

修士論文

マルチユニットリスク評価への
連続マルコフ過程モンテカルロ法の適用

名古屋大学大学院

工学研究科 博士前期課程

総合エネルギー工学専攻

原子核エネルギー制御工学グループ

山本章夫研究室

澤田憲人

令和3年2月

目次

第1章	序論	1
1.1	背景	1
1.2	本研究の目的	2
1.3	本論文の構成	3
	参考文献	3
第2章	原子力発電所におけるリスク評価	5
2.1	本章の概要	5
2.2	原子力発電所におけるリスク評価の概要	5
2.2.1	原子力安全とリスク	5
2.2.2	原子力発電所の安全設計とリスク評価	6
2.3	原子力発電所におけるリスク評価手法	8
2.3.1	決定論的評価	8
2.3.2	確率論的評価	9
2.4	原子力発電所におけるリスク評価の流れと応用	16
2.5	原子力発電所におけるリスク評価の課題	19
2.6	本章のまとめ	20
	参考文献	21
第3章	連続マルコフ過程モンテカルロ法を用いたリスク評価	23
3.1	本章の概要	23
3.2	連続マルコフ過程モンテカルロ法	23
3.2.1	連続マルコフ過程モンテカルロ法の理論	23
3.2.2	確率論的リスク評価への適用	24
3.2.3	低頻度事象におけるサンプリング方法	25
3.2.4	従来の確率論的リスク評価との相違点	27
3.3	簡易なシステム信頼性解析への適用	27
3.3.1	解析条件	28
3.3.2	解析方法	29
3.3.3	解析結果	31
3.4	本章のまとめ	32
	参考文献	33
第4章	複数の使用済燃料プールのリスク評価への適用	34
4.1	本章の概要	34
4.2	解析モデルと解析条件	34
4.2.1	想定する事故シーケンス	34
4.2.2	使用済燃料プールの解析モデル	35
4.2.3	入力パラメータ	38
4.2.4	作成したモデルの検証	40
4.3	仮想的なパラメータを用いた解析	42

4.3.1	解析の概要.....	42
4.3.2	消火系ポンプの機能喪失・回復を考慮した解析.....	42
4.3.3	消火系ポンプ間に依存性を考慮した解析.....	49
4.3.4	使用済燃料プール間の依存性を考慮した解析.....	53
4.4	現実的なパラメータを用いた解析.....	56
4.4.1	解析の概要.....	56
4.4.2	現実的なパラメータの推定.....	56
4.4.3	消火系ポンプの機能喪失を考慮した解析.....	58
4.4.4	消火系ポンプ間に依存性を考慮した解析.....	60
4.4.5	使用済燃料プール間の依存性を考慮した解析.....	61
4.5	本章のまとめ.....	64
	参考文献.....	65
第5章	複数の原子炉のリスク評価への適用.....	66
5.1	本章の概要.....	66
5.2	解析モデルと解析条件.....	66
5.2.1	想定する事故シーケンス.....	66
5.2.2	原子炉の解析モデル.....	67
5.2.3	入力パラメータ.....	75
5.2.4	作成したモデルの検証.....	77
5.3	仮想的なパラメータを用いた解析.....	81
5.3.1	解析の概要.....	81
5.3.2	2つの緩和系操作を考慮した解析.....	81
5.3.3	3つの緩和系操作を考慮した解析.....	88
5.4	現実的なパラメータを用いた解析.....	93
5.4.1	解析の概要.....	93
5.4.2	現実的なパラメータの推定.....	94
5.4.3	2つの緩和系操作を考慮した解析.....	97
5.4.4	3つの緩和系操作を考慮した解析.....	104
5.5	本章のまとめ.....	108
	参考文献.....	109
第6章	結論.....	111
6.1	まとめ.....	111
6.2	今後の課題.....	112
Appendix. A	原子力リスク評価用語集.....	114
Appendix. B	原子炉の解析で使用した蒸気表.....	119
	公刊論文（口頭発表）.....	121

第1章 序論

1.1 背景

2011年3月11日に発生した東北地方太平洋沖地震により、東京電力福島第一原子力発電所は甚大な被害を受けた。現場では事故収束に向けて懸命な対応がなされたものの、最終的に1,3,4号機では建屋の水素爆発、1,2,3号機では格納容器の破損が生じ、環境中に大量の放射性物質が放出された。東京電力福島第一原子力発電所事故（以下、1F事故）の原因については、これまで多くの議論がなされており、事故の直接的な原因は、地震に続いて発生した津波により、安全上重要な機器のほとんどが機能を失ったため[1]とされる。安全上重要な機器とは、原子炉施設の安全性を確保するために重要な機器や構造物を指す。1F事故では、地震により外部電源を、津波により非常用ディーゼル発電機のほとんどを失ったことで全交流動力源喪失（Station Black Out : SBO）に陥り、注水系などの交流電源を必要とする多くの機器類が使用できない状況となった。電源を失い原子炉の状態を監視する計器類も使用できなくなった現場では、暗闇の中で電源系統の復旧などの事故対応が行われたが、困難を極めた。さらに、1号機の水素爆発で飛散した建屋構造材によって、2号機原子炉への注水用に敷設したホースが破損したり、3号機の建屋から3,4号機共用のスタック（排気塔）に通じる配管を伝って逆流した水素により4号機の水素爆発が生じたりするなど、サイト内のプラントが同時多発的に被害を受け、事故が進展したことで事故対応が難化し、被害が拡大した。このように、複数ユニットの同時被災時における事故対応の脆弱性が露呈した1F事故を契機として、複数の原子炉ユニット（マルチユニット）が関与するリスク評価の実施について国際的に関心が高まっている[2]。

現在、原子炉施設におけるリスク評価では、確率論的リスク評価（Probabilistic Risk Assessment : PRA）[3]が広く用いられている。PRAとは、ある事象に至るまでに発生しうる各事象の発生確率を積算することにより、その事象が発生する確率を定量的に算出するリスク評価手法である。原子炉施設におけるPRAでは、主に炉心（原子炉圧力容器に装荷された燃料）が損傷に至る確率（炉心損傷頻度、Core Damage Frequency : CDF）や原子炉格納容器が放射性物質を閉じ込める機能を失う頻度（格納容器機能喪失頻度、Containment Failure Frequency : CFF）の発生確率の評価を行う。これまで原子炉施設におけるPRAでは、扱いやすく説明性の高いイベントツリー手法が用いられてきたが、イベントツリー手法ではヘディング（事故シナリオ分岐事象）の発生確率の相互依存性や時間依存性を考慮することが難しいことが明らかになっている[4][5]。マルチユニットサイトでは、時々刻々と変化する他のユニットの事故進展から影響を受けることで事故対応の難度が変化する。事故対応の成否によって事故シナリオが分岐するため、マルチユニットの影響を考慮したリスク評価では事故シナリオ分岐確率の時間依存性と相互依存性をシナリオごとに考慮することが求められる。したがって、これらを直接取り扱うことができない既存のイベントツリー手法では、マルチユニットの影響を考慮したリスク評価の実施は困難であるといえる。

このような背景から、近年では事故シナリオ分岐確率の相互依存性や時間依存性の考慮が可能な新たなPRAの方法として、動的PRA（Dynamic PRA : DPRA）[6][7]という方法が注目されている。動的PRAにはいくつかの方法があるが、大きく分けて、イベントツリーを用いる方法とシミュレーションを用いる方法がある。イベントツリーを用いる方法では、プラントの動的な状態や人間信頼性などを組み込めるように従来のイベントツリーを拡張したり、時間依存性を考慮してイベント

ツリー中の分岐確率やイベントツリー自体を変化させたりする。一方、シミュレーションを用いる方法では、原子炉施設を構成する各システムやその他の要素（運転員や環境条件など）のふるまいをシミュレーションによって再現し、事故シナリオを得る。この方法ではイベントツリーを用いず、シミュレーションにより各事故シーケンスの発生時刻が算出されるため、より実現象に近い解析結果を得ることが可能であるという特徴を有する。

近年、シミュレーションを用いる方法として、統計学の分野で研究が進められ、現在では様々な分野で応用されている連続マルコフ過程モンテカルロ（Continuous Markov chain Monte Carlo : CMMC）法[8]を事故進展解析やプラント状態解析などのプラントシミュレーションと組み合わせることで事故シナリオ発生頻度を定量化する手法（CMMC カップリング手法）が提案されている[9]-[11]。CMMC カップリング手法によるリスク評価では、プラント状態遷移過程をマルコフ過程として扱い、各時刻におけるプラント状態をモンテカルロシミュレーションにより決定する。この方法では、初期乱数を変えた解析を多数回実施することにより、事故事象の発生頻度の定量化を行うことが可能である。また、プラント状態遷移過程をマルコフ過程として扱うため、事故シナリオ分岐確率の相互依存性や時間依存性を考慮することができる。これまでにも動的 PRA に対して CMMC カップリング手法の適用を試みる研究は行われている[9]-[11]が、CMMC 法をリスク評価に組み込む方法はいまだ検討途上の段階である。また、CMMC 法を用いて実施されたマルチユニットなどの複数機器間の相互作用を考慮したリスク評価は限定的であり、マルチユニットの影響を考慮したリスク評価に対する CMMC 法の適用性は未知数である。

1.2 本研究の目的

本研究では、CMMC 法を用いてマルチユニットリスク評価を実施し、マルチユニットリスク評価に対する CMMC 法の適用性に関する知見を得ることを目的とする。以下で述べる小目的を設定し、これらの小目的を順に達成することで最終的に本研究の目的を達成する。

● 簡易解析モデル作成

CMMC カップリング手法では、プラントシミュレーションを多数回実施する必要がある。しかし、既存の事故進展解析コードは 1 解析の実施に実時間（数十[h]～数百[h]）程度の時間を要する場合がある[12]ため、CMMC 法を既存の事故進展解析コードとカップリングした解析を現実的な計算機資源で実施することは不可能である。現実的な解析時間で CMMC 法を用いたリスク評価を行うため、本研究では、既存の事故進展解析コードと比較して同程度の精度の結果を短時間で解析可能な簡易解析モデルを作成する。本研究では、大槻ら[10]が開発したモデルを参考にして簡易解析モデルを作成する。

● CMMC 法の適用性確認

1.1 節で述べたように、動的 PRA 手法としての CMMC 法の適用を試みる研究は行われているが、マルチユニットリスク評価で扱う必要のある、複数機器間の相互作用を考慮した解析に対する CMMC 法の適用性は明らかになっていない。そこで本研究では、原子炉と比較してシステムが単純な使用済燃料プール（Spent Fuel Pool : SFP）に着目し、CMMC 法を用いて複数の SFP 間に相互依存性を仮定した解析を実施することで、複数機器間の相互作用を妥当に考慮することができるかを検証する。

- CMMC 法を用いたマルチユニットリスク評価の実施

マルチユニットリスク評価に対する CMMC 法の適用性に関する知見を得るため、実機 PRA 相当の機器の故障率などを用いて、CMMC 法と原子炉の簡易解析モデルを組み合わせた CMMC カップリング手法によりマルチユニットリスク評価を実施する。

1.3 本論文の構成

本論文は、本文全 6 章及び Appendix 全 2 章の構成となっている。以下で、各章の概要を述べる。

- 第 1 章では、本研究の背景と目的を述べる。
- 第 2 章では、原子力発電所におけるリスク評価について述べる。初めに、原子力安全とリスクの考え方について説明する。次に、原子力安全を確保するための安全設計と安全設計においてリスク評価がどのように用いられるのかを説明する。また、原子力発電所におけるリスク評価手法として、決定論的評価と確率論的評価の概要を説明する。さらに、リスク評価の手順や活用方法について説明する。最後に、現行のリスク評価の課題を説明する。
- 第 3 章では、CMMC 法を用いたリスク評価について述べる。CMMC 法の理論を説明したのち、確率論的リスク評価への適用方法、発生頻度が低い事象を取り扱う際の効率的なサンプリング方法、従来の確率論的リスク評価手法との相違点について説明する。また、CMMC 法を用いて簡易なシステム信頼性解析を実施し、CMMC 法を用いた解析方法を理解する。
- 第 4 章では、複数機器間の相互依存性を考慮したリスク評価に対する CMMC 法の適用性の検証を目的として、CMMC 法を用いた複数の SFP におけるリスク評価を実施する。まず、解析の高速化のため、最終ヒートシンク喪失発生時の SFP の簡易解析モデルを作成する。これは、1.2 節で述べた本研究の小目的の一つ目に対応する。次に、作成した簡易解析モデルを対象として、短時間で解析可能な仮想的なパラメータ値を用いた解析を実施する。さらに、実機相当のリスク評価に対する CMMC 法の適用性を検証するため、実機 PRA 相当のパラメータ値を推定し、推定したパラメータ値を用いた解析を実施する。これは、1.2 節で述べた本研究の小目的の二つ目に対応する。
- 第 5 章では、本研究の目的である、CMMC 法を用いた複数の原子炉におけるリスク評価を実施する。まず、SBO+RCIC 喪失発生時の原子炉の簡易解析モデルを作成する。次に、作成した簡易解析モデルを対象として、仮想的なパラメータ値を用いた解析を実施する。さらに、実機 PRA 相当のパラメータ値を推定し、推定したパラメータ値を用いた解析を行うことで、実機相当のマルチユニットリスク評価を実施する。これは、1.2 節で述べた本研究の小目的の三つ目に対応する。
- 第 6 章では、本研究のまとめと今後の課題を述べる。
- Appendix.A では、原子力リスク評価分野で頻出する略語・用語をまとめる。
- Appendix.B では、第 5 章の解析で使用した蒸気表の値をまとめる。

参考文献

- [1] 東京電力，“福島原子力事故調査報告書”，2012 年 6 月，
https://www.tepco.co.jp/cc/press/betu12_j/images/120620j0303.pdf, pp.118-155, (2020 年 9 月 9 日ア

クセス).

- [2] 三浦弘道, 猪股亮, 神田憲一ら, “マルチユニット PRA 手法の研究開発動向について,” 日本原子力学会 2018 年春の年会, 大阪大学吹田キャンパス, 2018 年 3 月 26-28 日, 3B_PL03, (2018).
- [3] 西原英晃, 杉本純, 村松健, “原子力発電システムのリスク評価と安全解析,” 丸善出版株式会社, pp.177-213, (2013).
- [4] C. G. Acosta, N. O. Siu, “Dynamic Event Tree Analysis Method (DETAM) for Accident Sequence Analysis,” MITNE 295, Massachusetts Institute of Technology, (1991).
- [5] H. Boudali, J. B. Dugan, “A Discrete Time Bayesian Network Reliability Modeling and Analysis Framework,” *Reliability Eng. & System Safety*, Elsevier, **87**, pp.337-349, (2005).
- [6] A. Mosleh, “PRA: A Perspective on Strength, Current Limitations, and Possible Improvements,” *Nucl. Eng. Technol.*, **46**, pp.1-10, KNS, (2014).
- [7] T. Aldemir, S. Guarro, J. Kirschenbaum, *et al*, “A Benchmark Implementation of Two Dynamic Methodologies for the Reliability Modeling of Digital Instrumentation and Control Systems,” *NUREG/CR-6985*, NRC, (2008).
- [8] N. Metropolis, A. W. Rosenbluth, M. N. Rosenbluth, *et al*, “Equation of State Calculations by Fast Computing Machines,” *J. Chem. Phys.*, **21**, pp.1087-1092, (1953).
- [9] 新崎聡司, “原子炉プラント動特性を考慮したレベル 2PSA 定量化手法に関する研究,” 修士論文, 大阪大学, (2011).
- [10] 大槻昇平, “加圧水型原子炉における簡易プラントシミュレーションの連続マルコフ過程モンテカルロカップリング手法への適用,” 修士論文, 名古屋大学, (2017).
- [11] S. Jang, A. Yamaguchi, “Dynamic Scenario Quantification for Level 2 PRA of Sodium-cooled fast Reactor Based on Continuous Markov Chain and Monte Carlo Method Coupled with Meta-model of Thermal-hydraulic Analysis,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **55**, pp.850-858, (2018).
- [12] 内藤正則, 鈴木洋明, 岡田英俊, “軽水炉シビアアクシデント評価技術の現状,” 日本原子力学会 2012 年春の年会, 福井, 2012 年 3 月 19-21 日, JS02, (2012).

第2章 原子力発電所におけるリスク評価

2.1 本章の概要

本章では、原子力発電所におけるリスク評価について述べる。本研究を行う大きな動機として、現在用いられているリスク評価手法では実施が困難なマルチユニットの影響を考慮したリスク評価の必要性がある。本章では、原子力発電所においてリスク評価がなぜ行われているのか、どのように行われているのか、どのような手法があるのか、またどのような課題があるのかについて基礎的な部分から説明することで、読者に本研究の動機や位置づけを詳細に理解してもらうことを目的とする。

本章の構成は以下の通りである。

- 2.1 節では、本章の概要を述べる。
- 2.2 節では、原子力発電所におけるリスク評価の概要について述べる。まず、原子力発電所における安全性の考え方として原子力安全とリスクについて説明する。次に、原子力安全を確保するための原子力発電所の安全設計においてリスク評価がどのように寄与しているかを説明する。最後に、原子力発電所におけるリスク評価の流れと活用方法について説明する。
- 2.3 節では、原子力発電所におけるリスク評価手法について述べる。原子力発電所におけるリスク評価手法は、決定論的評価と確率論的評価に二大別される。これらについて、概要を説明する。
- 2.4 節では、原子力発電所におけるリスク評価の流れとリスク評価によって得られるリスク情報の活用方法について述べる。
- 2.5 節では、原子力発電所におけるリスク評価の課題について述べる。現行のリスク評価は、評価対象の拡大、評価技術の高度化、定量的な評価指標の設定について課題がある。これらについて説明する。
- 2.6 節では、本章のまとめを述べる。

2.2 原子力発電所におけるリスク評価の概要

2.2.1 原子力安全とリスク

本項では、原子力安全とリスクの考え方について述べる。

2011年に我が国で発生した福島第一原子力発電所事故や1986年に旧ソビエト連邦共和国で発生したチェルノブイリ原子力発電所事故が示しているように、多量の放射性物質を保有する原子力発電所から外部に放射性物質が拡散した場合、公衆や環境に及ぼす影響は甚大である。このため、原子力発電所をはじめとする原子力施設は高い安全性を確保することが要求される。ここで、安全性とは安全の度合い（どの程度安全か）を指す語であり、高い安全性を確保するということは、高い水準で安全な状態にあることであるといえる。では、安全とはどのような状態であるのだろうか。一般的に、何かのどの程度安全であるかは、どの程度危険性が低いのかを示す以外の方法で説明することができない。危険性という言葉を用いずに安全を表現することは困難であり、安全とは危険の裏返し、すなわち危険でないことをもって安全である[1]とされる。しかしながら、科学技術分野において全く危険がない状態は存在せず、必ず危険が残余するため、安全とは危険性（リスク）が社会から幅広く受け入れられる水準以下に抑制されている状態と定義される[2]。したがって、何か

の安全性を考える場合、リスクを考える必要がある。

原子力施設において考えられるリスクとしては、主に、労働災害に起因するリスクと放射線に起因するリスクがある。労働災害に起因するリスクは業務中の傷害事故などであり、産業業界に広く共通して存在するリスクである。放射線に起因するリスクは放射線被ばくなどであり、原子力施設特有のリスクである。ここで、工学的なリスクの定義を示す。リスクは事象の発生頻度と事象による損害の大きさの関数であり、ある望ましくない事象のリスクは、次の式のように、その事象の発生頻度と事象のハザード（事象による損害の大きさ）の積として表されることがある。

$$R \text{ (ある事象のリスク)} = F \text{ (事象の発生頻度)} \times D \text{ (事象のハザード)}$$

従って、ハザードが小さいものの発生頻度が大きい事象や、発生頻度が小さいもののハザードが大きい事象のリスクは大きくなる。放射線に起因するリスクは広範囲に大きな影響を与える可能性が高い、すなわちハザードが大きいため、原子力施設では、労働災害に起因するリスクに対しては勿論、放射線に起因するリスクに対して高い安全性を確保することが特に重要となる。放射線に起因するリスクに対する安全性の考え方として、原子力安全がある。原子力安全の目的は、「人と環境を原子力の施設と活動に起因する放射線の有害な影響から防護すること」[3]である。原子力発電所などの原子力施設では、放射性物質や放射線が制御されることなく外部に放出されることがないように閉じ込める、あるいは遮蔽する機能を堅持することで原子力安全の目的を達成する。

2.2.2 原子力発電所の安全設計とリスク評価

本項では、原子力発電所の安全設計と、安全設計においてどのようにリスク評価が果たす役割について述べる。

2.2.1 項で、原子力発電所では、放射性物質や放射線を閉じ込めたり遮蔽したりする機能により原子力安全を確保すると述べた。原子力発電所は、平常運転時はもとより、考えられうる異常な事態が発生した場合において放射性物質の封じ込め機能が保たれるように様々な技術的な備えを設けた設計となっている。このような備えを設けた設計を安全設計という。以下で、原子力発電所の安全設計について説明する。

日本国内の一般的な軽水炉では、物理障壁（燃料ペレット・燃料被覆管・原子炉圧力容器・原子炉格納容器・原子炉建屋）が放射性物質の封じ込め機能を担っている。福島第一原子力発電所事故では、これらすべての健全性が失われたことにより、環境中に大量の放射性物質が放出された。以下で、それぞれの概要を説明する。

・燃料ペレット

ウラン燃料を焼き固めたセラミック製であり、多くの放射性物質を封じ込めることができるが、気体状の放射性物質を封じ込める機能は不十分である。

・燃料被覆管

厚さ約 0.7[mm]の Zr 合金製であり、燃料ペレットで封じ込めることが困難な気体状の放射性物質を封じ込める。

・原子炉圧力容器

厚さ約 15~30[cm]の鋼鉄製であり、燃料被覆管から放射性物質が漏れた場合の封じ込め機能を担う。

・原子炉格納容器

厚さ数[cm]の鋼鉄製であり、原子炉圧力容器（一次冷却材）から漏れた放射性物質を閉じ込め、周

辺への影響を低減する。

- ・原子炉建屋

壁面の厚さ数十[cm]のコンクリート製である。漏洩率が保証された気密構造ではないが、排気により原子炉建屋内は負圧となっており、万一格納容器が破損した場合でも放射性物質の拡散を低減できるようになっている。

これらの物理障壁は、通常使用時における経年劣化の他、原子炉内で発生する様々な物理現象を原因として機能を喪失或いは機能が低下する可能性がある。そのため、想定される環境条件に対して運転期間を通して耐えられるような材質や形状で設計される。また、プラントが異常状態に陥った時には通常使用時を大きく上回る高温・高圧にさらされる場合がある。これに対し、物理障壁にかかる過大な熱や圧力を低減するために安全系設備（原子炉緊急停止系、炉心冷却系、格納容器冷却系）が備えられている。さらに、万が一物理障壁が機能を喪失した場合には、外部への放射性物質の放出量を低減するための対策を取る。

このように、原子力発電所では物理障壁の健全性を保ち原子力安全を確保するために、幾重にも対策が講じられている。これは、深層防護[4]という考え方に基づくものである。図 2-1 に、IAEA の深層防護の防護レベルを示す。深層防護とは、多様な安全対策を多段に用意し、ある段の対策が失敗した場合においても別の段の対策だけで安全を確保することが可能にすることで、全体として防護の信頼性を向上させるという考え方である。具体的には、原子力発電所においては、想定される事象（2.3.1 項で述べる異常な過渡変化や設計基準事故）に対して様々な備えを施しているが、我々の知識には不完全さや不確かさがあるため、現実世界においてはこれらを超えた事象（2.4 項で述べるシビアアクシデント）が発生する場合がある。このような不確かさに対する備えとして対策を多層とすることで、防護策全体の実効性（成功確率）を高めることができるというものである。

	防護レベル	目的	目的達成に不可欠な手段
当初設計 プラントの	レベル 1	異常運転や故障の防止	保守的設計及び建設・運転における高い品質
	レベル 2	異常運転の制御及び故障の検知	制御、制限及び防護系、並びにその他のサーベランス特性
	レベル 3	設計基準内への事故の制御	工学的安全施設及び事故時手順
設計基準外	レベル 4	事故の進展防止及びシビアアクシデントの影響緩和を含む、過酷なプラント状態の制御	補完的手段及び格納容器の防護を含めたアクシデントマネジメント
緊急時 計画	レベル 5	放射性物質の大規模な放出による放射線影響の緩和	サイト外の緊急時対応

図 2-1 IAEA の深層防護の防護レベル
(文献[4]の表 2-1)

以上のように、原子力発電所では、原子力安全の目的達成のために様々な技術的な対策を施した

安全設計がなされている。リスク評価は、原子力安全の確保に対して深層防護の概念が適切に適用されているかどうか、すなわち多段の安全対策で用いられる構造物、系統及び機器 (Structure, System, Component : SSC) が原子力発電所の健全性を保ち、これらによりリスクが低減されているかどうかを確認するために実施される。

2.3 原子力発電所におけるリスク評価手法

本節では、原子力発電所におけるリスク評価手法として、決定論的評価と確率論的評価について述べる。

原子力発電所におけるリスク評価で用いられるアプローチは、決定論的評価と確率論的評価に2大別される。これらの手法により得られる知見は相互補完的な関係にあり、原子力安全を確保するためには両者を適切に使い分けて評価を行うことが重要となる。以下で決定論的評価と確率論的評価の概要を説明する。

2.3.1 決定論的評価

本項では、決定論的評価について述べる。

決定論的評価とは、原子炉施設などにおいて発生の可能性があり、かつ発生した際の影響が重大な代表的な事象について、事故に至る過程や影響を十分な余裕をもって安全側に仮定された条件に基づいて解析することで、原子炉施設の安全性を評価するアプローチである。一般的には、決定論的安全評価 (Deterministic Safety Assessment : DSA) と呼ばれる。DSA では、事象の起こりやすさは評価の対象ではなく、評価の対象となる事象が発生した場合の影響を定量化し、その結果をあらかじめ定められた基準 (規制基準や事業者が自主的に定めた基準など) と比較することで、基準に対して十分な安全余裕を確保しているかを確認する。例えば、日本国内においては原子力規制委員会による安全審査において、運転時の異常な過渡変化 (Anticipated Operational Occurrence : AOO) 及び設計基準事故 (Design Basis Accident : DBA) に対する原子力施設の安全設計の妥当性を評価する際に用いられる。なお、AOO とは、ある原子炉の寿命期間中に発生することが予想される単一の機器の故障、誤動作、運転員の誤操作及び外乱によって生じる原子力プラントの異常状態である[5]。DBA とは、異常な過渡変化より発生頻度は低い、発生した際には原子炉施設からの多量の放射性物質の放出などの大きな影響をもたらす異常状態である[5]。DSA における安全性の判断手順を図 2-2 に示す。DSA の短所としては、保守的な評価条件でプラント挙動を解析するため、得られる結果が実現象とは異なることや、事象の発生確率を考慮しないため、リスク評価の観点から安全余裕の評価が困難であることが挙げられる。

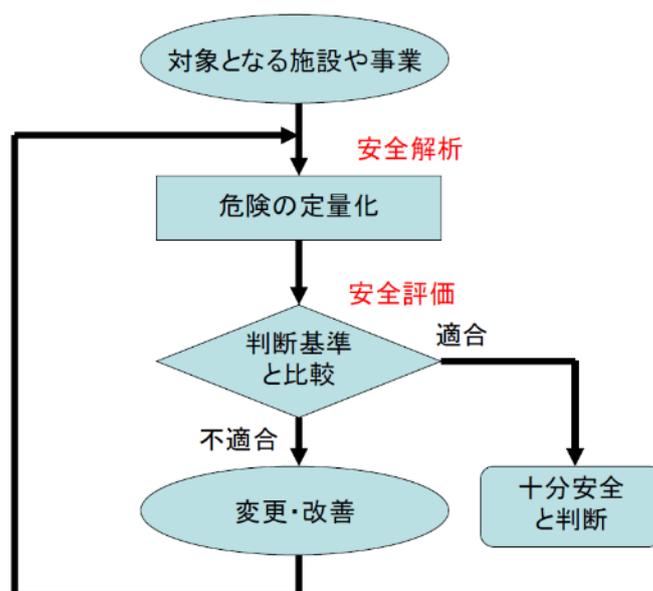


図 2-2 決定論的安全評価における安全性判断の手順
(文献[1]の図 3-1)

2.3.2 確率論的評価

本項では、確率論的評価について述べる。

確率論的評価とは、考えられるすべての事故シーケンスを対象として、事象の発生頻度やその影響の大きさを定量的に分析・評価するアプローチである。このような確率論的評価は、確率論的リスク評価 (Probabilistic Risk Assessment : PRA) や確率論的安全評価 (Probabilistic Safety Assessment : PSA) と呼ばれる。PRA と PSA は一般的には同義で用いられているが、本論文では PRA で統一して記載する。本項では、①PRA の分類、②PRA の考え方、③PRA の利点と課題、④課題を解決すべく研究が進んでいるダイナミック PRA の概要の 4 点について説明する。

まず、PRA の分類について説明する。PRA では、原子力施設で発生する可能性がある事象すべてを網羅的・系統的に分析・評価し、それぞれの事象の発生頻度や発生確率と、事象が発生した場合の影響の大きさを、不確実さを含めた形で定量的に明示する。膨大な数の事故シーケンスを取り扱う PRA は、評価対象とする事故進展、起因事象、及び運転状態によって分類される。起因事象とは、通常の運転状態を妨げる事象であり、炉心損傷などの重大な事故に至る事故進展の発生要因となりうる事象である。以下で、それぞれの分類について説明する。

- 事故進展による分類

評価対象とする事故進展に応じて、以下の 3 つの段階 (レベル) に分類される[6]。

- ・ レベル 1PRA

炉心損傷に至る事故シーケンスを特定し、その発生頻度 (炉心損傷頻度、Core Damage Frequency : CDF) を評価する。また、CDF に対する寄与割合から、重要な事故シーケンスやシステムの機能喪失、機器の故障や人的過誤の知見などが得られる。

- ・ レベル 2PRA

格納容器の機能喪失に至る事故シーケンスを特定し、その発生頻度 (格納容器機能喪失頻度、Containment Failure Frequency : CFF) を評価する。また、格納容器機能喪失に至るまでの事故進展

をシミュレーションにより解析することで、格納容器機能喪失発生時に放出される核分裂生成物（Fission Product : FP）などの放射性物質の核種と性状、放出量、放出時期など（ソースターム）を評価する。なお、ソースターム評価を含まず、格納容器破損までを取り扱うことをレベル 1.5PRA と呼ぶことがある。

・レベル 3PRA

レベル 2PRA で得られたソースターム評価結果及び放出頻度を基に、放射性物質の拡散や線量の評価を行い、健康被害や土壌汚染などの公衆に対するリスクを評価する。

レベル 1,2,3PRA の概要を図 2-3 に示す。

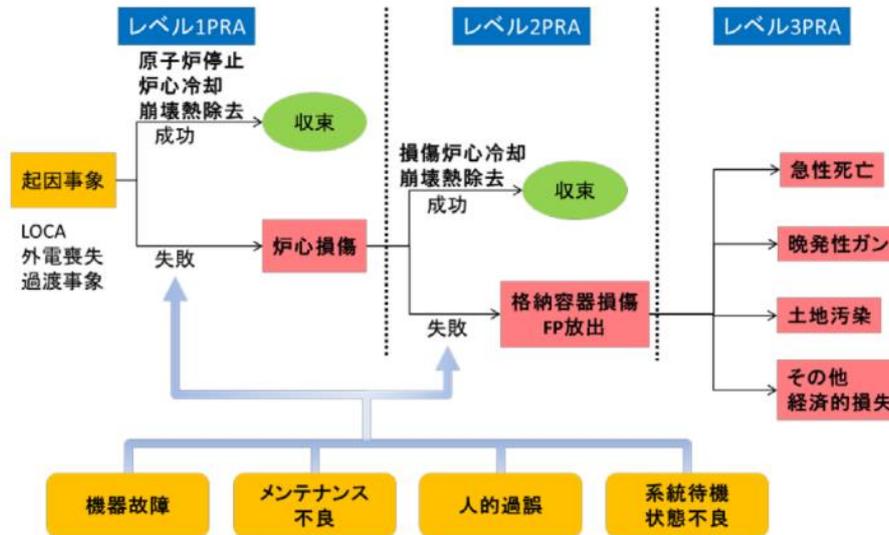


図 2-3 レベル 1,2,3PRA の概要
(文献[6]の図 3.1.2-1)

● 起因事象による分類

評価対象とする起因対象に応じて、以下の 2 つに分類される[7][8]。

・内的事象

原子炉に接続された配管の破断や機器のランダム故障、運転員の誤操作など、対象とするシステム内の原因によって生じる事象であり、具体的には、過渡変化や冷却材喪失事故（Loss of Coolant Accident : LOCA）、外部電源喪失（発電所内の機器の故障によるもの）などがある。

・外的事象

対象とするシステム外の原因によって生じる事象であり、外部ハザード（発電所外の要因により生じる事象）と内部ハザード（内部の要因により生じる事象）に分類される。具体的には、外部ハザードは自然現象（地震、津波、火山の噴火など）や航空機落下や船舶の衝突などであり、内部ハザードは内部火災、内部溢水、重量物落下などである。外的事象 PRA では、発生頻度を考慮したハザード解析と構造物の壊れやすさを確率的に評価するフラジリティ解析を行う必要がある。

● 運転状態による分類

出力運転時と停止時では作動が期待できる緩和系設備の種類や作動が必要になるまでの余裕時間が違うことから、運転状態に応じて出力運転時 PRA と停止時 PRA に分類される。なお、国内

PRA では、低出力運転時は出力運転状態を含めて評価することが多いが、停止時を含めて取り扱う場合もある。

次に、PRA の考え方について説明する。身近にある事故や病気の発生確率や影響は統計データから推定することが可能である。しかし、深層防護の考え方に基づいて設計された原子力発電所では、炉心損傷や格納容器破損などの重大な事故は発生実績が極めて低いことから、これまでに得られた統計データから事故の発生頻度を推定することは困難である。このため、PRA では原子力発電所を構成するシステムや機器レベルに分解し、それぞれのシステム・機器の故障についての統計データとイベントツリー、フォールトツリーを用いることで、重大な事故の発生確率や原子力発電所全体のリスクを評価する。イベントツリーとは、事故を発生しうる起因事象を左端に置き、そこから右に向かって事故を防止あるいは緩和する対策（ヘディングと呼ぶ）を並べ、対策の成否によって上下に事故シーケンスを分岐させることで、想定されるすべての事故シーケンスを示した論理図である。このとき、対策は機能する順番に並べられる。フォールトツリーとは、あるシステムの望ましくない結果（システムの失敗や機能喪失）を頂上事象とし、その原因（基事象と呼ぶ）を階層的に展開して、その因果関係を AND 記号や OR 記号で結んだ論理展開図のことである。論理展開図が樹木状となるため、フォールトツリーは故障の木とも呼ばれる。以下で、1年あたりの寝坊の頻度を例にとってイベントツリー及びフォールトツリーに基づいた PRA の手順を説明する[9]。

寝坊の原因はいくつか考えられるが、ここでは前日の夜更かしによって発生するものとする。このとき、寝坊を防止するために目覚まし時計をセットすることを考える。目覚まし時計が故障によって鳴らなかった場合、母親が起こしてくれることに期待できる。また、母親が起こしてくれなかった場合、父親が起こしてくれることにも期待できる。夜更かしの頻度を 100[回/年]、目覚まし時計の故障確率を 0.103、母親が起こしてくれない確率を 0.2、父親が起こしてくれない確率 0.5 をとすると、このような状況を表現したイベントツリーは図 2-4 のようになる。

起因事象	寝坊防止策			No.	状態	発生頻度 (/年)	
	目覚まし時計	母親	父親				
夜更かし	→成功			1	起床	89.70	
	0.103			2	起床	8.24	
	↓失敗		0.2	3	起床	1.03	
			0.5	4	寝坊	1.03	
						寝坊頻度	1.03

図 2-4 寝坊に至るイベントツリー
(文献[9]より引用)

今回の状況では、最終的な状態（起床 or 寝坊）に至るまでのシナリオは 4 種類存在し、赤色で示したシナリオ（前日に夜更かしをし、目覚まし時計が故障により鳴らず、母親と父親が起こすのに失敗する）が寝坊に至るシナリオである。寝坊の発生確率は、起因事象（夜更かし）の発生頻度に各寝坊防止策の失敗確率をかけることで算出できる。すなわち、夜更かしの頻度（100[回/年]）×目覚まし時計が鳴らない（0.103）×母親が起こすのに失敗する（0.2）×父親が起こすのに失敗する（0.5）

=1.03[回/年]となる。

イベントツリーの起回事象の頻度や各ヘディングの分岐確率は、次のような方法で設定されている。まず、夜更かしの頻度は、経験から設定することができる。例えば、週に2回程度夜更かしをする人であれば、 $2[\text{回/週}] \times 52[\text{週}] = 104[\text{回/年}] \cong 100[\text{回/年}]$ と求められる。次に、目覚まし時計が鳴らない確率はフォールトツリー解析によって求めることができる。例えば、ベルが2つ付いた典型的な目覚まし時計を考える。目覚まし時計が鳴らない原因は、①ベルの故障、②電源の故障、③制御回路の故障、の大きく3種類が考えられる。ベルが2つ付いた目覚まし時計であれば、①ベルの故障については、1つのベルが壊れてももう1つのベルが壊れていなければベルの機能は果たすことができる。よって、目覚まし時計のベルが鳴らないことを頂上事象としたフォールトツリーは図2-5のようになる。

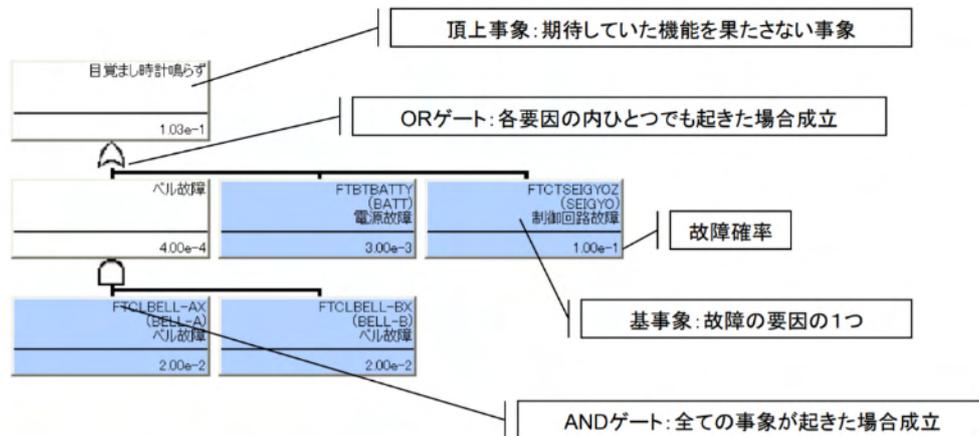


図 2-5 目覚まし時計のベル不動作のフォールトツリー
(文献[9]より引用)

ベル故障は両方のベルの故障によってのみ発生することから、AND ゲートで結ばれており、ベル A 故障確率 (0.002) × ベル B 故障確率 (0.002) = 0.0004 と求められる。目覚まし時計が鳴らない確率は、OR ゲートで結ばれた各基事象の発生確率 (故障確率) を足し合わせることで、ベル故障確率 (0.0004) + 電源故障確率 (0.003) + 制御回路故障確率 (0.1) = 0.1034 \cong 0.103 と求めることができる。なお、今回は基事象の発生確率を適当な値としているが、実際の PRA では過去の故障件数に基づく統計データを用いて算出する。また、母親と父親が起こすのに失敗する確率についても今回の例では適当な値を仮定しているが、実際の PRA で人間が関わる場合には人間信頼性解析などにより失敗確率を算出する。

以上のようにして寝坊の発生頻度を評価することができる。では、同じ目覚まし時計をもう一つセットすることを考える。この場合、寝坊する確率が小さくなるのが直感的に分かるが、目覚まし時計が1つの場合と比べてどの程度寝坊しなくなるかは不明である。ここで、2つ目の目覚まし時計を考慮したイベントツリーを作成すると、図2-6のようになる。

起回事象	寝坊防止策				No.	状態	発生頻度 (/年)
	夜更かし	目覚まし 時計1	目覚まし 時計2	母親			
年に100回	0.103	0.103	0.2	0.5	1	起床	89.700
					2	起床	9.240
					3	起床	0.850
					4	起床	0.106
					5	寝坊	0.106
合計値						0.106	

図 2-6 目覚まし時計を2つにした場合のイベントツリー
(文献[9] より引用)

このイベントツリーから、目覚まし時計を2つセットした場合の寝坊の頻度は0.106[回/年]と算出でき、目覚まし時計を2つにした場合、1つの場合と比較して、寝坊の頻度が約1/10程度に減ったことが分かる。このように、イベントツリーを用いることで、ある対策を追加した場合にどの程度効果があるのか（事故の発生確率が低下するのか）を定量的に確認することができる。

次に、PRAの利点と課題を説明する。PRAの主な利点として、リスクを体系的・網羅的に把握できる点、リスク重要度を評価できる点、安全向上策の効果を定量的に把握できる点、不確かさの影響を定量的に把握できる点がある[10]。以下で、それぞれの概要を説明する。

- リスクの体系的・網羅的な把握

PRAは、考えられるすべての事故シーケンスを対象として、事故シーケンスの発生頻度と影響の大きさを評価する。このため、深層防護の考え方に基づく多段階の安全策を有する原子炉施設がハザードに対してどの程度安全性を有しているのかを定量的に判断することができる。

- リスク重要度の評価

PRAでは、安全策を構成する機器の機能喪失率や人的操作過誤の発生確率を考慮することでリスクを定量評価するため、個々の機器や人的過誤のリスク重要度を評価することができる。リスク重要度指標としては、リスク増加指標(RAW)、ファッセルズベリー(FV)指標などがあるが、これらのリスク重要度指標を用いることで、原子炉施設の安全上重要な機器や人的操作を特定するとともに優先順位をつけることができる。リスク重要度指標に基づく優先順位は、複数の対応策のスクリーニングを行う際などに、定量的な根拠として活用できる。

