

## 女川原子力発電所 2 号炉

### 確率論的リスク評価（P R A） 審査会合における指摘事項の回答

平成 2 7 年 6 月 3 0 日

東北電力株式会社

## 目 次

凡例 ハッチング：他社へのコメント，白抜：当社へのコメント

No	管理 番号	種別	分類	項 目	審 査 会合日	備 考
1	125-1	L1.5	共通	マスクングの適応条件を整理した上で，マスクング箇所を再度検討すること。	H26. 7. 22	回答（1）
2	125-2	L1	個社	ISLOCA を引き起こす大規模内部リークの発生頻度を小規模リークの 1/10 としている根拠について説明すること。	H26. 7. 22	回答（2）
3	125-3	L1	共通	ストレスファクターについて考え方を説明すること。	H26. 7. 22	回答（3）
4	125-4	L1	共通	RCIC 継続運転に対する環境影響について説明すること。	H26. 7. 22	回答（4）
5	125-5	L1	共通	RCIC 運転時間について，実力評価で参照できる結果を提示すること。	H26. 7. 22	回答（4）
6	125-6	L1.5	共通	DCH 等物理現象の評価について，妥当性を説明すること。	H26. 7. 22	回答（5）
7	125-7	L1.5	共通	CET のヘディングに IVR を考慮している場合，その背景となる技術的知見について説明すること。	H26. 7. 22	回答（6）
8	125-8	L1.5	共通	格納容器の破損限界について，福島第一原子力発電所において推定される格納容器破損モードの知見をどのように反映するか整理すること。	H26. 7. 22	回答（7）
9	125-9	L1.5	共通	格納容認破損頻度の評価結果について，学会標準を用いて起因事象のスクリーニングを行うと TW が 100% になってしまうことを踏まえ，今後更なる分析を実施すること。	H26. 7. 22	回答（8）
10	125-10	L1	個社	感度解析を実施する際に用いたベイズ統計手法について，計算過程を含めて具体的に説明すること。	H26. 7. 22	対象外 (他社への個別指摘事項)
11	125-11	L1	個社	主蒸気管破断の確率について具体的に説明すること。	H26. 7. 22	対象外 (H26. 7. 22 資料に記載済) 別紙 1.1.1. b-3
12	125-12	L1	個社	RHR と LPCI の区分について整理すること。主要なカットセットにおける共通要因についても併せて説明すること。	H26. 7. 22	対象外 (他社への個別指摘事項)
13	125-13	L1	個社	PRA 評価に使用したコードの検証について，再度より詳細な確認を実施した上で説明すること。	H26. 7. 22	回答（9）

No	管理番号	種別	分類	項目	審査会合日	備考
14	139-1	L1	共通	炉心状態等を考慮してストレスファクターの設定の考え方について詳細に説明すること。また、人的過誤確率の小さなものについては、ピアレビューの際に妥当性を確認すること。	H26.9.18	回答（10）
15	139-2	L1	共通	イベントツリーについて、福島第一原子力発電所事故の知見をどのように考慮しているか説明すること。	H26.9.18	回答（11）
16	139-3	L1	共通	起因事象の除外の考え方、それによる重要事故シナリオへの影響も含めて、全体の考察を説明すること。	H26.9.18	回答（12）
17	139-4	L1	個社	チェックシートを利用したダブルチェック体制など、人の作業の信頼性に基づき人的過誤を除外する考え方について説明すること。	H26.9.18	対象外 (H26.7.22資料に記載済) 別紙1.1.1.g-3
18	139-5	L1	共通	原子炉補機冷却水系故障について、原子炉スクラムから過渡変化に至るシナリオはないか確認すること。	H26.9.18	回答（13）
19	139-6	L1	個社	仮定によって評価結果が影響を受けていないものがないか確認すること。	H26.9.18	対象外 (他社への個別指摘事項)
20	139-7	L1	個社	RHR系熱交換器故障のFV重要度がA系とB系で大きく違う理由を系統図とともに示すこと。	H26.9.18	対象外 (他社への個別指摘事項)
21	139-8	停止	個社	タイライン接続状態で緩和系として期待する系統について、系統間の独立性を説明すること。また、許認可上の扱いについて説明すること。さらに、緩和系として期待しない状態を感度解析のベースケースとすること。	H26.9.18	対象外 (当社モデルではタイラインに期待してない)
22	139-9	L1	共通	RCICの8時間継続運転に関して、サプレッションプールから飽和状態の水をポンプにて引き込む場合、キャビテーションが発生しないとする考え方について、設備状況等を考慮し定量的に説明すること。	H26.9.18	回答（4）
23	139-10	L1.5	共通	格納容器破損モードの分岐確率の算出の考え方について説明すること。	H26.9.18	回答（5）
24	139-11	L1.5	共通	非開示部分について、精査すること。	H26.9.18	回答（1）
25	139-12	L1.5	個社	ベースケース（1ノード）と感度解析ケース（3ノード）にて比較している格納容器温度の考え方を整理し説明すること。	H26.9.18	対象外 (他社への個別指摘事項)

No	管理番号	種別	分類	項目	審査会合日	備考
26	142-1	地震津波	個社	PRA 評価結果に対する考察及び対策について説明すること。(重要事故シーケンス選定時に説明)	H26. 9. 30	対象外 (他社への個別指摘事項)
27	142-2	地震	個社	炉心損傷頻度の算出に用いた計算コードの妥当性について説明すること。	H26. 9. 30	後日回答
28	142-3	地震津波	共通	内部事象. 津波, 地震の各 PRA について, それぞれの結果の比較可能性について説明すること。	H26. 9. 30	後日回答
29	142-4	地震津波	共通	起因事象の抽出について, 網羅性及びスクリーニングの考え方を説明すること。	H26. 9. 30	後日回答
30	142-5	津波	個社	漂流物の影響について詳細に説明すること。	H26. 9. 30	後日回答
31	142-6	津波	個社	津波に対する防護として防護壁のみを期待した PRA の結果に基づくシーケンス選定の妥当性について説明すること。	H26. 9. 30	後日回答
32	142-7	津波	個社	漏水による敷地内浸水時の水密扉の浸水防止機能への期待の有無と, 期待する場合は水密扉の誤開放の可能性について, PRA でどのように考慮しているか説明すること。	H26. 9. 30	後日回答
33	142-8	津波	個社	津波が防潮壁を越える可能性を踏まえて, 防護壁の設計の妥当性について説明すること。	H26. 9. 30	後日回答
34	142-9	地震	個社	人的過誤について, 使命時間の妥当性及び余裕時間とストレスファクターとの関係を示すこと。	H26. 9. 30	対象外 (H26. 9. 30 資料に記載済) 本文 1. 2. 1-84 第 1. 2. 1. d-2, 3
35	142-10	地震	個社	地震のハザード曲線について, 各曲線の凡例を記載すること。	H26. 9. 30	対象外 (H26. 9. 30 資料に記載済) 本文 1. 2. 1-106 第 1. 2. 1. b-8 図
36	142-11	地震	個社	E-LOCA について, 再循環配管一本の破断を想定したシーケンスの代表性について説明すること。	H26. 9. 30	対象外 (他社への個別指摘事項)
37	142-12	地震	個社	ケーブルトレイの FV 重要度が高いことについて, シーケンス選定に対する影響について説明すること。(重要事故シーケンス選定時に説明)	H26. 9. 30	対象外 (他社への個別指摘事項)
38	142-13	地震	個社	排気筒に損傷を起こす地震動レベルとして, 1200 ガル相当を考慮している理由を説明すること。	H26. 9. 30	対象外 (他社への個別指摘事項)

No	管理番号	種別	分類	項目	審査会合日	備考
39	142-14	津波	個社	津波ハザード曲線の平均曲線が、80～90%フラクティル曲線に偏っている理由を説明すること。	H26.9.30	対象外 (他社への個別指摘事項)
40	142-15	津波	個社	波源別のハザード曲線を示すこと。	H26.9.30	後日回答
41	142-16	津波	個社	ロジックツリーの重み付けの考え方について、専門家からの意見聴取した結果を踏まえて示すこと。	H26.9.30	後日回答
42	142-17	L1.5	共通	MAAPによる事象進展解析について、少なくとも定性的な議論ができるよう、非開示部分を再検討すること。	H26.9.30	回答(1)
43	142-18	L1.5	個社	MAAP解析におけるドライウェルのノード分割について、ノード間の熱輸送をどのように考慮しているか説明すること。	H26.9.30	対象外 (ノード間熱輸送は解析コードにて説明済)
44	142-19	L1.5	共通	ペDESTAL内に落ちた溶融デブリの体積について、炉内構造物や注水された水など、燃料以外のものが網羅的に考慮されていることを説明すること。(有効性評価説明時)	H26.9.30	回答(14)
45	142-20	L1.5	共通	MCCI継続による格納容器破損頻度について、評価過程を詳細に説明すること。(有効性評価説明時)	H26.9.30	回答(5)
46	142-22	津波	共通	津波の発生源に関して、海底地滑りとの重畳について説明すること。	H26.9.30	対象外 (H26.9.30資料に記載済) 付録1.2.2-6
47	142-23	津波	共通	津波に伴う砂の堆積が海水の取水性へ与える影響について、定量的に説明すること。	H26.9.30	対象外 (H26.9.30資料に記載済) 本文1.2.2-4
48	142-24	津波	共通	基準津波に対する溢水防止壁の高さの妥当性について、定量的に説明すること。	H26.9.30	対象外 (耐津波設計において回答)
49	144-1	シーケンス	共通	有効性評価において、重要事故シーケンスに他のシーケンスが包括されていることを説明すること。	H26.10.2	後日回答
50	144-2	シーケンス	共通	その他自然現象で砂嵐を考慮しているが、網羅性の観点から黄砂の影響について検討すること。	H26.10.2	後日回答
51	144-3	シーケンス	共通	PRAの分析に基づいて選定された対策の説明をした上で、事故シーケンスにおける対策を説明すること。	H26.10.2	後日回答

No	管理番号	種別	分類	項目	審査会合日	備考
52	144-4	シーケンス	共通	外的事象については、損傷モードは内的 PRA に内包されても対策に影響を及ぼす場合は事故シーケンスが異なることが想定されるので、対策を含めて内的 PRA に包絡されることを説明すること。	H26. 10. 2	後日回答
53	144-5	シーケンス	共通	過渡事象の違いによる SA 事象進展への影響を踏まえて、起因事象となっている過渡事象の妥当性を説明すること。	H26. 10. 2	後日回答
54	144-6	シーケンス	共通	FCI 及び MCCI の評価事故シーケンスについては、解析コードの不確実性を踏まえ代表性を説明すること。	H26. 10. 2	対象外 (有効性評価 において回答)
55	144-7	シーケンス	共通	格納容器破損防止対策のうち過圧・過温破損の評価事故シーケンスの選定の妥当性を説明すること。	H26. 10. 2	後日回答
56	144-8	シーケンス	共通	水素燃焼の評価事故シーケンスについて選定の妥当性を説明すること。	H26. 10. 2	対象外 (有効性評価 において回答)
57	144-9	シーケンス	共通	重要事故シーケンスの選定の考え方について、緩和措置に必要な時間や緩和設備の容量など、判断の根拠を定量的に説明すること。	H26. 10. 2	後日回答
58	144-10	シーケンス	共通	反応度誤投入事象において、停止余裕検査時の制御棒誤引抜き事象が代表性を有していることを説明すること。	H26. 10. 2	後日回答
59	144-11	シーケンス	個社	表「PRA の結果に基づく新たな事故シーケンスグループの検討」において、対策の相違を考慮して事故シーケンスグループの区別を分けることを含めて、本文を含めて整理すること。	H26. 10. 2	対象外 (他社への個別指摘事項。 整理については後日回答)
60	144-12	シーケンス	個社	別紙 2 の外部事象(地震)に特有の事故シーケンスの評価について、フラジリティー評価が保守性を持っていることを説明するとともに、記載内容の充実を検討すること。	H26. 10. 2	対象外 (H26. 10. 7 資料に記載済) 別紙 2 添付資料
61	144-13	シーケンス	個社	地震 PRA において抽出された地震特有の事故シーケンスを、追加すべき事故シーケンスとして抽出しない理由について、適切な記載とすること。	H26. 10. 2	対象外 (H26. 10. 7 資料に記載済) 別紙 2
62	144-14	シーケンス	個社	15. 0m 以上の津波による直接炉心損傷に係る事象の寄与割合を 6. 3% とする一方、実態として 20m 未満の津波高さまで直接炉心損傷に至る事象が発生しないとしていることについて、両者の関係を整理すること。	H26. 10. 2	対象外 (他社への個別指摘事項。29m 以上で炉心損傷としている)

No	管理番号	種別	分類	項目	審査会合日	備考
63	144-15	シーケンス	個社	国内外の先進的な対策を考慮しても炉心損傷を防止することが困難なシーケンスに分類されたとした LOCA の範囲について、資料の記載を見直すとともに、有効性評価において評価内容を説明すること。	H26. 10. 2	対象外 (他社への個別指摘事項)
64	144-16	シーケンス	個社	津波 PRA における直接炉心損傷に至る事象について、国内外の先進的な対策を講じた場合においても炉心損傷を回避することが困難であるとしている記載について再検討すること。	H26. 10. 2	対象外 (他社への個別指摘事項)
65	144-17	シーケンス	個社	津波 PRA における直接炉心損傷に至る事象について、津波で浸水している状況においても炉心損傷防止対策や格納容器破損対策を柔軟に活用できるとしていることについて説明を充実させること。	H26. 10. 2	対象外 (他社への個別指摘事項)
66	146-1	シーケンス	個社	重要事故シーケンスの抽出について、着眼点毎の分類の考え方、着眼点を踏まえた選定の考え方を詳細に説明すること。	H26. 10. 7	後日回答
67	146-2	シーケンス	個社	防潮堤機能喪失については、現状の評価では頻度が大きく、現実的な耐力を考慮して評価を見直すか、見直さない場合には新たな事故シーケンスとして追加すること。	H26. 10. 7	後日回答
68	146-3	シーケンス	共通	重要性が高く評価されているシーケンスは、漏れなく有効性評価を示すこと。	H26. 10. 7	後日回答
69	146-4	シーケンス	共通	外部事象(地震・津波以外)の考慮について、頻度や影響などの観点から、シーケンスの追加の要否について説明すること。	H26. 10. 7	後日回答
70	146-5	シーケンス	共通	各事故シーケンスに対して選定された対策に代表性があることを説明すること (CV 破損, 停止時も同様)。	H26. 10. 7	後日回答
71	146-6	シーケンス	共通	事故シーケンス毎の主要カットセットにおいて、抽出されている人的過誤に対する具体的な対策を説明すること。	H26. 10. 7	後日回答
72	146-7	シーケンス	共通	TBW の寄与について対策, 着眼点を整理したうえで、重要事故シーケンスとするか説明すること。	H26. 10. 7	後日回答
73	146-8	シーケンス	個社	LOCA 時注水機能喪失に対する対策について明確に説明すること。	H26. 10. 7	後日回答
74	146-9	シーケンス	共通	レベル 1. 5 の結果を踏まえて、最も厳しい PDS を選定した過程を示すこと。	H26. 10. 7	後日回答
75	146-10	シーケンス	共通	崩壊熱除去機能喪失以外のシーケンスの寄与割合を示すこと。	H26. 10. 7	回答 (8)

No	管理番号	種別	分類	項目	審査会合日	備考
76	146-11	シーケンス	個社	E-LOCA と大 LOCA の包絡性について詳細に説明すること。	H26. 10. 7	後日回答
77	146-12	シーケンス	共通	崩壊熱除去機能喪失について、主要な事故シーケンスに対する炉心損傷防止対策を踏まえて、有効性評価で考慮するプラント状態及び炉心損傷対策を選定した理由を説明すること。	H26. 10. 7	後日回答
78	146-13	シーケンス	共通	全交流動力電源喪失について、直流電源をどのように考慮しているか説明すること。	H26. 10. 7	後日回答
79	146-14	シーケンス	個社	ピアレビューで挙げられたコメントについて、今回の PRA に反映する必要がない理由を整理して説明すること。	H26. 10. 7	後日回答
80	146-15	シーケンス	個社	全交流動力電源喪失のシーケンスグループについて、評価シーケンスが網羅的に抽出されていることを説明すること。	H26. 10. 7	対象外 (他社への個別指摘事項)
81	146-16	シーケンス	個社	崩壊熱除去機能喪失のシーケンスグループについて、余裕時間がより厳しい炉心損傷先行破損シーケンスではなく、格納容器先行破損シーケンスを重要事故シーケンスとして選定した理由を説明すること。	H26. 10. 7	対象外 (他社への個別指摘事項)
82	146-17	シーケンス	個社	津波が防潮壁を越えた場合の有効性評価について説明すること。	H26. 10. 7	対象外 (他社への個別指摘事項)
83	146-18	シーケンス	個社	E-LOCA 時の格納容器圧力について、定量的な検討を行うこと。	H26. 10. 7	対象外 (他社への個別指摘事項)
84	146-19	シーケンス	共通	プラント損傷状態から最も厳しい評価事故シーケンスを抽出する過程を詳細に示すこと。	H26. 10. 7	後日回答
85	146-20	シーケンス	共通	MCCI, FCI に対する PDS 選定の考え方を説明すること。	H26. 10. 7	後日回答
86	146-21	シーケンス	共通	大 LOCA と TQUV の MCCI シナリオを比較し、ペDESTアル注水などの点でどちらに代表性があるか説明すること。	H26. 10. 7	後日回答

: 本日提示資料

補足資料：PRAにおける評価条件の見直しについて



【指摘事項：125-1】

・マスキングの適応条件を整理した上で、マスキング箇所を再度検討すること

【指摘事項：139-11】

・非開示部分について、精査すること。

【指摘事項：142-17】

・MAAPによる事象進展解析について、少なくとも定性的な議論ができるよう、非開示部分を再検討すること。

【回答】

許認可資料におけるマスキング対象の考え方については以下のとおりである。

なお、「1. 法人等又は事業を営む個人の当該事業に関する情報」のうち、「営業機密」に属する記載のマスキングについては、その具体的な考え方を添付資料に示す。

1. 法人等又は事業を営む個人の当該事業に関する情報

当社及びメーカのノウハウに関する情報を含むものであり、当該情報の公開により、第三者が当社及びメーカの正当な利益を害する恐れがあることから、「公にすることにより、当該法人等又は個人の権利、競争上の地位その他正当な利益を害するもの」

2. 公共の安全等に関する情報

当該文書の情報は、テロ等による原子力発電所への不法な侵入又は妨害破壊行為に結びつく情報を含むものであり、当該情報の公開により、原子力発電所への侵入や破壊活動の恐れがあることから、「公にすることにより、犯罪の予防、鎮圧又は捜査、公訴の維持、刑の執行その他の公共の安全と秩序の維持に支障を及ぼすおそれがあるもの」

3. 個人に関する情報

資格等に係る情報も含め、「個人に関する情報であって、当該情報に含まれる氏名、生年月日その他の記述等により特定の個人を識別することができるもの（他の情報と照合することにより、特定の個人を識別することができることとなるものを含む。）又は特定の個人を識別することはできないが、公にすることにより、なお個人の権利利益を害するおそれがあるもの」

以上

## 営業機密に属する記載のマスキングについて

### 1. 基本的考え方

審査資料の公開にあたり、一部の記載については、営業機密に属する事業活動に有用な技術情報としてマスキングを施している。事業活動に有用な技術情報とは、

- ・ 特許， 実用新案出願予定の情報
- ・ 競合会社にその情報が使用された場合， 技術的及び経済的に不利となる技術を含んでいる情報

に該当するものである。

#### <営業機密の基本原則>

マスキング対象となる項目や内容は，社会環境の変化等で部分的にマスキング範囲が変動しうるものである。A. の特許・契約に係る技術情報の様にその取扱が明確なものと，B. のそれ以外の技術情報で商業価値としての見地からその取扱を個別に判断する必要のあるものに分類される。

##### A. 特許， 契約等に係る技術情報

A 1 : 特許， 実用新案出願予定の情報

A 2 : 技術提携に基づく導入技術に係る情報

A 3 : 顧客， 協力会社との協定， 契約で守秘義務を有する情報  
(電共研の成果， 協力会社との営業機密契約等)

##### B. 上記以外の技術情報

B 1 : 競合会社がその情報を使用した場合， 設計， 製造， 輸送， 建設， 運転， 保守， 品質保証において， コスト低減， 性能向上， 許認可性の向上などの面で有利となる情報 (特殊材料の選定， 詳細寸法， 設計裕度， 特殊な製作手順など)

B 2 : 競合会社がその情報を使用した場合， 技術的及び経済的に有利となる高度なソフトウェアに係る技術を含んでいる情報 (メーカー独自に開発した解析コード， 実験式など)

B 3 : メーカー独自の技術開発に係る情報 (開発計画など)

#### <マスキング対象の具体例>

前述したマスキング基準 (営業機密の基本原則) のうち， 特に区分 A 3， B 1， B 2 についての具体例と主な理由を表 1 に示す。

表1 マスキング対象の具体例

対象項目 (例)	取扱	営業機密の分類	理由	具体例
電共研の成果や非公開の文献の値などに関する情報 (公開・非公開を個別に関係者間で調整)	A 3	公開可能	契約に係る技術情報であるが、関係各所と調整の上、公開を妥当と判断できるもの	<ul style="list-style-type: none"> <li>・評価に用いた故障率</li> <li>・物理化学現象の評価手法 (R O A A M手法の評価フロー及びパラメータ)</li> </ul>
	A 3	非公開	契約に係る技術情報であり、メーカーノウハウを含む情報であり、競合会社がその情報を使用した場合に有利となる情報であるため非公開が妥当と判断したもの	<ul style="list-style-type: none"> <li>・物理化学現象の格納容器破損確率</li> <li>・21ヵ年データ以外のデータベースにある非公開資料の値</li> </ul>
メーカー独自の評価手法・開発した解析コードの情報 (公開・非公開を個別に関係者間で調整)	B 1	公開可能	メーカーノウハウを含む情報であるが、公開しても問題ないと判断できるもの	<ul style="list-style-type: none"> <li>・成功基準</li> <li>・共通要因故障の設定の考え方</li> </ul>
	B 1, B 2	非公開	メーカーノウハウを含む情報であり、競合会社がその情報を使用した場合に有利となる情報であるため	<ul style="list-style-type: none"> <li>・人間信頼性解析の詳細設定</li> <li>・物理化学現象のメーカー独自の評価方法</li> </ul>
上記項目の情報を用いて評価した結果	A 3	原則公開	営業機密の情報を含む条件を用いて評価した結果であっても、直接的にメーカーノウハウの情報を公開するわけではないこと、評価結果は安全審査の根幹を成す値であることから原則公開とする	<ul style="list-style-type: none"> <li>・C D F, C F F</li> <li>・人的過誤の確率</li> <li>・プラント固有データに関する感度解析</li> </ul>
設備の設計・製造に関する情報	B 1	原則非公開	メーカーノウハウを含む情報であり、競合会社がその情報を使用した場合に有利となる情報であるため	<ul style="list-style-type: none"> <li>・原子炉隔離時冷却系のインターロック設定値, ポンプの必要N P S H等</li> </ul>

以上

## 【指摘事項：125-2】

・ ISLOCA を引き起こす大規模内部リークの発生頻度を小規模リークの 1/10 としている根拠について説明すること。

## 【回答】

ISLOCA を引き起こす大規模内部リークの発生頻度については、これまで内部リークの 1/10 としていたが、より保守的な設定として内部リークの値をそのまま使用することに見直した。以下に詳細を示す。

## 1. 大規模内部リーク発生頻度の見直し（出力運転時）

ISLOCAの評価においては、隔離弁の多重故障等により低圧設計部分が破損し、炉心損傷、格納容器破損に波及する可能性のある事象を想定している。このため、隔離弁の軽微な損傷についてはISLOCAの評価対象外と考えられるが、PRAに用いる弁の内部リークの国内機器故障率には軽微な損傷が含まれている。このため、米国手法（NUREG/CR-6928）を参考に、工学的判断により弁の大規模内部リーク発生確率を国内機器故障率における弁の内部リーク発生確率の1/10として設定していた（参考資料参照）。

しかしながら、本評価において使用している国内21ヵ年データ（「故障件数の不確実さを考慮した国内一般機器故障率の推定（平成21年5月公表）」）にて、考慮されている内部リーク実績（全2件）は少なく、大規模リークの実績はない（表1参照）。従って、大規模内部リークの発生頻度を想定するには、不確実さが大きいと考えられることから、弁の大規模内部リーク発生確率として、弁の内部リーク発生確率を適用することとした。

内部リーク発生確率の見直しによるISLOCA発生頻度の比較は、表2に示すとおりである。

表1 国内機器故障率の逆止弁と電動弁の内部リーク実績の内訳  
（国内故障率データ(21ヵ年データ)）

機種	備考
逆止弁	残留熱除去系海水ポンプA出口逆止弁のワッシャーとアームの間に腐食並びに摩耗によるわずかなギャップが生じ、ディスクが正常にシート面に着座せず小規模のシート漏れが生じた。
電動弁	残留熱除去系熱交換器蒸気圧力バイパス弁は点検中に開閉操作を行っており、その際異物をかみ込んだ可能性があり、原子炉起動後、弁座から微小リークが発生した。

## 2. RHR 運転中 LOCA 評価の見直し (停止時)

停止時 PRA における RHR 運転中 LOCA の起因事象発生頻度の評価において、内部リークの機器故障率の 1/10 を用いているが、これについても ISLOCA 同様に評価を見直した。これにより、RHR 運転中の LOCA の発生頻度は、表 2 に示すとおり  $3.9 \times 10^{-8}$  (/d) から  $3.9 \times 10^{-7}$  (/d) に増加するが、他の起因事象と比べ十分小さい値であり、起因事象から除外する考え方に変更はない。

表 2 内部リーク発生確率の見直しによる LOCA 発生頻度の比較

	内部リーク 発生確率 (見直し前)	内部リーク 発生確率 (見直し後)	見直し後 /見直し前
ISLOCA 発生頻度 (出力運転時)	9.6E-09	9.4E-08	9.8
RHR 運転時 LOCA 発生頻度 (停止時)	3.9E-08	3.9E-07	10.0

以 上

(参考) 大規模内部リーク発生確率を1/10とする考え方

## 1. 米国における大規模内部リーク発生確率

NRCが自身のPRAで使用するために機器故障率データをまとめたNUREG/CR-6928における弁の内部リークの発生件数および故障率について表1に示す。

表1に示すとおり小規模な場合と大規模な場合で分けて機器故障率を設定しているが、弁の大規模内部リークの発生確率は、大規模・小規模内部リークの実績から比を取ることによって、小規模な内部リークの発生確率に1/50を乗じて算出している。

表1 NUREG/CR-6928における弁の内部リーク発生確率

弁	リーク規模	発生件数	故障率 (/h)	備考
逆止弁	小規模内部リーク	23	1.5E-06	1997～2004年のデータに基づく漏洩量は、1～50gpm
	大規模内部リーク	1	3.0E-08	小規模リークの故障率×1/50 漏洩量は、50gpmより大きい場合
電動弁	小規模内部リーク	87.5	1.7E-07	1997～2004年のデータに基づく漏洩量は、1～50gpm
	大規模内部リーク	0	3.3E-09	小規模リークの故障率×1/50 漏洩量は、50gpmより大きい場合

## 2. 従前の評価と米国手法との比較

NUREG/CR-6928の機器故障率と従前の評価で用いた場合の比較を表2に示す。

国内21ヵ年データにおいては、これまで小規模内部リークの実績が2件であり、大規模内部リークの実績がないことから、NUREG/CR-6928を参考に、より保守的な設定として、小規模内部リークの1/10を大規模内部リークの機器故障率として算出することとしていた。

表2 NUREG/CR-6928の機器故障率

弁	リーク規模	故障率 (/h) NUREG/CR-6928	国内機器 故障率(/h)	従前の評価(/h) (国内機器故障率の1/10)
逆止弁	小規模内部リーク	1.5E-06	7.1E-9	—
	大規模内部リーク	3.0E-08		7.1E-10
電動弁	小規模内部リーク	1.7E-07	4.1E-9	—
	大規模内部リーク	3.3E-09		4.1E-10

なお、米国及び国内における内部リーク発生の実績から、ベイズ手法を用いて、国内における小規模内部リークと大規模内部リークを算出し、その比を算出すると、程度となり、小規模内部リークの1/10を大規模内部リークの機器故障率とした設定は保守的な設定であると考えられる。

以 上

## 【指摘事項：125-3】

・ストレスファクタについて考え方を説明すること。
--------------------------

## 【回答】

本評価で用いている出力運転時及び停止時の起因事象発生前の人的過誤確率をストレスファクタ及び余裕時間と共に表1及び表2に示す。また、起因事象発生後の人的過誤確率をストレスファクタ及び余裕時間と共に表3、表4及び表5に示す。

運転員のタスク遂行の成功又は失敗の確率は、運転員にとっての外的環境（温度、照明などの作業環境、タスクの特性、マンマシンインターフェースなど）、内的状態（経験、訓練などによって形成される知識及びスキル）又はストレスなどの行動形成因子によって大きく影響される。

本評価での人的過誤のストレスファクタの設定の考え方について、以下に示す。

## 1. ストレスレベルの分類

ヒューマンエラーハンドブック（NUREG/CR-1278）のTHERP（Technique for Human Error Rate Prediction）では、作業負荷等に応じて、4つのストレスレベルを分類し、それらの対応した補正係数（ストレスファクタ）を評価した。その詳細については、表6に示す。

作業負荷が低い場合は注意力が散漫になり、逆に作業負荷が高い場合には人間の通常業務遂行能力の限界に近づいている又は超えている為にタスク遂行の妨害となるため、その作業に対する増倍係数を設定している。また、極端にストレスレベルが高い場合は、情緒的反応が生じるなどタスク遂行に非常に妨害となることから、固定値を用いて評価を実施する。

なお、本評価では、運転員による異常時の事象の認知や操作方法は訓練されているため、補正係数は「熟練者」の値を選択する。また、運転員の操作内容は手順書に従った段階的操作であることから、各ストレスレベルの「段階的操作」を選択する。



## 2. ストレスファクタの設定の考え方

ストレスファクタについては、以下の考え方に基づき設定している。

### ①起因事象発生前

特に高いストレスには至らないと考えられるため、ストレスレベル「作業負荷が適度（段階的操作）」のストレスファクタ1を設定。

### ②起因事象発生後

a) 異常時の操作となり、操作員のストレスが高いと考えられるため、ストレスレベル「作業負荷がやや高い（段階的操作）」のストレスファクタ2を設定。

b) 異常時の操作において、作業負荷に影響すると考えられる事項（余裕時間の長さ、事象進展の厳しさ、外的要因）が加わる場合、ストレスレベル「作業負荷が極度に高い（段階的操作）」のストレスファクタ5を設定。

上記の考え方に基づき、以下のとおりストレスファクタを設定した。

#### (1) 起因事象発生前の人的過誤のストレスファクタ（表1，表2）

起因事象発生前の人的過誤に対して、事故が発生していないときの操作であり、特に高いストレスには至らないため、本評価では、ストレスレベル「作業負荷が適度（段階的操作）」のストレスファクタ1を設定した。

#### (2) 起因事象発生後の人的過誤のストレスファクタ（表3，表4，表5）

##### a. 出力運転時

高圧注水系が失敗した後の操作である「ADS・低圧ECCS自動起動失敗後の手動バックアップ操作」については、他の操作より高いストレスと考えられるため、ストレスレベル「作業負荷が極度に高い（段階的操作）」のストレスファクタ5を設定した。

##### b. 停止時

「LOCA時の隔離失敗」は原子炉水位の情報が不十分な可能性があり、冷却材が流出していることからストレスレベル「作業負荷が極度に高い（段階的操作）」のストレスファクタ5を設定した。

「注水系の手動起動失敗」は崩壊熱除去システムが機能喪失しており、事象が進展していることから、「除熱系の手動起動失敗」より高いストレスと考え

られるため、ストレスレベル「作業負荷が極度に高い（段階的操作）」のストレスファクタ 5 を設定した。

なお、「除熱の必要性に対する診断失敗」などの事象に対する診断失敗は、起回事象の発生後であるが、原子炉の異常が判明していない段階での診断であり、特に高いストレスは発生していないと考えられるため、ストレスレベル「作業負荷が適度（段階的操作）」のストレスファクタ 1 を設定した。

以上

表1 起回事象発生前の人的過誤のストレスファクタ(出力運転時)

起回事象発生前の人的過誤	ストレスファクタ	過誤確率(平均値)	EF	ストレスファクタ選定理由
手動弁の開け忘れ・閉め忘れ	1	4.0E-04	5	事故が発生していないときの操作であり、特に高いストレスには至らないため、ストレスファクタ1を設定
SDV 警報の検出失敗	1	2.9E-04	11	

表2 起回事象発生前の人的過誤のストレスファクタ(停止時)

起回事象発生前の人的過誤	ストレスファクタ	過誤確率(平均値)	EF	備考
手動弁の開け忘れ・閉め忘れ	1	4.0E-04	5	事故が発生していないときの操作であり、特に高いストレスには至らないため、ストレスファクタ1を設定

表3 起回事象発生後の人的過誤のストレスファクタと余裕時間（出力運転時）

起回事象発生後の人的過誤	ストレスファクタ		余裕時間	過誤確率 (平均値)	EF	ストレスファクタ選定理由
	認知失敗	操作失敗				
高圧 ECCS 自動起動失敗後の 手動バックアップ操作	2	2	30 分	5.8E-03	9	異常時の操作であり，操作員のストレスが高いと考えられるためストレスファクタ2を設定
高圧 ECCS 作動後の水位制御 操作	2	2	30 分	5.8E-03	9	
RCIC 水源切替操作	2	2	30 分	6.8E-03	8	
給復水関連操作失敗	2	2	30 分	5.8E-03	9	
MSIV 開操作失敗	2	2	30 分	7.3E-03	7	
DG・DG ファンの自動起動失敗 後の手動バックアップ操作	2	2	30 分	5.8E-03	9	
ADS・低圧 ECCS 自動起動失敗 後の手動バックアップ操作	5	5	30 分	1.3E-01	10	高圧注水系が失敗した後の認知と操作に対して余裕時間が30分と短く，事象進展がより厳しいことから，ストレスファクタ5を設定
原子炉注水後の RHR による格 納容器除熱操作	2	2	8 時間	1.7E-04	5	異常時の操作であり，操作員のストレスが高いと考えられるためストレスファクタ2を設定

表4 起因事象発生後の人的過誤のストレスファクタと余裕時間（停止時）

起因事象発生後の人的過誤	ストレスファクタ		余裕時間	過誤確率 (平均値)	EF	ストレスファクタ選定理由
	認知失敗	操作失敗				
除熱の必要性に対する 診断失敗	1	—	表5参照	7.1E-07	26	原子炉の異常が判明していない段階での診断であり、特に高いストレスは発生していないと考えられるため、ストレスファクタ1を設定
注水の必要性に対する 診断失敗	1	—				
LOCA 時の診断失敗	1	—	30分	8.3E-06	13	
LOCA 時の隔離失敗	—	5				LOCA 発生後の操作であり、余裕時間が短く、事象進展が厳しいことから、ストレスファクタ5を設定
除熱系の手動起動失敗	—	2	表5参照	5.3E-05	10	異常時の操作であり、操作員のストレスが高いと考えられるためストレスファクタ2を設定
注水系の手動起動失敗	—	5				LOCA 時の注水操作については、余裕時間が短く、事象進展が厳しいことから、ストレスファクタ5を設定した。なお、本評価では、その他の起因事象の場合の注水操作も保守的にストレスファクタ5を設定

表5 人的過誤の評価結果（診断失敗）

POS	余裕時間		除熱の必要性に対する 診断の失敗確率		注水の必要性に対する 診断の失敗確率	
	除熱系	注水系				
	(時間)	(時間)	平均値	EF	平均値	EF
POS-S	0.5	4	2.7E-03	10	5.1E-05	43
POS-A1	1	6	8.5E-04	30	3.8E-05	43
POS-A2	1	9	8.5E-04	30	2.8E-05	43
POS-B1	5	81	2.7E-04	30	1.4E-05	43
POS-B2	9	153	1.8E-04	30	1.4E-05	43
POS-C1	6	35	2.4E-04	30	1.4E-05	43
POS-C2	7	42	2.1E-04	30	1.4E-05	43
POS-D	7	43	2.1E-04	30	1.4E-05	43

表6 ストレスと熟練度による補正係数※

項目	ストレスレベル	HEPsの増倍係数	
		熟練者	熟練度の低い者
1.	作業負荷が大変低い	×2	×2
2.	作業負荷が適度 (段階的操作)	×1	×1
3.	作業負荷が適度 (動的操作)	×1	×2
4.	作業負荷がやや高い (段階的操作)	×2	×4
5.	作業負荷がやや高い (動的操作)	×5	×10
6.	作業負荷が極度に高い (段階的操作)	×5	×10
7.	作業負荷が極度に高い (動的操作又は診断操作)	0.25 (EF=5)	0.50 (EF=5)

極度にストレスレベルが高い場合は、増倍係数ではなく、複数のクルーを対象とした固定値を用いる

※原子力発電所の出力運転状態を対象とした確率論的安全評価に関する実施基準  
(レベル1 PSA編) : 2008 解説表23-4

## 【指摘事項：１２５－４】

・RCICの継続運転に対する環境影響について説明すること。

## 【指摘事項：１２５－５】

・RCIC運転継続時間について、実力評価で参照できる結果を提示すること。

## 【指摘事項：１３９－９】

・RCICの８時間継続運転に関して、サプレッションプールから飽和状態の水をポンプにて引き込む場合、キャビテーションが発生しないとする考え方について、設備状況等を考慮し定量的に説明すること。

## 【回答】

## １．設備概要

原子炉隔離時冷却系（RCIC）は、図１に示すようにポンプ、蒸気駆動タービン及び計測制御装置等からなり、ドライウェル内側の主蒸気隔離弁上流から抽出した蒸気によってタービンを駆動する。RCICは、原子炉停止後、何らかの原因で復水・給水が停止した場合に、原子炉水位を維持するため、原子炉蒸気の一部を用いたタービン駆動ポンプにより、復水貯蔵タンク水またはサプレッションチェンバのプール水を原子炉に注水することを目的としている。RCICの後備設備としては、高圧炉心スプレイ系（HPCS）を有して、原子炉隔離時の補給系統多様化を図っている。

また、外部電源喪失時及び非常用交流電源喪失時（全交流動力電源喪失時）においても、主蒸気逃がし安全弁と相まって、原子炉隔離時冷却機能を発揮できる設計としている。

## ２．配置設計

RCICポンプ・タービンの配置を図２に示す。RCICは、格納容器内の主蒸気配管から分岐し炉蒸気を取り出し、サプレッションプールに排気することで、格納容器内に閉じた系を形成させることから、原子炉建屋二次格納施設内に設置している。また、RCICポンプの性能（NPSH）を確保する観点で、水源より低い原子炉建屋最地下階に設置している。

なお、RCIC後備設備であるHPCSとは、配置上分散を図っている。



### 3. 設備設計

#### 3. 1 系統・機器設計

RCIC は、原子炉から発生する蒸気を RCIC タービンに導き、RCIC ポンプを駆動させる。仕事を行ったタービン排気蒸気は、サブプレッションチェンバの水中に排出し、蒸気を凝縮させる。RCIC タービンにより駆動する RCIC ポンプは、復水貯蔵タンク水またサブプレッションチェンバのプール水を原子炉へ移送する。

