

5. 有効性評価への適用性

(1) 燃料定常照射挙動

Phénix 炉における燃料要素の照射試験の解析により、FP ガスの保持量は、局所的に見ると最大で 30%程度の不確かさがあるが、FP ガスの保持量の総量や大まかな分布は、良く模擬できていることを確認した。また、燃料の幾何形状、燃料組成の軸方向分布等の定常照射時の熱的挙動及び機械的挙動をおおむね再現できることも確認した。

したがって、有効性評価においては、FP ガス保持量の不確かさを考慮することにより、S A S 4 A は燃料定常照射挙動に適用できる。

(2) 冷却材熱流動挙動

CABRI 炉内試験の解析により、冷却材の熱流動挙動を表す指標である過渡時の冷却材温度分布の不確かさは小さく、冷却材の熱的挙動は、適正に計算されることを確認した。後述の燃料要素の熱的挙動の項で示すとおり CABRI 炉の熱的条件が実機条件と同様であるということ、後述の冷却材沸騰挙動の項で示すとおり冷却材の沸騰挙動が適正に再現されているということなどから、S A S 4 A の冷却材熱流動挙動に関するモデルは有効性評価へ適用できる。

(3) 燃料要素の熱的挙動

CABRI 炉内試験の解析により、過渡時の冷却材温度分布の不確かさは小さく、燃料要素の熱的挙動が適正に計算されることを確認した。また、燃料要素の熱的挙動は、熱膨張率やギャップ熱伝達率を介して燃料要素の機械的挙動と関連しているが、後述のとおり燃料要素の機械的挙動に関しても適正に模擬できていることから、本物理現象の不確かさは小さいと考えられる。

CABRI 炉では、ドライバー炉心が熱中性子炉であることから燃料ペレット外周部での熱中性子束の吸収により実機に比べて燃料内中性子束の径方向分布は相対的に外側が高くなるが、CABRI 試験では、過渡に先立ち 480~600W/cm の高線出力状態で短時間の定常出力運転を行うことにより、燃料径方向中心部の初期温度を高くすることで、過渡時の温度分布を実機条件と同様の分布になるよう調整している。加えて、実機では、燃料要素がバンドル体系となっているが、冷却材として用いているナトリウムが高い熱伝導性を有していることから温度分布は平坦であり、燃料要素の過渡挙動の同時性が高く、燃料集合体全体の挙動を単一の燃料要素で適切に代表できるものと考えられる。

以上より、S A S 4 A の燃料要素の熱的挙動に関するモデルは有効性評価へ適用できる。

(4) 燃料要素の機械的挙動

CABRI 炉内試験の解析により、燃料頂部の軸方向伸びの不確かさは小さく、燃料要素の機械的挙動は、適正に計算されることを確認した。また、前述のとおり、燃料要素の機械的挙動は、燃料要素の熱的挙動とも関連しており、燃料要素の熱的挙動に関しても適正に模擬できていることから、本物理現象の不確かさは小さいと考えられる。

CABRI 試験は、原子炉中の燃料要素の状態を模擬した炉内試験で、機械的物性は、実機と同等の条件となっていることから、燃料要素単ピンでの挙動としては実機での挙動と同等である。

加えて、前述のとおり各集合体の挙動を単一の燃料要素で適切に代表できるものと考えられる。
以上より、S A S 4 Aの燃料要素の機械的挙動に関するモデルは有効性評価へ適用できる。

(5) 冷却材沸騰挙動

CABRI 炉内試験の解析により、冷却材の沸騰時刻や沸騰拡大挙動を良く模擬できていることを確認した。

冷却材沸騰挙動に関しては、ピンバンドル体系でのナトリウムの沸騰挙動に関する試験^[13]より、大きな気液密度比と熱伝導度を有するナトリウムの沸騰現象の特徴として、ごく短時間にバンドル全体を覆う大きな蒸気泡が形成され、1次元ピストン状に気泡の拡大・収縮が繰り返され、その後蒸気泡が加熱面全体に広がった後にドライアウトが生じることが確認されている。すなわち、ナトリウムの高い熱伝導度がバンドル全体の径方向温度分布を平坦化し、ナトリウムの大きな気液密度比が急激な蒸気泡の拡大を引き起こすことにより、バンドル中の沸騰挙動は、径方向に関しては極めて同時性の高い挙動となり、軸方向1次元での挙動として取り扱うことが可能であること、言い換えれば、バンドル体系の沸騰挙動を単一の燃料要素で適切に代表できるものと考えられる。加えて、ピンバンドル体系に対してS A S 4 Aの前身であるS A S 3 Dによる解析^[14]で沸騰挙動を適切に模擬できることが示されている。

以上より、S A S 4 Aの冷却材過渡挙動モデルは有効性評価へ適用できる。

(6) 被覆管の溶融と移動挙動

CABRI 炉内試験との比較により、被覆管の移動挙動を過大評価する傾向にあることを確認したが、これは実機解析では被覆管が燃料端部へ移動することで反応度が增加する方向に、すなわち反応度フィードバックの観点から保守的に評価されることを意味する。

したがって、S A S 4 Aの被覆管の溶融と移動挙動に関するモデルは保守的に有効性評価へ適用できる。

(7) 燃料の破損挙動

CABRI 炉内試験の解析により、試験で得られた破損時刻や破損位置（範囲）をおおむね再現できることを確認した。

燃料の破損挙動は、被覆管や燃料ペレットの温度と強度の関係という局所的な現象により決定されるため、単ピン体系であるかバンドル体系であるかによらず局所的な状態を評価することで燃料の破損挙動の予測が可能である。加えて、前述のとおり集合体の挙動を単一の燃料要素により適切に代表できるものと考えられる。

一方、燃料の破損後の挙動に関しては、各解析モデルはCABRI 炉内試験等の解析によりその妥当性を確認しているものの、破損前の挙動と比べると複雑であり物理現象としての不確かさが増加することが考えられる。このため、有効性評価においては、破損後の挙動を保守的に評価できるように、破損判定条件として燃料の溶融割合を用いることとする。すなわち、破損時の燃料の溶融割合を小さく設定することにより、燃料破損後の燃料分散による負の反応度効果を抑えることができる。また、燃料の溶融割合を破損判定に用いると破損位置が軸方向中心位

置となり、燃料要素内の溶融燃料が炉心中心方向に集中することになるため反応度が増加し、その意味でも保守的な評価となる。

したがって、燃料の破損判定条件として燃料の溶融割合を用いることにより、保守的な有効性評価を行うことができる。

(8) 燃料の軸方向移動挙動

CABRI 炉内試験の解析により、燃料の軸方向移動挙動による燃料分布の推移は、おおむね模擬できていることを確認した。

燃料破損後の燃料の軸方向移動挙動に関しては、3本ピン体系でのULOF試験の結果より、燃料の軸方向移動及び固化挙動が局所的な燃料エンタルピーに支配されており、それを実機のバンドル体系に適用することが可能であることが示されている^[15]。加えて、燃料の軸方向移動挙動に関するバンドル体系での試験解析(SAS4A又はSAS4Aの前身であるSAS3Dによる解析)の結果^{[16]、[17]}から、単ピンモデルによる解析でバンドル体系での燃料の軸方向移動挙動を適切に模擬できることが示されている。

したがって、SAS4Aの燃料の軸方向移動挙動に関するモデルは、有効性評価へ適用できる。

(9) FCI 挙動

CABRI 炉内試験の解析結果より、FCIによるナトリウム蒸気圧力の発生と急速なボイド化に対応する流量応答の推移は、おおむね模擬できていることを確認した。

冷却材沸騰挙動の項で示したとおり、多数ピンを使ったバンドル試験からの知見と1次元の解析モデルを用いたバンドル体系の解析より、冷却材ボイドの拡大挙動は、1次元モデルによる評価を行ったとしても事象進展に大きな影響はないと考えられる。

したがって、SAS4AのFCI挙動に関するモデルは、有効性評価へ適用できる。

以上より、起因過程の重要現象に関するSAS4Aの解析モデルは、各試験の結果と比較して妥当であることを確認するとともに、各解析モデルの不確かさを把握した。把握した不確かさを考慮することによりSAS4Aは起因過程を適切に解析できる。

6. 参考文献

- [1] W. M. Rohsenow and J. P. Hartnett, Eds., Handbook of Heat Transfer, McGraw-Hill Book company, New York (1973).
- [2] K. Lassmann and F. Hohlefeld, The Revised URGAP Model to Describe the Gap Conductance Between Fuel and Cladding, Nucl. Eng. Design 103 (1987).
- [3] T. H. Fanning, A. J. Brunett, and T. Sumner, eds., The SAS4A/SASSYS-1 Safety Analysis Code System, ANL/NE-16/19, Nuclear Engineering Division, Argonne National Laboratory, March 31, 2017.
- [4] G. B. Wallis, One-Dimensional Two-phase Flow, McGraw-Hill Book Company, New York (1969).
- [5] 佐藤一憲, 飛田吉春 他 “CABRI 炉内試験等の知見を反映した「もんじゅ」ULOF 事象解析”, JAEA-Research 2007-055 (2007).
- [6] 佐藤一憲, “国際共同 CABRI 炉内試験計画の進展とその成果 -動燃技報 No. 82 号”, 動燃技報, PNC TN1340 92-002, (1992), pp38-55.
- [7] 佐藤一憲, “高速炉の安全性にかかわる CABRI 炉内試験の狙いと主要な成果”, サイクル機構技報 No. 23 (2004. 6).
- [8] K. Kawada, K. Takahashi and Y. Tobita, “Preliminary Result of Validation Study in SAS-SFR (SAS4A) Code in Simulated TOP and Undercooled Overpower Conditions”, Proceedings of the 10th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operation and Safety (NUTHOS-10) (2014), Paper No. NUTHOS10-1187.
- [9] S. Ishida and I. Sato, “SAS4A analysis of CABRI experiments for validation of axial fuel expansion model”, Proceedings of the 15th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-15), Pisa, Italy, May 12-17, 2013.
- [10] Y. Imaizumi and Y. Fukano, “SAS4A analyses of CABRI in-pile experiments simulating unprotected-loss-of-flow accidents in SFRs”, Proceedings of 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2016), San Francisco, California, USA, April 17-20, 2016.
- [11] 佐藤一憲, “CABRI-2 炉内試験総合評価 (3) : 単相冷却材中での破損後挙動”, 日本原子力学会 1994 春の年会, 1994.
- [12] L. Roche et al., “Description of the State of CABRI Fuel Pins after Pre-irradiation and just before the Transient (t0) State,” Proceedings of the International Meeting on Science and Technology of Fast Reactor Safety, British Nuclear Energy Society, Guernsey, UK, May 12-16, 1986.
- [13] K. Haga, Loss-of-flow experiment in a 37-pin bundle LMFBR fuel assembly simulator, Nuclear Engineering and Design, Vol. 82 (1984), pp. 305-318.
- [14] T. E. Kraft, et al., Simulations of an unprotected loss-of-flow accident with a 37-pin bundle in the sodium loop safety facility, Proceedings of the International Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Vol. 2 (1979), pp. 896-904.

- [15] Y. Onoda, et al., “Three-pin Cluster CABRI Tests Simulating the Unprotected Loss-of-Flow Accident in Sodium Cooled Fast Reactors”, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 48, No. 2 (2011), p. 188-204.
- [16] E. E. Morris, et al., “Modeling and analysis of the unprotected loss-of-flow accident in the Clinch River breeder reactor”, *Proceedings of the International Topical Meeting on Fast Reactor Safety*, Knoxville, USA, April 21- 25, 1985.
- [17] J. A. Morman, A. M. Tentner and D. J. Dever, “SAS validation and analysis of in-pile TUCOP experiments”, *Proceedings of the International Topical Meeting on Fast Reactor Safety*, Knoxville, USA, April 21- 25, 1985.

第4部

S I M M E R - I V 及び S I M M E R - I I I

1. はじめに

本資料は、格納容器破損防止措置の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち、S I M M E R - I V 及び S I M M E R - I I I について、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデルに関する説明
- ・妥当性確認
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

S I M M E R - I V^[1]及び S I M M E R - I I I^[2]における解析の対象とする遷移過程では、第 2.1 図のように事象が推移する。起因過程の終状態において破損していた燃料集合体に隣接する集合体が熱負荷を受ける。「常陽」においては、ナトリウムボイド反応度が負であること及び起因過程の終状態では、損傷集合体を除いて冷却材が残存しているため、隣接する集合体の冷却材が沸騰して損傷が進展する際にも負のボイド反応度が挿入される（ボイド領域の拡大）。

一方で、損傷した燃料が重力により密に凝集すれば正の反応度が挿入される。負のボイド反応度の影響により、時間の経過とともに炉心出力は低下を続けるが、一方で崩壊熱や溶融被覆管・ラップ管からの熱伝達により燃料集合体の損傷が徐々に拡大する可能性がある（燃料要素の溶融・破損、燃料要素の昇温及び溶融・破損に伴う核分裂生成物（以下「FP」という。）ガスの放出、構造壁の溶融・破損）。損傷領域が拡大し、冷却材のボイド化に伴う負の反応度を超えるほどの損傷燃料の凝集に伴う正の反応度が挿入された場合、核出力の上昇に伴う発熱の増加によって残りの燃料要素の破損が進展し、最終的に全炉心規模の損傷に至る可能性がある。

広域で損傷した固体状の燃料が重力沈降の結果として炉心下部に堆積することで反応度が即発臨界（1\$）を超過する可能性がある。この結果、炉心領域では、全炉心規模の炉心溶融プールが形成される。全炉心プールでは大規模な燃料凝集運動（燃料スロッシング）により、即発臨界超過の結果大きなエネルギー放出に至る可能性がある。炉心溶融プールが形成された場合、炉心からの燃料流出による負の反応度が挿入されるが、一方で溶融燃料が炉心周辺部に残留する冷却材と接触した際の燃料-冷却材相互作用（以下「FCI」という。）により径方向の燃料凝集が生じて正の反応度が挿入される可能性もある。炉心からの燃料流出による負の反応度効果が卓越して深い未臨界状態に至れば、遷移過程の事象推移は核的に収束する。以上の炉心損傷領域拡大の過程において、制御棒下部案内管に流入した炉心物質によって制御棒が溶融・破損して炉心に落下（制御材の炉心への混入）すると負の反応度が挿入される。

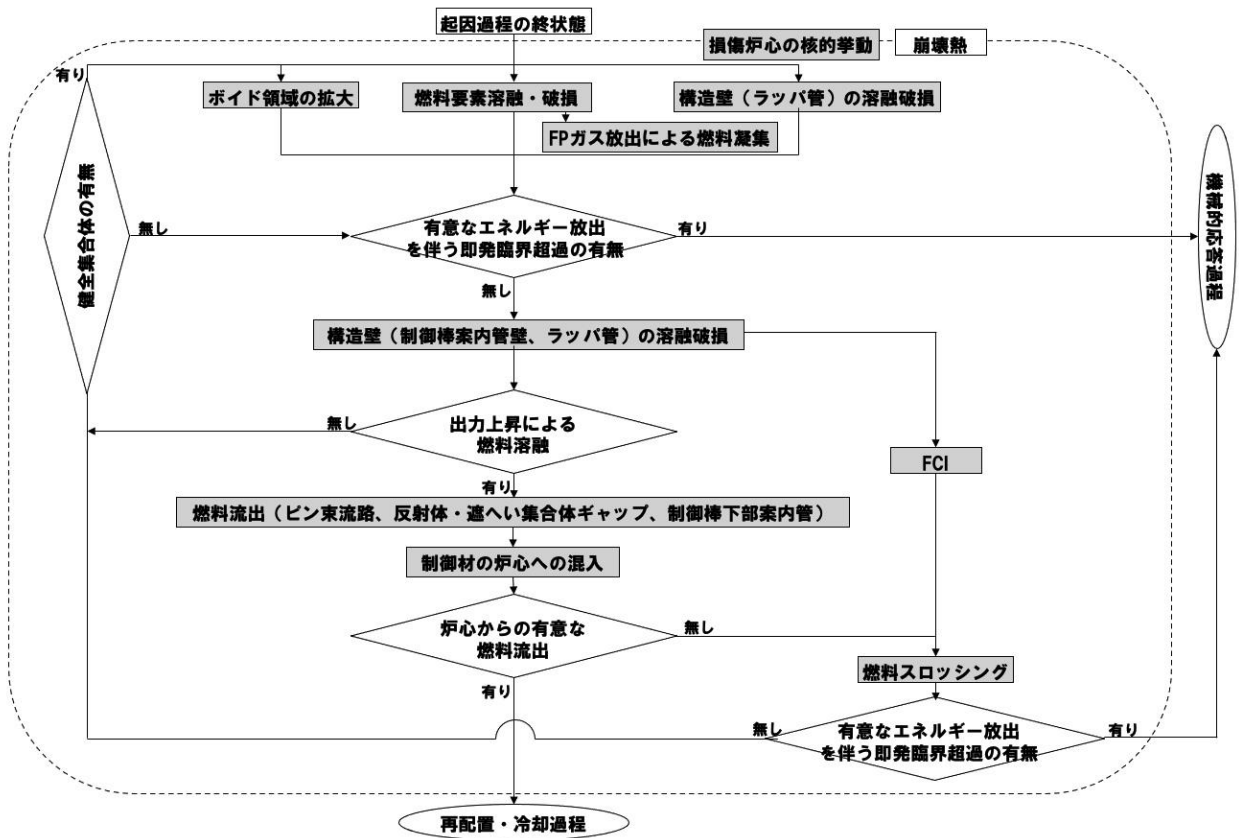
大規模な燃料凝集による正の反応度挿入が卓越する場合には、即発臨界超過に至り、いわゆる出力逸走によって急激に熱的エネルギーが放出される可能性がある。ごく短時間の出力逸走の結果、炉心燃料は、ほぼ断熱的に加熱されるため、放出される熱エネルギーの大きさは結果として炉心全体での燃料温度の上昇ととらえることができる。すなわち、即発臨界超過による熱エネルギー放出の大きさを代表するとともに、有効性評価の評価項目に関わる重要なパラメータであり、後続の機械的応答過程で解析する機械的エネルギー発生のパテンシャルを表す評価指標として「炉心平均燃料温度」を用いることが適切である。なお、即発臨界超過に至る正の反応度挿入を駆動する大規模な燃料凝集の発生は、燃料の可動性、溶融燃料プールの規模、スロッシング（プール全体の揺動）

のトリガー発生等の要因の組合せで起こりうるが、これらの要因は結果としての「炉心平均燃料温度」に影響を及ぼす重要現象となる。

熱的な影響に関しては、遷移過程の解析結果を基に後続の再配置・冷却過程の解析に必要な炉心物質の分布や状態が決定される。遷移過程の事象推移の中で溶融した炉心燃料の一部は、制御棒下部案内管、炉心側面の反射体・遮へい集合体ギャップ等を通じて炉心外に流出する。「炉心からの燃料流出量」は炉心残留燃料による即発臨界超過のポテンシャルを左右する重要なパラメータであるとともに、再配置・冷却過程の解析条件を決定する重要な評価指標である。なお、「炉心平均燃料温度」は、燃料流出の駆動力と拘束力に関わる評価指標でもある。

S I M M E R - I V は、機械的応答過程における機械的エネルギーの解析にも適用する。この過程では、出力逸走によって、高温高圧となった炉心物質は、炉心の上部にあるピン束流路を通して上部プレナムに放出される。上部プレナム内にあるナトリウムは、上方に加速され熱エネルギーが機械的エネルギーに変換されるとともに、カバーガスは圧縮されて原子炉容器内の圧力が上昇する。この時の圧力の時間履歴によって、原子炉容器は機械的に変形し、また、原子炉容器上部の回転プラグの間隙を通して格納容器（床上）にナトリウムが噴出する可能性がある。この過程における事象推移は以下のようになる。

出力逸走によって高温高圧となった炉心では、出力分布に対応して温度と圧力の分布が発生し、相対的に圧力の高い領域の燃料が炉心内で膨張して低圧の領域の燃料と混合して炉心内で圧力と温度が平坦化する（炉心圧力の平坦化）。これと並行して、出力逸走によって高温となった溶融燃料から炉心内の溶融スチールへの熱移行が発生する（燃料からスチールへの熱移行）。その後、炉心内の圧力によって、炉心物質は、炉心上方にある反射体、ガスプレナム、制御棒下部案内管等の構造（炉心上部構造）を通して上部プレナムへ移動する。この段階では、炉心物質から低温の炉心上部構造への伝熱と凝縮による熱損失及び炉心上部構造を通過する際の流動抵抗が発生（炉心上部構造への熱及び圧力損失）する。炉心物質からの伝熱により炉心上部構造の一部は、溶融・破損して炉心物質に混入する（炉心上部構造材の溶融と炉心物質への混入）。上部プレナムの底部に達した炉心物質は、ナトリウムと FCI を起こす。FCI によって発生したナトリウム蒸気は、上部プレナムのナトリウムプールの底部に蒸気泡を形成し、その界面で凝縮する一方で、上部プレナム内のナトリウムを上方に加速（蒸気泡の成長）して炉心物質の熱エネルギーが機械的エネルギーに変換されるとともに、カバーガスを圧縮することで原子炉容器内の圧力を上昇させる。この機械的エネルギーが原子炉容器や回転プラグなどの原子炉冷却材等のバウンダリへ機械的負荷を与えることから、この過程の評価では「機械的エネルギー」を評価指標とする。



第 2.1 図 ULOF/UTOP 遷移過程事象相関図

2.2 ランクの定義

SIMMER-IVによる解析において考慮すべき物理現象を対象に、第2.1表の定義に従って「H」、「M」及び「L」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

第2.1表 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	事象推移に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較や感度解析等により求め、実機評価における評価指標への影響を評価する。
M	事象推移に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、評価指標に対する影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標への影響を評価する必要はないが、本資料では、実機評価への影響を感度解析等により評価するか、「H」と同様に評価することとする。
L	事象推移に対する影響が小さいと考えられる現象	評価指標への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証/妥当性評価は記載しない。

2.3 物理現象に対するランク付け

2.3.1 遷移過程

2.1節で述べた事故シーケンス及び評価指標に影響を及ぼす可能性のある物理現象について（第2.1図参照）、第2.1表の定義に従って、評価指標への影響に応じて第2.2表のとおりランク付けを行い、「H」又は「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

遷移過程では、燃料の空間的な凝集の発生に伴って発生する即発臨界超過による核発熱によって炉心平均燃料温度が短時間に上昇する。厳しい即発臨界事象を引き起こす大規模な燃料凝集は炉心全体がほぼ全て損傷し、熔融燃料プールが形成された際に発生する局所的な圧力上昇によって起こる。この時の反応度挿入のメカニズムについては、燃料移動反応度が支配的であるため、即発臨界超過によるエネルギー放出は、燃料凝集量と凝集速度に左右される。したがって、遷移過程の評価指標の一つである「炉心平均燃料温度」に対する物理現象のランキングは、全炉心プール形成時の燃料凝集量及び凝集速度への影響を考慮して判断することができる。

他方、遷移過程での炉心からの燃料流出は、損傷燃料が流動性を持ち、流出経路にアクセスする際に発生する。具体的な流出経路は、制御棒下部案内管、燃料集合体下部・上部のピン束流路及び炉心側面の反射体・遮へい集合体ギャップであり、流出経路中の損傷炉心物質の挙動が遷移過程におけるもう一つの評価指標である「炉心からの燃料流出量」に対するランキングを決定する要因と考えることができる。

以下、物理現象ごとに上記のランキングの考え方に基づく検討の結果を示す。

(1) 損傷炉心の核的挙動

本物理現象では、時間的に変化する物質分布に基づいて、反応度及び原子炉出力が動的に変化する。

本物理現象は、炉心平均燃料温度を決定する重要な現象であり、炉心平均燃料温度への影響度は、中程度である（「M」）。炉心からの燃料流出量への影響は小さい（「L」）。

(2) ボイド領域の拡大

本物理現象は、冷却材沸騰領域の拡大に伴うボイド反応度が挿入されるとともに、冷却材としての機能を失うことで炉心損傷進展の早さに係る現象である。

ただし、大規模な燃料凝集を引き起こすような炉心溶融プールが形成される際には、炉心内の冷却材は、ほぼ全てボイド化していることから、燃料凝集に対して直接的な影響はない。また、「常陽」のように小型の高速炉において、冷却材の密度反応度は、炉心中心部を除いて負であるため、冷却材の沸騰は、反応度の減少を引き起こす。このため、本物理現象の重要度は低い（「L」）。

(3) 燃料要素の溶融・破損

本物理現象は、燃料ペレットの溶融割合及び被覆管による支持力の有無に伴う燃料要素の破損挙動を指し、炉心損傷の進展の早さに係る現象である。

ただし、燃料挙動を直接駆動することはないため、本物理現象は、燃料の大規模な凝集を引き起こす現象ではない。このため、本物理現象の重要度は低い（「L」）。

(4) FP ガス放出

本物理現象は、燃料要素の破損時に FP ガスが放出される現象である。

炉心溶融プールの拡大時に、炉心上下端で閉塞を起こした燃料集合体内に充満した FP ガス又は急激な燃料要素の昇温に伴い炉心内に大量の FP ガスを放出するような場合は、燃料の大規模凝集を引き起こす可能性もあるが、負のボイド反応度を持つ「常陽」においては、燃料要素の昇温が穏やかであるため、燃料集合体上部・下部の閉塞形成までに FP ガスは、すでに炉心領域から流出していると考えられる。このため、評価指標に与える影響は低い（「L」）。

(5) 構造壁の溶融・破損

本物理現象は、燃料集合体及び制御棒下部案内管の管壁が高温炉心物質からの熱輸送により溶融破損する現象であり、損傷炉心領域の拡大を引き起こす。

損傷領域の拡大は、燃料凝集の規模、制御棒下部案内管の管壁の溶融破損、燃料流出のタイミング及び FCI 発生に係る挙動であり、燃料凝集と燃料流出に強く影響する（「H」）。

(6) FCI

本物理現象は、損傷炉心拡大時に制御棒下部案内管や反射体の構造材の破損又は炉心下部・上部からの冷却材の流入により、冷却材が高温の炉心物質と直接熱交換することによって、冷却材の蒸気圧力が発生する現象である。

本物理現象は、燃料スロッシングを引き起こす可能性があり、その発生圧力によって、燃料凝集量及びそれに伴う反応度変化が左右され、その結果、炉心平均燃料温度に影響を及ぼす（「H」）。

(7) 燃料スロッシング

本物理現象は、熔融炉心プールで生じた蒸気圧による駆動力を起因として発生する熔融炉心プールのスロッシング現象である。

本物理現象により燃料の凝集規模とそれに伴う反応度変化が決まる。このため、本物理現象による炉心平均燃料温度への影響度は大きい（「H」）が、炉心からの燃料流出量への影響は小さい（「L」）。

(8) 燃料流出

本物理現象は、燃料集合体上・下部のピン束流路、炉心側面の反射体・遮へい集合体ギャップ及び制御棒下部案内管を通した炉心からの燃料流出挙動である。

反射体・遮へい集合体ギャップ及び制御棒下部案内管については、SIMMER-IVによる3次元解析時に表現される。燃料流出について、ピン束流路へは、燃料が熔融した状態において炉心内圧力が高まった場合、反射体・遮へい集合体ギャップへは、熔融燃料が炉心側面に達した場合、制御棒下部案内管へは、管壁破損時に周辺の燃料が熔融状態であり、かつ、閉塞が形成されない場合に流出可能である。本物理現象は、炉心からの燃料流出量に直接影響し（「H」）、大規模な燃料凝集発生前に流出する場合は燃料凝集量とそれに伴う反応度変化を左右し、評価指標にも大きく影響する（「H」）。

(9) 制御材の炉心への混入

本物理現象は、制御棒下部案内管に流入した炉心物質によって制御棒が熔融・破損して炉心に落下する現象である。

本現象によって負の反応度が挿入される。大規模な燃料凝集発生前に流出する場合は燃料凝集に伴う反応度変化を左右し、炉心平均燃料温度に大きく影響する（「H」）が、炉心からの燃料流出量への影響は小さい（「L」）。

第 2.2 表 遷移過程の物理現象のランクテーブル

物理現象	ULOF/UTOP における評価指標	
	炉心平均燃料温度	燃料流出量
(1) 損傷炉心の核的挙動	M	L
(2) ボイド領域の拡大	L	L
(3) 燃料要素の熔融・破損	L	L
(4) FP ガス放出	L	L
(5) 構造壁の熔融・破損	H	H
(6) FCI	H	L
(7) 燃料スロッシング	H	L
(8) 燃料流出	H	H
(9) 制御材の炉心への混入	H	L

2.3.2 機械的エネルギー発生

2.1 節で述べた事故シーケンス及び評価指標に影響を及ぼす可能性のある物理現象について、第 2.1 表の定義に従って、評価指標への影響に応じて第 2.3 表のとおりランク付けを行い、「H」又は「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

以下、物理現象ごとに上記のランキングの考え方に基づく検討の結果を示す。

(1) 炉心圧力の平坦化

本物理現象は、即発臨界超過直後に炉心内で発生する現象である。全炉心規模で炉心が溶融しているため、炉心内には流動を妨げる構造材が存在せず、炉心内に圧力分布が存在する場合は短時間で圧力分布が平坦化する。本物理現象は、発生することが自明であり、炉心内の圧力は即発臨界超過で発生した熱エネルギーに対応した圧力に静定し、かつ、その不確かさは小さいことから、評価指標に対する重要度は低い（「L」）。

(2) 燃料からスチールへの熱移行

本物理現象は、即発臨界超過で高温となった溶融燃料から炉心内の溶融スチールへ熱移行する現象である。本物理現象は、炉心の圧力を支配する燃料蒸気圧とスチール蒸気圧に影響を与えることから、評価指標に対する重要度が高い（「H」）。

(3) 炉心上部構造による熱及び圧力損失

本物理現象は、高温の炉心物質の蒸気及び溶融物質が炉心上部構造を通して流出する過程で、低温の炉心上部構造へ凝縮し、熱伝達することで圧力が低下するとともに、熱エネルギーを失う現象である。また、炉心上部構造を通過する際の流動抵抗によって圧力損失も発生する。本物理現象は、上部プレナムへの炉心物質の流出を抑制し、さらに、流出する炉心物質の熱エネルギーを低下させることから、評価指標に対する重要度が高い（「H」）。

(4) 炉心上部構造の溶融と炉心物質への混入

本物理現象は、炉心上部構造が炉心物質からの熱伝達によって溶融・破損し、炉心物質へ混入する現象である。本物理現象は、炉心物質の比内部エネルギーを低下させる現象であるが、機械的エネルギーに影響を与える上部プレナム底部での FCI に関与する炉心物質がすでに炉心上部構造を通過した後に発生する現象であることから、評価指標に対する重要度は低い（「L」）。

(5) FCI

本物理現象は、上部プレナム底部に流入した炉心物質と上部プレナム内のナトリウムが接触してナトリウム蒸気圧が発生する現象である。本物理現象は、上部プレナム内のナトリウムを加速する駆動力を発生する現象であることから、評価指標に対する重要度は高い（「H」）。

(6) 蒸気泡の成長

本物理現象は、FCI で発生したナトリウム蒸気が上部プレナムの底部に蒸気泡を形成し、その蒸気泡が成長することで上部プレナム内のナトリウムを上方向に加速する現象である。本物理現象は、機械的エネルギーを発生する直接の現象であることから、評価指標に対する重要度は高い（「H」）。

第 2.3 表 機械的エネルギー発生の物理現象のランクテーブル

物理現象	ULOF/UTOP における 評価指標
	機械的エネルギー
(1) 炉心圧力の平坦化	L
(2) 燃料からスチールへの熱移行	H
(3) 炉心上部構造による熱及び圧力損失	H
(4) 炉心上部構造の溶融と炉心物質への混入	L
(5) FCI	H
(6) 蒸気泡の成長	H

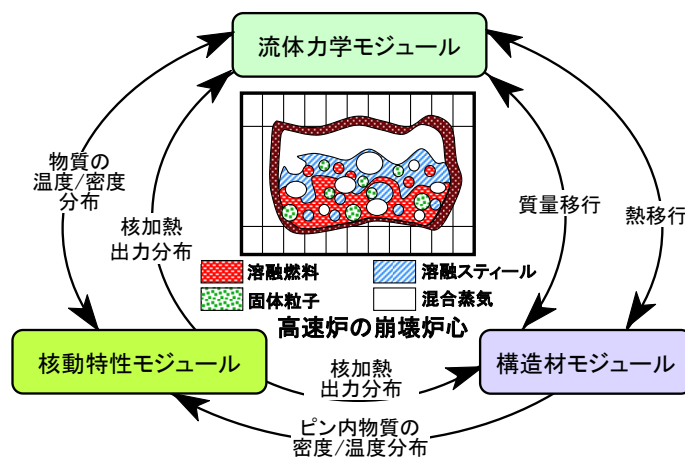
3. 解析モデルについて

3.1 計算コード概要

SIMMER-IV及びSIMMER-IIIは、損傷炉心の核熱流動挙動を総合的に解析する計算コードで、それぞれ3次元直交座標及び2次元円筒座標で原子炉体系を模擬することができる。本計算コードは、多相多成分熱流動を計算する流体力学モジュール、空間依存動特性を含む核計算モジュール、並びに固体の燃料要素及びラップ管を扱う構造材モジュールから構成される。有効性評価においてSIMMER-IIIは、補助的にしか使用していないため、以下にはSIMMER-IVとして記載するが、幾何学的計算体系と多成分対流モデルを除く全ての物理モデルは同一である。なお、米国ロスアラモス国立研究所で開発され従来使用されたSIMMER-IIと同じ名称を踏襲しているが、SIMMER-IVは、原子力機構により欧米研究機関との協力を活用しつつ高度化モデルを含めて新たに開発したSIMMER-IIIを3次元に拡張したものであり、両者の物理モデルは同じである（以下、コード名は特に断らないかぎりSIMMER-IVとのみ記載する）。

3.1.1 コードの全体構成

第3.1図にSIMMER-IVの全体構成を示す。本計算コードは、流体力学モジュール、構造材モジュール及び核計算モジュールの3つの要素から構成されている。3次元解析を行うSIMMER-IVによる解析は、計算負荷が大きいものの、2次元解析に比べて炉心構造物を忠実に表現した全炉心解析が可能である。このため、損傷炉心における非軸対象な3次元の挙動を考慮した評価を行える。コード全体の約2/3を占める流体力学部は、燃料要素及び集合体管壁（ラップ管）表面での熱及び質量移行を通して構造材モジュールと結合されている。核計算モジュールは、流体力学モジュールと構造材モジュールによって計算された質量及びエネルギー分布に基づいて核発熱分布を計算する。



第3.1図 SIMMERの構造

3.1.2 SIMMER-IVの成分

SIMMER-IVで取り扱う炉心物質は、燃料、スチール、ナトリウム、制御材及びFPガスの5種であるが、物理的状態（固体、液体、気体）と存在場所（構造材中、流体中）を区別するため、構造材、液体及び蒸気場成分の一覧を第3.1表～第3.4表に示す。燃料物質については、炉心内でのプルトニウム富化度の空間分布を表すために、その密度成分を親物質と核分裂物質に分けて扱う。しかしながら、これら2種の物質は、均一に混合しているため、エネルギー成分としては単一の温度が割り当てられている。燃料要素内部は1点の温度ノードとして評価している。燃料の内部成分は、流体力学部では扱わないため、第3.1表には含まれていない。流体成分には、多速度場が用意されている。蒸気成分（第3.4表）については、蒸気分子が完全に混合した状態を模擬するために、単一の速度場とエネルギー成分を与えている。多速度場の採用により、遷移過程における反応度効果として重要な燃料の移動挙動、機械的エネルギーへの変換過程で重要な炉心物質の冷却材中への浸入挙動等の評価信頼度と解像度の向上が達成可能となる。

第 3.1 表 S I M M E R - III の構造材場成分

密度		エネルギー	
s1	親物質ピン燃料表面	S1	ピン燃料表面
s2	核分裂物質ピン燃料表面		
s3	左側親物質燃料クラスト ¹	S2	左側燃料クラスト
s4	左側核分裂物質燃料クラスト		
s5	右側親物質燃料クラスト	S3	右側燃料クラスト
s6	右側核分裂物質燃料クラスト		
s7	被覆管	S4	被覆管
s8	左側集合体管壁表面	S5	左側集合体管壁表面
s9	左側集合体管壁内部	S6	左側集合体管壁内部
s10	右側集合体管壁表面	S7	右側集合体管壁表面
s11	右側集合体管壁内部	S8	右側集合体管壁内部
s12	制御材	S9	制御材

第 3.2 表 S I M M E R - IV の構造材場成分

密度		エネルギー	
s1	親物質ピン燃料表面	S1	ピン燃料表面
s2	核分裂物質ピン燃料表面		
s3	左側親物質燃料クラスト	S2	左側燃料クラスト
s4	左側核分裂物質燃料クラスト		
s5	右側親物質燃料クラスト	S3	右側燃料クラスト
s6	右側核分裂物質燃料クラスト		
s7	前側親物質燃料クラスト	S4	前側燃料クラスト
s8	前側核分裂物質燃料クラスト		
s9	後側親物質燃料クラスト	S5	後側燃料クラスト
s10	後側核分裂物質燃料クラスト		
s11	被覆管	S6	被覆管
s12	左側集合体管壁表面	S7	左側集合体管壁表面
s13	左側集合体管壁内部	S8	左側集合体管壁内部
s14	右側集合体管壁表面	S9	右側集合体管壁表面
s15	右側集合体管壁内部	S10	右側集合体管壁内部
s16	前側集合体管壁表面	S11	前側集合体管壁表面
s17	前側集合体管壁内部	S12	前側集合体管壁内部
s18	後側集合体管壁表面	S13	後側集合体管壁表面
s19	後側集合体管壁内部	S14	後側集合体管壁内部
s20	制御材	S15	制御材

¹ 燃料クラストとは、構造材表面を覆うように固化した燃料である。

第 3.3 表 S I M M E R - I V 及び III の液体場成分

密度		エネルギー	
11	液体親物質燃料	L1	液体燃料
12	液体核分裂物質燃料		
13	液体スチール	L2	液体スチール
14	液体ナトリウム	L3	液体ナトリウム
15	親物質燃料粒子	L4	燃料粒子
16	核分裂物質燃料粒子		
17	スチール粒子	L5	スチール粒子
18	制御材粒子	L6	制御材粒子
19	親物質燃料チャンク ²	L7	燃料チャンク
110	核分裂物質燃料チャンク		
111	液体燃料中 FP ガス		
112	燃料粒子中 FP ガス		
113	燃料チャンク中 FP ガス		

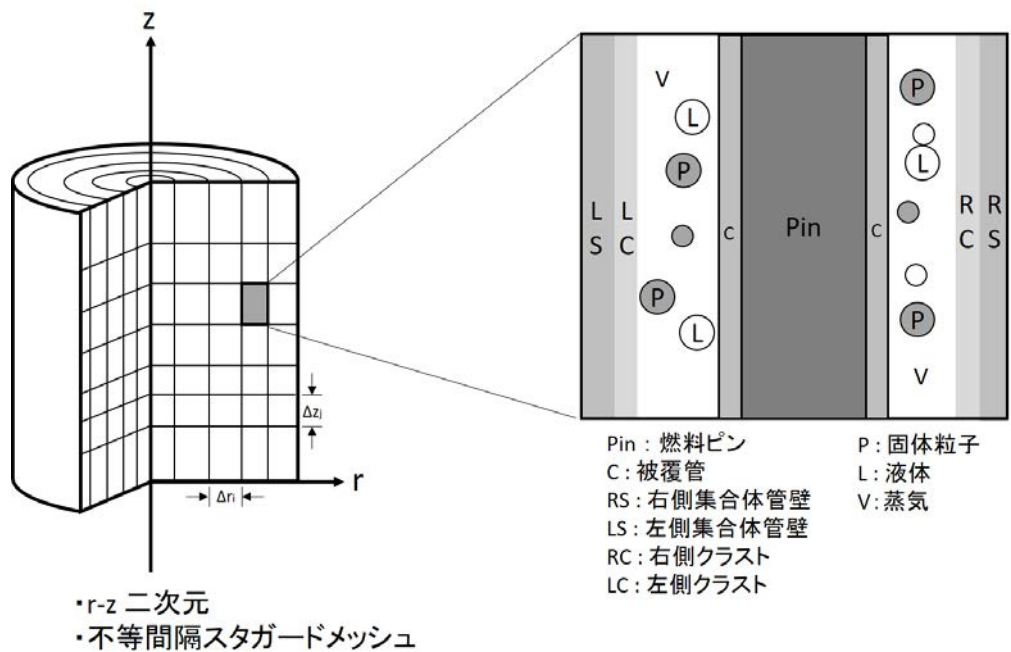
第 3.4 表 S I M M E R - I V 及び III の蒸気場成分

密度		エネルギー	
g1	親物質燃料蒸気	G	混合蒸気
g2	核分裂物質燃料蒸気		
g3	スチール蒸気		
g4	ナトリウム蒸気		
g5	FP ガス		

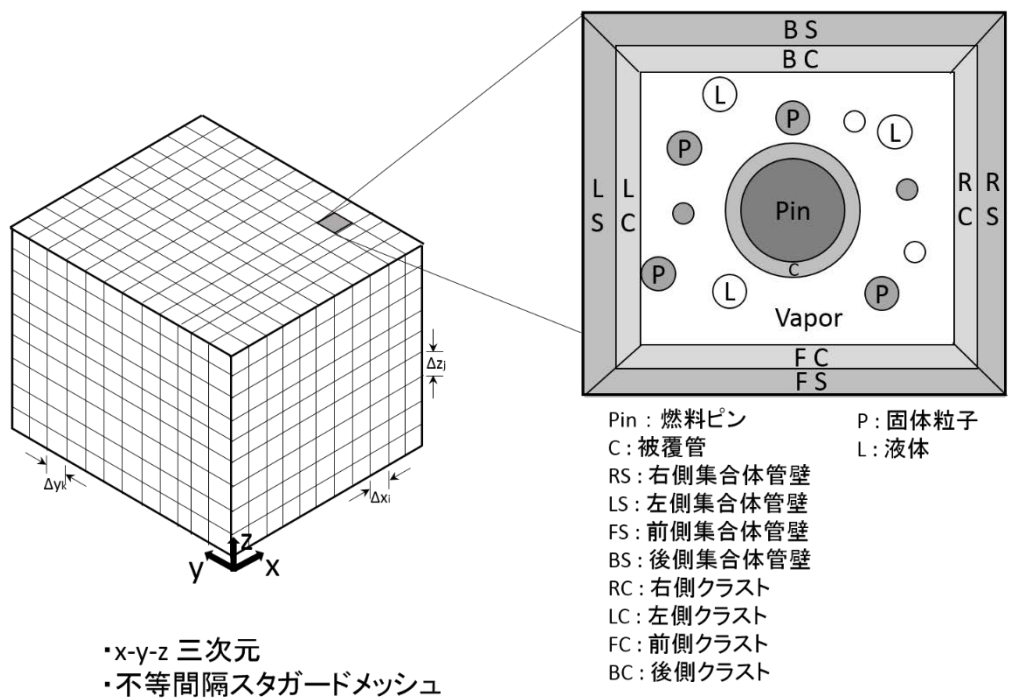
² 燃料チャンクとは、被覆管が破損して流路に放出された未溶融の燃料ペレットである。

3.1.3 S I M M E R - I V の幾何形状

第 3.2 図及び第 3.3 図に S I M M E R - I V 及び III の計算セルの幾何構造を示す。S I M M E R - I V 及び III は、円筒座標系と直交座標系を使用することができる。基本的な計算体系は、S I M M E R - III では 2 次元円筒体系、S I M M E R - I V では 3 次元直交座標系を用いる。核計算メッシュは、流体力学の計算メッシュを更に細分したメッシュとすることができる。第 3.2 図及び第 3.3 図の右側に計算セル水平断面中の物質分布の例を示す。流体力学モジュールのメッシュセルでは、燃料ピン及び集合体管壁が構造体場として定義されている。集合体管壁は、炉心プールの溶融拡大挙動を現実的に模擬するために、S I M M E R - III では左右、S I M M E R - I V では左右前後のセル境界で区別して扱われている。さらに、流体との熱過渡応答を適切に取り扱うために、構造材に表面ノードと内部ノードを設定し、各々について温度点を定義している。



第 3.2 図 SIMMER-III の計算セル幾何形状と計算セル水平断面での物質分布の例



第 3.3 図 SIMMER-IV の計算セル幾何形状と計算セル水平断面での物質分布の例

3.1.4 流体力学モジュール

(1) 流体力学の基礎方程式及び解法

SIMMER-IVでは、多相多成分流動における各成分での相変化（溶融／固化及び蒸発／凝縮過程）を扱うため、基礎方程式における熱及び質量移行の記述が非常に複雑になる。SIMMER-IVの流体力学の基礎方程式である質量保存式、エネルギー保存式及び運動量保存式を以下に示す。

$$\frac{\partial \bar{\rho}_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho}_m \mathbf{v}_q) = -\Gamma_m \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{\rho}_q \mathbf{v}_q}{\partial t} + \sum_{m \in q} \nabla \cdot (\bar{\rho}_m \mathbf{v}_q \mathbf{v}_q) + \alpha_q \Delta p - \bar{\rho}_q \mathbf{g} + K_{qs} \mathbf{v}_q - \sum_{q'} K_{qq'} (\mathbf{v}_{q'} - \mathbf{v}_q) \\ - \mathbf{V} \mathbf{M}_q = \sum_{q'} \Gamma_{qq'} [H(\Gamma_{qq'}) \mathbf{v}_q + H(\Gamma_{q'q}) \mathbf{v}_{q'}] \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{\rho}_M e_M}{\partial t} + \sum_{m \in M} \nabla \cdot (\bar{\rho}_m e_m \mathbf{v}_q) + p \left[\frac{\partial \alpha_M}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_M \mathbf{v}_q) \right] \\ - \frac{\bar{\rho}_M}{\bar{\rho}_m} \left[\sum_q K_{q'q} (\mathbf{v}_q - \mathbf{v}_{q'}) \cdot (\mathbf{v}_q - \mathbf{v}_{q'}) + K_{qs} \mathbf{v}_q \cdot (\mathbf{v}_q - \mathbf{v}_{qs}) \right. \\ \left. + \mathbf{V} \mathbf{M}_q \cdot (\mathbf{v}_q - \mathbf{v}_{GL}) \right] = Q_N + Q_M(\Gamma_M) + Q_H(h, a, \Delta T) \end{aligned} \quad (3)$$

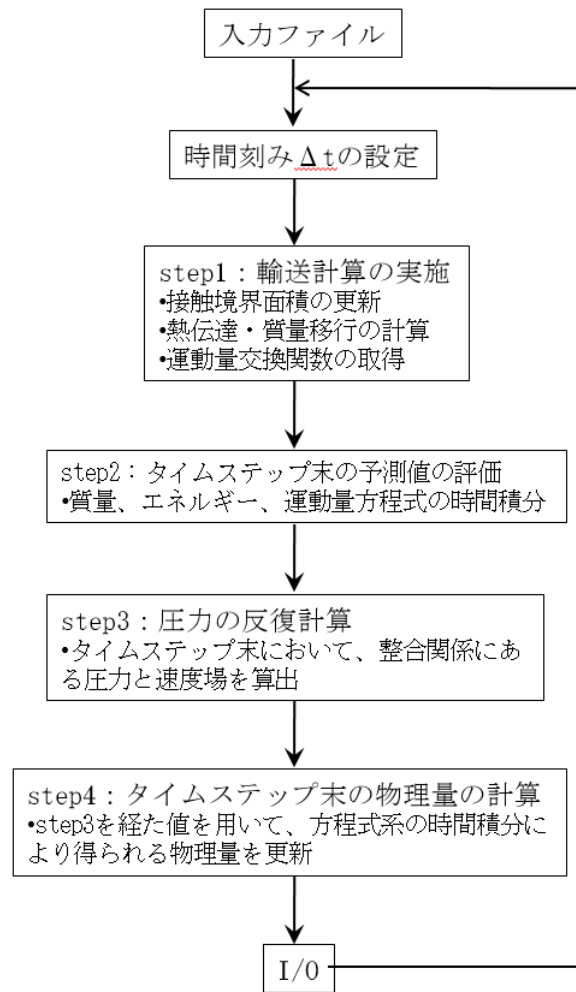
ここで、質量及びエネルギーを記述する独立変数は、マクロ密度（単位体積当たりの質量）及び比内部エネルギー（単位質量当たりの内部エネルギー）であり、添字の m 、 M 、 q 及び S は、それぞれ密度成分、エネルギー成分、速度場及び構造材場を表す。

質量保存式 (1) では、マクロ密度の時間変化項、対流項、質量移行項を取り扱う。

運動量保存式 (2) では、運動量の時間変化項、対流項、圧力勾配項、重力項、構造材との摩擦、速度場間の運動量交換項、仮想質量項、質量移行に伴う運動量変化項を取り扱う。(2) 式の $H(x)$ は x の正負によって 1 又は 0 を返すヘヴィサイド関数であり、その他の変数の定義は省略する。なお、構造材場の成分についても対流項を除いて同じ基礎方程式が用いられる。

エネルギー保存式 (3) では、エネルギーの時間変化項、対流項、圧縮・膨張項、速度場間の摩擦による発熱項、核発熱、質量移行に伴うエネルギー移行項、熱伝達項を取り扱う。

SIMMER-IVで採用している流体力学の解法アルゴリズムは、4ステップ法^{[2], [3]}と呼ばれる半陰解法の時間積分法に基づいている（第3.4図参照）。この手法の特徴は、STEP1でセル内の境界面積のソース項、熱及び質量移行、並びに運動量交換関数を計算した後に、STEP2～STEP4でセル間の対流を計算することにある。セル内の熱及び質量移行の計算をセル間の対流計算から分離することによって多相多成分系で生じる非平衡の蒸発／凝縮現象のような複雑な物理現象を効率よく扱うことができるとともに、解析モデルの開発と改良に対して大きな柔軟性を獲得している。また、空間差分では高次の差分法を用いることで高い計算精度を実現している。



第 3.4 図 SIMMER-IVにおける流体力学部解法アルゴリズム (4ステップ法)

(2) 多相流流動様式、境界面積、熱伝達係数及び運動量交換関数

多相多成分系の流れは、極めて複雑な幾何形状となりうる。また、流路壁の影響の有無（チャンネル流又はプール流）も考慮する必要がある。結果としてSIMMER-IVでは、9種の流動様式を定義し、ボイド率0~1の全域にわたって（気泡流～分散液滴流）物理量が連続かつ円滑に記述できるようにモデル化を行った。成分間及び速度場間の相互作用のモデル化の基礎となるのが成分間の境界面積であり、その増減と流れによる輸送による過渡変化を記述するため、下記に一般式を示す境界面積対流モデルを採用した。

$$\frac{\partial A_M}{\partial t} + \nabla \cdot (A_M \mathbf{v}) = \sum_k S_{M,k} \quad (4)$$

ここで、 A_M はエネルギー成分 M に付随する対流境界面積、 S は発生、消滅、分裂、合体等による境界面積のソース項である。対流境界面積を基に流体エネルギー成分及び構造材成分間の全ての接触モードに対する各成分間の接触面積が求められる。

熱伝達係数モデルでは、各炉心物質へ適用可能な定常の伝熱相関式を使用する。連続相と分散相の間の熱伝達は速度差の有無によって強制循環又は自然循環に対する伝熱相関式を用いる。また、固体粒子の内部は、球形を仮定して単純な熱伝導でモデル化され、さらに、液滴や気泡では内部の旋回流や表面の振動による伝熱促進効果がモデル化されている。この他に、膜沸騰熱伝達係数がモデル化されている。

運動量交換関数の計算では、(2)式の K_{qq} 及び K_{qs} について、それぞれ流体間のドラッグ係数及び構造材との摩擦係数に対する実験相関式に基づいてモデル化する。 K_{qq} の計算では、流動様式の遷移に伴って急激な変化が生じないように内挿手法を用いている。流路中の固体粒子の体積率が増加すると流動抵抗が増してやがてはジャミングする。この現象を模擬するため実効的粒子粘性の概念をモデル化した。

(3) 熱及び質量移行

エネルギー成分間の接触面積と熱伝達係数を基に熱及び質量移行が計算される。相変化（溶融／固化、蒸発／凝縮）の取扱いは、境界面での熱バランスから相変化速度を計算する非平衡の伝熱律速モデルである。非平衡の溶融／固化では例えば燃料クラストの生成、構造材表面の溶融剥離等が計算される。その後バルク温度が相変化条件を満たす場合には平衡溶融／固化が計算される。非平衡の蒸発／凝縮モデルでは、状態変化が極めて速く非線形性の強い現象であるため、エネルギー及び質量保存式を状態方程式と結合して反復計算により解く。

(4) 状態方程式

流体力学の解法で必要となる状態方程式は、計算精度及び効率を考慮して簡単な関数形式のモデルを採用している。蒸気（気体）の状態方程式では、非理想気体を取り扱うファンデルワールス型の改良Redlich-Kwongの式を採用することで特に高温領域での精度を確保した。液体の圧縮性の考慮による単相圧力の計算が可能である。炉心物質の状態方程式は、固体から臨界点までの広い温度範囲にわたって信頼性のあるデータを基にフィッティングしている。

3.1.5 構造材モジュール

S I M M E R - I Vにおける構造材モジュールでは、構造物として扱われる燃料要素、集合体管壁の内部の熱伝導を計算し、健全状態から過渡破損挙動までを扱うとともに、流体に接する構造材の表面積と体積率から流路の水力等価直径が計算される。集合体管壁は、前後左右のセル境界の管壁の質量及び温度を独立に取り扱うことで、集合体管壁の溶融破損に伴う炉心プールの拡大挙動を評価できる。さらに、熱及び質量移行のバランスから燃料の固化が生じるような場合は、集合体管壁上の燃料クラストが形成される。燃料クラストの形成によりスティール構造材への熱抵抗が増加する効果が考慮できる。セル境界で隣り合う2層の集合体管壁のどちらかが存在しなくなった場合には、セル間の構造材と流体の熱伝達も計算されるようになる。集合体管壁が存在する境界セルでは、流体はこれを横切って流れることができない。

構造材場成分のエネルギーが破損条件を満たす場合には、液体場への質量移行（溶融、固体粒子又は燃料チャンクへの移行）を計算する。

3.1.6 核計算モジュール

S I M M E R - I Vの核計算モジュールでは、改良準静近似^[1]に基づく空間依存動特性モデルを用いている。本モデルでは、時間及び空間依存の中性子束を形状関数と振幅関数の積に分解し、前者の形状関数（定常の中性子輸送方程式）には汎用の公開コードである多群 Sn 輸送理論に基づくTWO DANT（2次元S I M M E R - I I I用）及びTHREEDANT（3次元S I M M E R - I V用）^[4]を利用した。

振幅関数は、原子炉出力と反応度との関係を記述する1点近似動特性モデルと同じ数式で表現されるが、反応度等の振幅関数パラメータは、中性子束分布及びその初期状態からの変動並びに更新されたマクロ断面積からコード内で自動的に計算される。これらの計算に必要なマクロ断面積は、無限希釈ミクロ断面積と自己遮蔽因子を入力して、流体力学モジュール及び構造材モジュールで計算された物質の数密度及び温度分布に基づいて反応度計算ステップごとにコード内で計算する。

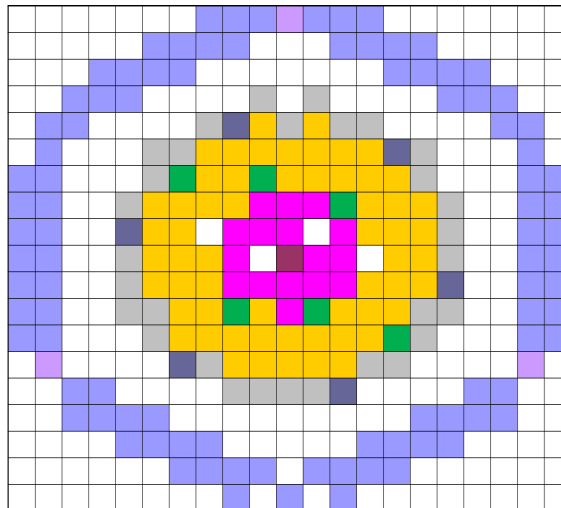
核計算モジュールで計算された原子炉出力と中性子束分布を基に物質毎の内部核発熱（核分裂及び中性子捕獲）の分布が計算され、これは流体力学のエネルギー保存式の発熱項として渡される。この他に、S A S 4 Aと同様の簡単な崩壊熱モデルが利用できる。

3.1.7 有効性評価におけるノード分割

有効性評価における計算ノード分割は、鉛直方向は低圧プレナムからカバーガス領域上端まで、径方向は反射体までを含む体系にて解析を行う。「常陽」の有効性評価に用いる領域分割を第 3.5 図に、ノード分割の考え方を第 3.5 表に示す。S I M M E R - I V 及び S I M M E R - I I I では、ノードの分割を直交座標系又は円筒座標系を用いて行うことができ、S I M M E R - I V による有効性評価では 3 次元直交座標系を用いる。燃料集合体、制御棒下部案内管などは、水平断面において 1 メッシュで代表する。このとき実機の集合体は、断面が正六角形であるが、S I M M E R では、実機の燃料集合体と断面積が一致する正方形のノードを用いる。

第 3.5 表 S I M M E R - I V 及び S I M M E R - I I I のノード分割の考え方

項目	ノード分割の考え方
炉心、燃料部	高さ方向の領域分割は、炉心燃料と熱遮蔽ペレット、ガスプレナムを含む燃料要素領域に加え、燃料要素領域の上下方向に反射体領域等を付加することが可能である。水平断面内の 1 メッシュを 1 集合体に割り当てる。
一次冷却系	1 次系の冷却材ループは、解析体系で直接模擬せず、解析体系の境界（高圧プレナムや下部プレナムの入口）における水頭圧を圧力境界条件として与える。各領域への冷却材流入は、健全状態における各領域の流量配分が再現できるようなオリフィス係数を与えることによって調整する。



S I M M E R - I V による 3 次元直交座標系で炉容器内のノード分割を行った場合の炉心を通る高さの水平断面図を示す（緑は制御棒下部案内管である）。

