

Excessive LOCAのモデル化について

地震レベル1 PRAでは、階層イベントツリーのヘディングに冷却材喪失（Excessive LOCA）を設けている。冷却材喪失（Excessive LOCA）の評価では、複数の配管損傷時の配管破断の大きさ等を明確に区別することが困難であるため、大破断LOCAを上回る規模のLOCA（Excessive LOCA）が発生するものと想定し、保守的に緩和手段のない起因事象として代表させている。以下では原子炉格納容器内配管損傷によるExcessive LOCAのモデル化及び保守性等の考え方を示す。

1. モデル化の概要

原子炉格納容器内配管の破損によるExcessive LOCAは、原子炉格納容器内の複数配管の損傷により発生する可能性のある事象であるが、以下に示す原子炉格納容器内配管の中で決定論的耐震性評価を行い、耐震バックチェック評価用地震動 $S_s - 1$ に対し設計裕度が最も小さい原子炉再循環系配管について、配管本体及び配管支持構造物のフラジリティ評価を実施している。このとき、原子炉格納容器内の配管の地震による損傷は完全相関すると仮定し、原子炉再循環系配管が地震により破損する場合に原子炉格納容器内配管がすべて損傷するとして、Excessive LOCAの発生頻度を算出している。

- ・主蒸気配管
- ・残留熱除去系配管
- ・給水系配管
- ・原子炉再循環系配管
- ・原子炉隔離時冷却系配管
- ・原子炉浄化系配管
- ・高圧炉心スプレイ系配管
- ・低圧炉心スプレイ系配管
- ・ほう酸水注入系配管

2. 評価の保守性等

原子炉格納容器内配管破損によるExcessive LOCAの評価に係る解析の保守性等を以下に示す。

- ・原子炉格納容器内配管のうち耐震バックチェック評価用地震動 $S_s - 1$ に対し設計裕度が最も小さい原子炉再循環系配管の一次応力を用いてフラジリティ曲線を作成。
- ・既往研究において、地震による配管の破損モードは疲労であり塑性崩壊は起きないこと、「平成15年配管系終局強度試験」（第1図参照）において、実機配管バウンダリの設計裕度は設計レベルの10倍以上あることが確認されてい

る。

- ・原子炉格納容器内配管が地震により疲労破損した場合においても、大口徑配管が全周破損に至る可能性は小さく、その場合、一次冷却材の流出量はLOCAで想定している流出量を大きく下回る。

3. 原子炉再循環系配管フラジリティを用いた完全相関モデルについて

地震によるLOCAにおいては、損傷する配管の数、組合せ、損傷の規模を同定し、成功基準を設定することは現状の評価技術では困難であるため、ベースケースでは格納容器内配管に完全相関を仮定し、耐震バックチェック評価用地震動 $S_s - 1$ に対し設計裕度の最も少ない原子炉再循環系配管が破損することをもって原子炉格納容器内配管が全て損傷するものと扱っている。

上記の評価モデルが非保守的な評価になっていないことを確認するため、原子炉格納容器内配管に完全独立を仮定し、「(1) 感度解析条件」に示す条件にて格納容器内配管がそれぞれ独立に破損することでExcessive LOCAに至る頻度を評価し、ベースケースの頻度と比較した。

(1) 感度解析条件

Excessive LOCAを「設計基準事故で考慮する大破断LOCAを上回る規模のLOCA」として、以下の基準を設定した。

- ・全周破損時に、断面積の合計が大破断LOCA相当 (0.21m^2) を上回る複数の液相配管の破損
- ・原子炉再循環系配管（液相配管のうち最大断面積）と主蒸気系配管（気相配管のうち最大断面積）の破損の重畳
- ・複数のECCS配管の破損

上記の基準に照らし合わせ、配管2本の破損によってExcessive LOCAに至るような組合せを同定し、各系統の配管の完全独立を仮定した感度解析を行った。感度解析で考慮した配管を第1表及び第2図に、考慮した配管2本の組合せを第3図に示す。

(2) 感度解析結果

地震加速度区分別の全炉心損傷頻度を第4図に、事故シーケンスグループ別の炉心損傷頻度を第5図に示す。

第4図に示すように、感度解析ケースの全炉心損傷頻度は 7.8×10^{-6} /炉年であり、ベースケースの全炉心損傷頻度 (7.9×10^{-6} /炉年) を下回る結果となった。また、第5図に示すように、事故シーケンスグループ別の炉心損傷頻度では、Excessive LOCAの炉心損傷頻度は感度解析ケースで 2.8×10^{-7} /炉年であり、ベースケースの炉心損傷頻度 4.2×10^{-7} /炉年を下回る結果となった。

以上より、原子炉再循環系配管のフラジリティで代表させた評価は、非保守的な評価にはなっていないことを確認した。なお、完全相関を仮定することによる保守性を排除し、現実的な評価を実施する手法の構築については、

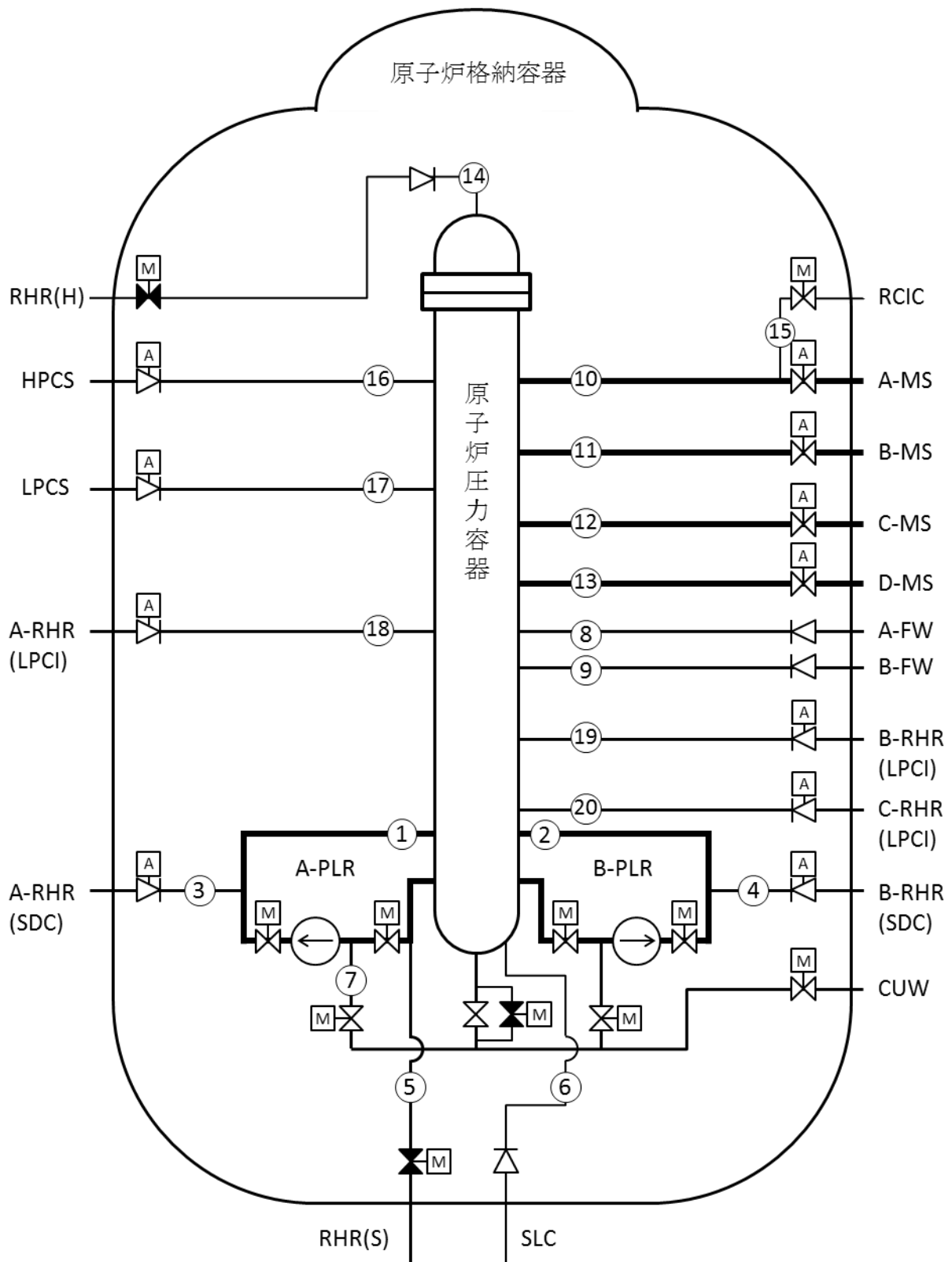
今後の課題と認識している。

第1表 完全独立を想定する原子炉格納容器内配管

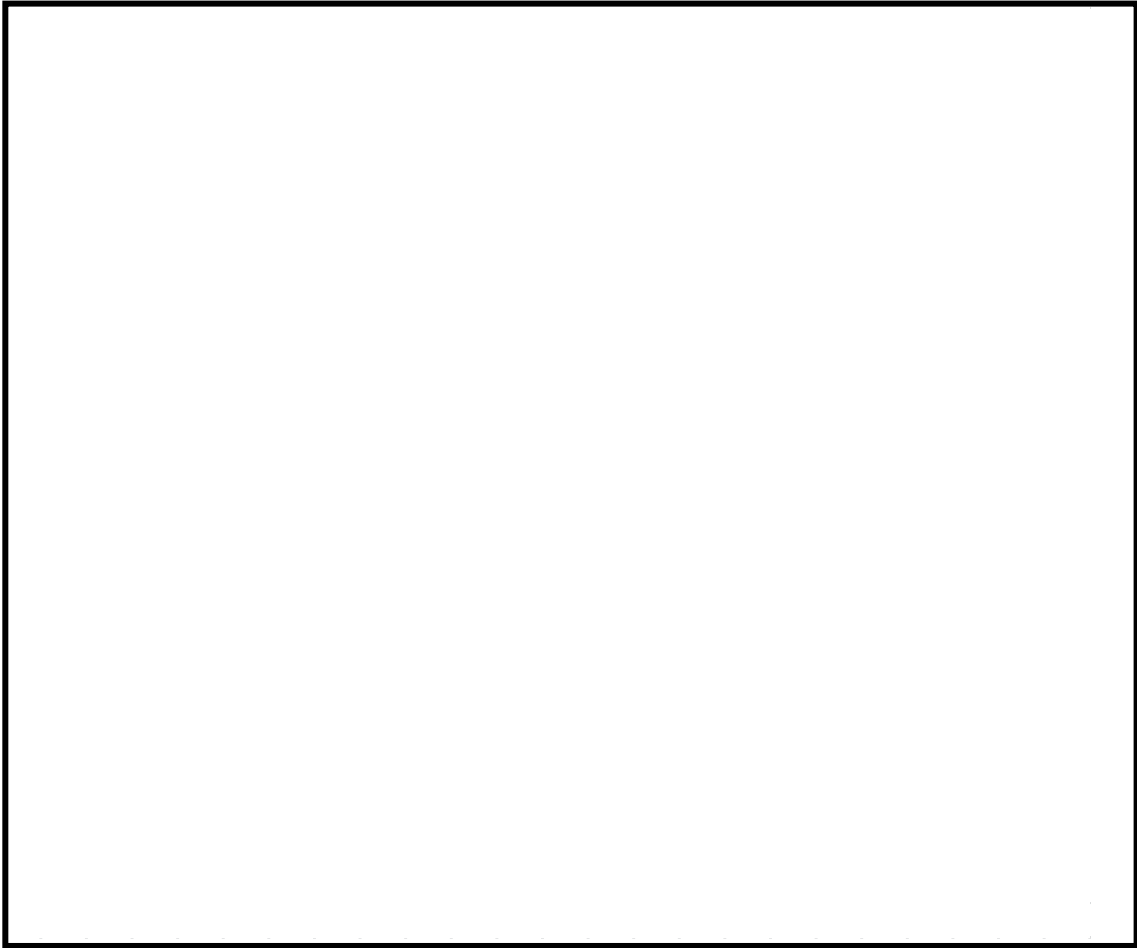
No.	略 称	系統名	中央値 (G)	HCLPF (G)
①	A-PLR	原子炉再循環系	1.68	0.75
②	B-PLR	原子炉再循環系	1.68	0.75
③	A-RHR (SDC)	残留熱除去系	2.10	0.88
④	B-RHR (SDC)	残留熱除去系	2.10	0.88
⑤	RHR (S)	残留熱除去系	2.10	0.88
⑥	SLC	ほう酸水注入系	2.10	0.88
⑦	CUW	原子炉浄化系	2.10	0.88
⑧	A-FW	給水系	2.10	0.88
⑨	B-FW	給水系	2.10	0.88
⑩	A-MS	主蒸気系	1.76	0.78
⑪	B-MS	主蒸気系	1.76	0.78
⑫	C-MS	主蒸気系	1.76	0.78
⑬	D-MS	主蒸気系	1.76	0.78
⑭	RHR (H)	残留熱除去系	2.10	0.88
⑮	RCIC	原子炉隔離時冷却系	2.10	0.88
⑯	HPCS	高圧炉心スプレイ系	2.10	0.88
⑰	LPCS	低圧炉心スプレイ系	2.10	0.88
⑱	A-RHR (LPCI)	残留熱除去系	2.10	0.88
⑲	B-RHR (LPCI)	残留熱除去系	2.10	0.88
⑳	C-RHR (LPCI)	残留熱除去系	2.10	0.88



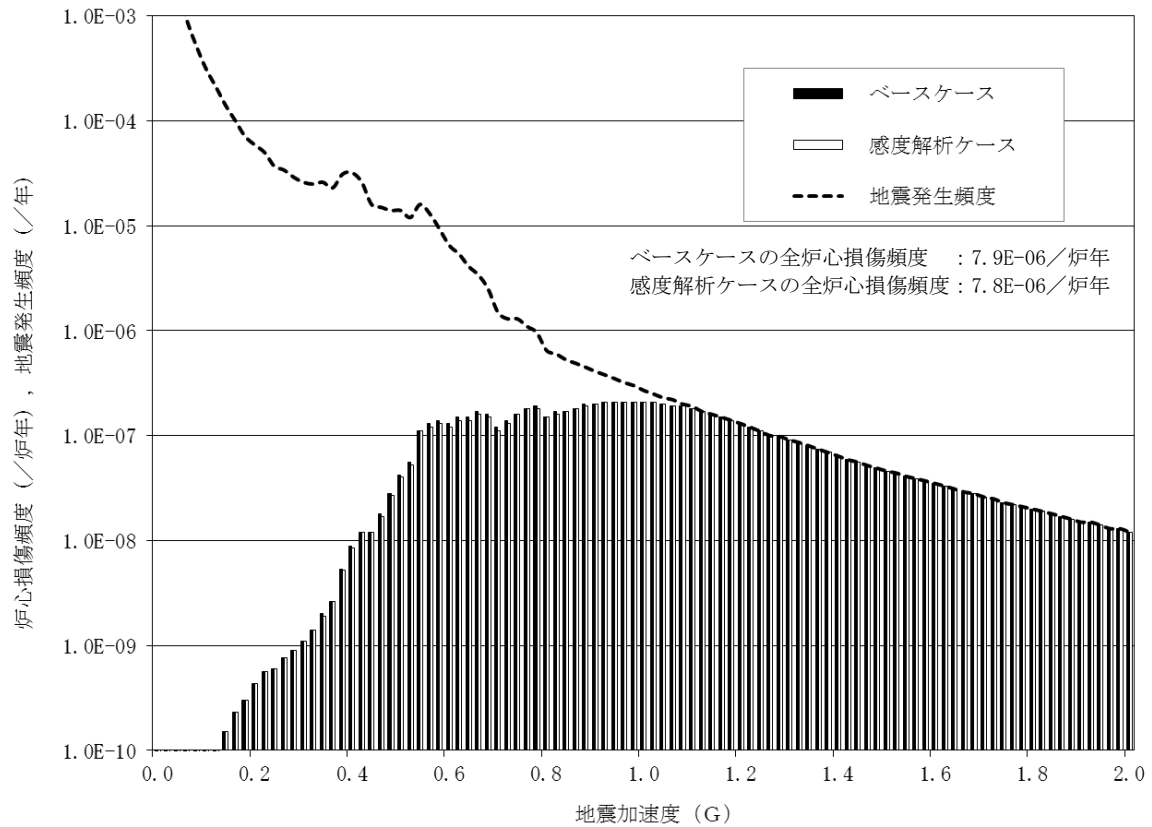
第1図 平成15年配管系終局強度試験（出典：JNES HP）



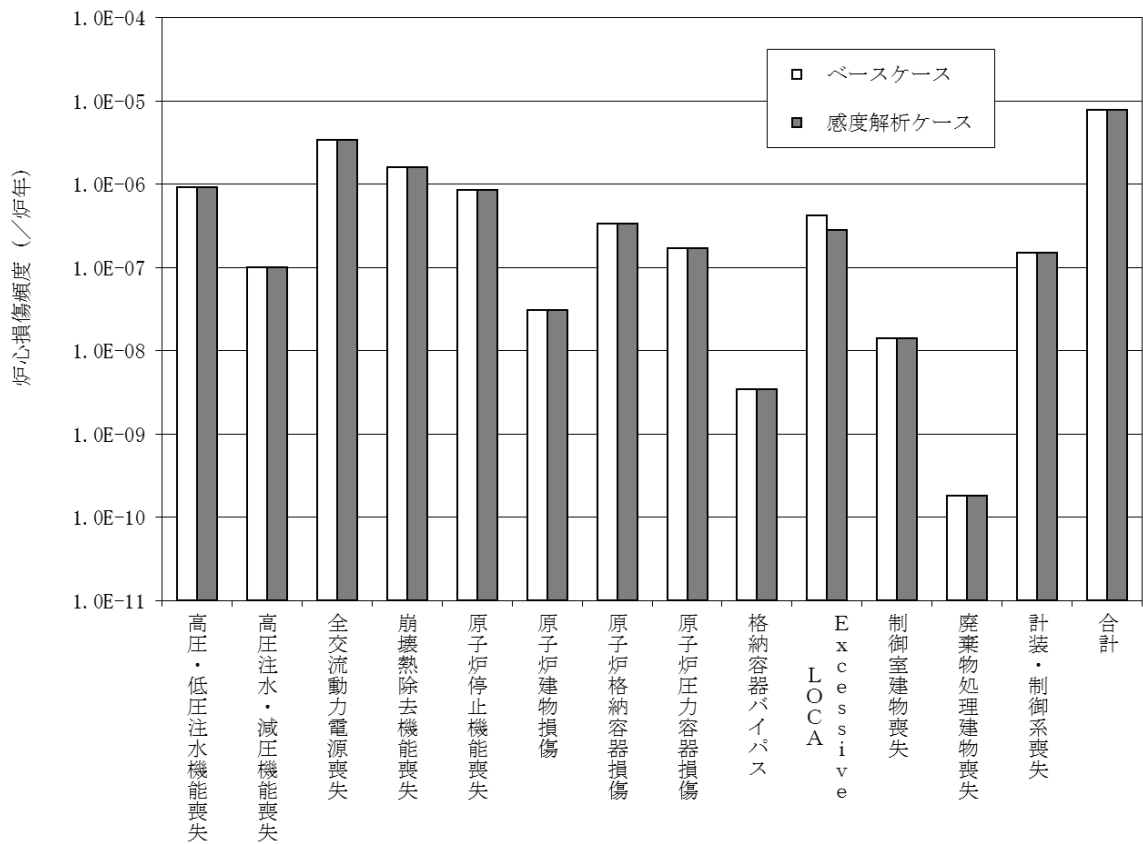
第2図 原子炉格納容器内配管と破断想定箇所概要



第3図 Excessive LOCAを想定する配管の組合せ



第4図 炉心損傷頻度の比較（地震加速度区分別）



第5図 炉心損傷頻度の比較（事故シーケンスグループ別）

階層イベントツリーのヘディングの順序について

地震レベル1 P R A評価に用いる階層イベントツリーにおいては、地震を起因に外部電源が喪失することを起点とし、その後起きる事象を影響の大きさを整理してイベントツリーのヘディングとしている。外部電源喪失を起点とするのは、外部電源受電設備が、その他の建物・構築物・機器と比較して極めて脆弱であり、外部電源系が健全な場合は他の系統も健全であると考えられるためである。第1表及び第1図に階層イベントツリー及び緩和系イベントツリーの各ヘディングに対応する起因事象及び緩和機能において、H C L P Fが最も低い建物・構築物・機器のフラジリティの損傷加速度中央値及びH C L P Fを整理して示す。

ここで、地震加速度大スクラムに至る地震動加速度以上では外部電源喪失以外の起因事象が発生している状態と考えることができるが、上述のとおり、脆弱な外部電源受電設備が健全な場合において、他の緩和機能が地震により喪失していることは考えにくく、ランダム故障による緩和機能の喪失が主要な要因となる。

地震加速度大スクラムに至る地震動加速度以上を起点とした場合の階層イベントツリーを第2図に示す。感度解析の結果を第3図及び第4図に示す。

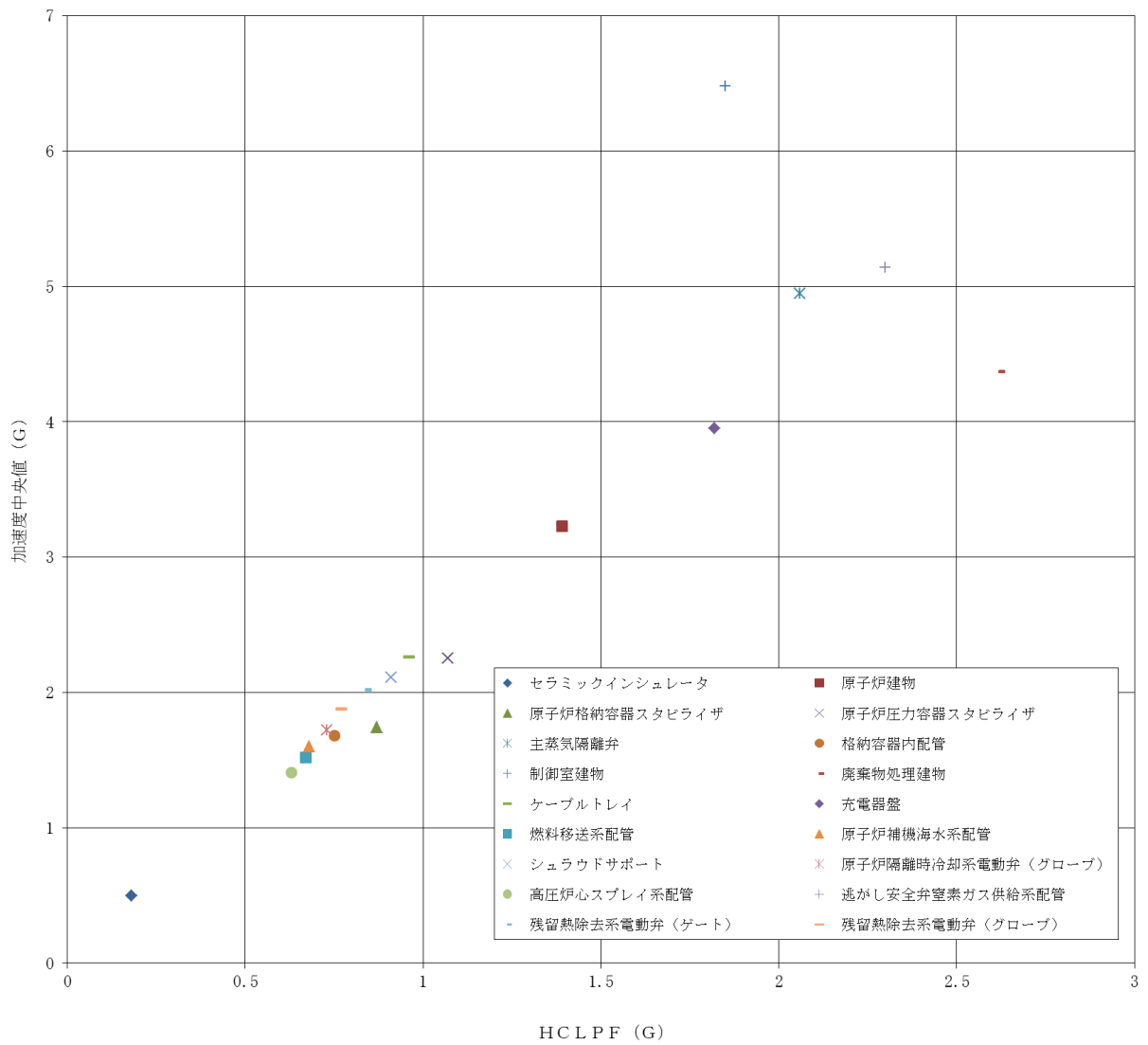
ベースケースとの比較において、ランダム故障が主な要因となり0.1G～0.8Gで炉心損傷頻度が増加している。

また、すべての事故シーケンス及び全炉心損傷頻度が増加するが、炉心損傷頻度の増加はほぼ一様であり、各事故シーケンスにおけるリスク分布としては大きな差がないことが確認された。

以上より、重要事故シーケンスグループを抽出する観点からは、起因事象としての外部電源喪失ヘディングの変更に伴う影響はなく、地震により外部電源が喪失することを起点として、その後起きる事象を影響の大きさを整理した階層イベントツリーを用いることは妥当であると考えられる。

第1表 起因事象／影響緩和機能の主な建物・構築物・機器フラジリティ

起因事象／ 影響緩和機能	設 備	中央値 (G)	HCLPF (G)
外部電源	セラミックインシュレータ	0.50	0.18
原子炉建物損傷	原子炉建物	3.23	1.39
原子炉格納容器	原子炉格納容器スタビライザ	1.74	0.87
原子炉圧力容器	原子炉圧力容器スタビライザ	2.25	1.05
格納容器バイパス	主蒸気隔離弁	4.95	2.06
Excessive LOCA	格納容器内配管	1.68	0.75
制御室建物損傷	制御室建物	6.48	1.85
廃棄物処理建物損傷	廃棄物処理建物	4.37	2.62
計装・制御系喪失	ケーブル・トレイ	2.26	0.96
直流電源喪失	充電器盤	3.95	1.82
交流電源喪失	燃料移送系配管	1.52	0.67
補機冷却系	原子炉補機海水系配管	1.60	0.68
スクラム系	シュラウドサポート	2.11	0.91
逃がし安全弁開	逃がし安全弁	9.01	3.76
原子炉隔離時冷却系	原子炉隔離時冷却系電動弁 (グローブ)	1.72	0.73
高压炉心スプレイ系	高压炉心スプレイ系配管	1.41	0.63
減圧	逃がし安全弁窒素ガス供給系 配管	5.14	2.29
低压注水系	残留熱除去系電動弁 (ゲート)	2.02	0.84
残留熱除去系	残留熱除去系電動弁 (グローブ)	1.88	0.77



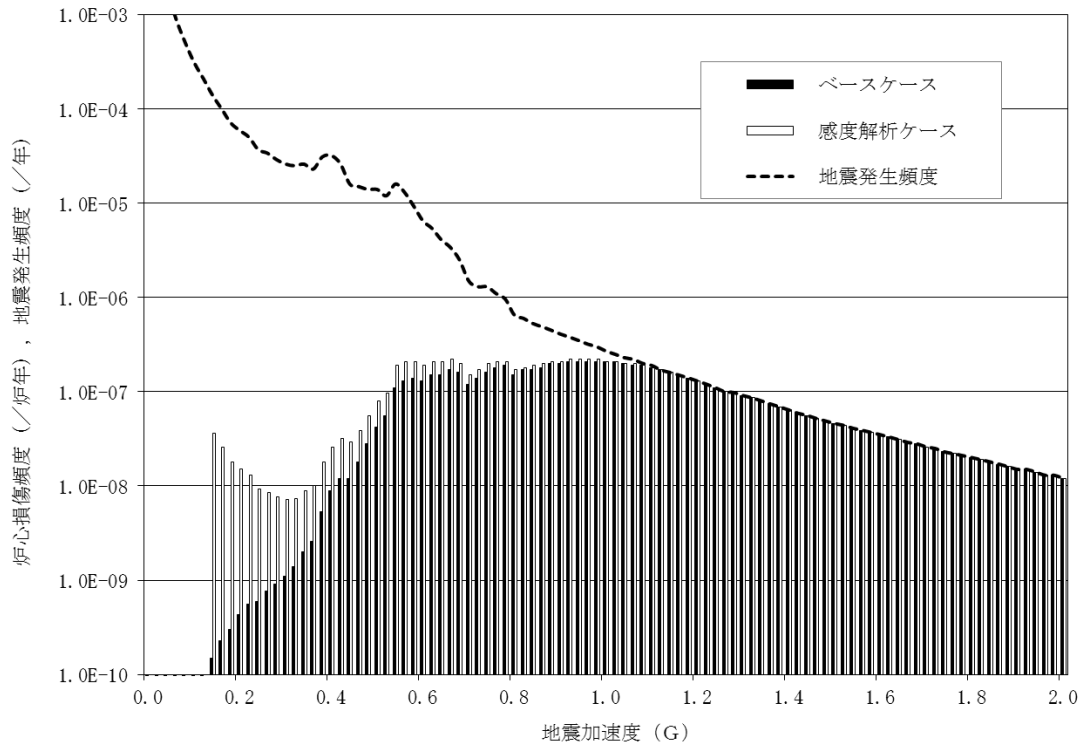
第1図 起因事象／影響緩和機能の主な建物・構築物・機器 fragility

地震	地震 加速度大	原子炉 建物 損傷	原子炉 格納容器 損傷	原子炉 圧力容器 損傷	格納容器 バイパス	冷却材喪失 (E-LOCA ^{※1})	制御室 建物 損傷	廃棄物 処理建物 損傷	計装・ 制御系 喪失	直流電源 喪失	交流電源・ 補機冷却系 喪失	事故シナケケンス	事故シナケケンス グループ
												炉心損傷なし	炉心損傷なし
												過渡事象	過渡事象へ
												過渡事象 + 交流電源・補機冷却系喪失	全交流動力電源喪失へ
												過渡事象 + 直流電源喪失	全交流動力電源喪失
												計装・制御系喪失	※2
												廃棄物処理建物損傷	※2
												制御室建物損傷	※2
												Excessive LOCA	※2
												格納容器バイパス	※2
												原子炉圧力容器損傷	※2
												原子炉格納容器損傷	※2
												原子炉建物損傷	※2

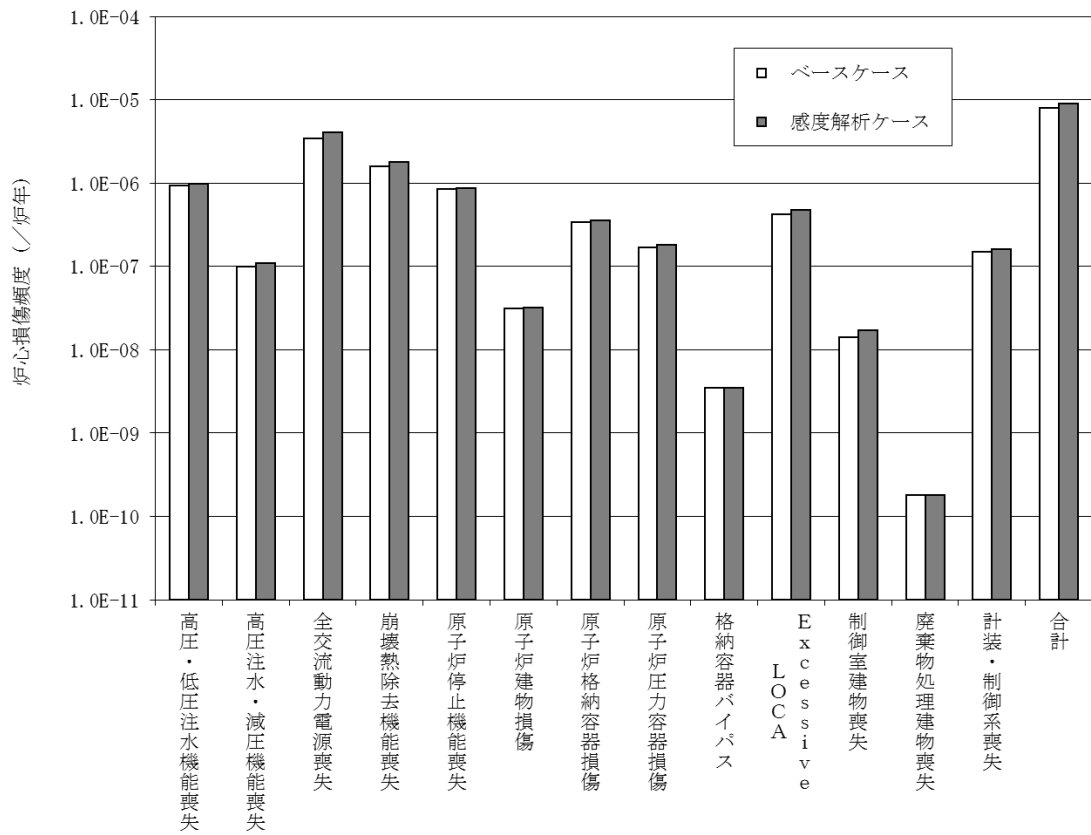
※1 Excessive LOCA

※2 緩和設備の広範な喪失につながる可能性があるため、炉心損傷直結で整理

第2図 地震レベル1 PRA 階層イベントツリー (地震加速度大考慮)



第3図 感度解析結果（地震加速度大考慮：地震加速度区分別）



第4図 感度解析結果（地震加速度大考慮：事故シーケンスグループ別）

イベントツリーにおける福島第一原子力発電所事故の知見について

各PRA（内部事象，地震，津波）のイベントツリーにおいて，福島第一原子力発電所事故の事故シーケンス（以下「1F事故シーケンス」という。）が考慮されていることを確認した。

1. 福島第一原子力発電所事故における事故進展について

「福島第一原子力発電所1～3号機の炉心・格納容器の状態の推定と未解明問題に関する検討 第3回進捗報告」（以下「1F第3回進捗報告」という。）において，福島第一原子力発電所事故のイベントツリー分析がなされている（第1図）。

【1F第3回進捗報告 7. 1より抜粋】

まず，起因事象は地震（東北太平洋沖地震）であり，これにより最初の地震スクラムによる分岐点に到達する。1～3号機は全て地震スクラムが成功していることから，全ての号機で上側（成功）に分岐する。その後，福島第一原子力発電所全体が外部電源の喪失（E：地震により）および非常用ディーゼル発電機の機能喪失（T：津波による浸水により）が発生し交流電源を喪失することから，全ての号機で下側（失敗）に分岐する。

1，2号機は津波の影響によって，交流電源の喪失と同時期に直流電源を喪失するが，3号機の直流電源は津波の影響を免れる事ができたため，1，2号機は下側（失敗）に分岐するが，3号機は上側（成功）に分岐する。

1号機は直流電源の喪失により，直前に停止状態であったICを再起動することが出来なくなったために高圧条件での原子炉冷却が出来ない状態に陥ったが，2，3号機はRCIC（2，3号機）及びHPCI（3号機）を用いて，原子炉冷却を継続した。

これらより，3号機においては交流電源が喪失する長期TB，1，2号機は交流電源に加え直流電源も喪失するTBDが抽出されている。より厳しいTBDが発生した1，2号機に着目すると，1F事故シーケンスは以下のとおりである。

過渡事象 + 直流電源喪失 + 交流電源喪失 + 高圧炉心冷却失敗
 地震 津波 津波

2. 島根原子力発電所2号炉P R Aにおける福島第一原子力発電所事故の事故シーケンスの考慮について

同様の事象が、島根原子力発電所2号炉の設備で起きた場合は、地震による原子炉停止及び外部電源喪失、原子炉隔離時冷却系起動後に津波による直流電源喪失及び交流電源喪失が起き、炉心冷却機能が喪失することにより炉心損傷に至ることが想定される。

a. 内部事象P R A

第2図に示すように、内部事象P R Aにおいては、この事故シーケンスは、直流電源喪失により交流電源や原子炉隔離時冷却系、減圧機能の喪失が生じるとともに、高圧炉心スプレイ系も機能喪失するという、T B Dシーケンスで整理している。

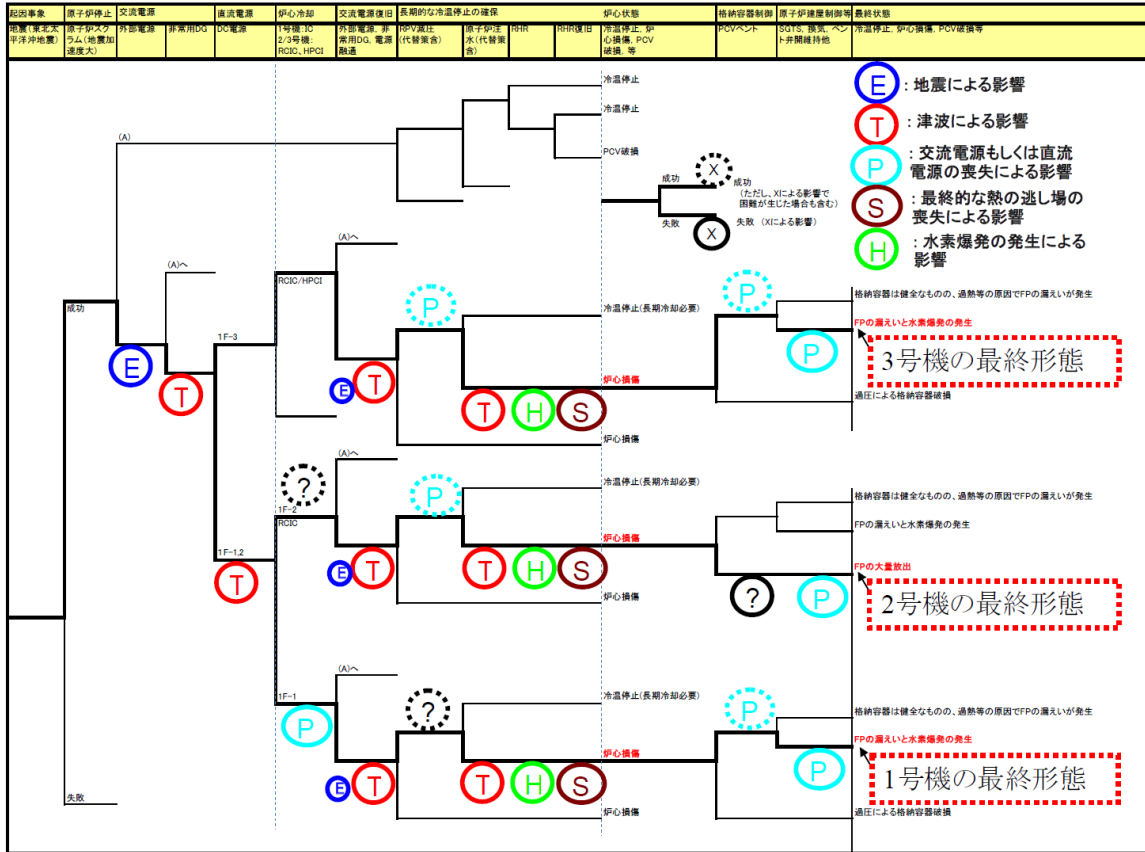
b. 地震P R A

第3図に示すように、地震P R Aにおいては、この事故シーケンスは直流電源喪失により交流電源や原子炉隔離時冷却系、減圧機能の喪失が生じるとともに、高圧炉心スプレイ系も機能喪失する、直流電源喪失事象で整理している。

c. 津波P R A

第4図に示すように、津波P R Aでは津波高さE L 20m以下では炉心損傷に至る事故シーケンスは抽出されず、津波高さE L 20m超過では1 F事故シーケンスを含む直接炉心損傷に至る事象が発生すると整理している。

以上により、島根原子力発電所2号炉P R Aにおいて、1 F事故シーケンスが考慮されていることを確認した。



第1図 福島第一原子力発電所1～3号機のイベントツリー分析結果※
 ※1F第3回進捗報告 P.5より抜粋

外部電源喪失	直流電源	交流電源	圧力バウンダリ健全性	高圧炉心冷却	事故シナリオ	事故シナリオグループ
					過渡事象へ	過渡事象へ
					外部電源喪失 + 交流電源喪失	全交流動力電源喪失
					外部電源喪失 + 交流電源喪失 + 高圧炉心冷却失敗	崩壊熱除去機能喪失
					外部電源喪失 + 交流電源喪失 + 圧力バウンダリ健全性失敗	全交流動力電源喪失
					外部電源喪失 + 交流電源喪失 + 圧力バウンダリ健全性失敗 + 高圧炉心冷却失敗	崩壊熱除去機能喪失
					外部電源喪失 + 直流電源喪失	全交流動力電源喪失
					外部電源喪失 + 直流電源喪失 + 高圧炉心冷却失敗	崩壊熱除去機能喪失

第2図 内部事象PRAにおける福島第一原子力発電所事故の事故シナリオの整理

地震	外部電源喪失	原子炉建物損傷	原子炉格納容器損傷	原子炉圧力容器損傷	格納容器バイパス	冷却材喪失 (E-LOCA※1)	制御室建物損傷	廃棄物処理建物損傷	計装・制御系喪失	直流電源喪失	交流電源・補機冷却系喪失	事故シナケケンス	事故シナケケンスグループ
												炉心損傷なし	炉心損傷なし
												外部電源喪失	外部電源喪失へ
												外部電源喪失 + 交流電源・補機冷却系喪失	全交流動力電源喪失へ
												外部電源喪失 + 直流電源喪失	全交流動力電源喪失
									計装・制御系喪失			※2	※2
								廃棄物処理建物損傷				※2	※2
								制御室建物損傷				※2	※2
								Excessive LOCA				※2	※2
								格納容器バイパス				※2	※2
								原子炉圧力容器損傷				※2	※2
								原子炉格納容器損傷				※2	※2
								原子炉建物損傷				※2	※2

※1 Excessive LOCA

※2 緩和設備の広範な喪失につながる可能性があるため、炉心損傷直結で整理。

第3図 地震PRAにおける福島第一原子力発電所事故の事故シナケケンスの整理

津波	直接炉心損傷に至る事象	事故シナケンス	最終状態
	津波高さ E L 20m 以下	炉心損傷なし	炉心損傷なし
	津波高さ E L 20m 超過	直接炉心損傷に至る事象	※

※ 緩和設備の広範な喪失につながる可能性があるため、炉心損傷直結事象として整理する。

第 4 図 津波 P R A における福島第一原子力発電所事故の事故シナケンスの整理

原子炉停止機能喪失事象のモデル化について

地震レベル1 P R Aでは、階層イベントツリーのヘディングに原子炉停止を設けている。原子炉停止の評価では、炉内支持構造物、制御棒駆動系、燃料集合体（地震時に生じる変位を考慮した制御棒挿入性）といった機器を考慮し、制御棒の挿入に失敗する事象を評価している。以下では原子炉停止機能喪失事象のモデル化の考え方を示す。

1. モデル化の概要

原子炉停止系は、原子力発電所に発生した異常を検出して制御棒を緊急挿入し、原子炉を停止する系統であり、異常を検出した後、各制御棒にスクラム信号を発する原子炉保護系やスクラム排水容器、制御棒の駆動系から構成される。

地震によるスクラム系の故障に伴う制御棒挿入の失敗については制御棒駆動機構及び炉心支持構造物を構成する機器の脆弱性を評価している。制御棒駆動機構を構成する関連機器としては、水圧制御ユニット、制御棒案内管、制御棒駆動機構ハウジング、制御棒駆動機構ハウジングレストレントビーム及び制御棒駆動機構系配管を考慮する。炉心支持構造物としては、シュラウドサポート、上部格子板、炉心支持板及び炉心シュラウドを考慮する。これらの機器の脆弱性評価結果を第1表に示す。

これらの損傷確率及び挿入失敗確率を評価し、第1図のとおりフォールトツリーを構築することで原子炉停止機能喪失事象の発生確率を評価している。ランダム故障は内的事象運転時レベル1 P R Aによるスクラム系全体の非信頼度を基に設定している。

2. 燃料集合体への制御棒挿入性について

地震による制御棒挿入失敗としては、地震時の燃料集合体の変位又は炉心支持構造物の損傷により燃料集合体周りのクリアランスが確保されないことにより、規定の速度で制御棒が挿入できないこと、又は制御棒を駆動する機能が喪失することを考慮した脆弱性評価を実施している。

燃料集合体の変位による挿入失敗については、地震による時間応答といった経時的な変化ではなく、地震によって生じる最大変位を考慮している。ここで、スクラム時に制御棒挿入が遅れた解析例として、重大事故等対処設備の代替制御棒挿入機能（A R I）による原子炉停止機能の評価した際の解析条件及び結果を第2表に示すが、反応度投入の観点で厳しい主蒸気隔離弁閉鎖発生時にも、トリップ設定点（原子炉圧力高）到達から25秒以内に制御棒の全挿入が完了すれば事象は収束する結果となっている。このことから分かりますとおり、スクラム時の多少の制御棒挿入時間遅れは、炉心損傷の防止という観点では問題とな

らないと考えられることから、地震レベル1 P R Aのフラジリティ評価においては、制御棒挿入時間は考慮していない。

第1表 原子炉停止機能関連機器のフラジリティ評価結果

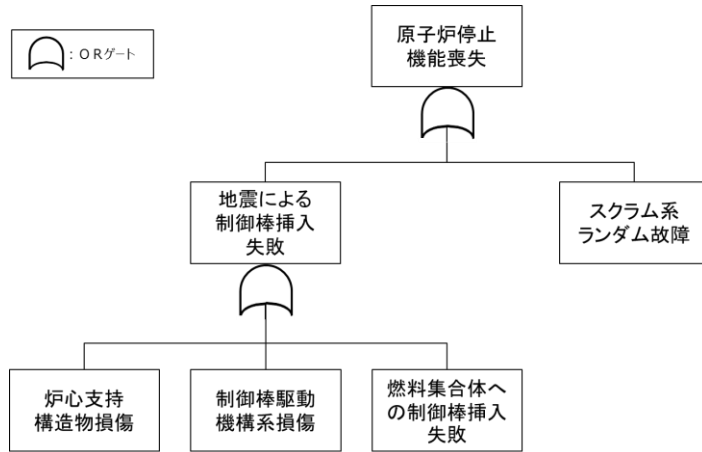
起回事象/ 影響緩和機能	設 備	損傷モード	評価部位	中央値(G)	HCLPF(G)
				β_r	
				β_u	
スクラム系	炉心支持板	構造損傷	支持板	2.66	1.33
				0.20	
				0.22	
スクラム系	燃料集合体	機能損傷	燃料集合体	3.73	1.66
				0.24	
				0.25	
スクラム系	制御棒案内管	構造損傷	長手中央部	2.34	1.11
				0.22	
				0.23	
スクラム系	水圧制御ユニット	構造損傷	フレーム	4.40	1.93
				0.25	
				0.25	
スクラム系	制御棒駆動機構 ハウジング	構造損傷	制御棒駆動機構 ハウジング	3.22	1.24
				0.24	
				0.34	
スクラム系	制御棒駆動系配管	構造損傷	サポート	2.77	1.16
				0.27	
				0.26	
スクラム系	炉心シュラウド	構造損傷	下部胴	2.51	1.19
				0.22	
				0.23	
スクラム系	シュラウドサポート	構造損傷	サポートレグ	2.11	0.91
				0.23	
				0.28	
スクラム系	上部格子板	構造損傷	グリッドプレート	3.10	1.55
				0.20	
				0.22	
スクラム系	制御棒駆動機構ハウ ジングレストレント ビーム	構造損傷	一般部	6.15	3.08
				0.20	
				0.22	

第2表 代替制御棒挿入機能（ARI）による原子炉停止機能評価の主要解析条件及び結果
(解析条件)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方
起回事象	主蒸気隔離弁の誤閉止	炉心への反応度印加の観点で厳しい過渡事象として設定
代替制御棒挿入機能	原子炉圧力がトリップ設定値（原子炉圧力高（7.41MPa [gage]））に達してから25秒以内に制御棒の全挿入が完了	代替制御棒挿入機能の設計値として設定
代替原子炉再循環ポンプトリップ機能	原子炉圧力高（7.41MPa [gage]）信号により原子炉再循環ポンプトリップ	代替原子炉再循環ポンプトリップ機能の設計値として設定

(解析結果)

項目	解析結果（有効性評価結果）	解析結果（ARIケース）	判定基準
燃料被覆管温度	約818℃（13ノード位置）	約818℃（13ノード位置）	1,200℃以下
燃料被覆管酸化量	1%以下（14ノード位置）	1%以下（14ノード位置）	15%以下



第 1 図 原子炉停止機能喪失事象のフォールトツリー

地震PRAにおけるフラジリティ評価の見直しについて

地震レベル1 PRAでは、平均地震ハザード曲線及び一様ハザードスペクトルについて、第142回審査会合当時（平成26年9月30日）から見直しを行っている。見直されたハザード評価については、第579回審査会合（平成30年6月1日）において、「概ね妥当な検討がなされた」と評価されたものであり、当該ハザード見直しに伴い地震レベル1 PRAの再評価を行っているが、併せてフラジリティ評価の見直しを実施している。フラジリティ評価の見直し前後比較を第1表に示す。

1. 地震ハザードの変更に伴う安全係数の見直し

屋外重要土木構造物・機器のフラジリティ評価においては、地震レベル1 PRAに関する学会標準に記載されている「応答解析に基づく方法」、「原研法」及び「安全係数法」のうち、「安全係数法」を採用している。

評価に用いる各安全係数のうち、一様ハザードスペクトルと評価用地震動スペクトルを入力とする係数 F_1 について、本係数を変更することで地震ハザードの見直しをフラジリティ評価に反映した。

2. 評価条件の見直し

地震に対するプラントの脆弱点を詳細に検討するため、炉心損傷頻度への寄与が大きく、緩和設備に期待できない事象につながる機器で、決定論評価において過度の保守性を含むと判断したのからフラジリティ評価の見直しを実施した。見直し内容を第2表に示すとともに、その詳細について以下に示す。

(1) 評価荷重等の評価条件設定の見直し

ガンマ線遮蔽壁、制御棒駆動機構ハウジングについては、強度係数 F_s の算出において参照する決定論評価において、保守的な条件として設定していた荷重等を適切に見直すことにより、過度な保守性を見直した。

制御棒駆動機構ハウジングレストレントビーム（以下「レストレントビーム」という。）については、決定論評価において、従来評価ではフランジボルトが最弱部位であったが、決定論評価における保守性を見直した結果、一般部が最弱部位となったため、フラジリティ評価対象を一般部に見直している。

レストレントビームの構造を第1図に示す。フランジボルトの耐震評価では、制御棒駆動機構ハウジングから受ける水平荷重によるせん断荷重の評価を行っている。ボルトの耐震評価において、水平荷重をすべてボルトの断面で受け持つとして評価しているが、実際にはボルトとスプラインプレートの間に生じる摩擦力により、ボルトの受け持つ荷重は低減される。ボルトの評価法を第3表に示す。ここで、第3表で用いる記号の説明を第4表に示す。また、ボルトの評価法見直し前後でのレストレントビームにおける耐震裕度を第5表に示す。

第 5 表より，レストレントビームの最弱部は一般部となることから，フラジリティ評価対象を一般部に見直している。

(2) 塑性エネルギー吸収係数の考慮による見直し

ケーブル・トレイについては，強度係数 F_s 算出時に引張強さ S_u の値を用いた評価（以下，「 S_u を用いた評価」という。）を行っていたが，見直し後では強度係数 F_s 算出時に降伏点 S_y を用い，塑性エネルギー吸収係数 F_μ を考慮した評価（以下，「 F_μ を考慮した評価」という。）を行った。なお， S_u を用いた評価及び F_μ を考慮した評価共に地震 P S A 学会標準に従い評価を実施している。ここで， F_μ を考慮した評価の考え方を第 2 図に示す。 F_μ を考慮した評価では評価対象を弾完全塑性体であるとして評価するため，現実的限界荷重に対して F_μ を考慮した評価は保守的なフラジリティ評価となる。

F_μ を考慮した評価を行う際の塑性エネルギー吸収係数 F_μ は次式の Newmark 式を用いて算出した。

$$F_\mu = \sqrt{2\mu - 1}$$

μ は塑性率であり，ケーブルトレイサポートの塑性率は，弾塑性サポートを有する複数の試験体に対する複数の地震波・加速度による加振試験結果⁽¹⁾から設定した。加振試験の試験体を第 3 図に，試験で得られた荷重－変位特性を第 4 図に示す。また，試験結果として得られた塑性率を第 6 表に示す。第 6 表に示すとおり，標準試験では塑性率 $\mu = 3$ 程度，大加速度試験においては塑性率 $\mu = 4.5$ 程度まで安定な応答が得られていることから， $\mu = 4.5$ を中央値， $\mu = 3$ を 95% 下限として塑性エネルギー吸収係数 F_μ を算出した。

(3) 配管のフラジリティ評価法

配管のフラジリティ評価について，代表評価としている配管については，本体配管はより強いが評価結果への影響が小さい配管であり，例えば原子炉補機冷却系及び残留熱除去系の配管はサポート系で従属しているより弱いフラジリティの配管が支配的となること，高圧炉心スプレイ系及び原子炉隔離時冷却系の配管は注水機能が複数の系統により多重化されているため影響が小さいことから，個別評価による影響が小さいため代表的な評価結果を用いている。第 7 表に配管系のフラジリティ評価法を示す。

(4) 水源機能喪失へのモデル化変更による見直し

サプレッション・チェンバ損傷は炉心損傷直結事象ではなく水源機能喪失として緩和系にてモデル化したことにより，原子炉格納容器については原子炉圧力容器支持機能として評価対象とする機器をサプレッション・チェンバサポートからシヤラグに見直した。原子炉格納容器の評価部位を第 5 図に示す。

(5) 逃がし安全弁必要弁数の考慮による見直し

SRV 1 個が健全であれば Excessive LOCA には至らないため，SRV のフラジリティ評価対象を最小裕度の SRV から最大裕度の SRV に見直した。

(6) 構造変更の反映による見直し

水圧制御ユニットについては構造変更の反映による見直しを実施した。

3. 評価対象機器の変更

逃がし安全弁窒素ガス供給系空気作動弁（グローブ）については長期的なSRVへの窒素供給確保のため新たに追加している。

また、燃料支持金具については、炉心支持板と共に機能するものであり評価においては炉心支持板のフラジリティで代表されること、また低圧炉心スプレイ系機器は除熱機能も有する残留熱除去系に完全依存であり、本評価においてはこれらのフラジリティを考慮していないためリストから削除している。

4. ハザード見直しによるPRA再評価について

ハザード見直しに伴い地震PRA及び津波PRAの再評価を行った結果の比較表を第8表に示す。再評価により地震PRA及び津波PRAの事故シーケンスの炉心損傷頻度が変化しており、見直し前の全炉心損傷頻度が 7.7×10^{-6} /炉年であったのに対し、見直し後の全炉心損傷頻度は 1.4×10^{-5} /炉年と全体の炉心損傷頻度は増加しているものの、事故シーケンスグループのなかで炉心損傷頻度が大きい事故シーケンスは同じであり、また地震津波特有のシーケンスの炉心損傷頻度は 10^{-7} 前半程度と十分に小さく、重要事故シーケンス選定の評価に対する影響はない結果となった。

5. まとめ

上述のとおり地震PRAの再評価に際し、地震ハザードの変更の反映及び保守的評価の見直しのため、フラジリティ評価の見直しを実施した。またハザード見直しに伴うPRA再評価について、全体の炉心損傷頻度は増加しているものの、前後でのシーケンスごとの相対的な大小関係は変わらず、重要事故シーケンス選定の評価に対する影響はない結果となった。

参考文献

- (1) 社団法人 日本電気協会電気技術基準調査委員会，“配管系の弾塑性設計法に関する調査報告書”，平成6年6月

第1表 フラジリティ評価の見直し前後比較（1/9）

起回事象／ 影響緩和機能	機 器	フラジリティ評価結果					備考	
		変更後			変更前 ^{*1}			
		評価部位	中央値(G)	HCLPF (G)	評価部位	中央値(G)		HCLPF (G)
			β_r			β_r		
β_u	β_u							
外部電源喪失	セラミック インシュレータ	セラミック	0.50 0.32 0.29	0.18	セラミック	0.61 0.32 0.29	0.22	
原子炉建物損傷	原子炉建物	—	3.23 0.36 0.15	1.39	—	1.92 0.24 0.15	1.01	
原子炉格納容器 損傷	原子炉格納容器	シヤラグ	2.47 0.22 0.24	1.16	ベース プレート	1.77 0.22 0.24	0.83	水源機能喪失へのモ デル化変更による見 直し
原子炉格納容器 損傷	原子炉格納容器 スタビライザ	フランジ ボルト	1.74 0.20 0.22	0.87	フランジ ボルト	1.57 0.20 0.22	0.79	
原子炉格納容器 損傷	原子炉圧力容器 ペDESTAL	円筒部	2.55 0.22 0.24	1.19	円筒部	2.69 0.22 0.24	1.26	
原子炉圧力容器 損傷	原子炉圧力容器	ボルト	2.38 0.22 0.24	1.11	ボルト	2.03 0.22 0.24	0.95	
原子炉圧力容器 損傷	ガンマ線 遮蔽壁	胴	5.10 0.20 0.22	2.55	胴	1.95 0.20 0.22	0.98	評価荷重等の評価条 件設定の見直し
原子炉圧力容器 損傷	原子炉圧力容器 スタビライザ	ロッド	2.25 0.22 0.24	1.05	ロッド	1.74 0.22 0.24	0.81	
格納容器バイパス	主蒸気隔離弁	— (水平方向 評価)	4.95 0.27 0.26	2.06	— (水平方向 評価)	5.21 0.27 0.26	2.17	
格納容器バイパス	原子炉隔離時 冷却系隔離弁	— (水平方向 評価)	8.71 0.27 0.26	3.63	— (水平方向 評価)	9.17 0.27 0.26	3.82	
格納容器バイパス	原子炉浄化系 隔離弁	— (水平方向 評価)	5.26 0.27 0.26	2.19	— (水平方向 評価)	5.52 0.27 0.26	2.30	
格納容器バイパス	給水系逆止弁	— (水平方向 評価)	6.88 0.27 0.26	2.87	— (水平方向 評価)	7.24 0.27 0.26	3.02	
格納容器バイパス	原子炉隔離時 冷却系配管	サポート	2.10 0.27 0.26	0.88	サポート	2.21 0.27 0.26	0.92	
Excessive LOCA	原子炉格納容器内 配管（PLR配管）	配管本体	1.68 0.25 0.24	0.75	配管本体	1.77 0.25 0.24	0.79	
制御室建物損傷	制御室建物	—	6.48 0.61 0.15	1.85	—	3.29 0.37 0.15	1.39	

※1 第244回審査会合（平成27年6月30日）資料3-4-1にて説明

第1表 フラジリティ評価の見直し前後比較（2/9）

起回事象／ 影響緩和機能	機 器	フラジリティ評価結果						備考
		変更後			変更前 ^{*1}			
		評価部位	中央値(G)	HCLPF (G)	評価部位	中央値(G)	HCLPF (G)	
			β_r			β_r		
β_u	β_u							
廃棄物処理建物損傷	廃棄物処理建物	—	4.37 0.16 0.15	2.62	—	3.36 0.23 0.15	1.79	
計装・制御系喪失	制御盤	— (鉛直方向 評価)	4.11 0.14 0.25	2.16	— (鉛直方向 評価)	3.07 0.14 0.25	1.61	
計装・制御系喪失	計装ラック	— (水平方向 評価)	3.40 0.22 0.21	1.67	— (水平方向 評価)	2.70 0.22 0.21	1.33	
計装・制御系喪失	計装用無停電 交流電源設備	— (水平方向 評価)	3.95 0.22 0.25	1.82	— (水平方向 評価)	3.05 0.22 0.25	1.40	
計装・制御系喪失	ケーブル・トレイ	サポート	2.26 0.26 0.26	0.96	サポート	2.39 0.26 0.26	1.01 ^{*2}	塑性エネルギー吸収 係数の考慮による見 直し
直流電源	直流母線盤	— (水平方向 評価)	5.15 0.22 0.25	2.37	— (水平方向 評価)	3.98 0.22 0.25	1.83	
直流電源	蓄電池	ボルト	8.97 0.20 0.17	4.87	ボルト	6.93 0.20 0.17	3.76	
直流電源	充電器盤	— (水平方向 評価)	3.95 0.22 0.25	1.82	— (水平方向 評価)	3.05 0.22 0.25	1.40	
交流電源	燃料移送系 逆止弁	— (水平方向 評価)	2.33 0.27 0.26	0.97	— (水平方向 評価)	2.45 0.27 0.26	1.02	
交流電源	非常用ディーゼル 発電設備非常用デ ィーゼル室送風機	ボルト	3.80 0.20 0.17	2.06	ボルト	3.02 0.20 0.17	1.64	
交流電源	非常用ディーゼル 発電設備	サポート	2.10 0.27 0.26	0.88	サポート	2.21 0.27 0.26	0.92	
交流電源	非常用母線 メタクラ	— (水平方向 評価)	3.40 0.22 0.21	1.67	— (水平方向 評価)	2.70 0.22 0.21	1.33	
交流電源	非常用コント ロールセンタ	— (水平方向 評価)	2.72 0.22 0.21	1.34	— (水平方向 評価)	2.16 0.22 0.21	1.06	
交流電源	燃料移送系配管	配管本体	1.52 0.25 0.25	0.67	配管本体	1.60 0.25 0.25	0.70	

※1 第244回審査会合（平成27年6月30日）資料3-4-1にて説明

※2 塑性エネルギー吸収係数の考慮前は0.69（第142回審査会合（平成26年9月30日））

第1表 フラジリティ評価の見直し前後比較（3／9）

起回事象／ 影響緩和機能	機 器	フラジリティ評価結果					備考	
		変更後			変更前 ^{*1}			
		評価部位	中央値(G)	HCLPF (G)	評価部位	中央値 (G)		HCLPF (G)
			β_r			β_r		
β_u	β_u							
交流電源	非常用ディーゼル 発電設備燃料移送 ポンプ	— (鉛直方向 評価)	1.53 0.14 0.18	0.90	— (鉛直方向 評価)	1.72 0.14 0.18	1.01	
交流電源	非常用ロード センタ	— (水平方向 評価)	3.57 0.22 0.21	1.76	— (水平方向 評価)	2.84 0.22 0.21	1.40	
交流電源	非常用ディーゼル 発電設備空気だめ	胴板	3.77 0.20 0.17	2.05	胴板	3.00 0.20 0.17	1.63	
交流電源	非常用ディーゼル 発電設備ディーゼル 燃料デイトンク	ボルト	3.37 0.20 0.17	1.83	ボルト	2.68 0.20 0.17	1.46	
交流電源	非常用ディーゼル 発電設備燃料貯蔵 タンク	ボルト	1.39 0.20 0.17	0.75	ボルト	1.73 0.20 0.17	0.94	
交流電源	非常用母線 変圧器	ボルト	5.40 0.20 0.17	2.93	ボルト	4.30 0.20 0.17	2.34	
交流電源	屋外配管ダクト (タービン建物～ 排気筒)	—	3.80 0.14 0.21	2.13	—	3.41 0.14 0.21	1.91	
補機冷却系	取水槽	—	2.66 0.14 0.21	1.49	—	2.39 0.14 0.21	1.34	
補機冷却系	タービン建物	—	1.99 0.29 0.15	0.96	—	1.47 0.27 0.15	0.74	
補機冷却系	原子炉補機 冷却系逆止弁	— (水平方向 評価)	6.30 0.28 0.26	2.58	— (水平方向 評価)	6.63 0.28 0.26	2.72	
補機冷却系	原子炉補機 海水系逆止弁	— (鉛直方向 評価)	2.33 0.27 0.26	0.97	— (鉛直方向 評価)	2.45 0.27 0.26	1.02	
補機冷却系	原子炉補機 冷却系熱交換器	ボルト	2.26 0.20 0.17	1.23	ボルト	1.80 0.20 0.17	0.98	
補機冷却系	原子炉補機 冷却水ポンプ	— (鉛直方向 評価)	3.68 0.14 0.18	2.17	— (鉛直方向 評価)	2.75 0.14 0.18	1.62	
補機冷却系	原子炉補機 海水ポンプ	— (水平方向 評価)	1.42 0.22 0.18	0.73	— (水平方向 評価)	1.51 0.22 0.18	0.78	
補機冷却系	原子炉補機 冷却系電動弁 (ゲート)	— (水平方向 評価)	2.33 0.29 0.27	0.92	— (水平方向 評価)	2.45 0.29 0.27	0.97	

※1 第244回審査会合（平成27年6月30日）資料3-4-1にて説明

第1表 フラジリティ評価の見直し前後比較（4/9）

起回事象／ 影響緩和機能	機 器	フラジリティ評価結果						備考
		変更後			変更前 ^{*1}			
		評価部位	中央値(G)	HCLPF (G)	評価部位	中央値(G)	HCLPF (G)	
β_r	β_u		β_r			β_u		
補機冷却系	原子炉補機 冷却系電動弁 (グループ)	— (水平方向 評価)	1.72	0.73	— (水平方向 評価)	1.81	0.77	
			0.27			0.27		
			0.25			0.25		
補機冷却系	原子炉補機 冷却系空気作動弁 (バタフライ)	— (水平方向 評価)	2.59	1.10	— (水平方向 評価)	2.72	1.15	
			0.27			0.27		
			0.25			0.25		
補機冷却系	原子炉補機 海水系電動弁 (バタフライ)	— (鉛直方向 評価)	1.65	0.74	— (鉛直方向 評価)	1.91	0.85	
			0.22			0.22		
			0.27			0.27		
補機冷却系	原子炉補機冷却系 配管	サポート	2.10	0.88	サポート	2.21	0.92	
			0.27			0.27		
			0.26			0.26		
補機冷却系	原子炉補機海水系 配管	配管本体	1.60	0.68	配管本体	1.68	0.71	
			0.26			0.26		
			0.26			0.26		
補機冷却系	原子炉補機海水 ストレーナ	ボルト	2.60	1.41	ボルト	2.77	1.50	
			0.20			0.20		
			0.17			0.17		
補機冷却系	原子炉補機冷却系 サージタンク	ボルト	2.01	1.09	ボルト	1.60	0.87	
			0.20			0.20		
			0.17			0.17		
補機冷却系	原子炉補機冷却水 ポンプ熱交換器室 冷却機	ボルト	8.21	4.46	ボルト	6.53	3.55	
			0.20			0.20		
			0.17			0.17		
スクラム系	炉心支持板	支持板	2.66	1.33	支持板	2.70	1.35	
			0.20			0.20		
			0.22			0.22		
スクラム系	燃料集合体	燃料集合体	3.73	1.66	燃料変位	2.48	1.10	
			0.24			0.24		
			0.25			0.25		
スクラム系	燃料支持金具	—	—	—	支持板	2.70	1.35	評価に用いていない 機器であるためリス トから削除
			—			0.20		
			—			0.22		
スクラム系	制御棒案内管	長手中央部	2.34	1.11	長手中央部	2.40	1.14	
			0.22			0.22		
			0.23			0.23		
スクラム系	水圧制御ユニット	フレーム	4.40	1.93	フレーム	2.64	1.16	構造変更の反映によ る見直し
			0.25			0.25		
			0.25			0.25		
スクラム系	制御棒駆動機構 ハウジング	制御棒駆動機 構ハウジング	3.22	1.24	貫通孔	2.18	0.84	評価荷重等の評価条 件設定の見直し
			0.24			0.24		
			0.34			0.34		
スクラム系	制御棒駆動系配管	サポート	2.77	1.16	サポート	2.21	0.92	配管の個別評価によ る見直し
			0.27			0.27		
			0.26			0.26		

※1 第244回審査会合（平成27年6月30日）資料3-4-1にて説明

第1表 フラジリティ評価の見直し前後比較（5/9）

起回事象/ 影響緩和機能	機 器	フラジリティ評価結果						備考
		変更後			変更前 ^{*1}			
		評価部位	中央値(G)	HCLPF (G)	評価部位	中央値(G)	HCLPF (G)	
			β_r			β_r		
β_u	β_u							
スクラム系	炉心シュラウド	下部胴	2.51 0.22 0.23	1.19	下部胴	2.64 0.22 0.23	1.26	
スクラム系	シュラウド サポート	サポート レグ	2.11 0.23 0.28	0.91	サポート レグ	2.08 0.23 0.28	0.90	
スクラム系	上部格子板	グリッド プレート	3.10 0.20 0.22	1.55	グリッド プレート	3.00 0.20 0.22	1.50	
スクラム系	制御棒駆動機構 ハウジングレスト レントビーム	一般部	6.15 0.20 0.22	3.08	フランジ ボルト	1.59 0.20 0.22	0.80	評価荷重等の評価条件設定の見直し
逃がし安全弁開放/ 再閉鎖	逃がし安全弁	— (水平方向 評価)	9.01 0.27 0.26	3.76	— (水平方向 評価)	1.73 0.28 0.26	0.71	S R V必要個数の考慮による見直し
原子炉隔離時 冷却系	原子炉隔離時 冷却系逆止弁	— (水平方向 評価)	2.39 0.27 0.26	1.00	— (水平方向 評価)	2.51 0.27 0.26	1.05	
原子炉隔離時 冷却系	原子炉隔離時 冷却系電動弁 (ゲート)	— (水平方向 評価)	2.02 0.27 0.26	0.84	— (水平方向 評価)	2.12 0.27 0.26	0.88	
原子炉隔離時 冷却系	原子炉隔離時 冷却系電動弁 (グローブ)	— (水平方向 評価)	1.72 0.27 0.25	0.73	— (水平方向 評価)	1.81 0.27 0.25	0.77	
原子炉隔離時 冷却系	原子炉隔離時 冷却系配管	サポート	2.10 0.27 0.26	0.88	サポート	2.21 0.27 0.26	0.92	
原子炉隔離時 冷却系	原子炉隔離時 冷却ポンプ	— (鉛直方向 評価)	2.92 0.14 0.18	1.72	— (鉛直方向 評価)	2.18 0.14 0.18	1.29	
原子炉隔離時 冷却系	原子炉隔離時 冷却ポンプ駆動用蒸気 タービン	— (鉛直方向 評価)	2.92 0.14 0.18	1.72	— (鉛直方向 評価)	2.18 0.14 0.18	1.29	
原子炉隔離時 冷却系	サブプレッション・ チェンバ	ベース プレート	1.68 0.22 0.24	0.79	—	1.77 0.22 0.24	0.83	水源機能喪失へのモデル化変更による見直し
原子炉隔離時 冷却系	230V 直流母線盤	— (水平方向 評価)	5.66 0.22 0.25	2.61	— (水平方向 評価)	4.37 0.22 0.25	2.01	
原子炉隔離時 冷却系	230V 蓄電池	ボルト	7.68 0.20 0.17	4.17	ボルト	5.94 0.20 0.17	3.23	
原子炉隔離時 冷却系	230V 充電器盤	— (水平方向 評価)	4.33 0.22 0.25	1.99	— (水平方向 評価)	3.35 0.22 0.25	1.54	

※1 第244回審査会合（平成27年6月30日）資料3-4-1にて説明

第1表 フラジリティ評価の見直し前後比較（6／9）

起回事象／ 影響緩和機能	機 器	フラジリティ評価結果					備考	
		変更後			変更前 ^{*1}			
		評価部位	中央値(G)	HCLPF (G)	評価部位	中央値(G)		HCLPF (G)
			β_r			β_r		
β_u	β_u							
原子炉隔離時 冷却系	原子炉隔離時冷却 系直流コントロール センタ	— (水平方向 評価)	4.78 0.22 0.21	2.35	— (水平方向 評価)	3.80 0.22 0.21	1.87	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ ポンプ室冷却機	ボルト	12.16 0.20 0.17	6.60	ボルト	9.67 0.20 0.17	5.25	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 系逆止弁	— (水平方向 評価)	2.33 0.27 0.26	0.97	— (水平方向 評価)	2.45 0.27 0.26	1.02	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ ポンプ	— (鉛直方向 評価)	2.92 0.14 0.18	1.72	— (鉛直方向 評価)	2.18 0.14 0.18	1.29	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 系電動弁(ゲート)	— (水平方向 評価)	2.22 0.27 0.26	0.93	— (水平方向 評価)	2.34 0.27 0.26	0.98	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 系配管	配管本体	1.41 0.25 0.24	0.63	配管本体	1.48 0.25 0.24	0.66	
高圧炉心スプレイ系	サブプレッション・ チェンバ	ベース プレート	1.68 0.22 0.24	0.79	—	1.77 0.22 0.24	0.83 ^{*3}	水源機能喪失へのモ デル化変更による見 直し
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 系ディーゼル発電 設備非常用ディー ゼル室送風機	ボルト	8.04 0.20 0.17	4.37	ボルト	6.39 0.20 0.17	3.47	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 系非常用ディーゼ ル発電設備	サポート	2.10 0.27 0.26	0.88	サポート	2.21 0.27 0.26	0.92	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 系非常用ディーゼ ル発電設備空気だ め	胴板	3.77 0.20 0.17	2.05	胴板	3.00 0.20 0.17	1.63	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 系非常用ディーゼ ル発電設備ディー ゼル燃料デイトン ク	ボルト	6.32 0.20 0.17	3.43	ボルト	5.03 0.20 0.17	2.73	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 系非常用ディーゼ ル発電設備燃料貯 蔵タンク	ボルト	1.39 0.20 0.17	0.75	ボルト	1.73 0.20 0.17	0.94	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 系非常用ディーゼ ル発電設備燃料移 送系配管	配管本体	1.52 0.25 0.25	0.67	配管本体	1.60 0.25 0.25	0.70	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 系非常用ディーゼ ル発電設備燃料移 送系逆止弁	— (水平方向 評価)	2.33 0.27 0.26	0.97	— (水平方向 評価)	2.45 0.27 0.26	1.02	

※1 第244回審査会合（平成27年6月30日）資料3-4-1にて説明

※3 原子炉格納容器の損傷としてモデル化

第1表 フラジリティ評価の見直し前後比較（7/9）

起回事象/ 影響緩和機能	機 器	フラジリティ評価結果						備考
		変更後			変更前 ^{*1}			
		評価部位	中央値(G)	HCLPF (G)	評価部位	中央値 (G)	HCLPF (G)	
			β_r			β_r		
β_u	β_u							
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ系非常用ディーゼル発電設備燃料移送ポンプ	— (鉛直方向評価)	1.53 0.14 0.18	0.90	— (鉛直方向評価)	1.72 0.14 0.18	1.01	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ系非常用母線メタクラ	— (水平方向評価)	5.13 0.22 0.21	2.52	— (水平方向評価)	4.07 0.22 0.21	2.00	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ系非常用母線変圧器	ボルト	13.51 0.20 0.17	7.34	ボルト	10.74 0.20 0.17	5.83	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ系非常用コントロールセンタ	— (水平方向評価)	5.49 0.22 0.21	2.70	— (水平方向評価)	4.37 0.22 0.21	2.15	
高圧炉心スプレイ系	屋外配管ダクト（タービン建物～排気筒）	—	3.80 0.14 0.21	2.13	—	3.41 0.14 0.21	1.91	
高圧炉心スプレイ系	取水設備（取水槽）	—	2.66 0.14 0.21	1.49	—	2.39 0.14 0.21	1.34	
高圧炉心スプレイ系	タービン建物	—	1.99 0.29 0.15	0.96	—	1.47 0.27 0.15	0.74	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ補機冷却系逆止弁	— (水平方向評価)	2.33 0.27 0.26	0.97	— (水平方向評価)	2.45 0.27 0.26	1.02	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ補機海水系逆止弁	— (水平方向評価)	2.33 0.27 0.26	0.97	— (水平方向評価)	2.45 0.27 0.26	1.02	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ補機冷却系熱交換器	胴板	6.47 0.20 0.17	3.51	胴板	5.15 0.20 0.17	2.80	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ補機冷却水ポンプ	— (鉛直方向評価)	2.78 0.14 0.18	1.64	— (鉛直方向評価)	2.07 0.14 0.18	1.22	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ補機海水ポンプ	— (水平方向評価)	1.42 0.22 0.18	0.73	— (水平方向評価)	1.51 0.22 0.18	0.78	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ補機海水系電動弁（バタフライ）	— (鉛直方向評価)	1.47 0.21 0.26	0.68	— (鉛直方向評価)	1.71 0.21 0.26	0.79	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ補機冷却系配管	配管本体	1.41 0.25 0.24	0.63	配管本体	1.48 0.25 0.24	0.66	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ補機海水系配管	配管本体	1.41 0.25 0.24	0.63	配管本体	1.48 0.25 0.24	0.66	

※1 第244回審査会合（平成27年6月30日）資料3-4-1にて説明

第1表 フラジリティ評価の見直し前後比較（8／9）

起回事象／ 影響緩和機能	機 器	フラジリティ評価結果						備考
		変更後			変更前 ^{*1}			
		評価部位	中央値(G)	HCLPF (G)	評価部位	中央値 (G)	HCLPF (G)	
			β_r			β_r		
β_u	β_u							
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 補機海水 ストレナーナ	ボルト	3.62 0.20 0.17	1.97	ボルト	3.85 0.20 0.17	2.09	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 補機冷却系 サージタンク	ボルト	9.65 0.20 0.17	5.24	ボルト	7.67 0.20 0.17	4.17	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 系直流母線盤	— (水平方向 評価)	7.70 0.22 0.25	3.55	— (水平方向 評価)	6.12 0.22 0.25	2.82	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 系蓄電池	ボルト	35.74 0.20 0.17	19.41	ボルト	28.41 0.20 0.17	15.43	
高圧炉心スプレイ系	高圧炉心スプレイ 系充電器盤	— (水平方向 評価)	5.90 0.22 0.25	2.72	— (水平方向 評価)	4.69 0.22 0.25	2.16	
減圧	逃がし安全弁	— (水平方向 評価)	9.01 0.27 0.26	3.76	— (水平方向 評価)	1.73 0.28 0.26	0.71	S R V 必要個数の考 慮による見直し
減圧	逃がし安全弁窒素 ガス供給系空気作 動弁（グローブ）	— (水平方向 評価)	6.32 0.27 0.26	2.64	—	— — —	—	長期的な窒素ガス供 給確保のため追加
減圧	逃がし安全弁窒素 ガス供給系配管	配管本体	5.14 0.25 0.24	2.29	サポートの 損傷	5.00 0.25 0.24	2.23	配管の個別評価によ る見直し
減圧	逃がし安全弁 アキュムレータ	胴板	109.97 0.20 0.16	60.72	胴板	87.44 0.20 0.16	48.28	
低圧炉心スプレイ系	低圧炉心スプレイ 系電動弁 (グローブ)	—	— — —	—	— (水平方向 評価)	1.81 0.27 0.25	0.77	評価に用いていない 機器であるためリス トから削除
低圧炉心スプレイ系	低圧炉心スプレイ ポンプ室冷却機	—	— — —	—	ボルト	5.87 0.20 0.17	3.19	評価に用いていない 機器であるためリス トから削除
低圧炉心スプレイ系	低圧炉心スプレイ 系逆止弁	—	— — —	—	— (鉛直方向 評価)	2.45 0.27 0.26	1.02	評価に用いていない 機器であるためリス トから削除
低圧炉心スプレイ系	低圧炉心スプレイ ポンプ	—	— — —	—	— (鉛直方向 評価)	2.18 0.14 0.18	1.29	評価に用いていない 機器であるためリス トから削除
低圧炉心スプレイ系	低圧炉心スプレイ 系電動弁（ゲート）	—	— — —	—	— (水平方向 評価)	2.12 0.27 0.26	0.88	評価に用いていない 機器であるためリス トから削除
低圧炉心スプレイ系	低圧炉心スプレイ 系配管	—	— — —	—	配管本体	1.48 0.25 0.24	0.66	評価に用いていない 機器であるためリス トから削除

※1 第244回審査会合（平成27年6月30日）資料3-4-1にて説明

第1表 フラジリティ評価の見直し前後比較（9／9）

起回事象／ 影響緩和機能	機 器	フラジリティ評価結果						備考
		変更後			変更前 ^{*1}			
		評価部位	中央値 (G)	HCLPF (G)	評価部位	中央値 (G)	HCLPF (G)	
			β_r			β_u		
β_u	β_u							
低圧注水系	残留熱除去ポンプ 室冷却機	ボルト	9.61 0.20 0.17	5.22	ボルト	7.64 0.20 0.17	4.15	
低圧注水系	残留熱除去系 逆止弁	— (水平方向 評価)	2.33 0.27 0.26	0.97	— (水平方向 評価)	2.45 0.27 0.26	1.02	
低圧注水系	残留熱除去系熱 交換器	ボルト	2.09 0.25 0.25	0.92	ボルト	2.20 0.25 0.25	0.96	
低圧注水系	残留熱除去ポンプ	— (鉛直方向 評価)	2.92 0.14 0.18	1.72	— (鉛直方向 評価)	2.18 0.14 0.18	1.29	
低圧注水系	残留熱除去系 電動弁(ゲート)	— (水平方向 評価)	2.02 0.27 0.26	0.84	— (水平方向 評価)	2.12 0.27 0.26	0.88	
低圧注水系	残留熱除去系 配管	サポート	2.10 0.27 0.26	0.88	サポート	2.21 0.27 0.26	0.92	
低圧注水系	サブプレッション・ チェンパ	ベース プレート	1.68 0.22 0.24	0.79	—	1.77 0.22 0.24	0.83 ^{*3}	水源機能喪失へのモ デル化変更による見 直し
残留熱除去系	残留熱除去ポンプ 室冷却機	ボルト	9.61 0.20 0.17	5.22	ボルト	7.64 0.20 0.17	4.15	
残留熱除去系	残留熱除去系 逆止弁	— (水平方向 評価)	2.33 0.27 0.26	0.97	— (水平方向 評価)	2.45 0.27 0.26	1.02	
残留熱除去系	残留熱除去系 熱交換器	ボルト	2.09 0.25 0.25	0.92	ボルト	2.20 0.25 0.25	0.96	
残留熱除去系	残留熱除去ポンプ	— (鉛直方向 評価)	2.92 0.14 0.18	1.72	— (鉛直方向 評価)	2.18 0.14 0.18	1.29	
残留熱除去系	残留熱除去系 電動弁(ゲート)	— (水平方向 評価)	2.02 0.27 0.26	0.84	— (水平方向 評価)	2.12 0.27 0.26	0.88	
残留熱除去系	残留熱除去系 配管	サポート	2.10 0.27 0.26	0.88	サポート	2.21 0.27 0.26	0.92	
残留熱除去系	残留熱除去系 電動弁(グループ)	— (水平方向 評価)	1.88 0.28 0.26	0.77	— (水平方向 評価)	1.98 0.28 0.26	0.81	
残留熱除去系	サブプレッション・ チェンパ	ベース プレート	1.68 0.22 0.24	0.79	—	1.77 0.22 0.24	0.83 ^{*3}	水源機能喪失へのモ デル化変更による見 直し