また、RCIC ポンプ・タービンの機能維持するための RCIC ポンプ軸受部冷却については、RCIC ポンプ吐出側より冷却水を供給し、RCIC ポンプ吸込配管に戻すことにより、RCIC タービンの潤滑油冷却器及びバロメトリックコンデンサの冷却については、RCIC ポンプ吐出側より冷却水を供給し、真空タンクに回収した後、復水ポンプにより RCIC ポンプ吸込配管に戻すことにより、自系統で完結させる設計としている。

#### 3. 2 電源系設計

RCIC の運転継続時間は、現在の許認可における直流電源の給電継続時間である 8 時間継続運転可能な蓄電池容量を保有している。蓄電池定格容量の 4000A に対する設計負荷積上げ分の余裕を考慮した場合、以下の評価により約 9 時間程度の給電が可能である。また、1 時間負荷を 30 分で切り離した場合には、約 10 時間程度の給電が可能である。

##### (1) 評価方法

ある時間の給電に必要な蓄電池の容量は、電池工業会規格 SBA S 0601「据置蓄電池の容量算出法」に準じて次の式を用いて評価できる。なお、蓄電池特性については蓄電池メーカー提示のものを用いる。

蓄電池容量算定法は下記規格による。

電池工業会規格「据置蓄電池の容量算出法」(SBA S 0601-2001)

$$C = \frac{1}{L} \left[ K_1 I_1 + K_2 (I_2 - I_1) + K_3 (I_3 - I_2) + \dots + K_n (I_n - I_{n-1}) \right]$$

C: +10°Cにおける定格放電率換算容量(Ah)

L: 保守率 (0.8)

I: 放電電流(A)

K: 放電時間 T, 蓄電池の最低温度及び許容できる最低電圧によって決め

られる容量換算時間(時)

--

<対象蓄電池>

125V 蓄電池 2A : 4,000Ah

<負荷抑制の操作>

ケース1 (標準ケース)

- ・SB0後1時間でCVCFなどの負荷切り離し

ケース2 (感度解析ケース)

- ・SB0後30分でCVCFなどの負荷切り離し

(2) 評価結果

事象発生9時間後まで表1(ケース1)の負荷電流を供給するために必要となる蓄電池容量は算出式より約3,730Ahとなる。また、事象発生10時間後まで表2(ケース2)の負荷電流を供給するために必要となる蓄電池容量は算出式より約3,879Ahとなる。125V蓄電池2Aの設計容量は4,000Ahであることから約9時間程度もしくは約10時間程度の直流電源供給が可能である。

表1 ケース1 時間あたりの負荷電流

時間 負荷名称	1分 負荷電流(A)	60分 (1時間) 負荷電流(A)	480分 (8時間) 負荷電流(A)	540分 (9時間) 負荷電流(A)
RCIC 真空ポンプ	89	45	45	45
RCIC 復水ポンプ	113	57	57	57
M/C, P/C	215	-	-	-
D/G 初期励磁*	-	-	-	-
その他の負荷	958	571	145	145
合計	1375	673	247	247

\* : D/G 初期励磁は M/C, P/C のしゃ断器投入と重なって操作されることが無く、かつ D/G 初期励磁電流はしゃ断器引き外し電流より小さいため蓄電池容量計算上は含めない。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表2 ケース2 時間あたりの負荷電流

時間 負荷名称	1分 負荷電流(A)	30分 (0.5時間) 負荷電流(A)	480分 (8時間) 負荷電流(A)	600分 (10時間) 負荷電流(A)
RCIC 真空ポンプ	89	45	45	45
RCIC 復水ポンプ	113	57	57	57
M/C, P/C	215	-	-	-
D/G 初期励磁*	-	-	-	-
その他の負荷	958	571	145	145
合計	1375	673	247	247

\* : D/G 初期励磁は M/C, P/C のしゃ断器投入と重なって操作されることが無く、かつ D/G 初期励磁電流はしゃ断器引き外し電流より小さいため蓄電池容量計算上は含めない。

#### 4. RCIC の運転による各種評価・解析結果

表3にRCIC運転による各種評価・解析結果を示す。

##### 4. 1 水源の評価

水源は、復水貯蔵タンクを初期水源とし、自動でサプレッションチェンバのプール水源に切り替わることはないため、主蒸気逃がし安全弁およびRCICからの炉蒸気凝縮に伴うプール水温上昇によるRCICポンプ運転継続は阻害されない。また、復水貯蔵タンクの保有水量は、8時間の原子炉補給に必要な容量約400m<sup>3</sup>に対し、約1,192m<sup>3</sup>確保しており、水源が枯渇することはない。

##### 4. 2 RCIC 室温評価

RCIC運転に伴い、RCIC室温が上昇するが、全交流動力電源喪失時のRCIC室温の評価を実施したところ、8時間後のRCIC室温は約56℃であり、RCIC室空調の設計温度である環境最高温度66℃を下廻る結果となった。また、操作を実施する中央制御室においても、電源盤の熱負荷を考慮しても8時間後で約38℃の評価結果であり、制御盤の設計条件である環境最高温度40℃を下回る。

##### 4. 3 サプレッションチェンバ水温評価

主蒸気逃がし安全弁およびRCICからの炉蒸気凝縮に伴うプール水温上昇に伴いサプレッションチェンバ圧力が上昇する。RCICタービンは機器保護の観点で排気圧力高トリップ回路を設けている。本設定値は294kPa[gage]であるが、8時間後のS/P圧力は約55kPa[gage]であり、RCICの運転継続は阻害さ

れない。なお、RCIC 機能喪失まで実力運転の継続を試みる場合を想定し、設定圧力到達前までに、当該トリップ回路を解除する手順を整備している。

4. 1 に示す通り、RCIC 運転は復水貯蔵タンクを利用することから、サブプレッションプール水温上昇の影響を受けることなく運転が可能である。

サブプレッションプール水を利用する場合、8 時間後のサブプレッションプール水温は約 90 °C となり、設計温度を超えることとなるが、この時の RCIC ポンプの有効 NPSH は約  m であり、RCIC ポンプの必要 NPSH  m を上回っているため、キャビテーションは発生しない。また、RCIC タービンスラスト軸受についても、軸受の材質等により設定した潤滑油上限値（ °C）を満足する冷却水入口温度は約  °C 以下であるため、問題ない。また、ポンプ軸受については、使用温度の制限値である上限温度が  °C であるため、ベアリング温度上昇を考慮しても問題はない。

## 5. 8 時間運転以降の RCIC 運転状態について

### (1) バッテリー機能喪失時の RCIC 運転状態

RCIC バッテリー機能喪失時の状態毎の運転状態を表 4 に示す。また、RCIC の運転に必要な負荷リストを表 5 に示す。

全交流動力電源喪失 8 時間以降、機器動作に必要な容量が得られなくなった場合、RCIC は機器動作が不能となる。この時点の RCIC 運転状態により、RCIC 系統はトリップするケースと一時的に運転継続するが設計運転状態から外れた運用の継続によりいずれトリップするケースに分かれると考えられる。従って、バッテリー機能喪失時においても RCIC がトリップしない可能性がある。

### (2) 福島第一原子力発電所における RCIC の継続運転に対する知見

福島第一原子力発電所事故に関する報告書である「福島原子力事故における未確認・未解明事項の調査・検討結果～第 2 回進捗報告～」によると 3 号機の RCIC については約 20 時間程度運転を実施した実績がある。RCIC 関連操作について、以下に時系列を示す。

### 【3 号機 RCIC 関連操作と観測事実】

平成 23 年 3 月 11 日（金）

14:46 東北地方太平洋沖地震発生。第 3 非常態勢を自動発令

14:47 原子炉自動スクラム、主タービン手動トリップ

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

14:48 非常用ディーゼル発電機自動起動  
15:05 原子炉隔離時冷却系（以下、「RCIC」）手動起動  
15:25 RCIC 自動停止（原子炉水位高）  
15:27 津波第一波到達  
15:35 津波第二波到達  
15:38 全交流電源喪失  
16:03 RCIC 手動起動

平成 23 年 3 月 12 日（土）

11:36 RCIC 自動停止

上記時系列のとおり、約 20 時間程度 RCIC を継続運転しているが、その際には以下の対応を実施している。

- ・バッテリー節約のため、監視計器や制御盤、計算機について、監視及び運転制御に最低限必要な設備を除き、負荷の切り離しを実施
- ・監視計器については、A 系 B 系と二重化されていることから片系ずつ使用しバッテリー消費量の低減を図った
- ・中央制御室の非常灯や時計の切り離しや、別室の蛍光灯を抜くなども実施

なお、今回の申請において、所内常設蓄電式直流電源設備を整備することにより、中央制御室等において簡易な操作で負荷の切り離しを行うことで 8 時間、その後、必要な負荷以外を切り離して残り 16 時間の合計 24 時間にわたり、必要な電力を供給することとしている。

また、福島第一原子力発電所 2 号炉の原子炉隔離時冷却系がサプレッションプールを水源として 2 日以上（平成 23 年 3 月 12 日 5 時から 14 日 9 時頃）運転していたと考えられており、平成 23 年 3 月 14 日 7 時に計測されたサプレッションプールの温度は 146℃であったことから、原子炉隔離時冷却系は、サプレッションプールの温度が 100℃を超える温度にあった場合においても運転を継続できる可能性があると考えられる。

以上

表3 RCIC 継続運転への影響評価

RCIC 継続運転を阻害する事象		評価
S/P 水温 上昇	S/P 水温が上昇し、RCIC ポンプのキャビテーションやポンプ軸受けの潤滑油冷却機能を阻害する場合、RCIC ポンプの運転に影響を与える可能性が考えられる。	RCIC ポンプの第一水源は CST であり、自動で S/P に水源が切り替わることはないため、S/P 水温上昇によって RCIC 継続運転は阻害されない。事象発生後 8 時間の間に原子炉注水のために必要となる水量は約 400m <sup>3</sup> であり、水源が枯渇することはない。また、S/P からの吸い込みを仮定した場合、8 時間後の S/P 水温は約 90℃ となる。この時の RCIC ポンプの有効 NPSH は約 [ ] m であり、RCIC ポンプの必要 NPSH [ ] m を上回っているため、キャビテーションは発生しない。また、RCIC タービンスラスト軸受についても、潤滑油上限値 ([ ]℃) を満足する冷却水入口温度は約 [ ]℃ 以下であるため、問題ない。また、ポンプ軸受については、上限温度が [ ]℃ であるため、ベアリング温度上昇を考慮しても問題はない。
S/C 圧力 上昇	RCIC タービン保護のため、排気管の圧力 294kPa (gage) にて RCIC タービントリップのインターロックが動作し、RCIC の運転が停止する可能性が考えられる。	SB0 時に RCIC による原子炉注水を継続した場合の S/C 圧力推移を評価した結果、事象発生から 8 時間後の S/C 圧力は約 55 kPa (gage) であり、294kPa (gage) を下回っている。従って、S/C 圧力上昇によって RCIC 継続運転は阻害されない。
RCIC 室 温上昇	RCIC の機器設計において想定している環境の最高温度は 66℃ である。SB0 では換気空調系が停止するため、RCIC 室温が最高温度を超える可能性が考えられる。	SB0 により換気空調系が停止した後の RCIC 室温を評価したところ、8 時間後で約 56℃ であり、66℃ を下回る結果となった。RCIC の機器設計において想定している最高温度を下回るため、RCIC 室温上昇によって RCIC 継続運転は阻害されない。
中央制御 室温上昇	環境条件として想定している中央制御室温の最高温度は 40℃ である。SB0 では換気空調系が停止するため、中央制御室温が最高温度を超える可能性が考えられる。	SB0 により換気空調系が停止した後の中央制御室温を評価した結果、電源盤の熱負荷を考慮した場合においても 8 時間後で約 38℃ であり、40℃ を下回る結果となった。従って、中央制御室温上昇によって RCIC 継続運転は阻害されない。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表4 バッテリー機能喪失時の RCIC 運転状態

機能喪失時の状態	機能喪失後の状態
RCIC 運転中	炉圧が高い場合、蒸気加減弁が全開となるためオーバースピードトリップするが、炉圧が低い場合には、全開状態でもトリップしない可能性がある
RCIC 停止中	RCIC 系は停止のまま
RCIC 起動中	注入弁、タービン止め弁が全開の場合には(1)と同じとなるが、中間開度で停止した場合、トリップしない可能性がある
RCIC 強制トリップ後	トリップ状態を維持する

表5 RCIC 運転に必要な負荷リスト

負荷名称	台数	容量 (kW)	備考
RCIC 真空ポンプ	1	3.7	連続運転 (8 時間)
RCIC 復水ポンプ	1	3.7	連続運転 (8 時間)
RCIC 注入弁	1	2.97	1 分間
RCIC タービン止め弁	1	1.92	1 分間
RCIC ポンプミニマムフロー弁	1	0.9	1 分間
RCIC 冷却水ライン止め弁	1	0.45	1 分間
計		13.64	

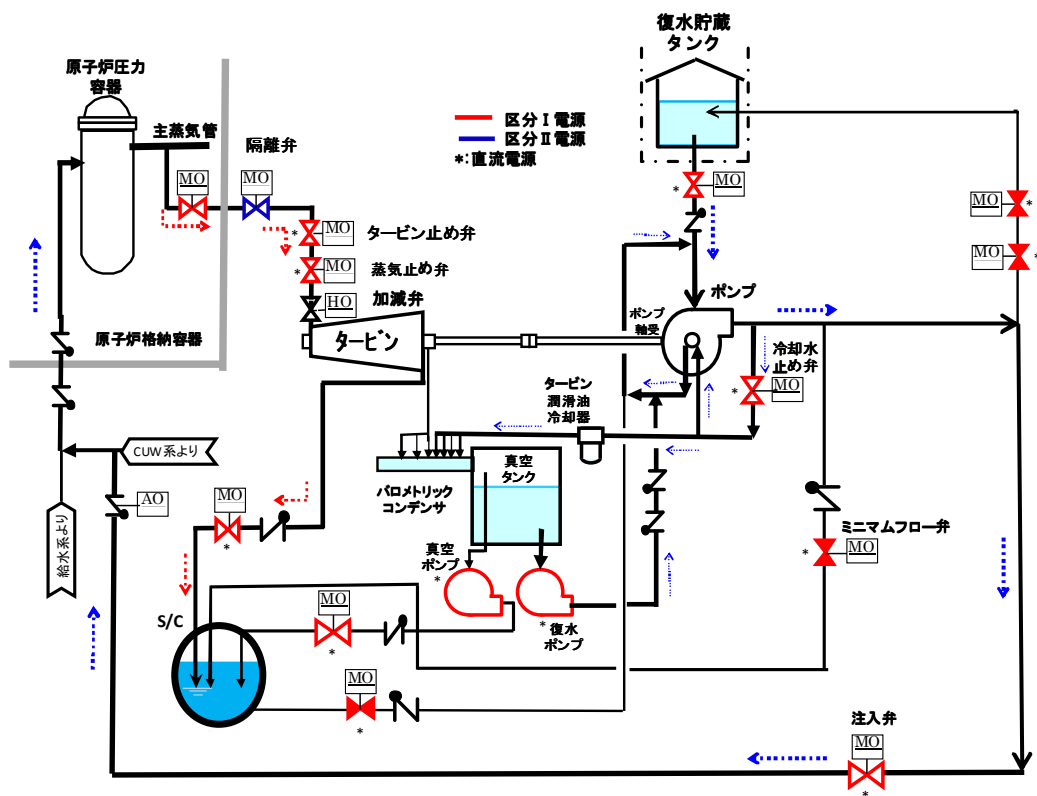


図1 RCIC 系統概要図

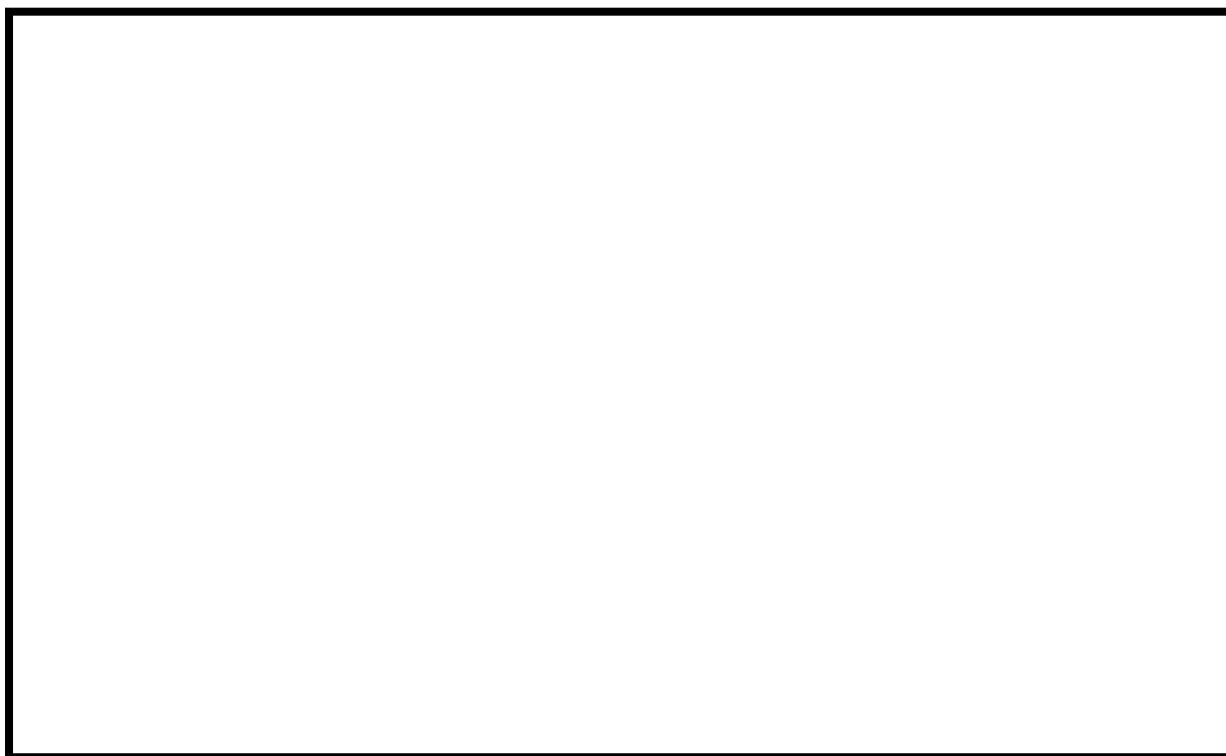


図2 RCIC 配置

枠囲みの内容は核物質防護に係わる情報のため、公開できません。



全交流動力電源喪失時におけるRCIC室の温度上昇の評価について

1. 評価の流れ

全交流動力電源喪失（SBO）時には換気空調系による除熱が行われなため、評価対象室の温度変化は、盤や照明などの室内の熱源から受ける熱量（室内熱負荷）と隣室や躯体への放熱（躯体放熱）のバランスによって決定される（図1参照）。評価手順としては、まず定常計算により定常時（SBO発生前）の躯体コンクリート壁の温度分布を求め、次にSBO発生時刻を0秒とした過渡計算を行う。換気空調系停止後の室温は、室内熱負荷と躯体放熱の差の熱量を受けて上昇する。

図2に過渡時の温度分布と熱伝達条件の概要を示す。過渡時の隣室の熱伝達条件は次のように設定した。

- 隣室の設定温度が評価対象室の温度より低い場合は、隣室の熱伝達条件を断熱とした。従って、この場合は躯体コンクリートの熱容量のみがヒートシンクとして働く。
- 隣室の設定温度が評価対象室の温度以上の場合、隣室の熱伝達条件を伝熱とした。

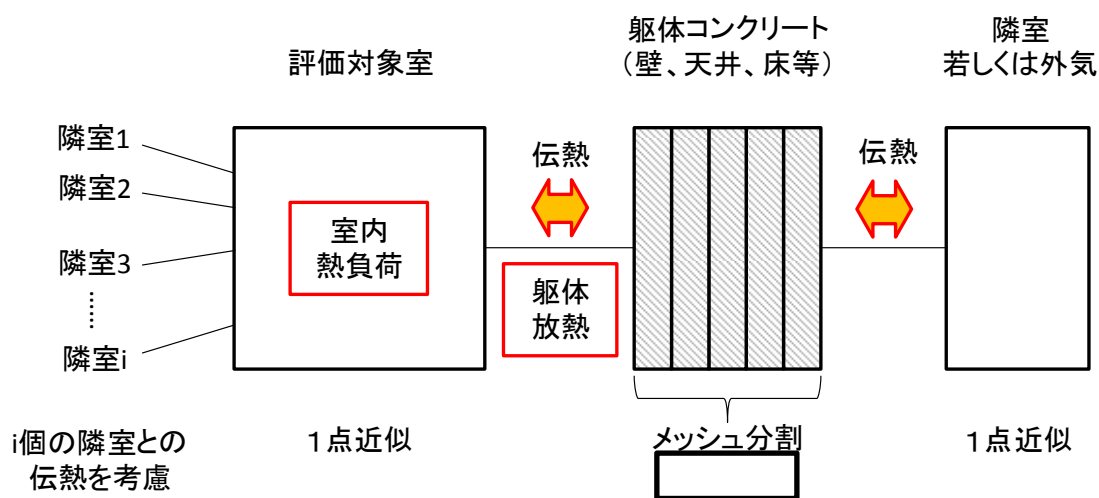
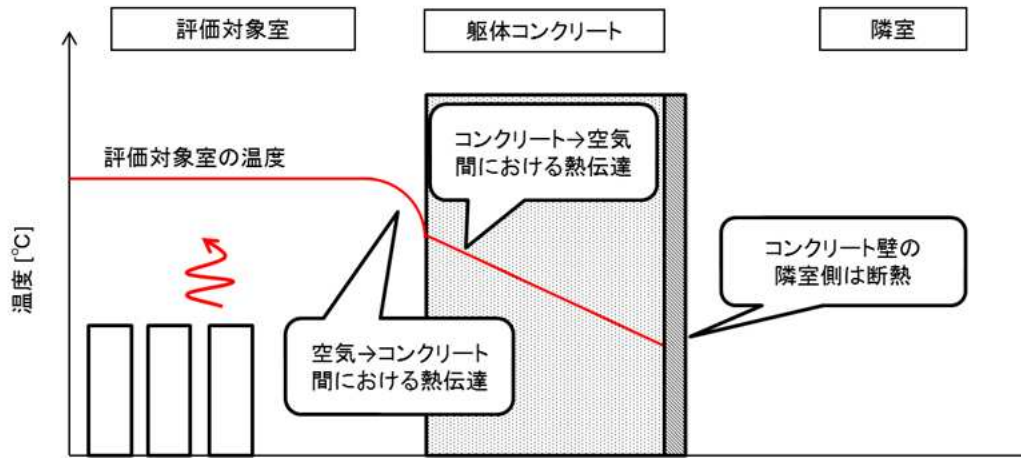


図1 評価モデルの概要

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

隣室の設定温度が評価対象室の温度よりも低い場合



隣室の設定温度が評価対象室の温度以上の場合

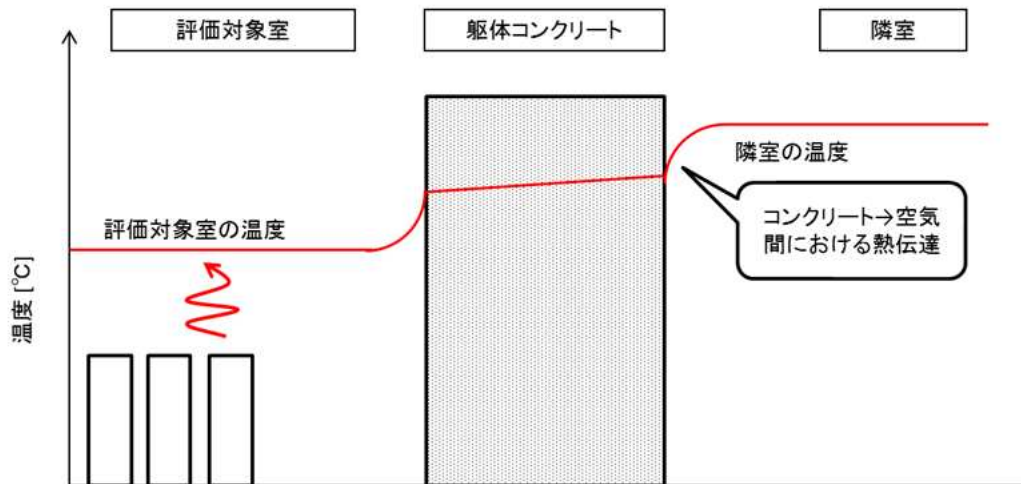


図2 室温評価における温度分布と熱伝達条件

## 2. 評価条件

評価条件を以下にまとめる。

- ・評価対象室に隣接する部屋の温度

一般エリア	40℃
RHRポンプ（A）室	65℃

- ・内壁—空気の熱伝達率※<sup>1</sup>（RCIC室内壁側）

一般エリア 鉛直壁面	<input type="text"/>	W/m <sup>2</sup> K
床面	<input type="text"/>	W/m <sup>2</sup> K
天井面	<input type="text"/>	W/m <sup>2</sup> K
RHRポンプ（A）室側 壁面	<input type="text"/>	W/m <sup>2</sup> K

※1 :

- ・コンクリートの物性値

熱伝導率	<input type="text"/>	W/mK
比熱	<input type="text"/>	J/kgK
密度	<input type="text"/>	kg/m <sup>3</sup>

表1 RCIC室の条件

条件	値
発熱負荷 [W]	<input type="text"/>
容積 [m <sup>3</sup> ]	<input type="text"/>
初期温度 [℃]	40

## 3. 評価結果

全交流動力電源喪失（SBO）時において、事故後8時間のRCIC室最高温度は約56℃となり、事故時の環境仕様上限温度※<sup>2</sup>を超過しないため、RCIC運転継続に与える影響はない。

※2…RCIC室：66℃

以上

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

【指摘事項：125-6】

- ・DCH等，物理現象の評価について，妥当性を説明すること。

【指摘事項：139-10】

- ・格納容器破損モードの分岐確率の算出の考え方について説明すること。

【指摘事項：142-20】

- ・MCCI継続による格納容器破損頻度について，評価過程を詳細に説明すること。

【回答】

格納容器破損モードにおける物理化学現象の詳細について，次項以降（別紙）に示す。

格納容器イベントツリーにおける  
物理化学現象による格納容器破損確率の設定方法

1. 炉外溶融燃料-冷却材相互作用（炉外FCI）
2. 格納容器雰囲気直接加熱（DCH）
3. 溶融炉心・コンクリート相互作用（MCCI）

1. 炉外溶融燃料—冷却材相互作用 (炉外 F C I)

## 1. 炉外溶融燃料－冷却材相互作用（F C I）

### (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（以下「溶融デブリ」という。）と水が混合し粗混合状態が形成される。このとき、溶融デブリの周囲では膜沸騰が形成され、溶融デブリ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、溶融デブリ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、溶融デブリと水が直接接触する（トリガリング）。溶融デブリと水が直接接触し、急速な伝熱およ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デブリはさらに微細化され、更なる伝熱及び蒸気発生を促進が起こる。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、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、水蒸気爆発が図1に示すような4段階の素過程、すなわち、1) 初期粗混合状態、2) 自発的あるいは外部トリガ、3) 急速伝熱・細粒化を伴う相互作用の伝播、4) 膨張による機械的エネルギーの放出、から成るとい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。

上記の熱的デトネーションモデルにおいては、水蒸気爆発現象の各素過程は、以下に示すような、さらに詳細な過程を経て進行していくものと提唱されている。

- ① 高温高沸点液体（溶融金属）と低温低沸点液体（水など）の接触
- ② 粗混合：溶融金属の固まりが水中で細くなり粗い粒子として分散
- ③ 膜沸騰：細かく分散した金属液滴の周りを蒸気の膜が覆う
- ④ 蒸気膜の一部が崩壊
- ⑤ 金属と水の直接接触
- ⑥ 高温液滴の細粒化
- ⑦ 急激な熱移動
- ⑧ 圧力波の発生
- ⑨ 圧力波の伝播

## ⑩ 大規模な水蒸気爆発

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<sup>[1]</sup>、System80+<sup>[2][3][4]</sup>、ABWR<sup>[5][6]</sup>、Forsmark3<sup>[7]</sup>、Beznau<sup>[8]</sup>）<sup>[9]</sup>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、構造応答モデルおよび壁耐力モデルをまとめたものを表 1 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)<sup>[4]</sup>では、TEXAS コードを用いた炉外 F C I による発生圧力評価結果から、格納容器破損に至る過程を 3 つに分けて評価している。
- Sizewell B 炉内 F C I 評価 (Turland ら)<sup>[7]</sup>では、トリガリング時に爆発に寄与する溶融デブリ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 PCCV 評価 (Theofanous ら)<sup>[8]</sup>では、粗混合状態にある溶融デブリ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、F C I のリスクに関する研究プロジェクトとして、OECD/NEA の下で SERENA フェーズ 2 (2007 年～2012 年) が実施された<sup>[10], [11]</sup>。SERENA フェーズ 2 では、炉外 F C I の不確かさをもたらす現象を解明して不確かさを減少させることを目的とし、コリウム溶融物を用いた試験が行われた。表 2 の試験結果が示す通り、機械的エネルギー変換効率 (Conversion Ratio) は、全て 1%未満で小さいという結果が得られた。

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 に寄与する溶融デブリ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、F C I 解析コードにより直接評価する手法が用いられている。

### (3) 今回の PRA における扱い

今回、女川 2 号炉の内部事象出力運転時レベル 1.5PRA のイベントツリーでは、炉外 F C I について分岐 (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、図 2 に示す。炉外 F C I 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 F C I により発生するエネルギーを評価することによって格納容器破損確率を求める。評価の詳細は(4)に示す。

今回の評価では、重大事故対策を考慮しないため、炉外FCIを考慮するシナリオは、RPV破損時にペDESTALに水プールが存在する可能性のある冷却材喪失事象時、及びRPV破損後にペDESTALへ落下した熔融デブリへの注水に成功する場合であり、ペDESTALの事前水張りを行うシナリオは考慮しない。

#### (4) FCIによる分岐確率の算出の考え方

##### ①FCIに影響するパラメータの選定

熔融デブリと冷却材の接触から水蒸気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および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、熔融デブリが水中に落下した直後や、熔融デブリが床面に到達し、注水した時点等で熔融デブリが微細化するトリガリングが発生し、熔融デブリ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デブリ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RPV破損後に放出される熔融デブリの放出挙動やトリガタイミング等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。

- ・RPV破損前に下部プレナムに落下する熔融デブリ量

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熔融量が異なるため、不確かさ幅を有すると考えられる。本パラメータは、「FCIに寄与する熔融デブリ落下量」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。



[ ]  
[ ]に影響し、 [ ]  
[ ]  
[ ]により決まるため、不確かさ幅を有すると考えられる。

- ・ R P V破損後に放出される溶融デブリの特性（流量，組成）

溶融デブリ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，下部ヘッドのクリープ破損等）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，「F C Iに寄与する溶融デブリ落下量」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。

- ・ プール水中における粗混合領域

落下した溶融デブリ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，「F C Iに寄与する溶融デブリ落下量」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。

- ・ F C Iに寄与する溶融デブリ落下量

F C Iに寄与する溶融デブリ量は，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溶融デブリは，トリガリングが発生することでF C Iに至る。これまでに実施されたF C I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。

- ・ 溶融デブリの過熱度

過熱度が小さい場合，溶融デブリ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。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

- ・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。

- ・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、冷却材と熔融デブリが直接接触し、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、熔融デブリの熱エネルギーが機械的エネルギーに変換される。炉外FCIで発生する機械的エネルギーの大きさは、熔融デブリの熱エネルギーと、機械的エネルギー変換効率によって決まる。

熔融デブリの熱エネルギーは、FCIに寄与する熔融デブリ落下量と、熔融デブリの単位質量あたりの内部エネルギーとで決まる。熔融デブリ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FCI発生時の機械的エネルギーへの変換効率は、アルミナを用いた試験で、保有熱エネルギーの1～3%程度、実機の熔融デブリに近い材料を用いた実験においては、1%以下となっている（KROTOS 実験<sup>[12,13,14]</sup>）。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、熔融デブリの組成、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。

- ・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デブリ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、細粒化した熔融デブリの固化が進むうえ、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、「FCIに寄与する熔融デブリ落下量」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。

- ・ 溶融デブリの内部エネルギー

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。溶融デブリの内部エネルギーは、溶融デブリの金属の酸化割合等の性状に依存する。溶融デブリの組成について、主に燃料 (UO<sub>2</sub>)、被覆管 (Zr)、制御棒 (B<sub>4</sub>C/SUS)、チャンネルボックス (Zr)、圧力容器下部ヘッド内構造材 (主に SUS) の混合物であり、溶融デブリ中金属の酸化割合は、不確かさ幅を有すると考えられる。

- ・ 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。

- ・ 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。

- ・

- ・ F C I に寄与する溶融デブリ落下量
- ・ トリガリング発生有無
- ・ 溶融デブリ内部エネルギー
- ・ 機械エネルギー変換効率

## ②各パラメータの設定

各パラメータへの確率分布の設定の考え方を表 3 に示す。各パラメータの不確かさを考慮して分布を設定した。

## ③F C I 分岐確率の評価

炉外 F C I は、水中に落下した溶融デブリの内、F C I に寄与する溶融デブリ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。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

炉外FCIによる格納容器破損確率評価は図2の枠組みで評価した。

以下に評価の流れを示す。

- ・炉外水蒸気爆発の評価に影響し、不確かさが大きいパラメータとして、  
 熔融炉心の単位質量当たりの熱エネルギー（熔融デブリ内部エネルギー）、および熱エネルギーから機械的エネルギーへの変換効率を選定し、各パラメータに確率密度関数(pdf: probability density function)を設定する。

- ・機械的エネルギーとペDESTAL破損確率の因果関係（ペDESTALフラジリティ）を設定する。
- ・確率密度関数を与えたパラメータのモンテカルロサンプリングを実施し、機械的エネルギーを求め、ペDESTALフラジリティを参照することで、水蒸気爆発発生時の条件付きペDESTAL破損確率を評価し、トリガリング発生確率（水蒸気爆発の発生確率）を0.1として、また、ペDESTAL破損は保守的に格納容器破損と同等と仮定して、格納容器破損確率を評価する。

炉外水蒸気爆発の発生エネルギー（機械的エネルギー）とペDESTAL破損確率との因果関係（ペDESTALフラジリティ）は、

- ・塑性歪みの破損確率をとし、破損確率は塑性歪みに比例すると仮定する。

このようにして求めたペDESTALフラジリティを図4に示す。

パラメータの確率分布、粗混合量の評価式、およびペDESTALフラジリティをもとに、モンテカルロサンプリングを実施して、水蒸気爆発あり（トリガリングあり）の条件付きペDESTAL破損確率を求め、さらに、UO2混合物を用いた既往試験（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 と仮定して、また、ペ  
デスタル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、炉外水蒸  
気爆発による格納容器破損確率を評価した。このようにして求めた炉外水蒸気  
爆発による格納容器破損確率（平均値）は  である。

以 上

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

## 参考文献

- [1] Westinghouse, “AP600 Probabilistic Risk Assessment”, Rev.13, 1998
- [2] NUREG-1462, “Final Safety Evaluation Report Related to the Certification of the System 80+ Design Docket No.52-002”, Aug.1994
- [3] NUREG-1503, “Final Safety Evaluation Report Related to the Certification of the Advanced Boiling Water Reactor Design”, Jul.1994.
- [4] 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.
- [5] O.Zuchuat, et al., “Steam Explosions-Induced Containment Failure Studies for SWISS Nuclear Power Plants”, OECD/CSNI Specialist Meeting, JAERI, Japan, May 1997.
- [6] GE, ABWR SSAR, section 19E.2.
- [7] ABBCE, System80+ SSAR-DC, section 19.11.
- [8] 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) pp. 445-458.
- [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] NEA/CSNI/R(2014)15, “OECD/SERENA Project Report Summary and Conclusion”, February 2015.
- [11] Seong-Wan Hong, Pascal Piluso and Matjazu Leskovar, “Status of the OECD-SERENA Project for the Resolution of Ex-Vessel Steam Explosion Risks”, Journal of Energy and Power Engineering 7 (2013)423-431
- [12] I. Huhtiniemi, et al., “Results of recent KROTOS FCI tests: alumina versus corium melts,” Nucl. Eng. Des. 189 379-389, 1999.
- [13] D. Magallon, “Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments,” Nucl. Eng. Des. 236 1998-2009, 2006.
- [14] H. S. Park, et al., “Vapor Explosions in One-Dimensional Large Scale Geometry with Simulant Melts”, NUREG/CR-6623, 1999
- [15] Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User’s Guide, 日本原子力研究開発機構, JAEA-Data/Code 2008-014, July 2008.
- [16] 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, 日本原子力研究開発機構, JAEA-Research 2007-072, November 2007.

[17] LS-DYNA KEYWORD USER' S MANUAL VOLUME I & 2, LIVERMORE SOFTWARE  
TECHNOLOGY CORPORATION, August 2012.