第 3.5 図 有効性評価に用いる領域分割とノード分割の例

3.2 重要現象に対する解析モデル

SIMMER-IV及びSIMMER-IIIの解析モデルは、一般化して構成されており、解析対象となる物理現象に則してモデル化がなされているわけではない。2章においてランク付けして選定した重要現象の多くは、複数の解析モデルの組合せにより解析される。ここでは、第2.2表及び第2.3表で示した重要現象に分類された物理現象について、その物理現象を解析するために主に必要となる解析モデルとの対応関係を第3.6表及び第3.7表に示す。

第 3.6 表 遷移過程の重要現象を解析するための解析モデル

重要現象	S I M M E R の解析モデル						
	多相多成分流動	流動様式及び境界面積	運動量交換	熱及び質量移行	構造材	空間依存動特性	FPガス放出
(1) 損傷炉心の核的挙動						○	
(2) ボイド領域の拡大		○		○			
(3) 燃料要素の溶融・破損				○	○		
(4) FP ガス放出							○
(5) 構造壁の溶融・破損				○	○		
(6) FCI		○	○	○			
(7) 燃料スロッシング	○	○	○				
(8) 燃料流出	○	○	○	○	○		

第 3.7 表 機械的エネルギー発生的重要現象を解析するための解析モデル

重要現象	S I M M E R の解析モデル					
	多相多成分流動	流動様式及び境界面積	運動量交換	熱及び質量移行	構造材	空間依存動特性
(1) 炉心圧力の平坦化	○					
(2) 燃料からスチールへの熱移行		○		○		
(3) 炉心上部構造による熱及び圧力損失	○	○	○	○	○	
(4) 炉心上部構造の溶融と炉心物質への混入				○	○	
(5) FCI	○	○	○	○		
(6) 蒸気泡の成長	○	○	○	○		

3.3 解析モデル

3.2 節に記載した解析モデルは、3.1 節に記載したモデルを一部集約して再整理したものである。3.1 節との対応は自明であるが、4 章の妥当性確認において評価するため、以下に簡単に概要を記載する。

3.3.1 多相多成分流動

多成分・多速度場の熱流動に関する保存式を一般化してモデル化するとともに、高精度、かつ、安定な数値解法を採用している。8 種の流体成分を複数の速度場に割り当てることにより流体間の相対運動が取り扱える。また、液体の圧縮性、非理想気体、超臨界状態までの広い温度・圧力範囲を取り扱う関数形式の状態方程式モデルが採用されている。

3.3.2 流動様式及び境界面積

構造材壁の有無や流体成分の体積率を基に多相流の流動様式が計算される。運動量交換や熱及び質量移行の計算に必要な成分間の境界面積については、その増減や対流による時間変化を考慮して計算される。

3.3.3 運動量交換

速度の異なる流体間のドラッグ及び流体－構造材間の摩擦を多相流の流動様式及び境界面積に基づいてモデル化している。

3.3.4 熱及び質量移行

流体成分の熱伝達係数及び成分間の境界面積に基づいて、熱伝達、溶融・固化、蒸発・凝縮等の物理現象を非平衡の相変化挙動を含めて一般化してモデル化している。

3.3.5 構造材

燃料ペレット及び被覆管からなる燃料要素と集合体壁（ラッパ管）をそれぞれ区別してモデル化している。具体的には、燃料要素は、計算セル水平断面において中心に配置し、集合体壁は、計算セルの水平断面境界に配置している。核計算に基づく内部発熱（核発熱、崩壊熱）及び流体との間の熱伝達による温度変化や溶融・固化をモデル化し、集合体壁表面で固化する溶融燃料については、燃料クラストとしてモデル化している。

3.3.6 空間依存動特性

改良準静近似法による空間依存動特性モデルにより反応度及び出力が計算できる。炉心物質の質量及び温度分布並びに中性子束及びスペクトル分布に基づいて、核断面積を逐次計算するとともに、多群輸送理論（3次元では THREEDANT、2次元では TWODANT）により中性子束分布を計算することにより、反応度変化を精度よく計算できる。

3.3.7 FP ガス放出

S I M M E R には、損傷固体燃料が溶融した時点で内包される FP ガスが一斉に放出されるのではなく、損傷固体燃料が溶融を開始する前から適切な時定数に基づいて FP ガスが逐次的に放出されるモデルが組み込まれている。

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

S I M M E R の検証及び妥当性確認は、コード開発と並行して実施してきた。第 1 期検証プログラム^[5]では、流体力学モジュールの各モデルの基礎検証をベンチマーク解析や小規模模擬実験の解析を通じて行った^[3]。また、これによりコードの基本機能やプログラミングの検証も行われた。第 2 期検証プログラムでは、各モデルを統合することで表現される重要現象について、試験解析を通じて妥当性確認を行った^[6]。上記検証プログラムの終了以降にも、炉心からの燃料流出を対象とした EAGLE 炉内・炉外試験^{[7]、[8]、[9]}が実施され、熔融燃料・スチールを用いた構造壁の熔融破損から流出挙動に関わる新たな実験データが得られている。この新知見を用いて、第 2 期検証プログラムでは、不十分であった制御棒下部案内管からの燃料流出に関わる妥当性確認^[10]も実施されてきた。

代表的な検証内容を評価マトリクスとして第 4.1 表及び第 4.2 表に示す。第 4.1 表及び第 4.2 表は、2 章で評価指標に対して重要度が「H」又は「M」に分類された物理現象を列挙するとともに、それらの物理現象に対する S I M M E R -IV の解析モデルも第 4.1 表及び第 4.2 表に則して整理している。第 4.1 表及び第 4.2 表の評価マトリクスに記載した各解析の概要は、4.2 節以降に記載する。これらの各解析は、S I M M E R -IV の解析対象であるナトリウム冷却高速炉の全炉心規模で直接評価するものはないが、事故時に原子炉容器内で発生する重要現象を模擬するものである。抽出された各重要現象は、複数の物理モデルの組合せで解析されているため、複数モデルの統合的な妥当性確認を目的として実験及び解析が実施されてきた。次節にこれまでに行われた検証解析^{[3]、[6]、[10]、[11]}の内容を要約する。検証解析は、主として S I M M E R -III を用いたものであるがその結果は S I M M E R -IV に対しても成立する。特に区別の必要が無い場合には、単に S I M M E R と表記した。

第 4.1 表 遷移過程の重要現象に対する妥当性確認方法（S I M M E R の評価マトリックス）

評価指標に対する影響度の高い現象	検証解析	S I M M E R の 解析モデル				
		多 相 多 成 分 流 動	流 動 様 式 及 び 境 界 面 積	運 動 量 交 換	熱 及 び 質 量 移 行	構 造 材
損傷炉心の核的挙動	理論式の検証(STN テスト問題解析)、FCA VIII-2 試験解析					○
構造壁の溶融・破損	EAGLE 炉内試験解析				○	○
FCI	THINA 試験解析など	○	○		○	
燃料スロッシング	スロッシング挙動試験解析	○	○	○		
燃料流出	GEYSER 試験解析、THEFIS 試験解析など	○	○	○	○	○

第 4.2 表 機械的エネルギー発生的重要現象に対する妥当性確認方法 (S I M M E R の評価マトリックス)

評価指標に対する影響度の高い現象	検証解析	S I M M E R の解析モデル					
		多相多成分流動	流動様式及び境界面積	運動量交換	熱及び質量移行	構造材	空間依存動特性
燃料からスチールへの熱移行	CABRI TP-A2 試験		○		○		
炉心上部構造への熱損失	VECTORS 試験				○	○	
FCI	THINA 試験		○	○	○		
蒸気泡の成長	Omega 試験	○	○	○	○		

4.2 妥当性確認

4.2.1 損傷炉心の核的挙動

損傷炉心の核的挙動を解析する空間依存動特性モデルでは、一般化された時間依存の中性子輸送方程式を時間依存性が弱く空間に強く依存する形状関数と時間依存性の強い振幅関数とに分解して解く改良型準静近似法を採用している。空間依存動特性モデルの妥当性検証の方法として、振幅関数と形状関数のそれぞれについて妥当性を確認する方法を取った。

SIMMERの核計算においては階層化した時間ステップを用いており、形状関数の算出に使用する中性子形状時間ステップを反応度の算出に使用する反応度時間ステップより粗くすることで計算コストの削減を図っている。反応度時間ステップの計算では中性子束形状の計算結果を外挿して使用する。また、反応度等の振幅関数パラメータを用いて動特性方程式を解いてより細かい時間ステップで計算する流体力学で使用する振幅（出力）を算出している。

空間依存動特性モデルが核計算時間ステップ幅に影響しないことを典型的な高速炉での核的な過渡変化を想定したSTNテスト問題により示すとともに、流体計算により決まる物質分布に基づき静的核計算により算出される形状関数の精度をFCA VIII-2試験により確認した。

(1) STNテスト問題の概要と解析結果

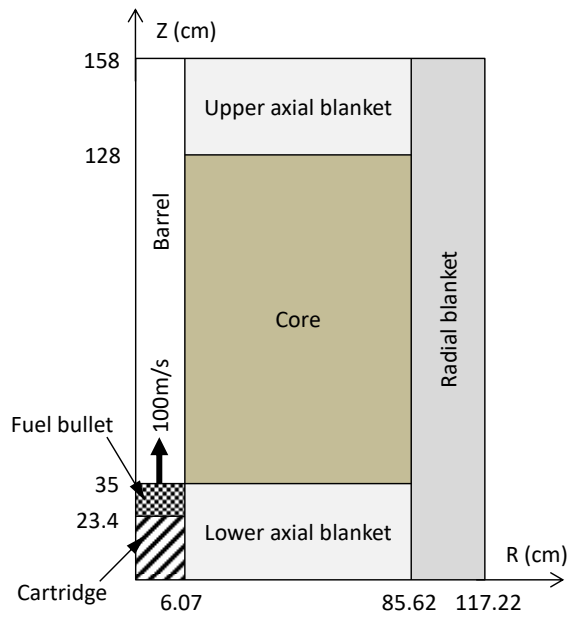
第4.1図に示すSTNテスト問題は、典型的な高速炉の損傷炉心に対する急激な反応度挿入を想定した問題で、炉心径方向中心部において、熔融燃料の塊が炉心下部から100m/sの速度で炉心上部へ移動するというものである。この問題では、炉心中心部への熔融燃料の移動により急激な正の反応度投入が生じることで即発臨界へ至るが、昇温によるドップラ反応度と炉心中心部よりも上部に熔融燃料が移動することで投入される負の反応度により、数msという短時間で出力逸走は収束する。

SIMMERによる解析では、評価対象が核動特性解析に限られるため、物質間の熱移行と熔融や蒸発といった物質間の質量移行（相変化）は、生じないように条件を設定した。時間ステップ幅の違いによる影響がないことを確認するために第4.3表に示す参照ケース（最も細かくした厳密なケース）、比較ケース及び初期値ケース（デフォルト値を使用）という時間ステップ幅のみを変更した解析を実施した。

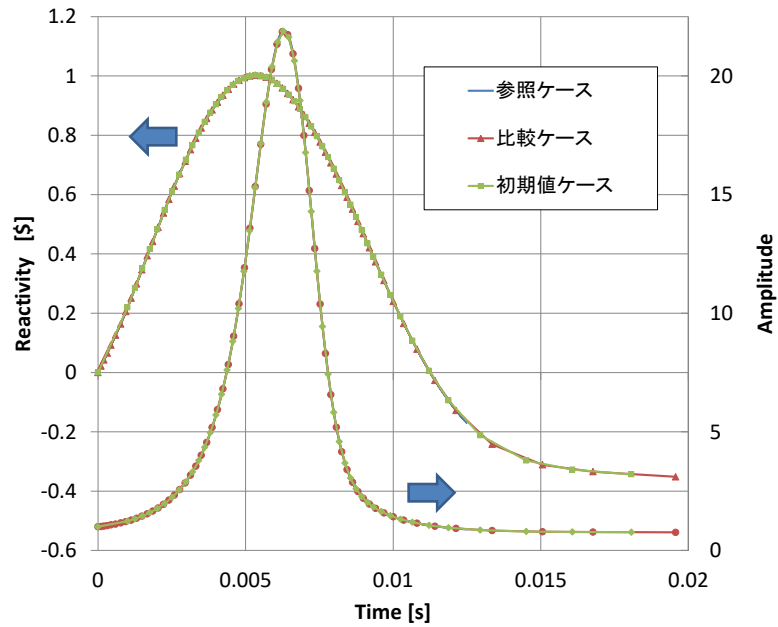
第4.2図に全反応度と相対出力の時間変化を示す。解析結果から、反応度投入率±250\$/s程度の早い事象進展に対しても、核計算に関わる時間ステップ幅を変えたとしても反応度変化に影響は現れず、時間ステップ幅による計算への影響がないことが確認された。

第4.3表 STNテスト問題の解析ケースと取り得る時間ステップ幅

Case	参照ケース	比較ケース	初期値ケース
Reactivity time step			
- Initial	10^{-6}	10^{-5}	10^{-3}
- Minimum	10^{-6}	10^{-5}	10^{-5}
- Maximum	10^{-6}	10^{-0}	10^{-0}
Flux shape time step			
- Initial	10^{-6}	10^{-4}	10^{-3}
- Minimum	-	-	-
- Maximum	10^{-6}	10^{-2}	10^{-2}



第 4.1 図 STN テスト問題の RZ 解析体系



第 4.2 図 STN テスト問題の結果 (S I M M E R 解析)

(2) FCA VIII-2 試験と解析結果

FCA VIII-2 試験は、旧日本原子力研究所の高速臨界集合体施設 FCA で 1979 年に実施された臨界試験であり、高速炉体系において燃料の崩落等により炉心物質が密に詰まる現象（燃料スランピング）を模擬している。第 4.3 図に FCA VIII-2 試験の概略を示す。中心部の試験領域で燃料の移動が生じ、燃料移動パターンは、炉心軸方向中心位置の断面に対し、下部に移動する A1、A2 及び A3 ケースと上下方向に移動する S ケースに分けられる。燃料移動先の領域は、通常の 2 倍の燃料を持つ高密度燃料領域であり、燃料移動元の領域は、逆にスペーサのみから成るボイド領域である。実験では、基準体系からの反応度変化や核分裂反応率分布が測定されており、妥当性確認では、反応度変化と核分裂反応率分布を比較した。

第 4.4 表は、実験及び解析^[11]の反応度変化である。解析値と実験値の比（C/E 値）は、0.93～1.01 であることから、解析結果と実験結果は、ほぼ一致していると言える。FCA VIII-2 集合体は、プレート型の燃料や構造材を引出しに積み重ねて装荷しているが、解析では、各領域を均質化していることから非均質効果による差が生じ得る。過去の検討における非均質効果による不確実性は、10%程度であるということからも、十分な精度で解析が行われたと考えられる。

炉心中心位置での ²³⁸U と ²³⁵U の核分裂反応率軸方向分布を第 4.4 図に示す。実験結果と比較すると、²³⁸U の解析結果がボイド領域で過大評価している部分もあるが、おおむね一致した分布になっている。

第 4.4 表 反応度変化の実験結果と解析結果の比較

(Unit : $10^{-4} \Delta k/kk'$)

燃料移動 パターン	実験結果	S I M M E R	
		反応度変化	C/E
A1 ケース	5.3±0.3	5.4	1.01
A2 ケース	12.6±0.4	12.1	0.96
A3 ケース	15.2±0.4	14.1	0.93
S ケース	-4.1±0.3	-4.0	0.98

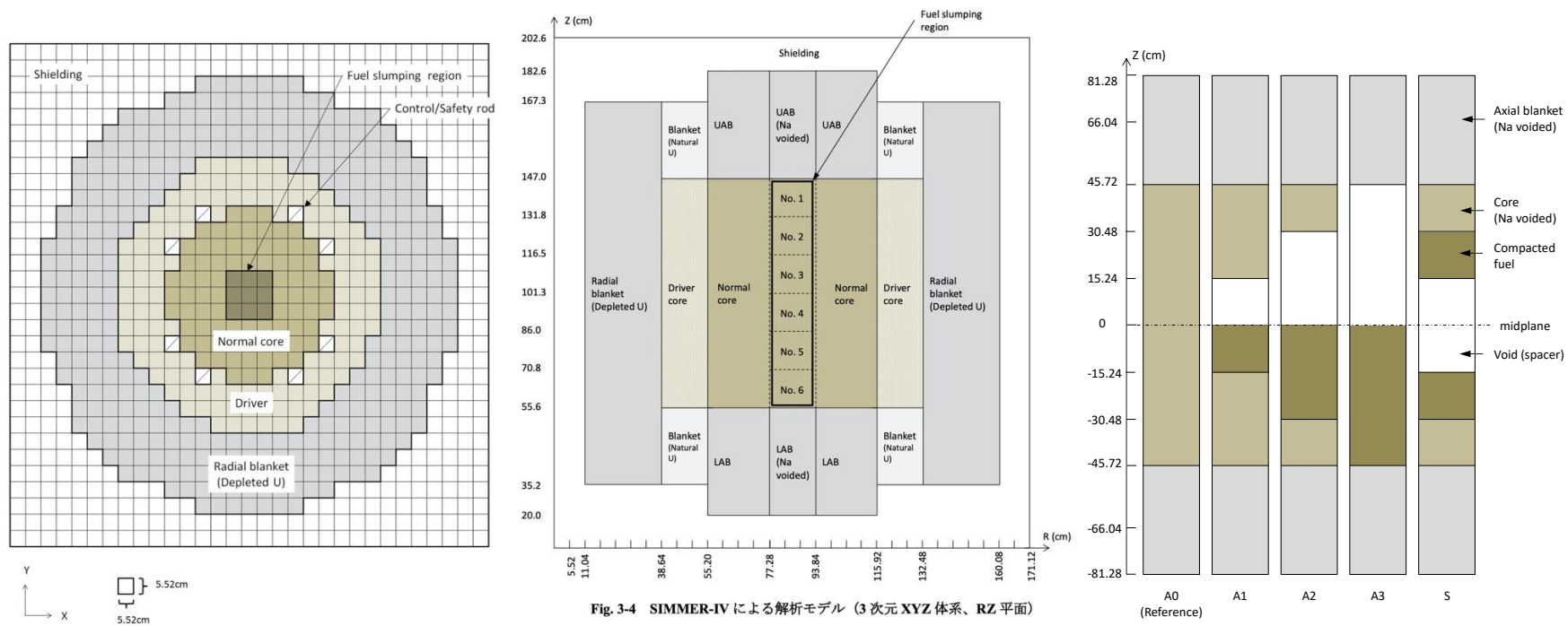
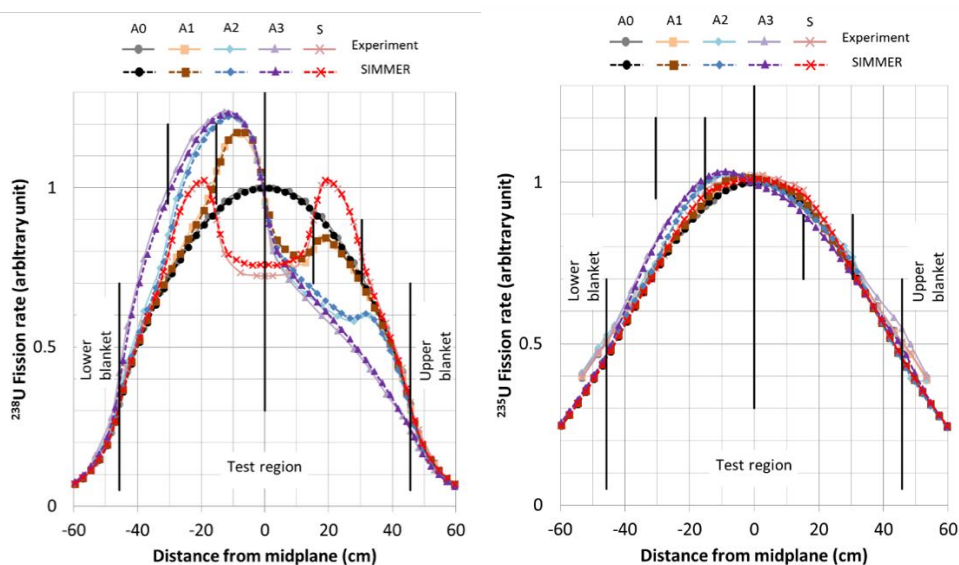


Fig. 3-4 SIMMER-IVによる解析モデル (3次元XYZ体系、RZ平面)

第 4.3 図 FCA VIII-2 の試験体系の概略 (左図、中央図：XYZ 体系、右図：燃料移動パターン)



第 4.4 図 炉心中心位置での ^{238}U と ^{235}U の核分裂反応率分布

(3) 空間依存動特性モデルの不確かさ

高速炉体系において燃料の崩落等により炉心物質が密に詰まる現象を模擬した FCA VIII-2 試験の解析によって、反応度変化を実験誤差範囲内で適正に解析できることを確認した。また STN ケースの解析によって、核計算時間ステップ幅に対する依存性が無いことを確認した。さらに、即発臨界超過時のように、炉心物質の配位が大きく変化し、かつ、原子炉出力が急速に変化する状況に対する SIMMER の空間依存動特性モデルで用いている Sn 法による中性子輸送計算と改良型準静近似法の適用性について確認を行った結果、Sn 法は物質配位が大きく変化し、燃料の濃度が異なる領域が複雑に配置される崩壊炉心の実効増倍率を参照解であるモンテカルロ法と比較して精度良く解析できること、また、「常陽」の即発臨界超過状態の α モード近似（遅発中性子を無視）及び λ モード近似（即発中性子を無視）によるスナップショット法での比較から、改良型準静近似法は、反応度及び中性子スペクトルともに整合した結果を与えることを確認した（添付 1 参照）。これらの検証解析と確認解析から、SIMMER の空間依存動特性モデルは、「常陽」の遷移過程における反応度変化の解析への適用性を有し、また、その不確かさは小さいと判断した。

4.2.2 構造壁の溶融・破損

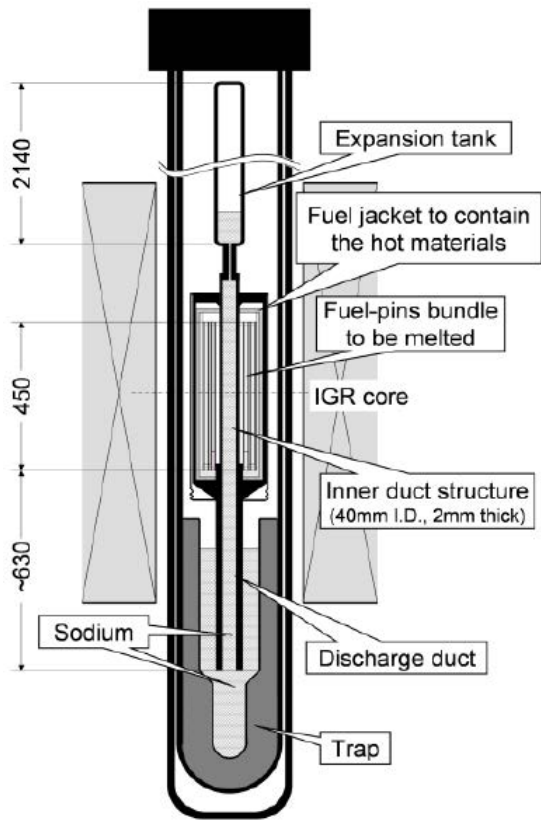
S I M M E Rにおける構造壁の溶融破損は、高温の融体から構造材への熱伝達及びその結果発生する構造材の溶融（質量移行）の結果として評価される。有効性評価において重要となるのは、個々のモデルを統合して計算される構造材の溶融破損タイミングであることから、炉内試験を用いたS I M M E Rの挙動に対する評価を行った。

(1) EAGLE 炉内試験と解析結果

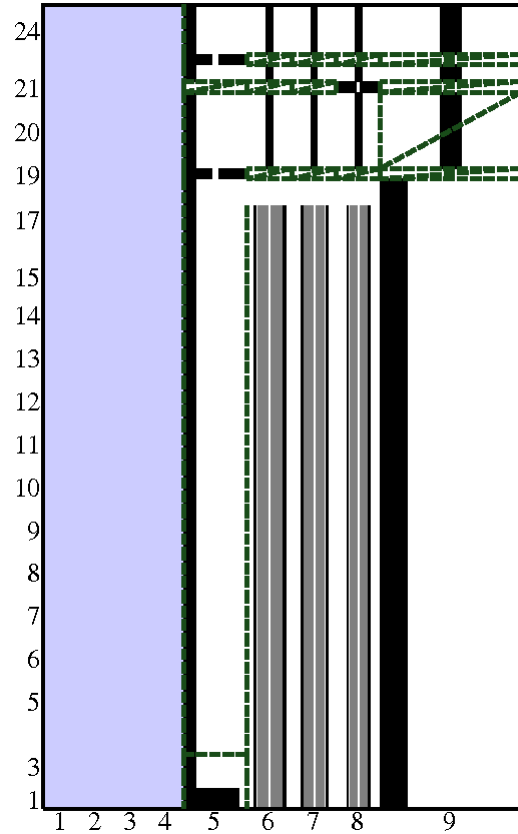
第 4.5 図に EAGLE 炉内試験の概略を示す。パルス試験炉（IGR）の円柱状の中心空孔に試験体を格納したカプセルを装荷している。試験体は、中心に燃料流出経路となる冷却材を内包した内部ダクトを設置し、その周囲を燃料ピンで囲んだ体系を持つ。IGR をパルス運転して中性子照射することで燃料ピンを発熱・溶融させて溶融炉心プールを模擬し、溶融炉心プールからの伝熱により内部ダクトが破損し、内部ダクトが早期の燃料流出経路として有効であることを確認することを目的とした試験である。試験では、内部ダクトの温度が熱電対により計測されているが、内部ダクトが破損するのとほぼ同じタイミングで高温の溶融燃料及びスティールが熱電対に接触し熱電対を破損させるため、その時刻をもって内部ダクトの破損時刻を測定した。内部ダクトは、ステンレススティール製である。炉内試験であるため、溶融燃料プールの生成から内部ダクトの溶融による流出経路の形成挙動を核加熱条件下で実現でき、高速炉の実機条件の模擬性が高い。試験に用いた燃料は、約 8kg である。

第 4.6 図に S I M M E R による解析体系を示す。試験体の一部（炉心模擬部のみ）をモデル化した。試験と同じ出力を燃料ピンに与えて炉心溶融プールを形成した。炉心溶融物質による熱負荷で制御棒下部案内管を模擬した内部ダクトに開口が形成されるまでの挙動を解析した。圧力、照射強度などの解析条件は、試験条件に則して設定している。

第 4.7 図に S I M M E R における熱伝達率の不確かさを考慮した場合の EAGLE 炉内試験におけるダクト破損時刻を解析した結果を示す。横軸は、実験におけるダクトへの伝熱が開始してからの時間、縦軸は、S I M M E R におけるダクトへの伝熱が開始してからの時間である。実験の伝熱開始時間の計測誤差が存在することを考慮すると、例えば熱伝達率の不確かさを 25% 考慮しても、実験結果とほぼ同じ時刻でダクトの壁面破損時刻を再現できることが確認された。

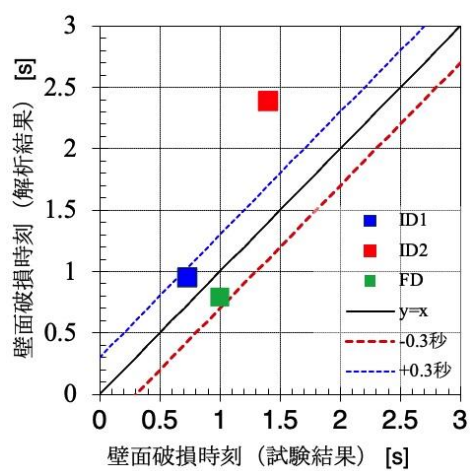
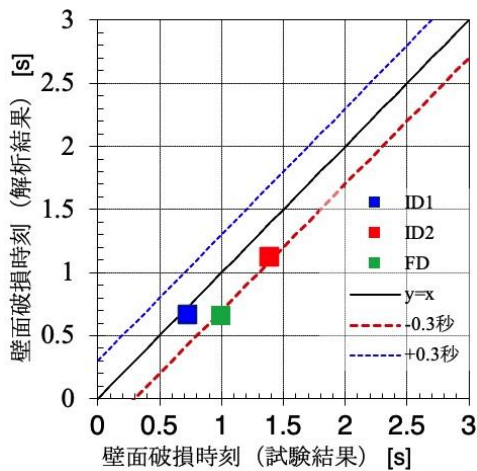


第 4.5 図 EAGLE 炉内試験の概略



内部ダクトと燃料ピン束を2次元軸対象で表現した、炉内試験の解析体系（図外側の数字はr、z方向のセル番号、灰色は燃料ペレット、黒はステンレススティール、水色はナトリウム）

第 4.6 図 S I M M E Rによる解析体系



熱伝達 0.75 倍 (左) と 1.25 倍 (右) の結果、黒実線は試験と解析の破損時刻が一致する線、赤破線と青破線はそれぞれ破損時刻に対して ± 0.3 秒

第 4.7 図 S I M M E R が扱う熱伝達率の誤差に伴う EAGLE 試験解析の壁面破損時刻の違い

(2) 重要現象に関する不確かさの評価

第 4.7 図に示した解析結果から、熱伝達率の不確かさを-25%として考慮した場合は、ダクトの破損時刻を最大で 1 秒ほど過小評価するが、標準的な熱伝達率を用いれば、破損時刻を大きな不確かさを伴わず評価可能である。

4.2.3 燃料-冷却材相互作用 (FCI)

S I M M E R では、多成分流動により計算された結果である物質分布に基づき決まる流動様式と対流・生成を考慮した成分間境界面積から決まる成分間熱移行量、その結果発生する冷却材の蒸発量の結果として冷却材蒸気圧が計算される。試験では、境界面積、成分間熱移行及び物質移行量を測定することは不可能であるが、FCI で重要となる冷却材蒸気発生に伴う圧力変動に着目して、コードで解析される一連の挙動を包括して妥当性を確認した。

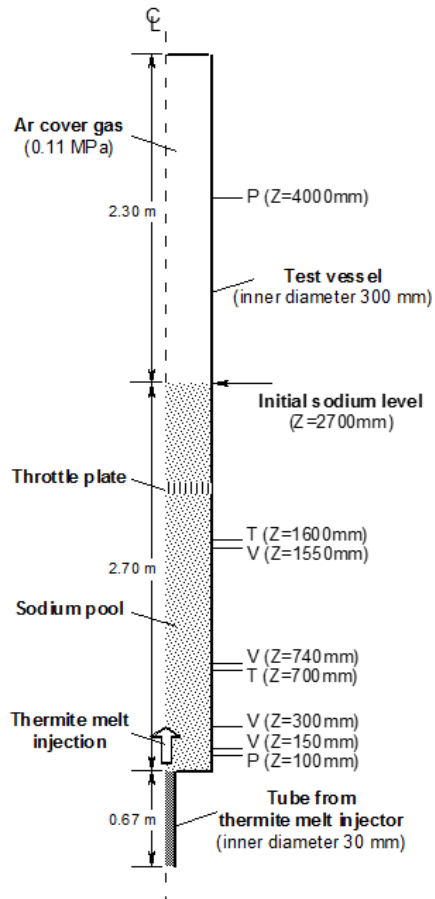
(1) THINA 試験の概要と解析結果

THINA 試験は、テルミット反応で生成した高温融体 (Al_2O_3 と Fe との混合溶融物) をナトリウムプール中に下方から流入させることで FCI を模擬した炉外試験である。第 4.8 図に THINA 試験の概略を示す。試験は、内径 30cm、高さ 5m の円筒容器の下部を 150kg、初期温度 770K のナトリウムで満たし、ナトリウムの上部は、0.11MPa のアルゴンガスで満たし、この下部より内径 3cm のチューブから溶融炉心物質を模した、初期温度 3,270K、質量 5.5kg の高温融体を 2.5MPa の駆動圧力をもって流入させた。

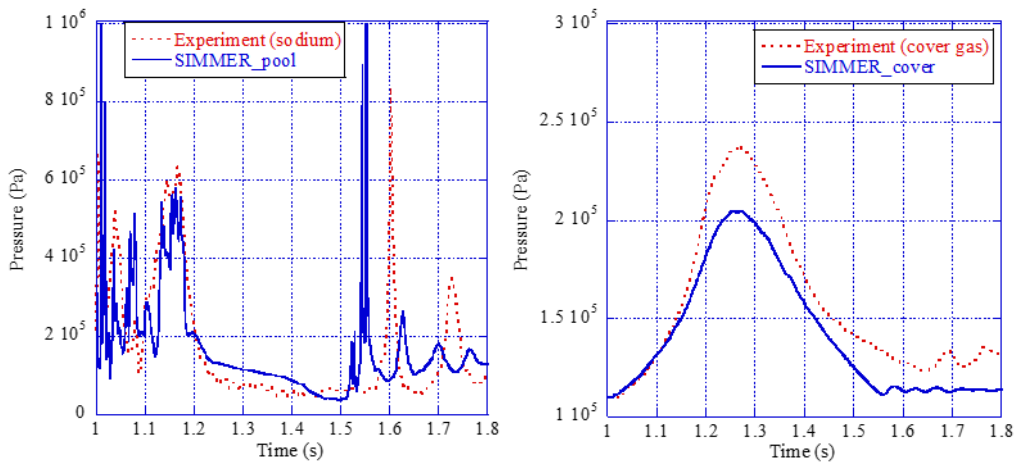
第 4.9 図に S I M M E R により評価したナトリウムプール圧力 (高さ 10cm 位置) とカバーガス圧 (高さ 4m 位置) について試験値との比較を示す。実験では、高温融体と冷却材の接触によりナトリウムの沸騰が生じることで、1~1.2 秒の間に時間的に鋭い圧力ピークが頻繁に生じる。他方、カバーガス領域では、ナトリウム蒸気の上昇により比較的緩やかに圧力が増加する。ナトリウムプール中での 1.6 秒及び 1.72 秒にみられる圧力上昇は、ナトリウム蒸気により、一旦持ち上げられたナトリウムが下降して発生したものである。

ナトリウム内での圧力値 (第 4.9 図 (左)) は、試験条件の多少の違いにより圧力ピークの大きさ及び発生時間がずれる。そのような現象であるにもかかわらず、試験解析の結果は、圧力ピークをやや過大評価する傾向はあるが、発生時刻を 10^{-2} ~ 10^{-3} 秒オーダーの誤差範囲内で再現している。第 4.9 図 (右) のカバーガス領域においても圧力ピークの発生時間を再現していることから、流体間熱伝達により発生するナトリウム蒸気に駆動されるナトリウムスラグの運動を適切に再現できていることが分かる。カバーガス圧力が実験値のほうが高くなっているのは、高温融体とともに非凝縮性ガスの流入したことの影響であると推定されており、これを考慮すれば 10%誤差範囲内で再現されている。

FCI は、冷却材と溶融物質の接触により熱が伝達され蒸発する現象であり、圧力の時間変化に影響が現れる。溶融物質から冷却材への熱の移行は、液体間熱伝達により支配され、冷却材沸騰は、蒸発/凝縮モデルにより支配される。カバーガス圧及びナトリウムプール中の圧力の時間変化が凡そ再現されているということは、S I M M E R の蒸発/凝縮、液体間熱伝達モデルが適切であることを示唆している。



第 4.8 図 THINA 試験の概略



第 4.9 図 ナトリウムプールの圧力 (左) とカバーガス圧 (右) の時間変化

(2) FCI に関わる不確かさ

S I M M E R は、ナトリウムプール内で発生する圧力値をやや過大評価するものの、ほぼ同程度のオーダーで圧力値を再現することができる。FCI は、遷移過程におけるスロッシング挙動を誘発し燃料凝集を引き起こす過程を通して、評価指標である炉心平均燃料温度に影響を与える。ただし、燃料集中を引き起こす FCI 現象は、熔融燃料とナトリウムが接触・混合する状況の不確かさが大きく、また、炉心周辺での FCI による燃料スロッシング現象は、実験的に模擬することは難しく現象としての不確かさが大きい。評価指標への影響が重要となるため、有効性評価では、その不確かさを考慮して十分に保守的な条件を用いた評価が必要である。

また、THINA 試験は、即発臨界超過に伴うエネルギー放出により生じた高温炉心物質が上部プレナムのナトリウムプールの下端から導入される状況を模擬した体系の試験であり、機械的応答過程における機械的エネルギーの発生にもかかわっている。S I M M E R により試験で観測された圧力発生挙動とカバーガス圧縮挙動を適切に解析できていることから、実機解析への適用性を有し、またその不確かさは小さいと判断される。

4.2.4 燃料スロッシング挙動

炉心に形成される溶融燃料プールのスロッシングは、比重が約 10^4kg/m^3 程度の高密度の流体が核発熱を伴いながら流動する現象である。この炉心における燃料スロッシングを特徴づける、(1)スロッシング挙動の流体力学的挙動、(2)高密度の流体の流動、(3)核発熱を伴う沸騰挙動という物理現象に着目した検証解析により、SIMMERの燃料スロッシング挙動への適用性を確認する。また、溶融燃料と溶融スチールの流動を別の速度場で解析していることに関する妥当性を確認する(添付2参照)。

(1) スロッシング挙動試験の概要と解析結果

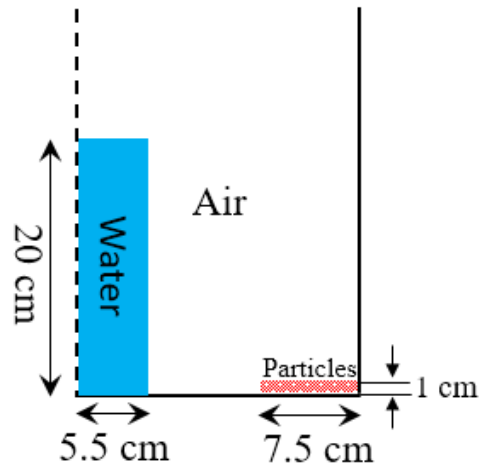
第4.10図にスロッシング挙動試験^[12]の概略を示す。スロッシング挙動試験は、半径22.2cmの円筒容器内の中心から14.5cm位置に幅7.5cm、高さ1cmの円環状の粒子ベッドを設置し、円筒容器中心位置に設置された直径5.5cm、高さ20cmの円柱状の水柱を崩壊させることで、実機において、溶融燃料と燃料粒子が混合した流動状態を模擬した実験である。用いた粒子は、直径2.5mm、高さ3mmの円筒系のAcryl P210Dであり、その密度は、 1.13g/cm^3 である。試験結果としてある時刻における写真と流体が円筒容器壁の最も高い位置に到達した時間と高さが得られている。

SIMMERでの解析は、水、粒子、空気の3物質に対して、水と粒子を同速度場、空気を別速度場とした2速度場として実施した。第4.11図に解析体系を示す。試験結果とSIMMERによる解析結果との比較を第4.5表に示す。本試験では、開始までの水柱形状維持のための容器との摩擦の影響があること、解析では、直交座標系を用いているために完全な円形でないことから誤差が生じる。容器の影響を受ける例としては、解析の方が試験に比べて現象の推移が早いことである。他方、座標系の影響は水面及び粒子の最高到達高さに現れ、第4.12図の解析結果と第4.13図の試験結果写真を比較すると、試験では、円周方向に均等な高さで水が到達しているのに対し、解析結果は、左下、左上、右上、右下の四隅で特に水面の高い位置が現れる。

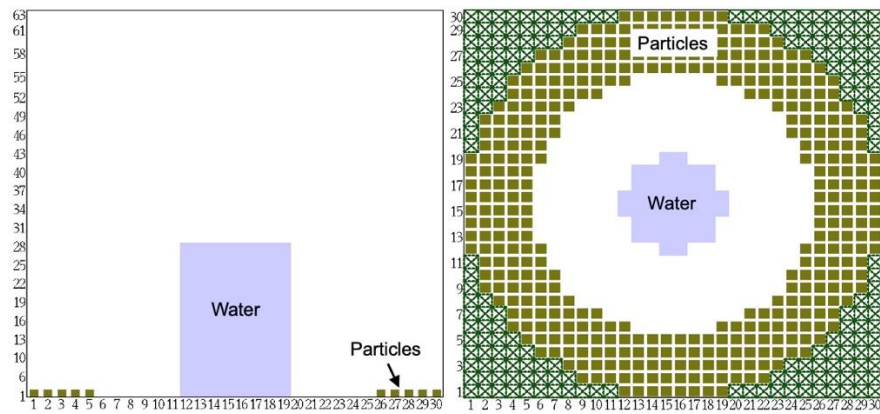
容器中心位置に再凝集した時刻の解析結果を第4.14図、試験結果を第4.15図に示す。試験では、液面が破碎するため到達高さの測定について誤差が大きく、数値での比較は、容易ではないが、全体としての液面形状は、定性的に再現できている。

第4.5表 液面最高到達点と時刻

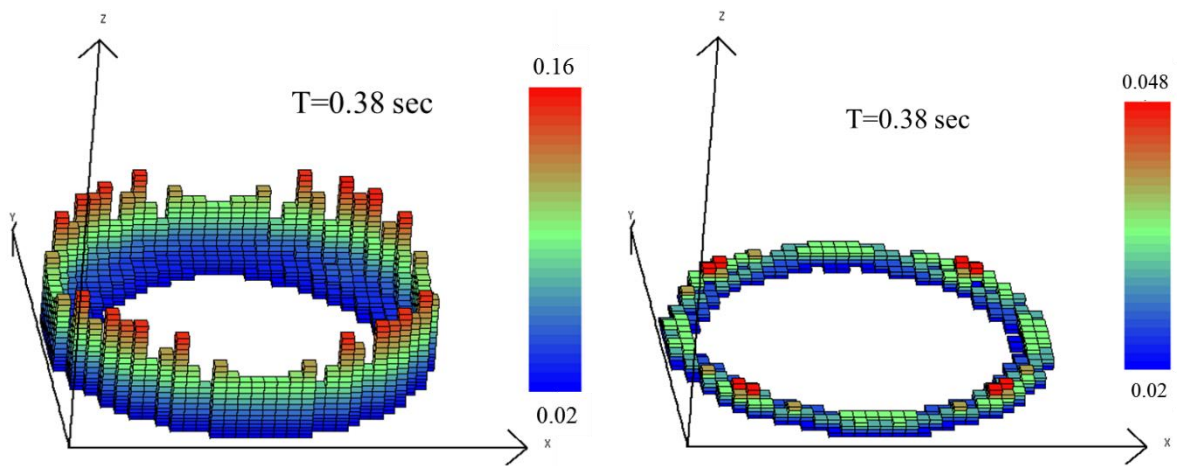
	側面 到達時刻 (秒)	側面 最高高さ 到達時刻 (秒)	側面 最高高さ (水) (cm)	側面 最高高さ (粒子) (cm)	中心位置 最高高さ 到達時刻 (秒)	中心位置 最高高さ (cm)
試験	0.28 ± 0.02	0.40 ± 0.02	10 ± 1	8 ± 1	0.80 ± 0.04	25 ± 5
解析	0.22	0.38	16	4.8	0.775	20.8



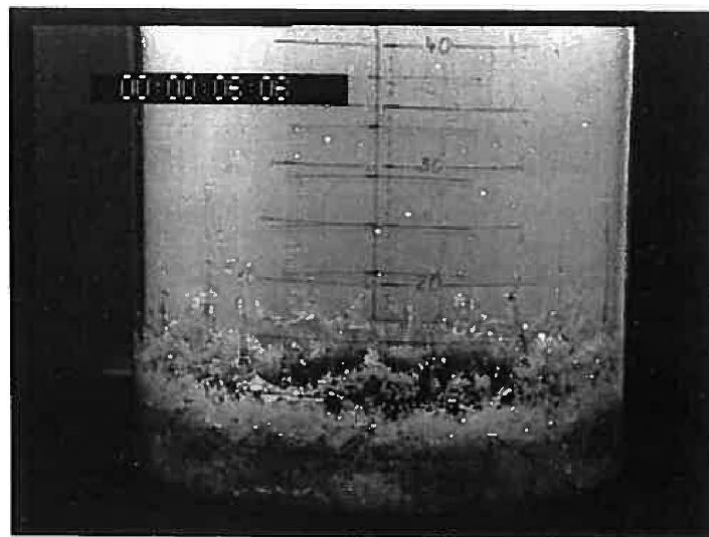
第 4.10 図 スロッシング挙動試験の概略



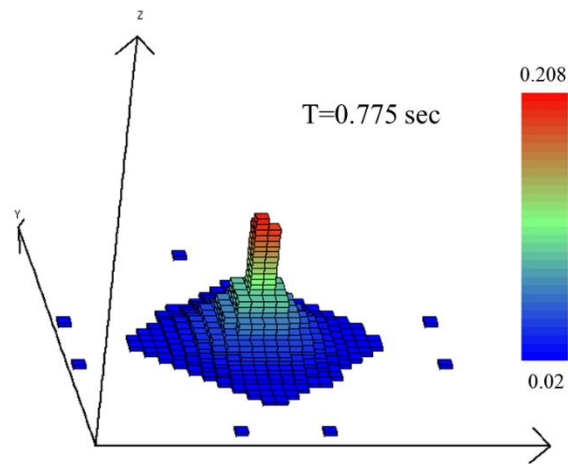
第 4.11 図 スロッシング挙動試験の解析体系



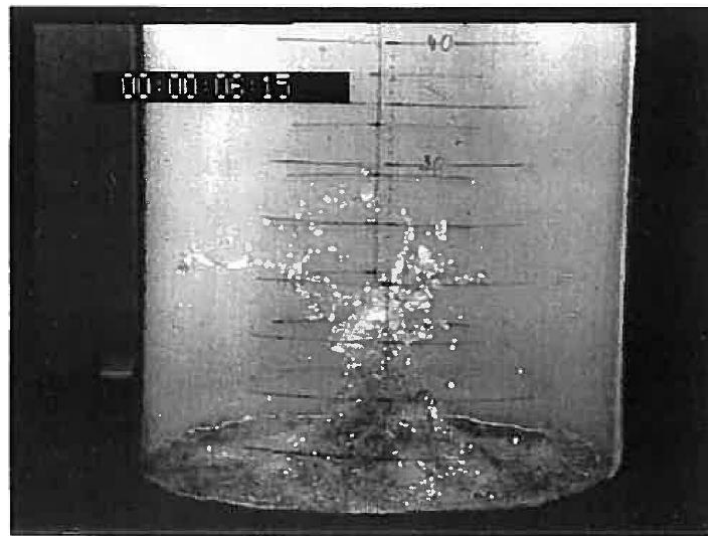
第 4.12 図 水 (左) 及び粒子 (右) の円筒容器位置での最高到達点到達時刻における表面高さ位置



第 4.13 図 実験開始から 0.4 秒の試験結果写真



第 4.14 図 円筒容器中心位置での水の最高到達点到達時刻における表面高さ位置

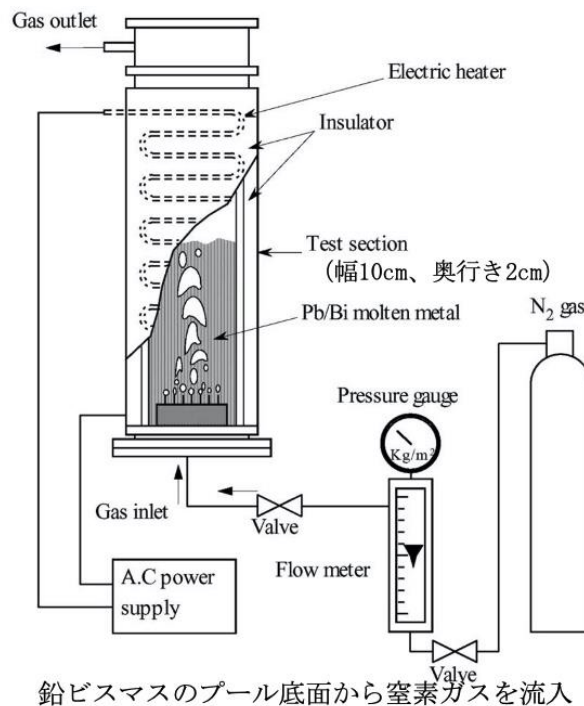


第 4.15 図 実験開始から 0.80 秒における試験結果写真

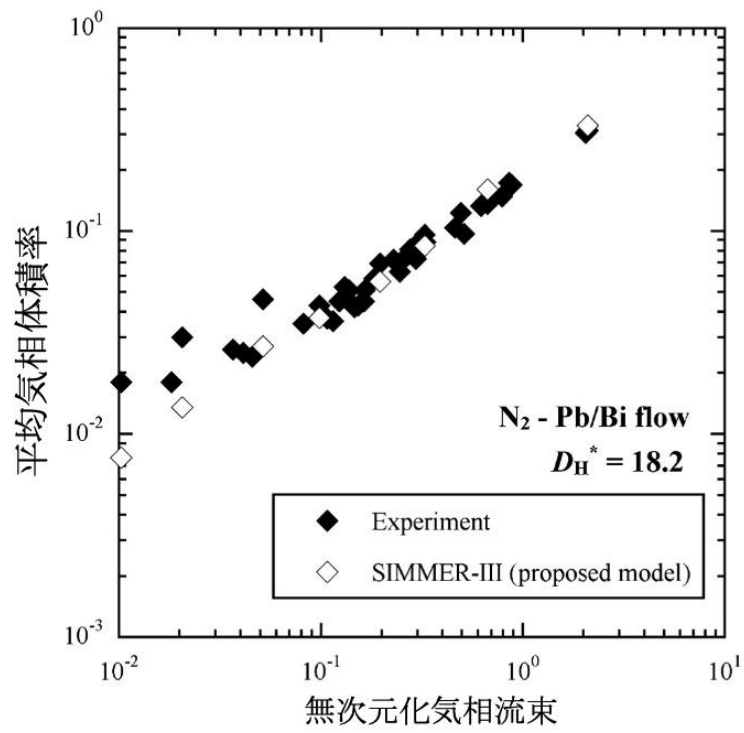
(2) 高密度の炉心物質の流動挙動試験の概要と解析結果

多相流のスロッシング挙動への液体密度や気液重量比の効果を検証するため、溶融燃料の密度に近い鉛ビスマス（密度約 10g/cm^3 ）のプール内の二相流動を中性子ラジオグラフィで可視化した試験^[13]を解析した。試験では、高密度の流体の模擬物質として鉛ビスマス合金を用い、溶融した鉛ビスマス合金のプール底部から窒素ガスを吹き込み、二相流動を中性子ラジオグラフィを用いて可視化した。試験装置の概略図を第 4.16 図に示す。幅 10cm、奥行き 2cm の試験装置内に溶融した鉛ビスマスを設置し、その底部から複数の針を通して窒素ガスを流入させる試験である。

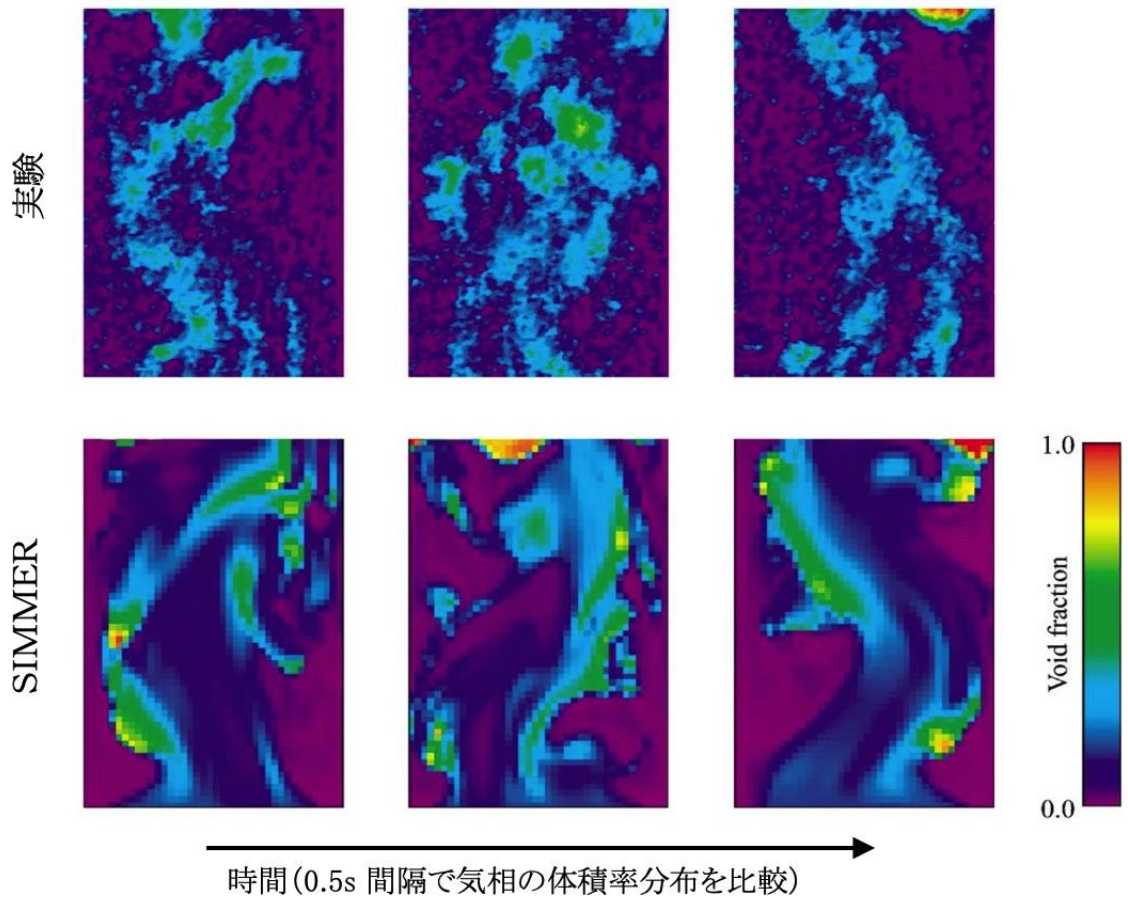
SIMMERを用いた解析で得られた窒素ガスの無次元化気相流束とプール内の平均気相体積率の関係を試験結果と比較した図を第 4.17 図に示す。SIMMERは、窒素ガスの平均気相体積率に対する無次元化気相流束、すなわち鉛ビスマス中の気体の流動抵抗を適切に評価している。またプール内の二相流動挙動、すなわち窒素ガスの体積率空間分布の変動パターンを試験結果と比較した結果を第 4.18 図に示す。この比較図からSIMMERは、二相の流動挙動も試験結果をおおむね再現していることが確認できる。



第 4.16 図 鉛ビスマス二相流動試験装置の概略図



第 4.17 図 鉛ビスマス二相流動試験における気相皮相速度の比較



第 4.18 図 鉛ビスマス二相流動試験における二相流動挙動の比較

(3) 核発熱を伴う沸騰挙動試験の概要と解析結果

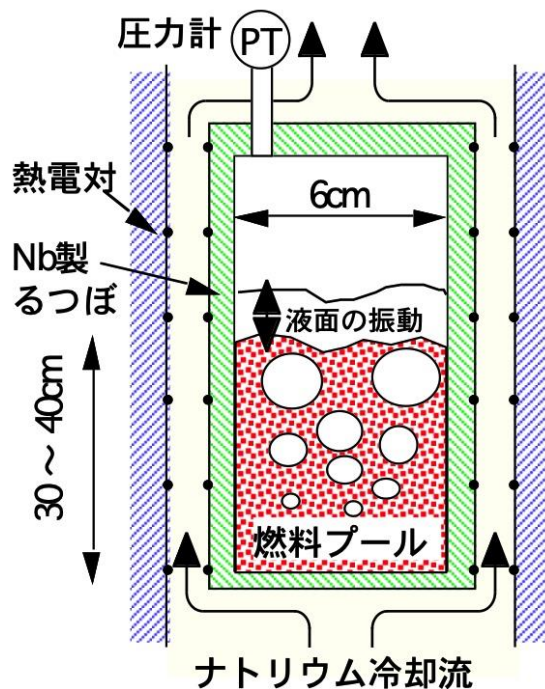
SCARABEE BF2 試験^[14]は、燃料 (UO₂) を Nb 製のるつぼ内で仏国カダラッシュ研究所にある試験炉 SCARABEE 炉の核加熱によって熔融・沸騰させ、沸騰による液面の振動、るつぼ側面への熱負荷を測定した試験である。

試験装置の概略図を第 4.19 図に示す。試験では、直径 6cm の Nb 製のるつぼ内で燃料の沸騰プールを核発熱によって形成した。るつぼは、その外面をナトリウム流れによって冷却されており、側面のナトリウム流路を挟んで設置された熱電対によりプール側面への熱流束分布を測定した。また、SCARABEE 炉の中性子計装により液面が沸騰によって上下に振動する際の振幅と周期を測定した。

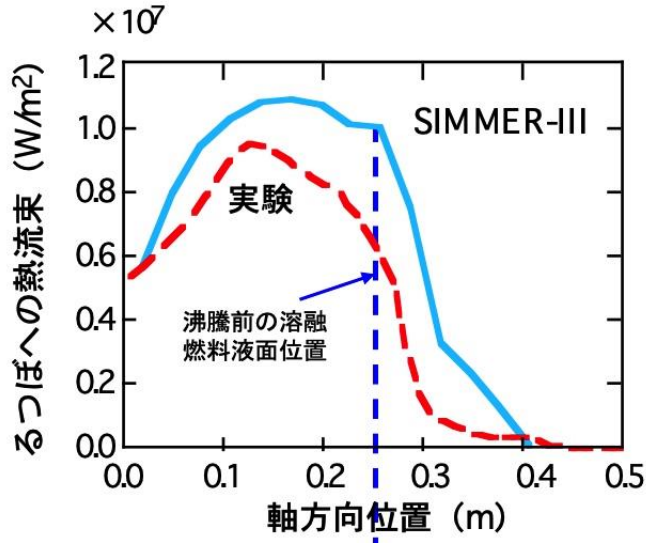
プール側面への熱流束分布を比較した図を第 4.20 図に示す。S I M M E R は、UO₂ の沸騰で形成される二相プールの流動によって発生するプール側面への熱流束を適切に評価できる。また、沸騰によって発生する液面の上下振動についても、その振幅と周期を試験結果と比較した第 4.6 表に示すように、S I M M E R は、これらの物理量も適切に評価することができることを確認した。

