないと考えている。

①端子箱の健全性

端子箱の応答が過大となることにより、端子箱もしくは内部部品が損傷し、絶縁不良や受電不能になることにより回転機能及び駆動特性機能が喪失する。

②フレームの健全性

全体系（フレーム）の応答が過大となることにより、電動機構成部品の支持構造部材であるフレーム材の応力が過大となりフレームが損傷に至ることにより回転機能が喪失する。

③取付ボルトの健全性

電動機の応答が過大となって発生する転倒モーメントにより電動機を原動機台に固定している取付ボルトに発生する応力が過大となり損傷に至り、全体系が転倒することにより回転機能が喪失する。

④固定子の健全性

全体系の応答が過大となることにより、固定子自身に作用する加速度が過大となり固定子の損傷に至ることにより回転機能及び駆動特性機能が喪失する。

⑤軸の健全性

軸系（回転子）の応答が過大となることで軸応力が過大となり、軸が損傷することにより回転機能が喪失する。

⑥軸受の健全性

軸系（回転子）の応答が過大となることで軸受荷重が過大となり、軸受が損傷することで軸の回転が阻害され、回転機能が喪失する。

⑦固定子・回転子の接触

全体系（フレーム）の応答が過大となることによる固定子変形量の増大に加え、軸系（回転子）の応答が過大となることによる回転子変形量の増大により、固定子・回転子の接触が発生し、固定子・回転子が損傷することで回転機能が喪失する。

⑧軸継手の健全性

被駆動機（ポンプ）軸と電動機軸の相対変位が過大となり、軸継手が損傷することで被駆動機への回転運動の伝達が喪失する。

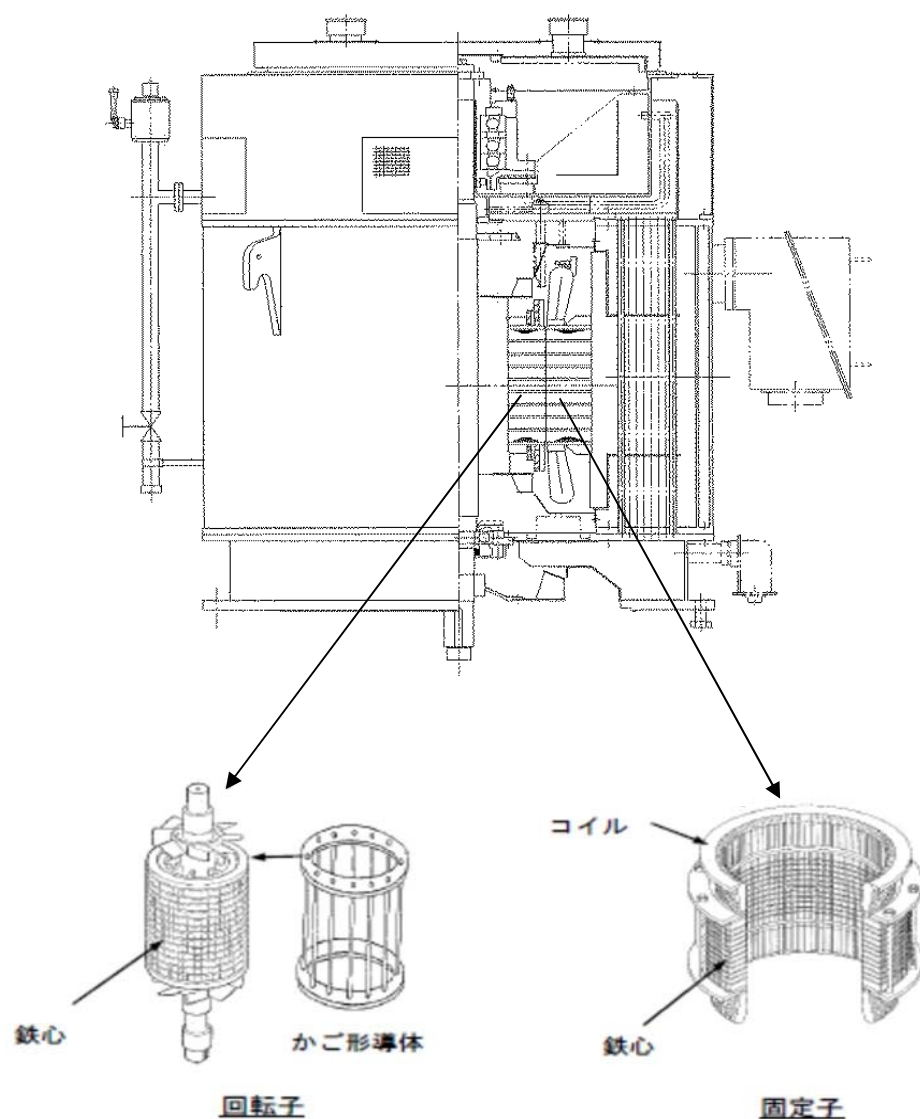


図3 東海第二発電所 海水ポンプ電動機の構造（立形ころがり軸受）

3. J E A G 4601-1991，耐特委報告書及び耐専報告書後の知見について

平成13年の耐専報告書後の知見として，平成24年度電共研「動的機器の地震時機能維持の耐震余裕に関する検討」にて，機能確認済加速度の引き上げを目的として代表機器を対象に機能維持評価を行っている。電動機については表2に示すとおり，各項目について解析による評価を実施している。表3に評価の概要を示す。なお，本評価については，日本電気協会 原子力規格委員会において審議され，JEAC4601-2015に取り込まれている。

表 2 平成 24 年度電共研 電動機の機能維持評価結果 (JEAC4601-2015 抜粋)

参考表 4.11.4-2 電動機の機能維持評価結果

基本評価項目		①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧	電気的特性	駆動性能
地震力が与与する方向	評価方法	端子箱	フレーム	取付ボルト 基礎ボルト	固定子	軸 (回転子)	軸 受	固定子と回転子 のクリアランス	軸継手		
		水平・鉛直	水平・鉛直	水平・鉛直	水平・鉛直	水平・鉛直	軸受 形状: 水平・ 鉛直 立形: 水平・ 鉛直	水平・鉛直	水平・鉛直	左記基本評価項目により 電気的特性を代替評価	左記基本評価項目により 駆動性能を代替評価
確認余裕度 (注 1)	軸受電動機 構造: ころがり 軸受電動機	評価 評価加速度 ($\times 9.8\text{m/s}^2$) 水平 7.0 鉛直 2.0	2.1	16.0	↓	15.3	9.4	2.0	11.3	↓	↓
	軸受電動機 構造: ころがり 軸受電動機	評価 評価加速度 ($\times 9.8\text{m/s}^2$) 水平 3.7 鉛直 2.0	4.3	2.5	↓	10.3	10.0	2.0	9.2	↓	↓
	軸受電動機 構造: ころがり 軸受電動機	評価 評価加速度 ($\times 9.8\text{m/s}^2$) 水平 2.5 鉛直 2.0	2.0	16.5	↓	9.2	5.3	7.1	3.5	↓	↓
	軸受電動機 構造: ころがり 軸受電動機	評価 評価加速度 ($\times 9.8\text{m/s}^2$) 水平 2.5 鉛直 1.0	2.0	17.9	↓	5.1	5.8	2.8	2.4	↓	↓
代表評価項目 (注 1)	軸系が被駆動機器と独立したもの	評価結果	許容応力を満足している。	許容応力を満足している。	許容応力を満足している。	許容応力を満足している。	許容応力を満足している。	許容応力を満足している。	許容応力を満足している。	左記評価結果より各電動機とも電気的特性及び駆動性能が維持されると判断する。	
	軸系が被駆動機器と連成したもの 〔被駆動機器側で振動解析〕	軸系が剛な場合 軸系が剛でない場合	— —	— —	— —	— —	— —	— —	— —	必要に応じて 被駆動機器側 にて評価実施	左記代表項目の評価結果により電気的特性及び駆動性能を判断する。
代表評価項目 決定の考え方	軸系が被駆動機器と独立したもの	軸系が剛な場合 軸系が剛でない場合	— —	— —	— —	— —	— —	— —	— —	被駆動機器側との軸系の連成方式 により相対変位の影響が異なる。	
	軸系が被駆動機器と連成したもの 〔被駆動機器側で振動解析〕	軸系が剛な場合 軸系が剛でない場合	— —	— —	— —	— —	— —	— —	— —	被駆動機器側との軸系の連成方式 により相対変位の影響が異なる。	

(注 1) 余裕度 = (許容値 - 通常発生値) / 地震による発生値

表 3 平成 24 年度電共研 電動機 動的機能維持評価概要

評価項目	評価内容
①端子箱	材料力学等の公式により端子箱取付ボルトの応力を算出
②フレーム	材料力学等の公式によりフレームの応力を算出
③取付ボルト	材料力学等の公式により取付ボルトの応力を算出
④固定子	材料力学等の公式により固定子の応力を算出
⑤軸（回転子）	材料力学等の公式により軸（回転子）の応力を算出
⑥軸受	多質点はりモデルによる電動機の応答解析結果を用い、軸受の発生荷重を評価
⑦固定子 ・ 回転子	多質点はりモデルによる電動機の応答解析結果を用い、相対変位が固定子－軸（回転子）間空隙寸法を下回ることを確認
⑧軸継手	被駆動機側にて評価を実施

4. 電動機評価概要

機能維持評価については、J E A G 4601-1991 及び耐特委報告書により動的機能維持評価上、評価が必要な評価項目が選定されており、その評価項目に基づき、計算書対象とする動的機能維持確認の基本評価項目の考え方を示す。

①端子箱

電動機の端子箱本体は、箱状の構造物で十分な剛性が確認されていることから、地震加速度の大きさに関わらず取付ボルトに最も荷重が作用し、有意な荷重がかかることから評価項目として選定する。

②フレーム

フレームは固定子、軸受を支持する構造物であり、地震時にはこれら構成部材に作用する地震荷重によりフレームに有意な荷重が作用することから、評価項目として選定する。

③取付ボルト

電動機は原動機台に取付ボルトを用いて固定されており、地震時には全体系（フレーム）の転倒モーメントが当該ボルトに作用し、有意な荷重がかかることから評価項目として選定する。

④固定子

固定子はフレーム内部に取り付けられ、フレームに比べ厚みが十分大きいことから、フレームに比べて、高い剛性を有する設計であることを確認しているため、計算書の評価対象外とする。

⑤軸

回転機能保持の観点から動的機能維持の評価項目として選定する。

⑥軸受

回転機能保持の観点から動的機能維持の評価項目として選定する。

⑦固定子・回転子

全体系（フレーム）の応答が過大となることによる固定子変形量の増大に加え、軸系（回転子）の応答が過大となることによる回転子変形量の増大により、固定子・回転子の接触が発生し回転機能喪失にかかわるため、動的機能維持の評価項目として選定する。

⑧軸継手

軸継手は駆動機側（電動機）から、被駆動機（ポンプ）へ回転運動を伝達する機能を有しており、地震時に駆動機側及び被駆動機側へ作用する相対荷重差あるいは相対変位が過大となり軸継手が損傷することで被駆動機の回転機能損失につながる。

ただし、軸継手はポンプ軸とモータ軸をリジットに接続するタイプであり、相対変位が発生しないこと、および地震荷重については軸受で負担するため軸継手部には有意な応力が発生しないことから、計算書の評価対象外とする。

以上から、海水ポンプ電動機において抽出される動的機能維持の基本評価項目のうち、計算書の評価対象とするものは以下の通りである※。

※ 表4においては、①～⑧の全ての評価項目を記載し、以下の評価項目に該当するものは評価内容を示し、それ以外の項目については評価省略理由を記載する。

①端子箱（取付ボルト）

②フレーム

③取付ボルト

⑤軸

⑥軸受

⑦固定子・回転子

上記評価項目に基づき、表4のとおり機能維持評価を実施している。

評価項目における評価基準値の説明を表5に、また評価部位については図1に示す。

以上の検討に基づく評価結果を表6に示す。

表 4 動的機能維持評価内容

評価項目	評価内容	計算書対象 (○：計算書対象， －：計算書省略)
①端子箱 (取付ボルト)	多質点はりモデルによる海水ポンプの応答解析結果を用い，材料力学等の公式により，取付ボルトの発生応力を評価	○
②フレーム	多質点はりモデルによる海水ポンプの応答解析結果を用い，材料力学等の公式により，フレームの発生応力を評価	○
③取付ボルト	多質点はりモデルによる海水ポンプの応答解析結果を用い，材料力学等の公式により，取付ボルトの発生応力を評価	○
④固定子	固定子はフレームの内側に取り付けられ，フレームに比べ厚みが十分に大きいことから，フレームに比べ高い剛性を有する設計であることを確認している。(計算書省略)	－
⑤軸 (回転子)	多質点はりモデルによる海水ポンプの応答解析結果を用い，材料力学等の公式により軸の発生応力を評価	○
⑥軸受	多質点はりモデルによる海水ポンプの応答解析結果を用い，軸受の発生荷重を評価	○
⑦固定子 ・回転子	多質点はりモデルによる海水ポンプの応答解析結果を用い，固定子－軸（回転子）の相対変位が固定子－軸（回転子）間空隙寸法を下回ることを確認	○
⑧軸継手	ポンプ軸とモータ軸をリジットに接続するタイプの軸継手であり，相対変位が発生しないこと，および地震荷重については軸受で負担することから軸継手部には有意な応力が発生しないことから，軸継手の評価を省略している。(計算書省略)	－

表 5 評価基準値の設定（1 / 2）

評価項目	評価基準値の設定
①端子箱 (取付ボルト)	端子箱は筐体とケーブルで構成されるが、ケーブルの質量は小さく、かつフレームに直接支持されていることから、地震時の機能維持は、筐体の取付状態が健全であれば、これらの電氣的機能に影響及ぼすことはない。 絶縁、受電機能の確保の観点から、動的機能維持の評価対象として告示 501 号の運転状態Ⅳを基本として、通常材料の実降伏点が設計値に対し余裕があることを考慮し、概ね降伏点以下と同等とした値としてⅣ_A S を評価基準値とした。
②フレーム ③取付ボルト	フレームおよびその取付ボルトは、軸（回転子）や軸受、固定子といった構成部品を固定・支持しており、これらが大きな変形を起こさなければ、構成品の相互の位置関係は維持され、電動機の地震時の機能は確保される。 支持機能の確保の観点から、告示 501 号の運転状態Ⅳを基本として、通常材料の実降伏点が設計値に対し余裕があることを考慮し、概ね降伏点以下と同等とした値としてⅣ_A S を評価基準値とした。

表 5 評価基準値の設定（2／2）

評価項目	評価基準値の設定
⑤軸 (回転子)	回転子については、作用する電磁気力を回転トルクとして被駆動機側に伝える。また、回転子は軸と一体であり、軸が健全であればその機能に影響はない。 回転機能の確保の観点から、軸（回転子）の変形を弾性範囲内に留めるようⅢ_ASを評価基準値としている。軸（回転子）の発生応力を弾性範囲内に留めることで、地震後の軸（回転子）応力過大による損傷はないことから、作動不良には至らず、軸（回転子）の機能は確保される。 また、地震による軸（回転子）の変形は、通常運転時より大きくなるため、弾性範囲内でも軸（回転子）と固定子の接触により、回転機能に影響を与える可能性があるが、これについては、以下の固定子・回転子の接触にて確認することで、回転機能は確保され異常振動が発生することはない。
⑥軸受	海水ポンプ電動機の回転子はこちら軸受で支持されている。ころがり軸受は軌道と転同体が健全であれば、円滑な回転を得られることから、軌道と転同体の接触面に限度となる永久変形量を発生させる基本静定格荷重を評価基準値とした。
⑦固定子 ・回転子	軸（回転子）と固定子の接触により回転機能が阻害されるという観点から、回転子と固定子のクリアランスを評価基準値とした。

表 6 (1) 残留熱除去系海水系ポンプ用電動機 評価結果

評価部位	項目	応力分類	発生値	許容値	評価
①端子箱	応力	引張, 組合せ	追而	追而	追而
		せん断	追而	追而	追而
②フレーム	応力	圧縮	追而	追而	追而
		曲げ	追而	追而	追而
		せん断	追而	追而	追而
③-1 取付ボルト (原動機取付ボルト)	応力	引張	46 MPa	153 MPa	○
		せん断	12 MPa	118 MPa	○
③-2 取付ボルト (原動機台取付ボルト)	応力	引張	79 MPa	153 MPa	○
		せん断	13 MPa	118 MPa	○
⑤軸 (回転子)	応力	一次一般膜	20 MPa	103 MPa	○
⑥軸受	荷重	(上部軸受)	$3.397 \times 10^3 \text{ N}$		○
		(下部軸受)	$8.879 \times 10^3 \text{ N}$		○
⑦固定子・回転子	変位	—	追而	追而	追而

解析実施中につき
見直し予定

表 6 (2) 非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ用電動機 評価結果

評価部位	項目	応力分類	発生値	許容値	評価
①端子箱	応力	引張, 組合せ	追而	追而	追而
		せん断	追而	追而	追而
②フレーム	応力	圧縮	追而	追而	追而
		曲げ	追而	追而	追而
		せん断	追而	追而	追而
③-1 取付ボルト (原動機取付ボルト)	応力	引張	15 MPa	153 MPa	○
		せん断	7 MPa	118 MPa	○
③-2 取付ボルト (原動機台取付ボルト)	応力	引張	10 MPa	153 MPa	○
		せん断	3 MPa	118 MPa	○
⑤軸 (回転子)	応力	一次一般膜	14 MPa	110 MPa	○
⑥軸受	荷重	(上部軸受)	$3.599 \times 10^3 \text{ N}$		○
		(下部軸受)	$1.543 \times 10^3 \text{ N}$		○
⑦固定子・回転子	変位	—	追而	追而	追而

解析実施中につき
見直し予定

表 6 (3) 高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプ用電動機 評価結果

評価部位	項目	応力分類	発生値	許容値	評価
①端子箱	応力	引張, 組合せ	追而	追而	追而
		せん断	追而	追而	追而
②フレーム	応力	圧縮	追而	追而	追而
		曲げ	追而	追而	追而
		せん断	追而	追而	追而
③-1 取付ボルト (原動機取付ボルト)	応力	引張	15 MPa	153 MPa	○
		せん断	7 MPa	118 MPa	○
③-2 取付ボルト (原動機台取付ボルト)	応力	引張	10 MPa	153 MPa	○
		せん断	3 MPa	118 MPa	○
⑤軸 (回転子)	応力	一次一般膜	14 MPa	110 MPa	○
⑥軸受	荷重	(上部軸受)	$3.599 \times 10^3 \text{ N}$		○
		(下部軸受)	$1.543 \times 10^3 \text{ N}$		○
⑦固定子・回転子	変位	—	追而	追而	追而

解析実施中につき
見直し予定

5. 動的機能維持確認結果について

異常要因分析に基づき抽出された評価項目に対し、機能維持詳細評価を実施した結果を以下に示す。

①端子箱

追而

②フレーム

追而

③取付ボルト

応力評価の結果取付ボルトは許容値を満足しており、全体系が転倒することはない、取付ボルト損傷による回転機能が喪失することはないことを確認した。

④固定子

固定子はフレームの内側に取り付けられ、フレームに比べ厚みが十分に大きいことから、フレームに比べ高い剛性を有する設計であり、応力評価の結果フレームは許容値を満足していることから固定子は健全であり、回転機能及び駆動特性機能が喪失することはないことを確認した。

⑤軸

応力評価の結果軸は許容値を満足しており、軸の損傷による回転機能が喪失することはないことを確認した。

⑥軸受

荷重評価の結果軸受は許容値を満足しており、軸受の損傷による回転機能が喪失することはないことを確認した。

⑦固定子・回転子

追而

⑧軸継手

ポンプ軸とモータ軸をリジットに接続するタイプの軸継手であり、相対変位が発生しないこと、および地震荷重については軸受で負担するため軸継手部には有意な応力が発生しないことから、軸継手は健全であり、回転機能が喪失することはないことを確認した。

以上、各評価項目について地震時の健全性を確認出来たことから、残留熱除去系海水系ポンプ、非常用ディーゼル発電機用海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機用海水ポンプの電動機の要求機能は喪失に至ることはなく、確認済加速度を超えた評価用加速度（水平：0.57G、鉛直：2.22G）において当該設備の動的機能維持を確認することができた。

別表 1 検討対象設備の抽出結果

施設区分／設備名称	動的機能維持 要求の有無	動的機能維持 の確認方法	At超え時の評価方法がJEAGに規定されている設備 ○：規定されている ×：規定されていない －：対象外	検討対象設備としての抽出結果 ○：検討対象とする設備 －：検討対象でない設備	J E A G 4601 機種／型式		A t 確認			
					機種	型式	方向	評価用 加速度	機能確認済 加速度	
核燃料物質の取扱施設及び貯蔵施設										
使用済燃料貯蔵槽冷却浄化設備										
代替燃料プール注水系										
常設低圧代替注水系ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	横形ポンプ	遠心式	水平	追而	3.2(軸直角方向) 1.4(軸方向)	
							鉛直	追而	1.0	
					電動機	横形ころがり軸受	水平	追而	4.7	
							鉛直	追而	1.0	
可搬型代替注水大型ポンプ	有	加振試験 による確認	－	－	－	－	－	－	－	
代替燃料プール冷却系										
代替燃料プール冷却系ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	横形ポンプ	遠心式	水平	0.86	3.2(軸直角方向) 1.4(軸方向)	
							鉛直	0.65	1.0	
					電動機	横形ころがり軸受	水平	0.86	4.7	
							鉛直	0.65	1.0	
原子炉冷却系統施設										
原子炉冷却材再循環設備										
原子炉冷却材再循環系										
原子炉冷却材再循環ポンプ	無	－	－	－	－	－	－	－	－	
原子炉冷却材の循環設備										
残留熱除去設備										
残留熱除去系										
残留熱除去系ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	立形ポンプ	ビットパレル形	水平	0.48	10.0	
							鉛直	0.50	1.0	
					電動機	立形ころがり軸受	水平	0.48	2.5	
							鉛直	0.50	1.0	
格納容器圧力逃がし装置										
格納容器圧力逃がし装置 移送ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	横形ポンプ	遠心式	水平	追而	3.2(軸直角方向) 1.4(軸方向)	
							鉛直	追而	1.0	
					電動機	横形ころがり軸受	水平	追而	4.7	
							鉛直	追而	1.0	
非常用炉心冷却設備その他原子炉注水設備										
高圧炉心スプレイ系										
高圧炉心スプレイ系ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	立形ポンプ	ビットパレル形	水平	0.48	10.0	
							鉛直	0.50	1.0	
					電動機	立形すべり軸受	水平	0.48	2.5	
							鉛直	0.50	1.0	
低圧炉心スプレイ系										
低圧炉心スプレイ系ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	立形ポンプ	ビットパレル形	水平	0.48	10.0	
							鉛直	0.50	1.0	
					電動機	立形ころがり軸受	水平	0.48	2.5	
							鉛直	0.50	1.0	
原子炉隔離時冷却系										
原子炉隔離時冷却系ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	横形ポンプ	遠心式	水平	0.48	3.2(軸直角方向) 1.4(軸方向)	
							鉛直	0.50	1.0	
					ポンプ駆動用タービン	R C I C ポンプ用	水平	0.48	2.4	
							鉛直	0.50	1.0	
高圧代替注水系										
常設高圧代替注水系ポンプ	有	加振試験 による確認	－	－	－	－	－	－	－	

施設区分／設備名称	動的機能維持 要求の有無	動的機能維持 の確認方法	At超え時の評価方法がJEAGに規定されている設備 ○：規定されている ×：規定されていない －：対象外	検討対象設備としての抽出結果 ○：検討対象とする設備 －：検討対象でない設備	J E A G 4601 機種／型式		A t 確認		
					機種	型式	方向	評価用 加速度	機能確認済 加速度
低圧代替注水系									
常設低圧代替注水系ポンプ		－（前段で整理済）							
可搬型代替注水大型ポンプ		－（前段で整理済）							
代替循環冷却系									
代替循環冷却系ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	横形ポンプ	遠心式	水平	0.48	3.2(軸直角方向) 1.4(軸方向)
							鉛直	0.50	1.0
					電動機	横形ころがり軸受	水平	0.48	4.7
							鉛直	0.50	1.0
原子炉冷却材補給設備									
原子炉隔離時冷却系									
原子炉隔離時冷却系ポンプ		－（前段で整理済）							
原子炉補機冷却設備									
残留熱除去系海水系									
残留熱除去系海水系ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	立形ポンプ	立形斜流式	水平	0.38	10.0
							鉛直	1.48	1.0
					電動機	立形ころがり軸受	水平	0.38	2.5
							鉛直	1.48	1.0
代替残留熱除去系海水系									
可搬型代替注水大型ポンプ		－（前段で整理済）							
緊急用海水系									
緊急用海水ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	立形ポンプ	立形斜流式	水平	追而	10.0
							鉛直	追而	1.0
					電動機	立形ころがり軸受	水平	追而	2.5
							鉛直	追而	1.0
計測制御系統施設									
制御材									
制御棒	有	加振試験による確認	－	－	制御棒	BWR標準型式	水平	11.2mm	40mm
							鉛直	鉛直方向地震による影響を整理する（追而）。	
ほう酸水注入設備									
ほう酸水注入系									
ほう酸水注入ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	往復動式ポンプ	横形	水平	0.93	1.6
							鉛直	0.80	1.0
					電動機	横形ころがり軸受	水平	0.93	4.7
							鉛直	0.80	1.0
放射線管理施設									
放射線管理用計測装置									
換気設備									
中央制御室換気系									
中央制御室換気系空調機ファン	有	JEAG4601 による確認	×	○	ファン	－	－	－	－
							－	－	－
					電動機	横形ころがり軸受	水平	0.86	4.7
							鉛直	0.65	1.0
中央制御室換気系フィルタ系ファン	有	JEAG4601 による確認	×	○	ファン	－	－	－	－
							－	－	－
					電動機	横形ころがり軸受	水平	0.86	4.7
							鉛直	0.65	1.0

施設区分／設備名称	動的機能維持 要求の有無	動的機能維持 の確認方法	At超え時の評価方法がJEAGに規定されている設備 ○：規定されている ×：規定されていない －：対象外	検討対象設備としての抽出結果 ○：検討対象とする設備 －：検討対象でない設備	J E A G 4601 機種／型式		A t 確認		
					機種	型式	方向	評価用 加速度	機能確認済 加速度
緊急時対策所換気系									
緊急時対策所非常用送風機	有	JEAG4601 による確認	×	○	ファン	遠心 直動式	水平	0.90	2.6
							鉛直	0.78	1.0
					電動機	横形ころ がり軸受	水平	0.90	4.7
							鉛直	0.78	1.0
原子炉格納施設									
圧力低減設備その他の安全設備									
原子炉格納容器安全設備									
格納容器スプレイ冷却系									
残留熱除去系ポンプ	－（前段で整理済）								
代替格納容器スプレイ冷却系									
常設低圧代替注水系ポンプ	－（前段で整理済）								
可搬型代替注水大型ポンプ	－（前段で整理済）								
代替循環冷却系ポンプ	－（前段で整理済）								
緊急用海水ポンプ	－（前段で整理済）								
格納容器下部注水系									
常設低圧代替注水系ポンプ	－（前段で整理済）								
可搬型代替注水大型ポンプ	－（前段で整理済）								
原子炉建屋放水設備									
可搬型代替注水大型ポンプ	－（前段で整理済）								
放射性物質濃度制御設備及び可燃性ガス濃度制御設備 並びに格納容器再循環設備									
非常用ガス処理系									
非常用ガス処理系排風機	有	JEAG4601 による確認	×	○	ファン	－	－	－	－
							－	－	－
					電動機	横形ころ がり軸受	水平	1.4	4.7
							鉛直	1.0	1.0
非常用ガス再循環系									
非常用ガス再循環系排風機	有	JEAG4601 による確認	×	○	ファン	遠心 直動式	水平	1.4	2.6
							鉛直	1.0	1.0
					電動機	横形ころ がり軸受	水平	1.4	4.7
							鉛直	1.0	1.0
可燃性ガス濃度制御系									
可燃性ガス濃度制御系再結合 装置プロワ	有	JEAG4601 による確認	×	○	ファン	遠心 直動式	水平	1.11	2.6
							鉛直	0.84	1.0
					電動機	横形ころ がり軸受	水平	1.11	4.7
							鉛直	0.84	1.0
その他発電用原子炉の附属設備									
非常用電源設備									
非常用発電装置									
非常用ディーゼル発電機									
非常用ディーゼル発電機	有	JEAG4601 による確認	×	○	非常用ディー ゼル 発電機	機関本体	水平	0.72	1.1
							鉛直	0.75	1.0
					調速装置	UG型	水平	0.72	1.8
							鉛直	0.75	1.0
非常用ディーゼル発電機 燃料移送ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	横形ポンプ	－	－	－	－
							－	－	－
					電動機	横形ころ がり軸受	水平	0.44	4.7
							鉛直	0.59	1.0

施設区分／設備名称	動的機能維持 要求の有無	動的機能維持 の確認方法	At超え時の評価方法がJEAGに規定されている設備 ○：規定されている ×：規定されていない －：対象外	検討対象設備としての抽出結果 ○：検討対象とする設備 －：検討対象でない設備	J E A G 4601 機種／型式		A t 確認		
					機種	型式	方向	評価用 加速度	機能確認済 加速度
非常用ディーゼル発電機 用海水ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	立形ポンプ	立形 斜流式	水平	0.72	10.0
							鉛直	1.48	1.0
					電動機	立形ころ がり軸受	水平	0.38	2.5
							鉛直	1.48	1.0
高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機									
高圧炉心スプレイ系ディーゼル 発電機	有	JEAG4601 による確認	×	○	非常用ディーゼル 発電機	機関本体	水平	0.72	1.1
							鉛直	0.75	1.0
					調速装置	UG型	水平	0.72	1.8
							鉛直	0.75	1.0
高圧炉心スプレイ系ディーゼル 発電機燃料移送ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	横形ポンプ	－	－	－	－
							－	－	－
					電動機	横形ころ がり軸受	水平	0.44	4.7
							鉛直	0.59	1.0
高圧炉心スプレイ系ディーゼル 発電機用海水ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	立形ポンプ	立形 斜流式	水平	0.72	10.0
							鉛直	1.48	1.0
					電動機	立形ころ がり軸受	水平	0.38	2.5
							鉛直	1.48	1.0
常設代替高圧電源装置									
常設代替高圧電源装置	有	加振試験 による確認	－	－	－	－	－	－	－
常設代替高圧電源装置燃料 移送ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	横形ポンプ	－	－	－	－
							－	－	－
					電動機	横形ころ がり軸受	水平	追而	4.7
							鉛直	追而	1.0
緊急時対策所用発電機									
緊急時対策所用発電機	有	加振試験 による確認	－	－	－	－	－	－	－
緊急時対策所用発電機給油 ポンプ	有	JEAG4601 による確認	×	○	横形ポンプ	－	－	－	－
							－	－	－
					電動機	横形ころ がり軸受	水平	追而	4.7
							鉛直	追而	1.0
可搬型代替低圧電源車									
可搬型代替低圧電源車	有	加振試験 による確認	－	－	－	－	－	－	－
タンクローリー	有	加振試験 による確認	－	－	－	－	－	－	－
可搬型室素供給装置用電源車									
可搬型室素供給装置用電源車	有	加振試験 による確認	－	－	－	－	－	－	－
タンクローリー	－（前段で整理済）								
補機駆動用燃料設備									
可搬型									
タンクローリー	－（前段で整理済）								
弁									
一般弁									
グローブ弁	有	JEAG4601 による確認	○	－	－	－	－	－	－
ゲート弁	有	JEAG4601 による確認	○	－	－	－	－	－	－
バタフライ弁	有	JEAG4601 による確認	○	－	－	－	－	－	－
逆止弁	有	JEAG4601 による確認	○	－	－	－	－	－	－
特殊弁									
主蒸気隔離弁	有	JEAG4601 による確認	○	－	－	－	－	－	－
安全弁	有	JEAG4601 による確認	○	－	－	－	－	－	－
制御棒駆動系スクラム弁	有	JEAG4601 による確認	○	－	－	－	－	－	－

V-3-別添 2-1-6 建屋の強度計算書

目次

1. 概要	1
2. 基本方針	2
2.1 位置	2
2.2 構造概要	3
2.3 評価方針	9
2.4 適用規格	11
3. 強度評価方法及び評価条件	12
3.1 評価対象部位	12
3.2 荷重及び荷重の組合せ	12
3.3 許容限界	19
3.4 評価方法	23
4. 強度評価結果	48
4.1 屋根に対する評価結果	48
4.2 耐震壁に対する評価結果	54

1. 概要

本資料は、V-3-別添 2-1「火山への配慮が必要な施設の強度計算の方針」に示すとおり、原子炉建屋、タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋が降下火砕物及び積雪の堆積時において、内包する防護すべき施設に波及的影響を及ぼさないことを考慮して、建屋全体又は建屋の主要な構造部材が構造健全性を有することを確認するものである。

また、原子炉建屋原子炉棟については、上記に加え、MS-1（放射性物質の閉じ込め機能、放射線の遮蔽及び放出低減機能）及び MS-2（放射性物質放出の防止機能）の安全機能を維持するよう建屋全体又は建屋の主要な構造部材が構造健全性を有することを確認するものである。

2. 基本方針

原子炉建屋，タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋は，V-3-別添 2-1「火山への配慮が必要な施設の強度計算の方針」の「3.2 機能維持の方針」に示す構造計画を踏まえ，本資料では，各建屋の「2.1 位置」，「2.2 構造概要」，「2.3 評価方針」及び「2.4 適用規格」を示す。

2.1 位置

原子炉建屋，タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋は，V-3-別添 2-1「火山への配慮が必要な施設の強度計算の方針」の「3.2 機能維持の方針」に示す位置に設置する。原子炉建屋，タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋の配置を図 2-1 に示す。



図 2-1 建屋の配置図

2.2 構造概要

原子炉建屋、タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋は、V-3-別添 2-1「火山への配慮が必要な施設の強度計算の方針」の「3.2 機能維持の方針」に示す構造計画を踏まえて、構造を設定する。

原子炉建屋は、主体構造が鉄筋コンクリート造で、鉄骨造陸屋根をもつ地下2階、地上6階の建物である。中央部には、平面が45.5 m（南北方向）×42.5 m（東西方向）の原子炉建屋原子炉棟（以下「原子炉棟」という。）があり、その周囲には、平面が南北方向68.5 m、東西方向68.25 mの原子炉建屋附属棟（以下「附属棟」という。）を配置している。陸屋根を支える屋根トラスの平面形状は45.5 m（南北方向）×42.5 m（東西方向）の長方形であり、6階面（EL. 46.5 m）からの高さは17.58 mである。

タービン建屋は、平面が71.0m（南北方向）×105.5m（東西方向）で、主体構造が鉄筋コンクリート造で鉄骨造陸屋根をもつ地上2階、地下1階の建物である。陸屋根を支える屋根トラスの平面形状は39.0 m（南北方向）×105.5 m（東西方向）の長方形であり、2階面（EL. 18.0 m）からの高さは22.45 mである。

使用済燃料乾式貯蔵建屋は、平面が53.8 m（南北方向）×26.0 m（東西方向）で、主体構造が鉄筋コンクリート造で鉄骨造陸屋根をもつ地上1階の建物である。

原子炉建屋の概略平面図及び概略断面図を図2-2及び図2-3に、タービン建屋の概略平面図及び概略断面図を図2-4及び図2-5に、使用済燃料乾式貯蔵建屋の概略平面図及び概略断面図を図2-6及び図2-7に示す。

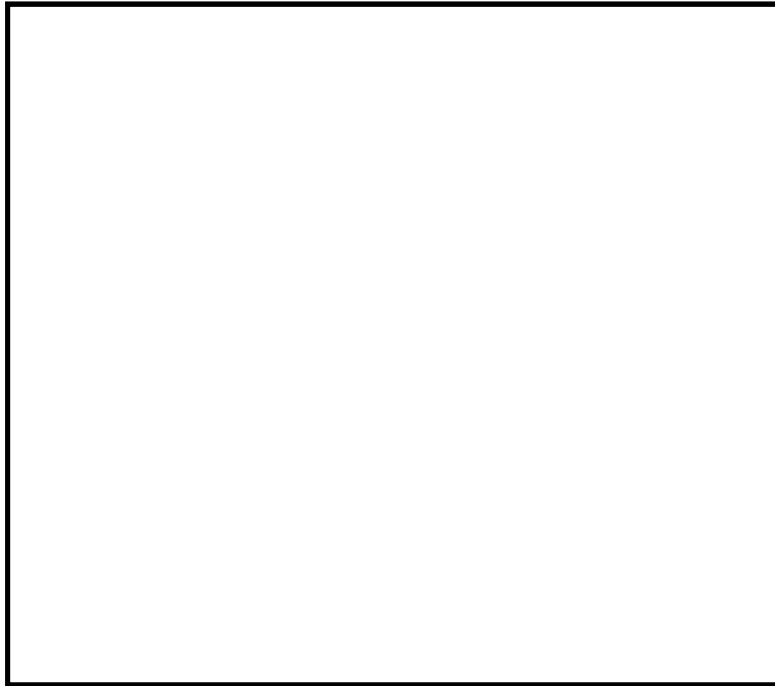


図 2-2 (1/2) 原子炉建屋の概略平面図 (EL. 46.5 m)



図 2-2 (2/2) 原子炉建屋の概略平面図 (EL. -4.0 m)



図 2-3 (1/2) 原子炉建屋の概略断面図 (A-A 断面)

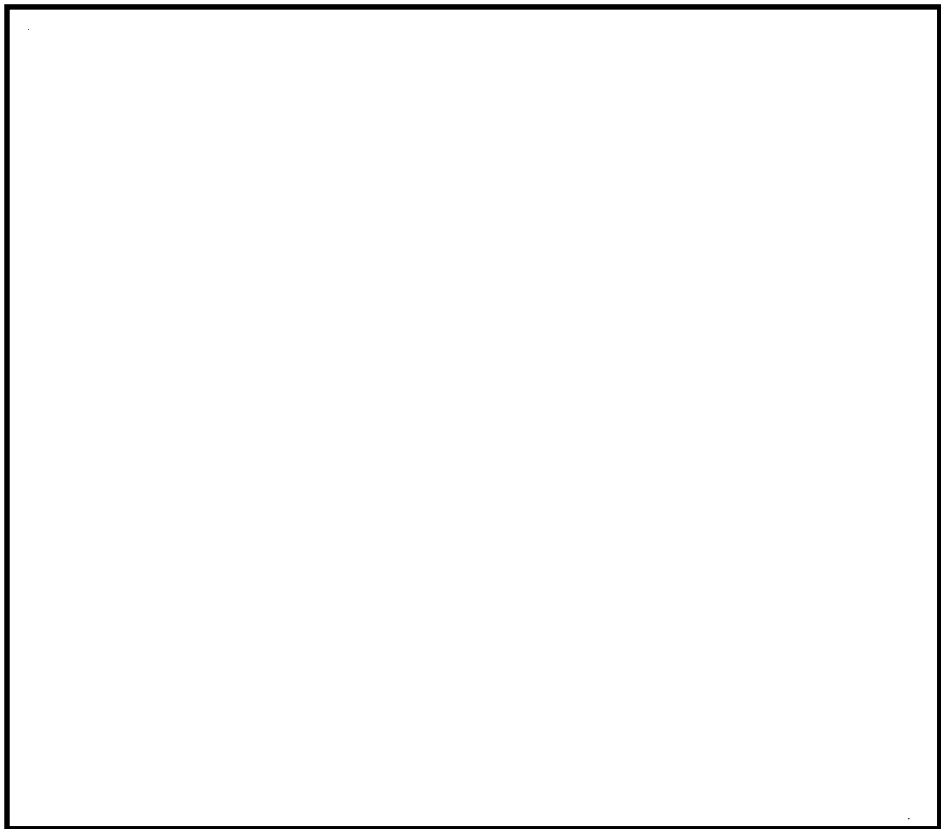


図 2-3 (2/2) 原子炉建屋の概略断面図 (B-B 断面)

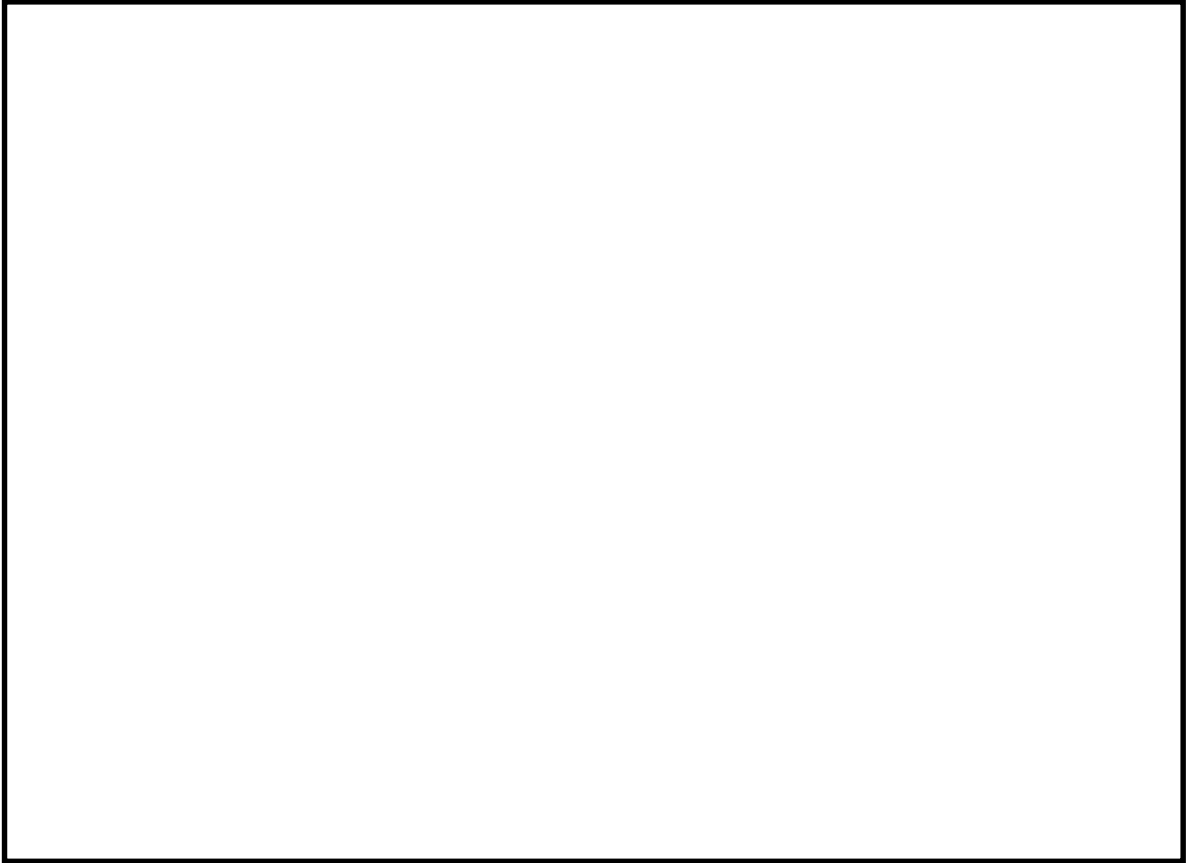


図 2-4 タービン建屋の概略平面図 (EL. 8.2 m)

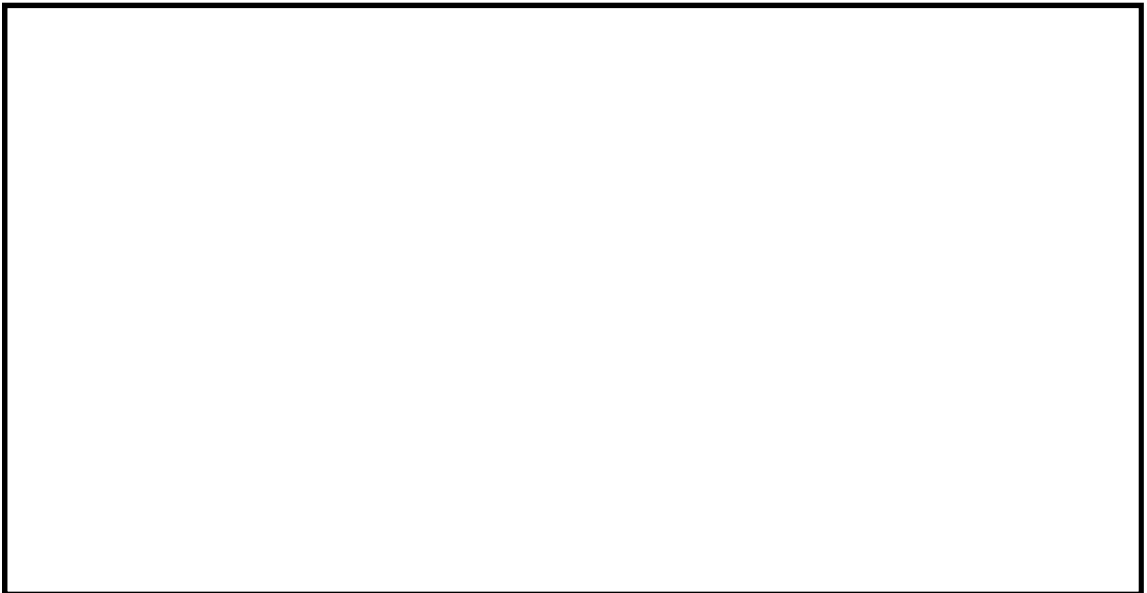


図 2-5 (1/2) タービン建屋の概略断面図 (A-A 断面)

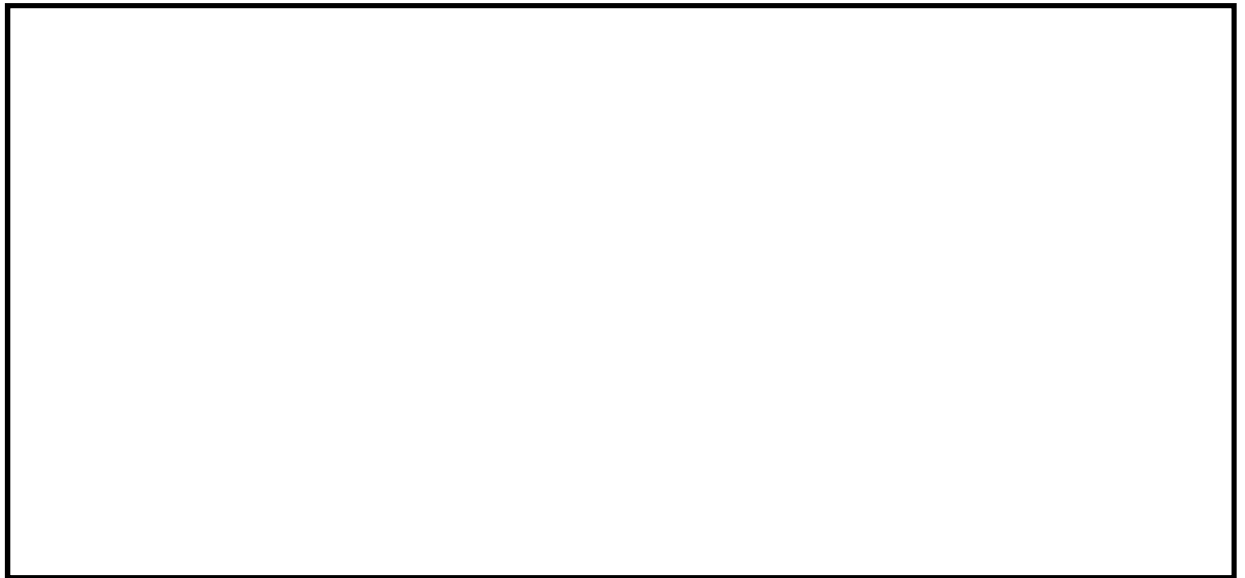


図 2-5 (2/2) タービン建屋の概略断面図 (B-B 断面)



図 2-6 使用済燃料乾式貯蔵建屋の概略平面図 (EL. 8.3 m)

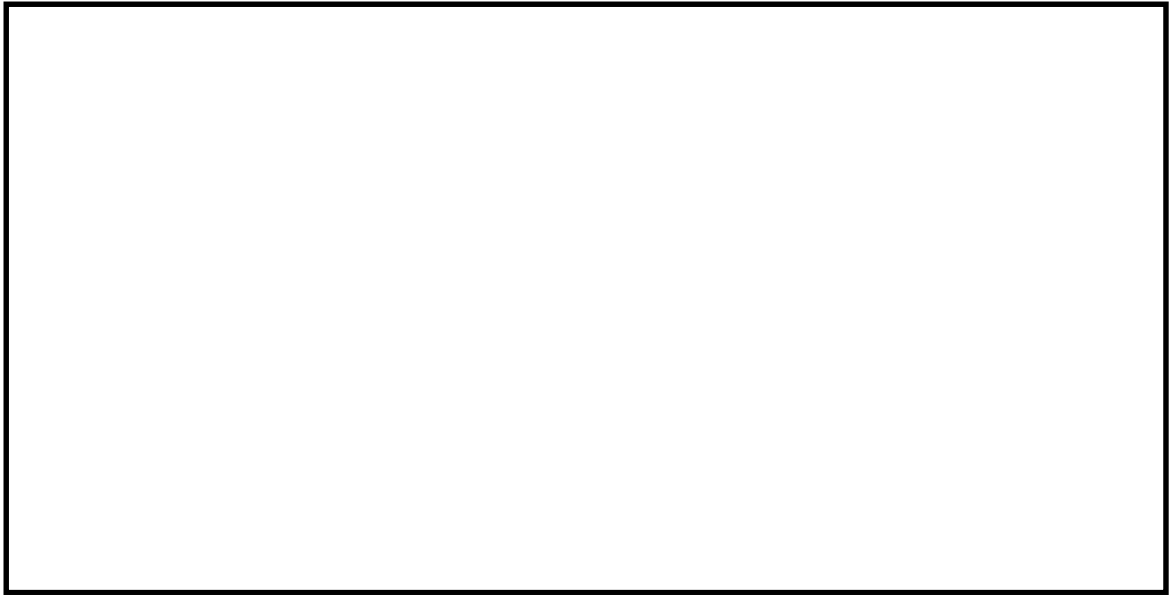


図 2-7 (1/2) 使用済燃料乾式貯蔵建屋の概略断面図 (A-A 断面)

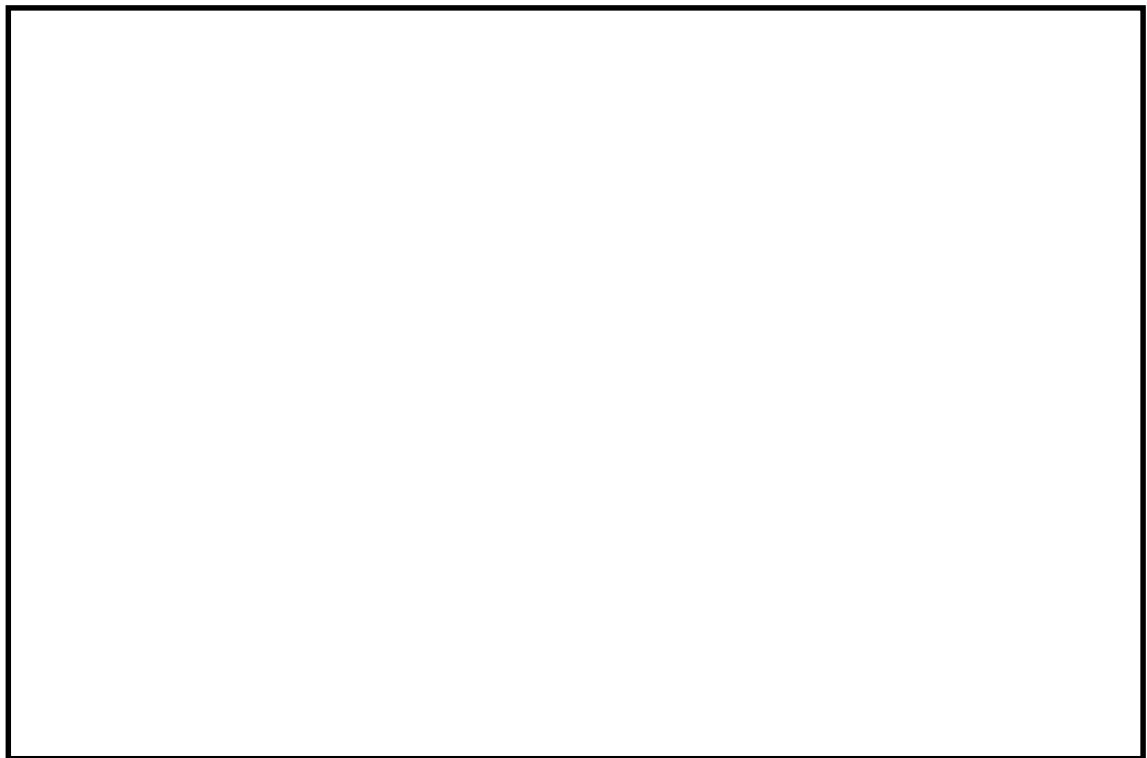


図 2-7 (2/2) 使用済燃料乾式貯蔵建屋の概略断面図 (B-B 断面)

2.3 評価方針

原子炉建屋、タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋の強度評価は、V-3-別添 2-1「火山への配慮が必要な施設の強度計算の方針」のうち「4. 荷重及び荷重の組合せ並びに許容限界」にて設定している荷重、荷重の組合せ及び許容限界を踏まえて、建屋の評価対象部位に発生する応力等が、許容限界に収まることを「3. 強度評価方法及び評価条件」に示す方法及び評価条件を用いて計算し、「4. 強度評価結果」にて確認する。

強度評価フローを図 2-8 に示す。

原子炉建屋、タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋の強度評価においては、その構造を踏まえ降下火砕物堆積による鉛直荷重及びこれに組み合わせる荷重（以下「設計荷重」という。）の作用方向及び伝達過程を考慮し、評価対象部位を選定する。

各建屋において、降下火砕物堆積による鉛直荷重に対しては、鉛直荷重に抵抗する評価対象部位として以下のとおり選定した。

- ・原子炉建屋原子炉棟：屋根スラブ、主トラス、二次部材（母屋）
- ・原子炉建屋付属棟：屋根スラブ、二次部材（母屋）
- ・タービン建屋：屋根スラブ、主トラス、二次部材（母屋）
- ・使用済燃料乾式貯蔵建屋：屋根スラブ、主トラス、二次部材（サブトラス）

なお、風荷重による水平荷重に対しては、各建屋の耐震壁を評価対象部位とする。

設計荷重は、V-3-別添 2-1「火山への配慮が必要な施設の強度計算の方針」の「4.1 荷重及び荷重の組合せ」に従い設定する。

屋根に作用する荷重は、V-3-別添 2-1「火山への配慮が必要な施設の強度計算の方針」の「5. 強度評価方法」に従い、応力解析モデルを用いて評価する。

また、鉄筋コンクリート造の耐震壁の変形量は、V-3-別添 2-1「火山への配慮が必要な施設の強度計算の方針」の「5. 強度評価方法」に従い、質点系解析モデルを用いて評価する。

許容限界は、V-3-別添 2-1「火山への配慮が必要な施設の強度計算の方針」の「4.2 許容限界」に従い、降下火砕物の堆積に対し、降下火砕物堆積時の機能維持を考慮して、内包する防護すべき施設に波及的影響を及ぼさないこと及び原子炉棟の MS-1（放射性物質の閉じ込め機能、放射線の遮蔽及び放出低減機能）及び MS-2（放射性物質放出の防止機能）の安全機能を維持することを目的として、建屋全体又は建屋の主要な構造部材が構造健全性を維持するものとする。

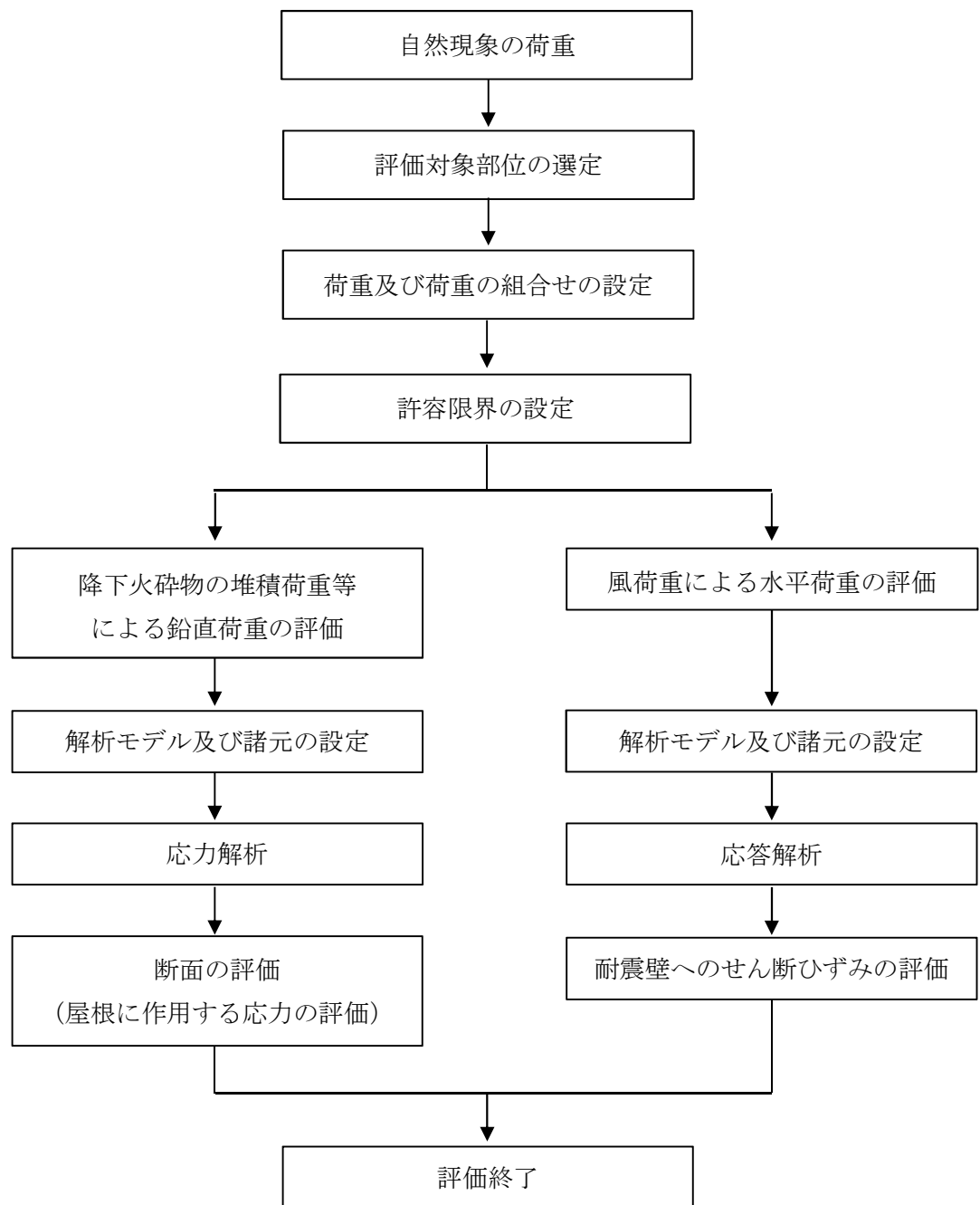


図 2-8 強度評価フロー

2.4 適用規格

適用する規格，基準等を以下に示す。

- (1) 建築基準法及び同施行令
- (2) 茨城県建築基準法等施行細則（昭和 45 年 3 月 9 日茨城県規則第 9 号）
- (3) 鋼構造設計規準－許容応力度設計法－（（社）日本建築学会，2005）（以下「S 規準」という。）
- (4) 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説－許容応力度設計法－（（社）日本建築学会，1999）（以下「RC 規準」という。）
- (5) 原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（（社）日本建築学会，2005）（以下「RC－N 規準」という。）
- (6) 原子力発電所耐震設計技術指針 J E A G 4 6 0 1-1987（（社）日本電気協会）
- (7) 原子力発電所耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編 J E A G 4 6 0 1・補-1984（（社）日本電気協会）
- (8) 原子力発電所耐震設計技術指針 J E A G 4 6 0 1-1991 追補版（（社）日本電気協会）
- (9) 2015 年版 建築物の構造関係技術基準解説書（国土交通省国土技術政策総合研究所・国立研究開発法人建築研究所 2015）（以下「技術基準解説書」という。）

3. 強度評価方法及び評価条件

3.1 評価対象部位

原子炉建屋，タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋の評価対象部位は，V-3-別添 2-1「火山への配慮が必要な施設の強度計算の方針」のうち「4.2 許容限界」にて示している評価対象部位に従って，各建屋の屋根及び耐震壁とする。

各建屋の屋根において，降下火砕物堆積による鉛直荷重に対しては，鉛直荷重に抵抗する評価対象部位として以下のとおり選定した。

- ・原子炉建屋原子炉棟：屋根スラブ，主トラス，二次部材（母屋）
- ・原子炉建屋付属棟：屋根スラブ，二次部材（母屋）
- ・タービン建屋：屋根スラブ，主トラス，二次部材（母屋）
- ・使用済燃料乾式貯蔵建屋：屋根スラブ，主トラス，二次部材（サブトラス）

なお，風荷重による水平荷重に対しては，各建屋の耐震壁を評価対象部位とする。

3.2 荷重及び荷重の組合せ

強度評価に用いる荷重及び荷重の組合せは，V-3-別添 2-1「火山への配慮が必要な施設の強度計算の方針」の「4.1 荷重及び荷重の組合せ」に示している荷重及び荷重の組合せを用いる。

3.2.1 荷重の設定

(1) 固定荷重（ F_d ）

a. 屋根スラブ

原子炉建屋，タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋の屋根スラブに作用する固定荷重を表 3-1 に示す。

表 3-1 (1/3) 原子炉建屋原子炉棟の屋根スラブ及び母屋検討用の固定荷重

部 位	仕 上 げ	固定荷重（ F_d ）
屋根スラブ	防水シート	3 kgf/m ²
	アスファルト防水層	37 kgf/m ²
	コンクリート（ $t=100$ mm）	240 kgf/m ²
	デッキプレート部コンクリート	45 kgf/m ²
	デッキプレート	18 kgf/m ²
	合 計	343 kgf/m ² →3370 N/m ²
母屋	(H-390×300×10×16)	1050 N/m

表 3-1 (2/3) タービン建屋の屋根スラブ及び母屋検討用の固定荷重

部 位	仕 上 げ	固定荷重 (F _d)
屋根スラブ	軽量コンクリートブロック	54 kgf/m ²
	空練モルタル敷(貧調合)	60 kgf/m ²
	アスファルト防水層	37 kgf/m ²
	コンクリート (t=100 mm)	240 kgf/m ²
	デッキプレート部コンクリート	45 kgf/m ²
	デッキプレート	18 kgf/m ²
	合 計	454 kgf/m ² →4460 N/m ²
母屋	(H-396×302×12×19)	1250 N/m

表 3-1 (3/3) 使用済燃料乾式貯蔵建屋の屋根スラブ検討用の固定荷重

部 位	仕 上 げ	固定荷重 (F _d)
屋根スラブ	砂利 (t=30 mm)	63 kgf/m ²
	アスファルト防水層	20 kgf/m ²
	スラブ (t=450+34=484 mm)	1162 kgf/m ²
	デッキプレート	29 kgf/m ²
	合 計	1274 kgf/m ² →12500 N/m ²

b. 主トラス

原子炉建屋、タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋の主トラスに作用する固定荷重を表 3-2 に示す。

表 3-2 (1/3) 原子炉建屋の主トラス検討用の固定荷重

部 位	部 材	固定荷重 (F _d)
屋根面 (EL. 64.08 m)	屋根スラブ	343 kgf/m ²
	トラス鋼材	204 kgf/m ²
	合 計	547 kgf/m ² →5370 N/m ²

表 3-2 (2/3) タービン建屋の主トラス検討用の固定荷重

部 位	部 材	固定荷重 (F_d)
屋根面 (EL. 40.45 m)	屋根スラブ	454 kgf/m ²
	トラス鋼材	125 kgf/m ²
	合 計	579 kgf/m ² →5680 N/m ²

表 3-2 (3/3) 使用済燃料貯蔵建屋の主トラス及びサブトラス検討用の固定荷重

部 位	部 材	固定荷重 (F_d)
屋根面 (EL. 29.20 m)	屋根スラブ	1274 kgf/m ²
	トラス鋼材	150 kgf/m ²
	合 計	1424 kgf/m ² →14000N/m ²

(2) 積載荷重 (F_1)

積載荷重は、「建築構造設計基準の資料（国土交通省 平成 27 年版）」における「屋上（通常人が使用しない場合）」の床版計算用積載荷重における 980 N/m²を包絡するように除灰時の人員荷重として 1000 N/m²とする。なお、除灰においては、重機等の大型機器は使用しない。積載荷重を表 3-3 に示す。

表 3-3 積載荷重

積載荷重 (F_1)
1000 N/m ²

(3) 積雪荷重 (F_s)

積雪荷重は、茨城県建築基準法等施行細則（昭和 45 年 3 月 9 日茨城県規則第 9 号）による東海村の垂直積雪量 30 cm に平均的な積雪荷重*を与えるための係数 0.35 を考慮した 10.5 cm に設定し、積雪量 1 cm ごとに 20 N/m²の積雪荷重が作用することを考慮し設定する。積雪荷重を表 3-4 に示す。

注記 *：建築物荷重指針・解説（2014）

表 3-4 積雪荷重

積雪荷重 (F_s)
210 N/m ²

(4) 降下火砕物堆積による鉛直荷重(F_v)

降下火砕物堆積による単位面積あたりの鉛直荷重は、 7355 N/m^2 とする。降下火砕物堆積による鉛直荷重を表 3-5 に示す。

表 3-5 降下火砕物堆積による鉛直荷重

降下火砕物堆積による鉛直荷重 (F_v)
7355 N/m^2

(5) 風荷重(W)

a. 記号の定義

原子炉建屋、タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋の強度評価において風荷重の算定に用いる記号を表 3-6 に示す。

表 3-6 風荷重の算定に用いる記号

記号	単位	定義
A	m^2	風の受圧面積（風向に垂直な面に投影した面積）
C	—	風力係数
E'	—	建築基準法施行令第87条第2項に規定する数値
E_r	—	建設省告示第1454号第2項の規定によって算出した平均風速の高さ方向の分布を表す係数
G	—	ガスト影響係数
H	m	全高
q	N/m^2	設計用速度圧
V_D	m/s	基準風速
W	N	風荷重
Z_G	m	地表面粗度区分に応じて建設省告示第1454号に掲げる数字
Z_b	m	地表面粗度区分に応じて建設省告示第1454号に掲げる数字
α	—	地表面粗度区分に応じて建設省告示第1454号に掲げる数字

b. 風荷重(W)の算定

風荷重の算出に用いる基準風速は、 30 m/s とする。

風荷重Wは、V-3-別添 2-1「火山への配慮が必要な施設の強度計算の方針」の「4.1(3)c. 水平荷重」に示す式に従い算出する。全高Hが 5 m 以上であるため、Hが Z_b 以上の場合の式を用いる。風荷重Wの算出は、建屋の形状を考慮して算出した風力係数C及び風の受圧面積Aに基づき実施し、風荷重Wの算出に用いる受圧面積の算定に

において、隣接する建屋の遮断効果は、安全側の評価となるよう考慮しない。

$$W = q \cdot C \cdot A$$

ここで

$$q = 0.6 E' \cdot V_D^2$$

$$E' = E_r^2 \cdot G$$

$$E_r = 1.7 \cdot (H/Z_G)^\alpha \quad (H \text{ が } Z_b \text{ を超える場合})$$

$$E_r = 1.7 \cdot (Z_b/Z_G)^\alpha \quad (H \text{ が } Z_G \text{ 以下の場合})$$

風荷重算定に使用する入力条件を表 3-7 及び表 3-8 に示す。

表 3-7 設計風荷重の条件

施設名称	基準風速 V_D (m/s)	全高 H (m)	Z_G (m)	α	ガスト影 響 係数 G	設計用 速度圧 q (N/m ²)
原子炉建屋	30	55.65	350	0.15	2.00	1798
タービン建屋	30	32.64	350	0.15	2.05	1571
使用済燃料乾式 貯蔵建屋	30	21.20	350	0.15	2.13	1430

表 3-8 (1/3) 原子炉建屋の風力係数及び受圧面積

(a) NS 方向

標高 EL. (m)	風力係数 C		受圧面積 A (m ²)	
	風上	風下	風上	風下
63.65 ~ 57.00	0.80	0.4	331	331
57.00 ~ 46.50	0.77	0.4	447	447
46.50 ~ 38.80	0.72	0.4	328	328
38.80 ~ 34.70	0.67	0.4	175	175
34.70 ~ 29.00	0.64	0.4	266	266
29.00 ~ 20.30	0.60	0.4	581	581
20.30 ~ 14.00	0.51	0.4	430	430
14.00 ~ 8.20	0.41	0.4	396	396

(b) EW 方向

標高 EL. (m)	風力係数 C		受圧面積 A (m ²)	
	風上	風下	風上	風下
63.65 ~ 57.00	0.80	0.4	354	354
57.00 ~ 46.50	0.77	0.4	478	478
46.50 ~ 38.80	0.72	0.4	351	351
38.80 ~ 34.70	0.67	0.4	187	187
34.70 ~ 29.00	0.64	0.4	283	283
29.00 ~ 20.30	0.60	0.4	570	570
20.30 ~ 14.00	0.51	0.4	432	432
14.00 ~ 8.20	0.41	0.4	398	398

表 3-8 (2/3) タービン建屋の風力係数及び受圧面積

(a) NS 方向

標高 EL. (m)	風力係数 C		受圧面積 A (m ²)	
	風上	風下	風上	風下
40.64 ~ 28.00	0.80	0.4	1408	1408
28.00 ~ 18.00	0.69	0.4	1129	1129
18.00 ~ 8.20	0.56	0.4	1034	1034

(b) EW 方向

標高 EL. (m)	風力係数 C		受圧面積 A (m ²)	
	風上	風下	風上	風下
40.64 ~ 28.00	0.80	0.4	585	585
28.00 ~ 18.00	0.69	0.4	733	733
18.00 ~ 8.20	0.56	0.4	696	696

表 3-8 (3/3) 使用済燃料乾式貯蔵建屋の風力係数及び受圧面積

(a) NS 方向

標高 EL. (m)	風力係数 C		受圧面積 A (m ²)	
	風上	風下	風上	風下
29.20 ~ 17.75	0.80	0.4	318	318
17.75 ~ 8.30	0.63	0.4	254	254

(b) EW 方向

標高 EL. (m)	風力係数 C		受圧面積 A (m ²)	
	風上	風下	風上	風下
29.20 ~ 17.75	0.80	0.4	657	657
17.75 ~ 8.30	0.63	0.4	525	525

3.2.2 荷重の組合せ

強度評価に用いる荷重の組合せは、建屋の評価対象部位毎に設定する。建屋に水平方向の風荷重が作用すると、屋根に対し鉛直上向きの荷重が働き、鉛直下向きの荷重が低減されるため、保守的に考え、風による鉛直方向の荷重は考慮しない。

原子炉建屋、タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋の評価に用いる荷重の組合せを表 3-9 に示す。

表 3-9 荷重の組合せ

施設 分類	施設名称	評価対象部位	荷 重
建屋	- 原子炉建屋 - タービン建屋 - 使用済燃料乾式貯蔵建屋	屋根	①固定荷重 ②積載荷重 ③積雪荷重 ④降下火砕物堆積による鉛直荷重
		耐震壁	①固定荷重 ②積載荷重 ③積雪荷重 ④降下火砕物堆積による鉛直荷重 ⑤風荷重

3.3 許容限界

原子炉建屋，タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋の許容限界は，V-3-別添 2-1「火山への配慮が必要な施設の強度計算の方針」の「4.2 許容限界」にて設定している許容限界に従って，「3.1 評価対象部位」にて設定している建屋の評価対象部位ごとに設定する。

常時作用する固定荷重，除灰時の人員荷重としての積載荷重，積雪荷重及び降下火砕物堆積による鉛直荷重に対する屋根の評価において，積雪荷重及び降下火砕物堆積による鉛直荷重は，30 日以内に除雪・除灰することから短期荷重として扱う。

各建屋の評価における許容限界を表 3-10 のとおり設定する。また，鋼材，コンクリート及び鉄筋の許容応力度を表 3-11，表 3-12 及び表 3-13 に示す。

表 3-10(1/3) 原子炉建屋の屋根及び耐震壁の許容限界

要求機能	機能設計上の性能目標	部位		機能維持のための考え方	許容限界 (評価基準値)
—	構造強度を有すること	屋根	屋根 スラブ	部材に生じる応力が構造強度を確保するための許容限界を超えないことを確認	終局耐力に対し妥当な安全裕度を有する許容限界 ^{*1}
			主トラス		終局耐力に対し妥当な安全裕度を有する許容限界 ^{*2}
			母屋 (二次部材)		
		耐震壁		最大せん断ひずみが構造強度を確保するための許容限界を超えないことを確認	最大せん断ひずみ 2.0×10^{-3}
気密性	換気性能とあいまって気密機能を維持すること	屋根 スラブ		部材に生じる応力が気密性を維持するための許容限界を超えないことを確認	短期許容応力度 ^{*3}
遮蔽性	遮蔽体の損傷により遮蔽機能を損なわないこと	屋根 スラブ		部材に生じる応力が遮蔽性を維持するための許容限界を超えないことを確認	短期許容応力度 ^{*3}

注記 *1：構造強度に対しては，「終局耐力に対し妥当な安全裕度を有する許容限界」が許容限界となるが，気密性，遮蔽性において「短期許容応力度」を許容限界としていることから，短期許容応力度で評価

*2：弾性限耐力として「S 規準」の短期許容応力度の評価式に平成 12 年建設省告示第 2464 号に基づき F 値×1.1 を適用

*3：「RC-N 規準」の短期許容応力度で評価

表 3-10 (2/3) タービン建屋の屋根及び耐震壁の許容限界

要求機能	機能設計上の性能目標	部位		機能維持のための考え方	許容限界 ^{*2} (評価基準値)
—	内包する防護すべき施設に波及的影響を及ぼさないこと	屋根	屋根スラブ	内包する防護すべき施設に波及的影響を及ぼさないために落下しないことを確認 ^{*1}	終局耐力 ^{*3}
			主トラス	内包する防護すべき施設に波及的影響を及ぼさないために崩壊機構が形成されないことを確認	崩壊機構が形成されないこと ^{*4}
			母屋 (二次部材)		
		耐震壁		最大せん断ひずみが構造強度を確保するための許容限界を超えないことを確認	最大せん断ひずみ 4.0×10^{-3}

注記 *1: 屋根スラブの落下により、内包するクラス 2 設備を損傷させる可能性があることから、機能維持のために落下しないことを確認

*2: 複数部材で構成されている屋根において、単一部材である屋根スラブは、部材の終局耐力を許容限界とし、構造体として主トラスが崩壊しないことを許容限界とする。

*3: 機能維持に対しては終局耐力が許容限界となるが、「RC-N 規準」の短期許容応力度の評価式に平成 12 年建設省告示第 2464 号に基づき F 値×1.1 を適用

*4: 部材の構造健全性評価においては、弾性限耐力^{*5}が基本となるが、一部の部材が弾性限耐力を超過した場合は、その部材に対して、修正若林式^{*6,*7}及び鋼構造限界状態設計指針・同解説（（社）日本建築学会、2010）による座屈耐力を用い、構造健全性を評価する。なお、適切な裕度を有していることを、荷重増分解析により確認する。

*5: 弾性限耐力として「S 規準」の短期許容応力度の評価式に平成 12 年建設省告示第 2464 号に基づき F 値×1.1 を適用

*6: 鉄骨 X 型ブレース架構の復元力特性に関する研究、日本建築学会構造工学論文集、Vol. 37B, pp. 303-316, 1991（谷口元，加藤勉ほか）

*7: 原子力発電所鉄骨屋根トラスの終局限界に関する研究、日本建築学会構造系論文集 第 76 巻 第 661 号, pp571-580, 2011（鈴木琢也，貫井泰ほか）

表 3-10(3/3) 使用済燃料乾式貯蔵建屋の屋根及び耐震壁の許容限界

要求 機能	機能設計上の 性能目標	部位		機能維持のための考え方	許容限界* ² (評価基準値)
—	内包する防護すべき施設に波及的影響を及ぼさないこと	屋根	屋根スラブ	内包する防護すべき施設に波及的影響を及ぼさないために落下しないことを確認* ¹	終局耐力* ³
			主トラス	内包する防護すべき施設に波及的影響を及ぼさないために崩壊機構が形成されないことを確認	崩壊機構が形成されないこと* ⁴
			サブトラス (二次部材)		
		耐震壁		最大せん断ひずみが構造強度を確保するための許容限界を超えないことを確認	最大せん断ひずみ 4.0×10^{-3}

注記 *1: 屋根スラブの落下により、内包するクラス 2 設備を損傷させる可能性があることから、機能維持のために落下しないことを確認

*2: 複数部材で構成されている屋根において、単一部材である屋根スラブは、部材の終局耐力を許容限界とし、構造体として主トラスが崩壊しないことを許容限界とする。

*3: 機能維持に対しては終局耐力が許容限界となるが、「RC-N 規準」の短期許容応力度で評価

*4: 部材の構造健全性評価においては、弾性限耐力*⁵が基本となるが、一部の部材が弾性限耐力を超過した場合は、その部材に対して、修正若林式*^{6, *7}及び鋼構造限界状態設計指針・同解説（（社）日本建築学会，2010）による座屈耐力を用い、構造健全性を評価する。

*5: 弾性限耐力として「S 規準」の短期許容応力度の評価式に平成 12 年建設省告示第 2464 号に基づき F 値×1.1 を適用

*6: 鉄骨 X 型ブレース架構の復元力特性に関する研究，日本建築学会構造工学論文集，Vol. 37B, pp. 303-316, 1991（谷口元，加藤勉ほか）

*7: 原子力発電所鉄骨屋根トラスの終局限界に関する研究，日本建築学会構造系論文集 第 76 巻 第 661 号, pp571-580, 2011（鈴木琢也，貫井泰ほか）

表 3-11 鋼材の許容応力度

建屋	種類		F 値 (N/mm ²)	短期		
				引張 (N/mm ²)	圧縮及び曲げ (N/mm ²)	せん断 (N/mm ²)
原子炉建屋 タービン建屋	SS400* ¹	t ≤ 40 (mm)	235	235	235* ²	135
使用済燃料 乾式貯蔵建屋	SS400 SM400A	t ≤ 40 (mm)	235	235	235* ²	135

注記 *1：建設当時の鋼材の種類は SS41 であるが、現在の規格（SS400）に読み替えた許容応力度を示す。

*2：上限値であり、座屈長さ等を勘案して設定する。

表 3-12 コンクリートの許容応力度

建屋	設計基準強度 (N/mm ²)	短 期	
		圧縮 (N/mm ²)	せん断 (N/mm ²)
原子炉建屋 タービン建屋	22.1	14.7	1.06
使用済燃料 乾式貯蔵建屋	23.5	15.6	1.08

表 3-13 鉄筋の許容応力度

建屋	種類	短 期	
		引張及び圧縮 (N/mm ²)	面外せん断補強 (N/mm ²)
原子炉建屋 タービン建屋	SD345*	345	345
使用済燃料 乾式貯蔵建屋	SD345	345	345

注記 *：建設当時の鉄筋の種類は SD35 であるが、現在の規格（SD345）に読み替えた許容応力度を示す。

3.4 評価方法

3.4.1 屋根に対する評価

3.4.1.1 原子炉建屋

(1) 屋根スラブ

曲げモーメントによる鉄筋応力度及び面外せん断応力度を算定し、各許容値を超えないことを確認する。なお、評価においては、表 3-10(1/3)に示すように、機能設計上の性能目標の構造強度に対する許容限界は、終局耐力に対し妥当な安全裕度を有する許容限界となるが、気密性、遮蔽性において、短期許容応力度を許容限界としていることから、屋根スラブについては、短期許容応力度で評価する。

a. 応力解析モデル及び諸元

屋根スラブは母屋で支持された 1 方向スラブとして単位幅を取り出し、等分布荷重を受ける両端固定梁として応力を算定する。屋根スラブの検討は、支持スパンの長い屋根スラブを対象に実施する。

屋根スラブの解析モデルを図 3-1 に、屋根スラブ評価部材の位置を図 3-2 に、屋根スラブ検討条件を表 3-14 に示す。

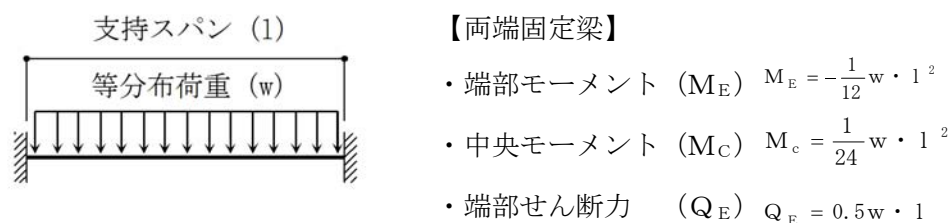


図 3-1 原子炉建屋 屋根スラブの解析モデル(両端固定梁)

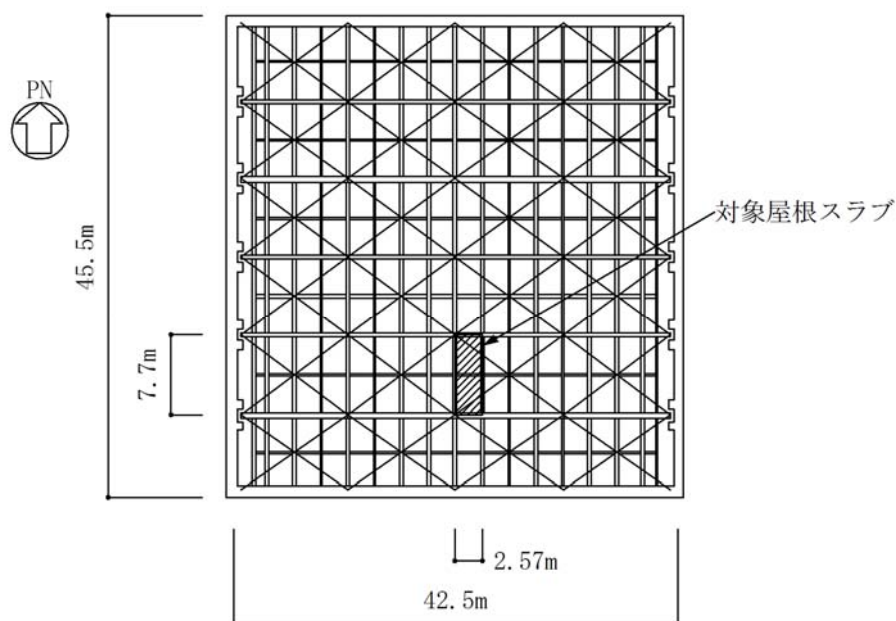


図 3-2 (1/2) 原子炉建屋 屋根スラブ評価部材の位置 (EL. 64.08m)

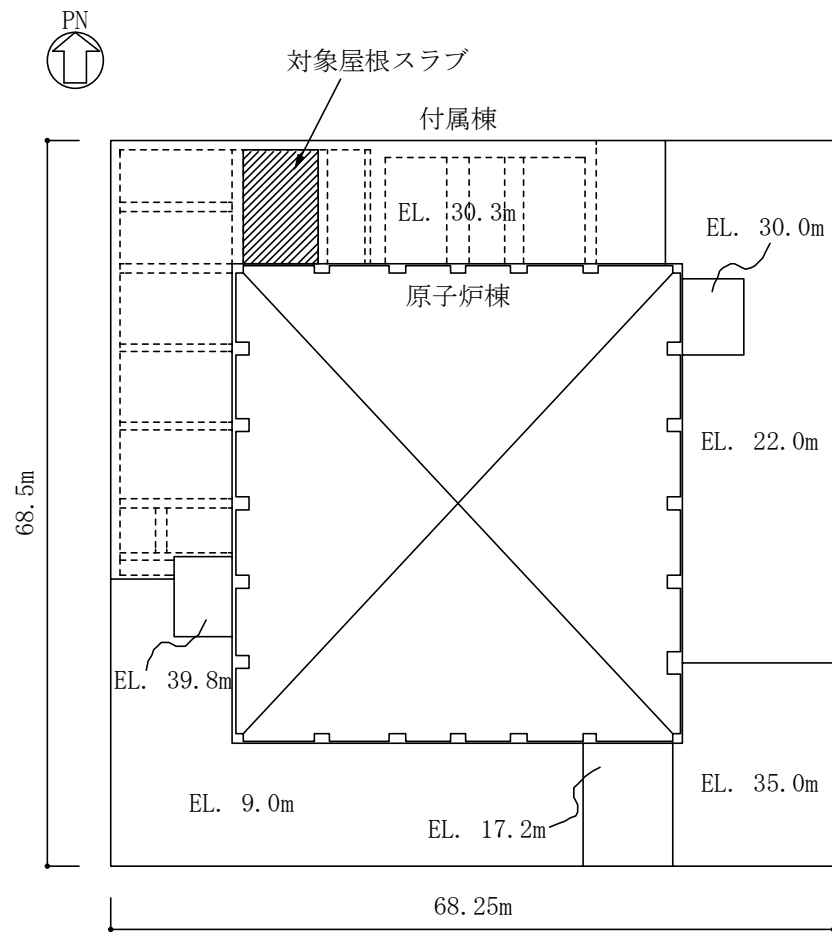


図 3-2 (2/2) 原子炉建屋 屋根スラブ評価部材の位置 (EL. 39.8m ~ EL. 8.2m)

表 3-14 原子炉建屋 屋根スラブの検討条件

評価対象部位*	スラブ厚 (mm)	有効 せい (mm)	支持スパン (m)	配筋	配筋量 (片側) (mm ² /m)
原子炉棟 (EL. 64.08 m)	100	50	2.27	D13@180	703.9
付属棟 (EL. 30.30 m)	400	349	7.05 (短辺) 10.6 (長辺)	D19@200 (短辺) D19@200 (長辺)	1432.5 (短辺) 1432.5 (長辺)

注記 * : 支持スパンの長いスラブを選定

b. 曲げモーメントに対する屋根スラブ断面の評価方法

曲げモーメントに対する断面の評価は，RC-N規準に基づき，次式をもとに計算した評価対象部位に生じる曲げモーメントによる鉄筋応力度が，許容限界を超えないことを確認する。

$$\sigma_t = \frac{M}{a_t \cdot j}$$

ここで，

σ_t : 鉄筋の引張応力度 (N/mm²)

M : 曲げモーメント (N・mm)

a_t : 引張鉄筋断面積 (mm²)

j : 断面の応力中心間距離で，断面の有効せいの 7/8 倍の値 (mm)

c. 面外せん断力に対する屋根スラブ断面の評価方法

面外せん断力に対する断面の評価は，RC-N規準に基づき，評価対象部位に生じる面外せん断応力度が，次式をもとに計算した許容限界を超えないことを確認する。

$$Q_A = b \cdot j \cdot \alpha \cdot f_s$$

ここで，

Q_A : 許容面外せん断力 (N)

b : 断面の幅 (mm)

j : 断面の応力中心間距離で，断面の有効せいの 7/8 倍の値 (mm)

α : 許容せん断力の割り増し係数

(2 を超える場合は 2，1 未満の場合は 1 とする。)

$$\alpha = \frac{4}{M / (Q \cdot d) + 1}$$

ここで，

M : 曲げモーメント (N・mm)

Q : せん断力 (N)

d : 断面の有効せい (mm)

f_s : コンクリートの短期許容せん断応力度 (N/mm²)