表1 炉外FCI先行研究例の整理<sup>[9]</sup>

	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 W社 SSAR <sup>[1]</sup>	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ーの最大値(1.5)で圧力負荷を補正して、壁健全性を判断。キャビティ壁耐力の具体的な数値は記載がないが、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+ CE社 SSAR <sup>[7]</sup>	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ーから、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=1.25)、壁で 288psi (DLF=0.90)。
(3)米国 System80+ NRC FSER <sup>[2]</sup>	TEXAS コードによる解析。ベースケースに直径 3cm の許容用案内管 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。	ベデス外壁の耐力評価は ABB-CE の評価を参照している。
(4)米国 ABWR GE社 SSAR <sup>[6]</sup>	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ーから動的耐力を算出。ベデス外壁の耐力評価は DLF=1.0 の場合、8.5[kPa-s]。衝撃力に対する壁の耐力を評価し、それを発生するに必要な変位量を評価している。
(5)米国 ABWR NRC FSER <sup>[3]</sup>	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的条件としてコリウム流量 540kg/s、BWRSAR 解析結果に基づく初期条件 B E 条件としてコリウム流量 16.7kg/s を与える。保守的條件で 1.6MPa、B E 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ーから、動的耐力を算出。ベデス外壁の耐力評価は延性比 1.6 の場合、3.7[kPa-s]。
(6)スウェーデン Forsmark3 BWR 評価 <sup>[4]</sup>	蒸気爆発を簡易的に一つの高压気泡(半径 1m・密度 100kg/m <sup>3</sup> ・圧力 50MPa・温度 1100K)が膨張することにより碎ル化。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 による流体一構造一貫解析。円筒形体系水プール(深さ 7m・半径 12m)、半径 6m にベデス外壁あり。気泡の急速膨張による圧力波の伝播とスラック(水領域)移動を評価。	DYNA-2D による流体一構造一貫解析。2次元軸対象モデル、プール底板は剛板、壁底部は移動可。壁弾性係数 48000MPa、降伏応力 23.4MPa。壁の変位量を評価。	壁の耐力評価ならびに破損判定は実施されていない。
(7)スイス Beznau W社型 PWR 評価 <sup>[5]</sup>	一次元 TEXAS コードによる解析。解析体系は断面積 1m <sup>2</sup> 、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かさを定量化(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 本を一律確率で与える。比較用に二次元 IFCI 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。	幾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 によるベデスタル破損確率」*「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。



表2 SERENA フェーズ2の試験結果

Test ID	TS-1	TS-2	TS-3	TS-4	TS-5	TS-6	KS-1	KS-2	KS-3	KS-4	KS-5	KS-6
Delivered Melt Mass (kg)	15.4	12.5	15.9	14.3	17.9	9.3	2.4	3.9	0.8	2.3	1.7	1.7
Melt Temperature (K)	~3000	3063	3107	3011	2940	2910	2969	3049	2850	2958	2864	2853
Melt Superheat (K)	145	228	272	171	140	239	109	189	-	38	64	182
Melt Composition (wt%) UO <sub>2</sub> -ZrO <sub>2</sub> Zr U Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> FP	73.4/26.6	68.0/32.0	71.0/29.0	81.0/19.0	76.0/18.3 5.0 0.7	73.3/18.5	70.0/30.0	70.0/30.0	70.0/30.0	80.0/20.0	80.1/11.4 8.5	73.0/20.4
Water Depth (m)	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
Water Temperature (K)	301	334	331	333	337	338	302	333	332	332	327	340
Sub-cooling (K)	115.9	61.7	65.1	64.0	57.7	56.9	118	60	-	62	67	54
System Pressure (MPa)	0.4	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.4	0.2	-	0.2	0.2	0.2
Fall Distance (m)	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	0.8	0.8	-	0.8	0.8	0.8
Jet Diameter (mm)	50	50	50	50	50	50	15	10	30	30	30	30
Triggering Time After Release (ms)	939	875	875	1040	1046	1050	931	922	-	851	1127	1542
Location of Melt Leading Edge at Trigger Time (m)	~0.3	~0.4	~0.4	~0.4	~0.1	~0.4	0.5	0.0	-	0.0	0.0	0.0
Void at Triggering (vol %)	~4	~3	~2	14-24	12-34	4-10	6.7	27	1	6	16	12
Max. Pressure (MPa)	17	10	12	20	7	25	34.7	23.3	-	44.7	-*	9.4
Impulse (N.s)	6640	>8000	~9000	>>9000	4680	>>9000	584	743	-	898	-*	~0
Steam Explosion	S/E	S/E	S/E	S/E	Steam Spike	S/E	S/E	S/E	-	S/E	Energetic event*	Located S/E
Conversion Ratio (%)	0.12	0.28	0.22	0.35	0.06	0.66	0.10	0.08	-	0.18	-	~0

表3 各パラメータ設定の考え方

<p>F C I に寄与する溶融デブリ落下量</p>		
<p>溶融デブリ内部エネルギー (MJ/kg)</p>	<p>分布：三角分布 最小値：1.3 最尤値：1.4 最大値：1.5</p>	
<p>機械エネルギー変換効率</p>	<p>分布：三角分布 最小値：0.002 最尤値：0.01 最大値：0.03</p>	
<p>トリガリング発生有無</p>	<p>発生頻度 0.1</p>	<p>既往のF C I 試験結果を踏まえて設定。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。</p>

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

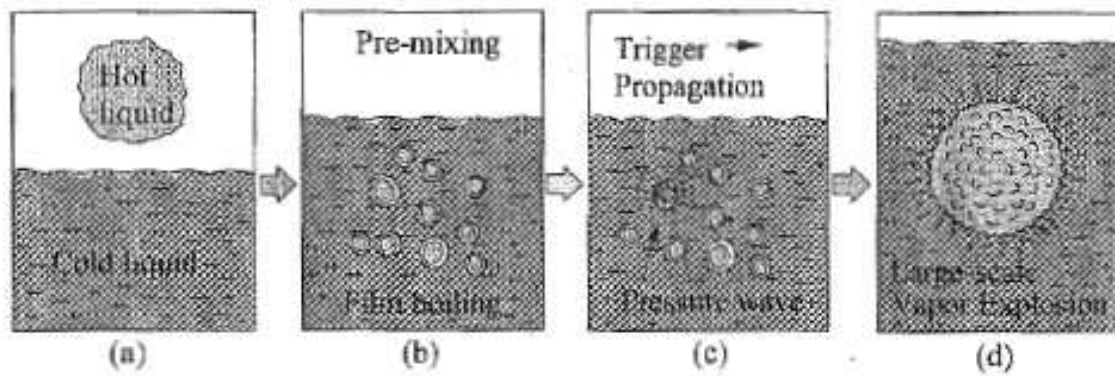


図1 熱的デトネーションモデルの概念

不確かさ要因

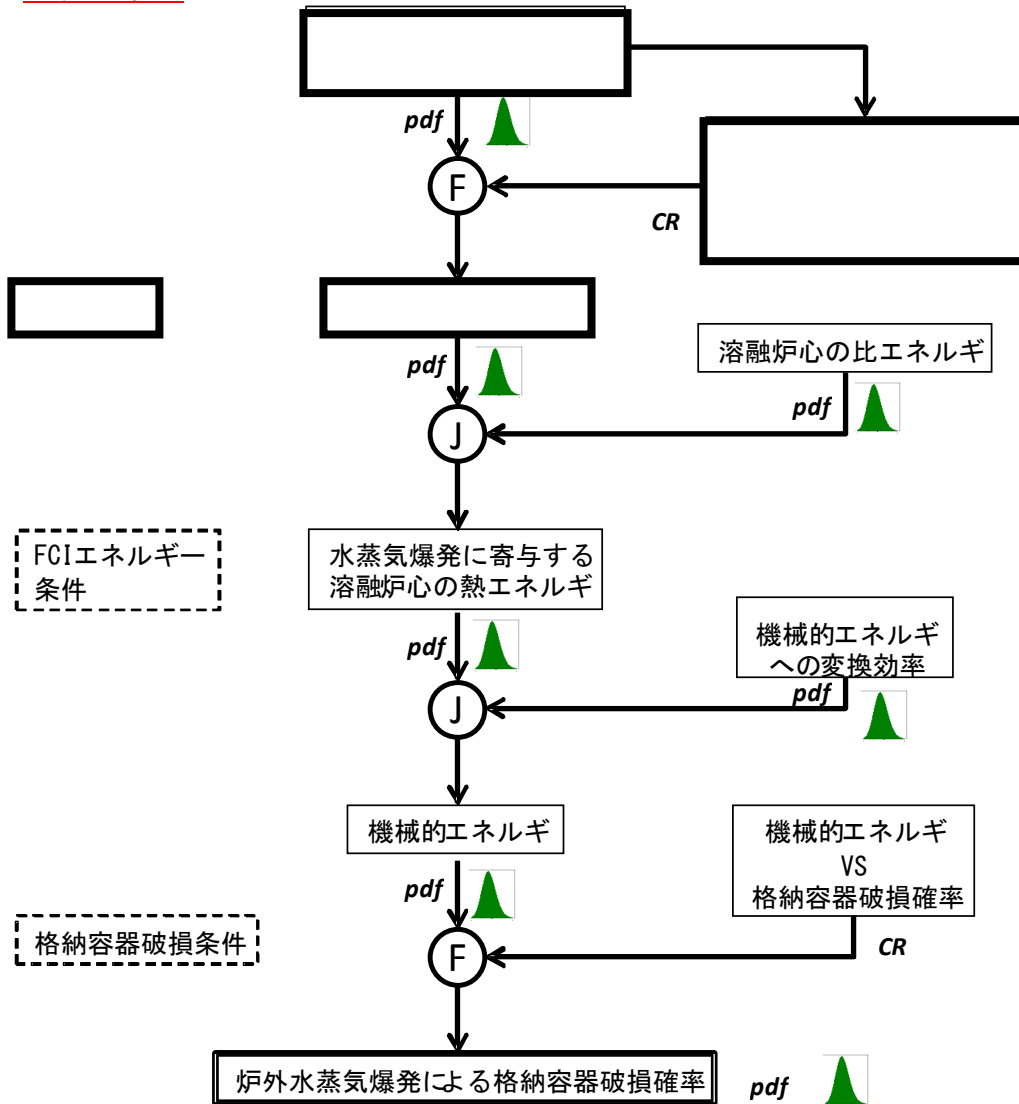


図2 FCIによる格納容器破損確率評価の枠組み

枠組みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

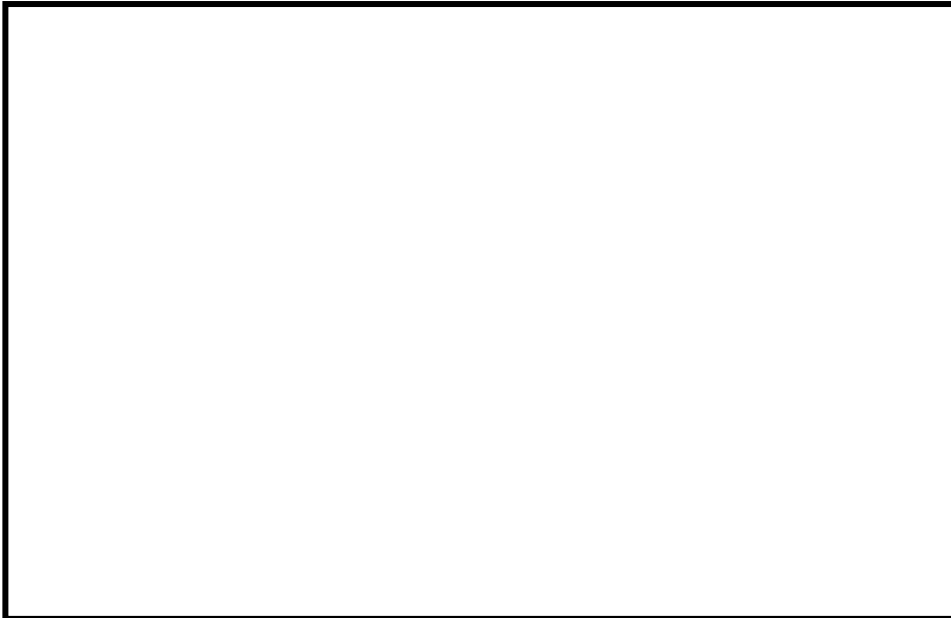
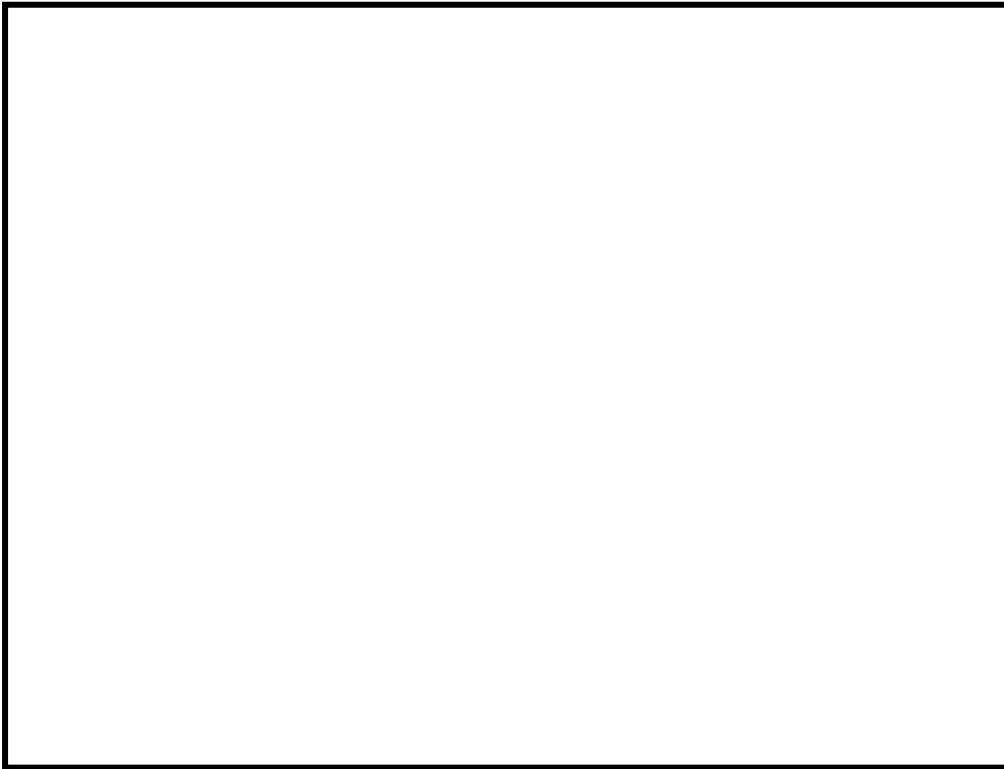


図4 ペDESTAL側面フラジリティ  
(LS-DYNA<sup>[17]</sup>による評価結果)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

## 2. 格納容器雰囲気直接加熱 (DCH)

## 2. 格納容器直接加熱現象 (DCH)

### (1) 事象の概要

格納容器直接加熱(DCH; Direct Containment Heating)は圧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、圧力容器下部の破損部分から原子炉圧力容器下部キャビティ (ペDESTALキャビティという) 内に放出され (HPME; High Pressure Melt Ejection), 更に蒸気流によって液滴状態となって格納容器内に放出, この際, 雰囲気ガス中の水蒸気との金属-水反応による水素ガスと熱の発生, 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) の確率論的安全評価報告書 NUREG-1150<sup>[1-1]</sup>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 現象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<sup>[1-2]</sup>, 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, その圧力には閾値 (しきい値; 2 MPa[gage]以下) があり, 原子炉圧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<sup>[1-3]</sup>。

### (3) 今回の PRA における扱い

BWR プラントは, 圧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 (2 MPa[gage]以下) まで減圧することができる (その効果は重大事故対策の有効性評価において別途説明)。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, 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, 女川 2 号機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。

分岐確率の算出の考え方は、図 1.1 の通りである。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み合わ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、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 の対象となるシーケンスは、高圧シーケンスである。高圧シーケンスを早期高圧破損、後期高圧破損に分類し、それぞれ、T Q U X シーケンス、長期 T B 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

##### ①DCH 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および 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、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圧力容器破損が起こる（HPME）必要がある。BWR において全炉心が溶融し、下部プレナム内ヘデブリが移動すると、堆積高さは  m となり、HPME が生じる可能性のある領域は下部ヘッド下端から  m の領域に限られる（図 1.2 参照）。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



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、およ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もしくは破損した場合、下部プレナム内の溶融物は、ペDESTALキャビティ床に堆積すると考えられる。

更に、圧力容器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ブ破断も考えられる。しかし、BWR は、円筒形のペDESTAL構造壁の上端に支持スカートによって圧力容器が支持される構造となっており（図 1.3 参照）、デブリ堆積層の上部で圧力容器が破損したとしても、その破損部位は支持スカートより低い位置となり、溶融物は、貫通配管の破損時と同様に、ペDESTALキャビティに移行するものと考えられる。

また、非常に考えにくいだが、下部プレナム内にデブリが移動せず、炉心支持板上で溶融プールが形成される場合もあり得る。この際、横方向からデブリが流出したとしても、RPV シュラウドを貫通し、さらに圧力容器胴部本体を溶融貫通して圧力容器外にデブリが流出することは考えにくく、炉心側部からデブリが流出したとしても、最終的な行先は下部プレナム内となり、先の破損モードと同様に、ペDESTALキャビティに移行するものと考えられる。

以上の通り、BWR で想定される HPME による溶融物の移行先は、圧力容器のどのような破損モードを考慮したとしてもペDESTALキャビティに限られることとなる。

下部プレナム内に存在する溶融コリウム量は、ペDESTALキャビティに流出する溶融炉心量となるため、溶融物のペDESTALキャビティへの放出挙動は、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

ペDESTALキャビティに放出された炉心溶融物は、ペDESTALキャビティの床にプール状また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、RPV からのブローダウンガス流量およ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、ドライウエ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、微粒子化したデブリがペDESTAL開口部に到達し、かつ付着することなく、ドライウエル空間へ移行する必要がある。

BWRのペDESTAL構造において、粒子化したデブリが開口部よりドライウエルへ移行するためには、同じ空間において、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改型格納容器のように、粒子が発生するペDESTAL床面とペDESTAL開口部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、ドライウエル空間に移行しにくい(図1.4参照)。

液滴の移行挙動は、RPVからのブローダウンガス流量およびその継続時間により影響を受ける。RPVからのブローダウンガス流量およびその継続時間はRPV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、D/W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

ドライウエルへ移行した浮遊コリウム粒子はドライウエル雰囲気と熱的・化学的相互作用を行い、格納容器雰囲気を直接加熱し、水素発生およ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、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、およびサ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。

RPV破損時点での格納容器圧力およびD/W雰囲気との熱的・化学的相互作用による圧力上昇は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、RPV 破損時点の D/W 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。

- ・ In-Vessel での Zr 酸化割合
- ・ 圧力容器破損面積
- ・ 下部プレナム内容融炉心割合
- ・ ドライウェルへの粒子化コリウム移行割合

#### 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表 1.1 の通りである。各パラメータの不確かさを考慮して分布を設定した。

#### ③DCH 分岐確率の評価

以下の流れで評価を行う。

- ・ DCH 現象評価に影響し、不確かさの大きいパラメータとして、炉内 Zr 酸化割合、RPV 破損面積、下部プレナム内容融炉心割合 [格納容器へ流出する溶融炉心割合]、および粒子化デブリの D/W への移行割合を選定し、各パラメータに確率密度関数 (pdf: probability density function) を設定する。
- ・ パラメータと格納容器圧力ピーク値との因果関係 (CR: Causal Relation) を作成する。
- ・ 格納容器圧力と格納容器破損確率の因果関係 (格納容器フラジリティ) を設定する。
- ・ 確率密度関数を与えたパラメータのモンテカルロサンプリングを実施し、パラメータと格納容器圧力ピーク値との因果関係から格納容器ピーク圧力を求め、格納容器フラジリティを参照することで格納容器破損確率を評価する。

上記のうち、DCH 時の格納容器ピーク圧力を表す相関式は、DCH 評価モデル (MAAP DCH モデル) を用いて以下のように作成する。

- ・DCH時の水-金属反応に影響するドライウエルの雰囲気条件(水蒸気量)を設定するため, RPV 破損までのドライウエル雰囲気条件を MAAP コードにより評価する。
- ・パラメータ値 (炉内 Zr 酸化割合, RPV 破損面積, 下部プレナム熔融炉心割合, D/W への粒子化デブリ移行割合) を変化させて, DCH 評価モデルにより RPV 破損後の格納容器圧力上昇分を計算する。
- ・RPV 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を求める。
- ・以上のパラメトリックな評価結果 (表 1-2 および表 1-3) に基づき相関式を作成する。
  - 圧力容器破損前の格納容器圧力 [P0] は, In-Vessel Zr 酸化割合 [X] の 1 次式で表す。
  - DCH 時の加圧量 [ΔP] は, 圧力容器破損面積 [A] と下部プレナム熔融割合に D/W への粒子化デブリ移行割合を乗じた全炉心に対する移行割合 [F] により,  $c1 \times A^{c2} \times F^{c3}$  ( $c1, c2, c3$  は定数) の関数形で近似する。
  - 最小自乗法によるフィッティングにより係数  $c1, c2, c3$  を決定する。

RPV 破損時の D/W 雰囲気条件が異なる早期 RPV 破損シナリオ (TQUX シーケンス) および後期 RPV 破損シナリオ (長期 TB シーケンス) に対して作成した DCH 時の D/W 圧力ピーク値  $P_{peak}$  を与える相関式は以下の通りである。

(TQUX)

$$P_{peak} = P_0 + \Delta P = \boxed{\phantom{c1 \times A^{c2} \times F^{c3}}}$$

(長期 TB)

$$P_{peak} = P_0 + \Delta P = \boxed{\phantom{c1 \times A^{c2} \times F^{c3}}}$$

ここで, X: 炉内 Zr 酸化割合(-), A: 圧力容器破損面積( $m^2$ )

F: 下部プレナム熔融割合に D/W への粒子化デブリ移行割合を乗じた割合(-)

また, D/W 圧力ピーク値と格納容器破損確率の相関である格納容器フラジリ

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

ティは、代表的 Mark-I 改良型格納容器の耐性評価線図<sup>[1-4]</sup>において、破損限界圧力の下限值（)を破損確率値と仮定し、さらに、不確かさとして幾何標準偏差を仮定した対数正規分布（図 1.5）とする。

以上により、モンテカルロサンプリングを実施して求めた格納容器破損確率（平均値）は、（早期 RPV 破損シナリオ；TQUX）、（後期 RPV 破損シナリオ；長期 TB）である。

なお、以上のように、DCH による格納容器破損確率は極めて低いと評価されるため、女川 2 号機の格納容器イベントツリー評価では DCH による格納容器破損はないものとしている。

以 上

#### 参考文献

- [1-1]USNRC, “Severe Accident Risks: An Assessment for Five US. Nuclear Power Plants”, Final Summary Report, NUREG-1150(1990)
- [1-2]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)
- [1-3] (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)
- [1-4] M. Goto, et al., “Study for Ultimate Capacity of Typical BWR Containment Vessel in Japan,” ICONE-3, 1995.
- [1-5] L.G.Greimann, et al., “Reliability Analysis of Steel Containment Strength,” NUREG/CR-2442, 1982.

表 1-1 DCH 評価の選定パラメータ

パラメータ (選定の考え方)	確率分布	設定の考え方
炉内 Zr 酸化割合  (RPV 破損時点での PCV 圧力, D/W 移行粒子中の Zr 量/DCH 時 Zr 酸化に影響)	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"> <li>代表的な PRA (NUREG/CR-4551) での複数の専門家評価の平均値をもとに設定</li> <li>最小値は DBA LOCA の上限値に設定</li> </ul>
RPV 破損面積  (RPV からのブローダウンガス流量およびその継続時間に影響)	分布形：三角分布 最小値：0.002 m <sup>2</sup> 最尤値 <input type="text"/> 最大値：2.0 m <sup>2</sup>	<ul style="list-style-type: none"> <li>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</li> <li>最尤値は、CRD 貫通部 1 本の破損 (侵食後面積) を想定</li> <li>最大値は下部ヘッドクリープ破断相当を仮定</li> </ul>
下部プレナム内容融炉心割合  (全炉心に対して PCV ペDESTAL へ流出する溶融炉心割合であり, D/W への粒子化デブリ移行割合と合わせて DCH 現象の程度に影響)	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"> <li>最小値は、10%炉心量を仮定</li> <li>最尤値は、支持板破損直前の炉心溶融物量 (MAAP 解析結果) を設定</li> <li>最大値は、全量の溶融物が落下するとして 100%炉心量を設定</li> </ul>
D/W への粒子化デブリ移行割合  (PCV ペDESTAL 内容融デブリの D/W への移行割合は DCH 現象の程度に直接的に影響)	分布形：一様分布 F <sub>pd-out</sub> : <input type="text"/> F <sub>no-impact</sub> : 一様分布 最小値：0.8 最大値：1.0	<ul style="list-style-type: none"> <li>D/W へ移行する粒子化割合 (F<sub>frag</sub>) は、ペDESTAL からペDESTAL 開口部へ到達する粒子割合 (F<sub>pd-out</sub>) とペDESTAL 開口部で付着しない割合 (F<sub>no-impact</sub>) の積 (F<sub>frag</sub> = F<sub>pd-out</sub> × F<sub>no-impact</sub>) より計算</li> <li>F<sub>pd-out</sub> は、流動解析結果 (添付 1) に基づき設定</li> <li>F<sub>no-impact</sub> は工学的判断に基づき設定</li> </ul>

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 1-2 DCH 時の D/W ピーク圧力評価結果 (TQUX シーケンス)

In-Vessel Zr酸化割合 (%)	RPV破損面積 (m <sup>2</sup> )	下部プレナム内 溶融炉心割合 (%)	D/Wへの粒子化 デブリ移行割合 (%)	RPV破損直前の D/W圧力 (MPa [abs])	DCH発生時の 圧力上昇幅 (MPa)	D/Wピーク圧力 (MPa [abs])

表 1-3 DCH 時の D/W ピーク圧力評価結果 (長期 TB シーケンス)

In-Vessel Zr酸化割合	RPV破損面積 (m <sup>2</sup> )	下部プレナム内 溶融炉心割合	D/Wへの粒子化 デブリ移行割合	RPV破損直前の D/W圧力	DCH発生時の 圧力上昇幅	D/Wピーク圧力 (MPa [abs])

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

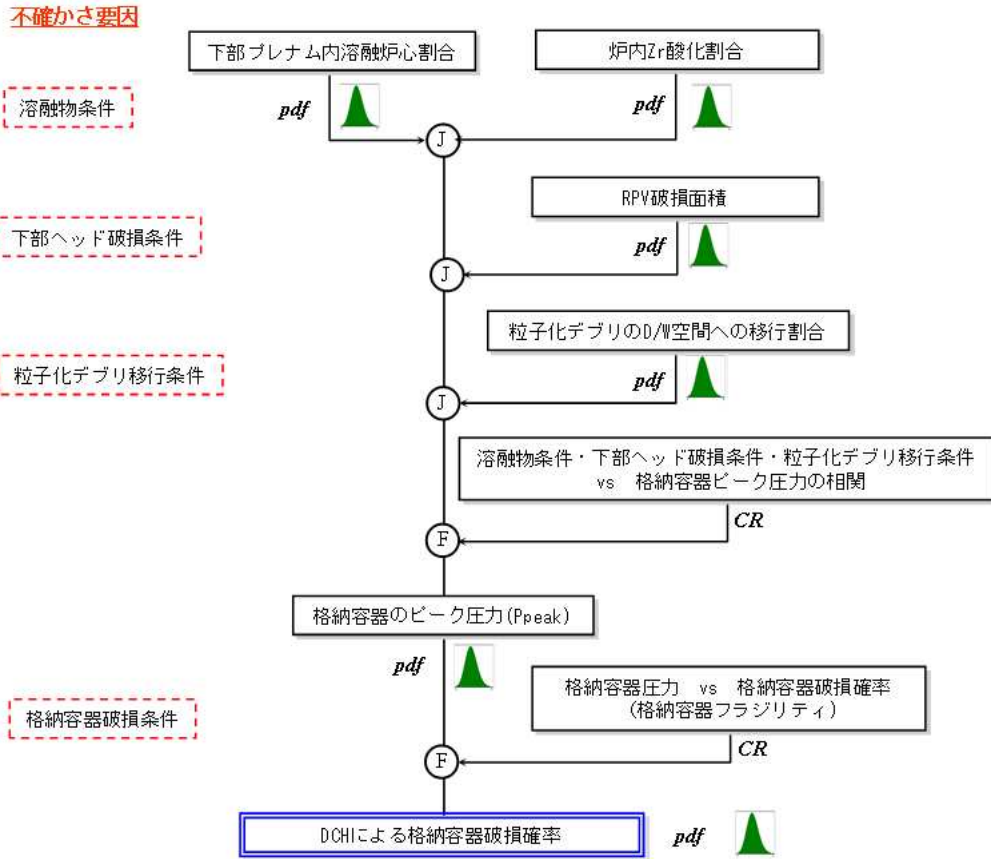


図 1.1 DCH による格納容器破損確率の評価フロー



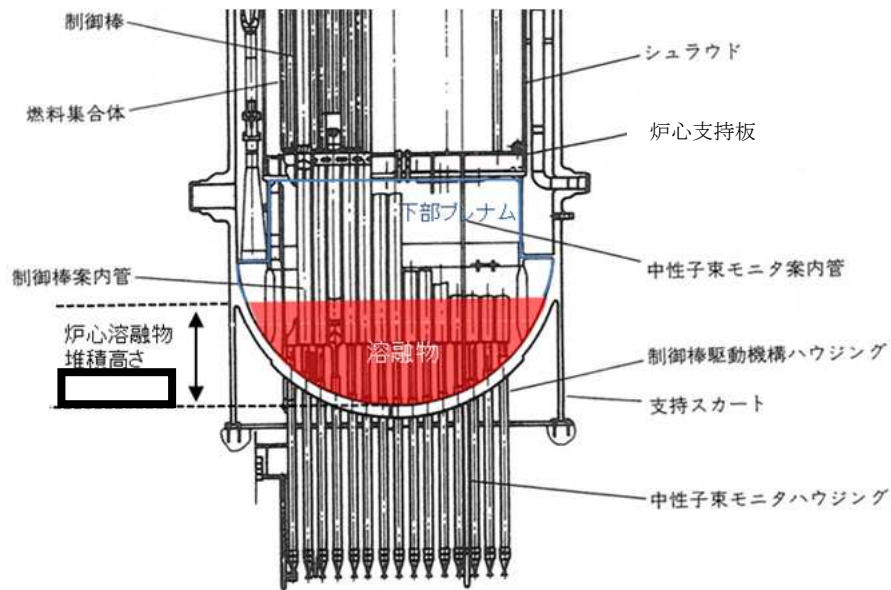


図-1.2 女川 2 号機の原子炉压力容器下部プレナムの構造

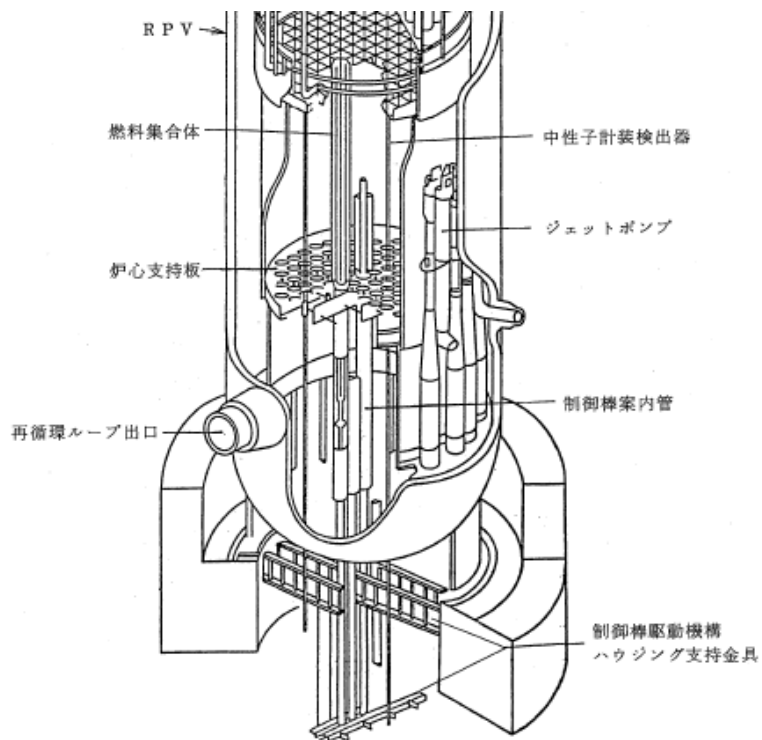


図-1.3 BWR プラントの压力容器支持構造

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

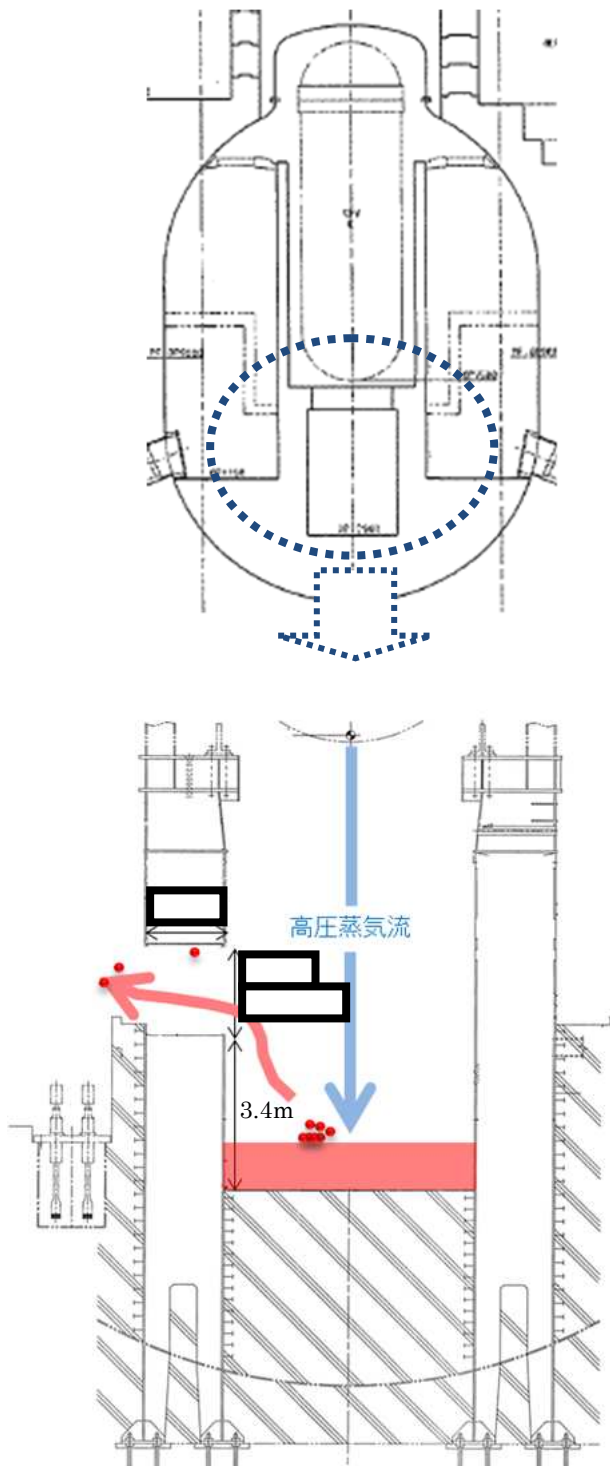


図-1.4 炉心溶融物液滴の移動経路

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

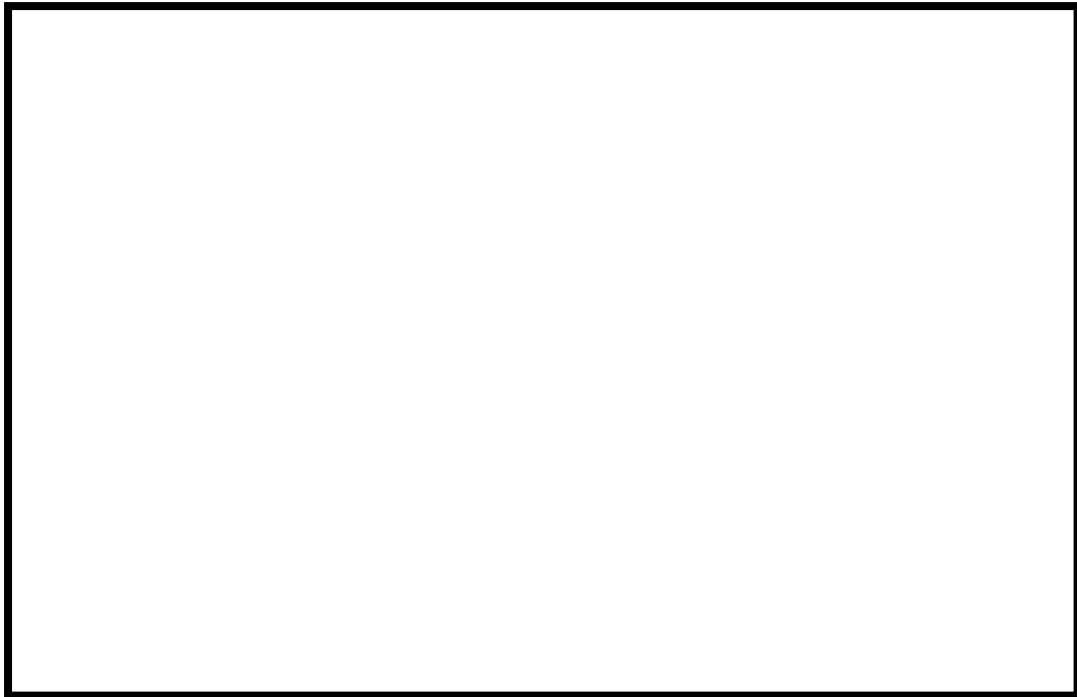


図 1.5 格納容器過圧破損の累積確率

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

## 原子炉圧力容器高圧破損時のペDESTAL内流動解析 (Mark-I, Mark-II) および Mark-I 改良型におけるペDESTAL開口部へ到達する粒子割合の検討

### 1. はじめに

本資料では、Mark-I および Mark-II のペDESTAL形状における原子炉圧力容器 (RPV) 高圧破損時のペDESTAL内の粒子挙動を、流速場評価に実績のある STAR-CD コードを用いて評価し、結果をまとめるとともに、これら解析結果をもとに、Mark-I 改良型格納容器におけるペDESTALからペDESTAL開口部へ到達する粒子割合の検討を行う。

ドライウェルへの粒子化コリウム移行割合を評価するためには、以下の 2 項目について把握する必要がある。

- ① ペDESTAL内流速場
- ③ ペDESTAL内流速場でのコリウム粒子の移行挙動

それぞれの解析結果を以下に述べる。

### 2. RPV 破損時のペDESTAL内流速場評価

RPV 破損時にペDESTALに放出される水蒸気によって形成される流速場を、流体解析プログラム STAR-CD を用いて解析した。

#### (1) 水蒸気のベッセル破損口からのブローダウン評価

ペDESTALへの水蒸気流入境界条件として、流入する水蒸気の密度、温度、圧力、および流速を与える必要がある。破損口において水蒸気が臨界流であると仮定した場合の Mark-I および Mark-II プラントのブローダウン条件を付表-1 に示す。

#### (2) STAR-CD によるペDESTAL内流動解析

付表-2 に STAR-CD によるペDESTAL内流動解析条件を示す。また、付図-1 および付図-2 にそれぞれ Mark-I プラントおよび Mark-II プラントの解析領域幾何形状モデルを示す。いずれもペDESTALの開口部を含むペDESTAL 1/2 セクターモデルを 3 次元座標系上に作成し、水蒸気流入境界条件として上記 (1) におけるブローダウン条件を用いて、圧縮性流体場での非定常計算を行い、ペDESTAL内での流動状況を解析した。

付図-3～付図-5にMark-Iプラントの圧力容器破損後  におけるペDESTAL内流速分布、ペDESTAL床面 (コリウム上面) でのガス流速分布、鉛直方向速度分布、および径方向速度分布を示す。また、付図-6～付図-8 に Mark-II プラントに対する同様の結果を

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

示す。

Mark-I および Mark-II プラントともに、圧力容器からペDESTALへの水蒸気噴出から [ ] で流速場はほぼ定常に達する。この時の水蒸気噴出速度は [ ] コリウム上面での最大流速（ほぼ水平流）は [ ] と [ ] である。圧力容器から噴出された水蒸気は、ペDESTAL床部のコリウムに当たって水平に向きを変え、ペDESTAL周方向へと広がる。特に、Mark-I の場合には、ペDESTAL床と同一レベルに開口部が存在するため、一部が開口部へ流れ込みドライウェルへ流出するが、ほとんどの水蒸気流はペDESTAL側壁に当たり上方へと向きを変え、側壁に沿って上昇する。Mark-II の場合には、開口部がペDESTAL床から [ ] 上方に存在し、上昇流の一部が向きを変えドライウェルへ流出することになるが、大部分はペDESTAL内を循環する流れを形成する。

### 3. ペDESTAL内流速場でのコリウム粒子の移行挙動

上記(2)で評価されたペDESTALでの流速場評価結果に基づいて、水蒸気によってエントレインされ発生すると想定したコリウム粒子の移行挙動を STAR-CD を用いて評価した。

主な解析条件は付表-2と同様である。ただし、初期条件（圧力場、流速場、温度場）には、水蒸気放出開始後 [ ] での STAR-CD 解析結果を用いた。また、付表-3 及び付図-9 に粒子移行挙動解析における評価条件を示す。コリウム粒子は初期状態で床一面に存在する [ ] と想定し、これらの粒子が水蒸気の流れによってどのように移送されるかを解析した。

移行粒子の軌跡と最終位置を付図-10 (Mark-I) および付図-12 (Mark-II) に示す。最終的に粒子がドライウェルへ流出するのは Mark-I のみであり、付図-11 には流出粒子の発生箇所を示した。ドライウェルへ流出するコリウム粒子は、ペDESTAL開口部近傍で発生した粒子である。コリウム表面でエントレインにより発生したほとんどの粒子は、沈降により床に再付着するか、もしくは周方向流れによって側壁に衝突する。また、一部の粒子は上昇流によって天井まで到達し、特に、循環流の大きい Mark-II では、天井に到達する粒子の割合が多くなっている。

