

泊発電所 3 号炉
審査会合における指摘事項への
回答について
【シビアアクシデント関連】
補足説明資料

平成 26 年 10 月 7 日
北海道電力株式会社

目 次

1. 格納容器バイパス関連	
1.1 インターフェイスシステムLOCA発生時の余熱除去系統の破断箇所及び破断面積について	1
1.2 余熱除去系統の分離, 隔離操作	95
1.3 インターフェイスシステムLOCA発生時の対応操作の成立性について	96
2. 水素燃焼関連	
2.1 PAR及びイグナイタの設置場所について	157
2.2 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3部 MAA P)(第108回審査会合 資料1-2-5 抜粋)	160
3. 格納容器過圧・過温破損関連	
3.1 炉心部に残存する損傷燃料の冷却について	176
3.2 原子炉下部キャビティ室への流入について	185
3.3 格納容器水位の監視について	206
4. 使用済燃料ピットの燃料損傷防止関連	
4.1 使用済燃料ピット監視計器設備(重大事故等対処設備)	208
5. 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価	242
6. 手順書関連	
6.1 代替格納容器スプレイポンプ 系統構成について	404
6.2 代替格納容器スプレイポンプ 起動操作について	405
6.3 補助給水ピット/燃料取替用水ピットの接続ラインについて	406
6.4 代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ時間の感度解析について	417
7. SA対処に必要な手順書・体制・教育の整備関連	
7.1 設計基準事故対応等の重大事故等対応への影響について	423
7.2 安全を確保・向上させるための全社的な体制について	431

1.1 インターフェイスシステム L O C A 発生時の余熱除去系統の破断箇所 及び破断面積について

1. 事象発生を想定する系統と発生原因について

泊 3 号炉において、インターフェイスシステム L O C A（以下、「ISLOCA」という。）が想定される系統と発生原因について、以下のとおり検討を行った。

1.1 事象発生を想定する系統の設定

泊 3 号炉の主要系統のうち、1 次冷却系統と物理的に配管が接続された状態にある系統であって、低圧設計であり、運転時の破損想定によって格納容器外への冷却材の漏えいを引き起こすものとしては、余熱除去系統（低圧注入系と一部兼用）及び化学体積制御系統がある。

このうち、常用系である化学体積制御系統については、通常運転状態においても使用されるものであり、原子炉格納容器内の抽出オリフィスによって減圧されていること、漏えいが生じた場合にも加圧器水位低下に伴う自動抽出隔離（直列 3 弁）がかかること（図 1 参照）及び破損に伴い系統が機能喪失した場合にも非常用炉心冷却系による事象収束に期待できることから、炉心損傷に至ることはないと考えられる。

一方、余熱除去系統については、1 次冷却系統が低圧状態での使用を前提としており、後述のとおり、通常運転状態では閉止している電動隔離弁を直列に 2 台設置、出口部にあつては、逆止弁を直列に 3 台設置する等信頼性を高めているものの、隔離弁等の誤開、故障等により、運転中に当該系統が高圧状態となって破損した場合には、当該系統が非常用炉心冷却系の一部を構成することもあり、早期の緩和手段を講じなければ、原子炉格納容器外への一次冷却材の流出が継続し、炉心損傷に至る可能性がある。

以上のことから、ISLOCA を想定する系統として余熱除去系統を選定した。

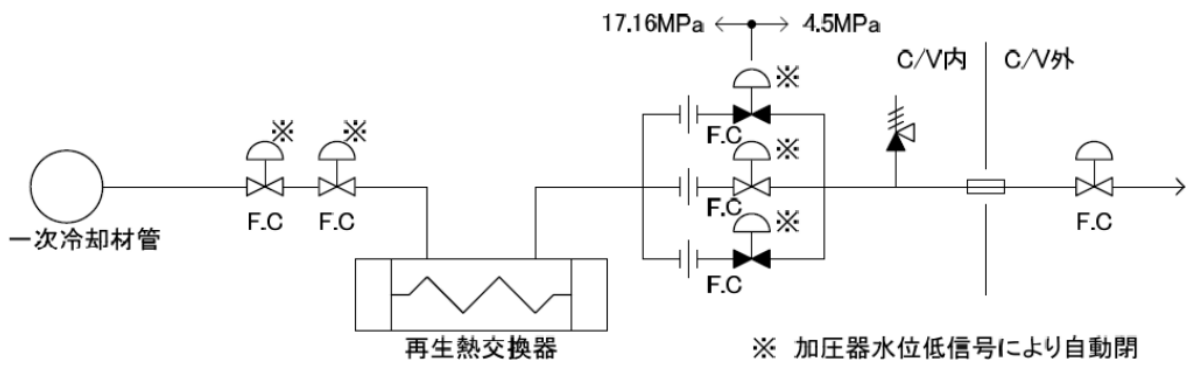


図1 泊3号炉 化学体積制御系統概略図

1.2 漏えいの想定について

余熱除去系統における ISLOCA の発生原因としては、以下の①から③に示すとおり3つの原因が考えられる。また、余熱除去系統の概略図を図2に示す。

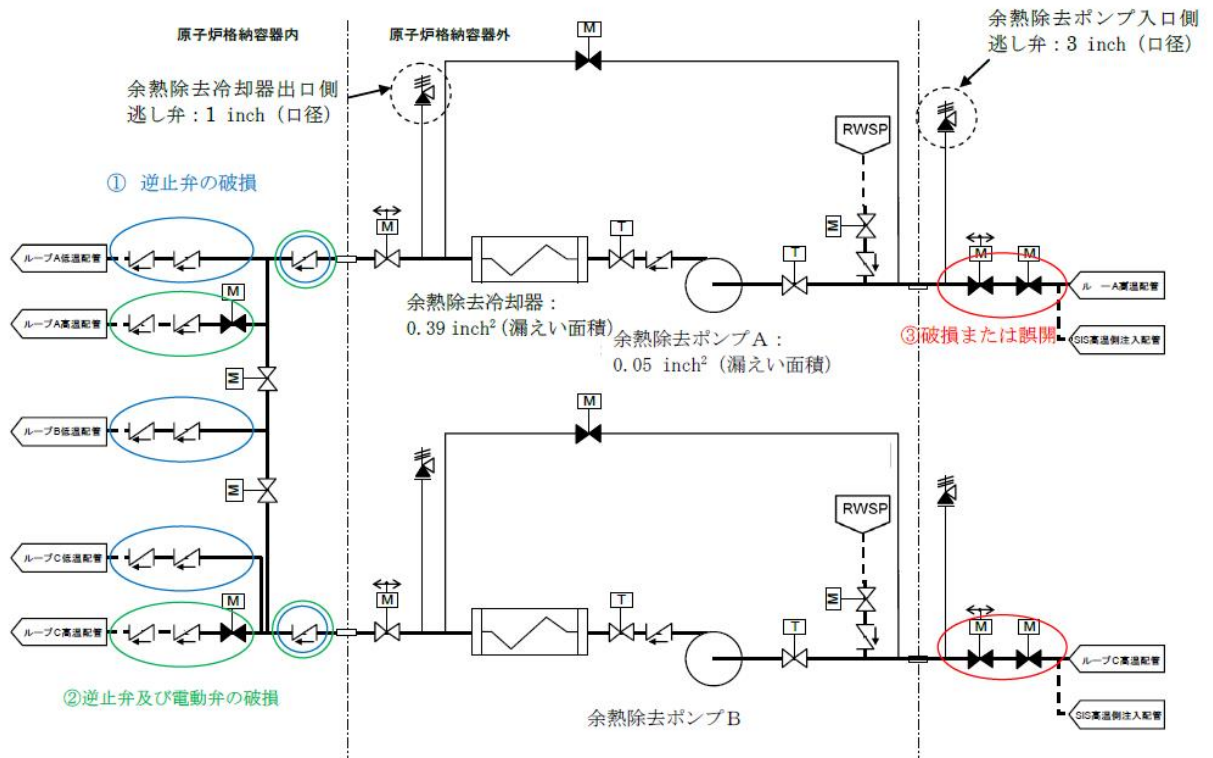


図2 泊3号炉 余熱除去系統概略図

ケース①：低温側配管注入ライン上の逆止弁が直列3台とも破損する。

ケース②：高温側配管注入ラインの逆止弁が直列3台とも破損し、加えて余熱除去系高温側配管注入ライン弁も破損する。

ケース③：余熱除去系入口第1隔離弁及び第2隔離弁の破損あるいは誤開が発生する。

ケース①及び②の場合、余熱除去系出口弁は高圧設計であるとともに通常時開であり、事象発生時に1次系圧力の影響を受けないことから故障の可能性は低いと考えられる。したがって、中央制御室からの閉操作により事象は収束すると考えられる。

③の場合にも、余熱除去系入口隔離弁の誤開であれば、直列に2台設置されている余熱除去系入口隔離弁を中央制御室からの閉操作により隔離することが可能と考えられる。

以上のような状況であるが、本事象においては、ケース③の余熱除去系入口隔離弁が2台とも開状態となり、中央制御室からの閉操作が不可能となった場合を想定する。

また、想定する漏えい箇所については、これらの余熱除去ポンプ入口逃がし弁及び余熱除去冷却器出口逃がし弁の作動による流出並びに余熱除去系機器等からの漏えいを想定する。

〔余熱除去系機器の漏えい想定〕

- ・余熱除去ポンプ：メカニカルシール部
- ・余熱除去冷却器：ガスケット部
- ・余熱除去系弁：グランド部

本想定において、漏えいを停止させるためには、1次系圧力を余熱除去系統の逃がし弁作動圧力以下まで減圧し、最終的には余熱除去ポンプ入口に設置されたツインパワー弁を現場で閉止することで余熱除去系の隔離を行う必要があるため、運転員の作業性の観点から最も厳しくなる想定である。ケース③における余熱除去系統の漏えい箇所の想定及び隔離後の漏えい箇所の想定についてそれぞれ図3、図4に示す。

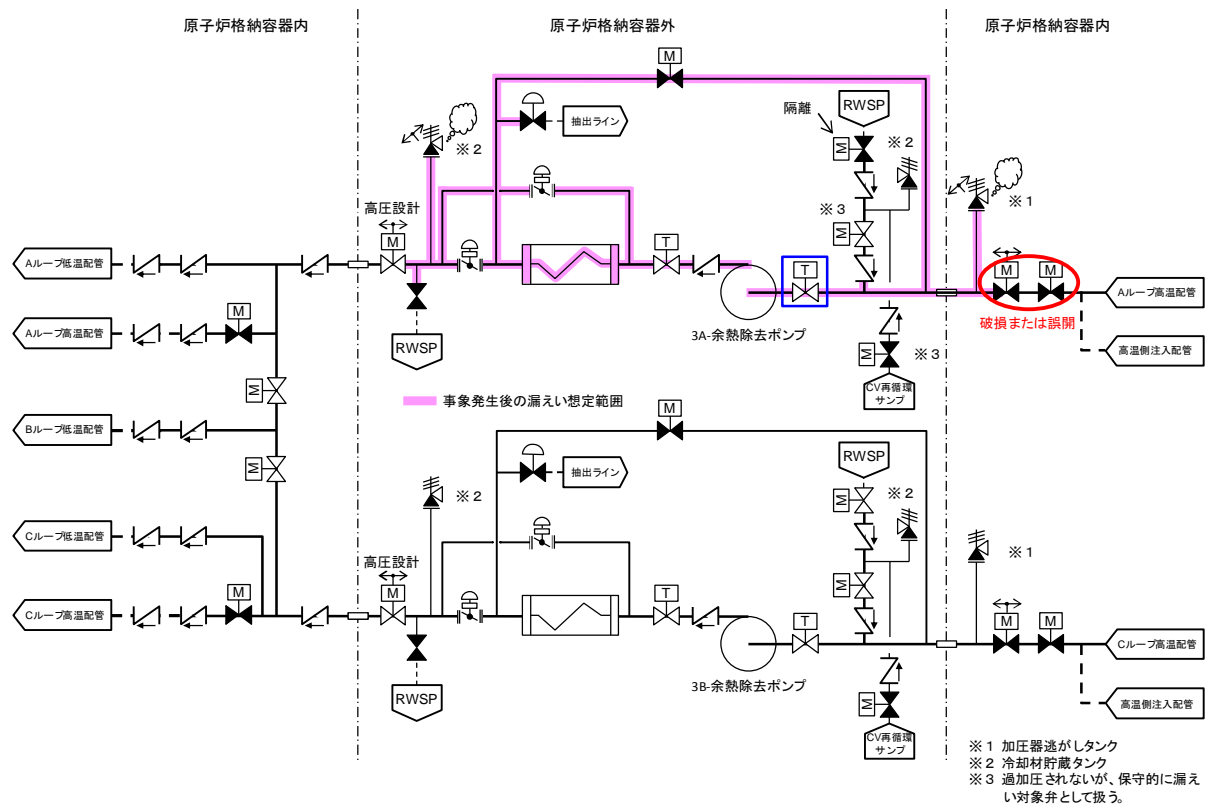


図3 泊3号炉 余熱除去系統概略図 (ケース③における漏えい想定範囲)

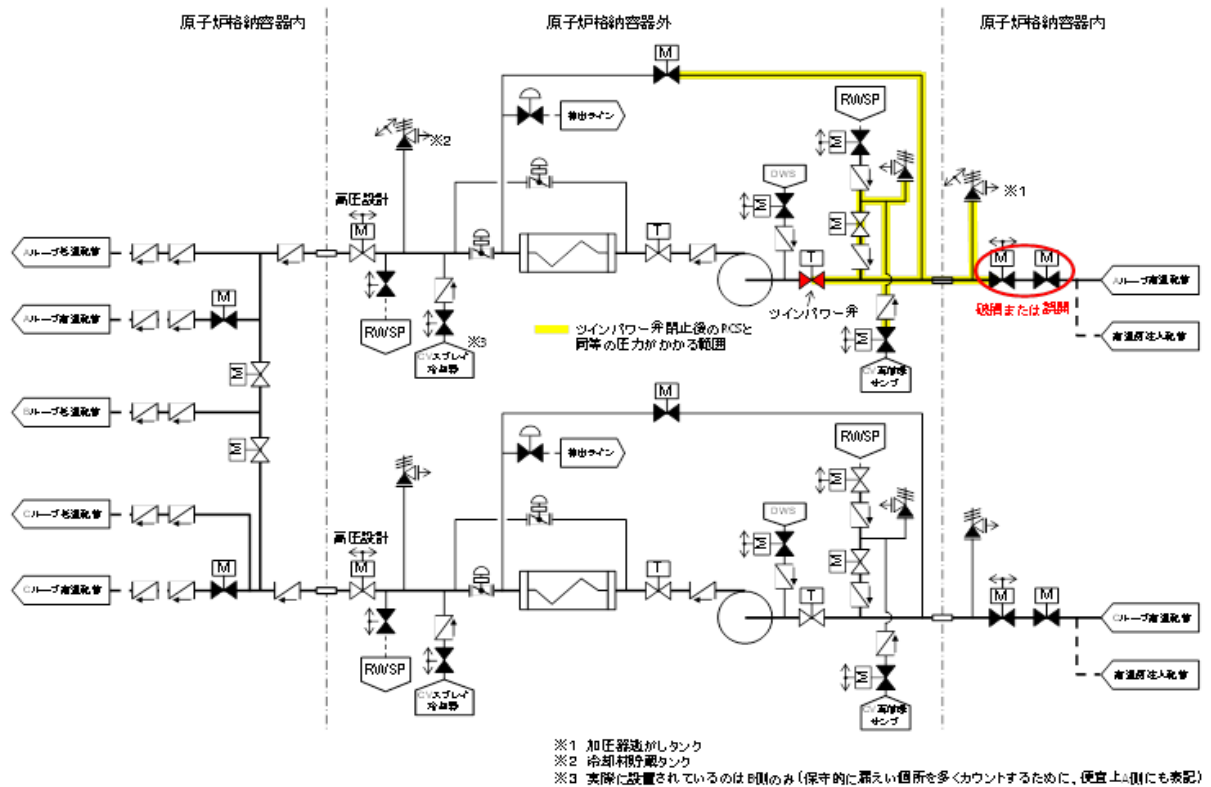


図4 泊3号炉 余熱除去系統概略図 (ケース③における隔離後の漏えい想定範囲)

2. 実機における余熱除去系統の破断箇所及び破断面積の評価

泊3号炉において、ISLOCA発生時に想定する余熱除去系統の破断箇所及び破断面積について、実機の系統構成、各機器の特徴を踏まえて以下のとおり評価した。

2.1 余熱除去系統の圧力挙動

通常運転中、高温・高圧の1次冷却材系統と常温・低圧の余熱除去系統は、余熱除去系入口第一及び第二隔離弁の2個の電動仕切弁で隔離されており、評価においては、最も厳しいと想定される2個の隔離弁の同時開事象を想定する。

一般に、大きな圧力差のある系統間が隔離弁の誤開放等により突然連通した場合、低圧側の系統に大きな水撃力が発生することが知られている。特に、低圧側の系統に気相部が存在する場合、圧力波の共振が発生し、大きな水撃力が発生する場合があるが、余熱除去系統は満水状態で運転待機状態にあるため、その懸念はない。

一方、満水状態であったとしても、隔離弁が急激な開動作（以下、「急開」という。）となる場合は大きな水撃力が発生するが、緩やかな開動作であれば管内で生じる水撃力も緩やかとなり、また、後述するとおり圧力波の共振による大きな水撃力も発生せず、圧力がバランスするまで低圧系統が加圧される。（参考資料－1参照）

2個の余熱除去系統の入口隔離弁は、電動仕切弁であり、駆動機構にねじ構造やギアボックス等があるため、機械的要因では急開とはなり難い。また、両弁の電動での開弁速度は、第一弁が約 \square 秒（全ストローク \square mm）、第二弁が約 \square 秒（全ストローク \square mm）となっており、電氣的要因では急開とならないことから、誤開を想定した場合、水撃事象が発生するような急開とならない。なお、2個の隔離弁の動作信号回路は独立しており、電氣的、機械的な共通要因で同時に開動作するおそれはない。

文献^{*1}によると、配管端に設置された弁の急開、急閉（急激な閉動作）により管内で圧力波の共振が発生するのは、弁の開放時間もしくは閉鎖時

間 (T) が、圧力波が長さ (L) の管路内を往復するのに要する時間 (μ) より短い場合であるとされている。

$$\theta = \frac{T}{\mu} \leq 1$$
$$\mu = \frac{2L}{\alpha}$$

θ : 弁の時間定数

T : 弁の開放時間もしくは閉鎖時間 (s)


μ : 管路内を圧力が往復する時間 (s)

L : 配管長 (m)

α : 圧力波の伝播速度 (m/s)

- *1. 水撃作用と圧力脈動〔改訂版〕 第2編「水撃作用」(財原子力中央研究所 元特任研究員 秋元徳三)

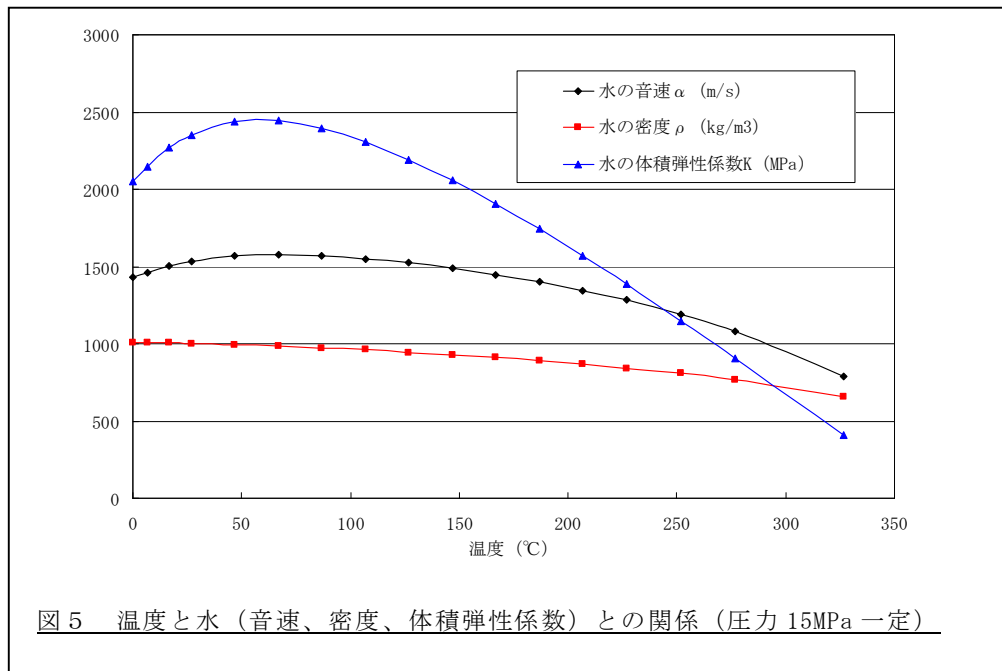
ここで α は管路内の流体を伝わる圧力波の伝播速度であり、音速とみなすことができ、配管長 (L) を実機の余熱除去系統配管の配管長*2を基に保守的に 200m*3とし、水の音速 (α) を 1,500m/s*4とすると、管路内を圧力波が往復する時間 (μ) は約 0.27 秒となる。即ち、弁開放時間 (T) を 0.1 秒とすると圧力波が共振することになり、一方、10 秒とすると圧力波の共振は生じないこととなる。

- *2. 余熱除去系統の入口側隔離弁から出口側逃がし弁までの間隔：約  m
- *3. 配管長を実機より長く設定することは相対的に弁の開放時間を短く評価することになり、圧力波の共振の発生条件に対し保守的となる。
- *4. 「新編流体の力学 中山泰喜著」より水の音速は下式で示される。また、圧力 15MPa 一定条件での温度と水 (音速、密度、体積弾性係数) との関係を図 5 に示す。

$$\alpha = \sqrt{\frac{K}{\rho}}$$

K : 水の体積弾性係数 (MPa)

ρ : 水の密度 (kg/m³)



温度約70℃で水の音速は最大（約1,580m/s）となる。それ以降は水の密度に比べ水の体積弾性係数の減少が大きいことから、音速は低下していく。

余熱除去システムの入口側に設置されている隔離弁の開放時間は10秒以上となることから、上記のとおり圧力波の共振による水撃作用の増幅が生じて、余熱除去システム内の機器に1次冷却材システムの圧力を大きく上回る荷重がかかることはない。

なお、既往の研究として、(財)原子力発電技術機構原子力安全解析所「レベル2 P S A手法の整備に関する報告書＝PWRプラント＝」(1)（以下、「NUPEC 報告書」という。）においては、2個の隔離弁が0.1秒で同時に急開し、系統中の逃がし弁も全く動作しないことなど、極めて保守的な前提の下、圧力波の影響を評価し、その上で配管等が破壊に至らないことを示している。（参考資料－2参照）

一方、「NUREG/CR-5744 “Assessment of ISLOCA Risk-Methodology and Application to a Westinghouse Four-Loop Ice Condenser Plant”」（以下、「NUREG 報告書」という。）においては、弁開放に要する時間を10秒として解析を行っており、余熱除去システムには、1次冷却材システムの定常圧力が静的に加わるとしている。なお、NUREG 報告書においては弁の全開時間

に係る流体過渡の考察がなされており、圧力波の共振のような現象は全開時間が 10 秒以上であれば無視できるとされている。(参考資料－ 3 参照)

以上のことから、泊 3 号炉においては、余熱除去系統の低圧側は静的に 1 次冷却材系統の圧力相当まで加圧されるものとした。

2.2 余熱除去系統（実機）の破断面積について

余熱除去系統の低圧側が、静的に1次冷却材系統の圧力・温度相当（15.4MPa、300℃）まで加圧・加温されるものとして漏えい箇所及びそれぞれの機器の漏えいが発生する箇所の面積（以下、余熱除去冷却器のマンホール管台フランジ部や弁のグランド部の隙間部等からの漏えいについても、漏えいが発生する箇所の面積を「破断面積」という。）について評価した。

なお、評価対象範囲を図6に示すとともに、評価対象範囲に設置される機器等を表1に整理する。

表1 評価対象範囲に設置される機器等

機器等		弁番号、個数等		
		A系統	B系統	
余熱除去冷却器		1個	1個	
余熱除去ポンプ		1個	1個	
逃がし弁		3V-RH-004A 3V-RH-027A 2個	3V-RH-004B 3V-RH-027B 2個	
弁	プロセス弁	3V-RH-005A 3V-RH-006A 3V-RH-008A 3V-RH-013A 3V-RH-016A 3FCV-601 3HCV-603 3FCV-604 3V-RH-023A 3V-RH-026A 3V-RH-055A 3V-RH-056A 3V-RH-058A 13個	3V-RH-005B 3V-RH-006B 3V-RH-008B 3V-RH-013B 3V-RH-016B 3FCV-611 3HCV-613 3FCV-614 3V-RH-023B 3V-RH-026B 3V-RH-055B 3V-RH-056B 3V-RH-058B 3V-RH-100 3V-RH-101 15個	
	計器入口弁 (計器本体を含む)	3FT-601 3FT-604 3PI-600 3PT-601 4個	3FT-611 3FT-614 3PI-610 3PT-611 4個	
	その他の弁	ベント弁 ドレン弁	1式	1式
		計器隔離弁	1式	1式
サンプル弁		1式	1式	
余熱除去系統配管		1式	1式	

*3V-RH-055A, B、058A, B は過加圧される弁ではないが、保守的に漏えい発生有無の評価対象とする。

(1) 余熱除去冷却器

余熱除去冷却器については、ISLOCA 発生時に加圧・加温される部位について「泊発電所第 3 号機 工事計画認可申請書」(以下、「既工認」という。)を基に設計上の裕度を算出し、裕度が 2.0 以下となった管側胴板、管側鏡板、管側出入口管台(厚さ及び補強面積、溶接部強度)、マンホール管台(補強面積、溶接部強度)、管板及び伝熱管について評価した。

(図 7、別紙-1 参照)

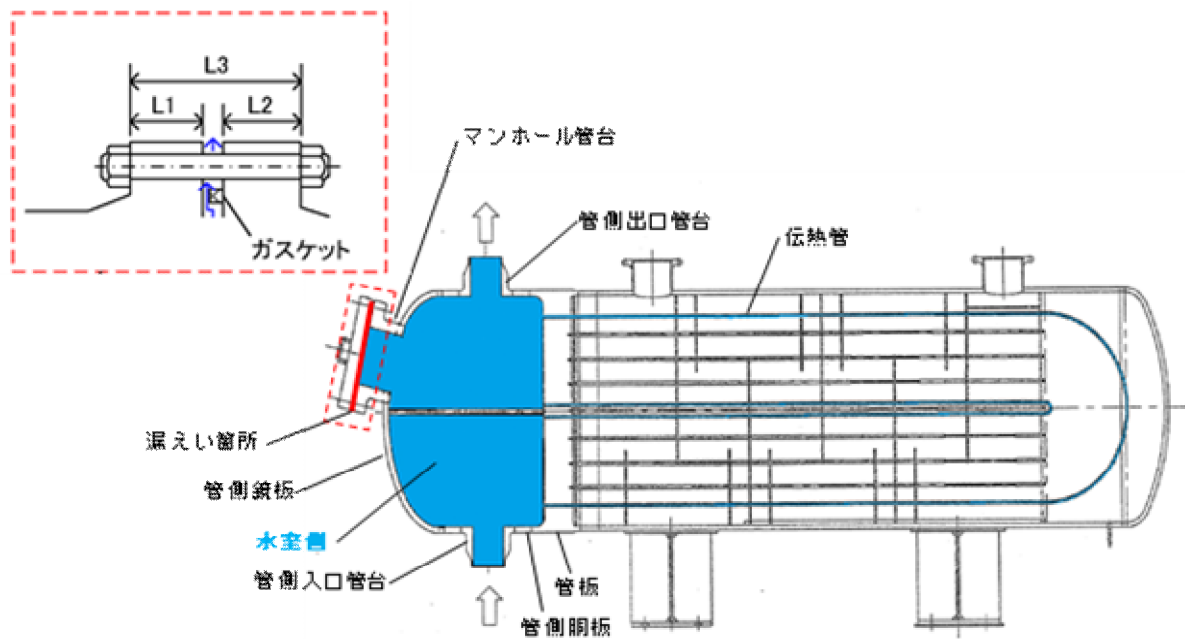


図 7 余熱除去冷却器

a. 管側胴板、管側鏡板、管側出入口管台、管板及び伝熱管の厚さ

管側胴板、管側鏡板、管側出入口管台、管板及び伝熱管の厚さについては、次表に示す「発電用原子力設備規格 設計・建設規格(2005年版(2007年追補版を含む)〈第 I 編 軽水炉規格〉JSME S NC1-2005/2007) (以下、「設計・建設規格」という。)を適用して必要な最小厚さを算出した。その結果、実機の最小厚さは必要な最小厚さを上回り、評価した各部位は破損せず漏えいは発生しないことを確認した。

評価部位	実機の 最小厚さ	必要な 最小厚さ	適用規格
管側胴板		32.3mm	設計・建設規格「PVC-3122 円筒形の胴の厚さの規定」
管側鏡板		32.3mm	設計・建設規格「PVC-3225 半だ円形鏡板の厚さの規定 1」
管側出入口管台 (先端部)		5.2mm	設計・建設規格「PVC-3610 管台の厚さの規定」
管板		196.4mm	設計・建設規格「PVC-3510 管穴の中心間距離および管 板の厚さの規定」
伝熱管		0.4mm	設計・建設規格「PVC-3610 管台の厚さの規定」

b. 管側出入口管台及びマンホール管台の補強面積及び溶接部強度

管側出入口管台及びマンホール管台の補強面積については、既工認の手法を適用して補強に有効な面積及び補強に必要な面積、並びに、溶接部の負うべき荷重及び想定される破断箇所の強さを算出した。その結果、下表のとおり、補強に有効な面積及び想定される破断箇所の強さは、それぞれ補強に必要な面積及び溶接部の負うべき荷重を上回り、管側出入口管台及びマンホール管台は破損せず漏えいは発生しないことを確認した。

評価部位	補強に有効な面積	補強に必要な面積
管側出入口管台	8,933mm ²	8,030mm ²
マンホール管台	13,682mm ²	11,662mm ²

評価部位	破断が想定される溶接 部の強さ	溶接部の負うべき荷重
管側出入口管台	5,626,402N	2,922,624N
マンホール管台	8,439,681N	6,166,155N

c. マンホール管台フランジ部

マンホール管台フランジ部については、1次冷却材系統の圧力・温度条件下においてもガスケットは機能し、有意な漏えいは発生しないと考えられるが、余熱除去系統の中のガスケットを使ったシール構造で破損した際の影響が大きいと考えられることから、評価にあたっては、ISLOCA発生時の圧力・温度条件下におけるボルト、フランジ及び蓋板の伸び量の合計分隙間が開き漏えいが発生するものと想定して、破断面積を算出した。

漏えいが想定される余熱除去冷却器マンホール管台フランジ部の破断面積を下表に示す。

評価部位	破断面積 (inch ²)
マンホール管台フランジ部	0.07

(2) 余熱除去ポンプ

余熱除去ポンプについては、既工認を基に ISLOCA 発生時に加圧・加温されるケーシング（吸込み・吐出ノズル）、管台、ケーシングカバー及びケーシングボルトについて評価した。なお、吸込み・吐出ノズルはフランジ端までケーシング厚さと同じ厚さを確保しているため、ケーシング厚さを代表として評価した。また、非金属性部品を使用するメカニカルシールについても評価に加えた。（図8、図9、別紙－2参照）

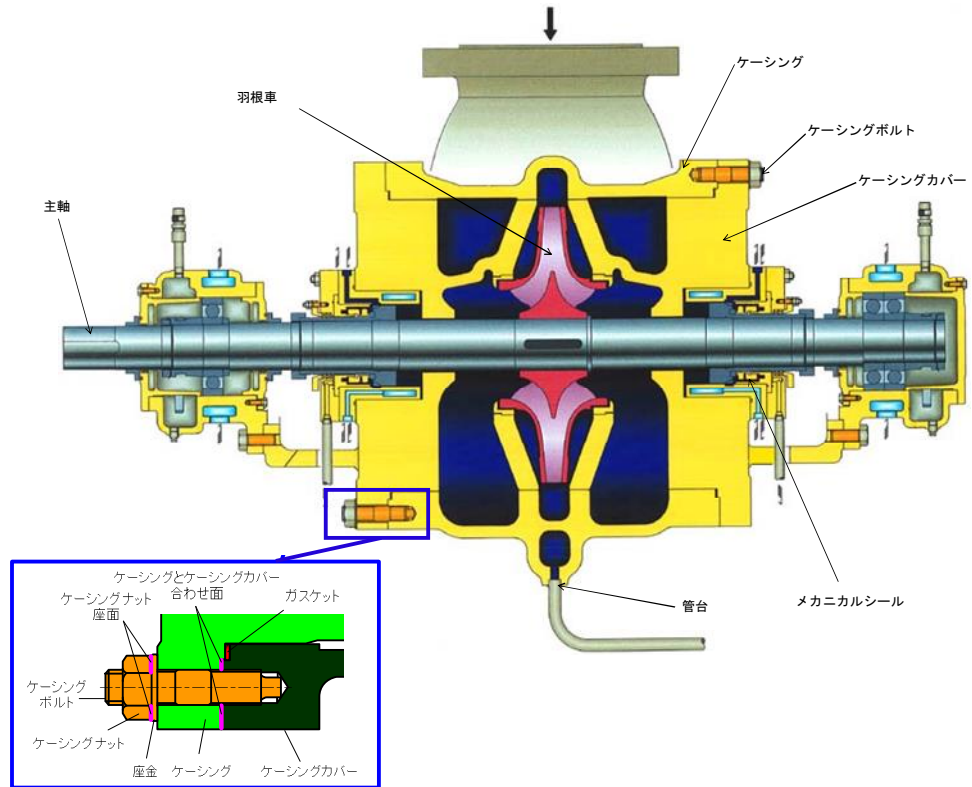


図 8 余熱除去ポンプ

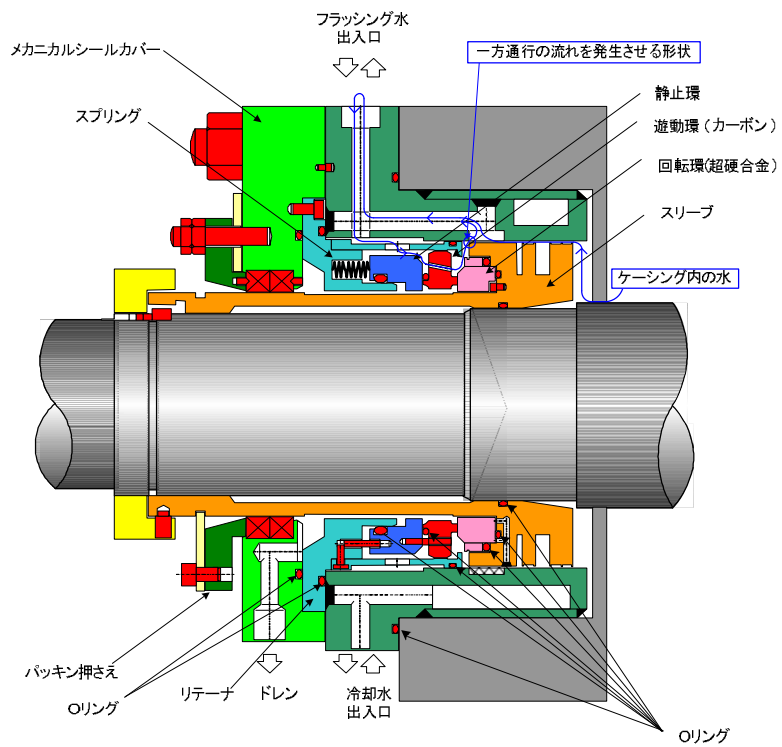


図 9 メカニカルシール

a. ケーシング、管台、ケーシングカバー

ケーシング、管台、ケーシングカバーについては、下表に示す規格を適用して必要な最小厚さを算出した。その結果、実機の最小厚さは必要な最小厚さを上回り、評価した各部位は破損せず漏えいは発生しないことを確認した。


評価部位	発生応力	許容応力	実機の最小厚さ	必要な最小厚さ	適用規格
ケーシング	225MPa	341MPa	27mm	17.8mm	設計・建設規格「PMC-3320 ケーシングの厚さの規定」
管台	82MPa	391MPa	3.0mm	0.7mm	設計・建設規格「PMC-3610 管台の構造強度の規定」
ケーシングカバー	181MPa	341MPa	82mm	59.6mm	設計・建設規格「PMC-3410 ケーシングカバーの構造強度の規定」

b. ケーシングボルト

ケーシングボルトについては、「設計・建設規格」の「PMC-3510 ボルトの構造強度の規定」より、「JIS B 8265」を適用して ISLOCA 発生時の圧力・温度条件下における発生応力及び許容応力を算出した。その結果、下表のとおり、発生応力は許容応力以下であり、ケーシングボルトは破損せず漏えいは発生しないことを確認した。

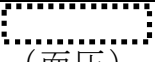
評価部位	発生応力	許容応力
ケーシングボルト	258MPa	425MPa

c. ポンプ耐圧部の接合部

ポンプ耐圧部の接合部については、ケーシングボルトの内圧と熱による伸び量、及びケーシングカバーの熱による伸び量を評価し、ケーシングボルトの伸び量からケーシングカバーの伸び量を差し引いた伸び量がガスケット復元量 () 以下であり、有意な漏えいは発生しない事を確認した。

d. メカニカルシール

メカニカルシールについては、メカニカルシールを構成する非金属製部品である遊動環（カーボン製）及びＯリング（フッ素ゴム製）について評価した。その結果、下表のとおり、遊動環の圧縮強度は ISLOCA 発生時の高圧条件下でシール面に発生する最大の面圧を上回ること、Ｏリングの耐熱性は ISLOCA 発生時の温度条件を上回ることからメカニカルシールは破損せず、有意な漏えいは発生しないことを確認した。

評価部位	面圧又は評価温度	許容値
メカニカルシールの遊動環	 (面圧)	約 100MPa*1
メカニカルシールのＯリング	300℃ (評価温度)	315℃ (カタログ値)

*1. 遊動環の材料はカーボン。カーボンの圧縮強度は約 100MPa。

(3) 逃がし弁

逃がし弁については、ISLOCA 発生時に吹き出し前に加圧される弁座、弁体、入口配管、吹き出し後に加圧される弁耐圧部、弁耐圧部の接合部、出口配管を評価した。なお、入口配管及び出口配管（ともにフランジ部を含む）の評価については、(5)に記載する。

対象となる逃がし弁は、3V-RH-004A, B「余熱除去ポンプ入口逃がし弁」（以下、「入口逃がし弁」という。）、及び 3V-RH-027A, B「余熱除去冷却器出口逃がし弁」（以下、「出口逃がし弁」という。）である。泊 3 号炉では前述の逃がし弁の他に、3V-RH-062A, B「余熱除去ポンプ R W S P / 再循環サンプ側入口逃がし弁」（以下、「R W S P / 再循環サンプ側入口逃がし弁」）が設置されている。R W S P / 再循環サンプ側入口逃がし弁と余熱除去系の母管との間には逆止弁が設置されており、ISLOCA 発生時は逆止弁の閉止方向に圧力が作用する事及び逆止弁は出荷前の試験によりシートリーク量が非常に少ないことを確認している事から、R W S P / 再循環サンプ側入口逃がし弁からの吹き出しが生じたとしても逆止弁のシートリーク相当と少量となり、余熱除去系の母管に接続される逃がし弁（3V-RH-004A, B 及び 3V-RH-027A, B）からの吹き出し量と比較して無視しえる。したがって、有効性評価上は R W S P / 再循環サンプ側入口逃がし弁からの吹き出しは発

生しないものとして扱う。

また、R W S P / 再循環サンプ側入口逃がし弁の吹き出し容量は逆止弁のシートリーク量に比べ大きいいため、逆止弁のシートリークが発生しても R W S P / 再循環サンプ側入口逃がし弁の入口側は吹き出し圧力の [] 以下に留まり弁、配管の設計条件を超えることはないと考えられるため、R W S P / 再循環サンプ側入口逃がし弁及び接続配管は評価対象外とする。

ただし、弁グランド部からの漏えい個所の想定については、対象箇所を保守的に多く想定するために R W S P / 再循環サンプ側入口逃がし弁の設置区間にあるプロセス弁も漏えい発生箇所として想定するものとする。

入口逃がし弁及び出口逃がし弁の設定圧力は、それぞれ [] 及び [] であり、ISLOCA 発生後、15.4MPa になる以前に吹き出し、圧力は低下すると考えられるが、ここでは、逃がし弁の吹き出し前に加圧される箇所と吹き出し後に加圧される箇所の両方とも 15.4MPa、300℃ になるものとして評価した。(図 10、別紙-3 参照)

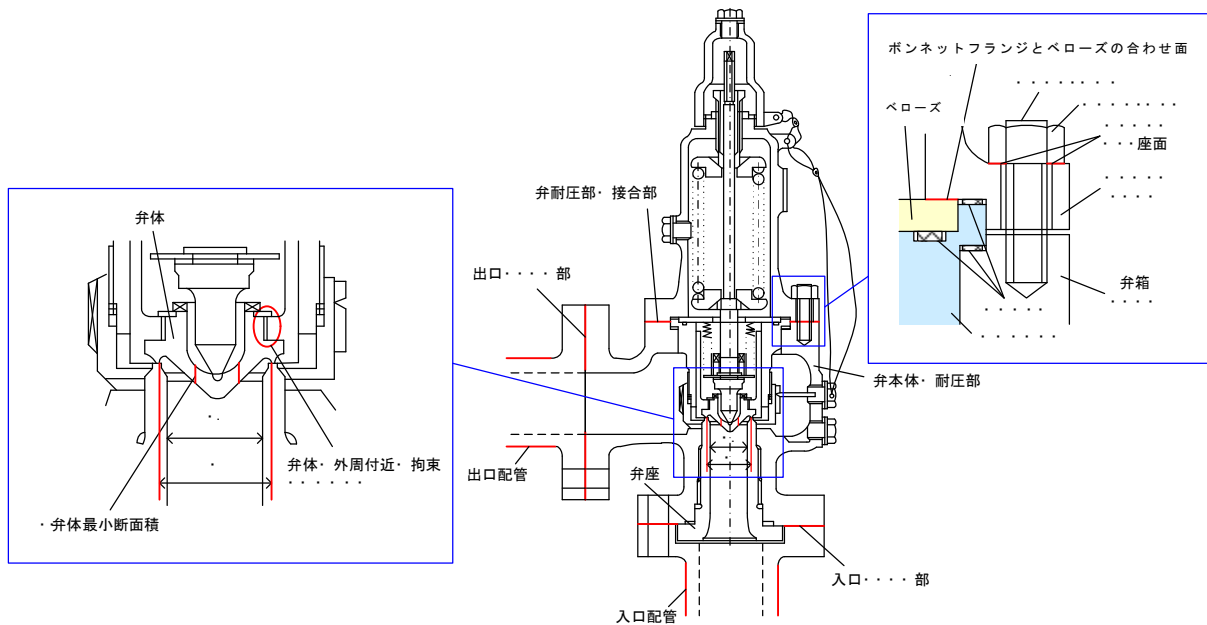


図 10 逃がし弁

a. 弁座及び弁本体の耐圧部

弁座及び弁本体の耐圧部については、下表に示す規格を準用又は適用

して必要な最小厚さを算出した。その結果、実機の最小厚さは必要な最小厚さを上回り、評価した各部位は破損せず漏えいは発生しないことを確認した。

評価部位		実機の 最小厚さ	必要な 最小厚さ	適用規格
入口 逃がし弁	弁座		4.7mm	設計・建設規格「VVC-3230 耐圧部に取り付く管台の 必要最小厚さ」
	弁本体の 耐圧部		4.6mm	設計・建設規格「解説 VVB-3100 弁の圧力温度基 準」
出口 逃がし弁	弁座		2.0mm	設計・建設規格「VVC-3230 耐圧部に取り付く管台の 必要最小厚さ」
	弁本体の 耐圧部		2.2mm	設計・建設規格「解説 VVB-3100 弁の圧力温度基 準」

b. 弁体

弁体については、弁体の入口側に 15.4MPa が加えられた際に弁体の厚さが最も薄い箇所に発生するせん断応力を評価した。その結果、下表のとおり、発生応力は許容応力以下であり、弁体は破損せず漏えいは発生しないことを確認した。

評価部位		発生応力	許容応力
入口 逃がし弁	弁体	120.66MPa	175.2MPa
出口 逃がし弁	弁体	63.40MPa	175.2MPa

c. 弁耐圧部の接合部

弁耐圧部の接合部については、ボンネットボルトの内圧と熱による伸び量、及びボンネットフランジと弁箱フランジの熱による伸び量を評価し、ボンネットボルトの伸び量からボンネットフランジと弁箱フランジの伸び量を差し引いた伸び量がプラスの場合とマイナスの場合について評価を行った。

・伸び量がプラスの場合

ボンネットボルトの伸び量からボンネットフランジと弁箱フランジの伸び量を差し引いた伸び量がガスケットの復元量*1 以下であり、有意な漏えいは発生しないことを確認した。

評価部位		伸び量	ガスケットの復元量
出口 逃がし弁	弁耐圧部の 接合部	0.003mm	

*1. ガスケットに締付面圧を加えていくと弾性変形が生じ、更に締付面圧を加えていくと塑性変形が生じる。塑性変形したガスケットの締付面圧を緩和した場合、弾性領域分のみが復元する性質がある。弁耐圧部の接合部のシールのため、ガスケットには塑性領域まで締付面圧を加えて初期圧縮を加えており、締付面圧緩和時に弾性領域分の復元が生じる。ガスケットの復元量は、メーカー試験によって確認した値。

・伸び量がマイナスの場合

伸び量がマイナスの場合は、弁耐圧部の接合部は圧縮されることになる。弁耐圧部の接合部については、ボンネットフランジとベローズがメタルタッチしており、それ以上ガスケットが圧縮しない構造となっていることから、ボンネットナット座面の面圧とボンネットフランジとベローズの合わせ面の面圧を評価した。その結果、下表のとおり、発生応力は許容応力以下であり、ボンネットナット座面とボンネットフランジとベローズの合わせ面は破損せず漏えいは発生しないことを確認した。

評価部位		発生応力	許容応力
入口 逃がし弁	ボンネットナット座面	431.7MPa	604MPa
	ボンネットフランジと ベローズの合わせ面	149.7MPa	438MPa (ボンネットフランジ) 374MPa (ベローズ)

(4) 弁（逃がし弁を除く）

余熱除去系統には、プロセス弁、計器入口弁及びその他の弁があり、これらの弁について評価した。（別紙－4 参照）

a. プロセス弁（3V-RH-006A, B 及び 3V-RH-008A, B を除く）

プロセス弁の構成部品のうち、ISLOCA 発生時に漏えいが発生すると想定される部位は、弁箱及び弁蓋からなる弁本体の耐圧部、弁耐圧部の接合部及びグランド部があり、それらについて評価した。プロセス弁の評価部位を図 1 1～図 1 4 に示す。

なお、ISLOCA 発生時にかかると想定する圧力以上で耐圧試験を実施している 3V-RH-006A, B 及び 3V-RH-008A, B は十分な耐圧性を確認できているため評価不要とする。

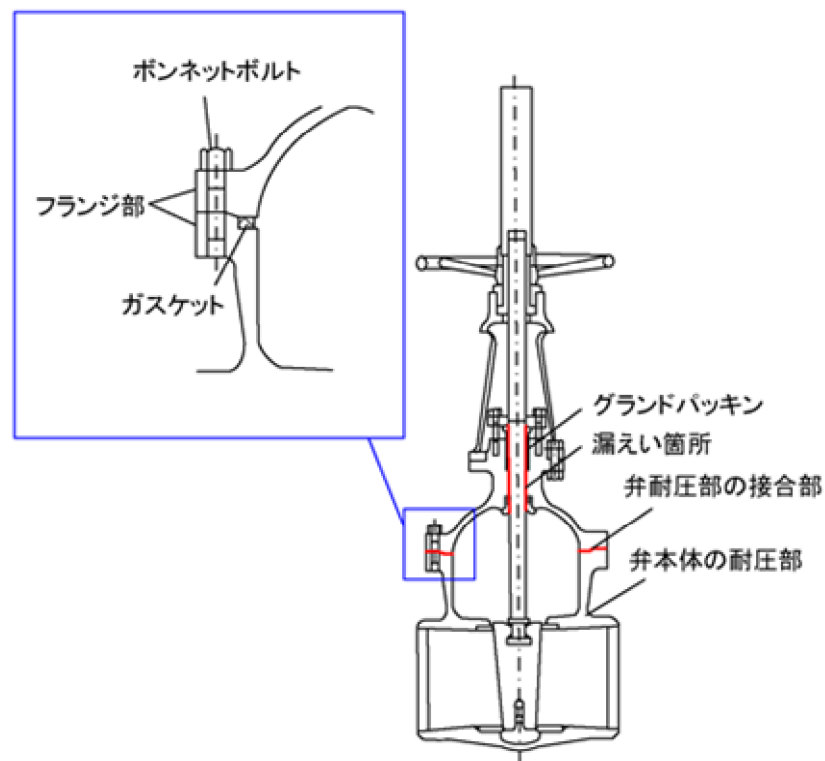


図 1 1 仕切弁

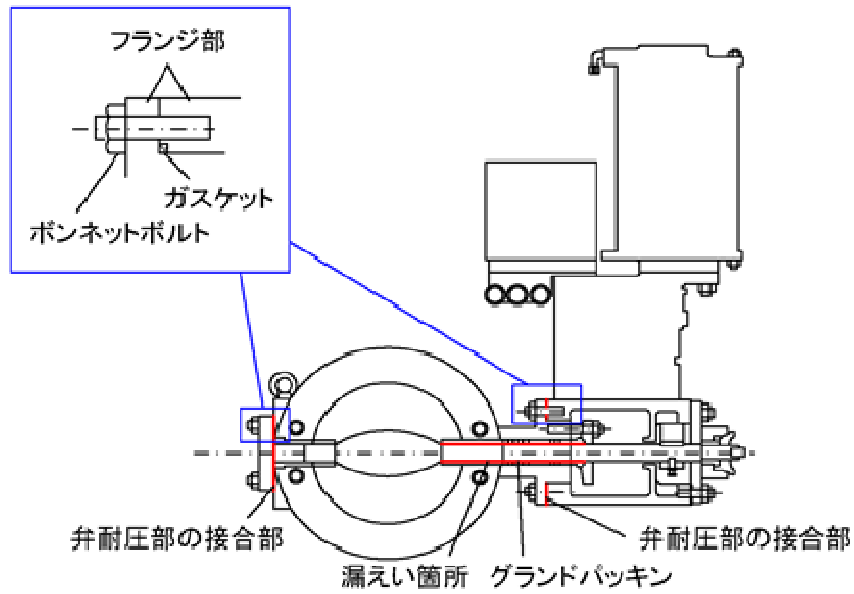


図 1 2 バタフライ弁

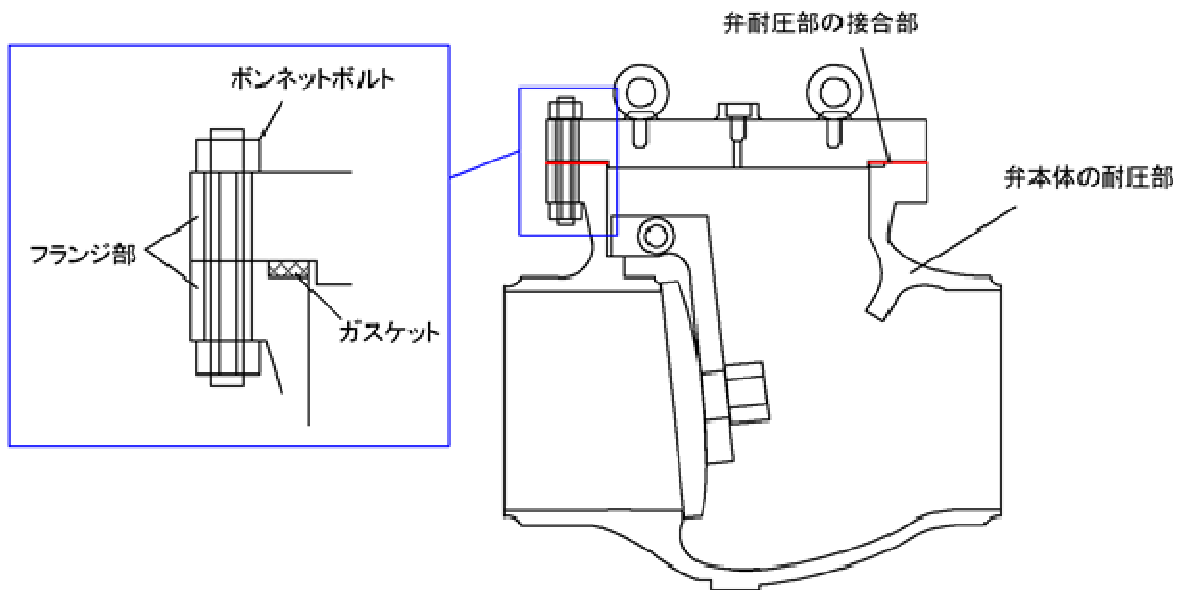


図 1 3 逆止弁

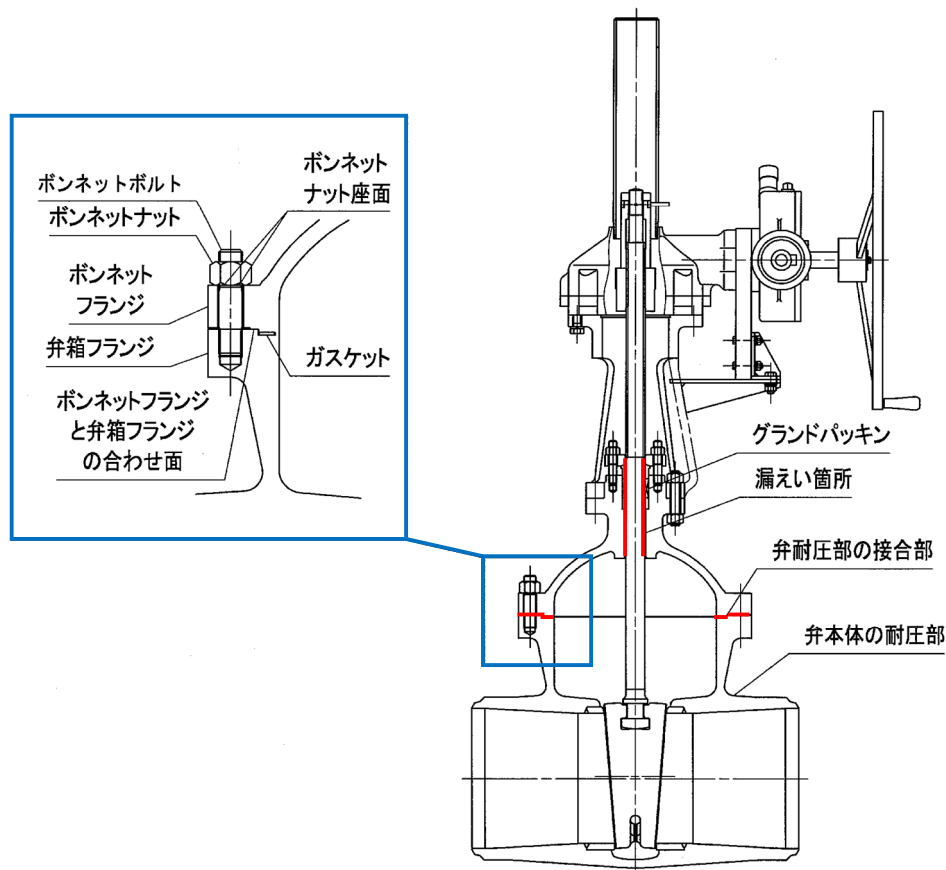


図 1 4 ツインパワー弁

(a) 弁本体の耐圧部

弁本体の耐圧部については、設計・建設規格の「解説 VVB-3100 弁の圧力温度基準」を適用して必要な最小厚さを算出した。その結果、次表のとおり、実機の弁箱及び弁蓋の最小厚さは必要な最小厚さを上回り、弁本体の耐圧部は破損せず漏えいは発生しないことを確認した。

評価部位	実機の最小厚さ	必要な最小厚さ
弁本体の耐圧部		1.0～7.4mm

(b) 弁耐圧部の接合部

弁耐圧部の接合部については、ボーンネットボルトの内圧と熱による伸び量、及びボーンネットフランジと弁箱フランジの熱による伸び量を評価した結果、ボーンネットボルトの伸び量からボーンネットフランジと弁箱フランジの伸び量を差し引いた伸び量は全てマイナスとなったことから、その際の評価を行った。

伸び量がマイナスの場合は、弁耐圧部の接合部は圧縮されることになる。弁耐圧部の接合部については、ボンネットフランジと弁箱フランジがメタルタッチしており、それ以上ガスケットが圧縮しない構造となっていることから、ボンネットナット座面の面圧とボンネットフランジと弁箱フランジの合わせ面の面圧を評価した。その結果、下表のとおり、発生応力は許容応力以下であり、ボンネットナット座面とボンネットフランジと弁箱フランジの合わせ面は破損せず漏えいは発生しないことを確認した。

評価部位	発生応力	許容応力
ボンネットナット座面	98.3～ 564.9MPa	604、632MPa
ボンネットフランジと 弁箱フランジの合わせ面	59.3～ 216.8MPa	420、427MPa (ボンネットフランジ) 420MPa (弁箱フランジ)

(c) 弁のグランド部

弁のグランド部（逆止弁を除く）については、1次冷却材系統の圧力・温度条件下においてもグランドパッキンは機能し、有意な漏えいは発生しないと考えられるが、評価にあたっては保守的にグランドパッキンの存在を無視してグランド部から漏えいするものと想定し、弁本体と弁棒の隙間部の断面積を破断面積とした。

グランド部からの漏えいが想定されるプロセス弁の破断面積を下表に示す。

弁番号	破断面積 (inch ²)	弁番号	破断面積 (inch ²)
3V-RH-005A, B	0.10	3V-RH-023A, B	0.04
3V-RH-016A, B	0.08	3V-RH-055A, B ^{*1}	0.05
3FCV-601, 611	0.02	3V-RH-058A, B ^{*1}	0.05
3HCV-603, 613	0.01	3V-RH-100 ^{*2}	0.02
3FCV-604, 614	0.01	—	—

合計 0.38 inch²

*1 3V-RH-055A, B 及び 3V-RH-058A, B は過加圧される弁ではないため漏えいは生じないと考えられるが、保守的評価となるように破断面積の考慮

対象とする。

*2 3V-RH-100 はB系統に設置されているが、保守的にA系統で ISLOCA が発生した場合にも破断面積に含める。

b. 計器入口弁

計器入口弁は ISLOCA 発生時の圧力 (15.4MPa) を上回る圧力 (32.4MPa) で耐圧試験を実施しており、破損せず漏えいは発生しないが、耐圧試験を ISLOCA 発生時の圧力を下回る圧力で実施している計器本体に 15.4MPa が加えられた場合、破損する可能性がある。なお、15.4MPa 以上で耐圧試験をしている計器本体は破損しない。ISLOCA により計器本体が破損し漏えいが起きた場合、計器入口弁の内径に応じて漏えい量が決まるため、破断面積は破損が想定される計器の入口弁の内径から算出した。計器入口弁を図 1 5 に示す。

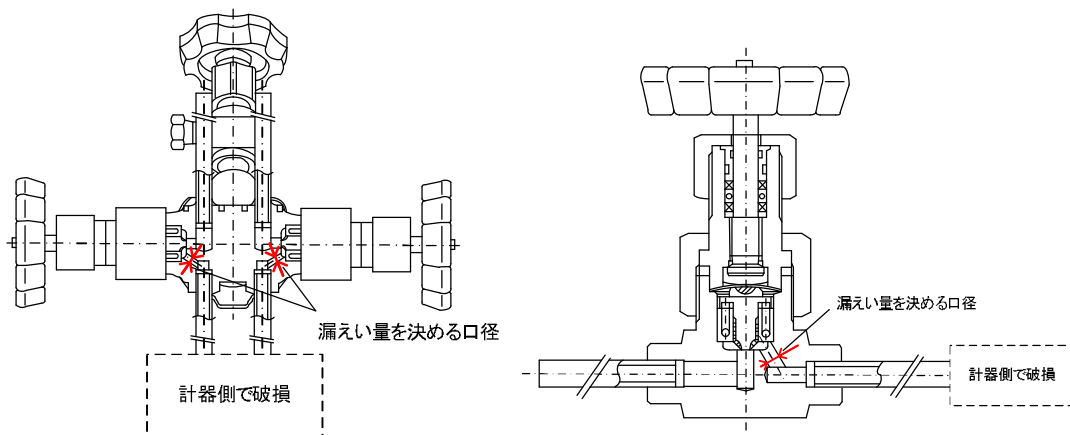


図 1 5 計器入口弁

漏えいが想定される計器の入口弁の破断面積を下表に示す。

弁番号	破断面積 (inch ²)
3FT-601, 611	0.02×2箇所 (弁1個あたり)
3FT-604, 614	0.02×2箇所 (弁1個あたり)
3PI-600, 610	0.03

合計 0.11 inch²

c. その他の弁

ベント弁、ドレン弁、計器隔離弁、サンプル弁及び一部のプロセス弁（3V-RH-006A, B、3V-RH-008A, B）については、ISLOCA 発生時の圧力（15.4MPa）を上回る圧力で耐圧試験を実施しており、破損せず漏えいは発生しない。

ベント弁、ドレン弁、計器隔離弁、サンプル弁、3V-RH-006A, B 及び 3V-RH-008A, B の耐圧試験圧力を下表に示す。

	ベント弁 ドレン弁	計器隔離弁	サンプル弁	3V-RH-006A, B 3V-RH-008A, B
耐圧試験 圧力	15.49 MPa 以上	46.51 MPa	15.49 MPa 以上	15.49 MPa 以上

(5) 余熱除去系統配管

配管の構成部品のうち ISLOCA 発生時に漏えいが発生すると想定される部位は、管及びフランジ部があり、それらについて評価した。

(別紙－5 参照)

a. 管

3V-RH-062A, B（R W S P / 再循環サンプ側入口逃がし弁）が設置されている区間は、同弁と余熱除去系の母管の間に逆止弁がある事、逆止弁のシートリークによる漏えい量が少ないことは出荷前の試験で確認されている事、逆止弁のシートリークが生じても逃がし弁が吹き出すことで加圧された状態は緩和されることから、設計圧力を超えることはないと考えられる。従って、R W S P / 再循環サンプ側入口逃がし弁に接続される配管は評価対象範囲から除外する。

評価対象範囲内の配管は、クラス 2 配管とクラス 3 配管（逃がし弁 3V-RH-027A, B、3V-RH-004A, B 下流の配管及び逆止弁 3V-RH-008A, B 上流の配管）から構成されている。クラス 2 配管については、「設計・建設規格」の「PPC-3530 供用状態 A および B における一次＋二次応力制限」を適用し、ISLOCA 発生時の圧力・温度条件下における一次＋二次合計応力及び許容応力を算出した。その結果、下表のとおり、最大の一次＋二次合計応力は許容応力以下であり、管は破損せず漏えいは発生しないこと

を確認した。

評価部位	一次＋二次合計応力	許容応力
管	202～295MPa	298MPa
	227～232MPa	310MPa

クラス3配管については、設計・建設規格の中でクラス2配管のように熱により発生する応力を考慮した応力計算の規定はないことから、内圧及び熱の影響が最も厳しくなる配管を選定し、一般的な評価手法を用いて内圧、自重、及び熱の影響による歪量を算出した。その結果、下表のとおり、発生歪量は日本工業規格 JIS G 3459 (2004)「配管用ステンレス鋼管」(以下、「JIS G 3459」という。)で材料に要求される引張り強さに相当する歪量(以下、「許容歪量」という。)以下であり、管は破損せず漏えいは発生しないことを確認した。

評価部位	発生歪量	許容歪量
管	5%	19%

b. フランジ部

フランジ部については、設計・建設規格の「PPC-3414 フランジ」を適用して算出したフランジ応力算定用圧力からフランジボルトの伸び量を算出した。また、フランジとフランジボルトの熱伸び量を算出した。その結果、下表のとおり、圧力と熱によるフランジボルトの伸び量から熱によるフランジ部の伸び量を差し引いた伸び量は全てマイナスとなった。伸び量がマイナスの場合は、ガスケットの圧縮量が増加することになる。ガスケットの初期圧縮量に伸び量を加えた合計圧縮量が最大圧縮量*1以下であり、フランジ部は破損せず漏えいは発生しないことを確認した。

評価部位	伸び量	ガスケットの初期圧縮量	ガスケットの合計圧縮量	ガスケットの最大圧縮量*1
フランジ部	-0.10mm			
	-0.06、 -0.12mm			
	-0.01、-0.09 -0.12、-0.22mm			
-0.02mm				

*1. ガスケットの最大圧縮量は、ガスケットを圧縮させ、性能に影響がないことをメーカー試験によって確認した値。

以上のとおり、実機における余熱除去系統（実機）の破断面積について評価した。その結果を表2に整理する。また、漏えいが発生すると想定される機器について図16に示す。

表 2 泊 3 号 炉 余 熱 除 去 系 統 (実 機) の 破 断 面 積 に つ い て

		実機評価 (inch ²) (cm ²)		実機評価の整理	
破断面積	余熱除去 冷却器	0.07 (約 0.45)		<ul style="list-style-type: none"> 管側胴板、鏡板、管側出入口管台、管板及び伝熱管の最小厚さは必要な最小厚さを上回っており、漏えいは発生しない。 管側出入口管台及びマンホール管台の補強に有効な面積は補強に必要な面積を上回っており、漏えいは発生しない。 管側出入口管台及びマンホール管台の溶接部の負うべき荷重は予想される破断箇所の強さを上回っており、漏えいは発生しない。 マンホール管台フランジについては、1 次冷却材系統の圧力・温度条件下においてもガスケットは機能し、有意な漏えいは発生しないと考えられるが、余熱除去系統の中のガスケットを使ったシール構造で破損した際の影響が大きいと考えられることから、評価にあたっては、ISLOCA 発生時の圧力・温度条件下におけるボルト、フランジ及び蓋板の伸び量の合計分隙間が開き漏えいが発生するものと想定して、破断面積を算出した。 	
	余熱除去 ポンプ	0		<ul style="list-style-type: none"> ケーンシリング、管台、ケーンシリングカバールの最小厚さは必要な最小厚さを上回っており、漏えいは発生しない。 ケーンシリングボルトの発生応力は許容応力以下であり、漏えいは発生しない。 ケーンシリングボルトの伸び量がケーンシリングカバールの伸び量を差し引いた伸び量はガスケット復元量以下であり、有意な漏えいは発生しない。 メカニカルシールの遊動環の圧縮強度、O リングの耐熱温度は ISLOCA 発生時の面圧又は温度条件を上回っており、有意な漏えいは発生しない。 	
	逃がし弁	0		<ul style="list-style-type: none"> 弁座及び弁本体の耐圧部の最小厚さは必要な最小厚さを上回っており、漏えいは発生しない。 弁体の発生応力は許容応力以下であり、漏えいは発生しない。 ボンネットボルトの伸び量はガスケットの復元量以下であり、有意な漏えいは発生しない。 ボンネットボルトナット座面の面圧とボンネットフランジとペロローズの合わせ面の面圧は、許容応力以下であり、漏えいは発生しない。 	
	弁	プロセス弁 ^{**1}	0.38 (約 2.45)	<ul style="list-style-type: none"> 弁本体の耐圧部の最小厚さは必要な最小厚さを上回っており、漏えいは発生しない。 ボンネットボルトの伸び量はガスケットの復元量以下であり、有意な漏えいは発生しない。 ボンネットナット座面の面圧とボンネットフランジと弁箱フランジの合わせ面の面圧は、許容応力以下であり、漏えいは発生しない。 グラウンドパッドキンは機能し、有意な漏えいは発生しないと考えられるが、グラウンドパッドキンの存在を無視してグラウンド部から漏えいするものと想定し、弁本体と弁棒の隙間部の断面積を破断面積とした。 	
		計器入口弁 (計器本体を 含む)	0.11 (約 0.71)	<ul style="list-style-type: none"> 計器入口弁は ISLOCA 発生時の圧力を上回る圧力で耐圧試験を実施しており破損しない。計器本体は耐圧試験圧力が ISLOCA 発生時の圧力よりも低いものがあり、それらは破損し漏えいが発生する可能性がある。このことから、破損する可能性のある計器の計器入口弁の内径から破断面積を算出した。 	
		その他の弁	0	<ul style="list-style-type: none"> ISLOCA 発生時の圧力を上回る圧力で耐圧試験を実施しており、漏えいは発生しない。 	
	余熱除去 系統配管	0		<ul style="list-style-type: none"> 管の発生応力は許容応力以下であり、漏えいは発生しない。 フランジ部のガスケットの合計圧縮量はガスケットの最大圧縮量以下であり、漏えいは発生しない。 	

*1. プロセス弁のうち、3V-RH-100 は余熱除去系統の B 系統に設置されているが、保守的に A 系統で ISLOCA が発生した場合にも破断面積に含める。

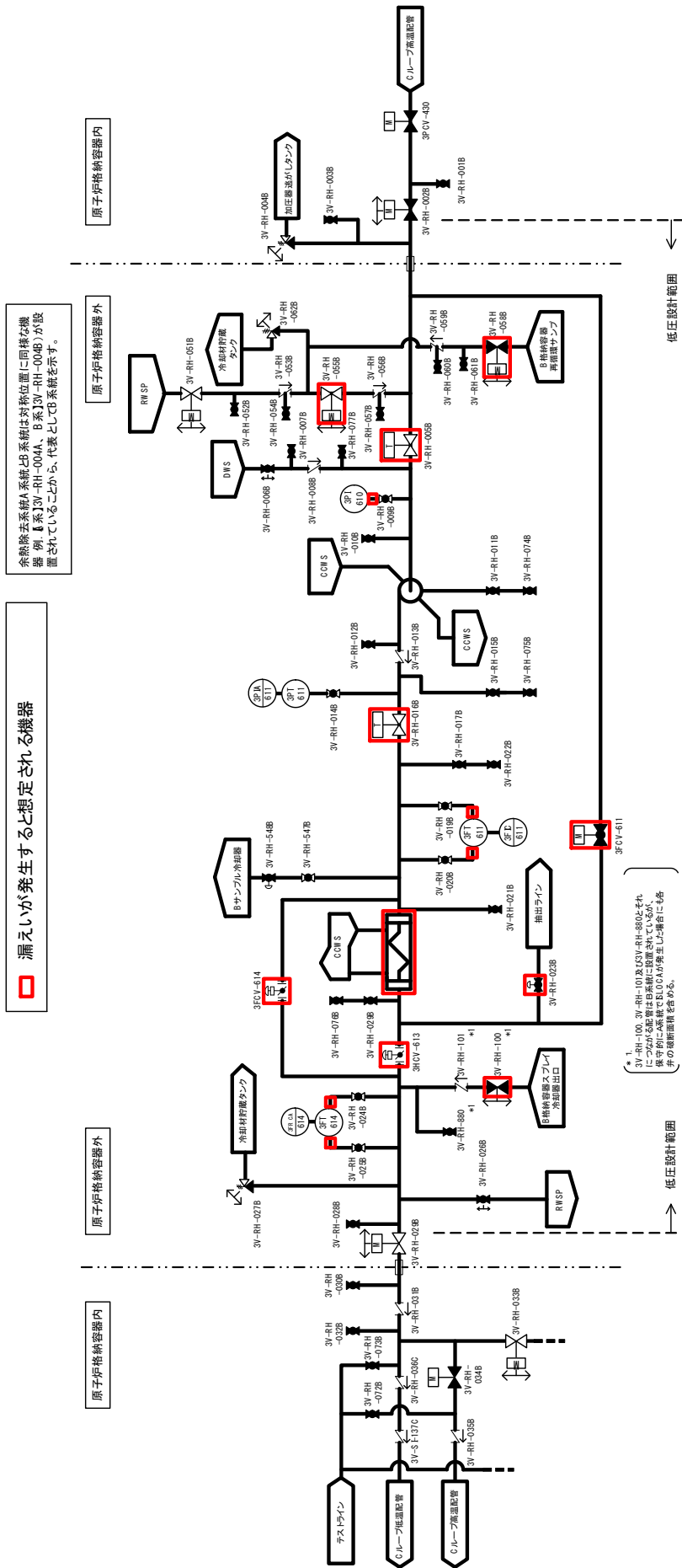


図 1 6 ISLOCA 発生時に漏えいが発生すると想定される機器

3. ISLOCA の有効性評価における解析条件について

3.1 破断口径の設定について

ISLOCA 発生時、高温・高圧の 1 次冷却材が余熱除去系統に流入し、入口逃がし弁及び出口逃がし弁から流出するとともに、余熱除去冷却器のマンホール管台フランジ部や弁のグランド部等から高温・高圧の 1 次冷却材が大気圧状態の環境に臨界流となって流出することが想定される。

ISLOCA の有効性評価に用いた解析コード M-RELAP5 において、サブクール条件の臨界流に Henry-Fauske の式を、二相条件の臨界流に Moody の式を用いている。サブクール条件の臨界流については、流量は破断面積に比例すること、及び Henry-Fauske の式を用いて算出した流量がサブクール条件各種の試験値とよく一致することが確認されている。二相条件の臨界流についても、Marviken 臨界流試験により、流量は破断面積に比例することが確認されている。(参考資料-4)

また、Moody の式で算出した流量については、二相条件の臨界流に対し、実際に生ずると思われる流量の 1.6~1.7 倍に相当し、保守的な評価ができるモデルとして知られている。(昭和 56 年 7 月 20 日 原子力安全委員会決定「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針について」参照)。

また、ISLOCA の有効性評価に使用した解析コード M-RELAP5 の適用性については、実機を模擬した大型試験装置である Marviken 試験装置で、様々な試験条件（原子炉容器から開口部までの距離と開口部の直径との比、サブクール度等）で臨界流試験が実施されており、サブクール条件下では、試験データの質量流量が、Henry-Fauske の式を用いて算出した流量とよく一致すること、及び二相条件では試験データの質量流量に対し Moody の式を用いて算出した流量は、保守的に評価できることが確認されている。(平成 25 年 12 月 17 日 PWR4 社審査会合資料「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 1 部 M-RELAP5）」参照))

解析で用いている Henry-Fauske の式及び Moody の式においては、その流量は破断箇所形状に依存せず、漏えいが発生する箇所の面積（以下、余熱除去冷却器のマンホール管台フランジ部や弁のグランド部の隙間部等からの漏えいが発生する箇所の面積を「破断面積」という。）に依存（比例）

する。

このことから、ISLOCA の有効性評価においては、逃がし弁を除いて、余熱除去系統の各機器の破断面積を加算した値から等価直径を算出して解析条件として設定した。

3.2 破断面積から算出した等価直径の設定について

破断面積については、ISLOCA 発生時の条件（静加圧条件）、及び過去の知見から、NUPEC 報告書の代表プラントの値を参考に設定した。

NUPEC 報告書では、余熱除去系入口第 1 隔離弁及び第 2 隔離弁が 0.1 秒で同時に開放するものと仮定しており、圧力波の影響を考慮して、機器の破断面積を算出している。本破断面積は、高圧設計の弁が瞬時に全開になるとともに、全ての余熱除去逃がし弁不作動という、発生が考えられない状況を仮定したうえで、理論的に算出した場合の最大のものであり、漏えい量を多く見積もることとなる。

2.2 で述べたとおり、実機で想定される破断面積は、NUPEC 報告書を参考に算出した弁、余熱除去ポンプ及び余熱除去冷却器の破断面積に比べ小さいが、ISLOCA の有効性評価においては、保守的に NUPEC 報告書に基づく破断面積を解析条件とした。具体的には以下のとおりである。

(1) 余熱除去系統配管

ISLOCA 発生時の温度・圧力条件下において配管に発生する応力は許容応力を下回ることから、NUPEC 報告書と同様に漏えいは想定していない。また、フランジ部についても、フランジボルトの伸び量はガスケットの復元量以下であり、漏えいは想定していない。

(2) 余熱除去系統の機器

余熱除去系統の機器の破損による漏えいについては、NUPEC 報告書において、ISLOCA の起因事象となる余熱除去系低圧配管の破断面積の特定を目的として代表 PWR プラントを対象とした検討がなされており、等価直径を 1.12inch としている。代表プラントと泊 3 号炉の余熱除去系統を比較すると、表 3 に示すとおり主配管の仕様はほぼ同じであり機器仕様

もほぼ同じであることから、NUPEC 報告書の破断面積を泊 3 号炉用に補正して適用することが可能であることから、次のとおりとした。

弁の破断面積については、実機は 0.49inch² であり、NUPEC 報告書における代表プラントでは 0.55inch² としている。ISLOCA 解析においては、保守的に代表プラントの値を丸め 0.60inch² とした。

余熱除去ポンプの破断面積については、実機では各部位は破損せず漏えいは発生しないと考えられるが、保守的に NUPEC 報告書における代表プラントの破断面積と同じ 0.05inch² とした。

余熱除去冷却器の破断面積については、実機の破断面積は 0.07 inch² であるが、保守的に NUPEC 報告書における代表プラントの破断面積と同じ 0.39inch² とした。

前述した通り、漏えいは臨界流の状態であり、流量は破断面積に比例することから、余熱除去系統の機器の破断面積を合計し、その値から等価直径を 1.15inch と算出した。

表 3 余熱除去系主配管の仕様

	NUPEC 報告書 (代表 PWR プラント)	泊 3 号炉
余熱除去ポンプ入ロライン CV 貫通部～余熱除去ポンプ 最高使用圧力 最高使用温度 厚さ 配管径 材料	4.5MPa 200℃ 10.3/12.7/11.1mm 12/16/14 インチ SUS304	4.5MPa 200℃ 10.3/12.7/11.1mm 12/16/14 インチ SUS304
余熱除去ポンプ～余熱除去冷却器 最高使用圧力 最高使用温度 厚さ 配管径 材料	4.5MPa 200℃ 10.3/9.3mm 12/10 インチ SUS304	4.5MPa 200℃ 9.3mm 10 インチ SUS304
余熱除去冷却器～格納容器外側隔離弁 最高使用圧力 最高使用温度 厚さ 配管径 材料	4.5MPa 200℃ 9.3mm 10 インチ SUS304	4.5MPa 200℃ 9.3mm 10 インチ SUS304

(3) 逃がし弁

入口逃がし弁及び出口逃がし弁の作動による流出を想定した。

NUPEC 報告書における代表プラントでは、入口逃がし弁は 4inch、出口逃がし弁は 1inch である。

一方、泊3号炉の入口逃がし弁につながる入口配管径は3inch、出口逃がし弁につながる入口配管径は1inchであり、それ以上の吹き出しは考えられないことから、実機に基づきそれぞれの逃がし弁につながる入口配管径を等価直径とした。

ISLOCAの有効性評価において用いた破断面積を、実機で想定される破断面積と合わせて表4に整理する。解析においては、口径1.15inch、3inch及び1inchの低温側配管のスプリット破断として条件設定した。

表4 ISLOCAの有効性評価で用いた破断面積

		代表プラント	解析条件	実機評価 (再掲)	
破断面積 [inch ²] (cm ²)	①弁	0.55 (約3.55)	0.60 ^{*1} (約3.87)	プロセス弁 (9個)	0.38 (約2.45)
				計器入口弁 (3個)	0.11 (約0.71)
	②余熱除去ポンプ	0.05 (約0.32)	0.05 ^{*2} (約0.32)	0	
	③余熱除去冷却器	0.39 (約2.52)	0.39 ^{*2} (約2.52)	0.07 (約0.45)	
	①, ②, ③合計	0.99 (約6.39)	1.04 (約6.71)	0.56 (約3.61)	
等価直径 ^{*3} [inch] (cm)	①, ②, ③合計	1.12 (約2.84)	1.15 (約2.92)	0.84 (約2.13)	
	入口逃がし弁	4 (約10.16)	3 (約7.62)	3 (約7.62)	
	出口逃がし弁	1 (約2.54)	1 (約2.54)	1 (約2.54)	

- *1. 代表プラントで該当する弁が明確でないことから、NUPEC報告書の値に対し不確定性を考慮した数値とした。
- *2. 代表プラントと泊3号炉の漏えいを想定する余熱除去ポンプ及び余熱除去冷却器の個数はそれぞれ1個であり同数である。漏えい量は保守的に代表プラントの値を使用した。
- *3. 等価直径 = ((破断面積 / π)^{0.5}) × 2、又は逃がし弁につながる入口配管の径
- *4. 逃がし弁の破断面積は、「0」であるが、作動設定値に応じて正常動作し実機の等価直径にて流出するものとしている。

余熱除去冷却器からの漏えいの可能性について

既工認から、設計上の裕度を算出し、裕度の低い管側胴板、管側鏡板、管側出入口管台（厚さ及び補強面積、溶接部強度）、マンホール管台（補強面積、溶接部強度）、管板、伝熱管について、ISLOCA 発生時の高温 (300℃)、高圧 (15.4MPa) の条件下で漏えいが発生しないことを以下のとおり確認した。








マンホール管台フランジ部については、余熱除去システムの中のガスケットを使ったシール構造で、破損した際の影響が大きいと考えられることから、漏えいを想定し破断面積を算出した。

1. 強度評価

1.1 評価部位の選定

既工認から、設計上の裕度を算出し、裕度が 2.0 以下の管側胴板、管側鏡板、管側出入口管台（厚さ及び補強面積、溶接部強度）、マンホール管台（補強面積、溶接部強度）、管板、伝熱管について 15.4MPa、300℃の条件で評価した。表 1 に既工認強度計算結果の設計裕度、図 1 に余熱除去冷却器の構造を示す。

表 1 既工認強度計算結果の設計裕度 (4.5MPa、200℃)

評価部位	実機の値	判定基準	裕度	備考
管側胴板	(実機の最小厚さ)	$\geq 33.3\text{mm}$ (必要な最小厚さ)		
管側鏡板	(実機の最小厚さ)	$\geq 33.3\text{mm}$ (必要な最小厚さ)		
管側出入口管台 (付根部)	(実機の最小厚さ)	$\geq 7.1\text{mm}$ (必要な最小厚さ)		
管側出入口管台 (先端部)	(実機の最小厚さ)	$\geq 5.4\text{mm}$ (必要な最小厚さ)		
マンホール管台	(実機の最小厚さ)	$\geq 11.3\text{mm}$ (必要な最小厚さ)		
管板	(実機の最小厚さ)	$\geq 199.3\text{mm}$ (必要な最小厚さ)		
伝熱管	(実機の最小厚さ)	$\geq 0.5\text{mm}$ (必要な最小厚さ)		
管側出入口管台 (補強計算)	8660mm ² (補強に有効な面積)	$\geq 8280\text{mm}^2$ (補強に必要な面積)	1.045	
管側出入口管台 (溶接部強度)	1590000N (溶接部の強さ)	$\geq 884000\text{N}$ (溶接部の負うべき荷重)	1.798	
マンホール管台 (補強計算)	13300mm ² (補強に有効な面積)	$\geq 12100\text{mm}^2$ (補強に必要な面積)	1.099	
マンホール管台 (溶接部強度)	2390000N (溶接部の強さ)	$\geq 1820000\text{N}$ (溶接部の負うべき荷重)	1.313	
マンホールフラ ンジ	46N/mm ² (発生応力)	$\leq 111\text{N/mm}^2$ (許容応力)	2.413	

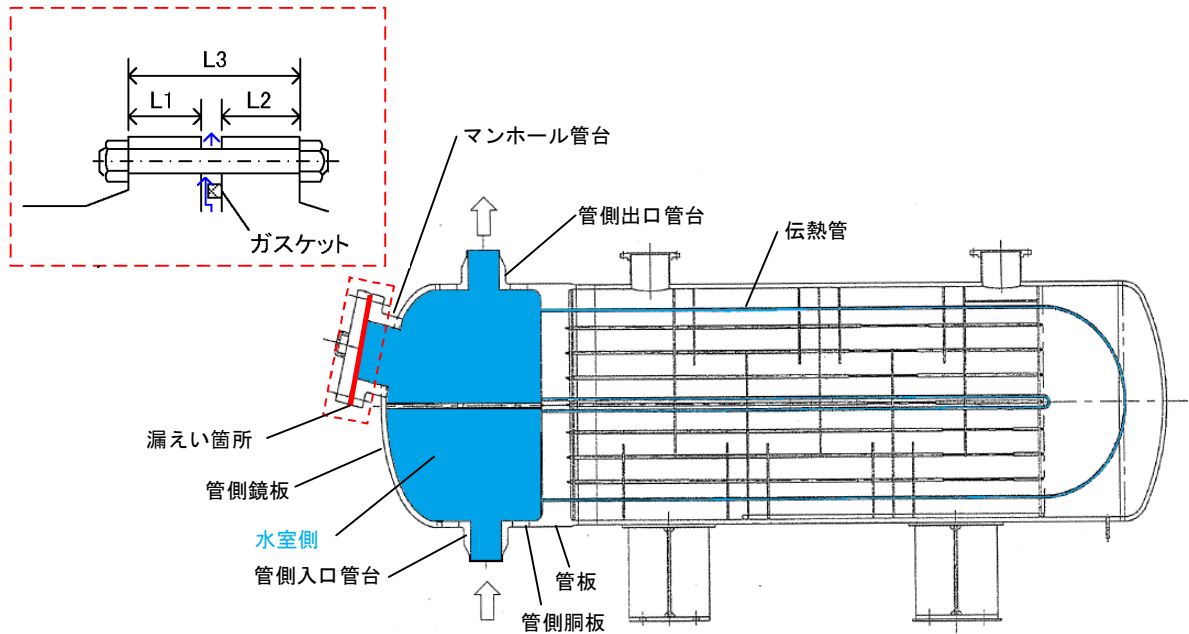


図1 余熱除去冷却器

1.2 評価方法

(1) 管側胴板の評価

設計・建設規格「PVC-3122 円筒形の胴の厚さの規定」を適用して必要な最小厚さを算出し、実機の最小厚さが必要な最小厚さを上回ることを確認した。

$$t = \frac{PD_i}{2S\eta - 1.2P} \quad (\text{PVC-3})$$

t : 管側胴板の必要な最小厚さ (mm)

P : 15.4 (MPa)

D_i : 胴の内径 ($D_i = 1600$ (mm))

S : 設計引張強さ ($S_u = 391$ (MPa), at 300°C, SUS304)

η : 継ぎ手の効率 ($\eta = 1$ (-))

(2) 管側鏡板の評価

(鏡部)

設計・建設規格「PVC-3225 半だ円形鏡板の厚さの規定1」を適用して必要な最小厚さを算出し、実機の最小厚さが必要な最小厚さを上回ることを確認した。

$$t = \frac{PDK}{2S\eta - 0.2P} \quad (\text{PVC-32.1})$$

t : 管側鏡板 (鏡部) の必要な最小厚さ (mm)

P : 15.4 (MPa)

D : 鏡板の内面における長径 ($D = 1600$ (mm))

K : 半だ円鏡板の形状による係数 (K=1 (-))

$$K = \frac{1}{6} \left\{ 2 + \left(\frac{D}{2h} \right)^2 \right\} \quad (\text{PVC-32.2})$$

h : 鏡板の内面における短径の 1/2 (h=400.0 (mm))

S : 設計引張強さ (Su=391 (MPa) , at300°C, SUS304)

η : 継ぎ手の効率 ($\eta = 1$ (-))

(フランジ部)

設計・建設規格「PVC-3122 円筒形の胴の厚さの規定」を適用して必要な最小厚さを算出し、実機の最小厚さが必要な最小厚さを上回ることを確認した。

$$t = \frac{PD_i}{2S\eta - 1.2P} \quad (\text{PVC-3})$$

t : 管側鏡板 (フランジ部) の必要な最小厚さ (mm)

P : 15.4 (MPa)

Di : 胴の内径 (Di=1600 (mm))

S : 設計引張強さ (Su=391 (MPa) , at300°C, SUS304)

η : 継ぎ手の効率 ($\eta = 1$ (-))

(3) 管側出入口管台 (先端部) の評価

設計・建設規格「PVC-3610 管台の厚さ規定」を適用して必要な最小厚さを算出し、実機の最小厚さが必要な最小厚さを上回ることを確認した。

$$t = \frac{PD_0}{2S\eta + 0.8P} \quad (\text{PVC-40})$$

t : 管側出入口管台の必要な最小厚さ (mm)

P : 15.4 (MPa)

D₀ : 管側出入口管台の外径 (D₀=267.4 (mm))

S : 設計引張強さ (Su=391 (MPa) , at300°C, SUSF304)

η : 継ぎ手の効率 ($\eta = 1$ (-))

(4) 管板の評価

設計・建設規格「PVC-3510 管穴の中心間距離および管板の厚さの規定」を適用して必要な最小厚さを算出し、実機の最小厚さが必要な最小厚さを上回ることを確認した。

$$t = \frac{FD}{2} \sqrt{\frac{P}{S}} \quad (\text{PVC-39.1})$$

t : 管板の必要な最小厚さ (mm)

F : 管板の支え方による係数 (F=1.24 (-))

D : パッキンの中心径 (D=1600.0 (mm))

P : 15.4 (MPa)

S : 設計引張強さ (Su=391 (MPa) , at300°C, SUSF304)

(5) 伝熱管の評価

設計・建設規格「PVC-3610 管台の厚さの規定」を適用して必要な最小厚さを算出し、実機の最小厚さが必要な最小厚さを上回ることを確認した。

$$t = \frac{PD_0}{2S\eta + 0.8P} \quad (\text{PVC-40})$$

t : 伝熱管の必要な最小厚さ (mm)

P : 15.4 (MPa)

D₀: 伝熱管の外径 (D₀=19.0 (mm))

S : 設計引張強さ (Su=391 (MPa) , at300°C, SUS304TB)

η : 継ぎ手の効率 (η=1 (-))

(6) 管側出入口管台 (補強計算) の評価

既工認の手法を適用して補強に有効な面積及び補強に必要な面積を算出し、補強に有効な面積が補強に必要な面積を上回ることを確認した。図2に既工認の該当箇所の抜粋を示す。

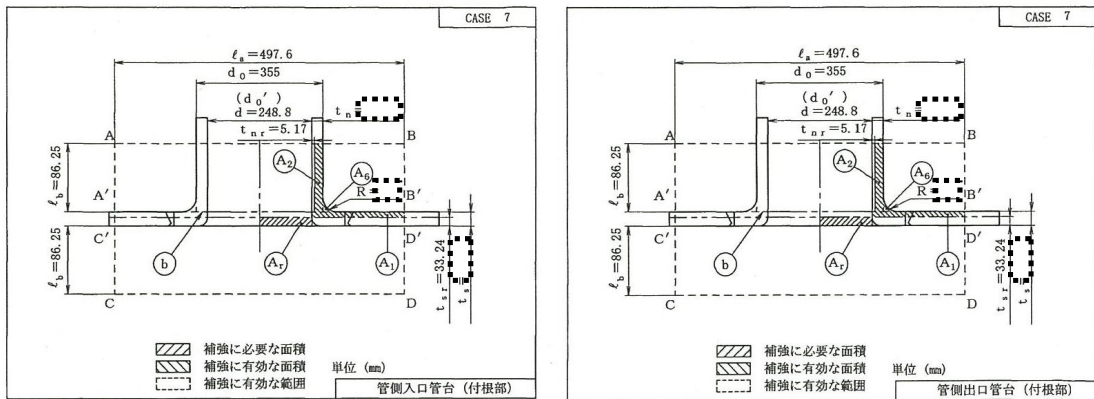


図2 既工認の抜粋

①補強に必要な面積 (Ar)

$$Ar = d \cdot tsr \cdot F = 8030 \text{ (mm}^2\text{)}$$

d: 管台の穴径 (d=248.8 (mm))

tsr : 補強計算に使用する計算必要厚さ (tsr=32.27 (mm))

$$tsr = \frac{PDi}{2S - 1.2P}$$

P : 15.4 (MPa)

Di : 胴の内径 (Di=1600 (mm))

S : 設計引張強さ (Su=391 (MPa) , at300°C, SUS304)


F : 係数 (F=1.0)

②補強に有効な面積 (At)

$$A_t = A_1 + A_2 + A_6 = 8933 \text{ (mm}^2\text{)}$$

$$A_1 = (\eta \cdot t_s - F \cdot t_{sr}) d = 554.4 \text{ (mm}^2\text{)}$$

η : 継手効率 ($\eta = 1.00$)


t_s : 胴板の実機の最小厚さ ($t_s =$  (mm))

F : 係数 ($F = 1$)

t_{sr} : 補強計算に使用する計算必要厚さ ($t_{sr} = 32.27 \text{ (mm)}$)

d : 管台の穴径 ($d = 248.8 \text{ (mm)}$)

$$A_2 = 2 (t_n - t_{nr}) l_b = 8207.9 \text{ (mm}^2\text{)}$$

t_n : 管台の実機の最小厚さ ($t_n =$  (mm))

t_{nr} : 補強計算に使用する計算必要厚さ ($t_{nr} = 5.02 \text{ (mm)}$)

$$t_{nr} = \frac{P D_i}{2S - 1.2P}$$


$$P = 15.4 \text{ MPa}$$

D_i : 管台の内径 ($D_i = 248.8 \text{ (mm)}$)

S : 設計引張強さ ($S_u = 391 \text{ (MPa)}$, at 300°C , SUSF304)

l_b : 補強に有効な範囲 ($l_b = 86.25 \text{ (mm)}$)

$$A_6 = 2R^2 \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) = 171.7 \text{ (mm}^2\text{)}$$

R : 管台取付け部の R ($R =$  (mm))

(7) 管側出入口管台 (溶接部強度) の評価

既工認の手法を適用して予想される破断箇所の強さ及び溶接の負うべき荷重を算出し、予想される破断箇所の強さが溶接の負うべき荷重を上回ることを確認した。

①溶接部の負うべき荷重 (W)


$$W = d_o' \cdot t_{sr} \cdot S - (\eta \cdot t_s - F \cdot t_{sr}) (l_a - d_o') \cdot S = 2922624 \text{ (N)}$$

d_o' : 管台の穴径 ($d_o' = 248.8 \text{ (mm)}$)

t_{sr} : 補強計算に使用する計算必要厚さ ($t_{sr} = 32.27 \text{ (mm)}$)

S : 設計引張強さ ($S_u = 391 \text{ (MPa)}$, at 300°C , SUS304)

η : 継手効率 ($\eta = 1.00$)

t_s : 胴板の実機の最小厚さ ($t_s =$  (mm))

F : 係数 ($F = 1$)

l_a : 補強に有効な範囲 ($l_a = 497.6 \text{ (mm)}$)

②溶接部の強さ (W_1)

$W_1 = \text{㉞} = 5626402 \text{ (N)}$

㉞ : 溶接部の強さ (㉞ = 5626402)

$$\text{㉞} = \frac{1}{2} \pi d \cdot t_n \cdot \sigma_4$$

d : 管台の穴径 ($d=248.8 \text{ (mm)}$)

t_n : 管台の実機の最小厚さ ($t_n = \text{㉞}$ (mm))

σ_4 : 溶接部の単位面積当たりの強さ ($\sigma_4 = 273.7 \text{ (MPa)}$)

$$\sigma_4 = S \cdot \eta_4$$

S : 設計引張強さ ($S_u = 391 \text{ (MPa)}$, at 300°C , SUS304)

η_4 : 溶接部の強さを求める場合の係数 ($\eta_4 = 0.7$)

(8) マンホール管台 (補強計算) の評価

既工認の手法を適用して補強に有効な面積及び補強に必要な面積を算出し、補強に有効な面積が補強に必要な面積を上回ることを確認した。図3に既工認の該当箇所を抜粋を示す。

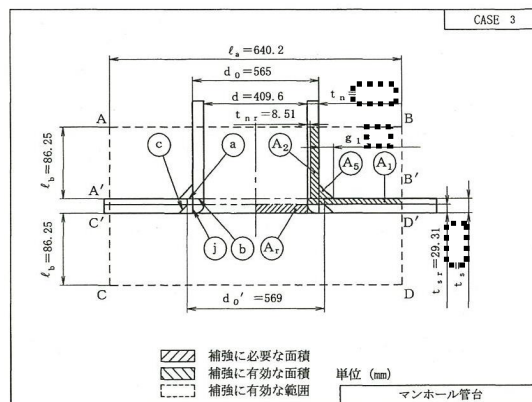


図3 既工認の抜粋

①補強に必要な面積 (A_r)

$$A_r = d \cdot t_{sr} \cdot F = 11662 \text{ (mm}^2\text{)}$$

d : 管台の穴径 ($d=409.6 \text{ (mm)}$)

t_{sr} : 補強計算に使用する計算必要厚さ ($t_{sr}=28.47 \text{ (mm)}$)

$$t_{sr} = \frac{PK_1D}{2S - 0.2P}$$

P : 15.4 (MPa)

K_1 : 半だ円鏡板の形状による係数 ($K_1 = 0.9$)

D : 鏡板の内面における長径 ($D = 1600 \text{ (mm)}$)

S : 設計引張強さ ($S_u = 391 \text{ (MPa)}$, at 300°C , SUS304)

F : 係数 (㉞)

②補強に有効な面積 (A_t)

$$A_t = A_1 + A_2 + A_5 = 13682 \text{ (mm}^2\text{)}$$

$$A_1 = (\eta \cdot t_s - F \cdot t_{sr}) (l_a - d) = 1390.5 \text{ (mm}^2\text{)}$$

η : 継手効率 ($\eta = 1.00$)

t_s : 鏡板の実機の最小厚さ ($t_s = \text{ } \text{ (mm)}$)

F : 係数 ($F = 1$)

t_{sr} : 補強計算に使用する計算必要厚さ ($t_{sr} = 28.47 \text{ (mm)}$)

l_a : 補強に有効な範囲 ($l_a = 640.2 \text{ (mm)}$)

d : 管台の穴径 ($d = 409.6 \text{ (mm)}$)

$$A_2 = 2 (t_n - t_{nr}) l_b = 11891.9 \text{ (mm}^2\text{)}$$

t_n : 管台の実機の最小厚さ ($t_n = \text{ } \text{ (mm)}$)

t_{nr} : 補強計算に使用する計算必要厚さ ($t_{nr} = 8.26 \text{ (mm)}$)

$$t_{nr} = \frac{PD_i}{2S - 1.2P}$$

$$P = 15.4 \text{ MPa}$$

D_i : 管台の内径 ($D_i = 409.6 \text{ (mm)}$)

S : 設計引張強さ ($S_u = 391 \text{ (MPa)}$, at 300°C , SUSF304)

l_b : 補強に有効な範囲 ($l_b = 86.25 \text{ (mm)}$)

$$A_5 = \frac{1}{2} g_1^2 N_1 = 400.0 \text{ (mm}^2\text{)}$$

g_1 : 溶接脚長 ($g_1 = \text{ } \text{ (mm)}$)

N_1 : 溶接箇所数 ($N_1 = 2 \text{ (箇所)}$)

(9) マンホール管台 (溶接部強度) の評価

既工認の手法を適用して予想される破断箇所の強さ及び溶接の負うべき荷重を算出し、予想される破断箇所の強さが溶接の負うべき荷重を上回ることを確認した。

① 溶接部の負うべき荷重 (W)

$$W = d_o' \cdot t_{sr} \cdot S - (\eta \cdot t_s - F \cdot t_{sr}) (l_a - d_o') \cdot S = 6166155 \text{ (N)}$$

d_o' : 管台の穴径 ($d_o' = 569.0 \text{ (mm)}$)

t_{sr} : 補強計算に使用する計算必要厚さ ($t_{sr} = 28.47 \text{ (mm)}$)

S : 設計引張強さ ($S_u = 391 \text{ (MPa)}$ 、at 300°C 、SUS304)

η : 継手効率 ($\eta = 1.00$)

t_s : 鏡板の実機の最小厚さ ($t_s = \text{ } \text{ (mm)}$)

F : 係数 ($F = 1$)

l_a : 補強に有効な範囲 ($l_a = 640.2 \text{ (mm)}$)

② 溶接部の強さ (W1)

$$W_1 = \text{㉑} + \text{㉒} = 16787287$$

㉑ : 溶接部の強さ (㉑ = 3192515)

$$\textcircled{a} = \frac{1}{2} \pi \cdot d_o \cdot g_1 \cdot \sigma_1$$

d_o : 管台の外径 ($d=565.0$ (mm))

g_1 : 溶接脚長 ($g_1=$ (mm))

σ_1 : すみ肉溶接部の単位面積当たりのせん断強さ ($\sigma_1=179.86$)

$$\sigma_1 = S \cdot \eta_1$$

S : 設計引張強さ ($S_u=391$ (MPa)、at300°C、SUS304)

η_1 : すみ肉溶接部のせん断強さを求める場合の係数 ($\eta_1=0.46$)

⑥ : 溶接部の強さ (⑥=13594772)

$$\textcircled{b} = \frac{1}{2} \pi \cdot d \cdot t_n \cdot \sigma_4$$

d : 管台の内径 ($d=409.6$ (mm))

t_n : 管台の実機の最小厚さ ($t_n=$ (mm))

σ_4 : 管台壁の単位面積当たりのせん断強さ ($\sigma_1=273.7$)

$$\sigma_4 = S \cdot \eta_4$$

S : 設計引張強さ ($S_u=391$ (MPa)、at300°C、SUS304)

η_4 : 管台壁のせん断強さを求める場合の係数 ($\eta_4=0.70$)

$$W_2 = \textcircled{a} + \textcircled{j} = 11572866$$

① : 溶接部の強さ (①=8380351)

$$\textcircled{j} = \frac{1}{2} \pi \cdot d_o \cdot t_s \cdot \sigma_2$$

d_o : 管台の外径 ($d=565.0$ (mm))

t_s : 鏡板の実機の最小厚さ ($t_s=$ (mm))

σ_2 : 突合せ溶接部の単位面積当たりの引張強さ ($\sigma_2=273.7$)

$$\sigma_2 = S \cdot \eta_2$$

S : 設計引張強さ ($S_u=391$ (MPa)、at300°C、SUS304)

η_2 : 突合せ溶接部の引張り強さを求める場合の係数
($\eta_1=0.70$)

$$W_3 = \textcircled{c} = 8439681$$

③ : 溶接部の強さ (③=8439681)

$$\textcircled{c} = \frac{1}{2} \pi \cdot d_o' \cdot t_s \cdot \sigma_2$$

d_o' : 鏡板の穴径 ($d_o'=569.0$ (mm))

t_s : 鏡板の実機の最小厚さ ($t_s=$ (mm))

σ_2 : 突合せ溶接部の単位面積当たりの引張強さ ($\sigma_2=273.7$)

1.3 評価結果

余熱除去冷却器の各部位について評価した結果、表2に示すとおり実機の値は判定基準を満足し、ISLOCA発生時の高温(300℃)、高圧(15.4MPa)の条件下で破損せず、漏えいは発生しないことを確認した。

表2 評価結果

評価部位	実機の値	判定基準	裕度	備考
管側胴板	(実機の最小厚さ)	32.3mm (必要な最小厚さ)		
管側鏡板	(実機の最小厚さ)	32.3mm (必要な最小厚さ)		
管側出入口管台 (先端部)	(実機の最小厚さ)	5.2mm (必要な最小厚さ)		
管板	(実機の最小厚さ)	196.4mm (必要な最小厚さ)		
伝熱管	(実機の最小厚さ)	0.4mm (必要な最小厚さ)		
管側出入口管台 (補強計算)	8933mm ² (補強に有効な面積)	8030mm ² (補強に必要な面積)	1.112	
管側出入口管台 (溶接部強度)	5626402N (溶接部の強さ)	2922624N (溶接部の負うべき荷重)	1.925	
マンホール管台 (補強計算)	13682mm ² (補強に有効な面積)	11662mm ² (補強に必要な面積)	1.173	
マンホール管台 (溶接部強度)	8439681N (溶接部の強さ)	6166155N (溶接部の負うべき荷重)	1.368	

各部位については、余熱除去冷却器の定期的な開放点検(1回/10C)に合わせて健全性を確認している。

2. 破断面積

2.1 評価部位の選定と破断面積の評価方法

マンホール管台フランジ部については、1次冷却材系統の圧力・温度条件下においてもガスケットは機能し、有意な漏えいは発生しないと考えられるが、余熱除去系統の中のガスケットを使ったシール構造で破損した際の影響が大きいと考えられることから、評価にあたっては、保守的に ISLOCA 発生時の温度・圧力条件下におけるボルト、フランジ及び蓋板の伸び量の合計分隙間が開き、漏えいが発生するものと想定して、破断面積を算出した。

2.2 破断面積の評価結果

漏えいが想定されるマンホール管台フランジ部の破断面積を表3にまとめる。なお、300℃条件下で評価したところ、伸び量がマイナスとなり、圧縮量が増加することになることから、熱伸びを考慮しない条件で評価した破断面積を余熱除去冷却器の破断面積とした。

表3 余熱除去冷却器の破断面積

設定温度：T1 (°C)	300
設置温度：T2 (°C)	21
ボルトサイズ・材質	M48×3, SNB7
ボルト本数	20
ボルト支持長さ：Lo (mm)	217.2
ボルト有効径：d (mm)	46.1
ボルトヤング率：E (MPa)	186000
フランジ・蓋板 線膨張係数： $\alpha 1$ (at T1) (mm/mm)	— (17.07)
ボルト 線膨張係数： $\alpha 2$ (at T1) (mm/mm)	— (13.00)
フランジ熱伸び対象長さ：L1 (mm)	102.0
蓋板熱伸び対象長さ：L2 (mm)	110.7
ボルト熱伸び対象長さ：L3 (mm)	217.2
ボルト締付トルクによる全締付荷重：W (N)	3690638
15.4MPa 加圧に必要な最小荷重：Wm1 (N)	4433865
不足する荷重：W0=W-Wm1 (N)	-743227
不足荷重分のボルト荷重：F= W0 /N (N/本)	37161
ボルト面積：Ab= $\pi/4 \cdot d^2$ (mm ²)	1665.59
ボルト応力： $\sigma = F/Ab$ (MPa)	22.31
ボルトひずみ： $\varepsilon = \sigma/E$ (mm/mm)	0.000120
ボルト伸び量： $\Delta L1 = \varepsilon \cdot Lo$ (mm)	0.03
フランジ・蓋板 熱伸び量： $\Delta L2 = \alpha 1 \cdot 10^{-6} \cdot (T1-T2) \cdot (L1+L2)$ (mm)	— (1.01)
ボルトの熱伸び量： $\Delta L3 = \alpha 2 \cdot 10^{-6} \cdot (T1-T2) \cdot L3$ (mm)	— (0.79)
伸び量： $\Delta L = \Delta L1 - \Delta L2 + \Delta L3$ (mm)	0.03 (-0.20)
フランジ部漏えい面積：A= $\pi \cdot D \cdot \Delta L$ (mm ²)	45 (-328)
漏えい量評価に用いる破断面積 (inch ²)	0.07 (-)

注：() 内の数値は、熱伸びを考慮した場合の値を示す。

余熱除去ポンプからの漏えいの可能性について

余熱除去ポンプについて、ISLOCA 発生時の高温 (300°C)、高圧 (15.4MPa) の条件下で漏えいが発生しないことを以下のとおり確認した。

1. 強度評価

1.1 評価部位の選定

評価箇所については既工認に基づきケーシング (吸込・吐出ノズル)、管台、ケーシングカバー、ケーシングボルトに関して、評価を実施した。吸込・吐出ノズルはフランジ端までケーシング最小肉厚と同じ肉厚を確保しているため、ケーシング肉厚を代表として評価した。また、ケーシングとケーシングカバーの接合部を評価した。

また、非金属製部品 (カーボン製の遊動環、フッ素ゴム製の O リング) を使用しているメカニカルシールについても評価した。

図 1 に余熱除去ポンプ本体の、図 2 及び図 3 にメカニカルシールの構造及び原理を示す。

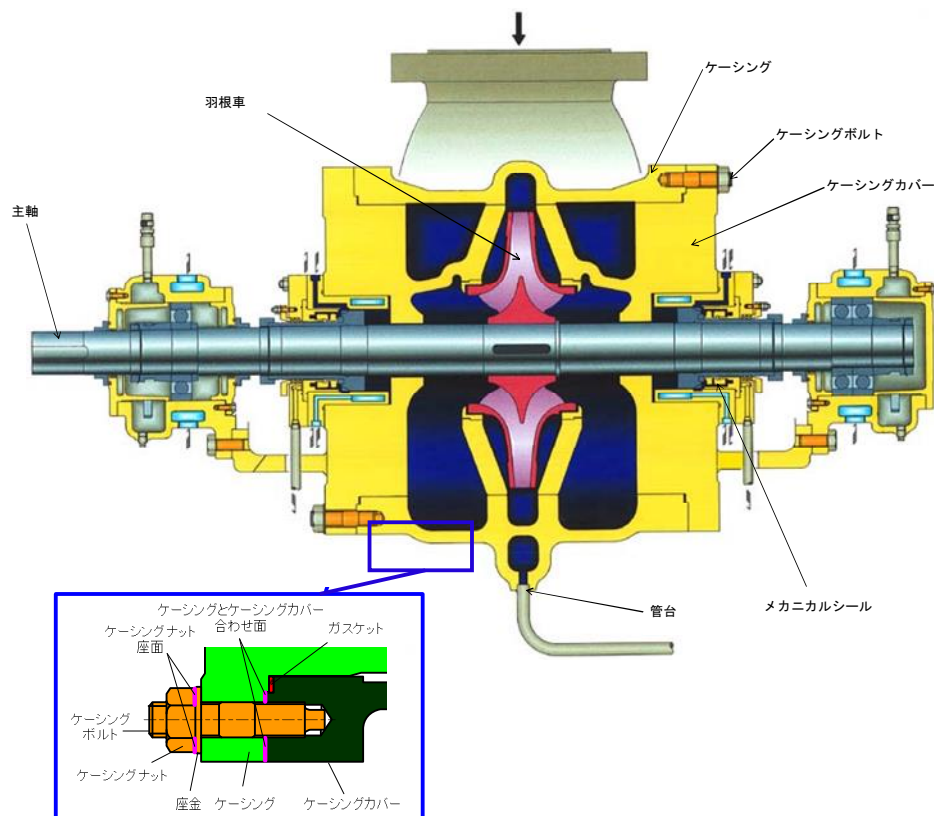


図 1 余熱除去ポンプ

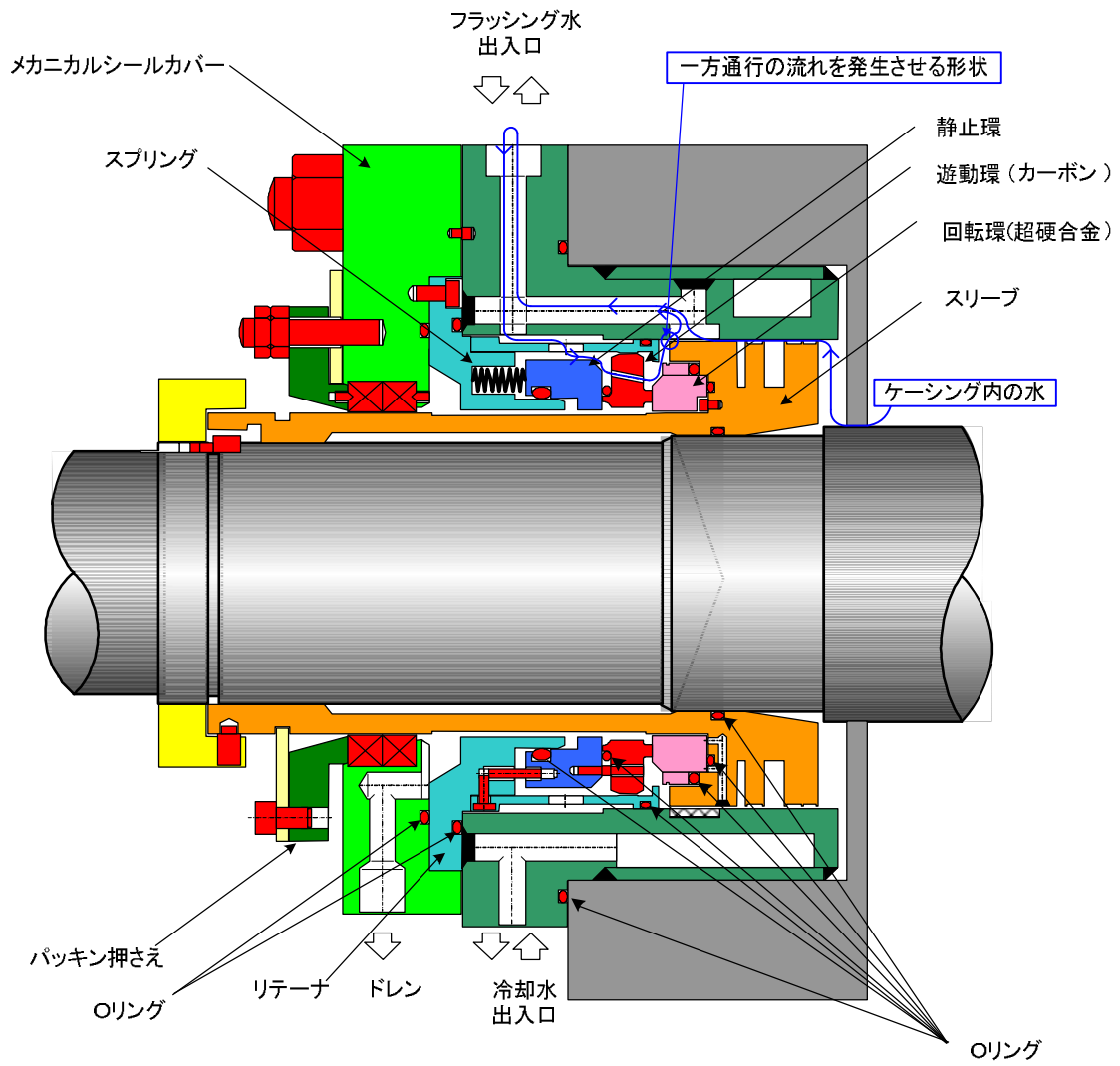


図2 メカニカルシール

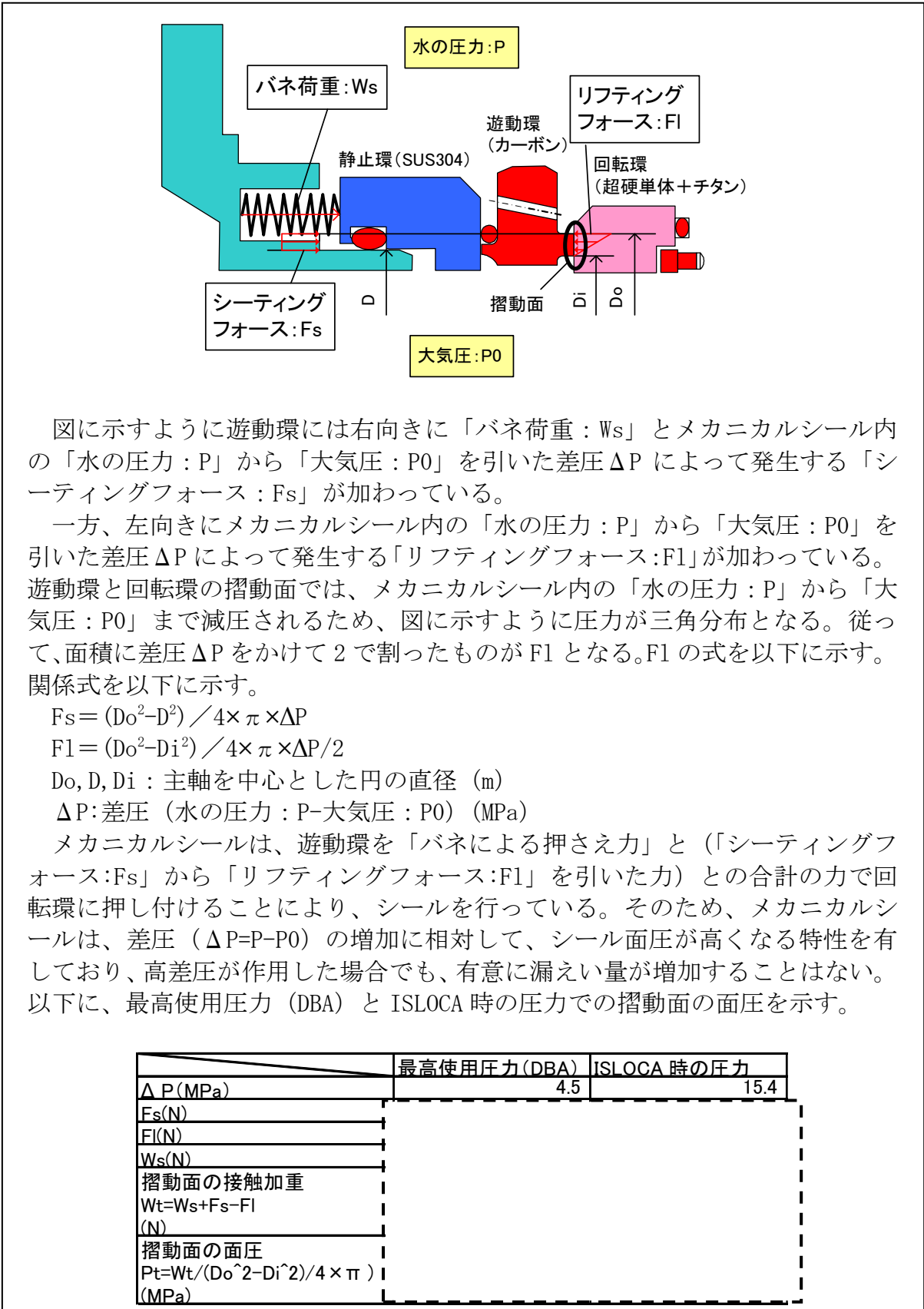


図3 メカニカルシールの原理

1.2 評価方法

(1) ケーシング (吸込・吐出ノズル) の評価

設計・建設規格「PMC-3320 ケーシングの厚さの規定」を適用して必要な最小厚さを算出し、実機の最小厚さが必要な最小厚さを上回ることを確認した。

$$t = \frac{PA}{2S} \quad (\text{PMC-3})$$

t : ケーシングの必要な最小厚さ (mm)

P : 15.4 (MPa)

A : 図 PMC-3320-1 から図 PMC-3320-6 までに示す寸法 (mm)

S : 設計引張強さ (Su=341 (MPa), at300°C, SCS13)

(2) 管台の評価

設計・建設規格「PMC-3610 管台の構造強度の規定」を適用し必要な最小厚さを算出し、実機の最小厚さが必要な最小厚さを上回ることを確認した。

$$t = \frac{PD_0}{2S\eta + 0.8P} \quad (\text{PMC-14})$$

t : 管台の必要な最小厚さ (mm)

D₀ : 管台の外形 (mm)

η : 継ぎ手の効率 (η=1 (-))

P : 15.4 (MPa)

S : 設計引張強さ (Su=391 (MPa), at300°C, SUS304TP)

(3) ケーシングカバーの評価

設計・建設規格「PMC-3410 ケーシングカバーの構造強度の規定」を適用し必要な最小厚さを算出し、実機の最小厚さが必要な最小厚さを上回ることを確認した。

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}} \quad (\text{PMC-10})$$

t : ケーシングカバーの必要な最小厚さ (mm)

d : 表 PMC-3410-1 の左欄に掲げるケーシングカバーの取付け方法に応じ、それぞれ同欄の図に示す当該ケーシングカバーの径または最小内のり (mm)

K : 0.17 (ケーシングカバーの取付け方法による係数)

P : 15.4 (MPa)

S : 設計引張強さ (Su=341 (MPa), at300°C, SCS13)

(4) ケーシングボルトの評価

設計・建設規格「PMC-3510 ボルトの構造強度の規定」より、「JIS B 8265」を適用して発生応力を算出し、発生応力が許容応力 (Sy 値) を下回ることを確認した。

$$S_{bo} = W_{m1} / A_b$$

S_{bo} : 発生応力 (MPa)

W_{m1} : 使用状態でのボルト荷重 (N)

$$W_{m1} = \frac{\pi G P}{4} (G + 8bm)$$

G : ガスケット反力円の直径 ($G=600$ (mm))

$$G = D_g - 2b$$

D_g : ガスケットの外径 ($D_g=614$ (mm))

b : ガスケット座の有効幅 ($b=7.0$ (mm))

$$b = 2.52\sqrt{(N/2)} = 6.901 \div 7.0$$

N : ガスケット幅 ($N=15$ (mm))

P : 15.4 (MPa)

A_b : 実際に使用するボルトの総有効断面積 ($A_b=21654$ (mm²))

$$A_b = n \frac{\pi}{4} db^2$$

db : ボルトねじ部の谷径 ($db=37.129$ (mm))

m : ガスケット係数 ($m=3.00$ (JIS B 8265 附属書 3 表 2 による))

$$S_{ba} = W_{m2} / A_b$$

S_{ba} : ガスケット締付時応力 (MPa)

W_{m2} : ガスケット締付時ボルト荷重 (N)

$$W_{m2} = \pi b G y$$

y : ガスケットの最小設計締付圧力 ($y=68.9$ (N/mm²) (JIS B 8265 附属書 3 表 2 による))

S_y : 設計降伏点 ($S_y=425$ (MPa) , at 300°C, SNB7)

(5) ポンプ耐圧部の接合部の評価

ケーシングとケーシングカバーの接合部については、ケーシングボルトの内圧と熱による伸び量、及びケーシングカバーの熱による伸び量を評価し、ケーシングボルトの伸び量からケーシングカバーの伸び量を差し引いた伸び量がガスケット復元量 (約 $\frac{1}{2}$) * 以下であり、有意な漏えいは発生しないことを確認した。

* : ガスケットメーカーにおける試験によって確認した値

① ケーシングボルトの伸び量の算出

ケーシングボルトを図 4 に示す。

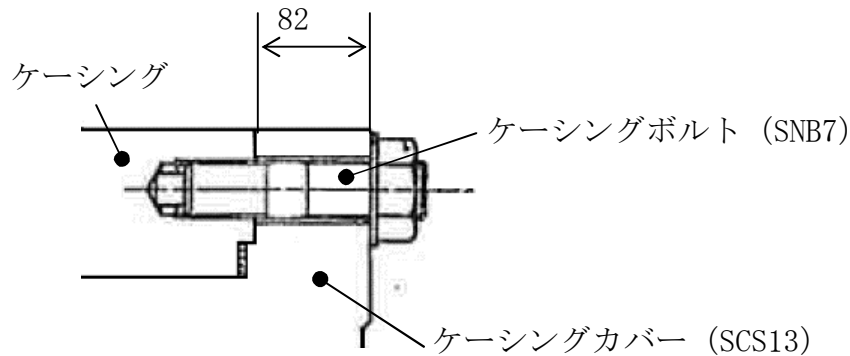


図4 ケージングボルト

- a. 初期締め付けによるケージングボルトの伸び量

$$\sigma_1 = E_b \times \delta_1 / L_0$$

σ_1 : ケージングボルトの発生応力 42 (MPa)

E_b : ケージングボルト材料 (SNB7) の縦弾性係数 186000 (MPa)

δ_1 : 初期締め付けによるケージングボルトの伸び量 (mm)

L_0 : ケージングボルトのねじ部を除く長さ 82 (mm)

$$\delta_1 = 42 \times 82 / 186000 = 0.0185 \text{ (mm)}$$

- b. 内圧によるケージングボルトの伸び量

$$\sigma_2 = E_b \times \delta_2 / L_0$$

σ_2 : ケージングボルトの発生応力 258 (MPa)

E_b : ケージングボルト材料 (SNB7) の縦弾性係数 186000 (MPa)

δ_2 : 内圧によるケージングボルトの伸び量 (mm)

L_0 : ケージングボルトのねじ部を除く長さ 82 (mm)

$$\delta_2 = 258 \times 82 / 186000 = 0.1138 \text{ (mm)}$$

- c. 熱による伸び量

- ケージングボルトの伸び量

$$\delta_3 = L_0 \times \alpha_b \times (300^\circ\text{C} - 21^\circ\text{C})$$

δ_3 : 熱によるケージングボルトの伸び量 (mm)

L_0 : ケージングボルトのねじ部を除く長さ 82 (mm)

α_b : ケージングボルト材料 (SNB7) の線膨張係数 13.00×10^{-6} (MPa)

$$\delta_3 = 82 \times 13 \times 10^{-6} \times (300^\circ\text{C} - 21^\circ\text{C}) = 0.2975 \text{ (mm)}$$

- ケージングカバーの伸び量

$$\delta_4 = L_0 \times \alpha_c \times (300^\circ\text{C} - 21^\circ\text{C})$$

δ_4 : 熱によるケージングボルトの伸び量 (mm)

L_0 : ケーシングボルトのねじ部を除く長さ 82 (mm)

α_c : ケーシングカバー材料 (SCS13) の線膨張係数 17.07×10^{-6} (MPa)

$$\delta_4 = 82 \times 17.07 \times 10^{-6} \times (300^\circ\text{C} - 21^\circ\text{C}) = 0.3905 \text{ (mm)}$$

d. ケーシングボルトの伸び量

$$0.1138 - 0.0185 + 0.2975 - 0.3905 = 0.0023 \text{ (mm)}$$

(6) メカニカルシールの評価

鉄鋼部品に比べて耐熱温度が低めとなる O リング (フッ素ゴム製) について、高温条件でのシール機能維持確認のため、O リングに使用している材料の耐熱温度の確認を行った。

また、メカニカルシールの遊動環 (カーボン製) に発生するシール面圧がカーボンの圧縮強度を下回ることを確認した。(図 5)

1.3 評価結果

余熱除去ポンプの各部位について評価した結果、表 1 及び図 4 に示すとおり実機の値は判定基準を満足し、ISLOCA 発生時の高温 (300°C)、高圧 (15.4MPa) の条件下で破損せず、漏えいは発生しないことを確認した。

表 1 評価結果 (1/2)

ケーシング (ノズル部含む)						
材料	実機の最小厚さ t_1 [mm]	強度計算上の寸法 A [mm]	圧力 P [MPa]	発生応力 σ_1^{*1} [MPa]	許容応力 $Su_{@300^\circ C}$ [MPa]	必要な最小厚さ t_c^{*2} [mm]
SCS13	27	786	15.4	225	341	17.8

*1 : $\sigma_1 = P \times A / (2 \times t_1)$

*2 : $t_c = P \times A / (2 \times Su)$

管台						
材料	外径 D [mm]	実機の最小厚さ t_2 [mm]	圧力 P [MPa]	発生応力 σ_2^{*1} [MPa]	許容応力 $Su_{@300^\circ C}$ [MPa]	必要な最小厚さ t_p^{*2} [mm]
SUS304TP	34.0	3.0	15.4	82	391	0.7

*1 : $\sigma_2 = (P \times D - t_2 \times 0.8 \times P) / (t_2 \times 2 \times \eta)$

*2 : $t_p = (P \times D) / (2 \times Su \times \eta + 0.8 \times P)$

η : 継ぎ手効率 ($\eta = 1.0$)

ケーシングカバ-								
材料	実機の最小厚さ t_1 [mm]	ボルト ピッチ径 D_b [mm]	ガスケット 挿入部直径 D_c [mm]	圧力 P [MPa]	発生荷重 [N]	発生応力 σ_3^{*1} [MPa]	許容応力 $Su_{@300^\circ C}$ [MPa]	必要な最小厚さ t_k^{*2} [mm]
SCS13	82	680	616	15.4	4435128	181	341	59.6

*1 : $\sigma_3 = D_b^2 / t_3^2 \times K \times P$, ($K = 0.17$)

*2 : $t_k = D_b \times (K \times P / Su)^{1/2}$

表1 評価結果 (2/2)

ケーシングボルト													
材料	谷径 db (mm)	本数 n	ガスケット 係数 m	最小設計 締付圧力 y (N/mm ²)	ガスケット 材料	ガスケット 幅 N (mm)	ガスケット 外径 Dg (mm)	使用圧力 P (MPa)	使用状態 での ボルト荷重 Wm1 (N)	ガスケット 締付時 ボルト荷重 Wm2 (N)	発生応力 Sbo (MPa)	ガスケット 締付時 応力 Sba (MPa)	ボルト 許容応力 Sy (MPa)
SNB7	37.129	20	3.00	68.9	SUS304+ 膨張黒鉛	15	614	15.4	5,573,437	909,115	258	42	425

$Wm1 = (\pi GP/4) \times (G+8bm)$ $b = 2.52 \sqrt{(N/2)}$ $G = Dg - 2b = 539$
 $Wm2 = \pi bGy$ $= 7.0$ $Ab = \pi db^2/4 \times n = 21654(\text{mm}^2)$