表 3-15 原子炉建屋 主トラス部材リスト

部 材	断面積 A (cm^2)	断面 2 次モーメント I (cm^4)
H-400×400×13×21	218.7	66600
2 L _s -200×200×15+2 F B _s -9×150	142.5	—
2 L _s -200×200×15	115.5	—
2 L _s -150×150×15	85.48	—
2 L _s -150×100×12	57.12	—
2 L _s -100×100×10	38.00	—
H-390×300×10×16	136.0	38700
H-582×300×12×17	174.5	103000
H-250×250×9×14	92.18	10800
2 C T _s -200×400×13×21	218.6	—
C T-300×200×11×17	67.21	—
2 L _s -90×90×10	34.00	—

表 3-16 原子炉建屋 材料物性値

使用材料	ヤング係数 E (N/mm^2)	せん断弾性係数 G (N/mm^2)
鉄筋コンクリート : F _c 22.1	2.21×10^4	9.21×10^3
鉄 骨 : SS400*	2.05×10^5	7.9×10^4

注記 * : 建設当時の鋼材の種類は SS41 であるが、現在の規格 (SS400) に読み替え

b. 鋼材断面の評価法

断面の評価は、S 規準に基づき、次式をもとに計算した評価対象部位に生じる軸力及び曲げモーメントによる応力度が許容限界を超えないことを確認する。

なお、許容限界については、表 3-10(1/3)に示すように、終局耐力に対し妥当な安全裕度を有する許容限界を設定し、その許容限界は、弾性限耐力として S 規準の短期許容応力度の評価式に平成 12 年建設省告示第 2464 号に基づき F 値×1.1 を適用する。

(圧縮)

$$\frac{\sigma_c}{f_c} + \frac{\sigma_b}{f_b} \leq 1.0$$

ただし、

$$\sigma_c = \frac{N_c}{A}$$

$$\sigma_b = \frac{M}{Z}$$

ここで、

N_c : 圧縮軸力 (N)

A : 部材の軸断面積 (mm^2)

M : 曲げモーメント ($\text{N}\cdot\text{mm}$)

Z : 部材の断面係数 (mm^3)

f_c : 鋼材の弾性限圧縮応力度 (N/mm^2)

f_b : 鋼材の弾性限曲げ応力度 (N/mm^2)

(引張)

$$\frac{\sigma_t + \sigma_b}{f_t} \leq 1.0$$

ただし、

$$\sigma_t = \frac{N_t}{A}$$

$$\sigma_b = \frac{M}{Z}$$

ここで、

N_t : 引張軸力 (N)

A : 部材の軸断面積 (mm^2)

M : 曲げモーメント ($\text{N}\cdot\text{mm}$)

Z : 部材の断面係数 (mm^3)

f_t : 鋼材の弾性限引張応力度 (N/mm^2)

(3) 母屋（二次部材）

母屋（二次部材）における曲げモーメント及びせん断力による応力度を算定し，許容限界を超えないことを確認する。

a. 応力解析モデル及び諸元

母屋は主トラスで支持されたスパンの支配幅を取り出し，等分布荷重を受ける単純梁（両端ピン支持の梁）として応力を算定する。

母屋の解析モデルを図 3-4 に，母屋の評価部材の位置を図 3-5 に，母屋の検討条件を表 3-17 に示す。

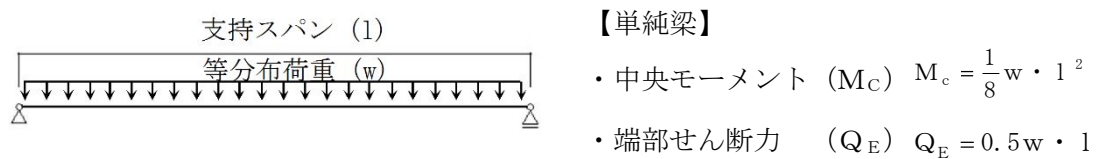


図 3-4 原子炉建屋 母屋（二次部材）の解析モデル(単純梁)

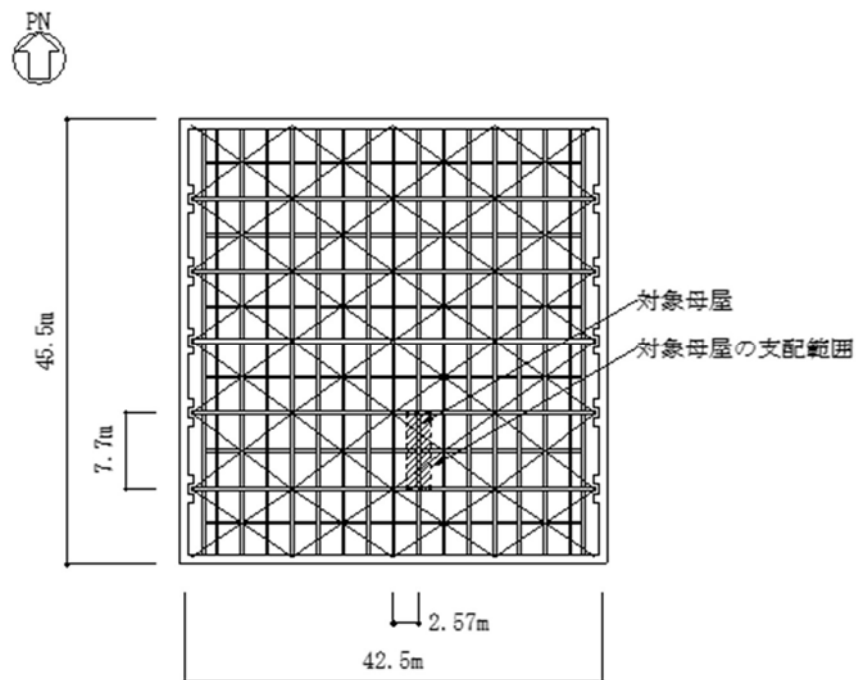


図 3-5 原子炉建屋 母屋（二次部材）の評価部材の位置 (EL. 64.08m)

表 3-17 原子炉建屋 母屋（二次部材）の検討条件

評価対象部位		支配幅 (m)	支持 スパン (m)	断面 係数 (cm ³)	せん断 断面積 (mm ²)
原子炉棟	H-390×300×10×16	2.57	7.7	1980	3580
付属棟	H-300×150×6.5×9	1.94	6.6	481	1833

b. 曲げモーメントに対する断面の評価方法

断面の評価は、次式をもとに計算した評価対象部位に生じる曲げモーメントによる応力度が許容限界を超えないことを確認する。

$$\sigma_b = \frac{M}{Z}$$

ここで、

σ_b : 曲げ応力度 (N/mm²)

M : 曲げモーメント (N・mm)

Z : 部材の断面係数 (mm³)

c. せん断力に対する断面の評価方法

断面の評価は、次式をもとに計算した評価対象部位に生じるせん断応力度が許容限界を超えないことを確認する。

$$\tau = \frac{Q}{A_s}$$

ここで、

τ : せん断応力度 (N/mm²)

Q : せん断力 (N)

A_s : 部材のせん断断面積 (mm²)

3.4.1.2 タービン建屋

(1) 屋根スラブ

曲げモーメントによる鉄筋応力度及び面外せん断応力度を算定し、各許容値を超えないことを確認する。なお、評価においては、表 3-10(2/3)に示すように、屋根スラブの落下により内包するクラス 2 設備を損傷させる可能性があることから、機能設計上の性能目標の内包する防護すべき施設に波及的影響をおよぼさないことに対する許容限界は、終局耐力となるが、本評価では、屋根スラブについて、RC-N 規準の短期許容応力度で評価する。

a. 応力解析モデル及び諸元

屋根スラブは母屋で支持された 1 方向スラブとして単位幅を取り出し、等分布荷重を受ける両端固定梁として応力を算定する。屋根スラブの検討は、支持スパンの長い屋根スラブを対象に実施する。

屋根スラブの解析モデルを図 3-6 に、屋根スラブ評価部材の位置を図 3-7 に、屋根スラブ検討条件を表 3-18 に示す。

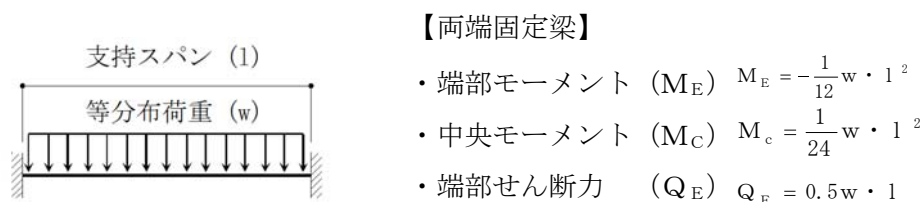


図 3-6 タービン建屋 屋根スラブの解析モデル(両端固定梁)

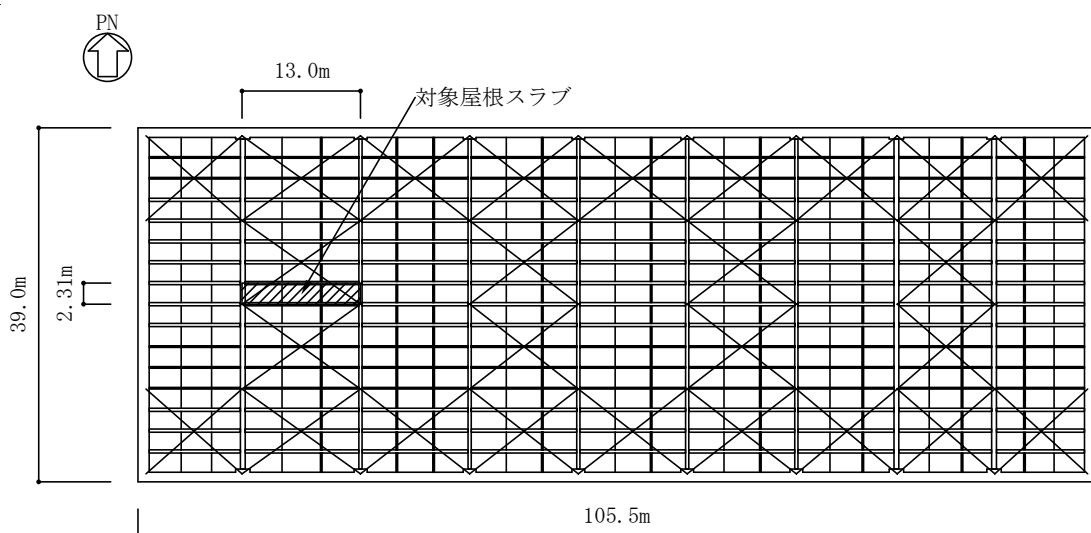


図 3-7 (1/2) タービン建屋 屋根スラブ評価部材の位置 (EL. 40.45 m)

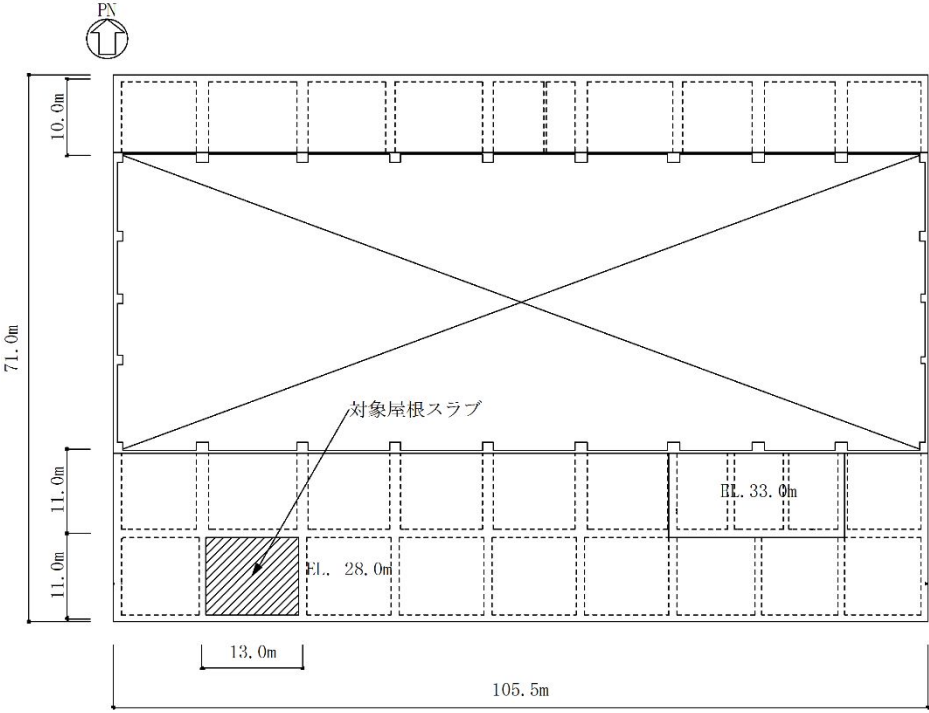


図 3-7 (2/2) タービン建屋 屋根スラブ評価部材の位置 (EL. 28.0 m)

表 3-18 タービン建屋 屋根スラブの検討条件

評価対象部位*	スラブ厚 (mm)	有効 せい (mm)	支持スパン (m)	配筋	配筋量 (片側) (mm ² /m)
EL. 40.45 m	100	50	2.08	D13@200	633.5
EL. 28.0 m	350	299	10.0 (短辺) 12.0 (長辺)	D19@200 (短辺) D19@200 (長辺)	1432.5 (短辺) 1432.5 (長辺)

注記 *：支持スパンの長いスラブを選定

b. 曲げモーメントに対する屋根スラブ断面の評価方法

曲げモーメントに対する断面の評価は，RC-N規準に基づき，次式をもとに計算した評価対象部位に生じる曲げモーメントによる鉄筋応力度が，許容限界を超えないことを確認する。

$$\sigma_t = \frac{M}{a_t \cdot j}$$

ここで，

σ_t : 鉄筋の引張応力度 (N/mm²)

M : 曲げモーメント (N・mm)

a_t : 引張鉄筋断面積 (mm²)

j : 断面の応力中心間距離で，断面の有効せいの 7/8 倍の値 (mm)

c. 面外せん断力に対する屋根スラブ断面の評価方法

面外せん断力に対する断面の評価は，RC-N規準に基づき，評価対象部位に生じる面外せん断応力度が，次式をもとに計算した許容限界を超えないことを確認する。

$$Q_A = b \cdot j \cdot \alpha \cdot f_s$$

ここで，

Q_A : 許容面外せん断力 (N)

b : 断面の幅 (mm)

j : 断面の応力中心間距離で，断面の有効せいの 7/8 倍の値 (mm)

α : 許容せん断力の割り増し係数

(2 を超える場合は 2，1 未満の場合は 1 とする。)

$$\alpha = \frac{4}{M / (Q \cdot d) + 1}$$

ここで，

M : 曲げモーメント (N・mm)

Q : せん断力 (N)

d : 断面の有効せい (mm)

f_s : コンクリートの短期許容せん断応力度 (N/mm²)

(2) 主トラス

主トラスは、3次元フレームモデルによる応力解析より主トラスの応力度を算定し、各許容値を超えないことを確認する。

応力解析は、3次元フレームモデルを用いた弾性応力解析を実施する。解析には、タービン建屋については解析コード「DYNA2E Version. 8.0.4」を用いる。なお、解析コードの検証及び妥当性確認などの概要については、別紙「計算機プログラム（解析コード）の概要」に示す。

a. 応力解析モデル及び諸元

応力解析モデルは、タービン建屋についてはEL. 18.0mより上部の耐震壁、柱、梁、主トラス及び屋根スラブをモデル化した解析モデルを用いる。

解析モデルを図3-8に、主トラスの部材リストを表3-19に、材料物性値を表3-20に示す。

解析モデルに使用する要素は、シェル要素、梁要素及びトラス要素とする。また、解析モデルの脚部は固定とする。

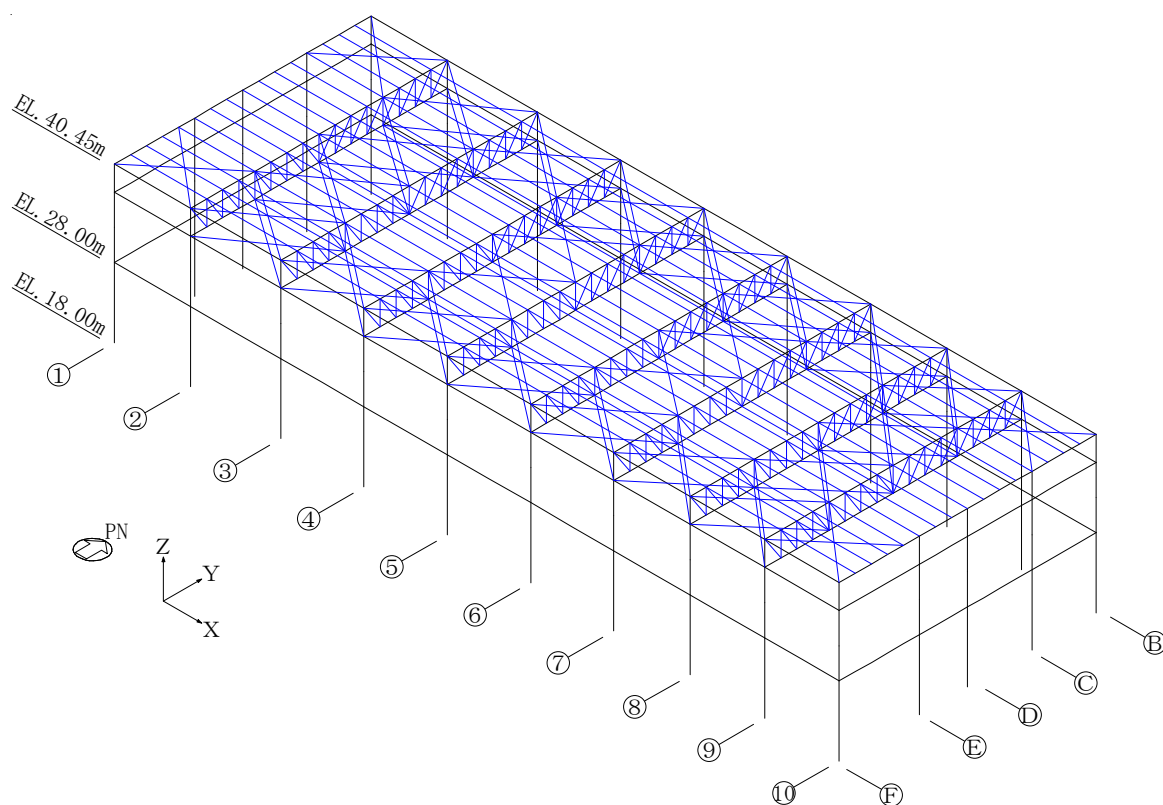


図3-8 タービン建屋 主トラス解析モデル

表 3-19 タービン建屋 主トラス部材リスト

部 材	断面積 A (cm ²)	断面 2 次モーメント I (cm ⁴)
H-428×407×20×35	360.7	119000
2 L _s -200×200×20	152.0	—
2 L _s -200×200×15	115.5	—
2 L _s -150×150×19	106.8	—
2 L _s -150×150×15	85.48	—
2 L _s -130×130×12	59.52	—
2 L _s -100×100×10	38.00	—
2 L _s -130×130×9	45.48	—
H-396×302×12×19	161.9	46700
H-248×249×8×13	84.70	9930
C T-175×175×7×11	31.57	—

表 3-20 タービン建屋 材料物性値

使用材料	ヤング係数 E (N/mm ²)	せん断弾性係数 G (N/mm ²)
鉄筋コンクリート : F _c 22.1	2.21×10^4	9.21×10^3
鉄 骨 : SS400*	2.05×10^5	7.9×10^4

注記 * : 建設当時の鋼材の種類は SS41 であるが現在の規格 (SS400) に読み替え

b. 鋼材断面の評価法

断面の評価は、S 規準に基づき、次式をもとに計算した評価対象部位に生じる軸力及び曲げモーメントによる応力度が許容限界を超えないことを確認する。

なお、許容限界については、表 3-10(2/3)に示すように、内包する防護すべき施設に波及的影響を及ぼさないために崩壊機構が形成されないことを確認する。各部材の構造健全性評価においては、弾性限耐力*¹が基本となるが、一部の部材が弾性限耐力を超過した場合は、その部材に対して、修正若林式*²、*³ 及び鋼構造限界状態設計指針・同解説（（社）日本建築学会，2010）による座屈耐力を用い、構造健全性を評価する。

注記 *1：弾性限耐力として，S 規準の短期許容応力度の評価式に平成 12 年建設省告示第 2464 号に基づき F 値 $\times 1.1$ を適用する。

*2：鉄骨 X 型ブレース架構の復元力特性に関する研究，日本建築学会構造工学論文集，Vol. 37B, pp. 303-316, 1991（谷口元，加藤勉ほか）

*3：原子力発電所鉄骨屋根トラスの終局限界に関する研究，日本建築学会構造系論文集 第 76 巻 第 661 号, pp571-580, 2011（鈴木琢也，貫井泰ほか）

(圧縮)

$$\frac{\sigma_c}{f_c} + \frac{\sigma_b}{f_b} \leq 1.0$$

ただし，

$$\sigma_c = \frac{N_c}{A}$$

$$\sigma_b = \frac{M}{Z}$$

ここで，

N_c : 圧縮軸力 (N)

A : 部材の軸断面積 (mm^2)

M : 曲げモーメント ($\text{N}\cdot\text{mm}$)

Z : 部材の断面係数 (mm^3)

f_c : 鋼材の弾性限圧縮応力度 (N/mm^2)

f_b : 鋼材の弾性限曲げ応力度 (N/mm^2)

(引張)

$$\frac{\sigma_t + \sigma_b}{f_t} \leq 1.0$$

ただし，

$$\sigma_t = \frac{N_t}{A}$$

$$\sigma_b = \frac{M}{Z}$$

ここで，

N_t : 引張軸力 (N)

A : 部材の軸断面積 (mm^2)

M : 曲げモーメント ($\text{N}\cdot\text{mm}$)

Z : 部材の断面係数 (mm^3)

f_t : 鋼材の弾性限引張応力度 (N/mm^2)

(座屈耐力)

- ・軸力のみを負担する部材の評価方法

$$n_0 = 1 - 0.4 \left(\frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2 \quad (\lambda \leq \Lambda)$$

ただし,

$$\Lambda = \sqrt{\frac{\pi^2 E}{0.6 F}}$$

ここで,

λ : 圧縮材の細長比

Λ : 限界細長比

E : ヤング係数

【修正若林：圧縮側耐力曲線】

$$\frac{n}{n_0} = \frac{1}{\left(\bar{\zeta} - P_n \right)^{1/6}} \leq 1$$

ただし,

$$n = \frac{N}{N_y}$$

$$P_n = \left(n_E / 4 \right)^{-5}$$

$$n_E = \frac{\pi^2 E}{\lambda_e^2 \sigma_y}$$

ここで,

N : 軸力

N_y : 降伏軸力

$\bar{\zeta}$: 無次元化圧縮側累積塑性歪

- ・軸力のみを負担する部材の評価方法

$$M_c = M_p \quad (\lambda_b \leq \lambda_{be})$$

$$M_c = \left(1 - 0.4 \frac{\lambda_{bp} \lambda_b}{\lambda_{be} \lambda_{bp}} \right) M_p \quad (\lambda_{bp} < \lambda_b \leq \lambda_{be})$$

$$M_c = \frac{1}{\lambda_b^2} M_p \quad (\lambda_b < \lambda_{be})$$

ただし,

$$\lambda_b = \frac{M_p}{M_e}$$

$$\lambda_{be} = \frac{1}{\sqrt{0.6}}$$

$$\lambda_{bp} = 0.6 + 0.3 \left(\frac{M_2}{M_1} \right)$$

$$M_e = C_b \sqrt{\frac{\pi^4 E I_y \cdot E I_w}{k l_b^4} + \frac{\pi^2 E I_y \cdot G J}{l_b^2}}$$

$$M_p = F_y \cdot Z_p$$

$$C_b = 1.75 + 1.05 \left(\frac{M_2}{M_1} \right) + \left(\frac{M_2}{M_1} \right)^2 \leq 2.3$$

ここで,

$E I_y$: 弱軸まわりの曲げ剛性

$E I_w$: 曲げねじり剛性

$G J$: サンブナンねじり剛性

l_b : 材長あるいは横座屈補剛間長さ

$k I_w$: 横座屈長さ

F_y : 降伏強さ

Z_p : 塑性断面係数

(3) 母屋（二次部材）

母屋（二次部材）における曲げモーメント及びせん断力による応力度を算定し，許容限界を超えないことを確認する。

a. 応力解析モデル及び諸元

母屋は主トラスで支持されたスパンの支配幅を取り出し，等分布荷重を受ける単純梁（両端ピン支持の梁）として応力を算定する。

母屋の解析モデルを図 3-9 に，母屋の評価部材の位置を図 3-10 に，母屋の検討条件を表 3-21 に示す。

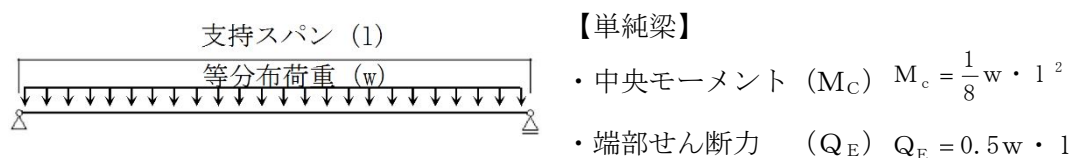


図 3-9 タービン建屋 母屋（二次部材）の解析モデル(単純梁)

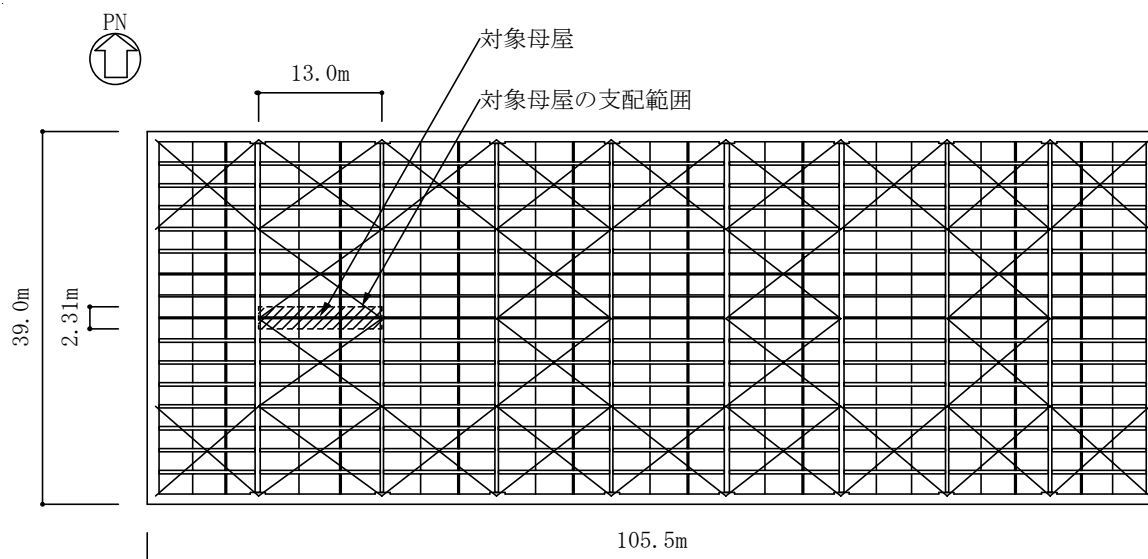


図 3-10 タービン建屋 母屋（二次部材）の評価部材の位置 (EL. 40.45m)

表 3-21 タービン建屋 母屋（二次部材）の検討条件

評価対象部位		支配幅 (m)	支持 スパン (m)	塑性断面 係数 (cm^3)	せん断 断面積 (mm^2)
タービン 建屋	H-396×302×12×19	2.31	13.0	2620	4296

b. 曲げモーメントに対する断面の評価方法

断面の評価は、次式をもとに計算した評価対象部位に生じる曲げモーメントによる応力度が許容限界を超えないことを確認する。

$$\sigma_b = \frac{M}{Z}$$

ここで、

σ_b : 曲げ応力度 (N/mm²)

M : 曲げモーメント (N・mm)

Z : 部材の断面係数 (mm³)

c. セン断力に対する断面の評価方法

断面の評価は、次式をもとに計算した評価対象部位に生じるせん断応力度が許容限界を超えないことを確認する。

$$\tau = \frac{Q}{A_s}$$

ここで、

τ : せん断応力度 (N/mm²)

Q : せん断力 (N)

A_s : 部材のせん断断面積 (mm²)

3.1.4.3 使用済燃料乾式貯蔵建屋

(1) 屋根スラブ

曲げモーメントによる鉄筋応力度及び面外せん断応力度を算定し、各許容値を超えないことを確認する。なお、評価においては、表 3-10(3/3)に示すように、屋根スラブの落下により内包するクラス 2 設備を損傷させる可能性があることから、機能設計上の性能目標の内包する防護すべき施設に波及的影響をおよぼさないことに対する許容限界は、終局耐力となるが、本評価では、屋根スラブについて、RC-N 規準の短期許容応力度で評価する。

a. 応力解析モデル及び諸元

屋根スラブは 1 方向スラブとして単位幅を取り出し、等分布荷重を受ける両端支持梁として応力を算定する。屋根スラブの検討は当該屋根スラブが同じ厚さ及びスパンであるため、配筋量の最も少ない部位を対象に実施する。

屋根スラブの解析モデルを図 3-9 に、屋根スラブ評価部材の位置を図 3-10 に、屋根スラブ検討条件を表 3-22 に示す。

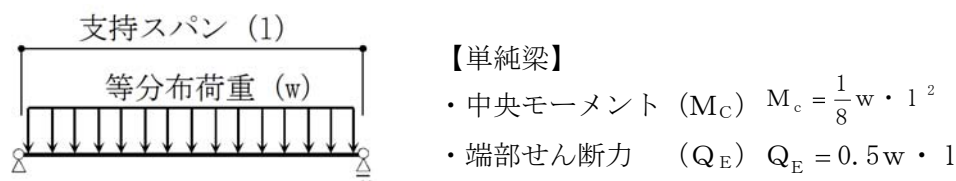
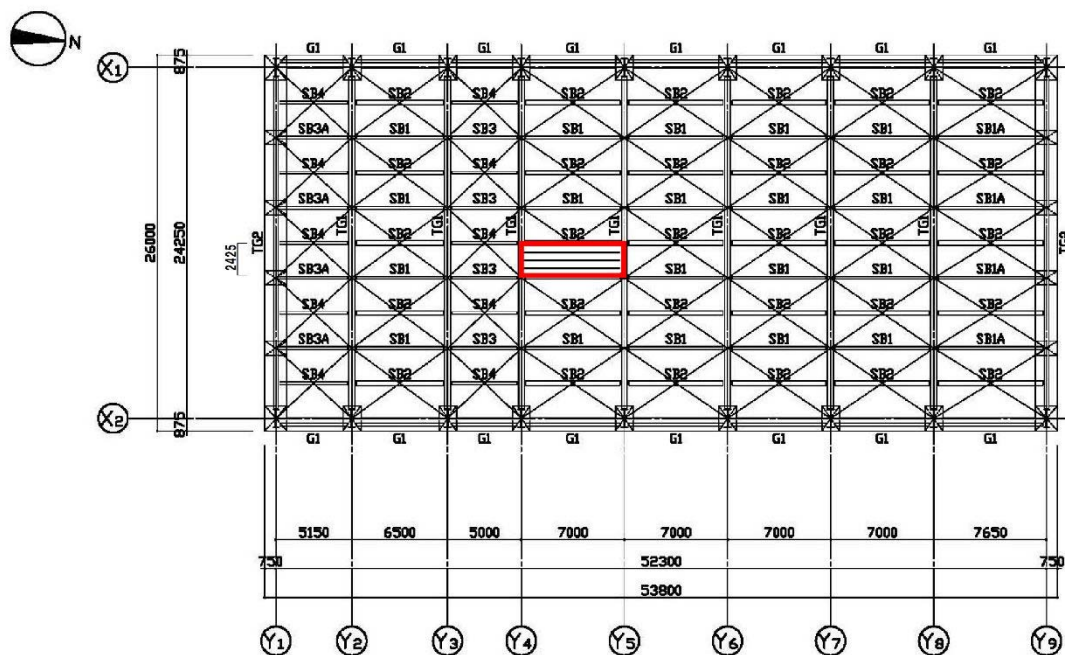


図 3-9 使用済燃料乾式貯蔵建屋 屋根スラブの解析モデル(両端支持梁)



注記 * : 寸法線は軸芯を示す。

図 3-10 使用済燃料乾式貯蔵建屋 屋根スラブ評価部材の位置 (EL. 29.2m)

表 3-22 使用済燃料乾式貯蔵建屋 屋根スラブの検討条件

評価対象部位		スラブ厚 (mm)	有効せい (mm)	支持 スパン (m)	配筋	配筋量 (片側) (mm ² /m)
使用済燃料 乾式料貯蔵建屋	EL. 29.2m	450	368	2.425	D19@250	1148

b. 曲げモーメントに対する屋根スラブ断面の評価方法

曲げモーメントに対する断面の評価は、RC-N規準に基づき、次式をもとに計算した評価対象部位に生じる曲げモーメントによる鉄筋応力度が、許容限界を超えないことを確認する。

$$\sigma_t = \frac{M}{a_t \cdot j}$$

ここで、

σ_t : 鉄筋の引張応力度 (N/mm²)

M : 曲げモーメント (N・mm)

a_t : 引張鉄筋断面積 (mm²)

j : 断面の応力中心間距離で、断面の有効せいの 7/8 倍の値 (mm)

c. 面外せん断力に対する屋根スラブ断面の評価方法

面外せん断力に対する断面の評価は、RC-N規準に基づき、評価対象部位に生じる面外せん断応力度が、次式をもとに計算した許容限界を超えないことを確認する。

$$Q_A = b \cdot j \cdot \alpha \cdot f_s$$

ここで、

Q_A : 許容面外せん断力 (N)

b : 断面の幅 (mm)

j : 断面の応力中心間距離で、断面の有効せいの 7/8 倍の値 (mm)

α : 許容せん断力の割り増し係数 (保守側に 1 とする。)

f_s : コンクリートの短期許容せん断応力度 (N/mm²)

(2) 主トラス及びサブトラス（二次部材）

主トラスは、3次元フレームモデルによる応力解析より主トラス及びサブトラス（二次部材）の応力度を算定し、各許容値を超えないことを確認する。

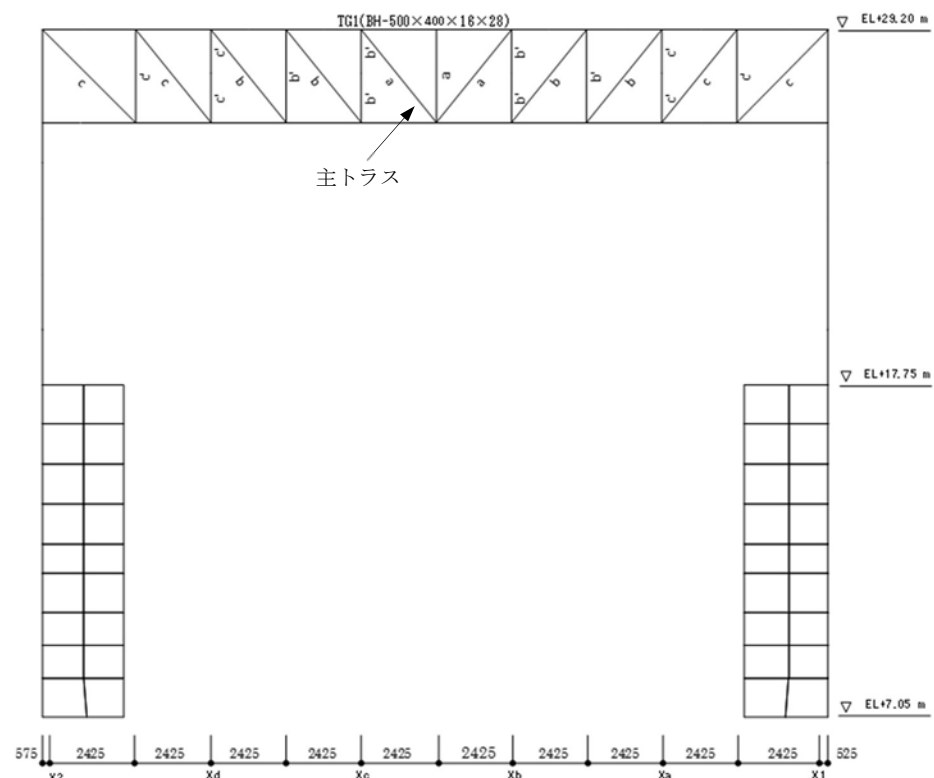
応力解析は、3次元フレームモデルを用いた弾性応力解析を実施する。解析には、使用済燃料乾式貯蔵建屋については解析コード「MSC/NASTRAN(Ver 2008r1)」を用いる。なお、解析コードの検証及び妥当性確認などの概要については、別紙「計算機プログラム（解析コード）の概要」に示す。

a. 応力解析モデル及び諸元

応力解析モデルは、使用済燃料乾式貯蔵建屋については、EL. 7.05 m より上部の耐震壁、柱、梁、主トラス、サブトラス及び屋根スラブをモデル化した解析モデルを用いる。

解析モデルを図 3-13 に、主トラス及びサブトラスの部材リストを表 3-23 に、材料物性値を表 3-24 に示す。

解析モデルに使用する要素は、シェル要素、梁要素及びトラス要素とする。また、解析モデルの脚部は固定とする。



備考：Xa～Xd はサブトラス識別用の仮設通り名を示す。

図 3-13 (1/2) 使用済燃料乾式貯蔵建屋解析モデル (EW 方向フレーム架構モデル図)

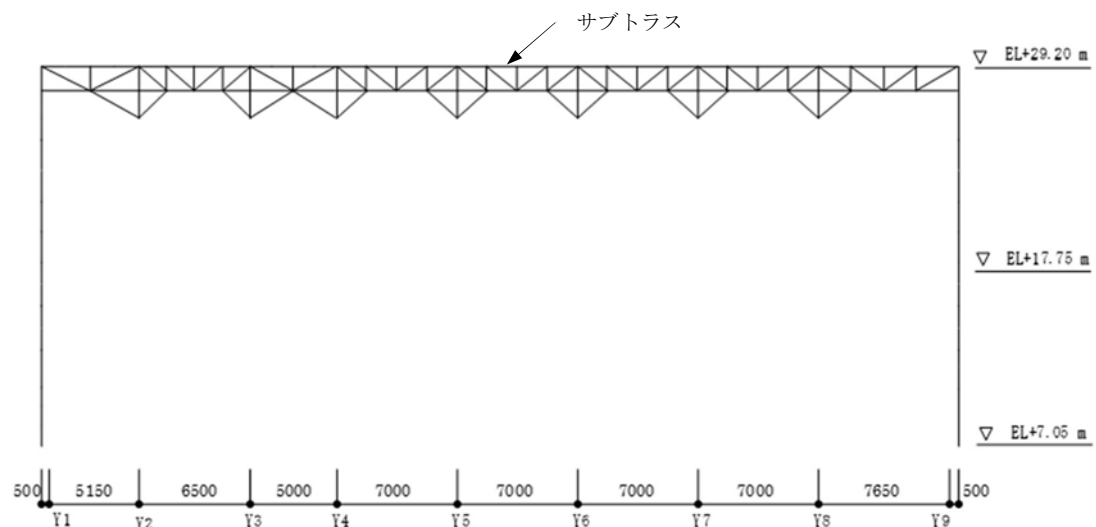


図 3-13 (2/2) 使用済燃料乾式貯蔵建屋解析モデル (NS 方向フレーム架構モデル図)

表 3-23 使用済燃料乾式貯蔵建屋 主トラス及びサブトラス部材リスト

部 材	断面積 A (cm^2)	断面 2 次モーメント I (cm^4)
BH-500×400×16×28	295.0	137000
BH-250×250×9×14	92.18	—
BH-300×300×12×16	130.9	—
BH-350×350×12×19	173.9	40300
BH-298×299×9×14	109.5	18600
BH-344×348×10×16	144.0	32800
H-175×175×7.5×11	51.43	2900
CT-75×150×7×10	19.82	—

表 3-24 使用済燃料乾式貯蔵建屋 材料物性値

使用材料	ヤング係数 E (N/mm^2)	せん断弾性係数 G (N/mm^2)
鉄筋コンクリート : Fc23.5	2.25×10^4	9.38×10^3
鉄 骨 : SS400 SM400A	2.05×10^5	7.90×10^4

b. 鋼材断面の評価法

断面の評価は、S 規準に基づき、次式をもとに計算した評価対象部位に生じる軸力及び曲げモーメントによる応力度が許容限界を超えないことを確認する。

なお、許容限界については、表 3-10(3/3)に示すように、内包する防護すべき施設に波及的影響を及ぼさないために崩壊機構が形成されないことを確認する。各部材の構造健全性評価においては、弾性限耐力*1が基本となるが、一部の部材が弾性限耐力を超過した場合は、その部材に対して、修正若林式*2、*3 及び鋼構造限界状態設計指針・同解説（（社）日本建築学会，2010）による座屈耐力を用い、構造健全性を評価する。

注記 *1：弾性限耐力として「S 規準」の短期許容応力度の評価式に平成 12 年建設省告示第 2464 号に基づき F 値×1.1 を適用する。

*2：鉄骨 X 型ブレース架構の復元力特性に関する研究，日本建築学会構造工学論文集，Vol. 37B, pp. 303-316, 1991

*3：原子力発電所鉄骨屋根トラスの終局限界に関する研究，日本建築学会構造系論文集 第 76 巻 第 661 号, pp571-580, 2011

(圧縮)

$$\frac{\sigma_c}{f_c} + \frac{c \sigma_b}{f_b} \leq 1.0 \quad \text{かつ} \quad \frac{t \sigma_b - \sigma_c}{f_t} \leq 1.0$$

ただし，

$$\sigma_c = \frac{N_c}{A}$$

$$c \sigma_b = \frac{M}{Z_c}$$

$$t \sigma_b = \frac{M}{Z_t}$$

ここで，

N_c : 圧縮軸力 (N)

A : 部材の軸断面積 (mm^2)

M : 曲げモーメント ($\text{N} \cdot \text{mm}$)

Z_c : 部材の圧縮側断面係数 (mm^3)

Z_b : 部材の引張側断面係数 (mm^3)

f_c : 鋼材の弾性限圧縮応力度 (N/mm^2)

f_b : 鋼材の弾性限曲げ応力度 (N/mm^2)

ただし， σ_c ， $c \sigma_b$ ， $t \sigma_b$ の値は絶対値とする。

(引張)

$$\frac{\sigma_t - \sigma_c}{f_t} \leq 1.0 \quad \text{かつ} \quad \frac{\sigma_c}{f_c} + \frac{\sigma_b}{f_b} \leq 1.0$$

ただし,

$$\sigma_t = \frac{N_t}{A}$$

$$\sigma_c = \frac{M}{Z_c}$$

$$\sigma_b = \frac{M}{Z_t}$$

ここで,

N_c : 引張軸力 (N)

A : 部材の軸断面積 (mm^2)

M : 曲げモーメント ($\text{N}\cdot\text{mm}$)

Z_b : 部材の圧縮側断面係数 (mm^3)

Z_t : 部材の引張側断面係数 (mm^3)

f_t : 鋼材の弾性限引張応力度 (N/mm^2)

ただし, σ_c , σ_b , σ_t の値は絶対値とする。

3.4.2 耐震壁に対する評価

原子炉建屋，タービン建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋及びについて，建屋の質点系解析モデルを用いて，風荷重により耐震壁に発生するせん断ひずみ度を評価し，許容限界を超えないことを確認する。なお，降下火砕物の各質点系解析モデルの復元力特性の設定においては，降下火砕物堆積による鉛直荷重による軸力を考慮すると第1折れ点の増大が見込まれるため，本評価では保守的に降下火砕物堆積による鉛直荷重を考慮しない。

原子炉建屋及び使用済燃料乾式貯蔵建屋の質点系解析モデルの詳細は，V-2-2-1「原子炉建屋の地震応答計算書」，V-2-11-2-11「タービン建屋の耐震計算書」，V-2-2-4「使用済燃料乾式貯蔵建屋の地震応答計算書」による。

4. 強度評価結果

4.1 屋根に対する評価結果

4.1.1 原子炉建屋

(1) 屋根スラブ

「3.4 評価方法」に基づいた評価結果を表 4-1 に示す。

降下火砕物堆積による鉛直荷重等によって、曲げモーメントに対する必要鉄筋量を超えないこと、発生する面外せん断力が短期許容応力度を超えないことを確認した。

表 4-1 (1/2) 原子炉建屋 屋根スラブ評価結果

部位		原子炉棟 EL. 64.08 m	付属棟 EL. 30.30 m	
			短辺	長辺
厚さ t (mm)		100	400	400
有効せい d (mm)		50	349	349
配 筋 (鉄筋断面積)		D13@180 (703.9 mm ²)	D19@200 (1432.5 mm ²)	D19@200 (1432.5 mm ²)
曲 げ モー メント	発生曲げモーメント M (kN・m)	5.1	137.6	68.8
	鉄筋応力度 σ_t (N/mm ²)	165.7	314.6	157.3
	許容値 (N/mm ²)	345	345	345
	検定値	0.49	0.92	0.46
せん 断 力	発生せん断力 Q (kN)	13.5	145.7	131.7
	せん断応力度 τ (N/mm ²)	0.309	0.478	0.432
	せん断スパン比による 割増し係数 α	1.00	1.08	1.60
	許容値 (N/mm ²)	1.06	1.14	1.69
	検定値	0.30	0.42	0.38
判 定		可	可	可

(2) 主トラス

「3.4 評価方法」に基づいた評価結果を表 4-2 に示す。

降下火砕物堆積による鉛直荷重等によって、評価対象部位に生じる軸応力及び曲げモーメントによる応力度が弾性限界耐力*を超えないことを確認した。

表 4-2 原子炉建屋 主トラスの評価結果

部位		発生応力	応力度 (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)	検定値	判定
原子炉棟 EL. 64.08 m	上弦材	圧縮	35.4	256	0.26	可
		曲げ	29.5	254		
	下弦材	引張	164.1	258	0.76	可
		曲げ	30.4	258		
	斜材	引張	204.9	258	0.80	可
	束材	圧縮	150.3	172	0.88	可

注記 * : 「S 規準」の短期許容応力度の評価式に平成 12 年建設省告示第 2464 号に基づき F 値×1.1 を適用

(3) 母屋

「3.4 評価方法」に基づいた評価結果を表 4-3 に示す。

降下火砕物堆積による鉛直荷重等によって、評価対象部位に生じる曲げモーメント及びせん断による応力度が弾性限界耐力*を超えないことを確認した。

表 4-3 原子炉建屋 母屋の評価結果

部位	発生応力	応力度 (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)	検定値	判定
原子炉棟 EL. 64.08 m	曲げ	118.8	258	0.47	可
	せん断	34.2	148	0.24	可
付属棟	曲げ	追而			
	せん断				

注記 * : 「S 規準」の短期許容応力度の評価式に平成 12 年建設省告示第 2464 号に基づき F 値×1.1 を適用

4.1.2 タービン建屋

(1) 屋根スラブ

「3.4 評価方法」に基づいた評価結果を表 4-4 に示す。

降下火砕物堆積による鉛直荷重等によって、曲げモーメントに対する必要鉄筋量を超えないこと、発生する面外せん断力が、終局耐力*を超えないことを確認した。

表 4-4 タービン建屋 屋根スラブ評価結果

部位		EL. 40.45 m	EL. 28.00 m	
			短辺	長辺
厚さ t (mm)		100	350	350
有効せい d (mm)		50	299	299
配 筋 (鉄筋断面積)		D13@200 (633.5 mm ²)	D19@200 (1432.5 mm ²)	D19@200 (1432.5 mm ²)
曲 げ モー メント	発生曲げモーメント M (kN・m)	4.7	116.3	58.2
	鉄筋応力度 σ_t (N/mm ²)	169.6	310.4	155.3
	許容値 (N/mm ²)	379	379	379
	検定値	0.45	0.82	0.41
せん 断 力	発生せん断力 Q (kN)	13.5	101.4	95.2
	せん断応力度 τ (N/mm ²)	0.309	0.388	0.364
	せん断スパン比によ る割増し係数 α	1.00	1.00	1.31
	許容値 (N/mm ²)	1.06	1.06	1.38
	検定値	0.30	0.37	0.35
判 定		可	可	可

注記 * : 「RC-N 規 準」の短期許容応力度の評価式に平成 12 年建設省告示第 2464 号に基づき F 値×1.1 を適用した弾性限界耐力を超えないことを確認

(2) 主トラス

「3.4 評価方法」に基づいた評価結果を表 4-5 に示す。

降下火砕物堆積による鉛直荷重等によって、評価対象部位に生じる軸応力及び曲げモーメントによる応力度によって崩壊機構が形成されないこと^{*1}を確認した。

表 4-5 タービン建屋 主トラスの評価結果^{*2}

部位		発生応力	応力度 (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)	検定値	判定
EL. 40.45 m	上弦材	圧縮	43.6	257	0.37	可
		曲げ	50.7	255		
	下弦材	引張	185.1	258	0.92	可
		曲げ	52.1	258		
	斜材	引張	230.6	258	0.90	可
	束材	圧縮	171.6	176	0.98	

注記 *1: 「S 規準」の短期許容応力度の評価式に平成 12 年建設省告示第 2464 号に基づき F 値×1.1 を適用した弾性限界耐力を超えないことを確認

*2: 速報値

(3) 母屋

「3.4 評価方法」に基づいた評価結果を表 4-6 に示す。

降下火砕物堆積による鉛直荷重等によって、評価対象部位に生じる曲げモーメント及びせん断による応力度によって崩壊機構が形成されないことを確認した。

表 4-6 タービン建屋 母屋の評価結果

部位	発生応力	応力度 (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)	検定値	判定
EL. 40.45 m	曲げ	252.7	258	0.98	可
	せん断	47.5	148	0.33	可

4.1.3 使用済燃料乾式貯蔵建屋

(1) 屋根スラブ

「3.4 評価方法」に基づいた評価結果を表 4-7 に示す。

降下火砕物堆積による鉛直荷重等によって、曲げモーメントに対する必要鉄筋量を超えないこと、発生する面外せん断力が終局耐力を超えないこと*を確認した。

表 4-7 使用済燃料乾式貯蔵建屋 屋根スラブ評価結果

部位		EL 29.20 m
厚さ t (mm)		450
有効せい d (mm)		368
配 筋 (鉄筋断面積)		D19@250 (1148.0 mm ²)
曲 げ モー メント	発生曲げモーメント M (kN・m)	15.6
	鉄筋応力度 σ_t (N/mm ²)	42.3
	許容値 (N/mm ²)	345
	検定値	0.13
せん 断 力	発生せん断力 Q (kN)	25.7
	せん断応力度 τ (N/mm ²)	0.799
	せん断スパン比による 割増し係数 α	1.00
	許容値 (N/mm ²)	1.08
	検定値	0.74
判 定		可

注記 * : 「RC-N規準」の短期許容応力度を超えないことを確認

(2) 主トラス

「3.4 評価方法」に基づいた評価結果を表 4-8 に示す。

降下火砕物堆積による鉛直荷重等によって、評価対象部位に生じる軸応力及び曲げモーメントによる応力度によって崩壊機構が形成されないこと*を確認した。

表 4-8 使用済燃料乾式貯蔵建屋 主トラスの評価結果

部位		発生応力	応力度 (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)	検定値	判定
EL. 29.20 m	上弦材	圧縮	1.6	219	0.24	可
		曲げ	53.4	233		
	下弦材	引張	96.7	235	0.54	可
		曲げ	28.6	233		
	斜材	引張	95.3	235	0.41	可
	垂直材	圧縮	90.2	227	0.40	可

注記 * : 「S 規準」の短期許容応力度を超えないことを確認

(3) サブトラス

「3.4 評価方法」に基づいた評価結果を表 4-9 に示す。

降下火砕物堆積による鉛直荷重等によって、評価対象部位に生じる軸応力及び曲げモーメントによる応力度によって崩壊機構が形成されないこと*を確認した。

表 4-9 使用済燃料乾式貯蔵建屋 サブトラスの評価結果

部位		発生応力	応力度 (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)	検定値	判定
EL. 29.20 m	上弦材	引張	2.2	235	0.12	可
		曲げ	24.5	230		
	下弦材	圧縮	62.8	93	0.78	可
		曲げ	23.6	230		
	斜材	圧縮	89.2	98	0.92	可
	垂直材	圧縮	56.5	180	0.32	可

注記 * : 「S 規準」の短期許容応力度を超えないことを確認

4.2 耐震壁に対する評価結果

4.2.1 原子炉建屋

(1) 耐震壁

「3.4 評価方法」に基づいた評価結果を表 4-10 に示す。

風荷重による水平荷重によって、最大せん断ひずみが許容限界 (2.0×10^{-3}) を超えないことを確認した。

表 4-10 (1/2) 原子炉建屋 耐震壁の評価結果 (NS 方向)

評価項目	要素番号	せん断ひずみ ($\times 10^{-3}$)	許容限界 ($\times 10^{-3}$)	判定
せん断ひずみ	1	0.0028	2.0	可
	2	0.0066	2.0	可
	3	0.0012	2.0	可
	4	0.0022	2.0	可
	5	0.0024	2.0	可
	6	0.0021	2.0	可
	7	0.0022	2.0	可
	8	0.0015	2.0	可

表 4-10 (2/2) 原子炉建屋 耐震壁の評価結果 (EW 方向)

評価項目	要素番号	せん断ひずみ ($\times 10^{-3}$)	許容限界 ($\times 10^{-3}$)	判定
せん断ひずみ	1	0.0033	2.0	可
	2	0.0075	2.0	可
	3	0.0017	2.0	可
	4	0.0022	2.0	可
	5	0.0023	2.0	可
	6	0.0020	2.0	可
	7	0.0025	2.0	可
	8	0.0018	2.0	可

4.2.2 タービン建屋

(1) 耐震壁

「3.4 評価方法」に基づいた評価結果を表 4-11 に示す。

風荷重による水平荷重によって、最大せん断ひずみが許容限界 (4.0×10^{-3}) を超えないことを確認した。

表 4-11 (1/2) タービン建屋 耐震壁の評価結果 (NS 方向)

評価項目	要素番号	せん断ひずみ ($\times 10^{-3}$)	許容限界 ($\times 10^{-3}$)	判定
せん断ひずみ	1	0.0074	4.0	可
	2	0.0056	4.0	可
	3	0.0032	4.0	可

表 4-11 (2/2) タービン建屋 耐震壁の評価結果 (EW 方向)

評価項目	要素番号	せん断ひずみ ($\times 10^{-3}$)	許容限界 ($\times 10^{-3}$)	判定
せん断ひずみ	1	0.0019	4.0	可
	2	0.0024	4.0	可
	3	0.0021	4.0	可

4.2.3 使用済燃料乾式貯蔵建屋

(1) 耐震壁

「3.4 評価方法」に基づいた評価結果を表 4-12 に示す。

風荷重による水平荷重によって、最大せん断ひずみが許容限界 (4.0×10^{-3}) を超えないことを確認した。

表 4-12 (1/2) 使用済燃料乾式貯蔵建屋 耐震壁の評価結果 (NS 方向)

評価項目	要素番号	せん断ひずみ ($\times 10^{-3}$)	許容限界 ($\times 10^{-3}$)	判定
せん断ひずみ	BM03	0.0025	4	可
	BM02	0.0033	4	可

表 4-12 (2/2) 使用済燃料乾式貯蔵建屋 耐震壁の評価結果 (EW 方向)

評価項目	要素番号	せん断ひずみ ($\times 10^{-3}$)	許容限界 ($\times 10^{-3}$)	判定
せん断ひずみ	BM03	0.0052	4	可
	BM02	0.0061	4	可

工事計画に係る補足説明資料

強度に関する説明書のうち

補足-421-6 【重大事故等クラス 2 機器であってクラス 1 機器の
強度評価の方針について】

1. はじめに

重大事故等クラス2機器及び重大事故等クラス2支持構造物の材料及び構造については、「実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則」（平成25年6月28日 原子力規制委員会規則第六号）第55条第1項第2号及び第5号に規定されており、適切な材料を使用し、十分な構造及び強度を有することが要求されている。具体的には、「発電用原子力設備規格設計・建設規格」（以下「設計・建設規格」という。）もしくは、施設時に適用された規格を用いて重大事故等時に機器が十分な強度を有することを確認する必要がある。

ここでは、東海第二で重大事故等クラス2であってクラス1機器の対象となる原子炉压力容器と重大事故等クラス2管でクラス1管に関する施設時の基準、建設時工認の評価状況の整理を行い、重大事故等時に機器が十分な強度を有することを示すための方針を記載する。

2. 施設時の要求と既工認の強度評価状況

原子炉压力容器と重大事故等クラス2管でクラス1管について施設時の基準と既工認の強度評価状況を表1に示す。施設時の基準では強度評価は、原子炉压力容器は応力評価、第1種管は板厚評価が要求されており、既工認ではそれぞれ「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準」（昭和45年通産省告示第501号（以下「昭和45年告示」という。）」）に基づき評価を実施している。尚、第1種管については昭和45年告示で応力評価の要求はないが、ASMEを準用して応力評価を実施している。

表1 施設時の要求と既工認の強度評価状況

	第1種容器(原子炉压力容器)	第1種管
施設時の基準 (昭和45年告示要求)	応力評価 (ただし供用状態の概念なし)	板厚評価 (応力評価の要求はなし)
既工認の評価 (建設時から昭和55年前まで)	昭和45年告示で応力評価 (ただし供用状態の概念なし)	昭和45年告示で板厚評価 ASMEを準用した応力評価
設計・建設規格の要求 (参考)	応力評価 (供用状態の概念あり)	板厚評価 応力評価

3. 重大事故等クラス2機器でクラス1機器の強度評価方針

施設時の基準，既工認の評価状況を踏まえて，重大事故等クラス2機器であってクラス1機器の強度評価方針を表2に示す。

原子炉圧力容器の重大事故等クラス2でクラス1機器としての強度評価は施設時の昭和45年告示での評価結果として既工認の評価結果があるが，昭和45年告示では供用状態の概念がないことから設計・建設規格を準用して重大事故等時の評価を行う。

重大事故等クラス2管でクラス1管の強度評価は，施設時の規格（昭和45年告示）では，管に対する応力評価要求がないが，設計・建設規格では，応力評価の要求があることから，設計・建設規格を準用して重大事故等時の管の応力評価を行う。

重大事故等クラス2管でクラス1管の板厚評価は施設時の昭和45年告示での評価結果として既工認の評価結果があり，既工認の評価条件は重大事故等時の評価条件を包絡することを示した上で，既工認の結果を確認することで重大事故等時の評価を行う。

表2 重大事故等クラス2機器であってクラス1機器の強度評価方針

機器クラス	対象機器	施設時の基準で要求される評価	強度評価方針
重大事故等クラス2機器であってクラス1機器	原子炉圧力容器	応力評価	設計・建設規格を準用して重大事故等時の評価を行う
	重大事故等クラス2管でクラス1管	応力評価 (昭和45年告示では評価要求なし，昭和55年告示，設計建設規格では評価要求あり)	設計・建設規格を準用して重大事故等時の評価を行う
		板厚評価	既工認の評価条件が重大事故等時の評価条件を包絡することを示し，既工認の結果を確認することで重大事故等時の評価を行う

4. 先行審査との比較

重大事故等クラス2でクラス1機器の評価方法について、3. に示す方法で強度評価を行う方針としていることについて、先行審査との比較を表3に示す。

原子炉圧力容器の評価方針については、美浜と同様に設計・建設規格で評価を行う方針とする。ただし、美浜が一部既工認の評価結果を用いるため、運転状態Ⅲ、Ⅳの評価結果を用いた評価を実施しているのに対して、東海第二は設計・建設規格による重大事故等時の評価を行う。

管については美浜と同様に設計・建設規格で評価を行う方針とするが、美浜は重大事故等時の評価の代わりに運転状態Ⅲ、Ⅳの評価を行うのに対して、東海第二は重大事故等時の評価を行う。

ここで、3. の評価方針を採用するにあたり以下を確認する必要がある。

- ① 原子炉圧力容器のSA時の強度評価（応力計算）を、設計・建設規格に従い評価を行うことの妥当性を確認する。
- ② 建設時ASMEに基づく評価を行っているものについて、設計・建設規格を用いた評価を行うことの妥当性を確認する。

表 3 重大事故等クラス2機器でクラス1機器の評価方法に関する先行 PWR との違い及び確認事項について

	先行 PWR (美浜)	東海第二	確認すべき事項
重大事故等 クラス2容 器でクラス 1容器	重大事故等時における使用圧力、使用温度及び 重大事故荷重を上回る <u>運転状態Ⅲ及び運転状態 Ⅳの評価条件</u> に対して設計・建設規格 PVB- 3110 及び PVB-3120 (クラス1容器) に準じて、 応力評価による強度評価を行っている。 尚、上述の評価条件及び判断基準を満たす既に 実施された評価結果がある場合は、その評価結 果の確認を実施する。	<u>重大事故等時における使用圧力、使用温度及び重大事 故荷重</u> に対して設計・建設規格 PVB-3110 及び PVB- 3120 (クラス1容器) に準じて、応力評価による強度 評価を行う。	・原子炉圧力容器の SA 時の強 度評価(応力計算)を、設計・ 建設規格に従い評価を行うこと の妥当性を確認する。
重大事故等 クラス2管 でクラス1 管	重大事故等時における使用圧力、使用温度及び 重大事故荷重を上回る <u>運転状態Ⅲ及び運転状態 Ⅳの評価条件</u> に対して設計・建設規格 PPB- 3500 (クラス1管) に準じて、応力評価による 強度評価を行っている。 <u>尚、上述の評価条件及び判断基準を満たす既に 実施された評価結果がある場合は、その評価結 果の確認を実施する。</u>	<u>重大事故等時における使用圧力、使用温度及び重大事 故荷重の評価条件</u> に対して設計・建設規格 PPB-3500 (クラス1管) に準じて、応力評価による強度評価を 行う。	・東海第二については、施設時規 格がないため ASME を準用して 評価を実施していた。このため、 建設時 ASME に基づく評価を行 っているものについて、設計・建 設規格を用いた評価を行うこと の妥当性を確認する。

5. 原子炉压力容器の評価方法

原子炉压力容器の重大事故等時の強度評価（応力計算）を，設計・建設規格に従い評価を行うことの妥当性を確認する。

5. 1 重大事故等時と建設時の強度計算の整理

以下に原子炉压力容器の胴を代表として，重大事故等時（設計・建設規格）と建設時（告示 501）の強度計算を整理した。胴以外の部位については，別紙 1 に示す。評価応力については，設計・建設規格と告示 501 号で同等である。

5. 1. 1 重大事故等時の原子炉压力容器の評価（PVB-3111 準用）

(1) 評価応力

重大事故等時の強度評価としては，以下に示す設計・建設規格の供用状態 D の一次応力を準用して応力評価を行うことが要求事項と考える。

PVB-3111 (3) 供用状態 D における応力強さ

a. 一次一般膜応力強さ：P_m

(a) オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金以外の材料

$$P_m \leq \frac{2}{3} S_u \quad (\text{PVB-13})$$

c. 一次膜＋一次曲げ応力強さ：P_L＋P_b

(a) オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金以外の材料

$$P_L + P_b \leq \alpha \left(\frac{2}{3} S_u \right) \quad (\text{PVB-17})$$

α ：純曲げによる全断面降伏荷重と初期降伏荷重の比または 1.5 のいずれか小さい方の値

(2) 評価する荷重

上記で一次一般膜応力，一次膜＋一次曲げ応力を求めるときに考慮する荷重を表 4 に示す。

表 4 原子炉压力容器の強度評価の荷重の組み合わせ（重大事故等時）

	強度評価（V）
原子炉压力容器の 重大事故等時の考慮する荷重	D+P _{SA} +M _L D: 死荷重 P _{SA} : 重大事故等時の圧力 M _L : 重大事故等時の機械荷重（ジェット荷重）

(3) 応力算出方法

各荷重に対する応力算出方法は設計・建設規格には規定されていなく、一般的な機械工学便覧等の算出方法を用いる。ここで、発生する応力はいずれも圧力、荷重（モーメント含む）に比例しており、圧力、荷重（モーメント含む）が大きければ、発生する応力は大きくなることがわかる。

表 5 原子炉圧力容器 胴の応力算出方法（重大事故等時）

--

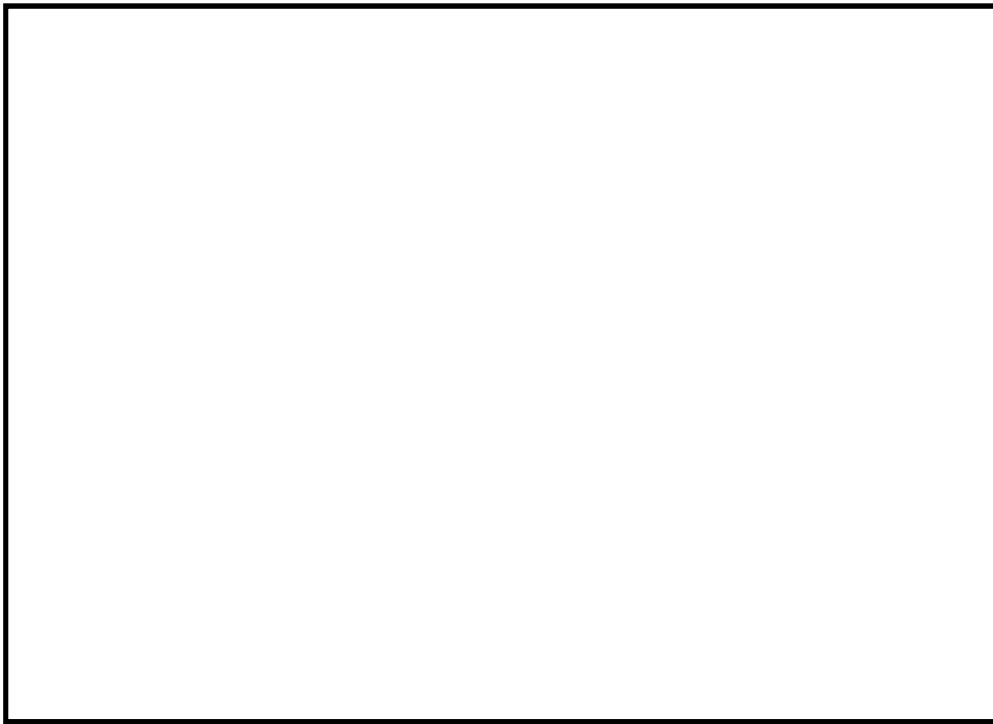


図 1 機械荷重における F や M を算出する RPV-建屋連成モデル

5. 1. 2 建設時の原子炉压力容器の評価（昭和 45 年告示）

(1) 評価応力（昭和 45 年告示）

建設時の昭和 45 年告示の応力評価要求は以下の記載となり，設計・建設規格を同様な応力分類で制限をしている。ただし，許容値については告示では供用状態の概念がまだないため，設計条件として応力を制限している。昭和 45 年告示と設計・建設規格の許容値の違いを 5. 2 に示す。

また，建設時の評価では，特別な応力として（軸圧縮）の評価を実施しているが，図 2 に表わす通り，建設時は特別な応力として軸圧縮応力評価を実施しているが，胴は内圧による引張り応力が作用し，死荷重や地震荷重による圧縮応力より大きいため，軸圧縮応力は支配的ではなく，現在の設計・建設規格評価では省略されている。

昭和 45 年告示 抜粋

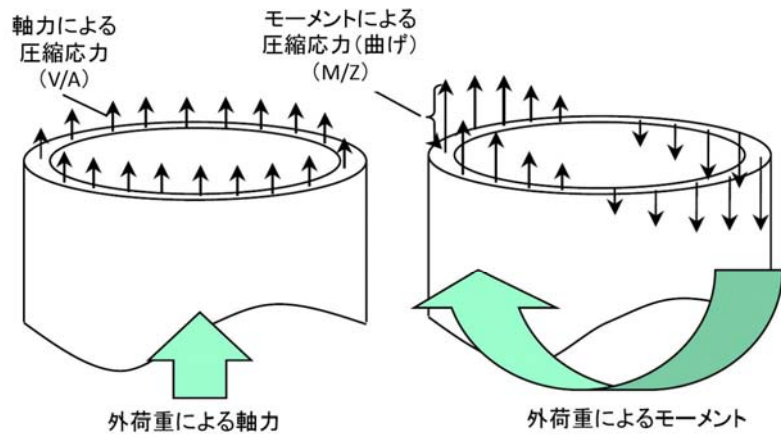
第 13 条

イ 応力解析による一次応力強さ，二次応力強さ及びこれらの組合せによる応力強さは，次の値をこえないこと。

（イ）最高使用圧力および自重その他の機械荷重により生じる一次一般膜応力強さは，別表第 1 に定める値

（ハ）最高使用圧力および自重その他の機械荷重により生じる一次膜応力と一次曲げ応力を加えて求めた応力強さは，別表第 1 に定める値の 1.5 倍の値

ここで別表第 1 は，設計応力強さ（ S_m ）を示す。



特別な応力(軸圧縮)は、上図に示す外荷重(軸力、モーメント)により発生する圧縮応力に対して規格に規定される許容値を満足する事を確認する評価である。

図 2 特別な応力(軸圧縮)の説明

(2) 評価する荷重

建設時の一次一般膜応力、一次膜＋一次曲げ応力を求めるときに考慮する荷重を以下に示す。評価荷重については重大事故等時と同様の荷重(死荷重、内圧、機械荷重)＋地震荷重となっている。

表 6 原子炉压力容器の強度評価時の荷重の組み合わせ(建設時設計)

	強度評価(建設時の設計条件)
原子炉压力容器の 建設時設計荷重	$D + P_d + M_d + S$ D: 死荷重 P_d : 最高使用圧力 M_d : 機械荷重 S: 設計地震動による荷重

(3) 応力算出方法

応力算出方法は下表のとおりとなる。各荷重に対する応力算出方法は昭和 45 年告示に規定されていなく、一般的な工学式（当時の ASME 等）を用いる。ここで、発生する応力はいずれも圧力、荷重（モーメント含む）に比例しており、圧力、荷重（モーメント含む）が大きければ、発生する応力が大きくなることがわかる。

表 7 原子炉压力容器 胴の応力算出方法 (建設時)

This image shows a completely blank white rectangular area. It is surrounded by a thin, solid black border that frames the entire composition. There are no markings, text, or illustrations present on the white surface.

5. 2 施設時の許容値と設計・建設規格許容値との比較

表 8 に既工認の許容値（昭和 45 年告示）と重大事故等時の許容値（設計・建設規格）を示す。施設時は設計条件に対する許容値のため、供用状態の概念がなく保守的な値を用いている。尚、Sm 値自体については告示と設計・建設規格で差がないことを確認した。

表 8 既工認で用いた昭和 45 年告示と設計・建設規格の許容値

	一次一般膜応力 (Pm)	膜＋曲げ応力 (PL+Pb)
昭和 45 年告示	Sm (184 MPa)※2	1.5Sm (276 MPa)
設計・建設規格	2/3Su (326 MPa)	$\alpha \cdot 2/3Su$ (470 MPa)

※1：()内は胴 (SQV1A) の許容応力例を示す。

※2：設計・建設規格での Sm も 184 MPa で告示と同等である。

5. 3 重大事故等時の条件が設計条件（原子炉压力容器）へ包絡性されていることの確認

原子炉压力容器の応力評価に必要な評価条件として温度、圧力、外荷重について重大事故等時の評価条件を表 9 に示す。圧力、温度については、重大事故等時のうち No. 8 の原子炉停止機能喪失が事故シーケンスの中で大きい。外荷重としては、No. 9 の LOCA 時注水機能喪失で発生する配管破断によるジェット荷重が生じる。このため、重大事故等時の評価では、No. 8 の温度、圧力条件と No. 9 の外荷重を用いた評価を行う。

表 9 既工認と重大事故等時の評価条件

No.	状態※1	圧力※3 (MPa)	温度 (℃)	外荷重
1	高圧・低圧注水機能喪失	7.79	295	事故時荷重は生じない※2
2	高圧注水・減圧機能喪失	7.79	295	事故時荷重は生じない※2
3	全交流動力電源喪失(長期 TB)	8.16	298	事故時荷重は生じない※2
4	全交流動力電源喪失(TBD, TBU)	8.16	298	事故時荷重は生じない※2
5	全交流動力電源喪失(TBP)	8.16	298	事故時荷重は生じない※2
6	崩壊熱除去機能喪失(取水機能喪失の場合)	7.79	295	事故時荷重は生じない※2
7	崩壊熱除去機能喪失(残留熱除去系故障の場合)	7.79	295	事故時荷重は生じない※2
8	原子炉停止機能喪失	<u>8.19</u>	298	事故時荷重は生じない※2
9	<u>LOCA 時注水機能喪失</u>	7.79	295	<u>配管破断によるジェット荷重</u>
10	格納容器バイパス(ISLOCA)	7.79	295	事故時荷重は生じない※2
11	津波浸水による注水機能喪失	8.16	298	事故時荷重は生じない※2

※1：No. 1～11 までは、事故シーケンスの状態を示す。

※2：配管破断を伴わない事故シーケンスであり、事故時荷重は生じない。

※3：No. 1～11 は压力容器ドーム圧を示す。

5. 4 重大事故等時の事故シーケンス毎の応力関係

重大事故等時の条件での応力関係を以下に示す。ここで、死荷重は各重大事故等シーケンスで同様となり、圧力は原子炉停止機能喪失時が大きい。事故時荷重は、LOCA 注水機能喪失時にジェット荷重が生じる。このため、重大事故等時の強度評価では、原子炉停止機能喪失時の圧力条件と LOCA 注水機能喪失時の事故時荷重を用いた評価を行う。尚、有効性評価で考慮している LOCA 注水機能喪失時に想定している破断面積は 3.7cm^2 だが、強度評価ではより厳しい評価となる全破断を考慮する。

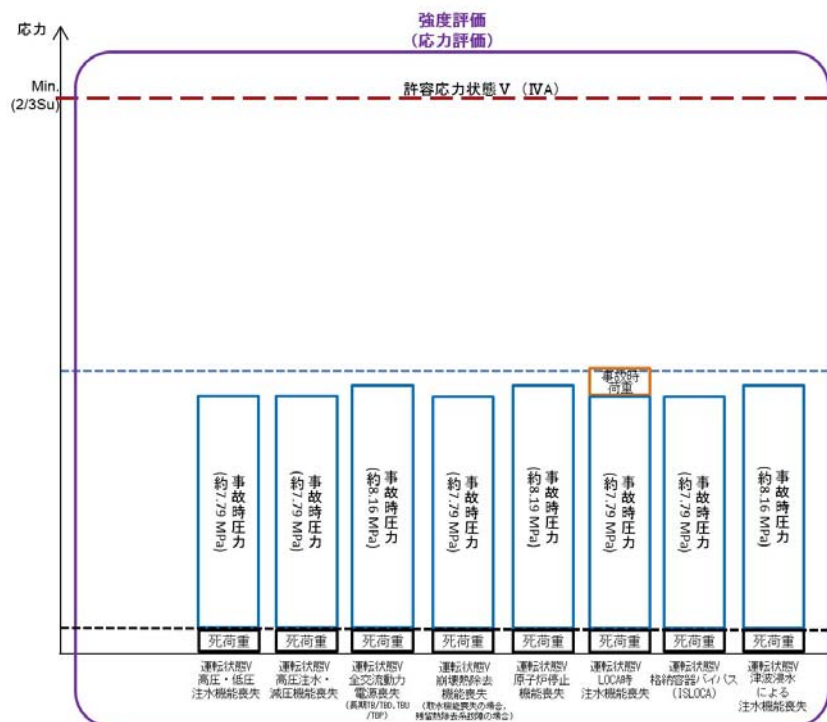


図 3 重大事故等時と建設時設計条件の応力関係

応力分類：1 次応力評価（胴板）

6. 管の応力評価方法

6. 1 重大事故等時の管の応力評価 (PPB-3560 準用)

(1) 評価応力

重大事故等時の評価は、設計・建設規格での供用状態 D (IV_A) の管の応力評価を準用し以下となる。

PPB-3560 供用状態 D (IV_A) に対する規定

PPB-3562 一次応力制限

供用状態 D (IV_A) における一次応力 S_{prm} は、圧力 P およびモーメント M_{bp} , M_{rp} , M_{ip} に対して PPB-3520 の式に従い算出すること。この時の許容応力は、 $3S_m$ または $2S_y$ の小さい方の値とする。

S_m : 付録材料図 表 Part5 表 1 に定める設計応力強さ(MPa)

S_y : 付録材料図 表 Part5 表 8 に定める設計降伏点 (MPa)

PPB-3520 設計条件における一次応力制限

設計条件における一次応力は、次の(1), (2)の要求を満たさなければならない。

(1) 管台および突合せ溶接式ティー

$$S_{prm} = \frac{B_1 P D_0}{2t} + \frac{B_{2b} M_{bp}}{Z_b} + \frac{B_{2r} M_{rp}}{Z_r} \quad (\text{PPB-3.1})$$

(2) (1)以外の管

$$S_{prm} = \frac{B_1 P D_0}{2t} + \frac{B_2 M_{ip}}{Z_i} \quad (\text{PPB-3.2})$$

S_{prm} : 一次応力 (MPa)

P : 最高使用圧力 (MPa)

D_0 : 管の外径(mm)

t : 管の厚さ(mm)

M_{bp} : 管台または突合せ溶接式ティーに接続される分岐管の機械的荷重により生じるモーメント(N・mm)

M_{rp} : 管台または突合せ溶接式ティーに接続される主管の機械的荷重により生じるモーメント(N・mm)

M_{ip} : 管の機械的荷重により生じるモーメント(N・mm)

Z_b : 管台または突合せ溶接式ティーに接続される分岐管の断面係数(mm³)

Z_r : 管台または突合せ溶接式ティーに接続される主管の断面係数(mm³)

Z_i : 管の断面係数(mm³)

B_1, B_{2b}, B_{2r}, B_2 : PPB-3810 に規定する応力係数

(2) 評価する荷重

重大事故時における管の強度評価に用いる荷重の組み合わせを表 10 に示す。重大事故等時（V）は死荷重，圧力，外荷重（機械荷重）を考慮して強度評価を行う。

表 10 管の強度評価と耐震評価における荷重の組合せ

	強度評価（V）
管の荷重の組み合わせ	D+P+M D: 死荷重 P _{SA} : 重大事故等時の圧力 M: 重大事故等時の機械荷重※

※MS-SRV の取り付く配管モデルでは，機械荷重として SRV 吹き出し反力が入る。

(3) 応力算出方法

応力は，（1）の式の圧力 P，荷重により発生するモーメント M を代入することで算出する。
荷重により発生するモーメントは図 4 の梁モデルから得られる。

6. 2 重大事故等時の強度評価条件

管の応力評価に必要な評価条件として温度、圧力、外荷重について重大事故等時の評価条件を表 11 に示す。圧力、温度については、重大事故等時のうち No. 8 の原子炉停止機能喪失が事故シーケンスの中で大きい。外荷重については、重大事故等時のうち LOCA 時注水機能喪失時に破断した配管にはジェット荷重が発生するため、今後評価条件の整理を行う。

表 11 耐震評価IVAS と重大事故等時の評価条件

No.	状態※ ¹	圧力 (MPa)	温度 (℃)	外荷重
1	高圧・低圧注水機能喪失	7.79	295	事故荷重は生じない※ ²
2	高圧注水・減圧機能喪失	7.79	295	事故荷重は生じない※ ²
3	全交流動力電源喪失(長期 TB)	8.16	298	事故荷重は生じない※ ²
4	全交流動力電源喪失(TBD, TBU)	8.16	298	事故荷重は生じない※ ²
5	全交流動力電源喪失(TBP)	8.16	298	事故荷重は生じない※ ²
6	崩壊熱除去機能喪失(取水機能喪失の場合)	7.79	295	事故荷重は生じない※ ²
7	崩壊熱除去機能喪失(残留熱除去系故障の場合)	7.79	295	事故荷重は生じない※ ²
8	原子炉停止機能喪失	8.19	298	事故荷重は生じない※ ²
9	LOCA 時注水機能喪失	7.79	295	配管破断によるジェット荷重あり
10	格納容器バイパス(ISLOCA)	7.79	295	事故荷重は生じない※ ²
11	津波浸水による注水機能喪失	8.16	298	事故荷重は生じない※ ²

※1 : No. 1～11 までは、重要事故シーケンスの状態を示す。※2 : 配管破断を伴わない事故シーケンスであり、事故時荷重は生じない。※3 : No. 1～11 は圧力容器ドーム圧を示す。

6. 4 重大事故等時の事故シーケンス毎の応力関係

重大事故等時の条件での応力関係を以下に示す。ここで、死荷重は各重大事故シーケンスで同様となり、圧力は原子炉停止機能喪失が大きい。このため、重大事故等時の強度評価では、重大事故時の評価条件を上回る条件を用いる。事故時荷重については、今後整理する。

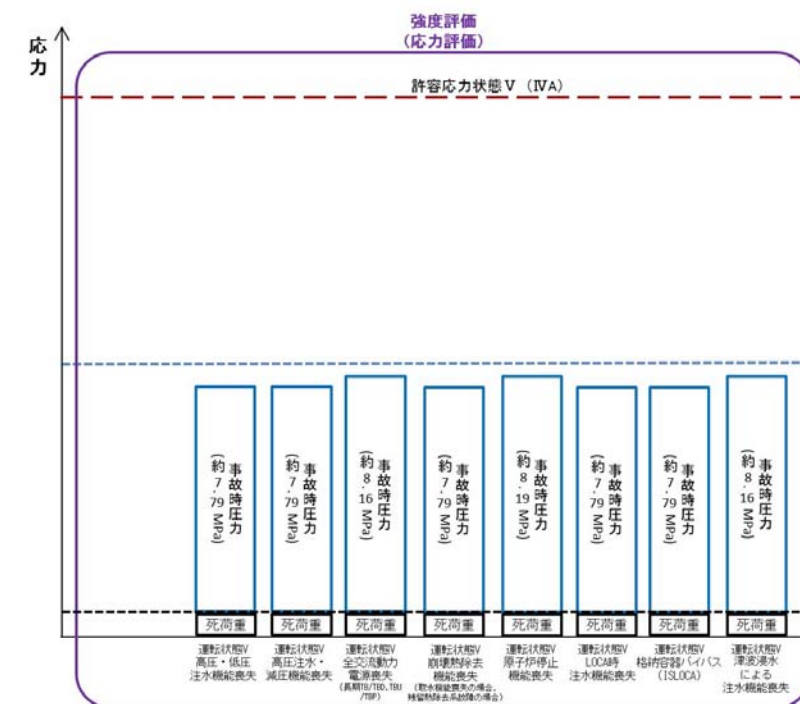


図 5-1 重大事故等時の応力関係例 (MS 配管以外)

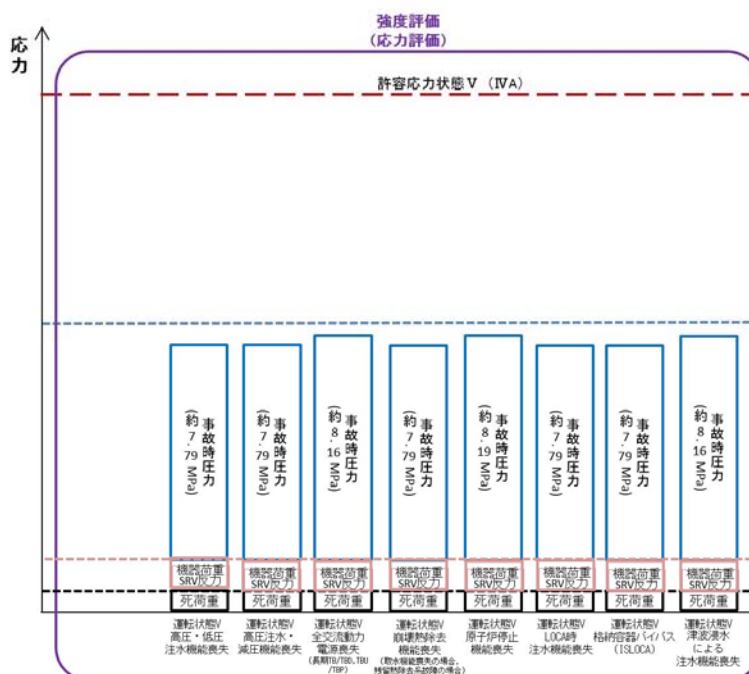


図 5-2 重大事故等時の応力関係例 (MS 配管)

7. 建設時 ASME に基づく評価を行っているものについて、設計・建設規格を用いた評価との違いについて

建設時に告示での応力評価の要求がない管については、建設時に ASME を準用した評価を実施している。建設時の評価に準用した ASME クラス 1 管の式について設計・建設規格クラス 1 管との比較を表 12 に示す。応力評価式については ASME と設計・建設規格ではほぼ同等と考える。応力係数については設計・建設規格における「曲げ管または突合せ溶接式エルボ」と「突合せ溶接式ティー」の B1 係数は□であり、ASME1971, 1974 が□で大きい、ASME 1980 以降の B1 係数は□となっており設計・建設規格と同等である。別紙 2 に B1 係数の変遷を示す。尚、参考に（1）で応力係数の違いによる影響を確認した。

許容値については、表 13 に示すとおり許容値式は ASME1971 では供用状態の概念がないことから設計条件として $1.5S_m$ で設定している。これに対して設計・建設規格の供用状態 D は、 $\text{Min}(3S_m, 2S_y)$ と設定している。（尚、設計・建設規格も設計条件での許容値は $1.5S_m$ としている。）尚、 S_m 値自体については、炭素鋼については概ね建設時当時の告示と設計・建設規格は同等であり、その他は設計・建設規格に一致する許容値がないことから ASME の許容値を用いる方針としている。

（1）B1 係数の違いに関する影響調査

ASME1971 及び 1974 の B1 係数は□であり、設計・建設規格の B1 係数は□である。ASME1980 以降は設計・建設規格と同様に□の B1 係数を用いているが、参考にクラス 1 配管のうち一次応力が比較的厳しい主蒸気系配管について、現状の設計・建設規格評価結果を用いて B1 係数の違いによる影響を確認した。表 14 に示す影響確認結果から B1 係数の違いによる影響は小さいことを確認した。

（2）参考文献

- a. 「Boiler and Pressure Vessel Code Sec. III Div. 1 1971, 1974 edition」(The American Society of Mechanical Engineers)
- b. 「発電用原子力設備規格 設計・建設規格（2005 年版（2007 年追補版含む。）」＜第 1 編軽水炉規格＞ J S M E S N C 1 - 2005/2007」(日本機械学会)

表 12 クラス 1 管 ASME と設計・建設規格の式の比較

比較項目	ASME	設計・建設規格	比較
応力算出式			1 次応力の評価式は A S M E と設計・建設規格で同様の式を用いている。
応力係数			上記の式で用いている B 1 , B 2 の応力係数は以下以外は A S M E と設計・建設規格でほぼ同等。 「曲げ管または突合せ溶接式エルボ」と「突合せ溶接式テイー」は A S M E のほうが B 1 係数が大きいですが, ASME 1980 以降の B1 係数は ☐ となり設計・建設規格と同様となっている。応力評価へ及ぼす影響を表 14 で確認する。

表 13 クラス 1 管 ASME と設計・建設規格の式の比較

比較項目	ASME (STS49, STPT49 は既工認で用いている昭和 45 年告示の値)	設計・建設規格	比較																												
許容値	1. 5Sm (設計条件)	MIN(3Sm, 2Sy)	許容値式については、 ASME1971 には供用状態の概念がないことから設計条件での許容値を 1.5Sm としている。(尚, 設計・建設規格も設計条件での許容値は 1.5Sm としている。) Sm 値自体については、炭素鋼は、単位系換算の桁処理により値が違うが、昭和 4 5 告示と設計・建設規格はほぼ同等。 AMSE 材については、設計・建設規格 (JIS) と機械的性質が全く一致するものがないため、単純に比較することはできないが、評価において ASME 許容値を用いることとしているため問題ない。																												
	<table><tr><th>材料</th><th>温度 ℃</th><th>設計応力強さ Sm</th></tr><tr><td>STS49 (昭和45告示 JISG3455)</td><td>302</td><td>139 MPa※¹ (14.2 kgf/mm²)※²</td></tr><tr><td>STPT49 (昭和45告示 JISG3456)</td><td>302</td><td>139 MPa※¹ (14.2 kgf/mm²) ※²</td></tr></table>	材料		温度 ℃	設計応力強さ Sm	STS49 (昭和45告示 JISG3455)	302	139 MPa※ ¹ (14.2 kgf/mm ²)※ ²	STPT49 (昭和45告示 JISG3456)	302	139 MPa※ ¹ (14.2 kgf/mm ²) ※ ²	<table><tr><th>材料</th><th>温度 ℃</th><th>設計応力強さ Sm</th></tr><tr><td>STS480 (JSME JISG3455)</td><td>302</td><td>138 MPa※⁴</td></tr><tr><td>STPT480 (JSME JISG3455)</td><td>302</td><td>138 MPa※⁴</td></tr><tr><td>JSME類似材なし</td><td>—</td><td>—</td></tr><tr><td>SUS304TP (JSME) 参考</td><td>302</td><td>114 MPa※⁴</td></tr><tr><td>STPL380 の強度を少し高めにしたもの</td><td>—</td><td>—</td></tr><tr><td>STPL380 (JSME)参考</td><td>302</td><td>104 MPa※⁴</td></tr></table>	材料	温度 ℃	設計応力強さ Sm	STS480 (JSME JISG3455)	302	138 MPa※ ⁴	STPT480 (JSME JISG3455)	302	138 MPa※ ⁴	JSME類似材なし	—	—	SUS304TP (JSME) 参考	302	114 MPa※ ⁴	STPL380 の強度を少し高めにしたもの	—	—	STPL380 (JSME)参考
材料	温度 ℃	設計応力強さ Sm																													
STS49 (昭和45告示 JISG3455)	302	139 MPa※ ¹ (14.2 kgf/mm ²)※ ²																													
STPT49 (昭和45告示 JISG3456)	302	139 MPa※ ¹ (14.2 kgf/mm ²) ※ ²																													
材料	温度 ℃	設計応力強さ Sm																													
STS480 (JSME JISG3455)	302	138 MPa※ ⁴																													
STPT480 (JSME JISG3455)	302	138 MPa※ ⁴																													
JSME類似材なし	—	—																													
SUS304TP (JSME) 参考	302	114 MPa※ ⁴																													
STPL380 の強度を少し高めにしたもの	—	—																													
STPL380 (JSME)参考	302	104 MPa※ ⁴																													
	※ 1 : () 内の設計応力強さ kgf/mm2 に×9.80665 を乗じて小数点以下を切り捨てた値。 ※ 2 : () 内は建設時工認に記載の値から算出した Sm ※ 3 : ASME に記載の PSI を MPa へ変換した値	※ 4 : JSME 設計建設規格 2005／2007 付録材料図表の Sm 値を 302℃で線形補完した値。																													

表 14 B1 係数の違いに関する影響調査

比較項目	ASME1971 及び 1974 の応力係数	設計・建設規格の応力係数
応力係数の違いによる一次応力	B1 応力係数が の場合 	B1 応力係数が の場合

表 1. R P Vの強度評価, 耐震評価での評価項目と評価応力

N o .	部位	A. 強度評価 (V _A)	B. 強度評価 (建設時の設計条件)	比較結果	相違点の考察
1	胴	一次膜応力 一次曲げ応力	一次膜応力 一次曲げ応力 <u>特別な応力 (軸圧縮)</u>	建設時工認では, 特別な 応力 (軸圧縮) の評価を 実施している。	建設時は特別な応力として軸圧縮応力 評価を実施している。 ただし, 胴は内圧による引張り応力が 作用し, 死荷重や地震荷重による圧縮 応力より大きい場合, 軸圧縮応力は支 配的ではなく, 省略可能である。
2	下鏡板	一次膜応力 一次曲げ応力	一次膜応力 一次曲げ応力	相違なし	—
3	原子炉圧力容器スカート	一次膜応力 一次曲げ応力 特別な応力 (軸圧縮)	一次膜応力 一次曲げ応力 特別な応力 (軸圧縮)		
4	制御棒駆動機構ハウジン グ貫通部	一次膜応力 一次曲げ応力 特別な応力 (軸圧縮) 特別な応力 (外圧)	一次膜応力 一次曲げ応力 特別な応力 (軸圧縮) 特別な応力 (外圧)		
5	原子炉圧力容器ノズル	一次膜応力 一次曲げ応力	一次膜応力 一次曲げ応力		
6	ブラケット類 (給水スパージャブラケ ット及びガイドロッドブ ラケット以外)	一次膜応力 一次曲げ応力	一次膜応力 一次曲げ応力		

N o .	部位	A. 強度評価 (V _A)	B. 強度評価 (建設時の設計条件)	比較結果	相違点の考察
7	給水スパージャブラケット及びガイドロッドブラケット	一次膜応力 一次曲げ応力 特別な応力 (純せん断)	一次膜応力 一次曲げ応力 特別な応力 (純せん断)	相違なし	—
8	主フランジ, 上鏡板及びスタッドボルト	一次膜応力 一次曲げ応力 特別な応力 (支圧)	一次膜応力 一次曲げ応力 特別な応力 (支圧)		
9	中性子計測ハウジング貫通部	一次膜応力 一次曲げ応力	一次膜応力 一次曲げ応力		

応力係数の変遷について

1. はじめに

管については建設時に告示での応力評価の要求がないため、建設時に ASME を準用した評価を実施している。応力係数については設計・建設規格における「曲げ管または突合せ溶接式エルボ」と「突合せ溶接式ティー」の B1 係数（内圧にかかる応力係数）が□であるのに対して、ASME1971, 1974 が□と大きい、ASME 1980 以降の B1 係数は□となっている。上記件について、3/27 ヒアリングコメントとして「昭和 55 年告示に関しても確認すること」「ASME で応力係数 B1 が□から□に変わった理由を確認すること」とした。

2. 昭和 55 年の告示 501 号について

「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準」（昭和 55 年改訂 通産省告示第 501 号）については、「曲げ管または突合せ溶接式エルボ」と「突合せ溶接式ティー」の B1 係数（内圧にかかる応力係数）は□を用いていることを確認した。

3. ASME で応力係数 B1 が□から□に変わった理由

参考文献 d によると、B1 係数については ASME1969 から大きめな値を用いてきたが、試験と理論式に基づき検討を行い、曲げ管、エルボ、ティーについて B1 係数を□へ精緻化できると記載している。

4. 参考文献

- a. 「Boiler and Pressure Vessel Code Sec. III Div.1 1971, 1974, 1980 edition」(The American Society of Mechanical Engineers)
- b. 「発電用原子力設備規格 設計・建設規格（2005 年版（2007 年追補版含む。）」＜第 1 編軽水炉規格＞ J S M E S N C 1－2005/2007」（日本機械学会）
- c. 「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準」（昭和 55 年改訂 通産省告示第 501 号）

d.