第 4.6 表 SCARABEE BF-2 試験の液面振幅と周期の比較

	BF2 試験	S I M M E R-III
振幅	10cm	10cm
周波数	0.8Hz	0.9Hz



第 4.19 図 SCARABEE BF-2 試験装置の概略図



第 4.20 図 SCARABEE BF-2 試験におけるプール側面への熱流束分布

(4) 燃料スロッシング挙動における不確かさ

炉心における燃料スロッシングを特徴づける、(1)スロッシング挙動の流体力学的挙動、(2)高密度の流体の流動、(3)核発熱を伴う沸騰挙動、という物理現象に着目した検証解析を実施した。(1)について、SIMMERは、損傷した固体粒子状燃料と溶融燃料で構成される溶融燃料プールのスロッシング挙動を定性的に再現できている。評価指標に対して重要である凝集挙動のタイミングと表面高さをほぼ再現できているが、水を模擬物質とした小規模な炉外試験であることから、有効性評価では、燃料凝集の効果を最大とするような不確かさの影響解析を行う必要がある。(2)については、炉心物質と同様の高密度(密度が約 10^4kg/m^3)の流体の二相プール流動挙動へのSIMMERの適用性を確認した。ただし、試験体の規模が数10cmであることから、炉心規模への外挿性に不確かさがある。(3)については、核加熱によって UO_2 を沸騰させたBF2試験解析によって実際の炉心物質の沸騰挙動への適用性を確認した。ただし、試験体の規模が数cmであることから、炉心規模への外挿性に不確かさがある。

以上のように、炉心における燃料スロッシングを特徴づける物理現象を模擬した各試験の解析によってSIMMERの燃料スロッシングへの適用性を確認できたと考えるが、それぞれの模擬試験は、実際の炉心物質を用いていない又は炉心物質を用いているものの実スケールでないなどの制約によって実機模擬度に限界があることから、有効性評価においては、これらの不確かさを考慮して十分に保守的な想定を用いる必要がある。

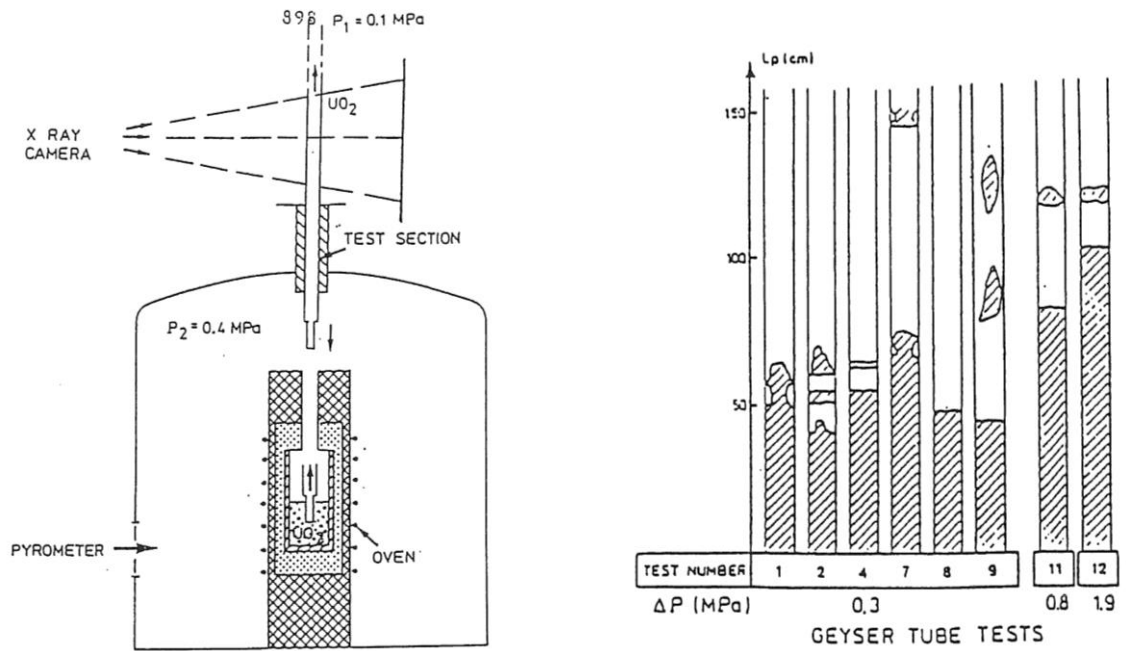
4.2.5 燃料流出挙動

燃料流出挙動には、制御棒下部案内管を通じた下向き流出も含まれるが、「常陽」の遷移過程は、炉心損傷が低温状態で推移するため、制御棒下部案内管損傷時に燃料が固体状であることや先行して流出したスティールが閉塞を起こすことが予想されることから、遷移過程解析の時間スケール範囲では、流出経路として想定しない。ここでは、遮へい集合体ギャップ及びピン束流路を通じた燃料流出挙動についての妥当性を確認した。

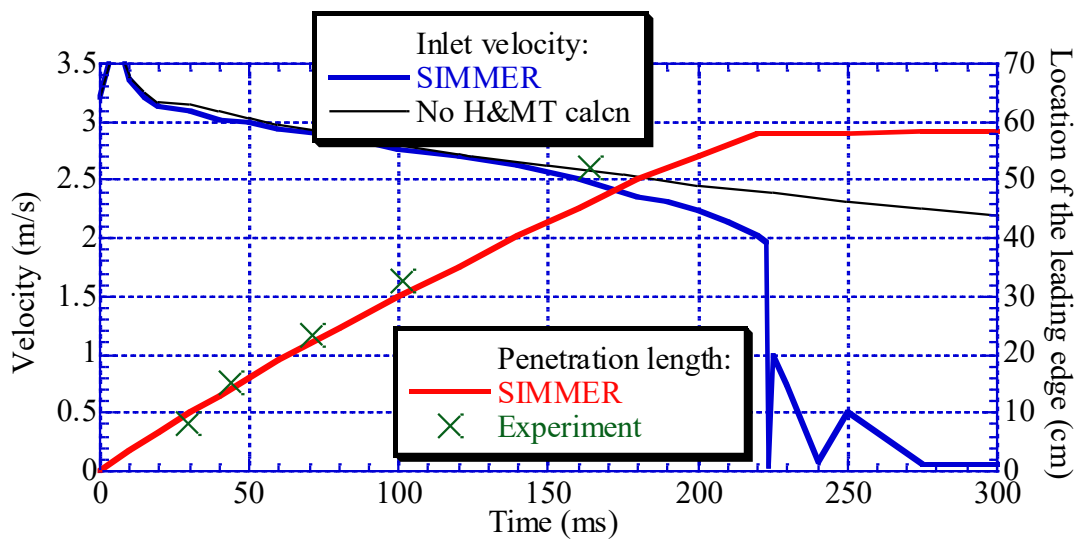
(1) GEYSER 試験の概要と解析結果

GEYSER 試験は、溶融二酸化ウラン (UO_2) の円管内における固化閉塞挙動を模擬するために実施された試験である。試験設備の概要と試験結果による浸入の様子は、第 4.21 図のとおりである。試験部は、内径 4mm、外径 8mm のスティール円管であり、3,000°C の溶融 UO_2 プールと試験部出口との差圧を推進力として溶融 UO_2 を試験部に上向きに注入し、円管内への浸入と固化閉塞を分析する。本試験解析は、ピン束流路への溶融燃料の浸入を対象としているが、同じ解析モデルにより評価される反射体ギャップへの燃料流出に対する妥当性確認としても有効である。

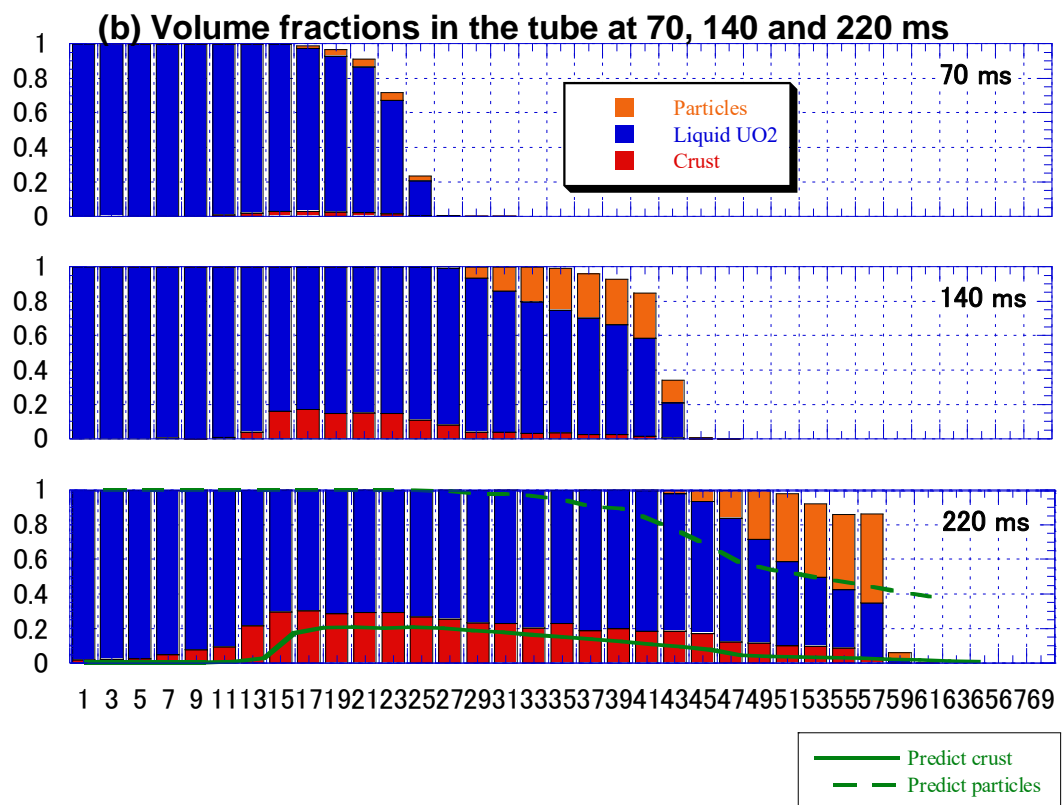
SIMMER による解析では、円筒座標体系を採用し、試験と同様の溶融 UO_2 注入条件が再現できるように解析条件を設定している。SIMMER による解析結果を第 4.22 図及び第 4.23 図に示す。第 4.22 図から SIMMER による溶融 UO_2 浸入速度は、クラスト形成が始まると、従来の簡易予測値 (図中で No H&MT calcn と表示) を顕著に下回り始め、220ms (浸入が停止した時点) を過ぎるとほぼ 0m/s になる。円管試験部への浸入長の履歴は、SIMMER の解析結果は熱電対で計測した試験結果と良好に一致しており、浸入速度がほぼ 0m/s となることで浸入が止まっている (最終的な浸入長は 58.5 cm)。第 4.23 図は、溶融 UO_2 の浸入開始後 70ms、140ms、220ms における燃料組成の変化である。70ms から開始する浸入後の溶融 UO_2 の固化挙動が把握できる。クラストと記載している円管内壁に形成される UO_2 固化層は、燃料の浸入位置から 15cm ほどの位置から見られ、時間の進展とともに厚くなり、下流側に成長していく。 UO_2 固体粒子は、常に燃料の先端に位置しており、エンタルピーの低下した溶融 UO_2 の先端で形成された固体粒子が、溶融 UO_2 中に混合されていることが分かる。クラストの成長と UO_2 固体粒子の増加による流動抵抗により溶融 UO_2 の浸入は停止する。浸入が停止した時点 (220ms) におけるクラストと UO_2 固体粒子の軸方向分布に関して、SIMMER の解析結果は、試験データの分析から推察した結果とおおむね一致している。



第 4.21 図 GEYSER 試験の試験設備概要 (左) と溶融 UO_2 の浸入距離 (右)



第 4.22 図 溶融 UO_2 の流入速度 (青、左軸) と浸入距離 (赤、右軸) の時間変化



横軸は高さ位置で単位は cm、220ms の図には、実験結果を基に推察された粒子とクラストの分布をそれぞれ破線と実線で示す。

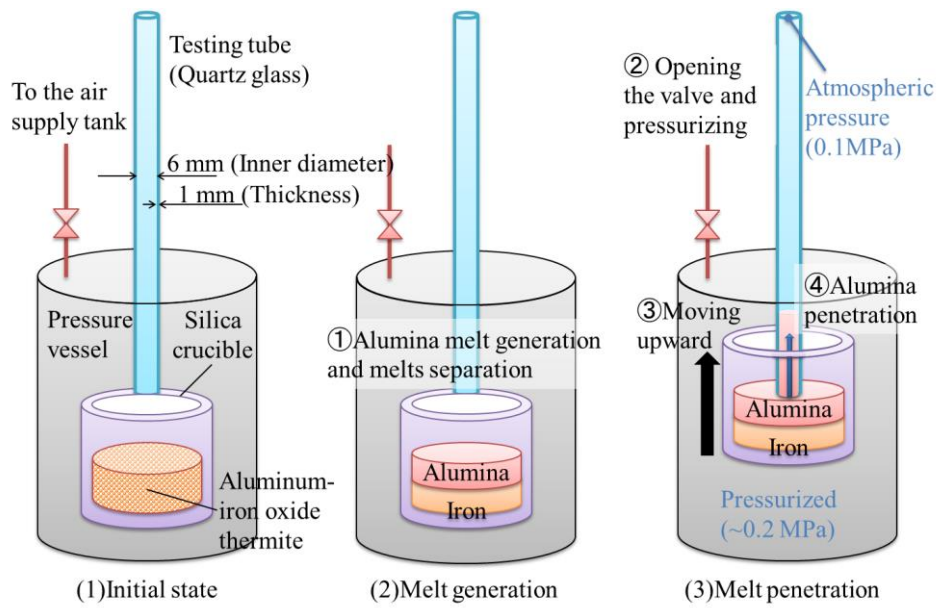
第 4. 23 図 各時刻における UO₂ の粒子、液体及びクラスト成分体積率の各高さ位置での累積グラフ

(2) THEFIS 試験解析の概要と解析結果

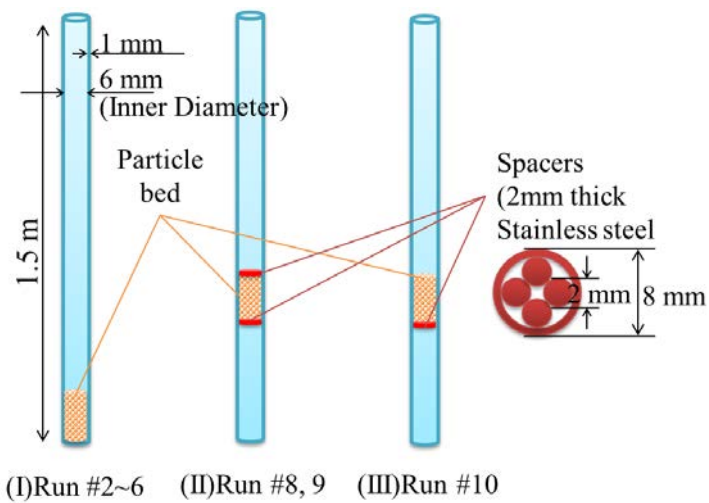
THEFIS (THErmite Freezing In Structure) 試験は、粒子状の固化閉塞物への溶融アルミナの浸入挙動を模擬した試験である。試験装置と試験手順の概略を第 4.24 図に示す。圧力ベッセル内に上下可動式のるつぼを設置し、るつぼ内で生成した溶融アルミナ (2,300K) を圧力ベッセルへの空気供給 (ベッセル内の昇圧) とるつぼの上方移動によって内側直径 6mm の試験部 (クォーツガラス製の円管) に注入し、円管内の固化閉塞挙動を定量化した。THEFIS 試験には、閉塞物のない流路を模擬した試験と、流路の固化閉塞をアルミナ粒子ベッドで模擬した試験の 2 種類がある。固化閉塞物を模擬した試験では、アルミナ粒子ベッドを円管内にあらかじめ設置しておいてから、溶融アルミナを注入する。粒子ベッドの設置状態は、第 4.25 図に示したとおりである。本試験解析は、ピン束流路への溶融燃料の浸入を対象としているが、RB ギャップへの燃料流出に対する妥当性検証の材料にもなり得る。

解析では、ベッセル内の圧力履歴、境界温度等は試験条件を正確に反映し、試験部の円管構造材を集合体管壁として定義した。流路に設定された固化閉塞に対しても試験と同条件となるよう粒子ベッドを模擬した。閉塞物が設定されていない流路を用いた試験を対象とした SIMMER の解析結果について、溶融アルミナ浸入距離を試験結果と比較して第 4.26 図に示す。SIMMER による解析は、開始直後の浸入挙動をやや過小評価するものの、その後の時間変化をよく再現している。SIMMER の解析結果は、流路内壁に形成される固化層 (クラスト) の成長による流動抵抗浸入の増加のために浸入挙動が緩やかとなる結果を再現できている。

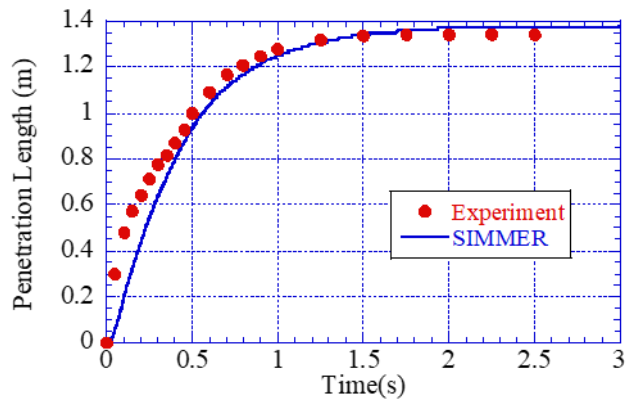
第 4.27 図に固化閉塞物として粒子ベッドを流路中に設定した場合について、粒子ベッド厚みに対する溶融アルミナの浸入距離の試験結果との比較を示す。この試験では、流路中にある粒子ベッドが融体の流動抵抗を増加させ、融体から粒子ベッドへの熱伝達も生じることから、粒子ベッドなしの試験に比べて溶融アルミナの浸入距離が減少する。SIMMER による解析結果は、粒子ベッド厚さ 2~4cm で溶融アルミナ浸入距離が急激に変化する試験の傾向を再現できている。



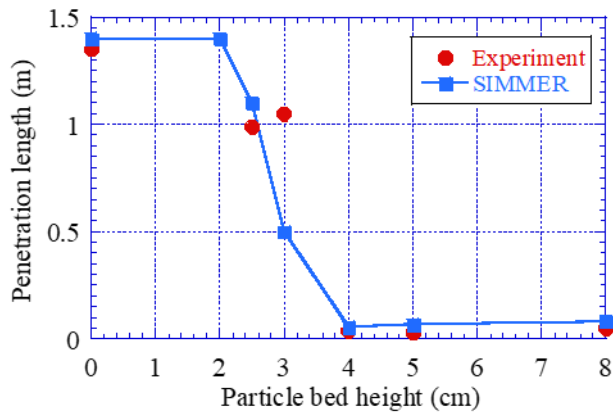
第 4. 24 図 THEFIS 試験の試験装置と試験手順



第 4. 25 図 流路中の固化閉塞物を模擬した試験の流路の状態



第 4.26 図 閉塞物が設定されていない流路を用いた試験解析における
 熔融アルミナの浸入距離



第 4.27 図 流路中の固化閉塞を模擬した試験における粒子ベッド高さの影響による
 熔融アルミナの浸入距離の変化

(3) 重要現象に関する不確かさの評価

THEFIS 試験では、融体としてアルミナを、GEYSER では UO_2 を用いた試験である。両者の違いは、粘性係数と熱抵抗の大きさであり、壁面摩擦及び熱・質量移行に伴う固化物の形成しやすさがそれぞれの実験で異なる。そのような条件であっても、最終的な融体浸入長の誤差は、5% 未満であり、両試験解析とも試験結果をほぼ再現しており、物理的に妥当な挙動を示すと判断できる。評価指標である燃料流出量への不確かさの影響は小さいと判断できる。

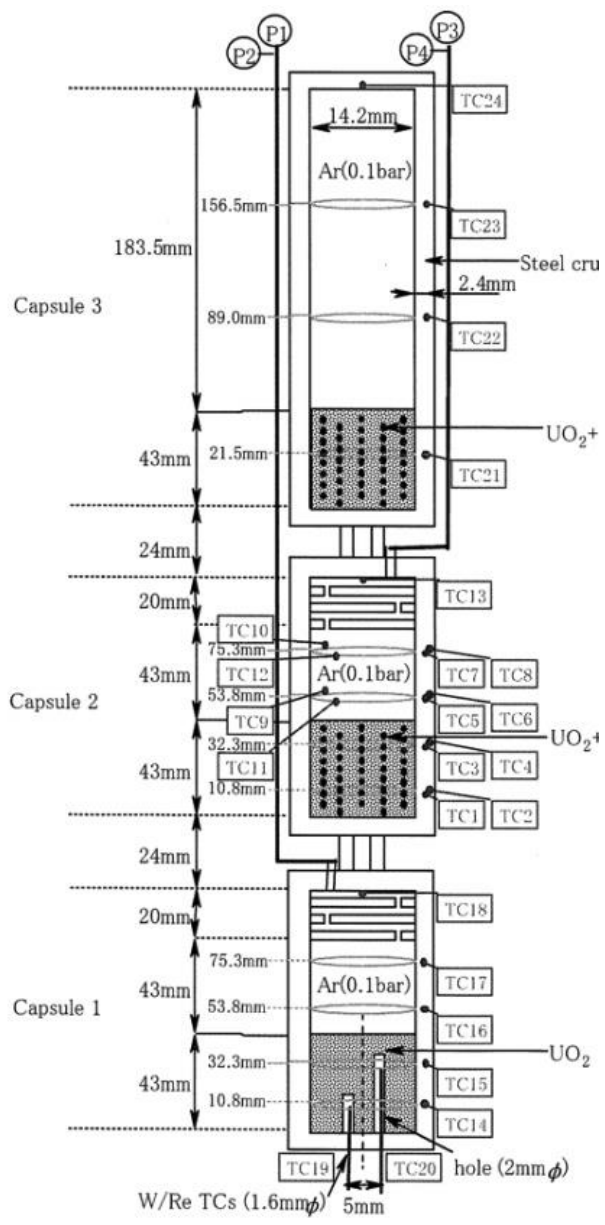
4.2.6 燃料からスチールへの熱移行

SIMMERでは、多成分流動により計算された結果である物質分布に基づき決まる流動様式と対流・生成を考慮した成分間境界面積から決まる成分間熱移行量、その結果発生するスチールの蒸発量と蒸気の圧力が計算される。試験では、境界面積、成分間熱移行及び物質移行量を測定することは不可能であるが、燃料からスチールへの熱移行の結果であるスチール蒸気発生に伴う圧力変動に着目して、コードで解析される一連の挙動を包括して妥当性を確認した。

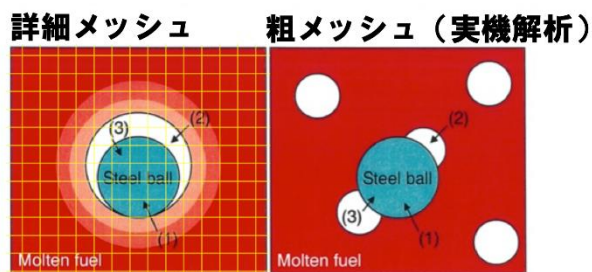
(1) CABRI TP-A2 試験の概要と解析結果

CABRI TP-A2 試験は、ステンレス球を含む燃料ペレットを核加熱により溶融し、発生するスチール蒸気圧を測定した炉内試験である。第 4.28 図に試験の概略を示す。この試験では、直径 1mm のステンレス球 40 個を内部に埋め込んだ内径 14.2mm、高さ 43mm の燃料ペレットを核加熱で溶融し、発生するスチール蒸気圧を測定した。

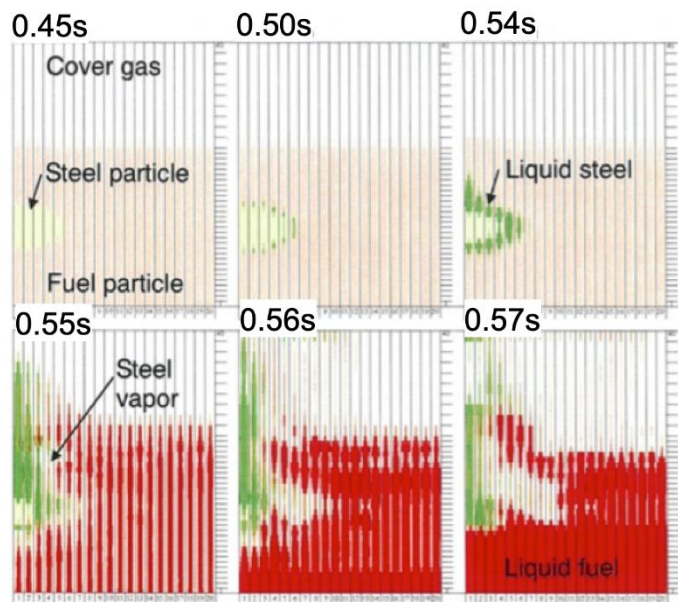
第 4.29 図に単一のスチール球を模擬した SIMMER による詳細解析体系の概念図^[15]を示す。この体系では、スチール球とその周囲の燃料を複数のメッシュに分割してモデル化し、スチール球の溶融と蒸発による物質分布の時間変化を詳細に解析する。詳細解析体系による解析結果を第 4.30 図に示す。加熱開始後約 0.55s で燃料が溶融し、スチール蒸気が発生する。燃料の温度は、スチールの膜沸騰温度には達しないが、発生したスチール蒸気は、スチール球の周囲に留まり、蒸気層を形成することで溶融燃料からスチール液滴への伝熱を抑制していることがわかる。妥当性確認で実施した実機解析では、このようにスチール球を複数のメッシュで分割するような詳細な解析体系を用いず、第 4.29 図に示した粗メッシュ体系のように、一つの SIMMER 解析メッシュ内にスチール液滴が存在し、SIMMER の流動様式及び境界面積モデルで燃料とスチールの接触状況をモデル化するため、詳細解析体系で明らかとなったスチール蒸気層による伝熱抑制効果を適切にモデル化することはできない。このため、このスチール蒸気層による伝熱抑制の効果を、燃料からスチール液滴への伝熱速度を調整することで模擬することとする。第 4.31 図に示した粗メッシュ体系での解析結果から、スチール蒸気層によって燃料からスチールへの伝熱速度を約 1/200 倍とすることで試験結果を適切に再現できることが示された。



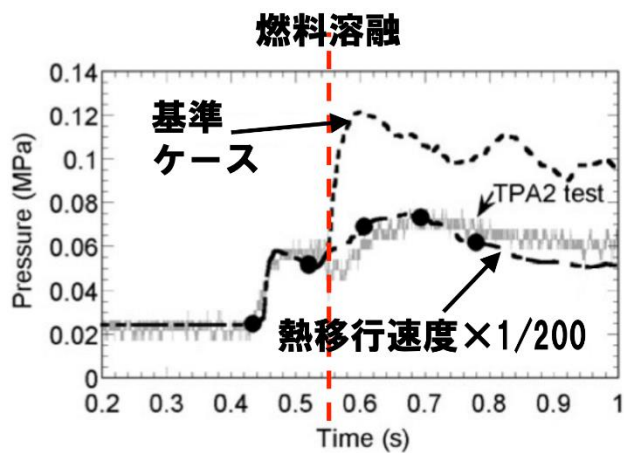
第 4.28 図 CABRI TP-A2 試験概略図^[15]



第 4.29 図 CABRI TP-A2 試験の単一球詳細解析体系概念図^[15]



第 4.30 図 単一球詳細解析による解析結果^[15]



第 4.31 図 粗メッシュ体系による解析結果^[15]

(2) 燃料からスチールへの熱移行の不確かさ

SIMMERは、即発臨界後の高温となった燃料からスチール液滴への伝熱を解析するにあたり、燃料からスチールへの伝熱速度を約 1/200 倍とすることでスチール蒸気層の存在による伝熱抑制効果を考慮できることが CABRI TP-A2 試験の解析によって示された。有効性評価のための解析においても、同程度の不確かさの影響を評価する必要がある。

4.2.7 炉心上部構造による熱及び圧力損失

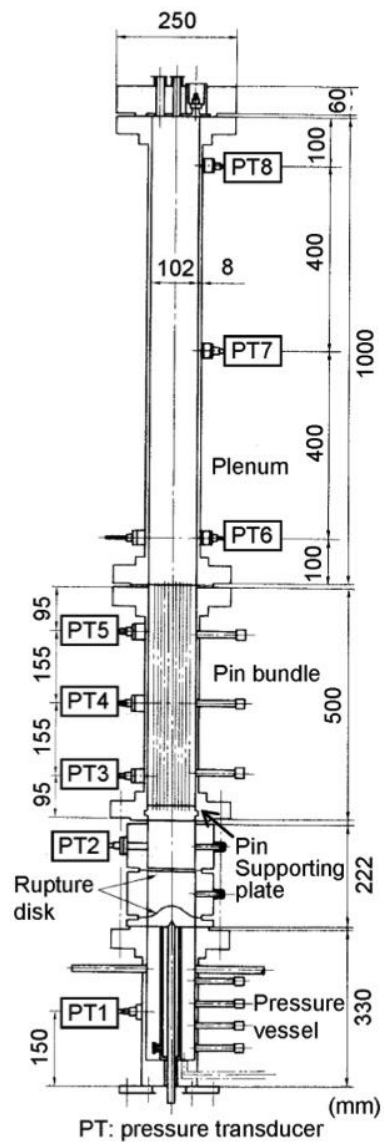
S I M M E Rにおける炉心上部構造の構造材への伝熱と凝縮は高温の炉心物質から構造材への熱及び質量移行モデルを用いて解析される。また、炉心上部構造による圧力損失は多相多成分流動モデルを用いて解析される。実機への適用において重要となるのは、個々のモデルを統合して計算される構造材内での圧力損失であることから、炉外試験を用いてS I M M E Rの挙動に対する評価を行った。

(1) VECTORS 試験の概要と解析結果

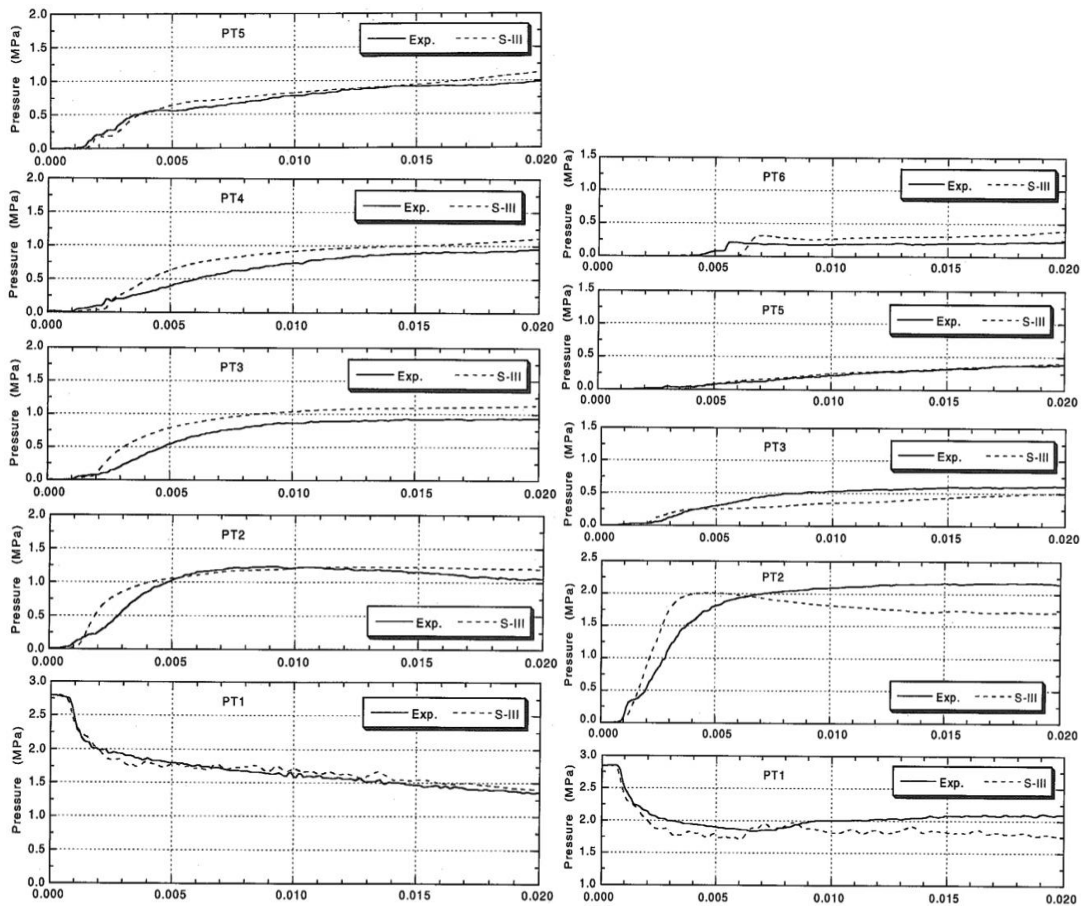
VECTORS 試験は、高温の水と水蒸気の混合物を、ピン束を模擬した流路の下部から放出し、ピン束の流動抵抗と熱損失による圧力損失、エネルギー損失を模擬した試験である。ピン束の出口に置かれた重さ約 80g のピストンの運動エネルギーへの変換効率も測定された。第 4.32 図に試験装置の概略、第 4.7 表に VECTORS 試験の試験ケースと条件を示す。圧力源には、温度が約 230°C、圧力約 2.9MPa の二相の高温水を設定し、その上部のラプチャーディスクを破ることで圧力源の上方向に設置された模擬ピン束を通した膨張挙動を実現する。試験装置概略図に示した圧力計 (PT1~PT8) で測定された圧力の時間変化と S I M M E R による解析結果^[16]を比較したグラフを第 4.33 図に示す。S I M M E R は、圧力源の膨張による圧力変化、ピン束への二相蒸気の凝縮と熱損失による圧力低下挙動を適切に解析できることが確認できる。また、圧力源の高温高压水が大気圧まで等エントロピー膨張することを仮定した場合の膨張ポテンシャルに対するピン束の出口に設置されたピストンが加速されることで発生する機械的エネルギーへの変換効率を試験結果と比較したグラフを第 4.34 図に示す。S I M M E R は、H0 と H60 ケースについては試験結果における変換効率を再現している。一方ピン本数が 121 本の試験 (ケース H121) では、試験における変換効率が極めて小さな値となっているが、各地点の圧力計の測定結果からは、ピストンと試験体内壁間を通して二相水が漏えいしたものと推察される。

第 4.7 表 VECTORS 試験ケースと条件

ケース	ピン本数	圧力源		
		圧力 (MPa)	温度 (°C)	ボイド率 (%)
H0	0	2.994	234	4.8
H60	60	2.894	231	8.1
H121	121	2.849	231	12.2



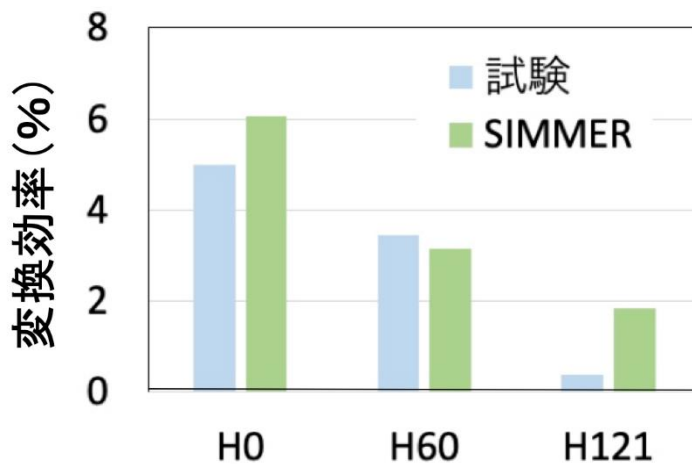
第 4. 32 図 VECTORS 試験概略図



H0 ケース圧力変化

H60 ケース圧力変化

第 4.33 図 VECTORS 試験における各地点の圧力時間変化^[16]



第 4.34 図 VECTORS 試験における機械的エネルギーへの変換効率^[16]

(2) 炉心上部構造による熱及び圧力損失の不確かさ

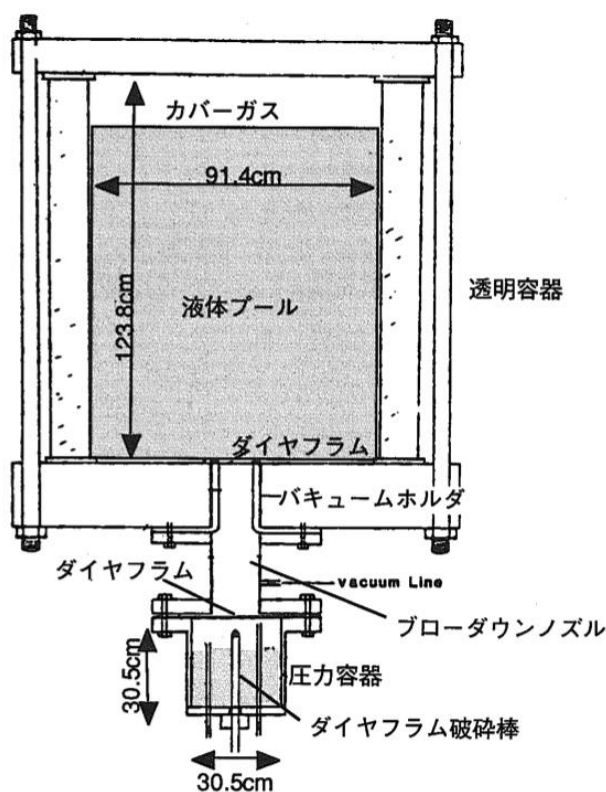
S I M M E R は、高温高圧の二相流が炉心上部構造のピン束を通して流出する際の凝縮と熱損失を模擬した VECTORS 試験を適切に解析できることを確認した。ただし、VECTORS 試験は、模擬物質として水を用いた試験であり、炉心物質への外挿に当たっては、不確かさが存在することから、有効性評価における機械的エネルギー発生解析ではその不確かさの影響を評価する必要がある。

4.2.8 蒸気泡の成長

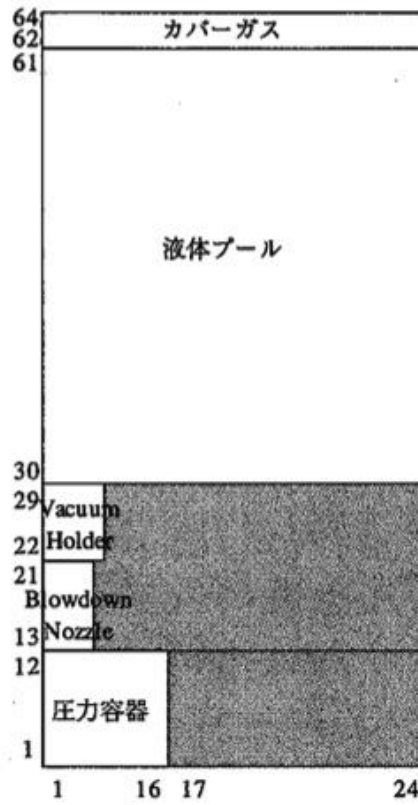
蒸気泡の成長は多成分流動、成分間境界面積、運動量交換、熱及び質量移行モデルにより解析されるが、これらの物理量を直接実験で測定することはできない。このため、蒸気泡の成長を模擬した実験で観察された気泡成長挙動と圧力の時間変動の再現性について確認することで妥当性を評価した。

(1) Omega 試験の概要と解析結果

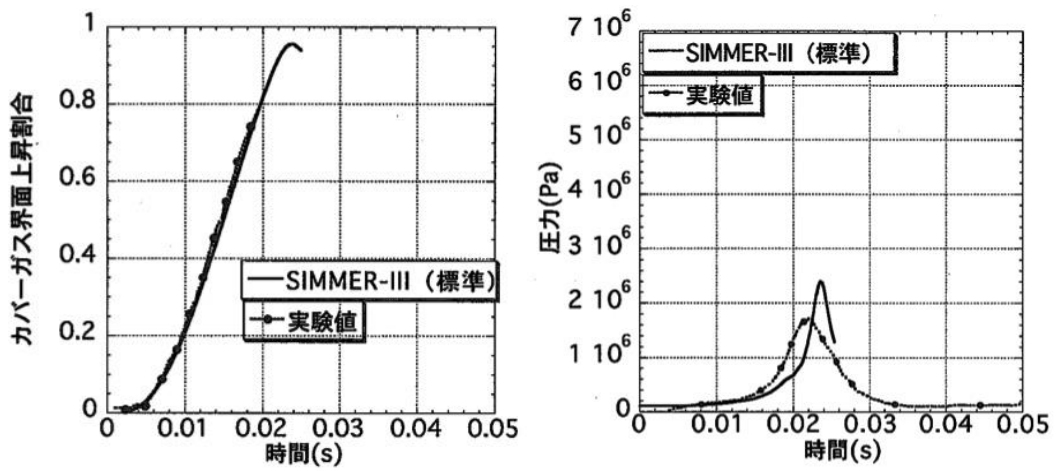
Omega 試験は、高温の水と水蒸気の混合物を水プールの下部から放出し、蒸気泡の成長とカバーガスの圧縮挙動を模擬した試験である。試験装置の概略を第 4.35 図^[17]に示す。解析を行った Omega IV-12 試験は、圧力約 2.136MPa、温度約 215°C、蒸気体積率約 16.7%の高温水を圧力源とした試験である。この試験を第 4.36 図に示す S I M M E R-III による解析体系を用いて解析を行った。解析で得られたカバーガスの界面上昇割合とカバーガスの圧力の時間変化を第 4.37 図に示す。カバーガスの界面上昇割合は、蒸気泡の体積変化に対応する物理量であり、S I M M E R-III は、蒸気泡の成長挙動を良く再現している。一方、カバーガス圧力の時間変化は、S I M M E R-III が過大評価している。これは、カバーガスのプール液面への熱損失の違いによるものであるが、圧力過渡のピーク値を大きく評価するため、機械的負荷の評価の観点からは保守側である。



第 4.35 図 Omega 試験装置の概略図^[17]



第 4.36 図 Omega 試験の S I M M E R による解析体系^[17]



第 4.37 図 S I M M E R による Omega 試験解析結果^[17]

(2) 蒸気泡の成長の不確かさ

SIMMERは、高温高圧の二相の水が水プール内に蒸気泡を形成して膨張する挙動を模擬したOmega試験を適切に解析できることを確認した。ただし、Omega試験は、模擬物質として水を用いた試験であり、炉心物質への外挿に当たっては、不確かさが存在する。特に、蒸気泡の成長に影響が大きいと考えられる蒸気泡界面への蒸気の凝縮挙動に関しては、水と実機物質であるナトリウムは熱伝達率が大きくことなることから、有効性評価における機械的エネルギー発生解析では、その不確かさの影響を確認する必要がある。

5. 有効性評価への適用性

S I M M E R は、高速炉の損傷炉心の構造・核・熱流動計算を行うコードであり、複数の物理モデルを用いて高速炉の損傷炉心で重要な現象を表現するコードである。このため、各物理モデルの妥当性はもちろんであるが、複数の物理モデルを組み合わせた結果として重要現象が評価できるかどうかの方がより重要である。一方で、高速炉の炉心損傷事故時における重要現象に対する実スケールで実機模擬度の高い実験データは、あまり得られておらず、小規模な模擬実験などで代用するほかないものが多い。

以上のことから、S I M M E R の有効性評価への適用性の検討は、試験解析の結果から、物理モデルとその組み合わせで表現される重要現象が物理的又は定性的に正しいかどうかという観点からまとめる。

(1) 損傷炉心の核的挙動

S I M M E R の空間依存動特性モデルは、流体部により計算された損傷炉心物質の分布を考慮して中性子束分布の変化による反応度と出力の時間変化を計算する。遷移過程では、損傷した炉心物質が3次元的な移動を行うことから、有効性評価における核的挙動に適したモデルである。損傷炉心の核的挙動の妥当性は、FCA III-2 試験における燃料分布の変化による核分裂反応率分布と反応度の変化を用いて確認できており、有効性評価への適用性を有する。

(2) 構造壁の溶融・破損

高速炉の炉心損傷事故では、熱伝達率の異なる燃料とスチールが混在している状況であり、流体間の熱伝達による温度変化が行われるとともに、熱抵抗の大きい燃料が構造材に接触することでクラストが壁表面で形成される可能性又は熱伝導性の良いスチールが構造材に接触することで壁が溶融破損するという現象が発生し得る。EAGLE 炉内試験では、高速炉の遷移過程時における溶融した燃料とスチールが混在して壁面に接触するという状況での、内部にナトリウムが存在するダクトの破損挙動に関する実験的知見が得られている。構造壁の溶融・破損の妥当性は、代表的な複数の EAGLE 炉内試験の解析を通して、試験で得られた壁破損時刻に対する S I M M E R の再現性を確認しており、有効性評価への適用性を有する。

(3) FCI

高速炉の炉心損傷事故における FCI において、特に重要な現象は、冷却材の急速な蒸発に伴う圧力の発生である。この圧力発生によって遷移過程では、燃料スロッシング、構造応答過程では、機械的エネルギー発生において FCI がその駆動力となる。この観点から FCI については、THINA 試験以外の複数の実験解析によるコードの妥当性確認が幅広く行われてきた。FCI を対象とした試験は、高温物質と冷却材の混合状況の微小な変化に対して圧力変動が大きく影響を受ける。試験解析では、このような微小な変化を完全に模擬することはできないが、それでも S I M M E R では、圧力ピークの発生時刻とピーク値をおおむね再現することが可能である。検証に利用された試験は、高速炉の炉心損傷事故で発生する温度条件と冷却材条件を模擬したものであることから、物理モデルとしては有効性評価への適用性を有する。一方で、妥当性確認に利用できる実験データベースにはスケールや物質模擬性での限界があること、溶融燃料とナトリウムの接触・混合状態の取扱いに不確かさがあることなどから、有効性評価においてはこれら不確かさを考慮して十分に保守的な条件を含む感度解析を行う必要がある。

(4) 燃料スロッシング

スロッシング挙動試験の解析を通して、流体のスロッシング挙動モデルの妥当性を検証した。試験では、損傷炉心で発生すると考えられる熔融燃料と燃料粒子及び蒸気泡による液体プールの揺動の挙動を模擬しており、揺動によって容器中心に凝集する液体と粒子の挙動及び蒸気発生により励起される二相流動を表現できるかが重要である。固液試験では試験結果で見られる液面の破碎のような現象までの解析は困難であるが、評価指標に対して重要である凝集挙動については、そのタイミングと表面高さをほぼ再現でき、気液試験では液体プール中の流動パターンと蒸気泡によって励起される波の振幅と振動数をほぼ再現できており、遷移過程における熔融燃料と未熔融の燃料が混在して流動する固液の流動現象と未熔融燃料が全て熔融した熔融燃料プールの流動現象として適切な模擬が可能であることから、有効性評価への適用に対しても物理的に妥当な計算結果が得られる。ただし、妥当性確認の対象として試験はスケール及び物質模擬性の制約により実機模擬度に限界があることから、有効性評価においては、これらの不確かさの影響を考慮して十分に保守的な想定を用いる必要がある。

(5) 燃料流出

燃料流出は、ピン束流路、炉心側面の遮へい集合体ギャップ及び制御棒下部案内管の管壁破損後の流路を流出経路として発生する。ただし、「常陽」においては、制御棒下部案内管の管壁破損が熔融燃料プール形成に比べて早いいため、制御棒下部案内管は、流出経路として期待できない。燃料流出の妥当性は、GEYSER と THEFIS の 2 つの試験解析により、それぞれ異なる物性を持つ融体の狭い流路での浸入挙動により評価した。粘性係数が小さく、熱抵抗が大きい UO_2 であっても、浸入時に発生する固化挙動とそれに伴う実行粘性の増加という物理過程を経て浸入距離を再現できることから、実機で想定される燃料流出経路に対しても適用性を有する。

(6) 制御材の炉心への混入

制御棒下部案内管に流入した炉心物質によって制御棒が熔融・破損して炉心に落下することにより負の反応度が挿入される。本現象に対しては解析モデルの妥当性を確認するための試験的知見が存在しないため、有効性評価では保守的に発生を無視する条件で解析を行う。

(7) 燃料からスチールへの熱移行

CABRI TP-A2 炉内試験の解析により、即発臨界直後の急速な燃料からスチールへの熱移行を支配する現象を明らかにし、S I M M E R の有効性評価への適用性を確認した。ただし、S I M M E R は、液体スチール表面に形成される蒸気層を直接モデル化していないため、その伝熱抑制効果を熱伝達係数の係数として扱う必要があることから、有効性評価への適用に当たっては、その不確かさの影響を確認する必要がある。

(8) 炉心上部構造による熱及び圧力損失

炉心上部構造による熱及び圧力損失の妥当性は、高温高压の水の二相流が炉心上部構造と同様ピン束流路内を膨張しながら流出する炉外試験を解析することで確認した。ただし、この試験は、水を模擬流体として用いた試験であることから、実機条件への適用に当たっては、不確かさが存在し、その影響を確認する必要がある。

(9) 蒸気泡の成長

機械的エネルギー発生過程では、上部プレナムの底部で発生する FCI によってナトリウム蒸気泡が成長して機械的エネルギーが発生する。高温高圧の水を圧力源としてプール中の蒸気泡の成長挙動を模擬した Omega 試験の解析によって SIMMER の妥当性を確認した。この試験は、水を模擬流体として用いた試験であることから、実機条件への適用に当たっては、不確かさが存在し、特に蒸気泡界面への蒸気の凝縮挙動などの不確かさの影響を確認する必要がある。

6. 参考文献

- [1] 近藤、石川、”SIMMER-III コードと高速炉の空間依存動特性,” 第7回「原子力におけるソフトウェア開発」研究会報告集、JAERI-M92-054, (1992年3月).
- [2] W. R. Bohl, et al., “Multiphase Flow in the Advanced Fluid Dynamics Model,” ANS Proc. National Heat Transfer Conf., (1988).
- [3] W. R. Bohl and L. B. Luck, “SIMMER-II: A Computer Program for LMFBR Disrupted Core Analysis,” LA-11415-MS, Los Alamos National Laboratory Report (June 1990).
- [4] RSICC COMPUTER CODE COLLECTION, “DANTSYS 3.0, One-, Two-, Three-Dimensional, Multigroup, Discrete Ordinates Transport Code System”, contributed by: Los Alamos National Laboratory, Los Alamos, New Mexico, (1995).
- [5] Phase 1 code assessment of SIMMER-III, A computer program for LMFBR core disruptive accident analysis, JAEA-Research 2019-009.
- [6] Phase 2 code assessment of SIMMER-III, A computer program for LMFBR core disruptive accident analysis, JNC TN9400 2000-105.
- [7] K. Konishi, et al, “The EAGLE project to eliminate the recriticality issues of fast reactors – Progress and results of in-pile tests.” *Proc. NTHAS5*, Jeju, Korea, Nov 26-29, 2006.
- [8] K. Konishi, et al., “Overview on the EAGLE experiments program aiming at resolution of the re-criticality issue for the fast reactors,” Int. Conf. Nuclear Power of Republic Kazakhstan, Sep. (2007).
- [9] 神山他、“高速炉の炉心安全性向上のための試験研究 EAGLE プロジェクトー炉外試験の進捗および融体流出試験結果” JNC TN9400 2004-030, 核燃料サイクル開発機構 (2004) .
- [10] J. Toyooka, et al., “A Study on mechanism of early failure of inner duct wall within fuel subassembly with high heat flux from molten core materials based on analysis of an EAGLE experiment simulating core disruptive accidents in an LMFBR,” *Trans. At. Energy Soc. Jpn.*, Vol. 12, No. 1, pp. 50-66 [in Japanese] (2013).
- [11] 石田他、“SIMMER-III 及び-IV による FCA VIII-2 燃料スランピング実験解析”, JAEA Research 2015-002.
- [12] W. Maschek, A. Roth, M. Kirstahler, L. Meyer, “Simulation Experiments for Centralized Liquid Sloshing Motions”, KfK 5090 (1992).
- [13] K. Mishima, T. Hibiki, et al., “Visualization and measurement of gas-liquid two-phase flow with large density difference using thermal neutrons as microscopic probes.” *Nucl. Instrum. Methods Phys. Res.* 424, 229-234 (1999).
- [14] J. M. Seiler, D. Wilhelm, G. Kayser, “Synthesis on research on boiling pool thermal hydraulics at CEA and KfK,” IWGFR/89, Technical Committee Meeting on Material-Coolant Interactions and Material Movement and Relocation in Liquid Metal Fast Reactors, O-arai, Ibaraki, Japan, June 6-9. 1994.
- [15] H. Yamano, et al., “Interpretation of the CABRI-RAFT TPA2 Test,” JNC-TN9400 2005-045, (2005).
- [16] S. Kondo, et al., “Phase 2 code assessment of SIMMER-III; A computer program for LMFBR core disruptive accident analysis,” JNC-TN9400 2000-105, (2000).

[17] 山本他、“SIMMER-III コードを用いた Omega 試験解析” PNC-TN9410 98-032, (1998).

空間依存動特性解析機能の妥当性確認

1. はじめに

S I M M E R は、損傷炉心での炉心物質の配位と温度の変化による反応度及び原子炉出力の変化、すなわち空間依存動特性を改良準静近似手法により解析する。また、中性子束分布の計算には Sn 法による中性子輸送理論が用いられる。本資料では、遷移過程解析に見られるような炉心物質の配位が大きく変化する状態への Sn 輸送理論の適用性、即発臨界超過時のように原子炉出力が急速に変化する過渡条件への改良準静近似手法の適用性及び S I M M E R の動特性解析機能の妥当性の確認を行った結果についてまとめる。

2. 妥当性確認

(1) 損傷炉心における Sn 法輸送計算の適用性

遷移過程における損傷炉心を模擬したベンチマーク体系を設定し、S I M M E R で用いる Sn 法輸送法をモンテカルロ法 (GMVP^[1]) と比較する。ただし、計算で使用する巨視的断面積を核データファイルから内部で計算する S I M M E R と GMVP に入力する巨視的断面積を完全に一致させることは困難であるため、S I M M E R と同じ Sn 法輸送モデルを用いている P A R T I S N^[2] との比較を行い、間接的に S I M M E R の Sn 法輸送計算機能の適用性を確認した。

第 1 図に本適用性検討のために設定したベンチマーク体系を示す。ベンチマーク体系は、2 次元 R-Z 体系で行う。①はこのベンチマークの基準となる健全運転状態を模擬した体系である。②は燃料の 1 次元凝集を模擬した体系であり、全炉心で燃料が沈降し、健全運転状態を基準とした反応度が高くなる。③は燃料スロッシングによる燃料分散を模擬した体系であり、内側炉心燃料を炉心底部に薄く広げ、外側炉心燃料を炉心の外側方向に集めている。④は Sn 法輸送計算の適用が難しいと思われる体系として、上記②の体系に加えて吸収体が局所的に存在した状態を想定する。

第 1 表に Sn 法輸送計算とモンテカルロ法の実効増倍率の比較を示す。空間メッシュ効果と Sn 次数効果はいずれも空間解像度に関わり、互いに相殺するという特徴を考慮して、空間メッシュ幅を 5 cm 程度とし、Sn 次数を S4 及び S8 とした。①及び②の体系については、Sn 法輸送計算による実効増倍率はモンテカルロ法の計算結果と 0.1~0.3%Δk の相違でよく一致している。③及び④の体系では実効増倍率の相違が 0.2~0.5%Δk 程度とやや大きくなっているが、これらの体系は、通常深い未臨界状態となっているため有効性評価における重要度が低い条件である。

なお、燃料の濃度が異なる領域が複雑に配置する体系については、Pu 富化度の異なる燃料が市松模様状に装荷された領域を持つ JUPITER 臨界実験体系において Sn 法輸送計算の適用性が確認されている^[3]。この研究では、JUPITER 実験体系の一つである ZPPR-10A の Sn 法輸送計算による補正後の計算値と実験値の比 (1.0019) 及びモンテカルロ法による計算値と実験値の比 (1.0026±0.01%) が示されており、Sn 輸送計算による実効増倍率はモンテカルロ法の計算結果と 0.1%Δk 以下の相違で一致していることが示されている。

(2) スナップショット法 (αモードとλモード) による比較

空間依存動特性を改良準静近似で扱う S I M M E R 核計算モデルの妥当性確認の一環として、即発臨界を超過する際の物質分布を模擬した体系の反応度についてスナップショット法による比較を行った。スナップショット法では、Sn 法輸送モデルを使用し、加えて下記の近似モードの取扱いも可能な P A R T I S N を用いて、即発中性子が優勢となる α モード（遅発中性子を無視した近似）、遅発中性子が優勢となる λ モード（近似）での解析を行った。

第 2 図に S I M M E R によって評価された即発臨界超過前後の反応度と原子炉出力の時間変化を示す。この図に示されている反応度が最大となる時間点を評価時刻とした。第 3 図に原子炉出力の時間変化から算出した α 値を示す。この α 値は、S I M M E R によって評価された原子炉出力 (Φ) の時間変化 ($\Delta \Phi / \Delta t$) から α 値の関係式 $\Delta \Phi / \Delta t = \alpha \Phi$ を用いて算出した α 値である。反応度が最大となる評価時刻において α 値も最大となる。高速炉体系においては、 $|\alpha| > \text{約 } 10^4 \text{ s}^{-1}$ のときに遅発中性子を無視した α モード（近似）、 $|\alpha| < \text{約 } 10 \text{ s}^{-1}$ のときに λ モード（近似）が成り立つとされるため、S I M M E R の原子炉出力の時間変化から求めた α 値に基づけば、本評価時刻は、 α モード（近似）未満、 λ モード（近似）以上にあると予想される。

第 2 表に S I M M E R とスナップショット法の反応度の比較結果を示す。この表から、S I M M E R の反応度は、スナップショット法の遅発中性子を無視した α モード（近似）による反応度と λ モード（近似）による反応度の間の値となっていることが分かる。また、第 4 図の中性子スペクトルの比較に、このときの中性子スペクトルの比較結果を示す。この図から、S I M M E R の中性子スペクトルは、遅発中性子を無視した α モード（近似）で求めた中性子スペクトルよりは軟らかく、 λ モード（近似）で求めた中性子スペクトルよりは硬くなっていることが分かる。超臨界状態の中性子スペクトルは、 λ モード（近似）の中性子スペクトルに比べて硬くなることが示されており^[4]、解析結果はこれと整合している。

前述のように、S I M M E R の原子炉出力の時間変化により求めた α 値に基づけば、即発臨界超過時の反応度ピークは、 α モード（近似）未満、 λ モード（近似）以上にあると予想される。上記の反応度と中性子スペクトルについての S I M M E R とスナップショット法の比較結果は、この予想と S I M M E R の解析結果の物理的な整合性を示すものである。

(3) 実効遅発中性子割合の不確かさの影響

「常陽」の炉心設計における実効遅発中性子割合の不確かさは核データの不確かさ、炉心構成などの違い、燃焼状態の影響などを考慮して 10%とされている。ULOF(i) 基本ケースにおいて炉心平均燃料温度を瞬時に約 3700°C まで上昇させ、その後の炉心からの燃料流出によって遷移過程を終了させる即発臨界超過を対象として、この不確かさの影響を評価する解析を実施した。

反応度が 0\$を越えている場合に S I M M E R コードが中性子束分布と巨視的断面積分布から時々刻々求める実効遅発中性子割合に不確かさを考慮するファクターを乗じて振幅関数の時間変化を解析した。具体的には、反応度が大きくなるように評価するため、実効遅発中性子割合を 5%及び 10%減少させた 2 ケースを計算した。

反応度、原子炉出力及び積算出力（放出エネルギー）の解析結果を第 5 図～第 7 図にそれぞれ示す。また、反応度と原子炉出力のピーク値、出力逸走の積算出力を第 3 表に示す。遅発中性子割合を減少させると、反応度と原子炉出力の上昇が早まることで、燃料単相圧あるいは蒸気圧に駆動された燃料分散とドップラ反応度による負の反応度フィードバックも早く発生して出力低下を早めることになる。その結果、

出力逸走による積算出力の増加量、すなわち放出エネルギーはほとんど変わらない（5%減のケースで約1.1%減少、10%減のケースで約1.5%減少）。

「常陽」の即発臨界超過状態の α モード近似（遅発中性子を無視）及び λ モード近似（即発中性子を無視）によるスナップショット法、及びS I M M E Rの改良準静近似法による動的反応度評価結果では、 α モード近似が1.18\$、 λ モード近似が1.09\$、改良準静近似法が1.12\$であり、 α モード近似の反応度は改良準静近似法に対して約5.3%大きい。遅発中性子割合を5%減じたケースとほぼ同様にその発生エネルギーへの影響は小さく、改良準静近似法を用いて「常陽」の即発臨界超過挙動を解析することは妥当である。

(4) 反応度変化に対応した出力計算

1点近似動特性方程式を数値的に解いて、急速な反応度変化（反応度挿入率約50\$/sで即発臨界を超過した後、急速に大きな負の反応度を投入する。）に対する原子炉の出力変化を計算した。

第8図に投入した反応度の時間履歴を示す。この反応度の時間履歴を1点近似動特性方程式及びS I M M E Rの外部反応度として入力して原子炉出力（振幅関数）の時間変化を計算した。第9図に原子炉出力の時間変化の比較結果を示す。この図から、1点近似動特性方程式を数値的に解いた結果とS I M M E Rの振幅関数方程式による計算結果がよく一致していることが確認できる。

以上より、即発臨界超過の急速な反応度変化があった場合の原子炉の出力変化をS I M M E Rにより適切に解析できることを確認した。

3. 参考文献

- [1] 長家康展、奥村啓介、櫻井健、森貴正、” MVP/GMVP 第3版：連続エネルギー法及び多群法に基づく汎用中性子・光子輸送計算モンテカルロコード（翻訳資料）”、JAEA-Data/Code 2016-019 (2017).
- [2] R. E. Alcouffe, R. S. Baker, J. A. Dahl, S.A. Turner and Robert Ward, “PARTISN: A Time-Dependent, Parallel Neutral Particle Transport Code System,” LA-UR-08-07258 (Revised Nov. 2008).
- [3] M. Ishikawa, T. Ikegami and T. Sanda, “ZPPR Benchmarks for Large LMFBR Core Physics from JUPITER Cooperative Program Between United States and Japan,” Nucl. Sci. Eng., Vol.178, pp. 335-349 (2014).
- [4] T. Yamamoto, H. Endo, T. Yokoyama and M. Kawashima, “Implementation of Transient Neutron Transport Solver in ASTERIA-FBR,” Progress in Nucl. Sci. Technol., Vol.2, pp.253-257 (2011).