ドライウェルへの粒子移行が評価された Mark-I では、ペDESTAL床一面に配置した粒子の [ ] うちペDESTAL開口部近傍の [ ] が開口部へ流出し、そのうち [ ] がドライウェルへ流出しており、この結果からペDESTAL開口部へ到達する粒子割合は [ ] ドライウェルへの粒子移行割合は [ ] と評価される。

さらに、気体流速の違いによる粒子発生率の違いを考慮するため、Kataoka-Ishii の相関式<sup>(注)</sup>適用により、粒子発生率が流速の [ ] に比例すると仮定すると、ペDESTALからペDESTAL開口部へ到達する粒子割合は [ ] , およびドライウェルへの粒子移行割合は [ ] と評価される。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

(注) Kataoka-Ishii の相関式

液膜流からの液滴エントレインメント率  $\dot{\epsilon}_e$  (単位面積あたりの液滴質量発生率) を与える相関式であり、次式で表される。

$$\dot{\epsilon}_e = 6.6 \times 10^{-7} (\text{Re}_f \text{We})^{0.925} \left( \frac{\mu_g}{\mu} \right)^{0.26} \left( \frac{\mu_f}{D_h} \right),$$

$$\text{Re}_f \approx \frac{4\rho_f V_f h}{\mu_f}, \quad \text{We} \approx \frac{\rho_g V_g^2 D_h}{\sigma} \left( \frac{\Delta\rho}{\rho_g} \right)^{1/3}$$

#### 4. 解析結果まとめ

Mark-I および Mark-II プラントを対象に、圧力容器底部高圧破損時のペDESTAL内非定常流動および粒子移行挙動解析を汎用流体解析プログラム STAR-CD コードを用いて行った。その結果は以下のようにまとめられる。

- RPV から噴出する水蒸気流の大半はペDESTAL内を循環する大きな流れを駆動するのに寄与し、ペDESTAL開口部からドライウエルへ流出する流れはその内の一部である。
- 水蒸気流によってエントレインされたコリウム粒子は、そのほとんどがコリウム(床面)上に沈降するかあるいは壁面に衝突して付着する。
- Mark-I プラントのみ有意なコリウム粒子がペDESTAL開口部からドライウエルへ移行するが、ペDESTALからペDESTAL開口部へ到達する粒子割合は  およびドライウエルへの粒子移行割合は  と少ない。また、Mark-II ペDESTAL形状では、ドライウエルへのコリウム粒子移行の可能性は非常に小さい。

#### 5. Mark-I 改良型格納容器における移行割合の設定

Mark-I および Mark-II プラントを対象とした、圧力容器底部高圧破損時のペDESTAL内非定常流動および粒子移行挙動解析結果をもとに、Mark-I 改良型格納容器におけるデブリ粒子の移行割合について検討を行う。

先の解析結果から、デブリの移行割合については、粒子の発生するペDESTAL床面と D/W へ通じる開口部の高さにより異なることがわかる。Mark-I 改良型は、ペDESTAL床面よりペDESTAL開口部が上方に位置しており、Mark-II に近い構造となっている。このため、粒子移行挙動は Mark-II のそれに近いと考えられる。

また、Mark-II は開口部が床面から  であるのに対し、Mark-I 改では、3.4m となる。このため、定性的にはより移行しにくい構造であると考えられる。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

以上の考察をもとに、Mark-I 改良型のペDESTALからペDESTAL開口部へ到達する粒子割合の設定については、保守的に Mark-II の解析結果を最小値に設定する。Mark-II の解析では、の粒子のうち開口部へ流出した粒子がなかったことから、移行割合は  であると考えられることから、保守的に  を設定する。

また、不確かさ幅を考慮し、最大値については、Mark-I の解析結果  も参照しつつ、 を設定する。

なお、最小値、最大値の間の不確かさ分布は、一様分布を仮定する。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

付表-1 ブローダウン条件

RPV 初期圧力	
RPV 内水蒸気体積	
RPV 破損口面積	
水蒸気ガス定数	
RPV 内水蒸気温度	
RPV 内水蒸気密度	
破損口水蒸気密度	
破損口水蒸気速度	

付表-2 STAR-CD によるペDESTAL内流速場解析条件

項 目		Mark-I	Mark-II		
ペDESTAL 幾何形状	領域	ペDESTAL 1/2 セクターモデル			
	半径				
	高さ				
	D/W への開口部高さ				
	開口部サイズ (1/2 幅×高さ×長さ)				
初期雰囲気 条件	温度				
圧力					
ガス組成					
流れの状態					
水蒸気流入 境界条件	流入面積				
流入速度					
流入温度					
ドライウェル 開口部圧力	境界圧力				
境界条件	境界温度				
壁面境界条件	セクター分割面				
	P/D 壁面および開口部壁面				
乱流モデル					
流体密度計算					

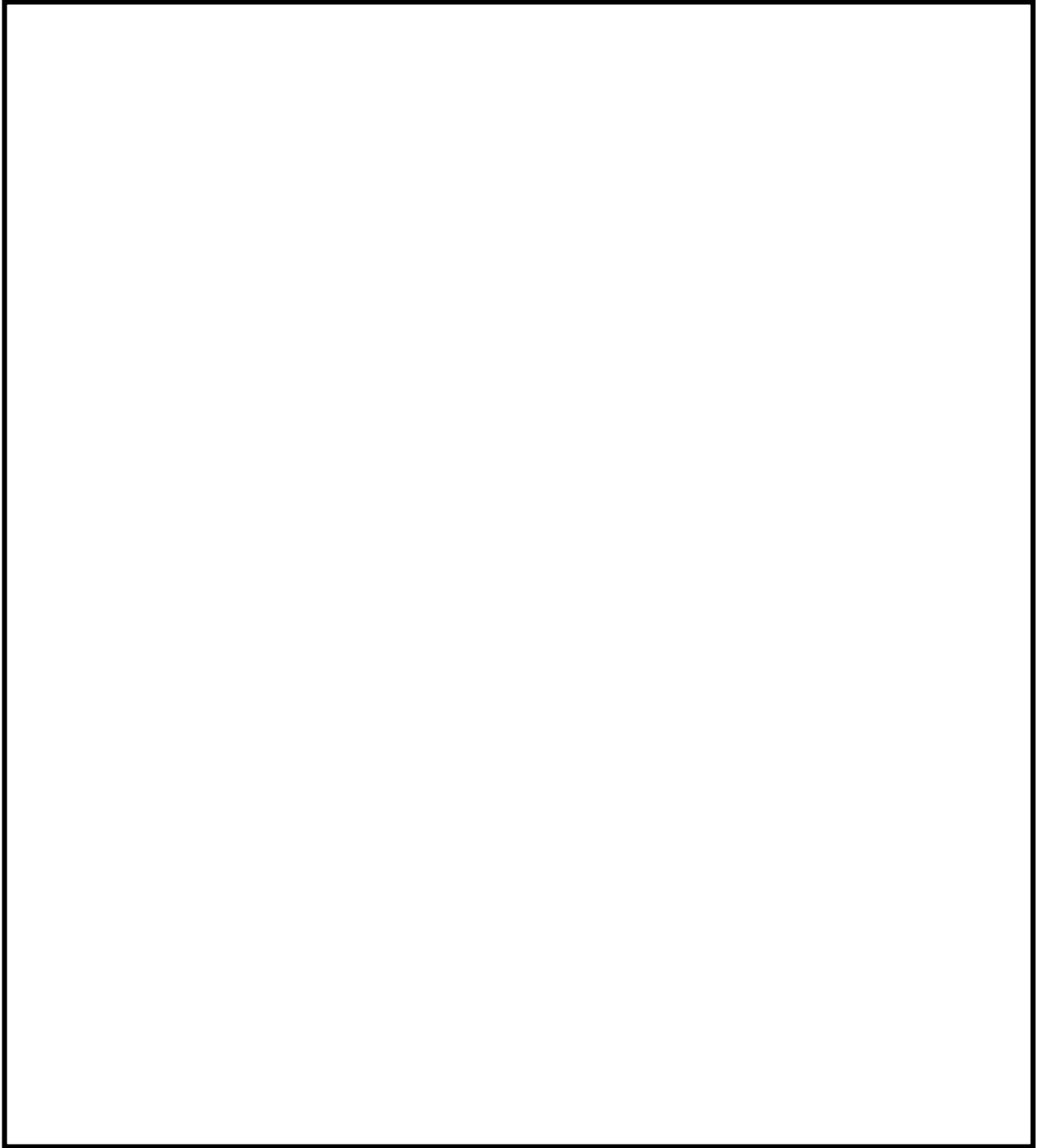
枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



付表-3 STAR-CDによる粒子移行挙動解析の評価条件(Mark-I, Mark-II 共通)

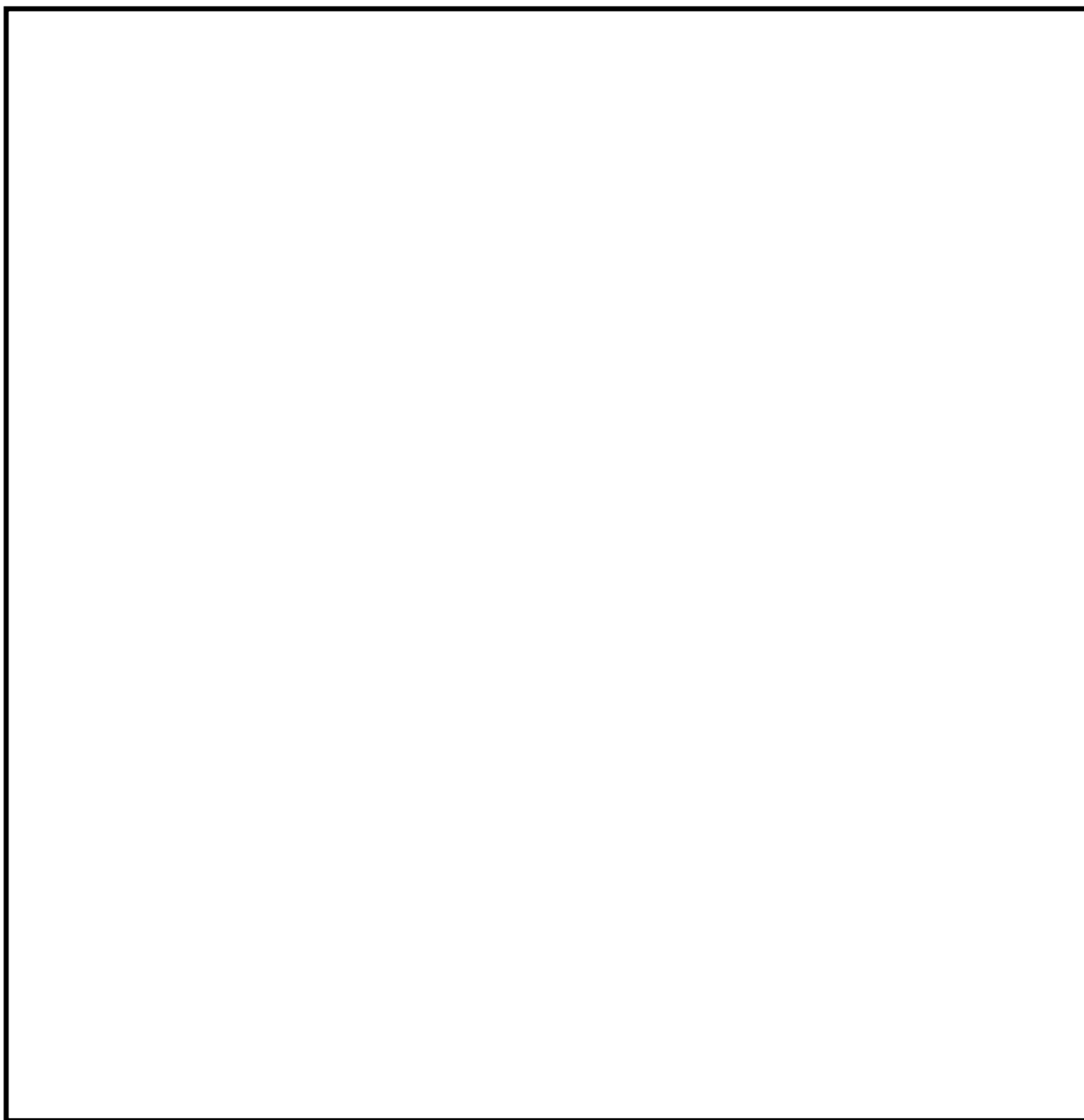
粒子直径	
粒子密度	
発生場所	
粒子個数	
反射条件	
気流場との連成	

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



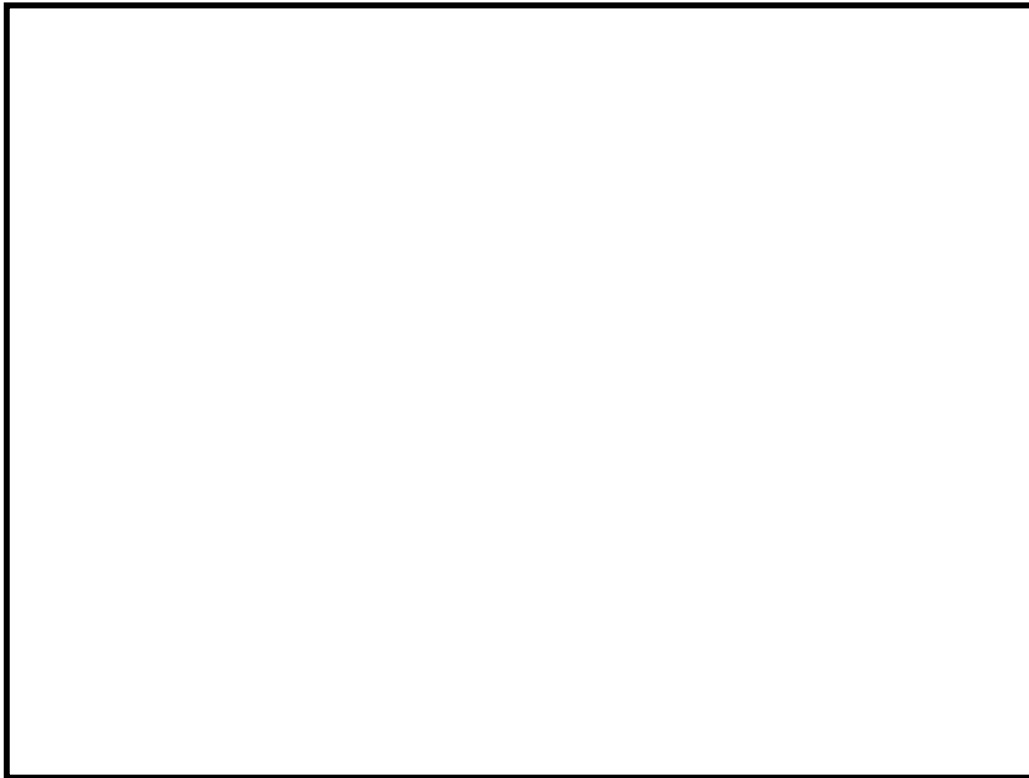
付図-1 STAR-CD 解析用幾何形状モデル  
(Mark-I ペデスタル 1/2 セクター)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



付図-2 STAR-CD 解析用幾何形状モデル  
(Mark-II ペデスタル 1/2 セクター)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

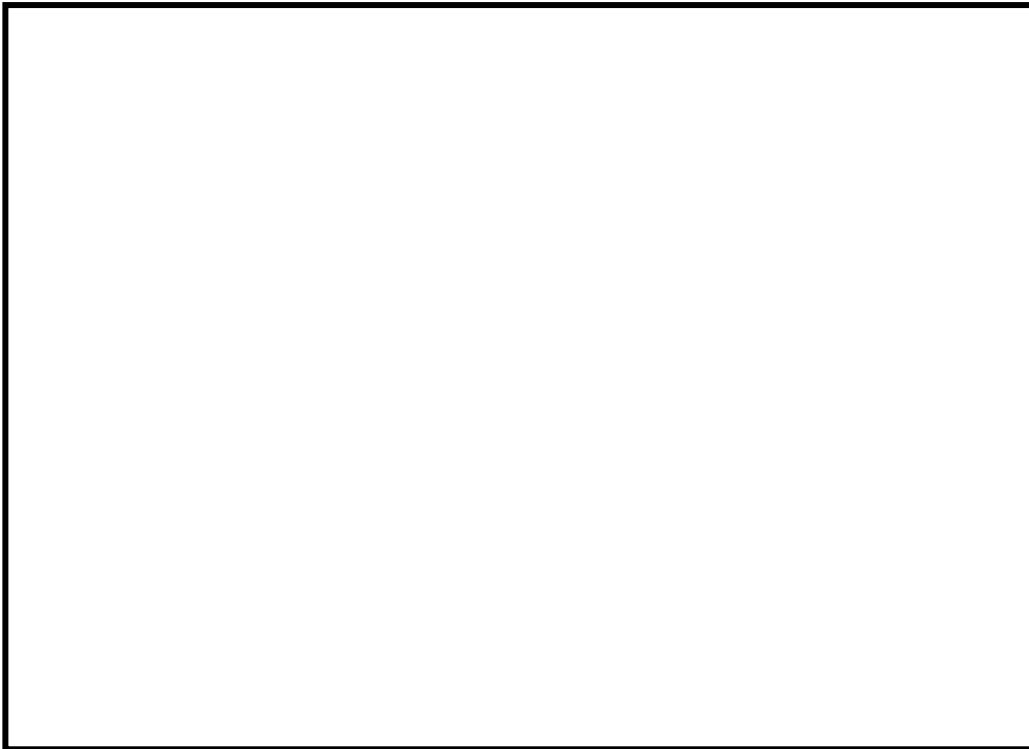


付図-3a Mark-I ペデスタル内流速分布

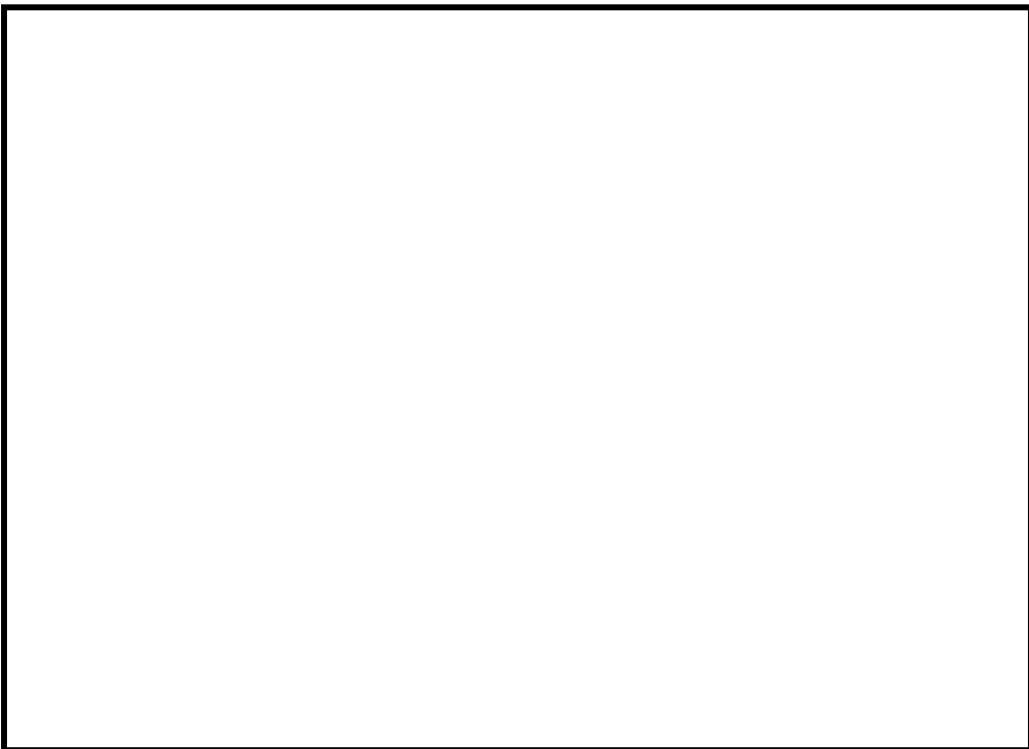


付図-3b Mark-I ペデスタル床面（コリウム上面）でのガス流速分布

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



付図-4 Mark-I ペデスタル内鉛直方向速度分布



付図-5 Mark-I ペデスタル内径方向速度分布

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

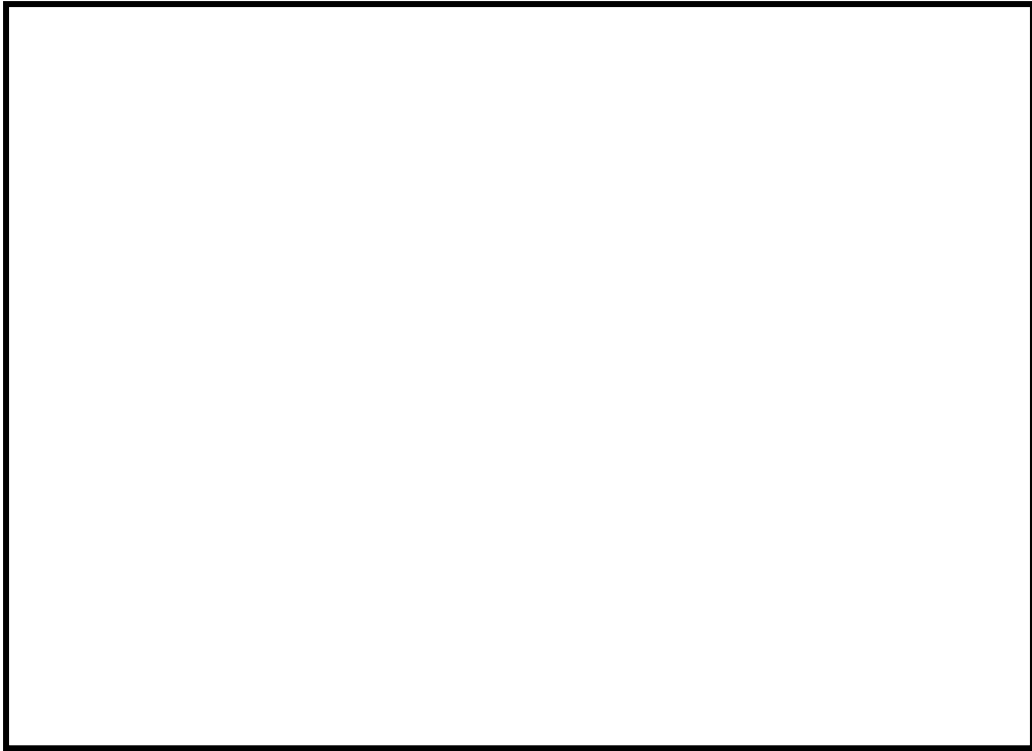


付図-6a Mark-II ペDESTAL内流速分布

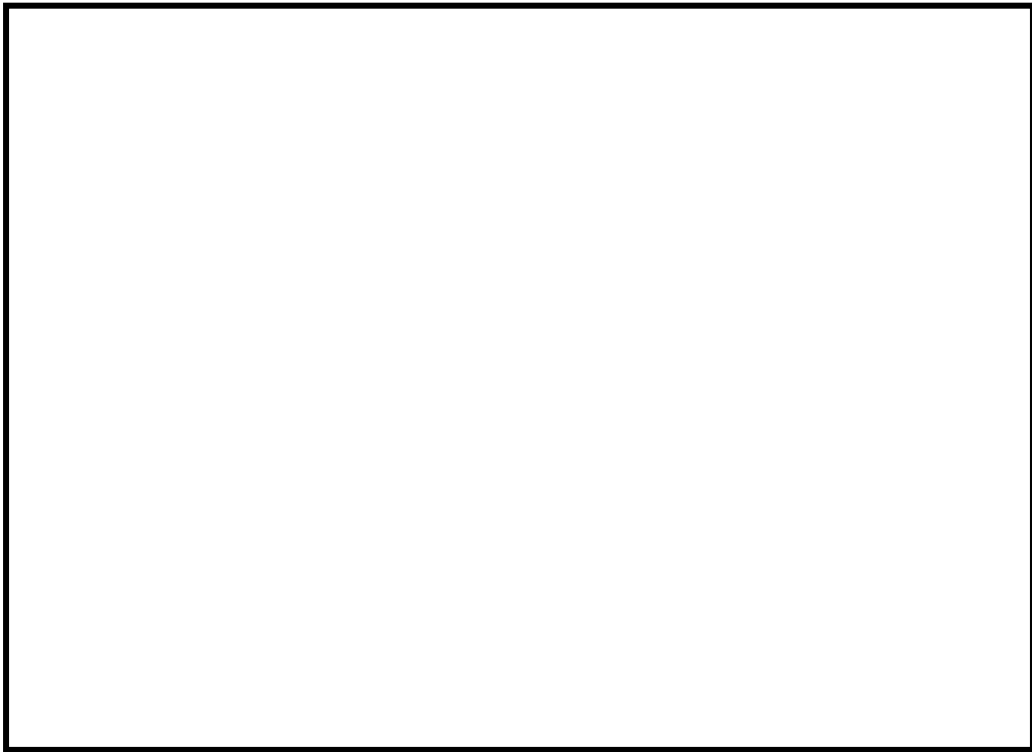


付図-6b Mark-II ペDESTAL内床面（コリウム上面）でのガス流速分布

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

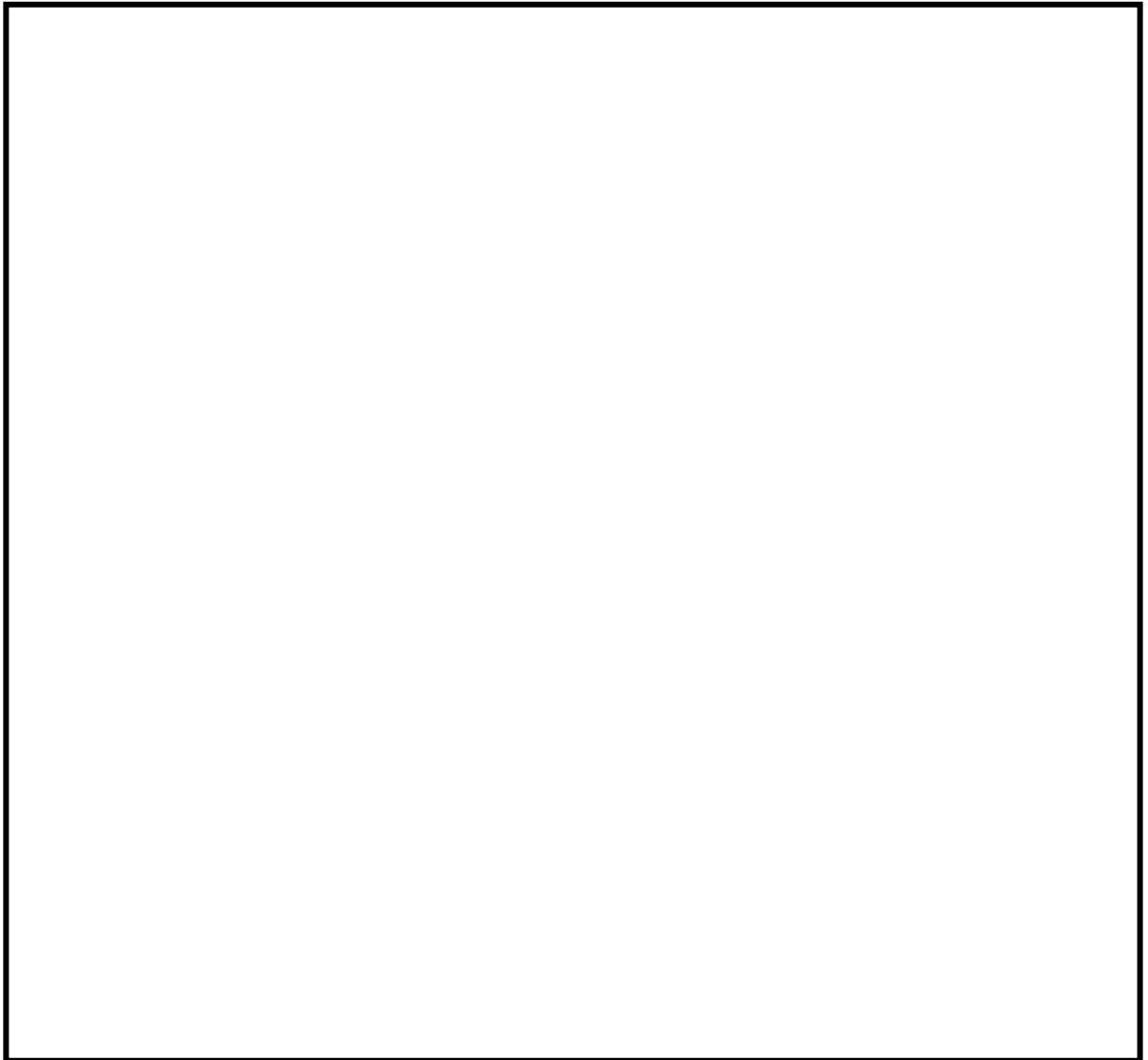


付図-7 Mark-II ペDESTAL内鉛直方向速度分布



付図-8 Mark-II ペDESTAL内径方向速度分布

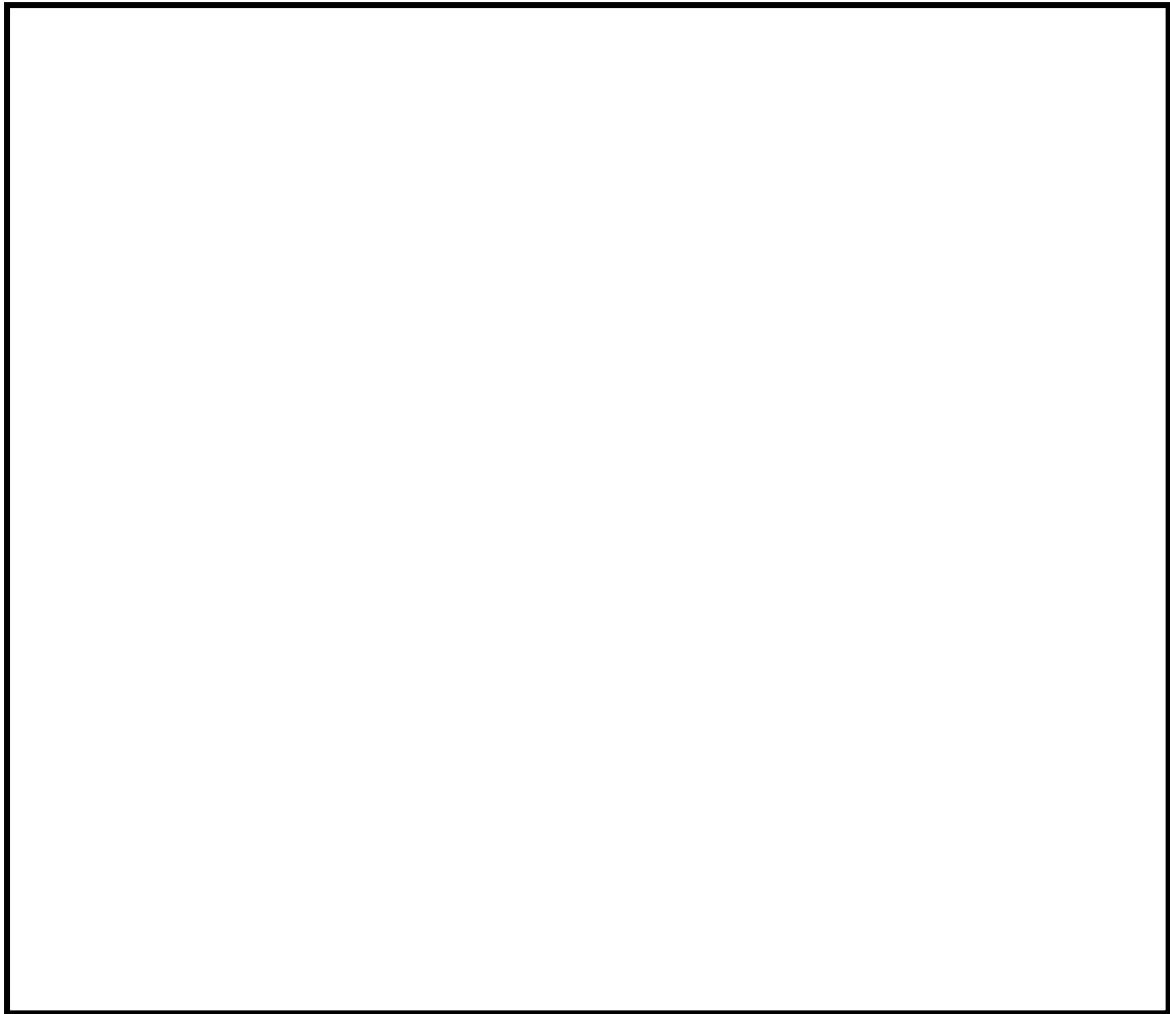
枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



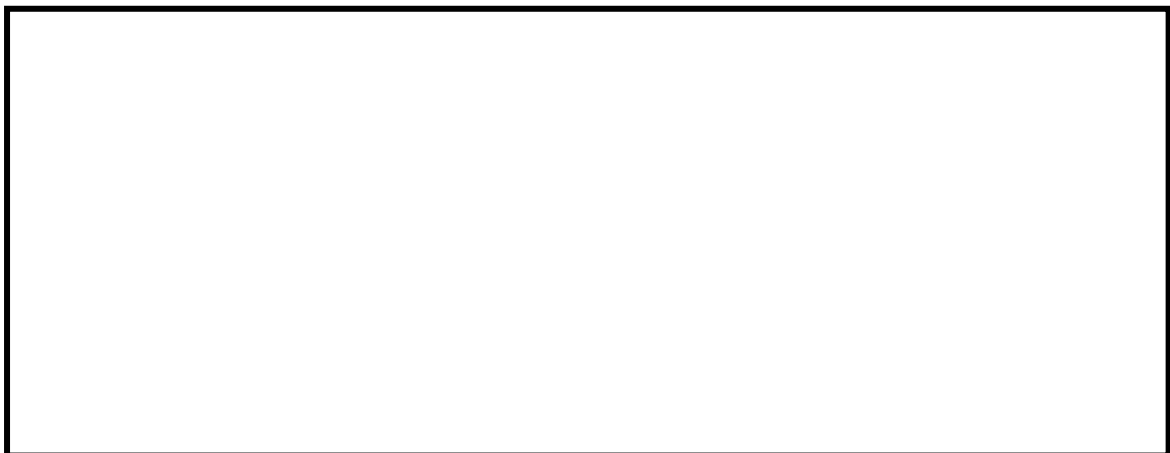
付図-9 粒子移行挙動解析における評価条件

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



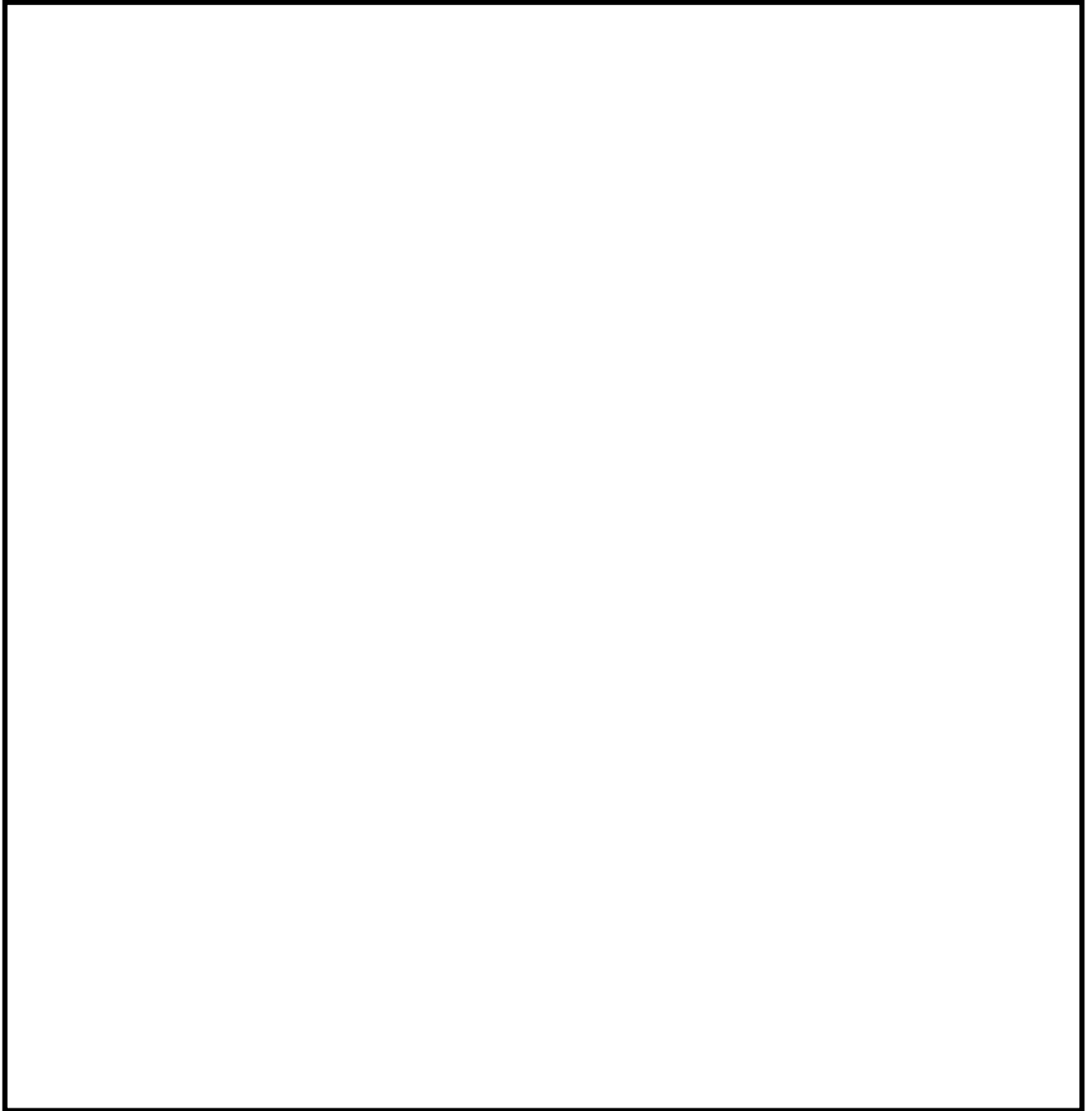


付図-10 移行粒子の軌跡と最終位置 (Mark-I)



付図-11 ドライウェルへの流出粒子の発生位置 (Mark-I)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



付図-12 移行粒子の軌跡と最終位置 (Mark-II)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

### 3. 溶融炉心・コンクリート相互作用 (MCC I)

### 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 RPV 下部ヘッドを溶融貫通し、PCV のペDESTAL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ペDESTAL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およ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格納容器内の加圧が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、ペDESTAL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 RPV の支持機能が失われ、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。MCCI を停止するためには、落下した溶融物（コリウム）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 1500K）以下にすることが必要となる。

ペDESTALの溶融炉心と接触しているコンクリートは、溶融炉心からの熱伝達により加熱され、その温度が融点を上回ると溶融し侵食される。この際にガス(水蒸気及び二酸化炭素)及びコンクリートスラグが発生し、溶融炉心に混入されて化学反応（未酸化 Zr による還元反応）し、水素や一酸化炭素が発生する。

#### (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表 1 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 10～20 cm/h 程度である。
- ・注水を伴った MCCI 実験(SWISS 実験<sup>[1]</sup>, WETCOR 実験<sup>[2]</sup>, MACE 実験<sup>[3][4][5][6]</sup>, COTELS 実験<sup>[7][8]</sup>)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・ベッド高さ  
が影響する。