表 1 各規格の「曲げ管または突合せ溶接式エルボ」と「突合せ溶接式ティー」の B1 係数

規格	「曲げ管または突合せ溶接式エルボ」と「突合せ溶接式ティー」の B1 係数	
ASME 1971, 1974	□	
ASME 1980		
昭和 55 年 告示第 501 号		
設計・建設規格 2005/2007	0.5	

重大事故等クラス 2 機器であってクラス 1 機器（原子炉圧力容器及びクラス 1 管）の強度評価において考慮する事故シーケンスの考え方

原子炉圧力容器及びクラス 1 管が有する原子炉冷却材圧力バウンダリ機能は、「発電用軽水型原子炉施設の安全機能の重要度分類に関する審査指針」において、異常発生防止系として、その損傷又は故障により発生する事象によって、炉心の著しい損傷又は燃料の大量の破損を引き起こすおそれのある構築物、系統及び機器であると定義されている。このため、重大事故等クラス 2 機器としての強度評価においては、技術基準規則第 54 条に基づき、「実用発電用原子炉及びその付属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」第 37 条において、個別プラントの確率論的安全評価を活用し、炉心の著しい損傷に至る可能性があるとして想定する事故シーケンスグループから選定された、重要事故シーケンスに基づく圧力・温度条件を考慮する。

なお、想定する格納容器破損モードのうち、高圧溶融物／格納容器雰囲気直接加熱（DCH）、原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（FCI）、溶融炉心・コンクリート相互作用（MCCI）は、炉心が損傷し、原子炉圧力容器の破損に至る事故シーケンスである。また、想定する格納容器破損モードのうち、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）及び水素燃焼は、重大事故等対処設備を用いた原子炉注水により原子炉圧力容器の破損防止に成功する事故シーケンスであるが、大破断 LOCA が発生し、炉心損傷に至る事象である。これら炉心損傷に至るとともに原子炉冷却材圧力バウンダリが機能喪失する格納容器破損モードの事故シーケンスについては、原子炉冷却材圧力バウンダリの機能維持を確認する評価には適用しない。

想定される重大事故等のうち、使用済燃料貯蔵槽内における想定事故については、原子炉圧力容器及びクラス 1 管への事故荷重は生じない。また、想定する運転停止中の事故シーケンスグループについては、事故時の圧力・温度が低いことから、重要事故シーケンスの評価に包含される。

重要事故シーケンスに基づく圧力・温度条件を第 1 表に示す。

第1表 重要事故シーケンスに基づく圧力・温度条件

No.	状態※ ¹	圧力※ ¹ MPa[gage]	温度※ ² ℃
1	高圧・低圧注水機能喪失	7.79	295
2	高圧注水・減圧機能喪失	7.79	295
3	全交流動力電源喪失(長期TB)	8.16	298
4	全交流動力電源喪失(TBD, TBU)	8.16	298
5	全交流動力電源喪失(TBP)	8.16	298
6	崩壊熱除去機能喪失(取水機能喪失の場合)	7.79	295
7	崩壊熱除去機能喪失(残留熱除去系故障の場合)	7.79	295
8	原子炉停止機能喪失	8.19	298
9	LOCA時注水機能喪失	7.79	295
10	格納容器バイパス(ISLOCA)	7.79	295
11	津波浸水による注水機能喪失	8.16	298

[建設時既工認の評価条件：圧力 8.62MPa，温度 302℃]

※1 有効性評価解析における，原子炉圧力容器ドーム部圧力を示す。

※2 原子炉圧力容器ドーム部圧力に対する飽和温度を設定する。炉心損傷しない事故シーケンスにおいて，原子炉圧力容器及びクラス1管に接触する冷却材は過熱状態とならないことから，飽和温度を考慮することは保守的な仮定である。

重大事故等クラス 2 管の疲労評価について

1. はじめに

本資料では、重大事故等クラス 2 管の疲労評価省略について説明するものである。

2. 重大事故等クラス 2 管の疲労評価について

重大事故等時の疲労評価については、発生回数が少ないことから先行審査同様に省略できると考えているが、告示第 501 号及び設計・建設規格において、疲労評価として一次＋二次応力の規定があることから、以下に二次応力について整理する。なお、二次応力の規定については、告示第 501 号と設計・建設規格は同等の規定であることから、以降は設計・建設規格にて説明を実施する。二次応力については、設計・建設規格解説 GNR-2130 の 5.において以下のとおり規定されている。

【設計・建設規格解説 GNR-2130】

5. 二次応力は、容器の自己拘束によって発生する応力である。すなわち、その特性は、自己制御性があることである。換言すると、二次応力が発生し、部材が降伏を起こしたり またはわずかにひずみを生じた場合、もはやそれ以上の応力の増加はなく、応力の飽和状態に達する。

従って、二次応力のみによっては破損を起こすことは考えられない。ただし、二次応力により生ずるひずみが無制限に許されるのではなく、シェイクダウン特性を考慮して応力強さの限界を設けている。

二次応力の代表例として、熱応力と不連続応力がある。熱応力は、部材内部に温度差が発生することにより生ずるものであり、この応力によって変形を生ずるかまたは応力の増加により塑性流れの状態を生ずると、応力分布は全体として均等化する。不連続応力は、部材の肉厚が一樣でない管台等において、変形が不連続になることにより発生する応力である。これは、内圧や外荷重の増減に伴い変化するが、容器全体からみると極めて限られた部分であり、一次応力のようにいつまでもその応力状態を維持しているわけではなく、応力が増加すれば局部的な塑性流れを発生し応力分布は均等化することになる。

クラス 2 管については、疲労による破壊の防止の評価として、設計・建設規格 PPC-3530「供用状態 A

および B における一次＋二次応力制限」が規定されており、高温、高圧となる系統などについては設計(使用)条件に応じて適切に考慮する必要がある。

ここで、設計・建設規格における一次＋二次応力評価については、供用状態 A 及び供用状態 B についてのみ規定されているが、これは設計・建設規格解説 PVB-3112 において解説されており、一次＋二次応力評価は疲労評価の前提であり、供用状態 C および供用状態 D については、発電設備の寿命中において、発生する回数が非常に少なく疲労破壊には顕著な影響を与えないため、あらかじめ疲労解析は不要とされており、従って、一次応力と二次応力を加えて求めた応力強さの評価も必要ないとされている。

重大事故等事象は設計・建設規格に規定が無いが、従来の設計基準事象において「原子炉施設の故障、異常な作動等により原子炉の運転の停止が緊急に必要とされる運転状態」と規定される運転状態Ⅲ、「原子炉施設の安全性を評価する観点から異常な状態を想定した運転状態」と規定される運転状態Ⅳを超える事象であり、疲労評価が不要とされている事象よりもさらに発生する回数が少ないものである（複数回発生することを想定しない）ことから、設計・建設規格解説 PVB-3112 に基づき、重大事故等事象に対して疲労評価（一次応力＋二次応力評価）は省略可能であると考ええる。

以上のことから、重大事故等クラス 2 管の疲労評価については、重大事故等時は発生回数が少なく疲労に顕著な影響を及ぼす繰返し応力は発生しないことから評価を省略することとしている。

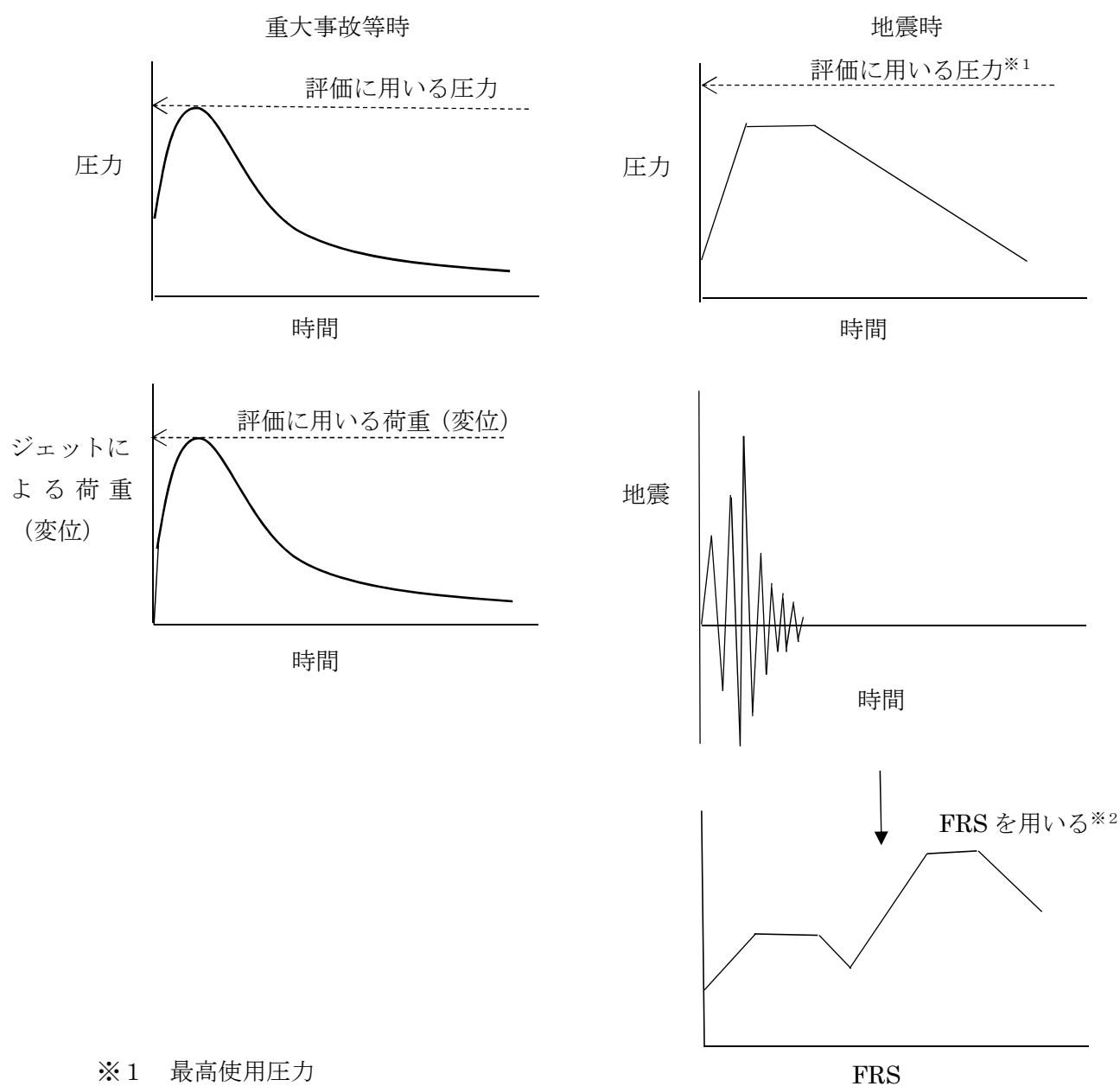
ここで、配管に各荷重により生じる応力は、以下のとおりに分類されるが、重大事故等時の強度評価は、上述のとおり一次応力を評価する。

	重大事故等時（V）	耐震ⅣAS
一次応力	自重による応力	自重による応力
	圧力による応力	圧力による応力
	機械荷重による応力※ ¹	機械荷重による応力※ ¹
	—	地震慣性力による応力
二次応力	ジェットにより原子炉圧力容器等に変位が生じることで配管に生じる応力	
	熱応力	地震相対変位による応力

※ 1：MS-SRV の取り付く配管モデルでは、機械荷重として SRV 吹き出し反力が入る。

重大事故等時の強度評価と耐震評価の圧力、荷重の推移について

設計・建設規格供用状態 D (IV) と耐震ⅣAS の供用応力範囲（概ね弾性範囲）での一次応力評価については、機器に生じる最大荷重での評価を行うことで機器の損傷を防ぐことができるように設定されている。重大事故等時と地震時の配管の応力評価については、時事刻々生じる荷重のうち最大値を用いた保守的な評価を適用する方針としている。このため、時間の推移による時事刻々荷重値は変わるが、機器の健全性が保たれるように評価ができる。以下に概念を示す。



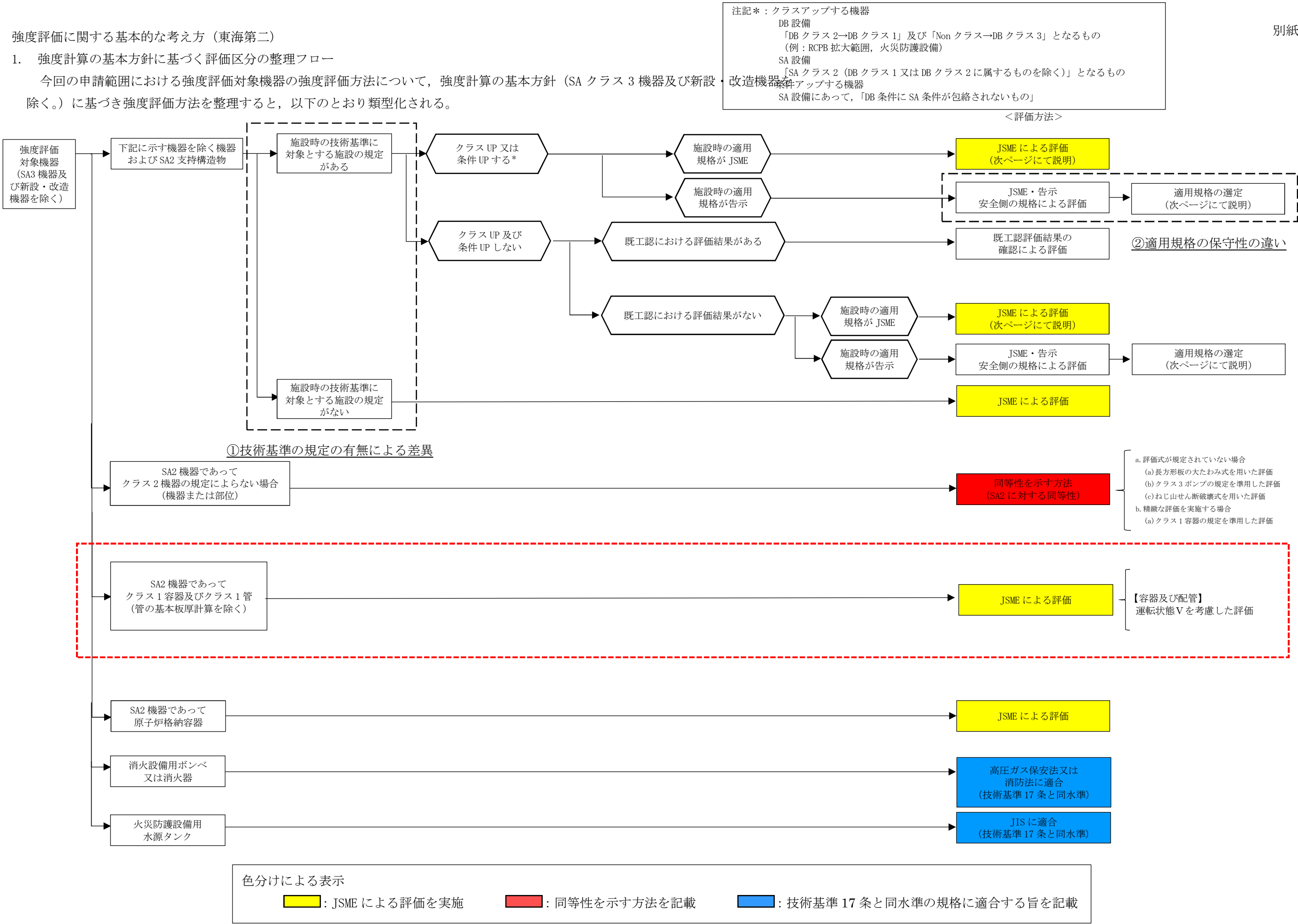
※¹ 最高使用圧力

※² 配管はスペクトルモーダル解析により最大応答を考慮できるように計算する。

強度評価に関する基本的な考え方（東海第二）

1. 強度計算の基本方針に基づく評価区分の整理フロー

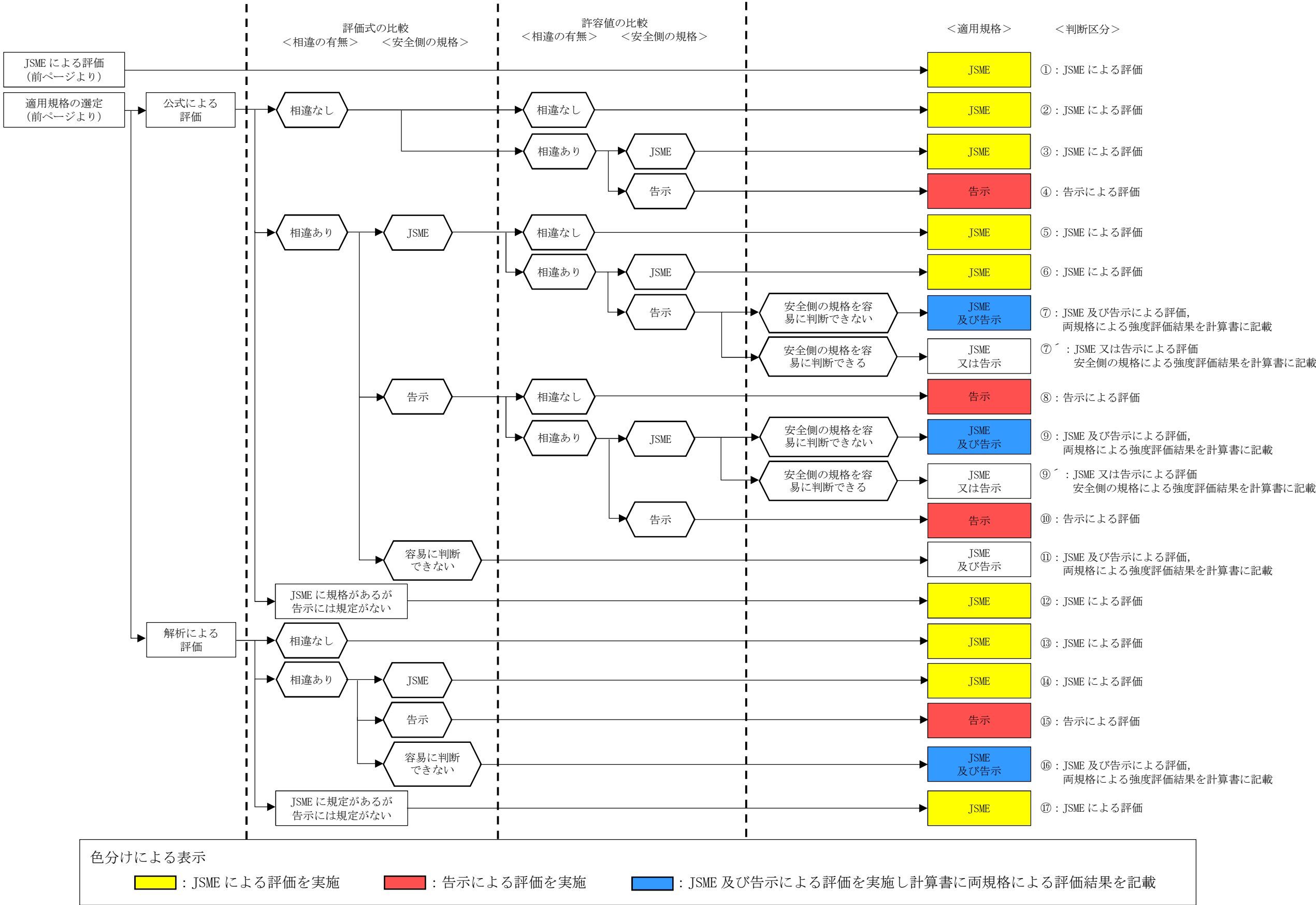
今回の申請範囲における強度評価対象機器の強度評価方法について、強度計算の基本方針（SA クラス 3 機器及び新設・改造機器を除く。）に基づき強度評価方法を整理すると、以下のとおり類型化される。



強度評価に関する基本的な考え方（東海第二）

2. 強度計算の基本方針（SA3 機器を除く）に基づく適用規格の選定フロー

JSME 又は告示による評価を実施する場合、強度計算の基本方針（SA クラス 3 機器を除く）の適用規格に基づき整理すると、以下のとおり類型化される。



原子炉格納施設の設計条件に関する説明書のうち
設計基準事故時及び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、設計基準事故時及び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するとともに、その影響について以下にまとめる。

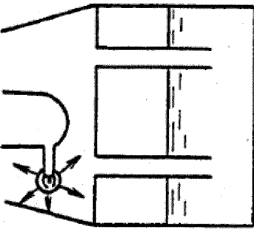
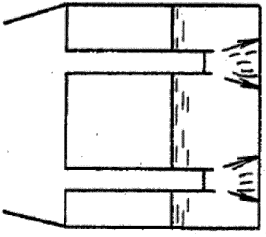
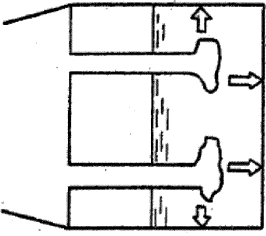
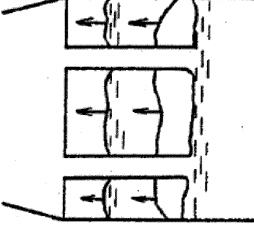
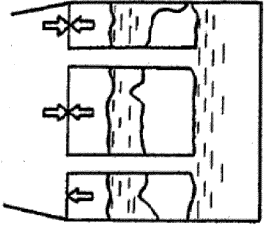
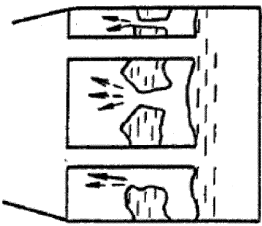
2. 設計基準事故時に想定される動荷重について

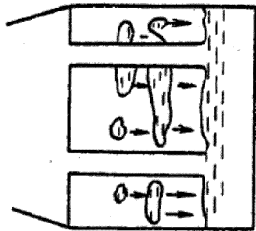
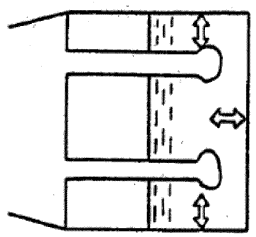
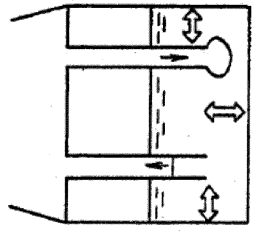
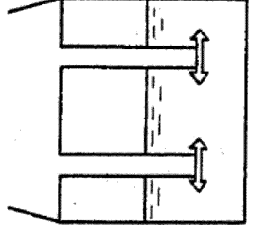
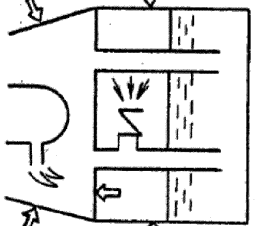
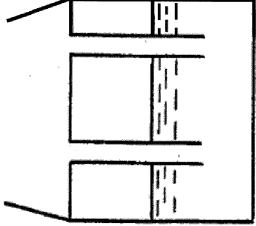
原子炉冷却材喪失時に原子炉格納容器に生じる各荷重に対する現象を第1表に、現象の流れを第1図に示す。また、逃がし安全弁作動時に原子炉格納容器に生じる各荷重に対する現象を第2表に、現象の流れを第2図に示す。

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考慮し、格納容器の健全性が確保されることを確認している。

第1表 原子炉冷却材喪失時の各荷重の現象

荷重	現象
a. ベントクリア時の水ジェットによる荷重	ドライウェル圧力の急激な上昇によりベント管内のサブプレッション・プール水がプール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とベント管の下部にある内部構造物及び原子炉格納容器底部鉄筋コンクリートマットに作用する。
b. 気泡形成によるサブプレッション・プール水中の圧力上昇	ドライウェ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・プール側壁、内部構造物及び原子炉格納容器底部鉄筋コンクリートマットに圧力波として作用する。
c. 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、内部構造物にサブプレッション・プール水が衝突しそれらに衝撃力が作用する。
d. 上昇水流による荷重	サブプレッション・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。
e. サプレッション・チェンバ空間部圧力荷重	サブプレッション・プール水面の上昇によりサブプレッション・プール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。
f. フォールバック荷重	上昇した水面の上昇が停止し、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。
g. 蒸気凝縮振動荷重	中高流量蒸気が凝縮する際、サブプレッション・プール水に凝縮振動波が伝播し、サブプレッション・プール側壁、原子炉格納容器底部鉄筋コンクリートマット、原子炉本体基礎及び内部構造物に作用する。
h. 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プール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。
i. 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。

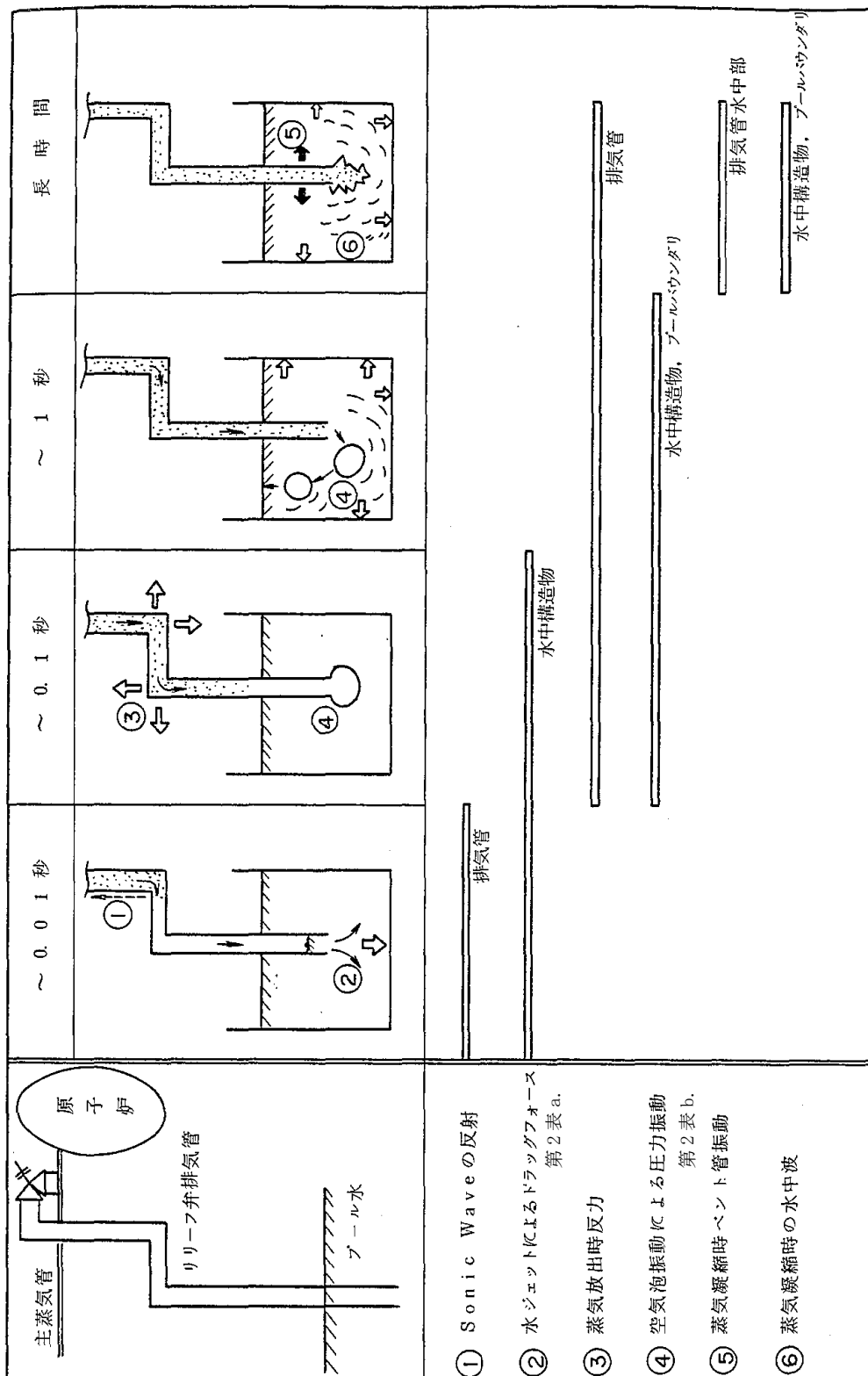
① L O C A 発生 圧力波伝播		② ベントクリア		③ 気泡形成 水中圧力上昇		④ プール水面上昇 衝撃力・ドラッグ		⑤ 空間部圧縮		⑥ ブレーク・スルー フロス衝撃力	
											
時 間	0~0.01 秒 無視できる	0~0.7 秒	第1表 a.	0.6~1.2 秒	第1表 b.	0.7~1.6 秒	第1表 c. d.	0.7~1.6 秒	第1表 e.	~1.6 秒	

⑦ フォール・バック 水面落下によるドラッグ		⑧ 高蒸気流 蒸気凝縮による圧力振動		⑨ 低蒸気流 凝縮不安定によるチャギング		⑩ 同左 凝縮不安定による ベント管横振れ		⑪ E C C S 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 f.	3~40 秒	第1表 g.	40 秒~2 分	第1表 h.	3 秒~2 分	第1表 i.	~2 分		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・プール水中に放出される際、ジェット流が形成され、サブプレッション・プール水中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・プール水中に放出される際、気泡を形成し、この気泡が過膨張、収縮を繰返し、圧力振動が、機器、配管、内部構造物、サブプレッション・プール側壁、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。



第2図 逃がし安全弁作動時の現象の流れ

3. 重大事故等時に想定される動荷重について

「2. 設計基準事故時に想定される動荷重について」に記載のとおり、動荷重は原子炉冷却材喪失時及び逃がし安全弁作動時の発生を想定している。これは、原子炉冷却材喪失時には、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に伴い、ドライウエルから非凝縮性ガスがサプレッション・チェンバへ移動し、更に流出した蒸気がサプレッション・プール水によって凝縮され、この過程でサプレッション・プール水が運動し、種々の動荷重が生じるためである。また、逃がし安全弁の作動時にも排気管内非凝縮性ガス及び原子炉冷却材圧力バウンダリ内の原子炉冷却材がサプレッション・チェンバに流れ込むことによって、動荷重を生じるためである。

このように、動的な荷重は、多量の非凝縮性ガスや蒸気等がサプレッション・チェンバに移動する際に発生することから、重大事故等時の動荷重については、多量の非凝縮性ガスや蒸気等がサプレッション・チェンバに移動する場合を対象に、検討することとする。具体的には、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評価事故シーケンスにおいて、多量の非凝縮性ガスや蒸気等がサプレッション・チェンバに移動するシーケンスを第3表及び第4表で整理し、これらのシーケンスを対象に動荷重について検討することとする。

第 3 表 重大事故等時に想定される動荷重

	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び考察
1	高圧・低圧注水 機能喪失 (給水喪失) [TQUV]	給水喪失及び水位低による再循環系ポンプトリップにより、原子炉水位は徐々に低下して炉心が露出する。その後、逃がし安全弁（自動減圧機能）7 個を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）により注水する。 本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）7 個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・プール水の減圧沸騰</u>を想定している。
2	高圧注水・減圧 機能喪失 (給水喪失) [TQUX]	給水喪失及び外部電源喪失による再循環系ポンプトリップにより、原子炉水位は徐々に低下して炉心が露出する。その後、過渡時自動減圧系による自動減圧が行われ、低圧炉心スプレイ等により注水される。 本挙動は、<u>自動減圧時の主蒸気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。
3	全交流 動力電源喪失 [TB]	外部電源喪失で水位低下し L2 で主蒸気隔離弁閉となり、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。8 時間後に可搬型代替注水大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 個を手動開放させ、低圧代替注水系（可搬型）により注水する。 本挙動は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）7 個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。

	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び考察
4	崩壊熱除去 機能喪失 (取水機能喪失) [TW]	給水喪失による水位低下により, L2 で主蒸気隔離弁閉となり, 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 個を手動開放させ, 低圧代替注水系 (常設) により注水する。 本挙動は, <u>逃がし安全弁 (自動減圧機能) 7 個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。
5	崩壊熱除去 機能喪失 (残留熱除去系機能喪失) [TW]	給水喪失による水位低下により, L2 で主蒸気隔離弁閉となり, 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 個を手動開放させ, 低圧代替注水系 (常設) により注水する。 本事象は, <u>逃がし安全弁 (自動減圧機能) 7 個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・プール水の減圧沸騰</u>を想定している。
6	原子炉停止 機能喪失 [ATWS]	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。 本事象は, <u>主蒸気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。

	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び考察
7	LOCA 時注水 機能喪失 (中小破断) [SE]	LOCA 発生により原子炉水位は徐々に低下して炉心が露出する。その後、逃がし安全弁（自動減圧機能）7 個を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）による注水を開始する。 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 個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・プール水の減圧沸騰</u>を想定している。
8	格納容器バイパス (残留熱除去系配管破断) [ISLOCA]	ISLOCA 時は、残留熱除去系配管の破断を想定し、破断口からの冷却材流出による水位低下により、L2 で原子炉隔離時冷却系起動となる。その後、逃がし安全弁（自動減圧機能）7 個を手動開放させ、低圧炉心スプレイ系による注水を開始する。 本事象は、<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）7 個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。
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)	大破断 LOCA により原子炉水位は低下し、炉心が損傷・溶融する。その後、低圧代替注水系（常設）により、スプレイを開始し、原子炉格納容器を冷却・減圧する、又は、冷却・減圧ができなかった場合、格納容器ベントによって、原子炉格納容器を減圧する。
10	水素燃焼	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・プール水の減圧沸騰</u>を想定している。

	重要事故 シーケンス等	事象の概要及び考察
1 1	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	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）7 個を手動開放させ，原子炉圧力容器の圧力を低下することで，高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の発生を防止する。 本事象は，<u>逃がし安全弁（自動減圧機能）7 個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>高温の溶融炉心と水との接触に伴う蒸気等のペDESTAL（ドライウエル部）からドライウエルを介したサプレッション・チェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。

第4表 重大事故等時に想定され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，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	○		○	

4. まとめ

設計基準事故時及び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の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について、確認する。

東海第二発電所

原子炉格納容器における改良E P D M製シール材に対する追加試験の状況について

1. 概要

東海第二発電所の原子炉格納容器のトップヘッドフランジ等で用いる改良E P D M製シール材の圧縮永久ひずみ率のデータ拡充及び増厚検討の状況について、以下に示す。

2. 改良E P D M製シール材の圧縮永久ひずみ率のデータ拡充

圧縮永久ひずみ率のデータ拡充は、開口量評価で用いた圧縮永久ひずみ率 に対する試験を対象とするため、以下で示す試験条件及び追加データ数で実施する。

材料	試験温度	放射線照射量	試験雰囲気	試験時間	圧縮率	追加データ数※
改良E P D M 	200℃		蒸気	168h		32 個

※JIS K 6262 に準拠

3. 改良E P D M製シール材の増厚検討

ガスケットの増厚により、通常の締め付け管理をした場合、ガスケットの圧縮率は大きくなることから、複数の圧縮率で圧縮永久ひずみ試験を実施し、圧縮永久ひずみ率及びガスケットの健全性を確認することで、増厚する量を決定する。

材料	試験温度	放射線照射量	試験雰囲気	試験時間	圧縮率
改良E P D M 	200℃		蒸気	168h	

※ %の結果を踏まえ、その後の圧縮率を検討

(参考)

増厚検討内容	プラス公差を考慮した圧縮率 (公称の圧縮率)	製作公差等を考慮した開口量評価			
		ガスケット厚さ (公称値)	許容開口量	開口量	裕度

4. 試験時期

試験内容	試験時期
ひずみ率のデータ拡充, ガスケットの増厚	2018 年 2 月上旬～3 月下旬

5. 改良E PDM製シール材の圧縮永久ひずみ率のデータ拡充の試験結果

2. 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 5-1、表 5-2 の結果となった。

表 5-1 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 5-2 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 5-3 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 °C の飽和蒸気環境にて 168 時間劣化させた状態での測定値であり、改良型 E PDM 製シール材の使用温度範囲外で実施した過酷な環境下での試験であることから、違いが生じたと考えられる。

表 5-3 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 5-1 に示す。

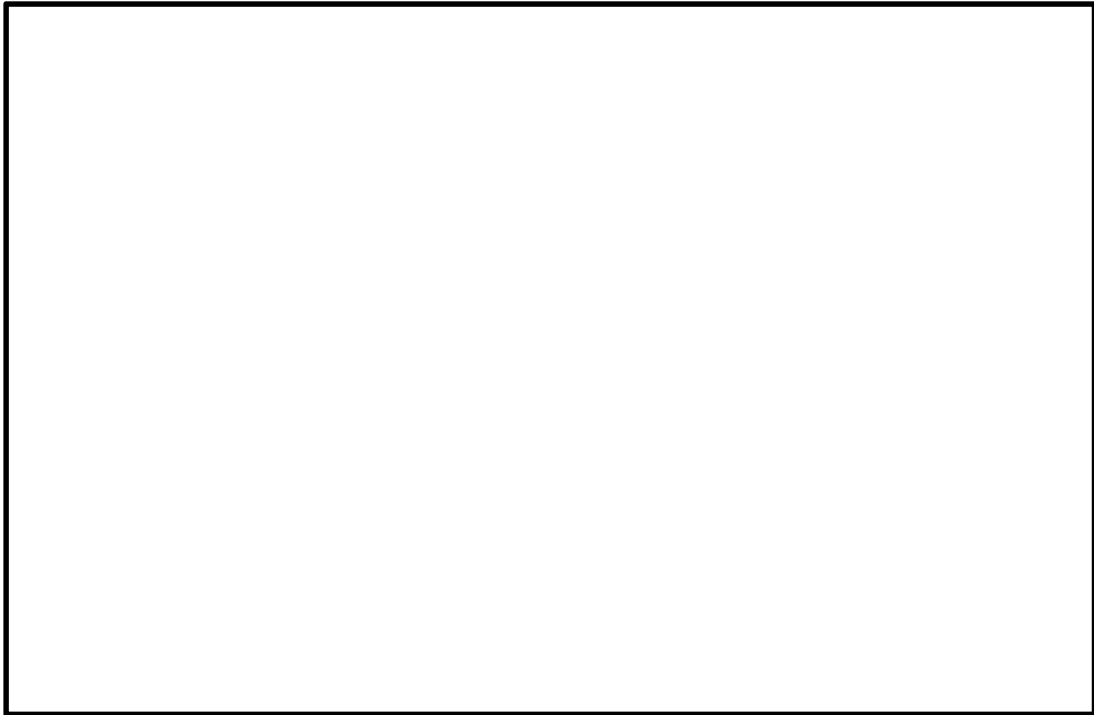


図 5-1 圧縮永久ひずみデータのヒストグラム

図 5-1 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 5-4 に示す。

表 5-4 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 + 2σ
データ拡充前	12				
データ拡充分	32				
全てのデータ	44				

表 5-4 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。

6. 改良EPDM製シール材の増厚検討結果

3. に示す試験条件に基づき、圧縮永久ひずみ試験を実施し、表 6-1、表 6-2 の結果となった。

表 6-1 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 6-2 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			

圧縮率 で実施した結果の平均値と同等の結果が得られた。また、ガスケットの外観に異常はなく、ガスケットの健全性を確認した。この結果を踏まえ、 mm 増厚した場合の製作公差等を考慮した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 6-1 参照）。これらの製作公差を表 6-3 に示す。

表 6-3 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。

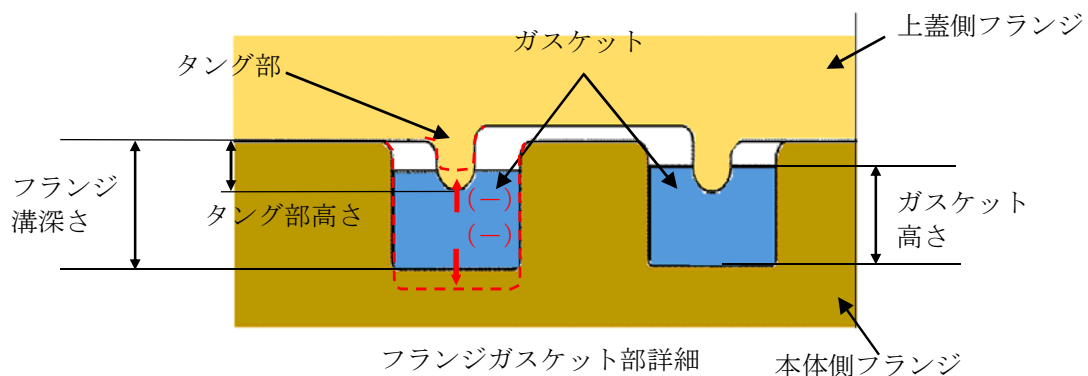


図 6-1 製作公差の概要（赤点線：製作公差のイメージ）

更に，各部位の熱膨張を考慮した寸法を表 6-4 に示す。これらの製作公差の概要を図 6-2 に示す。

表 6-4 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		

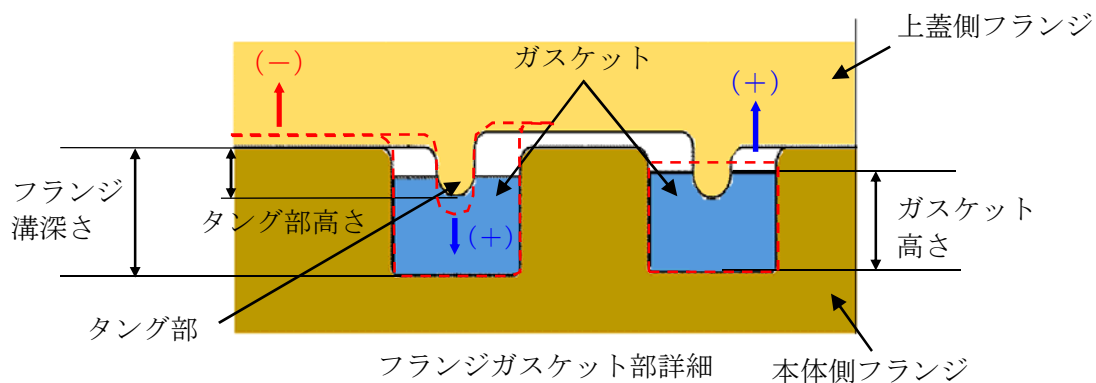


図 6-2 熱膨張変位の概要（赤点線：熱膨張のイメージ）

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・°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 6-4 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、 $\square + \square = \square$ 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 $\square$ 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、 $\square - \square = \square$ と評価できる。

以上の結果から、シール部の構造、寸法及び圧縮永久ひずみ率のばらつきを考慮した評価は表 6-5 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 6-5 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
評価値	内側					○
	外側					○

表 6-6 に示すように、 $\square$ mm の増厚により、現状の評価値の裕度 $\square$ mm に対して、裕度が $\square$ mm 増加した。また、 $\square$ mm の増厚による裕度は、原子炉格納容器の設計寸法である増厚前の公称値を用いた開口量評価と同等の値である。また、今回の設計変更により、ガスケットの公称値による開口量評価結果は、見直しとなり、裕度が、 $\square$ mm となる。

これらのことから、製作公差等を考慮した開口量評価に対する裕度確保に採用する増厚幅は $\square$ mm とする。

表 6-6 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※	内側						
$\square$ mm 増厚 の評価値※	内側						
増厚後の 公称値	内側						

・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)]

※製作公差等を考慮した評価

圧縮率 %にて、健全性を確認したことから、 mm 相当の増厚となる圧縮率 %での試験も実施した。試験結果を表 6-7 に示す。

表 6-7 試験データのまとめ

増厚幅	データ数	圧縮率	最大値	最小値	圧縮永久ひずみ率	ガスケットの健全性
	32					

圧縮永久ひずみ率に大きな変化はなく、ガスケットの健全性も確認できた。 mm 相当の増厚に見通しが得られたが、 mm 増厚における製作公差等を考慮した開口量評価が公称値を踏まえた開口量評価と同等の裕度を有していることから、 mm 増厚幅からの変更は不要と考える。なお、今後の維持管理において、製作公差等を考慮した開口量評価に影響を及ぼすことがあった場合は、今回の結果を踏まえ、増厚幅の見直しを検討する。

7. 200 ℃, 2 Pd における閉じ込め機能の健全性維持について

200 ℃, 2 Pd における閉じ込め機能の健全性維持のため、使用前検査までに以下のことを実施及び確認をする。

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

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

—以 上—

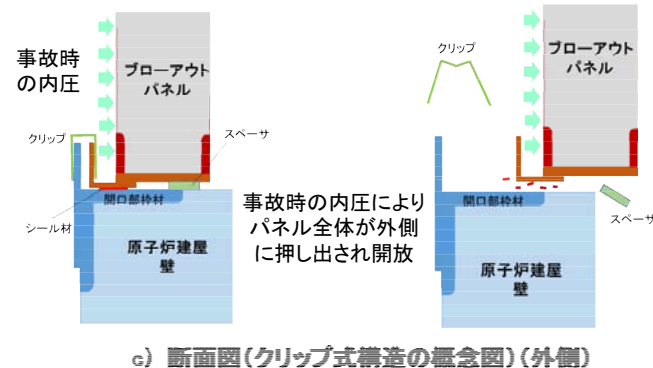
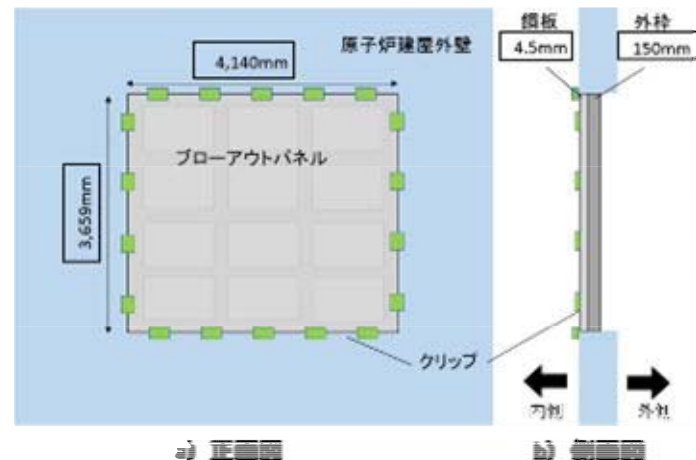
東海第二発電所

ブローアウトパネル及び関連設備の
必要機能と確認試験の方法について

1. 東海第二発電所のブローアウトパネルの構造について



【ブローアウトパネルの構造と配置状況】



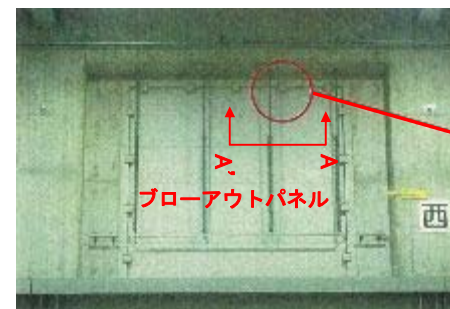
ブローアウトパネル主要仕様

設置場所	寸法(躯体開口部)	クリップ数
5階	北, 西 各1個	4,000mm × 4,000mm 18個
6階	北2個, 南2個	3,680mm × 4,170mm 18個
	西2個, 東2個	4,170mm × 3,680mm 18個

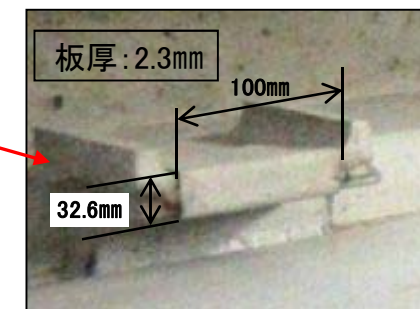
ブローアウトパネル重量 約1.5t/枚

ブローアウトパネルは、電源や空気源に頼ることなく、静的、且つ圧力上昇に対して確実に開放できる仕組みとして、クリップを使用したパネルの開放機構を選定している。

この開放機構は、既設系統設備でも採用実績のある破壊板(ラプチャーディスク)と同様の考え方(圧力による負荷荷重により、部材を破壊させる)であり、構造が単純であることから、信頼性が高いものである。



建屋内側よりの状況
(6階西側)



クリップ部拡大
(A-A' 矢視)



原子炉建屋 6階
(— : パネル(全6枚))

原子炉建屋 5階
(— : パネル(全4枚))

電害防護対象

 ガンダム

③シール材の破断に必要な荷重(シール材の選定及び施工方法の検証により設定)



3. 2次格納施設としてのブローアウトパネルの機能について



- ◆ ブローアウトパネルの開放による2次格納施設のバウンダリ維持機能に影響を与える可能性がある自然現象としては、竜巻と地震がある。
- ・ブローアウトパネルの耐震性は、開放機能に影響を与えないよう確保する。なお、開放した場合は、安全な状態（運転中は冷温停止へ移行、停止中は使用済燃料に関連する作業の停止）に移行することを保安規定に定める。
- ・設計竜巻の差圧に対して、開放した場合は、安全な状態（運転中は冷温停止へ移行、停止中は使用済燃料に関連する作業の停止）に移行することを保安規定に定める。

自然現象	設計値	プラント状態	自然現象発生時に想定される事象	対応策	対応策の妥当性
設計竜巻	8.9kPa	運転中	＜自動停止＞ ・主タービン、発電機の損傷 ・補機冷却系(常用の海水、淡水系)の喪失 ・復水器真空度低下(循環水喪失) ・外部電源喪失 ＜手動停止＞ ・補給水喪失(復水貯蔵タンク喪失)	◆ 安全上支障のない期間に補修が可能な設計とすることで、安全機能を損なわない設計とする	◆ プラント運転中には、プラントの停止を要する事象の発生が想定されるが、停止及び冷却に必要な設備は確保されており、原子炉安全に影響しない。 ◆ プラント停止中においても、残留熱除去系は維持されており、原子炉安全に影響しない。 ◆ 竜巻によるブローアウトパネル開放と設計基準事故との重畳頻度は、有意性の判断基準10^{-7}回／年を下回り、十分小さい ・ブローアウトパネル開放差圧を生じる竜巻(89m/s)の発生頻度: 5.2×10^{-6}回／年 ・設計基準事故の発生頻度: $10^{-3} \sim 10^{-4}$回／年 ↓ ・竜巻によるブローアウトパネル開放と設計基準事故の重畳頻度: $<10^{-8}$回／年
		停止中	・外部電源喪失 ・補機冷却系(常用の海水、淡水系)の喪失 ・補給水系の喪失		
基準地震動Ss	据付レベルの加速度	運転中	◆ ブローアウトパネルの設計開放差圧6.9kPaが発生した場合、ブローアウトパネルに付加される開放荷重(差圧×面積)は、約106～111kN程度 一方、地震による開放荷重(自重×地震加速度)は、約32～33kN程度 ◆ 以上より、地震荷重による開放荷重は、ブローアウトパネル開放荷重より小さく、基準地震動Ssによりブローアウトパネルは開放しない		
		停止中			

4. ブローアウトパネル及び関連設備の必要機能と確認方法(1/2)



◆ブローアウトパネル及び関連設備への技術基準規則の主な要求事項(基準地震動と設計竜巻)のと成立性確認方法について整理した。

防護すべき設備		DB			SA		
		5条 地震	7条 自然条件 竜巻差圧	7条 自然条件 竜巻飛来物	50条 地震	54条 自然条件 竜巻差圧	54条 自然現象 竜巻飛来物 (共通要因)
ブローアウトパネル	◎開機能 (12条)	○ (地震後)	プラント停止にて対応	○ (竜巻防護設備にて防護)	—	—	—
	△閉維持 (建屋気密性) (38条, 44条)	開放機能に影響を与えないよう耐震性を確保 開放時はプラント停止にて対応			—	—	—
ブローアウトパネル閉止装置 (SA緩和設備)	◎閉機能(SA前) (74条)	—	—	—	◎ (地震後)	○ (差圧発生せず影響なし)	—※1
	◎閉維持 (建屋気密性) (74条)	—	—	—	◎	—※2	—※1
竜巻 防護設備	○飛来物からの 防護機能 (7条)	○ (波及的影響)	○ (差圧発生せず影響なし)	○	—	—	—

◎:実機大の試験による確認 ○:解析評価による確認 △:実機での確認 —:機能要求なし

※1 ブローアウトパネル閉止装置は、SA緩和設備であるため、共通要因故障の考慮不要

※2 SA後の閉止状態での設計竜巻は、事象の重ね合わせの頻度から組み合わせ不要

4. ブローアウトパネル及び関連設備の必要機能と確認方法(2/2)



◆ 設計竜巻発生時に想定される事象とその影響について検討した結果は以下のとおり。

自然現象	設計値	プラント状態	自然現象発生時に想定される事象と安全性への影響	対応策	対応策の妥当性
設計竜巻	8.9kPa	運転中	<止める> ・屋外の外部電源喪失や循環水系機能喪失に伴うタービントリップ等に基づき自動停止 ・プラント停止機能への影響なし <冷やす> ・屋外の常用系の補機冷却海水系等の機能喪失が想定されるが、安全系は竜巻から防護されており機能喪失なし。また、燃料プールもRHRによる冷却可能。 ・プラント及びSFP冷却機能への影響なし <閉じ込める> ・設計竜巻の差圧は8.9kPaであり、BOP開放差圧6.9kPaを上回るため、建屋の閉じ込め機能は喪失する。 <その他> ・外部電源喪失が想定されるが、非常用電源は確保されており、安全は維持可能	◆ 速やかな冷温停止	◆ プラント運転中には、プラントの停止を要する事象の発生が想定されるが、停止及び冷却に必要な設備は確保されており、原子炉安全に影響しない。 ◆ プラント停止中においても、残留熱除去系は維持されており、原子炉安全に影響しない。 ◆ <u>差圧により原子炉建屋の閉じ込め機能は喪失するが竜巻起因で想定される設計基準事故はなく、竜巻防護設備(防護ネット)を全てのブローアウトパネル部に設置するため、竜巻飛来物により建屋内の機器が損傷する可能性も小さく、保安規定に基づき速やかに安全な状態(運転中は冷温停止状態へ移行、停止中は使用済燃料に関連する作業の停止)に移行することで安全確保可能。</u> ◆ <u>なお、技術基準規則第7条第1項の解説では、外部からの衝撃による損傷の防止として、適切な措置を要求されているが、これは供用中における運用管理等の措置も含むと規定されている。</u>
		停止中	<冷やす> ・屋外の常用系の補機冷却海水系等の機能喪失が想定されるが、安全系は竜巻から防護されており機能喪失なし。また、燃料プールもRHRによる冷却可能。 ・プラント及びSFP冷却機能への影響なし <閉じ込める> ・設計差圧8.9kPaがBOP開放差圧6.9kPaを上回るため、建屋の閉じ込め機能は喪失する。 <その他> ・外部電源喪失が想定されるが、非常用電源は確保されており、安全は維持可能		<参考> ・ブローアウトパネルの開放差圧を生じる竜巻(89m/s)の発生頻度: 5.2×10^{-6} 回/年 ・設計基準事故の発生頻度: $10^{-3} \sim 10^{-4}$ 回/年 ・以上より、竜巻によるブローアウトパネル開放と設計基準事故の重量頻度は 10^{-6} 回/年以下となり、有意性の判断基準 10^{-6} 回/年(JEAG4601の地震従属事象と独立事象の判断基準である 10^{-7} /年に保守性を見込んだ値)より小さい

5. ブローアウトパネルに対する要求事項



【要求事項】

- ◆ 設計基準対処設備及び重大事故等対処設備として、ブローアウトパネルに関連し要求される事項と対応方針を以下に整理した。

No	DB/SA	要求事項	具体的な設計内容
①	DB	主蒸気管破断事故(MSLBA)時等で開放し、建屋内環境を維持すること	設計差圧により開くこと
②	DB	地震後に開放に必要な機能を維持すること	地震後でも設定差圧により開放すること
③	DB	基準竜巻で開放した場合、建屋内防護対象設備を防護できること	設計竜巻の差圧で開かないこと、もしくは、建屋内機器を竜巻の風速等から防護できること
④	SA	開放状態で炉心損傷した場合には、速やかに閉止できること	開放した場合は、速やかに閉止(遠隔及び手動)できること
⑤	大規模損壊	放水砲による使用済燃料プールへの放水のため、必要な箇所を開放できること	必要箇所が手動で開放できること

【対応の基本方針】

- ◆ 建設時の設計※を極力踏襲し、可能な限りブローアウトパネル枚数を多く確保した上で、解析により、主蒸気管破断事故(MSLBA)時の建屋内圧力、温度が設計条件内にあることを確認した。この結果を踏まえ、竜巻に対する対応、重大事故等発生時の要求を考慮し、ブローアウトパネル枚数の最適化を図るため原子建屋原子炉棟の5階の東側2枚を閉鎖する。
- ◆ 上記対策を実施するため、内部溢水における蒸気評価の再評価を行い、従来の評価に影響の無いことを確認した。
- ・添付十(安全解析)のMSLBA時の被ばく評価は、全量の地上放出を仮定しており、ブローアウトパネル枚数に影響しないため、ブローアウトパネル枚数変更の影響なし。
 - ・IS-LOCA時の環境条件への影響なし。(開放する場合でも、開放しない場合でも評価に影響しない)
 - ・既工認にて記載が無い設備であることから、工認での記載や今後の管理項目について検討を実施
- ※ 建設時設計の設置数12枚については、建屋内圧力の上限值に対して裕度を持った開口面積として設定しており、圧力に着目した評価により十分とされた開口面積(約90m²)の約2倍(約185m²)を有している。このうち2枚を閉とした場合においても、圧力・温度ともに当初の設定値を超えることはなく影響はない。

6. ブローアウトパネルへの要求事項と対応方針(1/2)



【原子炉棟 6階面 のブローアウトパネル 全8枚】

設置 エリア	要求事項				左記条件を 包絡する 対策案	
	①MSLBA	②竜巻		③再閉止		④放水砲
		気圧低下	飛来物			
東面 (2枚)	全8枚中4枚 以上開放で、 MSLBA時の 設計条件(圧 力, 温度)を 満足するため、 各壁面で1枚 以上を確保 根拠： GOTHICによ る解析結果※ (内部火災で の隔壁等を反 映)	開放を許容	飛来物の衝突、 貫通によるパネ ルの損傷、建屋 内への飛来物 侵入の防止	開放を想定する パネルは、速や かに再閉止(遠 隔及び手動)	何れか1箇所は、 建屋外から強制 開放	・ブローアウト機能維持 ＋再閉止装置の設置 ・竜巻飛来物防止対策 ・強制開放装置の設置 (万ーパネルが完全に開放せず、再 閉止できない状態の対応を含む)
南面 (2枚)					何れか1箇所は、 建屋外から強制 開放	同 上
西面 (2枚)					何れか1箇所は、 建屋外から強制 開放	同上
北面 (2枚)					— (放水砲の設置 が想定されない ため)	同上

※：格納容器の設計外圧に着目すると、MSLBA時の開放必要枚数は3次元流体解析の結果から、4枚以上となる。

第2図 ブローアウトパネル作動枚数による温度及び圧力状況比較 参照

6. ブローアウトパネルへの要求事項と対応方針(2/2)



【原子炉棟 5階面 のブローアウトパネル 全4枚】

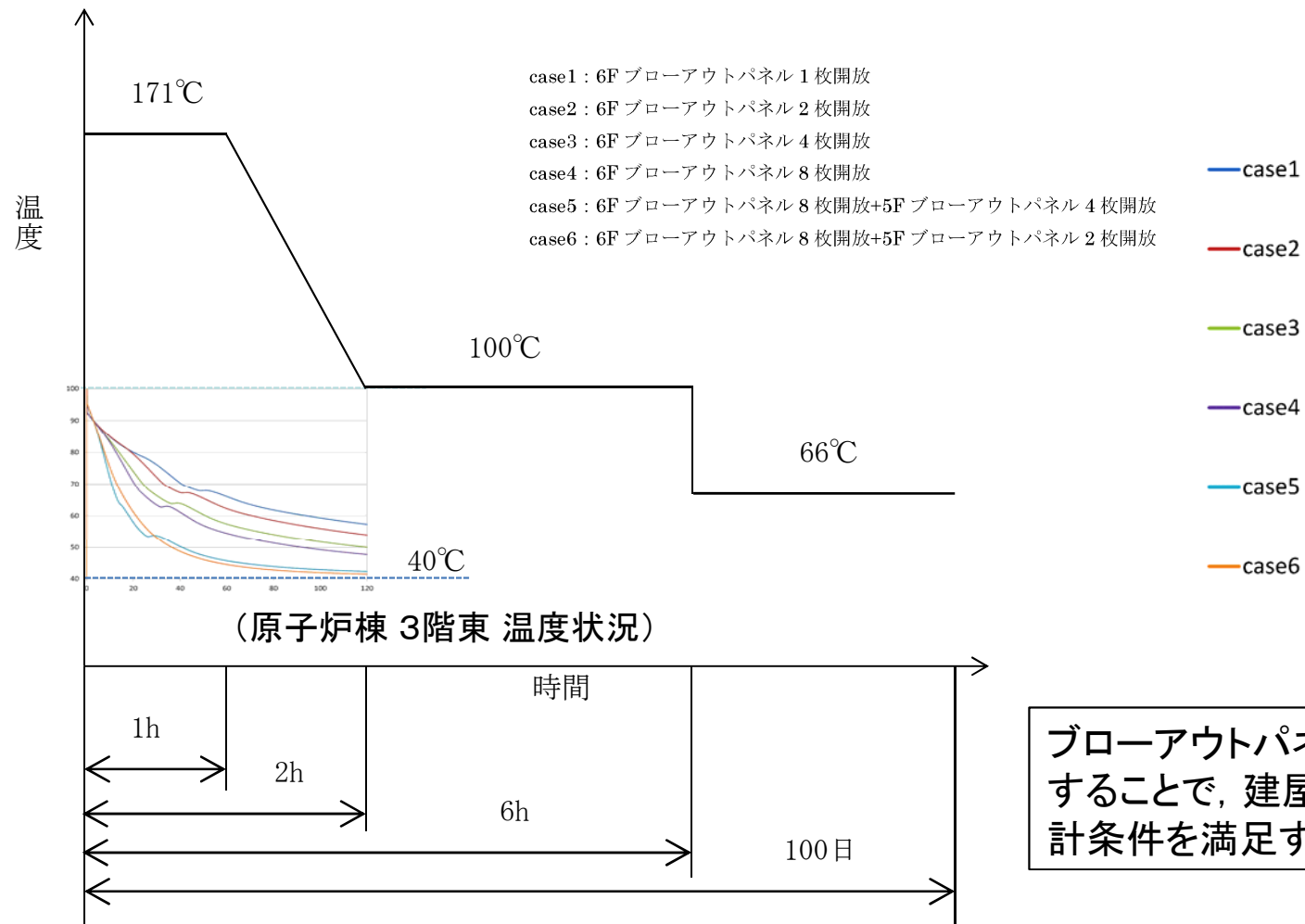
設置 エリア	要求事項					左記条件を 包絡する 対策案
	①MSLBA	②竜巻		③再閉止	④放水砲	
		気圧低下	飛来物			
東面 (1枚)	GOTHIC解析 結果によれば、 開放は必須で はない	5階東側には安全 機能を有する SGTS/FRVSが設置 されており、風荷重 から防護	飛来物の衝突、 貫通によるパネル の損傷、建屋 内への飛来物 侵入の防止	開放を想定す るパネルは、速 やかに再閉止 (遠隔及び手 動)	— (5階面への放水 の必要性なし)	・竜巻対策を優先し、 ブローアウトパネルは 閉鎖
南面 (1枚)						
西面 (1枚)		5階西側には安全 機能を有するほう酸 水注入ポンプ等が 設置されているが、 パネルの配置から 風の影響なし				・ブローアウト機能維持 ＋再閉止装置の設置 ・竜巻飛来物防止対策 ・強制開放装置の設置 (万一パネルが完全に開放せず、 再閉止できない状態の対応を含 む)
北面 (1枚)						同 上



7. 蒸気影響評価におけるブローアウトパネル必要枚数の検証(1/2)



- ◆ 建設時設計で想定するMSLBA時の原子炉棟内の環境条件に対し，3次元流体解析により検証を行い以下を確認



第1図 MSLBA時の原子炉棟内温度状態と解析結果の比較

7. 蒸気影響評価におけるブローアウトパネル必要枚数の検証(2/2)

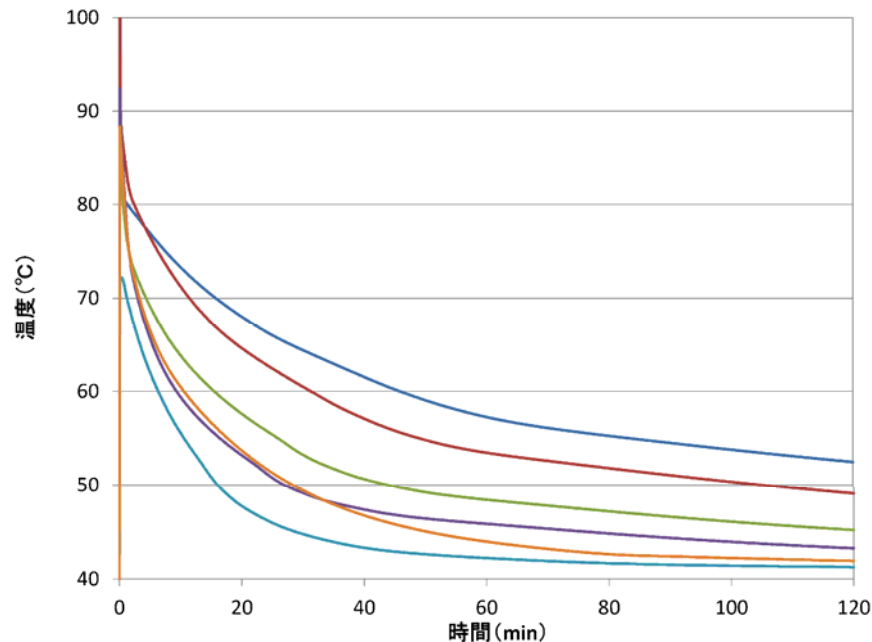


原子炉棟6階の温度及び圧力評価結果を示す。

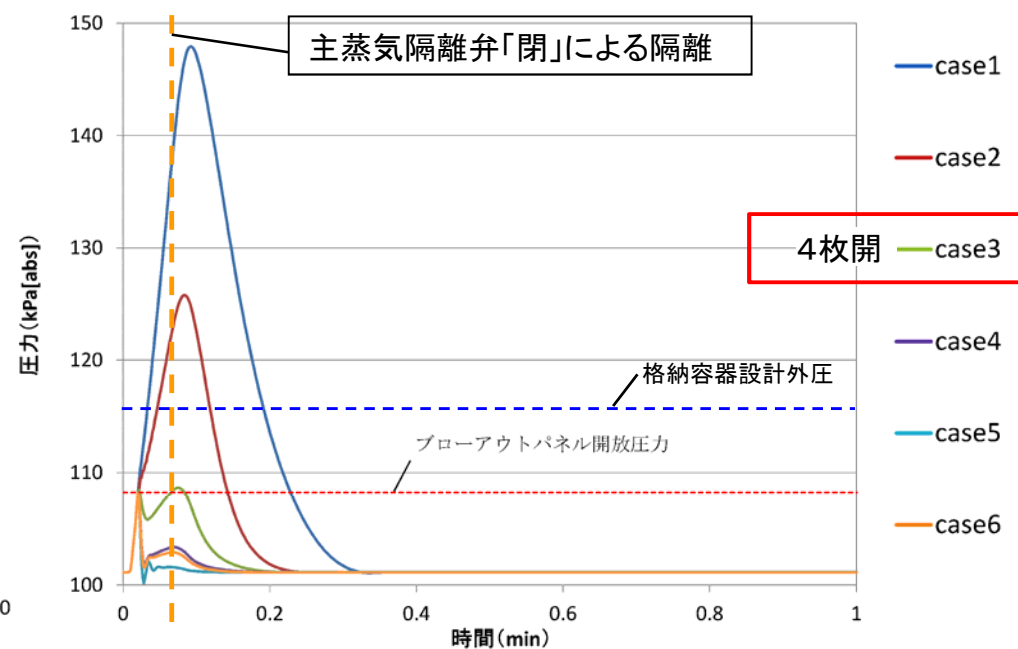
- case1 : 6F ブローアウトパネル 1 枚開放
- case2 : 6F ブローアウトパネル 2 枚開放
- case3 : 6F ブローアウトパネル 4 枚開放
- case4 : 6F ブローアウトパネル 8 枚開放
- case5 : 6F ブローアウトパネル 8 枚開放+5F ブローアウトパネル 4 枚開放
- case6 : 6F ブローアウトパネル 8 枚開放+5F ブローアウトパネル 2 枚開放

圧力解析結果より以下を確認した

- ・MSLBA時には、ブローアウトパネル開放に必要な設定圧力に達すること
- ・6階に設置された4枚が開放することで、格納容器の設計外圧を越えないこと
- ・パネル開放までの時間は、蒸気漏えいから約1.3秒程度であり、建屋内圧力は瞬時に6階まで伝播する



温度状況比較



圧力状況比較

(原子炉棟 6階)

第2図 ブローアウトパネル作動枚数による温度及び圧力状況比較

8. ブローアウトパネル及び関連設備の確認試験方法について(1/3)



対象機器	機能	機能詳細	設計	確認方法	確認時期
外側BOP	差圧による開放機能	主蒸気管破断事故時等の原子炉棟の圧力上昇時に、外気との差圧により自動的に開放し、原子炉棟内の圧力及び温度を低下させることができること	開放機能 規定の圧力にて自動的に開放すること	クリップ試験 クリップの材質、寸法、個数等の管理により、一定の圧力にて確実に作動すること	設計段階
			開放機能 規定の圧力に対応する荷重以下で開放すること	作動試験 モックアップ装置による作動確認を実施し、開放に必要な荷重が所定の差圧以下であることを確認	設計段階
			作動荷重の評価(パネルの摩擦力) 上記作動条件に影響のある項目の評価を実施し、適切な管理を行う	机上評価による開放荷重の評価	設計段階
			劣化状況の評価 上記作動条件に影響のある劣化状況の評価を実施し、適切な管理を行う	目視点検及び手入れ パネル下部の劣化状況、シール施工状況を確認し手入れ及び再施工を実施	施工段階
			耐震健全性 基準地震動に対して規定圧力による作動機能が維持されること	机上評価 地震時に開放に影響のある有意な変形を生じないことを評価	設計段階
	開放の検知機能	ブローアウトパネル開放時に、速やかに閉止できるよう、各ブローアウトパネルの開放が検知できること	中央制御室にて、各ブローアウトパネルの開閉状態を確認できること(開放パネルの特定)	動作試験 パネル作動を検知するリミットスイッチの動作確認	施工段階

8. ブローアウトパネル及び関連設備の確認試験方法について(2/3)



対象機器	機能	機能詳細	設計	確認方法	確認時期
閉止装置	閉止機能	ブローアウトパネル開放状態で炉心損傷が発生した場合に、ブローアウトパネル開放による原子炉建屋開口部を速やかに閉止できること	原子炉建屋の気密性能が確保できること (原子炉建屋ガス処理系運転時に必要な建屋の負圧を確保できること)	気密性能試験 建屋に必要な気密を確保できること	設計段階
			スライド扉が遠隔で閉止できること。 (電源からの給電により電動にて閉止できる設計)	動作試験 遠隔操作により作動できること	施工段階 (耐震健全性に含む)
			スライド扉が現場にて手動にて閉止できること (ワイヤをウインチにて引くこと等により、手動でも閉止できる設計)	動作試験 電源等の動力に依らず手動にて作動可能な機構であること	施工段階 (耐震健全性に含む)
			竜巻対策(竜巻飛来物からの防護)及びブローアウトパネル開放装置(大規模損壊対応等)と干渉しないこと	机上評価	設計段階
	閉止の検知機能	閉止装置の閉止状態が検知できること	中央制御室にて、各閉止装置の開閉状態が確認できること	動作試験 閉止状態を検知するリミットスイッチの動作確認	施工段階
	耐震健全性	地震後においても閉止機能及び気密性能を維持すること	基準地震動に対して閉止装置の作動機能が維持されること	加振試験(モックアップ)	設計段階
			地震後に閉止装置の気密性能が維持されること	気密性能試験 建屋に必要な気密を確保できること	設計段階

8. ブローアウトパネル及び関連設備の確認試験方法について(3/3)



対象機器	機能	機能詳細	設計	確認方法	確認時期
竜巻防護設備	飛来物からの防護機能	ブローアウトパネル自体を飛来物による損傷から防護できること 気圧低下等によるブローアウトパネル開放後の、建屋内への飛来物侵入が阻止できること	ブローアウトパネルが飛来物から防護されること	机上評価 他設備との干渉等の評価を含む	設計段階
強制開放装置 (自主設備)	開放機能	原子炉建屋内側から油圧(エチレングリコール)ジャッキにより、ブローアウトパネルを強制的に開放できること	遠隔操作により、ブローアウトパネルを強制的に開放できること	遠隔操作により作動できる機構であること	施工段階

9. ブローアウトパネル開放の成立性について

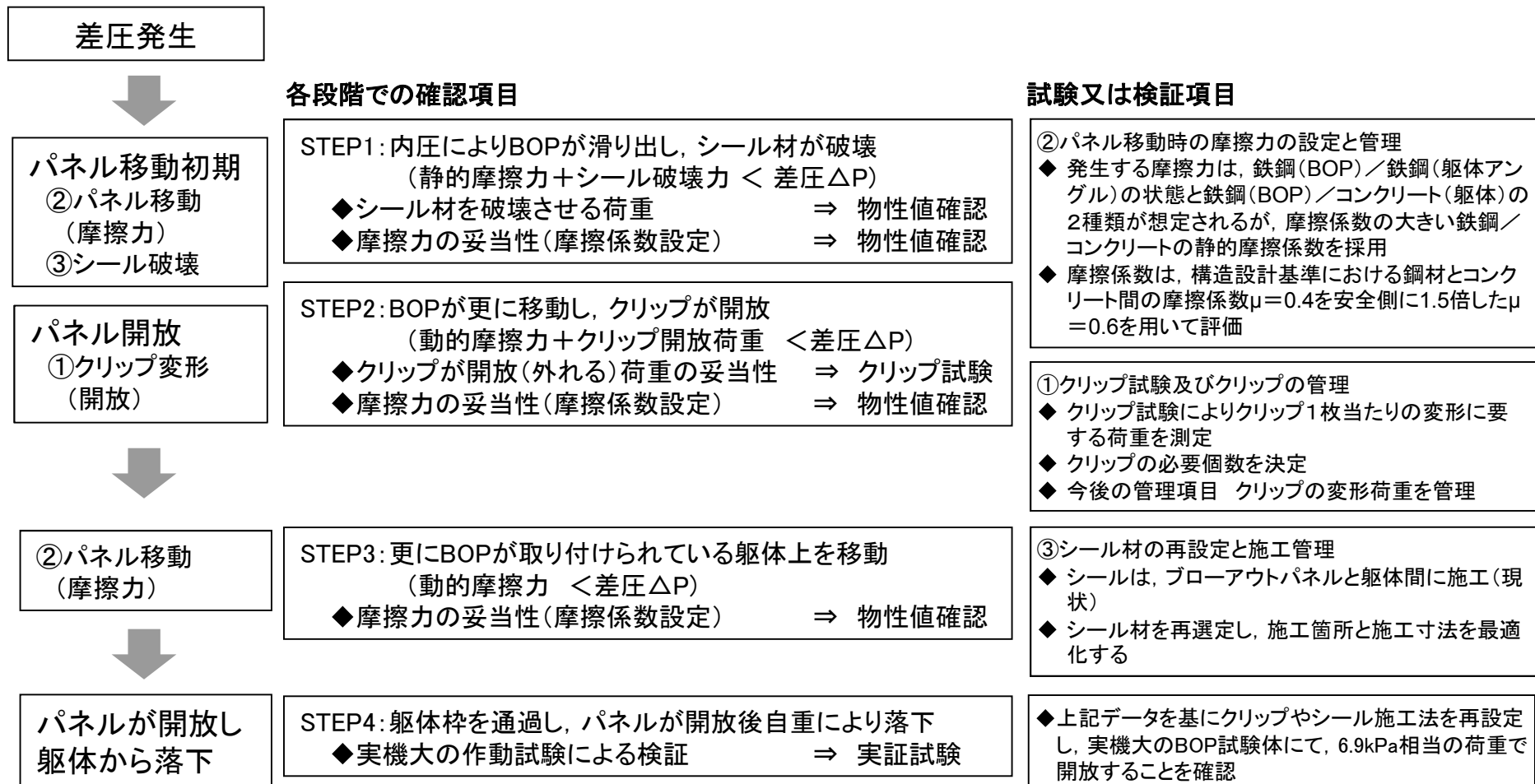


◆ ブローアウトパネル開放メカニズムと確認項目について

ブローアウトパネルが設計差圧 ΔP (1psi=約6.9KPa)により開放する場合のメカニズムは、以下のとおりである。
各段階に対し、確認すべき項目を整理した。

ブローアウトパネルの開放条件

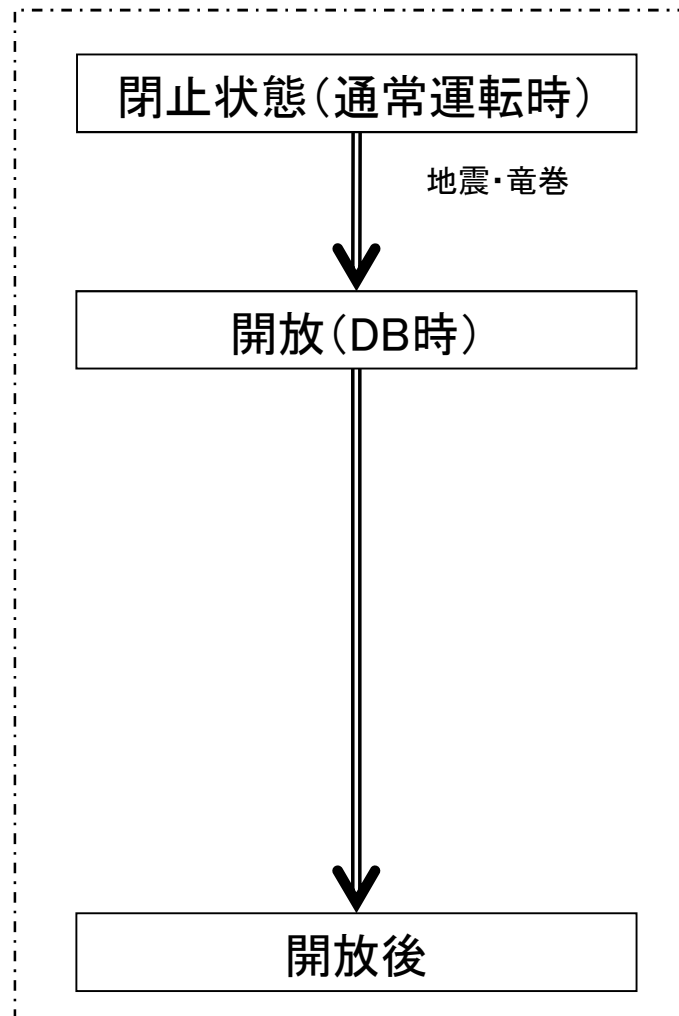
パネルに生じる差圧荷重 > ①クリップを開放させる荷重+②摩擦力+③シール材破壊力



9. ブローアウトパネル開放の成立性について



【ブローアウトパネルに要求される機能と確認方法】



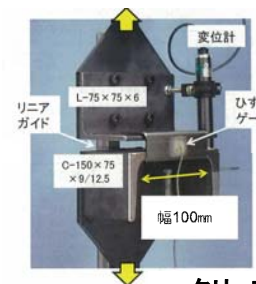
- ◆ 要求される機能
- ・原子炉建屋原子炉棟のバウンダリ維持

・東海第二の場合、基準地震動 S_s による地震荷重は差圧による開放荷重より小さいため、差圧による開放機能確認に合わせ、基準地震動 S_s 相当の荷重では開放しないことを確認
(差圧による開放荷重(面積×差圧)は約110kN程度であり、基準地震動 S_s による開放荷重(質量×地震加速度)は約30kN程度であるため、地震力相当では開放しないことを確認)

- ◆ 要求される機能
- ・差圧による開放機能
- ・地震後の開放機能

試験項目

- ・固定用クリップの要素試験(どの程度の荷重でクリップが開放するかの確認)
- ・実機大モックアップによる開放試験
(油圧ジャッキにより差圧に相当する力で静的に付加し開放を確認)
- ・建屋の許容最大ひずみ量を生じた場合でも、変形は建屋取付枠とパネルの隙間にあるシール材の施工範囲内にあり、開放機能に影響しないことを評価により確認