第1表 Sn法輸送計算とモンテカルロ法の実効増倍率の比較

		①基準 (健全体系)	②沈降	③分散	④沈降+ 局所吸収体	
Sn法 輸送計算	S4	実効増倍率	1.1030	1.1505	1.0437	1.0505
		GMVPとの差	0.0003	-0.0015	-0.0029	-0.0021
	S8	実効増倍率	1.1016	1.1498	1.0414	1.0489
		GMVPとの差	-0.0010	-0.0022	-0.0052	-0.0037
モンテカルロ法 (GMVP)		1.1026	1.1520	1.0466	1.0526	
GMVPの統計精度 (1 σ)		0.00001	0.00001	0.00001	0.00001	

※Sn法輸送計算の計算条件：メッシュ幅5cm程度

第2表 SIMMERとスナップショット法の反応度の比較

		反応度(\$)
SIMMER		1.12
スナップショット法 (Sn法輸送計算)	α モード (近似) *	1.18
	λ モード (近似)	1.09

* 遅発中性子を無視した近似

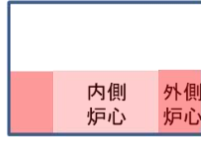
第3表 遅発中性子割合の不確かさの影響

ケース	反応度ピーク(\$)	出力ピーク(MW)	出力逸走の 放出エネルギー (MJ)
基本ケース	1.109	6190	938
5%減	1.116	6056	928
10%減	1.122	6027	924

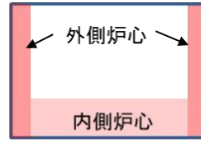
①基準
(健全運転状態)



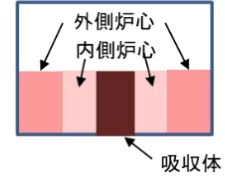
②沈降
(反応度高)



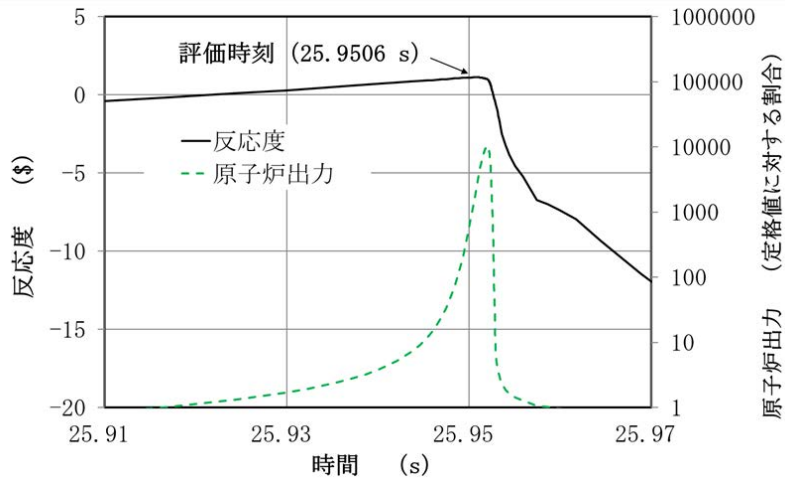
③分散
(反応度低)



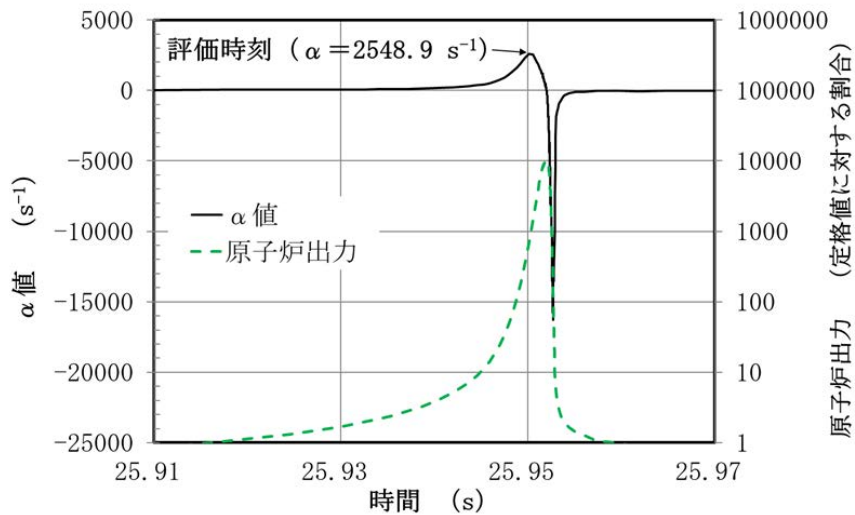
④沈降+局所吸収体
(反応度低)



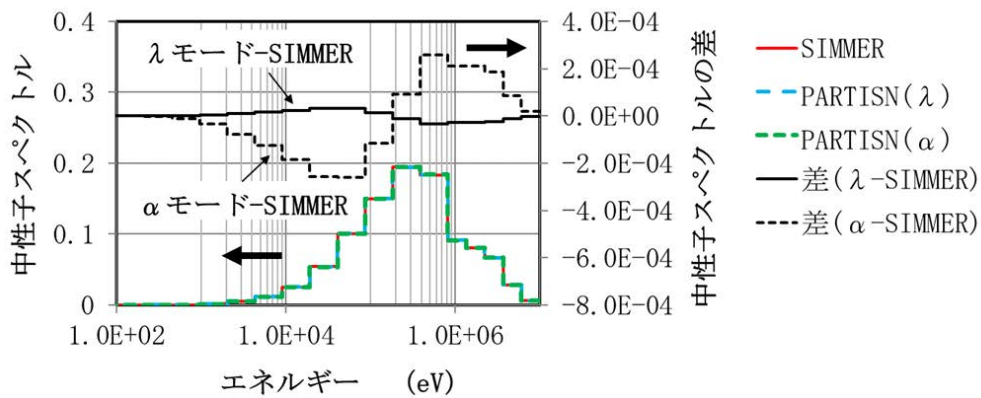
第1図 Sn法輸送計算の適用性検討のためのベンチマーク体系



第2図 即発臨界超過前後の反応度と原子炉出力の時間変化 (S I M M E Rによる評価)

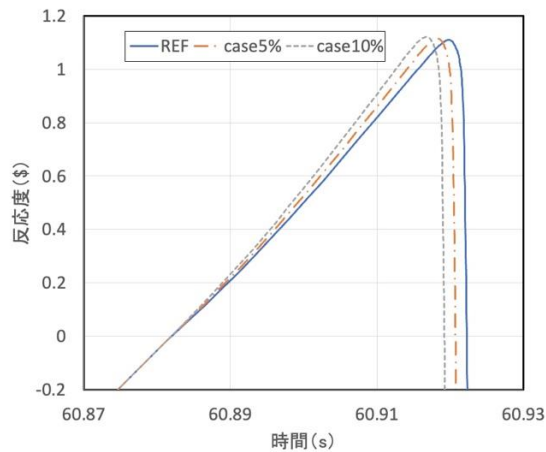


第3図 原子炉出力の時間変化から算出した α 値

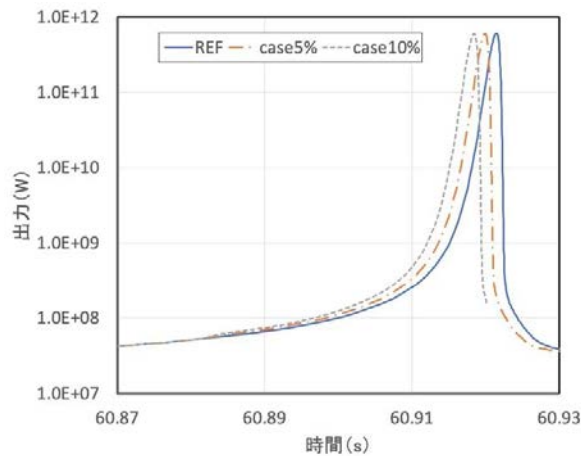


第4図 中性子スペクトルの比較

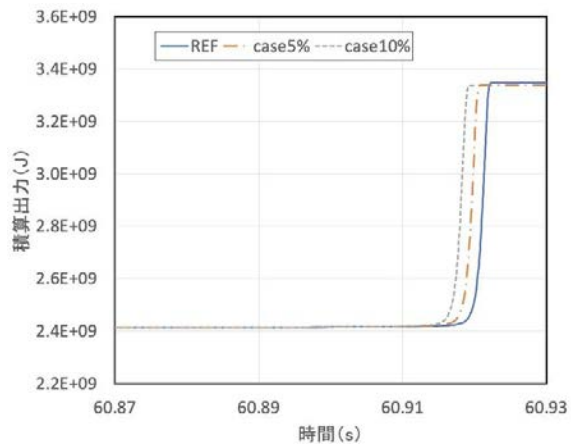
※ SIMMER (赤線) とPARTISNの各近似モード (青線及び緑線) での中性子スペクトルが示されているが、目視ではそれらの差について確認することができない。そのため、SIMMERを基準とした中性子スペクトルの差についてもあわせて図示している。



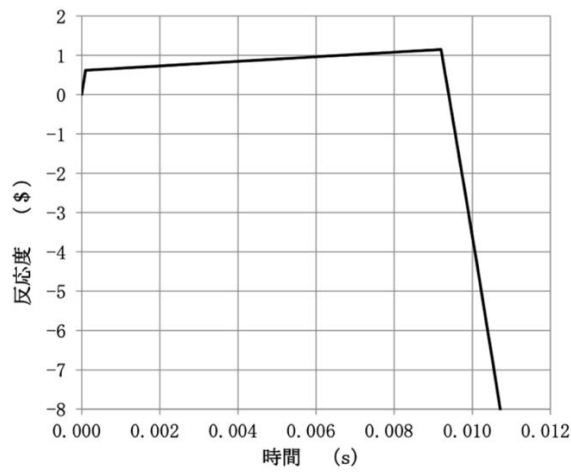
第5図 反応度時間変化



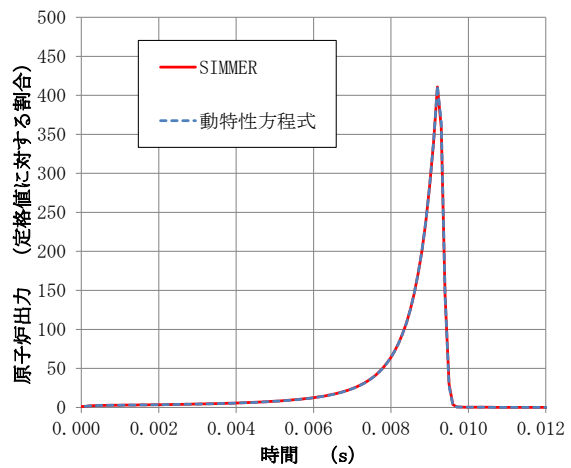
第6図 出力時間変化



第7図 積算出力時間変化



第8図 反応度の時間履歴



第9図 原子炉の出力変化の比較

S I M M E R の多成分多速度場モデルのスロッシング挙動への適用性

1. はじめに

S I M M E R による ULOF 及び UTOP の解析において、損傷した燃料とスチールからなる炉心物質の流動はそれぞれの物質成分毎に異なる速度場を与えている。これは燃料とスチールは炉心物質内で発生する FP ガスやスチール蒸気、局所的な FCI によって常に攪拌される一方で、密度差による重力分離が生じれば中性子吸収材としてのスチールが燃料と分離すること及び燃料上部に形成されるスチール層による中性子反射効果が反応度に影響を及ぼすと考えられるためである。

炉心物質の流動、とくに水平方向の揺動（スロッシング）は炉心物質の凝集による即発臨界超過挙動を支配する重要現象であり、炉内外試験の検証解析によって S I M M E R の妥当性を行っている。これらの試験は、水、鉛ビスマス、熔融燃料を用いているが、相対速度を有する多成分の流体を用いた試験ではない。このため、密度差のある多成分の相対流動解析の妥当性を確認し、これらの単成分による流動挙動の妥当性と合わせて燃料とスチールの 2 つの物質成分からなる炉心物質流動に S I M M E R コードを適用することの妥当性を示す。

2. 妥当性確認

2.1 検証課題 1

解析を実施した課題は、DOE/EPRI が実施した 2 速度場解析コードベンチマーク^[1]からとった Problem 2.4 “A gravity-driven inter-penetration and separation (one dimensional sedimentation : 1 次元沈降問題)” である。

(1) 解析体系

解析体系を第 1 図^[2]に示す。解析は 1 次元体系として、深さ 1m の軽い液体の上に深さ 1m の重い液体を設定した初期状態から、時間経過とともに重い液体が沈降して軽い液体と入れ替わる挙動を解析する。それぞれの液体の密度、重力、相間抵抗係数は以下の通りである。

$$\rho_1 = 1.0 \text{ (heavy phase)}$$

$$\rho_2 = 0.999 \text{ (light phase)}$$

$$\text{Gravity: } 2(\rho_1 - \rho_2)/(\rho_1 + \rho_2)g = 1.0$$

$$\text{Friction: } F = C_f(\alpha_1\rho_1 + \alpha_2\rho_2)\alpha_1\alpha_2(u_2 - u_1)$$

$$C_f = 2.0$$

(2) 解析結果

ベンチマークに参加した他の解析コードの結果を第 2 図に、S I M M E R の解析結果を第 3 図に示す。左上から右下の 4 つのプロット図で、2、4、6、8 秒後の軽い液体の体積率の軸方向分布を示している。解析メッシュの分割数は 20 メッシュと 80 メッシュの 2 ケースを実施した。この解析課題には理論解が存在し、第 2 図の黒い菱形、あるいは第 3 図の凡例で ASOL としている点線が理論解である。

理論解との比較結果から S I M M E R は比重の異なる 2 液体の重力による入れ替わりを適切に解析で

きている。また、SIMMERは比較的MINCSに近い結果となっているが、少ないメッシュ数(20メッシュ)で解析した場合、MINCSでは数値拡散のために理論解における8秒後の体系中央部分の折れ曲がりが見失われているのに対して、SIMMERはこれを捉えることが出来ている。

2.2 検証課題2

解析を実施した課題は、DOE/EPRIが実施した2速度場解析コードベンチマーク^[1]からとったProblem 4.1 “A transient behavior of gravity-driven overturning motion of the two liquid components having different densities in a two-dimensional tilted geometry (two-dimensional sedimentation: 2次元沈降問題)”である。

(1) 解析体系

解析体系を第4図^[2]に示す。解析は1次元体系として、幅1.5m、深さ2mで10°傾けられた矩形容器内の下部1mに軽い液体、上部1mに重い液体を設定し、時間経過とともに重い液体が沈降して軽い液体と入れ替わる挙動を解析する。それぞれの液体の密度、重力、相間抵抗係数は2.1節の1次元沈降問題と同じである。

(2) 解析結果

SIMMERの解析結果を第5図に示す。2秒及び4秒後の軽い液体の体積率分布の等高線図(0.2, 0.5, 0.8)を示している。この解析課題には理論解が存在せず、また、傾けた体系を解析する難しさから、他のコードとしてはPHOENICS-VLによる解析結果のみが示されている。この結果を第6図に示す。理論解が存在しないために、SIMMERコードの妥当性の定量的な評価は困難であるが、PHOENICS-VLの解析結果と同様の物質分布の時間変化を解析していることから、SIMMER及びPHOENICS-VLの両解析コードは定性的には密度の異なる2液体の重力による2次元的な入れ替わり挙動を適切に解析できていると判断した。

2.3 検証課題3

解析を実施した課題は、Snabreによる粒径の異なる粒子が混合した状態からの分離沈降実験^[3]である。この試験では、粒子径の異なる2種類(25 μ m及び190 μ m)のポリメチルメタクリレート(PMMA)粒子を水中に懸濁させてその沈降挙動を測定した。2種類の粒子は粒径の違いから水との抵抗係数が異なり、大きな粒子は小さな粒子よりも早く沈降する。したがって、この試験では水、小粒子、大粒子がそれぞれ異なる速度で流動することになり、3速度場の流動解析機能の検証に適している。なお、試験では2種類の粒子は異なる蛍光染料で染色され、異なる波長のレーザーで照射することでそれぞれの空間分布が独立に可視化されている。

(1) 解析体系

試験装置は幅4cm、奥行き2cm、高さ12cmの矩形容器でその内部に2種類の粒子を均一に分散させた初期状態から粒子が沈降する。解析ではこれを52メッシュの1次元体系でモデル化した。

(2) 解析結果

試験を開始して 806 秒後における試験結果と解析結果を比較した図を第 7 図^[4]に示す。解析結果の白丸が小粒子、黒丸が大粒子の体積率分布である。試験結果では「b」が小粒子の分布、「b'」が大粒子の分布をそれぞれ異なる波長のレーザーで照射して撮影した結果である。SIMMER コードはそれぞれの粒子の空間分布を適切に再現しており、3 速度場の流れの解析機能の妥当性が確認された。

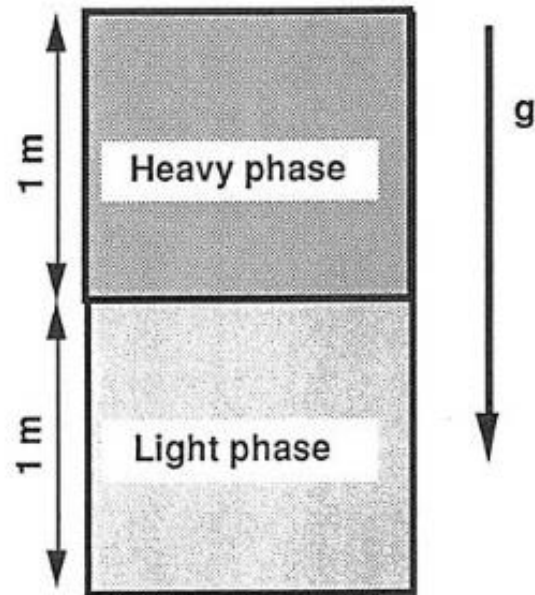
3. 考察とまとめ

密度の異なる液体が混在して相対的に流動する体系への SIMMER の適用性を確認した 3 つの検証解析例を示した。いずれの検証解析においても SIMMER は理論解、他のコードの比較、試験結果との比較において適切な結果を与えており、SIMMER は多速度場の液体の流動を適切に解析できることを確認した。これまでに実施した炉内外試験の検証解析による炉心物質のスロッシング挙動を解析する妥当性の確認に加えて、今回の多速度場の流動機能の妥当性を確認したことにより、SIMMER は密度の異なる燃料とスチールが混在した炉心物質の揺動挙動を適切に解析できると判断した。

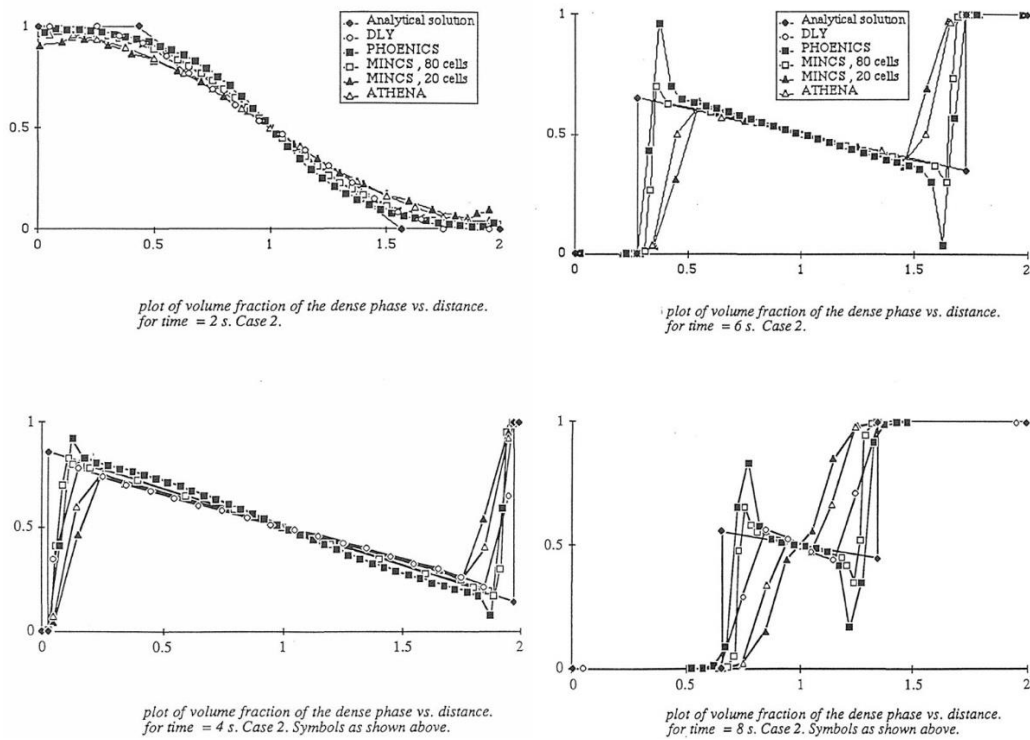
また、即発臨界超過直前の温度状態では燃料とスチールの密度比は約 10:7 程度で、燃料のほとんどは固化した燃料粒子あるいは未熔融の燃料ペレットからなり、その粒子径は燃料ペレットの粒径以下の数 mm 以下程度でスチールと緊密に混合している。このことから、即発臨界超過を駆動するような数秒間の時間における流動では、密度差の違いによる燃料とスチールの相対運動は顕著とはならず、むしろ燃料とスチールは一体化して流動し、これまでの炉内外試験の検証解析による炉心物質のスロッシング挙動の妥当性確認の成果をそのまま適用することができるものと判断される。

参考文献

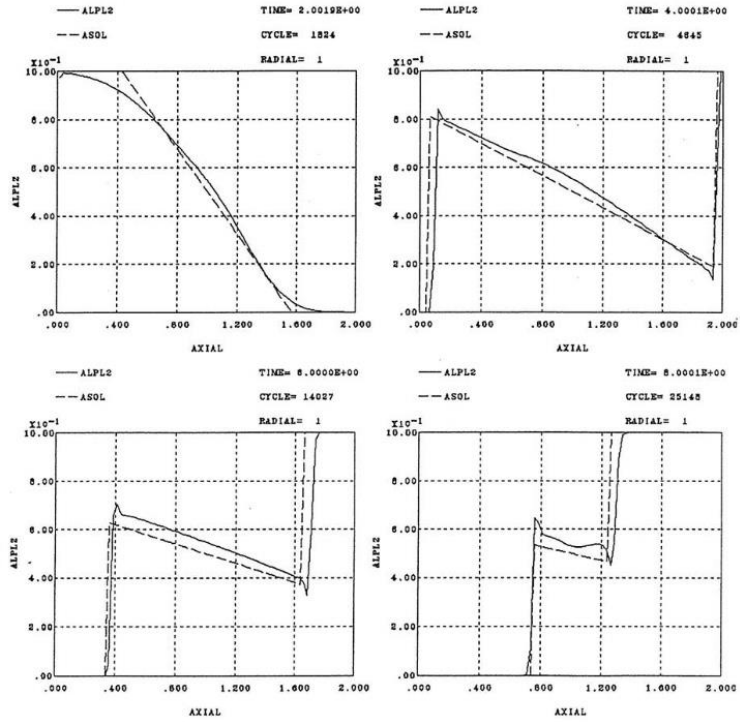
- [1] D. P. Spolding et al., “Problem specification and collated solutions of the two-phase flow numerical- benchmark experience 1986-7”, DOE/EPRI Second Int. Workshop on Two-Phase Flow Fundamentals, Troy, New York, 16-20 March, 1987.
- [2] Phase 1 code assessment of SIMMER-III, A computer program for LMFR core disruptive accident analysis, JAEA-Research 2019-009.
- [3] P. Snabre, et al., “Size segregation and particle velocity fluctuations in settling concentrated suspensions”, Rheol. Acta, Vol.48, pp.855-870, 2009.
- [4] Y. Tobita, et al., “Development of the evaluation methodology for the material relocation behavior in the core disruptive accident of sodium-cooled fast reactors”, J. Nucl. Sci. and Tech., Vol.53, No.5, pp.698-706, 2016.



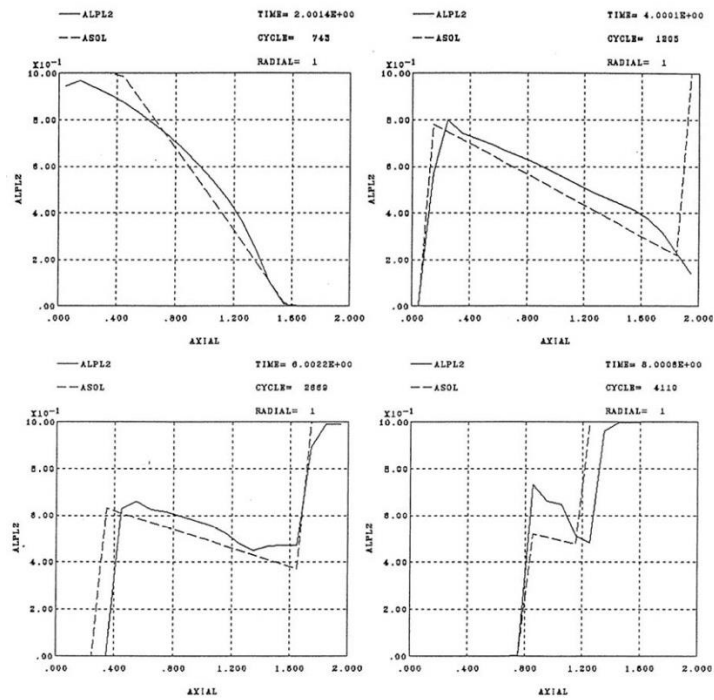
第1図 1次元沈降問題解析体系^[2]



第2図 1次元沈降問題 他のコードによる解析結果^[2]

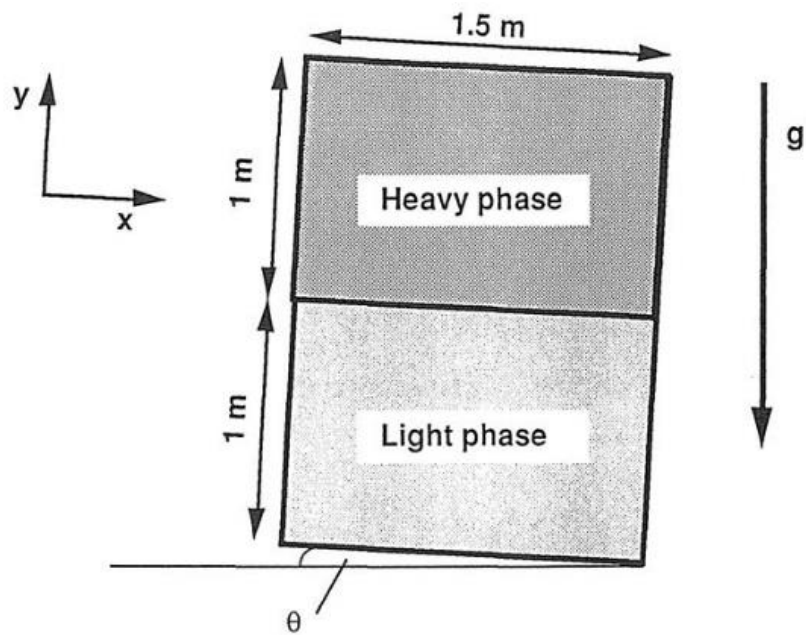


(a) 80 メッシュ解析結果

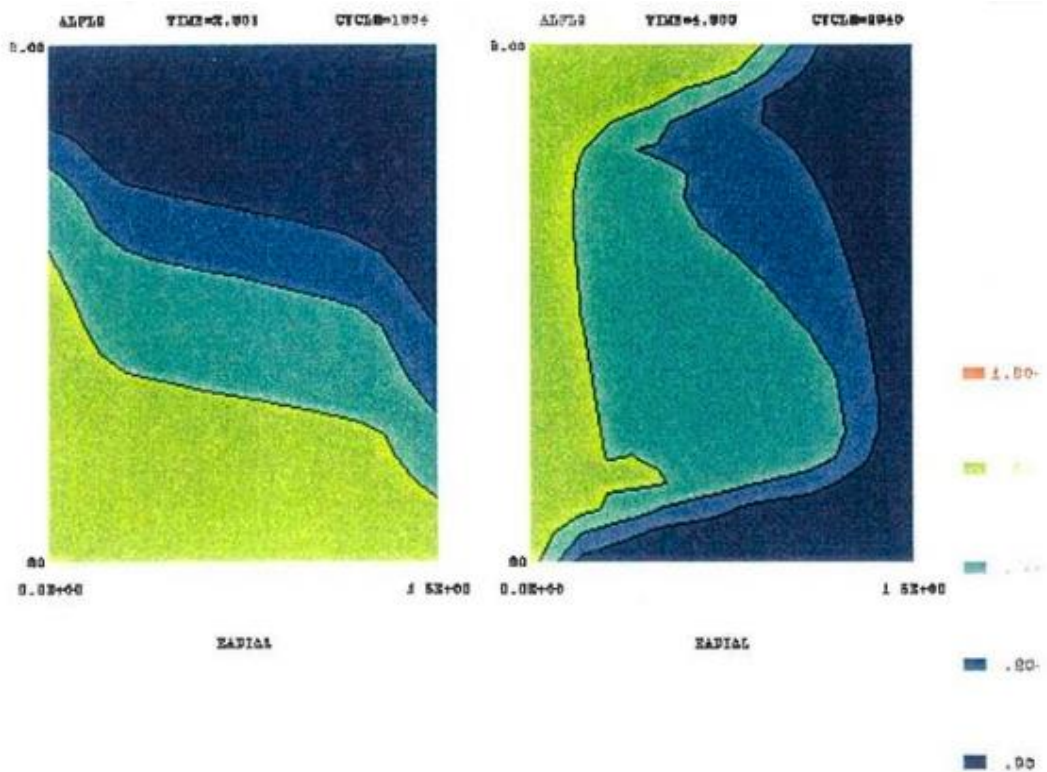


(b) 20 メッシュ解析結果

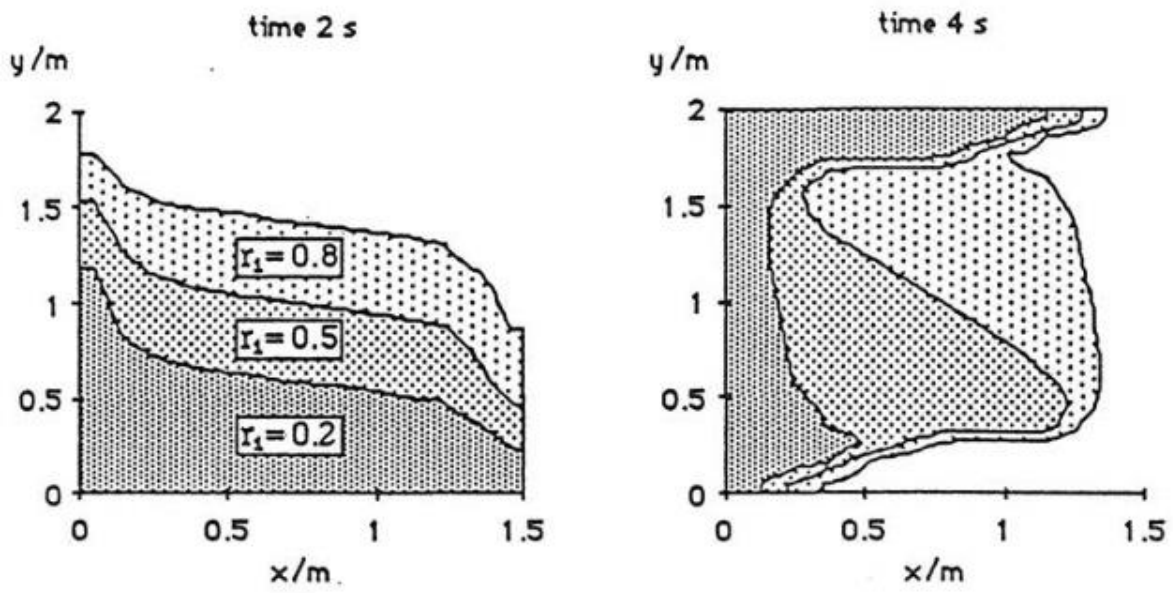
第 3 図 1 次元沈降問題 SIMMER による解析結果^[2]



第 4 図 2 次元沈降問題解析体系^[2]



第 5 図 2 次元沈降問題 SIMMER による解析結果^[2]



第6図 2次元沈降問題 PHOENIX-VLによる解析結果^[2]

著作権の関係から公開できません。

第7図 Snabre^[3]らによる粒子沈殿試験の解析結果と試験結果の比較^[4]

第 5 部

P L U G

1. はじめに

本資料は、格納容器破損防止措置の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち、P L U Gについて、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデルに関する説明
- ・妥当性確認
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

なお、P L U Gは他の計算コードとは異なり、機械的エネルギーの解析の結果を受けて原子炉容器内の圧力変化に対する回転プラグの過渡応答とプラグの間隙からのナトリウムの格納容器（床上）への噴出量を解析するための専用目的の簡易コードである。このため、回転プラグ応答及びナトリウム噴出の解析に用いる基本モデルの検証を行うことにより同コードの適用性及び妥当性が確認できるものと判断している。

2. 重要現象の特定

P L U Gは、事象グループ「炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（ULOF）」の機械的応答過程における格納容器（床上）へのナトリウム噴出量の解析に使用される。格納容器（床上）へのナトリウム噴出量は、格納容器破損防止措置の有効性評価の評価項目のうち、「・・・原子炉容器の上部からナトリウムが格納容器（床上）に噴出する可能性がある場合において、格納容器の破損を防止できること」に関わる重要なパラメータである。

ナトリウム噴出量の解析に影響を及ぼす重要現象及びモデル化が必要な項目は以下の通りである。

- (1) 全てのプラグとボルトのモデル化：回転プラグを構成する複数のプラグ（大回転プラグ、小回転プラグ及び炉心上部機構）、各プラグ間及び大回転プラグとソールプレートとの間の連結ボルト
- (2) プラグ間隙の発生時刻及び継続時間：各プラグ働く圧力、プラグ間の抗力、連結ボルトの抗力のバランスから全てのプラグの相対運動を動的に計算
- (3) 連結ボルトの健全性：弾塑性解析により判定
- (4) ナトリウムの格納容器（床上）への噴出の有無及び噴出量：ナトリウムのプラグ間隙内への浸入量及びプラグ上面から格納容器（床上）へのナトリウムの噴出量

3. 解析モデルについて

上記重要現象に関わるP L U Gの解析モデルを以下に説明する。P L U Gは、機械的エネルギーの発生に伴うプラグ下面（原子炉容器内カバーガス空間）での圧力上昇により負荷を受けるプラグの過渡応答と、プラグ間隙を通じたナトリウムの格納容器（床上）への噴出量を計算する。各プラグの鉛直方向の1次元の運動方程式を連成し、その相対運動を解く。すなわち、質点として扱うプラグ j の運動は、プラグに作用する圧力、被搭載プラグとの間に作用するボルトの抗力、及び搭載プラグとの間に作用するボルトの抗力のバランスを考慮して次式で記述される。

$$m_j \ddot{x}_j = A_j P_j - F_j + \sum_{k \in S_j} F_k \quad (1)$$

ここで

- m : プラグの質量 (kg)
- x : プラグの絶対変位 (m)
- A : プラグの受圧面積 (m²)
- P : プラグの受圧面に作用する圧力 (Pa)
- F_j : プラグ番号 j のプラグとその被搭載プラグ J との間に作用するボルトの抗力 (N)
- S_j : プラグ番号 j のプラグに搭載されるプラグ番号の集合
- 添字 :
 - j : プラグ番号を示す添字
 - k : プラグ番号 j のプラグに搭載されるプラグの番号を示す添字

プラグ同士が衝突する場合には、反発係数を用いて衝突後のプラグの速度を計算する。また、ボルトは弾塑性体としてモデル化され、その応力-ひずみ関係に区分線形関数を用いる。

プラグ間の間隙を通じたナトリウム噴出量の計算には一次元の定常流動方程式（ベルヌーイの式）を使用する。定常の取扱いは簡便であることに加えて、初期の加速時の慣性を無視するなどの保守的なモデル化となっている。具体的には、液体ナトリウムは非圧縮性・非粘性の流体と仮定し、流れは乱流または流れ方向に一様な流速分布を持つものと仮定し、次式で計算する。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2} \rho (V_{out}^2 - V_{in}^2) + \rho g (H_{out} - H_{in}) + \sum_{n=1, N} \Delta F_n \quad (2)$$

ここで

- P : 圧力 (Pa)
- ρ : 密度 (kg/m³)
- V : 流速 (m/s)
- g : 重力加速度 (m/s²)
- H : 基準面からの高さ (m)
- ΔF_n : 区分流路 n における摩擦損失または形状損失 (Pa)
- in : プラグ間隙部の入口（原子炉容器内）を示す添字
- out : プラグ間隙部の出口（プラグ上面）を示す添字
- N : 区分流路の数

ナトリウムの噴出流路となるプラグ間隙の形状は、複雑であり水平方向及び鉛直方向の流路で形成されるため、区分流路毎に摩擦損失及び形状損失を考慮する。

格納容器（床上）、すなわちプラグ上面にナトリウムが噴出するか否かの判定は、プラグ間隙部に流入するナトリウム体積が、プラグ間隙部の体積よりも大きい場合に、噴出したと判断する。

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

PLUGによるプラグの応答及びナトリウム噴出量の解析の妥当性確認を目的として、単純な体系を用いて基本的な機能が確認できる解析条件を設定し、以下の7ケースの解析を実施した。これらの解析を通じて、ボルト及びプラグの動的応答の解析、ナトリウム噴出量の解析及びプラグの衝突解析が適切に行えることを確認した。妥当性の確認は、各解析ケースに対する理論解と比較することにより行った。

- ・ボルト及びプラグの動的応答の解析の妥当性の確認

Case-1 弾性解析

Case-2 弾塑性解析

- ・ナトリウム噴出量の解析の妥当性の確認

Case-3 垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析

Case-4 水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析

Case-5 入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量の解析

- ・プラグの衝突解析の妥当性の確認

Case-6 互いに独立したプラグの衝突解析

Case-7 一体となったプラグの衝突解析

Case-1～5については、プラグがボルトにより固定された条件においてステップ状の圧力を与えた場合の応答を解析することとした。Case-6及び7については、プラグに初速度を与えて衝突させ、その挙動を解析することとした。

4.2 妥当性確認

妥当性確認の結果を整理して第4.1表に示す。Case-1からCase-7の全てについて、理論値と計算値は良く一致しており、これにより解析の妥当性を確認した。なお、各ケースの解析の詳細については、添付1に記す。

- ・ Case-1 では、ボルトの変形が弾性範囲に収まる程度のステップ状の圧力をプラグ下面に作用させた際の応答を解析し、その弾性応答の解析の妥当性を確認した。
- ・ Case-2 では、ボルトの変形が弾性範囲を超えるステップ状の圧力をプラグ下面に作用させた際の応答を解析し、その弾塑性応答の解析の妥当性を確認した。
- ・ Case-3 では、Case-1と同じ解析条件の基で、垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量を解析し、その噴出量の解析の妥当性を確認した。
- ・ Case-4 では、Case-1と同じ解析条件の基で、水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量を解析し、その噴出量の解析の妥当性を確認した。
- ・ Case-5 では、Case-1と同じ解析条件の基で、入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量を解析し、その噴出量の解析の妥当性を確認した。
- ・ Case-6 では、独立した3つのプラグに初速度を与えて剛壁に衝突させる解析を行い、その反発挙動の解析の妥当性を確認した。
- ・ Case-7 では、一体となって移動する3つのプラグに初速度を与えて剛壁に衝突させる解析を行い、その反発挙動の解析の妥当性を確認した。

第 4.1 表 P L U G の妥当性確認の内容とその結果

ケース 番号	確認の内容	理論値と計算値 の差	確認結果
1	プラグの運動とボルトの弾性挙動の解析の妥当性を確認する。	0.2%以下	良好
2	プラグの運動とボルトの弾塑性挙動の解析の妥当性を確認する。	0.1%以下	良好
3	垂直流路を噴出するナトリウムの流量の解析の妥当性を確認する。	0.01%以下	良好
4	水平流路を噴出するナトリウムの流量の解析の妥当性を確認する。	0.02%以下	良好
5	入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量の解析の妥当性を確認する。	0.01%以下	良好
6	衝突するプラグ同士の反発挙動の解析の妥当性を確認する（個別に衝突する場合）。	0.1%以下	良好
7	衝突するプラグ同士の反発挙動の解析の妥当性を確認する（一体となって衝突する場合）。	0.1%以下	良好

5. 有効性評価への適用性

回転プラグの応答及びナトリウム噴出の解析に使用する計算モデルの妥当性を確認するため単純な体系を用いた 7 つの解析ケースを選定し、P L U G を用いた解析を実施した。これらの解析を通じて、P L U G の回転プラグの動的応答の解析及びナトリウム噴出の解析への適用性と計算モデルの妥当性を確認した。P L U G は複雑な物理現象や詳細なモデルを扱わない簡易コードであるため、基本計算モデルの検証により、同コードが有効性評価への適用性を有していると判断される。

P L U G の妥当性確認の具体的内容

1. 妥当性確認の方法

P L U G による回転プラグ応答及びナトリウム噴出解析の妥当性確認を目的として、単純な体系を用いて基本的な機能が確認できる解析条件を検討し、以下に示す 7 ケースの解析ケースを選定した。これらの解析を通じて、ボルト及びプラグの動的応答の解析、ナトリウム噴出量の解析及びプラグの衝突解析の妥当性を確認する。妥当性の確認は、各解析ケースに対する理論解を導出し、これと解析結果とを比較することにより行う。

- ボルト及びプラグの動的応答の解析の妥当性の確認
 - Case-1 弾性解析
 - Case-2 弾塑性解析
- ナトリウム噴出量の解析の妥当性の確認
 - Case-3 垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析
 - Case-4 水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析
 - Case-5 入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量の解析
- プラグの衝突解析の妥当性の確認
 - Case-6 互いに独立したプラグの衝突解析
 - Case-7 一体となったプラグの衝突解析

2. ボルト及びプラグの動的応答の解析の妥当性の確認

2.1 Case-1 弾性解析

1) 対象とする解析条件

ここでは、第 2.1.1 図に示すようにプラグがボルトにより固定された条件において、第 2.1.2 図に示すステップ状の圧力を与えた場合の応答について検討する。第 2.1.1 表に解析に必要なとなるプラグ及びボルトの幾何形状及び材料特性を示す。

2) 解析の妥当性の確認方法

プラグの運動方程式を解き理論解を算出してプラグ変位の時刻歴を求め、これを P L U G による計算値と比較して解析の妥当性を確認する。

3) 理論値の算出

外力として第 2.1.2 図に示すような圧力パルスが負荷された場合、プラグとボルトの運動は、次の微分方程式で表される。

$$M\ddot{x} = P_1 S_p - \frac{E_1 S_V}{l} x - Mg \quad (\text{A2.1-1})$$

ここで

M : プラグの質量 (kg)

- x : プラグの変位 (m)
 P_1 : プラグに作用する圧力 (Pa)
 S_p : プラグの受圧面積 (m²)
 E_1 : ボルトのヤング率 (Pa)
 S_V : ボルトの有効断面積 (m²)
 l : ボルトの有効長 (m)
 g : 重力加速度 (m/s²)
 t : 時刻 (s)

上式の右边第1項は外力、第2項はボルトの抗力、第3項は重力を表す。境界条件は、以下である。

$$t = t_0 \text{ のとき、 } x = 0 \text{ かつ } \dot{x} = 0 \quad (\text{A2.1-2})$$

ここで

$$t_0 : \text{パルス状圧力が立ち上がる時刻 (s)}$$

このとき、

$$\omega_1^2 = \frac{E_1 S_V}{Ml} \quad (\text{A2.1-3})$$

$$\beta_1 = \frac{P_1 S_p}{M} - g \quad (\text{A2.1-4})$$

とおくと(A2.1-1)式は、以下のようになる。

$$\ddot{x} + \omega_1^2 x = \beta_1 \quad (\text{A2.1-5})$$

(A2.1-5)式の理論解は、次式により与えられる。

$$x = \frac{\beta_1}{\omega_1^2} (1 - \cos \omega_1 (t - t_0)) \quad (\text{A2.1-6})$$

(A2.1-6)式は、単振動曲線を描くが、その振幅と周期は、以下となる。

$$\text{振幅 : } \frac{\beta_1}{\omega_1^2} = \left(\frac{P_1 S_p}{M} - g \right) \frac{Ml}{E_1 S_V} \quad (\text{A2.1-7})$$

$$\text{周期 : } \frac{2\pi}{\omega_1} = 2\pi \left(\frac{Ml}{E_1 S_V} \right)^{1/2} \quad (\text{A2.1-8})$$

ボルトの変形が弾性範囲に収まるための圧力の条件は、以下となる。

$$P_1 \leq \frac{S_V}{2S_p} \sigma_Y + \frac{Mg}{S_p} \quad (\text{A2.1-9})$$

(A2.1-9)式に第2.1.1表に示した数値を代入すると以下を得る。

$$P_1 \leq 5.745 \times 10^6 \text{ (Pa)} \quad (\text{A2.1-10})$$

負荷される圧力が $5.745 \times 10^6 \text{ Pa}$ より小さい場合、ボルトは、弾性変形をする。 $P_1 = 5.0 \times 10^6 \text{ (Pa)}$ とした場合、ボルトとプラグは、以下の式で表される単振動運動を行う。

$$\text{振幅(m)} : \left(\frac{P_1 S_P}{M} - g \right) \frac{Ml}{E_1 S_V} = 3.12 \times 10^{-4} \quad (\text{A2.1-11})$$

$$\text{最大速度(m/s)} : \left(\frac{P_1 S_P}{M} - g \right) \sqrt{\frac{Ml}{E_1 S_V}} = 0.201 \quad (\text{A2.1-12})$$

$$\text{最大加速度(m/s}^2\text{)} : \frac{P_1 S_P}{M} - g = 129.3 \quad (\text{A2.1-13})$$

4) 理論値と P L U G による計算値の比較

第 2.1.3 図～第 2.1.10 図にボルトの応力(SI)、伸び(XBOLT)、ひずみ(EP)、塑性ひずみ(PS)、ボルトの応力(SI)－ひずみ(EP)関係、プラグの変位(XD)、速度(XV)、加速度(XA)をそれぞれ示す。第 2.1.8 図～第 2.1.10 図には、理論値の時刻歴を重ねて示した。第 2.1.2 表にプラグの最大変位、最大速度及び最大加速度について、理論値と P L U G による計算値を比較して示す。理論値と計算値の差は、最も重要な変異については 0.2%以内である。なお、加速度のような微分量の差はやや大きい時間刻み幅(タイムステップ)を小さくすることで差が小さくなる傾向にある。

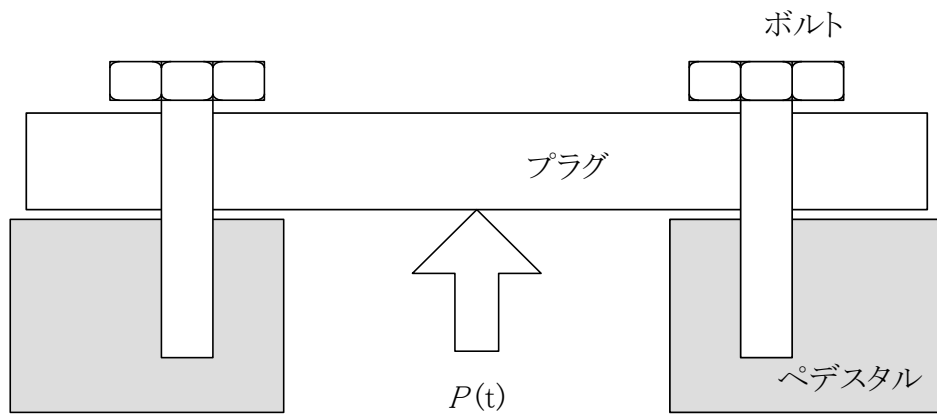
以上から、ボルトの変形が弾性範囲内にある場合におけるプラグ応答の P L U G による解析の妥当性が確認できる。

第 2.1.1 表 解析に必要となるプラグ及びボルトの幾何形状及び材料特性 (Case-1)

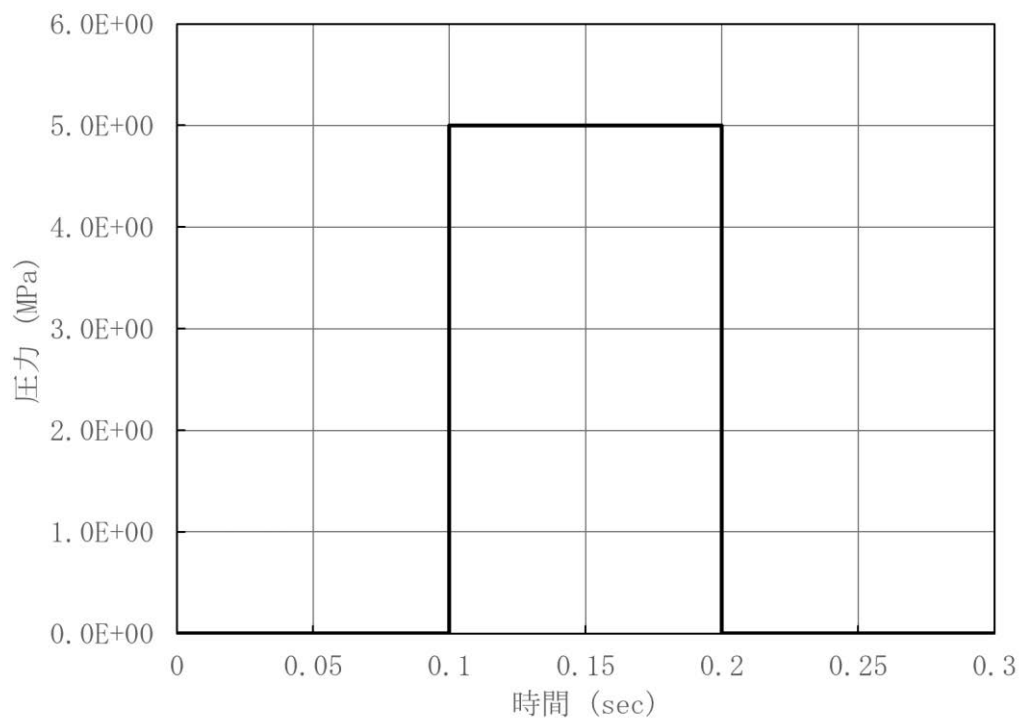
	項目	変数名	値 (単位)
ボルト	初期締付力	—	0.0
	ヤング率	E_1	21000 (kg/mm ²)=2.06×10 ¹¹ (Pa)
	有効長	l	0.19 (m)
	有効断面積	S_v	0.2157 (m ²)
	降伏応力	σ_Y	80 (kg/mm ²)=7.85×10 ⁸ (Pa)
	UTS	σ_u	95 (kg/mm ²)=9.32×10 ⁸ (Pa)
	降伏ひずみ	ϵ_Y	3.81×10 ⁻³
	破断ひずみ	ϵ_u	0.15
プラグ	質量	M	5.638×10 ⁵ (kg)
	受圧断面積	S_P	15.69 (m ²)

第 2.1.2 表 理論値と P L U G による計算値との比較 (Case-1)

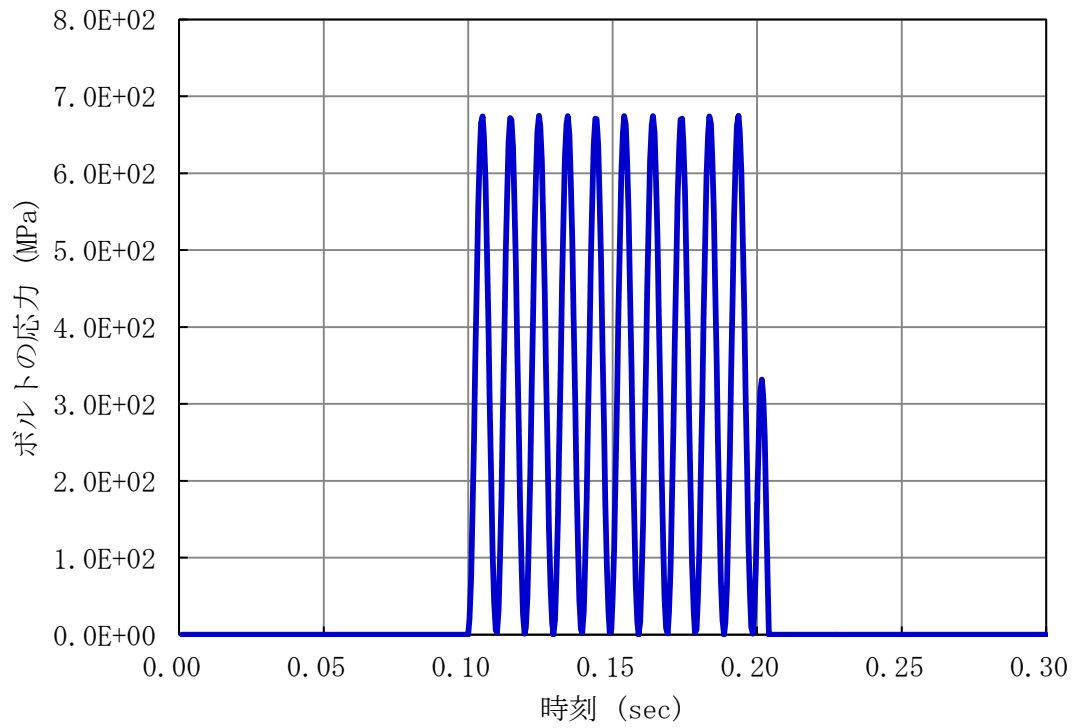
項目	理論値	計算値	理論値との差
プラグの最大変位	6.24×10 ⁻⁴ m	6.22×10 ⁻⁴ m	0.19 %
プラグの最大速度	0.201 m/s	0.206 m/s	-2.81 %
プラグの最大加速度	129.3 m/s ²	133.9 m/s ²	-3.53 %