更に、OECD では、MACE 試験等、これまでに実施された統合試験による  
知見を踏まえ、これら試験により同定された圧力容器外でのデブリ冷却機構  
の確証的な根拠や定量的なデータを与えることで圧力容器外のデブリ冷却に  
関する問題を解決すること、および未だ不確かさの残る長期的な二次元侵食  
挙動を解決するため、MACE 試験が行われた米国アルゴンヌ国立研究所にて、  
デブリ冷却に関する更なる試験を実施した(MCCI-1 Project)<sup>[9][10]</sup>。

圧力容器外でのデブリ冷却機構の観点からは、長期的なデブリ冷却と安定  
化を達成するために必要なデブリ冷却メカニズムに関する主要なデータを得  
るため、2種類の分離効果試験が実施されている。このうち、SSWICS 試験  
(試験体系を図 1a に、試験条件を表 2 に示す) から、デブリ内への冷却材の  
侵入可能性に関するデータを得ている。これによれば、圧力容器外でのデブ  
リ冷却については、安定的なクラストは形成されず、クラストに冷却材が侵  
入することにより、熱伝導律速以上の熱流束を期待することができる。

更に、SSWICS 試験で得られたドライアウト熱流束を実機の事故シーク  
ン解析において直接的に適用できるよう、Lister/Epstein のドライアウト熱流  
束モデルへの適応が行われている。SSWICS 試験結果とこれに基づいた  
Lister/Epstein モデルによる予測の比較を図 1b に示す。

この試験結果およびこれらに基づいた予測値によれば、コンクリートを全  
く含有しないデブリに対する上面水プールへのドライアウト熱流束は、約  
400kW/m<sup>2</sup>であり、コンクリート含有とともに熱流束は低下し、含有率 15%  
程度以上では 100kW/m<sup>2</sup>となる (図 1b 参照)。

なお、MCCI-1 Project の終了後、MCCI-1Project を補完する目的で MCCI-2 Project<sup>[11]</sup>(2006 年～2010 年)が実施され、コードの改良・検証等に資する複数の試験が行われた。MCCI に影響するパラメータの確率分布のうち、水プールへのドライアウト熱流束の算出には、MCCI-1 Project で得られた相関式に基づいて確率分布を設定しているが、MCCI-2 Project の結果、相関式の見直しに繋がる新たな知見は得られなかった。

また、溶融物の拡がり挙動に関しては、ドライ条件、ウェット条件での実験、溶融物の拡がりを解析するコードの開発・検証がされている。ドライ条件での実験については、比較的新しい実験として KATS 実験<sup>[12][13][14]</sup>がある。溶融物としてテルミット( $\text{Al}_2\text{O}_3$  約 150kg, Fe 約 150kg)を使用し、溶融物の放出速度や温度等をパラメータに溶融物の拡がり挙動に関するデータが収集された。ウェット条件での実験については、最近の知見として PULiMS 試験<sup>[15]</sup>があり、この実験では水プールへ溶融した  $\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-WO}_3$  合金を流入させ、水中での溶融物の拡がり挙動と固化性状が観測された。解析コードについては、苛酷事故解析コード SAMPSON を用いた ABWR の格納容器ペDESTAL 上におけるデブリ拡がり評価<sup>[16]</sup>がされており、溶融炉心がペDESTAL のほぼ全面に均一に拡がる結果が得られた。このように、溶融物の拡がり挙動に関する複数の実験や解析が行われているが、溶融物の拡がり面積の見直しに繋がる新たな知見は得られなかった。

### (3) 今回の PRA における扱い

今回、女川 2 号機の内部事象運転時レベル 1.5PRA のイベントツリーでは、MCCI 継続についての分岐(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、図 2 に示す。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、溶融炉心から水プールへの熱伝達量と [ ] を MCCI 停止に必要な除熱量と比較することで MCCI 継続又は停止を判定し、判定結果を集約することで MCCI の発生確率を求めた。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

#### ①MCCI に影響するパラメータの選定

これまでに述べた MCCI の主要過程の知見から、MCCI 継続に関する不確実パラメータとして、次のパラメータを抽出し確率分布を与えるものとした。

・溶融炉心落下量

[ ] 枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

- ・ 溶融炉心広がり面積
- ・ クラスト浸水によるドライアウト熱流束(デブリ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表 3 の通り。各パラメータの不確かさを考慮して分布を設定した。

### ③MCCI 継続確率の評価

パラメータの確率分布をモンテカルロサンプリングすることによってデブリからの総除熱量の確率分布を求め、デブリ除熱量と MCCI 継続確率との関係式を参照することで、MCCI 継続確率の評価を行った。

具体的な評価手順を以下に示す。

- ・ 堆積デブリ上方からの注水冷却（ペDESTALへの事前水張りなし）を想定し、プール水によるデブリからの除熱量を不確かさパラメータとして確率密度関数（pdf：probability density function）を設定する。



- ・ 単位時間当たりの総除熱量に対する MCCI 継続確率の因果関係（CR：Causal Relation）を作成し、その関係式を参照することで、MCCI 継続確率を評価する。

なお、デブリからの除熱量（単位時間当たり）が与えられた場合の MCCI 継続確率を次のような考え方で設定し、デブリ総除熱量と MCCI 継続確率との関係式とする（図 3）。





このようにして求めた，MCCI 継続による格納容器破損確率（平均値）は、である。

以上

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



## 参考文献

- [1] R. E. Blöse, et al., “SWISS: Sustained Heated Metallic Melt/Concrete Interactions With Overlying Water Pools,” NUREG/CR-4727 (1987).
- [2] R. E. Blöse, et al., “Core-Concrete Interactions with Overlying Water Pools – The WETCOR-1 Test,” NUREG/CR-5907 (1993).
- [3] EPRI, Technical Foundation of Reactor Safety, Knowledge Base for Resolving Severe Accident Issues, Rev.1,1022186 (2010).
- [4] B. R. Sehgal, et al., “ACE Project Phase C&D : ACE/MCCI and MACE Tests” , NUREG/CR-0119, Vol.2 (1991).
- [5] M. T. Farmer, et al., “Status of Large Scale MACE Core Coolability Experiments”, Proc. OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).
- [6] M. T. Farmer, et al., “Corium Coolability under Ex-Vessel Accident Conditions for LWRs,” Nuc. Eng. and Technol., 41, 5 (2009).
- [7] 原子力発電技術機構 (NUPEC), 「重要構造物安全評価 (原子炉格納容器信頼性実証試験) に関する 総括報告書」 (2003).
- [8] H. Nagasaka, et al., “COTELS Project (3): Ex-vessel Debris Cooling Tests,” Proc. of OECD/CSNI Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).
- [9] M. T. Farmer, et al., “Corium Coolability under Ex-Vessel Accident Conditions for LWRs,” Nuc. Eng. and Technol., 41, 5 (2009).
- [10] M. T. Farmer. et al., “OECD-MCCI Project Final Report,” OECD/MCCI-2005-TR06, February 28, 2006.
- [11] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI-2 Project Final Report,” OECD/MCCI-2010-TR07 (2010).
- [12] Proceedings of the Second OECD (NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, NEA/CSNI/R(92)10, Karlsruhe, Germany (1992).
- [13] B. Eppinger, et al., “KATS Experiments to Simulate Corium Spreading in the EPR Core Catcher Concept,”
- [14] B. Eppinger, et al., “ Simulationsexperimente zum Ausbreitungsverhalten von Kernschmelzen: KATS-8 bis KATS-17,” FZKA 6589 (2001)
- [15] A. Konovalenko, et al., “Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-Coolant Interaction” , NUTHOS-9, N9P0303, Taiwan (2012).
- [16] 中島 他, SAMPSON コードによる ABWR 格納容器ペデスタル上の炉心デブリの 3 次元拡がり評価, 日本原子力学会「2013 年秋の大会」H12, 2013 年 9 月

表1 MCCI時のデブリ冷却性に関する既往の試験及び主な知見

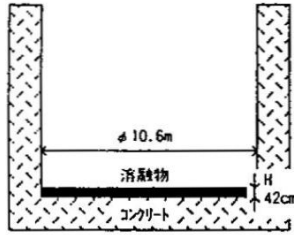
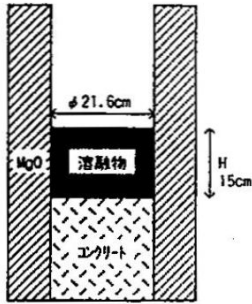
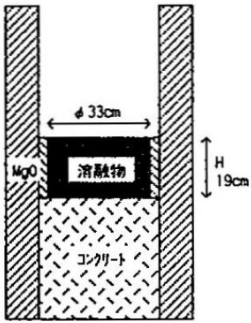
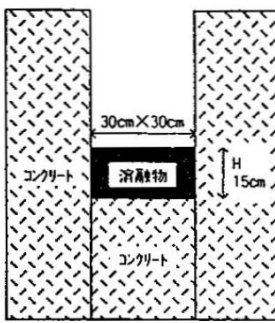
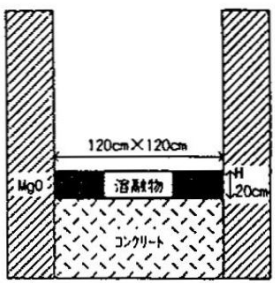
	実機	SWISS-2	WETCOR-1	MACE MO	MACE M3b
体系	 <p>(ABWR 1350MWプラントの例)</p>				
熔融物 (初期条件)	(ABWR 1350MW, 100%炉心, 全Zr 20%酸化の場合)	金属	酸化物	PWRコリウム (Zr 70%酸化)	100% 酸化物コリウム
質量	~310 ton	44.2 kg	34.1 kg	130 kg	1800 kg
成分	UO <sub>2</sub> : 55 w/o ZrO <sub>2</sub> : 7 w/o Zr : 21 w/o スティム: 17 w/o	ステンレススティール	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> : 76.8 w/o CaO : 16.9 w/o SiO <sub>2</sub> : 4 w/o others	UO <sub>2</sub> : 56 w/o ZrO <sub>2</sub> : 11 w/o Zr : 4 w/o SiO <sub>2</sub> : 3 w/o CaO : 3 w/o Conc: 23 w/o	UO <sub>2</sub> : 56.9 w/o ZrO <sub>2</sub> : 29.1 w/o others
温度	~2500 K	~1900 K	1850 K	~2000 K	2500 K
コンクリート種類	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 <sub>2</sub> • 1.1 W/cm <sup>3</sup> melt • 0.44 MW/m <sup>2</sup>	• 1.5~ 1.7 W/g • 10.2~11.5 W/cm <sup>3</sup> • 1.5~ 1.7 MW/m <sup>2</sup>	• 0.30 W/g • 0.61 W/cm <sup>3</sup> • 0.12 MW/m <sup>2</sup>	• 0.35 W/g UO <sub>2</sub> • 1.9 W/cm <sup>3</sup> melt • 0.28 MW/m <sup>2</sup>	• 0.3 W/g UO <sub>2</sub> • 1.1 W/cm <sup>3</sup> melt • 0.21 MW/m <sup>2</sup>
主な知見	—	<ul style="list-style-type: none"> <li>デブリ上部に安定クラスト形成</li> <li>浸食速度: 27cm/hr (40分間でおよそ18cm)</li> <li>水プールへの熱流束: ~0.8 MW/m<sup>2</sup> (平均)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>デブリ上部に安定クラスト形成</li> <li>浸食速度: 6~11 cm/hr (30分間でおよそ3~6cm)</li> <li>水プールへの熱流束: 0.52 MW/m<sup>2</sup> (熔融時) 0.25 or 0.20 MW/m<sup>2</sup> (凝固後)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>デブリ上部に安定クラスト形成</li> <li>浸食速度: 8~11 cm/hr (70分間でおよそ11cm)</li> <li>水プールへの熱流束: 3.5 MW/m<sup>2</sup> (注水初期), 0.6 MW/m<sup>2</sup> (~35分まで) から 0.15MW/m<sup>2</sup> (試験終了) まで減少</li> <li>周期的なメルトプールのスウェル、クラスト上へのメルト噴出冷却</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>デブリ上部に安定クラスト形成</li> <li>浸食速度: 6時間でおよそ30cm</li> <li>水プールへの熱流束: 4.9 MW/m<sup>2</sup> (注水直後) 0.6 MW/m<sup>2</sup> (初期20分間) から 0.24MW/m<sup>2</sup> まで急減, その後 ~3hrで0.085MW/m<sup>2</sup> まで低下</li> </ul>
参考文献		NUREG/CR-4727	NUREG/CR-5907	2nd OECD(NEA)CSNI Specialist Mtg. on MCCI	(日本原子力研究所版による速報)

表2 SSWICS 試験(デブリ冷却試験)条件一覧<sup>[10]</sup>

Parameter	Test Number						
	1	2	3	4	5	6	7
Melt composition (wt % UO <sub>2</sub> /ZrO <sub>2</sub> /Cr/concrete)	61/25/6/8	61/25/6/8	61/25/6/8	48/20/9/23	56/23/7/14	56/23/6/14	64/26/6/4
Concrete type	LCS	SIL	LCS	LCS	LCS	SIL	LCS
Melt mass (kg)	75	75	75	60	68	68	80
Melt diameter / depth (cm)	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 / 15
Basemat type	Inert	Inert	Inert	Inert	Inert	Inert	Inert
Initial melt temperature (°C)	~2300	~2100	~2100	~2100	~2100	~1950	~2100
Initial vessel and coolant temperature (°C)	20	20	100	100	100	100	100
System pressure (bar)	1	1	4	4	4	1	4
Water injection period (sec)	665	760	183	195	622	215	194
Water injection flowrate (lpm)	4	4	12	13	6	14	13
Water injected (liters)	33	39	34	40	61	47	40
Condensate collected over course of test ( kg )	24.7	16.1	28.9	21.9	22.7	27.6	31.4
Test duration (hours)	2.2	1.2	1.8	2.4	2.6	3.9	1.4

表3 各パラメータの設定の考え方(②)

パラメータ (選定の考え方)	
溶融炉心落下割合	
溶融炉心の拡がり 面積	
水プールへのドラ イアウト熱流束	

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

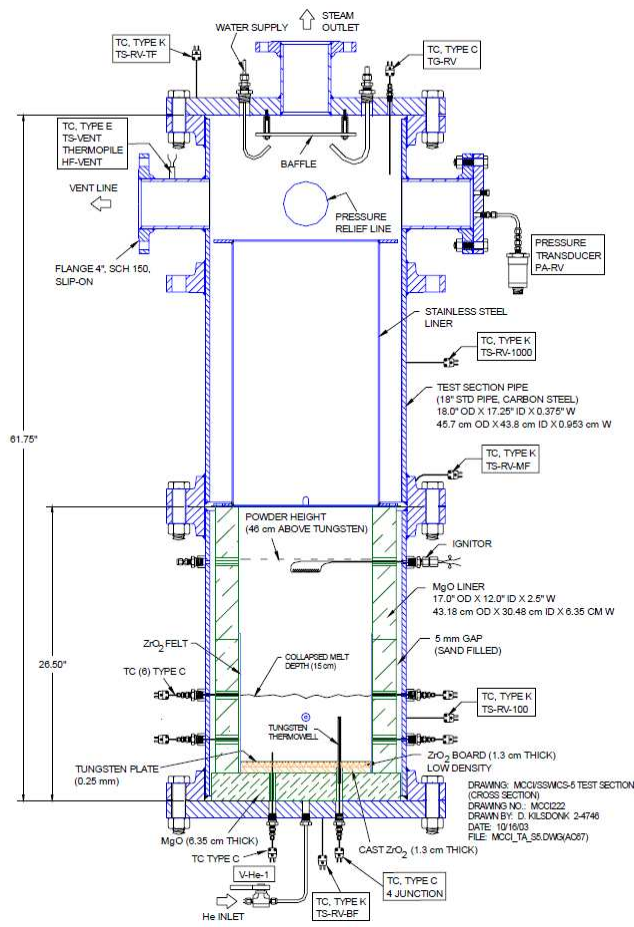


図 1 a SSWICS 試験装置<sup>[10]</sup>

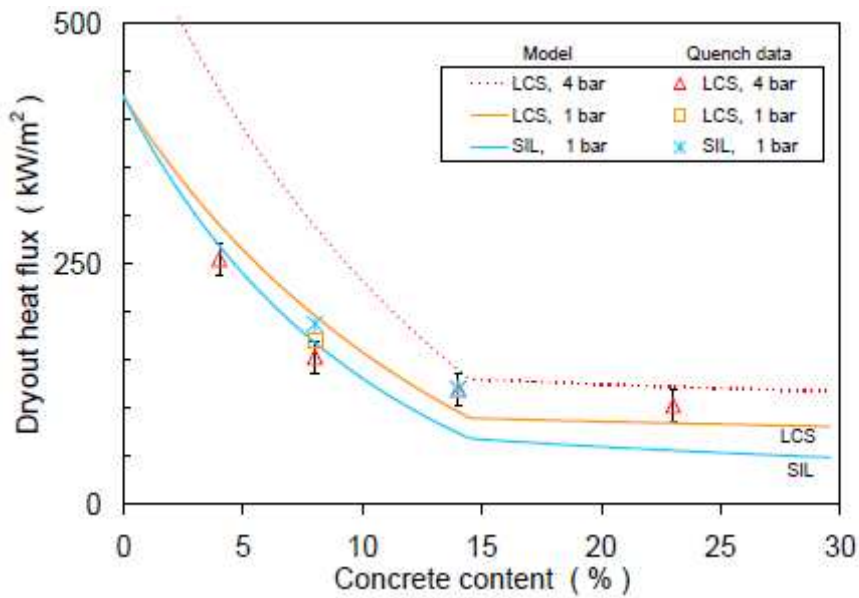


図 1b SSWICS データと Lister/Epstein モデルのドライアウト熱流束の比較<sup>[10]</sup>

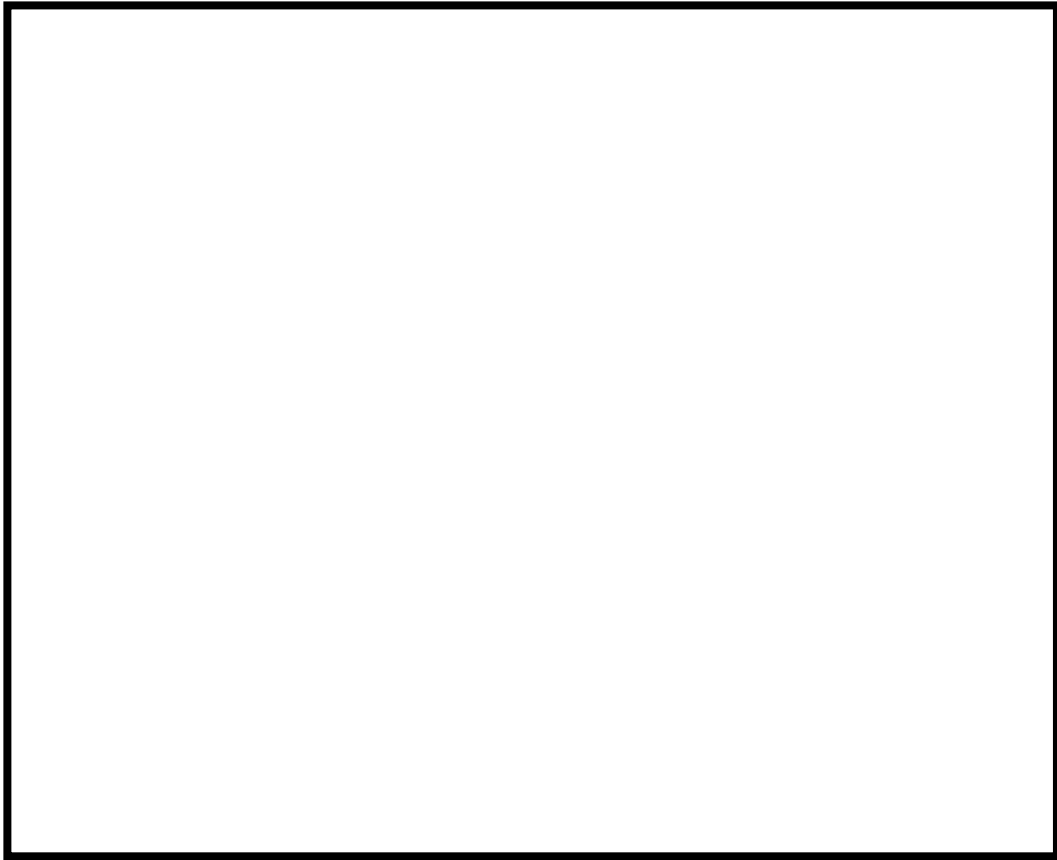


図2 MCCI 継続による格納容器破損確率の評価のフロー



図3 デブリからの除熱量と MCCI 継続確率の関係

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

## 【指摘事項：125-7】

・CETのヘディングにIVRを考慮している場合、その背景となる技術的知見について説明すること。

## 【回答】

レベル 1.5PRA では、原子炉圧力容器内容融物保持（IVR：In-Vessel Retention）を考慮せず、低圧 ECCS による原子炉圧力容器（RPV）内注水が成功し、炉心支持板破損を回避できれば RPV 破損は無いと判定している。

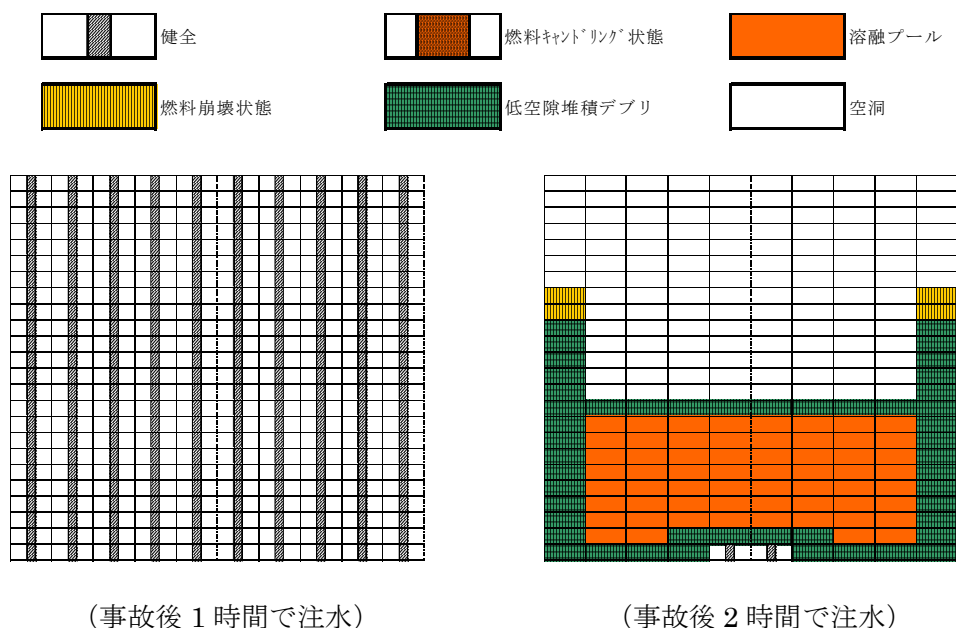
この判定条件は、溶融炉心が RPV 下部プレナムへ移行しなければ RPV 破損は生じないとする考え方に基づくものである。溶融炉心の RPV 下部プレナムへの移行について、事象進展解析コード（MAAP4）は、溶融炉心が炉心支持板ノードに到達すると炉心支持板破損口（破損口サイズ：m<sup>2</sup>）から下部プレナムに移行するモデルとなっている。一方で、RPV 内注水が成功して炉心支持板ノードが冷却されれば、炉心支持板の上部ノードの溶融炉心も冷えて固化するため、溶融炉心は炉心支持板ノードに到達できず、RPV 下部プレナムに移行しないモデルとなっている。このように、RPV 内注水が成功すれば炉心支持板破損は生じないものの、MAAP コードの炉心溶融進展挙動には不確かさを含んでいる。

この不確かさをレベル 1.5PRA の評価に取り入れた感度解析を行うことにより、上記 RPV 破損回避の判定条件が妥当であることを確認する。

## 1. RPV 下部プレナムへのリロケーションの不確かさ

事象進展解析において、事故後 1 時間及び事故後 2 時間に注水した場合の炉心状態を図 1 に示す。この図では、高圧シーケンスである TQUX において、原子炉減圧（ADS）と低圧 ECCS（LPCI 1 台）による RPV 注水に成功した場合の結果を代表的に示している。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



(事故後 1 時間で注水) (事故後 2 時間で注水)  
 図 1 炉心支持板破損前 RPV 注水による炉心冠水後の炉心状態

図 1 に示すように、事故後 2 時間で注水した場合には、炉心内部に溶融プールが形成されており、この溶融プールが下部クラスト（低空隙堆積デブリ）によって保持されているため、MAAP コードでは炉心支持板は破損せず、RPV 下部プレナムへのリロケーションは無いと判定されている。しかし、この下部クラストの安定性に関して不確かさがあるため、この不確かさを安全側に考慮した炉心状態として、炉心崩壊がなく溶融プールが全く形成されない事故後 1 時間及び 0.5 時間で注水した炉心状態を考えることとする。

## 2. 不確かさを考慮した感度解析

レベル 1.5PRA では、事故後 2 時間の注水を RPV 破損回避の条件として、このために必要な緩和操作に対する余裕時間を設定している。すなわち、RPV 注水として、LOCA 信号による低圧 ECCS 自動起動を期待しているため、全交流電源喪失シーケンスである TBU, TBP において、この自動起動を可能にするための電源復旧操作の余裕時間を 2 時間と設定している。これに対し、上述の RPV 下部プレナムへのリロケーションの不確かさを取り入れた評価として、この余裕時間を 1 時間及び 0.5 時間とした感度解析を行う。

TBU, TBP の格納容器イベントツリーを図 2 に示す。上述の電源復旧操作に対応するヘディングは「RPV 破損前 AC 復旧」であり、この操作の余裕時間が 2 時間、1 時間及び 0.5 時間の場合の失敗確率を表 1 に示す。



表 1 「RPV 破損前 AC 復旧」の失敗確率

電源復旧の余裕時間	2 時間 (ベースケース)	1 時間	0.5 時間
失敗確率			

表 1 の失敗確率を用い、格納容器破損頻度 (CFF) の感度解析を実施した結果を表 2 及び図 3 に示す。電源復旧の失敗確率が高くなることにより、格納容器内デブリ及び格納容器の冷却手段確保の可能性が減少することから、それに伴いコア・コンクリート反応継続、及び過温破損が増加している。また、RPV 破損の頻度が増加することから、水蒸気爆発が増加している。しかし、その増加は僅かであり、全格納容器破損頻度、及びそれに占める格納容器破損モードの割合を変えるほどの影響は無い。

以上のように、「炉心支持板破損=RPV 下部プレナムへのリロケーション」とする物理モデルには不確かさがあるが、格納容器破損頻度に与える影響は小さく、また、格納容器破損モードの割合を変えるほどの影響がないことから、炉心支持板破損を回避できれば RPV 破損は無いという判定条件は妥当である。

以上

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 2 格納容器破損モード別格納容器破損頻度の比較（外部電源復旧の余裕時間）

格納容器破損モード	電源復旧の余裕 時間 2 時間 (ベースケース) (/炉年)	電源復旧の余裕 時間 1 時間/ 電源復旧の余裕 時間 2 時間 (一)	電源復旧の余裕 時間 0.5 時間/ 電源復旧の余裕 時間 2 時間 (一)
過温破損	9.4E-13	1.01	1.02
過圧破損 (長期冷却失敗)	1.3E-09	1.00	1.00
過圧破損 (崩壊熱除去失敗)	5.5E-05	1.00	1.00
過圧破損 (未臨界確保失敗)	3.9E-09	1.00	1.00
溶融物直接接触	0.0E+00	-	-
格納容器雰囲気直接加熱	0.0E+00	-	-
コア・コンクリート 反応継続	1.1E-10	1.01	1.01
水蒸気爆発	5.0E-15	1.01	1.02
水素燃焼	0.0E+00	-	-
ISLOCA	2.4E-09	1.00	1.00
隔離失敗	9.4E-10	1.00	1.00
合計	5.5E-05	1.00	1.00

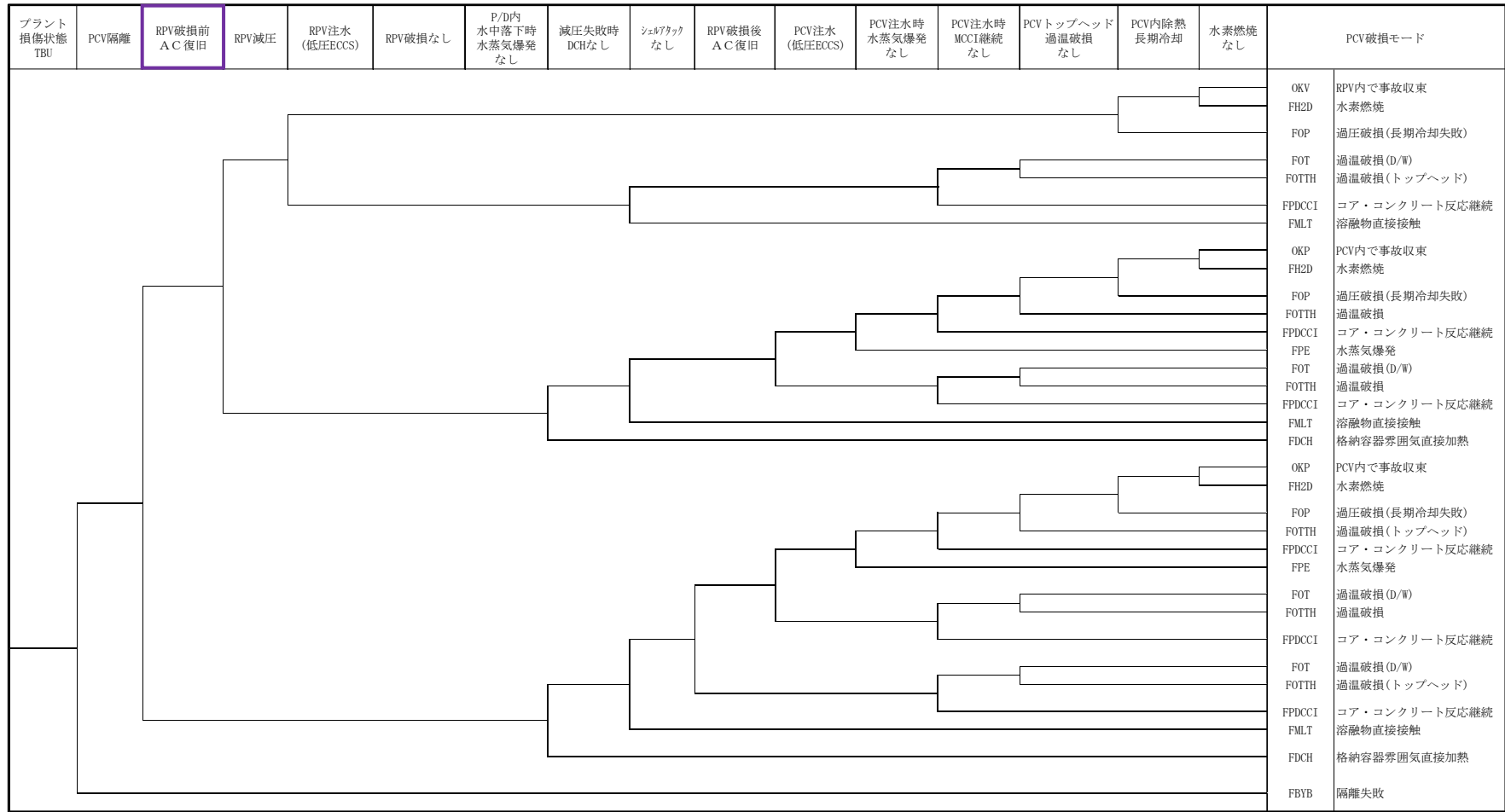


図 2 (a) TBU シーケンスの格納容器イベントツリー

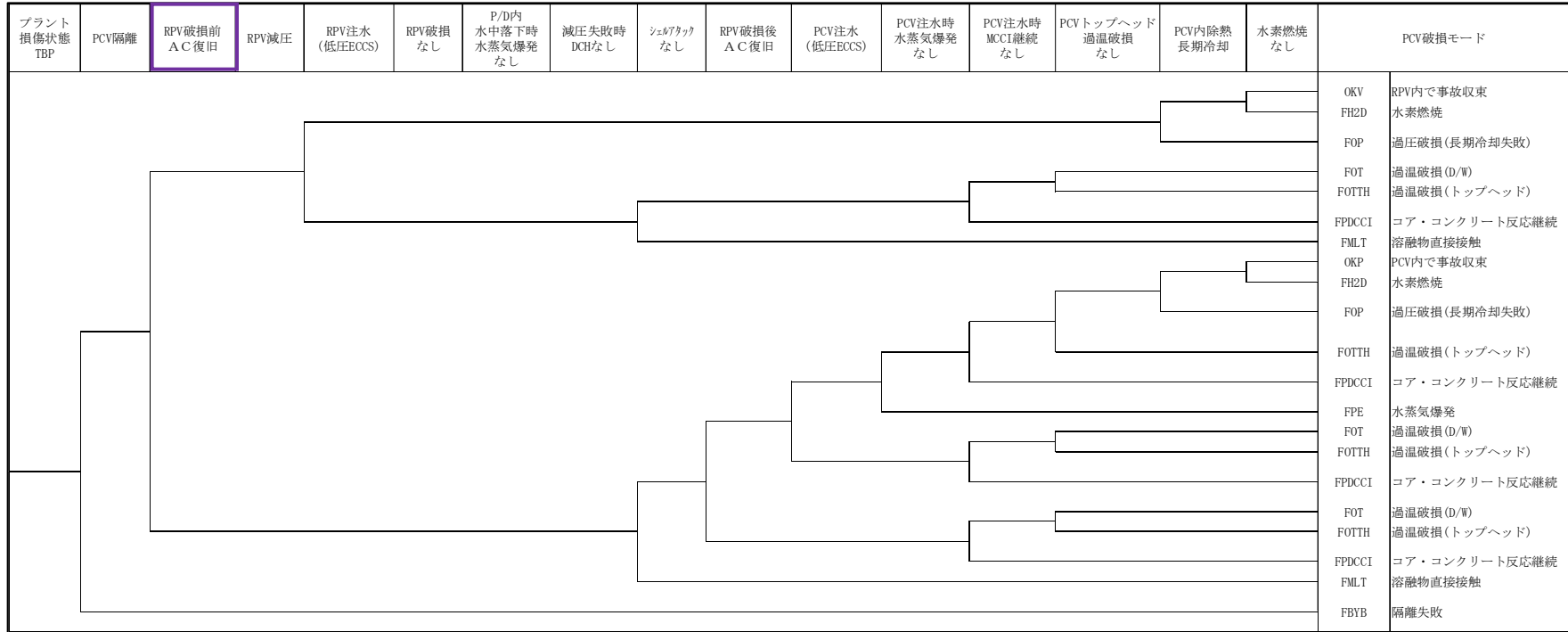


図 2 ( b ) TBP シーケンスの格納容器イベントツリー

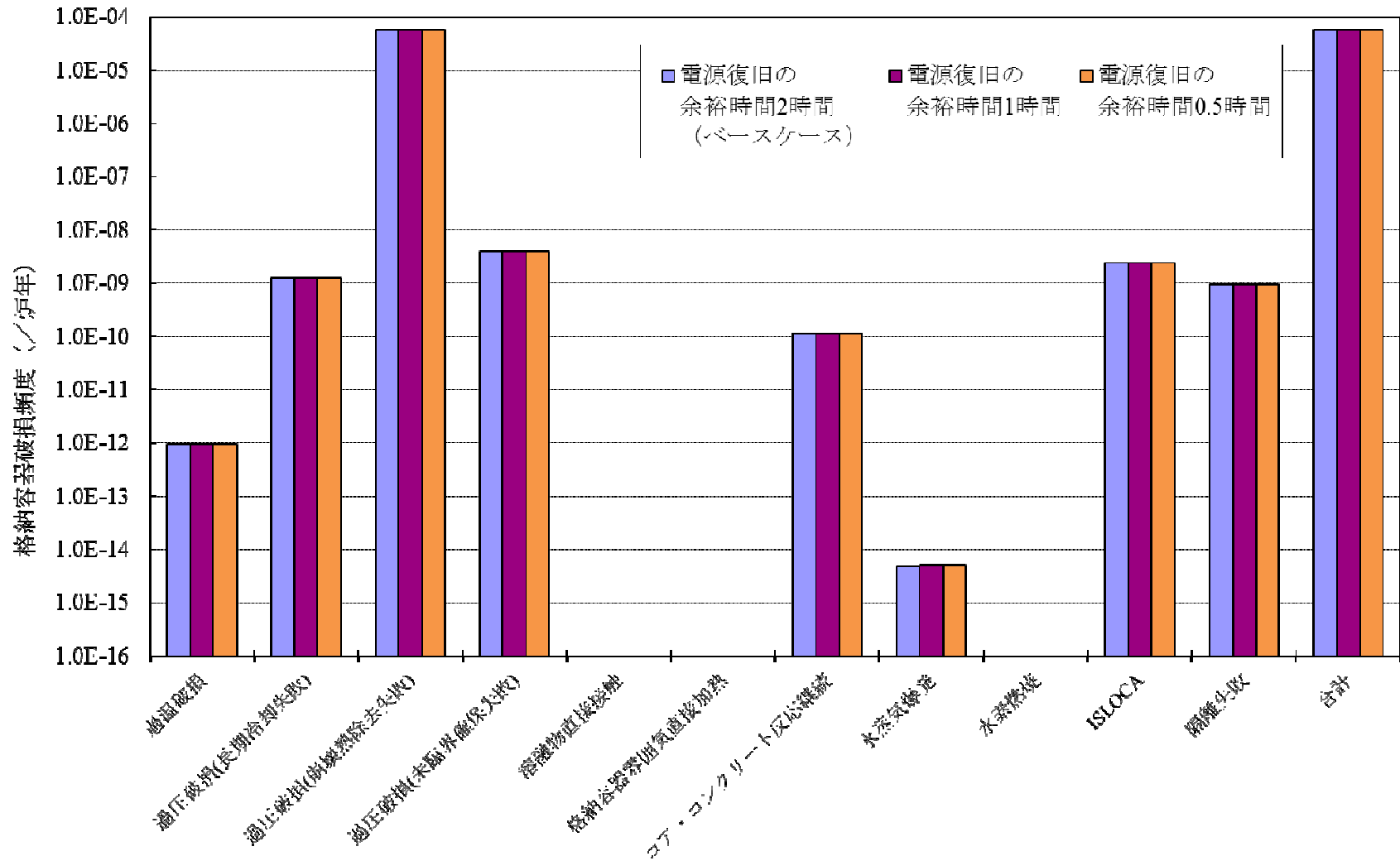


図3 電源復旧の余裕時間に関する感度解析結果

## 【指摘事項：125-8】

・格納容器の破損限界について、福島第一原子力発電所において推定される格納容器破損モードの知見をどのように反映するか整理すること。

## 【回答】

レベル 1.5PRA 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格納容器破損頻度(CFF)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 2Pd(格納容器の最高使用圧力の 2 倍、854kPa[gage])を判定基準としている。

今回の PRA 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<sup>[1]</sup>、平成 26 年 8 月に第 2 回進捗報告<sup>[2]</sup>、平成 27 年 5 月に第 3 回進捗報告<sup>[3]</sup>が行われている。また、平成 27 年 3 月の柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉の新規制基準適合性に係る審査会合(原子炉格納容器の限界温度・圧力)<sup>[4]</sup>で報告されている。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。