- 安全性向上策の特定

イベントツリーやフォールトツリーに組み込まれた機器や人的操作について変更を行った場合のリスク評価を行い、原子炉施設全体のリスクの変化を確認することで感度解析が可能である。例えば、安全系の準備時間を変えた解析を行うことで、準備時間をどの程度に収めるべきかの指標を得ることができる。

- 不確かさの定量的な把握

PRAでは、不確かさを図2-7のように分類している。DSAでは保守的な条件を仮定することによ

って不確実さに対処するが、PRA では不確実さが発生する要因を特定し、結果に及ぼす影響を定量的に評価することができる。このため、PRA の結果を用いることで不確実さを考慮した意思決定を行うことが可能である。PRA では、起因事象の発生頻度、機器の機能喪失率・故障率、人的過誤確率等の不確実さを、パラメータを確率分布で表し、モンテカルロ法によってこれらのパラメータの不確実さが結果に与える影響を考慮することができる。

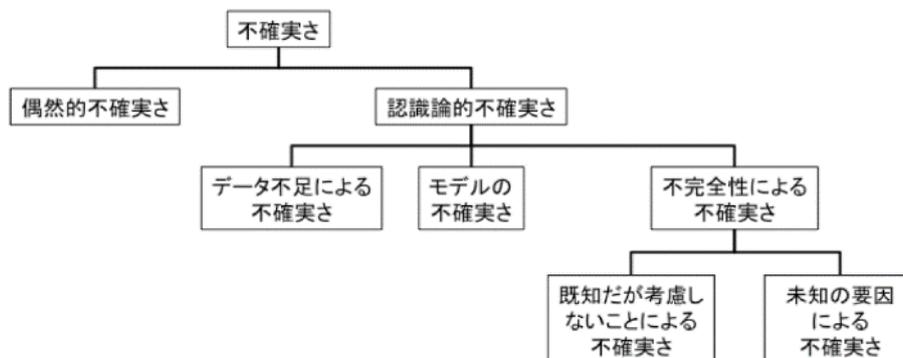


図 2-7 PRA における不確実さの分類
(文献[6]の図 3.1.4-1)

また、以下で PRA の主な課題を説明する。

- モデルの不完全さ

図 2-7 に PRA における不確実さの種類を示した。偶然的な不確実さは機器の個体ごとの性能や人間の個人差によるばらつきなど、減ずることができない不確実さである。一方、認識論的不確実さは我々の知識が不完全であるために生じる不確実さである。したがって、認識論的不確実さは知見を拡充することで低減することが可能であり、継続的な努力が行われているが、現状の PRA においてすべてのリスクをカバーできているとは言い難い。例えば、2.3.2 項で述べた目覚まし時計の例でいうと、目覚まし時計によって起床に失敗する要因として、目覚まし時計の故障の他に人間が目覚まし時計をセットし忘れるという要因が考えられ、おそらく目覚まし時計の故障よりもリスクが大きい。これは、上述した不確実さの分類でいうと「モデルの不確実さ」にあたる。また、目覚まし時計の故障のフォルトツリーにおいて、目覚まし時計の故障はベルの故障、電源の故障、制御回路の故障によって生じるとしたが、我々の知りえない要因によって故障が生じる可能性も否定はできない。これは、上述した不確実さの分類でいうと「未知の要因による不確実さ」にあたり、原理的に想定することができない。このように、我々の知見に基づいてリスク評価を行う PRA では、生じる全てのリスクをカバーできているかどうか不明であり、したがって得られる結果が実現象の全てを考慮できているかどうか不明である。しかし、PRA で得られる結果に不確実さが存在するということは PRA の結果が有効でないことを意味するものではない。認識論的不確実さを低減するための努力を継続するとともに、結果に不確実さがあることを考慮したうえで得られた情報を活用することが重要である。

- 分岐事象の順序依存性[11]

イベントツリーのヘディングは安全機能が機能すると期待される時系列順に並べられる。しかし、事象の発生順序は図 2-7 で示したモデルの不確かさによって変化する可能性がある。イベントツリーでこの不確かさを考慮した評価を行う場合、ヘディングの順序を変えた複数のイベントツリーを構築し、定量化する必要がある。

- 分岐確率の時間依存性[12][13]

イベントツリーのヘディングの分岐確率は、ヘディングによっては事故進展の時間経過に伴うプラントの状態変化に応じて確率が変化する可能性がある。例えば、非常用炉心冷却系による原子炉注水が行われている時間が長いほど炉内が冷却され、また炉内の冷却水量が増加するため、プラント状態が大きく変化し、その後の安全系の成功率に影響を与えられとされる。このように、ヘディングの分岐確率が時間依存性を有している場合がある。特に、放射性物質の閉じ込め機能の喪失からの経過時間などに大きく依存するため、放射性物質の放出量を評価するレベル 2PRA では、時間依存性を考慮した評価が必要となる。

最後に、これらの課題を解決するために研究が進められているダイナミック PRA について説明する[14][15]。上述した PRA の課題のうち、分岐事象の順序依存性や分岐確率の時間依存性については、現行の PRA ではイベントツリー手法により事故進展を静的に取り扱っているために考慮が困難となっている。ダイナミック PRA では、事故進展を動的に取り扱うことで、従来のイベントツリー手法では考慮することが困難である分岐事象の順序依存性や分岐確率の時間依存性を考慮できる。現在までに提案されているダイナミック PRA 手法は、シナリオの生成方法によって 3 種類に分類することができる。以下で、それぞれについて概要を説明する。

- 離散型ダイナミックイベントツリー (Dynamic Event Tree : DET) 手法

離散的に時間を区切り、時間区分ごとに機器の状態や性能などを変化させた熱水力解析を実施し、熱水力解析結果とイベントツリーを統合する方法。次に述べるランダムサンプリング手法と比較して計算コストが低く、現在開発が進められている離散型 DET 手法に基づく動的 PRA ツールとして、米国アイダホ国立研究所の RAVEN[16]、米国オハイオ州立大学及びサンディア国立研究所の ADAPT[11]、スペイン原子力安全委員会 (CSN) の SCAIS[17]がある。

- ランダムサンプリング手法

機器の状態や性能などをある確率分布に従うようにモンテカルロ法で設定した熱水力解析を実施し、炉心損傷となる解析結果を統計的に処理する方法。現在研究が進められている手法として、連続マルコフ過程モンテカルロ法[18][19][20]などがある。連続マルコフ過程モンテカルロ法は本研究で用いるリスク評価手法であり、第 3 章で詳細を説明する。

- ハイブリッド手法

離散的 DET 手法とランダムサンプリング手法を組み合わせた方法。現在開発が進められているハイブリッド手法に基づく動的 PRA ツールとして、原子力規制庁の RAPID[21]、ドイツ原子炉安全協会 (GRS) の MCDDET[22]がある。

2.4 原子力発電所におけるリスク評価の流れと応用

本項では、原子力発電所におけるリスク評価がどのような流れで実施されるか、また評価により得られた情報をどのように活用しているかについて述べる。

まず、リスク評価の流れを説明する。ここでは、一例として 2.3.2 項で述べた外的事象 PRA の一つである地震 PRA の手順を説明する。図 2-8 に地震 PRA の手順の概念図を示す。

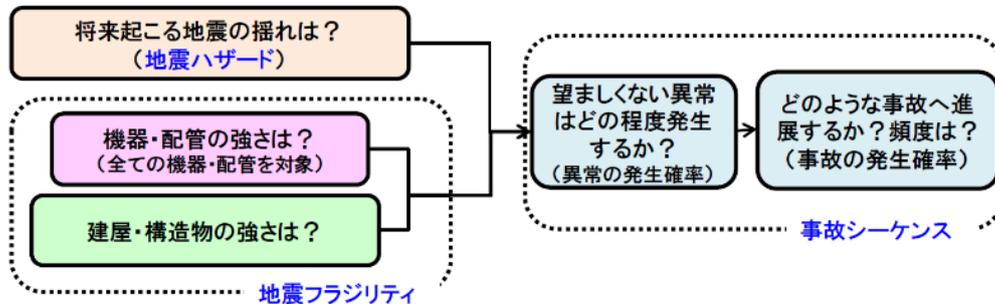


図 2-8 地震 PRA の手順
(文献[6]の図 3.2.2-2)

地震 PRA では、大きく分けて①地震ハザード評価、②地震脆弱性評価、③事故シーケンス評価の 3 段階の評価を行うことで評価結果を得る。それぞれの段階でどのような評価を行うかを説明する。

まず、①地震ハザード評価では、地震ハザード（ある地点で想定される地震の揺れの大きさとある期間内にその強さを超える地震揺れが発生する確率）を評価する。地震ハザードの評価で用いられる地震ハザード曲線は、次のようにして求められる。初めに、評価地点としたサイト周辺の過去の地震発生履歴や地質調査などを基にマグニチュードの確率分布、発生が予測される震源からの距離の確率分布などを推定する。次に、推定した確率分布を用いて、震源に対して地震の発生可能性と地震動の強度の予測を行い、その結果を足しあわせることで評価地点での地震ハザード曲線を得る。図 2-9 に地震ハザード曲線の例を示す。図 2-9 中の青矢印では、震度 6 強を超える揺れの地震が発生する確率が 30 年間で 0.3[%]であることを示している。地震ハザード評価によって、どの程度の地震動に耐える設計とすればよいかの検討を行うことができる。

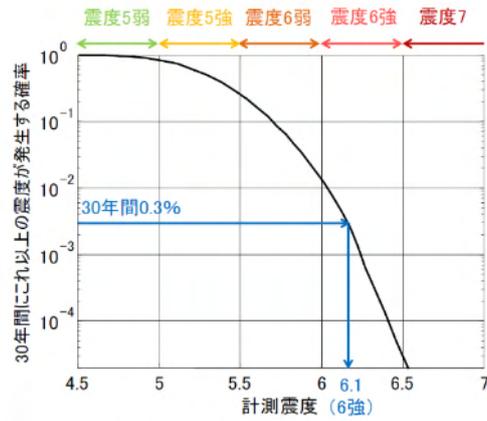


図 2-9 地震ハザード曲線の例
(文献[6]の図 3.2.2-3)

次に、②地震 fragility 評価では、地震動により機器が破損したり機能喪失したりする確率を求める。地震 fragility 評価は、各機器における地震動の大きさを算出する応答評価と各機器を破損あるいは機能喪失させる地震動の大きさを算出する強度評価により、構成されている。図 2-10 に、応答評価と強度評価の関係を示す。地震動（図中の地表面最大加速度）が大きくなるにつれて機器の応答値（図中の層間変形角）が大きくなり、損傷限界や安全限界を超える応答値の割合が増えることが分かる。

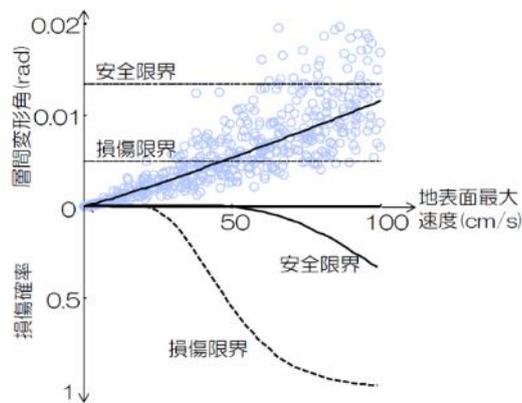


図 2-10 地震 fragility 曲線と応答値の関係の例
(文献[6]の図 3.2.2-15)

次に、③事故シーケンス評価では、地震の発生を起因事象としたイベントツリー解析により、炉心損傷などの事故に至るシーケンスの特定とその発生確率を算出する。また、炉心損傷への寄与が大きい機器・設備を特定する。このとき、2.3.2 項で説明したフォールトツリー解析を行うことでプラントを構成する機器やシステムのアンアベイラビリティ（規定の期間内に機器類が使用できない状態にあるかどうか）などを評価し、人間信頼性解析（Human Reliability Analysis : HRA）を行うことで運転員が誤操作を行う確率などを推定する。

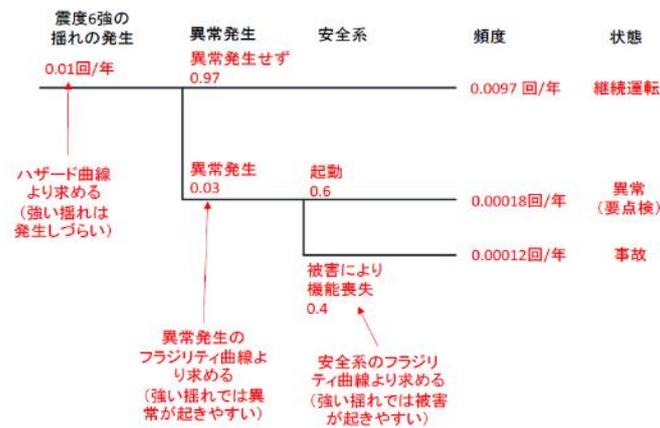


図 2-11 イベントツリーの例
(文献[6]の図 3.2.3-2)

次に、リスク評価で得られたリスク情報をどのように活用しているのかについて説明する。以下に、リスク情報の国内での主な活用例を示す[23]。

- 設計・建設時への活用

2.3.2項で述べたように、PRAではリスク上重要な機器や設備・人的操作を抽出することができる。設計・建設時には、PRAで特定したリスク上重要な機器や設備・人的操作について、リスクを低減する設計へ反映させる。例えば、改良型PWRにおいて、リスク評価の結果を考慮して非常用水源を格納容器内に設置した例や、非常用炉心冷却系を4系列独立な構成とした例がある。

- 検査・運転時への活用

検査時に関しては、停止時PRAによって定期検査時の機器隔離によるリスクの変化を把握し、合理的に可能な限りリスクを低減した検査工程が実施されている。また、運転時に隔離してもリスク増加が少ない機器に関しては運転中に隔離検査を行う（オンラインメンテナンス）ことで、定期検査期間の短縮等が図られている。運転時（再稼働後）については、現行の規制では、事業者に対して内的事象及び外的事象を対象としたレベル1及びレベル2PRAを原則5年ごとに実施・改訂することを求めており[7]、これにより継続的な安全性向上を図っている。

- シビアアクシデント対策への活用

現行の規制では、PRAの結果に基づき、設置許可申請時のシビアアクシデント（Severe Accident：SA）対策の有効性評価の対象とする事故シーケンスを抽出し、その事故シーケンスに対してSA対策が有効であることを確認することを要求している[5]。SAとは、設計基準事故（DBA）を大きく超えた事象であり、安全設計の評価で想定された手段のみでは原子炉の制御を適切に行えず、炉心損傷や格納容器破損に至るおそれのある事故である。なお、SA対策の有効性評価自体は決定論的な事象進展解析により行われ（DSA）、PRAの結果は用いられない。

- RIDM（Risk Informed Decision Making）

RIDMとは、直訳すると「リスク情報を活用した意思決定」であり、プラントの改造や運転に係る

意思決定を、従来の決定論的評価からの知見に加えて、PRA や定性的なリスク評価から得られる知見、深層防護の適合性などのリスク情報を組み合わせた評価に基づき行う[24]ことを指す。RIDM プロセスを導入する利点は、継続的な安全性向上だけでなく、事業者以外のステークホルダー（メーカー、学協会、規制当局、一般市民など）と事業者がリスクを共通言語として使うことができるため、よりオープンな形で対話（リスクコミュニケーション）や合意形成を行うことができることが挙げられる。現在国内では、福島第一原子力発電所事故後に策定された新規規制基準への適合にとどまらず、自律的かつ継続的にリスクを管理・抑制するためのリスクマネジメントの一環として、事業者が RIDM プロセスの確立に向けて取り組みを進めている。

2.5 原子力発電所におけるリスク評価の課題

本節では、原子力発電所を対象として現行のリスク評価が有する課題[25]について述べる。

● 評価範囲の拡大

原子炉施設の継続的な安全性向上のためには、考えうるすべてのハザードに対してリスク評価を実施することが重要である。また、影響の大きなハザードに対しては PRA により施設や対策の脆弱な箇所を特定することで効果的に安全性を向上させることができるが、現状の PRA において実施基準が整備されていないハザードがある。このような、これまでの PRA では評価対象となっていなかった事象に対しての実施基準を整備できるように、評価対象の拡大に向けた取り組みが必要である。例えば、火災や溢水の評価は試評価の段階であり、今後は各プラント個別の評価を行うことが望まれている。地震や津波などすでに PRA 実施基準が整備されている外的事象においても、ハザードの不確実さが大きく、ハザードによる設備への影響の想定が保守的な評価となるため、運用実績や最新知見を考慮した評価技術の高度化が期待されている。

また、1.1 節で述べたように、福島第一原子力発電所事故では複数ユニットの同時多発的な事故進展や水素爆発などの他ユニットからの影響によって事故対応が難化した。これを受け、マルチユニットの影響を考慮したリスク評価の重要性が再認識されている。しかしながら、1.1 節で述べたようにマルチユニットの影響を考慮したリスク評価では、分岐事象の順序依存性や分岐確率の時間依存性を考慮することが必要となるため、従来のイベントツリーを用いた PRA 手法では実施が困難である。そこで近年、時間依存性や複数の事象の相互依存性を考慮できるダイナミック PRA が注目されている。本研究では、ダイナミック PRA の一つである CMMC 法を用いたリスク評価を試みる。

● 解析手法の高度化

PRA においてより正確な評価結果を得るためには、プラント構成要素が正確にモデル化されることや、機器の故障率などの PRA で用いるパラメータの信頼性が高いことが必要となる。現行の PRA において、人的過誤の評価技術にはいまだ大きな課題があり、人的過誤確率を推定する人間信頼性解析（HRA）の高度化が求められている。また、PRA で用いられるパラメータについては不確実さを考慮した統計的なモデルやベイズ統計による推定方法の改善が進められており、技術的な知見が高まっている[26]。また、機器の故障率などに付随する認識論的不確実さ（図 2-7 参照）の低減に最もつながる、データの品質向上とプラントごとの機器の運転実績に基づくデータの詳細化について、現在取り組みがなされている。

- 定量的な評価指標の設定

リスク評価で得られたリスク情報を活用するという観点では、リスク評価の目安となる“安全目標”や“性能目標”を合理的に設定することが重要となる。“安全目標”とは、事業者が達成すべき事故によるリスクの抑制水準であり、“性能目標”とは、安全目標を達成するための代替的な指標である。安全目標や性能目標は、目標の達成如何によって原子力施設の安全性について○×をつけるためのものではないが、リスク情報を基にした意思決定や社会的な合意形成を行う上で重要な指標であり、合理的な設定に向けて検討を行うことは必須である。なお、国内における安全目標案及び性能目標案として以下がある[27]。

- 定性的安全目標案

原子力利用活動に伴って放射線の放射や放射性物質の放散により公衆の健康被害が発生する可能性は、公衆の日常生活に伴う健康リスクを有意には増加させない水準に抑制されるべきである。

- 定量的安全目標案

原子炉施設の事故に起因する放射線被ばくによる、施設の敷地境界付近の公衆の個人の平均急性死亡リスクは、年あたり 100 万分の 1 程度を超えないように抑制されるべきである。

原子炉施設の事故に起因する放射線被ばくによって生じうるがんによる、施設からある範囲の距離にある公衆の個人の平均死亡リスクは、年あたり 100 万分の 1 程度を超えないように抑制されるべきである。

- 性能目標案

炉心損傷頻度 (CDF) : 10^{-4} [/炉年]

格納容器機能喪失頻度 (CFF) : 10^{-5} [/炉年]

2.6 本章のまとめ

本節では、本章のまとめを述べる。

- 2.1 節では、本章では、本研究の動機を詳細に理解するために原子力発電所におけるリスク評価について説明すると述べた。
- 2.2 節では、原子力発電所におけるリスク評価の概要について述べた。
- 2.3 節では、原子力発電所におけるリスク評価手法について述べた。決定論的リスク評価 (DSA) とは、代表的な事象について保守的な仮定に基づいた解析を行うことで原子炉施設の安全性を評価する方法であり、確率論的リスク評価 (PRA) とは、考えられるすべての事故シーケンスを対象として、事象の発生頻度やその影響の大きさを定量的に分析・評価する方法であることを述べた。また、PRA の課題として分岐事象の順序依存性や分岐確率の時間依存性を考慮することが困難であることを述べた。
- 2.4 節では、原子力発電所におけるリスク評価の一例として、地震 PRA の実施手順を説明した。また、リスク評価で得られたリスク情報は設計時から運転時まで幅広く活用されており、現行の規制ではシビアアクシデント対策においても利用されていることを述べた。
- 2.5 節では、現在行われているリスク評価の課題として、評価範囲の拡大、評価技術の高度化、

定量的な判断基準の設定が挙げられると述べた。特に、評価範囲の拡大としてマルチユニットの影響を考慮したリスク評価の重要性が高まっているが、従来のイベントツリー法を用いた PRA では実施が困難であることを述べた。また、これを受けて本研究では動的 PRA の一種である CMMC 法を用いることで、マルチユニットの影響を考慮したリスク評価を行うことを述べた。

参考文献

- [1] 阿部清治, “原子力安全と規制(1) 原子力安全はどのようにして確認するか,” 日本原子力学会 原子力安全部会第 2 回夏季セミナー, 2014 年 8 月 18 日.
- [2] 千葉豪, 卞哲浩, 山本章夫 (編), “原子炉の物理,” 日本原子力学会・炉物理部会, 2019 年 11 月 27 日.
- [3] 日本原子力学会標準委員会, “原子力安全の基本的考え方について 第 I 編 原子力安全の目的と基本原則,” 日本原子力学会, 2013 年 6 月 4 日.
- [4] 日本原子力学会標準委員会, “原子力安全の基本的考え方について 第 1 編 別冊 深層防護の考え方,” 日本原子力学会, 2014 年 5 月 20 日.
- [5] 原子力規制委員会, “実用発電用原子炉及びその付属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈,” 原規技発第 1306193 号, 原子力規制委員会, 2013 年 6 月 19 日.
- [6] 日本原子力学会標準委員会, “日本原子力学会技術レポート リスク評価の理解のために,” 日本原子力学会, 2016 年 4 月 19 日.
- [7] 原子力規制庁, “実用発電用原子炉の安全性向上評価に関する運用ガイド,” 原規技発第 1311273 号, 平成 25 年 11 月 27 日.
- [8] 経済産業省, “各国（日本、米国、英国、仏国）における確率論的リスク評価の活用状況,” 平成 27 年 1 月.
- [9] 株式会社テプコシステムズ, “確率論的リスク評価（PRA）（確率論的安全評価（PSA））,” <http://www.tepsys.co.jp/common/images/pc/content/psa/PRA.pdf>, (2021 年 1 月 4 日アクセス).
- [10] 山下正俊, “原子炉施設の確率論的リスク評価の動向と今後への期待,” 日本原子力学会誌, **54**, pp.45-50, https://doi.org/10.3327/jaesjb.54.1_45, (2012).
- [11] A. Hakobyan, T. Aldemir, R. denning, *et al.*, “Dynamic Generation of Accident Progression Event Trees,” *Nucl. Eng. Des.*, **238**, pp.3457-3467, (2008).
- [12] M. Denman, A. Ames, “Dynamical Systems Probabilistic Risk Assessment,” SAND2014-4037, Sandia National Laboratories, (2014).
- [13] G. Baker, C. T. C. Mo, “Time Domain Probabilistic Risk Assessment Method for Interdependent Infrastructure Failure and Recovery Modeling,” *Wiley Handbook of Science and Technology for Homeland Security*, pp.197-206, (2009).
- [14] 楠木貴世志, 高木俊弥, 中村晶, “ダイナミック PRA に関する研究のレビュー,” *INSS JOURNAL*, **26**, pp.262-272, (2019).
- [15] 下崎敬明, 伊東智道, 濱口義兼ら, “安全研究成果報告（案） 規制への PRA の活用のための手法開発及び適用に関する研究,” 原子力規制委員会, (2019).
- [16] A. Alfonsi, C. Rabiti, D. Mandelli, *et al.*, “Dynamic Event Tree Analysis Through RAVEN,” INL/CON-

13-29344, ANS PSA 2013, (2013).

- [17] J. Izquierdo, J. Hortal, M. Sanchez, *et al.*, “SCAIS (Simulation Code System for Integrated Safety Assessment) : Current Status and Application,” ESREL 2008 and 17th SRA Europe, (2008).
- [18] 新崎聡司, “原子炉プラント動特性を考慮したレベル 2PSA 定量化手法に関する研究,” 修士論文, 大阪大学, (2011).
- [19] 大槻昇平, “加圧水型原子炉における簡易プラントシミュレーションの連続マルコフ過程モンテカルロカップリング手法への適用,” 修士論文, 名古屋大学, (2017).
- [20] S. Jang, A. Yamaguchi, “Dynamic Scenario Quantification for Level 2 PRA of Sodium-cooled Fast Reactor Based on Continuous Markov Chain and Monte Carlo Method Coupled with Meta-model of Thermal-hydraulic Analysis,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **55**, pp.850-858, (2018).
- [21] 日本原子力研究開発機構, “平成 30 年度原子力規制庁委託成果報告書 原子力施設等防災対策等委託費 (動的レベル 1 確率論的リスク評価手法の開発事業),” 平成 31 年 3 月.
- [22] Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit mbH, “MCDET,” <https://www.grs.de/en/simulation-codes/mcDET>, (2021 年 1 月 21 日アクセス).
- [23] 原子力安全委員会, “リスク情報を活用した安全規制の導入に関する関係機関の取り組みと今後の課題と方向性,” (2007).
- [24] 北海道電力株式会社, 東北電力株式会社, 東京電力ホールディングス株式会社ら, “リスク情報活用の実現に向けた戦略プラン及びアクションプラン,” 平成 30 年 2 月 8 日.
- [25] 丸山結, 喜多利亘, 倉本孝弘, “よくわかる PRA～うまくリスクを使えるために～ 第 1 回 確率論的リスク評価の技術課題,” 日本原子力学会誌, **62**, pp.328-333, (2020).
- [26] 桐本順広, “よくわかる PRA～うまくリスクを使えるために～ 第 6 回 データを用いた不確かさの推定,” 日本原子力学会誌, **62**, pp.664-668, (2020).
- [27] 原子力安全委員会, “安全目標に関する調査審議状況の中間とりまとめ,” 平成 15 年 12 月.

第3章 連続マルコフ過程モンテカルロ法を用いたリスク評価

3.1 本章の概要

本章では、連続マルコフ過程モンテカルロ（Continuous Markov chain Monte Carlo：CMMC）法[1]を用いたリスク評価手法についてまとめる。CMMC 法を用いたリスク評価の方法を理解するために、CMMC 法の理論と確率論的リスク評価（Probabilistic Risk Assessment：PRA）への適用方法を説明する。また、原子炉施設における PRA では発生頻度が極めて低い事象を取り扱う必要があるため、このような低頻度事象を対象とする際に適したサンプリング方法について説明する。CMMC 法を用いたリスク評価手法は従来の PRA 手法では評価が困難な事象を取り扱うことが可能であるなどの特長を有する。このような従来の PRA 手法との相違点について説明する。また、CMMC 法を用いた解析方法の理解のため、CMMC 法を用いて簡単なシステムの信頼性解析を実施する。

本章の構成は以下の通りである。

- 3.1 節では、本章の概要を述べる。
- 3.2 節では、CMMC 法について述べる。CMMC 法の計算理論を説明したのち、確率論的リスク評価に対してどのように適用されるかを説明する。次に、低頻度事象を対象とする際のサンプリング方法をまとめる。最後に、従来行われてきたリスク評価と CMMC 法を用いたリスク評価の相違点を述べる。
- 3.3 節では、CMMC 法を用いた解析例について述べる。具体例として、CMMC 法により簡易なシステム信頼性解析を行うことで、CMMC 法を用いたリスク評価について理解の拡充を図る。
- 3.4 節では、本章のまとめを述べる。

3.2 連続マルコフ過程モンテカルロ法

3.2.1 連続マルコフ過程モンテカルロ法の理論

本項では、連続マルコフ過程モンテカルロ法の計算理論をまとめる。

連続マルコフ過程モンテカルロ法（マルコフ連鎖モンテカルロ法ともいう。この場合アルファベットを用いた略称は MCMC 法となる）は、1990 年代に統計学の分野で誕生し、現在では様々な実証分野で用いられているモンテカルロ計算の一種である[1]。CMMC 法とは、確率過程をマルコフ過程としたモンテカルロ法である。したがって、CMMC 法の理解のためにはモンテカルロ法とマルコフ過程を理解する必要がある。本項では、モンテカルロ法とマルコフ過程について概要を説明したのち、CMMC 法について説明する。

モンテカルロ法とは、乱数を用いた数値シミュレーション手法の総称であり、原子炉物理分野では、輸送理論や拡散理論などの決定論的手法に対してモンテカルロ法を用いた計算手法は確率論的手法と呼ばれ、よく参照解として用いられる。モンテカルロ法では、ある事象を数式でモデル化し、多数の乱数を生成する。生成した乱数をモデル化した数式の入力値として多数回計算を行い、得られた結果を統計処理することで事象の発生確率を近似的に算出する。

マルコフ過程とは、ある対象の未来の状態が、過去の状態によらず現在の状態にのみ依存するとする確率過程である[2]。連続マルコフ過程とは、マルコフ過程を時間的に連続的に取り扱うことを意味する。

以上を踏まえると、CMMC 法とは、現在の状態によってのみ決定する遷移確率に従い、モンテカ

マルコフ過程によって状態遷移の有無を決定する手法であるといえる。

3.2.2 確率論的リスク評価への適用

本項では、CMMC 法を用いたリスク評価手法として、CMMC カップリング手法[3][4][5]の概要について述べる。

CMMC カップリング手法とは、CMMC 法をプラント状態解析コードや事故進展解析コードなどの熱水力解析コードと組み合わせることで、プラント挙動の動的な解析を行う手法である。CMMC 法と事故進展解析を組み合わせた CMMC カップリング手法による事故シナリオ生成の概略図を図 3-1 に示す。

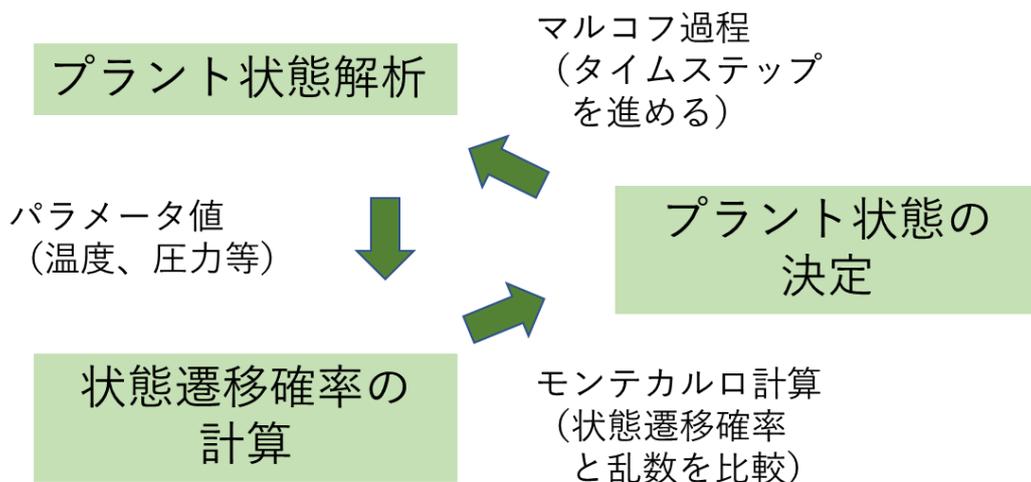


図 3-1 CMMC カップリング手法における事故シナリオの生成

具体的なシナリオ生成方法を説明する。まず、事故進展解析コードなどのシミュレーションによりプラント解析を行い、ある時刻におけるパラメータ（温度、圧力、重量など）を得る。次に、解析で得られたパラメータを用いて、その時刻におけるプラント構成要素の状態遷移確率を計算する。ここでいう遷移とは、プラント構成機器（例えば配管や弁など）が健全な状態から破損状態（あるいは破損状態から健全な状態）に遷移することを意味する。次に、計算された状態遷移確率と生成された乱数を比較することで、プラント構成要素の状態遷移の有無を決定する（モンテカルロ法）。次に、モンテカルロ法により決定されたプラント構成要素の状態をプラント状態に反映させ、次のタイムステップにおけるプラント解析に進む。このとき、CMMC カップリング手法では、シナリオの遷移をマルコフ過程に従うと仮定するため、次タイムステップにおけるプラント状態（各プラント構成要素の状態の組み合わせ）は、現在のプラント状態にのみ依存し、それ以前のプラント状態には依存しない。

3ステップで構成されるこのサイクルを各時刻について解析時間終了まで繰り返し行うことで事故シナリオが生成される。このとき、モンテカルロ法における初期乱数を変化させることで、試行回数分の固有の事故シナリオを生成することができる。多数生成されたシナリオを統計的に処理することで、全事故シーケンス中のうち大量放射性物質の放出に至るシナリオが発生する割合といった不確かさを伴う確率情報を得ることが可能となる。

CMMC カップリング手法によって精度の高い評価結果を得るためには、①プラントシミュレー

ションにおいてプラントにおける事故時の物理現象がすべてモデル化されていること、②プラント状態遷移確率評価モデルが妥当であること、③初期乱数を変えた多数回の解析を実施することが求められる。これらの項目をすべて満たすためには大きな計算コストを要することから、解析結果の精度と計算コストはトレードオフの関係にあるといえる。

3.2.3 低頻度事象におけるサンプリング方法

本項では、CMMC カップリング手法を用いて低頻度事象を対象とした解析を行う際に用いる効率的なモンテカルロサンプリング方法について説明する。原子炉施設のリスク評価においては、故障率が 10^{-6} [/h]のオーダーである機器の故障の重畳によって発生する事象など、発生頻度が極めて小さい事象を取り扱う必要がある。工夫なく単純なモンテカルロサンプリング（以下、単純なサンプリング）を行う場合、これらの発生頻度が極めて小さい事象の発生を再現するためには解析を非常に多くの回数行うことが必要となるため、膨大な計算コストが必要となる。このような低頻度事象を扱う際の計算コストを低減するために、本研究では場合に応じて単純なサンプリング方法と比較して効率的なサンプリング方法を用いることで計算時間の短縮を図った。

効率的なサンプリング方法について述べる前に、本研究における、単純なサンプリングの定義について述べる。3.2.2 項で述べたように、CMMC 法を用いたリスク評価では、ある機器や操作の状態が変化する確率（状態遷移確率）と生成した乱数の大小関係を比較することで、当該機器や操作の状態（健全・破損、成功・失敗など）を判定する。この判定操作を各時刻で行うことで、その時刻における機器や操作の状態を決定する。本研究では、この状態判定の操作を解析開始から終了までの各時刻で実施することを単純なサンプリングと呼ぶこととする。

単純なサンプリングは、CMMC 法のアルゴリズムに基づく解析コードに容易に組み込むことができる。しかし、サンプル数に対して事象の発生頻度が極めて低い場合、すなわち状態遷移確率が非常に小さい事象の解析を行う場合に、ほとんどのサンプルで解析開始から解析終了まで状態遷移が発生せず、妥当なリスク評価を行えなくなるという問題がある。この問題を解決するアプローチとして、

①少ないサンプル数の解析でも低頻度事象の発生を再現する方法を用いる

②十分大きなサンプル数で解析を行い、増加する計算コストを削減する方法を用いる

の2つが考えられる。本研究では、解析の目的に応じていずれかのアプローチをとることでこの問題に対処することとした。以下で、それぞれの具体的なアプローチの方法を説明する。

まず、①では、少ないサンプル数の解析でも事象を発生させることを目的として、事象の発生確率を実際の値よりも仮想的に大きなオーダーの値とする。この場合、事象の発生は再現することができるが、解析で得られるシナリオは実際の事象の発生確率に基づいていないことに注意する必要がある。次に、②では、サンプル数を増大させる場合に生じる大きな計算コストを削減するため、本研究では逆関数法によるサンプリングを用いる。逆関数法とは、一般的に累積確率分布の逆関数を用いることで、一様分布に従う乱数から任意の乱数を生成するために用いられる手法である。以下で、本研究で逆関数法を用いることでどのように計算コストを削減するかについて説明する。

ある事象が発生確率 λ [/h]に従ってランダムに発生するとする。このとき、ある事象が時刻 t までに発生する確率 P は、次の式で求められる。

$$P = 1 - e^{-\lambda t} \quad (3.1)$$

$\lambda = 0.02$ [/h]のとき、縦軸を P 、横軸を t としてグラフを書くと、図 3-2 のようになる（プロット点

数は 1000)。

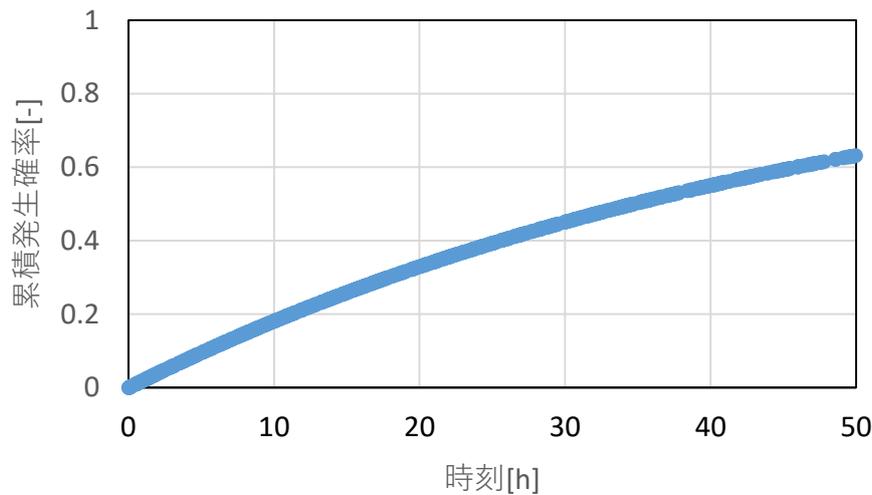


図 3-2 ある事象（発生確率 0.02[h]）の累積発生確率

次に、(3.1)式を t について解くと、次のようになる。

$$\begin{aligned} e^{-\lambda t} &= 1 - P \\ \log(e^{-\lambda t}) &= \log(1 - P) \\ -\lambda t &= \log(1 - P) \\ t &= -\log(1 - P) / \lambda \end{aligned} \tag{3.2}$$

(3.2)式を用いることで、累積発生確率 P から、 P に対応する時刻 t を求めることができる。ここで、各サンプルで一つずつ一様分布に従う乱数を生成させるとする。このとき、乱数を P として考えると、(3.2)式から各サンプルにおける事象の発生時刻が決まることになる。例えば、サンプル 1 で生成した乱数が 0.20 であった場合、サンプル 1 では $t \cong 4.846$ [h] で事象が発生すると考え、サンプル 2 で生成した乱数が 0.99 であった場合、サンプル 2 では $t \cong 84.949$ [h] で事象が発生すると考える。この発生時刻が解析対象時間を超えていたサンプルについては、解析対象時間中に事象が発生しないため、同一のシナリオとなる。これらのサンプルについては各時刻でモンテカルロ計算を行う通常の解析を行わないことで、計算を高速化する。

効率的なサンプリング方法を用いた解析の具体的な手順を以下に示す。

- 1) サンプル数分の乱数を生成する。
- 2) 生成した乱数を(3.2)式に代入し、乱数に対応する事象の発生時刻を計算する。
- 3) 事象が解析時間中に 1 度も発生しないケースの解析を行う。
- 4) 2) で計算した発生時刻 \leq 解析対象時間のサンプルについては、2) で計算した発生時刻で必ず事象が発生するとして通常の解析を行う。発生時刻 $>$ 解析対象時間のサンプルについては通常の解析は行わず、3) で行った解析のデータを用いる。

$\lambda = 0.02$ [h] のとき、(3.1)式より $t=50$ [h] において $P \cong 0.632$ であり、これは 1000 サンプル解析を行った場合 50[h] までに事象が発生するサンプルは約 632 となることを示している。効率的なサンプリング方法を用いることで、解析対象時間中に事象が発生しない同一のシナリオが得られる約 368 サンプルの解析を省略するため、通常の解析と比較して計算時間が 632/1000 程度に短縮す

ることが可能となる。事象の発生確率 λ が小さいほど同一のシナリオが得られる回数の割合は多くなるため、効率的なサンプリング方法による解析の高速化の効果が顕著となる。このようにして、本研究では低頻度事象を扱う際に逆関数法を用いたサンプリングを利用することで計算コストを削減する。

3.2.4 従来の確率論的リスク評価との相違点

本項では、従来の確率論的リスク評価（イベントツリー法）と比較した際の、CMMC法を用いたリスク評価（CMMCカップリング手法）の長所と短所を述べる。

○長所

2.3.2項で述べたように、イベントツリー法では、過去の経験や知見に基づき、人間がイベントツリーやフォールトツリーを作成し、事故シーケンスを構築・定量化するため、作成者によって得られる結果に差異が生じる。また、イベントツリー法で事象の順序依存性を考慮するためには、ヘディングの順序を変えた多数のイベントツリーを作成する必要がある、すべてのシナリオを網羅的に取り扱うことは現実的に困難である。一方、CMMCカップリング手法では、各時刻のプラント状態に応じて状態遷移確率が変化し、発生しやすいシナリオから順に高い遷移確率が与えられる。このように各時刻で得られる遷移確率に従って、時間進展とともに自動的に事故シナリオが生成される。プラント状態を動的に取り扱うCMMCカップリング手法は、イベントツリー法では取り扱うことが困難な事象の順序依存性や分岐確率の時間依存性を容易に考慮することができる。また、CMMCカップリング手法では各時刻について特定のシナリオの割合を求めることが可能である。