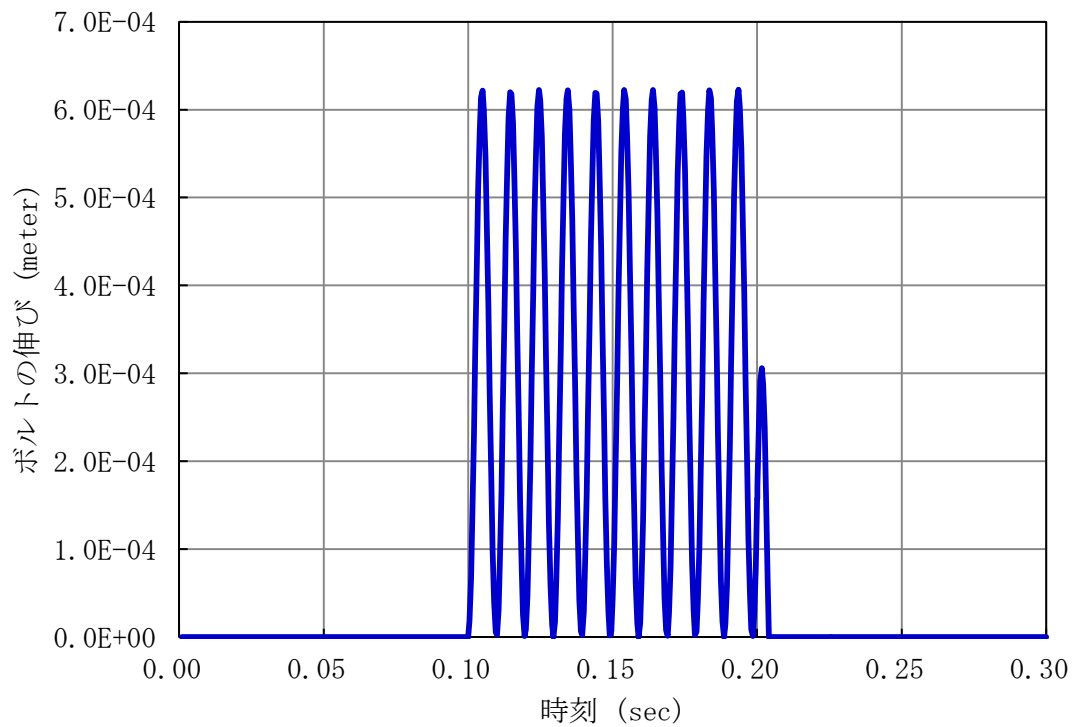
第 2. 1. 1 図 弾性解析の体系 (Case-1)



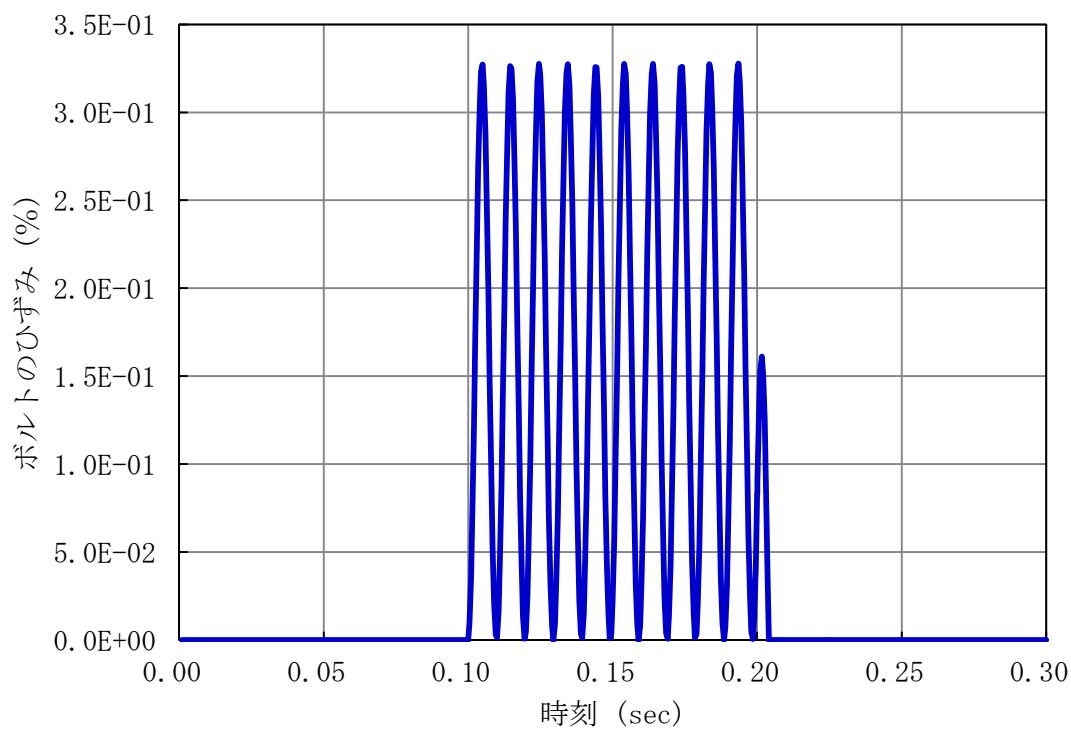
第 2. 1. 2 図 弾性解析の圧力履歴 (Case-1)



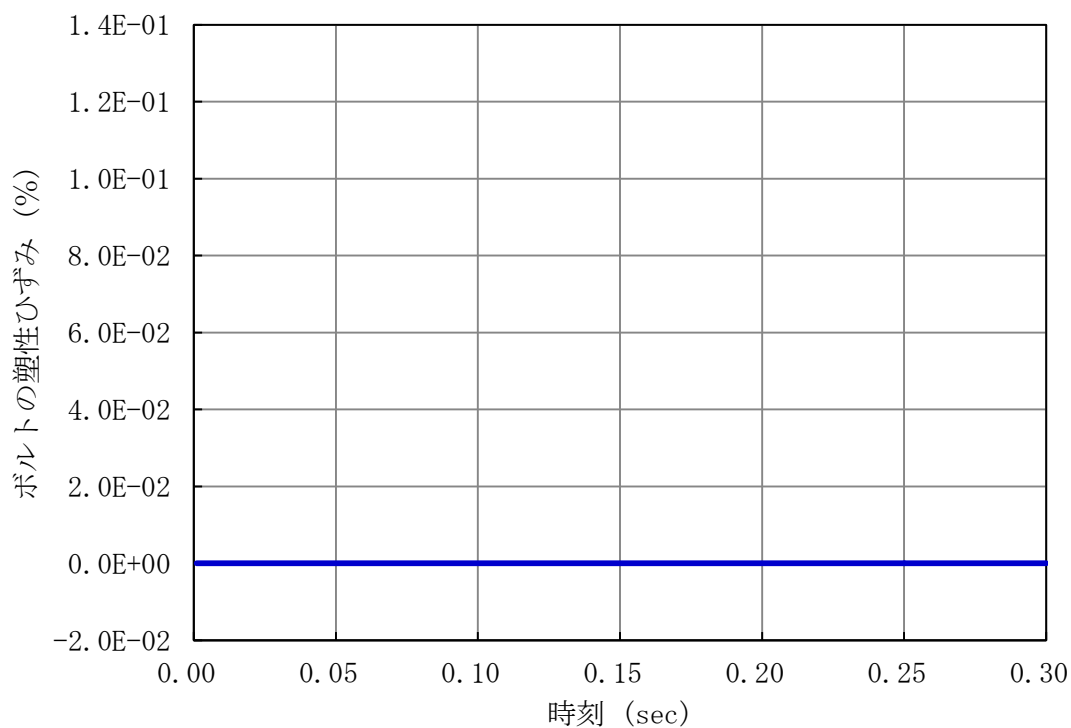
第 2. 1. 3 図 弾性解析のボルトの応力(SI) (Case-1)



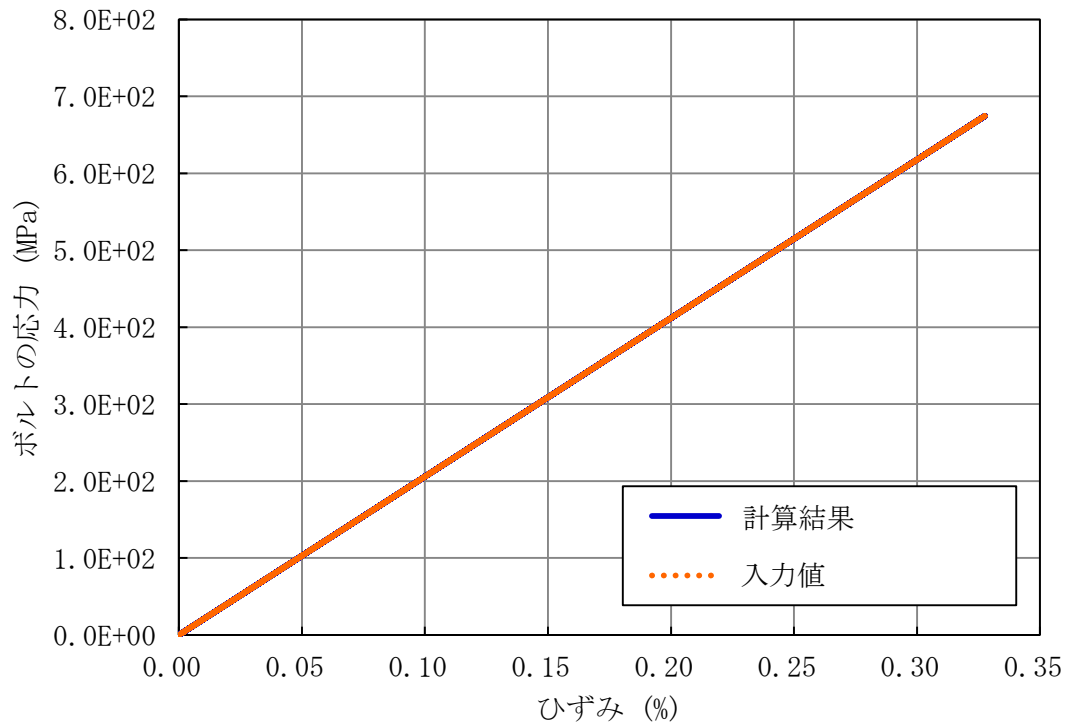
第 2. 1. 4 図 弾性解析のボルトの伸び(XBOLT) (Case-1)



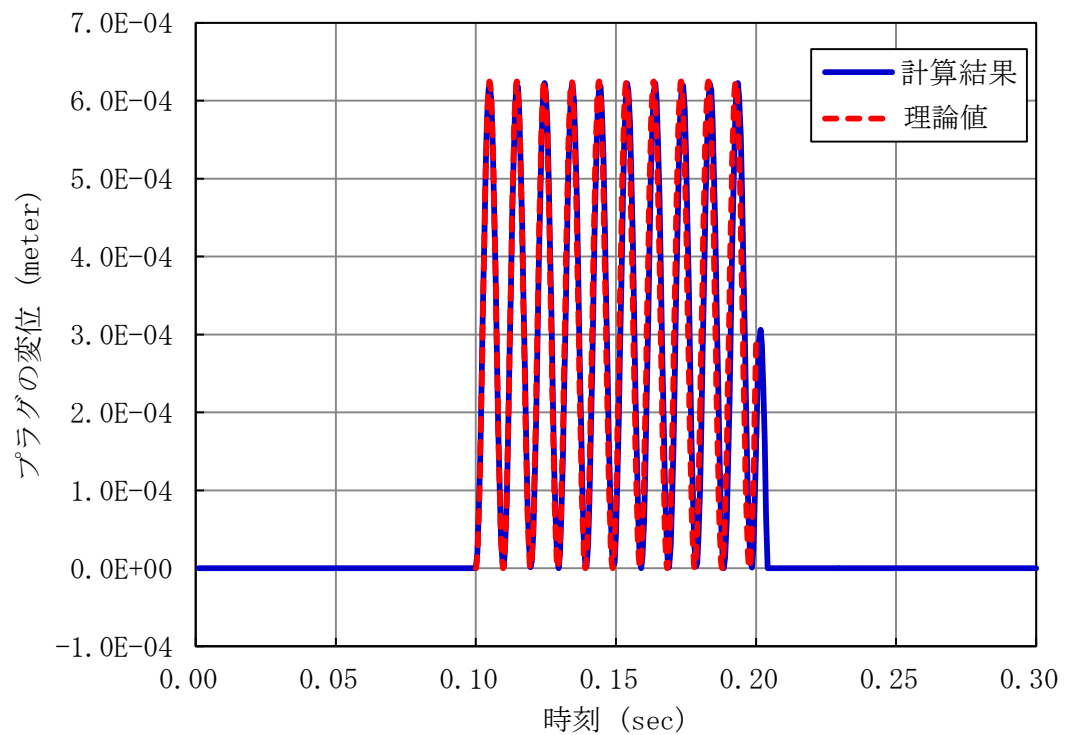
第 2. 1. 5 図 弾性解析のボルトのひずみ(EP) (Case-1)



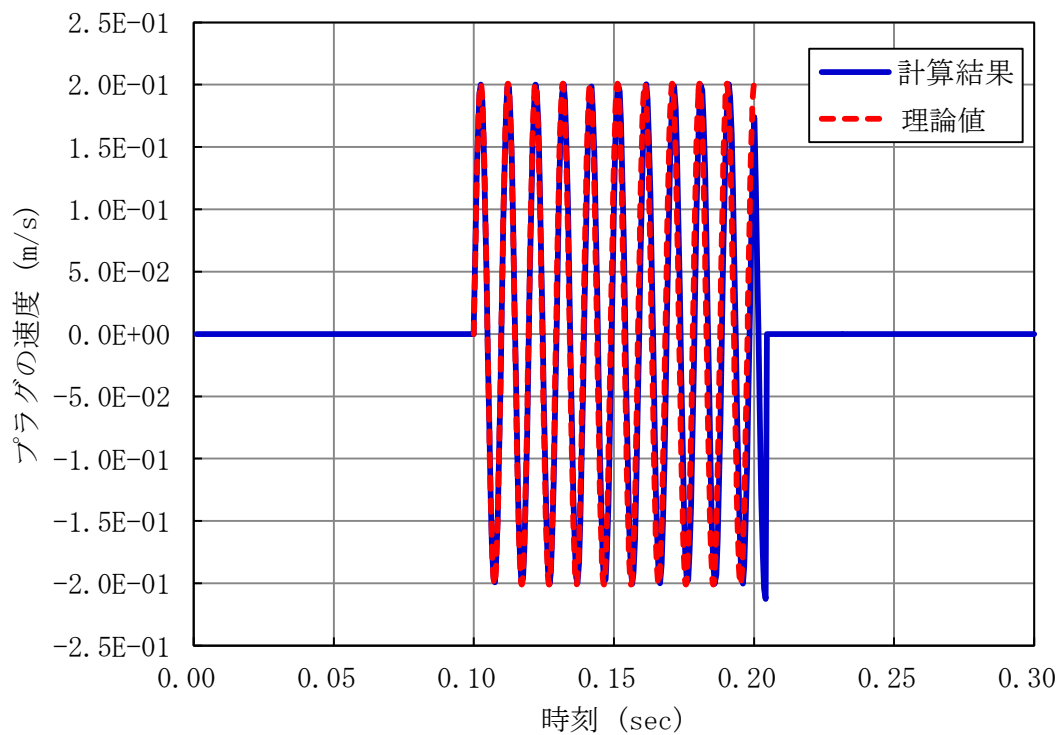
第 2. 1. 6 図 弾性解析のボルトの塑性ひずみ(PS) (Case-1)



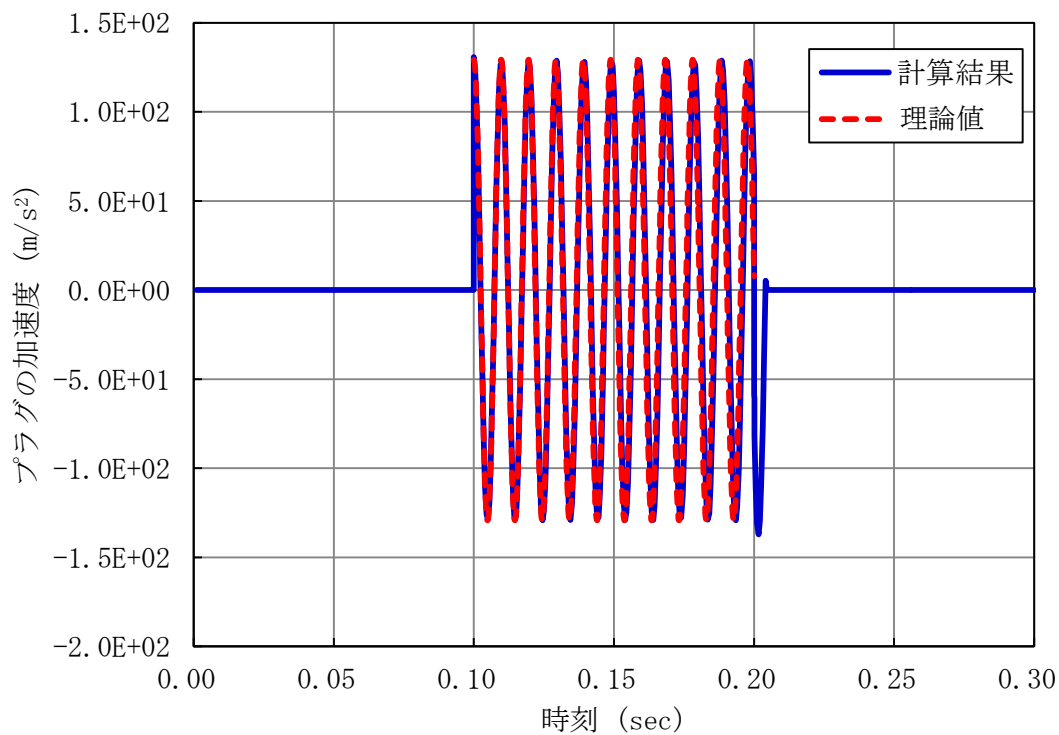
第 2.1.7 図 弾性解析のボルトの応力 (SI) - ひずみ (EP) 関係 (Case-1)



第 2.1.8 図 弾性解析のプラグの変位 (XD) (Case-1)



第 2. 1. 9 図 弾性解析のプラグの速度(XV) (Case-1)



第 2. 1. 10 図 弾性解析のプラグの加速度(XA) (Case-1)

2.2 Case-2 弾塑性解析

1) 対象とする解析条件

ここでは、Case-1 の弾性解析と同じ解析体系（第 2.1.1 図参照）を用いて、作用する圧力を増大させることによりボルトが塑性変形する場合の応答について検討する。

2) 妥当性の確認方法

プラグの運動方程式を解き理論解を算出してプラグ変位の時刻歴を求め、これを P L U G による計算値と比較して解析の妥当性を確認する。ただし、理論解は、ボルトが変形を開始して応力が増大している間のものしか得られないので、ボルトの変形が開始してからプラグが最大変位に至るまでの間で理論値と計算値との比較を行う。

3) 理論値の算出

(A2.1-10)式で与えられる P_1 よりも大きい圧力 P_2 がプラグに負荷されると、ボルトは、塑性変形する。以降では、変数の添え字を弾性領域：1、塑性領域：2として区別する（例えば、変位 x については、弾性領域での値を x_1 、塑性領域での値を x_2 とする。）。

[弾性領域]

弾性領域の解は、前述の(A2.1-6)式でと同様、次式で与えられる。

$$x_1 = \frac{\beta_1}{\omega_1^2} (1 - \cos \omega_1(t - t_0)) \quad (\text{A2.2-1})$$

ただし、

$$\omega_1^2 = \frac{E_1 S_V}{M l} \quad (\text{A2.2-2a})$$

$$\beta_1 = \frac{P_2 S_P}{M} - g \quad (\text{A2.2-2b})$$

である。

[塑性領域]

ボルトが塑性変形する場合のプラグとボルトの運動は、次の微分方程式で表される。

$$M \ddot{x}_2 = P_2 S_P - \frac{E_1 S_V}{l} x_1 - \frac{E_2 S_V}{l} (x_2 - x_1) - M g \quad (\text{A2.2-3})$$

ただし

$$x_1 \leq x_2, \quad x_1 \text{は定数}$$

上式の右辺第1項は外部からの圧力による外力、第2項はボルトの弾性変形による抗力、第3項はボルトの塑性変形による抗力、第4項は重力を表す。弾性変形の場合と違い、ボルトの抗力が弾性変形による抗力と塑性変形による抗力の二つの抗力の影響を考慮しなければならない。この式を変形すると

$$\ddot{x}_2 + \omega_2^2 x_2 = \beta_2 - (\omega_1^2 - \omega_2^2)x_1 \quad (\text{A2.2-4})$$

を得る。

初期条件は、降伏点Aにおいて

$$x_2 = x_1 \text{かつ} \dot{x}_2 = \dot{x}_1 \quad (\text{A2.2-5})$$

である。ただし、

$$\omega_1^2 = \frac{E_1 S_V}{Ml} \quad (\text{A2.2-6a})$$

$$\omega_2^2 = \frac{E_2 S_V}{Ml} \quad (\text{A2.2-6b})$$

$$\beta_2 = \frac{P_2 S_P}{M} - g \quad (\text{A2.2-6c})$$

$$x_1 = \frac{\sigma_Y l}{E_1} \quad (\text{A2.2-6d})$$

である。ここでの x_1 は降伏点でのボルトの変位である。

(A2.2-4)式のような定数係数2階非斉次線形微分方程式は、その斉次方程式：

$$\ddot{x}_2 + \omega_2^2 x_2 = 0 \quad (\text{A2.2-7})$$

の一般解を求め、それに(A2.2-4)式の特解を加えることにより、その一般解が得られる。

(A2.2-7)式の一般解は、

$$C_1 \sin \omega_2 t + C_2 \cos \omega_2 t \quad (\text{A2.2-8})$$

であり、(A2.2-4)式の特解は、観察から容易に

$$\frac{\beta_2 - (\omega_1^2 - \omega_2^2)x_1}{\omega_2^2} \quad (\text{A2.2-9})$$

であることがわかるので、(A2.2-4)式の一般解として

$$x_2 = C_1 \sin \omega_2 t + C_2 \cos \omega_2 t + \gamma \quad (\text{A2.2-10})$$

を得る。ただし、 C_1 と C_2 は積分定数であり、 γ は(A2.2-9)式に等しい。

弾性領域から塑性領域に移るA点における変位と速度の連続性、すなわち(A2.2-5)式から次の二つの式を得る。

$$(x_{2A} =) C_1 \sin \omega_2 t_0 + C_2 \cos \omega_2 t_0 + \gamma = x_{1A} \quad (\text{A2.2-11a})$$

$$(\dot{x}_{2A} =) C_1 \omega_2 \cos \omega_2 t_0 - C_2 \omega_2 \sin \omega_2 t_0 = \dot{x}_{1A} \quad (\text{A2.2-11b})$$

ここで、

$$x_{1A} = \frac{\beta_2}{\omega_1^2} (1 - \cos \omega_1 t_0) \quad (\text{A2.2-12a})$$

$$\dot{x}_{1A} = \frac{\beta_2}{\omega_1} \sin \omega_1 t_0 \quad (\text{A2.2-12b})$$

t_0 : 降伏点Aに到達する時刻

である。積分定数 C_1 と C_2 は、(A2.2-11)式から求めることができる。

$$C_1 = (x_{1A} - \gamma) \sin \omega_2 t_0 + \frac{\dot{x}_{1A}}{\omega_2} \cos \omega_2 t_0 \quad (\text{A2.2-13a})$$

$$C_2 = (x_{1A} - \gamma) \cos \omega_2 t_0 - \frac{\dot{x}_{1A}}{\omega_2} \sin \omega_2 t_0 \quad (\text{A2.2-13b})$$

次にプラグの塑性領域における最大変位を求める。(A2.2-10)式から、

$$\begin{aligned} x_2 &= \sqrt{C_1^2 + C_2^2} \sin(\omega_2 t + \alpha) t + \gamma \\ &\leq \sqrt{C_1^2 + C_2^2} + \gamma \end{aligned} \quad (\text{A2.2-14})$$

ここで、

$$\cos \alpha = \frac{C_1}{\sqrt{C_1^2 + C_2^2}} \quad (\text{A2.2-15a})$$

$$\sin \alpha = \frac{C_2}{\sqrt{C_1^2 + C_2^2}} \quad (\text{A2.2-15b})$$

である。したがって、塑性領域の最大変位 $(x_2)_{max}$ として

$$\begin{aligned} (x_2)_{max} &= \sqrt{C_1^2 + C_2^2} + \gamma \\ &= \sqrt{(x_{1A} - \gamma)^2 + \frac{\dot{x}_{1A}^2}{\omega_2^2}} + \gamma \end{aligned} \quad (\text{A2.2-16})$$

を得る。

第2.1.1表に示したプラグ及びボルトの諸データ及び外圧 $P_2 = 7 \times 10^6$ (Pa)を(A2.2-16)式に代入すると

$$(x_2)_{max} = 9.427 \times 10^{-4} \text{ (m)} \quad (\text{A2.2-17})$$

を得る。

4) 理論値とPLUGによる計算値の比較

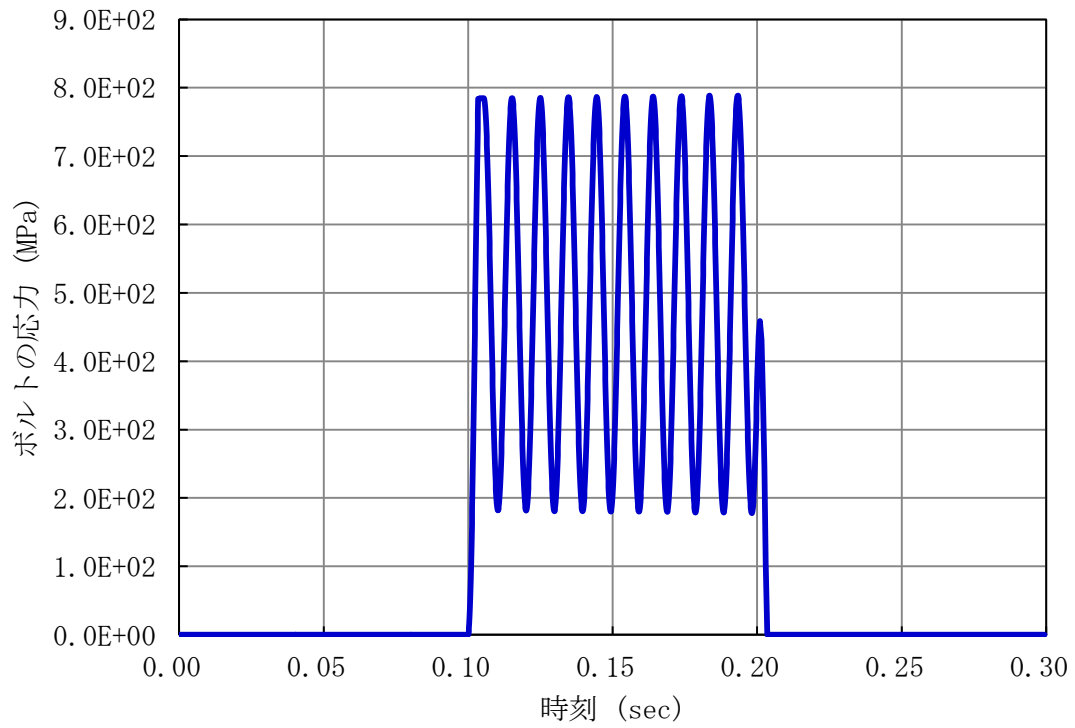
第2.2.1図～第2.2.8図にボルトの応力(SI)、伸び(XBOLT)、ひずみ(EP)、塑性ひずみ(PS)、ボルトの応力(SI)－ひずみ(EP)関係、プラグの変位(XD)、速度(XV)、加速度(XA)をそれぞれ示す。第2.2.6図～第2.2.8図には、理論値を重ねて示した。ただし、理論値の表示領域は、弾性状態から塑性状態に至り、最大変位を記録するまでとした。第2.2.1表にプラグの最大変位について、理論

値と P L U G による計算値を比較して示す。理論値と計算値は、良く一致している。

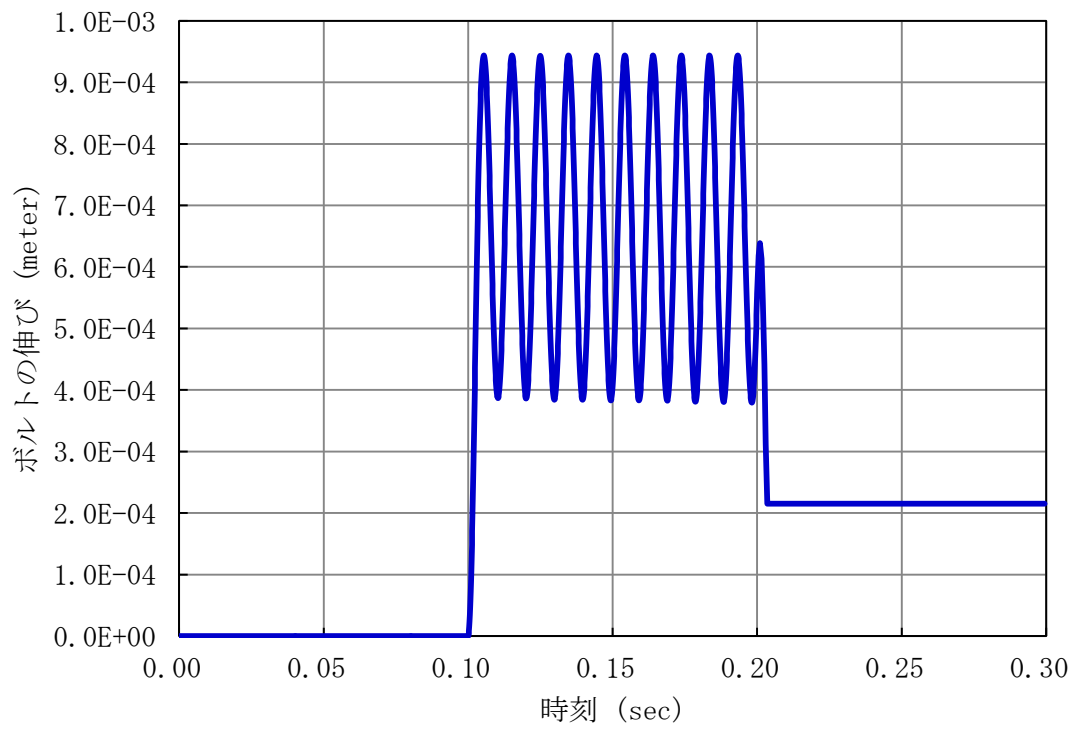
以上から、ボルトの変形が弾性範囲を超えた場合におけるプラグ応答の P L U G による解析の妥当性が確認できる。

第 2. 2. 1 表 理論値と P L U G による計算値との比較 (Case-2)

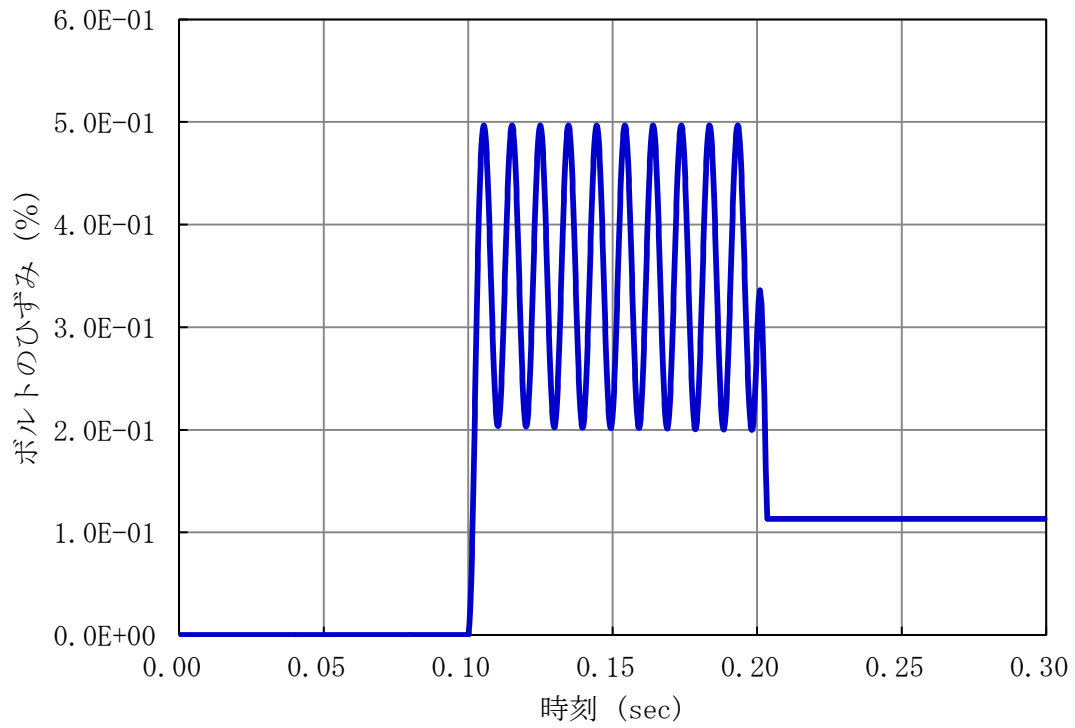
項目	理論値	計算値	理論値との差
プラグの最大変位	$9.427 \times 10^{-4} \text{ m}$	$9.436 \times 10^{-4} \text{ m}$	-0.09 %



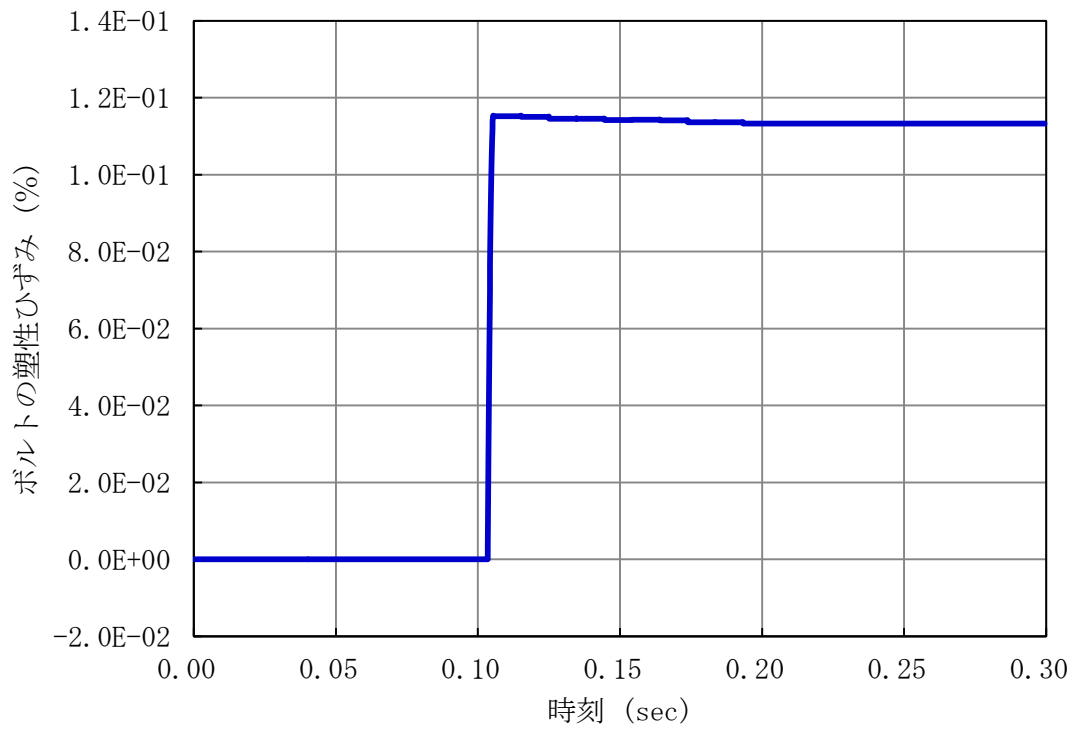
第 2. 2. 1 図 弾塑性解析のボルトの応力 (SI) (Case-2)



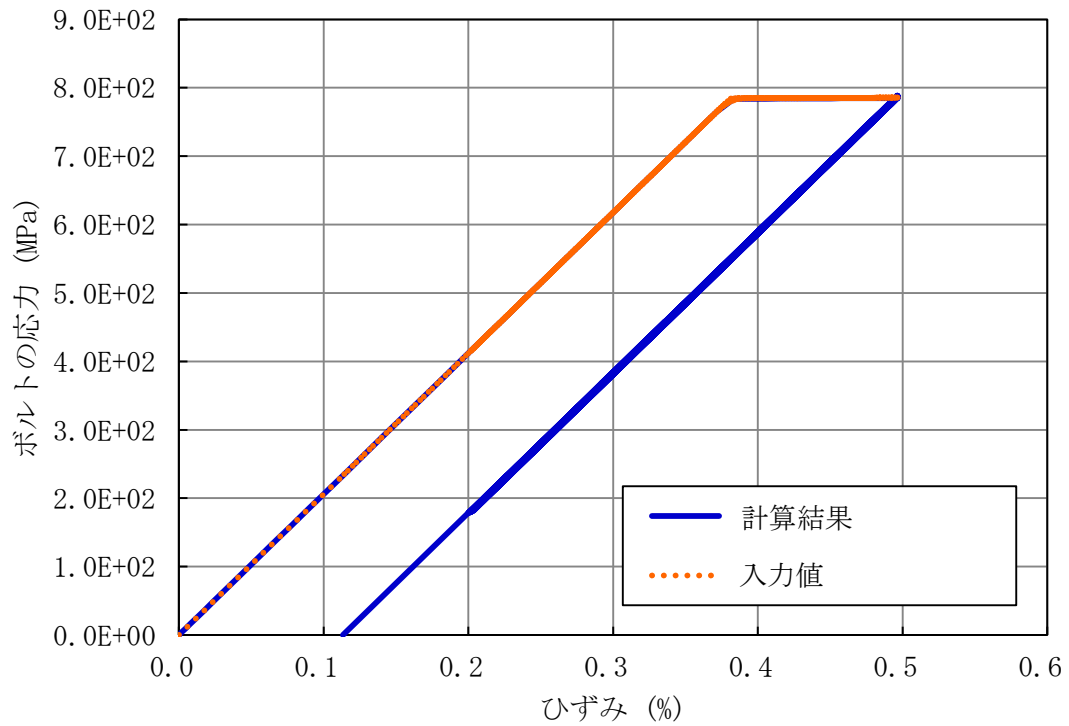
第 2. 2. 2 図 弾塑性解析のボルトの伸び (XBOLT) (Case-2)



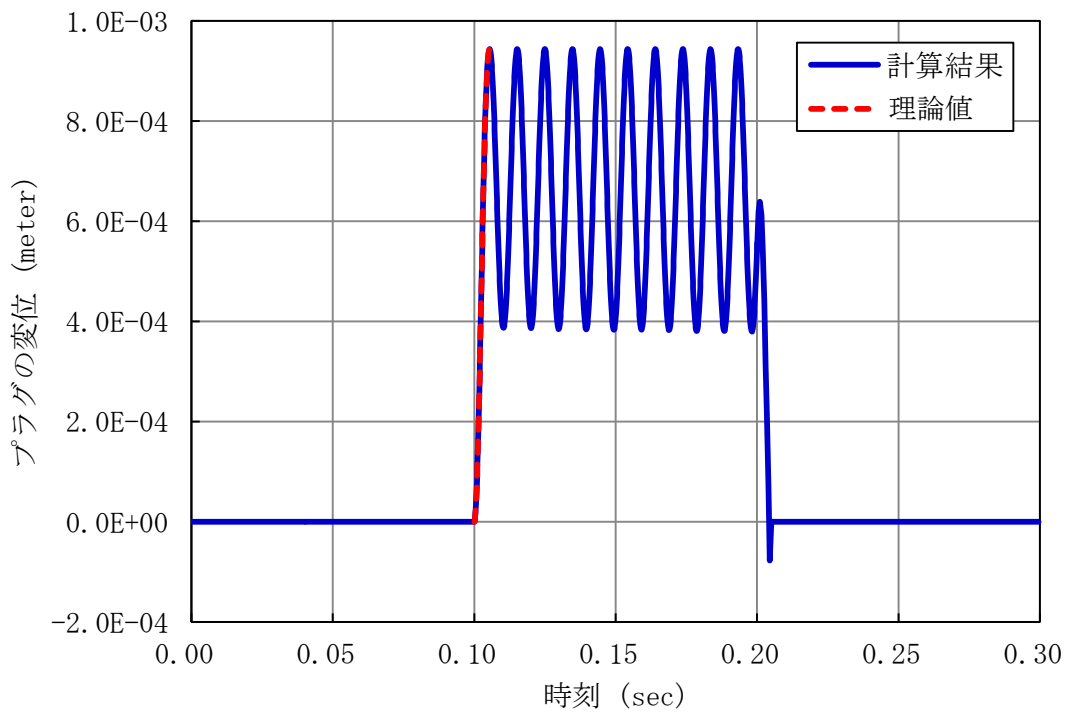
第 2. 2. 3 図 弾塑性解析のボルトのひずみ (EP) (Case-2)



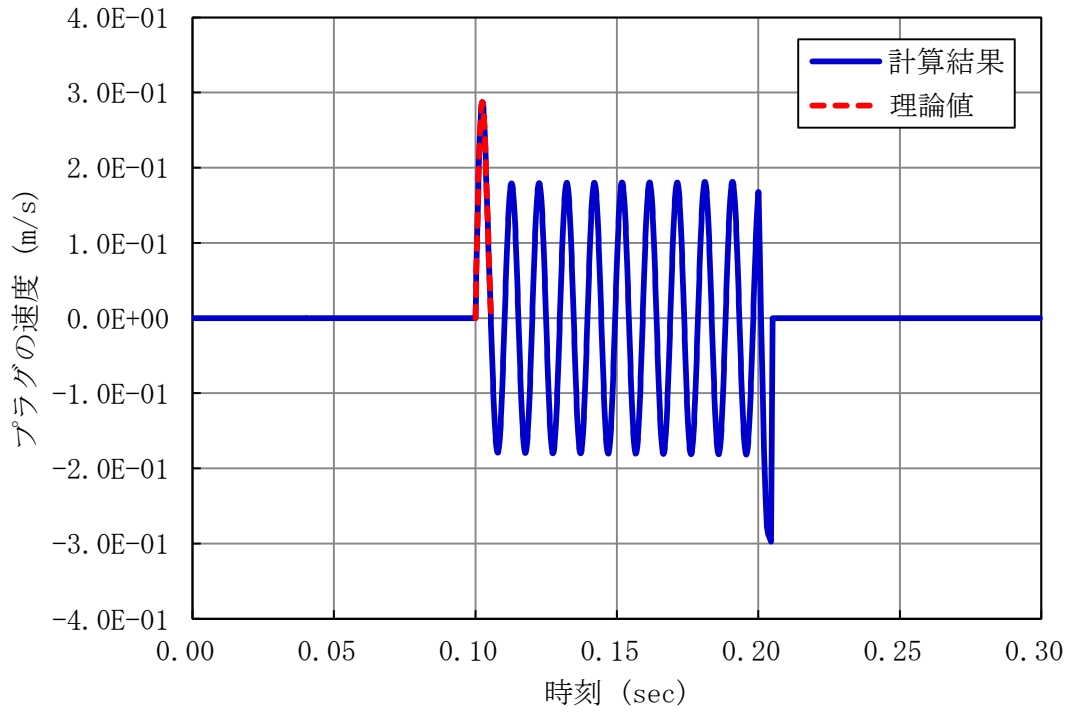
第 2. 2. 4 図 弾塑性解析のボルトの塑性ひずみ (PS) (Case-2)



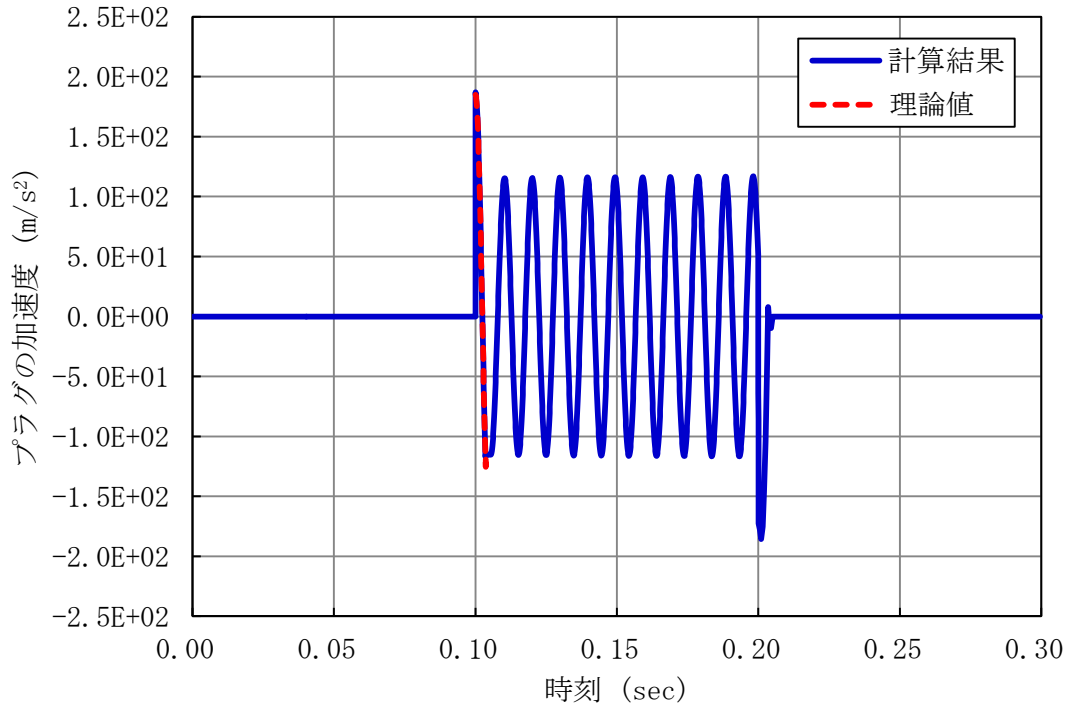
第 2. 2. 5 図 弾塑性解析のボルトの応力(SI)－ひずみ(EP)関係(Case-2)



第 2. 2. 6 図 弾塑性解析のプラグの変位(XD) (Case-2)



第 2. 2. 7 図 弾塑性解析のプラグの速度 (XV) (Case-2)



第 2. 2. 8 図 弾塑性解析のプラグの加速度 (XA) (Case-2)

3. ナトリウム噴出量の解析の妥当性の確認

3.1 基礎方程式

PLUGでは、一つのプラグ間隙をいくつかの区分流路の組み合わせとしてモデル化する。垂直な流路部分は、環状流路として、水平な流路部分は、矩形の流路として、また、垂直流路と水平流路の接続部は、曲がり流路（エルボ）としてモデル化する（第3.1.1図参照）。

簡単のため次の①～③を仮定すると、プラグ間隙部を流れるナトリウム流は、ベルヌーイの方程式（等温系における定常のエネルギー保存式）に従うため、N個の区分流路を持つプラグ間隙部における入口（原子炉容器内）と出口（プラグ上面）との圧力差は、(A3.1-1)式で表される。

- ① プラグ間隙部の流れは、定常流である
- ② 液体ナトリウムは、非圧縮性・非粘性の流体として扱うことができる
- ③ 流れは、乱流又は流れ方向に一様の流速分布を持つ。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2}\rho(V_{out}^2 - V_{in}^2) + \rho g(H_{out} - H_{in}) + \sum_{n=1,N} \Delta F_n \quad (\text{A3.1-1})$$

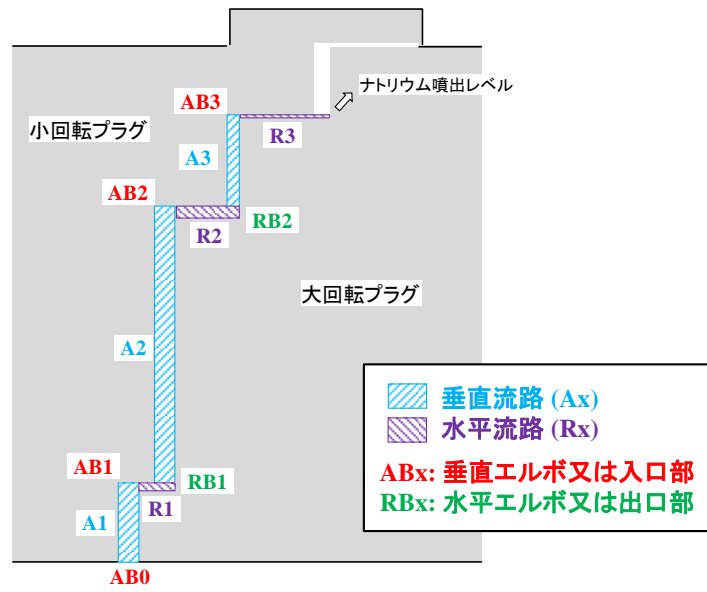
ここで

- P : 圧力 (Pa)
 ρ : 密度 (kg/m^3)
 V : 流速 (m/s)
 g : 重力加速度 (m/s^2)
 H : 基準面からの高さ (m)
 ΔF_n : 区分流路 n における摩擦損失または形状損失 (Pa)
 in : プラグ間隙部の入口（原子炉容器内）を示す添え字
 out : プラグ間隙部の出口（プラグ上面）を示す添え字
 N : 区分流路の数

入口側の断面を炉上部プレナム部の流路断面積の大きい位置にとると、 $V_{in} \cong 0$ となる。 $\Delta H = H_{out} - H_{in}$ とおくと(A3.1-1)式は、以下のようになる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2}\rho V_{out}^2 + \rho g \Delta H + \sum_{n=1,N} \Delta F_n \quad (\text{A3.1-2})$$

(A3.1-2)式の左辺はPLUGの入力として与えられる。右辺は、質量流量の関数となる。PLUGでは、各タイムステップにおいて(A3.1-2)式を解くことにより、当該タイムステップにおける流量を得る。各区分流路の摩擦損失又は形状損失 ΔF_n は、相関式を用いて計算する。



第 3.1.1 図 PLUGにおける流路のモデル化の例（大回転プラグ及び小回転プラグの間隙部）

3.2 Case-3 垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析

1) 対象とする解析条件

ここでは、第 3.2.1 図に示すような垂直方向の環状流路が一つだけある流動解析の体系を想定し、Case-1 と同じプラグ及びボルトの動的応答解析の体系に対して Case-1 と同じ圧力履歴を与えた場合のナトリウムの噴出量について検討する。垂直流路は、第 3.2.1 図に示すように同心二重円管としてモデル化する。

2) 解析の妥当性の確認方法

Case-3 の解析体系における流路長さは、2.715(m)であるところ、Case-1 のプラグの動的応答解析の結果から得られたプラグの変位は、1(mm)以下であることから、垂直流路の長さ L は、不変であるとして差し支え無い。したがって、ここでは、プラグが静止した状態において垂直流路を噴出するナトリウムの流量を理論的に計算した値(理論値)と PLUG による計算値を比較して解析の妥当性を確認する。

3) 理論値の算出

第 3.2.1 図の垂直流路を想定した場合の基礎方程式は、摩擦損失にダルシー・ワイズバッハの式を用いて以下に書き換えられる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2} \rho V^2 + \rho g L + \Delta P \quad (\text{A3.2-1})$$

$$\Delta P = \lambda \frac{L}{D_h} \frac{\rho V^2}{2} \quad (\text{A3.2-2})$$

ここで

V : 出口部における噴出ナトリウムの流速 (m/s)

ρ : 密度 (kg/m³)

g : 重力加速度 (m/s²)

L : 流路長さ (m)

ΔP : 摩擦損失 (Pa)

λ : 摩擦係数 (-)

D_h : 水力等価直径 (m)

同心二重円管の水力等価直径 D_h 、レイノルズ数 Re 及び当該流路の摩擦係数は、以下の式で計算される^[1]。

水力等価直径 :

$$D_h = \frac{4S}{\Pi_0} = \frac{4\pi(D_0^2 - D_i^2)/4}{\pi(D_0 + D_i)} = D_0 - D_i \quad (\text{A3.2-3})$$

レイノルズ数 :

$$Re = \frac{\rho V D_h}{\mu} = \frac{\rho V (D_0 - D_i)}{\mu} \quad (\text{A3.2-4})$$

摩擦係数 :

$Re \leq Re_{crit-l}$ の場合：

$$\lambda = \frac{64}{Re} \frac{(D_o - D_i)^2}{D_o^2 + D_i^2 - (D_o - D_i)/[\ln(D_o/D_i)]} \quad (A3.2-5a)$$

$Re_{crit-t} \leq Re$ の場合：

$$\lambda = 0.3051 \cdot Re^{-\frac{1}{4}} \cdot f(\varepsilon) \quad (A3.2-5b)$$

$$f(\varepsilon) = 1.056 + 0.02 \log_{10}(\varepsilon - 0.0015) \quad (A3.2-5c)$$

$$\varepsilon = \frac{D_i}{D_o} \quad (A3.2-5d)$$

$Re_{crit-l} \leq Re \leq Re_{crit-t}$ の場合：

λ は $\lambda|_{Re=Re_{crit-l}}$ と $\lambda|_{Re=Re_{crit-t}}$ との間で直線内挿

ここで

S : 流路断面積 (m²)

Π_0 : 濡れぶち長さ (m)

D_o : 流路直径 (外側) (m)

D_i : 流路直径 (内側) (m)

μ : 粘度 (Pa*s)

Re_{crit-l} : 層流域の上限レイノルズ数 (=2000)

Re_{crit-t} : 乱流域の下限レイノルズ数 (=4000)

乱流を仮定し整理すると (A3. 2-1) 式は、以下に書き換えられる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2} \rho V^2 + \rho g L + 0.3051 \cdot \left(\frac{\rho V D_h}{\mu} \right)^{-\frac{1}{4}} \cdot f(\varepsilon) * \frac{L}{D_h} \frac{\rho V^2}{2} \quad (A3.2-6a)$$

$$f(\varepsilon) = 1.056 + 0.02 \log_{10}(\varepsilon - 0.0015) \quad (A3.2-6b)$$

$$\varepsilon = \frac{D_i}{D_o} \quad (A3.2-6c)$$

(A3. 2-6) 式を V について整理すると次式を得る。

$$\frac{1}{2} \rho V^2 + 0.3051 \cdot \left(\frac{\rho D_h}{\mu} \right)^{-\frac{1}{4}} \cdot f(\varepsilon) \cdot \frac{\rho L}{2 D_h} \cdot V^{\frac{7}{4}} - P_{in} + P_{out} + \rho g L = 0 \quad (A3.2-7)$$

Case-1 においてプラグ下面に作用する圧力は $P_{in} = 5.0 \times 10^6$ (Pa) であるので、外圧をゼロとし、第 3. 2. 1 表に示した流路の幾何形状及びナトリウムの物性値を (A3. 2-7) 式に代入して整理すると次式を得る。

$$388.8 * V^2 + 354.656 * V^{\frac{7}{4}} - 4.97929 \times 10^6 = 0 \quad (A3.2-8)$$

ここでは、(A3. 2-8) 式を数値的に解くことにより V を得る。以下の関数 $F(V)$ を定義すると、関数 $F(V)$ のプロットは、第 3. 2. 2 図のようになり、同図から $F(V) \approx 0$ となる V が得られる。

$$F(V) = 388.8 * V^2 + 354.656 * V^{\frac{7}{4}} - 4.97929 \times 10^6 \quad (\text{A3.2-9})$$

噴出ナトリウムの流速： $V = 99.6891 \text{ (m/s)}$

噴出ナトリウムの質量流量： $W = \rho VS = 3.28767 \times 10^4 \text{ (kg/s)}$

また、この時のレイノルズ数は、(A3.2-4)式より

$$Re = 6.5014 \times 10^6$$

であり乱流であることが確認できる。

4) 理論値とPLUGによる計算値の比較

第3.2.3図及び第3.2.4図に噴出ナトリウムの流速(VS)、噴出ナトリウムの質量流量(W)のPLUGによる計算値をそれぞれ示す。第3.2.2表に理論値とPLUGによる計算値の比較を示す。理論値と計算値は、良く一致している。

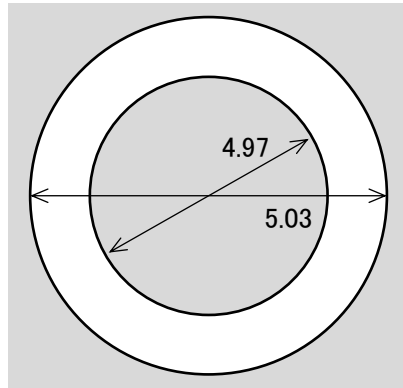
以上から、垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量のPLUGによる解析の妥当性が確認できる。

第 3.2.1 表 解析に必要となる流路の幾何形状及びナトリウムの物性値 (Case-3)

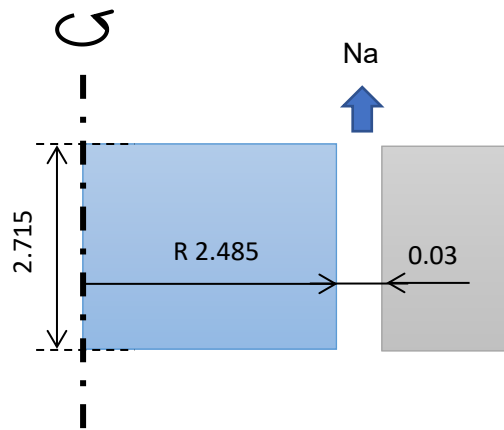
記号	意味	数値	単位
ρ	ナトリウム密度	777.6	kg/m ³
ν	ナトリウム動粘度係数	7.2×10^{-7}	m ² /s
μ	ナトリウム粘度	7.154×10^{-4}	Pa*s
D_o	流路直径 (外側)	4.53	m
D_i	流路直径 (内側)	4.47	m
D_h	水力等価直径	0.06	m
ε	D_i/D_o	0.986755	-
L	流路長さ	2.715	m
S	流路断面積	0.424115	m ²
P_{in}	プラグ下面に作用する圧力	5.0×10^6	Pa
P_{out}	外圧	0.0	Pa
g	重力加速度	9.81	m/s ²