※1 第244回審査会合（平成27年6月30日）資料3-4-1にて説明

※3 原子炉格納容器の損傷としてモデル化

第2表 フラジリティ評価見直し内容

No.	見直し内容	該当機器
1	強度係数 F_s の算出において参照する決定論評価について、保守的な条件として設定していた荷重等を適切に見直すことにより、過度な保守性を見直した。	ガンマ線遮蔽壁, 制御棒駆動機構ハウジングレストレントビーム, 制御棒駆動機構ハウジング
2	強度係数 F_s の算出において S_u を用いたフラジリティ評価を行っていたが、 F_s の算出に S_y を用い、塑性エネルギー吸収係数 F_μ を考慮することにより、フラジリティ評価の保守性を見直した。	ケーブル・トレイ
3	決定論評価において裕度の小さい他の系統の配管のフラジリティ評価結果で代表していた配管について、当該配管のフラジリティを個別に適用することにより保守性を見直した。	制御棒駆動系配管, 逃がし安全弁窒素ガス供給配管
4	サプレッション・チェンバ損傷は炉心損傷直結事象ではなく水源機能喪失として緩和系にてモデル化したことにより、原子炉格納容器については原子炉圧力容器支持機能として評価対象とする機器をサプレッション・チェンバサポートからシヤラグに見直した。	原子炉格納容器
5	SRV1個が健全であればExcessive LOCAには至らないため、SRVのフラジリティ評価対象を最小裕度のSRVから最大裕度のSRVに見直した。	逃がし安全弁
6	水圧制御ユニットについては構造変更の反映による見直しを行った。	水圧制御ユニット

第3表 ボルトの評価法

	見直し前	見直し後
評価法	$\tau = \frac{F_H}{n A}$	$\tau = \frac{F_H - F'}{n A}$ $F' = \mu F_f n$ $F_f = 0.8 f_t A$ $f_t = \frac{F}{2}$

第4表 ボルトの評価に用いる記号の説明

記号	記号の説明	単位
A	ボルトの軸断面積	mm ²
F	JSME S NC1-2005/2007 SSB-3121. 1(1)により規定される値	MPa
F'	摩擦力	N
F _H	評価対象のボルトが負担する水平荷重	N
F _f	ボルトの締付力	N
f _t	JSME S NC1-2005/2007 SSB-3131 (1)により規定される値	MPa
n	ボルト本数	本
τ	ボルトのせん断応力	MPa
μ	摩擦係数 (=0.3)	—

第5表 レストレントビームの耐震裕度

評価部位	耐震裕度*	
	見直し前 (摩擦力考慮なし)	見直し後 (摩擦力考慮)
一般部	1.57	
フランジボルト	1.23	1.67

※ (耐震裕度) = (許容応力) / (発生応力)

第6表 弾塑性サポートを有する配管の加振試験ケース

最大塑性率 μ	試験体	入力地震波[gal]	
		地震波	入力値
3程度	アンゲル鋼 単純な配管系	地震波 A	100~700
		地震波 B	100~700
		地震波 C	100~1,000
	角型鋼管 単純な配管系	地震波 A	100~600
		地震波 B	100~1,400
	アンゲル鋼 複雑な配管系	地震波 A	1,100~2,000
地震波 B		1,100~2,000	
4.5	角型鋼管 単純な配管系	地震波 C	1,800
(参考) 5.5	アンゲル鋼 単純な配管系	地震波 A	1,500

第7表 配管系のフラジリティ評価法

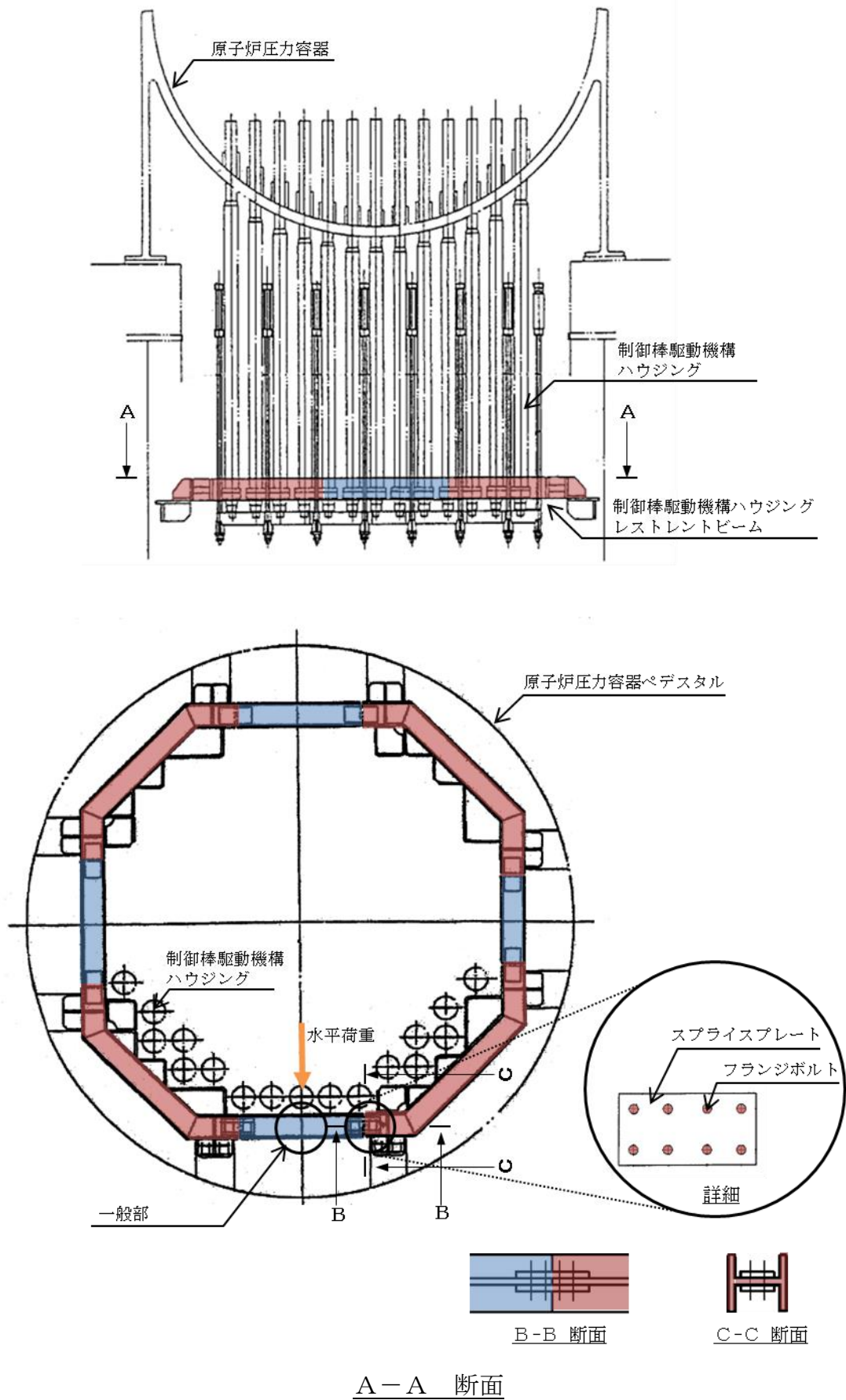
評価方法	対象配管	フラジリティ評価結果		
		評価部位	中央値 (G)	HCLPF (G)
			β_r	
原子炉補機海水系配管のフラジリティ評価結果で代表している	高圧炉心スプレイ系配管	配管本体	1.41 ^{**}	0.63 ^{**}
			0.25 ^{**}	
			0.24 ^{**}	
	高圧炉心スプレイ補機冷却系配管	配管本体	1.41 ^{**}	0.63 ^{**}
			0.25 ^{**}	
			0.24 ^{**}	
	高圧炉心スプレイ補機海水系配管	配管本体	1.41 ^{**}	0.63 ^{**}
			0.25 ^{**}	
			0.24 ^{**}	
決定論評価で最も厳しい結果となるサポートのフラジリティ評価結果で代表している	原子炉隔離時冷却系配管	サポート	2.10	0.88
			0.27	
			0.26	
	原子炉補機冷却系配管	サポート	2.10	0.88
			0.27	
			0.26	
	残留熱除去系配管	サポート	2.10	0.88
			0.27	
			0.26	
個別にフラジリティ評価を行っている	原子炉格納容器内配管 (P L R 配管)	配管本体	1.68	0.75
			0.25	
			0.24	
	燃料移送系配管	配管本体	1.52	0.67
			0.25	
			0.25	
	原子炉補機海水系配管	配管本体	1.60 ^{**}	0.68 ^{**}
			0.26 ^{**}	
			0.26 ^{**}	
	制御棒駆動系配管	サポート	2.77	1.16
			0.27	
			0.26	
	高圧炉心スプレイ系非常用ディーゼル発電設備燃料移送系配管	配管本体	1.52	0.67
			0.25	
			0.25	
逃がし安全弁窒素ガス供給系配管	配管本体	5.14	2.29	
		0.25		
		0.24		

※ 代表配管のフラジリティ評価においては、最も厳しい条件となる配管区分の減衰定数を考慮するため、個別評価と代表評価でフラジリティ評価結果が異なる。

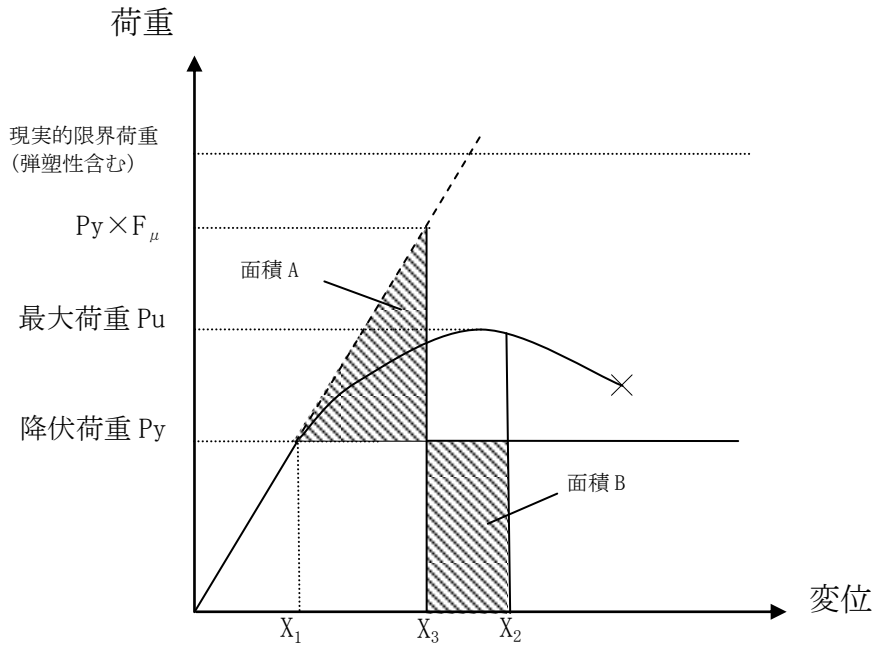
第 8 表 地震ハザード変更に伴う P R A 見直し前後比較表

事象シナクセス	事故シナクセス別の心損傷程度 (ノ如時)						事故シナクセス CIP (変更後)	事故シナクセス CIP (変更前)	全OPFに対する 寄与割合(%) (変更前)	全OPFに対する 寄与割合(%) (変更後)	全OPFに対する 寄与割合(%) (変更前)	全OPFに対する 寄与割合(%) (変更後)
	内部事象	損傷 (変更後)	損傷 (変更前)	津波 (変更前)	津波 (変更後)	合計 (変更後)						
過渡事象+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗	3.0E+09	9.2E+07	3.5E+08	—	9.2E+07	3.8E+08	—	9.4E+07	6.4	6.5	0.5	0.6
過渡事象+圧力バンプダウン+炉心冷却失敗 (S R V再閉) 失敗+高圧炉心冷却 (H P C S) 失敗+低圧炉心冷却失敗	3.4E+11	1.4E+08	6.8E+10	—	1.4E+08	7.1E+10	—	1.1E+07	0.1	0.0	0.0	0.1
1 自動停止+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗	4.7E+13	—	—	2.2E+09	4.7E+13	2.2E+09	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
自動停止+圧力バンプダウン+炉心冷却失敗 (H P C S) 失敗+高圧炉心冷却 (H P C S) 失敗+低圧炉心冷却失敗	1.5E+13	—	—	1.2E+09	1.5E+13	1.2E+09	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
サブポート系喪失+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗	2.3E+10	—	—	—	2.3E+10	2.3E+10	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
サブポート系喪失+圧力バンプダウン+炉心冷却失敗 (H P C S) 失敗+高圧炉心冷却 (H P C S) 失敗+低圧炉心冷却失敗	4.0E+12	—	—	—	4.0E+12	4.0E+12	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
過渡事象+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗	5.7E+13	—	—	—	5.7E+13	5.7E+13	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
2 自動停止+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗	1.1E+09	—	—	—	1.1E+09	1.1E+09	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
自動停止+高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗+原子炉減圧失敗	2.7E+09	—	—	—	2.7E+09	2.7E+09	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
外部電源喪失+交流電源 (D G - A , B) 喪失+高圧炉心冷却 (H P C S) 失敗	8.2E+12	2.0E+06	3.1E+07	—	1.5E+08	1.4E+09	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
3 外部電源喪失+交流電源 (D G - A , B) 喪失+圧力バンプダウン+炉心冷却失敗 (H P C S) 失敗	1.2E+11	1.4E+06	6.2E+08	—	1.4E+06	6.2E+08	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
外部電源喪失+交流電源 (D G - A , B) 喪失+高圧炉心冷却 (H P C S) 失敗	3.8E+12	5.8E+09	1.1E+09	—	5.8E+09	1.1E+09	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
過渡事象+炉心冷却失敗	4.5E+06	1.1E+06	7.6E+08	—	5.7E+06	4.6E+06	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
過渡事象+高圧炉心冷却失敗+炉心冷却失敗	1.7E+11	4.2E+07	2.2E+08	—	4.2E+07	2.2E+08	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
過渡事象+圧力バンプダウン+炉心冷却失敗+炉心冷却失敗	3.6E+11	3.2E+09	2.7E+10	—	3.6E+08	3.3E+08	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
過渡事象+圧力バンプダウン+炉心冷却失敗 (H P C S) 失敗+高圧炉心冷却 (H P C S) 失敗+炉心冷却失敗	1.7E+11	4.4E+09	1.9E+14	—	4.4E+09	3.7E+11	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
自動停止+高圧炉心冷却失敗+炉心冷却失敗	1.1E+14	—	—	—	1.1E+14	1.1E+14	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
自動停止+高圧炉心冷却失敗+炉心冷却失敗	3.1E+11	—	—	—	3.1E+11	3.1E+11	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
自動停止+圧力バンプダウン+炉心冷却失敗 (H P C S) 失敗+炉心冷却失敗	1.7E+14	—	—	—	1.7E+14	1.7E+14	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
サブポート系喪失+高圧炉心冷却失敗+炉心冷却失敗	1.2E+06	—	—	—	1.2E+06	1.2E+06	—	—	8.3	8.3	15.5	15.5
サブポート系喪失+高圧炉心冷却失敗+炉心冷却失敗	1.4E+10	—	—	—	1.4E+10	1.4E+10	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
サブポート系喪失+圧力バンプダウン+炉心冷却失敗 (H P C S) 失敗+炉心冷却失敗	3.8E+09	—	—	—	3.8E+09	3.8E+09	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
サブポート系喪失+圧力バンプダウン+炉心冷却失敗 (H P C S) 失敗+炉心冷却失敗	3.7E+12	—	—	—	3.7E+12	3.7E+12	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
冷却材喪失 (小破断(OCC) + 炉心冷却失敗)	5.4E+09	—	—	—	5.4E+09	5.4E+09	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
冷却材喪失 (小破断(OCC) + 高圧炉心冷却失敗+炉心冷却失敗)	3.1E+14	—	—	—	3.1E+14	3.1E+14	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
冷却材喪失 (中破断(OCC) + 炉心冷却失敗)	3.8E+12	—	—	—	3.8E+12	3.8E+12	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
冷却材喪失 (中破断(OCC) + 高圧炉心冷却失敗+炉心冷却失敗)	3.6E+10	—	—	—	3.6E+10	3.6E+10	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
冷却材喪失 (大破断(OCC) + 炉心冷却失敗)	4.4E+07	—	—	—	4.4E+07	4.4E+07	—	—	3.1	5.8	5.8	5.8
冷却材喪失 (大破断(OCC) + 高圧炉心冷却失敗+炉心冷却失敗)	1.3E+09	—	—	—	1.3E+09	1.3E+09	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
外部電源喪失+交流電源 (D G - A , B) 喪失+圧力バンプダウン+炉心冷却失敗	6.3E+10	—	—	—	6.3E+10	6.3E+10	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
過渡事象+原子炉停止失敗	8.7E+13	3.2E+07	9.5E+08	—	3.3E+07	9.6E+08	—	—	2.3	1.2	1.2	1.2
冷却材喪失 (小破断(OCC) + 原子炉停止失敗)	5.8E+13	—	—	—	5.8E+13	5.8E+13	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
冷却材喪失 (中破断(OCC) + 原子炉停止失敗)	5.8E+14	—	—	—	5.8E+14	5.8E+14	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
交流電源喪失 (外部電源喪失+交流電源+補助冷却系喪失) + 原子炉停止失敗	—	5.2E+07	6.9E+08	—	5.2E+07	6.9E+08	—	—	3.6	0.0	0.0	0.0
冷却材喪失 (小破断(OCC) + 高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗)	2.8E+15	—	—	—	2.8E+15	2.8E+15	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
冷却材喪失 (小破断(OCC) + 高圧炉心冷却失敗+原子炉減圧失敗)	5.7E+15	—	—	—	5.7E+15	5.7E+15	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
6 冷却材喪失 (中破断(OCC) + 高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗)	3.5E+13	—	—	—	3.5E+13	3.5E+13	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
冷却材喪失 (中破断(OCC) + 高圧炉心冷却失敗+原子炉減圧失敗)	3.9E+14	—	—	—	3.9E+14	3.9E+14	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
冷却材喪失 (大破断(OCC) + 高圧炉心冷却失敗+低圧炉心冷却失敗)	3.4E+14	—	—	—	3.4E+14	3.4E+14	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
7 格納容器ハイス (インターフェースシステムLOCA)	3.3E+09	—	—	—	3.3E+09	3.3E+09	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
8 E x c e s s i v e L O C A	—	4.2E+07	1.5E+07	—	4.2E+07	1.5E+07	—	—	2.91	1.96	1.96	2.0
計装、制御系喪失	—	1.5E+07	1.0E+08	—	1.5E+07	1.0E+08	—	—	1.03	1.03	1.03	1.0
10 格納容器ハイス	—	3.5E+09	6.5E+11	—	3.5E+09	6.5E+11	—	—	0.02	0.00	0.00	0.0
11 原子炉格納容器損傷	—	3.4E+07	2.6E+08	—	3.4E+07	2.6E+08	—	—	2.40	0.34	0.34	0.3
12 原子炉圧力容器損傷	—	1.7E+07	7.5E+08	—	1.7E+07	7.5E+08	—	—	1.20	0.98	0.98	1.0
13 原子炉格納容器損傷	—	3.1E+08	9.7E+09	—	3.1E+08	9.7E+09	—	—	0.22	0.13	0.13	0.1
14 脚部支柱物損傷	—	1.4E+08	1.5E+09	—	1.4E+08	1.5E+09	—	—	0.10	0.02	0.02	0.1
15 格納容器建物損傷	—	1.8E+10	1.6E+10	—	1.8E+10	1.6E+10	—	—	0.00	0.00	0.00	0.0
16 直接心損傷に至る事象	6.2E+06	7.9E+06	9.5E+07	—	1.2E+07	5.7E+08	—	—	0.8	0.8	0.7	0.7
合計	—	—	—	—	—	—	—	—	100	100	100	100

地震 P R A , 津波 P R A の再評価により、その結果を反映している項目を示す。



第1図 レストレントビームの構造

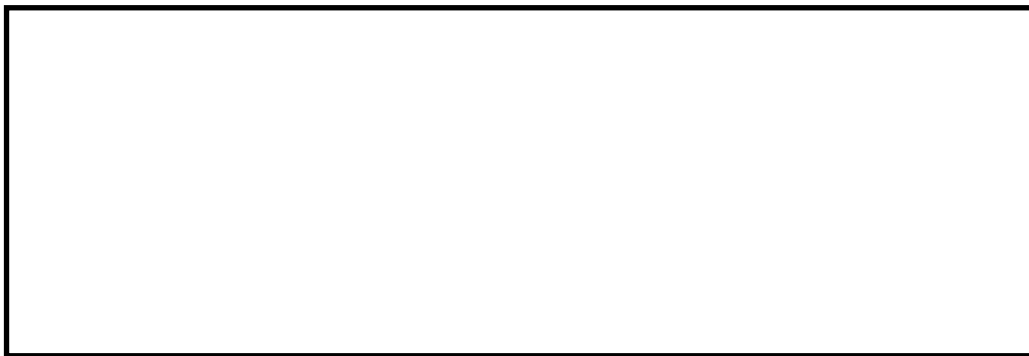


X_1 : 降伏荷重における変位
 X_2 : 限界変位
 X_3 : 面積 A と面積 B が等価となる変位

$$\mu = X_2 / X_1$$

$$F_\mu = \sqrt{2\mu - 1}$$

第 2 図 F_μ を考慮した評価の考え方



単純な配管系

複雑な配管系

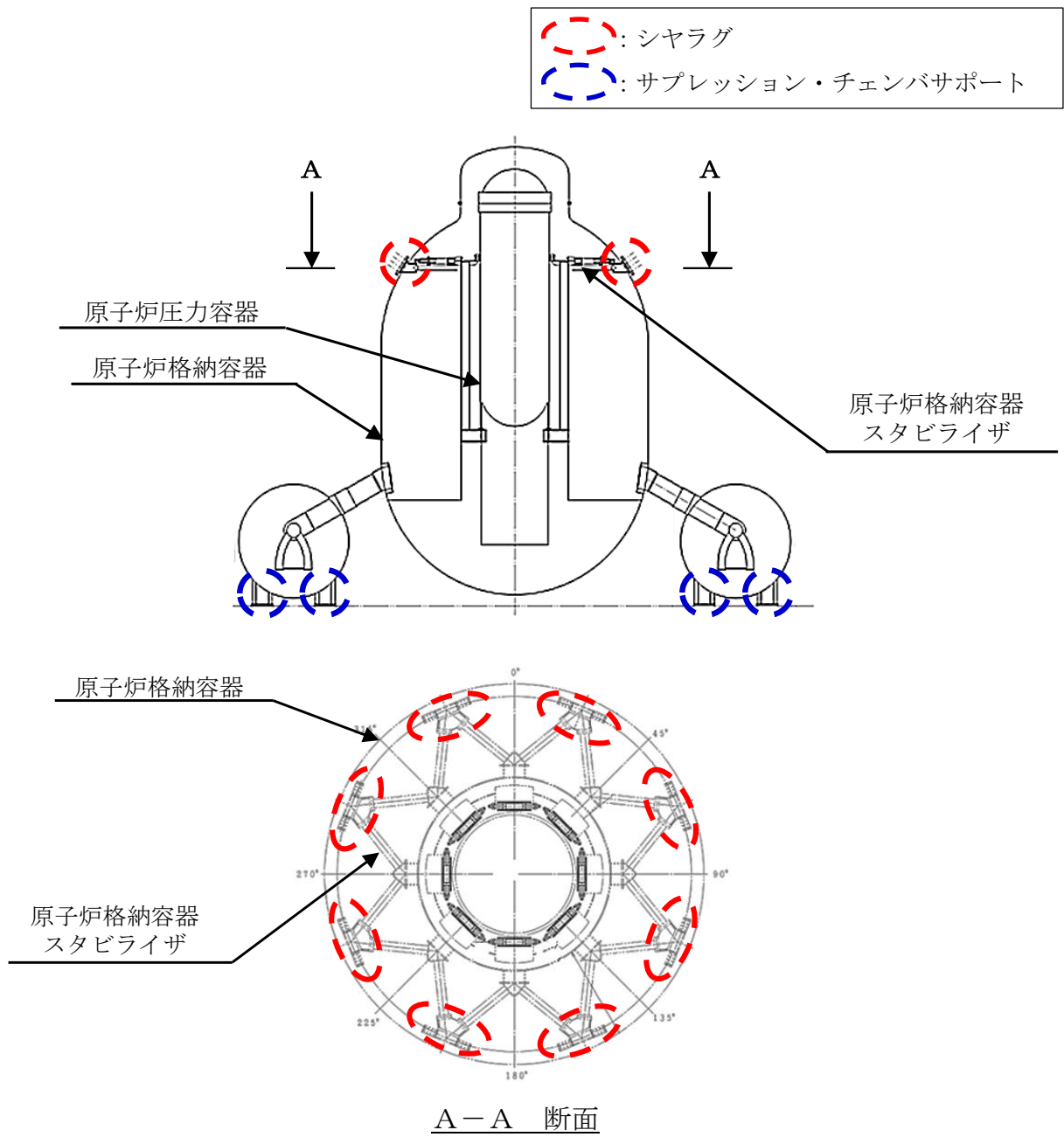
第 3 図 弾塑性サポートを有する配管の加振試験体

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



第4図 荷重-変位特性

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



第5図 原子炉格納容器の評価部位

津波による敷地内浸水解析について

護岸周辺には津波防護施設及び浸水防止設備として、高さE L15.0mの防波壁を設置するとともに、防波壁通路及び1号炉放水連絡通路に防波扉を設置しているが、以下の点を考慮して防波壁を越える津波としてE L20m津波における浸水解析を実施し、敷地内浸水範囲及び浸水高を評価した。

- ・ E L8.5m盤にある取水槽や放水槽等の開口部からの浸水
- ・ 防波壁を越える津波の遡上
- ・ 津波に対する防波扉の耐力

1. 浸水解析条件

浸水解析の条件は以下のとおりとした。

(1) E L20m 津波の作成

- ・ 基準津波として策定した日本海東縁部に想定される地震に伴う津波を、輪谷湾内の施設護岸位置での最高水位がE L20m程度となるように、沖合での波形を振幅倍（約7倍）させたものを評価用津波とした。施設護岸の最高水位地点及び施設護岸の最高水位地点で取り出した時刻歴波形をそれぞれ第1図及び第2図に示す。

(2) 流入経路の設定

- ・ 敷地内から海域に繋がる開口部の位置図及び諸元を第3図及び第1表に示す。
- ・ 島根原子力発電所1～3号炉の取水槽、放水槽及び放水接合槽は、E L8.5m盤に開口部を有しており、流入経路として考慮した。
- ・ 屋外排水路における逆止弁からの逆流は、流入経路から除外した。
- ・ 1号炉放水連絡通路は、防波扉が設置されており通常時閉運用であること及び耐力評価の結果から、流入経路から除外した。
- ・ 敷地内浸水量を多く見積もるため、通常時閉運用であるが防波壁通路防波扉を開として防波壁通路を流入経路として考慮し、屋外排水路からの排水は考慮しない。

(3) 浸水の検討

- ・ 津波が遡上して地上部から敷地に到達すること及びE L8.5m盤の取水槽や放水槽等の開口部から浸水することから、遡上した津波による浸水及び開口部からの浸水について検討を実施した。
- ・ 開口部からの浸水については、島根原子力発電所1～3号炉の取水口及び放水口におけるE L20m津波の時刻歴波形を用いて、取水口～取水槽に至る経路及び放水口～放水槽に至る経路の水理特性を考慮した水位変動の数値シミュレーションを実施した。取水・放水施設の一例として、島根原子力発電所2号炉の取水・放水施設を第4図に示す。

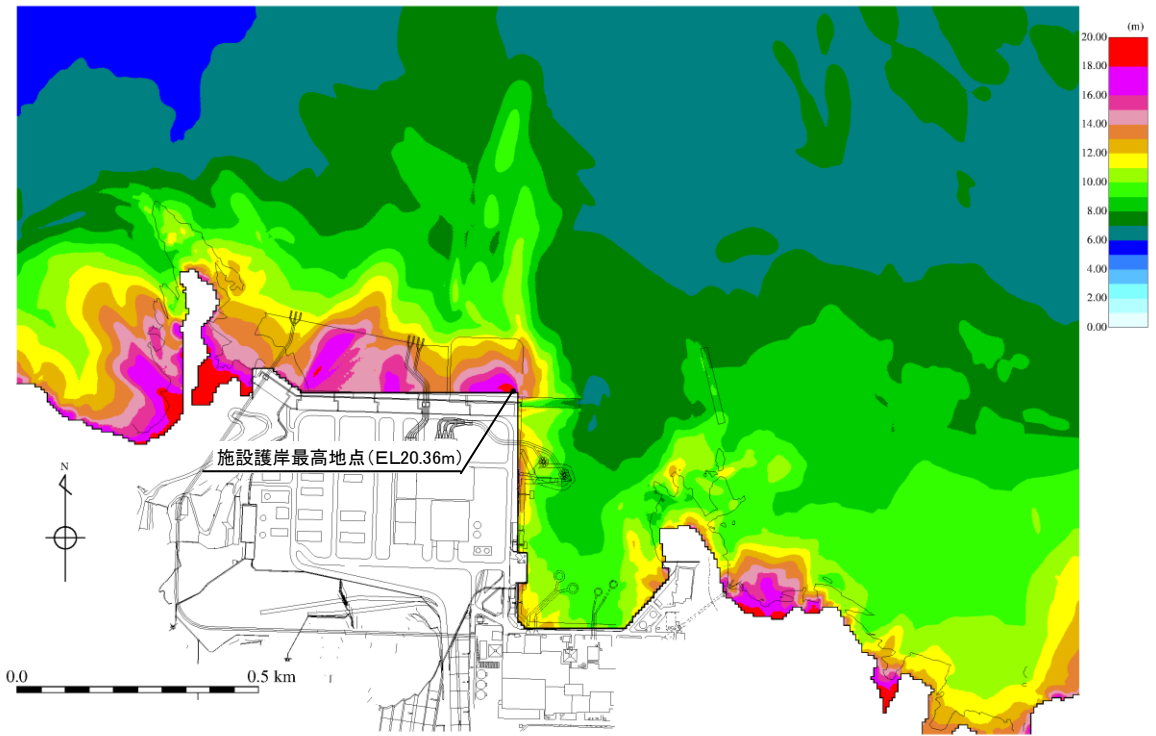
- ・浸水量の算定に当たっては、E L 8.5m 盤の取水槽や放水槽等の開口部から浸水した津波は全量敷地内に留まるものとし、取水・放水施設等からの排水は考慮していない。

2. 浸水解析結果

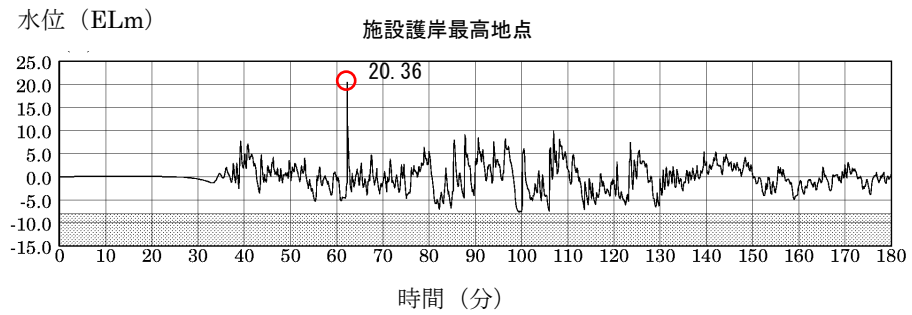
敷地内浸水深分布を第 5 図に示す。主な流入経路からの敷地内への浸水量及び屋外構築物まわりの最大浸水高と機能喪失浸水高の比較を第 2 表及び第 3 表に示す。

海水ポンプエリア付近及び島根原子力発電所 2 号炉タービン建物付近の浸水深は高くても 0.5m~1.0m 未満であるため、海水ポンプエリア防水壁及び島根原子力発電所 2 号炉タービン建物水密扉等の評価に用いる浸水深は 1.0m とする。

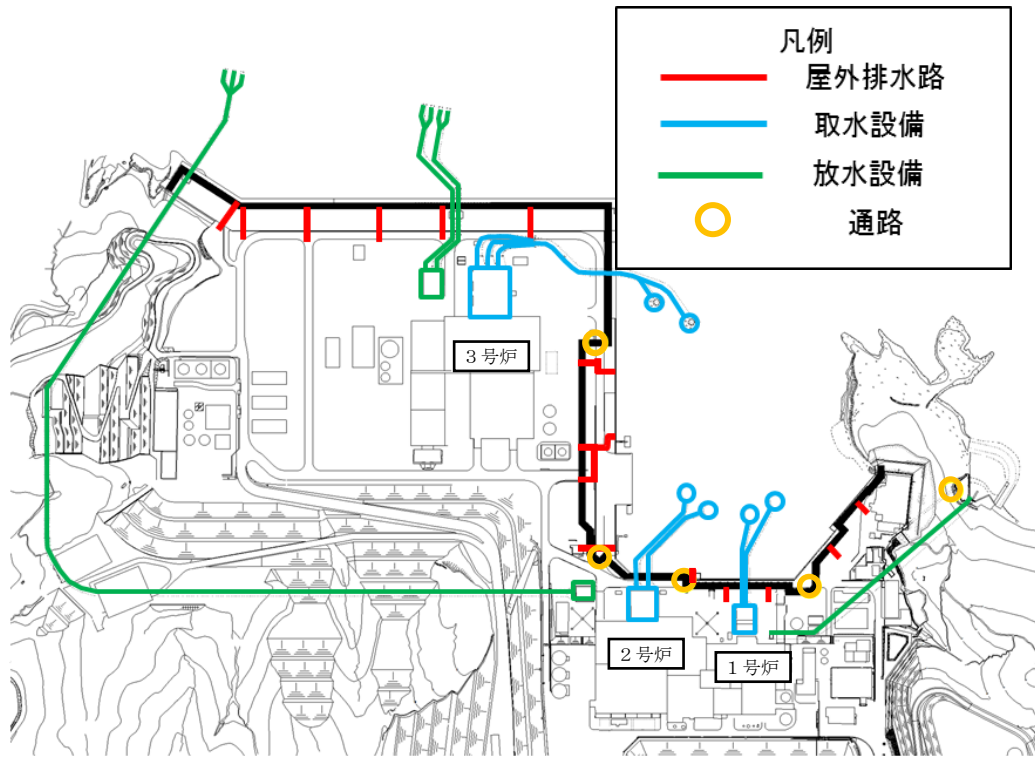
浸水深 1.0m (E L 9.5m) では、海水ポンプ防水壁の機能喪失浸水高以下であるため防水壁は損傷せず、また、第 6 図の管路計算結果に示すとおり、除じん機エリアの津波高さは E L 12.1m であり、除じん機エリア防水壁を越波し海水ポンプエリアに浸水することはない。同様に、建物外壁の水密扉の機能喪失浸水高以下であるため水密扉は損傷せず、建物内への浸水は発生しない。



第1図 施設護岸最高水位地点

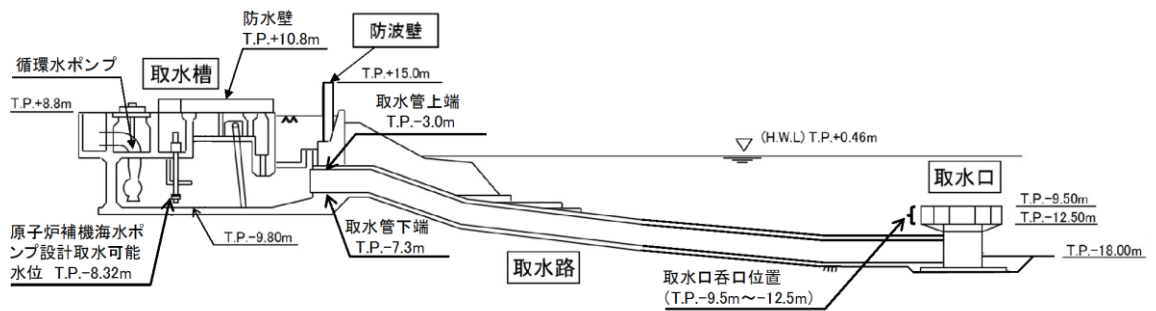


第2図 施設護岸最高水位地点での時刻歴波形

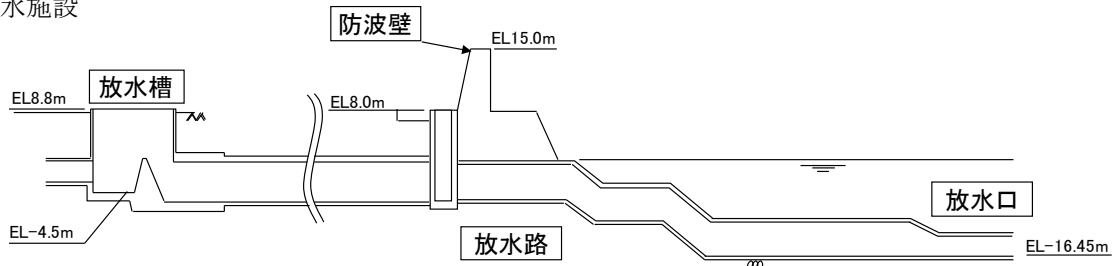


第3図 開口部位置図

取水施設



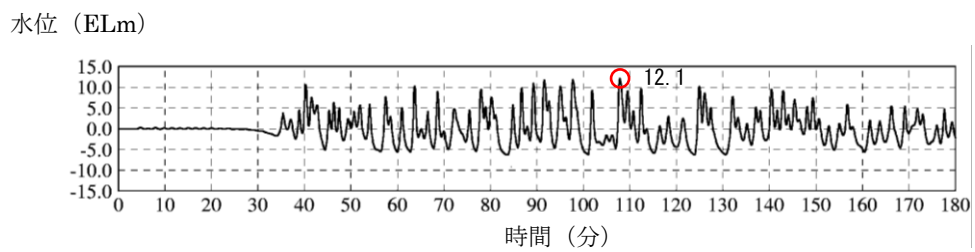
放水施設



第4図 島根原子力発電所2号炉 取水・放水施設



第5図 敷地内浸水深分布



第6図 除じん機エリアでの時刻歴波形

第1表 流入経路の諸元及び浸水対策実施状況

設備	諸元 (開口面積)	流入経路としての取扱い	備考
1号炉取水槽	約 230m ²	考慮する	E L 10.8m の開口部
2号炉取水槽	約 180m ²	考慮する	E L 10.8m の開口部
3号炉取水槽	約 610m ²	考慮する	E L 10.8m の開口部
1号炉放水槽	約 30m ²	考慮する	E L 8.8m の開口部
2号炉放水槽	約 360m ²	考慮する	E L 8.8m の開口部
3号炉放水槽	約 90m ²	考慮する	E L 8.8m の開口部
1号炉 放水接合槽	約 30m ²	考慮する	E L 9.0m の開口部
2号炉 放水接合槽	約 50m ²	考慮する	E L 8.0m の開口部
3号炉 放水接合槽	約 110m ²	考慮する	E L 8.0m の開口部
屋外排水路	約 1~4m ²	考慮しない	耐力評価結果による
1号炉放水 連絡通路	約 10m ²	考慮しない	耐力評価結果による
防波壁通路	約 30~70m ²	考慮する	開状態を想定し保守 的に設定

第2表 流入経路からの敷地内への浸水量

流入経路	浸水量(m ³)
防波壁(越波)	約2,000
1号炉取水槽	約200
2号炉取水槽	約2,800
3号炉取水槽	約1,100
1号炉放水槽	約100
2号炉放水槽	約1,900
3号炉放水槽	約4,800
1号炉放水接合槽	約500
2号炉放水接合槽	約3,200
3号炉放水接合槽	約5,400
防波壁通路防波扉	約2,000
合計	約24,000

第3表 島根原子力発電所2号炉 屋外構築物まわりの最大浸水高と機能喪失浸水高の比較

津波高さ	屋外構築物	敷地高	浸水深	最大浸水高	機能喪失浸水高 ^{※1}	健全性
E L 20m	除じん機エリア防水壁	—	—	E L 12.1m ^{※2}	E L 12.3m	○
	海水ポンプエリア防水壁	E L 8.5m	1.0m ^{※3}	E L 10.5m ^{※4} (E L 9.5m)	E L 10.8m	○
	海水ポンプ給気エリア防水壁				E L 10.8m	○
	海水ポンプエリア水密扉				E L 10.8m	○
	タービン建物外壁				E L 15.0m	○
	タービン建物水密扉				E L 15.0m	○
	起動変圧器前防水壁				E L 15.0m	○

※1 設計時に考慮した静水圧に対する許容浸水高

※2 管路計算による取水槽内の最大津波高さ

※3 E L 20m 津波による浸水解析結果を基に設定した値

※4 防波壁を越波する津波の波力を考慮した静水圧

防波壁を越波して浸水する津波の波力は、内閣府作成の「津波避難ビル等に係るガイドライン」の「巻末資料② 構造物要件の基本的な考え方」において示されていたものを、東日本大震災における津波による建築物被害の調査を踏まえ、津波避難ビル等の構造上の要件について取りまとめられ、平成23年11月17日に国土交通省から各自治体に通知されている暫定指針を参考に浸水深の2倍を考慮し評価した値。参考図に浸水高の2倍の根拠である暫定指針の抜粋を示す。

構造設計用の進行方向の津波波圧は下式により算定する。

$$qz = \rho g(ah - z) \quad (4.1)$$

ここに、

qz : 構造設計用の進行方向の津波波圧 (kN/m²)

ρ : 水の単位体積質量 (t/m³)

g : 重力加速度 (m/s²)

h : 設計用浸水深 (m)

z : 当該部分の地盤面からの高さ (0 ≤ z ≤ ah) (m)

a : 水深係数。3とする。ただし、次の表に掲げる要件に該当する場合は、それぞれ a の値の欄の数値とすることができる。(注: この係数は、建築物等の前面でのせき上げによる津波の水位の上昇の程度を表したものでない。)

	要件	aの値
(一)	津波避難ビル等から津波が生じる方向に施設又は他の建築物がある場合 (津波を軽減する効果が見込まれる場合に限る)	2
(二)	(一)の場合で、津波避難ビル等の位置が海岸及び河川から 500m以上離れている場合	1.5

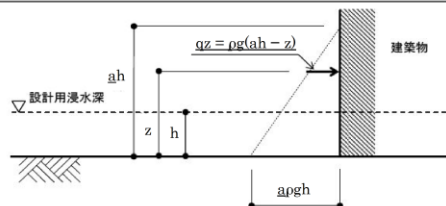


図4-1 4.1式による津波波圧

参考図 越波する津波波力の浸水深の2倍の考え方について

国土交通省住宅局長発信文書 (平成23年11月17日付) 「津波に対し構造耐力上安全な構築物の設計方等に係る追加的知見について (技術的助言)」抜粋

E L 20m 津波に対する津波防護施設及び浸水防止設備の評価について

1. E L 20m 津波時の津波防護施設及び浸水防止設備の評価

E L 20m 津波に対して、考慮した津波防護施設及び浸水防止設備がその機能が維持できることを確認するため、E L 20m 津波時の最大浸水高と機能喪失浸水高の比較を行う。「第 1. 2. 2. a-2 表 対象とした津波防護施設及び浸水防止設備」の設備に関して、E L 20m 津波時の各施設の最大浸水高と機能喪失浸水高の比較を第 1 表に示す。第 1 表に示すとおり、E L 20m 津波時の最大浸水高は機能喪失浸水高未満であるため、E L 20m 津波に対して、考慮した津波防護施設及び浸水防止設備が機能維持できることを確認した。

第 1 表 E L 20m 津波時の最大浸水高と機能喪失浸水高の比較

区分	名称	箇所数	設置場所	最大浸水高	機能喪失浸水高
屋外	防波壁	一式	敷地護岸周辺	E L 20m	E L 15.0m ^{※1} (補足説明資料 1. 2. 2. a-3 参照)
屋外	屋外排水路 逆止弁	15 箇所	屋外排水路	E L 20m	E L 20m 超 (補足説明資料 1. 2. 2. a-3 参照)
屋外	防波扉	1 箇所	1 号炉放水連絡通路	E L 20m	
屋外	防水壁	1 箇所	起動変圧器前	E L 10.5m ^{※2} (E L 9.5m) ^{※6}	E L 15.0m ^{※4}
屋外	防水壁	1 箇所	海水ポンプエリア	E L 10.5m ^{※2} (E L 9.5m) ^{※6}	E L 10.8m ^{※4}
屋外	防水壁	1 箇所	海水ポンプ給気 エリア	E L 10.5m ^{※2} (E L 9.5m) ^{※6}	E L 10.8m ^{※4}
屋外	防水壁	1 箇所	除じん機エリア	E L 12.1m ^{※3}	E L 12.3m ^{※4}
屋外	閉止板	1 箇所	取水管立入ピット	E L 12.1m ^{※3}	E L 12.3m ^{※4}
屋外	床ドレン逆止弁	一式	取水槽	E L 12.1m ^{※3}	E L 20.0m ^{※4}
屋外	水密扉	3 箇所	海水ポンプエリア	E L 9.5m ^{※6}	E L 15.0m ^{※4}
屋外/ 屋内	水密扉	4 箇所	タービン建物	E L 10.5m ^{※2} (E L 9.5m) ^{※6}	E L 15.0m ^{※4}
屋内	水密扉	1 箇所	原子炉建物境界	浸水なし	E L 6.1m ^{※4}
屋外	貫通部止水処置	一式	海水ポンプエリア	E L 9.5m ^{※6}	E L 11.0m ^{※5}
屋外/ 屋内	貫通部止水処置	一式	タービン建物と屋外 の地下部～E L 15.0m までの境界	E L 9.5m ^{※6}	E L 11.0m ^{※5}
屋内	貫通部止水処置	一式	タービン建物と原子 炉建物及び廃棄物処 理建物の地下部～E L 8.8m までの壁面	浸水なし	E L 11.0m ^{※5}

※1 E L 15m を超える津波は越波するが、E L 20m 津波による波力に対して強度は維持できる。

※2 防波壁を越波する津波の波力を考慮した静水圧

※3 管路計算による取水槽内の最大津波高さ

※4 設計時に考慮した静水圧に対する許容浸水高

※5 試験で確認済の止水性能を踏まえて設定した値

※6 E L 20m 津波による浸水解析結果を基に設定した値

2. 貫通部止水処置

(1) 評価内容

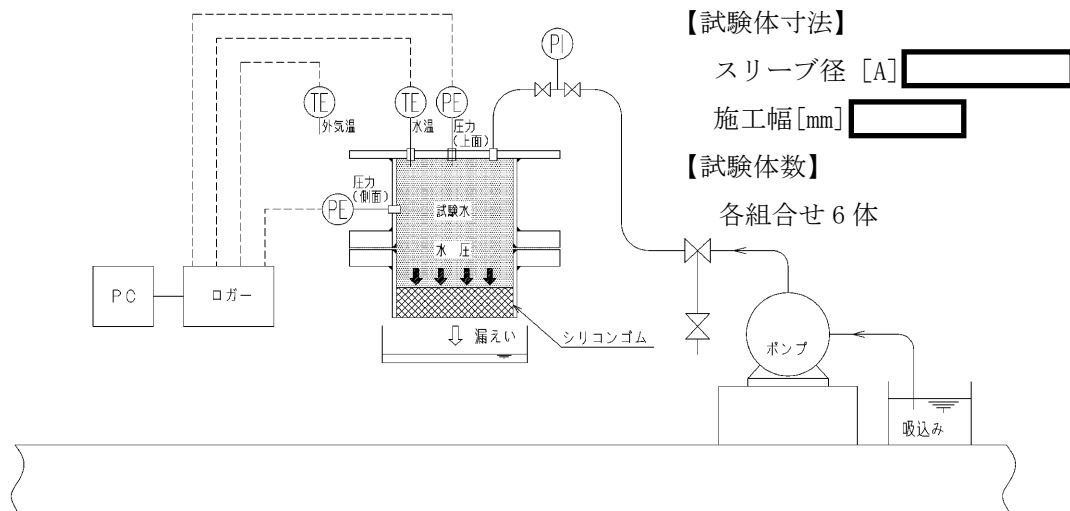
貫通部止水処置に使用されている、貫通部シール材であるシリコンとモルタルの止水性能を確認する。

(2) 評価結果

a. シリコン（配管貫通部）

配管貫通部の止水処置に用いるシリコンについては、第1図のような試験体による引張試験により止水性能を確認した。

本試験において得られたシリコンの破壊限界値は （試験体6体のうち最も低い破壊限界値）であり、約 の静水圧に相当することから、止水性能は十分に確保できる。



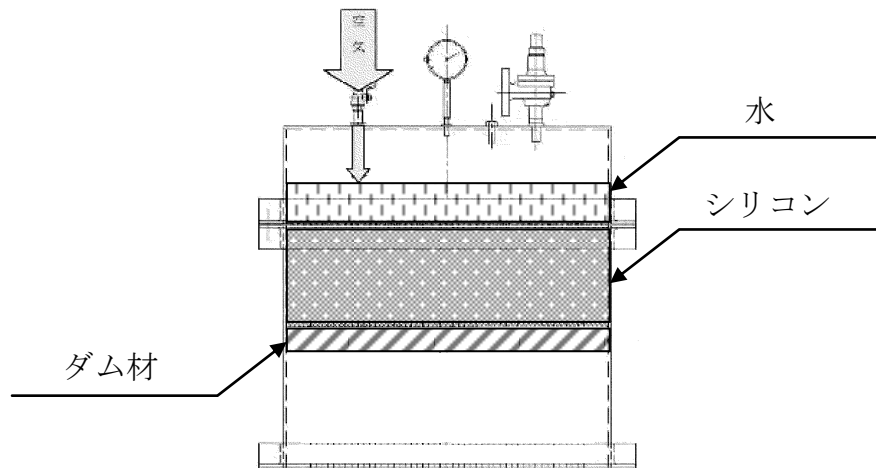
【試験方法】

試験装置に注水後、水により加圧
試験圧力 ，保持時間 15 分

第1図 試験体形状

b. シリコン（電気関係貫通部）

電気関係貫通部処理の止水処置に用いるシリコンについては、第2図に示すとおり、試験圧力0.147MPa（静水圧15m相当）で継続加圧した結果、漏えいは認められなかったため、止水性能は十分に確保できる。



【試験条件】

シリコン充填高さ：

【試験方法】

試験装置に注水後，空気により加圧
試験圧力（0.147MPa），保持時間 72 時間

第2図 試験装置全体図

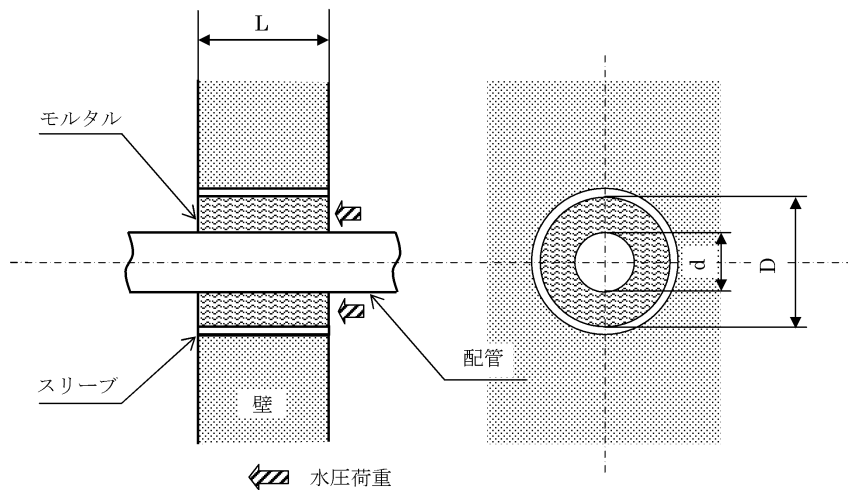
c. モルタル

貫通部の止水処置に用いるモルタルについては、以下のとおり静水圧に対し十分な耐性を有していることを確認している。モルタルの評価概要を第3図に示す。

【検討条件】

- ・スリーブ径：D [mm]
- ・モルタルの充填深さ：L [mm]
- ・配管径：d [mm]
- ・モルタル許容付着強度※：2.0 [N/mm²]
- ・静水圧：0.2 [N/mm²]（保守的に20m相当の静水圧を想定）

※「鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説 2010」による。



第3図 モルタル評価概要図

① モルタル部分に作用する水圧荷重 (P1)

静水圧がモルタル部分に作用したときに生じる荷重は以下のとおり。

$$P1 [N] = 0.2 [N/mm^2] \times (\pi \times (D^2 - d^2) / 4) [mm^2]$$

② モルタルの許容付着荷重 (P2)

静水圧がモルタル部分に作用したときに、モルタルが耐える限界の付着荷重は以下のとおり。

$$P2 [N] = 2.0 [N/mm^2] \times (\pi \times (D+d) \times L) [mm^2]$$

モルタルの付着強度は、付着面積及び充填深さに比例するため、ここでは、保守的に貫通部に配管がない状態 (d=0) を想定し評価を行った。

静水圧に対して止水性能を確保するためには、 $P1 \leq P2$ であるため、以下のように整理できる。

$$0.03 \times D [mm] \leq L [mm]$$

上式より、モルタル施工箇所が止水性能を発揮するためには、貫通スリーブ径の3%以上の充填深さが必要である。例えば400mmの貫通スリーブに対して、約12mm以上の充填深さが必要であるが、実機における対象貫通部の最小厚さ200mmに対し、モルタルは壁厚さと同程度の厚さで充填されていることを踏まえると、止水性能は十分に確保できる。

津波PRAにおける漂流物の取り扱いについて

津波PRA学会標準の建物・機器のフラジリティ評価の中で、漂流物の選定に関して以下の記載がある。

【津波PRA学会標準 8.2.3 損傷モード及び部位の抽出 より抜粋】

なお、津波による対象漂流物の選定に際しては、5.1.3 フラジリティ評価関連情報の収集・分析で得られる当該サイトに影響を与える可能性のある漂流物の諸元(位置・種類・頻度)に留意し、支配的な津波波源から当該サイトまでに存在する漂流物の発生頻度が炉心損傷頻度に比べて小さい場合、もしくは、当該サイトに接岸していない船舶に対しては対象から除外してもよい。

発電所に影響を与える可能性のある漂流物を諸元(位置・種類・頻度)に留意して調査し、津波により漂流物となる可能性がある施設・設備について、1. 発電所構内と2. 発電所構外で区分けして評価した。

1. 発電所構内の評価

(1) 船舶(燃料等輸送船)

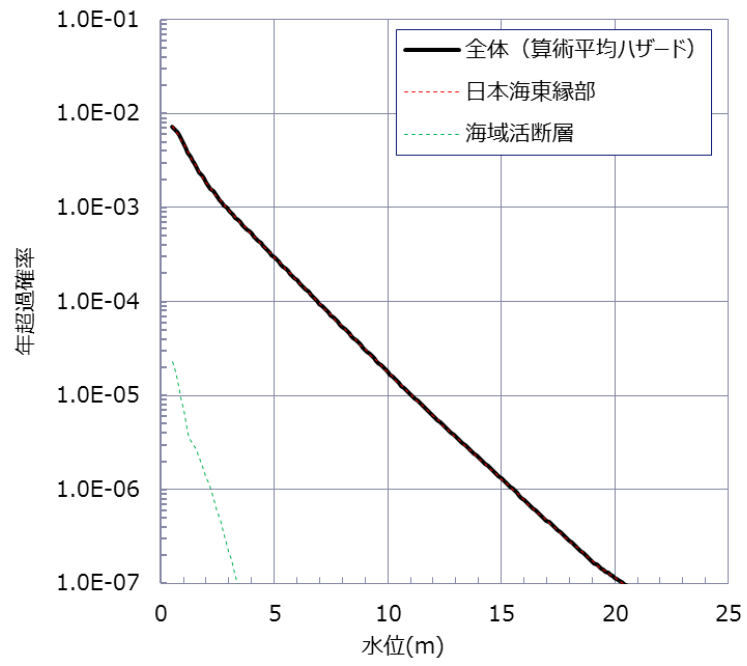
発電所内に停泊中の船舶は、津波襲来が想定される場合は湾外に避難するが、仮に避難する時間余裕がなく津波が襲来した場合でも、以下のとおり、炉心損傷頻度の評価に有意な影響を与えるものではないと判断した。

a. 海域活断層に想定される地震による津波

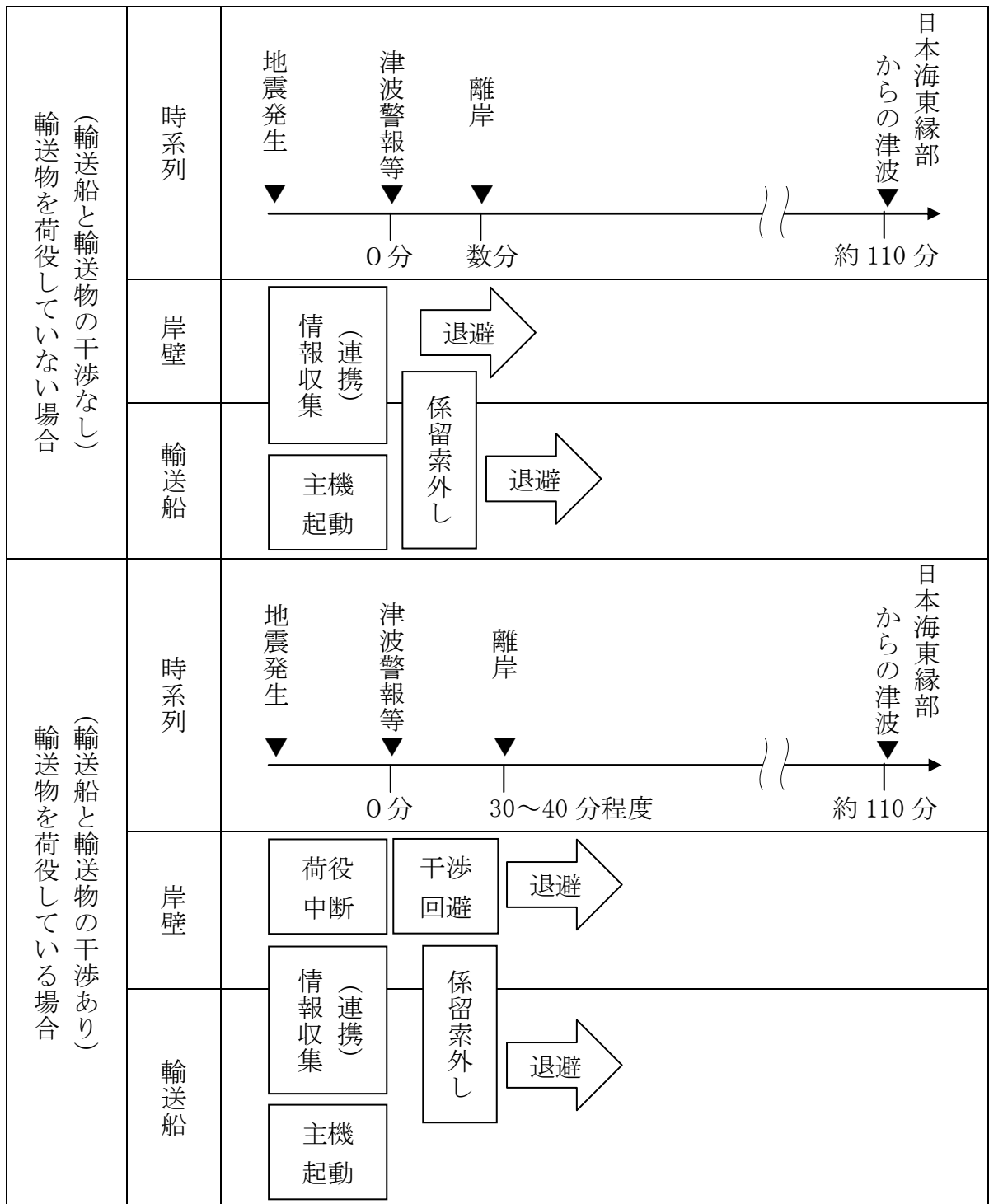
島根原子力発電所に想定する津波のうち、海域活断層に想定される地震による津波は、地震発生後、数分で到達するが、第1図に示すとおり、年超過確率 1.0×10^{-7} / 炉年においても施設護岸における水位はEL5m未満であり、仮に燃料等輸送船が漂流物となった場合でも炉心損傷に有意な影響を及ぼす可能性は十分に小さい。

b. 日本海東縁部に想定される地震による津波

島根原子力発電所に想定する津波のうち、日本海東縁部に想定される地震による津波は、地震発生後、発電所到達までに約110分程度の時間を要するため、第2図に示すとおり、発電所内に停泊する燃料等輸送船は、地震発生後40分程度で退避可能であり、日本海東縁部に想定される地震による津波に対し、漂流物となる可能性は十分に小さい。



第 1 図 施設護岸における津波水位に対する年超過確率

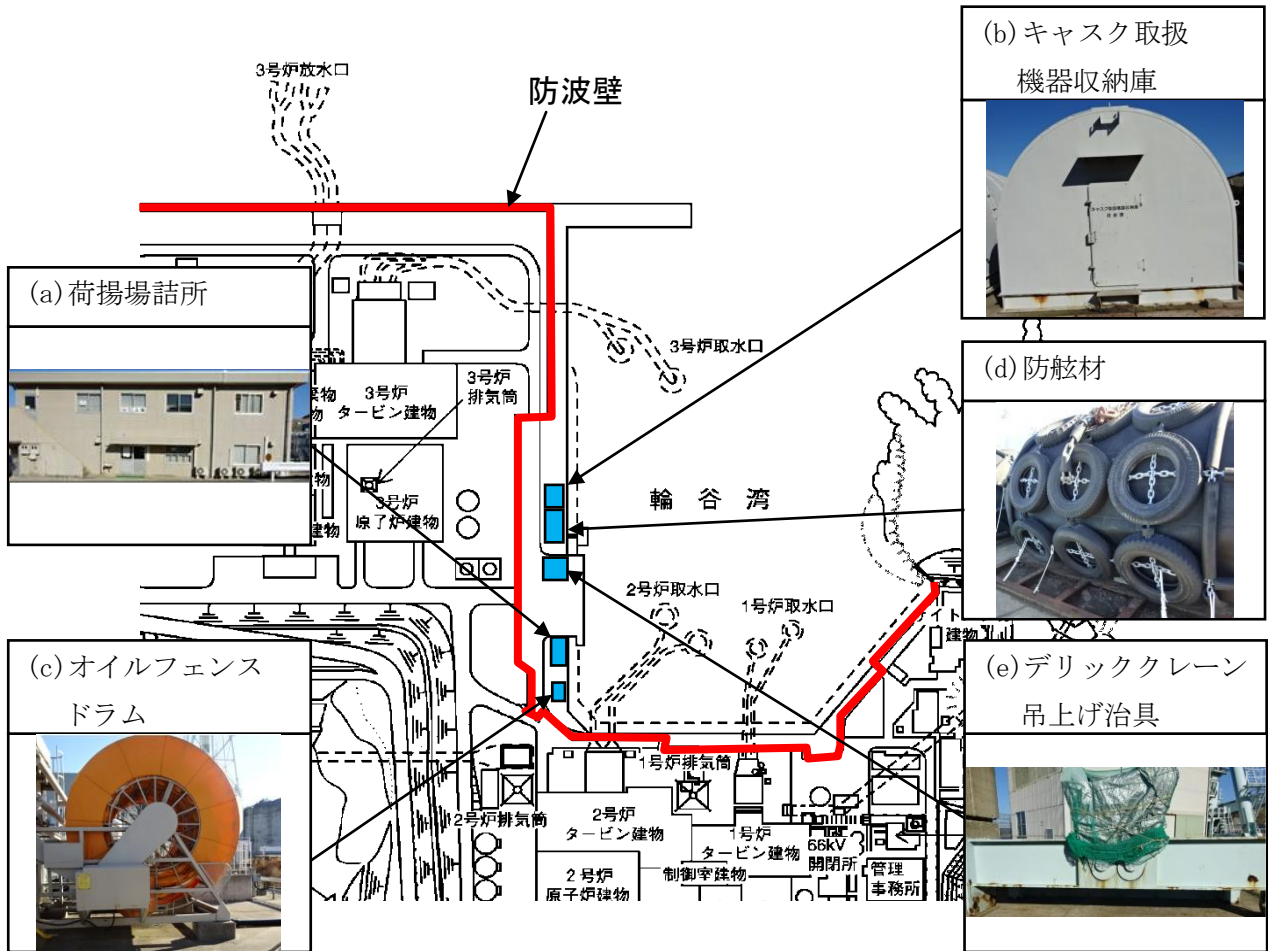


第2図 津波の到達と緊急退避に要する時間との関係

(2) 建物・構築物等

PWDにより確認した発電所構内で漂流物となる可能性のあるものとしては、第3図に示す防波壁の外側にある主要な敷地内構築物及び設置物が挙げられる。

基準津波時の荷揚場の最高水位はE L6.7mで、荷揚場高さE L6.0mを越えるが、これらの構築物及び設置物が漂流してE L8.5mに設置された防波壁に影響を及ぼすおそれはない。また、基準超過津波時に漂流した場合でも、第1表に示すとおり防波壁の健全性に影響を及ぼす可能性は十分小さい。



第3図 防波壁の外側にある敷地内構築物及び設置物

第1表 防波壁の外側にある敷地内構築物及び設置物の評価結果

	設備 (設置高さ)	概略寸法及び 概算重量	評価結果
(a)	荷揚場詰所 (E L 6.0m)	(縦) 8.6m× (横) 18.1m× (高さ) 6.5m	詰所は鉄骨造であり、詰所内の事務機器等が防波壁に衝突した場合でも防波壁の健全性に影響を及ぼす可能性は十分に小さい。
(b)	キャスク取扱機器 収納庫 (E L 6.0m)	(縦) 7.8m× (横) 4.6m× (高さ) 4.5m (重量) カバー部：4.3t 定盤部：7.9t	定盤部は重量物でありコンクリート基礎部にアンカーボルトで固定されているため、漂流物となる可能性は十分に小さい。カバー部は漂流物となる可能性があるが、防波壁の健全性に影響を及ぼす可能性は小さい。
(c)	オイルフェンス ドラム (E L 6.0m)	(縦) 5.2m× (横) 3.0m× (高さ) 3.9m (重量) 本体：2.6t オイルフェンス：0.8t	コンクリート基礎部にアンカーボルトで固定された構造物で、鋼製の本体とオイルフェンスからなる。重量物であり津波で押し流された場合でも、防波壁のあるE L 8.5m 盤に乗り上げて防波壁の健全性に影響を及ぼす可能性は十分に小さい。
(d)	防舷材 (E L 6.0m)	(縦) 2.5m× (横) 1.3m× (高さ) 1.3m (重量) 0.6t	船舶等の接舷時の衝撃を和らげるための緩衝材であり、津波時には浮き上がる可能性があるが、用途から考えて防波壁に衝突しても防波壁の健全性に影響を及ぼす可能性は十分に小さい。
(e)	デリッククレーン 吊上げ治具 (E L 6.0m)	(縦) 5.7m× (横) 0.7m× (高さ) 1.9m (重量) 8t	鋼製構造物の重量物であり津波で押し流された場合でも、防波壁のあるE L 8.5m 盤に乗り上げて防波壁の健全性に影響を及ぼす可能性は十分に小さい。

2. 発電所構外の評価

(1) 漂流物調査範囲の設定

基準津波による漂流物調査範囲は、基準津波による敷地前面海域の流向及び流速を考慮し、発電所周辺約2kmの範囲としている。また、漂流物の到達範囲は1kmの範囲としている。

この漂流物調査範囲及び漂流物の到達範囲は、基準津波の（寄せ波）1波による移動量約450mに、保守性を考慮して設定したものであり、津波レベル1PRAで想定するEL20m津波に対しても適用できるものとする。

(2) 漂流物となる可能性のある施設・設備の抽出

発電所周辺約2kmの調査を実施した。発電所周辺の海域及び陸域沿岸部の施設・設備の状況を第2表及び第4図に示す。

第2表 漂流物調査結果

施設・設備	調査結果
船舶（漁船等）	発電所から1km以遠にある片岡漁港には12t未満の漁船が40隻程度係留されている。
建物・構築物等	発電所から1km以遠の漁港周辺に家屋、車両等がある。
定置網	発電所周辺に定置網の設置海域があるが、発電所周辺約2kmに定置網の設置海域はない。

(3) 発電所構外の施設・設備の評価

発電所周辺の海域及び陸域沿岸部の施設・設備の状況は以下に示すとおりであり、発電所周辺の施設・設備が発電所へ漂流物として到達する可能性は十分小さい。

a. 船舶（漁船等）

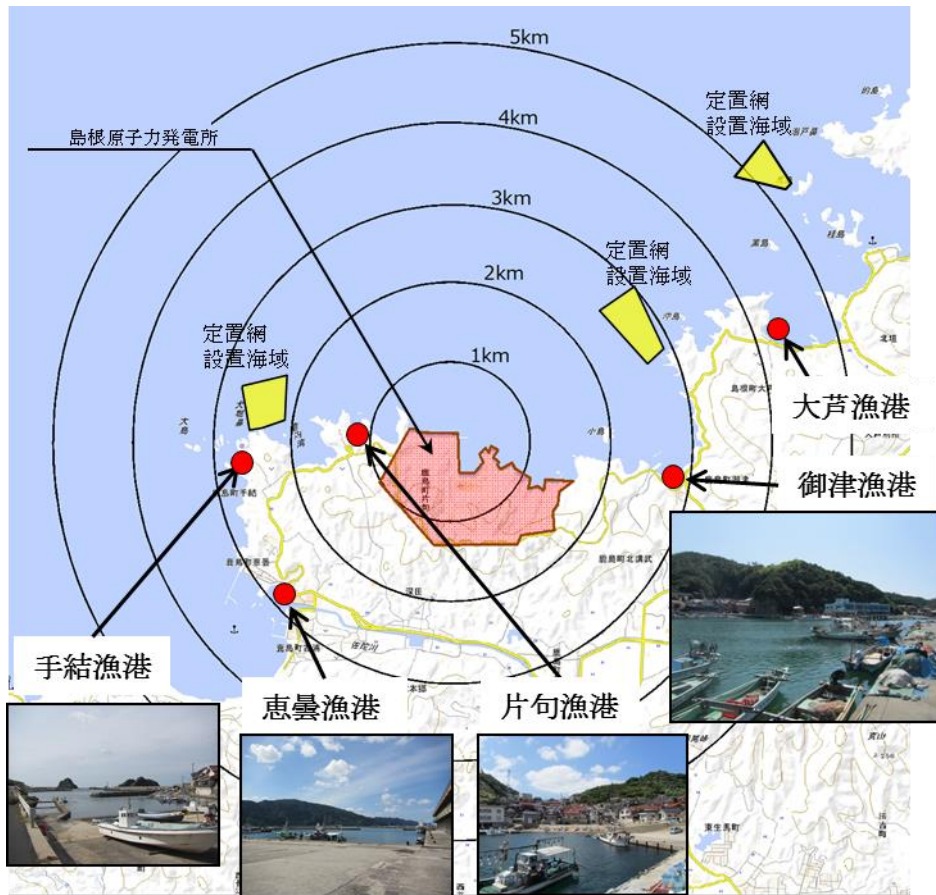
発電所周辺1kmの範囲に漁港はなく、漁港に係留されている漁船等は発電所への漂流物とはならない。また、発電所沖合を航行中の漁船が津波によって漂流する可能性は十分小さく、発電所への漂流物とはならない。

b. 建物・構築物等

発電所周辺1kmの範囲の陸域には家屋、車両等ないため、発電所への漂流物とはならない。

c. 定置網

発電所周辺1kmの範囲の海域には定置網の設置海域はないため、発電所への漂流物とはならない。



第 4 図 発電所構外図

防波壁，屋外排水路逆止弁及び1号放水連絡通路防波扉の耐力について

1. 防波壁の耐力

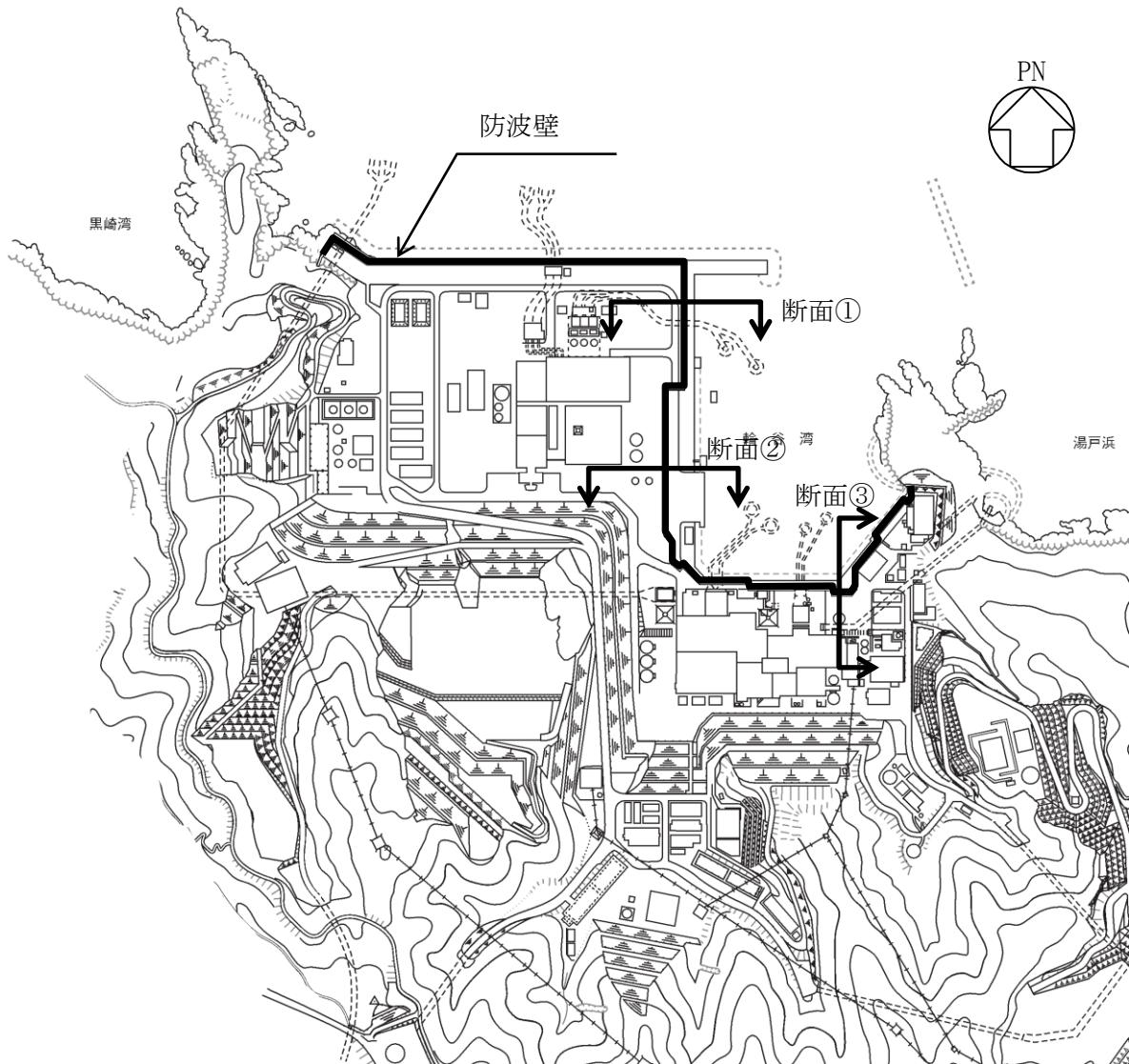
(1) 防波壁の概要

防波壁は，敷地の海側に位置し，天端高さE L 15m，延長約 1,500m にわたり設置された津波防護施設である。

防波壁の配置図を第 1 図に示す。また，防波壁の評価対象断面図を第 2 図に示す。

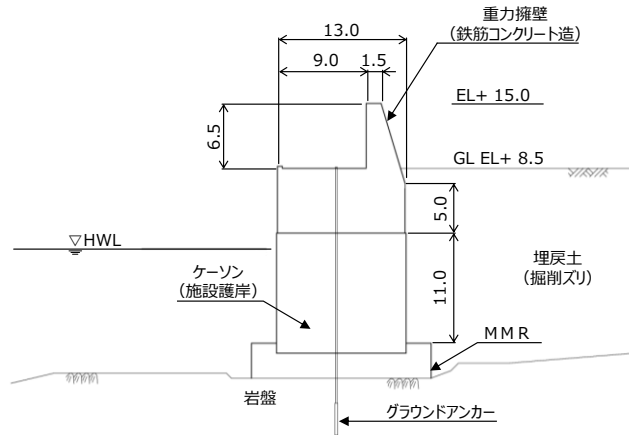
防波壁の耐力評価は，「港湾の施設の技術上の基準・同解説（日本港湾協会：2007）」を参考に実施しており，防波壁について部材応力評価を行っている。

なお，防波壁は 10～20m 程度のスパンを 1 ブロックとした線状構造物であることから，防波壁法線と直交する断面（弱軸方向）をモデル化し，隣接するブロック及び防波扉を考慮せず，耐震性を確保する設計としている。

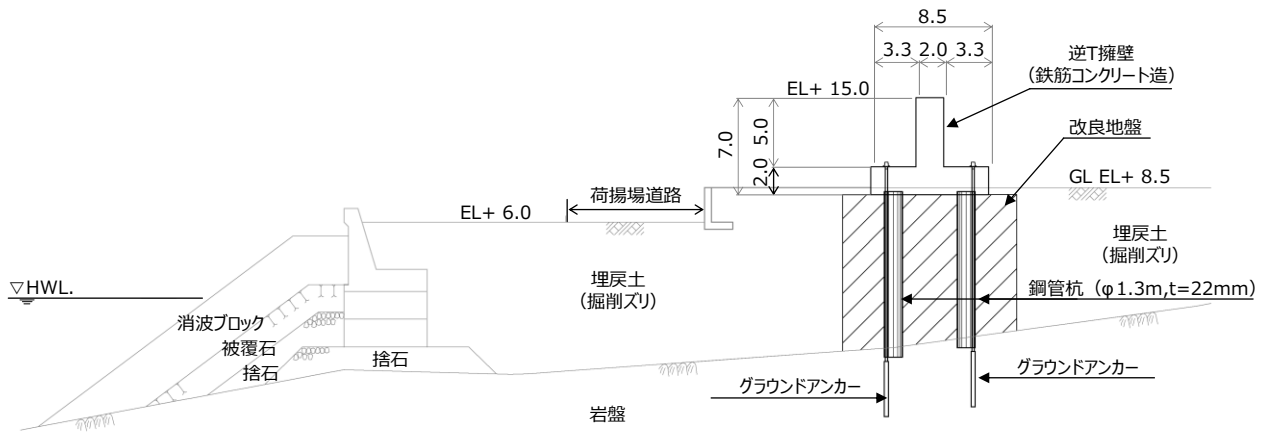


第 1 図 防波壁配置図

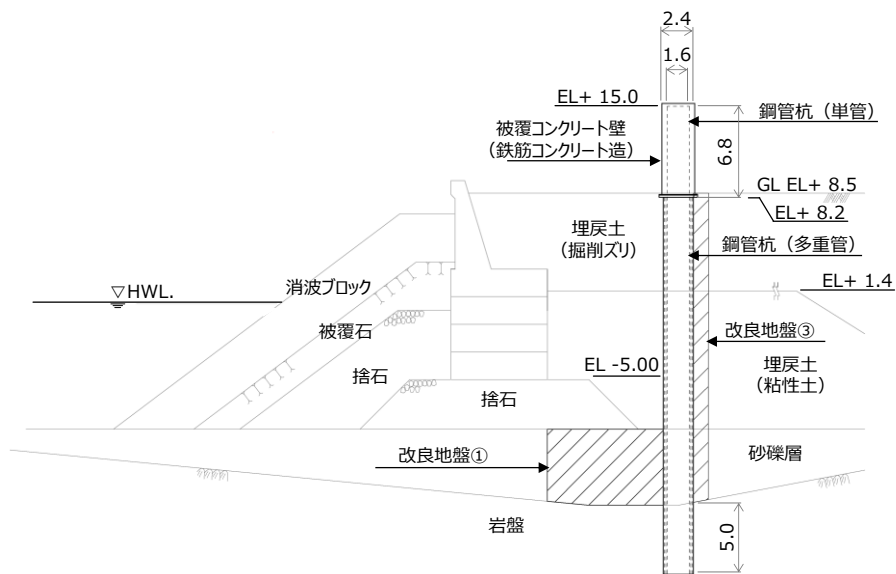
【断面①】



【断面②】



【断面③】



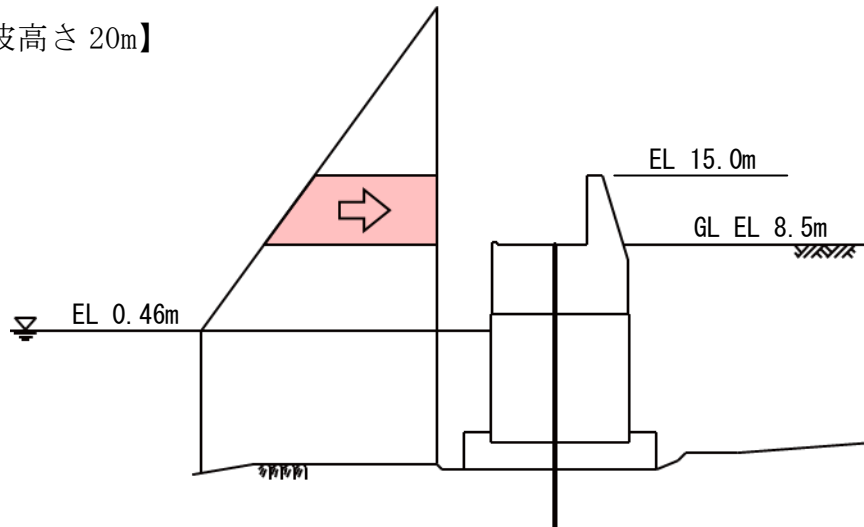
第2図 防波壁評価対象断面図 (単位：m)

(2) 津波高さ 20m における耐力評価結果

津波高さ 20m における津波波力分布図を第 3 図に示す。

また、津波高さ 20m における防波壁（断面①，断面②，断面③）の評価結果を第 1 表に示す。評価結果が最も厳しい断面②における津波高さ 20m の評価結果は，0.48 となり，1.0 を下回る。