... $N/2 = 15/2 = 7.5 > 6.35$ による

ケーシングボルトとケーシングカバーの接合部の評価	
ケーシングボルトの伸び量	
(mm)	復元量 (mm)
	0.0023

メカニカルシール (Oリング)			
		遊動環(カーボン)	
材料	想定温度 (°C)	許容温度 (カタログ値) (°C)	最大シール 面圧 (MPa)
—	300	315	圧縮強度 (MPa)
フッ素ゴム			約100

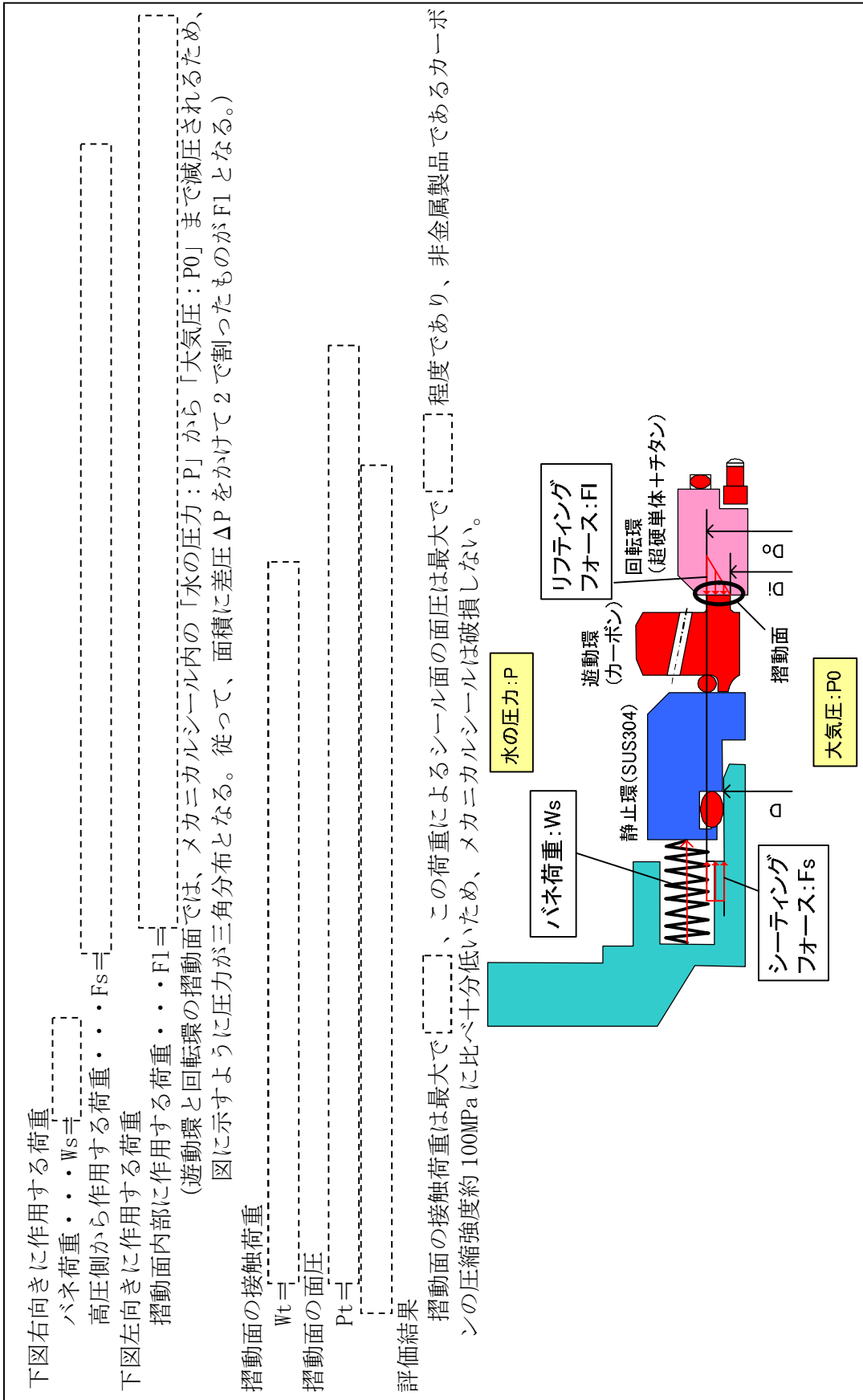


図5 メカニカルシール摺動面の押付荷重

逃がし弁からの漏えいの可能性について

入口逃がし弁及び出口逃がし弁について、ISLOCA 発生時の高温 (300°C)、高圧 (15.4MPa) の条件下で漏えいが発生しないことを以下のとおり確認した。

1. 強度評価

1.1 評価部位

逃がし弁については、ISLOCA 発生時に吹き出し前に加圧される弁座、弁体、入口配管、吹き出し後に加圧される弁耐圧部、弁耐圧部の接合部、出口配管を評価した。図 1 に逃がし弁の構造を示す。

なお、入口配管及び出口配管（ともにフランジ部を含む）の評価については、別紙-5に記載する。

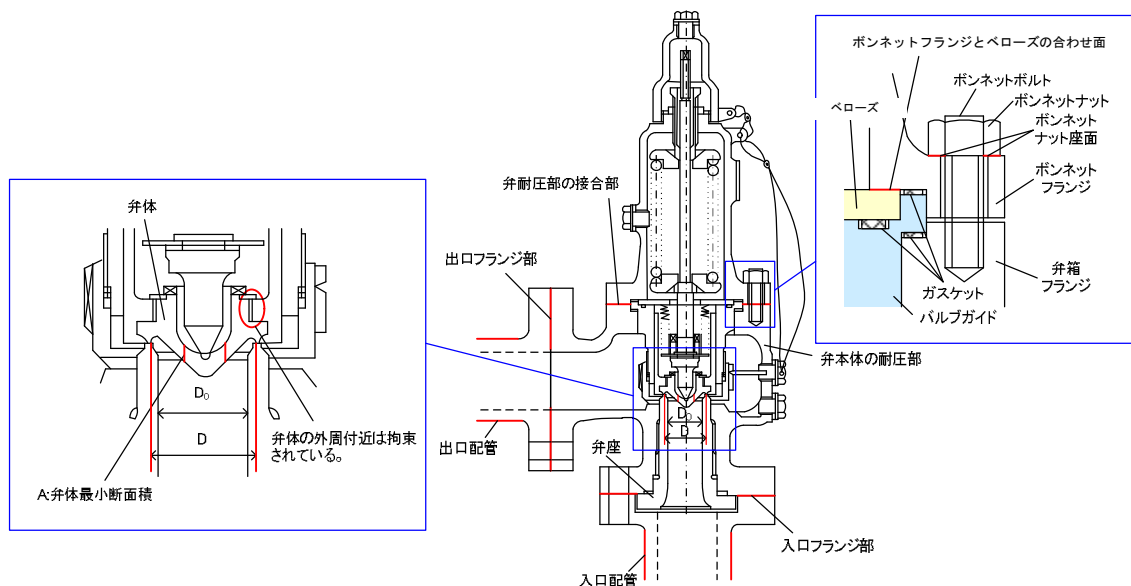


図 1 逃がし弁

1.2 評価方法

入口逃がし弁及び出口逃がし弁の設定圧力は、それぞれ [] 及び [] であり、ISLOCA 発生後、15.4MPa になる以前に吹き出し、圧力は低下すると考えられるが、ここでは、逃がし弁の吹き出し前に加圧される箇所と吹き出し後に加圧される箇所の両方とも 15.4MPa、300°C になるものとして評価する。

(1) 弁座の評価

設計・建設規格には安全弁に関する強度評価手法の記載がない。弁座は円筒型の形状であることから、設計・建設規格「VVC-3230 耐圧部に取り付く管台の必要最小厚さ」を準用し、必要な最小厚さを算出し、実機の最小厚さが必要な最小厚さを上回ることを確認した。

$$t = \frac{PD_0}{2S\eta + 0.8P} \quad (\text{VVC-8})$$

t : 管台の計算上必要な厚さ (mm)

D₀ : 管台の外形 (mm)

S : 使用温度における許容引張応力 (MPa)

P : 15.4 (MPa)

η : 継手効率*1

*1 : 弁座は溶接を実施していないため、1.0を使用

(2) 弁体の評価

設計・建設規格には安全弁に関する強度評価手法の記載がない。弁体の中心部は弁棒で支持されており、外周付近は構造上拘束されていることから、弁体下面にかかる圧力 (15.4MPa) が全て弁体の最小肉厚部に作用するとして発生するせん断応力を算出し、許容せん断応力を下回ることを確認した。

$$\sigma = F/A$$


$$F = 1.05^{*2} \times (\pi/4) \times D^2 \times P$$

σ : せん断応力 (MPa)

F : せん断力 (N)

A : 弁体最小断面積 (mm²)

D : 弁座口の径 (mm)

許容せん断応力 σ_B は 0.8S*3 とすると、S=219 (、300°C) より、
σ_B=175.2 (MPa)

*2 : メーカーの過去の実績値を参考に安全率を 1.05 とした。

*3 : ボイラー構造規格より設計の許容値として 0.8S を適用した。

(3) 弁本体の耐圧部の評価


設計・建設規格「解説 VVB-3100 弁の圧力温度基準」を適用し必要な最小厚さを算出し、実機の最小厚さが必要な最小厚さを上回ることを確認した。

$$t = \frac{Pd}{2S - 1.2P} \quad (\text{解説 VVB-1})$$

t : 弁箱の最小厚さ

P : 15.4 (MPa)

d : 内径 (mm)

S : 設計引張強さ (Su=420 (MPa) , at300°C, )

(4) 弁耐圧部の接合部の評価

弁耐圧部の接合部については、ボンネットボルトの内圧と熱による伸び量、及びボンネットフランジと弁箱フランジの熱による伸び量を評価し、ボンネットボルトの伸び量からボンネットフランジと弁箱フランジの伸び量を差し引いた伸び量がプラスの場合とマイナスの場合について評価を行った。

・伸び量がプラスの場合

ボンネットボルトの伸び量からボンネットフランジと弁箱フランジの伸び量を差し引いた伸び量がガスケットの復元量*4を下回ることを確認した。

*4: ガスケットに締付面圧を加えていくと弾性変形が生じ、更に締付面圧を加えていくと塑性変形が生じる。塑性変形したガスケットの締付面圧を緩和した場合、弾性領域分のみが復元する性質がある。弁耐圧部の接合部のシールのため、ガスケットには塑性領域まで締付面圧を加えて初期圧縮を加えており、締付面圧緩和時に弾性領域分の復元が生じ、復元量以下であればシール性は確保される。ガスケットの復元量は、メーカ試験によって確認した値。

・伸び量がマイナスの場合

伸び量がマイナスの場合は、弁耐圧部の接合部は増し締めされることになる。弁耐圧部の接合部については、ボンネットフランジとベローズがメタルタッチしており、それ以上ガスケットが圧縮しない構造となっていることから、ボンネットナット座面の面圧とボンネットフランジとベローズの合わせ面の面圧が材料の許容応力を下回ることを確認した。

a. 内圧による伸び量

ボンネットボルトの発生応力 (MPa)

$$\textcircled{4}' = (1000 \times \textcircled{1}' \times \textcircled{2}') / (0.2 \times \textcircled{3}')$$

$$\textcircled{8}' = (\pi \times \textcircled{5}' \times 15.4 / 4) \times (\textcircled{5}' + 8 \times \textcircled{6}' \times \textcircled{7}')$$

$$\textcircled{9}' = \textcircled{4}' - \textcircled{8}'$$

$$\textcircled{10}' = \textcircled{9}' / \textcircled{2}'$$

$$\textcircled{12}' = \textcircled{10}' / \textcircled{11}'$$

①' : 締付けトルク値 (N・m)

②' : ボンネットボルト本数 (本)

③' : ボンネットボルト外径 (mm)

④' : ボンネットボルト締付けトルクによる全締付荷重 (N)

⑤' : ガスケット反力円の直径 (mm)

⑥' : ガスケット有効幅 (mm)

⑦' : ガスケット係数

⑧' : 15.4MPa 加圧に必要な最小荷重 (N)

⑨' : 不足する荷重 (N)

⑩' : ボンネットボルト 1 本あたりに発生する荷重 (N)

⑪' : ボンネットボルト径面積 (mm²)

$$\textcircled{12}' = \textcircled{3} \times \delta / (\textcircled{1} + \textcircled{2})$$

$$\delta = \textcircled{6}$$

① : ボンネットフランジ厚さ (ふた) (mm)

② : 弁箱フランジ厚さ (mm)

③ : ボンネットボルト材料の縦弾性係数 ((MPa), at300°C)

⑥ : ボンネットボルトの内圧による伸び量 (mm)

b. 熱による伸び量

ボンネットボルトの熱による伸び量

$$\textcircled{4} \times (\textcircled{1} + \textcircled{2}) \times (300^\circ\text{C} - 21^\circ\text{C}) = \textcircled{7}$$

①：ボンネットフランジ厚さ（ふた）（mm）

②：弁箱フランジ厚さ（mm）

④：線膨張係数（ボンネットボルト）（MPa）

⑦：ボンネットボルトの熱による伸び量（mm）

ボンネットフランジと弁箱フランジの熱による伸び量

$$\textcircled{5} \times (\textcircled{1} + \textcircled{2}) \times (300^\circ\text{C} - 21^\circ\text{C}) = \textcircled{8}$$

①：ボンネットフランジ厚さ（ふた）（mm）

②：弁箱フランジ厚さ（mm）

⑤：線膨張係数（フランジ）（MPa）

⑧：ボンネットフランジと弁箱フランジの熱による伸び量（mm）

c. 伸び量

$$\text{伸び量 (mm)} = \textcircled{6} + \textcircled{7} - \textcircled{8}$$

⑥：ボンネットボルトの内圧による伸び量（mm）

⑦：ボンネットボルトの熱による伸び量（mm）

⑧：ボンネットフランジと弁箱フランジの熱による伸び量（mm）

d. ボンネットナット座面の面圧

ボンネットボルト締付荷重として評価された W_{m1} を、ボンネットナット座面の面積 S で除し、面圧を算出する。ボンネットナット座面を図1に示す。

$$W_{m1} = \textcircled{8}' \quad (\text{N})$$

ボンネットナット座面の面積 S

$$S = ((d)^2 - (e)^2) / 4 \times \pi$$

$$= (h) \quad (\text{図2参照})$$

面圧

$$\sigma = W_{m1} / S / \text{ボンネットボルト本数} = \textcircled{8}' / (f) / (i)$$

$$\sigma = (k)$$

⑧'：15.4MPa 加圧に必要な最小荷重（N）

(d)：ボンネットナット面外径（mm）

(e)：ボンネット穴径（mm）

(f)：ボンネットナット面直径（mm）

(g)：ボンネット穴面積（mm²）

(h)：ボンネットナット面積（mm²）

(i)：ボンネットボルト本数（本）

(k) : ボンネットナット応力 (MPa)

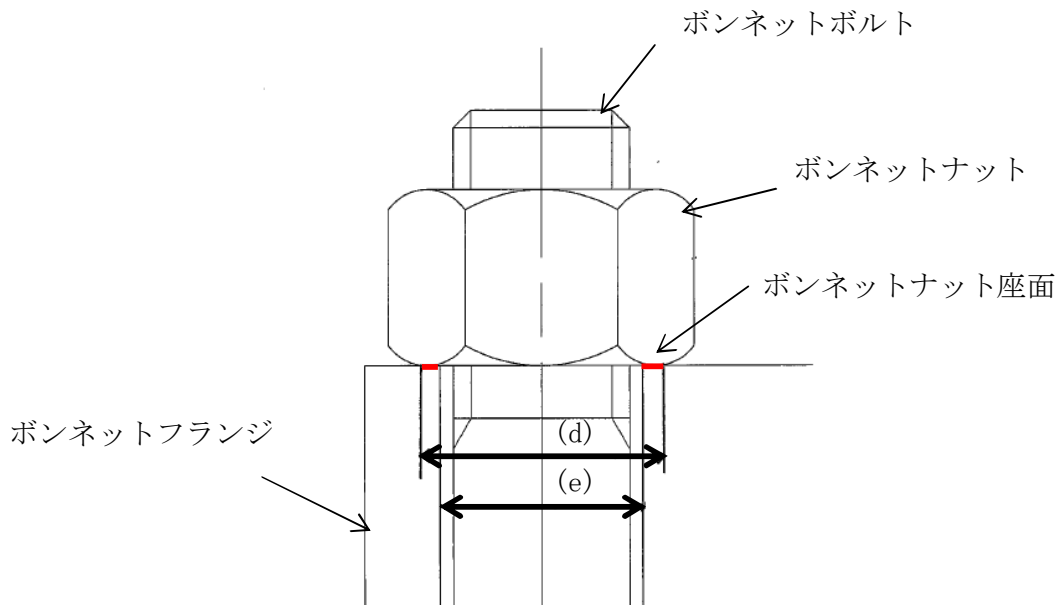


図2 ボンネットナット座面

e. ボンネットフランジとベローズの合わせ面の面圧

ボンネットボルト締付時のボンネットフランジとベローズの合わせ面の面圧を算出する。

ボンネットボルト締付荷重として評価された W_{m1} を、合わせ面の面積 S で除し、面圧を算出する。

$$W_{m1} = \textcircled{8}' \text{ (N)}$$

$$S = ((a)^2 - (b)^2) / 4 \times \pi$$

$$= (c) \quad (\text{図2参照})$$

面圧

$$\sigma = W_{m1} / S = \textcircled{8}' / (c)$$

$$\sigma = (j)$$

$\textcircled{8}'$: 15.4MPa 加圧に必要な最小荷重 (N)

(a) : メタルタッチ部外径 (mm)

(b) : メタルタッチ部内径 (mm)

(c) : メタルタッチ部面積 (mm^2)

(j) : ボンネットフランジと弁箱フランジの合わせ面の応力 (MPa)

ボンネットフランジとベローズの合わせ面

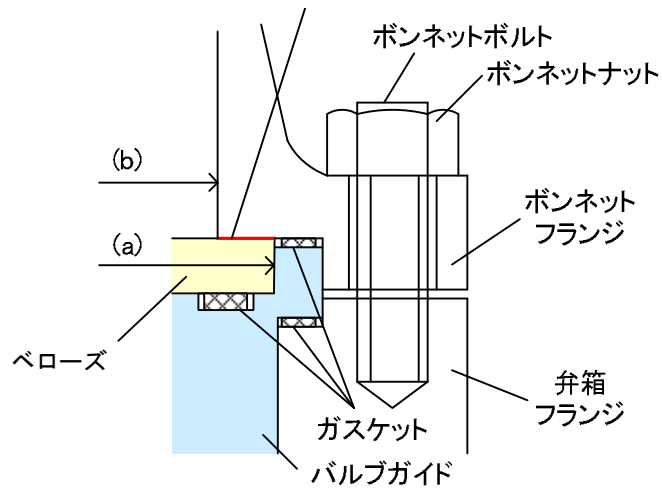


図3 ボンネットフランジとベローズの合わせ面

1.3 評価結果

入口逃がし弁及び出口逃がし弁の各部位について評価した結果、表1～5に示すとおり実機の値は判定基準を満足し、ISLOCA発生時の高温(300℃)、高圧(15.4MPa)の条件下で破損せず、漏えいは発生しないことを確認した。

表 1 評価結果 (弁座、弁本体の耐圧部)

評価部位	材料	P : 内圧 (MPa)	D ₀ : 外径 or d : 内径 (mm)	S : 設計引張強さ Su (MPa)	実機の最小厚さ (mm)	必要な最小厚さ (mm)
入口 逃がし弁	弁座	15.4		119		4.7
	弁本体の耐圧部	15.4		420		4.6
出口 逃がし弁	弁座	15.4		119		2.0
	弁本体の耐圧部	15.4		420		2.2

表 2 評価結果 (弁体)

評価部位	材料	P : 内圧 (MPa)	A : 弁体最小断面積 (mm ²)	D : 弁座口の径 (mm)	発生応力 (MPa)	許容応力* (MPa)
入口 逃がし弁		15.4	417.77		120.66	175.2
出口 逃がし弁		15.4	115.41		63.40	175.2

* : ボイラー構造規格より設計の許容値として0.8Sを適用した。

表3 弁耐圧部の接合部評価結果 (ボンネットボルトの伸び量)

弁番号	①ボンネットフランジ厚さ (ふた) (mm)	②弁箱フランジ厚さ (mm)	③縦断係数 (ボンネットボルト) (mm/mm°C)	④縦断係数 (ボンネットボルト) (mm/mm°C)	ボンネットボルト の材料	⑤縦断係数 (フランジ) (mm/mm°C)	ボンネットフランジ の材料	弁箱フランジの材 料	⑥内圧による伸び量 (mm)	⑦熱による伸び量 (mm)	⑧フランジ の伸び量 (mm)	⑫ ボンネットボルトの 発生応力 (MPa)	⑨伸び量 (mm)	⑩ガスケット復元量 (mm)
3V-RH-027A,B			1.300E-05	1.300E-05	弁ふた(1.300E-05)/弁箱(1.718E-05)	弁ふた(1.300E-05)/弁箱(1.718E-05)			0.033	0.183	0.213	122.05	0.003	
3V-RH-004A,B			1.300E-05	1.300E-05	弁ふた(1.300E-05)/弁箱(1.718E-05)	弁ふた(1.300E-05)/弁箱(1.718E-05)			0.008	0.207	0.242	27.06	-0.027	

表4 弁耐圧部の接合部評価結果 (ボンネットボルトの発生応力)

弁番号	① 締付 トルク値 (N・m)	② ボルト 本数 (本)	③ ボルト 外径 (mm)	④ ボルト締付 トルクによる全 締付荷重(N)	⑤ ガasket 反力円の直径 (mm)	⑥ ガasket の有効幅(mm)	⑦ ガasket ト係数	⑧ 157k加圧 に必要な最小 荷重(N)	⑨ 不足する 荷重W0(N)	⑩ ボルト1本 当たりに 発生する荷重 (N)	⑪ ボルト径 面積(mm ²)	⑫ ボンネットボルトの 発生応力(MPa)
3V-RH-027A,B		6	10	99900				142372	-42472	-7079	58	122
3V-RH-004A,B		12	16	540000				590980	-50980	-4248	157	27

表5 弁耐圧部の接合部評価結果 (ボンネットナット座面の面圧、ボンネットフランジとペローズの合わせ面の面圧)

弁番号	ナット材質	ボンネット フランジの 材質	リフト輻御 板の材料	ナット呼び径	(a)メタルタッチ 部外径 (mm)	(b)メタルタッチ 部内径 (mm)	(d)ナット面 外径 (mm)	(e)ボンネット 穴径 (mm)	(h)ナット面積 (mm ²)	(i)ボルト本数 (本)	⑧ Wm1	①フランジ応力 (MPa)	フランジの許容 応力Su (MPa)	ペローズの許容 応力Su (MPa)	(k)ナット締付部 の発生応力 (MPa)	ナットの許容応 力Su (MPa)
3V-RH-004A,B				M16			22.5	19.0	114.1	12	590980	149.7	438	374	431.7	604

* : 伸び量がマイナスである3V-RH-004A, Bのみ評価を行った。

弁（逃がし弁、その他の弁を除く）からの 漏えいの可能性について

余熱除去系統のプロセス弁（3V-RH-006A, B 及び 3V-RH-008A, B を除く）の弁本体の耐圧部及び弁耐圧部の接合部について、ISLOCA 発生時の高温（300℃）、高圧（15.4MPa）の条件下で漏えいが発生しないことを以下のとおり確認した。3V-RH-006A, B 及び 3V-RH-008A, B は ISLOCA 発生時の圧力である 15.4MPa を上回る圧力で耐圧試験を実施し十分な耐圧性を確認できていることから、漏えい評価の対象外とした。また、プロセス弁のグランド部（逆止弁を除く）については、高温・高圧の条件下においてもグランドパッキンは機能し、有意な漏えいは発生しないと考えられるが、評価にあたっては保守的にグランドパッキンの存在を無視してグランド部から漏えいするものと想定し、破断面積を算出した。

計器入口弁については、計器入口弁の耐圧試験と計器本体の耐圧試験を確認した結果、計器本体の耐圧試験の圧力が ISLOCA 発生時の圧力（15.4MPa）を下回るものがあり、それらは破損する可能性があることから、破断面積の算出対象とした。

1. 強度評価

1.1 評価部位の選定

プロセス弁（3V-RH-006A, B 及び 3V-RH-008A, B を除く）の構成部品のうち、ISLOCA 発生時に漏えいが発生すると想定される部位は、弁箱及び弁蓋からなる弁本体の耐圧部、弁耐圧部の接合部及びグランド部があり、それらについて評価した。

計器入口弁については、下流側に設置している計器本体も含めて評価を行った。

1.2 評価方法

(1) 弁本体の耐圧部の評価

設計・建設規格「解説 VVB-3100 弁の圧力温度基準」を適用し必要な最小厚さを算出し、実機の最小厚さが必要な最小厚さを上回ることを確認した。

$$t = \frac{Pd}{2S - 1.2P} \quad (\text{解説 VVB-1})$$

t : 弁箱の最小厚さ

P : 15.4 (MPa)

d : 内径 (mm)

S : 設計引張強さ (Su=420 (MPa), at300℃)



(2) 弁耐圧部の接合部の評価

弁耐圧部の接合部については、ボンネットボルトの内圧と熱による伸び量、及びボンネットフランジと弁箱フランジの熱による伸び量を評価し、ボンネットボルトの伸び量からボンネットフランジと弁箱フランジの伸び

量を差し引いた伸び量がプラスの場合とマイナスの場合について評価を行った。

・伸び量がプラスの場合

ボンネットボルトの伸び量からボンネットフランジと弁箱フランジの伸び量を差し引いた伸び量がガスケットの復元量^{*1}を下回ることを確認した。

*1: ガスケットに締付面圧を加えていくと弾性変形が生じ、更に締付面圧を加えていくと塑性変形が生じる。塑性変形したガスケットの締付面圧を緩和した場合、弾性領域分のみが復元する性質がある。弁耐圧部の接合部のシールのため、ガスケットには塑性領域まで締付面圧を加えて初期圧縮を加えており、締付面圧緩和時に弾性領域分の復元が生じ、復元量以下であればシール性は確保される。ガスケットの復元量は、メカ試験によって確認した値。

・伸び量がマイナスの場合

伸び量がマイナスの場合は、弁耐圧部の接合部は増し締めされることになる。弁耐圧部の接合部については、ボンネットフランジと弁箱フランジがメタルタッチしており、それ以上ガスケットが圧縮しない構造となっていることから、ボンネットナット座面の面圧とボンネットフランジと弁箱フランジの合わせ面の面圧が材料の許容応力を下回ることを確認した。

a. 内圧による伸び量

ボンネットボルトの発生応力 (MPa)

$$\textcircled{4}' = (1000 \times \textcircled{1}' \times \textcircled{2}') / (0.2 \times \textcircled{3}')$$

$$\textcircled{8}' = (\pi \times \textcircled{5}' \times 15.4 / 4) \times (\textcircled{5}' + 8 \times \textcircled{6}' \times \textcircled{7}')$$

$$\textcircled{9}' = \textcircled{4}' - \textcircled{8}'$$

$$\textcircled{10}' = \textcircled{9}' / \textcircled{2}'$$

$$\textcircled{12}' = \textcircled{10}' / \textcircled{11}'$$

①' : 締付けトルク値 (N・m)

②' : ボンネットボルト本数 (本)

③' : ボンネットボルト外径 (mm)

④' : ボンネットボルト締付けトルクによる全締付荷重 (N)

⑤' : ガスケット反力円の直径 (mm)

⑥' : ガスケット有効幅 (mm)

⑦' : ガスケット係数

⑧' : 15.4MPa 加圧に必要な最小荷重 (N)

⑨' : 不足する荷重 (N)

⑩' : ボンネットボルト 1 本あたりに発生する荷重 (N)

⑪' : ボンネットボルト径面積 (mm²)

$$\textcircled{12}' = \textcircled{3}' \times \delta / (\textcircled{1}' + \textcircled{2}')$$

$$\delta = \textcircled{6}'$$

- ①：ボンネットフランジ厚さ（ふた）（mm）
- ②：弁箱フランジ厚さ（mm）
- ③：ボンネットボルト材料の縦弾性係数（MPa）, at300°C
- ⑥：ボンネットボルトの内圧による伸び量（mm）

b. 熱による伸び量

ボンネットボルトの熱による伸び量

- $④ \times (① + ②) \times (300^\circ\text{C} - 21^\circ\text{C}) = ⑦$
- ①：ボンネットフランジ厚さ（ふた）（mm）
- ②：弁箱フランジ厚さ（mm）
- ④：線膨張係数（ボンネットボルト）（MPa）
- ⑦：ボンネットボルトの熱による伸び量（mm）

ボンネットフランジと弁箱フランジの熱による伸び量

- $⑤ \times (① + ②) \times (300^\circ\text{C} - 21^\circ\text{C}) = ⑧$
- ①：ボンネットフランジ厚さ（ふた）（mm）
- ②：弁箱フランジ厚さ（mm）
- ⑤：線膨張係数（フランジ）（MPa）
- ⑧：ボンネットフランジと弁箱フランジの熱による伸び量（mm）

c. 伸び量

- 伸び量（mm） = $⑥ + ⑦ - ⑧$
- ⑥：ボンネットボルトの内圧による伸び量（mm）
- ⑦：ボンネットボルトの熱による伸び量（mm）
- ⑧：ボンネットフランジと弁箱フランジの熱による伸び量（mm）

d. ボンネットナット座面の面圧

ボンネットボルト締付荷重として評価された W_{m1} を、ボンネットナット座面の面積 S で除し、面圧を算出する。ボンネットナット座面を図1、2に示す。

$$W_{m1} = ⑧' \quad (\text{N})$$

弁はボンネットナットが2種類あるため、ボンネットナット座面の面積 S で除し、面圧の算出する2パターンを下記に示す。

<パターン1>

$$S = ((d)^2 - (e)^2) / 4 \times \pi$$

$$= (h) \quad (\text{図1参照})$$

面圧

$$\sigma = W_{m1} / S / \text{ボンネットボルト本数} = ⑧' / (f) / (i)$$

$$\sigma = (k)$$

<パターン2>

$$S = (\sqrt{3}/4 \times (f)^2 \times 6) - (g)$$

$$= (h) \quad (\text{図 2 参照})$$

面圧

$$\sigma = Wm1 / S = \textcircled{8}' / (h) / (i)$$

$$\sigma = (k)$$

⑧' : 15.4MPa 加圧に必要な最小荷重 (N)

(d) : ボンネットナット面外径 (mm)

(e) : ボンネット穴径 (mm)

(f) : ボンネットナット面直径 (mm)

(g) : ボンネット穴面積 (mm²)

(h) : ボンネットナット面積 (mm²)

(i) : ボンネットボルト本数 (本)

(k) : ボンネットナット応力 (MPa)

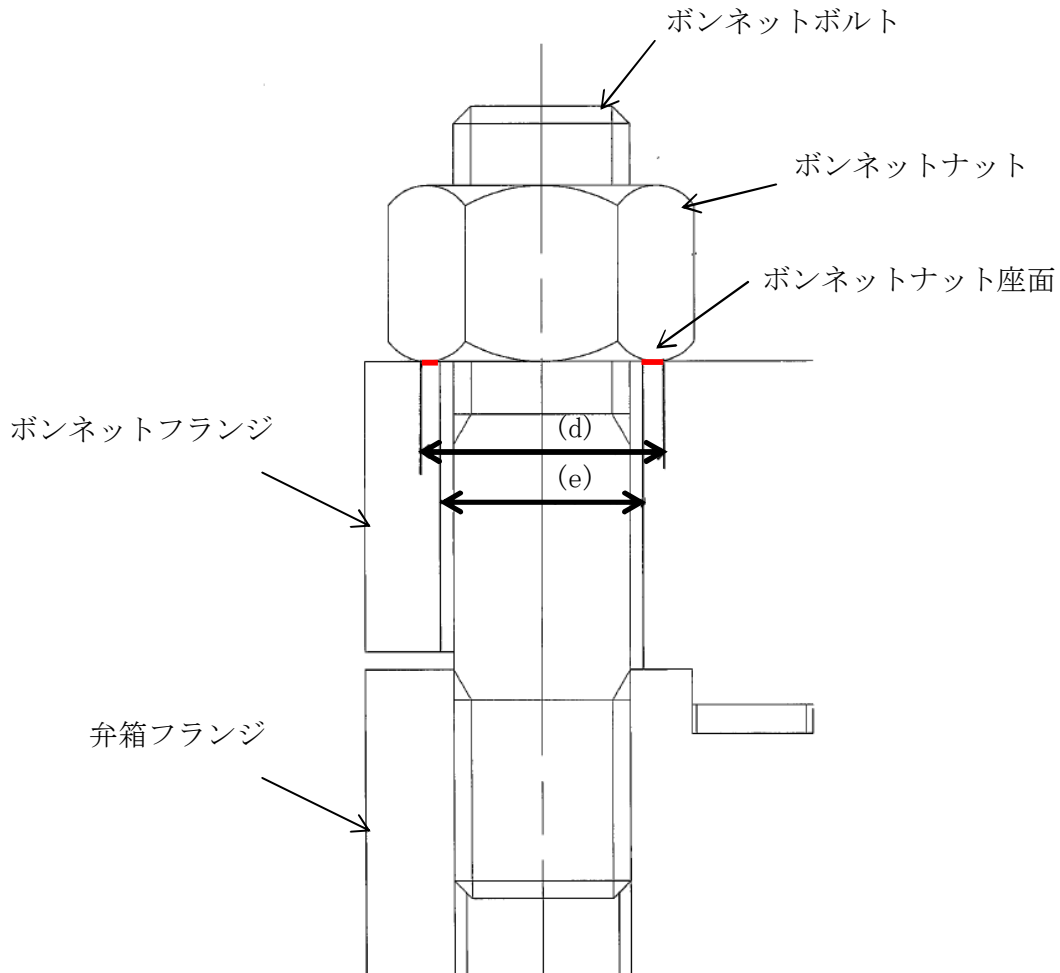


図1 ボンネットナット座面<パターン1>

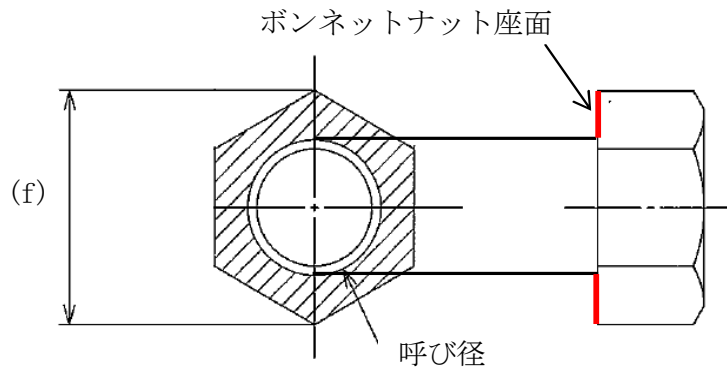


図2 ボンネットナット座面<パターン2>

e. ボンネットフランジと弁箱フランジの合わせ面の面圧

ボンネットボルト締付時のボンネットフランジと弁箱フランジの合わせ面の面圧を算出する。

ボンネットボルト締付荷重として評価された W_{m1} を、合わせ面の面積 S で除し、面圧を算出する。

$$W_{m1} = \textcircled{8}' \quad (\text{N})$$

$$S = ((a)^2 - (b)^2) / 4 \times \pi$$

$$= (c) \quad (\text{図3参照})$$

面圧

$$\sigma = W_{m1} / S = \textcircled{8}' / (c)$$

$$\sigma = (j)$$

$\textcircled{8}'$: 15.4MPa 加圧に必要な最小荷重 (N)

(a) : メタルタッチ部外径 (mm)

(b) : メタルタッチ部内径 (mm)

(c) : メタルタッチ部面積 (mm^2)

(j) : ボンネットフランジと弁箱フランジの合わせ面の応力 (MPa)

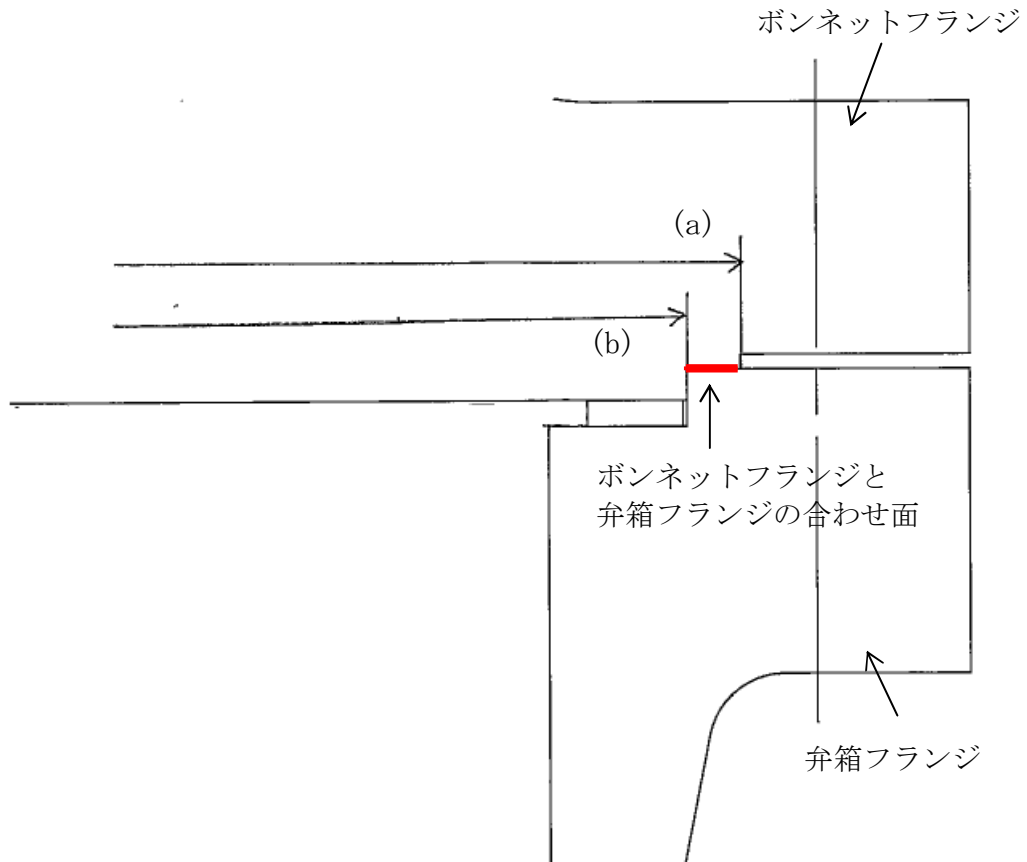


図3 ボンネットフランジと弁箱フランジの合わせ面

(3) 計器入口弁の評価

計器入口弁の耐圧試験と計器本体の耐圧試験を確認し、ISLOCA 発生時の圧力 (15.4MPa) と比較評価した。

1.3 評価結果

プロセス弁 (3V-RH-006A, B 及び 3V-RH-008A, B を除く) の各部位について評価した結果、表 1～4 に示すとおり実機の値は判定基準を満足し、ISLOCA 発生時の高温 (300℃)、高圧 (15.4MPa) の条件下で破損せず、漏えいは発生しないことを確認した。3V-RH-006A, B 及び 3V-RH-008A, B は、ISLOCA 発生時の圧力 (15.4MPa) を上回る圧力 (15.49MPa 以上) で耐圧試験を実施しており、破損せず漏えいは発生しない。

計器入口弁は ISLOCA 発生時の圧力 (15.4MPa) を上回る圧力 (32.4MPa) で耐圧試験を実施しており、破損せず漏えいは発生しないが、計器本体は耐圧試験圧力が 13.7MPa であるため、15.4MPa が加えられた場合、破損する可能性があることが確認された。

表1 弁本体の耐圧部評価結果

評価部位	材料	P : 内圧 (MPa)	D ₀ or d : 内径 (mm)	S : 設計引張強さ Su (MPa)	実機の最小厚さ (mm)	必要な最小厚さ (mm)
3V-RH-026A, B		15.4		420		3.8
3FCV-604, 614		15.4		420		3.8
3HCV-603, 613		15.4		420		4.7
3V-RH-023A, B		15.4		420		1.5
3FCV-601, 611		15.4		420		1.0
3V-RH-016A, B		15.4		420		4.5
3V-RH-013A, B		15.4		420		4.7
3V-RH-005A, B		15.4		420		6.8
3V-RH-056A, B		15.4		420		7.4
3V-RH-101		15.4		420		1.9
3V-RH-100		15.4		420		1.8

表 2 弁耐圧部の接合部評価結果 (ボンネットボルトの伸び量)

弁番号	ボンネットフランジ厚さ(ふた) t_b (mm)	弁箱フランジ厚さ t_r (mm)	縦弾性係数 (ボンネットボルト) E_s (MPa)	縦弾性係数 (ボンネットボルト) σ_s (mm/mm°C)	縦弾性係数 (ボンネットボルト) σ_b (mm/mm°C)	縦弾性係数 (ボンネットフランジ) α_f (mm/mm°C)	ボンネットフランジの材料	弁箱フランジの材料	内圧によるボンネットボルト伸び量 δ_i (mm)	熱によるボンネットボルト伸び量 δ_h (mm)	熱によるボンネットフランジ伸び量 δ_r (mm)	ボンネットボルト1本当りに発生する応力 P_s (MPa)	伸び量 (mm)	ガスケットの復元量 G (mm)
3Y-RH-026A, B			186000	1.300E-05	1.300E-05	1.718E-05			0.076	0.363	0.479	141.74	-0.040	
3FCV-604, 614			186000	1.300E-05	1.300E-05	1.718E-05			-0.013	0.294	0.388	-28.88	-0.107	
3HCV-603, 613			186000	1.300E-05	1.300E-05	1.718E-05			-0.013	0.301	0.398	-29.81	-0.110	
3Y-RH-023A, B			176000	1.603E-05	1.603E-05	1.718E-05			-0.036	0.273	0.292	-104.61	-0.056	
3FCV-601, 611			186000	1.300E-05	1.300E-05	1.718E-05			-0.045	0.199	0.264	-151.96	-0.109	
3Y-RH-016A, B			186000	1.300E-05	1.300E-05	1.718E-05			0.035	0.261	0.345	91.11	-0.049	
3Y-RH-013A, B			186000	1.300E-05	1.300E-05	1.718E-05			0.054	0.348	0.460	105.13	-0.058	
3Y-RH-005A, B			186000	1.300E-05	1.300E-05	1.718E-05			0.059	0.388	0.513	103.03	-0.066	
3Y-RH-056A, B			186000	1.300E-05	1.300E-05	1.718E-05			0.055	0.548	0.724	67.46	-0.121	
3Y-RH-101			186000	1.300E-05	1.300E-05	1.718E-05			0.002	0.236	0.312	6.66	-0.073	
3Y-RH-100			186000	1.300E-05	1.300E-05	1.718E-05			0.034	0.185	0.244	123.85	-0.026	

表3 弁耐圧部の接合部評価結果 (ボンネットボルトの発生応力)

弁番号	① 締付トルク値 (N・m)	② ボルト本数 (本)	③ ボルト外径 (mm)	④ ボルト締付トルクによる全締付荷重 (N)	⑤ ガスケット反力円の直径 (mm)	⑥ ガスケットの有効幅 (mm)	⑦ ガスケット係数	⑧ 157k加圧に必要な最小荷重 (N)	⑨ 不足する荷重 (0(N)	⑩ ボルトH本当たりに発生する荷重 (N)	⑪ ボルト径面積 (mm ²)	⑫ ボンネットボルトの発生応力 (MPa)
3V-RH-026A.B		16	22	1385455				1741508	-356053	-22253	157	142
3FCV-604.614		4	20	170700				142396	28304	7076	245	-29
3HCV-603.613		4	22	210455				174327	36127	9032	303	-30
3V-RH-023A.B		8	20	540000				334972	205028	25628	245	-105
3FCV-601.611		8	16	360000				169138	190862	23858	157	-152
3V-RH-016A.B		20	20	1400000				1846455	-446455	-22323	245	91
3V-RH-013A.B		16	22	1385455				1895125	-509671	-31854	303	105
3V-RH-005A.B		16	30	2584000				3508827	-924827	-57802	561	103
3V-RH-056A.B		20	30	3230000				3986851	-756851	-37843	561	67
3V-RH-101		12	16	540000				552554	-12554	-1046	157	7
3V-RH-100		8	16	360000				515555	-155555	-19444	157	124

表4 弁耐圧部の接合部評価結果 (ボーンネット座面の面圧、ボーンネットフランジと弁箱フランジの合わせ面の面圧)

弁番号	ナット材質	ボーンネットフランジの材質	弁箱フランジの材質	ナット呼び径	(a)メタルタッパ部		(d)ナット面外径 (mm)	(e)ボーンネット穴径 (mm)	(f)ナット面直径 (mm)	(g)ボーンネット穴面積 (mm ²)	(h)ナット面積 (mm ²)	(i)ボルト本数 (本)	⑧ Wm1	(j)ボーンフランジと弁箱フランジの合わせ面の応力 (MPa)	ボーンフランジの許容応力 Su (MPa)	弁箱フランジの許容応力 Su (MPa)	(k)ボーンネット締付部の張正応力 (MPa)	ボーンネットの許容応力 Su (MPa)
					内径 (mm)	外径 (mm)												
3V-RH-026AB	SNB7	SCS14A	SCS14A	M22		16288.4	31.4	25.0	-	-	288.5	16	1741508	106.9	420	420	383.9	632
3FCV-004614	S45C	SUS316	SCS14A	M20		841.2	-	-	34.6	415.5	362.1	4	142396	169.3	427	420	88.3	632
3HCY-003613	S45C	SUS316	SCS14A	M22		1382	-	-	37.0	490.9	398.3	4	174327	126.1	427	420	109.4	632
3V-RH-023AB	SNB16	SUSF316	SCS14A	M20		1988	29.0	23.0	-	-	245.0	8	334972	168.5	420	420	170.9	604
3FCV-001611	SNB7	SUSF316	SCS14A	M16		2850	22.5	19.0	-	-	114.1	8	169138	59.3	420	420	185.3	632
3V-RH-016AB	SNB7	SUSF316	SCS14A	M20		10681	27.7	23.0	-	-	187.2	20	1846455	172.9	420	420	483.3	632
3V-RH-013AB	SNB7	SUSF316	SCS14A	M22		16493	31.4	25.0	-	-	283.5	16	1895125	114.9	420	420	417.8	632
3V-RH-005AB	SNB7	SUSF316	SCS14A	M30		16165	42.8	33.0	-	-	580.1	16	3508827	216.8	420	420	376.1	632
3V-RH-006AB	SNB7	SUSF316	SCS14A	M30		2991.4	42.8	33.0	-	-	580.1	20	3998851	133.3	420	420	343.7	632
3V-RH-101	SNB7	SUSF316	SCS14A	M16		6359	22.5	19.0	-	-	114.1	12	552554	86.9	420	420	403.6	604
3V-RH-100	SNB7	SUSF316	SCS14A	M16		3804	22.5	19.0	-	-	114.1	8	515555	135.5	420	420	564.9	604

2. 破断面積

2.1 評価部位の選定と破断面積の評価方法

(1) プロセス弁

弁のグランド部（逆止弁を除く）については、1次冷却材系統の圧力・温度条件下においてもグランドパッキンは機能し、有意な漏えいは発生しないと考えられるが、評価にあたっては保守的にグランドパッキンの存在を無視してグランド部から漏えいするものと想定し、弁本体と弁棒の隙間部の断面積を破断面積とした。

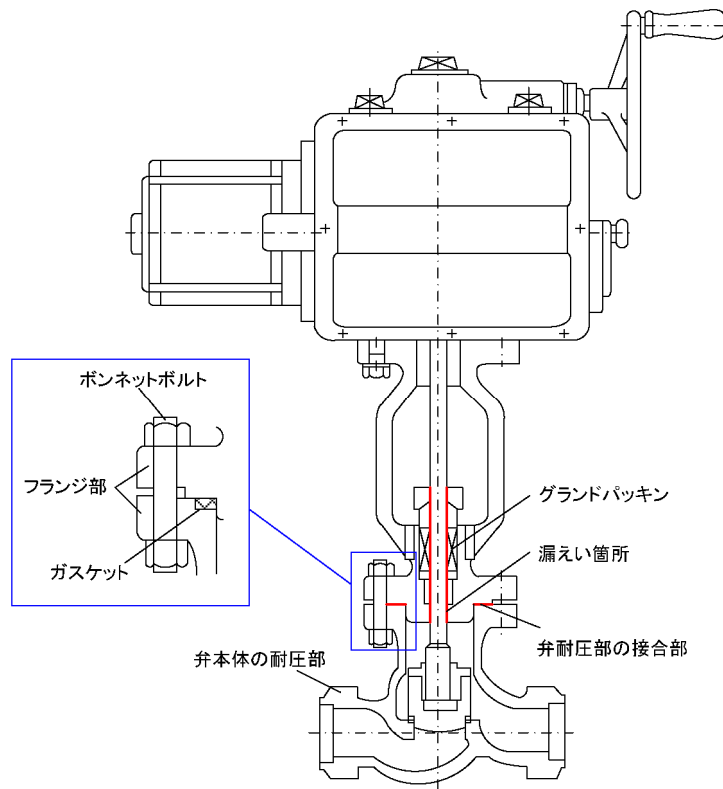
なお、3V-RH-026A, B は通常運転時は閉止されており、ISLOCA 発生時に1次冷却材系統と同一の圧力・温度が上流側よりかかる弁である。しかし、図11に示す通り、閉止状態の玉形弁の構造上弁グランド部に上流側の圧力がかかる事はない。従って、破断面積評価の対象外とした。

(2) 計器入口弁

ISLOCA により計器本体が破損し漏えいが起きた場合、計器入口弁の内径に応じて漏えい量が決まるため、破断面積は破損が想定される計器の入口弁の内径から算出した。

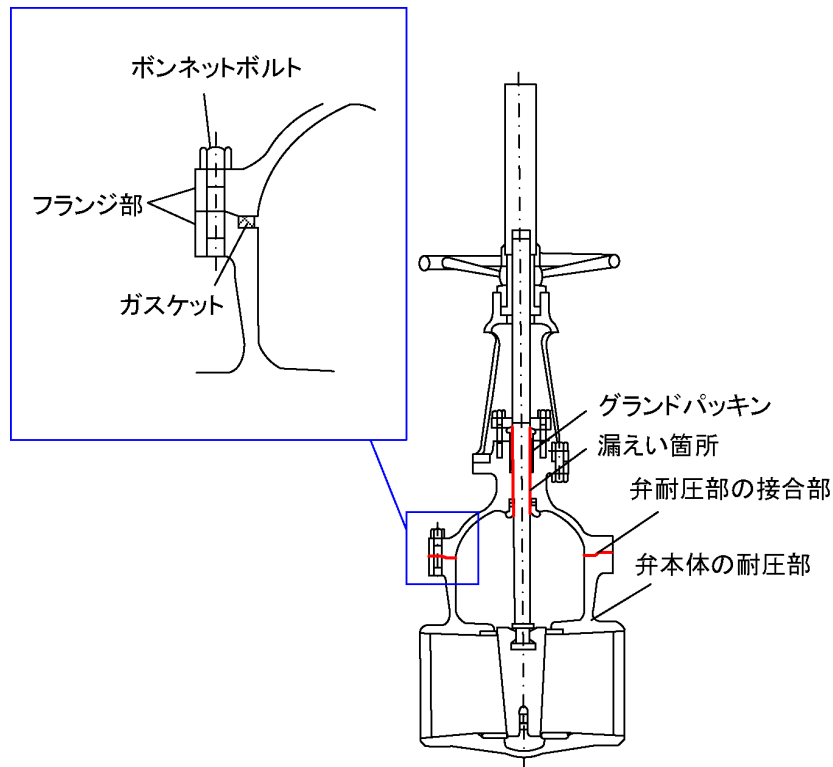
2.2 破断面積の評価結果

評価結果を図4～10にまとめる。



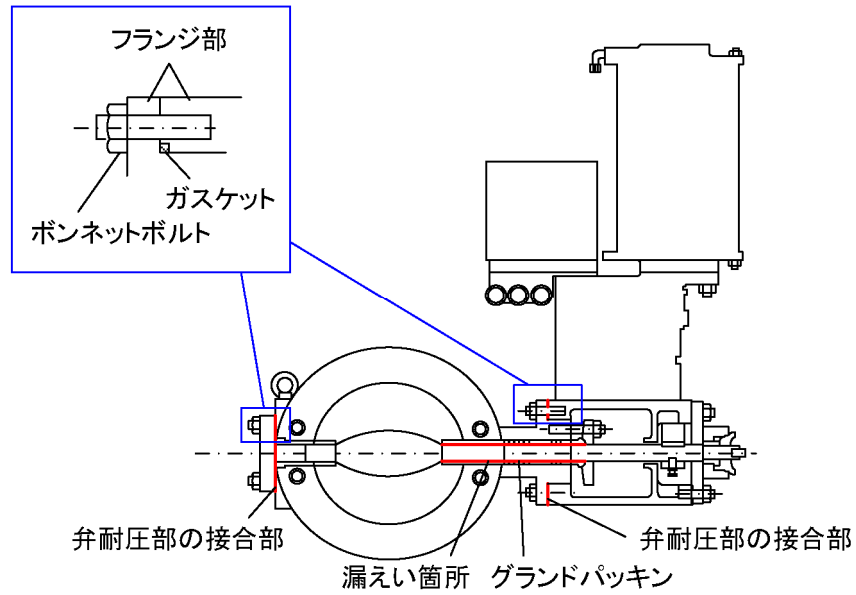
	3FCV-601, 611
呼び径 (inch) / 最高使用圧力 (MPa)	2 / 4.5
弁棒直径 : A (mm)	
弁棒貫通部の内径 : B (mm)	
隙間部の幅 : B-A (mm)	
隙間部の面積 (mm ²)	11.68
漏えい量評価に用いる 破断面積 (inch ²)	0.02

図4 電動弁



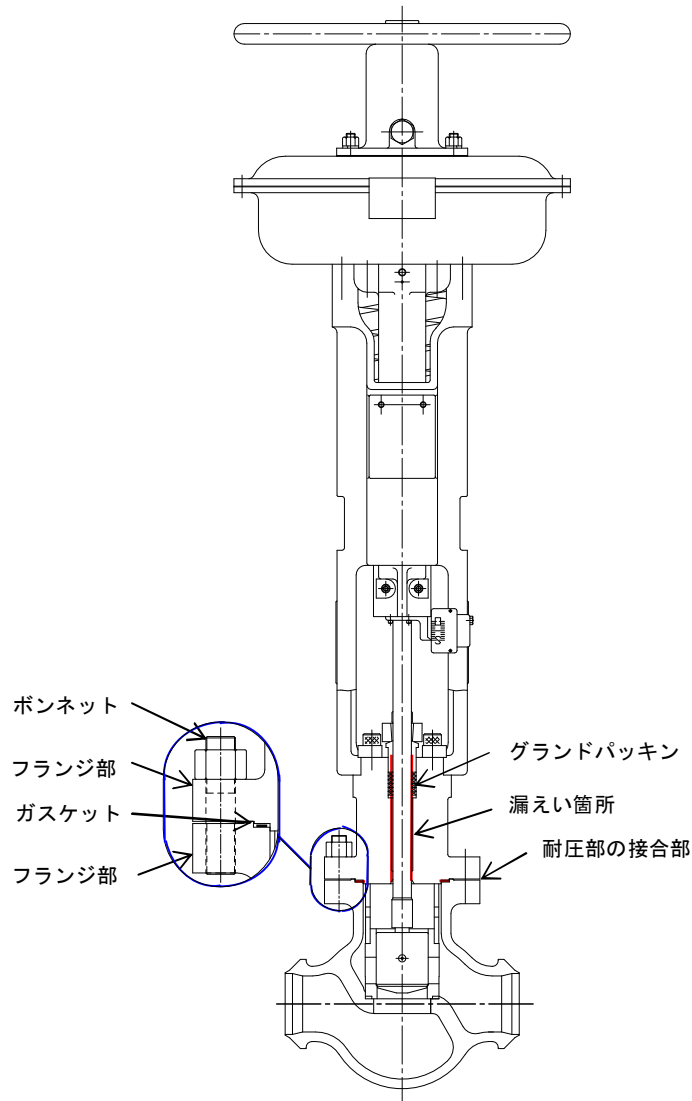
	3V-RH-055A, B	3V-RH-100
呼び径 (inch) / 最高使用圧力 (MPa)	16 / 4.5	4 / 4.5
弁棒直径 : A (mm)		
弁棒貫通部の内径 : B (mm)		
隙間部の幅 : B - A (mm)		
隙間部の面積 (mm ²)	32.43	11.68
漏えい量評価に用いる破断面積 (inch ²)	0.05	0.02
	3V-RH-058A, B	
呼び径 (inch) / 最高使用圧力 (MPa)	16 / 4.5	
弁棒直径 : A (mm)		
弁棒貫通部の内径 : B (mm)		
隙間部の幅 : B - A (mm)		
隙間部の面積 (mm ²)	32.43	
漏えい量評価に用いる破断面積 (inch ²)	0.05	

図5 仕切弁



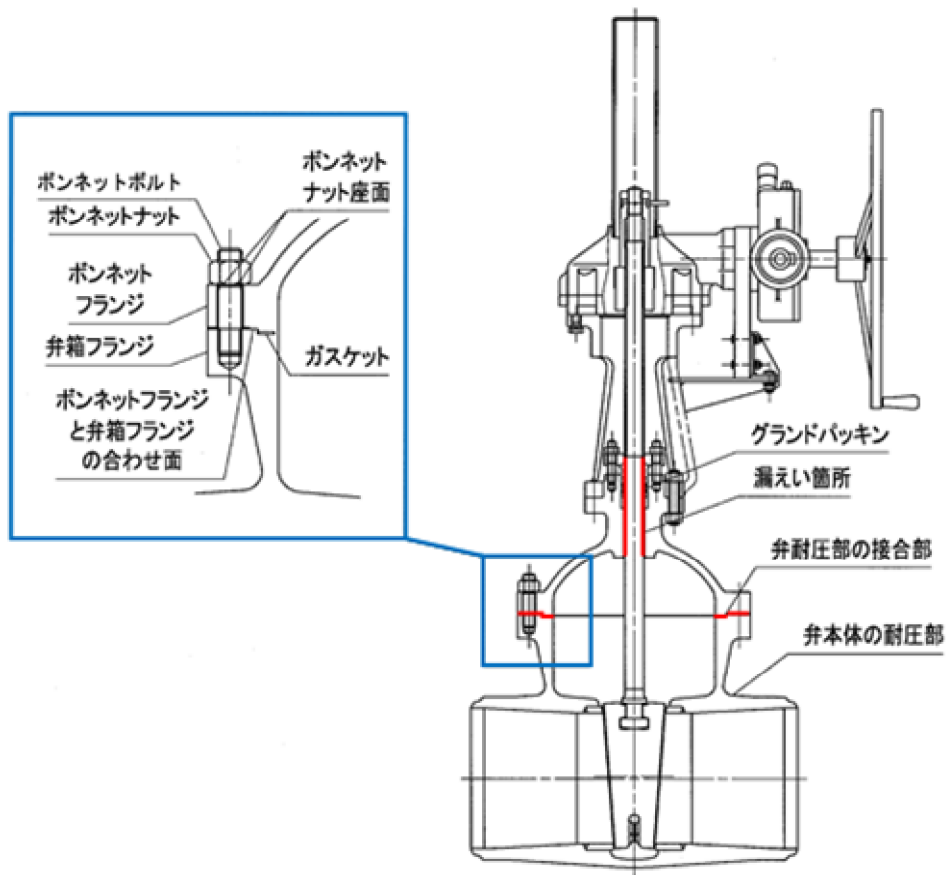
	3FCV-604, 614	3HCV-603, 613
呼び径 (inch) / 最高使用圧力 (MPa)	8 / 4.5	10 / 4.5
弁棒直径 : A (mm)		
弁棒貫通部の内径 : B (mm)		
隙間部の幅 : B - A (mm)		
隙間部の面積 (mm ²)	5.34	6.60
漏えい量評価に用いる破断面積 (inch ²)	0.01	0.01

図6 バタフライ弁



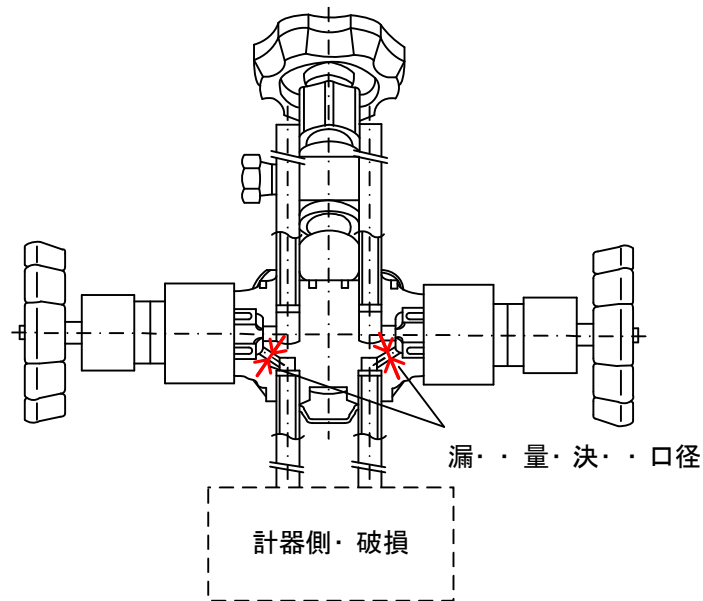
	3V-RH-023A, B
呼び径 (inch) / 最高使用圧力 (MPa)	3 / 4.5
弁棒直径 : A (mm)	
弁棒貫通部の内径 : B (mm)	
隙間部の幅 : B - A (mm)	
隙間部の面積 (mm ²)	
漏えい量評価に用いる破断面積 (inch ²)	0.04

図7 空気作動弁



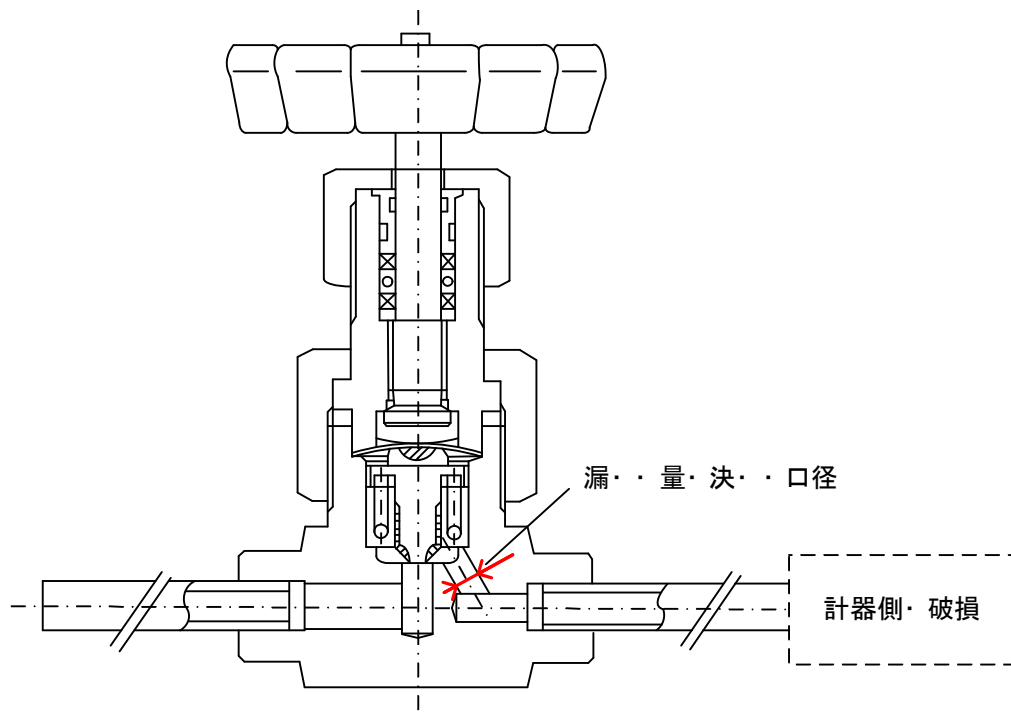
	3V-RH-016A, B	3V-RH-005A, B
呼び径 (inch) / 最高使用圧力 (MPa)	10 / 4.5	16 / 4.5
弁棒直径 : A (mm)		
弁棒貫通部の内径 : B (mm)		
隙間部の幅 : B - A (mm)		
隙間部の面積 (mm ²)	49.53	66.68
漏えい量評価に用いる破断面積 (inch ²)	0.08	0.10

図8 ツインパワー弁



		流量伝送器 3FT-601, 611	流量伝送器 3FT-604, 614
最高使用圧力 (MPa)		4.5	4.5
計器の 強度評価	計器耐圧 (MPa)	13.7	13.7
	要求耐圧 (MPa)	15.4	15.4
	評価	耐圧試験圧力が 13.7MPa であるため、15.4MPa が加えられた場合、破損する可能性がある。	
計器 入口弁の 強度評価	加圧条件 (MPa)	15.4	15.4
	耐圧試験圧力 (MPa)	32.4	32.4
	評価	ISLOCA 時の圧力を上回る圧力で耐圧試験を実施しており、破損しない。	
漏えい箇所の想定		計器入口弁は破損しないが、計器は破損する可能性がある。このため、ISLOCA により計器本体が破損し漏えいが起きた場合、計器入口弁の口径に応じて漏えい量が決まる。	
漏えい量を決める口径 (mm)		4	4
漏えいを決める面積 (mm ²)		13	13
漏えい量評価に用いる 破断面積 (inch ²)		0.02×2 箇所 (弁 1 個あたり)	0.02×2 箇所 (弁 1 個あたり)

図9 計器入口弁 (1 / 2)



		圧力伝送器 3PT-601, 611	現場圧力計 3PI-600, 610
最高使用圧力 (MPa)		4.5	4.5
計器の 強度評 価	計器耐圧 (MPa)	21	6
	要求耐圧 (MPa)	15.4	15.4
	評 価	ISLOCA 時の圧力を上回る圧力 で耐圧試験を実施しており、破 損しない。	耐圧試験圧力が 6MPa である ため、15.4MPa が加えられた 場合、破損する可能性がある。
計器 入口弁 の 強度評 価	加圧条件 (MPa)	15.4	15.4
	耐圧試験圧力 (MPa)	32.4	32.4
	評 価	ISLOCA 時の圧力を上回る圧力 で耐圧試験を実施しており、破 損しない。	ISLOCA 時の圧力を上回る圧 力で耐圧試験を実施しており 、破損しない。
漏えい箇所の想定		計器、計器入口弁ともに ISLOCA 時の圧力を上回る圧力で耐圧試 験を実施しており、破損しない ため、漏えいはない。	計器入口弁は破損しない が、計器は破損する可能性 がある。このため、ISLOCA により計器本体が破損し漏 えいが起きた場合、計器入 口弁の口径に応じて漏えい 量が決まる。
漏えい量を決める口径 (mm)		—	5
漏えいを決める面積 (mm ²)		—	20
漏えい量評価に用いる 破断面積 (inch ²)		—	0.03

図 10 計器入口弁 (2 / 2)

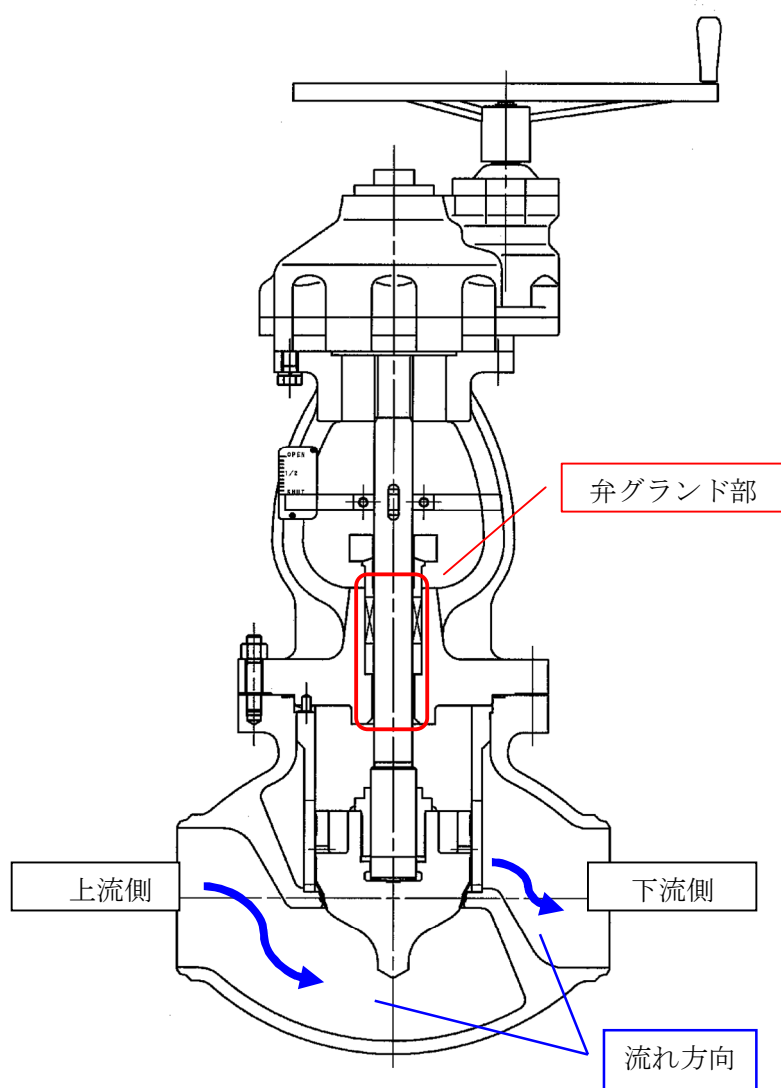


図11は3V-RH-026A, Bと同じく一般的な設置状態の玉形弁を示す。
 駆動方式に関わらず、閉止状態で弁グランド部に上流側の圧力がかかる事はない。

図11 玉形弁

配管からの漏えいの可能性について

配管及びフランジ部について、ISLOCA 発生時の高温 (300℃)、高圧 (15.4MPa) の条件下で漏えいが発生しないことを以下のとおり確認した。

1. 強度評価

1.1 評価部位の選定

配管の構成部品の中で漏えいが想定される部位は、高温・高圧の加わる配管と、配管と配管をつなぐフランジ部があり、それらについて評価を行った。余熱除去系統の評価対象配管を図 1 に示す。

1.2 評価方法

評価対象範囲内の配管は、クラス 2 配管とクラス 3 配管 (逃がし弁 3V-RH-027A, B、3V-RH-004A, B 下流の配管及び逆止弁 3V-RH-008A, B 上流の配管) から構成されている。クラス 2 配管については、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」を適用し、評価を行った。一方、クラス 3 配管については、一般的な評価手法を用いて内圧、自重、及び熱の影響を評価した。

(1) クラス 2 配管の評価

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」を適用して許容応力及び一次＋二次合計応力を算出し、発生応力が許容応力を下回ることを確認した。

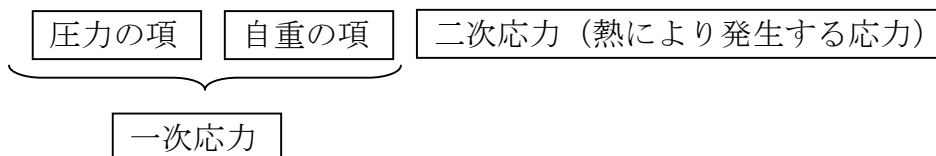
*供用状態 A および B について

GNR-2110 機器等の供用状態に関する用語

- (3) 「供用状態 A」とは、対象とする機器等がその主たる機能を満たすべき運転状態において設計仕様書等で規定された圧力および機械的荷重が負荷された条件下にある状態をいう。
- (4) 「供用状態 B」とは、「対象とする機器等が損傷を受けることなく、健全性を維持しなければならない」と設計仕様書等で規定された圧力および機械的荷重が負荷された条件下にある状態をいう。

一次＋二次合計応力の評価式

$$S_n = \underbrace{\frac{PD_0}{4t}}_{\text{圧力の項}} + \underbrace{\frac{0.75i_1M_a}{Z}}_{\text{自重の項}} + \underbrace{\frac{i_2M_c}{Z}}_{\text{二次応力 (熱により発生する応力)}} \quad (\text{PPC-4.5})$$



S_n : 一次応力と二次応力を加えて求めた応力 (MPa)

P : 15.4 (MPa) (ISLOCA 発生時の圧力)

D_0 : 管の外径 (mm)

自重の項は既工認の一次応力の値から設計圧力による応力を除いた値とした。また、工認の範囲外の配管については、[]を適用して評価を行った。

二次応力については、常温(21℃)から177℃へ温度上昇した際の一次+二次応力の解析条件下で算出している既工認の値のうち、二次応力成分の値を常温(21℃)からISLOCA発生時の300℃へ温度上昇した際の二次応力に補正して評価を行った。なお、二次応力(熱曲げモーメントによる応力)は、拘束点における熱膨張によるたわみが原因であり、熱膨張量は温度に比例することから、既工認の一次+二次応力の二次応力成分の値を温度上昇比で線形補正した。

許容応力

$$S_a = 1.25fS_c + (1 + 0.25f)S_h \quad (\text{PPC-4.7})$$

S_a : 許容応力 (MPa)

f : 許容応力低減係数で、表 PPC-3530-1 の左欄に掲げる温度変化サイクル数の区分に応じ、それぞれ同表の右欄に掲げる値

S_c : 室温における付録材料図表 Part5 表5に規定する材料の許容引張応力 (MPa)

S_h : 使用温度における付録材料図表 Part5 表5に規定する材料の許容引張応力 (MPa)

(2) クラス3配管の評価

評価対象配管は以下の考え方にに基づき、内圧及び熱の影響が最も厳しい配管を選定し、一般的な評価手法を用いて内圧、自重、及び熱の影響による歪を算出し、許容歪量を下回ることを確認した。

- ・内圧による応力について：⑰配管は、⑯配管及び⑱配管に比べて外径が小さいことから、内圧による応力は小さくなる。また、⑯配管と⑱配管については、配管の外径と板厚の関係性は同様であるため、内圧による応力は同等である。
- ・熱膨張による評価について：配管のサポート間隔を図面にて確認し、熱膨張長さに比べて、吸収代が小さく最も熱応力が厳しいと思われる配管部位を選定した結果、⑱配管となった。
これらのことから、内圧による応力、及び熱膨張による評価が厳しくなる⑱配管を選定し、評価を実施した。

なお、ここでいう⑯配管、⑰配管、⑱配管については、別紙-5 (5/9) 余熱除去系統 評価対象配管を参照のこと。

①内圧による応力

$$\sigma = 0.5 \times \frac{PD}{2t} = 110.1 \text{ (MPa)}$$

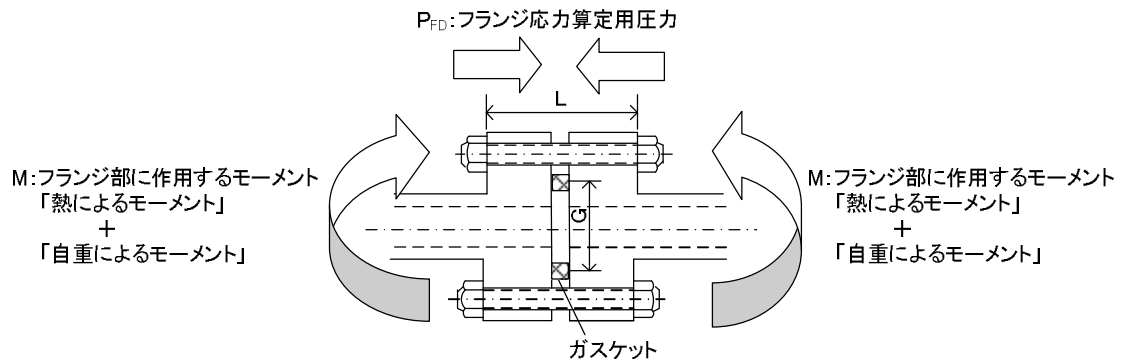


図 2 フランジ部

$$P_{FD} = P + P_{eq} \quad (\text{PPD-1.6})$$

P_{FD} : フランジ応力算定用圧力 (MPa)

P : 15.4 (MPa) (ISLOCA 発生時の圧力)

P_{eq} : 管の自重およびその他機械的荷重によりフランジ部に作用する曲げモーメントを圧力に換算した等価圧力 (MPa)

$$P_{eq} = \frac{16M}{\pi G^3} \quad (\text{PPD-1.7})$$

M : フランジ部に作用するモーメント (N・mm)

「熱によるモーメント」 + 「自重によるモーメント」

G : ガスケット反力のかかる位置を通る円の直径 (mm)

二次応力については、既工認における常温(21℃)から177℃へ温度上昇した際の一次＋二次応力の解析条件下で算出している値のうち、二次応力成分の値を常温(21℃)からISLOCA発生時の300℃へ温度上昇した際の二次応力に補正して評価を行った。なお、二次応力(熱曲げモーメントによる応力)は、拘束点における熱膨張によるたわみが原因であり、熱膨張量は温度に比例することから、既工認の一次＋二次応力の二次応力成分の値を温度上昇比で線形補正した。なお、工認対象外のフランジについては、常温(21℃)から177℃へ温度上昇した際の二次応力をとし、その値を常温(21℃)からISLOCA発生時の300℃へ温度上昇した際の二次応力に補正して評価を行った。

1.3 評価結果

配管及びフランジ部について評価した結果、表1～3に示すとおり実機の値は判定基準を満足し、ISLOCA発生時の高温(300℃)、高圧(15.4MPa)の条件下で破損せず、漏えいは発生しないことを確認した。

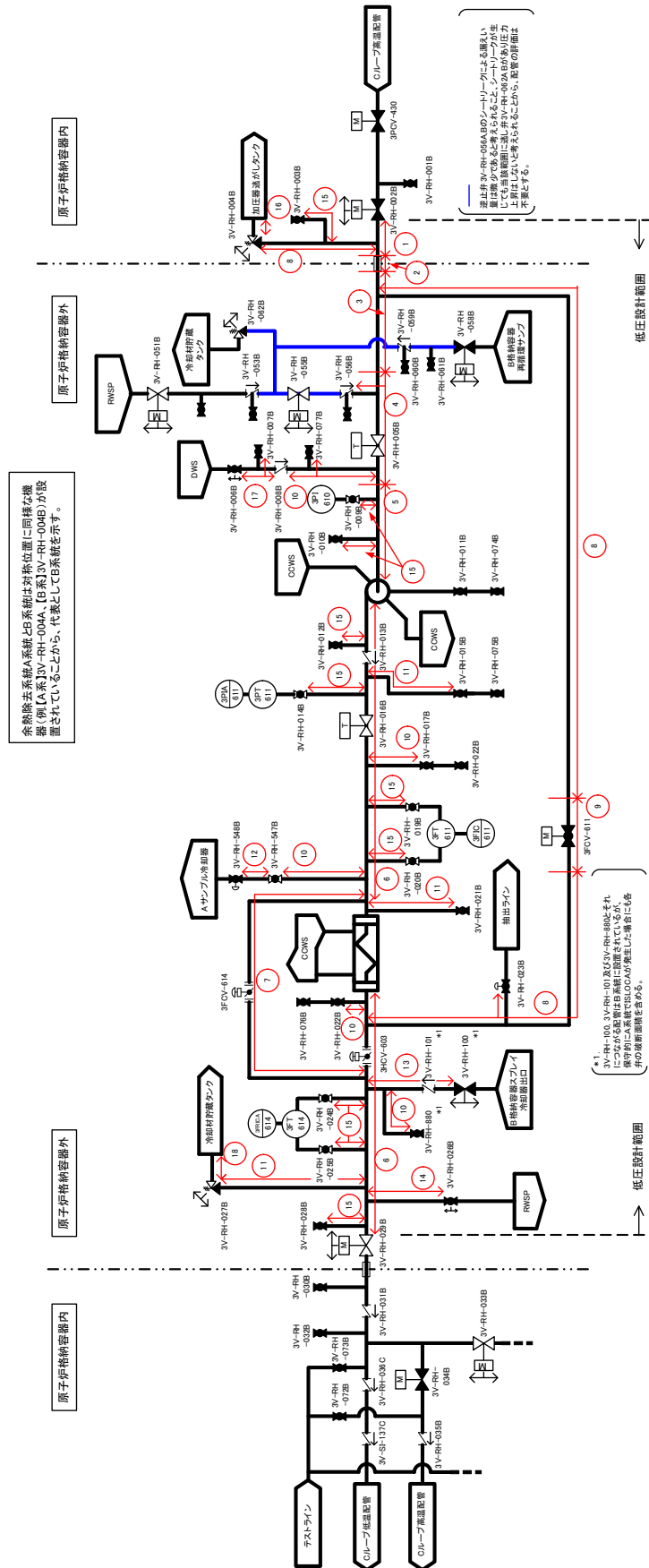


図1 余熱除去系統 評価対象配管

表 1 配管評価結果 (クラス 2 配管)

NO	クラス区分	外径 (mm)	厚さ (mm)	材料	評価圧力 (MPa)	評価温度 (°C)	一次応力				一次+二次応力	
							圧力による応力 (MPa)	外荷重(自重)による応力 (MPa)	合計応力 (MPa)	許容応力 (MPa) Min(2.25Sm, 1.8Sy)	一次+二次合計応力 (MPa)	許容応力 (MPa) Sa
①	2	318.5	10.3	SUS304TP	15.4	300	119.1	14.2 (注1)	134	228	250 (注5)	298
②	2	318.5	25.4	SUS316TP	15.4	300	48.3	21.9 (注2)	71	235	227 (注5)	310
③	2	318.5	10.3	SUS304TP	15.4	300	119.1	49.2 (注2)	169	228	273 (注6)	298
④	2	406.4	12.7	SUS304TPY	15.4	300	123.2	40.0 (注2)	164	228	225 (注6)	298
⑤	2	355.6	11.1	SUS304TP	15.4	300	123.3	10.0 (注2)	134	228	234 (注6)	298
⑥	2	267.4	9.3	SUS304TP	15.4	300	110.7	35.7 (注3)	147	228	263 (注7)	298
⑦	2	216.3	8.2	SUS304TP	15.4	300	101.6	23.3 (注3)	125	228	226 (注7)	298
⑧	2	89.1	4.0	SUS304TP	15.4	300			116	228		298
⑨	2	60.5	3.5	SUS304TP	15.4	300			97	228		298
⑩	2	27.2	2.5	SUS304TP	15.4	300			72	228		298
⑪	2	34.0	3.0	SUS304TP	15.4	300			74	228		298
⑫	2	9.53	1.65	SUS316TB	15.4	300			53	235		310
⑬	2	114.3	6.0	SUS304TP	15.4	300			104	228		298
⑭	2	216.3	8.2	SUS304TP	15.4	300			132	228	202 (注9)	298
⑮	2	42.7	6.4	SUS304TP	15.4	300			56	228		298

評価: 一次応力及び一次+二次応力は、許容応力以下であるので強度は十分である。
 (注1) 既工事計画認可申請書分割第5次申請添付資料7-5-13「配管の強度計算書(余熱除去設備)」による。記載値はブロック⑥のうち今回の評価対象範囲の一次応力の最大値から通常設計時の最高使用圧力による応力を除いた値。
 (注2) 既工事計画認可申請書分割第4次申請添付資料5-6-4「配管の強度計算書(余熱除去設備)」による。記載値はブロック③のうち今回の評価対象範囲の一次応力の最大値から通常設計時の最高使用圧力による応力を除いた値。
 (注3) 既工事計画認可申請書分割第4次申請添付資料5-6-4「配管の強度計算書(余熱除去設備)」による。記載値はブロック④のうち今回の評価対象範囲の一次応力の最大値から通常設計時の最高使用圧力による応力を除いた値。
 (注4) 既工事計画認可申請書分割第5次申請添付資料7-5-13「配管の強度計算書(余熱除去設備)」による。記載値はブロック⑥のうち今回の評価対象範囲の一次+二次応力の最大値の二次応力成分を(300-常温)/(177-常温)倍したものである。
 (注5) 既工事計画認可申請書分割第4次申請添付資料5-6-4「配管の強度計算書(余熱除去設備)」による。記載値はブロック③のうち今回の評価対象範囲の一次+二次応力の最大値の二次応力成分を(300-常温)/(177-常温)倍したものである。
 (注6) 既工事計画認可申請書分割第4次申請添付資料5-6-4「配管の強度計算書(余熱除去設備)」による。記載値はブロック④のうち今回の評価対象範囲の一次+二次応力の最大値の二次応力成分を(300-常温)/(177-常温)倍したものである。
 (注7) 既工事計画認可申請書分割第4次申請添付資料5-6-4「配管の強度計算書(余熱除去設備)」による。記載値はブロック④のうち今回の評価対象範囲の一次+二次応力の最大値の二次応力成分を(300-常温)/(177-常温)倍したものである。
 (注8) 既工事計画認可申請書分割第4次申請添付資料5-6-4「配管の強度計算書(余熱除去設備)」による。記載値はブロック④のうち今回の評価対象範囲の一次+二次応力の最大値の二次応力成分を(300-常温)/(177-常温)倍したものである。
 (注9) 既工事計画認可申請書分割第4次申請添付資料5-6-4「配管の強度計算書(余熱除去設備)」による。記載値はブロック④のうち今回の評価対象範囲の一次+二次応力の最大値の二次応力成分を(300-常温)/(177-常温)倍したものである。

表2 配管評価結果(クラス3配管)

NO	⑱※1
使用温度(°C)	300
使用圧力(MPa)	15.4
材質	SUS304TP
降伏点(MPa)	127
縦弾性係数(MPa)	176000
口径(熱応力が最も大きい部位)(mm)	114.3
板厚(熱応力が最も大きい部位)(mm)	4.0
内圧による応力(MPa)	110.1
上記の歪量(%)	0.063
熱膨張応力による歪(%)	5
許容歪量(%) ※2	19
<p>※1 クラス3配管(⑰配管、⑱配管、⑳配管)の中で、内圧による応力、及び熱膨張による評価が1番厳しくなる配管</p> <p>※2 JIS G 3459で材料に要求される引張強さに相当する歪量</p>	

表3 フランジ部評価結果(1/2)

フランジ口径		14B	12B	10B	8B
最高使用温度(°C)		300	300	300	300
最高使用圧力(MPa)		4.5	4.5	4.5	4.5
ガスケット					
ボルト仕様	ボルト材質				
	ボルトサイズ	M36	M30	M30	M30
	本数	20	20	16	12
	E (MPa)	186000	186000	186000	186000
内圧 P (MPa)		15.4	15.4	15.4	15.4
フランジに作用する自重曲げモーメント $M^{注1}$ (N・mm)		10030000	22332000	16789710	6260710
フランジに作用する熱伸び曲げモーメント $M^{注2}$ (N・mm)		108123400	27915000	70780150	29019600
曲げモーメントによる等価圧力 $Peq^{注3}$ (MPa)		10.18	5.61	16.35	11.77
内圧P+等価圧力 Peq (MPa)		25.58	21.01	31.75	27.17
G (mm)		389.6	357.3	301.0	248.1
有効断面積(mm ²) $A=\pi/4G^2$		119214.14	100266.51	71157.86	48344.09
発生荷重F (N) $F=(P+Peq)*A$		3048972	2106623	2259550	1313307
ボルト(1本)に生じる荷重 F/n(N)		152449	105331	141222	109442
ボルト断面積 A2(mm ²)		1017.88	706.86	706.86	706.86
ボルト(1本)に生じる応力 (MPa)		149.77	149.01	199.79	154.83
ボルトひずみ ϵ		0.00081	0.00080	0.00107	0.00083
ボルト長さL1 (mm)		168.8	149.0	206.2	290.4
ボルトの伸び量 $\Delta L1$ (mm)		0.14	0.12	0.22	0.24
初期締付荷重(N)		110000	72000	71000	70000
初期締付による応力 (MPa)		108.1	101.9	100.4	99.0
ボルトひずみ ϵ_0		0.00058	0.00055	0.00054	0.00053
初期締付によるボルトの伸び量 $\Delta L0$ (mm)		0.10	0.08	0.11	0.15
荷重によるボルトの伸び量 $\Delta L1-\Delta L0$ (mm)		0.04	0.04	0.11	0.09
ボルト熱膨張係数 α_1 (mm/mm°C)		1.300E-05	1.300E-05	1.300E-05	1.300E-05
フランジ(SUS304)熱膨張係数 α_2 (mm/mm°C)		1.707E-05	1.707E-05	1.707E-05	1.707E-05
弁(SCS14A)熱膨張係数 α_3 (mm/mm°C)		-	-	-	1.718E-05
ボルト熱伸び対象長さL2 (mm)		168.8	149.0	206.2	290.4
フランジ(SUS304)熱伸び対象長さL3 (mm)		162.4	145.8	199.8	124.0
弁(SCS14A)熱伸び対象長さL4 (mm)		-	-	-	160.0
ボルト熱伸び量 $\Delta L2=\alpha_1 \cdot L2$ (mm)		0.61	0.54	0.75	1.06
フランジ熱伸び量 $\Delta L3=\alpha_2 \cdot L3+\alpha_3 \cdot L4$ (mm)		0.78	0.70	0.95	1.36
伸び量 $\Delta L1-\Delta L0+\Delta L2-\Delta L3$ (mm)		-0.12	-0.12	-0.09	-0.22
ガスケットの初期圧縮量 (mm)					
ガスケットの合計圧縮量 (mm)					
ガスケットの最大圧縮量 (mm)					

(注1) 既工事計画認可申請書分割第4次申請添付資料5-6-4「配管の強度計算書(余熱除去設備)」による。14Bの記載値はブロック③の、12B、10B、8Bの記載値はブロック④の一次応力の最大値から通常設計時の最高使用圧力による応力を除いた値に断面係数を乗じて求めた値。

(注2) 既工事計画認可申請書分割第4次申請添付資料5-6-4「配管の強度計算書(余熱除去設備)」による。14Bの記載値はブロック③の、12B、10B、8Bの記載値はブロック④の一次+二次応力の最大値から一次応力の最小値を除いた値を(300-常温)/(177-常温)倍した値に断面係数を乗じて求めた値。

(注3) JSME設計・建設規格による機械的荷重による曲げモーメントを等価圧力に換算する式 $Peq=16M/(\pi G^3)$ により算出。今回は、熱伸びによる曲げモーメントも本計算式により等価圧力換算している。

表3 フランジ部評価結果 (2 / 2)

部位		3V-RH-004AB		3V-RH-027AB	
		入口配管	出口配管	入口配管	出口配管
フランジ口径		3-1/2B	4B	1-1/4B	1-1/2B
最高使用温度(°C)		300	300	300	300
最高使用圧力(MPa)		4.5	4.5	4.5	4.5
ガスケット					
ボルト仕様	ボルト材質				
	ボルトサイズ	M22	M16	M16	M12
	本数	8	8	4	4
	E (MPa)	186000	186000	186000	186000
内圧 P (MPa)		15.4	15.4	15.4	15.4
フランジに作用する自重曲げモーメント $M^{注1}$ (N・mm)		653400	1107900	62520	138510
フランジに作用する熱伸び曲げモーメント $M^{注2}$ (N・mm)		2178000	3693000	208400	461700
曲げモーメントによる等価圧力 $Peq^{注3}$ (MPa)		7.60	9.26	8.67	12.83
内圧P+等価圧力 Peq (MPa)		23.00	24.66	24.07	28.23
G (mm)		123.8	138.2	54.2	62.0
有効断面積(mm ²) $A=\pi/4G^2$		12037.36	15000.51	2307.22	3019.07
発生荷重F (N) $F=(P+Peq)*A$		276858	369963	55525	85217
ボルト(1本)に生じる荷重 F/n(N)		34607	46245	13881	21304
ボルト断面積 A2(mm ²)		380.13	201.06	201.06	113.10
ボルト(1本)に生じる応力 (MPa)		91.04	230.01	69.04	188.37
ボルトひずみ ϵ		0.00049	0.00124	0.00037	0.00101
ボルト長さL1 (mm)		95.6	51.0	62.1	38.7
ボルトの伸び量 $\Delta L1$ (mm)		0.05	0.06	0.02	0.04
初期締付荷重(N)		36000	25000	19000	15000
初期締付による応力 (MPa)		94.7	124.3	94.5	132.6
ボルトひずみ ϵ_0		0.00051	0.00067	0.00051	0.00071
初期締付によるボルトの伸び量 $\Delta L0$ (mm)		0.05	0.03	0.03	0.03
荷重によるボルトの伸び量 $\Delta L1 - \Delta L0$ (mm)		0.00	0.03	-0.01	0.01
ボルト熱膨張係数 $\alpha 1$ (mm/mm°C)		1.300E-05	1.300E-05	1.300E-05	1.300E-05
管側フランジ(SUS304)熱膨張係数 $\alpha 2$ (mm/mm°C)		1.707E-05	1.707E-05	1.707E-05	1.707E-05
弁側フランジ(SCS14A)熱膨張係数 $\alpha 3$ (mm/mm°C)		1.718E-05	1.718E-05	1.718E-05	1.718E-05
ボルト熱伸び対象長さL2 (mm)		95.6	51.0	62.1	38.7
管側フランジ熱伸び対象長さL3 (mm)		41.4	23.8	26.9	17.5
弁側フランジ熱伸び対象長さL4 (mm)		51.0	24.0	32.0	18.0
ボルト熱伸び量 $\Delta L2 = \alpha 1 \cdot L2$ (mm)		0.35	0.19	0.23	0.14
フランジ熱伸び量 $\Delta L3 = \alpha 2 \cdot L3 + \alpha 3 \cdot L4$ (mm)		0.44	0.23	0.28	0.17
トータル隙間 $\Delta L1 - \Delta L0 + \Delta L2 - \Delta L3$ (mm)		-0.10	-0.01	-0.06	-0.02
ガスケットの初期圧縮量 (mm)					
ガスケットの合計圧縮量 (mm)					
ガスケットの最大圧縮量 (mm)					

(注1) 定ピッチスパン法による自重による応力の制限値に断面係数を乗じて求めた値。

(注2) 定ピッチスパン法による熱伸びによる応力の制限値に断面係数を乗じて求めた値。

(注3) JSME設計・建設規格による機械的荷重による曲げモーメントを等価圧力に換算する式 $Peq=16M/(\pi G^3)$ により算出。今回は、熱伸びによる曲げモーメントも本計算式により等価圧力換算している。

水撃力（圧力波）と圧力波の共振について

一般に、大きな圧力差のある系統間が隔離弁の誤開放等により突然連通した場合、低圧側の系統に大きな水撃力（水撃力＝圧力×断面積）が発生することが知られている。また、弁開放により発生した高圧の圧力は管路内を圧力波として伝播する。図1に弁開放時間と水撃力（圧力波）の関係を示す。図1に示されるように、上流側の隔離弁が緩やかに開放されると、下流側に伝わる水撃力の増加も緩やかに上昇する。一方、急開放すると短時間で大きな水撃力が下流側に伝播する。

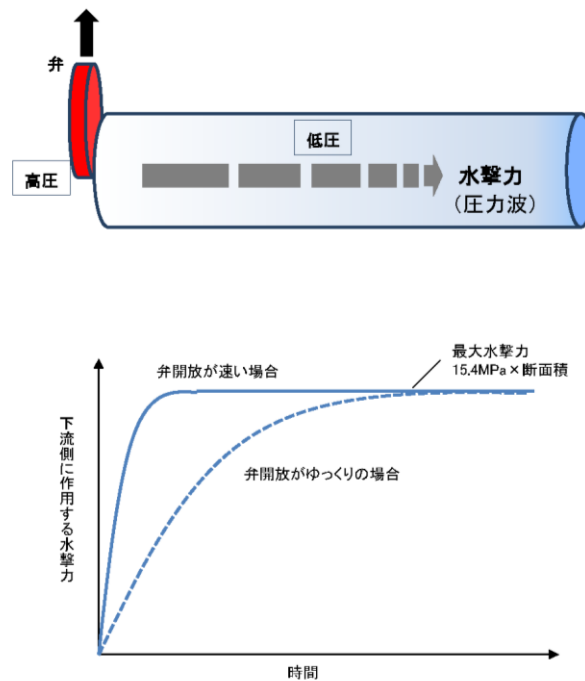


図1 弁開放時間と水撃力（圧力波）の関係

さらに、弁の開放時間が速い場合、管路内を伝播する入射方向の圧力波と反射方向の圧力波が衝突し、共振により管路内の圧力波が増幅し、大きな水撃力が起こる場合がある。図2に弁の開放時間と圧力波の関係を示す。

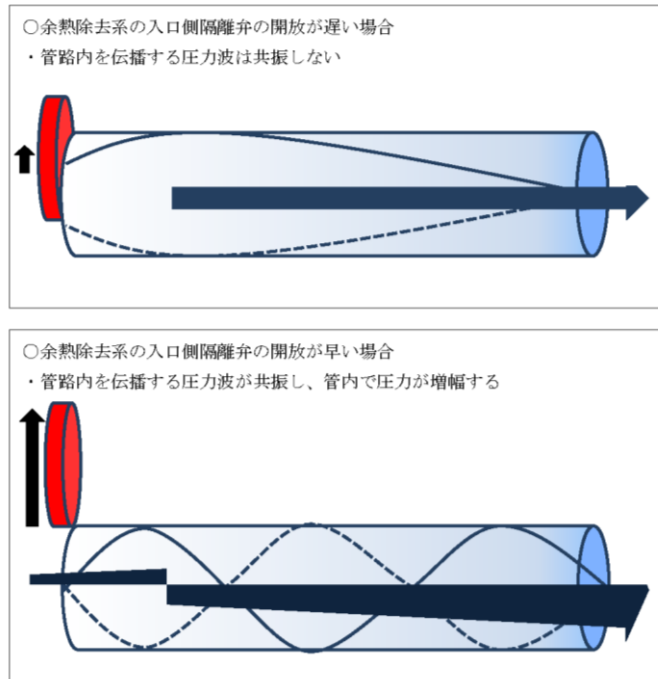


図2 弁の開放時間と圧力波の関係

圧力波は音速で管内を伝播することから、低圧側の系統に気相領域が存在する場合には伝搬速度が遅くなり、上流側隔離弁が緩やかな開動作であった場合でも圧力波の共振が発生し、大きな水撃力が起こる場合がある。しかし、余熱除去系統は満水状態で運転機状態にあるため、その懸念はない。

図3に気相領域がある場合の水撃力（圧力波）の伝播を示す。

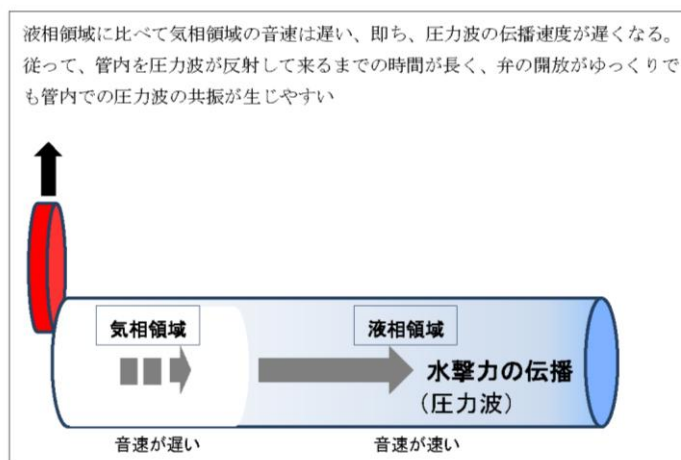


図3 気相領域がある場合の水撃力（圧力波）の伝播

(財)原子力発電技術機構原子力安全解析所「レベル2 P S A手法

の整備に関する報告書＝PWRプラント＝」

におけるISLOCA時の漏えい評価の概要

1. 余熱除去系統配管

出力運転時に余熱除去系統の高温側格納容器隔離弁が開放された場合を想定し、MELCORコードによる流体応答計算より、余熱除去系統配管の最大圧力は全ての余熱除去系統の逃がし弁が不作動のケースにおいて約32MPaの配管内最高圧力が得られている。

また、余熱除去系統配管の動的構造計算より、配管の最大塑性歪みは、余熱除去冷却器出口配管で発生し、全ての余熱除去系統の逃がし弁が不作動のケースで約0.16の最大塑性歪みが得られている。配管である304ステンレス鋼管の破断歪みは0.19となることから、格納容器隔離弁の瞬時開放（破損）で余熱除去系統の低圧配管が延性破壊する可能性は小さく、“破断”はしないとしている。

2. 余熱除去系統の機器

余熱除去系統の低圧配管は延性破壊する可能性は低いため、余熱除去系統の低圧部から補助建屋への冷却材の流出経路として、余熱除去系統の低圧部の弁、余熱除去冷却器及び余熱除去ポンプからの漏えいを想定する。

当該報告書では、以下の漏えい面積を同定している。

- ・余熱除去ポンプ：0.05inch²
- ・余熱除去冷却器：0.39inch²
- ・余熱除去系統の弁（21弁）：0.55inch²

上記より、余熱除去系統全体の漏えい面積は、約0.99inch²（等価直径約1.1inch）としている。

「NUREG/CR-5744 “Assessment of ISLOCA Risk-Methodology and Application to a Westinghouse Four-Loop Ice Condenser Plant”」

におけるISLOCA時の漏えい評価の概要

1. 熱流動解析

- ・ RELAP5を使い、余熱除去系統の熱流動解析を実施している。
- ・ 逃がし弁の開放時間は1秒、電動弁の開放時間は10秒とする。また、故障した逆止弁は10秒で開くとした。この仮定はB&WのISLOCA研究を実施するためにLERデータをレビューした結果に基づいており、このレビューで逆止弁の瞬間的な故障は見つかっていないとしている。
- ・ 余熱除去系統のコールドレグ側の隔離弁の故障を想定している。
- ・ 余熱除去系統の圧力は、逆止弁が10秒オーダーで開く場合は、1次冷却材系統の定常圧力が最大圧力となる。

2. 機器の損傷解析

- ・ 動的影響の確率は無視できるため、準静的に圧力が加わる条件で評価を行っており、下表に示す結果を得ている。

部 位	評 価 結 果
配 管	<ul style="list-style-type: none"> ・ 管の腐食による減肉の影響、温度を考慮しているが、管が破損することはない。 ・ フランジ部からの漏えいを検討しているが、漏えい量はmg/secオーダーである。
弁	<ul style="list-style-type: none"> ・ 弁箱の肉厚に対し隣接する配管の肉厚のほうが薄いため、先に配管が破損する。 ・ グランド部からの漏えいは無視できる。 ・ 余熱除去系統内の8個の弁の内、2個の弁については、ボンネットボルトによる接合部の耐圧性能が2,485psig (約17.1MPa)を下回るため、ボンネットボルトによる接合部から漏えいが発生する。(面積: 0.04inch²)
ポンプ	<ul style="list-style-type: none"> ・ ケーシング、ケーシングの接合部、メカニカルシール及び冷却水配管の耐圧性能が2500psig (約17.2MPa)を上回るため漏えいは発生しない。
余熱除去冷却器	<ul style="list-style-type: none"> ・ 胴板に破損圧力が加われば無制限な漏えいが発生する。 ・ 鏡板に非対称な座屈圧力が加われば漏えいが発生する。(面積: 0.7inch²) ・ 鏡板に塑性破損するような座屈圧力が加われば無制限な漏えいが発生する。

二相条件の臨界流について

二相条件の臨界流については、Marviken臨界流試験により、流量は破断面積に比例することが確認されている。Marviken臨界流試験の結果の一部を下図に示す。試験では同じサブクール度33°C条件で、破断面積（内径300mm、500mm）を変えて臨界流を発生させ、単位面積・単位時間あたりの質量流量を測定している。図より、どちらの二相条件の質量流束も約20,000kg/m²・sと同じ値を示していることから、二相条件の臨界流の場合、流量は破断面積に比例することが確認できる。

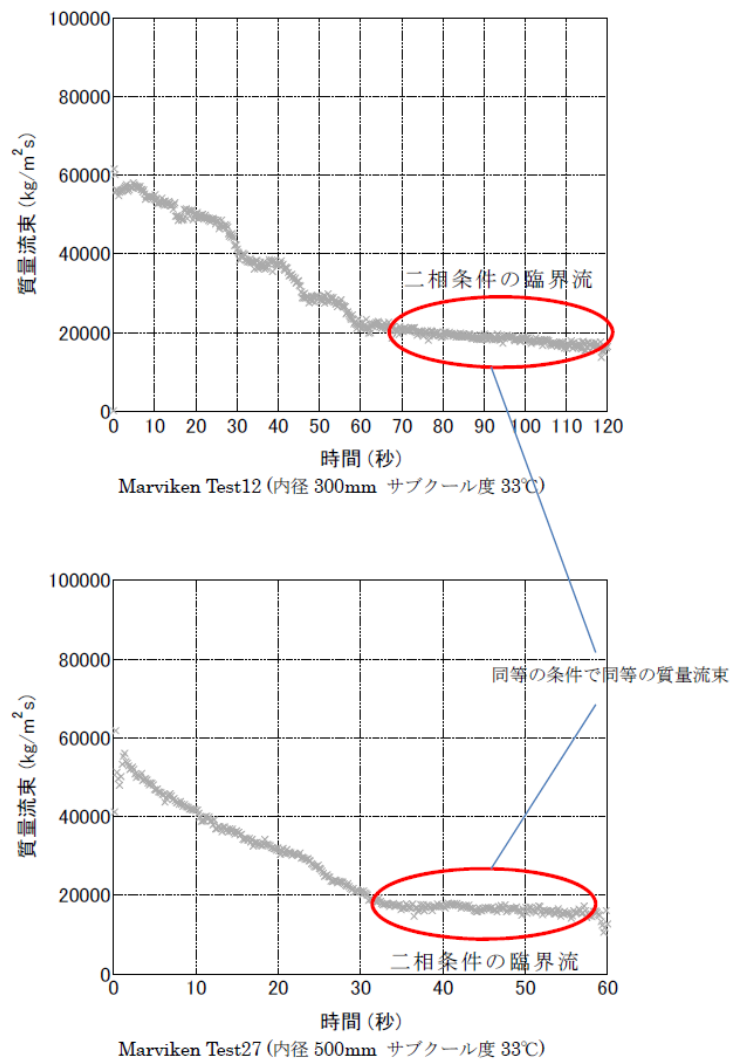


図 質量流束

※ 平成25年12月17日PWR4社審査会合資料「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1部 M-RELAP5）」より引用

1.2 余熱除去系統の分離，隔離操作

【破断系列の余熱除去系統隔離操作】

1. 操作概要

インターフェイスシステムLOCA発生時に，破断系列の余熱除去系統隔離操作を行う。

2. 必要要員数及び操作時間

必要要員数 : 1名
操作時間（想定） : 30分
操作時間（模擬） : 24分

3. 操作の成立性

アクセス性 : アクセスルートに設置されている照明はバッテリー内蔵型であり，事故環境下においてもアクセス可能である。

また，運転員は，LEDヘッドランプ及びLED懐中電灯を携行しているため，暗所でも移動できる。

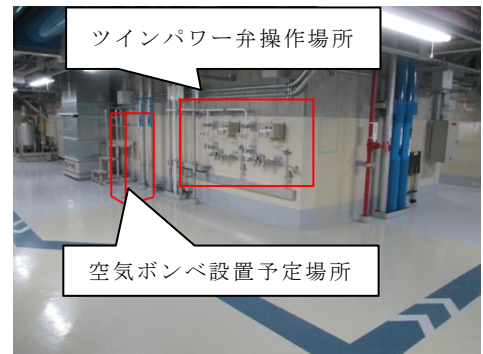
作業環境 : 作業エリアに設置されている照明はバッテリー内蔵型であり，事故環境下においても作業できる。また，汚染が予想されることから個人線量計を携帯し，全面マスク等を着用する。

操作性 : ツインパワー弁の開操作は，駆動用空気ポンペをツインパワー弁への空気供給配管に接続することで，ツインパワー弁の操作箱の操作スイッチにより遠隔操作が可能となり，容易に操作できる。空気ポンペの接続のためのホース接続についてはカップラ接続であり容易に接続できる。ポンペ元弁を開とするための工具もポンペ付近に設置している。

連絡手段 : 通常時の通信手段として電力保安通信用電話設備の携帯電話端末（PHS）を携行しており連続通話で約6時間使用可能である。また，事故環境下において，通常の連絡手段が使用不能となった場合でも，携行型通話設備を使用し中央制御室との連絡を行う。



①余熱除去ポンプ入口弁
(原子炉補助建屋 T.P. 2.8m)



②余熱除去ポンプ入口弁駆動用空気ポンペ
(原子炉補助建屋 T.P. 10.3m)

1.3 インターフェイスシステムLOCA発生時の対応操作の成立性について

1. 余熱除去系統からの漏えい箇所及び漏えい量

余熱除去系統からの漏えい箇所は、ISLOCAの有効性評価において想定したとおり、弁、余熱除去ポンプ、余熱除去冷却器、余熱除去ポンプ入口逃がし弁（3V-RH-004A(B)、以下、「入口逃がし弁」という。）及び余熱除去冷却器出口逃がし弁（3V-RH-027A(B)以下、「出口逃がし弁」という。）を想定した。漏えいを想定する箇所を図1に示す。また、漏えい量は、ISLOCAの有効性評価における1時間後までの解析結果から、以下のとおりに推移する。（図2参照）

- ① ISLOCA発生時、高温・高圧の1次冷却材が余熱除去系統に流入し、入口逃がし弁（吹出し圧力：{ }、吹止り圧力：{ }）及び出口逃がし弁（吹出し圧力：{ }、吹止り圧力：{ }）から流出するとともに、弁グランド部、余熱除去ポンプグランド部、余熱除去冷却器マンホールフランジ部等から高温の蒸気と水が二相流となって噴出する。
- ② 2次系強制冷却、減圧操作により、出口逃がし弁及び入口逃がし弁からの漏えいが順次止まるとともに、原子炉建屋及び原子炉補助建屋内での余熱除去系統からの漏えい量も徐々に低下する。
- ③ その後、余熱除去系統を1次冷却材系統から隔離するために、余熱除去ポンプ入口弁（ツインパワー弁）の閉止操作を開始する。ツインパワー弁は、1次冷却材系統の圧力が十分低下していることを確認した後、駆動用空気ボンベ操作を開始し、その約30分後に漏えいを停止することが可能である。ここで、ツインパワー弁閉止後も隔離されていない漏えい弁が4個存在するが、事象発生後1時間時点で1次冷却材系統内の圧力は弁の最高使用圧力（{ }）を十分下回る1MPa程度に低下し、また現実的にはグランドパッキンの機能も期待できることから、弁のグランド部からの漏えいは無視できる状態になる。（図3参照）

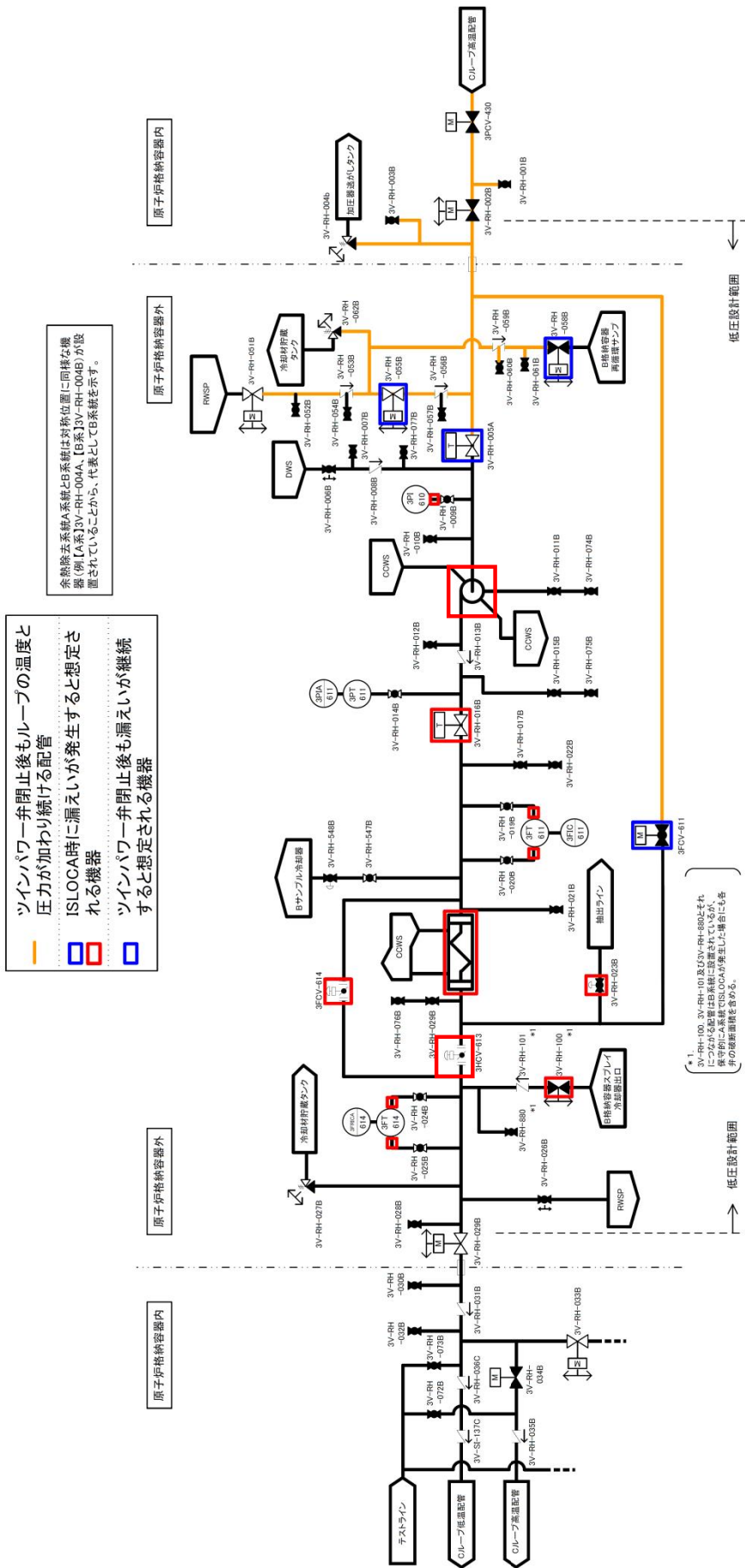


図 1 泊 3 号炉における ISLOCA 発生時に漏えいが発生すると想定される機器及びツインパワースhut後も漏えいが継続すると想定される機器

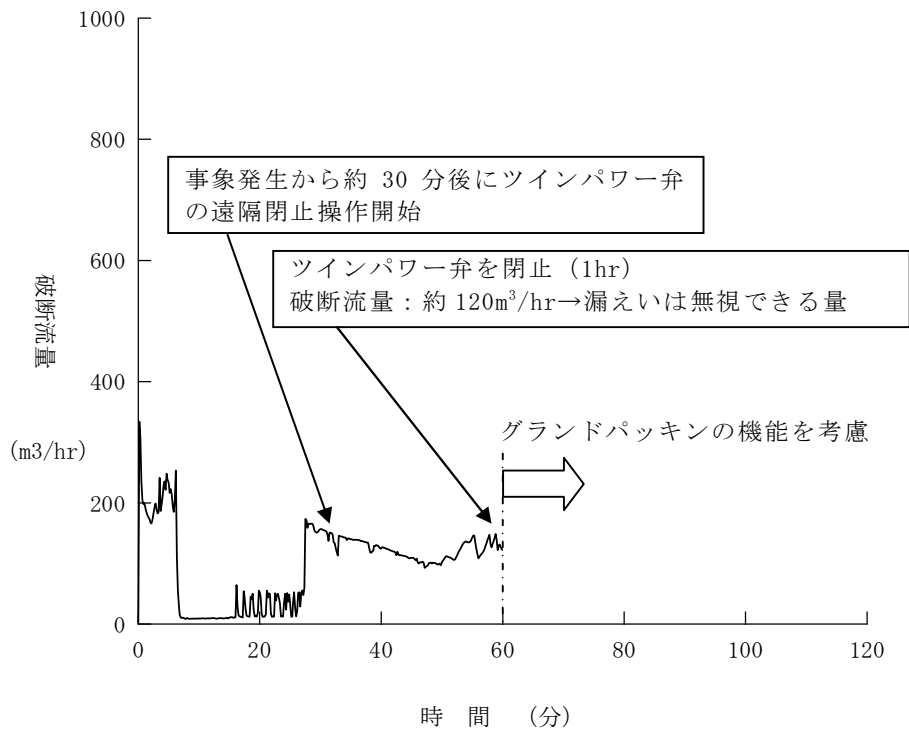


図 2 余熱除去系統からの漏えい量（格納容器外への漏えい量）

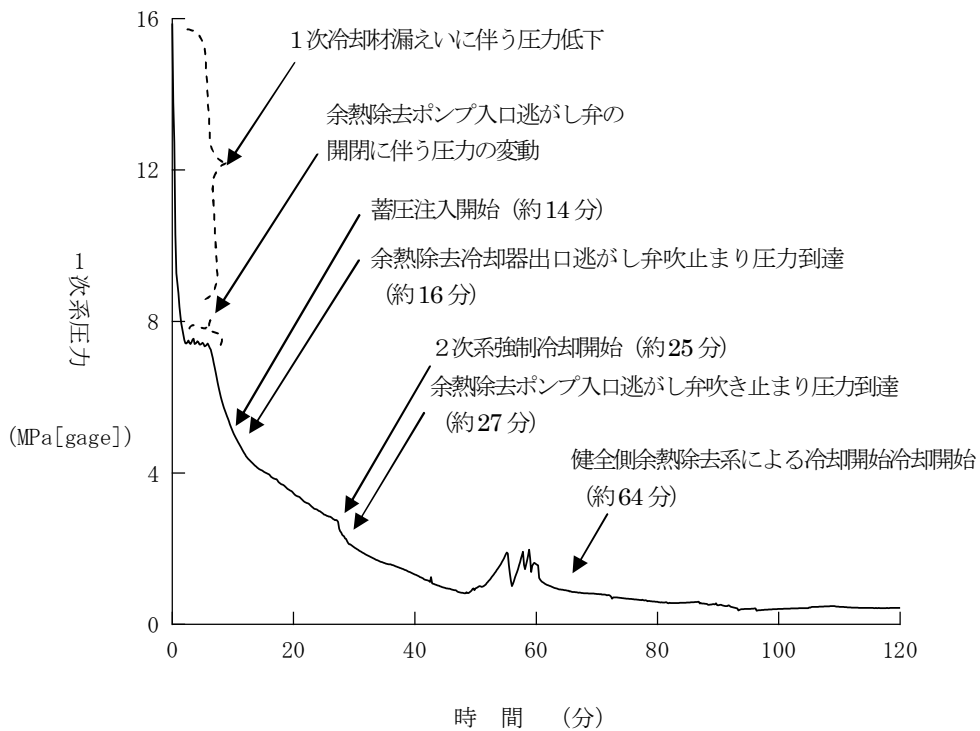


図 3 1次冷却材圧力

2. ISLOCA 発生時の対応操作の成立性

ISLOCA 発生時には、事象収束及び長期冷却継続のため、高圧注入ポンプ、主蒸気逃がし弁、補助給水ポンプ、加圧器逃がし弁、充てんポンプ、健全側余熱除去ポンプ及び健全側余熱除去冷却器の他、破損側余熱除去系統の隔離のための余熱除去ポンプ入口弁（ツインパワー弁）及びその駆動機構であるツインパワー装置の機能に期待している。

本事象発生時には、原子炉補助建屋内に漏えいした水の滞留、高温の水及び蒸気による雰囲気温度の上昇及び放射線量の上昇が想定されることから、事象を収束し長期冷却を継続するために必要な健全側余熱除去ポンプ等の機能や隔離のためのツインパワー弁の操作性に影響する可能性がある。

そのため、別紙－1、2、3に示すとおり、溢水評価及び雰囲気温度評価及び線量評価を行うとともに、必要な対応操作の成立性及び健全側余熱除去ポンプ等の機能維持に関して確認した。その結果を以下に示すとともに表1に整理する。

なお、隔離操作の評価においては実際の操作可能時間を考慮し、事象発生から1時間後にツインパワー弁の閉止が完了し漏えいが停止するものとした。

(1) 対応操作の成立性

ISLOCA 発生時において必要な対応操作のうち、高圧注入ポンプによる注入、加圧器逃がし弁の開放による1次系減圧操作、充てんポンプによる注水開始および高圧注入ポンプの停止、健全側余熱除去ポンプによる冷却操作は、全て中央制御室からの操作によるため、ISLOCA 発生時の溢水、雰囲気温度及び線量の影響を受けずに操作可能である。

ツインパワー弁の閉止操作に関しても、以下のとおり溢水／雰囲気温度／放射線の影響を受けずに操作可能であることを確認した。

a. 溢水による影響（別紙－1参照）

ツインパワー弁の遠隔操作場所は原子炉補助建屋 T.P.10.3m の通路であり、アクセスルートも含めて溢水の影響を受けないため、その操作は可能である。

b. 雰囲気温度の影響（別紙－2 参照）

ツインパワー弁の遠隔操作場所は原子炉補助建屋 T.P.10.3m の通路であり、アクセスルートも含めて溢水による建屋内雰囲気温度上昇の影響を受けないため、その操作は可能である。

c. 放射線による影響（別紙－3 参照）

ツインパワー弁の遠隔操作場所は原子炉補助建屋 T.P.10.3m の通路であり、アクセスルートも含めて放射線による影響が少ないため、その操作は可能である。

(2)健全側余熱除去ポンプ等の機能維持

長期冷却を継続するためにその機能に期待する健全側余熱除去ポンプ等について、関連計装品を含め ISLOCA 発生時においてもその機能が維持されることを、以下のとおり確認した。

それらの結果を表 1 に整理する。

a. 溢水による影響（別紙－1 参照）

健全側余熱除去ポンプ及び高圧注入ポンプは原子炉補助建屋の T.P.-1.7m に設置されており ISLOCA 発生後、他区画からの漏えい水により溢水が生じるが、その使命期間における没水水位は機能喪失高さ以下であるためこれらの機能は維持される。

充てんポンプは原子炉補助建屋の T.P.10.3m に設置されており、他区画からの漏えい水による影響を受けない区画に設置されているため、機能は維持される。

補助給水ポンプ及び主蒸気逃がし弁は区画として分離されている非管理区域に設置されており、関連計装部品も含め漏えいの影響は無く、補助給水ポンプ等の機能は維持される。

加圧器逃がし弁は原子炉格納容器内に設置されているが、関連計装部品も含め、漏えい箇所である加圧器逃がしタンクより高所に設置していることから、影響はない。

ツインパワー弁の駆動部は浸水レベルより十分高い位置に設置しており、溢水の影響を受けない。

b. 雰囲気温度の影響（別紙－2 参照）

健全側余熱除去ポンプ及び高圧注入ポンプは原子炉補助建屋の T.P.-1.7m に設置されており、原子炉補助建屋内における漏えい蒸気を考慮した場合においても、関連計装部品も含め機能維持されることを確認している。

充てんポンプは原子炉補助建屋の T.P.10.3m に設置されており、原子炉補助建屋内における漏えい蒸気を考慮した場合においても、関連計装部品も含め機能維持されることを確認している。

補助給水ポンプ及び主蒸気逃がし弁は区画として分離されている非管理区域に設置されており、関連計装部品も含め漏えいの影響は無く、補助給水ポンプ等の機能は維持される。

加圧器逃がし弁は原子炉格納容器内に設置されているが、漏えい箇所である加圧器逃がしタンクから離隔されていることに加え、関連計装部品も含め ISLOCA 発生時における動作を考慮した耐環境仕様品を使用していることから、弁の機能は維持される。

ツインパワー弁本体及び駆動部は原子炉補助建屋の T.P.2.8m に設置されており、原子炉補助建屋内における漏えい蒸気を考慮した場合においても機能維持されることを確認している。

c. 放射線による影響（別紙－3 参照）

健全側余熱除去ポンプ、高圧注入ポンプ、及び関連計装品については、床ドレン配管の排水に期待しない条件で算出した線量率で1ヶ月間ばく露した場合でも、放射線量に対し機能維持されることを確認している。

なお、充てんポンプ及びその関連計装品については当該区画に線源がないため影響はない。

補助給水ポンプ及び主蒸気逃がし弁は直接漏えいが発生しない区画（非管理区域）にあり、扉により溢水箇所と分離されているため、放射線源は一切なく、その機能に影響はない。

加圧器逃がし弁は原子炉格納容器に設置されているが、漏えい箇所である加圧器逃がしタンクからは離隔されていることに加え、関連計装部品も含め ISLOCA 発生時における動作を考慮した耐環境仕様品を使用していることから、弁の機能は維持される。

から、影響はない。

ツインパワー弁駆動部は金属部品等による機械的機構のみで構成されており、放射線による影響を受けないため、その機能に影響はない。

(3)現実的な漏えい量を想定した場合の成立性

実機において ISLOCA が発生した場合、解析で用いた破断面積は下表

のとおり保守的に設定されていることから、実際の漏えい量が少なくなり、事象進展も遅くなることから、中央制御室での操作の成立性やツインパワー弁の閉止操作の成立性の観点では余裕が増える方向であり、成立性に問題はない。

	ISLOCA 解析	実際の破断面積
破断面積 [inch ²] (cm ²)	1.04 (約 6.71)	0.56 (約 3.61)
等価直径 [inch] (cm)	1.15 (約 2.92)	0.84 (約 2.13)

表1 ISLOCA時の対応操作の成立性確認結果

対应手順	高圧注入ポンプによる注入	主蒸気逃がし弁による2次系強制冷却	加圧器逃がし弁の開放による1次系減圧操作	充てんポンプによる注水開始および高圧注入ポンプの停止	健全側余熱除去ポンプによる冷却操作	余熱除去系統からの漏えいを停止する操作
機器	高圧注入ポンプ	①主蒸気逃がし弁 ②補助給水ポンプ	加圧器逃がし弁	充てんポンプ	①余熱除去ポンプ ②余熱除去冷却器	①ツインプワー弁 ②ツインプワー弁操作場所
設置場所	原子炉補助建屋 T.P.-1.7m	①非管理区域 ②非管理区域	原子炉格納容器 T.P.39.15m	原子炉補助建屋 T.P.10.3m	原子炉補助建屋 ①T.P.-1.7m ②T.P.2.8m	①原子炉補助建屋 T.P.2.8m ②原子炉補助建屋 T.P.10.3m
時間	0分～約59分(※1)	約25分～(※1)	約55分～(※1)	約60分～(※1)	約64分～(※1)	～約1時間後(※2)
溢水評価	<ul style="list-style-type: none"> 中央制御室からの操作のため操作可能 ・ 水量は高圧注入ポンプ及び関連計装品の機能喪失高さを下回り、機能は維持されることとを確認。浸水レベル：0.14m 機能喪失高さ：0.55m 	<ul style="list-style-type: none"> 主蒸気逃がし弁及び補助給水ポンプは非管理区域に設置されており、関連計装品も含め影響はない。 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 ・ 加圧器逃がし弁は、関連計装品も含め、漏えい箇所である加圧器逃がしタンクより高いところに設置してあり、影響はない。 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 ・ 充てんポンプが設置された区画では、溢水は発生せず、関連計装品も含め影響はない。 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 ・ 水量は余熱除去ポンプ及び関連計装品の機能喪失高さを下回り、機能は維持されることとを確認。浸水レベル：0.14m 機能喪失高さ：0.83m ・ 余熱除去冷却器は、静的機器であり、溢水の影響を受けない。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ ツインプワー弁操作場所での漏えいは発生しないため操作性に影響はない。 ・ ツインプワー弁操作場所へのアークセは発生しないため、アークセに支障はない。 ・ ツインプワー弁の駆動部は浸水レベルより十分高い位置に設置しており、溢水の影響を受けない。浸水レベル：0.10m 機能喪失高さ：1.69m
雰囲気温度評価	<ul style="list-style-type: none"> 中央制御室からの操作のため操作可能 ・ 高圧注入ポンプ電動機及び関連計装品が、機能維持されることとを確認。冷却水が通水されるため機能維持される。 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 ・ 主蒸気逃がし弁及び補助給水ポンプは非管理区域に設置されており、関連計装品も含め影響はない。 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 ・ 加圧器逃がし弁は、漏えい箇所から隔離してあり、関連計装品も含まれる環境に考慮した耐用性の維持される。 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 ・ 充てんポンプが設置された区画では、溢水は発生せず、隣接区画の溢水は僅かであるため、影響は少ない。 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 ・ 余熱除去ポンプ電動機及び関連計装品が、機能維持されることとを確認。また、原子炉補助冷却器も機能維持される。余熱除去冷却器は、最高使用温度に対して機能維持しない。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ ツインプワー弁操作場所へのアークセは発生しないため、アークセに支障はない。 ・ ツインプワー弁の駆動部は雰囲気温度に対して機能維持されることが確認してあり影響はない。
放射線量評価	<ul style="list-style-type: none"> 中央制御室からの操作のため操作可能 ・ 高圧注入ポンプ及び関連計装品が放射線量に対して機能維持されることとを確認。 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 ・ 主蒸気逃がし弁及び補助給水ポンプは非管理区域に設置されており、関連計装品も含め影響はない。 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 ・ 加圧器逃がし弁は、漏えい箇所から隔離してあり、関連計装品も含まれる環境に考慮した耐用性の維持される。 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 ・ 充てんポンプ及び関連計装品が設置された区画では線源がないため影響はない。 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 ・ 健全側余熱除去ポンプ及び関連計装品が放射線量に対して機能維持されることとを確認。 ・ 余熱除去冷却器は、金属部品で構成されており、放射線による影響を受けないため、その機能に影響はない。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ ツインプワー弁操作に伴う運転員の被曝量は約4.5mSvであり、被曝線量は線量上操作は十分可能。 ・ ツインプワー弁駆動部は金属部品等による機械的機構のみで構成されており、放射線による影響を受けないため、その機能に影響はない。