クリップ開放荷重のばらつき確認
↓
クリップ数の最適化

クリップ要素試験 (クリップ単体の引張試験)

- ◆ 要求される事項
- ・他設備への波及的影響の防止

パネル落下防止チェーンの強度確認



実機大ブローアウトパネル開放試験のイメージ
(2012年 自主的安全性向上の一環として、原子炉建屋6階北側強制開放装置設置時の試験例)

◆ 実作動試験の代表性について

ブローアウトパネルは開口面積の違う2タイプ(開口面積 $4\text{m} \times 4\text{m}$ 、 $3.68\text{m} \times 4.17\text{m}$)が設置されており、面積に応じて開放時に負荷される差圧による荷重に相違($4\text{m} \times 4\text{m}$ の場合: 約110kN、 $3.68\text{m} \times 4.17\text{m}$ の場合: 約106kN)とがある。このため、実作動試験の実施については、最大面積のパネル(自重最大)を用いて、最少面積のパネルに負荷される荷重により開放することを確認する。

10. クリップの信頼性(規定差圧により開放することの信頼性)(1/2)



【試験対象】

- ◆ 原子炉建屋外側ブローアウトパネル用クリップ クリップ枚数 18枚/1パネル(既設)
開放差圧 約6.9kPs (1.0psi) 7000N/m²

【試験目的】

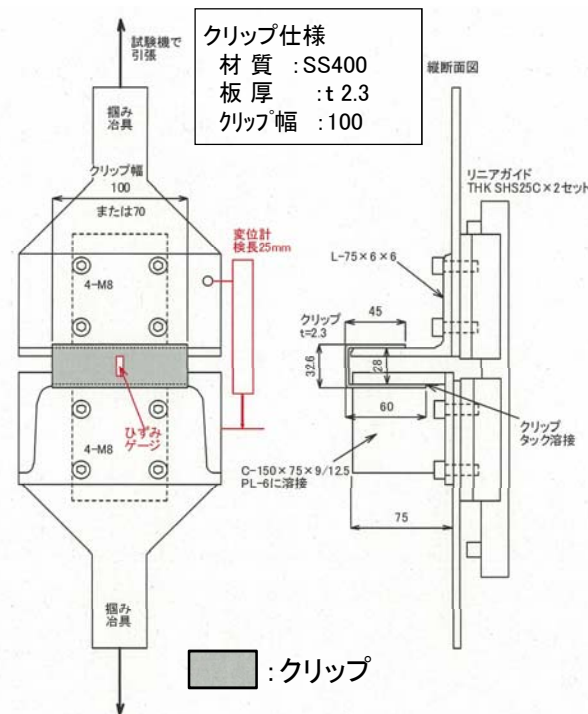
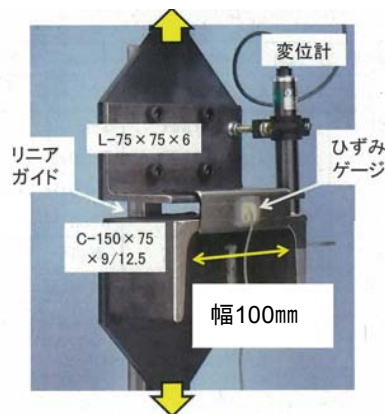
- ・クリップ単体の引張試験を実施し、ブローアウトパネルの開放機能を担保するための、適切なクリップの管理項目を設定する

【試験方法】

- ・オートグラフ試験機(AG-50kNB)による引張試験
- ・変位制御(引張速度 1mm/min)



クリップ取付状況



試験体(クリップ+治具)詳細寸法図

◆ 引張試験内容

- クリップ単体を引張試験にてパネルの水平方向の荷重を模擬する

【測定項目】

- ①試験荷重,
- ②クリップ変位,
- ③クリップの歪

【測定結果の評価】

- クリップの最大荷重と変位の試験結果より、クリップの作動時におけるばらつきを検証する
- パネルが設定差圧にて確実に開放するための管理項目を検証する

【クリップの管理項目】

- ①材質,
- ②形状,
- ③クリップの寸法(板厚, 幅),
- ④取付方法と取付寸法

10. クリップの信頼性(規定差圧により開放することの信頼性)(2/2)



【試験による検証内容】

○クリップ試験の結果より、ブローアウトパネルの作動性能と信頼性を担保する管理項目を決定する。

引張試験結果

クリップ1個の変形荷重を測定

測定結果： 最大荷重はクリップの固定方法や取付寸法にてのばらつきがあり、今後の管理を考慮した測定を実施した結果、値は過去の試験より高めの結果となった

・パネルの確実な開放

一定荷重以下でクリップの変形によりパネルの支持部が開放されること

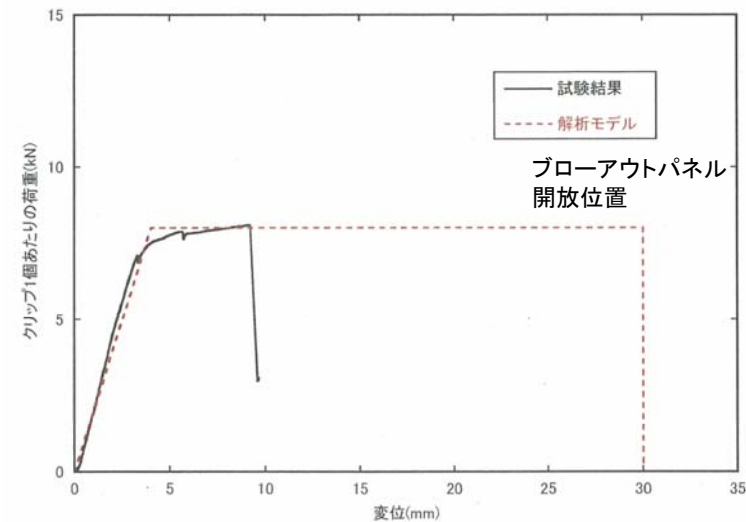
・規定圧力による作動、ばらつきの管理

一定荷重以下でクリップの変形が生じること

◆ パネル開放に必要な荷重を算定

①クリップを開放させる荷重＋②摩擦力＋③シール材破壊力

◆ 試験結果よりクリップ1個当たりの荷重を再設定 ⇒ クリップの必要個数を確認



クリップの荷重と変位の関係グラフ(例)



規定差圧によりパネル開放に至る

上記データを基にクリップ数やシール施工法を再設定し、実機大のBOP試験体にて、6.9kPa相当の荷重で開放することを確認

11. ブローアウトパネル閉止装置の機能確認試験について(1/3)



ブローアウトパネル閉止装置の必要機能に関する確認試験

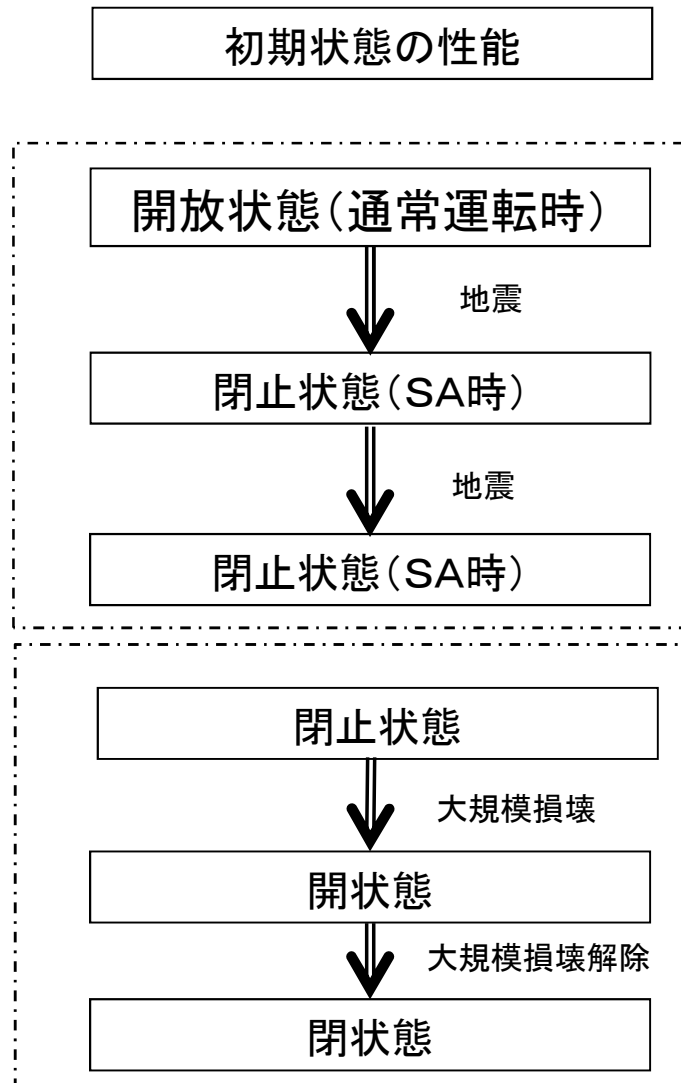
各試験の目的

試験項目①: 初期状態の確認

試験項目②: 地震発生後の作動・気密機能維持の確認

試験項目③: SA後の気密機能維持の確認

試験項目④: 開閉機能の確認(大規模損壊時に使用)



要求される機能
・機器に異常がないこと

試験項目①
・気密性能試験
・外観目視試験
・作動確認(電動・手動にて開閉)

加振試験実施・・・閉止装置は「開」状態

要求される機能
・閉機能
・気密性

試験項目②
・気密性能試験
・外観目視試験
・作動確認(電動・手動にて開閉)

加振試験実施・・・閉止装置は「閉」状態

要求される機能
・気密性

試験項目③
・気密性能試験
・外観目視試験

要求される機能
・開閉機能

試験項目④
・作動確認(電動・手動にて開閉)

11. ブローアウトパネル閉止装置の機能確認試験について(2/3)



ブローアウトパネル閉止装置(扉、レール、扉枠等)を一体として、躯体部への取付状態を模擬した状態で、当該装置の設置高さにおける床応答スペクトルを包絡する条件(当該装置の固有振動数近傍)※の試験用地震波にて加振試験を実施し、下記の試験を実施する。

※ 固有振動数が20Hz以上の場合、ZPA(当該位置の最大床応答加速度)を包絡する条件とする。

○気密性能試験

・試験方法

試験体両側に圧力差を生じさせ、試験体の隙間からの漏えい量を測定する。

・実施時期

加振試験前後に実施する。

○外観目視試験

・試験方法

閉止装置の構成部品を目視点検を実施する。

・実施時期

加振試験前後に実施する。

○作動試験

・試験方法

電動操作及び手動操作により閉止装置が開閉できることを確認する。

・実施時期

加振試験前後に実施する。

11. ブローアウトパネル閉止装置の機能確認試験について(3/3)



ブローアウトパネル閉止装置の気密性能試験内容

建屋壁面を模擬した実機大の試験容器に排風機により試験容器内の空気を排出し、試験容器に取り付けた扉本体に圧力差を生じさせ、規定の圧力差(10Pa, 30Pa等)にて、パッキンから通過した空気の漏えい量を測定する。

・試験方法

ASTM E283-4等に準じて実施する。

・試験内容

加振試験前に気密性能試験を実施し気密性能を確認する。

加振試験後に気密性能試験を実施し気密性能を確認する。

ブローアウトパネル躯体開口部寸法

・試験体大きさ

約4,200mm×約4,200mm

(躯体開口部を包絡※する大きさ)

※躯体開口部寸法についても

包絡する大きさとする

設置場所		寸法(躯体開口部)
5階	北、西	4,000mm×4,000mm
6階	北1、北2、南1、南2	3,680mm×4,170mm
	西1、西2、東1、東2	4,170mm×3,680mm

・気密性評価

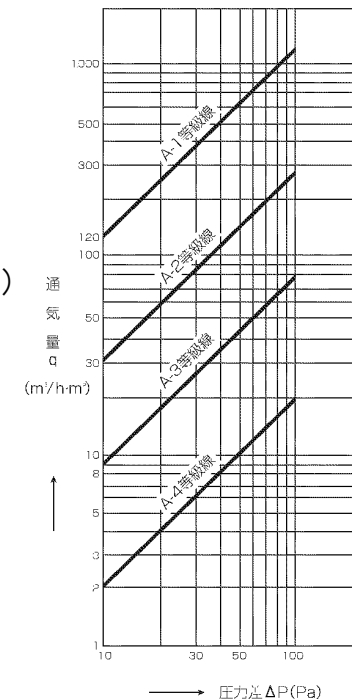
$$q = Q / A$$

q: 通気量(m³/h・m²)

Q: 通過した空気量(m³/h)

A: 扉の内法面積(m²)

JIS A 4706 気密等級線図



12. ブローアウトパネル関連設備の保全について



ブローアウトパネル及び関連設備の保全内容について

※詳細は、検討中

対象機器	必要な機能	保全内容※	確認内容
原子炉建屋外側 ブローアウトパネル	気密性能	気密性能試験(建屋)	
		外観目視(シール部)	
	作動性能	クリップの性能管理	定期的にクリップを採取し、所定荷重以下で変形することを確認
	構造健全性	外観目視試験	
ブローアウトパネル 閉止装置	気密性能	シール部の取替	
	作動性能	作動試験	
	構造健全性	外観目視試験	
竜巻防護設備	構造健全性	外観目視試験	
強制開放装置 (自主設備)	作動性能	シリンダ単体作動試験	
	構造健全性	外観目視試験	

13. 設計段階における機能確認試験スケジュール



項目	2月		3月		4月		5月		6月	
	上旬	下旬	上旬	下旬	上旬	下旬	上旬	下旬	上旬	下旬
原子炉建屋外側 ブローアウトパネル	試験計画策定 引張試験1(材質, 幅変更) 引張試験2(寸法変更) 試験体製作 試験装置製作 実機大作動試験(開放試験) 試験条件 ▽ 試験結果 ▽ 試験結果 ▽									
ブローアウトパネル 閉止装置	試験計画作定 試験体及び試験装置製作 試験条件 ▽ 加振試験、作動試験、気密試験 試験結果 ▽									
全体工程及び成立性	全体計画作定 追加検討及び詳細検討範囲確認 成立性の確認									

【参考】東海第二発電所のブローアウトパネルについて



- ◆ 原子炉建屋外壁のブローアウトパネル以外に、原子炉棟内のブローアウトパネルとして主蒸気管室の壁面6箇所、タービン建屋側へのブローアウトパネルは設置していない。
 - ・原子炉建屋3階：主蒸気管室上部の保守点検室北側壁面に2箇所、西の壁面に1箇所の合計3箇所
 - ・原子炉建屋2階：主蒸気管室西側壁面に1箇所、東側壁面に2箇所の合計3箇所



原子炉棟 3階
( : パネル(全3枚))

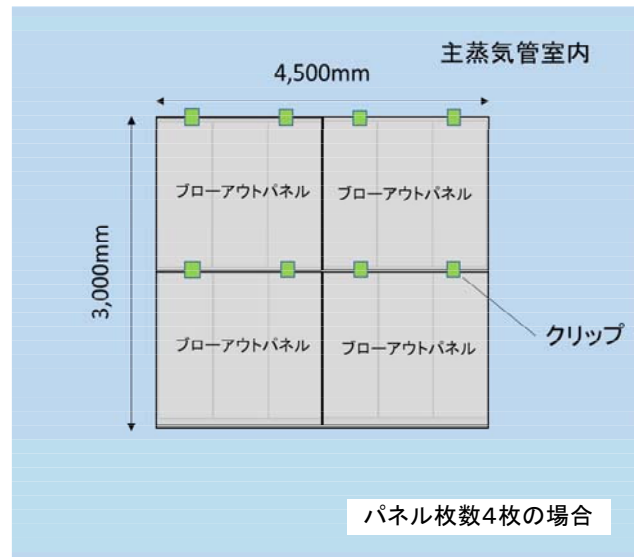
 : 主蒸気管室

原子炉棟 2階
( : パネル(全3枚))

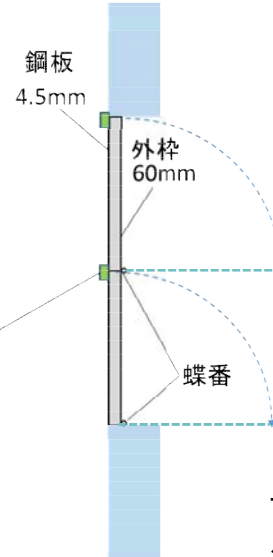
【参考】東海第二発電所のブローアウトパネルの構造について



- ◆ 主蒸気管室のブローアウトパネルは、厚さ約1mmのクリップと呼ばれる装置2個で壁に設置されており、差圧のみで自動開放し、主蒸気管室での漏えい蒸気を原子炉棟内に放出するよう設計されている。



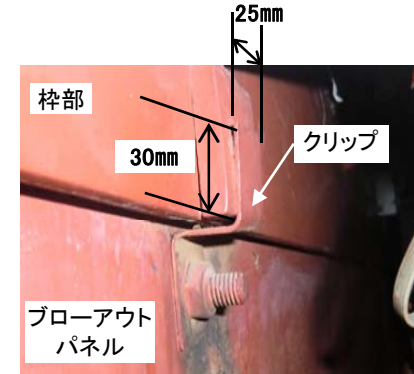
a) 正面図



b) 側面図



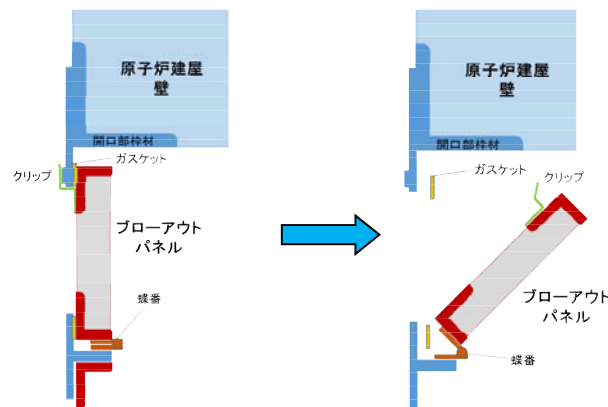
室内よりの状況
(3階 3F2)



クリップ部

内側ブローアウトパネルのクリップは建設時の試験結果より、外側ブローアウトパネルのクリップの約1/2以下の荷重で開放する構造であり、パネルの面積とクリップの個数より、容易に(1psi以下)で開放する構造である。

主蒸気配管破断時に主蒸気管室のブローアウトパネルが開放しない場合は、構造的に弱い、タービン建屋側の配管貫通部や主蒸気管室入口扉が圧力により破損することが考えられる。



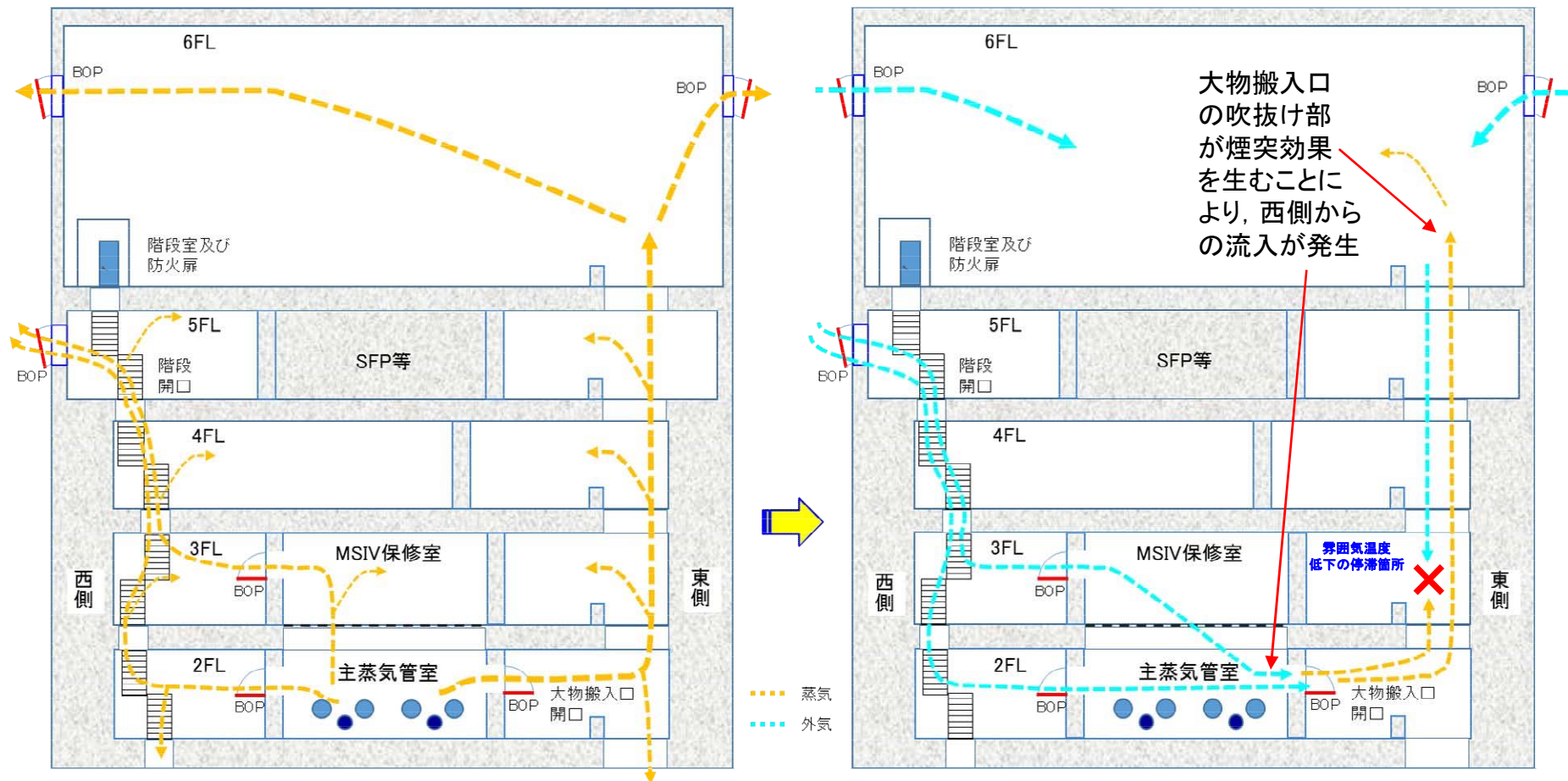
c) 断面図(クリップ式構造の概念図)(内側)

設置場所		寸法(躯体開口部)	パネル枚数	パネル1枚のクリップ数
2階	2F1、2F3	2,969mm × 1,400mm	2枚	2個
	2F2	4,031mm × 1,400mm	2枚	2個
3階	3F1	2,250mm × 3,000mm	2枚	2個
	3F2、3F3	4,500mm × 3,000mm	4枚	2個

【参考】蒸気放出時と外気取り入れ時の流路について



ブローアウトパネル開放後に一時温度低下が停滞するのは、漏えいした高温の蒸気が大物搬入口開口部を上昇する流れと、外気が流入する際の下降気流がぶつかり、入れ替る状況を示している。ブローアウトパネルの開放枚数が多い方が蒸気漏えい後の早い段階でこの状況が現れる結果となる。また、5階、6階のブローアウトパネル全数が開放する場合と比較して、5階の東側を閉鎖する方が温度低下が早くなる原因は、5階西側から取入れられた外気が、東側大物搬入口吹抜け部で発生する煙突効果により、主蒸気管室の西側から東側への流れとなり、原子炉棟内で大きな循環が発生することで、外気の流入が速やかに進むためである。



蒸気放出時の経路概要

原子炉棟断面図

外気流入時の経路概要

【参考】蒸気放出時と外気取り入れ時の流路について



原子炉棟 3階
( : パネル(全3枚))

 : 主蒸気管室

原子炉棟 2階
( : パネル(全3枚))

5階東側のブローアウトパネルを閉止することにより、東側は大物搬入口を通じた上昇気流が発生し、6階に高温の蒸気が抜ける流れが主となる。(図中の )

これに対し、西側エリアにおいては、5階から取り入れられた外気の下降気流が主となり、主蒸気管室で西→東の流れができると考えられる。(図中の )

このため、ブローアウトパネル全数が開放する場合と比べて、5階西側(ほう酸ポンプ設置側)の温度が下がる結果となる。

また、各溢水防護対象設備の設置位置と蒸気配管の設置位置を考慮し、蒸気漏えいの観点で、最も厳しい環境条件となると考えられるのは2階、3階の東側エリアである。

【参考】モックアップ試験による開放荷重の検証例

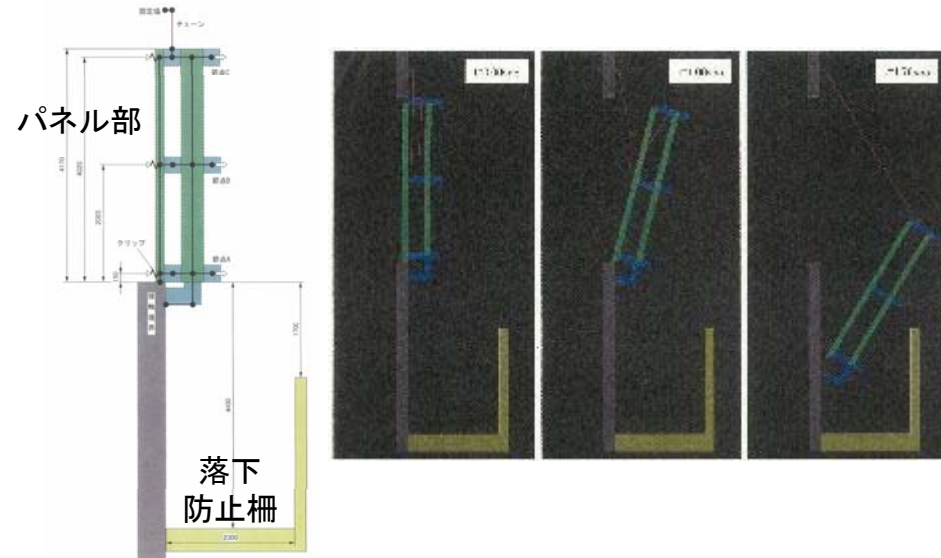


- ◆強制開放装置設置時(2012年)に油圧装置により実物大モックアップ試験を実施、開放荷重を検証した(机上で検討した開放荷重と測定した開放荷重を比較)



パネル開放試験状況

試験体重量は、加力フレームを含むことから、ブローアウトパネルより重量増(約5.5t)



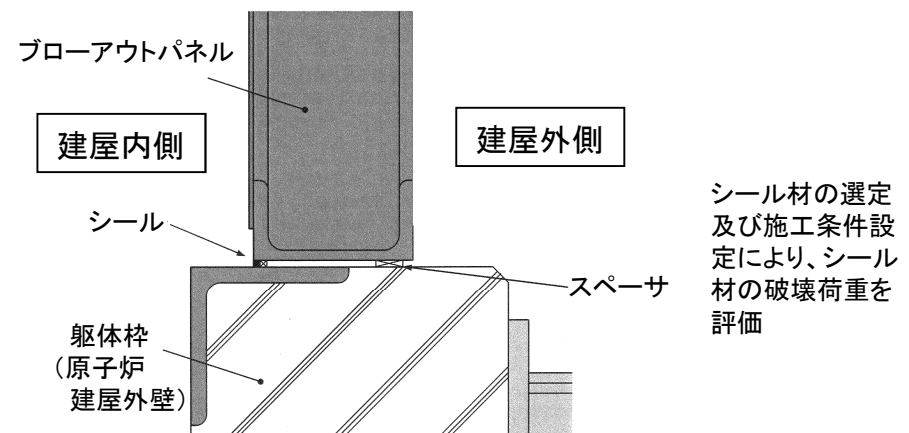
解析モデルを用いたパネル開放・落下状況の検証状況



パネル開放前

パネル開放後

クリップ部詳細



シール材の選定及び施工条件設定により、シール材の破壊荷重を評価

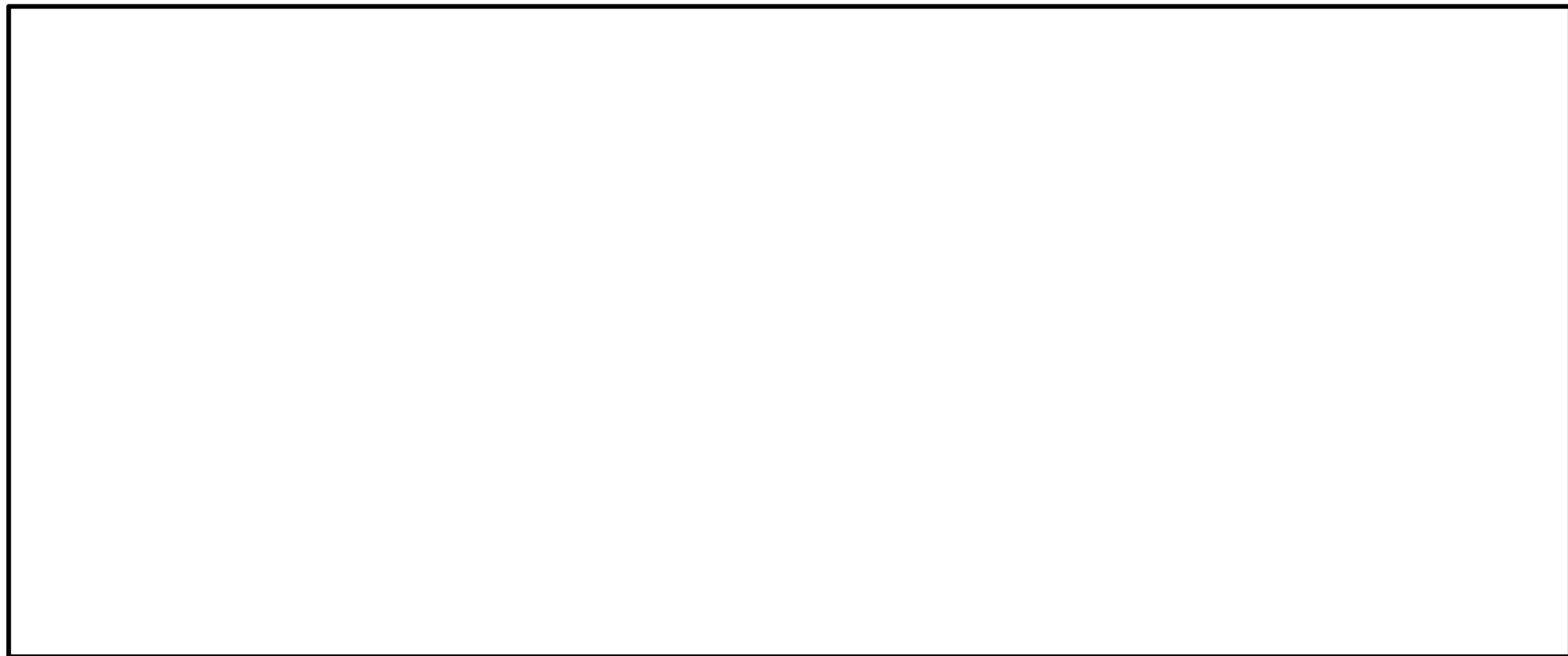
ブローアウトパネル下部の詳細断面

【参考】クリップの飛散影響について



◆ブローアウトパネル配置に対し、クリップの飛散する水平距離を落下高さとした場合の飛散範囲及び主な防護対象設備の配置を図に示す。

- ・原子炉建屋6階：ブローアウトパネルの取付高さ 床面より 12.5m
 - ⇒ 使用済燃料プールへの落下による影響が考えられるが、クリップの重量(約230g)より影響なしの評価となる
 - ⇒ エリアモニタが床面及びブローアウトパネル下部の壁面に設置されているが、保護カバーを有しており影響なし
 - ⇒ プロセスモニタがブローアウトパネル下部の壁面に設置されているが、他の構造物配置により直接影響はなし
 - ⇒ スキマサージタンクレベル計がブローアウトパネル下部の壁面に設置されているが、保護カバーを有しており影響なし
- ・原子炉建屋5階：ブローアウトパネルの取付高さ 床面より 6.4m
 - ⇒ 主要な設備が飛散範囲内に無いため影響なし



原子炉棟 6階
( : パネル(8枚))

 : 飛散想定範囲

原子炉棟 5階
( : パネル(2枚))

 : 竜巻防護対象

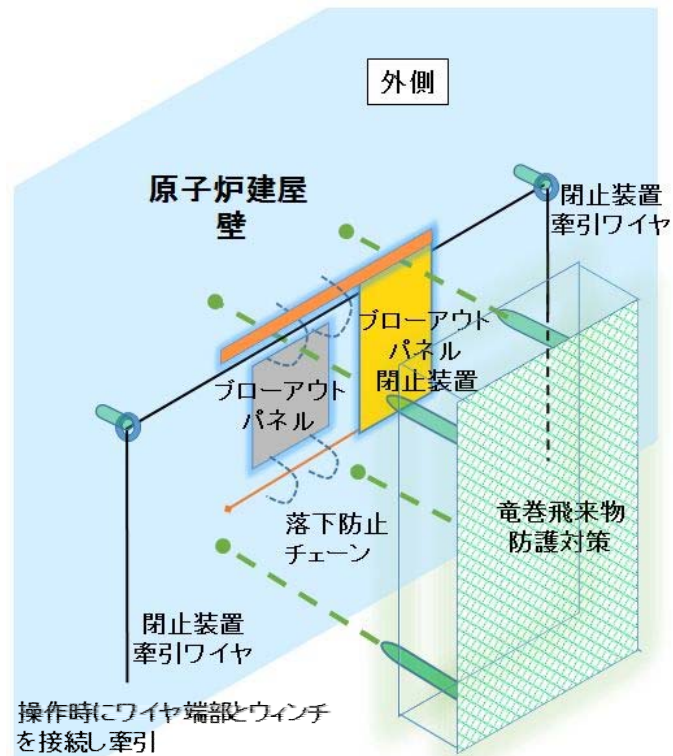
【参考】ブローアウトパネル及び関連設備の設置計画



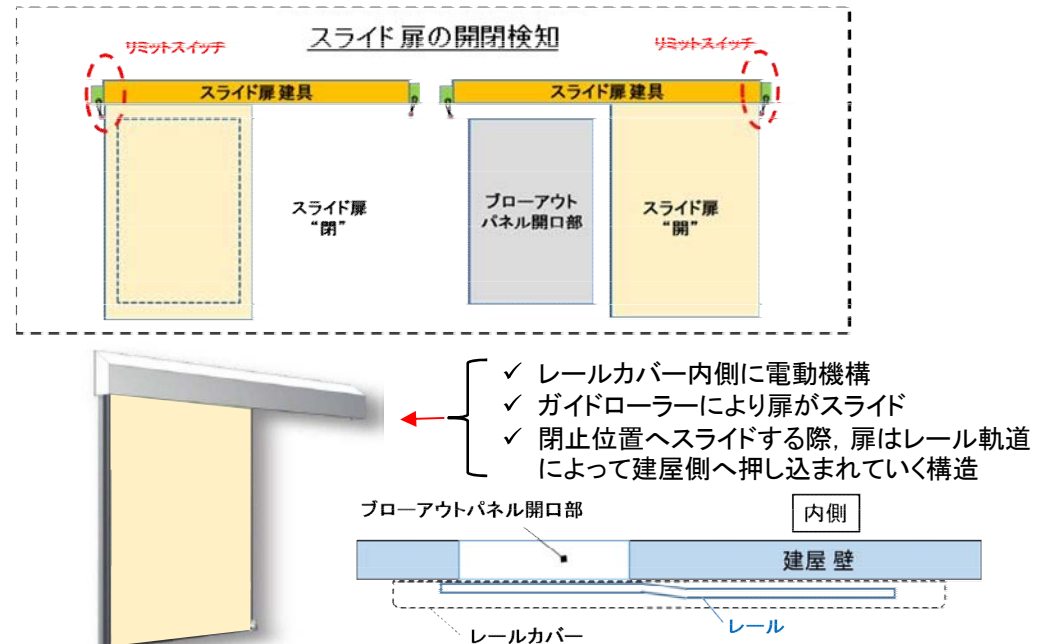
(1) 閉止装置の概要

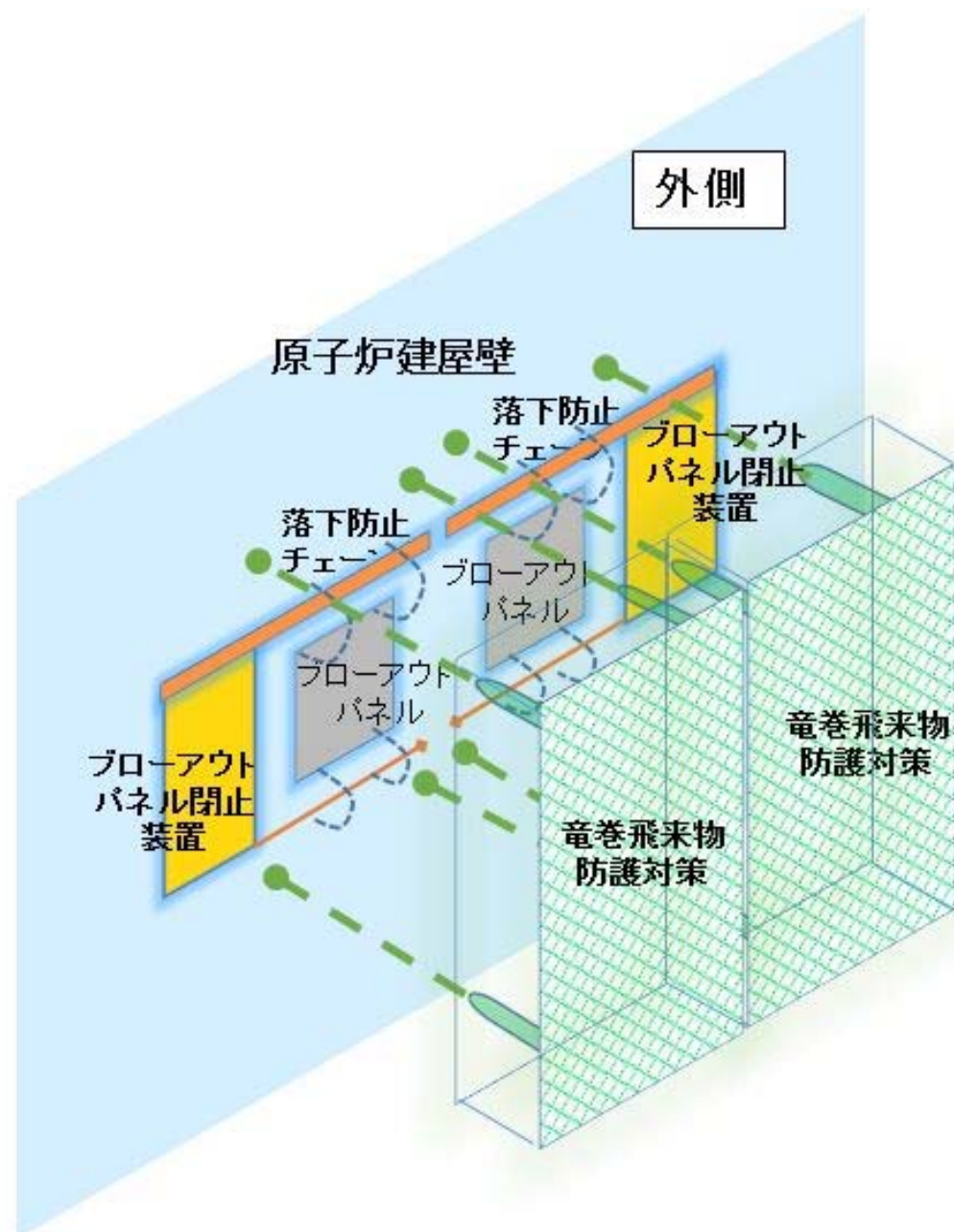
ブローアウトパネルが開放した状態で炉心損傷した場合、FP閉じ込めのためにパネル開口部を建屋外側のスライド扉で速やかに閉止する。その後のスライド扉の開放方法についても以下に示す。

- ✓ スライド扉「閉」時は、開放が必要な位置のスライド扉を開放
 - ・ 緊急用電源又は人力により開可能な設計
 - ・ 人力の場合、扉に取り付けたワイヤを牽引又は遠隔人力操作機構を接続して「開」
 - ・ スライド扉の位置(開位置、閉位置)は、リミットスイッチの動作にて中央制御室で検知できるよう設計



牽引ワイヤーによる開閉概念図(例)





【参考】ブローアウトパネル及び関連設備の設置計画(自主対策設備)



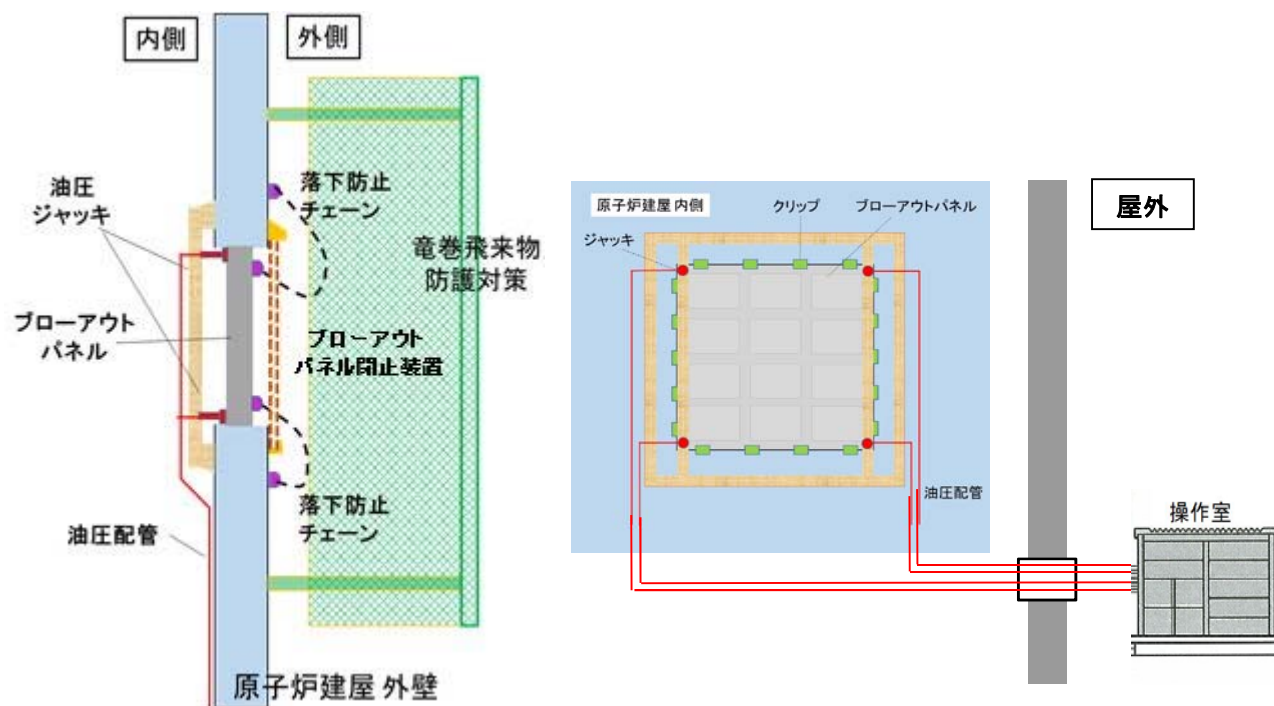
(1) 強制開放装置の概要(例)

<目的>

- ◆ブローアウトパネルが閉状態にある時に、開放が必要な位置のパネルを原子炉建屋内側より不燃性流体を用いた油圧ジャッキで押し出して開放する。

<検討方針>

- ・ブローアウトパネルを遠隔及び現場で開放する設計
- ・作動流体配管は、耐震性を考慮して敷設(波及的影響防止)



手動油圧ポンプの例

現在、北側パネル2枚を開放するために設置されているもの

手動操作ハンドル



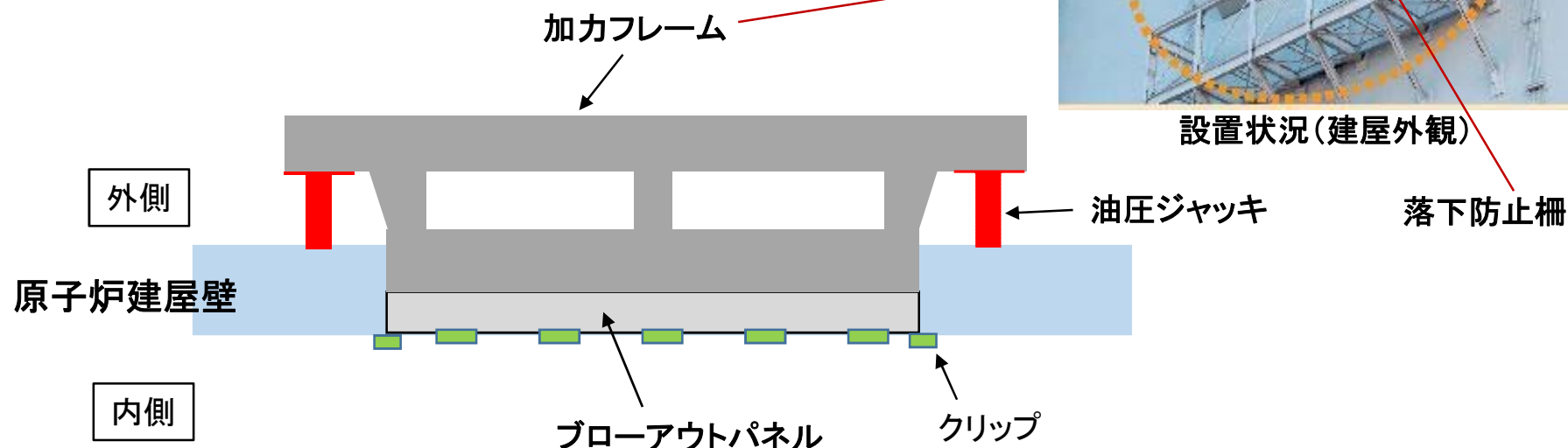
手動油圧ポンプ 1台

【参考】強制開放装置設置済のブローアウトパネルについて



【既設の強制開放装置設置状況】(新規制対応として改造予定)

- 設置場所: 原子炉建屋6階北側ブローアウトパネル2枚
- 設置経緯: 2012年に緊急安全対策の一環として設置
- ◆ 本装置についても、他のパネル同様の改造を実施する。



【概要】

- ・既設のブローアウトパネルに、「加力フレーム」を取付た構造
- ・パネル1枚につき、油圧ジャッキ6個が作用
- ・ジャッキ作用により、パネルは外側方向へ引き出され、やがてクリップが変形し、強制的にパネルが開放される仕組み
- ・油圧ジャッキには各々、操作場所から建屋壁外面に敷設されている耐震クラスSの油圧配管を通じて油圧が供給される

- ◆ 設計基準対象施設としては、設置許可基準規則第4条から第6条の要求を踏まえ、地震、津波に加え第6条にて選定した自然現象11事象（洪水、風（台風）、竜巻、凍結、降水、積雪、落雷、火山の影響、生物学的事象、森林火災、高潮）及び外部人為事象7事象（航空機落下、ダム の崩壊、爆発、近隣工場等の火災、有毒ガス、船舶の衝突、電磁的障害）の設計荷重に対し、上記の機能を（特定の事象に対し限定することなく）維持出来るように設計
- ◆ なお、竜巻（最大瞬間風速100m/s）による外気の気圧低下に対しては、建屋内の空気との間にブローアウトパネルの開放圧力を上回る差圧を生じ得るため、パネルが開放し閉じ込め機能を喪失するケースが考えられるが、ブローアウトパネルの作動圧に至る風速の竜巻（89m/s、約 5.1×10^{-6} /年）と設計基準事故（ 10^{-3} /年 ※¹）の重畳が有意となるまでの期間は約20年※²であり、十分な補修期間が確保できると考えられることから、閉じ込め機能への影響は無いと評価

※1:「発電用軽水型原子炉施設に係る新安全基準骨子案に対する意見募集の結果について」（平成25年4月3日原子力規制庁技術基盤課）にて、『設計基準事故については、それよりも低頻度であることから、 10^{-3} /年～ 10^{-4} /年程度の発生頻度を念頭においています。』との記述あり。

※2: 有意な重畳確率を、航空機落下や耐震設計のスクリーニング基準として用いられる 10^{-7} /年として、 $10^{-7} / (5.1 \times 10^{-6}) / 10^{-3} = 19.6$ 年

【参考】外部事象を起因とした重大事故等の発生に対するブローアウトパネルの防護方針



事象		防護方針
自然現象	地震	・基準地震動Ssによる地震力に対し、開放及び閉じ込め機能を確保する。
	竜巻	・ブローアウトパネルは設計竜巻による荷重にて有意な変形等を生じない構造とする。 ・(設計ベースの要求として、)設計竜巻による荷重に対し安全機能を維持できるよう設計されるため、設計レベルの竜巻とSAは独立事象となる。 ・気圧低下による開放に対しては、ブローアウトパネルが開放し得る風速以上の竜巻の後にSAが発生し得るまでの時間余裕(約20年)は十分と考えられるため、当該モードは許容する。
	風(台風)	竜巻(設計ベース)の評価に包絡される。
	津波	ブローアウトパネルに到達しない。
	洪水	
	高潮	
	凍結	ブローアウトパネルの機能に影響する事象ではない。
	降水	
	積雪	
	落雷	
	火山の影響	
	生物学的事象	
	森林火災	ブローアウトパネルは防火帯内側に設置をしていることから、機能に影響はない。
外部人為事象	航空機落下	ブローアウトパネル近傍での航空機落下火災の熱影響に対し、機能を確保する設計とする。
	近隣工場等の火災	航空機落下の評価に包絡される。
	船舶の衝突	ブローアウトパネルに到達しない。
	爆発	
	有毒ガス	ブローアウトパネルの機能に影響する事象ではない。
	電磁的障害	

【参考】ブローアウトパネル対応方針 まとめ



◆ ブローアウトパネル毎に要求事項を満足させるための対応方針を以下にまとめる。

- ① ブローアウトパネルの機能(設計温度, 圧力)を確保するため, 5枚のブローアウトパネル機能を確保する
- ② 竜巻対策として, 開放可能性があるブローアウトパネル部には, 竜巻防護対策(防護ネット)を設置する
- ③ 開放状態で炉心損傷した場合を想定し, 速やかに閉止できる機能(遠隔及び手動)を設置する
- ④ 開放させる全てのブローアウトパネルに, 万一パネルが完全に開放せず, 再閉止できない状態を考慮して, 強制開放装置を設置する
- ⑤ 原子炉棟6階のブローアウトパネルのうち, 南の2箇所は, 放水砲による使用済燃料プールへの注水のため手動による開放機能を設置(④と兼用)を設置する
- ⑥ その他: 閉止措置においては, 竜巻飛来物の侵入防止, 耐震性にも配慮した設計とする

設置エリア		対策方針					備 考
		①差圧開放機能	②竜巻飛来物防護機能	③閉止機能(SA時)	④強制開放機能	⑤手動開放機能(大規模損壊)	
6階	北1	開	有	閉	開	—	
	北2	開	有	閉	開	—	
	東1	開	有	閉	開	—	
	東2	開	有	閉	開	開(④と兼用)	
	西1	開	有	閉	開	—	
	西2	開	有	閉	開	開(④と兼用)	
	南1	開	有	閉	開	—	
	南2	開	有	閉	開	開(④と兼用)	
5階	東	閉止	—	—	—	—	竜巻による風荷重からのSGTS等の防護
	南	閉止	—	—	—	—	
	西	開	有	閉	開	—	
	北	開	有	閉	開	—	

【参考】ブローアウトパネル閉止装置の設置許可基準43条への適合方針

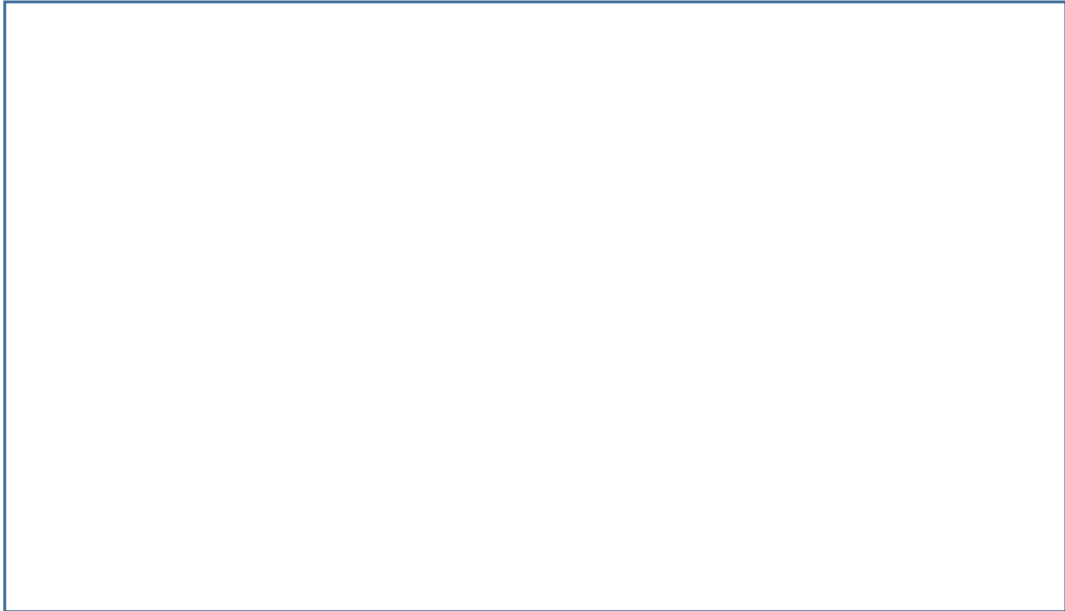
条文		要求	適合性
第43条	第1項	第1号 想定される重大事故等が発生した場合における温度、放射線、荷重その他の使用条件において、重大事故等に対処するために必要な機能を有効に発揮するものであること。	屋外の環境条件を考慮した設計とする。
		第2号 想定される重大事故等が発生した場合において確実に操作できるものであること。	中央制御室の操作盤のスイッチでの操作が可能な設計とする。また、ブローアウトパネル閉止装置は、電源供給ができない場合においても、現場で人力により容易かつ確実に操作が可能な設計とする。
		第3号 健全性及び能力を確認するため、発電用原子炉の運転中又は停止中に試験又は検査ができるものであること。	原子炉の運転中又は停止中に外観検査が可能な設計とする。また、ブローアウトパネル閉止装置は、原子炉の停止中に機能・性能検査として動作状態の確認が可能な設計とする。
		第4号 本来の用途以外の用途として重大事故等に対処するために使用する設備にあつては、通常時に使用する系統から速やかに切り替えられる機能を備えるものであること。	本来の用途以外の用途として使用しない設計とする。
		第5号 工場等内の他の設備に対して悪影響を及ぼさないものであること。	他の設備から独立して使用が可能なことで、他の設備に悪影響を及ぼさない設計とする。また、閉動作により他の設備に悪影響を及ぼさない設計とする。
		第6号 想定される重大事故等が発生した場合において重大事故等対処設備の操作及び復旧作業を行うことができるよう、放射線量が高くなるおそれが少ない設置場所の選定、設置場所への遮蔽物の設置その他の適切な措置を講じたものであること	原子炉建屋原子炉棟の壁面(屋外)に設置し、放射線量が高くなるおそれの少ない中央制御室から操作が可能な設計とする。
	第2項	第1号 想定される重大事故等の収束に必要な容量を有するものであること。	重大事故等時において、運転員を過度の被ばくから防護するために必要な容量を有する設計とする。
		第2号 二以上の発電用原子炉施設において共用するものでないこと。ただし、二以上の発電用原子炉施設と共用することによって当該二以上の発電用原子炉施設の安全性が向上する場合であつて、同一の工場等内の他の発電用原子炉施設に対して悪影響を及ぼさない場合は、この限りでない。	施設内に二以上の発電用原子炉施設はないことから、共用しない。
		第3号 常設重大事故防止設備は、共通要因によって設計基準事故対処設備の安全機能と同時にその機能が損なわれるおそれがないよう、適切な措置を講じたものであること。	ブローアウトパネル閉止装置は重大事故緩和設備であるが、ブローアウトパネル閉止装置の気密機能が設計基準対象施設であるブローアウトパネルの気密機能と同時に損なわれない設計とする。

【参考】技術基準からの要求事項



区分	機能	設置許可基準規則	技術基準規則	技術基準 (一部抜粋)	備考
DB	2次格納容器バウンダリ維持 (閉じ込め機能)	Ss地震	4条	5条 (地震による損傷の防止) 第五条 設計基準対象施設は、これに作用する地震力(設置許可基準規則第四条第二項の規定により算定する地震力をいう。)による損壊により公衆に放射線障害を及ぼさないように施設しなければならない。 2 耐震重要施設(設置許可基準規則第三条第一項に規定する耐震重要施設をいう。以下同じ。)は、基準地震動による地震力(設置許可基準規則第四条第三項に規定する基準地震動による地震力をいう。以下同じ。)に対してその安全性が損なわれるおそれがないように施設しなければならない。	
		竜巻	6条	7条 (外部からの衝撃による損傷の防止) 第七条 設計基準対象施設が想定される自然現象(地震及び津波を除く。)によりその安全性を損なうおそれがある場合は、防護措置、基礎地盤の改良その他の適切な措置を講じなければならない。	
		原子炉格納施設 (原子炉建屋原子炉棟)	32条	44条 (原子炉格納施設) 第四十四条 発電用原子炉施設には、一次冷却系統に係る発電用原子炉施設の損壊又は故障の際に漏えいする放射性物質が公衆に放射線障害を及ぼすおそれがないよう、次に定めるところにより原子炉格納施設を施設しなければならない。 四 一次冷却系統に係る発電用原子炉施設の損壊又は故障の際に原子炉格納容器から気体状の放射性物質が漏えいすることにより公衆に放射線障害を及ぼすおそれがある場合は、当該放射性物質の濃度を低減する設備(当該放射性物質を格納する設備を含む。)を施設すること。	
	建屋内環境維持 (開放機能)	MSLBA	9条	12条 (発電用原子炉施設内における溢水等による損傷の防止) 第十二条 設計基準対象施設が発電用原子炉施設内における溢水の発生によりその安全性を損なうおそれがある場合は、防護措置その他の適切な措置を講じなければならない。 2 設計基準対象施設が発電用原子炉施設内の放射性物質を含む液体を内包する容器、配管その他の設備から放射性物質を含む液体があふれ出るおそれがある場合は、当該液体が管理区域外へ漏えいすることを防止するために必要な措置を講じなければならない。	
SA	2次格納容器バウンダリ維持 (閉じ込め機能)	改正規則要求	59条	74条 (運転員が原子炉制御室にとどまるための設備) 第七十四条 発電用原子炉施設には、炉心の著しい損傷が発生した場合(重大事故等対処設備(特定重大事故等対処施設を構成するものを除く。))が有する原子炉格納容器の破損を防止するための機能が損なわれた場合を除く。)においても運転員が第三十八条第一項の規定により設置される原子炉制御室にとどまるために必要な設備を施設しなければならない。	

主蒸気逃がし安全弁（SRV）の環境試験について



図－1 過去のSRV環境試験条件（電力共同研究「安全上重要な機器の信頼性確認に関する研究」）

図－1は、安全上重要な機器であるSRVの信頼性を確認する試験として、電力共同研究「安全上重要な機器の信頼性確認に関する研究」（平成5年3月～平成7年9月）においてなされた試験条件の一つである。

本研究では、SRVの信頼性確認のための条件として、IEEEの規格に準拠し（IEEE Std 382 IEEE Standard for Qualification of Safety Related Valve Actuator）、JEAG 4601（原子力発電所耐震設計技術指針）に示された日本の耐震設計の考え方を加え、更に原子炉格納容器の設計時に考慮されるSRVの作動、冷却材喪失事故に際し発生する水力学的動荷重に伴う振動の影響評価を加えれば、SRVの信頼性確認としては十分な水準の確認が可能であると考えた。試験内容の概要は以下の通りである。全て問題なく完了し、SRVが十分な信頼性を有することが確認されている。

1】試験前の作動健全性の確認

○ 一般性能試験

弁の作動源である圧縮空気の最高圧力、最低圧力における作動試験を実施
供給空気の最高圧力条件で駆動部からの空気漏えい量も測定

2】運転中に受ける通常の放射線，熱，機械的作動が駆動部に及ぼす劣化の影響を加速試験により確認（各試験後は作動漏えい試験を実施）

- 機械劣化試験
- 放射線劣化試験
- 熱劣化試験
- 熱劣化後の機械劣化試験
- 加振試験

3】設計上考えられる動的振動を与え，SRVが十分な機能を有していることを確認

- 耐震試験（試験後は作動漏えい試験を実施）

4】設計基準事故時の放射線劣化試験（試験後は作動漏えい試験を実施）

設計基準事故時の放射線照射による機器作動性能への影響を確認

5】設計基準事故時の環境試験

設計上考えられる基準事故環境下において，SRVに要求される機能が満足されることを確認（試験条件 ⇒ 図1）

6】試験後の作動性能試験，漏えい試験

7】試験後検査として分解点検

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

(コリウムシールドの設計)

目 次

1. ペデスタル（ドライウェル部）内の水位管理方法について
2. 原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の冠水評価について
3. コリウムシールド材料の選定について
4. コリウムシールド厚さ，高さの設定について
5. コリウムシールドを考慮した溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について
6. 溶融炉心による熱影響評価について
7. 溶融炉心の排水流路内での凝固停止評価について
8. ペデスタル流入配管の取扱いについて

ペデスタル（ドライウエル部）内の水位管理方法について

東海第二発電所における，溶融燃料－冷却材相互作用及び溶融炉心・コンクリート相互作用の影響抑制を考慮したペデスタル（ドライウエル部）（以下「ペデスタル」という。）内の水位管理対策の内容を以下に示す。

1. ペデスタルの構造及び設備概要

東海第二発電所のペデスタルの概要図を第1図(a)及び(b)に示す。

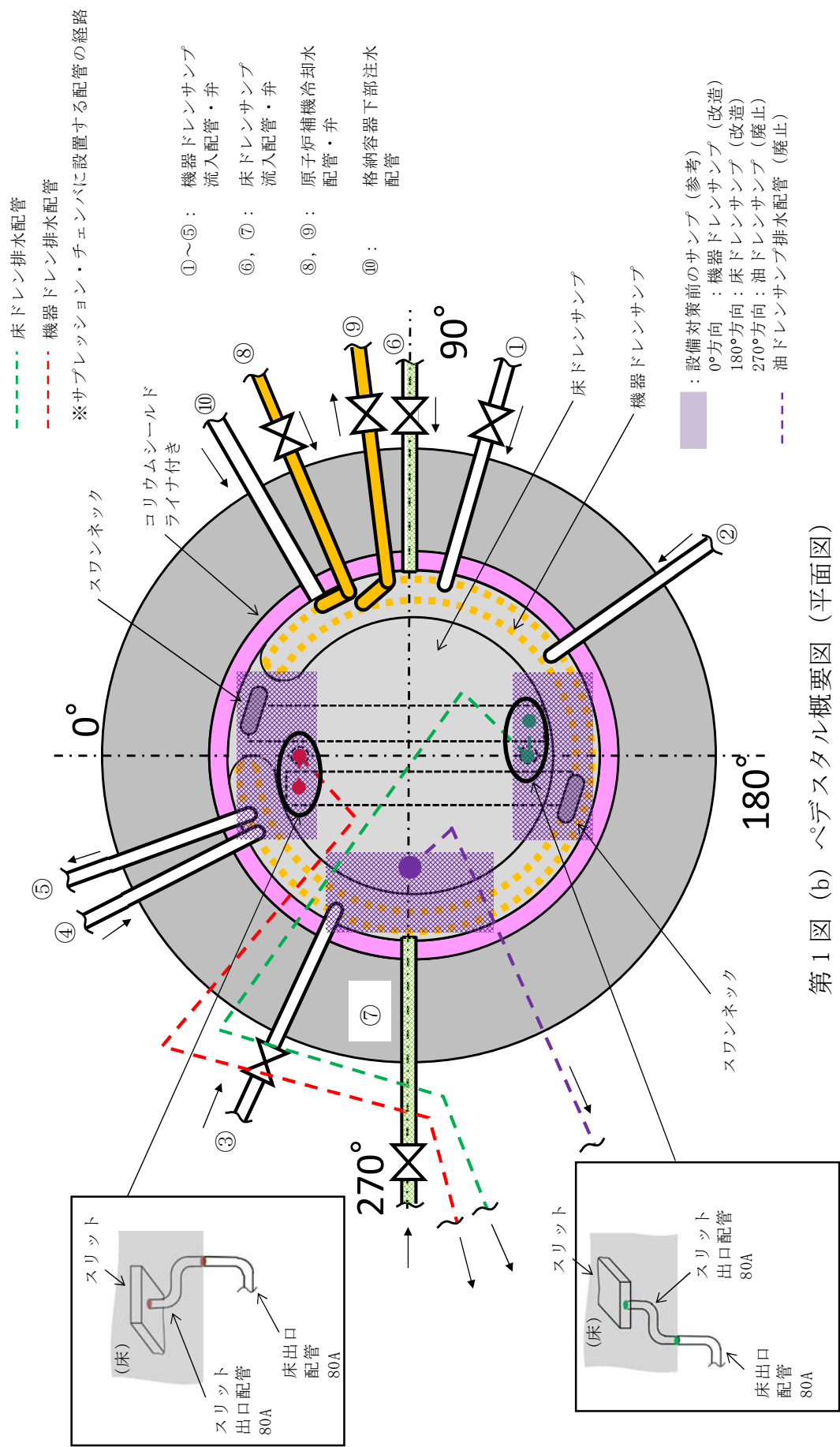
ペデスタル内の底面及び側面には，原子炉圧力容器（以下「R P V」という。）が破損し溶融炉心（以下「デブリ」という。）が落下した際のペデスタル構造健全性確保のため，Z r O₂製のコリウムシールドを設置する。また，コリウムシールド内は床ドレンサンプとして用いるために，コリウムシールド表面にS U S製のライナを敷設し通常運転中の水密性を確保するとともに，その内側に機器ドレンサンプを設置する。

ドライウエルにて生じる床ドレン及び機器ドレン並びに機器ドレンサンプを冷却するための冷却水は，第1図(a)及び(b)のようにペデスタル側壁の貫通孔を通る配管により各ドレンサンプへ導かれる。これらの配管はコリウムシールドの側壁部より高い位置からペデスタル内へ接続し，コリウムシールド内に堆積したデブリが配管へ流入しない設計とする。

床ドレンサンプ内に流入した水は，1mに立ち上げたスワンネックから流出させ，スリット及び配管を通じて原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備へ排水する。また，排水配管を分岐させベント管へ接続することで，事故時においてペデスタルからサブプレッション・チェンバへ排水する経路を設ける。

ペデスタルの側壁は鋼製スカートを介してR P Vを支持しており，R P V下部プレナムの中心付近には原子炉冷却材浄化系のボトムドレン配管が接続

されているとともに、ペデスタル内には制御棒駆動水圧系配管が敷設されている。



第1図 (b) ペデスタル概要図 (平面図)

2. 水位管理方法

通常運転時及び事故時におけるペデスタル内水位の管理方法を以下に示す。

(1) 通常運転時

ペデスタル床ドレンサンプの機能として、排水配管から 1m の水深を超えた流入水を原子炉建屋原子炉棟の床ドレンサンプ設備へ排水し、ペデスタル内水位を 1m に維持する。

(2) 事故発生から R P V 破損まで

ドライウェル圧力高信号及び原子炉水位異常低下 (L1) 信号により、ペデスタル内へ流入する配管 (床ドレン配管、機器ドレン配管及び原子炉補機冷却水配管) に対してペデスタル外側に設置した制限弁を自動閉止し、ペデスタルへの流入水を制限する。

制限弁閉止前の流入水等により水位が 1m を超えた場合には、ベント管に接続された床ドレン排水配管及び床ドレン排水弁を経由してサブプレッション・プールへ排水され、R P V 破損までにペデスタル内水位は 1m まで低下する。

事故が発生し炉心が損傷した場合、格納容器下部注水配管から水位 1m を超過するまで注水を実施し、その後排水することにより、R P V 破損時に確実に水位 1m を確保する運用とする。これに要する時間は 30 分程度 (注水開始操作に要する時間 (17 分)、水位 10cm 分の注水に要する時間 (3 分)、注水停止操作に要する時間 (4 分) 及び 5cm 分の排水に要する時間 (5 分) に余裕を加味した時間) と想定され、炉心損傷後のペデスタル注水開始から R P V 破損までの約 1.8 時間 (事象進展の早い大破断 L O C A 時の例) の間に余裕をもって実施可能である。

なお、床ドレンサンプの水位をR P V破損までに 1m とする排水の過程において、水位が 1.2m 以上であるときには、床ドレン排水配管及び床ドレン排水弁を経路とした排水に加えて、ベント管に接続された機器ドレンサンプ排水配管及び排水弁を経由してサンプレッション・プールに排水することが可能である。

ベント管に接続する床ドレン排水弁及び機器ドレン排水弁はR P V破損前に閉とし、R P V破損後のペデスタル水のサンプレッション・プールへの流出を防止する。

(3) R P V破損後

R P V破損及びデブリ落下後、ペデスタル内にて 0.2m 以上のデブリ堆積を検知後に、 $80\text{m}^3/\text{h}$ でペデスタル満水相当まで水位を上昇させるとともに、その後は満水近傍にて水位を維持する（別添 1）。

また、上記(1)～(3)の水位管理を実現するための設備対策について別添 2 に、ペデスタル内に設置する計器類について別添 3 にそれぞれ示す。

ペデスタル注水開始後の水蒸気爆発発生の可能性及び
水蒸気爆発発生抑制の考え方について

1. はじめに

東海第二発電所では、水蒸気爆発（以下「S E」という。）によるペデスタル構造への影響抑制のため、R P V破損時のペデスタル水位を 1m と設定し、S E 影響評価を実施している。しかし、R P Vの破損を判断した場合には、格納容器下部注水系（常設）によるペデスタル注水を実施する手順としており、注水開始後には 1m を超える水位がペデスタル内に形成されることとなり、S E 影響評価の想定を上回る規模の S E が発生する可能性がある。

これに対して、R P V破損及びペデスタル注水開始後のペデスタル内の状況を推定し、S E の発生可能性及びこれを考慮した水位管理について検討した。以下に検討の内容を示す。

2. R P V破損時のデブリ落下挙動

R P Vが破損するような状況においては原子炉注水機能が喪失している可能性が高く、R P V破損時にはデブリの大部分が下部プレナムに堆積することで、これらのデブリの重量及び熱的影響により制御棒駆動機構ハウジング等のR P V貫通部溶接箇所が破損し、デブリが落下し始めると考えられる。その後も、制御棒駆動機構ハウジングはペデスタル内において外部サポートにより支持されているため逸出が生じることは考えにくく、アブレーションによる破損口の拡大を伴いながら下部プレナムに堆積したデブリが継続的にペデスタルへ落下するものと考えられる。

なお、有効性評価においては、溶融燃料－冷却材相互作用や溶融炉心・コ

ンクリート相互作用による格納容器への負荷を厳しく評価する観点から、R P Vの破損形態として制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定しており、R P V破損口はアブレーションにより拡大しながら、R P Vの内圧及びデブリの堆積ヘッドにより、約 300ton の熔融デブリが約 30 秒間でペDESTALへ全量落下する結果となっている。

3. R P V破損後のペDESTAL内の水の状態とS E発生抑制の考え方

ペDESTAL内の初期水量及びペDESTAL注水量と、R P Vから落下するデブリの保有熱の関係より、ペDESTAL内の水が飽和温度に到達する条件を評価し、その結果よりS Eの発生可能性について検討した。第1表及び第2表に、評価条件を示す。

まず、R P V破損時にペDESTAL内に存在する水量（水深 1m）は であり、この水量を飽和温度まで昇温させるデブリ量は、約 11ton と評価される。これは、デブリ全体に対して 4%未満の落下量である。また、ペDESTALを満水（水深 ）とする水量は約 81m³であり、この水量を飽和温度まで昇温させるデブリ量は、約 31ton と評価される。このデブリ量がペDESTAL内に堆積した場合、その堆積高さは約 0.15m となる。よって、これに余裕を考慮し、0.2m までのデブリ堆積を検知後に満水までの注水を行うことで、ペDESTAL内を満水とした場合でも水の飽和状態は維持される。

また、R P V破損後のペDESTAL注水は 80m³/h にて実施するが、デブリからペDESTAL水への伝熱速度の観点からは、熱流束を 800kW/m²一定※、伝熱面積をデブリ拡がり面積である とすると、180m³/h 以上の水を飽和温度まで昇温する熱移行率となる。

※ M A A Pコードを用いた有効性評価においてデブリから上面水への限界熱流束として小さめに設定している値。

以上より，R P V破損後にはペデスタル内の水は速やかに飽和状態に至るとともに，0.2m までのデブリ堆積を検知後にペデスタル満水相当（水位 2.75m）までの注水を開始することにより，その後の注水過程でもペデスタル内の水は飽和状態に維持されるため，S Eの発生は抑制されと考えられる。

ペデスタル満水相当（水位 2.75m）まで注水を実施した後は，2.25m 及び 2.75m 高さの水位計を用いて，水位を 2.25m から 2.75m の範囲に維持するようペデスタル注水を実施することで，サブクール度を小さく保ちS Eの発生を抑制しながら，デブリの冷却を継続する。

また，R P V破損後にR P V内の残存デブリ冷却のための注水を実施した場合，注水の一部がR P Vの破損口からペデスタルへ落下しペデスタル内が常に満水状態となることが考えられるが，以下の理由によりS Eの発生は抑制されと考えられる。

- ・ R P Vからペデスタルへの落下水はR P V内に残存するデブリにより加熱され，また，ペデスタル内の水はペデスタルに落下したデブリにより加熱されているため，ペデスタル内の水は飽和状態を維持する
- ・ R P Vからペデスタルへの流入水のサブクール度が大きい場合，R P V内の残存デブリは冷却されており，ペデスタルへ落下する可能性は低い
ただし，ペデスタル注水手順は，先述のR P V破損口の拡大が生じない場合のような，デブリが少量ずつペデスタルへ落下してくる可能性を考慮しても，S Eの発生を抑制できるよう整備する（別紙参照）。

第 1 表 デブリの評価条件

項目	値	備考
デブリ密度 (kg/m^3)		M A A P 計算結果 (R P V 破損時の値) を, デブリ保有熱が小さくなるように丸めた値
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ熔融潜熱 (J/kg)		
デブリ初期温度 ($^{\circ}\text{C}$)		
デブリ冷却後温度 ($^{\circ}\text{C}$)	500	デブリ保有熱を小さめに評価する観点から, 高めに設定

第 2 表 ペデスタル水の評価条件

項目	値	備考
ペデスタル水密度 (kg/m^3)	1,000	概略値を使用
ペデスタル水比熱 (J/kgK)	4,180	
ペデスタル水初期温度 ($^{\circ}\text{C}$)	35	外部水源温度
ペデスタル水飽和温度 ($^{\circ}\text{C}$)	135	R P V 破損時のドライウエル圧力の包絡値 (0.3MPa) における飽和温度
ペデスタル水半径 (m)		コリウムシールド厚さを 15cm とした場合の, コリウムシールド内半径

デブリ少量落下時のS E発生可能性を考慮したペデスタル注水管理について

原子炉注水機能が喪失しR P V破損に至るような状況においては、デブリが継続的に落下することによりペデスタル内の水は飽和状態となりS Eの発生は抑制されることが考えられることから、R P V破損の検知後には、確実なデブリ冠水及び冷却のため、ペデスタル満水相当まで連続して注水を行うとともに、その後もデブリの冷却に必要な量の注水を継続することとしている。その手順は以下のとおりである。

(a) R P V破損前

ペデスタルへの事前注水及び排水配管からの排水により、水位は1mに維持される。

(b) R P V破損後

R P V破損を判断した場合には、ペデスタル満水相当の水位2.75mまで注水を実施する。その後は、2.25m及び2.75m高さの水位計を用いて、水位を2.25mから2.75mの範囲に維持するようペデスタル注水を実施し、サブクール度を小さく保ちS Eの発生を抑制する。

一方、R P V破損前に原子炉注水機能が復旧した場合等に、少量のデブリがペデスタルに落下し残りの大部分がR P V内に残存する可能性や、デブリがごく少量ずつ継続して落下する可能性も考えられ、デブリ落下挙動には不確かさが存在する。したがって、このような場合において、ペデスタル注水により水深が深く、サブクール度の大きい水プールが形成され、その後R P V内に残存したデブリが落下した際に万が一S Eが発生する可能性についても考慮し、上記(a)及び(b)の手順に加え、以下(c)の手順によりペデスタルへの注水を管理す

ることとする。

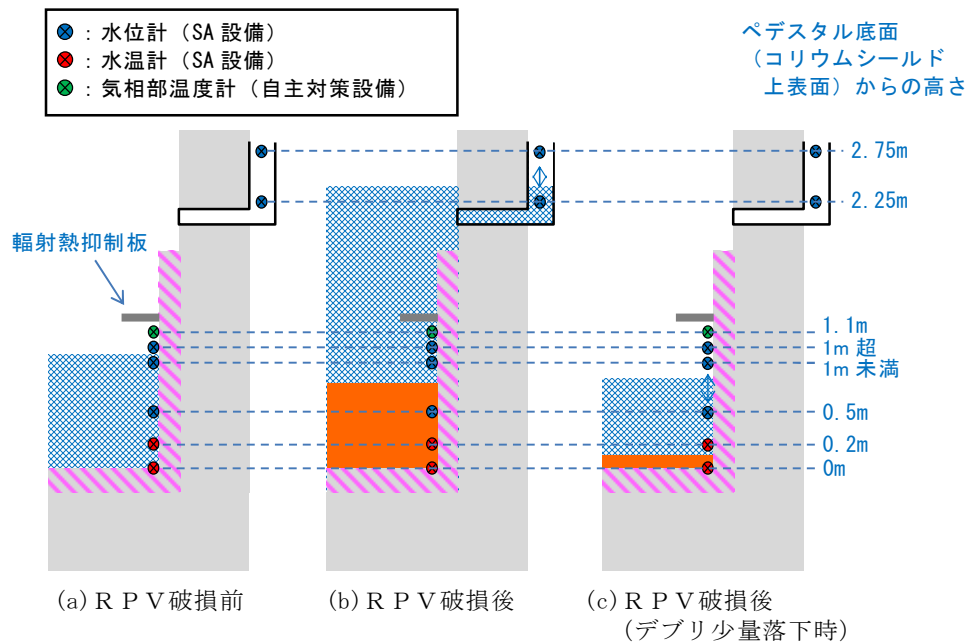
(c) R P V破損後（デブリの落下量が少量の場合）

ペデスタル満水（水深 、約 81ton）の水を飽和温度に到達させるデブリ量は約 31ton（全体の約 11%）であり、その堆積高さは約 0.15m となる。これより、ペデスタル底面から 0.2m 高さにデブリ検知器を設置し、R P V破損判断後においても 0.2m 高さまでのデブリ堆積が検知されない場合には、0.5m 及び約 1m 高さの水位計を用いて、水位 0.5m 未満を検知した場合に水位約 1m までペデスタルへ注水する間欠注水を行うことにより、深い水プールの形成を防止し S E の発生を抑制する。

第 1 図に示す重大事故等対処設備の計装設備を用いた水位管理により、上記のとおりデブリの冠水状態は維持・監視可能であるが、水位を 0.5m から 1m の高さで維持している間にデブリの冠水状態が維持されていることが別のパラメータにより参考情報として得られるよう、1m より上部に気相部温度計を設置し、気相部温度が格納容器圧力に対する飽和温度相当であることを確認する。万が一、デブリの冠水状態が維持されずに気相部温度が格納容器圧力に対する飽和温度相当を超えて上昇する場合には、ペデスタルへの注水を判断する。

なお、人通用開口部下端（ペデスタル底面から約 2.8m 高さ）付近に設置されているターンテーブル等の構造物にデブリが付着した際にも、輻射熱の影響により気相部温度計の指示が上昇することが考えられる。この気相部温度計の指示上昇を抑制し、ペデスタル床面に落下したデブリの冠水状態が維持されずに気相部に露出したデブリからの輻射熱による雰囲気温度の上昇のみを計測可能とするため、気相部温度計は蒸気密度が高い水面付近（ペデスタル底面から約 1.1m）に設置するとともに、気相部温度計の上部に輻射熱抑制板を設置する。

ただし、構造物へのデブリの付着量や形状によっては、輻射熱の影響により気相部温度計が機能喪失する可能性も考えられることから、気相部温度計及び輻射熱抑制板は自主対策設備として設置する。



第 1 図 ペデスタル水位管理の概念図

ペデスタル排水設備対策について

1. はじめに

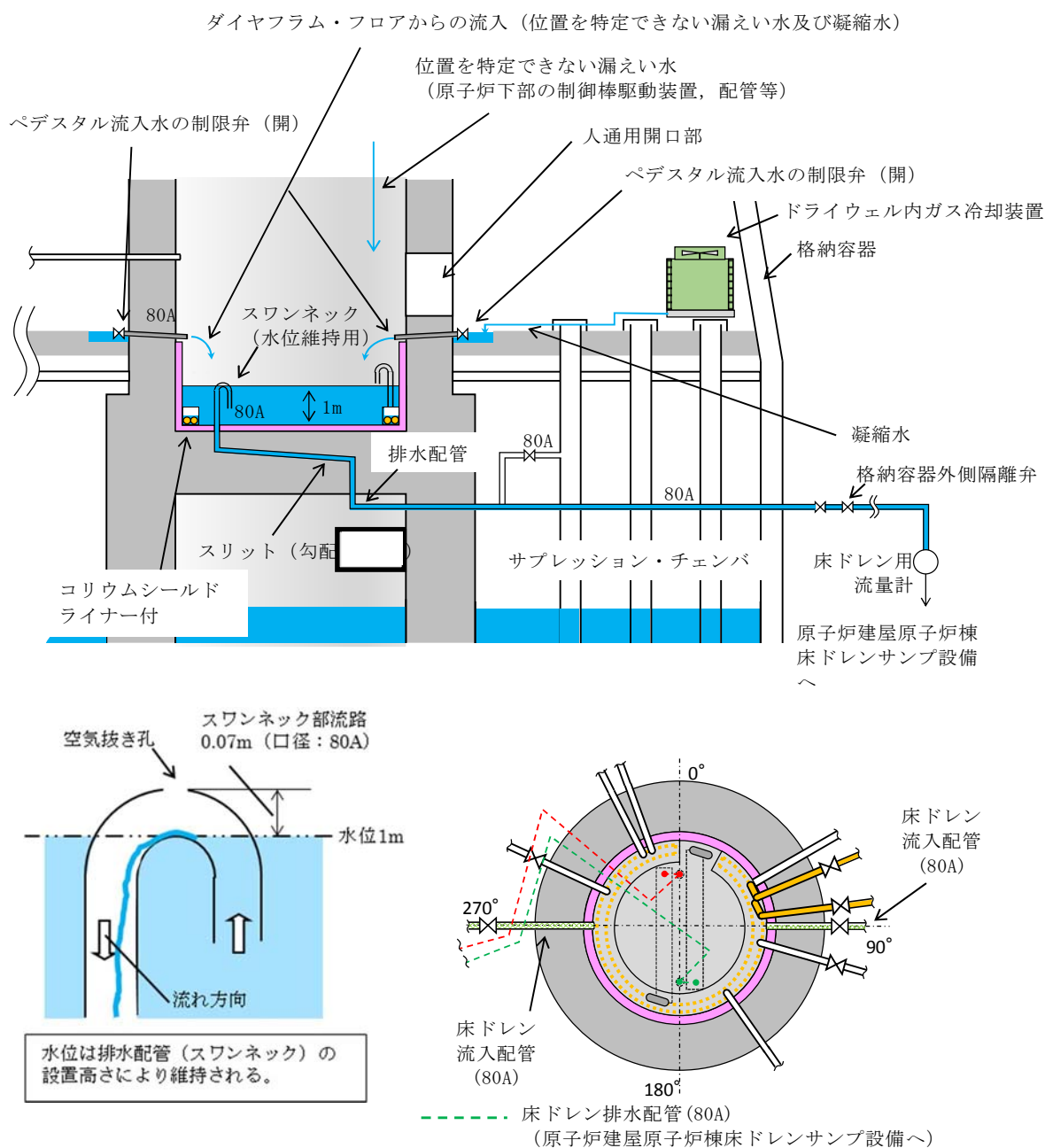
通常運転中，事故発生から R P V 破損まで及び R P V 破損後について，水位管理に必要な排水設備対策の方針を各々記載する。

(1) 通常運転時

①ペデスタル内床ドレンサンプ

- ・ドライウェル内ガス冷却装置から発生する凝縮水，漏えい位置を特定できない格納容器内の漏えい水（以下「漏えい水」という。）が流入する設計とする。（第 1 図）
- ・サンプの水位は，サンプから排水する排水配管の入口（スワンネック）高さを床面から 1m に設定することで，常時 1m の水位を保つことが可能な設計とする。（第 1 図）
- ・サンプへの流入水は，高さ 1m に設置する排水配管の入口（スワンネック）から，排水配管内を通じてサプレッション・チェンバを経由し，格納容器外の原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備へ全量排水される設計とする。（第 1 図）
- ・漏えい水は，運転中に生じるドライウェル内ガス冷却装置からの凝縮水の流入によってサンプ水位は常時 1m に維持されているため，サンプに流入する全量が排水され，原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備に至る過程で，床ドレン用流量計により $0.23\text{m}^3/\text{h}$ を検出することが可能な設計とする。（第 1 図）
- ・排水配管水平部の勾配は，通常運転中の排水性を確保する観点及び R P V 破損後にスリット内でデブリが凝固するための必要な距離（スリット