## a. 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、他号機に比べて格納容器からの漏えい経路が推定し易い 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。

b. 1号機の格納容器温度・圧力

1号機のドライウエル圧力は、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、溶融炉心・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、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へい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。

c. 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分頃までは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13:00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だと考えられる。

d. まとめ

格納容器破損に係る福島第一原子力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苛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1.5PRAにおける福島第一原子力発電所事故の知見の反映

今回の女川原子力発電所2号炉におけるレベル1.5PRAでは、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2Pd）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、長時間にわたる苛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、女川原子力発電所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EPDM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℃，2Pdに対して余裕があることを確認している。

今回のレベル1.5PRA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 [ ] となっている。そのため、レベル1.5PRAの格納容器破損判定条件として200℃，2Pdを適用することは妥当であると考えている。なお、本条件が変更された場合は、レベル1.5PRAのCET構造への反映について検討を行う。

また、福島第一原子力発電所事故については、格納容器内の状況等、未だ確

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



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 1.5PRA で考慮しているモード以外で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。

以上

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
- [4] 東京電力株式会社「柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉 重大事故等対策の有効性評価について(原子炉格納容器の限界温度・圧力)」, 別添-1 “福島第一原子力発電所事故時の原子炉格納容器温度・圧力の挙動” 平成 27 年 3 月

## 【指摘事項：125-9】

・格納容器破損頻度の評価について、学会標準を用いて起因事象のスクリーニングを行うとTWが100%となってしまうことを踏まえ、今後更なる分析を行うこと。

## 【指摘事項：146-10】

・崩壊熱除去機能喪失以外のシーケンスの寄与割合を示すこと。

## 【回答】

プラント損傷状態の分類において、TW及びTCシーケンスは炉心損傷より先に格納容器が破損する。また、ISLOCAに関しても、炉心損傷時点で既に格納容器の閉じ込め機能が喪失している事故シーケンスである。レベル1.5PRAにおいては、これらの破損モードとして、それぞれ過圧破損（崩壊熱除去失敗）、過圧破損（未臨界確保失敗）、ISLOCAを割り当てるものの、レベル1PRAの結果である炉心損傷頻度を格納容器破損頻度とし、炉心損傷防止対策の有効性評価に関する事故シーケンスグループとして取り扱っている。

ここでは、格納容器先行破損モードを除外した場合の全格納容器破損頻度（全CFF）及びその内訳を示すとともに、格納容器破損モードを除いた場合の主要な格納容器破損モードの分析を行う。

## （1）主要な格納容器破損モードの分析

格納容器先行破損モードを除外しない場合及び除外した場合のCFFを表1～4及び図1,2に示す。

格納容器先行破損モードを除外しない場合の全CFFは約 $5.5 \times 10^{-5}$ /炉年であり、格納容器先行破損モードであるTWによる過圧破損の寄与は約100%を占めている。また、条件付格納容器破損確率（CCFP）は約1.00であり、レベル1.5PRAにおける緩和手段の影響は表れていない。

格納容器先行破損モードを除外した場合の全CFFは約 $2.3 \times 10^{-9}$ /炉年となり、格納容器先行破損モードを含めた場合の約 $4.2 \times 10^{-5}$ 程度になった。内訳としては、過圧破損（長期冷却失敗）の寄与が約54.3%、格納容器隔離失敗の寄与が約40.7%、コア・コンクリート反応継続の寄与が約4.9%となった。また、全体のCCFPは約0.01となり、レベル1.5PRAにおける緩和手段（炉心損傷後の原子炉減圧、注水、外部電源復旧等）の影響が表れた。

## (2) 格納容器先行破損モードを除外した場合の結果の分析

格納容器先行破損モードを除外した場合の支配的な格納容器破損モードである過圧破損（長期冷却失敗）、格納容器隔離失敗、コア・コンクリート反応継続について、支配的なシーケンスの最小カットセットを分析し、格納容器破損頻度に支配的に寄与する要因を確認した。分析結果を表 5 に示す。

### a. 過圧破損（長期冷却失敗）

過圧破損（長期冷却失敗）は、損傷炉心冷却に伴う発生蒸気によりサプレッションプール水温が上昇し、格納容器圧力が上昇して破損するモードである。

支配的な格納容器破損シーケンスである、過渡事象後の高圧注入及び手動減圧失敗による格納容器破損について、主要なカットセットを見ると、非隔離事象時の手動減圧失敗や、HPCS や RCIC に関する人的過誤が抽出されている。これらの抽出結果を踏まえた格納容器破損頻度低減のための対策としては、代替自動減圧機能による原子炉減圧、低圧代替注水系（常設）による原子炉注水、原子炉格納容器代替スプレイ冷却系による冷却、格納容器圧力逃がし装置による除熱が有効である。

### b. 格納容器隔離失敗

格納容器隔離失敗は、炉心が損傷した時点で、何らかの原因により格納容器の隔離に失敗する破損モードである。

本格納容器破損モードは、炉心損傷時に原子炉格納容器の隔離に失敗しているものであり、炉心損傷の発生に伴う物理的な現象に由来するものではない。「格納容器隔離失敗」については、定期検査時及び原子炉起動前における格納容器隔離機能の確認や手順書に基づく確実な操作を実施していること、原子炉運転時には格納容器圧力を 1 時間に 1 回確認する運用であること、エアロック開放時には警報発信により速やかに検知可能であること、事故時において格納容器隔離信号発信時には隔離弁の閉止状態を運転員が確認する手順となっていること等により、人的過誤による発生確率は極めて小さいと考えられる。また、NUREG/CR-4220 に記載された米国における実績からも本事象の発生頻度は十分小さいと考えられる。（別紙参照）

したがって、「格納容器隔離失敗」については、運用上の対策がとられてお

り、また、全ての炉心損傷防止対策が有効である。

なお、格納容器貫通部、格納容器アクセス部、格納容器調気系等の格納容器外バウンダリ等から機械的破損により漏えいがあった場合には、破損箇所を補修しない限り隔離はできないが、漏えいを検知した際に、速やかに格納容器の減圧操作を行うことで、漏えい量を低減させることが可能である。また、格納容器隔離弁等からの漏えいの場合には、当該隔離弁の系統中にある他の弁の遠隔操作、又は手動操作により隔離することが可能となる。

#### c. コア・コンクリート反応継続

コア・コンクリート反応継続はデブリ冷却に失敗し、コンクリート浸食が継続することにより圧力容器支持機能が喪失し格納容器（ペDESTAL）が破損するモードである。

支配的な格納容器破損シーケンスである、外部電源喪失後の非常用 DG 及び HPCS 失敗とデブリ冷却失敗による格納容器破損について、主要なカットセットを見ると、外電喪失時の非常用 DG の共通原因故障や継続運転、及び起動の失敗、外電復旧の失敗が抽出されている。これらの抽出結果を踏まえた格納容器破損頻度低減のための対策としては、常設代替交流電源設備による電源供給の対策に加え、原子炉格納容器下部注水系（常設）によるデブリ冷却が有効である。

以上

表 1 プラント損傷状態(PDS)別の炉心損傷頻度及び格納容器破損頻度  
(格納容器先行破損モードを除外しない場合)

プラント 損傷状態	炉心損傷頻度 (/炉年)	割合	条件付き格 納容器破損 確率 (—)	格納容器 破損頻度 (/炉年)	割合
TQUV	2.9E-11	<0.1%	1.00	2.9E-11	<0.1%
TQUX	1.9E-07	0.3%	0.01	2.2E-09	<0.1%
長期TB	6.1E-11	<0.1%	1.00	6.1E-11	<0.1%
TBD	4.5E-12	<0.1%	1.00	4.5E-12	<0.1%
TBU	1.3E-12	<0.1%	0.51	6.9E-13	<0.1%
TBP	9.3E-13	<0.1%	0.51	4.7E-13	<0.1%
TW	5.5E-05	99.7%	1.00	5.5E-05	100%
TC	3.9E-09	<0.1%	1.00	3.9E-09	<0.1%
AE	4.2E-14	<0.1%	1.00	4.2E-14	<0.1%
S1E	3.3E-12	<0.1%	1.00	3.3E-12	<0.1%
S2E	5.5E-14	<0.1%	1.00	5.5E-14	<0.1%
ISLOCA	2.4E-09	<0.1%	1.00	2.4E-09	<0.1%
合計	5.5E-05	100%	1.00	5.5E-05	100%

表 2 格納容器破損モード別の格納容器破損頻度と PDS の寄与割合  
(格納容器先行破損モードを除外しない場合)

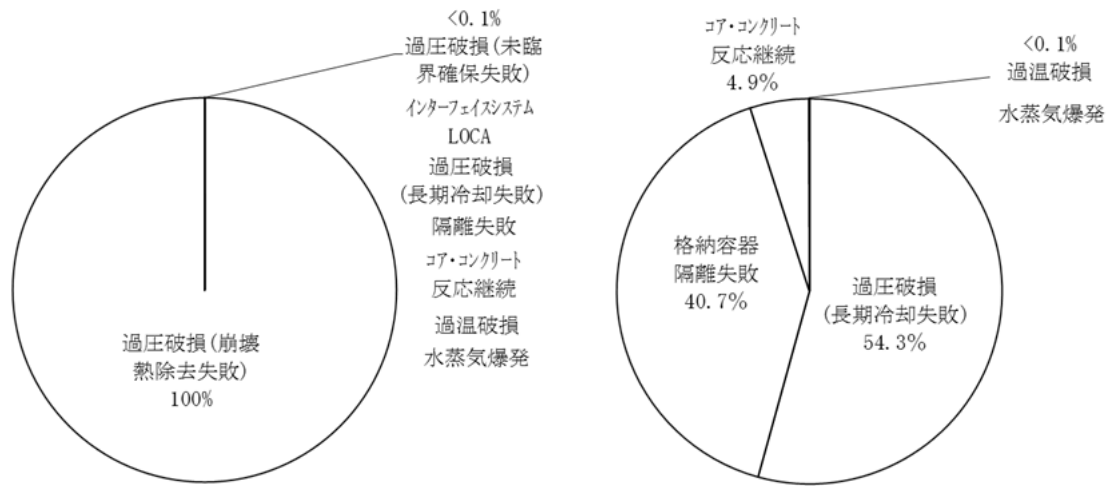
格納容器 破損モード	格納容器破損頻度 (/炉年)												合計	割合
	プラント損傷状態													
	TQUV	TQUX	長期TB	TBD	TBU	TBP	TW	TC	AE	S1E	S2E	ISLOCA		
過温破損	0.0E+00	9.2E-13	0.0E+00	0.0E+00	1.0E-14	1.1E-14	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	9.4E-13	<0.1%
過圧破損(長期 冷却失敗)	0.0E+00	1.3E-09	0.0E+00	0.0E+00	4.5E-15	3.1E-15	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	1.3E-09	<0.1%
過圧破損(崩壊 熱除去失敗)	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	5.5E-05	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	5.5E-05	100%
過圧破損(未臨 界確保失敗)	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	3.9E-09	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	3.9E-09	<0.1%
格納容器雰囲気 直接加熱	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0%
水蒸気爆発	0.0E+00	3.7E-15	0.0E+00	0.0E+00	4.3E-17	4.5E-17	0.0E+00	0.0E+00	1.4E-17	1.1E-15	1.5E-17	0.0E+00	5.0E-15	<0.1%
コア・コンク リート反応継続	2.9E-11	1.5E-11	6.1E-11	4.5E-12	6.6E-13	4.5E-13	0.0E+00	0.0E+00	4.2E-14	3.2E-12	5.5E-14	0.0E+00	1.1E-10	<0.1%
水素燃焼	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0%
溶融物直接接触	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0%
インターフェイス LOCA	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	2.4E-09	2.4E-09	<0.1%
隔離失敗	1.5E-13	9.4E-10	3.1E-13	2.3E-14	6.7E-15	4.6E-15	0.0E+00	0.0E+00	2.1E-16	1.6E-14	2.7E-16	0.0E+00	9.4E-10	<0.1%
合計	2.9E-11	2.2E-09	6.1E-11	4.5E-12	6.9E-13	4.7E-13	5.5E-05	3.9E-09	4.2E-14	3.3E-12	5.5E-14	2.4E-09	5.5E-05	100%
割合	<0.1%	<0.1%	<0.1%	<0.1%	<0.1%	<0.1%	100%	<0.1%	<0.1%	<0.1%	<0.1%	<0.1%	100%	

表 3 プラント損傷状態(PDS)別の炉心損傷頻度及び格納容器破損頻度  
(格納容器先行破損モードを除外した場合)

プラント 損傷状態	炉心損傷頻度 (/炉年)	割合	条件付き格 納容器破損 確率 (-)	格納容器 破損頻度 (/炉年)	割合
TQUV	2.9E-11	<0.1%	1.00	2.9E-11	1.3%
TQUX	1.9E-07	99.9%	0.01	2.2E-09	95.7%
長期TB	6.1E-11	<0.1%	1.00	6.1E-11	2.6%
TBD	4.5E-12	<0.1%	1.00	4.5E-12	0.2%
TBU	1.3E-12	<0.1%	0.51	6.9E-13	<0.1%
TBP	9.3E-13	<0.1%	0.51	4.7E-13	<0.1%
TW	-	-	-	-	-
TC	-	-	-	-	-
AE	4.2E-14	<0.1%	1.00	4.2E-14	<0.1%
S1E	3.3E-12	<0.1%	1.00	3.3E-12	0.1%
S2E	5.5E-14	<0.1%	1.00	5.5E-14	<0.1%
ISLOCA	-	-	-	-	-
合計	1.9E-07	100%	0.01	2.3E-09	100%

表 4 格納容器破損モード別の格納容器破損頻度と PDS の寄与割合  
(格納容器先行破損モードを除外した場合)

格納容器 破損モード	格納容器破損頻度 (/炉年)												合計	割合
	プラント損傷状態													
	TQUV	TQUX	長期TB	TBD	TBU	TBP	TW	TC	AE	S1E	S2E	ISLOCA		
過温破損	0.0E+00	9.2E-13	0.0E+00	0.0E+00	1.0E-14	1.1E-14	-	-	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	-	9.4E-13	<0.1%
過圧破損(長期 冷却失敗)	0.0E+00	1.3E-09	0.0E+00	0.0E+00	4.5E-15	3.1E-15	-	-	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	-	1.3E-09	54.3%
過圧破損(崩壊 熱除去失敗)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
過圧破損(未臨 界確保失敗)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
格納容器雰囲気 直接加熱	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	-	-	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	-	0.0E+00	0%
水蒸気爆発	0.0E+00	3.7E-15	0.0E+00	0.0E+00	4.3E-17	4.5E-17	-	-	1.4E-17	1.1E-15	1.5E-17	-	5.0E-15	<0.1%
コア・コンク リート反応継続	2.9E-11	1.5E-11	6.1E-11	4.5E-12	6.6E-13	4.5E-13	-	-	4.2E-14	3.2E-12	5.5E-14	-	1.1E-10	4.9%
水素燃焼	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	-	-	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	-	0.0E+00	0%
溶融物直接接触	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	-	-	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	-	0.0E+00	0%
インターフェイス LOCA	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
隔離失敗	1.5E-13	9.4E-10	3.1E-13	2.3E-14	6.7E-15	4.6E-15	-	-	2.1E-16	1.6E-14	2.7E-16	-	9.4E-10	40.7%
合計	2.9E-11	2.2E-09	6.1E-11	4.5E-12	6.9E-13	4.7E-13	-	-	4.2E-14	3.3E-12	5.5E-14	-	2.3E-09	100%
割合	1.3%	95.7%	2.6%	0.2%	<0.1%	<0.1%	-	-	<0.1%	0.1%	<0.1%	-	100%	



(a) 格納容器先行破損モードを除外しない場合 (b) 格納容器先行破損モードを除外した場合

図 1 格納容器破損モード別の格納容器破損頻度

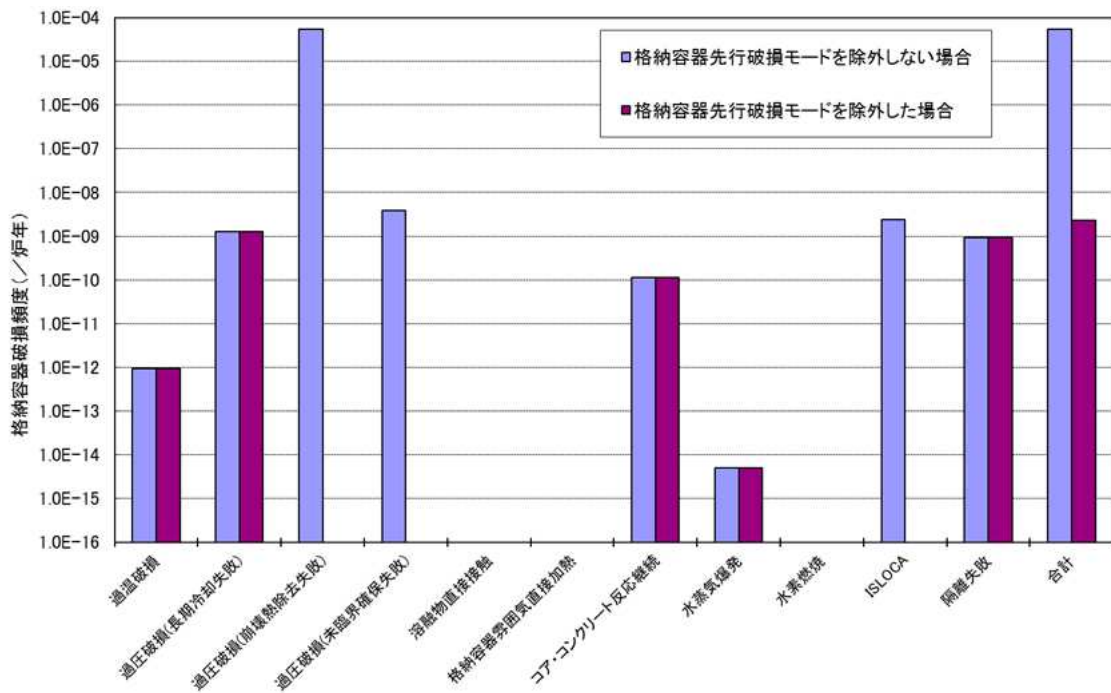


図 2 格納容器破損モード別の格納容器破損頻度の比較

表 5 支配的な格納容器破損シーケンスの分析（最小カットセットの抽出）結果

格納容器 破損モード	支配的な格納容器 破損シーケンス	主要なカットセット	格納容器破損頻度		
			(/ 炉年)	支配的な格納容器 破損シーケンスへの 寄与割合	格納容器 破損モードへの 寄与割合
過圧破損 (長期冷却失敗) (1.3E-9/ 炉年)	過渡事象 + 高圧注入失敗 + 手動減圧失敗 + 長期冷却失敗 (1.2E-9/ 炉年)	非隔離事象 + RCICポンプ起動失敗 + 手動減圧操作失敗 + HPCS注入元弁開け忘れ + 長期冷却失敗	9.0E-11	7.6%	7.2%
		非隔離事象 + 手動減圧操作失敗 + HPCS注入元弁開け忘れ + 長期冷却失敗 + 保守作業によるRCIC待機除外	5.7E-11	4.8%	4.6%
格納容器 隔離失敗 (9.4E-10/ 炉年)	過渡事象 + 高圧注入失敗 + 手動減圧失敗 + 格納容器隔離失敗 (8.9E-10/ 炉年)	非隔離事象 + RCICポンプ起動失敗 + 手動減圧操作失敗 + HPCS注入元弁開け忘れ + 格納容器隔離失敗	6.8E-11	7.6%	7.2%
		非隔離事象 + 手動減圧操作失敗 + HPCS注入元弁開け忘れ + 格納容器隔離失敗 + 保守作業によるRCIC待機除外	4.3E-11	4.8%	4.6%
コア・コンクリート 反応継続 (1.1E-10/ 炉年)	外部電源喪失 + DG失敗 + HPCS失敗 + デブリ冷却失敗 (6.0E-11/ 炉年)	外部電源喪失 + デブリ冷却失敗 + 非常用D/G継続運転失敗共通原因故障 + 非常用HPCS-D/G継続運転失敗 + 外電復旧失敗(30分) + 外電復旧失敗(8時間)	9.8E-12	16.4%	8.6%
		外部電源喪失 + デブリ冷却失敗 + 非常用D/G継続運転失敗共通原因故障 + 非常用HPCS-D/G起動失敗 + 外電復旧失敗(30分) + 外電復旧失敗(8時間)	6.6E-12	11.1%	5.8%



## P C V 隔離の想定について

内部事象レベル 1.5PRA 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について以下にまとめる。

## 1. 格納容器隔離失敗確率の参考文献

米国の格納容器隔離機能の信頼性を検討した文献 (NUREG/CR-4220<sup>1</sup>) では、隔離失敗による大規模漏えい事象の発生確率として  $5 \times 10^{-3}$  を算出している。この値は、米国 NRC の LERs (Licensee Event Reports) データベース (1965 年~1984 年) から大規模漏えいに至る事象を 4 件抽出、事象継続時間を 1 年として、運転炉年 (740 炉年) に対する割合として求められたものである。抽出された 4 件は、手順の問題や運転員の操作ミスの結果生じる格納容器の破損を含む事象であり、表 1 の通りである。

なお、この 4 件以外にもエアロック開放に関する事象が 75 件抽出されているが、これらの事象の継続時間は数時間程度までである。事象継続時間を保守的に 4 時間と設定して、これらの事象による隔離失敗確率を算出すると  $5 \times 10^{-5}$  程度となると報告されており、 $5 \times 10^{-3}$  に比較して十分小さい値である。

ただし、BWR においては、定格運転中は格納容器内を窒素置換しているため、エアロック開閉に伴う隔離失敗は想定されない。

表 1 大規模漏えいとして抽出された事象 (NUREG/CR-4220)

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

実プラントで想定される格納容器からの漏えい経路は 2. に示す通りであり、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 LERs データベースに基づく値を使用することとした。

なお、上記で用いたデータは PWR に対するものであるが、BWR では格納容器内を窒素雰囲気として管理し漏えいを検出しやすいことから、PWR のデータは、保守的であると考えられる。

<sup>1</sup> U.S.NRC, Reliability Analysis of Containment Isolation Systems, NUREG/CR-4220  
回答 (8) - 8

## 2. 実プラントで想定される格納容器隔離失敗の経路

実プラント（女川 2 号炉）で想定される格納容器隔離失敗は、機械的破損及び人的過誤による隔離機能喪失であり、以下に示す通りである。

### (1) 機械的破損による隔離機能喪失格納容器貫通部からの漏えい

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、格納容器内雰囲気漏えいする可能性がある。

#### a) 格納容器アクセス部等からの漏えい

ドライウェル主フランジ、機器搬出入口、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、格納容器内雰囲気が漏えいする可能性がある。

#### b) 格納容器隔離弁からの漏えい

可燃性ガス濃度制御系等の隔離弁に異常な漏えいがある場合には、格納容器内雰囲気が漏えいする可能性がある。

#### c) 格納容器外バウンダリからの漏えい

格納容器調気系等の格納容器内雰囲気と連通している部分のバウンダリが破損する場合には、格納容器内雰囲気が漏えいする可能性がある。

### (2) 人的過誤による隔離機能喪失

#### d) 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、格納容器内雰囲気が漏えいする可能性がある。

## 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

レベル 1.5PRA で適用した格納容器隔離失敗確率の文献 (NUREG/CR-4220) では、1984 年までのデータを基にしている。ここでは、最近の実績調査例として、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<sup>2</sup> (EPRI 報告書と称す) の調査例を示す。

EPRI 報告書では、総合漏えい率試験 (ILRT : Integrated Leak Rate Test) 間隔を 15 年に延長することのリスク影響を評価しており、2007 年時点までの ILRT データを調査している。この報告書では大規模漏えいに至る漏えいとして、設計漏えい率の 35 倍を基準としているが、大規模漏えいに至る隔離機能

---

<sup>2</sup>EPRI, Risk Impact Assessment of Extended Integrated Leak Rate Testing Intervals, Revision 2-A of 1009325, Final Report, October 2008

喪失事象の実績は 0 件となっている。なお、設計漏えい率の 10 倍より大きい漏えい事象として表 2 に示す 3 件が抽出されている。

表 2 EPRI 報告書で抽出された比較的大きな漏えい事象<sup>2</sup>

Date	Plant	Cause
Aug-84	不明	記載なし
Jun-85	不明	記載なし
Dec-90	Dresden 2 BWR Mark 1	ILRT 中に発見された 真空破壊弁の漏えい

EPRI 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。即ち、大規模漏えいに至る事象実績 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確率の  $5 \times 10^{-3}$  よりも小さい値となっており、EPRI 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。

以上

【指摘事項：125-13】

・PRA評価に使用したコードの検証について、再度より詳細な確認を実施した上で説明すること。

【回答】

内的レベル1PRAにおける炉心損傷頻度の定量化に際しては、解析コードとして、RiskSpectrum®PSAを使用している。解析コードの概要及び検証について以下に示す。

1. 解析コードの概要

RiskSpectrum®PSAは、イベントツリー及びフォールトツリーを作成し、ミニマルカットセットを算出したうえで四則演算を用いた計算式により定量化している。

(1) イベントツリー及びフォールトツリーの作成

図1に示すように、選定された起因事象に対して炉心損傷防止の観点で必要となる各緩和機能をヘディングとして成功/失敗の分岐を設けることでイベントツリーを作成する。また、各ヘディングにおける分岐確率算出のためにフォールトツリーを作成する。

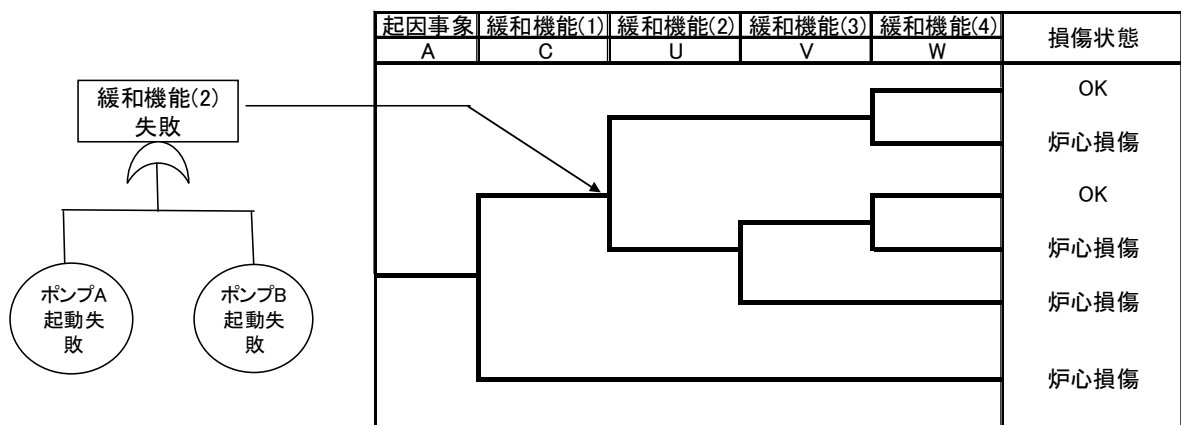


図1 イベントツリー及びフォールトツリーの例

(2) ブール演算処理

算出するシーケンスの頂上事象に至る最小の組合せをブール演算処理によ

って求める。ブール演算処理の概要図を図2に示す。

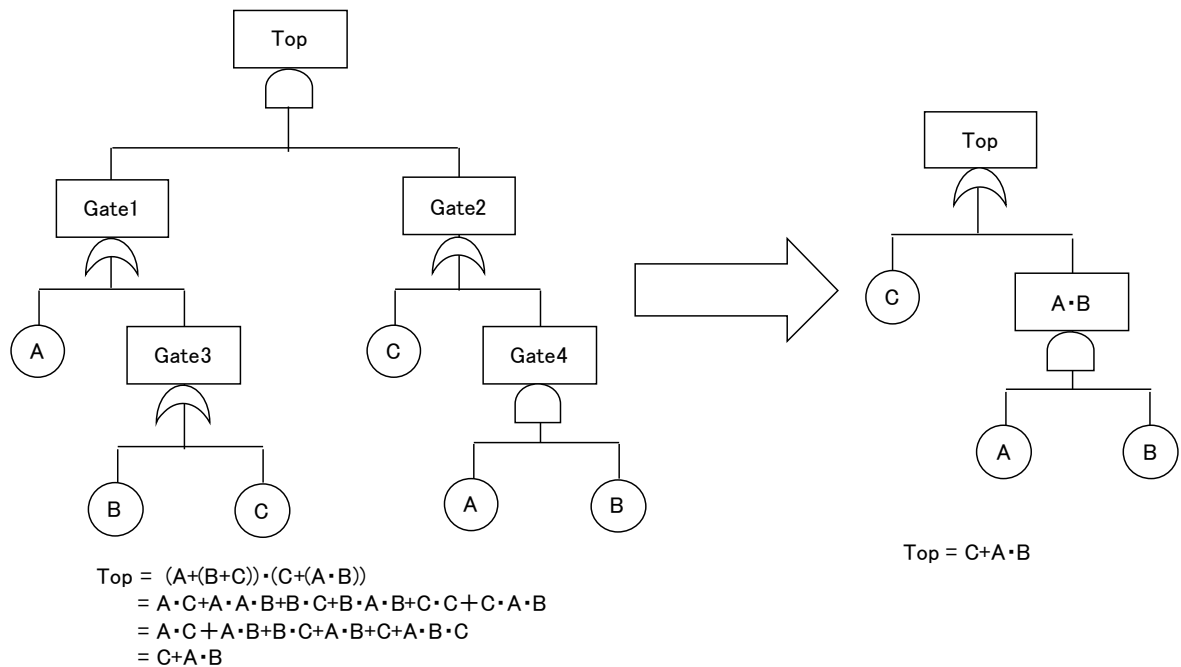


図2 ブール演算処理の概要

### (3) 定量化

算出したミニマルカットセットについて、上限近似法<sup>\*</sup>を用いて定量化を行う。上限近似法を用いると、ミニマルカットセットが図2のようにC及びA・Bとなる場合、以下の式により求められる。

なお、今回の評価ではミニマルカットセットの打ち切り値を $10^{-20}$ としている。

$$\begin{aligned} P(\text{Top}) &= 1 - (1 - P(C)) \cdot (1 - P(A \cdot B)) \\ &= P(C) + P(A) \cdot P(B) - P(A) \cdot P(B) \cdot P(C) \end{aligned}$$

P(Top) : 頂上事象の確率

P(A・B) : 事象A, 事象Bが同時に発生する確率

P(A) : 事象Aの確率, P(B) : 事象Bの確率, P(C) : 事象Cの確率

<sup>\*</sup>上限近似法とは、カットセットの共通部分を考慮し、計算結果が過大評価されることを避けるための近似手法である。

## 2. 解析コードの検証

解析コードの妥当性については、RiskSpectrum®PSAからのアウトプットと手計算結果とを比較することで確認している。

### (1) フォールトツリー定量化結果の確認

図3に示すシステムモデル(システムA)を用いて、RiskSpectrum®PSAによる解析結果と手計算による結果が有効数字3桁の範囲で相違がないことを確認することで、フォールトツリーによる定量化結果が妥当であることを確認した。

#### 【解析の前提条件】

- システム A は、水源から冷却水を 2 台のポンプで炉心に注水する。
- 成功基準は、ポンプ 2 台中 1 台が起動し炉心に冷却水を注入できることとする。
- 共通要因故障については考慮しない。
- ミニマルカットセットの定量化は上限近似法を用いる。
- 故障モードは以下を想定する。
  - ・ 電動ポンプ：起動失敗( $1.3\text{E-}07/\text{hour}$ )  
継続運転失敗( $1.1\text{E-}06/\text{hour}$ )  
制御部故障( $4.8\text{E-}08/\text{hour}$ )
  - ・ 逆止弁：開失敗( $7.1\text{E-}09/\text{hour}$ )
  - ・ 電源(サポート系)：変圧器機能喪失( $2.6\text{E-}8/\text{hour}$ )  
電源喪失の場合、ポンプは A、B とともに機能喪失する。
- 故障時間は以下を想定する。
  - ・ 健全性確認間隔：1 月( $720\text{hour}$ )  
(ポンプ起動失敗及び制御部故障、逆止弁開失敗)
  - ・ 使命時間：24hour  
(ポンプ継続運転失敗、変圧器機能喪失)

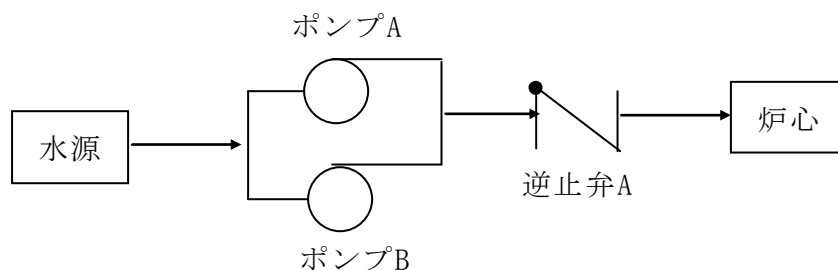


図3 検証に用いたモデル(システム A)

① RiskSpectrum®PSA : 8.804E-04

②手計算による解析結果 : 8.804E-4

以上により，フォールトツリーの定量化結果の妥当性を確認した。

## (2) イベントツリー定量化結果の確認

(1)でフォールトツリーの定量化結果の妥当性を確認し，ここではイベントツリーの定量化結果の妥当性について確認を行う。図4に示すように，システムAとシステムBから構成されるイベントツリーを作成し，RiskSpectrum®PSAの解析結果と手計算の結果が有効数字3桁の範囲で相違がないことを確認することでイベントツリーによる定量化結果が妥当であることを確認する。以下にイベントツリーを示す

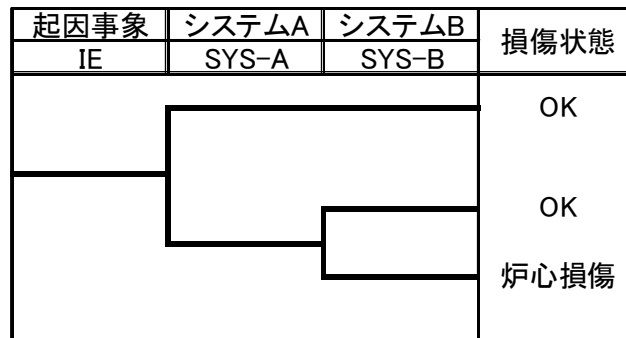


図4 検証に用いたイベントツリー

### 【イベントツリーの説明】

- ・ システムAとシステムB両方が機能喪失した場合に炉心損傷となる。
- ・ 成功分岐確率は考慮しない。
- ・ ミニマルカットセットの定量化は上限近似法を用いる。

システムAについては(1)のシステムを用いる。システムBのモデルについて図5に示す。

### 【システムBにおける解析の前提条件】

- システムBは，水源から冷却水を1台のポンプで炉心に注入する。

- 成功基準はポンプ C が起動し、炉心に冷却水を注入できること。
- 共通要因故障については考慮しない。
- 故障モードの想定はシステム A と同様とする。なお、サポート系の電源が機能喪失した場合、ポンプ A, B に加えポンプ C も機能喪失するものとする。

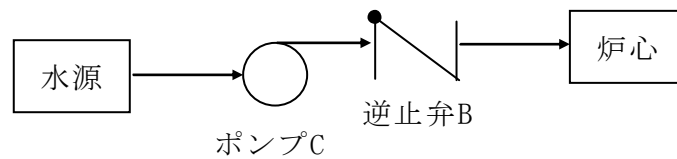


図 5 検証に用いたモデル(システム B)

以上を踏まえ、計算の結果を示す。

- ① RiskSpectrum®PSA : 6.240E-04
- ② 計算による解析結果 : 6.240E-4

以上のとおり、イベントツリー一定量化の妥当性を確認した。

### 3. 他の PRA 解析コードとの比較

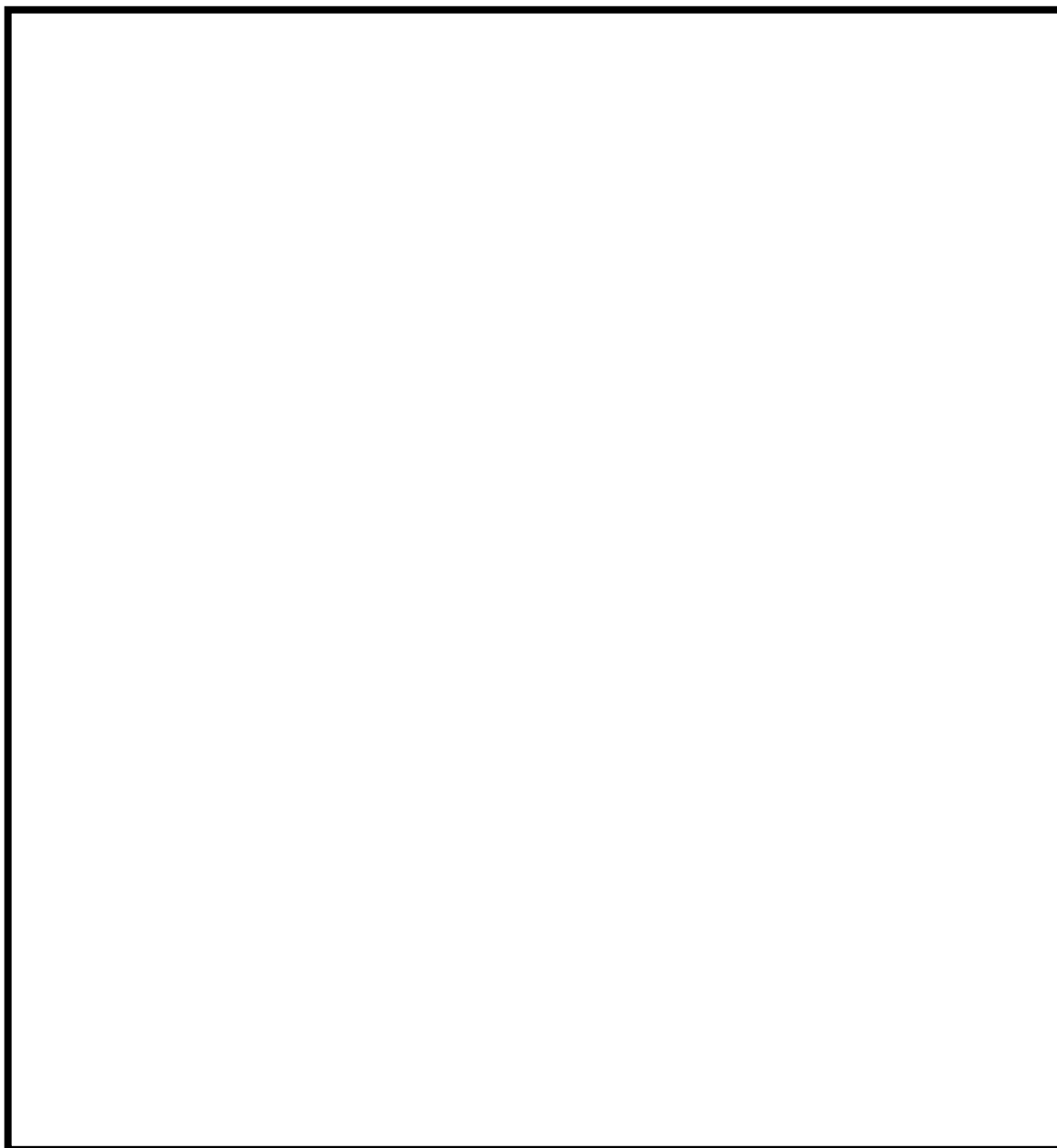
RiskSpectrum®PSA は海外及び国内において十分な使用実績のある信頼性の高い計算コードであるが、参考として、国内で使用実績のある Safety Watcher とのベンチマークによる比較を行った。表 1 にベンチマークの結果を示す。