(※1)：解析上の時間
(※2)：実際の操作可能時間

上段：機器の操作性
下段：機器の機能維持

ISLOCA 時の溢水評価

ISLOCA 発生時には、事象収束及び長期冷却継続のため、高圧注入ポンプ、主蒸気逃がし弁、補助給水ポンプ、加圧器逃がし弁、充てんポンプ、健全側余熱除去ポンプ、健全側余熱除去冷却器、ツインパワー弁及びツインパワー装置の機能に期待しているが、ISLOCA 発生時の溢水評価を行い、必要な対応操作の成立性及び関連計装品も含めた各機器の機能維持に関し以下のとおり確認した。

1. 評価条件

有効性評価において想定したとおり、余熱除去系統の弁、余熱除去ポンプ、余熱除去冷却器、入口逃がし弁及び出口逃がし弁から漏えいが発生するものと想定した。評価は、ISLOCA が余熱除去系統の A 系統で発生する場合と B 系統で発生する場合の 2 ケースを実施した。弁からの漏えいは、実機にて漏えいが想定される弁を想定し、有効性評価の漏えい量を破断面積比で按分した。

評価において余熱除去系統の機器からの原子炉補助建屋内での漏えいについては、ツインパワー弁の閉止操作により、事象発生 1 時間後に停止するものとした。

また、最下層階を除く各区画の溢水評価においては床ドレン配管による水の下層階への移送は期待しない評価とし、最下層階にある余熱除去ポンプ、高圧注入ポンプなどの緩和機器への没水の影響確認は、上層階で生じた漏えい水が床ドレン配管からも含めてすべて流れ込むことを想定する保守的な評価とした。

なお、入口逃がし弁からの流出については、格納容器内に留まること、出口逃がし弁からの流出については、1 次冷却材貯蔵タンクに貯留されることから、原子炉補助建屋内の溢水評価の他、ツインパワー弁の操作環境、健全側余熱除去ポンプの機能に影響しないため考慮していない。

2. 各区画における漏えい量

各区画における漏えい量については、余熱除去系統の A 系統で ISLOCA が発

生する場合とB系統で発生する場合は同じであり、各区画における漏えい量の積分値は、図1のとおり、漏えいを想定する余熱除去冷却器と弁が設置された余熱除去冷却器室での漏えい量が最大となった。

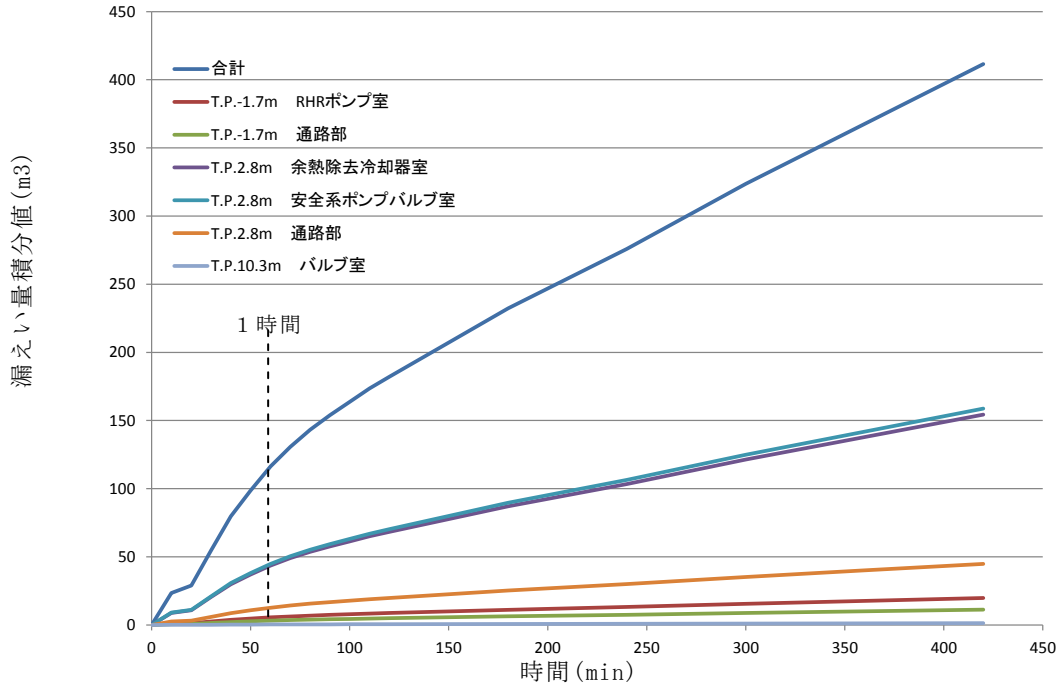


図1 各区画における漏えい量積分値（途中での隔離を無視した場合）

3. 溢水評価結果

漏えいが想定される設備の配置と溢水状況について、図2に示す。

最下層以外の各区画における漏えい水は、目皿による排水効果を考慮せずに漏えい発生区画で溢水したのちに、水勾配や堰を超えて伝播し、機器ハッチまたは階段室等の床開口部を通じて下階へと流下していく。溢水の伝播の過程において、事象終息に必要なとなる設備の設置されている区画の溢水量を保守的に設定しても、事象終息に必要なとなる設備が没水する事は無い。

この漏えいが発生する各区画を含む各階の溢水評価を図3～図7に示す。

また、補助建屋内等で発生した漏えい水は、全て補助建屋最下層に集液され、その後に床ドレン配管により補助建屋サンプタンクに集まるが、その容量は約10m³であるため床ドレン配管を逆流し、原子炉補助建屋T.P.-1.7mの全区画に溢水する。原子炉補助建屋T.P.-1.7mの水位は徐々に上昇するが、ツインパワー弁を閉止することにより漏えい量は無視できる量に低減する。

(1) 健全側余熱除去ポンプへの影響

図 7 に示すとおり、余熱除去ポンプは原子炉補助建屋の最下階である T.P. -1.7m に設置されており、ISLOCA 発生後、他区画から漏えい水が床ドレン配管を逆流し溢水してくるが、ツインパワー弁を閉止することにより漏えい量は無視できる量に低減する。それにより図 7 に示すとおり、事象発生から 1 時間後にツインパワー弁の閉止操作が完了した場合、溢水量(約 98.3m³、床面からの高さ：0.14m^{*1})は、余熱除去ポンプ及び関連計装品の機能喪失高さ(約 624.5m³、床面からの高さ：0.83m)を下回り、健全側余熱除去ポンプの機能は維持される。

*1. 溢水量をポンプの土台面積等を除いた床面積で割った値

(2) 高圧注入ポンプへの影響

図 7 に示すとおり、高圧注入ポンプは原子炉補助建屋の最下階である T.P. -1.7m に設置されており、ISLOCA 発生後、他区画から漏えい水が床ドレン配管を逆流し溢水してくる。図 7 に示すとおり、事象発生から 1 時間後の溢水量(約 98.3m³、床面からの高さ：0.14m^{*1})は、高圧注入ポンプ及び関連計装品の機能喪失高さ(約 413.8m³、床面からの高さ：0.55m)を下回り、高圧注入ポンプの機能は維持される。

*1. 溢水量をポンプの土台面積等を除いた床面積で割った値

(3) 充てんポンプへの影響

図 2 及び図 4 に示すとおり、充てんポンプは原子炉補助建屋の T.P. 10.3m に設置されており、ISLOCA 発生後、他区画からの漏えい水に影響を受けない区画(充てんポンプ室上層の中間床の溢水高さは、事故発生 1 時間で 0.02m であり堰に留まる)に設置されていることから、溢水による影響はない。

(4) 補助給水ポンプ及び主蒸気逃がし弁への影響

補助給水ポンプ及び主蒸気逃がし弁は区画として分離されている非管理区域に設置されており、関連計装品も含めて漏えいの影響はなく、これらの機能は維持される。

(5)加圧器逃し弁への影響

加圧器逃し弁は原子炉格納容器内に設置されているが、関連計装品も含めて漏えい個所である加圧器逃がしタンクより高所に設置していることから、影響はない。

(6)ツインパワー弁及びツインパワー装置への影響

図4に示すとおり、ISLOCAにより漏えいが発生する機器は、ツインパワー装置操作フロアには存在せず、またツインパワー装置操作場所へアクセスするために通行する階段室及び通路部にも溢水はないことから、ツインパワー弁の操作性に影響はない。また、図6に示すとおり、事故発生から1時間後にツインパワー弁の閉止操作が完了した場合、溢水高さは0.10m（床面からの高さ）であり、ツインパワー弁の駆動部の機能喪失高さ（床面からの高さ：1.69m（B系））を下回ることから、ツインパワー装置の機能は維持される。

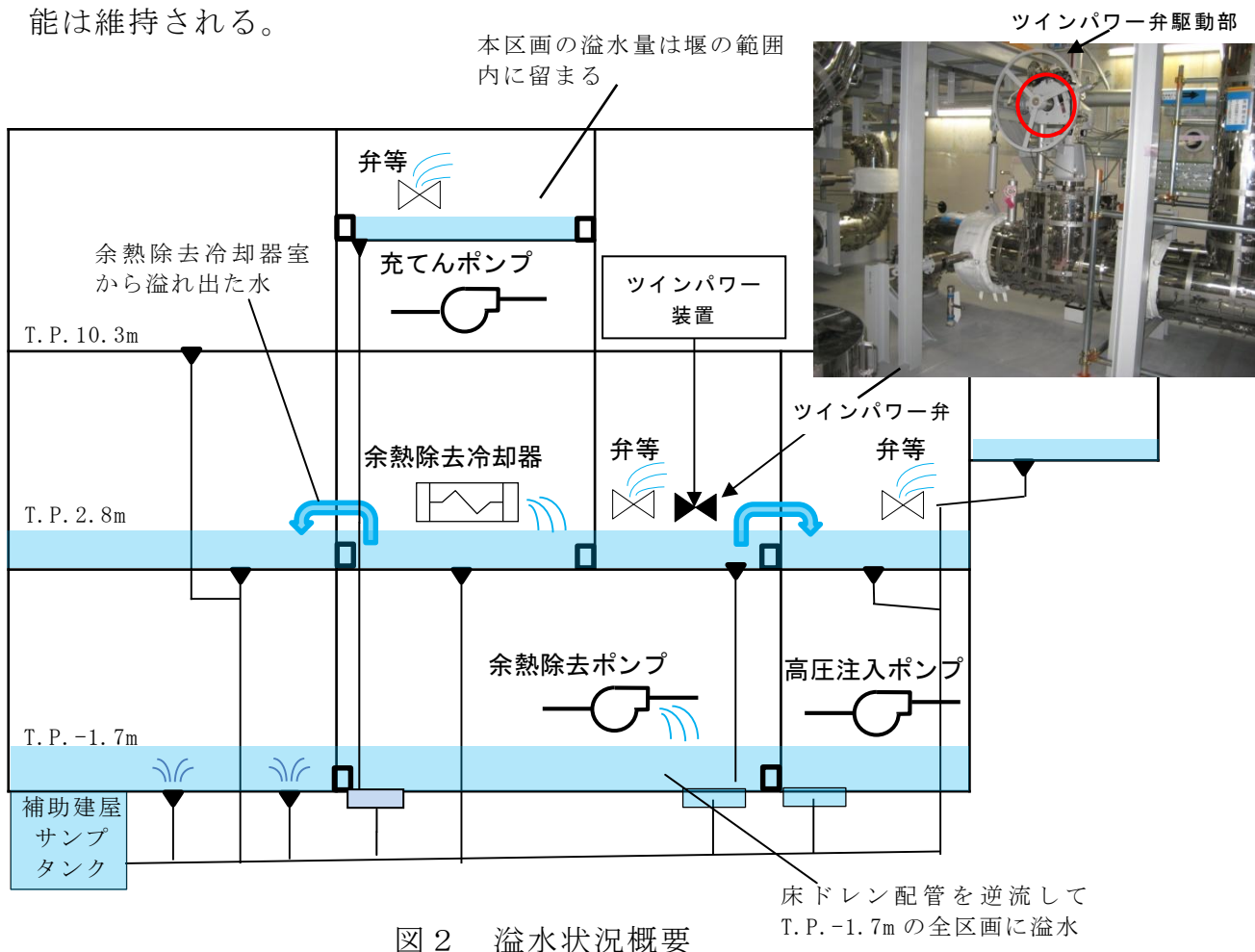


図2 溢水状況概要



図3 溢水評価 (T.P.10.3m 中間床)

(ISLOCA が余熱除去系統のB系統で発生)

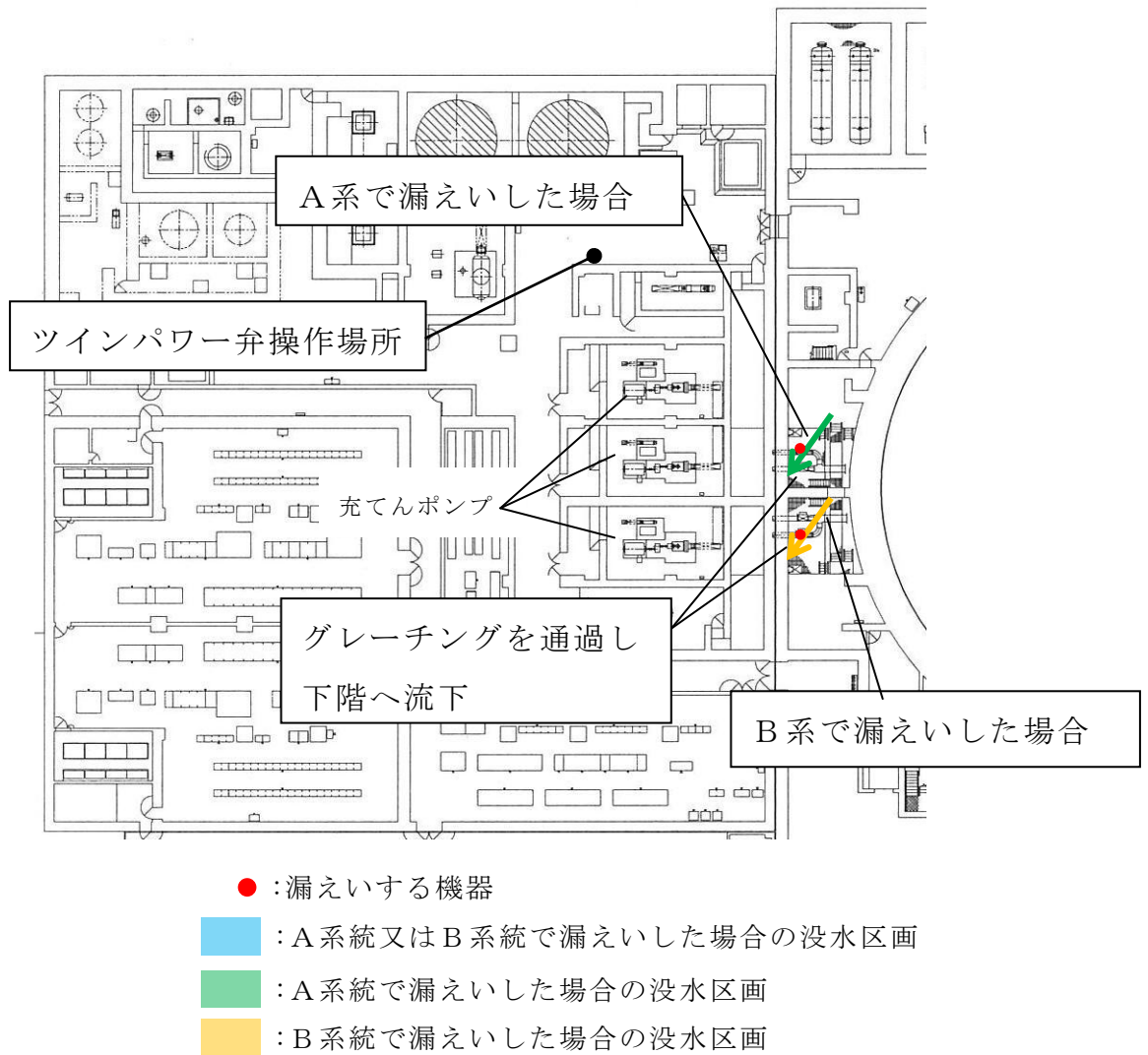


図4 溢水評価 (T.P. 10.3m) (ISLOCAが余熱除去系統のA又はB系統で発生)

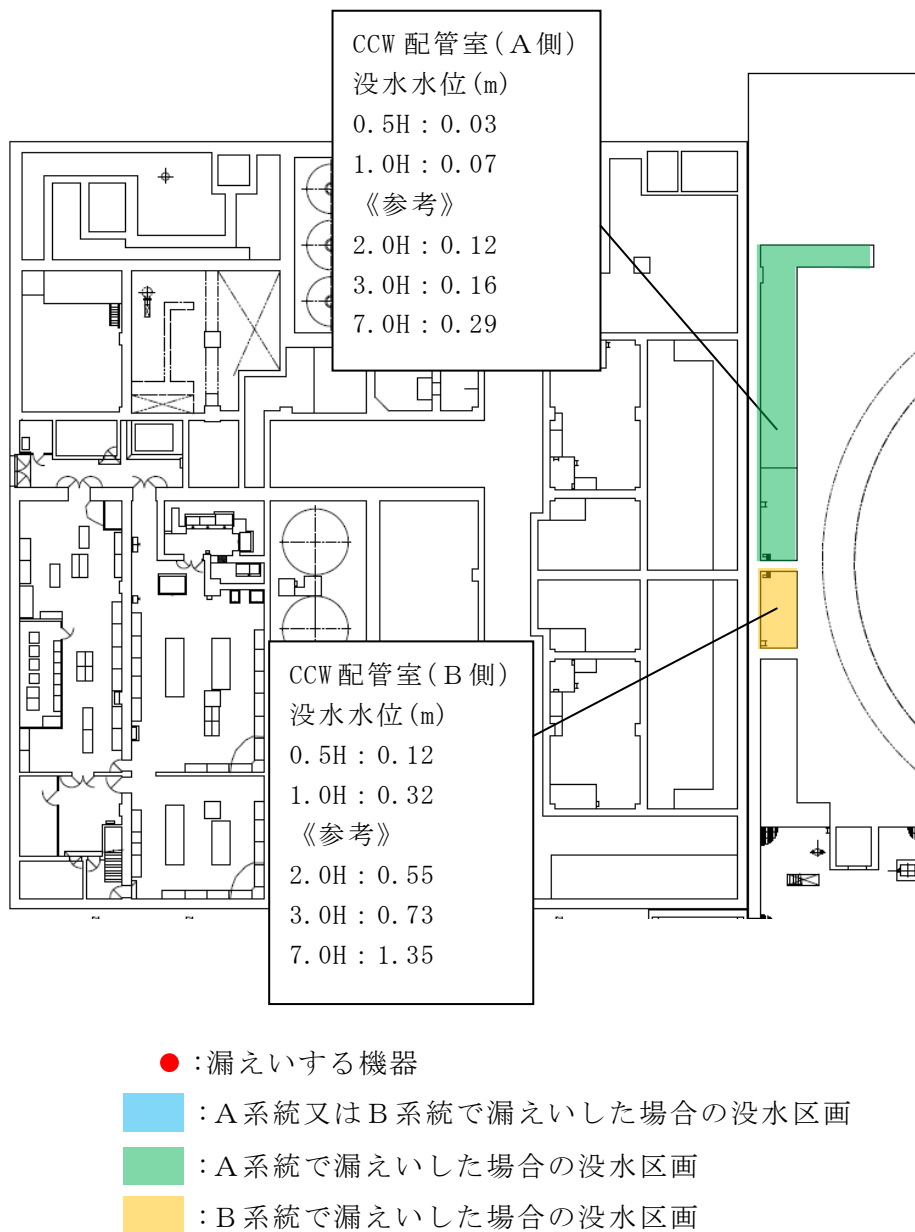


図 5 溢水評価 (T.P. 2.3m 中間床)

(ISLOCA が余熱除去系統の A 又は B 系統で発生)

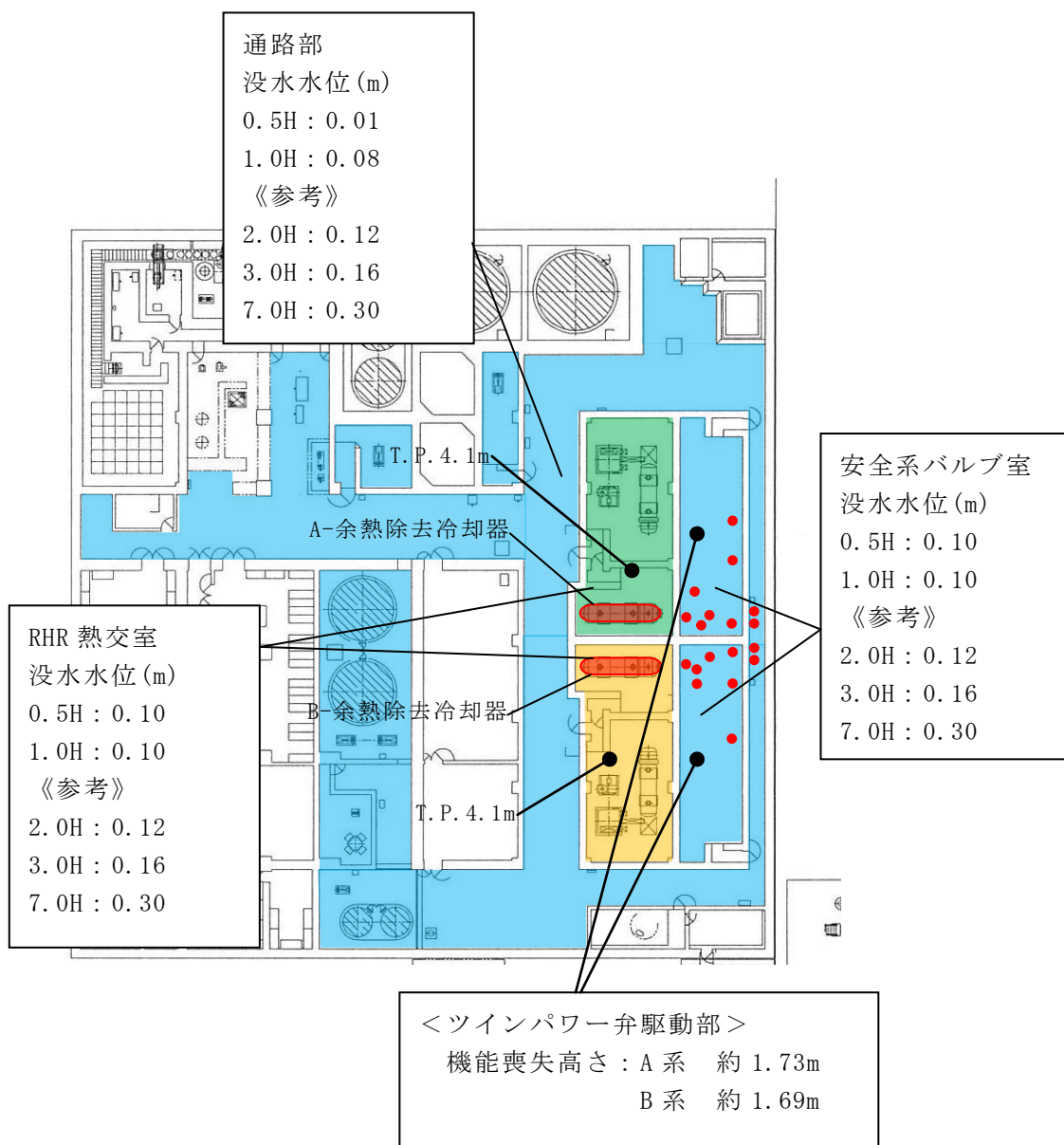


図6 溢水評価 (T.P. 2.8m) (ISLOCAが余熱除去系統のA系統で発生)

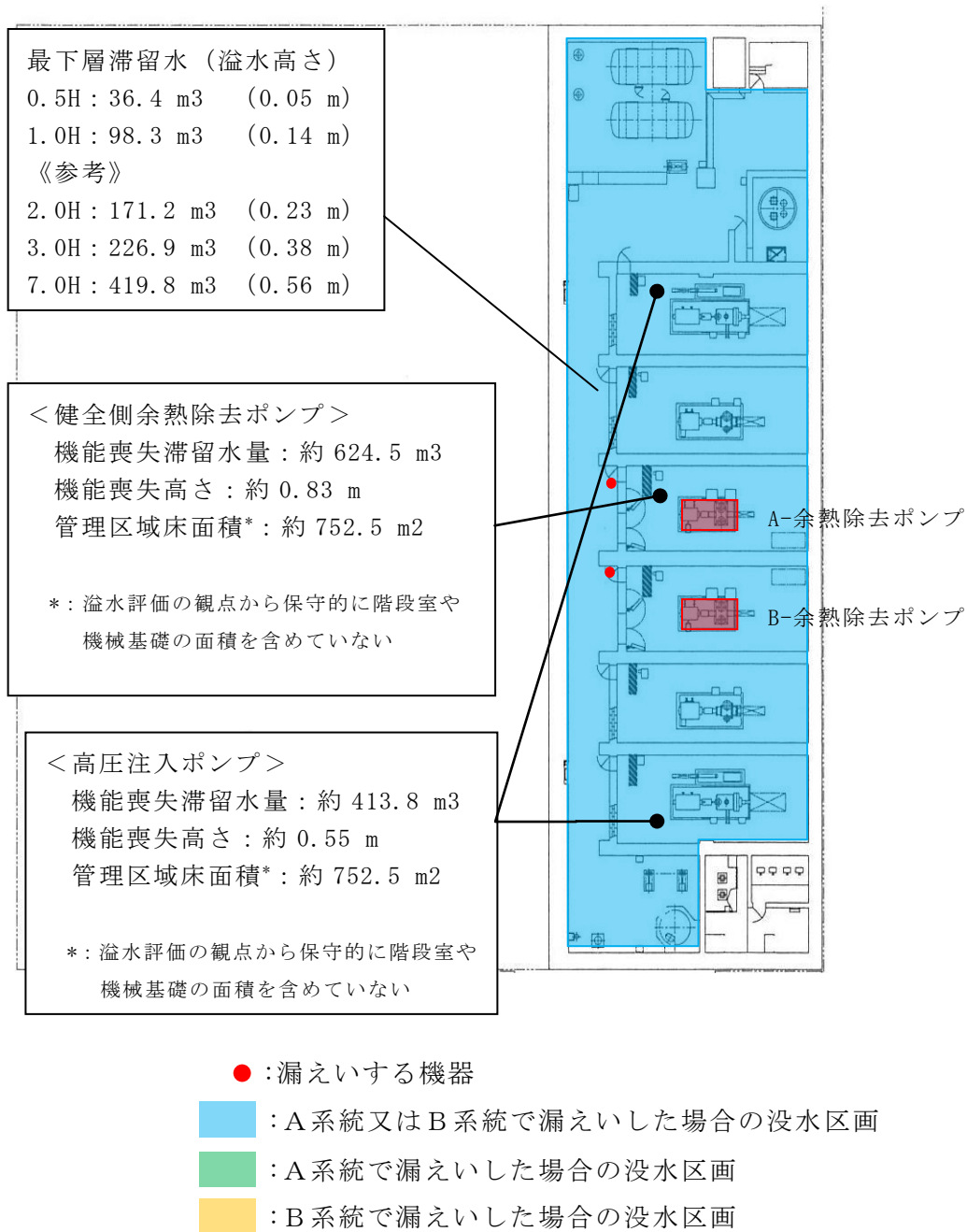


図7 溢水評価（T.P. -1.7m）（ISLOCAが余熱除去系統のA又はB系統で発生）

ISLOCA 時の雰囲気温度評価

ISLOCA 発生時には、事象収束及び長期冷却継続のため、高圧注入ポンプ、主蒸気逃がし弁、補助給水ポンプ、加圧器逃がし弁、充てんポンプ、健全側余熱除去ポンプ、健全側余熱除去冷却器、ツインパワー弁及びツインパワー装置の機能に期待しているが、ISLOCA 発生時の雰囲気温度評価を行い、必要な対応操作の成立性及び関連計装品も含めた各機器の機能維持に関し以下のとおり確認した。

1. 評価条件

安全補機室内における雰囲気温度については、別紙－1 で述べた各区画の漏えい量データを用いて、解析コード GOTHIC（参考資料（1））*により解析評価を実施した。

解析は、ISLOCA 時に漏えいが発生すると想定される区画の温度を高め評価するために、漏えい水及び蒸気が発生したその階に滞留するものとして安全補機室を階毎に分けたケースと、漏えい蒸気の安全補機室内での混合、及び凝縮水の下部サンプルからの逆流による区画への影響を評価するために、安全補機室全体を1区画として漏えいが生じる区画とその他の区画の雰囲気が瞬時に混合すると仮定したケース（1ノード評価）を実施した。1ノード評価の結果は、安全補機室内において直接漏えいの無い区画及び1ノード評価の温度の方が高い区画での機器の影響評価に適用するものとする。

* GOTHIC（Generation of Thermal-Hydraulic Information for Containments）コードは、原子力発電プラントの格納システムの事故解析を主目的に、米国 NAI（Numerical Application Inc.）により開発された汎用熱流解析コードである。

【評価条件】（図1参照）

- ・ 安全補機室内の機器は A 系統と B 系統で独立するように配置されているとともに、区画構造も A 系統と B 系統でほぼ同じである。本評価では、漏えいが A 系統で発生するものと仮定する。
- ・ ツインパワー弁の閉止が完了する事象発生から 1 時間後まで、漏えいは継続するものとする。

- ・ コンクリート壁をヒートシンクとして考慮する。
- ・ 1 ノード評価では、安全補機室全体を 1 区画として、漏えいが生じる区画とその他の区画の雰囲気は瞬時に混合すると仮定する。

2. 雰囲気温度評価結果

(1) 健全側余熱除去ポンプへの影響

健全側余熱除去ポンプについて、図 4 に示すとおり、漏えい蒸気の安全補機室内での混合及び凝縮水の下部サンプルからの逆流により、健全側余熱除去ポンプが設置された原子炉補助建屋 T.P.-1.7m の区画の雰囲気温度は約 112°C まで上昇するが、事象発生から 1 時間後のツインパワー弁閉止により低下し、余熱除去ポンプの機能は維持される。

また、余熱除去ポンプ電動機及び関連計装品が、雰囲気温度に対し機能維持されることを確認している。

なお、ポンプ本体には、低温の原子炉補機冷却水が供給されており、ポンプ運転中、メカニカルシール及び軸受部の冷却がなされることから問題とはならない。

(2) 高圧注入ポンプへの影響

高圧注入ポンプについて、図 4 に示すとおり、漏えい蒸気の安全補機室内での混合及び凝縮水の下部サンプルからの逆流により、高圧注入ポンプが設置された原子炉補助建屋 T.P.-1.7m の区画の雰囲気温度 ISLOCA 発生初期には、高温の水及び蒸気の漏えいに伴い建屋全体の雰囲気温度は約 112°C まで上昇するが、事象発生から 1 時間後のツインパワー弁閉止により低下し、高圧注入ポンプの機能は維持される。

また、高圧注入ポンプ電動機及び関連計装品が、雰囲気温度に対し機能維持されることを確認している。

なお、ポンプ本体には、低温の原子炉補機冷却水が供給されており、ポンプ運転中、メカニカルシール及び軸受部の冷却がなされることから問題とはならない。

(3) 充てんポンプへの影響

充てんポンプについて、充てんポンプが設置された原子炉補助建屋 T.P.10.3m の区画は、中間床の充てんポンプバルブ室からの漏えいにより雰囲気温度は上昇するが、1 ノード評価に包含され、事象発生から 1 時間後のツインパワー弁閉止により低下し、充てんポンプの機能は維持される。

また、充てんポンプ電動機及び関連計装品が、雰囲気温度に対し機能維持されることを確認している。

なお、ポンプ本体には、低温の原子炉補機冷却水が供給されており、ポンプ運転中、メカニカルシール及び軸受部の冷却がなされることから問題とはならない。

(4) 補助給水ポンプ及び主蒸気逃がし弁への影響

補助給水ポンプ及び主蒸気逃がし弁は非管理区域に設置されているため、漏えいによる影響が無いことから、雰囲気温度が上昇することはなく補助給水ポンプ及び主蒸気逃がし弁の機能は維持される。

(5) 加圧器逃がし弁への影響

加圧器逃がし弁は、原子炉格納容器内に設置されているが、漏えい箇所である加圧器逃がしタンクから離隔されていることに加え、関連計装品も含め、LOCA発生時における動作を考慮した耐環境仕様品を使用していることから、弁の機能は維持される。

(6) ツインパワー弁及びツインパワー装置への影響

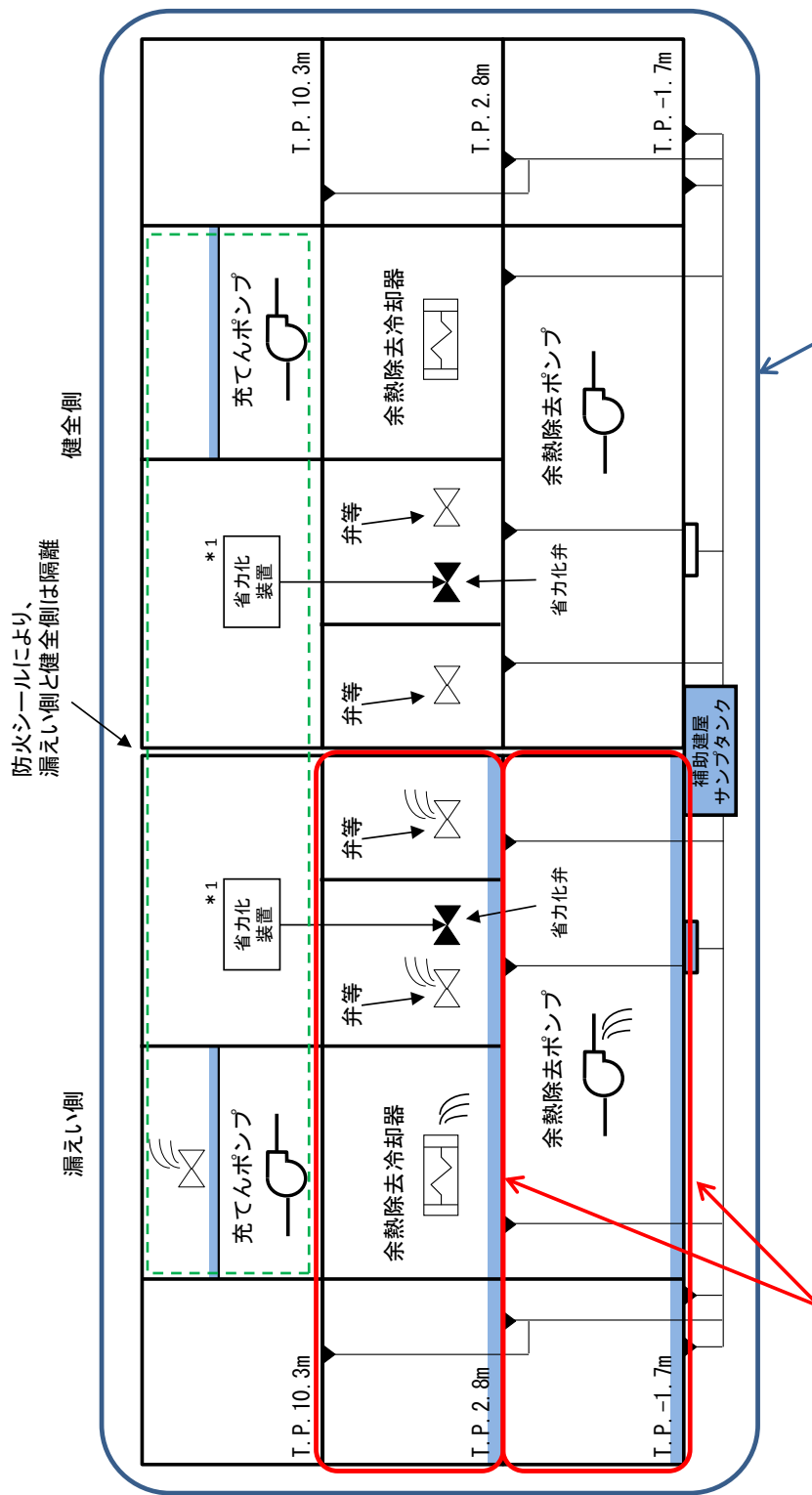
ISLOCA発生初期には、高温の水及び蒸気の漏えいに伴い、図3に示すとおりツインパワー弁が設置された原子炉補助建屋 T.P.2.8m の区画の雰囲気温度は約163℃まで上昇するが、コンクリート壁のヒートシンクの効果及び事象発生から1時間後のツインパワー弁閉止完了以降は低下傾向となる。なお、ツインパワー弁駆動部は蒸気試験により閉止操作時において機能維持されることを確認している。(別添-1参照)

また、ツインパワー弁の弁体部分の構造は手動弁と同様であり、弁閉止後の健全性(閉止状態の維持)に問題はない。

ツインパワー弁の遠隔操作場所は原子炉補助建屋 T.P.10.3m であり、アクセスルートも含めて溢水による建屋内雰囲気温度上昇の影響を受けないため、その操作は可能である。

3. 参考資料

- (1) GOTHIC Code, Version 7.2a-p5 Windows 2000/XP (with associated GOTHIC Documentation), EPRI Palo Alto, CA, EPRI Product 1013072, 9-Feb-2006.



漏えいが生じる区画の温度評価

- ・漏えいが生じるフロアごとにモデル化
- ・S信号発信後の安全補機室冷却系の運転は考慮しない

*1 安全補機室外区画（1ノード評価対象外）

**漏えい蒸気が安全補機室内で混合、及び凝縮水の下部
サンプルからの逆流により悪化する区画の温度評価**

- ・全体を1ノードでモデル化
（漏えいが生じる区画と、それ以外の区画の雰囲気が一瞬
時に混合すると仮定）

図1 雰囲気温度評価の概要



図 2 (1 / 2) 解析モデル

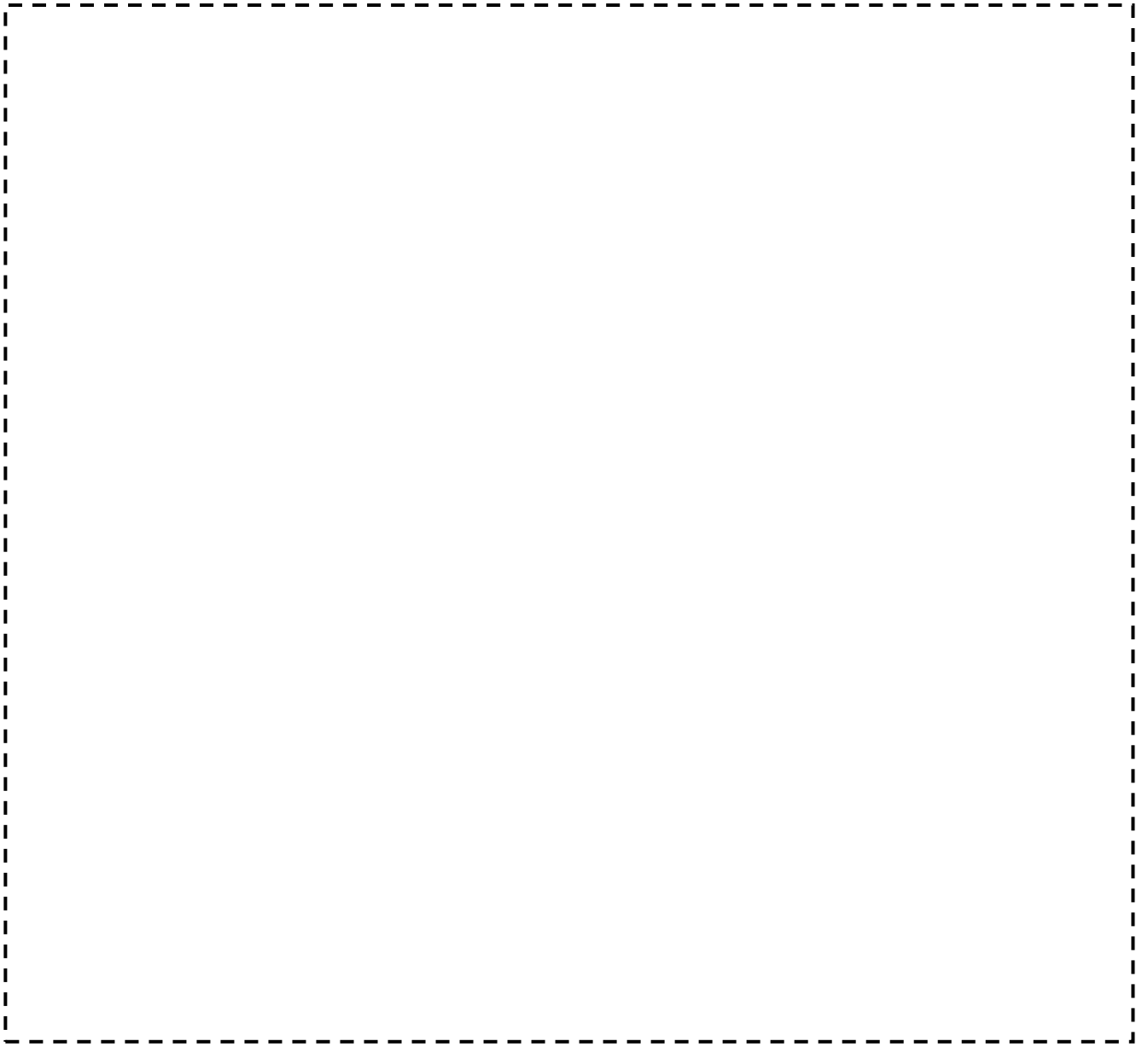


図 2 (2 / 2) 解析モデル

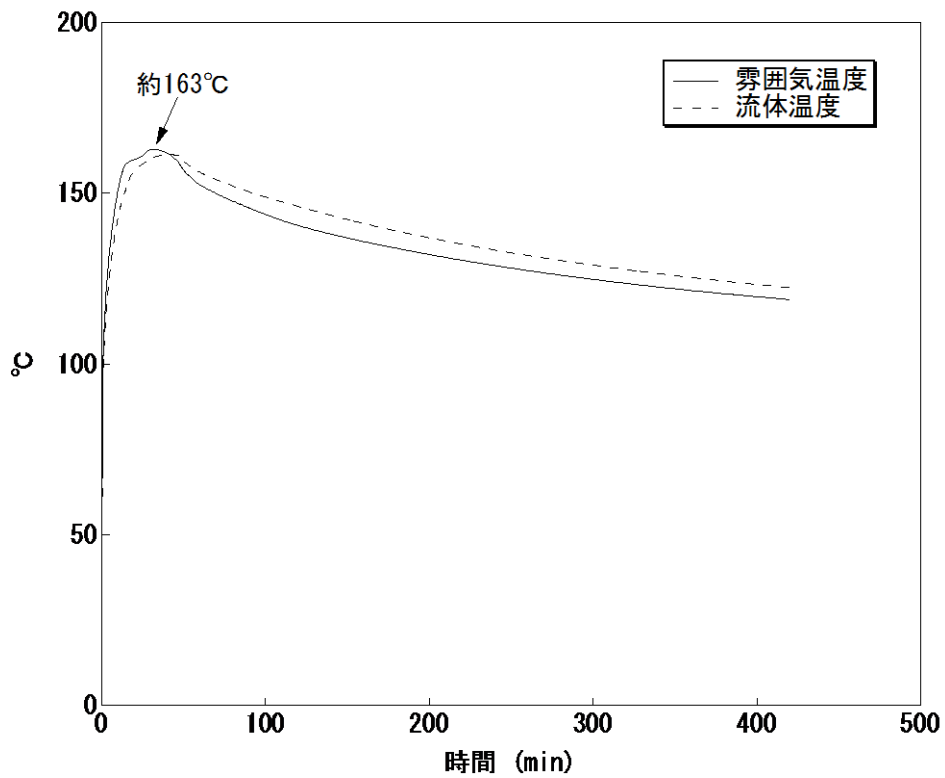


図3 温度評価結果(ツインパワー弁設置区画 (T.P.2.8m))

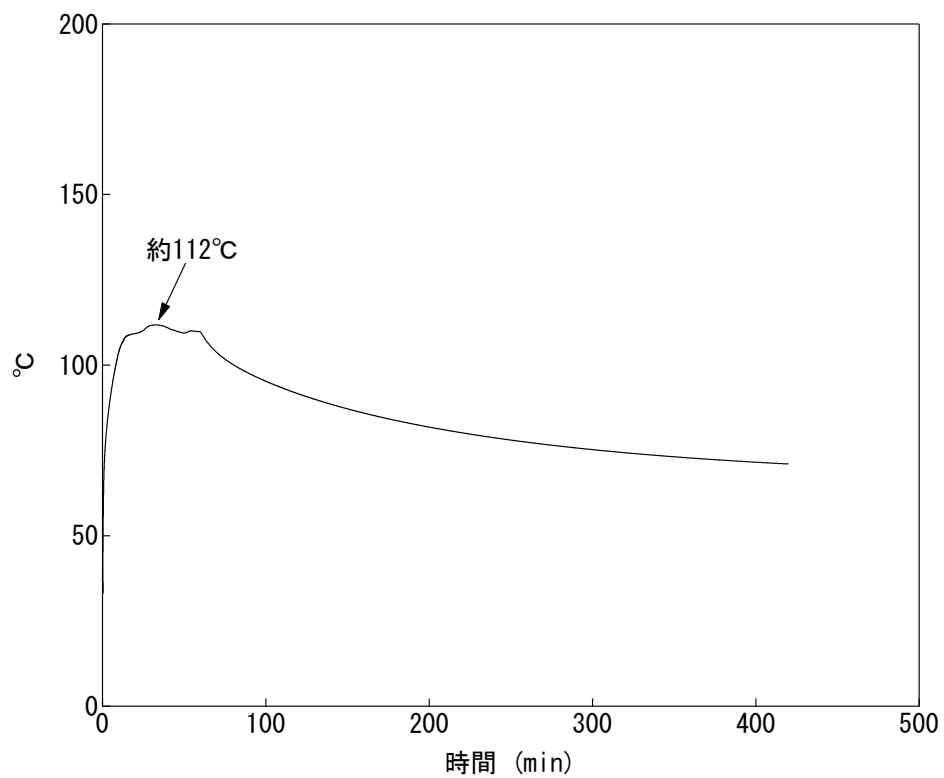


図4 温度評価結果 (1ノード評価)

ISLOCA時におけるツインパワー弁の健全性について

ツインパワー弁が確実に作動することについては、以下のとおり設計段階でツインパワー弁の操作に必要なトルクを確保できるように設計しており、現地据付完了後において通常状態で弁が円滑に開閉操作できることを確認する。また、ISLOCAに伴う高温蒸気雰囲気下においてツインパワー弁が開閉できることを試験により確認している。

1. 設計段階及び現地据付完了後の確認

ツインパワー弁の作動原理は圧縮空気が低ひん度単動形4ポート空気式切換弁を介してエアモータに供給され、エアモータのピストン運動によりツインパワーアクチュエータへトルクが伝達されることで、ツインパワー弁を開閉する。ツインパワー弁の閉止操作に必要なトルク（29N・m）以上になるように圧縮空気の設計をしており、現地据付完了後、弁が円滑に開閉操作できることを確認する。

2. ISLOCA発生時の温度環境下における駆動部構成品の健全性

ツインパワー弁の構成品は図1から図6に示すとおり、金属材料と高分子材料（Oリング、オイルシール、樹脂類）で作られている。ツインパワー弁駆動部の構成品は、ISLOCAに伴う高温の蒸気漏えいにより、保守的な評価の場合、最高で163℃の温度環境に曝される。

金属材料については、ISLOCA発生時の温度環境において著しい変形や化学反応による非可逆的な変化はないと考えられる。また、ツインパワー弁の閉止操作は事象発生から1時間後までに完了としており、ツインパワー弁の構造及びツインパワー弁の閉止後は図7に示すとおり雰囲気温度は低下傾向にあることから、ツインパワー弁閉止後の弁の健全性（閉止状態の維持）に問題はない。

ツインパワー弁駆動部の構成品には高分子材料を使用していることから、次項のとおり事象発生後1時間の時点におけるツインパワー弁の作動性について試験的に確認を実施している。



図1 ツインパワーアクチュエータ構造図



図2 エアモータ構造図



図3 オペレーティングシリンダー構造図



図4 空気式リミットスイッチ構造図



図5 コントロールバルブ構造図



図6 低ひん度単動形4ポート空気式切換弁構造図

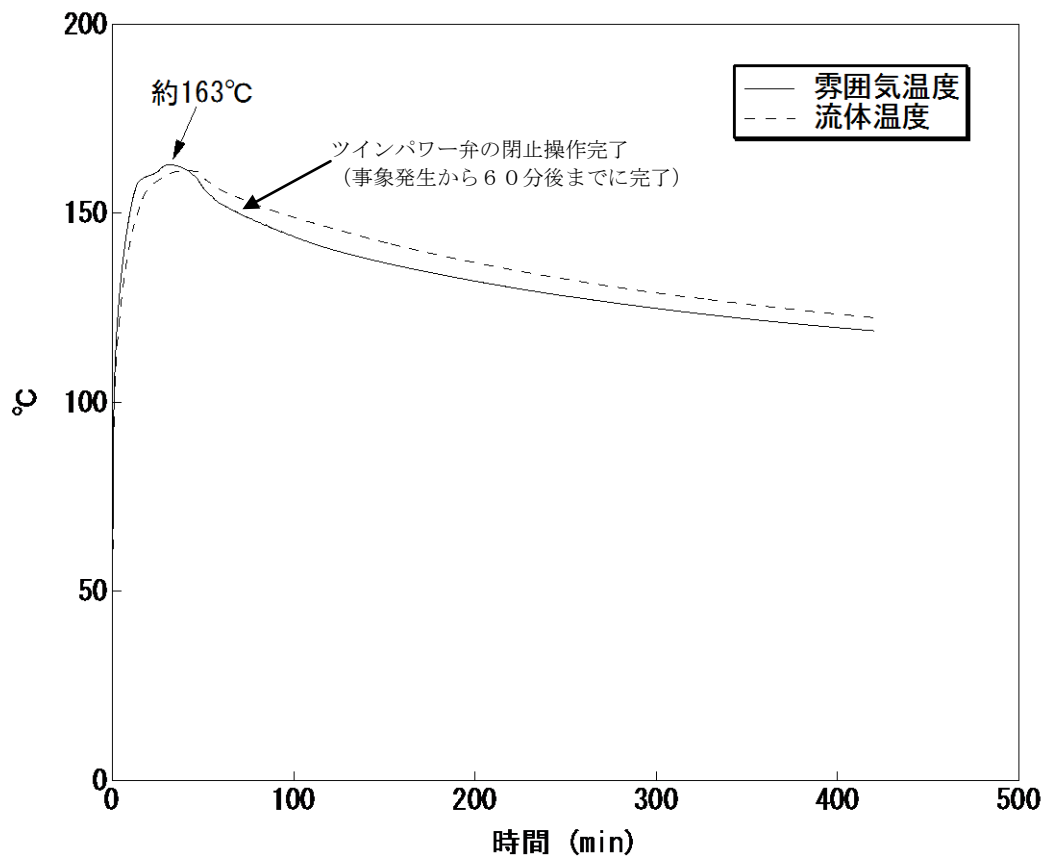


図7 ISLOCA時のツインパワー弁の環境条件

3. 試験による確認

ISLOCA発生時においても、事象発生後1時間におけるツインパワー弁の作動性は確保できると考えられるが、念のため、次に示すとおり、蒸気試験及び高温作動試験を組み合わせ、ISLOCAに伴う高温の蒸気雰囲気を模擬し、ツインパワー弁がISLOCA発生時に確実に作動することを確認した。

3.1 蒸気暴露試験

<試験内容>

ツインパワー弁の駆動部を試験装置内に設置し、最高165℃以上の蒸気雰囲気ですべて合計8時間^{※1}保持した後、試験装置から取り出し常温まで冷えた状態で、規定の負荷に対して円滑に動作することを確認する。また、外観観察を行い、作動性に影響を及ぼすような過大な変形、割れ等がないことを確認する。

※1：ISLOCAの有効性評価で想定した事象発生からツインパワー弁閉止完了までの時間である1時間を越えるものとして設定している。

3.2 高温試験

<試験内容>

ツインパワー弁の駆動部について3.1の蒸気試験に供した後、手入をせずに高温試験を実施する。ツインパワー弁の構成品を加熱容器内に収納し、最高165℃以上の高温雰囲気ですべて合計8時間^{※2}保持する。保持開始1時間後^{※3}から、1時間ごとに高温状態でツインパワー弁が規定の負荷に対して円滑に動作することを確認する。また、高温雰囲気ですべて8時間保持後、外観観察を行い、作動性に影響を及ぼすような過大な変形、割れ等がないことを確認する。

※2：ISLOCAの有効性評価で想定した事象発生からツインパワー弁閉止完了までの時間である1時間を越えるものとして設定している。

※3：2次系強制冷却、減圧操作により、1次冷却材系統の圧力が十分低下し、ツインパワー弁の閉止操作が可能な時間。

○試験装置

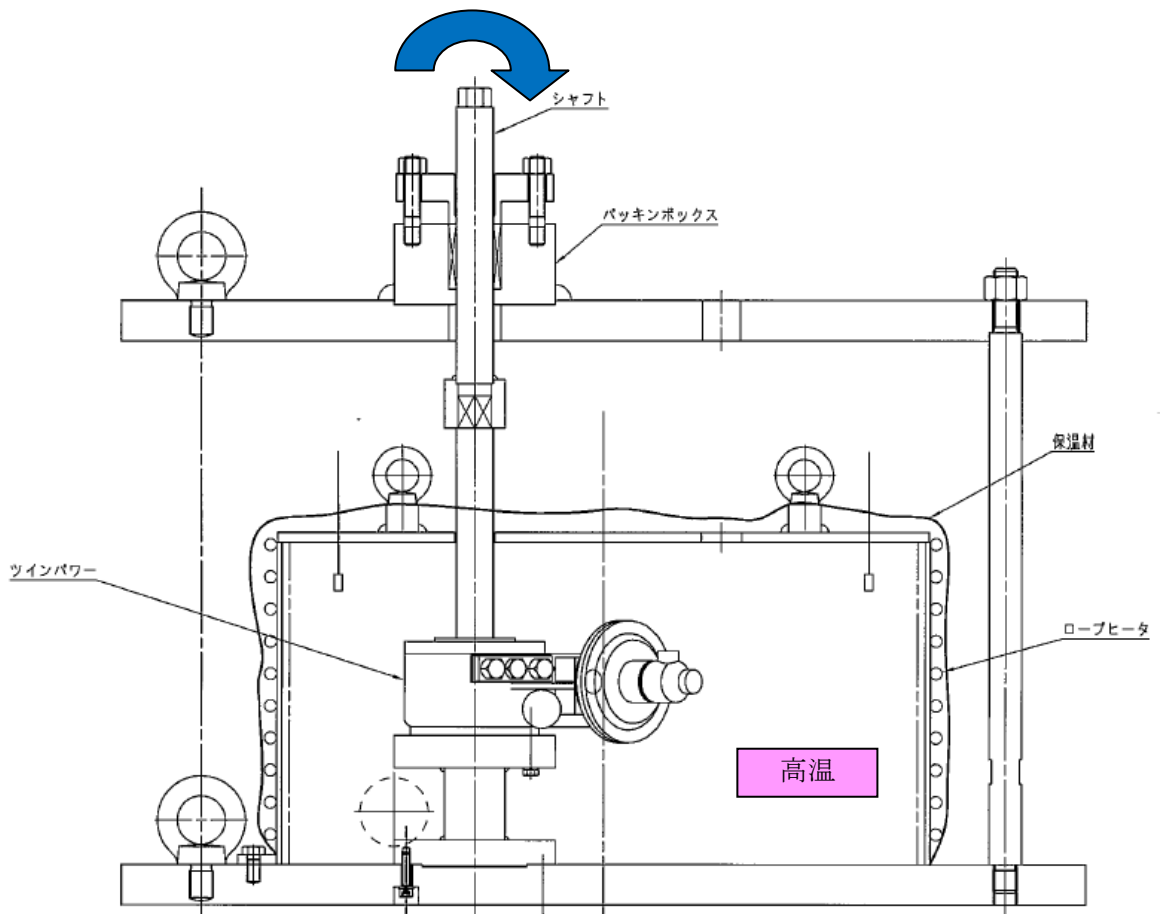


図8 試験装置概要

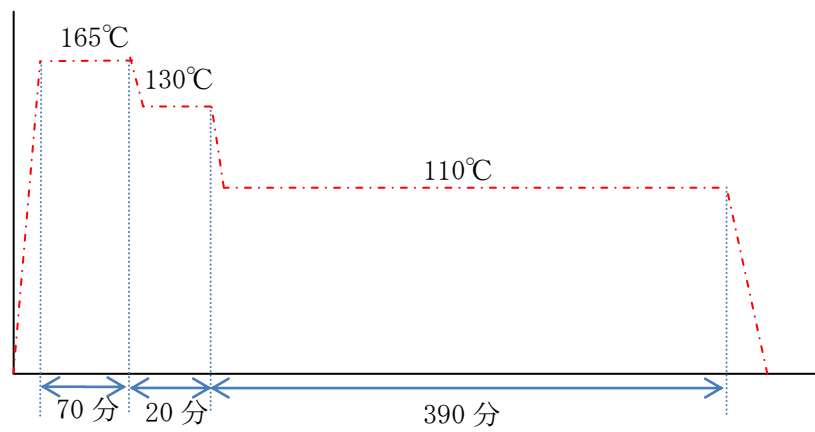


図9 試験時温度条件

3.3 試験結果

ISLOCA 発生時の環境条件を模擬し、蒸気暴露試験及び高温試験を行った結果、ISLOCA 時においても事象発生後 1 時間におけるツインパワー弁の動作は可能であることを確認した。

各試験結果について以下に示す。

【蒸気暴露試験】

8 時間蒸気雰囲気保持後に作動確認したところ、規定の負荷に対して円滑に動作した。また、外観観察においても作動に影響を及ぼすような過大な変形、割れ等はなかった。試験前後におけるツインパワー弁駆動部の外観及び内部の状況を図 10 に示す。

【高温試験】

温度保持開始 1 時間後から 1 時間ごとに高温状態で作動確認したところ、規定の負荷に対して円滑に動作した。また、外観観察においても作動に影響を及ぼすような過大な変形、割れ等はなかった。試験前後におけるツインパワー弁駆動部の外観及び内部の状況を図 10 に示す。

試験前



蒸気暴露試験後



高温試験後



図 10 ツインパワー弁駆動部外観及び内部観察

ISLOCA 時の放射線量評価

ISLOCA 発生時には、事象収束及び長期冷却継続のため、高圧注入ポンプ、主蒸気逃がし弁、補助給水ポンプ、加圧器逃がし弁、充てんポンプ、健全側余熱除去ポンプ、健全側余熱除去冷却器、ツインパワー弁及びツインパワー装置の機能に期待しているが、ISLOCA 発生時の放射線量評価を行い、必要な対応操作の成立性及び関連計装品も含めた各機器の機能維持に関し以下のとおり確認した。

1. 対応操作の成立性

(1) 評価条件

余熱除去系統からの漏えいを停止するために、ツインパワー弁を閉止し、漏えい箇所を隔離する必要がある。ツインパワー弁の閉止操作を行う場所は、図 1 に示すとおり、原子炉補助建屋 T. P. 10. 3m の通路部であり、当該区画には漏えいする機器等は存在しないが、上下階に漏えいする機器等が複数存在し、目皿の排水に期待しない場合上下階区画に漏えい水が滞留することになる。そこで、漏えいした 1 次冷却材に起因する線量を評価し、作業の成立性を確認する。

漏えい箇所の隔離は 1 時間以内に行うことから、評価としては、保守的に 1 時間漏えいが継続すると想定した。

なお、漏えいする系統に関しては、温度評価及び溢水評価と同様に A 系統からの漏えいを想定して放射能濃度を求める。

(2) 評価手法

ツインパワー弁操作区画（原子炉補助建屋 T. P. 10. 3m の通路部）は、漏えいする機器等はない。一方、最下層区画（T. P. -1. 7m）にも滞留水が存在するが、ツインパワー弁操作区画との間には T. P. 2. 8m 及び T. P. 10. 3m の合計 1. 6m のコンクリートの床があるため、ガンマ線は十分減衰することから、その寄与は考慮しない。

ツインパワー弁操作時の線量評価について、以下の被ばく経路を想定して評価する。被ばく経路のイメージは、図 2 に示すとおりであり、評価の詳細については添付－ 1 に示す。なお、安全補機室空気浄化系は事故発生 1 時間後に起動することを想定しており、本評価では排気による減衰は考慮しない。

<経路①：下階区画（安全補機室内）における気相部及び液相部の放射性物質からの寄与>

ツインパワー弁操作区画への影響として、安全補機室内である T.P. 2. 8m の安全系ポンプバルブ室における漏えい水から気相部へ移行した放射性物質及び滞留水に含まれる放射性物質からの線量率を評価する。気相部の放射性物質は、1 時間までの当該区画での漏えい水から核種毎の気相部への放出割合に応じて気相部に移行したものが、安全補機室区画内に均一の濃度で分布しているものとする。

また、評価上目皿の排水に期待しないため、弁操作区画下階に滞留することから、この滞留水中の放射性物質からの寄与も考慮する。

評価にあたっては、当区画はツインパワー弁操作区画に対して斜め下区画に位置するが、壁及び天井が共に 0. 6m であることから、コンクリートによる遮へい効果を 0. 6m として実施する。

<経路②：下階区画（安全補機室外）における気相部及び液相部

の放射性物質からの寄与>

ツインパワー弁操作区画への影響として、安全補機室外である T.P. 2. 8m の通路部における漏えい水から気相部へ移行した放射性物質及び滞留水に含まれる放射性物質からの線量率を評価する。気相部の放射性物質は、1 時間までの当該区画での漏えい水から核種毎の気相部への放出割合に応じて気相部に移行したものが、当区画内に均一の濃度で分布しているものとする。また、評価上目皿による排水に期待しないため、当該区画に滞留することから、この滞留水中の放射性物質からの寄与も考慮する。

評価にあたっては、区画間のコンクリート床（厚さ：0. 6m）の遮へい効果を見込む。

<経路③：上階区画における気相部及び液相部の放射性物質からの寄与>

ツインパワー弁操作区画上階の充てんポンプバルブエリアは安全補機室外であるが、漏えいする機器が存在するため、漏えい水から気相部へ移行した放射性物質からの線量率を評価する。気相部の放射性物質は、1 時間時点までの当該区画での漏えい水から核種毎の気相部への放出割合に応じて気相部に移行したものが、当区画内に均一の濃度で分布しているものとする。

また、評価上目皿による排水に期待しないため、当該区画に滞留することから、この滞留水中の放射性物質からの寄与も考慮する。なお、

評価にあたっては、上階区画との間の天井コンクリート（充てんポンプバルブエリアに対してコンクリート厚さ：0. 6 m）の遮へい効果を見込む。

(3) 評価結果

ツインパワー弁操作区画における1時間後の線量率を表1に示す。

ツインパワー弁操作場所での線量率は約18.1mSv/hであるが、実際の操作に要する時間は余裕を含め15分程度であるため、運転員の受ける線量は約4.5mSvとなる。

したがって、ツインパワー弁の閉止操作は十分可能である。

表1 泊3号炉 ツインパワー弁操作場所での線量率計算結果

項目	線量率 (mSv/h)
経路① (下階区画：安全補機室内)	11.1
経路② (下階区画：安全補機室外)	4.6
経路③ (上階区画)	2.4
合計	約18.1

2. 機器の機能維持

(1) 評価対象

IS-LOCA の緩和操作に必要な機器として、以下の機器を評価対象としている。

- ・余熱除去ポンプモータ
- ・余熱除去ポンプ流量計
- ・高圧注入ポンプモータ
- ・高圧注入ポンプ流量計

なお、IS-LOCA 時において、充てんポンプ室及び充てんポンプ流量計の存在する区画に漏えいする機器及び滞留水は存在しないため、当該区画には線源がなく、充てんポンプ及び充てんポンプ流量計の耐放射線性は問題にならない。

(2) 評価手法

IS-LOCA 時線量評価においては、漏えい機器等から漏えいした1次冷却材から気相に出た希ガス及びよう素及び区画内の滞留水に含まれる腐食生成物及び核分裂生成物を線源として考慮し、これらが区画体積を保存する球の中に一様に存在するとして、その球の中心の線量率を計算する。

評価期間としては、事故収束後十分長い期間として、30日間とする。

(3) 評価結果

計算の結果、各機器のある区画内の線量率は下表の通りとなった。

表2 各機器のある区画内の線量率

T.P. (m)	区画	評価対象機器	線量率 [mSv/h]		
			1 時間後	1 日後	7 日後
-1.7	余熱除去ポンプ室	余熱除去ポンプモータ	1.88E+02	2.48E+01	6.34E+00
	高圧注入ポンプ室	高圧注入ポンプモータ	1.79E+02	2.36E+01	6.09E+00
2.8	通路部	余熱除去ポンプ流量計 高圧注入ポンプ流量計	3.27E+02	4.29E+01	1.29E+01

表2より、余熱除去ポンプモータ及び高圧注入ポンプモータの被ばく線量として1時間後の線量率が事故後0～1日、1日後の線量率が事故後1～7日、7日後の線量率が事故後7～30日の間継続すると仮定すると、積算線量は以下のとおりとなる。

余熱除去ポンプモータ：

$$(188 \times 24) + (24.8 \times 24 \times 6) + (6.34 \times 24 \times 23) = 1.16\text{E}+04\text{mSv} = 11.6 \text{ Sv}$$

高圧注入ポンプモータ：

$$(179 \times 24) + (23.6 \times 24 \times 6) + (6.09 \times 24 \times 23) = 1.11\text{E}+04\text{mSv} = 11.1 \text{ Sv}$$

ここで、1 Sv=1 Gy とすると、余熱除去ポンプモータの30日間の吸収線量は約12 Gy、高圧注入ポンプモータの30日間の吸収線量は約12 Gyであり、一般的なポンプモータの制限値である2 MGyよりも小さい。

また、表2より、余熱除去ポンプ流量計、高圧注入ポンプ流量計の線量として1時間後の線量率が事故後0～1日、1日後の線量率が事故後1～7日、7日後の線量率が事故後7～30日の間継続すると仮定すると、積算線量は以下のとおりとなる。

$$(327 \times 24) + (42.9 \times 24 \times 6) + (12.9 \times 24 \times 23) = 2.11\text{E}+04\text{mSv} = 21.1 \text{ Sv}$$

ここで、1 Sv=1 Gy とすると、余熱除去ポンプ流量計、高圧注入ポンプ流量計の30日間の吸収線量は約22 Gyであり、一般的な伝送器の制限値である100 Gyよりも小さい。

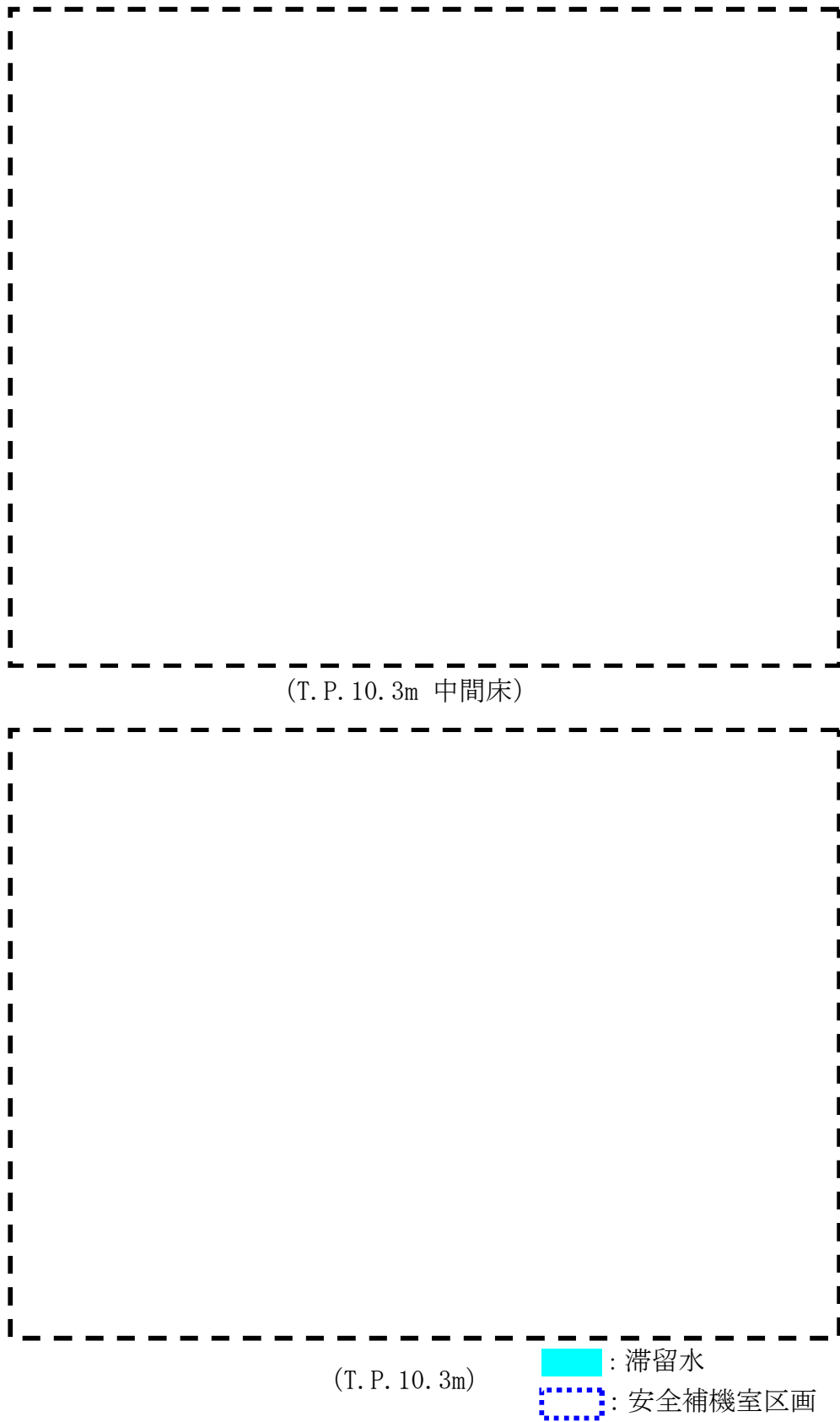


図1(1/2) ツインパワー弁操作場所と漏えい場所(泊3号炉)

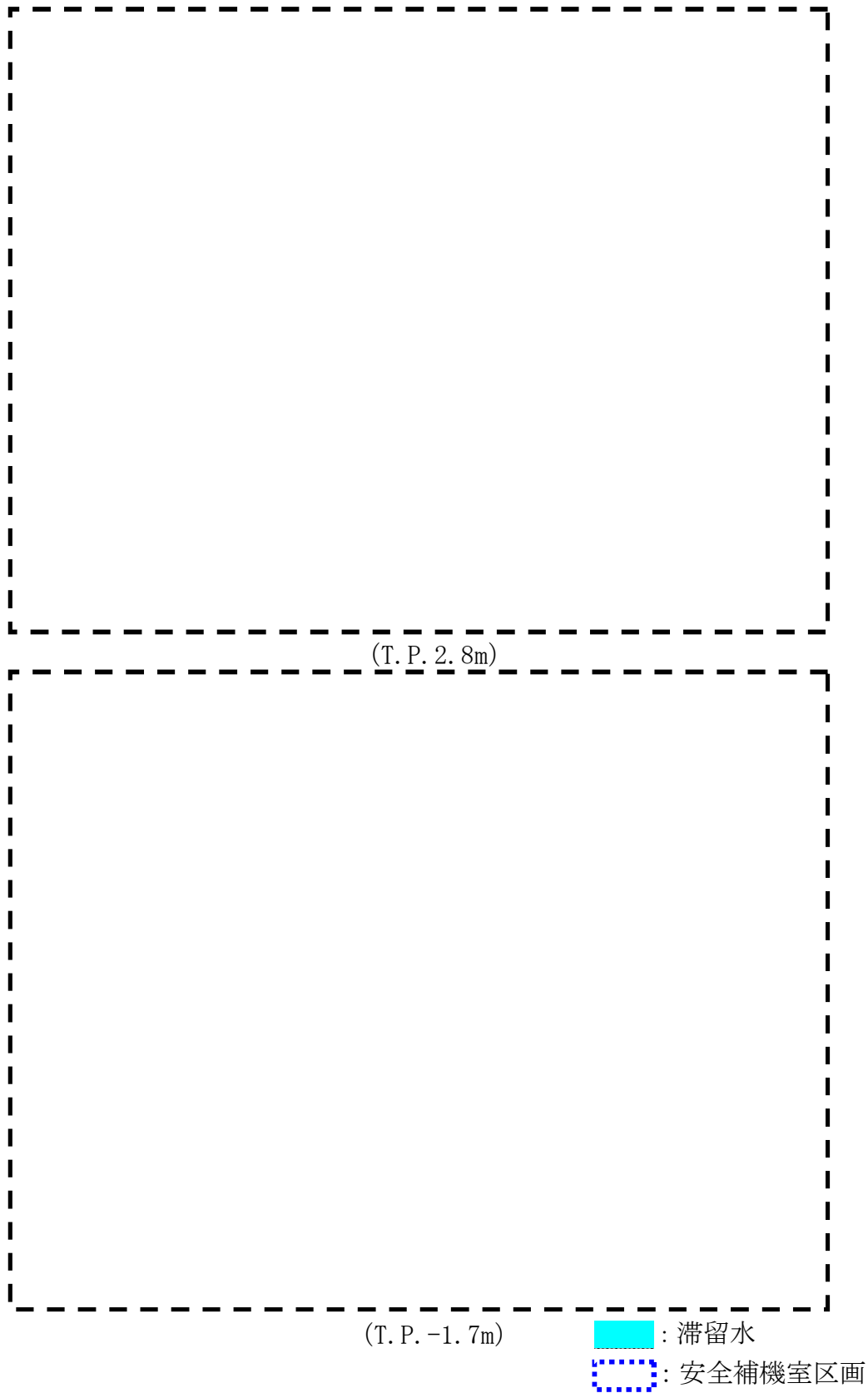
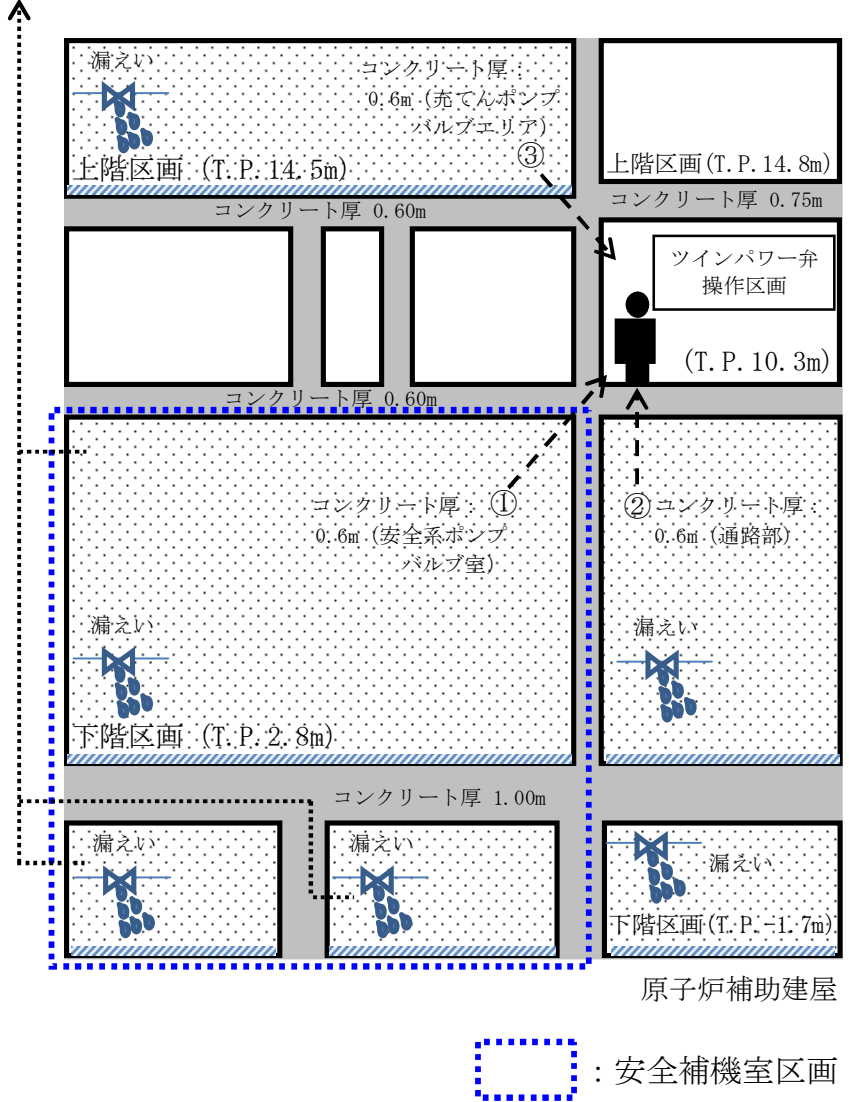


図1(2/2) ツインパワー弁操作場所と漏えい場所(泊3号炉)

安全補機室空気浄化系
による排気*1



*1 : 本評価では考慮しない

図2 ツインパワー弁操作場所 (泊3号炉) 断面イメージ図
(①、②及び③は被ばく経路を示す)

線量評価の詳細

1. 気相部又は液相部の放射性物質濃度の評価

(1) 評価条件

1次冷却材から漏えいする放射能濃度算出条件及び漏えい後の評価条件について添付表1に示す。放出過程は添付図1に示すとおりである。

各核種の1次冷却材中平衡濃度を添付表2～添付表4に示す。

添付表1 評価条件

評価条件	評価使用値	備考
炉心熱出力	2,705 MWt	定格出力の102%
運転時間	最高 40,000 時間	核分裂生成物が多くなるようサイクル末期を想定
燃料被覆管欠陥率	0.1%	添付－2に示すとおり
炉心内蓄積量に対する燃料ギャップ中の放射能割合	希ガス 1.0% よう素 0.5%	現行添付書類十に同じ
安全補機室区画への漏えい量積算値	約 97m ³ *1	ツインパワー弁操作閉止時間として1時間時点を想定
線量評価に用いる安全補機室区画体積	9100m ³	設計値
気相中に放出される放射性物質の割合	希ガス：100% よう素：10% 粒子状物質：0%	瞬時放出を想定。 気相中に放出されない放射性物質は液相部に滞留する。 (添付－3に示すとおり)
安全補機室空気浄化系による排気風量	—	事象発生1時間後の起動を想定しており、本評価では考慮せず

*1：積算漏えい量を水の密度 1g/cc として算出

(2) 濃度評価

上記評価条件から、以下の濃度計算式にて各区画での濃度評価を行った。

・安全補機室区画内

(下階区画 安全系ポンプバルブ室)

$$C(t) = \frac{Q_{RCS} + E \cdot G \cdot f}{V_1} \cdot \frac{L_{total}}{V_{RCS}} \cdot \left\{ (a \cdot e^{-\Lambda t} \cdot \frac{V_1}{V_2}) + \frac{d(t)}{L_{total}} \cdot (1-a) \cdot e^{-\lambda_1 t} \right\}$$

- $C(t)$: 区画内の放射能濃度 (Bq/m³)
 Q_{RCS} : 各核種の1次冷却材中放射エネルギー (Bq)
 E : 炉内蓄積量 (Bq)
 G : 炉心内蓄積量に対する燃料ギャップ中の放射能割合 (—)
 希ガス : 0.01
 よう素 : 0.005
 f : 燃料被覆管欠陥率 (= 0.1 %)
 V_{RCS} : 1次冷却材保有水量 (m³)
 V_1 : 各区画体積 (m³)
 V_2 : 安全補機室区画全体積 (m³)
 $d(t)$: 各区画内滞留水量 (m³) (ある場合)
 L_{total} : 作業終了までの総漏えい量 (m³)
 a : 気相への移行割合 (—)
 希ガス : 1.0
 よう素 : 0.1
 粒子状物質 : 0.0
 λ_1 : 核種ごとの崩壊定数 (s⁻¹)
 λ_2 : 排気による除去定数 (s⁻¹) (= 排気風量 (m³/s) / 安全補機室区画体積 (m³))
 Λ : $\Lambda = \lambda_1 + \lambda_2$

・安全補機室区画外

(下階区画 通路部、上階区画 充てんポンプバルブ室)

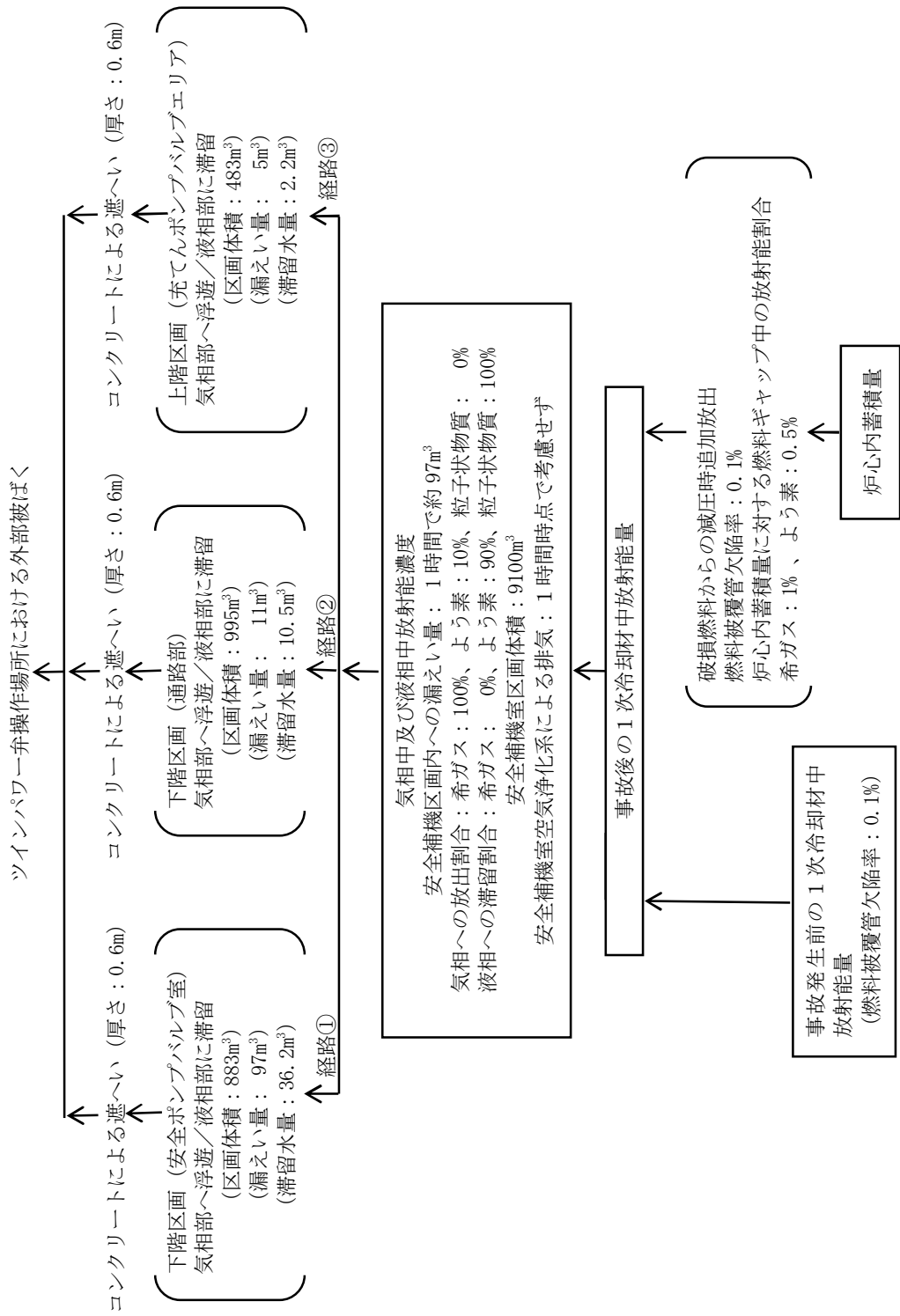
$$C(t) = \frac{Q_{RCS} + E \cdot G \cdot f}{V_1} \cdot \frac{L_{total}}{V_{RCS}} \cdot \left\{ \frac{q(t)}{L_{total}} \cdot a \cdot e^{-\lambda_1 t} + \frac{d(t)}{L_{total}} \cdot (1-a) \cdot e^{-\lambda_1 t} \right\}$$

- $C(t)$: 区画内の放射能濃度 (Bq/m³)
 Q_{RCS} : 各核種の 1 次冷却材中放射エネルギー (Bq)
 E : 炉内蓄積量 (Bq)
 G : 炉心内蓄積量に対する燃料ギャップ中の放射能割合 (—)
 希ガス : 0.01
 よう素 : 0.005
 f : 燃料被覆管欠陥率 (= 0.1 %)
 V_1 : 各区画体積 (m³)
 a : 気相への移行割合 (—)
 希ガス : 1.0
 よう素 : 0.1
 粒子状物質 : 0.0
 $q(t)$: 各区画への漏えい水量 (m³)
 λ_i : 核種ごとの崩壊定数 (s⁻¹)

(3) 濃度評価結果

(2)の濃度計算式により算出した濃度は、下表のとおりである。

	放射能濃度 (Bq/m ³) (0.5MeV 換算) (立入時間 : 事象発生 1 時間後)
	泊 3 号炉
下階区画	通路部 : 2.6 × 10 ¹⁰ 安全系ポンプバルブ室 : 6.5 × 10 ¹⁰
上階区画	充てんポンプバルブエリア : 1.7 × 10 ¹⁰



添付図1 1次冷却材中の放射能の放出過程 (泊3号炉)

添付表 2 1 次冷却材中のよう素の平衡濃度及び追加放出寄与分

核種	核分裂収率 (%)	半減期	γ 線実効エネルギー (MeV/dis)	冷却材中濃度 (Bq/g)	冷却材中蓄積量 (Bq)	炉心内蓄積量 (Bq)	追加放出寄与分 (Bq)
I-131	2.84	8.06 d	0.381	4.57×10^3	8.92×10^{11}	2.46×10^{18}	1.23×10^{13}
I-132	4.21	2.28 h	2.253	2.39×10^3	4.67×10^{11}	3.64×10^{18}	1.82×10^{13}
I-133	6.77	20.8 h	0.608	8.89×10^3	1.73×10^{12}	5.86×10^{18}	2.93×10^{13}
I-134	7.61	52.6 min	2.75	1.81×10^3	3.53×10^{11}	6.58×10^{18}	3.29×10^{13}
I-135	6.41	6.61 h	1.645	5.80×10^3	1.13×10^{12}	5.55×10^{18}	2.77×10^{13}
合計	—	—	—	2.35×10^4	4.57×10^{12}	2.41×10^{19}	1.20×10^{14}

添付表 3 1 次冷却材中の希ガスの平衡濃度及び追加放出寄与分

核種	核分裂 収率 (%)	半減期	γ線実効 エネルギー (MeV/dis)	冷却材中濃度		冷却材中 蓄積量 γ線エネルギー 0.5MeV換算 (Bq)	炉心内 蓄積量 (Bq)	追加放出 寄与分 γ線エネルギー 0.5MeV換算 (Bq)
				冷却材中 濃度 (Bq/g)	γ線エネルギー 0.5MeV換算 (Bq/g)			
Kr-83m	0.53	1.83 h	0.0025	1.45×10^3	7.25×10^0	1.41×10^9	4.59×10^{17}	2.29×10^{10}
Kr-85m	1.31	4.48 h	0.159	7.07×10^3	2.25×10^3	4.38×10^{11}	1.13×10^{18}	3.61×10^{12}
Kr-85	0.29	10.73 y	0.0022	7.10×10^4	3.12×10^2	6.09×10^{10}	4.15×10^{16}	1.83×10^9
Kr-87	2.54	76.3 min	0.793	4.20×10^3	6.66×10^3	1.30×10^{12}	2.20×10^{18}	3.49×10^{13}
Kr-88	3.58	2.80 h	1.950	1.21×10^4	4.72×10^4	9.19×10^{12}	3.10×10^{18}	1.21×10^{14}
Xe-131m	0.040	11.9 d	0.020	1.08×10^4	4.33×10^2	8.45×10^{10}	3.44×10^{16}	1.38×10^{10}
Xe-133m	0.19	2.25 d	0.042	1.15×10^4	9.69×10^2	1.89×10^{11}	1.66×10^{17}	1.39×10^{11}
Xe-133	6.77	5.29 d	0.045	8.95×10^5	8.05×10^4	1.57×10^{13}	5.86×10^{18}	5.27×10^{12}
Xe-135m	1.06	15.65 min	0.432	2.18×10^3	1.89×10^3	3.68×10^{11}	9.15×10^{17}	7.91×10^{12}
Xe-135	6.63	9.083 h	0.250	2.43×10^4	1.21×10^4	2.36×10^{12}	5.75×10^{18}	2.87×10^{13}
Xe-138	6.28	14.17 min	1.183	2.12×10^3	5.02×10^3	9.79×10^{11}	5.44×10^{18}	1.29×10^{14}
合計	—	—	—	1.04×10^6	1.57×10^5	3.07×10^{13}	2.51×10^{19}	3.30×10^{14}

添付表 4 1 次冷却材中の粒子状物質の平衡濃度 (1 / 2)

核種	半減期	γ線実効 エネルギー (MeV/dis)	冷却材中濃度		冷却材中蓄積量
			冷却材中 濃度 (Bq/g)	γ線エネルギー 0.5MeV換算 (Bq/g)	
Br-83	2.39 h	0.0075	2.65×10^2	3.98×10^0	7.76×10^8
Br-84	31.8 min	1.742	1.41×10^2	4.90×10^2	9.56×10^{10}
Rb-88	17.8 min	0.57	1.45×10^4	1.66×10^4	3.23×10^{12}
Rb-89	15.4 min	2.2	3.57×10^2	1.57×10^3	3.06×10^{11}
Sr-89	52.7 d	8×10^{-5}	7.72×10^0	1.24×10^{-3}	2.41×10^5
Sr-90	27.7 y	—	4.89×10^{-1}	—	—
Sr-91	9.67 h	0.71	4.82×10^0	6.84×10^0	1.33×10^9
Sr-92	2.71 h	1.3	2.50×10^0	6.50×10^0	1.27×10^9
Y-90	64.0 h	—	6.21×10^{-1}	—	—
Y-91	58.9 d	0.0027	1.16×10^1	6.28×10^{-2}	1.23×10^7
Y-92	3.53 h	0.23	3.08×10^0	1.42×10^0	2.76×10^8
Zr-95	65.5 d	0.73	1.31×10^0	1.91×10^0	3.73×10^8
Nb-95	35 d	0.77	1.31×10^0	2.02×10^0	3.93×10^8
Mo-99	66.7 h	0.16	8.53×10^3	2.73×10^3	5.32×10^{11}
Te-132	77.7 h	0.22	5.01×10^2	2.20×10^2	4.30×10^{10}

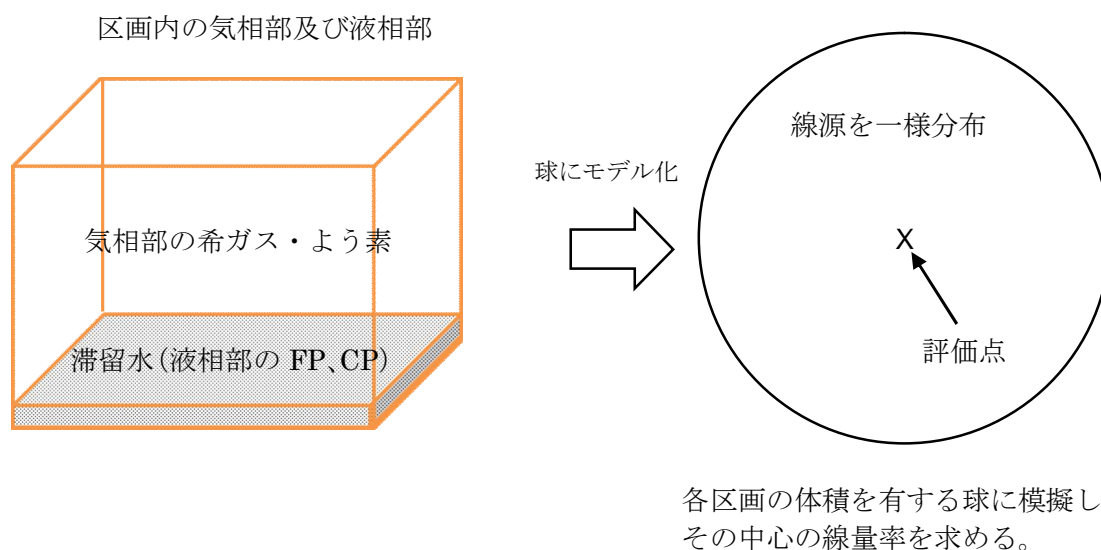
添付表 4 1 次冷却材中の粒子状物質の平衡濃度 (2 / 2)

核種	半減期	γ線実効 エネルギー (MeV/dis)	冷却材中濃度		冷却材中蓄積量
			冷却材中 濃度 (Bq/g)	γ線エネルギー 0.5MeV換算 (Bq/g)	
Te-134	42.0 min	0.1302	9.69×10^1	2.52×10^1	4.92×10^9
Cs-134	2.05 y	1.6	1.95×10^3	6.24×10^3	1.22×10^{12}
Cs-136	13.7 d	2.2	1.39×10^2	6.13×10^2	1.20×10^{11}
Cs-137	30.0 y	0.56	4.48×10^3	5.02×10^3	9.79×10^{11}
Cs-138	32.2 min	2.1	3.27×10^3	1.37×10^4	2.68×10^{12}
Ba-140	12.8 d	0.18	7.95×10^0	2.86×10^0	5.58×10^8
La-140	40.27 h	2.3	2.10×10^0	9.68×10^0	1.89×10^9
Ce-144	284 d	0.016	9.43×10^{-1}	3.02×10^{-2}	5.58×10^6
Pr-144	17.27 min	0.030	9.43×10^{-1}	5.66×10^{-2}	1.10×10^7
Cr-51	27.8 d	0.032	3.5×10^1	2.24×10^0	4.37×10^8
Mn-54	312 d	0.84	2.9×10^1	4.87×10^1	9.50×10^9
Mn-56	2.576 h	1.8	1.1×10^3	3.96×10^3	7.72×10^{11}
Fe-59	45.6 d	1.2	4.1×10^1	9.84×10^1	1.92×10^{10}
Co-58	71.3 d	0.97	9.6×10^2	1.86×10^3	3.63×10^{11}
Co-60	5.26 y	2.5	2.8×10^1	1.40×10^2	2.73×10^{10}

2. 各被ばく経路での線量評価

(1) 評価モデル

気相中に浮遊している放射能及び区画に溜まっている滞留水中の放射能は、各区画の体積を保存する等価全球モデルを用いて、その中心の線量率を求めて線量評価を行う。評価モデルのイメージを添付図2に示す。なお、今回評価に用いたモデルの妥当性について、添付-4に示すとおりである。



添付図2 評価モデルのイメージ図

球の中心での線量率の算出に用いた計算式は以下のとおりである。

$$D\gamma = \frac{K}{\mu} \left[\frac{A}{1 + \alpha_1} \{1 - \exp(-(1 + \alpha_1) \cdot \mu \cdot R_0)\} + \frac{1 - A}{1 + \alpha_2} \{1 - \exp(-(1 + \alpha_2) \cdot \mu \cdot R_0)\} \right] \cdot \frac{E\gamma \cdot A_{CT}}{0.5}$$

ここで、

$D\gamma$: ガンマ線による線量率 (mSv/h)

K : 線量率換算係数 0.5MeV: 8.92×10^{-6} ((mSv/h)/(g/cm²/s))

A, α_1, α_2 : テーラー型ビルドアップ係数 (空气中 0.5MeV ガンマ線)

$$A = 24.0, \alpha_1 = -0.138, \alpha_2 = 0.0$$

μ : 線減衰係数 1.0×10^{-4} (cm⁻¹) (空气中 0.5MeV ガンマ線)

R_0 : 球の半径 ($R_0 = (3V/4\pi)^{1/3}$) (cm)

V : 外部ガンマ線による全身に対する

線量評価時の各区画の自由体積 (cm³)

$E\gamma$: ガンマ線実効エネルギー (MeV/dis)

A_{CT} : 区画内放射能濃度 (γ 線 0.5MeV 等価換算値*) (Bq/cm³)

*Gross 値 (Bq/cm³) $\times \gamma$ 線エネルギー (MeV) / 0.5 (MeV)

(2) 遮へいによる減衰率

ツインパワー弁操作場所での線量評価にあたっては、各区画間の遮へいを考慮する。(1)で算出した球の中心での線量率に、添付表5に示す遮へいによる減衰率を乗じることで算出する。

添付表5 遮へい厚さ及び減衰率

遮へい厚さ (m)	減衰率 (-)*
	泊3号炉
0.6	3.02×10^{-2}

※: コンクリート減衰率の算出にあたっては、保守的にガンマ線エネルギー 2.5MeV での数値とする。以下に算出式を示す。

$$R = A \cdot \exp\{-(1 + \alpha_1) \cdot \mu \cdot t\} + (1 - A) \cdot \exp\{-(1 + \alpha_2) \cdot \mu \cdot t\}$$

R : コンクリートの減衰率

A, α_1, α_2 : テーラー型ビルドアップ係数 (2.5MeV ガンマ線)

$$A = 4.97, \alpha_1 = -0.0769, \alpha_2 = 0.1062$$

μ : 線減衰係数 $0.08536 \text{ (cm}^{-1}\text{)}$ (2.5MeV ガンマ線) (泊3号炉)

t : 遮蔽厚さ (cm)

(3) 各経路からの線量評価

(1)及び(2)により評価した、ツインパワー弁操作区画での線量評価は以下のとおりである。

線量率結果 (泊3号炉)

区画	体積 (m^3)	遮へい厚さ (m)	線量率 (mSv/h) (事象発生後1時間)
下階区画 (通路部) 安全補機室外	995	0.6	4.60×10^0
下階区画 (安全系ポンプバルブ室) 安全補機室内	883	0.6	1.11×10^1
上階区画 (充てんポンプバルブエリア) 安全補機室外	483	0.6	2.38×10^0

燃料被覆管欠陥率について

泊3号炉においては、国内 PWR プラントでの過去の運転実績を勘案し、建設当初から建屋の遮へい設計や平常時被ばく評価における燃料被覆管欠陥率を0.1%として設定している。ISLOCA 時ツインパワー装置操作に係る被ばく評価においても同様に燃料被覆管欠陥率を0.1%として、放射線源強度の算定の基となる1次冷却材中放射能濃度を設定している。

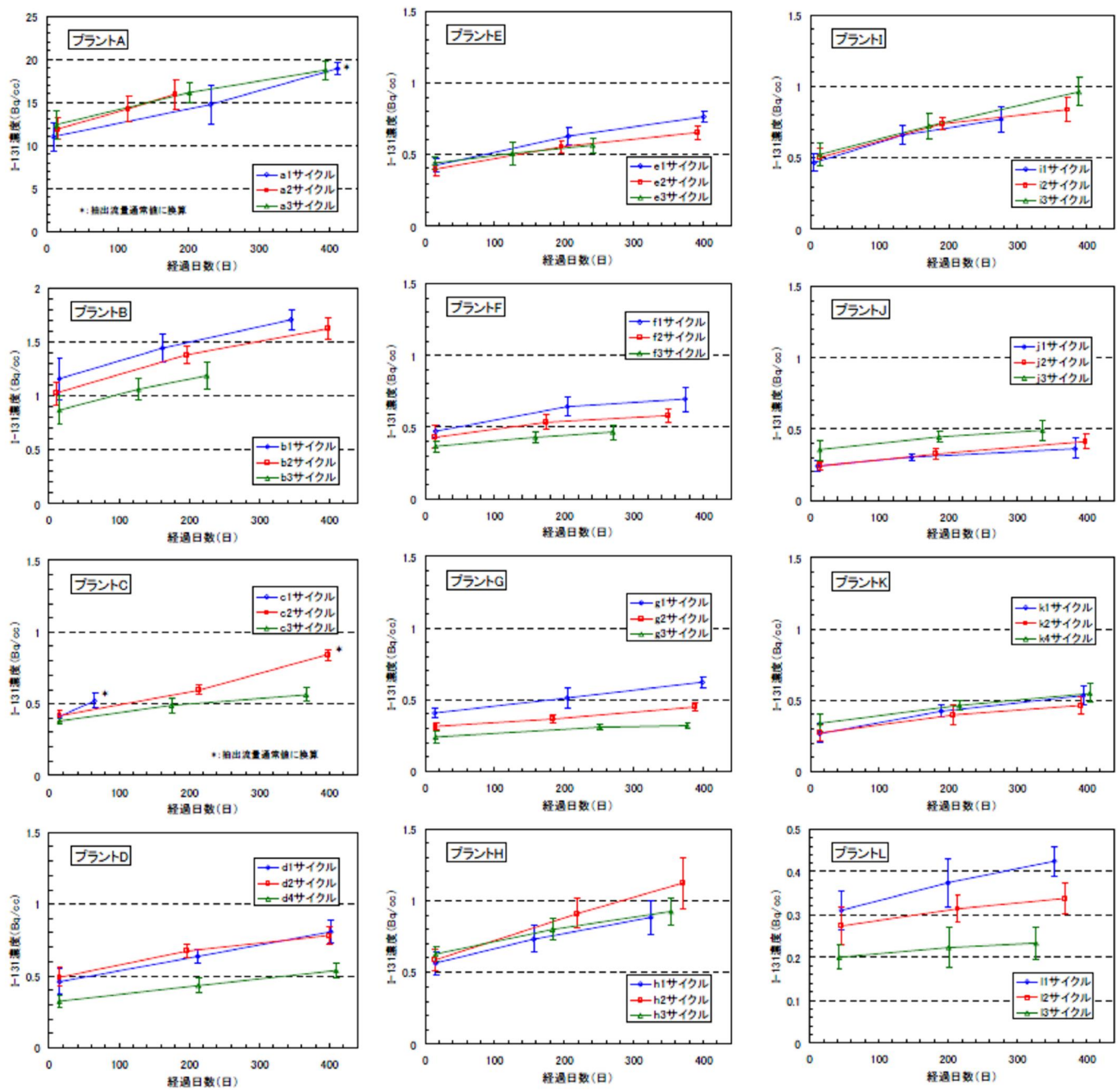
なお、本設定は、国内 PWR プラントでの至近の運転実績^{※1}および泊3号炉の運転実績^{※2}を考慮しても、十分保守的な想定である。

※1：国内 PWR プラントでの至近の運転実績において、1次冷却材中の I-131 濃度は数 Bq/cc～数 10Bq/cc（添付図3）

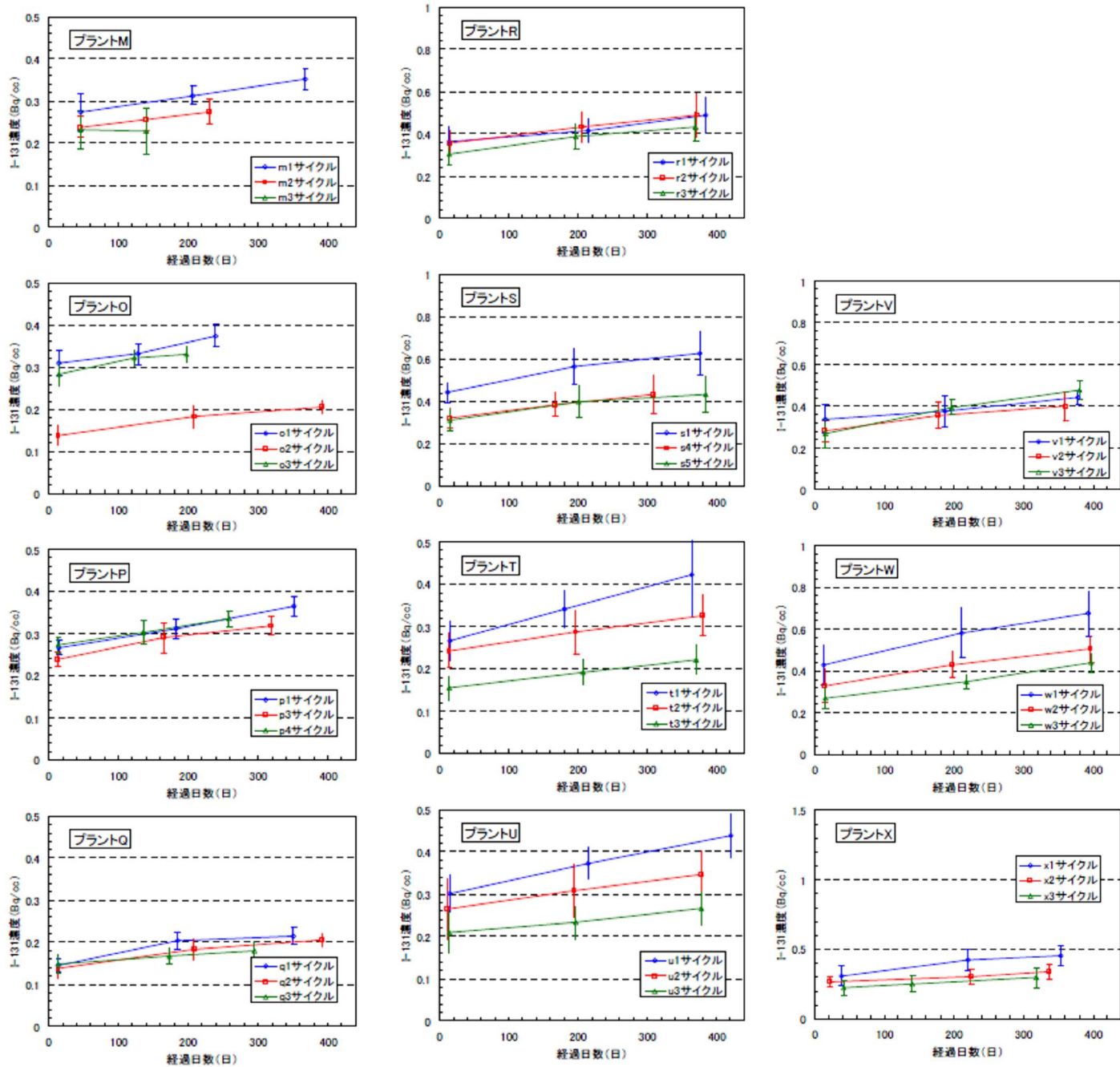
※2：泊3号炉の1次冷却材中の I-131 濃度は、 10^{-1} Bq/cc のオーダーと十分低い（添付表6）

添付表6 泊3号炉 通常運転中の1次冷却材中 I-131 濃度実績
(サイクル毎最大値)

運転サイクル	I-131 濃度 (Bq/cc)
第1サイクル	1.2E-1
第2サイクル	1.3E-1



添付図3 国内PWRプラントの1次冷却材中I-131濃度の実績事例(1/2)



添付図3 国内PWRプラントの1次冷却材中I-131濃度の実績事例(2/2)

出典)「PWRプラントにおける燃料リーク運転時のFP及び燃料挙動と監視方法について」(MNF-1006),

(三菱原子燃料株式会社, 平成22年9月)

気相中に放出される放射性物質の割合設定

1. よう素の気相中への放出割合

本評価において、気相中へのよう素の移行割合を 10%と設定している。その考え方を以下に示す。

(1) 線量目標値評価指針の考え方

「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に対する評価指針」(以下、線量目標値評価指針という。)において、PWRの原子炉施設から放出される気体廃棄物中のよう素として、「100%出力運転時の温度、圧力の状態で漏えいするものとし、1次冷却材中のよう素が格納容器雰囲気中に0.1の割合で移行するものとする」と示されている。本評価においてはこれを踏まえ、気相中へのよう素の移行割合を10%としている。以下にその理由を示す。

- ・ ISLOCA の評価では、通常運転中において余熱除去系統の第一・第二隔離弁が誤開することを想定しており、線量目標値評価指針の状態(100%出力運転時の温度、圧力の状態で漏えい)と同じである。
- ・ 漏えい前の安全補機室雰囲気は、線量目標値評価指針の原子炉格納容器内の温度及び圧力と同程度である。

(2) Regulatory Guide 1.183 の考え方

米国では、Regulatory Guide 1.183において、漏えい水からのよう素の浮遊割合は、以下のフラッシング割合を用いて設定するよう示されている。

$$FF = \frac{h_{f1} - h_{f2}}{h_{fg}}$$

ここで、

FF : フラッシング割合

h_{f1} : 系から漏えいする液体のエンタルピ

h_{f2} : 飽和状態(1気圧、100℃)での液体のエンタルピ : 約 419kJ/kg

h_{fg} : 100℃での気化熱 : 約 2257kJ/kg

h_{f1} は、系から漏洩する水のエンタルピであるが、漏えい元である1次冷却材圧力及び温度は時間変化するため、それに応じたエンタルピを設定する必要がある。時間毎に設定したフラッシング割合と時間毎の漏えい量とを乗じることによって、その時間毎に気相中へ移行した量を算出できる。

有効性評価における ISLOCA 解析に基づき気相中へ移行した量を算出した結果、事象発生1時間後までの積算量は約13m³である。積算漏えい量97m³に対する割合は約13.7%である。しかし、気相中へ移行しなかったよう素は液相中にとどまるとして、各区画において滞留水中に存在する放射性物質からの線量率も考慮しているため、気相中へ移行する割合は、本評価において重要なパラメータとはならない。

上記のとおり、気相中へのよう素の移行割合は、漏えい元である1次冷却材圧力及び温度の状態によって変化するもので固定値ではないが、本結果も踏まえ、(1)において示されている線量目標値評価指針に基づき、事象発生後の時間に依らず気相中への移行割合として10%と設定する。本評価においては、評価条件として燃料被覆管欠陥率を0.1%とする等保守性を有しているため、気相中への移行割合を10%とすることは問題ないと考える。

以上のとおり、本評価において気相中へのよう素の移行割合を10%と設定するのは妥当であると考えられる。

2. 粒子状物質の気相中への放出割合

ISLOCA時に想定される1次冷却材の温度条件(300℃程度)においては、希ガス及びよう素以外の核種は、金属やランタノイドからなる固体であると考えられる。これらは、水中に保持されている方が化学的に安定であり、漏えい時に気体になることは考えにくい。また、漏えい後の滞留水においては、ほう酸水のためpHが低く、主に固体よりもイオンとして存在する。イオン単体や固体では気相中へ移行できないことから、粒子状物質については液相中に保持されるとし、気相中に放出される割合を0%とする。なお、粒子状物質は滞留水中に存在することとなり、滞留水中に存在する放射性物質からの線量率を考慮している。

3. よう素の気相中への追加移行

今回の線量評価において、事故発生前の冷却材中のよう素放射エネルギー及び既損傷の燃料棒から減圧に伴い1次冷却材中に新たに追加放出するよう素放射エネルギーは、事象初期に全量が瞬時に漏えい水に移行するとしている。さらに漏えい水に含まれる全よう素放射エネルギーのうち10%が気相中へ移行するとして評価している。

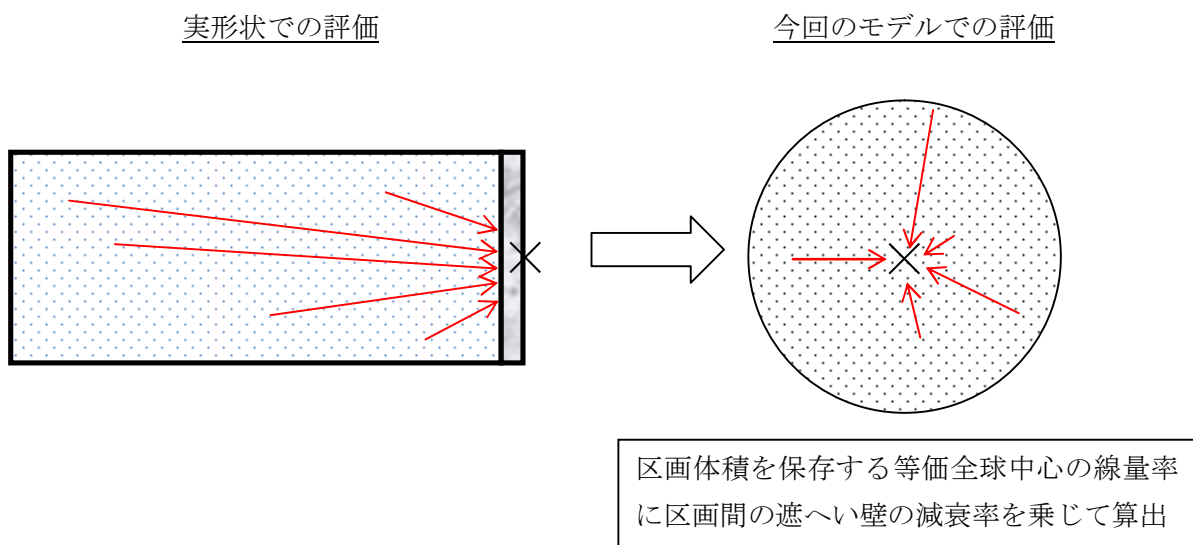
また、仮に液相中のよう素が気相中に移行したとしても、線量評価は、液相部の放射エネルギーも含めて空間に一様分布するとして等価全球モデルで評価しており、当該区画での気相部及び液相部の総放射エネルギーは同じであることから、各

区画において、よう素が液相中から気相中へ追加移行したとしても線量評価への影響はない。

評価モデルの保守性

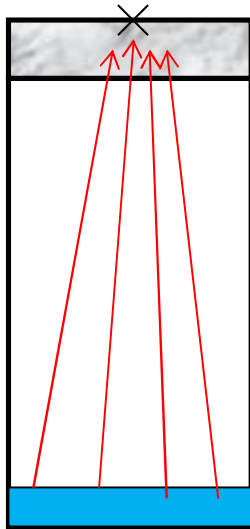
本評価において、気相中に浮遊している放射能及び区画に溜まっている滞留水中の放射能による操作場所における線量率として、各区画の体積を保存する等価全球の中心の線量率に、操作場所と当該区画を隔てる遮蔽壁の減衰率を乗じる（今回のモデルでの評価）ことで求めている。評価イメージは、添付図5及び添付図6に示す。実形状のとおり区画及び壁を直方体形状で模擬し、壁外面の線量率を計算する方法（実形状での評価）と比較すると、以下の保守性を有している。

- ・ 区画内の各位置の線源から評価点までの空間距離は、球の中心を評価点とする今回のモデルの場合、線源が評価点に最も近づいた形状であり、線量率の距離減衰の効果が最も小さい。
- ・ 区画内の各位置の線源から評価点までの壁透過距離は、実形状では、評価点軸上から離れた線源は、斜め透過により最小厚さ以上の距離を透過する。一方、今回のモデルの場合、一律最小厚さの減衰率を乗じており、線量率の遮蔽減衰効果が最も小さい。さらに、遮蔽壁の減衰率は、線源組成に応じた減衰率より小さいガンマ線エネルギー2.5MeVに対する減衰率としており、線量率の遮蔽減衰効果をより小さく考慮している。
- ・ 液相部については、面線源ではなく、体積線源として球の中心を評価しているため、評価点と線源までの距離が離れておらず、全ての線源が評価点に近づいた評価となる。

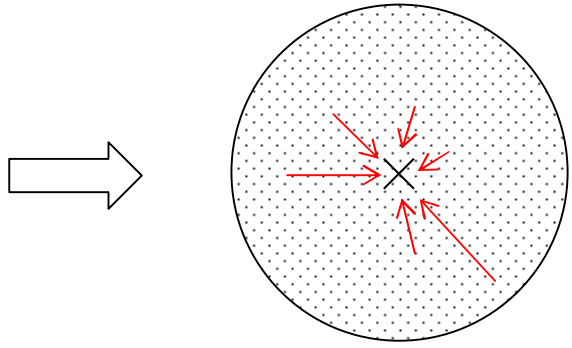


添付図4 評価イメージ（気相部）

実形状での評価



今回のモデルでの評価



区画体積を保存する等価全球中心の線量率に
区画間の遮へい壁の減衰率を乗じて算出

添付図5 評価イメージ（液相部）

2.1 PAR 及びイグナイタの設置場所について

1. 設置場所の考え方

(1) PAR

PAR は、触媒反応により比較的緩やかに水素を処理するものであり、炉心損傷に伴う Zr-水反応及び水の放射線分解により発生し原子炉格納容器（以下「C/V」という。）内に放出される水素を長期的に低減させることを目的に設置する。

PAR による水素処理を効率的に行うため、C/V 内に放出される水素が自然循環対流により良く混合し集まる C/V 内上部ドーム部に重点的に 4 個、C/V 内下部の水素放出源に近い開口部に 1 個、PAR を設置する。

C/V 内上部ドーム部については、上記のとおり、水素は自然循環対流により良く混合するため、PAR の配置が水素除去性能に及ぼす影響は小さいことから、耐震性確保、点検・検査時のアクセス等の保守性、水素処理時の高温ガスによる影響等の安全性の観点で総合的に判断し、A ループ室及び C ループ室の上部に各 1 個、C/V 内水素放出源からの水素拡散経路を考慮し B ループ室の上部に 2 個設置する。

(2) イグナイタ

イグナイタの設置目的は、炉心損傷に伴う Zr-水反応により発生し C/V 内に放出される水素を早期に処理し、C/V 内の水素濃度を低減させることである。

C/V 内に放出される水素を早期に処理するため、水素放出源として想定される各ループ室、加圧器逃がしタンク付近等、水素拡散経路を含めて 11 個のイグナイタを設置する。

さらに、万が一水素の成層化が発生した場合にも対処できるよう、C/V ドーム部にイグナイタを 2 個（うち 1 個予備）設置する。

2. 設置場所

PAR 及びイグナイタの設置場所を図1～図7に示す。

P. N
4
+

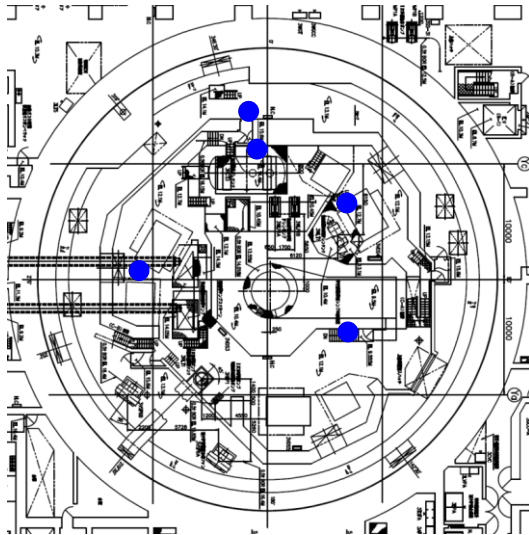


図-1 T.P. +10.3m

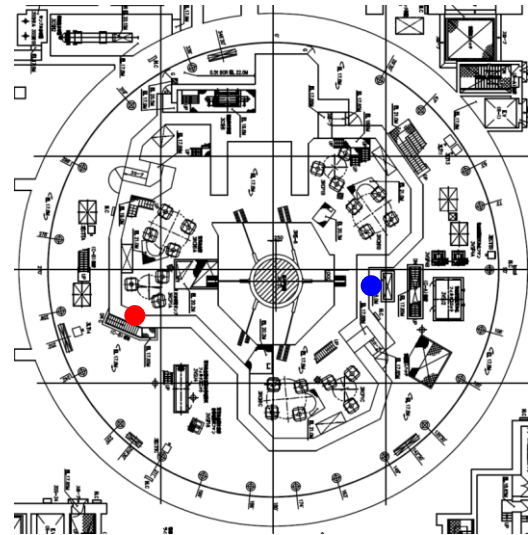


図-2 T.P. +17.8m

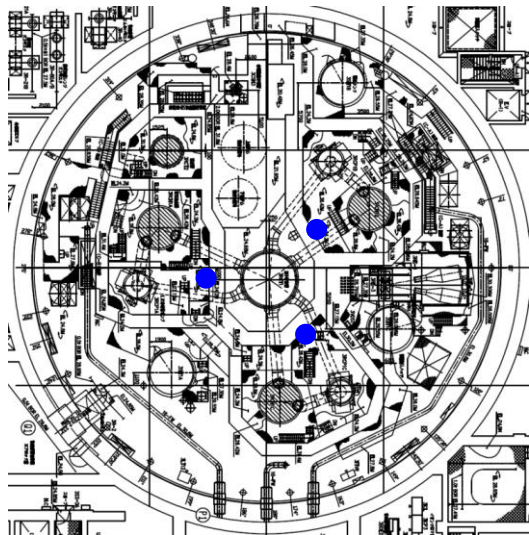


図-3 T.P. +24.8m

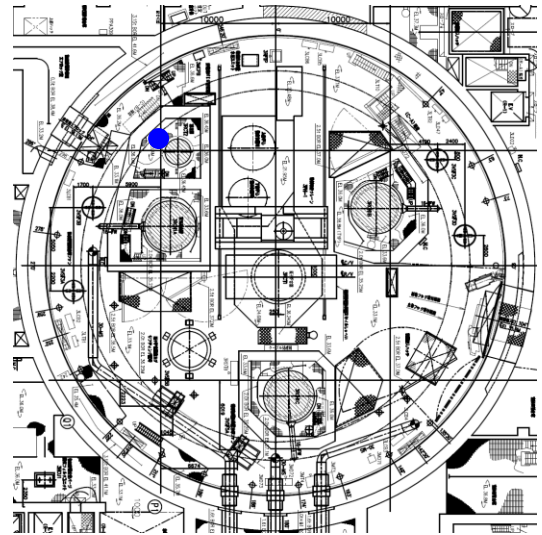


図-4 T.P. +33.1m

- : PAR (5個)
- : イグナイタ (13個)

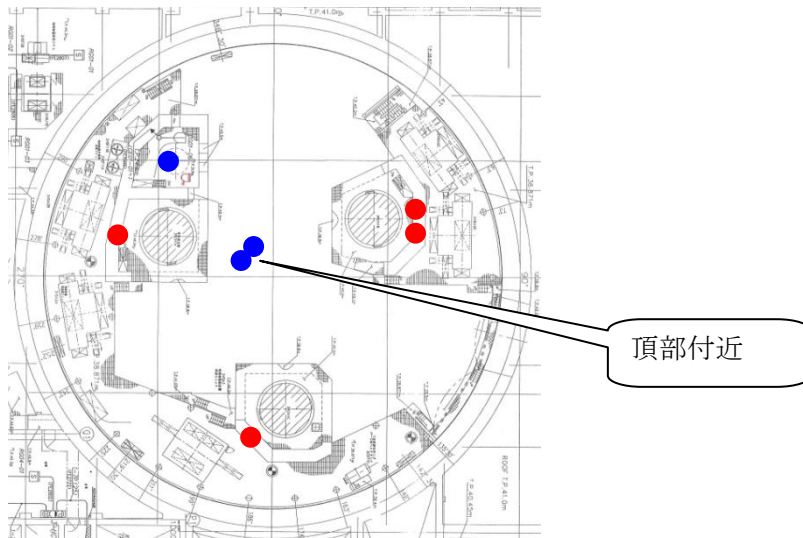


図-5 T.P. +40.3m

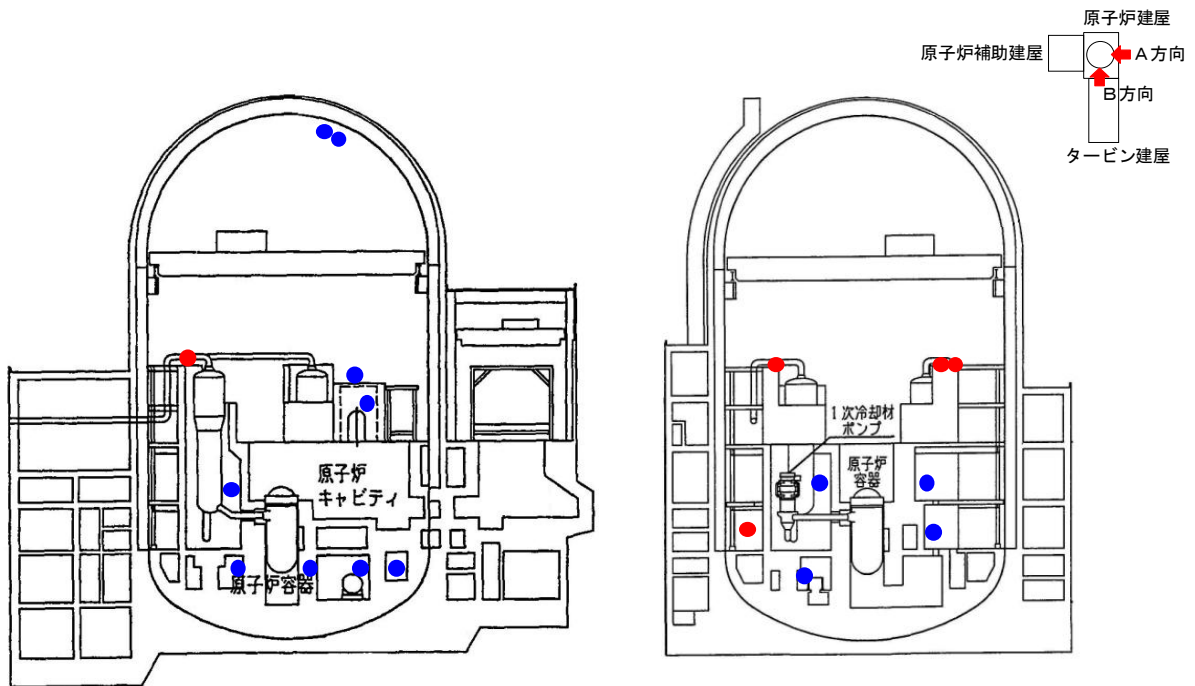


図-6 A方向

図-7 B方向

以上

2.2 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3部 MAA P)

(第108回審査会合 資料1-2-5 抜粋)

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

資料 1-2-5

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 3 部 M A A P)

第 58 回審査会合 (平成 25 年 12 月 17 日) 資料 2-2-4 改訂 2

目 次

－ 第3部 MAA P －

1. はじめに.....	3-3
2. 重要現象の特定.....	3-4
2.1 事故シーケンスと評価指標.....	3-4
2.2 ランクの定義.....	3-11
2.3 物理現象に対するランク付け.....	3-12
3. 解析モデルについて.....	3-38
3.1 コード概要.....	3-38
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	3-38
3.3 解析モデル.....	3-41
3.4 ノード分割.....	3-84
3.5 入出力.....	3-86
4. 妥当性確認.....	3-88
4.1 妥当性確認方法.....	3-88
4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）.....	3-96
4.3 妥当性確認（感度解析）.....	3-172
4.4 実機解析への適用性.....	3-237
5. 有効性評価への適用性.....	3-255
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）.....	3-255
5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）.....	3-264
6. 参考文献.....	3-275
参考1 MAA P と NUREG-1465 のソースタームの比較について.....	3-277
別紙1 解析コードにおける解析条件.....	3-294
添付1 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について.....	3.1-1
添付2 溶融炉心と冷却水の相互作用について.....	3.2-1
添付3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について.....	3.3-1

4.3.10 キャビティ床面での溶融炉心の拡がり、炉心デブリとキャビティ水の伝熱、炉心デブリとコンクリートの伝熱

これは、MCCI に関する物理現象である。MCCI については、国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきているが、現在においても研究段階にあり、また、実機規模での現象についてほとんど経験がなく、有効なデータが得られていないのが現状であり、不確かさが大きい現象であると言える。