【津波高さ 20m】



第 3 図 津波波力分布図（断面①）

第 1 表 防波壁の耐力評価結果（耐力作用比）

断面名称		曲げ・軸力	せん断力
断面①		0.40	0.39
断面②	縦壁	0.48	0.44
	鋼管杭	0.40	0.12
断面③		0.43	0.10

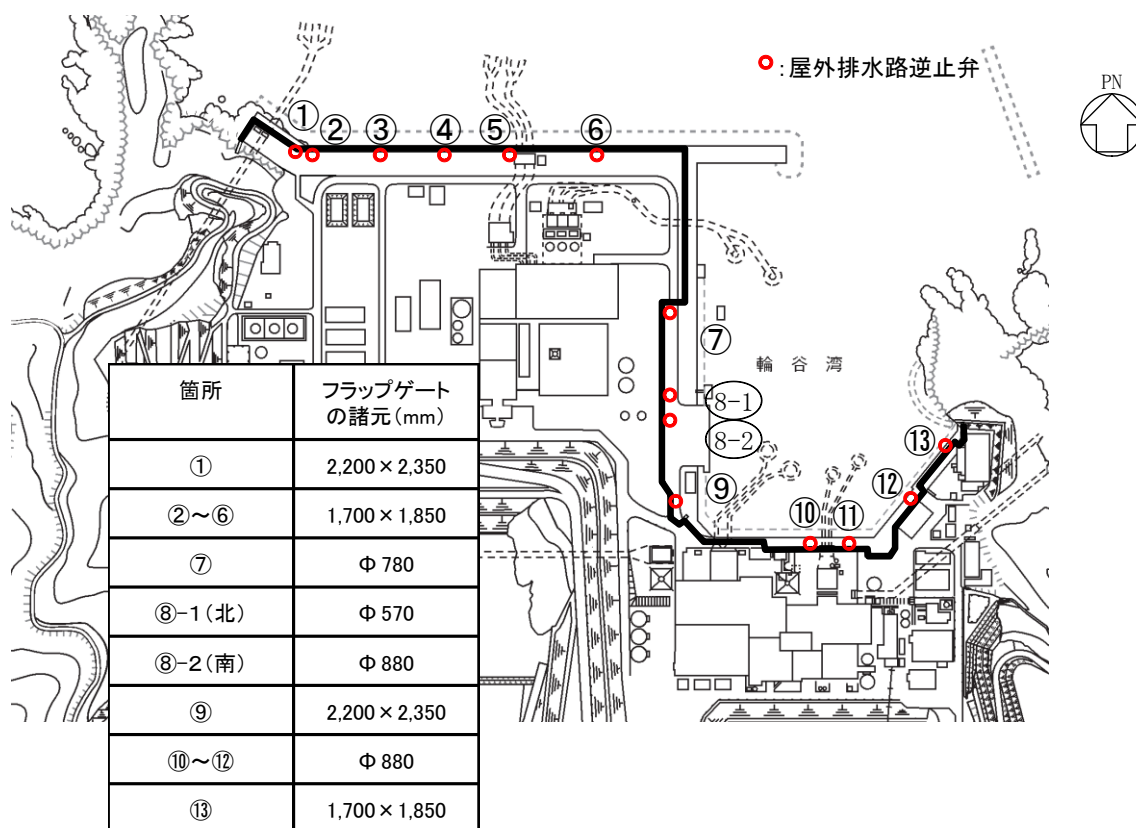
2. 屋外排水路逆止弁

(1) 屋外排水路逆止弁の概要

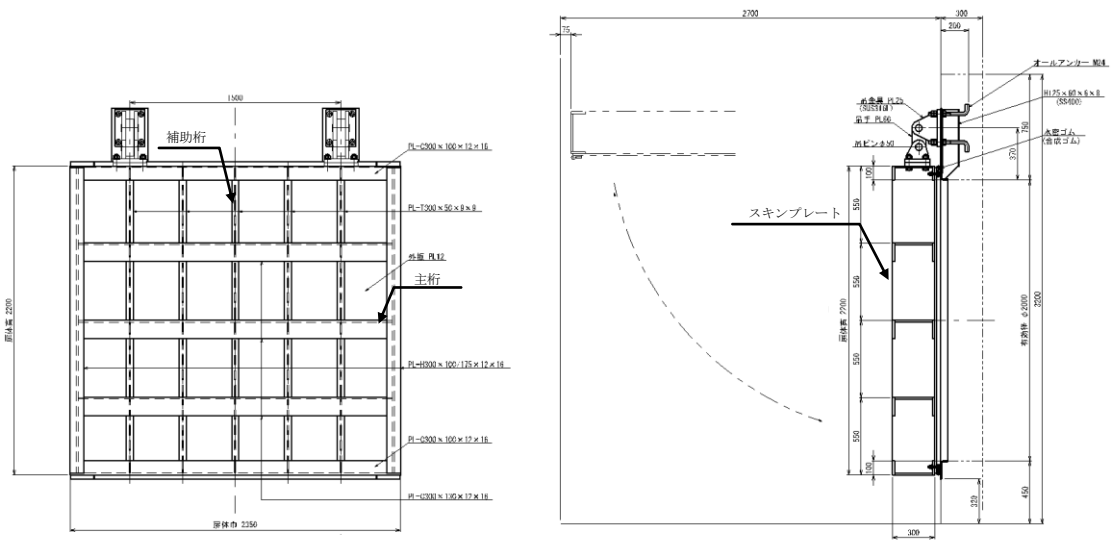
屋外排水路逆止弁は、耐震性を有する排水桝（計 14 箇所）に設置された鋼製フラップゲートである。逆止弁の配置図を第 4 図に、代表例として逆止弁⑨の構造図を第 5 図に示す。

逆止弁の耐力評価は、「鋼構造設計規準 - 許容応力度法 - （日本建築学会：2005 改訂）」等に準拠し、部材応力評価を行っている。

なお、津波荷重については、「港湾の施設の技術上の基準・同解説（日本港湾協会：2007）」に準拠し、考慮する。



第 4 図 逆止弁配置図



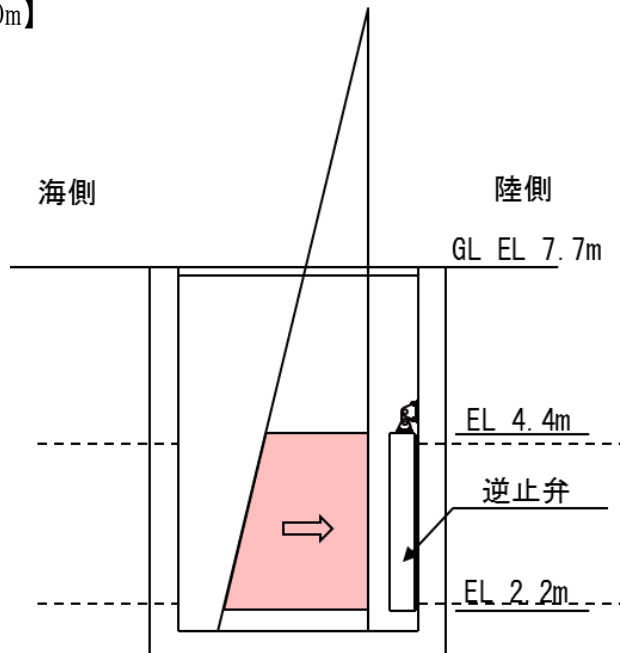
第5図 逆止弁⑨構造図

(2) 津波高さ 20m における耐力評価結果

津波高さ 20m における津波水圧分布図を第6図に示す。

また、津波高さ 20m における大口径の逆止弁の評価結果を第2表に示す。評価結果が最も厳しい逆止弁⑨における津波高さ 20m の評価結果は 0.51 となり、1.0 を下回る。

【津波高さ 20m】



第6図 津波水圧分布図 (逆止弁⑨)

第2表 屋外排水路の逆止弁の耐力評価結果（耐力作用比）

逆止弁		スキンプレート	主桁	補助桁
逆止弁 ②～⑥, ⑬	1,700×1,850	0.33	0.50	0.13
逆止弁①, ⑨	2,200×2,350	0.36	0.51	0.08

※ 同一形状の逆止弁について、最も深い位置に設置している逆止弁の耐力評価結果値を記載

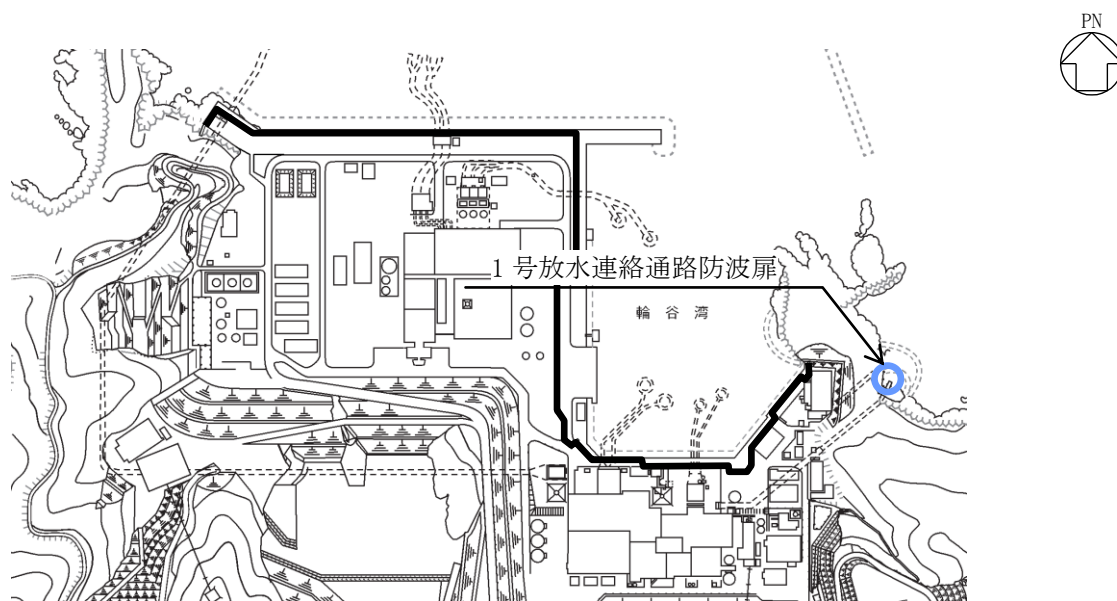
3. 1号放水連絡通路防波扉

(1) 1号放水連絡通路防波扉の概要

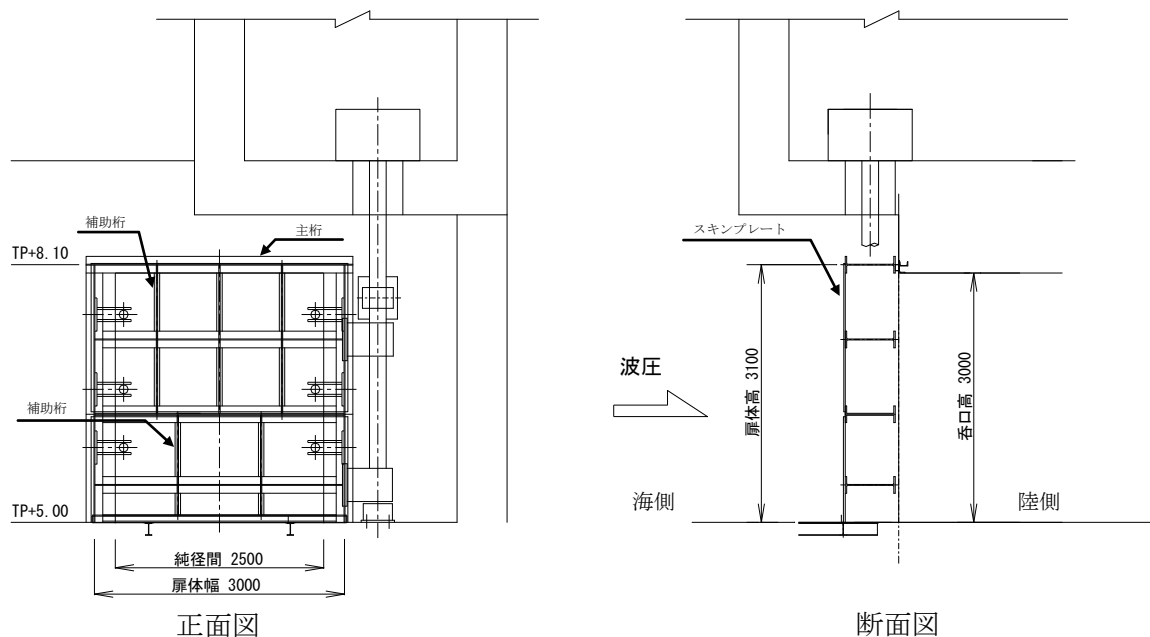
1号放水連絡通路防波扉は、1号炉放水連絡通路の放水口側（海側）に位置する鋼製スイングゲートである。1号放水連絡通路防波扉の配置図を第7図に、構造図を第8図に示す。

1号放水連絡通路防波扉の耐力評価は、「鋼構造設計規準 - 許容応力度法 - (日本建築学会：2005改訂)」等に準拠し、部材応力評価を行っている。

なお、津波荷重については、「港湾の施設の技術上の基準・同解説（日本港湾協会：2007）」に準拠し、考慮する。



第7図 1号放水連絡通路防波扉配置図



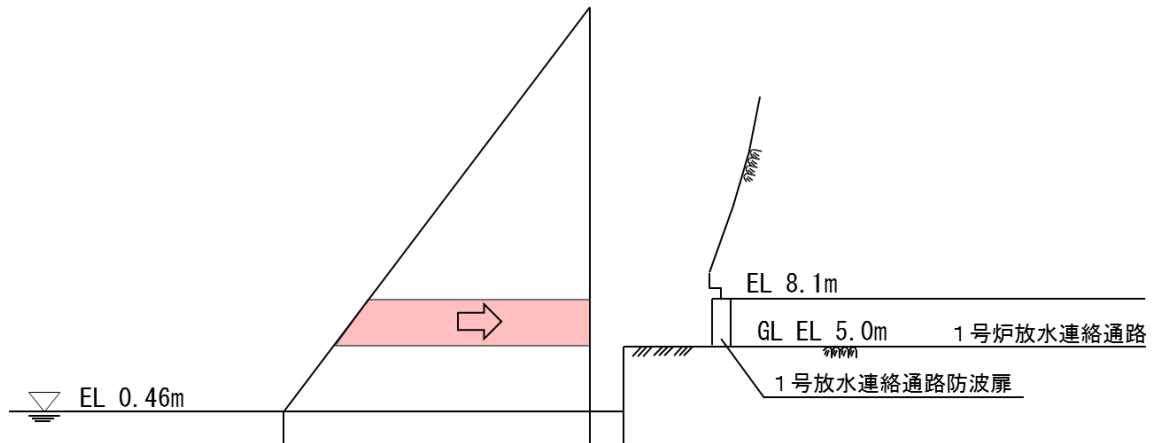
第8図 1号放水連絡通路防波扉構造図

(2) 津波高さ 20m における耐力評価結果

津波高さ 20m における津波波力分布図を第 9 図に示す。

また、津波高さ 20m における 1 号放水連絡通路防波扉の評価結果を第 3 表に示す。津波高さ 20m の評価結果は 0.48 となり、1.0 を下回る。

【津波高さ 20m】



第 9 図 津波波力分布図（1 号放水連絡通路防波扉）

第 3 表 1 号放水連絡通路防波扉の耐力評価結果（耐力作用比）

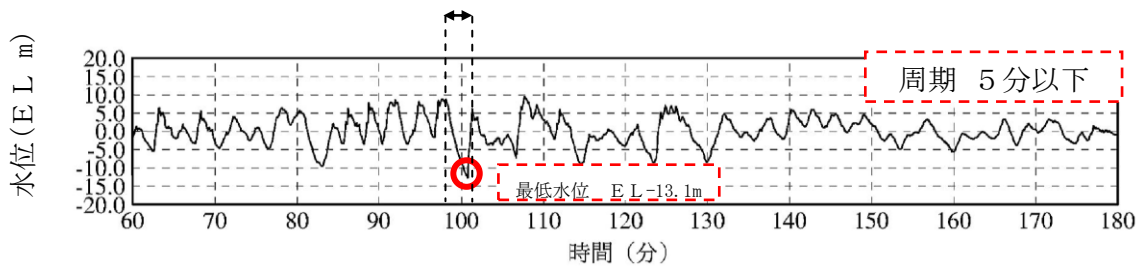
防波扉	スキンプレート	主桁	補助桁
1 号放水 連絡通路防波扉	0.41	0.48	0.17

引き波時を含む取水の継続性及び
事故シナリオの分析で引き波を除外する考え方について

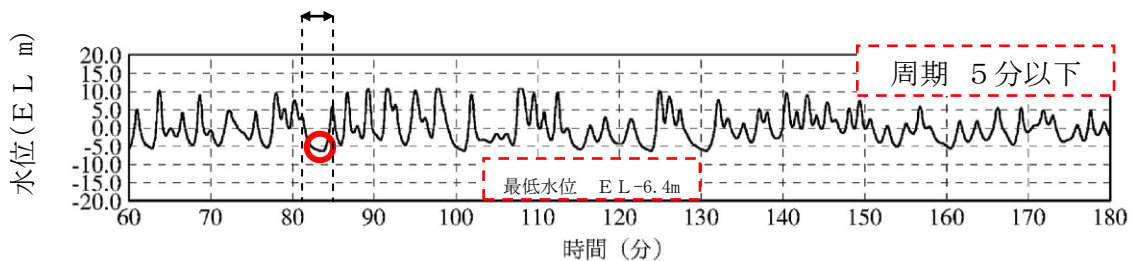
島根原子力発電所 2 号炉取水槽は貯留構造となっており，引き波時に取水口の水位が低下し取水管の下端レベルを下回っても，原子炉補機海水ポンプ（以下「R S Wポンプ」という。）の取水性能を維持できる。貯留構造により冷却水を確保できる時間と津波周期の関係を整理し，引き波時の取水の継続性を以下に示す。また，R S Wポンプの取水の継続性を踏まえ，事故シナリオの分析で引き波を除外する考え方を以下に示す。

1. 津波周期

E L 20m 津波時の水位の時刻歴波形を第 1 図及び第 2 図に示す。図より敷地前面の取水口及び取水槽での津波周期は 5 分以下であることがわかる。



第 1 図 E L 20m 津波での取水口での時刻歴波形



第 2 図 E L 20m 津波での取水槽での時刻歴波形

2. RSWポンプの取水継続時間

取水槽貯留構造によるRSWポンプの取水継続時間を、RSWポンプ設計取水可能水位及びRSWポンプ実取水可能水位の2通りのケースで評価した。

取水槽貯留構造部には、RSWポンプと循環水ポンプ（以下「CSWポンプ」という。）の吸込口があり、CSWポンプの運転状態によりRSWポンプの取水継続時間は異なる。津波時には取水槽水位低下（EL-3.0m）によりCSWポンプを停止することから、RSWポンプ設計取水可能水位による評価においてはCSWポンプから取水はない条件での評価とした。RSWポンプ実取水可能水位による評価においては、CSWポンプからの取水がある条件での評価も行った。

(1) RSWポンプ設計取水可能水位による評価

RSWポンプとCSWポンプの下端高さ与设计取水可能水位を第1表に、取水槽の貯留構造部を第3図に示す。津波時にはCSWポンプは停止することから、取水管下端を下回る引き波時に、RSWポンプは取水管下端～RSWポンプ設計取水可能水位の間の貯留水が使用可能である。このとき、RSWポンプの取水継続時間は以下に示すとおり約11分であり、津波周期(5分以下)を上回る。

【RSWポンプの取水継続時間（CSWポンプ取水なし）】

- ・取水可能容積：800m³
- ・RSWポンプ流量：68m³/分(2台運転)
- ・取水可能時間：800/68=11.7分

(2) RSWポンプ実取水可能水位による評価

RSWポンプの実取水可能水位を、添付に示す実機RSWポンプによる取水性能試験により確認した。その結果、RSWポンプはポンプ下端の水位まで取水できる構造であることを確認したため、RSWポンプの実取水可能水位をRSWポンプ下端水位として、RSWポンプの取水継続時間を評価した。取水槽の貯留構造部を第4図に示す。津波時にはCSWポンプは停止することとしているが、CSWポンプがポンプ下端まで取水可能であると想定した場合の評価も行った。RSWポンプの取水継続時間は、以下に示すとおりCSWポンプ取水なしの条件で約23分、CSWポンプ取水ありの条件で約10分であり、津波周期(5分以下)を上回る。

【RSWポンプの取水継続時間（CSWポンプ取水なし）】

- ・取水可能容積：1,600m³（取水管下端～RSWポンプ下端）
- ・RSWポンプ流量：68m³/分(2台運転)
- ・取水可能時間：1,600/68=23.5分

【RSWポンプの取水継続時間（CSWポンプ取水あり）】

- ・取水可能容積：700m³（CSWポンプ下端～RSWポンプ下端）
- ・RSWポンプ流量：68m³/分(2台運転)
- ・取水可能時間：700/68=10.2分

3. 事故シナリオの分析で引き波を除外する考え方

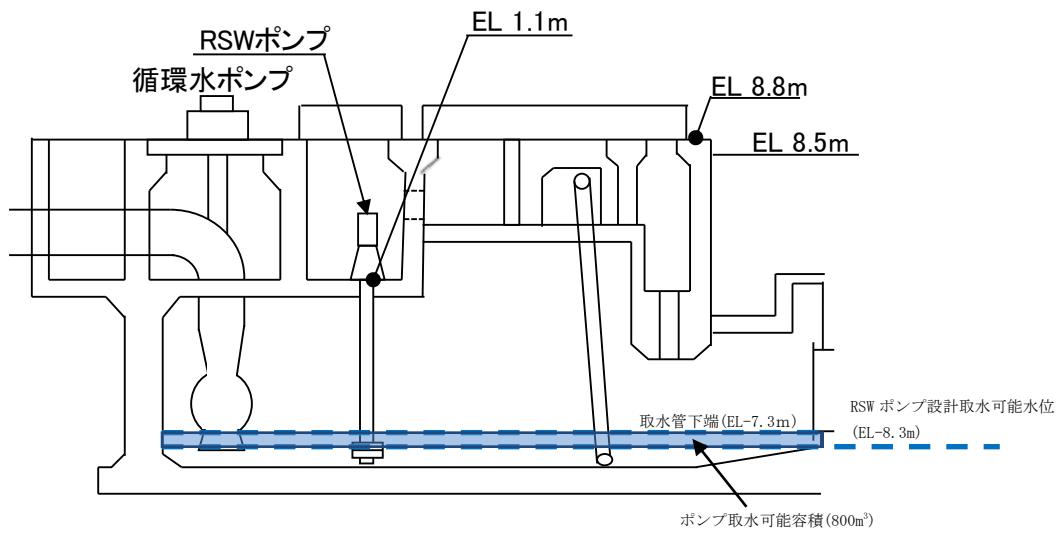
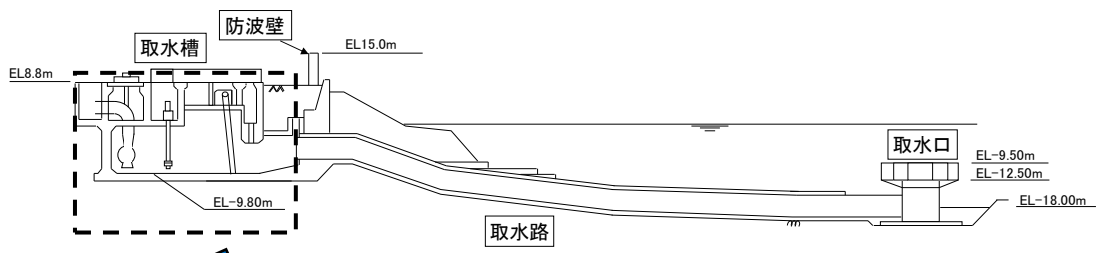
以上により、R S Wポンプの取水継続時間は、R S Wポンプの設計取水可能水位及び実取水可能水位のいずれの場合でも、津波周期(5分以下)を十分上回り、E L 20m 津波による引き波時にもR S Wポンプの取水性が確保できることを確認した。

事故シナリオの分析においては、E L 20m 津波による引き波時にもR S Wポンプの取水性が確保されることから、引き波を除外することとした。

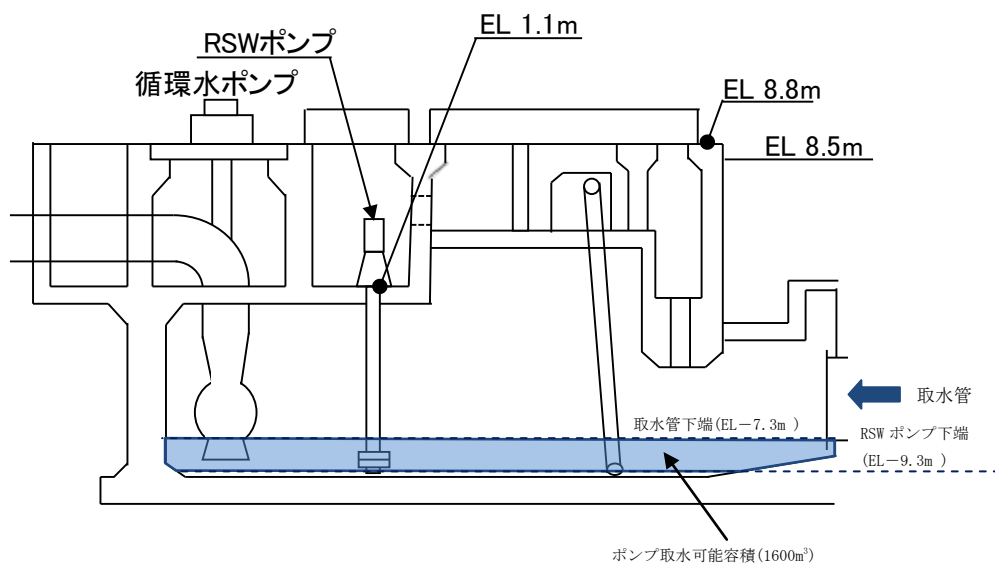
第1表 R S Wポンプ及びC S Wポンプの下端高さ与设计取水可能水位

	定格流量 (m ³ /h/台)	ポンプ 下端高さ (E L m)	吸込口径 (m)	設計取水可能水位 [※] (E L m)
		H ₀	D ₀	H=H ₀ +1.3×D ₀
R S Wポンプ	2,040	-9.3	0.75	-8.325
C S Wポンプ	67,400	-8.4	2.9	-4.63

※ 日本機械学会基準「ポンプの吸込水槽の模型試験法」(JSME S 004-1984)に基づき設定



第3図 取水槽の貯留構造部 (その1)



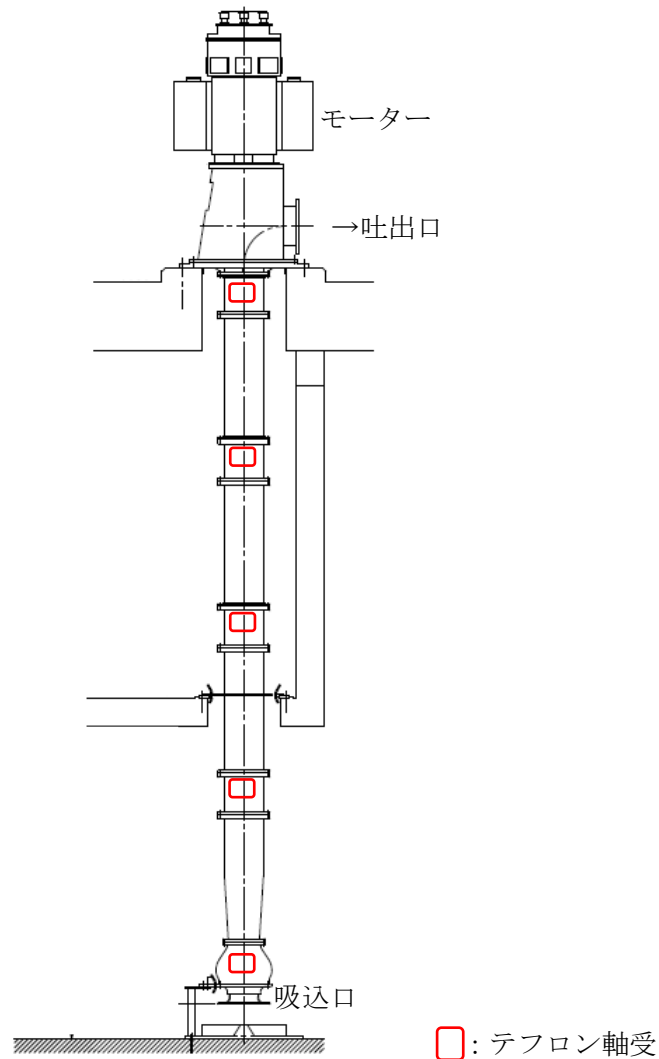
第4図 取水槽の貯留構造部 (その2)

R S Wポンプ取水性能試験

1. 目的

R S Wポンプの取水性能を確認するため、実機R S Wポンプ取水性能試験及びポンプ軸受単体の無潤滑運転試験を行い、以下の2項目について性能を確認した。ここで、R S Wポンプ水切れ運転とは、R S Wポンプ下端より取水する水位が下回った状態でのR S Wポンプの運転をいう。島根原子力発電所2号機R S Wポンプの断面図を第1図に示す。

- 性能確認項目A. R S Wポンプ実取水可能水位
性能確認項目B. R S Wポンプ水切れ運転時のポンプ状態と
その後のポンプ取水性能



第1図 島根原子力発電所2号機R S Wポンプの断面図

2. 試験内容

基準超過津波が来襲し、引き波により取水槽水位が取水槽取水管下端位置を下回った場合、R SWポンプは取水槽下部の貯留構造部の海水を取水する。その後、押し波により取水管から取水槽へ水が流れ込み、取水槽水位が回復する。このような状態でのR SWポンプの取水性能を確認するため、「実機R SWポンプ取水性能試験」及び「ポンプ軸受単体の無潤滑運転試験」を行った。

「実機R SWポンプ取水性能試験」は、実機のR SWポンプ及び取水槽を模擬した試験であるが、R SWポンプ出口から出口逆止弁までの配管長が実機より模擬試験の方が長い。これにより、R SWポンプの保有水の量が異なるため、ポンプ水切れ運転状態でのポンプ内水位が実機と異なる。R SWポンプの水切れ運転状態での損傷モードは、水切れによるポンプ軸受の無潤滑状態での長時間運転による損傷であることから、これに対する評価及び試験を「ポンプ軸受単体の無潤滑運転試験」により行った。

(1) 実機R SWポンプ取水性能試験

a. 試験内容

基準超過津波が来襲し、引き波により取水槽水位が取水槽取水管下端位置を下回る場合に想定される実機取水槽の時系列とこれを模擬したR SWポンプ取水性能試験の確認項目を第1表に示す。本試験により、R SWポンプの実取水可能水位、ポンプ水切れ運転時にポンプが破損せず機能維持すること、及びポンプ水切れ終了後の再浸水時に定格流量が取水可能であることを確認する。

b. 試験結果

第2図に示す試験装置を用い 分間のR SWポンプ水切れ運転状態を含むポンプ取水性能試験を行った。試験時の状態を第3図に、試験中のポンプ流量と水位の関係を第4図に示す。R SWポンプは、R SWポンプ下端付近まで定格流量を取水し、その後、約 分間のポンプ水切れ運転後に再浸水しても、定格流量が取水可能であった。また、水位低下中に連続渦などは確認されず、運転試験後に実施したポンプ開放点検による外観点検でも部品に異常は確認されなかった。なお、本試験において、ポンプ内の水位は最上部の軸受まで低下しておらず、いずれの軸受も無潤滑状態となっていない。

(2) ポンプ軸受単体の無潤滑運転試験

a. 試験内容

ポンプ水切れ運転時には、ポンプ内の水位が低下してポンプ軸受が無潤滑状態で長時間運転することで軸受が損傷し、ポンプが機能喪失となる可能性がある。島根原子力発電所2号炉R SWポンプの軸受は、第1図に示すように5つのテフロン軸受により構成されている。

島根原子力発電所2号炉R SWポンプの水切れ運転状態での水位低下予測を「水車及びポンプの性能換算法 JSME S008(1989)」により行った結果を第5図⁽¹⁾に示す。島根原子力発電所2号炉R SWポンプは、最短で水切れ運

転後□分で最上部のテフロン軸受が無潤滑状態になる可能性があるため、テフロン軸受の無潤滑運転試験を実施した。

b. 試験結果

第6図に示す試験装置を用い□分間のテフロン軸受の無潤滑運転試験を実施した。テフロン軸受の無潤滑運転試験前後の写真を第7図に示す。摩耗は見られたものの摩耗量は判定基準を満足しており、軸受の健全性が維持されることを確認した。

3. まとめ

「実機R SWポンプ取水性能試験」により、島根原子力発電所2号炉R SWポンプの実取水可能水位はポンプ下端位置であることを確認した。

また、模擬水槽試験では、R SWポンプを約□分間のポンプ水切れ運転し、その後に再浸水した場合でも、定格流量が取水可能であることを確認したが、模擬水槽試験と実機R SWポンプの設置状態では、R SWポンプの保有水量が異なるため、これについて「ポンプ軸受単体の無潤滑運転試験」を実施し、テフロン軸受は□分間の無潤滑運転後も健全性が維持されることを確認した。したがって、R SWポンプは、約□分間のポンプ水切れ運転後に再浸水しても、定格流量が取水可能である。

参考文献

- (1) 実金一成・宮本裕之 (2013) : 立形ポンプ内包水の水切れ運転時における挙動について, 日本原子力学会 2013 秋の大会, I23

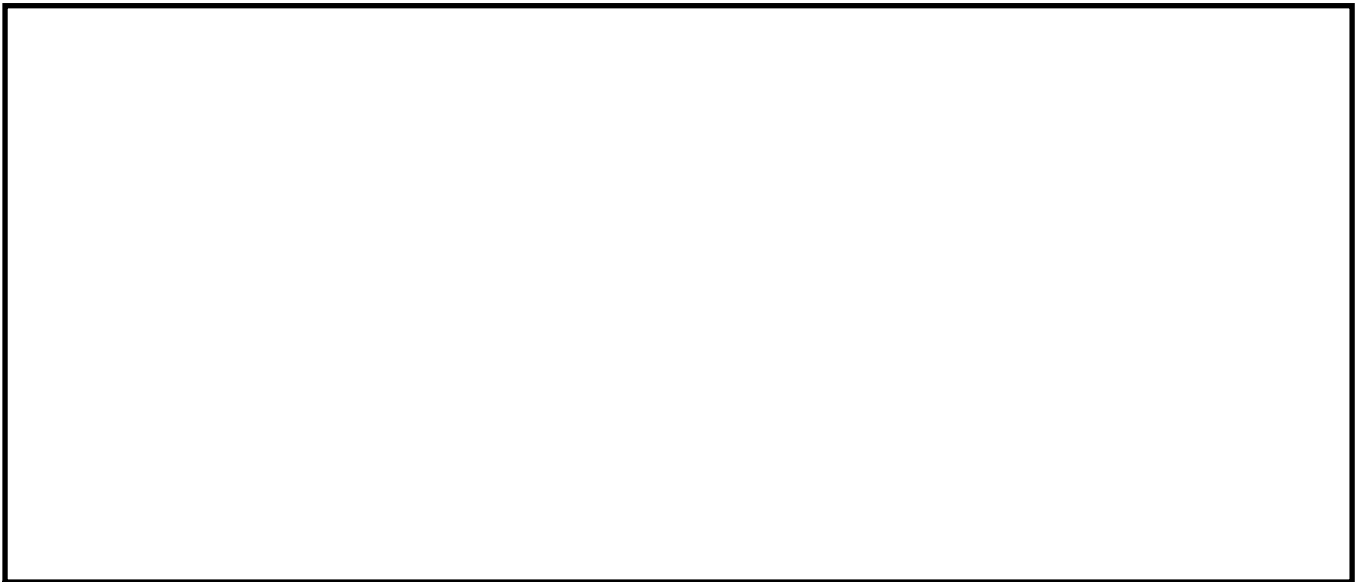
第1表 津波時の島根原子力発電所2号取水槽の想定時系列とR S Wポンプ取水性能試験の確認項目

津波時の島根原子力発電所 2号取水槽の想定時系列		津波模擬試験水槽	
取水槽水位	取水槽の状態	試験水槽の状態	試験確認項目
【引き波】 通常水位～ 取水槽取水管下端水位 (E L-7.3m)	・引き波による取水槽水位低下	・R S Wポンプと水位調整ポンプにより試験水槽水位低下	・R S Wポンプ流量, 電流等ポンプ運転パラメータ
【引き波】 取水槽取水管下端水位 (E L-7.3m)～ R S Wポンプ実取水可能水位	・R S Wポンプによる取水槽貯留構造部の水位低下	・R S Wポンプと水位調整ポンプにより試験水槽水位低下	・R S Wポンプの実取水可能水位 (取水停止水位) ・R S Wポンプ流量, 電流等ポンプ運転パラメータ
【引き波→押し波】 R S Wポンプ実取水可能水位で一定時間経過	・取水槽水位はR S Wポンプ実取水可能水位で保持される ・R S Wポンプ取水停止 ・R S Wポンプ内包水の落水	・R S Wポンプ下端を露出させるため水位調整ポンプにより試験水槽水位低下後水位保持 ・R S Wポンプ取水停止 ・R S Wポンプ内包水の落水	・R S Wポンプ流量, 電流等ポンプ運転パラメータ
【押し波】 R S Wポンプ実取水可能水位～通常水位	・押し波による取水槽水位上昇 ・R S Wポンプ取水開始	・水位調整ポンプにより試験水槽水位上昇 ・R S Wポンプ取水開始	・R S Wポンプの実取水可能水位 (取水開始水位) ・R S Wポンプ流量, 電流等ポンプ運転パラメータ

※ C S Wポンプの取水なしの条件を示すが, C S Wポンプ取水ありにおいても同様な時系列となる。



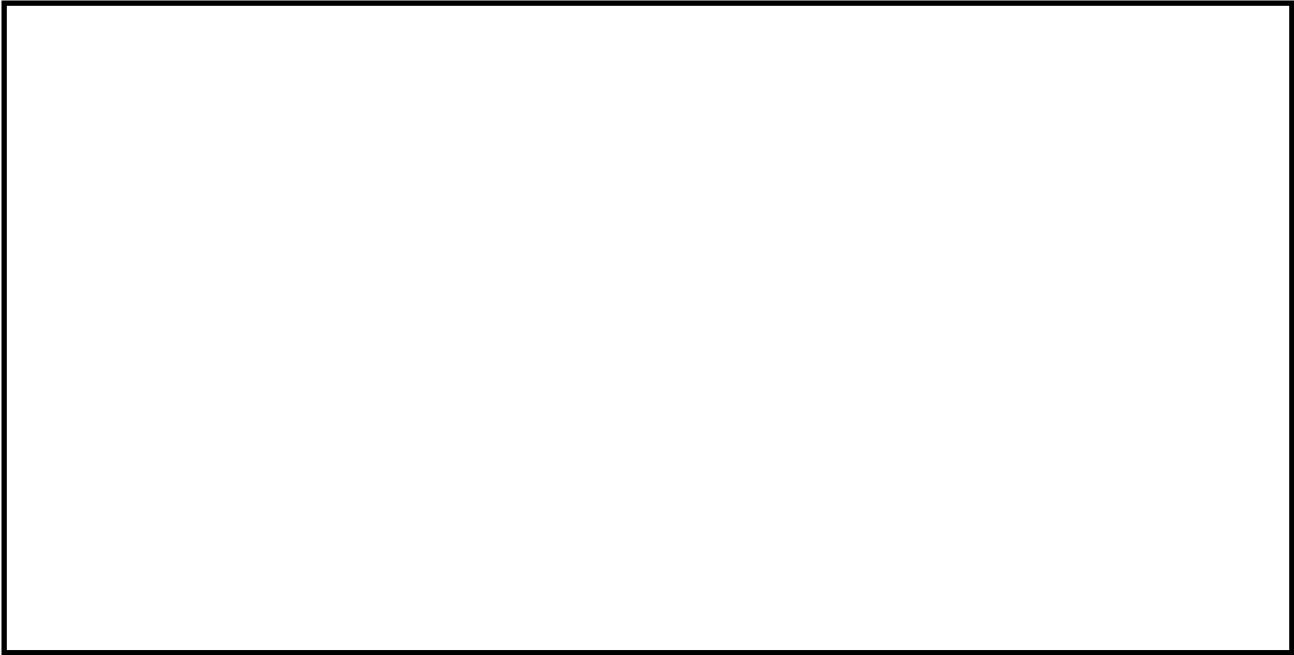
第2図 ポンプ取水性能試験装置



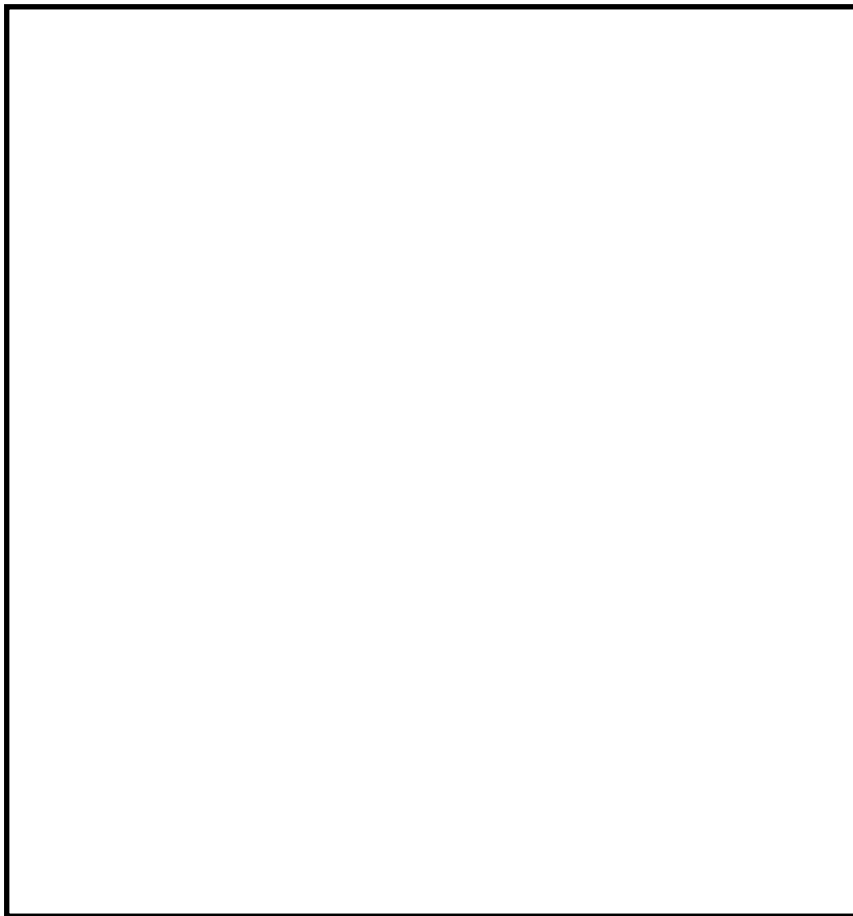
第3図 試験時の状態

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

補足 1.2.2. a-4-9



第4図 試験中のポンプ流量と水位変化

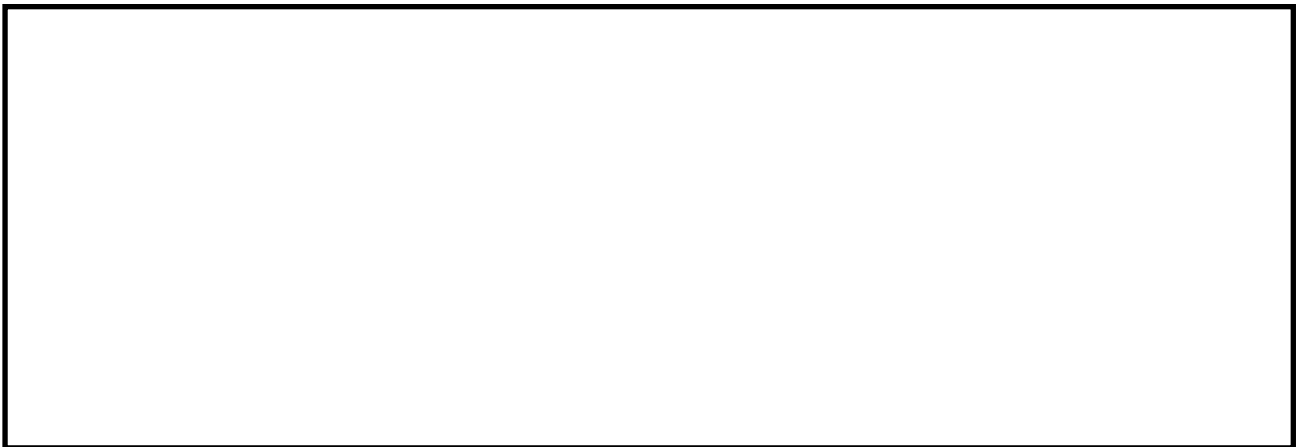


第5図 ポンプ内の水位低下予測

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



第6図 ポンプ軸受単体の無潤滑運転試験装置



第7図 試験前後軸受状態

津波襲来時の原子炉停止の手順について

震源の近い地震によって津波が引き起こされる場合、地震加速度大のインターロックにより原子炉は自動スクラムし、プラントは自動停止すると考えられる。

また、震源が遠い地震の場合等、プラントでの地震加速度が小さく、自動停止に至らずに津波が襲来する場合を想定し、原子炉を停止する手順を以下に示す。

発電所近傍で大きな地震が発生した場合には、原子炉が自動で停止していることを確認し、原子炉の冷却操作を開始する。

震源が発電所の近傍ではない地震に起因して大津波警報が発令された場合は、以下の場合を除いて原子炉を停止し、原子炉の冷却操作を開始する。

- ・ 大津波警報が誤報であった場合
- ・ 発電所から遠方で発生した地震に伴う津波であって、「島根県 出雲・石見」区域に津波が到達するまでの間に大津波警報が解除又は見直された場合

なお、津波注意報及び津波警報発令時は、発電所への津波による影響を確認するため、取水槽水位計や津波監視カメラ等により海域の監視を行うとともに、海水ポンプの電流等関連するプラント・パラメータの監視強化を行う。取水槽の水位が低下し「取水槽水位低」警報（E L -2.0m）が発信した場合、速やかに原子炉を手動スクラムにより停止し、原子炉を冷却する。更に取水槽の水位が低下し「取水槽水位低低」警報（E L -3.0m）が発信した場合、速やかに循環水ポンプ全台を停止する。

基準津波の年超過確率の参照について（第671回審査会合資料）

資料3

島根原子力発電所 2号炉
基準津波の年超過確率の参照について
(コメント回答)

平成31年1月18日
中国電力株式会社

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

Energia

審査会合における指摘事項

①

項目	No.	コメント要旨	審査会合	頁
基準津波の年超過確率の参照について	1	海域活断層について適用しているスケーリング則を明記し、影響が大きいとしている「津波評価技術」の式を適用している考え方を説明すること。	平成30年12月14日 第662回審査会合	P20, 70
	2	領域震源に想定される地震による津波を検討対象外とする考え方については、敷地周辺の主な海域活断層との位置関係等と比較を行ったうえで、整理すること。	平成30年12月14日 第662回審査会合	P5, 24, 73, 74
	3	敷地周辺の主な海域活断層のスクリーニングにおける各断層の数値シミュレーションの検討ケースの考え方を示すこと。	平成30年12月14日 第662回審査会合	P61～64
	4	モンテカルロ法のサンプル数の妥当性を感度解析により説明すること。	平成30年12月14日 第662回審査会合	P76

1. 評価方針	3
2. ロジックツリー設定	6
3. 評価結果	25

補足説明資料

1. 設置変更許可申請時からの変更点について	30
2. 基準津波の策定（第632回審査会合資料より引用）	31
3. 津波解析条件（第575回審査会合資料より引用）	46
4. 津波波源モデルの設定方法	53
5. フラクタイル曲線の作成方法	75
6. 施設護岸又は防波壁，2号炉取水口及び2号炉取水槽における津波ハザード評価結果	78
7. 防波堤の影響検討	82

1. 評価方針	
2. ロジックツリー設定	
3. 評価結果	

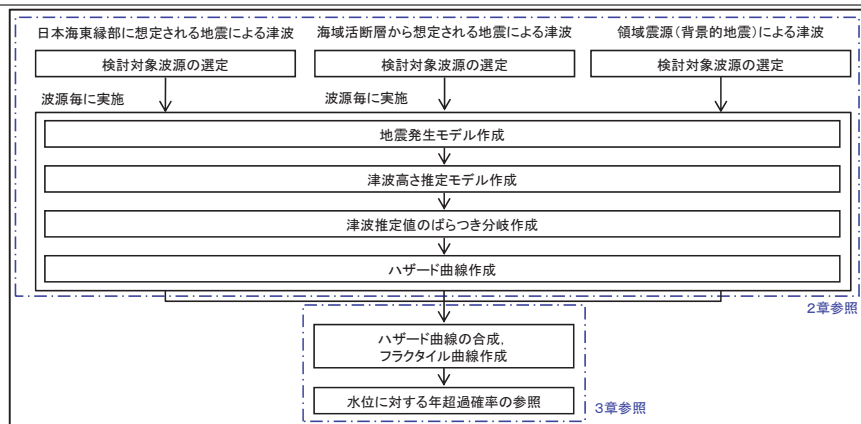
1. 評価方針

- ・確率論的津波ハザード評価(以降, 津波ハザード評価という)は, 日本原子力学会(2012)⁽¹⁾, 土木学会(2011)⁽²⁾及び土木学会(2016)⁽³⁾を踏まえて実施する。
- ・本評価では, 断層運動が直接の原因で生じる津波を対象とし, 海底地すべり等による津波については, 発生頻度等を設定することが難しいため, 評価に含めていない。
- ・なお, 日本原子力学会(2012)では, 津波を起因とした確率論的リスク評価(津波PRA)は地震そのものによる安全機能等への影響の考慮は適用範囲外としていることから, 津波ハザード評価においても同様の考え方により, 防波堤有りケースを基本とした評価を実施する。

1. 評価方針

評価フロー

- ・津波ハザード評価の評価フローを以下に示す。
- ・検討対象波源は, 日本海東縁部に想定される地震による津波及び海域活断層から想定される地震による津波から選定し, 波源毎に作成されたハザード曲線を合成することにより, フラクタイル曲線を作成し, 水位に対する年超過確率の参照を実施する。また, 領域震源(背景的地震)による津波については, 簡易予測式を用いたスクリーニングを行い評価の要否を検討する。
- ・津波ハザード評価における不確定性については, 土木学会(2016)に基づき, 下表のとおり取り扱う。



不確定性の取り扱いについて

不確定性		津波ハザード評価における扱い
偶然的 不確定性	物理現象固有のランダム性に起因する不確定性であり, 予測不可能と考えられるもの	1本のハザード曲線の中で考慮する
認識論的 不確定性	知識や認識不足に起因する不確定性であり, 研究が進展すれば確定させることができるが現状では予測不可能なもの	ロジックツリーの分岐として考慮し, 複数のハザード曲線で表現する

土木学会(2016)より作成

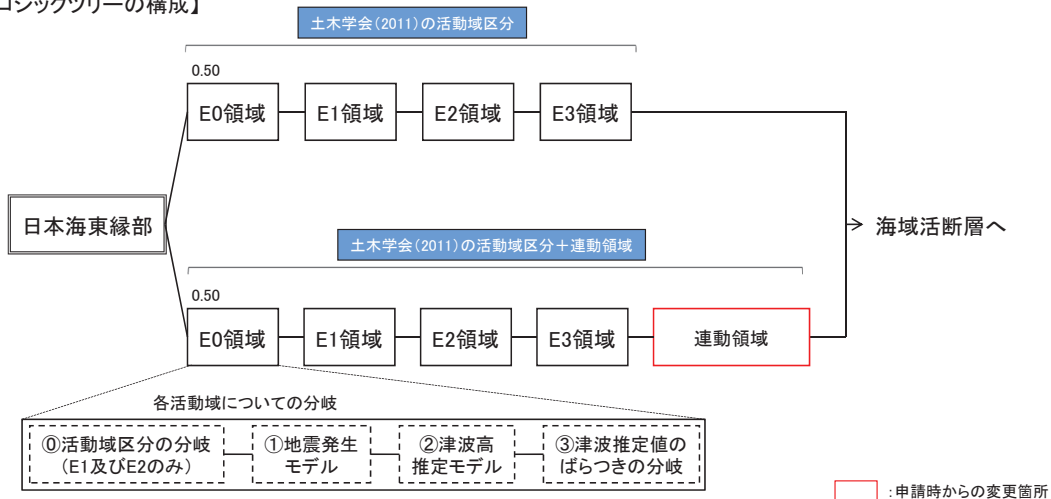
1. 評価方針
2. ロジックツリー設定
 2. 1 日本海東縁部に想定される地震による津波
 2. 2 海域活断層から想定される地震による津波
 2. 3 領域震源(背景的地震)による津波
3. 評価結果

2. ロジックツリー設定 2.1 日本海東縁部に想定される地震による津波

(1) 検討対象波源の選定

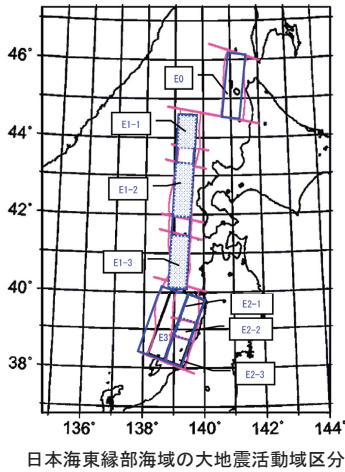
- ・日本海東縁部に想定される地震による津波のロジックツリーを以下に示す。
- ・土木学会(2011)の活動域区分(E0領域, E1領域, E2領域, E3領域)のみを考慮する場合と, 土木学会(2011)の活動域区分に「連動領域」を加える場合の分岐を設定し, 複数のハザード曲線を作成する。なお, 土木学会(2011)の活動域区分は次頁に示す。
- ・「連動領域」の波源は, 基準津波策定の際に考慮した, 地震発生領域の連動を考慮した波源モデル(断層長さ350kmモデル)及び地方自治体独自の波源モデルを考慮する。
- ・上記分岐の重み配分については, 土木学会(2016)に基づき, 現時点の知見で判断するのは困難であることから, 均等配分として設定する。

【ロジックツリーの構成】



(2) 土木学会(2011)の活動域区分

・土木学会(2011)では、日本海東縁部の活動域区分(E0, E1, E2, E3)について、地震の発生履歴や地質学的知見、地震調査研究推進本部(2003)⁽⁴⁾等の知見をもとに、以下のとおりとしている。



日本海東縁部海域の大地震活動域区分

日本海東縁部の大地震活動域の既往最大Mw

海域	発生年	津波モデルのMw	既往最大Mw(=Mmax)	「地震調査研究推進本部」による地震規模(信頼度)
北海道北西沖(E0)	なし	—	—	M7.8程度(D)
北海道西方沖(E1-1)	1940	7.7	7.7	M7.5前後(B)
北海道南西沖(E1-2)	1993	7.8	7.8	M7.8前後(B)
青森県西方沖(E1-3)	1983	7.7	7.7	M7.7前後(B)
秋田県沖(E2-1)	なし	—	—	M7.5程度(C)
山形県沖(E2-2)	1833	7.8	7.8	M7.7前後(B)
新潟県北部沖(E2-3)	1964	7.5	7.5	M7.5前後(B)
佐渡島北方沖(E3)	なし	—	—	M7.8程度(D)

土木学会(2011)より作成

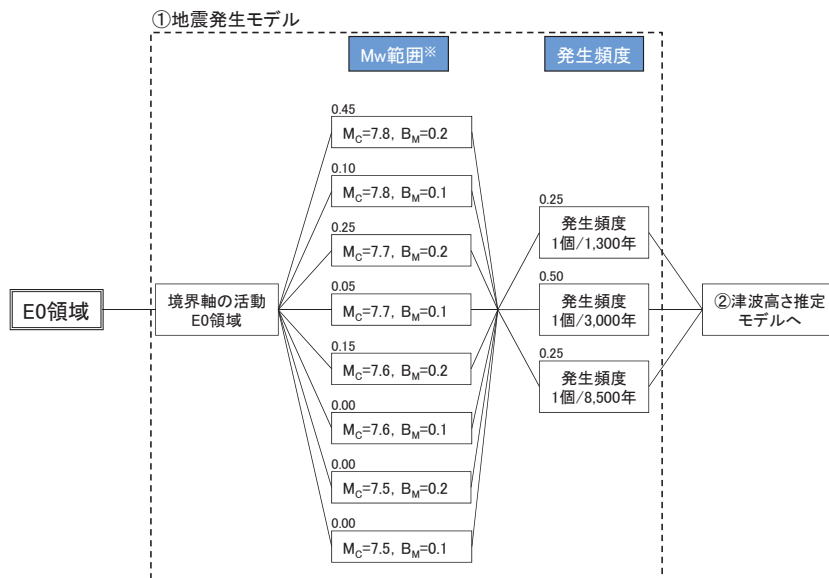
地震調査研究推進本部に示される平均発生間隔と津波ハザード解析における分布の考え方

海域	平均発生間隔	平均発生間隔の根拠	分布の考え方
北海道北西沖(E0)	3,900年程度	約2,100年前と約6,000年前に2個のイベント	発生間隔データ1個
北海道西方沖(E1-1)	1,400~3,900年程度	(連続性)	一様分布(1,400~3,900)
北海道南西沖(E1-2)	500~1,400年程度	6個のイベントの平均が約1,400年	一様分布(500~1,400)
青森県西方沖(E1-3)	500~1,400年程度	3個のイベントの平均が約500年	一様分布(500~1,400)
秋田県沖(E2-1)	1,000年程度以上	(2列への配分)	一様分布(1,000~1,500)
山形県沖(E2-2)	1,000年程度以上	(2列への配分)	一様分布(1,000~1,500)
新潟県北部沖(E2-3)	1,000年程度以上	(2列への配分)	一様分布(1,000~1,500)
佐渡島北方沖(E3)	500~1,000年程度	中嶋(2003)	一様分布(500~1,000)

土木学会(2011)より作成

E0領域の地震発生モデル

・E0領域の地震発生モデルは、土木学会(2011)に基づき分岐を設定する。
 ・重み配分については、土木学会(2009)⁽⁵⁾のアンケート結果に基づき設定する。

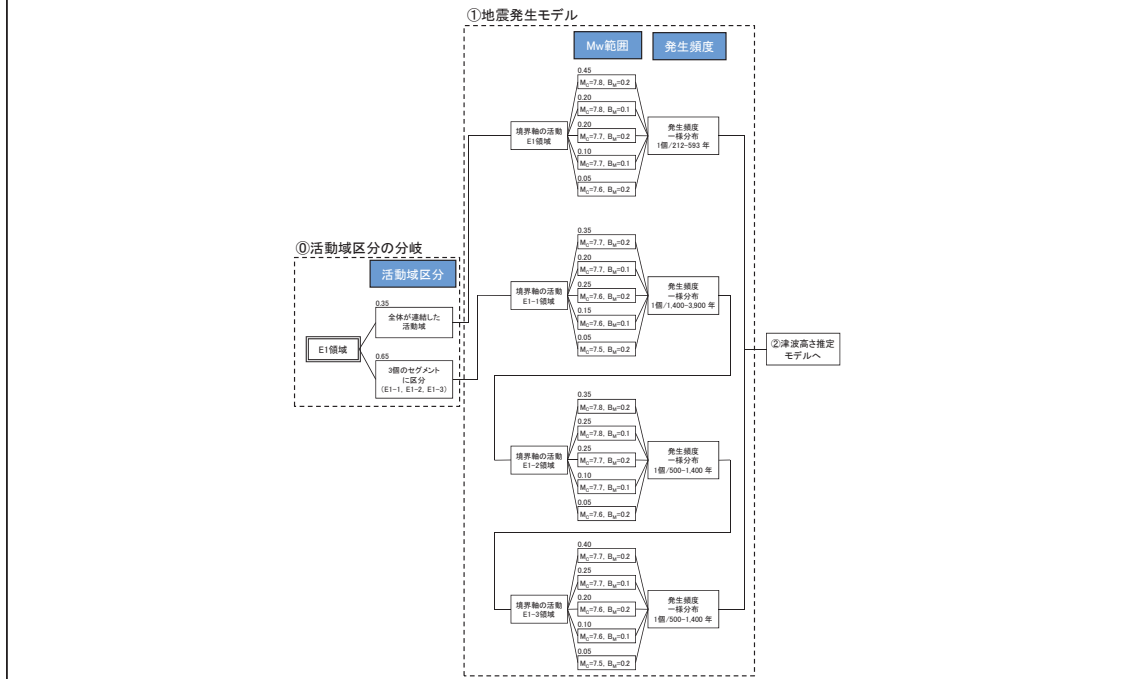


※ M_c : モーメントマグニチュードの中央値, B_m : マグニチュードの不確かさの幅

2. ロジックツリー設定 2.1 日本海東縁部に想定される地震による津波 (2) 土木学会(2011)の活動域区分 E1領域の活動域区分の分岐及び地震発生モデル

10

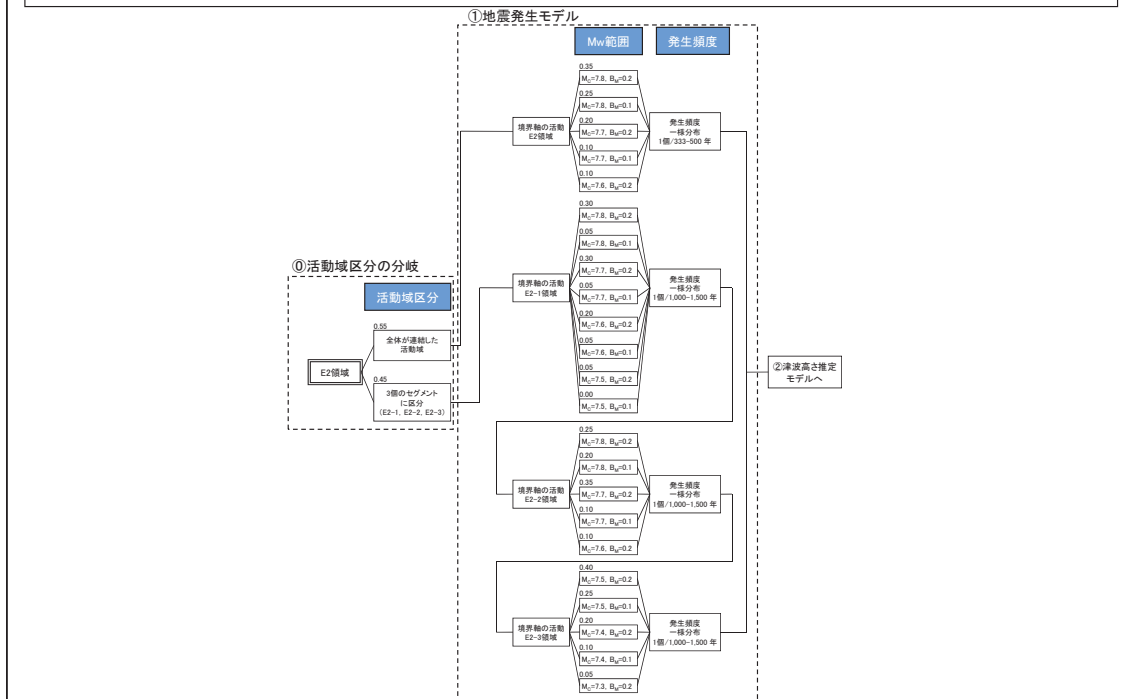
- ・E1領域の活動域区分の分岐及び地震発生モデルは、土木学会(2011)に基づき分岐を設定する。
- ・重み配分については、土木学会(2009)のアンケート結果に基づき設定する。



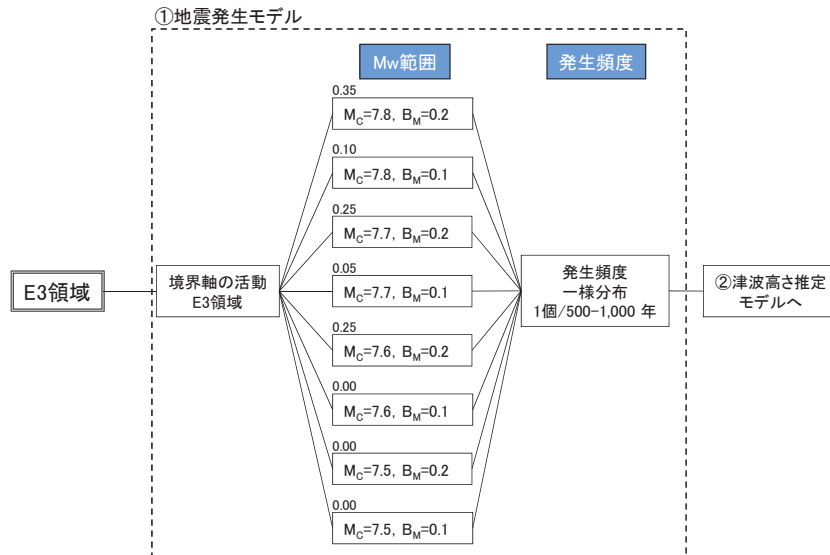
2. ロジックツリー設定 2.1 日本海東縁部に想定される地震による津波 (2) 土木学会(2011)の活動域区分 E2領域の活動域区分の分岐及び地震発生モデル

11

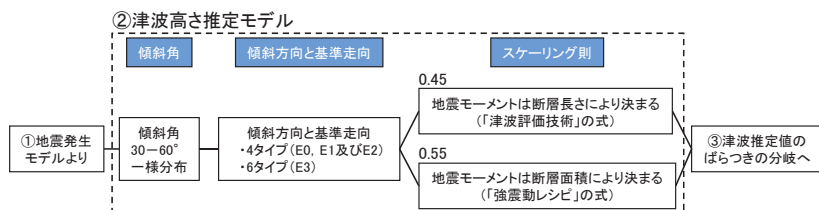
- ・E2領域の活動域区分の分岐及び地震発生モデルは、土木学会(2011)に基づき分岐を設定する。
- ・重み配分については、土木学会(2009)のアンケート結果に基づき設定する。



- ・E3領域の地震発生モデルは、土木学会(2011)に基づき分岐を設定する。
- ・重み配分については、土木学会(2009)のアンケート結果に基づき設定する。

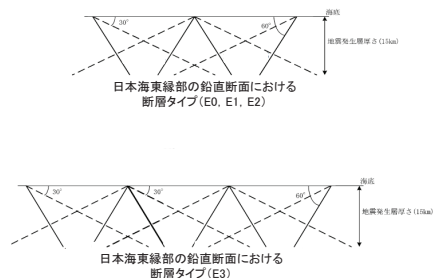


- ・E0領域, E1領域, E2領域及びE3領域の津波高さ推定モデルは、土木学会(2011)に基づき分岐を設定する。
- ・重み配分については、土木学会(2009)のアンケート結果に基づき設定する。

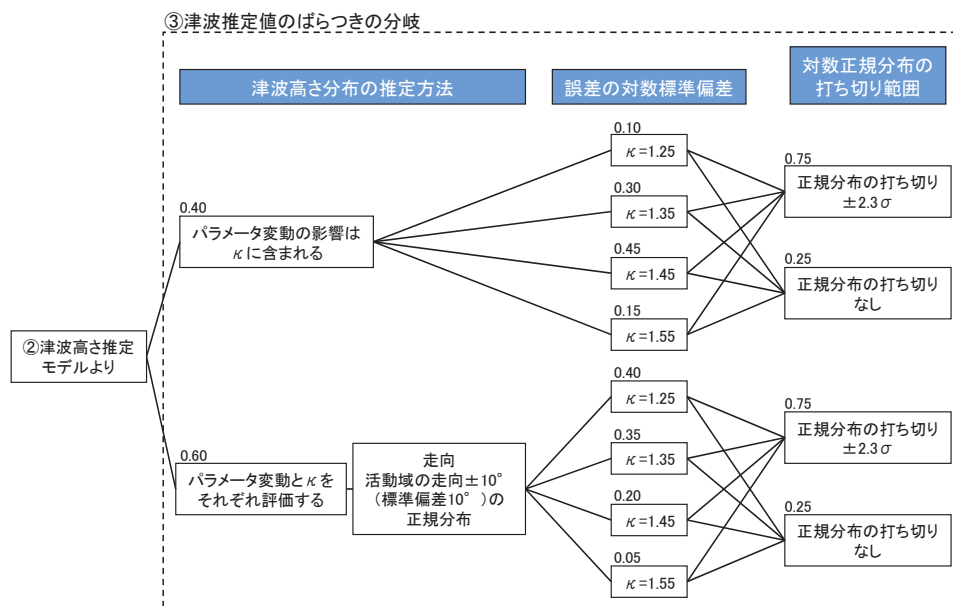


パラメータ	設定根拠
断層長さ	スケーリング則に基づき、Mwから求める。
幅	地震発生層の厚さ(15km)を考慮し傾斜角に応じて決める。
すべり量	$\log M_0 (N \cdot m) = 1.5Mw + 9.1$ 、 $D = M_0 / \mu LW$ により算出する。
上縁深さ	0kmとする。
走向	海底地形の走向に基づき設定する。
傾斜角	30～60° とする。西傾斜と東傾斜の双方を考慮する。(右図参照)
すべり角	90° とする。
剛性率	$3.5 \times 10^{10} (N/m^2)$ とする。
スケーリング則 『津波評価技術』の式	幅(地震発生層厚さ)に上限あり。 スケーリングの変曲点を境に、Mwが大きいとき武村(1998)の関係 $\log L (km) = 0.75Mw - 3.77$ 、 $L \propto D$ 、 $W = \text{const.}$ が、Mwの小さいとき $W = 2L/3$ 、 $L \propto W \propto D$ の関係が成り立ち、両者が連続的に接続するものとする。
スケーリング則 『強震動レシビ』の式	地震調査研究推進本部の地震動予測手法(『レシビ』)などで用いられる $M_0(N \cdot m) = S [km^2] / (4.24 \times 10^{-11})^2 \times 10^7$ (Wells and Coppersmith(1994)などのデータに基づく入倉・三宅(2001)の提案式、 地震モーメント $7.5 \times 10^{18} N \cdot m$ 以上の地震に適用する)を適用する。

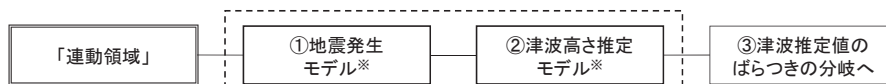
土木学会(2011)を引用・加筆(加筆箇所は下線で示す)



- ・E0領域, E1領域, E2領域及びE3領域の津波推定値のばらつきの分岐は, 土木学会(2011)に基づき分岐を設定する。
- ・重み配分については, 土木学会(2009)のアンケート結果に基づき設定する。



- ・運動領域の波源は, 基準津波策定の際に考慮した, 地震発生領域の運動を考慮した波源モデル(断層長さ350kmモデル)及び地方自治体独自の波源モデルを考慮する。
- ・運動領域の地震発生モデル及び津波高さ推定モデルは, 波源モデルのいずれかがランダムに起こると仮定し, 土木学会(2016)に基づき, 偶然的不確定性として1本のハザード曲線の中で考慮する。



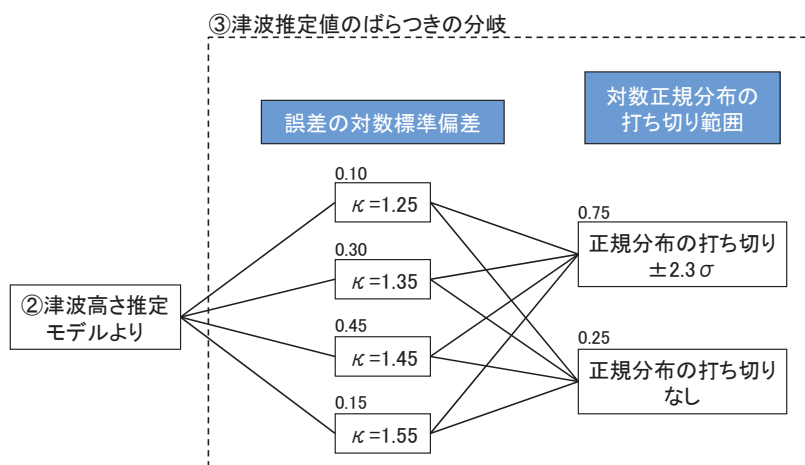
※ 各波源の「①地震発生モデル」及び「②津波高さ推定モデル」の詳細をP53～60に示す。

運動領域の地震発生モデル

波源モデル	Mw	発生頻度	参照先
日本海東縁部(350km)	Mw=8.09	一様分布, 1個/3,000-6,000年	P53,54
	Mw=8.15	一様分布, 1個/3,000-6,000年	
	Mw=8.25	一様分布, 1個/3,000-6,000年	
鳥取県(2012) ⁽⁶⁾	Mw=7.85	一様分布, 1個/500-1,000年	P55
	Mw=8.16	一様分布, 1個/1,500-3,000年	
秋田県(2013) ⁽⁷⁾	Mw=7.82	一様分布, 1個/500-1,400年	P56
	Mw=7.89	一様分布, 1個/500-1,000年	
	Mw=8.46	一様分布, 1個/1,000-2,000年	
	Mw=8.28	一様分布, 1個/1,500-3,000年	
石川県(2012) ⁽⁸⁾ ・福井県(2012) ⁽⁹⁾	Mw=7.99	一様分布, 1個/1,500-3,000年	P57,58
	Mw=8.69	一様分布, 1個/3,000-6,000年	
島根県(2012) ⁽¹⁰⁾	Mw=7.85	一様分布, 1個/500-1,000年	P59
	Mw=8.01	一様分布, 1個/1,500-3,000年	
山口県(2012) ⁽¹¹⁾	Mw=7.85	一様分布, 1個/500-1,000年	P60

連動領域の津波推定値のばらつき分岐

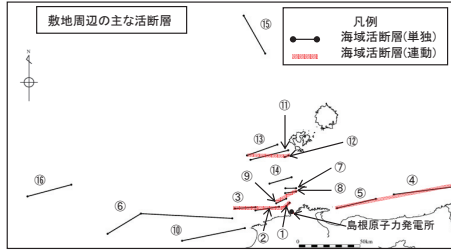
- ・連動領域の津波推定値のばらつき分岐は、土木学会(2011)に基づき分岐を設定する。
- ・重み配分については、土木学会(2009)のアンケート結果に基づき設定する。



1. 評価方針
2. ロジックツリー設定
 - 2.1 日本海東縁部に想定される地震による津波
 - 2.2 海域活断層から想定される地震による津波
 - 2.3 領域震源(背景的地震)による津波
3. 評価結果

(1) 検討対象断層の選定

- ・海域活断層から想定される地震による津波の検討対象断層を選定する。
- ・敷地周辺の主な海域活断層について、基準津波策定の際に考慮した数値シミュレーション結果を用い、土木学会(2011)に示されるスクリーニング^{※1}を実施した結果、F-Ⅲ～F-Ⅴ断層の下降側で評価対象となる水位を下回るため、検討対象断層として選定した。



断層	上昇側 (施設護岸又は防波壁)		下降側 (2号炉取水槽)	
	最大水位 上昇量 H(m)	評価対象 となる水位 X(m) ^{※2}	最大水位 下降量 H(m)	評価対象 となる水位 X(m) ^{※2}
F-Ⅲ～F-Ⅴ断層 (①+②+③)	3.6	5.4	-5.9	-3.0
鳥取沖東部断層 ～鳥取沖西部断層(④+⑤)	0.8		-1.0	
F57断層(⑥)	1.2		-1.1	
K-4～K-7拗曲(⑦+⑧+⑨)	2.5		-2.7	
大田沖断層(⑩)	0.8		-0.7	
K-1拗曲+K-2拗曲 +F _{KO} 断層(⑪+⑫+⑬)	1.2		-0.9	
F _{K-1} 断層(⑭)	2.1		-2.4	
隠岐北西方北部断層(⑮)	1.2		-1.1	
見島北方沖西部断層(⑯)	0.7		-0.6	

■ : 評価対象となる水位を下回る水位

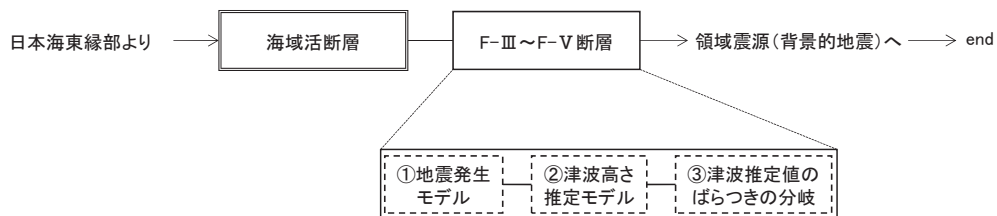
※1 最大水位上昇(下降)量をH、評価対象となる水位をX(防波壁高さ及び原子炉補機海水ポンプ設計取水可能水位)とした際に $|X| > |H| \cdot \kappa^{2.3}$ の関係が成り立つ断層は対象外とする。なお、 κ は津波高さに含まれるばらつきで、最大で1.55とする。また、最大水位上昇量及び下降量の結果をP61、62に示す。

※2 上昇側については、Xが防波壁高さ15.0[m]となることより、 $X/(\kappa^{2.3}) = 15[m]/(1.55^{2.3}) \approx 5.4[m]$
 下降側については、Xが原子炉補機海水ポンプ設計取水可能水位の-8.32[m]となることより、 $X/(\kappa^{2.3}) = -8.32[m]/(1.55^{2.3}) \approx -3.0[m]$

(1) 検討対象断層の選定

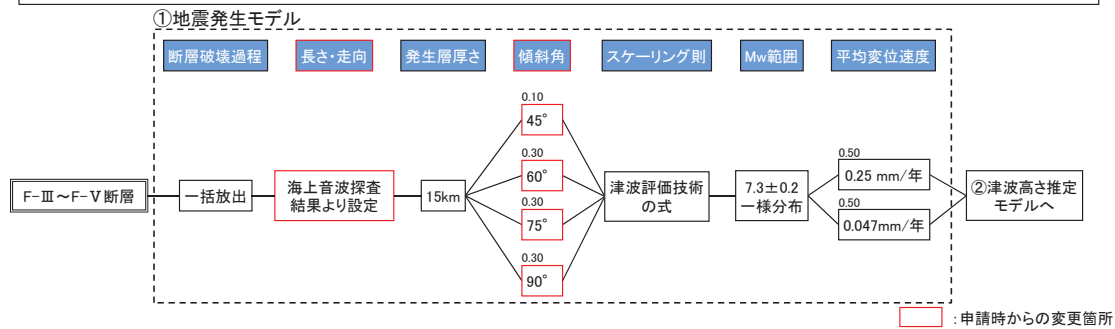
- ・海域活断層から想定される地震による津波のロジックツリーを以下に示す。

【ロジックツリーの構成】



F-III~F-V断層の地震発生モデル

・F-III~F-V断層の地震発生モデルは、土木学会(2011)に基づき分岐を設定する。

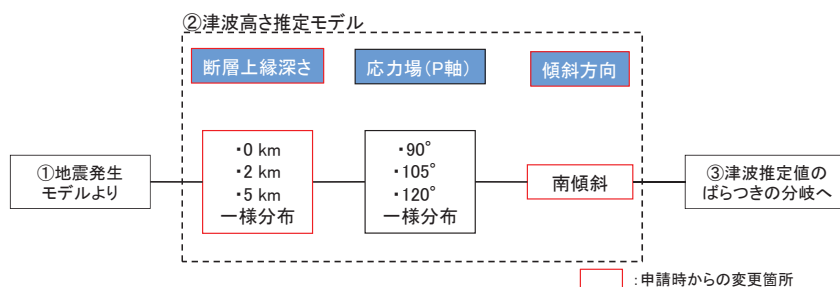


パラメータ	設定根拠※1
断層破壊過程	土木学会(2011)より、一括放出型と設定。
長さ・走向	海上音波探査結果に基づき設定。
発生層厚さ	土木学会(2011)より、15kmと設定。
傾斜角	土木学会に示される45°~90°を変動範囲とし、15°毎に値を設定。重みは西南日本で発生した地震の傾斜角に関するデータより設定。
スケールリング則	土木学会(2011)に示される「津波評価技術」の式(武村(1998) ⁽¹²⁾ の式、P13参照)を適用する※2。
Mw範囲	海上音波探査結果に基づき設定した断層長さ(48.0km)から、「津波評価技術」に示される武村(1998)のスケールリング則より求めたMwに分布幅を設定。重みは一様分布と設定。
平均変位速度	海域活断層の活動度に関する知見は得られていないため、周辺の陸域活断層(央道断層)の活動度であるB、C級(活断層研究会編(1991) ⁽¹³⁾ 及び今泉ほか(2018) ⁽¹⁴⁾ より設定)を参考とし、平均変位速度は奥村・石川(1998) ⁽¹⁵⁾ に基づきB級を0.25mm/年、C級を0.047mm/年と設定。重みは一様分布と設定。

※1 パラメータの設定根拠に関する詳細をP65~69に示す。
 ※2 「津波評価技術」の式を適用する考え方をP70に示す。

F-III~F-V断層の津波高さ推定モデル

・F-III~F-V断層の津波高さ推定モデルは、土木学会(2011)に基づき分岐を設定する。

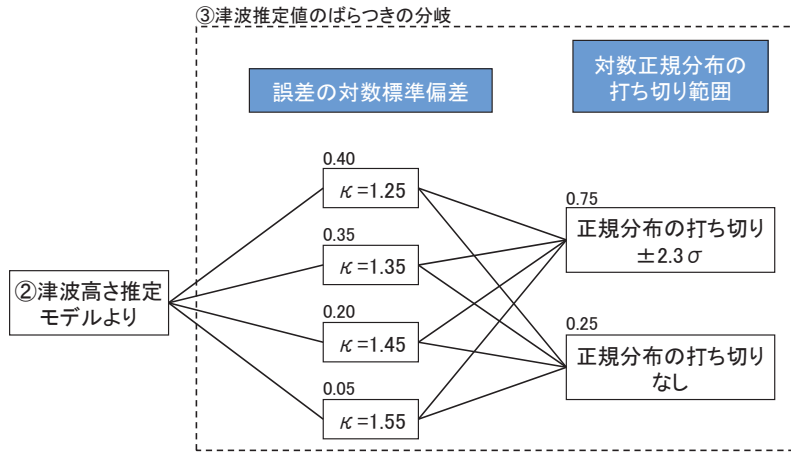


パラメータ	設定根拠※
断層上縁深さ	土木学会(2011)に示される変動範囲0~5km及び敷地周辺で発生した地震の震源鉛直分布等から推定される断層上縁深さ2kmに基づき0km、2km及び5kmと設定。重みは一様分布と設定。
応力場(P軸)	塚原・小林(1991) ⁽¹⁶⁾ 、ハーバードCMT発震機構解及び気象庁初動発震機構解より90°~120°と考えられることから、90°、105°及び120°と設定。重みは一様分布と設定。
傾斜方向	海上音波探査結果より、南傾斜と設定。

※ パラメータの設定根拠に関する詳細をP65~68,71及び72に示す。

F-Ⅲ～F-V断層の津波推定値のばらつきの分岐

- ・ F-Ⅲ～F-V断層の津波推定値のばらつきの分岐は、土木学会(2011)に基づき分岐を設定する。
- ・ 重み配分については、土木学会(2009)のアンケート結果に基づき設定する。