第 3.2.2 表 理論値と P L U G による計算値との比較 (Case-3)

項目	理論値	計算値	理論値との差
噴出ナトリウムの流速	99.6891 m/s	99.6900 m/s	1e-3 %
噴出ナトリウムの質量流量	3.28767×10^4 kg/s	3.28800×10^4 kg/s	1e-2 %

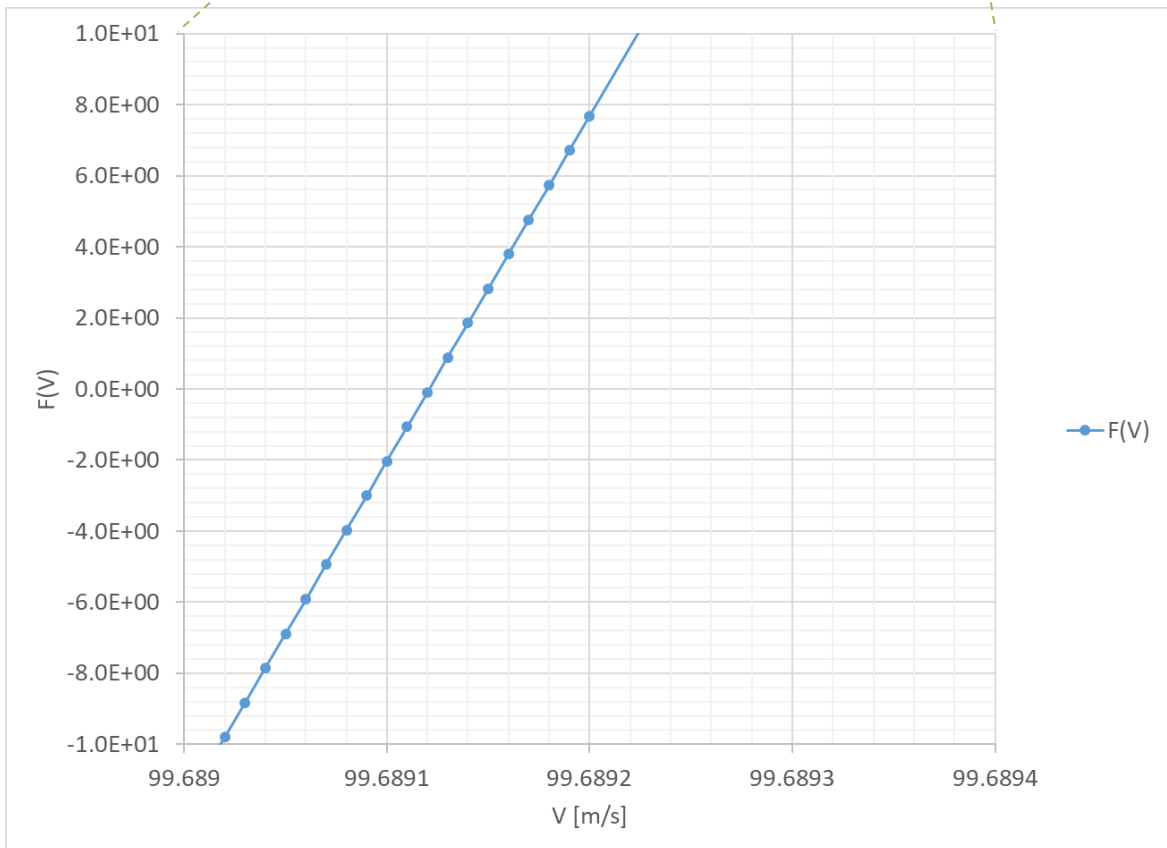
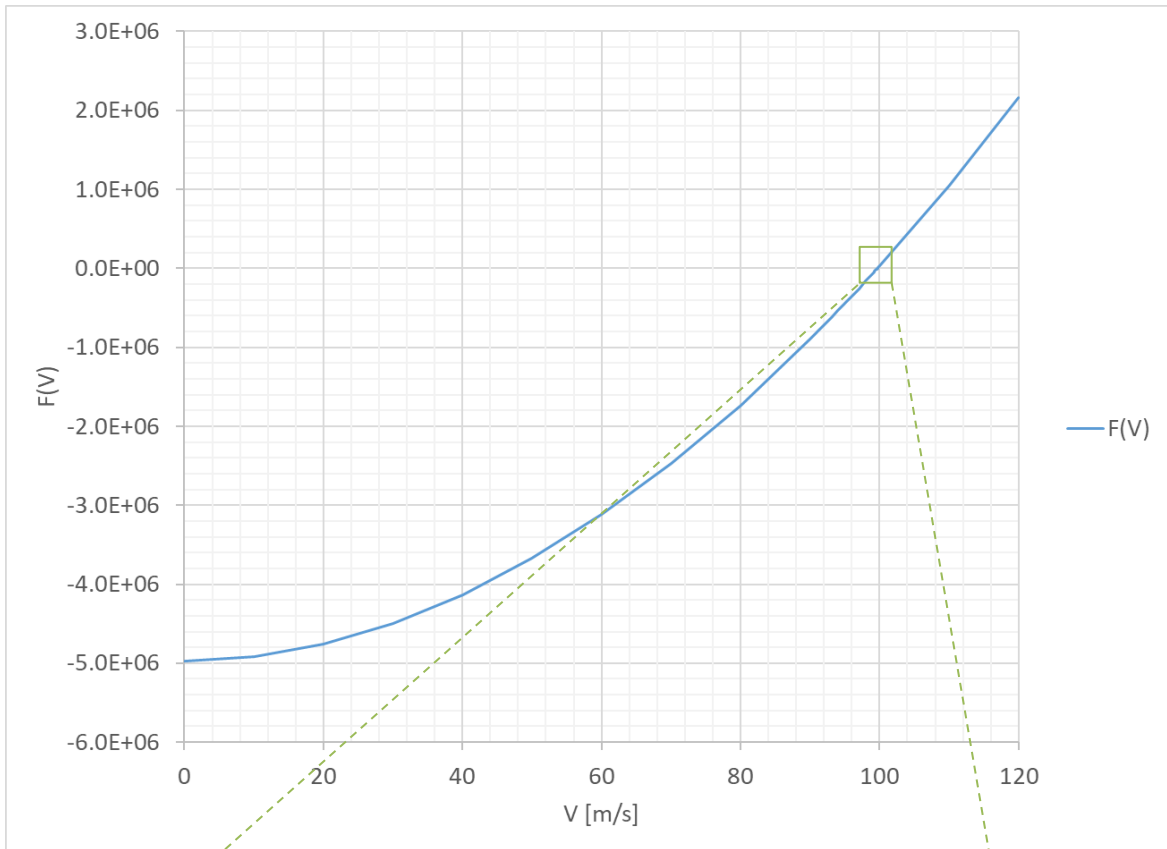


(a) 水平断面

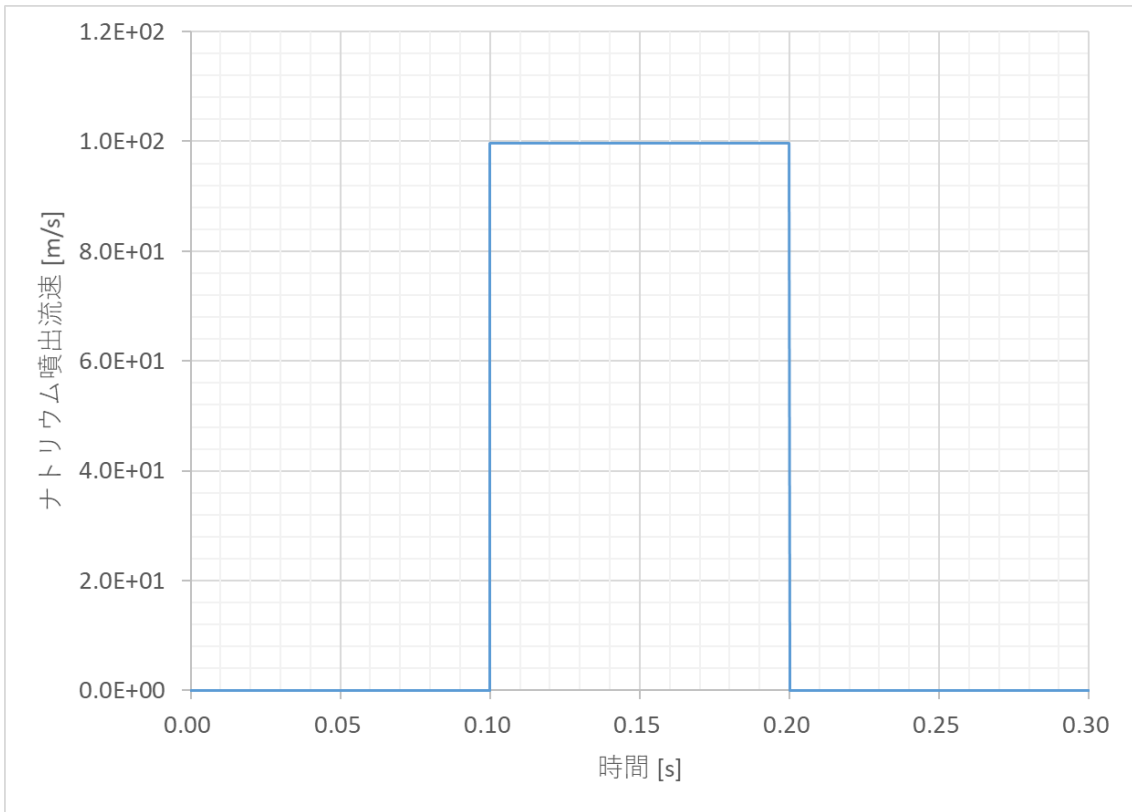


(b) 垂直断面

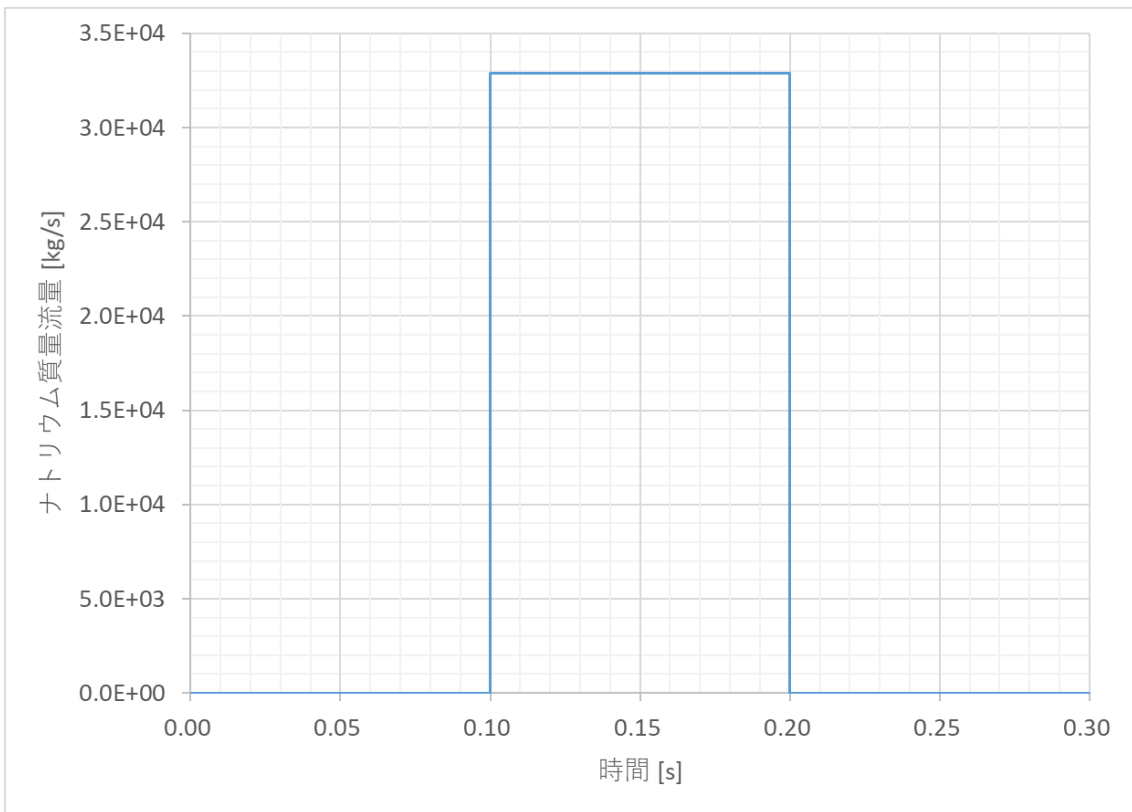
第 3. 2. 1 図 垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析の体系 (Case-3)



第 3. 2. 2 図 関数 $F(V)$ のプロット (Case-3)



第 3. 2. 3 図 噴出ナトリウムの流速 (VS) (Case-3)



第 3. 2. 4 図 噴出ナトリウムの質量流量 (W) (Case-3)

3.3 Case-4 水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析

1) 対象とする解析条件

ここでは、第 3.3.1 図に示すような水平流路をもつ流動解析の体系を想定し、Case-1 と同じプラグ及びボルトの動的応答解析の体系に対して Case-1 と同じ圧力履歴を与えた場合のナトリウムの噴出量について検討する。水平流路は、第 3.3.1 図に示すように矩形流路としてモデル化する。流路の長さには、大円及び小円の半径差を与える。流路の幅については、流動抵抗が小さくなるよう大円の周長を与える。水平流路の摩擦損失のみを確認するため、便宜上、(A3.1-2)式の ΔH をゼロとした解析を行う。

2) 解析の妥当性の確認方法

第 3.3.1 図に示す解析体系においてプラグが運動すると、流路高さが動的に変化する。ここでは、流路高さが最大となる時点における噴出ナトリウムの流量の理論値を P L U G による計算値と比較して解析の妥当性を確認する。

3) 理論値の算出

第 3.3.1 図の水平流路を想定した場合の基礎方程式は、(A3.1-2)式の $\Delta H = 0$ として摩擦損失にダルシー・ワイズバッハの式を用いて以下に書き換えられる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2} \rho V^2 + \Delta P \quad (\text{A3.3-1a})$$

$$\Delta P = \lambda \frac{L}{D_h} \frac{\rho V^2}{2} \quad (\text{A3.3-1b})$$

ここで

V : 出口部における噴出ナトリウムの流速 (m/s)

ρ : 密度 (kg/m³)

L : 流路長さ (m)

ΔP : 摩擦損失 (Pa)

λ : 摩擦係数 (-)

D_h : 水力等価直径 (m)

水力等価直径 D_h 、レイノルズ数 Re 及び当該流路の摩擦係数は、以下の式で計算される^[2]。

水力等価直径 :

$$D_h = \frac{4S}{\Pi_0} = \frac{4ah}{2a + 2h} = \frac{2ah}{a + h} \quad (\text{A3.3-2})$$

レイノルズ数 :

$$Re = \frac{\rho V D_h}{\mu} = \frac{2\rho V a h}{\mu(a + h)} \quad (\text{A3.3-3})$$

摩擦係数 :

$Re \leq Re_{crit-l}$ の場合 :

$$\lambda = \frac{64}{Re} \cdot k \quad (\text{A3.3-4a})$$

$$k = \frac{3/2}{(1 + \varepsilon)^2} \cdot \left[1 - \frac{192\varepsilon}{\pi^5} \left\{ \tanh\left(\frac{\pi}{2\varepsilon}\right) + \frac{1}{3^5} \tanh\left(\frac{3\pi}{2\varepsilon}\right) \right\} \right]^{-1} \quad (\text{A3.3-4b})$$

$$\varepsilon = \frac{h}{a} \quad (\text{A3.3-4c})$$

$Re_{crit-t} \leq Re$ の場合：

$$\lambda = 0.3164 \cdot Re^{-\frac{1}{4}} \quad (\text{A3.3-4d})$$

$Re_{crit-l} \leq Re \leq Re_{crit-t}$ の場合：

λ は $\lambda|_{Re=Re_{crit-l}}$ と $\lambda|_{Re=Re_{crit-t}}$ との間で直線内挿

ここで

S : 流路断面積 (m²)

Π_0 : 濡れぶち長さ (m)

a : 水平流路幅 ($a = \pi D_o$ 、 D_o は大円の直径) (m)

b : 水平流路高さ※ (m)

L : 水平流路長さ ($L = \frac{D_o - D_i}{2}$ 、 D_i は小円の直径) (m)

ρ : ナトリウム密度 (kg/m³)

μ : ナトリウム粘度 (Pa*s)

V : ナトリウム流速 (m/s)

Re_{crit-l} : 層流域の上限レイノルズ数 (=2000)

Re_{crit-t} : 乱流域の下限レイノルズ数 (=4000)

※ プラグの動的応答により変化する。

乱流状態における矩形流路の摩擦係数を与える式は、いくつか存在するが、ここでは、保守的に円管に対する式(A3.3-4d式)を用いることとした。これは、あるレイノルズ数を与えた場合に、円管の摩擦係数が他の(より複雑な)相関式から得られる摩擦係数よりも小さくなることから、円管に対する摩擦係数式を用いる方が保守的であると判断したことによる。

乱流を仮定して整理すると、(A3.3-1)式は、以下に書き換えられる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2} \rho V^2 + 0.3164 \cdot \left(\frac{2\rho Vab}{\mu(a+b)} \right)^{\frac{1}{4}} \cdot \frac{L}{D_h} \frac{\rho V^2}{2} \quad (\text{A3.3-5})$$

ここで b は、プラグの動的応答により変化する変数である。

(A3.3-5)式を V について整理すると次式を得る。

$$\frac{1}{2} \rho V^2 + 0.3164 \cdot \left(\frac{2\rho ab}{\mu(a+b)} \right)^{\frac{1}{4}} \cdot \frac{\rho L}{2D_h} \cdot V^{\frac{7}{4}} - P_{in} + P_{out} = 0 \quad (\text{A3.3-6})$$

Case-1 におけるプラグの動的応答は、第 2.1.8 図のとおりであり、最大変位は、 $b_{max} = 6.24 \times 10^{-4}$ (m) である。このときプラグ下面に作用する圧力は、 $P_{in} = 5.0 \times 10^6$ (Pa) であるので、外圧をゼロとし、第 3.3.1 表に示した流路の幾何形状及びナトリウムの物性値を(A3.3-6)式に代

入して整理すると、プラグの最大変位における噴出ナトリウムの流速 V に関する次式を得る。

$$388.8 * V^2 + 7715.31 * V^{\frac{7}{4}} - 5.0 \times 10^6 = 0 \quad (\text{A3.3-7})$$

ここで(A3.3-7)式を数値的に解くことにより V を得る。以下の関数 $F(V)$ を定義すると、関数 $F(V)$ のプロットは、第 3.3.2 図のようになり、同図から $F(V) \approx 0$ となる V が得られる。

$$F(V) = 388.8 * V^2 + 7715.31 * V^{\frac{7}{4}} - 5.0 \times 10^6 \quad (\text{A3.3-8})$$

噴出ナトリウムの流速 : $V = 37.7937$ (m/s)

噴出ナトリウムの質量流量 : $W = \rho SV = 3.41061 \times 10^2$ (kg/s)

また、この時のレイノルズ数は、(A3.3-3)式より

$$Re = 5.12663 \times 10^4 \quad (\text{A3.3-9})$$

であり乱流であることが確認できる。

4) 理論値と P L U G による計算値の比較

第 3.3.3 図及び第 3.3.4 図に噴出ナトリウムの流速 (V_S)、噴出ナトリウムの質量流量 (W) の P L U G による計算値をそれぞれ示す。第 3.3.2 表に理論値と P L U G による計算値の比較を示す。理論値と計算値は、よく一致している。

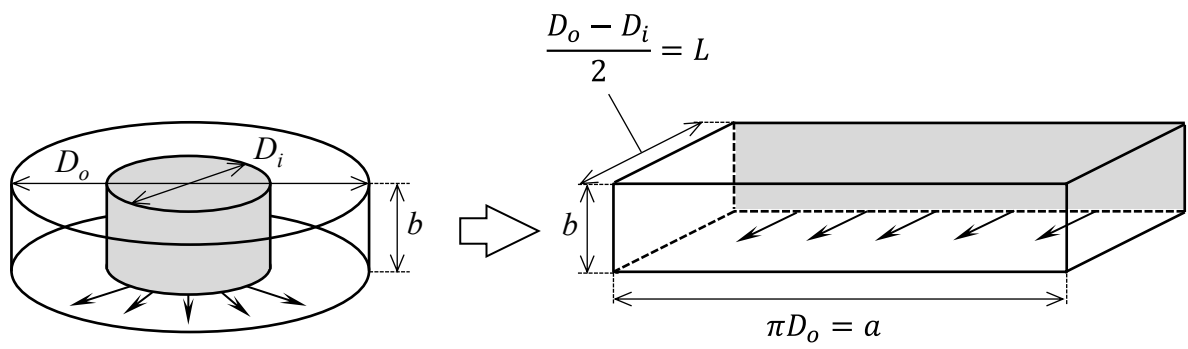
以上から、水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の P L U G による解析の妥当性が確認できる。

第 3.3.1 表 解析に必要となる流路の幾何形状及びナトリウムの物性値 (Case-4)

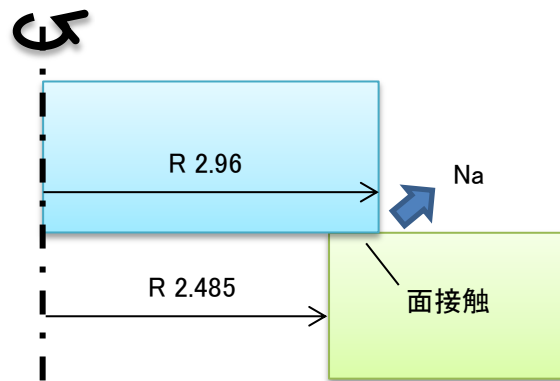
記号	意味	数値	単位
ρ	ナトリウム密度	777.6	kg/m ³
ν	ナトリウム動粘度係数	7.2×10^{-7}	m ² /s
μ	ナトリウム粘度	7.154×10^{-4}	Pa*s
a	水平流路の幅(=大円周)	18.5982	m
b_{max}	水平流路高さの最大値	6.24×10^{-4}	m
D_h	水力等価直径	1.248×10^{-3}	m
L	流路長さ	0.475	m
S	流路断面積	1.1605×10^{-3}	m ²
P_{in}	プラグ下面に作用する圧力	5.0×10^6	Pa
P_{out}	外圧	0.0	Pa
g	重力加速度	9.81	m/s ²

第 3.3.2 表 理論値と P L U G による計算値との比較 (Case-4)

項目	理論値	計算値	理論値との差
噴出ナトリウムの流速	37.7937 m/s	37.7900 m/s	-1e-2 %
噴出ナトリウムの質量流量	3.41061×10^2 kg/s	3.41000×10^2 kg/s	-1.8e-2 %

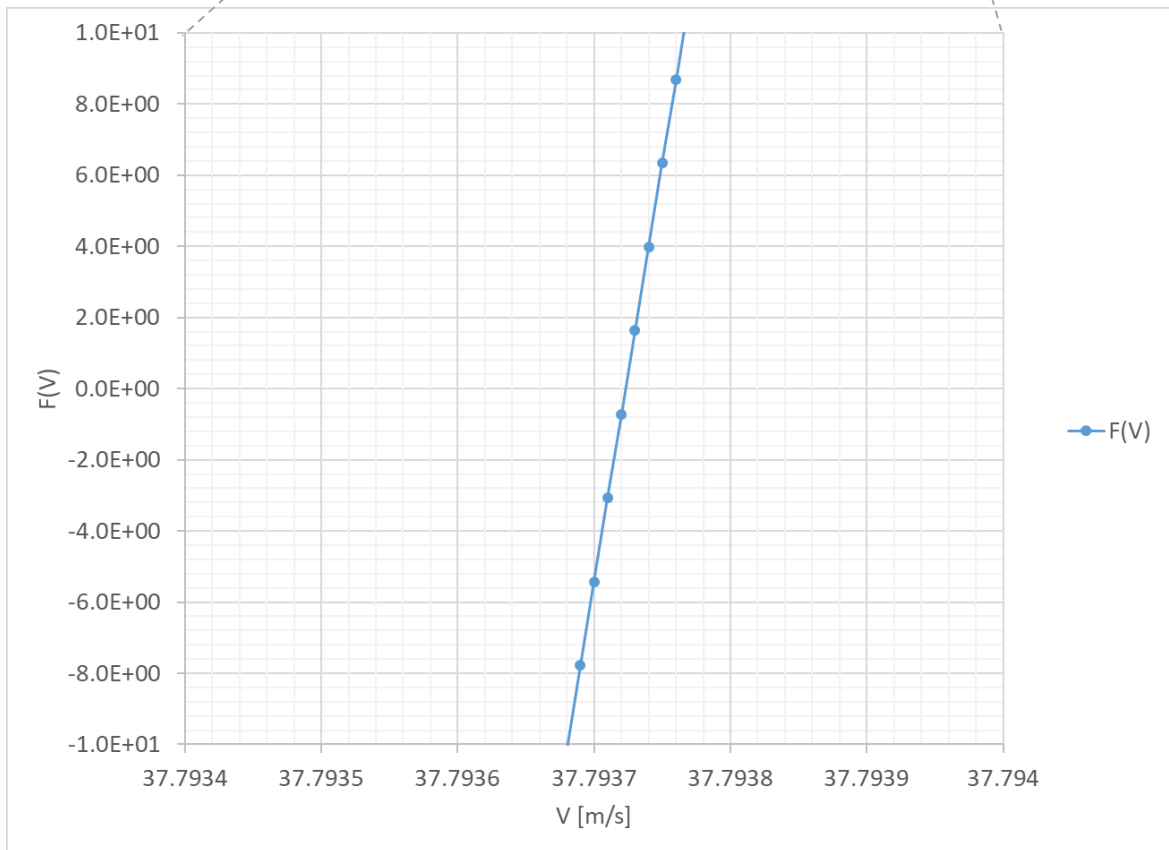
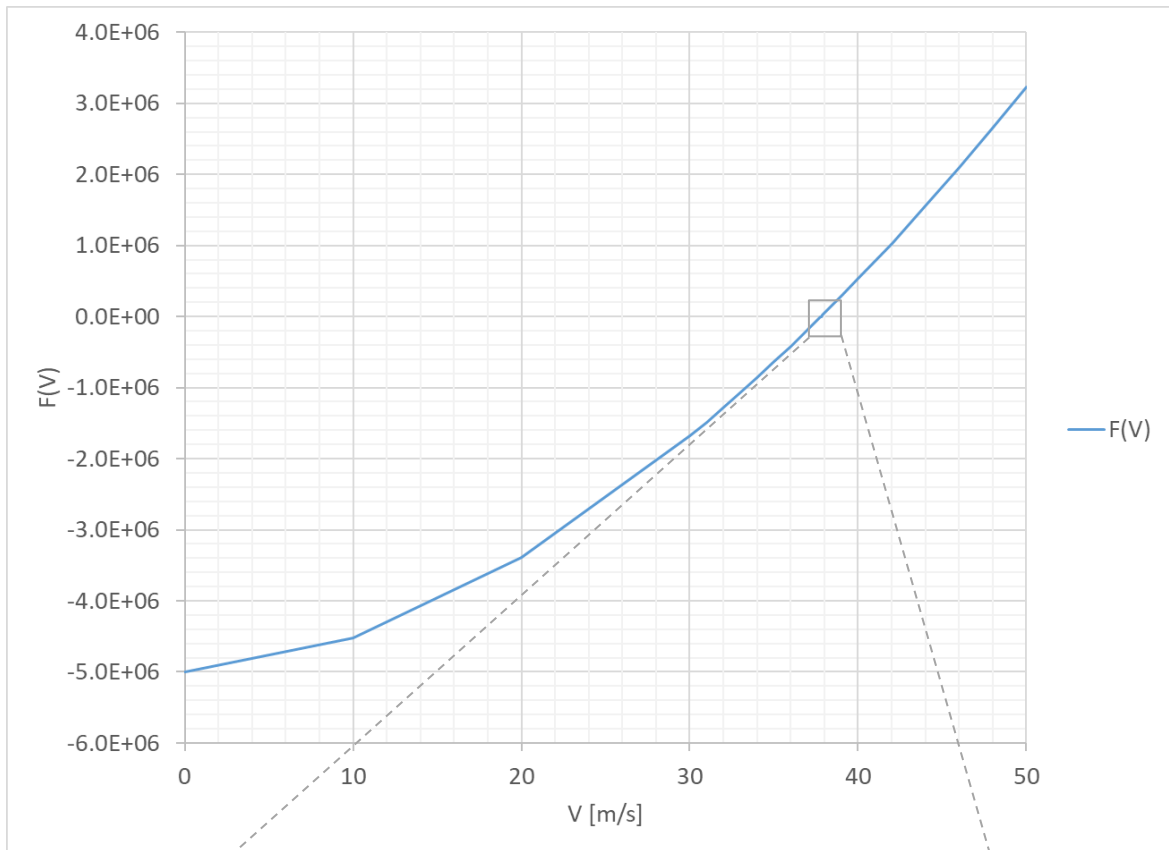


(a) 水平流路のモデル化

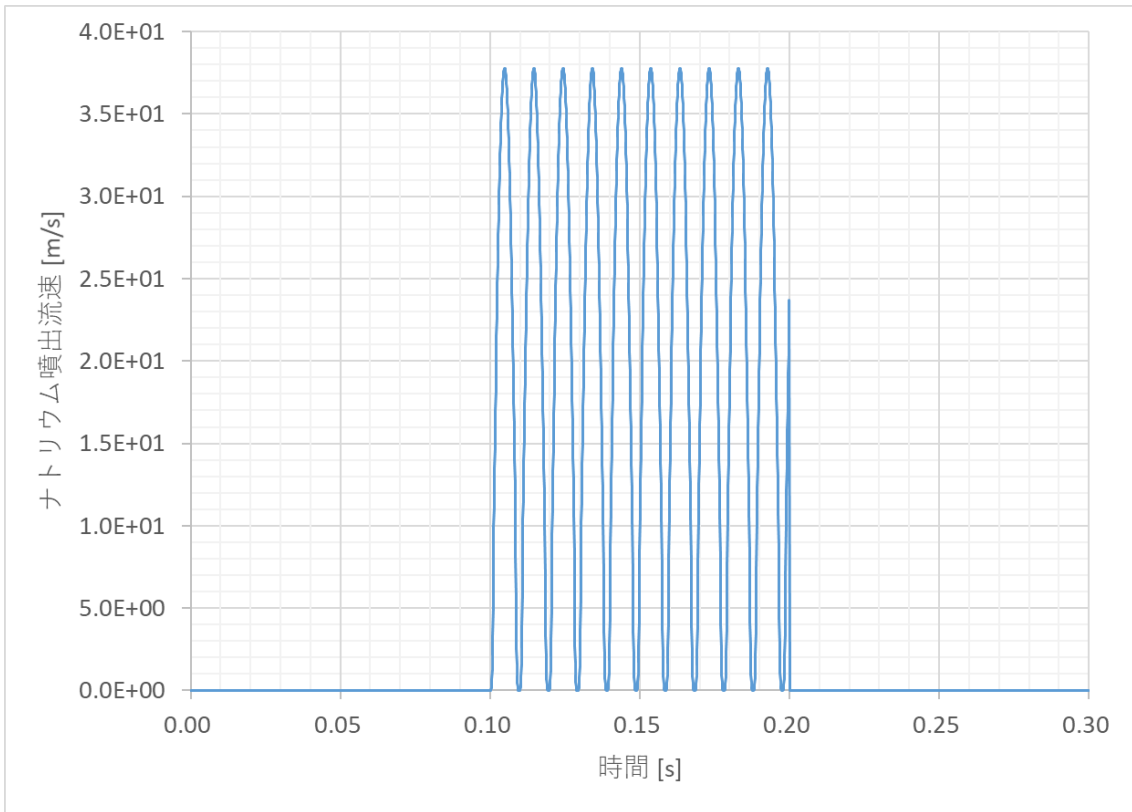


(b) 垂直断面

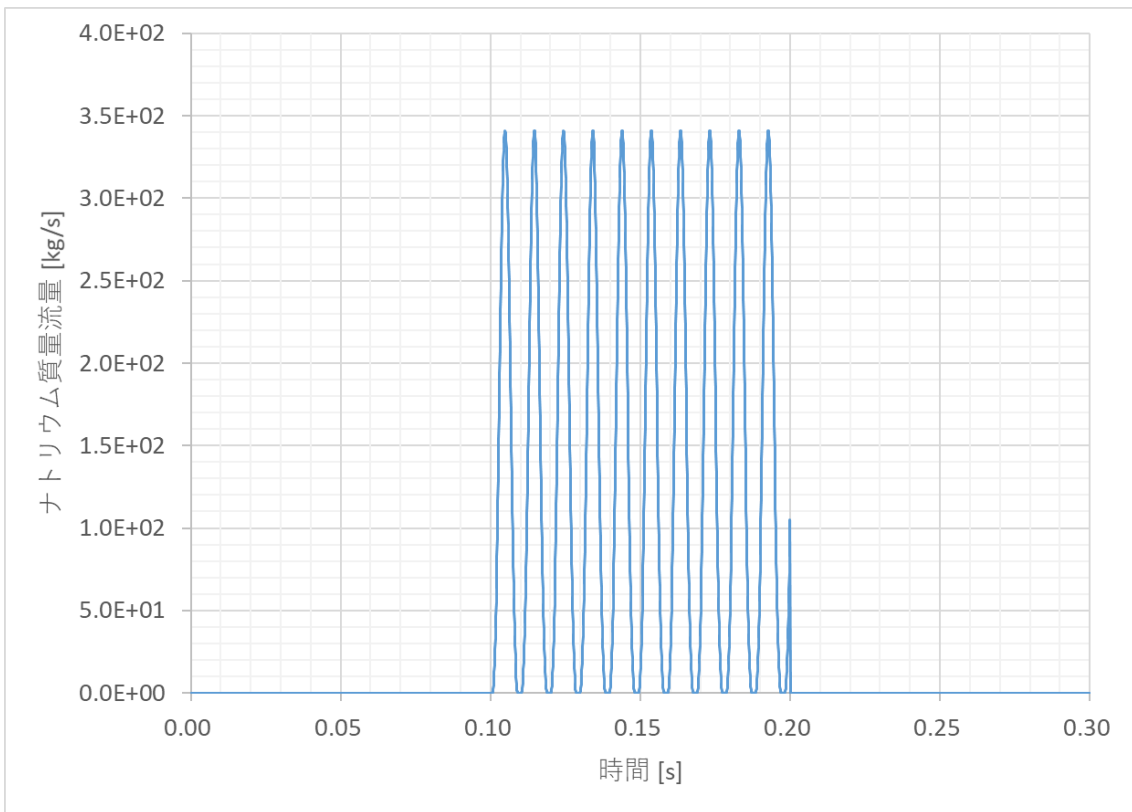
第 3.3.1 図 水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析の体系 (Case-4)



第 3. 3. 2 図 関数 $F(V)$ のプロット (Case-4)



第 3. 3. 3 図 噴出ナトリウムの流速(VS) (Case-4)



第 3. 3. 4 図 噴出ナトリウムの質量流量 (W) (Case-4)

3.4 Case-5 入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量の解析

1) 対象とする解析条件

ここでは、第 3.4.1 図に示すような、垂直方向の環状流路と水平方向の流路を組み合わせた流動解析の体系を想定し、Case-1 と同じプラグ及びボルトの動的応答解析の体系に対して Case-1 と同じ圧力履歴を与えた場合のナトリウムの噴出量について検討する。入口部及び曲がり部の形状損失のみを確認するため、便宜上、垂直路及び水平流路の長さをゼロとする。

2) 解析の妥当性の確認方法

第 3.4.1 図に示す解析体系においてプラグが運動すると、流路高さが動的に変化する。ここでは、流路高さが最大となる時点における噴出ナトリウムの流量の理論値を P L U G による計算値と比較して解析の妥当性を確認する。

3) 理論値の算出

第 3.4.1 図の流路を想定した場合の基礎方程式は、(A3.1-2) 式の $\Delta H = 0$ として摩擦損失にダルシー・ワイズバッハの式を用いて以下に書き換えられる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2} \rho V^2 + \Delta P \quad (\text{A3.4-1})$$

$$\Delta P = \sum \zeta \frac{\rho V^2}{2} \quad (\text{A3.4-2})$$

ここで

V : 流速 (m/s)

ρ : 密度 (kg/m³)

ΔP : 摩擦損失 (Pa)

ζ : 損失係数 (-)

(A3.4-2) 式における曲がり部の流速の計算に当たっては、上流側の流路断面積が、入口部の流速の計算に当たっては、絞り後の流路断面積がそれぞれ用いられる。損失係数を与える式は、いくつか存在するが、P L U G では、各要素の損失係数を入力で与える。なお、出口部における圧力損失は、ないものとして損失係数ゼロを与える。

第 3.4.1 図に示される管路を想定し、入口部及び曲がり部に抵抗が発生し、出口での抵抗がないとすると、(A3.4-1) 式は、以下に書き換えられる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2} \rho V_{out}^2 + \Delta P_1 + \Delta P_2 \quad (\text{A3.4-3a})$$

$$\Delta P_1 = \zeta_1 \frac{\rho V_1^2}{2} \quad (\text{A3.4-3b})$$

$$\Delta P_2 = \zeta_2 \frac{\rho V_1^2}{2} \quad (\text{A3.4-3c})$$

ここで

V_{out} : 出口部におけるナトリウムの流速 (m/s)

ΔP_1	: 入口部の圧力損失 (Pa)
ΔP_2	: 曲がり部の圧力損失 (Pa)
V_1	: 入口部及び曲がり部におけるナトリウムの流速 ¹ (m/s)
ζ_1	: 入口部の抵抗係数 (-)
ζ_2	: ベンド部の抵抗係数 (-)

また、系は、連続した流れのため、体積流量は一定である。したがって

$$Q = V_{out} * S_{out} = V_1 * S_1 \quad (A3.4-4a)$$

$$S_{out} = \pi D_3 * b \quad (A3.4-4b)$$

$$S_1 = \frac{\pi(D_2^2 - D_1^2)}{4} \quad (A3.4-4c)$$

ここで

Q	: 体積流量 (m ³)
S_{out}	: 出口部の流路断面積 (m ²)
S_1	: 入口部の流路断面積 (m ²)
D_3	: 出口部の直径 (m)
b	: 出口部の流路高さ※ (m)
D_2	: 入口部の直径 (外側) (m)
D_1	: 入口部の直径 (内側) (m)

※ プラグの動的応答により変化する。

(A3.4-4)式を V_1 に関して整理すると次式を得る。

$$V_1 = \frac{4bD_3}{D_2^2 - D_1^2} * V_{out} \quad (A3.4-5)$$

(A3.4-5)式を(A3.4-3)式に代入し、 V_{out} に関して整理すると次式を得る。

$$\left(1 + (\zeta_1 + \zeta_2) \left(\frac{4bD_3}{D_2^2 - D_1^2}\right)^2\right) \frac{\rho}{2} V_{out}^2 - P_{in} + P_{out} = 0 \quad (A3.4-6)$$

(A3.4-6)式は、 V_{out} についての二次方程式であるため、これを解くと

$$V_{out} = \pm \sqrt{\frac{2(P_{in} - P_{out})}{\rho \left(1 + (\zeta_1 + \zeta_2) \left(\frac{4bD_3}{D_2^2 - D_1^2}\right)^2\right)}} \quad (A3.4-7)$$

V_{out} は、 $P_{in} - P_{out}$ の符号と同一であるため、

¹ ここで想定している第3.4.1図の体系では入口部の流路断面積と曲がり部の流路断面積は等しくなるため、両流路断面における流速は同じとなる。

$$V_{out} = \sqrt{\frac{2(P_{in} - P_{out})}{\rho \left(1 + (\zeta_1 + \zeta_2) \left(\frac{4bD_3}{D_2^2 - D_1^2} \right)^2 \right)}} \quad (\text{A3.4-8})$$

Case-1 におけるプラグの動的応答は、第 2.1.8 図のとおりであり、最大変位は、 $b_{max} = 6.24 \times 10^{-4}$ (mm) である。このときプラグ下面に作用する圧力は、 $P_{in} = 5.0 \times 10^6$ (Pa) であるため、外圧をゼロとして (A3.4-8) 式に第 3.4.1 表に示す流路の幾何形状及びナトリウムの物性値を代入すると、プラグの最大変位における噴出ナトリウムの流速 V_{out} 及び質量流量 W_{out} が得られる。

$$V_{out} = \sqrt{\frac{2 * 5.0 \times 10^6}{777.6 * \left(1 + (0.1 + 0.1) \left(\frac{4 * 6.24 \times 10^{-4} * 5.92}{4.53^2 - 4.47^2} \right)^2 \right)}} \quad (\text{A3.4-9})$$

$$W_{out} = \rho V_{out} S_{out} \quad (\text{A3.4-10})$$

噴出ナトリウムの流速 : $V_{out} = 113.394$ (m/s)

噴出ナトリウムの質量流量 : $W_{out} = 1023.30$ (kg/s)

4) 理論値と P L U G による計算値の比較

第 3.4.2 図及び第 3.4.3 図に噴出ナトリウムの流速 (VS)、及び質量流量 (W) の時刻歴をそれぞれ示す。第 3.4.2 表に理論値と P L U G による計算値の比較を示す。理論値と計算値は、よく一致している。

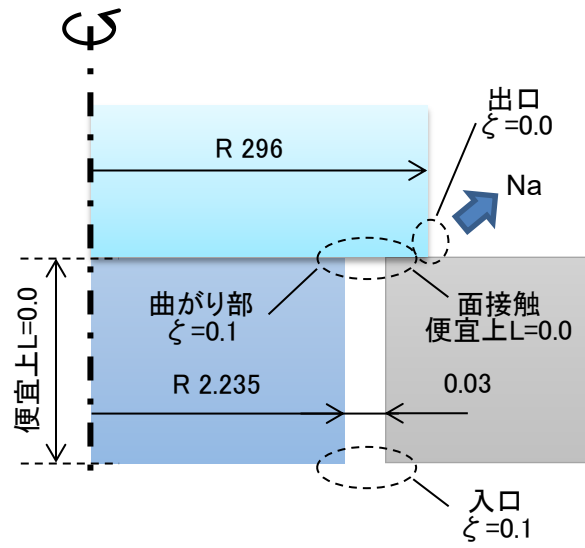
以上から、入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量の P L U G による解析の妥当性が確認できる。

第 3.4.1 表 解析に必要となる流路の幾何形状及びナトリウムの物性値 (Case-5)

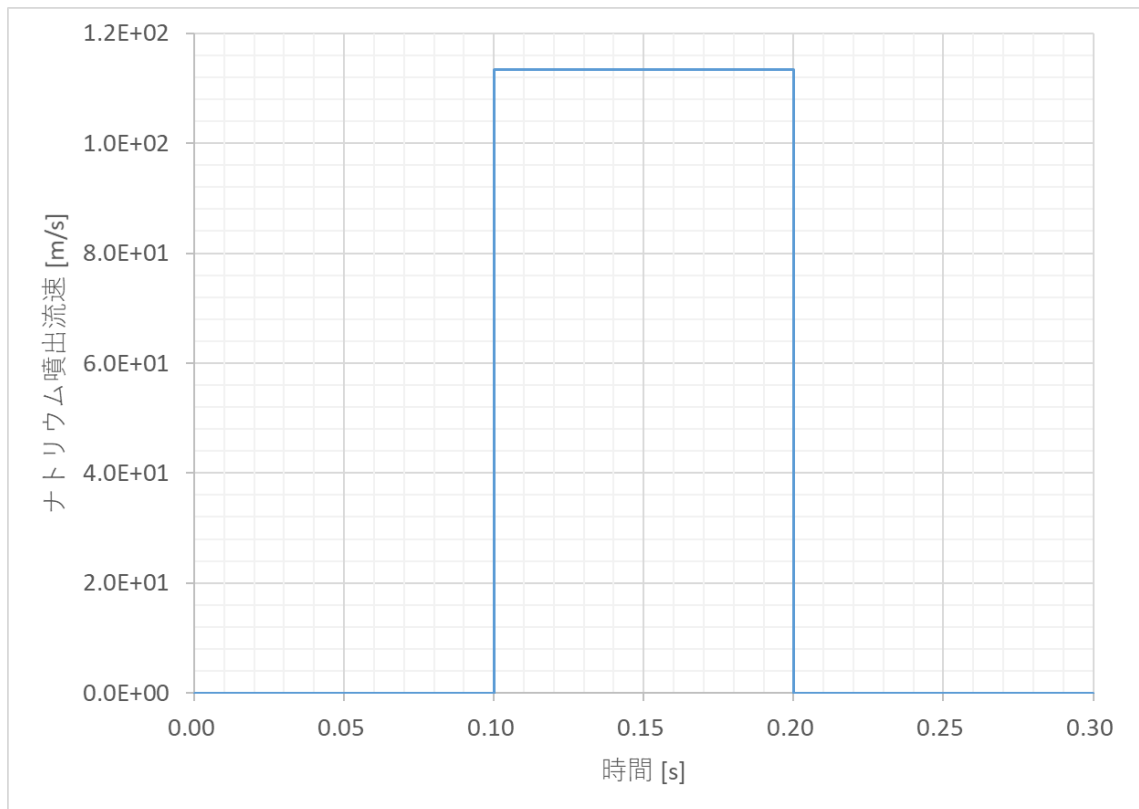
記号	意味	数値	単位
ρ	ナトリウム密度	777.6	kg/m ³
ν	ナトリウム動粘度係数	7.2×10^{-7}	m ² /s
μ	ナトリウム粘度	7.154×10^{-4}	Pa*s
ζ_1	入口損失係数	0.1	-
ζ_2	曲がり部損失係数	0.1	-
b_{max}	水平流路高さの最大値	6.24×10^{-4}	m
D_1	流路入口部直径(内側)	4.47	m
D_2	流路入口部直径(外側)	4.53	m
D_3	流路出口部直径	5.92	m
S_{out}	流路出口部面積	1.1605×10^{-3}	m ²
P_{in}	プラグ下面に作用する圧力	5.0×10^6	Pa
P_{out}	外圧	0.0	Pa
g	重力加速度	9.81	m/s ²

第 3.4.2 表 理論値と PLUG による計算値との比較 (Case-5)

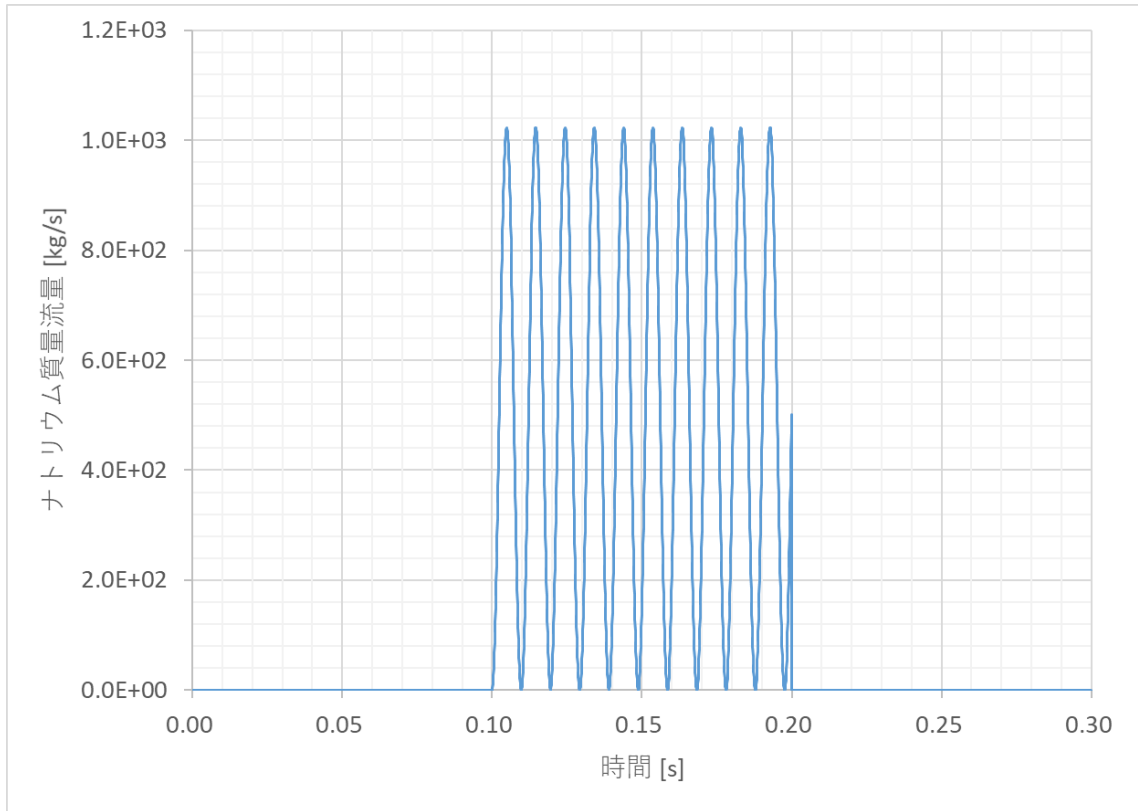
項目	理論値	計算値	理論値との差
噴出ナトリウムの流速	113.394 m/s	113.400 m/s	5.3e-3 %
噴出ナトリウムの質量流量	1203.09 kg/s	1203.00 kg/s	-7.5e-3 %



第 3. 4. 1 図 入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量の解析の体系 (Case-5)



第 3. 4. 2 図 噴出ナトリウムの流速 (VS) (Case-5)



第 3. 4. 3 図 噴出ナトリウムの質量流量 (W) (Case-5)

4. プラグの衝突解析の妥当性の確認

4.1 Case-6 互いに独立したプラグの衝突解析

1) 対象とする解析条件

ここでは、第 4.1.1 図に示すように初速度 1m/s の 3 つのプラグが 10cm 間隔で無重力空間の一直線上を並進して剛壁に衝突する際の応答について検討する。第 4.1.1 表に解析に必要なプラグの質量、初期における剛壁からの距離及び初速度を示す。プラグ間の質量差による影響を検証するため、プラグ 2 は、プラグ 1 の 5 倍の質量、プラグ 3 は、同 8 倍の質量とする。なお、プラグが衝突する際の反発係数は、いずれのプラグの組み合わせの場合でも一律に 0.9 とする。

第 4.1.1 図に示す状態 (IV) は、これ以上衝突が生じない終状態を想定する。すなわち、状態 (IV) における各プラグの速度の関係は、以下となる。

$$V_3' < V_2' < V_1' \quad (\text{A4.1-1})$$

2) 解析の妥当性の確認方法

プラグの 1 次元の衝突の式を解き理論解を算出して衝突後のプラグの速度を求め、これを P L U G による計算値と比較して解析の妥当性を確認する。

3) 理論値の算出

1 次元の衝突の式より、物体 a 及び b が衝突したときの衝突後の速度は、以下の式で表される。

$$V_a' = \frac{em_b(V_b - V_a) + m_a V_a + m_b V_b}{m_a + m_b} \quad (\text{A4.1-2})$$

$$V_b' = \frac{em_a(V_a - V_b) + m_a V_a + m_b V_b}{m_a + m_b} \quad (\text{A4.1-3})$$

ここで

V_a' : 物体 a の衝突後の速度 (m/s)

V_b' : 物体 b の衝突後の速度 (m/s)

V_a : 物体 a の衝突前の速度 (m/s)

V_b : 物体 b の衝突前の速度 (m/s)

m_a : 物体 a の質量 (kg)

m_b : 物体 b の質量 (kg)

e : 物体間の反発係数

である。また、剛壁部における衝突の式は、

$$V_a' = -eV_a \quad (\text{A4.1-4})$$

である。

■状態(II)における各プラグの速度

第 4.1.1 図の状態(II)においては、プラグ 3 が剛壁と衝突する。

$$V_3' = -eV_3 = -0.9 * (-1) = 0.9 \quad (\text{A4.1-5})$$

したがって状態(II)における各プラグの速度は以下のとおりとなる。

$$V_1' : \text{プラグ 1 の速度} = -1 (\text{m/s})$$

$$V_2' : \text{プラグ 2 の速度} = -1 (\text{m/s})$$

$$V_3' : \text{プラグ 3 の速度} = 0.9 (\text{m/s})$$

■状態(III)における各プラグの速度

第 4.1.1 図の状態(III)においては、プラグ 2 がプラグ 3 と衝突する。

$$\begin{aligned} V_2'' &= \frac{em_3(V_3' - V_3') + m_2V_2' + m_3V_3'}{m_2 + m_3} \\ &= \frac{0.9 * 8m(0.9 - (-1)) + 5m * (-1) + 8m * 0.9}{5m + 8m} \\ &= 1.22154 \end{aligned} \quad (\text{A4.1-6})$$

$$\begin{aligned} V_3'' &= \frac{em_2(V_2' - V_3') + m_2V_2' + m_3V_3'}{m_2 + m_3} \\ &= \frac{0.9 * 5m(-1 - 0.9) + 5m * (-1) + 8m * 0.9}{5m + 8m} \\ &= -0.488462 \end{aligned} \quad (\text{A4.1-7})$$

したがって、状態(III)における各プラグの速度は、以下のとおりとなる。

$$V_1'' : \text{プラグ 1 の速度} = -1 (\text{m/s})$$

$$V_2'' : \text{プラグ 2 の速度} = 1.22154 (\text{m/s})$$

$$V_3'' : \text{プラグ 3 の速度} = -0.488462 (\text{m/s})$$

■状態(IV)における各プラグの速度

第 4.1.1 図の状態(IV)においては、プラグ 1 がプラグ 2 と、また、プラグ 3 が剛壁とそれぞれ衝突する。

$$\begin{aligned} V_1''' &= \frac{em_2(V_2'' - V_1'') + m_1V_1'' + m_2V_2''}{m_1 + m_2} \\ &= \frac{0.9 * 5m(1.22154 - (-1)) + m(-1) + 5m * 1.22154}{m + 5m} \\ &= 2.51744 \end{aligned} \quad (\text{A4.1-8})$$

$$\begin{aligned} V_2''' &= \frac{em_1(V_1'' - V_2'') + m_1V_1'' + m_2V_2''}{m_1 + m_2} \\ &= \frac{0.9 * m((-1) - 1.22154) + m(-1) + 5m * 1.22154}{m + 5m} \\ &= 0.518052 \end{aligned} \quad (\text{A4.1-9})$$

$$\begin{aligned}
 V_3''' &= -eV_3'' = -0.9 * (-0.488462) \\
 &= 0.439616
 \end{aligned}
 \tag{A4.1-10}$$

したがって、状態(IV)における各プラグの速度は、以下のとおりとなる。

$$\begin{aligned}
 V_1''' &: \quad \text{プラグ 1 の速度} &= 2.51744 \text{ (m/s)} \\
 V_2''' &: \quad \text{プラグ 2 の速度} &= 0.518052 \text{ (m/s)} \\
 V_3''' &: \quad \text{プラグ 3 の速度} &= 0.439616 \text{ (m/s)}
 \end{aligned}$$

4) 理論値と P L U G による計算値の比較

第 4.1.2 図及び第 4.1.3 図にプラグの変位 (XD)、速度 (XV) をそれぞれ示す。第 4.1.2 表に第 4.1.1 図に示す 4 つの状態におけるプラグの速度について、理論値と P L U G による計算値を比較して示す。理論値と計算値の差は、1%以内である。

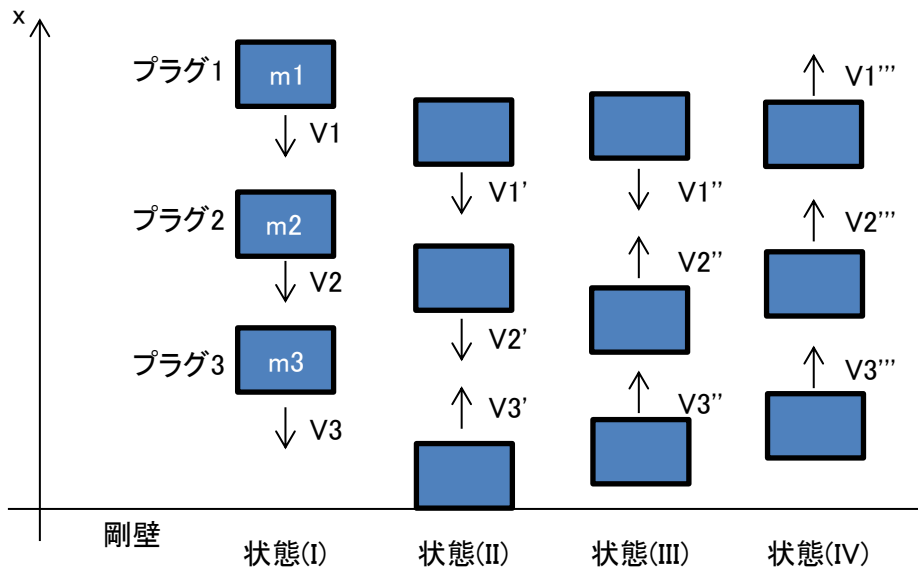
以上から、互いに独立したプラグが非同時に剛壁に衝突する場合におけるプラグの応答の P L U G による解析の妥当性が確認できる。

第 4. 1. 1 表 解析に必要なプラグの質量・初期における剛壁からの距離及び初速度 (Case-6)