そこで、添付3では、国内外で実施された実験等による知見を整理するとともに、解析モデルに関する不確かさの整理を行い、感度解析により有効性評価への影響を確認した。

以下に概要を示す。

(1) 知見の整理

国内外での MCCI に関する実験及び研究として、

- ・ ACE 実験 (アルゴンヌ国立研究所 (ANL))
- ・ SURC-4 実験 (サンディア国立研究所 (SNL)) (国際標準問題 ISP-24)
- ・ SWISS 実験 (サンディア国立研究所 (SNL))
- ・ WETCOR 実験 (サンディア国立研究所 (SNL))
- ・ MACE 実験 (米国電力研究所 (EPRI))
- ・ COTELS 実験 (テスト B/C 及び A) (原子力発電技術機構 (NUPEC))
- ・ CCI 実験 (アルゴンヌ国立研究所 (ANL))
- ・ DEFOR-A 実験 (スウェーデン王立工科大学 (KTH))
- ・ セルフレベリング実験 (アルゴンヌ国立研究所 (ANL))
- ・ SSWICS 試験 (OECD-MCCI プロジェクト)
- ・ クラスト強度の解析研究 (原子力安全基盤機構 (JNES))
- ・ FARO 実験 (欧州 JRC (Joint Research Center)、イスプラ研究所)
- ・ PULiMS 試験 (スウェーデン王立工科大学 (KTH))

について調査し、知見を整理し、実験結果の実機への適用性を考察し、以下のとおり整理した。

【溶融炉心落下時】

溶融デブリは完全には粒子化せず、床上を溶融炉心が拡がり、床面との間にケーキが形成される。ジェットの一部は粒子化して溶融炉心上に降下する。クラストが形成されるまでは水-溶融デブリ間において比較的高い熱流束が維持される。この時の現象は、小規模実験で溶融物へ注水を開始した時点と同等と考

えられ、MACE 実験、CCI 実験では、 1 MW/m^2 以上の値が観測されている。

【長期冷却時】

熔融炉心上面からクラストが形成されるが、自重あるいは熱応力によって破碎していく（JNES 解析研究より）ため、時間の経過とともに亀裂の入ったクラストが成長し、炉心デブリ全体が固化する。下部のケーキの部分を除いて浸水性があり、その際の限界熱流束は、CCI 実験より 0.5 MW/m^2 程度であると考えられる。熔融炉心全体が固化した後の挙動においては、熔融炉心固化物の熱伝導が律速となるが、ひび割れによる伝熱面積の増大と内部への水侵入により除熱が促進される。また、コンクリートと熔融炉心の境界にギャップが発生し、水がギャップへ浸入することで冷却が促進される。（COTELS 実験より）

コンクリート混入がある場合のドライアウト熱流束については、SSWICS 実験において確認されており、コンクリートの混入割合が 15%程度に達した場合にドライアウト熱流束は 0.125 MW/m^2 程度となっている。

デブリが固化し安定化クラストが形成され、デブリ温度が 1500 K 程度まで下がった場合の熱流束は 0.2 MW/m^2 程度と考えられる。（WETCOR 試験、MACE 試験より）

(2) 不確かさに関する整理

MCCI は、原子炉キャビティ底に堆積した熔融炉心が周囲のコンクリートやキャビティ水と伝熱する過程でコンクリートが加熱され侵食を引き起こす現象である。国内 PWR プラントでは、コンクリート侵食を防止するために、炉心損傷検知後速やかにキャビティに水を張り、高温の熔融炉心デブリを水中に落下させることによって細粒化及び固化を促進させる方策を採っている。したがって、コンクリート侵食に至る過程は、

- ① 熔融炉心のキャビティへの堆積過程
- ② 熔融炉心の冷却過程
- ③ コンクリートの侵食過程

のように段階的に進展する。以下、各過程での物理現象及び解析モデルに関し、不確かさの観点で整理した。

A) 炉心デブリのキャビティへの堆積過程

a) エントレイン量（熔融炉心の細粒化量）

エントレインされたデブリ粒子は、水中に拡散しており、かつ、水との接触面積が大きいことから、塊状の熔融炉心に比べ、冷却が促進された状態で

あり、MCCI 現象においてコンクリートの侵食を促進する観点からは、エントレイン量が少ない方が、厳しいと言えるが、熔融プール上に堆積した状態では、熔融プール上面の伝熱を低下させる要因となる。

キャビティ水量に関しては、水深が浅い方が、熔融炉心の細粒化量が小さくなる傾向がある。MAAPの解析では、キャビティ水量は、格納容器形状とスプレイ開始のタイミングで決まる。格納容器形状に関してはプラント設計データにより設定されることから不確かさは小さい。キャビティへの注水や熔融炉心の落下のタイミングによっては、キャビティ水深が変化し得ることから、事故シーケンスに基づく不確かさは存在すると考えられることから、代替格納容器スプレイの作動タイミングの感度を確認することによって、水深の不確かさの影響を把握する。

エントレイン量について、MAAPでは、Ricou-Spaldingの式に基づき細粒化量を計算し、エントレインメント係数はFCI実験に対するベンチマーク解析により設定された範囲の中間的な値（最確値）を設定している。ここで、当該係数の最小値は最確値に対して□割程度小さく設定されているため、これを不確かさとして見込む。

一方、デブリ落下速度は、原子炉容器内外圧力差と炉心デブリの水頭から計算される。大破断LOCAシーケンスでは、原子炉容器内外圧力差は大きくなく、不確かさも小さいと考えられるが、炉心デブリ水頭については、原子炉容器の破損位置により変わるため、落下速度の不確かさ幅は2割程度となる。

デブリジェット径は、Ricou-Spaldingのエントレインメント則で使用されるパラメータではないものの、実機スケールではデブリジェット全体が細粒化するわけではなく、ジェット径の増加はエントレインメント割合の減少と等価であることから、エントレイン量の不確かさの一部として取り扱う。デブリジェット径は原子炉容器の破損口径と等価として扱われており、実機では、最終的な破損口径は、初期径及び侵食の拡大幅によって決まり、侵食の拡大幅は破損口を通過する熔融デブリの量に依存する。初期径の不確かさとして、「添付2 熔融炉心と冷却水の相互作用について」の「5 感度解析と評価」において約3倍の不確かさを想定した場合、侵食後の原子炉容器貫通部の破損口径は、ベースケースと比較して約1%拡大している。侵食の拡大幅の不確かさとして、「添付1 高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について」の「5 感度解析と評価」においてリロケーションが早く進むことを想定した場合、原子炉容器貫通部の破損口径は、ベースケースと比較して約3割増加している。

以上より、エントレインメント係数、破損口径及び落下速度の不確かさはエントレインメント量の不確かさとしてまとめて考えることができ、エントレインメント係数、落下速度、破損口径の不確かさを重畳させると、不確かさ幅は約 5 割となり、不確かさの大きいエントレインメント係数を代表して感度を確認する。

一方、堆積した状態のデブリ粒子に関しては、物理現象としては溶融プールとデブリ粒子が成層化した状態となるが、MAAP の解析モデルでは、溶融プールとデブリ粒子が成層化した状態としては取り扱っておらず、クラストと溶融プールから構成される均一な組成の平板状の発熱体として模擬しており、そのモデルの不確かさについては「溶融炉心の冷却過程」で取り扱う。溶融プールとデブリ粒子が成層化した状態では、溶融プールからキャビティ水への伝熱の点で影響があり、不確かさが存在する（感度解析に関しては、後述の「溶融炉心とキャビティ水の伝熱」にて整理する）。

b) 炉心デブリの拡がり・堆積形状

溶融炉心のキャビティ床面への拡がりについては、水がないドライ状態では、溶融させたステンレス鋼により溶融炉心を模擬した実験より均一に拡がるという知見が得られている。国内 PWR プラントでは、炉心損傷を検知した後に、原子炉キャビティへの水張りを行うことから、溶融炉心は冷却され表面にクラストを形成しつつ拡がることとなる。クラストは、溶融炉心の相変化時（固化時）の収縮によりクラックが生じ、溶融炉心の自重によってクラストは崩壊して、拡がっていくが、ドライの状態に比べて、拡がり抑制されることも報告されており、今後、知見の拡充が必要である。

MAAP の解析モデルでは、キャビティ底に落下した溶融炉心は均一に混合された状態を仮定し、キャビティ床面への拡がりについては、拡がり面積を入力条件として与えている。重大事故の緩和策の有効性評価では、キャビティ床全面に均一に拡がることを前提として評価している。これは、米国の新設炉に対する電力要求では炉心出力からキャビティ床面積を求める要求があり、そこでは溶融炉心が床全面に均一に拡がることを前提にした考え方が採用されており、本有効性評価においても同様の考え方に則っている。しかしながら、上述のとおり、冠水したキャビティ床面への炉心デブリの拡がり面積については、DEFOR 実験において堆積形状が山状になるという結果が得られているものの拡がりの観点で詳細に研究がなされているものではなく、知見の拡充が必要であり、現象として不確かさがある。よって、キャビティ床面への拡がりについての感度を確認する。

B) 炉心デブリの冷却過程

a) 溶融炉心とキャビティ水の伝熱

溶融炉心からキャビティ水への伝熱は、溶融プールの表面に形成されるクラストに、キャビティ水によって亀裂が入り、その中にキャビティ水が侵入することによって行われる。

MAAPでは、クラストから水への伝熱は沸騰熱伝達として扱っており、その熱流束は Kutateladze の式を用いて計算され、その Kutateladze 係数 C_K は、SWISS 実験において報告されている溶融体から水プールへの熱流束が 0.8 MW/m^2 であることに基づき $C_K = 0.1$ としている。実機条件においては、強度評価によってクラストは破損すると評価されており、上面水プールと溶融炉心デブリが直接接触することによって、高い熱流束が維持されるといえる。

Kutateladze の式をキャビティ床に堆積した炉心デブリに対する限界熱流束の式として用いる場合、本来平板に適用する相関式を山状に堆積するクラストや粒子ベッドに適用することになるため、MAAPモデルには不確かさが存在する。クラストと水の界面は、諸外国での実験で示されているように、クラストに亀裂を生じており、そこに水が浸水することが考えられ、解析モデル上はその影響を考慮していないことから、不確かさを有すると言えるが、その場合、クラストと水の接触面が大きくなり、溶融炉心の冷却は促進されることから、クラストの亀裂に関しては、不確かさの観点では問題とならない。また、クラストの表面形状に凹凸が生じる可能性については、伝熱面積が大きくなるから、不確かさの観点では問題とならない。また、上面クラストの温度低下については、溶融炉心が冷却される方向であり、これについても不確かさの観点では問題とならない。一方、溶融プール上にデブリ粒子が堆積することにより、クラストと水の接触が阻害され、溶融炉心の冷却が悪くなることも考えられる。解析モデルでは、このプロセスは模擬されず、熱伝達が悪化することから、不確かさが存在する。これらの不確かさとは、溶融炉心の冷却の悪化（熱伝達係数の低下）であるから、熱伝達係数の感度を確認する。

細粒化時の熱伝達については、デブリ粒子の顕熱及び潜熱から水プールへの伝熱が計算され、その伝熱量は膜沸騰及び輻射熱伝達によって計算される。デブリ粒子からの熱量は水蒸気生成と水の温度上昇に変換される。デブリ粒子から水への熱伝達については、細粒化割合と相関があることから、この不確かさについては「エントレインメント係数」の中で整理する。

b) 溶融炉心とコンクリートの伝熱

キャビティ底に堆積した溶融炉心は、下側のコンクリート床と側面のコンクリート壁と伝熱する。溶融炉心からコンクリートへの伝熱は、溶融プールからクラストへの伝熱とコンクリートへの伝熱に分けられる。

溶融プールとクラストとの間は、対流熱伝達によって伝熱される。対流熱伝達は、溶融プールのバルク温度と融点温度の差及び溶融プールと炉心クラストとの間の熱伝達係数から計算される。また、クラスト内の温度分布は、溶融炉心とクラストの境界からコンクリート表面への熱流束を用いて、準定常の1次元熱伝導方程式を解くことで計算される。溶融炉心からコンクリート床及び側壁に対する熱流束は、溶融炉心プールから下部及び側部クラストへの伝熱と、クラスト内での発熱によるものである。

溶融プールとクラストとの間の熱伝達については、溶融プール内の状態（固化燃料の割合）に関する不確かさや対流の不確かさが存在する。溶融プールとクラストとの間の熱伝達が大きい場合には、クラストが溶融し、コンクリートへの伝熱量が増大するため、コンクリート侵食がしやすくなる傾向となる。ただし、有効性評価の状態（原子炉キャビティへ注水した状態）においては、溶融炉心からの除熱は、溶融炉心と温度差が大きい、冷却水側（上面）が支配的になることから、不確かさは存在するものの、影響としては小さいものとする。

クラストとコンクリートの間の熱伝達については、ACE 実験及び SURC 実験に対するベンチマーク解析の結果から実験データと同等の侵食深さがMAAPにより模擬できていることから、溶融炉心からコンクリートへの伝熱は、適切に模擬できていると判断する。しかしながら、溶融炉心とコンクリートの接触に関してはMAAPでは、理想的な平板で密着した状態で取り扱っていることから、接触面積に不確かさが存在する。接触面積が小さいとコンクリートへの伝熱量が小さくなることが考えられ、解析モデル上はその影響を考慮していないことから、不確かさを有すると言えるが、その場合、クラストとコンクリートの接触面が小さくなり、コンクリート侵食が抑制されることから、接触面積に関しては、不確かさの観点で問題とならない。

C) コンクリートの侵食過程

a) コンクリート組成

コンクリートには主に玄武岩系のコンクリートと石灰岩系のコンクリートがある。コンクリート組成が異なると、コンクリート侵食挙動にも違いが生じる。玄武岩系のコンクリートの特徴はSiの含有量が多い。一方、石灰岩系のコンクリートの特徴はCa、CO₂が比較的多く含まれていることである。し

かしながら、コンクリート組成については、物性値が把握できており、不確かさに対する感度解析は不要である。

(3) 感度解析による確認

前項の検討において抽出された不確かさの項目及びそれらの組み合わせた条件で感度解析により影響を確認した。解析結果については、添付3に示しており、ここでは条件設定の考え方及び評価についてまとめる。

A) キャビティ水深

炉心溶融を検知した後30分で代替格納容器スプレイを実施することとしており、更に30分遅れる場合の感度を確認した。

感度解析の結果、代替格納容器スプレイ操作が遅れることで、キャビティ水深が約半分となり、コンクリート侵食深さは、ベースケースの約3mmに対して、感度解析ケースでは約4mmであり、影響は僅かであった。

	解析条件	コンクリート侵食深さ
ベースケース	代替格納容器スプレイ作動： 炉心溶融後30分	約3mm
感度解析ケース	ベースケース+30分	約4mm

B) Ricou-Spalding のエントレインメント係数

エントレインメント係数は、FCIの大規模実験に対するベンチマーク解析において検討された範囲の中間的な値（最確値=)を設定しているが、その範囲の中で細粒化割合が最も小さく評価される値(=)とした場合の感度を確認した。

感度解析の結果、エントレインメント係数を小さくしたことで、塊状のままキャビティ床面に到達するデブリ量が多くなり、デブリ冷却の観点で厳しい条件となるが、コンクリート侵食深さは、ベースケースの約3mmに対して、感度解析ケースでは約4mmであり、影響は僅かであった。一方、ジェット径及び落下速度の不確かさについては、(2)A)で述べたとおり、エントレインメント係数の不確かさと重畳させると約5割の不確かさがあり結果を厳しくする方向であるが、上記の感度解析結果から、影響は小さいと言える。

	解析条件	コンクリート侵食深さ
ベースケース	エントレインメント係数： <input type="text"/>	約3mm
感度解析ケース	エントレインメント係数： <input type="text"/>	約4mm

C) 炉心デブリの拡がり面積

水中での炉心デブリの落下過程において、デブリの冷却が進むと、拡がり面積が小さくなり、冷却されないと拡がり面積が大きくなる傾向が、PULiMS 試験 (KTH)、BNL 実験 (KTH)、SPREAD 実験 (日立製作所)、KATS 実験 (カールスルーエ研究センター、FZK) 及び CORINE 実験 (CEA/DRN/DTP) の実験結果から考察されている。水中での溶融物の拡がりの挙動については、これまで実験による知見も少なく、複雑であることから、実現象の不確かさを網羅するという観点で、

①落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース

②落下時に細粒化などにより冷却が進むケース

の条件が考えられ、①は、評価上、最初の原子炉容器破損による炉心デブリの落下により、キャビティ床面に約 47m^2 の広さで拡がり、キャビティ床面積とほぼ同等となる。その後、断続的に炉心デブリが落下するため、炉心デブリは床全面を超えて拡がると考えられるが、実際はキャビティ壁により拡がりは制限されるため、炉心デブリの拡がり面積としてはキャビティ床一面を設定すればよく、ベースケースの設定と同等である。

一方、②の落下時に細粒化などにより冷却が進むケースでは、添付 3 の添付 3-1 に示すように、PULiMS 実験により得られた知見から溶融デブリの水中での拡がり挙動を定式化しており、炉心デブリの質量約 50ton (MAAP コードにおける 1 回目の原子炉容器破損による炉心デブリ落下量相当) に対して評価した拡がり面積 (約 1.8m^2) に対して、炉心デブリの堆積高さがキャビティ水面より高くなった場合は、キャビティ水面より高い部分については、キャビティ水による冷却がないことから溶融状態のままであり、固化しないと考えられることから、炉心デブリの堆積の高さとしてはキャビティ水深までとし、それ以降の堆積は横に拡がることを加味し、キャビティ床面積の約 $1/10$ を初期値として、落下量に応じて拡がり面積が拡大する条件を設定した。ただし、この条件では、拡がり面積が小さくなるよう、デブリの過熱度分が全てキャビティ水に伝熱されデブリの融点まで冷却されること想定しているのに対し、実際は、溶融ジェット径が 0.5m 程度と大きいため、落下過程で冷却されずに過熱度を保ったままキャビティ床に到達する溶融ジェットの割合が大きいと考えられることから、実機条件よりも厳しい条件を与えるものである。

感度解析の結果、デブリの拡がり面積 (=炉心デブリと水の接触面積) が小さくなることで、炉心デブリの単位時間当たりの除熱量が小さくなり、炉心デブリの冷却に時間を要し、コンクリート侵食深さはベースケースが約 3mm であるのに対して、感度解析ケースでは約 18cm となった。このケースは、前述のとおり、実機条件よりも厳しい条件を与えるものあり、実機でのコンクリート

侵食量は、感度解析よりも厳しくなることはないと考えられる。また、この結果から、コンクリート侵食は進む場合でも、キャビティ水によりデブリは冷却され、最終的にコンクリート侵食が停止し得ることが確認された。

	解析条件	コンクリート侵食深さ
ベースケース	炉心デブリの拡がり面積： キャビティ床面積の 1/1	約 3 mm
感度解析ケース	炉心デブリの拡がり面積： キャビティ床面積の約 1/10 から落下量に応じて拡大	約 18 cm

D) 水-炉心デブリ間の熱伝達係数

熔融炉心がキャビティ水に落下する際は、熔融炉心とキャビティ水の間で熱伝達が行われ、それにより熔融炉心が冷却されるとともに、キャビティ床に堆積する際に炉心デブリ表面にクラストが形成され则认为されている。したがって、熔融炉心落下直後は熱流束が比較的高い状態が持続され、この間に熔融炉心の保有する熱はキャビティ水によって除熱される。その後、炉心デブリ表面にクラストが形成されると、熱流束は低下する傾向となる。

また、CCI 実験においても、熔融物への注水直後は高い熱流束が確認され、その後クラストが冷却されて熱流束も低下する結果が得られているとともに、クラストが自重及びキャビティ水の水頭などによる破損により、キャビティ水と直接接触することで再び高い熱流束が得られている。さらに、実機スケールの現象ではクラストにひび割れが生じるため、高温の熔融炉心デブリと上面水プールが再度直接接触して、高い熱流束が生じる現象が継続的に発生すると判断できる。

以上を踏まえて、本パラメータについて、次の4ケースの感度解析を実施する。

感度解析ケース1は、CCI 実験において観測されている初期のバルク冷却期間中の熱流束である 3MW/m^2 を条件とし、炉心デブリの温度が低下した場合に崩壊熱相当の熱流束に低下されることを想定したものである。

感度解析ケース2は、キャビティへの落下直後の高い熱流束や、クラストの破損による内部の熔融炉心とキャビティ水との直接接触を考慮せず、CCI-2 及び CCI-3 実験において初期のピークを除外した熱流束である 0.5MW/m^2 を設定したものである。

感度解析ケース3は、段階的に水-炉心デブリ間の熱伝達係数を変化させるケースである。炉心デブリ内部に熔融状態のデブリがある状態について、炉心

デブリ内部に溶融状態のデブリがあると、クラストは破損、浸水を繰り返し、安定したクラストは形成されないと考えられ、その状態では溶融物から水への高い伝熱となり、一律に 0.8MW/m^2 を適用する。その後、炉心デブリ全体が固化した後は、溶融炉心とキャビティ水との直接接触を考慮しない熱流束として 0.5MW/m^2 を適用する。さらに、SSWICS 実験で得られた知見として、コンクリート混入がある場合に、コンクリートの混入割合が 15%程度以上の場合にドライアウト熱流束が 0.125MW/m^2 程度に低下することを模擬して、コンクリート混入割合が 15%に達するまで、コンクリート混入割合に比例させて、ドライアウト熱流束を低下させたものである。

感度解析ケース 4 は、クラスト全体が固化して温度が低下した状態の熱流束である 0.2MW/m^2 を一律に適用するものであり、炉心デブリ落下直後は高い熱流束の状態を無視した仮想的なケースである。

感度解析の結果、感度解析ケース 1、2、3 においては、設定した条件に応じてコンクリート侵食深さに僅かな変化はあるものの、有意なコンクリート侵食には至らず、その不確かさが有効性評価の結果へ与える影響は小さい。一方、炉心デブリ落下直後から、安定化クラスト形成後の熱流束を仮定した条件のケース 4 では、コンクリート侵食が有意に進む結果となった。このケースは、前述のとおり、炉心デブリ落下直後は高い熱流束の状態を無視した仮想的なケースであり現実的に起こり得るものではないと考えられる。

	解析条件	コンクリート侵食深さ
ベースケース	Kutateladze 係数 : 0.1 (0.8MW/m^2 相当 (注))	約 3 mm
感度解析ケース 1	Kutateladze 係数 : 0.375 (3MW/m^2 相当 (注))	約 0 mm
感度解析ケース 2	Kutateladze 係数 : 0.0625 (0.5MW/m^2 相当 (注))	約 7 mm
感度解析ケース 3	Kutateladze 係数 : 溶融物存在時 : 0.1 (0.8MW/m^2 相当 (注)) 全体固化時 : 0.0625 (0.5MW/m^2 相当 (注)) コンクリート 15%混入時 : 0.015625 (0.125MW/m^2 相当 (注))	約 3 mm
感度解析ケース 4	Kutateladze 係数 : 0.025 (0.2MW/m^2 相当 (注))	約 20 cm

(注) 大気圧条件

E) 感度解析パラメータの組み合わせ

MCCI 現象は、原子炉キャビティ底に堆積した溶融炉心が周囲のコンクリートやキャビティ水と伝熱する過程でさまざまなパターンの不確かさが考えられ

ること、また直接的な実験例が少なく知見が不十分であることから、A)～D)のパラメータの組み合わせを考慮し、感度解析を実施した。

解析条件の設定に当たっては、C)で述べた、

- ①落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース
- ②落下時に細粒化などにより冷却が進むケース

に着目して、パラメータの組み合わせを考慮した。

感度解析ケース1 (①の場合) は、細粒化が進みにくくなるよう設定するため、エントレインメント係数を推奨範囲の最小値とし、炉心デブリの拡がり面積としては、キャビティ床面積を設定した。

感度解析ケース2 (②の場合) は、細粒化が進みやすくなるよう設定するため、エントレインメント係数は推奨範囲の最大値とし、炉心デブリの拡がり面積としては、C)で設定した面積とした。水深については不確かさの範囲では結果への影響が小さいため、ベースケースの値を使用する。水-炉心デブリ間の熱流束については、両ケースとも不確かさとして考慮させることとし、現実的な不確かさの幅を確認する観点から、D)の感度解析ケース3の熱流束を使用する。

感度解析の結果、感度解析ケース1は炉心デブリ落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケースであり、水-炉心デブリ間の熱流束は、最初の落下時に大気圧条件相当で 0.8MW/m^2 に達するものの、その後は瞬時に全体が固化するため、大気圧条件相当で 0.5MW/m^2 となる。このため、炉心デブリ温度、コンクリート表面温度はベースケースよりも高温の期間が若干長く維持される。その結果、コンクリート侵食深さは、ベースケースの約 3mm に対して、感度解析ケース1が約 4mm となり、僅かに増加する程度であった。なお、感度解析ケース1では、原子炉キャビティでの水素生成量がベースケースに比べて僅かながら減少した。具体的には、ベースケースではMCCIによる水素発生量が約 3kg 、細粒化によるZr-水反応による水素発生量が約 18kg であるのに対して、感度解析ケース1では、MCCIによる水素発生量が約 4kg 、細粒化によるZr-水反応量による水素発生量が約 10kg となった。これは、感度解析ケース1においてエントレインメント係数を小さくしたことから、細粒化によるZr-水反応量が少なくなったためである。

感度解析ケース2は、炉心デブリ落下時に細粒化などにより冷却が進むケースである。水-炉心デブリ間の熱流束について、炉心デブリの拡がり面積を制限したことで、炉心デブリと水の接触面積が小さくなり、その結果炉心デブリの単位時間当たりの除熱量が小さくなったことで、熱流束が高く維持される時間が長くなっている。また、炉心デブリ温度、コンクリート表面温度もベースケースに比べて高温の期間が長く維持され、特にコンクリート表面は融点温度

に達している期間が長く、この間にコンクリート侵食が継続する。その後、コンクリート表面温度の低下に伴い、コンクリート侵食は停止する。その結果、コンクリート侵食深さは約 19cm となったが、キャビティ底面のコンクリート厚さは数メートルであり、侵食深さは十分小さいことが確認できた。なお、感度解析ケース 2 においては、コンクリート侵食深さが増加したことにより水素発生量は約 53 kg であり、大部分が RV 破損後 30 分までに発生し、最終的な格納容器容器内の水素濃度は 6%（ドライ条件換算）に達するが、水素処理装置（PAR 及びイグナイタ）を使用することで処理がレベルに収まっている。また、エントレインメント係数を大きくしたことにより、細粒化による Zr-水反応量が大きくなり、約 24kg となっている。原子炉容器内での水素発生量と MCCI による水素発生量を合わせると、全炉心内のジルコニウム量の約 37.9%が水と反応する結果となっている。MCCI により発生する水素は、全てジルコニウムに起因するものであった。

項目	パラメータ	コンクリート侵食深さ
ベースケース	代替格納容器スプレイ作動：炉心溶融後 30 分 エントレインメント係数： <input type="text"/> 炉心デブリの拡がり面積：キャビティ床面積の 1/1 Kutateladze 係数：0.1 (0.8 MW/m ² 相当 ^(注))	約 3 mm
感度解析ケース 1	代替格納容器スプレイ作動：炉心溶融後 30 分 エントレインメント係数： <input type="text"/> 炉心デブリの拡がり面積：キャビティ床面積の 1/1 Kutateladze 係数： 溶融物存在時：0.1 (0.8 MW/m ² 相当 ^(注)) 全体固化時：0.0625 (0.5 MW/m ² 相当 ^(注)) コンクリート 15%混入時： 0.015625 (0.125 MW/m ² 相当 ^(注))	約 4mm
感度解析ケース 2	代替格納容器スプレイ作動：炉心溶融後 30 分 エントレインメント係数： <input type="text"/> 炉心デブリの拡がり面積：キャビティ床面積の約 1/10 から落下量に応じて拡大 Kutateladze 係数： 溶融物存在時：0.1 (0.8 MW/m ² 相当 ^(注)) 全体固化時：0.0625 (0.5 MW/m ² 相当 ^(注)) コンクリート 15%混入時： 0.015625 (0.125 MW/m ² 相当 ^(注))	約 19cm

(注) 大気圧条件

(4) まとめ

MCCI に関する種々の実験から得られた知見等に基づき不確かさの要因の分析を行い、下記パラメータ個別の感度解析及び下記パラメータを組み合わせた感度解析を行い、コンクリート侵食への影響を確認した。

- ・キャビティ水深
- ・Ricou-Spalding のエントレインメント係数
- ・炉心デブリの拡がり
- ・水-炉心デブリ間の熱伝達係数

感度解析の結果、キャビティ水深、Ricou-Spalding のエントレインメント係数及び水-炉心デブリ間の熱伝達係数については、コンクリート侵食量への感度は小さく、重大事故対策の有効性評価の結果に影響は与えないことを確認した。

炉心デブリの拡がりについては、炉心デブリが過熱度を持ち連続的にキャビティ床へ落下すること等から、キャビティ床面積相当に拡がると考えられるが、デブリの過熱度分が全てキャビティ水に伝熱されデブリの融点まで冷却されること想定し、局所的に堆積する条件を仮定した場合でも、コンクリート侵食は約 18cm にとどまる結果であった。

感度解析パラメータを組み合わせた場合の感度解析でもコンクリート侵食は約 19cm となったが、継続的なコンクリート侵食は生じないことが確認できた。また、キャビティ底面のコンクリート厚さは数メートルであり、侵食深さは十分小さいことが確認できた。この規模のコンクリート侵食が発生する場合でも、格納容器内の水素濃度は 6%程度（ドライ条件換算）にとどまり、水素処理装置（PAR 及びグナイタ）による処理が可能なレベルに収まる結果となっている。また、MCCI により発生する水素は、全てジルコニウムに起因するものであった。

以上のことから、物理現象を踏まえた不確かさを考慮すると、コンクリート侵食については、炉心デブリの拡がりが影響を与えることが明らかとなった。一方で、厳しい条件を組み合わせた場合においても、最終的にコンクリート侵食が停止し得ることから、キャビティに水を張ることによる炉心デブリの冷却の効果も確認できた。しかしながら、熔融炉心とコンクリート相互作用（MCCI）については、複雑な多成分・多相熱伝達現象であり知見が不十分であること、また直接的な実験例が少ないことから、今後も継続して検討を進め、知見の拡充に努めることが重要であると考えられる。

3.1 炉心部に残存する損傷燃料の冷却について

1. はじめに

原子炉格納容器（以下、「CV」という。）破損の事故シーケンスにおいては、炉心損傷後、熔融炉心は下部プレナムへ落下し、さらに原子炉容器破損後に破損口を通じて大部分が原子炉下部キャビティ室へ落下する。

原子炉下部キャビティ室に落下した熔融炉心は、原子炉下部キャビティ室に溜まった水により継続的に冷却される。

炉心部に熔融炉心が残存する状況を想定した場合、その熔融炉心量が多ければ、自身の崩壊熱により下部プレナムに熔融落下するため、炉心部に残存する熔融炉心量はわずかであると考えられる。

有効性評価のCV過圧破損シーケンス(大 LOCA+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ注入失敗)については、事象進展が早く、事象発生後約 19 分で炉心損傷し、熔融炉心の全量が原子炉下部キャビティ室へ落下する。一方で、CV過温破損シーケンス(全交流動力電源喪失+補助給水失敗)については、CV過圧破損シーケンスと比較して事象進展が遅いため、熔融炉心が落下する時点における崩壊熱が相対的に低く、格納容器スプレイによって原子炉下部キャビティ水位が高い状態である。

このため、CV過温破損シーケンスの方が、熔融炉心が炉内に残存しやすい傾向であると言えるが、解析の結果、炉心部に残存する熔融炉心の量は全熔融炉心の量の 0.1%未満と非常に少なく、下部プレナムに残存する熔融炉心の量も約 2%程度であり、残る全量は原子炉下部キャビティ室に落下する。

これらの結果から、炉心部に熔融炉心が大量に残留することは考えにくいですが、以下においては炉心部に大量の熔融炉心が残存すると仮定し、その冷却手段としてのCV内への注水による炉心冠水手順及びその成立性について整理した。

2. 事象発生時の対応の基本的な考え方

炉心損傷後のプラント挙動は不確定性が非常に大きいことから、あらかじめ定められた運転員の対応操作を除き、原則として原子力災害対策本部における総合的な検討に基づいて対応方針が決定される。

対応操作の決定に当たっては、運転員からのプラント状況連絡や原子力災害対策本部が収集した情報等をもとに、泊発電所事故進展予測対応要則に基づき、操作に伴う負の影響と操作の有効性、必要度を総合的に検討する。

CVスプレイについては、CV内水位上昇に伴う重要計測器の水没等の負の影響が考えられる場合であっても、CVスプレイの必要性がそれを上回ると判断される場合には操作実施可能としている。

したがって、CV内の過熱状態が想定される今回のようなケースにおいては、CV健全性確保のため必要性が高いものとしてCVスプレイを行う判断がなされるものと考えられ

る。

なお、後述のように炉心発熱有効長の中心高さ（T.P. 19. 3m）よりも上方の位置までCV注水を行うことにより、炉心位置に残存しうる溶融炉心の冷却性が確保できると考えられる。従って、運用管理上の上限レベルとしては、残存する溶融炉心を十分に冷却しつつ、重要計測器の水没を防止する観点から、炉心発熱有効長上端位置から0. 5m下の水位であるT.P. 20. 7mに設定する。また、当該水位を検知するための水位計を設置する。

3. 具体的に想定される対応手順

実際の操作手順はプラント状況に応じて原子力災害対策本部による総合的判断により決定されるが、炉心部に溶融炉心が大量に残存した場合に想定される操作手順は概ね以下のとおりとなる。

- ①格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却が実施されており、CV内への注水量が約4, 000m³又はCV圧力が0. 233MPa[gage]（1Pd-0. 05MPa[gage]）まで低下すれば、CVスプレイを停止する。
- ②運転員は、CV内の過熱状態が解消されない場合は、原子力災害対策本部へ残存溶融炉心冷却の必要性を連絡する。
- ③原子力災害対策本部は、泊発電所事故進展予測対応要則に基づき、操作に伴う負の影響と操作の有効性、必要度を総合的に検討し、CV内への注水が有効であると判断すれば、運転員にCV内への注水を指示する。
- ④運転員は、水位計位置（T.P. 20. 7m: CV注水制限量約6, 100m³）又はCV圧力が0. 233MPa[gage]となるまでCVスプレイによるCV内への注水を行う。また、注水時はCV水素濃度を継続して監視する。なお、CV圧力が0. 233MPa[gage]まで低下した後にCVスプレイを停止した場合は、原子炉格納容器圧力が0. 283MPa[gage]（1Pd）となればCVスプレイを再開する。（以後、間欠操作）

4. 対応手順の成立性

（1）炉内残存溶融炉心の冷却性

a. 溶融炉心の冷却メカニズムについて

溶融炉心の冷却は以下のとおり、放射伝熱並びに蒸気及び原子炉下部キャビティ水による直接冷却により行われる。

原子炉容器の破損後、原子炉下部キャビティに溶融炉心が落下すると原子炉下部キャビティ室は大量の蒸気で満たされる。この蒸気は、原子炉容器外周を伝わることで溶融炉心のヒートシンクとなる原子炉容器や炉内構造物を冷却するとともに、破損口から原子炉容器内へ流入する蒸気が溶融炉心を直接冷却する。

また、CVスプレイ等により原子炉下部キャビティ室水位が原子炉容器下部に到達すれば、原子炉容器破断口から下部プレナムに原子炉下部キャビティ水が流入する。この流入水とそれに起因する発生蒸気により下部プレナムの溶融炉心は直接冷却される。た

とえ、原子炉容器破断口が溶融炉心により閉塞した場合又はそれにより一時的に原子炉容器内圧力が上昇した場合でも、溶融炉心の落下又は加圧器逃がし弁開放操作等により下部プレナムに原子炉下部キャビティ水が流入すると考えられる。

一方、TMI 事故のように、炉心溶融するものの、原子炉容器が破損しない事象においては、炉心注水により冷却継続が可能である。なお、原子炉容器が破損するものの、破断口が閉塞する場合においても同様に炉心注水が成立する。

b. 残存した溶融炉心によるCVへの影響

溶融炉心が炉心部に残留する場合においてもCV内全体の発熱量は変わらないが、前述のとおり溶融炉心からの放射伝熱によって原子炉容器壁面は加熱され、CVへの熱放散によりCV内が過熱蒸気雰囲気になる可能性がある。

過熱蒸気雰囲気となることで格納容器再循環ユニットによる除熱性能が低下する懸念があるため、残存する溶融炉心量とCV内雰囲気の飽和度について別紙のとおり検討した。

検討においては、炉心発熱有効長の中心高さまで冠水させ、冠水した溶融炉心により水蒸気が発生し、露出した残存溶融炉心の崩壊熱の全量が水蒸気の過熱に寄与するものとした。評価の結果、炉心発熱有効長の中心高さより上部に残存する溶融炉心が全炉心の15%以下(全炉心の85%以上が冠水)となる状況であれば、CV内雰囲気は過熱状態にはならないと考えられるが、この量の溶融炉心が炉心上部に残存する可能性は極めて低いことから、炉心発熱有効長の中心高さまで冠水させることで冷却性は確保できる。CV内を冠水させた状態(評価上の仮定)を図1に示す。

なお、本検討結果は保守的に露出した残存溶融炉心の崩壊熱が損失なく水蒸気を過熱する条件を用いているが、実際の蒸気流を考慮すると、原子炉容器からの放散熱により加熱された蒸気は原子炉容器外周を上昇し、ループ室に移動した後、原子炉下部キャビティで発生した飽和蒸気と合流した後に上部ドーム部に移動する。したがって、炉心部の残存溶融炉心が局所的な過熱蒸気を発生させたとしても、上部ドーム部における蒸気の状態に大きく影響するものではない。

さらに、炉心が冠水している状態におけるCV内水位は、格納容器再循環ユニットの下端近傍まで到達していることから、格納容器再循環ユニット近傍において過熱蒸気雰囲気になることは考えられず、格納容器再循環ユニットの除熱性能への影響はない。

また、溶融炉心が炉心部に残留することによって原子炉容器からの発熱量が増加する場合でも溶融炉心全体の発熱量は変わらないことから、CV全体に必要な除熱量も同様に変わらない。

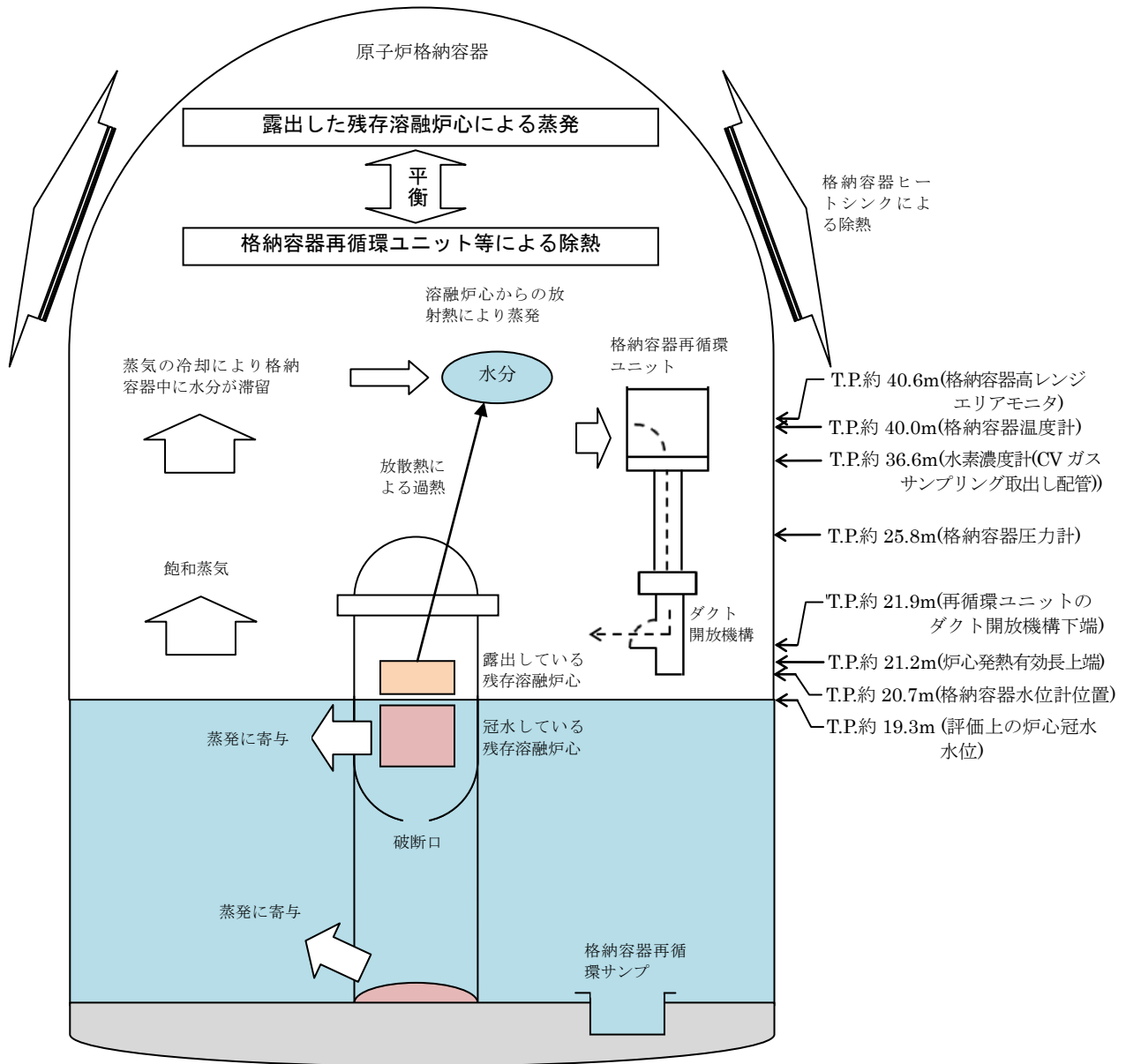


図1 原子炉格納容器内への注水による炉心冠水状態（評価上の仮定）

(2) 冷却操作実施時に想定される影響

炉内残存した溶融炉心の冷却のためC V内への注水を実施した場合に考えられる影響と評価を整理した。

a. 臨界性

冠水している残存した溶融炉心については、冠水させている水が、ほう酸水と海水の混合水であり、高温で密度が小さく、また、海水にもほう素濃度換算で200ppm程度の中性子吸収効果が見込まれるため、臨界に至る可能性は低い。

露出している残存した溶融炉心については、金属塊中に1次冷却材が侵入し、中性子の最適減速条件が成立する場合は、臨界に至ることが考えられるが、炉心形状の崩壊などその他の要因も重なるため、臨界の可能性は低いものとする。

しかしながら、無制御な臨界状態に至る事を避けるため、注水にあたっては可能な限りほう酸水を用いる。

なお、炉心の臨界状態は、モニタリングポスト、C V内サンプリングによる核分裂性希ガス濃度の測定等により行うこととなる。

b. 冠水による設備の影響

	対象物	考えられる影響	評価
1	C V水位計	水位計の設置位置以上の水位となった場合、水位監視不能となる。	水位計の検出部は、C V注水を行う上限レベルを直接検知する機能であるため、冠水による影響はない。仮に水位計が使用できない場合は、注水量を注水量積算、注水流量及び燃料取替用水ピット水位の変化により管理する。
2	C V圧力計	水没した場合、C V圧力監視が不能となる。	十分な高所にあり水没しない。
3	C V温度計	水没した場合、C V温度監視が不能となる。	十分な高所にあり水没しない。
4	C V水素濃度計 (格納容器雰囲気ガスサンプリング取出し配管)	水没した場合、水素濃度計測が不能となる。	格納容器雰囲気ガスサンプリング取出し配管は十分な高所にあり水没しない。
5	C V内高レンジエリアモニタ	水没した場合、放射線量監視が不能となる。	十分な高所にあり水没しない。
6	C V構造的健全性	大量の水を注入した状態でのバウンダリ機能、耐震性に影響が生じる可能性がある。	<ul style="list-style-type: none"> ・ 注入量の増加によりC Vバウンダリに水頭圧が加わるが、0.03MPa程度であり問題とはならない。 ・ 長期的にはペネトレーション部のシール機能への影響が懸念されるが、当該冷却操作実施可否の判断材料として考慮する必要はない。 ・ 大量の水を注水した状態での概略的な耐震性評価を行い、問題ないことを確認している。
7	C V再循環ユニット	ダクト開放機構部が水没した場合、C Vの除熱が不能となる。	格納容器注水の運用管理上の上限レベルは、C V再循環ユニットのダクト開放機構下端から1.2m下であるため、冷却機能に影響はない。

補足：C V水位計の設置位置

炉心発熱有効長の中心高さ (T.P. 19.3m) よりも上方の位置まで冠水を行うことにより炉心位置に残存しうる熔融炉心の冷却性が確保できると考えられるため、C V水位計は、運用管理上の上限レベルとして炉心発熱有効長上端位置から0.5m下の水位であるT.P. 20.7mに設置する。

なお、原子炉格納容器耐震性評価については炉心発熱有効長上端位置で確認しており、C V水位計位置から当該位置に達するまでには、代替格納容器スプレイポンプ (仕様：140m³/h) で3時間程度の余裕がある。

5. まとめ

以上のとおり、炉内に大量の溶融炉心が残存することを想定し、溶融炉心の冷却性及び冷却操作による設備への影響の観点で検討を行った結果、CV内注水によりCV健全性が確保できることを確認した。

以 上

炉心部に大量に残存した熔融炉心の冷却について

炉心損傷後、炉心部内に大量の熔融炉心が残存することは考えにくいですが、仮に存在したとしても、原子炉下部キャビティ水による冠水及びヒートシンクや自然対流冷却による原子炉格納容器内の冷却により、原子炉格納容器の除熱が維持されることを検討評価した。

1. 評価概要

原子炉容器破損後、下部プレナム及び原子炉下部キャビティに落下した熔融炉心は最下部の原子炉下部キャビティへ流入した水により冷却され、大量の飽和蒸気を発生させる。発生した飽和蒸気は、原子炉下部キャビティから上昇し、原子炉格納容器内のヒートシンク及び格納容器再循環ユニットにより除熱、混合され、水分を含んだ湿り蒸気となり、蒸気分圧の低下を伴いながら、原子炉格納容器上部へ移流する。

また、格納容器過圧破損シーケンスのように破断口がある場合には、炉心部で発生した蒸気の挙動は原子炉下部キャビティから発生する蒸気と同様となる。

原子炉格納容器内の局所における過熱度を評価することは難しいが、原子炉格納容器全体挙動を考えると、格納容器再循環ユニット等の除熱によって原子炉格納容器上部区画気相の温度では 8℃程度*の差が生じていることから、この温度差に伴う飽和蒸気密度差に相当する水分量が原子炉格納容器内に滞留していることになる。

※ 格納容器過温破損シーケンスにおいて、スプレイ時点以降で原子炉下部キャビティ区画と原子炉格納容器上部区画との温度差が最小となる値

したがって、仮に炉心内で露出した残存熔融炉心の崩壊熱の全エネルギーが水蒸気の過熱に寄与すると保守的に仮定したとしても、崩壊熱が水分の蒸散熱を下回る場合は原子炉格納容器内が過熱状態にはならないと考えられる。

2. 評価における想定

- ・ 炉心発熱有効長の中心高さまで冠水させるものとする。その状態で一部の熔融炉心が水面から露出し、崩壊熱により原子炉格納容器内を過熱させるものとする。
- ・ 燃料は最も高温である中心部から溶け始め、上部が中心部に溶け込むように崩壊しながら熔融が進むと考えられることから、燃料上部の一部が下部プレナムに熔融落下し、原子炉容器を破損させた状態を想定する。
- ・ 核分裂生成物を多く含む発熱密度の高い熔融炉心は熔融しやすいため下部に流下すると考えられるが、保守的に熔融炉心の発熱密度は均一と仮定する。
- ・ 原子炉容器は破損しているものと仮定し、破損口からスプレイ水が流入することにより、炉心は冠水する。
- ・ 保守的に少なめの水分発生量とするため、格納容器過温破損シーケンスにおいて、スプレイ停止以降で原子炉下部キャビティ区画と原子炉格納容器上部区画との温度差が

小さい時点（温度差：約 8℃）の各飽和蒸気密度を代表とする。

- ・ 過熱蒸気の除熱源として、原子炉容器及び炉内構造物を介した原子炉下部キャビティ水による冷却等があるが、ここでは保守的に考慮しない。

3. 評価内容

原子炉容器破損後において、原子炉下部キャビティで発生した飽和蒸気が原子炉格納容器上部ドーム部に達するまでに凝縮され発生する水分量を、それぞれの区画における飽和蒸気密度から求め、その水分の蒸散熱に相当する熱量と炉心部に露出した残存溶融炉心からの発生熱（崩壊熱）とを比較する。

原子炉下部キャビティの飽和蒸気が原子炉格納容器上部区画間に移流する間において、凝縮して水分となる割合（水分発生割合）を以下の式により求める。

$$F_{\text{mist}} = (\rho_{\text{st, gen}} - \rho_{\text{st, cv}}) / \rho_{\text{st, gen}} \quad \dots \dots (1)$$

F_{mist} : 水分発生割合 = 0.18 (—)

$\rho_{\text{st, gen}}$: 原子炉下部キャビティで発生した飽和蒸気密度 = 2.44 (kg/m³)

$\rho_{\text{st, cv}}$: 原子炉格納容器上部ドーム部における飽和蒸気密度 = 2.00 (kg/m³)

原子炉下部キャビティや炉心部内で冠水した箇所からの蒸気発生速度に水分発生割合を乗じ、水分の生成量 V_{mist} を求める。

$$V_{\text{mist}} = Q_s \cdot \alpha / h_{\text{fg}} \cdot F_{\text{mist}} \quad \dots \dots (2)$$

Q_s : 溶融炉心の崩壊熱 (kW)

α : 冠水している溶融炉心の割合 (—)

h_{fg} : 蒸発潜熱 (kJ/kg) (=2,119 kJ/kg)

発生した水分を全て蒸発させるのに必要なエネルギー Q_{vmist} は、以下のとおりである。

$$Q_{\text{vmist}} = V_{\text{mist}} \cdot h_{\text{fg}} = 0.18 \alpha \cdot Q_s \quad \dots \dots (3)$$

これより、発生した水分を蒸発させるのに必要なエネルギー Q_{vmist} と、露出した溶融炉心の崩壊熱 Q_{sh} が等しくなる ($Q_{\text{vmist}} = Q_{\text{sh}}$) 場合の冠水割合 α を算出する。

$$Q_{\text{vmist}} = Q_{\text{sh}} (=Q_s (1 - \alpha))$$

$$\alpha = 0.85 \quad \dots \dots (4)$$

(4)式より、露出した残存溶融炉心が全溶融炉心の 15%以下であれば、その崩壊熱は原子炉格納容器内で凝縮され発生する水分量を蒸発させるために要するエネルギーを下回るため、原子炉格納容器内は過熱雰囲気にはならないと考えられる。

なお、評価で仮定したように全溶融炉心の 15%以上が炉心発熱有効長の中心高さより上部に残存することは実際には考えにくいことから、炉心発熱有効長の中心高さまで冠水させることで、冷却性は確保できるものとする。

3.2 原子炉下部キャビティ室への流入について

1. 原子炉下部キャビティ室への流入経路

原子炉格納容器にスプレーされた水は、図1, 図2, 図3に示すとおり、格納容器最下階フロアに流下する。主な流下経路は以下のとおり。

- ① 格納容器とフロア床最外周部の隙間
- ② 各フロアの外周通路部の階段・開口部（ハッチ等）
- ③ ループ室内の床のグレーチング
- ④ 原子炉キャビティ底部に設置した格納容器最下階への連通管（6B×2）

さらに格納容器最下階フロアの加圧器逃がしタンクエリアに溜まった水は、以下の経路により原子炉下部キャビティ室に流入する。（なお、RCS配管破断水も同様の経路で原子炉下部キャビティ室に流入する。

- ⑤ 格納容器最下階フロアの加圧器逃がしタンクエリアから原子炉下部キャビティ室に通じる連通管（6B×1）
- ⑥ C/Vサンプから下部キャビティ室に通じる床ドレン配管を逆流（4B×1）

また原子炉容器付近にスプレーされた水の一部は、下記の経路からも直接原子炉下部キャビティ室に流下する。

- ⑦ 原子炉容器と原子炉下部キャビティの隙間（原子炉容器シールリング部、原子炉容器と1次遮蔽コンクリートの隙間）

また、更なる信頼性の向上を図るため、原子炉下部キャビティ室への入口扉に開口部（小扉）を設置し、原子炉下部キャビティ室へ繋がる通水経路の多重性を確保した。

- ⑧ 原子炉下部キャビティ室への入口扉の小扉（200mm×500mm）

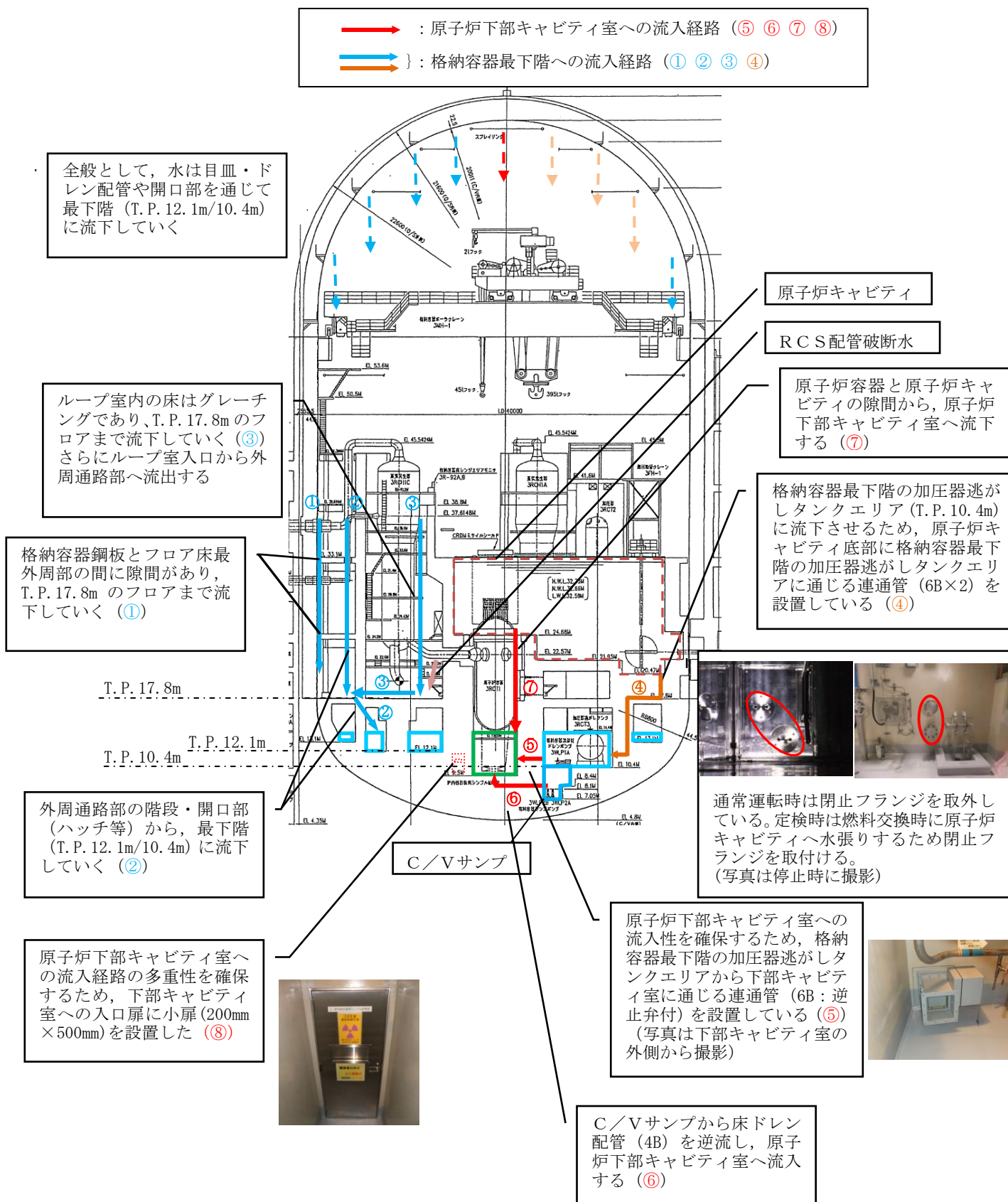


図1 格納容器スプレイ水及びRCS配管破断水の原子炉キャビティへの流入経路

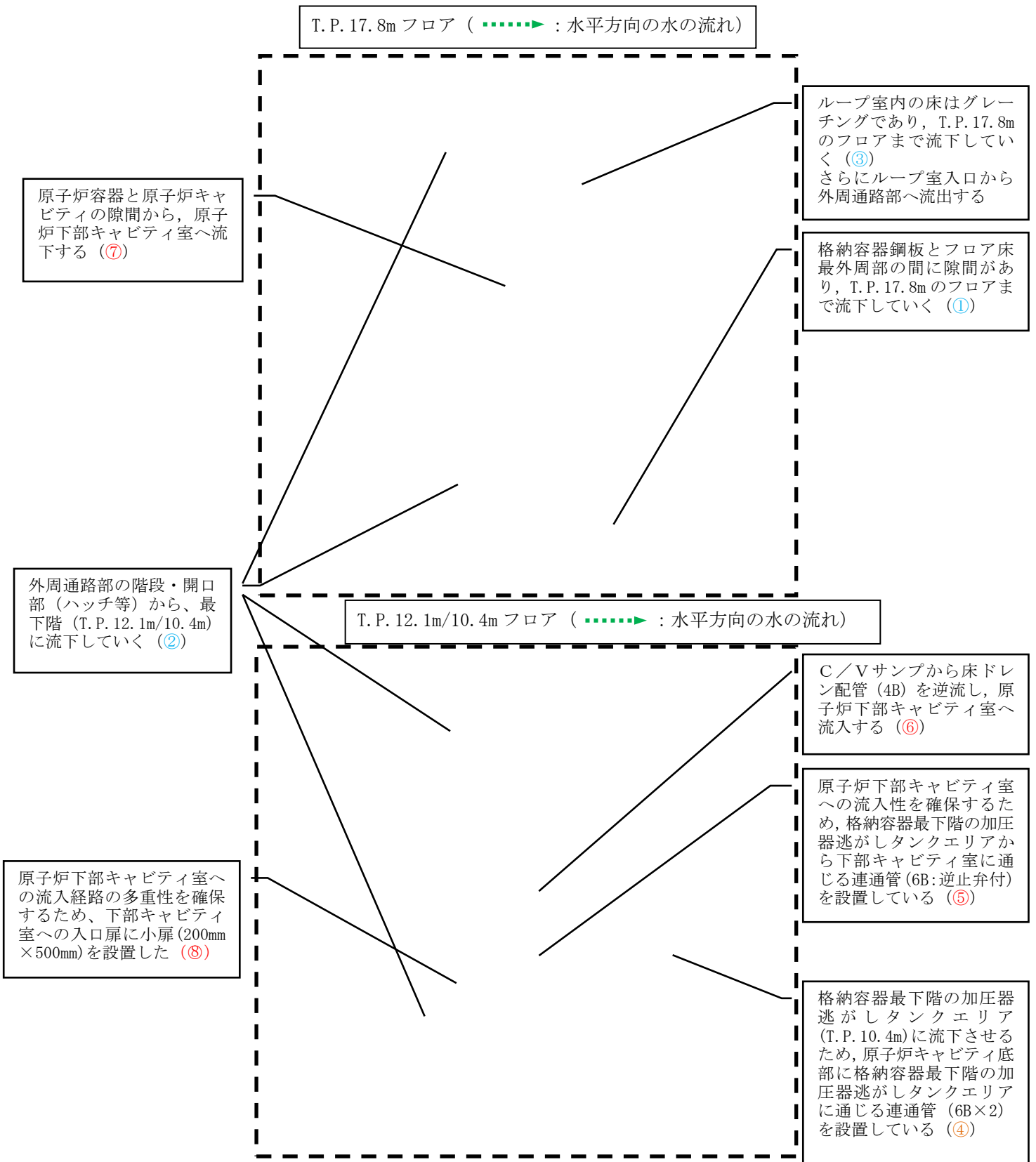
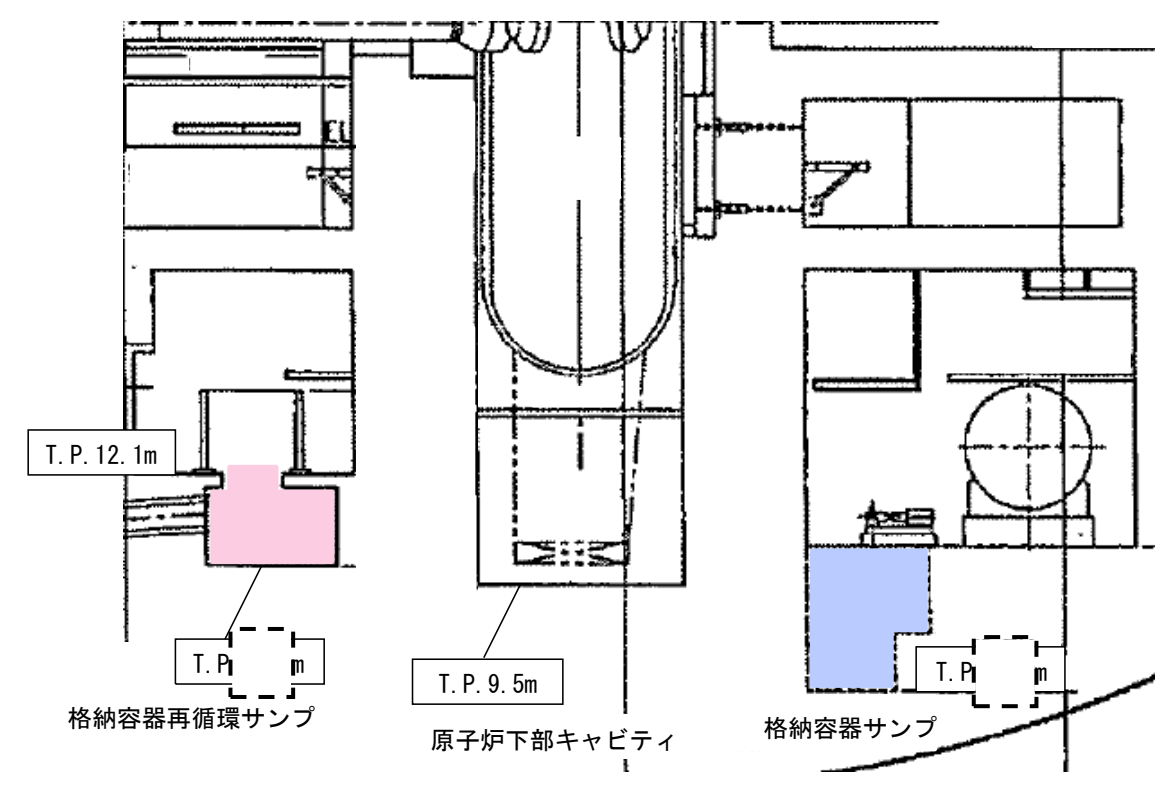


図2 格納容器最下階フロアレベルと流路概要図



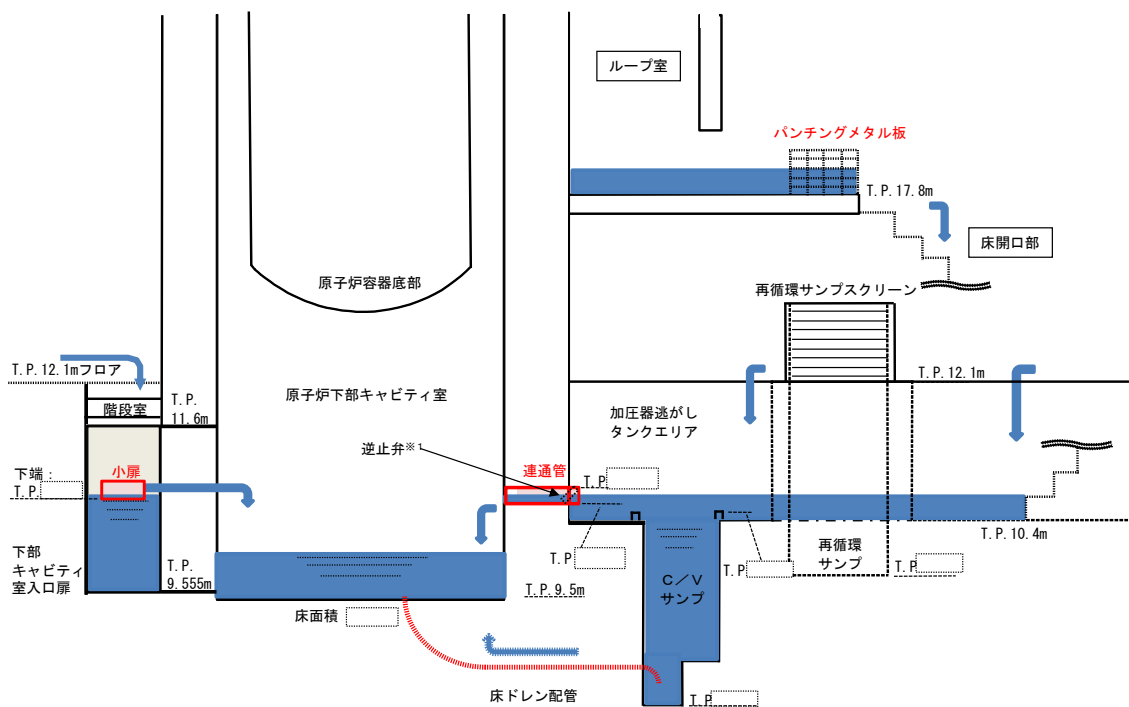
格納容器再循環サンプ容量 (2基合計)	
格納容器サンプ容量	

図3 格納容器内断面図

2. 原子炉下部キャビティ室への流入箇所

格納容器の最下階エリアからは、原子炉下部キャビティ室に通じる以下の開口部（連通管及び小扉）を経由して原子炉下部キャビティ室へ流入する。

原子炉下部キャビティ室に流入する経路断面概要を図4に、また、最下階エリア及び原子炉下部キャビティ室の水位と格納容器内への注水量の関係を図5及び図6に示す。



※1 通常運転時において、原子炉下部キャビティ室と格納容器最下階エリアの空調バランスを考慮し、逆止弁を設置。

図4 原子炉キャビティ室までの流入経路断面概要図



本関係図の設定条件は以下のとおりである。

(a) MCCI の発生に対して最も影響の大きい「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ失敗」(格納容器過圧破損防止)シナリオの有効性評価における解析により、原子炉容器破損時(約 1.6 時間後※2)に合計 1.2×10^4 kg^{※2} の熔融炉心が原子炉下部キャビティ室に落下するとの結果を得ている。この初期に落下する熔融炉心の物量について、解析の不確かさを考慮して、泊 3 号機に装荷される炉心有効部の全量約 1.2×10^4 kg と想定し、これが原子炉下部キャビティ室に落下した際に蓄水した水により冷却するのに必要な水量として約 1.2×10^4 kg とした。

※2 解析では、初期炉心熱出力を 2%大きめに設定しており、また、炉心崩壊熱も大きめの発熱量で推移すると想定している。そのため、原子炉容器破損時間や熔融炉心落下量は実態よりも早め・大きめになり、数値は十分保守的である。

(b) 大破断 LOCA 時には短時間に大流量が格納容器内へ注水されるため、連通管を主経路として原子炉下部キャビティ室に通水されるため、上図においては以下については考慮しないこととした。

- ・ C/V サンプからのドレン配管逆流による流入
- ・ 原子炉容器外周隙間からの流入

図 5 格納容器内への注水量と水位の関係 (既設連通管のみから流入の場合)



本関係図の設定条件は以下のとおりである。

- (a) 溶融炉心の物量及び必要な冷却水量の設定については、図 5 と同じ。
- (b) 追設する小扉の流入性確認のため、上図においては保守的に以下については考慮しないこととした。
 - ・既設の連通管からの流入
 - ・C/V サンプからのドレン配管逆流による流入
 - ・原子炉容器外周隙間からの流入
- (c) 保守的に、大破断 LOCA 時の初期の流入水（RCS 配管破断水（約 1.2 秒））は、既設の連通管が設置されている加圧器逃がしタンクエリアに流入し、このうち当該エリアの容積に相当する水が滞留水になると仮定した。また加圧器逃がしタンクエリアが満水となった後にオーバーフローし、階段室及び下部キャビティ室に流入すると仮定した。
- (d) 実際には RCS 配管破断水及びスプレイ水は、加圧器逃がしタンクエリア（既設連通管側）及び階段室（追設小扉側）に同時に流入し、階段室（追設小扉側）にも早期に流入することから、上記は保守的な仮定である。

図 6 格納容器内への注水量と水位の関係（追設小扉のみから流入の場合）

(1) 連通管

原子炉下部キャビティ室へ水が流入するように格納容器最下階フロアから原子炉下部キャビティ室に通じる連通管を設置している。(図7)

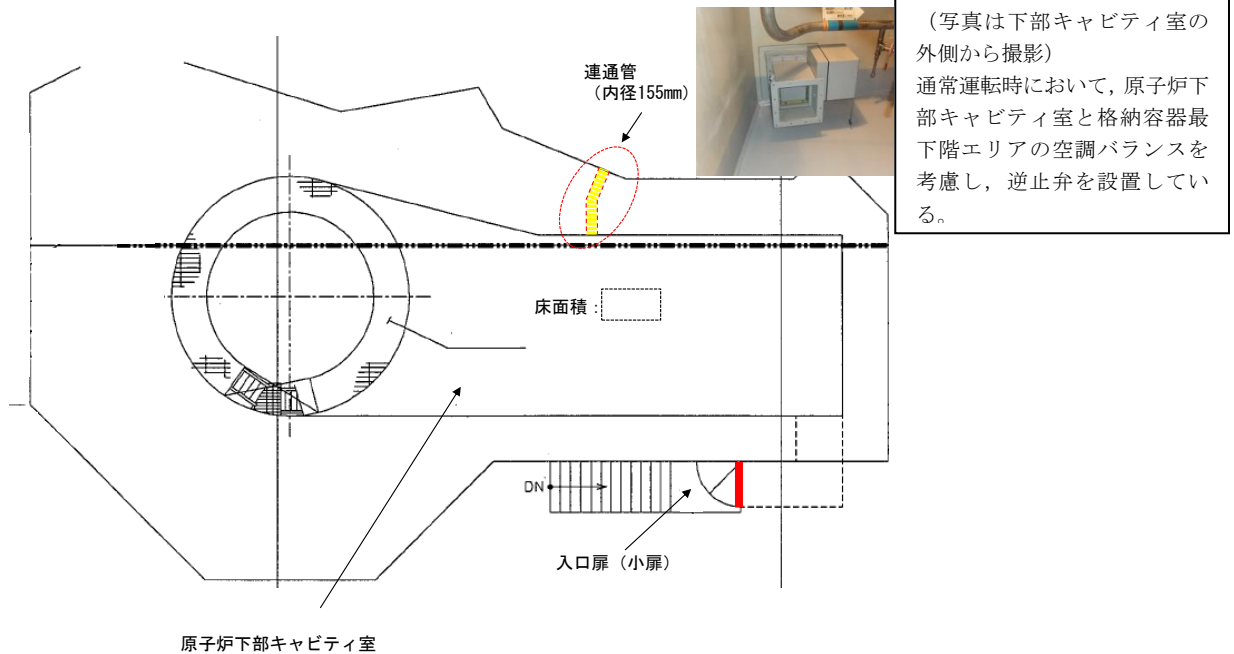


図7 連通管設置状況

(2) 小扉

原子炉下部キャビティ室への水の流入経路の多重性を確保するため、原子炉下部キャビティ室の入口扉に開口部 (小扉) を設置した。(図8)

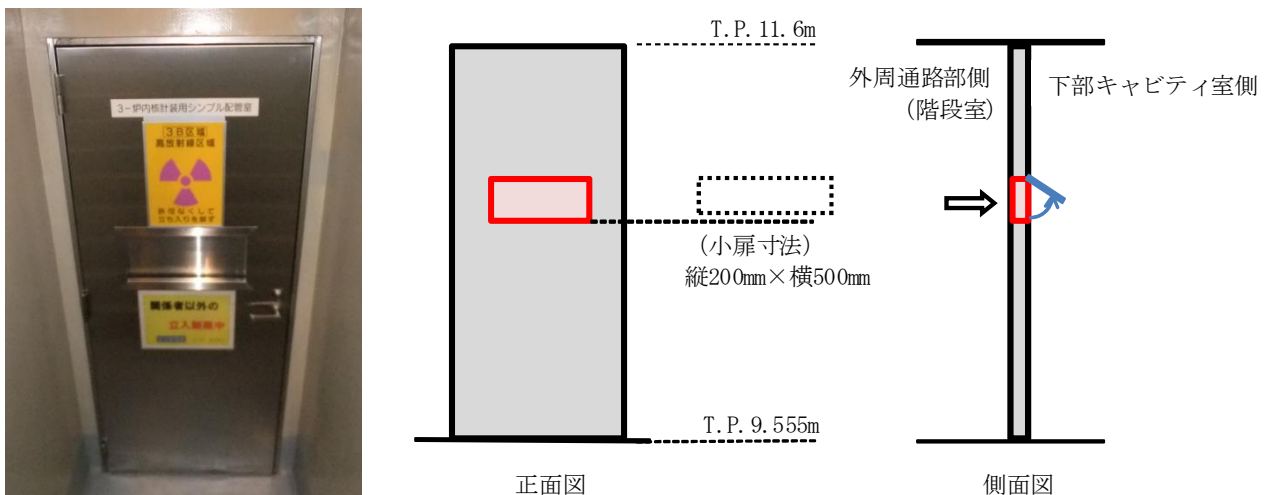


図8 原子炉下部キャビティ室入口扉小扉設置状況

3. 原子炉下部キャビティ室への流入健全性について

(1) 原子炉下部キャビティ室内側からの閉塞の可能性について

溶融炉心が原子炉下部キャビティ室に落下した際、溶融炉心等で原子炉下部キャビティ室への連通管及び小扉が内側から閉塞しないことを以下のとおり確認した。

○ 「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ失敗」(格納容器過圧破損防止) シナリオの有効性評価における解析により、下表に示すとおり① 溶融炉心(全量)(約 [])と② 炉内構造物等約 []の合計約 []が、LOCA 後 3 時間までに原子炉から落下するとの結果を得ている。

○ 上述の結果に解析結果が持つ不確定性を考慮し、保守的に以下を想定して、物量が多くなるよう② 炉内構造物等の重量を約 []とし、合計 150 トン分が原子炉下部キャビティ室に堆積することを想定する。

(a) 実際に溶融が想定される炉内構造物については、下部炉内構造物のうち、溶融炉心が下部プレナムへ落下する際に接触する構造物の表面の一部と、滞留する下部プレナム内にある構造物であり、これらは約 []である。これらを多く見積もり、下部炉心板以下の全構造物約 []の溶融を想定する。

(b) 原子炉容器については、クリープ破損により開口部を生じさせる形態となり、原子炉容器そのものは落下しない。なお、解析結果では原子炉容器の溶融量はほぼ 0 であり、溶融物全体の余裕の中で考慮する。

(c) 原子炉容器下部の計装案内管については、原子炉容器との固定部が溶融されることにより、全てがその形状を保持したまま落下することを想定する。また、原子炉下部キャビティ室にあるサポート等についても、全て溶融することを想定する。これらの総重量は []である。

以上を全て合計した約 []に対して、保守的になるように切りが良い数値として、② 炉内構造物等の重量を約 []と設定した。

	構成物	材料	重量 (解析)	重量 (今回想定)	比重※	体積
①	熔融炉心 (全量)	UO ₂			約11	約17m ³
		ZrO ₂			約6	
②	炉内構造物等	SUS304等			約8	
合計				約150トン		

※：空隙を考慮せず。

以上のように保守的に設定した条件の場合において、原子炉下部キャビティ室に蓄積される熔融炉心等は約 17m³となる。これら熔融炉心等が平均的に原子炉下部キャビティ室に堆積すると仮定した場合、原子炉下部キャビティ室の水平方向断面積は約 [] であるので、堆積高さは約 [] となる。原子炉下部キャビティ室への連通管まで約 [] 以上あることから、熔融炉心等の堆積高さを多めに見た場合でも原子炉下部キャビティ室への連通管及び小扉が内側から閉塞することはない。

(2) 原子炉下部キャビティ室外側からの閉塞の可能性について

原子炉下部キャビティ室への流入口である連通管と小扉は、以下の理由により外側からの閉塞の可能性は極めて低く、流路の健全性について問題ないとする。

(a) 原子炉下部キャビティ室への連通管（内径 155mm）及び小扉（200mm×500mm）には、再循環サンプスクリーンのように異物を除去するためのストレーナやフィルタは設置していないため、閉塞が発生する可能性は極めて小さい。

(参考) 再循環サンプスクリーンの閉塞メカニズム

- ① 異物を除去するための細かいメッシュ（数 mm）のスクリーンへの繊維質デブリの蓄積（初期デブリヘッドの形成）
- ② 蓄積した繊維質デブリの隙間への粒子状異物の混入（混合デブリベッドの形成）
- ③ 混合デブリヘッドの圧縮による、再循環サンプスクリーンの閉塞
※想定するデブリ

- ・破損保温材（繊維質）：ロックウール
- ・その他粒子状異物：塗装
- ・堆積異物（繊維質，粒子）

⇒連通管や小扉については、上記①が発生しないため、閉塞の可能性は極めて低い。

(b) 大破断 LOCA 時に発生する主なデブリは、蒸気発生器や 1 次冷却材配管の保温材であり、大破断 LOCA 時のジェット水流により飛ばされ、床・壁等に衝突することにより微細化されるが、繊維長の長い繊維質保温材については大きな塊として残留する可能性がある。しかし、これらの連通管（内径 155mm）及び小扉（200mm×500mm）を一気に閉塞させるような大きな塊の保温材は、以下の理由により流路を閉塞させる可能性は極めて低い。

- ・クロスオーバーレグの保温材を除き蒸気発生器室のグレーチング（3cm×10cm 程度のメッシュ）で捕捉される。（図 9）
- ・万が一蒸気発生器室床面（T.P. 17.3m）に落下しても、蒸気発生器室入口から連通管に至るまでの T.P. 17.3m の通路及び T.P. 12.1/10.4m の通路等が複雑かつ長いことから連通管及び小扉までは到達し難い。（図 10）

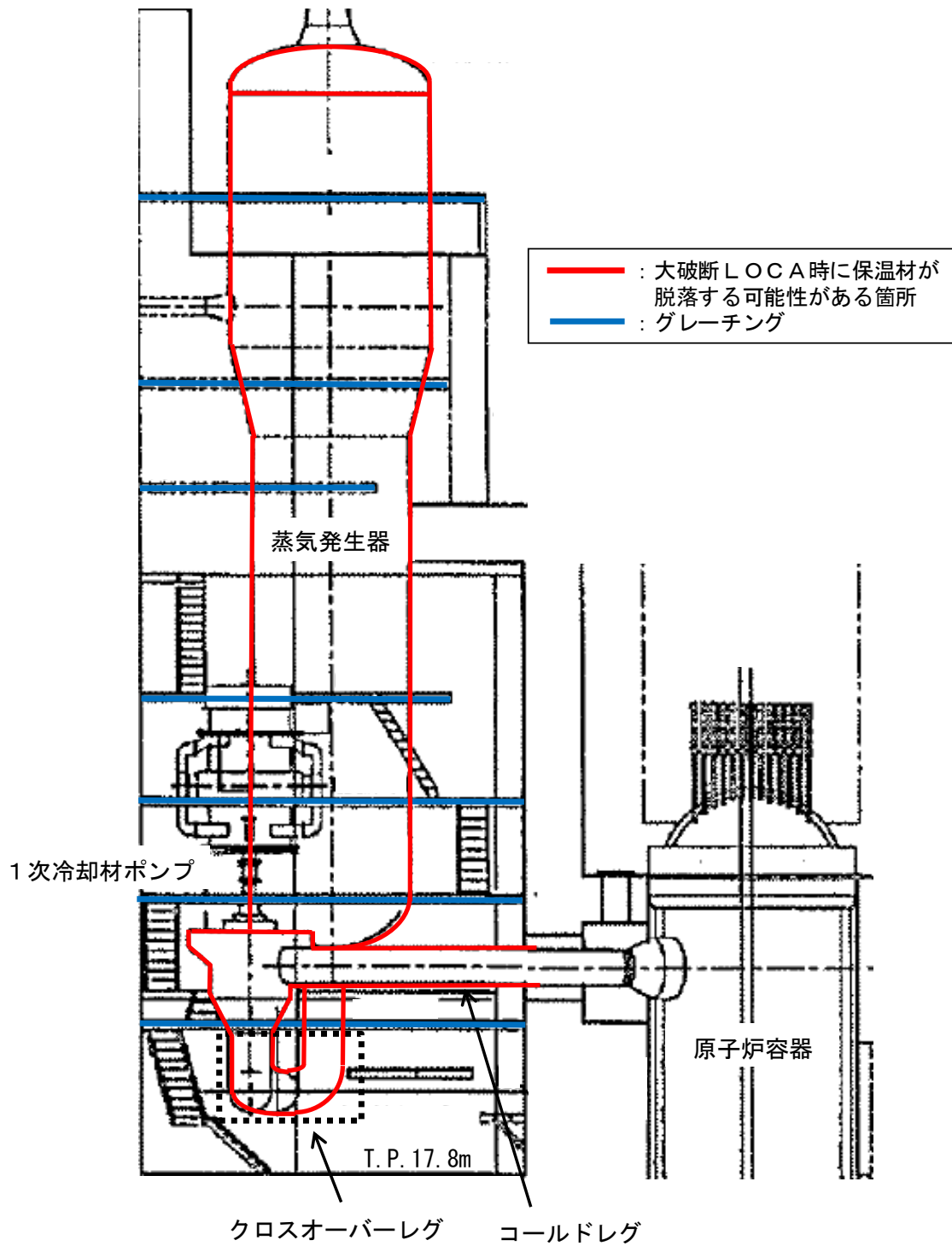


図9 各機器とグレーチングの位置関係

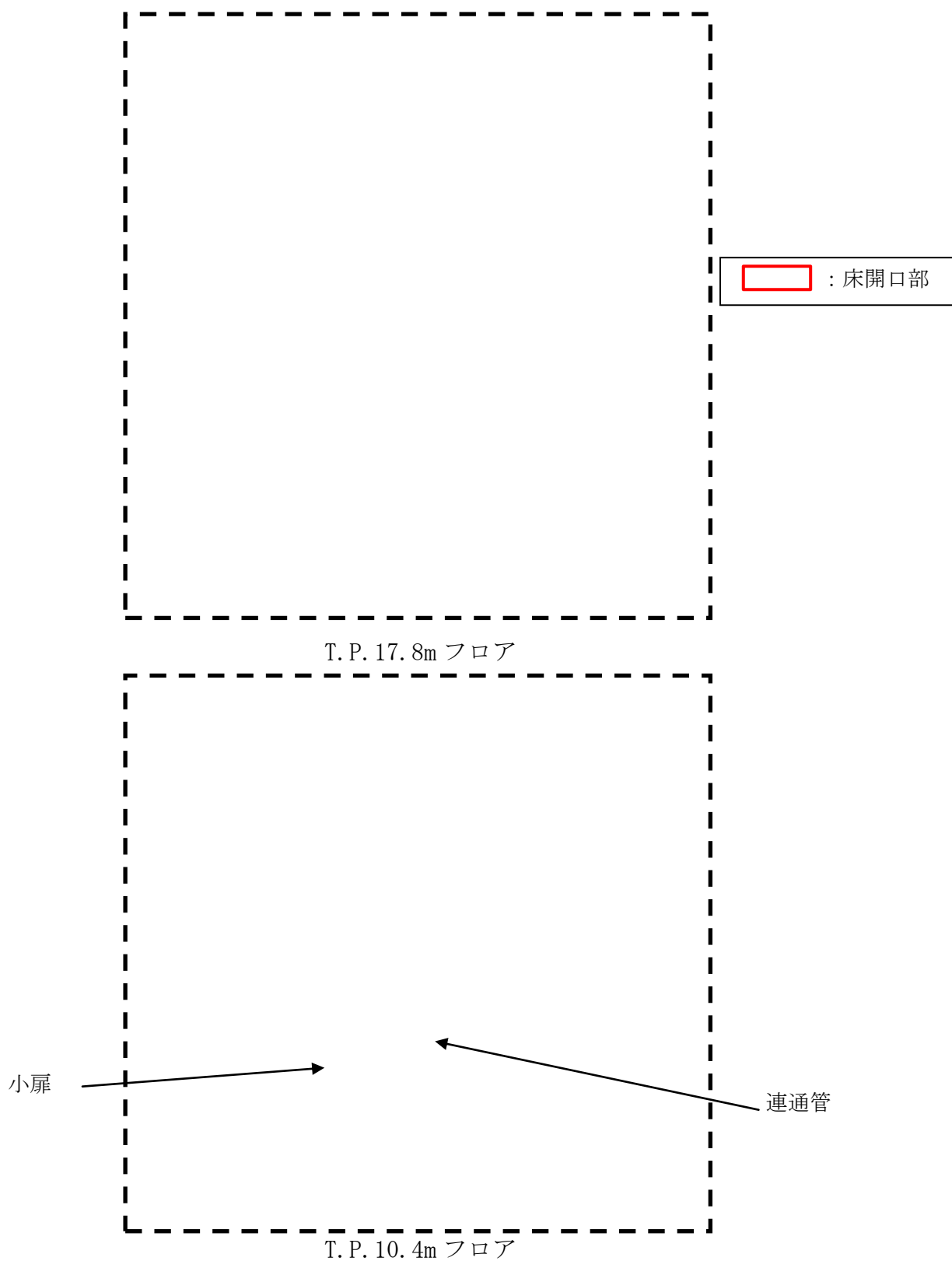
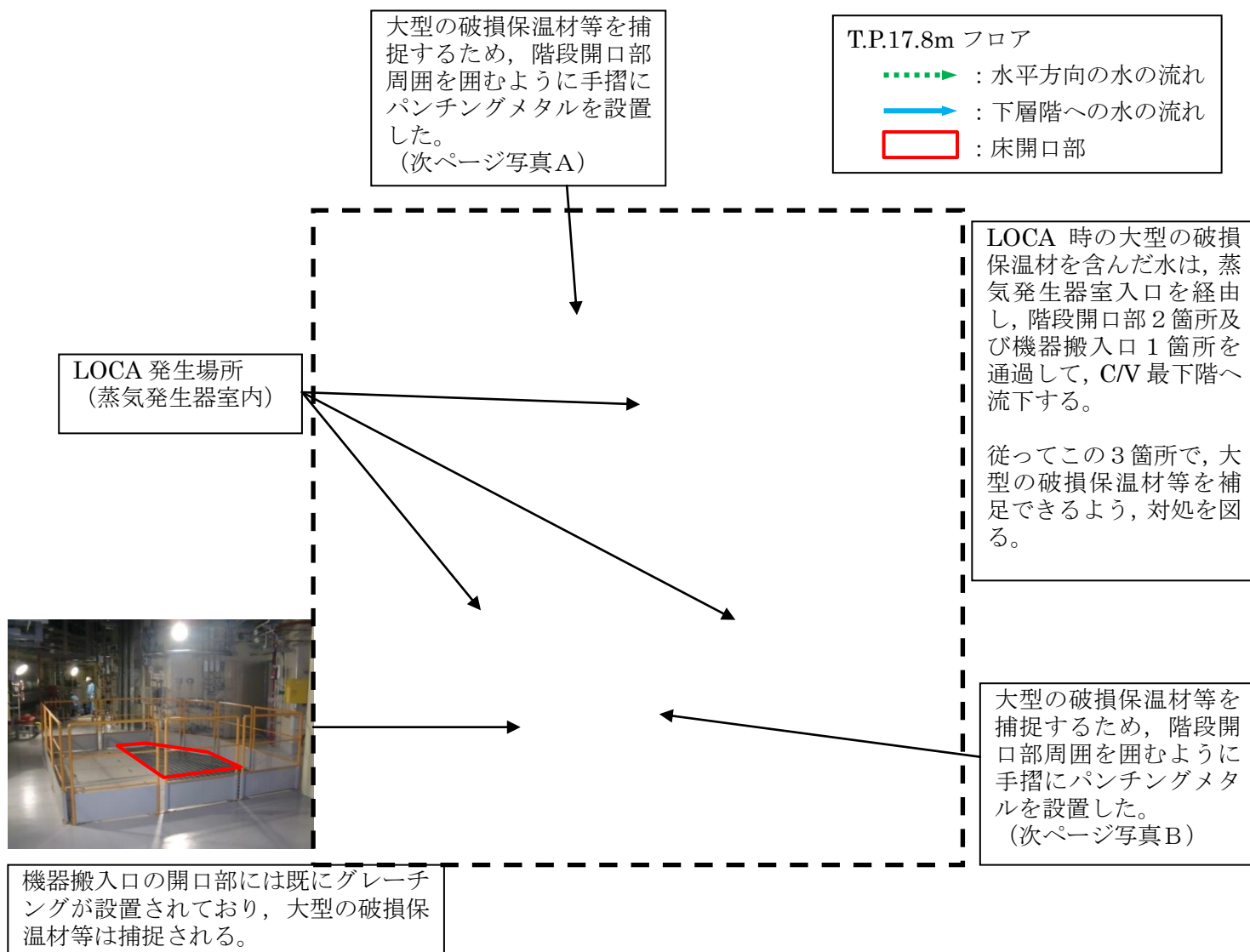


図 1 0 各ループ室から原子炉下部キャビティ室までの流路

4. 保温材等のデブリ対策

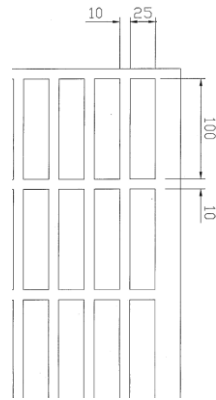
ループ室内のグレーチングの開口部等を通じた大型保温材や、クロスオーバーレグの大型保温材が、万が一連通管（内径 155mm）及び小扉（200mm×500mm）に到達することを防止するため、T.P. 17. 8m の外周通路部床面の階段開口部（2箇所）の手摺部に、グレーチングと同程度のメッシュ間隔のパンチングメタルを設置した（この他に機器搬入口の開口部が1箇所あるが、既にグレーチングが設置済み）

なお、それぞれの開口部面積は十分大きく、かつ万が一1箇所の開口部が閉塞したとしても、他の2箇所から水は流れるため、流路確保の観点からも信頼性は高い。





(写真A)
階段開口部に設置したパンチングメタル



(写真B)
階段開口部に設置したパンチングメタル

5. まとめ

原子炉下部キャビティ室への注水を確実にするために、以下の対策を実施した。(図 1 1)

① 原子炉下部キャビティ室への流入経路確保

原子炉下部キャビティ室入口扉に小扉を設置した。

また、原子炉下部キャビティ室への連通管を従来より設置している。

② 保温材等のデブリ対策

T. P. 17. 8m の外周通路部床面の階段開口部（2 箇所）の手摺部に、グレーチングと同程度のメッシュ間隔のパンチングメタル板を設置した。

これらの対策により、以下に示す効果が期待できることから、原子炉下部キャビティ室への注水を確実に実施することができる。

大破断 LOCA により発生する大型の保温材等のデブリは、デブリ捕捉用のパンチングメタル及びグレーチングにより捕捉することができるため原子炉下部キャビティ室に設置した連通管及び小扉の外側にこれらのデブリが到達することはない。また、連通管及び小扉についてはデブリにより閉塞し難い構造であるため、外側から通水経路が閉塞することはない。

溶融炉心等が平均的に原子炉下部キャビティ室に堆積することを想定した場合においても、連通管及び小扉の設置高さは堆積高さと比べて高いことから、内側から注水経路が閉塞することはないと有効に機能する。

なお、運転中の定期的な巡視において、原子炉下部キャビティ連通管、小扉及び格納容器再循環サンプスクリーンの周辺に、閉塞に繋がる異物が無いことを目視にて確認する。また、定期的に連通管及び小扉の健全性確認を実施する。

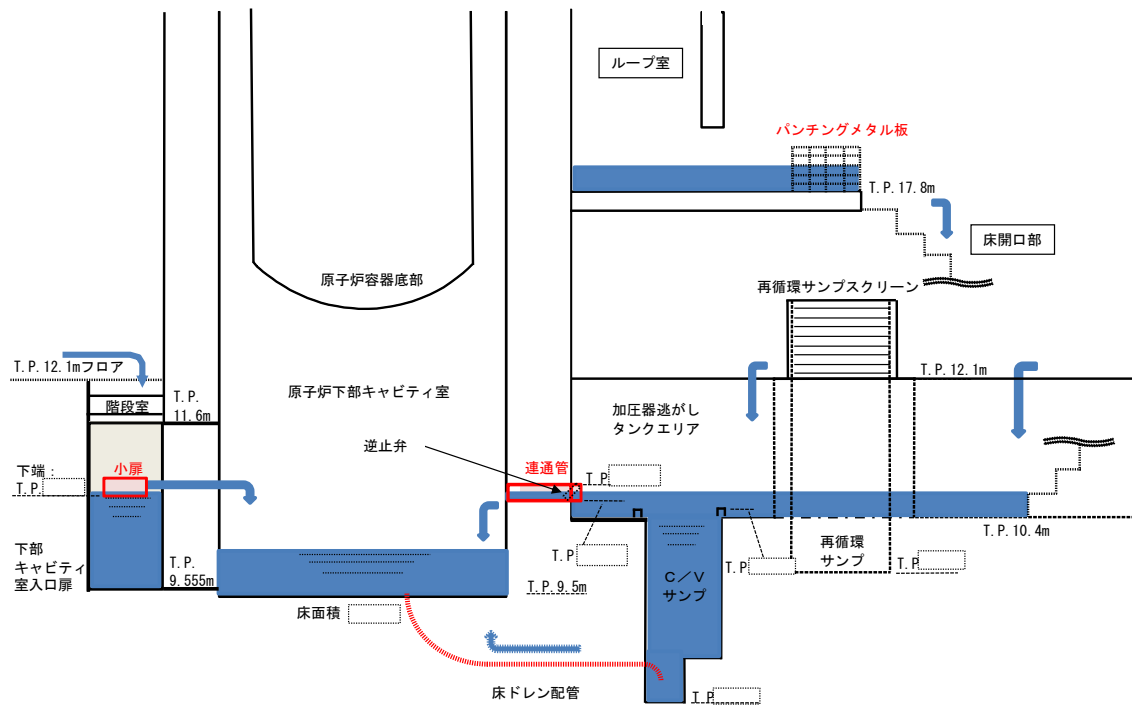


図 1 1 原子炉下部キャビティ室までの流入経路断面図

原子炉下部キャビティ室への蓄水時間について

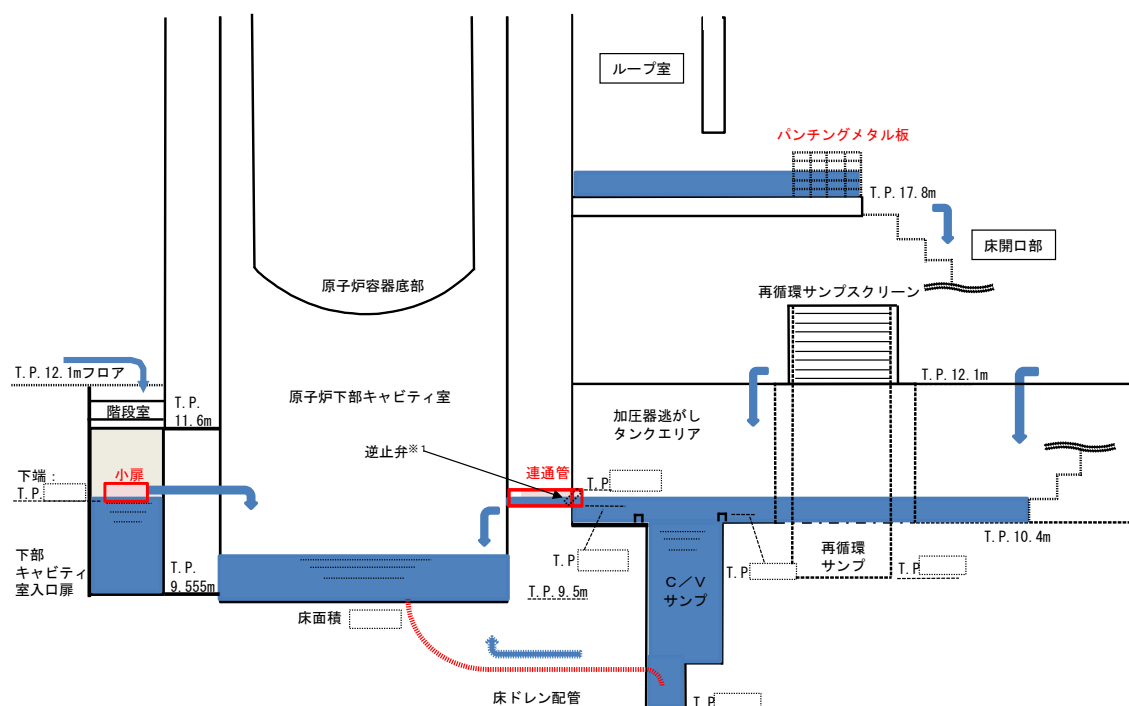
1. 原子炉下部キャビティ室への流入箇所

格納容器の最下階エリアからは、図1に示すとおり原子炉下部キャビティ室に通じる開口部（連通管及び小扉）を経由して原子炉下部キャビティ室へ流入する。

また、図2及び図3に連通管又は小扉から原子炉下部キャビティ室へ流入する場合の、最下階エリア及び原子炉下部キャビティ室の水位と格納容器内への注水量の関係を示す。

原子炉下部キャビティ室に通じる開口部は2箇所（連通管及び小扉）あり、仮にどちらか一方が閉塞した場合においても、図2及び図3のとおり冷却に必要な冷却水の確保は可能である。

なお、解析コードMAAPによると、図4のとおり溶融炉心等を常温まで冷却するのに必要な水量を上回る冷却水が、原子炉容器破損時（約1.6時間後）までに確保可能である。



※1 通常運転時において、原子炉下部キャビティ室と格納容器最下階エリアの空調バランスを考慮し、逆止弁を設置。

図1 原子炉キャビティ室までの流入経路断面概要図



本関係図の設定条件は以下のとおりである。

(a) MCCI の発生に対して最も影響の大きい「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ失敗」(格納容器過圧破損防止)シナリオの有効性評価における解析により、原子炉容器破損時(約 1.6 時間後※2)に合計 1.2×10^4 kg^{※2} の溶融炉心が原子炉下部キャビティ室に落下するとの結果を得ている。この初期に落下する溶融炉心の物量について、解析の不確かさを考慮して、泊 3 号機に装荷される炉心有効部の全量約 1.2×10^4 kg と想定し、これが原子炉下部キャビティ室に落下した際に蓄水した水により冷却するのに必要な水量として約 1.2×10^4 kg とした。

※2 解析では、初期炉心熱出力を 2%大きめに設定しており、また、炉心崩壊熱も大きめの発熱量で推移すると想定している。そのため、原子炉容器破損時間や溶融炉心落下量は実態よりも早め・大きめになり、数値は十分保守的である。

(b) 大破断 LOCA 時には短時間に大流量が格納容器内へ注水されるため、連通管を主経路として原子炉下部キャビティ室に通水されるため、上図においては以下については考慮しないこととした。

- ・ C/V サンプからのドレン配管逆流による流入
- ・ 原子炉容器外周隙間からの流入

図 2 格納容器内への注水量と水位の関係 (既設連通管のみから流入の場合)



本関係図の設定条件は以下のとおりである。

- (a) 溶融炉心の物量及び必要な冷却水量の設定については、図 2 と同じ。
- (b) 追設する小扉の流入性確認のため、上図においては保守的に以下については考慮しないこととした。
 - ・既設の連通管からの流入
 - ・C/V サンプからのドレン配管逆流による流入
 - ・原子炉容器外周隙間からの流入
- (c) 保守的に、大破断 LOCA 時の初期の流入水（RCS 配管破断水（約 1.5×10^4 t））は、既設の連通管が設置されている加圧器逃がしタンクエリアに流入し、このうち当該エリアの容積に相当する水が滞留水になると仮定した。また加圧器逃がしタンクエリアが満水となった後にオーバーフローし、階段室及び下部キャビティ室に流入すると仮定した。
- (d) 実際には RCS 配管破断水及びスプレイ水は、加圧器逃がしタンクエリア（既設連通管側）及び階段室（追設小扉側）に同時に流入し、階段室（追設小扉側）にも早期に流入することから、上記は保守的な仮定である。

図 3 格納容器内への注水量と水位の関係（追設小扉のみから流入の場合）

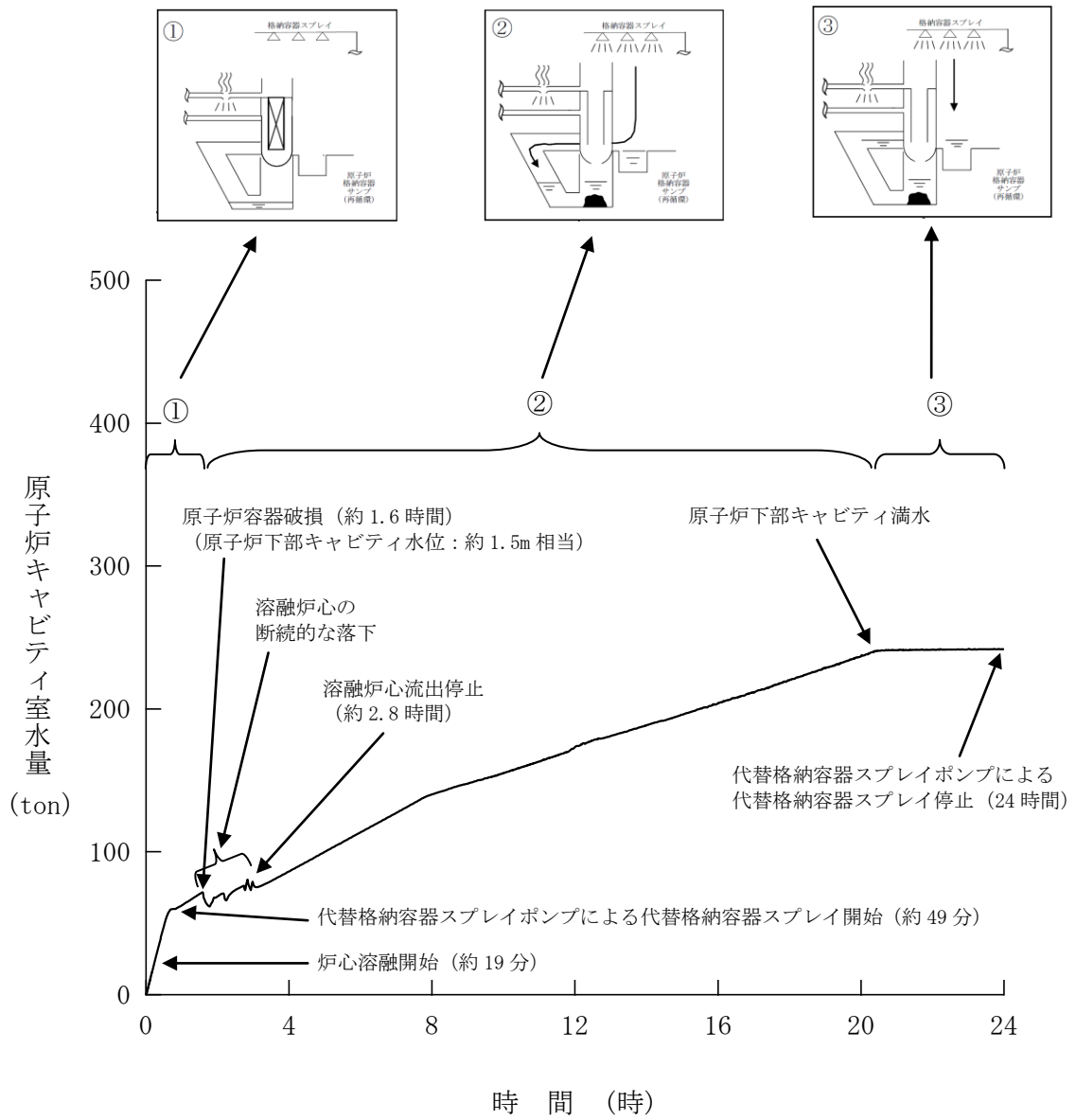


図 4 原子炉下部キャビティ室水量の推移

3.3 格納容器水位の監視について

1. 各対応操作時のC/V注水量管理

格納容器への注水時は、重要機器及び重要計器の水没を防止するため、格納容器内の注水量を管理する必要がある。各操作における格納容器内注水量の管理については、以下のとおりである。

(1) 格納容器スプレイ (MCC I 抑制)

格納容器スプレイ中は、原子炉下部キャビティ水位が早期に概ね必要水量が蓄水されていることを原子炉下部キャビティ水位監視装置により把握でき、また、格納容器再循環サンプ水位計により格納容器への注水量が把握できる。

(2) 格納容器冷却 (減圧)

格納容器冷却 (減圧) 中は、格納容器再循環サンプ水位計にて注水量を把握するとともに、高圧注入ポンプ出口流量計、余熱除去ライン流量計等の流量と注水時間から算出した炉心への注水量と代替格納容器スプレイポンプ出口積算流量計、3B-格納容器スプレイ冷却器出口積算流量計 (AM用) 等の積算値により算出した格納容器への注水量の和から総注水量を把握できるため、約 4,000m³についても把握できる。

(3) 残存デブリ冷却

残存デブリ冷却に伴う格納容器注水中は、格納容器再循環サンプ水位計にて注水量を把握するとともに、高圧注入ポンプ出口流量計、余熱除去ライン流量計等の流量と注水時間から算出した炉心への注水量と代替格納容器スプレイポンプ出口積算流量計、3B-格納容器スプレイ冷却器出口積算流量計 (AM用) 等の積算値により算出した格納容器への注水量の和から総注水量を把握でき、また、格納容器水位監視装置により格納容器総注水量約 6,100m³に達したことを把握できる。

2. 格納容器内の水位検知

(1) 原子炉下部キャビティ室の水位検知

原子炉下部キャビティ室水位については、格納容器最下階フロアと原子炉下部キャビティ室の間が連通管及び小扉を経由して原子炉下部キャビティ室へ流入する経路が確保されており、格納容器内の水位が T.P. 12.1mフロアを超え格納容器再循環サンプルが満水となれば格納容器再循環サンプル水位計により計測が可能である。

更なる監視性向上のため、溶融炉心が原子炉容器を貫通した際の MCCI を抑制することができる水量が蓄水されていることを直接検知する電極式の水位監視装置を設置する。(図1参照)

検知器の設置位置は、解析によって示される MCCI を抑制するための必要水量等には不確かさが含まれるため、早期に概ね必要水量が蓄水されていることを確認する位置として、保守的に原子炉容器破損時に炉心燃料の全量(約 []) が落下した場合の早期冷却固化に必要な水量(約 []; T.P. 約 []) より 0.1m 低い T.P. 約 [] に設置する。

(2) 格納容器内の水位検知

格納容器内の水位については、格納容器再循環サンプル水位計による計測に加え、代替格納容器スプレイポンプ出口積算流量計等により測定した注水量から水位の把握が可能であるが、更なる監視性向上のため、格納容器注水を行う際の上限レベルを直接検知する電極式の水位監視装置を設置する。(図1参照)

検知器の設置位置は、炉心冷却性も十分確保できる位置として、炉心発熱有効長上端(T.P. 約 []) の 0.5m 下(T.P. 約 []) に設置する。

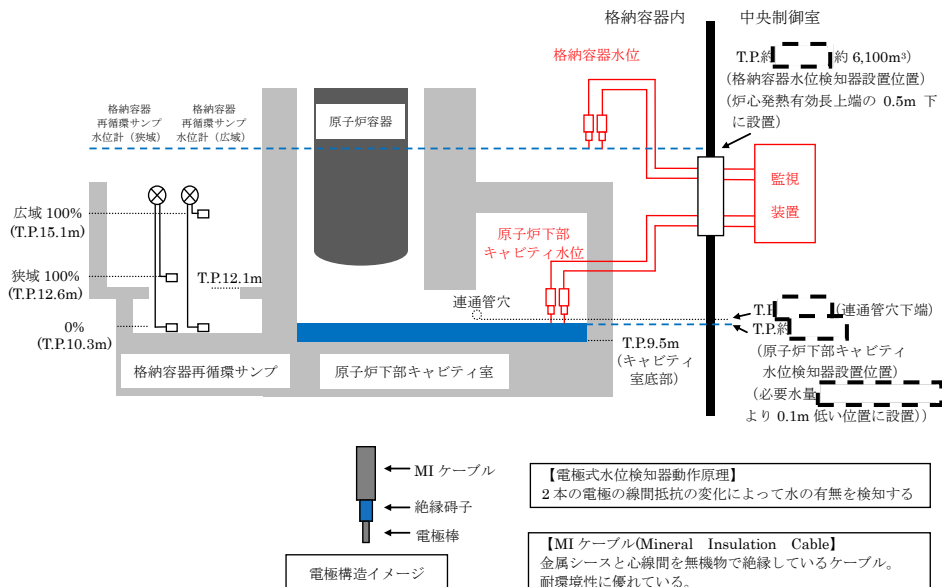


図1 原子炉下部キャビティ水位・格納容器水位監視装置概要図

4.1 使用済燃料ピット監視計器設備（重大事故等対処設備）

1. 概要

平成 25 年 7 月 8 日に施行された新規制基準のうち、「使用済燃料貯蔵槽の冷却等のための設備」において、使用済燃料ピット監視設備に関する新たな要求が求められている。

このため、使用済燃料ピット監視設備について、新規制基準への適合性について確認した。

2. 使用済燃料ピット監視設備（重大事故等対処設備）について

「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」第五十四条（使用済燃料貯蔵槽の冷却等のための設備）解釈第 4 項によって要求されている使用済燃料貯蔵槽の水位、水温及び上部の空間線量率について、下記監視設備により監視可能である。

また、使用済燃料貯蔵槽の状態をカメラにより監視できることについては、使用済燃料ピット監視カメラにて確認できる。

なお、これらの監視設備は、非常用所内電源から電源供給するとともに、交流又は直流電源が必要な場合には、代替電源設備から電源供給が可能である。

設置許可基準第 54 条において想定する重大事故等は以下の通り。

○想定事故 1（第 54 条第 1 項 使用済燃料貯蔵槽冷却系及び補給系の故障）

使用済燃料貯蔵槽の冷却機能又は注水機能が喪失することにより、使用済燃料貯蔵槽内の水の温度が上昇し、蒸発により水位が低下する事故。

○想定事故 2（第 54 条第 1 項 使用済燃料系統配管等の破断）

サイフォン現象等により使用済燃料貯蔵槽内の水の小規模な喪失が発生し、使用済燃料貯蔵槽の水位が低下する事故。

○使用済燃料貯蔵槽からの大量の水の漏えいその他要因により当該使用済燃料貯蔵槽の水位が異常に低下する事故（第 54 条第 2 項）

名称	検出器の種類	計測範囲	個数	取付箇所※
使用済燃料ピット水位計 (AM用)	電波式 水位検出器	T. P.  ~	2	使用済燃料ピット
使用済燃料ピット可搬型水位計	フロート式 水位検出器	T. P. 約 21m~ N. W. L 近傍	2	使用済燃料ピット
使用済燃料ピット温度計 (AM用)	測温抵抗体	0~100℃	2	使用済燃料ピット
使用済燃料ピット可搬型エリアモニタ	半導体検出器, NaI (Tl) シンチレーション検出器	10nSv/h~ 1000mSv/h	1	使用済燃料ピット区域 周辺
使用済燃料ピット監視カメラ	赤外線サーモカメラ	視野範囲内 (水温: -40~ 120℃、水位: 使用済燃料ピット上端 ~燃料頂部近傍)	1	使用済燃料ピット区域

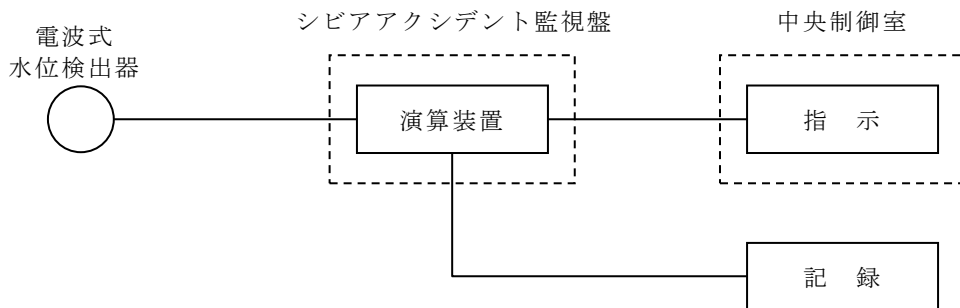
※11 頁「第 9 図使用済燃料ピット周辺線量率の配置図」,
18 頁「使用済燃料ピット監視設備設置場所」参照

(1) 使用済燃料ピット水位計（AM用）

計測目的は、重大事故等により水位の変動する可能性のある範囲のうち、燃料貯蔵ラック上端近傍から使用済燃料ピット上端近傍まで水位の監視を目的としている。


使用済燃料ピットの水位検出信号は、電波式水位検出器からの電流信号を、シビアアクシデント監視盤内の演算装置にて水位信号へ変換する処理を行った後、使用済燃料ピット水位（AM用）を中央制御室に指示し、記録装置で記録する。

（「第1図 使用済燃料ピット水位計（AM用）の概略構成図」参照）


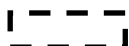


第1図 使用済燃料ピット水位計（AM用）の概略構成図

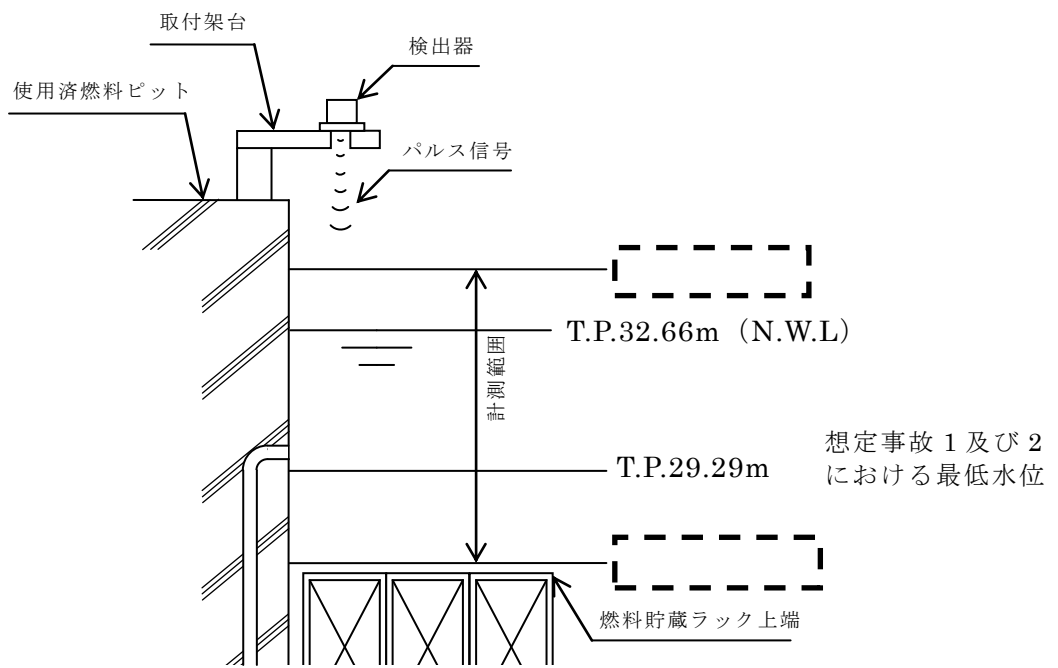
（設備仕様）

- ・ 計測範囲 : 
- ・ 個 数 : 2
- ・ 設置場所 : 使用済燃料ピットA及び使用済燃料ピットB

使用済燃料ピットの電波式水位計は、パルス信号を水面に向け発信し、水位変動により変化する水面からの反射の往復時間の変化を検知することにより、水位を連続的に計測する。

設置許可基準第54条第1項で要求される想定事故は第37条解釈3-1(a)想定事故1（冷却機能又は注水機能喪失により水温が上昇し、蒸発により水位が低下する事故）及び(b)想定事故2（サイフォン現象等により使用済燃料ピット水の小規模な喪失が発生し水位が低下する事故）であり、水位が低下した場合の最低水位（有効性評価：使用済燃料ピット冷却系配管が破断した場合の水位（T.P. 29.29m））を計測できる範囲を含む、燃料貯蔵ラック上端近傍（T.P. ）から使用済燃料ピット上端近傍（T.P. ）を計測範囲としている。

（「第2図 使用済燃料ピット水位計（AM用）の計測範囲」参照）



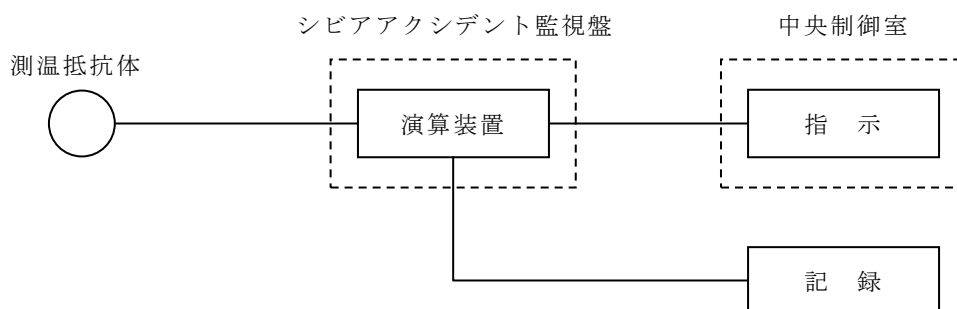
第 2 図 使用済燃料ピット水位計（AM用）の計測範囲

(2) 使用済燃料ピット温度計（AM用）

計測目的は、重大事故等により水温の変動する可能性のある範囲のうち、使用済燃料ピット内における冷却水の過熱状態の監視を目的としている。

使用済燃料ピットの温度検出信号は、测温抵抗体の抵抗値をシビアアクシデント監視盤内の演算装置にて温度信号へ変換する処理を行った後、使用済燃料ピット温度（AM用）を中央制御室に指示し、記録装置にて記録する。

（「第3図 使用済燃料ピット温度計（AM用）の概略構成図」参照）



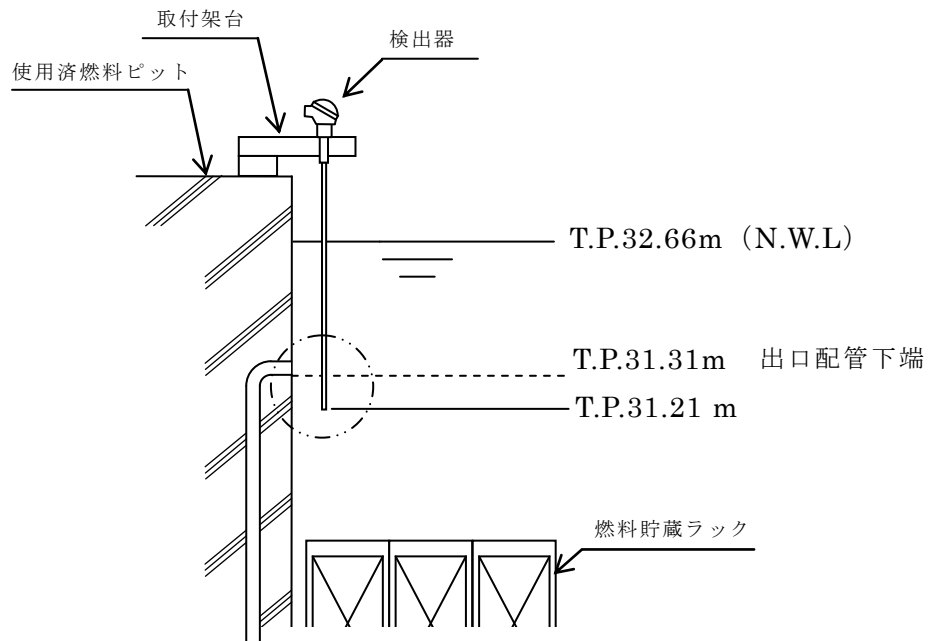
第3図 使用済燃料ピット温度計（AM用）の概略構成図

（設備仕様）

- ・計測範囲 : 0～100℃
- ・個数 : 2
- ・設置場所 : 使用済燃料ピットA及び使用済燃料ピットB

使用済燃料ピット温度計（AM用）の計測範囲は、使用済燃料ピット内における冷却水の過熱状態を監視できるように、0～100℃の温度を計測可能としている。

なお、設置許可基準第54条第1項で要求される想定事故は第37条解釈3-1(a)想定事故1（冷却機能又は注水機能喪失により水温が上昇し、蒸発により水位が低下する事故）及び(b)想定事故2（サイフォン現象等により使用済燃料ピット水の小規模な喪失が発生し水位が低下する事故）であり、想定事故2において冷却系配管破断により低下する水位である使用済燃料ピット出口配管下端を下回る位置（T.P. 31.31m）においても温度計測できる設置位置としている。（「第4図 使用済燃料ピット温度（AM用）の設置図」参照。）



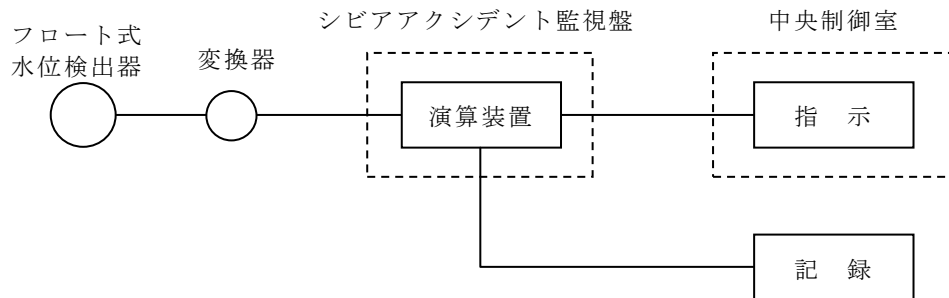
第4図 使用済燃料ピット温度計（AM用）の設置図

(3) 使用済燃料ピット可搬型水位計

計測目的は、設置許可基準第54条第2項に要求されている使用済燃料貯蔵槽からの大量の水の漏えいその他要因により当該使用済燃料貯蔵槽内の水位が異常に低下した場合においても、変動する可能性のある範囲にわたり水位の監視を目的としている。

使用済燃料ピットの水位検出信号は、使用済燃料ピット水面に浮かべたフロートの水位変化に伴う位置変化を水位変換器で電気信号に変換し、シビアアクシデント監視盤内の演算装置にて水位信号へ変換する処理を行った後、使用済燃料ピット水位を中央制御室に指示し、記録装置にて記録する。

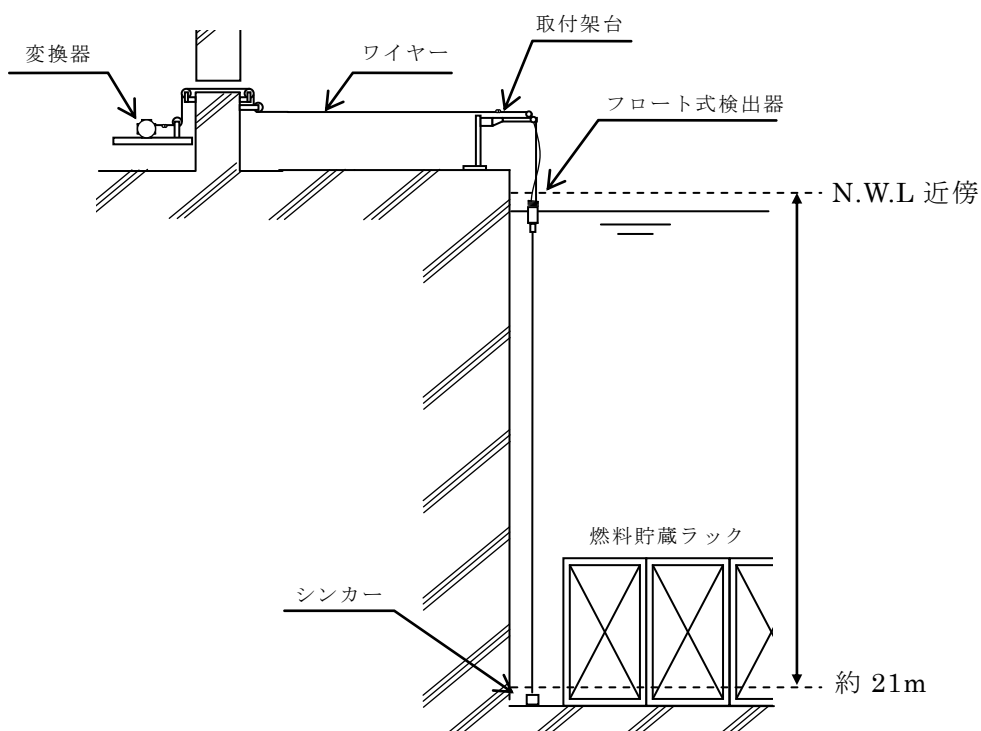
（「第5図 使用済燃料ピット可搬型水位計の概略構成図」及び「第6図 使用済燃料ピット可搬型水位計の計測範囲」参照）



第5図 使用済燃料ピット可搬型水位計の概略構成図

(設備仕様)

- ・計測範囲：T.P. 約21m～N.W.L近傍
- ・個数：2
- ・設置箇所：（検出器）使用済燃料ピット A及び使用済燃料ピット B
（変換器）原子炉補助建屋



第6図 使用済燃料ピット可搬型水位計の計測範囲

使用済燃料ピット可搬型水位計の設置場所を「第7図 使用済燃料ピット可搬型水位計の配置概要図」に示す。



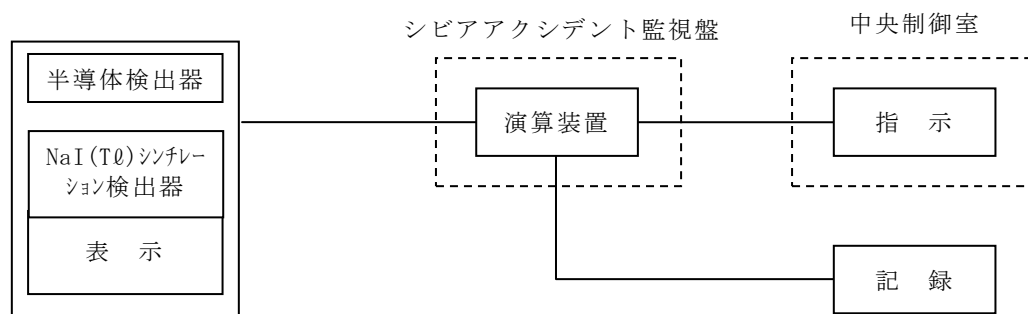
第7図 使用済燃料ピット可搬型水位計の配置概要図

(4) 使用済燃料ピット可搬型エリアモニタ

計測目的は、重大事故等において使用済燃料ピット区域の空間線量率について変動する可能性のある範囲を測定し把握することを目的としている。

使用済燃料ピット区域の空間線量率を、半導体式検出器及びNaI(Tl)シンチレーション検出器を用いてパルス信号として検出する。

検出したパルス信号は、空間線量率信号に変換した後、電気信号に変換し、シビアアクシデント監視盤内の演算装置にて空間線量率信号へ変換する処理を行った後、使用済燃料ピット区域の空間線量率を中央制御室に指示し、記録装置にて記録する。（「第8図 使用済燃料ピット可搬型エリアモニタの概略構成図」参照）



第8図 使用済燃料ピット可搬型エリアモニタの概略構成図（計画中）

（設備仕様）

- ・ 計測範囲 : 10nSv/h～1000mSv/h
- ・ 個数 : 1
- ・ 設置場所 : 使用済燃料ピット区域周辺


使用済燃料ピットエリアモニタ（以下、既設エリアモニタと言う。）は、重大事故発生初期における空間線量率を計測する。計測範囲は1～10⁵ μSv/hであり、配置場所は第9図の①である。