1. 評価方針
2. ロジックツリー設定
 - 2.1 日本海東縁部に想定される地震による津波
 - 2.2 海域活断層から想定される地震による津波
 - 2.3 領域震源(背景的地震)による津波
3. 評価結果

(1) 検討対象波源の選定

・領域震源(背景的地震)による津波の評価は、垣見ほか(2003)⁽¹⁷⁾及び萩原(1991)⁽¹⁸⁾に示される発電所から100km以内に位置するMwが最大となる波源を対象として、阿部(1989)⁽¹⁹⁾の簡易予測式*を用いて津波の予測高を算定し、土木学会(2011)に示されるスクリーニングを実施した。なお、領域震源と海域活断層の位置関係については、補足説明資料P73, 74に示す。

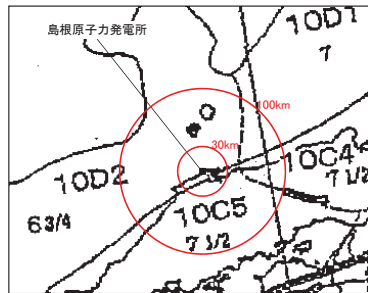
領域震源による津波の予測高及び評価対象となる水位

領域震源	発電所から100km以内に位置する領域震源の最大Mw(Mj)	予測高H	評価対象となる水位(P18参照)
垣見ほか(2003)に示される領域震源(「10D1」, 「10D2」, 「10C4」, 「10C5」)	7.2 (7 _{1/2})	2.4m	5.4m
萩原(1991)に示される領域震源(「M」, 「L ₂ 」)	7.0 (7.3)	1.5m	

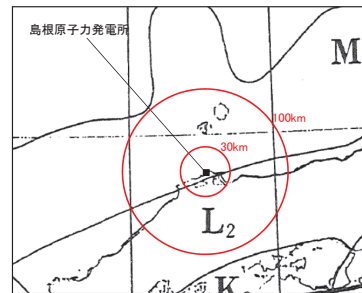
※ $\log H = M_w - \log \Delta - 5.35$

H: 予測高(m), Δ : 津波の伝播距離(km)

なお、発電所から30km以内は、海上音波探査結果より後期更新世以降の活動を考慮する断層及び拗曲を把握していることより、 Δ は30kmと設定する。



垣見ほか(2003)に基づく対象領域



萩原(1991)に基づく対象領域

・領域震源による津波の予測高は、評価対象となる水位を下回ることから、領域震源については検討対象外とする。

目次

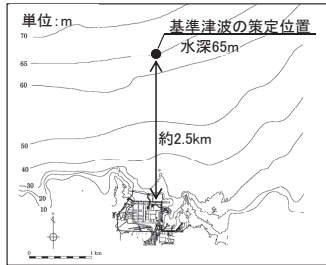
1. 評価方針
2. ロジックツリー設定
3. 評価結果

3. 評価結果

年超過確率の参照(水位上昇側)

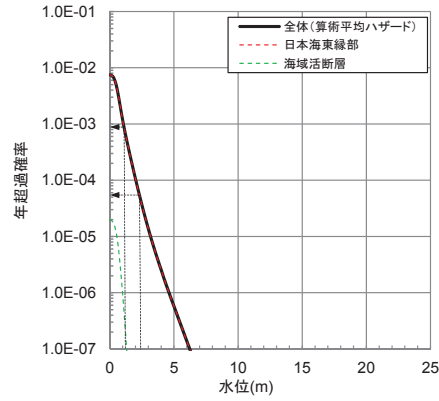
- ・波源毎に作成したハザード曲線を合成し、基準津波水位に対する年超過確率を参照する。
- ・水位上昇側の年超過確率は、策定した基準津波のうち、水位上昇側で防波堤有ケースである基準津波1及び2を対象とする。
- ・基準津波の策定位置における基準津波水位に対する年超過確率は、水位上昇側で $10^{-3} \sim 10^{-5}$ 程度である。^{※1, 2}

※1 施設護岸又は防波壁(水位上昇側)、2号炉取水口及び2号炉取水槽(水位下降側)における津波ハザード評価結果をP78～81に示す。
 ※2 防波堤の有無を考慮した津波ハザード評価結果をP82～90に示す。



位置図

	基準津波の策定位置における 基準津波水位
基準津波1 (水位上昇側)	+2.44m
基準津波2 (水位上昇側)	+1.21m

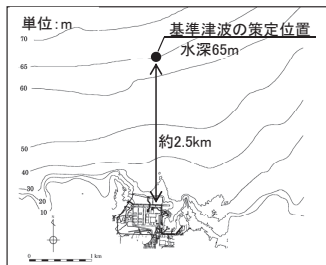


3. 評価結果

年超過確率の参照(水位下降側)

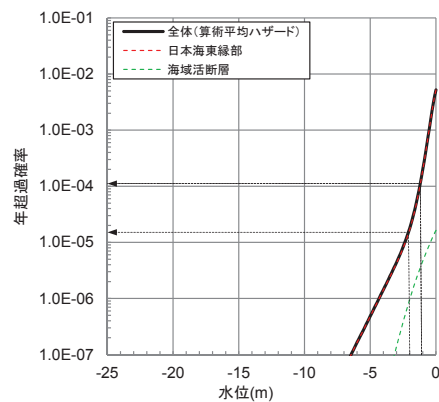
- ・波源毎に作成したハザード曲線を合成し、基準津波水位に対する年超過確率を参照する。
- ・水位下降側の年超過確率は、策定した基準津波のうち、水位下降側で防波堤有ケースである基準津波1、3及び4を対象とする。
- ・基準津波の策定位置における基準津波水位に対する年超過確率は、水位下降側で $10^{-3} \sim 10^{-5}$ 程度である。^{※1, 2}

※1 施設護岸又は防波壁(水位上昇側)、2号炉取水口及び2号炉取水槽(水位下降側)における津波ハザード評価結果をP78～81に示す。
 ※2 防波堤の有無を考慮した津波ハザード評価結果をP82～90に示す。



位置図

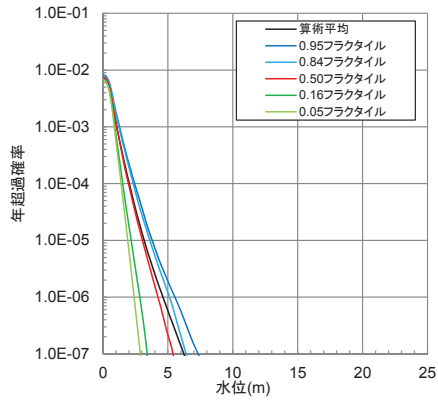
	基準津波の策定位置における 基準津波水位
基準津波1 (水位下降側)	-1.96m
基準津波3 (水位下降側)	-1.07m
基準津波4 (水位下降側)	-1.05m



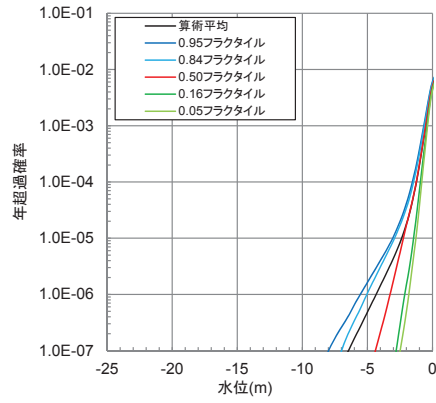
・基準津波の策定位置における水位上昇側、水位下降側のフラクタイル曲線を以下に示す。※1~3

- ※1 施設護岸又は防波壁(水位上昇側)、2号炉取水口及び2号炉取水槽(水位下降側)における津波ハザード評価結果をP78~81に示す。
- ※2 防波堤の有無を考慮した津波ハザード評価結果をP82~90に示す。
- ※3 フラクタイル曲線の作成方法をP75~77に示す。

■ 水位上昇側



■ 水位下降側



補足説明資料

1. 設置変更許可申請時からの変更点について
2. 基準津波の策定（第632回審査会合資料より引用）
3. 津波解析条件（第575回審査会合資料より引用）
4. 津波波源モデルの設定方法
5. フラクタイル曲線の作成方法
6. 施設護岸又は防波壁，2号炉取水口及び2号炉取水槽における津波ハザード評価結果
7. 防波堤の影響検討

補足説明資料

1. 設置変更許可申請時からの変更点について

・設置変更許可申請時からの変更点について下表に示す。

変更内容				
波源	項目	変更前	変更後	
日本海東縁部	検討対象波源の選定	土木学会(2011)に示される以下の領域区分を選定 ・E0領域 ・E1領域 ・E2領域 ・E3領域	土木学会(2011)に示される領域区分に加え、基準津波策定の際に考慮した、以下の波源を追加選定 ・地震発生領域の運動を考慮した波源 ・鳥取県(2012) ・秋田県(2013) ・石川県(2012) ・福井県(2012) ・島根県(2012) ・山口県(2012)	
	検討対象断層の選定	阿部(1989)の予測式により津波高さを算出し、予測高が比較的大きくなる以下の断層を選定 ・F-Ⅲ～F _K -2断層 ・K-4～K-7断層 ・大田沖断層 ・鳥取沖西方沖断層 ・鳥取沖東部断層 ・F _K -1断層	土木学会(2011)に基づき、年超過確率への寄与度が高い以下の断層を選定 ・F-Ⅲ～F-V断層	
海域活断層	傾斜方向	F-Ⅲ～F _K -2断層の長さを51.5kmと設定し、断層の傾斜方向は北傾斜と南傾斜に設定	設置変更許可申請以降に実施した海上音波探査による結果(F-Ⅲ～F _K -2断層の名称をF-Ⅲ～F-V断層に変更)より、断層長さは48.0km、断層の傾斜方向は南傾斜に設定	
	海域活断層のパラメータ	傾斜角	土木学会(2011)に示される45°～90°に基づき、上限値、下限値及び中央値の45°、67.5°、90°に設定	基準津波策定の際に検討を実施した45°、60°、75°、90°に設定
	断層上縁深さ	土木学会(2011)に示される0～5kmに基づき、0kmに設定	基準津波策定の際に検討を実施した0、2、5kmに設定	

2.1 基準津波の選定における津波水位の評価地点

・津波防護対象施設等はT.P.+8.5m以上の敷地に設置されており、敷地高さT.P.+8.5mを越える津波に対しては防波壁（天端高さT.P.+15.0m）等により津波を防護する。^{※1}

※1 構造物の詳細は P43～45に示す。

津波防護対象

○設計基準対象施設：

- 原子炉建物
- 海水ポンプエリア
- ディーゼル燃料エリア
- 制御室建物の一部
- 廃棄物処理建物の一部

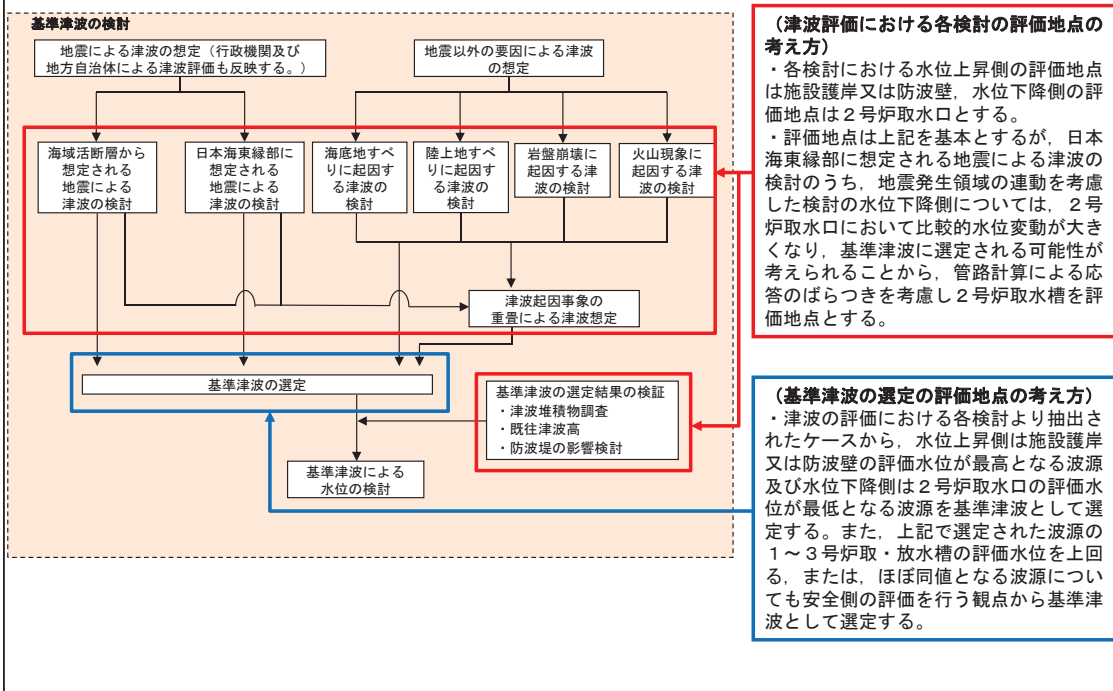
○アクセスルート、保管場所^{※2}

※2 審査の進捗によりルート、位置等変更が生じる可能性はある。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

・基準津波の波源の選定においては、津波防護対象施設等への津波の影響を確認するため、津波水位の上昇側の評価地点は施設護岸とする。なお、施設護岸を越えた津波は防波壁に到達することから防波壁も対象とする。また、引き津波に対する影響を確認するため、津波水位の下降側の評価地点は2号炉取水口とする。
 ・また、ドライサイト及び海水ポンプの取水性を確認する観点から、上昇側については1～3号炉の取・放水槽、下降側については2号取水槽の評価水位についても確認する。

2.2 各検討における評価地点の考え方



(津波評価における各検討の評価地点の考え方)
 ・各検討における水位上昇側の評価地点は施設護岸又は防波壁、水位下降側の評価地点は2号炉取水口とする。
 ・評価地点は上記を基本とするが、日本海東縁部に想定される地震による津波の検討のうち、地震発生領域の運動を考慮した検討の水位下降側については、2号炉取水口において比較的水位変動が大きくなり、基準津波に選定される可能性が考えられることから、管路計算による応答のばらつきを考慮し2号炉取水槽を評価地点とする。

(基準津波の選定の評価地点の考え方)
 ・津波の評価における各検討より抽出されたケースから、水位上昇側は施設護岸又は防波壁の評価水位が最高となる波源及び水位下降側は2号炉取水口の評価水位が最低となる波源を基準津波として選定する。また、上記で選定された波源の1～3号炉取・放水槽の評価水位を上回る、または、ほぼ同値となる波源についても安全側の評価を行う観点から基準津波として選定する。

補足説明資料 2. 基準津波の策定

2.3 津波評価結果①(海域活断層から想定される地震による津波の検討)

・地震による津波の検討(海域活断層から想定される地震による津波の検討)の評価水位最高ケース及び評価水位最低ケースは以下のとおり。

※ 評価水位は地盤変動量及び潮位を考慮している。

評価水位最高ケース(水位上昇側)

■:施設護岸又は防波壁において評価水位最高

検討ケース	波源モデル						ポンプ 運転 状況	評価水位(T.P. m)*						
	断層 長さ (km)	モーメント マグニ チュード Mw	傾斜角 (°)	すべり角 (°)	上縁深 さ(km)	大 すべり 域		施設護岸	1号炉 取水槽	2号炉 取水槽	3号炉 取水槽	1号炉 放水槽	2号炉 放水槽	3号炉 放水槽
土木学会に基づく検討(F-Ⅲ~F-V断層)	48.0	7.27	90	130, 180	0	-	運転 停止	+3.6[+3.59]	+1.9 +2.2	+1.4 +2.0	+1.3 +2.9	+2.7 +1.3	+2.8 +2.7	+2.1 +2.4
国土交通省・内閣府・文部科学省(2014)に 基づく検討(F56断層)	49.0	7.2	60	143, 215	1	中央	運転 停止	+1.9	+1.9 +2.1	+1.6 +2.2	+1.1 +1.8	+2.8 +1.3	+3.1 +1.5	+2.4 +1.5
国土交通省・内閣府・文部科学省(2014)の横ずれ断層 に対するすべり角の知見を踏まえた検討	48.0	7.27	90	130, 215	0	-	運転 停止	+3.6[+3.56]	+2.0 +2.3	+1.5 +2.1	+1.4 +3.1	+2.7 +1.4	+2.9 +2.5	+2.1 +2.4
地方自治体独自の波源モデルを対象とした検討	-							断層長さ及び敷地からの距離を考慮すると、地方自治体独自の波源モデルから想定される地震による津波の敷地への影響は、当社が評価している海域活断層から想定される地震による津波の敷地への影響と同程度以下と考えられる。						

評価水位最低ケース(水位下降側)

■:2号炉取水口において評価水位最低

検討ケース	波源モデル						ポンプ 運転 状況	評価水位(T.P. m)*		
	断層 長さ (km)	モーメント マグニ チュード Mw	傾斜角 (°)	すべり角 (°)	上縁深 さ(km)	大 すべり 域		2号炉 取水口(東)	2号炉 取水口(西)	2号炉 放水槽
土木学会に基づく検討(F-Ⅲ~F-V断層)	48.0	7.27	90	115, 180	0	-	運転 停止	-3.9	-3.9	-5.9[-5.84] -4.8
国土交通省・内閣府・文部科学省(2014)に 基づく検討(F56断層)	49.0	7.2	60	143, 215	1	隣接LR	運転 停止	-1.0	-1.0	-1.5 -1.1
国土交通省・内閣府・文部科学省(2014)の横ずれ断層 に対するすべり角の知見を踏まえた検討	48.0	7.27	90	115, 215	0	-	運転 停止	-3.8	-3.8	-5.8 -4.8
地方自治体独自の波源モデルを対象とした検討	-							断層長さ及び敷地からの距離を考慮すると、地方自治体独自の波源モデルから想定される地震による津波の敷地への影響は、当社が評価している海域活断層から想定される地震による津波の敷地への影響と同程度以下と考えられる。		

・海域活断層から想定される地震による津波の検討においては、施設護岸の評価水位が最高となること及び、2号炉取水口の評価水位が最低となることから、上昇側・下降側ともに「土木学会に基づく検討(F-Ⅲ~F-V断層)」を基準津波の選定に反映する。

補足説明資料 2. 基準津波の策定

2.3 津波評価結果②(日本海東縁部に想定される地震による津波の検討)

・地震による津波の検討(日本海東縁部に想定される地震による津波の検討)の評価水位最高ケース及び評価水位最低ケースは以下のとおり。

※ 評価水位は地盤変動量及び潮位を考慮している。

評価水位最高ケース(水位上昇側)

■:施設護岸又は防波壁において評価水位最高

検討ケース	断層モデル						ポンプ 運転 状況	評価水位(T.P. m)*							
	断層 長さ (km)	モーメント マグニ チュード Mw	傾斜角 (°)	すべり角 (°)	上縁深 さ(km)	大 すべり 域		施設護岸 又は 防波壁	1号炉 取水槽	2号炉 取水槽	3号炉 取水槽	1号炉 放水槽	2号炉 放水槽	3号炉 放水槽	
土木学会に基づく 検討	E1領域 断層上縁深さ0km (追加)E1領域 断層上縁深さ1km	131.1	7.85	60	90	0	-	運転	-	+6.4	+4.9	-	+5.3	+4.4	
								停止	+7.2	+6.9	+8.1	+6.3	+2.3	+4.3	+5.5
国土交通省・内閣府・ 文部科学省(2014)に 基づく検討	F24断層 (追加)F28断層	132	7.9	30	74, 80	1	隣接LLRR	運転	+7.2	+6.9	+8.2	+6.3	+2.3	+4.4	+5.4
								停止	+3.4	+5.0	+4.9	+4.4	+2.0	+3.7	+3.3
地方自治体独自の波源モデルに 基づく検討(鳥取県(2012)) (追加)地震発生領域の運動を 考慮した検討(断層長さ350km)	222.2 350	8.16 8.09	60	90	0	-	IV V	運転	+10.5	+7.6	+9.0[9.00]	+7.0	+4.0	+7.1	+6.4
								停止	+8.7	+6.9	+6.1	-	+6.1	+4.4	+4.9

評価水位最低ケース(水位下降側)

■:2号炉取水口において評価水位最低

検討ケース	断層モデル						ポンプ 運転 状況	評価水位(T.P. m)*			
	断層 長さ (km)	モーメント マグニ チュード Mw	傾斜角 (°)	すべり角 (°)	上縁深 さ(km)	大 すべり 域		2号炉 取水口(東)	2号炉 取水口(西)	2号炉 放水槽	
土木学会に基づく 検討	E2, E3領域 断層上縁深さ2.5km (追加)E2, E3領域 断層上縁深さ1km	131.1	7.85	60	90	2.5	-	運転	-4.2	-4.1	-5.3
								停止	-4.2	-4.1	-5.0
国土交通省・内閣府・ 文部科学省(2014)に 基づく検討	F24断層 (追加)F28断層	132	7.9	30	74, 80	1	中央	運転	-2.4	-2.4	-5.4
								停止	-2.4	-2.4	-5.1
地方自治体独自の波源モデルに 基づく検討(鳥取県(2012)) (追加)地震発生領域の運動を 考慮した検討(断層長さ350km)	222.2 350	8.16 8.09	60	90	0	-	IV VI	運転	-1.9	-1.9	-3.4
								停止	-1.9	-1.9	-3.3
地方自治体独自の波源モデルに 基づく検討(鳥取県(2012)) (追加)地震発生領域の運動を 考慮した検討(断層長さ350km)	222.2 350	8.16 8.09	60	90	0	-	-	運転	-5.0	-5.0	-2.7
								停止	-5.0	-5.0	-2.7

・日本海東縁部に想定される地震による津波の検討においては、防波壁の評価水位が最高となること及び、2号炉取水口の評価水位が最低となることから、上昇側・下降側ともに「地方自治体独自の波源モデルに基づく検討(鳥取県(2012))」を基準津波の選定に反映する。
・また、「地震発生領域の運動を考慮した検討(断層長さ350km)」においては、3号炉取水槽のポンプ停止時の評価水位が最高となること及び、2号炉取水槽のポンプ運転時の評価水位が最低となることから基準津波の選定に反映する。(該当箇所を表中に ■ として示す。)

・地震以外の要因による津波の検討の評価水位最高ケース及び評価水位最低ケースは以下のとおり。

※ 評価水位は地盤変動量及び潮位を考慮している。
 : 施設護岸又は防波壁において評価水位最高

評価水位最高ケース(水位上昇側)

検討ケース	ポンプ 運転状況	評価水位(T.P. m) [※]						
		施設護岸	1号炉 取水槽	2号炉 取水槽	3号炉 取水槽	1号炉 放水槽	2号炉 放水槽	3号炉 放水槽
海底地すべりに 起因する津波(地すべり①)	運転	+4.1	+3.5	+3.2	+2.3	+3.4	+4.3	+4.0
	停止		+4.0	+4.5	+4.0	+2.1	+3.8	+4.2
陸上地すべりに 起因する津波(Ls26)	運転	+1.2	+1.0	+0.7	+0.5	+2.6	+2.4	+1.8
	停止		+1.1	+1.1	+1.0	+1.1	+1.0	+0.8
岩盤崩壊に起因する津波	-	Huber and Hager(1997) ²⁰⁾ の予測式による津波高さ(全振幅)が陸上地すべりの津波高(全振幅)を下回ることから、敷地への影響は小さいと考えられる。						
火山現象に起因する津波	-	<ul style="list-style-type: none"> ・鬱陵島: 山体崩壊を伴うような爆発的噴火の可能性は低いことから、敷地に与える影響が大きい津波は発生することはないと考えられる。 ・隠岐島後: 山体崩壊を伴うような爆発的噴火の可能性は低いことから、敷地に与える影響が大きい津波は発生することはないと考えられる。 ・渡島大島: 観測津波水位は、日本海東縁部に想定した地震による津波水位を下回ると考えられる。 						

評価水位最低ケース(水位下降側)

 : 2号炉取水口において評価水位最低

検討ケース	ポンプ 運転状況	評価水位(T.P. m) [※]		
		2号炉 取水口(東)	2号炉 取水口(西)	2号炉 取水槽
海底地すべりに 起因する津波(地すべり①)	運転	-2.8	-2.7	-3.7
	停止			-3.3
陸上地すべりに 起因する津波(Ls26)	運転	-0.5	-0.5	-1.1
	停止			-0.7
岩盤崩壊に起因する津波	-	Huber and Hager(1997)の予測式による津波高さ(全振幅)が陸上地すべりの津波高(全振幅)を下回ることから、敷地への影響は小さいと考えられる。		
火山現象に起因する津波	-	<ul style="list-style-type: none"> ・鬱陵島: 山体崩壊を伴うような爆発的噴火の可能性は低いことから、敷地に与える影響が大きい津波は発生することはないと考えられる。 ・隠岐島後: 山体崩壊を伴うような爆発的噴火の可能性は低いことから、敷地に与える影響が大きい津波は発生することはないと考えられる。 ・渡島大島: 上昇側の評価より、敷地に与える影響は小さいと考えられる。 		

・地震以外の要因による津波の検討においては、施設護岸の評価水位が最高となること及び、2号炉取水口の評価水位が最低となることから、上昇側・下降側ともに「海底地すべりに起因する津波(地すべり①)」を基準津波の選定に反映する。

・津波起因事象の重量による津波の検討の評価水位最高ケース及び評価水位最低ケースは以下のとおり。

※ 評価水位は地盤変動量及び潮位を考慮している。
 : 施設護岸又は防波壁において評価水位最高

評価水位最高ケース(水位上昇側)

検討ケース			ポンプ 運転 状況	評価水位(T.P. m) [※]						
地震による 津波	地震以外の要因による 津波	検討方法		施設護岸	1号炉 取水槽	2号炉 取水槽	3号炉 取水槽	1号炉 放水槽	2号炉 放水槽	3号炉 放水槽
F-III~F-V 断層	陸上地すべり Ls26	水位の 足し合わせ	運転	+3.8[+3.71]	—	—	—	—	—	—
		一体 シミュレーション	停止	+3.8[+3.74]	+1.5	+1.1	+1.0	+2.7	+2.8	+1.9
	その他の地すべり (陸上地すべりLs7・ 海底地すべり①~④)	水位の 足し合わせ	-	F-III~F-V断層と海底地すべり①~③との位置関係から、これらの重量は考慮しない。また、F-III~F-V断層から想定される地震による津波の最大水位上昇量の発生時に、陸上地すべりLs7及び海底地すべり④に起因する津波は到達しないため、重量を考慮しても評価水位に影響はない。						
日本海東縁部に 想定される 津波	陸上地すべり・ 海底地すべり	水位の 足し合わせ	-	日本海東縁部に想定される地震の波源は、陸上地すべりLs7・Ls26及び海底地すべり①~④と十分に離れていることから、それらの重量を考慮しない。						

評価水位最低ケース(水位下降側)

 : 2号炉取水口において評価水位最低

検討ケース			ポンプ 運転 状況	評価水位(T.P. m) ^{※2}		
地震による 津波	地震以外の要因による 津波	検討方法		2号炉 取水口(東)	2号炉 取水口(西)	2号炉 取水槽
F-III~F-V 断層	陸上地すべり Ls26	水位の 足し合わせ	運転	-3.7[-3.62]	-3.6	—
		一体 シミュレーション	停止	-3.7[-3.69]		-3.7
	その他の地すべり (陸上地すべりLs7・ 海底地すべり①~④)	水位の 足し合わせ	-	F-III~F-V断層と海底地すべり①~③との位置関係から、これらの重量は考慮しない。また、F-III~F-V断層から想定される地震による津波の最大水位下降量の発生時に、陸上地すべりLs7及び海底地すべり④に起因する津波は到達しないため、重量を考慮しても評価水位に影響はない。		
日本海東縁部に 想定される 津波	陸上地すべり・ 海底地すべり	水位の 足し合わせ	-	日本海東縁部に想定される地震の波源は、陸上地すべりLs7・Ls26及び海底地すべり①~④と十分に離れていることから、それらの重量を考慮しない。		

・津波起因事象の重量による津波の検討においては、施設護岸の評価水位が最高となること及び、2号炉取水口の評価水位が最低となることから、上昇側・下降側ともに「F-III~F-V断層から想定される地震による津波」と「陸上地すべりに起因する津波(Ls26)」の重量ケースを基準津波の選定に反映する。

補足説明資料 2. 基準津波の策定
2.3 津波評価結果のまとめ

第632回審査会合 資料2
P149 再掲

37

・各検討結果より選定した評価水位最高ケース及び評価水位最低ケースは以下のとおり。

※ 評価水位は地盤変動量及び潮位を考慮している。

水位上昇側

■ : 施設護岸又は防波壁において評価水位最高 □ : 左記波源の1~3号炉取・放水槽の評価水位を上回る、またはほぼ同値となる水位

波源	検討ケース	断層長さ (km)	モーメント マグニチュード Mw	傾斜角 (°)	すべり角 (°)	上縁深さ (km)	大すべり域	ポンプ運転状況	施設護岸又は防波壁	評価水位(T.P. m)*					
										1号炉取水槽	2号炉取水槽	3号炉取水槽	1号炉放水槽	2号炉放水槽	3号炉放水槽
海域活断層	土木学会に基づく検討 (F-III~F-V 断層)	48.0	7.27	90	130,180	0	-	運転	+3.6	+1.9	+1.4	+1.3	+2.7	+2.8	+2.1
										+2.2	+2.0	+2.9	+1.3	+2.7	+2.4
日本海東縁部	地方自治体独自の波源モデルに基づく検討(鳥取県(2012))	222.2	8.16	60	90	0	-	運転	+10.5	-	+7.0	+5.9	-	+6.8	+6.6
										+7.6	+9.0[9.00]	+7.0	+4.0	+7.1	+6.4
日本海東縁部	(追加)地震発生領域の運動を考慮した検討(断層長さ350km)	350	8.09	60	90	0	IV V	運転	+8.7	-	+6.9	+6.1	-	+6.1	+4.4
										+7.1	+9.0[8.91]	+7.2	+3.0	+6.5	+4.9
海底地すべり	海底地すべりに起因する津波(地すべり①)	-						-	+4.1	+3.5	+3.2	+2.3	+3.4	+4.3	+4.0
		+4.0	+4.5	+4.0	+2.1	+3.8	+4.2								
津波起因事象の重畳	F-III~F-V断層 + 陸上地すべりLs26	一体シミュレーション						-	+3.8	+1.5	+1.1	+1.0	+2.7	+2.8	+1.9
		+1.8	+1.7	+2.7	+1.2	+2.6	+2.4								

水位下降側

■ : 2号炉取水口において評価水位最低 □ : 左記波源の2号炉取水槽を上回る水位

波源	検討ケース	断層長さ (km)	モーメント マグニチュード Mw	傾斜角 (°)	すべり角 (°)	上縁深さ (km)	大すべり域	ポンプ運転状況	評価水位(T.P. m)*		
									2号炉取水口(東)	2号炉取水口(西)	2号炉取水槽
海域活断層	土木学会に基づく検討 (F-III~F-V 断層)	48.0	7.27	90	115,180	0	-	運転	-3.9	-3.9	-5.9[-5.84]
											-4.8
日本海東縁部	地方自治体独自の波源モデルに基づく検討(鳥取県(2012))	222.2	8.16	60	90	0	-	運転	-5.0	-5.0	-5.9[-5.81]
											-5.4
日本海東縁部	(追加)地震発生領域の運動を考慮した検討(断層長さ350km)	350	8.09	60	90	0	IV VI	運転	-4.5	-4.5	-5.9[-5.88]
											-5.2
海底地すべり	海底地すべりに起因する津波(地すべり①)	-						-	-2.8	-2.7	-3.7
		-3.3									
津波起因事象の重畳	F-III~F-V断層 + 陸上地すべりLs26	一体シミュレーション						-	-3.7	-3.7	-5.7
		-4.7									

・各検討結果より選定した評価水位最高ケース及び評価水位最低ケースから、施設護岸又は防波壁の評価水位が最高となる波源及び2号炉取水口の評価水位が最低となる波源を基準津波として選定する。また、上記波源の1~3号炉取・放水槽の評価水位を上回る、または、ほぼ同値となる波源についても安全側の評価を行う観点から基準津波として選定する。

補足説明資料 2. 基準津波の策定
2.4 基準津波の選定

第632回審査会合 資料2
P150 再掲

38

・地震による津波の検討、地震以外の要因による津波の検討及び津波起因事象の重畳による津波の検討の結果、鳥取県(2012)が日本海東縁部に想定した地震による津波を基準津波1、日本海東縁部に想定される地震発生領域の運動を考慮した検討の評価水位最高ケースを基準津波2、評価水位最低ケースを基準津波3として選定する。また、敷地近傍に位置する海域活断層(F-III~F-V断層)から想定される地震による津波を基準津波4として選定する。

※ 評価水位は地盤変動量及び潮位を考慮している。

水位上昇側

■ : 施設護岸又は防波壁において評価水位最高 □ : 左記波源の1~3号炉取・放水槽の評価水位を上回る、またはほぼ同値となる水位

基準津波	波源域	検討ケース	断層長さ (km)	モーメント マグニチュード Mw	傾斜角 (°)	すべり角 (°)	上縁深さ (km)	大すべり域	走向	東西位置	防波堤有無	ポンプ運転状況	施設護岸又は防波壁	評価水位(T.P. m)*					
														1号炉取水槽	2号炉取水槽	3号炉取水槽	1号炉放水槽	2号炉放水槽	3号炉放水槽
基準津波1	日本海東縁部	地方自治体独自の波源モデルに基づく検討(鳥取県(2012))	222.2	8.16	60	90	0	-	-	-	-	有	+10.5	-	+7.0	+5.9	-	+6.8	+6.6
														+7.6	+9.0[9.00]	+7.0	+4.0	+7.1	+6.4
基準津波2	日本海東縁部	地震発生領域の運動を考慮した検討(断層長さ350km)	350	8.09	60	90	0	IV V	走向一定	(3)	有	運転	+8.7	-	+6.9	+6.1	-	+6.1	+4.4
														+7.1	+9.0[8.91]	+7.2	+3.0	+6.5	+4.9

水位下降側

■ : 2号炉取水口において評価水位最低 □ : 左記波源の2号炉取水槽を上回る水位

基準津波	波源域	検討ケース	断層長さ (km)	モーメント マグニチュード Mw	傾斜角 (°)	すべり角 (°)	上縁深さ (km)	大すべり域	走向	東西位置	防波堤有無	ポンプ運転状況	評価水位(T.P. m)*		
													2号炉取水口(東)	2号炉取水口(西)	2号炉取水槽
基準津波1	日本海東縁部	地方自治体独自の波源モデルに基づく検討(鳥取県(2012))	222.2	8.16	60	90	0	-	-	-	有	運転	-5.0	-5.0	-5.9[-5.81]
															-5.4
基準津波3	日本海東縁部	地震発生領域の運動を考慮した検討(断層長さ350km)	350	8.09	60	90	0	IV VI	走向一定	(3)	有	運転	-4.5	-4.5	-5.9[-5.88]
															-5.2
基準津波4	海域活断層	土木学会に基づく検討 (F-III~F-V 断層)	48.0	7.27	90	115,180	0	-	-	-	有	運転	-3.9	-3.9	-5.9[-5.84]
															-4.8

2.5 基準津波による水位の検討

・防波堤の有無の影響検討を踏まえた基準津波は以下のとおりである。
 ・基準津波による水位の検討として、基準津波の各々の評価水位に対して、敷地への流入防止及び取水性の確保について確認する。

水位上昇側

※ 評価水位は地盤変動量及び潮位を考慮している。

基準津波	波源域	検討ケース	断層長さ (km)	モーメントマグニチュード Mw	傾斜角 (°)	すべり角 (°)	上縁深さ (km)	大すべり域	走向	東西位置	防波堤有無	ポンプ運転状況	評価水位 (T.P. m) ※							
													施設護岸又は防波壁	1号炉取水槽	2号炉取水槽	3号炉取水槽	1号炉放水槽	2号炉放水槽	3号炉放水槽	
基準津波 1	日本海東縁部	地方自治体独自の波源モデルに基づく検討 (鳥取県 (2012))	222.2	8.16	60	90	0	-	-	-	-	有	運転	+10.5	-	+7.0	+5.9	-	+6.8	+6.6
												停止	+7.6	+9.0	+7.0	+4.0	+7.1	+6.4		
												無	運転	-	+9.0	+6.4	-	+6.1	+6.4	
												停止	+11.6	+9.0	+10.4	+7.7	+4.1	+7.2	+6.3	
基準津波 2	日本海東縁部	地震発生領域の運動を考慮した検討 (断層長さ350km)	350	8.09	60	90	0	IV V	走向一定	(3)	有	運転	+8.7	-	+6.9	+6.1	-	+6.1	+4.4	
停止			+7.1	+9.0	+7.2	+3.0	+6.5	+4.9												
基準津波 5	日本海東縁部	地震発生領域の運動を考慮した検討 (断層長さ350km)	350	8.09	60	90	0	VII 南30km	走向一定 -10° 変化	(3) から 東 15.9km	無	運転	+11.2	-	+8.3	+5.8	-	+5.5	+6.8	
停止												+8.0	+10.2	+7.5	+2.6	+5.4	+7.3			
評価水位と比較する高さ (T.P. m)													天端 +15.0	天端 +10.8	天端 +10.8	天端 +8.8	天端 +8.8	天端 +8.8	天端 +8.8	

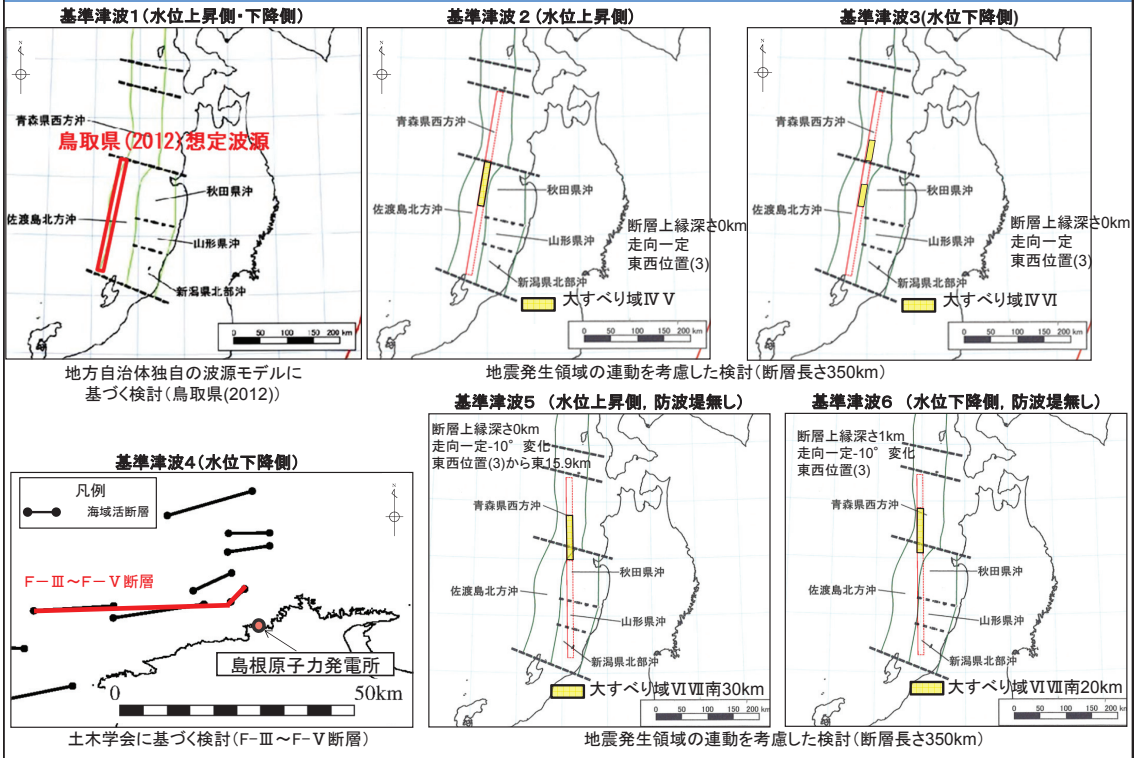
2.5 基準津波による水位の検討

水位下降側

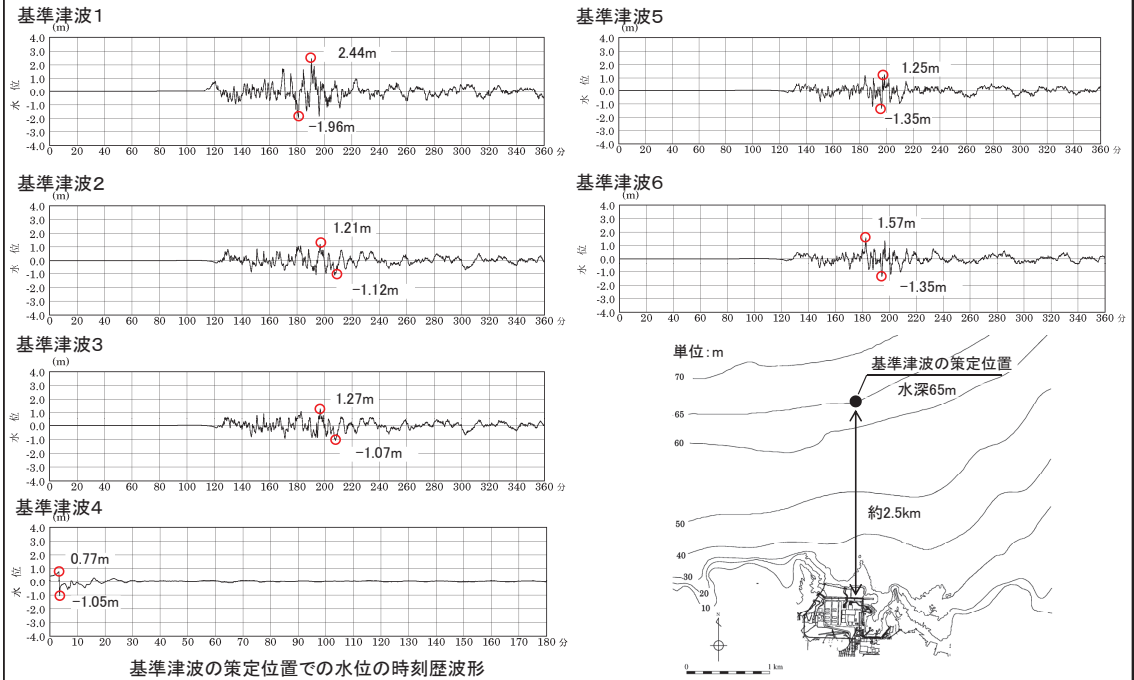
※ 評価水位は地盤変動量及び潮位を考慮している。

基準津波	波源域	検討ケース	断層長さ (km)	モーメントマグニチュード Mw	傾斜角 (°)	すべり角 (°)	上縁深さ (km)	大すべり域	走向	東西位置	防波堤有無	ポンプ運転状況	評価水位 (T.P. m) ※				
													2号炉取水口 (東)	2号炉取水口 (西)	2号炉取水槽		
基準津波 1	日本海東縁部	地方自治体独自の波源モデルに基づく検討 (鳥取県 (2012))	222.2	8.16	60	90	0	-	-	-	-	有	運転	-5.0	-5.0	-5.9	
												停止	-5.4	-5.4			
												無	運転	-5.9	-5.9	-7.5	
												停止	-5.5	-5.5			
基準津波 3	日本海東縁部	地震発生領域の運動を考慮した検討 (断層長さ350km)	350	8.09	60	90	0	IV VI	走向一定	(3)	有	運転	-4.5	-4.5	-5.9		
停止			-5.2	-5.2													
基準津波 6	日本海東縁部	地震発生領域の運動を考慮した検討 (断層長さ350km)	350	8.09	60	90	1	VII 南20km	走向一定 -10° 変化	(3)	無	運転	-6.0	-5.9	-7.8		
停止												-5.7	-5.7				
基準津波 4	海域活断層	土木学会に基づく検討 (F-III ~ F-V 断層)	48.0	7.27	90	115, 180	0	-	-	-	-	-	有	運転	-3.9	-3.9	-5.9
													停止	-4.8	-4.8		
													無	運転	-4.1	-4.1	-6.3
													停止	-5.0	-5.0		
評価水位と比較する高さ (T.P. m)													取水口呑口 -12.5		原子炉補機海水ポンプ設計取水可能水位 -8.32		

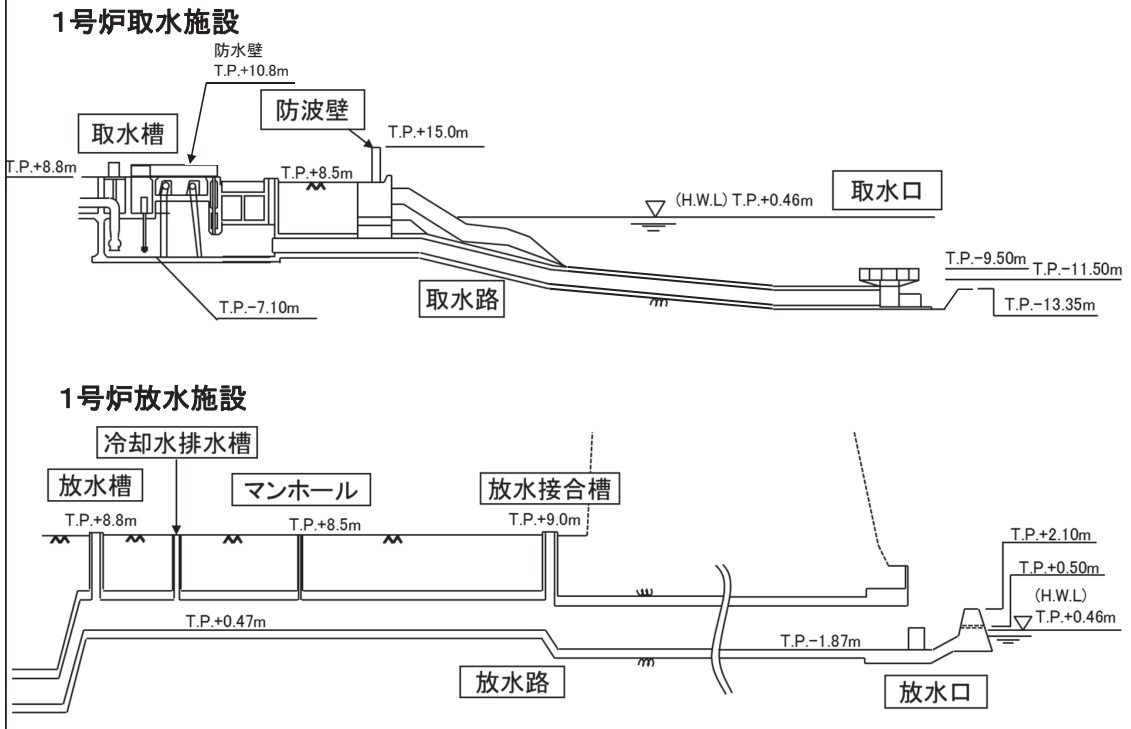
上記、基準津波の各々の評価水位に対して、敷地への流入防止及び取水性の確保ができることを確認した。
【敷地への津波の流入】
 ・施設護岸周辺には高さT.P.+15.0mの防波壁が設置されていることから、津波が遡上し地上部から敷地に到達することはない。
 ・1～3号炉取・放水槽の天端高さはT.P.+8.8mであること、及び1, 2号炉取水槽に天端高さT.P.+10.8mの防水壁が設置されていることから、取・放水経路から敷地に津波が流入することはない。
【原子炉補機海水系の取水性】
 ・2号炉原子炉補機海水ポンプ設計取水可能水位はT.P.-8.32mであることから、冷却に必要な海水は確保できる。
 ・2号炉取水口の呑口の下端はT.P.-12.5mであることから、取水に支障が生じることはない。



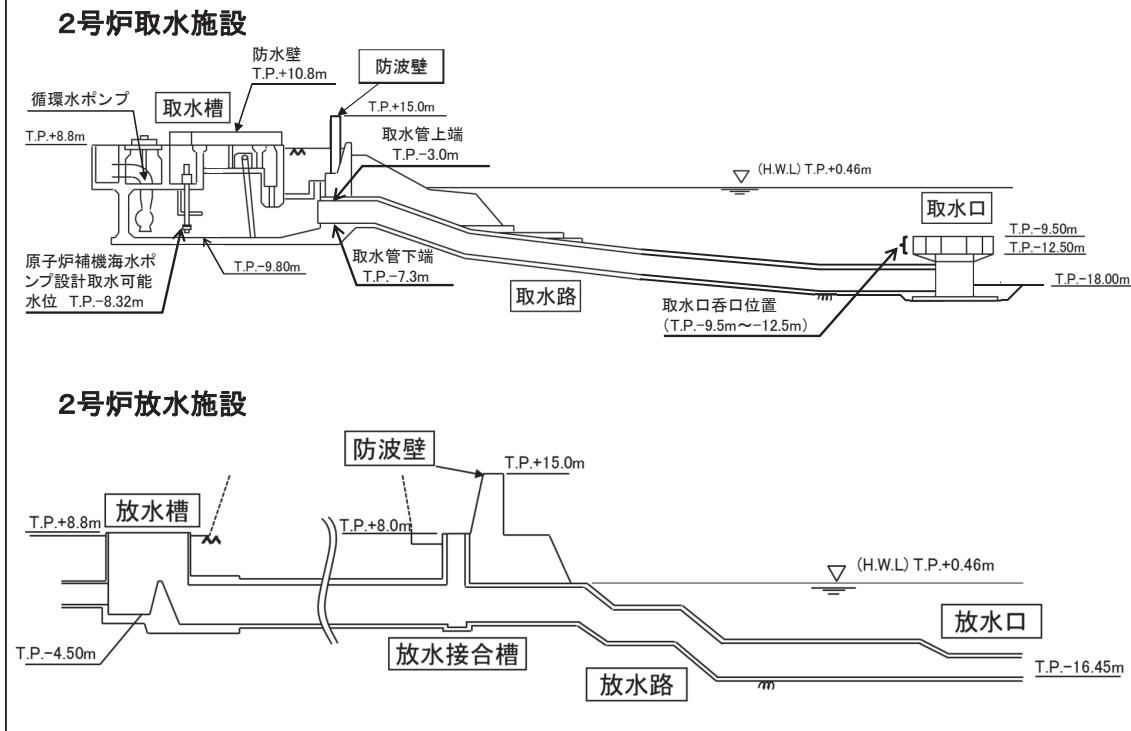
・基準津波の策定位置は、施設や沿岸からの反射波の影響が微少となるよう、施設から北約2.5kmの地点(水深65m)を選定した。



2.8 取水・放水施設 断面図(1号炉)

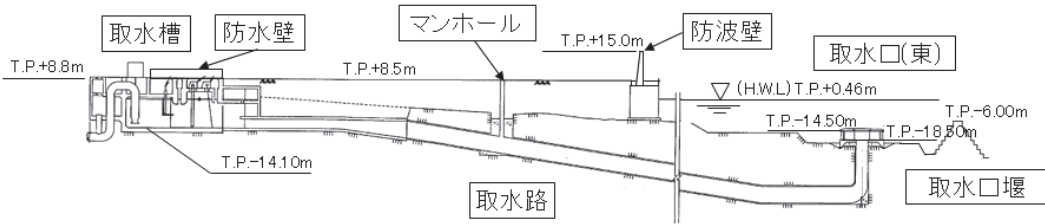


2.8 取水・放水施設 断面図(2号炉)

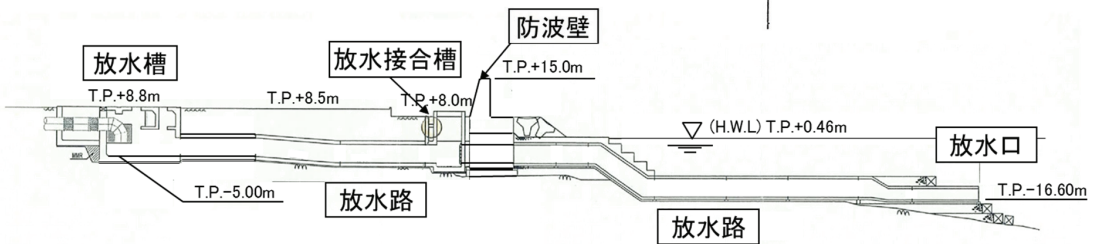


2. 8 取水・放水施設 断面図(3号炉)

3号炉取水施設



3号炉放水施設



3. 1 計算条件(津波解析)

・計算条件(津波解析)の詳細を以下に記す。

項目	計算条件
計算領域	日本海全体(南北約2100km, 東西約1300km)
計算時間間隔	0.05秒
基礎方程式	非線形長波
沖合境界条件	開境界部分は自由透過, 領域結合部は, 水位と流速を接続 ⁽²¹⁾
陸岸境界条件	静水面より上昇する津波に対しては完全反射条件, または小谷ほか(1998) ⁽²²⁾ の遡上条件とする。静水面より下降する津波に対しては小谷ほか(1998)の移動境界条件を用いて海底露出を考慮する。
初期条件	地震断層モデルを用いて Mansinha and Smylie(1971) ⁽²³⁾ の方法により計算される海底地盤変位が瞬時に生じるように設定
海底摩擦	マンニングの粗度係数 0.03 m ^{-1/3} s
水平渦動粘性係数	0m ² /s
計算潮位	T.P.±0m
想定する潮位条件	上昇側評価: 津波解析の計算結果に, 朔望平均満潮位T.P.+0.46mを足し合わせ, 上昇側の評価水位とする。 下降側評価: 津波解析の計算結果に, 朔望平均干潮位T.P.-0.02mを足し合わせ, 下降側の評価水位とする。
地盤変動条件	「初期条件」において設定した海底地盤変位による地盤変動量を考慮する。
計算時間	・日本海東縁部に想定される地震による津波は地震発生後6時間まで ・海域活断層から想定される地震による津波は地震発生後3時間まで

・計算条件(管路計算)の詳細を以下に記す。

項目	計算条件
計算領域	【取水施設】 1, 2号炉 取水口 ~ 取水管 ~ 取水槽 3号炉 取水口 ~ 取水トンネル ~ 取水路 ~ 取水槽 【放水施設】 放水口 ~ 放水路 ~ 放水槽
計算時間間隔	0.01秒
基礎方程式	非定常管路および開水路流れの連続式および運動方程式
取水槽側境界条件 (ポンプ取水量)	1号炉 循環水ポンプ運転時: 19m ³ /s ^{※1} , 循環水ポンプ停止時: 1.0m ³ /s 2号炉 循環水ポンプ運転時: 59m ³ /s, 循環水ポンプ停止時: 2.3m ³ /s 3号炉 循環水ポンプ運転時: 95m ³ /s ^{※2} , 循環水ポンプ停止時: 3m ³ /s
摩擦損失係数 (マニングの粗度係数)	【取水施設】 取水管: 0.014m ^{-1/3} ・s 取水トンネル, 取水路, 取水槽漸拡部: 0.015m ^{-1/3} ・s (塩素注入あり) 【放水施設】 0.015m ^{-1/3} ・s
貝の付着代	塩素注入しているため、貝の付着代は考慮せず
局所損失係数	土木学会(1999)等 ^{(24)~(26)} による
想定する潮位条件	水位上昇側: 朔望平均満潮位T.P.+0.46m 水位下降側: 朔望平均干潮位T.P.-0.02m
地盤変動条件	地盤変動量を考慮する
計算時間	・日本海東縁部に想定される地震による津波は地震発生後6時間まで ・海域活断層から想定される地震による津波は地震発生後3時間まで

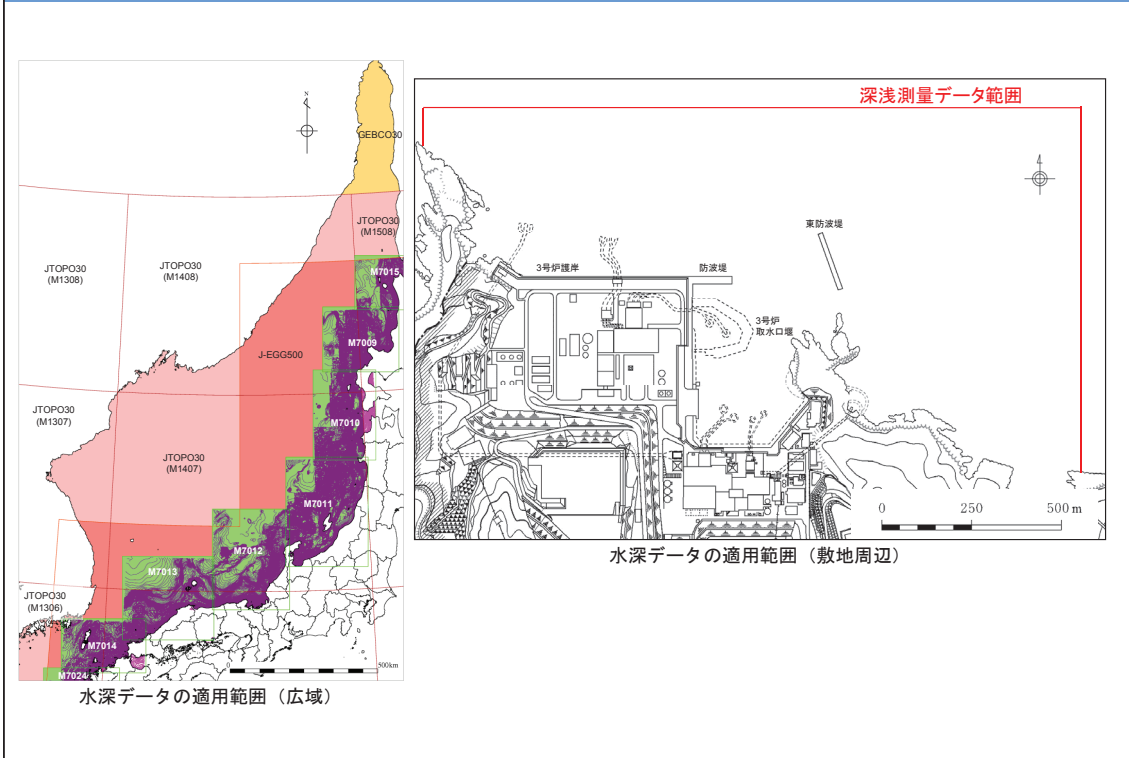
※1 日本海東縁部に想定される地震による津波に対して、発電所沿岸域で大津波警報が発表された場合には循環水ポンプを停止する。【申請以降の見直し】
※2 燃料装荷前であるが、メンテナンス等により循環水ポンプを運転する可能性もあり得る。

・数値シミュレーションにおいて使用する地形データについては、日本水路協会、国土地理院の地形データ、当社の深
浅測量結果等を使用した。※

※ 各地形データの適用範囲を次頁に示す。

区分	名称	名称	作成者	作成年	備考
海域	M7000シ リース	M7009 北海道西部	日本水路協会	2008	日本近海の水深データ作成に使用
		M7010 秋田沖		2008	
		M7011 佐渡		2011	
		M7012 若狭湾		2008	
		M7013 隠岐		2008	
		M7014 対馬海峡		2009	
		M7015 北海道北部		2008	
		M7024 九州西岸海域		2009	
	数値地 図50m メッシュ	数値地図50mメッシュ(標高)日本-I	国土地理院	1994	日本沿岸の海岸線地形の作成に使用
		数値地図50mメッシュ(標高)日本-II	国土地理院	1997	
		数値地図50mメッシュ(標高)日本-III	国土地理院	1997	
		数値地図25000(行政界・海岸線)	国土地理院	2006	
	その他	JTOPO30	日本水路協会	2011	日本近海の水深データ作成に使用
		J-EGGS500	日本海洋データ センター	2002	日本近海の水深データ作成に使用
		GEBCO30	IOC and IHO	2010	日本近海以外の水深データ作成に使用
深浅測量等		中国電力株	1998~ 2015	深浅測量(1998年)の水深データに、以下の工事を反映した。 ・防波堤工事(2007年) ・3号炉護岸工事(2010年) ・3号炉取水口堰設置工事(2015年)	
陸域	5mメッシュ標高、10mメッシュ標高	国土地理院	2014	敷地周辺遊上領域範囲の陸地標高作成に使用	

3.2 計算領域とその水深

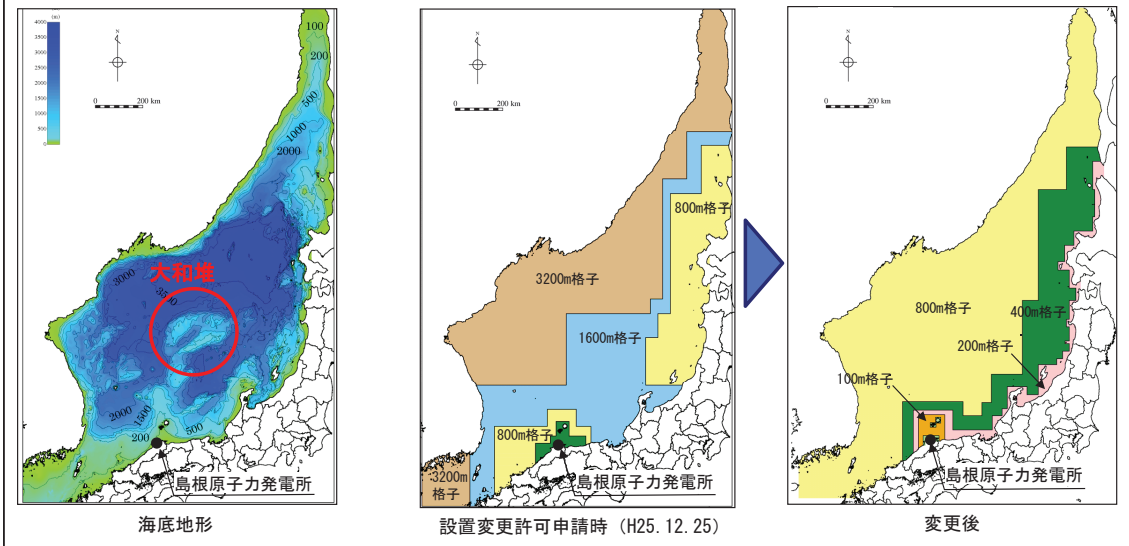


3.2 計算領域とその水深

■ 日本海全域

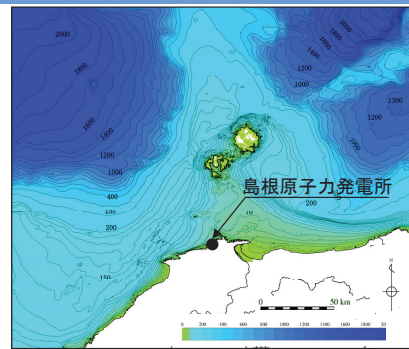
既往津波の再現性検討の精度を更に向上させるため、津波の伝播経路、津波痕跡地点周辺の沿岸について計算格子サイズを細分化した。

- ・日本海東縁部に想定される地震による津波の伝播経路上に位置する大和堆について、最大計算格子サイズを3,200mから800mに細分化した。
- ・北海道・東北地方～鳥取県沿岸の最大計算格子サイズを1,600mから200mに細分化した。

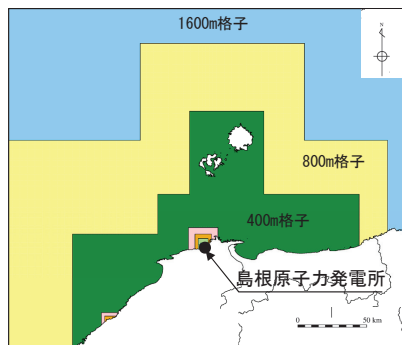


■ 島根半島周辺

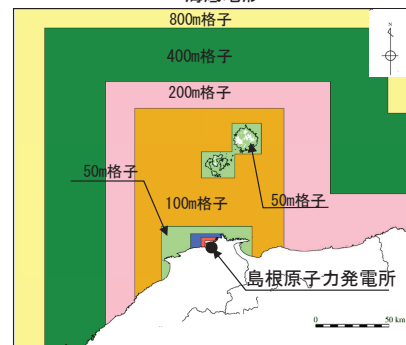
・隠岐諸島～島根半島の海底地形を考慮し、最大計算格子サイズを400mから100mに細分化した。



海底地形



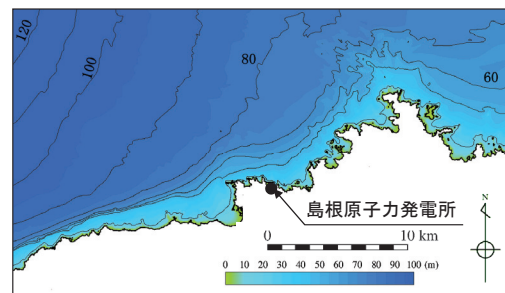
設置変更許可申請時 (H25. 12. 25)



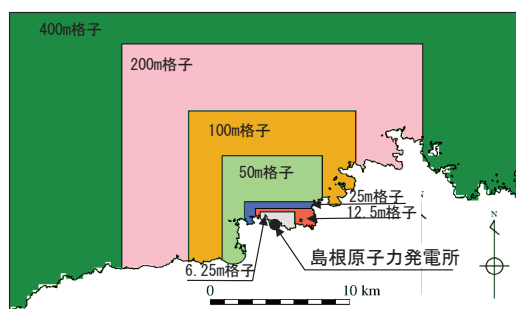
変更後

■ 島根原子力発電所周辺

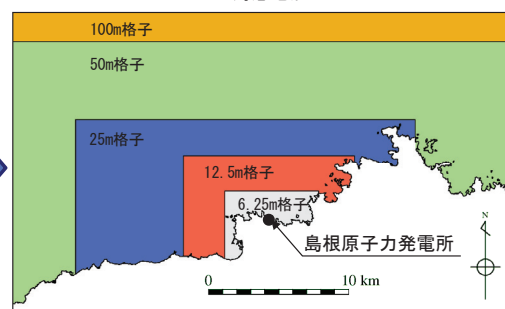
・島根原子力発電所周辺においては、最小計算格子サイズ6.25mの範囲を敷地周辺1km程度から3km程度の範囲まで拡大した。



海底地形



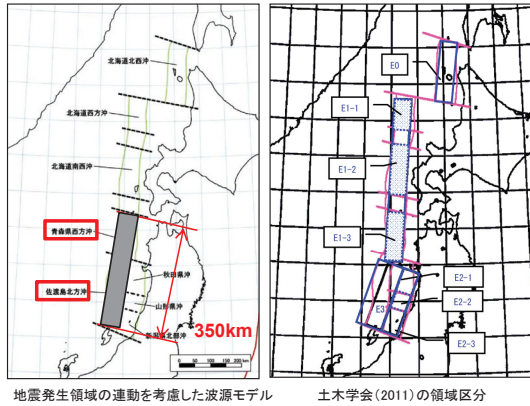
設置変更許可申請時 (H25. 12. 25)



変更後

4.1 連動領域の地震発生モデル及び津波高さ推定モデル(地震発生領域の連動を考慮した波源モデル)

・連動領域の波源として、科学的想像力を発揮し、不確かさとして地震発生領域の連動を考慮した以下の波源モデルを考慮する。次頁に検討ケースの詳細を示す。



項目	諸元	主な設定根拠
長さ L (km)	350km	地震調査研究推進本部(2003)に示される「青森県西方沖」の領域から「佐渡島北方沖」の領域
走向 θ (°)	東傾斜8.9° , 西傾斜188.9°	地震調査研究推進本部(2003)の領域を踏まえ設定
傾斜角 δ (°)	60° 45° 30°	土木学会(2016)に示される変動範囲30°~60°
幅 W(km)	23.1 28.3 40.0	地震発生層厚さ20km(固定), 傾斜角より設定
すべり角 λ (°)	90°	土木学会(2016)に基づき安全側となる90° 固定とする。
すべり量 D(m)	大すべり域: 12m 背景領域: 4m 平均: 6m	国土交通省・内閣府・文部科学省(2014) ⁽²⁷⁾ 及び根本ほか(2009) ⁽²⁸⁾ 等に基づき設定
剛性率 μ (N/m ²)	3.5×10^{10}	土木学会(2016)に基づき設定
地震モーメント Mo(N·m)	1.70×10^{21} 2.08×10^{21} 2.94×10^{21}	$M_0 = \mu LWD$
モーメントマグニチュード Mw	8.09 8.15 8.25	$M_w = (\log M_0 - 9.1) / 1.5$

■発生頻度

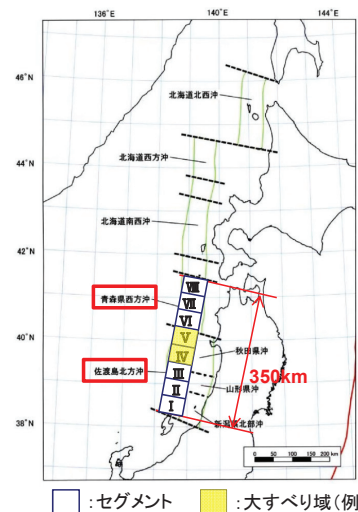
・波源位置としては、土木学会(2011)のE1-3領域(発生頻度:1個/500-1,400年)及びE3領域(発生頻度:1個/500-1,000年)の全体同時破壊に相当する。土木学会(2011)の発生頻度に基づき、E3領域の全体同時破壊が3回に1回発生、その中でさらに2回に1回、E1-3領域との同時破壊が発生すると考え、発生頻度は1個/3,000-6,000年とする。

4.1 連動領域の地震発生モデル及び津波高さ推定モデル(地震発生領域の連動を考慮した波源モデル)

・検討ケースの波源モデルは下表のとおり設定する。*

※ 検討ケース数は84ケース(①×②×③)である。

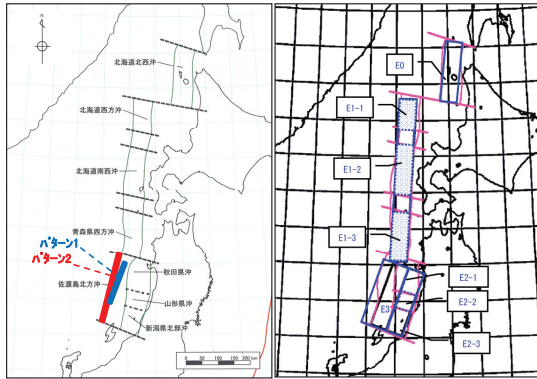
パラメータ	設定方法	設定値
①大すべり域位置	根本ほか(2009)を参考に波源モデルを8等分したセグメントについて、隣り合う2つのセグメントを大すべり域として設定する。	I II, II III, III IV, IV V, V VI, VI VII, VII VIII
②波源モデル位置	東西位置	領域内で東西に移動させる。(両端, 中央)
	傾斜方向	土木学会(2016)に示される東・西傾斜より設定する。
③傾斜角	土木学会(2016)に示される変動範囲30°~60° の上限値・中央値・下限値を設定する。	30° , 45° , 60°
断層上縁深さ	土木学会(2016)に示される既往津波の痕跡高を再現できる波源モデルの変動範囲0~5kmより0kmに固定して設定する。	0km
走向	地震調査研究推進本部(2003)の領域を踏まえ設定する。	8.9°
すべり角	土木学会(2016)に示される90° より設定する。	90°



色付き箇所がパラメータスタディ箇所

4.1 連動領域の地震発生モデル及び津波高さ推定モデル(鳥取県(2012))

・連動領域の波源として、鳥取県(2012)が日本海東縁部に想定した波源モデルを考慮する。以下に波源モデルを示す。



地震調査研究推進本部(2003)を引用・加筆 鳥取県(2012)の波源モデル位置図
土木学会(2011)の領域区分

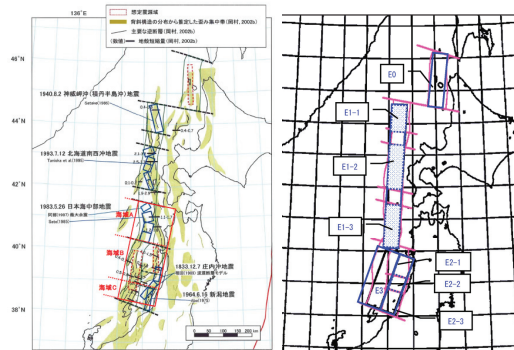
項目	諸元							
	佐渡島北方沖 (パターン1)				佐渡島北方沖 (パターン2)			
	E(東落ち)		W(西落ち)		E(東落ち)		W(西落ち)	
想定断層								
Mw	7.85	7.85	7.85	7.85	8.16	8.16	8.16	8.16
緯度(度)	38.95	38.95	40.06	40.06	38.36	38.36	40.31	40.31
経度(度)	138.41	138.41	138.93	138.93	138.15	138.15	138.73	138.73
深さ(km)	0	0	0	0	0	0	0	0
走向(度)	20	20	200	200	12.9	12.9	193.3	193.3
傾斜(度)	45	60	45	60	45	60	45	60
すべり角(度)	90	90	90	90	90	90	90	90
長さ(連動)(km)	131.1	131.1	131.1	131.1	222.2	222.2	222.2	222.2
幅(km)	21.21	17.32	21.21	17.32	21.21	17.32	21.21	17.32
すべり量(m)	7.71	9.44	7.71	9.44	13.06	16.00	13.06	16.00

■発生頻度

- ・佐渡島北方沖(パターン1)の波源位置としては、土木学会(2011)のE3領域(発生頻度:1個/500-1,000年)に相当することから、発生頻度は1個/500-1,000年とする。
- ・佐渡島北方沖(パターン2)の波源位置としては、土木学会(2011)のE3領域(発生頻度:1個/500-1,000年)の全体同時破壊に相当する。土木学会(2011)の発生頻度に基づき、E3領域の同時破壊が3回に1回発生すると考え、発生頻度は1個/1,500-3,000年とする。

4.1 連動領域の地震発生モデル及び津波高さ推定モデル(秋田県(2013))

・連動領域の波源として、秋田県(2013)が日本海東縁部に想定した波源モデルを考慮する。以下に波源モデルを示す。



秋田県(2013)の波源モデル位置図
土木学会(2011)の領域区分

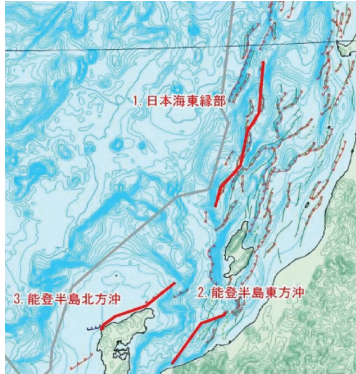
項目	諸元				
	海域A	海域B	海域A+海域B	海域B+海域C	海域A+海域B+海域C
震源、想定断層					
傾斜角	東傾斜	東傾斜	東傾斜	東傾斜	東傾斜
(°)	35	35	20	20	20
すべり角(°)	90	90	90	90	90
断層上縁深さ(km)	0	0	0	0	0
断層長さ(km)	130	140	270	220	350
断層幅(km)	50	54	105	85	135
断層面積(km ²)	6,500	7,560	28,350	18,700	47,250
断層下縁深さ(km)	29	31	36	29	46
地震モーメント(N・m)	6.85E+20	8.59E+20	6.24E+21	3.34E+21	1.34E+22
モーメントマグニチュード	7.82	7.89	8.46	8.28	8.69
平均すべり量(m)	3.0	3.2	6.3	5.1	8.1

■発生頻度

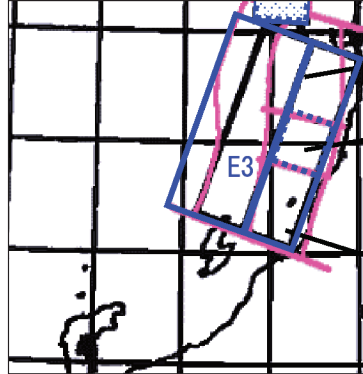
- ・海域Aの波源位置としては、土木学会(2011)のE1-3領域(発生頻度:1個/500-1,400年)に相当することから、発生頻度はE1-3領域の1個/500-1,400年とする。
- ・海域Bの波源位置としては、土木学会(2011)のE3領域(発生頻度:1個/500-1,000年)に相当することから、発生頻度はE3領域の1個/500-1,000年とする。
- ・海域A+海域Bの波源位置としては、土木学会(2011)のE1-3領域(発生頻度:1個/500-1,400年)及びE3領域(発生頻度:1個/500-1,000年)に相当する。土木学会(2011)の発生頻度に基づき、2回に1回、E1-3領域とE3領域の同時破壊が発生すると考え、発生頻度は1個/1,000-2,000年とする。
- ・海域B+海域Cの波源位置としては、土木学会(2011)のE3領域(発生頻度:1個/500-1,000年)の全体同時破壊に相当する。土木学会(2011)の発生頻度に基づき、E3領域の同時破壊が3回に1回発生すると考え、発生頻度は1個/1,500-3,000年とする。
- ・海域A+海域B+海域Cの波源位置としては、土木学会(2011)のE1-3領域(発生頻度:1個/500-1,400年)及びE3領域(発生頻度:1個/500-1,000年)の全体同時破壊に相当する。土木学会(2011)の発生頻度に基づき、E3領域の同時破壊が3回に1回発生、その中でさらに2回に1回、E1-3領域との同時破壊が発生すると考え、発生頻度は1個/3,000-6,000年とする。

4.1 連動領域の地震発生モデル及び津波高さ推定モデル(石川県(2012))

・連動領域の波源として、石川県(2012)が想定した波源モデルのうち、日本海東縁部に位置する波源モデルを考慮する。以下に波源モデルを示す。



石川県(2012)の波源モデル位置図



土木学会(2011)の領域区分

項目	諸元
断層名	日本海東縁部
想定マグニチュード Mw	7.99
気象庁マグニチュード Mj	8.54
断層長 (km)	167
幅 (km)	17.32
地震モーメント (N・m)	1.22E+21
すべり量 (m)	12.01
上縁深さ (km)	0
傾斜角	60
すべり角	90

■発生頻度

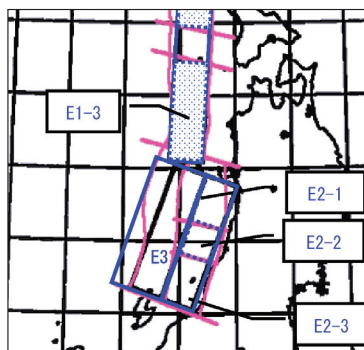
・波源位置としては、土木学会(2011)のE3領域(発生頻度:1個/500-1,000年)の全体同時破壊に相当する。土木学会(2011)の発生頻度に基づき、E3領域の同時破壊が3回に1回発生すると考え、発生頻度は1個/1,500-3,000年とする。

4.1 連動領域の地震発生モデル及び津波高さ推定モデル(福井県(2012))

・連動領域の波源として、福井県(2012)が想定した波源モデルのうち、日本海東縁部に位置する波源モデル(佐渡島北方沖断層)を考慮する。以下に波源モデルを示す。



福井県(2012)の波源モデル位置図



土木学会(2011)の領域区分

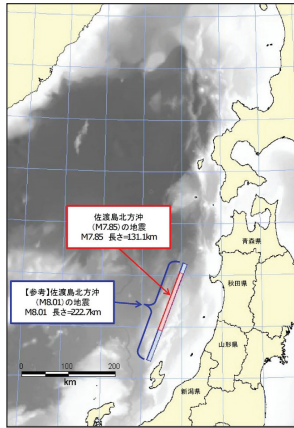
項目	諸元	
選定波源	佐渡島北方沖断層	
マグニチュード Mw	7.99	
地震により隆起する地盤	すべり量	12.01m
	長さ	167km
	幅	17.32km

■発生頻度

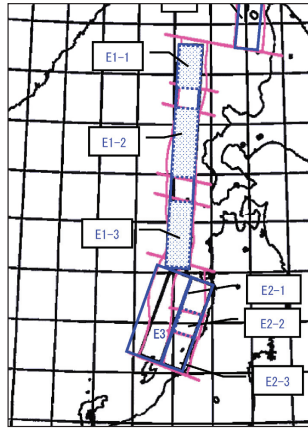
・波源位置としては、土木学会(2011)のE3領域(発生頻度:1個/500-1,000年)の全体同時破壊に相当する。土木学会(2011)の発生頻度に基づき、E3領域の同時破壊が3回に1回発生すると考え、発生頻度は1個/1,500-3,000年とする。

4.1 連動領域の地震発生モデル及び津波高さ推定モデル(島根県(2012))

・連動領域の波源として、島根県(2012)が想定した波源モデルのうち、日本海東縁部に位置する波源モデルを考慮する。以下に波源モデルを示す。



島根県(2012)の波源モデル位置図



土木学会(2011)の領域区分

項目	諸元	
想定地震	佐渡島北方沖 (M7.85)	佐渡島北方沖 (M8.01)
地震規模	M7.85	M8.01
深さ (km)	0.0	0.0
走向 (度)	20	20
傾斜 (度)	60	60
すべり角 (度)	90	90
長さ (km)	131.1	222.7
幅 (km)	17.3	17.3
すべり量 (m)	9.4	9.5

■発生頻度

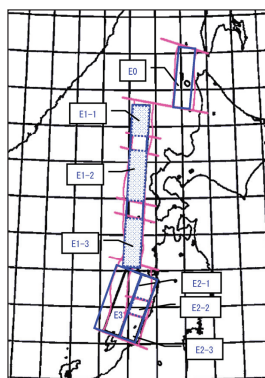
- ・佐渡北方沖 (M7.85) の波源位置としては、土木学会 (2011) のE3領域 (発生頻度: 1個/500-1,000) に相当することから、発生頻度は1個/500-1,000年とする。
- ・佐渡北方沖 (M8.01) の波源位置としては、土木学会 (2011) のE3領域 (発生頻度: 1個/500-1,000年) の全体同時破壊に相当する。土木学会 (2011) の発生頻度に基づき、E3領域の同時破壊が3回に1回発生すると考え、発生頻度は1個/1,500-3,000年とする。

4.1 連動領域の地震発生モデル及び津波高さ推定モデル(山口県(2012))

・連動領域の波源として、山口県(2012)が想定した波源モデルのうち、日本海東縁部に位置する波源モデルを考慮する。以下に波源モデルを示す。



地震調査研究推進本部 (2003) を引用・加筆
山口県(2012)の波源モデル位置図



土木学会(2011)の領域区分

項目	諸元	
断層名		
佐渡島北方沖の地震		
地震規模	M	8.4
	Mw	7.85
断層の位置	緯度 (°)	38.95258
	経度 (°)	138.40982
	上縁深さ d(km)	0
断層の大きさ	長さ L(km)	131.1
	幅 W(km)	17.3
	すべり量 D(m)	9.44
断層の向き	走向 θ (°)	20
	傾斜角 δ (°)	60
	すべり角 (°)	90

■発生頻度

- ・佐渡島北方沖の地震の波源位置としては、土木学会 (2011) のE3領域 (発生頻度: 1個/500-1,000) に相当することから、発生頻度は1個/500-1,000年とする。

4.2 海域活断層毎の最大水位上昇量及び下降量

・敷地周辺の主な海域活断層毎の最大水位上昇量及び下降量を下表に示す。また、各断層において実施した検討ケースについて、次頁に示す。

水位上昇側(施設護岸)