○短所

3.2.2項で述べたように、CMMCカップリング手法を用いたリスク評価では、解析結果の精度を向上させるためにはサンプル数を増やすことが必須となるため、解析結果の精度と計算コストはトレードオフの関係にある。現在一般的に使用されている原子力発電所事故進展解析コードによる事故進展解析にはおおそ実時間と同程度の計算時間を要する[6]ことから、 10^6 のオーダーのサンプルの解析を行うことは不可能であるといえる。したがって、計算コストはCMMCカップリング手法によるリスク評価の大きな課題であり、CMMCカップリング手法を用いたリスク評価の実用化に際してはこの課題を解決することが必要となる。本研究では、①簡易解析モデルとのカップリング、②低頻度事象における効率的なサンプリング方法、の2つを用いることでこの課題に対処することを試みた。①については4.2.2項及び5.2.2項で説明する。②については3.2.3項で説明した。

3.3 簡易なシステム信頼性解析への適用

本節では、CMMC法を用いた解析例として、簡易なシステム信頼性解析について述べる。[3][4]と同様の方法により、CMMC法を用いて簡単なシステムの信頼性解析を行うことで、CMMC法をどのようにリスク評価に適用するかについての具体的なイメージをつかむことを目的とする。また、CMMC法による解析結果と解析的に求めた結果を比較することで、CMMC法を用いた解析の精度を確認する。

3.3.1 解析条件

2つの要素 A 及び B で構成される単純なシステムを考える。要素 A,B はそれぞれ健全と故障の2つの状態があると仮定すると、システム全体の状態は要素の状態の組み合わせによって図 3-3 に示すように4種類に分類することができる。システムの状態遷移は、A,B の両方が同時に故障する場合と、一方が先に故障したのちにもう片方が故障する場合があるとする。なお、本解析では要素 A,B の故障から健全への復旧は発生しないとする。

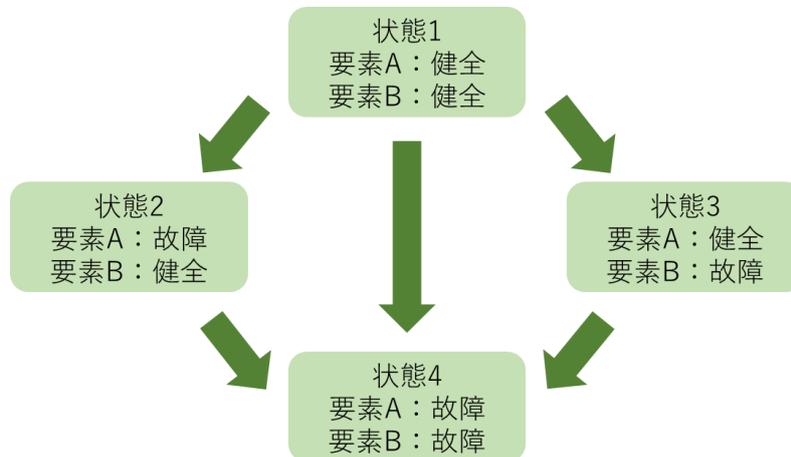


図 3-3 2つの要素からなるシステムの状態遷移

単位時間当たりのシステムの状態遷移確率は、次の式に従うと仮定した。

$$F_X(t) = c_{1X}(1 - e^{-c_2 t}) \quad (3.3)$$

ここで、

$F_X(t)$: 時刻 t における単位時間当たりの要素 X の状態遷移確率[s]

c_{1X} : 要素 X の状態定数[s]

c_2 : 故障時定数[s]

要素 X の状態変化の起きやすさを表す c_{1X} は要素 A,B の状態により変動すると仮定した。表 3-1 に示す c_{1A} と c_{1B} の値は、要素 A が故障すると要素 B が破損しやすくなり、要素 B が破損すると要素 A が破損しにくくなる、というような各要素の故障に相互依存性がある場合を模擬したものである。なお、 c_2 は要素 A,B に共通の値を与えた。

表 3-1 使用した解析条件

c_{1A} (B が健全時/故障時)	0.2/0.8
c_{1B} (A が健全時/故障時)	0.1/0.01
c_2	0.001
解析対象とした時間[s]	100
タイムステップ幅 Δt [s]	0.1
CMMC 法のサンプル数	100、1000、10000、100000

あるタイムステップ ($t \sim t + \Delta t$) 中に機器 X が状態遷移する確率を $P_X(t)$ とすると、通常 $P_X(t)$ は、(3.3)式をタイムステップ幅で積分することで求められる。しかし、今回の検討では、(3.3)式を差分近似して得られる式(3.4)を、近似的に各タイムステップにおける状態遷移確率として扱った。

$$P_X(t) = \int_t^{t+\Delta t} \frac{dF_X(t)}{dt} dt \cong F_X(t + \Delta t) - F_X(t) = c_{1X}(1 - \exp(-c_2t)) \cdot \Delta t \quad (3.4)$$

これは、以降の研究で、状態遷移確率の式に複数の変数が存在するような複雑なシステムの解析を行う際に、何らかの離散的な近似を施した積分を用いることを考慮に入れたものである。

3.3.2 解析方法

CMMC 法を用いたシステムの状態の解析は次のような手順で行う。

1. 時刻 $t=0$ において、要素 A,B は健全とする。
2. 各タイムステップで、タイムステップ幅分の状態遷移確率と生成された乱数を比較することで、次タイムステップ以降の要素の状態を決定する。(乱数) \leq (状態遷移確率) のとき故障、(乱数) \geq (状態遷移確率) のとき健全とする。
3. 2.で決定された要素の状態に応じて c_{1X} の値を変更する。
4. 1.から 3.の手順をタイムステップ数だけ繰り返すことで故障シナリオを得る。
5. 1.から 4.の手順をサンプル数分繰り返すことで、解析サンプル数分の故障シナリオを得る。
6. 機器の故障状態に 1、健全な状態に 0 と値を割り当て、解析サンプル数分の値の平均をタイムステップごとに算出することで、機器の累積破損確率の時間推移を得る。

解析的にシステムの状態を求める方法は次のような手順で行う。

1. 図 3-3 に示したシステムの状態 1~4 の存在確率をそれぞれ $E_j(t)$ ($j: 1 \sim 4$) とする。このとき、 $E_1(0) = 1.0$ 、 $E_2(0) = E_3(0) = E_4(0) = 0.0$ である。
2. 各タイムステップにおける状態 j から状態 k への遷移確率 $P_{j \rightarrow k}$ を算出する。得られた状態遷移確率と各状態の存在確率を掛け合わせることで、次のタイムステップにおける各状態の存在確率を算出する。ここで具体的にどのような計算を行うかについては後述する。
3. 各タイムステップにおける $E_2(t) + E_4(t)$ を機器 A の破損確率、 $E_1(t) + E_3(t)$ を機器 B の破損確率として算出する。

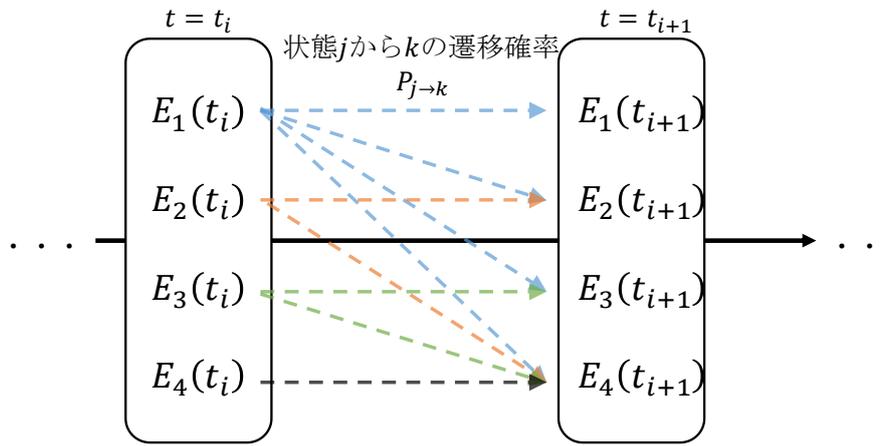


図 3-4 システム状態の解析的な求め方
(文献[4]の Fig. 3.6)

2.で行う計算について、表 3-1 で示した値を用いて実際に計算を行うことで説明する。あるタイムステップ ($t = t_i \sim t_i + \Delta t$) において、機器 B が健全である場合に機器 A が健全から破損に遷移する確率を $P_A(t_i)$ 、機器 A が健全である場合に機器 B が健全から破損に遷移する確率を $P_B(t_i)$ とすると、それぞれ次のように求められる。

$$P_A(t_i) = c_{1A}(1 - e^{-c_2 t_i}) \cdot \Delta t = 0.2(1 - e^{-0.001 t_i}) \cdot 0.1$$

$$P_B(t_i) = c_{1B}(1 - e^{-c_2 t_i}) \cdot \Delta t = 0.1(1 - e^{-0.001 t_i}) \cdot 0.1$$

また、あるタイムステップ ($t = t_i \sim t_i + \Delta t$) において機器 A, B が両方健全から破損に遷移する確率は $P_{1 \rightarrow 4}(t_i)$ であり、要素 A の故障確率と要素 B の故障確率の掛け合わせで算出される。したがって、 $P_{1 \rightarrow 4}(t_i)$ は次のように求められる。

$$\begin{aligned} P_{1 \rightarrow 4}(t_i) &= P_A(t_i) \cdot P_B(t_i) = c_{1A}(1 - e^{-c_2 t_i}) \cdot \Delta t \cdot c_{1B}(1 - e^{-c_2 t_i}) \cdot \Delta t \\ &= 0.2(1 - e^{-0.001 t_i}) \cdot 0.1 \cdot 0.1(1 - e^{-0.001 t_i}) \cdot 0.1 \end{aligned}$$

ここで、 $P_A(t_i)$ 、 $P_B(t_i)$ 及び $P_{1 \rightarrow 4}(t_i)$ の関係を図 3-5 に示す。このように、 $P_A(t_i)$ 、 $P_B(t_i)$ の一部は $P_{1 \rightarrow 4}(t_i)$ に含まれている。

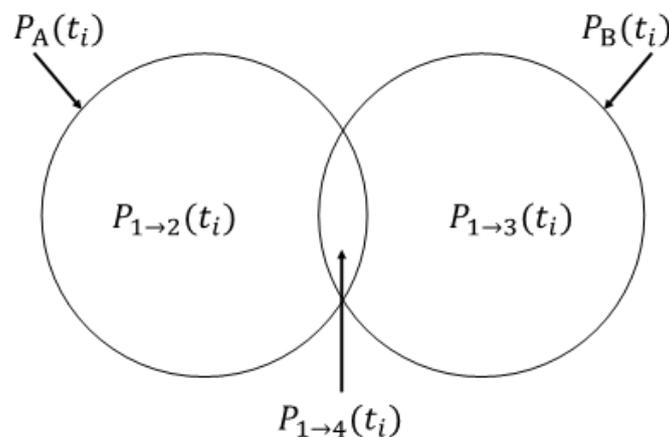


図 3-5 $P_A(t_i)$ 、 $P_B(t_i)$ 、 $P_{1 \rightarrow 4}(t_i)$ の関係

以上で求めた $P_A(t_i)$ 、 $P_B(t_i)$ 、 $P_{1\rightarrow4}(t_i)$ を用いると、 $P_{1\rightarrow2}(t_i)$ 、 $P_{1\rightarrow3}(t_i)$ は以下のように求められる。

$$P_{1\rightarrow2}(t_i) = P_A(t_i) - P_{1\rightarrow4}(t_i) = 0.2(1 - e^{-0.001t_i}) \cdot 0.1 - 0.2(1 - e^{-0.001t_i}) \cdot 0.1 \cdot 0.1(1 - e^{-0.001t_i}) \cdot 0.1$$

$$P_{1\rightarrow3}(t_i) = P_B(t_i) - P_{1\rightarrow4}(t_i) = 0.1(1 - e^{-0.001t_i}) \cdot 0.1 - 0.2(1 - e^{-0.001t_i}) \cdot 0.1 \cdot 0.1(1 - e^{-0.001t_i}) \cdot 0.1$$

状態 2 から状態 4 への遷移では、機器 A が破損した状態であるため、 c_{1B} が 0.1 から 0.01 に変化していることに注意して、次のように求められる。

$$P_{2\rightarrow4}(t_i) = c_{1B}(1 - e^{-c_2t_i}) \cdot \Delta t = 0.01(1 - e^{-0.001t_i}) \cdot 0.1$$

同様に、状態 3 から状態 4 への遷移では、機器 B が破損した状態であるため、 c_{1A} が 0.2 から 0.8 に変化していることに注意して、次のように求められる。

$$P_{3\rightarrow4}(t_i) = c_{1A}(1 - e^{-c_2t_i}) \cdot \Delta t = 0.8(1 - e^{-0.001t_i}) \cdot 0.1$$

また、状態 4 に遷移した場合、以降の時刻では常に状態 4 であるため、 $P_{4\rightarrow4}(t_i) = 1.0$ である。

次に、得られた遷移確率を用いて時刻 $t = t_{i+1}$ のシステム状態の存在確率を求める。 $t_{i+1} = t_i + \Delta t$ とすると、各状態の存在確率は以下のようにして求められる。

$$E_1(t_{i+1}) = E_1(t) \times P_{1\rightarrow1}(t_i) = E_1(t) \times [1.0 - \{P_{1\rightarrow2}(t_i) + P_{1\rightarrow3}(t_i) + P_{1\rightarrow4}(t_i)\}]$$

$$\begin{aligned} E_2(t_{i+1}) &= E_1(t) \times P_{1\rightarrow2}(t_i) + E_2(t) \times P_{2\rightarrow2}(t_i) \\ &= E_1(t) \times P_{1\rightarrow2}(t_i) + E_2(t) \times \{1.0 - P_{2\rightarrow4}(t_i)\} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} E_3(t_{i+1}) &= E_1(t) \times P_{1\rightarrow3}(t_i) + E_3(t) \times P_{3\rightarrow3}(t_i) \\ &= E_1(t) \times P_{1\rightarrow3}(t_i) + E_3(t) \times \{1.0 - P_{3\rightarrow4}(t_i)\} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} E_4(t_{i+1}) &= E_1(t) \times P_{1\rightarrow4}(t_i) + E_2(t) \times P_{2\rightarrow4}(t_i) + E_3(t) \times P_{3\rightarrow4}(t_i) + E_4(t) \times P_{4\rightarrow4}(t_i) \\ &= E_1(t) \times P_{1\rightarrow4}(t_i) + E_2(t) \times P_{2\rightarrow4}(t_i) + E_3(t) \times P_{3\rightarrow4}(t_i) + E_4(t) \times 1.0 \end{aligned}$$

以上で説明した手順に従い簡易なシステム信頼性解析を実施し、①CMMC 法を用いた解析の結果と②解析的な方法で求めた結果を比較する。

3.3.3 解析結果

解析結果を図 3-6～図 3-9 に示す。図中の CMMC_A 及び CMMC_B が CMMC 法を用いた解析によって得られた要素 A 及び B の故障割合を表し、analytical_A 及び analytical_B が解析的に求める方法によって得られた要素 A 及び B の故障割合を表す。

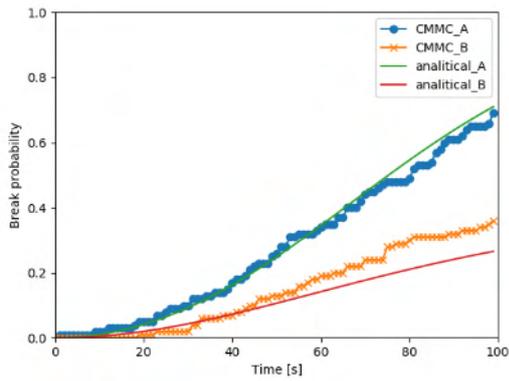


図 3-6 簡易なシステム信頼性解析の結果
(サンプル数 100)

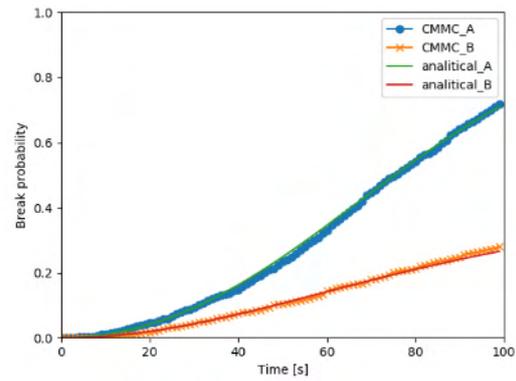


図 3-7 簡易なシステム信頼性解析の結果
(サンプル数 1000)

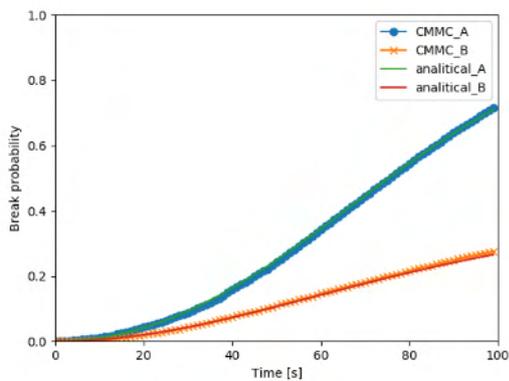


図 3-8 簡易なシステム信頼性解析の結果
(サンプル数 10000)

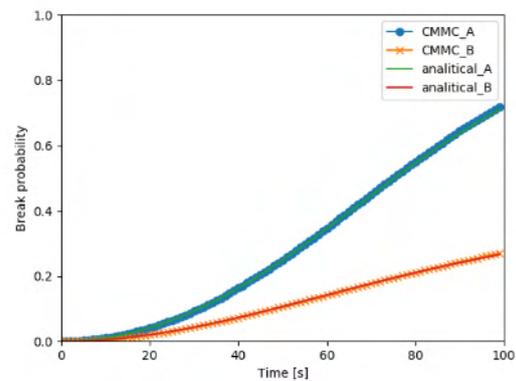


図 3-9 簡易なシステム信頼性解析の結果
(サンプル数 100000)

図 3-6～図 3-9 から、CMMC 法のサンプル数を増加させると解析的な解法による結果との差異が減少し、より精度の高い結果が得られていることがわかる。また、図 3-8、図 3-9 を比較すると、得られた結果にほとんど差がないようにみえる。これらの結果から、解析条件に対してサンプル数を十分にとった CMMC 法は実現象に近い解析結果を得ることが可能であることがわかる。

3.4 本章のまとめ

本節では、本章のまとめを述べる。

- 3.1 節では、本章で CMMC 法を用いたリスク評価の概要について説明することを述べ、本章の概要を示した。
- 3.2 節では、CMMC 法の理論を説明した。CMMC 法を用いたリスク評価手法として、CMMC カップリング手法の概要や低頻度事象を対象とした際の効率的なサンプリング方法を説明した。また、イベントツリー法と比較した際の CMMC カップリング手法の利点として、事故シナリオが自動で生成されること、それにより事象の順序依存性や分岐確率の時間依存性を容易に考慮することが可能な点が挙げられることを述べた。また、精度の良い解析結果を得るためには計算コストが大きくなるという CMMC カップリング手法の課題に対して、本研究では簡易解析モデルと効率的なサンプリング方法を用いることで対処することを述べた。

- 3.3 節では、簡易なシステム信頼性解析を通して CMMC 法を用いた解析の理解を深めた。解析結果から、サンプル数が結果の精度を大きく左右することや一定以上サンプル数増やしても結果の精度はほとんど変化がないことを確認した。

参考文献

- [1] 大森裕浩, “マルコフ連鎖モンテカルロ法の最近の展開,” 日本統計学会誌, **31**, pp.305-344, (2001).
- [2] N. Metropolis, A. W. Rosenbluth, M. N. Rosenbluth, *et al*, “Equation of State Calculations by Fast Computing Machines,” *J. Chem. Phys.*, **21**, pp.1087-1092, (1953).
- [3] 新崎聡司, “原子炉プラント動特性を考慮したレベル 2PSA 定量化手法に関する研究,” 修士論文, 大阪大学, (2011).
- [4] 大槻昇平, “加圧水型原子炉における簡易プラントシミュレーションの連続マルコフ過程モンテカルロカップリング手法への適用,” 修士論文, 名古屋大学, (2017).
- [5] S. Jang, A. Yamaguchi, “Dynamic Scenario Quantification for Level 2 PRA of Sodium-cooled Fast Reactor Based on Continuous Markov Chain and Monte Carlo Method Coupled with Meta-model of Thermal-hydraulic Analysis,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **55**, pp.850-858, (2018).
- [6] 内藤正則, 鈴木洋明, 岡田英俊, “軽水炉シビアアクシデント評価技術の現状,” 日本原子力学会 2012 年春の年会, 2012 年 3 月 19 日-21 日, JS02.
- [7] 西原英晃, 杉本純, 村松健, “原子力発電システムのリスク評価と安全解析,” 丸善出版株式会社, (2013).
- [8] 張承賢, “計算科学技術分野におけるモンテカルロ (MC) 法の活用 ～現状と将来展望～ (2) モンテカルロ法を用いた動的リスク評価研究,” 日本原子力学会 2018 春の年会, 2018 年 3 月 26 日-28 日, 1C_PL02.

第4章 複数の使用済燃料プールのリスク評価への適用

4.1 本章の概要

本章では、CMMC 法を用いて実施した複数の使用済燃料プール (Spent Fuel Pool : SFP) におけるリスク評価について述べる。本章で実施する解析を通して、複数機器の依存性を考慮した解析への CMMC 法の適用性の確認を行う。

本章では、沸騰水型軽水炉 (BWR) プラントに設置されている SFP の簡易なモデルを作成する。作成した簡易モデルを用い、最終ヒートシンク喪失 (Loss of Ultimate Heat Sink : LUHS) 発生時の解析を行う。解析対象とする SFP の数 (1 基、2 基、3 基) や考慮する緩和系の系統数 (消火系ポンプのみの 1 系統、消火系ポンプと消防車の 2 系統) を変えた複数の条件について解析を実施することで、マルチユニット解析で想定される多岐にわたる状況に対する CMMC 法の適用性を検証する。なお、緩和系とは事故進展を緩和するために実施されるアクシデントマネジメントを指す。まず、比較的短時間で解析可能な仮想的なパラメータの解析を実施することで、CMMC 法により解析条件に整合した解析が可能であるかを検証する。その後、実機 PRA として現実的なオーダーのパラメータを用いた解析を実施することで、実機 PRA 相当のマルチユニットリスク評価に対する CMMC 法の適用性を検証する。

本章の構成は以下の通りである。

- 4.1 節では、本章の概要を述べる。
- 4.2 節では、本解析の条件を述べる。解析で想定した事故シーケンスと作成した SFP の解析モデル、及び解析モデルの入力パラメータについて説明する。また、既存の事故進展解析コードと比較することで、作成した SFP モデルの妥当性検証を行う。
- 4.3 節では、仮想的なパラメータを用いた解析について述べる。この解析は、マルチユニット解析で想定される多岐にわたる状況に対する CMMC 法の適用性を検証することを目的として実施する。消火系ポンプの機能喪失・回復を考慮した解析や、消火系ポンプ間の依存性を考慮した解析、消防車注水成功率と使用済燃料プールの状態に依存性を考慮した解析を実施する。
- 4.4 節では、実機 PRA として現実的なオーダーのパラメータを用いた解析について述べる。この解析は、実機相当のリスク評価に対する CMMC 法の適用性を検証することを目的として実施する。4.3 節と類似の条件において、用いるパラメータを実機 PRA 相当のオーダーの値とした解析を実施する。
- 4.5 節では、本章のまとめを述べる。

4.2 解析モデルと解析条件

4.2.1 想定する事故シーケンス

本節では、本章の解析で想定する事故シーケンス (SFP における LUHS) について述べる。

まず、SFP の概要[1]と原子力発電所における LUHS について説明する。SFP は、原子炉に装荷され発電に使用した燃料 (使用済燃料) と未使用の燃料 (新燃料) が保管されている。燃料は、プール底に設置された燃料ラックに未臨界 (実効増倍率 0.95 以下) となるような配列で収納される。プールは約 12[m]の深さの水で満たされており、原子炉内の燃料の取り出しや交換などの作業中の放

射線防護のほか、崩壊熱を発生し続ける使用済燃料を冷却する役割も果たしている。通常運転時は、燃料プール冷却浄化系（Fuel Pool Cooling and Filtering System：FPC系）やそのバックアップである残留熱除去系（Residual Heat Removal System：RHR）の燃料プール冷却モードにより、崩壊熱の除熱や使用済燃料に由来する腐食生成物、核分裂生成物の除去を行う。これらの系統は、プール水を取水し、崩壊熱を熱交換機で除熱した後に燃料プールに戻す。このとき、熱交換機にて除去された熱は最終的に海に放出される。原子力発電所では、炉内で発生する熱やポンプなどの原子炉補機の運転によって生じる熱を除去する際に、最終的な熱の捨て場として海や大気を用いることから、これらを最終ヒートシンクと呼び、最終ヒートシンクに熱を輸送する手段を失うことを最終ヒートシンク喪失（LUHS）と呼ぶ。

次に、本章の解析で想定した SFP における LUHS について説明する。まず、津波による機器の浸水などを起因事象として FPC ポンプと RHR ポンプが機能喪失する。これにより通常用いている SFP の冷却機能が喪失する。本解析では、これ以降の事象進展を解析する。事象進展を緩和させる緩和系が存在しない場合、プール内の使用済燃料から発生する崩壊熱によりプール水が蒸発し、燃料の露出、燃料の温度上昇、燃料損傷の順に事故が進展する。本解析では、事象進展を緩和させるアクシデントマネジメント（Accident Management：AM）策として、建屋内の火災対策のために設置された消火系ポンプや消防車による注水を考慮する。なお、4.3 節及び 4.4 節では、対象とする SFP の数や考慮する AM 策を変えた複数の条件で解析を行うことで、想定される様々な状況を模擬する。

4.2.2 使用済燃料プールの解析モデル

本項では、本章の解析を行うために作成した SFP のモデルについて述べる。

SFP の事故解析は、事故進展解析コード MAAP[2]（Ver.5.0.1 より SFP モデルが導入された）を用いることで行うことができる。しかし、1.2 節で述べたように、CMMC 法を MAAP などの既存の事故進展解析コードと組み合わせると膨大な計算コストを必要とする。本研究では、計算コスト削減を目的として、物理現象や SFP の構成要素を簡略化した簡易解析モデルを作成する。簡易解析モデルで SFP をどのようにモデル化するか（体系モデル）、SFP 内の現象をどのようにモデル化するか（物理モデル）について説明する。また、本項の最後に簡易解析モデルのフローを記載する。

● 体系モデル

簡易解析モデルの略図を図 4-1 に示す。本解析モデルでは、SFP を直方体状の 1 ブロックとして取り扱う。考慮した内部構造物を以下に示す。また、各構造物の名称の後ろの（）内に構造物の組成を記載する。なお、本解析モデルでは、簡略化のため内部構造物は一般的な主組成のみで構成されているとし、それぞれの配置を厳密には考慮していない。

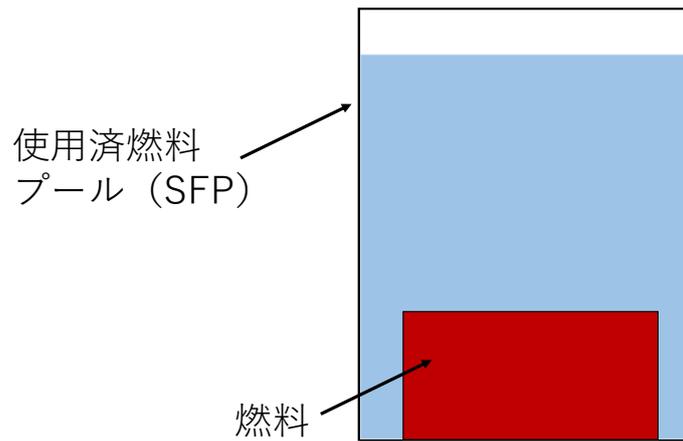


図 4-1 簡易解析モデルの略図 (SFP)

・考慮した内部構造物

燃料 (UO_2)・被覆管 (Zr)・燃料缶 (Zr)・燃料支持具上部 (Zr 及びステンレス鋼)・燃料支持具下部 (Zr)

● 物理モデル

炉内の現象のモデル化について、事象進展のモデル、プール内発生熱のモデル、消費熱のモデルの3項目に分けて説明する。

◆ 事象進展のモデル

以下で、事象進展の取り扱い方について説明する。

本解析モデルでは、外部との熱のやり取りがない断熱状態を仮定し（断熱近似）、タイムステップごとにプール内で発生する熱量と、プール水の温度上昇や蒸発などの事象進展で消費する熱量が等しいとする。事象進展については、簡易化のため、プール水、燃料、内部構造物が一様に温度上昇すると仮定した。また、実際の事故でプール水の蒸発が進み、SFP 水位が燃料の発熱部上端（Top of Active Fuel : TAF）に到達した後は燃料が自身の崩壊熱により損傷すると考えられるが、本解析モデルでは燃料損傷による影響を考慮せず、TAF 到達以降も単純に水位が低下するものとして取り扱う。なお、本解析モデルでは水位が TAF に到達した時点で燃料損傷として取り扱う。

また、緩和系による SFP への注水がある場合、実際の運転操作に基づいて水位制御を行う。水位制御とは、SFP 水位がある一定の水位を超えることを防ぐ目的で、SFP 水位が基準水位に到達した場合に一時的に注水を停止する操作である。

◆ プール内発生熱のモデル

以下で、プール内発生熱のモデルを説明する。

プール内で発生する熱として、プール内に保管されている使用済燃料から発生する崩壊熱を考慮する。崩壊熱は、時間変化（時間経過とともに減衰）するが、原子炉停止から長時間経過後はほとんど変化しないため、一定とみなすことができる。本解析においても、原子炉停止から一定期間経過後を仮定し、崩壊熱は時間によらず一定とした。

◆ 消費熱のモデル

以下で、消費熱のモデルについて説明する。

➤ プール水や構造物の温度上昇

プール水や構造物の温度上昇は、以下のように取り扱う。

1) 解析の前に、以下の式によりプール内の考慮する物質が全量水の沸点まで温度上昇するのに必要な熱量（顕熱）をあらかじめ計算しておく。

$$U_0 = \sum_j^N M_j S_j (T_{boiling} - T) \quad (4.1)$$

ここで、

U_0 : 考慮する物質の温度が全量水の沸点まで温度上昇するのに必要な熱量[kJ]

M_j : 物質 j の重量[kg]

S_j : 物質 j の比熱[kJ/kg/K]

$T_{boiling}$: 水の沸点[K]

T : プールの初期温度[K]

2) 事象進展のモデルの項で述べたように、本解析モデルではプール水、燃料、内部構造物が一様に温度上昇するとした。したがって、各タイムステップの崩壊熱を積算していき、 U_0 と等しくなったタイムステップでプール水の蒸発が開始すると仮定した。このように温度上昇を取り扱うため、解析モデルのコード上では、各タイムステップで以下の計算を行う。

$$U_i = U_{i-1} - Q_i \quad (4.2)$$

ここで、

U_i : タイムステップ i の状態から、考慮する物質の温度が全量水の沸点まで温度上昇するのに必要な熱量（顕熱） [kJ]

Q_i : タイムステップ i で発生した熱量[kJ]

➤ プール水の蒸発

プール水の蒸発は、以下のように取り扱う。

プール水の蒸発量は以下の計算により算出する。

$$W_i = Q_i / L_{water} \quad (4.3)$$

ここで、

W_i : タイムステップ i における蒸発量[kg]

Q_i : タイムステップ i で発生した熱量[kJ]

L_{water} : 水の蒸発潜熱[kJ/kg]

● 解析モデルのフロー

以上の内容のまとめとして、本解析モデルの計算フローを図 4-2 に示す。なお、図 4-2 において i はタイムステップ数、 I は解析終了時刻におけるタイムステップ数である。 q_i は、各タイムステップの温度上昇計算で消費される熱量を Q'_i とすると、 $q_i = Q_i - Q'_i$ で計算される熱量を表す。解析モデルのコードでは、あるタイムステップでプール内の物質すべてが水の沸点に到達するのに必要

な熱量よりもそのタイムステップで発生する熱量の方が大きい場合がある。この場合、事故事象がプール水の蒸発に進展する。解析モデルのコード上では、このような状態を模擬するために、 q_i を用いている。また、水位制御とは、SFPの冠水を防ぐために一定のSFP水位となった場合に注水を停止する制御を意味する。

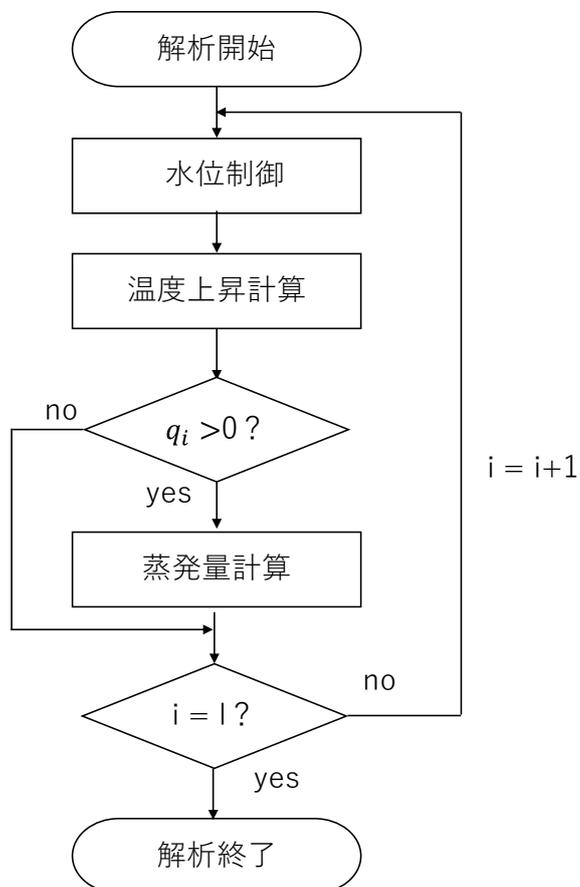


図 4-2 SFP 解析モデルの解析フロー

4.2.3 入力パラメータ

本項では、作成した SFP モデルにおける入力パラメータについて述べる。

本解析モデルでは、原則として米国 EPRI が所有する過酷事故進展解析コード MAAP5[2]のサンプルデータ（米国ピーチボトム原子力発電所の 2,3 号機（BWR プラント））の SFP に基づいた設定値としている。以下のパラメータ値がピーチボトム原子力発電所の SFP データに基づいた値である場合、設定理由の欄に「※」を付す。何らかの文献に基づく値である場合、参考文献の番号を付し、仮想的に仮定した値である場合は「仮定 1」などと記載し、表の下でそれぞれの設定理由を説明する。

表 4-1 SFP 形状に関する入力パラメータ

パラメータ	値	設定理由
高さ[m]	22.58	※
床面積[m ²]	131.3	※
プール内燃料体数[体]	1020 (燃料 1 : 255[体]、 燃料 2 : 765[体])	仮定 1
被覆管 Zr 重量[kg]	37332	仮定 1
燃料缶 Zr 重量[kg]	33354	仮定 1
燃料支持具上部 Zr 重量[kg]	760	※
燃料支持具上部ステンレス鋼重量[kg]	400	※
燃料支持具上部 Zr 重量[kg]	760	※
有効燃料長頂部 (TAF) [m]	4.13	仮定 2
SFP 水位制御基準水位[m]	12.9	仮定 3

表 4-2 解析の初期状態に関する入力パラメータ

パラメータ	値	設定理由
SFP 水温[°C]	35	※
SFP 水位[m]	11.9	※
燃料 1 の崩壊熱[W]	7400	仮定 1
燃料 2 の崩壊熱[W]	1700	仮定 1

表 4-3 各種の物性値

パラメータ	値	設定理由
水比熱[kJ/kg/K]	4.2	[3]
水潜熱[kJ/kg]	2257	[3]
UO ₂ 比熱[kJ/kg/K]	0.373	[4]
Zr 比熱[kJ/kg/K]	0.278	[5]
ステンレス鋼比熱[kJ/kg/K]	0.46	仮定 4

・仮定 1 (燃料に関する仮定)

一般的に SFP には様々な燃焼履歴の燃料が貯蔵されているが、SFP の PRA では燃料の崩壊熱を個別に算出するのではなく、原子炉からの取り出しからの経過時間によって幾つかのグループに分類して取り扱う。この際、それぞれのグループに応じた代表的な崩壊熱をそのグループの燃料が有する崩壊熱として解析を実施する。本解析モデルでは、定期検査直後を想定し、全 1020 体の燃料のうち 1/4 (255 体) が炉心から取り出して 30 日後の燃料 (燃料 1)、3/4 (765 体) が 1 年間 SFP で貯

蔵された状態の燃料（燃料 2）と仮定する。また、それぞれの燃料から生じる崩壊熱量は 7400[W/体]（燃料 1）、1700[W/体]（燃料 2）とする。これらの崩壊熱の値は一般的な BWR で想定される SFP の燃料貯蔵状況を模擬した値である。

- ・ 仮定 2（有効燃料長頂部（TAF）に関する仮定）

一般的な BWR の燃料棒の長さは約 4.5[m]であり、上部にはハンドルやスプリング部が存在する。これらを差し引き、燃料ペレット部までの長さとして 4.13[m]を TAF 水位として概算している。

- ・ 仮定 3（水位制御に関する仮定）

一般的な BWR で行われる水位制御の基準水位を用いている。本解析モデルでは、基準水位に到達した時刻で注水を停止し、基準水位を下回った時刻に注水を再開するとして取り扱う。

- ・ 仮定 4（ステンレス鋼の組成に関する仮定）

ステンレス鋼の比熱は、ピーチボトム SFP に使用されているステンレス鋼の種類が不明であったため、典型的な例として SUS430 の数値を用いた[6]。

4.2.4 作成したモデルの検証

本項では、4.2.2 項で作成したモデルの妥当性検証について述べる。

簡易解析モデルの検証は、同条件で実施した①過酷事故進展解析コード MAAP ver.5.0.4 の解析結果と②簡易解析モデルの解析結果を比較することで行った。

- 検証で想定した事故シーケンス

4.2.1 項で述べた事故シーケンスと同様である。ただし、検証においては緩和系が存在しないと仮定している。したがって、プール水が蒸発により単調に減少する。

- 検証で使用したパラメータ値

解析で用いるパラメータは 4.2.3 項でまとめた値と同一とする。簡易解析モデルにおけるタイムステップ幅は MAAP コードと可能な範囲で同一に設定した。以下に、簡易解析モデルにおけるタイムステップ幅を示す。なお、可能な範囲でと断りを入れた理由は、MAAP コードでは仕様上解析途中でタイムステップ幅が変化する場合があるためである。

1 番目と 2 番目の時刻の間のタイムステップ幅：0.001[s]

2 番目と 3 番目の時刻の間のタイムステップ幅：約 304 [s]

以降のタイムステップ幅：約 300[s]

- 検証結果

①MAAP コードによる結果と②簡易解析モデルによる結果として、SFP の水位を図 4-3 に、SFP 水温を図 4-4 に示す。

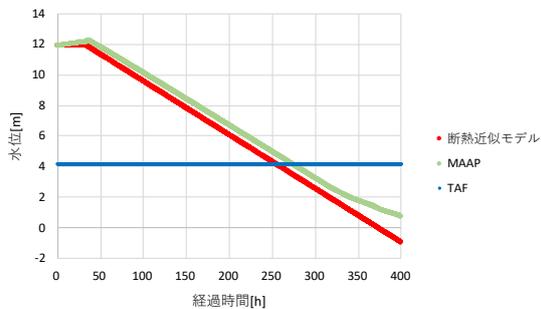


図 4-3 経過時間と水位の関係

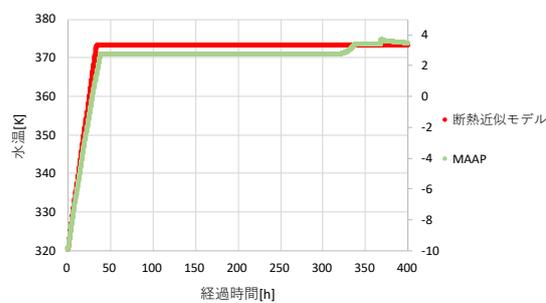


図 4-4 経過時間と水温の関係

図 4-3 において、横軸は起因事象である LUHS 発生からの経過時間、縦軸は SFP の水位を示している。「断熱近似モデル（簡易解析モデル）」及び「MAAP」はそれぞれの解析コードによる各タイムステップにおける水位を表し、「TAF」は有効燃料長頂部の高さ（4.13m）を示している。図 4-4 において、横軸は LUHS 発生からの経過時間、縦軸は SFP の水温を示している。図 4-3 と同様に断熱近似モデル（簡易解析モデル）と MAAP の解析結果を図中に示した。また、表 4-4 に MAAP コードと簡易解析モデルにおいてプール水の蒸発が開始する時刻と燃料損傷に至る時刻（プール水位が TAF に到達する時刻）を示す。

表 4-4 各事故シーケンスの発生時刻

	MAAP	簡易解析モデル
水が蒸発し始める時刻[h]	38.502	33.9
燃料損傷に至る時刻[h] (水位が TAF に到達する時刻[h])	273.919	254.8

MAAP の解析結果と簡易解析モデルの計算結果を比較すると、以下の点において違いが確認された。

- 図 4-3 から、LUHS 発生から約 40 時間までの間、モデルの結果では水位は変化していないが、MAAP の解析結果では水位がわずかに上昇していることがわかる。MAAP で水位が上昇している原因は水の温度変化による膨張やボイドの影響によるものと考えられ、簡易解析モデルではこれらを考慮しておらず、水位変化は水の蒸発によってのみ生じる。この取り扱いの違いにより差異が生じたと考えられる。
- 図 4-3 及び図 4-4 から、水位が減少し始めてから LUHS 発生から約 320 時間後までの間で MAAP の水温が約 370[K]であり、簡易解析モデルの水温 373[K]より低いことがわかる。これは、MAAP コードのモデルと簡易解析モデルにおける圧力の取り扱いの違いによるものと考えられる。簡易解析モデルでは、プール水の沸点は 100[°C]と仮定したが、実際の SFP は負圧状態である原子炉建屋のオペレーションフロアに位置しており、沸点は 100[°C]より低くなることが考えられる。MAAP コードにおいて負圧の影響を考慮した解析がなされていると考えると、この圧力差による影響により MAAP コードとの差異が生じたと推定できる。
- 表 4-4 から、燃料損傷に至る時刻（水位が TAF に到達する時刻）について、簡易解析モデルの結果が MAAP の結果より約 20[h]早いことが分かった。水位が減少開始する時刻は約 5[h]の