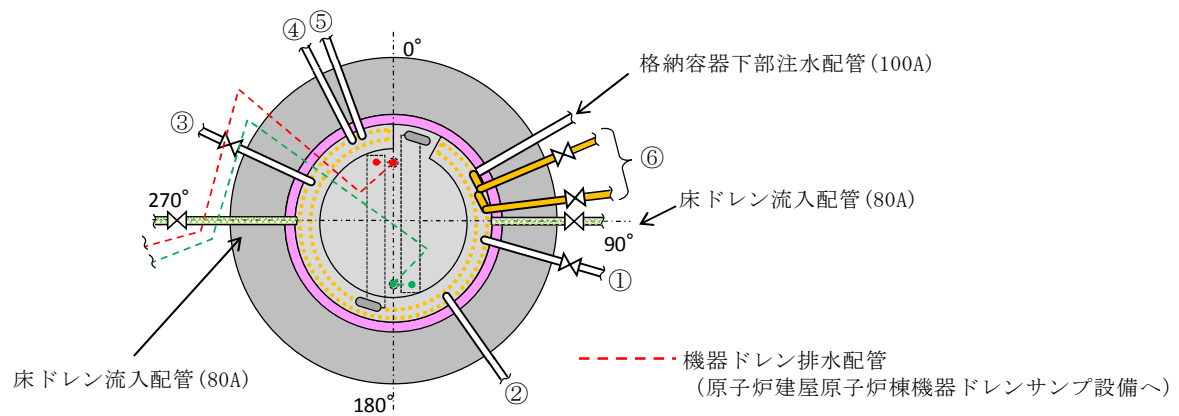
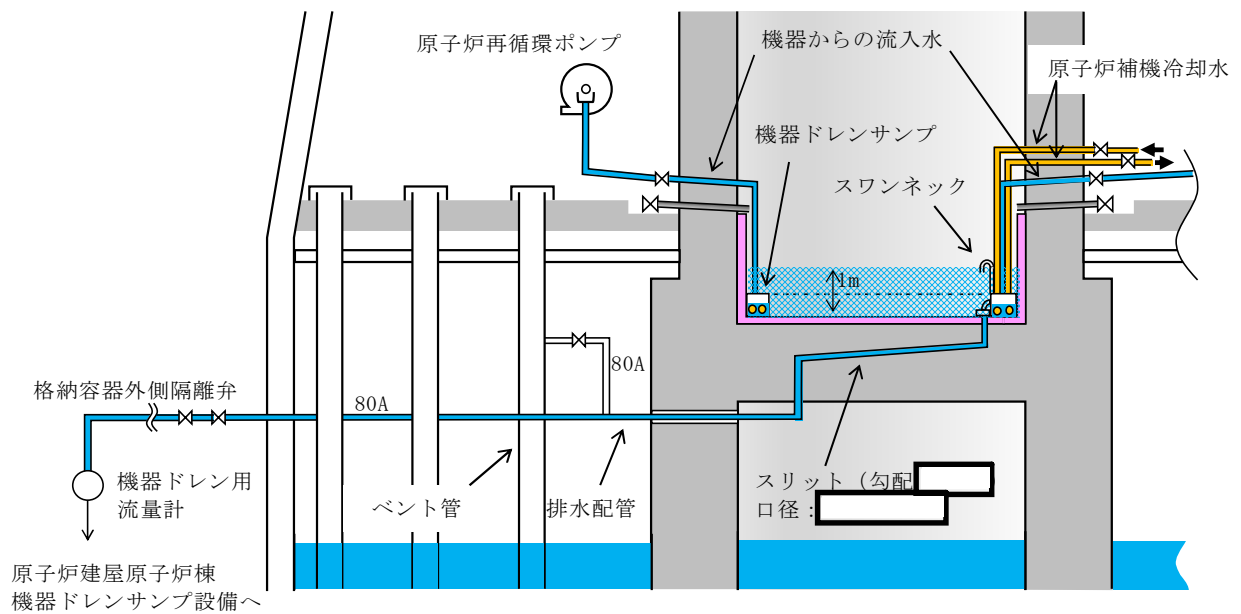
全長は $\square$ を短くする観点から、スリットの勾配を $\square$ に制限した設計とする。(第1図) なお、RPV破損までの排水性に対しては、スリットの勾配は影響しない。



第1図 ペDESTAL床ドレンサンプの通常運転時流入水及び排水経路図

②ペデスタル内機器ドレンサンプ

- ・原子炉再循環ポンプグランド部からの排水，機器からのリーク水及び機器点検時のドレン水が流入する設計とする。（第2図）
- ・ドレン水は，サンプ内で冷却（原子炉補機冷却水配管により）され，原子炉建屋原子炉棟機器ドレンサンプへ全量排出される設計とする。（第2図）
- ・原子炉補機冷却水配管をサンプ内部に通し，高温のドレン水を冷却することができる設計とする。（第2図）
- ・サンプからの排水は，原子炉建屋原子炉棟機器ドレンサンプ設備に至る過程で，機器ドレン用流量計により排水量を計測し， $5.70\text{m}^3/\text{h}$ の排水（漏えい量）を検出することが可能な設計とする。（第2図）
- ・排水配管水平部の勾配は，通常運転中の排水性を確保する観点及びR P V破損後にスリット内でデブリが凝固するため必要な距離（スリット全長は□）を短くする観点から，スリットの勾配を□に制限した設計とする。（第2図）
- ・サンプには複数のドレン水が流入するため，排水性確保の観点からベント管を設置する設計とする。



NO.	流入元	運転中の状態
①	原子炉再循環ポンプ (A) グランド部排水, 機器からのリーク水 (*1), 機器点検時のドレン水 (50A) (*2)	常時排水有
②	原子炉再循環ポンプ (A) 点検時のドレン (50A) (*2)	常時排水なし
③	原子炉再循環ポンプ (B) グランド部排水, 機器からのリーク水 (*1), 機器点検時のドレン水 (50A) (*2)	常時排水有
④	機器点検時のドレン水 (80A) (*2)	常時排水なし
⑤	原子炉再循環ポンプ (B) 点検時のドレン (50A) (*2)	常時排水なし
⑥	原子炉補機冷却水配管 (50A)	常時通水

*1 弁グランド部からのリーク水 (運転中)

*2 通常閉の弁を開にし排水 (定検時のみ)

第 2 図 ペDESTAL機器ドレンサンプの運転中流入水及び排水概要図

(2) 事故発生から R P V 破損前まで

① R P V 破損前までに達成すべき条件

- ・デブリ落下までの間、ペデスタル床ドレンサンプの水位を 1m に維持すること。

② 条件を達成するための設備対策

a. ドライウェルからの流入水の遮断

- ・ペデスタル床ドレンサンプへの流入水を遮断するため、ドライウェル圧力高信号及び原子炉水位異常低下 (L1) 信号により、ペデスタル流入水の制限弁 (床ドレン) を閉にする設計とする。(第 3 図(a)(c))
- ・制限弁を閉にすることにより、格納容器スプレイ水等のペデスタルへ流入する可能性のある水は、ベント管を介してサブプレッション・プールへ排水される設計とする。(第 3 図(a)(c)(d))

b. ペデスタルへの流入水の排出

- ・事故発生により格納容器外側隔離弁は開から閉状態となり、ペデスタル床ドレンサンプへの流入水の格納容器外への排水は遮断されるが、通常運転中から床ドレン排水弁を開の状態にしておくことで、ベント管を介してサブプレッション・プールへ自然排水される設計とする。(第 3 図(a)(c)(d))
- ・事故時のペデスタル床ドレンサンプへの流入水により、ペデスタル床ドレンサンプの水位は上昇するが、R P V 破損までの間に、ペデスタル床ドレンサンプの水位が、1m まで排水可能な設計とする。(別紙)
- ・以下を考慮し、床ドレン排水配管のベント管への接続高さをペデスタル床のコンクリート表面より 下の位置に設置する設計とする。
(第 3 図(a))

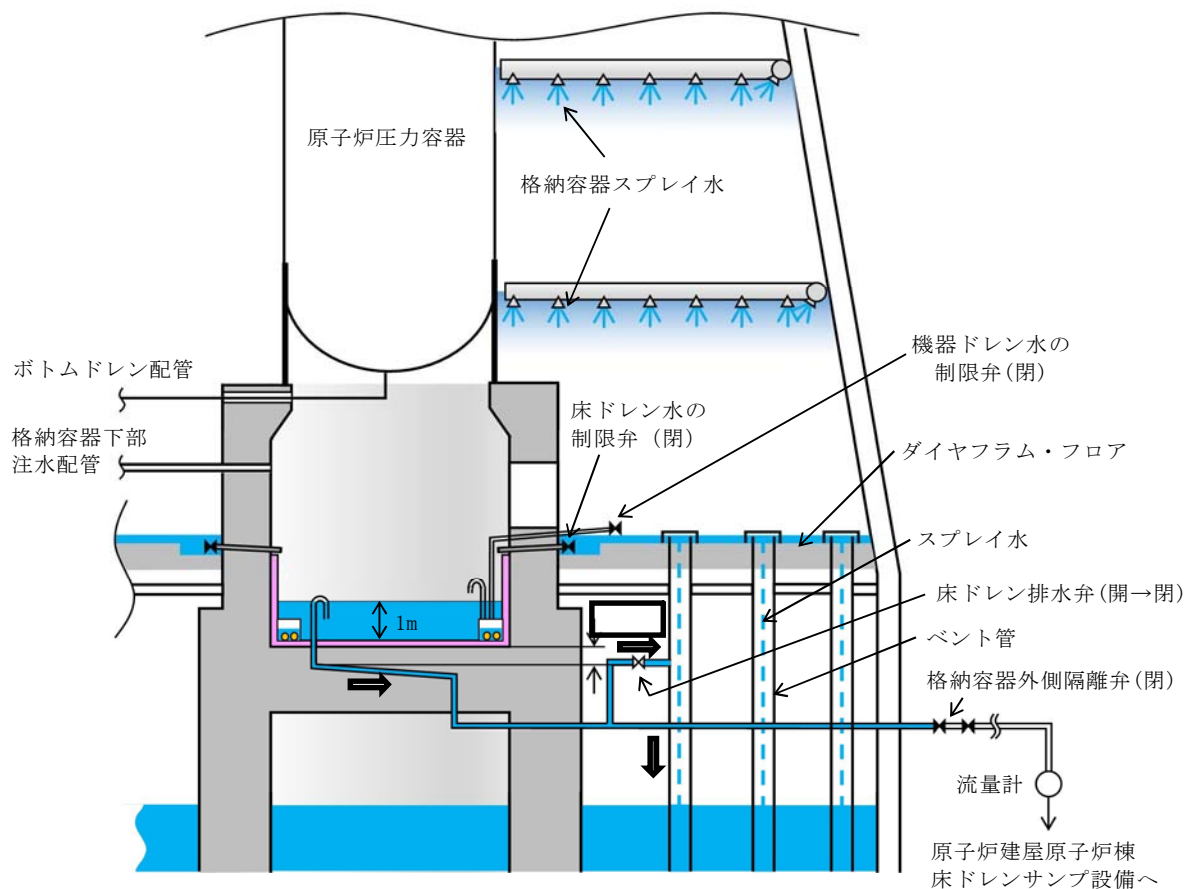
➤ 床ドレン排水配管のベント管への接続高さは、サンプへの流入水の

排水流量を確保する観点からは低い方が望ましいが、スリット内部でのデブリ凝固の確実性向上の観点からは、スリット内に水を保有させるためスリットより高くする必要がある。このため、床ドレン排水配管のベント管への接続高さは、床ドレン排水配管の下端位置がスリット高さ方向の流路（10mm）の上端の位置になるように設置する設計とする。（第3図(a)）

➤ スリットの設置高さを低くする場合、スリット内でデブリが凝固した際に、床スラブ鉄筋コンクリートの温度上昇による強度低下が懸念される。そこで、コリウムシールド無しの条件において温度による強度低下を考慮しても床スラブの健全性が確保されるスリット高さ（ペデスタル床のコンクリート表面から  下）にスリットを設置する。（第3図(a)）

- ・ 床ドレン排水配管を接続するベント管については、真空破壊弁作動時のベント管内のサプレッション・チェンバからドライウェルへの上昇流が排水に影響することがないように、真空破壊弁が設置されていないベント管を対象とする設計とする。（第3図(d)）
- ・ ベント管に接続する床ドレン排水弁は、R P V破損前のペデスタル注水により水位が上昇し1mを超える高さの水位計が水位を検出した後、ベント管を通じた排水により水位が低下し同水位計にて水位が検出されなくなった場合に、一定の時間遅れ（当該水位計高さから1m高さまでの排水に必要な時間を考慮）で自動閉止する設計とする。これにより、R P V破損後のペデスタル水のサプレッション・プールへの流出を防止する。なお、地震によるスロッシング等により万一排水弁が意図せず閉止した場合には、運転員操作により早期に排水弁を開放する手順とする。

- ・機器ドレン排水配管及び排水弁による排水経路から、R P V破損後のペDESTAL水がサプレッション・プールへ流出することを防ぐため、床ドレン排水弁と同時に自動閉止する設計とする。また、機器ドレン排水配管のベント管への接続高さ及び接続位置（真空破壊弁が設置されていないベント管に設置する）は、床ドレン排水配管と同じ設計とする。（第3図(d)(e)）

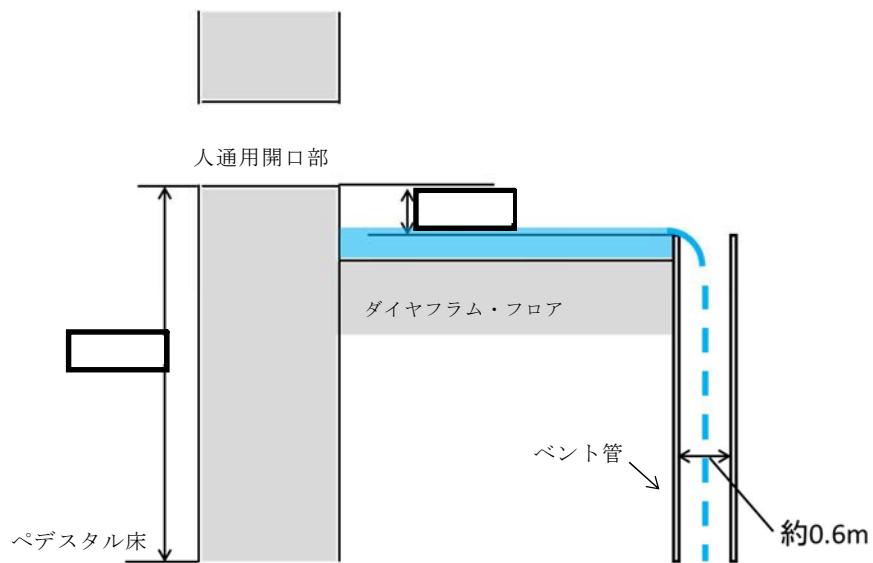


ペDESTALに流入した水はベント管（真空破壊弁が設置されていないもの）を介してサプレッション・プールへ排水される。ベント管は、格納容器スプレイ水等の流入も考えられるが、ベント管は個数が108本あり、約0.6mの直径を有していることから、ベント管の単位面積当たりに流れる格納容器スプレイ水等の流量はわずかであり、ペDESTALへの流入水の排水性に影響はないと考えられる。

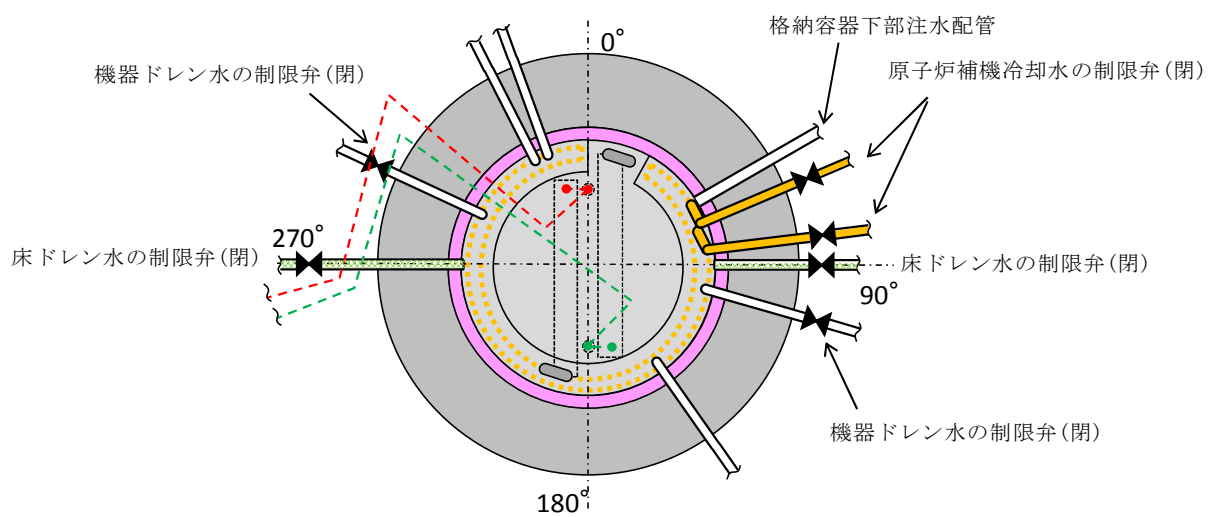
サプレッション・チェンバからの格納容器ベント用の配管下端は、ペDESTAL床のコンクリート表面より約0.62m下であり、排水配管のベント管への接続高さよりも高い位置に設置されている。ただし、格納容器ベント中のサプレッション・プール水の最高水位は、ペDESTAL床のコンクリート表面より約0.62m下であり、床ドレン排水配管のベント管への接続高さよりも低い位置となるため、格納容器ベント中でも床ドレン排水配管が水没することはない。

【参考】最も高い位置の真空破壊弁はペDESTAL床のコンクリート表面より約0.47m下であり、床ドレン排水配管のベント管への接続高さよりも高い位置であるが、その他の真空破壊弁はペDESTAL床のコンクリート表面より約1.36m下であり、床ドレン排水配管のベント管への接続高さよりも低い位置に設置されている。

第3図 (a) ペDESTAL床ドレンサンプの水位1m維持対策概要



第3図 (b) ペDESTアル床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要

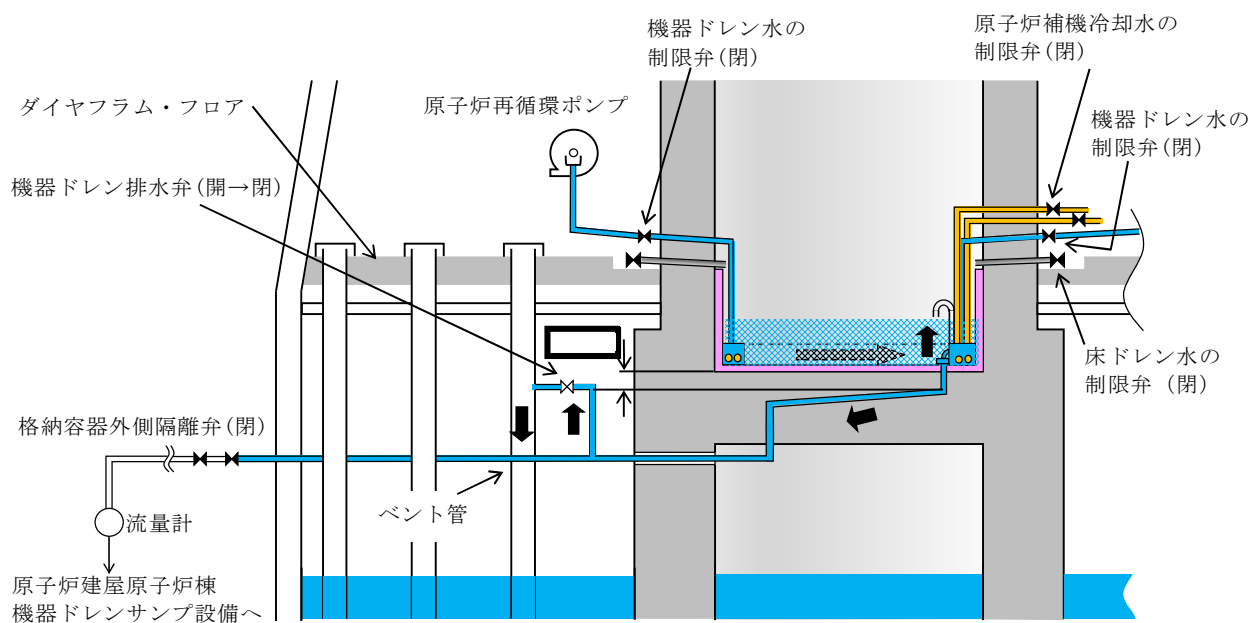


第3図 (c) ペDESTアル床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要



- 機器ドレン排水配管 (80A)
(原子炉建屋原子炉棟機器ドレンサンプ設備へ)
- 床ドレン排水配管 (80A)
(原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備へ)
- ベント管 ペDESTAL床ドレンの排水経路となるもの (真空破壊弁なし 1 か所)
- ベント管 ペDESTAL機器ドレンの排水経路となるもの (真空破壊弁なし 1 か所)
- ベント管 真空破壊弁付き (11 か所)
- ベント管 真空破壊弁なし (95 か所)

第 3 図 (d) ペDESTAL床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要



第 3 図 (e) ペDESTAL床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要

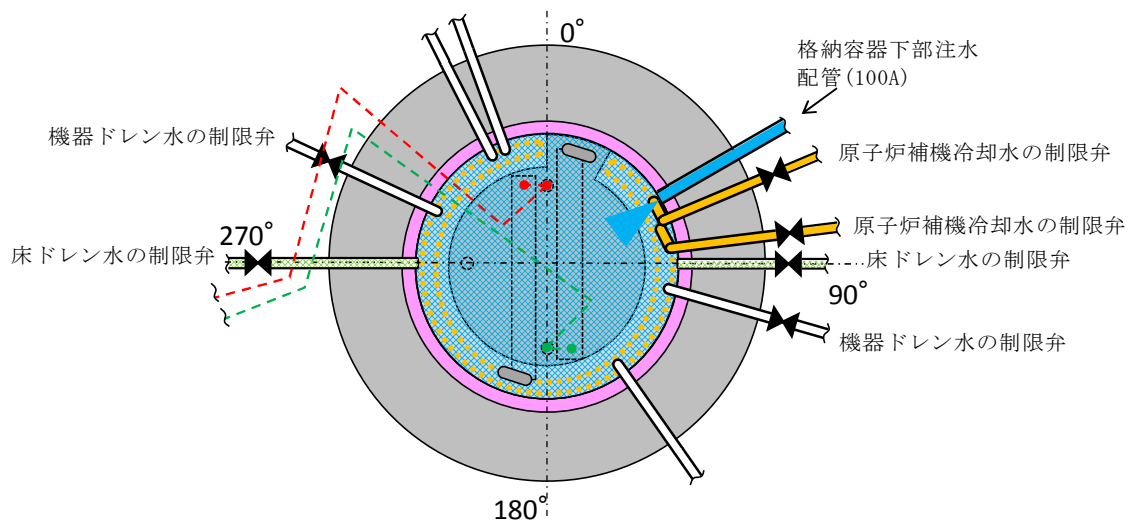
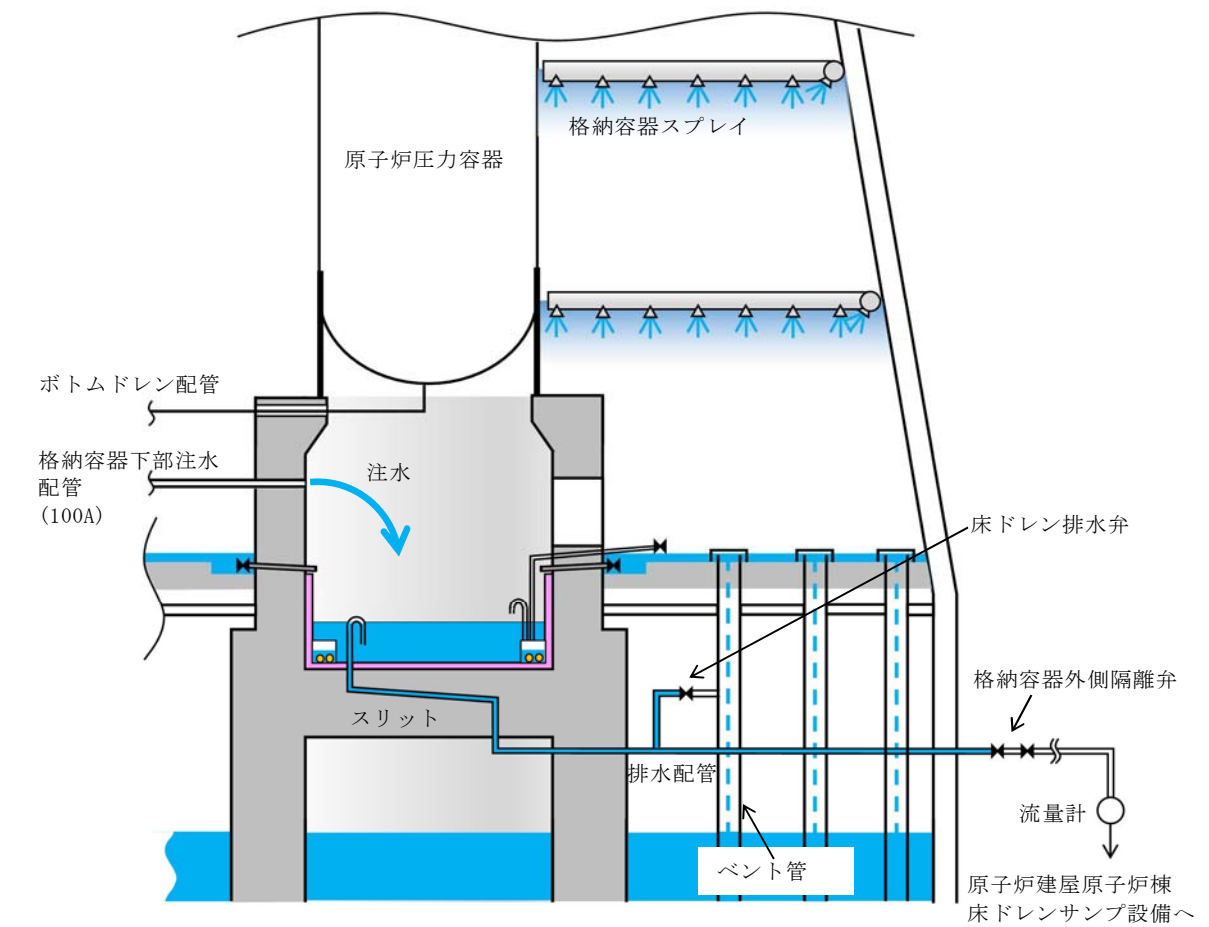
(3) R P V破損後

① R P V破損後に達成すべき条件

- ・ペデスタル床ドレンサンプへ落下したデブリを冷却するために、注水できること。
- ・ペデスタル床ドレンサンプの水位を管理できること。

②条件を達成するための設備対策

- ・R P V破損後、デブリが機器ドレン配管及び原子炉補機冷却水配管を溶融することにより、当該配管からペデスタル内へ内包水が流入することを防止するため、ドライウェル圧力高信号及び原子炉水位異常低下（L1）信号により、ペデスタル流入水の制限弁（機器ドレン及び原子炉補機冷却水）を閉にする設計とする。（第4図）
- ・R P V破損後のデブリ落下後に、格納容器下部注水系から注水を行う設計とする。（第4図）



第 4 図 ペデスタル床ドレンサンプ注水概要図

事故発生からR P V破損までのペデスタル流入水の排水評価について

R P Vが破損しデブリがペデスタルへ落下する際には、S Eの影響を抑制するためペデスタル内水位を1mとすることとしている。これに対して、事故発生後にペデスタル内への水の流入があった場合でも、R P V破損までにペデスタル内水位が1mまで排水されることを確認した。以下にその内容を示す。

1. 評価において想定する事象

東海第二発電所のペデスタル内構造（添付資料 3.2.3 本文第1図参照）をもとに、事故発生からR P V破損までの間にペデスタル内へ水が流入し得る事象を選定し、それぞれに対して排水評価の要否を検討する。

(1) 大破断L O C A

R P V破損する場合の有効性評価の評価事故シーケンスとしては、過渡事象時に注水機能が喪失する事象（以下「過渡事象」という）を選定しているが、過渡事象ではドライウェル内に水が流出することはない、R P V破損までに格納容器スプレイを実施することはない。一方で、大破断L O C A時に注水機能が喪失する事象（以下「L O C A事象」という）では、ドライウェル内への水の流出やR P V破損までの格納容器スプレイの実施により、ペデスタル内への水の流入が生じるため、排水評価の対象とする。

(2) ボトムドレンL O C A

R P V破損を想定する評価事故シーケンスのうち、ペデスタル内におけるボトムドレンL O C Aが生じた場合、R P Vからペデスタルへ多量の原子炉冷却材が流入する。しかし、この流入水は飽和状態であるため、水深が深い場合でもS Eの発生可能性は極めて低く、万一S Eが発生した場合

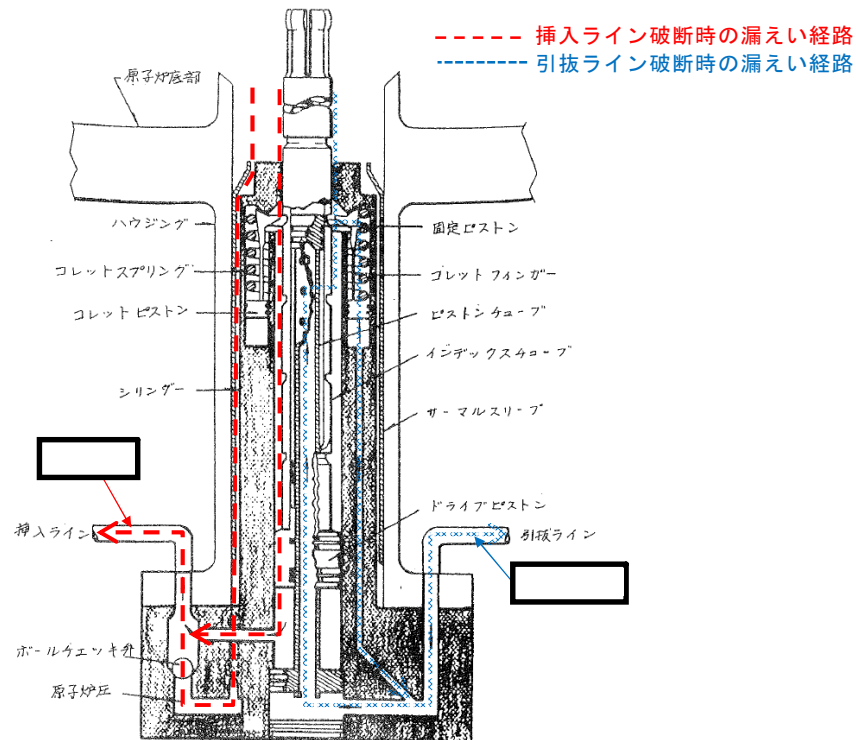
の発生エネルギーも小さいと考えられることから、排水評価の対象事象とする必要はないと考える。ただし、排水性能の保守性を確認する観点から参考として排水可能性を評価する（参考 1）。

(3) その他のペデスタル内への流入事象

ペデスタル内において制御棒駆動水圧系配管が破断した場合、R P V及び制御棒駆動水圧系からペデスタル内に漏えい水が流入する。しかし、事象確認後に制御棒駆動水ポンプを停止することで、制御棒駆動水圧系からペデスタルへの流入は停止する。また、第 1 図のとおり、当該配管は 1 インチ以下の細さであることに加え R P Vからの漏えいは制御棒駆動機構のシール部を介するため、その漏えい量はごく少量であり、R P V破損に至ることは考えにくく、排水評価の対象外とする。

また、ペデスタル内において機器ドレン配管や原子炉補器冷却水配管が破断した場合にもペデスタル内へ冷却水が流入するが、上記と同様にこれらの事象に起因して R P V破損に至ることは考えにくく、排水評価の対象外とする。

以上より、排水評価において想定する事象として L O C A 事象を選定する。



第 1 図 制御棒駆動水圧系配管破断時の R P V からの漏えい経路

2. 評価条件

- ・ L O C A 事象発生時, ドライウェル圧力高信号及び原子炉水位異常低下 (L1) 信号によりペデスタル流入水の制限弁は事象発生後すぐに閉止することから, 格納容器スプレイ水等によるドライウェルからの流入水は制限されるが, ここでは事故発生 5 分間はペデスタルへの流入が継続すると仮定する。また, ドライウェルからの流入量を多く評価する観点から, ダイアフラム・フロア上に溜まる水の水位は, 物理上最も高くなるベント管高さとする。このとき, ドライウェルからペデスタルへの流入量は, 以下のように計算され, これを R P V 破損までの必要排水量とする。

$$V = v_{in} \times A \times t = (2gh)^{1/2} \times A \times t$$

V : 必要排水量 $[\text{m}^3]$, v_{in} : 流入速度 $[\text{m}/\text{s}]$,

A : 流入口面積 $[\text{約 } 8.6 \times 10^{-3} \text{ m}^2]$

(床ドレン配管内径 73.9mm×2 本分) ,

t : 流入継続時間 [5min=300s] , g : 重力加速度 [9.8m/s²] ,

h : 流入水水頭 [約 0.36m]

(ベント管上端高さ - 流入配管高さ)

- ・設備対策より配置されるコリウムシールド等の構造物については、評価上その体積を除外することで必要排水量を増やし、保守的な評価とする。
- ・機器ドレン排水配管及び排水弁を経由したサプレッション・プールへの排水が期待できるが、この排水経路からの排水は評価から除外する。
- ・排水配管はドライウェル気相部に接続され圧力差はないため、排水量を評価する上で、ドライウェル及びサプレッション・プール内圧は考慮しない。
- ・排水配管の長さ、内径、エルボや弁等に相当する長さ等考慮し、下記式によりある排水流量を想定した場合の排水流路の圧力損失を算出する。本評価では、まず任意の流量 (22m³/h : ボトムドレン L O C A 時の平均必要排水流量) の場合の圧力損失 (1.8m) を算出し、その際に求まる圧損係数 (K) を基に、以降の流量と圧力損失の関係を算出している。圧力損失はペデスタル水位と排水口の水頭差に等しいことから、排水開始する初期水位時の排水口との水頭差及び圧損係数 (K) を基に初期排水流量を算出し、初期排水流量である時間ステップ幅だけ排水された場合の水位及び当該水位での排水流量を算出し、これを繰り返すことによって水位 1m までの排出時間を算出している。また、下式に示す圧損 H は、エルボの数を 2 倍程度見込む等、保守的な値としている。

圧損損失計算式 (出典 : 日本機械学会編, 機械工学便覧)

$$H = \lambda \times (L/D) \times (v^2/2g) + \sum \lambda \times (L'/D) \times (v^2/2g) = K \times Q^2$$

H : 配管圧損 [m] , L : 配管長さ [m] , D : 配管内径 [m] ,

L' : エルボや弁等に相当する長さ [m] , v : 流速 [m/s] ,

g : 重力加速度 $[\text{m}/\text{s}^2]$, λ : 管摩擦係数 $[-]$, K : 圧損係数 $[-]$,
 Q : 流量 $[\text{m}^3/\text{h}]$

第 1 表 圧力損失計算要素

	単位	スワンネック入 口～出口(*1)	スリット入口 ～出口(*2)	スリット下流 配管(*3)
配管内径 : D	m			
流量 *4	m^3/h			
流速	m/s			
管摩擦係数 : λ	—			
配管長	m			
配管 L/D	—			
90°ショートエルボ *5 ($L'/D = \square$)	個			
弁 *5 ($L'/D = \square$)	個			
管入口 *5 ($\lambda \cdot (L'/D) = \square$)	個			
開放端 *5 ($\lambda \cdot (L'/D) = \square$)	個			

(補足) 上記計算要素の具体的な数値等は設計進捗により、妥当性を損なわない範囲で変更があるものとする。

- *1 スワンネック部は、90° ショートエルボ ($\square$ 個)、直管 $\square$ 相当とし、管入口と管出口(開放端)の係数を考慮。
- *2 スリット部は、断面積が等しい円管、90° ショートエルボ ($\square$ 個)とし、管入口と管出口(開放端)の係数を考慮。圧損は円管の $\square$ とする。
- *3 スリット下流配管は、配管長 $\square$ 、90° ショートエルボ ($\square$ 個)、弁 ($\square$ 個)と想定し、 $\square$ を考慮。
- *4 流量は $\square$ とした。表 1 は流量を $\square$ とした場合の例を記載。
- *5 CRANE 社「FLOW OF FLUIDS THROUGH VALVES, FITTINGS, AND PIPE Technical Paper No. 410, 1988」

上表を基に、圧力損失を計算した結果を以下に示す。

$H_1 = \square$

K=

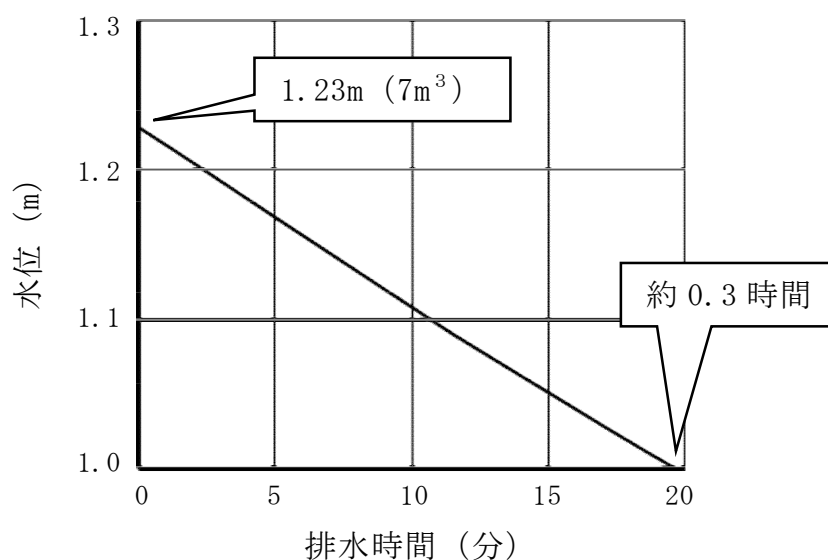
(流量 における配管圧損は、 $K \times Q^2 =$)

3. 評価結果

評価結果は第 2 表及び第 2 図のとおりであり，R P V破損までの時間が短い大破断L O C A（事象発生からR P V破損まで約 3 時間）を想定しても，水位 1m まで排水可能である。

第 2 表 必要排水量と排水時間

項 目	評価結果
必要排水量	約 7m ³
排水時間	約 0.3 時間



第 2 図 ペデスタル水位 1.23m から水位 1m までの排水時間

4. 評価結果に対する裕度

- ・必要排水量

必要排水量はコリウムシールド等の構造物を考慮していないことから、必要排水量は内部構造物の体積分保守的な評価としている。

- ・排水時間

排水時間については、排水に伴って低下する水位並びに流路の形状及び長さ等（圧力損失）を保守的に考慮して算出している。

- ・排水流量

計算過程で使用する圧力損失は、配管長さやエルボの数等に余裕を持たせており、平均排水流量 時の圧力損失は合計 である。

5. 異物による影響

ペデスタル内に設ける排水の流入口は、スワンネック構造とする。スワンネックは、逆U字形の形状をしているため、水面付近の浮遊物は排水口から流入し難い構造上の利点がある。空気孔は、逆U字形部からの排水性を確実にするために設ける設計とする。排水口の高さ方向の位置は、水面の浮遊物や床面の異物を持ち込ませないために適切な位置で設定する設計とする。また、異物落下に対して破損等がないよう、サポート等で固定する。このスワンネックの構造を考慮した上で、スワンネック構造への落下物の影響、ペデスタル内に流入する異物による排水性への影響を評価する。なお、スワンネック構造を流入口とする排水流路は、R P V破損前にペデスタル内の水位 1m を達成した時点で排水弁を閉止し、その後は用いないことから、排水機能の要求期間はR P V破損前までであり、R P V破損前までに想定される落下物及び異物を対象として評価する。

事故時に発生する落下物によりスワンネック構造が損傷しないこと、異物

がペDESTAL床ドレンサンプに流入したと仮定し評価しても、異物により排水性に悪影響が生じる可能性が低いことを第3表に示す。

落下物により、スワンネック構造が影響を受けないことを確実にするため、スワンネック構造の周囲に柵を設置する設計とする。

この柵は、異物がスワンネック及び排水配管の排水性に対して悪影響を及ぼさないこと及び想定されない異物が排水性に悪影響を及ぼさないことをより確実にするため、異物混入防止機能を有した設計とする。柵は、スリットの短辺  よりも小さい開口径を有し、開口が重ならないよう2重に配置した設計とする。仮に、スリット部で固着し堆積する可能性がある線状の異物を想定しても、柵の2重部分で流入を防ぐ構造の設計とする。（第3図）

なお、機器ドレンサンプについても、排水経路として利用することから、異物落下に対して破損等がないよう、十分な強度を有する設計とし、スワンネックの異物混入防止及び損傷防止については、床ドレン排水用のスワンネックと同様の対策を行うことで、悪影響を防止する。

第3表 想定異物と影響評価（1/3）

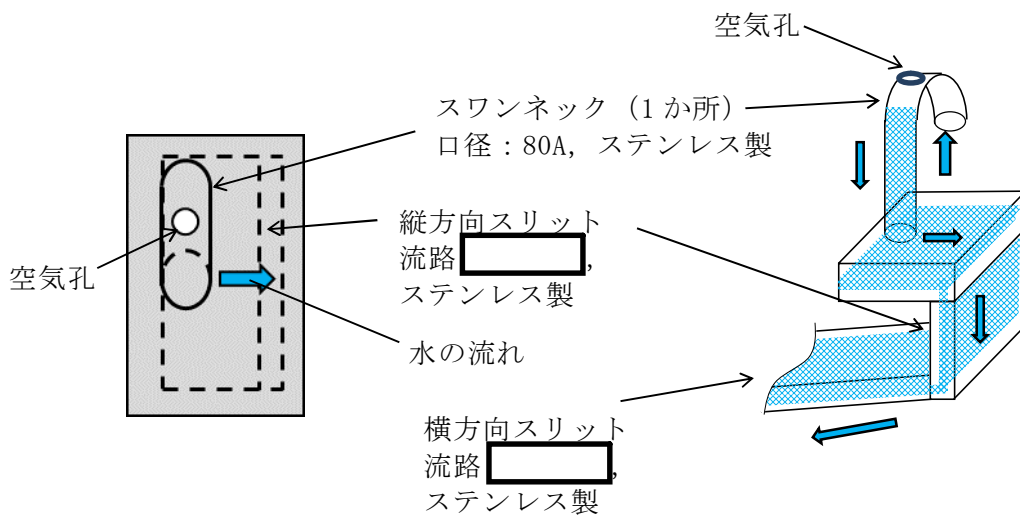
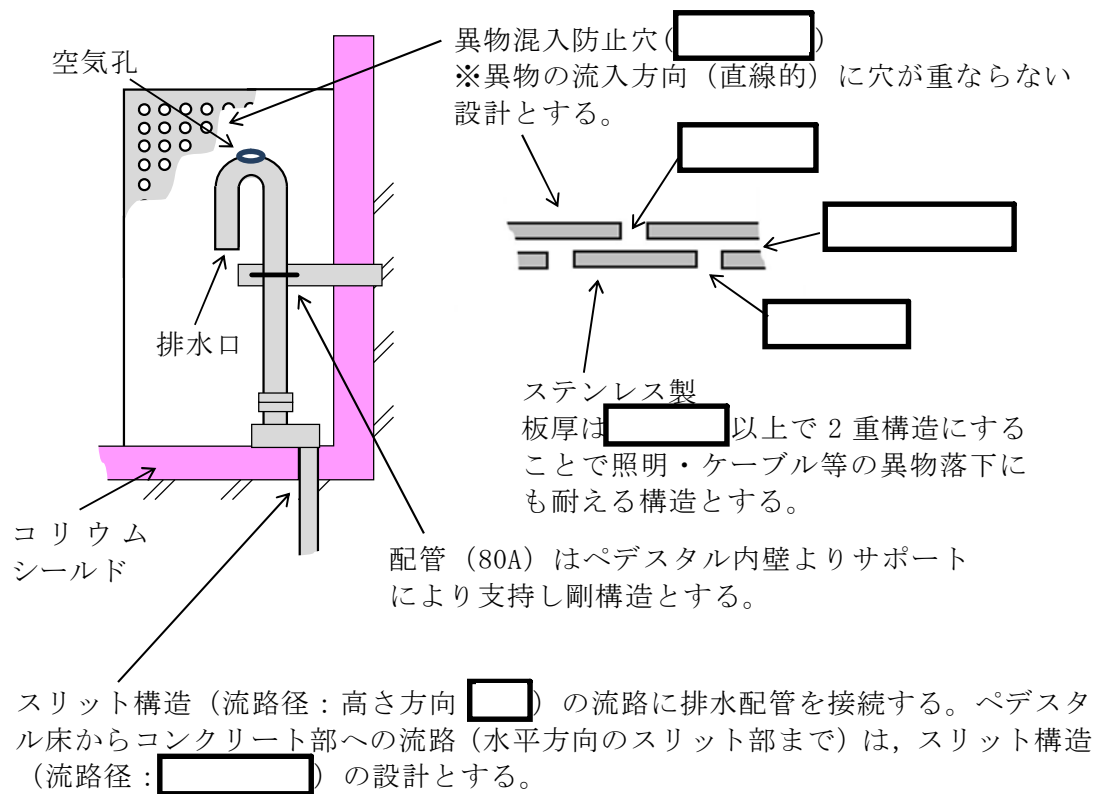
想定異物	異物による排水性への影響
核計装用及び照明等のケーブル（管路含む）	【発生源】 ペDESTAL内 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下あり／流入あり ペDESTAL上部には、ケーブルが設置されており、落下の可能性はある。 【影響評価】 ・落下による影響 スワンネックは鋼製でサポートに固定されているため破損・転倒する恐れはない。また、周囲に鋼製の柵を設置することから、スワンネックに直接接触することもない。機器ドレンサンプについては、サンプ自体を十分な強度を有する設計とするため、破損する恐れはない。 （次頁へ続く）

第3表 想定異物と影響評価 (2/3)

想定異物	異物による排水性への影響
核計装用及び照明用等のケーブル (管路含む)	・流入による影響 ケーブルは床に沈降することから、排水性に影響はない。また、何らかの要因で被覆片が生じたとしても、機器ドレンサンプと床ドレンサンプ各々のスワンネックは対向して配置され、かつ前述の通り各々の周囲を柵（第3図参照）にて囲うため、共通要因による排水性への影響はない。
保温材	【発生源】 ペDESTAL外 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下なし／流入あり ペDESTAL床ドレンサンプ内に保温材はない。 重大事故時にドライウェルから格納容器スプレイ水等によって床ドレンの流入経路から持ち込まれる可能性がある。 【影響評価】 床ドレン流入経路の弁を事故後早期に閉に流入を制限することから、排水経路を閉塞させる等、排水性への影響はない。
塗料片	【発生源】 ペDESTAL内・外 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下あり／流入あり ペDESTAL内・外の構造物には塗装が施されていることからスワンネックへの落下、床ドレンへ流入する可能性がある。 【影響評価】 ・落下による影響 スワンネックを損傷する程の重量はなくスワンネックが破損・転倒する恐れはない。また、同様に機器ドレンサンプへの影響もない。 ・流入による影響 塗料片は、底に堆積若しくは水面に浮遊することが考えられるが、スワンネックの排水口を水位 1m の中間位置に設定するため、これらの異物がスワンネックの排水口に流入するとは考え難い。また、重大事故時は格納容器スプレイ水等によってペDESTAL外から床ドレンの流入経路を通じて塗料片が多く持ち込まれる可能性があるが、床ドレン流入経路の弁を事故後早期に閉にし、流入を制限することから、排水経路を閉塞させる等、排水性への影響はない。

第3表 想定異物と影響評価 (3/3)

想定異物	異物による排水性への影響
スラッジ（鉄錆）	【発生源】 ペDESTAL外 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下なし／流入あり スラッジ（鉄錆）は、床ドレン水によって床ドレンサンプ内に流入し底に堆積する可能性がある。 【影響評価】 スワンネックの排水口を水位 1m の中間位置に設定するため、底に堆積した異物が積極的に排水経路に流入するとは考え難い。また、重大事故時は格納容器スプレイ水等によってペDESTAL外から床ドレンの流入経路を通じてスラッジが多く持ち込まれる可能性があるが、床ドレン流入経路の弁を事故後早期に閉にし、流入を制限することから、排水経路を閉塞させる等、排水性への影響はない。
サポート	【発生源】 ペDESTAL内 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下なし／流入なし ペDESTAL内にはサポートが設置されているが、十分な耐震性を有する設計とすることから、落下しない。 【影響評価】 排水性への影響はない。
照明	【発生源】 ペDESTAL内 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下あり／流入あり ペDESTAL内には照明が設置されているため、落下の可能性がある。 【影響評価】 ・落下による影響 スワンネックは鋼製でサポートに固定されているため破損・転倒する恐れはない。また、周囲に鋼製の柵を設置することから、スワンネックに直接接触することもない。機器ドレンサンプについても、十分な強度を有する設計とすることから、破損する恐れはない。 ・流入による影響 照明は、床に沈降することから、排水性に影響はない。



第 3 図 排水配管に対する異物対策概要

ボトムドレン L O C A を想定した場合の排水評価

ボトムドレン L O C A 時に R P V からペデスタルへ流入する水は飽和状態であることから、R P V 破損及びデブリ落下時の S E の発生可能性は極めて低く、また、万が一 S E が発生した場合の発生エネルギーも小さいと考えられる。

しかし、排水性能の保守性を確認する観点から、ペデスタル内の水位が最も高くなる事象であるボトムドレン L O C A を想定した場合についても、参考として排水可能性を実施する。

1. 評価条件

- ・ペデスタル内におけるボトムドレン L O C A 時には、ペデスタル床ドレンサンプルに上部から漏えい水が流入し、著しく水位が上昇するため、水位は人通用開口部まで達することが想定される。
- ・排水評価は人通用開口部下端から水位 1m までの水量(必要排水量)とする。
また、設備対策より配置されるコリウムシールド等の構造物については、評価上その体積を除外することで必要排水量を増やし、保守的な評価とする。
- ・排水配管はドライウェル気相部に接続され圧力差はないため、排水量を評価する上で、ドライウェル及びサプレッション・プール内圧は考慮しない。
- ・排水配管の長さ、内径、エルボや弁等に相当する長さ等考慮し、下記式によりある排水流量を想定した場合の排水流路の圧力損失を算出する。本評価では、まず任意の流量 ($22\text{m}^3/\text{h}$: ボトムドレン L O C A 時の平均必要排水流量) の場合の圧力損失 (1.8m) を算出し、その際に求まる圧損係数 (K) を基に、以降の流量と圧力損失の関係を算出している。圧力損失はペ

デスタル水位と排水口の水頭差に等しいことから、排水開始する初期水位時の排水口との水頭差及び圧損係数（K）を基に初期排水流量を算出し、初期排水流量である時間ステップ幅だけ排水された場合の水位及び当該水位での排水流量を算出し、これを繰り返すことによって水位 1m までの排出時間を算出している。また、下式に示す圧損 H は、エルボの数を 2 倍程度見込む等、保守的な値としている。

圧損損失計算式（出典：日本機械学会編，機械工学便覧）

$$H = \lambda \times (L/D) \times (v^2/2g) + \sum \lambda \times (L'/D) \times (v^2/2g) = K \times Q^2$$

H：配管圧損 [m]，L：配管長さ [m]，D：配管内径 [m]，

L'：エルボや弁等に相当する長さ [m]，v：流速 [m/s]，

g：重力加速度 [m/s²]，λ：管摩擦係数 [-]，K：圧損係数 [-]，

Q：流量 [m³/h]

第 1 表 圧力損失計算要素

	単位	スワンネック入口～出口(*1)	スリット入口～出口(*2)	スリット下流配管(*3)
配管内径：D	m			
流量 *4	m ³ /h	22	22	22
流速	m/s			
管摩擦係数：λ	—			
配管長	m			
配管 L/D	—			
90°ショートエルボ *5 (L'/D=)	個			
弁 *5 (L'/D=)	個			
管入口 *5 (λ・(L'/D)=)	個			
開放端 *5 (λ・(L'/D)=)	個			

(補足) 上記計算要素の具体的な数値等は設計進捗により、妥当性を損なわない範囲で変更があるものとする。

- *1 スワンネック部は、90° ショートエルボ () 個), 直管 () 相当とし、管入口と管出口 (開放端) の係数を考慮。
- *2 スリット部は、断面積が等しい円管、90° ショートエルボ () 個) とし、管入口と管出口 (開放端) の係数を考慮。圧損は円管の () とする。
- *3 スリット下流配管は、配管長 () , 90° ショートエルボ () 個), 弁 () 個) と想定し、 () を考慮。
- *4 必要排水量約 59m³ を約 2.7 時間で排出した場合の流量 22m³/h とした。
- *5 CRANE 社「FLOW OF FLUIDS THROUGH VALVES, FITTINGS, AND PIPE Technical Paper No. 410, 1988」

上表を基に、圧力損失を計算した結果を以下に示す。

$$H1 = \text{[]}$$
$$K = \text{[]}$$
$$\text{(流量 [] における配管圧損は、} K \times Q^2 = \text{[])}$$

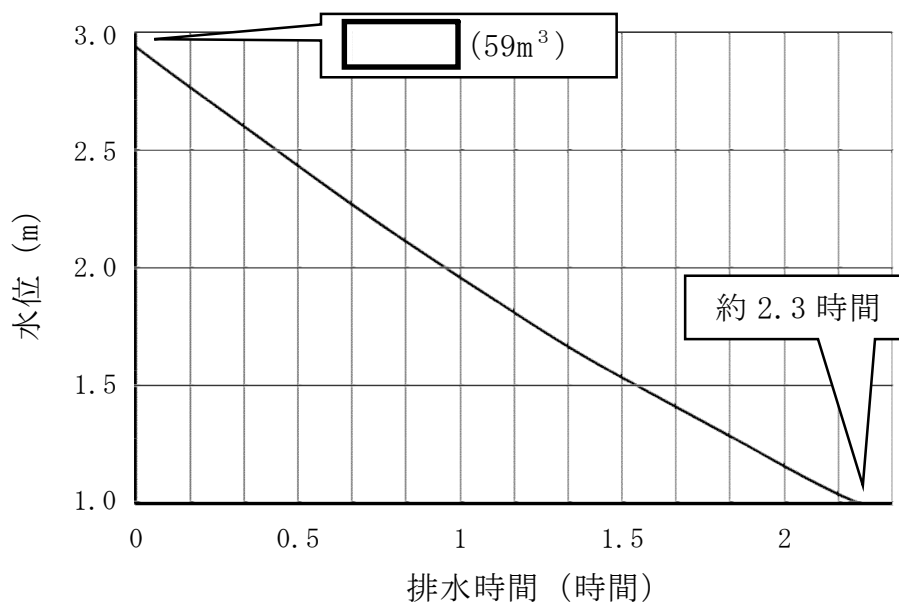
2. 評価結果

評価結果は第 2 表及び第 1 図のとおりであり、ペデスタル内のボトムドレン配管破断時に流入した水を、R P V からペデスタルへの流入停止 (事象発生後約 0.3 時間) から R P V 破損 (事象発生後約 3 時間) までの約 2.7 時間以内に、水位 1m まで排水可能である。

第 2 表 必要排水量と排水時間

項 目	評価結果
必要排水量	約 59m ³ ※
排水時間	約 2.3 時間

※ 必要排水範囲の水量（内径 、高さ の水の体積）



第 1 図 ペデスタル水位満水から水位 1m までの排水時間

3. 評価結果に対する裕度

・必要排水量

必要排水量はコリウムシールド等の構造物を考慮していないことから、必要排水量は内部構造物の体積分保守的な評価としている。

・排水時間

排水時間については、排水に伴って低下する水位並びに流路の形状及び長さ等（圧力損失）を保守的に考慮して算出している。

・排水流量

必要排水流量は、評価上の容量約 59m³ に対して約 2.7 時間で排水する

必要があることから、全量排水する場合には平均約 $22\text{m}^3/\text{h}$ の流量が必要である。これに対して、排水時の水位による圧力損失を考慮した平均排水流量は であり、必要排水量を上回っている。

なお、このとき計算過程で使用する圧力損失は、配管長さやエルボの数等に余裕を持たせており、平均排水流量 時の圧力損失は合計 である。

4. 機器ドレン排水配管及び排水弁の経路を併用した評価

機器ドレンサンプには排水性を確保するために必要な空気ベント用のスワンネックを有し、通常運転中の機器ドレンと床ドレンの混入防止のため、床ドレンサンプの排水入口水位 1m よりも 0.2m 高い位置に設置する設計としている。床ドレンサンプの水位が 1.2m よりも高い水位までは、床ドレンの排水経路に加え機器ドレンの排水経路が期待できることから、実際の排水時間に対して更に裕度を有している。以下に機器ドレン排水経路を併用した評価を示す。

・機器ドレン排水経路の圧力損失

機器ドレンの排水経路は床ドレンの排水経路と比較してほぼ同じ長さの経路であるが、機器ドレンサンプ内を経由する経路となることが相違している。しかし、排水評価に当たっては、機器ドレンサンプの圧力損失は機器ドレン排水配管に対してその流路面積が十分大きいいため考慮せず、機器ドレンサンプ出入口部の形状による圧力損失のみ考慮し、他は床ドレン排水経路の圧力損失と同等として評価を行う（第 3 表）。

第3表 圧力損失計算要素

	単位	スワンネック入口～出口(*1) 機器ドレンサンプ入口～出口(*1)	スリット入口～出口(*2)	スリット下流配管(*3)
配管内径：D	m			
流量 *4	m ³ /h	22	22	22
流速	m/s			
管摩擦係数：λ	—			
配管長	m			
配管 L/D	—			
90°ショートエルボ *5 (L'/D=□)	個			
弁 *5 (L'/D=□)	個			
管入口 *5 (λ・(L'/D)=□)	個			
開放端 *5 (λ・(L'/D)=□)	個			

(補足) 上記計算要素の具体的な数値等は設計進捗により、妥当性を損なわない範囲で変更があるものとする。

- *1 スワンネック部は、90° ショートエルボ (□ 個)、直管 □ 相当とし、管入口と管出口(開放端)の係数を考慮。
機器ドレンサンプ入口と出口について係数を考慮。
- *2 スリット部は、断面積が等しい円管、90° ショートエルボ (□ 個)とし、管入口と管出口(開放端)の係数を考慮。圧損は円管の □ とする。
- *3 スリット下流配管は、配管長 □, 90° ショートエルボ (□ 個)、弁 (□ 個)と想定し、□ を考慮。
- *4 必要排水量約 59m³を約 2.7 時間で排出した場合の流量 22m³/h とした。
- *5 CRANE 社「FLOW OF FLUIDS THROUGH VALVES, FITTINGS, AND PIPE Technical Paper No. 410, 1988」

上表を基に、圧力損失を計算した結果を以下に示す。

H1 =

K=

(流量 における配管圧損は、 $K \times Q^2 =$)

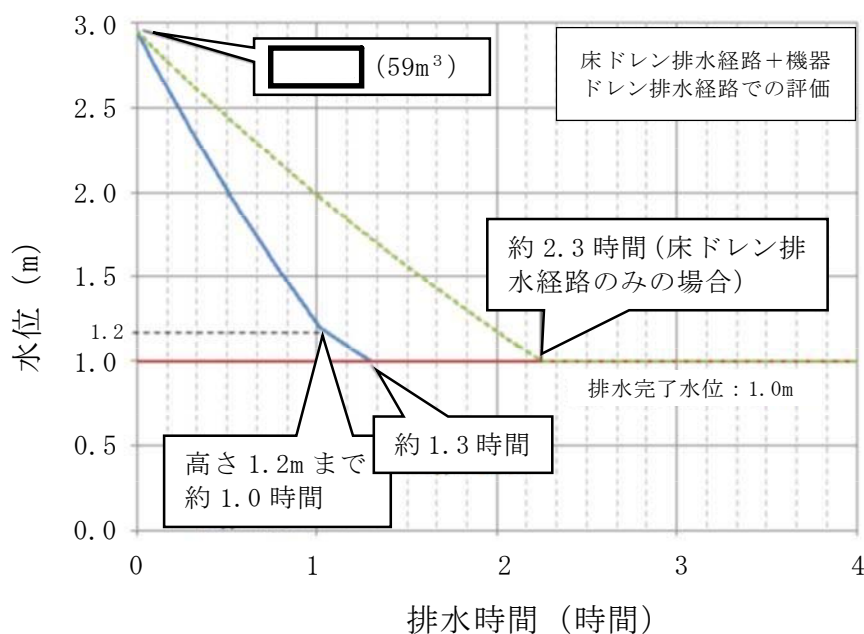
・ 床ドレン排水経路と機器ドレン排水経路を併用した排水評価結果

評価結果は第 4 表及び第 2 図のとおりであり、ペデスタル内のボトムドレン配管破断時に流入した水を、R P V からペデスタルへの流入停止（事象発生後約 0.3 時間）から R P V 破損（事象発生後約 3 時間）までの約 2.7 時間以内に、水位 1m まで排水可能である。

第 4 表 必要排水量と排水時間

項 目	評価結果
必要排水量	約 59m ³ ※
排水時間	約 1.3 時間

※ 必要排水範囲の水量（内径 高さ の水の体積）

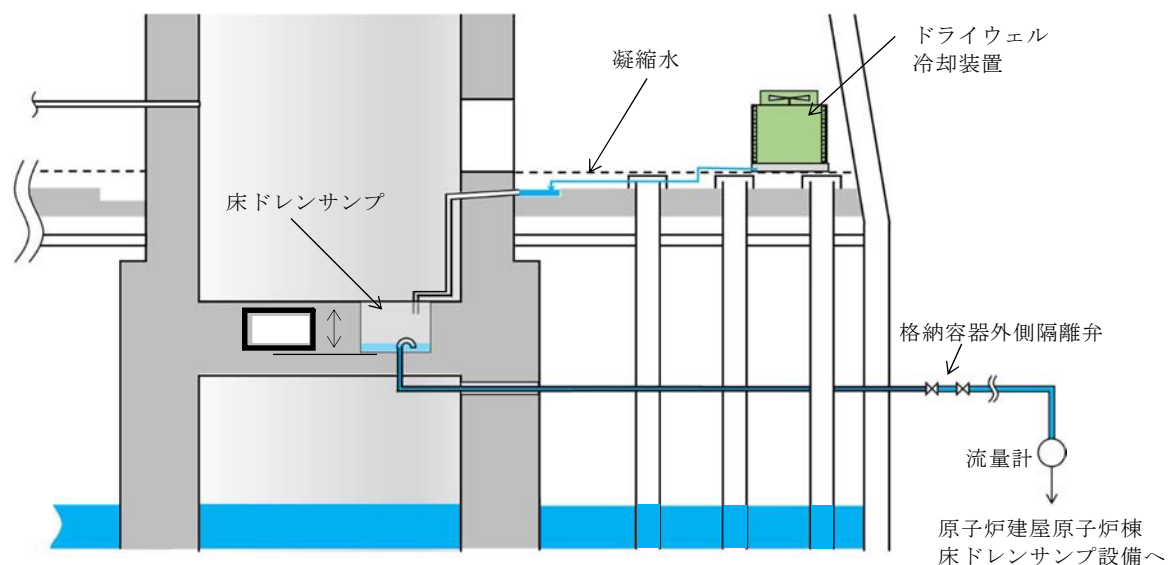


第 2 図 ペデスタル水位満水から水位 1m までの排水時間

ペDESTAL床ドレンサンプ改造に伴う

位置を特定できない漏えい水の検知性について

改造前のペDESTAL床ドレンサンプは、ペDESTAL床下に設置されており、水深[]の深さ及び水面の表面積が[]のサンプである。改造後は、ペDESTAL床ドレンサンプの水深は 1m、かつ、表面積は[]であり、漏えい水によるペDESTAL床ドレンサンプの水位は上昇しにくい構造となる。しかし、通常運転中はドライウェル冷却装置のクーラー部より凝縮水が発生するため、常時ペDESTAL床ドレンサンプには少量の流入水があり、水位は満水の 1m を常時維持することから、ペDESTALへの流入水は速やかに全量計測することが可能である。



第 1 図 床ドレンサンプ概要図（改造前）

ペデスタル内に設置する計器について

ペデスタル内の水位管理のために設置する計器について、概要及び設置位置を第 1 表及び第 1 図に示す。また、各計器の設置目的等を以下に示す。

(1) R P V 破損前までの水位管理

①格納容器下部水位計（1m 超）

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

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

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

(2) R P V 破損及びデブリ落下・堆積検知（第 2 表）

②格納容器下部水温計（0m）

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

デブリの落下、堆積挙動の不確かさを考慮して等間隔で計 5 個（予備 1 個含む）設置し、R P V 破損の早期判断の観点から、2 個以上が上昇傾向（デ

デブリの落下による水温上昇)又はダウンスケール(温度計の溶融による短絡又は導通)となった場合に、R P V破損を判断する。

③格納容器下部水温計 (0.2m)

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

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

(3) R P V破損後の水位管理(デブリ堆積高さ $\geq 0.2\text{m}$ の場合)

④格納容器下部水位計 (2.25m, 2.75m)

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

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

(4) R P V破損後の水位管理（デブリ堆積高さ<0.2mの場合）

⑤格納容器下部水位計（0.5m）

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

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

⑥格納容器下部水位計（1m 未満）

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

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

⑦格納容器下部雰囲気温度計

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

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

各計器の検出部の仕様等を第 3 表に、測定原理を第 2 図及び第 3 図にそれぞれ示す。また、各計器の構造図及び設置概略図を第 4 図に示す。ペDESTAL内に設置する各計器の検出部及びケーブル（MI ケーブル）は耐熱性の高い無機物で構成し、ペDESTAL外に取り出したケーブル（MI ケーブル）をペネトレーシ

ョンボックス内にてペネトレーションのケーブルと直ジョイントで接続する。

これらの計器は、重大事故等時の環境条件下において耐性を有する設計とする。ペデスタル内の SA 環境条件としては、格納容器破損防止対策の有効性評価において示している各解析結果の最高値は約 212℃－約 1 秒間、0.465MPa [gage]であり、これを包絡するペデスタル内環境条件 200℃（ピーク温度 215℃－1 分間）、0.62MPa [gage]を設定している。また、ペデスタル内は R P V 破損後のデブリの落下に配慮した設計とする。

- ・各計器の MI ケーブルは、第 5 図に示すとおり、チャンネル毎に別ルートで敷設し、デブリの落下に伴うペデスタル内構造物等の落下物を考慮した場合においても、複数のチャンネルが同時に損傷し、機能喪失することがない設計とする。
- ・R P V からデブリが大量に落下した場合は、デブリはペデスタル内の構造物に付着せずに、ペデスタル下部のプールに落下すると考えられる。仮に、R P V から少量のデブリが落下した場合に僅かなデブリが構造物に付着したとしても、プールから発生する蒸気や構造物との伝熱によって冷却されるため、輻射熱による各計器への影響は小さいと考えられる。ただし、各計器の検出部及び MI ケーブルに対して金属製の保護カバーを設置（デブリ検知用水温計検出部を除く）することで、R P V 破損後のペデスタル内計器の健全性に配慮した設計とする。

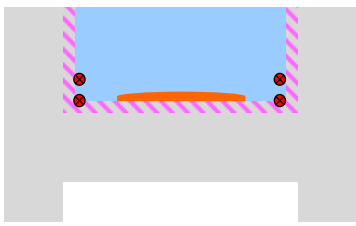
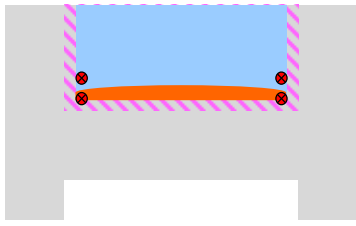
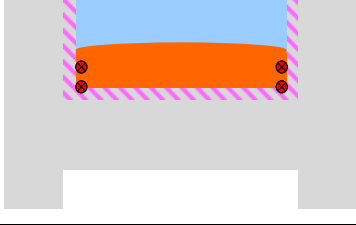
なお、ペデスタル内の検出器・MI ケーブル、保護カバーは無機物で構成されており、放射線による影響はない。

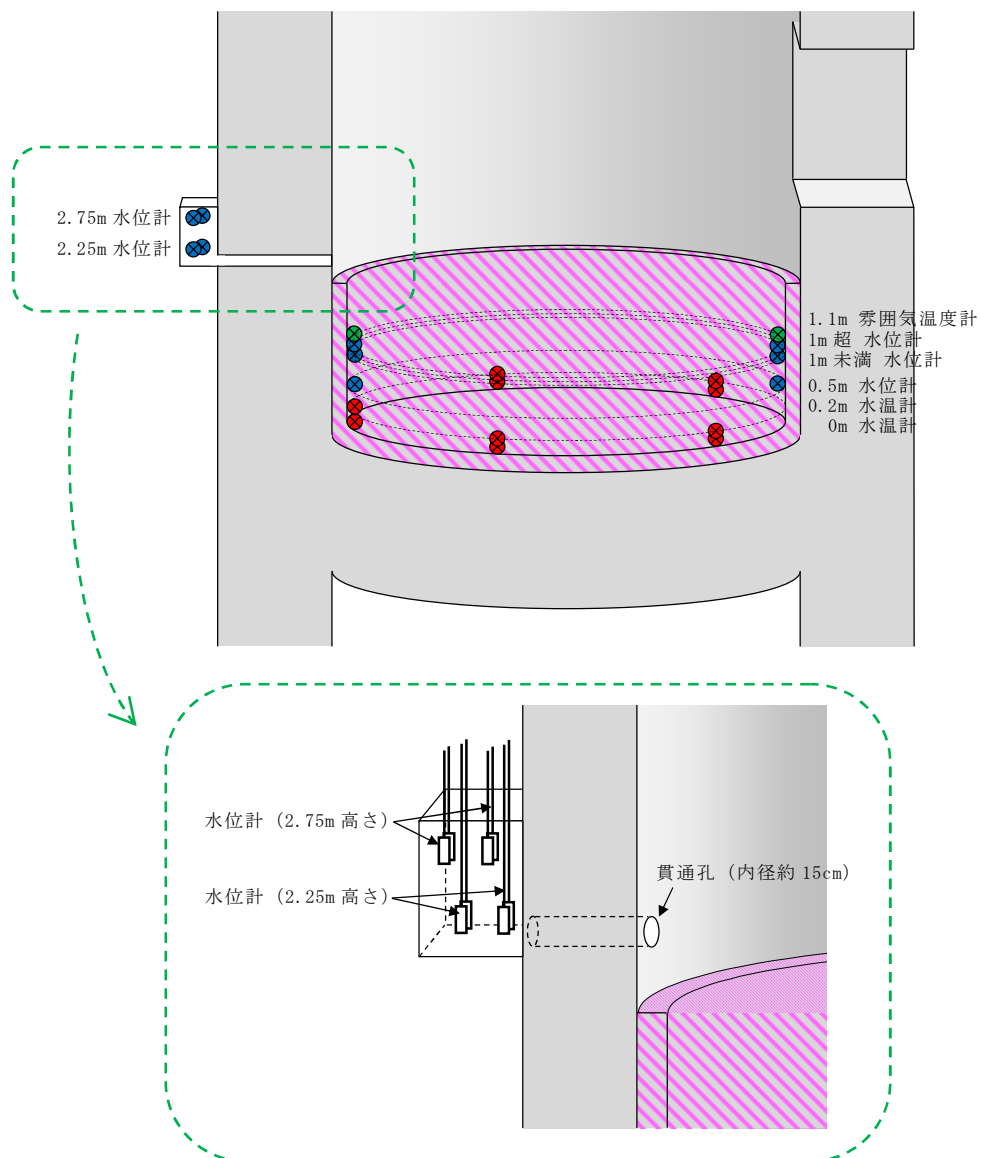
第 1 表 ペデスタル内計器の概要

	設置高さ※ ¹	設置数	計器種別
格納容器下部 水温計	0m	各高さに 5 個	測温抵抗体式 温度計
	0.2m		
格納容器下部 水位計	0.5m	各高さに 2 個	電極式 水位計
	1m－測定誤差		
	1m＋測定誤差		
	2.25m		
	2.75m		

※1 ペデスタル底面（コリウムシールド上表面）からの高さ

第 2 表 R P V 破損及びデブリ落下・堆積検知の概念

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

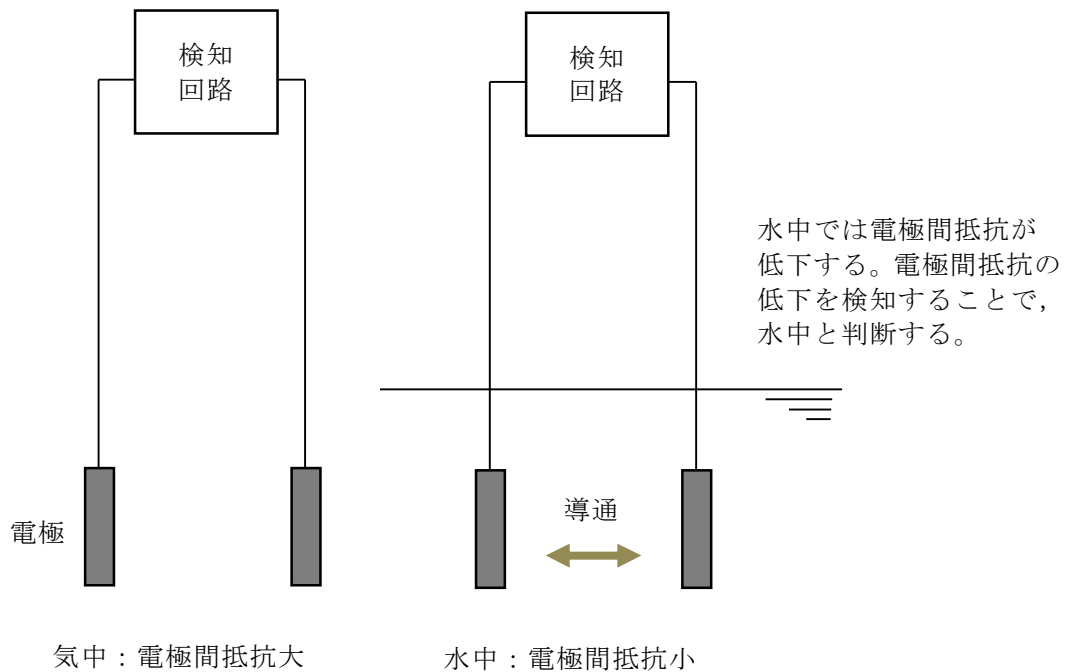


第 1 図 ペデスタル内の計器設置図

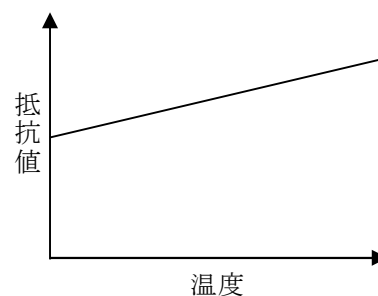
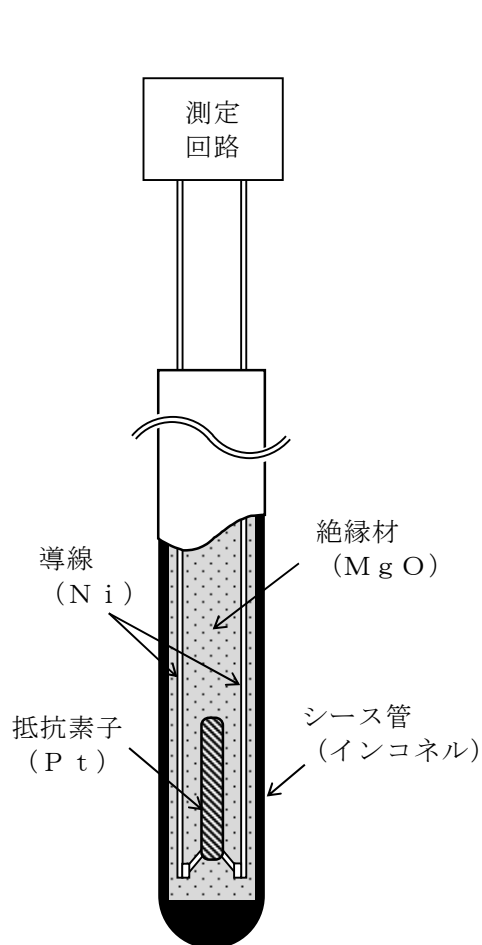
第 3 表 検出部の仕様等

計器種別	測定レンジ	測定誤差	耐環境性
測温抵抗体式 温度計	-200℃～500℃	$\pm (0.3 + 0.005 t)$ t : 測定温度	温度：短期 230℃, 長期 200℃ 圧力：620kPa[gage] 放射線：—※ ²
電極式 水位計	— (レベルスイッチ)	±10mm	温度：短期 230℃, 長期 200℃ 圧力：620kPa[gage] 放射線：—※ ²

※2 検出部は無機物で構成しており，放射線による影響はない



第 2 図 電極式水位計の動作原理



金属の電気抵抗が温度に比例する性質を利用し、抵抗素子の抵抗値をもとに温度測定を行う。

高温のデブリが接触すると、温度指示値は急上昇しオースケールとなる。

また、以下の過程の中で導線間の絶縁性が失われ短絡又は導通すると、抵抗値が低下し温度指示値がダウンスケールとなる。

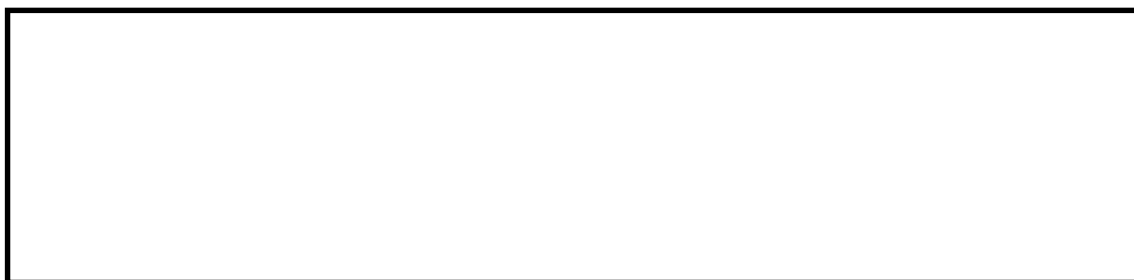
- ・シース管の溶融、水及びデブリの浸入
- ・水との反応による絶縁材の膨張、剥離
- ・デブリとの反応に伴う絶縁材の溶融、蒸発

测温抵抗体構成材料の融点

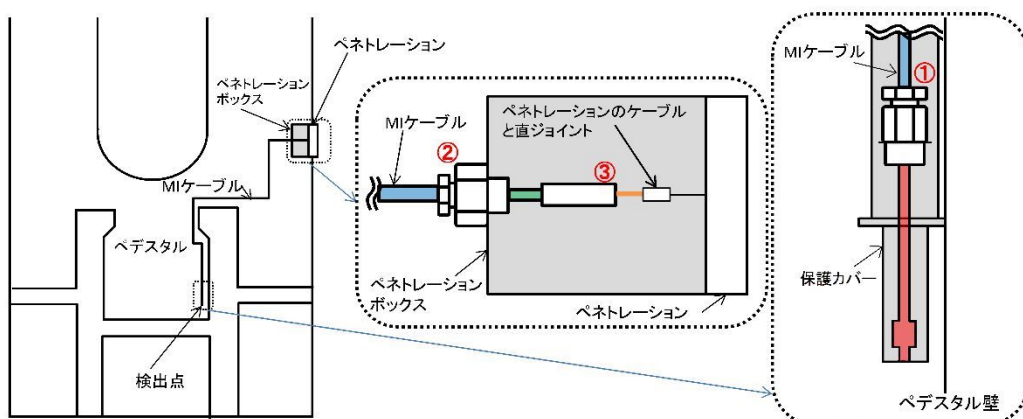
	材質	融点
シース管	インコネル (NCF600)	1,370℃～1,425℃
導線	Ni	1,455℃
抵抗素子	Pt	1,768℃
絶縁材	MgO※	約 2,800℃

※ デブリ中のZr等により還元されると、融点約650℃、沸点約1,100℃のMgとなり、溶融又は蒸発する。

第3図 测温抵抗体式温度計の動作原理



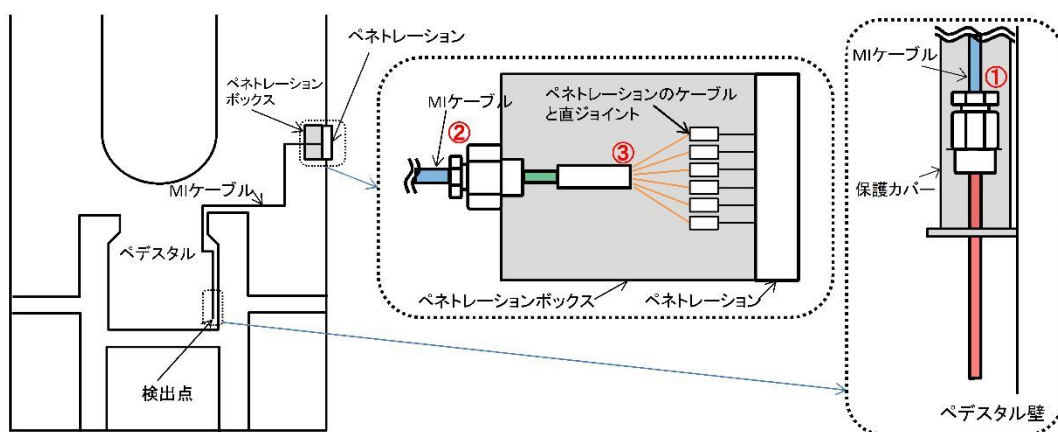
格納容器下部水位計（電極式）構造図



格納容器下部水位計の設置概略図

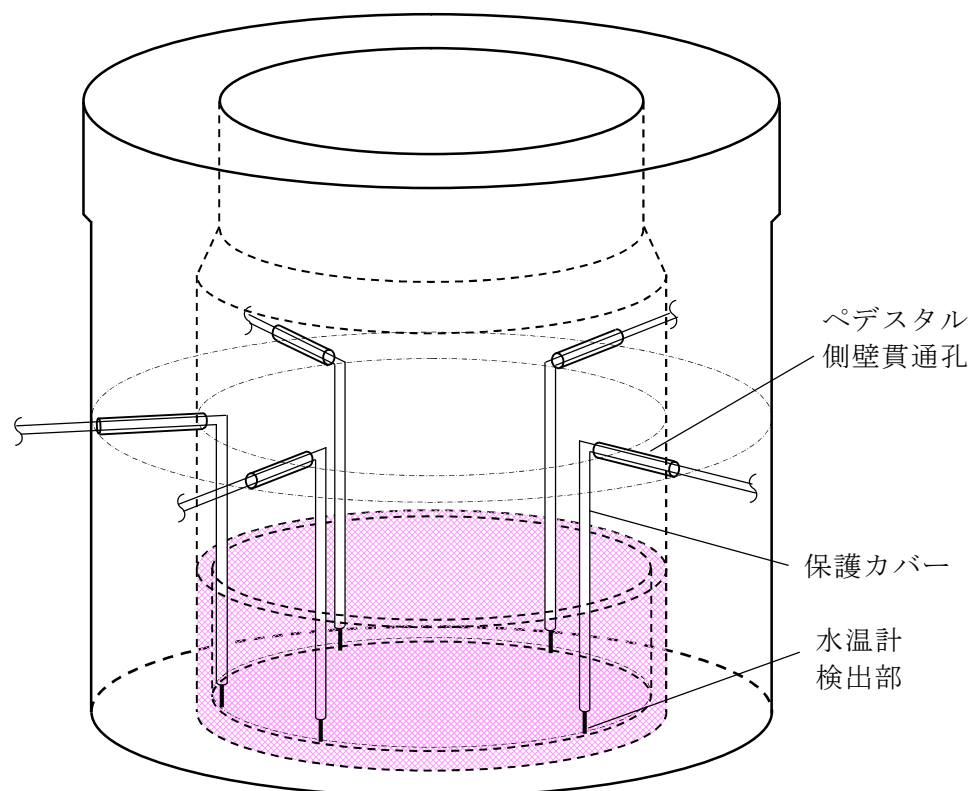


格納容器下部水温計（測温抵抗体式）構造図

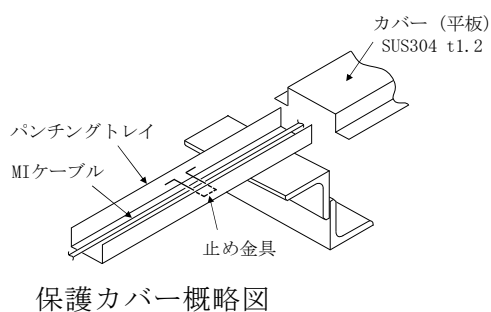


格納容器下部水温計の設置概略図

第 4 図 格納容器下部水位計及び格納容器下部水温計の構造図及び設置概略図



図は格納容器下部水温計（0m）の場合のイメージ

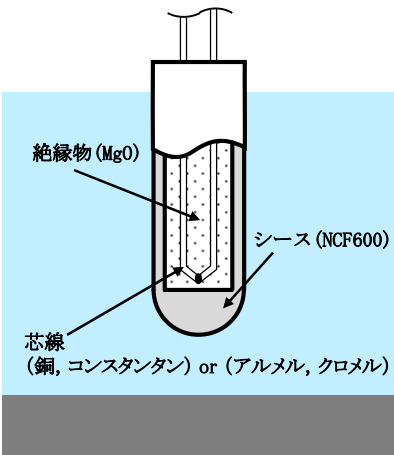


第 5 図 ペデスタル内検出器及びケーブル（MI ケーブル）設置概略図

格納容器下部水温計の測定原理とデブリ検知性について

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

熱電対の構造図，仕様，構成材料の融点を以下に示す。



熱電対構造図

熱電対仕様

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

熱電対構成材料の融点

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

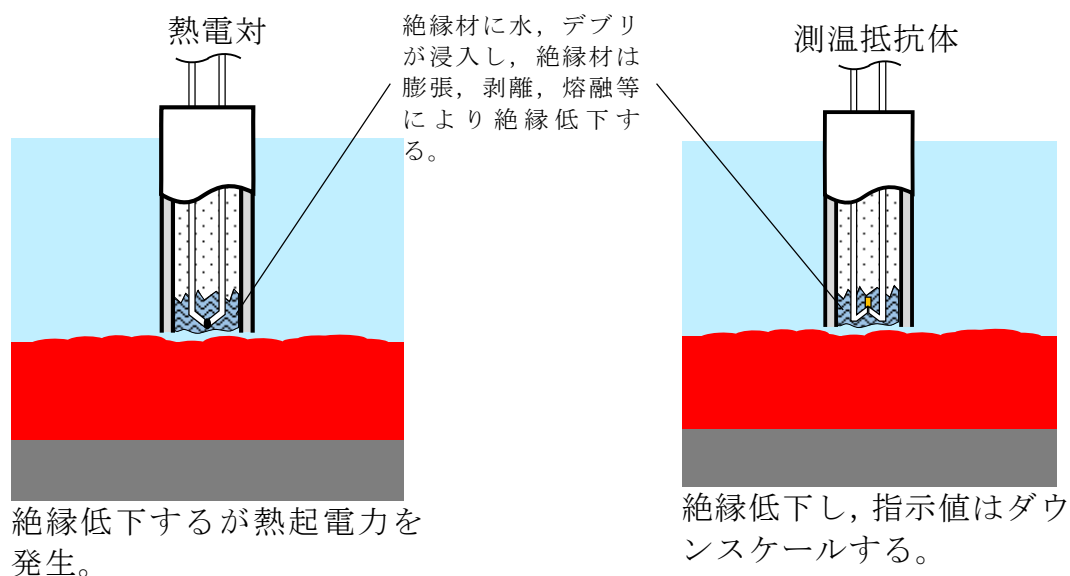
(1) 耐環境性

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

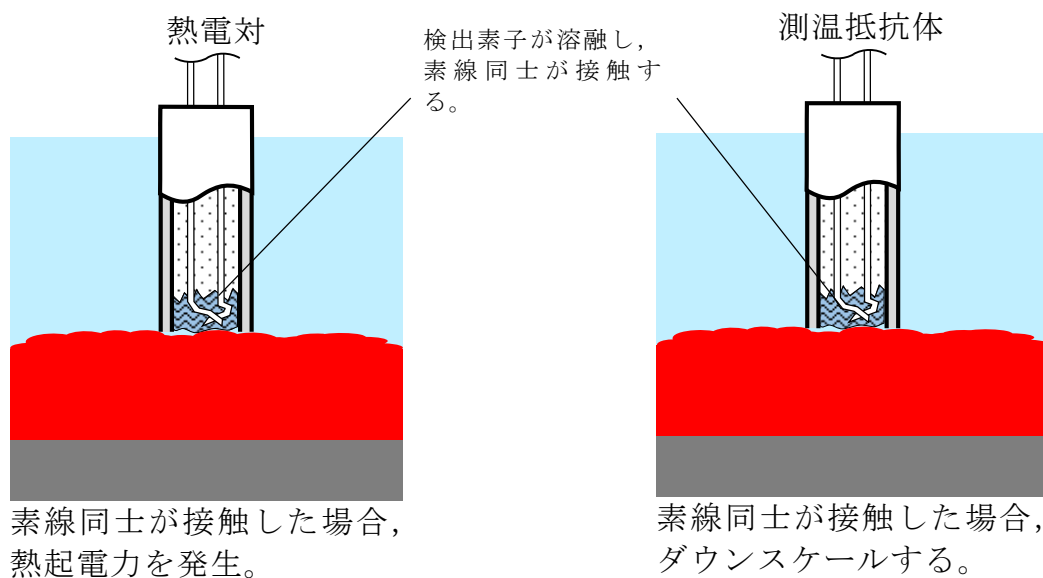
(2) デブリと水温計の接触により発生する現象

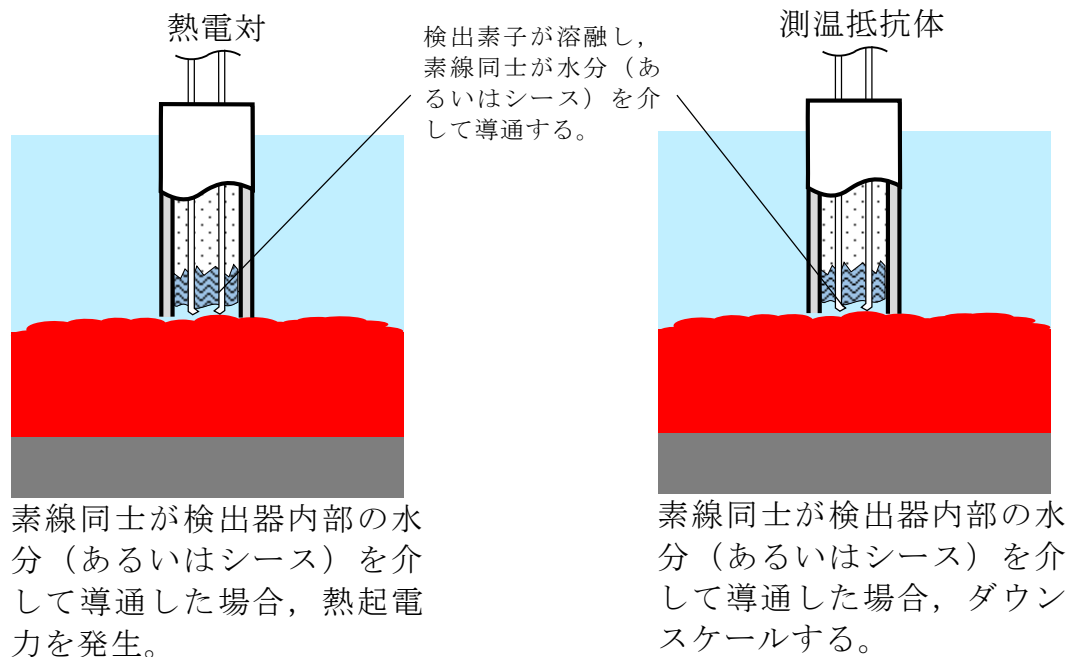
熱電対式及び測温抵抗体式の検出器がデブリと接触した場合に発生する現象を①～②に示す。