また、図 6 にベンチマークに用いたイベントツリーを示す。RiskSpectrum®PSA においては、上限近似法を用いて計算し、Safety Watcher においては、二分決定図 (Binary Decision Diagram : BDD) 手法により厳密解を計算しており、ベンチマークの結果、両者に大きな差異は見られなかった。

以上



表1 事故シーケンスの定量化の比較によるベンチマーク結果



枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

非同種事象	T1	MN_T1	C_T1	M_T1	P_T1	UH_T1	UR_T1	X1_T1	VA_T1	VS_T1	VB_T1	VC_T1	WA_T1	WB_T1	No.	Conseq.
															1	
															2	
															3	CD,TW
															4	
														2	5	
														2	6	CD,TW
															7	
														3	8	CD,TW
															9	
															10	
															11	
															12	CD,TW
															13	
														3	14	
															15	CD,TW
															16	
															17	
															18	CD,TW
															19	CD,TQUV
															20	CD,TQUX
															21	
															22	
															23	CD,TW
														2	24	
														3	25	CD,TW
															26	CD,TW
															27	
															28	
															29	CD,TW
															30	
															31	
														3	32	CD,TW
															33	
															34	
															35	CD,TW
															36	CD,TQUV
															37	
															38	
															39	

図6 ベンチマークに用いたイベントツリー

【指摘事項：139-1】

・炉心状態等を考慮してストレスファクタの設定の考え方について詳細に説明すること。また、人的過誤確率の小さなものについては、ピアレビューの際に妥当性を確認すること。

【回答】

ストレスファクタの設定の考え方については、【指摘事項：125-3】に対する回答資料（回答（3））に示す。

本回答では、停止時評価における人的過誤確率の小さなものについての妥当性を以下に示す。

1. 停止時評価における人的過誤確率値の妥当性について

停止時評価の人的過誤確率において、「LOCA 時の診断失敗」および「LOCA 時の隔離失敗」については、事象発生後に冷却材流出先の水位高警報によるリカバリを考慮しているため、他の人的過誤確率と比較すると相対的に小さい値となっている（LOCA 時の診断失敗確率： $7.1E-07$ ）。これは、停止時の LOCA 発生時において、冷却材流出先である LCW 収集槽等において「LCW 収集槽水位高高警報」等の発生によるリカバリに期待できるためである。

女川 2 号炉 PRA に対するピアレビューでは、上記に関連し、運転員の認知と警報は一組の過誤として扱うことを推奨する旨のコメントを海外レビューアより受けている。このコメントについては、認知失敗は運転員の計器の読み取り等によるものであり、一方、リカバリは警報によるものであることから、両者が独立であるとする本評価に問題はないと考えている。また、本評価においては診断失敗に対する余裕時間を全ての LOCA 事象に対して保守的に 30 分として人的過誤確率を算出している。したがって、本評価における人的

過誤確率の算出は妥当であると考えている。

なお、ピアレビューにてコメントを受けたこと、および日本原子力学会標準「原子力発電所の停止状態を対象とした確率論的安全評価に関する実施基準(レベル 1PSA 編) : 2010(以下、「停止時レベル 1 学会標準」とする)」にて、「二つのサブタスクの失敗確率の積が過小評価と考えられる場合は従属性のレベルを再検討する」と記載されていることを踏まえ、上記の人的過誤確率に対する感度解析を行い、事故シーケンス選定への影響を確認した。

## 2. 感度解析について

感度解析ケースの選定にあたり、停止時レベル 1 学会標準に記載の「二つの関連サブタスクの失敗確率の積が  $10^{-5}$  以下になった場合は、仮定した従属性レベルを再検討する」を参考に、「LOCA 時の診断失敗」および「LOCA 時の隔離失敗」の人的過誤確率を  $1.0E-05$  として感度解析を行った。

事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度の比較について、表 1 および図 1 に示す。

感度解析の結果、LOCA に関する人的過誤確率が増加したことにより原子炉冷却材流出の炉心損傷頻度が増加したものの、原子炉冷却材の流出における主要なカットセットはベースケースと同様に LOCA 時の診断失敗であり、炉心損傷に至るシナリオに差はないといえる。したがって、事故シーケンスの選定に対して影響を与えるものではないと考えられる。

以 上

表1 事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度の比較

事故シーケンスグループ	ベースケース	感度解析ケース	感度解析ケース / ベースケース
崩壊熱除去機能喪失	9.3E-07	9.3E-07	1.0
全交流動力電源喪失	5.1E-08	5.1E-08	1.0
原子炉冷却材流出	3.5E-10	4.9E-09	14.0
合計	9.8E-07	9.9E-07	1.0

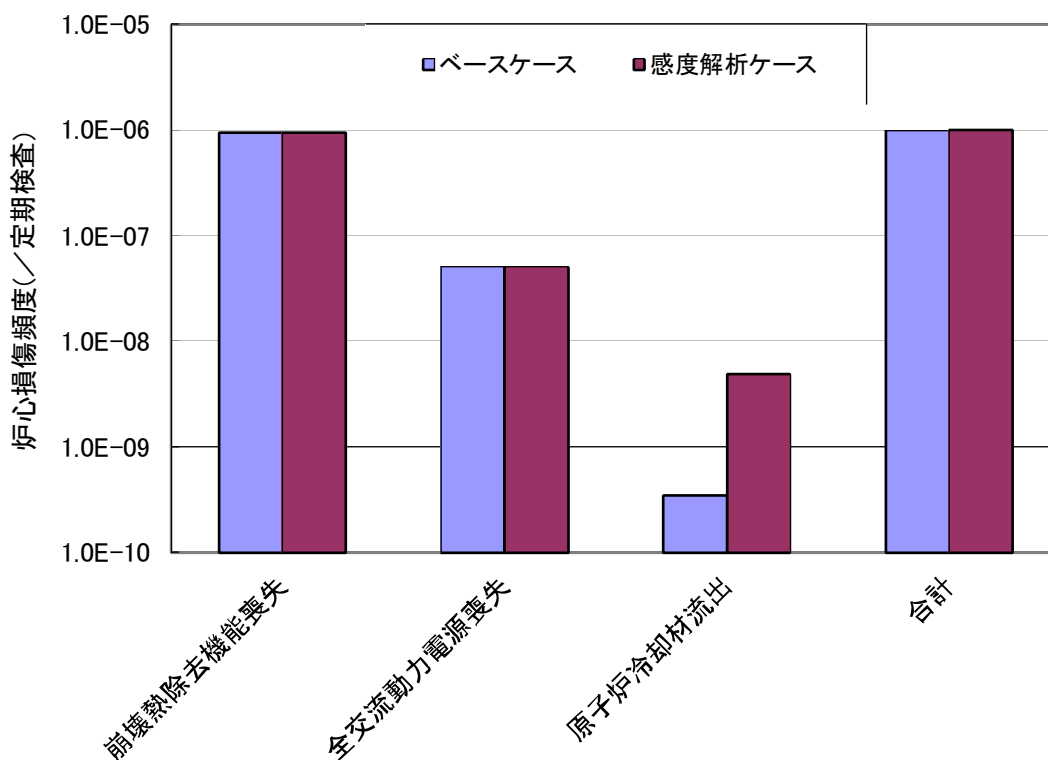


図1 事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度の比較

【指摘事項：139-2】

・イベントツリーについて、福島第一原子力発電所事故の知見をどのように考慮しているか説明すること。

【回答】

(1) はじめに

福島第一原子力発電所1～3号機の事故の知見については、「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」の「図1 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」および「7.1. イベントツリー分析について」<sup>1</sup>より、事故進展としては、「1～3号機は全て地震スクラムが成功」するものの、地震により「外部電源の喪失」し、敷地への津波浸水により「非常用ディーゼル発電機の機能喪失が発生し交流電源を喪失」し、また、「津波によりほとんどの電源盤が機能喪失」、「海水ポンプも浸水により機能喪失」し、サポート系である補機冷却水系、電源系（交流電源および直流電源）が喪失する事象と評価されている。

また、福島第一原子力発電所において発生した電源系喪失については、「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出来た」ことから、交流電源全系統が喪失する「全交流動力電源喪失(長期TB)」と、交流電源全系統に加え直流電源全系統も喪失する「全交流動力電源喪失(TBD)」の2種類が抽出されている。

(2) 女川2号炉PRAにおける整理

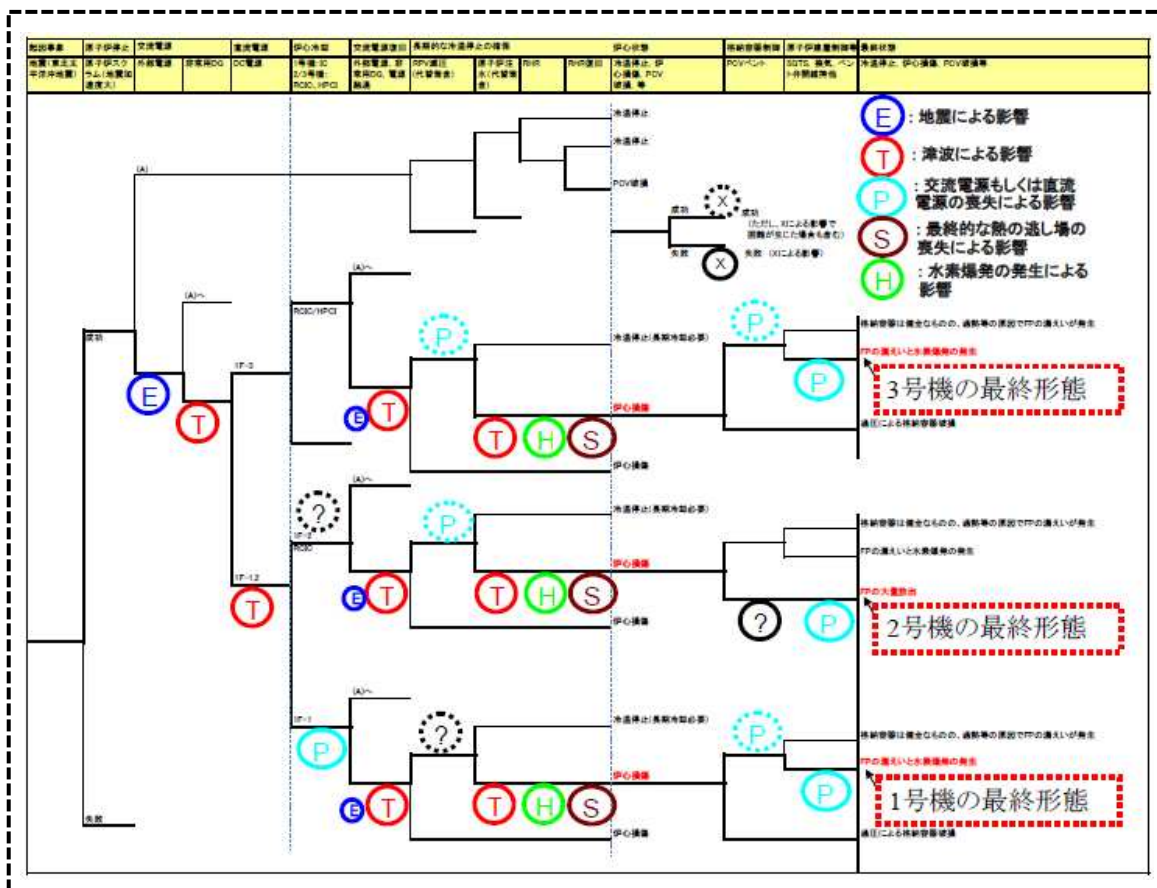
外部事象地震PRAにおいては、地震による外部電源喪失シナリオについて評価を行い、重要事故シーケンスの抽出および、電源系強化等の炉心損傷防止対策の検討を行っている。

また、外部事象津波PRAにおいては、敷地内浸水が発生した場合には「全交流動力電源喪失」により炉心損傷に至るシーケンスを考慮している。また、その中で交流電源全系統が喪失する事象（長期TB）および交流電源全系統に

<sup>1</sup>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」,  
([http://www.tepco.co.jp/cc/press/betu15\\_j/images/150520j0102.pdf](http://www.tepco.co.jp/cc/press/betu15_j/images/150520j0102.pdf)),p5,p55-56  
平成27年5月

加え直流電源全系統も喪失する事象（TBD）を考慮しており、福島第一原子力発電所事故時に発生した事故シーケンスが評価の中で考慮されている。

内部事象レベル1 PRAのイベントツリーでは、地震による外部電源喪失の後、津波により「全交流電源喪失」に至り、RCICのみで原子炉注水している場合は長期TBシーケンスに相当すると整理している（図1①）。津波後に直流電源および交流電源が喪失した場合はTBDシーケンスに相当すると整理している（図1②）。このように、内部事象レベル1 PRAでは、福島第一原子力発電所事故時に発生した事故シーケンスが評価の中で考慮されている。



上記枠内：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 図1 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」P5

以上

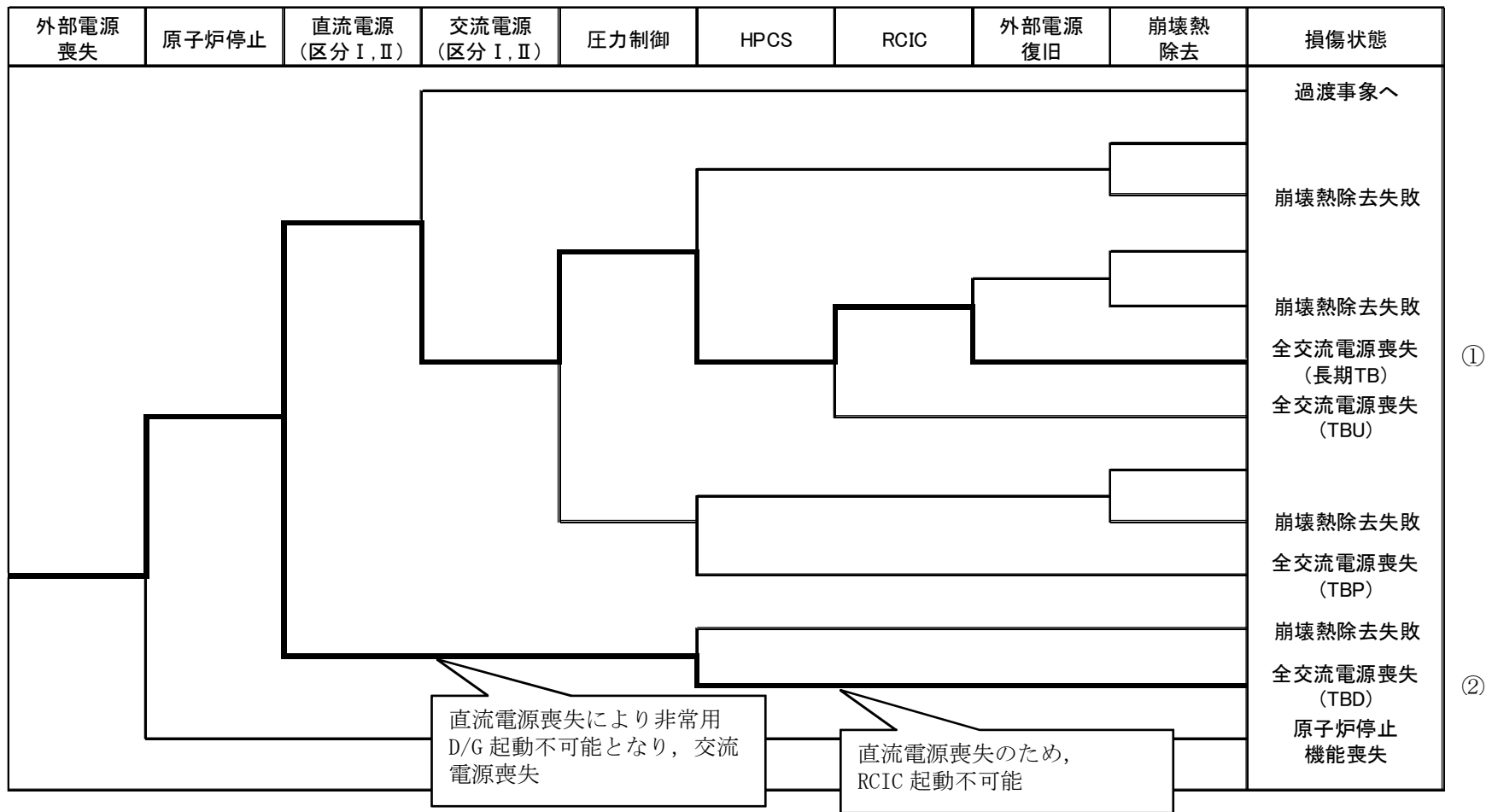


図1 外部電源喪失に対する内部事象イベントツリー



【指摘事項：139-3】

・起回事象の除外の考え方, それによる重要事故シーケンスへの影響も含めて, 全体の考察を説明すること。

【回答】

1. 起回事象から除外した事象について

日本原子力学会標準「原子力発電所の出力運転状態を対象とした確率論的安全評価に関する実施基準（レベル1 PSA 編）：2008」において、以下の条件を満たす場合に起回事象を評価対象から除外してもよいとされている。

「発生の可能性が極めて低いか、又は発生を仮定してもその影響が限定される場合、又は PSA の使用目的からは必要がないと考えられる場合には、起回事象を評価対象から除外してもよい」

本評価における起回事象の選定にあたり、以下に示す事象については、評価対象から除外している。

（1）原子炉圧力容器破損

「原子炉圧力容器破損」については、原子炉圧力容器は、過渡・事故を想定した保守的な設計を行っていること、使用前検査で有意な欠陥のないこと及び耐圧試験で十分な耐性を有していることを確認していること、供用期間中検査および定期検査により有意な欠陥やき裂のないことを定期的に確認していること等から、決定論の枠組みの中で既に十分に対応がとられており、大きな残留リスクになるとは考えられない。

また、原子炉圧力容器破損の頻度は、WASH-1400 や確率論的破壊力学により試算されており、それぞれ  $10^{-7}$ /炉年、 $10^{-8}$ /炉年以下となっており、十分に低い値が得られている。

（2）原子炉冷却材流量の部分喪失（再循環ポンプ1台トリップ等）

「原子炉冷却材流量の部分喪失」は、原子炉水位が L-8 に達せず、原子炉スクラムもせず、炉心損傷に至ることはない。

ただし、原子炉を手動停止した場合は、「通常停止」の起回事象として分類する。

（3）制御棒落下

制御棒と駆動軸との接続部は、十分に信頼性の高い構造となっており、必要な場合以外に分離することがない構造となっていることから制御棒が落下す

る可能性は非常に低い。

また、設置許可申請書の事故評価の中で、設計上制御棒1本が、制御棒駆動機構から分離して炉心から落下し、急激な反応度添加と出力分布変化により燃料棒の数%程度の破損が想定されているが、炉心損傷防止の観点から影響が限定される。

なお、この事故によって燃料の破損に至った場合においても、周辺公衆への放射線被ばくのリスクは十分に小さい。

#### (4) 放射性気体廃棄物処理施設の破損

「放射性気体廃棄物処理施設の破損」については、外部への影響も小さく、また、直ちに原子炉への外乱に至ることはないため、炉心損傷防止の観点からその影響が限定される。

#### (5) 主蒸気管破断

「主蒸気管破断」については、主蒸気隔離弁閉成功時は「隔離事象」に分類する。

主蒸気管破断後に主蒸気隔離弁閉鎖に失敗した場合には、格納容器をバイパスして原子炉棟内で蒸気管破断が継続するため、最終的には炉心冷却機能が喪失して炉心損傷に至る。ただし、主蒸気管破断と主蒸気隔離弁閉失敗(PCV内、外の弁の同時故障)が同時に発生する事象であり、発生頻度が極めて小さい値となることから、評価対象外としている。

#### (6) 燃料集合体の落下

「燃料集合体の落下」については、燃料交換機の燃料つかみ具は二重のワイヤや燃料集合体を確実につかんでいない場合には吊り上げができない等のインターロックを設け、その駆動源である圧縮空気が喪失した場合にも、燃料集合体が外れない設計としている等、燃料集合体の落下事象が発生する可能性は小さい。燃料集合体の落下が発生した場合にも、直ちに原子炉への外乱に至ることはないため、炉心損傷防止の観点からその影響は限定される。

なお、原子炉設置許可申請書の安全評価の中で、燃料集合体の破損が想定されているが、評価結果から、この事故によって燃料の破損に至った場合においても、周辺公衆への放射線被ばくのリスクは十分に小さい。

## 2. 重要事故シーケンスへの影響について

「(1) 原子炉圧力容器破損」については、頻度が十分に低いことから内部事象の起因事象として除外しているが、地震PRAにおいては圧力容器損傷を考

慮し、事故シーケンスとして考慮している。また「(5) 主蒸気管破断」による「格納容器バイパス」については、頻度が十分小さいことから内部事象の起因事象として除外しているが、地震PRAにおいては、地震による主蒸気管破断および地震による格納容器隔離弁損傷（MS I V隔離失敗）の発生により格納容器バイパスに至る可能性を評価し、事故シーケンスの検討として考慮している。したがって、PRA全体としては「原子炉圧力容器破損」および「格納容器バイパス」とも考慮されているが、いずれも発生頻度が小さい値となることから、事故シーケンスの選定に影響はないことを確認している。

「(2) 原子炉冷却材流量の部分喪失」, 「(3) 制御棒落下」, (4) 「放射性気体廃棄物処理施設の破損」, 「(6) 燃料集合体の落下」については、炉心損傷防止の観点からその影響が限定されるためスクリーニングしており、炉心損傷に至るシーケンスとして影響はないことを確認している。

以上

【指摘事項：139-5】

・原子炉補機冷却水系故障について、原子炉スクラムから過渡変化に至るシナリオはないか確認すること。

【回答】

1. はじめに

従属性を有する起因事象は、原子炉補機冷却水系故障のようにサポート系の故障を原因とする起因事象であり、事象進展は緩やかであることから事象発生後ただちに原子炉スクラムに至ることはなく、手動停止するものとして仮定し、事故シーケンスの展開にあたってスクラム系はモデル化対象外として炉心損傷頻度の評価を行っている。

ただし、手動停止が遅れた際には、スクラムに至る可能性もあることから、従属性を有する起因事象に対して、事象の進展に伴いスクラムに至る可能性がある事象について検討を行い、該当する起因事象について感度解析を行い、その影響を確認した。以下に検討および実施した感度解析を示す。

2. スクラム系のモデル化方法

従属性を有する起因事象が発生した場合の操作手順および設備上の特徴に基づきプラント応答を分析し、スクラム系に係わるヘディングをイベントツリー（ET）に反映する。操作手順の分析対象は「非常時操作手順書（イベントベース）」および「警報処置運転手順書」とし、プラント応答は起因事象発生時に機能喪失が想定される機器を同定することで分析した。

分析の結果、従属性を有する起因事象発生後は次の3ケースに分類される。

- ① 非常時操作手順書（イベントベース）および警報処置運転手順書の対応操作として、原子炉手動スクラムが規定されている起因事象はスクラム系をモデル化する。
- ② 通常除熱系を含む給水系により継続的に除熱可能な起因事象は、原子炉手動停

止としてスクラム系をモデル化しない。ただし、給水系による除熱に失敗した場合は復水器真空度悪化等により原子炉スクラムに至ると考えられるため、スクラム系をモデル化する。

- ③通常除熱系を含む給水系による除熱が不可能な起因事象は、復水器真空度悪化等により原子炉スクラムに至る可能性があるため、スクラム系をモデル化する。

女川2号機の従属性を有する起因事象を①から③に分類する考え方を図1に示す。また、①から③に分類した結果を表1に示す。

なお、スクラム系のモデル化にあたっては、事象進展により原子炉が自動スクラムする可能性があるため、スクラム電気系故障（自動スクラム信号故障）とスクラム機械系故障（制御棒挿入失敗）をモデル化した。また、スクラム系のETへの反映方法について、図2（モデル化の分類①および③の例）、図3（分類②の例）に示す。

### 3. 女川2号機の従属性を有する起因事象の事故シナリオ検討

女川2号機の従属性を有する起因事象について、非常時操作手順書（イベントベース）、警報処置運転手順書、フロントラインとサポート系の従属性等の設備上の特徴から次のとおり事故シナリオを検討した。また、フロントラインとサポート系の従属性を表2に示す。

#### （1）RCW-A故障

##### a. 運転操作手順内容

非常時操作手順書（イベントベース）では機能喪失原因として配管破断を想定しており、具体的な手順は次のとおり。

- RCW-A系冷却水供給圧力低下またはRCWサージタンク(A)水位低下
- RCW常用冷却水緊急しゃ断弁全閉を確認
- CUW系ポンプ停止
- PLRポンプによる原子炉出力降下
- PLRポンプ(A)停止

- CR手動挿入
- 発電機出力が400MW未満に降下
- 中性子束振動異常増大を確認した場合は原子炉手動スクラム

#### b. 事故シナリオ検討

RCW-Aが喪失するとRCW負荷の温度上昇が発生する。

- ・ CUW非再生熱交換器出口温度上昇
- ・ CUWポンプモータ巻線温度上昇
- ・ PLR軸受温度, 巻線温度, シールキャビティ温度上昇
- ・ CRD油温度上昇, IA・SA空気冷却器出口温度上昇
- ・ RW負荷(HCW系等) …………… (A系の場合のみ)

原子炉補機冷却水喪失時の対応としては, 通常運転時の最大負荷であるCUW非再生熱交換器隔離のためCUWポンプ停止, PLRによる原子炉出力降下, PLRポンプ(A)停止およびCR挿入による原子炉出力降下を実施する。

また, 中性子束異常増大を確認した場合は, 原子炉を手動スクラムする。

非常時操作手順書(イベントベース)に従い, 原子炉手動スクラムに至る可能性がある(ケース①に該当)。

### (2) RCW-B故障

#### a. 運転操作手順内容

非常時操作手順書(イベントベース)では機能喪失原因として配管破断を想定しており, 具体的な手順は次のとおり。

RCW-B系冷却水供給圧力低下またはRCWサージタンク(B)水位低下

- RCW常用冷却水緊急しゃ断弁全閉を確認
- CUW系ポンプ停止
- PLRポンプによる原子炉出力降下
- PLRポンプ(B)停止
- SJAE, OG系停止

→原子炉手動スクラム

→MSIV閉

b. 事故シナリオ検討

RCW-Bが喪失するとRCW負荷の温度上昇が発生する。

- ・CUW非再生熱交換器出口温度上昇
- ・CUWポンプモータ巻線温度上昇
- ・PLR軸受温度, 巻線温度, シールキャビティ温度上昇
- ・CRD油温度上昇, IA・SA空気冷却器出口温度上昇
- ・OG系乾燥器出口温度上昇…… (B系の場合のみ)

原子炉補機冷却水喪失時の対応としては、通常運転時の最大負荷であるCUW非再生熱交換器隔離のためCUWポンプ停止、PLRによる原子炉出力降下、PLRポンプ(B)停止およびSJAE、OG系停止し原子炉を手動スクラムする。

B系喪失時にはOG系復水器、冷凍機等の熱除去が不可能となるため、活性炭希ガスホールドアップ塔の冷却が困難となるのでOG系の停止および復水器真空度の維持が困難な場合にはMSIV閉操作を実施する。

非常時操作手順書（イベントベース）に従い、原子炉手動スクラムに至る可能性がある（ケース①に該当）。

(3) M/C 6-2C故障

a. 運転操作手順内容

非常時操作手順書（イベントベース）の具体的な手順は次のとおり。

6.9kV M/C 6-2C停電

→CRDポンプ(A), HNCW/HECW-A, CUW-A, RCW-A/C, RSW-A/C, TCW-A, TSW-A停止

→RCW-A/Cポンプ停止時の対応操作はRCW-A故障時の対応操作参照

b. 事故シナリオ検討

M/C 6-2C故障によりRCW-A電源が喪失するため、RCW-A故障時と同様の事故シナ

リオとなる。

非常時操作手順書（イベントベース）に従い，原子炉手動スクラムに至る可能性がある（ケース①に該当）。

#### （４）M/C 6-2D故障

##### a．運転操作手順内容

非常時操作手順書（イベントベース）の具体的な手順は次のとおり。

##### 6. 9kV M/C 6-2D停電

→CRDポンプ(B)，HNCW/HECW-B，CUW-B，RCW-B/D，RSW-B/D，TCW-B/C，TSW-B/C  
停止

→RCW-B/Dポンプ停止時の対応操作はRCW-B故障時の対応操作参照

##### b．事故シナリオ検討

M/C 6-2D故障によりRCW-B系電源が喪失するため，RCW-B故障時と同様の事故シナリオとなる。

非常時操作手順書（イベントベース）に従い，原子炉手動スクラムに至る可能性がある（ケース①に該当）。

#### （５）直流-A故障

##### a．運転操作手順内容

警報処置運転手順書の具体的な手順は次のとおり。

##### 125V直流主母線盤2A地絡 等の警報発生

→原因の調査

→点検および補修を依頼

##### b．事故シナリオ検討

設備上の特徴からは，125V直流主母線盤2A電源喪失により，RCW/RSW A系の論理電源喪失により，RSW(A)(C)吐出弁およびRCW熱交換器(A)(C)冷却水出口弁が



全閉し、RSW/RCW A系が喪失する。

よって、RSW/RCW A系が喪失するが、給水系は継続運転し、運転員の手動操作により原子炉手動停止する（ケース②に該当）。

## （6）直流-B故障

### a. 運転操作手順内容

警報処置運転手順書の具体的な手順は次のとおり。

125V直流主母線盤2B地絡 等の警報発生

→原因の調査

→点検および補修を依頼

### b. 事故シナリオ検討

設備上の特徴からは、125V直流主母線盤2B電源喪失により、RCW/RSW B系の論理電源喪失により、RSW(B) (D)吐出弁およびRCW熱交換器 (B) (D)冷却水出口弁が全閉し、RSW/RCW B系が喪失する。また、制御電源が喪失するため気体廃棄物処理系、グラント蒸気系の機能喪失により復水器真空度が低下し、出力低下等の対応操作が想定される。事象進展が早い場合は原子炉スクラムに至る可能性がある。

よって、RSW/RCW B系の喪失とともに、復水器真空度低下により通常除熱系を含む給水系が機能喪失し、原子炉スクラムに至る可能性がある（ケース③に該当）。

## （7）TCW故障

### a. 運転操作手順内容

非常時操作手順書（イベントベース）では機能喪失原因として配管破断を想定しており、具体的な手順は次のとおり。

TCWポンプ出口ヘッダ圧力低警報発生を確認

→TCWポンプ予備機起動の有無を確認し、自動起動しない場合は手動にて起動

→TCWサージタンク水位低を確認

→TCWポンプ全台トリップを確認

→原子炉手動スクラム

→タービン自動トリップ

#### b. 事故シナリオ検討

タービン補機冷却水が喪失すると、タービン系各補機類の温度が上昇するため、原子炉手動スクラムさせる手順となっている。

非常時操作手順書（イベントベース）に従い、原子炉手動スクラムに至る可能性がある（ケース①に該当）。

以上の検討に基づき、従属性を有する起因事象の事故シーケンスにてスクラム系をモデル化し感度解析を行った。

#### 4. 感度解析結果

表3および図4に事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度の比較について示す。

全炉心損傷頻度は、ベースケースの $5.5E-05$ （/炉年）に対し、感度解析ケースでは （/炉年）となり、両ケースの結果に差は見られなかった。

事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度については、TCシーケンスの炉心損傷頻度が増加したものの、その  結果となった。

以上より、従属性を有する起因事象におけるスクラムを考慮した場合でも、重要事故シーケンスの選定に対して影響を与える感度はないことを確認した。

以上

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表1 スクラム系のモデル化方法の分類結果

	女川2号機
①スクラム手順が規定されている 起因事象	RCW-A 故障
	RCW-B 故障
	M/C 6-2C 故障
	M/C 6-2D 故障
	TCW 故障
②通常除熱系を含む給水系で除熱 可能な起因事象	直流-A 故障
③通常除熱系を含む給水系で除熱 が不可能な起因事象	直流-B 故障

表2 フロントラインとサポート系の従属性（女川2号機）

サポート フロント	交流電源			直流電源			原子炉補機冷却水系			タービン 補機冷 却水系	ポンプ 室空調
	常用	非常用		区分Ⅰ	区分Ⅱ	区分Ⅲ	区分Ⅰ	区分Ⅱ	区分Ⅲ		
		区分Ⅰ	区分Ⅱ								
スクラム系											
高圧炉心スプレイ系(HPCS)			○			○			○		○
原子炉隔離時冷却系(RCIC)				○							
自動減圧系(ADS)				○*	○*						
低圧炉心スプレイ系(LPCS)		○		○			○				○
低圧注水系A(LPCI-A)		○		○			○				○
低圧注水系B(LPCI-B)			○		○			○			○
低圧注水系C(LPCI-C)			○		○			○			○
残留熱除去系A(RHR-A)		○		○			○				○
残留熱除去系B(RHR-B)			○		○			○			○
給復水系	○	○	○		○*	○*		○		○	

※ 何れか一方の電源供給により作動可能

表3 事故シーケンスグループ別の炉心損傷頻度

事故シーケンス グループ	ベースケース (/炉年)	感度解析ケース (/炉年)
TQUX	1.9E-07	
TQUV	2.9E-11	
TW	5.5E-05	
長期 TB	6.1E-11	
TBU	1.3E-12	
TBP	9.3E-13	
TBD	4.5E-12	
AE	4.2E-14	
S1E	3.3E-12	
S2E	5.5E-14	
ISLOCA	2.4E-09	
TC	3.9E-09	
合計	5.5E-05	

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

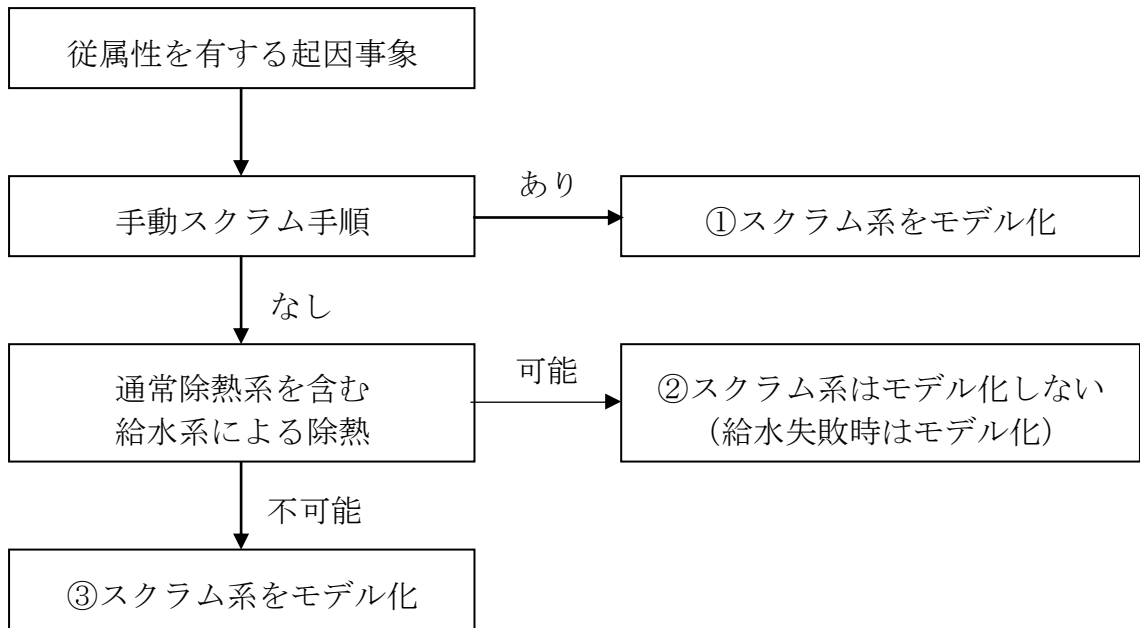


図1 スクラム系のモデル化の考え方

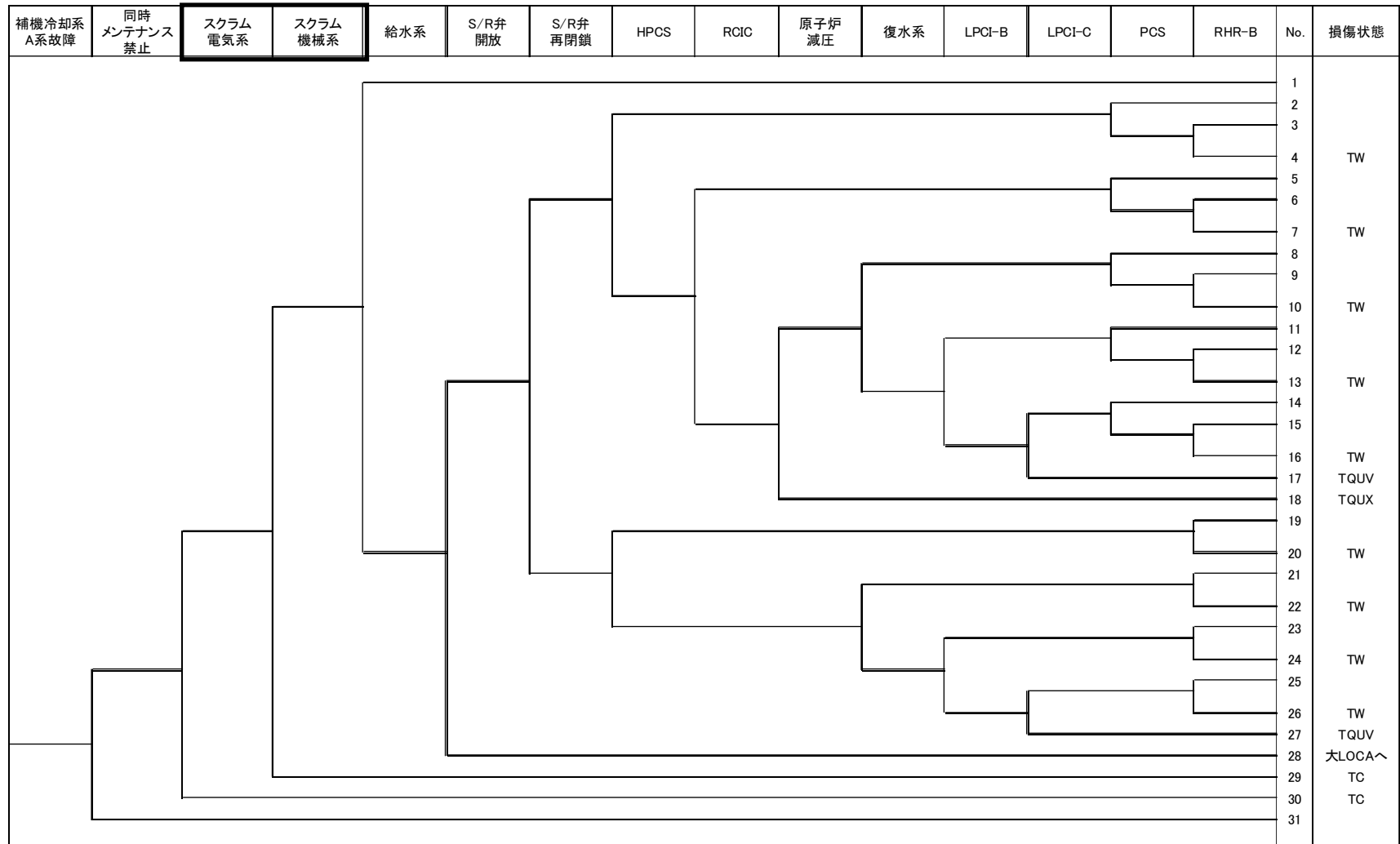


図2 スクラム系のモデル化 (①および③の例)