差異であったのに対し、TAF 到達時刻では差異が大きくなっている。これは、水位が減少する間、簡易解析モデルよりも MAAP の結果の傾き（単位時間当たりの水の蒸発量）が小さく、燃料損傷に至るまでに要する時間が長いことが原因である。単位時間当たりのプール水の蒸発量が異なる理由は、蒸発開始後の崩壊熱の取り扱いが異なるためであると考えられる。MAAP では、崩壊熱の一部がプール壁などへの伝熱によって消費されたり、対流によって大気に放熱されたりするが、断熱近似を仮定した簡易解析モデルでは、プール水の蒸発開始以降、崩壊熱は水の潜熱にのみ消費される。この取り扱いの違いにより MAAP の方が単位時間当たりのプール水の蒸発量が小さくなることが考えられる。

以上のように、MAAP の解析と簡易解析モデルの計算の結果は完全には一致せず、差異が生じることが確認された。SFP の構成要素や物理現象を再現するモデルを詳細に考慮することで MAAP により近い結果が得られるモデルを作成することは可能であるが、簡易解析モデルの結果でも MAAP と定性的に同様の事故進展が確認できることから、本研究で使用する簡易解析コードの目的とする精度（既存の事故進展解析コードと同程度の事故進展解析を行う）に対して十分な性能を持つと判断した。

4.3 仮想的なパラメータを用いた解析

4.3.1 解析の概要

4.3 節及び 4.4 節では、CMMC 法を 4.2.2 項で作成した簡易解析モデルとカップリングすることで複数の SFP を対象とした解析を行う。本節では、緩和系操作の失敗確率などのパラメータに仮想的な値を用いた解析について述べる。

本節の構成は以下のようになっている。

- 4.3.2 項では、消火系ポンプの機能喪失・回復を考慮した解析について述べる。
- 4.3.3 項では、消火系ポンプ間に依存性を考慮した解析について述べる。
- 4.3.4 項では、SFP 間に依存性を考慮した解析について述べる。

4.3.2 消火系ポンプの機能喪失・回復を考慮した解析

本項では、消火系ポンプの機能喪失・回復を考慮した解析について述べる。解析条件を述べたのち、解析結果と解析結果の妥当性検証について述べる。

○解析条件

解析条件として、SFP モデルの条件、緩和系の条件、シミュレーションの条件を述べる。

- SFP モデルの条件

モデルの入力パラメータは 4.2.3 項で示した値とした。解析では、単一の SFP を対象とした。

- 緩和系の条件

本解析では、緩和系として消火系ポンプを考慮する。消火系ポンプに関する解析条件を表 4-5 に示す。消火系流量は一般的な国内 BWR プラントの消火系ポンプの流量とした。回復とは、一度機能喪失した消火系ポンプが、修理などにより注水機能を回復することを意味し、消火系ポンプが回

復した場合、再度注水を開始する。

表 4-5 消火系ポンプの解析条件
(消火系ポンプの機能喪失・回復を考慮した解析)

パラメータ	値	設定理由
消火系流量[t/h]	170	私信
消火系機能喪失率[h]	0.005	仮想的な値
消火系機能回復率[h]	0.0, 0.00001, 0.005, 1.0	仮想的な値

● シミュレーションの条件

数値シミュレーション上の条件を表 4-6 に示す。

表 4-6 数値シミュレーション上の条件
(消火系ポンプの機能喪失・回復を考慮した解析)

パラメータ	値
解析対象時間[h]	400
タイムステップ幅[h]	0.1
解析サンプル数[-]	1000

○解析結果

得られた解析結果について、定性的に妥当な結果となっているかを確認する。①解析開始から100[h]で消火系ポンプが機能喪失し、200[h]で機能回復するケースの結果(図 4-5)を用いて、解析で得られるサンプルの挙動の見方を説明する。

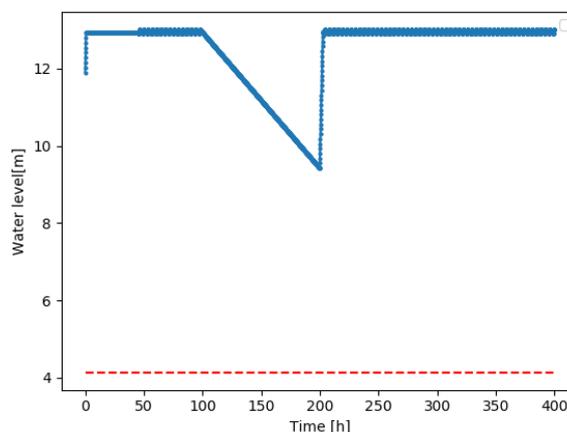


図 4-5 SFP 水位 (解析例)

解析開始から数[h]の間、水位が上昇する。これは、消火系ポンプの注水によって水位が回復する

ためである。水位が上昇したのち、12.9[m]でほぼ一定である。これは、図 4-2 で示した水位制御によるものである。その後、100[h]以降に水位が減少するが、消火系ポンプが機能喪失したことで、崩壊熱によって冷却水の蒸発が進むためである。200[h]で水位が上昇に転じるのは、消火系ポンプが機能回復したためである。以降は、水位制御を行う 12.9[m]付近でほぼ一定を維持している。

以下に、回復率=0.0[h]及び回復率=0.005[h]における各サンプルの水位を図 4-6 及び図 4-7 に示す。なお、図 4-6 及び図 4-7 では見やすさのため 1000 サンプルのうち 100 サンプルの結果を示しており、4.13[m]の赤色の破線は TAF 水位を表す。

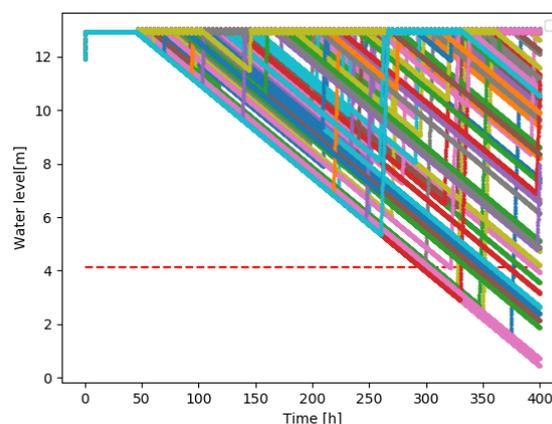
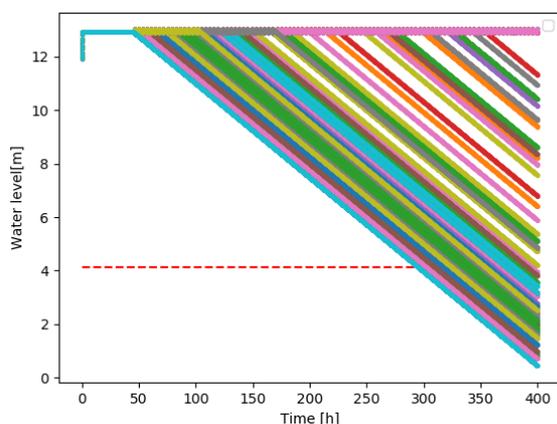


図 4-6 回復率=0.0[h]の各サンプルの水位

図 4-7 回復率=0.005[h]の各サンプルの水位

図 4-6 を例にとって、解析で得られる各サンプルの挙動の見かたを説明する。まず、全サンプルで消火系ポンプが起動し、水位が回復する。その後、注水量制御により、水位が 12.9[m]で一定に保たれる。機能喪失率に従って、消火系ポンプが機能喪失したサンプルでは、崩壊熱によりプール水が蒸発し、水位が低下する。各サンプルでは消火系ポンプが機能喪失する時刻が異なるため、異なる挙動が確認される。図 4-6 で示した回復率=0.0[h]の解析では、一度機能喪失した消火系ポンプは回復しないため、消火系ポンプが機能喪失したサンプルではそのまま水位が減少する。また、図 4-7 で示した回復率=0.005[h]の解析では、消火系ポンプが機能喪失した場合において 0.005[h]の確率で機能回復するため、消火系ポンプの機能喪失により一度水位が低下した後に水位が回復するサンプルが確認できる。

次に、各条件における SFP 水位の平均値を図 4-8～図 4-11 に示す。各時刻の水位の平均値には不偏標準偏差を誤差として示している。

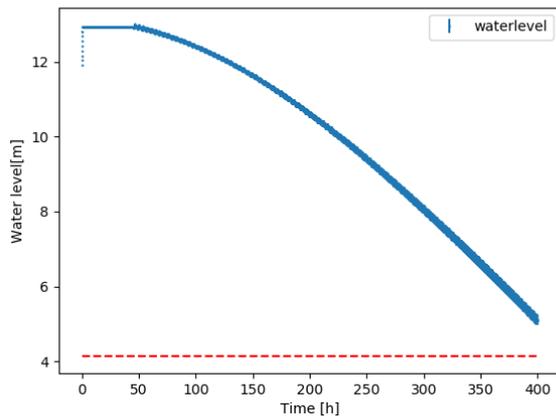


図 4-8 回復率=0.0[h]の結果

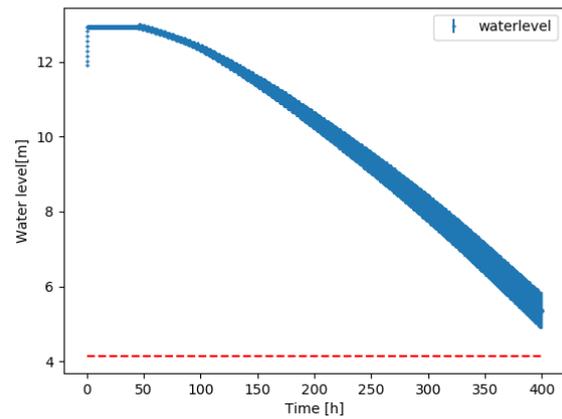


図 4-9 回復率=0.00001[h]の結果

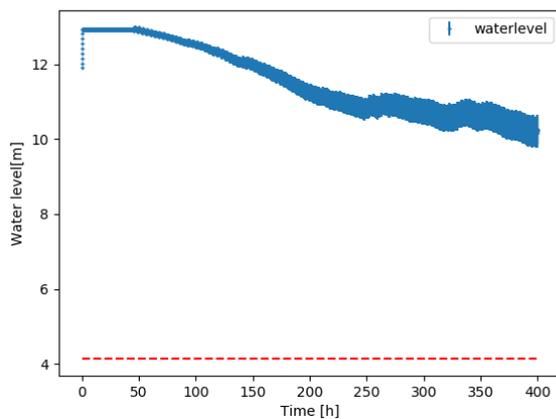


図 4-10 回復率=0.005[h]の結果

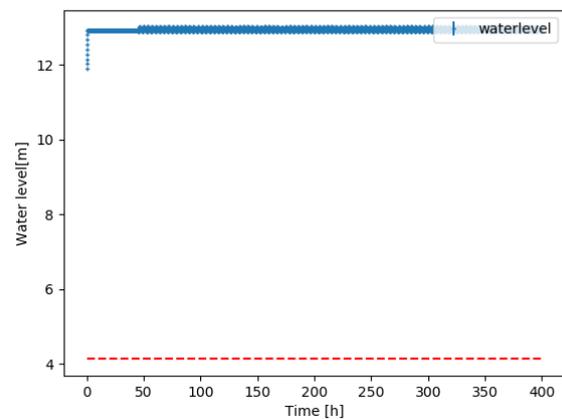


図 4-11 回復率=1.0[h]の結果

・回復率=0.0[h]の場合

時間経過とともに機能喪失する消火系ポンプの割合が多くなることが予想される。実際に解析結果（図 4-8）では時間経過とともに全サンプルの水位が減少する傾向にあることが確認できる。

・回復率=0.00001[h]の場合

消火系ポンプが機能回復するサンプルが生じることで回復率=0.0[h]の場合と比較してほとんど変わらない結果となることが予想される。実際に解析結果（図 4-9）では、回復率=0.0[h]の場合（図 4-8）よりも平均の水位はほとんど変わらないことが確認できる。また、時間経過とともに誤差が大きくなる傾向にあるが、この理由は、健全→機能喪失の一方にしか状態遷移しない回復率=0.0[h]の場合と異なり、機能喪失→健全の状態遷移が存在するため、時間経過とともに消火系ポンプの状態が取りうる状態の不確かさが大きくなることが原因と考えられる。

・回復率=0.005[h]の場合

回復率=0.00001[h]の場合と比較してより多くのサンプルで消火系ポンプが機能回復するため、平均の水位が高くなると予想される。実際に解析結果（図 4-10）では時間経過とともに水位の平均値は減少傾向ではあるが高い水位で推移していることが確認できる。

・回復率=1.0[h]の場合

この場合、機能喪失した消火系ポンプはすべて回復するため、全てのサンプルで解析終了時刻まで

消火系ポンプが健全な場合とほとんど同じ結果となることが予想される。実際に解析結果（図 4-11）では、水位制御の基準値でほぼ一定値を取っていることが確認できる。

○解析の妥当性検証

以下で、仮定した解析条件と整合する解析となっているかを検証する。

まず、回復率=0.0[h]の場合について検証を行う。各時刻における消火系の機能喪失数について、解析対象時間を 1000[h]とし、CMMC 法による計算結果と微分方程式に基づく解析解を図 4-12 に示す。

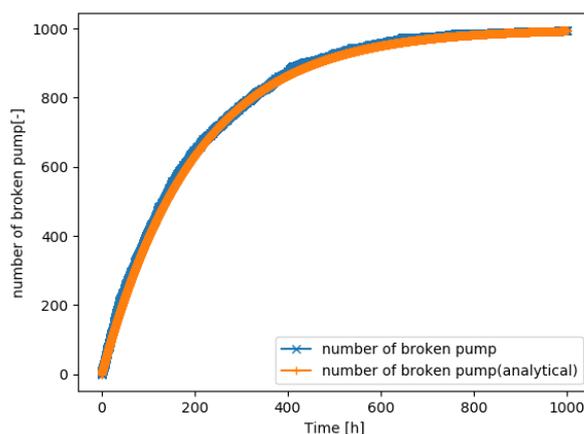


図 4-12 消火系の機能喪失数の比較（回復率=0.0[h]）

時刻 t [h]において機能喪失しない確率 $R_{int,t}$ は、時刻 t [h]までのすべてのタイムステップの機能喪失判定で健全となることである。今回の解析で用いている乱数は一様乱数であるため、1回の機能喪失判定で健全と判定される確率は、

$$1 - (0.005 \times 0.1) = 0.9995[/h] \quad (4.4)$$

となることから、 $R_{int,t} = (0.9995)^{10t}$ である。したがって、時刻 $t=1000$ [h]までに機能喪失しない確率は、約 0.0067 となり、1000 サンプルのうち最後まで機能喪失しないシナリオ数はおよそ 6 となる。CMMC 法によるサンプル数 1000 の解析を 1000 回反復した際に最後まで機能喪失しなかったシナリオ数の平均は 6.66、不偏標準偏差は 2.54 となった。CMMC 法によって得られた値は解析的に方法による値と不確かさの範囲で一致しており、解析条件と整合した解析が行われていることが確認できた。

次に、回復率=0.005[h]の場合について検証を行う。各時刻における機能喪失した消火系ポンプの数について、CMMC 法による計算結果と解析的に求めた結果を図 4-13 に示す。

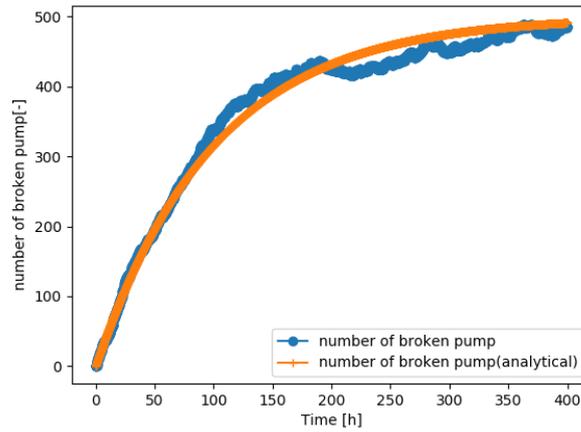


図 4-13 消火系の機能喪失数 (回復率=0.005[h])

解析的に機能喪失した消火系ポンプを求める方法は以下の通りである。まず、時刻 t における健全な消火系の数について、次の関係が成り立つ。

$$\frac{dN_{int}(t)}{dt} = -c_1 N_{int}(t) + c_2 (N_0 - N_{int}(t)) \quad (4.5)$$

ここで、

$N_{int}(t)$: 時刻 t における健全な消火系の数

c_1 : 消火系の機能喪失率

c_2 : 消火系の機能回復率

$N_{break}(t)$: 時刻 t における機能喪失した消火系の数 (N_0 を全サンプル数とすると、 $N_{break}(t) = N_0 - N_{int}(t)$)

この微分方程式を解くことにより、時刻 t における機能喪失した消火系の数は次のように表せる。

$$N_{break}(t) = N_0 - \frac{N_0}{c_1 + c_2} (c_1 e^{-(c_1 + c_2)t} + c_2) \quad (4.6)$$

この式によって計算される機能喪失した消火系の数と、CMMC 法によって得られた数を図示すると図 4-13 のようになり、グラフの傾向に類似性が見られた。解析的に算出される値と CMMC 法によって得られる結果の差異は統計誤差と考えられ、実際、サンプル数を 10000 とした場合、消火系の機能喪失数は図 4-14 のようになり、両者の結果がほぼ一致していることが分かる。

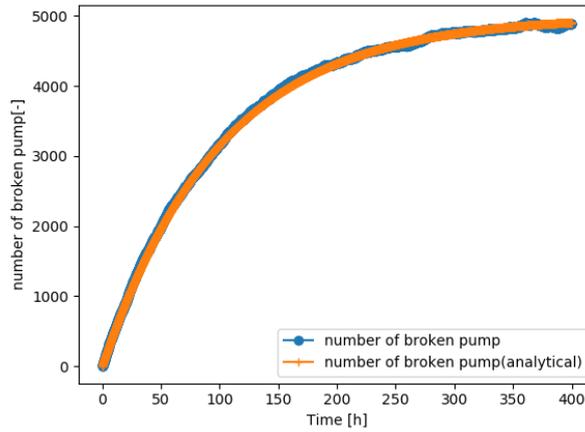


図 4-14 消火系の機能喪失数 (回復率=0.005[h]、サンプル数 10000 の場合)

また、解析的に消火系の機能喪失数を求める式で $t \rightarrow \infty$ とすると、

$$\begin{aligned}
 N_{break}(\infty) &= N_0 - \frac{N_0}{c_1 + c_2} (0 + c_2) \\
 &= N_0 - \frac{c_2}{c_1 + c_2} N_0 \\
 &= 1000 - \frac{0.005}{(0.005 + 0.005)} \times 1000 = 500
 \end{aligned} \tag{4.7}$$

よって、 $N_{break}(\infty) = 500$ となる。したがって今回の解析条件では、時間が経つにつれて機能喪失する消火系の数は 500 に収束するといえる。実際、解析時間を 1000[h]にした場合の消火系の機能喪失数を図示すると図 4-15 のようになり、時間経過とともに 500 に近づき、十分な時間が経過すると 500 で一定となることが分かる。

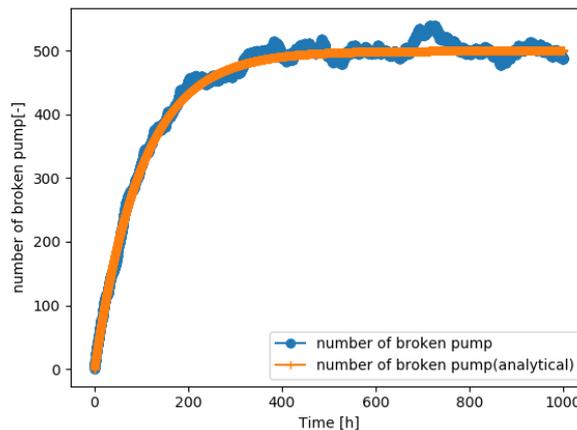


図 4-15 消火系の機能喪失数 (回復率=0.005[h]、解析時間 1000[h]の場合)

以上の解析から、CMMC 法により、機器が仮定した条件通りに状態遷移する解析が可能であること、また、健全→破損のような一方のみの遷移だけでなく、健全→破損に破損→健全を加えた双方向の遷移がある場合を解析可能であることを確認した。

4.3.3 消火系ポンプ間に依存性を考慮した解析

本項では、消火系ポンプ間に依存性を考慮した解析について述べる。解析条件を述べたのち、解析結果及び妥当性検証について述べる。

○解析条件

解析条件として、SFP モデルの条件、緩和系の条件、シミュレーションの条件を述べる。

● SFP モデルの条件

モデルの入力パラメータは 4.2.3 項で示した値とした。解析では、①2 基の SFP、②3 基の SFP を対象とした。

● 緩和系の条件

本解析では、緩和系として消火系ポンプを考慮する。①2 基の SFP における消火系ポンプに関する解析条件を表 4-7 に、②3 基の SFP における消火系ポンプに関する解析条件を表 4-8 に示す。なお、各 SFP に消火系ポンプが 1 系統ずつ設置されていると仮定し、SFP-1 に設置されている消火系ポンプを消火系 1、SFP-2 に設置されている消火系ポンプを消火系 2、同じく SFP-3 に対しては消火系 3 とした。

表 4-7 消火系ポンプの解析条件
(消火系ポンプ間の依存性を考慮した解析、2 基の SFP)

パラメータ	値	設定理由
消火系流量[t/h]	170	私信
消火系 1 機能喪失率[h]	0.005	仮想的な値
消火系 2 機能喪失率[h] (消火系 1 の機能喪失前/後)	0.005/0.01	仮想的な値

表 4-8 消火系ポンプの解析条件
(消火系ポンプ間の依存性を考慮した解析、3 基の SFP)

パラメータ	値	設定理由
消火系流量[t/h]	170	私信
消火系 1 機能喪失率[h] (消火系 2、消火系 3 の機能喪失前/後)	0.005/0.01	仮想的な値
消火系 2 機能喪失率[h] (消火系 1、消火系 3 の機能喪失前/後)	0.005/0.02	仮想的な値
消火系 3 機能喪失率[h] (消火系 1、消火系 2 の機能喪失前/後)	0.005/0.03	仮想的な値

①2 基の SFP の解析では、消火系 1 が機能喪失した場合、消火系 2 の機能喪失率が 2 倍になると仮定した。この仮定は、マルチユニットの影響を考慮したリスク評価だけでなく単一ユニットにおけるリスク評価においても重要な要素である共通要因故障 (Common Cause Failure : CCF) を模擬したものである。CCF とは、一般的に冗長性を持たせた安全上重要な系統・機器が同一の原因で同時に機能喪失することである。ここでは、消火系 1 と消火系 2 が同時期に同じ製造工程で製造されたと仮定する。この場合、片方で何らかの不具合により故障 (機能喪失) した場合、もう一方も同様の不具合で故障する可能性が高いと考えられる。表 4-7 の値は、このような状況を模擬した仮定である。②3 基の SFP の解析では、さらに多くの消火系について CCF による機能喪失を考慮する。

- シミュレーションの条件

数値シミュレーション上の条件は 4.3.2 項の解析と同一 (表 4-6) とする。

- 解析結果及び妥当性検証

まず、①2 基の SFP における各サンプルの水位を図 4-16 及び図 4-17 に、全サンプルの水位の平均値を図 4-18 に示す。なお、4.3.2 項の解析と同様に、図 4-16 及び図 4-17 では 1000 サンプルのうち 100 サンプルの結果を示しており、4.13[m]の赤色の破線は TAF 水位を表す。

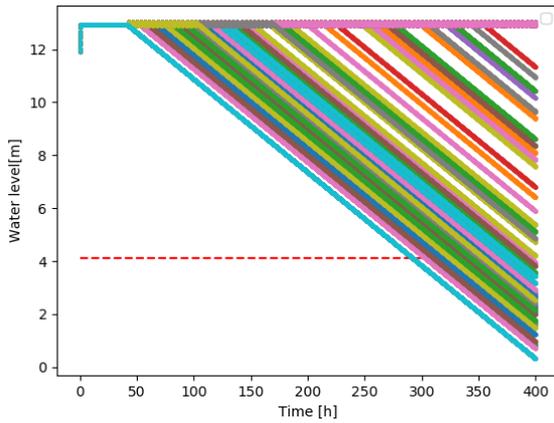


図 4-16 SFP-1 の各サンプルの水位
(2 基の SFP)

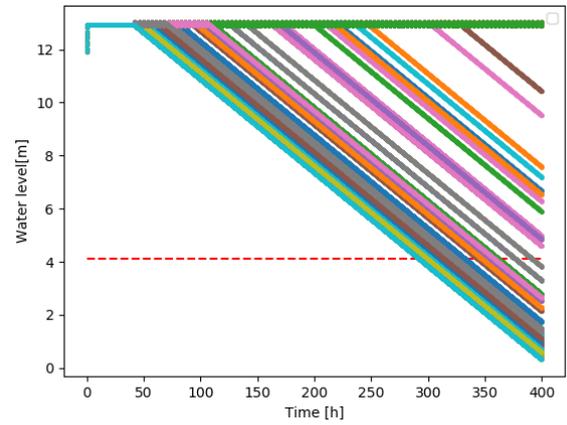


図 4-17 SFP-2 の各サンプルの水位
(2 基の SFP)

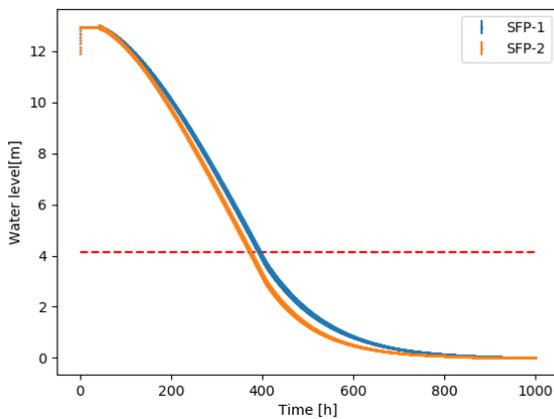


図 4-18 全サンプルの水位の平均値
(2 基の SFP)

図 4-16 及び図 4-17 から、SFP-1 の水位の挙動は単一の SFP の解析結果と変化はないが、SFP-2 については、SFP-1 と比較して早い時刻で消火系ポンプが機能喪失するサンプルが多いことが分かる。これは、消火系 1 の機能喪失により消火系 2 の機能喪失確率が上昇するという解析条件に従った解析が行われたためである。また、図 4-18 から、SFP-1 と比較して SFP-2 の水位が急峻に減少していることが分かる。これは、SFP-1 と比較して早い時刻で消火系ポンプが機能喪失するサンプルが多いことによると考えられる。

次に、②3 基の SFP における各サンプル (1000 サンプルのうち 100 サンプル) の水位を図 4-19 ~ 図 4-21 に、全サンプルの水位の平均値を図 4-22 に示す。

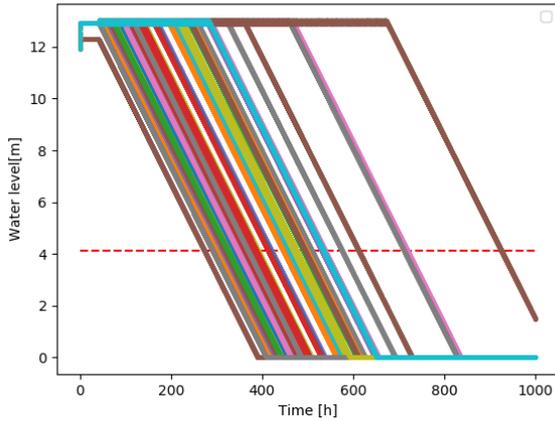


図 4-19 SFP-1 の各サンプルの水位
(3 基の SFP)

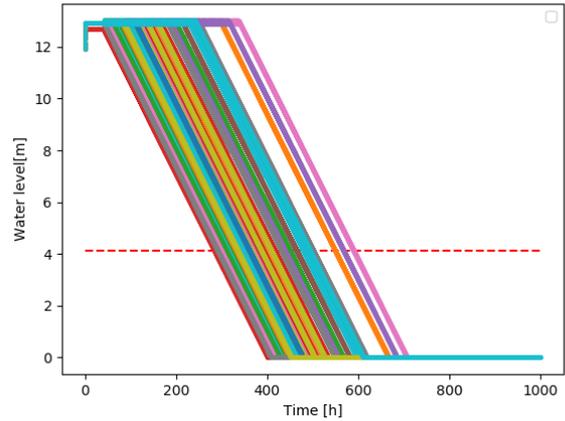


図 4-20 SFP-2 の各サンプルの水位
(3 基の SFP)

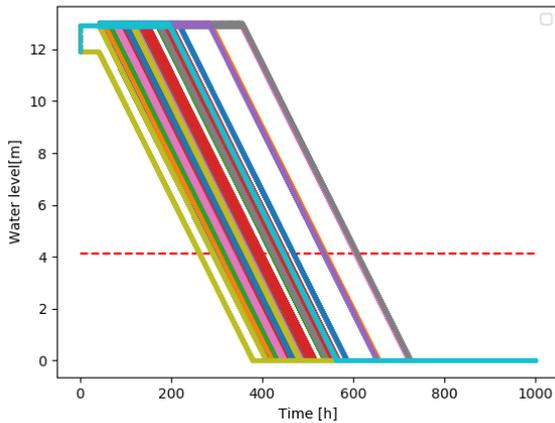


図 4-21 SFP-3 の各サンプルの水位
(3 基の SFP)

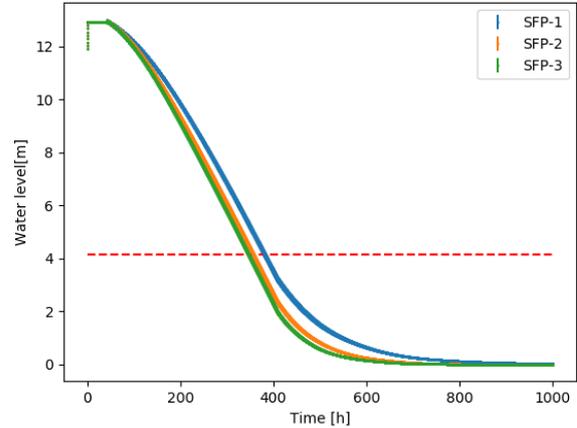


図 4-22 全サンプルの水位の平均値
(3 基の SFP)

図 4-19～図 4-21 から、SFP-1 と比較して、SFP-2 及び SFP-3 は早い時刻で消火系ポンプが機能喪失するサンプルが多いことが分かる。これは、他の消火系の機能喪失により消火系の機能喪失確率が上昇すると仮定し、消火系 2,3 の上昇後の機能喪失率は消火系 1 の上昇後の機能喪失率より大きいとした解析条件に従った解析が行われたためである。また、図 4-22 から、SFP-1 と比較して SFP-2,3 の水位が急峻に減少していることが分かる。これは、2 基の解析と同様に、SFP-1 と比較して早い時刻で消火系ポンプが機能喪失するサンプルが多いことによると考えられる。

また、解析対象時間を 1000[h]とし、①2 基の SFP の場合と②3 基の SFP の場合の消火系の機能喪失数を以下に示す。

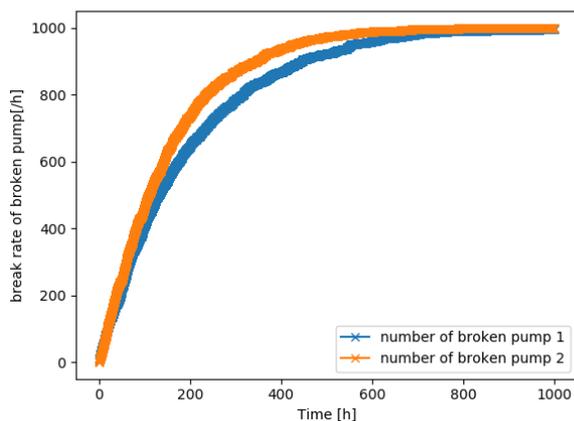


図 4-23 消火系の機能喪失数
(2 基の SFP)

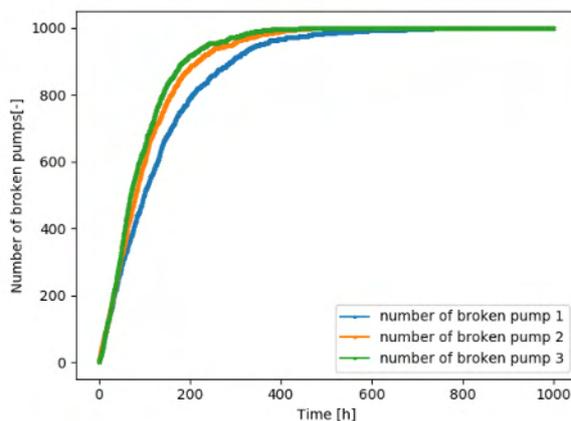


図 4-24 消火系の機能喪失数
(3 基の SFP)

図 4-23 から、各時刻で消火系 2 の機能喪失数は消火系 1 の機能喪失数に比べて高い値を取っていることが分かる。これは、消火系 1 の機能喪失により消火系 2 の機能喪失率が高くなると仮定したことによりである。また、0[h]~100[h]程度の経過時間が短い間は消火系 1,2 の機能喪失数に大きな差異がなく、時間の経過とともに差異が大きくなるが、十分な時間が経過した後は差異が小さくなり、消火系 1、2 とともに全シナリオで機能喪失する結果となることが確認され、解析条件通りの結果となっていることが分かる。図 4-24 から、各時刻で消火系 3、消火系 2、消火系 1 の順に機能喪失数が高い値を取っていることが分かる。これは、上昇後の機能喪失率が消火系 3、消火系 2、消火系 1 の順に高くなるという解析条件に従った解析が行われたためであると考えられる。

以上の結果から、解析対象を複数にした場合や互いの状態に依存する条件を仮定した場合、状態遷移の条件を複数仮定した場合においても CMMC 法により妥当に解析可能であることを確認した。

4.3.4 使用済燃料プール間の依存性を考慮した解析

本項では、SFP 間に依存性を考慮した解析について述べる。解析条件を述べたのち、解析結果及び妥当性検証について述べる。

○解析条件

解析条件として、SFP モデルの条件、緩和系の条件、シミュレーションの条件を述べる。

● SFP モデルの条件

モデルの入力パラメータは 4.2.3 項で示した値とした。解析では、2 基の SFP を対象とした。

● 緩和系の条件

本解析における緩和系の取り扱いを説明する。本解析では、緩和系として消火系ポンプ及び消防車を考慮する。2 つの隣接する建屋内の SFP (SFP-1、SFP-2) において同時に LUHS が発生した場合において、消火系ポンプを用いて注水を行う場合を想定する。消火系が何らかの理由により機能喪失した場合に、バックアップの注水系統として消防車を用いることを考える。このとき、消防車による注水は運転員が建屋付近で消防車のホースを建屋側と接続する必要があるため、作業領域空

間線量が高い場合に運転員の作業に制限がかかり、消防車による注水に失敗する可能性が高くなる。今回の解析では、隣接する建屋内の SFP で燃料損傷が生じている（SFP 水位が TAF に到達している）場合に線量が上がり、消防車による注水成功率が低下すると便宜的に仮定した。また、今回は消防車の注水開始に成功後は機能喪失しないとして解析を行った。消火系ポンプに関する解析条件を表 4-9 に、消防車に関する解析条件を表 4-10 に示す。なお、消防車 1 とは SFP-1 に注水を行う消防車であり、消防車 2 は SFP-2 に注水を行う消防車である。

表 4-9 消火系ポンプの解析条件
(使用済燃料プール間の依存性を考慮した解析)

パラメータ	値	設定理由
消火系流量[t/h]	170	私信
消火系 1,2 機能喪失率[h]	0.005	仮想的な値

表 4-10 消防車の解析条件
(使用済燃料プール間の依存性を考慮した解析)

パラメータ	値	設定理由
消防車流量[t/h]	160	私信
消防車 1 の注水成功率[h] (SFP-2 燃料損傷前/後)	0.005/0.0005	仮想的な値
消防車 2 の注水成功率[h] (SFP-1 燃料損傷前/後)	0.010/0.0001	仮想的な値

表 4-10 で仮定した解析条件について説明する。SFP-1 及び SFP-2 で燃料損傷に至る以前（水位が TAF 水位より高い場合）では、消防車 2 と比較して消防車 1 の注水成功率が低く、隣接する SFP で燃料損傷に至った（水位が TAF 水位より低い）場合、消防車 1 の方が高い成功率となると仮定した。このような成功率の大小関係の逆転は CMMC 法の適用性検証のための仮想的な条件である。

● シミュレーションの条件

モデルの入力パラメータは 4.2.3 項で示した値とした。解析では、2 基の SFP を対象とした。

○解析結果及び妥当性検証

各サンプル（1000 サンプルのうち 100 サンプル）の水位を図 4-25 及び図 4-26 に示す。

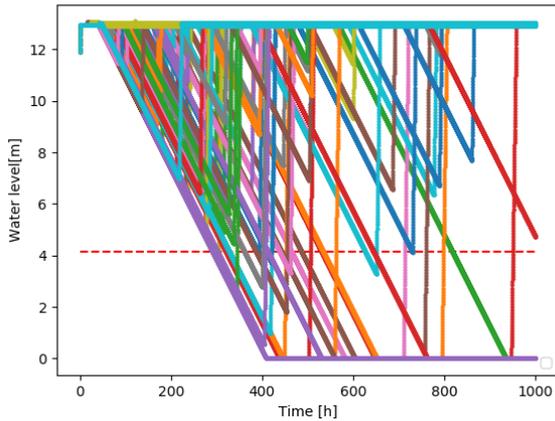


図 4-25 SFP-1 の各サンプルの水位

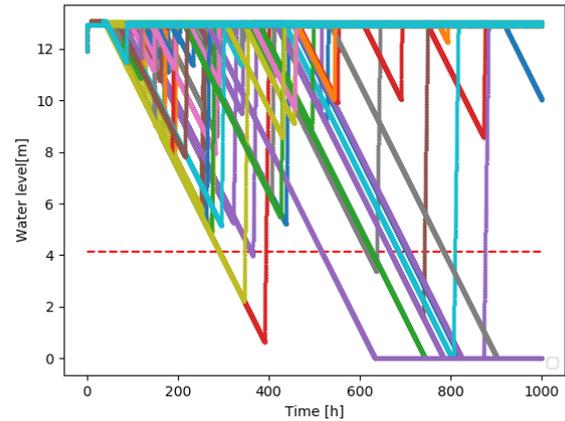


図 4-26 SFP-2 の全サンプルの水位

図 4-25 と図 4-26 を比較すると、400～600[h]において SFP-1 では燃料損傷に至る（水位が TAF に到達している）サンプルが多いのに対し、SFP-2 は燃料損傷に至っていない（水位が TAF に到達していない）サンプルが多いことが分かる。また、700[h]程度以降に SFP-1 では水位が回復しているサンプルが多いのに対し、SFP-2 では水位が回復しないサンプルが多い。水位の回復は消防車による注水の成功によるものであり、700[h]程度以降の SFP-1 と SFP-2 の水位が回復するサンプル数の違いは、消防車 1 の方が元々の注水成功率が低く、燃料損傷後の注水成功率は消防車 2 の方が低くなるという条件に従った解析が行われたために生じたと考えられる。

次に、解析対象時間を 1000[h]とした全サンプルの水位の平均値を図 4-27 に、各タイムステップにおける消火系 1、消火系 2 の機能喪失数及び消防車 1、消防車 2 の注水成功数を図 4-28 に示す。

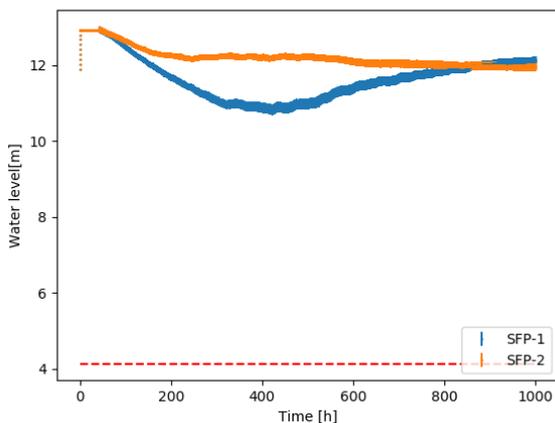


図 4-27 SFP-1 の各サンプルの水位

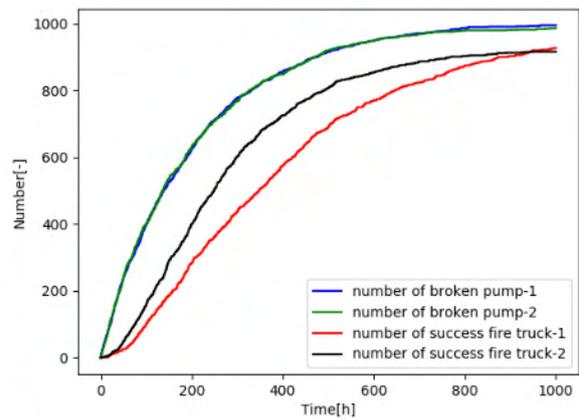


図 4-28 消火系の機能喪失数及び消防車の注水成功数

図 4-27 より、SFP-2 と比較して SFP-1 の方が全体的に低い水位であり、400～1000[h]程度にかけて水位が回復する傾向にあり、1000[h]程度では SFP-2 よりも平均の水位が高いことがわかる。各サンプルの水位の挙動からも確認できた通り、消防車 1 の方が元々の注水成功率が低く、上昇後は消防車 2 の方が低くなるという解析条件に従った解析が行われたことで平均の水位の高低関係が逆転