使用済燃料ピット可搬型エリアモニタ（以下、可搬型エリアモニタと言う。）は、使用済燃料ピット区域周辺で空間線量率を測定する機器であり、既設エリアモニタ指示と可搬型エリアモニタの指示との比率などを把握することにより、使用済燃料ピット区域の空間線量率を推定可能である。計器レンジは10nSv/h～1000mSv/hと広範囲（8デカード）であり、重大事故時においても温度、湿度等の環境状態が厳しくならない場所に配置する。可搬型エリアモニタの配置場所は第9図の②を検討中である（他の配置場所についても検討中）。配置場所の選定

に際しては、以下に示す推定が可能となるよう、空間線量率の比率を把握可能な場所とする。

a. 可搬型エリアモニタによる使用済燃料ピット空間線量率の推定について

既設エリアモニタ及び可搬型エリアモニタの配置場所における空間線量率と使用済燃料ピット水位の関係を評価した結果を第10図に示す。第10図の評価結果のとおり、重大事故時に変動する可能性のある水位の範囲に対応する空間線量率を可搬型エリアモニタにより推定が可能である。

但し、第10図における評価は、原子炉停止後  の燃料集合体が最大燃料保管数（1,440体）保管されている条件における線源強度から評価するなど保守的に評価している。そのため、重大事故発生時においては、その際の使用済燃料保管状態に応じて、第10図の評価値よりも小さな値になると考えられ、実際の運用に際しては、以下の（a）（b）の方法により推定する。

（a）重大事故等発生初期～既設エリアモニタの機能喪失まで

重大事故発生初期は既設エリアモニタによる監視を継続し、その間に第9図の②の場所に可搬型エリアモニタを配置する。

第9図の①と②が共に有意な指示をしている時点で空間線量率と水位の比率を把握することにより、使用済燃料ピット区域の空間線量率とその傾向を推定可能な状態とする。第10図では、既設と可搬型は水遮へい厚が400cm程度で両者とも指示上昇を示す。なお、上述のとおり、第10図は保守的な線源強度で評価したものであることから、実際の空間線量率は、より低い値で推移すると推定される。

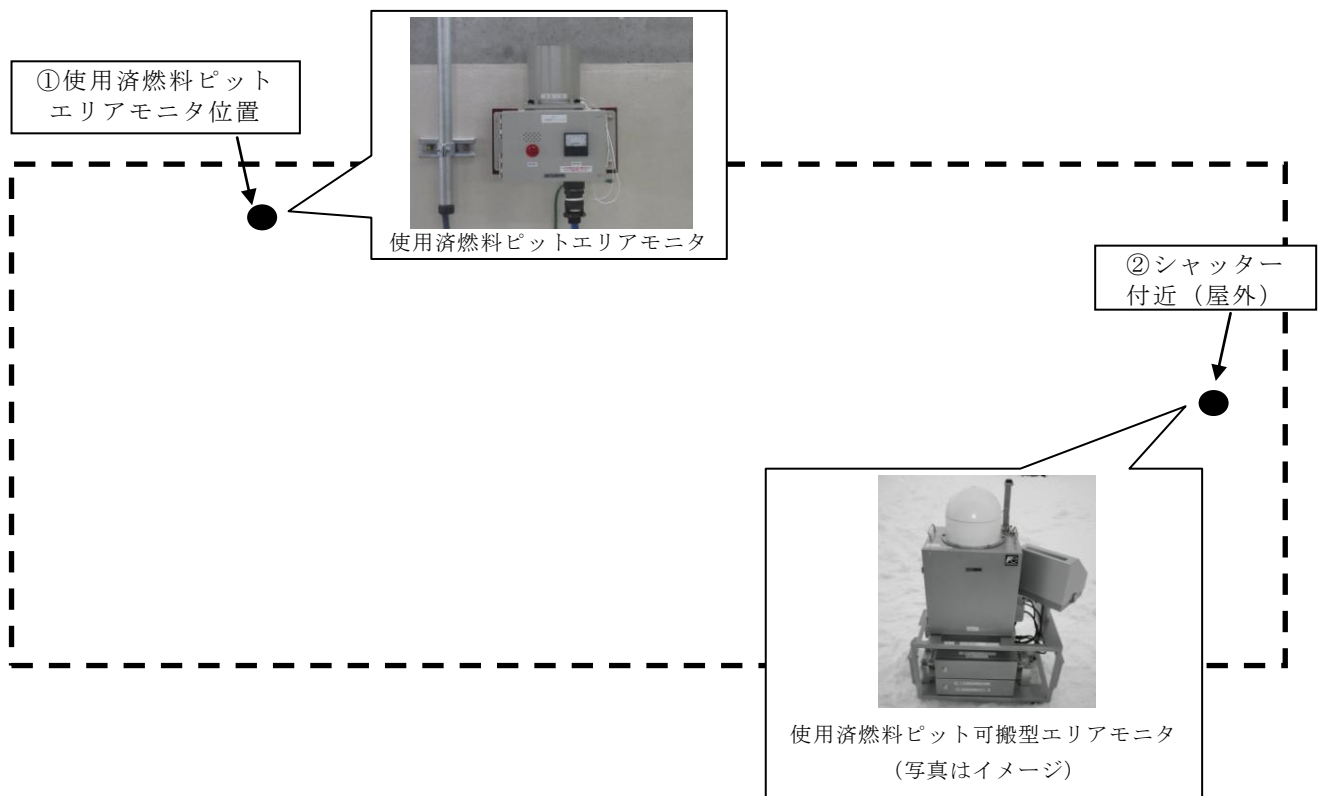
（b）既設エリアモニタの機能喪失以降

既設エリアモニタが計測範囲を超えるなどして機能喪失した後は、第9図②の可搬型エリアモニタの指示と水位計の指示を基に、使用済燃料ピット区域の空間線量率とその傾向の推定を継続する。

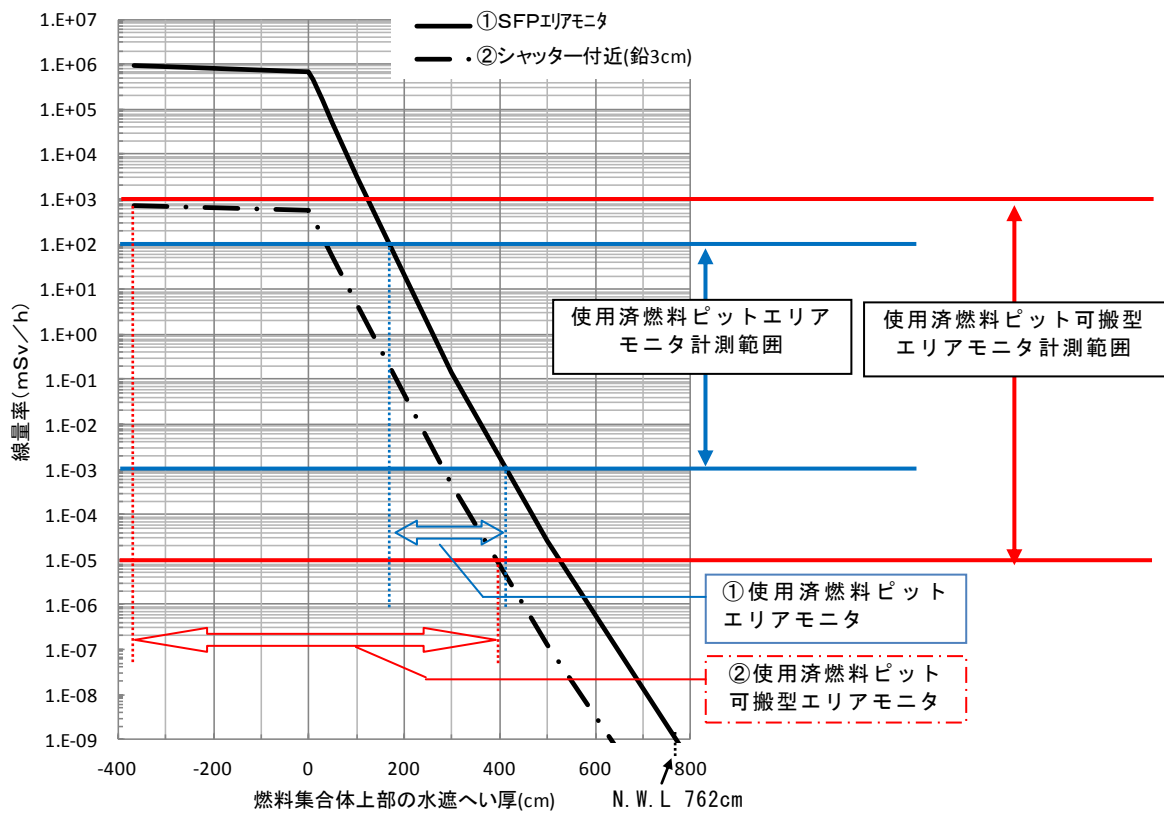
想定事故1, 2における最低水位よりさらに低い水位として、例えば燃料頂部+200cmの水位を想定した場合、第10図によると既設エリアモニタの位置で約20mSv/h, シャッター付近②（鉛3cm遮蔽あり）で約0.04mSv/hであることから、実際のシャッター付近②（鉛3cm遮蔽あり）での測定値が0.004mSv/hであった時は、第10図のグラフの関係から使用済燃料ピット空間線量率を2mSv/hと推

定可能である。

以上より、常設したエリアモニタによる監視は事故発生直後から監視できる優位性があるものの、可搬型のエリアモニタの運用の方が重大事故等発生時の環境悪化の影響を回避でき、あらかじめ定めている場所で評価した評価値と、実際の測定値を比較・評価することにより使用済燃料ピット区域の空間線量率を推定できることから、重大事故等発生時における監視対応に柔軟性がある。また、使用済燃料ピットから大量の漏えいが発生する原因を考慮すると、このような状況においては、常設したエリアモニタは使用できなくなる恐れがあり、可搬型の方が使用済燃料ピットから離れた箇所に保管していることから生き残る可能性が高く、万一、故障した際にも代替品を用意できることから、可搬型エリアモニタは重大事故時の運用に適している。



第9図 使用済燃料ピット可搬型エリアモニタの配置図



第10図 使用済燃料ピットの水遮蔽厚と線量率の相関図

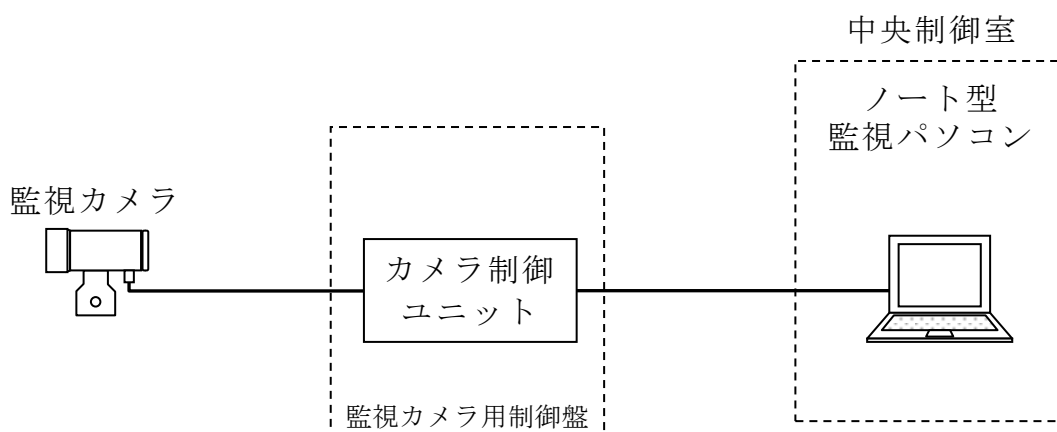
(5) 使用済燃料ピット監視カメラ

監視目的は、重大事故等発生時の使用済燃料ピットの状態監視である。

使用済燃料ピット監視カメラの映像信号は、制御ユニットを介し、中央制御室のノート型監視パソコンに表示する。

なお、当該カメラは、照明が無くとも状態監視が可能な赤外線カメラであり、使用済燃料ピット水の表面温度も監視可能である。

(「第 11 図 使用済燃料ピット監視カメラの概略構成図」参照)

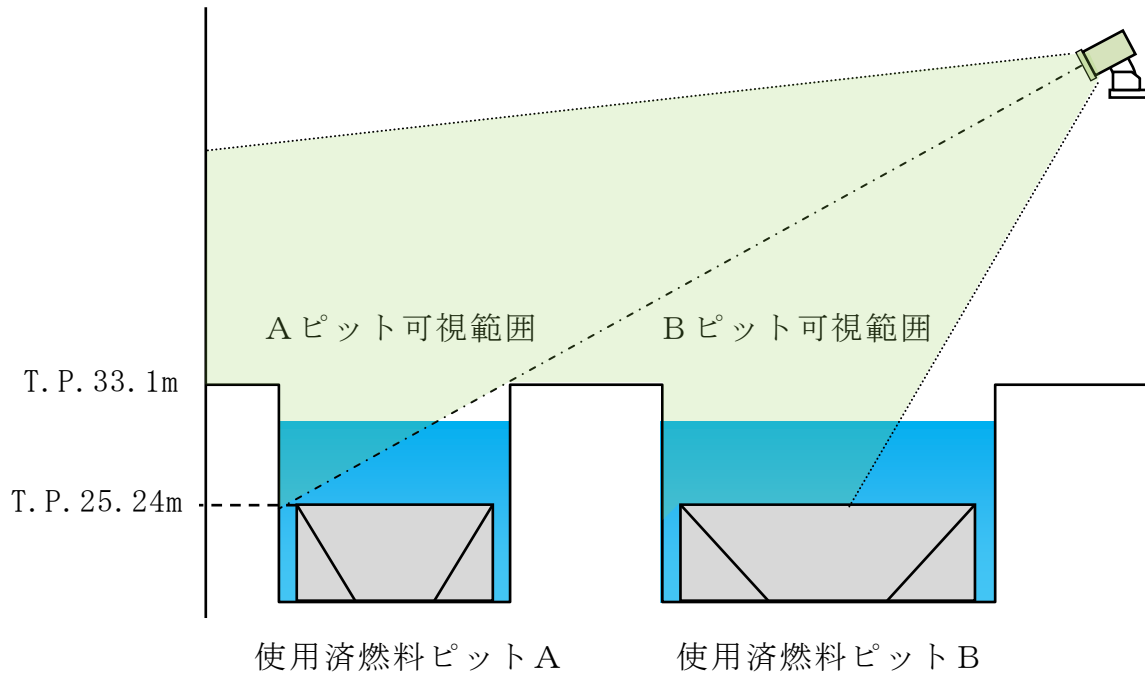


第 11 図 使用済燃料ピット監視カメラの概略構成図

(設備仕様)

- ・計測範囲 : 視野範囲内 (水温: $-40\sim 120^{\circ}\text{C}$ 、水位: 使用済燃料ピット上端～燃料頂部近傍)
- ・個 数 : 1 個
- ・設置場所 : 使用済燃料ピット区域

使用済燃料ピット監視カメラは、水位の異常な低下において、使用済燃料ピット区域の状態や使用済燃料ピット保有水の温度を監視できる位置に設置している (「第 12 図, 第 13 図 使用済燃料ピット監視カメラの視野概要図」参照)



第 12 図 使用済燃料ピット監視カメラの視野概要図（断面図）



第 13 図 使用済燃料ピット監視カメラの視野概要図（平面図）

(6) 大量の水の漏えいその他の要因により当該使用済燃料貯蔵槽の水位が異常に低下した場合の監視設備

使用済燃料貯蔵槽からの大量の水の漏えいその他の要因により当該使用済燃料貯蔵槽の水位が異常に低下する事象においては、使用済燃料ピットの水位及び空間線量率による監視を継続し、水位監視を主としながら必要に応じて、監視カメラにより状態及び水温の傾向を監視する。

- ・使用済燃料ピット水位の異常な低下事象時における水位監視については、使用済燃料ピット底部までの水位低下傾向を把握するため、使用済燃料ピット可搬型水位計を配備することとしている。
- ・使用済燃料ピット水位の異常な低下事象時における空間線量率については、使用済燃料ピット区域の空間線量率の上昇や使用済燃料ピット水の蒸散による環境状態の悪化を想定して、使用済燃料ピット区域周辺への設置や鉛遮蔽等により空間線量率を推定する。

【水位監視】

使用済燃料貯蔵槽の燃料貯蔵槽設備に係わる重大事故等により変動する可能性のある範囲にわたり水位監視を行う。

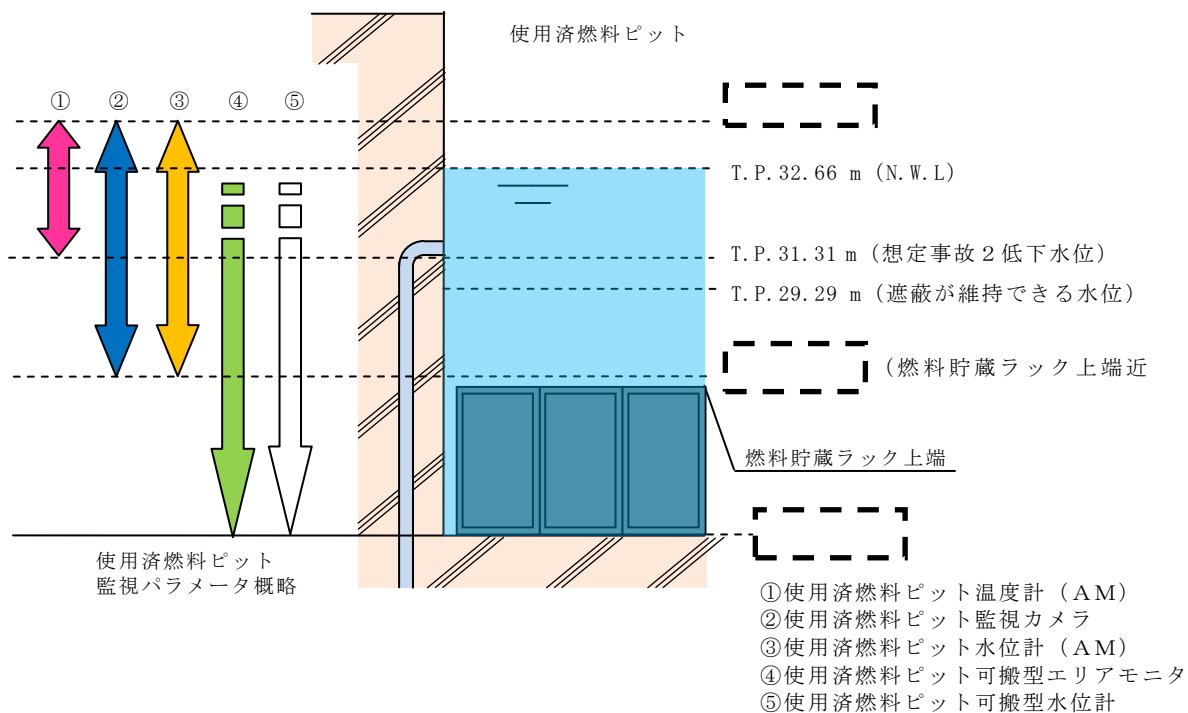
【水温監視】

水位監視を主として、必要に応じて監視カメラによる水温監視を行う。(水温は沸騰による蒸散状態では、ピット水の温度変化がないことから、必要に応じて監視する。)

【空間線量率監視】

使用済燃料ピット区域の空間線量率を把握するため線量率監視を行う。

使用済燃料貯蔵槽の水位が異常に低下した場合の監視設備については、「第 14 図 使用済燃料貯蔵槽の水位が異常に低下した場合の監視設備概略図」に示す。

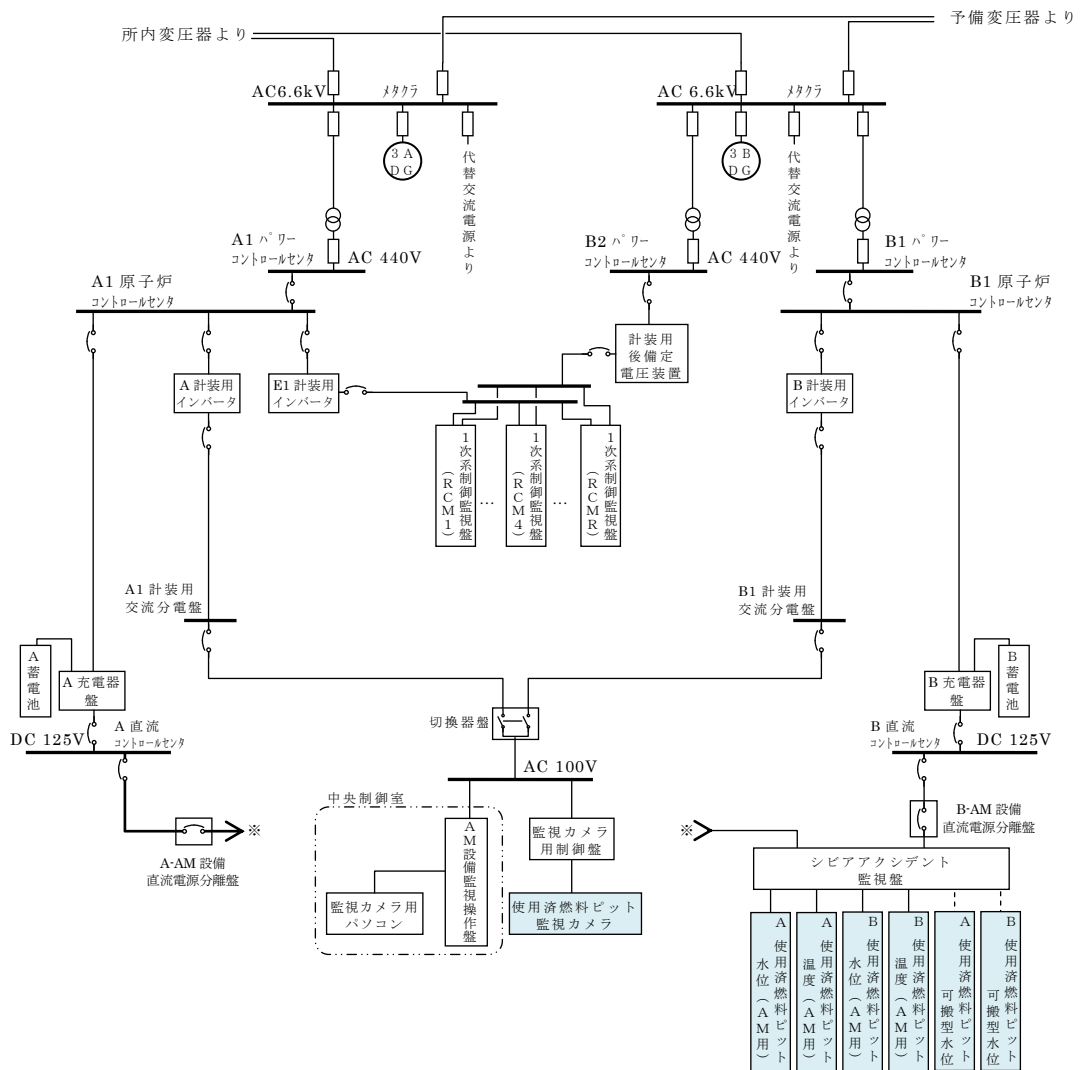


第 14 図 使用済燃料貯蔵槽の水位が異常に低下した場合の監視設備概略図

3. 使用済燃料ピット監視設備の電源構成

使用済燃料ピットの温度、水位、上部の空間線量率の監視設備及び監視カメラは非常用所内電源から給電され、交流または直流電源が必要な場合には、代替電源設備から給電が可能である。(第54条 解釈第4項)

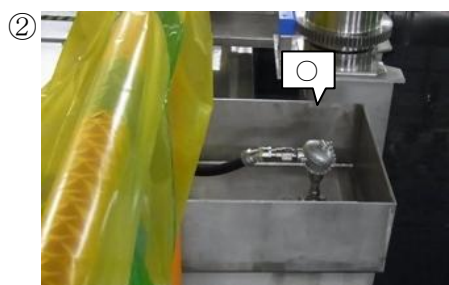
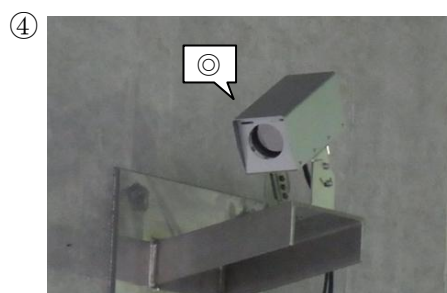
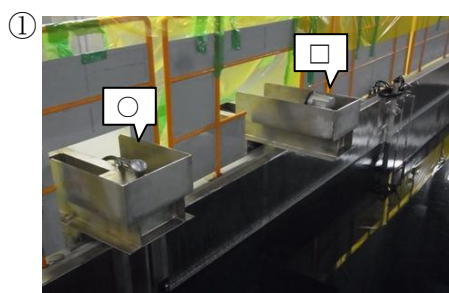
(「第15図 計測装置の電源構成概略図」参照)



第15図 計測装置の電源構成概略図

4. 使用済燃料ピット監視設備の配置場所について

使用済燃料ピット監視設備の設置場所を第 16 図に示す。



(記号凡例)

- | | |
|------------------|-----|
| 使用済燃料ピット水位 (AM用) | : □ |
| 使用済燃料ピット温度 (AM用) | : ○ |
| 使用済燃料ピット監視カメラ | : ◎ |

第 16 図 使用済燃料ピット監視設備の設置場所

5. 想定する事故等について

(1) 「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」第 54 条第 1 項で要求される想定事故は第 37 条解釈 3-1(a)想定事故 1 及び (b)想定事故 2 であり、下記のとおりである。

a. 想定事故 1 (使用済燃料ピット冷却系及び補給系の故障)

使用済燃料貯蔵槽の冷却機能又は注水機能が喪失することにより、使用済燃料貯蔵槽内の水の温度が上昇し、蒸発により水位が低下する事故。

b. 想定事故 2 (使用済燃料ピット冷却系配管等の破断)

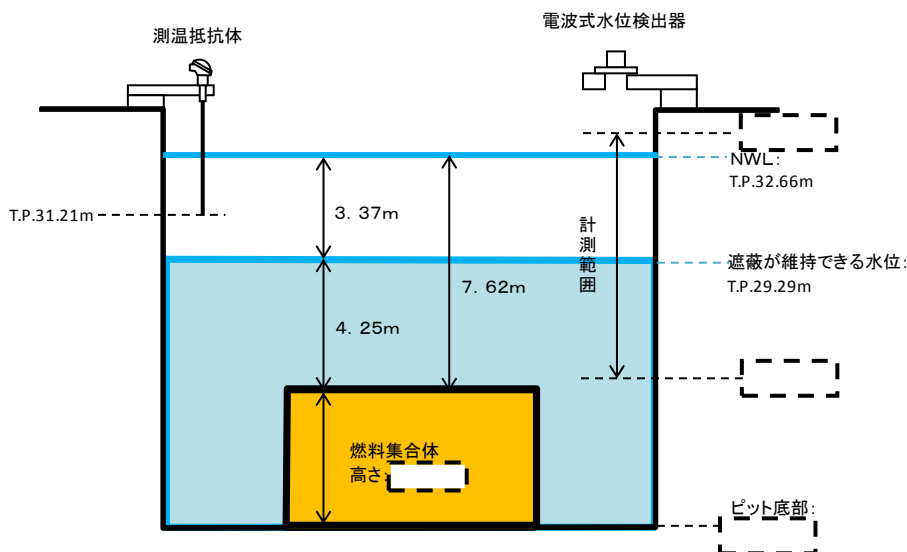
サイフォン現象等により使用済燃料貯蔵槽内の水の小規模な喪失が発生し、使用済燃料貯蔵槽の水位が低下する事故。

(2) 「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」第 54 条第 2 項で要求される想定事故は、使用済燃料貯蔵槽からの大量の水の漏えいその他の要因により当該使用済燃料貯蔵槽の水位が異常に低下する事故。

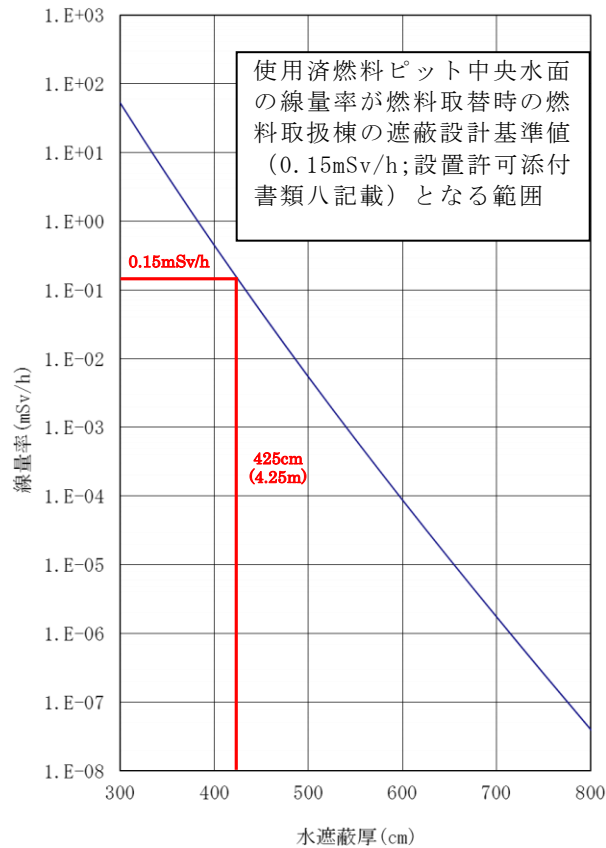
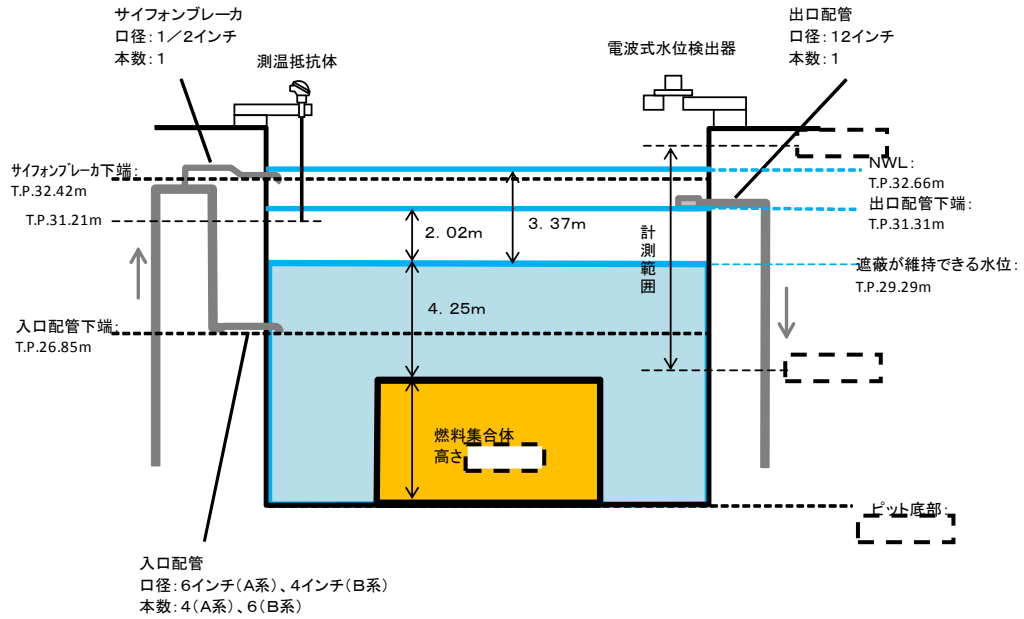
(3) 有効性評価における水位及び線量当量率について

想定する事故において使用済燃料ピット保有水の水位が低下した場合でも、可搬型大型送水ポンプ車により使用済燃料ピット中央水面の線量率が燃料取扱時の燃料取扱棟の遮蔽設計基準値 (0.15mSv/h：設置許可添付書類 8 記載) を超えない水位 (燃料集合体頂部から約 4.25m) を維持できる。

a. 想定事故 1 における想定水位 (概略図)



b. 想定事故 2 における想定水位（概略図）



※水温 52℃，燃料有効部からの評価値。

100℃の水を考慮した場合，必要水厚は，約 11cm 増加するが，本評価では，燃料有効部から余裕を見込んだ燃料上部ノズル部からの必要水厚として評価していること，上部ノズル・プレナム等の遮へいを考慮していないことから，評価上の余裕に包含される。

6. 使用済燃料ピット事故時環境下での監視計器の健全性について

使用済燃料ピットが設置されている燃料取扱棟は建屋空間が大きく※、使用済燃料ピットの冷却機能喪失による蒸散蒸気は、監視計器を設置している建屋下部に留まることがないと考えられる。なお、燃料取扱棟 (FH/B) は、気密性を有する建屋構造となっていないことから、通常、原子炉補助建屋換気設備により、燃料取扱棟 (FH/B) 内が負圧となるように設計されている。想定事故の場合、使用済燃料ピット水の沸騰による蒸散が継続し、高温 (大気圧下であり、100°C以上) に達することはない。) 高湿度の環境での使用も考えられるが、検出器取付構造及び設置位置により、発生直後の蒸気が直接検出器の電気回路部等に接しない構造であることから、監視計器は事故時環境下でも使用可能である。なお、使用済燃料ピット監視カメラについては、空気による冷却により耐環境性の向上を図ることとしている。

※ 燃料取扱棟 縦：約57m, 横：約17m, 高さ：約15～22m



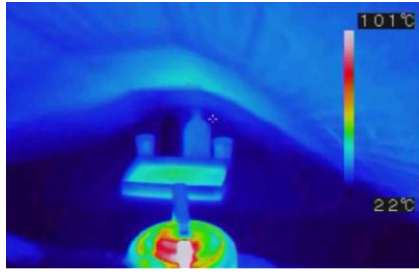
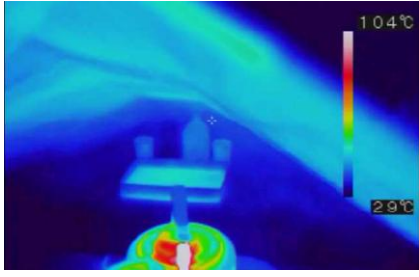
仕様		環境条件 (想定変動範囲)	評価	補足	総合 評価
水位 電波 式 水位 検出 器	計測 範囲	T.P. []	○	計測範囲は、有効性評価成立性確認結果、想定事故1, 2の水位変動想定範囲内であり問題ない。	○
	温度	-20～70°C*1	○	*1 メーカー試験にて [] °C で機能維持確認済。 更なる耐環境性向上のため、 [] °C で機能維持確認済。	○
	湿度	100% (IP65「噴流水 に対する保護」)	○	防水機能 (いかなる方向からの水の直接噴流で影響を受けない構造) であり問題ない。	○
	放射線	線量率：<10Gy/h	△	計測範囲は、有効性評価成立性確認結果、想定事故1, 2の水位変動想定範囲内であり問題ない。ただし、ある値以上水位が低下し空間線量率が上昇した場合仕様を超えるため、その後は使用済燃料ピット可搬型水位計により監視する。	○

水位	仕様		環境条件 (想定変動範囲)	評価	補足	総合 評価
	計測範囲	検出位置				
温度	フロート式水位検出器	T.P. 約 21m ~ 32.66m (N.W.L) 近傍	T.P. 約 21m ~ 32.66m (N.W.L) 近傍	○	計測範囲は、使用済燃料貯蔵槽の水位が異常に低下した場合においても想定範囲内(使用済燃料ピット底部近傍からN.W.L近傍)であり問題ない。	○
	2個	—	—	○	使用済燃料ピット区域内の構成材料が無機物(ステンレス鋼)で構成されており問題ない。	○
温度	測温抵抗体	T.P. 31.21m ^{*2}	~T.P. 29.29m	△	*2: SFP 出口配管下端高さまで測定可能 ・水位が計測位置以下となった場合、雰囲気温度を計測するが、SFP 監視カメラ(赤外線)にて水位表面温度を監視可能である。 ・出口配管(計測点)まで補給により水位回復後、計測可能である。	○
	2個	0~100℃	~100℃	○	計測範囲内であり、問題ない。	○
湿度	放射線	150℃	~100℃	○	計測範囲内であり、問題ない。	○
	—	100% (IP67「水中への浸漬に対する保護」)	~100%	○	防水機能(規定の圧力, 時間での水中に浸漬した場合でも影響を受けない構造)であり問題ない。	○
—	—	—	—	○	構成材料が無機物で構成されており問題ない。	○

仕様		環境条件 (想定変動範囲)	評価	補足	総合 評価
計測範囲	仕様				
空間線量	計測範囲	10nSv/h～1000mSv/h	○	計測範囲は、水位の異常な低下を考慮して、使用済燃料ピット内の燃料が露出した場合でも使用済燃料ピット区域内の線量率を推定できるよう評価し把握している。	○
	周辺線量率	-19～40℃	○		
	半導体NaI(Tl)シンチレーション	湿度 100%以下	○		
状態監視	放射線	—	○	計測範囲は、水位の異常な低下を考慮して、使用済燃料ピット内の燃料が露出した場合でも使用済燃料ピット区域内の線量率を推定できるよう評価し把握している。 *4:メーカー試験にて「」℃で機能維持確認済。 ・雰囲気温度「」℃の環境での使用も想定し、空気による冷却等により、耐環境性向上を図る。	○
	温度	-15～50℃*4	○		
	湿度	100% (IP65「噴流水に対する保護」)	○		
	放射線	線量率：<20Gy/h	△	値以上水位が低下し空間線量率が上昇した場合仕様を超えるため、その後は使用済ピット可搬型水位計を主体とし、線量率も含め状態の監視を行う。	○

7. 蒸気雰囲気下での使用済燃料ピット監視カメラによる監視性確認について

蒸気雰囲気下（沸騰したヤカンの蒸気に加え、空焚きした鍋に水を注いだ状態）と蒸気なし状態において、可視カメラと赤外線カメラの映像を比較した結果、可視カメラにおいては、蒸気雰囲気下で視界が利かない状態となり、状態把握が困難であるが、赤外線カメラは大きな影響は見られなかったことから、赤外線カメラにおいては、蒸気雰囲気下でも監視可能である。

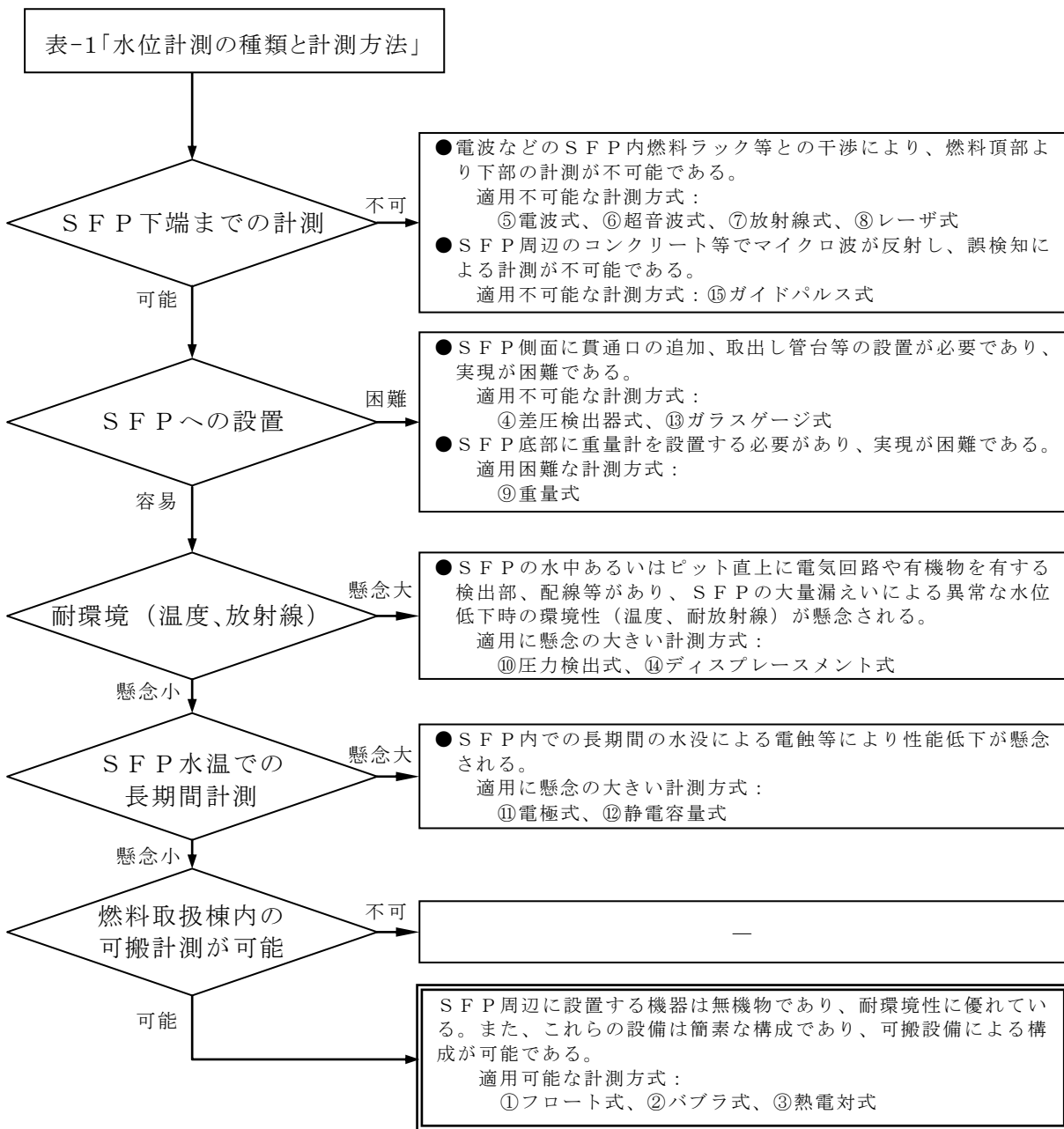
	蒸気なし状態での映像	蒸気雰囲気下での映像
可視 カメラ		
赤外線 カメラ		

*表示画面における最高温度と最低温度を示す。

8. 使用済燃料ピット可搬型水位計の成立性について

「第 17 図 使用済燃料ピット下部水位計測の選定フロー」より，使用可能であると選定した 3 つの方式から，使用済燃料ピット上部より下部まで連続計測が可能であること及び測定原理が直接的でシンプルであることから，フロート式を採用した。

項目	仕様 他		評価	備考
計測範囲	T. P. 約 21m~32.66m (N. W. L) 近傍	使用済燃料ピット底部近傍から N. W. L 近傍まで計測が可能。	○	—
計測の連続性	連続計測	使用済燃料ピット底部近傍から N. W. L 近傍まで連続計測が可能。	○	異常な水位の低下事象における想定変動範囲を連続監視可能。
計測原理	フロート式	フロート式は，従来より一般的に採用されており，豊富な実績もあることから計測に対する大きな問題はない。	○	—
耐環境性	S F P 内フロート S F P 区域内フロート 吊込架台，ワイヤー及び ワイヤー支持柱	S F P 区域内は，ピット水の沸騰による蒸散による温度，湿度の上昇及び異常な水位の低下により放射線量が上昇するが，S F P 区域内は，無機物で構成しているフロート等であり，耐環境性に優れている。	○	水位変換器等の電気部品他は，S F P 環境（温度，湿度，放射線）の影響を受けない場所に設置。
可搬／恒設	可搬設備	<ul style="list-style-type: none"> ・フロート ・フロート吊込架台 ・ワイヤー及びワイヤー支持柱 	○	
	恒設設備	<ul style="list-style-type: none"> ・水位変換器 ・中央制御室への伝送路 	○	水位変換器の設置場所等について詳細を検討中。



第 17 図 使用済燃料ピット下部水位計測の選定フロー

表－1 水位計測の種類と計測方式（1 / 3）

種類	① フロート式	② バブラー式	③ 熱電対式	④ 差圧伝送器式	⑤ 電波式
計測方式	<p>【フロートのみ接触】</p> <p>【連続計測】</p> <p>水面にフロートを投入し、水面の変化によるフロートの位置の変化をワイヤーを介して、別の場所に設置する検出部に伝達し、その位置の変化量を水位として計測する。</p>	<p>【配管のみ接触】</p> <p>【連続計測】</p> <p>水中にエアバージ配管を投入し、少量の空気をバージし、その背圧が配管先端の水圧に等しくなる原理を用いる。その背圧の変化を別の場所に設置する差圧検出器で水位として計測する。</p>	<p>【接触】</p> <p>【点計測】</p> <p>水中に、熱電対を用いた温度検出器を投入し、水中と気中に生じる温度差、あるいは熱伝導率の差による温度変化を熱電対で計測し、検出点が水中であるか気中であるかを検知する。</p>	<p>【接触】</p> <p>【連続計測】</p> <p>ピットあるいはタンク下端側面から配管を別の場所に設置する差圧検出器まで導き、下端と大気との水頭圧差により水位として計測する。</p>	<p>【非接触】</p> <p>【連続計測】</p> <p>ピットあるいはタンクの気中に検出器を設置し、検出器から発信された電波が水面で反射して戻ってくるまでの時間差を測定することにより、水位として計測する。</p>
構造概要					

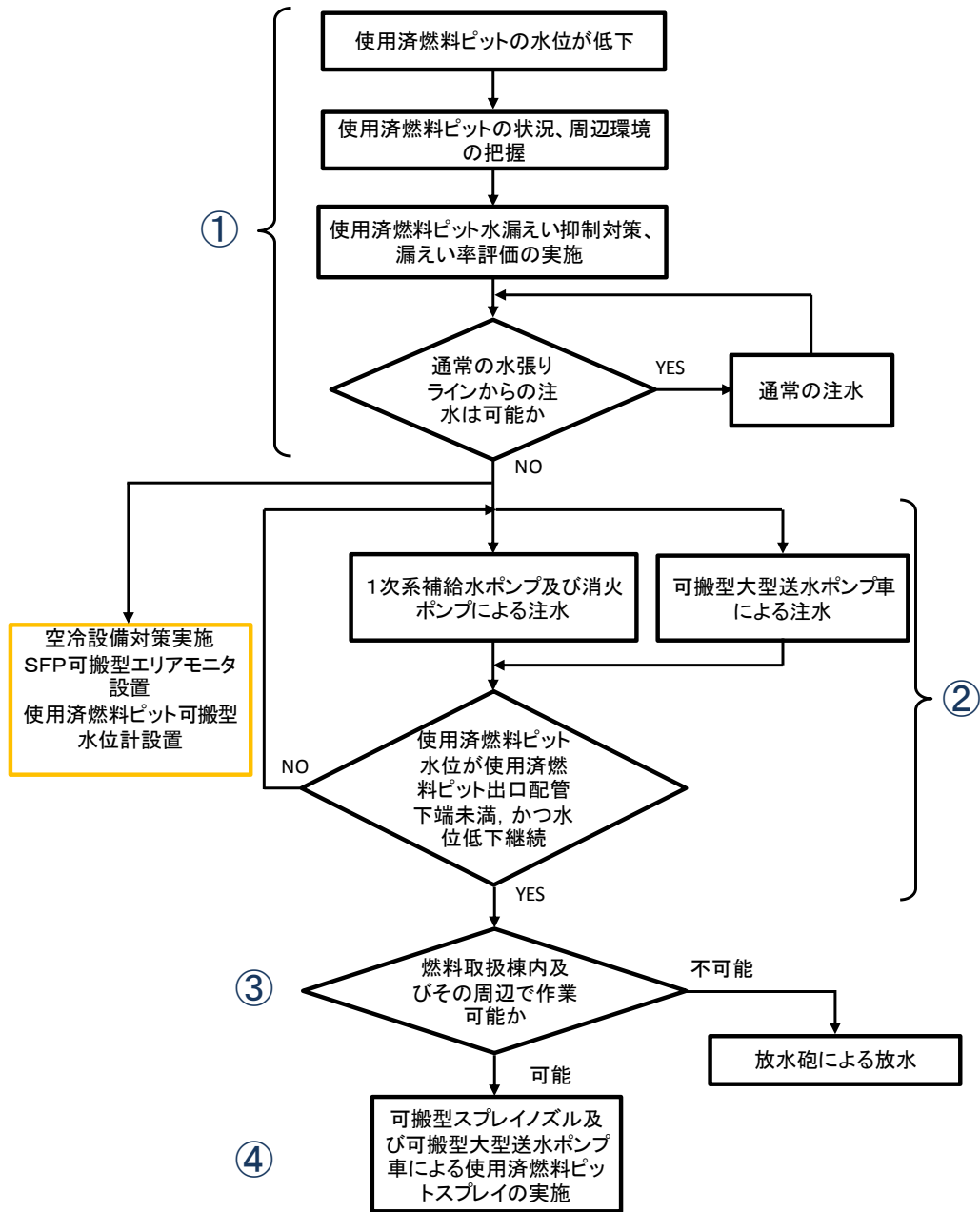
表－1 水位計測の種類と計測方式（2 / 3）

種類	⑥ 超音波式	⑦ 放射線式	⑧ レーザ式	⑨ 重量式	⑩ 圧力検出式
計測方式	<p>【非接触】</p> <p>【連続計測】</p> <p>ピットあるいはタンクの気中に検出器を設置し、検出器から発信された超音波パルスが水面で反射して戻ってくるまでの時間差を測定することにより、水位として計測する。</p>	<p>【非接触】</p> <p>【連続計測】</p> <p>ピットあるいはタンクの外側に放射線同位元素と線量計を設置し、放射されるγ線が、水を透過するときに吸収される原理を用いて、検出点が水中であるか気中であるかを検知する。</p>	<p>【非接触】</p> <p>【連続計測】</p> <p>ピットあるいはタンクの気中に検出器を設置し、検出器から発信されたレーザーパルスが水面で反射して戻ってくるまでの時間差を測定することにより、水位として計測する。</p>	<p>【配管のみ接触】</p> <p>【連続計測】</p> <p>ピットあるいはタンクの重量を計測し、水量を算出することにより、水位として計測する。</p>	<p>【接触】</p> <p>【連続計測】</p> <p>ピットあるいはタンク内底部に歪ゲージなどを用いた圧力検出器を投入し、水頭圧を測定することにより、水位として計測する。</p>
構造概要					

表－1 水位計測の種類と計測方式（3／3）

種類	⑪ 電極式	⑫ 静電容量式	⑬ ガラスゲージ式	⑭ ディスプレースメント式	⑮ ガイドパルス式
計測方式	<p>【接触】</p> <p>【点計測】</p> <p>ビットあるいはタンク内に先端を開放した電極棒などを投入し、電極が水中の場合、通電することにより電流が流れる原理を用いて、検出点が水中であるか気中であるかを検知する。</p>	<p>【接触】</p> <p>【連続計測】</p> <p>ビットあるいはタンク内に先端を開放した電極棒などを投入し、水中と気中の静電容量の差を測定することにより、水位として計測する。</p>	<p>【接触】</p> <p>【連続計測】</p> <p>ビットあるいはタンク下端側面から配管を別の場所に引出し、連通管を設ける。連通管をカメラなどを介して目視することにより、水位を確認する。</p>	<p>【接触】</p> <p>【連続計測】</p> <p>水中にディスプレイサを固定設置し、水位変化に伴うディスプレイサの浮力の変化を移動量または力として取り出し、水位として計測する。</p>	<p>【接触】</p> <p>【連続計測】</p> <p>ワイヤーにマイクロ波を伝搬させ、比誘電率の高い水面で反射した波の到達時間差を測定することにより、水位として計測する。</p>
構造概要	<p>中央制御室へ</p> <p>ケーブル</p> <p>電極 ON-OFF</p> <p>ラック</p>	<p>中央制御室へ</p> <p>静電容量計測器</p> <p>ラック</p> <p>2本の線間の静電容量の変化を計測</p>	<p>中央制御室へ</p> <p>カメラ</p> <p>ガラスケース</p> <p>ラック</p>	<p>中央制御室へ</p> <p>浮力検知(移動量または力) 伝送器</p> <p>ディスプレイサ</p> <p>ラック</p>	<p>中央制御室へ</p> <p>ワイヤー</p> <p>マイクロ波発信器</p> <p>ラック</p>

9. 泊3号炉 使用済燃料ピット水位低下時の対応フロー

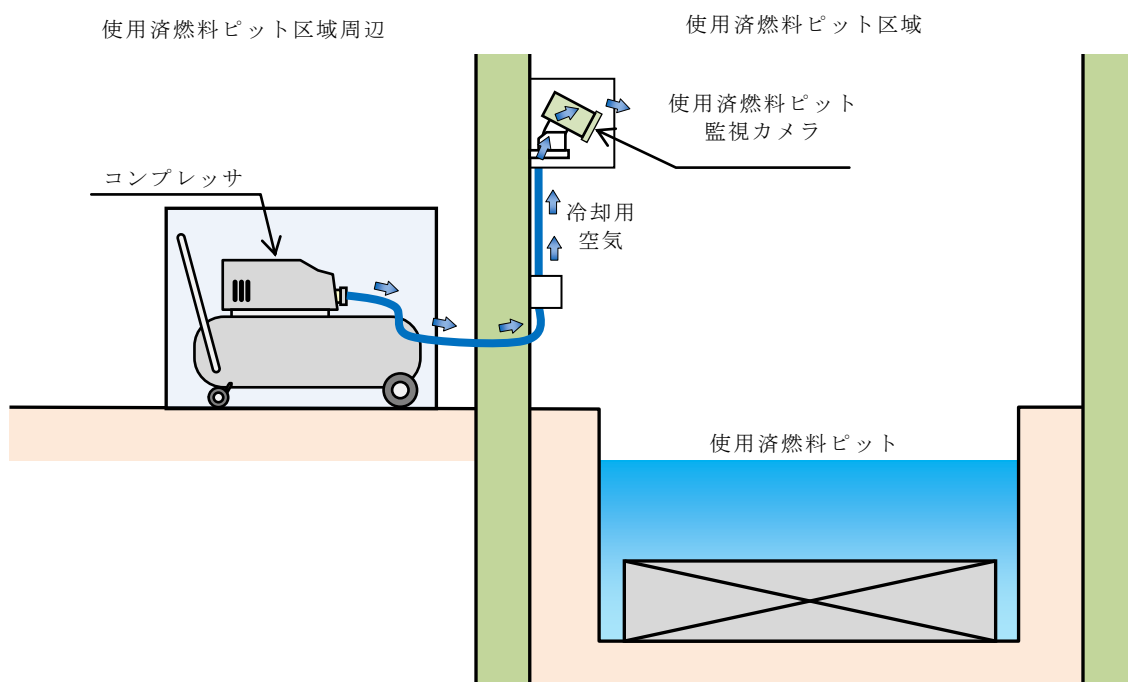


各計器監視機能

計器名称		①	②	③	④
水位	使用済燃料ピット水位	■			
	使用済燃料ピット水位 (AM用)	■			
	使用済燃料ピット可搬型水位計		■		
温度	使用済燃料ピット温度	■			
	使用済燃料ピット温度 (AM用)	■			
	使用済燃料ピット監視カメラ	■			
線量当量率	使用済燃料ピットエリアモニタ	■			
	使用済燃料ピット可搬型エリアモニタ		■		

10. 使用済燃料ピット監視計器機能維持対策（蒸気雰囲気下）

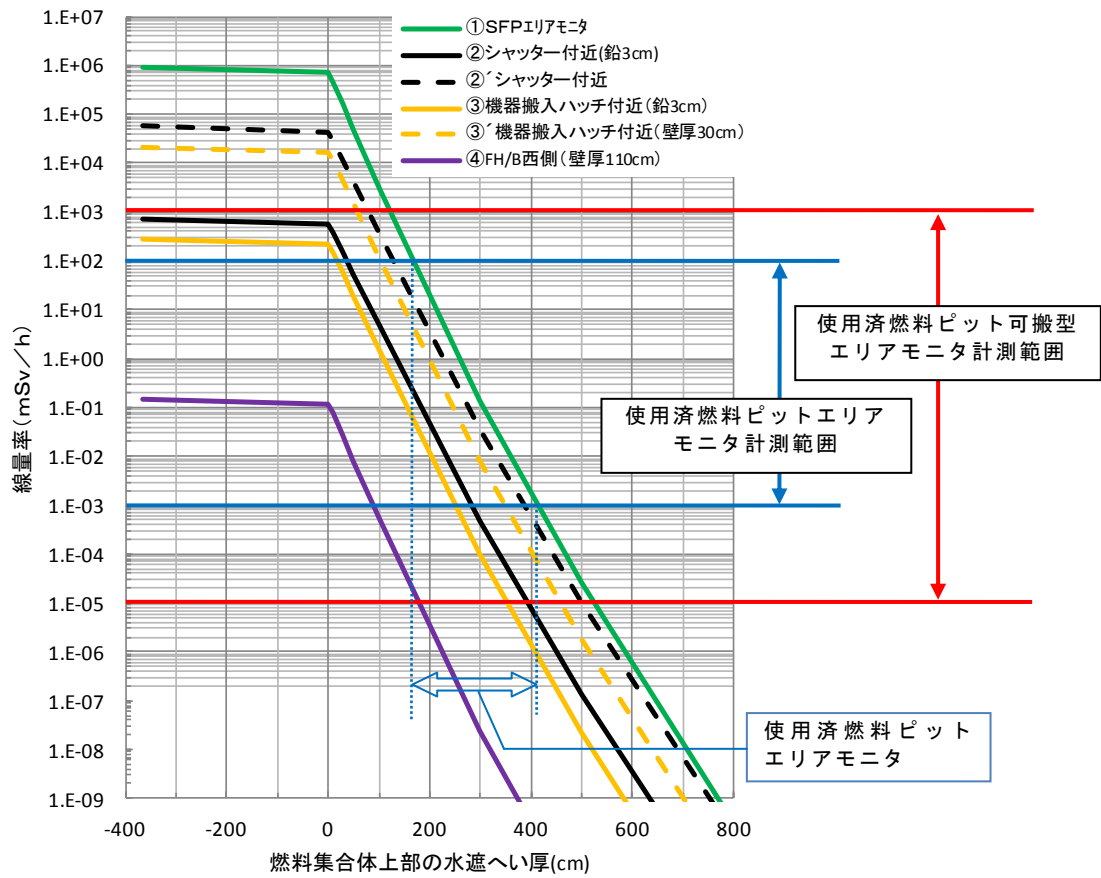
使用済燃料ピットにおいて、重大事故等が発生した場合、使用済燃料監視設備は多様性を持たせており、対策に必要な情報を把握できると考えているが、使用済燃料ピット監視カメラについては、蒸気雰囲気下でも機能維持ができるよう以下の対策を実施する。



S F P 監視計器の耐環境性向上（耐熱，耐湿度）

1 1. 使用済燃料ピット可搬型エリアモニタによる監視について

使用済燃料ピット可搬型エリアモニタは、あらかじめ設定している設置場所での線量率の相関（減衰率）関係を評価し把握しておくことにより、使用済燃料ピット区域の空間線量率を推定する。

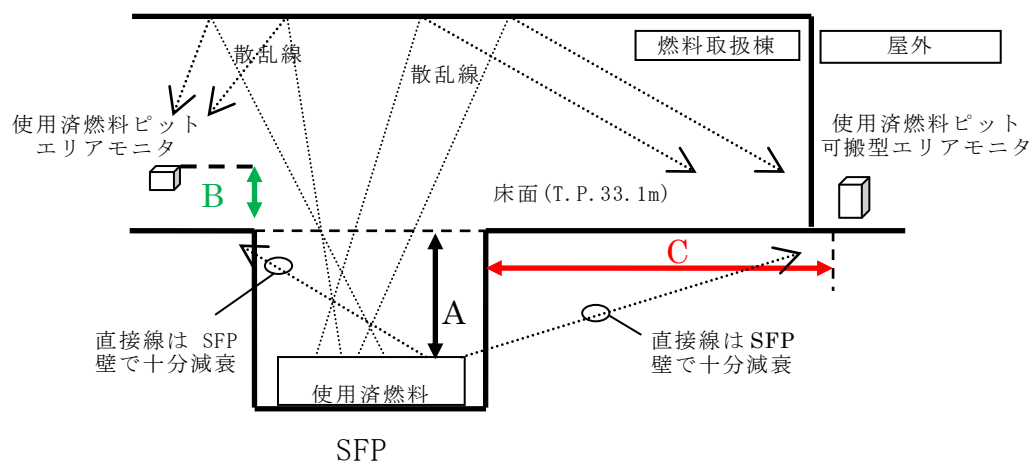


1 2. S F P 監視設備の線量評価手法等について

(1) 評価手法

S F P 監視設備である使用済燃料ピットエリアモニタ及び使用済燃料ピット可搬型エリアモニタの位置関係は、第 18 図に示すとおり、使用済燃料から非直視の位置関係にある。このため、使用済燃料からの直接線は S F P 壁で十分に減衰するため、S F P 鉛直方向からの散乱線による S F P 監視設備位置の線量率を評価する。

評価モデルとしては、第 19 図のとおり、S F P に貯蔵された使用済燃料を体積線源と見なし、床面 (T.P. 33.1m) における S F P から S F P 監視設備設置位置までの距離を S F P 鉛直方向の距離として距離減衰を考慮して線量率を計算し、この計算結果に散乱の減衰率を乗じて S F P 監視設備位置の線量率を評価する。

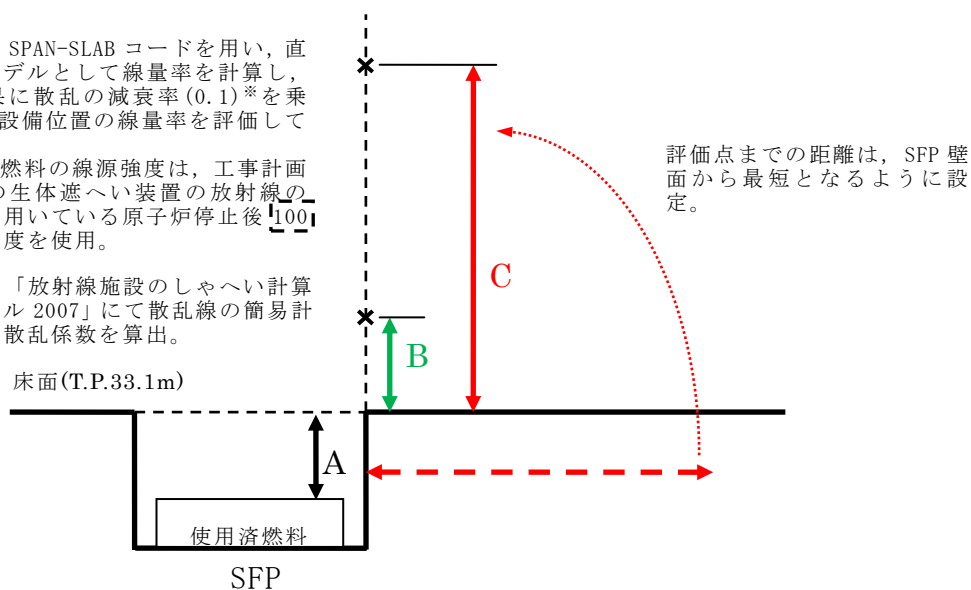


第 18 図 S F P 監視設備と使用済燃料の位置関係イメージ

線量率計算は SPAN-SLAB コードを用い、直接線と同じモデルとして線量率を計算し、この計算結果に散乱の減衰率 (0.1)* を乗じて S F P 監視設備位置の線量率を評価している。

なお、使用済燃料の線源強度は、工事計画認可申請書の生体遮へい装置の放射線の遮へい計算に用いている原子炉停止後 100 時間の線源強度を使用。

* 減衰率は「放射線施設のしゃへい計算実務マニュアル 2007」にて散乱線の簡易計算手法により散乱係数を算出。



第 19 図 線量率評価モデル

(2) S F P貯蔵中の使用済燃料の頂部が露出してから線量率の傾向について

S F Pに貯蔵中の使用済燃料が冠水している場合は、第20図のとおり、S F Pの水位低下（水遮へい厚の減少）に伴って線量率が大きく上昇する。また、使用済燃料の頂部が露出してから、S F P水位が更に低下しても燃料集合体の自己遮へいの効果により線量率の大きな上昇はない。

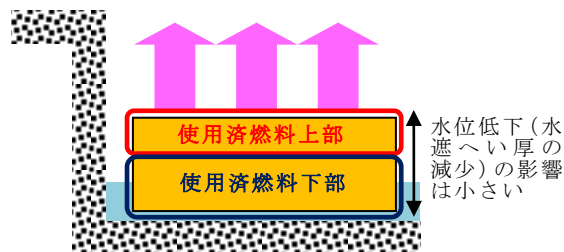
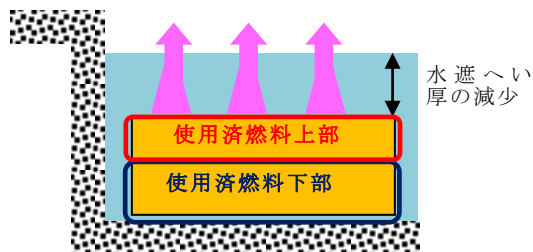
評価では、使用済燃料を体積線源と見なした計算モデルとしているが、実際はS F Pの水位が低下して燃料頂部が露出すると、燃料下部から燃料集合体間の隙間及最外周に配列された燃料とS F P壁の隙間を通過して天井方向へ抜けるガンマ線の影響が考えられる。燃料間の隙間及び最外周に配列された燃料とS F P壁の隙間を抜けて天井方向へ抜けるガンマ線については、天井にて散乱し可搬型エリアモニタ等へ到達すると考えられるが、線量率への寄与としては、評価上最短距離（燃料～オペフロ+オペフロ～評価点までの水平距離）を使用していること及び保守的な散乱係数を設定していること（天井方向への散乱の入射角が鋭角になるため散乱係数は0.1より十分小さくなる）により、評価上の保守性に十分包含されている。

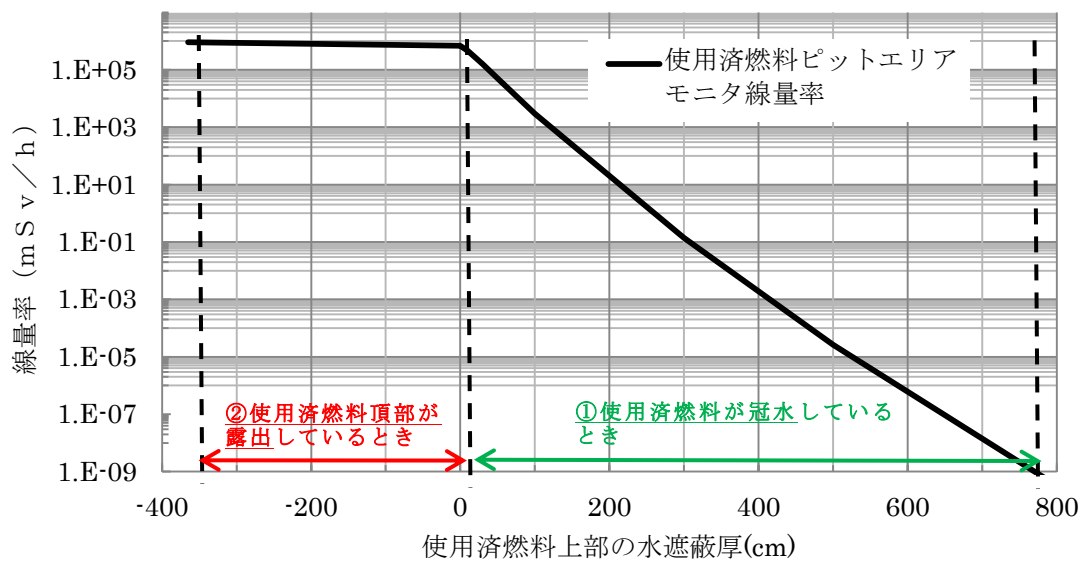
【①使用済燃料が冠水しているとき】

S F P水位が低下すると使用済燃料の鉛直方向の水遮へい厚が減少するため、線量率が大きく上昇する。

【②使用済燃料頂部が露出しているとき】

使用済燃料頂部が露出しても、使用済燃料下部からの放射線は使用済燃料上部により遮へい（自己遮へい）され、使用済燃料上部の線量率の寄与が支配的となる。水位低下による使用済燃料の自己遮へい効果（「燃料集合体構造材+水」の合算密度→「燃料集合体構造材のみ」の密度）の低下は小さいため、線量率の大きな上昇はない。





第 20 図 貯蔵中の使用済燃料からの線量分布

5. 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価

目 次

	頁
1. はじめに	1
2. 評価温度及び圧力の設定	1
3. 健全性評価	1
(1) 評価対象	1
(2) 機能喪失要因	3
(3) 評価方法	4
図1 評価方法による評価対象機器の分類	6
表1 評価対象機器の分類及び評価内容	7
(4) 評価結果の概要	8
a. 原子炉格納容器本体	8
b. 機器搬入口	10
c. エアロック	14
d. 配管貫通部	18
e. 電線貫通部	24
f. 原子炉格納容器隔離弁	25
4. 結論	27
図2 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図	28
表2 評価結果まとめ	32

1. はじめに

泊発電所 3 号炉の重大事故等対策の有効性評価において、原子炉格納容器の評価温度及び圧力をそれぞれ 200℃、2Pd (0.566MPa、Pd：設計圧力 (0.283MPa)) としていることから、以下にその根拠と妥当性を示す。

2. 評価温度・圧力の設定

原子炉格納容器の評価温度及び圧力については、重大事故時において、原子炉格納容器の機能である放射性物質の閉じ込め機能を確保できるものとする。

泊発電所 3 号炉の重大事故等対策の有効性評価における原子炉格納容器雰囲気温度の最高値は約 141℃、原子炉格納容器圧力の最高値は約 0.360MPa であり、その後圧力、温度は緩やかに低下する。

以上のことから、原子炉格納容器の放射性物質の閉じ込め機能を確保する評価温度及び圧力を 200℃、2Pd として設定する。

(泊発電所 3 号炉 原子炉格納容器 最高使用温度：132℃
最高使用圧力：0.283MPa)

3. 健全性確認

(1) 評価対象

放射性物質の閉じ込め機能を確保するためには、200℃、2Pd の環境下で原子炉格納容器本体及び開口部等の構造健全性を確認する必要がある。

さらに、福島第一原子力発電所事故において、格納容器からの漏洩要因の一つとして指摘されている原子炉格納容器に設置され

るフランジ部等のシール部についても、200℃、2Pd の環境下での機能維持を確認する必要がある。

このことから原子炉格納容器本体の他に、200℃、2Pd の環境下で原子炉格納容器の変位荷重等の影響により、構造上、リークパスになる可能性がある開口部及び貫通部の構成品、また、ガスケットの劣化及びシート部の変形に伴いリークパスになる可能性があるシール部が評価対象となり、以下の原子炉格納容器バウンダリ構成部を評価する。

- a. 原子炉格納容器本体
- b. 機器搬入口
- c. エアロック
- d. 配管貫通部
 - (a) 固定式配管貫通部
 - ・ 貫通配管
 - ・ スリーブ
 - ・ 端板
 - ・ 閉止フランジ
 - ・ 閉止板
 - (b) 伸縮式配管貫通部
 - ・ 貫通配管
 - ・ スリーブ
 - ・ 端板
 - ・ 伸縮継手
 - ・ 短管
- e. 電線貫通部

- ・ モジュール
- ・ 本体、端板

f. 原子炉格納容器隔離弁

(2) 機能喪失要因

原子炉格納容器バウンダリを構成する各設備の重大事故時における放射性物質の閉じ込め機能喪失の要因（以下、「機能喪失要因」という。）として、原子炉格納容器内の温度、内圧条件や原子炉格納容器本体の変形に伴い、以下に示す要因が想定される。

a. 原子炉格納容器本体

延性破壊

b. 機器搬入口

延性破壊、座屈（構造部）、変形、高温劣化（シール部）

c. エアロック

延性破壊（構造部）、変形、高温劣化（シール部）

d. 配管貫通部

(a) 固定式配管貫通部

- ・ 貫通配管

延性破壊

- ・ スリーブ

延性破壊

- ・ 端板

延性破壊

- ・ 閉止フランジ

延性破壊（フランジ）、シール能力不足（ガスケット）

- ・ 閉止板

延性破壊

(b) 伸縮式配管貫通部

- ・ 貫通配管

延性破壊

- ・ スリーブ

延性破壊

- ・ 端板

延性破壊

- ・ 伸縮継手

疲労破壊

- ・ 短管

圧壊

e. 電線貫通部

付着力低下（エポキシ樹脂）、変形（Oリング）、
延性破壊（構造部）

f. 原子炉格納容器隔離弁

変形（弁箱、弁体、ゴム系シール材）

(3) 評価方法

構造健全性及びシール部の機能維持について、各設備に対し放射性物質の閉じ込め機能を確保できる判断基準を設定し、以下のいずれかの方法により評価し、200℃、2Pd の環境下での健全性及び機能維持を確認する。

- a. 電力会社等による共同研究（以下「電共研」という。）での試験結果による評価
- b. 設計・建設規格又は既工事計画認可申請書等に準拠した評価
- c. 設計・建設規格の準用等による評価

評価方法による評価対象機器の分類は図 1 及び表 1 参照。

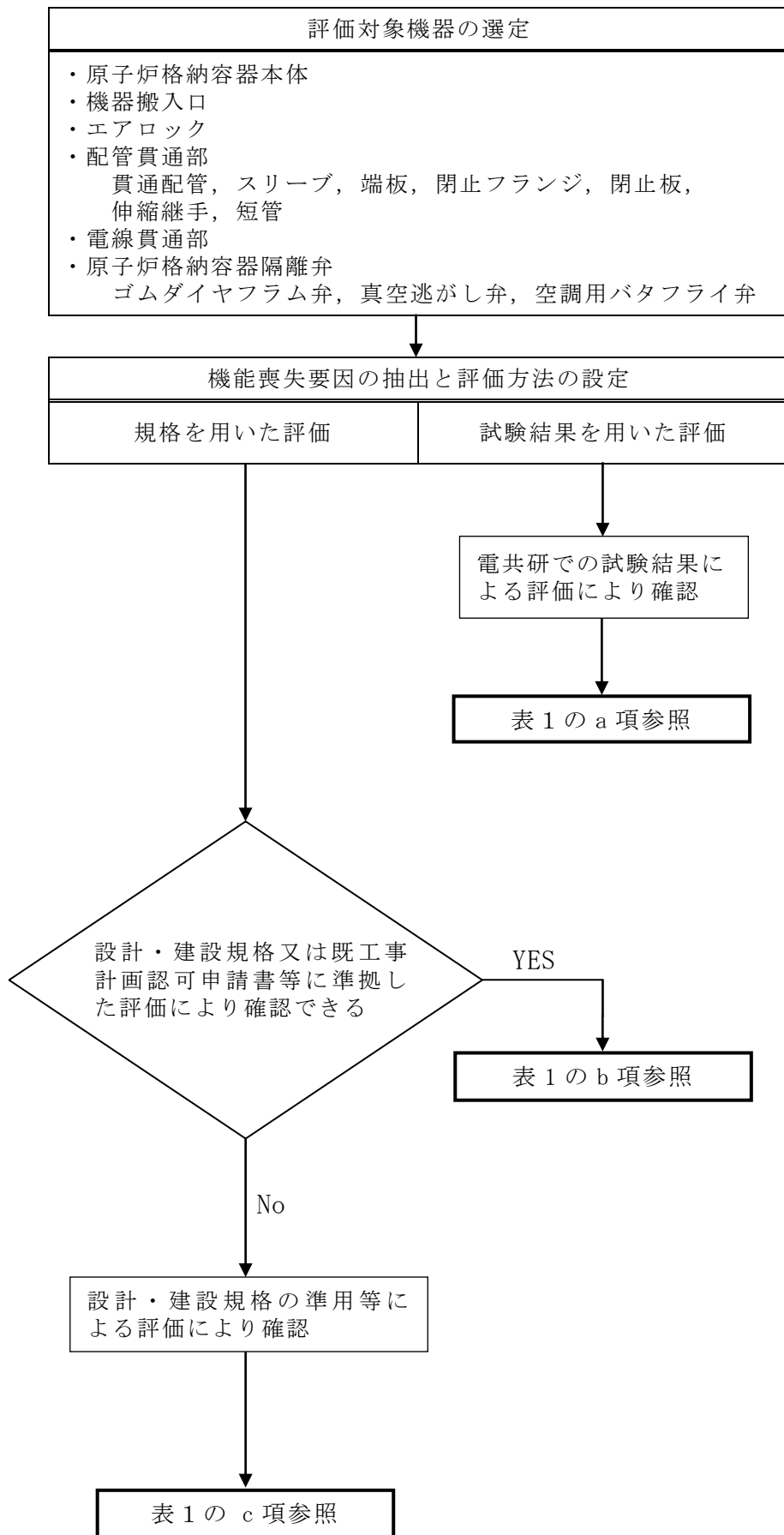


図 1 評価方法による評価対象機器の分類

表 1 評価対象機器の分類及び評価内容

評価に用いた手法	評価対象機器	想定される機能喪失要因	評価方法の概要	判定基準
a 電共研での試験結果による評価	機器搬入口(シールド部)	変形, 高温劣化	シールド部の隙間評価結果及びガスケットについて試験結果に基づき評価を実施	漏えいなし
	エアロッキング(シールド部)	変形, 高温劣化	シールド部の隙間評価結果に基づき評価を実施	漏えいなし
	電線貫通部(モジュール部)	・エポキシ樹脂付着力低下 ・オリング変形	実機を模擬した検証試験により評価	漏えいなし
	コールド・イアラム弁(シールド部)	変形	EPゴムの材料加速試験結果に基づいて健全性を確認。また、空調用バグワットの蒸気漏洩試験により確認	漏えいなし
	真空逃がし弁(シールド部)	変形	EPゴムの材料加速試験結果に基づいて健全性を確認。また、空調用バグワットの蒸気漏洩試験により確認	漏えいなし
	空調用バグワット弁	変形	蒸気漏洩試験により評価	漏えいなし
	貫通配管	延性破壊	代表配管について、原子炉格納容器変位に伴う曲げ荷重の作用による強度評価を、設計・建設規格 PPC-3530 または PPB-3531、PPB-3536 に準拠し、既工事計画認可申請書で実績のある手法で評価を実施。	PPC-3530、PPB-3531、PPB-3536 の許容値を満足する。
	端板	延性破壊	代表配管からの荷重及び原子炉格納容器内圧が作用した際の応力評価について、既工事計画認可申請書で実績のある評価式を用いて応力を算定	PVB-3112 の許容値(3S)を満足する
	閉止板	延性破壊	既工事計画認可申請書で実績のある設計・建設規格の PVE-3410 に準拠し、200℃、2Pd に対する必要板厚を算定	設計上の厚さが必要板厚を上回る
	伸縮継手	疲労破壊	原子炉格納容器内圧及び原子炉格納容器変位による強制変位が作用した際の疲労累積係数の評価を、既工事計画認可申請書で実績のある設計・建設規格 PVE-3800 に準拠して実施	疲労累積係数 1 以下となる
b 設計・建設規格又は既工事計画認可申請書等に準拠した評価	短管	圧壊	短管に外圧が作用した際、必要な板厚を既工事計画認可申請書で実績のある設計・建設規格 PVE-3230 に準拠して、必要板厚を算定	設計上の厚さが必要板厚を上回る
	電線貫通部(本体、端板)	延性破壊	①本体、端板について、設計・建設規格 PVE-3230、3410 に準拠し、必要板厚を算定 ②端板のリガメント部に発生する応力について、既工事計画認可申請書評価結果を用いて 200℃、2Pd に対する発生応力・許容応力の換算評価を実施	①設計上の厚さが必要板厚を上回る ②発生応力が 3S を満足する
	コールド・イアラム弁	変形	コールド・イアラム弁の強度評価を、設計・建設規格に規定されている許容圧力をもとに評価実施	2Pd が 200℃における許容圧力以下
	真空逃がし弁	変形	①耐圧機能は設計・建設規格に規定されている許容圧力により評価 ②隔離機能については、既工事計画認可申請書で評価実績のある設計・建設規格に準拠した手法で評価実施	①耐圧機能：2Pd が 200℃における許容圧力以下 ②隔離機能：弁体の発生応力が、1.5 S 以下
	原子炉格納容器	延性破壊	①原子炉格納容器の一般部について、設計・建設規格の評価式に準拠し、判断基準を 200℃における 2/3Su が発生するときの許容圧力を算定(簡易手法) ②原子炉格納容器の局部について、代表フラットの有限要素法による応力評価結果及び泊発電所 3 号炉への適用性を確認する。	①許容圧力は 2Pd を上回る。 ②代表フラットにおける評価結果より許容圧力は 2Pd を上回る。
	機器搬入口	①座屈(蓋) ②延性破壊(フランジ・ボルト)	①胴の許容圧力評価は原子炉格納容器本体の評価結果に包絡されるため、蓋板の座屈について機械工学便覧評価式に基づき許容座屈圧力を算定。 ②フランジ及びボルトについて、機器搬入口の基本形状及び原子炉格納容器への取付状態が同様であり、原子炉格納容器内圧力による変形モードも同傾向であるため、評価結果に相関性があると考えられる代表フラットの結果を使用し、フラット固有条件の差異を考慮し換算評価を実施し、300℃における設計引張強さ(Su)以下であることを確認	①蓋板において許容座屈圧力が 2Pd を上回る。 ②フランジ及びボルトに発生する応力が Su 以下。
	エアロク	延性破壊	既工事計画認可申請書の評価結果のうち最も厳しい隔壁の耐圧性能について、応力は圧力に比例することから、当該評価結果を使用して許容応力値が発生する時の圧力を算定。	隔壁の 2/3Su×α(形状係数)相当の応力が発生する時の圧力が 2Pd を上回る
	スリーフ	延性破壊	原子炉格納容器内圧及び配管からの荷重による応力(一次一般膜応力、一次+二次応力)を既工事計画認可申請書で評価実績のある方法で応力を算定し、許容値は設計・建設規格に準拠し、200℃における 2/3Su、α×2/3Su 以下であることを示す	発生応力が 200℃における左記許容値を満足する。
	閉止フランジ	①延性破壊 ②シールド能力不足による漏えい	①レーティング設計の耐圧能力を確認 ②シールドするために必要な締付圧力により必要圧縮量を評価を実施 ガスケットに対する放射線の影響及び熱劣化の評価を実施	①レーティング設計の耐圧能力が 2Pd を上回る ②管理圧縮量が必要圧縮量を上回る 材質の耐放射線性能、耐熱性能が重大事故時の格納容器内の条件を満足している

(4) 評価結果の概要

a. 原子炉格納容器本体

原子炉格納容器本体の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が原子炉格納容器本体に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。

従って、原子炉格納容器本体の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

ここで、設計・建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである。（設計・建設規格 解説 GNR-2200）

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する原子炉格納容器本体の評価温度及び評価圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 $P_L + P_b$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、原子炉格納容器本体に発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 $P_L + P_b$ が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考える。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示さ

れるように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（一次冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su (=Su)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

さらに、構造不連続部には二次応力が発生することから、一次応力と合わせて一次＋二次応力の評価を保守的に実施し、許容値を設計引張強さ (Su) とする。なお、二次応力は、応力増加に伴い局所的な塑性流れが生じ応力分布が均等化され破損を起こすことは考えられないが、今回の評価では、一次＋二次応力の許容値を設計引張強さ (Su) とする。

原子炉格納容器本体の一般部（設計・建設規格 PVE-3010 で規定されている部位）の評価として、設計・建設規格の PVE-3230 (2) a 項及び PVE-3323 (1) 項を準用し、許容引張応力に供用状態 D における一次一般膜応力の許容値である 200°C の $2/3Su$ を与えることで許容圧力を算出（一次一般膜応力評価：簡易手法）する。

この簡易手法による評価では、泊発電所 3 号炉の原子炉格納容器本体の一般部の許容圧力は $2Pd$ 以上（半球部及び円筒部ともに約 $2.2Pd$ ）であった。

一方、旧原子力発電技術機構（NUPEC）重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成2年度～平成14年度）において、判断基準を200℃の設計引張強さ（Su）として代表プラントの原子炉格納容器を対象に有限要素法による応力評価（一次＋二次応力評価）が実施されており、これに基づき泊発電所3号炉での原子炉格納容器の局部（設計・建設規格PVE-3010で規定されていない部位）の許容圧力を確認する。

この有限要素法による評価では、代表プラントの原子炉格納容器本体の局部評価点として、弾性材下端点、リングガード部、半球部と円筒部の接続部及び大開口廻りが抽出されるが、大開口廻り（機器搬入口及びその周辺並びにエアロック周辺）の塑性ひずみが大きいため大開口廻りを選定した。大開口廻りに関して、設計引張強さ（Su）に到達する圧力を評価した結果、いずれも2Pd以上あり、最も早く到達するのは機器搬入口周辺で約3.1Pdであった。

以上のことから、泊発電所3号炉の原子炉格納容器本体は200℃、2Pdの環境下において構造健全性は維持され、放射性物質の閉じ込め機能は確保される。

b. 機器搬入口

機器搬入口は、フランジ付の胴板が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定され、この胴板のフランジに蓋フランジをボルト固定しており、フランジ間のシールにはシリコンゴムのガスケットを使用している。

機器搬入口の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件で

ある 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

機器搬入口は原子炉格納容器の貫通口の中でも内径が大きいことから、原子炉格納容器膨張による胴の歪による強制変位が顕著に作用する。この変位及び原子炉格納容器内圧によりフランジ部に応力が発生し、過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

また、球殻形状である蓋は、蓋の板厚に対し球殻の半径が大きく、高温状態で原子炉格納容器内圧を受けるため、座屈が考えられる。

このため、下記のとおり 200℃・2Pd の環境下での健全性を確認した。

(a) 本体

機器搬入口の胴において、一次一般膜応力は原子炉格納容器本体円筒部と比べ、板厚が大きく、内径が小さいので発生応力も十分小さい。また、重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの原子炉格納容器を対象に有限要素法による応力評価（一次+二応力評価）を実施し、判断基準を 200℃の設計引張強さ（Su）として許容圧力を評価している。この評価には機器搬入口の胴及び取り付け部も含めてモデル化されているが、機器搬入口の内径が代表プラントと比較し 7%程度大きくなるが、機器搬入口の取付部は、代表プラントと同様に

十分に補強されているとともに格納容器半球部と比較し評価圧力に対して十分裕度があるものであり、その評価結果に包絡されると考える。

一方、蓋板の座屈の評価は、原子炉格納容器内圧が作用する（蓋が閉じられる方向）ものとして一般的な蓋（球殻）の許容座屈圧力算出式を使用して、許容応力が $2Pd$ を上回ることを確認した。

(b) シール機能

・ フランジ部

機器搬入口は原子炉格納容器の貫通口の中でも内径が大きいことから、原子炉格納容器内圧により発生する原子炉格納容器胴の歪に伴う強制変位が顕著に作用する。このため、リーク性能に影響を及ぼすフランジの開口量を含むフランジの一般部及び局部の応力について、機器搬入口の基本形状及び原子炉格納容器への取付状態は同じであり原子炉格納容器内圧力による変形モードも同傾向である代表プラントの有限要素法による一般部及び局部の解析評価結果（一次＋二次応力評価）を基に換算評価を行い、フランジ及びボルトに発生する応力が設計引張強さ (S_u) 以下であることを確認した。

ここで、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 S_u 値検討会で設定された設計引張強さ (S_u) に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する 200℃、2Pd の環境下での機器搬入口の構造健全性を確認するものであるため、上記割下げ率を 1.0 とした評価を行う。すなわち、機器搬入口に発生する応力が、設計引張強さ（ S_u ）以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考える。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説図 PVB-3111-5 に示すように、供用状態 D の $PL + Pb$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（一次冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり（設計・建設規格 解説 PVB-3111）、機器搬入口の温度及び圧力の状態は、供用状態 D をはるかに超えた事象であり、許容圧力を算出する際に $PL + Pb$ の許容値として設計引張強さ（但し、200℃における設計引張強さ）を適用することは妥当である。

さらに、構造不連続部には二次応力が発生することから、一次応力と合わせて一次＋二次応力の評価を保守的に実施し、許容値を設計引張強さ（ S_u ）とする。なお、二次応力は、応力増加に伴い局所的な塑性流れが生じ応力分布が均等化され破損を起こすことは考えられないが、今回の評価では、全ての応力の許容値を設計引張強さ（ S_u ）とする。

また、蓋の球殻部に原子炉格納容器内圧が外圧として作

用することによりフランジ面間に発生する最大隙間が、機器搬入口のガスケットの取付状態が同じである代表プラントの試験結果で漏えいが無いとされる隙間以下であることを確認した。

- ・ シール材

シール材(ガスケット)は、機器搬入口のガスケットの取付状態が同じである代表プラントの試験結果から 200℃・2Pd での健全性を確認した。

c. エアロック

エアロックは、円筒胴が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定されており、円筒胴の両端に平板（隔壁）を溶接し、人が出入りできる開口部を設けている。この開口部に枠板（隔壁）を溶接し、枠板の前面を開閉扉で塞ぐ構造である。枠板の前面と扉間のシールにはシリコンゴムのガスケットを使用している。また、隔壁には扉開閉ハンドル軸等が貫通しており、貫通部にシール材を使用している。

エアロックの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、有意な圧縮力がエアロックに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができ、高温状態で原子炉格納容器内圧を受けるため、過度な塑性変形に伴う延性破壊が機能喪失要因として想定される。そのため、エアロック本体の塑性変形に伴う延性破壊、また、扉の変形及びシール材の高温劣化によるシー

ル機能の低下が考えられる。

このため、下記のとおり $200^{\circ}\text{C}\cdot 2\text{Pd}$ の環境下での健全性を確認した。

(a) 本体

重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鋼製格納容器を対象に有限要素法による応力評価（一次＋二次応力評価）を実施し、判定基準を 200°C の設計引張強さ（ S_u ）として許容圧力を評価している。この評価にはエアロックの胴及び取付部も含めてモデル化されており、代表プラントとエアロックの基本構造は同様で、エアロックの胴及び取付部は、格納容器半球部と比較し十分裕度があるものであり、その評価結果に包絡される。

また、その他の局所的な部位について、既工事計画認可申請書添付資料「エアロックの応力解析書」において隔壁部が最も応力が厳しいことから、隔壁部を評価した。今回の評価は、発生応力が内圧に比例するため既工事計画認可申請書結果の応力値（一次応力評価）から 200°C の設計引張強さ（ S_u ）が発生する時の圧力を算出し、 2Pd を上回ることを確認した。なお、原子炉格納容器との取り合い部から隔壁までは距離があり、原子炉格納容器胴の歪に伴う強制変位の影響（二次応力）は軽微であると考えられるため、一次応力評価を実施する。

ここで、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 S_u 値検討会で設定された設計引張強さ（ S_u ）

に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する 200℃、2Pd の環境下でのエアロックの構造健全性を確認するものであるため、上記割下げ率を 1.0 とした評価を行う。すなわち、エアロックに発生する応力が、設計引張強さ（Su）以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考える。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説図 PVB-3111-5 に示すように、供用状態 D の PL+Pb（一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（一次冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり（設計・建設規格 解説 PVB-3111）、エアロックの温度及び圧力の状態は、供用状態 D をはるかに超えた事象であり、許容圧力を算出する際に PL+Pb の許容値として設計引張強さ（但し、200℃における設計引張強さ）を適用することは妥当であり、許容値を設計引張強さ（Su）とする。

ただし、今回の評価部位である隔壁については、設計・建設規格 表 PVB-3110-1 に規定される形状係数 α （= 1.395）を考慮して許容値（ $\alpha \times 2/3Su$ ）を設定する。

(b) シール機能

・ シール材

扉のシリコンガスケット以外にエアロックの隔壁貫通部に使用しているシール材には以下がある。

- ① ハンドル軸貫通部 Oリング・・・ シリコンゴム
- ② 圧力計元弁 Oリング・・・・・・ EP ゴム
- ③ 均圧弁・同配管ガスケット・・・ ふっ素ゴム・シリコンゴム
- ④ 電線貫通部パッキン・・・・・・ EP ゴム

これらのシール材について、単体劣化試験でシリコン同等又はそれ以上の耐環境特性を有していることが確認されていることから扉ガスケット（シリコンゴム）についてエアロックと材質とシール方式が同一の機器搬入口のガスケットの試験結果から 200℃・2Pd での健全性を確認した。

・ 扉

エアロック扉閉止時は、扉は原子炉格納容器内圧により押付けられるているため開くことはなく、隔壁側の 2 重のガスケットに扉側の突起部を押付けてシールしている状態である。しかしながら、原子炉格納容器内圧による扉の変形によりシール部に隙間が発生する。このためシール部に発生する最大隙間がエアロックと材質・シール方式が同一の機器搬入口のガスケットの試験結果で漏えいが無いとされる隙間以下であることを確認した。

d. 配管貫通部

(a) 固定式配管貫通部

・貫通配管

貫通配管に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が貫通配管に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。一方、200℃、2Pd の環境下では原子炉格納容器は大きく変形することから、貫通配管には原子炉格納容器の変位による曲げ荷重が作用する。よって、貫通配管の機能喪失要因は、過度な曲げ荷重に伴う延性破壊が想定される。ここで、貫通配管に加えられる曲げ荷重は二次応力に分類されることから、自重等の一次応力と併せて、一次+二次応力が制限値を満足することを確認する。

このため、配管に発生する応力が大きい貫通部を代表として選定し、当該配管について 3次元梁モデルを用いた弾性解析を実施し、設計・建設規格 PPC-3530 に規定される一次+二次応力の制限値を満足することを確認した。

また、PPC-3530 の評価を満足しない場合は、PPC-1210 の PPC 規定に従う代わりに PPB 規定に従ってもよいという規定に基づき、PPB-3531 に規定される一次+二次応力の制限値(3Sm)を満足すること、又は PPB-3536 に規定される簡易弾塑性解析が適合条件を満足することを確認し、配管の損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能があることを確

認した。

なお、前述の一次＋二次応力の制限値は既工認でも採用されているものである。

・スリーブ

スリーブ本体及び取付部（以下、スリーブ）の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が配管貫通部スリーブに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。

従って、スリーブの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

ここで、設計・建設規格解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである。（設計・建設規格 解説 GNR-2200）

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するスリーブの評価温度及び評価圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 $P_L + P_b$ （一次局部膜応力強さ）

+一次曲げ応力強さ)には1.0とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求(放射性物質の閉じ込め機能)を確保できると考える。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定(一次冷却材喪失事故を想定)に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su (=Su)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率1.5を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は1.0としている。

さらに、構造不連続部には二次応力が発生することから、一次応力と合わせて一次+二次応力の評価を保守的に実施し、許容値を設計引張強さ(Su)とする。なお、二次応力は、応力増加に伴い局所的な塑性流れが生じ応力分布が均等化され破損を起こすことは考えられないが、今回の評価では、一次+二次応力の許容値を設計引張強さ(Su)とする。なお、上記はスリーブ取付部に関するものであり、スリーブ本体については、設計・建設規格 表 PVB-3110-1 に規定される形状係数 $\alpha (=1.3)$ を考慮して一次+二次

応力評価の許容値を設定する。

その結果、スリーブに生じる応力が大きい貫通部を代表として選定し、200℃、2Pd の環境下において、原子炉格納容器内圧及び配管荷重によってスリーブに生じる一次＋二次応力強さが、200℃における設計引張強さ（Su）以下になることを確認した。また、一次一般膜応力強さは、供用状態 D における一次一般膜応力の許容値である $2/3Su$ 以下であることも確認した。

以上から、200℃、2Pd の環境下において、スリーブは、損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能があることを確認した。

・ 端板

今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。一方、200℃、2Pd の環境下では原子炉格納容器が大きく変形することにより貫通配管に原子炉格納容器の変位による曲げ荷重が作用する。端板は配管と固定されていることから配管荷重が作用し曲げ変形を生じさせる。また端板には原子炉格納容器内圧が作用し、それらにより、端板の機能喪失要因は延性破壊が想定される。このため、端板に生じる応力が大きい貫通部を代表として選定した。考慮する応力強さとしては原子炉格納容器が変形することにより生じる曲げ荷重は二次応力に分類されることから、一次＋二次応力が設計・建設規格 PVB-3112 に規定される一

次＋二次応力強さの制限値（3S）を満足することを確認し、端板の損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能があることを確認した。

- ・ 閉止フランジ

今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、閉止フランジに対しては脆性破壊が生じる温度ではないこと、繰返し荷重が作用しないこと、圧縮力が作用しないことから脆性破壊、疲労破壊、座屈破壊は評価対象外と考えることができる。閉止フランジに対して作用する外力としては原子炉格納容器内圧が作用するが、閉止フランジはレーティング設計がなされており、150LB の閉止フランジ、すなわち 1.03MPa の耐圧能力を有していることから、有意な変形は発生しないと考えられる。一方、閉止フランジに用いられているガスケットへの圧力負荷増による漏洩の懸念がある。このため、200℃、2Pd 環境下で、ガスケットがシール能力を発揮するために必要な圧縮量に対し管理圧縮量が問題ないことを確認した。また、ガスケット材への放射線の影響及び耐熱性についても問題ないことを確認した。

- ・ 閉止板

閉止板の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

一方、閉止板には、原子炉格納容器内圧が作用するため、一次応力（曲げ応力）が生じ、端板の機能喪失要因は延性破壊が想定される。

このため、閉止板に発生する応力が大きい貫通部を代表として選定し、当該閉止板の厚さが、200℃、2Pd 環境下において、設計・建設規格 PVE-3410 に規定される計算上必要な厚さを上回ることを確認し、閉止板の損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能があることを確認した。

(b) 伸縮式配管貫通部

・ 貫通配管

原子炉格納容器の変位による荷重が大きい、固定式配管貫通部の評価にて代表される。

・ スリーブ

原子炉格納容器の変位による荷重が大きい、固定式配管貫通部の評価にて代表される。

・ 端板

原子炉格納容器の変位による荷重が大きい、固定式配管貫通部の評価にて代表される。

・ 伸縮継手

200℃、2Pd の環境下では、原子炉格納容器が大きく変形することにより伸縮継手にも変形が生じる。また、伸縮式継手には原子炉格納容器内圧も作用し、それらにより伸

縮式継手の機能喪失要因は疲労破壊が想定される。伸縮式配管貫通部のうち原子炉格納容器本体の変位が最も大きい位置にあり、伸縮継手に発生する一次+二次応力が大きくなると考えられる伸縮継手を代表として選定し評価した。具体的には、一次+二次応力を考慮し、原子炉格納容器内圧及び原子炉格納容器の変位が作用した条件において、設計・建設規格 PVE-3800 に基づき、設計繰返し回数と許容繰返し回数の比である疲労累積係数を求め、通常運転時の疲労累積係数との合計が 1 以下であることを確認した。

・短管

短管に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び圧壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、伸縮式継手部が応力を受け変形することにより繰返し荷重、圧縮力が短管に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。しかしながら、200℃、2Pd の環境下では、短管に対し原子炉格納容器内圧が作用する。この時、短管の機能喪失要因としては外圧が作用することによる圧壊が考えられる。200℃、2Pd 時環境下で外圧作用による一次応力が生じた際、配管貫通部の短管の厚さが、設計・建設規格 PVE-3230 に規定される計算上必要な厚さを上回ることを確認した。

e. 電線貫通部

電線貫通部モジュールのうち、エポキシ樹脂の接着力低下及び

リングの変形に起因するリークの発生において、最もリーク量が多くなると考えられる、動力用でケーブル収納本数の多いモジュールについて試験を実施した。モジュールが温度 292℃、圧力 1.12MPa 到達時に破損（エポキシ樹脂の抜け）し、漏洩が発生した。このことより、200℃、2Pd においてシール性は維持され则认为。

また、電線貫通部のうち本体、端板設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が本体・端板に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。従って、本体・端板の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

本体・端板板厚が 200℃、2Pd の環境下で外圧作用による一次応力が生じた際、設計・建設規格（本体板厚：PVE-3230、端板板厚：PVE-3410）に規定される計算上必要な厚さを上回ることを確認した。さらに端板については、既工事計画認可申請書評価結果を基に換算評価を行い、既工事計画認可申請書評価と同様に PVE-3270 で規定している端板リガメント部に発生する一次＋二次応力を評価する。結果、発生応力は許容引張応力に対して十分小さいことから、健全性に問題ないことを確認した。

f. 原子炉格納容器隔離弁

原子炉格納容器隔離弁のうちゴムダイヤフラム弁、真空逃がし弁及び空調用バタフライ弁について、200℃、2Pdの環境下でのゴム系シール材の損傷（変形）が想定されるため以下のとおり健全性を確認する。また、弁の耐圧部については、機能喪失要因として脆性破壊、疲労破壊、座屈及び変形が考えられるが、200℃、2Pdの環境下では、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が弁本体に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。従って、原子炉格納容器隔離弁のうちゴムダイヤフラム弁、真空逃がし弁及び空調用バタフライ弁の耐圧部の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受けることによる過度な変形（一次応力）が想定されるため、以下の通り健全性を確認する。

(a) ゴムダイヤフラム弁

- ・設計・建設規格（弁の圧力温度基準に基づく評価）に基づき、弁箱の耐圧機能の評価を行い、200℃、2Pdで弁箱の変形はなく耐圧性能を有することを確認した。
- ・隔離機能（気密性保持）は、弁体であるダイヤフラム（EPゴム）の耐環境性が支配的であるため、200℃、2Pdの環境下でのダイヤフラム（EPゴム）への影響をEPゴムの材料加速試験結果より形状・寸法等の著しい変化はないことを確認した。
- ・弁の構造上、ダイヤフラムの劣化による弁箱フランジ部からのリークが考えられるため、原子炉格納容器内側の弁箱フランジ部から配管内部へリークがあると想定した

時の原子炉格納容器外側ダイヤフラム弁の閉じ込め機能を評価した。

(b) 真空逃がし弁

- ・ 設計・建設規格（弁の圧力温度基準に基づく評価）に基づき、弁箱の耐圧機能の評価を行い、200℃、2Pd で弁箱の変形はなく耐圧性能を有することを確認した。
- ・ 隔離機能（気密性保持）に影響する部位である弁体及び弁体シート材（EP ゴム）について、原子炉格納容器内圧により弁体に曲げ荷重が作用するが、設計・建設規格に基づき有意な変形はなく耐圧強度を有することを確認した。弁体シート材は、200℃・2Pd の環境下での影響をEP ゴムの材料加速試験結果より形状・寸法等の著しい変化はないことを確認した。

(c) 空調用バタフライ弁

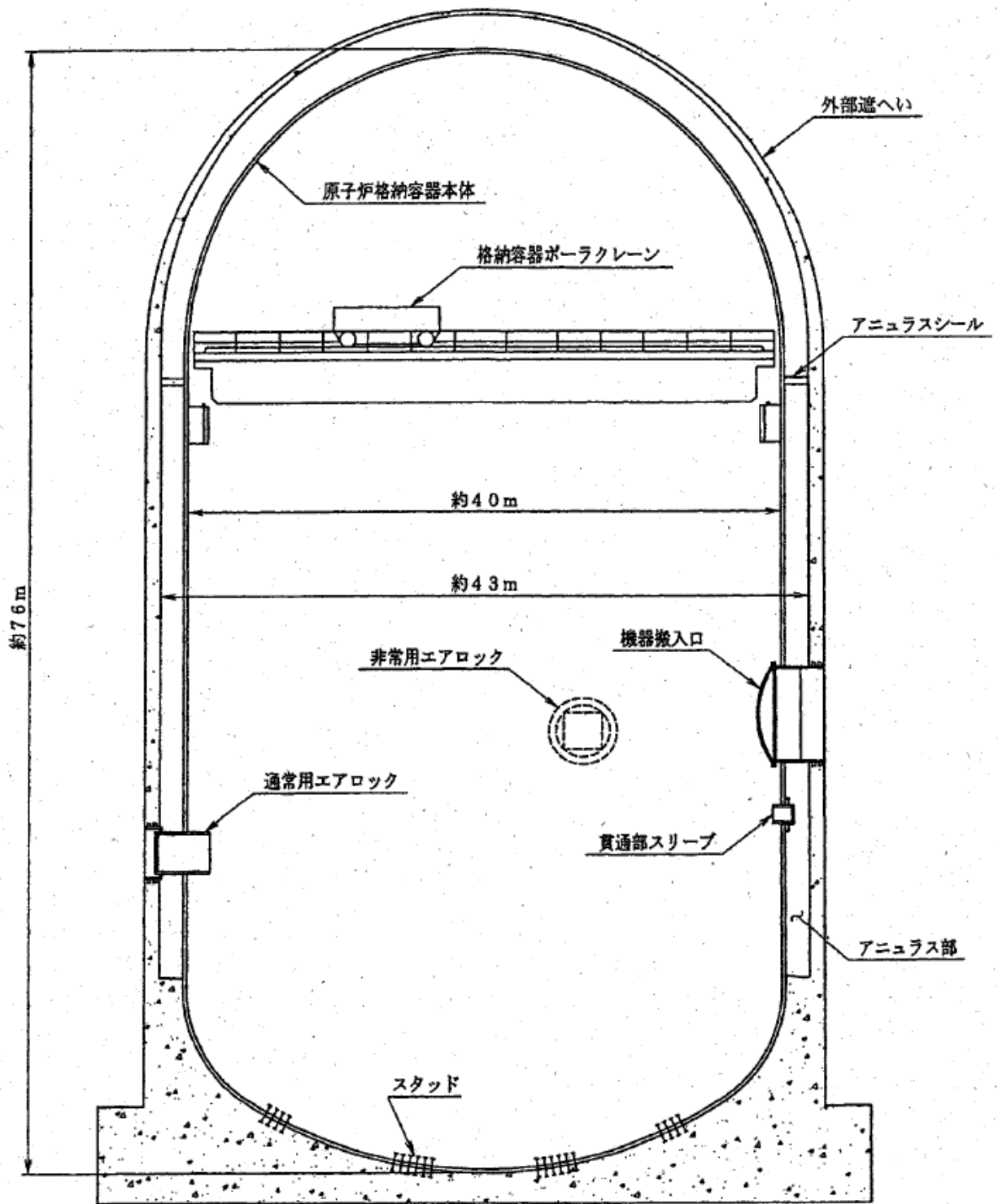
- ・空調用バタフライ弁の供試体（24B）を用いて、蒸気加熱漏洩試験を実施し、高温・高圧条件下での漏洩がないことを確認した。

上記以外の隔離弁については、以下の理由により 200℃、2Pd の環境下で健全性を有している。

- ・弁箱の圧力クラスは各配管ラインの設計圧力に応じて適切なものが選定されており (min. 1.03MPa)、耐圧上問題となることはない。
- ・弁のグランド部及びボンネット部のシールには、黒鉛製のパッキン、ガスケットを有しており、耐熱性上問題となることはない。
- ・弁シート部は全て金属製である。

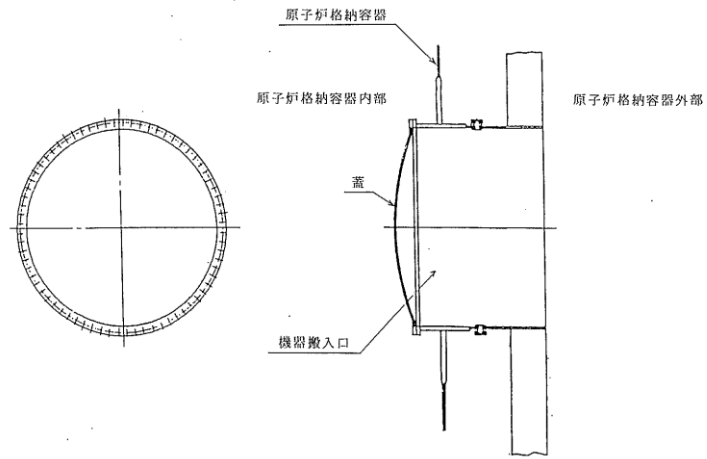
4. 結論

泊発電所 3 号炉原子炉格納容器本体並びに原子炉格納容器に設置されている開口部（機器搬入口、エアロック）、原子炉格納容器貫通部（配管貫通部、電線貫通部）及び原子炉格納容器隔離弁について、200℃、2Pd の環境下での構造健全性を確認した。また、開口部、原子炉格納容器貫通部及び原子炉格納容器隔離弁に使用されているシール部についても、200℃、2Pd の環境下での機能維持を確認した。

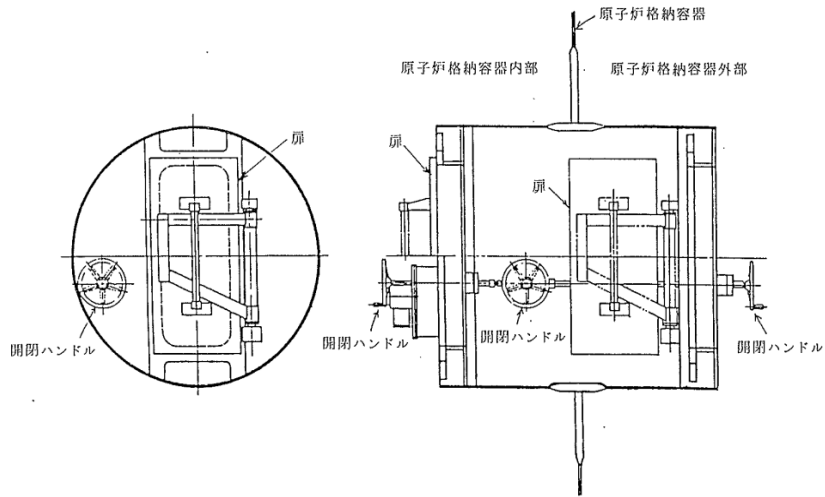


原子炉格納容器本体

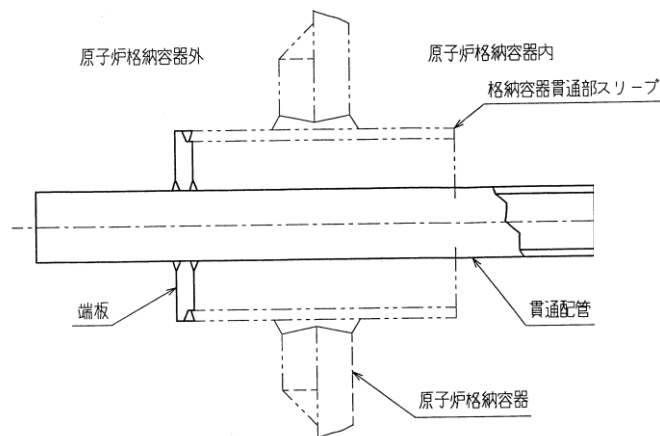
図 2 原子炉格納容器バウンダリ構成部外要図 (1 / 4)



機器搬入口

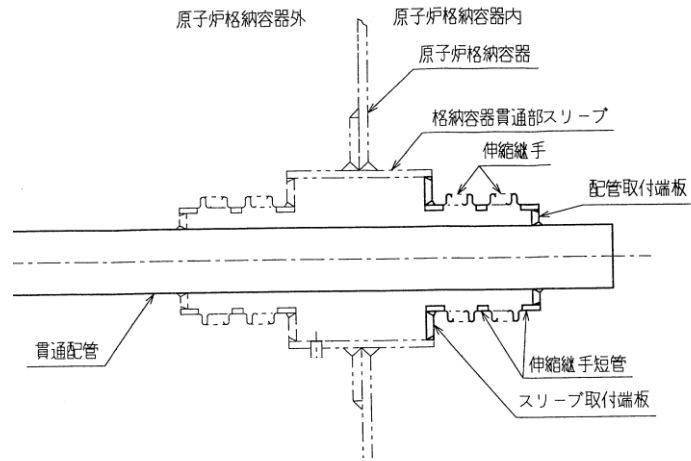


エアロック

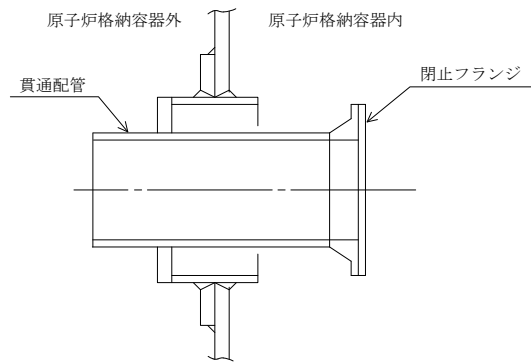


固定式配管貫通部

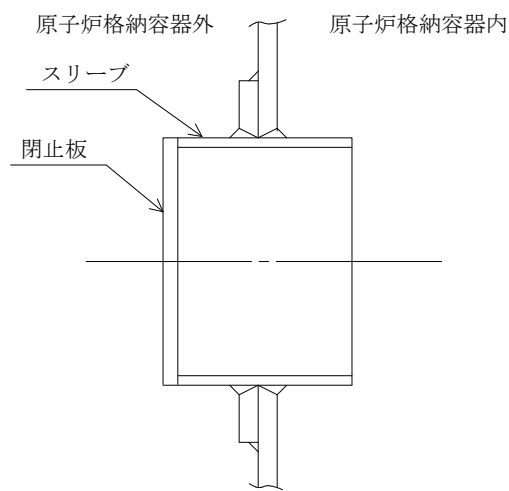
図2 原子炉格納容器バウンダリ構成部外要図 (2 / 4)



伸縮式配管貫通部

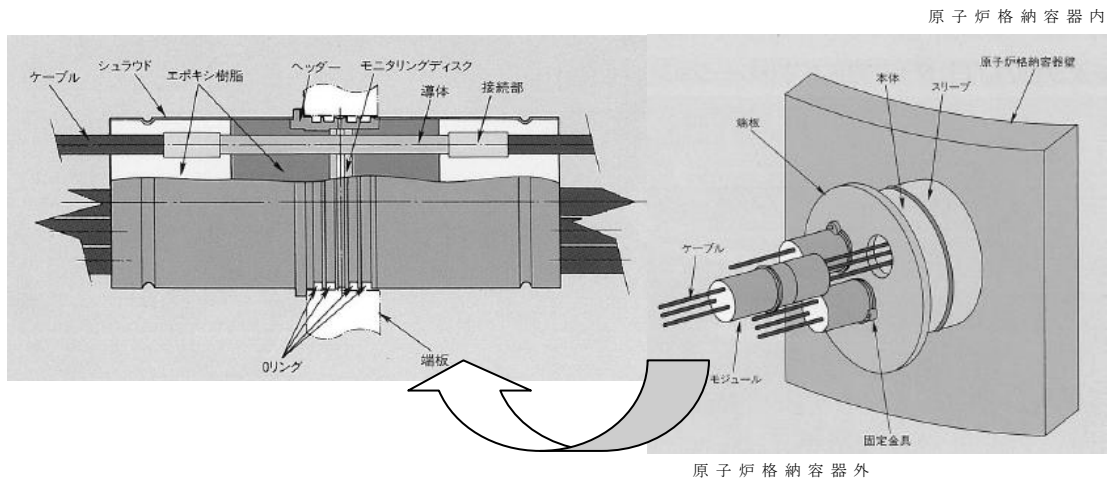


閉止フランジ

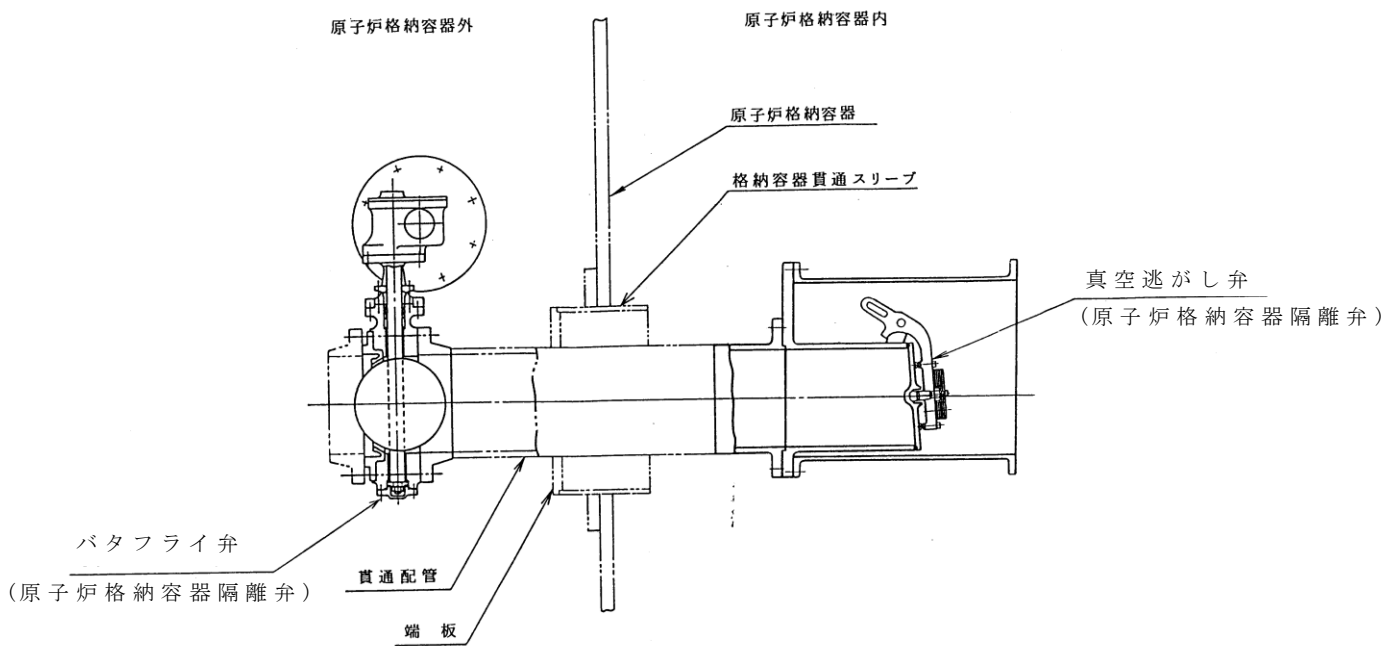


閉止板

図2 原子炉格納容器バウンダリ構成部外要図 (3 / 4)



電線貫通部



原子炉格納容器隔離弁

図2 原子炉格納容器バウンダリ構成部外要図 (4 / 4)

表 2 評価結果まとめ

評価対象	評価点	評価式	評価条件	評価値※1	判定値	評価結果
格納容器本体	円筒部、半球部 (SGV480)	円筒部：PVE-3230 半球部：PVE-3323 局部：代表フレイント	200℃	一般部：2.2Pd(2/3Su) 局部：3.1Pd(FEM)	0.566MPa (2 Pd)以上	破断せず
		フランジ部 (SGV480)	300℃ 2 Pd	211MPa (一次+二次応力)	420MPa 以下 (Su)	破断、座屈せず シール機能維持※2, 3
機器搬入口	蓋板 (SGV480)	機械工学便覧	200℃	1.22MPa (許容圧力)	0.566MPa 以上 (2 Pd)	
エアロック	隔壁部 (SGV480)	工認手法	200℃	0.77MPa (許容圧力)	0.566MPa 以上 (2 Pd)	破断せず シール機能維持※3
貫通配管	同左 (STS370)	PPB-3536	200℃ 2 Pd	314MPa (繰返しヒートク応力強さ)	3999MPa 以下 (10回に対する許容応力)	破断せず
スリーブ	取付部 (SGV480)	工認手法	200℃ 2 Pd	256MPa (一次応力)	281MPa 以下 (2/3Su)	破断せず
端板	配管取付部 (SGV480)	工認手法	200℃ 2 Pd	287MPa (一次+二次応力)	393MPa 以下 (3 S)	破断せず
閉止フランジ	同左 (SFVC2B)	レライニング設計	200℃	1.03MPa※4	0.566MPa 以上 (2 Pd)	破断せず シール機能維持※5
閉止板	同左 (SGV480)	PVE-3410	200℃ 2 Pd		19.3mm 以上 (設計基準上必要板厚)	破断せず
伸縮継手	同左 (SUS304)	工認手法 及び PVE-3800	200℃ 2 Pd	0.08856 (疲労累積係数)	1 以下	破断せず
短管	同左 (SUS304)	PVE-3230	200℃ 2 Pd		6.1mm 以上 (設計基準上必要板厚)	破断せず
電線貫通部	端板 (SUS304L)	PVE-3410	200℃ 2 Pd		15.6mm 以上 (設計基準上必要板厚)	破断せず
格納容器隔離弁	弁箱	レライニング設計	200℃	1.46MPa※4	0.566MPa 以上 (2 Pd)	破断せず シール機能維持

※1:複数評価している項目は最も厳しい値を記載

※2:代表フランシント評価値の換算による評価

※3:フランジ・隙間許容値以下を確認

※4:レライニング設計による 200℃での許容圧力

※5:カスケット必要圧縮量以上を確認

原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価
(補足説明資料)

目 次

	頁
1. 原子炉格納容器本体	
1.1 評価方針	1-1
1.2 簡易手法による評価	1-2
1.3 有限要素法による評価	1-2
1.4 評価結果	1-4
2. 機器搬入口	
2.1 評価方針	2-1
2.2 評価	2-6
2.3 評価結果	2-10
3. エアロック	
3.1 評価方針	3-1
3.2 評価	3-4
3.3 評価結果	3-6
4. 配管貫通部 貫通配管	
4.1 評価方針	4-1
4.2 評価	4-1
4.2.1 解析条件	4-2
4.2.2 評価方法	4-3
4.3 評価結果	4-8
5. 配管貫通部 スリーブ	
5.1 評価方針	5-1
5.2 評価	5-3
5.2.1 スリーブの仕様	5-3
5.2.2 スリーブ本体の計算方法	5-4
5.2.3 スリーブ取付部の計算方法	5-11
5.3 評価結果	5-17

6. 配管貫通部 端板	
6.1 評価方針	6-1
6.2 評価	6-1
6.2.1 仕様	6-1
6.2.2 強度計算に使用する記号の定義	6-4
6.2.3 評価方法	6-5
6.2.4 計算方法	6-5
6.2.5 応力評価	6-6
6.3 評価結果	6-7
7. 配管貫通部 閉止フランジ	
7.1 評価方針	7-1
7.2 評価	7-1
7.2.1 評価条件	7-1
7.2.2 評価に使用する記号の定義	7-2
7.2.3 評価方法	7-2
7.2.4 計算方法	7-2
7.3 評価結果	7-2
7.3.1 圧縮量評価	7-2
7.3.2 耐放射性及び耐熱性評価	7-3
8. 配管貫通部 閉止板	
8.1 評価方針	8-1
8.2 評価	8-1
8.2.1 記号の定義	8-1
8.2.2 計算方法	8-1
8.3 評価結果	8-2
9. 配管貫通部 伸縮継手	
9.1 評価方針	9-1
9.2 評価	9-1
9.2.1 評価条件	9-1
9.2.2 評価部位	9-2
9.2.3 強度計算に使用する記号の定義	9-3
9.2.4 評価方法	9-4
9.2.5 計算方法	9-4
9.2.6 疲労評価	9-5
9.3 評価結果	9-5

10. 配管貫通部 短管	
10.1 評価方針	10-1
10.2 評価	10-1
10.2.1 評価条件	10-1
10.2.2 評価部位	10-2
10.2.3 強度計算に使用する記号の定義	10-3
10.2.4 評価方法	10-3
10.3 評価結果	10-3
11. 電線貫通部	
11.1 評価方針	11-1
11.2 評価	11-1
11.2.1 モジュールの評価	11-1
11.2.2 モジュールの長期高温健全性評価	11-3
11.2.3 本体・端板の評価	11-5
11.3 評価結果	11-10
12. 原子炉格納容器隔離弁	
12.1 はじめに	12-1
12.2 ゴムダイヤフラム弁	12-2
12.2.1 評価方針	12-2
12.2.2 評価結果	12-3
12.3 真空逃がし弁	12-4
12.3.1 評価方針	12-4
12.3.2 評価結果	12-5
12.4 空調用バタフライ弁	12-7
12.4.1 評価方針	12-7
12.4.2 評価結果	12-8

参考資料

1. 原子炉格納容器 評価温度・圧力に対する経年劣化の影響
2. 原子炉格納容器 評価温度・圧力負荷後の耐震性
3. 有効性評価における原子炉格納容器雰囲気温度及び原子炉格納容器圧力の環境条件下における原子炉格納容器漏えい率について
4. 原子炉格納容器貫通部にF Pが沈着することによる影響について

1. 原子炉格納容器本体

1.1 評価方針

原子炉格納容器本体の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が原子炉格納容器本体に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。

従って、原子炉格納容器本体の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

ここで、設計・建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである。（設計・建設規格 解説 GNR-2200）

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する原子炉格納容器本体の評価温度及び評価圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 $P_L + P_b$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、原子炉格納容器本体に発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 $P_L + P_b$ が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考える。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示されるように、供用状態 D の P_m 、 $P_L + P_b$ の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（一次冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 $P_L + P_b$ は $1.5 \times 2/3Su$ （ $=Su$ ）と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

さらに、構造不連続部には二次応力が発生することから、一次応力と合わせて一次＋二次応力の評価を保守的に実施し、許容値を設計引張強さ（Su）とする。なお、二次応力は、応力増加に伴い局所的な塑性流れが生じ応力分布が均等化され破損を起こすことは考えられないが、今回の評価では、一次＋二次応力の許容値を設計引張強さ（Su）とする。

原子炉格納容器本体の一般部（設計・建設規格 PVE-3010 で規定されている部位）の評価として、設計・建設規格の PVE-3230（2） a 項及び PVE-

3323 (1) 項を準用し、許容引張応力に供用状態 D における一次一般膜応力の許容値である 200°C の $2/3S_u$ を与えることで許容圧力を算出（一次一般膜応力評価：簡易手法）する。（添付 1-1）

また、旧原子力発電技術機構（NUPEC）重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、判断基準を 200°C の設計引張強さ（ S_u ）として代表プラントの原子炉格納容器をモデル化し、有限要素法による応力評価（一次＋二次応力評価）が実施されており、これに基づき泊発電所 3 号炉での原子炉格納容器の局部（設計・建設規格 PVE-3010 で規定されていない部位）の許容圧力を確認する。（添付 1-2）

1.2 簡易手法による評価

泊発電所 3 号炉の原子炉格納容器本体の一般部の許容圧力は $2P_d$ 以上（半球部及び円筒部ともに約 $2.2P_d$ ）であった。

1.3 有限要素法による評価

原子炉格納容器の代表プラントにおける解析モデルは、構造不連続部に生じる局所的な応力を評価できるよう、原子炉格納容器本体、リングガード及びエアロックをシェル要素でモデル化し、最も大きな開口部である機器搬入口およびその周辺は、内圧負荷時の原子炉格納容器挙動による影響をより詳細に評価するためソリッド要素でモデル化している。また、境界条件として、原子炉格納容器円筒部下部に設置している弾性材下端点で完全固定としている。モデル化部位を図 1-1 に示す。なお、代表プラントと泊発電所 3 号炉の原子炉格納容器仕様はほぼ同じことから、泊発電所 3 号炉に対し本結果が適用可能である（添付 1-3）。また、これらのモデル化により、泊発電所 3 号炉の既工認における評価点の評価が可能である。

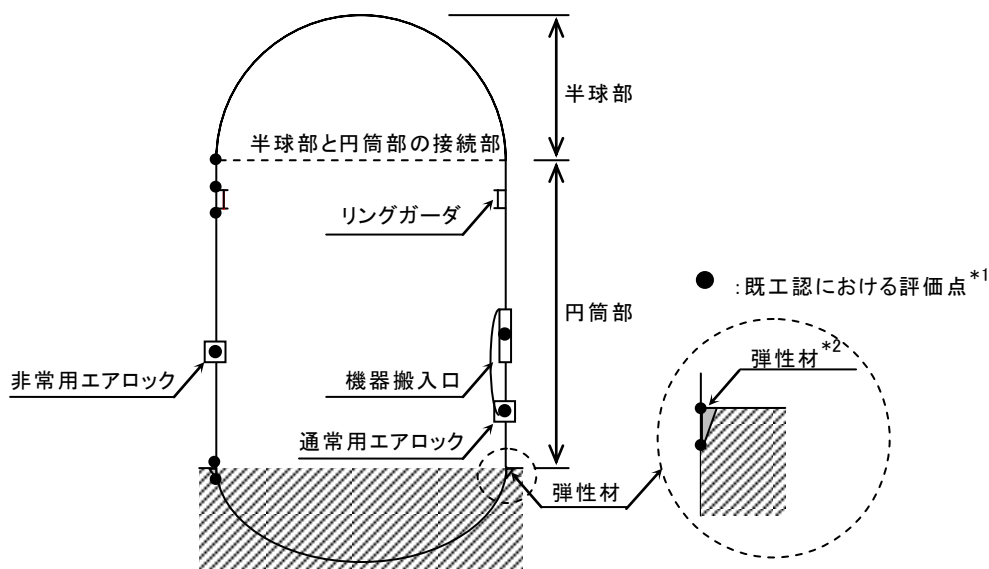


図 1-1 有限要素法によるモデル化部位と泊 3 号炉の既工認評価点

- *1 既工認における原子炉格納容器本体の局部評価点は、構造不連続部で一次（膜、曲げ）応力および二次応力が発生する以下の部位である。
- ・ 半球部と円筒部の接続部
 - ・ リングガーダ上端部及びリングガーダ下端部
 - ・ 弾性材上端部及び弾性材下端部
- また、機器搬入口及びエアロックについても構造不連続部で局部応力が発生する原子炉格納容器本体との取付部について既工認で評価している。
- *2 内圧及び熱荷重が作用した際にコンクリートに埋め込まれている円筒部の変位を拘束しないよう、発泡ポリプロピレンを設置している。なお、本解析では下端点で完全固定としている。