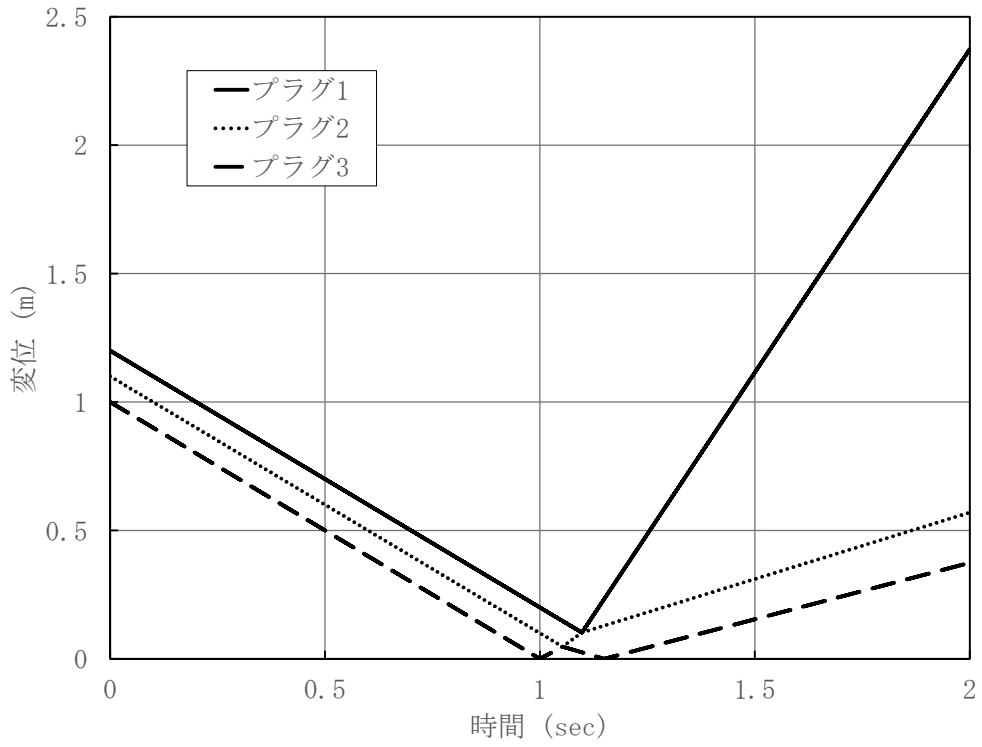
項目	質量 (kg)	初期における剛壁からの距離 (m)	初速度 (m/s)
プラグ 1 質量	5.638×10^5	1.2	-1.0
プラグ 2 質量	2.819×10^6	1.1	-1.0
プラグ 3 質量	4.510×10^6	1.0	-1.0

第 4. 1. 2 表 理論値と P L U G による計算値との比較 (Case-6)

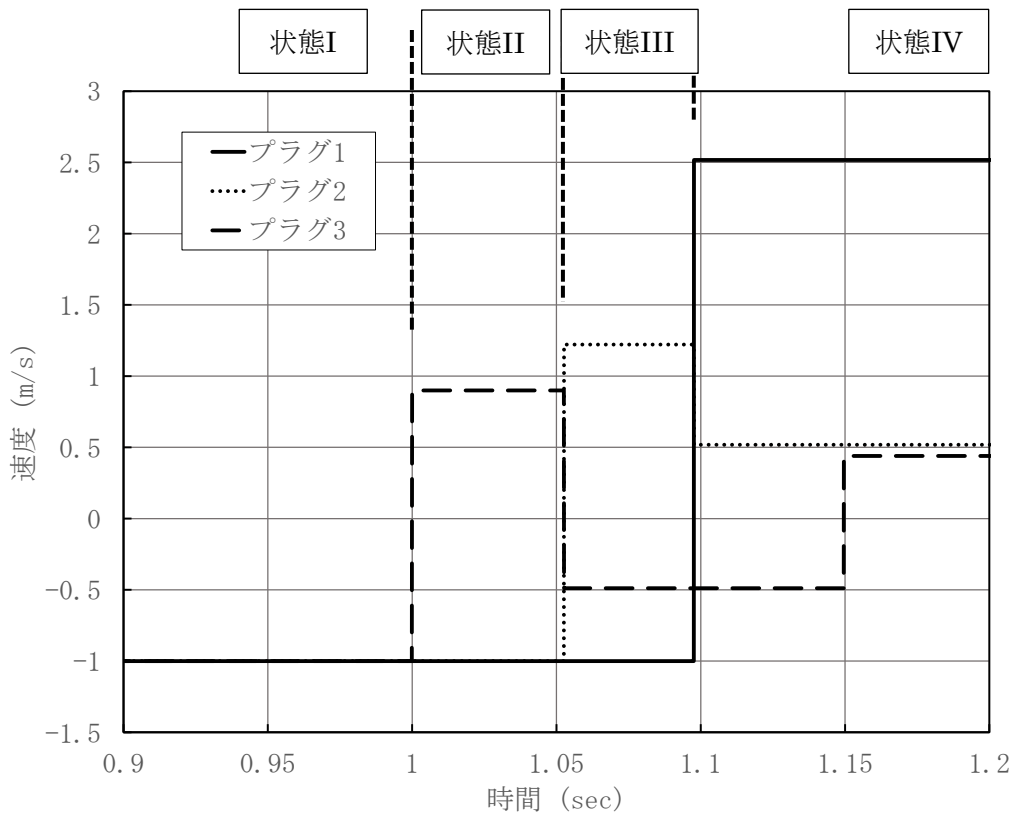
状態	項目	理論値 (m/s)	計算値 (m/s)	理論値との差
II	プラグ 1 の速度	-1	-1	0%
	プラグ 2 の速度	-1	-1	0%
	プラグ 3 の速度	0.9	0.9	0%
III	プラグ 1 の速度	-1	-1	0%
	プラグ 2 の速度	1.22154	1.22200	0.038%
	プラグ 3 の速度	-0.488462	-0.488500	$7.8e-3\%$
IV	プラグ 1 の速度	2.51744	2.51700	-0.017%
	プラグ 2 の速度	0.518052	0.51800	-0.01%
	プラグ 3 の速度	0.439616	0.439600	-0.0036%



第 4. 1. 1 図 互いに独立したプラグの衝突解析のイメージ (Case-6)



第 4.1.2 図 互いに独立したプラグの衝突解析のプラグの変位 (XD) (Case-6)



第 4.1.3 図 互いに独立したプラグの衝突解析のプラグの速度 (XV) (Case-6)

4.2 Case-7 一体となったプラグの衝突解析

1) 対象とする解析条件

ここでは、第 4.2.1 図に示すように初速度 1m/s の 3 つのプラグが一体となって無重力空間の一直線上を進み剛壁に衝突する際の応答について検討する。第 4.2.1 表に解析に必要となるプラグの質量、初期における剛壁からの距離及び初速度を示す。プラグ間の質量差による影響を検証するため、プラグ 2 は、プラグ 1 の 5 倍の質量、プラグ 3 は、同 8 倍の質量とする (Case-6 と同様)。なお、プラグが衝突する際の反発係数は、いずれのプラグの組み合わせの場合でも一律に 0.9 とする。

第 4.1.1 図に示す状態 (IV) は、これ以上衝突が生じない終状態を想定する。すなわち、状態 (IV) における各プラグの速度の関係は、以下となる。

$$V_3' < V_2' < V_1' \quad (\text{A4.2-1})$$

2) 解析の妥当性の確認方法

プラグの一次元の衝突の式を解き理論解を算出して衝突後のプラグの速度を求め、これを P L U G による計算値と比較して解析の妥当性を確認する。

3) 理論値の算出

複数のプラグ (ここでは三つ) が一体となって移動し剛壁に衝突する場合、まず剛壁に一番近い側のプラグ (プラグ 3) が剛壁に衝突して反発する。次いでプラグ 2 がプラグ 3 と衝突して反発し、最後にプラグ 1 がプラグ 2 に衝突して反発する。この反発の過程において、最終的に (A4.2-1) 式を満たす速度となった時点で反発が終了する。この過程における衝突後の各プラグの速度の計算方法は、Case-6 の場合と同じである。

したがって、状態 (IV) における各プラグの速度は、以下のとおりとなる。

$$\begin{aligned} V_1' & : \quad \text{プラグ 1 の速度} = 2.51744 \text{ (m/s)} \\ V_2' & : \quad \text{プラグ 2 の速度} = 0.518052 \text{ (m/s)} \\ V_3' & : \quad \text{プラグ 3 の速度} = 0.439616 \text{ (m/s)} \end{aligned}$$

4) 理論値と P L U G による計算値の比較

第 4.2.2 及び第 4.2.3 図にプラグの変位 (XD)、速度 (XV) をそれぞれ示す。第 4.2.2 表に第 4.2.1 図に示す状態 (IV) のプラグの速度について、理論値と P L U G による計算値を比較して示す。理論値と計算値の差は、1%以内である。

以上から、プラグ間に相対変位がなく一体となった状態で剛壁に衝突した場合におけるプラグ応答の P L U G による解析の妥当性が確認できる。

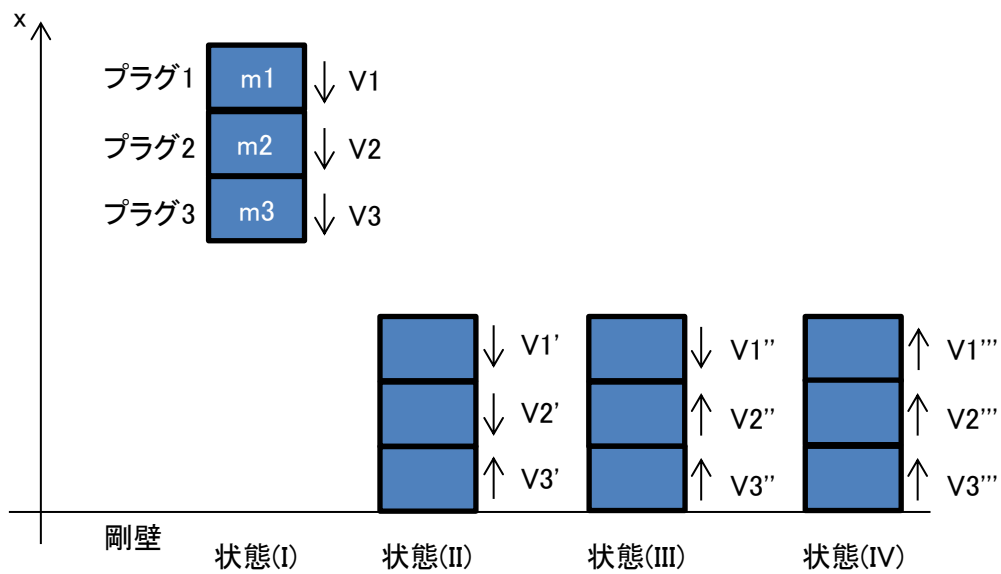
なお、このケースの場合は、Case-6 の場合と異なり、P L U G では、状態 I から IV までの衝突挙動を 1 ステップ内で計算する。すなわち、プラグ間に相対変位がなく一体となって剛壁に衝突する場合は、プラグ間に相対変位がある状態と同じ反発計算を反復計算により 1 ステップ内で行う。

第 4. 2. 1 表 解析に必要なプラグの質量・初期における剛壁からの距離及び初速度 (Case-7)

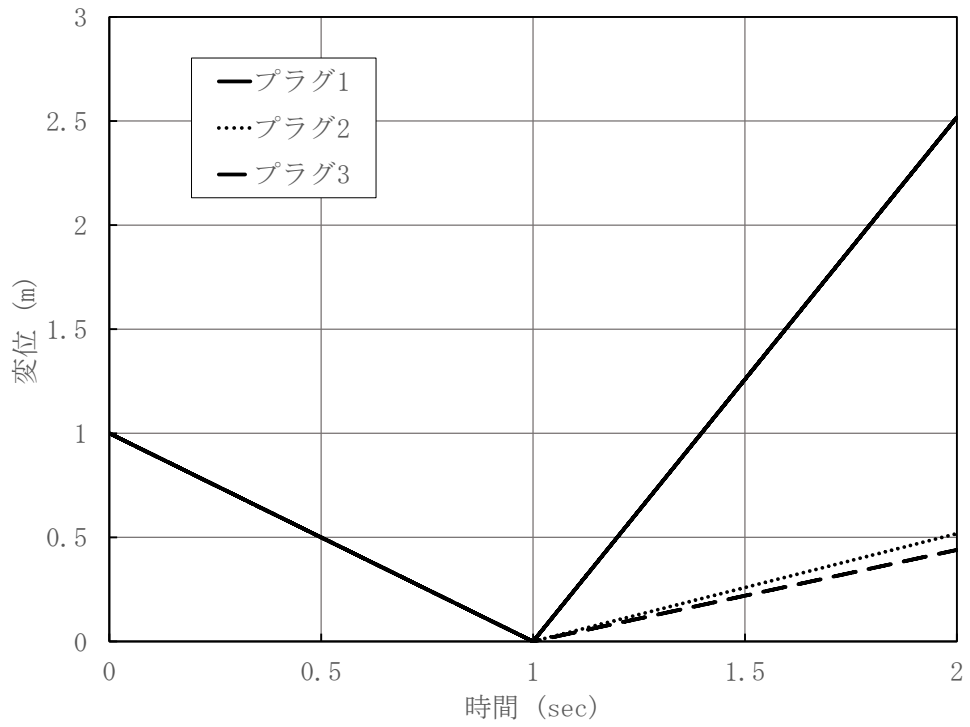
項目	質量 (kg)	初期における剛壁からの距離 (m)	初速度 (m/s)
プラグ 1 質量	5.638×10^5	1.0	-1.0
プラグ 2 質量	2.819×10^6	1.0	-1.0
プラグ 3 質量	4.510×10^6	1.0	-1.0

第 4. 2. 2 表 理論値と P L U G による計算値との比較 (Case-7)

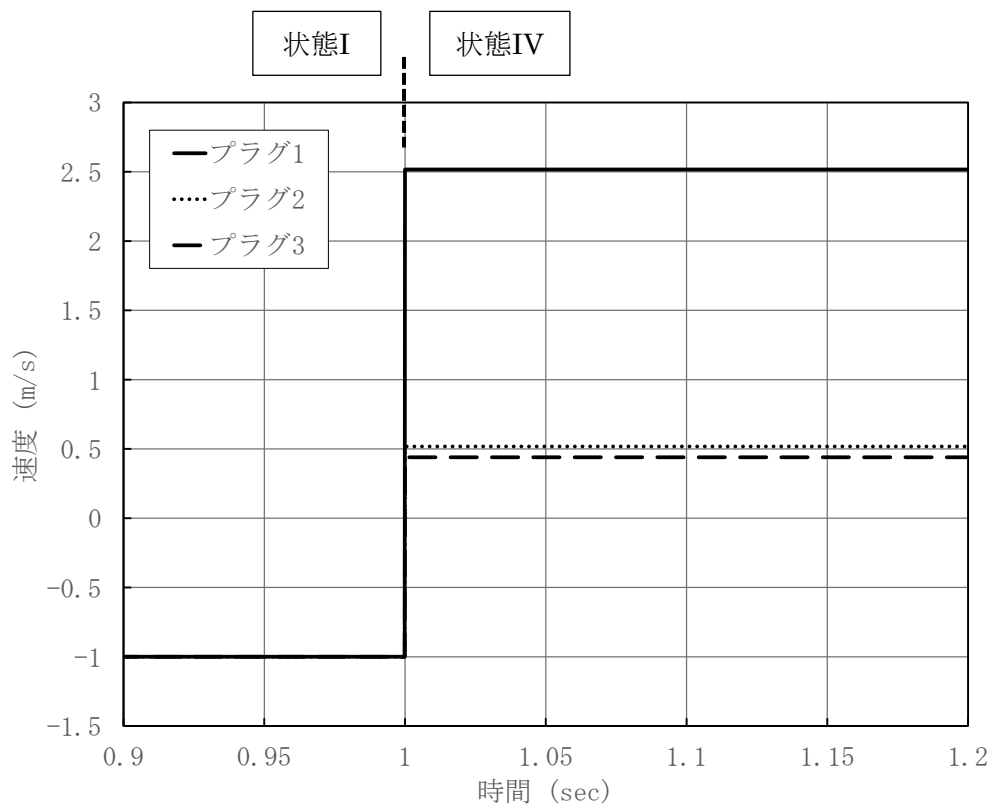
状態	項目	理論値 (m/s)	計算値 (m/s)	理論値との差
II	プラグ 1 の速度	-1	-	-
	プラグ 2 の速度	-1	-	-
	プラグ 3 の速度	0.9	-	-
III	プラグ 1 の速度	-1	-	-
	プラグ 2 の速度	1.22154	-	-
	プラグ 3 の速度	-0.488462	-	-
IV	プラグ 1 の速度	2.51744	2.51700	-0.017%
	プラグ 2 の速度	0.518052	0.51800	-0.01%
	プラグ 3 の速度	0.439616	0.439600	-0.0036%



第 4. 2. 1 図 一体となったプラグの衝突解析のイメージ(Case-7)



第 4.2.2 図 一体となったプラグの衝突解析のプラグの変位 (XD) (Case-7)



第 4.2.3 図 一体となったプラグの衝突解析のプラグの速度 (XV) (Case-7)

5. 参考文献

- [1] 「技術資料 管路・ダクトの流動抵抗」、日本機械学会、1979年1月.
- [2] 「機械工学便覧」、日本機械学会、2014年3月.

第 6 部

CONTAIN-LMR

1. はじめに

本資料は、格納容器破損防止措置の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用する計算コードのうち、CONTAIN-LMR^[1]について、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデルに関する説明
- ・妥当性確認
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

CONTAIN-LMRが適用される有効性評価における事象グループについて、具体的な事故シーケンス及びその事象推移と評価指標について記載する。なお、本資料では、各事象の事故シーケンスの中の炉内事象過程に続く「格納容器応答過程」を対象とする。

(1) 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失 (ULOF)

本事象グループは、原子炉運転中に炉心流量が減少した際に、何らかの理由（原子炉トリップ信号の発信失敗等）により、制御棒の急速挿入に失敗することによって原子炉停止機能が喪失し、炉心の著しい損傷に至る事象である。ULOFにおける格納容器応答過程では、先行する機械的応答過程の解析において、不確かさの影響を考慮してもナトリウムの格納容器（床上）への噴出は起こらないと評価されたが、ここでは格納容器の健全性を確認するために、あえて230kg（既許可申請書の仮想事故時の噴出量）のナトリウムの噴出を仮定した解析を実施している（第1図）。

この際の格納容器応答過程(ULOF)の事象推移と物理現象を第2図に示す。噴出したナトリウムと雰囲気中の酸素や水蒸気との反応（①スプレー燃焼）に始まり、燃え残ったナトリウムが床面に落下・堆積して生じる②プール燃焼へと進展する。加えて、格納容器（床上）の床面にはライナが敷設されていないため、落下したナトリウムと構造コンクリートが接触することとなり、③ナトリウム-コンクリート反応も同時に発生する。これらの燃焼や反応は全て発熱反応であるため、格納容器（床上）の雰囲気圧力や各部の温度を上昇させる。さらに、ナトリウム-コンクリート反応では、可燃性ガスである水素を生成するとともに、接触したコンクリートを侵食する。

以上の事象推移において、有効性評価の具体的な評価項目である「格納容器の健全性」及び「放射性物質の総放出量」に対応する格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度、水素濃度及びエアロゾル濃度を評価指標とする。

なお、以上のULOF格納容器応答過程を保守的に評価するため、各現象（①～③）が独立して起こるものとして計算している。すなわち、230kgのナトリウムの全量が各々の現象において消費されるような条件を設定して計算している。

(2) 原子炉容器液位確保機能喪失による崩壊熱除去機能喪失 (LORL)

本事象グループは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で原子炉冷却材バウンダリ機能を有する1次主冷却系の配管（内管）及び同配管（外管）が破損し、原子炉容器等の冷却材液位が1次主冷却系の循環に支障を来すレベルまで低下することにより、炉心が露出し、炉心の著しい損傷に至る事故である。LORLにおける格納容器応答過程は、1次主冷却系配管から液体ナトリウムが窒素雰囲気格納容器（床下）へ漏えいすることから始まる（第3図）。この時の液体ナトリウムの漏えい条件（温度及び速度）は、先行する炉内事象過程の解析で計算されている。

この際の格納容器応答過程(LORL(ii))の事象推移と物理現象を第4図に示す。格納容器（床下）に漏えいした液体ナトリウムは、格納容器（床下）の床部にプール状に溜り、雰囲気中の酸素及び水蒸気と反応し、ナトリウム化合物エアロゾル等を発生する。発生したエアロゾルは雰囲気中を浮遊し、一部は沈降・沈着し、一部は隣接室へ移行する。漏えいナトリウムが主な熱源となって、対流、輻射や熱伝導により周辺の構造材や雰囲気へ伝熱し、格納容器（床下）の他室へ、さらには格納容器（床上）へと伝熱していくが、ナトリウムの大部分は漏えいした部屋に留まるため、後述するPLOHSと比べるとその影響は局所的となる。

以上の事象推移において、有効性評価の具体的な評価項目である「格納容器の健全性」及び「放射性物質の総放出量」に対応する格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度、水素濃度及びエアロゾル濃度を評価指標とする。

(3) 交流動力電源が存在し、かつ原子炉容器液位が確保された状態での崩壊熱除去機能喪失 (PLOHS)

本事象グループは、原子炉の崩壊熱除去中に、1次主冷却系による強制循環冷却に必要な原子炉容器液位が確保された状態で、何らかの理由（1次主循環ポンプポニーモータの故障、補助電磁ポンプの故障等）により、すべての強制循環及び自然循環冷却機能を喪失することによって、崩壊熱除去機能が喪失し、炉心の著しい損傷に至る事故である。PLOHSにおける格納容器応答過程は、1次アルゴンガス系に整備・設置した安全板の開放によりナトリウム蒸気が窒素雰囲気格納容器（床下）へ流出することから始まる（第3図）。この時のナトリウム蒸気の流出・漏えい条件（温度及び速度）は、先行する炉内事象過程の解析で計算されている。なお、漏えいナトリウムの熱的影響を緩和するために、安全板が設置される部屋には断熱材及びヒートシンク材が敷設される。

この際の格納容器応答過程(PLOHS(ii))の事象推移と物理現象を第5図に示す。格納容器（床下）に流出したナトリウム蒸気は雰囲気中の酸素及び水蒸気と反応するとともに、残りは凝縮して格納容器（床下）の床部にプール状に溜るか、もしくは蒸気やミストの状態に隣接室へ移行する。さらに移行先において、同様に微量の酸素や水蒸気と反応しつつ、同室の床部にプール状に溜る。これらが熱源となり、対流、輻射や熱伝導により周辺の構造材や雰囲気へ伝熱し、格納容器（床下）の他室へ、さらには格納容器（床上）へと伝熱していく。なお、格納容器（床上）と格納容器（床下）の間には微量の通気があるため、熱だけでなく物質（ガスやエアロゾル等）も移行する。

以上の事象推移において、有効性評価の具体的な評価項目である「格納容器の健全性」及び「放射性物質の総放出量」に対応する格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度、水素濃度及びエア

ロゾル濃度を評価指標とする。

2.2 ランクの定義

CONTAIN-LMRで評価する格納容器応答過程において考慮すべき物理現象を対象に、第1表の定義に従って「H」、「M」、「L」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の2.1節で述べた事象進展を踏まえ、CONTAIN-LMRで評価する事項において考慮すべき物理現象を対象に、2.2節のランクの定義に従い評価指標への影響に応じて第2表のとおりランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

ランク付けに当たっては、まずナトリウム漏えいが空気雰囲気で発生するULOFにおいては、格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度は燃焼初期に卓越するスプレー燃焼からの影響を強く受けるため、これらに関する物理現象を相対的に高いランクとした。また、プール領域下部の構造材（コンクリートやライナ）温度は床面で発生するプール燃焼からの影響を強く受けるため、関連する物理現象を相対的に高いランクとした。さらに、水素濃度に関しては、発生要因であるナトリウム-コンクリート反応の影響を強く受けるため、関連する物理現象を相対的に高いランクとした。一方、LORL及びPLOHSはナトリウム漏えいが窒素雰囲気で発生するため、ナトリウム（スプレー及びプール）燃焼等に関連する物理現象について、ULOFよりもランクを下げるるとともに、逆にPLOHSではナトリウム蒸気の凝縮が顕著に起こるためナトリウムの蒸発・凝縮のランクを上げている。なお、LORL及びPLOHSではナトリウム-コンクリート反応は発生しないため対象外とする。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 液滴径分布 [スプレー燃焼]

ナトリウムの液滴径分布は、スプレー燃焼において反応面表面積を支配する物理現象であり、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に強い影響を及ぼす。また、反応生成物であるエアロゾル発生量（エアロゾル濃度）にも強く影響を及ぼす。しかし、LORL及びPLOHSにおけるナトリウムの流出は、窒素雰囲気で発生するため、ULOF（空気雰囲気発生）と比較するとその影響は相対的に小さくなる。なお、LORLでは、スプレー燃焼（雰囲気中のナトリウム蒸気の反応を含む。）が生じないため対象外とする（以下の(2)及び(3)も同様）。このため、ULOFのランクは「H」、PLOHSは「M」、LORLは「-（対象外）」とする。

(2) 燃焼(含水分との反応、雰囲気中での化学反応) [スプレー燃焼]

格納容器の雰囲気中におけるナトリウムと酸素及び水蒸気との反応は、評価指標である格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度及びエアロゾル濃度に強い影響を与える。このため、上記(1)と同様に、ULOFのランクは「H」、PLOHSは「M」、LORLは「-（対象外）」とする。なお、スプレー燃焼が支配的となる燃焼初期においてはコンクリートからの水分放出は少ないため、評価指標である水素濃度への影響は小さいものと考えられる。

(3) 反応熱移行 [スプレー燃焼]

反応熱移行では、燃焼により発生した熱の雰囲気及び液滴への熱輸送割合を支配するため、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に強い影響を与える。このため、上記(1)及び(2)と同様に、ULOF のランクは「H」、PLOHS は「M」、LORL は「-」（対象外）とする。

(4) プール広がり面積 [プール燃焼]

プール広がり面積は、プール燃焼における反応面積・反応領域を決定するため、評価指標であるエアロゾル濃度に影響を及ぼす。また、プール領域下部の構造材（コンクリートやライナ）の温度にも影響を及ぼす。ただし、プール燃焼はスプレー燃焼に比べると穏やかであり、評価指標である格納容器内圧力に及ぼす影響はそれほど大きくない。以上より、ULOF、LORL 及び PLOHS のランクは「M」とする。

(5) 燃焼（含水分との反応） [プール燃焼]

ナトリウムプールと酸素及び水蒸気との反応は、評価指標である格納容器内圧力、水素濃度及びエアロゾル濃度に影響を与えるが、現象としては比較的緩やかであるといえる。ただし、プール燃焼直下にある構造材温度に対しては強い影響がある。しかし、上述のスプレー燃焼と同様に、窒素雰囲気で発生する LORL 及び PLOHS においてはその影響は相対的に小さくなる。したがって、ULOF に対するランクは「H」とし、LORL 及び PLOHS は「M」とする。

(6) 反応熱移行 [プール燃焼]

反応熱移行では、燃焼により発生した熱の雰囲気及びプールへの熱輸送割合を支配する。プールへ輸送された熱は、熱伝導によりライナ及びコンクリートへ移行する。したがって、反応熱移行では、これらの構造材温度に強い影響を与える。以上より、上記(5)と同様に、ULOF に対するランクは「H」、LORL 及び PLOHS は「M」とする。

(7) 熱伝導 [雰囲気・構造物への熱移行]

熱伝導は、構造材温度の上昇に強い影響を与える。また、結果としてコンクリートからの水蒸気放出に影響を及ぼすことで、評価指標である水素濃度にも影響を与える。以上より、ULOF、LORL 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(8) 対流熱移行 [雰囲気・構造物への熱移行]

対流熱移行は、部屋（以下「セル」という。）間の圧力差及び温度差に伴う浮力差による対流現象であり、セル全体及びセル間の熱輸送を支配する。このため、評価指標である格納容器内圧力に強い影響を与える。また、格納容器への対流熱伝達により評価指標である格納容器鋼壁温度に影響を与える。同様にエネルギー輸送に伴うセル間の浮力差の要因となるため、評価指標である水素濃度及びエアロゾル濃度に対しても影響を与える。このため、ULOF、LORL 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(9) 輻射熱移行 [雰囲気・構造物への熱移行]

輻射熱移行は、燃焼面（熱源）から輻射により周辺壁、天井、床面に熱が移行される。したがって、評価指標である格納容器鋼壁温度に強い影響を与える。また、雰囲気にはエアロゾルが存在するため、エアロゾルを介して周辺雰囲気ガスにも熱が輸送される。このため、評価指標である格納容器内圧力にも影響を与える。したがって、ULOF、LORL 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(10) 質量・運動量移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

セル間の質量・運動量移行は、圧力差及び温度差に伴う浮力差を駆動力としたセル間の運動量輸送現象であり、運動量輸送の結果、評価指標である格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度、水素濃度及びエアロゾル濃度に対して強い影響を与える。したがって、ULOF、LORL 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(11) ガス成分濃度移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

ガス成分濃度移行では、酸素の消費に加え水蒸気及び水素の発生、移行が重要な現象となる。ナトリウム漏えい・燃焼によりコンクリートが昇温されることで水蒸気が放出する。水蒸気放出に伴い蒸発潜熱がコンクリートより奪われるが、コンクリート温度変化に対する影響は比較的小さい。水蒸気はナトリウムと反応することで水素を発生するため、評価指標である水素濃度に強い影響を与える。また、エアロゾルについても、酸素とナトリウムとの反応に加え、水蒸気との反応で水酸化物のエアロゾルが生成されるため、評価指標であるエアロゾル濃度にも影響を及ぼす。

ナトリウムと水蒸気との反応により生成される水素は、更に酸素と反応することで2次的な温度上昇、圧力上昇を伴う可能性がある。したがって、水素濃度変化は、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に対しても影響を及ぼす。

したがって、ULOF、LORL 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(12) エアロゾル移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

エアロゾル移行は、エアロゾルの凝集や沈着によるセル内部での滞留・堆積及び流動によるセル間の移行であり、評価指標であるエアロゾル濃度に強い影響を与える。また、エアロゾルは雰囲気中の水蒸気と反応するため、水蒸気濃度の変化に伴い水素濃度に影響を与える。以上より、ULOF、LORL 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(13) ナトリウム-コンクリート反応 [その他ナトリウム特有の物理現象]

ナトリウム-コンクリート反応は、漏えいナトリウムがコンクリートと接触することにより発生する。この際、コンクリートを侵食しながら水素を発生する。したがって、ナトリウム-コンクリート反応は、評価指標である水素濃度に対して強く影響を与える。また、コンクリート侵食量に対しても強く影響を与える。ただし、格納容器（床下）では、ライナが敷設されており、漏えいナトリウムがコンクリートと直接接触しないため対象外とする。

したがって、ULOF に対するランクは「H」、LORL 及び PLOHS は対象外とする。

(14) ナトリウムの凝縮・蒸発 [その他ナトリウム特有の物理現象]

ナトリウムの凝縮・蒸発は、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に影響を与えるものの、スプレイ燃焼と比較すると相対的に小さい。逆に、LORL 及び PLOHS（窒素雰囲気発生）においては燃焼や反応がほとんど起きないため、本項の影響が相対的に大きくなる。特に、ナトリウム蒸気の凝縮が顕著に起こる PLOHS においてその影響が大きくなる。

したがって、ULOF 及び LORL に対するランクは「M」、PLOHS は「H」とする。

3. 解析モデルについて

3.1 計算コード概要

CONTAIN-LMRは、シビアアクシデント時に格納容器内で生じる様々な現象（ナトリウム燃焼、ナトリウム-コンクリート反応等）を解析し、格納容器の健全性を評価するとともに、環境へ漏えい・放出される放射性物質の種類と量（ソースターム）を評価するために開発されてきた計算コードである（第6図）。同コードは米国サンディア国立研究所で開発を開始され^[1]、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構では1980年代に導入し、独自のモデル改良及び検証を行ってきた^[2]。

CONTAIN-LMRは、ナトリウム燃焼、ナトリウム-コンクリート反応、水素燃焼等の個別現象解析コードを統合したモジュラー型のコードシステムであり、格納容器内における広範の事故解析に適用可能である。

解析体系は、セルと呼ぶ単位に分割して、各セルの物理量（圧力、ガス温度・成分、エアロゾル濃度等）は、平均値で記述される。また、セル内には複数の構造物（床、壁、天井、内部構造物）を設定することができる。構造物内部の温度変化は、1次元の熱伝導で扱われ、セルの雰囲気との間での自然対流熱伝達、水やナトリウム蒸気の凝縮、エアロゾルの沈着等を考慮できる。

3.2 重要現象に対する解析モデル

本資料の前章において重要現象に分類された物理現象について、その物理現象を計算するために必要となる解析モデルを第3表に示す。

3.3 解析モデル

CONTAIN-LMRは、多セル間の質量（ガス成分種含）、運動量及びエネルギー輸送を計算するフローネットワークモデル、輻射熱移行モデル、ナトリウム燃焼、水素燃焼、ナトリウム-コンクリート反応等を計算する化学反応モデル、並びにエアロゾル及び放射性物質移行挙動に関するモデルで構成される。

3.3.1 スプレイ燃焼モデル

CONTAIN-LMRでは、ナトリウムスプレイ燃焼解析モデルとして個別現象解析コードNACOM^[3]が内蔵されており、スプレイを抜山-棚沢分布の径を持つ液滴の群として扱い、単一液滴への重力・抗力を考慮した落下運動を計算する（第7図）。液滴の燃焼は、炭化水素系燃料液滴及びナトリウム液滴^[4]に対して実績のある D^2 則に球体周囲の強制対流熱伝達による蒸発促進効果を考慮したモデルで、雰囲気中に噴出したナトリウム液滴の燃焼挙動を計算する。酸素との反応（燃

焼)に加えて、雰囲気中の水分との反応も考慮し、その際の反応生成物及び反応熱による雰囲気
の圧力及び温度上昇等を計算する。

(1) 液滴径分布

大きさの異なる液滴の燃焼による影響を考慮するため、以下に示す抜山-棚沢の分布関数^[3]
を用いている。

$$\frac{dF}{dD} = \left(\frac{3.915}{\bar{D}}\right)^6 \frac{D^5}{120} \exp\left(-\frac{3.915D}{\bar{D}}\right) \quad (3-1)$$

ここで、

F : その粒径における体積分率[-]

D : 液滴直径[m]

\bar{D} : 体積平均直径[m]

解析では体積平均直径を入力で与え、(3-1)式より体積平均直径における体積分率の1%とな
る最小、最大直径を計算し、その間を多群(11群で固定)に分割する。

(2) 燃焼(含水分との反応)

各粒径群におけるスプレー(液滴)燃焼速度は、液滴の蒸発過程(着火前・着火後)により
計算式を分けている。液滴の蒸発過程の判定式は、以下のB(トランスファー数[-])により、
 $B \leq 0$ では着火前過程、 $B > 0$ では着火後過程と判定する^[3]。

$$B = \frac{1}{h_{fg}} \left\{ C_p (T_g - T_b) + \frac{H_c Y}{i} \right\} \quad (3-2)$$

ここで、

T_g : 周辺ガス温度[K]

T_b : ナトリウム沸点[K]

T_s : 液滴表面温度[K]

C_p : 混合ガスの定圧比熱[J/(kg·K)]

H_c : 化学反応熱[J/kg]

Y : 反応物の質量分率[kg/kg]

h_{fg} : 蒸発潜熱[J/kg]

i : 反応量論比(反応により消費されるNaと反応物の質量割合) [kg/kg]

液滴が蒸発しない着火前は、燃焼速度 \dot{m}_f [kg/s]を熱輸送と物質輸送のアナログを用いて、酸
素又は水蒸気の流入フラックスより以下の式で計算する^[3]。

$$\dot{m}_f = \frac{\pi \cdot C \cdot D_c \cdot Y \cdot D}{i} (2 + 0.6 Re^{1/2} Sc^{1/3}) \cdot M \quad (3-3)$$

ここで、

C : 反応物のモル密度[mol/m³]

D_c : 反応物の拡散係数[m²/s]

M : 反応物のモル質量[kg/mol]

一方、着火後は、 D^2 則に基づき、燃焼速度を以下の式で計算する^{[3],[4]}。

$$\dot{m} = \frac{\pi \rho_1 K}{4} D, \quad D^2 = D_1^2 - Kt \quad (3-4)$$

ここで、Kは蒸発係数[m²/s]であり、以下の式で与えられる。

$$K = \frac{8 \lambda}{C_p \rho_1} \ln(1+B) \quad (3-5)$$

ここで、

λ : 混合ガスの熱伝導率[W/(m·K)]

ρ_1 : 液滴の密度[kg/m³]

さらに、(3-4)式に強制対流による蒸発促進の効果^[5]を考慮して、最終的に燃焼速度は以下の式で計算する^[3]。

$$\begin{aligned} \dot{m}_f &= \dot{m} (1 + 0.3 \text{Re}^{1/2} \text{Pr}^{1/3}) \\ &= 2 \pi \frac{\lambda D}{C_p} \ln(1+B) (1 + 0.3 \text{Re}^{1/2} \text{Pr}^{1/3}) \end{aligned} \quad (3-6)$$

(3) 反応熱移行

化学反応による発熱量は、

$$Q_{\text{burn}} = \sum_j \dot{m}_{fj} H_{c_j} \quad (3-7)$$

で表される。ここで j は反応物を示す。

着火前は、液滴から周辺ガスへの熱移行量 Q_g を(3-3)式の相関式を用いて以下の式で計算して、残りの発熱量 ($Q_{\text{burn}} - Q_g$) が液滴の昇温に寄与するものとする^[6]。

$$Q_g = \pi D \lambda (2 + 0.6 \text{Re}^{1/2} \text{Pr}^{1/3}) (T_s - T_g) \quad (3-8)$$

着火後は、液滴から周辺ガスへの熱移行量 Q_g を、全発熱量(3-7)式からナトリウムの蒸発潜熱を除いた以下の式で計算する^[6]。

$$\begin{aligned} Q_g &= \sum_j \dot{m}_{fj} (H_{c_j} - h_{fg}) \\ &= \sum_j 2 \pi \frac{\lambda D}{C_p} \ln(1+B) (1 + 0.3 \text{Re}^{1/2} \text{Pr}^{1/3}) (H_{c_j} - h_{fg}) \end{aligned} \quad (3-9)$$

(4) 化学反応

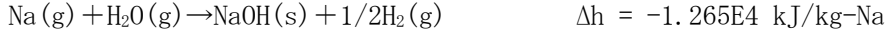
スプレー燃焼における化学反応では、以下を考慮している。

① ナトリウムの反応

(酸素との反応)



(水蒸気との反応)



② 水素の再結合



これらの式で、 Δh は化学反応に伴う系のエンタルピー変化を表し、マイナスは発熱反応、プラスは吸熱反応を示す。なお、以上の反応は、①→②の順で計算される。

また、①の酸素との反応において生成される反応生成物中に占める Na_2O_2 質量割合 (fna2o2) は、入力で与えられる。

$$\text{fna2o2} = \text{Na}_2\text{O}_2 \text{ 質量} / (\text{Na}_2\text{O}_2 \text{ 質量} + \text{Na}_2\text{O} \text{ 質量})$$

同様に、①の水蒸気との反応において生成される反応生成物中に占める Na_2O 質量割合 (fna2ow) も、入力で与えられる。

$$\text{fna2ow} = \text{Na}_2\text{O} \text{ 質量} / (\text{Na}_2\text{O} \text{ 質量} + \text{NaOH} \text{ 質量})$$

(5) 雰囲気中におけるその他の化学反応

上述のスプレイ燃焼以外に、雰囲気中で考慮している化学反応を下表に示す。これらの化学反応は瞬時反応を仮定している。

- ① $2\text{H}_2[\text{gas}] + \text{O}_2[\text{gas}] \rightarrow 2\text{H}_2\text{O}[\text{vapor}]$
- ② $2\text{Na}[\text{vapor/aerosol}] + \text{H}_2\text{O}[\text{vapor}] \rightarrow \text{Na}_2\text{O}[\text{aerosol}] + \text{H}_2[\text{gas}]$
- ③ $2\text{Na}[\text{vapor/aerosol}] + (1-0.5x)\text{O}_2[\text{gas}] \rightarrow (x)\text{Na}_2\text{O} + (1-x)\text{Na}_2\text{O}_2[\text{aerosol}]$
- ④ $\text{Na}_2\text{O}_2[\text{aerosol}] + 2\text{Na}[\text{vapor/aerosol}] \rightarrow 2\text{Na}_2\text{O}[\text{aerosol}]$
- ⑤ $\text{Na}_2\text{O}[\text{aerosol}] + \text{H}_2\text{O}[\text{vapor}] \rightarrow 2\text{NaOH}[\text{aerosol}]$
- ⑥ $\text{Na}_2\text{O}_2[\text{aerosol}] + \text{H}_2\text{O}[\text{vapor}] \rightarrow 2\text{NaOH}[\text{aerosol}] + 0.5\text{O}_2[\text{gas}]$

3.3.2 プール燃焼モデル

CONTAIN-LMRでは、ナトリウムプール燃焼解析モデルとして個別現象解析コードSOFIRE II^[7]が内蔵されており、漏えいしたナトリウムが床上でプールを形成した場合の燃焼挙動を計算することができる。酸素との反応（燃焼）に加えて、雰囲気中の水分との反応も考慮し、その際の反応生成物と反応熱による雰囲気の圧力及び温度上昇等を計算する。

(1) プール広がり面積

漏えいしたナトリウムが瞬時に床面に広がるとして、その広がり面積（一定値）を入力で指

定する。この際、ナトリウムの表面張力と床面との接触角をもとにプールの厚さを求め、これを参考に広がり面積を設定している。

(2) 燃焼（含水分との反応）及び反応熱移行

プール燃焼モデルの概要を第8図に示す。燃焼速度は自然対流により雰囲気からプール表面に供給される酸素及び水蒸気のフラックスから評価される。水平平板における自然対流熱伝達^[8]及び熱輸送と物質輸送のアナロジにより、以下の式で計算する。

$$Sh=0.14(Gr \cdot Sc)^{1/3} \quad (3-10)$$

(3-10)式を用いて、プール表面への物質伝達係数 ($H_{g,j}$: m/s) は以下の式で表される^[7]。

$$H_{g,j}=0.14Dc_j \left(\frac{g \cdot Sc \cdot \beta_g \cdot (T_p - T_g)}{\nu_g^2} \right)^{1/3} \quad (j=O_2 \text{ or } H_2O) \quad (3-11)$$

ここで、

- Dc_j : 拡散係数[m²/s]
- g : 重力加速度[m/s²]
- β_g : ガスの体積膨張率[1/K]
- T_p : プール表面温度[K]
- T_g : ガス温度[K]
- ν_g : ガスの動粘性係数[m²/s]

プールのナトリウム燃焼速度 (B_r : kg-Na/(m²·s))は、プール燃焼面へ到達する酸素又は水蒸気の量に化学量論比を乗じて、以下の式で計算される^[7]。

$$B_r = H_{g,O_2} \cdot \rho_g \cdot C_{O_2} \cdot \chi_{Na,O_2} + H_{g,H_2O} \cdot \rho_g \cdot C_{H_2O} \cdot \chi_{Na,H_2O} \quad (3-12)$$

ここで、

- C_{O_2} , C_{H_2O} : 酸素濃度又は水蒸気濃度[mass-fraction]
- ρ_g : ガス密度[kg/m³]
- χ_{Na,O_2} : 酸素の化学量論比[kg-Na/kg-O₂]
- χ_{Na,H_2O} : 水蒸気の化学量論比[kg-Na/kg-H₂O]

χ は各々以下の式で表される。

$$\chi_{Na,O_2} = f_1 \frac{4 \cdot 23}{32} + (1-f_1) \frac{2 \cdot 23}{32} \quad (3-13)$$

$$\chi_{Na,H_2O} = f_0 \frac{2 \cdot 23}{18} + (1-f_0) \frac{23}{18}$$

ここで、 f_1 は酸素による燃焼でNa₂O生成に消費されるO₂量の割合、 f_0 は水蒸気による反応でNa₂O生成に消費されるH₂O量の割合であり、 f_1 及び f_0 は入力で与えられる。

プール燃焼の反応熱 q_b はプール及び雰囲気に分配される。

$$q_b = q_p + q_g \quad (3-14)$$

ここで、下付添字g及びpはそれぞれ雰囲気ガス及びナトリウムプールを示し、プール燃焼の反応熱のプール及び雰囲気への分配は以下の式で評価される。

$$q_p = f_2 q_b, \quad q_g = (1 - f_2) q_b \quad (3-15)$$

ここで、 f_2 はプール燃焼の反応熱 q_b のプールへの熱移行割合であり、入力で指定する。

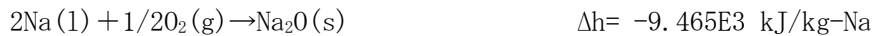
(3) 化学反応

プール燃焼モデル（第8図）に組み込まれている化学反応は①～⑤である。

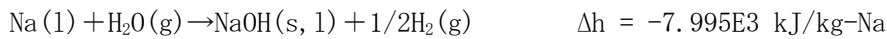
①, ⑤：水素と酸素との反応（水素再結合）



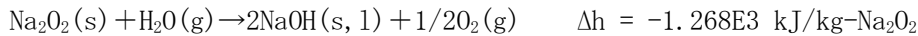
②：ナトリウムと酸素との反応



③：ナトリウムと水蒸気との反応



④：酸化ナトリウム-水蒸気との反応



各反応において生成されるナトリウム化合物（ Na_2O 、 Na_2O_2 、 NaOH ）のプールへの移行割合（残りは雰囲気へ移行する）は入力で与えられる。

3.3.3 雰囲気・構造物への熱移行モデル

(1) 熱伝導

CONTAIN-LMRでは、セルの周囲の構造物（壁）、床面に敷設されたライナ等について以下の非定常熱伝導方程式を解くことで熱伝導を計算する。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \lambda \nabla T + S \quad (3-16)$$

ここでSは生成項であり、例えば加熱コンクリートから水分が放出するために必要な熱量（自由水の蒸発、結合水の分解）等が該当する。

セルの雰囲気については代表温度を1点とし、構造物については深さ方向に分割して温度分布を計算する。

(2) 対流熱移行

セル間の温度差に起因する浮力差により発生する対流通気量はBrown等のモデル^{[9], [10]}をもとに評価している。この際、各セル間の開口は1箇所とし、複数開口部がある場合は、Brown等のモデルより等価な代表開口部を設定する。

セル内の雰囲気ガスと周辺壁との対流熱伝達については、雰囲気ガス温度(T_{gas})と構造材温

度(T_F : 床、 T_R : 天井)との大小関係をもとに、以下の式により熱伝達率を評価する。なお、構造物裏側と接するセルにおいて特段の入力指定や伝熱計算が行われない場合には(例えば、格納容器の外側と外部環境の間)、当該構造物と雰囲気との対流熱伝達率は、 $6.08\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ が使用される^[11]。

対流熱伝達の式		構造材温度		鉛直(側壁)
		水平(床)	水平(天井)	
(i) 層流	$Nu=0.27Ra^{1/4}$	$T_F < T_{gas}$	$T_{gas} < T_R$	常に(ii)式で扱われる。
(ii) 乱流	$Nu=0.14Ra^{1/3}$	$T_F > T_{gas}$	$T_{gas} > T_R$	

補足) (i)式：熱い屋根と冷たい床、(ii)式：冷たい屋根と熱い床、側壁に用いられる。

(3) 輻射熱移行

輻射熱移行を評価するモデルは、プールから各壁面の輻射フラックスを以下の式で評価する。

$$q_r = \sigma \epsilon_{eff} F_i (T_p^4 - T_w^4) \quad (3-17)$$

ここで、 σ は Stefan-Boltzmann 定数、 T は温度(下付添字のpはプール、wは壁面)、 F_i は形態係数^[12]である。また、 ϵ_{eff} は各表面での反射を考慮した等価輻射率であり、各表面の輻射率を乗じた値である。壁面毎の View factor ($vufac = \epsilon_{eff} F_i$) を入力で指定する。

3.3.4 雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行モデル

(1) フローネットワークモデル

セル間の通気では、前述したように Brown 等のモデル^{[9],[10]}で計算されるセル間の温度差に起因する浮力差で発生する対流通気があり、流路の開口部が開く条件として時間を設定することができる。この他に、セル間の圧力差に起因する圧力均衡通気があり、流路の開口部が開く条件として差圧又は時間を設定することができる。

(2) コンクリートからの水分放出モデル

コンクリートからの水分放出については、そのソースとして自由水及び結合水を考慮しており、コンクリートの温度変化に応じて水分放出量(速度)が計算される。なお、CONTAIN-LMRでは、コンクリート温度と放出水量の関係を入力テーブルで与え、これを直接用いて放出水量を簡易的に計算することができる。ただし、コンクリートの深さ方向に分割した1ノード毎について温度と放出量を求め、これらの各ノードの合計水量がコンクリート表面から放出されるという、すなわち、コンクリート内の水分の移動(時間遅れ)を無視した保守的な計算を行っている。

(3) エアロゾル移行

CONTAIN-LMRでは、エアロゾル挙動解析モデルとして個別現象解析コードMAEROS^[13]が内蔵されており、ナトリウム燃焼等に伴うエアロゾル生成、その粒径分布、凝集、沈着及び沈降等を計算することができる。また、エアロゾルのセル間移行については、ガス成

分濃度移行と同様にセル間の移流及び周辺壁（天井、床含む。）への沈着を考慮しつつ、フローネットワークモデル内で評価される。なお、軽水炉のシビアアクシデント進展解析コードであるME L C O R^[14]のエアロゾル挙動解析モデルにはMAEROSが採用されている。

CONTAIN-LMRでは、エアロゾルの粒径分布（後述の④参照）をm個に分けて、その粒径区分毎にエアロゾルの質量変化を計算する。時刻tにおける粒径区分 ℓ の単位体積当たりのエアロゾル全質量 $Q_\ell(t)$ は下式で定義される^[14]。

$$Q_\ell(t) = \sum_{k=1}^S Q_{\ell,k}(t) \quad (\ell = 1, 2, \dots, m) \quad (3-18)$$

ここで、kはエアロゾル成分（例えばNa₂O、NaOH等）、Sはその成分数、 $Q_{\ell,k}(t)$ は単位体積当たりの粒径区分 ℓ のエアロゾル成分kの質量である。

続いて $Q_{\ell,k}(t)$ の変化率は、以下のGelbard, Seinfeldのモデルの式^{[14], [15]}によって記述される。

$$\begin{aligned} \frac{dQ_{\ell,k}}{dt} = & \frac{1}{2} \sum_{i=1}^{\ell-1} \sum_{j=1}^{\ell-1} [{}^1a\bar{\beta}_{i,j,\ell} Q_{i,k} Q_{j,k} + {}^1b\bar{\beta}_{i,j,\ell} Q_{i,k} Q_{j,k}] - \sum_{i=1}^{\ell-1} [{}^2a\bar{\beta}_{i,\ell} Q_i Q_{\ell,k} - {}^2b\bar{\beta}_{i,\ell} Q_\ell Q_{i,k}] \\ & - \frac{1}{2} {}^3\bar{\beta}_{\ell,\ell} Q_\ell Q_{\ell,k} - Q_{\ell,k} \sum_{i=\ell+1}^m {}^4\bar{\beta}_{i,\ell} Q_i + {}^1\bar{G}_{\ell,k} Q_\ell \\ & - \sum_{i=1}^S [{}^2\bar{G}_{\ell,i} Q_{\ell,k} - {}^2\bar{G}_{\ell-1,i} Q_{\ell-1,k}] + {}^3\bar{G}_{\ell-1,k} Q_{\ell-1} - \bar{R}_{\ell,k} + \bar{S}_{\ell,k} \end{aligned} \quad (3-19)$$

ここで、 $\bar{\beta}$ は凝集関係項、 \bar{G} は凝縮関係項、 \bar{R} は沈降・沈着による消滅項、 \bar{S} は生成・供給項を表している。以降、各々について説明する。

①エアロゾルの凝集

エアロゾル粒子の凝集は、ブラウン運動、重力沈降速度差及び乱流速度場による3つのモデルを考慮している。それぞれの凝集係数の基礎式を(i)～(iii)に示す。なお、全体の凝集係数 β はこれら3つの和として表される^[14]。

$$\beta = \beta_B + \beta_{\text{grav}} + \beta_{\text{TT}} \quad (3-20)$$

ここで、

- β_B : ブラウン凝集係数[m³/s]
- β_{grav} : 重力凝集係数[m³/s]
- β_{TT} : 乱流凝集係数[m³/s]

(i) ブラウン凝集係数 β_B

2粒子（添字i, j）間のブラウン運動による凝集係数 β_B は下式で表される^[13]。

$$\beta_B = 2\pi (Dc_i + Dc_j) \left(\gamma_i D_i + \gamma_j D_j \right) / F \quad (3-21)$$

ここで、

- Dc : 拡散係数[m²/s]
- γ : 凝集形状係数[-]

F : 凝集ファクター[-]

(ii) 重力凝集係数 β_{grav}

異なる粒径を持つ2粒子間(添字 i, j)では重力沈降速度差による凝集が発生する。このときの凝集係数 β_{grav} は下式で表される^[14]。

$$\beta_{\text{grav}} = \varepsilon_g \frac{\pi}{4} C_s (\gamma_i D_i + \gamma_j D_j)^2 |V_{Si} - V_{Sj}| \quad (3-22)$$

$$V_S = \frac{\rho g D^2 C_m}{18 \mu \chi} \quad (3-23)$$

ここで、

- ε_g : 重力衝突効率[-]
- C_s : 粒子スティッキング係数[-]
- V_S : 粒子の重力沈降速度[m/s]; Stokesの式
- g : 重力加速度[m/s²]
- μ : ガスの粘性係数[kg/m/s]
- ρ : エアロゾル密度[kg/m³]
- C_m : Cunningham補正係数[-]
- χ : 動的形状係数[-]

(iii) 乱流凝集係数 β_{TT}

乱流速度場では渦や速度変動成分のために粒子間の凝集が発生する。このときの乱流凝集係数 β_{TT} は下式で表される^[14]。

$$\beta_{\text{TT}} = C_s (\beta_{\text{T1}}^2 + \beta_{\text{T2}}^2)^{1/2} \quad (3-24)$$

ここで、

- β_{T1} : 乱流せん断凝集係数[m³/s]
- β_{T2} : 乱流慣性凝集係数[m³/s]

$$\beta_{\text{T1}} = 0.2868 \left(\frac{\varepsilon_T \rho_g}{\mu_g} \right)^{1/2} (\gamma_i D_i + \gamma_j D_j)^3 \quad (3-25)$$

$$\beta_{\text{T2}} = 0.1455 \frac{0.54444}{\mu_g} \left(\frac{\rho_g}{\mu_g} \varepsilon_T \right)^{1/4} \left| \frac{\rho_i C_i D_i^2}{\chi_i} - \frac{\rho_j C_j D_j^2}{\chi_j} \right| (\gamma_i D_i + \gamma_j D_j)^2 \varepsilon_g \quad (3-26)$$

ここで、

- ε_T : 乱流エネルギー散逸率[m²/s³]
- ρ_g : ガス密度[kg/m³]

- μ_g : ガスの粘性係数[kg/m/s]
- $\rho_{i,j}$: エアロゾル密度[kg/m³]
- $C_{i,j}$: Cunningham 補正係数[-]
- $\chi_{i,j}$: 動的形状係数[-]

②エアロゾルの消滅（沈降及び沈着）

エアロゾル粒子の沈降・沈着は、その駆動力となる重力、ブラウン拡散及び温度差による熱泳動等を考慮している。以下に、熱泳動沈着速度 V_T 及びブラウン拡散沈着速度 V_d の計算式を示す。なお、粒子の重力沈降速度 V_S は（3-23）式の Stokes の式を使用している。

(i) 熱泳動沈着速度 V_T

冷却壁面の近傍では、温度境界層において壁面に向かう負の温度勾配が生じることからエアロゾル粒子が熱泳動効果によって壁面に移動・沈着する。このときの粒子の沈着速度 V_T [m/s]は下式で表される^[13]。

$$V_T = \frac{3 \mu_g C_m (k_g/k_p + C_t Kn)}{2 \chi \rho_g T_g (1 + 3 F_{slip} Kn) (1 + 2 C_t Kn + 2 k_g/k_p)} \nabla T \quad (3-27)$$

ここで、

- T_g : ガス温度[K]
- k_g/k_p : 雰囲気ガスとエアロゾル粒子の熱伝導度の比[-]
- C_t : 温度の不連続性に関する補正因子[-]
- F_{slip} : スリップ係数[-]
- Kn : Knudsen 数[-]
- ∇T : 構造材表面の温度勾配[K/m] ($= (T_g - T_w) / \delta_t$)
- T_w : 壁温度[K]
- δ_t : 温度境界層厚さ[m]

(ii) ブラウン拡散沈着速度 V_d

エアロゾル粒子はブラウン運動によって壁面に沈着するが、このときの沈着速度は、以下のブラウン拡散沈着速度 V_d [m/s]によって表される^[14]。

$$V_d = \frac{\sigma T_g C_m}{3 \pi D \mu_g \chi \delta_d} \quad (3-28)$$

ここで、

- σ : Boltzmann 定数 [kg · m²/s²/K]
- δ_d : 拡散境界層厚さ[m]

③エアロゾルの生成・供給（凝縮を含む）

エアロゾルの主な生成（発生源）は、ナトリウム燃焼時に生じるナトリウム化合物やナトリウム蒸気の凝縮である。これらをソースとして、前述の凝集や沈降・沈着を考慮しつつ、エアロゾルの質量濃度変化を計算する（(3-19)式参照）。なお、エアロゾルのセル間の移行（出入）については、ガス成分移行と同様に、対流通気及び圧力均衡通気により評価される。

④エアロゾルの初期粒径分布

CONTAIN-LMRではエアロゾルの粒径分布計算に、以下の対数正規分布 ϕ_i の式^[16]を使用している。通常、粒径分布を10から20区分程度（(3-18)式の m ）に分け、粒径区分毎にエアロゾル粒子の質量変化を計算する。

$$\phi_i = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \ln \sigma_g} \cdot \frac{1}{D_i} \exp\left(-\frac{\ln^2 \frac{D_i}{a_{mean}}}{2 \ln^2 \sigma_g}\right) \quad (3-29)$$

ここで、

- D_i : エアロゾル粒子直径[m]（下付添字の i は粒径区分番号、(3-18)式の l と等価）
- a_{mean} : エアロゾル平均粒子径[m]
- σ_g : エアロゾル粒径の対数標準偏差[-]