したと考えられる。図 4-28 から、消火系の機能喪失数と消防車の注水成功率について以下のことが分かる。まず、消火系 1 と 2 の機能喪失数に着目すると、両者の挙動はほとんど一致している。これは、消火系 1、2 の機能喪失率が同じ値という仮定条件に従った解析が行われたためである。次に、消防車 1,2 の注水失敗数に着目すると、消防車 1 の注水成功率に対して消防車 2 の注水成功率が多いことが分かる。これは、消防車 2 の方が消防車 1 よりも注水成功率が大きいという仮定条件に従った解析が行われたためである。また、解析時間が経つにつれて消防車 1 の注水成功率が消防車 2 の注水成功率に近づき、ある時間後は消防車 1 の注水成功率の方が多くなっている。これは、注水成功率の初期値は消防車 2 の方が高いが、上昇後の値は消防車 2 の方が小さいと仮定したことによって生じたと考えられる。

以上の解析から、CMMC 法により、複数の機器 A,B 間において、機器の状態を変化させるような別の機器 a,b を考えた場合に、a によって状態が変化する A により、b が状態遷移するといった、複雑な依存性を取り使った解析が可能であることが確認できた。

4.4 現実的なパラメータを用いた解析

4.4.1 解析の概要

4.3 節では、緩和系操作の失敗率などに仮想的なパラメータ値を用いて複数の原子炉間の相互依存性を考慮した解析を行い、マルチユニットの影響を考慮した解析において想定される状況に対する CMMC 法の適用性を確認した。しかしながら仮想的なパラメータ値を用いた解析で得られる結果からは実現象におけるリスクを適切に評価することはできないため、1.2 節で述べたように、本研究では最終的に実機 PRA 相当のリスク評価を実施することを小目的の一つとしている。そこで、本節では、実現象の発生頻度に即したパラメータ値を用いた解析を CMMC 法により実施することで、実機 PRA 相当のオーダーのパラメータを用いた解析に対する CMMC 法の適用性を検証する。

本節の構成は以下のようになっている。

- 4.4.2 項では、解析で用いるパラメータの推定を行う。
- 4.4.3 項では、推定したパラメータを用いて消火系ポンプの機能喪失を考慮した解析を行う。
- 4.4.4 項では、推定したパラメータを用いて消火系ポンプ間に依存性を考慮した解析を行う。
- 4.4.5 項では、推定したパラメータを用いて SFP 間に依存性を考慮した解析を行う。

4.4.2 現実的なパラメータの推定

本項では、緩和系操作の失敗率について、実機 PRA として妥当なオーダーの値を推定する。

パラメータ値は、実機 PRA で用いられる「国内プラントの一般機器故障率」[7]（以下、一般機器故障率と呼ぶ）などの文献を用いることで推定する。一般機器故障率[7]とは、国内の原子力発電所におけるプラント構成機器の運転データなどを基に、機器の故障率などが算出された統計データである。消火系ポンプ機能喪失率、消防車のリードタイム、消防車機能喪失率、消防車注水成功率について、それぞれ以下のように推定した。消防車機能喪失率については本節の解析では使用しないが、原子炉の解析（5.4 節）で使用するため、ここで推定を行う。なお、パラメータの推定に当たっては一般機器故障率[7]では、故障率を対数正規分布で与えているが、本解析では簡易化のため、対数正規分布の平均値を故障率の点推定値として扱う。

○消火系ポンプ機能喪失率

一般機器故障率[7]の p.8 の表 2-2 記載の電動ポンプ（常用待機、純水）の平均値、すなわち起動失敗確率を用いた。なお、消火系の故障モードとして起動失敗と継続運転失敗があるが、今回の解析では両者を区別せず、ポンプの機能喪失確率を機能喪失率の値として用いることとする。

○消防車のリードタイム

消防車のリードタイムとは、消防車注水の準備開始から注水開始までに要する時間である。東京電力作成の有効性評価[8]の p.309 表 24 記載の柏崎刈羽 6,7 号機の可搬型ポンプ車（消防車）の有効性評価上の作業時間 6[h]を用いた。

○消防車機能喪失率

消防車の注水は、ディーゼル駆動の車載ポンプによってなされることから、一般機器故障率[7]の p.8 の表 2-2 記載のディーゼル駆動ポンプ（継続運転失敗）の平均値を用いた。

○消防車注水成功率

注水成功率を推定するにあたり、注水失敗率から考える。注水失敗の原因としては、消防車の故障と人による操作の失敗の 2 種類が存在する。まず、消防車の故障が原因の注水失敗について考える。原子カプラント内の消防車設備の故障率についての文献がないため、日本消防検定協作成の資料[9]を参考に値を決定した。資料 p12 に、2003 年～2006 年に消防車 239 台を対象としてオーバーホールしながら調査された不具合の件数と不具合の内容が記載されている。資料では、239 台のうち 8 台の消防車において作動不能につながる不具合が発生したとある。原子カプラントに配備された消防車は通常の消防車と同性能の車体であるため、この結果を基に原子カプラントで使用される消防車の故障率を推定する。ある消防車が故障している確率は、次のように得られる。

$$\frac{8}{239} = 0.0334728 \cong 3.34E - 02[-] \quad (4.8)$$

したがって、この値をデマンドあたりの、消防車の故障が原因の注水失敗率として推定した。

次に、人の操作が原因の注水失敗について考える。人の操作ミスが発生する原因は多数考えられるが、人的過誤に関する文献[10]において人的過誤率の値は 0.01～0.1 程度となっている。この値から、今回の解析では、消防車の注水失敗率は、消防車の故障が原因の場合と人の操作ミスが原因の場合を合わせることで、デマンド当たりの値として、 $5.0E - 02[-]$ と推定した。

これらの推定により、消防車の注水成功率として、デマンド当たりで $9.5E - 01[-]$ と推定した。

以上の検討により推定しパラメータ値をまとめると、表 4-11 のようになる。

表 4-11 推定した緩和系パラメータ値
(SFP の解析)

パラメータ	これまでの解析で仮定した値	今後の解析で用いる値
消火系の機能喪失率	5.00E-03[h]	2.40E-07[h]
消防車の機能喪失率	-	1.20E-03[h]
消防車のリードタイム	-	6[h]
消防車の注水成功率	5.00E-03/h]	9.50E-01[-]

4.4.3 消火系ポンプの機能喪失を考慮した解析

本項では、消火系ポンプの機能喪失を考慮した解析について述べる。解析条件を述べたのち、解析結果と考察について述べる。

○解析条件

解析条件として、SFP モデルの条件、緩和系の条件、シミュレーションの条件を述べる。

● SFP モデルの条件

モデルの入力パラメータは 4.2.3 項で示した値とした。解析では、単一の SFP を対象とした。

● 緩和系の条件

本解析では、緩和系として消火系ポンプを考慮する。消火系ポンプに関する解析条件を表 4-12 に示す。

表 4-12 消火系ポンプの解析条件
(消火系ポンプの機能喪失・回復を考慮した解析)

パラメータ	値	設定理由
消火系流量[t/h]	170	私信
消火系機能喪失率[h]	2.40E-07	4.4.2 項の推定値

● シミュレーションの条件

数値シミュレーション上の条件を表 4-13 に示す。消火系機能喪失率として、4.3 節の解析よりもオーダーが小さい推定値を用いているため、サンプル数を増やしている。なお、このサンプル数は今回の解析で使用した CMMC 解析コードの仕様上の計算機メモリの上限とした。

表 4-13 数値シミュレーション上の条件
(消火系ポンプの機能喪失・回復を考慮した解析)

パラメータ	値
解析対象時間[h]	1000
タイムステップ幅[h]	0.1
解析サンプル数[-]	100000

○解析結果と考察

図 4-29 に、燃料損傷発生シナリオ数 (TAF 到達シナリオ数)、消火系ポンプ故障数及び、解析的に算出した消火系ポンプ故障数を示す。

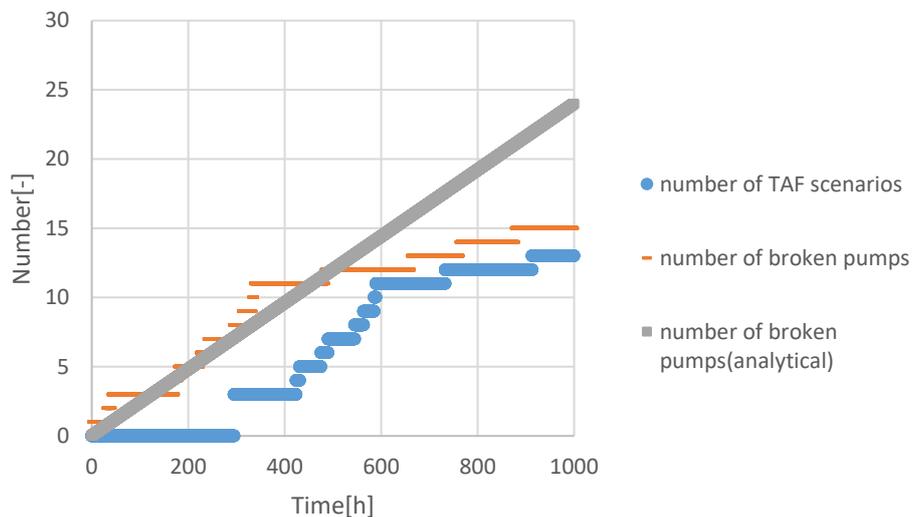


図 4-29 消火系ポンプの機能喪失を考慮した解析の結果
(現実的なパラメータを用いた解析)

まず、消火系機能喪失数と燃料損傷発生シナリオ数に注目すると、両者のグラフが同様の形状であり、TAF 到達シナリオ数のグラフは、消火系機能喪失数のグラフを全体的が 200 時間強後にずらした形のグラフであることがわかる。これは、本項の解析条件で緩和系として消火系のみを考慮しており、消火系が機能喪失したサンプルは最終的に TAF 到達するためである。

次に、CMMC 法による結果と解析解を比較する。なお、グラフ中の解析解は各時刻における次の式 $N(t)$ を図示している。

$$N(t) = Z \times (1 - e^{-P \times t}) \quad (4.9)$$

ここで、

$N(t)$: 時刻 t における消火系機能喪失数

Z : サンプル数

P : 消火系機能喪失率[h]

(4.9)式から、解析終了時の消火系機能喪失数は Z に 100000、 P に $2.40E-07$ [h]、 t に 1000[h]を代入して、 $N(t) \cong 24.0$ と得られる。図 4-29 から確認できるように、解析的に求めた値と CMMC 法で求めた値は一致しなかった。この原因を考察するため、CMMC 法のサンプル数 10^5 の解析を 10 回行った。解析時間終了時における消火系機能喪失数は以下の通りである。

20,25,25,17,24,33,33,25,26,19 (平均値 24.7、不偏標準偏差 5.31)

このように、CMMC 法の解析を 10 回繰り返した場合の平均値は不確かさの範囲で解析解と一致した。この結果から、図 4-29 で解析的に求めた値と結果が一致しなかった原因は、今回の解析で用いた初期乱数に起因するものと考えられる。

4.4.4 消火系ポンプ間に依存性を考慮した解析

本項では、消火系ポンプ間に依存性を考慮した解析について述べる。解析条件を述べたのち、解析結果と考察について述べる。

○解析条件

解析条件として、SFP モデルの条件、緩和系の条件、シミュレーションの条件を述べる。

● SFP モデルの条件

モデルの入力パラメータは 4.2.3 項で示した値とした。解析では、2 基の SFP を対象とした。

● 緩和系の条件

本解析では、緩和系として消火系ポンプを考慮する。消火系ポンプに関する解析条件を表 4-14 に示す。

表 4-14 消火系ポンプの解析条件
(消火系ポンプ間に依存性を考慮した解析)

パラメータ	値	設定理由
消火系流量[t/h]	170	私信
消火系 1 機能喪失率[h]	$2.40E-07$	4.4.2 項の推定値
消火系 2 機能喪失率[h] (消火系 1 の機能喪失前/後)	$2.40E-7/4.80E-07$	仮想的な値

消火系 2 の機能喪失率については、項で行った解析と同様に消火系 1 の状態により変化するとした。消火系 1 の機能喪失後のパラメータ値は、4.3.3 項の解析と同様に、初期の 2 倍の値を仮定した。

● シミュレーションの条件

数値シミュレーション上の条件は表 4-13 で示した値を用いた。

○解析結果と考察

図 4-30 に、SFP-1 及び SFP-2 の燃料損傷発生シナリオ数（TAF 到達シナリオ数）、消火系ポンプ故障数を示す。

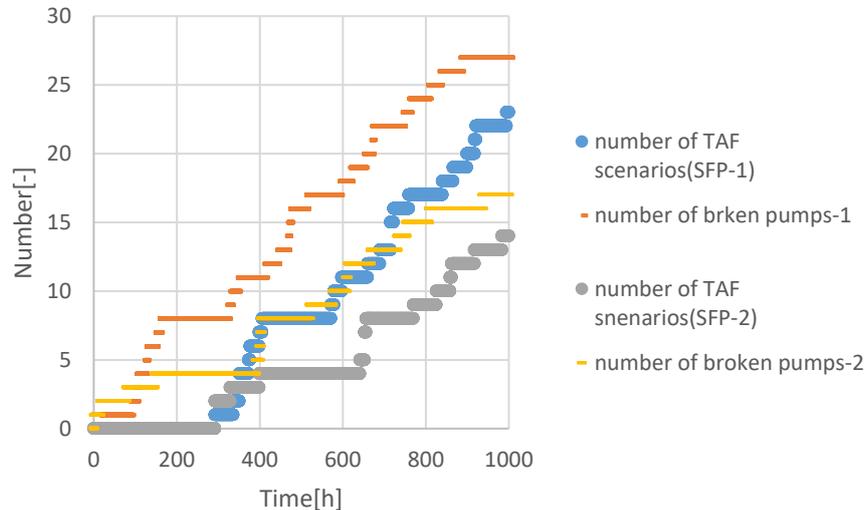


図 4-30 消火系ポンプ間に依存性を考慮した解析の結果
(現実的なパラメータを用いた解析)

SFP-1 の結果について着目すると、消火系機能喪失数のグラフと燃料損傷発生シナリオ数のグラフに同様の形状であり、燃料損傷発生シナリオ数のグラフは、消火系機能喪失数のグラフを全体的に 200 時間強後にずらしたグラフであることがわかる。消火系機能喪失するシナリオが最初に発生するのは 15[h]であり、燃料損傷発生シナリオが最初に発生するのは 291.7[h]である。4.2.4 項で行った解析（注水を行わない場合の解析）の結果（図 4-3）は、約 270[h]程度で TAF に到達していたことから、この結果は妥当であるといえる。SFP-2 についても同様の傾向が見られ、計算条件に対して結果が妥当に得られていることが確認できた。

しかし、4.3.3 項の解析では、消火系 2 の機能喪失率が消火系 1 の機能喪失により大きくなるという仮定条件と整合する解析が行われたことを解析結果から確認できたが、本項の解析では、確認できなかった。この理由は、本項の解析では使用したサンプル数が不足しており、解析条件で仮定した状況を模擬することができなかつたためと考えられる。

4.4.5 使用済燃料プール間の依存性を考慮した解析

本項では、使用済燃料プール間の依存性を考慮した解析について述べる。解析条件を述べたのち、解析結果と考察について述べる。

○解析条件

解析条件として、SFP モデルの条件、緩和系の条件、シミュレーションの条件を述べる。

● SFP モデルの条件

モデルの入力パラメータは 4.2.3 項で示した値とした。解析では、2 基の SFP を対象とした。

- 緩和系の条件

本解析では、緩和系として消火系ポンプ及び消防車を考慮する。消火系ポンプに関する解析条件を表 4-15 に、消防車に関する解析条件を表 4-16 に示す。また、4.3.4 項の解析とは異なり、注水成功率はデマンド当たりの値とし、本研究においては、各サンプルで一度のみ成否判定を行うこととした。消防車注水のリードタイムは、消火系ポンプが機能喪失して 6[h]後に成否判定を行うとして取り扱った。

表 4-15 消火系ポンプの解析条件
(使用済燃料プール間の依存性を考慮した解析)

パラメータ	値	設定理由
消火系流量[t/h]	170	私信
消火系 1,2 機能喪失率[h]	2.40E-07	4.4.2 項の推定値

表 4-16 消防車の解析条件
(使用済燃料プール間の依存性を考慮した解析)

パラメータ	値	設定理由
消防車流量[t/h]	160	私信
消防車 1 の注水成功率 (SFP-2 水位が TAF 到達前/後)	9.50E-01/9.50E-02	4.4.2 項の推定値/ 仮想的な値
消防車 2 の注水成功率 (SFP-1 水位が TAF 到達前/後)	9.50E-01/8.00E-02	4.4.2 項の推定値/ 仮想的な値

消防車の注水成功率については、4.3.4 項の解析とは異なり、SFP-1 及び SFP-2 水位が TAF 水位より高い場合には消防車 1,2 の注水成功率は等しく、隣接する SFP の水位が TAF 水位より低い場合には消防車 1 の方が高い成功率となると仮定した。

- シミュレーションの条件

数値シミュレーション上の条件は表 4-13 で示した値を用いた。

- 解析結果と考察

図 4-31 に、SFP-1 及び SFP-2 の消火系ポンプ故障数と消防車注水成功数を、図 4-33 に燃料損傷発生シナリオ数 (TAF 到達シナリオ数) を示す。

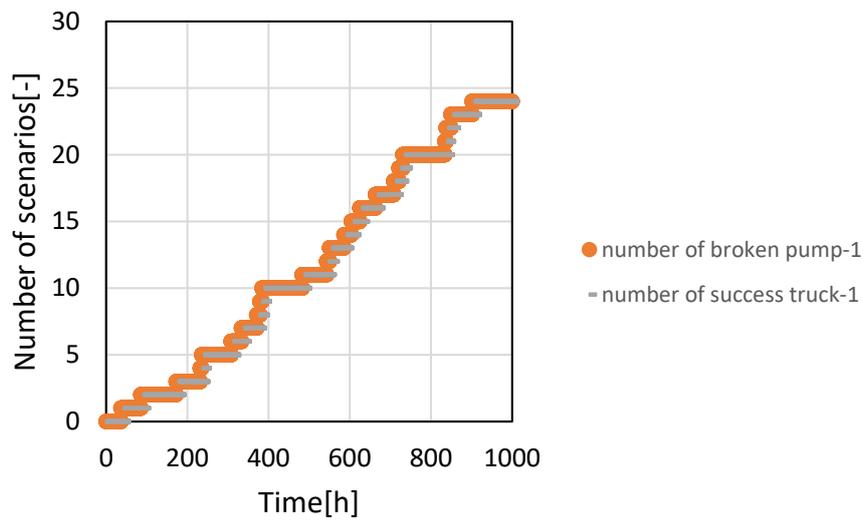


図 4-31 SFP-1 における消火系ポンプ故障シナリオ数、消防車注水成功シナリオ数
 (現実的なパラメータを用いた、
 使用済燃料プール間の依存性を考慮した解析)

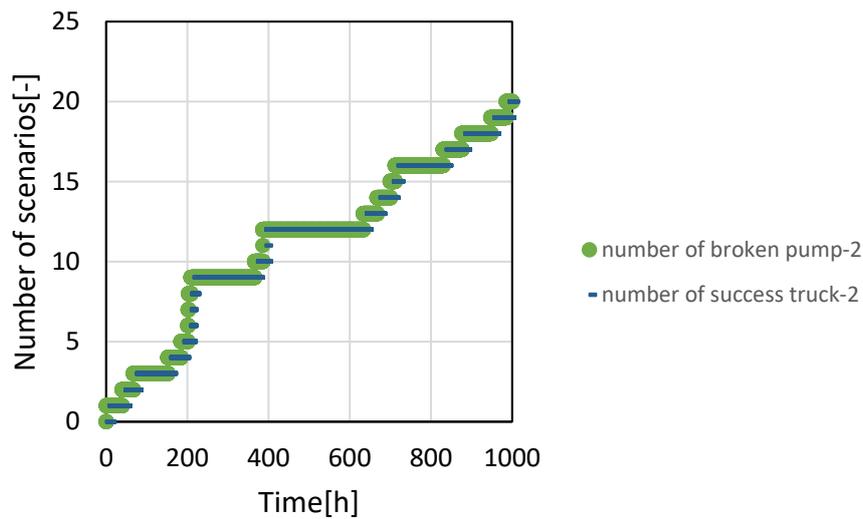


図 4-32 SFP-2 における消火系ポンプ故障シナリオ数、消防車注水成功シナリオ数
 (現実的なパラメータを用いた、
 使用済燃料プール間の依存性を考慮した解析)

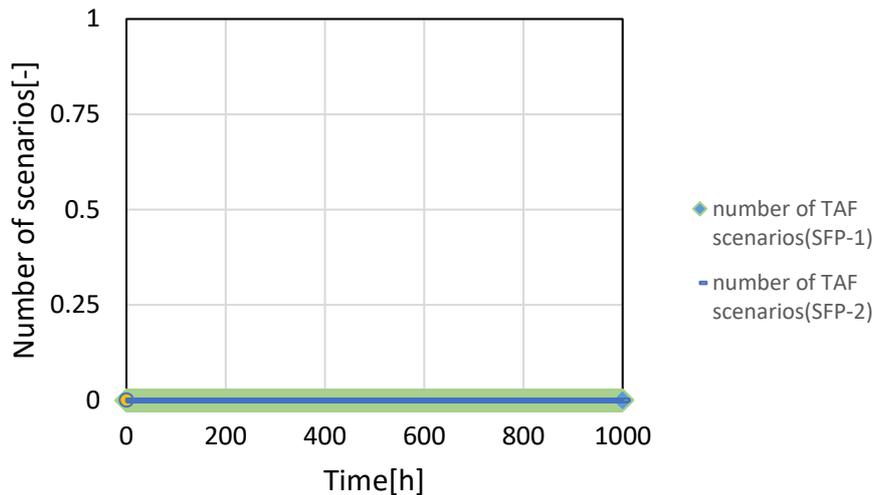


図 4-33 TAF 到達シナリオ数

(現実的なパラメータを用いた、使用済燃料プール間の依存性を考慮した解析)

図 4-31 から、SFP-1 の消火系機能喪失数と消防車注水成功数はほとんどの時刻において同じ値となっていることがわかる。これは、消防車注水成功率が大きい値であり、全てのサンプルにおいて注水成功条件を満たしたためであると考えられる。また、消火系機能喪失に対して消防車注水成功数がやや遅れて同じ値となるのは、条件で仮定した消防車のリードタイムによるものである。SFP-2 についても同様の傾向が見られ、計算条件に対して結果が妥当に得られていることが確認できた。一方で、表 4-16 で隣接する SFP の水位によって消防車の注水成功率が変化すると仮定したが、SFP-1、SFP-2 の両方で燃料損傷に至ったサンプルが存在しなかったため、消防車注水成功率が解析時間中に変化したサンプルはなく、燃料損傷確率が 0 という結果となった。この結果は解析条件を考慮すると妥当とはいえず、仮定した解析条件を妥当に考慮した解析結果を得るためには、仮定した条件に対して十分なサンプル数が必要であることを確認した。例えば、推定した消火系ポンプの機能喪失率は $2.40\text{E}-07[\text{h}]$ であるため、少なくともサンプル数のオーダーが 10^8 程度以上でないと、すべてのサンプルで消火系ポンプの機能喪失が発生しない可能性がある。

また、実機 PRA 相当のパラメータを用いた本節の解析は、対象とする SFP の基数や緩和系の条件にもよるが、サンプル数 10^5 で 1 ケースあたり数時間と、長い解析時間を要した。したがって、単純にサンプル数を 10^8 程度以上にした解析を行うと、数千時間を要すると概算できる。本研究の目的である実機 PRA 相当のマルチユニットリスク評価を実施するためには、計算コストの低減が必要となることが分かった。

4.5 本章のまとめ

本節では、本章のまとめを述べる。

- 4.1 節では、本章で実施した解析の目的が、マルチユニットリスク評価で想定される条件に対する CMMC 法の適用性を検討することであることを述べた。
- 4.2 節では、解析時間を要するという CMMC 法の課題を解決する方法として、SFP を簡易化した断熱近似に基づくモデルを作成した。作成した簡易解析モデルによる解析結果と、既存の事

故進展解析コードの結果を比較することで、簡易解析モデルによって事故進展の概算予測が可能であることを確認した。

- 4.3 節では、比較的短時間で解析可能なパラメータを用いて、LUHS 発生時の SFP を対象とした解析を行った。対象とする SFP の基数や考慮する緩和系などの条件を変えた解析を通して、作成した簡易解析モデルと CMMC 法のカップリングによって、仮定した解析条件と整合した解析が可能であることを確認した。
- 4.4 節では、実機 PRA 相当のオーダーのパラメータを推定し、推定したパラメータを用いた解析を行うことで、実機 PRA 相当の非常に小さいオーダーのパラメータを用いた解析に対する CMMC 法の適用性を検証した。検証の結果、発生頻度の小さな事象を取り扱いためには非常に大きなサンプル数が必要となり、簡易解析モデルによる高速化以外の方法で解析時間を低減する必要があると分かった。

参考文献

- [1] 神田誠, 梅田賢治, 三宅修平ら, “原子力教科書 原子力プラント工学,” 株式会社オーム社, pp.172-176, (2009).
- [2] EPRI, “Modular Accident Analysis Program 5 (MAAP5) Applications Guidance: Desktop Reference for Using MAAP5 Software-Phase 2 Report,” (2015).
- [3] 日本機械学会 (編), “日本機械学会蒸気表,” 日本機械学会, (1999).
- [4] S. G. Popov, J. J. Carbajo, V. K. Ivanov, *et al*, “Thermophysical Properties of MOX and UO₂ Fuels Including the Effects of Irradiation,” ORNL/TM-2000/351, Oak Ridge National Laboratory, (2000).
- [5] J. H. Keenan, F. G. Keyes, P. G. Hill, *et al*, “Steam Tables: Thermodynamic Properties of Water Including Vapor, Liquid, and Solid Phases International System of Units S.I.,” Wiley, (1978).
- [6] ステンレス協会, “ステンレスの導電率、透磁率、熱膨張率などの物理的性質について,” <http://www.jssa.gr.jp/contents/faq-article/q6/>, (2020年2月3日アクセス).
- [7] 原子力安全推進協会, “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 (1982~2010年度29ヵ年56基データ),” (2016).
- [8] 東京電力, “柏崎刈羽原子力発電所6号炉及び7号炉「実用発電用原子炉に係る発電用原子炉設置者の重大事故の発生及び拡大の防止に必要な措置を実施するために必要な技術的能力に係る審査基準」への適合状況について,” <http://www2.nsr.go.jp/data/000214680.pdf>, (2021年1月23日アクセス).
- [9] 消防用車両の安全基準検討会, “消防用車両の安全基準について,” http://www.jfeii.or.jp/document/report_fire_truckH20_revison-h3011.pdf, (2021年1月23日アクセス).
- [10] H. Benhardt, S. Eide, J. Held, *et al*, “Savannah River Site Human Error Data Base Development for Nonreactor Nuclear Facilities,” Westinghouse Savannah River Co., WSRC-TR-93-581, (1994).

第5章 複数の原子炉のリスク評価への適用

5.1 本章の概要

本章では、CMMC 法を用いて実施した複数の原子炉におけるリスク評価について述べる。第4章では、複数の使用済燃料プールにおける最終ヒートシンク喪失に対して CMMC 法を用いた解析を実施した。解析の結果、CMMC 法を用いることで複数機器の依存性を考慮した解析が可能であることを確認した。本章では、本研究の目的である CMMC 法を用いた複数の原子炉におけるリスク評価を実施する。

本章では、沸騰水型軽水炉（Boiling Water Reactor : BWR）プラントの主要素である原子炉圧力容器（Reactor Pressure Vessel : RPV）と原子炉格納容器（Primary Containment Vessel : PCV）で構成される簡易なモデルを作成する。簡易モデルを用い、全交流動力源喪失+RCIC 喪失発生時の解析を行う。解析では、2つの緩和系操作（高圧代替注水系（High Pressure Alternate Cooling System : HPAC）、格納容器ベント）がある場合と3つの緩和系操作（HPAC、格納容器ベント、低圧代替注水系（消防車））がある場合を取り扱う。緩和系の系統数を変えた解析を行う目的は、系統数による事故進展の比較を行うためである。まず、比較的短時間で計算可能な仮想的なパラメータを用いた解析を実施することで解析モデルの妥当性を確認し、その後、PRA として現実的なオーダーのパラメータを用いた解析を実施することで、実機 PRA 相当のマルチユニットリスク評価を行う。

本章の構成は以下の通りである。

- 5.1 節では、本章の概要を述べる。
- 5.2 節では、本解析の条件を述べる。解析で想定した事故シーケンスと作成した原子炉の解析モデル、及び解析モデルの入力パラメータについて説明する。また、既存の事故進展解析コードや実測されたプラントパラメータと比較することで、作成した原子炉モデルの妥当性検証を行う。
- 5.3 節では、仮想的なパラメータを用いた解析について述べる。2つの緩和系操作（高圧代替注水系、格納容器ベント）がある場合と3つの緩和系操作（高圧代替注水系、格納容器ベント、低圧代替注水系）がある場合の解析を、単一の原子炉と2つの原子炉それぞれについて実施し、解析条件と整合した解析が行えるかを検証する。
- 5.4 節では、PRA として現実的なオーダーのパラメータを用いた解析について述べる。5.3 節と同様に2つの緩和系がある場合と3つの緩和系がある場合の解析を、単一の原子炉、2つの原子炉、3つの原子炉それぞれについて実施する。解析で用いるパラメータを実機 PRA 相当のオーダーの値とすることで、実機相当のマルチユニットリスク評価を行う。
- 5.5 節では、本章のまとめを述べる。

5.2 解析モデルと解析条件

5.2.1 想定する事故シーケンス

本節では、本章の解析で想定する事故シーケンス（全交流動力源喪失+RCIC 喪失）について述べる。

まず、起因事象として地震などの外的要因の発生を想定する。このとき、地震動による大きな加速度を検知したことで自動的にスクラム信号が発信し、原子炉スクラムに成功する。同時に、地震

により原子炉の外部電源が喪失する。通常、外部電源喪失時は非常用ディーゼル発電機の起動により交流電源を回復させるが、本解析では全ての非常用ディーゼル発電機が故障などにより起動に失敗するとする。また、サイト内の代替交流電源が使用できないとする。これにより所内の全交流電源が喪失する。通常、交流電源を喪失した場合でも所内の直流電源によって起動する原子炉隔離時冷却系 (RCIC) によって原子炉への注水が行われるが、本解析では故障などにより起動に失敗するとする。これにより原子炉冷却機能をすべて喪失する。本解析では、これ以降の事故進展を解析する。

以降に事故進展を緩和させる緩和系が存在しない場合、原子炉圧力容器 (Reactor Pressure Vessel : RPV) 内については、崩壊熱により RPV 内の冷却水が蒸発し燃料の露出、炉心損傷、燃料溶融の順に事故が進展する。その後、溶け落ちた燃料によって加熱された RPV 下部が過温破損し、RPV 破損に至る。原子炉格納容器 (Primary Containment Vessel : PCV) については、RPV 健全時は圧力逃がし弁 (Safety Relief valve : SRV) を通って RPV から流入する高温高压の蒸気によって、RPV 破損時は PCV に移行した溶融炉心によって、PCV 内のサプレッションチェンバー (Suppression Chamber : S/C) 水が加熱されるとする。加熱された S/C 水が蒸気となることで PCV の内部圧力が上昇し、PCV の耐圧性能を超える圧力まで加圧され、PCV が過圧破損に至る。

本解析では、RPV 破損や PCV 破損の発生を防ぐため、あるいは発生時の被害の拡大を防ぐためのアクシデントマネジメント (Accident Management : AM) 策として高压代替注水系 (High Pressure Alternate Cooling System : HPAC)、格納容器ベント、減圧系+低压代替注水系 (消防車) を考慮する。各 AM 策の詳細は 5.4.2 項にて説明するため、ここでは割愛する。HPAC は準備時間ののち起動し、RPV への注水を行う。HPAC が故障などにより起動あるいは継続運転に失敗した場合、次段の AM 策として低压代替注水系 (消防車) による RPV 注水を行う。なお、RPV 内の圧力は約 7 [MPa] であり、消防車の吐出圧力まで RPV 圧力を減圧させる必要がある。低压代替注水系 (消防車) が起動に失敗すると、最終的に RPV 破損に至る。また、PCV 圧力がベント実施圧力に到達した場合、格納容器ベントを実施することで PCV 圧力を低下させる。格納容器ベントが失敗すると、PCV 破損に至る。

5.2.2 原子炉の解析モデル

本項では、本章の解析を行うために作成した原子炉のモデルについて述べる。

1.2 節で述べたように、CMMC 法を MAAP や MELCOR などの既存の事故進展解析コードと組み合わせると膨大な計算コストを必要とする。本研究では、計算コスト削減を目的として、物理現象やプラントの構成要素を簡略化した簡易解析モデルを作成した。作成した簡易解析モデルで原子炉と格納容器をどのようにモデル化したか (体系モデル)、炉内の現象をどのようにモデル化したか (物理モデル) について説明する。また、本項の最後に本解析モデルのフローを記載する。

● 体系モデル

簡易解析モデルの略図を図 5-1 に示す。本解析モデルでは、原子炉システムを RPV と PCV の 2 つのブロックにおいて取り扱う。RPV ブロックで考慮した内部構造物を以下に示す。PCV ブロックでは内部構造物は考慮していない。また、各構造物の名称の後ろの () 内に構造物の組成を記載する。なお、本解析モデルでは、簡略化のため内部構造物は一般的な主組成のみで構成されているとし、それぞれの配置を厳密には考慮していない。

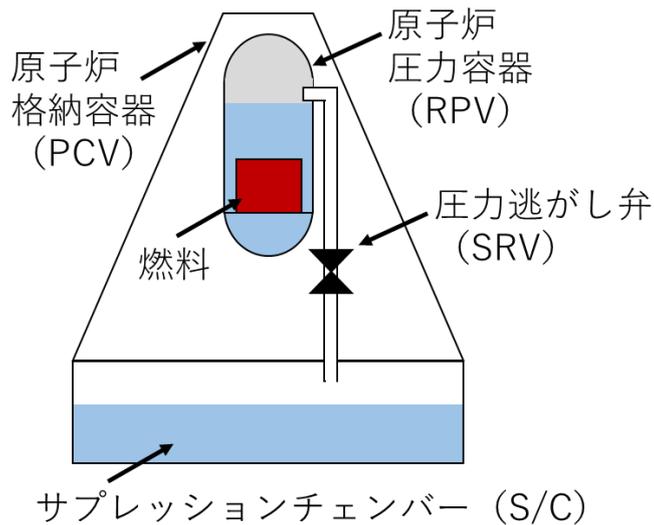


図 5-1 簡易解析モデルの略図

・ RPV ブロックで考慮した内部構造物

燃料 (UO_2)・被覆管 (Zr)・チャンネルボックス (Zr)・制御棒 (B_4C)・制御棒構造材 (Fe)・炉心支持板 (Fe)・RPV 上部構造材 (Fe)・下部プレナム構造物 (Fe)・RPV 下部ヘッド (Fe)

また、RPV と PCV の熱の移動は、RPV 健全時と RPV 破損時で分けて取り扱う。SRV は RPV 圧力が基準値を超えると自動で弁が開く構造であり、RPV の圧力が基準値を超えないような設計となっている。本解析では、RPV 健全時はタイムステップごとに、①タイムステップ当たりの SRV 流量と②そのタイムステップにおける RPV 圧力の計算値と基準値の差分の蒸気量を比較し、小さい方をそのタイムステップの SRV 流入量として取り扱う。RPV 破損時は、崩壊熱を発生させる燃料が RPV から PCV に溶け落ちると仮定しており、熱源が PCV 内に移行するとして取り扱う。実現象では、RPV 破損が発生した際には熔融燃料はペDESTAL部に落下するため、熔融燃料から生じる崩壊熱がすべて S/C 内に移行するケースは起こりにくいと考えられるが、本解析モデルでは簡易化のため、RPV 破損後はすべての崩壊熱が S/C 水の温度上昇や蒸発潜熱に消費されるとした。

● 現象モデル

炉内の現象のモデル化について、事故進展のモデル、炉内発生熱のモデル、消費熱のモデルの3項目に分けて説明する。

◆ 事故進展のモデル

以下で、事故進展の取り扱い方について説明する。

本解析モデルでは、外部との熱のやり取りがない断熱状態を仮定し (断熱近似)、タイムステップごとに炉内で発生する熱量と、冷却水の温度上昇や蒸発などの事象進展で消費する熱量が等しいとする。事故進展については、簡易化のため、RPV 内については燃料露出・燃料溶融・RPV 破損の3種類に分け、これらが同時には進展せず順に進展するとする。それぞれの事故進展の段階で考慮する現象とその消費熱を示す。

➤ 解析開始～燃料露出

この段階では、崩壊熱により、燃料発熱部下端（有効燃料底部、Bottom of Active Fuel : BAF）以上の領域に存在する冷却水が蒸発する。実現象では、炉内冷却水の水位の低下に伴って燃料が露出すると燃料温度が徐々に上昇するが、本解析モデルでは、水位が燃料発熱部下端に至るまで燃料温度は変化しないと仮定する。

（考慮する熱）冷却水蒸発潜熱（BAF 以上の領域）

➤ 炉心露出～炉心溶融

この段階では、崩壊熱及び Zr-水反応熱により、燃料・被覆管・チャンネルボックス・制御棒・制御棒構造材が融点まで加熱され、融解する。また、RPV 上部構造材・炉心支持板が破損温度まで加熱される。

（考慮する熱）燃料顕熱・融解潜熱、被覆管顕熱・融解潜熱、チャンネルボックス顕熱・融解潜熱、制御棒顕熱・融解潜熱、制御棒構造材顕熱・融解潜熱、炉心支持板顕熱、RPV 上部構造材顕熱

➤ 炉心溶融～RPV 下部冷却水蒸発

この段階では、RPV 下部に落下した溶融燃料から生じる崩壊熱により、炉心下部プレナム部に残っている冷却水が蒸発する。

（考慮する熱）冷却水蒸発潜熱（炉心下部プレナム部の領域）

➤ RPV 破損

この段階では、崩壊熱により、炉心下部プレナム構造物が融点まで加熱され、融解する。その後、RPV 下部ヘッドが破損温度まで加熱される。

（考慮する熱）冷却水蒸発潜熱（炉心下部プレナム領域）、炉心下部プレナム構造物顕熱・融解潜熱、RPV 下部ヘッド顕熱

PCV については PCV 破損を取り扱う。考慮する現象とその消費熱を示す。

➤ 解析開始～PCV 破損

SRV を通って流入する蒸気を持つ熱エネルギーまたは RPV から移行した溶融燃料からの崩壊熱によって、PCV 内の S/C 水の温度が上昇し、蒸発する。発生した蒸気によって PCV 内圧力が破損圧力まで加圧される。実現象では、PCV 破損に至る破損モードとして過温破損も考えられるが、本解析モデルでは、過圧破損のみを考慮する。なお、PRV 健全時に SRV を通って PCV に流入する蒸気については、RPV と PCV で圧力が異なるため、蒸気が流入する際には圧力差による影響に注意する必要がある。

（考慮する熱）S/C 水顕熱・蒸発潜熱

◆ 炉内発生熱のモデル

以下で、炉内発生熱のモデルを説明する。また、発生熱ではないが熱源に関係する現象のため、SRV を通って RPV から PCV に蒸気が流入する際の熱量の取り扱いについても本項目で説明する。

➤ 崩壊熱

原子炉スクラムにより核分裂反応が停止した後に発生する崩壊熱は、以下に示す Way-Wigner の式[1]で考慮した。

$$P_{decay}(t) = P_0 \times a \{ t^b - (t + t_s)^b \} \quad (5.1)$$

ここで、

P_{decay} : 崩壊熱[W]

t : 原子炉スクラムからの経過時間[s]

P_0 : 運転時出力[W]

a : 定数 (核分裂により発生するエネルギーのうち、核分裂生成物からの放射線によるエネルギーの割合)

b : 定数 (一般的に-0.2 が用いられる)

t_s : 原子炉運転期間[s]

定数 a については、核分裂生成物からのエネルギーには不確かさが存在するが、本モデルでは一般的に用いられる値である 0.066 を用いた。原子炉の運転期間は、炉心の平均燃焼度・原子炉熱出力・炉内に装荷されたウラン燃料の重量から以下のようにして算出する。

$$t_s = \{(B \times W_{fuel})/P_0\} \times 24 \times 3600 \quad (5.2)$$

ここで、

B : 炉心の平均燃焼度[Wd/t]

W_{fuel} : 装荷されたウラン燃料の重量[t]

➤ Zr-水反応

被覆管やチャンネルボックスの原料である Zr は、高温 (約 1200[°C]以上) になると、周囲の水蒸気と急激な酸化反応 ($Zr + 2H_2O \rightarrow ZrO_2 + 2H_2$) を起こし、大きな反応熱を放出する。本モデルでは、燃料全露出に至った時刻 (RPV 内の冷却水が燃料発熱部最下部に到達した時刻) で Zr-水反応が生じるとし、被覆管 Zr の 75[%]分の Zr-水反応熱が発生するとした。反応する Zr の割合は、シビアアクシデントに関するガイドライン[2]に基づき仮定した。

➤ SRV を通って RPV から PCV に移行する蒸気の熱量の取り扱い

RPV 健全時に SRV を通って RPV から PCV に流入する蒸気は、RPV と PCV の圧力差を考慮して、以下のようにして取り扱う。

$$Q_{PCV} = W_{transfer} \times (H_{RPV} - H_{PCV}) \quad (5.3)$$

ここで、

Q_{PCV} : PCV に流入した熱量[J]

$W_{transfer}$: SRV を通って RPV から PCV に流入した蒸気量[kg]