※1 地盤変動量, 朔望平均満潮位を考慮した値

断層	長さ (km)	モーメントマグニチュード Mw	すべり量 (m)	傾斜角 (°)	主応力軸 (°)	すべり角 (°)	上縁深さ (km)	すべり方向	最大水位上昇量 H(m) ^{※1}
F-Ⅲ~F-V断層(①+②+③)	48.0	7.27	4.01	90	110	130, 180	0	南上がり	3.6
鳥取沖東部断層~鳥取沖西部断層(④+⑤)	98	7.68	5.77	45	120	170	0	南上がり	0.8
F57断層(⑥)	108	7.74	8.98	90	120	180, 120	0	南上がり	1.2
K-4~K-7拗曲(⑦+⑧+⑨)	19.0	6.68	1.58	90	120	115, 130	0	北上がり	2.5
大田沖断層(⑩)	53	7.33	4.43	90	120	180	0	右横ずれ	0.8
K-1拗曲+K-2拗曲+F _{K0} 断層(⑪+⑫+⑬)	36	7.10	3.00	90	120	140, 180	0	北上がり	1.2
F _k -1断層(⑭)	19.0	6.68	1.58	90	120	155	0	北上がり	2.1
隠岐北西方北部断層(⑮)	36	7.10	3.00	90	90	55	0	西上がり	1.2
見島北方沖西部断層(⑯)	38	7.13	3.16	90	120	155	0	北上がり	0.7

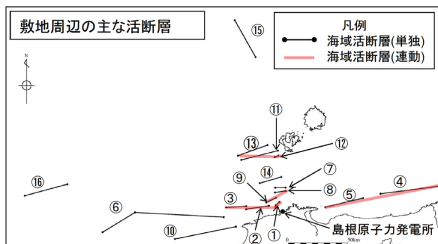
水位下降側(2号炉取水槽)

※2 地盤変動量, 朔望平均干潮位を考慮した値

断層	長さ (km)	モーメントマグニチュード Mw	すべり量 (m)	傾斜角 (°)	主応力軸 (°)	すべり角 (°)	上縁深さ (km)	すべり方向	最大水位下降量 H(m) ^{※2}
F-Ⅲ~F-V断層(①+②+③)	48.0	7.27	4.01	90	120	115, 180	0	南上がり	-5.9
鳥取沖東部断層~鳥取沖西部断層(④+⑤)	98	7.68	5.77	45	120	170	0	南上がり	-1.0
F57断層(⑥)	108	7.74	8.98	90	120	180, 120	0	南上がり	-1.1
K-4~K-7拗曲(⑦+⑧+⑨)	19.0	6.68	1.58	90	120	115, 130	0	南上がり	-2.7
大田沖断層(⑩)	53	7.33	4.43	90	120	180	0	右横ずれ	-0.7
K-1拗曲+K-2拗曲+F _{K0} 断層(⑪+⑫+⑬)	36	7.10	3.00	90	120	140, 180	0	南上がり	-0.9
F _k -1断層(⑭)	19.0	6.68	1.58	90	120	155	0	南上がり	-2.4
隠岐北西方北部断層(⑮)	36	7.10	3.00	90	90	55	0	西上がり	-1.1
見島北方沖西部断層(⑯)	38	7.13	3.16	90	120	155	0	北上がり	-0.6

4.2 海域活断層の検討ケースの考え方

・敷地周辺の主な海域活断層の数値シミュレーションについては、阿部(1989)の簡易予測式により算定した津波の予測高を踏まえ、予測高が大きくなるものについては、詳細に検討を行った。検討ケースの考え方を下表に示す。



阿部(1989)による予測高

断層(図中の番号)	断層長さ L(km)	津波の伝播距離 Δ(km)	モーメントマグニチュード Mw	阿部(1989)による予測高 H (m)
F-Ⅲ~F-V断層(①+②+③)	48.0	24	7.3	3.6
鳥取沖東部断層~鳥取沖西部断層(④+⑤)	98	84	7.7	2.7
F57断層(⑥)	108	103	7.7	2.2
K-4~K-7拗曲(⑦+⑧+⑨)	19.0	12.9	6.7	1.8
大田沖断層(⑩)	53	67	7.3	1.4
K-1拗曲+K-2拗曲+F _{K0} 断層(⑪+⑫+⑬)	36	50	7.1	1.2
F _k -1断層(⑭)	19.0	28.4	6.7	0.8
隠岐北西方北部断層(⑮)	36	149	7.1	0.4
見島北方沖西部断層(⑯)	38	201	7.1	0.3

■ : 阿部(1989)による予測高が大きくなる断層

検討ケースの考え方

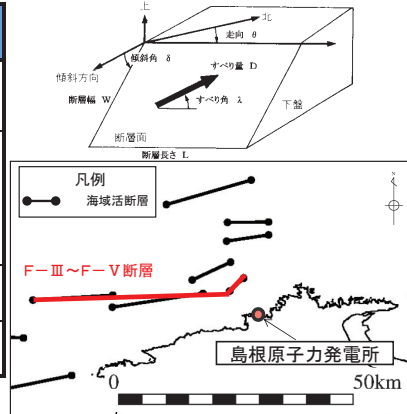
断層(図中の番号)	数値シミュレーションの検討ケース
F-Ⅲ~F-V断層(①+②+③)	・阿部(1989)による予測高が最大となったことから、傾斜角及びすべり角を不確かさとして概略パラメータスタディを実施し、それらを補間するよう傾斜角、すべり角及び断層上縁深さを不確かさとした詳細パラメータスタディを実施(P63, 64参照) (84ケース)
鳥取沖東部断層~鳥取沖西部断層(④+⑤)	・阿部(1989)による予測高が比較的大きくなったことから、傾斜角(45°, 60°, 75°, 90°), すべり角(170°, 180°)及びすべり方向を不確かさとしてパラメータスタディを実施 (10ケース)
その他の断層	・阿部(1989)による予測高が小さいことから、最大水位を示すと考えられる傾斜角90°と固定し、すべり方向のみを不確かさとしてパラメータスタディを実施 (最大2ケース)

4.2 概略パラメータスタディの波源モデル

- ・阿部(1989)の予測式により津波の予測高が最高となるF-Ⅲ～F-V断層を対象とする。
- ・上記断層について、土木学会に基づき不確かさを考慮した概略・詳細パラメータスタディを実施する。
- ・概略パラメータスタディにおいては、不確かさとして考慮するパラメータを傾斜角及びすべり角とする。※1
- ・詳細パラメータスタディは、概略パラメータスタディの評価水位最高ケース及び最低ケースを基準として実施する。
- ・なお、パラメータスタディにおいては、津波高の大局的な傾向を把握できると考えられる施設護岸または防波壁位置、及び2号炉取水口位置の評価水位により、パラメータスタディの評価水位最高ケース及び評価水位最低ケースを選定する。

※1 概略パラメータスタディのケース数は12ケースである。

パラメータ	設定方法※2	設定値
傾斜角	土木学会に示される45°～90°を変動範囲とし、15°毎に設定値とする。	45°, 60°, 75°, 90°
すべり角	ハーバードCMT発震機構解及び文献により主応力軸のバラつき(90°, 105°, 120°)を考慮して傾斜角と走向に基づき設定する。	・F-Ⅲ断層: 115°, 120°, 125°, 145°, 150°, 180° ・F-Ⅳ～F-V断層: 180°
断層上縁深さ	土木学会に示される変動範囲0～5kmより設定する。	0km
傾斜方向	海域の追加調査結果より設定する。	南傾斜



4.2 詳細パラメータスタディの波源モデル

- ・概略パラメータスタディの評価水位最高ケース及び評価水位最低ケースについて詳細パラメータスタディを実施した。
- ・詳細パラメータスタディにおいては、不確かさとして考慮するパラメータを傾斜角、すべり角及び断層上縁深さとする。※

※ 詳細パラメータスタディのケース数は72ケースである。

パラメータ	設定方法	設定値
傾斜角	・概略パラメータスタディの変動範囲を補間するように設定する。 ・基準、±7.5°, ±15° (上昇側の基準は75°, 下降側の基準は90°)	(上昇側) 60°, 67.5°, 75°, 82.5°, 90° (下降側) 75°, 82.5°, 90°
すべり角	・概略パラメータスタディの変動範囲を補間する主応力軸のバラつきを考慮して、傾斜角と走向に基づきすべり角を設定する。 ・基準、±5°, ±10° (上昇側・下降側の基準は主応力軸120°)	(上昇側・下降側) ・F-Ⅲ断層: 115°, 120°, 125°, 130°, 135°, 140° ・F-Ⅳ～F-V断層: 180°
断層上縁深さ	・土木学会に示される変動範囲0～5km、及び敷地周辺で発生した地震の鉛直分布等から推定される断層上縁深さ2kmに基づき設定する。	(上昇側・下降側) 0km, 2km, 5km

■ 位置・走向・長さ・傾斜方向

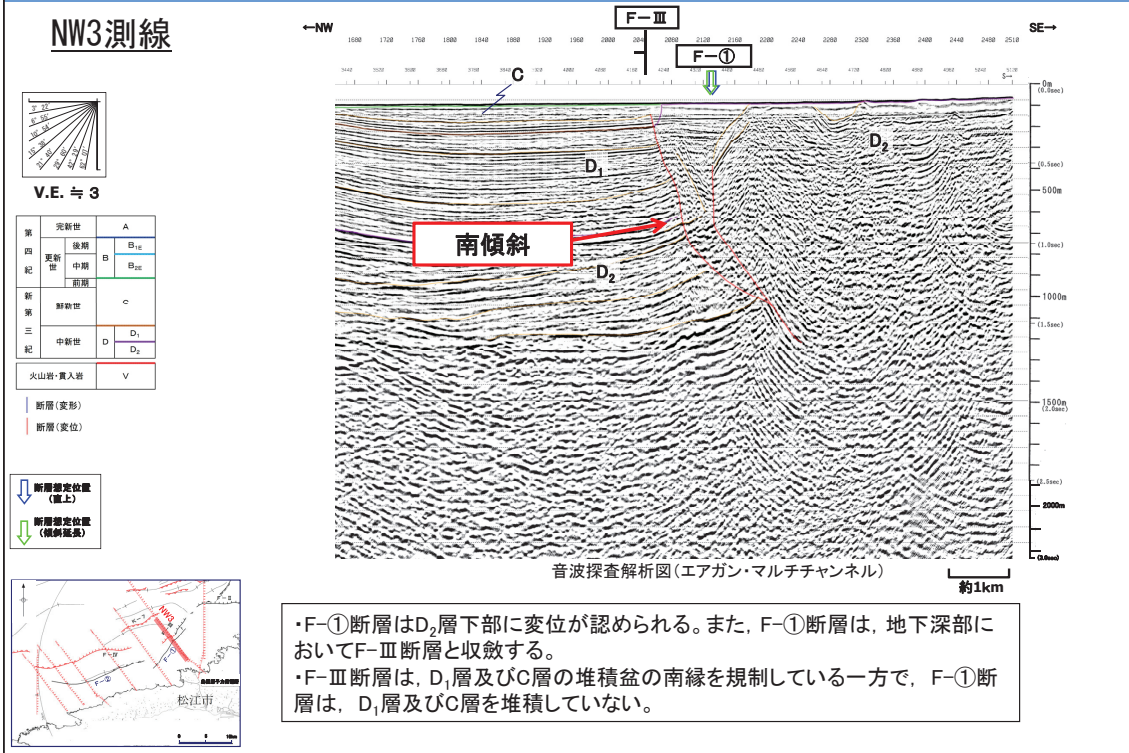
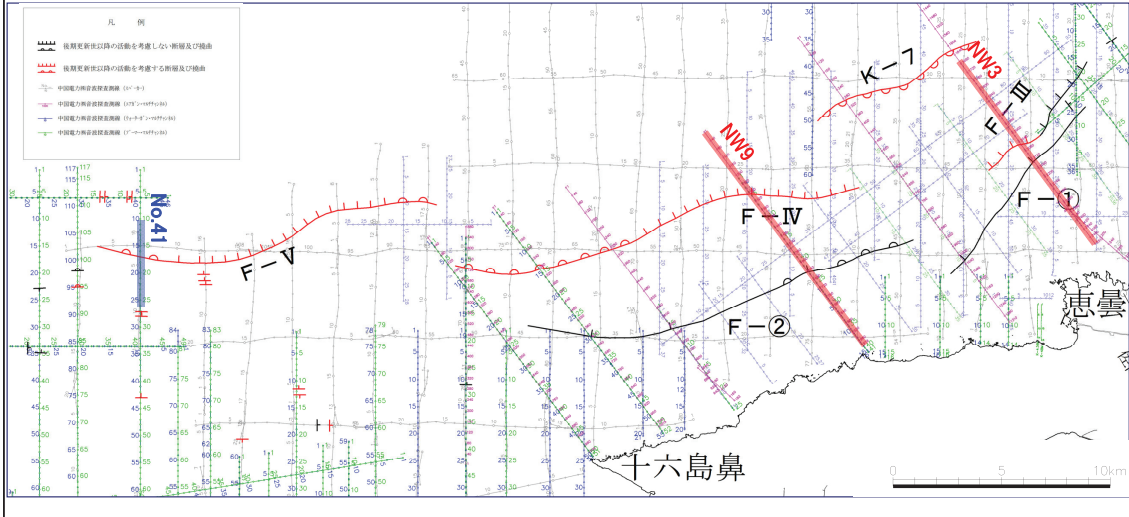
【位置・走向・長さ】

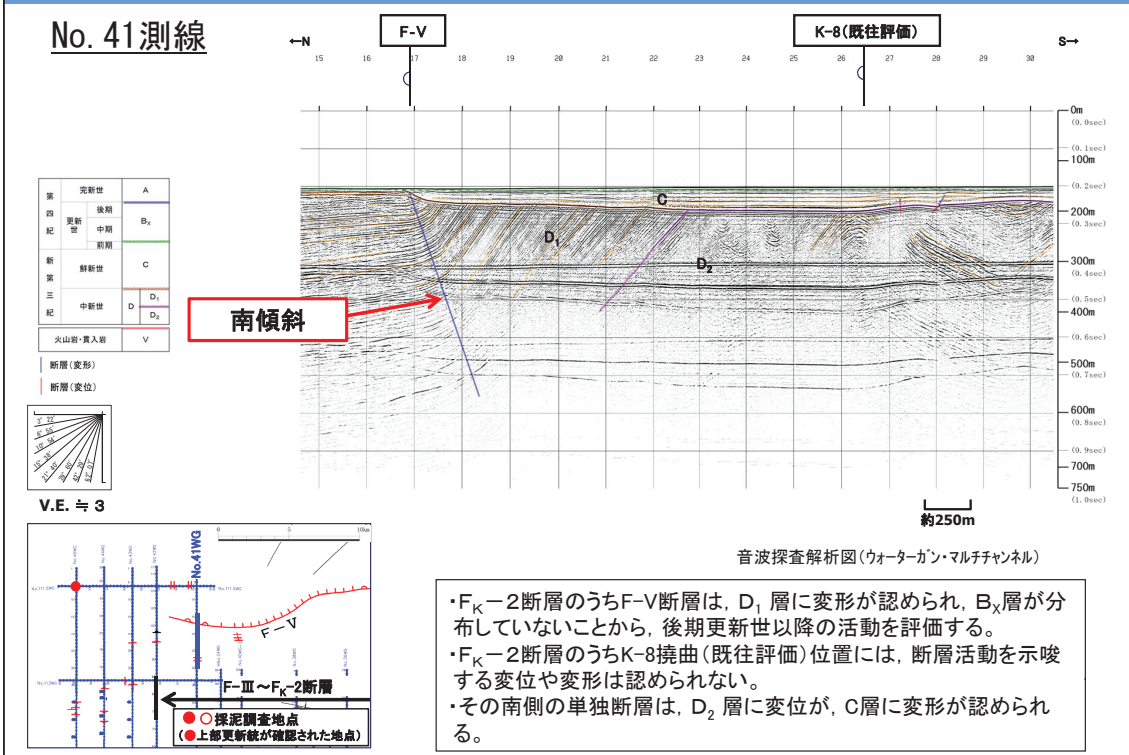
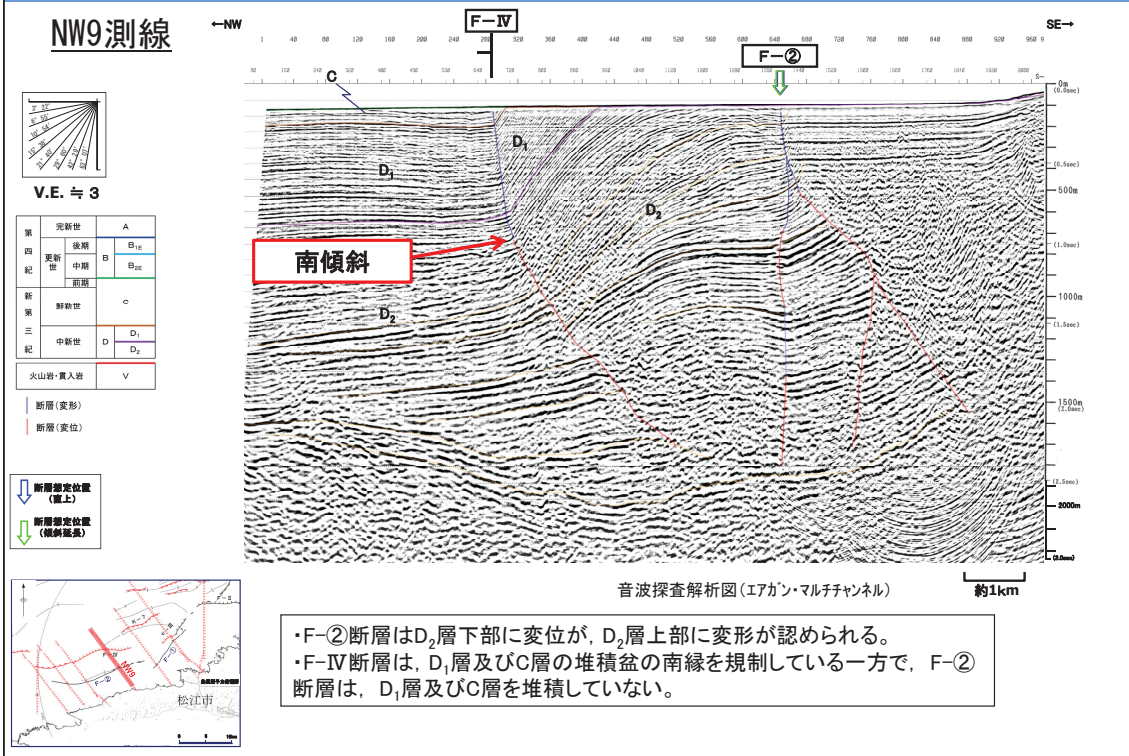
・位置、走向及び長さは海上音波探査結果に基づき設定した。

【傾斜方向】

・音波探査結果に基づき南傾斜と設定した。

・次頁以降でF-Ⅲ～F-V断層と交差する代表的な音波探査解析図を示す。





■ M_w ・傾斜角

【 M_w 】

・断層長さ48.0kmから、武村(1998)のスケーリング則に基づき設定した。

【傾斜角】

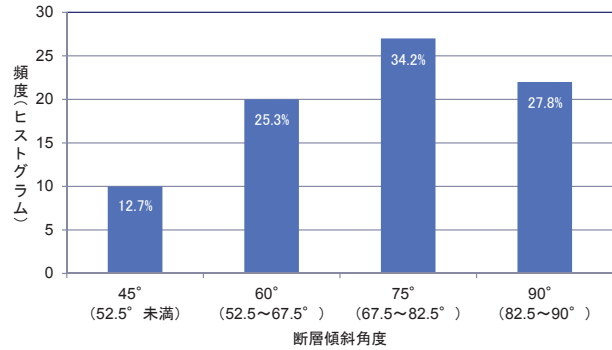
- ・土木学会では、気象庁地震月報に記載されている1973年から1998年8月に近畿～九州の西南日本内陸部で発生した気象庁マグニチュード5.0以上、震源深さ20km以下の地震34例について、発震機構解を用い、内陸地震の傾斜角について45～90°を目安としている。
- ・気象庁地震月報に記載されている初動発震機構解(1973年から2007年のデータ)より、西南日本で発生したM5.0以上、深さ30km以下の地震79例の傾斜角に関するデータから、傾斜角の重みは45° : 60° : 75° : 90° = 0.1 : 0.3 : 0.3 : 0.3とした。

【武村(1998)のスケーリング則】

$$\log L = 0.75M_w - 3.77$$

L:断層長さ(km)

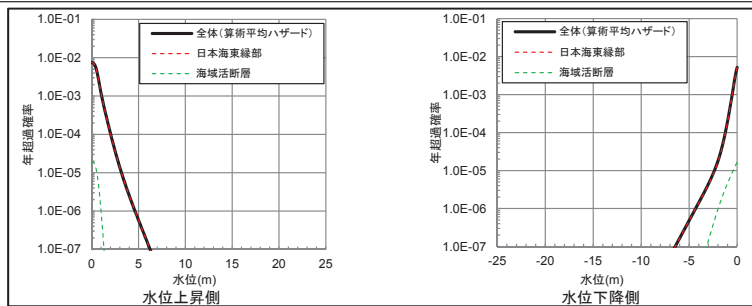
M_w :モーメントマグニチュード



気象庁地震月報のデータより算出

■ スケーリング則

- ・土木学会(2011)では、海域活断層のスケーリング則について、「津波評価技術」の式(武村(1998)の式)と「強震動レシビ」の式(入倉・三宅(2001)⁽²⁹⁾の式)のいずれかのスケーリング則を適用することとされている。当社は、それらのスケーリング則のうち「津波評価技術」の式を適用している。
- ・スケーリング則の適用の考え方について、全体ハザード(算術平均ハザード)への寄与度の観点から検討した。



基準津波策定位置におけるハザード曲線

スケーリング則毎のすべり量の比較

F-Ⅲ～F-V断層の断層長さ(km)	傾斜角(°)	断層幅(km)	すべり量(m)	
			「津波評価技術」の式	「強震動レシビ」の式
48.0	45	21.2	2.84	1.62
	60	17.3	3.48	1.33
	75	15.5	3.88	1.19
	90	15	4.01	1.15

- ・基準津波策定位置における全体ハザード(算術平均ハザード)に対する海域活断層の寄与度は低いことを確認した(上図)。
- ・津波水位に対して支配的なパラメータであるすべり量を「津波評価技術」の式と「強震動レシビ」の式により算出し比較すると、「強震動レシビ」の式より算出したすべり量は、「津波評価技術」の式より算出したすべり量より小さくなり、仮に「強震動レシビ」の式を適用した場合も、全体ハザード(算術平均ハザード)への寄与度は低いと考えられる(上表)。
- ・以上より、「強震動レシビ」の式を適用することによる全体ハザード(算術平均ハザード)への寄与度は低いため、海域活断層については、「津波評価技術」の式をスケーリング則として適用する。

■ 地震発生層深さ・断層上縁深さ

【地震発生層深さ】

・敷地及び敷地周辺における地下構造調査等及び既往研究成果を踏まえて15kmと設定する。

【断層上縁深さ】

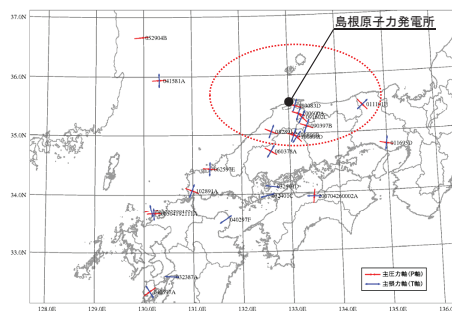
・土木学会に示される変動範囲0～5km, 及び敷地及び敷地周辺における地下構造調査等から推定される断層上縁深さ2kmに基づき, 断層上縁深さの変動範囲を0km, 2km及び5kmと設定した。

項目	検討内容	上限深さ	下限深さ
他機関の検討	地震調査研究推進本部(2017) ⁽³⁰⁾ による地震発生層の設定値	2km	15km
震源鉛直分布	原子力安全基盤機構(2004) ⁽³¹⁾ による中国地方のD10, D90	6.4km	13.1km
	気象庁一元化データによる敷地周辺(100km以内)のD10, D90	約5km	約13km
地下構造調査	片尾・吉井(2002) ⁽³²⁾ による2000年鳥取県西部地震(余震)の震源鉛直分布	約3km	約12km
	敷地及び敷地周辺における微動アレイ探査結果	約2km	—
その他の研究成果	岩田・関口(2002) ⁽³³⁾ による2000年鳥取県西部地震の波形インバージョン解析で用いられた速度構造	2km	—
	Shibutani et al.(2005) ⁽³⁴⁾ による2000年鳥取県西部地震のトモグラフィー解析	約2～4km	—
	岩崎・佐藤(2009) ⁽³⁵⁾ による鳥取県沖の地殻構造探査	—	約12km
地震発生層の上限・下限深さの設定値		2km	15km

■ 主応力軸

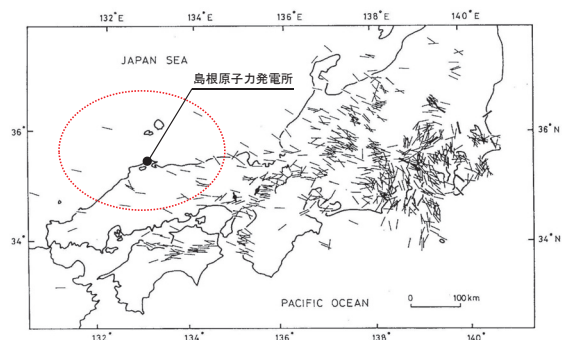
・既往地震の発震機構解の分析及び日本各地の広域応力場を示した既往研究例を参考に, 敷地周辺における主応力軸の範囲は90°～120°と考えられることから, 90°, 105°及び120°と設定した。

【既往地震の発震機構解に基づく推定】



ハーバードCMTによる発震機構解と主応力軸の向き

【既往研究に基づく推定】

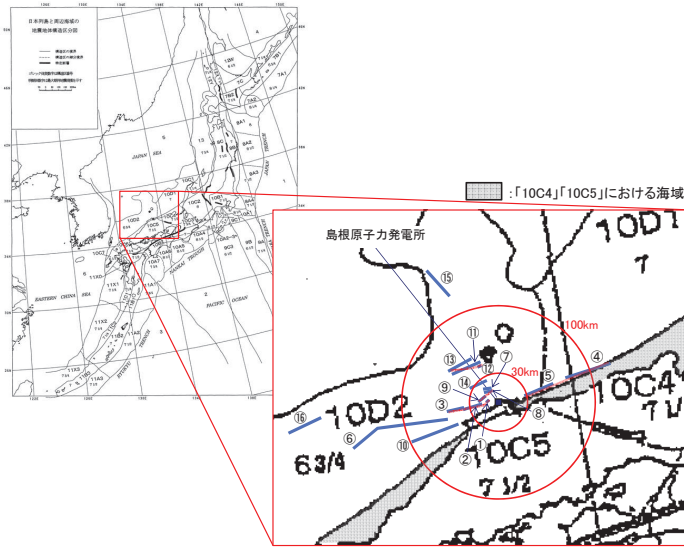


発震機構解より推定した主応力軸の向き

塚原・小林(1991)より引用・加筆

4. 4 領域震源(背景的地震)と敷地周辺の主な海域活断層の位置関係について

・垣見ほか(2003)に示される発電所から100km以内に位置する領域震源と敷地周辺の主な海域活断層の位置関係を確認する。



発電所から100km以内に位置する領域震源とその規模

発電所から100km以内に位置する領域震源	最大Mw (Mj)
10D1	6.8 (7)
10D2	6.6 (6 _{3/4})
10C4	7.2 (7 _{1/2})
10C5	7.2 (7 _{1/2})

敷地周辺の主な海域活断層とその規模

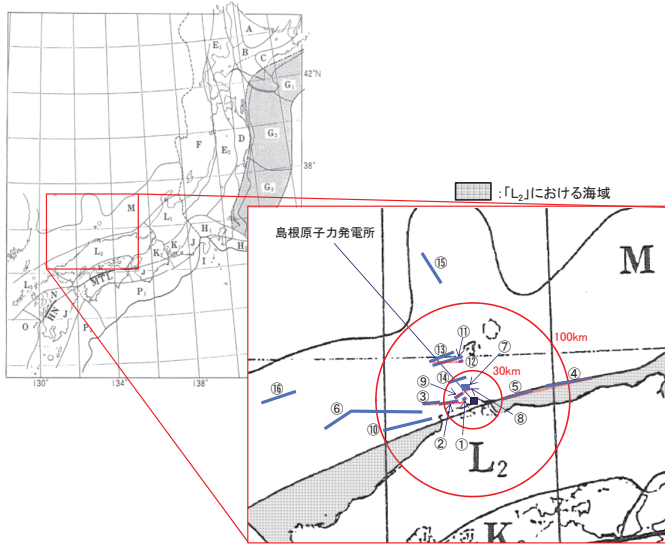
番号	断層	Mw
①+②+③	F-Ⅲ～F-V断層	7.3
④+⑤	鳥取沖東部断層 ～鳥取沖西部断層	7.7
⑥	F57断層	7.7
⑦+⑧+⑨	K-4～K-7拗曲	6.7
⑩	大田沖断層	7.3
⑪+⑫+⑬	K-1拗曲+K-2拗曲 +F _{KO} 断層	7.1
⑭	F _K -1断層	6.7
⑮	隠岐北西方北部断層	7.1
⑯	見島北方沖西部断層	7.1

垣見ほか(2003)に基づく対象領域 [垣見ほか(2003)に一部加筆。]

・発電所から100km以内に位置する領域震源のうち、敷地前面に位置する領域震源「10D1」「10D2」においては、それを上回る規模の海域活断層が存在しているが、領域震源「10C4」「10C5」には海域活断層との比較により評価できない範囲が認められる。

4. 4 領域震源(背景的地震)と敷地周辺の主な海域活断層の位置関係について

・萩原(1991)に示される発電所から100km以内に位置する領域震源と敷地周辺の主な海域活断層の位置関係を確認する。



発電所から100km以内に位置する領域震源とその規模

発電所から100km以内に位置する領域震源	最大Mw (Mj)
M	6.8 (7)
L ₂	7.0 (7.3)

敷地周辺の主な海域活断層とその規模

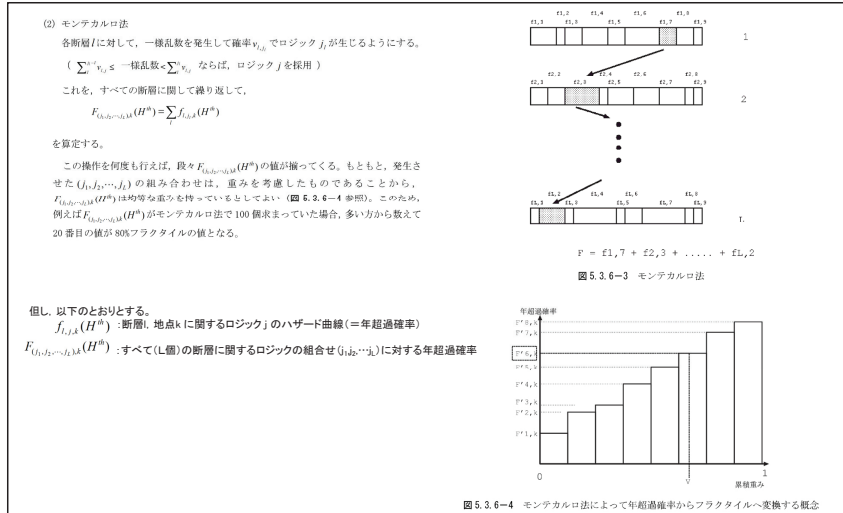
番号	断層	Mw
①+②+③	F-Ⅲ～F-V断層	7.3
④+⑤	鳥取沖東部断層 ～鳥取沖西部断層	7.7
⑥	F57断層	7.7
⑦+⑧+⑨	K-4～K-7拗曲	6.7
⑩	大田沖断層	7.3
⑪+⑫+⑬	K-1拗曲+K-2拗曲 +F _{KO} 断層	7.1
⑭	F _K -1断層	6.7
⑮	隠岐北西方北部断層	7.1
⑯	見島北方沖西部断層	7.1

萩原(1991)に基づく対象領域 [萩原(1991)に一部加筆。]

・発電所から100km以内に位置する領域震源のうち、敷地前面に位置する領域震源「M」においては、それを上回る規模の海域活断層が存在しているが、領域震源「L₂」には海域活断層との比較により評価できない範囲が認められる。

フラクタイル曲線の作成は、以下の手順で実施する。

- ① 波源毎に作成したハザード曲線を合成する。ハザード曲線を合成するには、波源毎に計算した全分岐に対するハザード曲線を組み合わせるとハザード曲線の数が膨大となるため、土木学会(2016)に示されるモンテカルロ手法を適用し、1000本のハザード曲線を作成した。なお、土木学会(2011)には、モンテカルロ手法によるサンプル数に関する検討事例として、サンプル数が1000本の結果と全分岐処理した結果に差異がないことが示されている。
- ② 合成されたハザード曲線に対し、潮位の確率分布を考慮する。潮位を考慮する手順及び潮位の確率分布は次頁に示す。
- ③ 潮位を考慮したハザード曲線を用いてフラクタイル曲線を作成する。



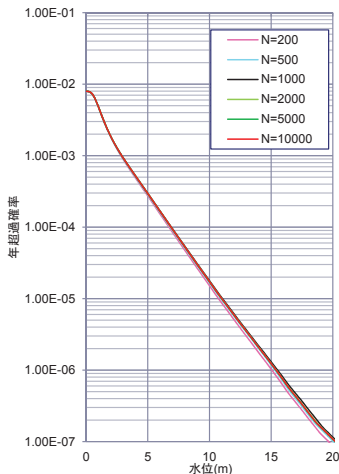
土木学会(2016)を引用・加筆

- ・今回作成した津波ハザード評価におけるロジックツリーに関して、モンテカルロ手法においてサンプル数の多少による年超過確率の値に対する感度解析を行い、サンプル数の妥当性について検討する。
- ・感度解析では、サンプル数を200から10000まで変化させた時の算術平均ハザード曲線を作成し、比較を行う。

■ 水位上昇側

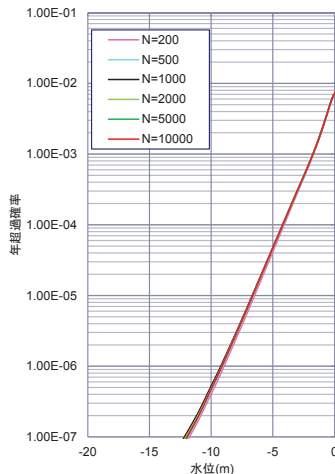
施設護岸又は防波壁※

※ 施設護岸を超える場合には防波壁位置での水位を考慮

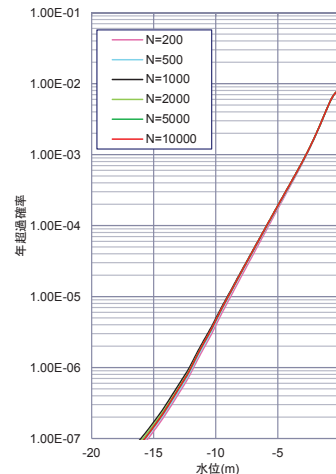


■ 水位下降側

2号炉取水口



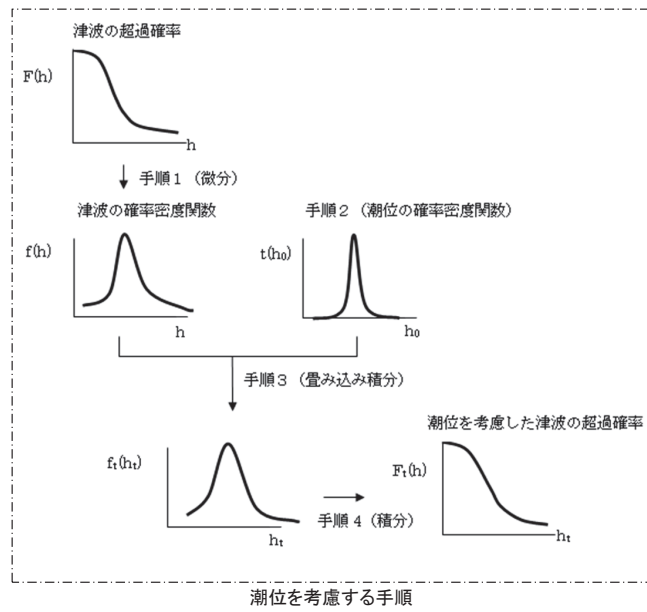
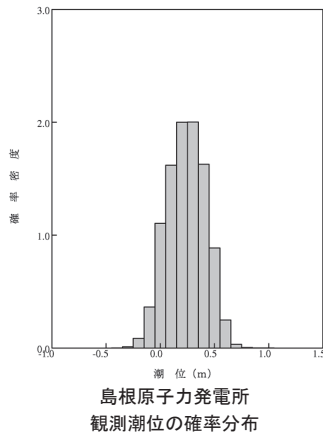
2号炉取水槽



- ・感度解析の結果、年超過確率はサンプル数1000以上でほぼ同じ値に収束することを確認した。
- ・上記結果より、今回作成したロジックツリーに関して、年超過確率はサンプル数1000以上で全分岐と同等の値に達すると考えられることから、モンテカルロ手法のサンプル数は1000で妥当と考える。

5. フラクタイル曲線の作成方法(潮位の考慮)

- ・ハザード曲線で考慮する潮位は、島根原子力発電所における1995年9月から2010年3月までの観測記録に基づき、以下に示す確率分布を適用する。
- ・潮位は土木学会(2011)に基づき、以下に示す手順で考慮する。

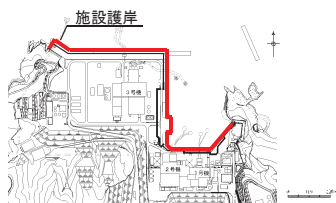


6. 1 年超過確率の参照(水位上昇側)

- ・施設護岸又は防波壁※におけるハザード曲線を以下に示す。
- ・ハザード曲線は, 施設護岸位置又は防波壁における全計算格子それぞれのハザード曲線を包絡し, 作成した。
- ・施設護岸又は防波壁における基準津波水位に対する年超過確率は, 水位上昇側で 10^{-4} ~ 10^{-5} 程度である。

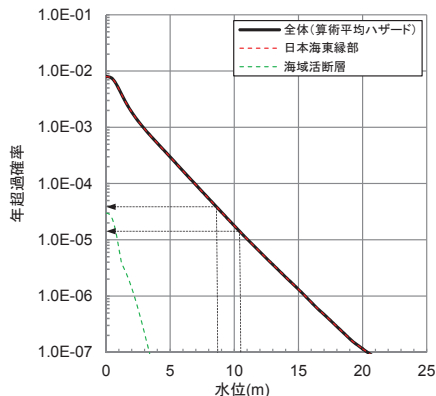
※ 施設護岸を超える場合には防波壁位置での水位を考慮

■水位上昇側: 施設護岸又は防波壁



位置図

	施設護岸又は防波壁 における基準津波水位
基準津波1 (水位上昇側)	+10.5m
基準津波2 (水位上昇側)	+8.7m

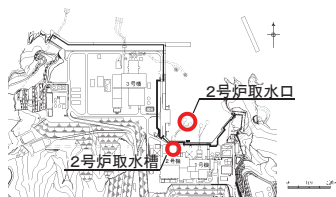


6. 1 年超過確率の参照(水位下降側)

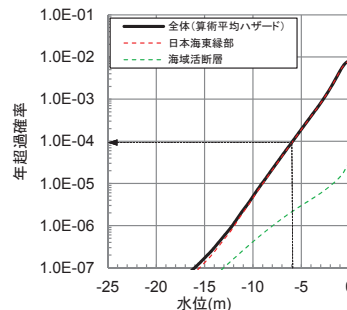
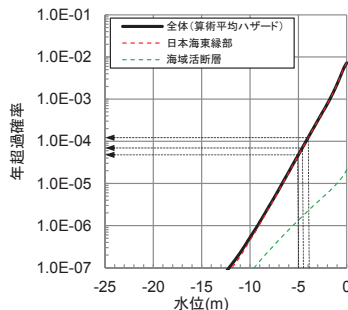
- ・2号炉取水口における基準津波水位に対する年超過確率は水位下降側で 10^{-3} ~ 10^{-5} 程度, 2号炉取水槽における基準津波水位に対する年超過確率は水位下降側で 10^{-4} 程度である。

■水位下降側: 2号炉取水口

■水位下降側: 2号炉取水槽



位置図

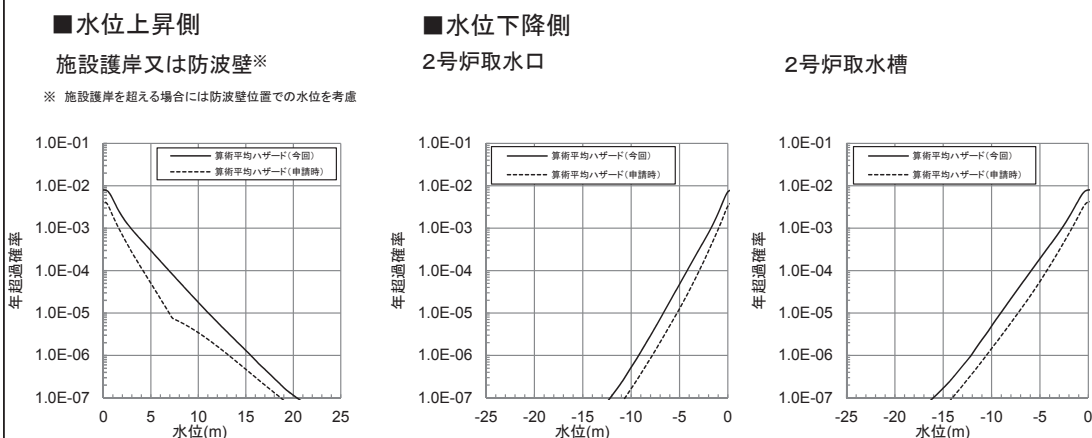
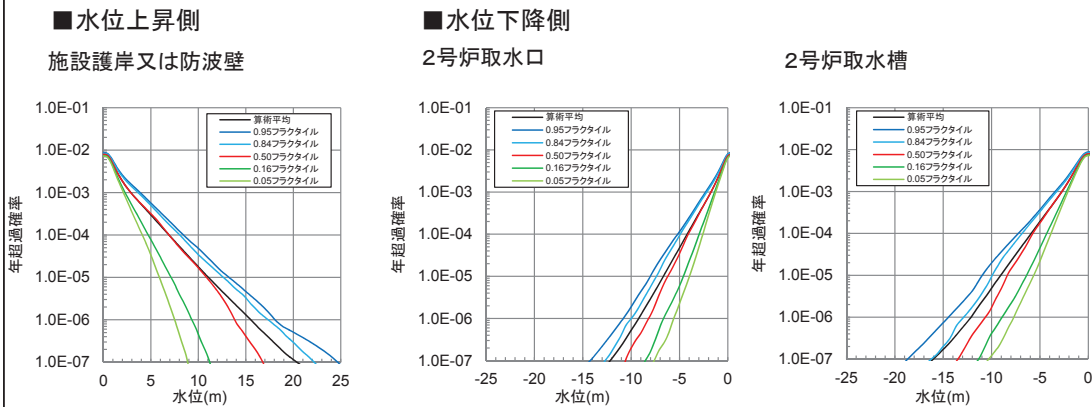


	2号炉取水口における 基準津波水位
基準津波1 (水位下降側)	-5.0m
基準津波3 (水位下降側)	-4.5m
基準津波4 (水位下降側)	-3.9m

	2号炉取水槽における 基準津波水位
基準津波1 (水位下降側)	-5.9m
基準津波3 (水位下降側)	-5.9m
基準津波4 (水位下降側)	-5.9m

・施設護岸又は防波壁※における水位上昇側, 2号炉取水口及び2号炉取水槽における水位下降側のフラクタイル曲線を以下に示す。

※ 施設護岸を超える場合には防波壁位置での水位を考慮



7.1 防波堤の有無に関する津波ハザード評価の考え方

【津波ハザード評価の考え方】

- ・日本原子力学会(2012)では、地震と津波を同時に被る状態でのリスク評価については、地震と津波の相互作用によるリスク評価技術を段階的に開発していくとしており、現時点では地震そのものによる安全機能等への影響の考慮は適用範囲外としている。
- ・一方で、基準津波の策定において、防波堤無しによる基準津波が選定されたことを踏まえ、防波堤の有無による影響を考慮した津波ハザード評価の影響検討を参考として実施する。

【重みの設定の考え方】

- ・防波堤の有無に関する重みについては、土木学会(2016)に基づき、下記のとおり設定する。

1. 日本海東縁部に想定される地震
震源域は、島根原子力発電所から十分遠方に位置することから、当該地震域での地震活動に伴い防波堤が損傷することは極めて考えにくいことから、防波堤の有無に関する重みを「防波堤有り:防波堤無し=0.9:0.1」と設定する。
2. 海域活断層から想定される地震
当該震源域での地震活動に伴い防波堤の損傷程度が判断できないことから、重み付けの判断が困難とし、防波堤の有無に関する重みを「防波堤有り:防波堤無し=0.5:0.5」と設定する。

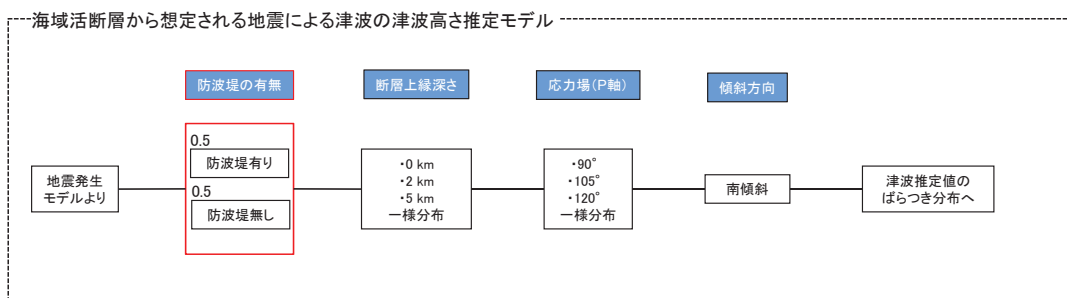
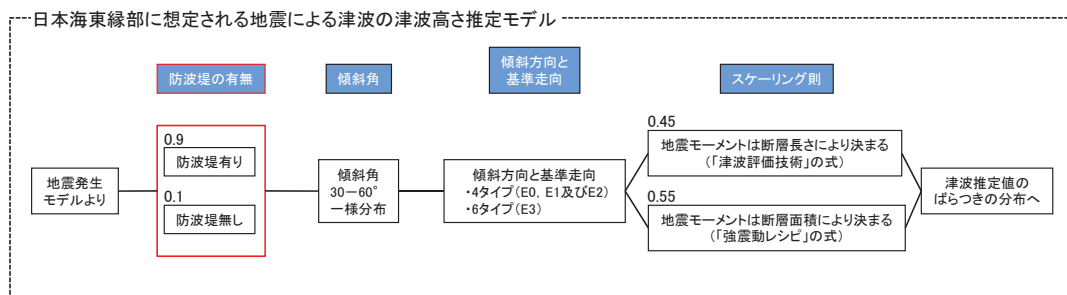
アンケートに基づかない場合の重みの配分例

重みの配分 (分岐が2つの場合)	前提条件
0.5:0.5	現時点の知見で重み付けの判断が困難な場合
0.3:0.7	関連情報に基づけば片方の重みが高いと考えられる場合
0.1:0.9	関連情報に基づけば分岐を設ける必要が無いと考えられるが、分岐として成立する可能性を考慮する場合

土木学会(2016)より引用

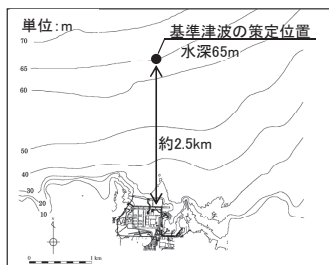
7.2 防波堤の有無に関する因子の設定

- ・防波堤の有無について、津波高さ推定モデルに因子を追加した。
- ・日本海東縁部に想定される地震による津波の津波高さ推定モデル及び海域活断層から想定される地震による津波の津波高さ推定モデルを下記に示す。



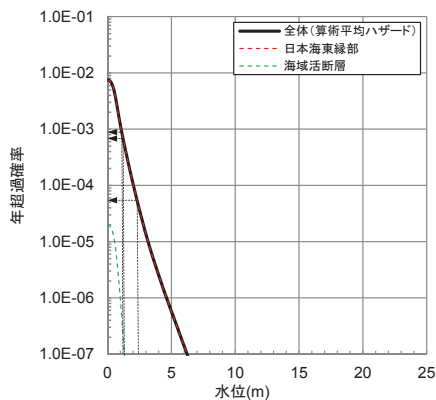
7.3 年超過確率の参照(水位上昇側)

・防波堤の有無を考慮した基準津波の策定位置における基準津波水位に対する年超過確率は、水位上昇側で $10^{-3} \sim 10^{-5}$ 程度である。



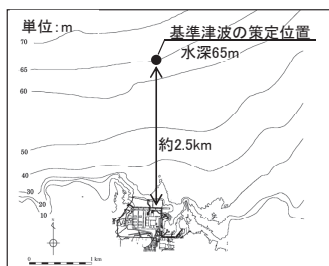
位置図

基準津波の策定位置における基準津波水位	
基準津波1 (水位上昇側)	+2.44m
基準津波2 (水位上昇側)	+1.21m
基準津波5 (水位上昇側)	+1.25m



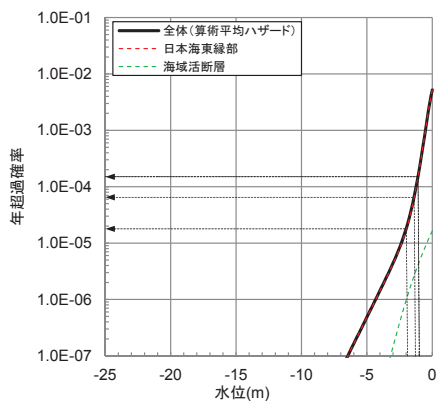
7.3 年超過確率の参照(水位下降側)

・防波堤の有無を考慮した基準津波の策定位置における基準津波水位に対する年超過確率は、水位下降側で $10^{-3} \sim 10^{-5}$ 程度である。



位置図

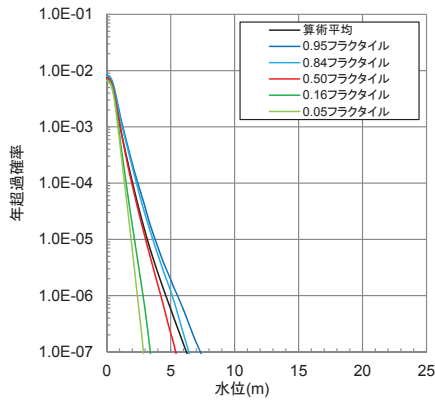
基準津波の策定位置における基準津波水位	
基準津波1 (水位下降側)	-1.96m
基準津波3 (水位下降側)	-1.07m
基準津波4 (水位下降側)	-1.05m
基準津波6 (水位下降側)	-1.35m



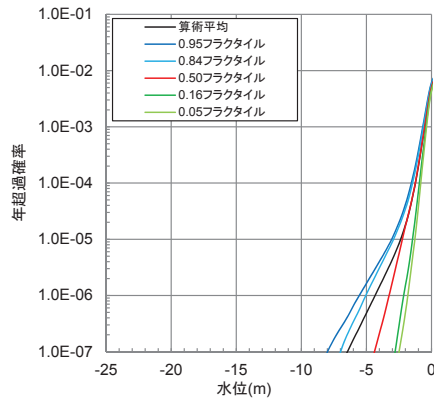
7.3 年超過確率の参照(フラクタイル曲線)

・防波堤の有無を考慮した基準津波の策定位置におけるフラクタイル曲線を以下に示す。

■ 水位上昇側



■ 水位下降側

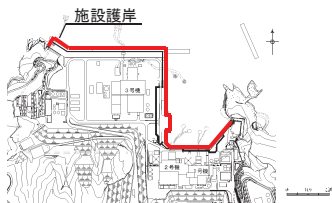


7.3 年超過確率の参照(水位上昇側)

- ・施設護岸又は防波壁※におけるハザード曲線を以下に示す。
- ・ハザード曲線は、施設護岸位置又は防波壁における全計算格子それぞれのハザード曲線を包絡し、作成した。
- ・防波堤の有無を考慮した施設護岸又は防波壁における基準津波水位に対する年超過確率は、水位上昇側で $10^{-4} \sim 10^{-6}$ 程度である。

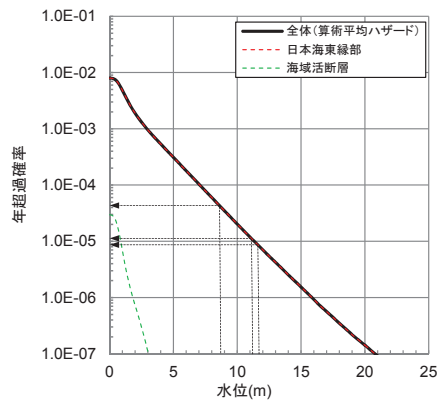
※ 施設護岸を超える場合には防波壁位置での水位を考慮

■ 水位上昇側: 施設護岸又は防波壁



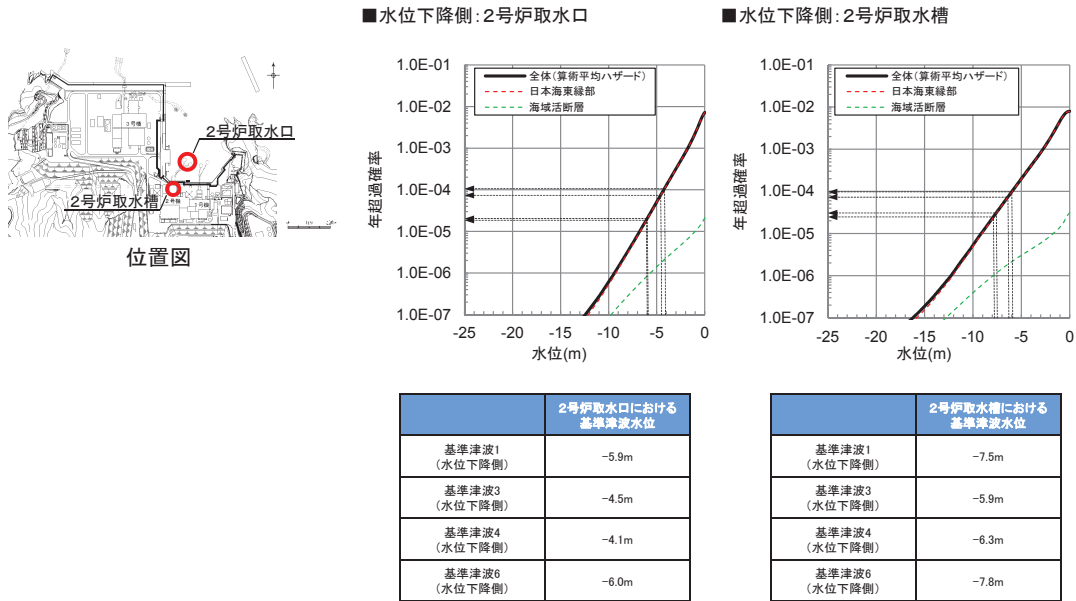
位置図

	施設護岸又は防波壁 における基準津波水位
基準津波1 (水位上昇側)	+11.6m
基準津波2 (水位上昇側)	+8.7m
基準津波5 (水位上昇側)	+11.2m



7.3 年超過確率の参照(水位下降側)

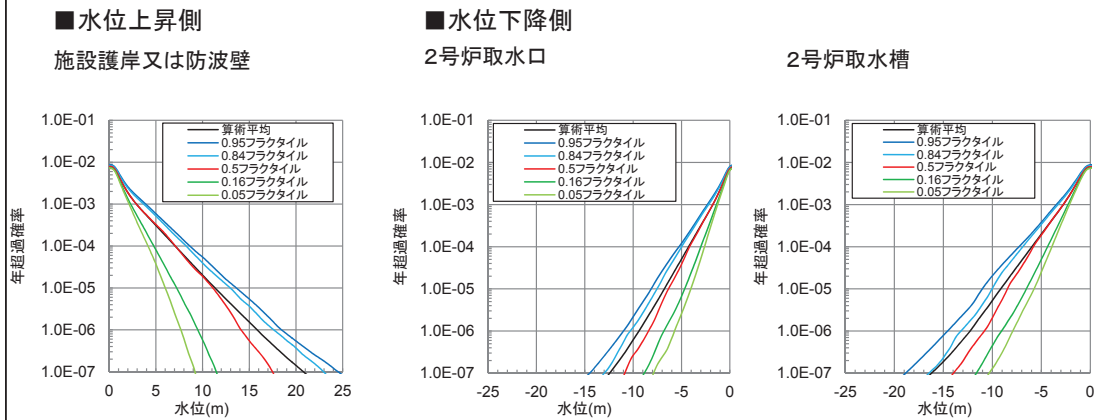
・防波堤の有無を考慮した2号炉取水口における基準津波水位に対する年超過確率は水位下降側で 10^{-3} ~ 10^{-5} 程度, 2号炉取水槽における基準津波水位に対する年超過確率は水位下降側で 10^{-3} ~ 10^{-5} 程度である。



7.3 年超過確率の参照(フラクタイル曲線)

・防波堤の有無を考慮した施設護岸又は防波壁※における水位上昇側, 2号炉取水口及び2号炉取水槽における水位下降側のフラクタイル曲線を以下に示す。

※ 施設護岸を超える場合には防波壁位置での水位を考慮

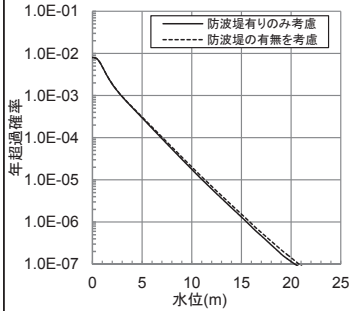


・防波堤有りのみ考慮した年超過確率と防波堤の有無を考慮した年超過確率を比較した結果、各評価地点において同等となることを確認した。

■水位上昇側

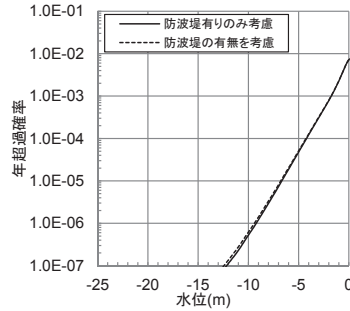
施設護岸又は防波壁※

※ 施設護岸を超える場合には防波壁位置での水位を考慮

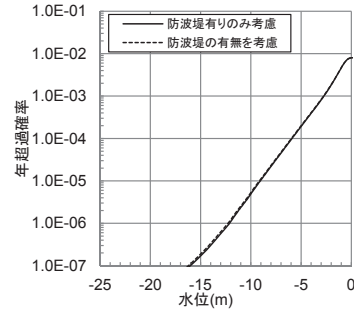


■水位下降側

2号炉取水口



2号炉取水槽



参考文献

- (1) (社)日本原子力学会(2012):日本原子力学会標準原子力発電所に対する津波を起因とした確率論的リスク評価に関する実施基準:2011
- (2) (社)土木学会 原子力土木委員会 津波評価部会(2011):確率論的津波ハザード解析の方法
- (3) (社)土木学会 原子力土木委員会 津波評価部会(2016):原子力発電所の津波評価技術2016
- (4) 地震調査研究推進本部地震調査委員会長期評価部会(2003):日本海東縁部の地震活動の長期評価について,
http://www.jishin.go.jp/main/chousa/03jun_nihonkai/index.html
- (5) (社)土木学会 原子力土木委員会津波評価部会(2009):確率論的津波ハザード解析の方法(案)
- (6) 鳥取県(2012):鳥取県津波対策検討業務報告書概要, pp.3-23.
- (7) 秋田県(2013):「地震被害想定調査」に係る津波関連データについて, <https://www.pref.akita.lg.jp/pages/archive/6779>
- (8) 石川県(2012):石川県津波浸水想定区域図, <http://www.pref.ishikawa.jp/bousai/tsunami/index.html>
- (9) 福井県(2012):福井県における津波シミュレーション結果の公表について,
[http://www.pref.fukui.lg.jp/doc/kikitaisaku/kikitaisaku/tunami-soutei.html](http://www.pref.fukui.lg.jp/doc/kikitaisaku/kikitaisaku/tsunami-soutei.html)
- (10) 島根県(2012):島根県津波浸水想定区域マップ, <http://web-gis.pref.shimane.lg.jp/tsunami/>
- (11) 山口県(2012):第3回山口県地震・津波防災対策検討委員会,
<http://www.pref.yamaguchi.lg.jp/cms/a10900/bousai/jisin-tsunamiikai.html>
- (12) 武村雅之(1998):日本列島における地殻内地震のスケーリング則—地震断層の影響および地震被害との関連—, 地震 第2輯, 第21巻, pp.211-228.
- (13) 活断層研究会編(1991):[新編]日本の活断層—分布図と資料, 東京大学出版会
- (14) 今泉俊文・宮内崇裕・堤浩之・中田高編(2018):活断層詳細デジタルマップ[新編], 東京大学出版会
- (15) 奥村俊彦・石川裕(1998):活断層の活動度から推定される平均変位速度に関する検討, 土木学会第53回年次学術講演会講演概要集, 第I部(B), pp.554-555.
- (16) 塚原弘昭・小林洋二(1991):中・西部日本の地殻応力, 地震, 第2輯, 第44巻, pp.221-231
- (17) 垣見俊弘・松田時彦・相田勇・衣笠善博(2003):日本列島と周辺海域の地震地体構造区分, 地震, 第2輯, 第55巻, pp.389-406.
- (18) 萩原尊禮(1991):日本列島の地震 地震工学と地震地体構造, 鹿島出版
- (19) 阿部勝征(1989):地震と津波のマグニチュードに基づく津波高の予測, 東京大学地震研究所彙報, Vol.64, pp.51-69.
- (20) Huber and Hager(1997):Forecasting Impulse Waves in Reservoirs, Commission Internationale Des Grands Barrages Florence
- (21) 後藤智明・小川由信(1982):Leap-frog法を用いた津波の数値計算法, 東北大学工学部土木工学科資料, 52p.
- (22) 小谷美佐・今村文彦・首藤伸夫(1998):GISを利用した津波遡上計算と被害推定法, 海岸工学論文集, 第45巻, pp.356-360.
- (23) Mansinha,L. and Smylie,D.E.(1971):The displacement fields of inclined faults, Bull. Seism. Soc. Am., Vol.61, pp.1433-1440.
- (24) (社)土木学会(1999):「水理公式集[平成11年版]」, 713p.

- (25) 電力土木技術協会(1995):「火力・原子力発電所土木構造物の設計－補強改訂版－」, 1102p.
- (26) 千秋信一(1967):「発電水力演習」, 学献社, 423p.
- (27) 国土交通省・内閣府・文部科学省(2014):「日本海における大規模地震に関する調査検討会, 最終報告書(H26.9)
- (28) 根本信・高瀬嗣郎・長谷部大輔・横田崇(2009):「日本海におけるアスペリティを考慮した津波波源モデルの検討」, 土木学会論文集B2(海岸工学), Vol.B2-65, No.1, pp.346-350.
- (29) 入倉孝次郎・三宅弘恵(2001):「シナリオ地震の強震動予測」, 地学雑誌, Vol.110, pp.849-875.
- (30) 地震調査研究推進本部地震調査委員会(2017):「全国地震動予測地図2017年版」
- (31) 独立行政法人原子力安全基盤機構(2004):「地震記録データベースSANDELのデータ整備と地震発生上下限層深さの評価に関する報告書(平成15年度)」, JNES/SAE04-017
- (32) 片尾浩・吉井弘治(2002):「緊急観測によって得られた鳥取県西部地震直後の余震分布」, 地震 第2輯, 第54巻, pp.581-585.
- (33) 岩田知孝・関口春子(2002):「2000年鳥取県西部地震の震源過程と震源域強震動」, 月刊地球ノ号外No.38, pp.182-188.
- (34) Shibutani, T.・H. Katakao・Group for the dense aftershock observations of the 2000 Western Tottori Earthquake(2005):「High resolution 3-D velocity structure in the source region of the 2000 Western Tottori Earthquake in southwestern Honshu, Japan using very dense aftershock observations」, Earth, Planets and Space, Volume 57, Issue 9, pp.825-838.
- (35) 岩崎貴哉・佐藤比呂志(2009):「陸域制御震源地震探査から明らかになりつつある島弧地殻・上部マントル構造」, 地震 第2輯, 第61巻, pp.S165-S176.

津波時の水密扉の期待有無について

本評価では、津波時にプラントに影響を及ぼすものとして抽出した構築物・機器への流入経路となる可能性のあるタービン建物水密扉及び海水ポンプエリア水密扉については、通常時閉運用としていることから、機能喪失浸水高未満の浸水においては水密扉の浸水防止機能に期待しており、以下にその考え方を示す。

1. タービン建物水密扉

タービン建物水密扉の運用状況及び配置を第1表、第1図及び第2図に示す。

タービン建物水密扉は通常時閉運用としており、運用状態の確認のため、以下により「扉設置場所での“開”状態の認知性向上」及び「中央制御室での開閉状態の監視」を実施する。

- ・警報ブザーを扉設置場所に設置する。
- ・中央制御室に警報ブザーを設置する。

以上より、通常時は確実に閉止される運用となっていることから、津波襲来前にタービン建物の水密扉が開放されている可能性は十分低いと考えられる。

津波襲来時に水密扉が開放される場合を考えると、敷地高さE L 8.5m以上に遡上する津波の襲来時に流入経路となる可能性はあるが、第1表に示すタービン建物水密扉のうち、については、E L 20m津波時の浸水高E L 9.5mに対して扉下端高さはE L 12.5mであるため、津波高さE L 20m以下の津波襲来時には流入経路にならない。また、を除く水密扉は、屋外通行中の作業員がこれらの水密扉を開放してタービン建物内に避難することはないので、津波襲来時にこれらの水密扉が開放されることにより流入経路となる可能性は十分小さいと考えられる。

以上の検討より、水密扉の閉失敗によるタービン建物内浸水はスクリーニングアウトすることとした。なお、津波高さE L 20m超過の津波襲来時は、波力を伴う津波の遡上が大規模になり、建物外壁水密扉は機能喪失するものと扱った。

2. 海水ポンプエリア水密扉

海水ポンプエリア水密扉の配置を第3図に示す。

海水ポンプエリア水密扉は通常時閉運用としており、運用状態の確認のため、以下により「扉設置場所での“開”状態の認知性向上」及び「中央制御室での開閉状態の監視」を実施する。

- ・警報ブザーを扉設置場所に設置する。
- ・中央制御室に警報ブザーを設置する。

海水ポンプエリアでは通常時における巡視点検のため、海水ポンプエリアの水密扉が短時間開放されることはあるが、上記の運用により確実に閉止されるも

のと考える。

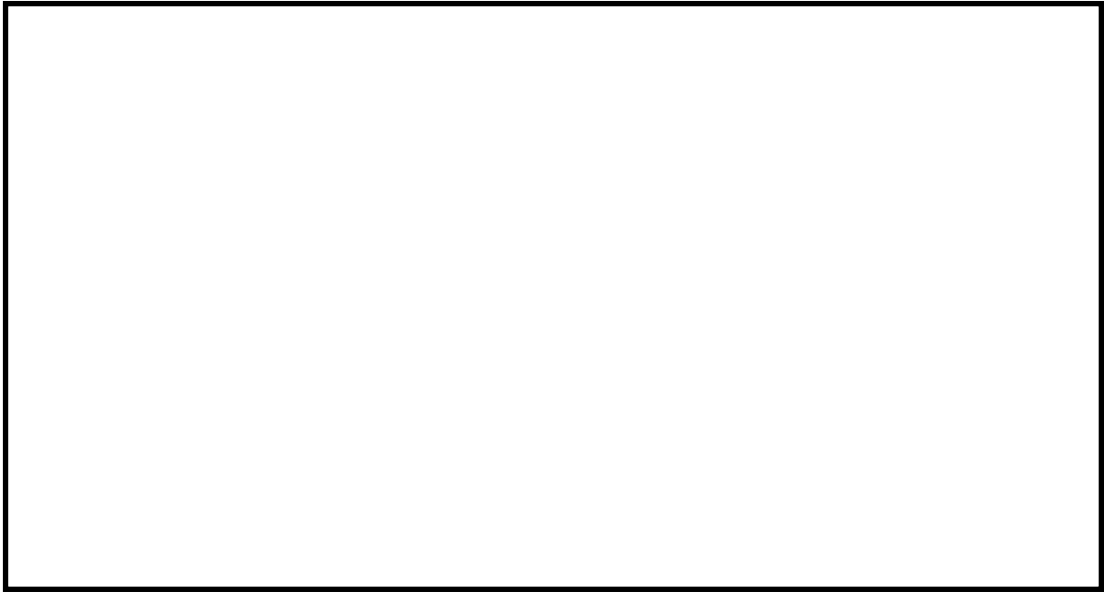
また、津波ハザードの寄与が大きいのは日本海東縁部からの津波であり、日本海東縁部からの津波の場合、地震発生後、津波の発電所到達までに約 110 分程度の時間を要する。このため、巡視点検時等での短時間の扉開放時に津波が発生したとしても、確実に水密扉を閉止できると考えられる。さらに、異区分の海水ポンプエリアは分離されているため、仮に当該区分の海水ポンプが機能喪失した場合でも、健全側の海水ポンプの区分の緩和系により事象を収束することができる。

以上の検討より、水密扉の閉失敗による海水ポンプエリアへの浸水はスクリーニングアウトすることとした。なお、津波高さ E L 20m 超過の津波襲来時は、波力を伴う津波の遡上が大規模になり、海水ポンプエリア水密扉は機能喪失するものと扱った。

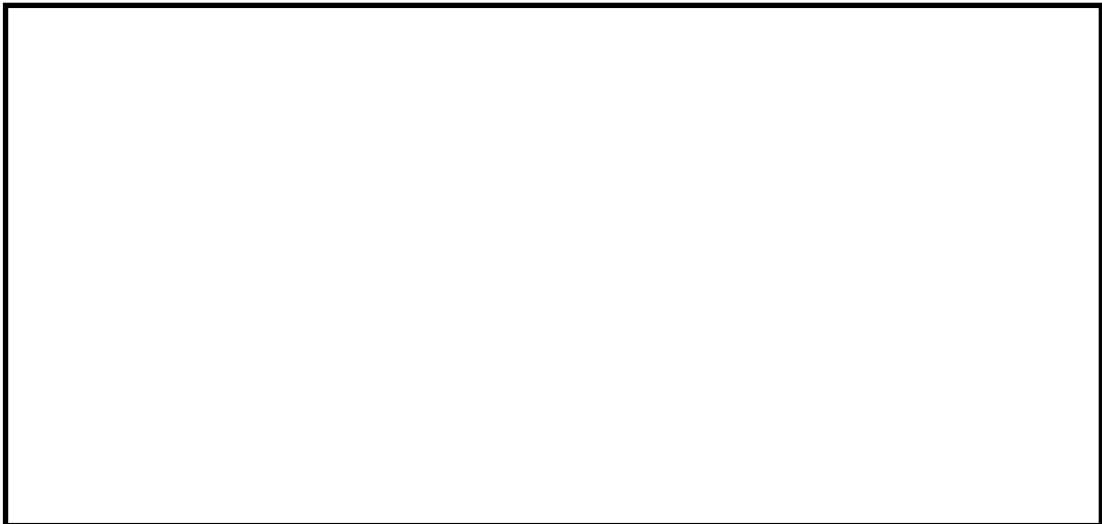
第1表 タービン建物水密扉運用状況

No.	タービン建物 水密扉	施錠 管理	出力運転中 開放実績	現地警報 ブザー	中央制御室 遠隔監視	扉下端高さ
①				設置	設置	E L 8.9m
②				設置	設置	E L 9.2m
③				設置	設置	E L 9.1m
④				設置	設置	E L 12.5m (タービン建物内※)
※						

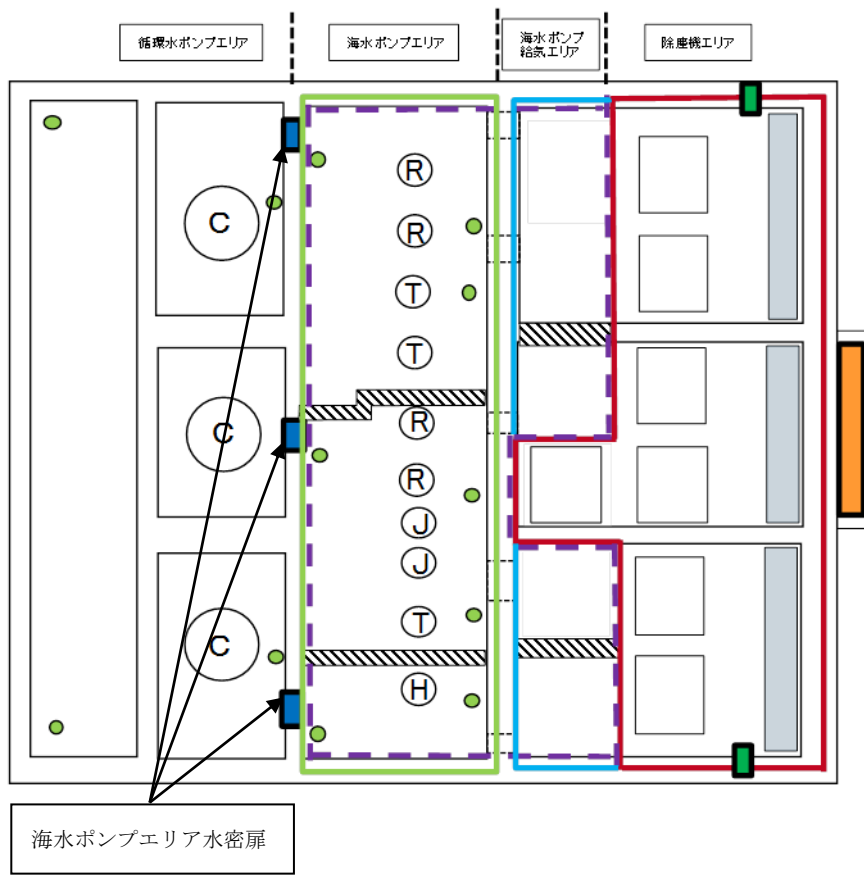
本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。



第1図 タービン建物水密扉配置図（水密扉①～③）



第2図 タービン建物水密扉配置図（水密扉④）



第3図 海水ポンプエリア水密扉配置図

E L 20m を超過する津波に対する影響評価について

1. 概要

津波レベル 1 P R A では、E L 20m 以下の津波では炉心損傷に至る事故シーケンスは抽出されず、E L 20m 超過の津波襲来時に「直接炉心損傷に至る事象」のみが抽出され、その炉心損傷頻度を 1.2×10^{-7} / 炉年と評価しているが、ここでは、E L 20m を超過する津波により発生する起因事象とその想定津波高さを概略評価した。

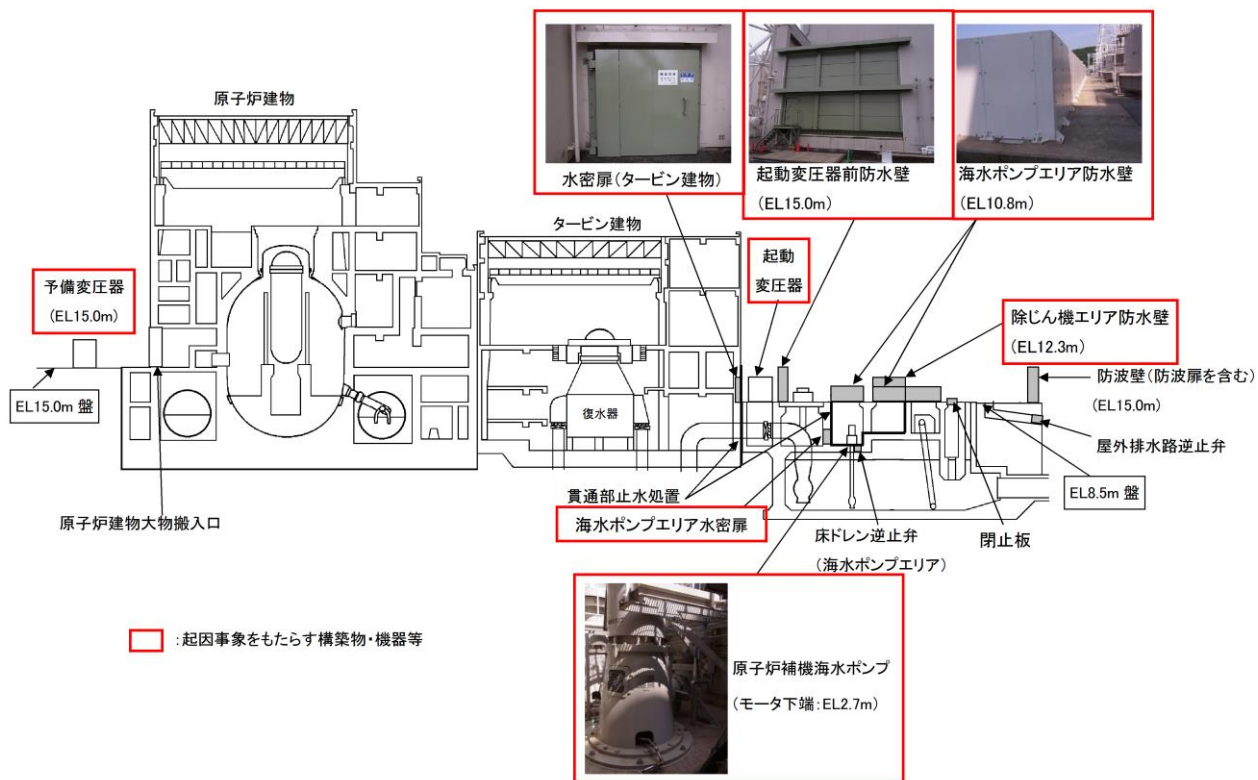
2. 評価内容

津波レベル 1 P R A において抽出した起因事象（補機冷却系喪失、外部電源喪失及び直接炉心損傷に至る事象）をもたらす構築物・機器等（第 1 図参照）を評価対象とし、第 2 図及び第 3 図のとおり起因事象の発生要因を分析した。また、第 1 図に示す構築物・機器等の津波に対する耐性（機能喪失浸水高さ）を整理し、それらの機能喪失浸水高さ、機能喪失浸水高さを発生させる想定津波高さ（以下「機能喪失想定津波高さ」という。）を算定し、E L 20m を超過する津波に対する影響評価を行った。

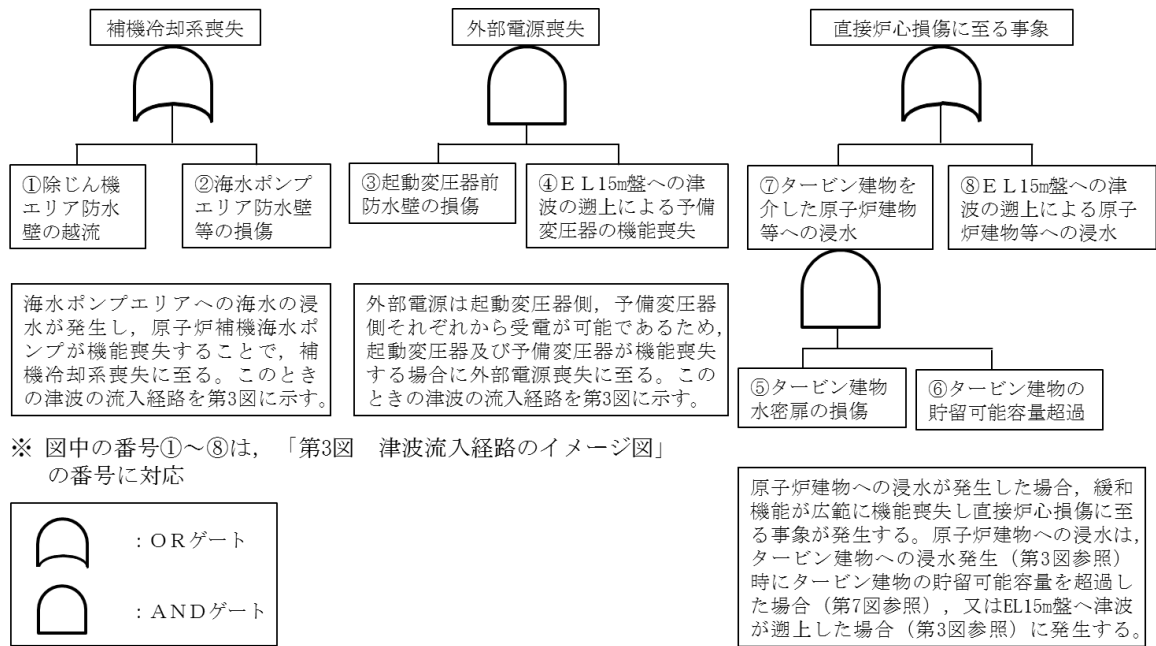
評価に当たっては、基準津波（施設護岸における津波高さ：E L 11.8m）に対して敷地内に津波を流入させない設計とすること、及び E L 20m 津波の敷地内浸水解析結果、管路計算結果（除じん機エリアの浸水高さ：E L 12.1m）を用いて、E L 20m を超過する想定津波高さと敷地内浸水高さの関係を、線形計算により外挿して算出した。また、タービン建物水密扉の損傷により発生するタービン建物への浸水については、敷地への流入経路のうち、タービン建物の海側前面にある以下の流入経路からの浸水がすべてタービン建物に流入すると仮定した。