- ① デブリが検出器外郭（シース）に接触，シースは溶融し，絶縁材が露出する。



- ② デブリが検出素子に接触し，熔融する。





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

(3) 測定回路が故障した際の可搬型計測による測定

測定回路は熱電対式の場合は電圧値を、測温抵抗体式は抵抗値を測定することにより温度測定を行っている。可搬型計測器は電圧測定及び抵抗値測定が可能であり、測定回路故障時には可搬型計測器を水温計ケーブル端に接続することで熱電対式、測温抵抗体式のいずれの場合においても温度測定が可能である。

(4) まとめ

熱電対式、測温抵抗体式のいずれの検出器とした場合も、耐環境性を有し、デブリと接触した場合には特徴的な指示傾向を示し、測定回路が故障した際には可搬型計測器による測定が可能である。ただし、熱電対式の場

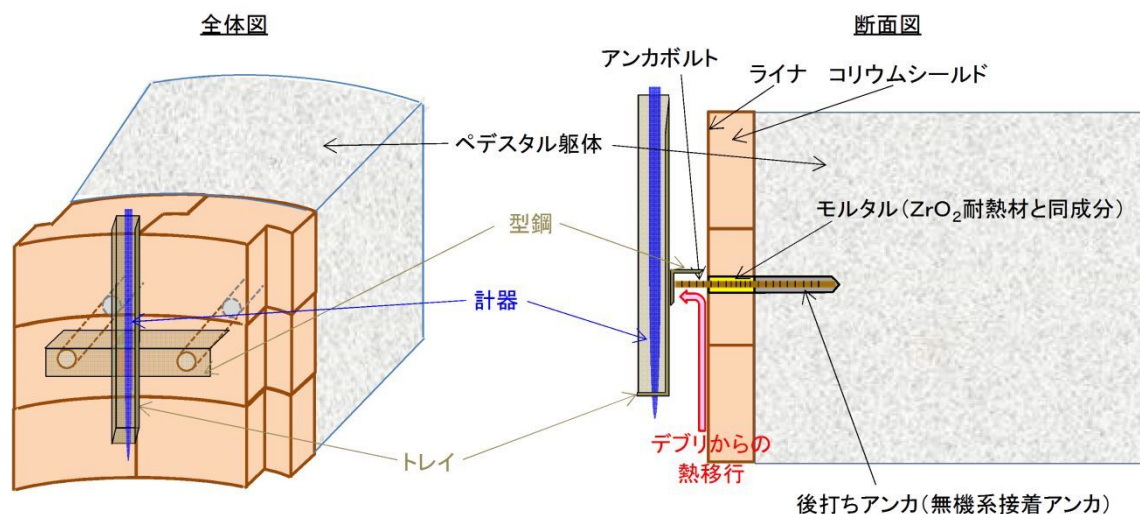
合には、指示値の急変及び不確実な指示値によりデブリとの接触を判断することとなるが、デブリとの接触後においても不確実な指示値が出力されることから、仮にデブリ接触前に近い指示値となった場合は、デブリとの接触の判断に迷う可能性がある。一方で、測温抵抗体式の場合にはオーバースケールやダウンスケールの有無で判断が可能であり、デブリとの接触の判断に迷う可能性はない。したがって、採用に当たっては上記の観点から測温抵抗体式が望ましいと考える。

ペDESTAL内計器の設置方法について

ペDESTAL内の水位管理のために設置する計器について、設置概念を第1図に示す。

第1図のとおり、計器はペDESTAL側壁のコンクリートに埋め込むアンカボルト、型鋼、トレイにより固定することとしている。

ここで、計器の下部にデブリが堆積した場合、コリウムシールド表面のライナを介してアンカボルト、型鋼、トレイ及び計器に熱が移行することが考えられる。しかし、ライナとアンカボルトの間は ZrO_2 耐熱材と同成分のモルタルで埋めるため熱が選択的に移行することはないこと、デブリを冠水維持することでデブリ上部の計器は水没していることを考慮すると、デブリからの熱移行により計器の健全性が損なわれることはないと考えられる。



第1図 ペDESTAL内計器の設置概念図

原子炉压力容器破損時の溶融炉心の冠水評価について

1. はじめに

原子炉压力容器（以下「R P V」という。）破損により落下した溶融炉心（以下「デブリ」という。）は、事前に水張りされていたペDESTAL（ドライウエル部）の水中に落下し、冠水する。その後、R P V破損から7分後に格納容器下部注水系（常設）を用いたペDESTAL（ドライウエル部）注水を実施することとしているが、7分の間に水が蒸発することから、デブリの冠水状態の評価を実施する。

また、ポロシティが冠水状態に与える影響についても評価した。

2. 評価対象事故シーケンス

R P V破損する有効性評価の評価事故シーケンスとして、過渡事象時に注水機能が喪失する事象（以下「過渡事象」という）を選定している。ここでは、有効性評価のベースケースとなる過渡事象について、デブリの冠水状態の評価を実施する。

また、起因事象をL O C Aとした場合には事象進展が異なることから、R P V破損時間が早くなる大破断L O C A時に注水機能が喪失する事象（以下「L O C A事象」という）についても、同様にデブリの冠水状態の評価を実施する。

3. デブリ冠水評価

デブリの堆積形状を第1図に示す。ポロシティを考慮したデブリ堆積高さ H_{debri} は式(1)で評価する。

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

V_m : 溶融物体積[約 36m^3]

V_s : ペDESTAL (ドライウエル部) 内構造物体積[約 4m^3] (別添 1 参照)

Φ_{ent} : R i c o u - S p a l d i n g 相関式に基づく粒子化割合[0.173]
(別添 2 参照)

P : ポロシティ[0.5] P U L i M S 実験の知見 (0.29~0.37) から保守的に設定

S_{fz} : コリウムシールドの設置を考慮した床面積[

また、粒子化したデブリの間に冷却水が浸入するため、デブリの冠水維持評価の観点から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 $H_{pool-ent}$ について式(2)で評価する。ここで、デブリ堆積範囲より上の領域にはコリウムシールドが敷設されていないものとする。

$$H_{pool-ent} = (H_{pool} - (V_m \times \Phi_{ent} \div (1-P) \times P \div S_{fz})) \times (S_{fz} / S_f) \quad (2)$$

H_{pool} : 水プール初期水深[1m]

S_f : コリウムシールドが設置されていない範囲の断面積[

式(1)からデブリ堆積高さ H_{debrl} は約 1.71m となる。また、式(2)から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 $H_{pool-ent}$ は約 0.69m となる。

MAAP コードを用いた有効性評価の結果 (デブリから水プールへの限界熱流束を $800\text{kW}/\text{m}^2$ (圧力依存性あり) と設定) から、RPV 破損によるデブリ落下からペDESTAL (ドライウエル部) 注水開始までの 7 分間における格納容器下部水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.34m、LOCA 事象の場合は約 0.44m であり、デブリの冠水は維持される。なお、RPV 破損時点からデブリ露出までの時間は、過渡事象の場合で約 21 分間、LOCA 事象の場合で約 15 分間であることから、ペDESTAL (ドライウエル部) 注水の開始が

遅れた場合でも一定時間冠水維持することが可能である。

4. ポロシティが冠水評価に与える影響

水位低下量評価にポロシティの効果を考慮していないことから、その影響を評価した。

粒子状デブリベッドのドライアウト熱流束に関する相関式である $Lipinski - 0D$ モデルでは、ポロシティの増加によってドライアウト熱流束が上昇する結果が得られており、第2図においてポロシティ 0.48 の場合、ドライアウト熱流束は、約 $3,300\text{kW/m}^2$ となる。これは、水位低下量評価で、デブリから水プールへの熱流束として設定している 800kW/m^2 と比較して大きな値となるが、ポロシティを形成するデブリの粒子化割合は約 17% と小さく、粒子化したデブリはクエンチしていることから、ポロシティによるドライアウト熱流束増加の影響は小さい。

よって、ポロシティを考慮しても水位低下量評価への影響は小さく、冠水評価に影響はない。

5. デブリ堆積形状の不確かさ評価（別添3参照）

水プール水位に対してデブリ落下量が多く粒子化割合が小さいことから、落下したデブリは均一に堆積すると考えられる。ここでは、デブリが均一に堆積しない場合にデブリ冠水維持に与える影響について評価する（第3図）。

PULIMS 実験において確認されたデブリ堆積高さと拡がり距離のアスペクト比を適用してデブリ堆積形状を山状と想定し、均一化した場合と比較して堆積高さが高くなり、露出までの水深が低くなる場合の評価を実施した結果、水プール水位は約 0.52m となった。水プールとの接触面積増加の影響を考慮した場合における水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.35m, LOC

A事象の場合は約 0.45m であり、デブリの冠水が維持されることを確認した。

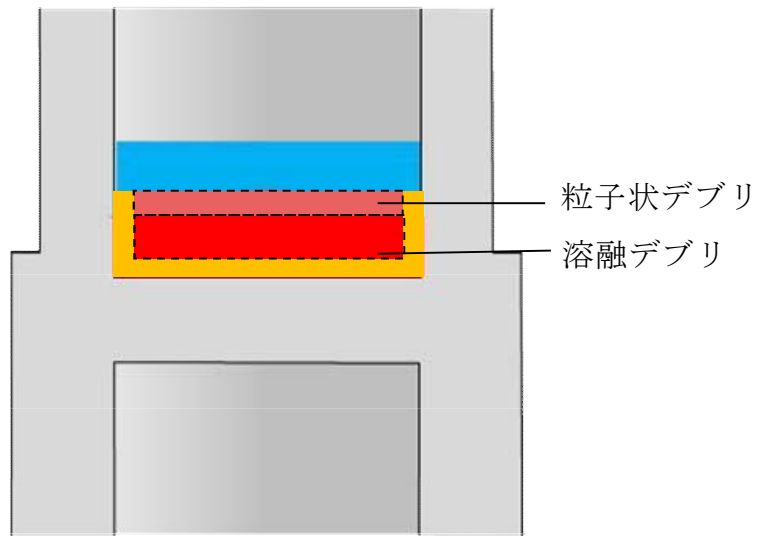
6. 機器ドレンサンプが溶融しない場合の不確かさ評価（別添 4 参照）

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

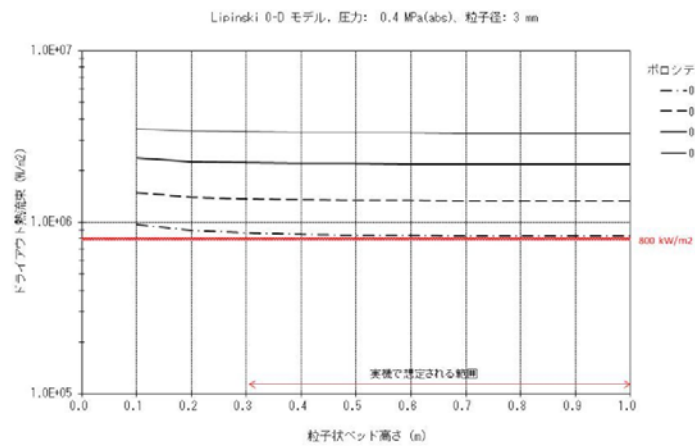
新設する機器ドレンサンプの体積を既設と同等として評価した結果、水プール水位は約 0.58m となった。水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.34m、L O C A 事象の場合は約 0.44m であり、デブリの冠水が維持されることを確認した。

7. まとめ

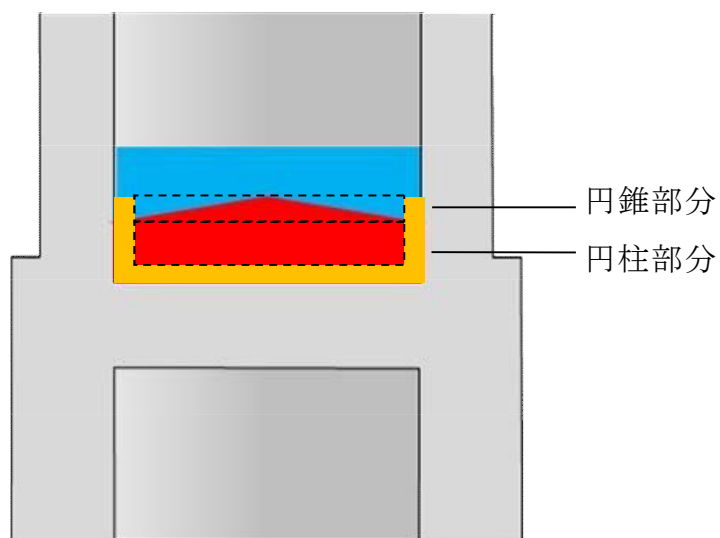
以上の評価から、過渡事象及びL O C A 事象いずれにおいても、R P V 破損から 7 分の間において、デブリの冠水状態が維持されることを確認した。



第 1 図 デブリ堆積形状



第 2 図 粒子状ベッド高さとドライアウト熱流束の関係



第 3 図 デブリ堆積形状 (不確かさ考慮)

デブリとして考慮するペDESTAL（ドライウェル部）内構造物について

デブリ堆積高さの計算においては，第 1 表及び第 2 表に示すペDESTAL（ドライウェル部）内構造物の総体積を保守的に 4m^3 として考慮した。

第1表 デブリとして考慮したペDESTAL（ドライウェル部）内構造物（既設）

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

第2表 デブリとして考慮したペDESTAL(ドライウェル部)内構造物(新設)

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

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

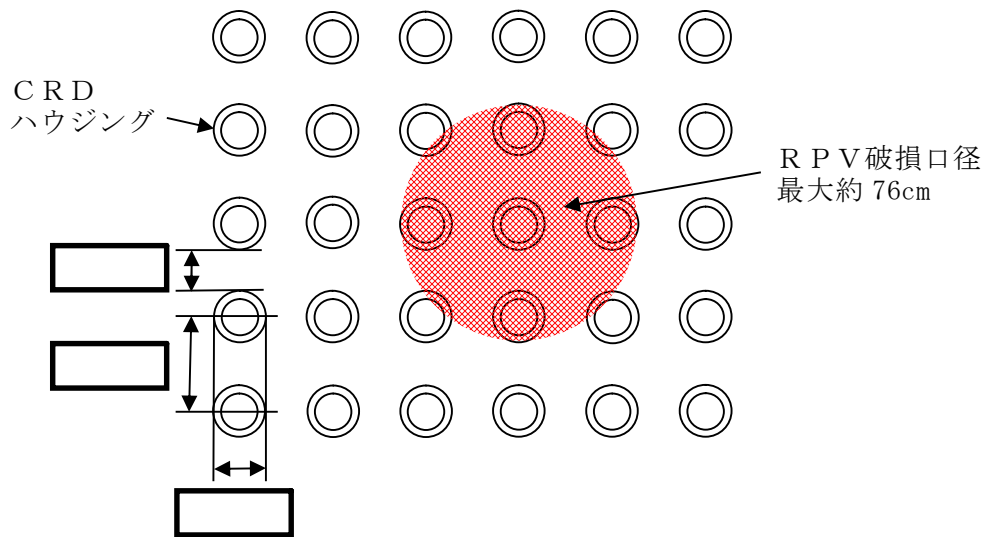
制御棒駆動機構(以下「CRD」という。)及びCRDハウジングの破損本数としては、MAAP解析においてRPV底部の破損後にアブレーションにより広がる最大の破損口径:約76cmに含まれる本数9本を考慮している(第1図)。また、ターンテーブル及びCRDハウジングサポートについては、アブレーションにより広がる最大の破損口径:約76cmを包絡する範囲として、一辺1mの正方形の範囲を考慮している。

ここで、第2図及び第3図に示すとおり、CRDハウジングサポートは、ペDESTAL内側の鋼板に固定された上部サポートビームにハンガーロッド等を介し、グリッドプレートを接続した構造によりCRDハウジングの逸出を防止する設計となっているため、RPV破損時に現実的には逸出は考えにくい構造と

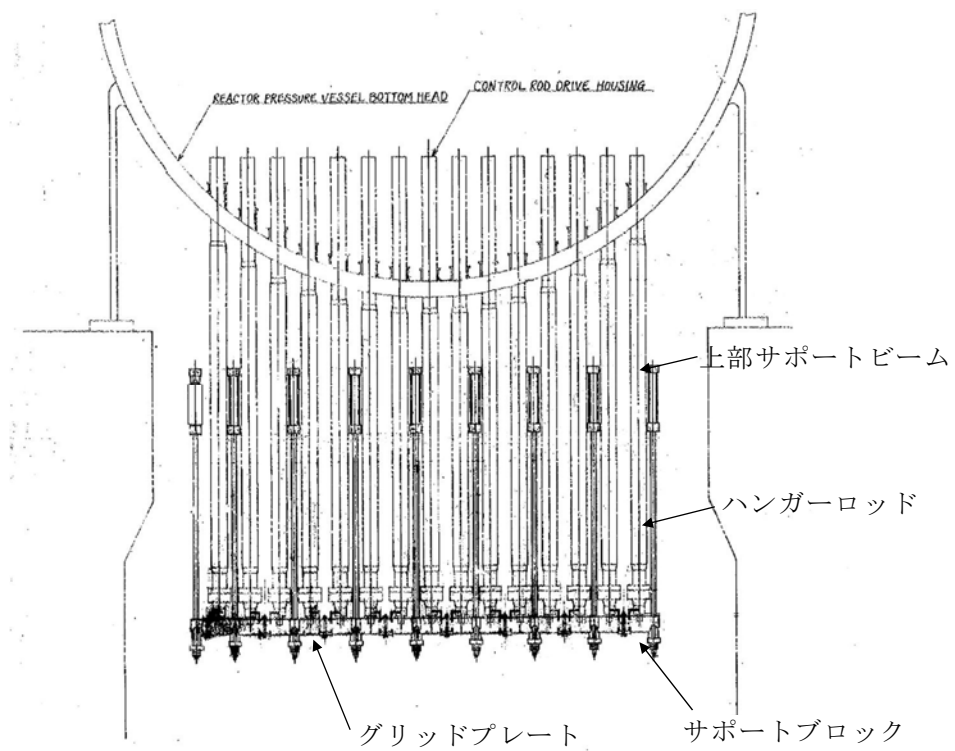
なっている。このため、現実的なR P V破損時のデブリ流出箇所としては、C R DハウジングとR P V下鏡板との間の溶接部に生じる間隙が考えられる。以上を考慮すると、R P V破損時は上記溶接部からデブリが流出し、アブレーションにより口径が徐々に広がる状況になると考えられる。また、R P V下部の形状及びデブリ流出に伴う下部プレナム部のデブリ深さの減少を踏まえると、C R Dから流出するデブリ量は中心から外側になるにつれ少なくなることから、外側のC R D及びその下部にあるC R Dハウジングサポートが溶融する可能性は小さくなると考えられる。一方、本評価では、外側のC R D及びその下部にあるC R Dハウジングサポートの全てが溶融（例えば、第1図の破損口の外側付近に一部が入る4本のC R Dハウジングが全て溶けると想定）するものと想定している。

また、M A A Pに適用されているアブレーションモデルは、サンディア国立研究所において実施された、鋼製容器及びアルミナ混合物を用いたH I P S実験で得られたデータと良好に一致することが確認されている（第3表）。

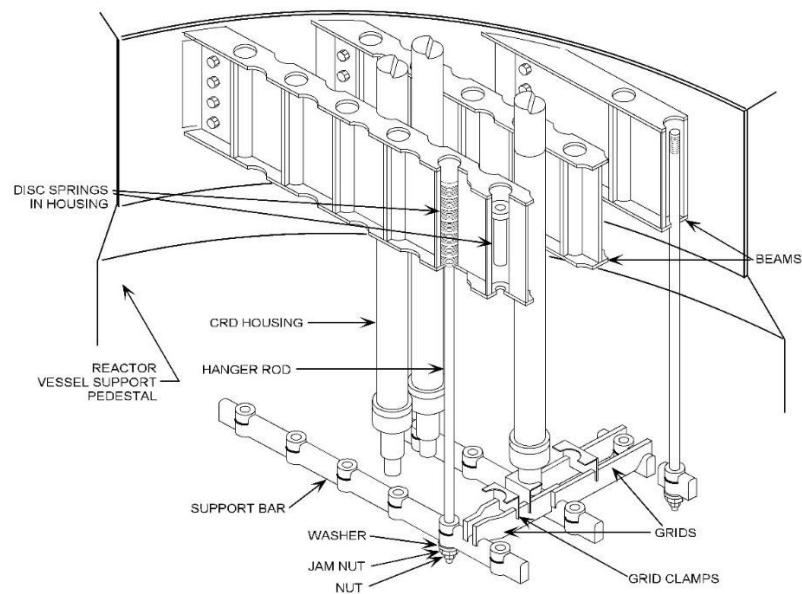
したがって、アブレーションによるR P V破損口径の拡大を考慮したC R Dハウジング等のデブリ体積の評価についても、保守性を有していると考えられる。



第1図 CRD配置とRPV破損口径の関係



第2図 東海第二発電所CRDハウジングサポート構造



第3図 CRDハウジングサポート構造俯瞰図（参考）^[1]

第3表 HIPS実験結果とアブレーションモデルの評価結果^[2]

Table I						
Comparison of Hole Ablation Models With Experiment Data						
Test	ΔP (MPa)	d_0 (cm)	L (cm)	Observed D_f (cm)	Current Model D_f (cm)	ZPSS Model D_f (cm)
HIPS-1J	9.69	2.54	2.54	5.08 ^a	5.08	4.78
HIPS-2C	11.7	2.54	2.54	5.5-7	6.40	4.76
HIPS-3J	4.85	2.54	5.08	6-7	6.32	4.87

a) Ablation limited by a graphite shield

[1]General Electric Systems Technology Manual Chapter 2.1 Reactor Vessel System, USNRC HRTD, Rev 09/11

[2]Pilch, M., and Tarbell, W. W., 1985, High Pressure Ejection of Melt from a Reactor Pressure Vessel, The Discharge Phase. NUREG/CR-4383 (SAND85-0012). September.

粒子化割合の算出

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

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

ここで、

- Φ_{ent} : 粒子化割合 [-]
- E_0 : エントレインメント係数 [-]
- ΔH_{pool} : プール水深 [m]
- d_{dj} : プール底部におけるデブリジェット径 [m]
- $d_{dj,0}$: 気相部落下を考慮した水面におけるデブリジェット径 [m]
- ρ_{dj} : デブリジェット密度 [kg／m³]
- ρ_w : 水密度 [kg／m³]

評価条件は以下のとおり。

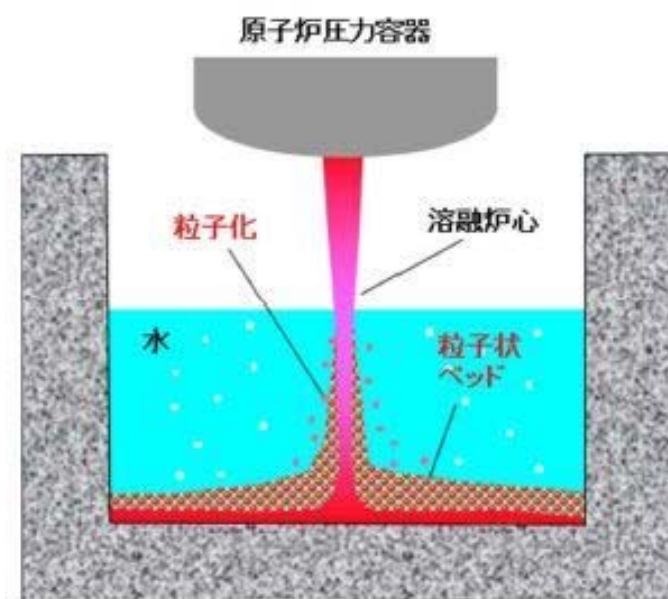
項目	設定値	設定根拠
プール水深	1m	格納容器下部水位
デブリジェット密度		MAAP 計算結果
初期デブリジェット径	0.15m	CRD 案内管径
エントレインメント係数		MAAP 推奨範囲の最確値

以上により評価した結果、粒子化割合は約 17.3%となる。

デブリの拡がりに関する不確かさについて

1. はじめに

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



第1図 ペDESTAL（ドライウエル部）におけるデブリ挙動の概念

2. デブリの拡がりに関する知見

(1) 熔融物

PULiMS実験では、水中での熔融物の拡がり挙動が観察されるとともに、水中での熔融物の拡がり距離を求めるスケーリング則が提案さ

れている。PUL i MS 実験結果を元に妥当性が確認されているスケールリング則に、BWRの溶融炉心落下条件を適用して、水中での溶融物の拡がり距離を評価すると、約18mとなる（付録3 重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて 第5部MAAP 添付3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について 付録4 (5) 参照）。コリウムシールドを設置した場合のペデスタル半径が であることを考慮すると、溶融炉心は床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは、溶融物の拡がりに影響する因子のうち、主に溶融炉心落下流量が大きいことによるものと考えられる。PUL i MS 実験条件と実機条件を比較した場合、以下の観点から実機条件の方が拡がりが増進されると考えられる（第1表）。

- ・溶融物重量のPUL i MS／実機値に対して冷却材重量のPUL i MS／実機値は大きく、実機条件では相対的に溶融物量が多くなる
- ・溶融物過熱度及び比熱は実機条件の方が高く、実機条件の方がデブリが固化しにくいと考えられる。
- ・実機において溶融物は崩壊熱によって継続的な加熱がある
- ・サブクール度については実機条件の方が高いが、溶融物落下後にはサブクール度がすぐに低下することから、拡がりに対する影響は小さいと考えられる
- ・水深／ブレイクアップ長さについては、実機において水中でより細粒化しにくい傾向であり、溶融物の着床時の温度は高い傾向となることから、床面上での拡がりにおいても拡がり易い傾向となる。
- ・溶融物密度は実機条件の方が大きく、慣性による拡がり効果が大きい
- ・粘性係数については、実験と同程度か小さいものと考えられ、実機条件ではより拡がり易いと考えられる。

- ・表面張力については不確かさが大きいパラメータであるが、表面張力が大きいほど床面上を広がりにくくなる一方で、床面到達までの細粒化に伴う冷却・固化が生じにくいため、床面での熔融物温度が高めになり広がり易くなることから、両者の相殺により表面張力が広がりを与える影響は小さいと考えられる。
- ・輻射率については、特に実験データの不確かさ幅が大きく実験条件と実機条件の大小関係が明確ではないが、熔融物から冷却材への伝熱量と比較すると輻射の影響は相対的に小さいと考えられることから、広がり挙動に与える影響は小さいと考えられる。
- ・床面熱伝達については、実機では床スラブの形状変更に合わせてペDESTAL床表面にSUS製ライナを設置することで実験と同じ材質となるため床面熱伝達量は同等であり、また、実機解析から熔融物除熱は冷却材伝熱が支配的であることから、床面熱伝達が広がり挙動に与える影響はない。なお、表面のSUS製ライナが熔融した場合には ZrO_2 上での広がりとなるが、熔融物広がりに関わる実験では、床の材質の差異（種々のセラミック，コンクリート）によらず同様な広がり挙動になることが確認されており、 ZrO_2 の場合でも広がり挙動に差異はないものと考えられる（別紙1参照）。

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

第 1 表 P U L i M S 実験条件と実機条件の比較

分類	項目	実機条件	PULiMS (E4)	PULiMS/実機
初期条件	熔融物	UO ₂ -ZrO ₂ -SUS 等	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	-
	熔融物重量[kg]	約 300×10 ³	約 47	約 0.16×10 ⁻³
	液相線温度[K]		約 1,143	-
	固相線温度[K]		約 1,143	-
	熔融物過熱度[K]		70	
	比熱[J/kg/K]		250～310	
	崩壊熱	あり	なし	-
	冷却材重量[kg]	約 27×10 ³	40	約 1.5×10 ⁻³
	サブクール度[K]		23	
熔融物冷却材中挙動	L/L _{br} (水深／ブレイク アップ長さ※) ※Taylor 関連式	約 0.08～約 0.23	約 0.35	約 1.5～4.4
熔融物床面上挙動	熔融物密度[kg/m ³]		約 7,811	
	粘性係数[Pa・s]	0.004	0.003～0.03	約 0.75～7.5
	表面張力[N/m]		0.2～0.6	
	輻射率[-]		0.4～1.0	
	床面熱伝達	ZrO ₂ (SUS 製ライナ)	SUS 材	-

(2) 粒子状ベッド

ANLで実施されたセルフベリング実験では、粒子状ベッド内の沸騰による粒子の吹き上げと再堆積によるセルフベリング効果により、2分～3分程度で堆積厚さが均一化されている（付録3 重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて 第5部M A A P 添付3 熔融炉心とコンクリートの相互作用について 付録4 (4)参照）。

P D S 実験では、沸騰等の冷却水の流動による粒子状ベッドの拡散挙

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

したがって、粒子状デブリベッドの堆積形状については、崩壊熱を発生するデブリ粒子では、粒子状ベッド内の継続的沸騰による粒子の攪拌によるセルフレベルリング効果により、時間と共に堆積厚さが均一化することが想定される。

3. デブリの拡がりに関する不確かさ評価

これまでの知見によれば、溶融物は床全面に拡がると想定され、粒子状ベッドについても短期間で均一化される。よって、デブリの拡がりに関する不確かさはないものと考えられるが、デブリの堆積高さに対して厳しい評価を実施する観点から、P U L i M S 実験において確認されたデブリ堆積高さと拡がり距離のアスペクト比を適用し、均一化した場合と比較して堆積高さが高くなる場合の評価を行う。P U L i M S 実験は溶融物を水中に落下した実験であり、溶融物と粒子状デブリベッドを含めたデブリ全体としての堆積高さに関する知見として適用できるものである。

(1) アスペクト比

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

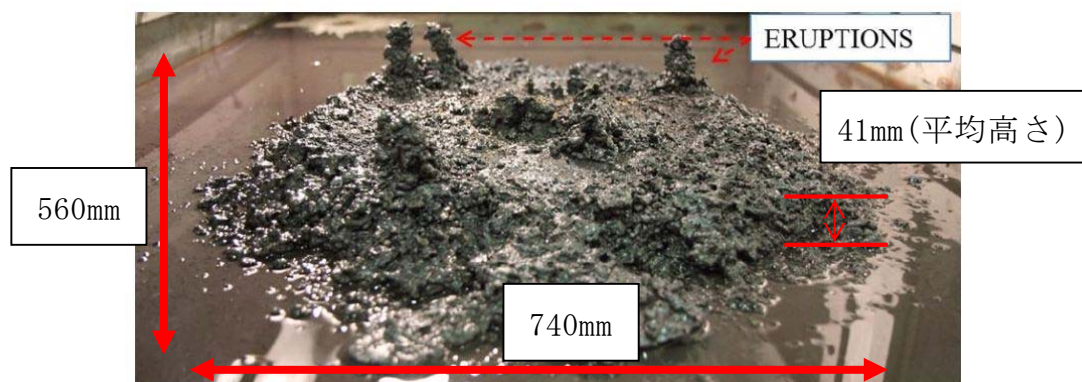
第 2 表 P U L i M S 実験条件と結果

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

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

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

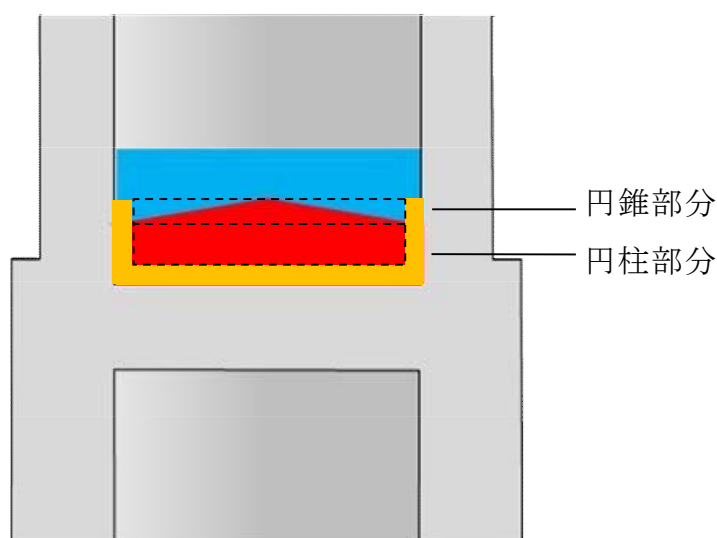
Parameter	Exploratory PULiMS tests			
	E1	E3	E4	E5
Melt release time, (sec)	10	15	12	~8.7
Total size $x \times y$, mm	460x440	~750x750	740x560	-
Cake size $x \times y$, mm	~430x320	~750x750	711x471	~400x420
Max debris height, mm	93	unknown	106	50
Area averaged debris bed height, mm	31	~30	30	22
Volume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



第2図 P U L i M S 実験結果 (E4)

(2) 堆積高さ評価

アスペクト比を考慮した場合、デブリの堆積形状は第3図のように円柱上に円錐が堆積した形状となる。円錐部分については、堆積高さが最大となるのは床全面に広がった場合であり、コリウムシールド厚さを考慮したペデスタル直径 にアスペクト比を考慮すると、堆積高さは約 0.37m となる。円柱部分については、円錐部分の体積を除いたデブリ全量が円柱状に堆積するため、堆積高さは約 1.42m となる。以上から、デブリの堆積高さは円錐部分の体積高さと円柱部分の体積高さの合計となることから、約 1.79m となる。



第3図 デブリ堆積形状 (アスペクト比考慮)

(3) デブリの冠水維持に対する評価

粒子化割合 0.173 のデブリ量に対してポロシティ 0.5 で全ての間隙に浸水していると仮定した場合、円錐部分の頂部から水面までの水深は約 0.52m である。また、円錐状に堆積することで水プールとの接触面積が増え、蒸発量が増加するが、一様に堆積した場合の水プールとの接触面積からの増加割合は 1%未満であり、蒸発量に対して有意な影響を与えない。有効性評価（別紙 3 参照）に基づく、R P V破損によるデブリ落下から格納容器下部注水までの期間における水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.34m、L O C A事象の場合は約 0.44m であり、蒸発量の増加として保守的に 1%を見込んだ場合でも水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.35m、L O C A事象の場合は約 0.45m となるため、デブリの冠水は維持される。

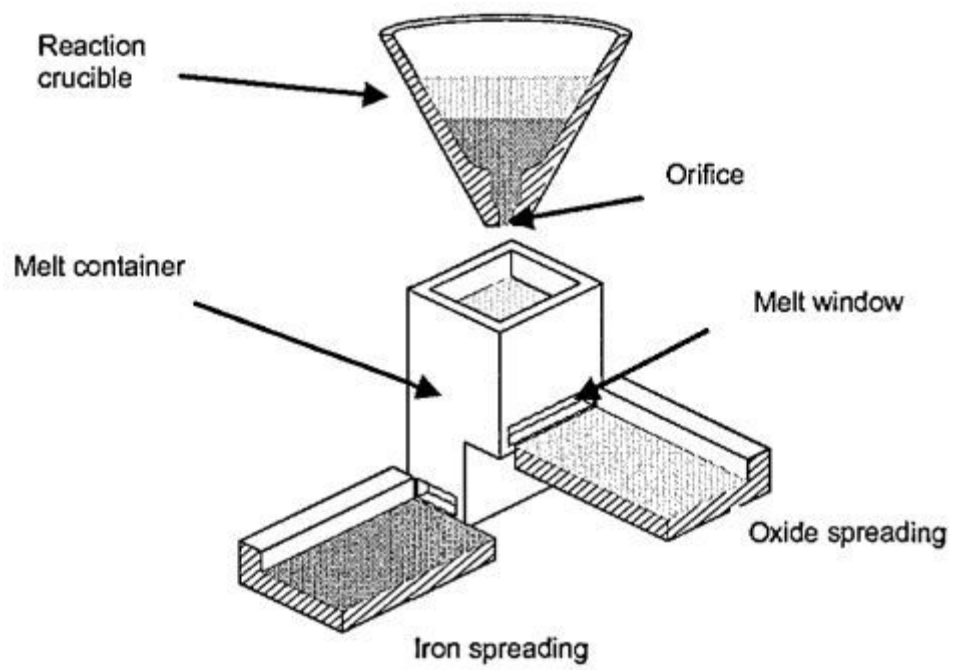
溶融物拡がりに関わる実験

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

独カールスルーエ研究センター（F Z K）で実施された K A T S 実験^{[2][3][4]}では、溶融物としてテルミット（ $A l_2 O_3$ 約 150kg, F e 約 150kg）が使用され、溶融物の放出速度や温度、拡がり形状（1D, 2D）、床の材質（コンクリート、セラミック、コーティング）、水の有無をパラメータに溶融物の拡がり実験が行われている。実験装置を第 1 図及び第 2 図に示す。 $A l_2 O_3$ と F e では密度が異なり成層化するため、溶融物の出口を 2 箇所設け、最初に $A l_2 O_3$ が放出し、最後に F e を放出することにより酸化物溶融物の拡がりと金属溶融物の拡がりを分けて実験が可能となっている。実験条件を第 1 表に示す。K A T S - 1 0 と K A T S - 1 1 の実験条件はほぼ同様であるが、K A T S - 1 0 の方は 1mm の水張りをしてあり、K A T S - 1 1 の方はドライ条件となっている。両者の拡がり結果を第 3 図に示すが、両ケースのように溶融物の放出速度が比較的高い場合は、冷却材の有無によらず同様な拡がり挙動になる結果となっている。また、K A T S - 1 2 と K A T S - 1 3 の実験条件はほぼ同様であるが、K A T S - 1 2 の方が床の材質がセラミックであり、K A T S - 1 3 の方はコンクリートである。両者の拡がり結果を第 4 図に示すが、両ケースのように溶融物の放出速度が比較的高い場合は、床の材質の差異によらず同様な拡がり挙動になる結果となっている。

C E A で実施された V U L C A N O^{[5][6]}実験では、溶融物として酸化物溶融

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



第 1 図 K A T S 実験装置の概要図 ^[2]



(1D)



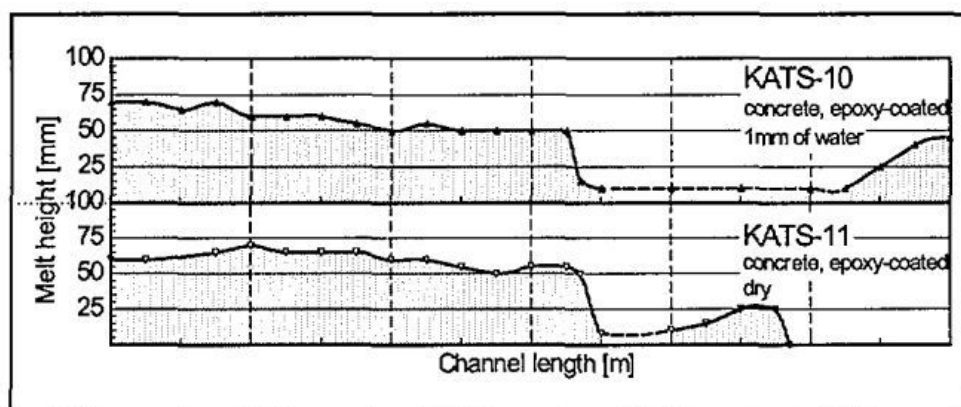
(2D)

第 2 図 K A T S 実験の 1D と 2D の拡がり形状の写真^[3]

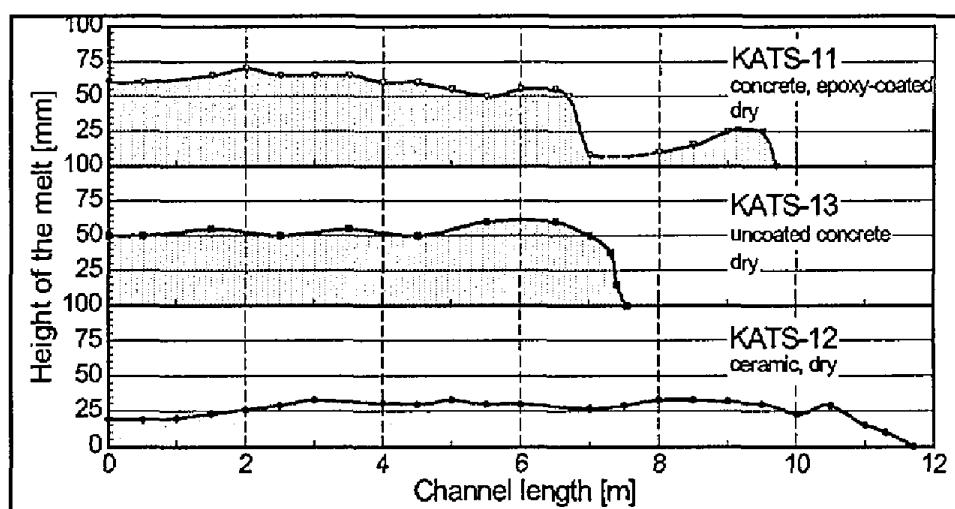
第 1 表 K A T S 実験条件と拡がり距離（酸化物溶融物，1D 拡がり）^[2]

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

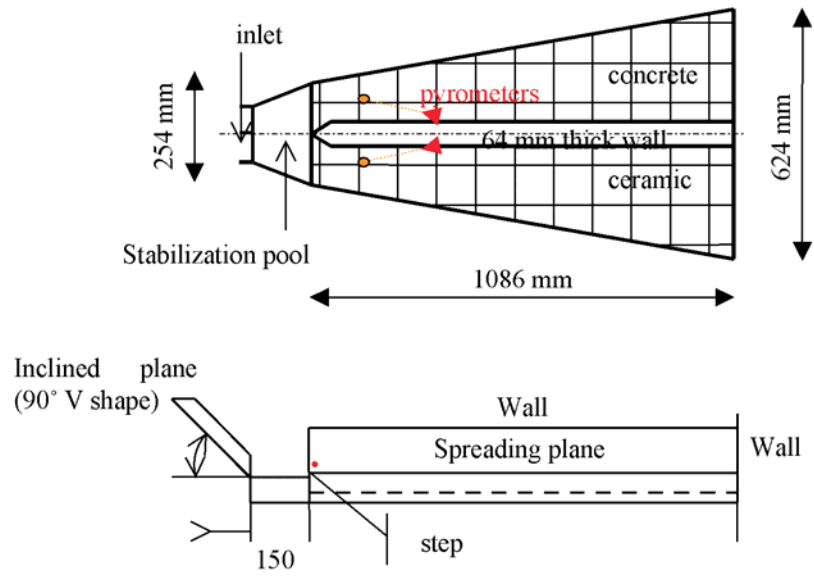
*) Cordierite (Al_2O_3 37 wt%, SiO_2 52 wt%, MgO 6,5 wt%)



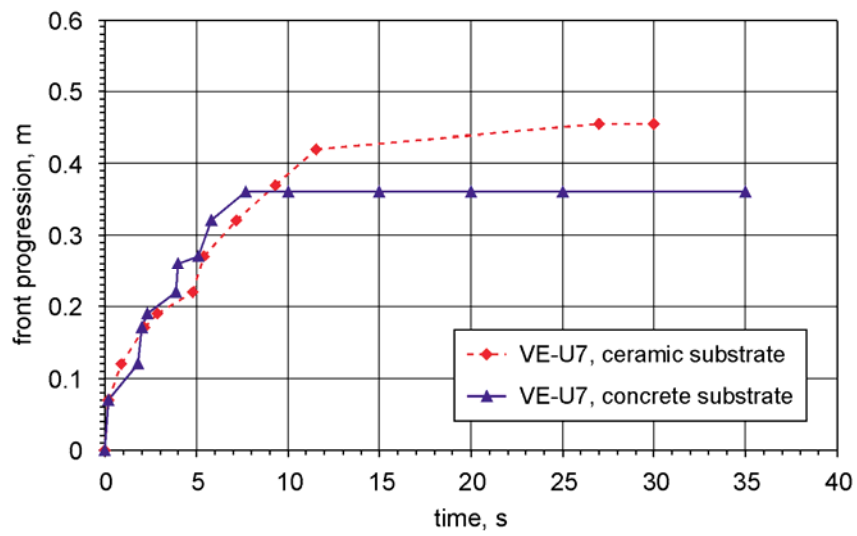
第 3 図 K A T S 実験の水の有無の影響（酸化物溶融物，1D 拡がり）^[2]



第 4 図 K A T S 実験の床の材質の影響（酸化物溶融物，1D 拡がり）^[2]



第 5 図 VULCANO 実験装置の概要図^[6]



第 6 図 VULCANO 実験の床の材質の影響^[6]

参考文献

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

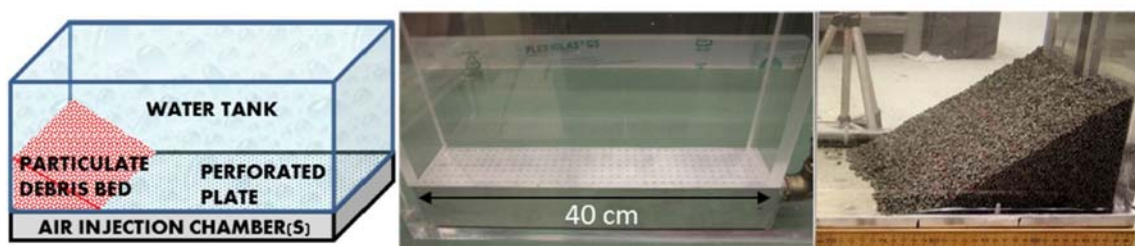
P D S 実験について

1. はじめに

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

2. 実験条件

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



a) 装置概要

b) P D S - C 試験

c) P D S - E 7 ~ 2 3 試験

第 1 図 実験装置概要図

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

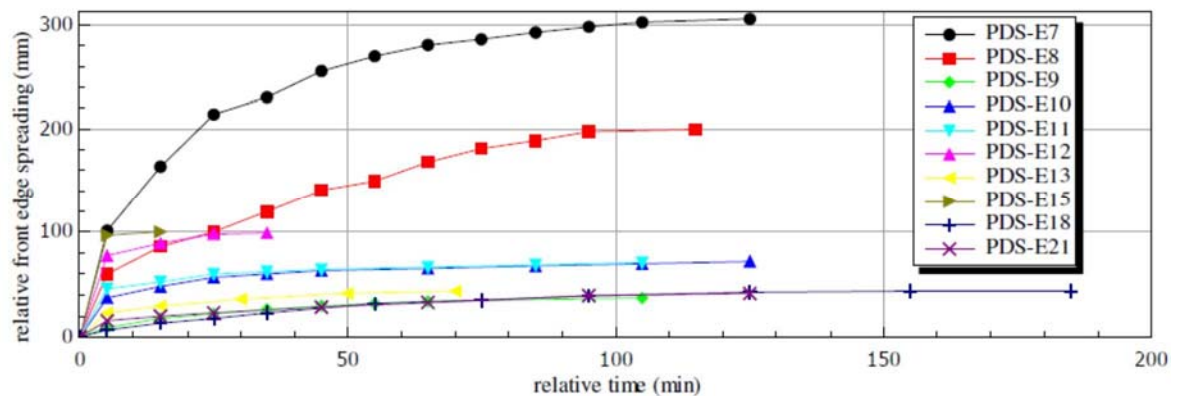
第 1 表 P D S 実験におけるパラメータ設定

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

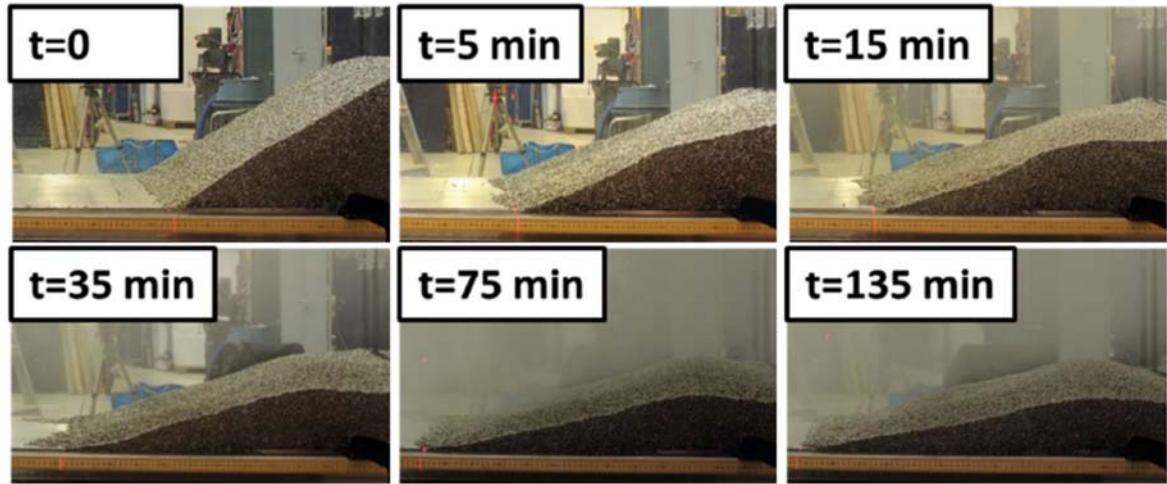
3. 実験結果

(1) P D S - E 実験

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



第 2 図 P D S - E 実験結果



第 3 図 P D S - E 7 実験結果

第 2 表 P D S - E 実験マトリックス

Test No.	Facility	Particulate debris			Total air flow rate (L/s)	Study group	Remarks*	Relative bed front propagation, (mm)	
		Material†	Mass (kg)	Volume (dm³)				After 1h	Final
E2	PDS-1	Gravel	~13	10	2.8	A, B, F	O	130	170
E3	PDS-1	Gravel	~13	10	5.7	A, B, F	O	270	300
E4	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	B	O	70	135
E5	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	C	O	43	120
E6	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	C		12	25
E7	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	20	A, C	O	270	315
E8	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	12	A, C	O	165	205
E9	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	12	C		32	38
E10	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, H	N	65	72
E11	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, H	N	67	71
E12	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, E, F		99	99
E13	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	9	E, F		43	44
E14	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	E, F	no water	0	0
E15	PDS-2	SS cylinders	160	~37	18	F		100	100
		SS spheres	40						
E18	PDS-2	SS cylinders	181	34.6	20	D, G	N, i0	32	44
E19	PDS-2	SS cylinders	181	34.6	20	D, G	N, i10	89	89
E20	PDS-2	SS cylinders	93	17.9	20	D, G	N, i15	71	71
E21	PDS-2	SS cylinders	176	33.5	22	D, G	N, i0	33	41
E22	PDS-2	SS cyl.	122	23.3	22	D, G	N, i10	30	40
E23	PDS-2	SS cyl.	93	17.7	22	D, G	N, i15	44	57

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

†SS=stainless steel.

(2) P D S - C 実験

実験マトリックスを第 3 表に示す。P D S - C 実験の気相流体速度は

0.34 m/s～2.09m/s と大きく，粒子状デブリベッドの拡がりに要する時間は数秒～数百秒オーダーであり，極めて短時間で均一化される結果となっている。

第3表 P D S－C実験マトリックス

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

(3) 結論

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

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

参考文献

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

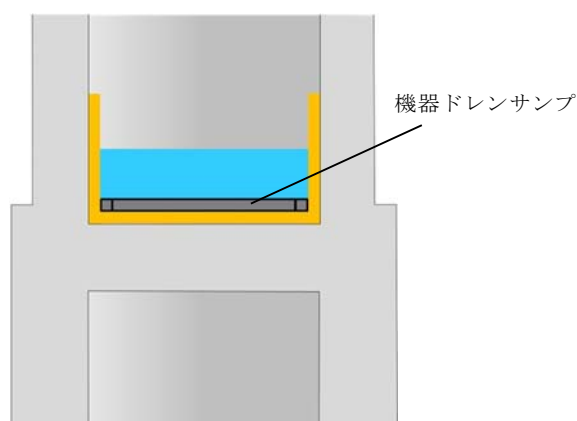
主要解析条件（R P V破損後のデブリ冠水維持に関連するもの）

項目	主要解析条件	条件設定の考え方
解析コード	M A A P	－
原子炉停止後の崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979 燃焼度 33GWd/t	崩壊熱が大きい方が原子炉水位低下及び格納容器圧力上昇の観点で厳しい設定となるため、崩壊熱が大きくなる燃焼度の高い条件として、1サイクルの運転期間（13ヶ月）に調整運転期間（約1ヶ月）を考慮した運転期間に対応する燃焼度を設定
格納容器圧力	5kPa[gage]	格納容器圧力の観点で厳しい高めの設定として、通常運転時の圧力を包含する値を設定
ドライウエル雰囲気温度	57℃	ドライウエル内ガス冷却装置の設計温度を設定
外部水源の温度	35℃	代替格納容器スプレイ冷却系（常設）による圧力抑制効果の観点で厳しい高めの水温として、年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定
サプレッション・プール水温度	32℃	サプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる高めの水温として、保安規定の運転上の制限における上限値を設定
デブリからプール水への熱流束	800kW/m ² 相当（圧力依存性あり）	過去の知見に基づき事前水張りの効果を考慮して設定
起因事象	給水流量の全喪失	原子炉水位低下の観点で厳しい事象を設定
初期条件		
事故条件		
機器条件	R P V破損から7分後に80m ³ /hで注水開始	デブリの冷却及び冠水維持に必要な注水量として設定

デブリ落下時に機器ドレンサンプが健全な場合の影響について

1. はじめに

ペDESTAL（ドライウェル部）内には金属製の機器ドレンサンプを設置する（第1図）。デブリ落下時には機器ドレンサンプは溶融して溶融デブリに取り込まれ、ペDESTAL（ドライウェル部）内に均一に拡がる。ここで、デブリ落下時に機器ドレンサンプが溶融せず健全であると仮定した場合に、プール水深及び溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量に与える影響を評価する。

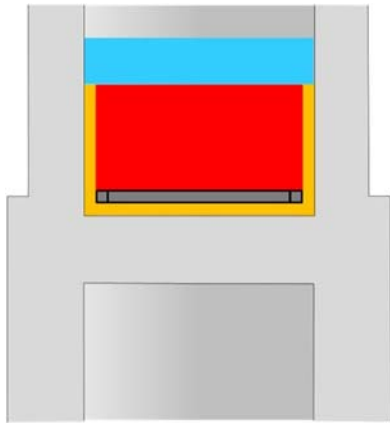


第1図 機器ドレンサンプ設置イメージ

2. プール水深に与える影響

機器ドレンサンプの体積を既設の機器ドレンサンプと同等の として評価した場合、機器ドレンサンプが健全な場合のデブリ堆積高さは約 0.12m 上昇する。また、機器ドレン水は機器ドレンサンプ内に維持されることから、デブリ上の水プールの水深は約 0.11m 低下し、粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深は約 0.58m となる（第2図）。有効性評価の結果から、RPV破損によるデブリ落下からペDESTAL（ドライウェル部）注水

開始までの格納容器下部水位低下量は，過渡事象の場合は約 0.34m，L O C A 事象の場合は約 0.44m であり，デブリの冠水は維持される。



第 2 図 機器ドレンサンプが健全な場合のデブリ堆積形状

3. 溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量に与える影響

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

第 1 表 デブリとの接触面積の比較

	デブリとの接触面積	
	①機器ドレンサンプが溶融した場合	②機器ドレンサンプが健全な場合
デブリ上のプール水		
ペDESTAL（ドライウェル部）側面及び床面		
機器ドレンサンプ		

機器ドレンサンプが健全な場合（②）の接触面積の合計は，機器ドレンサンプが溶融した場合（①）と同等であり，また，機器ドレンサンプとの接触面においてはサンプ内の冷却水による除熱効果も加わることから，②は①に

比べてデブリの冷却がより進むと考えられる。

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

4. まとめ

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

コリウムシールド材料の選定について

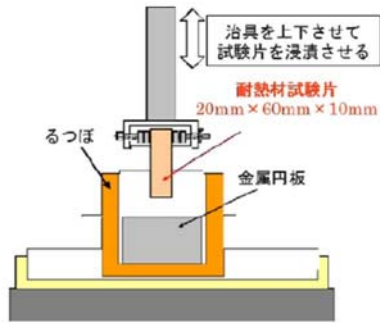
原子炉の過酷事故において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、熔融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。熔融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては、, , ZrO_2 等が挙げられる。模擬熔融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。

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

1. 熔融 Zr による耐熱材侵食試験

1.1 試験方法

耐熱材には , , ZrO_2 の多孔質材料を用いた。模擬熔融炉心の金属成分をるつぽに入れ、るつぽ上部に耐熱材試験片をセットする(第1図)。これらを電気炉で加熱し、 $2,000^{\circ}C \sim 2,200^{\circ}C$ の所定温度にして金属を溶かす。熔融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5 分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、熔融炉心の主な構成材料として、BWRで使用される UO_2 , Zr , ZrO_2 , Fe 等が想定されるが、試験においては、金属成分は $100mol\% Zr$ とした。



第 1 図 試験体系

1.2 試験結果

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



第 2 図 試験後の断面写真

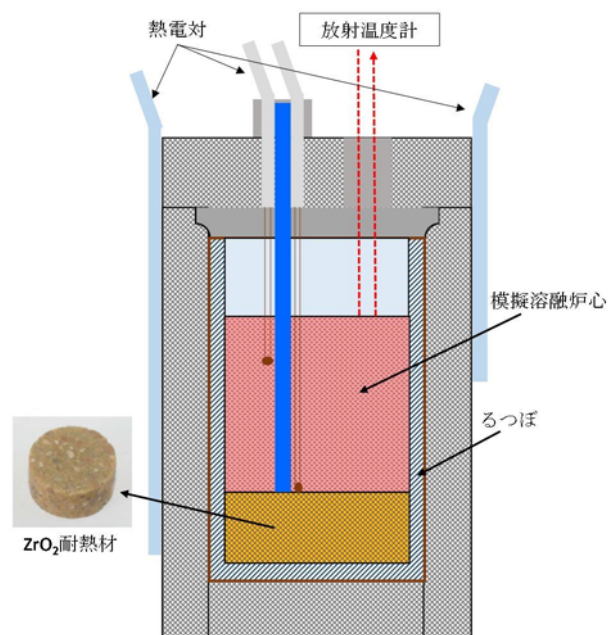
2. 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験

2.1 試験方法

高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工した ZrO_2 耐熱材と模

模擬溶融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬溶融炉心の組成は $\text{UO}_2 - \text{ZrO}_2 - \text{Zr}$: 30mol% - 30mol% - 40mol%とした。

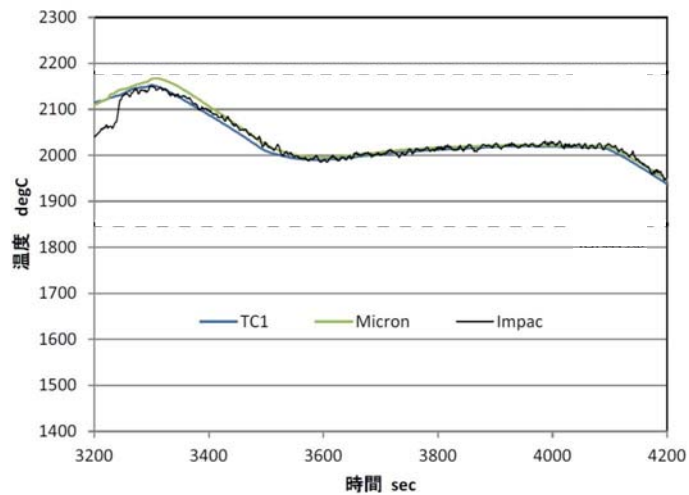
同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬溶融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬溶融炉心の温度が、目標温度範囲（ $2,000^{\circ}\text{C} \sim 2,100^{\circ}\text{C}$ ）に入るように温度制御を行った。温度保持時間は10分とした。



第3図 試験体系

2.2 試験結果

試験温度の推移を第4図に示す。試験においては $2,000^{\circ}\text{C} \sim 2,050^{\circ}\text{C}$ の範囲で、約10分程度温度が保持されている事を確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を第5図に示す。 ZrO_2 耐熱材の厚さが試験前から変わっていないことから、模擬溶融炉心による ZrO_2 耐熱材の有意な侵食がないことが分かる。



第 4 図 試験温度推移



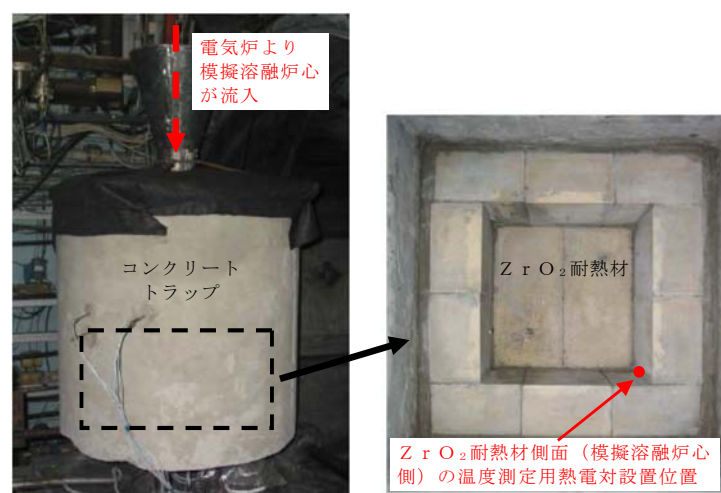
第 5 図 試験後の断面写真

3. 耐熱材への模擬溶融炉心落下試験

3.1 試験方法

耐熱材に溶融炉心が接触した際の短期的な相互作用を確認するため、 ZrO_2 耐熱材の上に模擬溶融炉心を落下させ、耐熱材の侵食深さの測定、耐熱材侵食性状や模擬溶融炉心の固化性状の分析などを実施した。模擬溶融炉心の組成は $UO_2 - ZrO_2 - Zr$: 30mol% - 30mol% - 40mol% とした。 ZrO_2 耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電

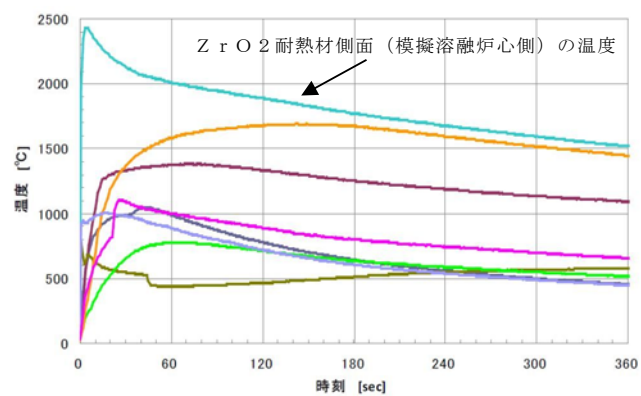
電気炉により加熱した模擬熔融炉心を ZrO_2 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対により ZrO_2 耐熱材の温度を測定した。



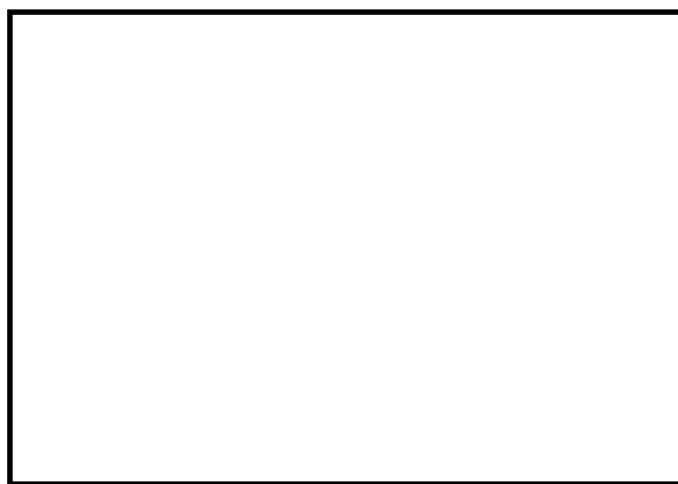
第 6 図 試験装置

3.2 試験結果

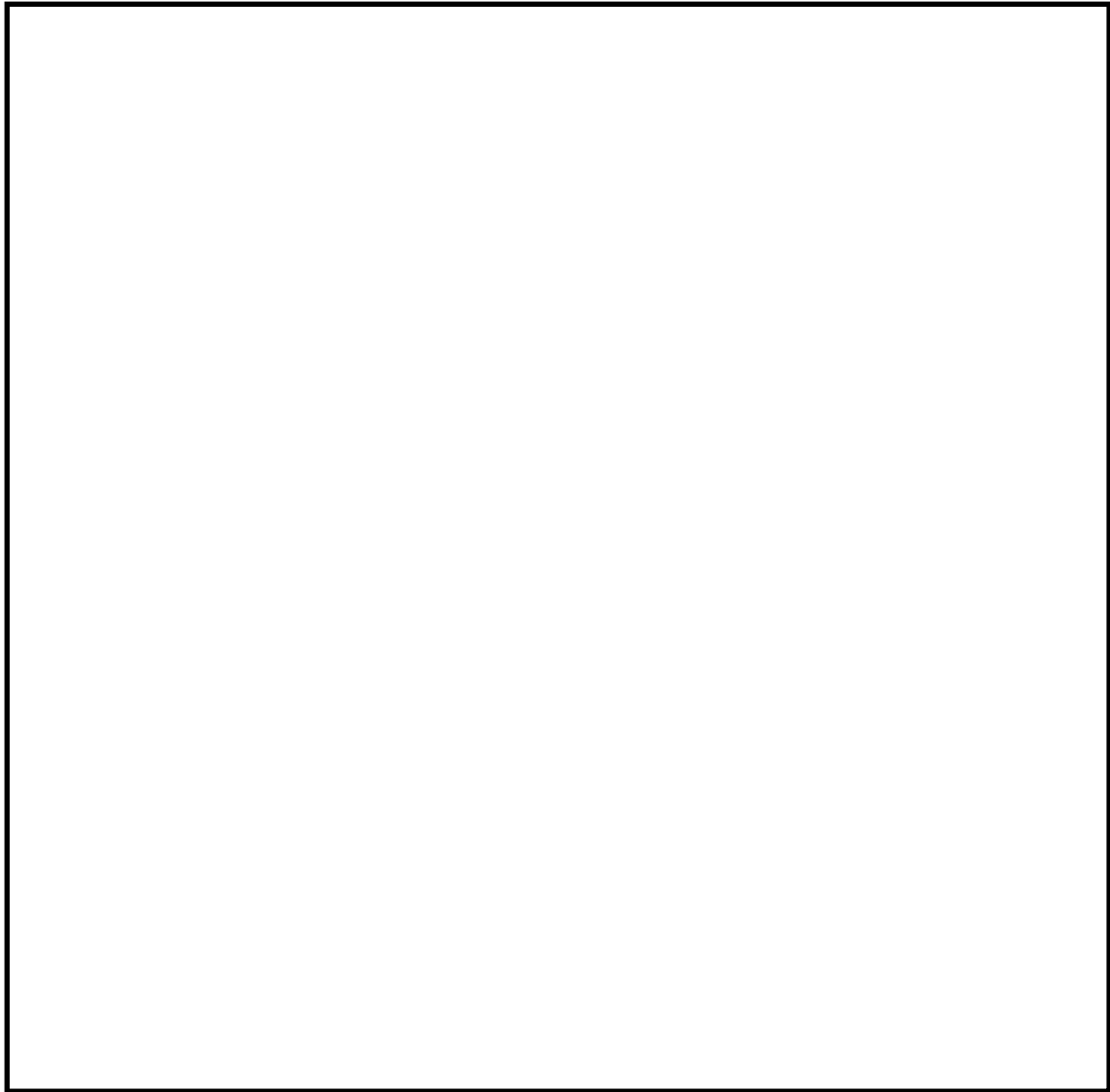
試験温度推移を第 7 図に示す。 ZrO_2 耐熱材側面（模擬熔融炉心側）の温度を測定する熱電対が模擬熔融炉心落下直後に最高温度約 $2,450^{\circ}\text{C}$ を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は $2,450^{\circ}\text{C}$ 以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を第 8 図に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約 1cm が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び耐熱材の割れは確認されなかった。



第 7 図 試験温度推移



第 8 図 試験後の断面写真



第 9 図 耐熱材表面の成分分析結果

一般に、 ZrO_2 には還元雰囲気で高温に暴露されると材料中に酸素欠損が起こり、変色する特性があることが知られている。試験においては、計測された模擬熔融炉心の温度が $2,450^{\circ}C$ 以上と高温であり、かつ模擬熔融炉心の中には金属 Zr が存在することから、模擬熔融炉心中の金属 Zr によって ZrO_2 耐熱材の表面で還元反応が起こり、酸素欠損が生じたと推測される。しかしながら、黒色部についてX線回折分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化が確認されなかったことから、欠損した酸素の量は微量であり、 ZrO_2 耐熱材の耐熱性能に影響はないと考えられる（第 9 図）。

なお、ペDESTAL（ドライウェル部）には水プールが存在するため、ペDESTAL（ドライウェル部）に落下してきた溶融炉心中に残存する未酸化の金属Zrは、水との反応によって酸化されると想定される。MAAP解析の結果から、ペDESTAL（ドライウェル部）に落下してきた溶融炉心は、2,000℃を超える高い温度でコリウムシールドと数十分接触する可能性があるが、上述のとおり、溶融炉心中の金属Zrは酸化されていると考えられることから、事故時に溶融炉心がコリウムシールドと接触したとしても、ZrO₂耐熱材の表面が還元されることによる影響は軽微であると考えられる。

4. まとめ

上記試験結果から、溶融炉心に対して高い耐性を有しているZrO₂（ジルコニア）耐熱材を、コリウムシールドに用いる材料として選定した。

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

コリウムシールド厚さ，高さの設定について

1. はじめに

コリウムシールドは，溶融炉心・コンクリート相互作用の影響抑制の目的で設置するが，ペデスタル（ドライウェル部）（以下「ペデスタル」という。）内の設備配置上，設置高さに制限があり，これを考慮した上で，原子炉圧力容器から落下する溶融炉心（以下「デブリ」という。）を全量保有でき，かつ，溶融炉心・コンクリート相互作用の影響も抑制できるよう，その厚さを設定する必要がある。以下に設定方針を示す。

2. コリウムシールド高さの設定

ペデスタル内には人通用開口部や床ドレン配管等のドライウェルと通じる経路があるため，デブリ堆積高さがこれらの経路に到達した場合，ペデスタル外へ流出するおそれがある。そのため，デブリをペデスタル内に全量保有する観点から，デブリ堆積高さはデブリがペデスタル外に流出する可能性のある経路よりも低い位置とする必要がある。ペデスタル床高さに対して最も低い位置となる経路は，ドライウェルからペデスタル床ドレンサンプへのドレン配管である（第1図）。当該配管の下端は，ペデスタル床から の位置に存在することから，コリウムシールド設置高さの上限として を設定する。

3. コリウムシールド厚さの設定

3.1 コリウムシールド厚さの設定方針

コリウムシールド厚さは，コンクリート侵食抑制及びコンクリートへの熱影響を抑制する観点から，可能な限り厚さを確保する方針とする。ただし，

コリウムシールド厚さを増やした場合の影響として、以下を考慮する。

- ・ペDESTAL床面積の減少によるデブリ保有可能量の減少

コリウムシールドの設置高さには上限があるため、厚さを増加させると保有可能なデブリ量が減少する。ペDESTAL内に落下するデブリのうち、粒子化したデブリは水プール中で冷却されやすいため、ペDESTAL内構造物への熱影響を抑制する観点では、粒子化していない熔融デブリからの寄与が大きい。そのため、コリウムシールドの厚さとしては熔融デブリが全量保有できることが重要となる。

ただし、コリウムシールド厚さの設定に当たっては、粒子化デブリからの影響も緩和できるよう、粒子化デブリも含めたデブリ全量を保有できるように考慮する。

- ・水プールとの接触面積の減少

コリウムシールド厚さを増加させると、水プールとの接触面積が減少するため、水プールへの除熱量が崩壊熱を下回ることでデブリ温度が上昇し、コリウムシールドが侵食するおそれがある。そのため、コリウムシールドの厚さを設定した上で熔融デブリによる侵食量を評価し、ペDESTALに要求される原子炉圧力容器支持機能及びデブリ保持機能に対する影響を評価する。

以上を踏まえ、コリウムシールド高さを上限である とした上で、粒子化による堆積高さ上昇も踏まえたデブリ堆積高さを考慮した場合においてもデブリが全量保有できるコリウムシールド厚さを設定する。

3.2 デブリ保有可能量を踏まえたコリウムシールド厚さの算定

デブリ体積高さ $H_{\text{debr i}}$ は、式(1)及び式(2)で算定される。ここで、ポロシティはP U L i M S実験等の知見を基に保守的な値として0.5を設定している。

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

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

V_m : 溶融物体積[36m³]

V_s : ペDESTAL内構造物体積[4m³] (添付資料 3.2.14 別添 1 参照)

Φ_{ent} : 粒子化割合[0.173] (添付資料 3.2.14 別添 2 参照)

P : ポロシテイ[0.5]

S_{fz} : コリウムシールドの設置を考慮した床面積[m²]

L_{PD} : ペDESTAL床直径[]

D_{CS} : コリウムシールド厚さ[m]

コリウムシールドの高さは、デブリ堆積高さと床に設置するコリウムシールドの厚さを加えた値となるため、式(1)において H_{debri} を (- D_{CS})m とし、計算した結果、 D_{CS} = 約 0.15m となる。よって、デブリ保有可能性を踏まえると、コリウムシールド厚さは 0.15m となる。

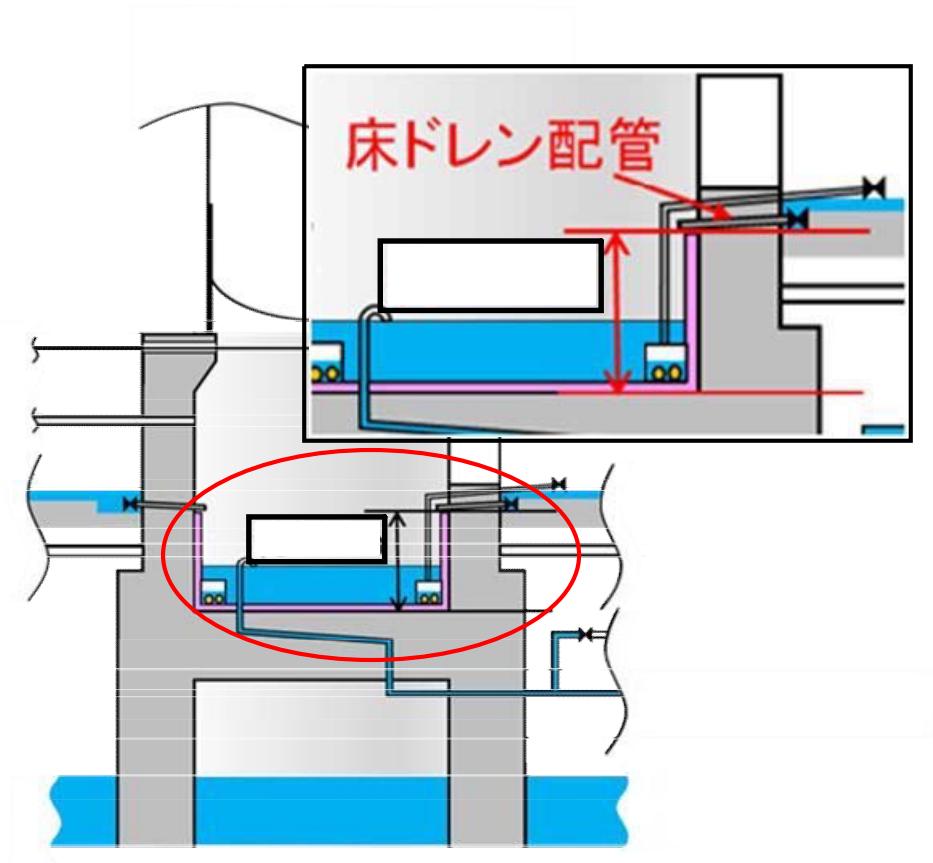
3.3 その他の影響を踏まえたコリウムシールド厚さの設定

コリウムシールド厚さが 0.15m の場合、コリウムシールドの侵食は発生しないことを添付資料 3.5.1 にて確認している。また、添付資料 3.5.2 にて、コンクリートの温度履歴を基に、原子炉圧力容器支持機能及びデブリ保持機能を評価した結果、これらの機能が損なわれないことを確認している。以上より、コリウムシールド厚さが 0.15m の場合でも、原子炉圧力容器支持機能及びデブリ保持機能への影響はない。

また、熱影響の観点で寄与が大きい溶融デブリに着目すると、デブリ全量 (溶融物体積[約 36m³]及びペDESTAL内構造物体積[約 4m³]) が溶融デブリと仮定した場合におけるデブリ堆積高さは約 1.63m であり、コリウムシールド

ド高さ約 1.88m に対して余裕がある。

以上から，コリウムシールド厚さを 0.15m とする。



第 1 図 デブリがペデスタル外へ流出する可能性のある経路

コリウムシールドを考慮した熔融炉心・コンクリート相互作用による
侵食量評価について

格納容器破損モード「熔融炉心・コンクリート相互作用」（以下「MCCI」という。）に対する重大事故等対処設備であるコリウムシールドについて、解析コードにおける取扱いを示すとともに、解析コード及び解析条件の不確かさの影響について整理する。

1. 解析コードにおけるコリウムシールドの取扱いについて

MAAPコードにおけるMCCI伝熱モデルでは、熔融炉心－コンクリート間の伝熱、クラストの伝熱と厚さ、上部クラスト－水プール間熱伝達が考慮されている。ここでは、コリウムシールド模擬に伴う設定の変更点及び評価モデルの適用性について示す。

(1) コリウムシールドの模擬について

MAAPコードにおけるMCCI伝熱モデルの概念図を第1図に示す。MAAPコードによる侵食量評価では、本モデルのうち、コンクリートの物性値として設定されている以下のパラメータについて、 ZrO_2 の物性値を固定値で設定し、コリウムシールドを模擬している。

- ・ 侵食開始温度
- ・ 密度
- ・ 比熱
- ・ 熱伝導率
- ・ 熔融潜熱

侵食開始温度については、化学反応等による侵食開始温度低下を考慮した保守的な設定としている（別添 1）。また、落下した熔融炉心とコリウ

ムシールド間の接触面温度は侵食開始温度未満であることから、コリウムシールドの侵食は発生しない。なお、解析上はコリウムシールドの厚さを考慮し、コリウムシールド裏面にはコンクリートが配置されたモデルとして評価を実施しているが、コンクリートーコリウムシールド間の伝熱において接触熱抵抗は考慮していない。

以上のとおり、MAAPコードにおいてコリウムシールドを適切に模擬している。

(2) 溶融炉心ーコリウムシールド間の伝熱

溶融炉心ーコリウムシールド間の伝熱は、以下の溶融炉心ーコンクリート間の伝熱と同様のモデルを用いている。溶融プールからクラスト、クラストから構造材への伝熱は、壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっているため、コリウムシールドにも適用可能である。

$$\text{床方向の熱流束} \quad q_d = h_d (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cd}$$

$$h_d = h_{d0}(1 - f_s)^n$$

$$\text{壁方向の熱流束} \quad q_s = h_s (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cs}$$

$$h_s = h_{s0}(1 - f_s)^n$$

ここで、

q_d, q_s : 床方向及び側面方向の熱流束 [W/m²]

h_d, h_s : 溶融プールからクラスト層への対流熱伝達係数 [W/m²・K]

h_{d0}, h_{s0} : 溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数 [W/m²・

K]

f_s : 固化割合 [ー]

n : 固化効果項の指数 [ー]

T_f : 溶融プールの温度 [K]

$T_{F,m}$: デブリ融点 [K]

q_v : 体積発熱率 [W/m³]

X_{cd}, X_{cs} : 床面及び壁面のクラスト厚さ [m]

(3) クラストの厚さ

床面及び壁面のクラスト厚さ評価モデルでは、溶融プールからの伝熱及び構造物への伝熱によりクラスト厚さの変化率を計算しており、壁面及び床の材質に依存しないモデルとなっているため、コリウムシールドにも適用可能である。

$$q = 2k_F(T_{F,m} - T_i)/x_c$$

ここで,

q : 床方向又は側面方向の熱流束 [W/m²]

k_F : デブリ熱伝導率 [W/m・K]

$T_{F,m}$: デブリ融点 [K]

T_i : クラストーコリウムシールド接触面温度 [K]

x_c : 床面又は壁面のクラスト厚さ [m]

2. 解析コードにおける不確かさの影響

(1) 不確かさの整理

解析コードにおける，コリウムシールドを考慮したMCC I 過程毎の不確かさ要因を整理する。BWRプラント安全審査資料「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」において，MCC I は以下の過程で段階的に推移することが示されているが，コリウムシールドを考慮してもこの過程に変わりはない。

- ・原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程
- ・溶融物の落下・堆積過程
- ・MCC I 進行と注水によるデブリ冷却過程

ただし，「MCC I 進行と注水によるデブリ冷却過程」においては，MCC I 現象の影響因子として溶融炉心からのコリウムシールドを介したコンクリートへの伝熱を考慮する必要がある。ここで，MCC I 伝熱モデルでは固定値の物性を設定することから，コリウムシールドを介した伝熱の感度解析パラメータとして，コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性が想定される。第2図にMCC I における不確かさに関する流れ図を示す。

MCC I 現象の影響因子より抽出された感度解析パラメータに対して，感度解析の要否を整理する。MCC I 評価の不確かさに関する評価結果を第1表に示す。

エントレインメント係数について，感度解析より溶融炉心の細粒化割合がコンクリート侵食に与える感度は小さいことを確認している。また，このことは，エントレインメント係数の不確かさにより溶融炉心の細粒化割合が変化した場合でも溶融炉心の温度に対する感度は小さいことを示しており，コリウムシールド侵食に与える感度についても同様に小さいと考えられることから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さく，コリ

ウムシールドを考慮した感度解析は不要である。

熔融炉心の拡がりについて、熔融炉心の拡がりが抑制されると想定した場合は、種々の不均一な堆積形状を考慮しても、拡がりが抑制されないペデスタル（ドライウェル部）への均一堆積形状の方が熔融炉心と水の伝熱面積が大きくなり、熔融炉心が冷却される傾向となる。拡がりが抑制されない均一堆積形状の場合、熔融炉心落下時点における熔融炉心とコリウムシールドの接触面温度はコリウムシールドの侵食開始温度を下回っており、また、熔融炉心への注水によって熔融炉心は継続的に冷却されることから、熔融炉心の拡がりが抑制されると想定した場合においても、コリウムシールド及びコンクリートの侵食への影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はないことから、コリウムシールドを考慮した感度解析は不要である。

上面熱流束係数及び熔融プールークラスト間の熱伝達係数について、熔融炉心・コンクリート相互作用への影響を確認する観点で実施したエントレインメント係数、上面熱流束及び熔融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を踏まえ、MAAPコードによりコリウムシールド及びコンクリート侵食量について支配的な熔融炉心からプールへの熱流束を対象に感度解析を行い、影響を確認する。【感度解析①】

また、侵食の異方性について、コンクリート侵食の異方性については熔融炉心からプール水への熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認されており、コリウムシールドは侵食開始温度に到達していないことより同様に影響が小さいと考えられるため、上記の熔融炉心からプールへの熱流束を対象にした感度解析により、影響を確認する【感度解析①】

コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性について、MAAPコードにおけるMCCI伝熱モデルでは、固定値の物性を設定することから、不

確かさが想定される。このため、感度解析により伝熱物性値（熱伝導率，比熱）の温度依存性の影響を確認する。【感度解析②】

(2) 感度解析

a. 溶融炉心上面熱流束の感度解析【感度解析①】

(a) 解析条件

解析条件を第2表に示す。溶融炉心から水プールへの熱流束については，上面熱流束の不確かさを考慮した 800kW/m^2 （一定）とする。また，対象シーケンスは，事象進展が早く，崩壊熱が大きくなり，侵食を厳しくする観点で「大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し，原子炉圧力容器が破損するシーケンス」とする。

(b) 解析結果

評価結果を第3表に示す。ペデスタルのプール水中に落下した溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度は $2,100^\circ\text{C}$ 未満であり，コリウムシールドを設置することにより，溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリートの侵食が生じない。このため，原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。

b. 伝熱物性値温度依存性の感度解析【感度解析②】

コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性の影響については，「4. コリウムシールドの侵食を考慮した感度解析」において，コリウムシールドの侵食が生じた場合の影響と併せて確認する。なお，伝熱物性値の温度依存性の取扱いが可能な汎用有限解析コードにて評価した場合においても，ペデスタル（ドライウェル部）のコンクリートが侵食されないことを確認している（別添2）。

3. 解析条件における不確かさの影響

MAAPコードにおけるMCCI評価では、コリウムシールドを考慮した機器条件として、以下の条件を設定している。

- ・コリウムシールド耐熱材の種類
- ・コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度
- ・ペデスタル（ドライウェル部）床面積

これらは全て最確条件と同様の設定であることから、不確かさの影響はない。MAAPコード解析条件を第4表に示す。

4. コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析

熔融炉心中の金属酸化物との共晶反応により、コリウムシールドが侵食される可能性があるが、既往の実験にて確認された侵食速度を仮定した場合、コリウムシールドの侵食量は約33mmとなる（別添3）。コリウムシールドの厚みが減少した場合、コリウムシールド外表面のペデスタル（ドライウェル部）のコンクリートへの伝熱量が大きくなることから、この影響を感度解析により確認する。また、前述のとおり、MAAPコードでは ZrO_2 の物性値を固定値で設定するモデルであることから、伝熱物性値の温度依存性の不確かさの影響についても併せて確認する。