H_{RPV} : RPV 圧力におけるエンタルピー[J/kg]

H_{PCV} : PCV 圧力におけるエンタルピー[J/kg]

◆ 消費熱のモデル

以下で、各事象進展における消費熱のモデルについて説明する。

➤ 冷却水の温度上昇、蒸発

冷却水の温度上昇と蒸発は、以下のようにして取り扱う。

1) 注水がある場合、次の式で注水後の冷却水量と温度を計算する。

$$W_{RPV_total} = W_{RPV} + W_{injection} \quad (5.4)$$

$$T_{RPV_total} = (T_{RPV}W_{RPV} + T_{injection}W_{injection})/(W_{RPV} + W_{injection}) \quad (5.5)$$

ここで、

W_{RPV_total} : 注水後の RPV 内の冷却水量[kg]

W_{RPV} : 注水前の RPV 内の冷却水量[kg]

$W_{injection}$: 注水量[kg]

T_{RPV_total} : 注水後の RPV 内の冷却水温度[K]

T_{RPV} : 注水前の RPV 内の冷却水温度[K]

$T_{injection}$: 注水温度[K]

2) 崩壊熱などの発生熱によって上昇する冷却水温度は次の式で計算する。

$$T_{after,i} = T_{RPV_total} + Q_i/(T_{RPV_total} S_{water}) \quad (5.6)$$

ここで、

$T_{after,i}$: タイムステップ i における冷却水の温度[K]

Q_i : タイムステップ i で発生した熱量[J]

S_{water} : 水の比熱[kJ/kg/K]

3) 2) によって計算される冷却水温度が沸点を超えたタイムステップで、冷却水の蒸発が開始する。冷却水の蒸発は、4.2.2 項で説明した SFP の簡易解析モデルにおけるプール水の蒸発と同様にして取り扱う。

➤ 物質の温度上昇、融解

炉心熔融時及び RPV 破損時における物質の温度上昇と融解は、以下のようにして取り扱う。

1) 解析の前に、以下の式により炉心熔融時及び RPV 破損時に考慮する物質が全量融点（あるいは破損温度）まで温度上昇するのに必要な熱量（顕熱）をあらかじめ計算しておく。

$$U_0 = \sum_j^N M_j S_j (T_j - T) \quad (5.7)$$

ここで、

U_0 : 考慮する物質が全量融点（あるいは破損温度）まで温度上昇するのに必要な熱量[kJ]

M_j : 物質 j の重量[kg]

S_j : 物質 j の比熱[kJ/kg/K]

T_j : 物質 j の融点[K]

T : 炉内初期温度[K]

同様に、考慮する物質の温度が融点到達後に融解するのに必要な熱量（融解潜熱）を計算しておく。

$$V_0 = \sum_j^N M_j L_j \quad (5.8)$$

ここで、

V_0 : 考慮する物質が全量融解するのに必要な熱量[kJ]

L_j : 物質 j の融解潜熱[kJ/kg]

2) 炉心熔融時及び RPV 破損時には、それぞれの物質の融点に至る順序は考慮せず、すべての物質で様に温度上昇するとした。また、各タイムステップの崩壊熱を積算していき、 U_0 と等しくなった時点で融解に進むとして取り扱う。解析モデルのコード上では、(5.1)式で計算した顕熱が各タ

タイムステップで発生する崩壊熱だけ減少していき、顕熱が 0[J]になったタイムステップで融解に進むと仮定した。このように温度上昇を取り扱うため、解析コード上では、各タイムステップで以下の計算を行う。

$$U_i = U_{i-1} - Q_i \quad (5.9)$$

ここで、

U_i : タイムステップ i の状態から、全量融点（あるいは破損温度）まで温度上昇するのに必要な熱量[J]

3) 2) の計算で $U_i < 0$ となった場合、すなわちそのタイムステップで発生した崩壊熱 Q_i が顕熱 U_{i-1} を上回った場合、そのタイムステップで物質の融解が開始するとした。融解についても、温度上昇と同様に、各タイムステップで発生する崩壊熱の積算値が(5.5)式で計算した融解潜熱と等しくなったタイムステップで融解が終了すると仮定した。

$$V_i = V_{i-1} - Q_i \quad (5.10)$$

ここで、

V_i : タイムステップ i の状態から、全量融解するのに必要な熱量[J]

➤ 圧力上昇

RPV 及び PCV では、冷却水の蒸発によって内部の圧力が上昇する。この圧力上昇は、以下のようにして取り扱う。

- 1) 冷却水の温度上昇、蒸発で述べた方法によって蒸発量を計算する。
- 2) 発生した蒸発量の分圧を計算する。

$$P_{gen} = (n \times R \times T) / V_X \quad (5.11)$$

ここで、

P_{gen} : 発生した蒸気分圧[Pa]

n : 発生した蒸気物質質量[mol]、本解析では $n=18$ とした

R : 気体定数[Pa · m³/mol · K]、本解析では $R=8.31$ とした

T : 蒸気温度[K]

V_X : X の体積[m³]、X は RPV または PCV

3) 元々の RPV 圧力 (PCV 圧力) に 2) で計算した蒸気分圧を加えて、上昇後の RPV 圧力 (PCV 圧力) を計算する。

$$P_{after} = P_{before} + P_{gen} \quad (5.12)$$

ここで、

P_{after} : 上昇後の RPV 圧力 (PCV 圧力)

P_{before} : 元々の RPV 圧力 (PCV 圧力)

4) 上昇後の圧力が飽和蒸気圧を超えた際は、超えた圧力分の水蒸気が液体に戻るとした。まず、以下の計算で液体に戻る水の物質量を求める。

$$n_{return} = \{(P_{after} - P_{saturated}) \times V_{PCV}\} / (8.31 \times T) \quad (5.13)$$

ここで、

n_{return} : 蒸気から液体に戻る水の物質質量[mol]

次に、液体に戻る水の物質質量から水の重量を求める。

$$M_{return} = (n_{return} \times n) / 1000 \quad (5.14)$$

ここで、

M_{return} : 蒸気から液体に戻る水の重量[kg]

これを RPV 水量あるいは S/C 水量に加えることで、飽和蒸気圧を考慮する。なお、上昇後の圧力が飽和蒸気圧を超えた際の圧力は飽和蒸気圧とした。

● 解析モデルのフロー

以上の内容のまとめとして、本解析モデルの計算フローを図 5-2～図 5-4 に示す。なお、図 5-2 において i はタイムステップ数、 I は解析終了時刻におけるタイムステップ数であり、図 5-3 において BAF は RPV 水位が BAF に至った場合の RPV 水量を意味している。 q_i は、各タイムステップの事故進展分岐ののちの計算で消費される熱量を Q'_i とすると、 $q_i = Q_i - Q'_i$ で計算される熱量を表す。解析モデルのコードでは、事故進展分岐の後、事故進展に応じて蒸発量の計算や熔融量の計算などを行うが、あるタイムステップで RPV 内に存在する冷却水をすべて蒸発するのに必要な熱量よりもそのタイムステップで発生する熱量の方が大きい場合がある。この場合、このタイムステップでは事故事象が燃料熔融に進展する。このように、あるタイムステップの途中で次の事故事象に進展する状況を模擬するために、事故進展分岐の後の計算が終了した後に q_i を計算し、 $q_i > 0$ かどうかを判定することで、再度事故進展分岐を行う。また、図 5-3 の注水量制御とは、原子炉注水による RPV の冠水を防ぐための注水量制御を意味する。本解析モデルでは、RPV 水量が所定の量（表 5-3 に記載）となった時刻では注水流量を 0[t] とすることでこの操作を模擬した。

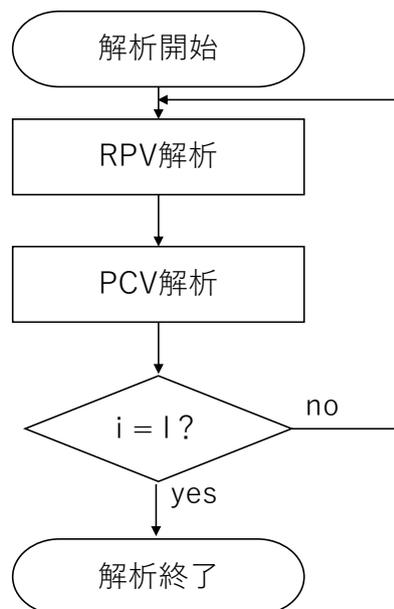


図 5-2 原子炉解析のフロー

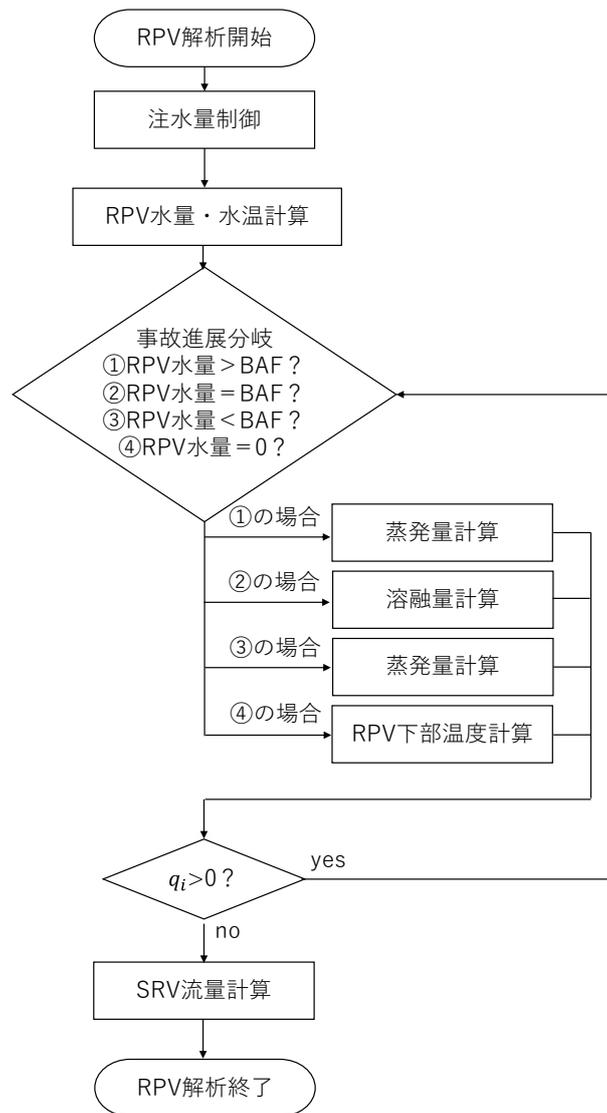


図 5-3 RPV モデルの解析フロー

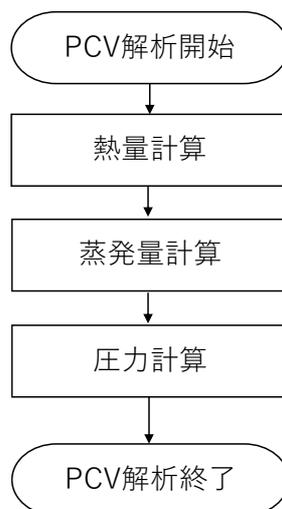


図 5-4 PCV 解析モデルのフロー

5.2.3 入力パラメータ

本項では、作成した原子炉モデルにおける入力パラメータについて述べる。

本解析モデルでは、RPV 及び PCV に関するパラメータは、原則として文献[3]及び[4]に記載された値（BWR-4 Mark-I に基づいた設定値）としている。以下の表では、パラメータ値が何らかの文献に基づく値である場合、参考文献の番号を付す。仮想的に仮定した値である場合は「仮定 1」などと記載し、表の下でそれぞれの設定理由を説明する。

表 5-1 RPV に関する入力パラメータ

パラメータ	値	設定理由
RPV 容積[m ³]	541	仮定 1
UO ₂ 重量[t]	159	[3]
被覆管 Zr 重量[t]	35	[4]
チャンネルボックス Zr 重量[t]	35	[4]
制御棒 B4C 重量[t]	2	[4]
制御棒構造材重量[t]	10	[4]
炉心支持板重量[t]	10	[4]
PRV 上部構造材重量[t]	140	[4]
下部プレナム構造物重量[t]	17	[4]
RPV 下部ヘッド重量[t]	75	[4]
BAF 水量[t]	65	[4]

表 5-2 PCV に関する入力パラメータ

パラメータ	値	設定理由
PCV 容積[m ³]	11934	仮定 1
S/C 水上限值[m ³]	6355	仮定 1

表 5-3 解析の初期状態に関する入力パラメータ

パラメータ	値	設定理由
定格熱出力[MW]	3293	[3]
炉心の平均燃焼度[MWd/t]	30000	[4]
RPV 内冷却水量[t]	217	仮定 2
RPV 注水時に維持する水量[t]	230	仮定 3
RPV 内圧力[MPa]	7	[4]
RPV 内冷却水温度[°C]	286	[4]
復水貯蔵タンク水温[°C]	33	[4]
PCV 内温度[°C]	63	[4]
PCV 内圧力[MPa]	0.1	[4]
圧力抑制プール温度[°C]	33	[4]
UO2 温度[°C]	286	[4]
Zr 温度[°C]	286	[4]

表 5-4 各種の物性値

パラメータ	値	設定理由
水比熱[kJ/kg/K]	4.2	[3]
7[MPa]における水蒸発潜熱[kJ/kg]	1505.13	[3]
UO2 融点[°C]	2865	[4]
UO2 比熱[kJ/kg/K]	0.373	[4]
UO2 融解潜熱[kJ/kg]	274	[4]
Zr 融点[°C]	1730	[4]
Zr 融点 (Fe 共晶) [°C]	952	[4]
Zr 比熱[kJ/kg/K]	0.278	[4]
Zr 融解潜熱[kJ/kg]	185	[4]
Zr-水反応反応熱[kJ/kg]	6427	[4]
B4C 融点 (Fe 共晶) [°C]	1174	[4]
B4C 比熱[kJ/kg/K]	0.5	[4]
B4C 融解潜熱[kJ/kg]	500	[4]
Fe 融点[°C]	1500	[4]
Fe 比熱[kJ/kg/K]	0.5	[4]
Fe 融解潜熱[kJ/kg]	270	[4]

・ 仮定 1 (RPV 及び PCV の容積に関する仮定)

RPV 容積は、BWR-4 プラントである福島第一原子力発電所 2 号機の公開情報 (内径約 5.6[m]、全高 22[m]) [5]から、以下のように概算した。

$$22 \times \pi \times (2.8)^2 \cong 541$$

PCV 容積は、文献[4]に記載された格納容器 Mark-I の形状（ドライウエル体積：4779[m³]、S/C 気相部体積：3172[m³]、S/C 液相部体積（S/C プール水量）：3983[m³]）の和を取ることによって概算した。S/C 水上限值とは、S/C 内に保有できる水量の上限値であり、上限値を超えた場合、注水を停止すると仮定する。解析では、S/C 気相部と S/C 液相部の和とした。

・ 仮定 2（RPV 内冷却水量に関する仮定）

文献[4]において、燃料発熱部下端以上の領域の水量：152[t]、炉心下部プレナム部の領域の水量：65[t]と与えられている。これらの値を足し合わせた値（217[t]）を解析の初期状態の冷却水量として用いる。

・ 仮定 3（水位制御に関する仮定）

一般的な BWR では RPV 内の冷却水の水位に応じて注水量の制御を行っている。本解析モデルにおいては、仮定 2 で概算した初期水位を基準として冷却水量が 230[t]となった場合に注水を停止することで水位制御を模擬する。

水の沸点やエンタルピー、蒸発潜熱については、蒸気表[6]から得た代表的な圧力における値を、任意のタイムステップにおける圧力に応じて線形内挿することで算出した。水の比熱については、蒸気表[6]から得た代表的な温度における値を、任意のタイムステップにおける温度に応じて線形内挿することで算出した。算出に使用した値は Appendix. B にまとめる。

RPV の破損モードとして過温破損、PCV の破損モードとして過圧破損を仮定し、それぞれの事象の発生判定基準は表 5-5 のようにした。

表 5-5 RPV 及び PCV の破損条件

パラメータ	値	設定理由
下部ヘッド温度[°C]	1000	[4]
PCV 内圧力[MPa]	0.8	仮定 4

・ 仮定 4

PCV が過圧破損する圧力についての文献が確認できなかったため、一般的な PCV で想定されている耐圧性能（0.6[MPa]）から推定した値を破損圧力として用いる。

5.2.4 作成したモデルの検証

本項では、5.2.2 項で作成したモデルの妥当性検証について述べる。

作成したモデルの検証は、RPV パラメータと PCV パラメータそれぞれについて行った。

○RPV パラメータ

まず、RPV パラメータの検証について説明する。RPV パラメータの検証は、①参考文献[3]で示されている既存の事故進展解析コード MAAP の解析結果と、②参考文献[3]に示された条件に基づ

き作成した簡易解析モデルによる解析結果を比較することで行った。比較対象として参考文献[3]の解析を選定した理由は、本解析で想定している事故シーケンスと類似の事故シーケンスを対象とした解析であるためである。

- RPV パラメータの検証で想定した事故シーケンス

起因事象発生後、原子炉スクラムに成功する。また、非常用ディーゼル発電機が故障などにより起動に失敗し、全交流動力源喪失に至る。これにより、交流電源を使用する安全系は機能喪失する。スクラム成功後、RCIC による崩壊熱の除去を行うが、起動から 6[h]後、RPV 圧力の低下により RCIC が停止する。RCIC の停止後は機能する安全系設備がないため、崩壊熱によって RPV 内の冷却水が蒸発し、燃料露出、燃料溶融、RPV ドライアウト、RPV 破損、PCV 破損の順に事故が進展する。

- RPV パラメータの検証で使用した条件

解析で用いるパラメータは 5.2.3 項でまとめた解析条件と同一とした。また、タイムステップ幅は 0.1[h]とした。

- RPV パラメータの検証結果

①MAAP コードによる結果と②簡易解析モデルによる結果として、燃料露出、炉心溶融、RPV ドライアウト、RPV 破損に至った時刻を表 5-6 に示す。相対差は MAAP コードを参照解として算出した。

表 5-6 RPV パラメータの検証結果

事象進展	MAAP コード[h][3]	簡易モデル[h]	相対差[%]
燃料露出	8.9	8.8	-1.1
炉心溶融	11.8	11.0	-6.8
RPV ドライアウト	12.0	12.2	+1.7
RPV 破損	12.3	12.8	+4.1

表 5-6 から、簡易解析モデルの結果は MAAP コードの結果から最大で 7[%]弱の差異があることが分かる。差異の要因として、体系外への熱伝達が発生しないという断熱近似や被覆管 Zr の 75[%]で Zr-水反応が発生するという仮定など、簡易モデルでは種々の仮定を置いていることが考えられる。また、簡易解析モデルの解析時間は 1[sec]未満であり、MAAP コードの解析時間は文献[3]には明確な記載はないが、一般的な MAAP コードによる原子炉の解析は数時間のオーダーである。本研究の目的は CMMC 法をマルチユニットリスク評価に適用することでありその目的を達成するために簡易解析モデルに求められる性能は、既存の事故進展解析コードよりもはるかに高速に解析が可能であり、事象を概ね模擬できる精度で事故進展解析が行えるということである。文献[7]では、各種の事故進展解析コードで 1F 事故を模擬した同一条件の解析を行い、それぞれの解析コードで代表的な事象に到達した時刻がまとめられている。例えば、文献[7]の p.32 の Table 8 で示されている 1F2 号機の解析結果では、RPV 水位が TAF に到達した時刻において、9 機関の解析結果のうち最も早い時刻と最も遅い時刻では 2.89[h]である。このように事故進展解析コードはコード間にある程

度の差異が存在する。このことから、MAAP コードと作成した簡易解析モデルの差異は許容できる範囲内であると考えられ、簡易解析モデルは本研究で用いるモデルとして十分な性能を有していると判断できる。

○PCV パラメータ

次に、PCV パラメータの検証について説明する。PCV パラメータの検証は、①東北地方太平洋沖地震発生時に測定された福島第二原子力発電所（以下、2F）1号機のプラントパラメータ[8]と、②公開情報に基づき作成した2F1号機の簡易解析モデルを用いた解析で得られたプラントパラメータを比較することで行った。比較対象として2F1号機を選定した理由は、東北地方太平洋沖地震発生時において、PCV やプラントパラメータを測定する計器類を含む施設の健全性が保たれており、被災した原子炉のうち、測定されたプラントパラメータの信頼度が高い原子炉の一つであるためである。

● PCV パラメータの検証で対象とした事故シーケンス

東北地方太平洋沖地震発生時の2F1号機における事故対応の概要は以下の通りである[8]。

- ・2011年3月11日14時48分、地震発生により原子炉スクラム成功。
- ・2011年3月11日15時22分、津波襲来により3台の非常用ディーゼル発電機が機能喪失。
- ・2011年3月11日15時36分、RCIC 起動（RPV への注水、～3月12日4時58分）。
- ・2011年3月11日15時55分、SRV によるRPV 減圧開始。
- ・2011年3月12日0時00分、復水補給水系（Make Up Water Condensate System : MUWC）による代替注水開始（RPV への注水、～3月14日9時40分）。
- ・2011年3月12日6時20分、可燃性ガス濃度制御系（Flammability Gas Control System : FCS）冷却水によるS/C 冷却開始（～7時20分）。
- ・2011年3月12日7時10分、D/W スプレー開始。
- ・2011年3月12日7時37分、S/C スプレー開始。
- ・2011年3月14日1時24分、RHR（S/C 冷却モード）起動。
- ・2011年3月14日10時05分、RHR（低圧注水モード）起動。
- ・2011年3月14日17時00分、原子炉冷温停止。

実際の事故対応では、多くの緩和系操作が行われているため、これらをすべて考慮した検証は困難である。スクラム（3/11 15:00）からFCS 冷却水によるS/C 冷却が行われる時刻（3/12 6:20）まではPCV に対する直接的な緩和系操作は行われていないことから、本検証では、スクラムから15[h]程度までの事故進展を確認する。なお、FCS とは冷却材喪失時などに格納容器内の可燃性ガス（水素や酸素）の急激な燃焼を防止するために設置されている設備であり、格納容器内から吸気したガスを再結合機で水素と酸素を結合させた後に冷却器で凝縮し、S/C に戻すシステムである。2F1号機の事故対応では、FCS の冷却器の冷却排水ラインを通して冷却水をS/C に注水することでS/C の冷却やD/W 冷却、S/C スプレーを行った。

● PCV パラメータの検証で使用した条件

2F1号機の公開情報[9]に基づく簡易解析モデルの入力パラメータ値を表5-7に示す。その他の入力パラメータ値は5.2.3項でまとめた解析条件と同一とした。また、タイムステップ幅は0.1[h]とした。

表 5-7 PCV パラメータの検証における入力パラメータ

項目	値	設定理由
UO2 重量[t]	150	[9]
RPV 容積[m ³]	740	仮定 5
PCV 容積[m ³]	13200	仮定 5
S/C 初期水量[t]	3400	[9]
S/C 初期水温[°C]	20	[8]の読み取り値

・仮定 5 (RPV 及び PCV の容積に関する仮定)

RPV 容積は、BWR-5 プラントである 2F1 号機の公開情報 (内径 6.4[m]、全高 23[m]) [9]から、以下のように概算した。

$$23 \times \pi \times (3.2)^2 \cong 740$$

PCV 容積は、文献[10]に記載された格納容器 Mark-I の形状 (ドライウエル体積 : 5700[m³]、S/C 気相部体積 : 4100[m³]、S/C 液相部体積 (S/C プール水量) : 3400[m³]) の和を取ることで概算した。

● PCV パラメータの検証結果

①東京電力が公開している東北地方太平洋沖地震発生時の 2F1 号機のパラメータ ([8]からの読み取り値) と②簡易モデルによる解析で得られたプラントパラメータを表 5-8 に示す。相対差は、2F1 号機の値を参照解として算出した。

表 5-8 PCV パラメータの検証結果

プラントパラメータ (スクラムから 15[h]後)	2F1 号機	簡易モデル	相対差
S/C 水温	110[°C]	115[°C]	+4.5[%]
PCV 内圧力	160[kPa]	171[kPa]	+6.9[%]

表 5-8 から、簡易モデルの結果は 2F1 号機の実測パラメータから最大で 10[%]弱の差異があることが分かる。差異の要因として、以下の点が挙げられる。

・簡易モデルにおける種々の仮定

RPV パラメータと同様に、簡易化のための仮定 (断熱近似など) によって差異が生じている。

・モデルの入力パラメータによる差異

2F1 号機の簡易モデルでは、公開情報では不明な入力パラメータについては 5.2.3 項で記載した解析条件を用いた。したがって、用いたモデルは厳密な 2F1 号機のプラントモデルを模擬しておらず、差異が生じていると考えられる。

以上のように、簡易モデルは2F1号機の実測パラメータと比較して差異はあるものの、同じオーダーの解析結果が得られており、本研究の目的に対して十分な性能を有していると判断できる。また、解析時間は1[sec]程度であり、高速に解析が行えていることを確認した。

○検証のまとめ

以上のRPVパラメータとPCVパラメータの検証により、作成したモデルによってプラントパラメータが妥当に計算され、本研究の目的の要求を満たす水準で事故進展解析が可能であることを確認した。

5.3 仮想的なパラメータを用いた解析

5.3.1 解析の概要

5.3節及び5.4節では、CMMC法を5.2.2項で作成した原子炉の簡易モデルとカップリングすることでマルチユニット解析を行う。本節では、緩和系操作の失敗率などのパラメータに仮想的な値を用いた解析について述べる。

本節の構成は以下の通りである。

- 5.3.2項では、2つの緩和系操作（HPAC、格納容器ベント）を考慮した解析について述べる。
- 5.3.3項では、3つの緩和系操作（HPAC、格納容器ベント、低圧代替注水系（消防車））を考慮した解析について述べる。

5.3.2 2つの緩和系操作を考慮した解析

本項では、2つの緩和系操作（HPAC、格納容器ベント）を考慮した解析について述べる。解析条件を述べたのち、解析結果と考察について述べる。

○解析条件

解析条件として、原子炉モデルの条件、緩和系の条件、シミュレーションの条件を述べる。

- 原子炉モデルの条件

モデルの入力パラメータは表5-7と同一とした。表5-7で示した以外のパラメータは、5.2.4項で示した福島第二原発1号機の値を用いた。解析では、①単一の原子炉の場合、②2基の原子炉の場合、の2つの場合を対象とした。多くの国内BWRプラントでは2基の原子炉ユニットを隣接する配置となっている。本解析においても、②2基の原子炉の場合は、図5-5のように2つの原子炉ユニットが隣接している状況を想定する。ここで、隣接とは、事故時に一方の原子炉で放射性物質の放出などが生じた場合に、他の原子炉の周辺の空間線量が上昇し、現場での事故対応が影響を受ける程度の距離を想定する。

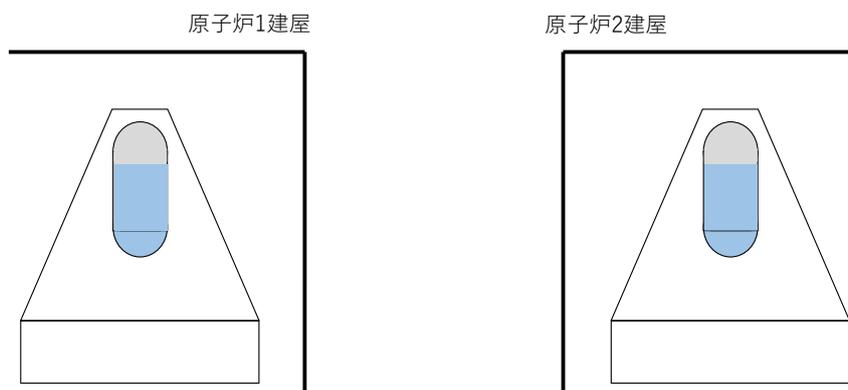


図 5-5 2 基の原子炉の位置関係

● 緩和系の条件

本解析では、緩和系として HPAC と格納容器ベントを考慮する。HPAC に関する解析条件を表 5-9 に、格納容器ベントに関する解析条件を表 5-11～表 5-12 に示す。4.3 節の解析と同様に、計算時間の削減を目的として HPAC 故障率とベント失敗率は仮定した値を用い、HPAC の水源は復水貯蔵タンクとする。

表 5-9 HPAC の解析条件
(仮想的なパラメータを用いた 2 つの緩和系を考慮した解析)

パラメータ	値	設定理由
HPAC 故障率	0.02 [h]	仮想的な値
HPAC 流量	180 [t/h]	[11]
HPAC リードタイム	25[min]	[11]

ベント成否判定については、各サンプルで PCV 圧力がベント実施圧力に到達した時刻で 1 度のみ行うとした。したがって、故障は単位時間当たりではなく、デマンド当たりの故障を想定した。RPV 健全時の失敗率より RPV 破損時の失敗率が大きいとしたのは、以下の理由による。想定した事故シーケンスにおいてはベント実施のために現場での弁の手動操作が必要となる。RPV 健全時はベント失敗の主要因は機器の故障であると考えられる。一方、RPV 破損時には現場の空間線量の上昇により作業に時間的及び距離的な制約が生じることで、RPV 健全時よりも作業の難易度が上昇する。このような取り扱いを模擬したものである。また、S/C 水の冠水を防ぐために、流量制御を実施する。流量制御は、5.2.3 項の仮定 1 で述べたように、S/C 最大保有水量を超えた場合、注水を呈することで模擬した。

ベント実施のタイミング、ベント成功・失敗後の PCV 圧力の取り扱いを表 5-10 に示す。

表 5-10 格納容器ベントの解析条件（解析上のベント実施の取り扱い）

パラメータ	値	設定理由
ベント実施のタイミング	PCV 圧力が 0.5 [MPa]到達時	1F 事故調から推定した値
ベント成功後の PCV 圧力	0.1 [MPa]で一定	仮想的な値
ベント失敗後の PCV 圧力	0.8 [MPa]で一定	仮想的な値

ベント実施のタイミングは、福島第一原子力発電所の格納容器の最高使用圧力が 0.427 [MPa][12]であることや、東京電力福島第一原子力事故調査報告書（以下、1F 事故調）[12]によれば事故時の各プラントでベント実施の判断がなされた際のドライウェル圧力が概ね 0.4 [MPa]～0.6 [MPa]であることから、PCV 圧力が 0.5 [MPa]到達時とした。ベント成功後及び失敗後の圧力は、解析結果の評価を簡便にするため、一定値を取るとした。

RPV 破損後のベント失敗率は、1F 事故調[12]に記載されている、福島第一原子力発電所事故時の 1 号機のベント操作記録を基にして、表 5-11 のように推定した。1 号機では、RPV 破損（事故時のプラントパラメータ及び東京電力による事故後の解析によれば、炉心損傷開始が 2011 年 3 月 11 日の 19 時ごろ、RPV 破損発生は 3 月 12 日 2 時ごろと推定されている[12]）後に、格納容器ベント実施にあたって開く必要のある弁の開操作を、3 月 12 日の 9 時 4 分～10 時 24 分ごろの間に計 5 回実施している。格納容器ベントの実施にあたっては 2 種類の弁を開状態にする必要があり、事故対応時の 5 回のうち 3 回は開操作に失敗している。このことから、RPV 破損時のベント操作失敗率を $3/5 = 0.60$ [/demand]と推定した。

また、2 基の原子炉の場合は、表 5-12 のように、隣接する原子炉の RPV 状態によって異なる失敗率を仮定した。これは、複数の原子炉が存在する場合には、ある原子炉の RPV 破損時だけでなく別の原子炉の RPV 破損時にも空間線量が上昇するという影響を模擬するための仮定である。隣接する原子炉のみが RPV 破損した場合、対象とする原子炉と隣接する原子炉の両方で PRV 破損した場合のベント操作の失敗率に関しては、推定に当たって参考となる文献がなかったため、1F 事故調から推定したベント失敗率 (0.60[/demand]) を基に仮想的に与えた。以下では、原子炉 1 の RPV を RPV-1、PCV を PCV-1 とし、原子炉 2 の RPV を RPV-2、PCV を PCV-2 と呼ぶ。

表 5-11 格納容器ベントの解析条件（失敗率）
（仮想的なパラメータを用いた 2 つの緩和系を考慮した解析、単一の原子炉）

ベント失敗率	値	設定理由
RPV 健全時	0.01 [h]	仮想的な値
RPV 破損時	0.60 [/demand]	1F 事故調から推定した値

表 5-12 格納容器ベントの解析条件（失敗率）
 （仮想的なパラメータを用いた 2 つの緩和系を考慮した解析、2 基の原子炉）

	ベント失敗率	値	設定理由
原子炉 1 (原子炉 2)	RPV-1 健全 RPV-2 健全	0.01 [h]	仮想的な値
	RPV-1 破損 RPV-2 健全	0.60 [/demand] (0.30 [/demand])	1F 事故調から推定した値
	RPV-1 健全 RPV-2 破損	0.30 [/demand] (0.60 [/demand])	1F 事故調から推定した値
	RPV-1 破損 RPV-2 破損	0.90 [/demand]	1F 事故調から推定した値

● シミュレーションの条件

数値シミュレーション上の条件を表 5-13 に示す。

表 5-13 数値シミュレーション上の条件
 （仮想的なパラメータを用いた 2 つの緩和系を考慮した解析）

パラメータ	値
解析対象時間	50 [h]
解析サンプル数	10 ³ [-]
タイムステップ幅	0.1[h]

○解析結果

各条件における RPV 水量と PCV 圧力を示す。まず、解析結果の見方を説明し、その後に単一の原子炉の場合の結果、2 基の原子炉の場合の結果を示す。なお、単一の原子炉と 2 基の原子炉の項で示す結果では、図の見やすさのため、1000 サンプルのうち 100 サンプルの結果を図示している。

● 解析結果の見方

まず、単一の原子炉における、解析開始から 20[h]後に HPAC が故障し、ベントが成功するケースの結果（図 5-6 と図 5-7）を用いて、解析で得られる各サンプルの挙動の見方を説明する。

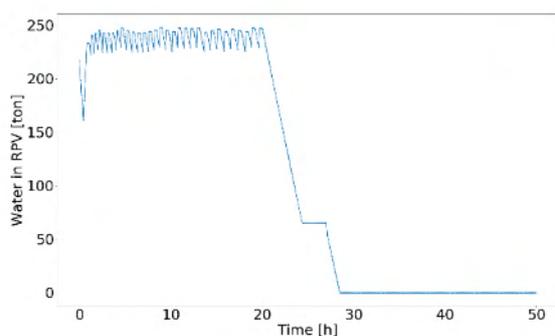


図 5-6 RPV 水量 (解析例)

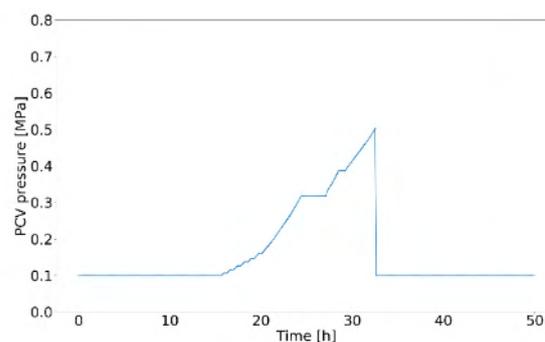


図 5-7 PCV 圧力 (解析例)

RPV 水量 (図 5-6) は、解析開始から 25[分]まで減少している。これは、HPAC のリードタイムによるものである。HPAC の起動後は水量が回復し、230[t]程度で水量が増減を繰り返している。これは、図 5-3 で示した注水量制御によるものである。その後、20[h]以降に水量が減少しているのは、HPAC が故障したことで崩壊熱によって冷却水の蒸発が進むためである。水量が 65[t]で数時間一定となっているのは、入力パラメータ (表 5-1) で示した通り 65[t]が BAF 水量であり、全ての崩壊熱が燃料溶融に消費されるためである。燃料溶融後、水量が 0[t]まで減少する。

PCV 圧力 (図 5-7) は、解析開始から 12[h]程度まで初期圧力で一定である。これは、SRV を通って RPV から PCV に移行する蒸気によって S/C 水温が上昇しているが、沸点に到達しておらず、水の蒸発が発生していないためである。12[h]程度以降に圧力が上昇するのは、S/C 水温が沸点に到達するためである。24[h]~26[h]程度に圧力が変化していないのは、RPV 内で燃料溶融が進行している状態であり、PCV に移行する蒸気がなく、PCV に熱が移動しないためである。31[h]程度で圧力がステップ状に低下しているのは、31[h]程度で圧力がベント実施圧力 (0.5[MPa]) に到達し、ベントを実施したためである。その後、0.1[MPa]で一定となっているのは、ベント成功後の PCV 圧力は表 5-10 で示した通り 0.1[MPa]で一定としたためである。

- 単一の原子炉

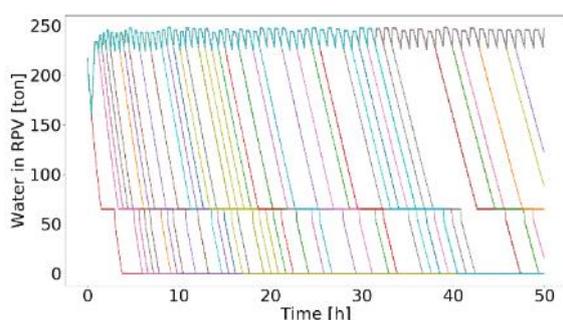


図 5-8 RPV 水量

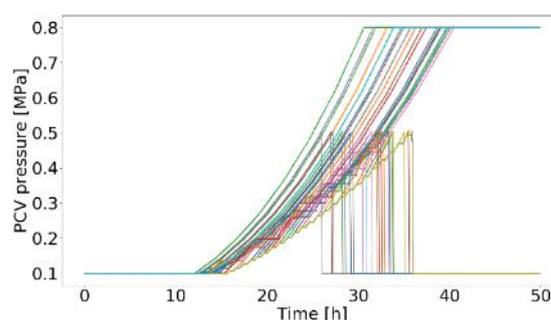


図 5-9 PCV 圧力

図 5-8 は RPV 水量を示している。HPAC のランダム故障により、各サンプルで異なるタイミングで RPV 水量が減少に転じていることが分かる。図 5-9 は PCV 圧力を示している。図中の全サンプルで 12[h]程度までは初期圧力で一定であり、以降はサンプルごとに蒸発量に応じて圧力の上昇

の早さが異なる。PCV 圧力がベント実施圧力 (0.5[MPa]) に到達した時刻以降は、各サンプルのベント操作の成否により圧力の挙動が分岐し、ベント成功サンプルは圧力が 0.1[MPa]に、ベント失敗サンプルは最終的に 0.8[MPa]に到達し PCV 破損に至る。

- 2 基の原子炉

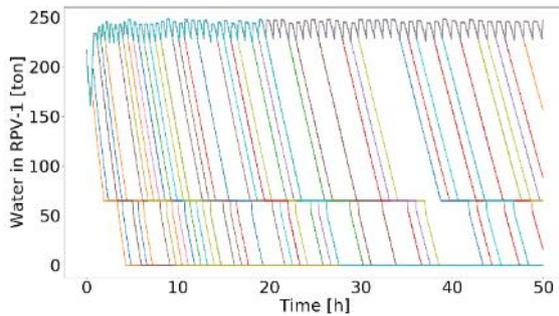


図 5-10 RPV-1 水量

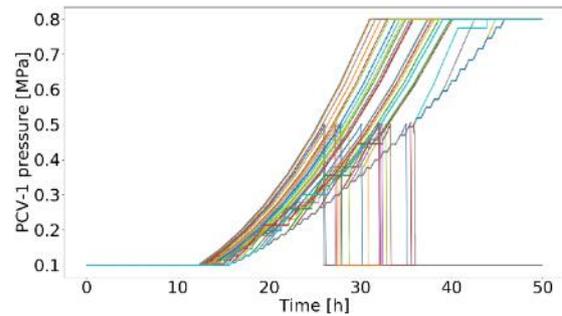


図 5-11 PCV-1 圧力

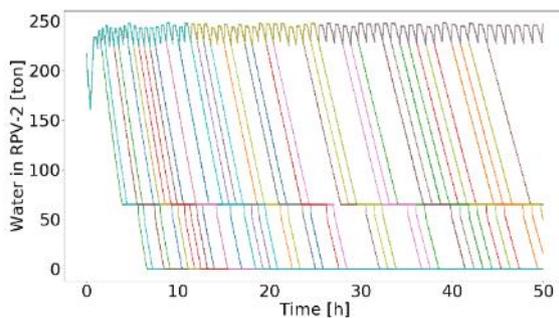


図 5-12 RPV-2 水量

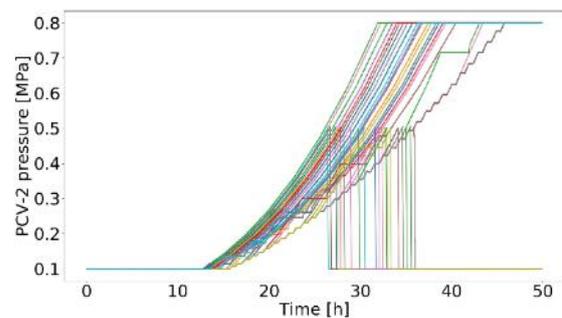


図 5-13 PCV-2 圧力

2 基の原子炉の場合の RPV 水量と PCV 圧力の挙動は、単一の原子炉の挙動と大きな差は確認されなかった。

- 解析の妥当性検証

HPAC 故障サンプル数とベント失敗サンプル数を図 5-14 と図 5-15 に示す。以下で、HPAC 故障サンプル数とベント失敗サンプル数について、解析条件と整合した解析結果が得られているかを定性的及び定量的に確認・検証した。各図において、HPAC-1 failure、vent-1 failure はそれぞれ原子炉 1 の HPAC 故障サンプル数、ベント失敗サンプル数を表し、HPAC-2 failure、vent-2 failure も同様に原子炉 2 の HPAC 故障サンプル数とベント失敗サンプル数を表す。