代表プラントの解析結果の 2.95Pd における塑性ひずみコンタ図を図 1-2 に示す。代表プラントの原子炉格納容器本体の局部評価点として、弾性材下 endpoint、リングガーダ部、半球部と円筒部の接続部及び大開口廻り（機器搬入口及びその周辺並びにエアロック周辺）が考えられるが、半球部などについては、おおむね代表プラントと泊 3 号機で応力に影響を与えるような寸法などの違いはないことから、同様の評価となると考えられる。

また、本コンタ図によると、弾性材下 endpoint、リングガーダ部及び半球部と円筒部の接続部よりも大開口廻りの塑性ひずみが多いことから、局部評価点として大開口廻りが選定されていることは妥当であると考えられる。

本解析結果では、大開口廻りに関して、設計引張強さ（Su）に到達する圧力を評価した結果、いずれも 2Pd 以上あり、最も早く到達するのは機器搬入口周辺で約 3.1Pd であった。これら代表プラントの解析結果が泊発電所 3 号炉にも適用可能であることから、泊発電所 3 号炉の原子炉格納容器本体の局部評価でも同様となると考える。

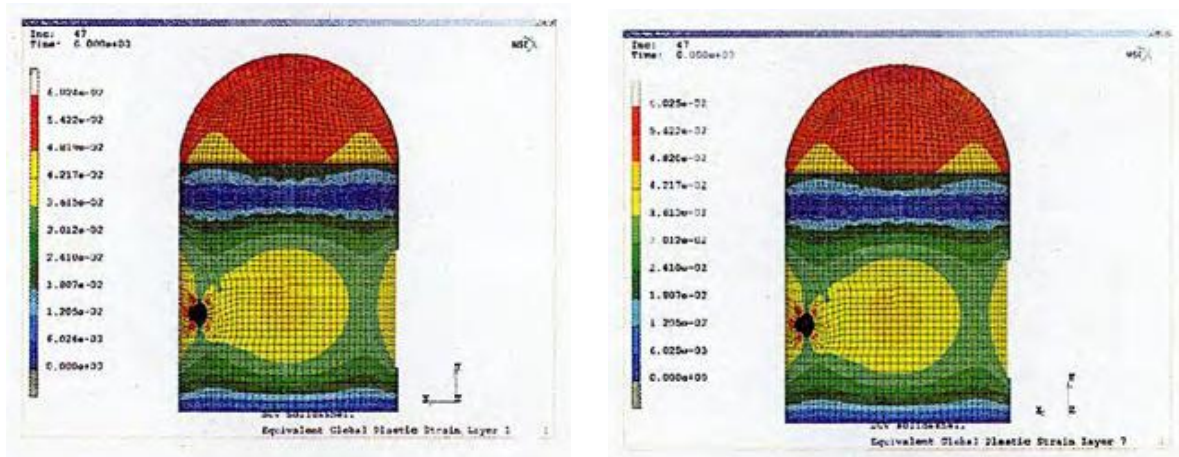


図 1-2 代表プラントの塑性ひずみコンタ図 (2.95Pd)
(左：内面 右：外面)

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する報告書
(平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構)

1.4 評価結果

簡易手法を用いた泊発電所 3 号炉原子炉格納容器の一般部での許容圧力は約 2.2Pd であった。また、有限要素法による応力評価において局部での許容圧力は 2Pd 以上（局部評価点のうち最も塑性ひずみが進展する機器搬入口周辺で約 3.1Pd）であった。

以上より、原子炉格納容器本体は 200℃、2Pd において構造健全性は維持され、放射性物質の閉じ込め機能は確保される。

なお、原子炉格納容器本体の一般部の評価として、有限要素法による評価では許容圧力は半球部で約 3Pd であるのに対し、簡易手法による許容圧力は半球部及び円筒部で約 2.2Pd であった。これより、簡易手法による算出結果は有限要素法による評価結果に比べて保守的であり、簡易手法によって許容圧力を評価可能と考える。また、原子炉格納容器本体の局部については、構造不連続部に生じる局部的な応力を評価することが出来る有限要素法により評価している。

代表プラントの有限要素法による応力評価に関し、200℃での 2Pd に至るまでの原子炉格納容器の応力挙動について、圧力が低い段階では、構造不連続部に局部応力が発生しており、機器搬入口内面の応力が高く、同部は約 1.3Pd (0.368MPa) から局部的に降伏する。これは、構造不連続部に二次応力が主として生じているためであり、応力増加に伴い局部的な塑性流れが生じ応力分布が均等化されることにより同部の応力増加はなくなる。また、一般部である半球部、円筒部については、圧力増加に伴い一次応力が増加しほぼ一様に変形し、半球部の応力が最も厳しくなる。

また、全断面が降伏となる時点は、半球部及び開口部（エアロック）周辺において約 $1.8P_d$ （ 0.509MPa ）で、他部位においても約 $2.2P_d$ （ 0.623MPa ）までに到達しており、それまでは局部的に降伏（ひずみ）が発生している。200℃、 $2P_d$ の状態で、一次応力のみで降伏する部位もあるが、発生応力は降伏応力を僅かに超える程度である。また、二次応力を加えた一次＋二次応力で降伏する部位もあるが、発生応力は $2S_y$ （ 452MPa ）以下である。そのため、荷重を減じていくと残留ひずみもしくは残留圧縮応力が生じるが、以後は弾性的な挙動を示すことになる。（参考資料-2）

したがって、温度及び圧力低下後はそれら負荷前と同様の挙動を示すこと、また、発生した応力による破損もないことから、リークパスは生じない。

泊発電所 3 号炉原子炉格納容器円筒部及び半球部の必要板厚は、設計・建設規格の PVE-3230 (2) a 項及び PVE-3323 (1) 項を用いて求めることができる。そこで、泊発電所 3 号炉の許容圧力は、上記式の許容引張応力に 200℃での 2/3Su を与えることで算出する。

表添付 1-1-1 円筒部許容圧力算定式： PVE-3230 (2) a 項を準用

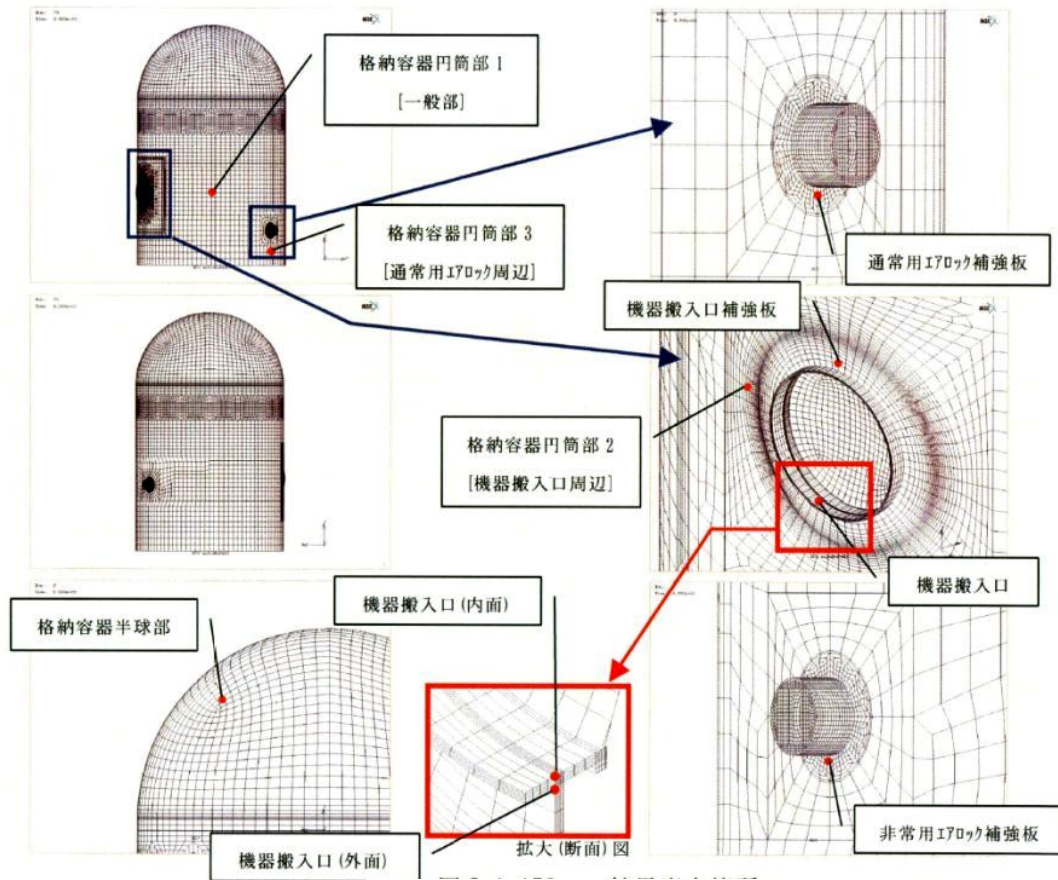
$$P a = 2 S \eta t / (D i + 1.2 t)$$

S	200℃における設計引張強さ (MPa)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	円筒部板厚 (mm)	44.5
D i	円筒部の内径 (mm)	40,000
P a	200℃における許容圧力 (MPa)	0.624
P d	最高使用圧力 (MPa)	0.283
P a / P d	最高使用圧力に対する許容圧力の比	2.20

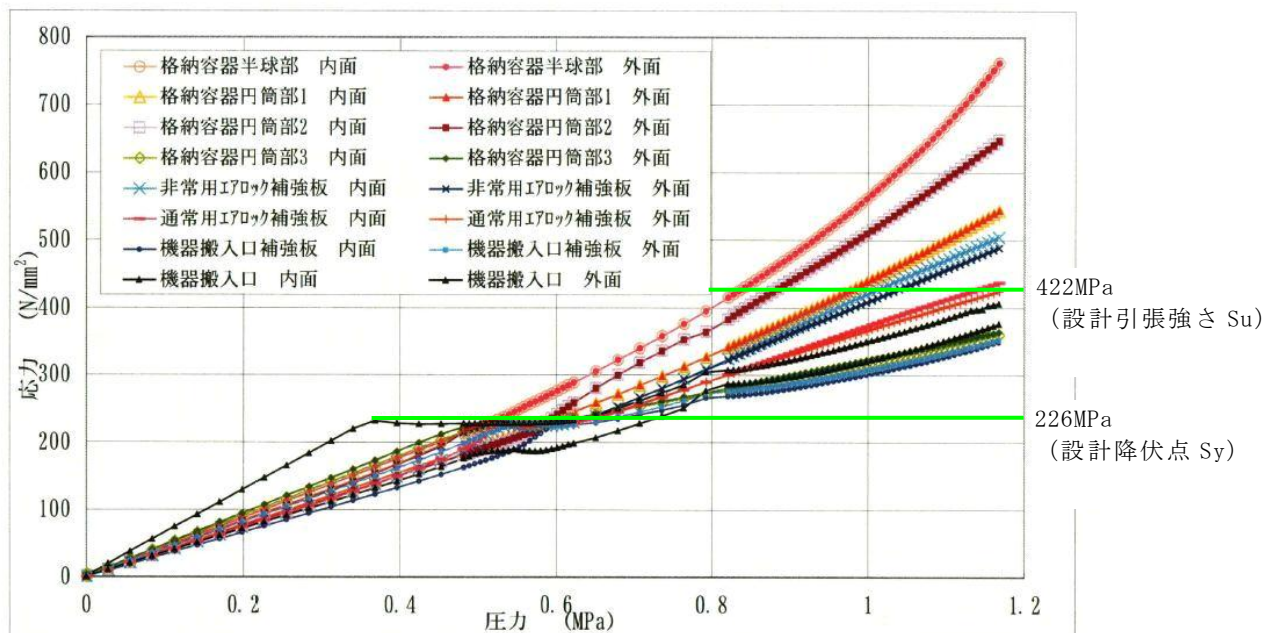
表添付 1-1-2 半球部許容圧力算定式： PVE-3323 (1) 項を準用

$$P b = 2 S \eta t / (R + 0.2 t)$$

S	200℃における設計引張強さ (MPa)	281
η	継手効率 (-)	1.0
t	鏡板厚さ (mm)	22.5
R	鏡板の内半径 (mm)	20,011
P b	200℃における許容圧力 (MPa)	0.631
P d	最高使用圧力 (MPa)	0.283
P b / P d	最高使用圧力に対する許容圧力の比	2.22



図添付 1-2-1 解析結果出力箇所



図添付 1-2-2 圧力-応力関係図

表添付 1-2-1 各部の降伏、破断圧力

		格納容器 半球部	格納容器 円筒部1	格納容器 円筒部2	格納容器 円筒部3	非常用エアロック 補強板	通常用エアロック 補強板	機器搬入口 補強板
局部 解析	降伏荷重	0.517 MPa (1.83Pd)	0.587 MPa (2.08Pd)	0.587 MPa (2.08Pd)	0.509 MPa (1.80Pd)	0.538 MPa (1.90Pd)	0.538 MPa (1.90Pd)	0.623 MPa (2.20Pd)
	破断荷重	0.835 MPa (2.95Pd)	0.976 MPa (3.45Pd)	0.877 MPa (3.10Pd)	— (—)	1.033 MPa (3.65Pd)	1.160 MPa (4.10Pd)	— (—)

—：引張強さに到達せず

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する報告書
（平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

泊発電所 3 号炉と代表プラントの仕様比較

①SCV 主要寸法比較表

項目		泊発電所 3 号炉	代表プラント
最高使用圧力 (MPa)		0.283	0.283
半球部	板厚 (mm)	22.5	22.5
	内半径 (mm)	20,011	20,011
円筒部	板厚 (mm)	44.5	44.5
	内径 (mm)	40,000	40,000
	円筒部高さ (mm)		
リング ガーダ	板厚 (mm)		
	せい (mm)		
	固定端からの設置高さ (mm)		
C V 本体材質		SGV480	SGV49 (SGV480 相当)

②機器搬入口主要寸法比較表

項目	泊発電所 3 号炉	代表プラント
胴内径 (mm)		
胴長 (mm)		
フランジ外径 (mm)		
蓋鏡内半径 (mm)		
補強板外径 (mm)		
胴板厚 (mm)		
蓋板厚 (mm)		
フランジ板厚 (mm)		
補強板板厚 (mm)		
耐圧部材質	SGV480	SGV49 (SGV480 相当)

③ エアロック主要寸法比較表

項目	泊発電所 3 号炉	代表プラント
胴長 (mm)		
胴内径 (1) *1 (mm)		
胴内径 (2) *2 (mm)		
胴板厚 (1) *1 (mm)		
胴板厚 (2) *2 (mm)		
補強板外径 (mm)		
補強板板厚 (mm)		
耐圧部材質	SGV480	SGV49 (SGV480 相当)

*1 CV 胴板取付部

*2 張り出し部

代表プラントの解析結果の適用性について

代表プラントの解析結果を泊発電所 3 号炉の格納容器圧力評価に適用できることを示す。

【泊 3 号と代表プラントの原子炉格納容器仕様の違いによる影響】

泊 3 号と代表プラントでは、原子炉格納容器仕様がほぼ同じであるが、機器搬入口の主要寸法とリングガード主要寸法に違いがあることから、代表プラントの有限要素法による評価を適用することに関し、以下に述べる。

機器搬入口は円筒部の大開口であり、その周辺に応力集中が生じるため開口部の補強を行っている。表添付 1-4-1 より、泊発電所 3 号炉と代表プラントは、開口に対してほぼ同等の補強がなされており、圧力により当該部位には同程度の局部応力が発生すると考えられる。なお、泊発電所 3 号炉の機器搬入口の補強に有効な面積は若干小さいが、代表プラントの当該位置での許容圧力は約 3.1Pd であり、2Pd に対して十分に余裕があるため問題ないとする。

また、リングガードは、代表プラントに比べ板厚が小さく剛性が小さくなるため、リングガードによる半球部への拘束力が小さくなる傾向であり、半球部の局部応力への影響が小さくなると考える。

以上から、泊発電所 3 号炉の原子炉格納容器と代表プラントの原子炉格納容器における主要寸法の相違による発生応力への影響は問題とならないと考える。

表添付 1-4-1 機器搬入口の補強に有効な面積の比較
(既工事計画認可申請書添付資料における補強計算値)

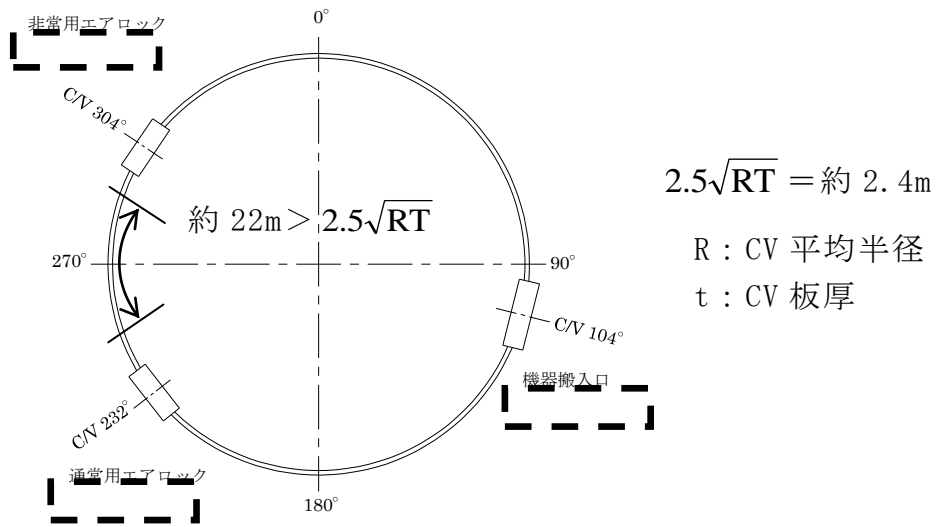
項目	泊発電所 3 号炉	代表プラント
① 補強に必要な面積 (mm ²)	277, 120	259, 140
② 補強に有効な面積 (mm ²)	323, 901	325, 385
②/①	1.17	1.26

(注) 設計・建設規格の PVE-3281 に従い算出

なお、泊発電所 3 号炉と代表プラントの機器搬入口及びエアロックの配置は、SCV 固定端からの高さは同じであるが、平面的な位置が若干異なる。

しかしながら、各々の機器は、設計・建設規格 解説 PVB-3530 に記載されている局部応力が相互に影響を及ぼす範囲 ($2.5\sqrt{RT}$) 以上の位置に設置され

ているため、互いの開口周辺挙動に影響を与えない。従って、平面的な配置の違いによる影響は無視できる。



(注) 設置高さは、弾性材上端からの高さ

2. 機器搬入口

2.1 評価方針

機器搬入口は、フランジ付の胴板が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定され、この胴板のフランジに蓋フランジをボルト固定しており、フランジ間のシールにはシリコンゴムのガスケットを使用している。

機器搬入口の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200°C 、 $2Pd$ を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができ、高温状態で内圧を受けるため、変形が生じ過度な塑性変形に伴う延性破壊が考えられる。また、球殻形状である蓋は、蓋の板厚に対し、球殻の半径が大きいため、その座屈が機能喪失要因として想定される。このため、蓋の座屈、並びにフランジ部の延性破壊及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられ、 200°C 、 $2Pd$ での健全性確認には以下の評価が必要である。

- ・本体の耐圧
- ・フランジ固定部の強度
- ・ガスケットの健全性

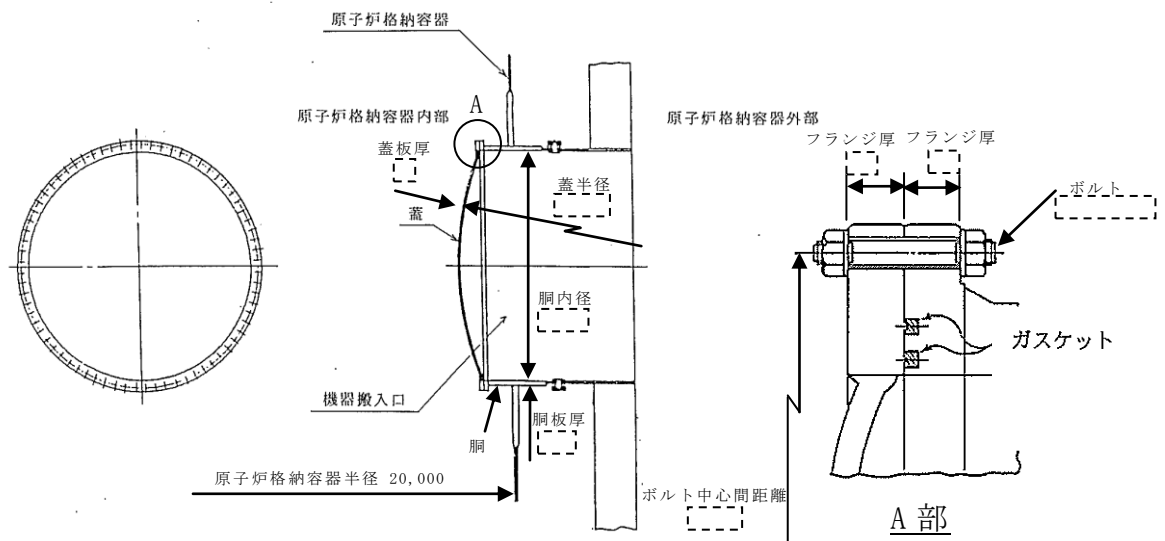


図 2-1 機器搬入口概略図

(1) 本体の耐圧

機器搬入口の胴において、一次一般膜応力は原子炉格納容器本体円筒部と比べ、板厚が大きく、内径が小さいので発生応力も十分小さい。

また、重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの構成格納容器を対象に有限要素法による応力評価（一次＋二次応力評価）を実施し、判断基準を 200°C の設計引張強さ（ S_u ）として許容圧力を評価している。具体的には代表プラントの鋼製格納容器本体に機器搬入口の胴及び取付部、エ

アロックの胴及び取付部を含みモデル化し、200℃の条件で解析を行った結果、格納容器半球部が最も早く破断の基準に達し、その際の鋼製格納容器の内圧は約 3Pd (0.835MPa) であった。泊発電所 3 号炉は、機器搬入口の内径が代表プラントと比較し 7%程度大きくなるが、機器搬入口の取付部は、代表プラントと同様に十分に補強されているとともに、格納容器半球部と比較し評価圧力に対して十分裕度があるものであり(図 2-2 参照)、その評価結果に包絡されると考える。

一方、蓋板の座屈の評価は、原子炉格納容器内圧が作用する(蓋が閉じられる方向)ものとして一般的な蓋(球殻)の許容座屈圧力算出式を使用して、許容圧力が 2Pd を上回ることを確認する。

表 2-1 鋼製格納容器主要寸法比較

項目		泊発電所 3 号炉	代表プラント
最高使用圧力 (MPa)		0.283	0.283
半球部	板厚 (mm)	22.5	22.5
	内半径 (mm)	20,011	20,011
円筒部	板厚 (mm)	44.5	44.5
	内径 (mm)	40,000	40,000
	円筒部高さ (mm)	44,500	44,500
C V 本体材質		SGV480	SGV49 (SGV480 相当)

表 2-2 機器搬入口主要寸法比較

項目	泊発電所 3 号炉	代表プラント
胴内径 (mm)		
胴長 (mm)		
フランジ外径 (mm)		
蓋鏡内半径 (mm)		
補強板外径 (mm)		
胴板厚 (mm)		
蓋板厚 (mm)		
フランジ板厚 (mm)		
補強板板厚 (mm)		
耐圧部材質	SGV480	SGV49 (SGV480 相当)

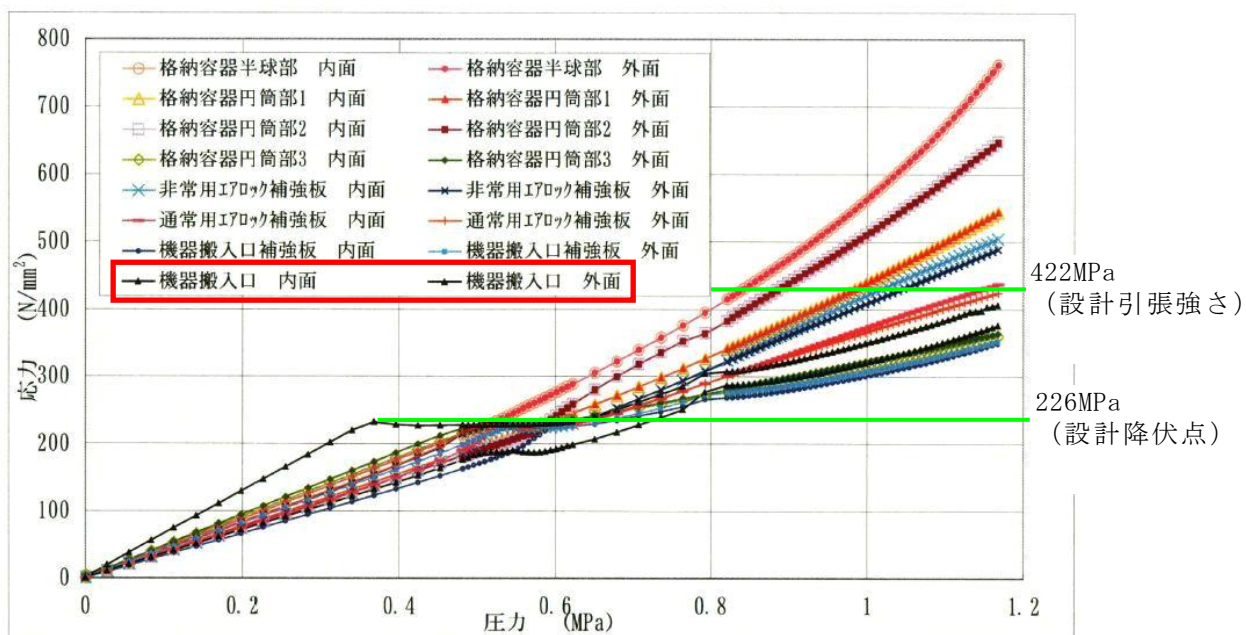


図 2-2 圧力－応力線図

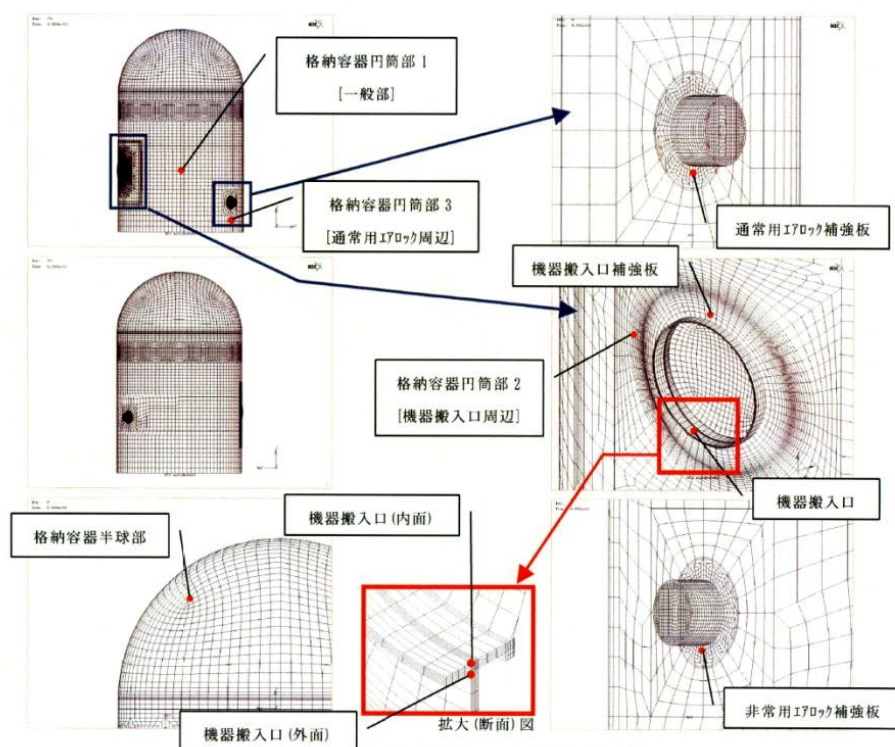


図 2-3 結果出力箇所

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する報告書（平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

(2) フランジ固定部の強度

機器搬入口は原子炉格納容器の貫通口の中でも内径が大きいことから、原子炉格納容器内圧により発生する原子炉格納容器胴の歪に伴う強制変位が顕著に作用する。このため、リーク性能に影響を及ぼすフランジの開口量を含む一般部及び局部の応力評価（一次＋二次応力評価）を行う。

具体的には、機器搬入口の基本形状及び原子炉格納容器への取付状態は同じであり、原子炉格納容器内圧力による変形モードも同傾向である代表プラントの有限要素法による一般部及び局部の解析評価結果（一次＋二次応力評価）を基に換算評価を行い、フランジ及びボルトに発生する応力が設計引張強さ(Su)以下であることを確認する。なお、代表プラントにおける解析では、原子炉格納容器との取り合い部から胴部を含む機器搬入口本体を取り出し、軸対象モデル化して温度、圧力、原子炉格納容器本体円筒部の膨張による機器搬入口胴部への強制変位を付与して弾塑性解析を実施している。

ここで、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである。（設計・建設規格 解説 GNR-2200）

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する 200℃、2Pd の環境下での機器搬入口の構造健全性を確認するものであるため、上記割下げ率を 1.0 とした評価を行う。すなわち、機器搬入口に発生する応力が、設計引張強さ（Su）以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考える。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説図 PVB-3111-5 に示すように、供用状態 D の PL+Pb（一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（一次冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり（設計・建設規格 解説 PVB-3111）、機器搬入口の評価温度及び評価圧力の状態は、供用状態 D をはるかに超えた事象であり、許容圧力を算出する際に PL+Pb の許容値として設計引張強さ（但し、評価温度における設計引張強さ）を適用することは妥当である。

さらに、構造不連続部には二次応力が発生することから、一次応力と合わせて一次＋二次応力の評価を保守的に実施し、許容値を設計引張強さ（Su）とする。なお、二次応力は、応力増加に伴い局部的な塑性流れが生じ応力分布が均等化され破損を起こすことは考えられないが、今回の評価

では、全ての応力の許容値を設計引張強さ（Su）とする。

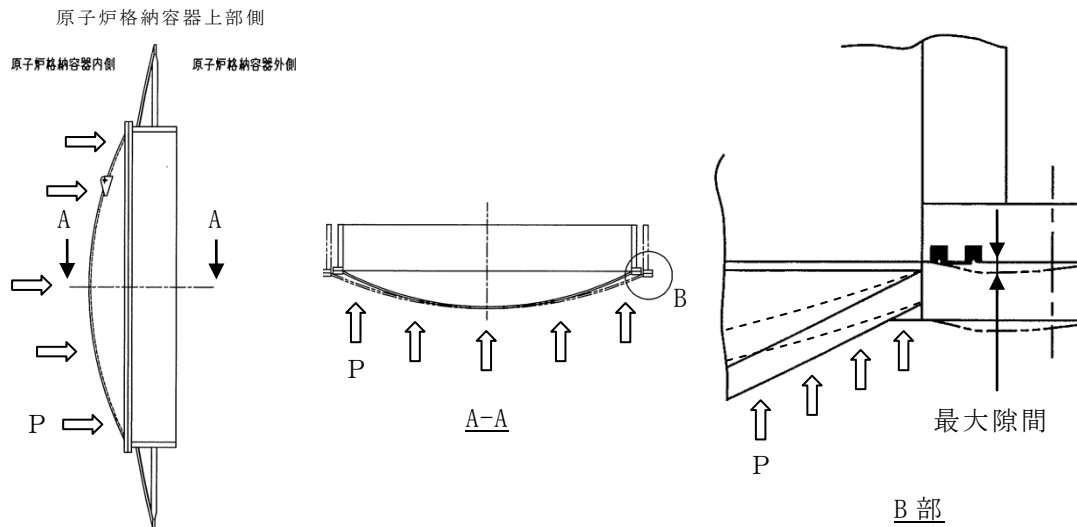


図 2-4 機器搬入口変形概念図

〔 蓋の球殻部に原子炉格納容器内圧が外圧として作用し、押付けられることにより、蓋フランジの外側が跳ね上がろうとするが、外側がボルトで固定されていることから、最大隙間がフランジ中央に発生する。 〕

(3) ガスケットの健全性

機器搬入口のガスケットの取付状態が同じである代表プラントの試験結果から評価する。

2.2 評価

(1) 本体の耐圧 【泊発電所 3 号炉評価結果】

蓋(球殻)の許容座屈圧力 P_{cr} を算出 (機械工学便覧)

$$P_{cr} = 16.70E (t/2a)^{2.5}$$

内半径 a (mm)	
板厚 t (mm)	
ヤング率 E (MPa)	
P_{cr} (MPa)	

以上より、本体耐圧 $1.22\text{MPa} > 2Pd(0.566\text{MPa})$

(2) フランジ固定部の強度 【代表プラント解析結果より換算評価】

代表プラントからの形状換算における比較項目

	比較項目	代表プラント	泊発電所 3 号炉
CV	タイプ	PCCV	SCV
	内径	43,000	40,000
機器搬入口	胴内径		
	ボルトサイズ		
	ボルト PCD		
	ボルト本数		
	ボルト材		
	フランジ厚		
評価条件	フランジ材		
	圧力		
	CV 強制変位		
	温度	300℃	300℃

換算評価

評価箇所	代表プラント	泊発電所 3 号炉
フランジの歪 (%)		
フランジ応力 (MPa)		
ボルト応力 (MPa)		
フランジ開口量 (mm)		

※：発生応力は温度に依存せず内圧に依存するため、評価温度が異なっても発生応力は同等になると考えられる。そのため、代表プラントの解析は 300℃であるが、材料の降伏応力は温度上昇とともに減少し、より低い圧力にて塑性化する(クライテリアが下がる)ことから、今回の 200℃の評価において高温側を使用することは保守的な評価と考える。

(評価方法)

・フランジ応力

①歪が圧力比に比例

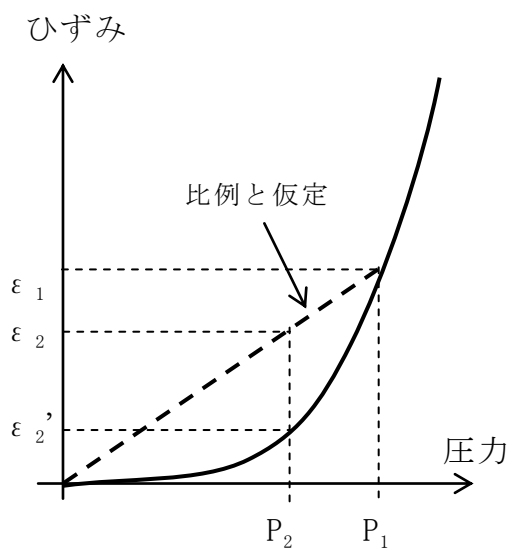
代表プラントのフランジの発生応力結果は塑性変形内になっている。ここで、発生する歪 ε には、温度 t 、原子炉格納容器の変位 u 、原子炉格納容器圧力 p が作用している。[$\varepsilon = f(t, u, p)$]

原子炉格納容器変位も圧力の影響により変形したものであり、圧力の関数となる。[$u = f(t, p)$]

温度が同じ場合 (300°C)、 t が一定となり、歪は圧力の関数となる。[$\varepsilon = f(p)$]

ここで、下図(塑性時の圧力とひずみの関係)に示すように、塑性化する場合、弾性範囲での挙動に比べ、内圧による応力の増大傾向は減少する一方、ひずみは非線形に増大する。

したがって、内圧 P_1 とひずみ ε_1 が既知の時に、歪が圧力に比例すると仮定することで、 P_1 より低い内圧 P_2 に対応するひずみを求める場合には、 ε_2' よりも大きい ε_2 を求めることとなる。



(比例と仮定すると $\varepsilon_2 > \varepsilon_2'$)

図 2-5 塑性時の圧力とひずみの関係

②応力-ひずみ線図より発生応力を概算



図 2-6 フランジ材 (SGV480) の応力-ひずみ線図 (電共研試験結果)

・ ボルト応力

- ①ボルトサイズ比の 2 乗に反比例
- ②ボルト本数比に反比例
- ③圧力比に比例 (代表プラントの結果が弾性変形内のため)
- ④胴内径比の 2 乗に比例

ボルト応力 = $\frac{\text{圧力} \times \text{胴内径}^2}{\text{ボルトサイズ}^2 \times \text{ボルト本数}}$

・ フランジ開口量

- ①内径からボルト位置までの距離の比に比例
- ②胴内径比の 2 乗に比例
- ③圧力比に比例
- ④ボルトサイズ比の 2 乗に反比例
- ⑤ボルト本数比に反比例

フランジ開口量 = $\frac{\text{圧力} \times \text{胴内径}^2 \times \text{ボルト位置までの距離}}{\text{ボルトサイズ}^2 \times \text{ボルト本数}}$

評価結果は表 2-3 のとおりであり、フランジ及びボルトの発生応力は設計引張強さ (S_u) 以下であり延性破壊することはない。また、フランジの発生応力は $2S_y$ を下回るため残留ひずみは生じない。ボルトに発生する応力は、設計降伏点 (S_y) 以下であり弾性変形内であることから、フランジ面の固定は確保されるため、フランジ部のシール性能に影響を与えることはない。

以上より、機器搬入口本体の 200°C 、 $2Pd$ の環境下での健全性を確認した。

表 2-3 泊発電所 3 号炉評価結果

項目	泊発電所 3 号炉	設計・建設規格	
	換算値 (300°C)	S_y (300°C)	S_u (300°C)
フランジ応力 (MPa)			
ボルト応力 (MPa)			
フランジ開口量 (mm)			

(3) ガasketの健全性【代表プラント試験結果を適用及び代表プラント解析結果より換算評価】

ガスケット締付面からの漏えい挙動確認のため、実機胴フランジ模擬部には、実機と同間隔、同断面形状を有する二重ガスケット溝を設け、この中に実機と同材質(シリコン)、同製造方法、同断面形状のガスケットを配し、実機蓋フランジ模擬部には、実機と同間隔、同断面形状の突起部を設け、実機初期状態と同じフランジ締結状態が確保できるようにした試験体(試験装置の制限によりシール面長さは実機の約 $1/30$)において、フランジ面間のギャップ開口量を変化させた時の漏えいの有無を確認する試験を実施した。なお、試験体には事故解析結果及びフランジ厚による減衰効果を考慮した放射線を照射して試験を実施した。

この結果、下表の試験条件において、フランジ隙間可変試験で 3.5mm 以下の隙間では有意な漏えいが無かったことから、(2)で算出した泊発電所 3 号炉のフランジ開口量 0.05mm は問題ない。

試験条件	集積放射線量	0.44MGy (実機フランジ表面 1.7MGy [※] 相当)
	試験圧力	1.12MPa
	試験温度	240°C

※ 代表 4 ループプラントにおいて、炉心が溶融し、原子炉容器が破損した状態における原子炉格納容器内の積算線量を算出している。その値は 7 日時点で約 0.5Gy 程度であり、試験条件の集積放射線量に比べ十分小さい。また、運転時の集積線量 (2kGy) については、事故時の線量に対して、微小であるため考慮しない。

ガスケット比較

項目	図記号	泊発電所 3 号炉	試験体
ガスケット取付溝深さ (mm)	a		
ガスケット取付溝幅 (mm)	b		
内外ガスケット取付ピッチ (mm)	c		
ガスケット押付け突起幅 (mm)	d		
ガスケット押付け突起高さ (mm)	e		
ガスケット押付け突起先端形状	f		
ガスケット断面幅 (mm)	g		
ガスケット断面高さ (mm)	h		



2.3 評価結果

200℃、2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能を期待できる。

3. エアロック

3.1 評価方針

エアロックは、円筒胴が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定されており、円筒胴の両端に、人が出入りする開口部を設けた平板(隔壁)を溶接している。この開口部に柵板(隔壁)を溶接し、柵板の前面を開閉扉で塞ぐ構造である。柵板の前面と扉間のシールにはシリコンゴムのガスケットを使用している。(図 3-1)

また、平板には扉開閉ハンドル軸等が貫通しており、貫通部にシール材を使用している。

エアロックの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、有意な圧縮力がエアロックに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができ、原子炉格納容器内圧を受けるため、過度な塑性変形に伴う延性破壊が機能喪失要因として想定される。そのため、エアロック本体の塑性変形に伴う延性破壊、また、扉の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられ、200℃、2Pd での健全性の確認には、以下の評価が必要である。

- ・ 本体の耐圧
- ・ シール部の健全性

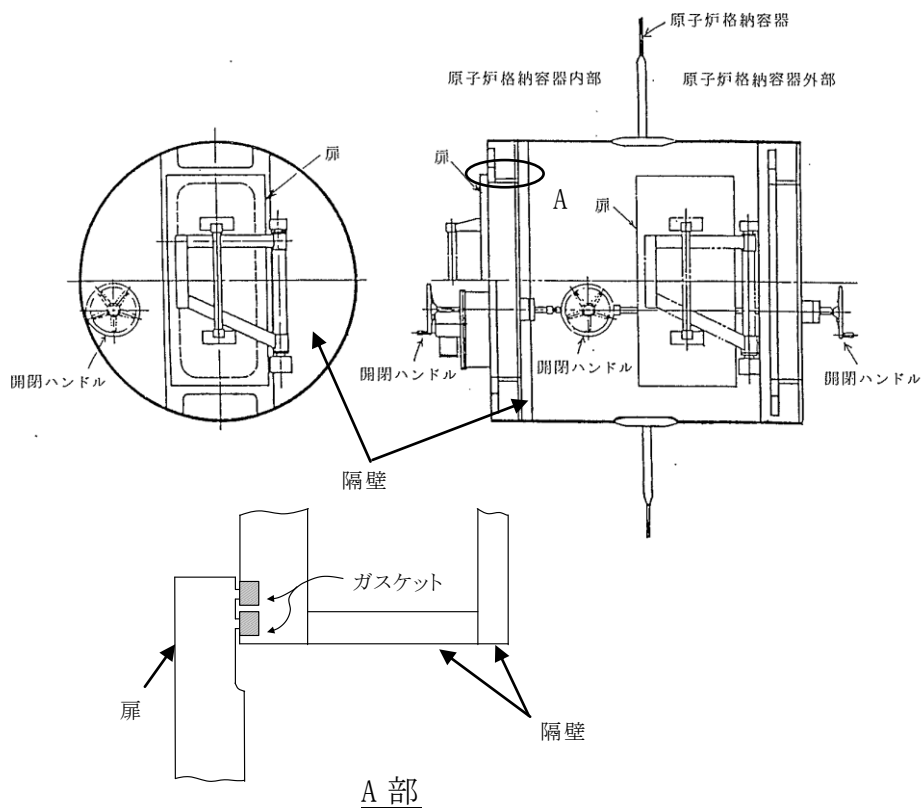


図 3-1 エアロック概略図

(1) 本体の耐圧

重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの構成格納容器を対象に有限要素法による応力評価（一次＋二次応力評価）を実施し、判断基準を 200℃の設計引張強さ（Su）として許容圧力を評価している。具体的には代表プラントの鋼製格納容器本体に機器搬入口の胴及び取付部、エアロックの胴及び取付部を含みモデル化し、200℃の条件で解析を行った結果、格納容器半球部が最も早く破断の基準に達し、その際の鋼製格納容器の内圧は約 3Pd（0.835MPa）であった。代表プラントと泊発電所 3 号炉のエアロックの基本構造は同様であり、エアロックの胴及び取付部の評価は、その評価結果に包絡される。

また、その他の局所的な部位について、既工事計画認可申請書にて応力が最も厳しい隔壁について検討する。（添付 4-1：既工事計画認可申請書分割第 4 次申請の添付資料 5-9-4「エアロックの応力解析書」）

具体的には、隔壁の発生応力が圧力に比例するため、工事計画認可申請書結果の応力値（一次応力）から許容応力値（ σ_a ）が発生する時の圧力を算出し、本体耐圧として評価する。なお、原子炉格納容器との取り合い部から隔壁までは距離があり、原子炉格納容器胴の歪に伴う強制変位の影響（二次応力）は軽微であると考えられるため、一次応力評価を実施する。

ここで、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである。（設計・建設規格 解説 GNR-2200）今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する 200℃、2Pd の環境下でのエアロックの構造健全性を確認するものであるため、上記割下げ率を 1.0 とした評価を行う。すなわち、エアロックに発生する応力が、設計引張強さ（Su）以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考える。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説図 PVB-3111-5 に示すように、供用状態 D の PL+Pb（一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）の許容値（ $1.5 \times 2/3 Su(Su)$ ）と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（一次冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり（設計・建設規格 解説 PVB-3111）、エアロックの評価温度及び評価圧力の状態は、供用状態 D をはるかに超えた事象であり、許容圧力を算出する際に PL+Pb の許容値として設計引張強さ（但し、評価温度に

おける設計引張強さ)を適用することは妥当であり、許容値を設計引張強さ(Su)とする。ただし、今回の評価部位である隔壁については、設計・建設規格 表 PVB-3110-1 に規定される形状係数 α (=1.395)を考慮して一次+二次応力評価の許容値($\alpha \times 2/3Su$)を設定する。

(2) シール部の健全性

扉のシリコンガスケット以外にエアロック隔壁貫通部に使用しているシール材には以下がある。

- ① ハンドル軸貫通部 Oリング・・・シリコンゴム
- ② 圧力計元弁 Oリング・・・・・・・・EP ゴム
- ③ 均圧弁・同配管ガスケット・・・ふっ素ゴム・シリコンゴム
- ④ 電線貫通部パッキン・・・・・・・・EP ゴム

これら①～④のシール材について、単体劣化試験を表 3-1 の条件で実施した結果、EP ゴム及びふっ素ゴムはシリコンゴム以上の耐環境特性を有していることから(表 3-2)、シール材は扉ガスケット(シリコンゴム)の評価を行う。さらに、扉ガスケットは、以下の観点から機器搬入口の試験を代表として評価する。

- ・シール材料は同一で、機器搬入口と断面形状が類似している。
- ・シール突起部の押込み量はエアロック扉の方が大きく、気密性が高い。
- ・エアロック扉は二重扉であり一重の機器搬入口より気密性が高い。

なお、①～④のシール部は、圧力による変形の影響が及ばない構造となっている。

表 3-1 試験条件

試験条件	集積放射線量	2.8MGy
	試験圧力	0.58MPa
	試験温度	300°C

表 3-2 劣化環境条件(温度・水蒸気・放射線)経過材料の計測結果比較

	寸法変化	硬度	強さ・伸び	圧縮永久歪
シリコンゴム				
EP ゴム				
ふっ素ゴム				

(優位順: 1>2>3)

エアロック扉閉止時は隔壁側の2重のガスケットに扉側の突起(タング)を押付けている状態であり、原子炉格納容器内圧によりさらに押付けられる構造としているため、扉が開くことはない。

しかし、隔壁側のガスケット取付面に押付けられ周囲 4 辺支持の状態の扉は、原子炉格納容器内圧を受けることにより変形する。この変形によりシール部に発生する隙間を評価する。

扉は隔壁側の部材で 4 辺支持されているが保守的かつ簡易的に扉の上下のみで支持されているモデルとして評価し、先端に発生する変位量（隙間）が、代表プラントの機器搬入口の隙間可変試験の結果において漏えいがないとされる 3.5mm 以下であることを確認する。

3.2 評価

(1) 本体の耐圧 【泊発電所 3 号炉評価結果】

許容値（ σ_a ）の応力が発生する時の圧力 P_{cr} を算出する。

$$P_{cr} = \sigma_a \cdot P / \sigma_b$$

σ_a : 材料の許容値 (SGV49 (SGV480 相当)) (200°C)

$$\sigma_a = 2/3 \cdot Su \cdot \alpha$$

Su : 材料の設計引張強さ (200°C)

α : 形状係数 (1.395)

σ_b : 内圧 P が作用した場合の隔壁の応力

P : 最高使用圧力

Su (MPa)	422
σ_b (MPa)	143
P (MPa)	0.283
P_{cr} (MPa)	0.77

以上より、泊 3 号炉本体耐圧 $0.77\text{MPa} > 2Pd (0.566\text{MPa})$

(2) シール部の健全性 【代表プラント試験結果(機器搬入口)を適用】

① ガスケットの健全性

上述の代表プラントの機器搬入口とガスケット部の形状がほぼ同等であることから、2. 機器搬入口でのガスケット試験結果を適用し、問題ないことを確認した。

項目	図記号	機器搬入口	エアロック
ガスケット材	—	シリコン	シリコン
ガスケット取付溝深さ(mm)	a		
ガスケット取付溝幅(mm)	b		
内外ガスケット取付ピッチ(mm)	c		
ガスケット押付け突起幅(mm)	d		
ガスケット押付け突起高さ(mm)	e		
ガスケット押付け突起先端形状	f		
ガスケット断面幅(mm)	g		
ガスケット断面高さ(mm)	h		



②扉の変形による隙間の評価

扉の上下のみで支持されている以下の評価モデルにて扉上端の変位量 δ を算出する。

機器搬入口でのフランジ隙間可変試験で 3.5mm 以下の隙間では有意な漏えいが無かったことから、エアロックでの算出した変位量 1.7mm は問題ない。

$$\delta = \frac{w \times L_1}{24 \times E \times I} \times (3 \times L_1^3 + 6 \times L_1^2 \times L_2 - L_2^3) \quad (\text{機械実用便覧})$$

w : 単位荷重

$$w = P \times b$$

$$P : 2Pd$$

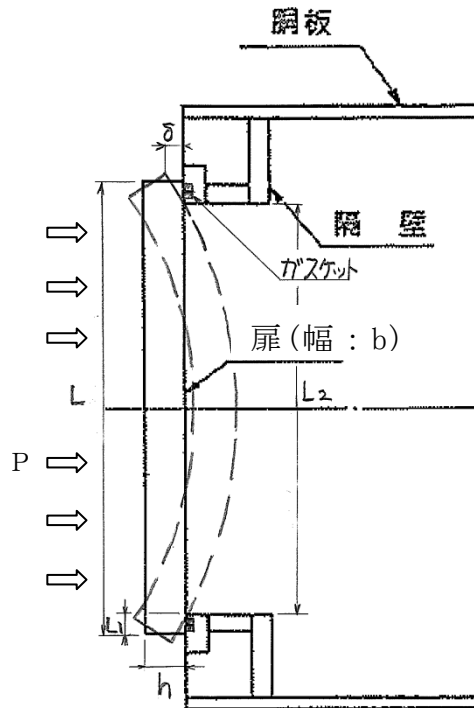
b : 扉幅

I : 断面二次モーメント

$$I = \frac{b \times h^3}{12}$$

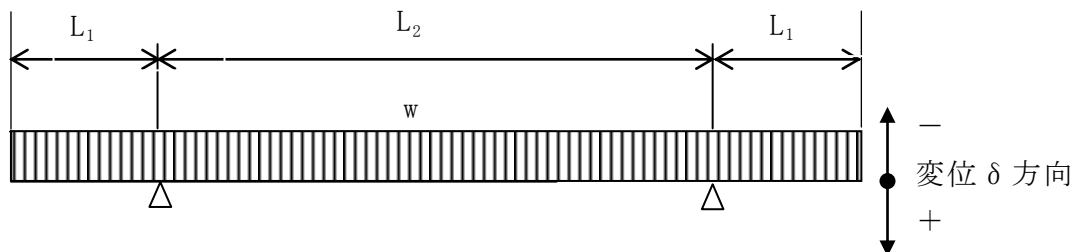
h : 扉板厚

P (MPa)	0.566
b (mm)	
E (MPa)	191,000
h (mm)	
L ₁ (mm)	
L ₂ (mm)	
δ (mm)	-1.7



エアロック扉変形概念図

(評価モデル)



3.3 評価結果

200°C、2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能を期待できる。

2. 応力解析

2.1 計算点

計算点は、次のとおりとする。

胴板一般部 (A点)

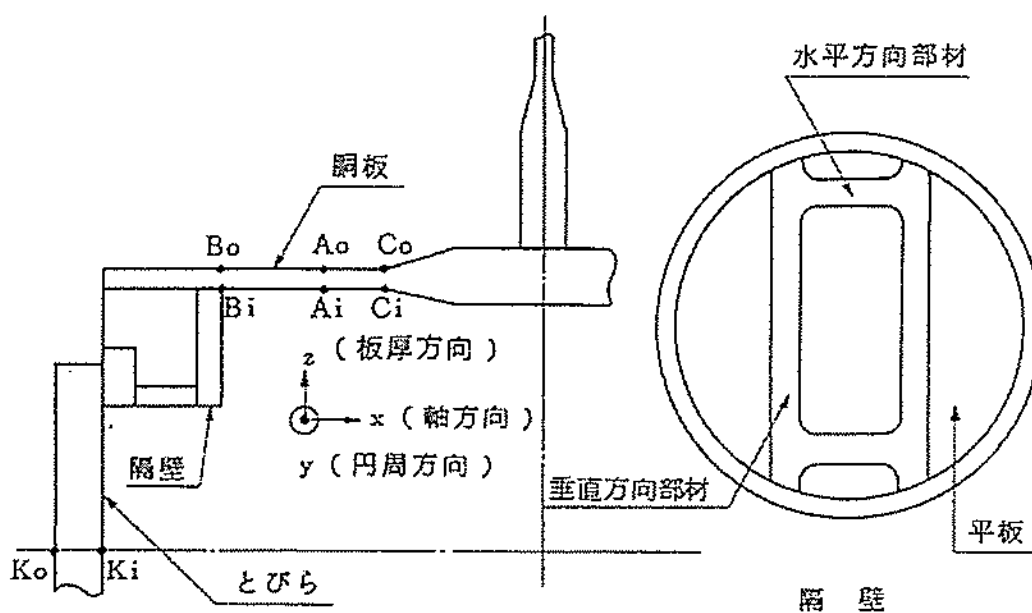
胴板と隔壁との接続部 (B点)

胴板の厚さの変化部 (C点)

隔壁 (垂直方向部材, 水平方向部材及び平板)

とびら (K点)

なお, A点~C点及びK点の計算点は, 胴板又はとびらの内外面とし, 第2図のとおりとする。また, A点~C点の計算点における応力の方向は, 第2図に示すとおりである。



第2図 計算点

第9表 D+O+Lの荷重の組合せにおける胴板の応力

(単位: N/mm²)

計算点	応力	一次応力									二次応力						一次+二次応力				
		一次一般膜応力			一次局部膜応力			一次膜応力+一次曲げ応力			圧力による曲げ応力			熱による応力							
		σ_x	σ_y	σ_z	σ_x	σ_y	σ_z	σ_x	σ_y	σ_z	σ_x	σ_y	σ_z	σ_x	σ_y	σ_z	σ_x	σ_y	σ_z		
A	A _i	-8.4	-16.9	0	0	0	0	-8.4	-16.9	0	0	0	0	0	0	56.9	56.9	0	48.5	40.0	0
	A _o	-8.4	-16.9	-0.3	0	0	0	-8.4	-16.9	-0.3	0	0	0	0	0	-56.9	-56.9	0	-65.3	-73.8	-0.3
B	B _i	-8.4	-16.9	0	0	14.3	0	-8.4	-2.6	0	-26.0	-7.8	0	56.9	56.9	0	22.5	46.5	0		
	B _o	-8.4	-16.9	-0.3	0	14.3	0	-8.4	-2.6	-0.3	26.0	7.8	0	-56.9	-56.9	0	-39.3	-51.7	-0.3		
C	C _{1i}	-8.4	-16.9	0	0	7.9	0	-8.4	-9.0	0	-11.4	-3.4	0	-39.7	94.4	0	-59.5	82.0	0		
	C _{1o}	-8.4	-16.9	-0.3	0	7.9	0	-8.4	-9.0	-0.3	11.4	3.4	0	39.7	38.6	0	42.7	33.0	-0.3		
	C _{2i}	-2.3	-4.6	0	0	-2.5	0	-2.3	-7.1	0	-0.9	-0.3	0	78.9	62.7	0	75.7	55.3	0		
	C _{2o}	-2.3	-4.6	-0.3	0	-2.5	0	-2.3	-7.1	-0.3	0.9	0.3	0	-78.9	-105.3	0	-80.3	-112.1	-0.3		

(注1) 本表は第1表、第2表、第3表、第4表及び第5表の応力を基に算出している。

第10表 D+O+Lの荷重の組合せにおける胴板の応力強さ

(単位: N/mm²)

計算点	応力強さ	一次一般膜応力強さ (P _m)			一次局部膜応力強さ (P _L)			一次膜応力+一次曲げ応力強さ (P _L +P _b)			一次+二次応力強さ (P _L +P _b +Q)		
		$\sigma_x - \sigma_y$	$\sigma_y - \sigma_z$	$\sigma_z - \sigma_x$	$\sigma_x - \sigma_y$	$\sigma_y - \sigma_z$	$\sigma_z - \sigma_x$	$\sigma_x - \sigma_y$	$\sigma_y - \sigma_z$	$\sigma_z - \sigma_x$	$\sigma_x - \sigma_y$	$\sigma_y - \sigma_z$	$\sigma_z - \sigma_x$
		A	A _i	9	-17	9	9	-17	9	9	-17	9	9
	A _o	9	-17	9	9	-17	9	9	-17	9	9	74	65
B	B _i	9	-17	9	-6	-3	9	-6	-3	9	24	47	23
	B _o	9	-17	9	-6	-3	9	-6	-3	9	13	52	39
C	C _{1i}	9	-17	9	1	-9	9	1	-9	9	142	82	60
	C _{1o}	9	-17	9	1	-9	9	1	-9	9	10	34	43
	C _{2i}	3	-5	3	5	-8	3	5	-8	3	21	56	76
	C _{2o}	3	-5	2	5	-7	2	5	-7	2	32	112	80
許容値		S = 131			1.5S = 196			1.5S = 196			3S = 393		

(注2) 本表は第9表の応力を基に算出している。

第11表 D+O+Lの荷重の組合せにおける隔壁及びとびらの応力

(単位: N/mm²)

計算点		応力	圧力による応力
隔壁	垂直方向部材		-143
	水平方向部材		-15
許容値			1.395S = 182
隔壁	平板	エアロック内面	98
		エアロック外面	-98
D	D _i		18
	D _o		-18
許容値			1.5S = 196

4. 配管貫通部 貫通配管

4.1 評価方針

原子炉格納容器が 200℃、2Pd となった場合に貫通部で生じる変位に対し、貫通配管及びその接続配管が健全であることを確認する。

貫通配管に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が貫通配管に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。一方、200℃、2Pd の環境下では原子炉格納容器は大きく変形することから、貫通配管には原子炉格納容器の変位による曲げ荷重が作用する。よって、貫通配管の機能喪失要因は、過度な曲げ荷重に伴う延性破壊が想定される。ここで、貫通配管に加えられる曲げ荷重は二次応力に分類されることから、自重等の一次応力と併せて、一次+二次応力が制限値を満足することを確認する。

一次+二次応力が制限値を満足しない場合は、設計建設規格に基づき、簡易弾塑性解析による疲労評価を実施する。

4.2 評価

原子炉格納容器の変位による曲げ荷重に対し、配管に発生する応力が大きい貫通部として、原子炉格納容器変位が大きくなる一方、地震応答を考慮し配管支持スパンが短く設定される、T. P. 33.1M 以上の設置位置が高い貫通部の配管を代表として選定する。(添付 4-1)

当該配管について、3次元梁モデルを用いた弾性解析を実施し、評価荷重により生じる応力を合計した応力として、設計・建設規格の PPC-3530 に規定される一次+二次応力の制限値を満足することを確認する。

また、PPC-3530 の評価を満足しない場合は、PPC-1210 の PPC 規定に従う代わりに PPB 規定に従ってもよいという規定に基づき、PPB-3531 の一次+二次応力の制限値(3Sm)を満足すること、又は PPB-3536 に規定される簡易弾塑性解析が適合条件を満足することを確認し、配管の損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能があることを確認する。なお、前述の一次+二次応力の制限値は既工認でも採用しているものである。

応力解析に使用する解析コードは「MSAP」である。

4.2.1 解析条件

解析条件を以降に示す（表 4-1-1、4-1-2）。また、荷重条件の原子炉格納容器変位は、貫通する配管設置高さにおける値を選定する（表 4-2）。

表 4-1-1 配管仕様（ブロック① #414）

名称	単位	貫通部配管	接続配管
呼径	—	6B sch160	6B sch40
材質	—	STS370	STPT370
外径	mm	165.2	165.2
厚さ	mm	18.2	7.1
縦弾性係数	$\times 10^5$ MPa	1.91 ^(注1)	1.91 ^(注1)
熱膨張係数	$\times 10^{-5}$ mm/mm $^{\circ}$ C	1.209 ^(注1)	1.209 ^(注1)
熱計算温度	$^{\circ}$ C	200	200
最高使用圧力	MPa	0.283	0.283

(注1) 熱計算温度 200 $^{\circ}$ Cにおける値

表 4-1-2 配管仕様（ブロック② #419）

名称	単位	貫通部配管	接続配管
呼径	—	10B sch120	10B
材質	—	SUS304TP	SUS304TPY
外径	mm	267.4	267.4
厚さ	mm	21.4	8.0
縦弾性係数	$\times 10^5$ MPa	1.83 ^(注1)	1.83 ^(注1)
熱膨張係数	$\times 10^{-5}$ mm/mm $^{\circ}$ C	1.652 ^(注1)	1.652 ^(注1)
熱計算温度	$^{\circ}$ C	200	200
最高使用圧力	MPa	2.7	2.7

(注1) 熱計算温度 200 $^{\circ}$ Cにおける値

表 4-2 荷重条件

温度 ($^{\circ}$ C)	泊発電所 3 号炉の CV 貫通部変位 (mm)	
	水平 (CV 外向き)	鉛直 (鉛直上向き)
200	110.0	57.4

4.2.2 評価方法

4.2.2.1 PPC-3530 の規定に基づく評価

(1) 強度計算に使用する記号の定義

管の応力計算に用いる記号について以下に説明する。

	記号	単位	定義
応力計算に使用するもの	S_n	MPa	一次+二次応力
	S_c	MPa	室温における設計・建設規格 付録材料図表 Part5 表 5 に規定する材料の許容引張応力
	S_h	MPa	使用温度における設計・建設規格 付録材料図表 Part5 表 5 に規定する材料の許容引張応力
	S_a	MPa	一次+二次応力の許容応力
	P	MPa	最高使用圧力
	D_0	mm	管の外径
	t	mm	管の厚さ
	M_a	N・mm	管の機械的荷重（自重その他の長期的荷重に限る）により生ずるモーメント
	M_c	N・mm	管の熱による支持点の変位及び熱膨張により生ずるモーメント
	Z	mm ³	管の断面係数
	i_1, i_2	—	設計・建設規格 PPC-3530 に規定する応力係数
f	—	設計・建設規格 PPC-3530 に規定する許容応力低減係数	

(2) 材料の許容応力 [設計・建設規格 PPC-3530]

設計・建設規格 PPC-3530 に規定される要求事項への適合性を確認する。
 なお、応力計算に使用する管の外径及び厚さは、公称値を用いる。

(a) 一次＋二次応力 (S_n) [設計・建設規格 PPC-3530(1)a.]

$$S_n = \frac{P D_0}{4 t} + \frac{0.75 i_1 M_a + i_2 M_c}{Z}$$

一次＋二次応力の許容応力は、設計・建設規格 PPC-3530(1)c. に基づき、次式により算出する。

$$S_a = 1.25 f S_c + (1 + 0.25 f) S_h$$

4.2.2.2 PPB-3531 の規定に基づく評価

(1) 強度計算に使用する記号の定義

管の応力計算等に用いる記号について以下に説明する。

	記号	単位	定義
応力計算に使用するもの	S_n	MPa	一次＋二次応力
	D_0	mm	管の外径
	t	mm	管の厚さ
	Z_b	mm ³	管台又は突合せ溶接式ティーに接続される分岐管の断面係数
	Z_r	mm ³	管台又は突合せ溶接式ティーに接続される主管の断面係数
	Z_i	mm ³	管の断面係数
	C_1 C_2, C_{2b} C_{2r}, C_3	—	設計・建設規格 PPB-3810 に規定する材料の応力係数
	M_{bs}	N・mm	管台又は突合せ溶接式ティーに接続される分岐管の熱膨張、支持点の変位及び機械的荷重（自重を除く）により生ずるモーメント
	M_{rs}	N・mm	管台又は突合せ溶接式ティーに接続される主管の熱膨張、支持点の変位及び機械的荷重（自重を除く）により生ずるモーメント
	M_{is}	N・mm	管の熱膨張、支持点の変位及び機械的荷重（自重を除く）により生ずるモーメント

	記号	単位	定義
応力計算に使用するもの	T_a, T_b	°C	構造上の不連続部分のうち応力集中度が最も高いと推定した点又は材質を異にする点を境とするそれぞれの側における次の計算式により計算した範囲内の平均温度 $l_a = \sqrt{d_a t_a}$ $l_b = \sqrt{d_b t_b}$
	l_a, l_b	mm	構造上の不連続部分のうち応力集中度が最も高いと推定した点を境とするそれぞれの側における範囲
	d_a, d_b	mm	構造上の不連続部分のうち応力集中度が最も高いと推定した点を境とするそれぞれの側における管の内径
	t_a, t_b	mm	l_a 及び l_b の範囲内における管の平均厚さ
	α_a α_b	mm/mm°C	構造上の不連続部分のうち応力集中度が最も高いと推定した点を境とするそれぞれの側における室温における設計・建設規格 PPB-3723 に規定する熱膨張係数
	$E_{a b}$	MPa	構造上の不連続部分のうち応力集中度が最も高いと推定した点、又は材質を異にする点を境とするそれぞれの側の室温における設計・建設規格 PPB-3724 に規定する縦弾性係数の平均値
	P_0	MPa	供用状態 A 及び B において生ずる圧力

(2) 応力の算出

PPC-3530 に基づく評価を満足しない場合、配管に発生する応力を設計・建設規格 PPB-3531 に基づく以下の計算式により求める。

(a) 一次＋二次応力 (S_n) [設計・建設規格 PPB-3531]

a. 管台及び突合せ溶接式ティー

$$S_n = \frac{C_1 P_0 D_0}{2 t} + \frac{C_{2b} M_{b s}}{Z_b} + \frac{C_{2r} M_{r s}}{Z_r} + C_3 E_{a b} | \alpha_a T_a - \alpha_b T_b |$$

b. 管台及び突合せ溶接式ティー以外の管

$$S_n = \frac{C_1 P_0 D_0}{2 t} + \frac{C_2 M_{i s}}{Z_i} + C_3 E_{a b} | \alpha_a T_a - \alpha_b T_b |$$

4.2.2.3 PPB-3536 の規定に基づく評価

(1) 強度計算に使用する記号の定義

管の応力計算等に用いる記号について以下に説明する。

	記号	単位	定義
応力計算に使用するものの	S_{ℓ}	MPa	繰返しピーク応力強さ
	S_p	MPa	ピーク応力
	E	MPa	室温における PPB-3724 に規定する縦弾性係数
	α	mm/mm °C	室温における PPB-3723 に規定する熱膨張係数
	ΔT_1	°C	線形化した厚さ方向の温度分布における管の内外面温度差
	ΔT_2	°C	管の内面又は外面において生ずる温度とそれに対応する線形化した温度との差のうちいずれか大きい方の温度（負の場合は 0 とする）
	D_0	mm	管の外径
	t	mm	管の厚さ
	Z_b	mm ³	管台又は突合せ溶接式ティーに接続される分岐管の断面係数
	Z_r	mm ³	管台又は突合せ溶接式ティーに接続される主管の断面係数
	Z_i	mm ³	管の断面係数
	C_1, C_2 C_{2b}, C_{2r} $C_3, K_1,$ $K_2, K_{2b},$ K_{2r}, K_{r3}	—	設計・建設規格 PPB-3810 に規定する材料の応力係数
	M_{bs}	N・mm	管台又は突合せ溶接式ティーに接続される分岐管の熱膨張、支持点の変位及び機械的荷重（自重を除く）により生ずるモーメント
	M_{rs}	N・mm	管台又は突合せ溶接式ティーに接続される主管の熱膨張、支持点の変位及び機械的荷重（自重を除く）により生ずるモーメント
M_{is}	N・mm	管の熱膨張、支持点の変位及び機械的荷重（自重を除く）により生ずるモーメント	

	記号	単位	定義
応力計算に使用するもの	T_a, T_b	℃	構造上の不連続部分のうち応力集中度が最も高いと推定した点又は材質を異にする点を境とするそれぞれの側における次の計算式により計算した範囲内の平均温度 $l_a = \sqrt{d_a t_a}$ $l_b = \sqrt{d_b t_b}$
	l_a, l_b	mm	構造上の不連続部分のうち応力集中度が最も高いと推定した点を境とするそれぞれの側における範囲
	d_a, d_b	mm	構造上の不連続部分のうち応力集中度が最も高いと推定した点を境とするそれぞれの側における管の内径
	t_a, t_b	mm	l_a 及び l_b の範囲内における管の平均厚さ
	α_a α_b	mm/mm℃	構造上の不連続部分のうち応力集中度が最も高いと推定した点を境とするそれぞれの側における室温における設計・建設規格 PPB-3723 に規定する熱膨張係数
	E_{ab}	MPa	構造上の不連続部分のうち応力集中度が最も高いと推定した点、又は材質を異にする点を境とするそれぞれの側の室温における設計・建設規格 PPB-3724 に規定する縦弾性係数の平均値
	P_0	MPa	供用状態 A 及び B において生ずる圧力

(2) 応力の算出

PPB-3531 に基づく評価を満足しない場合、配管に発生する繰返しピーク応力強さを設計・建設規格 PPB-3536 に基づく以下の計算式により求める。

(a) 繰返しピーク応力強さ (S_θ) [設計・建設規格 PPB-3536]

$$S_\theta = \frac{S_p}{2}$$

a. 管台及び突合せ溶接式ティー

$$S_p = \frac{K_1 C_1 P_0 D_0}{2t} + \frac{K_{2b} C_{2b} M_{b\ s}}{Z_b} + \frac{K_{2r} C_{2r} M_{r\ s}}{Z_r} + \frac{K_3 E \alpha |\Delta T_1|}{1.4} + K_3 C_3 E_{ab} |\alpha_a T_a - \alpha_b T_b| + \frac{E \alpha |\Delta T_2|}{0.7}$$

b. 管台及び突合せ溶接式ティー以外の管

$$S_p = \frac{K_1 C_1 P_0 D_0}{2t} + \frac{K_2 C_2 M_{i\ s}}{Z_i} + \frac{K_3 E \alpha |\Delta T_1|}{1.4} + K_3 C_3 E_{ab} |\alpha_a T_a - \alpha_b T_b| + \frac{E \alpha |\Delta T_2|}{0.7}$$

4.3 評価結果

評価対象となる解析モデルを以下に示し、評価結果を表 3 及び表 4 に示す。

ブロック②については PPC-3530 の規定を満足することから、配管の変形が疲労評価上問題とならず、延性破壊の可能性もないことが確認できた。ブロック①については PPB-3536 の規定に基づき、繰返しピーク応力強さが材料ごとに定められる 10 回の許容繰返し回数に対応する繰返しピーク応力強さの値を超えないことから、配管の変形が疲労評価上問題とならないことが確認できた。

以上の結果より、200℃、2Pd の環境下においても配管が損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能を確保できる。

[ブロックの説明]

ブロック①：貫通部番号 414 (図 1 参照)

ブロック②：貫通部番号 419 (図 2 参照)

表 4-3 PPC-3530 の規定に基づく評価結果

(単位：MPa)

対象 ブロック 番号	節点 番号	圧力による 応力	外荷重（自重） による応力	二次応力	合計 応力	許容値
①	121	1.7	3.4	423.5	429	232
②	882	22.6	15.5	243.3	282	300

(注) 評価点は各解析箇所での評価のうち最も厳しい節点である。

表 4-4 PPB-3531 の規定に基づく評価結果

(単位：MPa)

対象 ブロック 番号	最大応力 発生点	圧力による 応力	外荷重 による応力	構造上の不連続 による熱応力	合計 応力	許容値
①	121	4.4	520.3	0.0	525	375

(注) 評価点は各解析箇所での評価のうち最も厳しい節点である。

PPB-3536 の規定に基づく評価結果

PPB-3536の規定の 条文	(1) 項		(2) 項		(3) 項		(4) 項		(5) 項	(6) 項	(7) 項	
	最小降伏 点と最小 引張強さ との比	許容値	供用状態A 及びB における 温度 (°C)	許容値 (°C)	熱膨張応 力を除い た一次＋ 二次応力 (MPa)	許容値 (MPa)	繰返し ピーク 応力強さ (MPa)	許容値 (MPa)	疲労累積 係数	熱膨張 応力 (MPa)	繰返しした 厚さ方向の 温度分布に おける管の 内外面の温 度差の変動 範囲 (°C)	許容値 (°C)
最大応力 発生点	0.58	0.8	200	370	5	375	314	3999	※2	※3	0.00	698.95
対象ブロッ ク番号												
①												

(注) 評価点は解析箇所での評価のうち最も厳しい節点である。

※1 設計・建設規格 添付 4-2 3.1 および 3.2 における 10 回の許容繰返し回数に対する許容繰返しピーク応力強さ

※2 今回の評価温度、評価圧力の繰返し回数が 1 回のみであるのに対し、材料ごとに定められる 10 回の許容繰返し回数に対する繰返しピーク応力強さの値を越えないことを確認していることから 1 を超えることはない。

※3 (6) 項については今回の評価温度、評価圧力の繰返し回数が 1 回のみであることから、熱膨張による疲労はないことを確認した。



アンカーサポート
リジットサポート

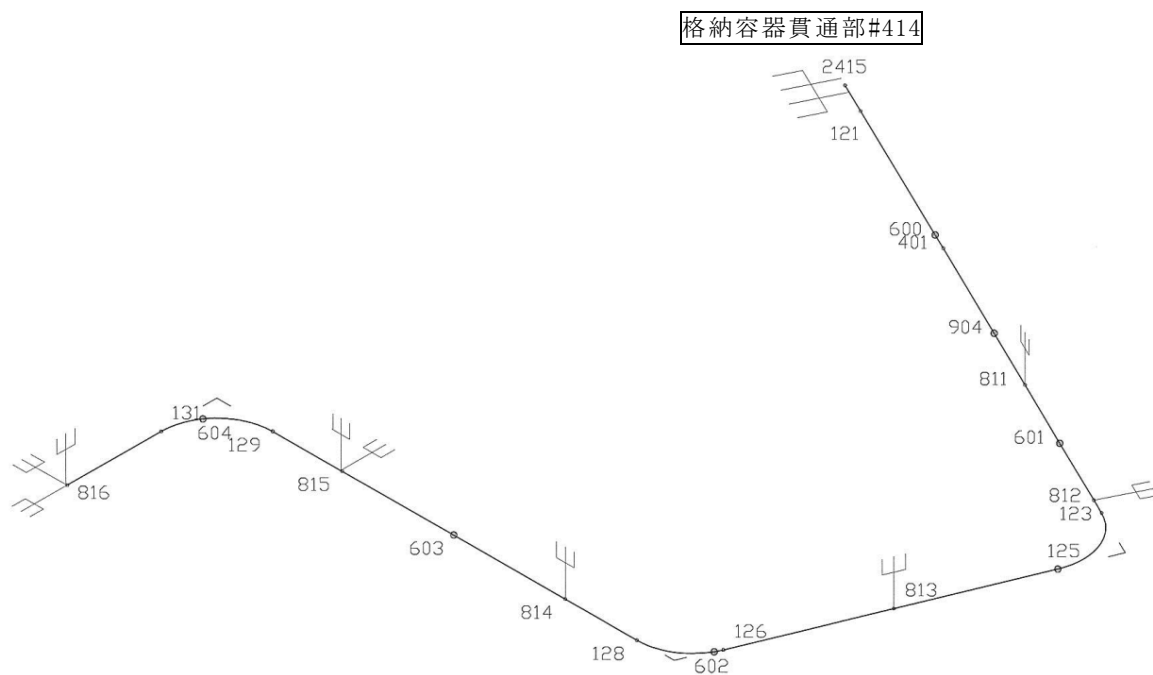
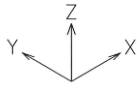
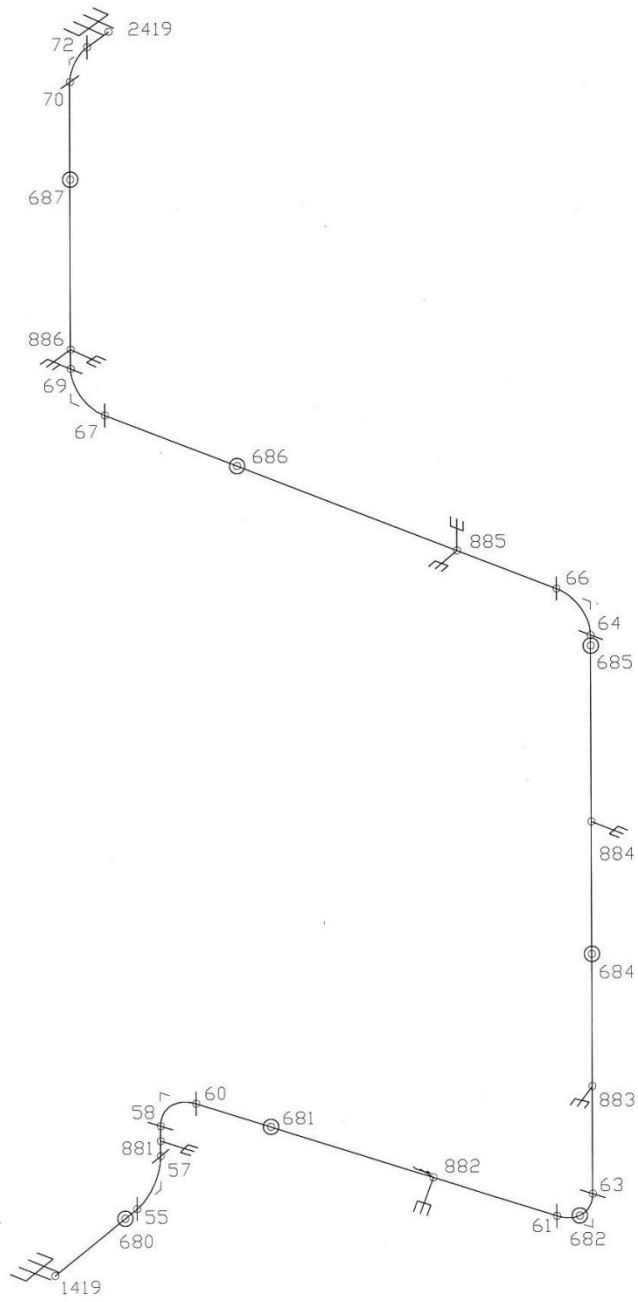


図1 解析モデル図 (ブロック①)



格納容器貫通部#419



アンカーサポート

リジットサポート

図2 解析モデル図 (ブロック②)

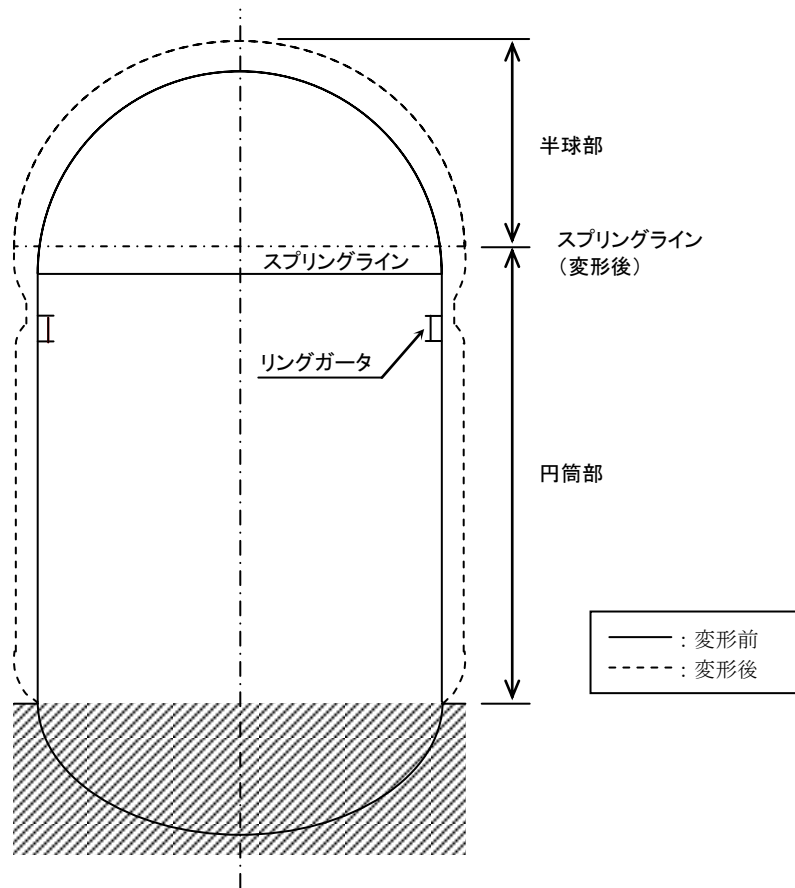


図3 原子炉格納容器の変形イメージ図

添付 4-1

原子炉格納容器貫通部の評価部位の代表性について

1. はじめに

今回評価を実施した評価部位の代表性を示したものである。

2. 原子炉格納容器貫通部の代表選定の考え方

2.1 一般的知見

原子炉格納容器貫通部周りの配管に発生する応力は、原子炉格納容器貫通部の変位と、配管系の拘束条件の関係によって定められる。まず、原子炉格納容器貫通部の変位はELが高くなる程大きくなる。(鉛直方向)

一方、配管は耐震性を確保するために、一定の支持間隔で支持構造物を設置する必要があるが、ELが高くなる程、床応答加速度が増加するため、許容応力以内に収めるために支持間隔はELが高くなる程、短く設定している。(表添付 4-1-1 参照)

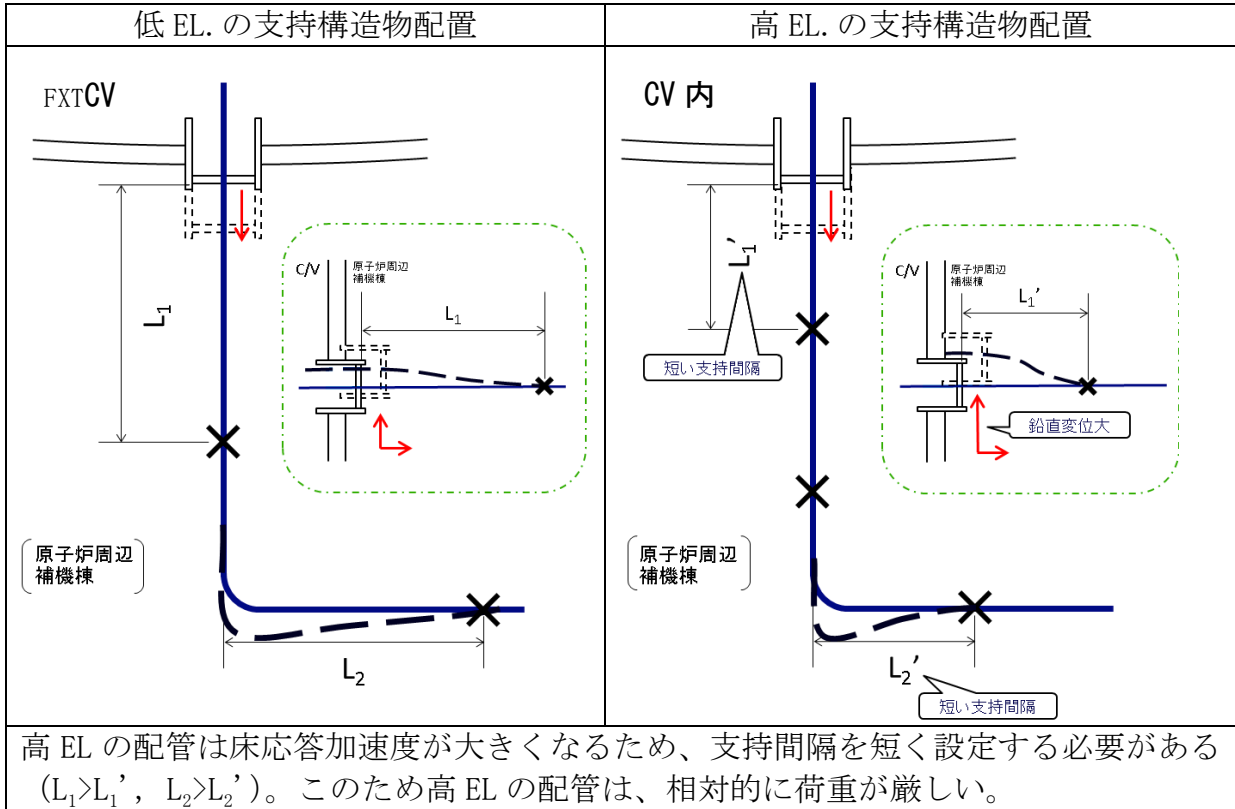
表添付 4-1-1 配管設置 EL と耐震支持間隔の関係 (例)

配管仕様 (炭素鋼)	周辺補機棟	
	基礎～T. P17. 8M	～T. P. 33. 1M
3B SCH40	5. 1	4. 6
4B SCH40	5. 8	5. 3
5B SCH40	6. 4	5. 9
6B SCH40	6. 9	6. 4
8B SCH40	7. 8	7. 2
10B SCH40	8. 7	8. 0

注) 泊発電所 3 号機第 2 回工事計画認可申請書 添付資料 6-4 「配管及び弁の耐震計算の方針並びに標準支持間隔の耐震計算書」の配管耐震支持間隔表より抜粋

このため、一般的には、変位が大きく且つ、支持間隔が短くなる上部 EL が配管応力として厳しいと考えられる。

図添付 4-1-1 に支持構造物配置影響の説明図を示す。



図添付 4-1-1 支持構造物配置影響の説明図

2.2 今回の評価

配管の耐震支持間隔は、上記の設計支持間隔内で現場状況に応じて設定されていることから、配管の実支持長さをを用いて配管に発生する応力を以下の方法により算出する。

本評価では、材料力学の片端固定はりに基づいた次式より、各貫通部に発生する変位に対する応力を算出し、上部 EL (T.P. 33.1m 以上) の最大応力値を 1.0 とした場合の応力比を求めた。

$$\sigma = 3ED \delta / (2L^2)$$

E : 縦弾性係数

D : 外径

δ : 変位

L : 実支持長さ

3. 泊発電所 3 号炉における代表部位選定結果

2.2 に基づき、貫通部に発生する応力比を整理した結果は表添付 4-1-2 のとおりである。EL が高いほど変位が大きく、応力が高い傾向を示していることから、T.P. 33.1m 以上の貫通部 (414, 419) を代表配管に選定した (表添付 4-1-3)。

表添付 4-1-2 配管に係る応力比

EL	変位 δ [mm]	応力比 ^(注 1)
33.1M 以上 (O/F)	約 50~57	0.9~1.0
24.8M~33.1M	約 25~38	0.4~0.7
17.8M~24.8M	約 4~17	0.1~0.3

注 1：最大応力値を 1.0 とした場合の比

表添付 4-1-3 T.P. 33.1m 以上の選定貫通部

貫通部番号	貫通配管仕様			
	外径 D [mm]	材質	縦弾性係数 E [$\times 10^5$ MPa]	実支持長さ L [m]
414	165.2	STS370	1.91	3.5
419	267.4	SUS304TP	1.83	3.2

5. 配管貫通部 スリーブ

5.1 評価方針

スリーブ本体及びスリーブ取付部（以下スリーブ）の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力がスリーブに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。

従って、スリーブの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

ここで、設計・建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである。（設計・建設規格 解説 GNR-2200）

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するスリーブの評価温度及び評価圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考える。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（一次冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su (=Su)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

さらに、構造不連続部には二次応力が発生することから、一次応力と合わせて一次＋二次応力の評価を保守的に実施し、許容値を設計引張強さ（Su）とする。なお、二次応力は、応力増加に伴い局部的な塑性流れが生じ応力分布が均等化され破損を起こすことは考えられないが、今回の評価では、一次＋二次応力の許容値を設計引張強さ（Su）とする。

具体的には、200℃、2Pd の環境下において、原子炉格納容器内圧及び原

子炉格納容器変位による配管荷重が端板に作用しており、その結果、スリーブに生じる応力が大きい貫通部を代表として選定し（添付 5-1）、スリーブにかかる一次＋二次応力強さが、200℃における設計引張強さ（Su）以下になること、また、一次一般膜応力強さが $2/3Su$ 以下になることを確認し、スリーブの損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能があることを確認する。なお、上記はスリーブ取付部に関するものであり、スリーブ本体については、設計・建設規格 表 PVB-3110-1 に規定される形状係数 α （=1.3）を考慮して一次＋二次応力評価の許容値を設定する。

なお、原子炉格納容器の変位の影響を受けやすい、固定式配管貫通部を対象とする。

また、貫通部スリーブの溶接は、格納容器本体と同様にクラスMC容器の溶接規格によって実施されており、同規格の要求事項である「母材の強度と同等以上の強度を有すること」を機械試験や非破壊試験を行って確認していることから、以降の評価では母材部と同等に扱っている。

5.2 評価

5.2.1 貫通部スリーブの仕様

貫通部スリーブの基本形状を図 5-1 に、仕様及び評価条件を表 5-1 に示す。

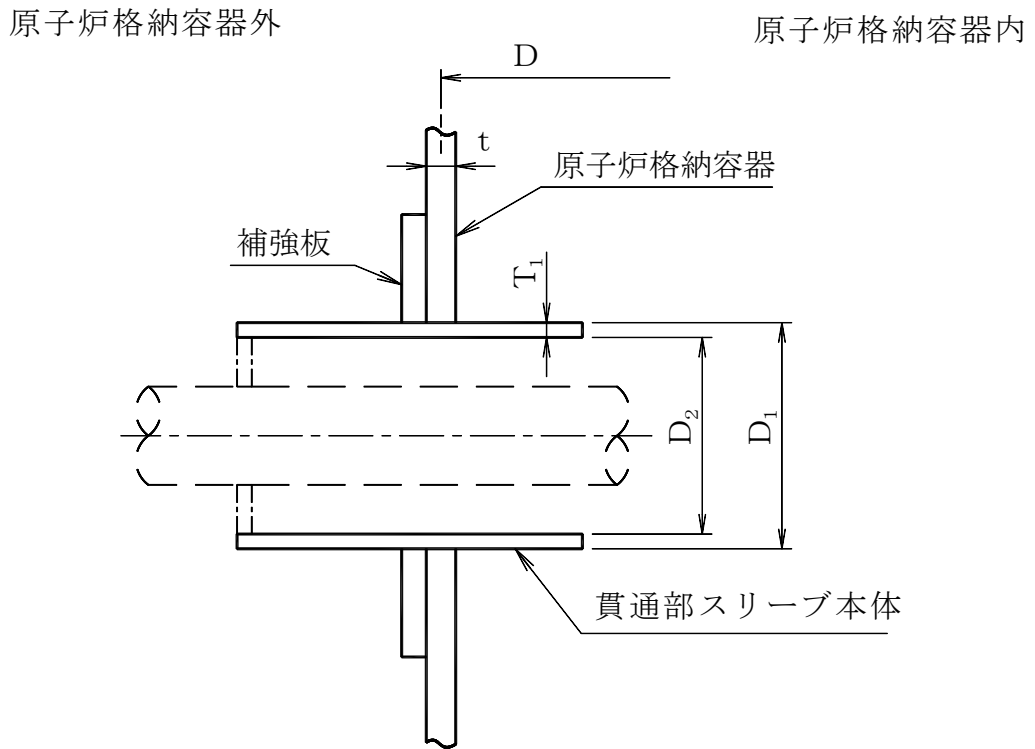


図 5-1 貫通部スリーブ基本形状

表 5-1 貫通部スリーブの仕様及び評価条件

項目	泊発電所 3 号炉	
評価対象貫通部番号	414	419
原子炉格納容器内圧力 : P (MPa)	0.566	0.566
原子炉格納容器内温度 : T (°C)	200	200
貫通部スリーブ本体の外径 : D_1 (mm)		
貫通部スリーブ本体の内径 : D_2 (mm)		
貫通部スリーブ本体の厚さ : T_1 (mm)		
原子炉格納容器板心直径 : D (mm)	40044.5	40044.5
原子炉格納容器の厚さ : t (mm)	44.5	44.5
評価対象貫通部スリーブ本体呼び径	14B	ϕ 548

5.2.2 スリーブ本体

(1) 基本事項

原子炉格納容器内圧力及び配管荷重による応力の計算を行う。なお、計算にて使用する各部の寸法については、公称値を用いる。

(2) 評価点

スリーブ本体の評価点は、スリーブ本体のうち最大応力の生じる点とし、図2の L_i 及び L_o 点とする。

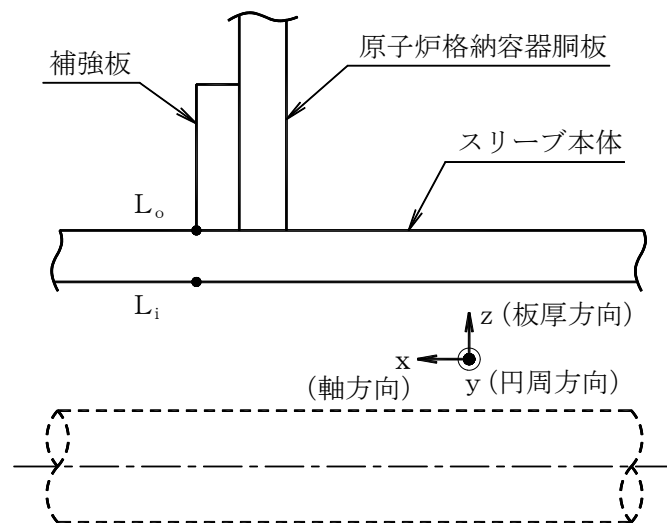


図 5-2 スリーブ本体の評価点

なお、応力の方向は次のとおりとする。

- σ_x : スリーブ本体軸方向応力
- σ_y : スリーブ本体円周方向応力
- σ_z : スリーブ本体板厚方向応力

(3) 評価荷重

a. 原子炉格納容器内圧力

スリーブ本体に作用する圧力条件を表 5-1 に示す。

b. 配管荷重

スリーブ本体に作用する配管外力を 4. 配管貫通部 貫通配管に示す配管について多質点系はりモデルにより算出する。

この外力を安全側に 1000N、1000N・m 単位で切り上げたものを配管荷重とする。配管荷重として考慮するものを以下に示す。

- ① 配管自重による反力及びモーメント
- ② 配管熱膨張による反力及びモーメント
- ③ 事故時の原子炉格納容器熱膨張に伴う相対変位による反力及びモーメント

配管荷重の方向を図 5-3 に、配管荷重を表 5-2 に示す。なお、外力の算出に使用した解析コードは、「MSAP」である。

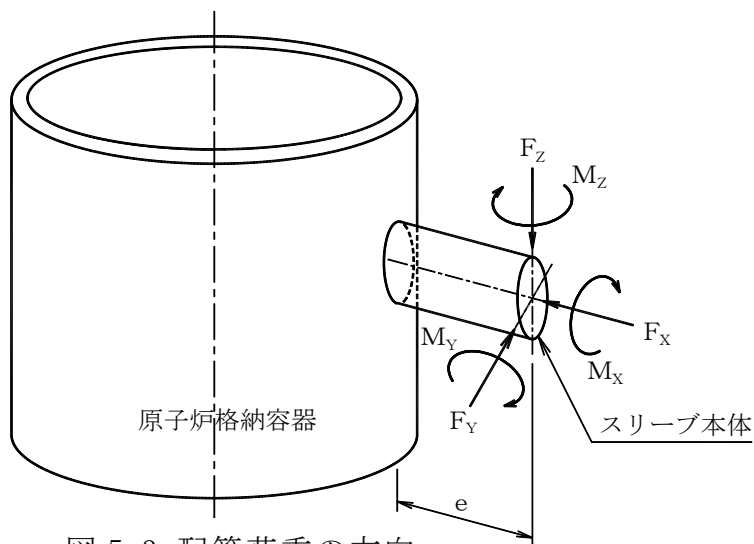


図 5-3 配管荷重の方向

表 5-2 配管荷重

貫通部 番号	スリーブ 呼び径	Fx	Fy	Fz	Mx	My	Mz
		N			N・m		
414	14B						
419	φ 548						

(4) 応力算出方法

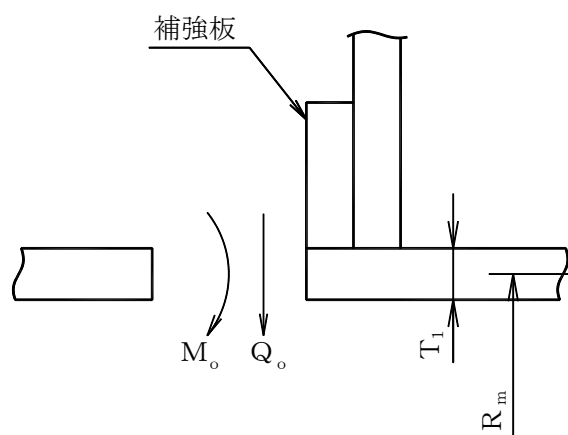
a. 原子炉格納容器内圧力による応力

原子炉格納容器内圧力によりスリーブ本体に発生する応力は、下記の通り既工事計画認可申請書に記載している方法で求める。

(a) 計算要領

補強板との取付部を固定として、不静定荷重（曲げモーメント M_0 及びせん断力 Q_0 ）を求め、応力の計算を行う。

ここで、不静定荷重 M_0 及び Q_0 は次の図に示す方向を正とする。また、変位はスリーブ本体外向きを正、回転角は右回りを正とする。



(b) 不静定荷重 M_0 及び Q_0 。

評価点における変位及び回転角に関する連続の条件（THEORY OF PLATES AND SHELLS; S. TIMOSHENKO 著）を適用して原子炉格納容器内圧力による不静定荷重を求める。

$$\begin{cases} w_s + \delta_s = 0 \\ \dots\dots\dots \text{連続の条件} \\ \theta_s + \gamma_s = 0 \end{cases}$$

ここで、

w_s : 不静定荷重によるスリーブ本体変位

θ_s : 不静定荷重によるスリーブ本体回転角

δ_s : 原子炉格納容器内圧力によるスリーブ本体変位

γ_s : 原子炉格納容器内圧力によるスリーブ本体回転角 = 0

連続の条件より不静定荷重 M_o 及び Q_o 、不静定荷重による貫通部スリーブ変位 w_s は以下の通りとなる。

表 5-3 不静定荷重及び変位の計算結果

貫通部番号 (呼び径)	414(14B)	419(ϕ 548)
D (N・mm)		
R_m (mm)		
δ_s (mm)		
β (mm ⁻¹)		
M_o (N・mm/mm)		
Q_o (N/mm)		
w_s (mm)		

(c) 計算式

応力は次の式により求める。

一次一般膜応力

$$\sigma_x = \frac{P \cdot R_m}{2T_1}$$

$$\sigma_y = \frac{P \cdot R_m}{T_1}$$

$$\sigma_z = -P \quad \begin{array}{l} \text{(貫通部スリーブ内面)} \\ 0 \quad \text{(貫通部スリーブ外面)} \end{array}$$

一次局部膜応力

$$\sigma_y = \frac{E \cdot w_s}{R_m}$$

二次応力

$$\sigma_x = \mp \frac{6M_o}{T_1^2}$$

$$\sigma_y = \mp \frac{6\nu \cdot M_o}{T_1^2}$$

b. 配管荷重による応力

配管荷重の軸力及び曲げモーメントによる応力は次の式により求める。

$$\sigma_x = \left(\pm \frac{F_x}{A} \right) + \left(\pm \frac{M_z'}{Z} \right)$$

$$\sigma_y = 0$$

$$\sigma_z = 0$$

なお、スリーブ本体の評価点にかかる曲げモーメントの合力 M_z' は次の式により求める。

$$M_z' = \sqrt{(M_y + F_z \cdot e)^2 + (M_z + F_y \cdot e)^2}$$

配管荷重の軸力および曲げモーメントを表 5-4 に示す。

表 5-4 配管荷重の軸力及び曲げモーメント

スリーブ本体 呼び径	貫通部 番号	荷重作用点 の距離 e (mm)	配管荷重	
			F _x (N)	M _z ' (×10 ³ N· mm)
14B	414			
φ 548	419			

(5) 応力評価

(4)項に記載する方法により算出した応力強さが、応力強さの限界以下であることを確認する。

スリーブ本体の荷重の組合せ及び応力強さの限界は、表 5-5 に示すとおりである。

また、材料の原子炉格納容器内温度における応力強さの限界を表 5-6 に示す。

表 5-5 荷重の組合せ及び応力強さの限界

荷重の組合せ	応力強さの限界	
	一次一般膜応力強さ	一次＋二次応力強さ
①原子炉格納容器内圧力 ②配管荷重	$\frac{2}{3} S u$	$\alpha \times \frac{2}{3} S u$ (注)

(注) α はここでは 1.3。

表 5-6 材料の原子炉格納容器内温度における応力強さの限界

応力強さ	スリーブ呼び径	貫通部番号	材料	原子炉格納容器内温度 (°C)	応力強さの限界 (MPa)
一次一般膜 応力強さ	14B	414	GSTPL	200	251
	φ 548	419	SGV480		281
一次＋二次 応力強さ	14B	414	GSTPL		326
	φ 548	419	SGV480		365

(6) 評価結果

各荷重によるスリーブ本体の応力結果を表 5-7 に、応力強さの結果を表 5-8 に示す。

① 貫通部番号 414 (14B) のスリーブ本体

表 5-7 より、配管荷重による応力が支配的となる。

一次一般膜応力強さは、60MPa であり、応力強さの限界 (2/3Su) 251MPa 以下である。

一次+二次応力強さは、73MPa であり、応力強さの限界 ($\alpha \times 2/3Su$) 326MPa 以下である。

更に、一次一般膜応力強さ、一次+二次応力強さは 200°Cにおける材料の設計降伏点 207MPa 以下であるため、弾性状態である。

② 貫通部番号 419 ($\phi 548$) のスリーブ本体

表 5-8 より、配管荷重による応力が支配的となる。

一次一般膜応力強さは、9MPa であり、応力強さの限界 (2/3Su) 281MPa 以下である。

一次+二次応力強さは、21MPa であり、応力強さの限界 ($\alpha \times 2/3Su$) 365MPa 以下である。

更に、一次一般膜応力強さ、一次+二次応力強さは 200°Cにおける材料の設計降伏点 226MPa 以下であるため、弾性状態である。

表 5-7 スリーブ本体の各荷重による応力

種別	評価点	応力 (MPa)											
		原子炉格納容器内圧力による応力									配管荷重による応力		
		(イ) 一次一般膜応力			(ロ) 一次局部膜応力			(ハ) 二次応力			(ニ) 一次一般膜応力		
		σ_x	σ_y	σ_z	σ_x	σ_y	σ_z	σ_x	σ_y	σ_z	σ_x	σ_y	σ_z
414 (14B)	L _i	4.4	8.8	-0.6	0	-7.5	0	13.6	4.1	0	54.3	0	0
	L _o	4.4	8.8	0	0	-7.5	0	-13.6	-4.1	0	54.3	0	0
419 ($\phi 548$)	L _i	3.9	7.9	-0.6	0	-6.7	0	12.2	3.6	0	4.1	0	0
	L _o	3.9	7.9	0	0	-6.7	0	-12.2	-3.6	0	4.1	0	0

表 5-8 スリーブ本体の応力強さ

評価部位		一次一般膜応力強さ (MPa)		一次+二次応力強さ (MPa)	
		応力強さ	応力強さの限界	応力強さ	応力強さの限界
414 (14B)	L _i	60	251	73	326
	L _o	59	251	64	326
419 ($\Phi 548$)	L _i	9	281	21	365
	L _o	9	281	13	365

5.2.3 スリーブ取付部の計算方法

(1) 基本事項

計算では、原子炉格納容器の自重、原子炉格納容器内圧力及び原子炉格納容器に局部的に作用する配管荷重による応力の計算を行う。

なお、計算にて使用する各部の寸法については、公称値を用いる。

(2) 評価点

スリーブ取付部の評価点は、原子炉格納容器胴板の水平断面における補強板端部又は原子炉格納容器と貫通部スリーブの接続部のうち最大応力の生じる点とし、図 5-4 の S_o 及び S_i 点とする。

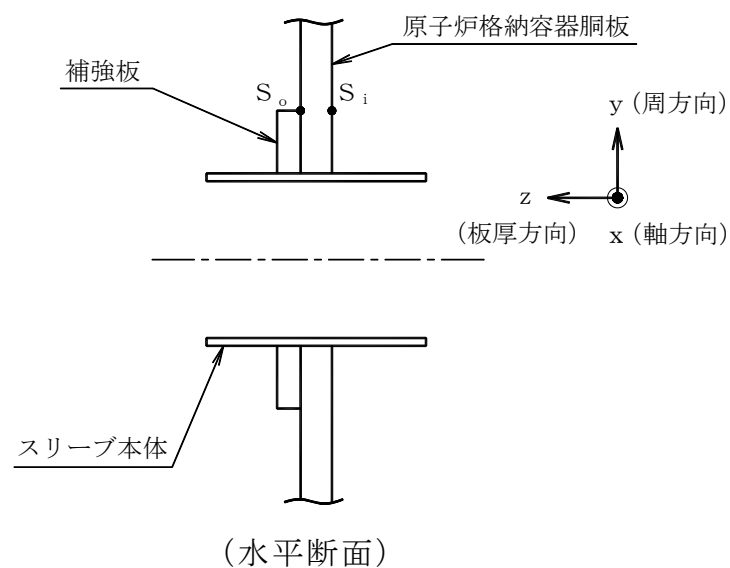


図 5-4 スリーブ取付部の評価点

なお、応力の方向は次のとおりとする。

- σ_x : 原子炉格納容器 (スリーブ取付部) 軸方向応力
- σ_y : 原子炉格納容器 (スリーブ取付部) 円周方向応力
- σ_z : 原子炉格納容器 (スリーブ取付部) 板厚方向応力

(3) 評価荷重

a. 原子炉格納容器の自重

原子炉格納容器固定端での自重とし、既設工事計画認可申請書に記載されている 32,134,000N とする。

b. 原子炉格納容器圧力

スリーブ取付部に作用する圧力条件を表 5-1 に示す。

c. 配管荷重

4.2.2.(3).b 項の貫通部スリーブに作用する配管荷重とする。

(4) 応力算出方法

a. 原子炉格納容器自重による応力

原子炉格納容器及び附属物の自重による応力は次の式により求める。

$$\begin{aligned}\sigma_x &= -\frac{W_p}{\pi \cdot D \cdot t} \quad (\text{一次一般膜応力}) \\ \sigma_y &= 0 \\ \sigma_z &= 0\end{aligned}$$

b. 原子炉格納容器内圧力による応力

原子炉格納容器の原子炉格納容器内圧力による応力は次の式により求める。

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{P \cdot R}{2t} \quad (\text{一次一般膜応力}) \\ \sigma_y &= \frac{P \cdot R}{t} \quad (\text{一次一般膜応力}) \\ \sigma_z &= -P \quad (\text{原子炉格納容器内側}) \quad (\text{一次一般膜応力}) \\ &= 0 \quad (\text{原子炉格納容器外側})\end{aligned}$$

c. 配管荷重による応力

スリーブ取付部の計算に用いる配管荷重を求める。荷重作用点は図 5-3 のとおり、原子炉格納容器胴板より偏心している。このため原子炉格納容器（貫通部スリーブ取付部）には、曲げモーメント M_Y 及び M_Z のほかに、反力 F_Y 及び F_Z による曲げモーメントが加わる。

よって、原子炉格納容器（貫通部スリーブ取付部）にかかる曲げモーメントの合力 M_Z' は次の式により求める。

$$M_Z' = \sqrt{(M_Y + F_Z \cdot e)^2 + (M_Z + F_Y \cdot e)^2}$$

上記で求める応力の計算に使用する配管荷重を表 5-9 に示す。

表 5-9 配管荷重軸力及び曲げモーメント

スリーブ本体 呼び径	貫通部 番号	荷重作用点 の距離 e (mm)	配管荷重	
			F _x (N)	M _z ' (×10 ³ N· mm)
14B	414			
φ 548	419			

配管荷重により発生する局部膜及び曲げ応力は、有限要素法解析コードNASTRANを用いて求める。

応力解析は、板要素によりモデル化した図 5-5 の解析モデルで行う。

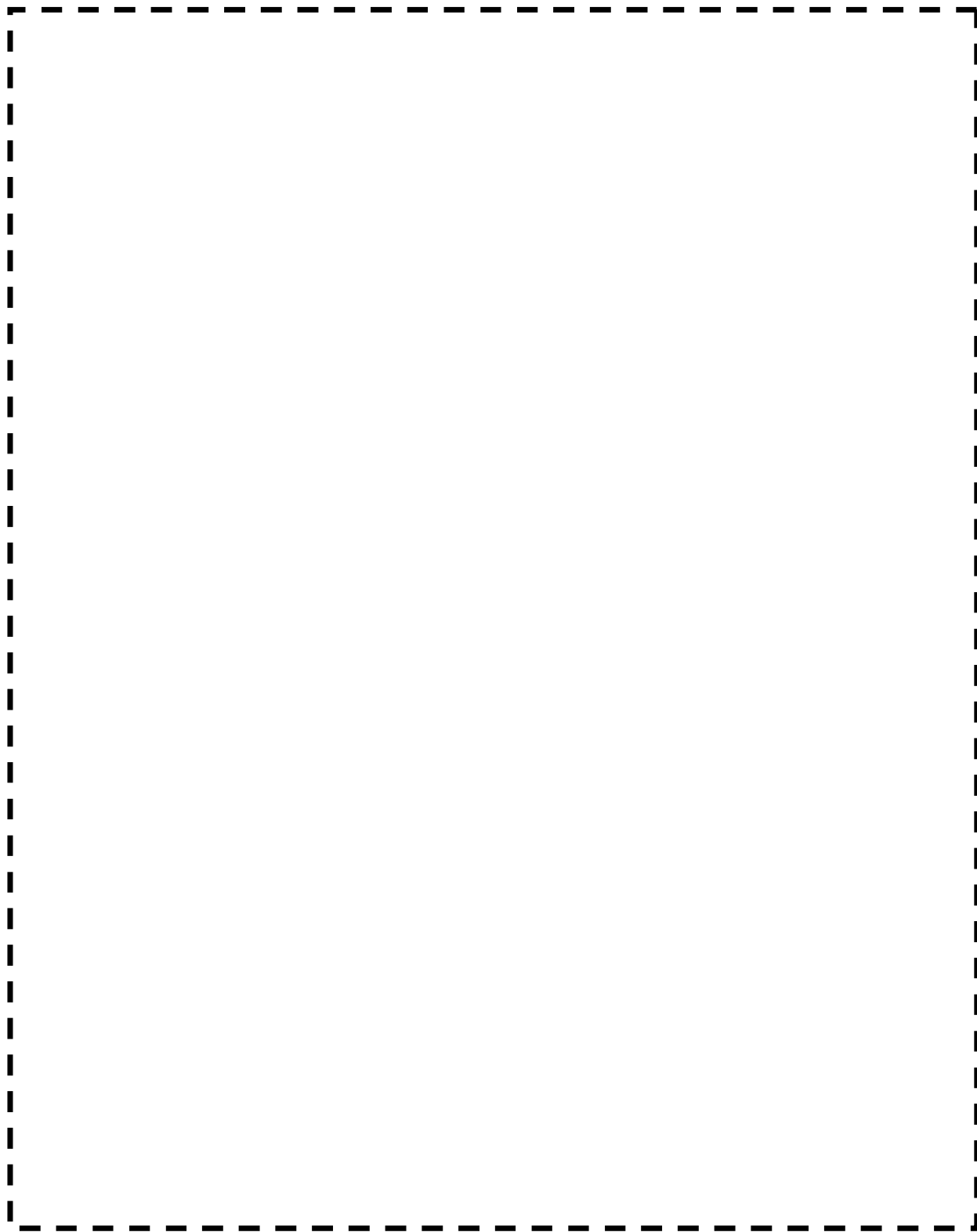


図 5-5 原子炉格納容器（貫通部スリーブ取付部） 解析モデル

(5) 応力評価

(4)項に記載する方法により算出した応力強さが、応力強さの限界以下であることを確認する。

スリーブ取付部の荷重の組合せ及び応力強さの限界は、表 5-9 に示すとおりである。

また、材料の原子炉格納容器内温度における応力強さの限界を表 5-10 に示す。

表 5-9 各状態における荷重の組合せ及び応力強さの限界

荷重の組合せ	応力強さの限界	
	一次一般膜応力強さ	一次+二次応力強さ
①原子炉格納容器自重 ②原子炉格納容器内圧力 ③配管荷重	$\frac{2}{3} S u$	$S u$

表 5-10 材料の原子炉格納容器内温度における応力強さの限界

応力強さ	材料	原子炉格納容器内温度 (°C)	応力強さの限界 (MPa)
一次一般膜 応力強さ	SGV480	200	281
一次+二次 応力強さ			422

(6) 評価結果

各荷重によるスリーブ取付部の応力評価結果を表 5-11 に、応力強さの評価結果を表 5-12 に示す。

① 貫通部番号 414 (14B) のスリーブ取付部

表 5-11 より、原子炉格納容器内圧による応力が支配的となる。

表 5-12 より、一次一般膜応力強さは、256MPa であり、応力強さの限界 (2/3Su) 281MPa 以下である。また、一次一般膜応力強さは、200°Cにおける材料の設計降伏点 ($S_y=226\text{MPa}$) を上回るが、塑性ひずみは 0.03%程度であり、過度の変形は進まない。(参考資料-2)

一次+二次応力強さは、330MPa であり、応力強さの限界 (Su) 422MPa 以下である。また、一次+二次応力強さは、200°Cにおける材料の設計降伏点 ($S_y=226\text{MPa}$) を上回り、一次一般膜応力によるものが主である。そのため、上記同様に塑性ひずみは 0.03%程度であり、過度の変形は進まない。

以上より、スリーブ取付部の破壊には至らない。

② 貫通部番号 419 ($\phi 548$) のスリーブ取付部

表 5-11 より、原子炉格納容器内圧による応力が支配的となる。

表 5-12 より、一次一般膜応力強さは、256MPa であり、応力強さの限界 (2/3Su) 281MPa 以下である。また、一次一般膜応力強さは、200°Cにおける材料の設計降伏点 ($S_y=226\text{MPa}$) を上回るが、塑性ひずみは 0.03%程度であり、過度の変形は進まない。(参考資料-2)

一次+二次応力強さは、272MPa であり、応力強さの限界 (Su) 422MPa 以下である。また、一次+二次応力強さは、200°Cにおける材料の設計降伏点 ($S_y=226\text{MPa}$) を上回り、一次一般膜応力によるものが主である。そのため、上記同様に塑性ひずみは 0.03%程度であり、過度の変形は進まない。

以上より、スリーブ取付部の破壊には至らない。

表 5-11 スリーブ取付部の各荷重による応力

種別	評価点	応力 (MPa)											
		自重による応力			原子炉格納容器内圧力による応力			配管荷重による応力					
		(イ) 一次一般膜応力			(ロ) 一次局部膜応力			(ハ) 一次一般膜応力			(ニ) 二次応力		
		σ_x	σ_y	σ_z	σ_x	σ_y	σ_z	σ_x	σ_y	σ_z	σ_x	σ_y	σ_z
414 (14B)	S _i	-5.7	0	0	127.3	254.7	-0.6	-2.0	-2.4	0	33.5	72.8	0
	S _o	-5.7	0	0	127.3	254.7	0	-2.0	-2.4	0	-33.5	-72.8	0
419 (ϕ 548)	S _i	-5.7	0	0	127.3	254.7	-0.6	-0.7	-0.9	0	6.8	16.1	0
	S _o	-5.7	0	0	127.3	254.7	0	-0.7	-0.9	0	-6.8	-16.1	0

表 5-12 スリーブ取付部の応力強さ

評価部位		一次一般膜応力強さ (MPa)		一次+二次応力強さ (MPa)	
		応力強さ	応力強さの限界	応力強さ	応力強さの限界
414 (14B)	S _i	256	281	326	422
	S _o	255	281	330	422
419 (Φ 548)	S _i	256	281	271	422
	S _o	255	281	272	422

5.3 評価結果

200℃、2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能を期待できる。

原子炉格納容器貫通部スリーブの評価部位の代表性について

1. はじめに

今回評価を実施した評価部位の代表性を示したものである。

2. 原子炉格納容器貫通部スリーブの代表選定の考え方

(1) 添付 4-1 に示す配管応力（曲げ応力）比に、貫通部毎の配管の断面係数比を乗じることで配管荷重（曲げモーメント）比を算出する。

（添付表 5-1-1 参照）

$$\text{断面係数 } Z = \frac{\pi (D_o^4 - D_i^4)}{32 \cdot D_o} \quad (D_o : \text{配管の外径、} D_i : \text{配管の内径})$$

(2) 既工事計画認可申請書の配管荷重（曲げモーメント）とスリーブ取付部*1 に発生する応力の関係から、単位曲げモーメントによる応力比を算出する。

（添付表 5-1-2 参照）

(3) (1)の配管荷重比に(2)の単位曲げモーメントによる応力比を乗じることで、スリーブ取付部の応力比を算出し、最大応力値を 1.0 とした場合の応力比を求める。

なお、添付表 5-1-1～5-1-3 において、各設置 EL. 毎に添付表 5-1-4 のスリーブ取付部に係る今回評価の応力比が最大となる貫通部（251, 322, 419）を応力比算出例として示す。

*1：今回の評価でスリーブ本体に比べ許容値に対する裕度が小さい（表 8 及び表 12 参照）スリーブ取付部の応力を評価する。

添付表 5-1-1 配管応力比と配管荷重比の関係(例)

貫通部 番号	EL. (T. P.)	貫通配管 外径*2	①配管 応力比*3	②配管断面 係数比*3	③配管荷重比*3 (①×②)
419	33.1M 以上 (O/F)	267.4 (8)	1.00	1.00	1.00
322	24.8M～33.1M	34 (3)	0.20	0.07	0.01
251	17.8M～24.8M	89.1 (4)	0.52	0.05	0.03

*2：() 内数字は配管の厚さ

*3：貫通部番号 419 の値を 1.00 とした場合の比

添付表 5-1-2 既工事計画認可申請書の配管荷重とスリーブ取付部応力の関係(例)

貫通部 番号	スリーブ サイズ	④配管荷重 (N・m)	⑤取付部応力		⑥単位モーメントによる 応力 (=⑤/④)	
			σx (N/mm ²)	σy (N/mm ²)	σx (kg/mm ²)	σy (kg/mm ²)
419	φ 548	69,260	25.6	58.9	0.37×10^{-3}	0.85×10^{-3}
322	6B	6,887	10.2	18.7	1.48×10^{-3}	2.72×10^{-3}
251	10B	19,830	16.5	33.5	0.83×10^{-3}	1.69×10^{-3}

添付表 5-1-3 既工事計画認可申請書の応力比と今回評価の応力比の関係(例)

貫通部 番号	③配管 荷重比	⑦単位モーメントによる 応力比*4		⑧今回評価の応力比 (=③×⑦)	
		σx	σy	σx	σy
419	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
322	0.01	2.25	1.99	0.03	0.03
251	0.03	2.25	1.99	0.06	0.05

*4：⑥の応力に対して貫通部番号 419 の応力を 1.00 とした場合の比

3. 泊発電所 3 号炉における代表部位選定結果

2. に基づき、スリーブ取付部に発生する応力比を整理した結果は添付表 5-1-4 のとおりである。EL. が高いほど応力比が高い傾向を示しており、応力比が高い T. P. 33.1m 以上の貫通部(414, 419)を代表として選定した。

配管応力比は添付 4-1 のとおり EL. が高いほど大きく、また添付表 5-1-1 のとおり高 EL. の貫通配管の断面係数は大きい為、EL. が高いほどスリーブにかかる配管荷重比が大きくなる傾向にある。スリーブ取付部の応力比には、配管荷重比が大きく影響するため、EL. が高いほどスリーブ取付部に発生する応力比は大きいと考える。

添付表 5-1-4 スリーブ取付部に係る応力比

EL. (T. P.)	変位 (mm)	応力比*5
33.1M 以上 (O/F)	約 50~58	0.1~1
24.8M~33.1M	約 24~38	~0.1
17.8M~24.8M	約 4~18	~0.1

*5：スリーブ取付部に係る最大応力値を 1.0 とした場合の比

添付表 5-1-5 T. P. 33.1m 以上の選定貫通部

貫通部番号	貫通部スリーブ 外径 (mm)	貫通部スリーブ の厚さ (mm)
414		
419		

6. 配管貫通部 端板

6.1 評価方針

今回の評価条件である 200°C 、 2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。一方、 200°C 、 2Pd の環境下では原子炉格納容器が大きく変形することにより貫通配管に原子炉格納容器の変位による曲げ荷重が作用する。端板は配管と固定されていることから配管荷重が作用し曲げ変形を生じさせる。また端板には原子炉格納容器内圧が作用し、それらにより、端板の機能喪失要因は延性破壊が想定される。このため、端板に生じる応力が大きい貫通部を代表として選定した。考慮する応力強さとしては原子炉格納容器が変形することにより生じる曲げ荷重は二次応力に分類されることから、一次+二次応力が設計・建設規格 PVB-3112 に規定される一次+二次応力強さの制限値 (3S) を満足することを確認し、端板の損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能があることを確認する。

なお、原子炉格納容器の変位による荷重が大きい、固定式配管貫通部を対象とする。

6.2 評価

6.2.1 仕様

(1) 配管貫通部形状

配管貫通部の形状を以下に示す。

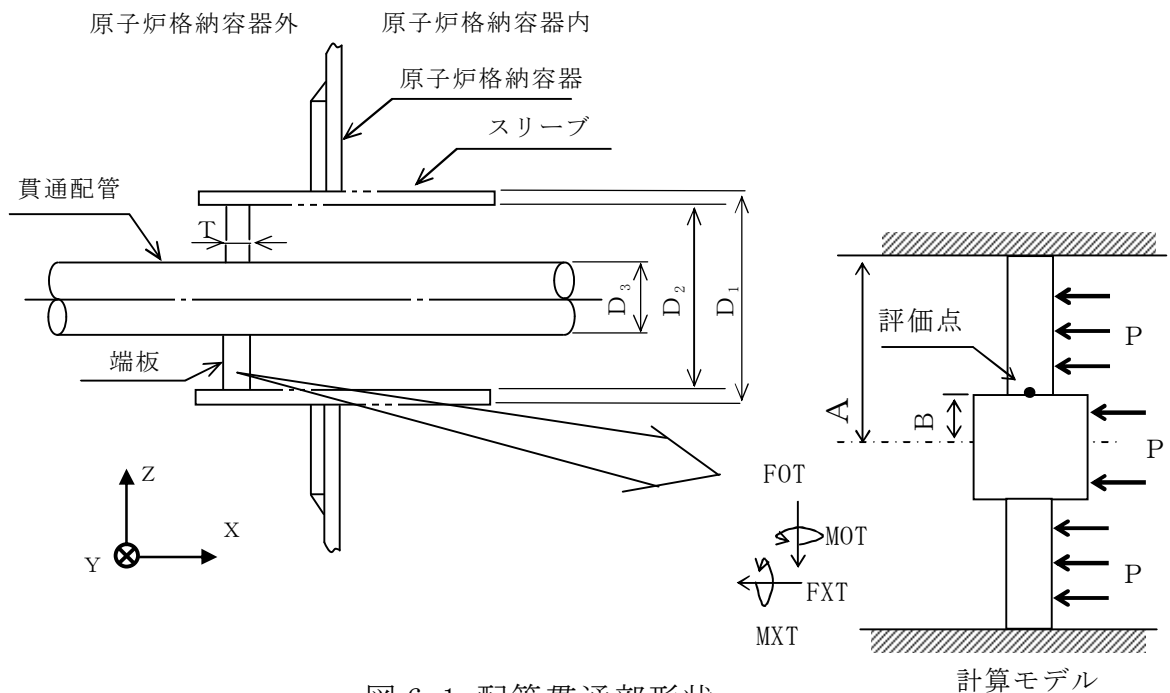


図 6-1 配管貫通部形状

(2) 仕様及び評価条件

a. 仕様

配管貫通部の仕様及び評価条件を表 6-1 に示す。

b. 設計外力

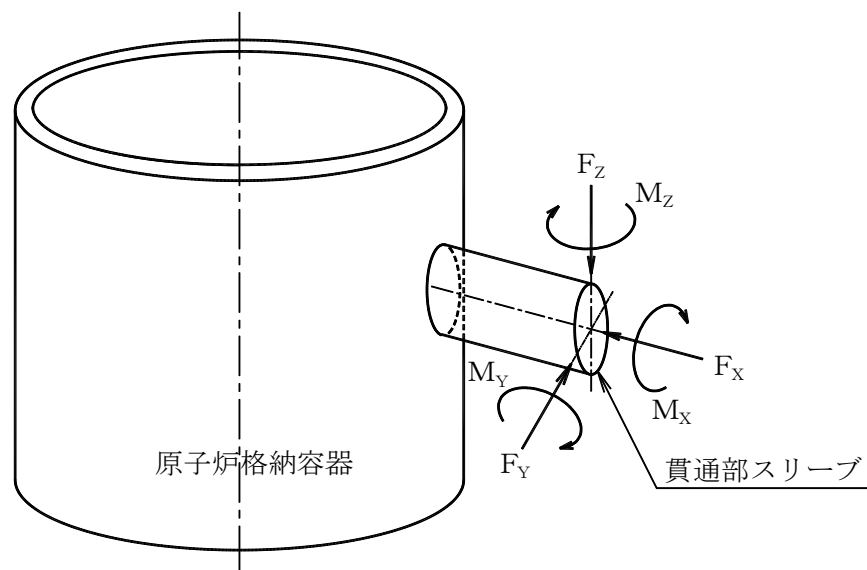
設計外力として考慮するものを以下に示す。

(a) 配管自重による反力及びモーメント

(b) 配管熱膨張による反力及びモーメント

(c) 事故時の原子炉格納容器膨張に伴う相対変位による配管反力及びモーメント

c. 設計外力の作用する方向



記号	単位	説明
F_x	N	設計外力による X 方向反力
F_y	N	設計外力による Y 方向反力
F_z	N	設計外力による Z 方向反力
M_x	N・m	設計外力による X 軸回りのねじりモーメント
M_y	N・m	設計外力による Y 軸回りの曲げモーメント
M_z	N・m	設計外力による Z 軸回りの曲げモーメント

表 6-1 配管貫通部の仕様及び評価条件

項目	泊発電所 3 号炉		備考
原子炉格納容器内圧力(MPa)	0.566		
原子炉格納容器内温度(°C)	200		
配管外径(mm)	165.2	267.4	
配管板厚(mm)	18.2	21.4	
スリーブ外径(mm)			
スリーブ板厚(mm)			
端板板厚(mm)			
端板材質	SGV480	SUS304	
許容引張応力[S] (MPa)	131	123	評価温度における値
評価対象配管貫通部番号	413, 414	419, 420	

(3) 設計外力の算定方法

配管貫通部を固定する端板に発生する配管外力を第 5 項（配管貫通部 貫通配管）に示す配管について多質点系はりモデルにより算出する。この外力を安全側に 1000N、1000N・m 単位で切り上げたものを設計外力とする。設計外力を表 6-2 に示す。

なお、外力の算出に使用した解析コードは「MSAP」である。

表 6-2 設計外力

貫通部 番号	貫通配管 (呼び径)	反 力(N)			モーメント (N・m)		
		F _x	F _y	F _z	M _x	M _y	M _z
413	6B	4,000	1,000	23,000	2,000	48,000	2,000
414		11,000	7,000	23,000	4,000	49,000	13,000
419	10B	7,000	5,000	15,000	3,000	9,000	10,000
420		5,000	2,000	21,000	5,000	10,000	2,000