- ・ 防波壁（越波）及び防波壁通路防波扉
- ・ 2号炉取水槽及び2号炉放水槽

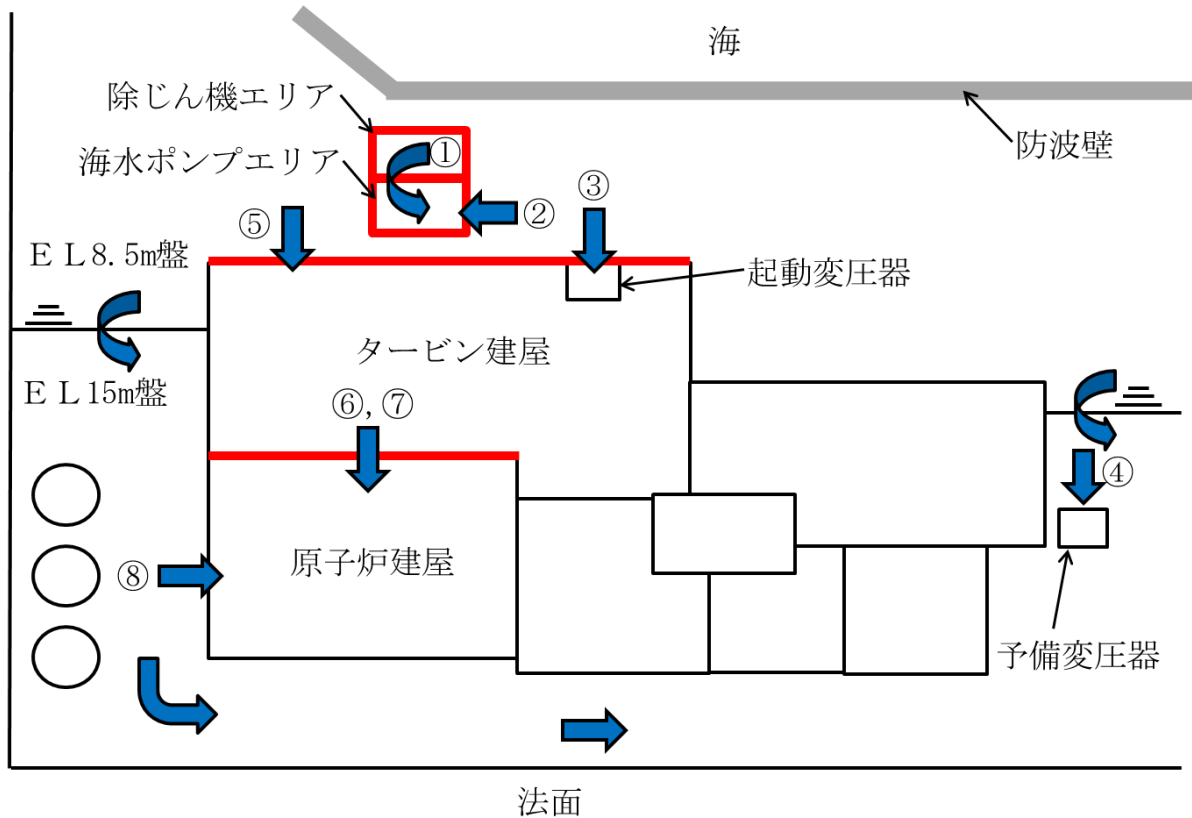
防波壁通路防波扉を開条件とした E L 20m 津波による敷地内浸水解析結果を第 1 表及び第 4 図に示す。また、想定津波高さと浸水高さの関係を第 5 図に示す。敷地内浸水解析では、1～3号炉取水路・放水路の構造を模擬しており、経路ごとの入力条件となる津波の時刻歴波形に対する応答を考慮した解析を実施している。防波扉は常時閉運用とするが、使用済燃料の搬出等のため開にする場合がある。開にしている頻度は小さく、また、津波発生時には津波襲来前に防波扉を閉止できると考えられるためその影響は軽微であると考えられるものの、開状態を仮定して評価を実施した。本想定により、敷地内浸水量を保守的に見積もることとなるが、第 1 表より、防波壁通路防波扉からの浸水量は、E L 20m 津波における敷地内浸水量の 1 割程度であり、防波壁通路防波扉の開閉が敷地内浸水量に大きな影響を及ぼすものではないことがわかる。



第1図 起因事象をもたらす構築物・機器等とプラント概要図



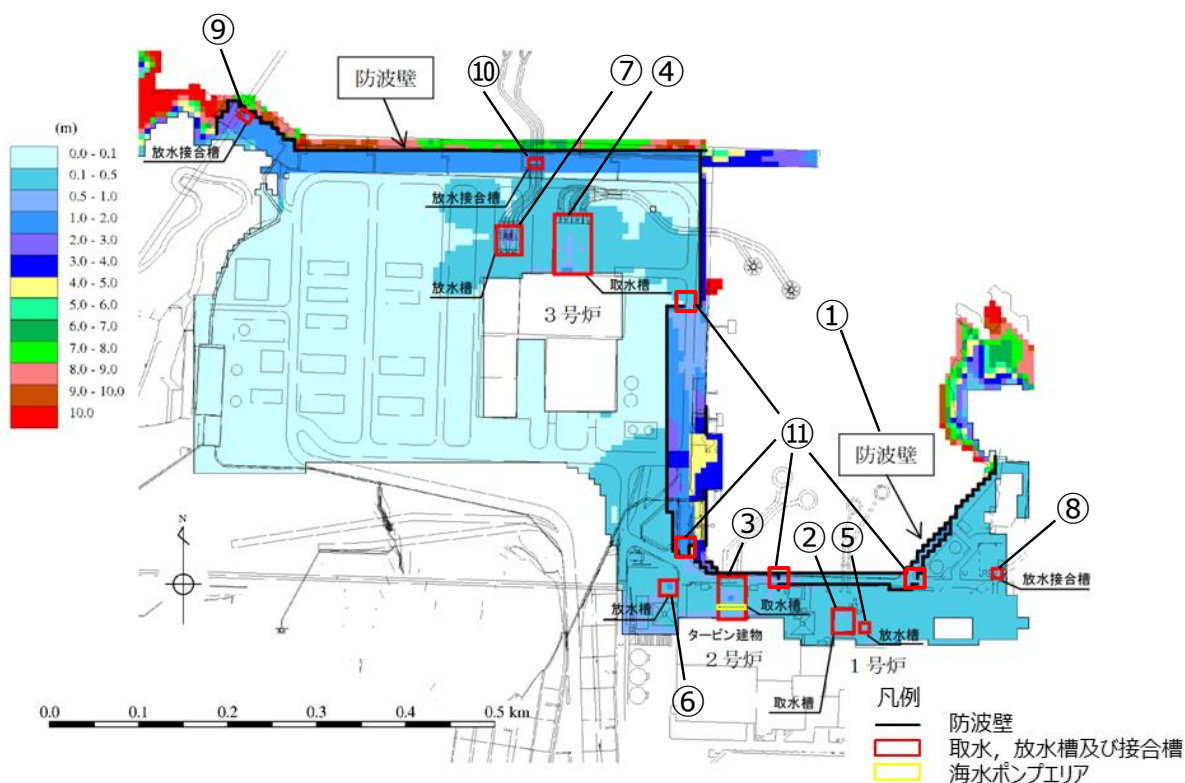
第2図 E L 20m を超過する津波による起因事象の発生要因



第3図 津波流入経路のイメージ図

第1表 防波壁通路防波扉を開条件としたE L20m 津波による敷地内浸水解析結果

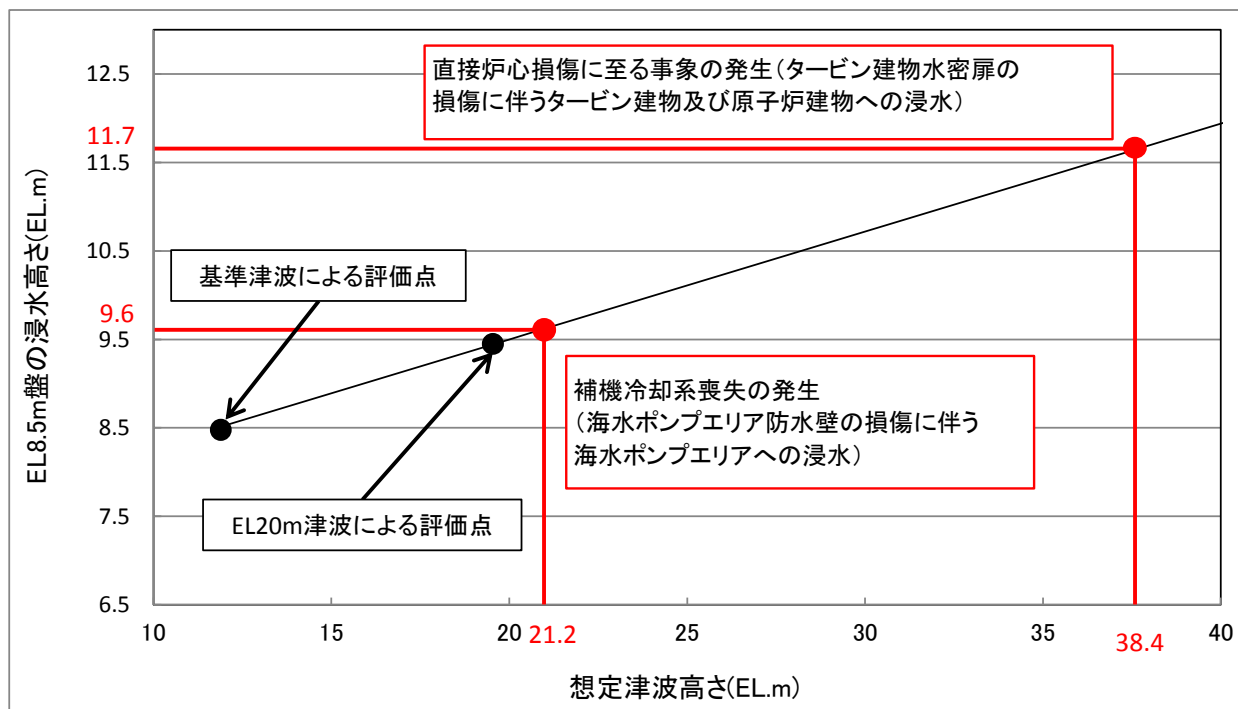
流入経路		E L20m 津波による敷地内浸水量 (m ³)	E L20m 津波による敷地内浸水高さ (敷地内浸水深)
①	防波壁 (越波)	約 2,000	・海水ポンプエリア付近： E L9.0m～E L9.5m (0.5m～1.0m) ・タービン建物付近： E L9.0m～E L9.5m (0.5m～1.0m)
②	1号炉取水槽	約 200	
③	2号炉取水槽	約 2,800	
④	3号炉取水槽	約 1,100	
⑤	1号炉放水槽	約 100	
⑥	2号炉放水槽	約 1,900	
⑦	3号炉放水槽	約 4,800	
⑧	1号炉放水接合槽	約 500	
⑨	2号炉放水接合槽	約 3,200	
⑩	3号炉放水接合槽	約 5,400	
⑪	防波壁通路防波扉	約 2,000	
合計 (①～⑪の合計)		約 24,000	
敷地内浸水量のうちタービン建物に考慮する浸水 (①+③+⑥+⑪)		約 8,700	



※ 浸水解析は①～⑪の流入経路すべてを考慮したものであり、排水路等から敷地外への流出は考慮していない。津波の回り込みについて、3号炉南側では浸水水位が低く、2号炉側への回り込みはなく、また1号炉側は2号炉側と比べ浸水量は少なく、浸水水位も低いため、2号炉側への回り込みはないため、タービン建物を介した原子炉建物への浸水を評価するためのタービン建物への浸水量は、タービン建物の海側前面における浸水量に主に寄与する流入経路となる①、③、⑥、⑪からの浸水がすべて流入すると仮定した。

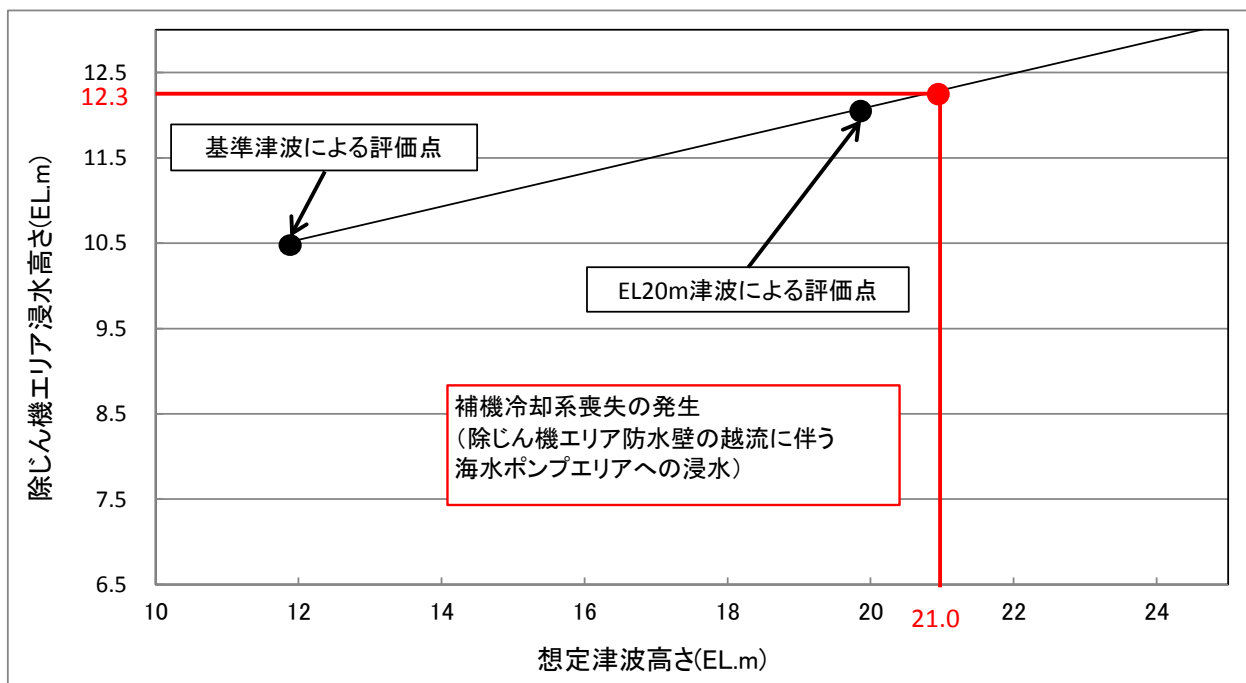
第4図 E L20m 津波による敷地内浸水深分布

【E L 8.5m 盤の浸水高さ】



・基準津波 (E L 11.8m) における浸水深 (0m) と、E L 20m 津波に対する浸水解析により評価した浸水深 (1m) から、想定津波高さと E L 8.5m 盤における浸水深の関係を、線形計算により外挿して評価した。E L 8.5m 盤の浸水高さは、この浸水深に敷地高さ 8.5m を加算して算出している。

【除じん機エリアの浸水高さ】



・基準津波 (E L 11.8m) における除じん機エリアの浸水高さ (E L 10.5m) と、E L 20m 津波に対する管路計算により評価した除じん機エリアの浸水高さ (E L 12.1m) から、想定津波高さと除じん機エリア浸水高さの関係を、線形計算により外挿して評価した。

第 5 図 想定津波高さと浸水高さの関係

3. 起因事象をもたらす設備の津波に対する耐性及び機能喪失想定津波高さ

(1) 補機冷却系喪失をもたらす設備の機能喪失想定津波高さ

海水ポンプエリアへの浸水が発生し、原子炉補機海水ポンプが機能喪失した場合、補機冷却系喪失が発生する。

第 6 図に示すとおり、津波が除じん機エリア防水壁を越流し海水ポンプエリアに流入する場合、又は防波壁を越波する津波等が海水ポンプエリア防水壁等を損傷させ海水ポンプエリアに流入する場合に、原子炉補機海水ポンプが機能喪失する可能性がある。

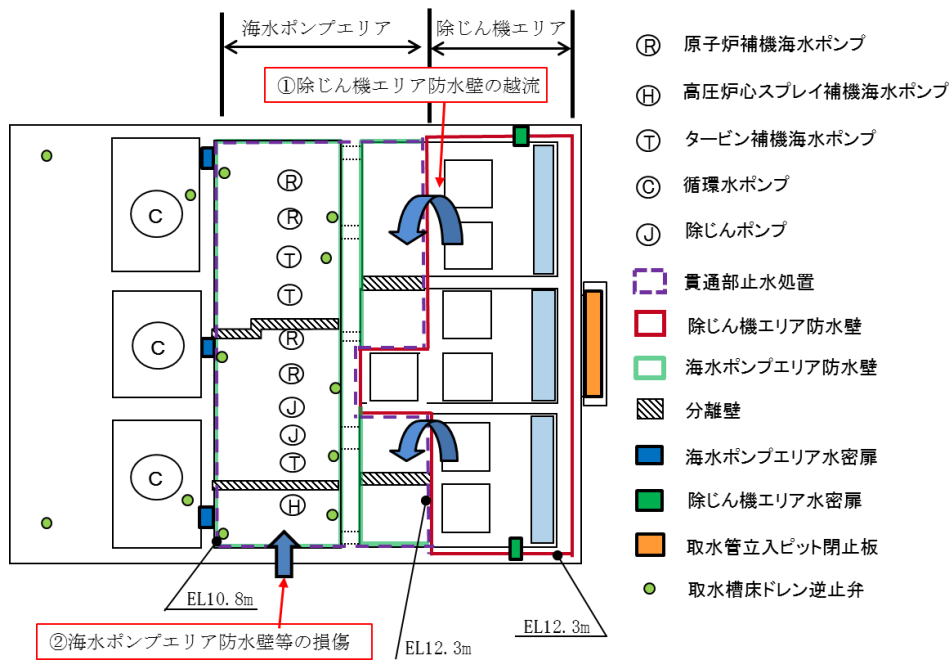
補機冷却系喪失をもたらす設備の機能喪失想定津波高さの評価結果を第 2 表及び第 5 図に示す。

第 2 表 補機冷却系喪失をもたらす設備の機能喪失想定津波高さ

補機冷却系喪失をもたらす設備	機能喪失要因	機能喪失浸水高さ	機能喪失想定津波高さ	評価結果※ ²
原子炉補機海水ポンプ	①除じん機エリア防水壁の越流	E L 12.3m	E L 21.0m	E L 21.0m
	②海水ポンプエリア防水壁等の損傷	E L 9.6m※ ¹	E L 21.2m	

※ 1 E L 8.5m 盤にある海水ポンプエリア防水壁等の機能喪失高さは E L 10.8m (機能喪失浸水深：約 2.3m) であるが、防波壁を越波する津波の波力等を考慮し、機能喪失浸水深の 1 / 2 (機能喪失浸水高：E L 9.6m) で機能喪失するとした。

※ 2 ①、②の機能喪失想定津波高さのうち小さい方の値



第 6 図 原子炉補機海水ポンプの機能喪失要因

(2) 外部電源喪失をもたらす設備の機能喪失想定津波高さ

外部電源は起動変圧器側、予備変圧器側それぞれから受電が可能であるため、E L 8.5m 盤（敷地高さ 8.5m のエリア，第 1 図参照）に設置された起動変圧器及び E L 15.0m 盤（敷地高さ 15.0m のエリア，第 1 図参照）に設置された予備変圧器がともに機能喪失した場合，外部電源喪失が発生する。

したがって，E L 8.5m 盤に設置された起動変圧器のみが機能喪失した場合は，E L 15.0m 盤に設置された予備変圧器から外部電源が受電可能なため，外部電源喪失には至らず，防波壁を越波する津波等により起動変圧器前防水壁が損傷して起動変圧器エリアが浸水し，起動変圧器が機能喪失することに加え，敷地浸水高さが E L 15.0m に達することで予備変圧器が機能喪失する場合に発生する。

外部電源喪失をもたらす設備の機能喪失想定津波高さの評価結果を第 3 表に示す。

第 3 表 外部電源喪失をもたらす設備の機能喪失想定津波高さ

外部電源喪失をもたらす設備	機能喪失要因	機能喪失浸水高さ	機能喪失想定津波高さ	評価結果 ^{※2}
起動変圧器	①起動変圧器前の防水壁の損傷	E L 11.7m ^{※1}	E L 38.4m	E L 65.1m
予備変圧器	②E L 15m 盤の浸水	E L 15.0m	E L 65.1m	

※1 E L 8.5m 盤にある起動変圧器前の防水壁の機能喪失高さは E L 15.0m（機能喪失浸水深：約 6.5m）であるが，防波壁を越波する津波の波力等を考慮し，機能喪失浸水深の 1/2（機能喪失浸水高：E L 11.7m）で機能喪失するとした。

※2 ①，②の機能喪失想定津波高さのうち大きい方の値

(3) 直接炉心損傷に至る事象に係る建物への津波流入が発生する想定津波高さ

直接炉心損傷に至る事象は，タービン建物へ流入した津波が原子炉建物等に浸水する場合，又は，敷地浸水高さが E L 15.0m に達することにより E L 15.0m 盤を介し，原子炉建物等へ津波が直接流入する場合に発生する可能性がある[※]。

直接炉心損傷に至る事象が発生する想定津波高さの評価結果を第 4 表及び第 5 図に示す。

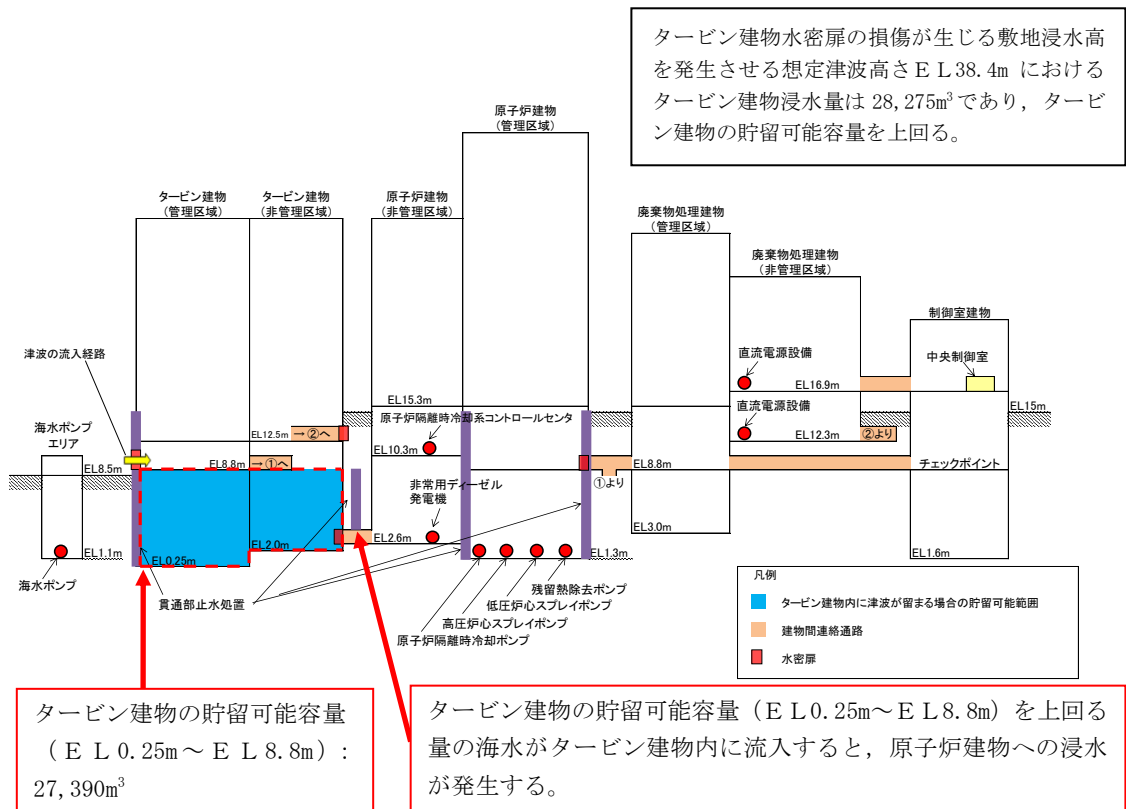
※ 原子炉建物内の止水処置が有効に機能すること等により，この場合でもなお機能維持した緩和系により事象を緩和できる可能性があるが，本評価では原子炉建物への海水の流入により炉心損傷直結に至ると仮定する。

第4表 直接炉心損傷に至る事象が発生する想定津波高さ

事象	発生要因	事象発生 浸水高さ	想定津波 高さ	評価結果 ^{※2}
直接炉心損傷 に至る事象	①タービン建物を介した原子炉建物等への津波の流入	E L 11.7m	E L 38.4m ^{※1}	E L 38.4m
	②E L 15.0m盤を介した原子炉建物等への津波の流入	E L 15.0m	E L 65.1m	

※1 想定津波高さE L 38.4mにおいてタービン建物水密扉を損傷させる敷地浸水高が生じ、タービン建物に津波が流入するとともに、想定される建物内浸水量は 28,275m³であり原子炉建物への浸水が発生する（第7図参照）。

※2 ①, ②の想定津波高さのうち小さい方の値



第7図 建物内流入経路概要図

4. 評価結果のまとめ

評価結果のまとめを第5表に示す。また、E L 20m を超過する津波による影響について、想定津波高さ別に検討した結果を以下に示す。

(1) 想定津波高さがE L 21. 0m を超える場合

津波が除じん機エリア防水壁を越流し海水ポンプエリアへ流入するため、原子炉補機海水ポンプが機能喪失して補機冷却系喪失が発生し、崩壊熱除去に失敗することで炉心損傷に至る可能性がある。

(2) 想定津波高さがE L 38. 4m を超える場合

タービン建物水密扉が損傷し、タービン建物内へ津波が流入するとともに、その流入量はタービン建物の貯留可能容量を上回るため、タービン建物を介して原子炉建物への浸水が生じる。原子炉建物への浸水が生じた場合は、緩和設備が広範に機能喪失することが考えられるため、直接炉心損傷に至る事象が発生する可能性がある。

なお、外部電源については、起動変圧器からの受電経路は同じ津波高さで機能を喪失するものの、E L 15m 盤に設置された予備変圧器からの受電が可能な津波高さまでは、外部電源受電設備の全喪失には至らない。

5. まとめ

今回の津波レベル1 P R Aでは、E L 20m 超過の津波襲来時に直接炉心損傷に至る事象のみを抽出していたが、本評価結果から、E L 20m をわずかに超える津波水位で炉心損傷に至ること、また、直接炉心損傷に至る事象が発生するまでには裕度があることが確認できた。

津波高さが高くなるにつれ、襲来した津波高さに応じて段階的に緩和系機器が機能喪失することになると考えられるが、その場合は、機能を維持した設計基準事故対処設備、可搬型の機器を含めた重大事故等対処設備等を活用した炉心損傷の防止など、事象の緩和を試みるものとする。

第5表 E L 20m を超過する津波により発生する起因事象とその想定津波高さ

起因事象	起因事象の分析		想定津波高さ (E L. m)	最大浸水深 (E L. m)	機能喪失浸水深 (E L. m)	建物内浸水量 (m ³)	原子炉建物への浸水有無 (タービン建物の貯留可能容積：27,390m ³)	備考
	起因事象の発生要因							
補機冷却系喪失	除じん機エリア防水壁の越流 (海水ポンプエリアへの浸水, 原子炉補機海水ポンプの機能喪失)		21.0 ^{**1}	12.3 ^{**2}	12.3			海水ポンプエリアへの海水の浸水により, 原子炉補機海水ポンプが機能喪失し, 補機冷却系喪失が発生する可能性がある。 なお, 非常用電源については, E L 8.5m 盤に燃料移送ポンプが設置されており, 敷地内浸水深 E L 10.8m で損傷する可能性があるが, 緩和系の機能喪失であり, 起因事象の発生につながるものではない。
		海水ポンプエリア防水壁等の損傷 (海水ポンプエリアへの浸水, 原子炉補機海水ポンプの機能喪失)	21.2 ^{**1}	9.6	10.8 (9.6 ^{**5})			
外部電源喪失	起動変圧器前防水壁の損傷 (起動変圧器エリアへの浸水, 起動変圧器の機能喪失)		38.4 ^{**3}	11.7	15.0 (11.7 ^{**5})			変圧器前防水壁の損傷により起動変圧器の機能喪失が発生するが, 予備変圧器が健全であるため, 外部電源喪失は発生しない。
		E L 15m 盤への津波の遡上による予備変圧器の機能喪失	65.1 ^{**3}	15.0	15.0			
直接炉心損傷に至る事象	タービン建物水密扉の損傷 (タービン建物を介した原子炉建物等への津波の流入)		38.4 ^{**4}	11.7	15.0 (11.7 ^{**5})	28,275	有	タービン建物水密扉の損傷によりタービン建物へ津波が流入するとともに, タービン建物の貯留可能容量以上の津波が流入し, 原子炉建物への津波の流入が生じる。 原子炉建物への浸水が生じた場合は, 緩和設備が広範に機能喪失することが考えられるため, 直接炉心損傷に至る事象が発生する可能性がある。
		E L 15m 盤への津波の遡上による原子炉建物等への浸水	65.1 ^{**4}	15.0	15.0	—	有	E L 15m 盤を介して原子炉建物へ津波が流入し, 緩和設備が広範に機能喪失するため, 直接炉心損傷に至る事象が発生する可能性がある。

※1 補機冷却系喪失が発生する想定津波高さは E L 21.0m となる (発生要因に対する想定津波高さが小さい方の値)。

※2 除じん機エリアの浸水深。

※3 外部電源喪失が発生する想定津波高さは, 起動変圧器の機能喪失に加え予備変圧器が機能喪失する想定津波高さ E L 65.1m となる。

※4 直接炉心損傷に至る事象が発生する想定津波高さは E L 38.4m となる (発生要因に対する想定津波高さが小さい方の値)。

※5 E L 8.5m 盤にある海水ポンプエリア防水壁等の機能喪失高は E L 10.8m (機能喪失浸水深：2.3m), 起動変圧器前防水壁及びタービン建物水密扉の機能喪失浸水深は E L 15.0m (機能喪失浸水深：6.5m) であるが防波壁を越波する津波の波力等を考慮し, 機能喪失浸水深の 1/2 で機能喪失するとした。

内部事象運転時レベル 1.5 P R A のシーケンス選定における
福島第一原子力発電所事故の知見の考慮

内部事象運転時レベル 1.5 P R A においては、炉心損傷後から格納容器破損に至るまでの事故シーケンス及び C F F を評価している。この際、雰囲気圧力・温度による静的負荷に対する格納容器耐性として、過温破損に対して限界温度 200℃を、過圧破損に対して限界圧力 2 P d（原子炉格納容器の最高使用圧力の 2 倍、0.853MPa）を判定基準と設定している。

今回の P R A の実施に際して、上記の判定基準を適用するに当たっては、以下のとおり福島第一原子力発電所事故の知見を考慮している。

1. 福島第一原子力発電所事故による格納容器破損に関する知見

福島第一原子力発電所事故では、1～3号機の原子炉格納容器がいずれも事故後のどこかのタイミングで破損に至ったと考えられ、その詳細なメカニズムについては、解明に向けた取り組みが進められているところである。

福島第一原子力発電所事故の調査結果は、平成 25 年 12 月に第 1 回進捗報告⁽¹⁾、平成 26 年 8 月に第 2 回進捗報告⁽²⁾、平成 27 年 5 月に第 3 回進捗報告⁽³⁾が行われている。ここでは、格納容器破損に係る情報として、漏えい経路、格納容器圧力挙動及び格納容器温度挙動に着目し、以下のとおり知見を整理した。

(1) 格納容器破損時の漏えい経路

原子炉建屋での水素爆発が発生しておらず、原子炉建屋オペレーティングフロアの形状が維持されているため、他号機に比べて原子炉格納容器からの漏えい経路が推定しやすい 2 号機に着目する。2 号機では、格納容器圧力の低下が確認された 3 月 15 日の朝方にブローアウトパネルから蒸気が放出されていること、後日の調査でオペレーティングフロアにおけるシールドプラグ近傍で高い線量率を観測したことが確認されている。これに加え、過去の試験結果等から考えられている漏えいポテンシャルの高い箇所を考慮に入れると、格納容器トップヘッドフランジ等のフランジシール部からの漏えいの可能性がある。

(2) 1 号機の格納容器温度・圧力挙動

1 号機のドライウェル圧力は、3 月 11 日 23 時 50 分頃に 0.6MPa[abs]を、3 月 12 日 2 時 30 分頃に 0.84MPa[abs]を計測した後、3 月 12 日 14 時 30 分頃のベント操作による圧力減少まで、0.7MPa[abs]～0.8MPa[abs]程度の圧力で推移している。この間、注水による蒸気発生、格納容器温度の上昇、熔融炉心・コンクリート相互作用による非凝縮性ガス発生等によって、格納容器圧力は上昇傾向になると想定されるが、測定値からは圧力が一定となる傾向が示されており、原子炉格納容器からの漏えいがあったことが示唆される。

また、炉心損傷後の格納容器温度の測定データは得られていないものの、

事故時に計測されたプラントデータを基に条件を仮定したMAAP解析が実施されており、その中でドライウエル温度も評価されている。1号機のMAAP解析結果からは、格納容器気相漏えいを仮定した3月12日11時46分頃において、ドライウエル温度は約300℃以上となっている。過去の研究によれば、このような過温条件ではガスケットが損傷する可能性があることから、過温によるガスケット損傷により原子炉格納容器からの漏えいが発生した可能性がある。実際に、1号機では格納容器内部調査により格納容器貫通部に設置されていた遮蔽用の鉛板が消失していることが確認され、格納容器壁付近で少なくとも鉛の融点（328℃）以上を経験した可能性が検討されている。

(3) 2号機の格納容器温度・圧力挙動

2号機では、原子炉隔離時冷却系運転期間中に格納容器圧力が徐々に上昇し、原子炉隔離時冷却系停止後、炉心損傷に伴う水素発生や逃がし安全弁の開放等によると考えられる上昇が、14日20時頃、21時頃、23時頃に観測され、格納容器圧力は0.75MPa[abs]程度にまで至る。その後3月15日7時20分頃までほぼ一定の圧力で推移している観測結果が得られており、高い圧力状態が継続していたと考えられる。なお、3月14日13時頃から格納容器圧力が一時的に低下して再上昇しているが、この圧力低下を格納容器気相漏えいと仮定した場合に、その後の圧力上昇を説明できないことから、MAAPの解析においては、3月15日7時20分頃の格納容器気相漏えいを仮定している。この解析結果によれば、仮定した格納容器気相漏えいの前に、ドライウエル圧力が0.7MPa[abs]程度になると評価されている。

また、2号機のMAAP解析結果より、格納容器温度は3月13日12時頃から150℃を上回っており、格納容器気相漏えいを仮定した3月15日7時20分頃までの長期間にわたって、150℃～175℃程度の高温状態が継続している。この温度域は、1号機と比較して低くなっているが、シリコンゴム製シール材にとっては厳しいものとなっており、この間にシール材の高温劣化が進んでいたと考えられる。

以上より、2号機ではシリコンゴム製シール材が長期間にわたる過酷事故環境下への曝露によって劣化したことに加え、ドライウエル圧力が高いレベルで推移して、フランジの開口にシール性能が追従できなくなったため、漏えい経路を形成した可能性がある。

(4) まとめ

格納容器破損に係る福島第一発電所事故の知見を以下にまとめる。

- ・格納容器破損時の漏えい経路に関する知見として、現場の調査結果から、格納容器トップヘッドフランジ等のフランジシール部から漏えいが発生した可能性がある。
- ・シリコンゴム製のシール材が長時間にわたり過酷事故環境下に晒されたことで劣化し、格納容器加圧との重畳によって格納容器破損に至った可能性がある。

2. 今回のレベル 1.5 PRAにおける福島第一原子力発電所事故の知見の反映

今回の島根原子力発電所 2 号炉におけるレベル 1.5 PRA では、原子炉格納容器の過温破損及び過圧破損に対する破損判定基準として、重大事故等対策の有効性評価における破損判定基準と同じ条件（限界温度 200℃、限界圧力 2 P d）を用いている。

上述のとおり、福島第一原子力発電所事故の知見から、従来から格納容器トップフランジ等のシール部に用いられているシリコンゴム製のシール材は、長時間にわたる過酷事故環境下への曝露によってシール機能が劣化し、格納容器加圧との重畳によって格納容器破損に至る可能性がある。しかしながら、島根原子力発電所 2 号炉においては、格納容器トップフランジ部等のシール材を改良 E P D M 材等に変更して格納容器健全性の評価を実施した結果、事故後 7 日間にわたり、限界温度及び限界圧力はそれぞれ 200℃、2 P d に対して余裕があることを確認している。

今回のレベル 1.5 PRA における事故進展解析では、格納容器からの除熱に期待しないため、格納容器破損までの余裕時間は最も長いケースでも約 時間となっている。そのため、レベル 1.5 PRA の格納容器破損判定条件として 200℃、2 P d を適用することは妥当であると考えている。

なお、レベル 1.5 PRA の観点からは、特に原子炉格納容器の限界圧力及び限界温度が見直された場合、事故進展解析において格納容器破損までの時間や破損モードが変化することから、緩和操作に係る余裕時間の見直しが必要となる。しかしながら、今回の PRA は AM 策等を考慮しない評価であることから、事故進展解析によって評価される格納容器破損までの余裕時間が変化した場合でも、C F F の評価結果に影響はない。

福島第一原子力発電所事故については、原子炉格納容器内の状況等、未だ確認が困難な点が多く、未解明な問題がある。一方で、これまでの調査結果等からは、現在レベル 1.5 PRA で考慮している格納容器破損モード以外で原子炉格納容器が破損に至ったとは考えにくい。このことから、事故シーケンスの抽出という観点では現在の PRA でも網羅的な分析となっているものとする。今後、事故時の格納容器挙動に関する新たな知見が得られた場合には、その知見を適切に反映していく予定である。

参考文献

- (1) 東京電力株式会社「福島第一原子力発電所 1～3 号機の炉心・格納容器の状態の推定と未解明問題に関する検討第 1 回進捗報告」平成 25 年 12 月 13 日
- (2) 東京電力株式会社「福島第一原子力発電所 1～3 号機の炉心・格納容器の状態の推定と未解明問題に関する検討第 2 回進捗報告」平成 26 年 8 月 6 日
- (3) 東京電力株式会社「福島第一原子力発電所 1～3 号機の炉心・格納容器の状態の推定と未解明問題に関する検討第 3 回進捗報告」平成 27 年 5 月 20 日

島根原子力発電所 2号炉
内部事象運転時レベル 1.5 P R A
イベントツリー集

目 次

○格納容器イベントツリーの最終状態について	3
○第1-1 図 TQUVに対するイベントツリー (1/3)	4
○第1-2 図 TQUVに対するイベントツリー (2/3)	5
○第1-3 図 TQUVに対するイベントツリー (3/3)	6
○第2-1 図 TQUV (区分1喪失)に対するイベントツリー (1/3)	7
○第2-2 図 TQUV (区分1喪失)に対するイベントツリー (2/3)	8
○第2-3 図 TQUV (区分1喪失)に対するイベントツリー (3/3)	9
○第3-1 図 TQUV (区分2喪失)に対するイベントツリー (1/3)	10
○第3-2 図 TQUV (区分2喪失)に対するイベントツリー (2/3)	11
○第3-3 図 TQUV (区分2喪失)に対するイベントツリー (3/3)	12
○第4-1 図 TQUXに対するイベントツリー (1/3)	13
○第4-2 図 TQUXに対するイベントツリー (2/3)	14
○第4-3 図 TQUXに対するイベントツリー (3/3)	15
○第5-1 図 TQUX (区分1喪失)に対するイベントツリー (1/3)	16
○第5-2 図 TQUX (区分1喪失)に対するイベントツリー (2/3)	17
○第5-3 図 TQUX (区分1喪失)に対するイベントツリー (3/3)	18
○第6-1 図 TQUX (区分2喪失)に対するイベントツリー (1/3)	19
○第6-2 図 TQUX (区分2喪失)に対するイベントツリー (2/3)	20
○第6-3 図 TQUX (区分2喪失)に対するイベントツリー (3/3)	21
○第7 図 長期TBに対するイベントツリー	22
○第8 図 TBUに対するイベントツリー	23
○第9 図 TBPに対するイベントツリー	24
○第10 図 TBDに対するイベントツリー	25
○第11-1 図 LOCAに対するイベントツリー (1/3)	26
○第11-2 図 LOCAに対するイベントツリー (2/3)	27
○第11-3 図 LOCAに対するイベントツリー (3/3)	28

格納容器イベントツリーの最終状態について

格納容器イベントツリーの最終状態に対して以下のように格納容器破損モードの I D を割り付けた。なお、格納容器過圧破損「F O P」及び格納容器過温破損「F O T」の選定は、事故進展解析結果から決定した。また、原子炉格納容器の健全性が維持される事故シーケンス（原子炉圧力容器内で事故収束、原子炉格納容器内で事故収束）についても、格納容器破損モードの I D を割り付けた。

今回の AM 策等を考慮しない P R A において発生し得ないシーケンスについては、I D 「OK」を割り付け、当該シーケンスの発生頻度を計算していない。

【P D S # 凡例】

T__ : T3A 又は T3B に続く

F O T : 原子炉格納容器過温破損

F O P : 原子炉格納容器過圧破損

F C R : 原子炉格納容器破損（格納容器直接接触）

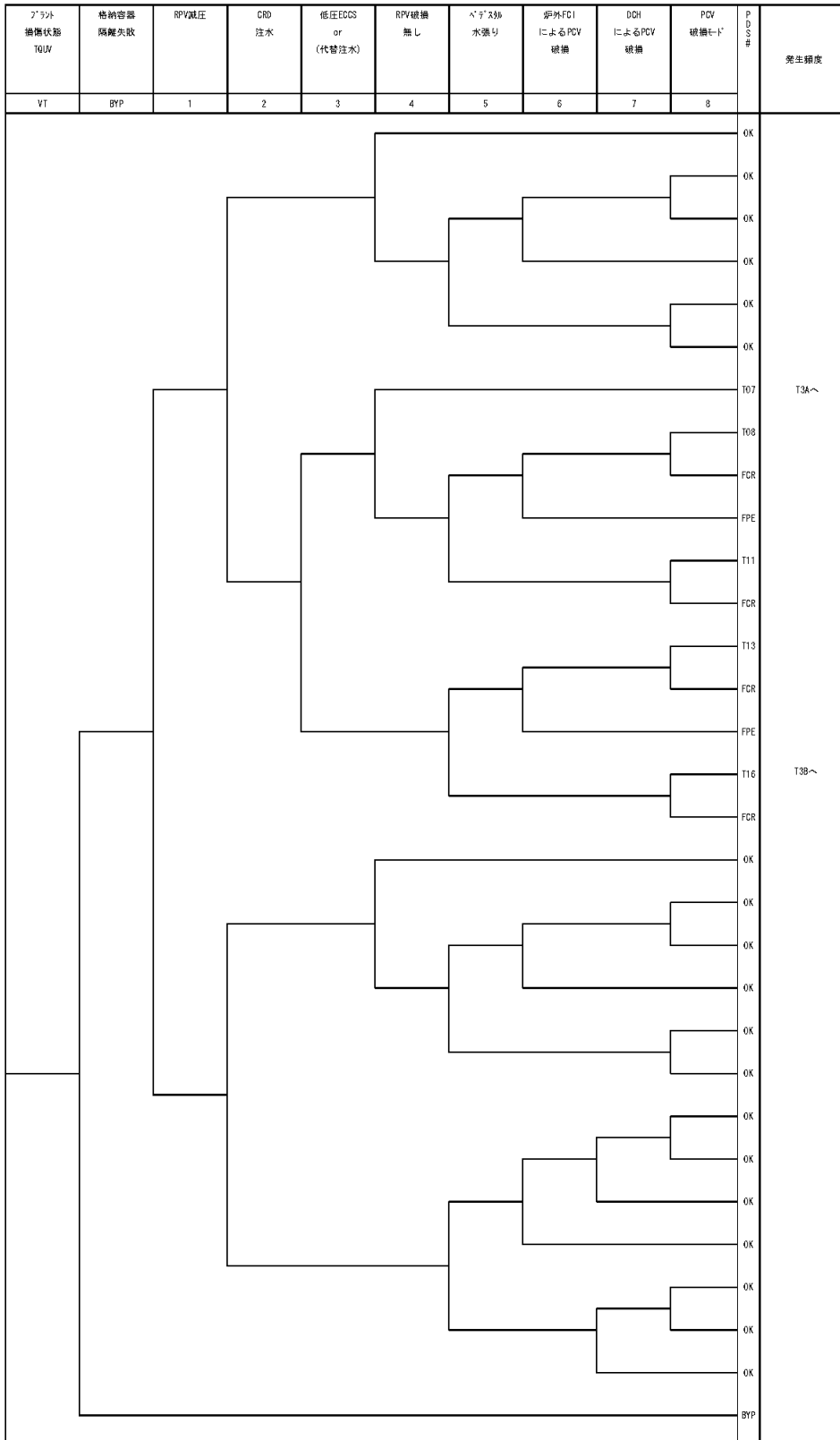
K V, V V, K P, V P : 事象収束

D C H : 原子炉格納容器破損（格納容器雰囲気直接加熱）

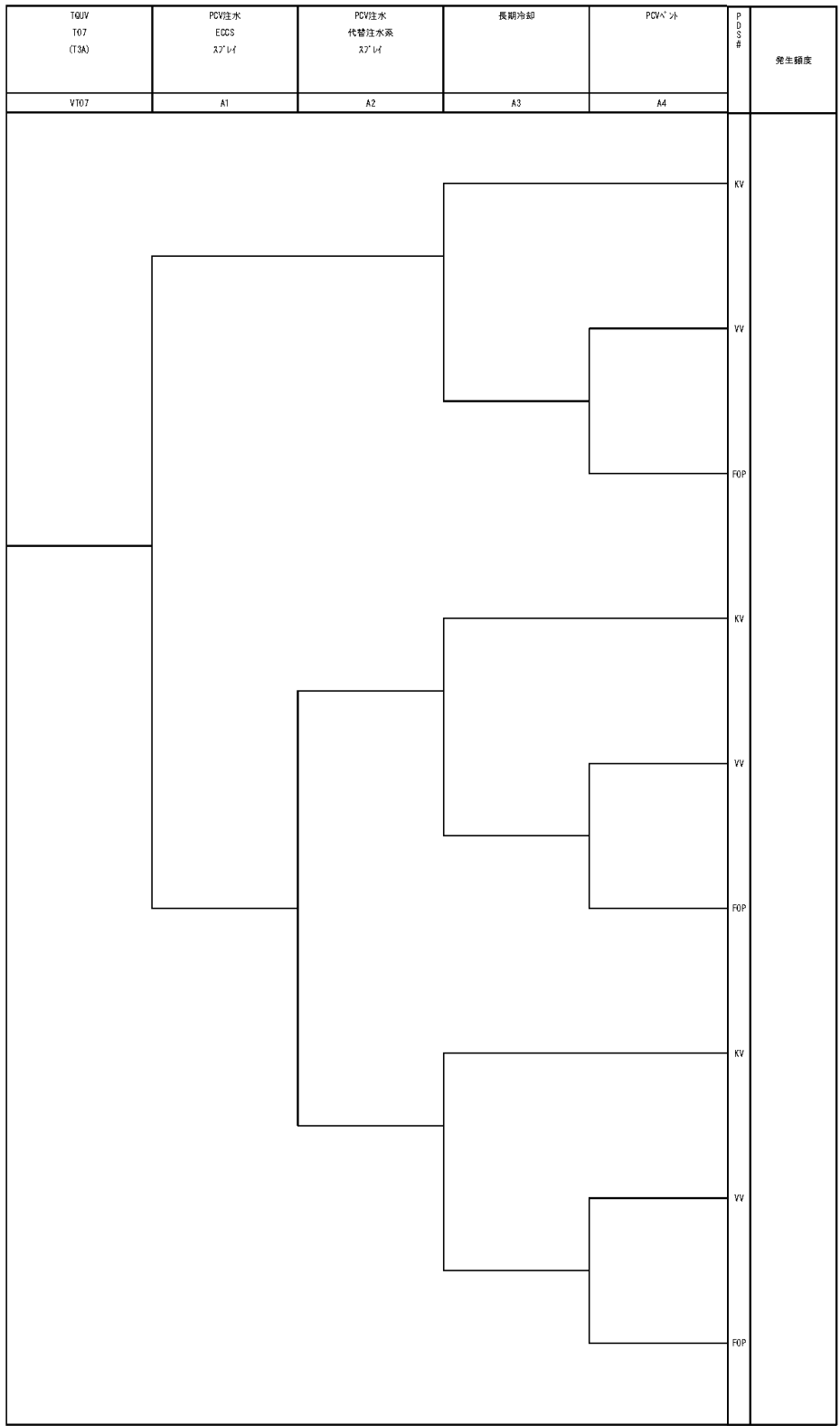
C C I : 原子炉格納容器破損（熔融炉心・コンクリート相互作用）

F P E : 原子炉格納容器破損（水蒸気爆発）

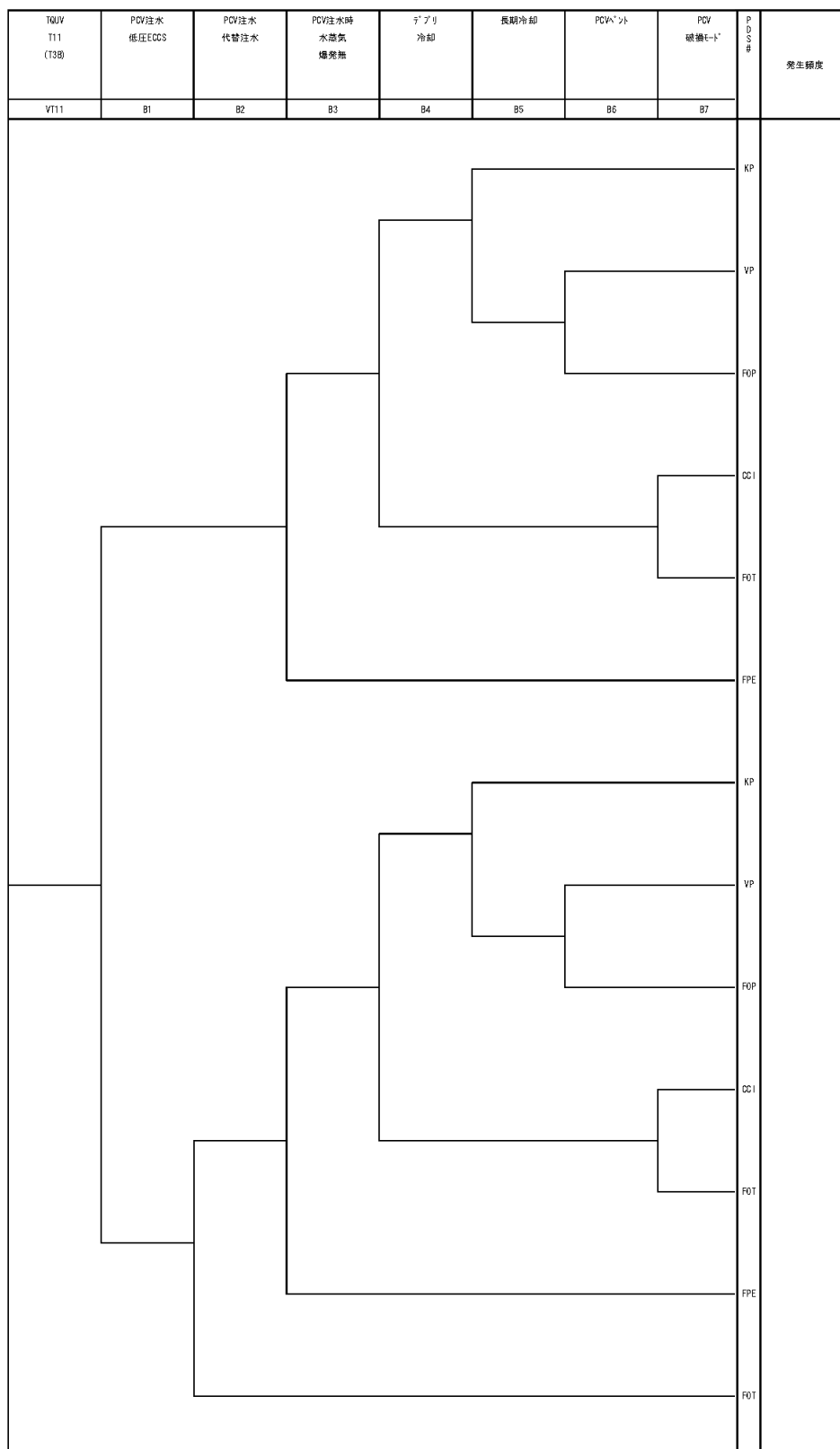
B Y P : 格納容器バイパス



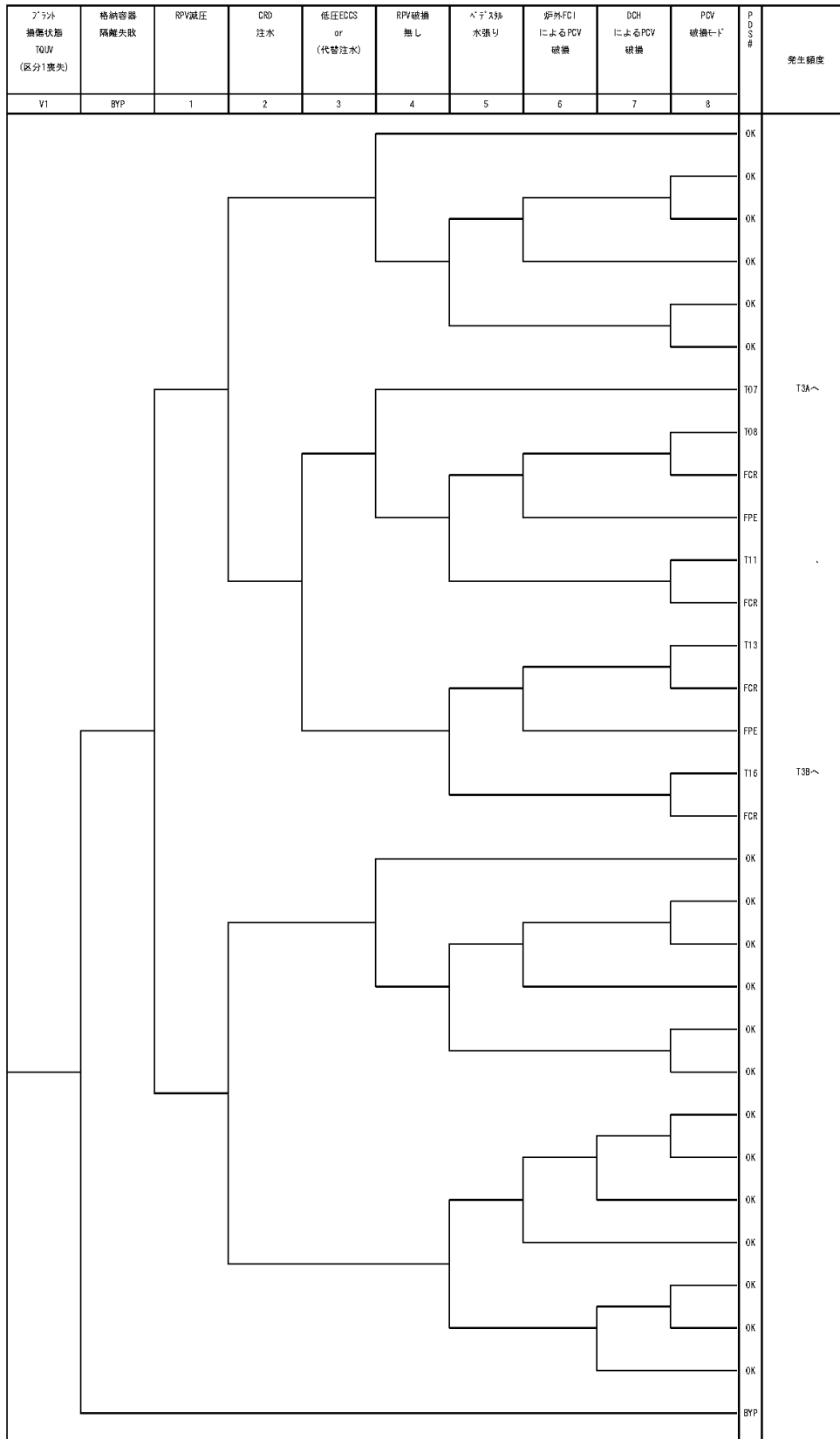
第1-1図 TQUVに対するイベントツリー (1/3)



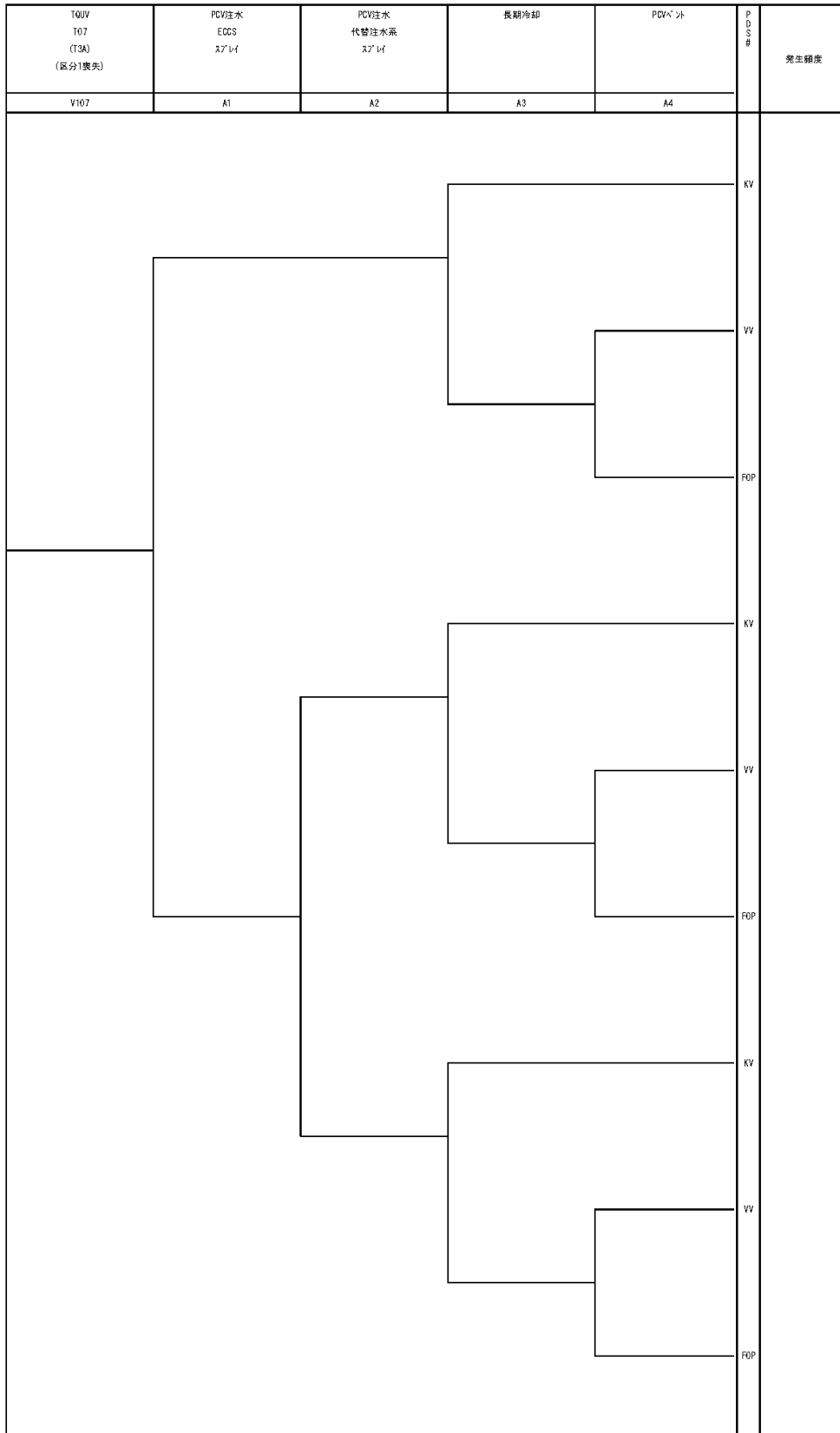
第1-2図 TQUVに対するイベントツリー (2/3)



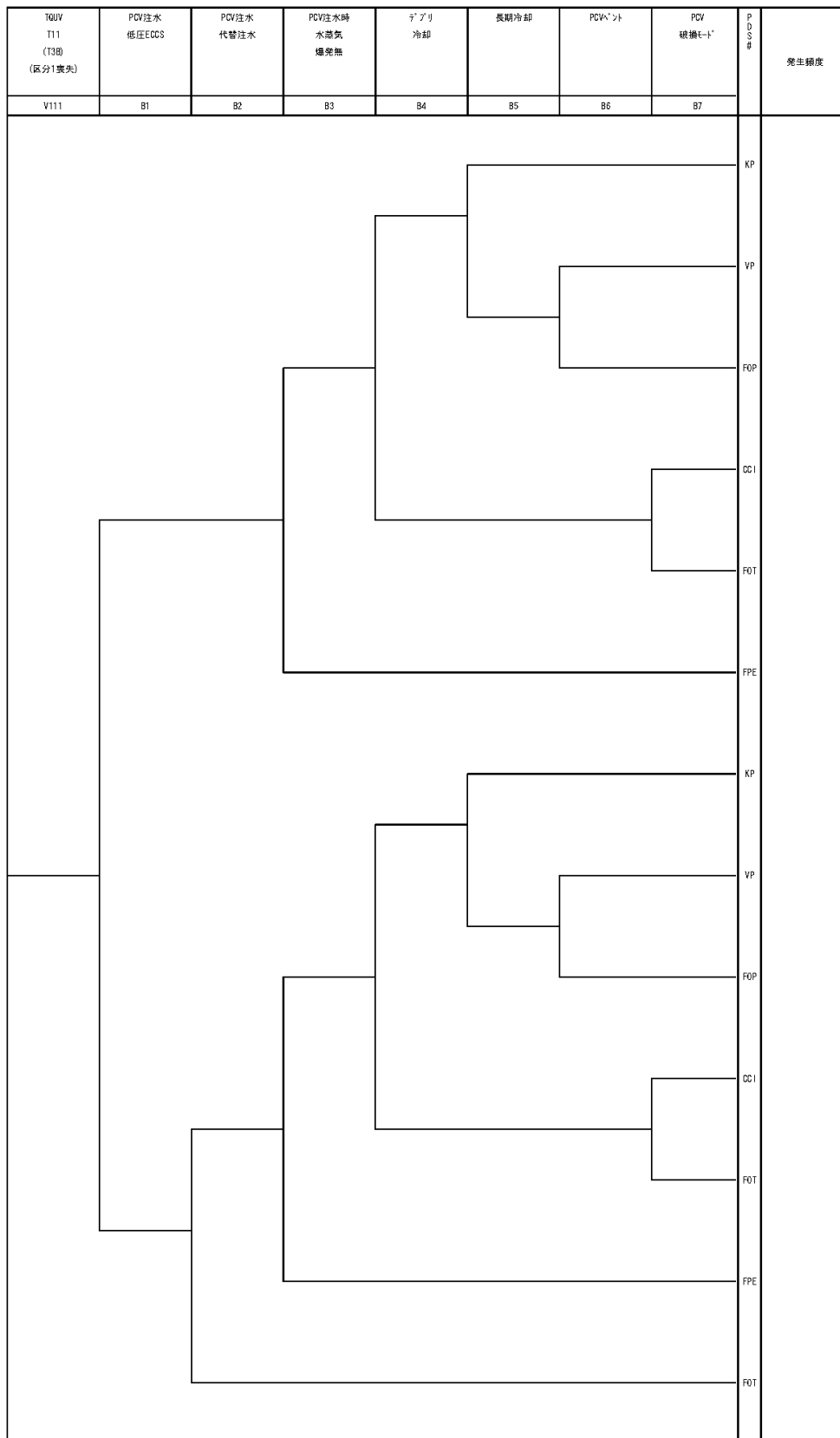
第1-3図 TQUVに対するイベントツリー (3/3)



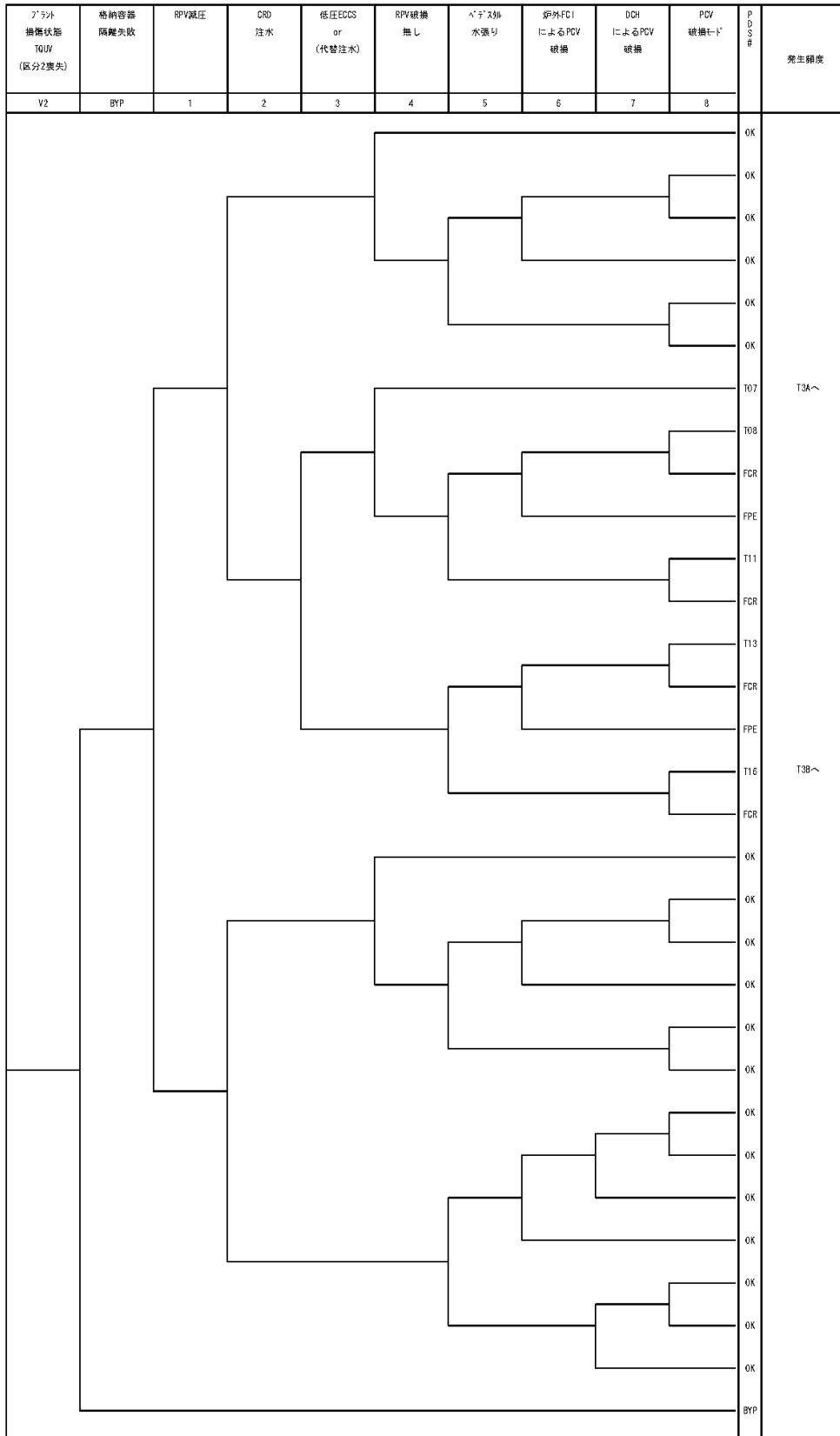
第2-1図 TQUV (区分1喪失) に対するイベントツリー (1/3)



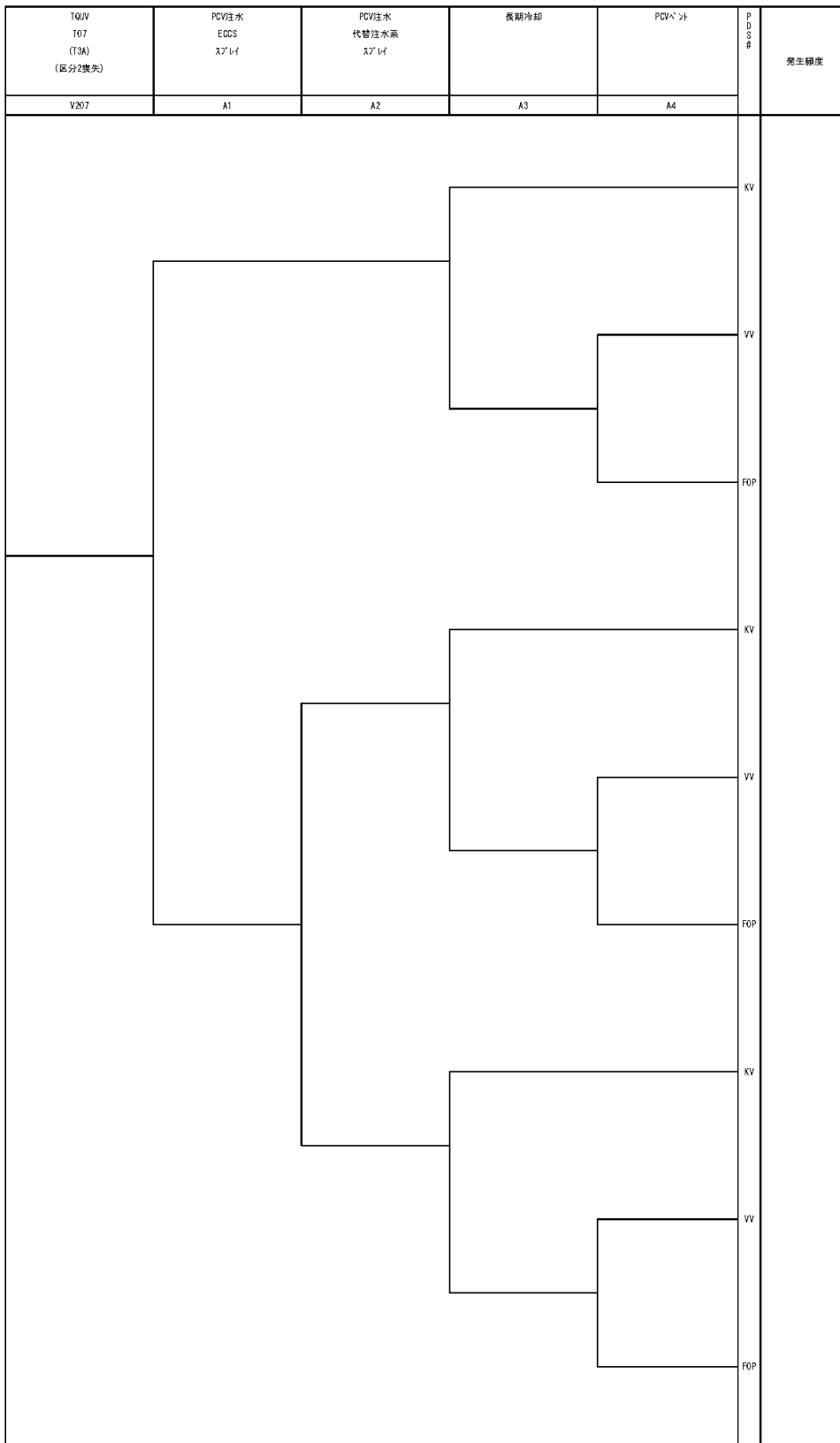
第2-2図 TQUV (区分1喪失) に対するイベントツリー (2 / 3)



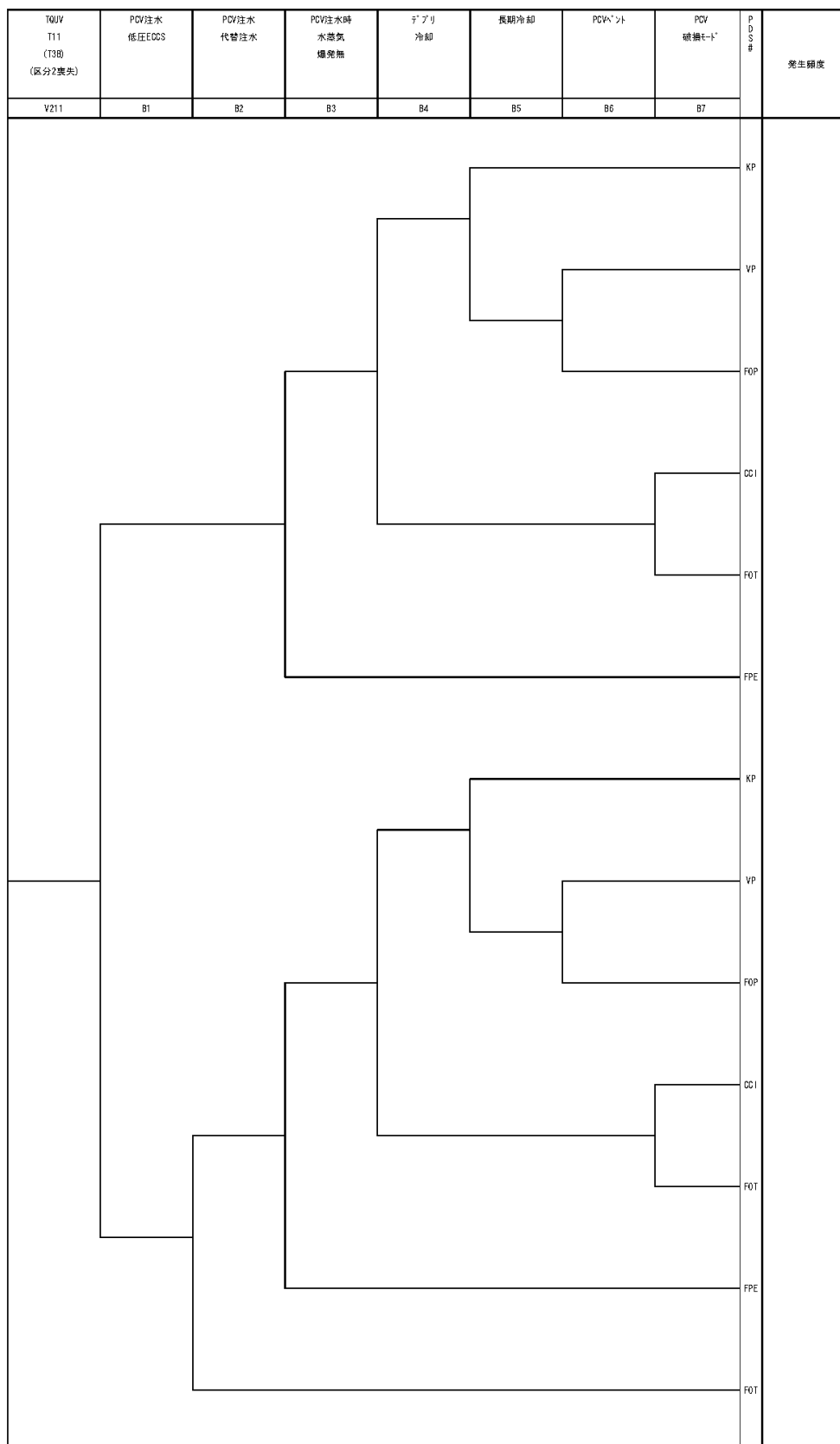
第2-3図 TQUV (区分1喪失) に対するイベントツリー (3/3)



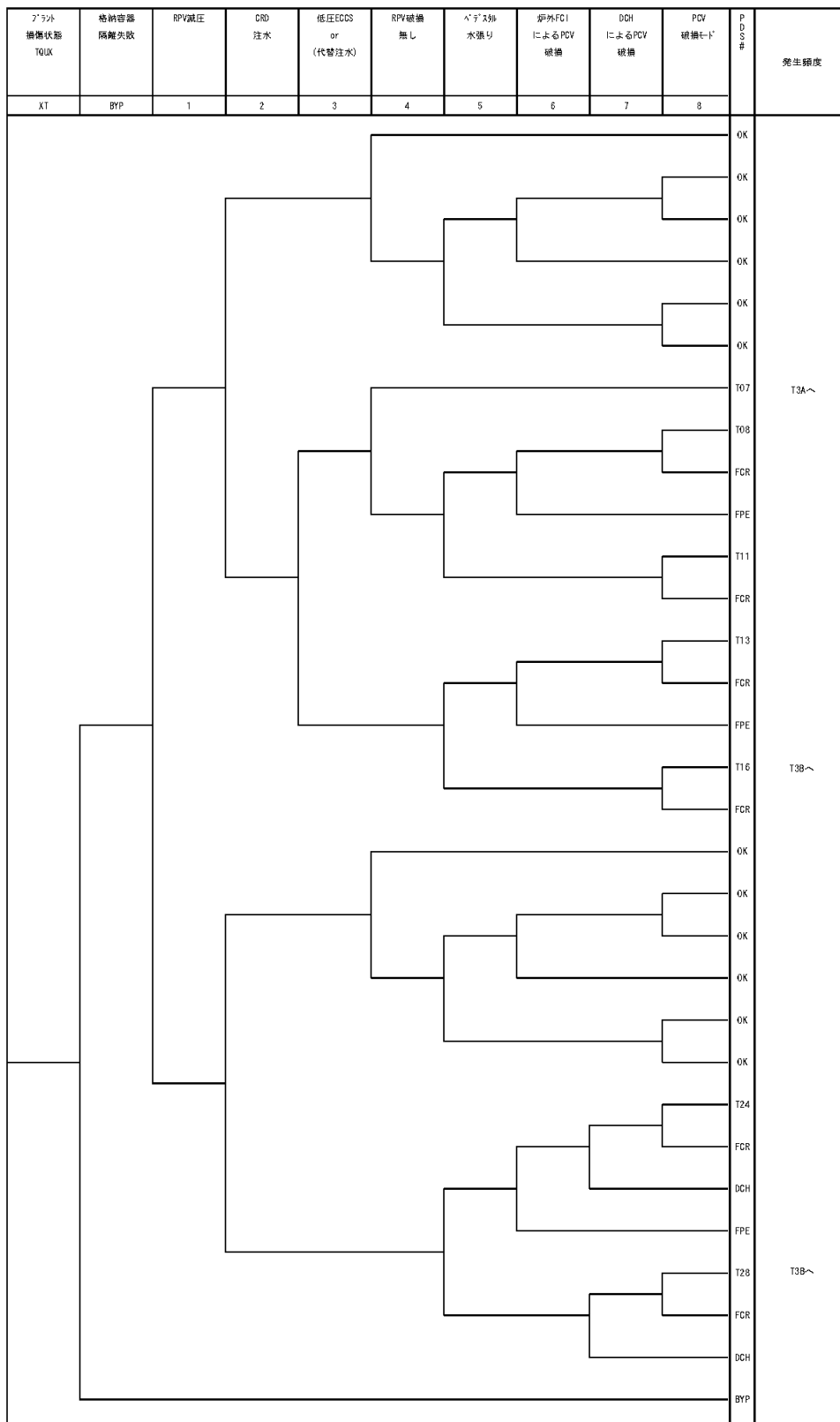
第3-1図 TQUV (区分2喪失) に対するイベントツリー (1 / 3)



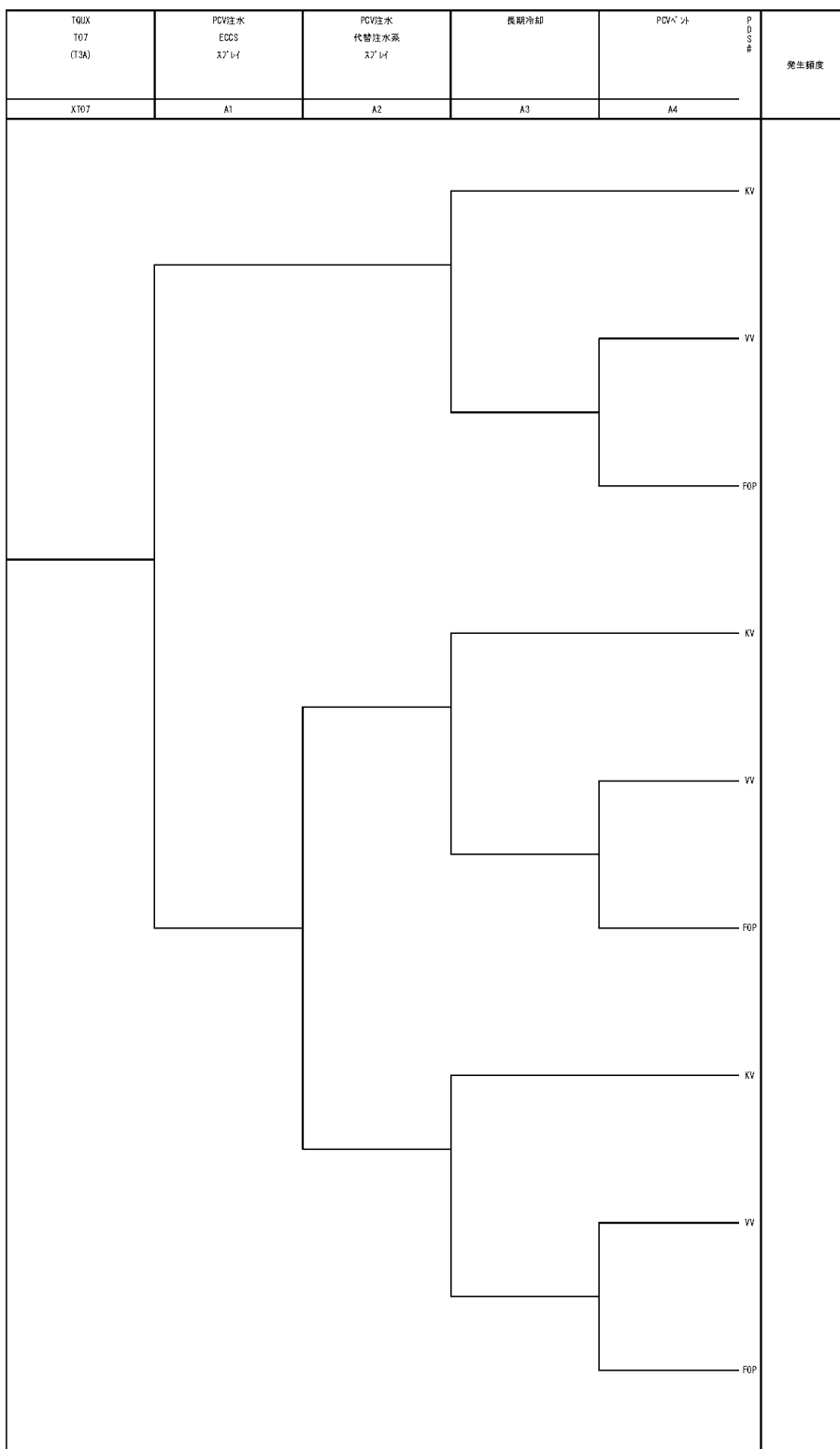
第3-2図 TQUV (区分2喪失) に対するイベントツリー (2/3)