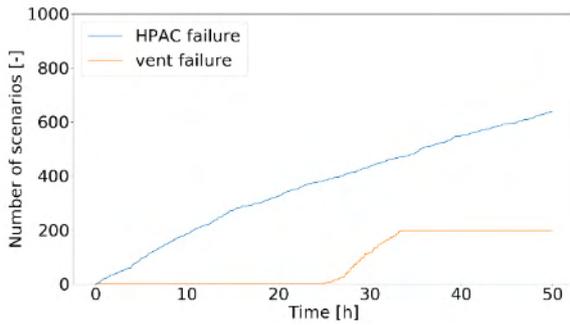


図 5-14 HPAC 故障サンプル数と
ベント失敗サンプル数
(単一の原子炉)

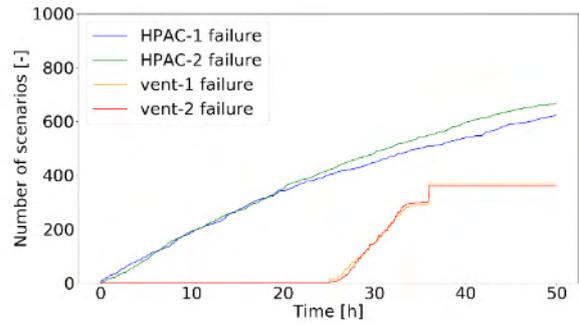


図 5-15 HPAC 故障サンプル数と
ベント失敗サンプル数
(2基の原子炉)

・ HPAC 故障サンプル数 (定性的な確認)

HPAC はランダム故障を仮定しており、時間経過とともに故障サンプル数が増加すると考えられる。実際に、図 5-14 と図 5-15 から、単一の場合、2 基の場合ともに故障サンプル数の増加が確認できる。

・ HPAC 故障サンプル数 (定量的な検証)

HPAC の失敗率はランダム故障率を仮定したため、単一の場合、2 基の場合を問わず、解析時間終了時における HPAC 故障サンプル数を手計算によって算出することができる。ここでは、単一の場合について、手計算による故障サンプル数と解析結果における故障サンプル数を比較することで解析の妥当性を検証した。仮定した条件を用いて手計算によって故障サンプル数を求めると次のようになる。

$$1000 \times (1 - e^{-0.02 \times 50}) = 632.12 \quad (5.15)$$

1000 サンプルの解析を 100 ケース行った際の平均値は 632.03 であり、不偏標準偏差は 14.56 である。したがって、CMMC 法による値は、不確かさの範囲内で手計算による値と一致している。

・ ベント失敗サンプル数 (定性的な確認)

ベント失敗サンプル数は、ベント成否判定は PCV 圧力がベント実施圧力に到達した時刻で行われ、初期圧力からベント実施圧力まで PCV 圧力が上昇するのに時間を要することから、解析開始からある程度時間が経過したのちから増加すると考えられる。また、時間経過とともに増加するが、RPV の状態によらずすべてのサンプルで PCV 圧力がベント実施圧力に到達すること、ベントは各サンプルで一度のみ実施すると仮定していることから、全サンプルのベント成否判定が実施された後のベント失敗サンプル数は一定 (不変) となると考えられる。2 基の場合、自ユニットの RPV が健全であっても隣接ユニットの RPV が破損しているサンプルではベント失敗率が増加すると仮定していることから、このようなサンプルの分、単一の場合と比較してベント失敗サンプル数が増加すると考えられる。

実際に、図 5-14 から、ベント失敗サンプル数は、単一の場合、2 基の場合ともに解析開始直後ではなく、25[h]程度から増加し、33[h]程度で一定値となっている。また、図 5-15 から、2 基の場合

は、単一の場合と同様に 25[h]程度から増加し、36[h]程度で一定値となっており、最終的な一定値は単一の場合と比較して大きくなっている。

・ベント失敗サンプル数（定量的な検証）

全シナリオで最も早くベント実施圧力に到達するシナリオは、HPAC が 0[h]で破損するシナリオである。このシナリオでは、0[h]～12[h]程度までは RPV 内の冷却水の蒸発、RPV の破損、S/C 内の水温上昇が起き、S/C 内の水温が沸点に到達した 12[h]程度以降から PCV 温度が上昇し始める。これを単純化し、故障が発生した時刻によらず HPAC の故障後 12[h]後程度から PCV 圧力が上昇すると考えると、36[h]までにベント実施圧力に到達するシナリオは、24[h]までに HPAC が故障するシナリオとなる。よって、24[h]までに HPAC が故障するシナリオ数を計算すると、

$$1000 \times (1 - e^{-0.02 \times 24}) = 381.2 \quad (5.16)$$

これらのシナリオでは、ベント実施圧力に到達する以前に RPV 破損が発生しているため、ベント失敗率は 0.6 となる。よって、 $381.2 \times 0.6 = 228.72$ より、ベント失敗シナリオ数はおよそ 228.72 となる。1000 サンプルの解析を 100 ケース行った際の平均値は 226.85 であり、不偏標準偏差は 12.13 である。したがって、CMMC 法による値は、不確かさの範囲内で手計算による値と一致している。

以上の検証から、仮定した解析条件と整合した解析が行われていることを確認した。

5.3.3 3つの緩和系操作を考慮した解析

本項では、3つの緩和系操作を考慮した解析について述べる。

○解析条件

解析条件として、原子炉モデルの条件、緩和系の条件、シミュレーションの条件を述べる。

● 原子炉モデルの条件

モデルの入力パラメータは表 5-7 と同一とした。表 5-7 で示した以外のパラメータは、5.2.3 項で示した値を用いた。解析では、①単一の原子炉の場合、②2基の原子炉の場合の2つの場合を対象とした。

● 緩和系の条件

本解析では、緩和系として高圧代替注水系（HPAC）と格納容器ベント及び減圧操作+低圧代替注水系（消防車）を考慮した。HPAC 及び格納容器ベントに関する解析条件は 5.3.2 項と同一の値とした。低圧代替注水系についての解析条件を表 5-14 に示す。

表 5-14 減圧操作+低圧代替注水系の解析条件
(仮想的なパラメータを用いた3つの緩和系を考慮した解析)

パラメータ	値	設定理由
低圧代替注水系流量	90 [t/h]	[11]
低圧代替注水系リードタイム	6 [h]	消防車注水と同様
低圧代替注水系注水可能圧力	1.0 [MPa]	[12]

減圧操作+低圧代替注水系について、以下のように仮定した。減圧操作+低圧代替注水系はHPACが機能喪失した際に使用される。減圧操作は、HPACの機能喪失後にリードタイム（準備時間）があると仮定し、リードタイムの後に、RPV圧力を低圧代替注水系注水可能圧力まで急速減圧する。この際放出される蒸気はSRVを通してPCVに移行する。RPV圧力の減圧操作後は、注水可能な圧力以下を維持するため、RPV圧力が注水可能な圧力を超えた場合、蒸気をPCVに放出する。低圧代替注水系による注水は、RPVが健全であるときはRPV水に対して行われ、RPV破損後はS/C水に対して行われる。5.2.3項の仮定1で述べたように、S/C水の冠水を防ぐため、S/Cの最大保有水量を超えた場合、注水を停止する。減圧操作+低圧代替注水系の失敗率はベントと同一の値を用いた。同一の値を用いた理由は、消防車注水もベントと同様に現場での作業を要するためである。また、低圧代替注水系の水源は復水貯蔵タンクとする。減圧操作後のRPV水については、実際には減圧沸騰により水量が減少するが、本解析モデルでは水量の減少は考慮せず、水温が減圧後の圧力における沸点になると仮定した。

- シミュレーションの条件

数値シミュレーション上の条件は表 5-13 と同一とした。

○解析結果

各条件におけるRPV水量とPCV圧力を示す。説明のため、単一の原子炉の結果については、RPV水量はサンプル数1000のうち100サンプルの結果を、PCV圧力は1000サンプルのうち200サンプルの結果を図示している。2機の原子炉の結果は1000サンプルのうち100サンプルを示している。

- 単一の原子炉

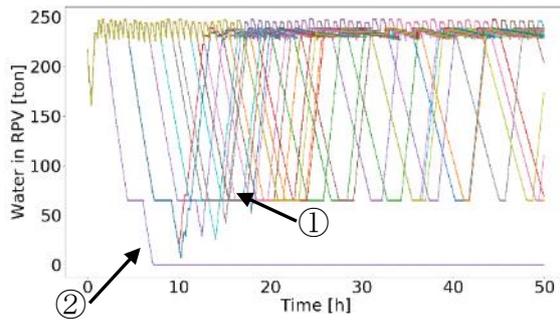


図 5-16 RPV 水量

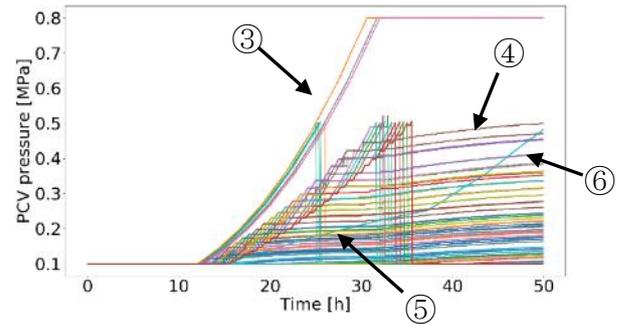


図 5-17 PCV 圧力

2つの緩和系操作を考慮した解析との差異について説明する。図 5-16 において、水量が低下したのちに回復するサンプルがある(①)。これは、HPAC の故障後に低圧代替注水系による注水に成功したサンプルである。水量が低下したのち、回復しないサンプル(②)は、HPAC の故障後に低圧代替注水系による注水に失敗したサンプルである。図 5-17 において、圧力の上昇が急峻なサンプル(③)がある。これは、早い段階で HPAC が故障し、低圧代替注水系による注水にも失敗したサンプルである。一方、圧力の上昇が緩やか(上に凸)であり、ベント実施圧力に到達しないサンプルがある(④)。これは、スクラムからある程度の時間が経過したのちに HPAC が故障し、低圧代替注水系による注水に成功するサンプルである。このサンプルでは、低圧代替注水系のリードタイムのうちに RPV が破損せず、低圧代替注水系による注水は RPV に対して行われる。このとき、RPV が減圧されることで減圧前と比較して PCV と RPV の圧力差が小さくなり、SRV を通って PCV に流入する蒸気のもつ熱量も小さくなる。このため、S/C 水の水温の上昇が緩やかになるとともに、蒸発量も小さくなり、このような挙動となる。PCV 圧力が 0.5[MPa]に到達後に 0.1[MPa]までステップ状に減圧するサンプル(⑤)があるが、これらはベントに成功したサンプルである。また、④と圧力の上昇の仕方が異なり、途中で圧力上昇の挙動が変化するサンプル(⑥)がある。これらはスクラムから短時間で HPAC が故障し、低圧代替注水系による注水に成功したサンプルである。このようなサンプルでは低圧代替注水系のリードタイムのうちに RPV が破損するため、注水が S/C に直接行われる。このため、5.2.3 項の仮定 1 で述べたように、S/C の最大保有水量を超え、注水が停止する。注水が停止したことで、③と同じように急峻に圧力が上昇している。

- 2 基の原子炉

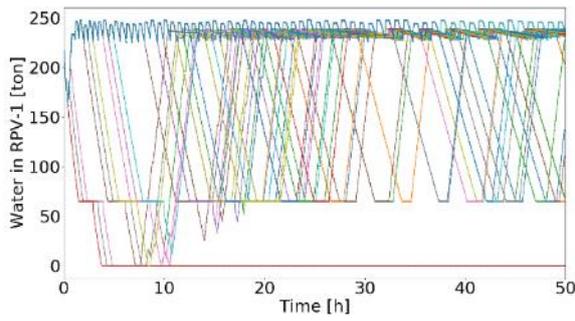


図 5-18 RPV-1 水量

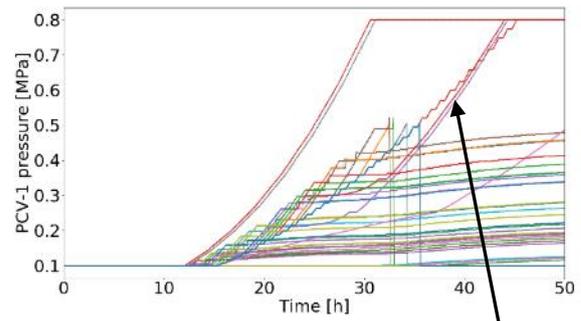


図 5-19 PCV-1 圧力

⑦

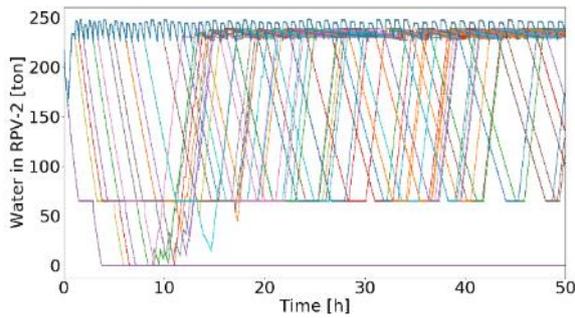


図 5-20 RPV-2 水量

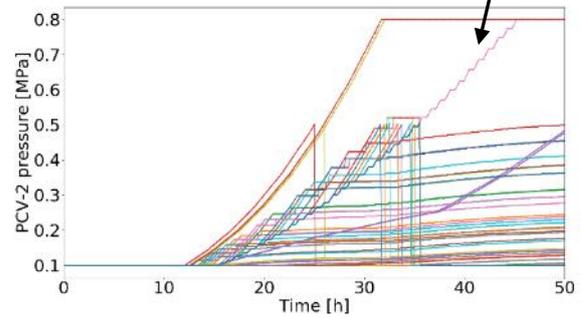


図 5-21 PCV-2 圧力

単一の原子炉の解析と異なる点として、⑦のように、PCV 圧力が振動しながら上昇するサンプルがある。これらは、自ユニットの PRV は健全であるが隣接ユニットの RPV が破損したことでベント失敗率が上昇し、ベントが失敗したシナリオである。

● 解析の妥当性検証

HPAC 故障サンプル数については 5.3.2 項で検証を行った。ここでは、低圧注水系の失敗サンプル数とベント失敗サンプル数を用いて、3つの緩和系操作を考慮した解析を妥当に行えているかの検証を行う。

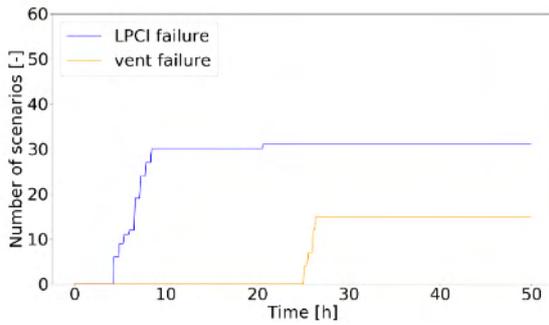


図 5-22 低圧代替注水系故障サンプル数
とベント失敗サンプル数
(単一の原子炉)

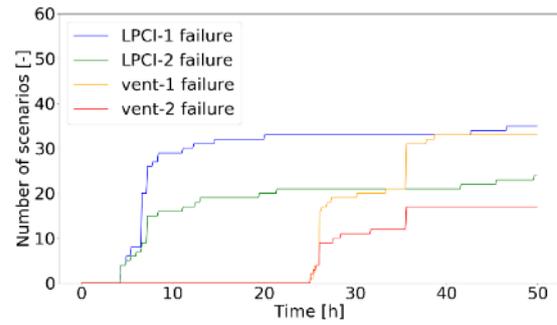


図 5-23 低圧代替注水系故障サンプル数
とベント失敗サンプル数
(2基の原子炉)

・低圧注水系失敗サンプル数

他の原子炉からの影響を受けない単一の原子炉の解析の結果を用いて妥当性検証を行う。低圧代替注水系は HPAC の機能喪失から 6[h]後に注水を開始するため、HPAC の機能喪失から 6[h]以内に RPV が破損した場合、低圧代替注水系失敗率が上昇する。原子炉スクラムからの経過時間が短い場合は、崩壊熱が大きいいため HPAC の機能喪失から 6[h]以内に RPV が破損するが、経過時間が長い場合は、崩壊熱が小さいため HPAC の機能喪失から 6[h]以内に RPV が破損しない。ここで、HPAC の機能喪失から 6[h]以内に RPV が破損する最も遅い時刻を $T_{threshold}$ [h]とすると、解析開始 (0[h]) から $T_{threshold}$ [h]までに HPAC が機能喪失するサンプル数を求め、このサンプル数に RPV 破損後の低圧代替注水系失敗率 (0.60) をかけることで低圧代替注水系失敗サンプル数を概算することができる。

まず、 $T_{threshold}$ は、以下の式を満たす最大の値として求められる。

$$\int_{T_{threshold}}^{T_{threshold}+6} P(t)dt < Q_{RPVfailure} \quad (5.17)$$

ここで、

$P(t)$: t [h]における崩壊熱[kJ]

$Q_{RPVfailure}$: 原子炉スクラムから RPV 破損までに要する熱量[kJ]

$Q_{RPVfailure}$ は、5.2.2 項の現象モデルで述べた、各事象で考慮する熱の総和である。HPAC 機能喪失時の RPV 水量を注水制御の基準水量 230[t] (表 5-3 参照) として、 $Q_{RPVfailure}$ を求めると、 5.354×10^8 [kJ]となる。上記の関係式を満たす $T_{threshold}$ を解析的に求めることは困難であるため、

$\int_{T_{threshold}}^{T_{threshold}+6} P(t)dt$ を $Q_{RPVfailure}$ と比較することで $T_{threshold}$ を概算的に求める。 $2.0[h] < T_{threshold} <$

$3.0[h]$ の時の $\int_{T_{threshold}}^{T_{threshold}+6} P(t)dt$ は次の通りである。

$T_{threshold}$ [h]	$\int_{T_{threshold}}^{T_{threshold}+6} P(t)dt$ [kJ]
2.0	5.565×10^8
2.1	5.537×10^8
2.2	5.506×10^8
2.3	5.477×10^8
2.4	5.448×10^8
2.5	5.420×10^8
2.6	5.393×10^8
2.7	5.367×10^8
2.8	5.341×10^8
2.9	5.316×10^8
3.0	5.292×10^8

よって、 $2.6[h] < T_{threshold} < 2.7[h]$ であることが分かった。 $T_{threshold}$ までに HPAC が機能喪失するサンプル数は、 $1000 \times (1 - e^{-0.02 \times t})$ の t に $T_{threshold}$ を代入することで求められ、50.7~52.6である。したがって、低圧代替注水系失敗サンプル数の概算値は 50.7~52.6 に 0.6 をかけて、30.42~31.56 となる。1000 サンプルの解析を 100 ケース行った際の平均値は 27.85、不偏標準偏差は 5.57 であることから、CMMC 法による値は、不確かさの範囲内で手計算による値と一致している。

・ベント失敗サンプル数

他の原子炉からの影響を受けない単一の原子炉の解析の結果を用いて妥当性検証を行う。ベント失敗サンプル数は、RPV 破損に至るサンプルに RPV 破損後のベント失敗率 (0.60) をかけることで概算することができる。低圧代替注水系は HPAC が失敗した際に注水しているため、RPV 破損に至るサンプル数を求めるには、低圧代替注水系に失敗するサンプル数を求めればよい。

低圧代替注水系失敗サンプル数は、上述の計算により 27.85 であるので、ベント失敗サンプル数は $27.85 \times 0.6 = 16.71$ と概算できる。1000 サンプルの解析を 100 ケース行った際の平均値は 17.74、不偏標準偏差は 4.31 であることから、CMMC 法による値は、不確かさの範囲内で手計算による値と一致している。

以上の検証から、3つの緩和系操作を考慮した解析において解析条件と整合した解析が行えていることを確認した。

5.4 現実的なパラメータを用いた解析

5.4.1 解析の概要

5.3 節では、緩和系操作の失敗率などに仮想的なパラメータ値を用いて複数の原子炉間の相互依存性を考慮した解析を行い、CMMC 法によって解析条件と整合した解析が可能であることを確認した。しかし、当然ながら仮想的なパラメータ値を用いた解析で得られる結果からは実現象におけるリスクを適切に評価することはできない。そこで本節では、緩和系操作の失敗率などのパラメータに実機 PRA と同程度のオーダーの値を用いた解析を実施する。実現象の発生頻度に即したパラメータ値を用いた解析により、本研究の目的であるマルチユニットリスクの定量評価を行う。なお、

実現象の発生頻度に即したパラメータ値を用いることにより、現象が発生するサンプル数が少なくなり、事故に至るリスクを正確に評価するためにはサンプル数を増加する必要がある。サンプル数を増加することによって増大する計算時間は、3.2.3 項で述べた低頻度事象を対象とする際の効率的なサンプリング方法を用いることで解決する。

本節の構成は次のようになっている。

- 5.4.2 項では、解析で用いるパラメータの推定を行う。
- 5.4.3 項では、推定したパラメータを用いて2つの緩和系操作を考慮した解析を行う。
- 5.4.4 項では、推定したパラメータを用いて3つの緩和系操作を考慮した解析を行う。

5.4.2 現実的なパラメータの推定

本項では、緩和系操作の失敗率について、実機 PRA として妥当なオーダーの値を推定する。パラメータ値は、各緩和系についてフォールトツリー解析を行うことで推定する。なお、2.3.2 項で述べたように、フォールトツリー解析とは、頂上事象（システムの機能喪失など）を発生させる基事象（システム構成要素の故障など）を分析し、基事象の発生確率から頂上事象の発生確率を算出する手法である。

HPAC 機能喪失率、格納容器ベント失敗率、低圧代替注水系失敗率について、それぞれ以下のようにパラメータ値を推定した。なお、パラメータの推定に当たっては実機 PRA で用いられる一般機器故障率[14]を用いた。一般機器故障率[14]では、故障率を対数正規分布で与えているが、本解析では簡易化のため、対数正規分布の平均値を故障率の点推定値として扱う。

○HPAC 機能喪失率

HPAC は、復水貯水槽を水源とし、高圧代替注水系ポンプによって RPV に注水を行う設備である。高圧代替注水系ポンプを回転させる高圧代替注水系タービンは、動力源として RPV 内の蒸気を用いるタービン動ポンプである。注水する際には、常設代替直流電源設備（原子炉建屋内に設置された蓄電池）で発電した直流電源によって駆動する電動弁を中央制御室から遠隔で操作することで、高圧代替注水系の配管を給水系と接続する。東京電力柏崎刈羽原子力発電所 6 号炉及び 7 号炉の HPAC の系統図を図 5-24 に示す[15]。

1.5 高圧代替注水系
高圧代替注水系系統概要図

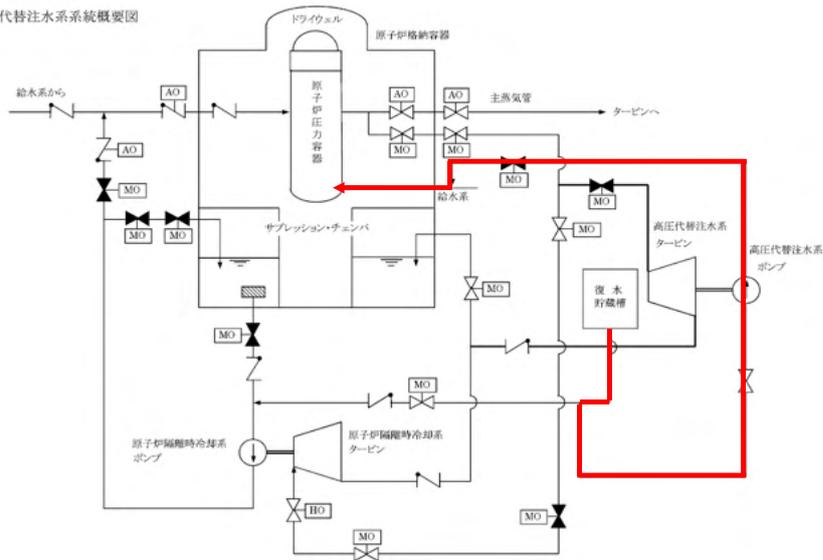


図 5-24 HPAC の系統図
([15]より引用)

本研究では、HPAC を構成する要素として、常設代替直流電源設備、高圧代替注水系ポンプ、電動弁、配管を考慮した。HPAC のフォールトツリーを作成すると、図 5-25 のようになる。

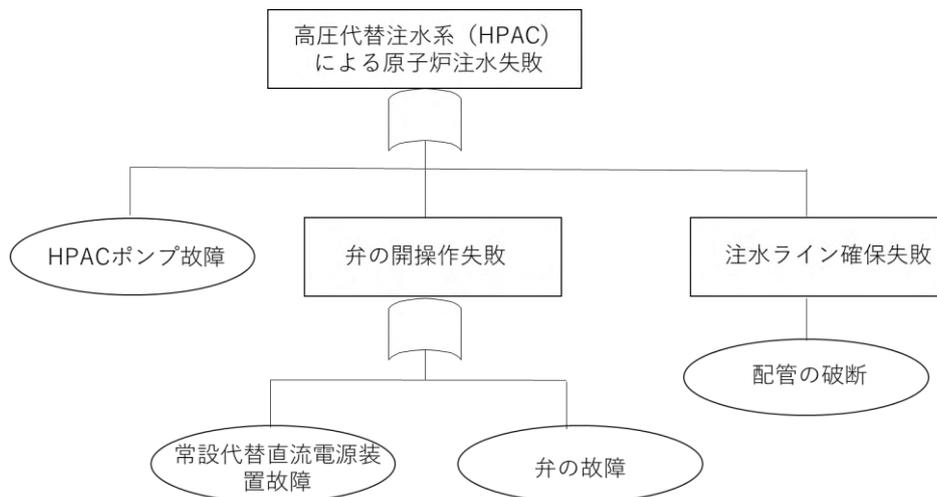


図 5-25 HPAC のフォールトツリー

HPAC は上記の FT の要素の一つでも発生した場合、失敗する。したがって、HPAC の失敗率は、上記の FT の要素の発生率を合算することで推定できる。まず、それぞれの要素の発生率を推定する。

・ HPAC ポンプ故障

HPAC ポンプは、非常用機器であり、動力は主蒸気、水源として復水貯蔵槽（純水）を用いる。タービン動ポンプ（非常用待機、純水）の起動失敗の発生率の平均値は、一般機器故障率[14]によると、 $7.5E-06[h]$ （対数正規分布）である。

・ 常設代替直流電源装置故障

常設代替直流電源装置は、蓄電池である。一般機器故障率[7]によると、蓄電池の機能喪失率の平均値は、一般機器故障率[14]によると、 $5.9E-07[h]$ （対数正規分布）である。

- ・弁の故障

図 5-24 より、HPAC において操作する弁は、電動弁である。電動弁（純水）の作動失敗率の平均値は、一般機器故障率[14]によると、 $6.6E-08[h]$ （対数正規分布）である。

- ・注水ライン確保失敗

HPAC の注水ラインの配管径が不明であるが、一般機器故障率[14]では、径が 3 インチ未満及び 3 インチ以上の配管について、リーク発生率と閉塞発生率が評価されている。ここでは、発生率が高い 3 インチ未満の配管のリーク及び閉塞の発生率の和 ($2.9E-10[h]$ （対数正規分布）) を注水ライン確保失敗の発生率として扱う。

以上の要素の失敗率を合算すると $8.15E-06[h]$ （対数正規分布）となる。

○格納容器ベント失敗率

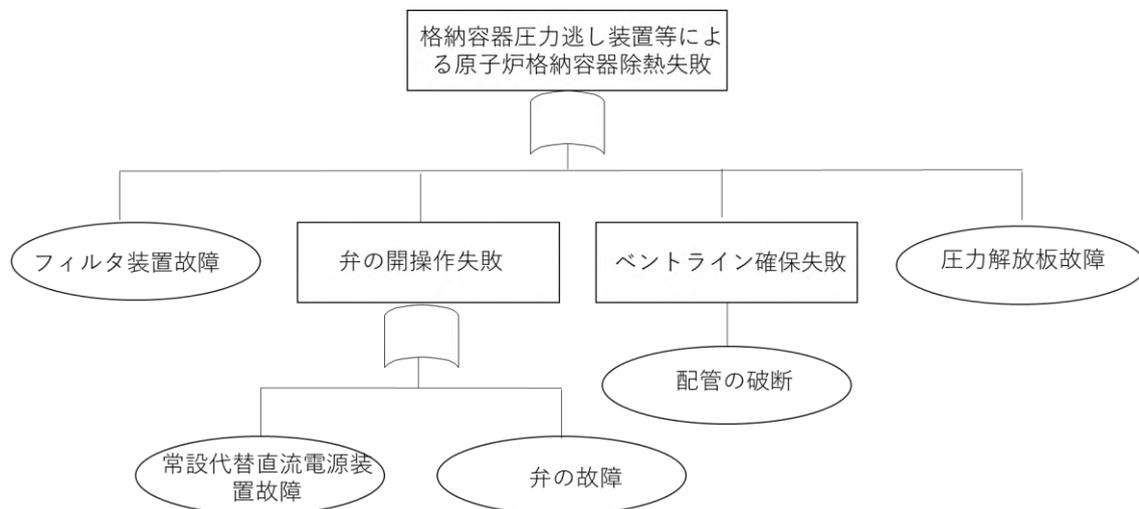


図 5-26 格納容器ベントのフォールトツリー

ベントは上記の FT の要素の一つでも発生した場合、失敗する。したがって、ベントの失敗率は、上記の FT の要素の発生率を合算することで推定することとする。まず、それぞれの要素の発生率を推定する。

- ・フィルタ装置故障

フィルタ装置の故障率は、一般機器故障率[14]では評価されていないため、フィルタ装置入口弁（空気駆動弁）の開失敗率をフィルタ装置の故障率として扱う。一般機器故障率[14]から、空気作動弁の開失敗率は、 $8.6E-08[h]$ （対数正規分布）である。

- ・常設代替直流電源装置故障

装置については HPAC と同様に蓄電池と考える。一般機器故障率[14]から、蓄電池の機能喪失率は $5.9E-07[h]$ （対数正規分布）である。

- ・弁の故障

弁については HPAC と同様に電動弁と考える。よって、電動弁の開失敗の発生率は $6.6E-08[h]$

(対数正規分布) である。

・配管の破断

配管については HPAC と同様と考える。リーク発生率及び閉塞発生率の和から、発生率は $2.9E-10$ [h] (対数正規分布) である。

・圧力解放板故障

圧力解放板の故障率は、一般機器故障率[14]では評価されていない。圧力解放板は、ベントの際、圧力により自動で開になることから、故障率は空気作動弁の開失敗発生率と同一と仮定する。一般機器故障率[14]から、空気作動弁の開失敗率は、 $8.6E-08$ [h] (対数正規分布) である。

以上の要素の失敗率を合算すると、 $8.28E-07$ [h] (対数正規分布) となる。

○低圧代替注水系 (消防車) 失敗率

本研究では、低圧代替注水系として、消防車による注水を考慮した。東京電力柏崎刈羽原子力発電所 6 号炉及び 7 号炉では、低圧代替注水系 (常設) が存在するが、HPAC と同様に常設代替直流電源装置を使用する。本研究では、低圧代替注水系は HPAC が機能喪失した際に使用すると仮定しているため、保守的に考え、HPAC の機能喪失時に常設代替直流電源装置は使用できず、したがって常設の低圧代替注水系は使用できないとして取り扱う。消防車注水の失敗率及びリードタイムは 4.4.2 項で推定した値 (失敗率 $1.20E-03$ [h] とリードタイム 6[h]) を用いる。

以上の検討により推定したパラメータ値をまとめると、表 5-15 のようになる。

表 5-15 推定した緩和系パラメータ値
(原子炉の解析)

パラメータ	値
HPAC 故障率	$8.15E-06$ [h]
格納容器ベント	$8.28E-07$ [h]
低圧代替注水系 (消防車注水) 失敗率	$1.20E-03$ [h]
低圧代替注水系 (消防車注水) リードタイム	6[h]

5.4.3 2つの緩和系操作を考慮した解析

本項では、2つの緩和系操作を考慮した解析について述べる。解析条件を述べたのち、解析結果と考察について述べる。考察では、CMMC 法を用いた解析の結果から、リスク評価の観点でどのような知見が得られるかについて述べる。

○解析条件

解析条件として、原子炉モデルの条件、緩和系の条件、シミュレーションの条件を述べる。

● 原子炉モデルの条件

モデルの入力パラメータは表 5-7 と同一とした。表 5-7 で示した以外のパラメータは、5.2.3 項

で示した値を用いた。解析では、マルチユニットの影響を評価する際に比較するため、①単一の原子炉の場合、②2基の原子炉の場合、③3基の原子炉の場合の3つの場合を対象とした。②2基の原子炉の場合は図 5-5 のように隣接する原子炉ユニットを想定し、③3機の原子炉の場合は、図 5-27 のように2基は隣接する原子炉ユニットとし、やや離れた位置にもう1基の原子炉ユニットがあると想定する。

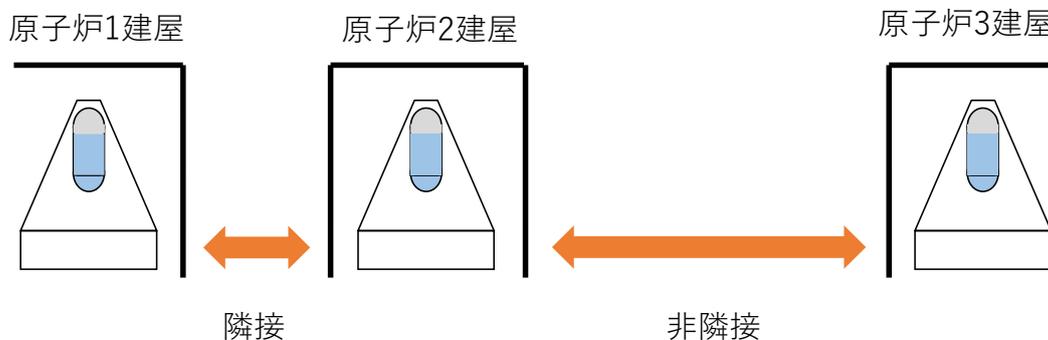


図 5-27 3機の原子炉の位置関係

● 緩和系の条件

本解析では、緩和系として HPAC と格納容器ベントを考慮した。HPAC に関する解析条件を表 5-16 に、格納容器ベントに関する解析条件を表 5-17～表 5-19 に示す。HPAC 故障率とベント失敗率のランダム故障率は 5.4.2 項で推定した値を用いた。他の原子炉からの影響を考慮した失敗率に関しては、5.3 節の解析と同一の値を用いた。この理由は、過酷事故時の緩和系操作の成功率に関する研究や調査が十分になされておらず、実際の事故事例である福島第一原子力発電所事故の操作回数から推定した 5.3 節の失敗率が最も信頼性のある値と考えたためである。

表 5-16 HPAC の解析条件
(仮想的なパラメータを用いた2つの緩和系を考慮した解析)

パラメータ	値	設定理由
HPAC 故障率	8.15E-06 [1/h]	5.4.2 項の推定値
HPAC 流量	180 [t/h]	[11]による
HPAC リードタイム	25[min]	[11]による

ベント実施圧力は、5.3 節の解析と同様に、全解析条件で PCV 圧力が 0.5[MPa]に到達した時刻とし、各サンプルで1度のみベントの成否判定を行った(デマンド故障)。複数基の影響を考慮する条件として、2基の原子炉の場合は、隣接する原子炉の RPV 状態によって異なる失敗率を仮定した。3基の原子炉の場合は、隣接する原子炉の RPV 状態の他に、やや離れた位置にある別の原子炉の RPV 状態からも影響を受けると仮定した。

ベント失敗確率については、原子炉1と2が隣接するユニット、原子炉3が離れた原子炉であるという仮定のもと、各原子炉ユニットの RPV が破損した場合の値を変化させることで原子炉ユニット間の距離による影響を模擬した。複数の原子炉ユニットの RPV が破損した場合の失敗率の値

は、各原子炉ユニットのRPVが破損した場合の値の和とし、全ての原子炉ユニットのRPVが破損した場合、ベントは失敗すると仮定した。以下では、原子炉1のRPVをRPV-1、PCVをPCV-1とし、原子炉2のRPVをRPV-2、PCVをPCV-2、原子炉3のRPVをRPV-3、PCVをPCV-3と呼ぶ。

表 5-17 格納容器ベントの解析条件
(仮想的なパラメータを用いた2つの緩和系を考慮した解析、単一の原子炉)

ベント失敗率	値	設定理由
RPV 健全時	8.28E-07 [h]	5.4.2 項の推定値
RPV 破損時	0.60 [/demand]	1F 事故調から推定した値

表 5-18 格納容器ベントの解析条件
(仮想的なパラメータを用いた2つの緩和系を考慮した解析、2基の原子炉)

	ベント失敗率	値	設定理由
原子炉 1 (原子炉 2)	RPV-1 健全 RPV-2 健全	8.28E-07 [h]	5.4.2 項の推定値
	RPV-1 破損 RPV-2 健全	0.60 [/demand] (0.30 [/demand])	1F 事故調から推定した値
	RPV-1 健全 RPV-2 破損	0.30 [/demand] (0.60 [/demand])	1F 事故調から推定した値
	RPV-1 破損 RPV-2 破損	0.90 [/demand]	1F 事故調から推定した値

表 5-19 格納容器ベントの解析条件

(現実的なパラメータを用いた2つの緩和系を考慮した解析、3基の原子炉)

	ベント失敗率	値	設定理由
原子炉 1 (原子炉 2) (原子炉 3)	RPV-1 健全 RPV-2 健全 RPV-3 健全	8.28E-07 [h]	5.4.2 項の推定値
	RPV-1 破損 RPV-2 健全 RPV-3 健全	0.60 [/demand] (0.30 [/demand]) (0.10 [/demand])	1F 事故調から推定した値
	RPV-1 健全 RPV-2 破損 RPV-3 健全	0.30 [/demand] (0.60 [/demand]) (0.20 [/demand])	1F 事故調から推定した値
	RPV-1 健全 RPV-2 健全 RPV-3 破損	0.10 [/demand] (0.20 [/demand]) (0.60 [/demand])	1F 事故調から推定した値
	RPV-1 破損 RPV-2 破損 RPV-3 健全	0.90 [/demand] (0.90 [/demand]) (0.30 [/demand])	1F 事故調から推定した値
	RPV-1 健全 RPV-2 破損 RPV-3 破損	0.40 [/demand] (0.80 [/demand]) (0.80 [/demand])	1F 事故調から推定した値
	RPV-1 破損 RPV-2 健全 RPV-3 破損	0.50 [/demand] (0.50 [/demand]) (0.70 [/demand])	1F 事故調から推定した値
	RPV-1 破損 RPV-2 破損 RPV-3 破損	1.00 [/demand] (1.00 [/demand]) (1.00 [/demand])	1F 事故調から推定した値

● シミュレーションの条件

数値シミュレーション上の条件を表 5-13 に示す。

表 5-20 数値シミュレーション上の条件

(現実的なパラメータを用いた2つの緩和系を考慮した解析)

パラメータ	値
解析対象時間	50 [h]
解析サンプル数	10 ⁶ [-]
タイムステップ幅	0.1 [h]

○解析結果

単一の原子炉、2基の原子炉、3基の原子炉それぞれの場合の RPV 累積破損確率と PCV 累積破損確率を示す。

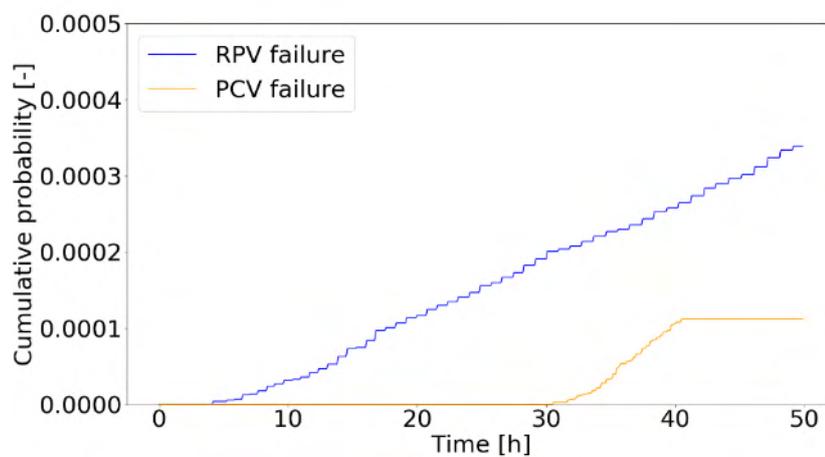


図 5-28 RPV 及び PCV 累積破損確率
(単一の原子炉)

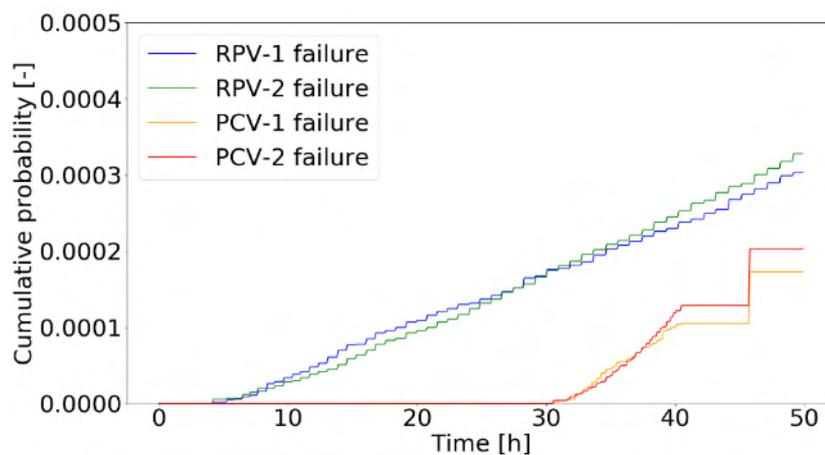


図 5-29 RPV 及び PCV 累積破損確率
(2基の原子炉)