6.2.2 強度計算に使用する記号の定義

端板の応力計算等に用いる記号について以下に説明する。

記号	単位	定義
A	mm	端板の外半径 $\left[A = \frac{D_2}{2} \right]$
B	mm	端板の穴半径 $\left[B = \frac{D_3}{2} \right]$
D_1	mm	スリーブ外径
D_2	mm	端板外径
D_3	mm	端板穴径
FOT	N	地震以外の標準外力（配管荷重）による軸直角方向反力 ($FOT = \sqrt{FYT^2 + FZT^2}$)
FXT	N	地震以外の標準外力（配管荷重）による軸方向反力
FYT	N	地震以外の標準外力（配管荷重）による Y 方向反力
FZT	N	地震以外の標準外力（配管荷重）による Z 方向反力
MOT	N・mm	地震以外の標準外力（配管荷重）による曲げモーメント ($MOT = \sqrt{MYT^2 + MZT^2}$)
MXT	N・mm	地震以外の標準外力（配管荷重）による X 軸回りのねじりモーメント
MYT	N・mm	地震以外の標準外力（配管荷重）による Y 軸回りの曲げモーメント
MZT	N・mm	地震以外の標準外力（配管荷重）による Z 軸回りの曲げモーメント
P	MPa	原子炉格納容器内圧力
S	MPa	原子炉格納容器内温度における設計・建設規格 付録材料 図表 Part 5 表 3 に規定する材料の許容引張応力
SR1	MPa	原子炉格納容器内圧力による一次応力 (等分布荷重による応力)
SR2	MPa	原子炉格納容器内圧力による一次応力 (貫通配管（カラーを含む）取付部の外周荷重による 応力)
SR3T	MPa	地震以外の軸方向標準外力による二次応力
SR4T	MPa	地震以外の軸直角方向標準外力による一次一般膜応力
SR5T	MPa	地震以外の曲げモーメント標準外力による二次応力
ST1	MPa	原子炉格納容器内圧力による一次一般膜応力
T	mm	端板の厚さ
T_1	mm	スリーブ厚さ
β	—	曲げモーメントの計算に使用する係数

6.2.3 評価方法

配管貫通部の端板に作用する荷重は、原子炉格納容器内圧力及び配管荷重からなり、これらの荷重により発生する応力は、泊発電所 3 号炉 既工事計画認可申請書分割第 4 次分添付資料 5-9-8「固定式配管貫通部の強度計算書」（平成 17 年 1 月 31 日付け平成 16・09・17 原第 4 号にて認可）に記載している Roark 著“Formulas For Stress and Strain”（以下、「Roark」という。）の応力計算式から求める。

なお、荷重、モーメントの考慮にあたっての考え方は、既工事計画書と同様であり、また、計算にて使用する各部の寸法については、公称値を用いる。

6.2.4 計算方法

(1) 原子炉格納容器内圧力による応力

a. 端板に作用する圧力により生じる応力

原子炉格納容器内圧力の等分布荷重による応力を $ST1$ として、また、同圧力が端板に作用することにより端板に生じる応力を $SR1$ として算出する。

b. 配管に作用する圧力により端板に生じる応力

原子炉格納容器内圧力が配管に作用し、これにより端板に生じる応力として、 $SR2$ を算出する。

(2) 配管荷重による応力

a. 軸方向反力による応力

配管の管軸方向反力による応力を $SR3T$ として算出する。

b. 軸直角方向反力による応力

配管の管軸直角方向反力による応力を $SR4T$ として算出する。

c. 曲げモーメントによる応力

配管の曲げモーメントによる応力を $SR5T$ として算出する。

6.2.5 応力評価

6.2.4 項で算出した端板の発生応力を用い、端板が健全であることを確認する。

(1) 荷重の組合せ及び応力強さの限界

端板の荷重の組合せ及び応力強さの限界は、表 6-3 に示すとおりである。また、材料の最高使用温度等における応力強さの限界を表 6-4 に示す。

表 6-3 考慮する外力及び応力強さの限界

荷重の組合せ	応力強さの限界
	設計引張強さ
①配管自重による反力及びモーメント ②配管熱膨張による反力及びモーメント ③事故時の原子炉格納容器膨張に伴う 相対変位による配管反力及びモーメント	3S

表 6-4 材料の原子炉格納容器内温度等における応力強さの限界

貫通部番号	応力強さ	材 料	原子炉格納 容器内温度 (°C)	応力強さの限界 3S (MPa)
413, 414	一次+二次 応力強さ	SGV480	200	393 (注)
419, 420	一次+二次 応力強さ	SUS304	200	369 (注)

(注) 評価温度における値

6.3 評価結果

端板に生じる応力を表 6-5、評価結果を表 6-6 に示す。

端板に生じる応力は許容値を満足しており、200℃、2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能を期待できる。

表 6-5 端板の発生応力

貫通部 番号	応 力 (MPa)					
	原子炉格納容器内 圧力による応力			配管荷重 による応力		
	軸方向	半径方向		軸方向反力 による応力	軸直角方向反力 による応力	曲げ モーメント による応力
	ST1	SR1	SR2	SR3T	SR4T	SR5T
413	0.6	3.0	3.8	1.3	2.0	259.6
414	0.6	3.0	3.8	3.5	2.1	274.0
419	0.6	6.2	9.0	2.1	0.9	42.2
420	0.6	6.2	9.0	1.5	1.1	32.0

表 6-6 端板の応力評価

貫通部 番号	応 力 (MPa)	
	一次＋二次応力強さ	
	ST1+SR1+SR2+SR3T+ SR4T+SR5T	許容値 3S
413	271	393
414	287	393
419	61	369
420	51	369

原子炉格納容器貫通部の評価部位の代表性について

1. はじめに

今回評価対象とした配管貫通部端板の代表性を示したものである。

2. 配管貫通部端板の代表選定の考え方

配管の代表性について添付 4-1 で説明した配管実支持間隔を基に、配管貫通部端板に発生する応力比について感度評価を実施した。具体的には、下記の方法で評価を行った。

- ① 端板の評価は、原子炉格納容器の変位の影響を受けやすい、固定式配管貫通部を評価対象とする。
- ② 端板の配管荷重による応力は、6.3 項に示す通り、曲げモーメントによる応力 (SR5T) が支配的である。なお、既工事計画認可申請書評価結果においても同様である。
- ③ 固定式配管貫通部ごとに、配管外径、板厚、変位及び実支持間隔等から端板に作用する配管荷重による曲げモーメント (MOT) を算出する。
曲げモーメント (MOT) は片端固定はりの材料力学の式にて算出する。

$$MOT = P \times L$$

$$P = 3E \cdot I \cdot \delta / L^3$$

I : 配管の断面二次モーメント

$$(I = \pi (D^4 - d^4) / 64 \quad D: \text{外径} \quad d: \text{内径})$$

E : 縦弾性係数

δ : 変位

L : 実支持長さ

- ④ 固定式配管貫通部ごとに、③にて算出した配管荷重による曲げモーメント (MOT) による応力 (SR5T) について、最大発生応力を 1.0 とし、各貫通部における応力比を求める。

$$SR5T = \frac{\beta \cdot MOT}{A \cdot T^2} \left[\begin{array}{l} MOT : \text{モーメントによる項} \\ \beta / (A \cdot T^2) : \text{端板仕様による項} \end{array} \right]$$

3. 評価結果

2. に基づき、端板に発生する応力比を整理した結果は表添付 6-1-1 のとおりである。EL. が高いほど応力比が高い傾向を示しており、特に応力比が高い EL. T. P. 33. 1m 以上の貫通部 (413, 414, 419, 420) を代表として選定した (表添付 6-1-2)。

表添付 6-1-1 評価結果

EL. (T. P.)	変位 (mm)	④SR5T の比 ^(注)
33.1m 以上 (O/F)	約 51~58	0.4~1.0
24.8m~33.1m	約 25~38	0.1~0.3
17.8m~24.8m	約 4~18	~0.1

(注) 端板に作用する配管荷重による曲げモーメント(MOT)より曲げモーメントによる応力(SR5T)を算出し、最大応力値を 1.0 とした場合の比

表添付 6-1-2 T. P. 33.1m以上の選定貫通部

貫通部番号	端板外径 (mm)	端板板厚 (mm)
413, 414		
419, 420		

7. 配管貫通部 閉止フランジ

7.1 評価方針

今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、閉止フランジに対しては脆性破壊が生じる温度ではないこと、繰返し荷重が作用しないこと、圧縮力が作用しないことから脆性破壊、疲労破壊、座屈破壊は評価対象外と考えることができる。閉止フランジに対して作用する外力としては、原子炉格納容器内圧が作用するが、閉止フランジはレーティング設計がなされており、150LB の閉止フランジ、すなわち 1.03MPa の耐圧能力を有していることから、有意な変形は発生しないと考えられる。一方、閉止フランジに用いられているガスケットへの圧力負荷増による漏洩の懸念がある。このため閉止フランジ用ガスケットについては、200℃、2Pd 環境下でガスケット材がシール能力を発揮するために必要となる必要圧縮量と管理圧縮量の大小関係を確認する。また、ガスケット材への放射線の影響及び耐熱性についても問題ないことを確認する。

7.2 評価

評価対象は通常運転時に閉止フランジで閉止されている貫通部を対象とする。

7.2.1 評価条件

評価に使用する圧力、温度、フランジ径、ガスケット材質、ガスケット係数を表 7-1 に示す。

表 7-1 評価条件

項目	数値	備考
CV 内圧力 (MPa)	0.566	
CV 内温度 (℃)	200	
フランジ径	6B、8B	
ガスケット材質		
ガスケット係数		
評価対象配管貫通部	326, 327, 328, 411, 412, 415, 417	

7.2.2 評価に使用する記号の定義

ガスケットの評価に使用する記号について以下に説明する。

記号	単位	定義
P_g	N/mm^2	必要締付圧力
P_f	N/mm^2	流体圧力
m	-	ガスケット係数 締付圧力と流体圧力の比 JIS B 0116 (1978)

7.2.3 評価方法

ガスケットがシール能力を発揮するために必要な圧縮量は、作用する流体圧力とガスケット係数から算出される必要締付圧力と圧縮特性カーブの関係から求めることができる。

7.2.4 計算方法

(1) 必要締付圧力

ガスケットに作用する圧力とガスケット係数より、シールするために必要な締付圧力を算出する。算出式は以下のとおり。

$$P_g = m \cdot P_f$$

7.3 評価結果

以下に示すとおり、200°C、2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能を期待できる。

7.3.1 圧縮量評価

必要締付圧力を表 7-2 に、必要圧縮量を表 7-3 に示す。ここで表 7-3 より、必要圧縮量は管理圧縮量を満足している。

表 7-2 必要締付圧力


ガスケット仕様	必要締付圧力 (MPa)	必要圧縮量 (mm) (注)

(注) 当該ガスケット圧縮特性カーブによる。

表 7-3 必要圧縮量と管理圧縮量

ガスケット仕様	必要圧縮量 (mm)	管理圧縮量 (mm)

7.3.2 耐放射性及び耐熱性評価

ガスケットに対する放射線の影響としては、当該の「

7-3

8. 配管貫通部 閉止板

8.1 評価方針

閉止板の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

一方、閉止板には、原子炉格納容器内圧が作用するため、一次応力（曲げ応力）が生じ、端板の機能喪失要因は延性破壊が想定される。

このため、泊発電所 3 号炉の配管貫通部予備スリーブの閉止板の厚さが、200℃、2Pd の環境下で、設計・建設規格に規定される必要厚さを上回ることを確認する。ここで、閉止板がある配管貫通部予備スリーブの最大径はφ548 であり、同サイズ未満の閉止板は、φ548 の閉止板と材料、取付方法及び厚さが同じであることから、φ548 の閉止板を代表として評価する。

8.2 評価

8.2.1 記号の定義

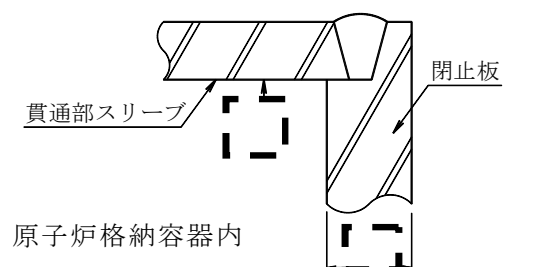
貫通部予備スリーブの閉止板の必要厚さの計算に用いる記号について以下に説明する。

記号	単位	説明
P	MPa	原子炉格納容器内圧力
S	MPa	許容引張応力
d	mm	閉止板の最小内径
K	—	閉止板の取付方法による係数
t_{sr}	mm	閉止板の計算上必要な厚さ
t	mm	閉止板の厚さ

8.2.2 計算方法

貫通部予備スリーブの閉止板の計算上必要厚さは、設計・建設規格 PVE-3410 に基づき、次の式により求める。

$$t_{sr} = d \sqrt{\frac{K \cdot P}{S}}$$



8.3 評価結果

以下の表に示すとおり、貫通部予備スリーブの閉止板の厚さは、閉止板の計算上必要な厚さ以上である。これより、200℃、2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能を期待できる。

表 8-1

項目	評価箇所		φ 548 貫通部予備スリーブの閉止板
	原子炉格納容器内圧力	P	
温度	—	℃	200
許容引張応力	S	MPa	131
材料	—	—	SGV49 (SGV480 相当)
閉止板の最小内のり	d	mm	
閉止板の取付方法による係数	K	—	0.33
閉止板の計算上必要な厚さ	t_{sr}	mm	19.3
閉止板の厚さ	t	mm	
評価対象貫通部番号	—	—	228, 236, 246, 252

9. 配管貫通部 伸縮継手

9.1 評価方針

200℃、2Pd の環境下では、原子炉格納容器が大きく変形することにより伸縮継手にも変形が生じる。また、伸縮式継手には原子炉格納容器内圧も作用する。伸縮式継手は、降伏点を越えた応力領域で使用するものであるため、塑性ひずみが漸次進行、低サイクル疲労を起こす恐れがある。そのため、伸縮式継手の機能喪失要因は疲労破壊が想定される。今回の評価条件下では脆性破壊は生じないと考えられるので評価対象外と考えることができる。伸縮式配管貫通部のうち原子炉格納容器本体の変位が最も大きい位置にあり、伸縮継手に発生する一次＋二次応力が大きくなると考えられる伸縮継手を代表として選定し評価した。具体的には、原子炉格納容器内圧及び原子炉格納容器の変位が作用した条件において、一次＋二次応力を考慮し、設計・建設規格 PVE-3800 に基づき、設計繰返し回数と許容繰返し回数の比である疲労累積係数を求め、通常運転時の疲労累積係数との合計が1以下であることを確認する*。

9.2 評価

評価対象は、原子炉格納容器の変位により作用する変形が最大となる伸縮継手とする。

9.2.1 評価条件

評価に使用する圧力、温度、変形量、設計繰返し回数、評価対象配管貫通部を表 9-1 に示す。本表に記載なき評価条件は表 9-3 (評価結果) に示す。

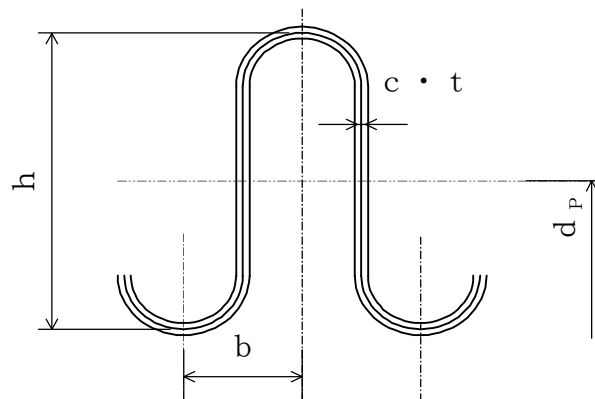
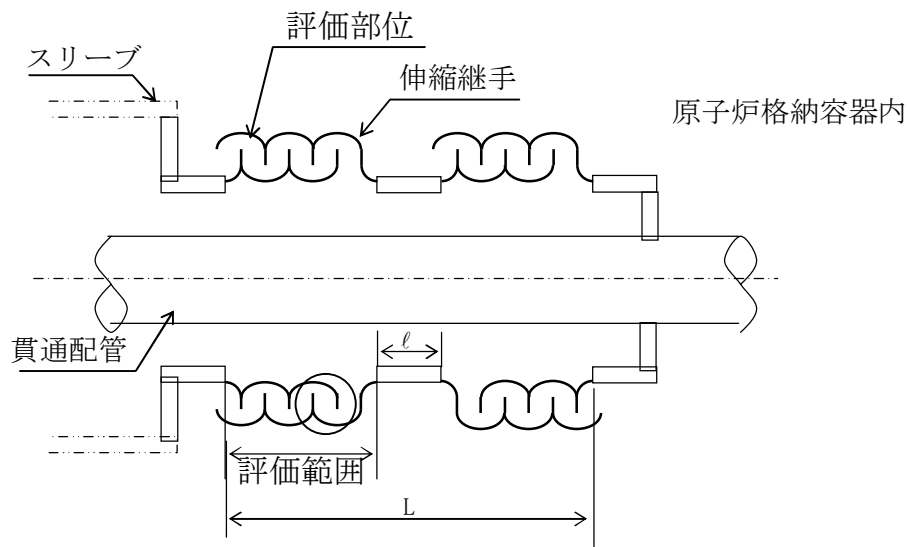
表 9-1 評価条件

項目	数値	備考
原子炉格納容器内圧力 (MPa)	0.566	
原子炉格納容器内温度 (℃)	200	
軸方向変位量 (mm)		
垂直方向変位量 (mm)		
設計繰返し回数 (回)	1	
評価対象配管貫通部	#401, 402, 403	

※ 疲労累積係数 1 を下回る変形であれば、疲労破壊を生じないレベルの応力であることから、伸びによる延性破壊も生じない。このため疲労の可能性の評価により伸縮継手の変形による損傷可能性の有無を評価した。

9.2.2 評価部位

伸縮継手の評価部位は、発生応力が最大となる下記に示す伸縮継手の頂部とする。



9.2.3 強度計算に使用する記号の定義

伸縮継手の応力計算等に用いる記号について以下に説明する。

記号	単位	定義
b	mm	継手部の波のピッチの2分の1
c	—	継手部の層数
d_p	mm	継手部の有効径（平均径）
E	MPa	原子炉格納容器内温度における設計・建設規格 付録材料図表 Part6 表1に規定する材料の縦弾性係数
e	mm	継手部の1山当たりの総変位量
e_x	mm	全軸方向変位量による継手部の1山当たりの変位量
e_y	mm	全軸直角方向変位量による継手部の1山当たりの変位量
h	mm	継手部の波の高さ
L	mm	継手部の有効長さ
l	mm	中間の管の長さ
N	—	許容繰返し回数
N_R	—	設計繰返し回数
n	—	継手部の波数の2倍の値
P	MPa	原子炉格納容器内圧力
t	mm	継手部の板の厚さ
U	—	疲労係数
UF	—	疲労累積係数
W_N	—	1個の継手部の山数
X	mm	全軸方向変位量
Y	mm	全軸直角方向変位量
δ	mm	全伸縮量
σ	MPa	合計応力
σ_D	MPa	全伸縮量による応力
σ_P	MPa	最高使用圧力による応力

9.2.4 評価方法

伸縮継手は、次に示す方法により、許容繰返し回数を求め、設計繰返し回数と許容繰返し回数の比（疲労累積係数）が1以下であることを確認する。

伸縮継手の全伸縮量の計算は、Kellogg 社「Design of Piping Systems」（以下「Kellogg」という。）の計算式を用いて実施する。

なお、計算にて使用する各部の寸法については、公称値を用いる。

9.2.5 計算方法

(1) 伸縮継手の全伸縮量 [Kellogg の計算式]

a. 全軸方向変位量による継手部の1山当たりの変位量

$$e_x = \frac{X}{2W_N}$$

b. 全軸直角方向変位量による継手部の1山当たりの変位量

$$e_y = \frac{3d_p \cdot Y}{2W_N \left\{ L + \ell \left(\frac{\ell}{L} + 1 \right) \right\}}$$

c. 継手部の1山当たりの総変位量

$$e = e_x + e_y$$

d. 伸縮継手の全伸縮量

$$\delta = e \cdot W_N$$

(2) 伸縮継手の応力と許容繰返し回数 [設計・建設規格 PVE-3800]

a. 伸縮継手の応力

(a) 全伸縮量による応力

$$\sigma_D = \frac{1.5E \cdot t \cdot \delta}{n \sqrt{b \cdot h^3}}$$

(b) 原子炉格納容器内圧力による応力

$$\sigma_P = \frac{P \cdot h^2}{2t^2 \cdot c}$$

(c) 合計応力

$$\sigma = \sigma_D + \sigma_P$$

b. 許容繰返し回数

$$N = \left(\frac{11031}{\sigma} \right)^{3.5}$$

(3) 設計繰返し回数

配管貫通部の各状態における伸縮継手の設計繰返し回数を、表 9-2 に示す。

表 9-2 各状態における伸縮継手の設計繰返し回数

状 態	設計繰返し回数
起動/停止による CV 膨張	
通常運転時	
200℃、2Pd 時	1

(4) 疲労係数

$$U_i = \frac{\text{設計繰返し回数 } N_{R,i}}{\text{許容繰返し回数 } N_i}$$

(5) 疲労累積係数

各種繰返し条件における疲労係数の和を求める。

$$U F = \sum U_i$$

9.2.6 疲労評価

9.2.5 項により求めた疲労累積係数が 1 以下であることを確認する。

9.3 評価結果

表 9-3 に示すとおり、伸縮継手の 200℃、2Pd 時の疲労累積係数と通常運転時の疲労累積係数との和は 1 以下であるので、200℃、2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能を期待できる。

表 9-3 伸縮継手の強度計算結果

貫通部番号 401、402、403

(1) 諸元

原子炉格納容器内圧力 (MPa)	原子炉格納容器内温度 (°C)	継手部の有効径 (mm)	継手部の波の高さ (mm)	1 個の継手部の山数	継手部の波のピッチの 1/2 (mm)	継手部の板の厚さ (mm)	継手部の波数の 2 倍の値	継手部の層数	材料	縦弾性係数 (MPa)	伸縮継手の長さ (mm)
P	200	d_p	h	W_N	b	t	n	c	SUS304	E	ℓ
0.566	200									183000	L

(2) 設計条件

	変位量 (mm)		設計繰返し回数
	全軸方向	全軸直角方向	
200°C、2Pd 時	X	Y	N_R
	110.0	50.0	1

(3) 応力及び疲労

	応力 (MPa)	許容繰返し回数	疲労係数	通常運転時疲労係数 (注)	疲労累積係数
	合計応力 σ				
200°C、2Pd 時	1927.7	N	0.00223	0.01205 0.07428	0.08856

評価：伸縮継手の疲労累積係数は 1 以下である。

(注) 既工事計画認可申請書分割第 4 次申請の添付資料 5-9-6 「伸縮式配管貫通部の強度計算書」による。

第12表 伸縮継手計算結果及び評価 (11/12)

種別 6 型式:複式 (1/2)

ケース1 (通常運転時+S₁地震時+事故時)

1. 諸元

最高使用圧 (MPa)	P	最高使用温度 (°C)	継手部の平均径 (mm)	継手部の波の高さ (mm)	1個の継手部の山数	継手部の波のピッチの2分の1 (mm)	継手部の板の厚さ (mm)	継手部の波数の2倍の値	継手部の層数	材料	縦弾性係数 (N/mm ²)	伸縮継手の長さ (mm)	
												中間の管の長さ	継手部の有効長さ
0.283		291	d _p	h	W _N	b	t	n	c	SUS304	E	ℓ	L
176000													

2. 設計条件

	変位量 (mm)		設計繰返し回数
	全軸方向	全軸直角方向	
Ⅰ	X	Y	N _R
Ⅱ	29.0	13.0	
地震時 (両振幅)	21.0	5.0	
事故時+地震時	46.0	32.0	
	79.0	49.0	1

3. 応力及び疲労

	毎山動き量 (mm)		全伸縮量 (mm)	応力 (N/mm ²)		許容繰返し回数	疲れ係数	疲れ累積係数
	全軸方向	全軸直角方向		全変位量による応力	最高使用圧力による応力			
Ⅰ	c _x	c _y	δ	σ _D	σ _P	N	U	UF
Ⅱ		e		440.0	88.6		0.01205	
地震時 (両振幅)				225.8	88.6		0.07428	0.16101
事故時+地震時				937.3	88.6		0.07358	
				1484.4	88.6		0.00110	

評価: 上記伸縮継手の疲れ累積係数は、すべて1以下であるので強度は十分である。

10. 配管貫通部 短管

10.1 評価方針

短管に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び圧壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、伸縮式継手部が応力を受け変形することにより繰り返し荷重、圧縮力が短管に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。しかしながら、200℃、2Pd の環境下では、短管に対し原子炉格納容器内圧が作用する。この時、短管の機能喪失要因としては外圧が作用することによる圧壊が考えられる。200℃、2Pd 時環境下で外圧作用による一次応力が生じた際、配管貫通部の短管の厚さが、設計・建設規格 PVE-3230 に規定される計算上必要な厚さを上回ることを確認した。


10.2 評価

評価対象は、外圧に対する計算上必要な厚さが最も要求される短管について行う。

10.2.1 評価条件

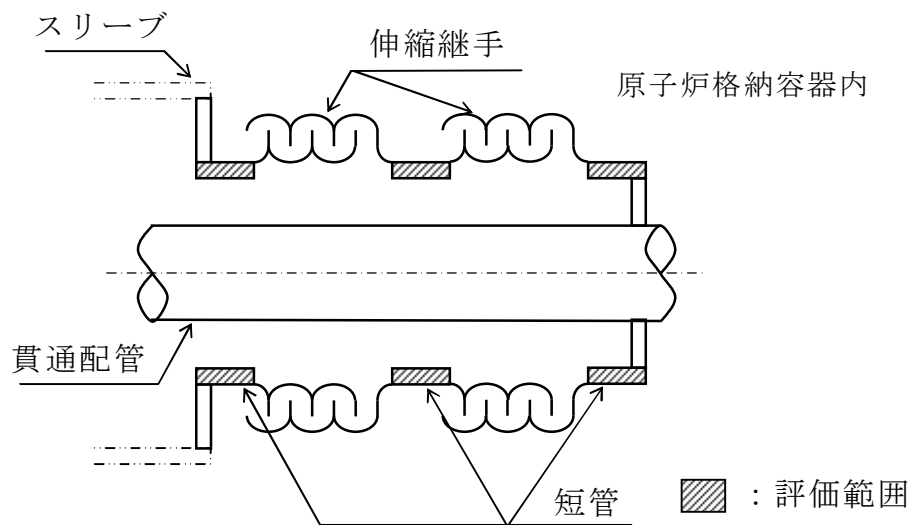
評価に使用する圧力、温度、短管の主要寸法、材質、評価対象配管貫通部を表 10-1 に示す。

表 10-1 評価条件

項目	数値	備考
原子炉格納容器内圧力 (MPa)	0.566	
原子炉格納容器内温度 (°C)	200	
短管の外径 (mm)		
短管の厚さ (mm)		
短管の長さ (mm)		
短管材質	SUS304	
評価対象配管貫通部	#401, 402, 403	

10.2.2 評価部位

評価部位は、下記箇所とする。



10.2.3 強度計算に使用する記号の定義

短管の厚さ計算に用いる記号について以下に説明する。

記号	単位	定義
B	—	係数 (D_o 、 t 、 l に基づいて設計・建設規格 付録材料図表 Part7 図1及び図11により求めた値)
D_o	mm	短管の外径
l	mm	短管の長さ (注)
P_e	MPa	外面に受ける最高の圧力
t	mm	計算上必要な厚さ

(注) 外圧による計算上必要な厚さが安全側の値となるように最大長さを使用する。

10.2.4 評価方法

短管の厚さは、下記計算式により求められる計算上必要な厚さ以上であることを示して、強度に対する要求事項に適合することを確認する。

厚さを計算する短管の外径は、公称値を用いる。

区分	規格番号	計算式
外面に圧力を受ける円筒形の胴	PVE-3230(2)c.	$t = \frac{3 P_e D_o}{4B}$

10.3 評価結果

表 10-2 に示すとおり、短管の厚さは、計算上必要な厚さ以上であるので、200℃、2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能を期待できる。

表 10-2 短管の強度計算結果

貫通部番号	外面に受ける最高の圧力 (MPa)	短管の外径 (mm)	材 料	付録材料図表 Part7 図11により求めた値	計算上必要な厚さ (mm)	短管の長さ (mm)	短管の厚さ (mm)
	P_e	D_o		B	t	l	
401, 402, 403	0.566		SUS304	73.3	6.1		

11. 電線貫通部

11.1 評価方針

200℃、2Pd の環境下での電線貫通部の健全性を評価する。なお、電線貫通部スリーブの評価は、4. 配管貫通部 スリーブの中で評価している。

11.2 評価

11.2.1 モジュールの評価【ペネ仕様が同一より試験結果を適用】

(1) 試験対象

泊発電所 3 号炉に設置されている電線貫通部モジュールのうち、エポキシ樹脂の接着力低下に起因するリークの発生において、最もリーク量が多くなると考えられる、動力用でケーブル収納本数の多いモジュールを試験体として選定した。なお、モジュールと端板との取り付け方法も泊発電所 3 号炉と試験体は同一構造としている。構造図を図 11-1 に示す。

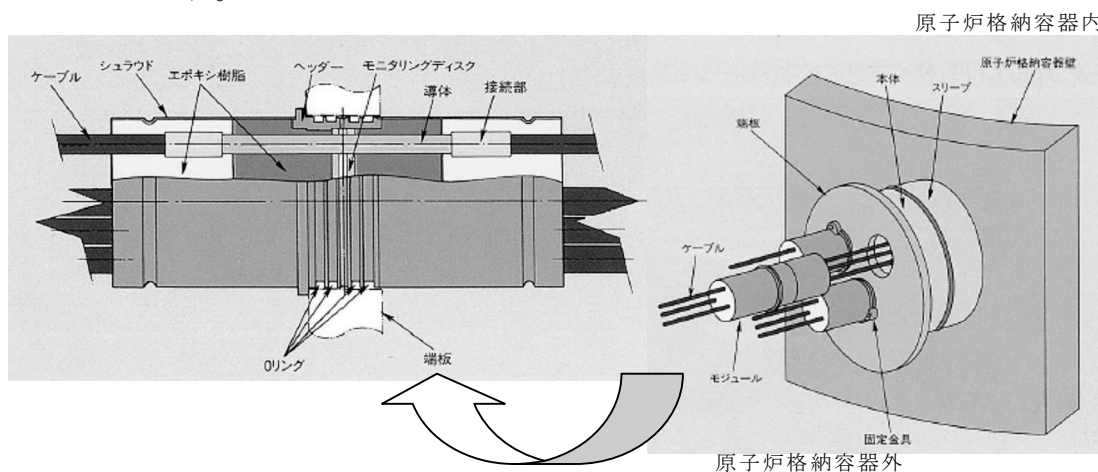


図 11-1 モジュール構造図

(2) 試験方法及び試験条件

図 11-2 の試験装置内において事故時の原子炉格納容器内の環境条件を模擬した試験を実施した。試験条件を表 11-1 に示す。

試験方法は、試験装置内をヒータにより蒸気加熱し、モジュールからの漏えいを蒸気流量及び凝縮水量により測定する。

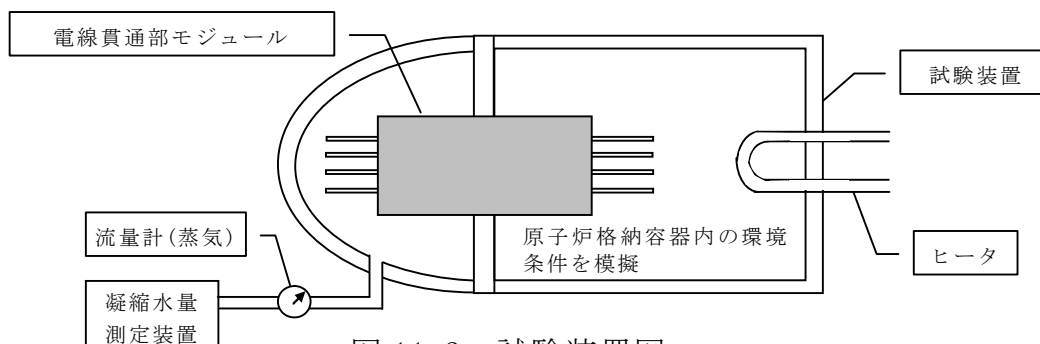


図 11-2 試験装置図

表 11-1 試験条件

試験条件	試験圧力	1.12MPa
	試験温度	300℃
	放射線照射	2.2MGy

※代表 4 ループプラントにおいて、炉心が熔融し、原子炉容器が破損した状態における原子炉格納容器内の積算線量を算出している。その値は 7 日時点で約 1.5×10^{-2} Sv 程度であり、試験条件の集積放射線量に比べ十分小さい。また、運転時の集積線量 (1.5×10^{-2} Sv) については、事故時の線量に対して微少であるため考慮しない。

(3) 試験結果

試験条件 300℃到達前の温度 292℃、圧力 1.12MPa 時にモジュールが破損し、試験後のモジュールの外観確認において、原子炉格納容器内側のヘッダー部と接着しているエポキシ樹脂が炭化していることを確認した (図 11-3)。

このことから、エポキシ樹脂の炭化が進行し、エポキシ樹脂の強度及び付着力が著しく低下した状態で圧力がかかり

図 11-3 に示すように、エポキシ樹脂が破損しこれに沿って原子炉格納容器外側に抜けたと考えられる。

なお、本試験では、重大事故等対策の有効性評価における原子炉格納容器雰囲気温度、原子炉格納容器圧力の最高値 (約 141℃、約 0.360MPa) からエポキシ樹脂の炭化によりモジュールが破損した温度 292℃、圧力 1.12MPa に至るまでの約 100 時間は漏えいはなかった。このことから、200℃、2Pd において、シール機能に問題はない。

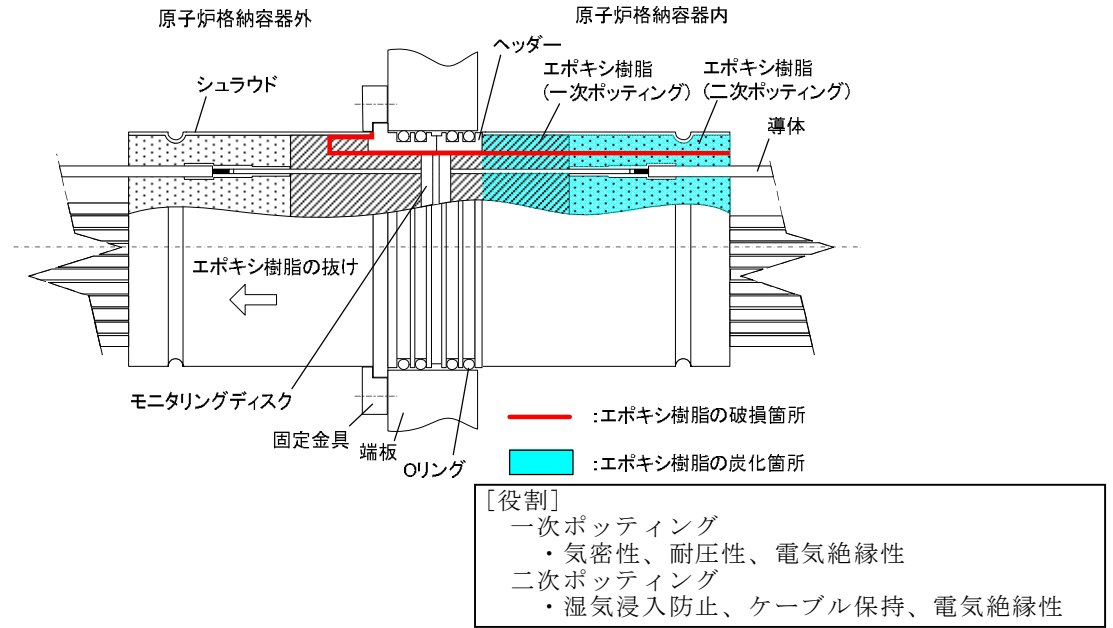


図 11-3 モジュールの破損箇所

11.2.2 モジュールの長期高温健全性評価

(1) 概要

泊発電所 3 号炉に設置されている電線貫通部モジュールの長期高温健全性を確認するために、エポキシ樹脂を試験体として選定し、エポキシ樹脂の炭化有無を確認した。

(2) 試験条件

モジュールは原子炉格納容器圧力に対して一次ポッティング部（エポキシ樹脂）で耐圧性を主に期待しているため、一次ポッティング部を試験対象とする。一次ポッティング部を模擬した供試体を、重大事故等対策の有効性評価における原子炉格納容器雰囲気温度の最高値（約 141℃）を超える 150°C の恒温槽に一定期間入れて熱劣化試験を行った後、取り出して常温（温度によるエポキシ樹脂の熱膨張を考慮しない）状態でリークテストを行うことで健全性を確認する。

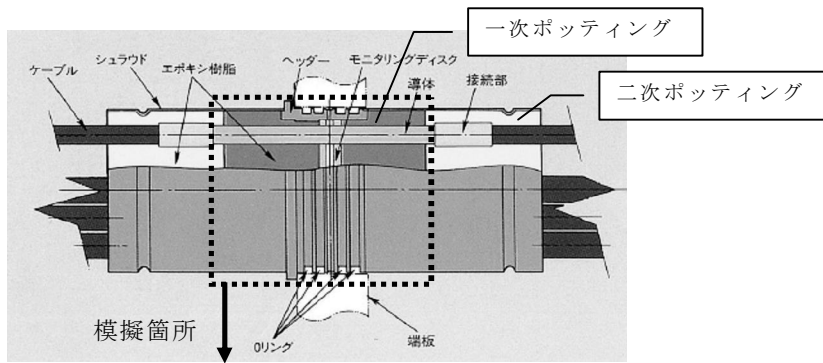


図 11-4 電線貫通部モジュール

(3) 試験結果

供試体を [] °C で約 [] 日間加熱した後、取り出して常温状態でリークテストを実施した結果、リークは無く、炭化の兆候が無いことを確認した。

これより、有効性評価の範囲及びその後温度・圧力が低下した環境下において、エポキシ樹脂に炭化は発生せず健全性は確保されることから、電線貫通部のシール機能は維持されると考える。

11.2.3 本体・端板の評価

(1) 電線貫通部形状

電線貫通部の形状は以下に示すとおりである。

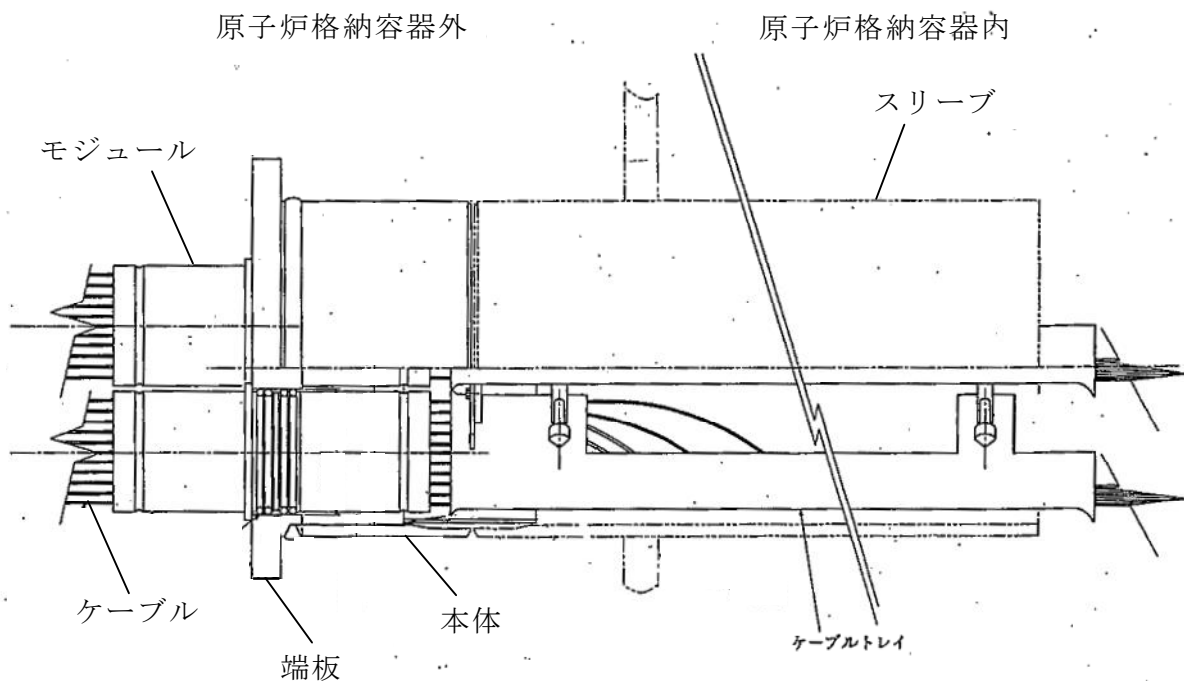


図 11-5 電線貫通部

(2) 本体・端板の板厚計算

電線貫通部のうち本体、端板設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200°C 、 2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が本体・端板に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。

従って、本体・端板の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

そこで、設計・建設規格、既工事計画認可申請書に基づく評価より、 $200^{\circ}\text{C}\cdot 2\text{Pd}$ の環境下で外圧作用による一次応力が生じた際の本体・端板の健全性を評価した。

- a. 電線貫通部の本体・端板の必要厚さの計算に用いる記号について以下に示す。

記号	単位	説明
P	MPa	圧力
—	℃	温度
d	mm	内径
S ₁	MPa	本体の許容引張応力(STS480)
S ₂	MPa	端板の許容引張応力(SUS304L)
η	—	継手効率
t	mm	本体の計算上必要な厚さ
K	—	端板の取付け方法による係数
t _{sr}	mm	端板の計算上必要な厚さ

- b. 本体板厚計算方法

電線貫通部の本体板厚の計算上必要厚さは、設計・建設規格に基づき、次の式により求める。

$$t = \frac{P d}{2 S \eta - 1.2P} \quad [\text{PVE-3230}]$$

計算の結果、下表に示すとおり電線貫通部の本体板厚は計算上必要な厚さ以上である。

項目	記号	単位	数値	
			12B	16B
圧力	P	MPa	0.566	
温度	—	℃	200	
内径	d	mm		
本体の許容引張応力(STS480)	S	MPa	131	
継手効率	η	—	1.00	
本体の計算上必要な厚さ	t	mm	0.7	0.9
本体の最小使用厚さ	—	mm		
評価対象貫通部番号	—	—	全ての電線貫通部が評価対象	

c. 端板板厚計算方法

電線貫通部の端板の計算上必要厚さは、設計・建設規格に基づき、次の式により求める。

$$t_{sr} = d \sqrt{\frac{KP}{S}} \quad [\text{PVE-3410}]$$

計算の結果、下表に示すとおり電線貫通部の端板板厚は計算上必要な厚さ以上である。

項目	記号	単位	数値	
			12B	16B
圧力	P	MPa	0.566	
温度	—	℃	200	
内径	d	mm		
端板の許容引張応力(SUS304L)	S	MPa	112	
端板の取付け方法による係数	K	—	0.33	
端板の計算上必要な厚さ	t_{sr}	mm	12.2	15.6
端板の最小使用厚さ	—	mm		
評価対象貫通部番号	—	—	全ての電線貫通部が 評価対象	

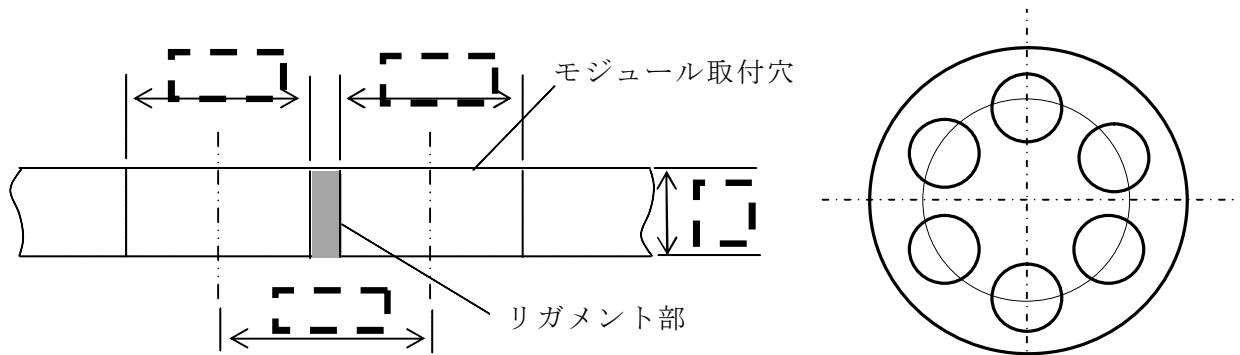
(3) 端板の応力解析【既工事計画認可申請書解析結果より換算評価】

a. リガメント部の応力解析

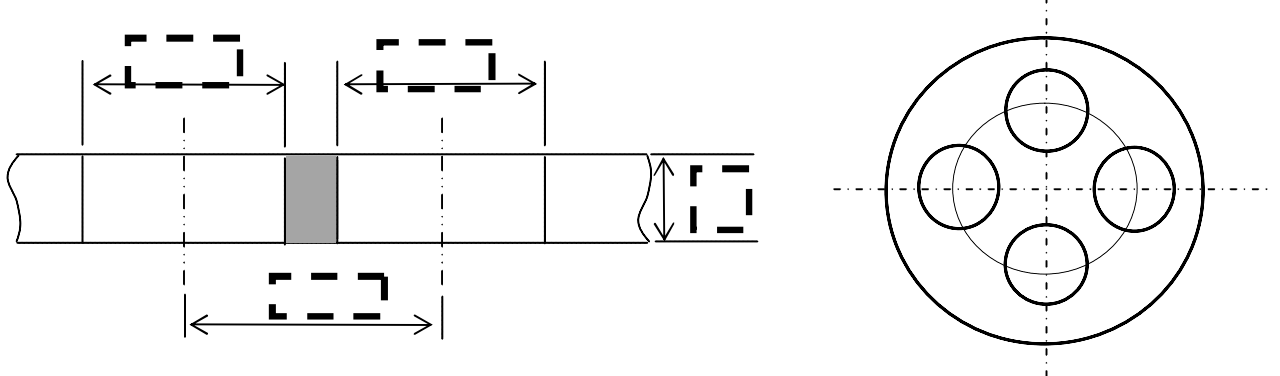
泊発電所 3 号炉に設置されている電線貫通部の端板にはモジュール取り付け用に貫通穴があり、貫通穴間のリガメント部が強度的に厳しくなることから、既工事計画認可申請書の解析結果に温度、圧力の相違を換算し、既工事計画認可申請書評価と同様に PVE-3270 に規定している一次+二次応力を評価する。

なお、モジュラー型電線貫通部の端板貫通穴種類は 3 つあるが、端板②のリガメント部の幅は端板①の厚さよりも大きいため、強度的に厳しい端板①で代表している。

< 16 B 端板① >



< 16 B 端板② >



< 12 B 端板③ >

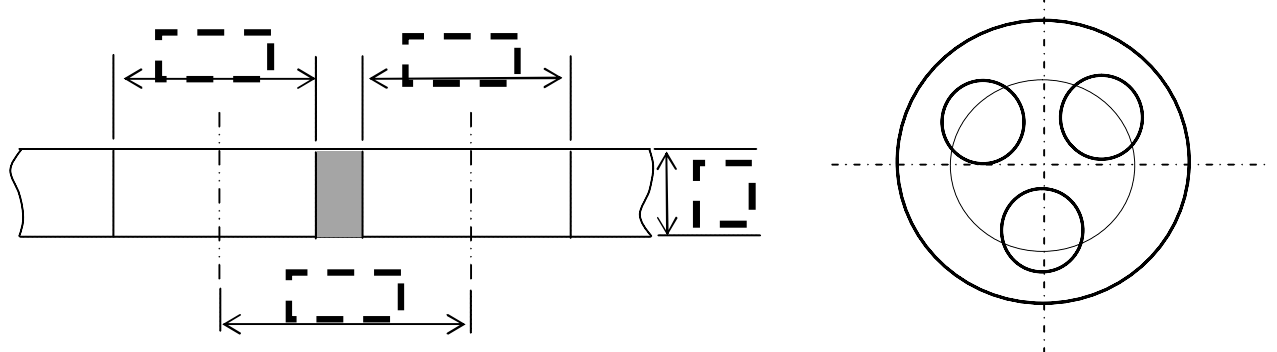


図 11-6 リガメント部

- b. 既工事計画認可申請書での解析結果
 泊発電所 3 号炉での解析結果を以下に示す。

荷重 計算点	基本条件 (D+O+L)			
	P_m	P_L	P_L+P_b	P_L+P_b+Q
16B (端板①)	9	9	11	11
12B (端板③)	7	7	9	9
許容応力 強さ	$S =$ 117	$1.5S = 175$		$3S = 351$

単位：N/mm²

（泊発電所 3 号機第 4 回工事計画認可申請書添付資料 5-9-10「電線貫通部の強度計算書」（平成 17 年 1 月 31 日付け平成 16・09・17 原第 4 号にて認可）

記号	説明
D	自重
O	通常運転時荷重
L	事故時荷重
S	許容引張応力
Q	二次応力強さ
P_m	一次一般膜応力強さ
P_L	一次局部膜応力強さ
P_b	一次曲げ応力強さ
P_L+P_b+Q	一次応力と二次応力を加えて求めた応力強さのサイクルにおいて、その最大値と最小値の差

c. 換算評価

既工事計画認可申請書に対して、圧力が 2 倍 (2Pd) になっていることから、発生応力を 2 倍にて評価する。また、許容引張り応力を 200℃に相当する 112MPa とする。

計算の結果、下表に示すとおり端板に発生する応力は材料の許容応力を十分に下回っていることから、200℃、2Pd の環境下で健全性を有すると考える。

強度	D+O+L (事故時)				許容値 (3S)
	P_m	P_L	$P_L + P_b$	$P_L + P_b + Q$	
計算点	一次応力			一次+二次応力	
16B (端板①)	18MPa	18MPa	22MPa	22MPa	336MPa
12B (端板③)	14MPa	14MPa	18MPa	18MPa	

11.3 評価結果

200℃、2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能を期待できる。

12. 原子炉格納容器隔離弁

12.1 はじめに

原子炉格納容器の貫通配管には原子炉格納容器隔離弁が設置されており、このうち、ゴムダイヤフラム弁、真空逃がし弁及び空調用バタフライ弁について、200℃、2Pd の環境下でのゴム系シール材の損傷（変形）が想定されるため、12.2 項以降に示すとおり健全性を確認する。また、弁の耐圧部については、機能喪失要因として脆性破壊、疲労破壊、座屈及び変形が考えられるが、200℃、2Pd の環境下では、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が弁本体に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。従って、原子炉格納容器隔離弁のうちゴムダイヤフラム弁、真空逃がし弁及び空調用バタフライ弁の耐圧部の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な変形（一次応力）が想定されるため、12.2 項以降に示すとおり健全性を確認する。

これら以外の隔離弁については、以下の理由により 200℃、2Pd の環境下で健全性を有している。

- 弁箱の圧力クラスは各配管ラインの設計圧力に応じて適切なものが選定されており（min. 1.03MPa）、耐圧上問題となることはない。
- 弁のグランド部及びボンネット部のシールには、黒鉛製のパッキン、ガスケットを有しており、耐熱性上問題となることはない。
- 弁シート部は全て金属製である。

12.2 ゴムダイヤフラム弁 (図 12-1)

12.2.1 評価方針

(1) 耐圧機能 【泊 3 号機評価結果】

- ・ 弁箱の耐圧機能の評価を行う。

(2) 隔離機能 【シート部試験結果を適用】

- ・ 隔離機能 (気密性保持) は、弁体であるダイヤフラム (EP ゴム) の耐環境性が支配的であるため、200℃、2Pd の環境下でのダイヤフラムへの影響を検討する。
- ・ 弁の構造上、ダイヤフラムの劣化による弁箱フランジ部からのリークが考えられるため、原子炉格納容器内側の弁箱フランジ部から配管内部へリークがあると想定した時の原子炉格納容器外側のダイヤフラム弁の評価を検討する。

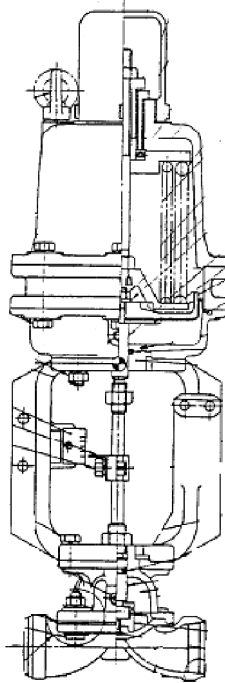


図 12-1 ゴムダイヤフラム弁構造概略図

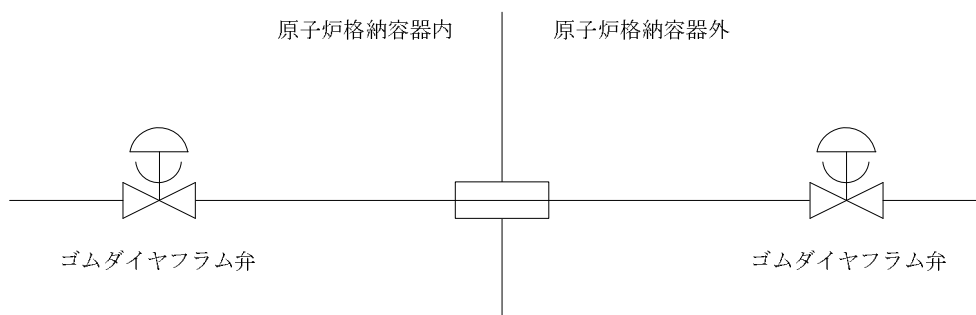


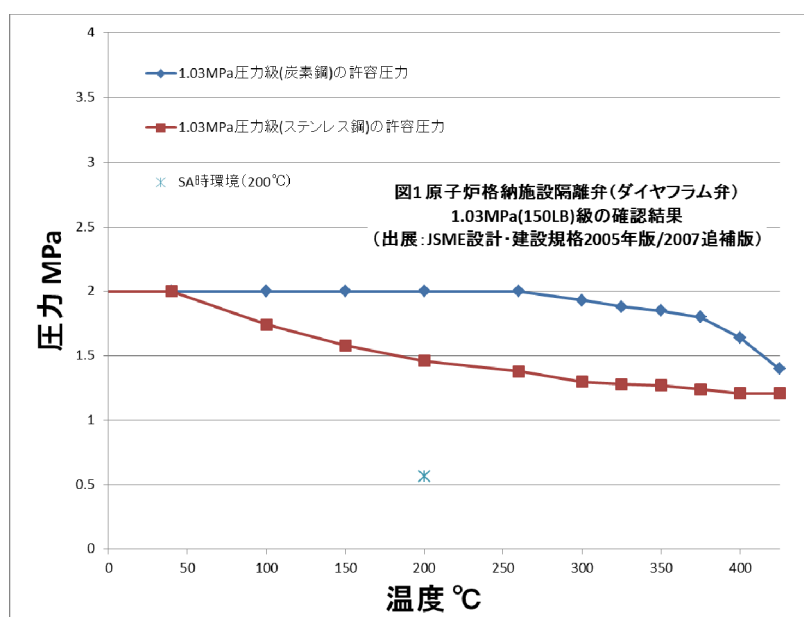
図 12-2 ゴムダイヤフラム弁配置概略図

12.2.2 評価結果

ゴムダイヤフラム弁の評価対象弁は弁の圧力クラスやゴムダイヤフラムの材質は同様であるため、評価結果は全弁同様となる。

(1) 耐圧機能

該当弁の圧力クラスは 1.03MPa (150LB) であり、200°C、2Pd の環境条件は、設計・建設規格 別表 1-1 に示す弁の許容圧力を下回る。このため、ダイヤフラム (EP ゴム) 部を除く耐圧部は強度上問題ない。



(2) 隔離機能

原子炉格納容器内からダイヤフラム部を通過する系内への漏洩は、以下の理由から限定的である考えられる。

- ・フェールクローズ弁もしくは通常運転時に閉運用弁であることから、事故後は閉弁状態になる。
- ・ダイヤフラム (EP ゴム) は、1.12MPa・300°C・放射線 2.8MGy 照射の環境下での材料加速試験の結果から、硬化が進むが、形状・寸法等の著しい変化は報告されていない。また、空調用バタフライ弁蒸気試験の結果から、1.12MPa・300°C、放射線 2.2MGy 照射の環境下において同材質の弁シートから有意な漏えいは認められていない。

さらに、原子炉格納容器外側に設置された原子炉格納容器隔離弁 (ダイヤフラム弁) は放熱等により原子炉格納容器内側より緩和された環境下にあることから、放射性物質の閉じ込め機能を有すると考える。

以上のことから、ゴムダイヤフラム弁について、200°C、2Pd の環境下での健全性を有すると考える。

12.3 真空逃がし弁（図 12-3）

12.3.1 評価方針

真空逃がし弁は、CV 内圧力が負圧になり破損するのを防止するため、CV 内圧力が微負圧になった段階で作動し CV 内に空気を供給するよう設計されている。一方、事故時に放射性物質の漏洩を防止するため、真空逃がし弁の外側に原子炉格納容器隔離弁（バタフライ弁）を設置している。

真空逃がし弁の評価対象弁は 2 台あるが、2 台とも同一の仕様・構造のため評価結果は 2 台とも同様となる。

(1) 耐圧機能【泊 3 号機評価結果】

- ・弁箱の耐圧機能の評価を行う。

(2) 隔離機能【泊 3 号機評価結果及び試験結果を適用】

- ・隔離機能（気密性保持）に影響する部位である弁体及び弁体シート材（EP ゴム）について 200°C・2Pd の環境下での影響を検討する。

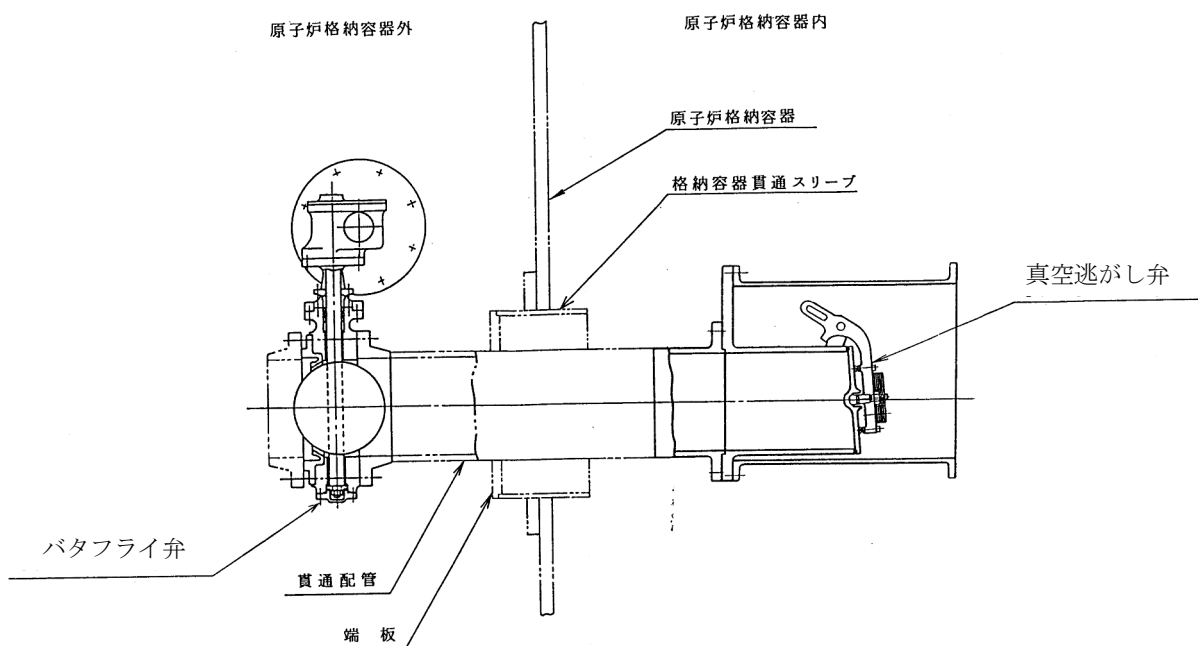
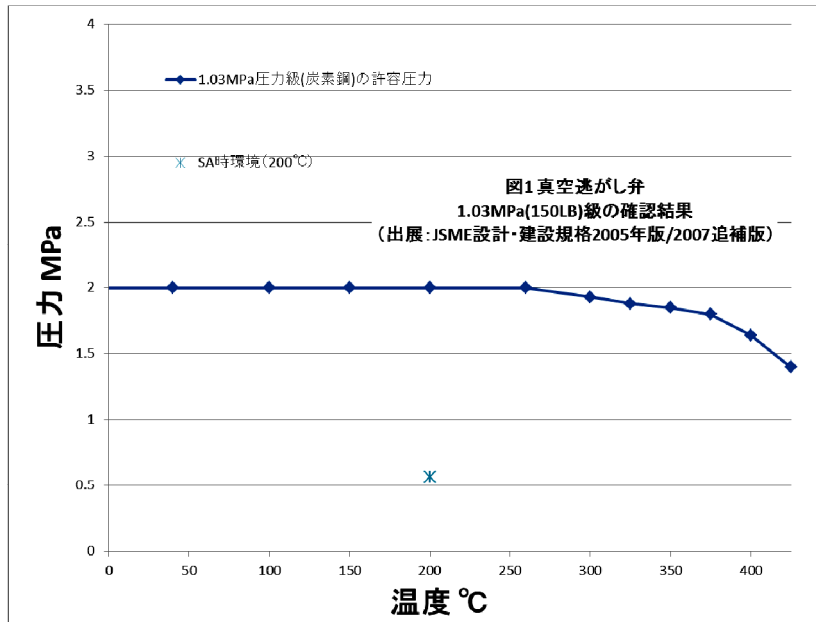


図 12-3 真空逃がし弁構造・配置概略図

12.3.2 評価結果

(1) 耐圧機能

真空逃がし弁弁箱の圧力クラスは 1.03MPa (150LB) であり、200℃、2Pd (0.566MPa) の環境条件は、設計・建設規格 別表 1-1 に示す弁の許容圧力を下回る。この為、弁本体の耐圧部は、強度上問題ない。



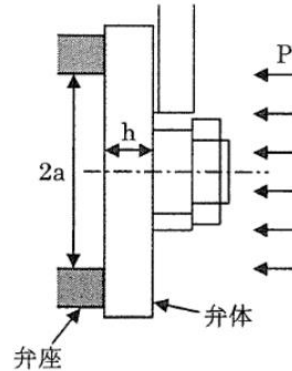
(2) 隔離機能

以下の理由により、200℃、2Pd の環境条件下において、放射性物質の閉じ込め機能を有すると考える。

- 通常運転時に閉運用弁であることから、事故後は閉弁状態になる。
- 隔離機能を有する部分としては、弁体及び弁体シート部があり、弁体シート部の材質は EP ゴム製であり、一般的に耐熱性は 150℃程度であり、1.12MPa・300℃・放射線 2.8MGy 照射の条件においても硬化が進むが、形状・寸法等の著しい変化は報告されていない。また、空調用バタフライ弁蒸気試験の結果から、1.12MPa・300℃、放射線 2.2MGy 照射の環境下において同材質の弁シートから有意な漏えいは認められていない。
- 弁体については、応力評価方法として設計・建設規格に示されている解説 VVB-3380 の評価式 (式 1) を用いることとし、許容応力値には、材料表面が降伏しても内部が弾性状態であれば崩壊せず表面降伏の 1.5 倍のモーメントで全断面降伏するという一般的知見 (解説 PVA-3100 応力分類の (3)、解説図 PVA-3100-4) 及び本弁はクラス 2 弁であるということから、1.5S を用いる。

その結果、200℃において約 0.61MPa の耐圧強度があり、評価圧力 2Pd(0.566MPa)を上回る。従って、弁体は 200℃、2Pd の環境下において強度上問題はない。

$$\sigma_D = \frac{3(3+\nu)Pa^2}{8h^2} \quad (\text{式 1})$$



諸元			備考
記号	記号説明	数値	
σ_D	弁体に発生する1次応力 (MPa)	190	弁体材料 の 200℃における許容引張応力 S(127MPa) の 1.5 倍 (注)
a	弁座内半径 (mm)	 	-
h	弁体の厚さ (mm)	 	-
ν	ポアソン比	0.3	-
P (P_{cr})	最高使用圧力 (MPa) (弁体限界の圧力とする)	0.61	式 1 より算出

注： 設計・建設規格 解説 PVA-3100 応力分類の(3)、解説図 PVA-3100-4 に基づき、許容値を設定した。

以上のことから、真空逃がし弁について、200℃、2Pd の環境下での健全性を有すると考える。

12.4 空調用バタフライ弁 (図 12-4)

12.4.1 評価方針【試験結果を適用】

空調用バタフライ弁の供試体 (24B) を用いて、蒸気加熱漏えい試験を実施し、高温・高圧条件下での漏えいの有無、漏えいがある場合はその漏えい量を確認する。

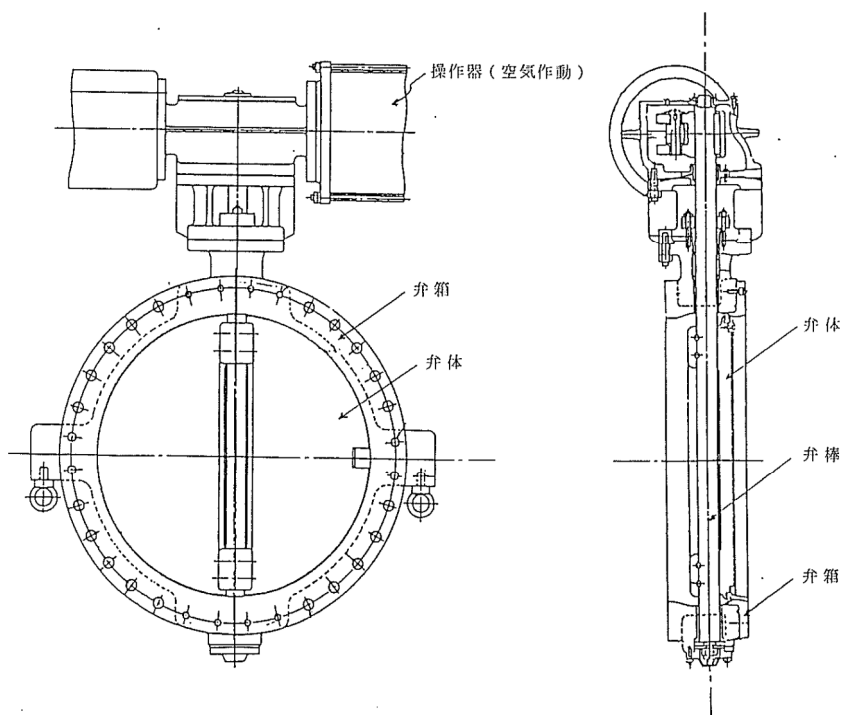


図 12-4 空調用バタフライ弁構造概略図

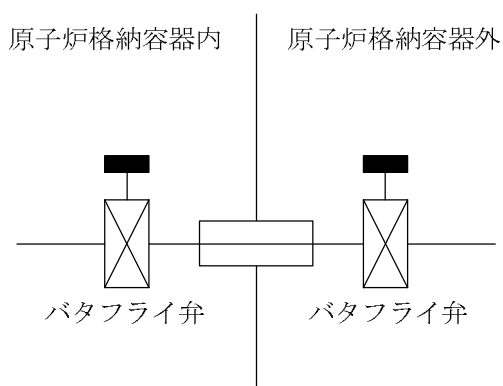


図 12-5 空調用バタフライ弁配置概略図

12.4.2 評価結果

試験条件及び試験結果を以下に示す。

試験条件	試験圧力	1.12MPa
	試験温度	300℃
	照射量	2.2MG y

上記のとおり蒸気加熱漏えい試験を実施した結果、高温・高圧条件下においてシール健全性に問題のないこと（漏えい無し）を確認した。

以上のことから、空調用バタフライ弁について、200℃、2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能は維持され则认为

原子炉格納容器 評価温度・圧力に対する経年劣化の影響

原子炉格納容器評価温度・圧力に関する評価における評価対象部位における放射性物質の閉じ込め機能の健全性が、経年劣化により低下していないことを確認し、今回の評価温度・圧力に関する評価結果に影響しないことを確認する。なお、考慮する経年劣化事象については、先行プラントにおける高経年化技術評価書を参考に検討する。

- 原子炉格納容器本体については、鋼板表面に防食塗装を施すとともに、保全計画にもとづく外観点検において表面の腐食、塗膜等の異常があれば、適切な肉厚管理のもと、補修塗装を実施している。また、保全計画にもとづき、計画的に肉厚測定を実施していることから、有意な劣化はないと考えられる。なお、原子炉格納容器本体に対して、日本電気協会電気技術規程「原子炉格納容器の漏えい率試験規程（JEAC4203）」（以下、「JEAC4203」という。）に基づく、全体漏えい率検査（1回/3定検）を実施し、放射性物質の閉じ込め機能の健全性を継続的に確認している。
- 原子炉格納容器本体以外の評価部位について、先行プラント評価結果に基づき考慮する経年劣化事象は以下のとおり。
 - ・ ステンレス鋼配管について外面の応力腐食割れが考えられるが、塩分付着量測定を実施し、海塩粒子の付着が懸念される箇所には、塗装、防水措置（保温）を施し、応力腐食割れに対して問題ないことを確認している。また、定期的に見視により塗装及び防錆措置（保温）の健全性確認を実施していることから、有意な劣化はないと考えられる。
 - ・ 原子炉格納容器隔離弁については、保全計画にもとづく、計画的な分解点検、目視・表面検査を実施していることから、有意な劣化はないと考えられる。
 - ・ 電線貫通部については、先行プラントと型式が異なりエポキシ樹脂及びOリングでバウンダリを維持する構造であり、経年劣化事象としてエポキシ樹脂及びOリングの劣化が考えられる。これらの部位の経年劣化については、長期健全性試験により、健全性を確認している。（添付1）
 - ・ 機器搬入口等に使用しているガスケット等については、保全計画にもとづき定期的に取替を実施していることから、経年劣化事象とはならない。
 - ・ なお、各部に対して、JEAC4203 に基づく局部漏えい率検査（2回/3定検）及び全体漏えい率検査（1回/3定検）を実施し、放射性物質の閉じ込め機能の健全性を継続的に確認している。

以上のことから、経年劣化による原子炉格納容器の評価温度・圧力への影響は無いと考える。

電線貫通部（エポキシ樹脂及びOリング）の経年劣化に対する長期健全性評価

1. 概要

泊 3 号機に設置されているモジュール型電線貫通部の長期健全性試験を実施しており、この結果に基づき長期間の経年劣化を考慮した健全性評価を行う。

2. 試験条件

2.1 評価項目

エポキシ樹脂及びOリングは有機物であり、熱及び放射線により経年劣化が進行するため、経年劣化に対する評価が必要である。

2.2 熱劣化期間算出

エポキシ樹脂の加速熱劣化試験を実施するため、以下のアレニウスの式を用いることで、加速熱劣化の条件を設定する。

$$\text{加速倍率算出} \quad a = \exp \left[\frac{-E}{R} \left(\frac{1}{(273 + T_{\text{exam}})} - \frac{1}{(273 + T_{\text{real}})} \right) \right]$$

$$\text{熱劣化期間} \quad T_{\text{acc}} = \frac{Z \times 365}{a}$$

加速熱劣化の条件はエポキシ樹脂とOリングを包絡した $[\quad]^\circ\text{C}[\quad]$ 日で設定する。

表 1 各パラメータ

項目	記号	単位	数値	
			エポキシ樹脂	Oリング
加速倍率	a	倍		
気体定数	R	kcal/mol・K		
実機温度	T_{real}	°C		
試験温度	T_{exam}	°C		
部材の活性化エネルギー※	E	kcal/mol		
評価年数	Z	years		
熱劣化期間	T_{acc}	Days		

※メーカ値であり、複数の試験温度で部材の機能が維持される期間をプロットし、直線の傾きから活性化エネルギーを算出

2.3 長期健全性評価

長期健全性試験条件を表2に示す。

表2 試験条件

	試験条件*	説明
加速熱劣化	□℃ × □日間	試験条件は、原子炉格納容器内の設計平均温度にケーブルの通電による温度上昇も考慮した温度に若干の余裕をみた温度(□℃)で60年間の運転に相当する条件(ポッティング材: □℃-□日、リング: □℃-□日)を包絡している。
放射線照射	□Gy(平常時) □Gy(事故時)	泊3号機の60年間の運転に予想される集積線量、設計想定事故時線量を包絡している。
事故時 雰囲気暴露	温度 Max □℃ 圧力 Max □MPa 時間 □日間	泊3号機の設計想定事故時の最高温度(約124℃)、最高圧力(約0.241MPa)を包絡している。

* 出典：電力共同委託「モジュラ型電気ペネトレーションの長期健全性評価 (H21年2月)」

3. 試験結果

表1の試験条件を負荷した後の漏えい試験では、漏えい量は□cc/secであった。一方、泊発電所3号炉の原子炉格納容器局部漏えい率検査(B種試験)における電線貫通部のモジュール1台あたりの許容漏えい量は□/secであり、漏えい量は十分小さい値となっている。

このことから、電線貫通部は、60年間の運転を想定しても、放射性物質の閉じ込め機能を維持できると判断する。

原子炉格納容器 評価温度・圧力負荷後の耐震性

1. 検討方針

評価対象の各部位に対し、評価温度・圧力負荷時に部材が弾性域または塑性域のいずれにあるか、また、除荷後に残留ひずみが生じるかを確認するとともに、除荷後の挙動により、耐震性への影響を評価する。

2. 検討結果

残留ひずみの有無及び耐震性への影響有無については、一次応力のみ考慮する部位と一次+二次応力を考慮する部位に分けて次のとおり判断する。

評価温度・圧力負荷時に周囲の部材の変形の影響を受けず二次応力を考慮する必要がない場合は、一次応力が S_y を超えるか否かで残留ひずみの有無を確認する。この場合、一次応力が S_y 以下の場合は、除荷後に残留ひずみは生じない (図 1、 $0 \rightarrow a \rightarrow 0$)。 S_y を超える場合は、除荷後に残留ひずみが生じる (図 1、 $0 \rightarrow a \rightarrow b \rightarrow c$)。一次応力は与えられた荷重に対して決定する応力であるため、同じ荷重が作用した場合の発生応力は除荷後も同等であり、評価温度・圧力負荷前と同じ弾性的挙動を示す (図 1、 $c \rightarrow b$)。また、設計・建設規格の許容値は荷重を変形前の断面積で割った公称応力を基に設定されているため (図 2)、設計・建設規格の許容値内であれば発生応力を算出する際に変形前の断面積を用いることに問題ない。

なお、材料に予めひずみが作用した場合について、作用した予ひずみ (~約 19%) だけ応力-ひずみ曲線をシフトしたものと、予ひずみが作用しない材料の応力-ひずみ曲線がほぼ一致するという知見^[1]が得られており、十分小さな残留ひずみであれば発生応力に与える影響はないと言える。

地震 (許容応力状態 $IV_A S$) の一次応力の許容応力は、運転状態 D の許容応力の制限内で同等であり、さらに評価温度・圧力負荷前と同様の挙動を示すことから、耐震性に影響はないと判断できる。

[1] 日本溶接協会「建築鉄骨の地震被害と鋼材セミナー(第 12 回溶接構造用鋼材に関する研究成果発表会)」 JWES-IS-9701、(1997)

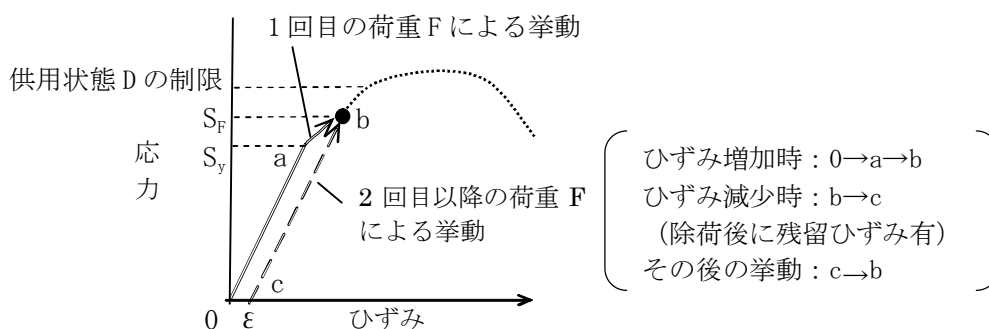


図 1 降伏点を越える場合のひずみ履歴イメージ(一次応力)

参 2-1

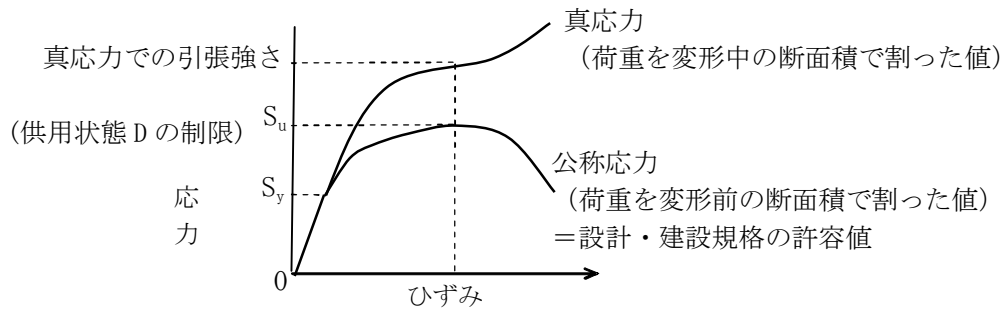


図2 公称応力と真応力について

次に、評価温度・圧力負荷時に周囲の部材の変形の影響を受けるため、局部的に発生する二次応力を考慮する必要がある場合は、構造不連続部に発生する二次応力も考慮して、一次+二次応力で残留ひずみの有無を確認する。一次+二次応力が S_y を超えると塑性域に入るが（図3（解説 PVB-3112）、 $0 \rightarrow A \rightarrow B$ ）、 $2S_y$ 以下の場合は除荷時にひずみが減少し、除荷後に残留ひずみは生じない（図3（解説 PVB-3112）、 $B \rightarrow C$ ）。また、その後の挙動は図3の B-C 上の弾性的挙動を示し、これは評価温度・圧力負荷前と同じである。

一次+二次応力が $2S_y$ を超える場合は、残留ひずみ有と判断する（図3（応力 S_1 が $2S_y$ 超の場合））。しかし、十分小さな残留ひずみであれば、上述の通り、発生応力に与える影響はないと言える。

地震（許容応力状態 $IV_A S$ ）の一次+二次応力の許容応力は、今回の一次+二次応力の許容応力と同等であることから、地震による外力が加わったとしても一次+二次応力の許容応力の制限内であり、さらに評価温度・圧力負荷前と同様の挙動を示すことから、耐震性に影響はないと判断できる。

なお、一次応力が S_y を超える部位については、残留ひずみ有と判断する。このとき、上述のとおり、十分小さな残留ひずみであれば発生応力に与える影響はないと言える。

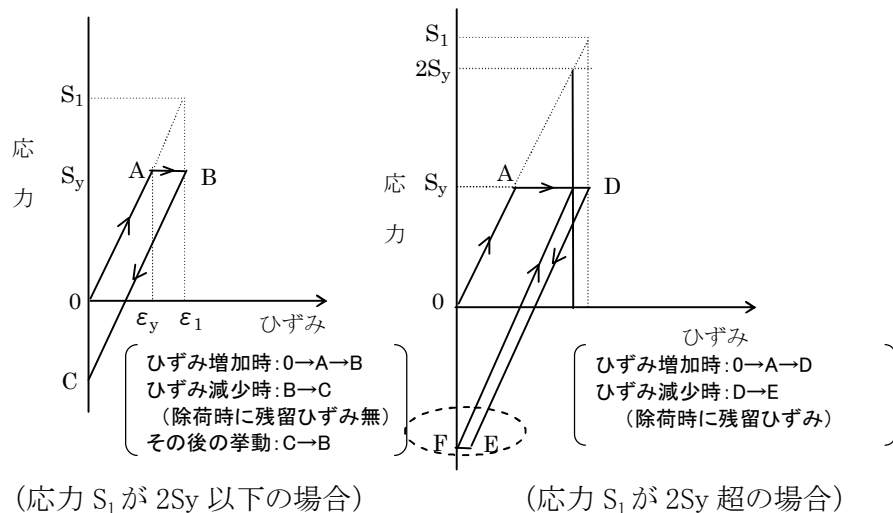


図3 降伏点を越える場合のひずみ履歴イメージ(一次+二次応力)

除荷後に残留ひずみが生じるかを確認するとともに、除荷後の挙動により、耐震性への影響を評価するため、2～12章における評価手法を基に、一次応力が S_y 以下かまたは一次＋二次応力が $2S_y$ 以下かを確認した。

原子炉格納容器本体（半球部）、エアロック（隔壁部）及びスリーブ（スリーブ取付部）については、一次応力が S_y を超えるため除荷後に残留ひずみが生じるが供用状態 D の制限内であり、除荷後は弾性的挙動を示すため、耐震性への影響はない。

なお、スリーブ取付部は、評価温度・圧力負荷時の一次＋二次応力は $2S_y$ (452MPa) 以下であり、上述の一次応力による残留ひずみのみが生じるが、供用状態 D の制限内であり、除荷後は弾性的挙動を示すため、耐震性への影響はない。

閉止板、閉止フランジ、短管、電気配線貫通部及び原子炉格納容器隔離弁については、一次応力が S_y を超えないと考えられ、残留ひずみは生じない。伸縮継手については疲労係数が微小であることから耐震性への影響はない。

機器搬入口（フランジ部）、端板については、一次＋二次応力が S_y を超えて塑性域に入るが、一次＋二次応力が $2S_y$ 以下であり、残留ひずみは生じない。

貫通配管については、一次＋二次応力が $2S_y$ を超えるため残留ひずみが生じると判断されるが、十分小さな残留ひずみであり、耐震性への影響はない。

以上より、評価温度・圧力負荷後は、負荷前と同様の挙動を示すことを確認した。

したがって、耐震評価にて考慮する許容応力に対応する地震が生じた場合、地震による外力が加わったとしても今回の評価で考慮した許容応力の制限内であり、さらに評価温度・圧力負荷前と同様の挙動を示すことから、耐震性への影響はないと考える。

表 1 各部位の評価温度・圧力負荷時の状況

評価部位	評価点	応力分類	評価値 ^{※1}	判定値	残留ひずみ 有無	備考 (関連頁)	
原子炉 格納容器本体	半球部	一次	0.566 MPa (2Pd)	0.50 MPa (Sy での 許容圧力)	有 (1%未満)	1-2	
機器搬入口	フランジ部	一次+二次	211 MPa (発生応力)	398 MPa (2Sy)		2-9	
エアロック	隔壁部	一次	0.566 MPa (2Pd)	0.44 MPa (Sy での 許容圧力)	有 (1%未満)	3-4	
貫通配管	同左 (貫通部 付近)	一次+二次	525 MPa (発生応力)	375 MPa (3Sm ^{※2})	有 (1%未満)	4-8	
スリーブ	スリーブ 取付部	一次	256 MPa (発生応力)	226 MPa (Sy)	有 (1%未満)	5-17	
		一次+二次	330 MPa (発生応力)	452 MPa (2Sy)			
端板	配管取付部	一次+二次	287 MPa (発生応力)	393 MPa (3S ^{※3})		6-7	
閉止フランジ	同左	一次	0.566 MPa (2Pd)	1.03 MPa (レーティング [*] 設計圧)		7-1	
閉止板	同左	一次	19.3 mm (S ^{※3} での 必要板厚)	 mm (実物厚さ)		8-2	
伸縮継手	同左	疲労係数は微小 (0.01 未満)					9-6
短管	同左	一次	6.1 mm (Sy に基づく 必要板厚)	 mm (実物厚さ)		10-3	
電線貫通部	端板	一次	22.0 MPa (発生応力)	112 MPa (S ^{※3})		11-7	
原子炉格納容器 隔離弁	弁箱	一次	0.566 MPa (2Pd)	1.03 MPa (レーティング [*] 設計圧)		12-3, 5	

※1 判定値を超える場合、残留ひずみ有となる。

※2 設計・建設規格 解説 GNR-2200 より Sm は 2/3Sy 相当であり、3Sm は 2Sy 相当である。

※3 設計・建設規格 解説 GNR-2200 より S は 5/8Sy 相当であり、3S は 15/8Sy 相当である。

有効性評価における原子炉格納容器雰囲気温度及び原子炉格納容器圧力の
環境条件下における原子炉格納容器漏えい率について

泊発電所3号炉の原子炉格納容器型式である鋼製格納容器は、半球部、円筒部を厚板の鋼板で構成された構造であり、鋼板で気密性能及び耐圧性能を担保する構造である。200℃、2Pd 時点において、配管貫通部等も含め一部が僅かに塑性状態となるが、弾性的挙動の範囲内であることを確認しており、耐圧性能が維持可能と考える。また、開口部のシール部についても高温での性能劣化について耐性検証を行い、検証結果により200℃、2Pd での機能維持を確認しており、これまでと同様高い気密性維持が可能と考える。

したがって、原子炉格納容器漏えい率は設計で想定した漏えい率(0.1%/day)を圧力に応じて、適切に割増することで評価できる。有効性評価における被ばく評価においては、漏えい率の算出について原子炉格納容器圧力が0.9Pd より大きい場合の流体条件として差圧流及び圧縮性流体の層流・乱流の状態を考慮し、得られる値のうち最大値(0.16%/day)を用いて評価し、問題ないことを確認している^{※1}。

また、泊発電所3号炉の原子炉格納容器全体漏えい率検査の結果を基に、有効性評価で得られた原子炉格納容器雰囲気温度及び圧力の最大値(141℃、0.360MPa)を用いて漏えい率を割増換算した結果、最大で0.08%/day となり漏えい率に問題ないことを確認した。

※1：平成25年10月22日審査会合 補足説明資料「泊発電所3号機 中央制御室について 補足説明資料
13. 重大事故時の居住性評価における原子炉格納容器漏えい率の設定について」

○格納容器過温破損シナリオ

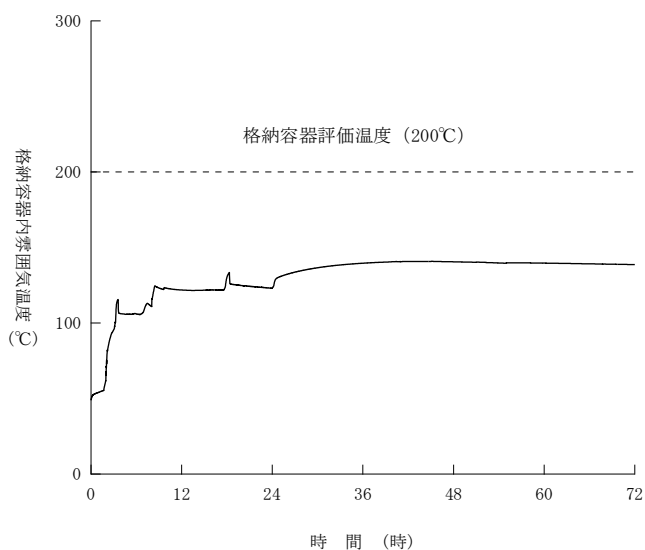


図1 原子炉格納容器内雰囲気温度の推移

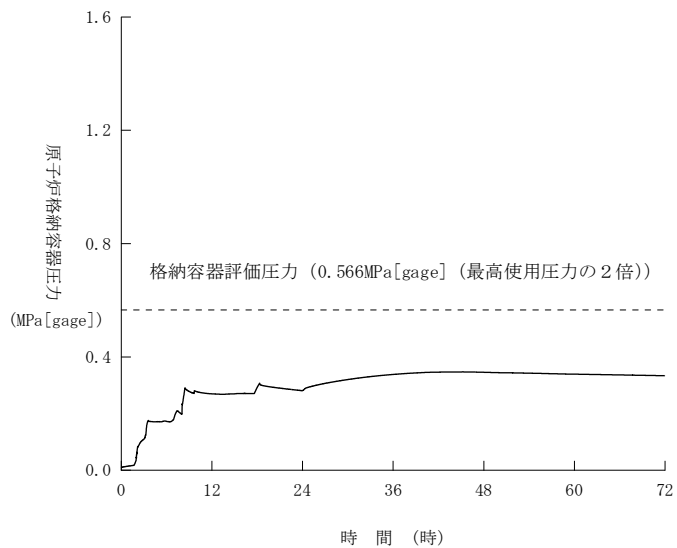


図2 原子炉格納容器圧力の推移

○格納容器過圧破損シナリオ

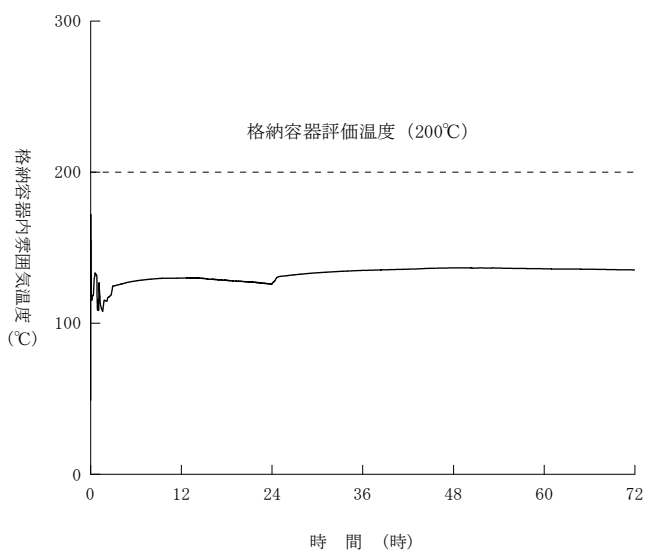


図3 原子炉格納容器内雰囲気温度の推移

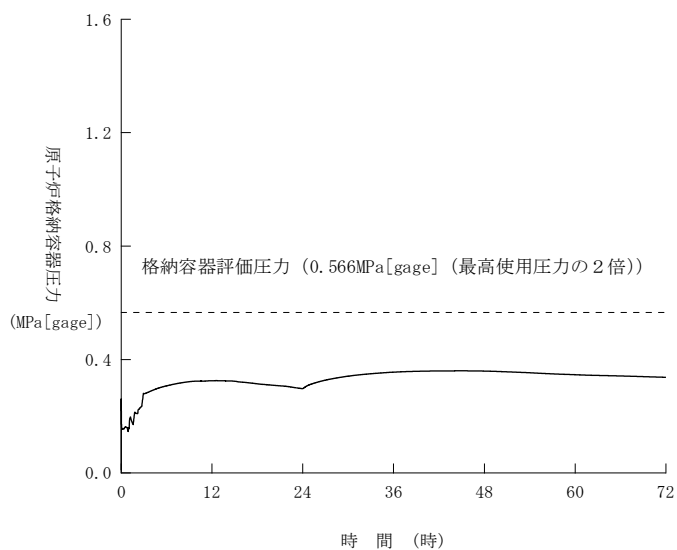


図4 原子炉格納容器圧力の推移

○格納容器除熱機能喪失シナリオ

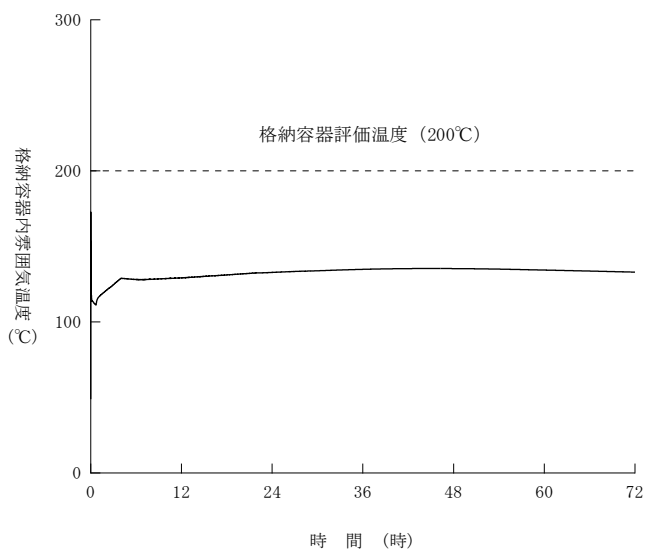


図5 原子炉格納容器内雰囲気温度の推移

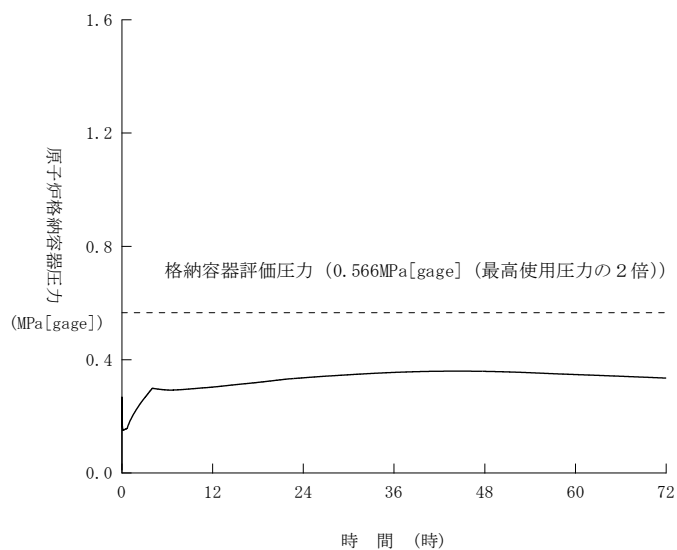


図6 原子炉格納容器圧力の推移

原子炉格納容器貫通部にFPが沈着することによる影響について

炉心溶融時の各貫通部において、よう素等のFPが沈着して発熱することによる温度上昇について貫通部のリークパスに付着した場合の温度上昇及び、原子炉格納容器内FPの挙動に対する国内外の知見を確認する。

1. 原子炉格納容器貫通部のFP沈着による温度評価

炉心溶融時の原子炉格納容器内のFPの沈着による温度上昇について、代表プラントにおいて、過温破損シーケンスを想定した条件にて、原子炉格納容器のリークパスにFPが飛散し、リークパス内がFPで満たされ目詰まりしたと保守的に仮定し、FEM解析により熱解析を実施した。

評価結果としては、原子炉格納容器の貫通部リークパス箇所の最高温度は約170℃となり原子炉格納容器評価温度である200℃を下回ることから原子炉格納容器評価温度・圧力に影響ない結果となった。

※ 原子炉格納容器内のFPの挙動としては、「シビアアクシデント時格納容器内多次元熱流動及びFP挙動解析（JNES）」において、FPが飛散してもその多くは原子炉キャビティ内の床や壁表面にとどまり原子炉格納容器自由空間に飛散しないという知見が得られているが、リークパスへFPが飛散し導かれたと仮定。リークパスへのFPの捕集量についての知見はないことから保守的にFPが満たされた状態と仮定。（FPが満たされた状態は、漏えい量はゼロとなるが温度評価のため保守的に仮定。）

○ 原子炉格納容器貫通部のFP沈着による温度評価

炉心溶融時の原子炉格納容器内のFPが貫通部のリークパスに付着した場合^{*}の温度上昇について、下記条件にて評価した。

- a. 過温破損シーケンスを想定する。
- b. シビアアクシデント時における原子炉格納容器内のFPの飛散については「シビアアクシデント時格納容器内多次元熱流動及びFP挙動解析（JNES）」において、FPのほとんどが原子炉キャビティ内の床や壁表面に付着し原子炉格納容器自由空間に飛散しないという知見が得られているが、FPが飛散し貫通部リークパスへ到達したと仮定。
- c. 貫通部の仮定するリークパスは、原子炉格納容器の漏えい試験結果をもとに約2mm²のリークパスと仮定。
- d. FPが飛散し貫通部リークパスにおけるFPの捕集量については、知見がないことから保守的にリークパスにFPが満たされた状態を仮定。（リークパスへFP満たされた状態では、漏えい率は0%/dayとなるが温度評価のため保守的に仮定。）
- e. 原子炉格納容器貫通部リークパスに沈着したFPの発熱量は、NUREG-1465の炉心内のFP量に対する原子炉格納容器内への放出割合を核種ごとの発熱量に乗じて算出。

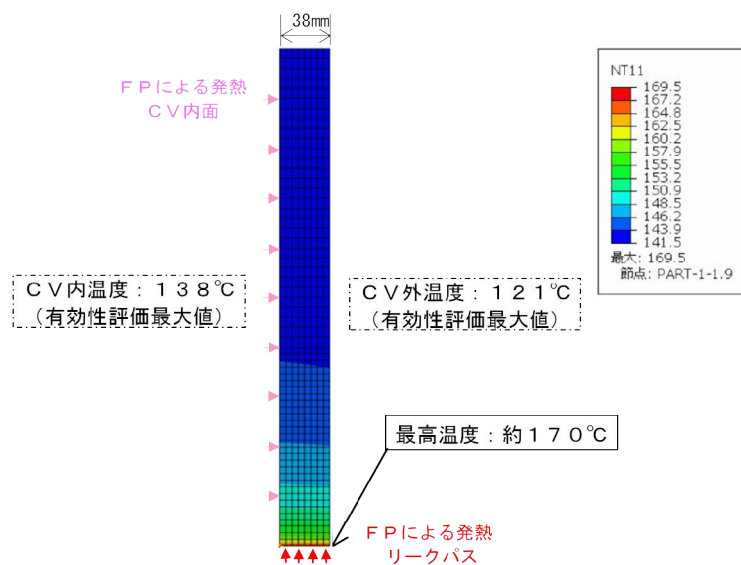
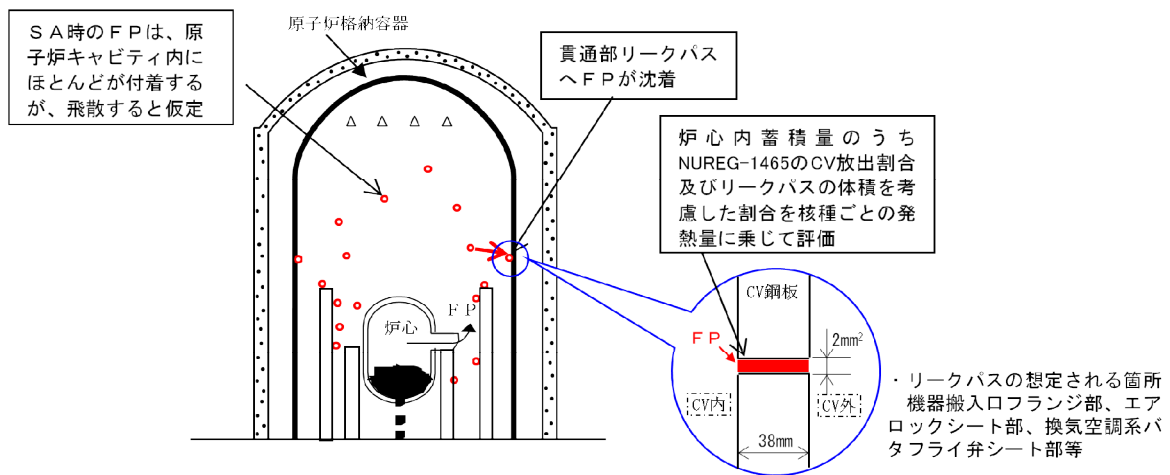
※ 本評価においては、CV内に放出された希ガス以外（希ガスは沈着しない）のFPがCV内壁、貫通部、構造物に均一に付着すると仮定し、これからの発熱も考慮している。

参 4-1

f. FPの発熱量は、時間経過により低下するが、本評価では保守的に沈着後の時間経過による発熱量の低下は考慮しない。

よう素については事象進展により化学組成が変動することが考えられるが寄与割合の大きなセシウムについて密度の高いCsI（よう化セシウム）の密度を想定し、FP質量の保守性を考慮し算出する。

上記条件による評価結果として、原子炉格納容器内雰囲気温度が過温破損シーケンスの最大値である約138℃となる時、FPによる温度上昇は、約32℃であり原子炉格納容器の貫通部表面温度は、約170℃となり原子炉格納容器評価温度（200℃）を下回り原子炉格納容器評価温度・圧力に影響のないことを確認した。



解析結果（温度コンタ図）

FP沈着による温度上昇評価イメージ図

2. 泊発電所3号炉への適用について

上記評価は代表プラントの格納容器評価温度に対する FP 発熱の影響を説明しているが、格納容器内温度を除き、泊発電所3号炉と評価条件が同等または泊発電所3号炉の評価条件の方が厳しくない条件となる。また、格納容器内温度は泊発電所3号炉の温度が3℃程度高いが、格納容器評価温度である200℃に対し代表プラントでの評価値である約170℃がこれを超えるほどの温度差ではないため、代表プラントにおける評価が適用できるものとする。下表に代表プラントと泊発電所3号炉の評価条件の比較を示す。

表 代表プラントと泊発電所3号炉の評価条件の比較

評価条件	代表プラント	泊発電所 3号炉	備考
想定リークパス面積	約 2 mm ²	約 1.3 mm ²	代表プラントよりも熱源が小さくなる。
格納容器内温度	138℃	141℃	代表プラントよりも3℃ほど温度が高いが、格納容器評価温度である200℃に対し、代表プラントでの評価値である約170℃がこれを超えるほどの温度差ではない。
格納容器外温度	121℃	124℃	代表プラントよりも3℃ほど温度が高いが、格納容器評価温度である200℃に対し、代表プラントでの評価値である約170℃がこれを超えるほどの温度差ではない。
事故直後のFP発熱量	4×10 ⁴ kW	4×10 ⁴ kW	代表プラントと同じ。
格納容器厚さ	38 mm	44.5 mm	代表プラントの評価では保守的に格納容器全板厚分FPが詰まったことを想定している。左記寸法が変わる場合、FPの詰まる厚さが変わるが、同時に、熱伝達する範囲である鋼板厚さも変わる。従って、左記寸法が解析に影響はほとんどなく、温度は同等となる。 また、代表プラントでの解析ではCV内外面の温度がほぼ同じであることから、板厚の影響は無視できると考えられる。

3. 炉心損傷時の原子炉格納容器内FPの挙動に対する知見

炉心溶融時の原子炉格納容器内のFPの挙動についての国内外の知見としては、下記の知見が上げられる。

各知見の概要は、シビアアクシデント時における原子炉格納容器内、原子炉冷却系配管内のFPの挙動及び格納容器貫通部（漏えい部）への沈着の有無等を評価したものもあったが、貫通部（漏えい部）への沈着による温度挙動について評価した知見は見当たらなかった。

知見のうち、「シビアアクシデント時格納容器内多次元熱流動及びFP挙動解析（JNES）」において、原子炉格納容器内の溶融デブリ粒子の飛散、沈着挙動及び原子炉格納容器内温度分布等を解析した結果、デブリ粒子が飛散してもその多くは原子炉キャ

ビティ内の床や壁表面にとどまり原子炉格納容器自由空間に飛散せず、原子炉格納容器の健全性を脅かすことはないことが確認されている。

- ・シビアアクシデント時格納容器内多次元熱流動及びFP 挙動解析 (JNES)
- ・PHEBUS-FP 計画 (IRSN/欧州共同体)
- ・配管信頼性実証試験 (WIND 計画、原研)
- ・原子炉格納容器信頼性実証事業 放射性物質捕集特性試験 (NUPEC)

知見の概要は、以下のとおり。

(1)シビアアクシデント時格納容器内多次元熱流動及びFP 挙動解析 (JNES)

原子炉格納容器内のエアロゾル状 FP やデブリ微小粒子の挙動を評価可能な原子炉格納容器内 CFD 粒子挙動解析手法を用いて、シビアアクシデント時の原子炉容器下部ヘッド破損による炉心溶融デブリの飛散現象を解析し、デブリ飛散時の格納容器雰囲気ガスの温度分布及びデブリ粒子の壁面や床面への沈着量分布を評価。本評価では、 $50\mu\text{m}$ 程度の極小粒径のデブリ粒子が飛散しても、その多くは原子炉キャビティ内の床や壁表面にとどまり原子炉格納容器自由空間に飛散せず原子炉格納容器の健全性を脅かすことはないという結果であった。

(2) PHEBUS-FP 計画 (IRSN/欧州共同体)

シビアアクシデント条件下での炉心燃料から1次系を経て原子炉格納容器に至るまでのFP 挙動を調べるために行われた、実機燃料を用いた総合試験。炉心、1次系回路・蒸気発生器、格納容器を模擬しているが、格納容器貫通部は模擬されていない。

(3)配管信頼性実証試験 (WIND 計画、原研)

軽水炉のシビアアクシデント時における原子炉冷却系配管内のFP 挙動および過酷な負荷が与えられた場合の配管破損に関する試験及び関連する解析を実施。

シビアアクシデント時の主要なFP 化合物であるCsI およびCsOH の配管内壁への沈着、一旦沈着した後の再蒸発、化学的な安定性および配管のクリープ挙動に関する知見であり、格納容器に関するものではない。

(4)原子炉格納容器信頼性実証事業放射性物質捕集特性試験 (NUPEC)

小口径配管 (内径約1mm、長さ30cm) を格納容器貫通部リークパスと想定し、FP が通過した場合の捕集試験を実施し、FP により配管は目詰まりが生じることが確認された。目詰まりは、配管内部ではなく入口部で有意に生じることが確認されたが、貫通部 (漏えい部) へのFP の付着量及びそれに伴う温度挙動は評価されていない。

○ F P沈着による温度評価における保守性について

- ・リークパスを1箇所と仮定。

原子炉格納容器のリークパスは、数箇所の可能性もあるが評価においては1箇所に集中してF Pが捕集されたと仮定している。

- ・リークパスに捕集されるF Pの量をリークパスにF Pが満たされた状態を仮定。

F Pの捕集量については、原子炉格納容器信頼性実証事業放射性物質捕集特性試験（NUPEC）の結果よりF Pが配管に目詰まりする事象が確認されており、目詰まりはリークパス入口部で生じていることも確認されているが、捕集量に関する知見は得られていないことからリークパスにF Pが満たされた状態を仮定している。

- ・リークパスに捕集されるF Pの質量を発熱量の寄与割合が高いものの内、密度の高い核種として算出。

発熱の寄与割合が高い核種は、CsI（よう化セシウム）、CsOH（水酸化セシウム）であるが、F Pの密度は、CsI が約 4.5g/cm^3 、CsOH が約 3.7g/cm^3 であることから保守的にCsIの密度を用いてF Pの質量を求めている。

- ・F Pの発熱量は、発熱量が最大である事故直後の熱量、CV内温度は最大となる時点の温度にて評価

F Pの発熱量は、時間の経過とともに低下するが、評価においてはNUREG-1465のF Pの核種の放出割合をもとに、F Pの発熱量が最大となる事故直後（プラント停止直後）の発熱量より求められた約 $3.1 \times 10^4\text{kW}$ を $4 \times 10^4\text{kW}$ とし、CV内温度は最高となる約41時間後の 138°C を使用し評価している。（2時間後は、約 $0.6 \times 10^4\text{kW}$ （約1/6）となる。CV内温度が最大となる約41時間後は、さらに発熱量は低下している。）

○ F P 発熱の核種の起因割合について

F P の発熱の核種での寄与割合を下記表に整理する。

よう素、セシウム、テルル類の寄与割合が約 80% と高く、その他核種の発熱の寄与割合は約 20% であり熱量への寄与割合は低い。

表 核種グループごとの熱量の寄与割合

核種グループ	熱量寄与割合
よう素	約 30%
セシウム類	約 52%
テルル類	約 11%
ストロンチウム	約 4%
バリウム	約 2%
ルテニウム類	< 1%
セリウム類	< 1%
ランタン類	約 1%
合計	100%

○ 原子炉格納容器の漏えい率試験結果をもとに算出された約 2mm² のリークパスの算出方法について

今回の評価における原子炉格納容器のリークパスは、「原子炉格納容器信頼性実証事業 放射性物質捕集特性試験 (NUPEC)」及び「流体力学 実教出版株式会社 第 21 版」を参考とした下記評価方法により算出している。

$$Ae = \frac{m \cdot \sqrt{R \cdot T_0}}{P_0 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \gamma}{\gamma - 1} \left\{ \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{\frac{2}{\gamma}} - \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{\frac{\gamma + 1}{\gamma}} \right\}}}$$

ここで、 m :質量流量
 P_0 :1次側圧力
 γ :比熱比
 R :ガス定数

Ae :漏えい等価面積
 P_b :2次側圧力
 T_0 :1次側温度

- 上記式中の 1 次系及び 2 次系のパラメータは、それぞれ格納容器内外の値を使用。
- 格納容器内のパラメータは、原子炉格納容器漏えい試験の圧力、温度、格納容器外の圧力は大気圧として評価。
- 質量流量 (m) は格納容器内の密度×体積×漏えい率より算出。

参 4-6

○ 原子炉格納容器のリークパスに満たされた核種の割合について

今回の評価における原子炉格納容器のリークパスに満たされた核種は、NUREG-1465の炉心内のFP量に対する原子炉格納容器内への放出割合を使用しリークパスにおける発熱量を評価している。

表 NUREG-1465の原子炉格納容器内放出割合

Table 3.13 PWR Releases Into Containment*

	Gap Release***	Early In-Vessel	Ex-Vessel	Late In-Vessel
Duration (Hours)	0.5	1.3	2.0	10.0
Noble Gases**	0.05	0.95	0	0
Halogens	0.05	0.35	0.25	0.1
Alkali Metals	0.05	0.25	0.35	0.1
Tellurium group	0	0.05	0.25	0.005
Barium, Strontium	0	0.02	0.1	0
Noble Metals	0	0.0025	0.0025	0
Cerium group	0	0.0005	0.005	0
Lanthanides	0	0.0002	0.005	0

* Values shown are fractions of core inventory.
 ** See Table 3.8 for a listing of the elements in each group
 *** Gap release is 3 percent if long-term fuel cooling is maintained.