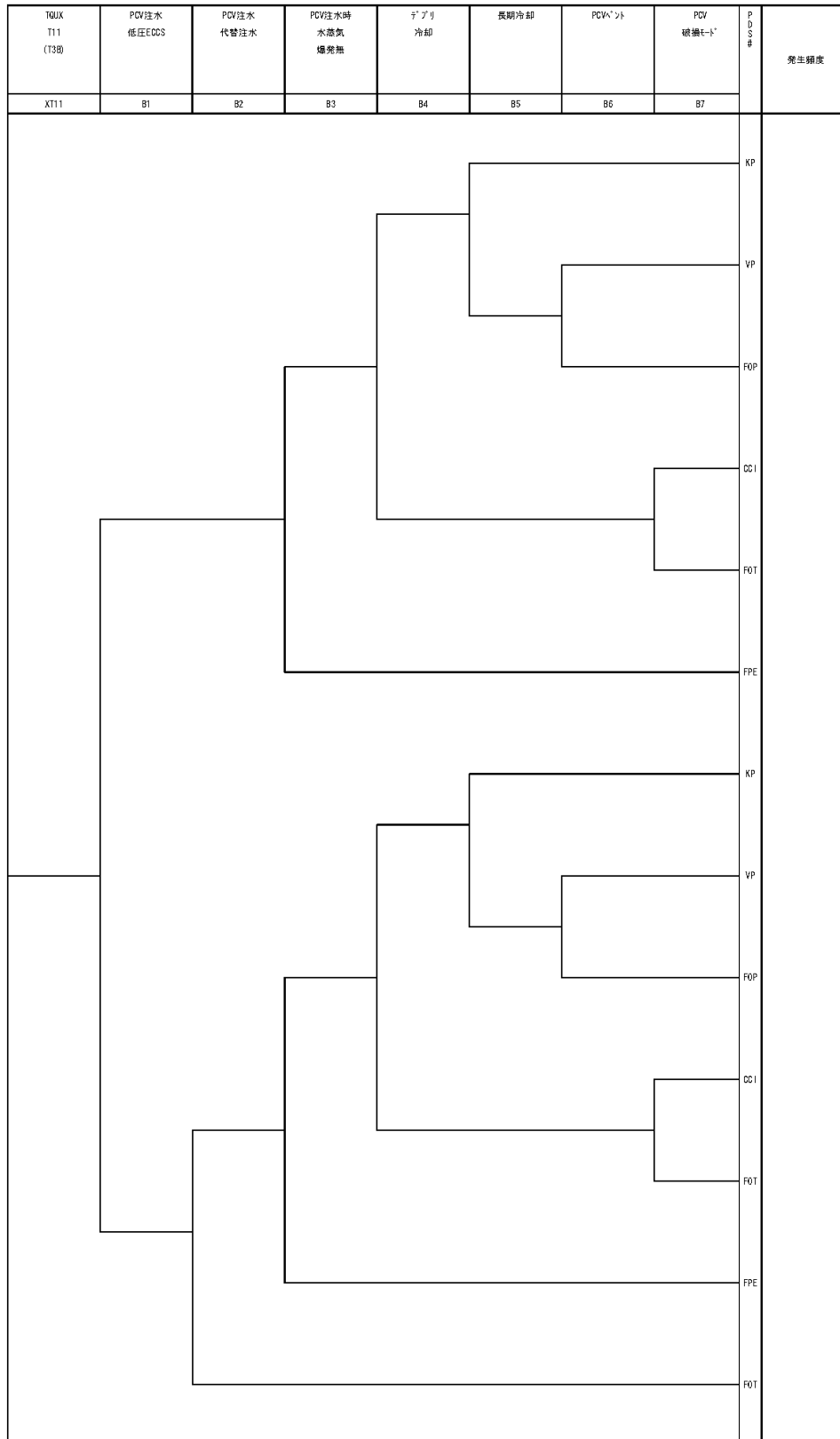
第3-3図 TQUV (区分2喪失) に対するイベントツリー (3 / 3)



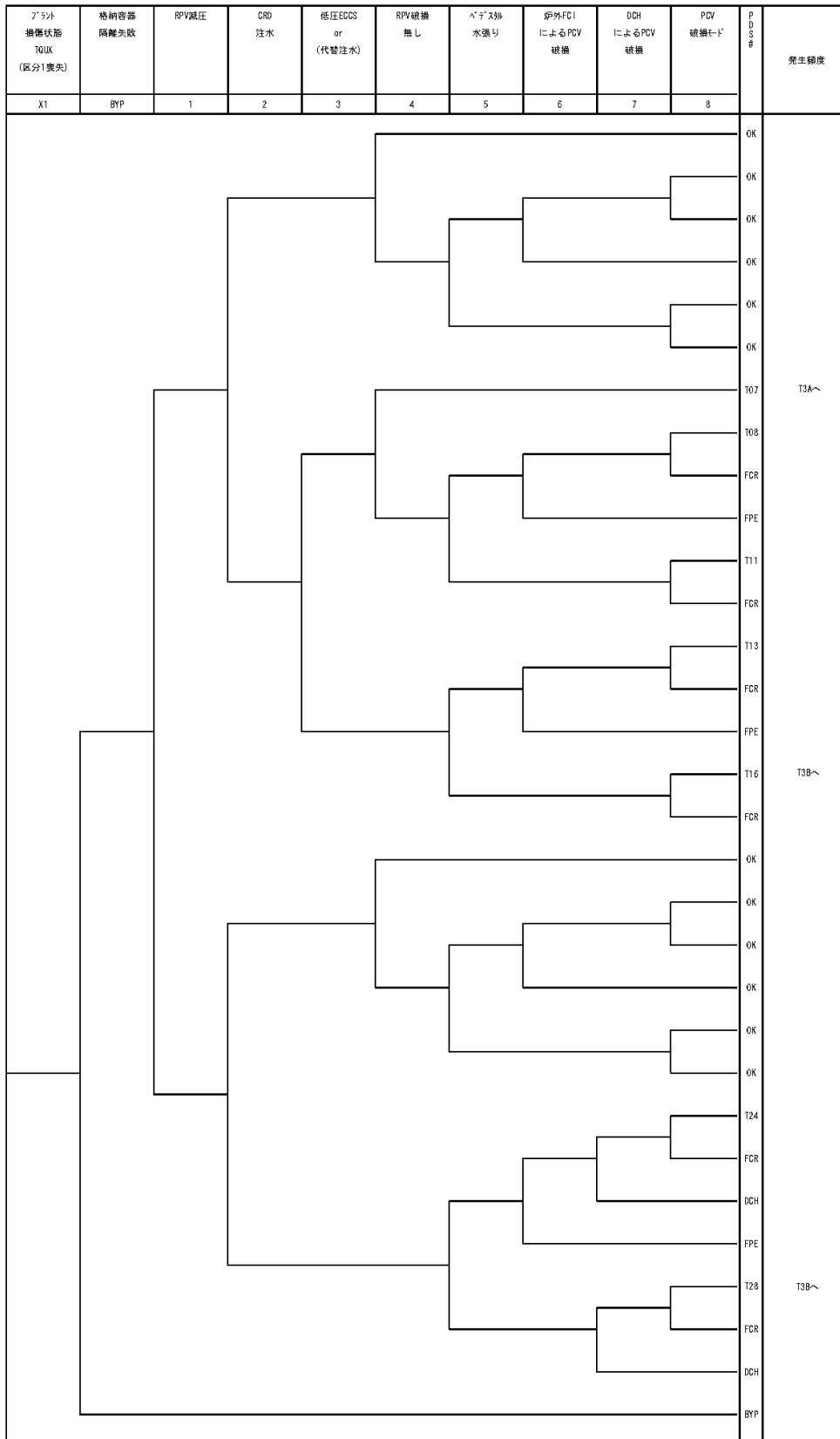
第4-1図 TQUXに対するイベントツリー (1/3)



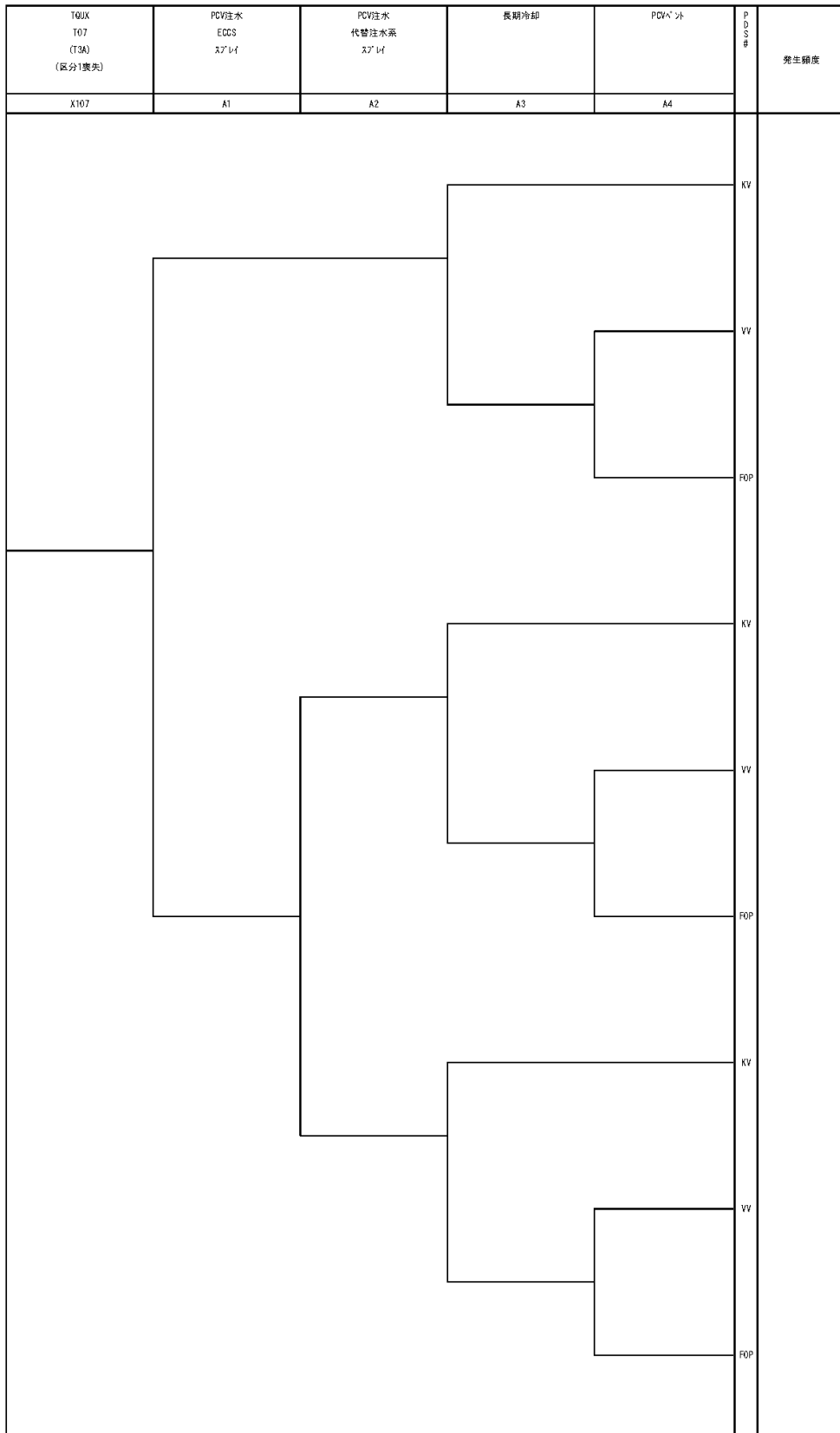
第4-2図 TQUXに対するイベントツリー (2/3)



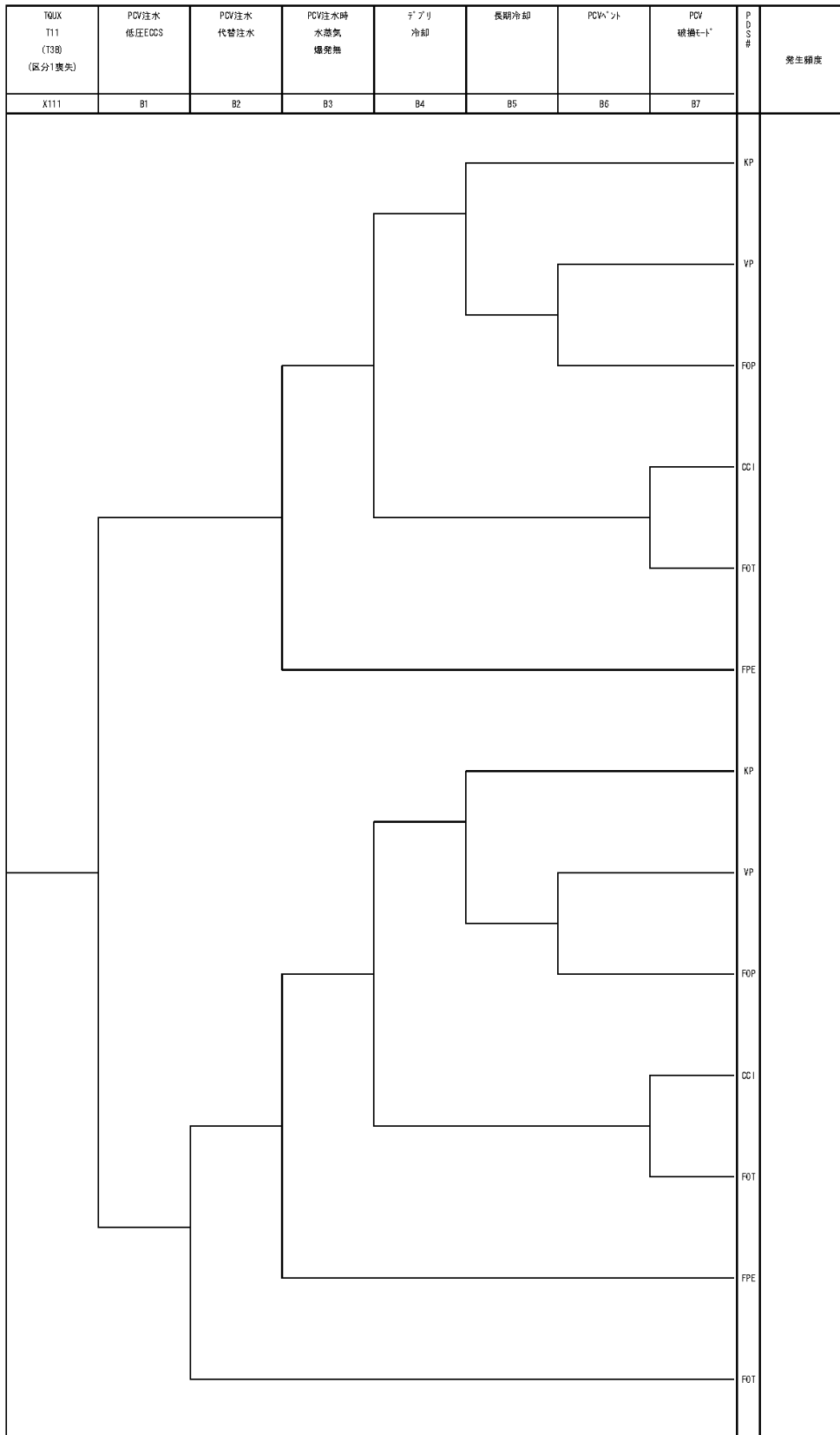
第4-3図 TQUXに対するイベントツリー (3/3)



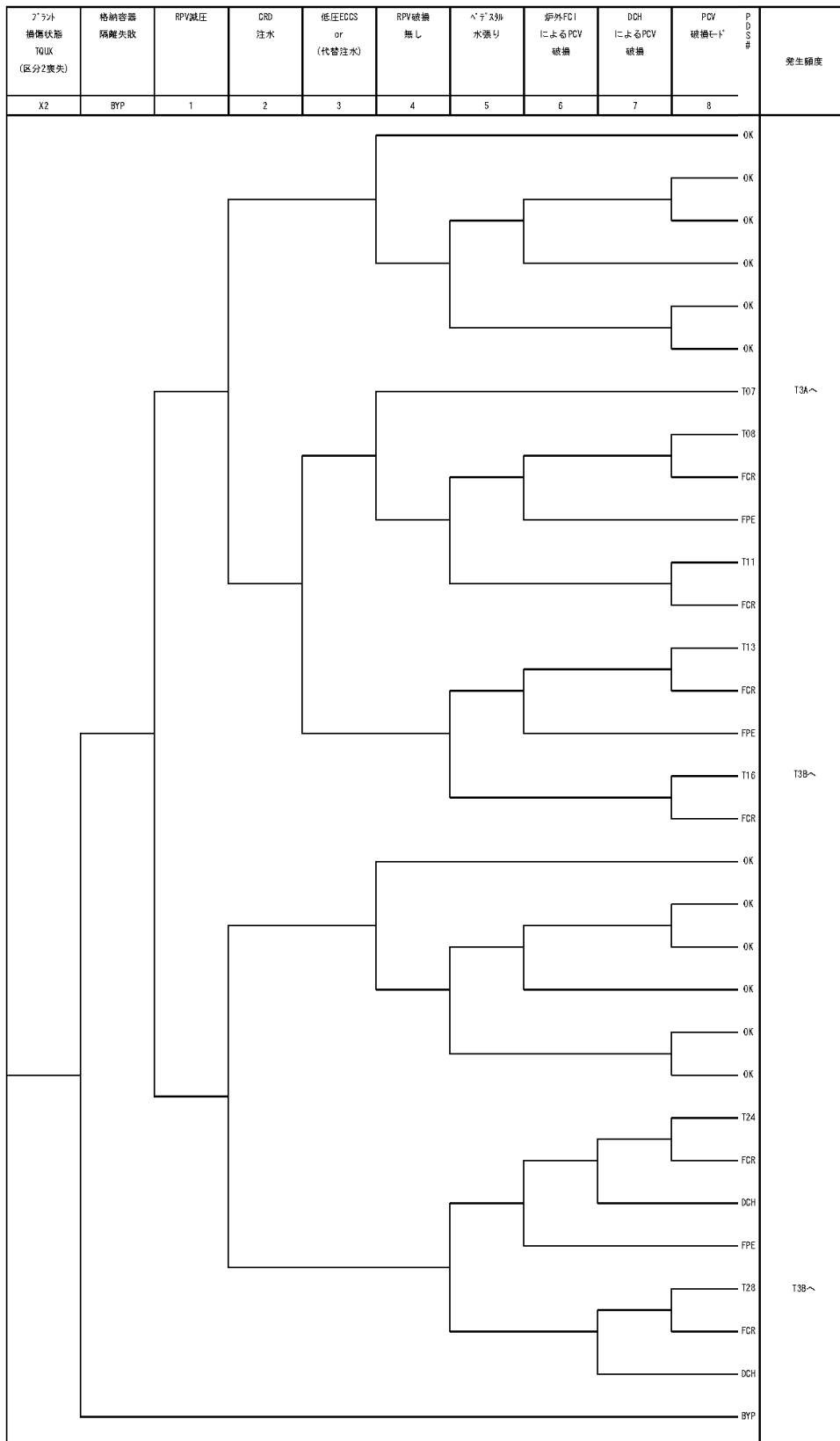
第5-1図 TQUX (区分1喪失) に対するイベントツリー (1 / 3)



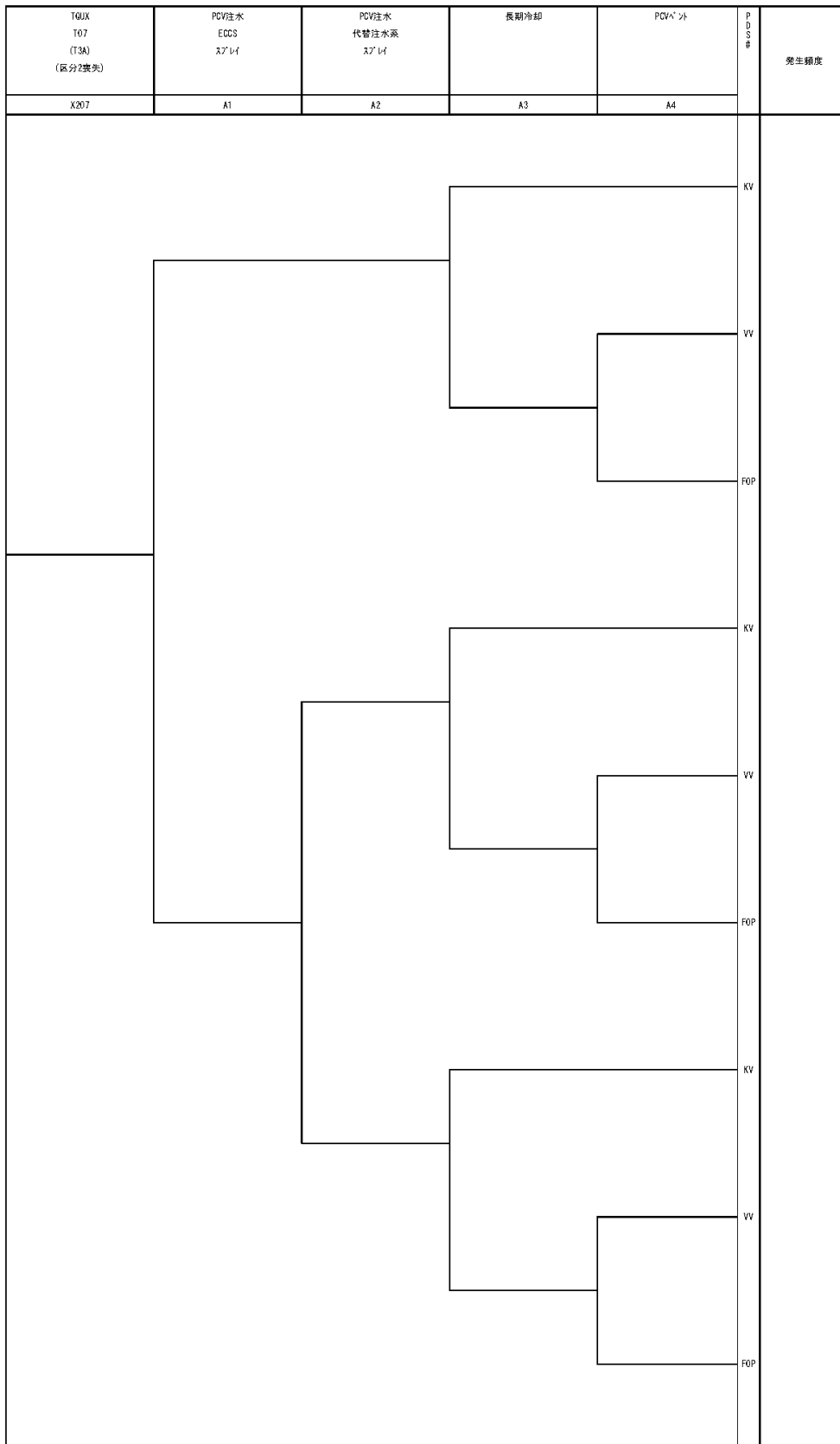
第5-2図 TQUX (区分1喪失) に対するイベントツリー (2 / 3)



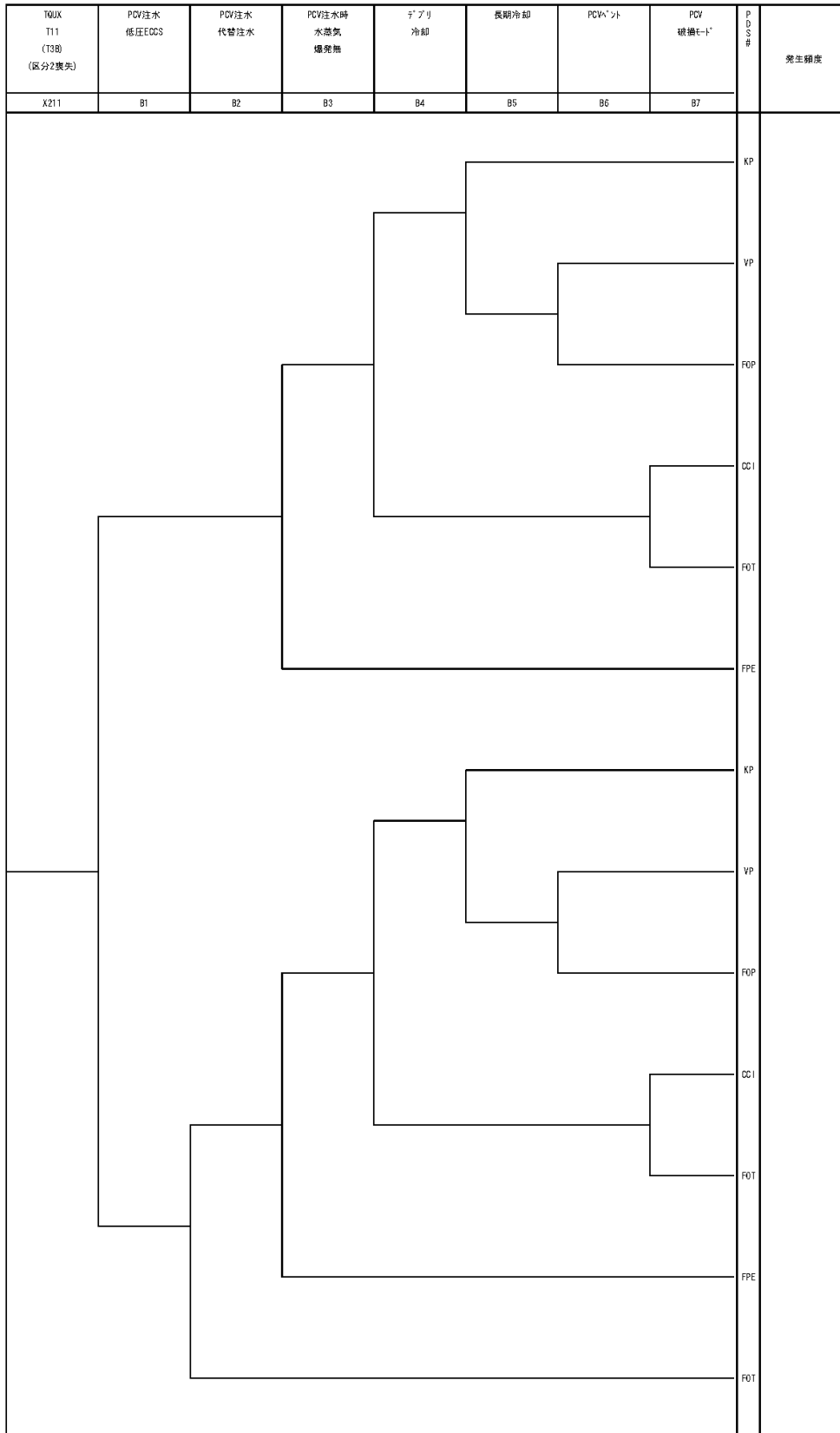
第5-3図 TQUX (区分1喪失) に対するイベントツリー (3 / 3)



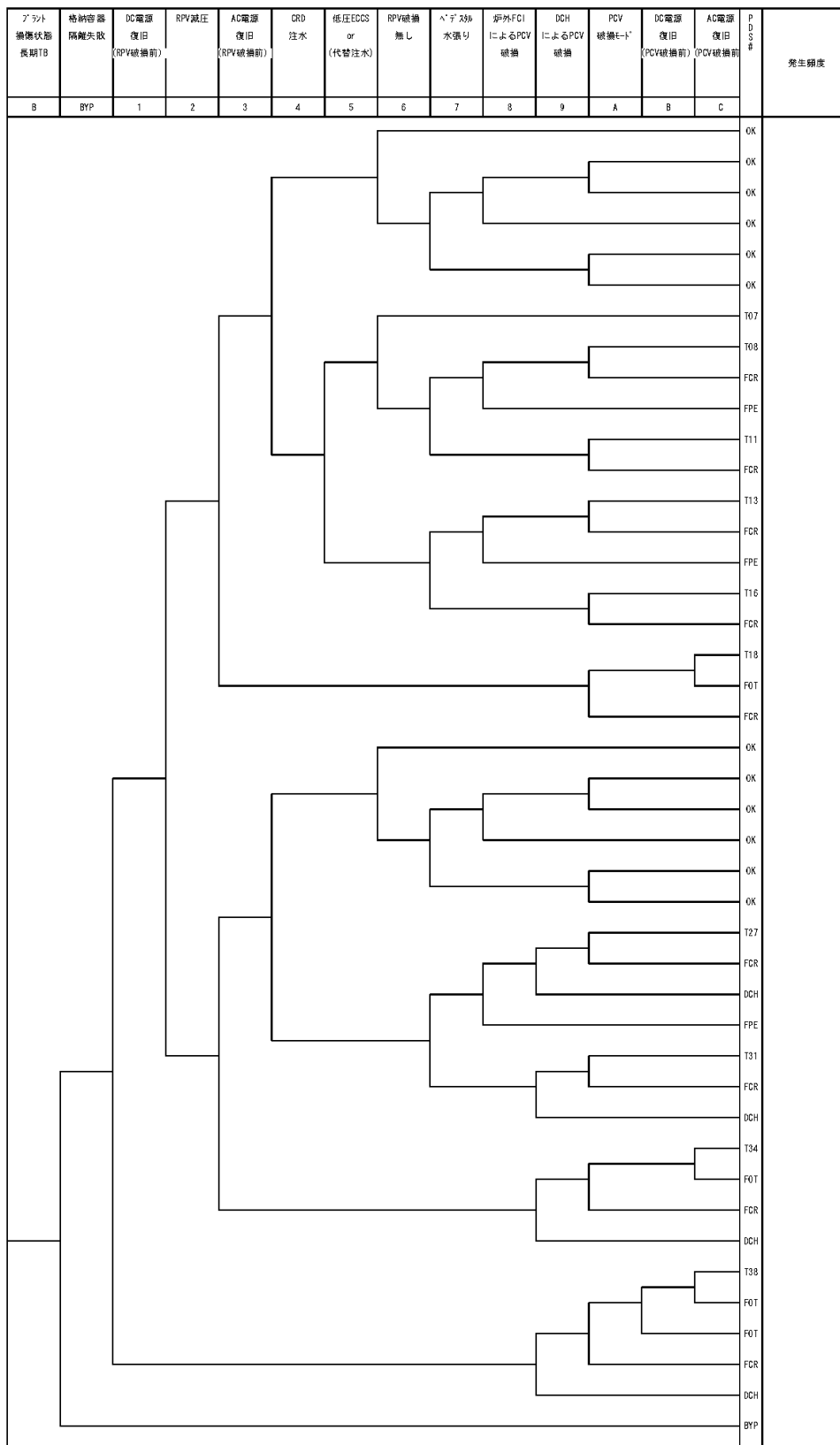
第6-1図 TQUX (区分2喪失) に対するイベントツリー (1 / 3)



第6-2図 TQUX (区分2喪失) に対するイベントツリー (2 / 3)

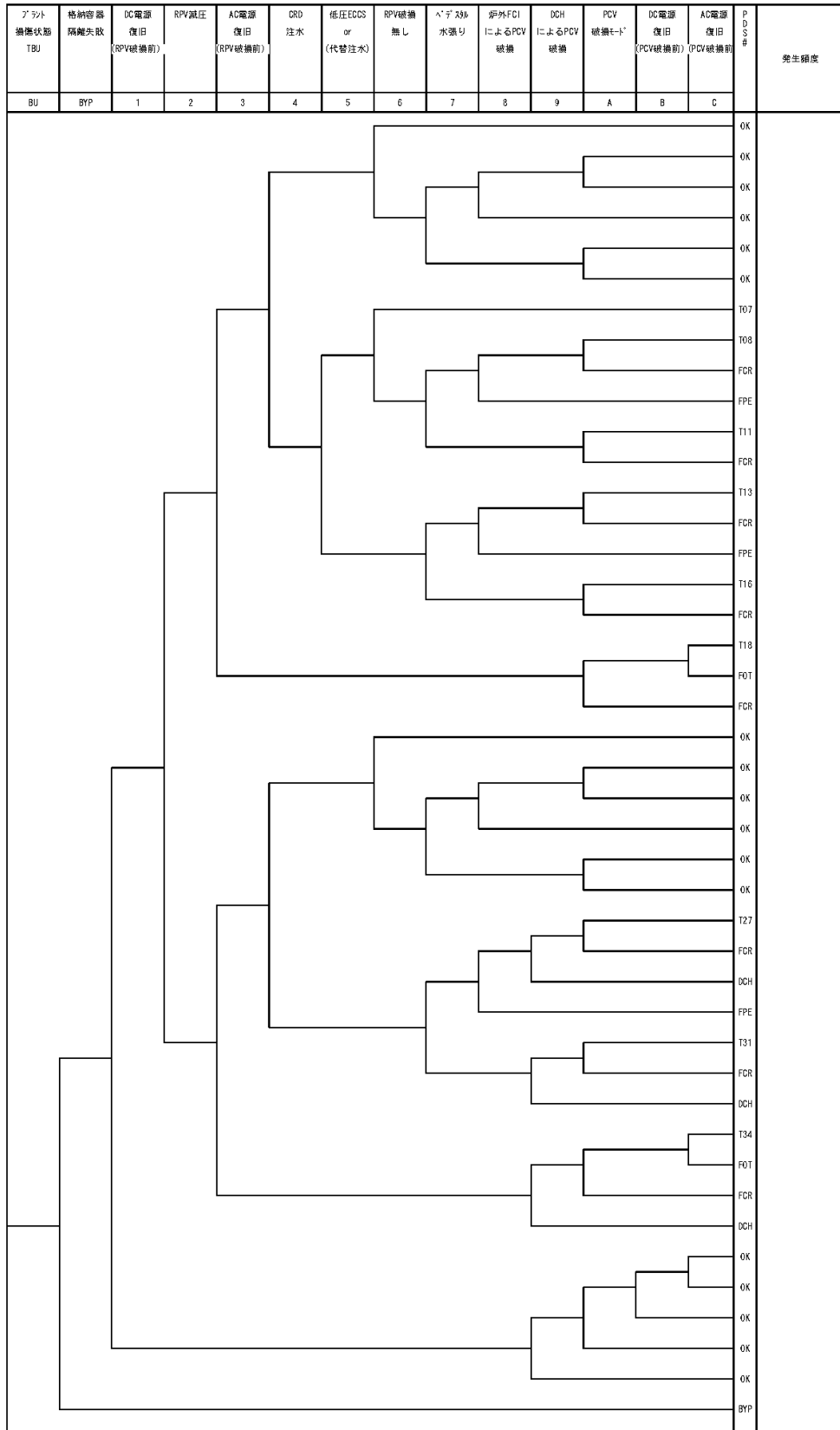


第6-3図 TQUX (区分2喪失) に対するイベントツリー (3 / 3)



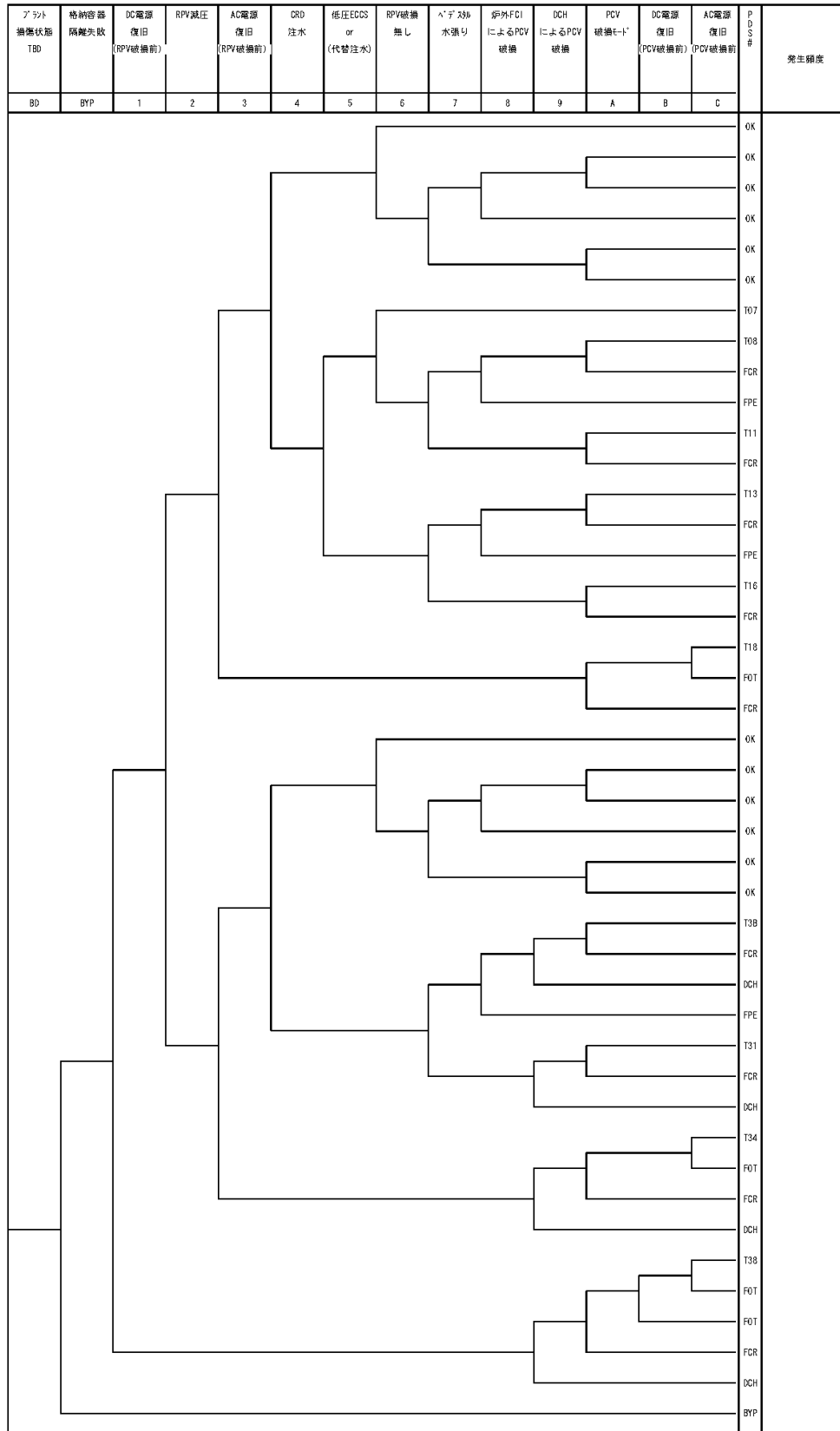
第7図 長期TBに対するイベントツリー

(AM策を考慮しない評価のためT3A/T3Bへ続くシーケンスはない)



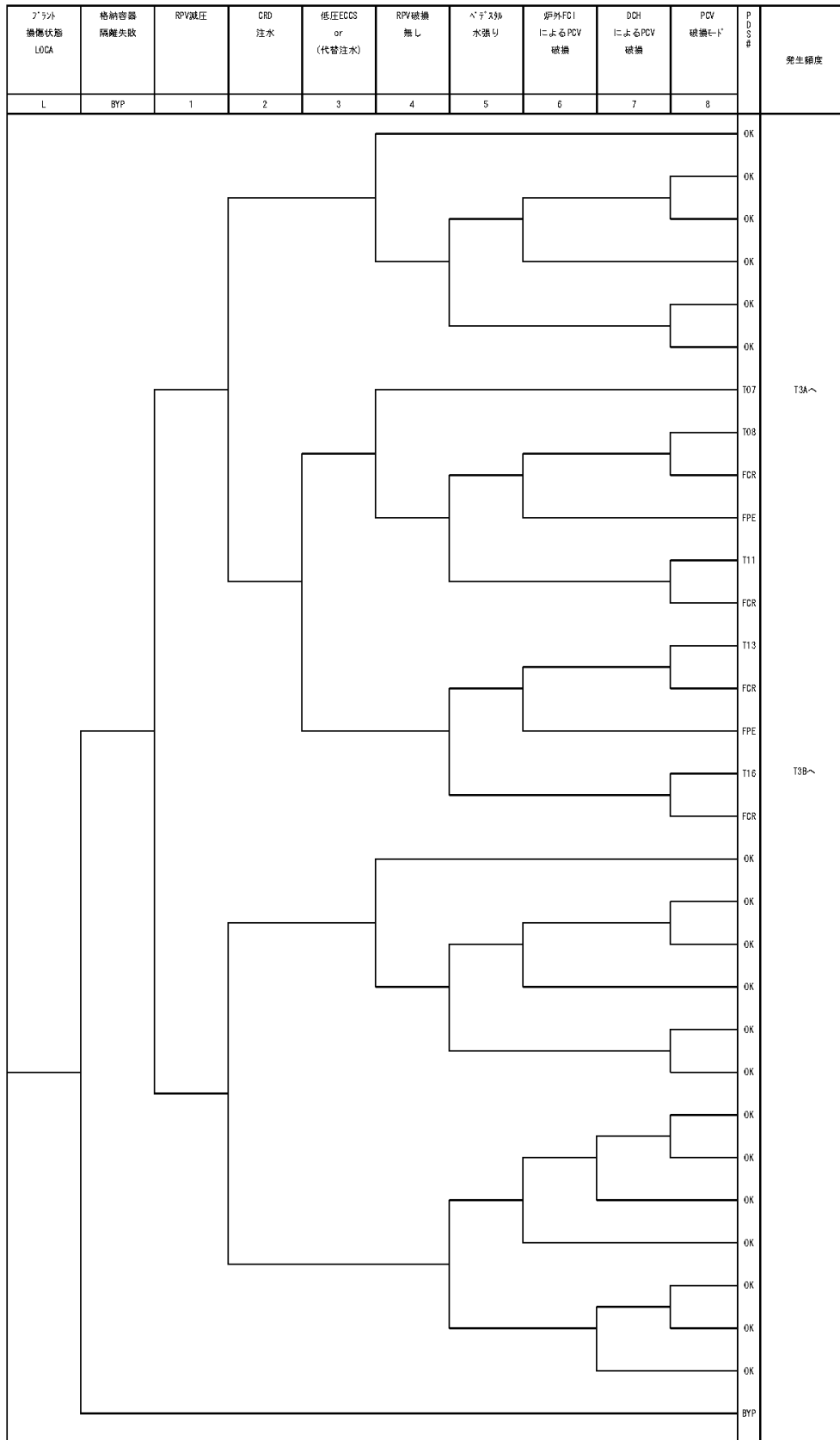
第8図 TBUに対するイベントツリー

(AM策を考慮しない評価のためT3A/T3Bへ続くシーケンスはない)

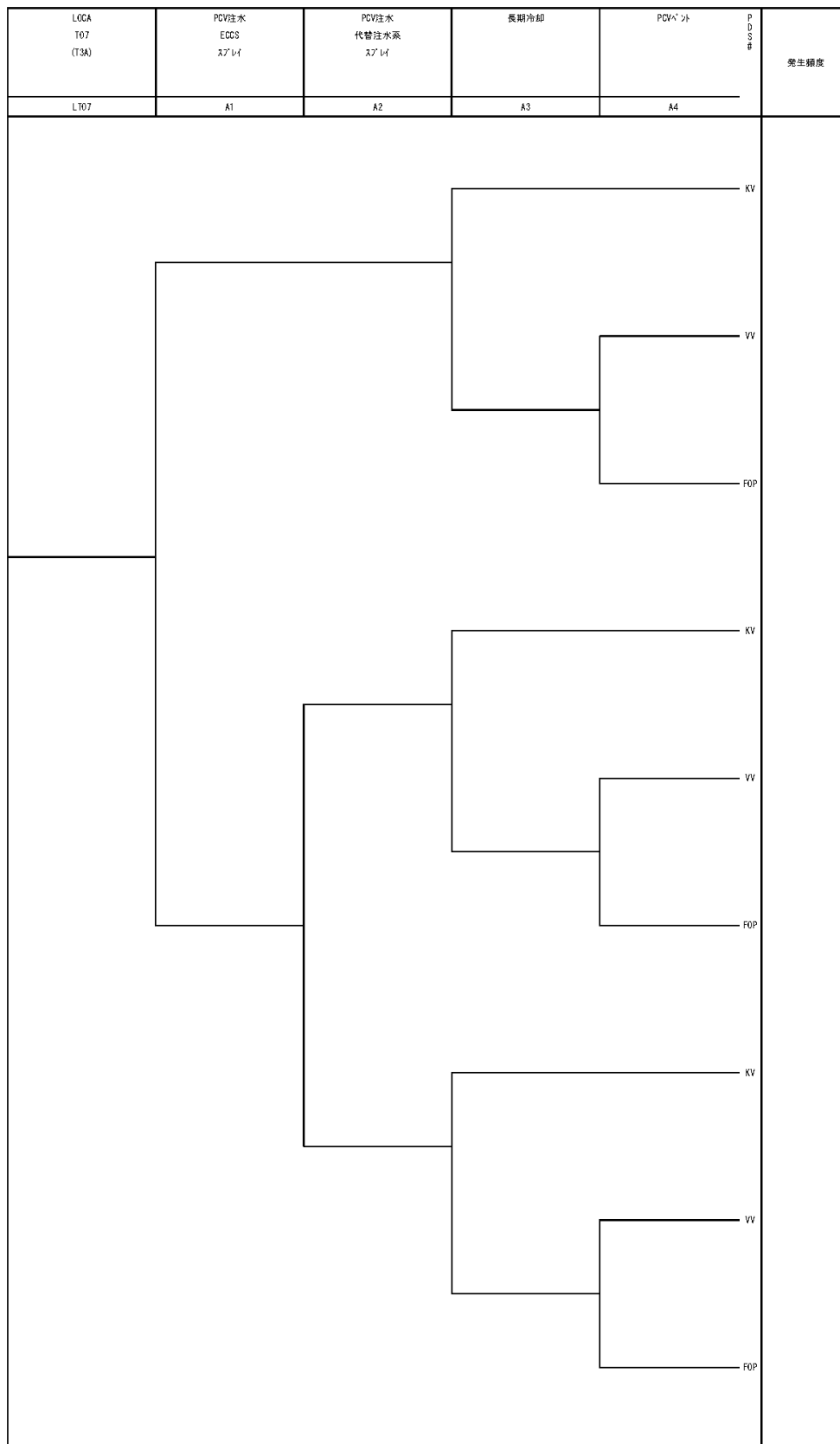


第 10 図 TBD に対するイベントツリー

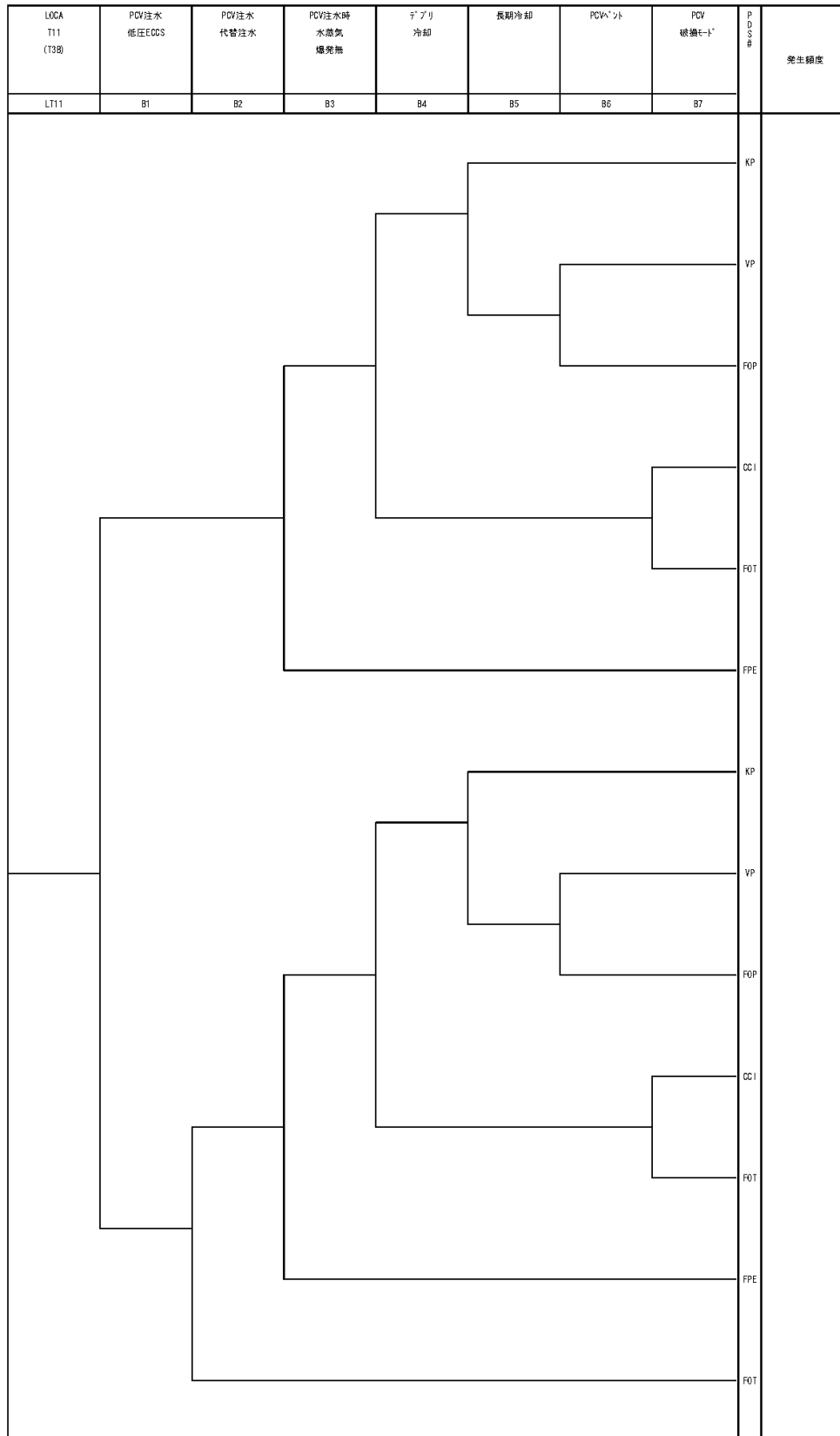
(AM策を考慮しない評価のため、T3A/T3B へ続くシーケンスはない)



第 11-1 図 LOCAに対するイベントツリー (1 / 3)



第 11-2 図 LOCA に対するイベントツリー (2 / 3)



第 11-3 図 LOCAに対するイベントツリー (3 / 3)

原子炉压力容器破損等のMAAP上の判定条件

MAAPコードによる事故進展解析において、炉心損傷、炉心溶融、炉心支持板破損、原子炉压力容器破損の判定条件については、第1表に示す条件を満足する場合に破損したと判断している。

各項目の判断の根拠については、以下に示すとおりである。

1. 炉心損傷の判断

炉心損傷に至ると評価されている、燃料被覆管の最高温度が1,000Kに到達した時点を炉心損傷開始と判断している。

2. 炉心溶融の判定

炉心構成物質の代表的な共晶温度として、炉心最高温度が2,500Kに到達した時点を溶融開始と判断している。

3. 炉心支持板破損の判断

下部プレナムへのリロケーションの発生を炉心支持板の破損と定義しているリロケーションの発生は、以下の判断のうちいずれか早い方で判断している。

- ・炉心支持板ノードに溶融物が存在する場合
- ・Larson-Millerのパラメータにより炉心支持板のクリープ破損と判断された場合

4. 原子炉压力容器破損の判断

貫通部への侵入による貫通部過熱、溶接部過熱による貫通部逸出、金属層による過熱、ジェットによる侵食、クリープ破損のうち、最も早い破損モードを原子炉压力容器破損と定義している。

第1表 事故進展解析における各項目の判定条件

項目	条件	備考
炉心損傷の判断	燃料被覆管の最高温度が1,000K 到達	炉心損傷が始まる温度
炉心溶融の判断	炉心最高温度が2,500K 到達	炉心構成物質の代表的な融点
炉心支持板破損の判断	下部プレナムへのリロケーション発生時	リロケーション発生の判断として、より早い炉心支持板ノードに溶融物が存在する場合を設定
原子炉圧力容器破損の判断	制御棒駆動機構ハウジング逸出判定到達	原子炉圧力容器破損モードのうち、最も早い破損形態として、制御棒駆動機構ハウジング逸出を設定

内部事象運転時レベル 1.5 P R Aにおける物理化学現象の考慮

内部事象運転時レベル 1.5 P R Aでは、炉心損傷後に原子炉格納容器内で発生する可能性が考えられている物理化学現象を考慮し、一定の分岐確率を設定している。今回の評価において、考慮の対象とした物理化学現象を以下に示す。

- ・ 格納容器雰囲気直接加熱 (D C H)
- ・ 炉外溶融燃料-冷却材相互作用 (炉外 F C I)
- ・ 溶融炉心・コンクリート相互作用 (M C C I)

各物理化学現象の分岐確率の算出の流れは、以下のとおりである。

- ・ 考慮する物理化学現象を主要過程に分解
- ・ 分解した中で考慮する物理化学現象に影響が大きいと考えられるパラメータを抽出
- ・ 抽出したパラメータの不確かさを考慮した上で各物理化学現象の影響の大きさの分布を計算
- ・ 計算した分布のうち、考慮する物理化学現象による格納容器破損の判定条件を超える割合 (確率) を算出
- ・ 上記の割合 (確率) を内部事象運転時レベル 1.5 P R A の分岐確率に設定

物理化学現象の分岐確率の設定の詳細について、物理化学現象ごとに次に示す。

これらの物理現象の評価モデルは、これまでに得られている知見をもとに構築したものである。一方、今回の評価で設定した物理化学現象のヘディングの分岐確率は、評価の対象とした物理化学現象が不確かさの大きな現象であることを認識しつつも、現状有している知見をもとに、可能な限りの評価を実施して設定したものであり、今回設定した値には依然大きな不確かさを含んでいるものと認識している。

なお、これら3つの物理現象のヘディングの分岐確率のそれぞれの値の大小は、有効性評価の対象となる評価事故シーケンスを選定する際には影響しない。

1. 格納容器雰囲気直接加熱 (DCH)

1. 格納容器雰囲気直接加熱（DCH）

(1) 事象の概要

格納容器直接加熱(DCH: Direct Containment Heating)は原子炉压力容器下部プレナムに形成された炉心溶融物が高压の一次系の蒸気の圧力によって、原子炉压力容器下部の破損部分から原子炉格納容器下部に放出され(HPME: High Pressure Melt Ejection)、さらに蒸気流によって液滴状態となって原子炉格納容器内に放出、この際、雰囲気ガス中の水蒸気との金属-水反応による水素と熱の発生、溶融物液滴から格納容器内ガスへの熱伝達による加熱等によって、格納容器内圧力が上昇する現象である。

(2) 主要過程に関するこれまでの知見

本現象は、シビアアクシデント時に格納容器破損に至る可能性のある現象として、米国原子力規制委員会(NRC)のNUREG-1150⁽¹⁾にて新たに考慮されたものである。

これまでの実験、解析に基づき、DCHは原子炉のシビアアクシデント時において考慮すべき重要な現象であるとの認識に変わりはないが、その発生確率は極めて低く、仮に起こったとしても格納容器内圧は限界圧力以下で収まるであろうことが実験、解析コードによる予測により確認されているので⁽²⁾、DCHによって格納容器の破損に至る可能性は事実上排除し得るとの認識が一般的となりつつある。

また、DCHの前提となる溶融炉心の分散放出は、高压条件下で溶融炉心が1次冷却系外に噴出される場合に発生するが、その圧力にはしきい値(2MPa[gage]以下)があり、原子炉压力容器を減圧させることにより、溶融炉心の飛散を抑制あるいは緩和できることが知られている⁽³⁾。

(3) 今回のPRAにおける扱い

BWRは、原子炉压力容器内に気相部が存在し、逃し安全弁を解放することで容易に、HPME/DCHの発生可能性のある圧力以下(2MPa[gage]以下)まで減圧することができる。このため、BWRにおいては、DCH現象が発生する可能性は極めて低いが、リスクを抽出する目的で実施されるPRAにおいては、原子炉減圧に失敗したパスも考えられることから、今回、島根原子力発電所2号炉の内の事象運転時レベル1.5PRAのイベントツリーでは、DCHについての分岐(ヘディング)を設定している。この分岐確率の算出の考え方を第1図に示す。

DCHに影響するパラメータを選定するとともに、各パラメータの分布を決定し、これらのパラメータの組合せ条件による格納容器ピーク圧力をMAAPコードのDCHモデルにより求め、各パラメータを変数とした相関式を作成する。この相関式から格納容器ピーク圧力を求め、ピーク圧力に対する格納容器破損の頻度(格納容器フラジリティ)の関係から、格納容器破損確率を求めて

いる。詳細については(4)に示す。

なお、DCHに対する格納容器破損確率評価では、DCHが発生する事故シナリオを想定する必要がある。原子炉圧力容器の高圧破損が生じるシーケンスを選定する。DCHが発生する可能性がある高圧破損シーケンスは、事故後早期に破損するもの（短期DCH）と、後期に破損するもの（長期DCH）に分類でき、それぞれ、TQUXシーケンス、長期TBシーケンスで代表させている。

(4) DCHによる分岐確率の算出の考え方

① DCHに影響するパラメータの選定

これまでの知見により、DCH現象の主要過程は以下のように分けられる。

- ・ 溶融物の放出
- ・ 液滴の発生
- ・ 液滴の移行
- ・ 格納容器雰囲気との相互作用による圧力上昇

これらの各過程に対する現状の知見及びDCH現象に支配的なパラメータについて、以下に整理する。

a. 溶融物の放出

DCHにおいて、まず重要な粗過程は、炉心溶融物の原子炉圧力容器からの放出過程である。炉心溶融の進展により、溶融した炉心は炉心支持板破損に伴い下部プレナムへ移動する。

DCHが発生するためには、原子炉圧力容器が高圧状態であり、かつ溶融物が堆積している領域において原子炉圧力容器破損が起こる（HPME）必要がある。事象発生後、原子炉圧力容器注水に失敗した場合、全炉心が溶融し、下部プレナム内へ溶融炉心が移動する。

BWRでは、この領域に制御棒駆動機構ハウジング、中性子束モニタハウジング及びドレンラインがあり、これら貫通配管の逸出や破損がまず想定される。これらの配管が逸出若しくは破損した場合、下部プレナム内の溶融物は、原子炉格納容器下部床に堆積すると考えられる。また、原子炉圧力容器の破損モードとしては、貫通配管の逸出・破損以外に、下部ヘッド連続部位のクリープ破断も考えられ、この場合も、溶融物は原子炉格納容器下部へ移行すると考えられる。

下部プレナム内に存在する溶融コリウム量は、原子炉格納容器下部に流出する溶融炉心量となるため、溶融物の原子炉格納容器下部への放出挙動は、原子炉圧力容器破損時に下部プレナム内に存在する溶融コリウム量が影響し、その不確かさは大きいと考えられる。

b. 液滴の発生

原子炉格納容器下部に放出された炉心溶融物は、原子炉格納容器下部の床にプール状又は液膜状となって存在していると考えられ、そこへ原子炉圧力容器破損口からの高速蒸気流が通過することにより気液界面において激しい波立ちが起こり炉心溶融物の一部が液滴となって蒸気流中に浮遊して流れる。この現象はエントレインメント現象と呼ばれている。

液滴の発生については、原子炉圧力容器からのブローダウンガス流量及びその継続時間により影響を受けるが、ここでは、保守的に、落下した炉心溶融物全量が液滴になることを想定する。ただし、ドライウェルへの液滴移行量については、ガス流速による液滴発生率の違いを考慮して評価する。

c. 液滴の移行

液滴状態となった炉心溶融物は蒸気流と共に流動して行くが、その過程で蒸気流とは異なった様々な挙動をする。DCHが発生するためには、微粒子化した溶融炉心が制御棒駆動機構搬出入口に到達し、かつ付着することなく、ドライウェル空間へ移行する必要がある。

BWRの原子炉格納容器下部構造において、粒子化した溶融炉心が開口部よりドライウェルへ移行するためには、同じ空間において、原子炉圧力容器からキャビティ床方向に流れる高圧蒸気流とは逆方向の流速場が必要であり、かつ、粒子が開口部に向かって運動する必要がある。Mark-I改良型原子炉格納容器のように、粒子が発生する原子炉格納容器下部床面と制御棒駆動機構搬出入口の間にレベル差が存在する場合、エントレインメントされた粒子は移動の過程で運動方向を変える必要があるため、ドライウェル空間に移行しにくい(第2図)。

液滴の移行挙動は、原子炉圧力容器からのブローダウンガス流量及びその継続時間により影響を受ける。原子炉圧力容器からのブローダウンガス流量及びその継続時間は原子炉圧力容器破損面積に影響を受け、その不確かさは大きいと考えられる。また、ドライウェルへの粒子化デブリの移行割合はDCH現象の程度に直接的に影響し、その不確かさは大きいと考えられる。

d. 格納容器直接加熱による圧力上昇

ドライウェルへ移行した浮遊コリウム粒子はドライウェル雰囲気と熱的・化学的相互作用を行い、格納容器雰囲気を直接加熱し、水素発生及び格納容器圧力上昇を引き起こす。なお、加熱を引き起こす主な原因は、高温の微粒子から雰囲気ガスへの伝熱によるものである。

DCH時の格納容器ピーク圧力は、原子炉圧力容器破損時の格納容器圧力と、熱的・化学的相互作用による圧力上昇、及びサブプレッション・プー

ルへのベントクリアリングによる圧力抑制効果により決まる。

原子炉圧力容器破損時点での格納容器圧力及びドライウェル雰囲気との熱的及び化学的相互作用による圧力上昇は原子炉圧力容器破損時点での炉内ジルコニウム酸化割合が影響し、その不確かさは大きいと考えられる。炉内ジルコニウム酸化割合が高いと、その時点で発生している水素量が多く、原子炉圧力容器破損時点のドライウェル圧力は高い。一方、炉内ジルコニウム酸化割合が低いと、格納容器雰囲気との相互作用により発生する水素量が多くなるため、DCH発生時の圧力上昇幅が大きくなる。

以上に述べたDCH現象の主要過程の知見から、DCH現象に関する不確実パラメータとして、次のパラメータを選定し確率分布を与えるものとした。

- ・炉内でのZr酸化割合
- ・下部プレナム内容融炉心割合
- ・原子炉圧力容器破損面積
- ・粒子化デブリのドライウェルへの移行割合

② 各パラメータへの確率分布の設定

各パラメータへの確率分布の設定の考え方は第1表のとおりである。各パラメータの不確かさを考慮して分布を設定した。

③ 格納容器ピーク圧力評価

本評価では、支配パラメータ条件における格納容器ピーク圧力の相関式を設定している。相関式の設定に当たっては、格納容器ピーク圧力をMAAPコードのDCHモデルを使用して以下のように評価する。

- ・DCH時の金属-水反応に影響するドライウェルの雰囲気条件（水蒸気量）を設定するため、原子炉圧力容器破損までのドライウェル雰囲気条件はMAAPコードにより評価する。
- ・パラメータ値（炉内でのZr酸化割合、下部プレナム内容融炉心割合、原子炉圧力容器破損面積、粒子化デブリのドライウェルへの移行割合）を変化させ、MAAPコードのDCHモデルを用いて原子炉圧力容器破損後の格納容器圧力上昇分を計算する。
- ・原子炉圧力容器破損前の格納容器圧力にDCHによる圧力上昇分を加えて格納容器ピーク圧力を求める。

支配パラメータと格納容器圧力ピークの相関式を構築するために、支配パラメータの組合せを変化させて感度解析を実施した。その結果から、以下のことが言える。

- ・炉内でのZr酸化割合は、水素発生による加圧により原子炉圧力容器破損前の圧力に影響し、線形の関係がある。また、Zr酸化割合は、DCH時の加圧量に対しては、評価範囲では殆ど感度がない。
- ・原子炉圧力容器破損面積については、DCH時の加圧量に対してほぼ指数

参考文献

- (1) USNRC, “Severe Accident Risks: An Assessment for Five US. Nuclear Power Plants”, Final Summary Report, NUREG-1150(1990)
- (2) 日本原子力学会, 「原子炉格納容器信頼性実証試験に関する調査報告書」(1994)
- (3) (財) 原子力安全研究協会, 「次世代型軽水炉の原子炉格納容器設計におけるシビアアクシデントの考慮に関するガイドライン」(1999)
- (4) L. G. Greimann, et al., “Reliability Analysis of Steel Containment Strength”, NUREG/CR-2442, 1982.
- (5) F. T. Harper et al., “Evaluation of Severe Accident Risks : Quantification of Major Input Parameters”, NUREG/CR-4551, SAND86-1309, Vol. 2, Rev. 1, Part2, February 1991.

第1表 DCH評価の支配パラメータ

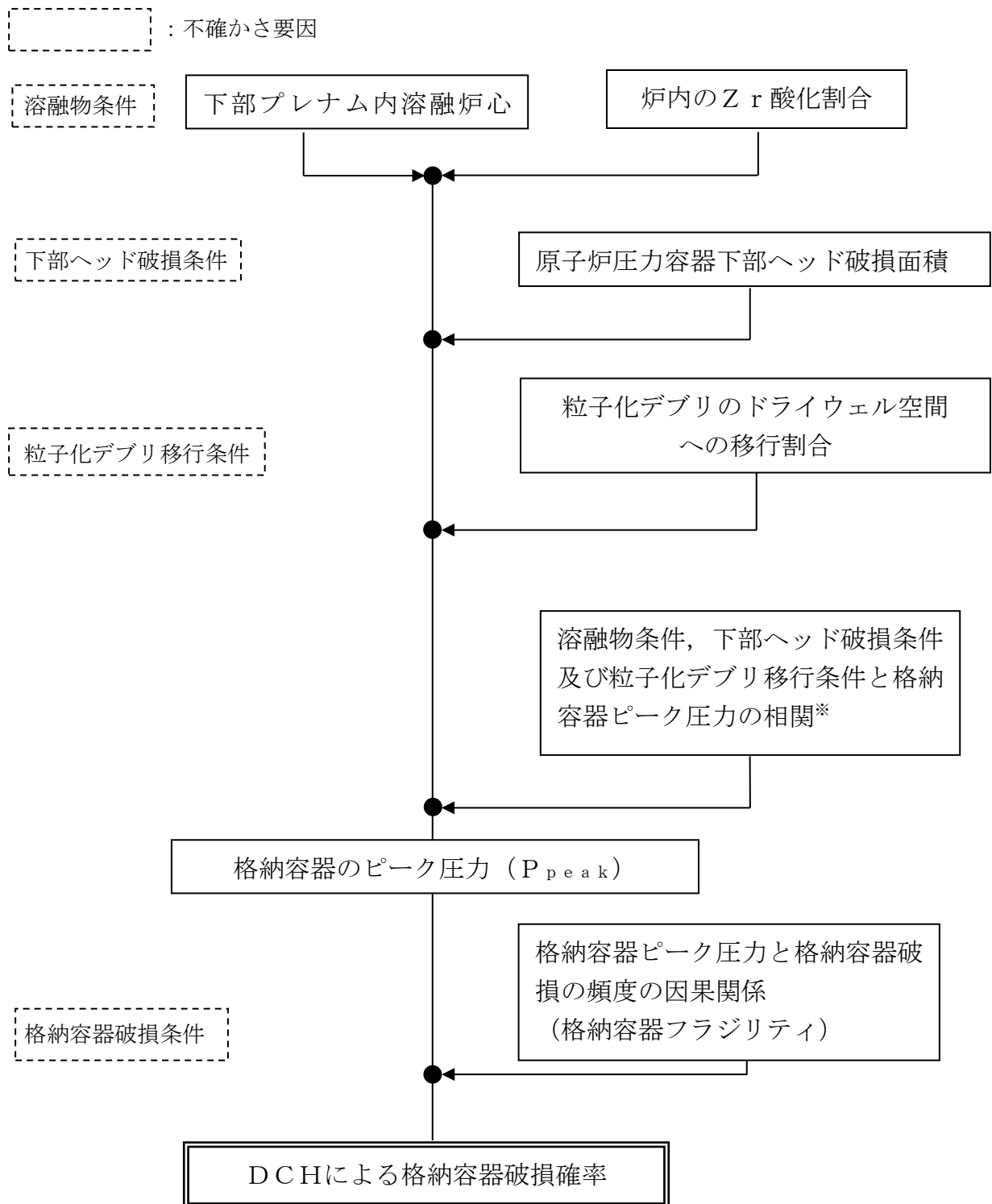
支配パラメータ	設定値	設定の考え方
炉内での Zr 酸化割合 [-]	分布形：三角分布 最小値：0.01 最尤値：0.24 最大値：0.53	<ul style="list-style-type: none"> • 既往のPRA（NUREG/CR-4551）における複数の専門家評価結果の平均値を元に設定。 • 最小値はDBA LOCAの上限値を設定。
下部プレナム内 溶融炉心割合 [-]	分布形：三角分布 最小値：0.1 最尤値： <input type="text"/> 最大値：1.0	<ul style="list-style-type: none"> • 最小値として、溶融物落下早期に下部ヘッドが破損したとして設定。 • 最尤値として、MAAPの解析結果から原子炉压力容器破損直前の溶融物割合である<input type="text"/>%を設定。 • 最大値として、全量の溶融物が落下するとして設定。
原子炉压力容器 破損面積[m ²]	分布形：三角分布 最小値：0.002 m ² 最尤値： <input type="text"/> m ² 最大値：2.0 m ²	<ul style="list-style-type: none"> • 最小値は、下部ヘッドに接続されている中で最も細い計装配管相当を想定。 • 最尤値は、MAAP解析に基づき、<input type="text"/>を設定。 • 最大値はクリープ破損相当⁽⁵⁾を設定。
粒子化デブリの ドライウエルへの 移行割合 [*] [-]	F_{ent} : 1.0 F_{pd-out} : 分布形：一様分布 下限値： <input type="text"/> 上限値： <input type="text"/> $F_{no-impact}$: 分布形：一様分布 下限値：0.8 上限値：1.0	<ul style="list-style-type: none"> • 粒子化デブリがドライウエルへ移行する割合（F_{frag}）は、原子炉格納容器下部床上の溶融炉心がガス流によりエントレインされる割合（F_{ent}）、エントレインされた粒子が原子炉格納容器下部から開口部へ流出する割合（F_{pd-out}）、制御棒駆動機構搬出入口で付着しない割合（$F_{no-impact}$）を考慮し、以下の式で評価。 $F_{frag} = F_{ent} \times F_{pd-out} \times F_{no-impact}$ • F_{pd-out} や $F_{no-impact}$ は、気流解析結果（STAR-CD）を基に設定。

※ 粒子化デブリのドライウエルへの移行割合は、 F_{ent} について保守的な設定としているほか、 F_{pd-out} については島根原子力発電所2号炉と原子炉格納容器下部構造が類似しているMark-II型原子炉格納容器に対するSTAR-CDを用いた気流解析結果において、制御棒駆動機構搬出入口への粒子化デブリの移行は確認されなかったものの、保守的に確率分布を設定している。 $F_{no-impact}$ については、制御棒駆動機構搬出入口の構造が類似しているMark-I型原子炉格納容器の評価結果を参照し、工学的判断により上記の設定とした。

第2表 DCHによる格納容器破損確率

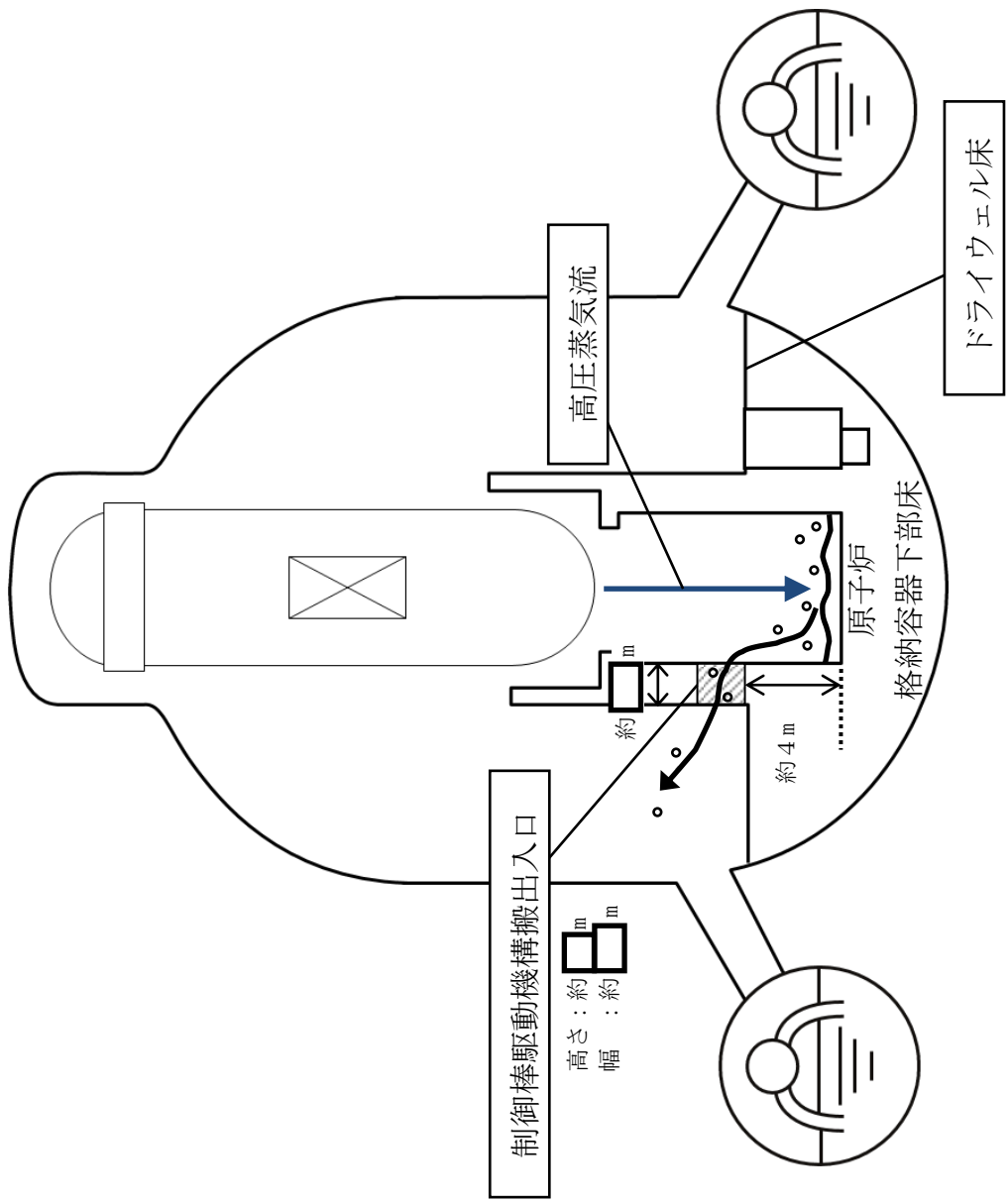
	短期DCH (TQUX)	長期DCH (長期TB)
サンプル数		
平均値		

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

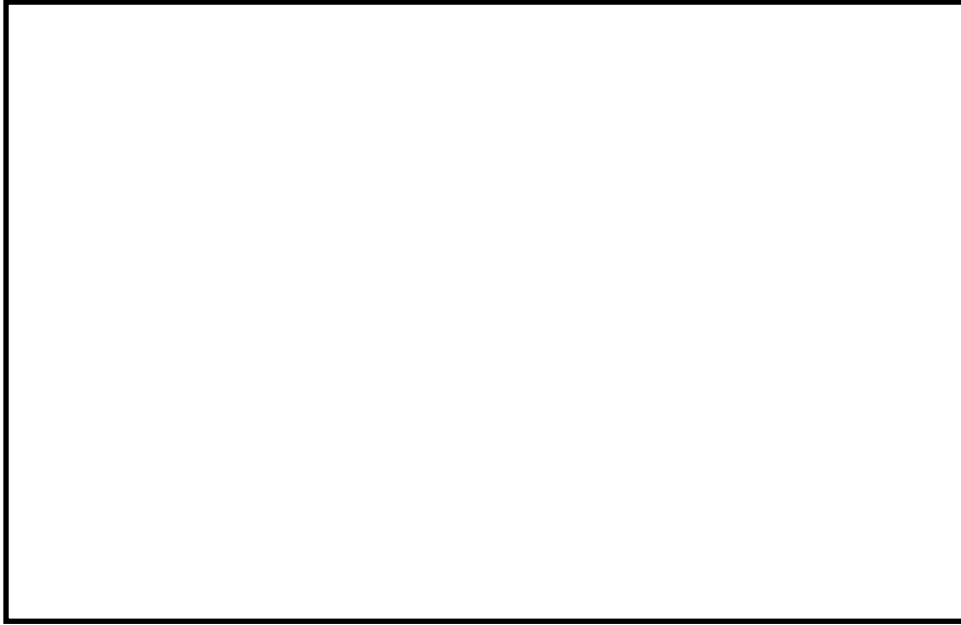


※ドライウェルピーク圧力はMAAPの解析結果から相関式を作成。

第1図 格納容器雰囲気直接加熱（DCH）による
格納容器破損確率評価の枠組み



第2図 炉心溶融物液滴の移動経路



第3図 格納容器フラジリティ

2. 炉外溶融燃料—冷却材相互作用（炉外 F C I）

2. 炉外溶融燃料－冷却材相互作用（炉外FCI）

(1) 事象の概要

溶融燃料が炉外の水プールに落下すると、溶融燃料によるジェットから分裂した溶融燃料の粒子と水が混合し粗混合状態が形成される。このとき、溶融炉心の周囲では膜沸騰が形成され、溶融炉心と水は直接的には接触していないため、蒸気発生は比較的緩やかである。ここで、溶融炉心の膜沸騰に対して何らかの外乱が加わると、蒸気膜が崩壊し、溶融炉心と水が直接接触する（トリガリング）。溶融炉心と水が直接接触し、急速な伝熱及び蒸気発生に伴う圧力波が発生すると、発生した圧力波によって溶融炉心はさらに微細化され、更なる伝熱及び蒸気発生が促進される。このとき発生する圧力波が周囲に伝播することで更なるトリガリングを生じ、大規模な蒸気発生と衝撃波の発生に至る。発生した衝撃波が冷却材中を伝播し、原子炉格納容器の壁面に作用すると、格納容器壁面にひずみが生じる可能性がある。さらに、ひずみが大きい場合には、格納容器破損に至る可能性がある。

(2) 主要過程に関するこれまでの知見

水蒸気爆発の研究は1950年代に始まり、1960年代には原子炉施設における水蒸気爆発の事例が発端となり、原子炉の安全性に関連して精力的に行われるようになった。1970年代には、数kgから数十kg規模の溶融物を用いた大規模な実験的研究が始まり、機構に関するモデルが発達した。1975年には、Boardらによって、水蒸気爆発が以下に示すような4段階の素過程から成るという、いわゆる熱的デトネーションモデルと呼ばれているモデルが提唱された(第1図)。

- ① 炉心あるいは原子炉圧力容器から落下する溶融炉心（デブリジェット）が冷却水中に落下する。水と接触した溶融炉心は、その界面の不安定性により細粒化して水中に分散する（エントレイン）。細粒化した溶融炉心（以下「デブリ粒子」という。）は、蒸気膜に覆われた状態で膜沸騰を伴う水との混合状態となる（粗混合）。
- ② さらに、自発的若しくは外部からの圧力パルス等の外乱により、膜沸騰が不安定化し（トリガリング）、デブリ粒子と冷却水が直接接触する。
- ③ デブリ粒子と冷却水の直接接触により、急速な熱の移動が発生し、急速な蒸気発生及び溶融炉心の微細化により、さらにデブリ粒子と冷却水の接触を促進し（伝播）、蒸気発生を促進する。この蒸気発生により圧力波が発生する。
- ④ 発生した圧力波が通過した後の高温高圧領域（元々は粗混合領域）の膨張により運動エネルギーが発生し、構造材を破壊する要因となる。水蒸気爆発が発生するためには、トリガリングが生じる必要があり、さらにデブリ粒子と冷却水の接触が瞬時に粗混合領域全体に伝播する必要がある。また、水蒸気爆発に至らない場合でも、急速な蒸気発生による圧力上昇（圧力スパイク）が発生する。

炉外 F C I に関して、上記のモデルに基づき、国内外で実験的研究と解析モデル開発が実施されており、これらの知見を基に実機の炉外 F C I 発生時の発生荷重と格納容器破損確率の評価がなされている。先行研究例 (AP600⁽¹⁾, System80+⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾, ABWR⁽⁵⁾⁽⁶⁾, Forsmark3⁽⁷⁾, Beznau⁽⁸⁾)⁽⁹⁾ について、炉外 F C I による発生エネルギー評価モデル、流動解析モデル、構造応答モデル及び壁耐力モデルをまとめたものを第 1 表に示す。

炉内 F C I 研究も含め、F C I による格納容器破損確率を評価している先行研究例では、以下のように F C I 現象を扱っている。

- Beznau 炉外 F C I 評価 (Zuchuat ら)⁽⁸⁾ では、TEXAS コードによって炉外 F C I における発生圧力を直接評価している。また、炉外 F C I による格納容器破損確率を、炉外 F C I による圧力容器ペDESTAL 破損確率、圧力容器ペDESTAL 破損時の S G サポート破損確率、S G サポート破損時の格納容器破損確率の 3 つに分けて評価している。
- Sizewell B 炉内 F C I 評価 (Turland ら)⁽¹⁰⁾ では、トリガリング時に爆発に寄与する溶融炉心の割合と機械的エネルギー変換効率を与えている。
- PWR 大型ドライ P C C V 評価 (Theofanous ら)⁽¹¹⁾ では、粗混合状態にある溶融炉心のエネルギーと機械的エネルギー変換効率を与えている。

また、国内においては J A S M I N E コード (水蒸気爆発解析) 及び A U T O D Y N - 2 D コード (構造物応答解析) を用いて原子炉圧力容器外水蒸気爆発が発生した条件における格納容器破損確率を評価した例がある⁽¹²⁾。

以上のように、これまでに実施された格納容器破損確率の評価においては、F C I に寄与する溶融炉心量及び機械的エネルギー変換効率を与えて、F C I により発生するエネルギーを評価する手法と、TEXAS コード等の F C I 解析コードにより F C I による発生エネルギーを直接評価する手法が用いられている。

また、F C I に関しては多数の実験が実施されている。実機において想定される溶融物 (U O₂ 混合物) を用いた実験としては、F A R O 試験、K R O T O S 試験、C O T E L S 試験等が実施されている。これらの実験からは、以下に示す知見が得られている。

- U O₂ 混合物を用いた実験では、外部トリガなしでは水蒸気爆発は発生していない。U O₂ 混合物では一般に過熱度が小さいため、粗混合粒子表面が早期に固化し、蒸気膜が崩壊しても溶融物の微細化が起きにくく、水蒸気爆発の発生が抑制されると考えられている。
- 外部トリガを与えた場合においては、U O₂ 混合物の溶融物量が少ない K R O T O S 試験では水蒸気爆発が発生しているが、溶融物量が多くより実機体系に近い大規模試験である F A R O 試験、C O T E L S 試験では、水蒸気爆発は発生していない。
- 実機条件では溶融物が落下する水プールの水深が実験条件よりも深くなる可能性があるが、水深が深いことにより、溶融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり、溶融物粒子が固化しやすい状況となる。このため、溶

融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングのリスクは低減する可能性がある。

上記の試験から得られた知見及び試験条件と実機条件の検討より、実機においては、格納容器の損傷に至る大規模な原子炉圧力容器外水蒸気爆発の可能性は十分に小さいと考えられる。

(3) 今回のPRAにおける扱い

炉外FCIは、水中に落下した熔融炉心の内、FCIに寄与する熔融炉心が持つエネルギーが機械的エネルギーに変換され、格納容器壁面に作用することにより、格納容器壁面にひずみが生じ、格納容器破損に至る事象である。今回、島根原子力発電所2号炉の内部事象運転時レベル1.5PRAのイベントツリーでは、炉外FCIについて分岐（ヘディング）を設定している。