(1) 解析条件

解析条件を第5表に示す。コリウムシールドの厚さは、コリウムシールドの設計値に対して、既往実験に基づく侵食量の約33mmを考慮し、保守性を見込んだ値として110mmを設定する。なお、コリウムシールドの侵食によるペデスタル（ドライウェル部）床面積の拡大は保守的に考慮しない。

また、MAAPコードにおけるコリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性の不確かさを考慮し、ペデスタル（ドライウェル部）のコンクリート

の温度を厳しく評価する観点で、常温時の ZrO_2 の伝熱物性値を設定する。

対象シーケンスは、事象進展が早く、崩壊熱が大きくなり、ペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリート侵食を厳しく評価する観点で「大破断 L O C A 時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス」とする。

(2) 解析結果

解析結果を第 6 表に示す。また、ベースケース及び感度解析ケースのコリウムシールド温度の推移及びコンクリート温度の推移を第 3 図から第 6 図、クラスト厚さの推移（上下方向）を第 7 図に示す。コリウムシールド内表面温度の最高値は約 $1,860^{\circ}\text{C}$ にとどまり、コリウムシールドの侵食開始温度である $2,100^{\circ}\text{C}$ を下回ることから、コリウムシールドの侵食は金属酸化物との共晶反応で生じた状態から進行しない。また、コリウムシールド外表面と接するペDESTAL（ドライウェル部）コンクリートの温度の最高値は約 728°C にとどまり、コンクリートの侵食開始温度である約 $1,230^{\circ}\text{C}$ を下回ることから、コンクリートは侵食されない。このため、コリウムシールドが金属酸化物との共晶反応により侵食された場合においても、コリウムシールドを介した伝熱の不確かさが、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

5. まとめ

MAAP コードではコリウムシールドを適切に模擬しており、熔融炉心ーコリウムシールド間の伝熱モデルはコリウムシールドに適用可能である。

コリウムシールドを考慮した解析コードの不確かさを踏まえた感度解析に

より，原子炉圧力容器の支持機能を維持でき，不確かさの影響は小さいことを確認した。また，コリウムシールドを考慮した解析条件は最確条件と同様であり，不確かさはない。

さらに，コリウムシールドが金属酸化物との共晶反応により侵食される可能性を考慮した感度解析により，コリウムシールド外表面と接するコンクリートは侵食されないことを確認した。

第1表 コリウムシールドを考慮した場合のMCC I 評価の不確かさに関する整理結果

MCC I 現象への 影響因子	不確かさ要因	有効性評価の取扱い	解析コード安全審査資料* における感度解析の要否	東海第二発電所における コリウムシールドを考慮した取扱い
下部ヘッド破損モード	破損部位 破損口侵食拡大	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径 の制御棒駆動機構ハウジングの瞬時 破損を想定し、破損口径の拡大を考 慮	下部ヘッド貫通部の中で最も大口 径の貫通部の破損を想定し、破 損口径の拡大も考慮しているた め、感度解析不要	同左
溶融炉心落下量	原子炉圧力容器内 溶融進展	全炉心相当を想定	全炉心相当の最も厳しい落下量 を想定しているため、感度解析不 要	同左
溶融炉心の粒子化	プール水深	ペダスタルの注水開始条件及び注水 流量について、手順書規定に準じた 操作を想定	解析モデルパラメータではない ため、感度解析不要	同左
	エントレインメント 係数	実験解析を元に、粒子化割合を少な い側に評価する値を使用	エントレインメント係数に不確 かさがあるため、MAAPコード の不確かさ範囲内(FARO実験 解析に基づく)で感度解析を実施	左記の感度解析により、溶融炉心の細粒化割合がコンクリート侵食に与え る感度が小さいことを確認しており、溶融炉心の細粒化割合が溶融炉心温 度に対する感度は小さいと考えられることから感度解析不要
	溶融炉心ジェット径	破損口径に対応した径を考慮	最も大きい径を想定して、粒子化 割合を小さくし、水に落下した際 のデブリクエンチ量を小さくし て厳しい側の扱いをしているた め、感度解析不要	同左
	水による拡がり抑制	拡がりの知見から、全面に拡がるこ とを想定し、均一堆積モデルを使用	溶融炉心の拡がりを抑制した場 合を想定し、水深深さ等の個別ブ ランシートの状況を踏まえた感度解 析等の取扱いを行うことが必要	溶融炉心の拡がりが抑制される場合は、溶融炉心と水の伝熱面積が大き くなり、溶融炉心が冷却される傾向となる。拡がりが抑制されない場合、溶 融炉心落下時点における溶融炉心とコリウムシールド接触面温度はコリ ウムシールドの侵食開始温度を下回っており、また、注水により溶融炉心 は継続的に冷却されることから、侵食への影響はなく、感度解析不要
デブリから水への熱伝達	デブリ上面の性状	粒子状ベッドの熱流束として、現実 的な範囲内で保守側の想定をして、 大気圧状態で 800 kW/m^2 として圧力依 存性を考慮	粒径やボロシティの不確かさを 考慮して、下限の熱流束に対して 感度解析を実施	【感度解析①】（コンクリートの種類と同じ） 溶融炉心・コンクリート相互作用への影響の観点で、エントレインメント 係数、上面熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメー タとした感度解析を踏まえ、コリウムシールド及びコンクリート侵食量に ついて支配的な溶融炉心からプール水への熱流束についての感度解析を 実施
コリウムシールドを 介した熱伝達	伝熱物性値の 温度依存性	コリウムシールド侵食開始温度にお ける物性値を考慮	—	【感度解析②】 コリウムシールドの伝熱物性値には温度依存性があることを踏まえ、コリ ウムシールド及びコンクリート侵食量への影響を確認する観点で、伝熱物 性値についての感度解析を実施
コンクリート種類 〔玄武岩系コンクリートの侵食 の異方性〕	壁方向と床方向の 熱分配	溶融プールが完全な液相の場合の対 流熱伝達係数として、床方向クラス トへは を使用	床方向と壁方向の侵食の異方性 の影響を見るため、CCI-3 実験で 確認された熱分配比率を想定し た感度解析を実施	【感度解析③】（デブリから水への熱伝達と同じ） コンクリート侵食の異方性については溶融炉心からプール水への熱流束 の感度に比べて影響が小さいことが確認されており、コリウムシールドに おいても侵食開始温度に到達していないことなどから同様に影響が小さ いと考えられるため、溶融炉心からプール水への熱流束についての感度解析 を実施

※ BWRプラント安全審査資料「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」

第2表 解析条件（溶融炉心上面熱流束）【感度解析①】

項 目	ベースケース	感度ケース
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス
溶融炉心から水プールへの限界熱流束	800kW/m ² (圧力依存性あり)	800kW/m ² (一定※ ¹)
ペDESTAL初期水位	1m	
ペDESTAL注水	R P V破損 7 分後から 80m ³ /h	
コリウムシールド厚さ	15cm	
コリウムシールド侵食開始温度	2, 100℃※ ²	
R P V破損時の溶融炉心温度	M A A P解析結果に基づく	

※1 侵食の不均一性等の影響を考慮して設定

※2 Z r O₂耐熱材の 100mol% Z r による侵食試験結果に基づき設定（別添 1）

第3表 解析結果（溶融炉心上面熱流束）【感度解析①】

項 目	ベースケース	感度ケース
コリウムシールド侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし
ペDESTAL（ドライウェル部） コンクリート侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし

第 4 表 M A A P コード解析条件

項 目		解析条件	最確条件
機器条件	コリウムシールド耐熱材の種類	ジルコニア耐火材	ジルコニア耐火材
	コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度	2, 100℃	2, 100℃
	ペDESTAL (ドライウェル部) 床面積	コリウムシールドを考慮	コリウムシールドを考慮

第 5 表 解析条件 (伝熱物性値及びコリウムシールド侵食) 【感度解析②】

項 目	ベースケース	感度ケース
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断 L O C A 時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス
コリウムシールド厚さ	15cm	11cm ※ 1
コリウムシールド熱伝導率	※ 2	※ 3
コリウムシールド比 熱	※ 2	※ 3
コリウムシールド侵食開始温度	2, 100℃ ※ 4	
ペDESTAL (ドライウェル部) 床面積		
ペDESTAL 初期水位	1m	

※ 1 金属酸化物との共晶反応による侵食を仮定した厚さとして設定 (別添 3)

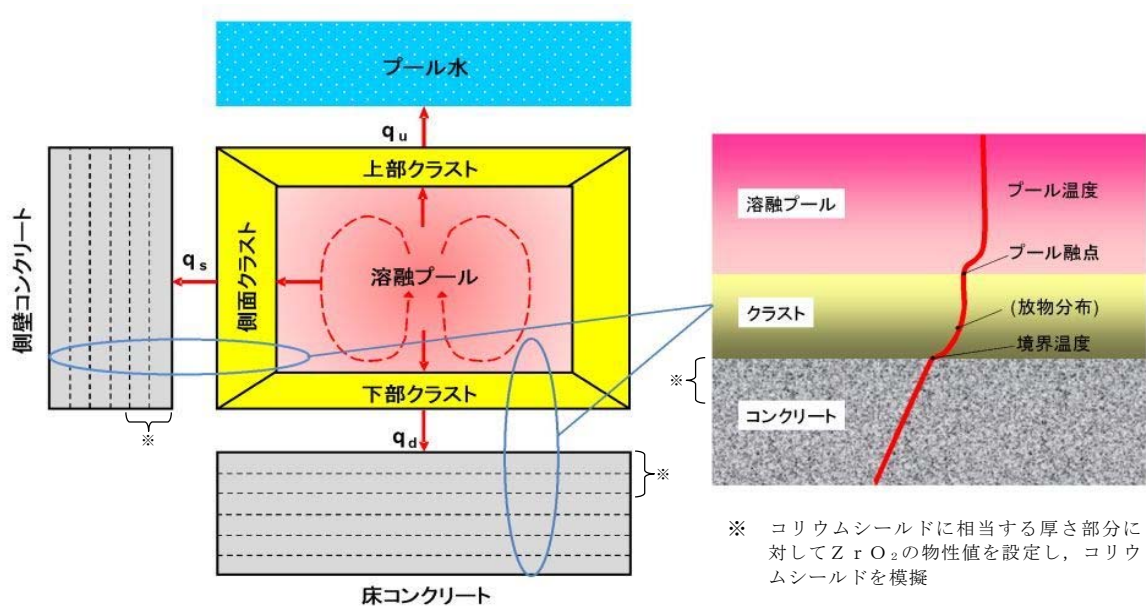
※ 2 Z r O₂ 耐熱材の侵食開始温度における伝熱物性として設定

※ 3 Z r O₂ 耐熱材の常温における伝熱物性として設定

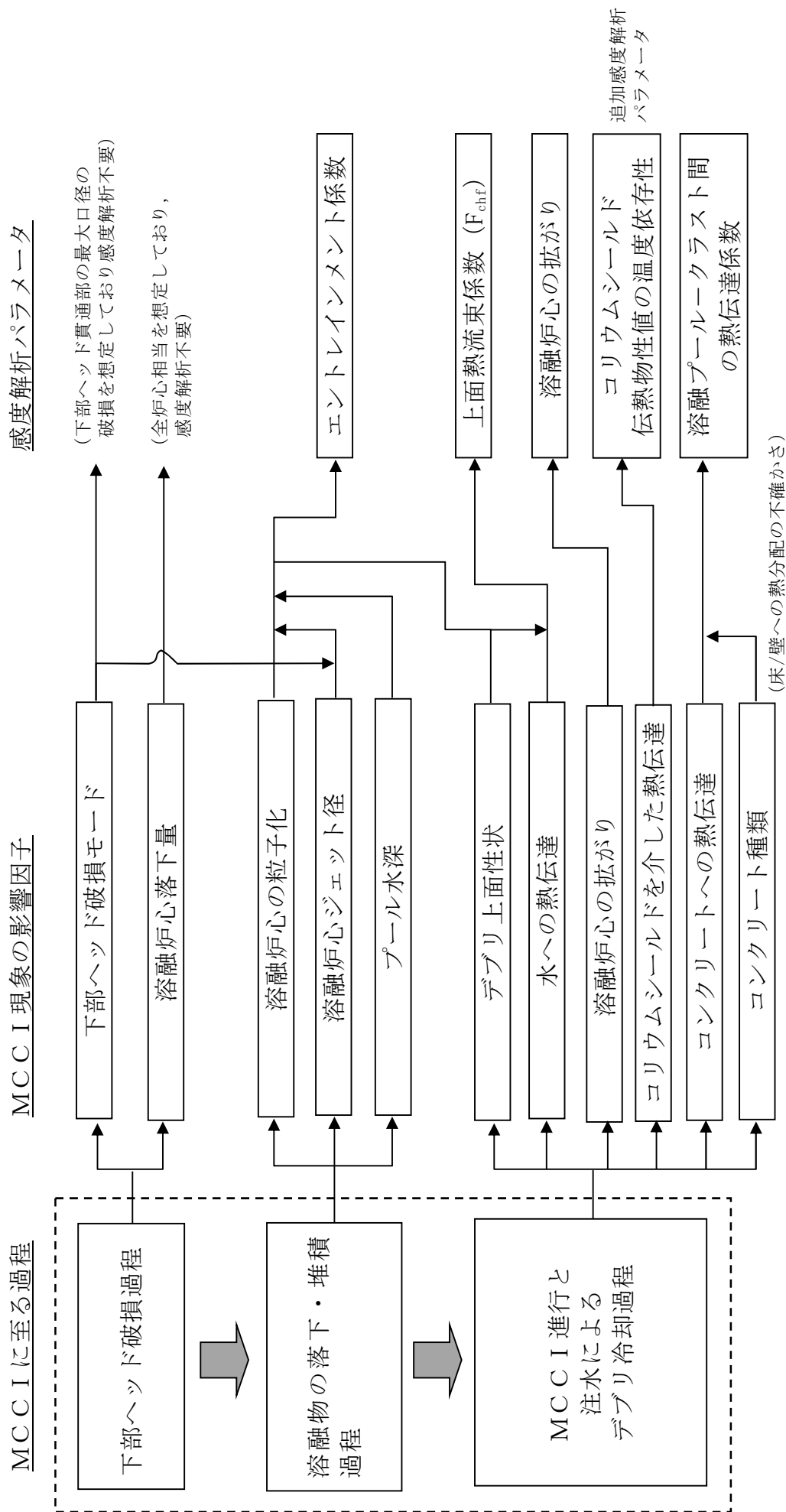
※ 4 Z r O₂ 耐熱材の 100mol% Z r による侵食試験結果に基づき設定 (別添 1)

第 6 表 解析結果（伝熱物性値及びコリウムシールド侵食）【感度解析②】

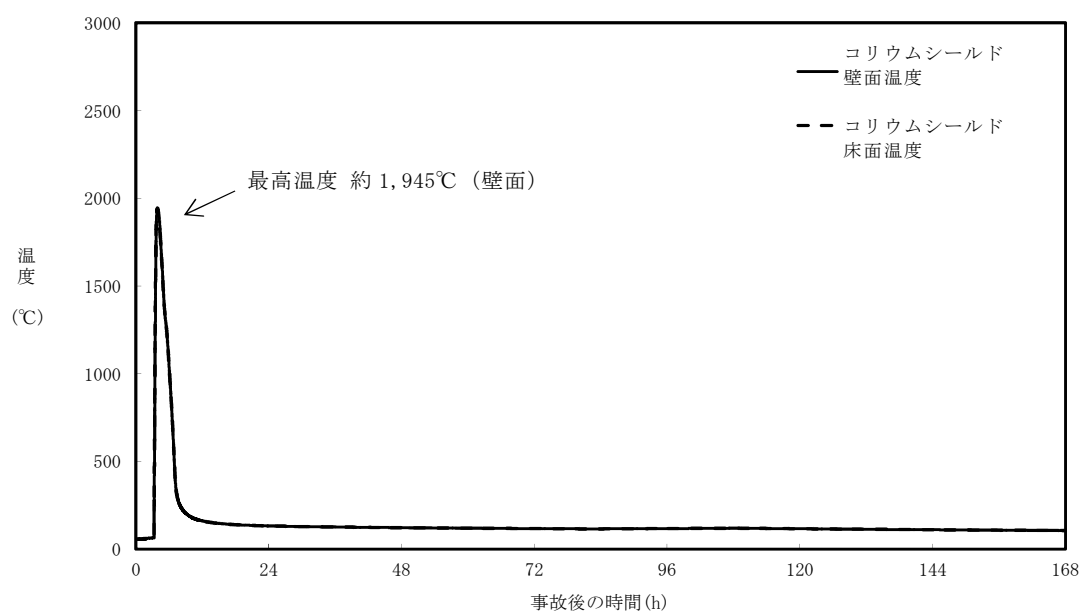
項 目	ベースケース	感度ケース
コリウムシールド侵食量 （壁面及び床面）	侵食なし	侵食なし
ペデスタル（ドライウェル部） コンクリート侵食量 （壁面及び床面）	侵食なし	侵食なし



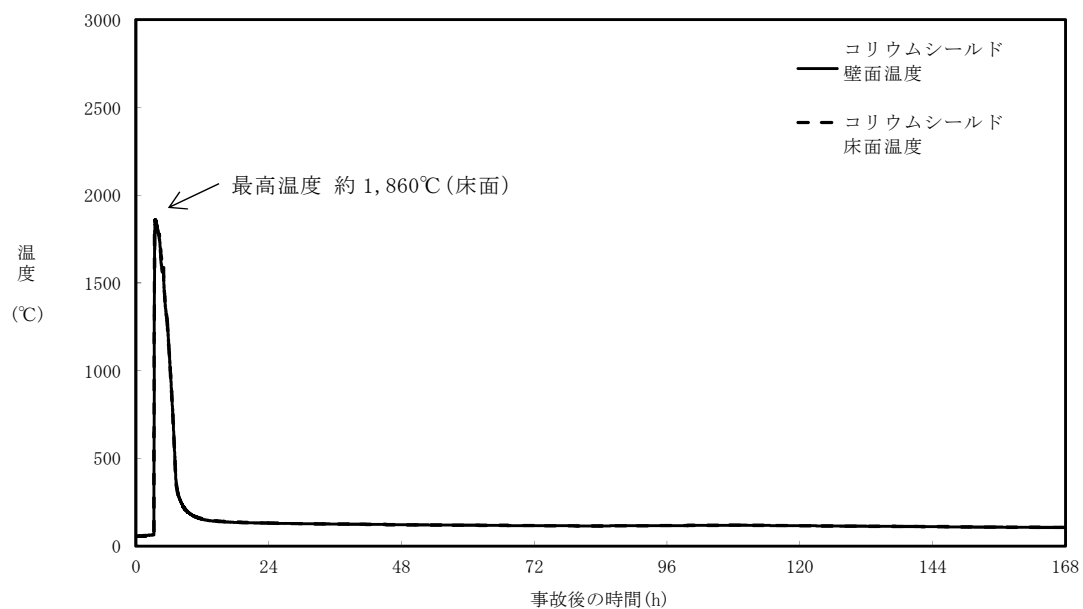
第 1 図 MAAP コードにおける MCCI 伝熱モデル



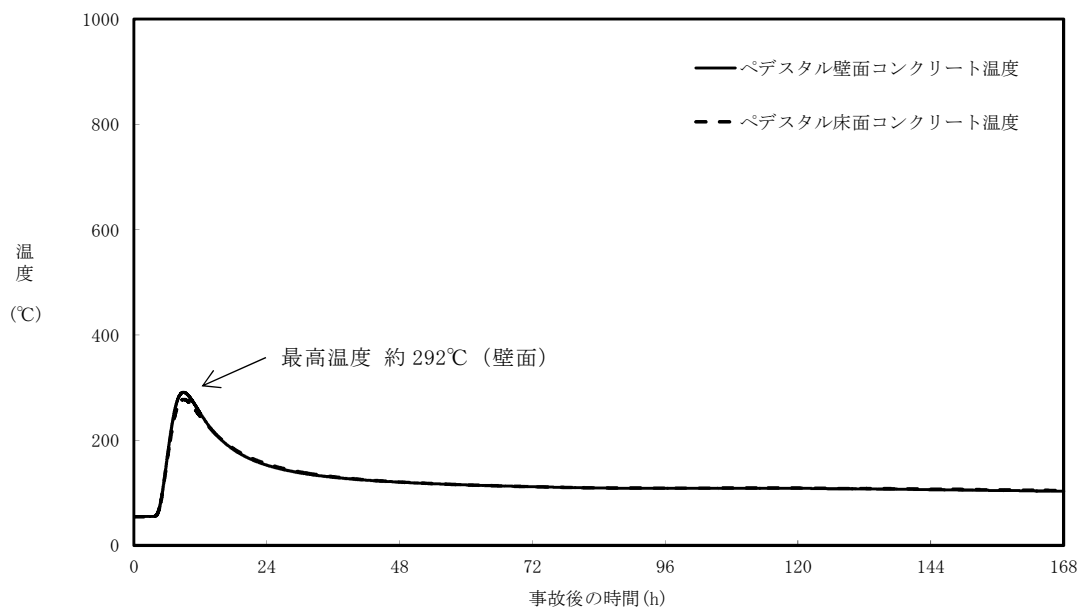
第2図 コリウムシールドを考慮した場合のMCC Iにおける不確かさに関する流れ図



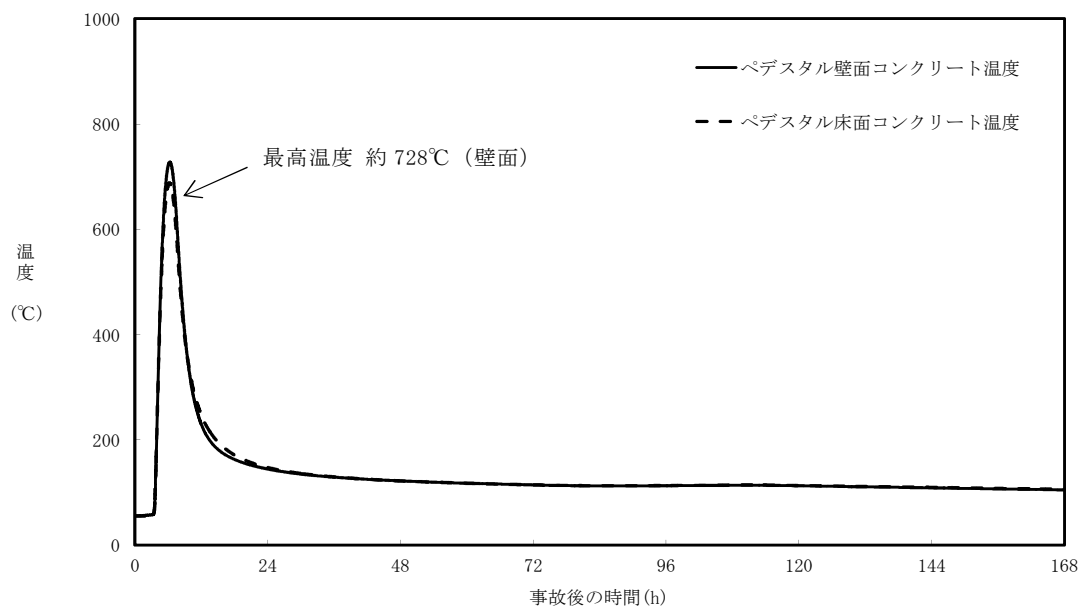
第 3 図 コリウムシールド内表面温度の推移
(ベースケース)



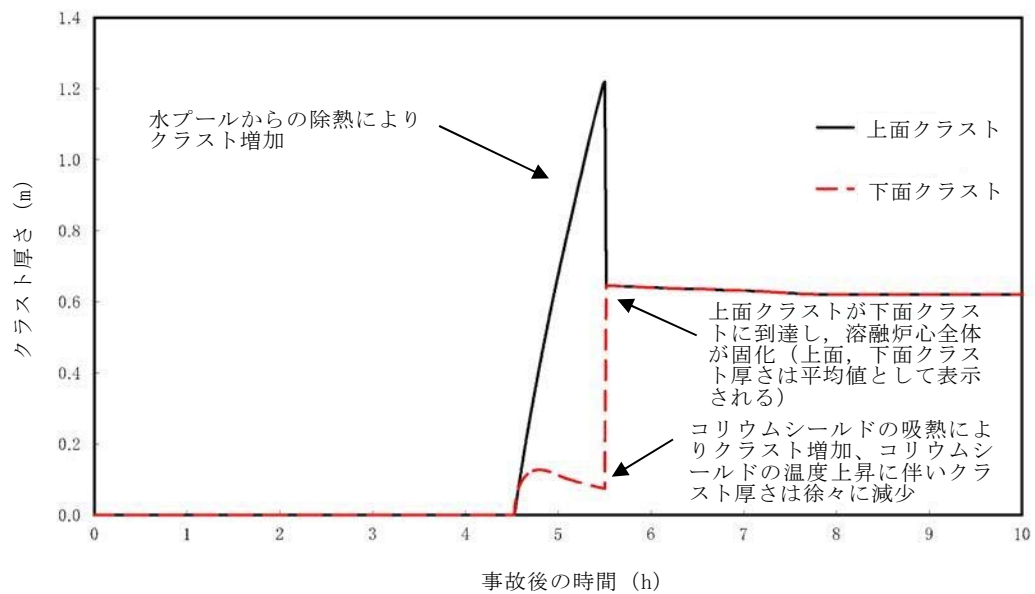
第 4 図 コリウムシールド内表面温度の推移
(感度解析ケース)



第 5 図 ペデスタル（ドライウェル部）コンクリート表面温度の推移
(ベースケース)



第 6 図 ペデスタル（ドライウェル部）コンクリート表面温度の推移
(感度解析ケース)



第7図 クラスト厚さの推移（上面及び下面※1）

※1 側面クラストはコリウムシールドと接しており下面クラストと同等の挙動を示すと考えられることから、代表として上面及び下面クラスト厚さを示す。

ZrO₂耐熱材の侵食開始温度の設定について

ZrO₂耐熱材の侵食量評価においては、耐熱材の侵食開始温度として 2,100℃を設定している。その設定の考え方を以下に示す。

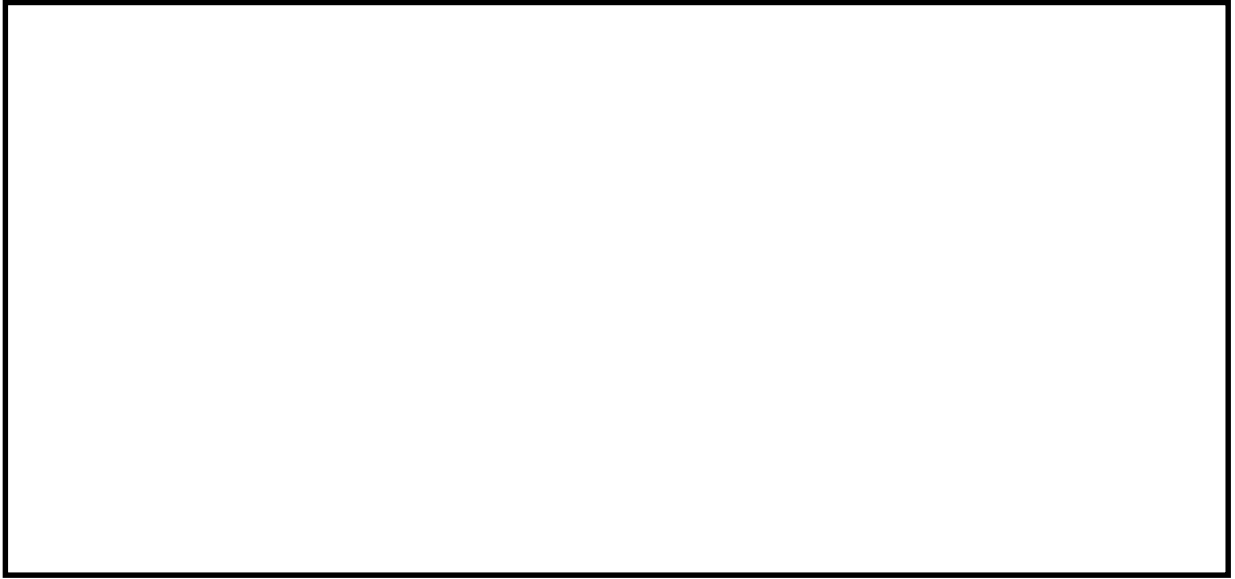
ZrO₂単体での融点は約 2,700℃であるが、溶融炉心に含まれる Zr 等の金属との化学反応により、ZrO₂耐熱材の侵食開始温度は 2,700℃より低下する。

これに対して、化学反応による耐熱材の侵食影響を確認するため、ZrO₂試験片の各種溶融金属への浸透試験が実施されており、溶融金属中の Zr の割合が大きいほど耐熱材の侵食量が大きくなる傾向が確認されている。

第 1 図※に、極めて耐熱材の侵食が大きくなる 100mol% Zr の条件で実施された侵食試験後の ZrO₂耐熱材試験片の断面写真を示す。試験結果より、2,150℃以上の条件では数分で耐熱材試験片が大きく侵食されているのに対し、2,100℃では 30 分保持した場合でもほとんど侵食されていない。

なお、本試験は 100mol% Zr という極めて厳しい条件で実施されているが、実機における溶融炉心では、UO₂、SUS 及び金属－水反応で生成された ZrO₂等が含まれるため、100mol% Zr という条件は考え難く、ZrO₂耐熱材は試験条件より侵食されにくくなると考えられる。

以上より、ZrO₂耐熱材の侵食量評価においては、極めて厳しい試験条件でも侵食量がわずかであった 2,100℃を侵食開始温度として設定した。



第 1 図 試験後の断面写真

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

汎用有限解析コードによるコリウムシールド伝熱物性値温度依存性の
影響評価について

MAAPコードにおけるMCCI伝熱モデルでは、固定値の物性を設定することから、不確かさが想定される。このため、伝熱物性値の温度依存性の取扱いが可能な汎用有限解析コードABAQUSを用いた熱伝導解析により影響を確認する。

1. 伝熱物性値温度依存性の感度解析

(1) 解析条件

解析条件を第1表に示す。コリウムシールドの伝熱物性は既往の共同研究において確認された値を設定する。また、MAAP解析に基づくコリウムシールドー溶融炉心接触面温度、ペデスタル雰囲気温度等を境界条件とする。なお、これらの境界条件は、RPVが破損し溶融炉心がペデスタルへ落下する事故シーケンスの解析結果を包絡する保守的な温度条件を適用する。

(2) 解析結果

解析結果を第2表及び第1図に示す。解析結果が最も厳しいペデスタル（ドライウェル部）壁面の温度は約900℃であり、コンクリートの侵食開始温度である約1,230℃を下回ることから、ペデスタル（ドライウェル部）のコンクリートは侵食されない。

なお、ABAQUSを用いた熱伝導解析結果は、本添付資料の本文「4.

コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析」において示したMAAPコードによる解析結果（壁面温度 約 728℃）を上回っているが、これは大破断LOCAシナリオとして溶融炉心から水プールへの限界熱流束 $800\text{kW}/\text{m}^2$ （一定）を考慮したMAAP解析を包絡する温度境界条件を与えたためである。

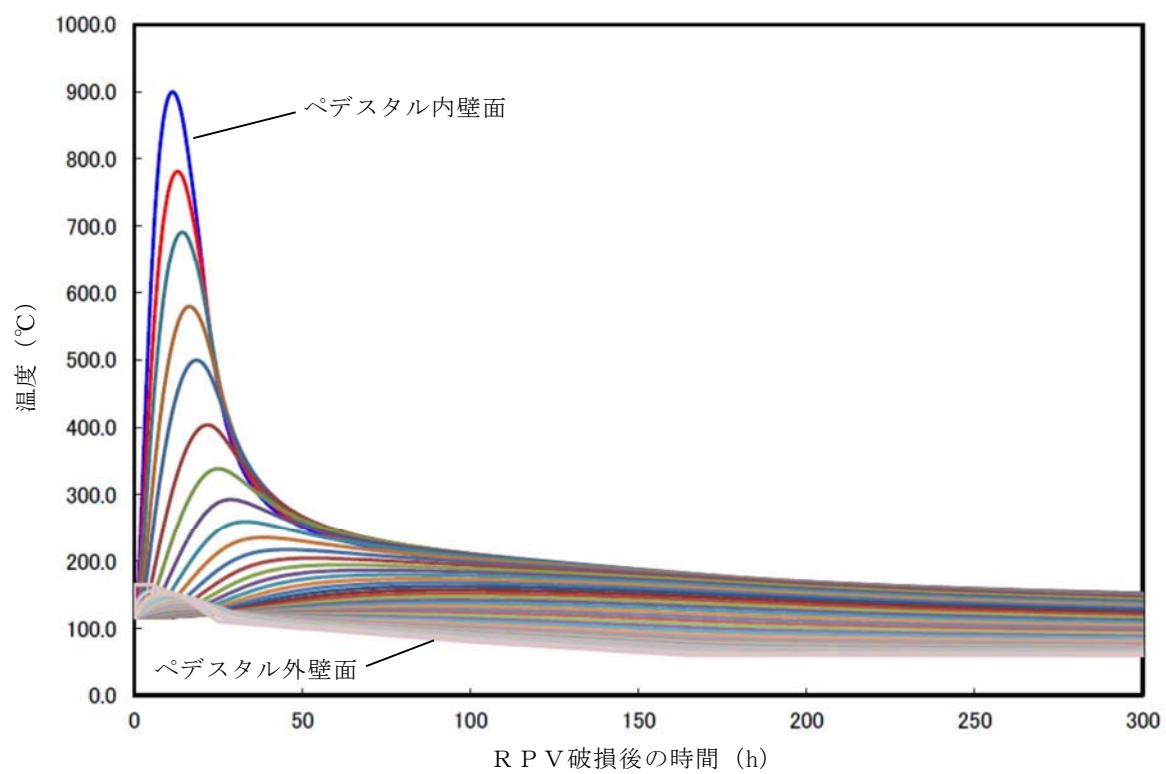
第 1 表 解析条件（伝熱物性値温度依存性）

項 目	設 定	備 考
解析コード	汎用有限解析コードABAQUS	
温度境界条件	過渡事象及び大破断LOCAシナリオ※のMAAP解析結果を包絡する条件	添付資料 3.5.2 別添 1 第 3 図から第 6 図
コリウムシールド 伝熱物性値	既往の共同研究において確認された値	添付資料 3.5.2 別添 1 第 4 表

※ 大破断LOCAシナリオとして溶融炉心から水プールへの限界熱流束 $800\text{kW}/\text{m}^2$ （圧力依存性あり）及び $800\text{kW}/\text{m}^2$ （一定）の 2 ケースを考慮

第 2 表 解析結果（伝熱物性値温度依存性）

項 目	解析結果	備 考
ペデスタル 壁面温度	約 900℃	コンクリート侵食開始温度 約 1,230℃



第 1 図 ペデスタル壁面の温度変化

既往実験の知見を考慮したコリウムシールドの侵食量評価について

MAAPコードによる侵食量評価では、熔融炉心中の Zr による ZrO_2 耐熱材の還元反応を考慮し、耐熱材侵食試験結果に基づき侵食開始温度を保守的に $2,100^{\circ}C$ と設定した上で、熔融炉心によるコリウムシールドの侵食が生じないことを確認している。しかし、熔融炉心には少量ながらその他の金属酸化物も含まれており、これらの影響によって ZrO_2 耐熱材が侵食される可能性も考えられるため、関連する既往実験の知見を考慮した場合のコリウムシールドの侵食量について検討する。

1. CIT実験について

模擬熔融炉心による ZrO_2 耐熱材の侵食挙動に係る実験として、欧州委員会のプロジェクトとして実施されたCIT実験^{[1][2]}がある。

CIT実験では、第1図に示すような試験装置によって、模擬熔融炉心と ZrO_2 耐熱材を最長10時間程度接触させ、模擬熔融炉心の表面温度（ ZrO_2 耐熱材との界面温度）と侵食深さの推移が測定された。そのうち、CIT-9及びCIT-11では実機の条件に近い組成の ZrO_2 耐熱材が用いられている。

CIT-9における入力エネルギー及び模擬熔融炉心表面温度と ZrO_2 耐熱材の侵食深さの推移を第2図及び第3図に示す。耐熱材の最終的な侵食深さは $22.5mm$ 、最大の侵食速度は $0.18mm/min$ と報告されている。実験において、模擬熔融炉心は誘導加熱により $2,080^{\circ}C$ から $2,474^{\circ}C$ まで段階的に昇温されたが、出力を一定に維持し模擬熔融炉心の昇温を停止すると、耐熱材の侵食は一定の深さまで進んだ後に停止する挙動が確認されている。

また、CIT-11における模擬熔融炉心表面温度と ZrO_2 耐熱材の侵食深さ

の推移を第4図に示す。最終的な侵食深さは39.5mm, 最大の侵食速度は0.28mm/min と報告されており, CIT-9 と同様に出力を一定に維持すると侵食が停止する挙動が確認されている。

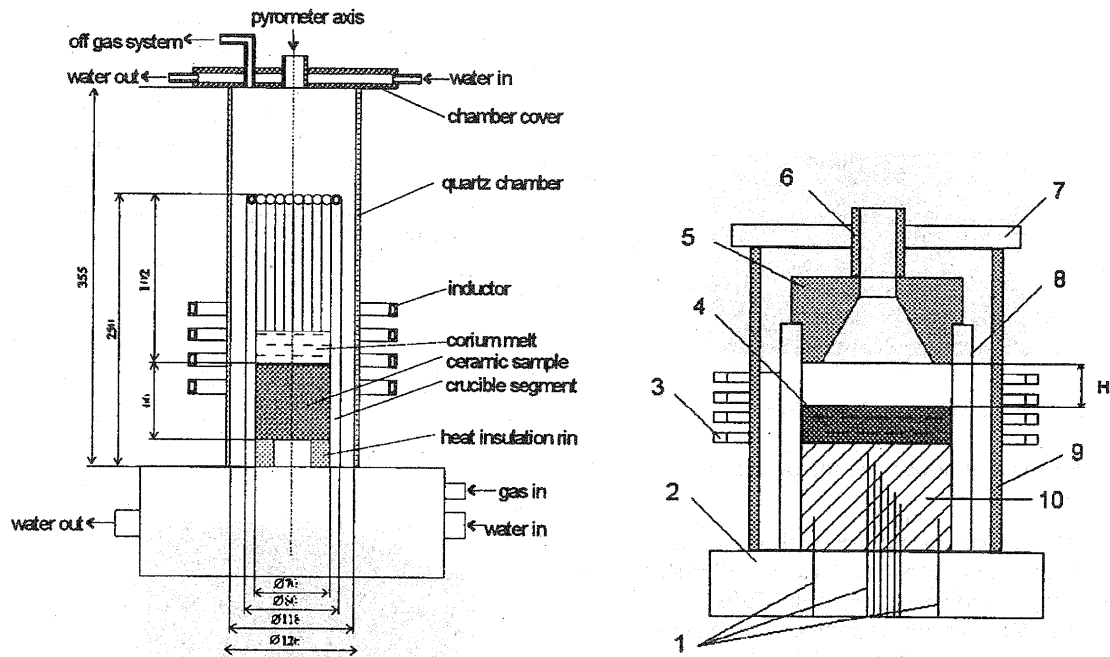
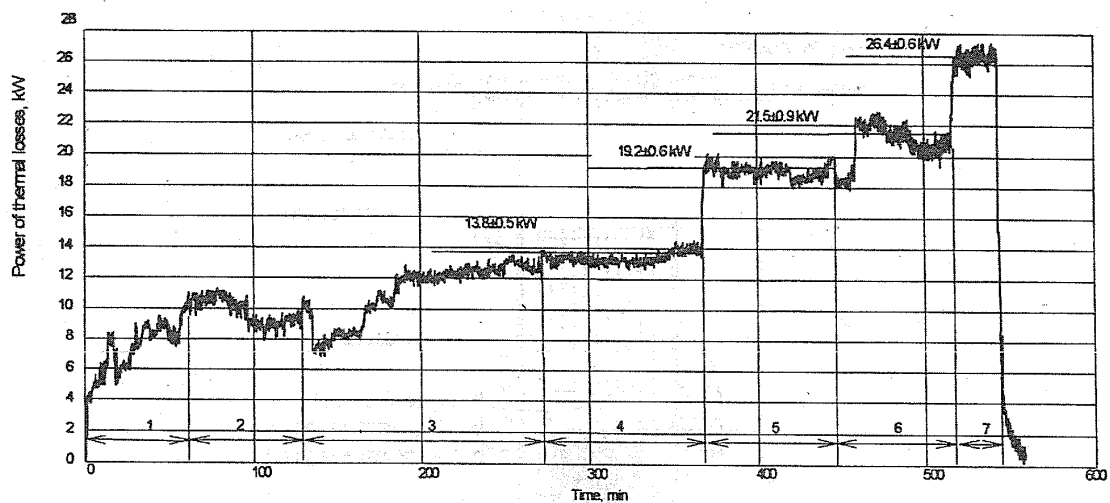
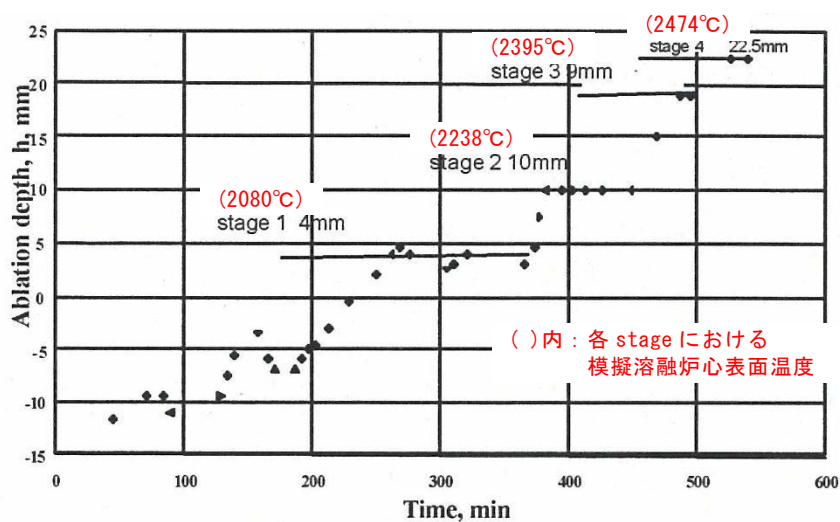


Figure 7.4 Test device and details of the interaction zone. 1 – thermocouples; 2 – water collector of the crucible; 3 – inductor; 4 – corium melt; 5 – ceramic shield; 6 – ceramic shaft of pyrometer; 7 – steel water-cooled lid of the furnace; 8 – crucible sections and cooling system; 9 – quartz shell; 10 – bottom ceramic specimen. H – distance between the ceramic shield and corium melt surface.

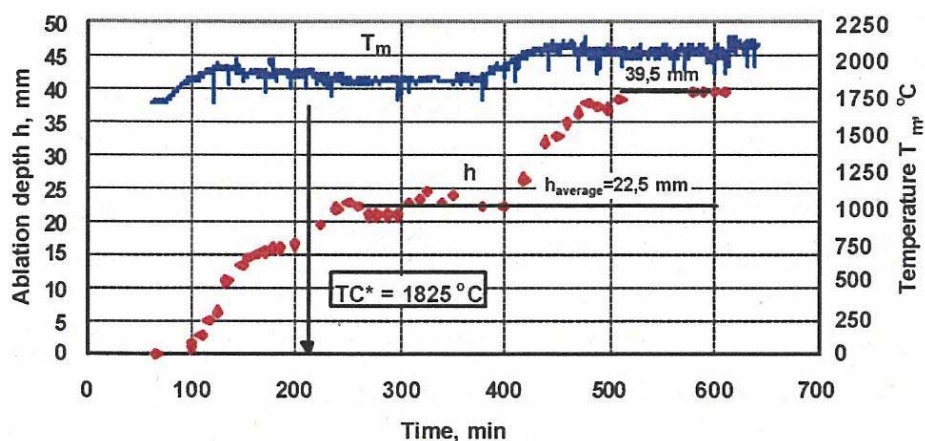
第1図 CIT実験装置



第2図 CIT-9における入力エネルギー



第 3 図 CIT-9 における模擬熔融炉心表面温度と耐熱材侵食深さの推移



第 4 図 CIT-11 における模擬熔融炉心表面温度と耐熱材侵食深さの推移

2. 実験条件と実機条件の比較

CIT-9 及び CIT-11 実験にて用いられた ZrO_2 耐熱材の組成を第 1 表に示す。主成分である ZrO_2 の純度は 94.7wt% であり，東海第二発電所においてコリウムシールドとして用いる ZrO_2 耐熱材と同等であることから，耐熱材の特性は実験条件と実機条件で大きな差はないと考えられる。

次に，CIT-9 及び CIT-11 実験における模擬熔融炉心の組成を第 2 表に示す。実験で用いられた模擬熔融炉心は，酸化鉄 (FeO や Fe_3O_4) の割合が大

きく、C I T実験においては、これらの酸化鉄とZ r O₂の共晶反応により、Z r O₂耐熱材が溶融、侵食されたものと考えられる。

一方、実機での溶融炉心中に含まれる酸化鉄の割合は3%程度^{※1}と想定され、溶融炉心に混入し得るペデスタル内構造物4m³を全量酸化鉄^{※2}として加えた場合でも酸化鉄割合は約13%となることから、C I T実験の条件は、ともに実機条件に比べて共晶反応による耐熱材侵食が生じやすい条件と考えられる。

※1 原子炉压力容器破損時点での溶融炉心中の酸化鉄割合
(M A A P解析結果より)

※2 ペデスタル内構造物は主にS U S材であり鉄以外の物質も含まれる。また、含有する鉄が全て酸化することは考え難いが、ここでは保守的に全量を酸化鉄として計算

第1表 CIT-9 及び CIT-11 実験におけるZ r O₂耐熱材組成

成分	割合 wt%
S i O ₂	1.4
C a O	0.2
M g O	2.5
F e ₂ O ₃	0.2
A l ₂ O ₃	0.8
T i O ₂	0.2
Z r O ₂	94.7

第2表 CIT-9 及び CIT-11 実験における模擬溶融炉心組成

	CIT-9	CIT-11
組成 wt%	49.1 U O ₂ 20.4 Z r O ₂ 30.5 F e O	19.0 Z r O ₂ 81.0 F e ₃ O ₄ (共晶組成)

3. 実機における ZrO_2 耐熱材と金属酸化物との共晶反応による侵食

CIT-9 及び CIT-11 実験は、ともに実機の酸化鉄の割合を大きく上回っているが、ここでは実機の酸化鉄の割合により近い CIT-9 実験に基づき ZrO_2 耐熱材の共晶反応による侵食量について考察する。

実機の MAA P 解析結果によれば、熔融炉心とコリウムシールドの接触面の最高温度は約 $2,000^{\circ}\text{C}$ となっている。CIT-9 実験では、これを上回る $2,080^{\circ}\text{C}$ において約 4mm の侵食が見られているが、その侵食量は時間とともに増加する傾向にはない結果となっている。ただし、この挙動は実験容器が外部から冷却されていたことに起因することが示唆されており、外部冷却がない場合には侵食が継続的に生じる可能性がある。

仮に実機において共晶反応による侵食が継続的に生じる可能性を考慮し、RPV 破損時点から熔融炉心とコリウムシールドの接触面温度が $1,800^{\circ}\text{C}^{*3}$ を下回るまでの約 3 時間、CIT-9 実験で確認された最大侵食速度である $0.18\text{mm}/\text{min}$ で侵食が進んだと仮定した場合でも、侵食量は約 33mm となる。

※3 酸化鉄との共晶反応による侵食がより生じやすい条件と考えられる CIT-11 実験にて、 ZrO_2 耐熱材の侵食が開始している温度
(第 4 図)

したがって、万一熔融炉心中の酸化鉄が局所的に存在し耐熱材が侵食されたとしても、侵食量はコリウムシールド厚さ 15cm を十分下回る。

なお、コリウムシールドの ZrO_2 耐熱材ブロック間やアンカボルト周囲の隙間には、耐熱材ブロックと同成分の不定形耐火物とモルタルバイнда(主成分：ケイ酸ナトリウム)を混練したモルタルを目地材として用いる(第 5 図)。このモルタルは、耐熱材ブロックと同等の ZrO_2 含有率を有するものを用いるとともに、常温で固化し、固化後は周囲の ZrO_2 耐熱材と結合して耐熱材ブロックと同等の性能を発揮するため、熔融炉心による選択的な

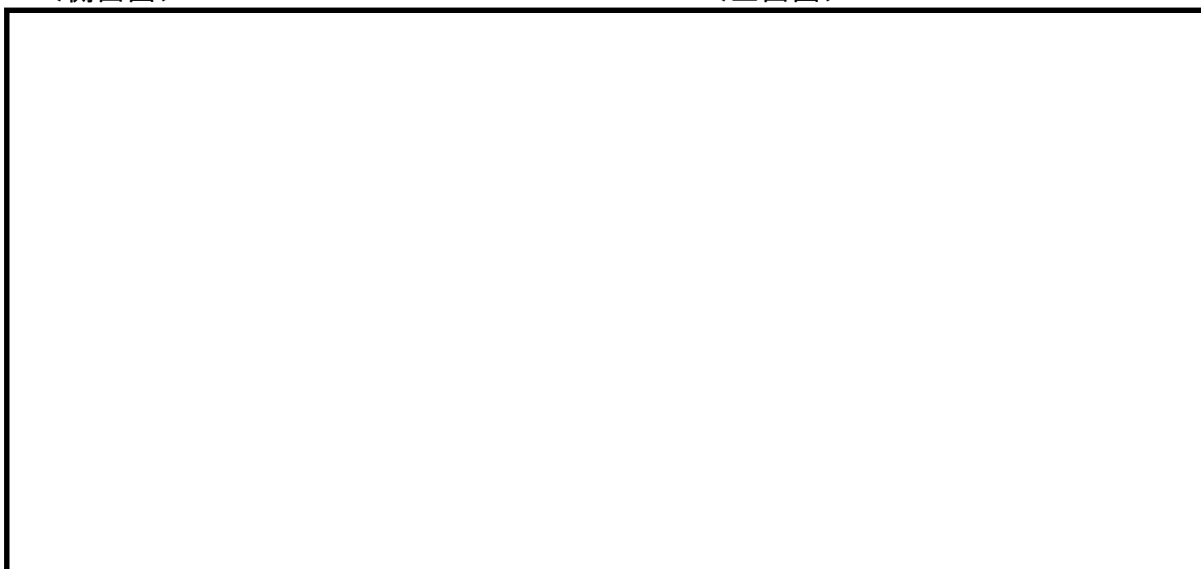
侵食は生じない。また、仮にモルタルの溶融を想定する場合においても、モルタルの大半を占める ZrO_2 は溶融せず、モルタルバインダのみが溶融すると考えられるため、耐火材ブロックに生じる間隙は極めてわずかであること、及びコリウムシールドへの伝熱によって溶融炉心は表面がクラスト化し流動性が低下することから、耐火材ブロックに生じる間隙へ選択的に侵入するとは考え難く、コリウムシールドの健全性に影響を与えることはないと考ええる。

また、MAAP解析結果における原子炉圧力容器破損時の溶融炉心温度は $2,100^{\circ}C$ から $2,200^{\circ}C$ 程度となっているが、添付資料3.2.15に記載のとおり、ドライ条件にて $2,450^{\circ}C$ 以上の模擬溶融炉心を落下させた試験でも、耐熱材の顕著な侵食や割れは確認されておらず、また、 ZrO_2 の融点は約 $2,700^{\circ}C$ ※⁴ と十分高いことから、溶融炉心落下時の熱衝撃やジェットインピンジメントによりコリウムシールドの健全性が失われることはない。

※4 ZrO_2 耐熱材の侵食開始温度 $2,100^{\circ}C$ は、溶融炉心と耐熱材が接触し続けた際の化学反応を考慮し設定している（別添1）。一方、ジェットインピンジメントは、化学反応ではなく溶融炉心落下時の短時間での熱移送に付随し生じるものであるため、 ZrO_2 の融点との比較を行っており、水プール中に溶融炉心が落下することから影響はないと考える。

<側面図>

<正面図>



第 5 図 コリウムシールド設置構造概念図

参考文献

- [1] D. Lopukh et al., “New Experimental Results On The Interaction Of Molten Corium With Core Catcher Material” , ICONE-8179, (2000).
- [2] J.M. Seiler, K. Froment, “Material Effects On Multiphase Phenomena In Late Phases Of Severe Accidents Of Nuclear Reactors” , Multiphase Science and technology, Vol.12, No.2, pp.117-257, (2000).

溶融炉心による熱影響評価について

1. 評価目的

東海第二発電所におけるペDESTAL構造の特徴を踏まえた対策として、溶融炉心・コンクリート相互作用（以下「MCCI」という。）によるペDESTAL（ドライウェル部）（以下「ペDESTAL」という。）への影響抑制のためのコリウムシールドを設置するとともに、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）から落下した溶融炉心（以下「デブリ」という。）の冠水及び水蒸気爆発による影響抑制の観点からRPV破損時のペDESTAL内水位を1mに維持する対策、さらに、床スラブ内の排水流路をスリット形状としてデブリを凝固させる対策を講じることとしている。

これら東海第二発電所の特徴を踏まえた対策を考慮した上で、RPV破損時にペDESTALへ落下したデブリからの熱影響によってペDESTALに要求されるRPV支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを評価する。

2. 評価方針

RPV破損後にデブリからの伝熱によって高温となる鉄筋コンクリートの物性変化を考慮した上で、RPV支持機能及びデブリ保持機能の維持に必要な構造強度が保持されることを評価する。

3. 評価方法

(1) 荷重条件

構造強度の評価に当たり、RPV支持機能の評価ではRPV、遮へい壁等の自重（以下「RPV等の自重」という。）を考慮する。また、デブリ保持機能の評価では、デブリ、コリウムシールド、床スラブ躯体等の自重

(以下「デブリ等の自重」という。)を考慮する。

(2) 評価部位及び項目

a. 側壁 (R P V 支持機能)

R P V等の自重により、側壁コンクリートには圧縮軸力が作用し、側壁基部コンクリートには面外方向のせん断力が作用する。

このため、高温によるコンクリート圧縮強度の低下を考慮した等価壁厚を評価し、R P V等の自重による圧縮軸力及び面外せん断に対して必要な壁厚と比較する。

b. 床スラブ (デブリ保持機能)

デブリ等の自重により、床スラブのコンクリートには面外せん断力が作用し、鉄筋には曲げ応力が作用する。

このため、高温によるコンクリートの圧縮強度の低下を考慮した等価板厚を評価し、デブリ等の自重によるせん断力に対して必要な板厚と比較する。また、高温による鉄筋の強度低下を考慮した等価鉄筋量を評価し、デブリ等の自重による曲げ応力に対して必要な鉄筋量と比較する。

(3) 温度条件

別添 1 にペデスタルの温度評価を示す。デブリからの伝熱によるペデスタルの側壁及び床スラブの温度は、M A A P コードによる解析結果に基づき、汎用有限解析コード A B A Q U S による熱伝導解析にて評価する。

(4) 判断基準

炉心損傷防止に失敗し、重大事故時を想定する防護レベルにおいて、格納容器の健全性維持に必要な安全機能が維持されることを確認する観点よ

り，判断基準は終局限界状態に至らないこととする。具体的には，側壁コンクリートの必要壁厚，床スラブコンクリートの必要板厚，床スラブの必要鉄筋量の算定において，終局強度又は短期許容応力度を適用する。別添 2 に R P V 支持に必要な側壁コンクリート厚さ評価を，別添 3 にデブリ保持に必要な床スラブコンクリート厚さ評価を，別添 4 にデブリ保持に必要な床スラブ鉄筋量評価を示す。

4. 評価結果

以下に R P V 支持機能及びデブリ保持機能に対する評価結果を示す。評価結果はいずれも判断基準を満足し，デブリからの熱影響によってもペDESTAL に要求される機能は損なわれることはない。

(1) 側壁（R P V 支持機能）

a. コンクリートに対する圧縮軸力

別添 5 に熱影響を考慮した側壁コンクリートの構造評価を示す。側壁コンクリートの等価壁厚は約 1,229mm であり，R P V 等の自重によってコンクリートに作用する圧縮軸力に対して必要な壁厚 133mm（別添 2）を上回る。

b. 基部コンクリートに対する面外せん断力

別添 5 に示したとおり，側壁コンクリートの等価壁厚は約 1,276mm であり，R P V 等の自重によって基部コンクリートに作用する面外せん断力に対して必要な壁厚 192mm（別添 2）を上回る。

(2) 床スラブ（デブリ保持機能）

a. コンクリートに対する面外せん断力

別添 6 に熱影響を考慮した床スラブのコンクリート及び鉄筋の評価を

示す。床スラブコンクリートの等価板厚は約 629mm であり、デブリ等の自重によってコンクリートに作用する面外せん断力に対して必要な板厚 (別添 3) を上回る。

b. 鉄筋に対する曲げ応力

別添 6 に示したとおり、床スラブの鉄筋コンクリート部の幅 1m 当たりの等価鉄筋量は であり、デブリ等の自重によって鉄筋に作用する曲げ応力に対して必要な鉄筋量 (別添 4) を上回る。

5. まとめ

東海第二発電所におけるペデスタル構造の特徴を踏まえた対策による影響を考慮し、デブリからの熱影響に対するペデスタルの構造健全性を評価した。

その結果、高温による鉄筋コンクリートの物性変化を考慮しても、ペデスタルに要求される R P V 支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認した。

デブリからの伝熱によるペデスタルの温度評価

1. 概要

MAAPコードによる解析結果に基づき、汎用有限解析コードABAQUSを用いた熱伝導解析により、デブリからの伝熱によるペデスタルの側壁及び床スラブの温度を評価する。

2. 汎用有限解析コードABAQUSによるペデスタル熱伝導解析

(1) 評価モデル

第1図に熱伝導解析モデルを示す。デブリからの熱影響による側壁及び床スラブの温度は、2次元体系有限要素法解析により評価する。本評価では、解析体系を縦横のメッシュで区切り、以下に示す2次元体系での非定常熱伝導の支配方程式に基づき、各部の温度変化を計算している。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + Q$$

ここで、 T : 温度、 ρ : 密度、 c : 比熱、 k_x, k_y : x 方向及び y 方向の熱伝導率、 Q : 物体の内部発熱量である。

(2) 評価条件

第1表にABAQUSコードによる熱伝導解析の解析条件を示す。解析条件は、RPVが破損しデブリがペデスタルへ落下する事故シーケンスに対するMAAPコードの解析結果を参照^{*}し、これを包絡する条件を設定している。

※ 参照するM A A P解析結果は、有効性評価上のベースケースを含む以下を考慮

- ・ 起回事象：過渡事象，デブリから水プールへの限界熱流束：800kW
／m²（圧力依存性あり）（ベースケース）
- ・ 起回事象：L O C A，デブリから水プールへの限界熱流束：800kW
／m²（圧力依存性あり）
- ・ 起回事象：L O C A，デブリから水プールへの限界熱流束：800kW
／m²（一定）

(3) 評価結果

第7図にペDESTAL温度の評価点の位置を示す。また，第8図に横スリット部の温度変化を示す。横スリット部の最高温度は約 798℃であり，スリット内で凝固したデブリは再溶融する温度に至らない。

また，第9図に側壁の温度変化を，第10図に床スラブ鉄筋コンクリート部の温度変化をそれぞれ示す。ペDESTAL側壁の最高温度は内表面で約 900℃，床スラブ鉄筋コンクリート部の最高温度は上端部で約 475℃となっている。

第 1 表 ABAQUS コードによる熱伝導解析条件

項目	条件	備考
デブリ密度 (kg/m^3)		MAAP 計算結果 (RPV 破損時の値) を包絡する値
デブリ熱伝導率 (W/mK)		
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ溶融潜熱 (J/kg)		
デブリ内部発熱密度 (W/m^3)	(第 2 図)	MAAP 計算結果 (保守的にスクラム後 3 時間からの崩壊熱を使用。希ガス・揮発性 FP による減衰 (30%) を考慮)
SUS 密度 (kg/m^3)	(第 2 表)	伝熱工学資料改訂第 5 版より
SUS 熱伝導率 (W/mK)		
SUS 比熱 (J/kgK)		
コンクリート密度 (kg/m^3)	2,345	鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 (2010) より
コンクリート熱伝導率 (W/mK)	(第 3 表)	Eurocode より
コンクリート比熱 (J/kgK)		
ジルコニア耐火材密度 (kg/m^3)	(第 4 表)	試験結果*に基づき設定
ジルコニア耐火材熱伝導率 (W/mK)		
ジルコニア耐火材比熱 (J/kgK)		
スリット内デブリ初期温度 ($^{\circ}\text{C}$)		MAAP 計算結果における RPV 破損時のデブリ平均温度 に対し、保守的に液相線温度を設定
構造材初期温度 ($^{\circ}\text{C}$)	117	MAAP 解析結果における RPV 破損時点でのペDESTAL 構造部の最高温度
ペDESTAL 雰囲気温度 ($^{\circ}\text{C}$)	(第 3 図)	MAAP 計算結果を包絡する温度変化を設定
ドライウェル雰囲気温度 ($^{\circ}\text{C}$)	(第 4 図)	
サプレッション・チェンバ雰囲気温度 ($^{\circ}\text{C}$)	(第 5 図)	
デブリー・ジルコニア耐火材接触面温度 ($^{\circ}\text{C}$)	(第 6 図)	

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

第 2 表 SUS 材物性値

温度 (K)	密度 (kg/m ³)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
300	7,920	16.0	499
400	7,890	16.5	511
600	7,810	19.0	556
800	7,730	22.5	620
1,000	7,640	25.7	644

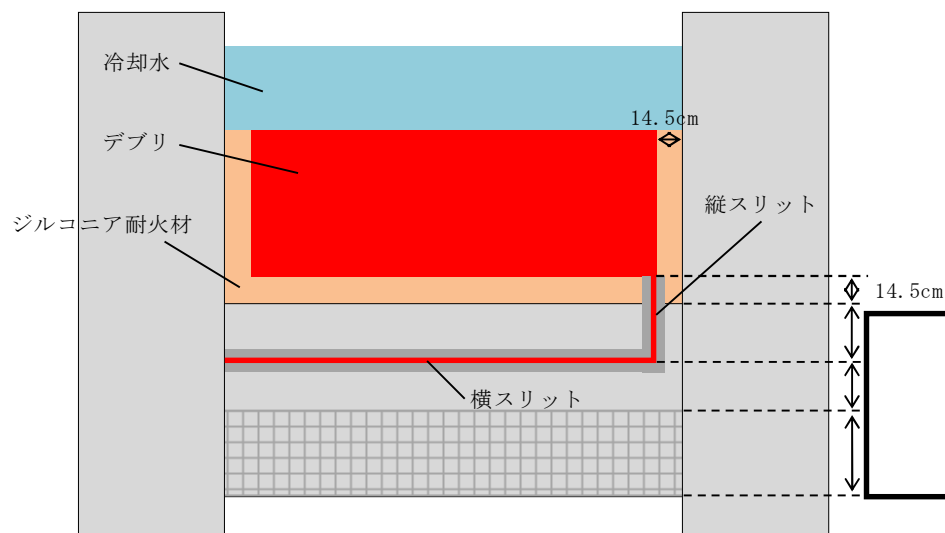
第 3 表 コンクリート物性値

温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)	温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
20	1.951	901.1	650	0.859	1,111.7
50	1.880	917.3	675	0.833	1,114.4
75	1.822	930.2	700	0.809	1,116.8
100	1.766	942.8	725	0.785	1,118.7
125	1.710	954.9	750	0.764	1,120.3
150	1.656	966.7	775	0.743	1,121.3
175	1.604	977.9	800	0.724	1,122.0
200	1.553	988.8	825	0.706	1,122.2
225	1.503	999.2	850	0.690	1,122.1
250	1.454	1,009.3	875	0.675	1,121.4
275	1.407	1,018.8	900	0.661	1,120.4
300	1.361	1,028.0	925	0.648	1,118.9
325	1.316	1,036.7	950	0.637	1,117.1
350	1.273	1,045.1	975	0.627	1,114.7
375	1.231	1,052.9	1,000	0.619	1,112.0
400	1.191	1,060.4	1,025	0.612	1,108.8
425	1.152	1,067.4	1,050	0.606	1,105.3
450	1.114	1,074.1	1,075	0.602	1,101.2
475	1.077	1,080.2	1,100	0.599	1,096.8
500	1.042	1,086.0	1,125	0.597	1,091.9
525	1.008	1,091.3	1,150	0.596	1,086.7
550	0.976	1,096.3	1,175	0.597	1,080.9
575	0.944	1,100.7	1,200	0.600	1,074.8
600	0.915	1,104.8	1,225	0.600	1,068.2
625	0.886	1,108.4	1,250	0.600	1,061.3

第4表 ジルコニア耐火材の物性値

[illegible]

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



(a) 全体概要図

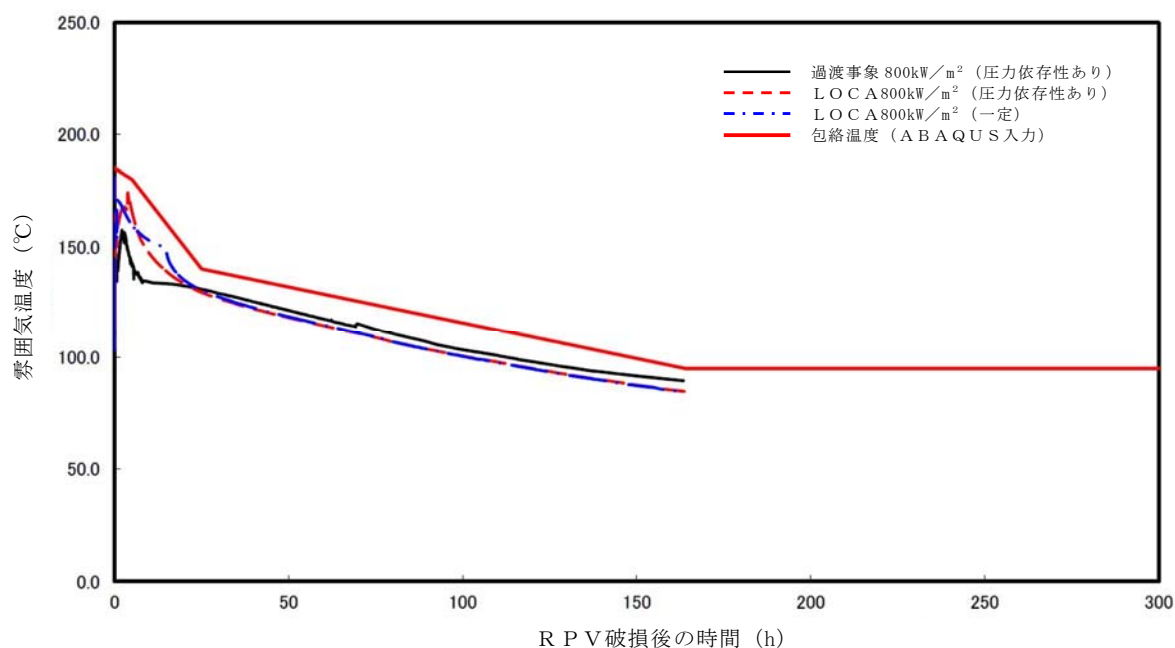


(b) スリット部拡大図

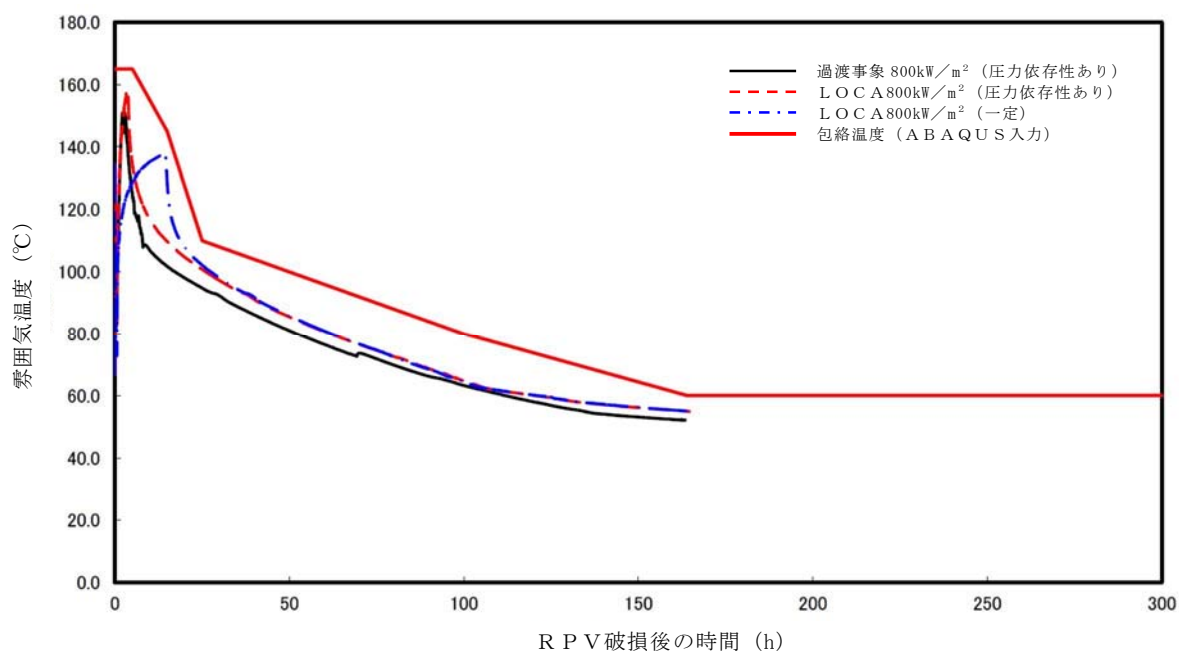
第 1 図 熱伝導解析モデル



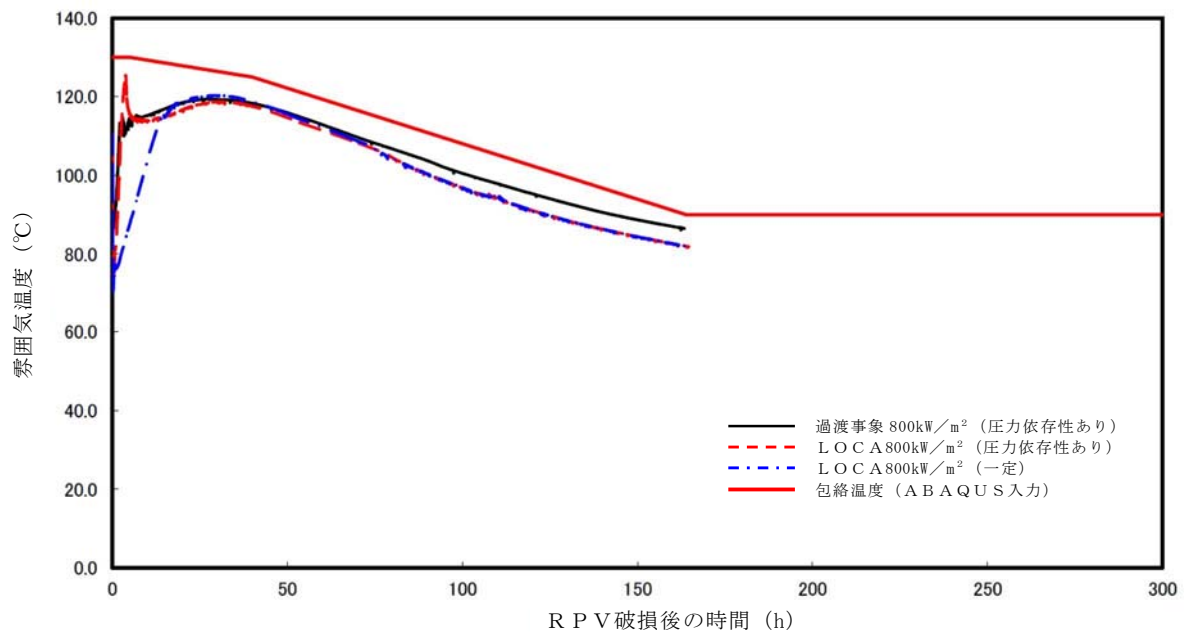
第 2 図 デブリ内部発熱密度条件



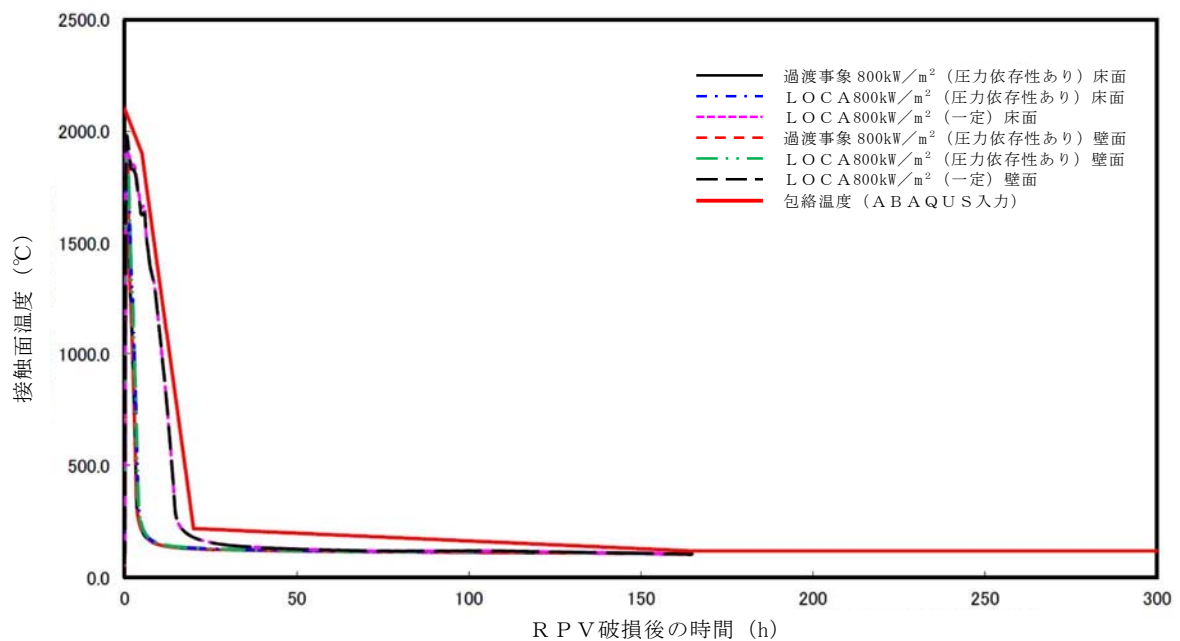
第 3 図 ペデスタル雰囲気温度条件



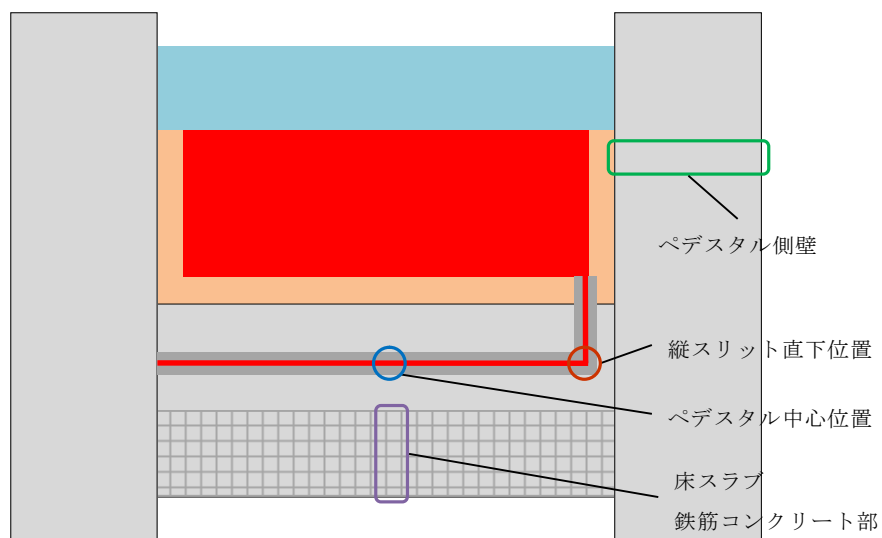
第 4 図 ドライウェル雰囲気温度条件



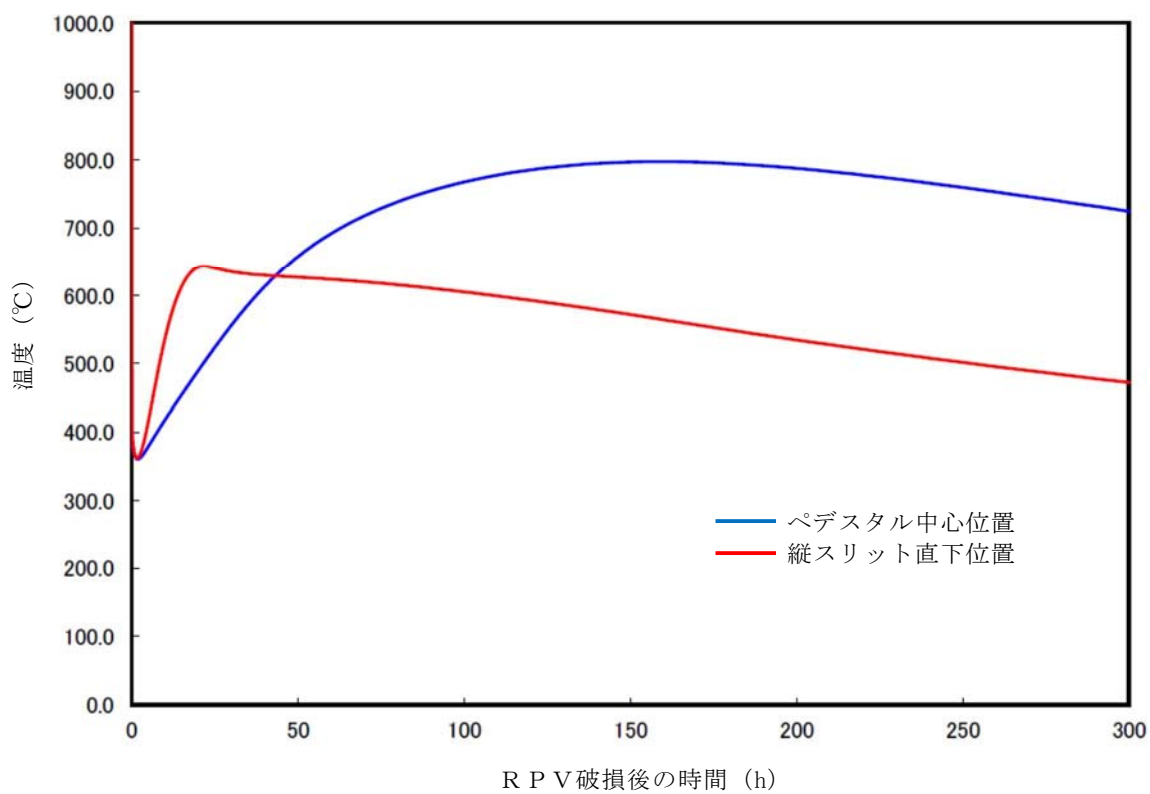
第 5 図 サプレッション・チェンバ雰囲気温度条件



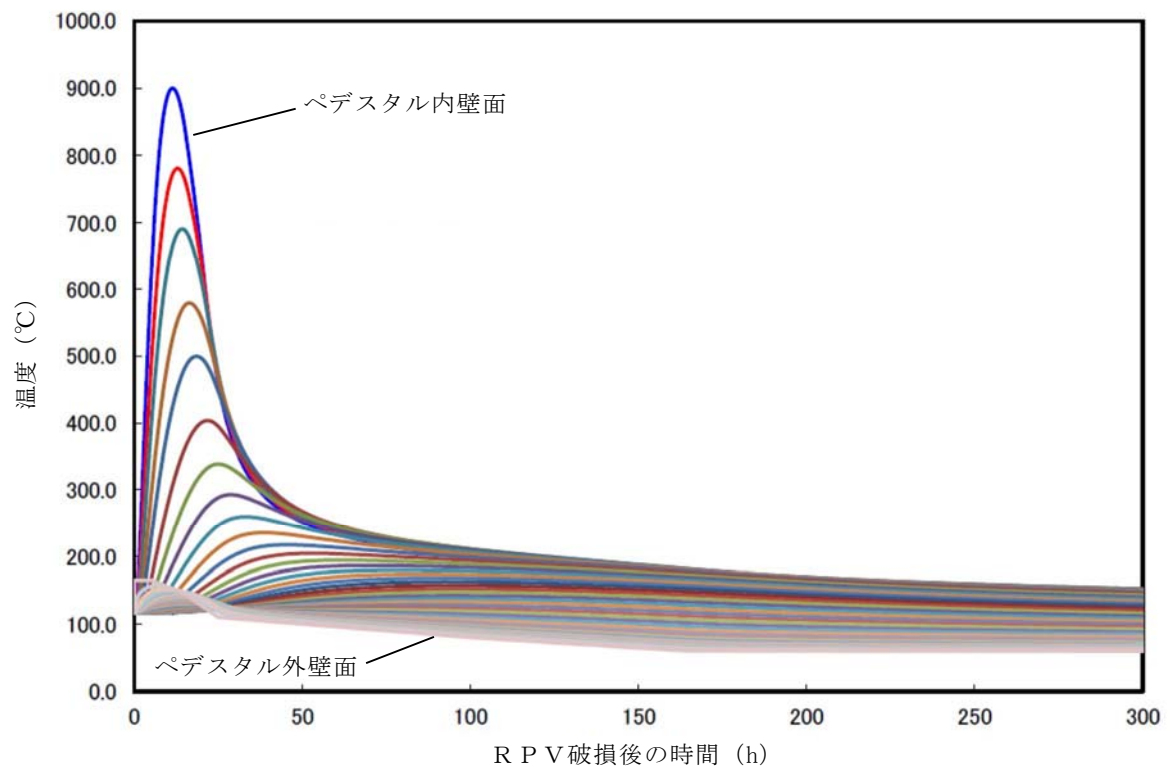
第 6 図 デブリー・ジルコニア耐火材接触面温度条件



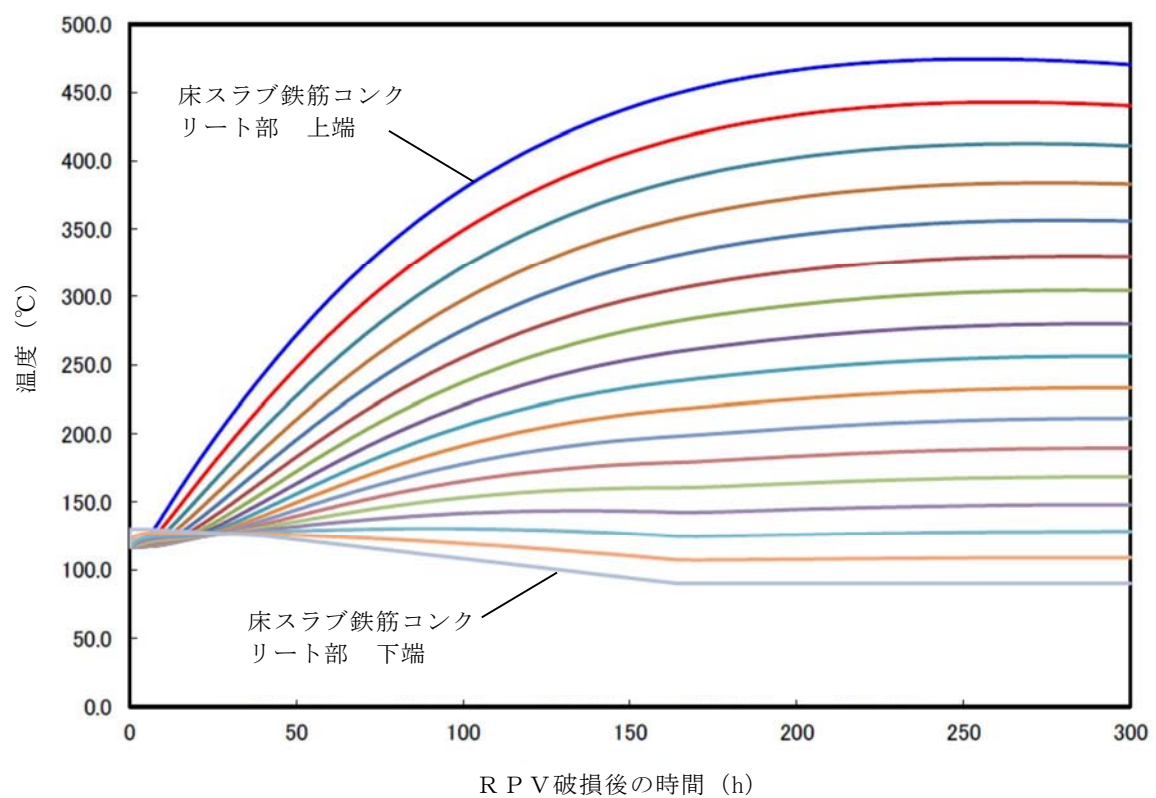
第 7 図 ペデスタル温度評価位置



第 8 図 横スリット部の温度変化



第 9 図 ペデスタル側壁の温度変化

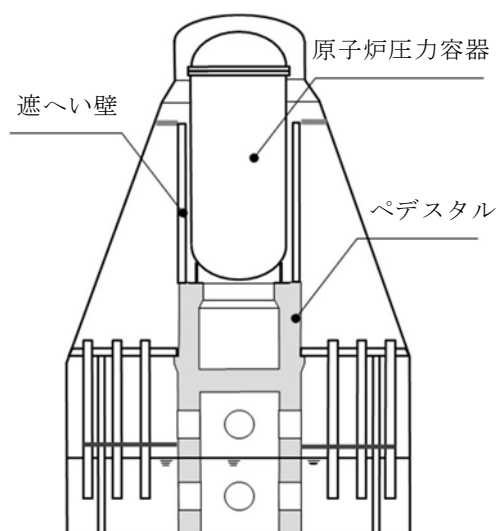


第 10 図 床スラブ鉄筋コンクリート部の温度変化

R P V 支持に必要な側壁コンクリート厚さ評価

1. 概要

格納容器内のペデスタル等配置図を第 1 図に示す。ペデスタルは、原子炉圧力容器、遮へい壁等を支持する構造物である。添付 3.5.1 のとおり、原子炉圧力容器が破損し溶融燃料がペデスタル（ドライウェル部）に落下した場合でも、コンクリートの侵食は生じない評価結果となっているが、ペデスタル側壁部のコンクリートが侵食する可能性を考慮し、これら構造物を支持するために必要となるペデスタル側壁部の壁厚（以下「必要壁厚」という。）を算定する。



第 1 図 格納容器内ペデスタル等配置図

2. ペデスタル側壁部に生じる荷重算定

2.1 荷重の算定方針

必要壁厚の算定のために必要となるペデスタル側壁部の荷重は、今回工認

におけるペDESTALの構造健全性評価に用いる解析モデルを適用し、ペDESTALにて支持される構造物の重量を考慮した解析により算定する。

2.2 解析方法

解析モデル図を第2図に、解析条件等の概要について第1表に示す。解析モデルは、ペDESTAL構造をシェル要素にて3次元的にモデル化したものを用いる。

ペDESTALは、原子炉圧力容器及び遮へい壁等を支持する構造物であるため、解析における各構造物の重量の模擬については、ペDESTAL上面に等分布荷重として負荷させる。また、MCCIに至る過程を踏まえれば、原子炉圧力容器内の燃料集合体等はデブリ化し、ペDESTAL床面上に落下していることになるが、ペDESTAL側壁コンクリートの必要壁厚を保守的に算定するために、原子炉圧力容器内に燃料集合体が残存することを前提に評価した。