リークパスの体積は、リークパス面積 2 mm^2 と鋼板厚さ 38 mm より 0.076 cm^3 であるため、原子炉格納容器内に放出されたFPのうち支配的なCsI*（よう化セシウム）の密度を想定し、リークパスに詰まるFPの量は約 0.34 g となる。

またこの量は、原子炉格納容器内に放出されたFPのうち約 $1.1 \times 10^{-4}\%$ が詰まっている想定となる。この割合とNUREG-1465の放出割合を基にリークパスでの発熱量を算出する。

※：原子炉格納容器内へ放出されるFPの支配的なものとしては、CsI（よう化セシウム）、CsOH（水酸化セシウム）であるが、FPの密度は、CsIが約 4.5 g/cm^3 、CsOHが約 3.7 g/cm^3 であることから保守的にCsIの密度を用いてFPの質量を求める。

6.1 代替格納容器スプレイポンプ 系統構成について

1. 操作概要

燃料取替用水ピットの水を格納容器へ注水するための準備として系統構成を行う。

2. 必要要員数及び操作時間

必要要員数 : 2名
操作時間(想定) : 20分
操作時間(模擬) : 13分

3. 操作の成立性

アクセス性 : アクセスルートに設置されている照明はバッテリー内蔵型であり、事故環境下においてもアクセス可能である。管理区域へのアクセスは中央制御室入口前通路、補助建屋給気空調機械室及びCCWサージタンク室の境界扉を利用しアクセス可能である。

また、運転員及び災害対策要員は、LEDヘッドランプ及びLED懐中電灯を携行しているため、暗所でも移動できる。

作業環境 : 室温及び放射線量は通常運転状態と同等であり、作業エリアに設置されている照明はバッテリー内蔵型であり、事故環境下においても作業可能である。

また、運転員及び災害対策要員は、LEDヘッドランプ及びLED懐中電灯を用いることから暗所でも作業できる。

操作性 : 操作場所は通路付近にあり、容易に操作可能である。

連絡手段 : 通常時の通信手段として電力保安通信用電話設備の携帯電話端末(PHS)を携行しており連続通話で約6時間使用可能である。また、事故環境下において、通常の連絡手段が使用不能となった場合でも、代替格納容器スプレイポンプ付近に携行型通話設備を1台敷設し連絡可能である。



①代替格納容器スプレイポンプ
起動確認イメージ



②代替格納容器スプレイポンプ
系統構成操作イメージ

6.2 代替格納容器スプレイポンプ 起動操作について

1. 操作概要

代替格納容器スプレイポンプ起動準備として、代替格納容器スプレイポンプが代替非常用発電機等より受電されていることを確認し、現場操作盤にてポンプ起動操作を行う。

2. 必要要員数及び操作時間

必要要員数 : 1名

操作時間(想定) : 5分

操作時間(模擬) : 3分

解析上の時間 : 事象発生後49分

(時間的余裕の短い事故シーケンス「格納容器過圧破損」からの時間)

3. 操作の成立性

アクセス性 : アクセスルートに設置されている照明はバッテリー内蔵型であり、事故環境下においてもアクセス可能である。

また、運転員及び災害対策要員は、LEDヘッドランプ及びLED懐中電灯を携行しているため、暗所でも移動できる。

作業環境 : 室温は通常運転状態と同等である。また、作業エリアに設置されている照明はバッテリー内蔵型であり、事故環境下においても作業可能である。

また、運転員及び災害対策要員は、LEDヘッドランプ及びLED懐中電灯を用いることから暗所でも作業できる。

操作性 : 代替格納容器スプレイポンプの操作場所は、通路付近にあり、容易に操作可能である。

連絡手段 : 通常時の通信手段として電力保安通信用電話設備の携帯電話端末(PHS)を携行しており連続通話で約6時間使用可能である。また、事故環境下において、通常の連絡手段が使用不能となった場合でも、安全補機開閉器室に携行型通話設備を1台敷設することにより、確実に連絡可能である。



①代替格納容器スプレイポンプ起動操作
(防護具着用)

6.3 補助給水ピット／燃料取替用水ピットの接続ラインについて

泊3号炉における補助給水ピットと燃料取替用水ピットとの隔離については、「作業性」「隔離の信頼性」及び「規制基準の適合性」について検討を行った。

結果、泊3号炉における補助給水ピットと燃料取替用水ピットとの隔離については、手動弁による隔離を選択した。

【代替格納容器スプレイポンプの起動時間】

代替格納容器スプレイポンプは、添付-1のような系統構成で、添付-2のとおり事象発生後約40分で起動可能であり、重大事故時に要求される時間(約49分)に対し、十分な時間的余裕がある。

【補助給水ピットと燃料取替用水ピットとの隔離】

補助給水ピットと燃料取替用水ピットとの接続ラインは、放射性物質を含む系統と含まない系統を接続するラインであり、放射性物質が非放射性のラインへ流入することを防止するために、適切な隔離をする必要がある。

そこで、添付-3の通り物理的隔離方法について検討した結果、泊3号炉としては、作業性に優れた手動弁での隔離を選択することとした。

手動弁による隔離は、ディスタンスピースやスプールピースのように完全にラインを切り離しているわけではないが、通常時開閉操作をしないことから異物の噛み込みによるシートリークが発生する可能性が極めて小さいこと、多重の弁で隔離し施錠管理をすることで誤操作を防止できることから、ディスタンスピースやスプールピースによる隔離と同等の信頼性が確保できると考えている。

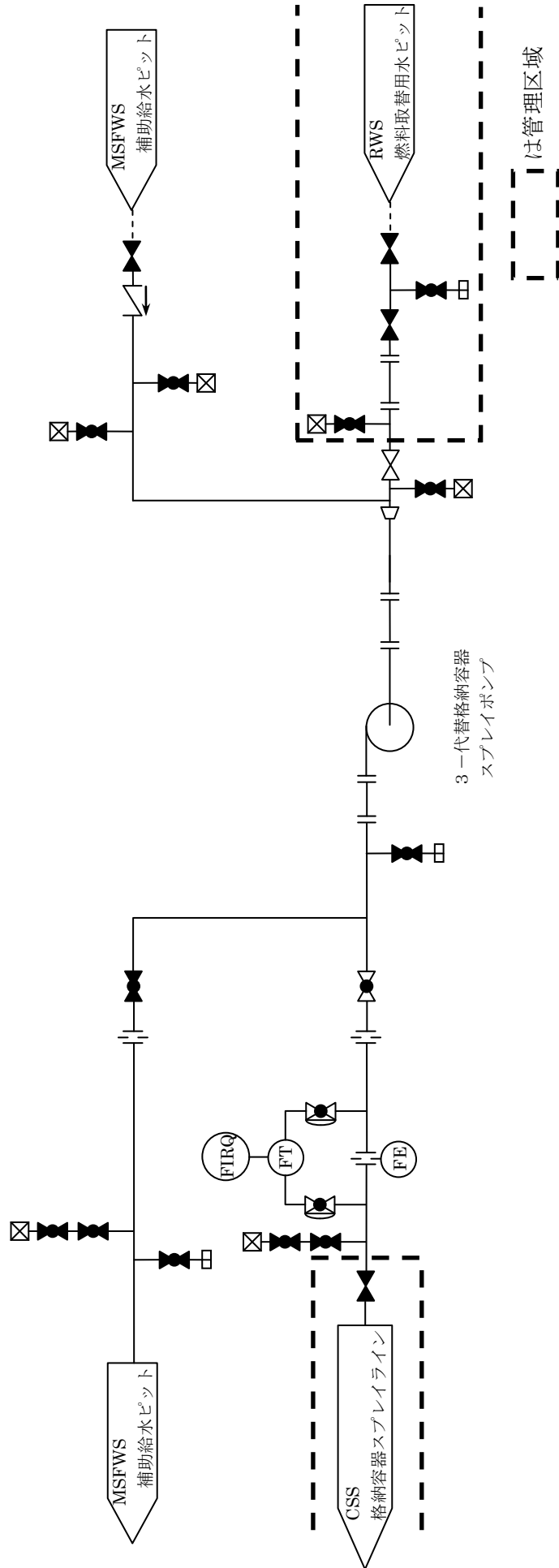
また、補助給水ピットと燃料取替用水ピットとの接続ラインについては、「実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則」(以下「技術基準」という。)第三十条に従い補助給水ピット側のラインに逆止弁を設けるとともに、手動弁1個を常時閉止にすることとしている。さらに、燃料取替用水ピット側のラインについては、手動弁2個を常時閉止にすることとしている。

【規制基準の適合性】

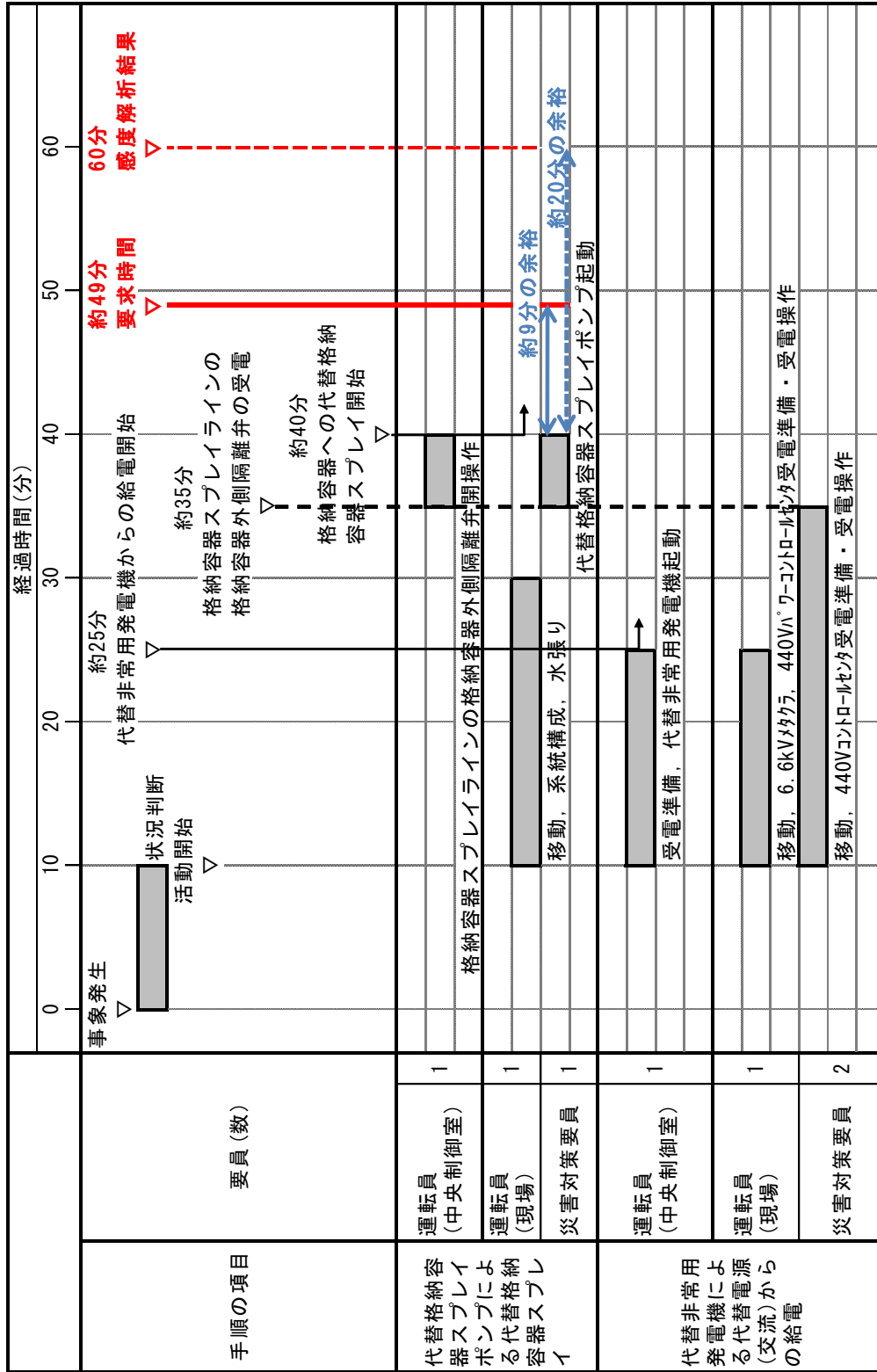
<p>実用発電用原子炉及びその付属施設の位置、 構造及び設備の基準に関する規則</p>	<p>適合状況</p>
<p>第四十三条 重大事故等対処設備は、次に掲げるものでなければならない。</p> <p>一 想定される重大事故等が発生した場合における温度、放射線、荷重その他の使用条件において、重大事故等に対処するために必要な機能を有効に発揮するものであること。</p> <p>二 想定される重大事故等が発生した場合において確実に操作できるものであること。</p> <p>三 健全性及び能力を確認するため、発電用原子炉の運転中又は停止中に試験又は検査ができるものであること。</p> <p>四 本来の用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。</p> <p>五 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。</p> <p>六 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。</p> <p>2 重大事故等対処設備のうち常設のもの（重大事故等対処設備のうち可搬型のもの（以下「可搬型重大事故等対処設備」という。）と接続するものにあつては、当該可搬型重大事故等対処設備と接続するために必要な発電用原子炉施設内の常設の配管、弁、ケーブルその他の機器を含む。以下「常設重大事故等対処設備」という。）は、前項に定めるもののほか、次に掲げるものでなければならない。</p> <p>一 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。</p>	<p>一 想定される重大事故等が発生した場合の使用条件について、必要な機能を有効に発揮することができる設備を設置している。</p> <p>二 弁操作であり、確実に操作可能である。</p> <p>三 代替格納容器スプレイポンプは、補助給水ピットとの循環ラインにより、試験が可能である。</p> <p>四 （本来の用途以外の用途なし）</p> <p>五 アクセスルートに影響を及ぼさない場所として、代替格納容器スプレイポンプをR/B T.P. 10. 3mトラックアクセスエリア付近に設置した。</p> <p>六 系統構成及び弁操作を行う場所は、重大事故等時も周辺温度・圧力は通常と同様であり、放射線量についても作業性に問題はない。作業場所の環境を考慮し、代替格納容器スプレイポンプをR/B T.P. 10. 3mトラックアクセスエリア付近に設置した。</p> <p>一 重大事故等の収束に必要な揚程、容量を満足する代替格納容器スプレイポンプを設置している。</p>

<p>二 二以上の発電用原子炉施設において共用するものではないこと。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って、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。</p> <p>三 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。</p>	<p>二 (共用していない)</p> <p>三 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等に機能喪失とならないよう、代替格納容器スプレイポンプの設置位置を格納容器スプレイポンプと別建屋である R/B T.P. 10. 3mトラックアクセスエリア付近としている。</p>
---	---

添付ー1：代替格納容器スプレイ系統構成



添付ー 2：代替格納容器スプレイ準備時間



添付－ 3 : 物理的隔離方法検討

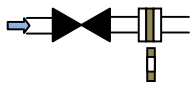
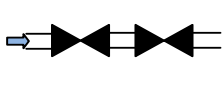
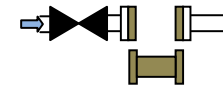
燃料取替用水ピットと補助給水ピットとの接続ラインは、放射性物質を含む系統と含まない系統を接続するラインであり、放射性物質が非放射性のラインへ流入することを防止するために、適切な隔離をする必要がある。

手動弁による隔離は、ディスタンスピースやスプールピースのように完全にラインを切り離しているわけではないが、通常時開閉操作をしないことから異物の噛み込みによるシートリークが発生する可能性は極めて小さいこと、多重の弁で隔離し施錠管理をすることで誤操作を防止できることから、ディスタンスピースやスプールピースによる隔離と同等の信頼性が確保できると考えている。

よって、泊3号炉の燃料取替用水ピットと補助給水ピットとの接続ラインの隔離には、作業性に優れた手動弁での隔離を選択する。

また、燃料取替用水ピットと補助給水ピットとの接続ラインについては、「技術基準」第三十条に従い補助給水ピット側のラインに逆止弁を設けるとともに、手動弁1個を常時閉止にすることとしている。さらに、燃料取替用水ピット側のラインについては、手動弁2個を常時閉止にすることとしている。

なお、放射性物質を含むラインと含まないラインとの接続に対する設計上の考慮を添付－4に、放射性物質を含むラインと含まないラインの隔離に用いる弁の保守管理を添付－5に示す。

		ディスタンスピース	手動弁	スプールピース
概略図				
隔離の信頼性		物理的隔離により2次側への放射性物質の混入による汚染拡大や放出を確実に防止可能 ○	通常時開閉操作がなく、結果として異物の噛み込みによるシートリークが発生する可能性が極めて小さいこと、多重の弁で隔離し施錠管理を行うことから、2次側への放射性物質の混入による汚染拡大や放出を確実に防止可能 ○	物理的隔離により2次側への放射性物質の混入による汚染拡大や放出を確実に防止可能 ○
作業性	作業内容	ディスタンスピース取替作業 弁操作(2箇所)	弁操作(2箇所)	スプールピース取付作業 弁操作(2箇所)
	評価	弁操作に加えてディスタンスピース取替作業が必要なため、手動弁より劣る ○	弁操作のみであり、作業性に優れる ◎	弁操作に加えてスプールピース取付作業が必要なため、手動弁より劣る ○
評価		○	◎	○

添付－４：放射性物質を含むラインと含まないラインとの接続に対する設計上の考慮

泊３号炉の既設設備における放射性物質を含む系統と放射性物質を含まない系統が接続している場合の隔離は、以下の通りとしている。

① 放射性物質を含まない流体を放射性物質を含む系統に導く配管

放射性物質を含まない流体を放射性物質を含む系統へ導く配管については、「技術基準」第三十条により逆止弁の設置が求められていることから、放射性物質が放射性物質を含まない系統に逆流することを防止するため逆止弁を設置し隔離する設計としている。

「技術基準」(抜粋) (逆止め弁) 第三十条 放射性物質を含む一次冷却材を内包する容器若しくは管又は放射性廃棄物を処理する設備（排気筒並びに第四十条及び第四十三条に規定するものを除く。第四十七条において同じ。）へ放射性物質を含まない流体を導く管には、逆止め弁を設けなければならない。ただし、放射性物質を含む流体が放射性物質を含まない流体を導く管に逆流するおそれがない場合は、この限りでない。 第30条（逆止め弁） 解説 1 第30条に規定する「逆流するおそれがない場合」とは、直接接続されていない場合、又は十分な圧力差を有している場合をいう。

既設の系統における同様な例との比較を以下に示す。

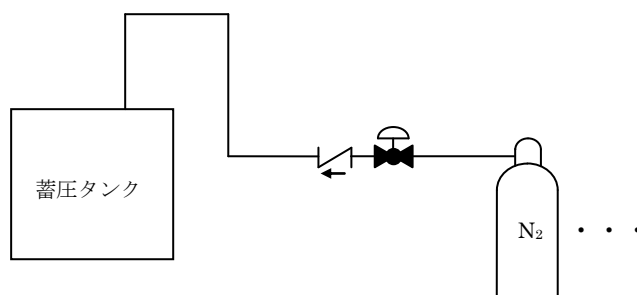
放射性物質を含む系統に放射性物質を含まない系統を接続する例

	放射性物質を含む系統の機器名称	放射性物質を含まない系統(流体)	用途	放射性物質を含まない系統の圧力/温度	逆流防止の系統構成
既設の例※	蓄圧タンク	気体廃棄物処理系統(窒素ガス)	窒素ガスボンベによる蓄圧タンク加圧及びカバーガスの供給用	4.9MPa/132℃	逆止弁及び空気作動弁(1個)
	加圧器逃がしタンク	原子炉補給水系統(一次系純水)	加圧器逃がしタンク減圧用	0.7MPa/170℃	逆止弁
				1.4MPa/65℃	空気作動弁(1個)
	体積制御タンク	気体廃棄物処理系等(水素ガス)	水素ガスボンベによる体積制御タンク加圧用	0.5MPa/95℃	逆止弁
0.98MPa/50℃				手動弁(1個)	
今回設置	代替格納容器スプレイライン	補助給水ライン	代替格納容器スプレイポンプ試験用	0MPa/95℃	補助給水ピット側逆止弁及び手動弁(1個) 燃料取替用水ピット側手動弁(3個)

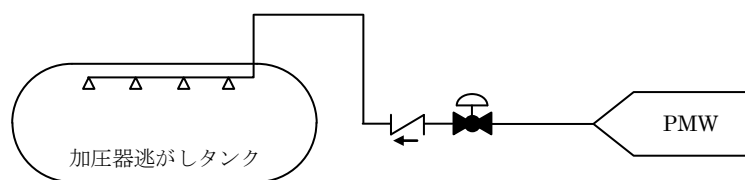
※：他にも、タンクなどへの補給(DWなど)やカバーガス(N₂など)などの例が多数ある。

代替格納容器スプレイポンプの入口ラインである燃料取替用水ピットと補助給水ピットが接続されているラインも、重大事故等対処設備ではあるが、上記と同様に放射性物質を含まない流体を放射性系統を含む系統へ導く配管であることから、「技術基準」第三十条に従い補助給水ピット側のラインに逆止弁を設けるとともに、手動弁1個を常時閉止することとしており、さらに、燃料取替用水ピット側のラインの手動弁2個を常時閉止する。

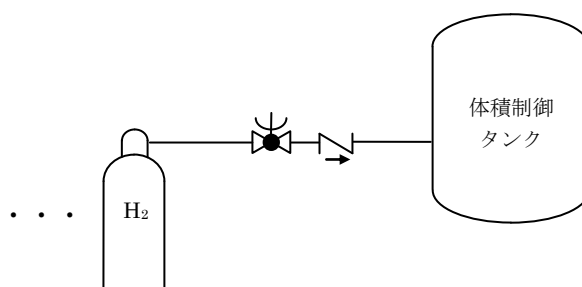
蓄圧タンク N₂ライン



加圧器逃がしタンク PMW ライン



体積制御タンク H₂ライン



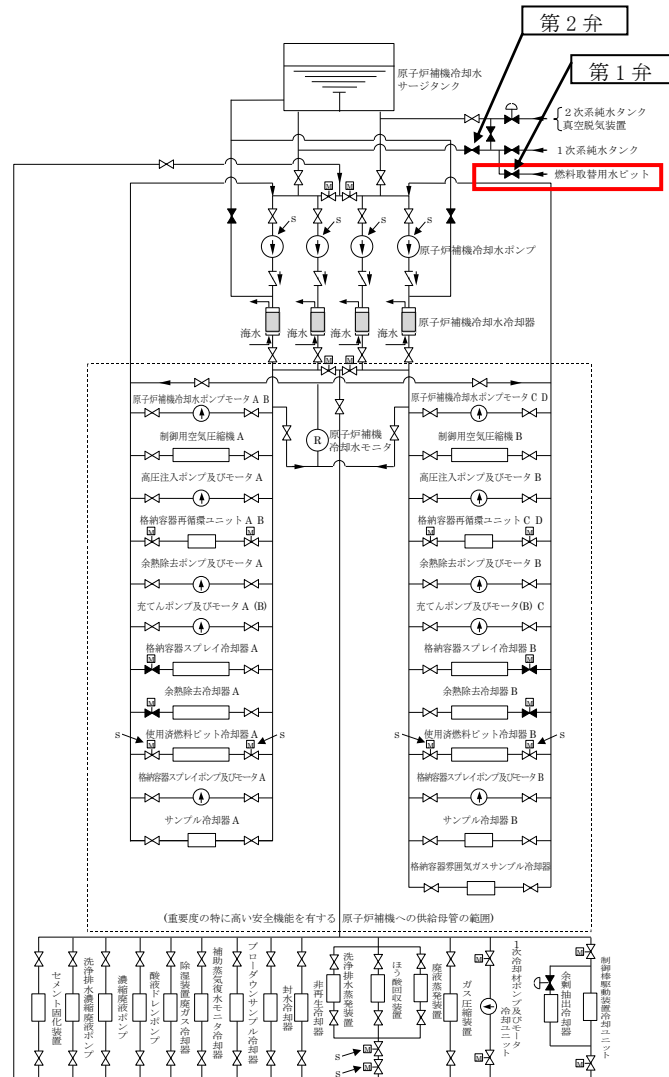
② 放射性物質を含む流体を放射性物質を含まない系統に導く配管

泊3号炉の既設の系統には、上記の例とは逆に、非常時に放射性物質を含む流体を放射性物質を含まない系統に導くラインとして、燃料取替用水ピットから原子炉補機冷却水サージタンクに補給するラインがある。この場合は、放射性物質を含む流体が放射性物質を含まない系統に誤って漏えいすることを防止するため、2重の手動弁で隔離を行っている。

放射性物質含む系統の機器名称	放射性物質を含まない系統(流体)	用途	放射性物質を含む系統の圧力・温度	系統構成
燃料取替用水ピット	原子炉補機冷却水系統(原子炉補機冷却水)	原子炉補機冷却水サージタンクへの非常時の補給	1.4MPa/95℃	手動弁(第1弁)
			0.98MPa/65℃	手動弁(第2弁)

【泊3号炉 原子炉設置変更許可申請書添付書類八の4.5 原子炉補機冷却水設備 4.5.3 主要設備(3)原子炉補機冷却水サージタンクより抜粋】

[本タンクへの補給水は、2次系統水タンク、1次系統水タンク等より供給するが、非常用として燃料取替用水ピットからも補給できる。]



第 4.5.1 図 原子炉補機冷却水設備系統概要図

添付－５：放射性物質を含むラインと含まないラインの隔離に用いる弁の保守管理

放射性物質を含まない流体を放射性物質を含む系統へ導く管に設置する逆止弁などの保守管理は以下の通りである。

	系統	系統圧力/温度	対象隔離弁	隔離弁点検内容	頻度 ^{※1}
既設の例	蓄圧タンク N ₂ ライン	4.9MPa/132℃	逆止弁(リフト式)	分解点検(シート面の当り確認含む)	1/10
			空気作動弁(玉形弁)		1/6
	加圧器逃がしタンク PMW ライン	0.7MPa/170℃	逆止弁(スイング式)	分解点検(シート面の当り確認含む)	1/10
		1.4MPa/65℃	空気作動弁(玉形弁)		1/6
	体積制御タンク H ₂ ライン	0.5MPa/95℃	逆止弁(リフト式)	分解点検(シート面の当り確認含む)	1/10
		0.98MPa/50℃	手動弁(ゴムダイヤフラム弁)		分解点検(ダイヤフラム交換含む)
今回設置	代替格納容器スプレイポンプ入口ライン	0MPa/95℃	逆止弁(スイング式)	分解点検(シート面の当り確認含む)	1/10(検討中)
			手動弁(仕切弁)		1/10 又は 1/20(検討中)
参考	燃料取替用水ピットからの原子炉補機冷却水サージタンク補給水供給ライン	1.4MPa/95℃	手動弁(玉形弁) ^{※2}	分解点検(シート面の当り確認含む)	1/20
		0.98MPa/65℃	手動弁(玉形弁) ^{※3}		1/10

※1：頻度欄記載の1/○は、○定期に1回の点検を実施することを示す。

※2：当該弁は、前頁の「第4.5.1 図 原子炉補機冷却水設備系統概要図」における燃料取替用水ピット側からの第1弁を示す。

※3：当該弁は、前頁の「第4.5.1 図 原子炉補機冷却水設備系統概要図」における燃料取替用水ピット側からの第2弁を示す。

なお、今回設置する代替格納容器スプレイポンプ入口ラインについては、上記に加えて燃料取替用水ピット側の2つの手動弁の間にリーク確認用のドレンラインを設けており、弁を分解点検した場合は、水張り後に漏えい確認を行うこととしている。

代替格納容器スプレイライン構成の経緯について

泊3号炉の代替格納容器スプレイポンプは、地震動を吸収するために免震架台上に設置するとともに、事故時の放射線量や新たな配管貫通部の施工を考慮し、非管理区域に設置することとしていた。

それに伴い、代替格納容器スプレイポンプ出入口ラインについては、配管ルートが通路を跨ぐこと、恒設配管では免震架台による地震動の吸収を妨げるおそれがあることから、フレキシブル配管として通常時は切り離しておくこととしていた。

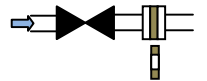
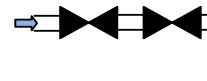
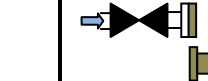
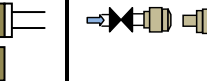
また、燃料取替用水ピットと補助給水ピットとの接続ラインについては、放射性物質を含む燃料取替用水ピットの水が非管理区域へ流入しないように隔離しておく必要があることから、フレキシブル配管として通常時切り離しておくことで、ディスタンスピースやスプールピースと同等の隔離性を確保できると考えていた。

一方、代替格納容器スプレイラインは、「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」第二条及び第五十五条に基づき日本機械学会「発電用原子力設備規格 設計・建設規格(2005年版(2007年追補版を含む))」(以下「J S M E」という。)クラス2相当を満足する必要がある、フレキシブル配管を用いた系統構成で対応が可能かを確認したが、フレキシブル配管のねじ込み部をJ S M Eクラス2相当とする十分な説明性を担保することが難しいため、ライン構成の見直しを検討した。

その結果、代替格納容器スプレイポンプ出入口ラインについては、免震架台をなくしフレキシブル配管を恒設配管としても耐震性が確保できることが確認できたため、恒設配管のみで構成することとした。

また、燃料取替用水ピットと補助給水ピットとの接続ラインについては、逆止め弁を設けるとともに、燃料取替用水ピット側に2重の手動弁を設けることなどで、ディスタンスピースやスプールピースによる隔離と同等の信頼性が確保できると考えられるため、恒設配管と作業性に優れた手動弁で構成することとした。

なお、本変更により、フレキシブル配管の接続操作がなくなり手動弁の操作のみとなること等から、代替格納容器スプレイポンプ起動までの作業時間の更なる短縮も可能となる。(約5分程度)

		ディスタンスピース	手動弁	スプールピース	フレキシブル配管
概略図					
隔離の信頼性		物理的隔離により2次側への放射性物質の混入による汚染拡大や放出を確実に防止可能 ○	通常時開閉操作がなく、結果として異物の噛み込みによるシートリークが発生する可能性が極めて小さいこと、多重の弁で隔離し施錠管理を行うことから、2次側への放射性物質の混入による汚染拡大や放出を確実に防止可能 ○	物理的隔離により2次側への放射性物質の混入による汚染拡大や放出を確実に防止可能 ○	物理的隔離により2次側への放射性物質の混入による汚染拡大や放出を確実に防止可能 ○
作業性	作業内容	ディスタンスピース取替作業 弁操作(2箇所)	弁操作(2箇所)	スプールピース取付作業 弁操作(2箇所)	カブラ接続作業 弁操作(2箇所)
	評価	弁操作に加えてディスタンスピース取替作業が必要なため、手動弁より劣る ○	弁操作のみであり、作業性に優れる ◎	弁操作に加えてスプールピース取付作業が必要なため、手動弁より劣る ○	弁操作に加えてフレキシブル配管接続作業が必要なため、手動弁より劣る ○
評価結果		○	◎	○	○

6.4 代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ時間の感度解析について

1. はじめに

格納容器過圧破損（大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ注入失敗）では、早期に代替格納容器スプレイポンプにより代替格納容器スプレイを実施することとしていることから、同シーケンスの代替格納容器スプレイポンプの代替格納容器スプレイ開始時間が遅れた場合の影響を確認するため、感度解析を実施した。

感度解析：代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ開始時間

【事象発生+49分（炉心損傷19分+30分）】⇒【事象発生+60分】

2. 影響確認

主要な解析条件及び事象進展の比較表を表1に示す。また、主要なパラメータ解析結果である図1～図6から、以下のことを確認した。

- ・図1、図2及び図6の結果から、代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ開始時間を遅らせることによる、原子炉格納容器圧力及び温度挙動への影響は軽微である。
- ・図3～図5の結果から、代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ開始時間を遅らせることにより、原子炉下部キャビティの水量は低めに推移するが、原子炉容器破損時点までに原子炉下部キャビティ室に溜まることから、熔融炉心とコンクリートの反応は抑制され、ベースマットは侵食されない。

3. 結論

2. を踏まえた解析、手順への影響確認結果を図7に示すが、代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ操作時間に余裕があることが確認できた。

表 1 申請書解析と感度解析の主要解析条件・結果の相違

項目	ベースケース	感度解析ケース
解析コード	MAAP*	←
炉心熱出力（初期）	100% (2,652MWt) ×1.02	←
1次冷却材圧力（初期）	15.41+0.21MPa [gage]	←
1次冷却材平均温度（初期）	306.6+2.2°C	←
炉心崩壊熱	FP：日本原子力学会推奨値 アクチニド：ORIGEN2 (サイクル末期を仮定)	←
蓄圧タンク保持圧力	4.04MPa [gage] (最低保持圧力)	←
蓄圧タンク保有水量	29.0m ³ /基 (最低保有水量)	←
代替格納容器スプレイポンプによるスプレイ流量	140m ³ /h	←
代替格納容器スプレイポンプ作動	炉心熔融開始+30分 (事象発生から約49分後)	事象発生から60分後
代替格納容器スプレイポンプ停止	事象発生から24時間後	←
自然対流冷却開始	事象発生から24時間後	←
格納容器再循環ユニット	2基 1基あたりの除熱特性 (100°C～約155°C、約3.6MW～約6.5MW)	←
破断位置、口径	高温側配管の完全両端破断	←
水素の発生	Zr-水反応	←
	水の放射線分解	←
原子炉格納容器自由体積	65,500 m ³	←
原子炉容器破損	事象発生から約1.6時間後	←
原子炉格納容器最高圧力	約0.360MPa [gage]	約0.361MPa [gage]
原子炉容器破損時 原子炉下部キャビティ水位	約1.5m	約1.4m

*：EPRIによって開発されたコード

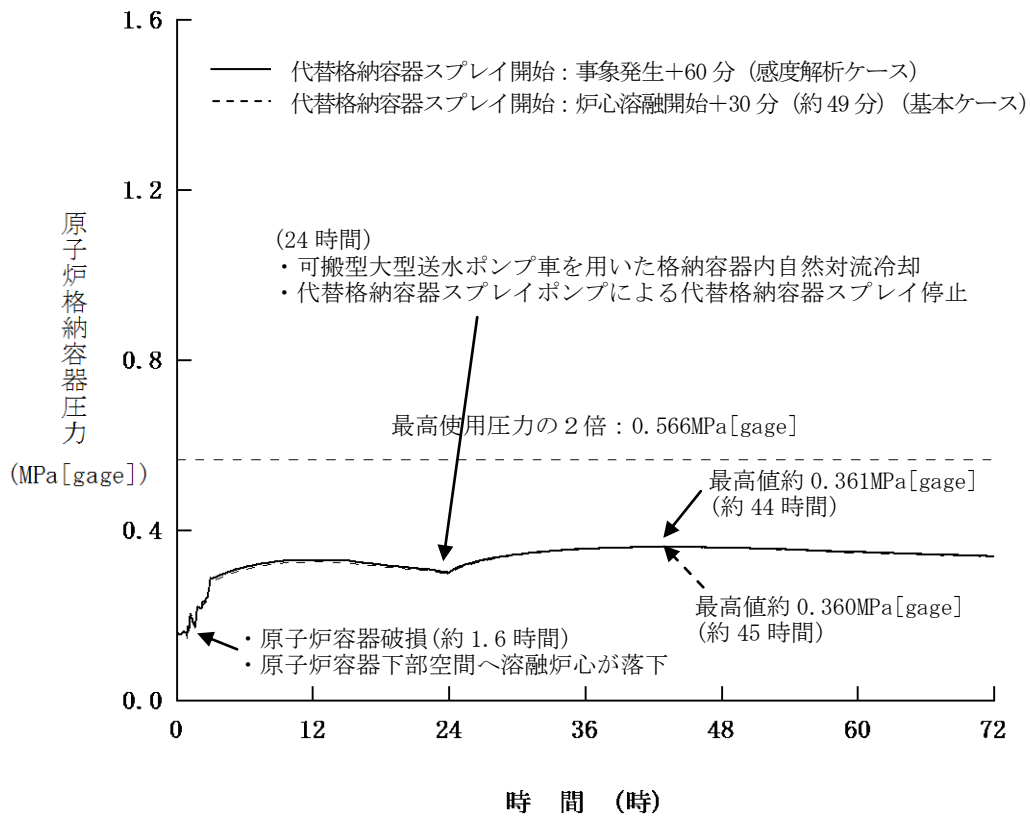


図1 原子炉格納容器圧力の推移

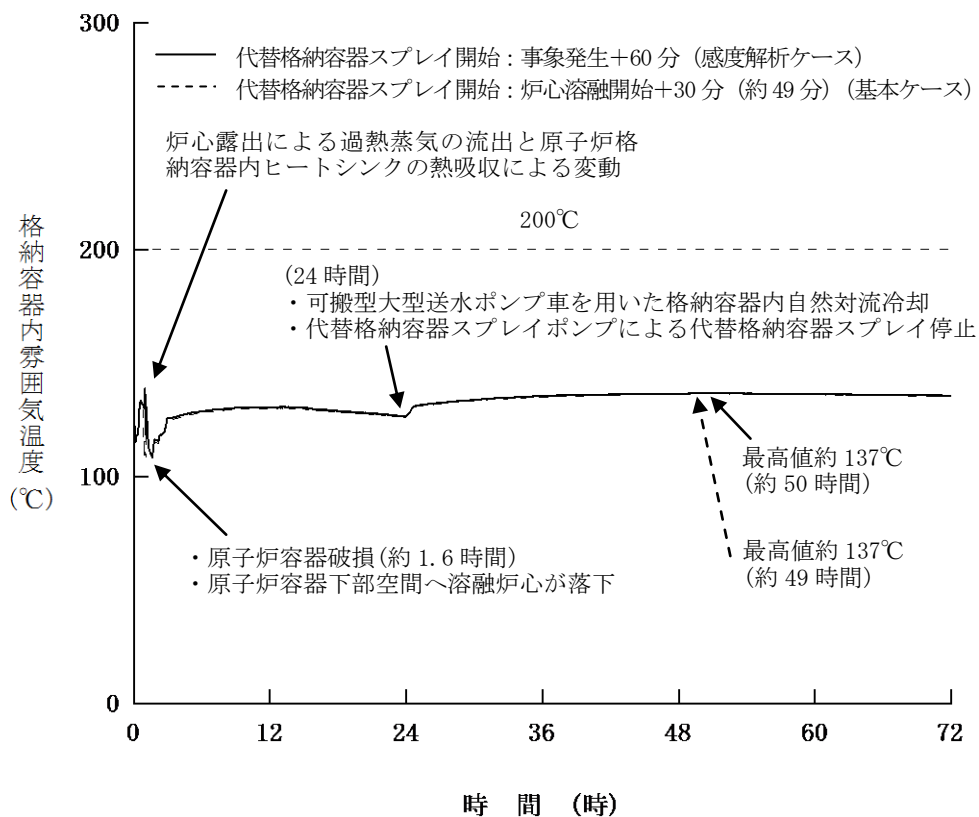


図2 原子炉格納容器内温度の推移

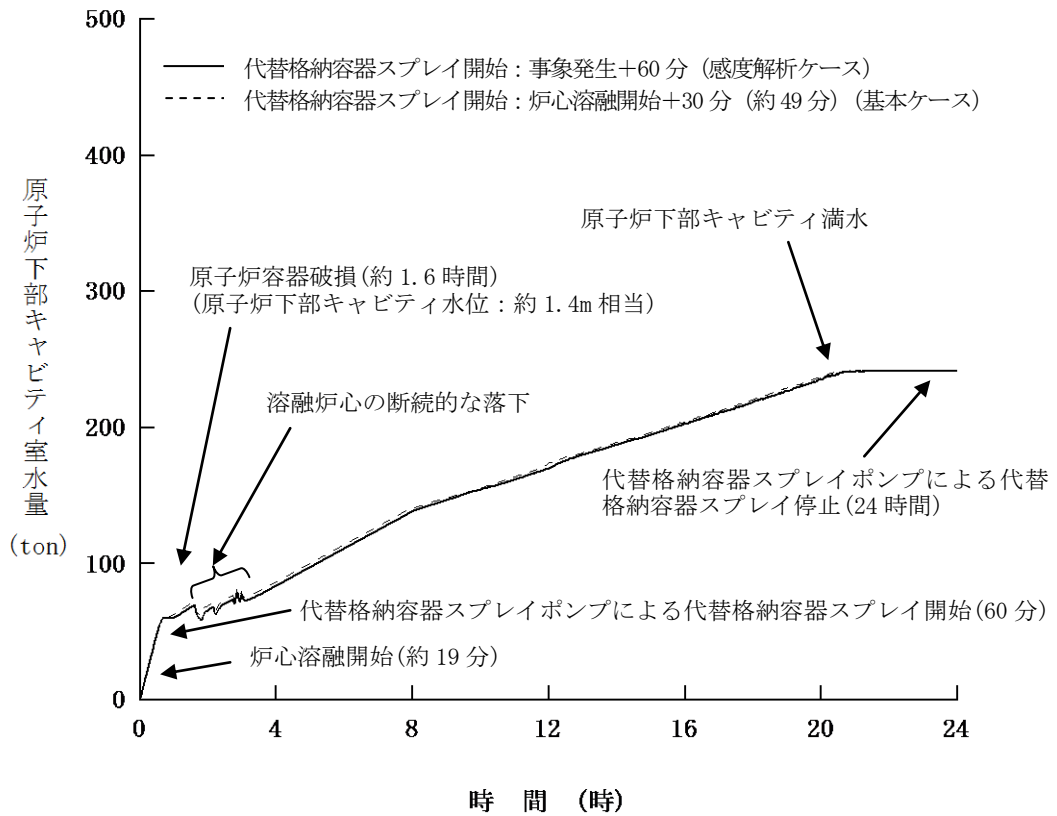


図3 原子炉下部キャビティ室水量の推移

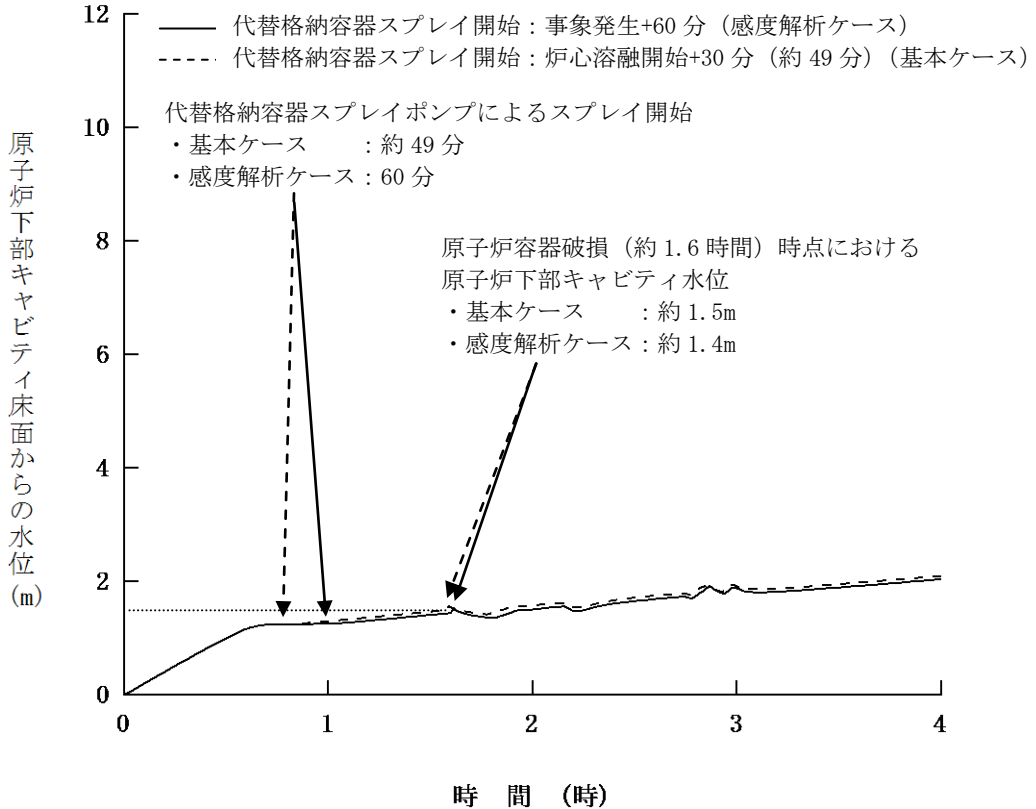


図4 原子炉下部キャビティ床面からの水位の推移

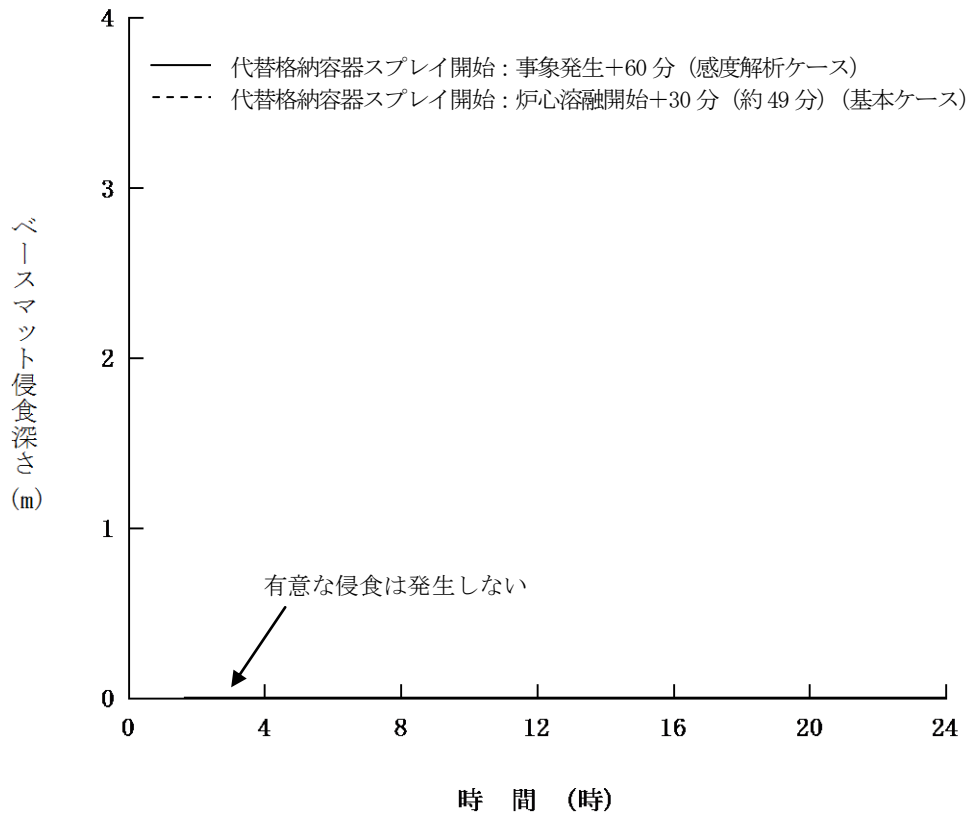


図5 ベースマット侵食深さの推移

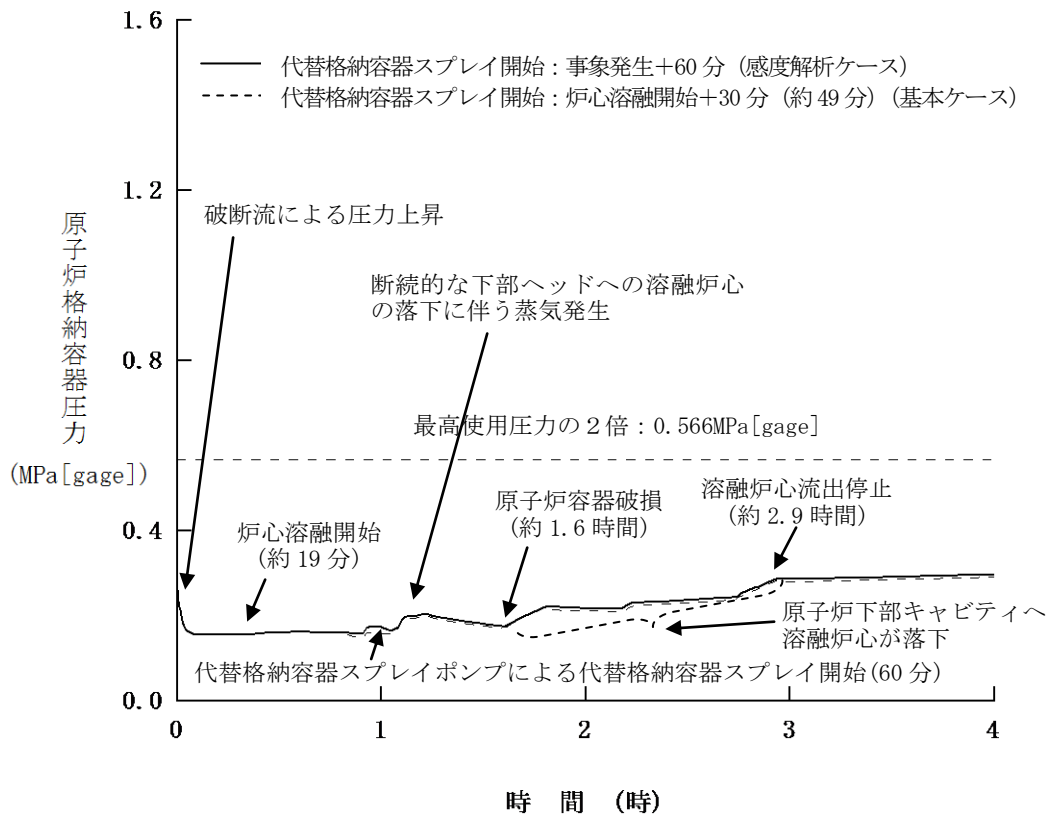


図6 原子炉格納容器圧力の推移

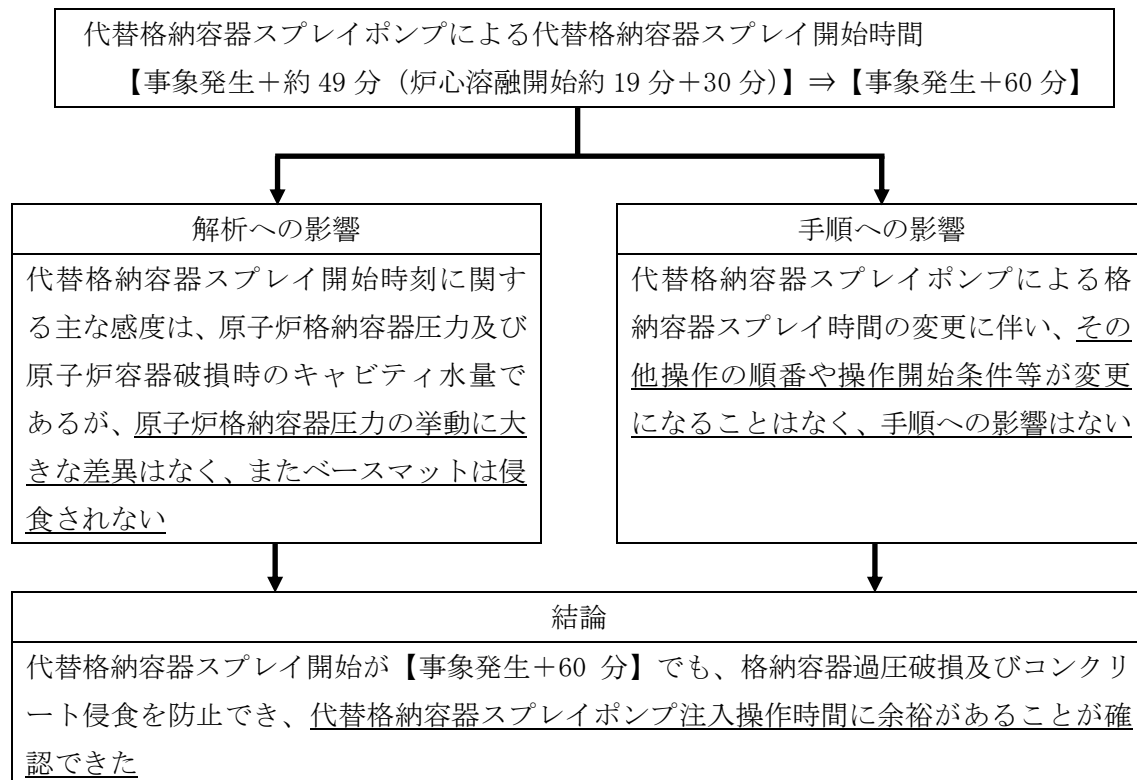


図7 感度解析ケースの解析、手順への影響確認結果

設計基準事故対応等の重大事故等対応への影響について

1. 重大事故等対応における設計基準のプラント制限値について

通常運転時における1次冷却系の冷却操作においては、原子炉容器に対して55°C/h、加圧器に対して110°C/hの温度変化率の制限を設けているが、設計基準事故時には、事故対応操作の緊急性の観点から一部の緊急時対応手順書（SG伝熱管破損事故）では、その制限を適用していない。

事故が拡大し、重大事故等に至った場合には、原子炉の安全機能を確保し、事故収束を早急に行うため、原子炉の「止める」「冷やす」「閉じ込める」の観点から、温度変化率の制限を適用せず、1次冷却システムの急速冷却操作を実施する等、重大事故等対応を阻害することのないよう手順を整備する。

また、1次冷却材温度変化率以外の設計基準上の制限についても、重大事故等対応の手順には記載せず、重大事故等対応を阻害することのないようにする。

なお、重大事故等対応が成功し、事故が拡大することなく通常停止状態に移行すれば、設計基準上の制限を再度適用する。

事故対応における温度変化率の制限の適用について、設計基準事故の小LOCA発生後、高圧注入に失敗して重大事故等に至った場合の対応例を図1に示す。

2. 設計基準として考慮する外部事象、内部火災又は内部溢水への対応を開始後、重大事故等への対応が必要と判断した場合について

設計基準として考慮する外部事象、内部火災又は内部溢水（以下、「設計基準として考慮する外部事象等」という。）への対応を開始した後、プラント状況が変化した結果重大事故等への対応が必要と判断した場合の対応の考え方について説明する。

(1) 運用対策を行う設計基準として考慮する外部事象等の抽出

「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の規準に関する規則」に照らし、地震、津波、外部からの衝撃、内部火災、内部溢水のうち設備対応ではなく、運用対策により対応するものを抽出する。

その結果、運用対策により対応する設計基準として考慮する外部事象等としては、津波、竜巻、火山の影響、生物学的事象、森林火災（外部火災）、内部火災、内部溢水が考えられる。

(2) 設計基準として考慮する外部事象等への対応を開始後、重大事故等への対応が必要と判断した場合について

a. 設計基準として考慮する外部事象等及び重大事故等発生時に使用する手順書等について

設計基準として考慮する外部事象等の発生時（前兆事象確認時を含む）に使用

する手順書は、当直員が使用する手順書と当直員以外の要員（警戒事象発生前であれば担当各課員，警戒事象が発生したと判断し原子力防災準備体制発令後であれば災害対策要員であり，以下「担当各課員」という。）が使用する手順書を整備する。

設計基準として考慮する外部事象等の発生時に運転員が使用する手順書として「運転要領「緊急処置編」(全般)」（QMS 2次文書）を整備し，担当各課員が使用する手順書として「重大事故等発生時および大規模損壊発生時対応要領」（QMS 2次文書）に基づく「大津波警報発令時対応要則」（QMS 3次文書）等のほか，「内部溢水発生時対応要領」等（QMS 2次文書）を整備することとしており，当直員と担当各課員がそれぞれ使用する手順書間の連携について明確化する。

また，重大事故等発生時に使用する手順書は，当直員が使用する手順書と災害対策要員が使用する手順書を整備する。

具体的には，重大事故等発生時に当直員が使用する手順書として「運転要領「緊急処置編」(第1部，2部，3部)」（QMS 2次文書）を整備し，災害対策要員が使用する手順書として「重大事故等発生時および大規模損壊発生時対応要領」（QMS 2次文書）に基づく「代替給水等要則」等（QMS 3次文書）を整備することとしており，運転員と災害対策要員が使用する手順書間の連携について明確化する。

これらの設計基準として考慮する外部事象等及び重大事故等対応に係る品質マネジメントシステム文書体系図を図2に示す。

設計基準として考慮する外部事象等への対応を開始した後，重大事故等への対応が必要と判断した場合には，重大事故等対応を優先するため，「運転要領（緊急処置編）」及び「重大事故等発生時および大規模損壊発生時対応要領」（下部規定を含む）に基づき重大事故等対応を行う。

重大事故等発生時の対応に係る手順書は，技術的能力に係る審査基準1.における機能別の要求事項（1.1～1.19）を満足するものとして事故シナリオベースと機能ベースを整備することとしており，重大事故等シナリオから外れた場合には，原因となった喪失した機能に着目し，その代替機能を確保するための手順を実行して当該の機能を回復させる機能ベースの手順書に従い，事故拡大を抑制し，収束させる。

上記の考え方にに基づき選択した手順書を使用して重大事故等への対応を行うが，対応するに当たっては，手順書の記載に従った対応を実施しつつ，当該対応の

手段が適用できない不測の事態に備え、代替手段の準備、設計基準対処設備の復旧・機能回復あるいは機能喪失防止についても可能な範囲で試みる事が重要であり、以下の対応を行うこととしている。

(a)代替手段の準備の実施

重大事故等への対応が必要と判断した場合、事故シナリオベース又は喪失した機能に着目した機能ベースの手順書に従い、対応手段を選択し、実施するが、当該対応手段が適用できない不測の事態に備え、状況に応じて手順書の優先順位に従い、次善の策（代替手段）の準備を実施する。

(b)設計基準事故対処設備等の復旧・機能回復あるいは機能喪失防止

重大事故等への対応が必要と判断した場合、事故シナリオベース又は喪失した機能に着目した機能ベースの手順書に従い、対応手段を選択し、実施するとともに、状況に応じて手順書の優先順位に従い、次善の策（代替手段）の準備を実施するが、機能喪失の状況、事故拡大の状況あるいは参集要員の状況等を踏まえ、今後の事故対応・復旧活動に効果が期待できる場合には、発電所対策本部長の判断に従い、設計基準事故対処設備等の復旧・機能回復あるいは機能喪失防止を試みる。

このような設計基準として考慮する外部事象等への対応を開始後、重大事故等への対応が必要と判断した場合の手順書適用の考え方について図3に示す。

b. 設計基準として考慮する外部事象等対応として活動開始した要員の重大事故等発生以降の取扱いについて

設計基準として考慮する外部事象等に対応する要員については、運転員（中央制御室、現場）及び担当各課員がいるが、各設計基準として考慮する外部事象等に対応する要員は以下のとおりとなる。

- ・津波：当直員（中央制御室）、担当各課員
- ・竜巻：当直員（中央制御室、現場）、担当各課員
- ・火山：当直員（中央制御室、現場）、担当各課員
- ・生物学的事象：当直員（中央制御室）、担当各課員
- ・森林火災（外部火災）：当直員（中央制御室）、初期消火要員
- ・内部火災：当直員（中央制御室、現場）、初期消火要員
- ・内部溢水：当直員（中央制御室、現場）、担当課員

注）担当各課員、初期消火要員には協力会社社員も含む

担当各課員が実施する各設計基準として考慮する外部事象等への対応は、重大事故等対策の有効性評価において期待する初動対応を行う災害対策要員以外の者が対応を行うこととしているため、その後の重大事故等対応の要員に影響を与えない。

各設計基準として考慮する外部事象等への対応を当直員が開始した以降、重大事故等への対応が必要と判断した場合には、原子炉の安全機能を確保し、最優先で事故収束を図る観点から、各設計基準として考慮する外部事象等対応を中断し、当該現場要員を重大事故等対応の現場に移動させる等して重大事故等の対応を優先して行う。

なお、設計基準として考慮する外部事象等対応の措置が、その後の事故対応・復旧活動に効果が期待できる場合には、発電所対策本部長の判断により重大事故対応に悪影響を与えない範囲で措置を再開する。

(3) まとめ

設計基準として考慮する外部事象等への対応を開始後、重大事故等への対応が必要と判断した場合には、重大事故等に対応するための手順書に従い対応することになるが、設計基準事故対処設備等の復旧・機能回復あるいは機能喪失防止が、その後の事故対応・復旧活動に効果が期待される場合には、事故拡大の状況あるいは参集要員の状況等を踏まえ、発電所対策本部長の判断により重大事故等対応に悪影響を与えない範囲で措置を再開することとしている。

このように、重大事故等対応に悪影響を及ぼすことがなく、かつ、可能な場合には設計基準事故対処設備の早期機能回復・使用にも配慮した手順書体系及び体制を整備することにより、事故の拡大防止・早期事故収束を図ることができると考えている。

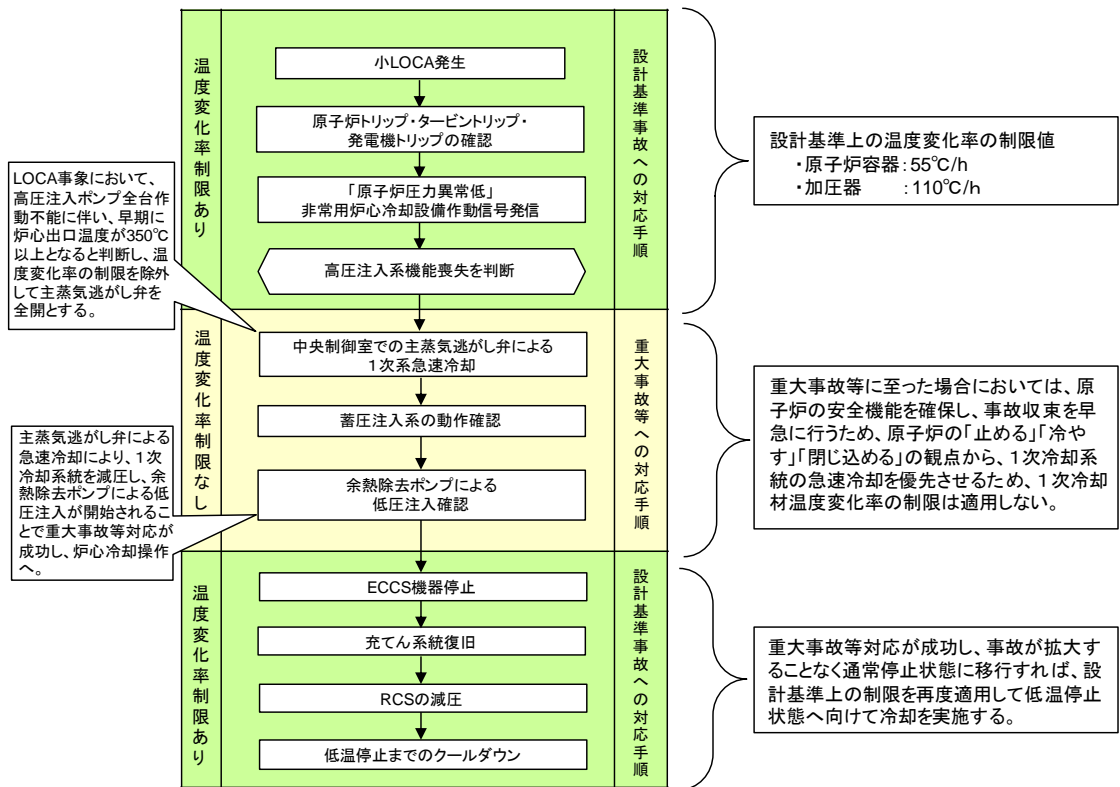
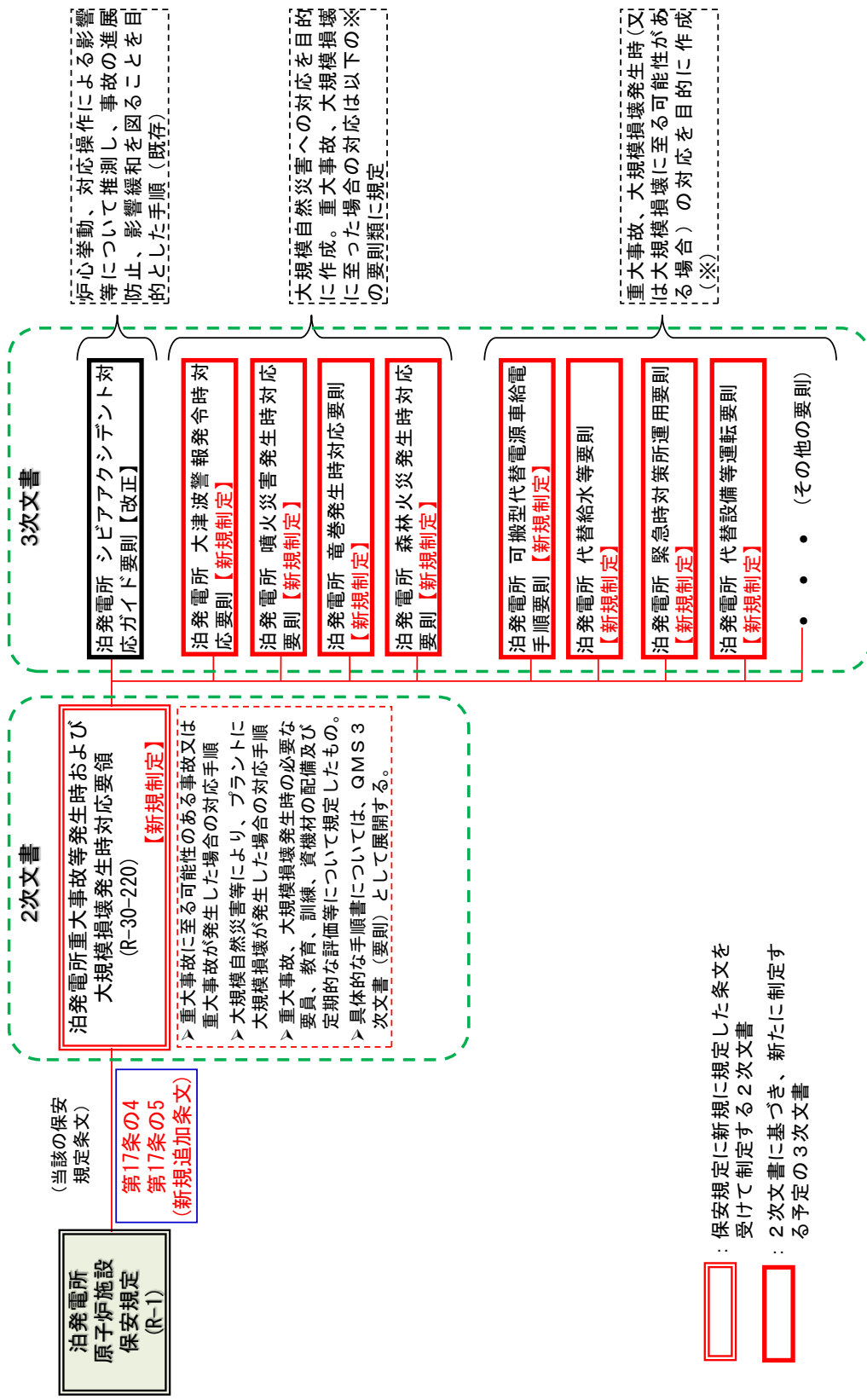


図1 事故対応における温度変化率の制限の適用例
(設計基準事故の小LOCA発生後、高圧注入に失敗して重大事故等に至った場合の例)



□ : 保安規定に新規に規定した条文を受けて制定する2次文書

□ : 2次文書に基づき、新たに制定する予定の3次文書

図2 設計基準として考慮する外部事象等及び重大事故等に係る品質マネジメント文書体系 (1/2)

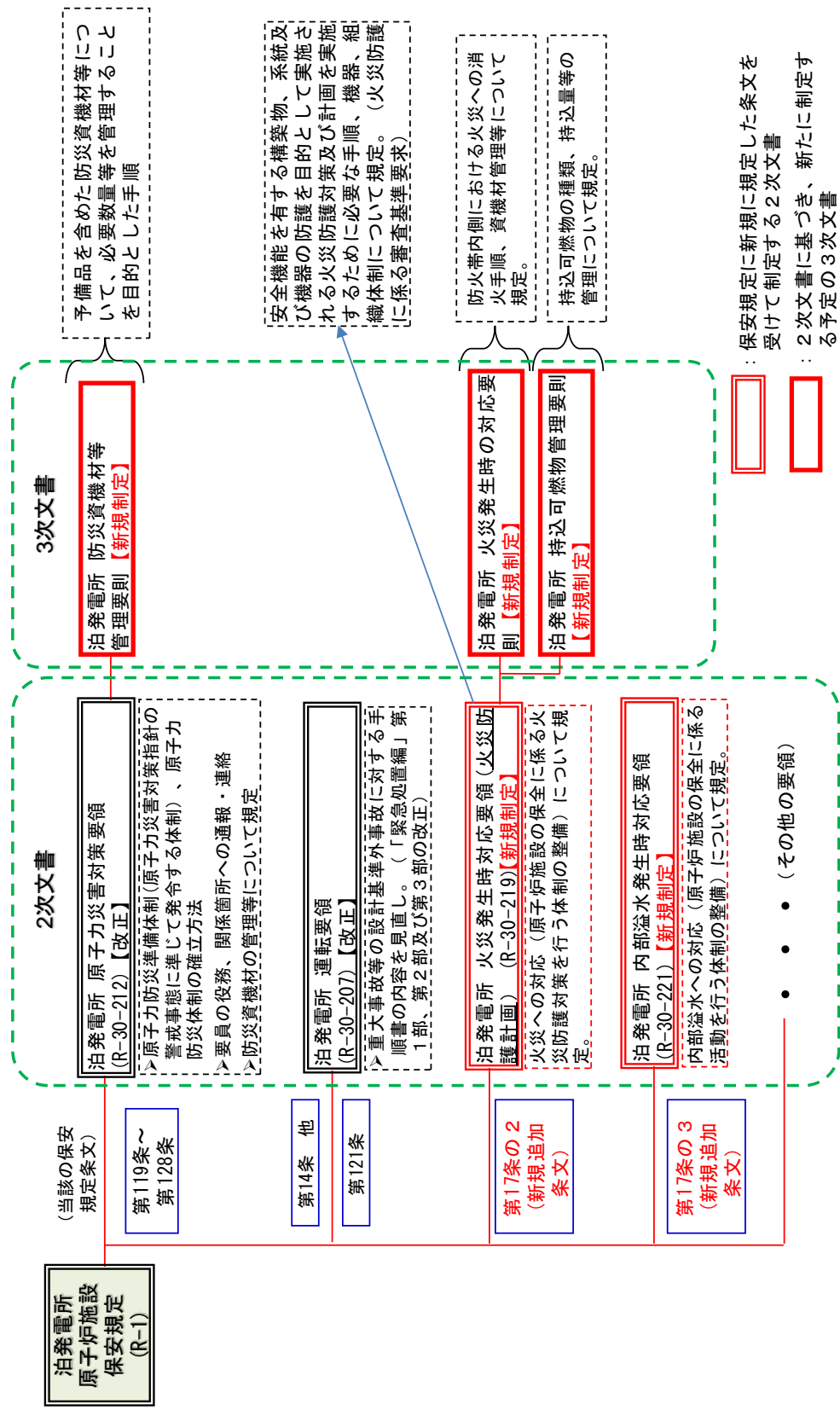


図2 設計基準として考慮する外部事象等及び重大事故等に係る品質マネジメント文書体系 (2/2)

- 設計基準として考慮する外部事象等への対応を開始した後、プラント状況が変化した結果重大事象等への対応が必要と判断した場合には、重大事象等に対応するため、「運転要領(緊急処置編)」及び「重大事象発生時および大規模損壊発生時対応要領」(下部規定を含む)に基づき重大事象等対応を行う。
- 重大事象等への対応は、事故シナリオベースでの対応を行うことを基本としているが、事故シナリオから外れた場合には、原因となった喪失した機能に着目し、その代替機能を確認するための手順を実施して当該機能を回復させることにより、事故拡大を抑制し、収束させる。
- 事故シナリオベース又は喪失した機能に着目した機能ベースの手順書に代り、事故拡大の状況等を踏まえ、今後の事故対応・復旧活動に効果的に応じて手順書の優先順位に従い、改善の策(代替手段)の準備を実施する。
- 事故シナリオベース又は喪失した機能に着目した機能ベースの手順書に従い対応するとともに、状況に応じて手順書の優先順位に従い、改善の策(代替手段)の準備を実施するが、機能喪失の状況、事故拡大の状況あるいは参集要員の状況等を踏まえ、今後の事故対応・復旧活動に効果が期待できる場合には、発電所対策本部長の判断に従い、設計基準事故対応設備等の復旧・機能回復あるいは機能喪失防止を試みる。

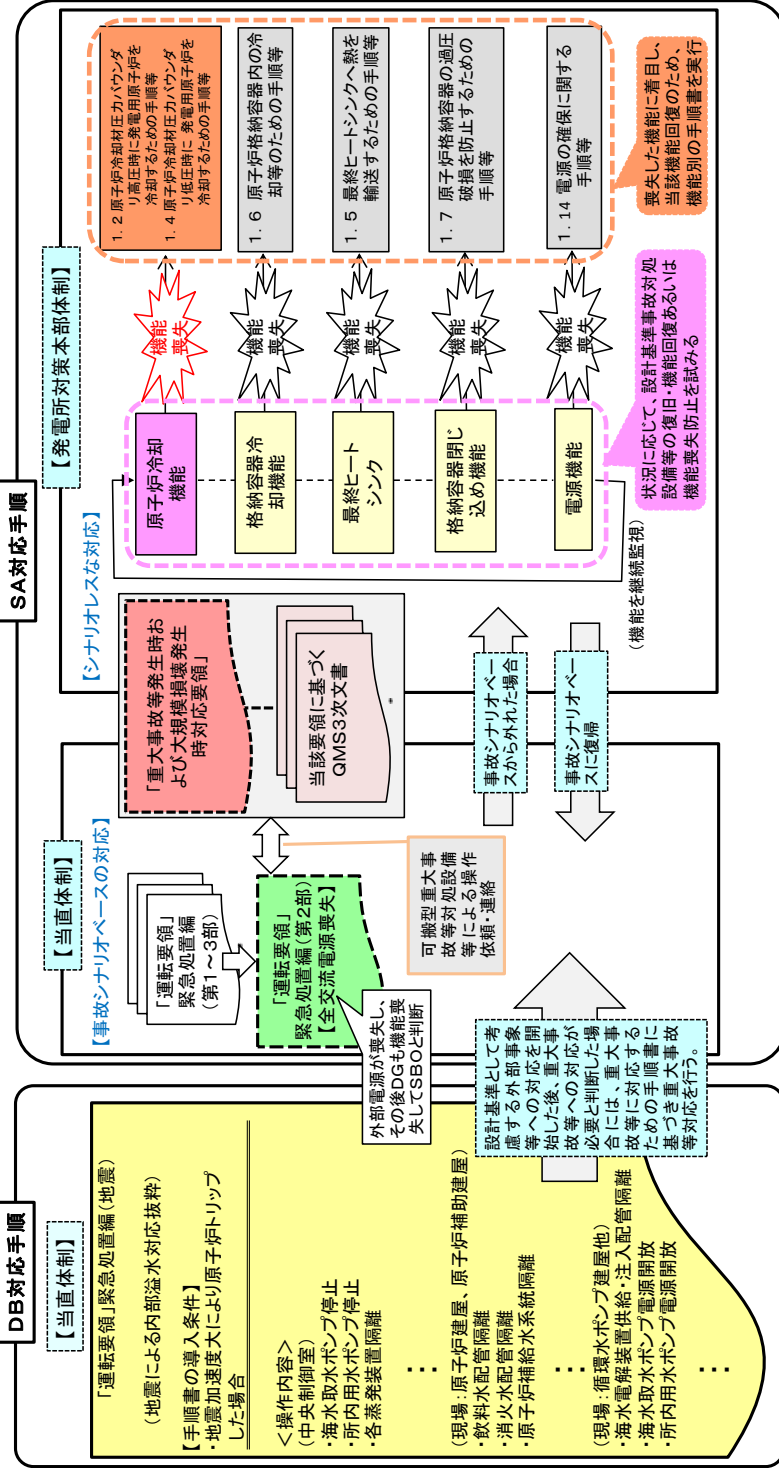


図3 地震が発生し内部溢水への対応を開始後、全交流動力電源喪失への対応が必要と判断した場合の例

7.2 安全を確保・向上させるための全社的な体制について

泊発電所では、東京電力福島第一原子力発電所の事故後、これまでの設計想定を超える大規模地震・大規模津波等の自然現象や全交流動力電源喪失等の多重故障が発生した場合でも炉心損傷の防止、原子炉格納容器の破損防止、放射性物質の拡散抑制・影響緩和ができるように様々な安全対策を実施し、安全確保に一層努めるとともに、泊発電所の更なる安全性向上に継続的に取り組むこととしている。

従来から、「安全確保を最優先に位置付けた価値観を醸成し、業務を実施する」ことを社長の定める原子力発電に係る品質方針（以下、「品質方針」という）の最優先事項として定め、安全確保に努めてきたが、安全性向上に一層取り組むことを明確にするため、品質方針に「安全性向上に関わる取り組みについては、規制基準適合に満足することなく、自らが改革を続けるという強い覚悟で不断の努力を重ね、より一層の安全を目指した目標・計画を定め、継続的に取り組む」ことを定め、安全性向上への取り組みを、品質マネジメントシステムに基づく品質方針や品質方針に基づく品質目標に明確に位置付け、社長のトップマネジメントのもと取り組んでいく。

以下に、社長のトップマネジメントのもと取り組んでいく泊発電所の安全性向上への取り組み内容について示す。

1. 安全性向上のための品質保証活動及びリスクマネジメント体制の強化

IAEA 安全基準は、原子力の安全を確保するため IAEA 憲章に基づき策定しており、加盟国の適切な国内規制基盤の下で履行するものである。

安全性向上に関連する安全基準として、「基本安全原則（SF-1）」の「原則3：安全に対するリーダーシップとマネジメント」の要求事項を記載した「安全要件（GS-R-3）：施設と活動のためのマネジメントシステム」（現在、安全に対するリーダーシップとマネジメント（GSR-Part II）として改定作業中）、下部文書のガイドラインである「安全指針（GS-G-3.1）：施設と活動のためのマネジメントシステムの適用」や「安全指針（GS-G-3.5）：原子力施設に対するマネジメントシステムの適用」等がある。

原子力安全に係わる IAEA のマネジメントシステムは、「実用発電用原子炉に係る発電用原子炉設置者の設計及び工事に係る品質管理の方法及びその検査のための組織の技術基準に関する規則（以下、「品証基準」という）」や「原子力発電所における安全のための品質保証規定（JEAC4111-2009）」にも主要な事項が取り入れられ、これらについては品証基準の施行に合わせ、既に当社の品質マネジメントシステムに反映している。福島第一原子力発電所事故を契機として取り組んだ安全性向上のための当社の活動状況に関し、IAEA 安全基準（GS-R-3）の項目に沿って整理した内容を添付資料1に示す。

なお、安全文化の醸成活動については、原子力安全の達成に向けた活動において根幹となる意識の部分であり品質保証活動の基盤となる活動という位置付けで、原子力安全推進協会（JANSI）の7原則に基づく外部評価等も活用して醸成活動方針に基づいてPDCAサイクルを回してきたが、今般、安全文化の醸成活動を品質マネジメントシステムに取り込み、品質保証活動と統合したことでより効率的な活動を実施して安全文化を高めていく。

また、上記内容を原子炉施設保安規定の品質マネジメントシステムに反映して変更認可申請を

行っているところである。

従来においては、品質マネジメントシステムに基づき、社長の定める品質方針に「安全確保を最優先に位置付けた価値観を醸成し、業務を実施する」旨を明示し、原子力発電安全委員会〔委員長：原子力部長〕および泊発電所安全運営委員会〔委員長：泊発電所長〕において、安全確保を最優先に位置付けた品質目標を審議している。

これらの品質目標に対するアクションプランは、本店の各グループリーダーあるいは発電所の各課長が、日常の会議体・グループミーティング等を含め各グループ・課員の意見を必要に応じて吸い上げて作成し、原子力発電安全委員会あるいは泊発電所安全運営委員会にて審議し、安全性向上への計画的な取り組みの実施状況を定期的に報告している。

原子炉主任技術者は、原子力発電安全委員会および泊発電所安全運営委員会に出席し、専門的見地から意見を述べている。

これらの活動のうち、必要と考えられる事項については、マネジメントレビューにおいて社長へ報告し、指示を受けている。

これらの仕組みを通して、安全確保に対して取り組み、実施状況の確認ならびに評価・改善を行ってきた。

今般、社長の定める品質方針に「規制基準適合に満足することなく、自らが改革を続けるという強い覚悟で不断の努力を重ね、より一層の安全を目指した目標・計画を定め、継続的に取り組む」旨を明示して安全性向上に対する強い決意をコミットメントするとともに、原子力発電安全委員会および泊発電所安全運営委員会において、品質目標の一つとして「安全性向上に関する目標・計画」を審議することに加えて、原子力安全・品質委員会〔委員長：管理責任者（発電本部長）〕において「安全性向上に関する目標・計画」を報告し、審議および指示を受けることとする。（安全性向上等に関する各委員会の設置目的等については添付資料2を参照）

具体的な安全性向上への継続的な取り組みとしては、社長が定める品質方針の意図することを安全性向上に関するガイドラインにて具体化し、リスク情報を活用した網羅的リスク評価を行い、残余のリスクを明確化した上で、安全性向上計画の中期計画を策定し、これを各年度の計画に展開して、図1に示す安全性向上計画の検討フローのとおり継続的・計画的にリスク低減対策を検討・実施しPDC Aを回して取り組んでいくとともに、各グループ・課員が自らの活動の持つ意味および重要性を認識した活動としていく。

上記の過程において、本店の各グループリーダーあるいは発電所の各課長は、品質目標達成に向けた活動について自らがどのように貢献できるかを各グループ・課員に認識させ、各グループ・課員はどのような活動が安全性向上に繋がるのかを考え、各グループリーダー・課長は安全性向上に関する品質目標達成のための具体的な活動について各グループ・課員と議論し、その結果を踏まえて品質目標達成のための実行計画を策定する活動をマニュアルに取り込み、ボトムアップとトップダウンの双方向によるスパイラルアップを行っていく。また、この取り組みを行うことによりその結果として、各グループ・課員は自らの経験や意見が反映されることから、更に安全性向上に向けた活動を実践し、改善していく意欲を高めることができ、安全文化の醸成に繋がるものと考えている。

これらの安全性向上への取り組みを実現するため、泊発電所内のリスクマネジメント総括部署として「防災・安全対策室」（平成26年10月1日 新規設置）を新設するなどして、図2に示す社長をトップとしたリスクマネジメント体制を再構築する。

また、社業への貢献度が高いと評価された事案に対する表彰（奨励）制度や業務改善提案の仕組みがあるが、今後は安全性向上の観点をより一層強化して、有益な改良、工夫等の意見や改善提案について社員のみならず協力会社社員に対しても上記の制度や様々な機会を活用して広く求め、社員及び協力会社社員の安全性向上への意識の高揚を図るとともに、安全性向上のためのボトムアップの仕組みとして活用していく。

上記の他、重大事故等対策に係る訓練において、訓練参加者に対してアンケート調査を実施して改善事項等の個人の気付き事項を吸い上げ、必要に応じて手順書の改正や運用面の改善を行うなど、ソフト面においてもボトムアップによる安全性向上への取り組みを行っている。これらの安全性向上に関する改善内容について添付資料3に示す。

なお、ボトムアップによる安全性向上への取り組みを促進するためには、品質マネジメントシステムの土台となる安全文化の醸成活動は欠かすことが出来ないものであり、特に誰もが自由にものを言える職場環境（活気のある職場環境）の整備や様々なことに対して積極的に情報交換・議論を行うなどのコミュニケーション（円滑なコミュニケーション）が重要であると考えている。これらに対する泊発電所での具体的な安全文化醸成活動として、声かけ運動の励行や定期的なミーティングの実施等により各課員が安全性向上への提案を含む各自の意見を言い出せる職場環境の構築を行っており（ボトムアップに繋がる各自の意見出し）、その各自の意見が上長や他の部署等と情報共有し意思疎通が図られるよう、社内の会議や協力会社との意見交換会の開催等によりコミュニケーションの充実を図っている（ボトムアップに繋がる各自の意見の吸い上げ）。

2. 安全性向上計画策定における確率論的リスク評価（PRA）の活用

これまでは、PRAを実施し、その結果が十分小さいことに満足し、必ずしもその結果を踏まえて更なる安全性向上に活用するとの努力が不足していた。

今後は、PRAにより弱点を探し、更なる安全対策を講じることで残余のリスクを一層低減するようにPRAを活用していくこととし、内部事象レベル1 PRAや地震・津波レベル1 PRAの精緻化等の改善、改良に取り組んでいくとともに、内部事象のレベル2、地震・津波のレベル1.5と2、火災・溢水のレベル1のPRA手法の高度化に取り組んでいく。また、その他のPRA手法の改善・改良に取り組んでいく。

これらを実施することにより、これまで以上により広範かつ精緻な評価結果を得ることが可能となり、これらのリスク低減に効果的な対策の策定が可能になると考えている。

3. 包括的な外部リスク等の分析評価とそれを踏まえた安全対策の検討

泊発電所において大規模損壊を発生させる可能性のある自然災害および人為事象を国内外の規格基準等を参考にして、78事象をリストアップし（発生する可能性が非常に低い事象等も除外せずリストアップ）、これらについて、発生頻度と影響を評価し、主要な外部事象等を抽出した上で、設計基準等を超える規模に対する対応手順を検討整備するとともに、その他の外部事象等に対しても、整備した大規模損壊発生時の手順書体系で対応できることを確認している。

今後も新知見等を踏まえ、継続的に検討を行い、手順書体系を必要に応じて見直していく。

4. 教育・訓練を通じた手順書・設備運用の改善及び事故対応能力の一層の向上

教育・訓練を通じ、重大事故等発生時の対応手順ならびに設備運用等の改善、教育・訓練の内容について改善を図っていく。

また、以下のような教育訓練等を実施することで、要員の事故対応能力の一層の向上を図っていく。

- ・ 3基同時に重大事故等が発生したことを想定したプラント情報や事故対応作業が輻輳するような状況下での総合的な事故対応訓練
- ・ 夜間・休日に重大事故等が発生したことを想定した初動対応要員での事故対応訓練
- ・ 高線量下を想定した放射線防護具を着用した訓練、積雪・寒冷等の冬季の厳しい環境下での事故対応訓練
- ・ 事前に事故の内容や事故進展想定を周知せず実施するブラインド訓練
- ・ 重大事故等が発生したことを想定した事故進展予測、事故拡大防止策および事故収束策の選択等の的確な状況判断を行う机上訓練

5. 原子力リスク研究センター等への参画を通じた研究開発の推進

電力中央研究所に設置予定の原子力リスク研究センターへ参画し、個社単独では解決できない外部事象のPRA高度化研究（地震、津波、溢水、火山、竜巻等）やリスクコミュニケーション手法の研究（リスク情報伝達システム、コミュニケーションのあり方）の成果を積極的に取り入れていく。

また、国際廃炉研究開発機構への参画により、将来の廃炉技術基盤強化を視野にした放射性廃棄物処分に係る研究開発を行っていく。

6. ステークホルダーとの残余のリスクを前提としたコミュニケーション活動の推進

原子力発電所のリスクはゼロではないとの認識の下、残余のリスクを一層低減させるため、リスク評価（PRA等）を活用し、その結果に基づき、安全性向上計画を立案していく。

安全性向上計画は、外部ステークホルダーを含め、広く意見を伺い客観性を確保していき、リスクコミュニケーションにあたっては、原子力リスク研究センターの研究成果も活用していく。

表 1 P R A活用計画

P R A手法の検討・活用	平成 26 年度	平成 27 年度	平成 28 年度	平成 29 年度	平成 30 年度
P R A手法の精緻化等の改善・改良				<ul style="list-style-type: none"> ・内部事象レベル1 P R A ・地震・津波レベル1 P R A 	
P R A手法の高度化				<ul style="list-style-type: none"> ・内部事象レベル2 P R A ・地震・津波レベル1. 5 P R A及び2 P R A ・火災・溢水レベル1 P R A 	
P R A手法の改善・改良（その他）	内部事象・外部事象 P R A全般				

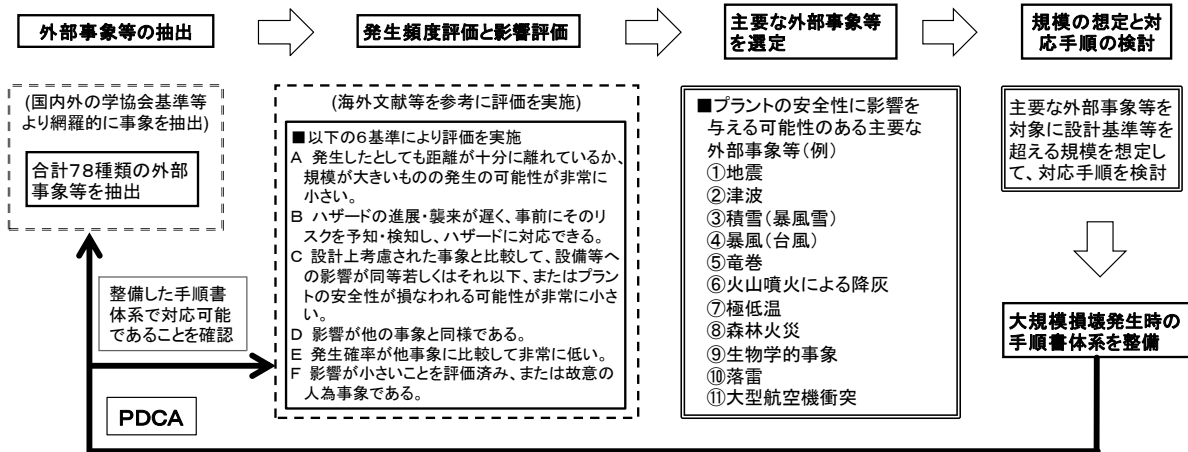


図 3 包括的な外部リスク等の検討フロー

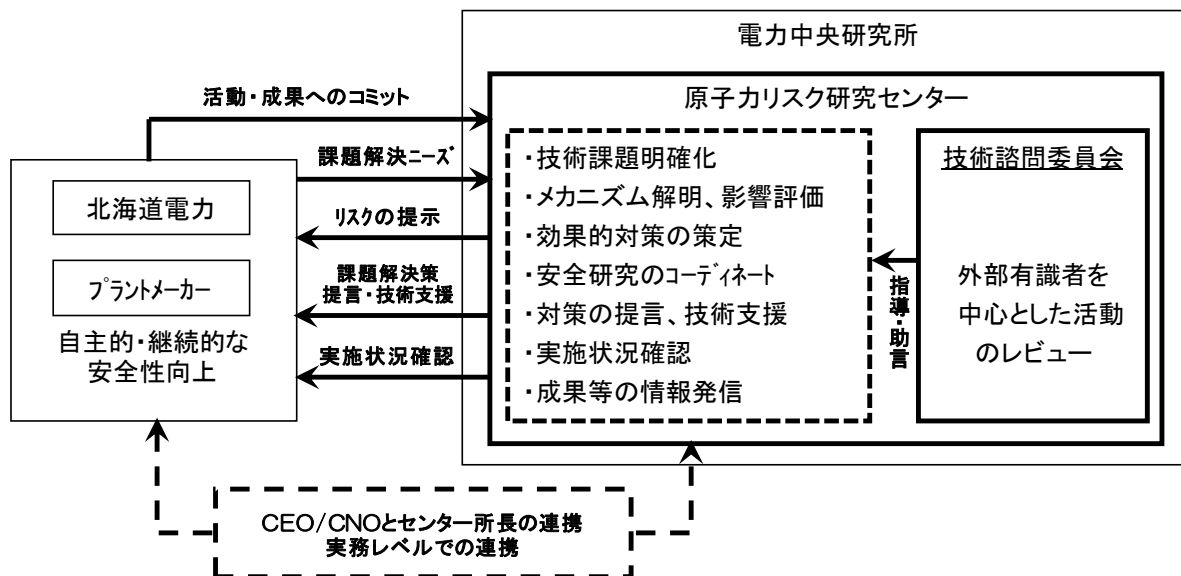


図4 原子力リスク研究センターとの関係

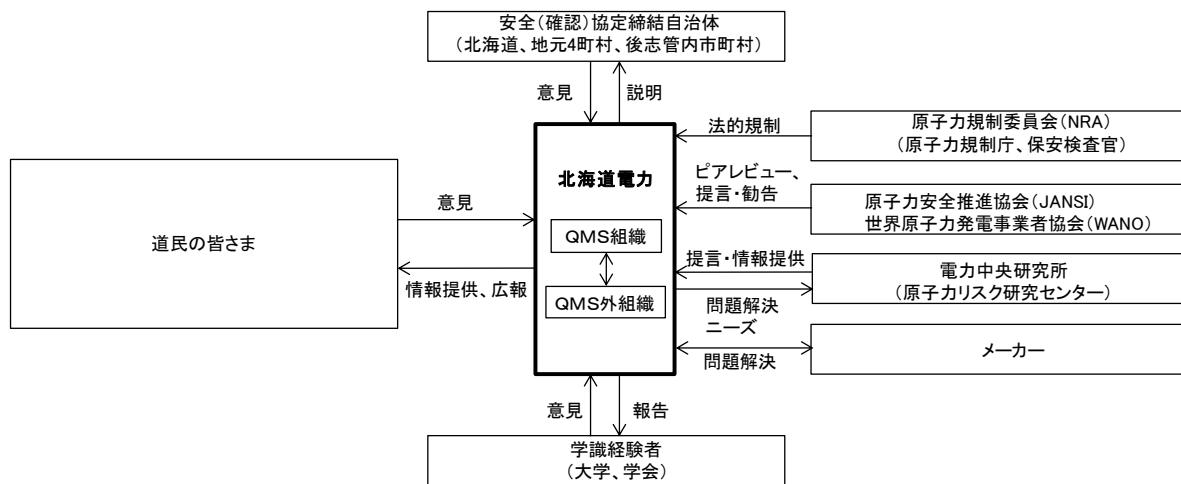


図5 ステークホルダーとのコミュニケーション

福島第一原子力発電所事故を契機とした安全性向上のための活動状況

施設と活動のためのマネジメントシステムG S-R-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○：福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>2. マネジメントシステム 一般要求事項</p> <p>2.1. マネジメントシステムは、確立され、実施され、アセスメントされ、継続的に改善されなければならない。マネジメントシステムは、組織の事業目標に沿っており、その目標達成に寄与しなければならない。マネジメントシステムの主な狙いは、以下によって安全を達成しかつ向上させるものでなければならない。</p> <ul style="list-style-type: none"> 一 組織を運営管理するための全ての要求事項を、整合の取れた方法で結びつけること。 一 これら全ての要求事項が満足されることの十分な確信を与えるために必要な、計画的かつ体系的な処置を記述すること。 一 健康、環境、セキュリティ、品質及び経済性の要求事項は、それらが安全に悪影響を与えないよう、安全要件と切り離しては決して考慮されないこと。 <p>2.2. 安全は、他の全ての要求に優先させて、マネジメントシステムのなかで最重要視されなければならない。</p> <p>2.3. マネジメントシステムは、本書の中に収録されている要求事項、及び以下を特定し、かつ統合しなければならぬ。</p> <ul style="list-style-type: none"> 一 加盟国の法令及び規制要求事項 一 利害関係者 (interested party) (「ステークホル 	<p>2.1</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ J E A C4111-2009 の要求事項を満足するよう当社品質マニュアル(原子力総合品質保証規程・原子力品質保証計画書・泊発電所品質保証計画書)を策定し活動を実施。 <p>2.2</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 当社品質方針において原子力安全を最優先に位置付けた活動を実施。 <p>2.3</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 当社社内規程類の中で要求事項を規定し活動。 	<p>2.1</p> <ul style="list-style-type: none"> ○ 「品質保証に係る技術基準」が定められたことにより、I A E A の現在改訂作業中である D S 4 5 6 を参照し、品質マニュアル(原子力総合品質保証規程・原子力品質保証計画書・泊発電所品質保証計画書)を改正(H25.7)し、安全文化醸成活動を品質マネジメントシステムに統合するとともに効果的な取組みができるように仕組みを構築した。(当社品質マニュアルの中に左記の安全文化を醸成するための活動を行う仕組みを含めた) <p>2.2</p> <ul style="list-style-type: none"> ○ 更なる安全性向上へ取り組んでいくため、品質方針の充実を図った。(H26.2) <p>2.3</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 同 左

施設と活動のためのマネジメントシステムGSR-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>「ダー」としても知られる)と正式に合意されている全ての要求事項</p> <p>一緊急時準備及び対応並びに安全評価に関するもの</p> <p>のような、他の全ての関連するIAEA「安全要件」刊行物に定める要求事項</p> <p>一組織により適用するために採用された他の関連基準及び規格からの要求事項</p> <p>2.4. 組織は、マネジメントシステムの要求事項を効果的に満たしていることを実証できなければならない。</p>	<p>2.4</p> <ul style="list-style-type: none"> 当品質マニュアルに従ってマネジメントシステムを確立し、文書化し、実施し、維持し、マネジメントレビューでの評価等により、その有効性の継続的な改善を実施。 	<p>2.4</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左
<p>安全文化</p> <p>2.5. マネジメントシステムは、以下によって強固な安全文化を促進しかつ支援するために用いられなければならない。</p> <ul style="list-style-type: none"> 一組織内での安全文化の主要局面について共通の理解を確実にする。 一要員、技術及び組織の間の相互作用を考慮に入れて、要員やチームが業務を安全にかつ成功裡に遂行できるように、組織が支援するための手段を提供する。 一組織のあらゆる階層において学習しかつ問いかける姿勢を強化する。 	<p>2.5</p> <ul style="list-style-type: none"> 保安規定に基づく活動として安全文化醸成活動をQMS外の活動として実施。 	<p>2.5</p> <ul style="list-style-type: none"> 安全文化醸成活動をQMSに統合するとともに、効果的な取り組みができるよう仕組みを構築し、活動を継続実施。(当品質マニュアルの中に左記の安全文化を醸成するための活動を行う仕組みを含めた) ○ヒヤリハットの収集・事例活用勉強会の実施や表彰制度、改善提案制度を活用し、安全に関して常に問いかけ、学ぶ姿勢を植えつける取り組みを強化。 ○発生が考えられる潜在的リスクに対しての勉強会(国内外の事例紹介)を継続的に実施し安全に係る意識の醸成を図っていく。

<p>施設と活動のためのマネジメントシステムG S-R-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)</p> <p>一安全文化を醸成しかつ改善しようと、組織が継続的に努めるための手段を提供する。</p>	<p>事故前の状況</p>	<p>事故後の状況 (○：福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)</p> <p>○外部機関アンケートを実施し、その評価結果を活用して安全文化の醸成活動の監視および測定を行うことで現状を把握するとともに、弱点を深掘りして安全文化の醸成および改善に繋げている。</p>
<p>マネジメントシステム要求事項適用の等級分け</p> <p>2.6. マネジメントシステム要求事項の適用は、以下を考慮することにより、適切な資源を配備するように等級分けされなければならない。</p> <ul style="list-style-type: none"> 一各製品又は活動の重要度や複雑さ 一各製品又は活動の、安全、健康、環境、セキュリティ、品質、及び経済性に関わる潜在的な影響（リスク）の大きさ及び危険性 一製品が故障したり、あるいは活動が間違っって実行された場合の起こりうる影響 <p>2.7. マネジメントシステム要求事項の適用に対する等級分けは、各プロセスの製品や活動に適用されなくてはならない。</p>	<p>2.6, 2.7</p> <ul style="list-style-type: none"> ・品質マネジメントシステムの運用において原子力安全に対する重要性に応じてプロセスおよび原子力施設等に対するグレード分けを適用。 <p>「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」に基づく重要度に応じて、品質マネジメントシステム要求の適用の程度について社内規定に規定。</p>	<p>2.6, 2.7</p> <ul style="list-style-type: none"> ・同 左 ○リスクマネジメントの強化 <p>泊発電所内のリスクマネジメント総括部署として「防災・安全対策室」を新設し、社長とトップとしたリスクマネジメント体制を再構築する。</p> <p>P R Aにより弱点を探し、更なる安全対策を講じていくこととし、P R A手法の精進を一層低減するようP R Aを活用していくこととし、P R A手法の精緻化等の改善・改良やP R A手法の高度化に取り組んでいく。</p>
<p>マネジメントシステムの文書化</p> <p>2.8. マネジメントシステムの文書化は、以下を含まなければならない。</p> <ul style="list-style-type: none"> 一組織の方針表明 一マネジメントシステムの記述 一組織構造の記述 	<p>2.8</p> <ul style="list-style-type: none"> ・品質方針や社内規程類等で左記を文書化し活動。 	<p>2.8</p> <ul style="list-style-type: none"> ・同 左

施設と活動のためのマネジメントシステムG S - R - 3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>一業務を運営管理する者、実施する者、アセスメントする者の職務責任、説明責任、権限のレベル及び相互関係に関する記述</p> <p>一業務をどのように準備し、レビューし、実施し、記録し、アセスメントし、かつ改善するかを説明するプロセス及び補足する情報の記述</p> <p>2.9. マネジメントシステムの文書化は、それを利用する人が理解できるように構築されなければならない。文書は、利用する時点で読みやすく、容易に識別可能で、かつ使用可能でなければならない。</p> <p>2.10. マネジメントシステムの文書化は以下を反映しなければならない。</p> <ul style="list-style-type: none"> 一組織及びその活動の特徴 一プロセス及びその相互関係の複雑さ 	<p>事故前の状況</p> <p>2.9</p> <ul style="list-style-type: none"> ・左記内容でマネジメントシステムを構築し活動。 <p>2.10</p> <ul style="list-style-type: none"> ・左記を反映したマネジメントシステムとしており、これに基づき活動。 	
<p>3. 経営者の責任</p> <p>経営者のコミットメント</p> <p>3.1. 全ての階層における管理者は、マネジメントシステムの確立、実施、アセスメント及びそれを継続的に改善することに對する自身のコミットメントの証拠を示し、かつそれらの活動を実行するために適切な資源を割り当てなければならない。</p> <p>3.2. シニアマネジメントは、マネジメントシステムの実施を支援するために、その組織の要員の価値観、組織の価値観及び行動への期待事項を策定し、かつこれらの価値観及び期待事項の普及においては、模範として振るまわ</p>	<p>3.1 同 左</p> <p>3.2 同 左</p> <p>3.3 同 左</p> <p>3.4 同 左</p> <p>3.5 同 左</p> <p>○福島第一事故後、速やかに (H23.3.25) 社長メッセージが出され、「泊発電所においては、福島第一原子力発電所で発生した事象を踏まえ、既に移動式発電機車を配備するなどの対策を講じるとともに、今後安全上に重要な機器が設置された建屋の浸水対策の強化等の検討を進め、安全・</p>	<p>3.1 同 左</p> <p>3.2 同 左</p> <p>3.3 同 左</p> <p>3.4 同 左</p> <p>3.5 同 左</p> <p>○福島第一事故後、速やかに (H23.3.25) 社長メッセージが出され、「泊発電所においては、福島第一原子力発電所で発生した事象を踏まえ、既に移動式発電機車を配備するなどの対策を講じるとともに、今後安全上に重要な機器が設置された建屋の浸水対策の強化等の検討を進め、安全・</p>

施設と活動のためのマネジメントシステムG S-R-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>なければならぬ。</p> <p>3.3. 全ての階層における管理者は、要員に対して、マネジメントシステムの要求事項に従うとともに、要員の価値観、組織上の価値観ならびに行動への期待事項に応えることの必要性を伝達しなければならぬ。</p> <p>3.4. 全ての階層における管理者は、マネジメントシステムの実施と継続的改善において全ての要員の参画を奨励しなければならぬ。</p> <p>3.5. シニアマネジメントは、意思決定がマネジメントシステムの中で、いつ、どのよう、また誰によって行われるかが明確になっていることを確認しなければならぬ。</p>	<p>発信や各種会議体での発言等を実施。</p> <p>3.3</p> <ul style="list-style-type: none"> 各階層の管理者は、品質方針、品質目標を要員に伝達・理解させること等により実施。 <p>3.4</p> <ul style="list-style-type: none"> 各階層の管理者は、当社の品質方針の具現化にあたっては、品質目標などを通して全ての要員の参画を含めた改善の方策を実施・評価。 <p>3.5</p> <ul style="list-style-type: none"> 社内規程類等で責任・権限を明確に規定することで確認。 	<p>安定運転をしっかりと確保していきまます」という旨を含めており、泊発電所の緊急安全対策等の早急な実施に向けた方向付けを実施。</p> <p>○H26.2.24には、品質方針として更なる安全性向上への強い取り組みに向け「安全性向上に関わる取り組みについては、規制基準適合に満足することなく、自らが改革を続けるという強い覚悟で不断の努力を重ね、より一層の安全を目指した目標・計画を定め、継続的に取り組む」を表明。</p> <p>管理者は、このメッセージを受け、福島第一原子力発電所の事象対応を品質目標等に取り込んで業務を実施。</p> <p>○原子力安全推進協会 (JANSI) の設立時の社長コメント (H24.11.15)</p> <ul style="list-style-type: none"> 「今後とも、今回の事故に至った原因や経緯についての情報収集に努め、新たな知見を反映するなど適切に対処し、安全確保に万全を期することとしております。」 「原子力発電所の安全確保は私どもの使命であり、泊発電所の安全性を高めるための取り組みを確実に実行するに当たり、本日設立された原子力安全推進協会の評価や提言・勧告を真摯に受け止め、【自らが改革を続ける】という強い覚悟で不断の努力を重ねてまいります。」 <p>○MO活動 (管理者による現場観察指導) において、ヒューマンエラーの低減等の期待事項を設定し、その期待事項に対する達成度を実践状況を観察することで確認し、良好事例等の共有化や適宜改善を図るなどの活動を行っている。</p> <p>○安全性向上の観点をより一層強化して、有益な改良、工夫等の意見や改善提案について、社員のみならず協力会社社員に対して表彰 (奨励) 制度、業務改善提案の仕組みや様々な機会を活用して広く求める。</p>

施設と活動のためのマネジメントシステムG S-R-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>利害関係者の満足</p> <p>3.6. マネジメントシステムのプロセスにおける活動及び相互関係において、利害関係者の満足を向上させると同時に、安全が決して損なわれないように、利害関係者の期待がシニアマネジメントによって考慮されなければならない。</p>	<p>3.6</p> <ul style="list-style-type: none"> 品質方針において、原子力安全を最優先に位置付けた活動や、コミュニケーションの充実を明確化しており、外部とのコミュニケーションを図るための効果的な方法を明確にして活動。 	<p>3.6</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左
<p>組織の方針</p> <p>3.7. シニアマネジメントは、組織の方針を策定しなければならない。これらの方針は、組織の活動と施設にとって適切のものでなければならない。</p>	<p>3.7</p> <ul style="list-style-type: none"> 社長は、その時々の課題を踏まえて、品質方針の見直しを実施 	<p>3.7</p> <p>○H24.6には、福島第一原子力発電所で発生した事象を踏まえ、品質方針の前文に「新知見を反映した安全対策への取組み」について明記。</p> <p>○H26.2には、更なる安全性向上への強い取組みに向け、「安全性向上に関わる取組みについては、規制基準適合に満足することなく、自らが改革を続けるという強い覚悟で不断の努力を重ね、より一層の安全を目指す目標・計画を定め、継続的に取り組む」旨を品質方針に追記。</p>
<p>計画</p> <p>3.8. シニアマネジメントは、組織の方針と一致した事業目標、戦略、計画及び個別目標を設定しなければならない。</p> <p>3.9. シニアマネジメントは、組織の事業目標、戦略、計画及び個別目標8を、それらの安全に及ぼす総合的な影響が理解されかつ扱われるように、統合された方法により策定しなければならない。</p> <p>3.10. シニアマネジメントは、組織の各種階層において、適切なプロセスにより、目的、戦略及び計画の実施のため</p>	<p>3.8</p> <ul style="list-style-type: none"> 社長は、各部門及び各階層に品質目標を設定させ活動を実施。 <p>3.9</p> <ul style="list-style-type: none"> 安全を第一とした品質方針と整合をとり設定。 <p>3.10</p> <ul style="list-style-type: none"> 達成度が判定可能なものとして設定。 	<p>3.8</p> <p>○平成23年以降、各部門及び各階層の品質目標に福島第一原子力発電所事故を踏まえた対応に関する目標を追加し実施。</p> <p>3.9</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>3.10</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左

施設と活動のためのマネジメントシステムG S-R-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>その達成度が判定可能な目標が設定されていることを確実にしなければならない。</p> <p>3.11. シニアマネジメントは、これらの目標に対する計画の実施状況が定期的にレビューされ、必要に応じ計画からの逸脱に対処するための措置が取られることを確実にしなければならない。</p>	<p>3.11</p> <ul style="list-style-type: none"> 品質目標は半期に1回達成状況を評価。 <p>3.11</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 	<p>3.11</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左
<p>マネジメントシステムの責任と権限</p> <p>3.12. シニアマネジメントは、マネジメントシステムに対して最終的に責任を負い、かつマネジメントシステムが確立され、実施され、アセスメントされかつ継続的に改善されることを確実にしなければならない。</p> <p>3.13. シニアマネジメントの直接の指揮命令系統にある要員は、以下に対して責任と権限を有しなければならない。</p> <ul style="list-style-type: none"> 一 マネジメントシステムの構築と実施の調整、及びそのアセスメントと継続的改善 一 安全や安全文化に及ぼす影響並びに改善の必要性を含む、マネジメントシステムの実績に関する報告 一 要求事項間及びマネジメントシステムのプロ세스内における潜在的な矛盾の解決 <p>3.14. 組織は、外部組織がマネジメントシステムの全部又は一部を構築する業務に係わっている場合、マネジメントシステムに対して総合的責任を保持しなければならない。</p>	<p>3.12</p> <ul style="list-style-type: none"> 品質マニュアルで左記内容を規定しマネジメントを実施。 <p>3.13</p> <ul style="list-style-type: none"> 管理責任者（発電本部長、検査役（原子力監査担当）を任命し責任と権限を明確化。 <p>3.14</p> <ul style="list-style-type: none"> 原子力安全の達成に影響を与えるプロセスをアウトソースする場合には管理を確実に実施。 	<p>3.12</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>3.13</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>3.14</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左

<p>施設と活動のためのマネジメントシステムG S-R-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)</p>	<p>事故前の状況</p>	<p>事故後の状況 (○：福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)</p>
<p>4. 資源の運用管理 資源の提供</p> <p>4.1. シニアマネジメントは、組織の活動を遂行し、かつマネジメントシステムを確立し、実施し、アセスメントし、継続的に改善するのに必要な資源を決定し、提供しなければならぬ。</p> <p>4.2. 組織の情報及び知識は、資源として運用管理されなければならぬ。</p>	<p>4.1, 4.2</p> <ul style="list-style-type: none"> 原子力安全に必要な資源を社内規程類において明確にし、提供。 	<p>4.1, 4.2</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左
<p>人的資源</p> <p>4.3. シニアマネジメントは、全ての階層における要員に対する力量要件を定め、かつ要求レベルの力量を達成するために訓練を施すか又は他の処置を講じなければならぬ。講じられたこれらの処置の有効性の評価が実施されなければならぬ。相応しい技量は、達成されかつ維持されなければならぬ。</p> <p>4.4. シニアマネジメントは、要員が割り当てられた業務を遂行するだけの力量があること、及び要員が自分の活動の安全に対する重要性を理解していることを確認しなければならぬ。要員は、適切な教育及び訓練を受けていてかつ自身の力量を確実にするために相応しい技能、知識及び経験を習得していなければならぬ。訓練によって、要員が自らの活動の意義と重要性を確実に認識し、また、自らの活動が組織の目標を達成していく中で、安全の達成に向けてどのように貢献するの認識することを確認しなければならぬ。</p>	<p>4.3</p> <ul style="list-style-type: none"> 力量、教育・訓練について社内マニュアルを確立し実施。 <p>4.4</p> <ul style="list-style-type: none"> 上記に加えて、要員が自らの活動の持つ意味および重要性を認識し、品質目標の達成に向けて自らがどのような取り組みをできるかを認識させるよう取組みを実施。 	<p>4.3</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>○緊急安全対策等については、泊発電所と本店が丸となった体制を構築し、実施。</p> <p>4.4</p> <p>○安全性向上計画に係る活動について、要員（各グループ・課員）が自らのような活動が安全性向上に繋がるのかを考え、各グループリーダー・課長は安全性向上に関する品質目標達成のための具体的な活動について各グループ・課員と議論し、その結果を踏まえて品質目標達成のための実行計画を策定すること、また表彰制度や業務改善提案の仕組みを安全性向上の観点をより一層強化して活用していくことで、ポトムアップを図っていく。</p>

施設と活動のためのマネジメントシステムG S - R - 3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○：福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>インフラストラクチャ及び作業環境</p> <p>4.5. シニアマネジメントは、作業が安全な方法で遂行されかつ要求事項が満たされるために必要なインフラストラクチャ及び作業環境を明確にし、提供し、維持しさらに再評価しなければならぬ。</p>	<p>4.5</p> <ul style="list-style-type: none"> 原子力安全の達成のために必要なインフラストラクチャ及び作業環境を社内規程類において明確にし、運営を管理。 	<p>4.5</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>○緊急安全対策だけではなく、非常事態への初動対応体制の構築、重大事故等対処設備の設置、重大事故等発生時の対応手順の充実・整備等について、品質方針、品質目標等を受けて実施。</p>
<p>5. プロセスの実施</p> <p>プロセスの構築</p> <p>5.1. 組織の事業目標を達成し、全ての要求事項に合致させるための手段を与え、かつ組織の製品をアウトプットするために必要とされる、マネジメントシステムのプロセスは、特定されなければならない。またそれらの構築は、計画され、実施され、アセスメントされかつ継続的に改善されなければならない。</p> <p>5.2. プロセスの順序及び相互関係が決定されなければならない。</p> <p>5.3. プロセスの実施及び管理の両方の有効性を確保するための必要な方法が決定されかつ実施されなければならない。</p> <p>5.4. 各プロセスを構築する際には、以下が確実に達成されなければならない。</p> <ul style="list-style-type: none"> 適用される規制、法令、法律、安全、健康、環境、セキュリティ、品質及び経済性の要求事項のよう 	<p>5.1</p> <ul style="list-style-type: none"> 社内規程類に基づき、必要なプロセスを計画、実施、評価し継続的に改善。 <p>5.2, 5.3</p> <ul style="list-style-type: none"> 社内規程類の中で明確にして実施。 <p>5.4</p> <ul style="list-style-type: none"> プロセスの要求事項、相互関係、フロ一図などの左記内容は、社内規程類の中で明確にして実施。 	<p>5.1</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>○事故後に拡充した設備、体制、手順などに係るプロセスを追加し管理。</p> <p>5.2, 5.3</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>5.4</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左

施設と活動のためのマネジメントシステムGSR-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>な、プロセスの要求事項が指定され、説明されること。</p> <ul style="list-style-type: none"> 一 危険及びリスクが、あらゆる必要な軽減措置と共に特定されていること。 一 インターフェイスのあるプロセスとの相互関係が特定されていること。 一 プロセスのインプットが特定されていること。 一 プロセスフロー図が記載されていること。 一 プロセスのアウトプット (製品) が特定されていること。 一 プロセス測定の判定基準が定められていること。 <p>5.5. 1つのプロセスに係わっている個々の要員又はグループの活動及びそれらの間のインターフェイスは、効果的なコミュニケーション及び明確な責任分担を確保するような方法により計画され、管理されかつ運営されなければならない。</p>	<p>5.5</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ インターフェイスは社内規程類の中で明確にして実施。 	<p>5.5</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 同 左
<p>プロセスの管理</p> <p>5.6. 各プロセスに対し、指名された要員は、以下に対して権限と責任を与えられなければならない。</p> <ul style="list-style-type: none"> 一 プロセスを構築しかつ文書化し、必要な下位文書を維持すること。 一 インターフェイスのあるプロセスの間に効果的な相互関係があることを確実にすること。 一 プロセス文書がいずれの既存文書とも整合がとれていることを確実にすること。 	<p>5.6</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 社内規程類に基づき、左記に係る責任と権限を明確化。 	<p>5.6</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 同 左 <p>○ 品質方針の意図することを具体化した安全性向上に関するガイドラインを作成し、そのガイドラインにより中期計画および具体的な業務分担を明確にするとともに、各部署が年度単位で作成する安全性向上に関する品質目標および品質目標達成のための実行計画が全社的かつ時間軸的に整合の取れたものとする。安全性向上への継続的な取り組みを行っていく。</p>

施設と活動のためのマネジメントシステムGSR-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○：福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>一 プロセスの結果が達成されたことを実証するために必要とされる記録が、プロセス文書において規定されていることを確実にすること。</p> <p>一 プロセスの実績に関して監視しかつ報告すること。</p> <p>一 プロセスにおける改善を促進すること。</p> <p>一 プロセスが、後日の全ての変更を含めて、組織の事業目標、戦略、計画及び個別目標と合致していることを確実にすること。</p> <p>5.7. 各プロセスに対し、検査、試験、検証及び妥当性確認に関する全ての活動、それらの判定基準並びにこれらの活動の実行責任が明示されなければならない。各プロセスに対し、始めにこの業務を実施した者以外の指名された要員又はグループによって、これらの活動が実施されるかどうか、また実施される場合はいつかが明示されなければならない。</p> <p>5.8. 各プロセスは、それが有効であることを確認するために評価されなければならない。</p> <p>5.9. 各プロセスにおいて実施される業務は、妥当性と有効性を確保するために定期的に見直されている、承認済みの最新の手順書、指示書、図面又は他の適切な手段を用いて、管理された状態で実行されなければならない。業務の結果は、期待されている価値と比較されなければならない。</p>	<p>5.7</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ プロセスに対応した社内規程類において明示して実施。(設計・開発の検証において原設計者以外が実施する等) <p>5.8</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 社内規程類に基づき実施し内部監査やレビュー会議等で評価。 <p>5.9</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 社内規程類、承認済の手順書等の計画的な見直しを実施。 	<p>また、原子力安全・品質委員会、原子力発電安全委員会および泊発電所安全運営委員会にて安全性向上に関するガイドラインと各室部所が策定した実行計画について整合がとれたものとなっていることおよび実行計画の実施状況を確認するとともに、各室部所間での認識の共有化を図っていく。</p> <p>5.7</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 同 左 <p>5.8</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 同 左 <p>○ プロセス責任者を定め、各プロセスが確立され、実施されるとともに有効性を継続的に改善する仕組みを明確化。(H25.7)</p> <p>5.9</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 同 左

施設と活動のためのマネジメントシステムGSR-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
5.10. 外部組織に請負に出されたプロセスの管理は、マネジメントシステム内で特定されなければならない。いかなるプロセスを請け負わせようとも、組織は総括的責任を負わなければならない。	5.10 ・ 外部組織に請負に出された原子力安全の達成に影響を与えるプロセスは、調達管理を適用して実施。	5.10 ・ 同 左
共通マネジメントシステム・プロセス 5.11. マネジメントシステムにおいては、以下の共通プロセスが構築されなければならない。	5.11 ・ ー	5.11 ・ ー
文書管理 5.12. 文書は、管理されなければならない。文書の作成、改訂、レビュー又は承認にかかわる全ての要員は、この業務を明確に割り当てられ、かつその業務を実施する力量を有し、またそれらのインプット又は意思決定の根拠となる適切な情報へのアクセス権が与えられなければならない。文書利用者が適切で正しい文書を認識し、かつ利用することが確実にされなければならない。 5.13. 文書に対する変更は、レビューされかつ記録されなければならない。文書自体と同一水準の承認を受けなければならない。	5.12 ・ 文書管理に関する社内規程に基づき実施。 5.13 ・ 文書管理に関する社内規程に基づき実施。	5.12 ・ 同 左 5.13 ・ 同 左
製品の管理 5.14. 製品の仕様書と要求事項は、その後の全ての変更を含め、所定の規格に準拠しなければならない。また適用可能な要求事項を織り込まなければならない。相互に取り合い又は関連する製品は識別されかつ管理されなければならない。	5.14 ・ 製品(原子力安全に係る業務・原子炉施設及び調達製品)は社内規程類に基づき管理。	5.14 ・ 同 左

施設と活動のためのマネジメントシステムGSR-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
5.15. 検査, 試験, 検証及び妥当性確認に関する活動は, 製品の受入れ, 実用, 又は供用前に完了されなければならない。適切な。これらの活動に使用される道具及び装置は, 適切な測定範囲, 型式, 正確さと精度のものでなければならない。	5.15 ・ 検査, 試験, 検証及び妥当性確認に関する活動ならびにこれらの活動に使用される監視機器・測定機器等の管理は, 社内規程類に基づき実施。	5.15 ・ 同 左
5.16. 組織は, 製品が定められた要求事項を満たしていることを確認し, かつ製品が供用中に問題なく機能することを確実にしなければならない。	5.16 ・ 製品が要求事項を満たしていること確認及び供用中に問題なく機能することを確実にするための活動は社内規程類に基づき, 実施。	5.16 ・ 同 左
5.17. 製品は, 要求事項を満足させていることを検証できるような形態で提供されなければならない。	5.17 ・ 製品が要求事項を満たしていること検証については, 社内規程類に基づき, 実施。	5.17 ・ 同 左
5.18. 製品が要求された検証活動をとばして進むことがないことを確実にするために管理の手段を正しく用いなければならぬ。	5.18 ・ リリースについては, 検証を含めて計画された活動が完了するまで次に進むことがないよう社内規程類に基づき, 実施。	5.18 ・ 同 左
5.19. 製品は, それらが適切に使用されることを確実にするために識別されなければならない。トレーサビリティが要求事項となっている場合には, 組織は, 製品に固有の識別を管理し, 記録しなければならない。	5.19 ・ 原子力安全に係る業務・原子炉施設の識別, トレーサビリティは, 社内規程類に基づき, 実施。	5.19 ・ 同 左

施設と活動のためのマネジメントシステムG S R - 3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>5.20. 製品は、損傷、損失、劣化又は不注意な使用を防止するために、指定された通りに取り扱われ、輸送され、保管され、保守され及び運転されなければならない。</p>	<p>5.20 ・製品の保存については、社内標準に基づき、実施。</p>	<p>5.20 ・同 左</p>
<p>記録の管理</p> <p>5.21. 記録はプロセス文書において明確にされ、かつ管理されなければならない。全ての記録は、読みやすく、欠けたところがなく、識別可能でありかつ容易に検索可能でなければならない。</p> <p>5.22. 記録及び関連試験材料や試験片の保管期間は、法令要求事項及び組織における知識マネジメントの取り決めに適合するように、策定されなければならない。記録に使用される媒体は、記録毎に定められた保管期間を通じて、読みやすさを確保できるようなものでなければならない。</p>	<p>5.21 ・記録管理に関する社内規程類に基づき実施。</p> <p>5.22 ・記録管理に関する社内規程類に基づき実施</p>	<p>5.21 ・同 左</p> <p>5.22 ・同 左</p>
<p>調達</p> <p>5.23. 製品の供給者は、定められた基準に基づいて選定され、かつ供給者の能力は評価されなければならない。</p> <p>5.24. 調達要求事項は、策定されかつ調達文書に定められなければならない。製品がこれらの要求事項を満たしていることの証拠は、製品が使用される前に組織が入手可能でなければならない。</p>	<p>5.23 ・社内規程類で基準を明確にし、これに基づき供給者の評価等を実施。</p> <p>5.24 ・社内規程類に基づき調達文書を作成し、要求事項を満たしていることの証拠を製品受領の際に入手。</p>	<p>5.23 ・同 左</p> <p>5.24 ・同 左</p>

施設と活動のためのマネジメントシステムG S-R-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
5.25. 不適合の報告及び処置決定に対する要求事項は、調達文書に定めなければならない。	5.25 ・ 調達要求事項として請負会社に対し不適合の報告等を要求。	5.25 ○ 従来に加えて、安全文化醸成活動など請負会社に係る調達要求事項を充実。
コミュニケーション 5.26. 安全、健康、環境、セキュリティ、品質及び経済性の目的に係る情報は、組織の要員と、必要なら他の利害関係者に対して伝達されなければならない。	5.26 ・ 必要に応じて検討、実施。	5.26 ○ 従来に加えて、今後の安全性向上への取り組みをまとめた安全性向上計画について、ホームページにて広くお知らせさせて頂くとともに、社内関係室部と連携して自治体を含む外部ステークホルダーに積極的に説明するなど、リスクコミュニケーション活動を実施している。
5.27. マネジメントシステムの実施及び有効性に関する内部コミュニケーションは、組織の各種階層及び部門間で行われなければならない。 組織変更の管理 5.28. 組織変更は、安全に対するそれらの重要度に従って評価・分類されなければならない。また各変更は当を得たものでなければならない。 5.29. このような変更の実施は、安全が損なわれないことを確実にするために、計画され、管理され、伝達され、監視され、追跡され、記録されなければならない。	5.27 ・ 内部コミュニケーションに係る社内規程類に基づき実施 5.28, 5.29 ・ 組織変更は、そのプロセス及び体制が品質マネジメントシステムと整合がとれたものとし、品質マニュアルの改正において左記を踏まえた管理を実施。	5.27 ・ 同 左 5.28, 5.29 ・ 同 左

施設と活動のためのマネジメントシステムG S-R-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>6. 測定, アセスメント及び改善 監視及び測定</p> <p>6.1. マネジメントシステムの有効性は、意図された結果を達成するためのプロセスの能力を確認し、かつ改善の機会を特定するために、監視・測定されなければならない。</p> <p>自己アセスメント</p> <p>6.2. シニアマネジメント及び組織内の全ての他の階層の管理者は、業務の実績と安全文化の改善状況を評価するために自己アセスメントを実施しなければならない。</p>	<p>6.1</p> <ul style="list-style-type: none"> 社内規程類に監視, 測定, 分析及び改善のプロセスを規定し実施。 <p>6.2</p> <ul style="list-style-type: none"> 安全文化評価に係る自己評価 (年1回) を実施 社内規程類に基づく監視・測定や, マネジメントレビューにより品質マネジメントシステムのレビューを実施。 	<p>6.1</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>6.2</p> <p>○安全文化醸成活動も, 自己評価 (年1回) も含めて品質マネジメントシステムに取り込んで実施 (H25.7)</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左
<p>独立アセスメント</p> <p>6.3. 独立アセスメントは、以下を実施するためにシニアマネジメントに代わって定期的に行われなければならない。</p> <ul style="list-style-type: none"> 目的, 戦略, 計画と目標に合致して, これらを成し遂げる際に, そのプロセスの有効性を評価すること。 業務能力とリーダーシップの妥当性を決定すること。 組織の安全文化を評価すること。 製品の品質を監視すること。 改善の機会を特定すること。 	<p>6.3 6.4</p> <ul style="list-style-type: none"> 実施部門から独立している監査部門による監査を実施 	<p>6.3 6.4</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>○安全性向上計画について, 原子力監査の評価を受け, その評価結果に応じて安全性向上計画の見直しを実施していく。</p> <p>また, 安全性向上計画を審議する原子力安全・品質委員会や原子力発電安全委員会において, 原子力監査はオブザーバーとして参加しており必要に応じて安全性向上計画に対して意見する。</p>

施設と活動のためのマネジメントシステムG S-R-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>6.4. 独立アセスメントを行う責任を有する組織部門は設立されなければならない。この部門は、その責任を果たすために十分な権限を持たなければならない。</p> <p>6.5. 独立アセスメントを行う要員は、自身の業務をアセスメントしてはならない。</p> <p>6.6. シニアマネジメントは、独立アセスメントの結果を評価し、必要な措置を講じ、かつそれらの決定とその理由を記録し、伝達しなければならない。</p>	<p>6.5</p> <ul style="list-style-type: none"> アセスメントを行う要員の独立性は、社内規程に規定し内部監査を実施。 <p>6.6</p> <ul style="list-style-type: none"> マネジメントレビューにインプットし評価を受け、必要により措置を実施。 	<p>6.5</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>6.6</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左
<p>マネジメントシステム・レビュー</p> <p>6.7. マネジメントシステム・レビューは、マネジメントシステムが、引き続き適切で、かつ、有効であることを確実にし、並びに組織に対して設定された目標を達成できる能力を確保するために、予め定められた間隔で行われなければならない。</p>	<p>6.7</p> <ul style="list-style-type: none"> 年1回以上マネジメントレビューを実施。 マネジメントレビューにおいて社長から出された指示事項を受け、必要な活動を実施。 	<p>6.7</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>○マネジメントレビューにおいて社長から出された福島第一原子力発電所事故を踏まえた取り組みに係る指示事項が、以下のとおり出され、対応を実施。</p> <ul style="list-style-type: none"> (H23.5) 福島第一原子力発電所の事故対応については、短期的な対応は実施したものの、今後の中長期対応ではプラントが稼動している状況での作業等、経験が少ない作業の発生も予想される。さらに、発電所の経年化対応に向けた業務等もある。この様な状況を踏まえ、今一度基本に立ち返り、事前準備を十分にいき、品質管理をしつかり実施していくこと。 (H23.5) 福島第一原子力発電所の事故対応を踏まえた安全対策については、新しい知見の把握に努め、積極的に取り組んでいくこと。

施設と活動のためのマネジメントシステムG S-R-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○：福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>6.8. レビューは、以下を網羅しなければならないが、それらに限定されるはならない。</p> <ul style="list-style-type: none"> — あらゆる形態のアセスメントからのアウトプット — 組織及びそのプロセスによって出された成果及び達成された目標 — 不適合及び是正処置と予防処置 — 他組織から学んだ教訓 — 改善の機会 <p>6.9. 弱点及び障害物は、時宜に適った方法で特定、評価及び改善されなければならない。</p> <p>6.10. レビューは、方針、目的、戦略、計画、目標及びプロセスにおいて変更と改善を行う必要があるかどうかを特定しなければならない。</p>	<p>6.8</p> <ul style="list-style-type: none"> • 左記を含めたインプット項目を社内規程類に規定しマネジメントレビューを実施。 <p>6.9</p> <ul style="list-style-type: none"> • 定例的なインプット項目以外のものとして、必要と認められたもの、重要なものとして適直業務の計画で定めマネジメントレビューの中で実施。 <p>6.10</p> <ul style="list-style-type: none"> • マネジメントレビューからのアウトプットは、左記を含んだものとして出されている。 	<p>○ (H26.6) マネジメントレビューにおいて社長から出された安全性向上に向けた取り組みに係る指示事項が、以下のとおり出され、対応を実施。</p> <ul style="list-style-type: none"> • 安全性向上に向けた取り組みは、泊発電所に対する道民の皆様への理解を得るためにも必要であり、作成したガイドに従って、効果的な目標を設定し、規制以上の安全レベルの達成を目指すこと。 • 今年度の安全文化の醸成活動は、組織の要員が常に「潜在リスク」を充分に認識して日常の保安活動を行うことを重点目標とする。 <p>6.8</p> <p>○従来に加え、マネジメントレビューへのインプット情報として安全文化醸成活動の実施状況及び安全性向上に向けた取り組みを追加。</p> <p>6.9</p> <ul style="list-style-type: none"> • 同 左 <p>6.10</p> <ul style="list-style-type: none"> • 同 左

施設と活動のためのマネジメントシステムG S-R-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>不適合, 是正処置及び予防処置</p> <p>6. 11. 不適合の原因は, 決定され, そして再発を防止するために改善処置が講じられなければならない。</p> <p>6. 12. 規定された要求事項に適合しない製品とプロセスは, 識別され, 分離され, 管理され, 記録されかつ組織内の適切な階層の管理者へ報告されなければならない。不適合の影響は, 評価されなければならない, また不適合の製品又はプロセスは以下のいずれかとしなければならない。</p> <ul style="list-style-type: none"> 一 受け入れ 一 指定された期間内で手直し又は修正 一 却下及び, 不注意による使用の防止のための廃棄又は破壊 <p>6. 13. 不適合の製品又はプロセスの受け入れを許す特別採用は, 権限を持つ者の承認を受けなければならない。不適合の製品又はプロセスが, 手直し又は修正される場合には, 要求事項に適合していること, 又は期待される結果であることを実証するために, 検査を受けなければならない。</p> <p>6. 14. 不適合を除去するための是正処置は, 決定され, かつ実施されなければならない。起こり得る不適合の原因を取り除くための予防処置は, 決定されかつ実施されなければならない。</p>	<p>6. 11</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 不適合, 是正処置及び予防処置の仕組みを社内規程類に定め実施。 <p>6. 12</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 不適合, 是正処置及び予防処置の仕組みを社内規程類に定め実施。 <p>6. 13</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 不適合, 是正処置及び予防処置の仕組みを社内規程類に定め実施。 <p>6. 14</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 不適合, 是正処置及び予防処置の仕組みを社内規程類に定め実施。 	<p>6. 11</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 同 左 <p>6. 12</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 同 左 <p>6. 13</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 同 左 <p>6. 14</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 同 左

施設と活動のためのマネジメントシステムGSR-3 (2008年12月原子力安全基盤機構 日本語翻訳版)	事故前の状況	事故後の状況 (○: 福島第一事故後の主な安全性向上のための活動)
<p>6. 15. 全ての是正処置及び予防処置の実施状況と有効性は、監視されかつ組織内の適切な階層の管理者に報告されなければならない。</p> <p>6. 16. 組織の業績を損なう可能性のある、起こり得る不適合は、特定されなければならない。これは、以下により、他の内部及び外部組織両方からのフィードバックを活用して行われなければならない。</p> <p>一 技術の進歩と研究の利用 一 知識と経験の共有 一 最善事例を特定する技法の活用</p>	<p>6. 15</p> <ul style="list-style-type: none"> 不適合、是正処置及び予防処置の仕組みを社内規程類に定め実施。 <p>6. 16</p> <ul style="list-style-type: none"> 不適合、是正処置及び予防処置の仕組みを社内規程類に定め実施。 日本原子力技術協会 (JANT I) , WANOのピアレビュー等を受入れ改善活動を実施。 	<p>6. 15</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>6. 16</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>○原子力安全推進協会 (JANSI) が実施する安全性向上対策の評価活動やピアレビュー及び世界原子力発電事業者協会 (WANO) のピアレビュー等国際的な原子力安全推進活動に参画。</p>
<p>改善</p> <p>6. 17. マネジメントシステム改善のための機会は、特定されなければならない。またプロセスを改善する処置は選定され、計画され、及び記録されなければならない。</p> <p>6. 18. 改善計画は、十分な資源の提供に関する計画も組み込まなければならない。改善のための処置は、完了するまで監視されなければならない。改善の有効性は確認されなければならない。</p>	<p>6. 17</p> <ul style="list-style-type: none"> 内部監査やマネジメントレビュー等改善のための機会に係る仕組みを社内規程類に定め実施。 <p>6. 18</p> <ul style="list-style-type: none"> マネジメントレビューのアウトプットには資源の必要性も評価するよう仕組みを社内規程類に定め実施。 	<p>6. 17</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左 <p>6. 18</p> <ul style="list-style-type: none"> 同 左

安全性向上等に関する各委員会について

1. 原子力安全・品質委員会

(1)目的

安全文化の醸成活動も含めた品質マネジメントシステムの有効性、改善の必要性およびその処置に関する事項等について、管理責任者である発電本部長および各室部所長の審議を受けることを目的としている。

(2) 会議体での安全性の向上に関するコミュニケーションの内容

福島第一原子力発電所事故の教訓を踏まえ、泊発電所における各種安全対策の実施状況などの安全性向上に関する対応についてもマネジメントレビューへのインプットとして反映し審議している。

今後は、安全性の向上のための評価の実施に関する計画や評価の結果などについても、審議していく。

2. 原子力発電安全委員会および泊発電所安全運営委員会

(1)目的

【原子力発電安全委員会】

本店各室部における安全文化の醸成活動も含めた品質マネジメントシステムにおける個別業務の計画や改善状況、上位の委員会への付議事項等について、室部長、所長および各グループリーダーの審議を受けることを目的としている。

【泊発電所安全運営委員会】

泊発電所における安全文化の醸成活動も含めた品質マネジメントシステムにおける個別業務の計画や改善状況、上位の委員会への付議事項等について、所長および各課・室・センター長の審議を受けることを目的としている。

(2) 会議体での安全性の向上に関するコミュニケーションの内容

福島第一原子力発電所事故の教訓を踏まえ、泊発電所における各種安全対策の実施・対応状況などの安全性向上に関する対応について、安全性向上に係る業務の実施手順等を定めた安全性向上に関するマニュアルへの反映、安全性向上に関する目標および目標達成のための計画を作成する際の自主的な安全性向上に関するガイドラインへの反映やマネジメントレビューへのインプットへの反映を行い審議している。

今後は、本店もしくは泊発電所が行う安全性の向上のための評価の実施に関する計画や評価の結果などについても、原子炉主任技術者の意見具申を踏まえ審議していく。

3. 外部評価の委員会

外部評価の委員会設置については、今後の外部リスクコミュニケーションの状況などを確認したうえで、必要性を検討する。

安全性向上に係る改善内容（1 / 2）

【トップダウンとボトムアップ】

福島第一事故における教訓 (各報告書の指摘事項)	従来	改善内容
<p>＜より高い安全文化の構築＞</p> <p>東京電力は、原子力発電所の安全性に一義的な責任を負う事業者として、国民に対して重大な社会的責任を負っているが、津波を始め、自然災害によって炉心が重大な損傷を受ける事態に至る事故の対策が不十分であり、福島第一原発が設計基準を超える津波に襲われるリスクについても、結果として十分な対応を講じていなかった。組織的に見ても、危機対応能力に脆弱な面があったこと、事故対応に当たって縦割り組織の問題が見受けられたこと、過酷な事態を想定した教育・訓練が不十分であったこと、事故原因究明への熱意が十分感じられないこと</p> <p>などの多くの問題が認められた。東京電力は、当委員会の指摘を真摯に受け止めて、これらの問題を解消し、より高いレベルの安全文化を全社的に構築するよう、更に努力すべきである。</p> <p style="text-align: right;">(政府最終 P406)</p> <p>＜安全文化の原則の強化＞</p> <p>原子力の運転組織は、福島第一の事故から安全文化の意味を理解し、問いかける姿勢、意思決定、原子力技術の特異で固有の性質、及び組織的な学習に関連した安全文化の原則を強化することに注力すべきである。</p> <p style="text-align: right;">(INPO 特別報告書の JANTI(現 JANSI)翻訳 P5)</p>	<p>品質マネジメントシステムに基づき、社長の定める品質方針に以下を明示して、これに基づく品質目標を各室部署で設定している。「安全確保を最優先に位置付けた価値観を醸成し、業務を実施する」</p> <ul style="list-style-type: none"> ・上記の品質目標に対するアクションプランは、本店の各グループリーダーあるいは発電所の各課長が、各グループ・課員の意見を必要に応じて吸い上げて作成し、品質目標達成に向けた活動についてのよう貢献できるかを、各グループ・課員に認識させるとともに、原子力発電安全委員会あるいは泊発電所安全運営委員会にて審議し、実施状況を定期的に報告している。 ・原子炉主任技術者は、原子力発電安全委員会および泊発電所安全運営委員会に出席し、専門的見地から意見を述べている。 ・この他に、日常的なコミュニケーションとして、グループミーティング・課内ミーティング、グループリーダー会議・次課長会議、本店一泊発電所間TV会議などによる 	<p>【福島第一事故の教訓を踏まえた改善の考え方】</p> <p>◎安全文化を組織全体へ浸透させるために、トップのリーダーシップにより推進していくことのみならず、原子力発電に係る構成員一人ひとりが安全性向上を含む安全について、議論し、気づき、実践・行動に移すことが重要であり、これまでに以上に問いかけ・学び続ける姿勢、自由闊達な議論や多様な意見の尊重に関する取り組みを行う。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・東京電力福島第一原子力発電所で発生した事象を踏まえ、品質方針の前文に「新知見を反映した安全対策への取り組み」について明記。 ・現状の品質マネジメントシステムを活用して、更なる安全性向上への継続的な対応を行う。 ・社長の定める品質方針に以下を明示して安全性向上に対する強い決意をコミットメントした。 <u>「規制基準適合に満足することなく、自らが改革を続けるという強い覚悟で不断の努力を重ね、より一層の安全性を目指した目標・計画を定め、継続的に取り組む」</u> ・原子力発電安全委員会および泊発電所安全運営委員会において、品質目標の一つとして「安全性向上に関する目標・計画」を審議する。 ・原子力安全・品質委員会において「安全性向上に関する目標・計画」を審議し、指示を受けることとした。 ・上記の品質方針に基づいて、本店の各グループリーダーあるいは発電所の各課長は、品質目標達成に向けた活動

福島第一事故における教訓 (各報告書の指摘事項)	従来	改善内容
<p>＜リスクに関する情報共有＞ 各個人が敏感なリスク感知能力を身に付け、それらが上層部にまで共有されて適切な対応がなされること。 (政府最終 P428)</p>	<p>り、縦横の関係における情報共有や意見の吸い上げなどを行っており、日々の業務の中でグループリーダーや課長等が必要と判断した場合には、原子力発電安全委員会あるいは泊発電所安全運営委員会での審議を経た上で、アクションプランの見直し等を行っている。</p> <ul style="list-style-type: none"> これらの活動のうち、必要と考えられる事項については、マネジメントレビューにおいて社長へ報告し、指示を受けている。 これらの仕組みを通して、安全確保に対して取り組み、実施状況の確認ならびに評価・改善を行っている。 	<p>について自らがどのようなように貢献できるかを各グループ・課員に認識させ、各グループ・課員はどのような活動が安全性向上に繋がるのかを考え、各グループリーダー・課長は安全性向上に関する品質目標達成のための具体的な活動について各グループ・課員と議論し、その結果を踏まえて品質目標達成のための実行計画を策定する活動をマニュアルに取り込み、ポトムアップとトップダウンの双方向によるスパイラルアップを行っている。</p> <p>また、この取り組みを行うことによりその結果として、各グループ・課員は自らの経験や意見が反映されることから、更に安全性向上に向けた活動を実践し、改善していく意欲を高めることができ、安全文化の醸成に繋がるものと考えている。</p> <ul style="list-style-type: none"> 社長が定める品質方針の意図することを安全性向上に関するガイドラインにて具体化し、リスク情報を活用した網羅的リスク評価を行い、残余のリスクを明確化した上で、安全性向上計画の中期計画を策定し、これを各年度の計画に展開して、継続的・計画的にリスク低減対策を検討・実施しPDCAを回して取り組んでいくとともに、各グループ・課員が自らの活動の持つ意味および重要性を認識した活動としていく。 社業への貢献度が高いと評価された事案に対する表彰(奨励)制度や業務の改善提案の仕組みがあるが、今後は安全性向上の観点をより一層強化して有益な改良、工夫等の意見や改善提案について社員のみならず協力会社社員に対しても上記の制度や様々な機会を活用して広く求め、社員及び協力会社社員の安全性向上への意識

福島第一事故における教訓 (各報告書の指摘事項)	従来	改善内容
		<p>の高揚を図るとともに、安全性向上のためのボトムアップの仕組みとして活用していく。</p> <ul style="list-style-type: none"> 重大事故等対策に係る訓練において、<u>訓練参加者に対してアンケート調査を実施して改善事項等の個人の気付き事項を吸い上げ、必要に応じて手順書の改正や運用面の改善を行う</u>など、ソフト面においてもボトムアップによる安全性向上への取り組みを行っている。

安全性向上に係る改善内容（2/2）

【運用】

<p>福島第一事故における教訓 (各報告書の指摘事項)</p>	<p>従来</p>	<p>改善内容</p>
<p><リソースの有効的・効果的な活用> 緊急事態において専門知識に基づく確かな助言・指導ができる専門的技術能力や組織が有するリソースを有効かつ効率的に機能させるマネジメント能力を活用すること。それにふさわしい予算・人的スタッフのあり方を構築すること。 (政府最終 P441)</p> <p><リスクマネジメントの考え方> 今回の事故の原因は、何度も地震・津波のリスクに警鐘が鳴らされ、対応する機会があったにもかかわらず、東京電力株式会社（東電）が対策をおろそかにしてきた点にある。東電は、実際に発生した事象については対策を検討するものの、そのほかの事象については、たとえ警鐘が鳴らされたとしても、発生可能性の科学的根拠を口実として対策を先送りしてきた。その意味で、東電のリスクマネジメントの考え方には根本的な欠陥があった。</p> <p>(国会 P489)</p>	<p>品質方針</p> <p>1. 安全確保を最優先に位置付けた価値観を醸成し、業務を実施する</p> <p>2. コンプライアンス意識を醸成し、法令、規制要求事項および社内規程等を遵守する</p> <p>3. 品質保証活動の有効性を継続的に改善する</p> <p>4. 社内外のコミュニケーションの充実を図り、情報共有に努める</p> <p>—</p>	<p>品質方針</p> <p>【福島第一事故の教訓を踏まえた改善の考え方】</p> <p>◎原子力発電の安全性向上は、経営の最優先事項であることを再認識するとともに、社長のリーダーシップのもと、規制基準適合に満足することなく、全社一丸となつてたゆみなく安全性向上により一層取り組んでいく。</p> <p>1. 安全確保を最優先に位置付けた価値観を醸成し、業務を実施する</p> <p>2. 安全性向上に関わる取り組みについては、規制基準適合に満足することなく、自らが改革を続けるという強い覚悟で<u>不断の努力を重ね、より一層の安全を目指した目標・計画を定め、継続的に取り組む</u></p> <p>3. コンプライアンス意識を醸成し、法令、規制要求事項および社内規程等を遵守する</p> <p>4. 品質保証活動の有効性を継続的に改善する</p> <p>5. 社内外のコミュニケーションの充実を図り、情報共有に努める</p> <p>【安全性向上への取り組みの概要】</p> <p>安全性向上に関する具体的な活動を品質目標として定め、その達成度を定期的に確認していくために、安全性向上に関する業務の実施手順等を定め、これらを円滑に実施することを目的にQMS文書として安全性向上に関するマニュアルを新規制定した。</p> <p>また、社長が定める品質方針の意図することを具体化し</p>

福島第一事故における教訓 (各報告書の指摘事項)	従来	改善内容
		<p>て、安全性向上への取り組みを実効性のある計画的な取り組みとするため、全社共通の安全目標を踏まえ実施する現状評価から抽出された課題の解決に向けた中期計画および具体的な業務分担を明確にし、安全性向上に関する目標・計画が全社のかつ時間軸的に整合のとれたものとすることを目的として、安全性向上に関する目標および目標達成のための計画を作成する際の自主的なガイドラインを作成した。</p> <p>上記マニュアルおよびガイドラインに基づき安全性向上への取り組み概要は以下のとおり。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・安全性向上計画の検討・策定業務と重大事故発生時の対策の検討・実施業務を同一部署に統合した新組織を泊発電所に設置する。 ・具体的な安全性向上への継続的な取り組みとして、以下の事項を含む安全性向上計画の中期計画を策定し、これを各年度の計画に展開して、PDCAを回していく。 ・新規制基準適合のために実施した安全対策を考慮したPRAを実施した上で、更なる安全性向上のための課題を体系的に抽出し、改善方策について検討・実施する。なお、泊発電所の特徴を的確に評価できるようにPRA手法等の改善・改良を行う。 ・整備したハード、ソフト両面の安全対策の課題を定期的に行う教育訓練により抽出し、改善方策について検討・実施する。なお、事故対策要員の力量向上のための教育・訓練内容の改善も図る。 ・外部事象のリスク評価を定期的に行い、リスクが増大

福島第一事故における教訓 (各報告書の指摘事項)	従来	改善内容
		<p>していないか確認するとともに、リスク低減方策を計画的に検討・実施する。</p> <ul style="list-style-type: none"> 国内外の安全性向上に関する新知見を収集、分析し、安全性向上に効果的な対策を抽出し、安全性向上計画に計画的に取り入れる。