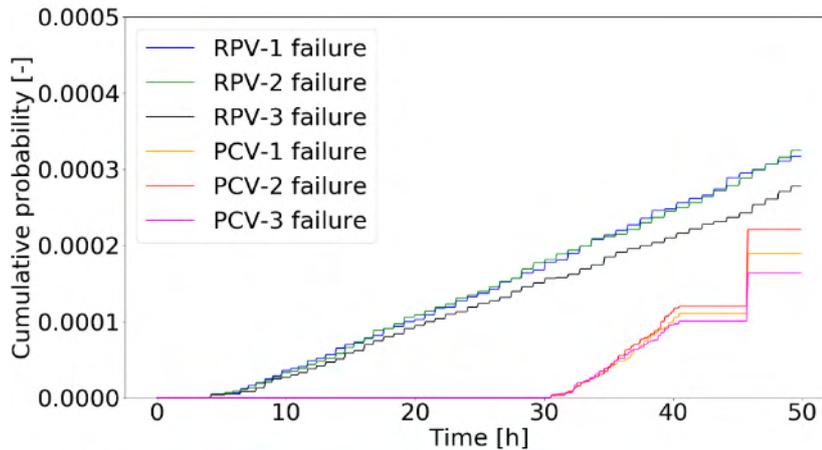


図 5-30 RPV 及び PCV 累積破損確率
(3 基の原子炉)

○考察

まず、各条件の結果がなぜこのような挙動となるのかを説明する。その後、リスク評価の観点で得られた結果に対して考察を行う。

・単一の原子炉

図 5-28 から、単一の原子炉では RPV 累積破損確率は 5[h]程度から HPAC のランダム故障の発生に従って上昇している。PCV 累積破損確率は 30[h]程度から上昇し、40[h]程度で一定となる。30[h]～40[h]程度の PCV 累積破損確率の上昇は、RPV 破損によりベント失敗率が上昇したサンプルに起因する。早期に RPV 破損したシナリオでは、熱源（溶融燃料）が PCV に移行するため S/C 水の温度上昇と蒸発の速度が早く、PCV 圧力の上昇が早くなる。40[h]程度で一定となる理由は、40[h]程度ですべてのシナリオで PCV の状態が確定するためである。以下で詳しく説明する。本解析では PCV 圧力が 0.5[MPa]に到達した時点でベントの成否判定を行うとしている。RPV 健全シナリオでは、最大でも SRV 流量分の蒸気が有する熱のみが移行するため、RPV が破損したシナリオと比べて PCV 圧力の上昇が遅く、全シナリオの中で最も遅い 36[h]程度で 0.5[MPa]に到達する。PCV 圧力が 0.5[MPa]到達時にベントが失敗したシナリオでは、PCV 圧力が上昇し続け、最終的に 40[h]程度で PCV 破損圧力である 0.8[MPa]に到達する。

・2 基の原子炉

図 5-29 から、2 基の原子炉における RPV 累積破損確率は単一の原子炉の場合と同様であることが分かる。これは、HPAC の故障は対象とした原子炉の基数に依存しないランダム故障を仮定したためである。PCV 累積破損確率は 30[h]程度から上昇し、40[h]程度で一定値を取る。その後 46[h]程度でステップ状に増加したのち一定となる。30[h]～40[h]程度の PCV 累積破損確率の上昇は単一の場合と同様の原因で生じる。46[h]程度で増加する理由は、自ユニットの RPV が健全であっても隣接するユニットで RPV 破損したシナリオに起因する。ステップ状に増加する理由は、RPV 健全シナリオでは同一時刻にベント実施圧力に到達し、これに伴い PCV 破損圧力に至る時刻も同一となるためである。

・3基の原子炉

図 5-30 から、3基の原子炉における RPV 累積破損確率は単一及び2基の原子炉の場合と同様であることが分かる。これは、HPAC の故障は対象とした原子炉の基数に依存しないランダム故障を仮定したためである。PCV 累積破損確率の挙動は2基の場合と同様の傾向が見られる。これは、3基の場合も2基の場合と同様に、ベント失敗率が他のユニットの RPV 状態に依存して変化すると仮定したためである。累積確率は2基の場合と比較して、全時刻において大きい傾向にある。これは、影響を及ぼすユニット数が増加したことに起因する。3基の各原子炉の PCV 累積破損確率は、原子炉 2 > 原子炉 1 > 原子炉 3 の順に大きい。これは、他のユニットとの距離が近いほど RPV 状態によるベント失敗率が大きく上昇すると仮定したことで、図 5-27 で示した位置関係の通り、2ユニットの間に位置する原子炉 2 が最も大きくベント失敗率が上昇するためである。

・リスク評価の観点からの考察

図 5-28～図 5-30 から、以下のことが確認できる。

RPV 累積破損確率については、各条件の結果に有意な差がないと述べた。したがって、複数ユニット間で依存性がない機器に関しては、複数ユニットにおける事故事象においても単一ユニットでの機能喪失頻度となる。PCV 累積破損確率については、3基と2基が同程度であり、単一の場合が最も小さい。今回の解析条件においては、マルチユニットサイトでは、単一ユニットのサイトと比較して、PCV 破損に至りやすいことが確認できる。

また、解析中の各時刻における RPV 破損サンプル数からは条件付き炉心損傷頻度 (CDF) が、PCV 破損サンプル数からは条件付き格納容器機能喪失頻度 (CFF) を得ることができる。ここで、条件付きの頻度となる理由は、解析によって得られた頻度は今回想定した起因事象が発生した場合のそれぞれの事象が発生する頻度であるためである。例えば、解析終了時刻における条件付き CFF はそれぞれ、以下のように概算できる。

単一の原子炉 : 1.1×10^{-4} (原子炉 1)

2基の原子炉 : 1.7×10^{-4} (原子炉 1)、 2.0×10^{-4} (原子炉 2)

3基の原子炉 : 1.9×10^{-4} (原子炉 1)、 2.2×10^{-4} (原子炉 2)、 1.6×10^{-4} (原子炉 3)

概算した CDF 及び CFF に、本解析で想定した事故シーケンスの起因事象 (地震など) の年あたりの発生頻度をかけることで、本解析で想定した事故シーケンスにおける CDF[炉年]、CFF[炉年]を算出することができる。日本国内の発電用軽水炉の安全目標はそれぞれ、CDF : 10^{-4} [炉年]程度、CFF : 10^{-5} [炉年]程度とされており、安全目標に対して想定した事故シーケンスが占める割合から、想定した事故シーケンス対策の重要度を確認することができる。

その他に、各時刻におけるベント失敗サンプルに対する他のユニットの RPV からの影響の寄与率を算出することができる。図 5-31 と図 5-32 に、2基の原子炉の解析における各原子炉でベントが失敗した要因の割合 (各要因でベントに至ったサンプル数/ベント失敗サンプル数) を示す。①～④は、それぞれ表 5-21 に示すケースの割合を示している。

表 5-21 ベント失敗に至ったケースの分類

①	RPV-1：健全 RPV-2：健全	ランダム故障によってベント失敗に至ったケース
②	RPV-1：健全 RPV-2：破損	原子炉 1 では隣接ユニットの RPV 破損によって、原子炉 2 では自ユニットの RPV 破損によってベント失敗に至ったケース
③	RPV-1：破損 RPV-2：健全	原子炉 1 では自ユニットの RPV 破損によって、原子炉 2 では隣接ユニットの RPV 破損によってベント失敗に至ったケース
④	RPV-1：破損 RPV-2：破損	両ユニットの RPV 破損によってベント失敗に至ったケース

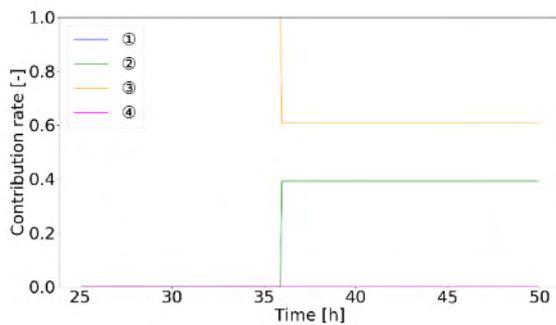


図 5-31 ベント失敗の要因（原子炉 1）

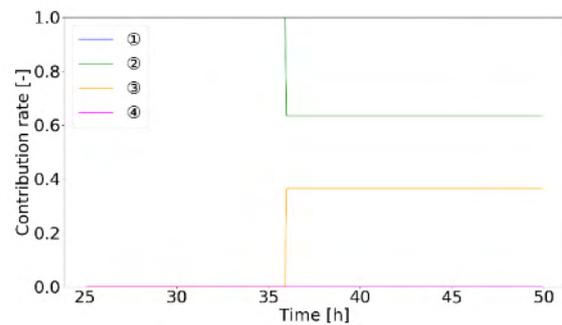


図 5-32 ベント失敗の要因（原子炉 2）

本解析の条件においては、ベントが失敗したサンプルのうち、他のユニットの RPV からの影響で失敗したサンプル（原子炉 1 では②、原子炉 2 では③）は、原子炉 1、2 ともに約 40[%]存在しており、ベントの信頼性を向上させるためには、自ユニットの事故進展による影響を考慮した対策を行うことに加えて、他のユニットから受ける影響を低減・防止することも重要であることが確認できる。このように、CMMC 法を用いた解析によって、他のユニットからの影響を受けることで AM 策がどの程度機能を失いやすくなるかを定量的に示すことができる。

5.4.4 3つの緩和系操作を考慮した解析

本項では、3つの緩和系操作（HPAC 及び低圧代替注水系（消防車注水）、格納容器ベント）を考慮して行った解析について述べる。

○解析条件

解析条件として、原子炉モデルの条件、緩和系の条件、シミュレーションの条件を述べる。

● 原子炉モデルの条件

モデルの入力パラメータは表 5-7 と同一とした。表 5-7 で示した以外のパラメータは、5.2.3 項で示した値を用いた。解析では、①単一の原子炉の場合、②2 基の原子炉の場合、③3 基の原子炉の場合の 3つの場合を対象とした。②及び③の原子炉の位置関係は 5.4.3 項の解析と同様とした。

- 緩和系の条件

本解析では、緩和系として高圧代替注水系（HPAC）と低圧代替注水系（消防車注水）及び格納容器ベントを考慮した。HPAC に関する解析条件は表 5-16 で示した値を、格納容器ベントに関する解析条件は表 5-17～表 5-19 で示した値を用いた。低圧代替注水系に関する解析条件は、すべての原子炉ユニットの RPV が健全であるときの失敗率は 5.4.2 項で推定した値（ $1.2E-3$ [h]）とし、いずれかの RPV 破損後の故障率は 5.3.3 項の解析と同様に、格納容器ベントと同一の値を用いた。

- シミュレーションの条件

数値シミュレーション上の条件は表 5-13 で示した値を用いた。

○解析結果

単一の原子炉、2 基の原子炉、3 基の原子炉それぞれの場合の RPV 累積破損確率と PCV 累積破損確率を示す。

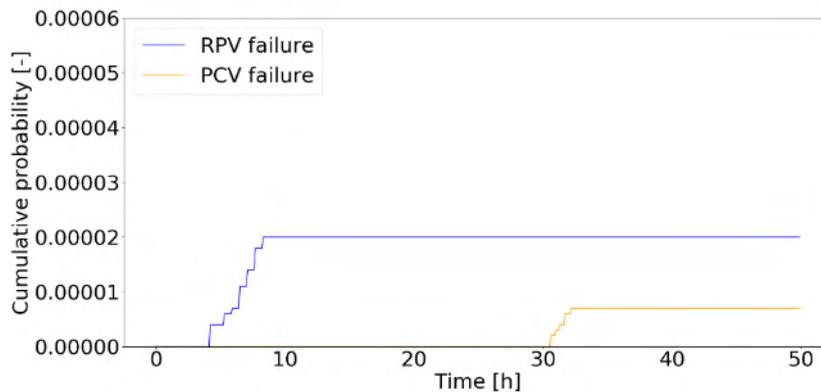


図 5-33 RPV 及び PCV 累積破損確率
(単一の原子炉)

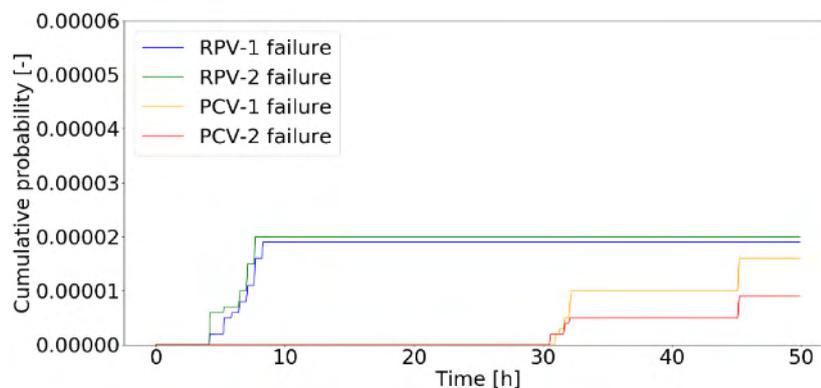


図 5-34 RPV 及び PCV 累積破損確率
(2 基の原子炉)

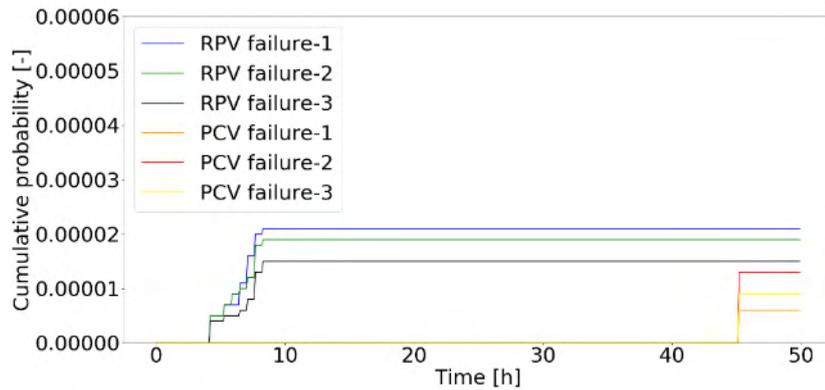


図 5-35 RPV 及び PCV 累積破損確率
(3 基の原子炉)

○考察

まず、各条件の結果がなぜこのような挙動となるのかを説明する。その後、リスク評価の観点で、得られた結果に対して、2つの緩和系を考慮した解析の結果と比較しながら考察を行う。

・単一の原子炉

図 5-33 から、単一の原子炉の解析における RPV 累積破損確率は 5[h]程度から HPAC のランダム故障の発生に従って上昇し、11[h]程度でほぼ一定となっている。11[h]程度で一定となる理由は、次の通りである。低圧代替注水系失敗率は RPV 破損により上昇する。5.3.3 項で検討したように、スクラムから 5[h]程度以前に HPAC が故障するシナリオでは、低圧代替注水系のリードタイムのうちに RPV 破損に至るため、上昇した失敗率に従って低圧代替注水系が失敗する。スクラムから 5[h]程度以降に HPAC が故障するシナリオ、すなわち 11[h]程度以降に低圧代替注水系の成否判定に至るシナリオでは、通常の失敗率に従って低圧代替注水系が失敗する。通常の失敗率は非常に低いため今回の解析条件では低圧代替注水系の失敗は発生せず、11[h]程度で一定となる。PCV 累積破損確率は 30[h]程度から上昇し、34[h]程度で一定となっている。この確率の上昇は、RPV 破損に至ったシナリオに起因する。2つの緩和系を考慮した解析と比較して確率が上昇し始めてから一定となるまでの時間が短い理由は、HPAC の故障後も低圧代替注水系による注水が成功することで RPV が健全であるシナリオが多く、これによりベント成功シナリオが多く存在するためである。

・2 基の原子炉

図 5-34 から、2 基の原子炉の解析における RPV 累積破損確率は単一の場合と同様の傾向の挙動であることが分かる。原子炉 1 と原子炉 2 の結果に差異が見られるが、HPAC 及び低圧代替注水系の故障率は同一条件を仮定していることから乱数に起因する差異と考えられる。PCV 累積破損確率は 30[h]程度から上昇し、34[h]程度で一定となったのち 46[h]程度でステップ状に上昇し、以降は一定となっている。30[h]程度～34[h]程度の挙動の理由は単一の場合と同様である。46[h]程度でステップ状に上昇する理由は、2つの緩和系を考慮した解析の複数の原子炉を対象とした場合と同様に、自ユニットの RPV が健全であっても隣接するユニットで RPV 破損したシナリオに起因する。

・3 基の原子炉

図 5-35 から、3 基の原子炉の解析における RPV 累積破損確率は単一の場合と同様の傾向の挙動であることが分かる。PCV 累積破損確率は、原子炉 2>原子炉 3>原子炉 1 の順に大きい、これは 2 つの緩和系を考慮した解析の 3 基の原子炉を対象とした場合と同様に、2 ユニットの間に位置する原子炉 2 のベント失敗率が最も大きく上昇するためである。PCV 累積破損確率は 46[h]程度から上昇し、その後一定となっている。これは、これ以降に HPAC 故障した場合、低压代替注水系による注水に失敗しないシナリオが存在しないためである。

・リスク評価の観点からの考察

各条件における、解析終了時刻における条件付き CFF は以下の通りである。

単一の原子炉： 6.6×10^{-6} （原子炉 1）

2 基の原子炉： 1.5×10^{-5} （原子炉 1）、 1.1×10^{-5} （原子炉 2）

3 基の原子炉： 6.0×10^{-6} （原子炉 1）、 1.3×10^{-6} （原子炉 2）、 9.0×10^{-6} （原子炉 3）

2 つの緩和系を考慮した場合と比較すると、低压代替注水系を緩和系として加えたことによって RPV 累積破損確率及び PCV 累積破損確率のオーダーが 1/10~1/100 程度に低減されることが分かる。

また、図 5-36 と図 5-37 に 2 基の原子炉の解析における、各原子炉でベントが失敗した要因の割合（各要因でベントに至ったサンプル数/ベント失敗サンプル数）を示す。図中の①~④は表 5-21 で示した各ケースを表す。

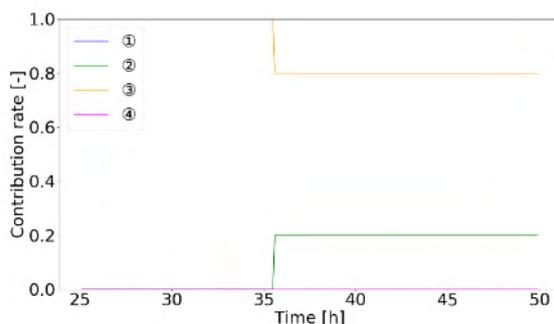


図 5-36 ベント失敗の要因（原子炉 1）

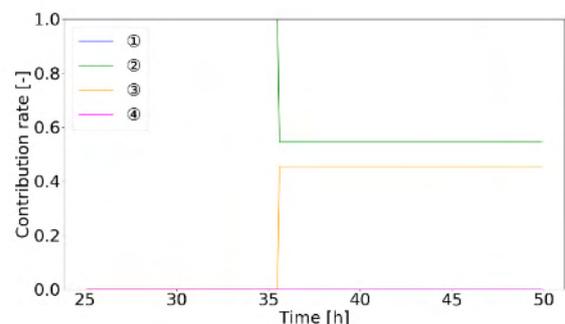


図 5-37 ベント失敗の要因（原子炉 2）

3 つの緩和系の考慮した場合において、解析終了時にベントが失敗しているサンプルのうち、他のユニットの RPV からの影響で失敗したサンプル（原子炉 1 では②、原子炉 2 では③）は、約 25[%]（原子炉 1）と約 45[%]（原子炉 2）存在していることが分かる。したがって、マルチユニットサイトでは、複数のユニットで同時に事故が進展した場合に備え、緩和系が他のユニットから受ける影響を低減するような対策をとることや、他のユニットからの影響によって緩和系が期待される機能を果たせない場合などに対して、別の緩和系システムを準備することにより緩和系の信頼性を向上させることができるといえる。

5.5 本章のまとめ

本節では、本章のまとめを述べる。

- 5.1 節では、本章で実施した解析の目的が、マルチユニットの影響を考慮したリスク評価の実施であることを述べた。
- 5.2 節では、解析時間を要するという CMMC 法の課題を解決する方法として、原子炉を簡易化したモデルを作成した。作成した簡易解析モデルによる解析結果と、既存の事故進展解析コードの結果や実際の事故時のプラントパラメータを比較することで、簡易解析モデルによって事故進展の概算予測が可能であることを確認した。
- 5.3 節では、比較的短時間で解析可能なパラメータを用いて、全交流動力源喪失+RCIC 喪失発生時の複数の原子炉を対象とした解析を行った。この解析を通して、作成した簡易解析モデルによって、仮定した解析条件と整合した解析が可能であることを確認した。
- 5.4 節では、実機 PRA と同程度のオーダーのパラメータを用いて、実機で想定されるオーダーの緩和系失敗率を仮定したリスク評価を行った。解析の結果、他のユニットからの影響を定量化して取り扱うことができることを確認した。また、5.4.3 節及び 5.4.4 節の解析から、仮定した条件においては、ベント操作失敗の要因の約 3~4 割は隣接ユニットの事故進展の影響によるものであり、マルチユニットサイトでは他のユニットの事故進展からの影響を軽減することの重要度が高いことが分かった。また、緩和系が HPAC とベントの 2 系統の場合と比べて、低圧代替注水系を緩和系として使用した場合は、緩和系が HPAC とベントのみの場合と比較して、条件付き CFF が 1/10~1/100 程度に低減されることが分かった。

今後の課題として、以下の事項が考えられる。

- モデルの高度化

本研究で作成した原子炉モデルは、構成要素として RPV 及び PCV のみを取り扱う簡易なモデルであった。多くのプラント構成要素を考慮できるようモデルの高度化を行うことで、より実機 PRA に近い解析を行うことが可能となる。

- プラント構成要素の状態遷移の取り扱いの妥当性向上

本研究では、他の原子炉ユニットから影響を受けた際の緩和系の失敗率を 1F 事故時のベント操作回数から推定した値を用いた。このような他の原子炉ユニットからの影響の大きさについては検討の余地がある。また、本論文の解析では現場作業を伴う緩和系操作について、状態遷移確率を RPV 状態のみに依存すると仮定したが、実際には多くの要因によって変化すると考えられる。複数のパラメータに依存する状態遷移式を導入することで、複数の要因による変化を模擬することができる。特に、本解析モデルで想定しているようなシビアアクシデント発生時や複数ユニットで同時に事故が進展する状況では、緩和系操作の成否は人的因子（例えば、作業を行う人員の人数や作業員のストレス、対応の意思決定など）に大きく左右されるため、人的因子を取り扱うことは妥当性向上に資すると考えられる。

さらに、今回の解析では、複数のユニットが存在することで緩和系が失敗しやすくなる条件を仮定したが、実際には他のユニットの存在により事故対応が成功しやすくなる場合がある。例えば、実際の事故対応では、あるユニットで電源喪失した際に隣接ユニットの電源系が健全だった場合、

2 ユニット間で電源を融通することができる。状態遷移にシステムの回復を組み込むことでより現実的な評価が可能となる。

- 既存の事故進展解析コードとのカップリング

5.4 節では、逆関数法を用いた効率的なサンプリング方法を導入することで発生頻度が極めて低い稀有な事象を取り扱う解析を短時間で行った。このサンプリング方法を応用することで、既存の事故進展解析コードを CMMC 法とカップリングさせた際の解析時間を削減できる可能性があると考えられる。

- 評価方法の検討

マルチユニットリスク手法の研究では、解析によって得られる結果の妥当性の検証に際して比較対象が存在しない場合がほとんどである。このため、結果について定量的な検証が困難であり、評価技術の検討を行う必要がある。

参考文献

- [1] K. Way, E. P. Wigner, "The Rate of Decay of Fission Products," *Phys. Rev.*, **73**, pp.1318-1330, American Physical Society, (1948).
- [2] 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," 格納容器設計基準調査専門委員会報告書, (1999).
- [3] S. Y. Park, K. I. Ahn, "Comparative Analysis of Station Blackout Accident Progression in Typical PWR, BWR, and PHWR," *Nucl. Eng. Technol.*, **44**, pp.311-322, (2012).
- [4] 名古屋大学, "手計算による過酷事故進展解析演習," 2019年6月10日-11日.
- [5] 東京電力, "福島第一原子力発電所 設備の概要," https://www.tepco.co.jp/nu/fukushima-np/outline_f1/index-j.html, (2021年1月18日アクセス).
- [6] 日本機械学会(編), "日本機械学会蒸気表," (1999).
- [7] Nuclear Energy Agency, "Benchmark Study of the Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant (BSAF Project) Phase I Summary Report," (2015).
- [8] 原子力安全推進協会, "東京電力(株)福島第二原子力発電所 東北地方太平洋沖地震及び津波に対する対応状況の調査及び抽出される教訓について(提言)," (2012).
- [9] 東京電力, "福島第二原子力発電所 設備の概要," <https://www.tepco.co.jp/nu/f2-np/intro/outline/outline-j.html>, (2020年12月27日アクセス).
- [10] 原子力安全研究会, "軽水炉発電所のあらまし(改訂第3版)," p.412, 平成20年9月.
- [11] 東京電力, "柏崎刈羽原子力発電所6号炉及び7号炉 発電用原子炉設置変更許可申請書 添付書類十の一部補正," 2017年6月16日.
- [12] 東京電力, "福島原子力事故調査報告書," pp.118-155, (2012).
- [13] 東京電力, "消防車による1号機原子炉注水の注水量に関する検討," (2015).
- [14] 原子力安全推進協会, "故障件数の不確かさを考慮した国内一般機器故障率の推定(1982~2010年度29ヵ年56基データ)," (2016).
- [15] 東京電力, "柏崎刈羽原子力発電所6号炉及び7号炉 重大事故対策の有効性評価(補足説明

資料) ;” 平成 27 年 8 月.

第6章 結論

本章では、本論文のまとめと今後の課題を述べる。

6.1 まとめ

本節では、本論文のまとめを述べる。

第1章では、本研究の背景と目的について述べた。近年、複数の原子炉ユニット（マルチユニット）の影響を考慮したリスク評価の需要が高まっているが、現行のリスク評価で用いられているイベントツリー手法では、事故シナリオを分岐させる事象の発生確率の時間依存性や相互依存性を考慮することが困難であると述べた。これらを取り扱うことができる新たなリスク評価手法として動的PRAの研究が進められており、動的PRA手法の一つとして、CMMC法を事故進展解析と組み合わせる手法（CMMCカップリング手法）が提案されているが、マルチユニットリスク評価への適用性は未知数である現状について述べた。このような背景から、本研究ではCMMC法を用いてマルチユニットリスク評価を実施し、マルチユニットリスク評価に対するCMMC法の適用性に関する知見を得ることを目的としており、この目的を簡易解析モデルの作成、CMMC法の適用性検証、マルチユニットリスク評価への適用により達成すると述べた。

第2章では、原子力発電所におけるリスク評価について述べた。原子力発電所では、原子力安全の目的を達成するため、放射性物質の封じ込め機能の喪失を可能な限り防ぐように、また万一封じ込め機能が喪失した場合にも放射能による影響を可能な限り低減するように、深層防護の考え方に基づいた安全設計がなされると述べた。リスク評価は、安全設計により放射性物質の封じ込め機能が健全性を保つことができるかどうかを検証するために用いられると述べた。また、原子力発電所におけるリスク評価手法として、決定論的リスク評価と確率論的リスク評価があり、これらは互いに相補的に用いられることを述べた。最後に、現行のリスク評価には、評価によって得られたリスク情報の活用方法や解析技術の高度化に課題があることを述べた。

第3章では、本研究で実施したマルチユニットの影響を考慮した解析に用いたCMMC法について述べた。イベントツリー手法と比較した際のCMMC法を用いたリスク評価手法の利点として、事故シナリオが自動で生成される点や各時刻における特定のシナリオの割合を得ることができる点が挙げられる一方で、精度の良い結果を得るためには膨大な計算コストが必要となることを述べた。また、CMMC法による簡易なシステム信頼性解析を行い、CMMC法を用いたリスク評価についての理解を深めた。

第4章では、複数機器間の相互依存性を考慮したリスク評価に対するCMMC法の適用性の検証を目的として実施した、CMMC法を用いた複数のSFPにおけるリスク評価について述べた。SFPにおけるLUHS事象発生時の解析において、緩和系について異なる仮定に基づく条件で解析を行った。解析に際して、本研究の小目的の一つ目である、高速な解析が可能な簡易解析モデルを作成した。既存の事故進展解析コードと簡易解析モデルの結果を比較した結果、事故進展解析コードの概算予測が可能であり、解析時間も十分にあった。複数の条件における解析を行った結果、CMMC法によって複数機器間の相互依存性を妥当に考慮することが可能であることを確認し、本研究の小目的の一つ目である、CMMC法のマルチユニットリスク評価への適用性を検証した。また、実機PRA相当のパラメータを用いた解析により、実機PRAと同程度の低い発生頻度の事象を取り扱う場合、簡易解析モデルであっても長い解析時間を要することが分かった。

第5章では、本研究の小目的の三つ目である、CMMC法を用いて実施した複数の原子炉におけるリスク評価について述べた。複数の原子炉におけるSBO+RCIC喪失事象発生時において、緩和系が原子炉(RPV)の状態に依存性を持つと仮定した解析を行った。解析の結果、CMMC法により複数の原子炉ユニット間の依存性を妥当に考慮した解析が実施でき、他の原子炉ユニットからの影響を定量的に評価することが可能であることを確認した。また、本研究で仮定した条件においては、複数の原子炉ユニットがある場合にベントが失敗する要因の約3~4割が他の原子炉ユニットからの影響によるものであると分かった。また、緩和系の種類を2種類(HPACとベント)から3種類(HPACとベント、低压代替注水系)に増やした場合、格納容器破損に至る確率が1/10~1/100程度に低減されることが分かった。

以上のように、1.2節で示した小目的を順に達成することで、本研究の最終的な目的である、CMMC法を用いたマルチユニットの影響を考慮したリスク評価を実施し、その妥当性を確認した。

6.2 今後の課題

本節では、今後の課題を述べる。課題は、その解決によりCMMC法を用いたリスク評価技術の高度化に対する寄与が大きいと考えられる順に記載する。

● 解析モデルの高度化

本研究で作成した解析モデルは、高速化を第一に優先した非常に簡易なモデルである。実現象に即したリスク評価を行うためには、解析モデルの高度化を行う必要がある。高度化は、解析対象とする機器の拡大、事象進展の取り扱い、複数の破損モードの考慮などについて行うことが考えられる。解析対象とする機器の拡大については、本研究で用いたモデルでは原子炉がRPVとPCVで構成されるとしたが、RPV及びPCVに接続された配管を考慮することで配管の破損による事故進展への影響などを取り扱うことができる。事象進展については、本研究で用いたモデルでは複数の事象進展は同時に進行しないとしたが、実際は複数の事象は同時に進展すると考えられる。これを考慮することで、より正確な事故進展予測が可能となる。複数の破損モードの考慮については、本解析モデルでは、PCVは過圧破損するとして扱ったが、PCVの破損モードとして過温破損も考えられる。圧力や温度によって発生確率が大きい方に事故が進展するようなモデルを組み込むことで複数の破損モードを考慮することが可能である。しかし、モデルの高度化と解析に要するコストはトレードオフの関係であるため、行う解析の大目的に応じて検討する必要がある。

● プラント構成要素の状態遷移の取り扱いの妥当性向上

本研究では、緩和系の失敗率などの状態遷移確率はRPV状態のみに依存して変化すると仮定したが、実際には多くのパラメータによって変化すると考えられる。例えば、本研究で想定したようなシビアアクシデント発生時は、事故対応で使用する緩和系操作や電源などの復旧作業のために運転員が現場(原子炉建屋近辺での)作業を行うことが考えられる。このような場合、運転員が事故状況に対して感じるストレスなどの心理状態や訓練時と異なる状況に対しての意思決定などにより作業の成否や効果が変化する。このような人的因子を考慮することで解析の妥当性を向上させることができる。また、電源の復旧によって現場作業以外でも緩和系の操作が可能となる場合がある。

状態遷移確率を、複数のパラメータに依存した式として取り扱ったり、電源の復旧を考慮した条件を追加したりすることで、プラント構成機器の状態遷移をより実現象を模擬することが可能となる。

- 評価方法の検討

本研究では、CMMC 法によって複数の原子炉ユニット間の依存性を妥当に考慮できることを、できる限り単純な条件について、仮定した条件から解析的に想定される結果と不確かさの範囲で一致するかどうかで検証した。今後、より高度な解析モデルを用いて複雑な条件の解析を行う場合、本研究で行ったような方法で検証を行うことが困難となる。また、参照解として用いることができる解析コードが存在しないため、CMMC 法を用いた解析で得られる結果の妥当性検証は大きな課題である。

- 既存の事故進展解析コードとのカップリング

5.4 節で実施した解析では、発生頻度が極めて小さい事象を取り扱うために大きなサンプル数を要するため、3.2.3 項で述べた逆関数法を用いたサンプリングを用いていることで高速化を図った。結果として、逆関数法を用いたサンプリングを CMMC 法のアルゴリズムに導入することで、CMMC 解析の解析時間を削減可能であることが明らかとなった。これを応用することで、既存の事故進展解析コードを CMMC 法とカップリングした解析が可能となる見込みがある。

Appendix. A 原子力リスク評価用語集

原子力施設のリスク評価についての文書では、多くの専門用語や略語が用いられており、他分野の専門家がリスク評価の理解を試みる際に、一つの障害になっていると考えられる。このような背景から、本 Appendix では、原子力施設のリスク評価分野で頻出する用語や略語についてまとめる。

本 Appendix では、リスク評価においてよく見られる用語を、大きくシステム関連用語編とリスク評価関連用語編の2つのパートに分けてまとめている。システム関連用語編では原子炉施設のシステムに関する用語・略語について、リスク評価関連用語編ではリスク評価に関する用語・略語をまとめている。

○システム関連用語

略語・用語	解説
ABWR	Advanced Boiling Water Reactor 改良型沸騰水型原子炉
ADS	Automatic Depressurization System 原子炉自動減圧系
AO弁	Air Operated Valve 空気作動弁
APWR	Advanced Pressurized Water Reactor 改良型加圧水型原子炉
BWR	Boiling Water Reactor 沸騰水型原子炉
C/S	Core Spray 炉心スプレイ系
CCW	Component Cooling Water 原子炉補機冷却水
CR	Control Rod 制御棒
CRD	Control Rod Drive System 制御棒駆動機構
CUW	Reactor Water Clean-up System 原子炉冷却材浄化系
D/G	Diesel Generator 非常用ディーゼル発電機
D/W	Dry Well ドライウェル
ECCS	Emergency Core Cooling System 非常用炉心冷却系

ESF	Engineered Safety Features 工学的安全施設
FCS	Flammability Gas Control System 可燃性ガス濃度制御系
FPC	Fuel Pool Cooling Cleanup System 燃料プール冷却浄化系
HPCF	High Pressure Core Flooder system 高压炉心注水系
HPCI	High Pressure Coolant Injection System 高压注水系
HPCS	High Pressure Core Spray System 高压炉心スプレイ系
IC	Isolation Condenser 非常用復水器
LPCI	Low Pressure Coolant Injection System 低压注水系
LPCS	Low Pressure Core Spray System 低压炉心スプレイ系
LPFL	Low Pressure Flooder System 低压注水系（RHR の低压注水モード）
MOX	Mixed Oxide 混合酸化物燃料
MO 弁	Motor Operated Valve 電動駆動弁
MSIV	Main Steam Isolation Valve 主蒸気隔離弁
MUW	Make-Up Water 補給水
PCV	Primary Containment Vessel 原子炉格納容器
PWR	Pressurized Water Reactor 加圧水型原子炉
R/B	Reactor Building 原子炉建屋
RCCV	Reinforced Concrete Containment Vessel 鉄筋コンクリート製格納容器
RCIC	Reactor Core Isolation Cooling system 原子炉隔離時冷却系
RCW	Reactor Building Closed Cooling Water System 原子炉補機冷却系

RHR	Residual Heat Removal System 残留熱除去系
RPS	Reactor Protection System 原子炉保護系
RPV	Reactor Pressure Vessel 原子炉圧力容器
S/C	Suppression Chamber サプレッションチェンバー（圧力抑制室）
SFP	Spent Fuel Pool 使用済燃料プール
SG	Steam Generator 蒸気発生器
SGTS	Standby Gas Treatment System 非常用ガス処理系
SLC	Standby Liquid Control System ホウ酸水注入系
SRV	Safety Relief Valve 主蒸気逃がし安全弁
T/B	Turbine Building タービン建屋
W/W	Wet Well ウェットウェル（サプレッションチェンバー）

○リスク評価関連用語

略語・用語	解説
ALARA	As low as reasonably achievable（合理的に達成できる限り低く）の略であり、放射性防護実行上の基本的な概念。
AM	アクシデントマネジメント。シビアアクシデントのリスクを低減するための体制や手順書の整備、教育、設備などの対策の総称。
AOO	Anticipated Operational Occurrence 運転時の異常な過渡変化
ATWS	Anticipated Transient Without Scram 原子炉停止機能喪失（スクラム失敗事象）
BAF	Bottom of Active Fuel 有効燃料底部
BDBA	Beyond Design Basis Accident 設計基準事故を超える事故

CCF	Common Cause Failure 共通要因故障
CDF	Core Damage Frequency 炉心損傷頻度
CFF	Containment Failure Frequency 格納容器機能喪失頻度
DBA	Design Basis Accident 設計基準事故
DSA	Deterministic Safety Assessment 決定論的リスク評価
ET	Event Tree イベントツリー
FP	Fission Product 核分裂生成物
FT	Fault Tree フォールトツリー
HRA	human reliability analysis 人間信頼性解析
LOCA	Loss of Coolant Accident 原子炉冷却水喪失事故
LUHS	Loss of Ultimate Heat Sink 最終ヒートシンク喪失
MCCI	Molten Core Concrete Interaction 溶融炉心—コンクリート反応
PRA	Probabilistic Risk Assessment 確率論的リスク評価
SA	Severe Accident シビアアクシデント
SBO	Station Black Out 全交流電源喪失
TAF	Top of Active Fuel 有効燃料長頂部
インベントリ	放射性物質の存在量。例えば、炉心インベントリとは、炉心内にある放射性物質の存在量を指す。
クリフエッジ	ある大きさ以上の負荷が加わった場合に、共通の要因などにより安全機能が広範囲に喪失し、プラントの状態が急激に悪化する状態になること。

コリウム	炉心溶融が発生した際に生じる炉心溶融物。デブリと同義で用いられる場合もある。
サイト	発電所のこと。
スロッシング	液体が入った容器が振動した際に液体表面が大きくうねる現象。例えば、地震が発生した場合、燃料プール水がスロッシングによりオペレーションフロアにあふれる可能性がある。
ソースターム	発電所外部に放出される可能性がある放射性物質の種類や量などの総称。
デブリ	溶融した炉心によってできた固体状・液体状の物質。
プルーム	環境中に放出された放射性物質が雲のように流れる状態
リロケーション	溶融した炉心が下方向などに移動すること
レジリエンス	工学分野において、大きな外乱を受けたシステムが致命傷を受けずに被害から速やかに回復できる能力を指す。
事故シーケンス	事故シナリオを起因事象、安全策の成功・失敗の組み合わせで表したもの。
破損モード	機器が破損に至る要因

Appendix. B 原子炉の解析で使した蒸気表

本論文の 5.2.3 項で述べたように、第 5 章の原子炉の解析では、水の沸点と蒸発潜熱、エンタルピーについては圧力基準の蒸気表から、比熱と飽和蒸気圧については温度基準の蒸気表から計算している。本 Appendix では、解析で使した蒸気表の値をまとめる。

○圧力基準の蒸気表

圧力[MPa]	水の沸点[°C]	蒸発潜熱[kJ/kg]	飽和蒸気エンタルピー[kJ/kg]
0.1	99.606	2257.51	417.44
0.2	120.21	2201.56	504.68
0.3	133.53	2163.44	561.46
0.4	143.61	2133.33	604.72
0.5	151.84	2107.92	640.19
0.6	158.83	2085.64	670.50
0.7	164.95	2065.61	697.14
0.8	170.41	2047.28	721.02
0.9	175.36	2030.31	742.72
1.0	179.89	2014.44	762.68
2.0	212.38	1889.76	908.62
3.0	233.86	1794.89	1008.37
4.0	250.36	1713.47	1087.43
5.0	263.94	1639.73	1154.50
6.0	275.59	1570.83	1213.73
7.0	285.83	1505.13	1267.44

RPV 圧力が 7.0[MPa]以上の場合は 7.0[MPa]における値として取り扱っている（本解析条件において、PCV 圧力が 0.8[MPa]より大きくなることはない）。

○温度基準の蒸気表

温度[°C]	比熱[kJ/kg/K]	飽和蒸気圧[kPa]
20	4.18	2.3392
30	4.18	4.2467
40	4.18	7.3844
50	4.18	12.351
60	4.19	19.946
70	4.19	31.201
80	4.20	47.415
90	4.21	70.182
100	4.22	101.33
110	4.24	143.38
120	4.26	198.67
130	4.27	270.26
140	4.29	361.50
150	4.32	476.10
160	4.35	618.14
170	4.38	792.05
180	4.42	1002.6
190	4.46	1255.0
200	4.51	1554.7
210	4.56	1907.4
220	4.63	2319.3
230	4.70	2796.8
240	4.78	3346.7
250	4.86	3975.9
260	4.97	4692.1
270	5.10	5502.8
280	5.24	6416.5
290	5.40	7441.6

公刊論文（口頭発表）

1. 澤田憲人, 遠藤知弘, 山本章夫 他, 日本原子力学会秋の大会, オンライン開催, 9月16日-18日, (2020).
2. K. Sawada, T. Endo, A. Yamamoto *et al.*, *Proc. ASRAM 2020*, online, Nov. 30 - Dec. 2, 2020.
3. 澤田憲人, 遠藤知弘, 山本章夫 他, 日本原子力学会春の年会, オンライン開催, 3月17日-19日, (2021). (submitted).