分岐確率の算出の考え方を第2図に示す。炉外FCIに影響する不確実パラメータを選定すると共に各パラメータの分布を決定し、炉外FCIにより発生する機械的エネルギーを評価する。さらに、炉外FCIにより発生した機械的エネルギーと格納容器破損確率の相関（圧力容器ペDESTAL側面フラジリティ）を設定し、これらの関係から炉外FCIによる格納容器破損確率を求めている。評価の詳細は(4)に示す。

なお、今回の評価では重大事故等対策に期待しないため、炉外FCIを考慮するシナリオは、圧力容器破損後に原子炉格納容器下部へ落下した熔融炉心への注水に成功する場合であり、ペDESTAL事前水張りを行うシナリオは考慮しない。原子炉格納容器下部へ落下した熔融炉心へ注水する場合は、熔融炉心が水プールに落下する場合に比べて粗混合が起こりにくくなると考えられており、水蒸気爆発の発生確率は下がるものと考えられるが、保守的に熔融炉心が水プールへ落下する場合の分岐確率を適用している。

(4) FCIによる分岐確率の算出の考え方

① FCIに影響するパラメータの選定

熔融炉心と冷却材の接触から水蒸気爆発発生までの一連の現象を説明するモデルとして、熱的デトネーションモデルが提唱されている。当該モデルにおいては、FCIを以下の4つの素過程段階に分けている。

- ・初期粗混合状態
- ・自発的あるいは外部トリガ
- ・急速伝熱・細粒化をともなう相互作用の伝播
- ・膨張による機械的エネルギーの放出

これらの各過程に対する現状の知見及びFCI現象に影響するパラメータについて、以下に整理する。

a. 初期粗混合状態

炉外FCIにおいては、熔融炉心が水中に落下した直後や、熔融炉心が

床面に到達し、注水した時点等で熔融炉心が微細化するトリガリングが発生し、熔融炉心の熱エネルギーを瞬時に放出し、水蒸気爆発に至る。このトリガリングに寄与する熔融炉心の量を粗混合量と呼んでおり、水蒸気爆発の規模を規定すると考えられている。

これまでの水蒸気爆発に関する研究からは、粗混合量の定量化には至っていないものの、粗混合量には压力容器破損までの熔融炉心の量や压力容器破損後に放出される熔融炉心の特性が影響すると考えられている。

この過程に含まれるパラメータとしては、以下が考えられる。

(a) 压力容器破損前に下部プレナムに落下する熔融炉心量

炉心損傷進展挙動に応じて下部プレナムに落下する炉心溶融量が異なるため、不確かさ幅を有すると考えられる。

(b) 压力容器破損後に放出される熔融炉心の特性（流量，組成）

熔融炉心の細粒化量に影響し、原子炉压力容器破損モード（核計装管や制御棒案内管の貫通部破損，下部ヘッ드의クリーブ破損等）や原子炉压力容器破損時の原子炉圧力により決まる。本パラメータは、「FCIに寄与する熔融炉心落下量」に影響するため、このパラメータの不確かさに含めて評価する。

(c) プール水中における粗混合領域

落下した熔融炉心のジェットからの離脱の態様と水中の落下挙動により決まる。ジェットから離脱した場合、熱伝達によって固化することで、粗混合量は減少する。本パラメータは、「FCIに寄与する熔融炉心落下量」に影響するため、このパラメータの不確かさに含めて評価する。

(d) FCIに寄与する熔融炉心落下量

FCIに寄与する熔融炉心量は、トリガリングが発生するタイミングの違いにより異なり、不確かさ幅を有すると考えられる。

b. 自発的あるいは外部トリガ

水プールへ落下して粗混合状態にある熔融炉心は、トリガリングが発生することでFCIに至る。これまでに実施されたFCI実験による知見から、この過程に含まれるパラメータとしては、以下が考えられる。

(a) 熔融炉心の過熱度

過熱度が小さい場合、熔融炉心周りの蒸気膜崩壊時に接触界面温度が固化温度以下に低下してトリガリングが起きないと考えられている。本パラメータは、「トリガリング発生有無」に影響するため、このパラメータの不確かさに含めて評価する。

(b) プール水温

飽和水の場合には自発的トリガリングが発生しにくいという知見が得られている。本パラメータは、「トリガリング発生有無」に影響するため、このパラメータの不確かさに含めて評価する。

(c) トリガリング発生有無

トリガリングには多数の因子が寄与しており、不確かさ幅を有する。

c. 急速伝熱・細粒化をともなう相互作用の伝播及び膨張による機械的エネルギーの放出

トリガリング発生後は、冷却材と熔融炉心が直接接触し、高温伝熱・沸騰、高温融体の細粒化が高速に進み（伝播）、系全体に広がる（膨張）することで、熔融炉心の熱エネルギーが機械的エネルギーに変換される。炉外 F C I で発生する機械的エネルギーの大きさは、熔融炉心の熱エネルギーと、機械的エネルギー変換効率によって決まる。

熔融炉心の熱エネルギーは、F C I に寄与する熔融炉心落下量と、熔融炉心の単位質量あたりの内部エネルギーとで決まる。熔融炉心の内部エネルギーは、熔融炉心における金属の酸化割合等の性状に依存し、不確かさ幅を有する。

炉外 F C I 発生時の機械的エネルギーへの変換効率は、実機の熔融炉心に近い材料を用いた実験においては、全熔融炉心の保有熱エネルギーの 1%以下となっている（KROTOS 実験）。これまでの実験等による知見から、機械的エネルギー変換効率は、トリガリングのタイミング、熔融炉心の組成、粗混合領域のボイド率等に依存することが分かっているが、現象論的な不確かさがある。

この過程に含まれるパラメータとしては、以下が考えられる。

(a) トリガリングのタイミング

トリガリングのタイミングが早い場合、粗混合状態を形成して水蒸気爆発に寄与する熔融炉心の量が少ないために発生エネルギーは小さくなる。タイミングが遅い場合、細粒化した熔融炉心の固化が進むうえ、冷却材ボイド率が高まり機械的エネルギーが低下する。トリガリングのタイミングについては、現象論的な不確かさを有すると考えられる。本パラメータは、「F C I に寄与する熔融炉心落下量」及び「機械的エネルギー変換効率」に影響するため、それらのパラメータの不確かさに含めて評価する。

(b) 熔融炉心の内部エネルギー

内部エネルギーが高いほど、発生する機械的エネルギーが増大する。熔融炉心の内部エネルギーは、熔融炉心の金属の酸化割合等の性状に依存する。熔融炉心の組成について、主に燃料 (UO_2)、被覆管 (Zr)、制御棒 (B4C/SUS)、チャンネルボックス (Zr)、压力容器下部ヘッド内構造材（主に SUS）の混合物であり、熔融炉心中金属の酸化割合は、事故シナリオに大きく依存し、不確かさ幅を有すると考えられる。

(c) 粗混合領域のボイド率

ボイド率が高いと、水の運動エネルギーが蒸気相に吸収されてしまうため、エネルギー変換効率が低下する。粗混合領域のボイド率は、反応の過程に依存すると考えられるが、その過程には不確かさが存在する。本パ

ラメータは、「機械的エネルギー変換効率」に影響するため、このパラメータの不確かさに含めて評価する。

(d) 機械的エネルギー変換効率

炉外 F C I 発生時の機械的エネルギーへの変換には多数の因子が寄与しており、不確かさ幅を有する。

以上に述べた F C I 現象の主要過程の知見から、F C I に関する支配パラメータとして、次のパラメータを選定するものとした。

- ・炉心溶融量
- ・F C I に寄与する溶融炉心落下量
- ・トリガリング発生有無
- ・溶融炉心内部エネルギー
- ・機械的エネルギー変換効率

② 各パラメータの設定

①で選定した支配パラメータに対して、以下のとおり分布を設定した。

a. 炉心溶融量

炉心溶融量は、圧力容器破損時点での原子炉圧力容器内溶融炉心のうち、温度が融点以上であり溶融状態にあるものとして定義される。

本評価では、確率分布として三角分布を仮定し、その最小値は溶融物落下早期に R P V 破損することを想定して []、最大値は [] [] することを想定して [] とする。また、最尤値は M A A P による計算値の [] とする。

b. F C I に寄与する溶融炉心落下量（粗混合量）

粗混合量については、これまでの水蒸気爆発に対する研究から、その定量化には至っていない。しかし、米国で開発された T E X A S コードによると、最初の約 [] 秒間に落下した溶融炉心により水蒸気爆発が発生していることから、本評価では簡略化して最初の [] 秒間の溶融炉心落下量を粗混合量として代表させ、粗混合量を求める評価式を設定した。なお、溶融炉心落下量は M A A P 解析により評価しており、F C I が特に問題となる [] [] で原子炉圧力容器注水に失敗した場合を想定して、原子炉圧力容器の破断口は [] とした。解析結果より、粗混合量の評価式を以下のとおり設定した。

[]
ここで、
[]
[]
[]
[]

c. トリガリング発生有無

トリガリングが発生するとFCIに至るため、求めたFCIによる発生エネルギーを使用することとし、トリガリングが発生しない場合にはFCIに至らないため、FCIによる発生エネルギーは0とする。このトリガリング発生確率は、 UO_2 混合物を用いた既往研究（外部トリガー無し）では水蒸気爆発がほとんど確認されていないことから、トリガリング発生確率（水蒸気爆発の発生確率）を0.1と仮定し、その分布は二項分布で表す。なお、サブクール度が小さい状態では、プールが飽和状態となることからボイドが生じやすくなり、衝撃波の伝播が生じない条件となる。そのため、低サブクール条件の試験結果を除外し、保守的に高サブクール条件に対するトリガリング発生確率を求めている。

d. 溶融炉心内部エネルギー

溶融炉心の組成を表すパラメータとして未酸化 Zr 割合を考慮する。 Zr 酸化割合が異なると、単位質量あたりの保有熱エネルギーが異なり、1.3MJ/kg（酸化）～1.5MJ/kg（酸化）となることが分かっているため、 Zr 酸化割合について、確率分布を作成した。なお、確率分布の作成においては、コリウムの組成、融点、過熱度等の不確かさを考慮している。

e. 機械的エネルギー変換効率

機械的エネルギー変換効率は、組成やトリガリングのタイミング等に依存すると考えられるが、本評価では簡素化して、実験⁽¹³⁾における知見に基づいて、変換効率の最小値、最尤値及び最大値を設定し、三角分布を仮定している。具体的には、実験データの分析の結果、全実験をプロットすると変換効率にピークがあること及び中央値が変換効率程度であることから、変換効率の最尤値を1%とする。また、変換効率の最小値及び最大値についても、それぞれ、実験データから変換効率最小値を0.2%、変換効率最大値を3%と設定する。

以上に述べた各パラメータへの確率分布の設定の考え方を第2表に示す。

③ 圧力容器ペDESTAL側面フラジリティ

FCIによって発生する機械的エネルギーにより格納容器が破損する確率を評価するため、圧力容器ペDESTAL側面フラジリティを設定した。圧力容器ペDESTAL側面フラジリティ（破損確率）は、AUTODYN-2Dコードで評価した結果から求めたフラジリティを使用した。第3図に圧力容器ペDESTAL側面のフラジリティ曲線を示す（圧力容器ペDESTALフラジリティの設定の詳細は補足説明資料2.1.1.f-1 補足2参照）。

④ 炉外FCIによる格納容器破損確率の評価

支配パラメータ及び圧力容器ペDESTAL側面フラジリティを基にモンテカ

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

ルロ・サンプリングを実施し、水蒸気爆発あり（トリガリングあり）の条件付き圧力容器ペDESTAL破損確率を求めた。また、圧力容器ペDESTAL破損は保守的に格納容器破損と同等と仮定することにより、炉外FCI（水蒸気爆発）による格納容器破損確率を評価した。

評価の結果、炉外FCIによる格納容器破損確率（平均値）は である（第3表）。

参考文献

- (1) Westinghouse, “AP600 Probabilistic Risk Assessment” , Rev.13, 1998
- (2) ABBCE, System80+ SSAR-DC, section 19.11.
- (3) NUREG-1462, “Final Safety Evaluation Report Related to the Certification of the System 80+ Design Docket No.52-002” , Aug.1994
- (4) ERI/NRC 94-201, “Analysis of Ex-Vessel Steam Explosions for the Combustion Engineering System 80+,” Mar. 1994.
- (5) GE, ABWR SSAR, section 19E.2.
- (6) NUREG-1503, “Final Safety Evaluation Report Related to the Certification of the Advanced Boiling Water Reactor Design” , Jul.1994.
- (7) H.Almstrom, et al., “Significance of fluid-structure interaction phenomena for containment response to ex-vessel steam explosions” , OECD/CSNI Specialist Meeting, JAERI, Japan, May 1997.
- (8) O.Zuchuat, et al., “Steam Explosions-Induced Containment Failure Studies for SWISS Nuclear Power Plants” , OECD/CSNI Specialist Meeting, JAERI, Japan, May 1997.
- (9) 「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」財団法人原子力安全研究協会 平成13年7月
- (10) B.D.Turland, et al., “Quantification of the probability of containment failure caused by an in-vessel steam explosion for the Sizewell B PWR” , Nuclear Engineering and Design 155 (1995)
- (11) T.G.Theofanous, W.W.Yuen, “The probability of alpha mode containment failure” , Nuclear Engineering and Design 155 (1995)
- (12) 森山他, 「軽水炉シビアアクシデント時の炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率の評価」, JAEA-Research 2007-072, 2007
- (13) NUREG/CR-6623, “Vapor Explosions in a One-Dimensional Large Scale Geometry with Simulant Melts”
- (14) NUREG/CR-3407, “Light Water Reactor Safety Research Program, Semiannual Report, April to September 1982”
- (15) M. Kato, H. Nagasaka, “COTELS Fuel Coolant Interaction Tests under Ex-Vessel Conditions” , JAERI-Conf 2000-015, 2000

第1表 炉外FCI先行研究例の整理⁽⁹⁾

	発生エネルギーモデル	流動解析モデル	構造解析モデル	壁耐力モデル
(1) 米国AP600 WSSAR ⁽¹⁾	TEXAS-IVコードによる解析。炉容器破損モードとして大規模破損と局所破損を対象に、トリガリングのタイミングの影響も調べた。大規模破損では床でのトリガリングで最大圧力170MPa、壁でのトリガリングで最大圧力30MPa。	TEXAS-IVコードにより蒸気爆発から一貫して解析。	動的構造解析なし。	静的構造解析による耐力を算出。三角波を仮定したダイナミックロードファクタ(DLF)の最大値(1.5)で圧力負荷を補正して、壁健全性を判断。キヤビティ壁耐力の具体的数値は記載ないが、大規模破損の場合(45MPa)、壁は破損する結果となった。
(2) 米国System80+ CESSAR ⁽²⁾	3通りの評価を実施。①Henryによる評価：相互作用領域での発生圧力が壁までに減衰する効果を考慮して、壁負荷を算出した結果、圧力ピークは500psi。②Moodyによる評価：ABWRと同様の手法であり、急速蒸気生成モデルによる評価結果から、コリウム量2.5tonで60psi。③TNT火薬等価評価：エネルギー変換効率から発生エネルギーを求め、TNT爆発衝撃の式を利用して算出した結果、コリウム量60,000lbmで9psi-s。	流動解析なし。	動的構造解析なし。	静的構造解析による耐力に基づき、矩形波／三角波を仮定したダイナミックロードファクタから、動的耐力を算出(矩形波の結果のみ記載あり)。動的耐力は、受け材で930psi(DLF=2.15)、壁で288psi(DLF=0.90)。
(3) 米国System80+ NRCFSER ^(3,4)	TEXASコードによる解析。ベースケースに直径3cmの計装用案内管1本破損を想定し、パラメータ解析ケースとして貫通部破損数(1~8)、溶融物温度(100Kおき)、水深(3通り)を解析している。ベースケースでの衝撃力は受け材に7.0kPa-s、壁に2.9kPa-s。最大のケースで、受け材で61kPa-s、壁で25kPa-s。	TEXASコードにより蒸気爆発から一貫して解析。	動的構造解析なし。	圧力容器ベデスタル壁の耐力評価はABB-C-Eの評価を参照している。
(4) 米国ABWR GESSAR ⁽⁵⁾	Moodyの式から、粒径2.5mmのコリウム粒子から飽和水への熱伝達によって生成される蒸気生成速度を算出。これをRayleighの気泡方程式に代入して、気泡の最大圧力を算出し、これが壁に加わる負荷としている。	流動解析なし。	動的構造解析なし。	静的構造解析による耐力に基づき、矩形波を仮定したダイナミックロードファクタから動的耐力を算出。圧力容器ベデスタル壁の耐力評価はDLF=1.0の場合、8.5kPa-s。衝撃力に対する壁の耐力を評価し、それが発生するのに必要なコリウム量を評価している。
(5) 米国ABWR NRCFSER ⁽⁶⁾	TEXAS-IIコードによる解析。MAAP解析結果に基づく初期条件を保守的条件としてコリウム量540kg/s、BWSAR解析結果に基づく初期条件のベストエスティメイト条件としてコリウム流量16.7kg/sを与える。保守的条件で1.6MPa、ベストエスティメイト条件で1.1MPaの圧力となった。	TEXAS-IIコードにより蒸気爆発から一貫して解析。	動的構造解析なし。	静的構造解析による耐力に基づき、矩形波を仮定したダイナミックロードファクタから、動的耐力を算出。圧力容器ベデスタル壁の耐力評価は延性比1.6の場合、3.7kPa-s。
(6) スウェーデン For-smark3 BWR評価 ⁽⁷⁾	蒸気爆発を簡易的に一つの高圧気泡(半径1m、密度100kg/m ³ 、圧力50MPa、温度1,100K)が膨張することによりモデル化。この条件は水蒸気爆発解析コード(PM-ALPHA, ESPROSE.m)による詳細解析結果とフィッティングすることで決められた。	DYNA-2Dによる流体-構造一貫解析。円筒形体系水プール(深さ7m、半径12m)、半径6mに圧力容器ベデスタル壁あり。気泡の急速膨張による圧力波の伝播とスラゲ(水領域)移動を評価。	DYNA-2Dによる流体-構造一貫解析。2次元軸対称モデル、プール底板は剛板、壁底部は移動可。壁弾性係数48,000MPa、降伏応力23.4MPa。壁の変形量を評価。	壁の耐力評価並びに破損判定は実施されていない。
(7) スイスBeznau W社PWR評価 ⁽⁸⁾	一次元TEXASコードによる解析。解析体系は断面積1m ² 、セル高さ0.25m、セル数30にて水プールと気相部を模擬。初期条件や解析モデルの不確実さを定量化(確率分布化)している。炉容器破損モードは貫通部破損を前提として1~10本を一樣確率で与える。比較用に二次元FCIコードによる解析も実施。	TEXASコードにより蒸気爆発から一貫して解析。	動的構造解析なし。	いくつかの代表的な負荷に対して、動的構造解析を実施している。格納容器破損確率を、「炉外FCIによる圧力容器ベデスタル破損確率」×「圧力容器ベデスタル破損時のSGサポート破損確率」×「SGサポート破損時の格納容器破損確率」として算出している。

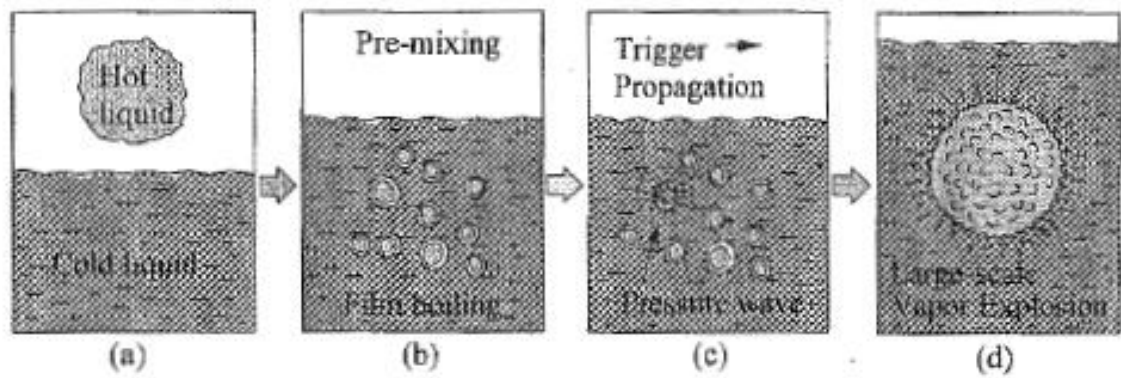
第2表 各パラメータ設定の考え方

パラメータ	設定値	設定の考え方
炉心溶融量 [t]	分布：三角分布 最小： <input type="text"/> 最尤： <input type="text"/> 最大： <input type="text"/>	MAAPの解析結果から、原子炉压力容器破損直前の溶融炉心量 <input type="text"/> に対し、下部プレナムにおける炉心溶融割合として以下を設定。 ・溶融割合の最小値は溶融物落下早期に原子炉压力容器破損することを想定して <input type="text"/> を設定。 ・溶融割合の最尤値はMAAPによる計算値の <input type="text"/> を設定。 ・溶融割合の最大値は <input type="text"/> を設定。
F C I に寄与する溶融炉心落下量	炉心溶融量と粗混合量の相関式から算出	MAAPの解析結果に基づき、F C I に寄与する溶融炉心落下量（粗混合量）を求める以下の相関式を設定。 <input type="text"/>
溶融炉心内部エネルギー [MJ/kg]	分布：三角分布 最小値：1.3 最尤値：1.4 最大値：1.5	溶融物（UO ₂ 、ZrO ₂ 、Zr、SUS）について、Zrの酸化割合が <input type="text"/> である場合の内部エネルギーをそれぞれ設定 最小値：1.3 MJ/kg（Zr酸化割合 <input type="text"/> ） 最尤値：1.4 MJ/kg（Zr酸化割合 <input type="text"/> ） 最大値：1.5 MJ/kg（Zr酸化割合 <input type="text"/> ）
機械エネルギー変換効率	分布：三角分布 最小値：0.002 最尤値：0.01 最大値：0.03	既往のF C I 試験結果 ⁽¹³⁾ を踏まえて設定。試験結果より、変換効率の発生頻度のピークが <input type="text"/> ～ <input type="text"/> に存在することから、最尤値として0.01を設定。最小値は試験結果の下限値として0.002を設定。最大値は試験結果の上限値として0.03を設定。
トリガリング発生有無	発生頻度 0.1 の二項分布	既往のF C I 試験結果 ⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾ を踏まえて設定。衝撃波の発生が生じにくい低サブクール条件を除外し、高サブクール条件でのF C I 発生頻度から0.1を設定。

第3表 炉外F C Iによる格納容器破損確率

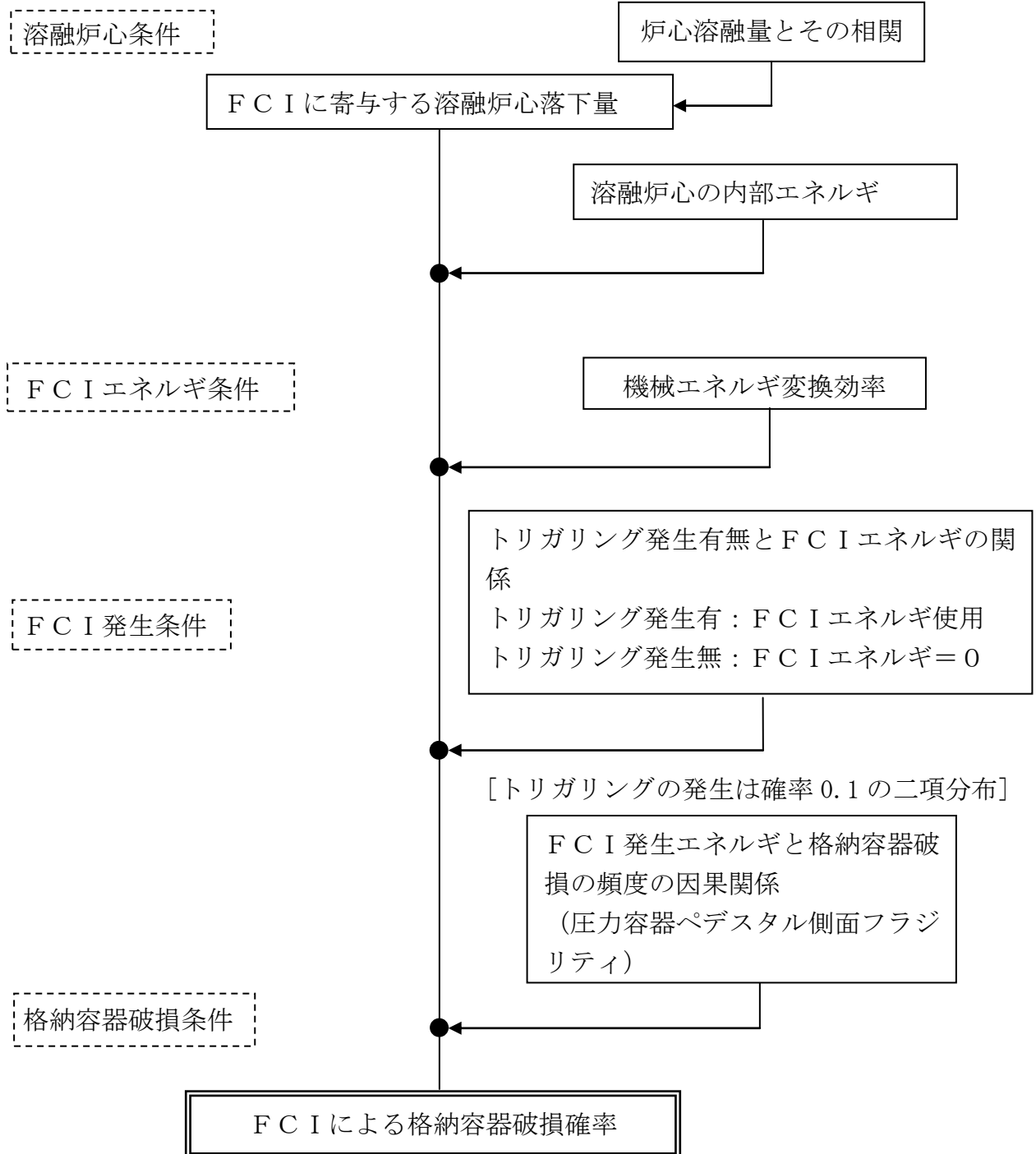
	評価結果
サンプル数	<input type="text"/>
平均値	

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

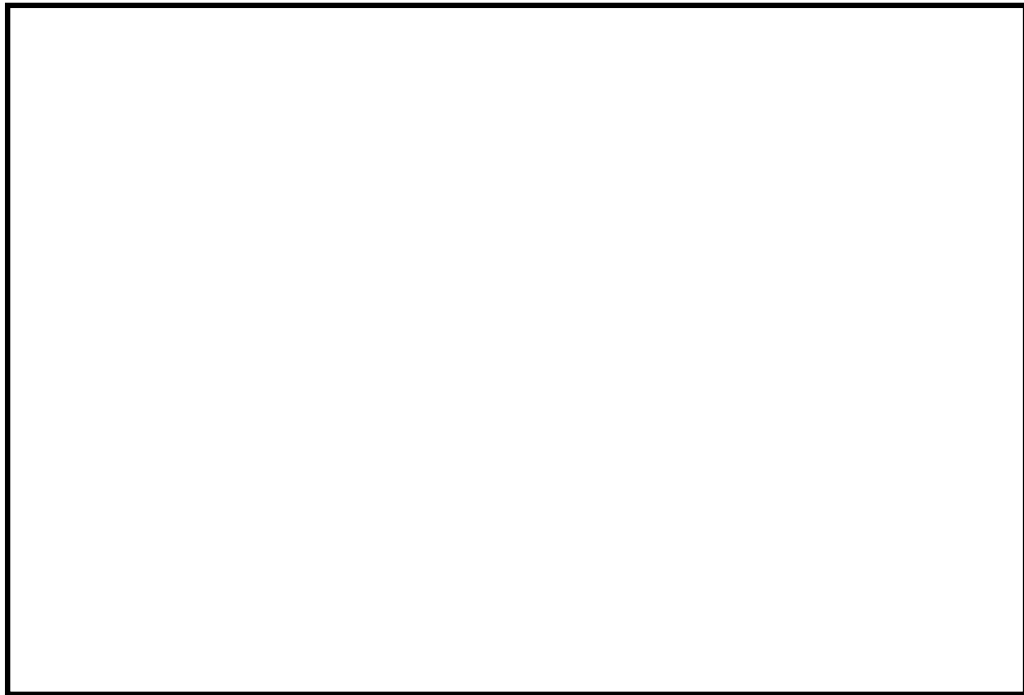


第1図 熱的デトネーションモデルの概念

⋯ : 不確かさ要因



第2図 FCIによる格納容器破損確率評価の枠組み



第3図 圧力容器ペデスタル側面フラジリティ
(AUTODYN-2Dコードによる評価結果)

3. 溶融炉心・コンクリート相互作用 (MCCI)

3. 溶融炉心・コンクリート相互作用（MCCI）

(1) 事象の概要

溶融炉心・コンクリート相互作用（MCCI）は、シビアアクシデントにおいて、炉心損傷後に溶融炉心が原子炉圧力容器下部ヘッドを溶融貫通し、原子炉格納容器の原子炉格納容器下部の床面に落下した際、高温の溶融炉心からの熱の移行により原子炉格納容器下部のコンクリートが熱せられ、分解・侵食される事象である。

コンクリートの分解により発生する水蒸気及び二酸化炭素が溶融炉心内を通過する際、未酸化金属成分と反応して水素や一酸化炭素等の非凝縮性の可燃性ガスが発生する。これらのガス発生による原子炉格納容器内の加圧が原子炉格納容器の閉じ込め機能維持に悪影響を与える可能性がある。

また、コンクリートの侵食が継続し、原子炉格納容器下部の床面を溶融貫通した場合、放射性物質の地中放出が起きる可能性や、側面の著しい侵食により原子炉圧力容器の支持機能が失われ、原子炉格納容器の閉じ込め機能維持に悪影響を与える可能性がある。

(2) 主要過程に関するこれまでの知見

MCCIに関する過去の実験を第1表に示す。また、MCCIの主要過程に関する主な知見を以下に示す。

- 種々の冷却水無しの場合のMCCI試験より、コンクリート侵食の速度は10～20cm/h程度である。
- 注水を伴ったMCCI実験（SWISS実験、WETCOR実験、MACE実験、COTELS実験）のうち、コンクリートと接触している部分のコリウムが注水により最終的に固化し、コンクリートの侵食が停止した試験結果はCOTELS試験のみである。SWISS試験、WETCOR試験やMACE試験ではコリウム上面のみならず側面にも強固なクラストが形成されコリウム内への冷却水の侵入を妨げた。
- 塊状のコリウムの冷却性については、堆積厚さに依存するとともにコリウム上部のハードクラスト形成の有無に起因して伝熱条件に大きな不確定性が存在する。
- 溶融物の拡がりの実験や解析が行われ、水がないドライ状態では水がある場合に比べて溶融物が均一に広がる。
- 水中に溶融炉心が落下すると大部分が粒子化してデブリベッドを形成する。
- 粒子化が完全には進まず一部が塊状に堆積した場合でも、コンクリート床面に密着することなく侵食は起きていない。
- 水プール中のデブリベッドの高さが不均一な場合でも、ベッド内部での沸騰により粒子が吹き上げられて自然と平坦化する。
- デブリベッドのドライアウト熱流束は粒子径、ポロシティ及びベッド高さが影響する。

(3) 今回のPRAにおける扱い

今回、島根原子力発電所2号炉の内部事象運転時レベル1.5PRAのイベントツリーでは、デブリ冷却失敗(MCCIによる格納容器破損)についての分岐(ヘディング)を設定している。この分岐確率の算出の考え方を第1図に示す。本評価では、MCCIに影響するパラメータを選定すると共に各パラメータの分布を決定し、パラメータ組合せ条件による溶融炉心除熱量と圧力容器ペDESTAL壁横方向浸食量の相関式を作成した。この相関式を用いて圧力容器ペDESTAL壁横方向浸食量を算出し、浸食量が許容値を超える場合、MCCIによる格納容器破損に至ると判定する。各パラメータをモンテカルロサンプリングして溶融炉心除熱量を評価し、上記の関係から判定結果を集約することで、MCCIによる格納容器破損の分岐確率を算出した。評価の詳細は(4)に示す。

(4) MCCIによる分岐確率の算出の考え方

① MCCIに影響するパラメータの選定

これまでの知見により、MCCI現象の主要過程は以下のように分けられる。

- ・溶融炉心の落下
- ・溶融物落下時の水中での粒子化
- ・溶融炉心の拡がり
- ・コリウムベッドの冷却

これらの各過程に対する現状の知見及びMCCI現象に支配的なパラメータについて、以下に整理する。

a. 溶融炉心の落下

MCCIが発生するのは、原子炉圧力容器への注水に失敗又は遅延し、溶融炉心が原子炉圧力容器下部を溶融貫通して原子炉格納容器床面に落下する場合である。このときの溶融物落下量により、床上のコリウム堆積高さが決まり、堆積高さはコリウムの冷却性に直接影響する。溶融物落下量は炉心損傷進展挙動に応じて異なるため、不確かさを有すると考えられる。

また、溶融炉心落下時の水プールの存在により溶融炉心の粒子化が促進されコリウムが冷却され易くなるため、水張り操作と溶融物落下のタイミングもコリウム冷却性に影響する。なお、今回のPRAではAM策等を考慮しないため、溶融物落下前のペDESTAL事前水張りには期待していない。

原子炉圧力容器破損時に、原子炉圧力が高圧の場合と低圧の場合が考えられるが、高圧の場合は低圧の場合より炉心溶融物が広範囲に飛散し床上の溶融炉心堆積高さが小さくなるため、MCCIの影響は小さいと考えられる。したがって、ここでは溶融炉心堆積高さが大きくなる低圧シーケンスを選定する。

b. 溶融物落下時の水中での粒子化（ペDESTAL水張り時）

ペDESTAL事前水張りに成功している場合、原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心は、水プール中を落下する際に、一部は粒子化して水中にエントレインされ、残りは床面に落下して堆積し溶融プールを形成する。エントレインされたデブリ粒子は、水中を浮遊しながら水へ膜沸騰による熱伝達が行われて冷却され、クエンチし、溶融プール上に堆積し、粒子状ベッドを形成する。

今回のPRAではペDESTAL事前水張りを考慮しないため、落下した溶融物はすべて塊状のコリウムになると仮定する。

c. 溶融炉心の拡がり

原子炉格納容器下部へ落下した溶融物は、原子炉格納容器下部床面上に広がり、コンクリートと接触する。MCCIを停止するためには、落下した溶融物を冷却することにより、侵食限界に至る前にコリウムと接しているコンクリート温度を溶融温度（約1,500K）以下にすることが必要となる。

このとき、溶融炉心の拡がり面積により冷却すべき熱流束が決定される。拡がりが小さい場合には、冷却すべき熱流束が大きくなり冷却が不十分となる可能性がある。しかし、この場合でも再過熱・再溶融して再び拡がる可能性もある。また、ドライな床上の方がウェットな床よりも拡がり易い傾向がある。以上に述べたとおり、溶融炉心の拡がり挙動は不確かさを有すると考えられる。

なお、島根原子力発電所2号炉の場合、横方向のコンクリート侵食による原子炉圧力容器支持機能の喪失が支配的な原子炉格納容器の破損モードとなるため、保守的に落下した溶融炉心が床面に均一に拡がるとして評価を実施する。

d. コリウムベッドの冷却

原子炉格納容器下部床に堆積した溶融炉心は、崩壊熱や化学反応熱により発熱しているが、水やコンクリートへの伝熱により徐々に冷却され、溶融炉心温度が固化温度を下回ると固化する。溶融炉心の冷却の過程では、中心に溶融プール（液相）、外周部にクラスト（固相）が形成される。

コリウムベッドの冷却性（熱伝達の律速条件）は粒子状の部分と塊状の部分で異なる。粒子状コリウムの冷却性は、粒子径やポロシティに依存する。塊状コリウムの冷却性は、内部に水が浸入するか否かに大きく依存する。クラック等により水が浸入する場合には、コリウム冷却は水力学的制限（対向流制限）あるいは膜沸騰（蒸気膜）による沸騰熱伝達が律速になると考えられる。水の浸入のないハードクラストが形成される場合には、クラストの熱伝導が律束になり、この場合にはコリウム冷却性が最も悪く

なると考えられる。以上に述べたとおり，コリウムベッドの冷却過程は不確かさを有しており，コリウムから水プールへのドライアウト熱流束を不確かさのパラメータとして選定する。

今回のPRAではペDESTAL事前水張りを考慮しないため，落下した熔融炉心上面へ注水した場合のクラスト浸水によるドライアウト熱流束を選定する。

以上に述べたMCCI現象の主要過程の知見から，MCCI現象に関する不確かさのパラメータとして，次のパラメータを選定し確率分布を与えることとした。

- ・ 熔融炉心落下量
- ・ 熔融炉心拡がり面積
- ・ クラスト浸水によるドライアウト熱流束(熔融炉心落下後に注水する場合)

② 各パラメータへの確率分布の設定

各パラメータへの確率分布の設定の考え方は第2表のとおり。各パラメータの不確かさを考慮して分布を設定した。

③ 熔融炉心からの除熱量と圧力容器ペDESTAL壁横方向浸食量の関係

MAAPを用いた感度解析により，「の除熱量と圧力容器ペDESTAL壁横方向浸食量の相関式」及び「の除熱量と圧力容器ペDESTAL壁横方向浸食量の相関式」を作成した(第2図)。サンプリングした熔融炉心落下量に対する圧力容器ペDESTAL壁横方向の侵食量は，によって求める。

④ MCCIによる格納容器破損確率の評価

支配パラメータのモンテカルロサンプリングの結果として得られた熔融炉心からの除熱量の確率分布から，第2図の相関式を用いて圧力容器ペDESTAL壁横方向浸食量の確率分布を評価した。横方向侵食量が許容値()を超える場合，格納容器破損と判定し，判定結果を集約することでMCCIによる格納容器破損確率を評価した。

評価の結果，MCCIによる格納容器破損確率(平均値)は，である(第3表)。

参考文献

- (1) M. T. Farmer, et, al,. OECD MCCI Project Final Report. 2006.
OECD/MCCI-2005-TR06
- (2) M. T. Farmer, et, al,. OECD MCCI Project Category 4 Integral Test to Validate Severe Accident Codes:Core-Concrete Interaction Test Six (CCI-6) Final Report Rev1. 2010. OECD/MCCI-2010-TR04

第1表 MCC I 時の熔融炉心冷却性に関する既往の試験及び主な知見

	実機	SWISS-2	WETCOR-1	MACE MO	MACE M3B
体系					
溶融物 (初期条件)	(ABWR 1350MWcプラントの例)				
質量	~310 ton	全属 44.2 kg	酸化物 34.1 kg	PWRコリウム (Zr 70%酸化) 130 kg	100% 酸化物コリウム 1800 kg
成分	UO ₂ : 55 w/o ZrO ₂ : 7 w/o Zr : 21 w/o スチー-M : 17 w/o	ステンレススティール	Al ₂ O ₃ : 76.8 w/o CaO : 16.9 w/o SiO ₂ : 4 w/o others	UO ₂ : 56 w/o ZrO ₂ : 11 w/o Zr : 4 w/o SiO ₂ : 3 w/o CaO : 3 w/o Conc : 23 w/o	UO ₂ : 56.9 w/o ZrO ₂ : 29.1 w/o others
温度	~2500 K	~1900 K	1850 K	~2000 K	2500 K
コクリット種類	玄武岩系	石灰岩系 (Limestone/Common Sand)	石灰岩系 (Limestone/Common Sand)	石灰岩系 (Limestone/Common Sand)	石灰岩系 (Limestone/Common Sand)
形状	2次元	1次元	1次元	2次元	1次元
発熱密度	(1% 熱出力として) - 0.23 W/g UO ₂ - 1.1 W/cm ³ melt - 0.44 MW/m ²	- 1.5 ~ 1.7 W/g - 10.2 ~ 11.5 W/cm ³ - 1.5 ~ 1.7 MW/m ²	- 0.30 W/g - 0.61 W/cm ³ - 0.12 MW/m ²	- 0.35 W/g UO ₂ - 1.9 W/cm ³ melt - 0.28 MW/m ²	- 0.3 W/g UO ₂ - 1.1 W/cm ³ melt - 0.21 MW/m ²
主な知見	-	・デブリ上部に安定クラスタ形成 ・沸騰速度: 27cm/hr (40分間でおよそ18cm) ・水プールへの熱流束: ~0.8 MW/m ² (平均)	・デブリ上部に安定クラスタ形成 ・沸騰速度: 6~11 cm/hr (30分間でおよそ3~6cm) ・水プールへの熱流束: 0.52 MW/m ² (凝融時) 0.25 or 0.20 MW/m ² (凝固後)	・デブリ上部に安定クラスタ形成 ・沸騰速度: 8~11 cm/hr (70分間でおよそ11cm) ・水プールへの熱流束: 3.5 MW/m ² (注水初期), 0.6 MW/m ² (~35分まで) から 0.15MW/m ² (試験終了)まで減少 ・周期的なメルトプールスウェル、 クラスタ上へのメルト噴出冷却	・デブリ上部に安定クラスタ形成 ・沸騰速度: 6時間でおよそ30cm ・水プールへの熱流束: 4.9 MW/m ² (注水直後) 0.6 MW/m ² (初期20分間) から 0.24MW/m ² まで急減、その後 ~3hrで0.085MW/m ² まで低下
参考文献	NUREG/CR-4727	NUREG/CR-5907	2nd OECD/NEA/CSNI Specialist Mtg. on MCC I (日本原子力研究所蔵による速報)		

第2表 各パラメータの設定の考え方

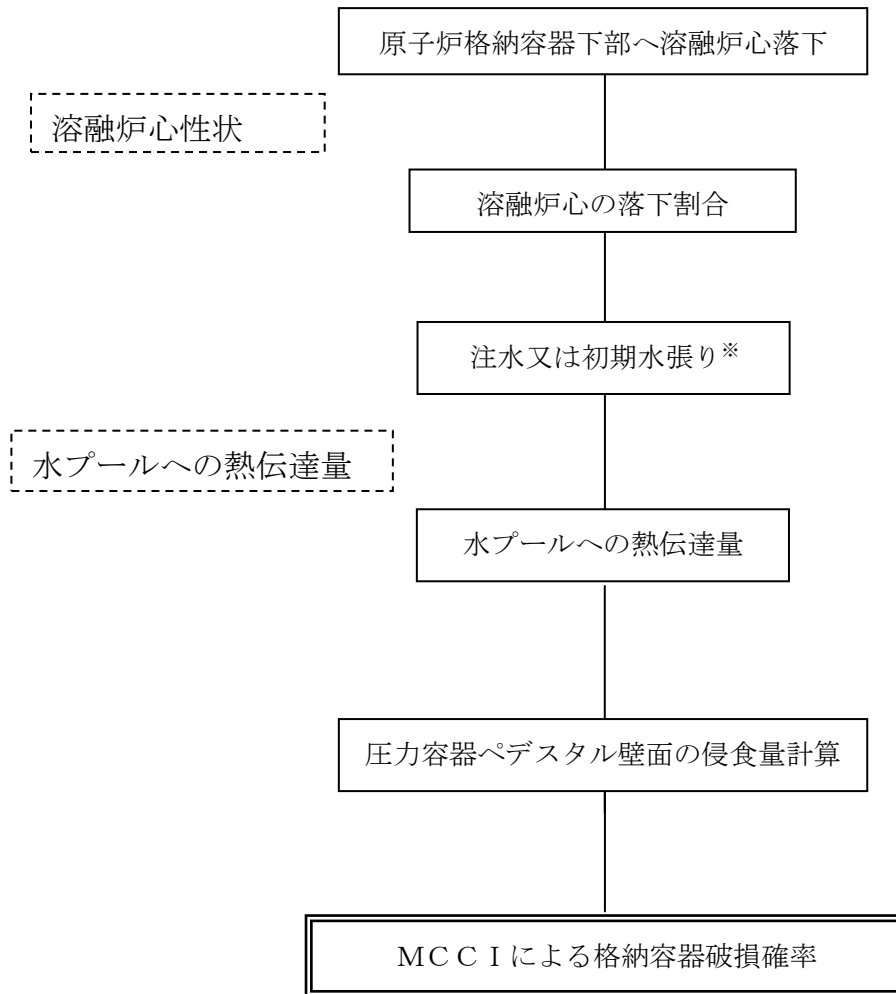
パラメータ	設定値	設定の考え方
溶融炉心落下量	分布：一様分布 上限値：□ 下限値：□	MAAP解析によると全炉心の□が原子炉格納容器下部に落下するが、□ □落下まで想定し設定。
溶融炉心拡がり面積	原子炉格納容器下部床面に均一に拡がると仮定	Mark-I改良型の原子炉格納容器では横方向の侵食が格納容器破損を支配するため、落下した溶融炉心が原子炉格納容器下部床面に拡がるケースを設定。
水プールへの ドライアウト熱流束	分布：三角分布 最小値：□ MW/m ² 最尤値：□ MW/m ² 最大値：□ MW/m ²	OECD/MCCI試験のCCI試験の結果 ⁽¹⁾⁽²⁾ を元に設定。 国内で使用されているコンクリート（珪酸岩系，玄武岩系）に近い組成のコンクリート溶融を伴う体系の試験結果から、最小値□ MW/m ² ，最大値□ MW/m ² を設定。 最尤値は珪酸岩系コンクリートにおいて早期注水した場合の値（□ MW/m ² ）を設定。

第3表 MCCIによる格納容器破損確率

	評価結果
サンプル数	
平均値	

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

⋯ : 不確かさ要因



※ 本評価では、初期水張り有の場合は考慮しない

第1図 MCC I による格納容器破損確率評価の枠組み



第2図 溶融炉心からの除熱量と圧力容器ペDESTAL壁横方向浸食量の関係

格納容器雰囲気直接加熱発生時の原子炉格納容器への温度負荷

島根原子力発電所 2 号炉の内部事象運転時レベル 1.5 PRA では、DCH による原子炉格納容器内の圧力上昇を格納容器フラジリティ曲線に照らして DCH による格納容器破損頻度を評価している。このとき、原子炉格納容器への温度負荷を考慮していない。

本評価では、原子炉圧力容器が高圧破損し、DCH が発生した場合について、原子炉圧力容器の破損時の原子炉格納容器への温度負荷を確認した。

1. 評価条件

TQUX によって炉心損傷に至り、その後の減圧に失敗する事故シーケンスについて評価した。評価条件を第 1 表に示す。

2. 評価結果

評価結果を第 1 図及び第 2 図に示す。

DCH 発生時には、格納容器内雰囲気温度・圧力が急激に上昇した後、格納容器壁面温度は遅れて上昇することから、原子炉圧力容器高圧破損直後であっても、気相部温度と比較して壁面温度の上昇は緩やかであり、限界温度 (200℃) に対して余裕があることが確認できる。このことから、仮に DCH によって更に急激な原子炉格納容器の温度上昇が生じても原子炉格納容器の壁面温度が短時間で限界温度に到達することはなく、また、DCH によって原子炉格納容器に大きな負荷が生じた場合、原子炉格納容器は先に圧力によって破損に至るものと考えられる。

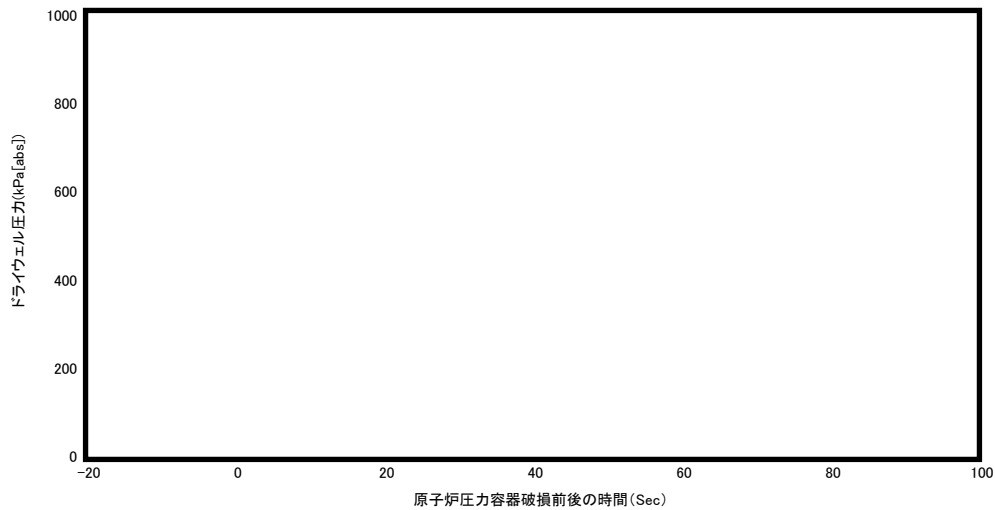
このため、DCH による格納容器破損頻度の評価においては、原子炉格納容器への圧力負荷に着目して評価することで問題ないとする。

3. その他の影響

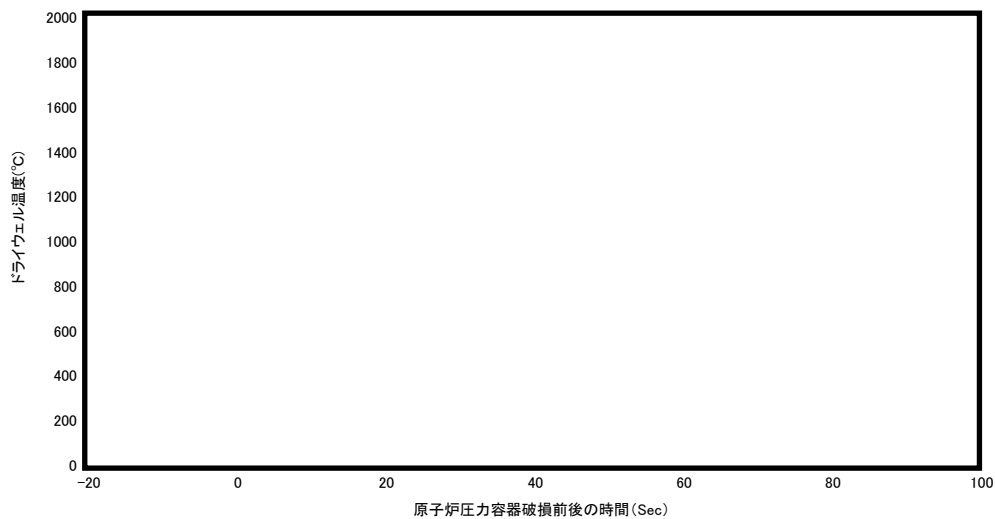
高圧状態の原子炉圧力容器から熔融炉心が噴出された場合、高温の熔融炉心が壁面に付着し、原子炉格納容器を加熱することで格納容器破損に至る可能性も考えられるが、熔融炉心の噴出先は原子炉格納容器下部であるため、原子炉格納容器のバウンダリに接触することはなく、原子炉格納容器下部からドライウエルへの流路も制御棒駆動機構搬出入口に限定されるため、熔融炉心がドライウエル壁面に付着して加熱によって格納容器破損に至る可能性は小さいものとする。

第1表 DCH評価条件

パラメータ	評価条件	備考
対象シーケンス	TQUX	炉心損傷後の減圧失敗
炉内ジルコニウム酸化割合		不確かさ確率分布(三角分布)の最尤値と同等の値
原子炉圧力容器破損面積		不確かさ確率分布(三角分布)の最尤値の約2倍
原子炉格納容器下部に落下する溶融炉心の割合		不確かさ確率分布(三角分布)の最尤値と同等の値
ドライウエルへの粒子化デブリ移行割合		不確かさ確率分布(三角分布)の上限値よりも大きい保守的な値



第1図 ドライウエル圧力



第2図 ドライウエル温度

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

炉外 F C I による格納容器破損確率評価における
圧力容器ペDESTALフラジリティの評価方法

炉外 F C I における圧力容器ペDESTALフラジリティは、「補足説明資料 2.1.1.f-1 内部事象運転時レベル 1.5 P R A における物理化学現象の考慮について」に記載のとおり、AUTODYN-2Dコードにより F C I 発生時の機械エネルギーにより鉄筋に発生する塑性ひずみを評価し、塑性ひずみの評価結果から圧力容器ペDESTAL破損確率に変換し、圧力容器ペDESTAL破損時の機械的エネルギーに対する三角分布を仮定することで圧力容器ペDESTALフラジリティを設定している。

以下では、AUTODYNコードの概要、AUTODYNコードによる解析条件及び結果及び圧力容器ペDESTAL破損確率の評価方法について記載する。

1. AUTODYNコードの概要

AUTODYNコードは、Century Dynamics 社が開発した有限要素解析による動的連続体非線形相互作用解析コードで、時間とともに接触条件や構造物形状が変化するような非線形解析が可能である。

2. AUTODYNコードによる解析条件

AUTODYNコードを用いた評価モデル概念図を第 1 図に示す。体系は、島根原子力発電所 2 号炉 (BWR-5, Mark-I 改良型原子炉格納容器) を対象としており、解析範囲は圧力波の伝播による構造物への影響を考慮して、原子炉圧力容器下面から原子炉格納容器下部床部までの空間部、その間の原子炉格納容器下部側壁及び原子炉格納容器下部床とした。

解析では、原子炉格納容器下部のプール水中で水蒸気爆発による圧力波がプール水液相部又は蒸気相部を伝播した結果、構造物に生じる荷重・変形の評価を行う。

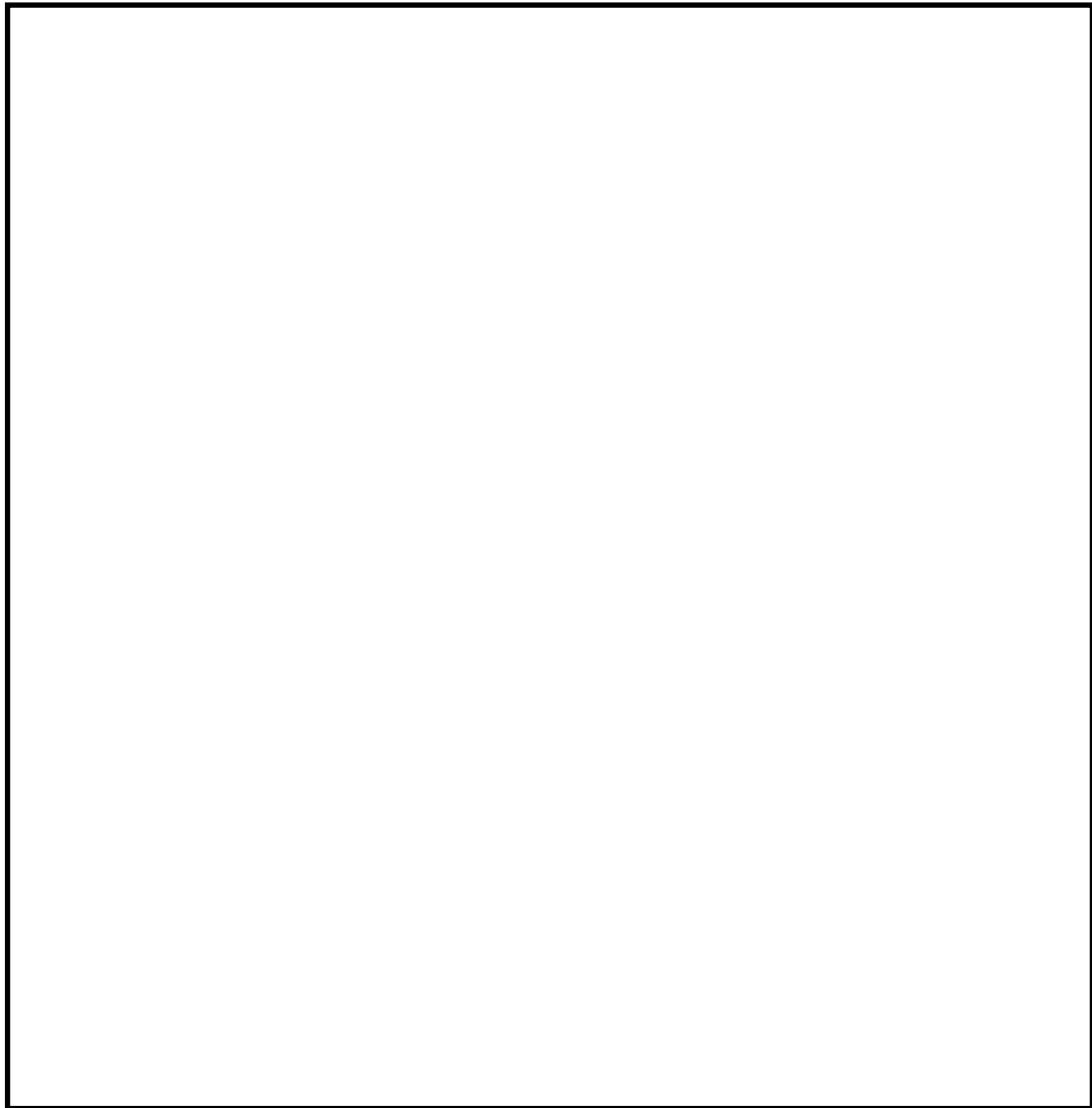
また、F C I による圧力源には G A S B A G モデル (水プール中の点に高圧気泡を置き、この気泡の膨張によって所定の仕事をさせるモデル) を使用した。

3. AUTODYNコードによる解析結果及び圧力容器ペDESTAL破損確率の評価結果

- ① 圧力容器ペDESTALが破損する塑性ひずみについては、ASMEの基準より鋼板の最大引張強さに対応する相当塑性ひずみを % とし、多軸効果、不確定要素 (係数) を考慮した塑性ひずみ (%) とする。AUTODYNによる解析結果より、鉄筋の塑性ひずみ約 % を発生させるのに必要な機械エネルギーは MJ であり、この場合圧力容器ペDESTALが破損するとして三角分布の最大値に設定した。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

- ② 機械エネルギー \square MJ により鉄筋に発生する塑性ひずみは約 \square %であった。破損確率が（鋼板に生じる相当塑性ひずみ） / （最大引張り強さ時の相当塑性ひずみ）に比例すると仮定し、機械エネルギー \square MJ を最尤値に設定した。
- ③ 機械エネルギーが \square MJ の場合は鉄筋に塑性ひずみが生じないため、 \square MJ を三角分布の最小値に設定した。
- ④ 圧力容器ペDESTAL破損時の機械的エネルギーに対する三角分布から累積の圧力容器ペDESTAL破損確率分布を求め、圧力容器ペDESTALフラジリティを設定した（補足説明資料 2.1.1.f-1 第3図）。



第1図 AUTODYN-2Dコードで用いる評価モデル（島根原子力発電所
2号炉）

炉心注水による原子炉压力容器破損回避の不確かさ

島根原子力発電所 2 号炉の内部事象運転時レベル 1.5 P R A では、下部プレナムにおける原子炉压力容器内容融物保持（I V R : In-Vessel Retention）を考慮していない。

今回の P R A では A M 策等を考慮していないため、炉心損傷後に期待できる原子炉压力容器注水機能は低圧 E C C S のみとなる。格納容器イベントツリー上では原子炉压力容器破損のヘディングを設定している（第 1 図）が、E C C S は設計基準事故において十分炉心損傷を防止できる機能を有していることを考慮し、低圧 E C C S による原子炉压力容器内注水が成功した場合、原子炉压力容器破損に至らない（原子炉压力容器破損確率が 0）と設定している。ここでは、原子炉压力容器破損の分岐確率を設定するにあたって、今回の P R A で想定される炉心損傷後の原子炉压力容器注水に成功するシナリオを整理した結果を示す。

1. 炉心損傷後の原子炉压力容器注水に成功するシナリオについて

今回の内部事象運転時レベル 1.5 P R A で炉心損傷後の原子炉压力容器注水に期待できるシナリオは、T Q U X シーケンスで炉心損傷後の減圧に成功し、低圧 E C C S による注水に成功する場合のみとなる。このシーケンスでは、損傷炉心への注水開始のタイミングが減圧に成功するタイミングに依存する。ここで、T Q U X シーケンスでは事象発生 後までの減圧失敗によって炉心損傷に至るとしているが、炉心損傷後の手動減圧は、事象発生 後までを仮定している。M A A P コードによる事故進展解析において、事象発生 後に減圧を開始し、低圧 E C C S（残留熱除去系（低圧注水モード）1 台）による原子炉压力容器注水に成功した場合の炉心の状態図（事象発生 10 時間後）を第 2 図に示す。

第 2 図に示すとおり、炉心損傷後の原子炉压力容器注水に期待するシナリオでは、炉心損傷には至るものの、炉心崩壊が無く、溶融プールは形成されない。したがって、炉心支持板崩壊前に十分余裕を持って炉心損傷の進展を止めることが可能な範囲であるため、低圧 E C C S による注水が成功した場合の原子炉压力容器破損確率を 0 に設定していることは妥当である。

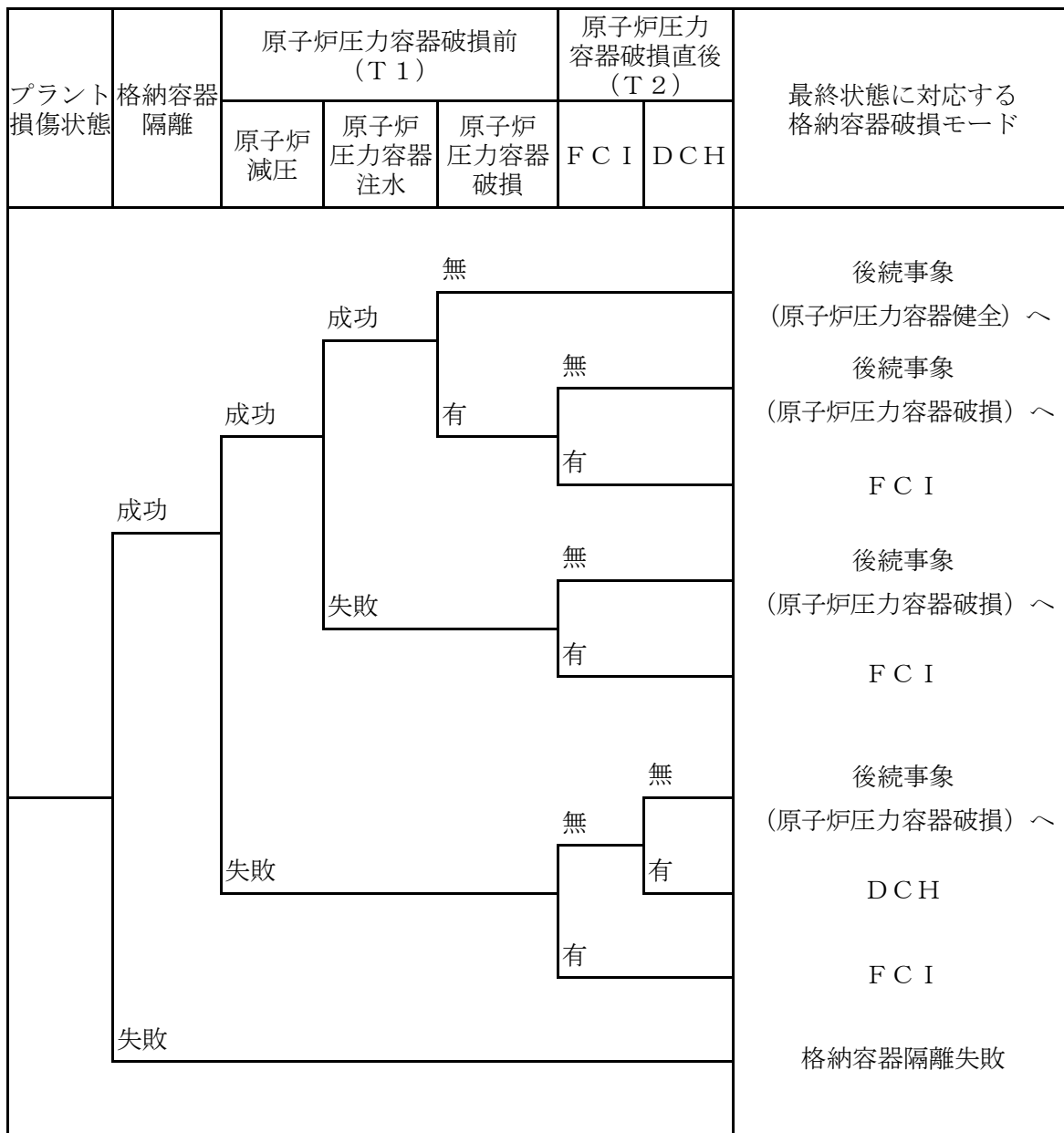
2. 不確かさを考慮した感度解析

今回の P R A で考慮している炉心損傷後の原子炉压力容器注水による原子炉压力容器破損回避は、溶融炉心の下部プレナムへのリロケーション前に炉心損傷の進展が停止することを想定しており、比較的不確かさが小さい領域の現象であると考えられる。しかしながら、事象進展や損傷炉心の冷却性には不確かさがあることを踏まえ、低圧 E C C S による炉心損傷後の原子炉压力容器注水に成功した場合でも、必ず原子炉压力容器破損に至る（原子炉压力容器破損の

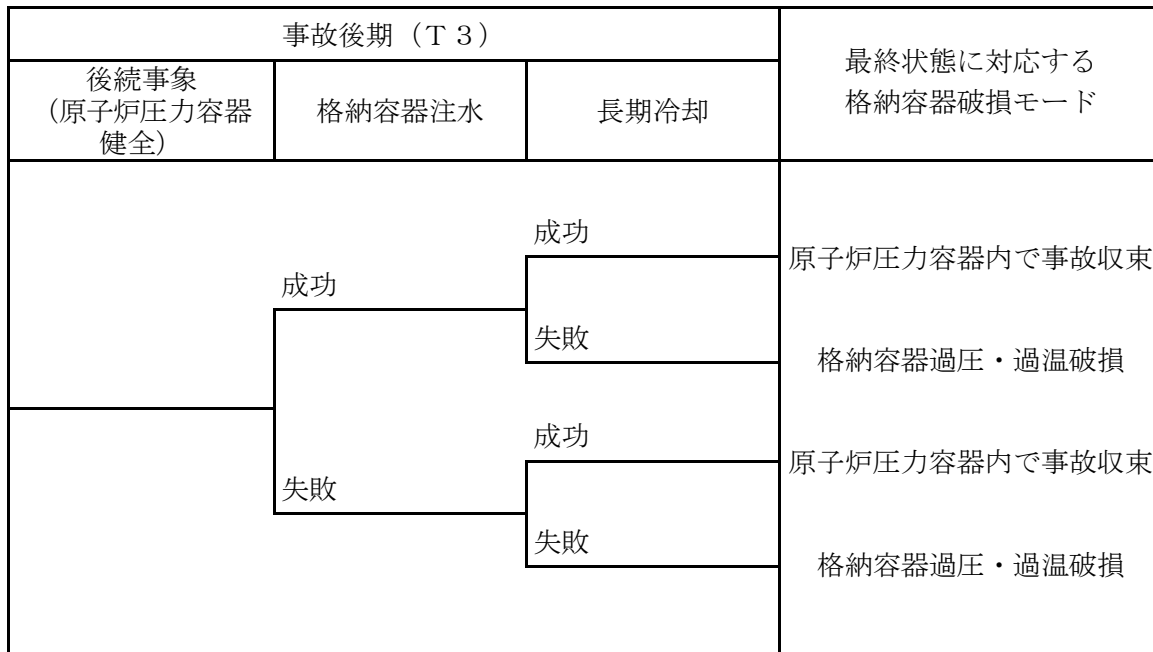
分岐確率が1)と仮定して感度解析を実施した(第1表及び第3図)。その結果、原子炉压力容器破損の分岐確率がCFF全体に与える影響は小さいことが確認され、また、格納容器破損モードごとに多少の増減はあるが、全体的な傾向は変わらないことを確認した。

第1表 感度解析結果 (原子炉圧力容器破損確率の影響)

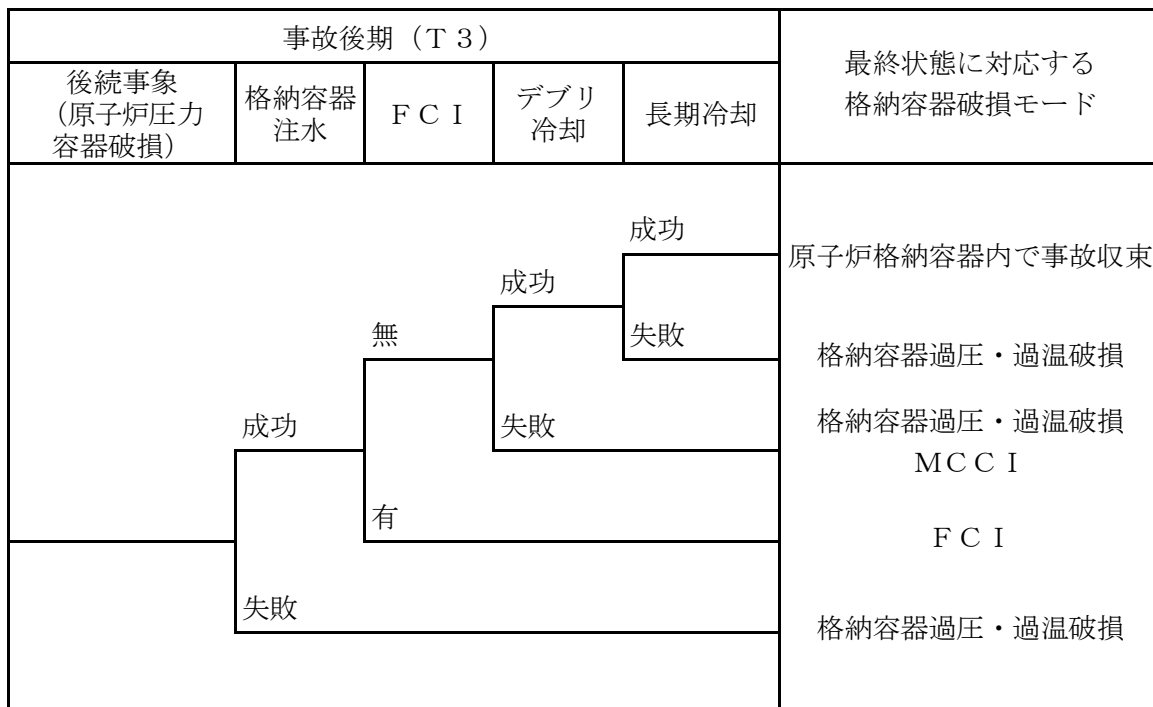
格納容器破損モード	主に寄与するプラント損傷状態	ベースケース (ケース1)		感度解析 (ケース2)	
		格納容器破損頻度 (／炉年)	寄与割合 (%)	格納容器破損頻度 (／炉年)	寄与割合 (%)
雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)	過圧破損	6.2E-06	約100	6.2E-06	約100
	過温破損	2.8E-09	<0.1	2.9E-09	<0.1
格納容器雰囲気直接加熱	長期TB	5.9E-17	<0.1	5.9E-17	<0.1
水蒸気爆発	TQUX TQUV	2.3E-13	<0.1	4.6E-13	<0.1
	TQUX TQUV	2.5E-09	<0.1	4.9E-09	<0.1
早期過圧破損 (未臨界失敗時の過圧)	TC	6.4E-10	<0.1	6.4E-10	<0.1
格納容器バイパス	格納容器隔離失敗	5.5E-11	<0.1	5.5E-11	<0.1
	インターフェイシステムLOCA	3.3E-09	<0.1	3.3E-09	<0.1
合計		6.2E-06	100	6.2E-06	100



第1図 格納容器イベントツリー(1 / 3)



第1図 格納容器イベントツリー(2/3)



第1図 格納容器イベントツリー(3/3)

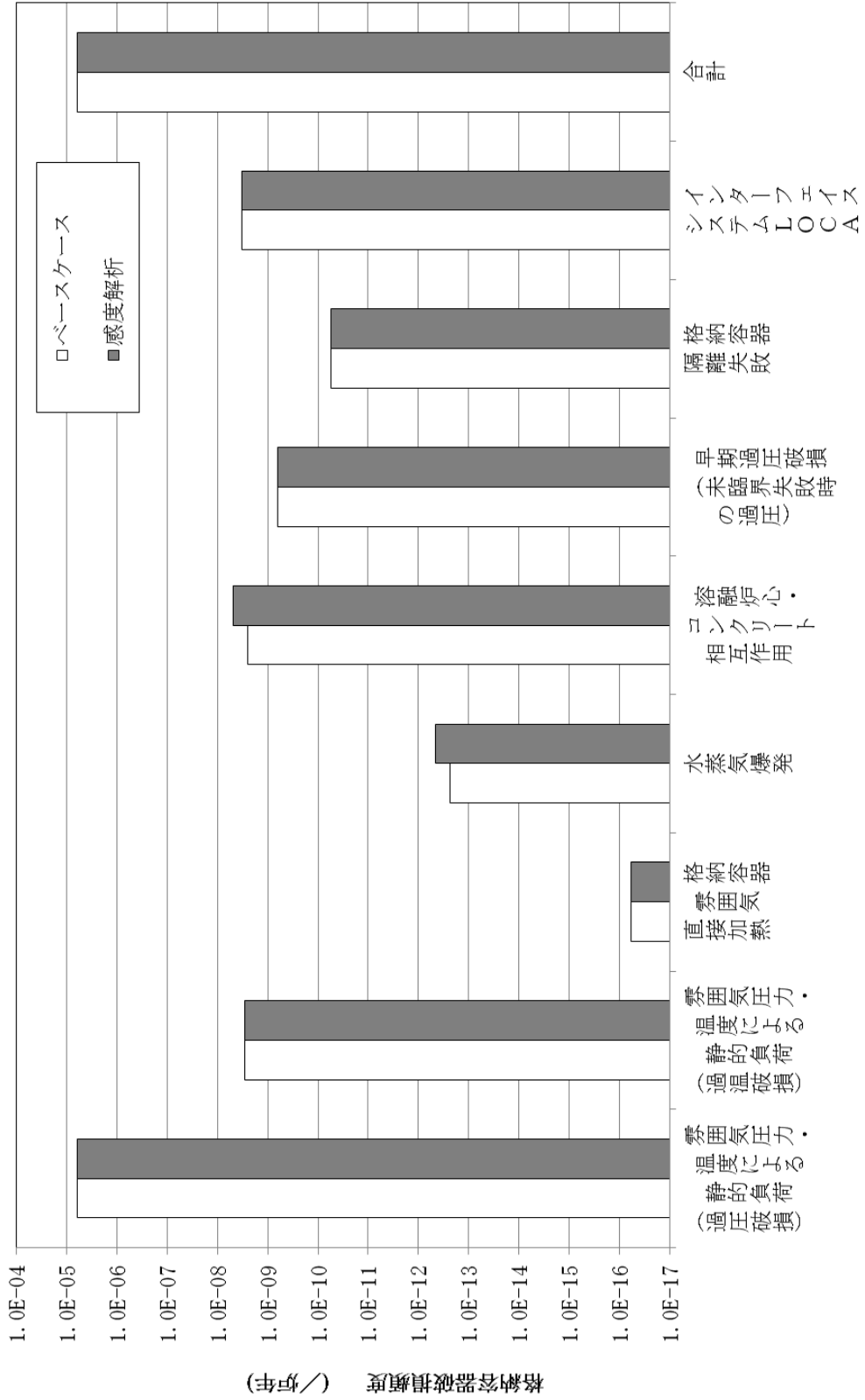
		径方向ノード(中央→外周)				
		1	2	3	4	5
軸方向ノード	13	1	1	1	1	1
	12	1	1	1	1	1
	11	1	1	1	1	1
	10	1	1	1	1	1
	9	1	1	1	1	1
	8	1	1	1	1	1
	7	1	1	1	1	1
	6	1	1	1	1	1
	5	1	1	1	1	1
	4	1	1	1	1	1
	3	1	1	1	1	1
	2	1	1	1	1	1
	1	1	1	1	1	1

燃料域

(事象発生 10 時間後)

- 0 : 燃料なし (崩落)
- 1 : 通常燃料
- 2 : 燃料破損 (燃料棒形状維持)
- 3 : 溶融燃料により燃料棒外径が増加
- 4 : 燃料棒外径増加に伴う流路閉塞
- 5 : 溶融燃料プールを形成

第 2 図 炉心の状態図 (TQUXシーケンスにおいて事象発生 [] に減圧を開始し、低圧ECCSによる原子炉压力容器注水に成功した場合)



格納容器破損モード

第3図 原子炉圧力容器破損確率1の感度解析結果

格納容器隔離失敗の分岐確率の妥当性と隔離失敗事象への対応

内部事象運転時レベル 1.5 PRAにおいて、格納容器隔離失敗として参考としている NUREG の想定及び実際の格納容器隔離失敗の想定並びに格納容器隔離失敗事象への対応について以下にまとめる。

1. 格納容器隔離失敗の分岐確率の設定について

(1) 分岐確率の設定根拠について

内部事象運転時レベル 1.5 PRAにおける格納容器隔離失敗の分岐確率については、NUREG/CR-4220⁽¹⁾を基に 5.0×10^{-3} と設定している。NUREG/CR-4220では、米国のLER (Licensee Event Report) (1965年～1984年分) を分析し、原子炉格納容器からの大規模漏えいが生じた事象4件を抽出して、この発生件数を運転炉年(740炉年)で除すことにより、格納容器隔離失敗の発生頻度 (5.0×10^{-3} / 炉年) を算出している。なお、抽出された4件は第1表に示すとおりである。

上記の4件以外にも、エア・ロックドア開放に関する事象が75件発生しているが、これらの事象は数時間以内の短時間であり、大規模な漏えい事象には至っていない。

第1表 大規模漏えいに至る事象

Reactor	Year	Event
Oconee 1	1973	Isolation Valves Open
San Onofre 1	1977	Holes in Containment
Palisades	1979	By-pass Valves Open
Surry 1	1980	Holes in Containment

出展：NUREG/CR-4220 (Reliability Analysis of Containment Isolation System)

(2) 島根原子力発電所2号炉において想定される格納容器隔離失敗(漏えい経路)

島根原子力発電所2号炉における原子炉格納容器からの漏えい経路は、機械的破損及び人的過誤による隔離機能喪失であり、以下に示すとおりである。

a. 機械的な破損による隔離失敗

(a) アクセス部からの漏えい

ドライウェル上ぶた、機器搬入用ハッチ、所員用エア・ロック等のアクセス部のシール部又は溶接部が破損している場合には、格納容器内雰囲気漏えいする可能性がある。

(b) 原子炉格納容器バウンダリからの漏えい

格納容器スプレイ配管，窒素ガス置換系，可燃性ガス濃度制御系等は格納容器内雰囲気と連通しており，これらのバウンダリが破損している場合には，格納容器内雰囲気が漏えいする可能性がある。

(c) 格納容器貫通部からの漏えい

原子炉格納容器の電気配線貫通部や配管貫通部が破損している場合には，格納容器雰囲気が漏えいする可能性がある。

b. 人的過誤による弁・フランジの復旧忘れ

(a) 漏えい試験配管からの漏えい

定期点検時の格納容器漏えい試験の後に，試験配管隔離弁の復旧忘れ等がある場合には，格納容器雰囲気が漏えいする可能性がある。

第 1 表に抽出された大規模漏えい事象は，いずれも PWR で発生した事象であるが，島根原子力発電所 2 号炉において想定される上記の漏えい経路は，NUREG/CR-4220 で報告されている漏えい経路と同様と考え，格納容器隔離失敗の発生確率として LER に基づく値を使用することとした。

なお，島根原子力発電所 2 号炉（BWR）においては出力運転中に格納容器雰囲気を窒素置換しており，現状の運転管理として原子炉格納容器内の圧力を日常的に監視していることから，仮に今回想定したような大規模な漏えいが生じた場合，速やかに検知できる可能性が高いと考える。

(3) 最近の米国の格納容器隔離失敗実績に関する参考文献

今回の内部事象運転時レベル 1.5 PRA では，1984 年までのデータを用いた NUREG/CR-4220 (1985 年) に基づいた隔離失敗確率を用いている。それ以降の隔離失敗に関連する情報として，米国の漏えい率試験間隔延長に関するリスク影響評価の報告書⁽²⁾ (以下「EPR I 報告書」という。)がある。

EPR I 報告書では，2007 年までの米国における ILRT (Integrated Leak Rate Test : 全体格納容器漏えい試験) の実績 217 件が整理されている。このうち，大規模漏えいに至る事象としては保守的に設計漏えい率の 35 倍を基準としているが，その発生実績は 0 件となっている。

EPR I 報告書では，大規模漏えいに至る事象実績を ILRT 試験数で除することで隔離機能喪失の確率を概算している。すなわち，大規模漏えいに至る事象発生実績 0 件 (計算上 0.5 件としている) を ILRT 試験数 217 件で除すると隔離機能喪失の確率は 0.0023 ($0.5/217=0.0023$) となる。この値は，NUREG/CR-4220 で評価された格納容器隔離失敗の 5.0×10^{-3} よりも小さい値となっており，EPR I 報告書の結果を考慮しても，NUREG/CR-4220 の評価結果を適用することは妥当であると考えられる。

2. 格納容器隔離失敗事象への対応

格納容器隔離失敗事象には、炉心損傷の時点で原子炉格納容器の隔離に失敗している場合や、原子炉圧力容器に繋がる高圧配管が原子炉格納容器外で破断した後に炉心損傷に至る場合、低圧配管との接続部で破断した後に炉心損傷に至る場合（インターフェイスシステムLOCA）が含まれている。

PRAでは、炉心損傷の時点で原子炉格納容器の隔離に失敗している場合を考慮している。PRA上、具体的な隔離失敗（漏えい）箇所を設定しているものではないが、万一、炉心損傷の時点で原子炉格納容器の隔離に失敗していた場合には、隔離失敗（漏えい）箇所の隔離を試みることとなる。

このため、本事象への対応としては、炉心損傷頻度の低減を図ると共に、万一の重大事故発生時に原子炉格納容器の隔離に失敗していることのないよう、原子炉格納容器の漏えいに対する検知性を向上させることが有効であり、これらについては重大事故等対処設備及び日常の原子炉格納容器の圧力監視等で対応している。

また、炉心損傷の時点で原子炉格納容器の空間部に繋がる配管が原子炉格納容器外で破断した場合には、破断箇所の隔離を試みることとなる。

原子炉圧力容器に繋がる配管が原子炉格納容器外で破断した後に炉心損傷に至る場合については、配管破断の発生頻度が十分に低いため、インターフェイスシステムLOCAを除いてPRA上はモデル化していない。仮に配管破断が生じた場合には、破断箇所の隔離、原子炉圧力容器の急速減圧等、インターフェイスシステムLOCAの場合と同様の対応をとることとなる。

参考文献

- (1) U. S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-4220, “Reliability Analysis of Containment Isolation Systems”, 1985
- (2) EPRI, “Risk Impact Assessment of Extended Integrated Leak Rate Testing Intervals Revision 2-A of 1009325”, 2008