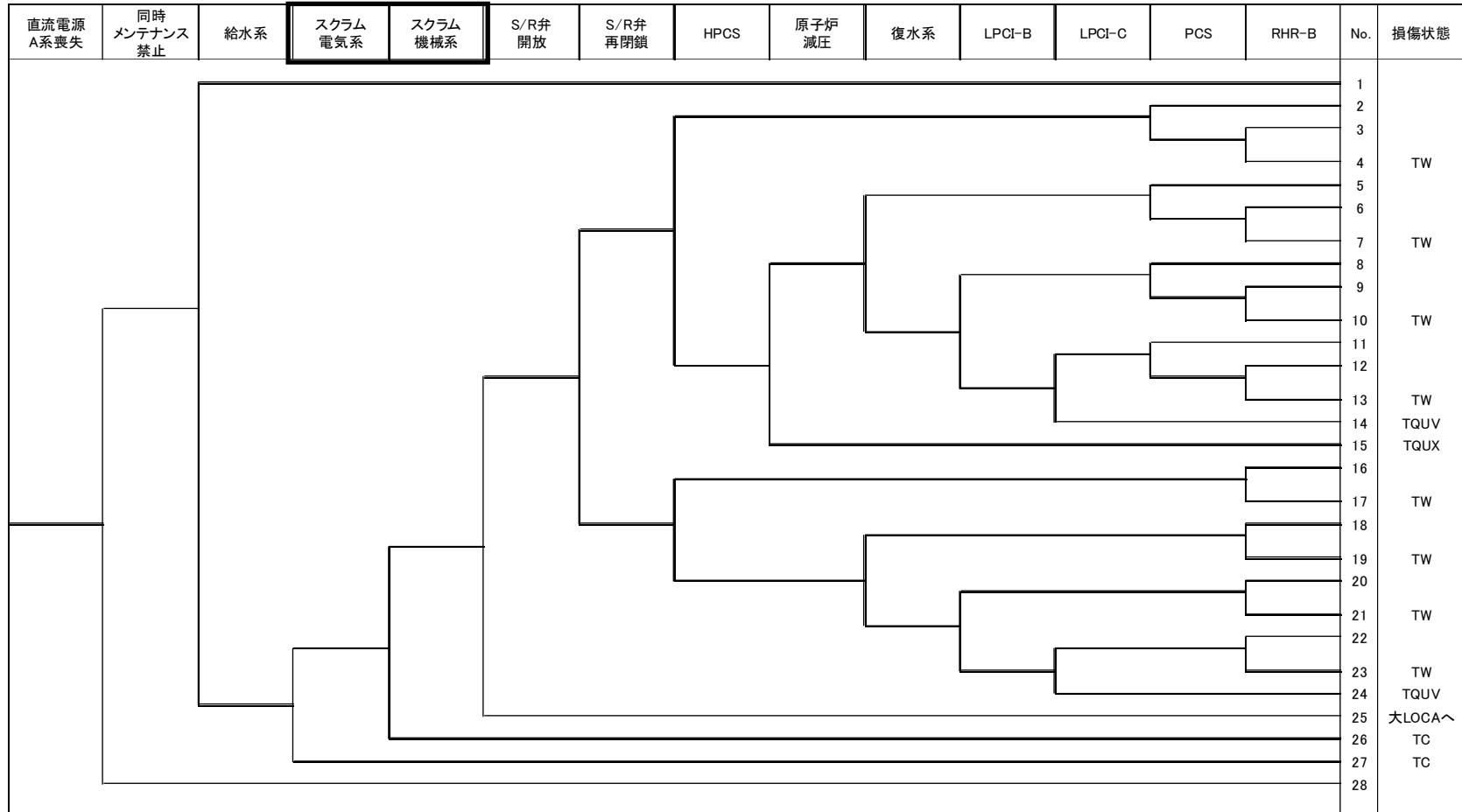


図3 スクラム系のモデル化 (②の例)



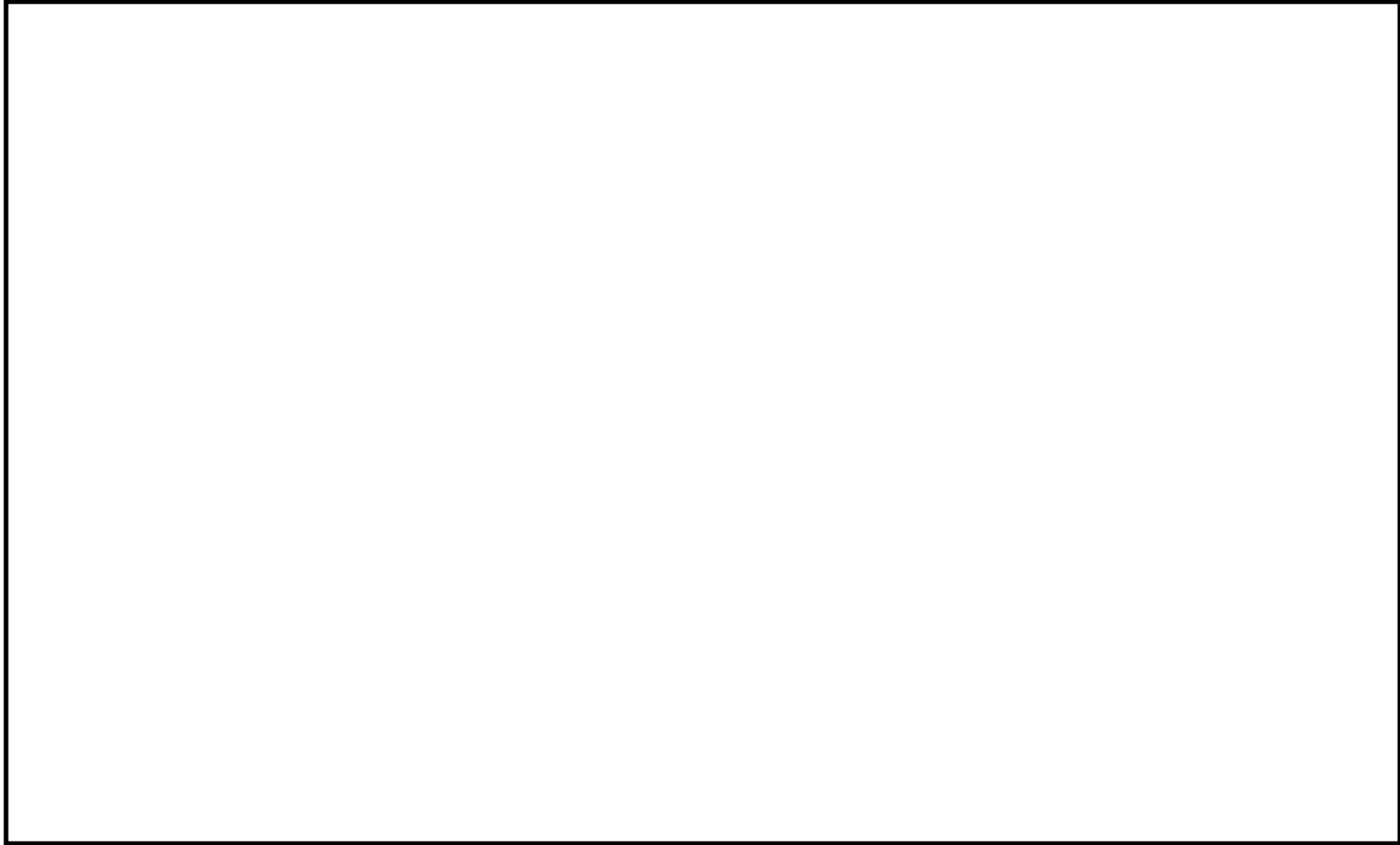


図4 事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度の比較

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

【指摘事項：142-19】

・ペDESTAL内に落ちた溶融デブリの体積について、炉内構造物や注水された水など、燃料以外のものが網羅的に考慮されていることを説明すること。（有効性評価説明時）

【回答】

1. MAAPコードで取り扱う溶融デブリについて

MAAPコードでは、ペDESTAL内へ落下するコリウム成分として、全炉心相当のUO<sub>2</sub>及びZr(被覆管, チャンネルボックス, ウォータロッド, スペーサ), 炉心下部構造(炉心支持板, 燃料支持金具) および下部プレナム内SUS(CR, CRD, CRDハウジング, ガイドチューブ)である。これらで構成されるデブリがペDESTALに落下し、ペDESTALがドライな状態では溶融デブリはペDESTAL床を容易に拡がり、一様に堆積するものとして堆積高さを評価している。

2. 女川2号機での溶融デブリについて

ペDESTAL床上に堆積する溶融デブリ体積は100%炉心落下を想定しても約  m<sup>3</sup> であり、ペDESTAL床面積約  m<sup>2</sup> からデブリ堆積高さは約  m であるが、ペDESTAL床からペDESTAL開口部下端までの高さは約3.4mあるため、ドライウェル床に溶融デブリが拡がることはない。なお、溶融炉心の流動性は高いため、ペDESTAL開口部を上回るほど高く堆積することはないと考えられる。

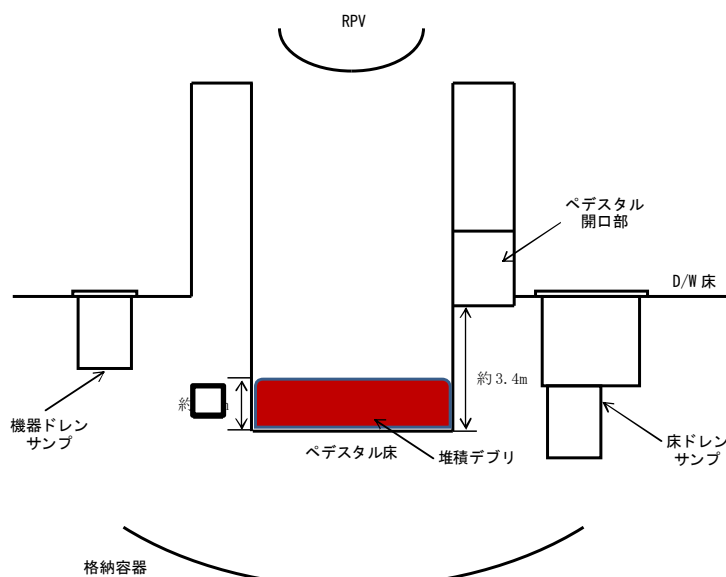


図 ペDESTAL内堆積デブリ状況

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

### 3. 溶融デブリの堆積高さの不確かさについて

#### (1) ペDESTAL内の構造物の影響

ペDESTAL内には、様々な構造物が存在しており、その構造物が堆積したデブリにより溶融し、デブリ堆積高さが増加する可能性がある。

制御棒や炉心支持板等の炉内構造物も含めた全炉心相当の  $UO_2$  及び Zr 等のデブリ容積に加えて、ペDESTAL内の構造物として、CRD 自動交換機プラットフォーム、中性子束計測ハウジング等に加え、破損口となる CRD ハウジング 1 本と隣接する 4 本の CRD ハウジングを巻き込んだ場合を想定しても、デブリ堆積高さは約  m となり、増加分は約  m であることから、ドライウエル床に溶融デブリが拡がることはない。

#### (2) デブリ粒子化に伴う影響

シビアアクシデント対策であるペDESTAL内の初期水張りを実施した際、落下してくる溶融デブリの一部は粒子化すると考えられる。この粒子化したデブリを考慮するとその分堆積デブリの高さは増加する。

もっとも厳しい条件として、全量が粒子化した際の堆積高さを評価する。このとき粒子化したデブリが、密度が低く堆積高さが高くなると考えられる単純立方格子として堆積すると仮定すると、ポロシティは 0.48 であり、堆積高さは (1) で考慮した堆積高さ約  m に対し、デブリ堆積高さは約  m となるが、ペDESTAL床からペDESTAL開口部までの高さ約 3.4 m 以下であることから、保守的な仮定においてもドライウエル床にデブリが拡がることはない。

以上

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません

## P R Aにおける評価条件の見直しについて

これまで説明してきたP R A評価のうち、「レベル1 P R A」、「レベル1. 5 P R A」について、詳細検討等を踏まえ、評価条件を見直した。見直した評価条件、評価結果について以下に示す。

## 1. レベル1 P R A

見直した評価条件及び評価結果を表1、2に示す。詳細は別紙1のとおり。

表1 レベル1 P R A 評価条件

評価条件	見直し前	見直し後	理由
(1) 起因事象発生頻度	非隔離事象:1. 6E-01 RPS 誤動作等:4. 9E-02 通常停止:1. 7E+00	非隔離事象:1. 7E-01 RPS 誤動作等:5. 5E-02 通常停止:1. 7E+00	起因事象の分類方法について詳細検討を行い、非隔離事象、RPS 誤動作等、通常停止の発生件数を見直した。 (審査による指摘事項)
(2) ISLOCA 発生頻度評価法	大規模内部リーク発生確率 :内部リーク故障率 1/10	大規模内部リーク発生確率 :内部リーク故障率	NUREG/CR-6928 を参考に、国内機器故障率の内部リーク発生確率の 1/10 の値として設定していたが、国内において大規模内部リーク発生の実績がないことから、保守的な設定に見直した。 (「指摘事項 125-2」回答資料参照)
(3) 格納容器除熱操作に対する余裕時間	余裕時間:35 時間	余裕時間:8 時間	設置許可取得済の設備の機能のみに期待する本P R Aの観点から、崩壊熱除去機能喪失時に注水継続の措置を考慮しないものとして、余裕時間を 8 時間とした。 (審査による指摘事項)

表2 レベル1 P R A評価結果

炉心損傷頻度 (/炉年)	
見直し前	見直し後
2. 0E-05	5. 5E-05

2. レベル1. 5 P R A

見直した解析条件及び評価結果を表3, 4に示す。詳細は別紙2のとおり。

表3 レベル1. 5 P R A 解析条件

評価条件	見直し前	見直し後	理由
(1)プラント 損傷状態 発生頻度	見直し前 レベル1 P R Aの結果	見直し後 レベル1 P R Aの結果	レベル1 P R Aの評価条件変更に伴い見直した。

表4 レベル1. 5 P R A評価結果

格納容器破損頻度 (/炉年)	
見直し前	見直し後
2. 0E-05	5. 5E-05

以上

## レベル 1 P R A 評価条件見直し内容

## 1. 評価条件の見直し

## (1) 起因事象発生頻度

原子力規制委員会による審査において、原子炉停止操作中のスクラム事象に対する起因事象の分類について指摘を受け、起因事象発生頻度について、再度調査を行い、その結果、起因事象の分類見直しが必要となる起因事象が BWR プラント全体で 4 件あることが分かった。見直し対象の事象について表 1 に示す。また、見直し前後の起因事象発生件数及び頻度を表 2 に示す。

## (2) ISLOCA 発生頻度評価法

「指摘事項 125-2」を踏まえ、ISLOCA 発生頻度評価方法の見直しをおこなった。評価の見直しの詳細については「指摘事項 125-2」の回答にて示す。

## (3) 格納容器除熱操作に対する余裕時間

原子力規制委員会による審査において、サプレッションプール温度が上昇した場合の HPCS の機能維持の考え方について指摘を受けた。これを踏まえ、崩壊熱除去機能喪失(TW)のシーケンスについて、格納容器圧力が 2Pd 到達 (35 時間後) までに崩壊熱除去が可能であれば炉心損傷回避が可能としていたが、原子炉注水継続については、評価上の仮定を含んでいることから、これまで 35 時間としていた格納容器除熱操作の余裕時間を 8 時間に見直した。以下に原子炉注水継続に必要な操作に対する解析上の仮定及び評価の見直しについて示す。

## a. 原子炉注水継続に必要な操作に対する解析上の仮定

本評価においては、崩壊熱除去機能喪失(TW)時の ECCS (HPCS, LPCI, LPCS) 及び RCIC による原子炉注水継続に対して、必要となる関連操作については比較的余裕時間があるため、成功を前提とした評価を実施している。原子炉への注水継続に必要な操作は表 3 のとおり。

## b. 本仮定の扱いについて

a. に示したとおり、これまでの評価においては、崩壊熱除去機能喪失時の注水継続のための措置について、操作までの余裕時間が比較的長いことから、

成功することを前提とした評価としていた。

しかしながら、除熱がない状態においても注水継続が可能となる 8 時間を格納容器除熱操作の余裕時間として設定することにより、原子炉注水継続の操作を考慮したモデルに見直すことが、設置許可取得済の設備の機能のみに期待する本 P R A においてはより適切であると考えられるため、評価を見直すこととする。

## 2. 解析結果の比較

解析結果の見直し前後の比較について、表 4 及び図 1 に示す。

表 1 原子炉停止操作中のスクラム事象の分類見直し結果

プラント名	発生日時	スクラムの理由 (NuCIA より)	見直し前の分類	見直し後の分類
東京電力 福島第一原子力 発電所 2号機	1984年 10月 21日	中間領域モニタ高高による 原子炉スクラム	起因事象として カウントされず	RPS 誤動作等
東京電力 福島第二原子力 発電所 1号機	1985年 11月 21日	中間領域モニタ高高による 原子炉スクラム	通常停止	RPS 誤動作等
東京電力 柏崎刈羽原子力 発電所 1号機	1992年 2月 28日	タービンバイパス弁急閉後の 給水ポンプトリップによる 原子炉水位低スクラム	通常停止	非隔離事象
東北電力 女川原子力 発電所 1号機	1998年 6月 11日	中間領域モニタ高高による 原子炉スクラム	通常停止	RPS 誤動作等



表 2 起因事象発生件数と発生頻度の比較

起因事象	炉年	発生件数		発生頻度(/炉年)	
		見直し前	見直し後	見直し前	見直し後
非隔離事象	488.1	<u>80</u>	<u>81</u>	<u>1.6E-01</u>	<u>1.7E-01</u>
隔離事象	488.1	13	13	2.7E-02	2.7E-02
全給水喪失	488.1	5	5	1.0E-02	1.0E-02
水位低下事象	488.1	13	13	2.7E-02	2.7E-02
RPS 誤動作等	488.1	<u>24</u>	<u>27</u>	<u>4.9E-02</u>	<u>5.5E-02</u>
外部電源喪失	706.1	3	3	4.2E-03	4.2E-03
S/R 弁誤開放	488.1	0.5	0.5	1.0E-03	1.0E-03
補機冷却系故障	693.6	0.5	0.5	7.2E-04	7.2E-04
交流電源故障	3366.2	0.5	0.5	1.5E-04	1.5E-04
直流電源故障	1763.3	0.5	0.5	2.8E-04	2.8E-04
タービン・サポート系故障	693.6	0.5	0.5	7.2E-04	7.2E-04
通常停止	488.1	<u>810</u>	<u>807</u>	1.7E+00	1.7E+00

注) 変化のあった箇所を下線で示した。

表 3 原子炉への注水継続に必要となる操作

炉心冷却機能に関する系統	継続運転に必要となる操作	操作までの余裕時間
RCIC	RCIC 排気圧高トリップバイパス	約 20 時間
	CST への水源補給	約 8 時間
HPCS	S/C から CST への水源切替	約 10 時間 <sup>※1</sup>
	CST への水源補給	約 8 時間
LPCS, LPCI	RHR 復旧または PCV ベント	約 20 時間 <sup>※2</sup>

※1 S/C 水源による注水を継続した場合、約 10 時間後に最高使用温度 100℃に到達するため、水源を S/C から CST への切替える必要がある

※2 格納容器圧力上昇による SRV 閉止を回避するため、格納容器最高仕様圧力到達までの RHR の復旧または PCV ベントが必要と仮定

表4 事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度

事故シーケンス グループ	見直し前	見直し後	見直し後/見直し前
TQUX	1.8E-07	1.9E-07	1.07
TQUV	2.9E-11	2.9E-11	1.03
TW	2.0E-05	5.5E-05	2.79
長期TB	6.1E-11	6.1E-11	1.00
TBU	1.3E-12	1.3E-12	1.00
TBP	9.3E-13	9.3E-13	1.00
TBD	4.5E-12	4.5E-12	1.00
AE	4.2E-14	4.2E-14	1.00
S1E	3.3E-12	3.3E-12	1.00
S2E	5.5E-14	5.5E-14	1.00
ISLOCA	4.4E-10	2.4E-09	5.55
TC	3.8E-09	3.9E-09	1.04
合計	2.0E-05	5.5E-05	2.78

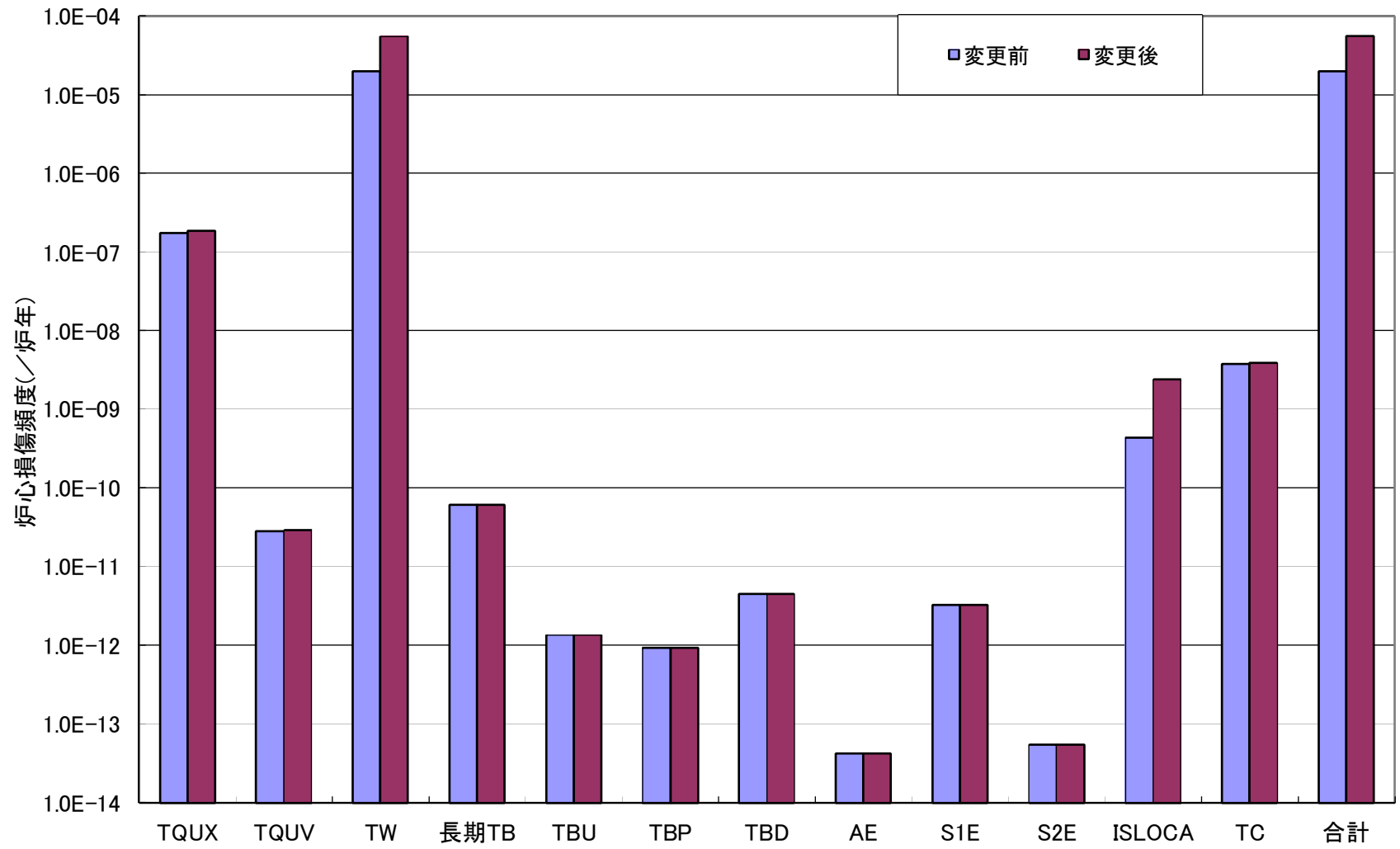


図1 見直し前後の事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度の比較

## レベル 1. 5 P R A 解析条件見直し内容

## 1. 解析条件の見直し

プラント損傷状態の発生頻度について、レベル 1 P R A の結果の見直しに伴い、レベル 1. 5 P R A の結果を見直した。

解析結果の見直し前後の比較について、表 1, 2 及び図 1, 2 に示す。

なお、レベル 1 P R A 評価における崩壊熱除去機能喪失 (TW) 時の原子炉注水継続の操作を考慮し、格納容器除熱操作に対する余裕時間を 35 時間から 8 時間に変更したが、以下のとおり、TW の事故シーケンスに対するプラント損傷状態は格納容器先行破損として従前と同様の分類としている。

## (1) TW シーケンスの扱い

従前の評価においては崩壊熱除去機能喪失時の注水継続のための措置に成功することを前提としていたため、原子炉注水が継続できることを仮定していたが、これに期待せず原子炉注水が継続できない場合には、炉心損傷が先行する場合と格納容器破損が先行する場合がある。本評価においては、従前の評価と同様に格納容器が先行破損すると想定した。この理由は以下のとおり。

- ・ TW のうち TBW については、比較的早期に注水が停止するため、炉心損傷が先行することとなる (TW (炉心損傷先行))。TBW 以外の TW については、ECCS 等による注水を行うことにより、格納容器先行破損に整理できる (TW (格納容器先行破損))。それぞれの炉心損傷頻度は、表 3 に示したとおりであり、格納容器先行破損の割合は約 100%であることから、代表的に TW は格納容器先行破損シーケンスと設定した。(表 3 参照)
- ・ TW のいずれの事故シーケンスにおいても崩壊熱除去機能喪失に対する対策としては、HPCS の水源切替え等の注水維持操作の実施 (崩壊熱除去機能復旧までの時間余裕確保) と崩壊熱除去機能の復旧であり、有効性評価においても注水維持操作の実施を含む対策の有効性を確認している。

(2) TWのプラント損傷状態をTW(格納容器先行破損)とTW(炉心損傷先行(TBW))に分けた場合の感度解析

TWシーケンスをTW(格納容器先行破損)とTW(炉心損傷先行(TBW))に分類した場合について、感度解析を実施し、その影響を確認した。表4に感度解析の条件、表5、6に感度解析の結果を示す。

感度解析の結果、全格納容器破損頻度に占める寄与割合としては、TW(格納容器先行破損)のプラント損傷状態が支配的であり、格納容器破損モードの抽出の観点からは、新たな格納容器破損モードは抽出されないことから、事故シーケンスの選定の観点から影響がないことを確認した。

表 1 プラント損傷状態別の格納容器破損頻度

プラント損傷状態	格納容器破損頻度 (/炉年)		見直し後 /見直し前
	見直し前	見直し後	
TQUX	2.1E-09	2.2E-09	1.07
TQUV	2.9E-11	2.9E-11	1.03
TW	2.0E-05	5.5E-05	2.79
長期 TB	6.1E-11	6.1E-11	1.00
TBU	6.9E-13	6.9E-13	1.00
TBP	4.7E-13	4.7E-13	1.00
TBD	4.5E-12	4.5E-12	1.00
AE	4.2E-14	4.2E-14	1.00
S1E	3.3E-12	3.3E-12	1.00
S2E	5.5E-14	5.5E-14	1.00
ISLOCA	4.4E-10	2.4E-09	5.55
TC	3.8E-09	3.9E-09	1.04
合計	2.0E-05	5.5E-05	2.79

表2 格納容器破損モード別の格納容器破損頻度

格納容器破損モード	格納容器破損頻度 (/炉年)		見直し後 /見直し前
	見直し前	見直し後	
過温破損	8.8E-13	9.4E-13	1.06
過圧破損 (長期冷却失敗)	1.2E-09	1.3E-09	1.07
過圧破損 (崩壊熱除去失敗)	2.0E-05	5.5E-05	2.79
過圧破損 (未臨界確保失敗)	3.8E-09	3.9E-09	1.04
溶融物直接接触	0.0E+00	0.0E+00	-
格納容器雰囲気直接加熱	0.0E+00	0.0E+00	-
コア・コンクリート 反応継続	1.1E-10	1.1E-10	1.02
水蒸気爆発	4.7E-15	5.0E-15	1.05
水素燃焼	0.0E+00	0.0E+00	-
インターフェイスシステム LOCA	4.4E-10	2.4E-09	5.55
隔離失敗	8.8E-10	9.4E-10	1.07
合計	2.0E-05	5.5E-05	2.79



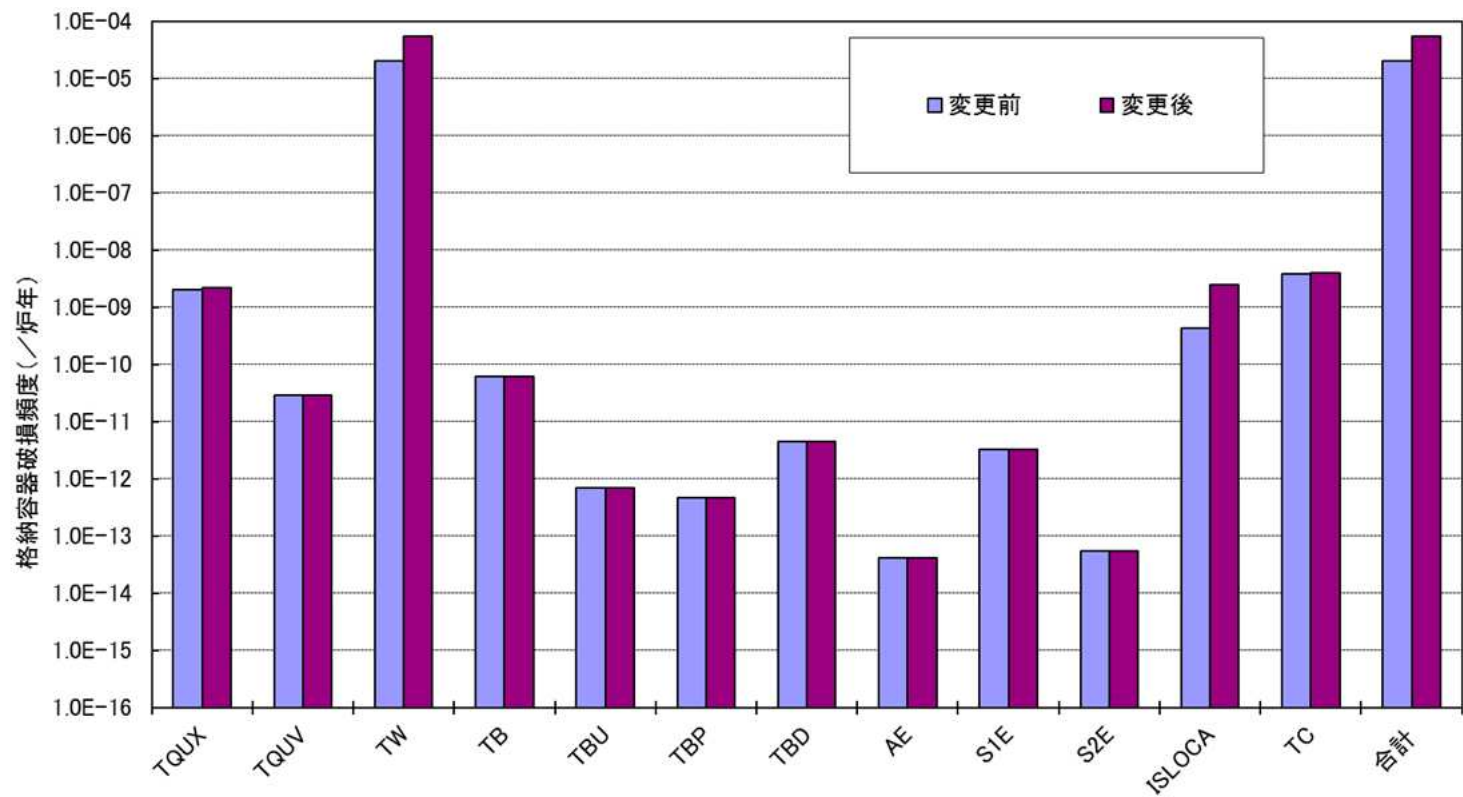


図1 見直し前後のプラント損傷状態別格納容器破損頻度の比較

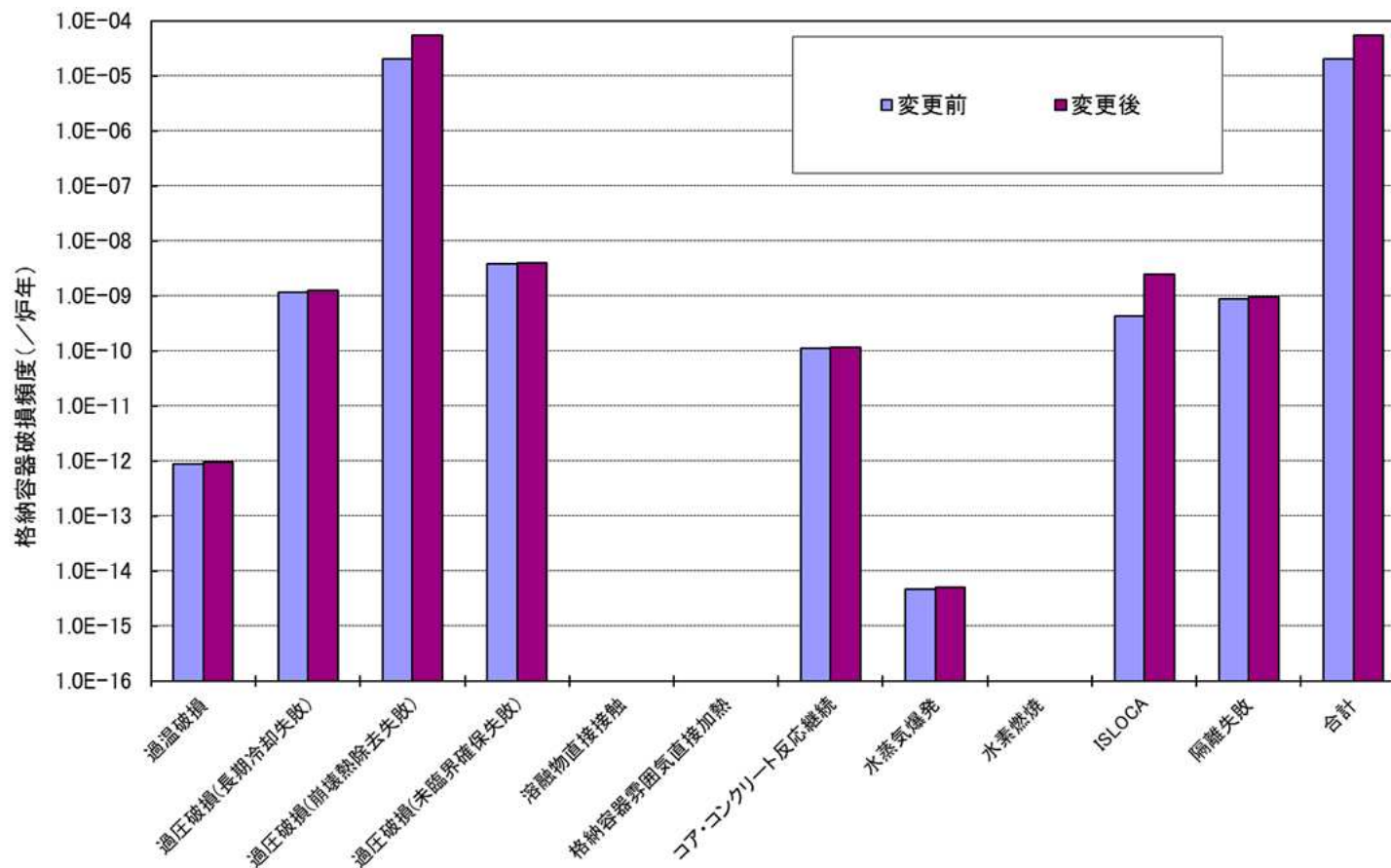


図2 見直し前後の格納容器破損モード別格納容器破損頻度の比較

表 3 TW における格納容器先行破損の寄与割合

事故シーケンス分類	CDF (/炉年)	TW 全体に占める寄与割合 (%)
TW (格納容器先行破損)	5.5E-5	100
TW (炉心損傷先行 (TBW))	1.0E-8	<0.1
TW (合計)	5.5E-5	100

表 4 TW を炉心損傷先行と格納容器先行破損に分類した場合のプラント損傷状態の発生頻度

(/炉年)

	ベースケース	感度解析
プラント損傷状態	TW (格納容器先行破損) 5.5E-5	TW (格納容器先行破損) 5.5E-5
		TW (炉心損傷先行 (TBW)) 1.0E-8

表5 プラント損傷状態別の格納容器破損頻度  
(TW(格納容器先行破損)とTW(炉心損傷先行(TBW))を分けた場合の感度解析)

プラント損傷状態	格納容器破損頻度 (/炉年)	
	ベースケース	感度解析
TQUX	2.2E-09 (<0.1)	2.2E-09 (<0.1)
TQUV	2.9E-11 (<0.1)	2.9E-11 (<0.1)
TW (格納容器先行破損)	5.5E-05 (100)	5.5E-05 (100)
TW (炉心損傷先行(TBW))	—	1.0E-08 (<0.1)
長期 TB	6.1E-11 (<0.1)	6.1E-11 (<0.1)
TBU	6.9E-13 (<0.1)	6.9E-13 (<0.1)
TBP	4.7E-13 (<0.1)	4.7E-13 (<0.1)
TBD	4.5E-12 (<0.1)	4.5E-12 (<0.1)
AE	4.2E-14 (<0.1)	4.2E-14 (<0.1)
S1E	3.3E-12 (<0.1)	3.3E-12 (<0.1)
S2E	5.5E-14 (<0.1)	5.5E-14 (<0.1)
ISLOCA	2.4E-09 (<0.1)	2.4E-09 (<0.1)
TC	3.9E-09 (<0.1)	3.9E-09 (<0.1)
合計	5.5E-05 (100)	5.5E-05 (100)

注：( ) の数値は寄与割合を示す。

表 6 格納容器破損モード別の格納容器破損頻度  
(TW(格納容器先行破損)と TW(炉心損傷先行(TBW))を分けた場合の感度解析)

格納容器破損モード	格納容器破損頻度 (/炉年)	
	ベースケース	感度解析
過温破損	9.4E-13 (<0.1)	9.4E-13 (<0.1)
過圧破損 (長期冷却失敗)	1.3E-09 (<0.1)	1.3E-09 (<0.1)
過圧破損 (崩壊熱除去失敗)	5.5E-05 (100)	<u>5.5E-05</u> (100)
過圧破損 (未臨界確保失敗)	3.9E-09 (<0.1)	3.9E-09 (<0.1)
溶融物直接接触	0.0E+00 (0.0)	0.0E+00 (0.0)
格納容器雰囲気直接加熱	0.0E+00 (0.0)	0.0E+00 (0.0)
コア・コンクリート 反応継続	1.1E-10 (<0.1)	<u>1.0E-08</u> (<0.1)
水蒸気爆発	5.0E-15 (<0.1)	5.0E-15 (<0.1)
水素燃焼	0.0E+00 (0.0)	0.0E+00 (0.0)
インターフェイスシステム LOCA	2.4E-09 (<0.1)	2.4E-09 (<0.1)
隔離失敗	9.4E-10 (<0.1)	<u>9.9E-10</u> (<0.1)
合計	5.5E-05 (100)	5.5E-05 (100)

注：( ) の数値は寄与割合を示す。