第2図 ペDESTAL 3次元FEMモデル図

第 1 表 解析条件等の概要

項 目	内 容
解析モデル	・ 3 次元 F E M モデル ・ シェル要素
解析コード	・ N A S T R A N
重量模擬	・ 原子炉圧力容器 $955 \times 10^3 \text{ kg}$ (圧力容器内構造物を含む) ・ 遮へい壁 $656 \times 10^3 \text{ kg}$
コンクリートの材料物性等	・ 設計基準強度 22 N/mm^2 ・ ヤング係数 $2.2 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ ・ せん断弾性係数 $0.918 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ ・ 単位体積重量 23 kN/m^3

3 必要壁厚の算定

3.1 解析結果

必要壁厚の算定に用いる荷重は、構造物の重量によるペデスタル鉛直方向に発生する荷重（圧縮軸力）に加えて、側壁コンクリートの壁厚変化に伴う構造不連続形状部に発生する面外せん断力についても考慮する。

構造物の重量を付加させた解析結果として、M C C I による侵食が想定されるペデスタル側壁部における圧縮軸力及び面外せん断力を第 2 表に示す。

第 2 表 ペデスタル側壁部に生じる荷重

部 位	圧縮軸力 (kN/m)	面外せん断力 (kN/m)
M C C I による 侵食想定部位	1, 940	178

3.2 コンクリートの応力度

必要壁厚の算定にあたっては、鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説((社)日本建築学会, 1999) (以下「RC規準」という。)に規定されているコンクリートの短期許容応力度を用いた。なお、水蒸気爆発に対する構造健全性評価においては終局状態に至らないことを判断基準としているが、短期許容応力度を用いることは保守的な取扱いとなる。第3表に必要壁厚算定に用いた許容応力度を示す。

第3表 必要壁厚算定に用いた許容応力度 (短期)

圧縮 (N/mm ²)	せん断 (N/mm ²)
14.6	1.06

※ RC規準許容応力度 (短期)

・圧縮 : $2/3 f_c$

・せん断 : $1/30 f_c$ かつ $(0.49 + 1/100 \times f_c)$ 以下の 1.5 倍

3.3 必要壁厚の算定結果

側壁コンクリートに生じる荷重、短期許容応力度から必要壁厚を圧縮軸力及び面外せん断力に対して算定した。

(1) 圧縮軸力による評価

側壁コンクリートに生じる圧縮軸力と短期許容応力度が等しくなるときの壁厚を必要壁厚として算定する。必要壁厚は下式のとおり算定され、圧縮軸力による評価においては、必要壁厚は 133 mm となる。

$$1.940 \times 10^3 \text{ (N/mm)} \div 14.6 \text{ (N/mm}^2\text{)} = 133 \text{ mm}$$

(2) 面外せん断力による評価

面外せん断力を用いた必要壁厚の算定については、RC規準の断面算定に用いる評価式を適用する。

$$Q = b \cdot j \cdot f_s$$

ここで、

Q：発生荷重 (N)

b：部材の有効幅 (mm)

j：柱の中心間距離 (mm)

$$j = d \times 7/8$$

d：有効せい（必要壁厚） (mm)

f_s：短期許容応力度 (N/mm²)

必要壁厚は、解析により生じる面外せん断力、短期許容応力から下式のとおり算定され、面外せん断力による評価としての必要壁厚は 192 mmとなる。

$$\begin{aligned} d &= 8/7 \times (Q \div b) \div f_s \\ &= 8/7 \times 178 (\text{N/mm}) \div 1.06 (\text{N/mm}^2) = 192 \text{mm} \end{aligned}$$

4. まとめ

圧縮軸力による評価及び面外せん断力による評価から算定した必要壁厚を第4表に整理する。熱影響を考慮しない場合の健全な側壁コンクリート厚さ に対し、必要壁厚は、圧縮軸力に対しては 133mm、面外せん断力に対しては 192 mmとなる。

第4表 必要壁厚の算定結果

	圧縮軸力による評価	面外せん断力による評価
必要壁厚	133mm	192mm

デブリ保持に必要な床スラブ厚さ評価

床スラブに係る荷重を評価し，コンクリートのせん断耐力から必要床スラブ厚さを算定する。なお，本評価におけるコンクリートのせん断耐力は，終局強度に対して保守的な短期許容応力度を用いる。

1. 床スラブ荷重

床スラブ荷重として，床スラブ自重及びデブリ等の床スラブ積載荷重を評価する。

(1) 床スラブ自重

床スラブ自重は，

- ・ 床スラブのコンクリート体積：約 53.85m^3
- ・ 鉄筋コンクリートの単位体積重量： $24\text{kN}/\text{m}^3$

より，床スラブ自重による荷重は約 $1.30 \times 10^3 \text{kN}$ となる。

(2) 床スラブ積載荷重

床スラブ積載荷重は，デブリ，冷却水，コリウムシールド及びペデスタル内構造物等の総重量を保守的に切り上げた値として 500ton を使用し，約 $4.90 \times 10^3 \text{kN}$ となる。

以上から，床スラブ荷重として約 $6.20 \times 10^3 \text{kN}$ を用いる。

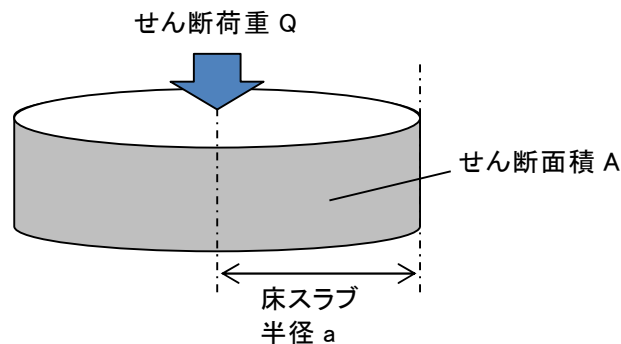
2. せん断応力による必要床スラブ厚さ

床スラブ端部の必要厚さは次のとおり算定される（第1図）。

必要せん断面積＝床スラブ荷重／短期許容せん断応力度

必要床スラブ厚さ＝必要せん断面積／床スラブ円周長

R C 規準に規定されている短期許容せん断応力度に基づき 1.06N/mm^2 を使用すると、熱影響を考慮しない場合の健全な床スラブ厚さ に対し、必要厚さは と算定される。



第1図 床スラブのせん断荷重

表 6.1 コンクリートの許容応力度 (N/mm ²)						
	長 期			短 期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
普通コンクリート			$\frac{1}{30}F_c$ かつ $(0.49 + \frac{1}{100}F_c)$ 以下			
軽量コンクリート 1種および2種	$\frac{1}{3}F_c$	—	普通コンクリートに対する値の0.9倍	長期に対する値の2倍	—	長期に対する値の1.5倍

[注] F_c は、コンクリートの設計基準強度 (N/mm²) を表す。

F_c : コンクリートの設計基準強度 約 22.1 (N/mm²)

第2図 コンクリートの許容応力度

デブリ保持に必要な床スラブ鉄筋量評価

床スラブに係る荷重を評価し，鉄筋の終局曲げ強度から曲げ応力に対する必要鉄筋量を算定する。

1. 床スラブ荷重

床スラブ荷重は別添 3 と同様に約 $6.20 \times 10^3 \text{ kN}$ を用いる。

分布荷重は床スラブ荷重を床面積で除した値であり となる。

2. 曲げ応力による必要鉄筋量

「機械工学便覧 基礎編 a3 材料力学」（第 1 図）に基づき，等分布荷重を受ける周辺単純支持の円板に作用するモーメント M を算定する。

$$M = (3 + \nu) \cdot p \cdot a^2 / 16 = \text{$$

ここで，

- ν : ポアソン比 0.2
- p : 分布荷重
- a : 床スラブ半径

算定したモーメント及び建築物の構造関係技術規準解説書（国土交通省ほか，2015）に示される終局曲げ強度算定式より，床スラブ本体部の幅 1m 当たりの必要鉄筋量を算定する。

$$\text{必要鉄筋量} = M / (\sigma_y \cdot d) = \boxed{}$$

ここで，

σ_y ：鉄筋の降伏強度（345N/mm²）の 1.1 倍^{※1}＝379.5N/mm²

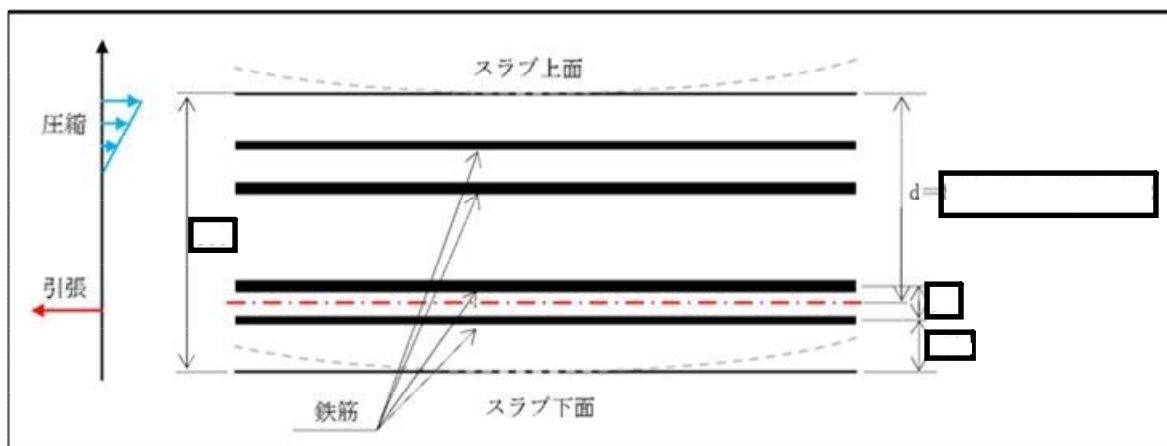
d ：床スラブの有効せい^{※2}＝ $\boxed{}$

- ※1 建築物の構造関係技術規準解説書では，終局強度算定に当たり J I S 規格品の鉄筋の基準強度を 1.1 倍以下の数値とすることができるとされている。
- ※2 圧縮縁から引張側鉄筋の重心までの距離（第 2 図）

表 5・1 円板のたわみと曲げ応力 (その1)	
(図中○印は最大応力を示す。応力式の複号は、上が上面、下が下面を表す。ln は自然対数。*印はポアソン比 $\nu=0.3$ のときの値を表す)	
No.	荷重状態とたわみ形および下面の応力分布
1	円板, 周辺単純支持, 等分布荷重 たわみ w, $w_{\max}$ および応力 σ, $\sigma_{\max}$ $w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right) \left(\frac{5+\nu}{1+\nu} - \frac{r^2}{a^2} \right)$ $w_{\max} = (w)_{r=0} = \frac{(5+\nu)pa^4}{64(1+\nu)D} = 0.696 \frac{pa^4}{Eh^3}^*$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} (3+\nu) \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right)$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (3+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_{\max} = (\sigma_r)_{r=0} = (\sigma_\theta)_{r=0} = \mp \frac{3(3+\nu)pa^2}{8h^2} = \mp 1.24 \frac{pa^2}{h^2}^*$
2	円板, 周辺固定, 等分布荷重 たわみ w, $w_{\max}$ および応力 σ, $\sigma_{\max}$ $w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right)^2$ $w_{\max} = (w)_{r=0} = \frac{pa^4}{64D} = 0.171 \frac{pa^4}{Eh^3}^*$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (3+\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_{\max} = (\sigma_r)_{r=a} = \pm \frac{3pa^2}{4h^2} = \pm 0.750 \frac{pa^2}{h^2}$ $M_{\max} = \sigma_{\max} \cdot Z$ 断面係数 $Z = h^2/6$ のため, $M_{\max} = [3(3+\nu)p \cdot a^2/8h^2] \times [h^2/6]$ $= (3+\nu)p \cdot a^2/16$

高温による影響を考慮した場合でも、床スラブの周辺固定が完全に失われることはないが、保守的に周辺単純支持条件での評価を実施

第 1 図 等分布荷重を受ける円板の応力計算式



第 2 図 床スラブの有効せい

熱影響を考慮した側壁コンクリートの構造評価

1. 側壁コンクリートの圧縮軸力に対する評価

(1) 評価方法

- ・ R P V等の重量は、側壁コンクリートに圧縮軸力として作用することから、コンクリートを対象に評価し、鉄筋については考慮しない。
- ・ A B A Q U S コードによる熱伝導解析結果における側壁での径方向各厚さの温度（第 1 図）に対して、第 2 図に示すとおり包絡温度を設定する。
- ・ 各厚さ部分の包絡温度に対して、第 3 図に示す構造材料の耐火性ガイドブック（（社）日本建築学会，2017）（以下「耐火性ガイドブック」という。）に示される加熱冷却後の圧縮強度残存比を参照し、コンクリート侵食後の残存壁厚に対し健全なコンクリートとしてみなせる等価壁厚を算定する。
- ・ 上記手順により算定した等価壁厚と別添 2 に示す R P V を支持するために必要な壁厚である 133mm とを比較し、等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価壁厚は約 1,229mm となり、R P V 支持に必要な壁厚 133mm を上回ることから、側壁コンクリートの圧縮軸力に対して R P V 支持機能は維持される。

2. 側壁基部コンクリートの面外せん断に対する評価

(1) 評価方法

- ・第4図に示すコンクリート面外せん断の短期許容応力度に、1.の圧縮軸力に対する評価にておいて設定した側壁部各厚さにおける包絡温度（第2図）を考慮した圧縮強度残存比（第3図）を乗じて、高温影響を考慮したコンクリート強度を求める。
- ・RC規準の断面算定評価式に基づいて、面外せん断に対する等価壁厚を算定する。

$$Q = b \cdot j \cdot f_s$$

ここで、

Q：発生荷重（N）

b：部材の有効幅（mm）

j：柱の中心間距離（mm）

$$j = d \times 7/8$$

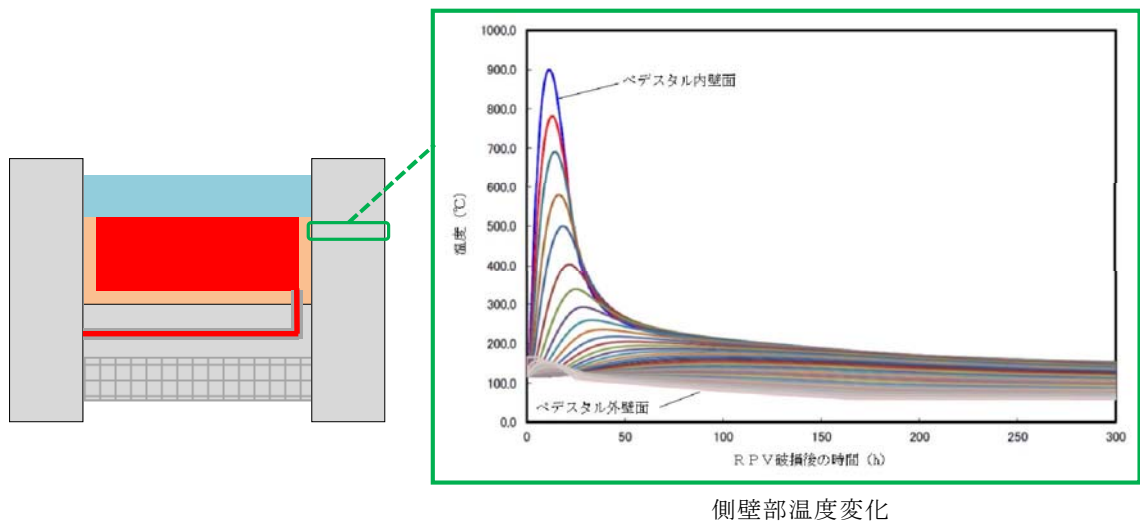
d：有効せい（必要壁厚）（mm）

f_s：短期許容応力度（N/mm²）

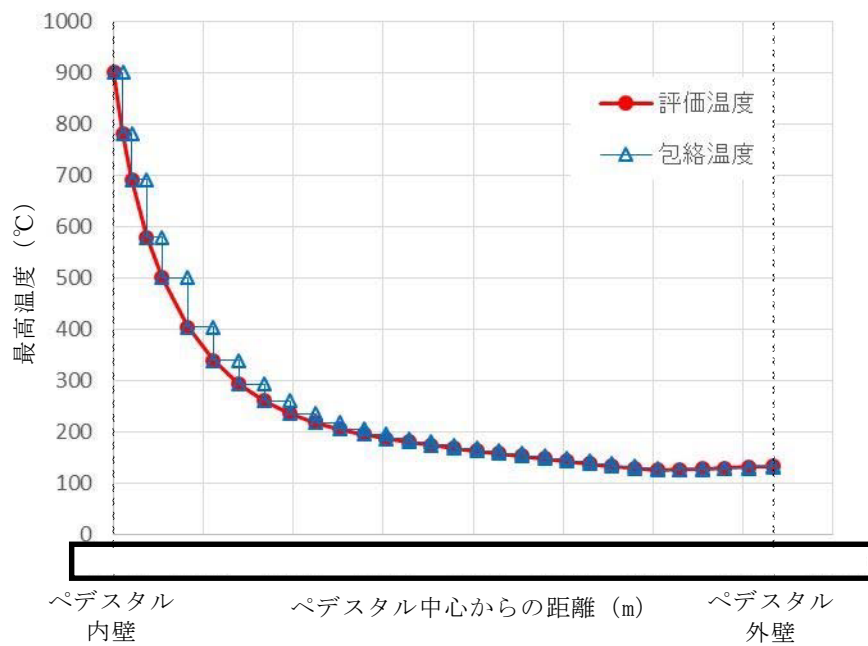
- ・上記手順により算定した等価壁厚と別添2に示すRPVを支持するために必要な壁厚である192mmとを比較し、等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価壁厚は約1,276mmとなり、RPV支持に必要な壁厚192mmを上回ることから、側壁基部コンクリートの面外せん断に対してRPV支持機能は維持される。



第 1 図 側壁部の熱伝導解析結果



第 2 図 ペデスタル側壁における包絡温度の設定

表 2.4.1.4 圧縮強度残存比の提案値

加熱温度 T, T_r (°C)	高温時		加熱冷却後	
	Eurocode ⁶⁹⁾ (normal weight concrete)	提案値 $\kappa_c(T)$	Eurocode ⁶⁹⁾ (normal weight concrete)	提案値 $\kappa_c(T_r)$
20	1.00 [1.00]*	1.00	1.00	1.00
100	1.00 [0.95]*	$0.09 \times W/B + 0.74$	0.95	0.97
200	0.95 [0.90]*	$0.27 \times W/B + 0.78$	0.86	0.93
300	0.85 [0.85]*	$0.21 \times W/B + 0.80$	0.77	0.77
400	0.75 [0.75]*	$0.32 \times W/B + 0.64$	0.68	0.61
500	0.60 [0.60]*	$0.31 \times W/B + 0.48$	0.54	0.45
600	0.45 [0.45]*	$0.41 \times W/B + 0.24$	0.41	0.35
700	0.30 [0.30]*	$0.40 \times W/B + 0.14$	0.27	0.25
800	0.15 [0.15]*	0.15	0.14	0.15

*: 表中の[]は、本ガイドブック 2009 年版の記載値である。
2005 年の Eurocode⁶⁹⁾ 修正に伴い、修正した。

第 3 図 コンクリートの圧縮強度残存比

表 6.1 コンクリートの許容応力度 (N/mm ²)						
	長 期			短 期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
普通コン クリート			$\frac{1}{30} F_c$ かつ $\left(0.49 + \frac{1}{100} F_c\right)$ 以下			
軽量コン クリート 1 種およ び 2 種	$\frac{1}{3} F_c$	—	普通コンクリートに対する値の 0.9 倍	長期に対す る値の 2 倍	—	長期に対する 値の 1.5 倍

[注] F_c は、コンクリートの設計基準強度 (N/mm²) を表す。

第 4 図 コンクリートの許容応力度

熱影響を考慮した床スラブのコンクリート及び鉄筋の構造評価

1. 床スラブコンクリートの面外せん断に対する評価

(1) 評価方法

- ・デブリ等の重量によるせん断応力は床スラブにせん断荷重として掛かることから、コンクリートを対象にせん断応力を評価し、鉄筋については考慮しない。また、必要なコンクリート厚さを小さく評価する観点で保守的に、床スラブのコンクリート部厚さ（1,000mm）を考慮せず、鉄筋コンクリート部厚さ（800mm）を対象に評価する。
- ・ A B A Q U S コードによる熱伝導解析結果における床スラブ鉄筋コンクリート部の縦方向各厚さの温度（第 1 図）に対して、第 2 図に示すとおり包絡温度を設定する。
- ・ 各厚さ部分の包絡温度に対して、耐火性ガイドブックに示される加熱冷却後の圧縮強度残存比を参照し、健全なコンクリートとしてみなせる等価板厚を算定する。
- ・ 上記手順により算定した等価板厚と別添 3 に示すデブリ保持に必要な板厚である とを比較し、等価板厚が必要板厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価板厚は約 618mm となり、デブリ保持に必要な板厚である を上回るため、床スラブコンクリートの面外せん断に対してデブリ保持機能は維持される。

2. 床スラブ鉄筋の曲げ応力に対する評価

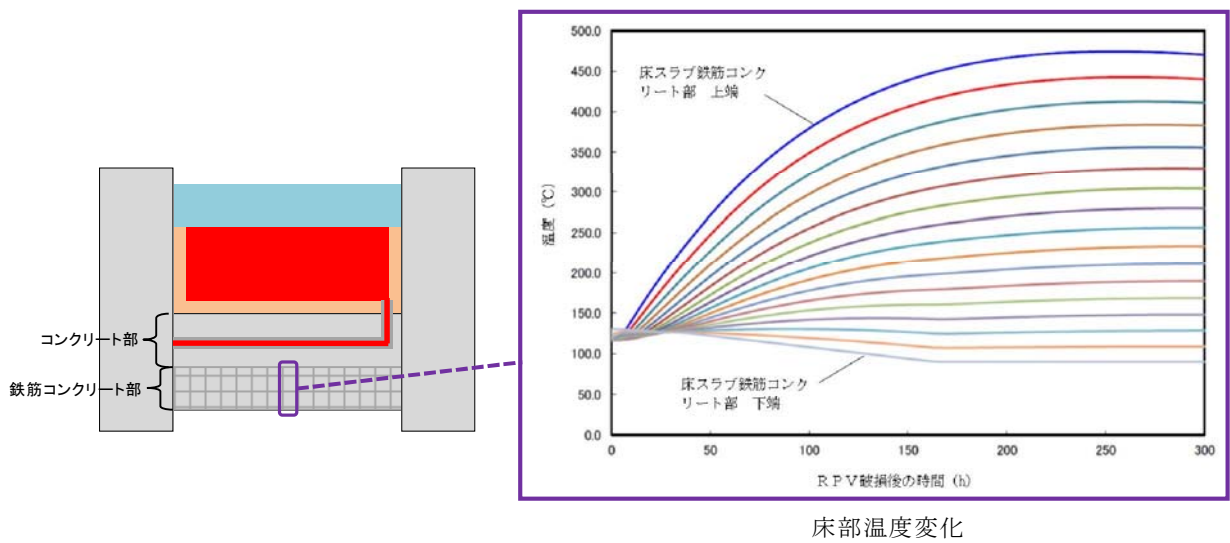
(1) 評価方法

以下に熱影響を考慮した床スラブ鉄筋の構造評価の方法を示す。

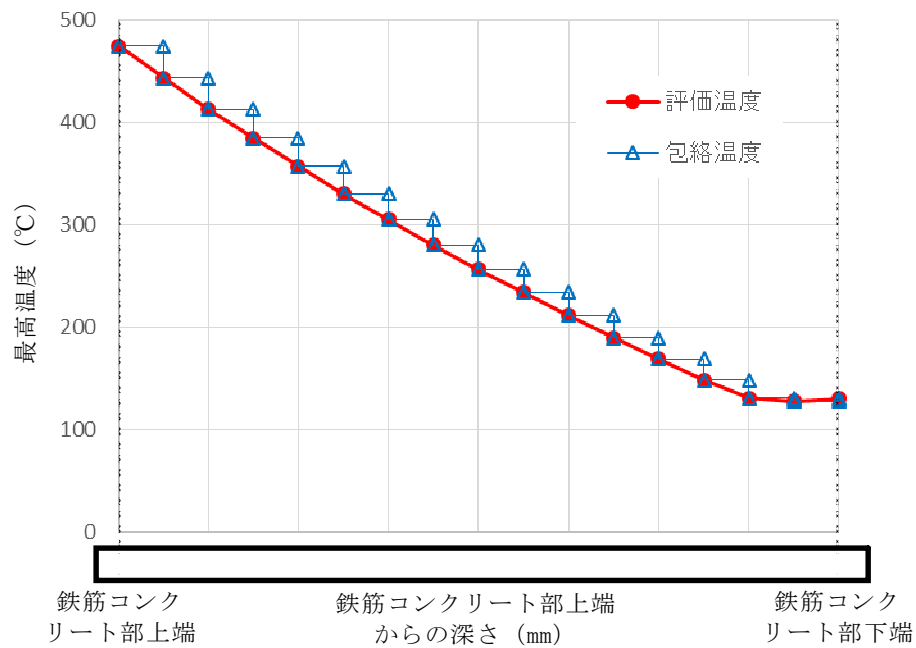
- ・デブリ等の重量による曲げ応力は床スラブの鉄筋コンクリート部に引張荷重として掛かることから、第3図に示す鉄筋を対象に曲げ応力を評価し、コンクリートについては考慮しない。
- ・A B A Q U Sコードによる熱伝導解析結果より、下端筋位置では最高220℃程度まで温度上昇するため、第4図に示す耐火性ガイドブックの高温時の鉄筋強度を参考に、強度低下割合として4割を設定する。
- ・実機の床スラブ本体部の幅1m当たりの鉄筋量 に対し、上記の鉄筋強度劣化度合いを考慮し、健全な状態とみなせる鉄筋量を評価する。
- ・上記手順により算定した強度低下を考慮した鉄筋量と別添3に示すデブリ等の重量保持に必要な鉄筋量である幅1m当たり とを比較し、健全な状態とみなせる鉄筋量が必要鉄筋量を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

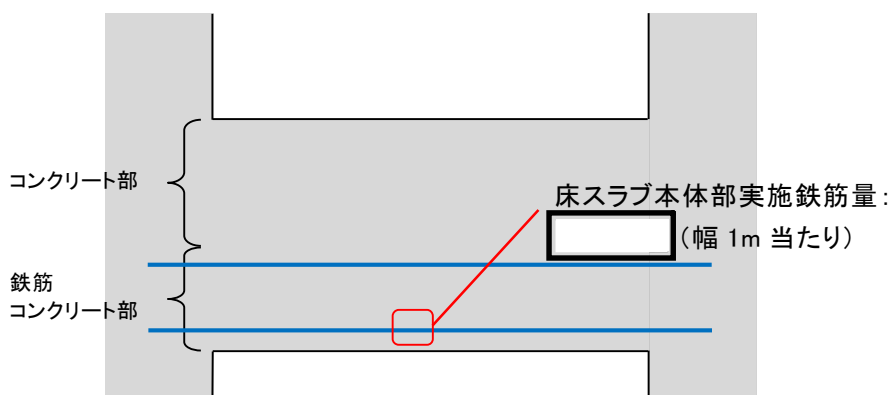
強度低下を考慮した鉄筋量は となる。デブリ等の重量保持に必要な鉄筋量は幅1m当たり であり、必要な鉄筋量を上回ることから、曲げ応力に対してデブリ保持機能は確保される。



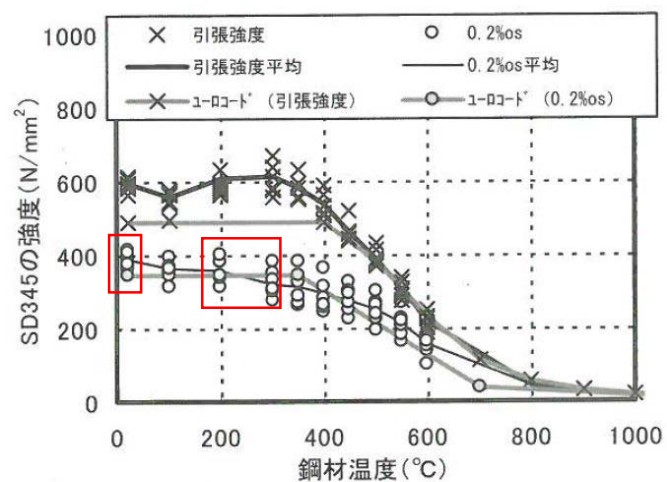
第 1 図 ペデスタル温度評価結果



第 2 図 床スラブ鉄筋コンクリート部における包絡温度の設定



第 3 図 床スラブの鉄筋コンクリート範囲



(c) SD345 の高温時強度 1), 4), 5), 9)

第 4 図 鉄筋強度の低下割合

鉄筋コンクリート内に発生する熱応力の取扱いについて

1. はじめに

東海第二発電所のM C C I 及び水蒸気爆発を考慮した対策を踏まえ、R P V 破損時にペデスタルへ落下したデブリからの熱影響による鉄筋コンクリートの材料強度低下を考慮した構造健全性評価を行い、ペデスタルに要求されるR P V 支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認している。

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

2. 発生する熱応力（自己拘束的な応力）の解放について

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

3. C C V規格における熱応力の取扱いについて

ペデスタルと同様の円筒形状構築物の設計規格である発電用原子力設備規格コンクリート製原子炉格納容器規格（（社）日本機械学会，2003）（以下「C C V規格」という。）では，各荷重状態における熱応力の取扱いについて示されており，終局状態に相当する荷重状態Ⅳでは熱応力は無視してよいこととされている。また，荷重状態Ⅰ～Ⅲでは，コンクリート部材の剛性，ひび割れ等を考慮して適切に評価することにより算定することとされている。第2図にC C V規格における熱力応力の扱いに関する記載を示す。

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

4. ペデスタルにおける熱的影響を考慮した解析的検討（参考）

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

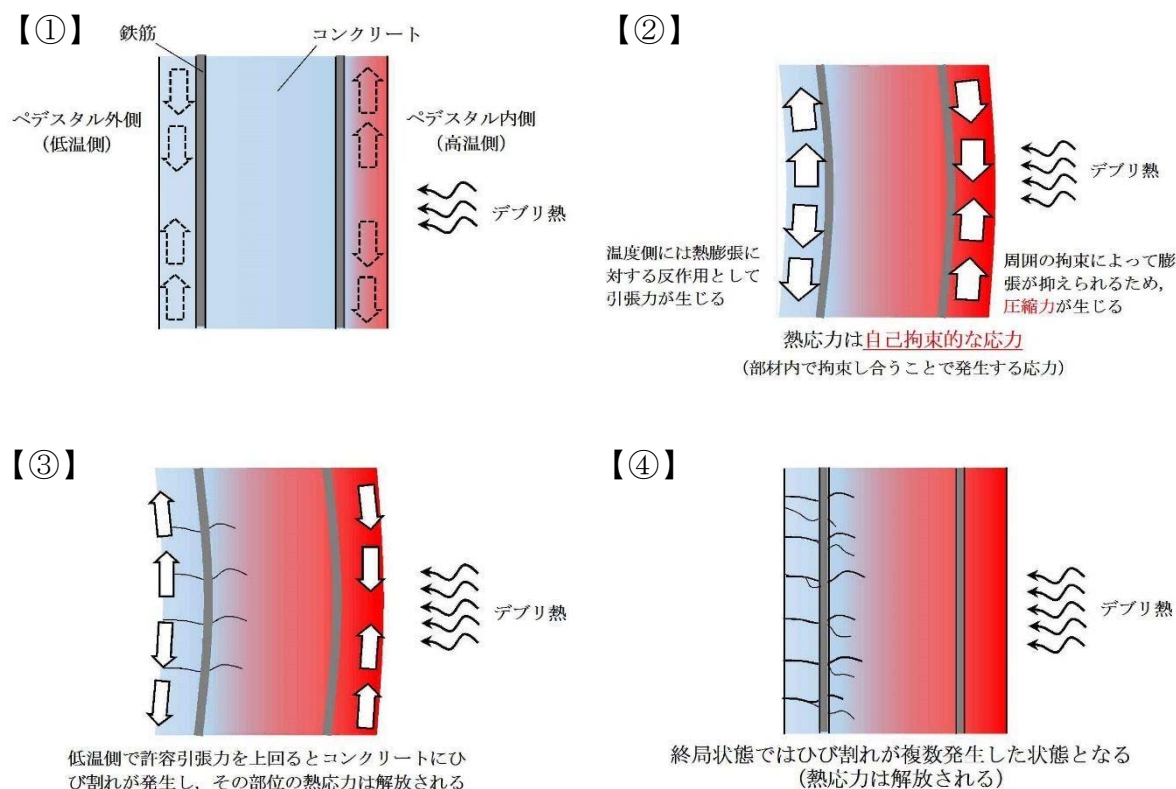
(1) 評価方法

第3図に原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（（社）日本建築学会，2005）（以下「RC-N規準」という。）に記載されているひび割れ断面法による設計フローを，第4図に評価対象部位を示す。本検討では，第3図に示す評価フローに準じて，デブリからの伝熱による熱応力として曲げモーメントが発生する上部側壁を対象に評価する。

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

(2) 評価結果

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



第 1 図 熱応力が解放する原理

CVE-3330 熱応力の扱い

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

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

(2) 荷重状態Ⅳにおける熱応力は無視してよいこととする。

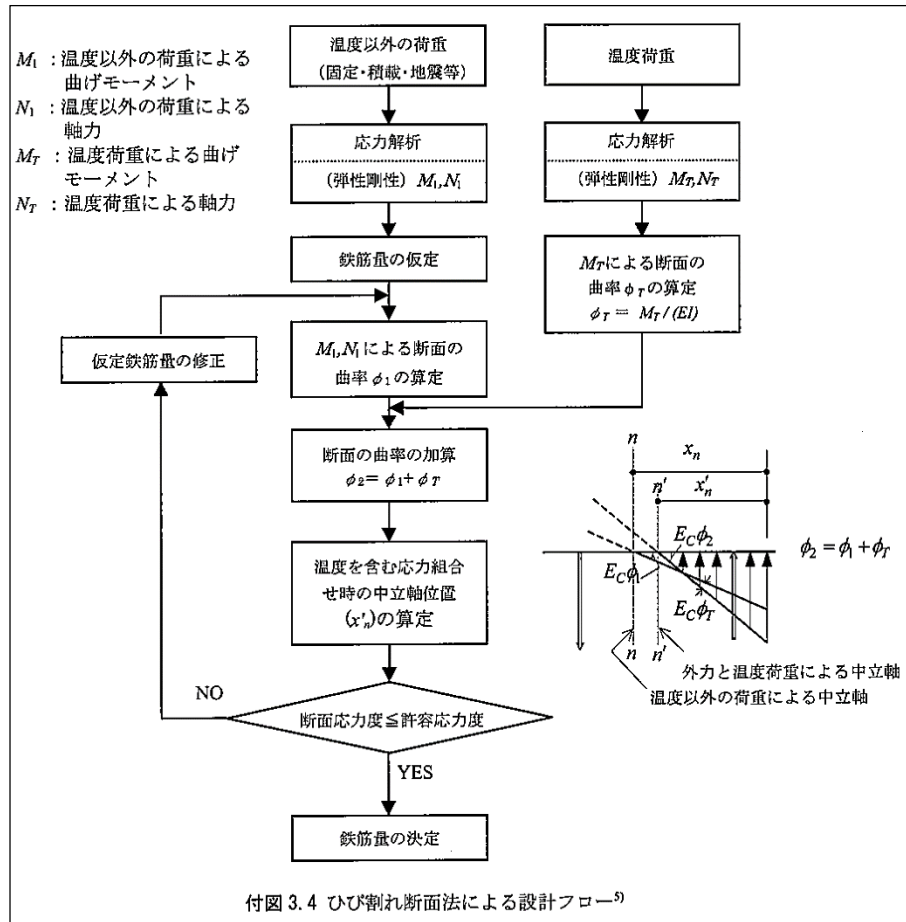
(解説 CVE-3330) 熱応力の扱い

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

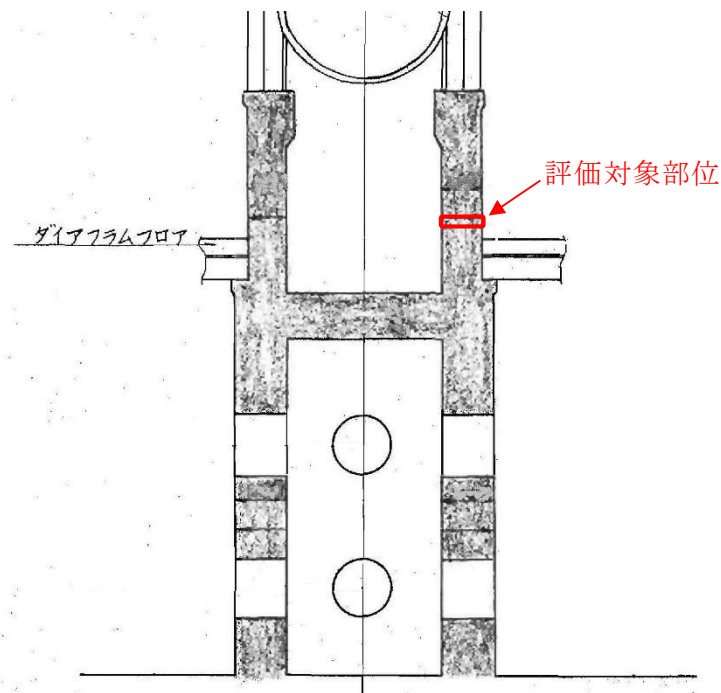
また、自己拘束的な応力は、十分な塑性変形能力がある場合、理論的にも実験的にも終局耐力に影響しないことから、部材の終局状態に相当する荷重状態Ⅳにおける評価では、熱応力を無視してよいこととした。

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

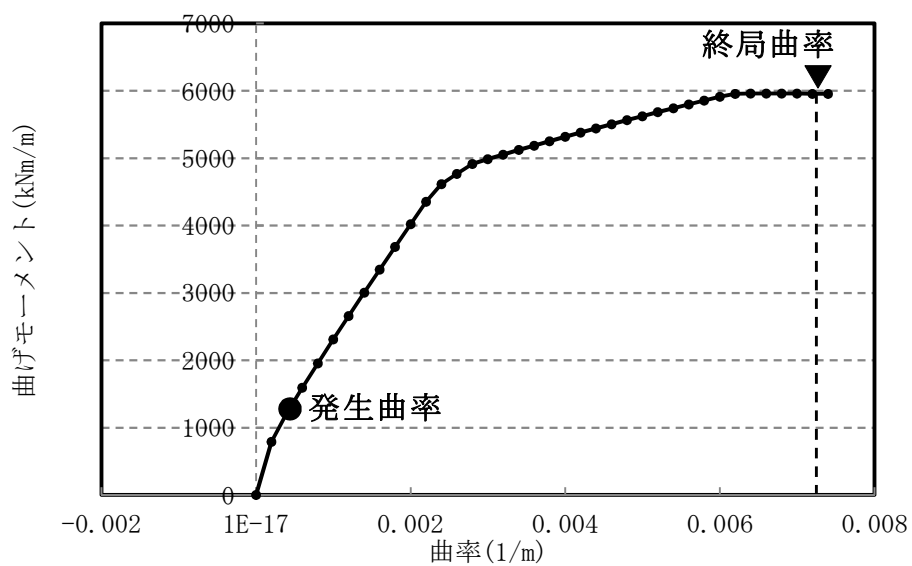
第 2 図 C C V 規格における熱応力の扱いに関する記載



第 3 図 ひび割れ断面法による設計フロー (RC-N 規準)



第 4 図 評価対象部位



第 5 図 曲げモーメントー曲率関係 (M- ϕ 関係)

熔融炉心の排水流路内での凝固停止評価について

東海第二発電所では、原子炉压力容器（以下「R P V」という。）破損時にペデスタル（ドライウェル部）（以下「ペデスタル」という。）に落下した熔融炉心が、ペデスタルに設置された格納容器ドレンサンプの排水流路を通じてサブプレッション・チェンバへ移行することを防止するため、排水流路の形状を変更することとしている。

R P V破損時には、ペデスタル内の水により格納容器ドレンサンプの排水流路は水で満たされていることから、熔融炉心が排水流路に流入する際には、流路内から水や水蒸気の対向流が生じる。また、熔融炉心が格納容器ドレンサンプの排水口に到達するまでの温度低下及び粘性増加を考慮すると、現実的には熔融炉心の排水流路への流入はごく限定的と考えられる。

しかしながら、熔融炉心の落下時及び落下後の挙動は不確かさがあることから、熔融炉心の排水流路への流入を想定した場合でも熔融炉心が横スリット内で凝固停止しサブプレッション・チェンバ側へ移行しないことを、M A A P 計算結果をもとに評価し、スリット状排水流路の有効性を確認した。

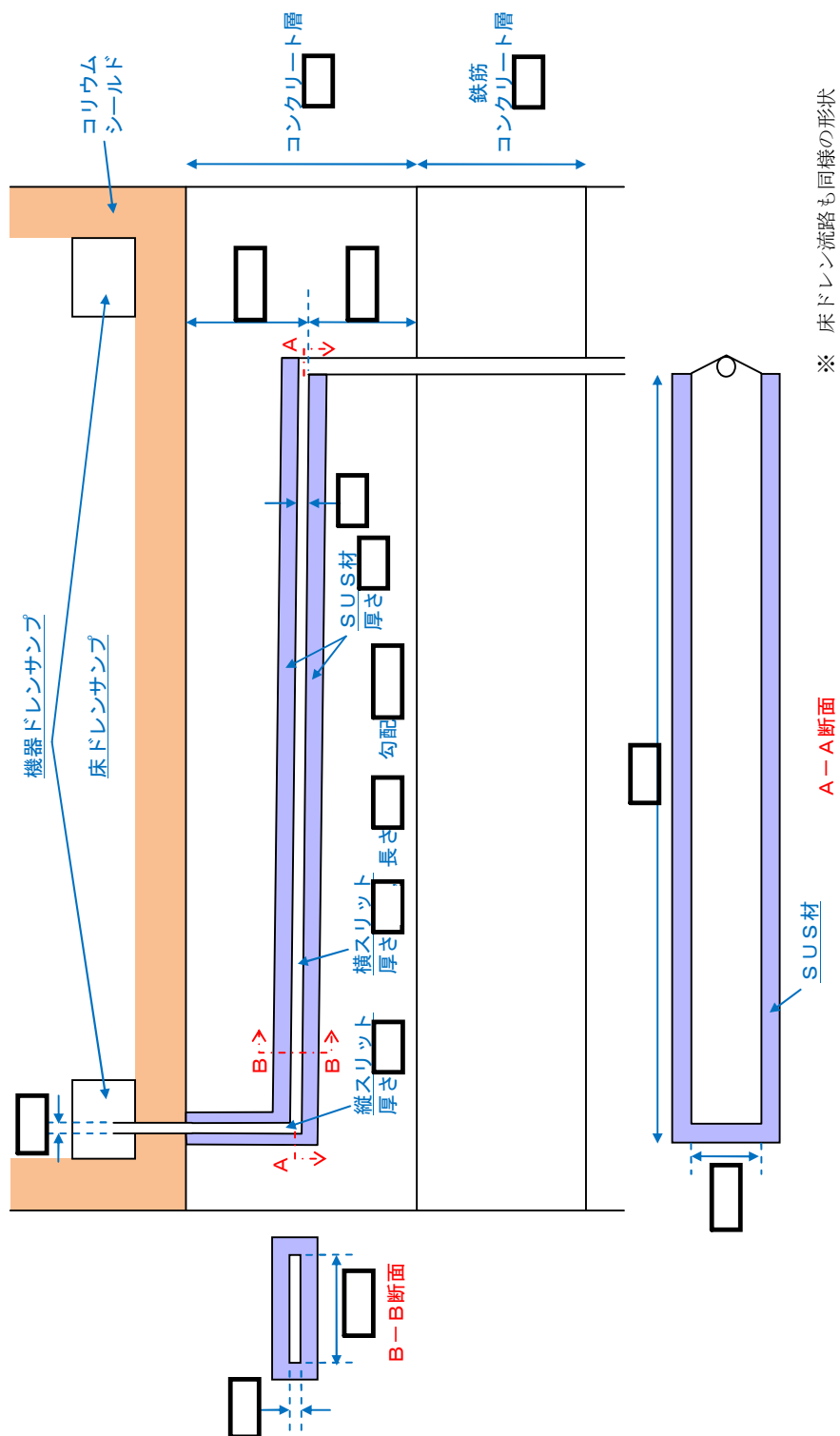
1. 格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更を考慮した凝固停止評価モデル

第1図に、格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更を考慮した行固定し評価モデルの概要図を示す。

各ドレンサンプからの排水流路は、ペデスタル床面に堆積する熔融炉心による熱影響を抑制するコンクリート深さまで通じる縦方向の流路（縦スリット）と、流入した熔融炉心を凝固させる横方向の流路（横スリット）を介し、既設の格納容器ドレンサンプ排水配管へ接続する構成とする。

また、縦スリット及び横スリットは薄い中空平板型（幅  [内径]，厚

さ 〔内径〕）の形状とし，周囲をＳＵＳ材とすることで，流入した溶融炉心の冷却及び凝固停止を促進させる設計とする。



第 1 図 格納容器ドレンサンプル排水流路の形状変更を考慮した凝固停止評価モデル

2. 既往の試験結果に基づく評価

配管等の流路内における溶融炉心の流動・凝固挙動に係る試験として、米国 E P R I 及び F A I により実施された炉心溶融時の R P V 下部プレナム貫通部の挙動に係る試験がある。^[1] この試験では、R P V 下部プレナム及びドレン配管（内径 5cm）を模擬した試験体に模擬コリウムとして Al_2O_3 を流入させ、その流動挙動を確認している。第 2 図に試験装置の概要図を示す。

試験の結果、配管内での Al_2O_3 の流動距離は最大でも 79cm 程度となっており、配管の破断は生じていない。また、配管内での水平方向の流速は最大でも約 0.2m/s と推定されており、流路形状に基づきベルヌーイ則により計算される流速よりも $1/10$ から $1/100$ 小さい結果となっている。これは、模擬ドレン配管内における水の存在により、模擬コリウムの流動が著しく抑制されたためと推定されている。

第 1 表に、E P R I 試験条件と東二の排水流路における条件の比較を示す。

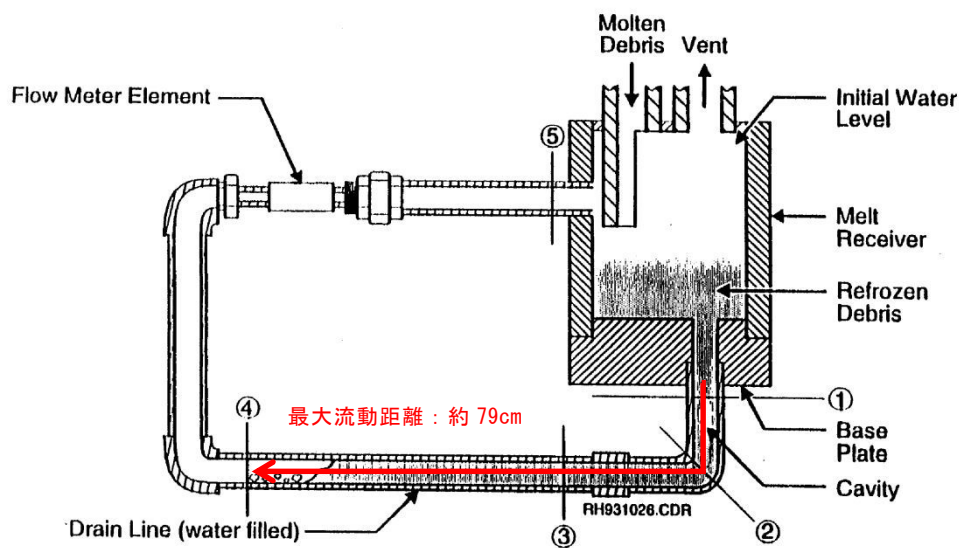
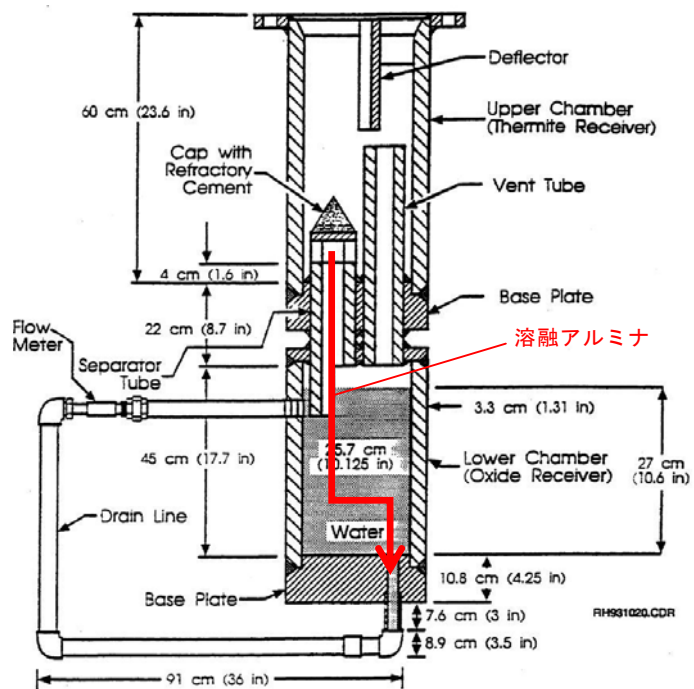
E P R I 試験では、模擬コリウムとして Al_2O_3 を用いており、その体積当たりの溶融潜熱は約 $4.41 \times 10^9 \text{ J/m}^3$ と計算される。これに対して、東海第二発電所の溶融炉心の場合、溶融潜熱に加えて液相線温度から固相線温度までの顕熱を考慮しても、体積当たりの凝固までの放出熱量は と計算され、 Al_2O_3 と同等であることが分かる。

また、東海第二の溶融炉心の熱伝導率は Al_2O_3 に比べて大きいことに加え、格納容器ドレンサンプの排水流路はスリット形状とし周囲に S U S 材を配置することから、実機条件の方が溶融炉心の冷却が進みやすいと考えられる。

一方、東海第二の溶融炉心は Al_2O_3 に比べて動粘度が小さいことや堆積ヘッドが大きくなっていることから、E P R I 試験条件に対して流路内での流入速度が速くなることが考えられる。しかし、流速が大きくなると、溶融

炉心とSUS材間の対流熱伝達率が大きくなり熔融炉心の冷却率が大きくなることから、流動距離は流速の増加に対して単純に線形には増加しない。

以上より、EPR I 試験条件と実機条件の差を勘案しても、総合的な流動距離への影響は同程度であることから、東海第二のスリット条件でもEPR I 試験結果の流動距離（約79cm）を大きく上回ることは考えにくく、熔融炉心は横スリット長さ（）の範囲内で凝固停止するものと考えられる。



第2図 E P R I / F A I による試験装置

第 1 表 E P R I 試験条件と東海第二実機条件の比較

項目		E P R I 試験条件〔1〕	東海第二 実機条件	流動距離への影響の比較
溶融物条件	溶融物	A 1 2 O 3	溶融炉心	
	融点（℃）	2, 047		
	密度（kg／m ³ ）	3, 800		
	比熱（J／kgK）	1, 300		
	溶融潜熱（J／kg）	1. 16×10 ⁶		
	体積当たりの凝固までの放出熱量（J／m ³ ）	約 4. 41×10 ⁹		
	熱伝導率（W／mK）	7. 5		
	粘性係数（Pa・s）	0. 003		
	動粘性係数（m ² ／s）	7. 9×10 ^{- 7}		
全量堆積時の水平流路までのヘッド（m）	0. 3			
流路条件	流路構造	配管	スリット状 （S U S材被覆）	スリット形状では流路壁面との接触面積が大きく、冷却が進みやすい。
	流路内径	5cm		

※ 1 M A A P解析 (T Q U Vシーケンス) におけるR P V破損時の値

※ 2 M A T P R OにおけるU O₂の値〔2〕

3. 溶融金属の凝固モデルによる評価

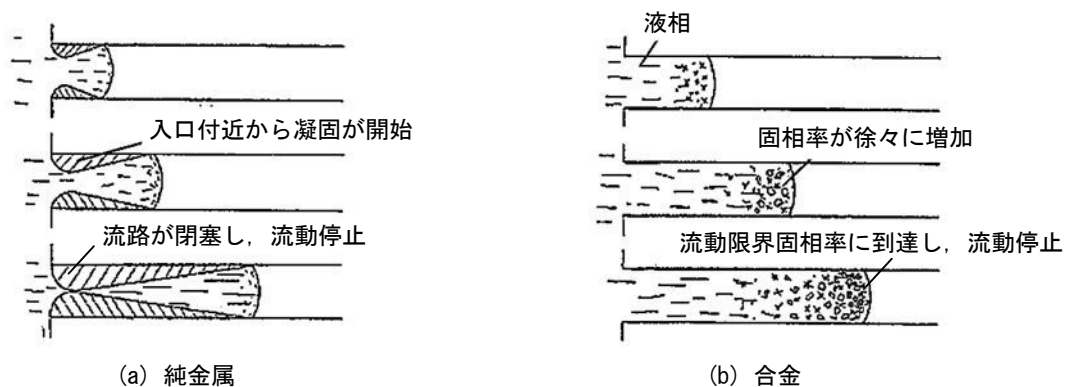
3.1 溶融金属の流路内での凝固挙動

第3図に、流路内における溶融金属の凝固挙動の概念図を示す。

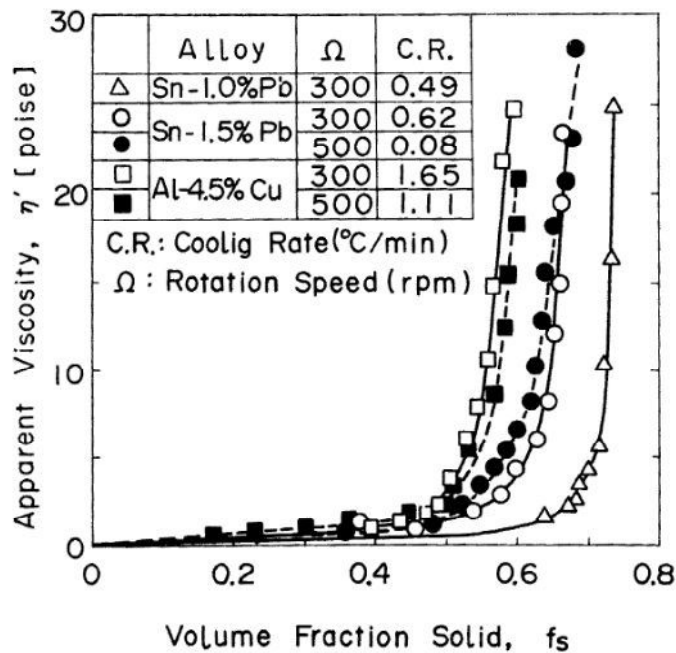
純金属や共晶温度の合金では、第3図(a)のように流路の入口付近から固相クラストが成長し流路が閉塞することで、流動が停止する。

一方、液相線温度と固相線温度に差がある合金では、第3図(b)のように溶融物の先端から温度低下とともに固相率が増加し、流動限界固相率を超えたときに流動を停止する。これは、第4図に示すように、固相率の増加とともに粘性が増加するためである。

溶融炉心については、液相線温度 に対して固相線温度が (MAAP計算結果) と差があることから、合金の凝固挙動を示すものと考えられる。



第3図 流路内での溶融金属の凝固挙動の概念図



第4図 溶融合金における固相率と見かけの粘性の関係^[3]

3.2 評価方法

溶融合金の流路内での流動距離を評価するモデルとして、Fleming のモデル^[4]があり、このモデルを用いて溶融炉心の横スリット内での流動距離の評価を行った。その内容を以下に示す。

なお、本凝固評価モデルは流路内に水が存在しないドライ状態を前提としていることから、実機条件に対して十分保守的な評価となると考えられる。

(1) Flemings モデルの評価式

Flemings モデルは(1)式のように表され、流路を流れる溶融物が保有するエネルギーと周囲の構造材への除熱速度をもとに、溶融物が凝固するまでに必要なエネルギーが除去されるまでの流動距離を評価するモデルとなっている。

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

ここで、

$$B = \frac{h\sqrt{\pi\alpha_w\Delta X}}{k_w\sqrt{v}} \quad (2)$$

であり、各パラメータの内容は以下のとおりである。

L_{freeze} : 流動距離 (m), A : 流路断面積 (m^2),

ρ : 溶融炉心密度 (kg/m^3), v : 溶融炉心流速 (m/s),

f_c : 流動限界固相率 (-), H_f : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),

C_p : 溶融炉心比熱 (J/kgK), ΔT : 初期温度と凝固温度の差 (K),

h : 熱伝達率 ($\text{W}/\text{m}^2\text{K}$), S : 流路周長 (m), T_d : 溶融炉心温度 (K),

T_w : 構造材温度 (K), α_w : 構造材熱拡散率 (m^2/s),

ΔX : チョーキングレンジ※ (m), k_w : 構造材熱伝導率 (W/mK)

※ 溶融物先端でどの程度の長さが流動限界固相率を超えると流動が停止するかを定義する定数

(2) 熱伝達係数の計算

溶融炉心とスリット構造材間の熱伝達係数 h は、溶融炉心の熱伝導率 k 、水力等価直径 d_e 及び Sleicher-Rouse の式^[5] より求まるヌセルト数 Nu を用いて、下式により算出する。

$$h = \frac{k}{d_e} \text{Nu} \quad (3)$$

Sleicher-Rouse の式

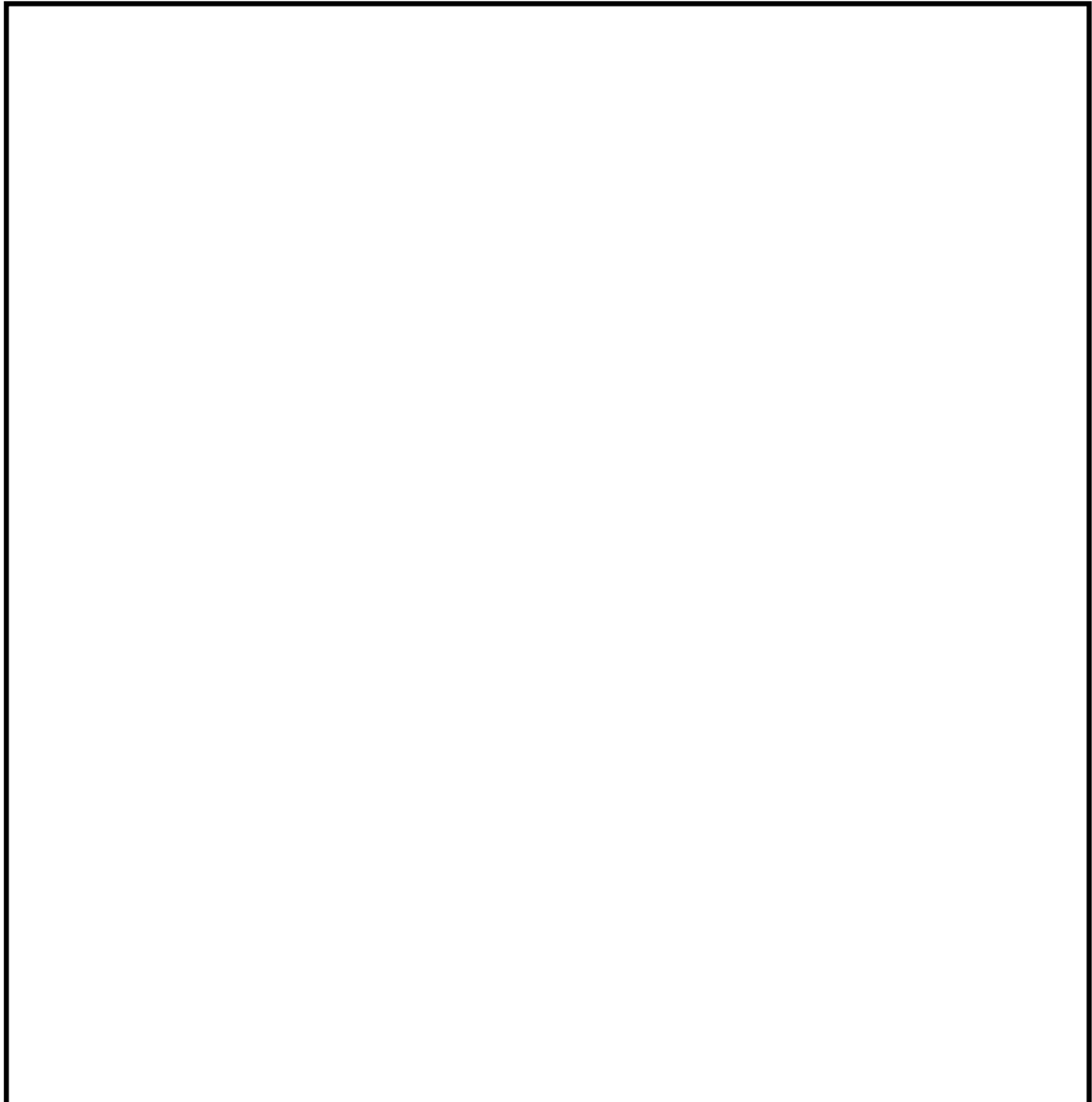
$$\begin{aligned} \text{Nu}_m &= 5 + 0.015 \text{Re}_f^a \text{Pr}_w^b \\ &\quad (10^4 < \text{Re} < 10^6, 0.1 < \text{Pr} < 10^4) \\ &\quad \left\{ \begin{aligned} a &= 0.88 - \frac{0.24}{4 + \text{Pr}_w} \\ b &= \frac{1}{3} + 0.5 \exp(-0.6 \text{Pr}_w) \end{aligned} \right. \end{aligned} \quad (4)$$

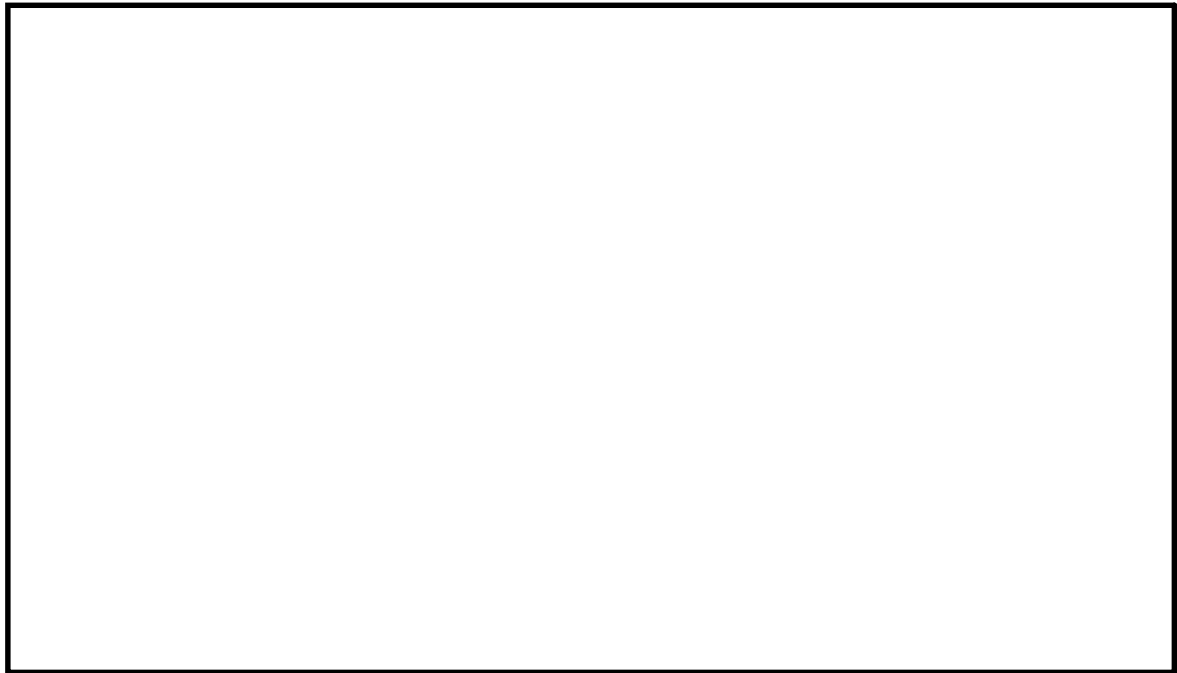
添字はそれぞれ、m : 混合平均温度、f : 膜温度、w : 壁温における物性値を表す。ただし本評価では、物性値は温度によらず一定と仮定している。

(3) 溶融炉心の温度低下の考慮

(1)式から直接的に流動距離を計算すると、流路内を進行する間の溶融炉心の温度低下が考慮されず、溶融炉心から構造材への熱伝達速度が過大評価されることにより、流動距離が短く評価されることが考えられる。

今回の評価では、Flemings の評価式をもとに、流動に伴う溶融炉心の温度低下を考慮した上で、溶融炉心先端が流動停止する固相率に至るまでの除熱時間を算出し、溶融炉心の流速との積により流動距離を計算した。評価の概要を第 5 図に示す。





第 5 図 溶融炉心流動距離の評価イメージ図

3.3 評価条件

横スリット内での溶融炉心凝固評価に用いた条件を第 2 表に示す。

溶融炉心の物性については，M A A P 計算結果における R P V 破損時の溶融炉心物性値を用いる。なお，流動距離が長くなるよう溶融炉心の保有エネルギーを大きく設定する観点から，T Q U V シーケンスの値を設定する。

溶融炉心の流速については，溶融炉心全量に加えペデスタル内構造物等がペデスタル内に堆積した場合の堆積高さ と，横スリット下端までの高低差 の合計 をヘッドとして考慮した場合，溶融炉心の流速は約 となる。これに対し，スリット内の冷却水の存在による溶融炉心の流速の低下として，E P R I 試験の知見（1/10 から 1/100）及び実機溶融炉心と E P R I 試験の溶融アルミナの動粘度の差（約 1.6 倍）を考慮し，保守的に 1/2 を考慮した を設定する。

流動限界固相率及びチョーキングレンジについては，既往の溶融炉心拡がり試験においては固相率が 0.4～0.6 程度で粘性が急激に増加するといった

知見^{〔6〕}があるが，チョーキングレンジには明確な知見がないことから，熔融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くものと仮定し，流動限界固相率を 1.0，チョーキングレンジを 0m と設定する。

第 2 表 評価条件

項目		条件	備考
横スリット流路 形状	流路高さ (cm)		設計値
	流路幅 (cm)		
溶融炉心物性	液相線温度 (°C)		M A A P 計算結果 (R P V 破損時の値) 流動距離が長くなるよう溶融炉心の保有エネルギーを 大きく設定する観点から, T Q U V シーケンスの値 を使用
	固相線温度 (°C)		
	密度 (kg/m ³)		
	熱伝導率 (W/mK)		
	比熱 (J/kgK)		
	溶融潜熱 (J/kg)		
構造材物性	粘性係数 (Pa・s)	0.004	M A T P R O における溶融 U O ₂ の値 ^{〔2〕}
	密度 (kg/m ³)	7,890	伝熱工学資料 (300K における S U S 304 の値)
	熱伝導率 (W/mK)	16.5	
	比熱 (J/kgK)	511	
初期温度条件	溶融炉心初期温度 (°C)		R P V 破損時の溶融炉心平均温度 (): M A A P 計算結果) に対し, 保守的に液相線温度を設定
	構造材初期温度 (°C)	167	保守的に限界圧力での飽和水温度を設定
	溶融炉心流速 (m/s)		溶融炉心等の堆積量, スリット形状, スリット内冷 却水の存在を考慮し, 保守的に設定
溶融炉心流動条件	流動限界固相率 (-)	1.0	溶融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くと仮 定し設定
	チョーキングレングス (m)	0	

3.4 評価結果

3.3 に示した条件に基づく評価の結果、溶融炉心の流動距離は約 1.0m となり、横スリットの長さ（）の範囲内で凝固停止することを確認した。また、凝固に要する時間は程度であり、この間の溶融炉心の崩壊熱による影響は無視し得る。

なお、第 2 表の評価条件において、溶融炉心のレイノルズ数及びプラントル数はそれぞれ $Re \doteq 1.3 \times 10^5$ 及び $Pr \doteq 0.14$ であり、(4) 式の Sleicher-Rouse の式の適用範囲内である。

3.5 評価における保守性について

本評価は、以下のような点で保守性を有すると考えられる。

- ・ 本評価は流路内がドライな状態を前提としているが、実際にはスリット内は水で満たされた状態であり、溶融炉心から水への除熱等により流動距離はより短くなると考えられる。
- ・ 流動距離の計算において、溶融炉心の流速は流動停止まで一定としており、縦スリット及び横スリット内での圧損や粘性増加に伴う速度低下を考慮していない。
- ・ 横スリットへ流入する溶融炉心の初期温度は、R P V 破損時の溶融炉心平均温度（）に対し保守的に液相線温度（）を設定しているが、溶融炉心がペデスタル床面を抜がる間や縦スリットを通過する間の除熱を考慮すると、実際にはより温度は低下し、またそれに伴い溶融炉心の粘性は増加すると考えられる。
- ・ 流動限界固相率は 1.0 を設定しているが、既往の溶融炉心抜き試験においては、固相率が 0.4～0.6 程度で粘性が急激に増加するといった知見^{〔6〕}がある。

3.6 評価条件の不確かさによる影響について

第2表の評価条件において、熔融炉心の物性値条件についてはMAAP計算結果における熔融炉心の組成平均値を用いている。

これに対して、スリットに流入する熔融炉心の物性は不確かさを有すると考えられることから、評価条件の不確かさとしてMAAP計算結果のうち熔融炉心内の金属相及び酸化物相の物性値を参照し、評価結果への影響を検討する。なお、第2表の評価条件において、構造材物性値は不確かさが小さいと考えられること、構造材初期温度及び熔融炉心流動条件は十分な保守性を見込み設定していることから、評価結果に対する不確かさの影響は小さいと考えられる。

第3表に、MAAP計算結果における熔融炉心の組成平均、金属相及び酸化物相のそれぞれの物性値を示す。各物性値から計算される熔融炉心が凝固するまでの体積当たりの放出熱量を比較すると、組成平均の物性値を用いた場合が最も大きく、熔融炉心の凝固までの流動距離が最も長くなることが分かる。

したがって、熔融炉心の物性値の不確かさを考慮した場合でも、熔融炉心は横スリットの長さ（）の範囲内で凝固停止すると考えられる。

第3表 熔融炉心の物性値の比較

項目		組成平均	金属相	酸化物相	備考
熔融炉心物性	液相線温度 (°C)				MAAP計算結果 (RPV破損時の値)
	固相線温度 (°C)				
	密度 (kg/m ³)				
	比熱 (J/kgK)				
	熔融潜熱 (J/kg)				
	体積当たりの凝固までの放出熱量 (J/m ³)				計算値

4. 参考文献

- [1] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994
- [2] L.J.Siefken et al., SCDAP/RELAP5/MOD3.3 Code Manual; MATPRO - A Library of Materials Properties for Light-Water-Reactor Accident Analysis, NUREG/CR-6150, Vol.4 Rev.2, 2001
- [3] 渋谷 他, 固相・液相共存下における鉄および非鉄合金のみかけの粘性の測定結果, 鉄と鋼, 第 66 年, 第 10 号, 1980
- [4] M.C.Fleming et al., An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys”, AFC Transactions, vol.69, 1961
- [5] 日本機械学会, 伝熱工学資料 第 4 版, 1986
- [6] M.T. Farmer, Melt Spreading Code Assessment, Modifications, and Applications to the EPR Core Catcher Design, ANL-09/10, 2009

Flemings モデルの適用性について

Fleming らは、第 1 図のような試験装置を用いて溶融合金（A l 95.5%－C u 4.5%）を耐熱ガラス管内に吸引した試験により溶融物の流動距離等の挙動を確認し、その結果をもとに Flemings モデルを用いて流動限界固相率を推定しており、最大 0.35 程度という結果を得ている^{〔1〕}。

一方、渋谷らは、第 2 図のような試験装置により A l 95.5%－C u 4.5% 合金の流動性を確認し、固相率が 0.5 付近から粘性が急激に増加する結果となっており^{〔2〕}、両者を比較すると A l－C u 合金が流動性を失う固相率の評価結果は 0.15 程度の差異がある。

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

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

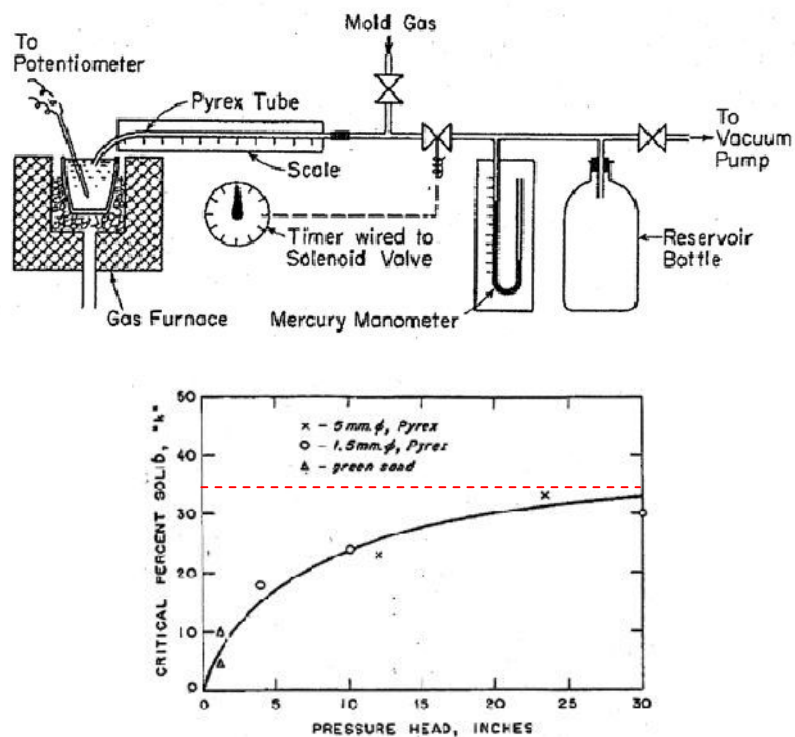
また、流路の材質（表面粗さ）についてはモデル上考慮されていないが、一般にステンレス鋼（東海第二の排水スリット条件）はガラス材（Fleming らの試験条件）より表面粗さが大きく、内部流体の乱れが促進され熱伝達率が大きくなるため、Fleming らの試験条件よりも溶融物の流動距離は短くなる傾向と

考えられる。

以上より，Fleming らの試験条件と東海第二実機条件の差を考慮しても，Flemings モデルは適用可能と考えられる。

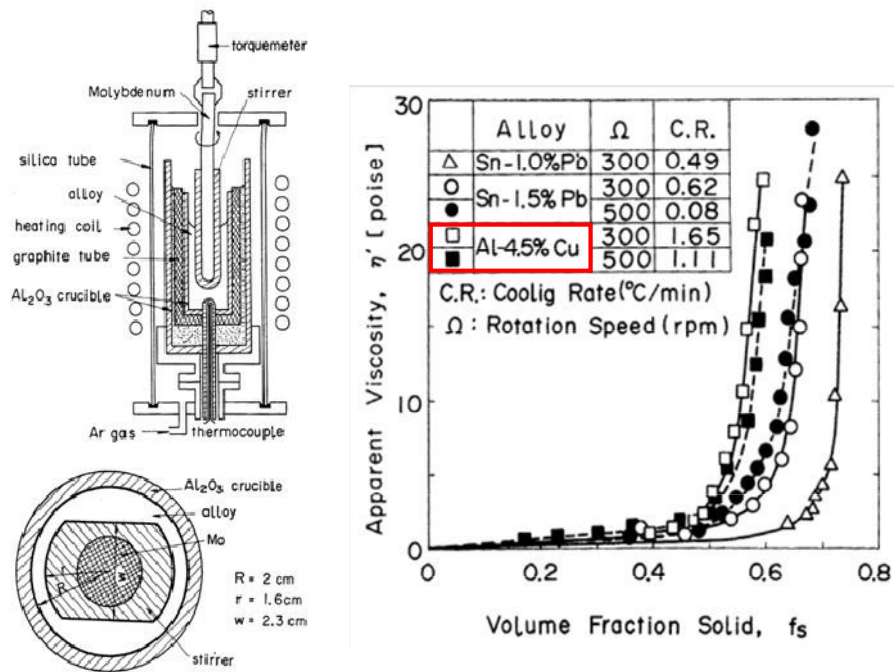
参考文献

- [1] M.C.Fleming et al., An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys”, AFC Transactions, vol.69, 1961
- [2] 渋谷 他，固相・液相共存下における鉄および非鉄合金のみかけの粘性の測定結果，鉄と鋼，第 66 年，第 10 号，1980



第 1 図 Fleming らによる Al - Cu 合金の流動性確認

試験装置及び試験結果



第2図 渋谷らによるAl-Cu合金の流動性確認

試験装置及び試験結果

(参考) その他の凝固モデルによる評価

純金属の流路内での凝固挙動を対象とした流動距離評価モデルとして、U S - A B W R D C Dモデル^[1]や、Epstein のモデル^{[2][3]}がある。

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

なお、U S - A B W R D C Dモデルでは、評価条件として熔融炉心の流速ではなくR P Vからの落下率がパラメータとなっており、M A A P計算結果の最大値を包絡する値として15,000kg/sを使用している。その他の評価条件としては、Flemingsモデルによる評価と同様の条件を用いている。

第1表 純金属モデルによる評価結果

評価モデル	評価結果 (流動距離)	備考
U S - A B W R D C Dモデル	約 1.5m	熔融炉心流速の代わりにR P Vからの熔融炉心の最大落下率 15,000kg/s を使用。その他はFlemingsモデルによる評価条件と同様。
Epstein モデル	約 3.0m	Flemings モデルによる評価と同様の評価条件を使用。

○U S - A B W R D C Dモデルの概要^[1]

U S - A B W R D C Dモデルは、R P V下部のドライウェルサンプ周囲に設置されるコリウムシールドにおいて、ドレン水が通るためのスリット流路を対象とした熔融炉心の凝固評価モデルである。

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

D C Dモデルの評価式を以下に示す。

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

ここで、

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

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

$$a_0 = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm} A_{ld}}} \quad , \quad b'_0 = \frac{2k_w (T_s - T_i)}{\rho_{cm} (h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}} \quad (4)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

L_{freeze} : 流動距離 (m), $\bar{v}(t)$: 溶融炉心の流路内平均流速 (m/s),

t_{freeze} : 凝固完了時間 (s), H_0 : スリット高さ (m),

ρ_{cm} : 溶融炉心密度 (kg/m³), h_{lh} : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),

C_p : 溶融炉心比熱 (J/kgK), ΔT : 溶融炉心過熱度 (K),

α_w : 構造材熱拡散率 (m²/s), k_w : 構造材熱伝導率 (W/mK),

T_s : 接触面温度 (K), T_i : 構造材初期温度 (K), g : 重力加速度 (m/s²),

$\dot{m}_{ves}$: R P Vからの溶融炉心落下率 (kg/s),

A_{ld} : 下部ドライウエル床面積 (m²)

D C D^[1]においては、過去に実施された関連試験に係る文献を参照し、それらの試験結果よりD C Dモデルによる評価の適用性を確認している。

○Epsteinモデルの概要^{[2][3]}

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

塞が想定されている。

Epstein モデルの評価式を以下に示す。溶融炉心の総流動距離は(5)式と(6)式の和で求められる。

- ・溶融炉心が過熱度を有する領域での流動距離

$$X^* = \frac{D}{2f} \ln \left(\frac{T_0 - T_{mp}}{T^* - T_{mp}} \right) \quad (5)$$

- ・溶融炉心の過熱度がない領域での流動距離

$$X_s = 0.155 \text{ Re}^{8/11} D \left[\frac{\text{Pr}}{B} \right]^{7/11} \quad (6)$$

ここで,

$$B = \left[1 + \frac{2C_p(T_{mp} - T_w)}{\lambda} \right]^{1/2} - 1 \quad (7)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

X^* , X_s : 流動距離 (m), Re : レイノルズ数 (-), Pr : プラントル数 (-),

D : 水力等価直径 (m), λ : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),

C_p : 溶融炉心比熱 (J/kgK), T_0 : 溶融炉心初期温度 (K),

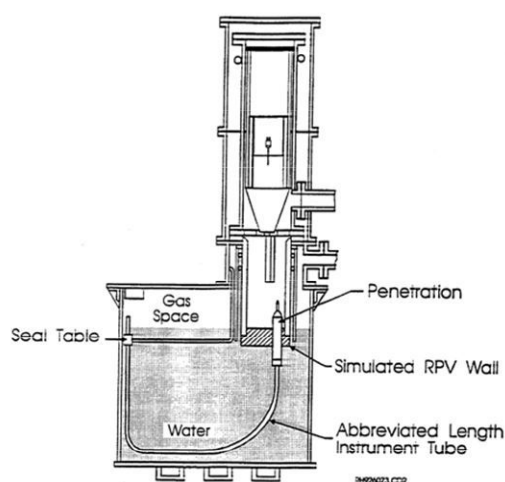
T_{mp} : 溶融炉心融点 (K), T_w : 構造材初期温度 (K),

T^* : 溶融炉心凝固開始温度 (推定値) (K), f : 摩擦係数 (-)

なお、 $T^* - T_{mp}$ は E P R I レポート^[3]を基に 10K とする。

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

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



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

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

第 1 図 EPRI 試験装置及び試験結果

参考文献

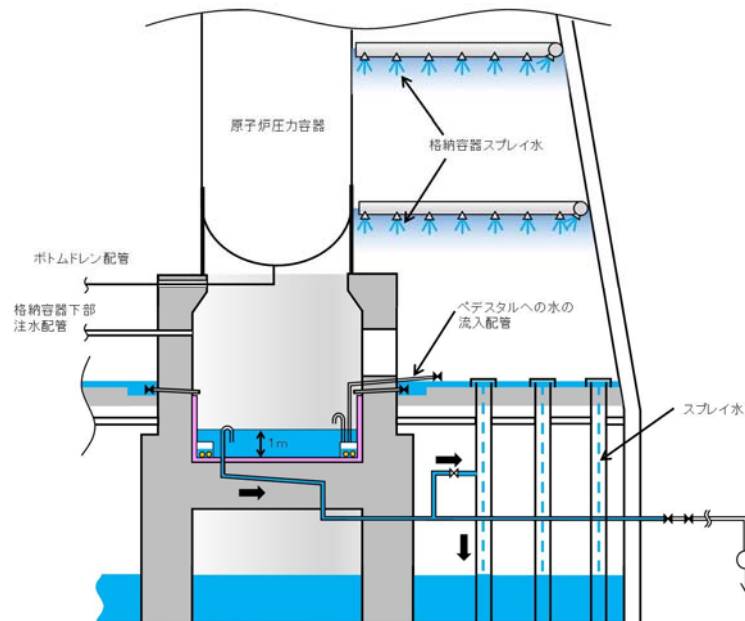
- [1] GE-Hitachi Nuclear Energy Americas LLC, ABWR Design Control Document, United States Nuclear Regulatory Commission, 2010
- [2] M.Epstein et al., Freezing-Controlled Penetration of a Saturated Liquid Into a Cold Tube, Journal of Heat Transfer, Vol.99, 1977
- [3] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994

ペDESTAL流入配管の取扱いについて

1. 概要

原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）から落下した溶融炉心（以下「デブリ」という。）の冠水及び水蒸気爆発による影響抑制の観点から、RPV破損時のペDESTAL内水位を1mに維持することとしている。

ペDESTALへの水の流入系統のうち、SA時に水の流入を防止する必要がある配管及び弁は、ペDESTALとのバウンダリ機能がペDESTAL内水位管理に必要であるため、SAクラス2設計としており、工事計画書に記載する。



第1図 ペDESTAL部概要図

2. ペDESTAL流入配管の影響検討

ペDESTAL流入配管が破断した場合、ペDESTAL内外が配管により連通することとなる。

ペDESTAL外にPCVスプレイ等による水の流入があった場合、床面に落ちた水はベント管よりサプレッション・チェンバへ流入する。

ペDESTAL流入配管は、SA時に遮断弁により閉止されるが、ベント管上部より低いペDESTAL流入配管が遮断弁より下流側で破断した場合には、床面に落ちた水は破断口よりペDESTAL内に流入することとなる。

この流入がある場合には、ペDESTAL排水系の重力による排水量（ボトムドレンLOCAを想定した概算で平均25m³/h程度）を上回るため、ペDESTAL水位の維持が困難となる。

ペDESTAL流入配管とベント管上部のエレベーションを比較した結果は、表1のとおり。

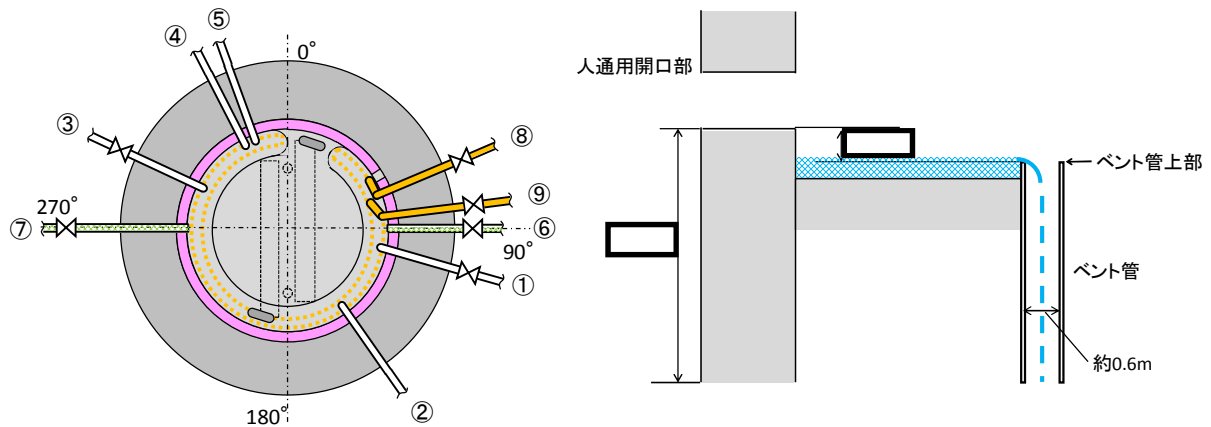


表1 ペデスタル流入配管とベント管上部のエレベーション比較

番号	系統	配管下端エレベーション > ベント管上端部のエレベーション	対策
①	機器ドレンサンプ 流入配管	×	S Aクラス2設計
②		×	配管ルート変更
③		×	S Aクラス2設計
④		○	対策不要※
⑤		×	配管ルート変更
⑥	床ドレンサンプ流 入配管	×	S Aクラス2設計
⑦		×	S Aクラス2設計
⑧	原子炉補機冷却水 配管	○	対策不要※
⑨		○	対策不要※

※仮に配管が破断しても、PCVスプレイ水等の大量の流入の可能性はないため対策不要

3. 対策

ペデスタル流入配管とベント管上部のエレベーションを比較した結果、ベント管上部より低い位置に設置されているペデスタル流入配管について、以下のいずれかの対策を実施することにより、ペデスタル水位管理への影響が及ばないようにする。

(1) S Aクラス2設計

ペデスタル側のバウンダリとなる配管及び弁についてS Aクラス2設計とすることにより、配管が破断しないよう設計上考慮する。

(2) 配管ルート変更

既存のペデスタルへの流入部を撤去し、接続先を他配管とすること等により、ペデスタルへの流入部をなくすこととする。

4. 工認上の取扱い

表1の①、③、⑥及び⑦については、工事計画書の基本設計方針に記載するとともに、別添資料にて、耐震計算及び強度計算を示す。