3.3.5 ナトリウム-コンクリート反応モデル

CONTAIN-LMRには、ナトリウム-コンクリート反応の解析モデルとして個別現象解析コードSLAM^[17]が組み込まれている。SLAMは、構造コンクリートを深さ方向（1次元）にノード分割し、ナトリウム-コンクリート反応に関わるエネルギー方程式、化学反応、質量保存式等の支配方程式を解く。SLAMの概要を第9図に示す。SLAMでは、コンクリートを自由水が存在しないDRY領域、自由水が存在するWET領域に分割し、さらにDRY領域は、プール層から浸透・移動したナトリウムがコンクリートの構成成分と反応する領域（B/L領域）、反応しない領域（未反応領域）に分割される。SLAMの主な解析モデルは以下のとおりである。

(1) 化学反応モデル

SLAMには、ナトリウムとコンクリート成分との化学反応として、以下の10種の反応式が考慮されており、コンクリートの成分に応じて計算される。例えば、主成分がシリカ（SiO₂）である玄武岩や硬質砂岩系コンクリートの場合には、主に①、⑥、⑦、⑩の反応によりナトリウム-コンクリート反応が計算される。まず、コンクリート内の自由水の蒸発や結合水の分解により水蒸気が反応領域へ移動・供給され（後述の(4)参照）ナトリウムと反応（反応①）することにより水酸化ナトリウムや水素が生成する。この水酸化ナトリウムやナトリウムとシリカ（二酸化ケイ素）との反応（反応⑥及び⑦）によりコンクリートが侵食される。また、反応①に加えて反応⑩により水素が生成される。

- ① $\text{Na} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{NaOH} + 0.5\text{H}_2$
- ② $4\text{Na} + \text{CO}_2 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{O} + \text{C}$
- ③ $4\text{Na} + 3\text{CaCO}_3 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{CO}_3 + 3\text{CaO} + \text{C}$
- ④ $4\text{Na} + 3\text{MgCO}_3 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{CO}_3 + 3\text{MgO} + \text{C}$

- ⑤ $2\text{NaOH} + \text{CaCO}_3 \rightarrow \text{Na}_2\text{CO}_3 + \text{CaO} + \text{H}_2\text{O}$
- ⑥ $2\text{NaOH} + \text{SiO}_2 \rightarrow \text{Na}_2\text{SiO}_3 + \text{H}_2\text{O}$
- ⑦ $4\text{Na} + 3\text{SiO}_2 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{SiO}_3 + \text{Si}$
- ⑧ $2\text{NaOH} + \text{Al}_2\text{O}_3 \rightarrow 2\text{NaAlO}_2 + \text{H}_2\text{O}$
- ⑨ $3\text{Na} + 2\text{Al}_2\text{O}_3 \rightarrow 3\text{NaAlO}_2 + \text{Al}$
- ⑩ $2\text{Na} + 2\text{NaOH} \rightarrow 2\text{Na}_2\text{O} + \text{H}_2$

(2) コンクリートの侵食モデル

S L A Mでは、反応界面での化学反応量に比例してコンクリート侵食速度 (VELN) を計算する (下式)。例えば、硬質砂岩系コンクリート (主成分は SiO_2) の場合、侵食に係る反応は、Na 又は NaOH と SiO_2 の反応である (上述の⑥式と⑦式)。なお、1次元 (深さ方向のみ) の侵食を計算する^[17]。

$$\text{VELN} = -\text{AKK} \cdot \text{DRIVE} \cdot \text{FRACV} (\text{DEL1 ZXI}(2)) \quad (3-30)$$

ここで、

- AKK : 単位時間当たりの反応速度 [$\text{m}^3/\text{kg}\cdot\text{mol}\cdot\text{s}$]
- DRIVE : 反応界面 (B/L 領域最下端ノード) における反応物濃度 [$\text{kg}\cdot\text{mol}/\text{m}^3$]
- FRACV : コンクリート侵食速度係数 (補正係数) [-]
- DEL1 ZXI(2) : DRY 領域厚さに対する 1 ノード幅の厚さ [m]

(3) 非定常熱伝導モデル

S L A Mでは、DRY 領域及び WET 領域において各ノードでの反応熱、構成成分 (反応物及び生成物) の有効熱伝導率を考慮したエネルギー方程式を解くことにより温度分布が計算される。なお、1次元 (深さ方向のみ) の伝熱計算を行う。

(4) 水分の移動モデル

S L A Mでは、コンクリート中の水分を凝縮水及び水蒸気の 2 相として考慮しており、コンクリートの温度上昇に伴い、水蒸気への相変化又は水蒸気の移動が起きる。この際、コンクリート中の圧力差が駆動力となって水蒸気が移動するという下式 (Darcy 式) を使用して計算される^[17]。

$$U = \left(\frac{K}{\mu} \right) \frac{\partial p}{\partial x} \quad (3-31)$$

ここで、

- U : 水蒸気の移動速度 [m/s]
- K : 透水係数 [m^2]
- μ : 水蒸気の粘度 [atm/s]

$$\frac{\partial p}{\partial x} : \text{深さ方向の圧力勾配 [atm/m]}$$

なお、コンクリート中の水分の蒸発（水蒸気の生成）として、WET 領域における自由水の蒸発及び DRY 領域における結合水の加熱分解を考慮している。これらの反応領域への移動を計算しつつ、前述の(1)で説明した化学反応①（Na との反応）を計算する。

3.3.6 ナトリウムの凝縮・蒸発

雰囲気におけるナトリウムの凝縮・蒸発は雰囲気の温度及び圧力に影響を与える。CONTAIN-LMRでは、ナトリウムの飽和蒸気圧曲線として、Kirchhoff^[18]や Sodium-NaK Handbook^[19]と同等の下式を採用しており、これをもとにナトリウムの凝縮及び蒸発を計算する。

$$\ln(P)=26.90991-12767.71/T-0.61344 \ln(T) \quad (3-32)$$

ここで、

P: ナトリウムの飽和蒸気圧 [Pa]

T: 雰囲気の温度 [K]

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

CONTAIN-LMRの評価マトリクスを第4表に示す。各試験解析の目的を(1)～(5)に示すとともに、4.2に各々の結果を説明する。

なお、以下の物理現象に関しては、下記に示す理由により、直接的に妥当性評価の対象とすることは不要とした。

前述のように、CONTAIN-LMRではナトリウムプールが瞬時に広がるとして、その面積（一定値）を入力で指定する。この扱いはプールが広がるまでの燃焼挙動を保守的に評価するとともに、同面積自体はナトリウム漏えい条件等により概ね決まることから、妥当性確認は不要とする。

また、コンクリートからの水分放出に関しては、コンクリート温度と放出水量の関係を入力テーブルで与えることができるため、「常陽」で使用されているシリカ系コンクリートに対する同入力テーブルを直接使用して計算している。この際、コンクリート内の水分の移動（時間遅れ）を無視した保守的な計算を行っているため、妥当性確認は不要とした。

(1) スプレイ燃焼実験 (RUN-E1)

スプレイノズルから噴出されたナトリウム液滴群の燃焼実験 (RUN-E1) を CONTAIN-LMRにより解析し、液滴径分布を考慮したスプレイ燃焼モデル、実験装置内構造物への熱移行モデルの妥当性を確認する。

(2) プール燃焼実験 (RUN-D1)

試験装置内に設置されたナトリウムプールにおけるプール燃焼実験 (RUN-D1) を CONTAIN-LMRにより解析し、プール燃焼モデル、雰囲気・構造物への熱移行及び物質（エアロ

ゾル) 移行モデルの妥当性を確認する。

(3) マルチセルプール燃焼実験 (RUN-D3)

鉛直断面内に開口部を有した水平 2 室におけるプール燃焼実験 (RUN-D3) を CONTAIN-LMR により解析し、プール燃焼モデル、雰囲気・構造物への熱移行及び物質・運動量移行モデル (フローネットワークモデル) の妥当性を確認する。

(4) ナトリウム-コンクリート反応実験 (III-1M)

硬質砂岩コンクリートを使用して実施されたナトリウム-コンクリート反応実験 (III-1M) を CONTAIN-LMR により解析し、水素発生量やコンクリート侵食量に関する評価を行い、ナトリウム-コンクリート反応モデルの妥当性を確認する。この際、3.3.5 で説明した「コンクリート侵食速度係数 (FRACV)」の最適値についても確認する。

(5) 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験 (LSC-1)

米国のハンフォード技術開発研究所 (HEDL) において玄武岩コンクリート ((4)とは異なる種類と大きさのコンクリート) を使用して実施された大規模ナトリウム-コンクリート反応実験 (LSC-1) を対象に、(4)と同様の内容について確認する。

4.2 妥当性確認

4.2.1 スプレイ燃焼実験 (RUN-E1) 解析

(1) スプレイ燃焼実験 (RUN-E1) の概要

RUN-E1 は、空気雰囲気における大規模・長時間のナトリウムスプレイ燃焼実験であり、ナトリウム燃焼解析コードの検証を目的として 1985 年に原子力機構 (当時は動燃) にて実施したものである。

スプレイ燃焼試験装置を第 10 図に示す^[20]。試験装置は直径 3.6m、内容積約 100m³ の密閉鋼製容器であり、内径 8.7mm のスプレイノズルが容器内に設置されている (高さ 3.98m)。落下したナトリウムは下端面での傾斜により燃焼抑制室に流入することで、プール燃焼の影響を排除している。ナトリウム液滴の平均径は体積平均で約 2mm (水試験及び当該ノズル (遠心型加圧フルコーンノズル) の液滴径に関する実験式に基づいて決定)^[21]であり、漏えい温度は 505°C、漏えい量は約 900kg (=510g/s×1,800s) となっている。実験では、容器内圧力、温度、酸素濃度等が測定されている。容器内の圧力変化は、試験装置上部に設置した圧力計 (電子式圧力伝送器) で測定している。次に酸素濃度の測定には、第 12 図 (c) より (A) にはガスサンプリング方式 (→ガスクロマトグラフ) を、(B) 及び (C) には磁気式酸素濃度計 (オンライン) を用いている。また、スプレイノズルと同じ高さ (鋼製容器の高さのほぼ半分) の位置に、熱流束計を取り付けている (第 10 図)。なお、ナトリウムスプレイを一定供給するため、容器内圧力と加熱器ガス圧力との差圧を一定に保つようになっている。

解析体系 (第 11 図) は、スプレイ燃焼室及び燃焼抑制室の 2 セル体系で構成される。スプレイノズルから噴出したナトリウムは、燃焼を伴いながら燃焼抑制板上 (燃焼室床) に滴下する。燃焼抑制板に滴下したナトリウムは、傾斜に沿って燃焼抑制室へ流れ込む (オーバーフロ

一)。

主要な解析条件については、解析時間を漏えい継続時間 (1800s) とし、スプレー条件は、初速度 10m/sec の下向き、平均液滴径は 2.0mm とした。次にナトリウムと酸素の反応に係るナトリウム酸化物生成割合 ($\text{Na}_2\text{O} : \text{Na}_2\text{O}_2$) は、酸素濃度依存性 (同濃度低 : Na_2O 生成大、同濃度高 : Na_2O_2 生成大) を考慮して、酸素 10% 以上で (60 : 40)、酸素 10% 未満で (100 : 0) を適用^[22]した。また、ナトリウムと水分の反応に係るナトリウム化合物生成割合 ($\text{Na}_2\text{O} : \text{NaOH}$) は、Na 過多条件を考慮して (100 : 0) を適用^[22]した。さらに、輻射率^[22]については、ライナ壁面での輻射率を 0.5、燃焼面での輻射率を 0.65 とし、等価輻射率 ε_{eff} を (3-17) 式により 0.325 とした。

(2) スプレー燃焼実験の解析結果

解析結果と実験結果との比較を第 12 図に示す。ガス温度 (第 12 図(a)) については、実験では計測点によりばらつきがみられる。特にスプレーノズル直下に設置した熱電対 (TE2082) では、初期において 1,000°C に達しており、燃焼しているナトリウム液滴の接触の影響が考えられる。加えて酸素が枯渇する約 600 秒以降において約 400°C で推移しており、落下するナトリウム液滴の温度を直接計測していると考えられる。この TE2082 を除くと、解析結果 (一点近似による平均値) は温度分布を有する実験結果を概ね包絡する挙動を示している。一方、ガス圧力 (第 12 図(b)) に関しては、解析結果は実験結果を保守的に評価している。

酸素濃度 (第 12 図(c)) については、図中の (B) 及び (C) の実験データ (磁気式酸素濃度計) は、実験装置から測定装置までのラインが長く、その間の時間遅れを補正したものとなっている。ただし、ライン中の酸素濃度の拡散までは補正していないため、若干時間遅れを含んだ結果となっていることに留意する必要がある。解析ではセル全体での平均酸素濃度を評価しているため、実験でみられた一部の急激な減少は再現できないものの、全体としての減少傾向は実験と整合している。

壁面への熱流束について解析結果と実験結果との比較 (第 12 図(d)) を示す。実験ではスプレーノズルと同じ高さにおいて熱流束を測定している。同図より、解析では熱流束のピーク値を含めて、その全体的な傾向を概ね再現している。

以上より、雰囲気圧力を保守側に評価する傾向にあるが、ガス温度分布や壁面への熱流束は実験結果を概ね再現または包絡しており、CONTAIN-LMR のスプレー燃焼解析の妥当性が確認された。

4.2.2 プール燃焼実験 (RUN-D1) 解析

(1) プール燃焼実験 (RUN-D1) の概要

RUN-D1 は、空気雰囲気における大規模・長時間のナトリウムプール燃焼実験であり、ナトリウム燃焼解析コードの検証を目的として 1985 年に原子力機構 (当時は動燃) にて実施したものである。

プール燃焼実験装置を第 13 図に示す^[23]。実験装置は約 5m(W)×4m(D)×3m(H) の空間 (内容積約 70m³) に 1.5m(W)×1.5m(D)×0.5m(H) のプール容器を設けた構造となっている。

実験では、505°C のナトリウムをプール下端から 2.56kg/s で 215s 間供給し、その後約 1hr

燃焼を継続させている（供給終了時のナトリウムプール高さは約 0.3m、総供給量は約 550kg である）。また、実験中の酸素濃度の急激な低下を抑制するために、実験装置上部から酸素を約 200ℓ/min で約 1hr 継続して供給している。試験終了時にはこの供給を停止させることでナトリウムプール燃焼を窒息消火させた。なお、実験では、雰囲気、ナトリウム、コンクリートの各温度履歴、圧力履歴、エアロゾル濃度等を計測している。エアロゾルの濃度測定には、雰囲気ガスを吸引して焼結金属フィルターでエアロゾルを捕集し、そのときのエアロゾル重量とフィルター通過ガス容積からエアロゾル濃度を求めている。

解析体系（第 14 図）は、プール燃焼部及び外部環境の 2 セル体系で構成される。プール部へ供給されるナトリウムは床面積 2.25m² の範囲に瞬時に広がるとする。ナトリウムと酸素の反応によるナトリウム酸化物生成割合（Na₂O : Na₂O₂）、ナトリウムと水分の反応によるナトリウム化合物生成割合（Na₂O : NaOH）及び輻射率は 4.2.1 と同様の値を適用した。また、プール燃焼で発生した全反応熱の中でプールへ移行する割合は、過去の知見^[24]を参考に 0.65（残りの 0.35 は雰囲気へ移行）を適用し、プール燃焼で発生したナトリウム化合物のプールへの移行割合は 0.75（残りの 0.25 は雰囲気へ移行）を適用^[22]した。

(2) プール燃焼実験の解析結果

解析結果と実験結果との比較を第 15 図に示す。実験のガス温度（第 15 図(a)）は、測定高さにより約 30℃程度違いがあるが、概ね体系内で同様な温度履歴となっている。解析では、実験に比べて初期の立ち上がりが速いものの、それ以降の時間においては概ね同様の挙動を示している。なお、解析の立ち上がりが速い理由は、ナトリウムプールが瞬時に広がるとしているためである。

一方、プール中ナトリウム温度（第 15 図(b)）及びプール下端でのライナ温度（第 15 図(c)）については、解析では約 3,600 秒までのナトリウム温度を過小評価しているものの、その他の挙動は概ね実験と整合している。

壁のライナ温度（第 15 図(d)）及びコンクリート温度（第 15 図(e)）については、上述のガス温度の影響を受けて、解析では初期のライナ温度を若干高めに評価しているものの、いずれも実験との整合性は高い。

酸素濃度（第 15 図(f)）については、実験では初期の数分で 21%から低下しているが、その後は外部からの酸素供給（0～3,600s）とナトリウム燃焼による酸素消費のバランスによりほぼ一定値（約 17mol%）で推移している。その後（酸素供給終了後）、急速に濃度は低下し、約 110 分後に 5%以下となる。解析では、これを概ね再現している。

最後に雰囲気中のエアロゾル濃度（第 15 図(g)）については、解析では実験に比べて約 3 倍の濃度となっており、エアロゾル濃度を過大評価している。これは RUN-D1 実験では、中心部に設置された燃焼皿が約 500mm であり、ナトリウムプール高さ（約 300mm）よりも周囲壁が比較的高い構造となっていること。また、実験体系全体の換気も弱く、プール燃焼で生成した反応生成物エアロゾルが比較的プールに落下しやすい実験体系のためと考えられる。

以上より、CONTAIN-LMR では、エアロゾル濃度を実験結果に比べて高めに評価するものの、それ以外については実験を概ね再現しており、プール燃焼モデルの妥当性が確認された。

4.2.3 マルチセルプール燃焼実験 (RUN-D3) 解析

(1) マルチセルプール燃焼実験 (RUN-D3) の概要

RUN-D3 は、ナトリウムプール燃焼の隣接するセルへの影響（熱及び物質の移行挙動）を調べるための実験であり、1994年に原子力機構（当時は動燃）にて実施したものである。

マルチセルプール燃焼実験装置の概要を第16図及び第17図に示す^[25]。実験装置はプール燃焼実験 (RUN-D1) と同じものを用い、装置内を2枚の仕切り板（開口面積は約1m²）で分離することで水平方向2セル体系としている。両セルを構成する床・壁・天井のコンクリート（厚み20～30cm）は、内側を保温材と厚さ2mm（床部は6mm）の鋼板でライニングしている。

実験では、RUN-D1 実験と同じ面積で高さが異なる1.5m(W)×1.5m(D)×0.15m(H)のプール容器に500℃のナトリウムを約0.46kg/sで120s（ナトリウムプール高さは約0.03m、総量は約55kg）供給することにより、プール燃焼させている。なお、エアロゾル濃度測定（焼結金属フィルターによる捕集）を行うとともに、各種温度（ガス、壁ライナ、燃焼皿ライナ）を計測している。

解析体系（第16図）は、燃焼室、連通室及び外部環境の3セル体系で構成される。なお、ナトリウムとの化学反応等に係る一連の入力条件は、4.2.2と同様の値を使用した。

CONTAIN-LMRでは、浮力差に伴う対流通気（水平方向）について、以下に示す相関式^[9]を使用して計算している。

$$\text{Nu} = \frac{C}{3} \cdot \text{Gr}^{1/2} \cdot \text{Pr} \quad (4-1)$$

ここで、Gr及びPrはそれぞれグラスホフ数、プラントル数であり、Cは定数である（C=0.6～1.0）。本計算では、実験結果^[9]の設定値を参考にC=0.771としている。

(2) マルチセルプール燃焼実験の解析結果

解析結果と実験結果との比較を第18図に示す。燃焼室における実験のガス温度（第18図(a)）について、ナトリウムプールに近い位置（○TG-120[床面から約0.4m]、△TG-117[同約1.3m]）では高い温度履歴を示すが、プールから離れた計測点（+TG-109、●TG-115、×TG-118）では低めに推移する。参考のために、燃焼室のガス空間に設置された全28個の熱電対について、それらの対象領域容積を求めて体積平均した温度結果を「平均温度（赤の点線）」として示す。これと比較すると、CONTAIN-LMRは約±50℃の範囲で概ね実験を再現している。連通室（第18図(b)）においても同様に、実験結果（全23個の熱電対より算出した平均温度）と概ね整合している。なお、連通室で一部実験温度の低い領域（△TG-215）が見られるが、これは開口部より下方に位置するため、同室内で温度成層化が形成されたと考えられる。

第18図(c)、(d)に壁ライナ温度の実験結果との比較を示す。燃焼室及び連通室の壁ライナ温度ともに、解析結果は概ね実験結果と整合している。

第18図(e)にナトリウムプール直下にある燃焼皿ライナ温度の比較結果を示す。実験では、ナトリウム流入口から離れるほど（例えば、熱電対TP-102）、ナトリウムの到達に時間がかかるため温度上昇も緩慢になることがわかる。一方、解析ではプールが瞬時に広がるため、漏えい開始からナトリウム流入口に最も近い熱電対（TP-104）の温度に漸近しており、1,000秒以降は概ね実験結果と整合している。

第 18 図(f)に浮力差に伴う対流通気量及び圧力差に伴う通気量の比較結果を示す。実験では通気量全体の測定は行われておらず、また、これらの通気量を分離して計測することは困難であるため、直接的な妥当性評価はできない。しかしながら、セル間の対流通気に占める浮力差の寄与割合が大きく、前述のように各部の温度変化は実験と概ね整合していることから、対流通気モデルは妥当であるといえる。

第 18 図(g)に各セルの酸素濃度の比較結果を示す。解析では 2,000 秒以降において両セルともに酸素濃度が若干高くなる傾向があるものの、概ね実験結果を再現している。

第 18 図(h)に各セルのエアロゾル濃度の比較結果を示す。解析ではナトリウムプールの瞬時広がりにより両セルともに初期のエアロゾル濃度を多めに評価しているものの、全体的な挙動は概ね再現できており、対流通気モデルは妥当であるといえる。

以上より、燃焼室及びナトリウム燃焼を伴わない連通室におけるガス温度、壁ライナ温度、酸素濃度、エアロゾル濃度は概ね実験結果と整合しており、複数セル間の対流通気を含めたプール燃焼解析の妥当性が確認された。

4.2.4 ナトリウム-コンクリート反応実験(Ⅲ-1M)解析

(1) ナトリウム-コンクリート反応実験(Ⅲ-1M)の概要

Ⅲ-1M は、ナトリウム-コンクリート反応に対するスケール効果の解明（コンクリート試験体の厚さとナトリウム液深の影響解明）を目的として 1984 年に原子力機構（当時は動燃）にて実施したものである。

ナトリウム-コンクリート反応実験(Ⅲ-1M)装置の概要を第 19 図に、主な実験条件を第 5 表に示す^[26]。不活性雰囲気置換された試験装置の内部に、0.2mφ×0.6mH（重量：約 45kg）の硬質砂岩コンクリート試験体を設置し、530℃に予熱されたナトリウムを 16kg 供給した（ナトリウム液深：約 60cm）。その後、放熱によりナトリウム温度は一旦下がるが、鋼製容器の周りに設置したヒータによりナトリウム温度が 530℃になるよう加熱・制御し（8 時間）、ナトリウム-コンクリート反応を開始・持続させている。実験における主な計測項目は、ナトリウム温度、コンクリート内の温度分布（コンクリート中心部の深さ方向、20mm、40mm、70mm、100mm、130mm、160mm、190mm、220mm、300mm、400mm、500mm に熱電対を設置）、試験装置内に供給する不活性ガス量、排気ガス中の水素濃度である。また、コンクリート内の温度変化・上昇により実験中におけるコンクリートの侵食状況を推定するとともに、実験後にコンクリート試験体を解体して、最終的なコンクリート侵食量の調査・測定が行われている。なお、使用した硬質砂岩コンクリートの主成分は SiO₂（約 73%）であり、含水率は 7.2%（自由水：5.3%、結合水：1.9%）であった（第 6 表）。

解析体系は、コンクリート試験体及びナトリウムプール部を含む鋼製容器内をセル 1、同容器内のガスが排気される先（外部）をセル 2 とした 2 セル体系とする（第 20 図）。解析では、ヒータで制御されたナトリウムプール温度を入力として与え、重要物理量であるコンクリート侵食量、水素発生量の時間変化について実験結果と比較する。この際、主要パラメータであるコンクリート侵食速度係数（FRACV）について、その取り得る範囲や最適値を把握するため、0.001～0.005 の範囲で感度解析を行った（設定値：0.001、0.003、0.005 の 3 通り）。なお、Ⅲ-1M 実験は、装置周辺を断熱材で完全に覆っており、周囲への放熱を極力抑えている。すな

わち、深さ方向の侵食となるよう設定されているため、CONTAIN-LMRの1次元計算モデルの妥当性確認に適している実験である。

(2) ナトリウム-コンクリート反応実験の解析結果

コンクリート侵食量及び水素発生量について、比較した結果を第21図及び第22図に示す。実験では、コンクリート中心部の侵食が最大(約20cm)となるものの、周辺部でも約15cmとなり、深さ方向全体に侵食が進展している。また、ナトリウムの大半は未反応の状態で残留しており、主な反応生成物はケイ酸ナトリウム(Na_2SiO_3)であった。比較結果より、FRACVが大きいほどコンクリート侵食量及び水素発生量が増大する傾向が見られる。また、FRACVが0.003前後のとき、実験結果を概ね再現することがわかる。

以上より、コンクリート侵食速度係数(FRACV)を適切な値(0.003前後)に設定することにより、コンクリート侵食量や水素発生量を概ね再現することができ、CONTAIN-LMRにおけるナトリウム-コンクリート反応モデルの妥当性が確認された。

4.2.5 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験(LSC-1)解析

(1) 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験(LSC-1)の概要

LSC-1は、大規模・長時間のナトリウム-コンクリート反応実験であり、1980年に米国のハンフォード技術開発研究所(HEDL)にて実施したものである。

大規模ナトリウム-コンクリート反応実験(LSC-1)装置の概要を第23図及び第24図に示す^[27]。不活性雰囲気置換された試験装置の内部に、 $0.91\text{mL} \times 0.91\text{mW} \times 0.61\text{mH}$ (重量:約1200kg)の玄武岩コンクリート試験体(鉄筋入り)を設置し、 593°C に予熱されたナトリウムを454kg供給した(ナトリウム液深:約60cm)。放熱によりナトリウム温度は一旦下がるが、鋼製容器の周りに設置したヒータによりナトリウム温度が 593°C になるよう約1.5時間加熱された。その後、ヒータによる加熱は停止するが反応は継続し、降温監視(ナトリウムプール温度が約 30°C 以下)を含めるとトータルで約180時間(7.5日)計測を行った。実験における主な計測項目は、ナトリウム温度、コンクリート内の温度分布(コンクリートの深さ方向だけでなく周方向にも熱電対を設置)、水素発生量である。また、4.2.4節のIII-1M実験と同様に、コンクリート内の温度変化・上昇により実験中におけるコンクリートの侵食状況(周方向の違いを含む)を推定するとともに、実験後にコンクリート試験体を解体して、最終的なコンクリート侵食量の調査・測定が行われている。なお、使用した玄武岩コンクリートの主成分は SiO_2 (約54%)であり、含水率は7.5%(自由水:5.5%、結合水:2.0%)であった(第6表)。

解析体系は、4.2.4節のIII-1M実験解析と同様に2セル体系とし(第25図)、コンクリート侵食速度係数(FRACV)についても同様に、0.001~0.005の範囲で感度解析を行った(設定値:0.001、0.003、0.005の3通り)。

(2) 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験の解析結果

コンクリート侵食量及び水素発生量について、比較した結果を第26図及び第27図に示す。これらより、4.2.4節のIII-1M実験解析と同様に、FRACVが大きいほどコンクリート侵食量及び水素発生量が増大することが分かる。しかし、III-1Mの場合と異なり、水素発生量の解析結果

は実験結果よりも過大評価する傾向となっている。この理由は、LSC-1 実験における周囲への放熱の影響が現れたものと推察される。第 26 図 (b) に示すように、実験ではコンクリート中心で侵食量は最大 (30cm 超) となるが、端部では数 cm 程度であり、周囲への放熱が大きいことを示している。一方、コンクリート侵食量については、解析は実験を概ね再現していることが分かる。

以上より、比較的大きなシリカ系コンクリートに対して、かつ周囲への放熱がある体系において、水素発生量を保守的に評価する傾向にあるものの、コンクリート侵食量を概ね再現することができ、CONTAIN-LMR におけるナトリウム-コンクリート反応モデルの妥当性が確認された。

4.2.6 重要現象に対する不確かさ

4.2.1 節から 4.2.5 節で実施した妥当性確認では別途不確かさ評価を行い、その感度を把握している。第 7 表に不確かさ評価結果の概要を示すとともに、「常陽」の格納容器応答過程における不確かさ評価に関する方針を以下に記す。

ULOF の格納容器応答は床上の空気雰囲気下で発生するため、格納容器の健全性評価の観点からは、スプレイ燃焼 (雰囲気への発熱量・発熱速度が最大) が重要現象となる。この際、最も影響のある因子はスプレイの液滴径であり、「常陽」の格納容器応答過程では、不確かさの影響を考慮した上で評価項目に対して厳しい結果 (噴出終了時にほぼ全量のナトリウムが雰囲気中で燃焼し尽くす結果) となるような小さな液滴径 (0.1mm) を設定しているため感度解析は不要である。したがって、ここでは次に影響のあるプール広がり面積を選定する。前述のように CONTAIN-LMR では、ナトリウムの表面張力等から算出されるプールの厚さをもとに広がり面積 (一定値) を設定している。しかし、実際の事故時には、漏えいする部屋の床形状 (漏えい用堰の高さ等を含む。) によっても広がり面積が変わるため、このような不確かさを考慮して同面積を 2 倍とした感度解析を実施する。なお、プール面積を 2 倍としたプール燃焼計算でもスプレイ燃焼結果 (格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度) に包絡されるため、水素濃度に着目してナトリウム-コンクリート反応を対象に感度解析 (広がり面積=反応面積を 2 倍) を実施する。加えて、解析条件の不確かさとして崩壊熱があり、崩壊熱計算に用いた計算コードの不確かさを考慮して崩壊熱の不確かさ (+10%) の影響評価を実施する。なお、ナトリウム-コンクリート反応計算に係るコンクリート侵食速度係数 (FRACV) については、実験解析によりシリカ系コンクリートでは 0.003 前後になるということがわかったが、保守的に 0.005 の値を使用しているため感度解析は不要である。

一方、PLOHS は窒素雰囲気下で発生するため、ナトリウム燃焼 (スプレイやプール) よりもナトリウムの凝縮・蒸発が相対的に重要となる。この際、流出ナトリウム条件が最も影響のある因子であり、「常陽」の格納容器応答過程では、不確かさの影響を考慮した上で評価項目に対して厳しい結果となるよう「ナトリウム蒸気」を対象として計算しているため感度解析は不要である。なお、ULOF と同様に、解析条件の不確かさとして崩壊熱の不確かさ (+10%) の影響評価を実施する。

5. 有効性評価への適用性

5.1 重要現象への適用性

(1) 液滴径分布 (スプレイ燃焼)

液滴径分布は入力条件となるため妥当性確認は不要であるが、スプレイ燃焼実験解析により、液滴形状が予測された条件での妥当性確認及び感度解析を実施した。CONTAIN-LMRでは、ガス圧力を保守的に評価する傾向にあるものの、ガス温度、構造材温度（壁面熱流束）、酸素濃度等を総合的に比較することにより、実験との整合性を確認した。

(2) 燃焼及び反応熱移行（スプレイ燃焼）

スプレイ燃焼実験解析により、スプレイ状の燃焼及び周辺ガスへの熱移行について、各部の温度上昇挙動等を比較したところ、実験結果を概ね再現・包絡することを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRはスプレイ燃焼の解析に適用できる。

(3) プール広がり面積（プール燃焼）

CONTAIN-LMRでは、保守的にナトリウムプールが瞬時に広がるとして、その面積（一定値）を入力で与える。この面積はナトリウム漏えい条件等により概ね決まるため妥当性確認は不要である。ただし、4.2.6節に記したように、実際の事故時には、漏えいする部屋の床形状（漏えい用堰の高さ等を含む。）によっても広がり面積が変わるため、念のため広がり面積の不確かさの影響を評価しておく必要がある。

(4) 燃焼及び反応熱移行（プール燃焼）

プール燃焼実験及びマルチセルプール燃焼実験の解析により、CONTAIN-LMRは、ガス温度や酸素濃度等の熱移行・物質移行を概ね良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRはプール燃焼の解析に適用できる。

(5) 熱伝導（雰囲気・構造物への熱移行）

プール燃焼実験及びマルチセルプール燃焼実験の解析により、ライナ温度及びコンクリート温度の実験結果を概ね良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRは構造の熱伝導の解析に適用できる。

(6) 対流熱移行（雰囲気・構造物への熱移行）

マルチセルプール燃焼実験の解析より、雰囲気ガス温度、周辺壁のライナ温度の実験結果を概ね良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRは対流熱移行の解析に適用できる。

(7) 輻射熱移行（雰囲気・構造物への熱移行）

スプレイ燃焼実験、プール燃焼実験及びマルチセルプール燃焼実験の解析により、CONTAIN-LMRの輻射モデルで予測された雰囲気ガス、ナトリウムプール、周辺構造材（ライナ、コンクリート）等の温度変化は良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRは、直接計測ではないものの周辺への輻射熱流束評価は実験と概ね整合しており、輻射熱移行の解析に適用できる。

(8) 質量・運動量移行及びガス成分濃度移行（雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル量移行）
マルチセルプール燃焼実験解析により、開口部を介した酸素濃度及びエアロゾル濃度について実験結果を概ね良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRは質量・運動量移行及びガス成分濃度移行の解析に適用できる。

(9) エアロゾル移行（雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行）

プール燃焼実験解析では、実験特有の条件により一部実験結果よりも高めにエアロゾル濃度を評価するものの、マルチセルプール実験解析では実験結果を概ね再現できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRはエアロゾル移行挙動解析に適用できる。

(10) ナトリウム-コンクリート反応（その他ナトリウム特有の物理現象）

成分と大きさの異なるコンクリートを使用した 2 つのナトリウム-コンクリート反応実験を対象にした解析により、主要物理量であるコンクリート侵食量及び水素発生量の実験結果を概ね再現することを確認した。また、この際、コンクリート侵食速度係数 (FRACV) の値が 10^{-3} オーダーとなり、その最適値は 0.003 前後となることが分かった。なお、「常陽」の構造コンクリートは両実験と同じくシリカ系コンクリートであり、その成分はⅢ-1M 実験のコンクリートに近い（第 6 表）。

以上より、CONTAIN-LMRはナトリウム-コンクリート反応の解析に適用できる。

5.2 試験装置のスケーリング

(1) スプレイ燃焼実験

スプレイ燃焼及び周辺への熱移行の妥当性確認として実施しているスプレイ燃焼実験では、スプレイ燃焼高さが約 4m であり、着火後の液滴燃焼が支配的となる十分な高さを有している。また、熱移行は輻射及び自然対流となり、輻射の観点では温度差が、自然対流の観点ではグラスホフ数及びプラントル数がスケーリングとして重要となる。温度差及びプラントル数については、実機と同じナトリウムによる燃焼としており、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。また、グラスホフ数で重要となる代表寸法（装置高さ）は実機に比べ約 1/2 程度であり、グラスホフ数で最大 1 桁実機よりも小さくなるが、十分に発達した乱流自然対流領域であり、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。なお実機に比べ容積が小さく、また、実験では密閉空間としているため、燃焼に伴う圧力上昇は実機に比べ大きく、また、急激に減衰するが、実験初期における最高圧力等を評価対象としているためその影響は比較的小さいといえる。

なお、ULOF におけるスプレイ燃焼計算¹では、ナトリウム噴出条件の不確かさを考慮して、小さい液滴径 (0.1mm) を設定している。このため、噴出終了時にはほぼ全量 (230kg のうち 229kg 以上) のナトリウムが雰囲気中で燃焼するという厳しい結果になっているが、その場合におい

¹ 格納容器（床上）にナトリウムが漏えいする場合、漏えいナトリウムは回転プラグ等を内包する炉容器ピット内にとどまると考えられるが、CONTAIN-LMRの制約（1点近似コード）を考慮して、保守的に直接格納容器（床上）に噴出させている。なお、噴出ナトリウムの条件は、600℃、230kgである。

ても格納容器の健全性は損なわれないことを確認している。

(2) プール燃焼実験

プール燃焼、周辺への熱移行（輻射モデル）及びエアロゾル移行の妥当性確認として実施しているプール燃焼実験では、容器高さを約 3m、プール燃焼領域を 1.5m×1.5m としている。スプレイ燃焼実験装置と同様に、温度差、プラントル数及び実験装置高さの観点では、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。また、プール燃焼における代表寸法である等価直径については、実機における大規模漏えいに対してはグラスホフ数が 2 桁以上小さくなるものの、十分に発達した乱流自然対流領域であり、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。

(3) マルチセルプール燃焼実験

プール燃焼、周辺への熱、質量、運動量移行及びエアロゾル移行の妥当性確認として実施しているマルチセルプール燃焼実験装置は、前項(2)のプール燃焼実験装置を改良したものであり、(2)と同様に、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。

(4) ナトリウム-コンクリート反応実験

ナトリウム-コンクリート反応実験（Ⅲ-1M）において使用しているコンクリートは硬質砂岩コンクリート（主成分はシリカ）であり、その大きさは「0.2mφ×0.6mH」である。一方、大規模実験（LSC-1）では、玄武岩コンクリート（主成分はシリカ）で、大きさは「0.91mL×0.91mW×0.61mH」のものを使用している。また、Ⅲ-1Mは装置全体を断熱材で覆って周囲への放熱を極力防いでいるのに対し（深さ方向の侵食となるよう設定）、LSC-1では放熱等の影響を受けて多次元的な侵食挙動となっている（実機の事故条件に近い）。なお、両実験ではヒータ加熱により Na プール温度を高温に維持し、反応を継続させていることに留意する必要がある。このような条件の異なる実験に対して、CONTAIN-LMRはナトリウム-コンクリート反応挙動（コンクリート侵食量、水素発生量）を概ね再現又は保守的に評価しており、本試験装置で得られた結論を有効性評価（シリカ系コンクリート）に適用できる。

なお、ULOFにおけるナトリウム-コンクリート反応計算では、ナトリウムの表面張力等から算出されるプールの厚さ（約 1cm）をもとに広がり面積（約 30m²）を決定している。このように薄く広がったナトリウムプールのため、ナトリウムと水（主に自由水）との反応により 230kg のナトリウムが約 220 秒で消費され、コンクリートの侵食（シリカ等のコンクリート成分との反応）はほとんど起こらないという結果になっている。

5.3 まとめ

以上より、ナトリウム漏えい事故に起因する格納容器応答過程評価に係る重要現象に関する CONTAIN-LMRの解析モデルは、各試験の結果と比較して概ね妥当であることを確認するとともに、各解析モデルの不確かさを把握した。その不確かさを考慮することにより、CONTAIN-LMRは格納容器破損防止措置の有効性評価に適用することができる。

6. 参考文献

- [1] K. K. Murata, et al., “CONTAIN LMR/1B-Mod.1, A Computer Code for Containment Analysis of Accidents in Liquid-Metal-Cooled Nuclear Reactors”, SAND91-1490・UC-610, Jan. 1993.
- [2] S. Miyahara, et al., “Development of Fast Reactor Containment Safety Analysis Code, CONTAIN-LMR (1) Outline of Development Project”, 23rd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-23), ICONE23-1586, 2015, Chiba, Japan.
- [3] S. S. Tsai, “The NACOM Code for Analysis of Postulated Sodium Spray Fires in LMFBRs”, NUREG/CR-1405, U.S. Nuclear Regulatory Commission, 1980.
- [4] J. R. Richard, R. Delbourgo, P. Laffitte, Spontaneous Ignition and Combustion of Sodium Droplets in Various Oxidizing Atmospheres at Atmospheric Pressure, 12th Symposium (International) on Combustion, Volume 12, Issue 1, p.39-48, 1969.
- [5] W. E. Ranz and W. R. Marshall, “Evaporation from drops”, Chemical Engineering Progress, Vol.48, No.3, p.141-146, 1952.
- [6] 山口彰, 田嶋雄次, “SPHINCS コードのスプレイ燃焼モデルの開発と検証 液滴燃焼実験解析と技術課題の抽出”, JNC TN-9400 99-059, 1999.
- [7] P. Beiriger, J. Hopenfeld and M. Silberberg, et al., “SOFIRE II User Report” AI-AEC-13055, March 1973.
- [8] M. Fishenden, O. A. Saunders, “An Introduction to Heat Transfer”, Clarendon Press, p.97, 1965.
- [9] W. G. Brown and K. R. Solvason, “Natural Convection through Rectangular Openings in Partitions-1 Vertical Partitions”, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.5, p.859-868, 1962.
- [10] W. G. Brown, “Natural Convection through Rectangular Openings in Partitions-2 Horizontal Partitions”, Int J. Heat Mass Transfer, Vol.5, p.869-878, 1962.
- [11] 西川兼康、他, 機械工学基礎講座 伝熱学 (第1版) 理工学社 2003年1月
- [12] 伝熱工学資料(改訂第5版) I. 基礎編 6・2・3 日本機械学会、2009年5月
- [13] F. Gelbard, “MAEROS User Manual”, NUREG/CR-1391, SAND80-0822, Dec. 1982.
- [14] L. L. Humphries, et al., “MELCOR Computer Code Manuals”, RN Package Reference Manual 2.4 Aerosol Dynamics (MAEROS), SAND2017-0876 0, Jan. 2017.
- [15] F. Gelbard and J. H. Seinfeld, “Simulation of Multicomponent Aerosol Dynamics”, Journal of Colloid and Interface Science, Vol.78, No.2, p.485-501, 1980.
- [16] 高橋幹二, “エアロゾル学の基礎”, 日本エアロゾル学会、2003年7月
- [17] A. J. Suo-Anttila, “SLAM - A Sodium-Limestone Concrete Ablation Model”, NUREG/CR - 3379, SAND83 - 7114, Dec. 1983.
- [18] K. Thurnay, “Thermophysical Properties of Sodium in the Liquid and Gaseous States”, Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik Projekt Schneller Brüter, Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 2863 Februar 1981.
- [19] O. J. Foust, “Sodium-NaK Engineering Handbook Vol.I Sodium Chemistry and Physical Properties”, Gordon and Breach, Science Publishers, Inc. 1972.
- [20] 森井正、他, “大規模ナトリウム漏洩燃焼試験(III) (空気雰囲気における大規模 Na スプレー

- 燃焼試験、Run-E1) ” , PNC-TN9410 86-124, 1986.12
- [21] 森井正、他, “Na 燃焼解析コードの整備 (大規模空気雰囲気試験データを用いたスプレー燃焼モデルの検証) ” , PNC-TN9410 87-006, 1987.1
- [22] 大野修司、他, “ナトリウム燃焼解析コード ASSCOPS の開発と検証” , サイクル機構技報 No.11-11, p.93, 2001.6
- [23] 宮原信哉、他, “大規模ナトリウム漏洩燃焼試験(I) -空気雰囲気におけるナトリウムプール燃焼試験-, Run-D1” , PNC-TN9410 87-081, 1987.5
- [24] S. Ohno, et al., “Development of Fast Reactor Containment Safety Analysis Code, CONTAIN-LMR (2) Validation Study of Sodium Fire Model in CONTAIN-LMR” , 23rd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-23), ICONE23-1560, 2015, Chiba, Japan.
- [25] 大野修司, “2セル体系ナトリウム燃焼試験における熱影響の評価” , 日本機械学会 2015 年度年次大会講演論文集, S0820105, [2015.9.13-16, 札幌]
- [26] 畝本敏行、他, “ナトリウム-コンクリート反応基礎試験(III)” , PNC-TJ270 84-01.1984.10
- [27] M. W. McCormick, et al., “Large-Scale Sodium-Basalt Concrete Reaction Test LSC-1” , HEDL-TME 80-57, June 1981.

第1表 CONTAIN-LMRにおけるランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での扱い
H	評価指標に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較や感度解析等により求め、実機評価における評価指標への影響を評価する。
M	評価指標に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標を評価する必要はないが、本資料では、実機評価への影響を感度解析等により評価するか、「H」と同様に評価することとする。
L	評価指標に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが、評価指標への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証/妥当性評価は記載しない。

第2表 CONTAIN-LMRにおける物理現象のランクテーブル

分類	物理現象	評価指標	ULOF	PLOHS	LORL
			格納容器内圧力 格納容器鋼壁温度 水素濃度 エアロゾル濃度	格納容器内圧力 格納容器鋼壁温度 水素濃度 エアロゾル濃度	
スプレー燃焼	(1) 液滴径分布		H	M	—
	(2) 燃焼（含水分との反応、雰囲気中での化学反応）		H	M	—
	(3) 反応熱移行		H	M	—
プール燃焼	(4) プール広がり面積		M	M	M
	(5) 燃焼（含水分との反応）		H	M	M
	(6) 反応熱移行		H	M	M
雰囲気・構造物への熱移行	(7) 熱伝導		H	H	H
	(8) 対流熱移行		H	H	H
	(9) 輻射熱移行		H	H	H
雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行	(10) 質量・運動量移行		H	H	H
	(11) ガス成分濃度移行		H	H	H
	(12) エアロゾル移行		H	H	H
その他ナトリウム特有の物理現象	(13) ナトリウム-コンクリート反応		H	—	—
	(14) ナトリウムの凝縮・蒸発		M	H	M

第3表 重要現象に対するCONTAIN-LMRの解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル
スプレイ燃焼	液滴径分布	抜山-棚沢分布モデル (液滴径を入力)
	燃焼 (含水分との反応、雰囲 気中での化学反応)	液滴燃焼モデル (反応割合を入力で指定)
	反応熱移行	
プール燃焼	プール広がり面積	(一定値を入力で指定)
	燃焼 (含水分との反応)	プール燃焼モデル (反応割合を入力で指定)
	反応熱移行	(反応熱の配分を入力で指定)
雰囲気・構造物 への熱移行	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	対流熱移行	フローネットワークモデル ・エネルギー保存 ・周辺構造物との対流熱伝達
	輻射熱移行	輻射モデル
雰囲気・構造物 へのガス・エア ロゾル移行	質量・運動量移行	フローネットワークモデル ・質量、運動量保存 ・ガス成分種質量保存 ・圧力勾配に伴う運動量交換 ・浮力差に伴う運動量交換 コンクリートからの水分放出モデル
	ガス成分濃度移行	
	エアロゾル移行	フローネットワークモデル (同上) エアロゾル挙動モデル ・粒径分布モデル ・凝集・沈着モデル
その他 ナトリウム特有 の物理現象	ナトリウム-コンクリート反応	ナトリウム-コンクリート反応モデル ・化学反応モデル ・コンクリートの侵食モデル ・非定常熱伝導モデル ・水分の移動モデル
	ナトリウムの凝縮・蒸発	ナトリウムの飽和蒸気圧を考慮した凝縮・蒸発

第4表 CONTAINER-LMRにおける重要現象に対する妥当性確認方法 (1/2)

分類	重要現象	必要な解析モデル	実験			
			スプレイ 燃焼 (RUN- E1)	プール燃焼 (RUN-D1)	マルチセルプール燃焼 (RUN-D3)	ナトリウム-コンクリート 反応 (III-1M) (LSC-1)
スプレイ 燃焼	液滴径分布	抜山-棚沢分布モデル (液滴径を入力)	—			
	燃焼 (含水分との反応、雰囲気 気中での化学反応)	液滴燃焼モデル (反応割合を入力で指定)	4.2.1			
	反応熱移行		4.2.1			
プール 燃焼	プール広がり面積	(一定値を入力で指定)		—	—	
	燃焼 (含水分との反応)	プール燃焼モデル (反応割合を入力で指定)	(4.2.1) ¹	4.2.2	4.2.3	
	反応熱移行	(反応熱の配分を入力で指定)	(4.2.1) ¹	4.2.2	4.2.3	
雰囲気・構 造物への熱 移行	熱伝導	非定常熱伝導方程式	(4.2.1) ²	4.2.2	4.2.3	
	対流熱移行	フローネットワークモデル ・エネルギー保存 ・周辺構造物との対流熱伝達	(4.2.1) ²	(4.2.2) ²	4.2.3	
	輻射熱移行	輻射モデル	4.2.1	(4.2.2) ²	(4.2.3) ²	

— : 4.1 節に記載の理由により、又は入力条件のため妥当性確認が不要である重要現象

()¹ : 現象としては実験に含まれるが影響が小さく妥当性確認の対象外

()² : 温度分布評価で総合的に検証

第4表 CONTAINER-LMRにおける重要現象に対する妥当性確認方法 (2/2)

分類	重要現象	必要な解析モデル	実験			
			スプレイ 燃焼 (RUN- E1)	プール燃焼 (RUN-D1)	マルチセルプール燃焼 (RUN-D3)	ナトリウム-コンクリート 反応 (III-1M) (LSC-1)
雰囲気・ 構造物への ガス・エア ロゾル移行	質量・運動量移行	フローネットワークモデル ・質量、運動量保存 ・ガス成分種質量保存 ・圧力勾配に伴う運動量交換 ・浮力差に伴う運動量交換 コンクリートからの水分放出モデル			4.2.3	
	ガス成分濃度移行		—	—	4.2.3	—
	エアロゾル移行	フローネットワークモデル (同上) エアロゾル挙動モデル ・粒径分布モデル ・凝集・沈着モデル		4.2.2	4.2.3	
その他ナト リウム特有 の物理現象	ナトリウム-コンクリ ート反応	ナトリウム-コンクリート反応モデル ・化学反応モデル ・コンクリートの侵食モデル ・非定常熱伝導モデル ・水分の移動モデル				4.2.4 4.2.5
	ナトリウムの凝縮・蒸 発	ナトリウムの飽和蒸気圧を考慮した凝 縮・蒸発	(4.2.1) ³	(4.2.2) ³	(4.2.3) ³	

— : 4.1 節に記載の理由により、又は入力条件のため妥当性確認が不要である重要現象
 ()³ : 現象としては一部実験に含まれるため間接的に検証

第5表 ナトリウム-コンクリート反応実験 (III-1M) の主な実験条件

Exp. No.	硬質砂岩コンクリート		ナトリウム			時間 (hrs)
	高さ (mm)	重さ (kg)	重さ (kg)	深さ (mm)	温度 (°C)	
III-1M	600	45.0	16.0	600	530	8

第6表 ナトリウム-コンクリート反応実験で使用されたコンクリートの主な成分内訳

	主な構成成分及び含水率 (%)			
	SiO ₂	含水率	自由水	結合水
III-1M 実験	73.2	7.2	5.3	1.9
LSC-1 実験	53.9	7.5	5.5	2.0
「常陽」	75.0	6.6	3.5	3.1

第7表 CONTAINER-LMRにおける重要現象に対する不確かさ (1/3)

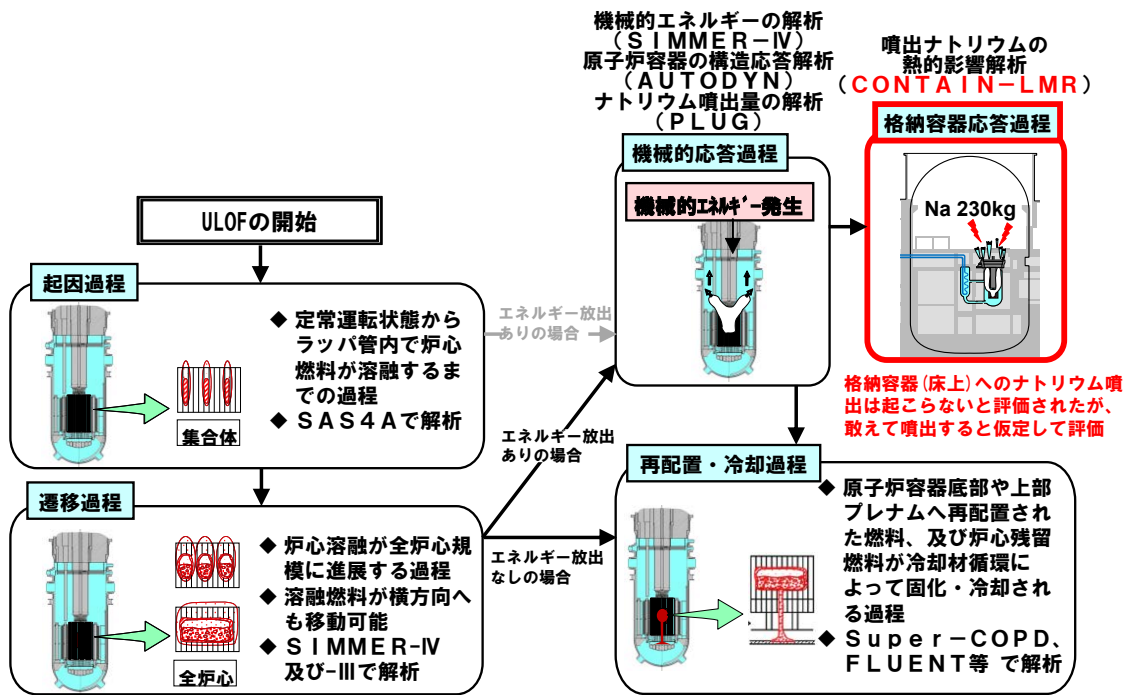
分類	重要現象	必要な解析モデル	妥当性確認	不確かさ	感度評価
スプレイ 燃焼	液滴径分布	抜山-棚沢分布モデル (液滴径を入力)	不要	入力値に 含まれる	平均液滴径：-10%で最高圧力 約+7%
	燃焼 (含水分との反応、雰 囲気中での化学反応)	液滴燃焼モデル (反応割合を入力で指定)	スプレイ燃 焼実験(E1)	入力値に 含まれる	-
	反応熱移行				
プール 燃焼	プール広がり面積	(一定値を入力で指定)	不要	入力値に 含まれる	-
	燃焼 (含水分との反応)	プール燃焼モデル (反応割合を入力で指定)	プール燃焼 実験(D1) マルチセル プール燃焼 実験(D3)	入力値に含まれる (反応熱のプールへ の移行割合：f2)	反応熱のプールへの移行割合 f2(0.65の+10%=0.72)とした場合、 プールの最高温度は基準ケース (0.65)よりも約35℃上昇
	反応熱移行	(反応熱の配分を入力で指 定)			

第7表 CONTAINER-LMRにおける重要現象に対する不確かさ (2/3)

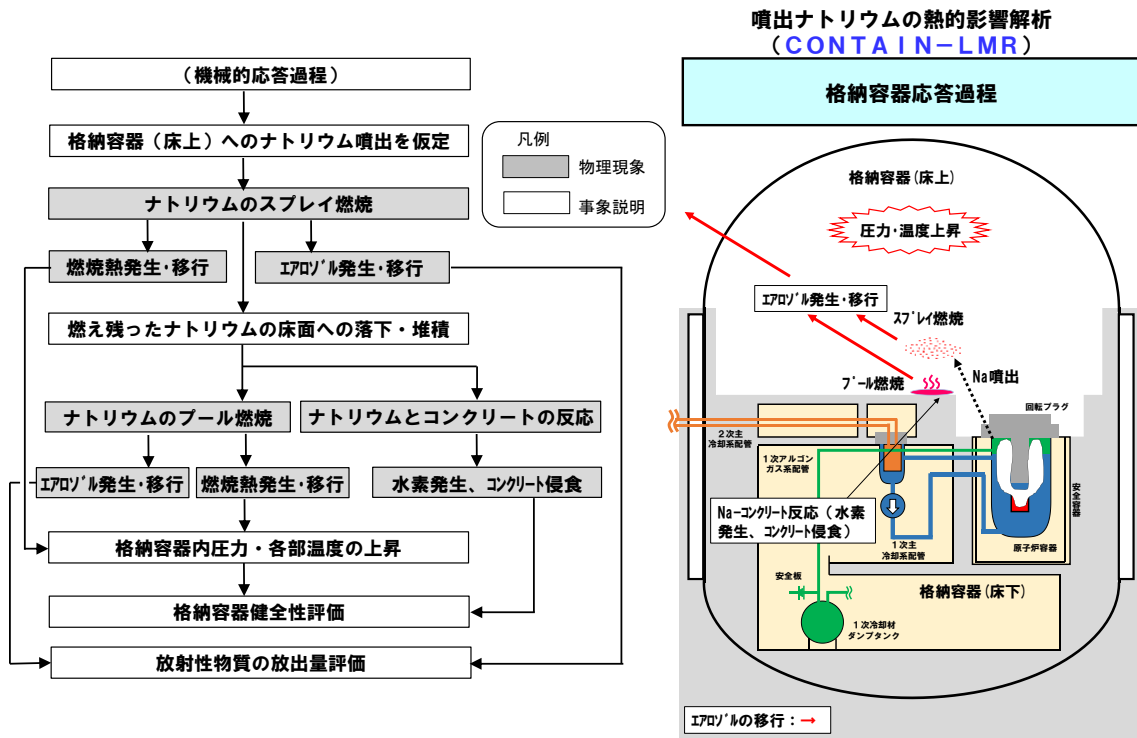
分類	重要現象	必要な解析モデル	妥当性確認	不確かさ	感度評価
券 囲 気 ・ 構 造 物 へ の 熱 移 行	熱伝導	非定常熱伝導方程式	プール燃焼実験(D1) マルチセルプール燃焼 実験(D3)	入力値に 含まれる	—
	対流熱移行	フローネットワークモデル ・エネルギー保存 ・周辺構造物との対流熱伝達	マルチセルプール燃焼 実験(D3)	入力値に 含まれる	—
	輻射熱移行	輻射モデル	スプレイ燃焼実験(E1)	入力値に 含まれる	ガス～周辺壁輻射率：-30%で、ガス温度約+ 9%、ガス圧力約+5%
行 券 囲 気 ・ 構 造 物 へ の ガ ス ・ エ ア ロ ゾ ル 移	質量・運動 量移行	フローネットワークモデル ・質量、運動量保存 ・ガス成分種質量保存 ・圧力勾配に伴う運動量交換 ・浮力差に伴う運動量交換	マルチセルプール燃焼 実験(D3)	浮力差に伴う 運動量交換 (モデル定数 C の不確かさ幅： 約-22%～+ 30%)	定数 C (約-22%～+30%) に対し、浮力差に 伴う対流通気量は約-19%～+24%
	ガス成分濃 度移行	コンクリートからの水分放出 モデル	不要	入力値に 含まれる	—
	エアロゾル 移行	フローネットワークモデル (同上) エアロゾル挙動モデル ・粒径分布モデル ・凝集・沈着モデル	プール燃焼実験(D1) マルチセルプール燃焼 実験(D3)	入力値に 含まれる	反応生成物エアロゾルのプール落下割合： 0.75→0.95 で、最大エアロゾル濃度約-38%

第7表 CONTAIN-LMRにおける重要現象に対する不確かさ (3/3)

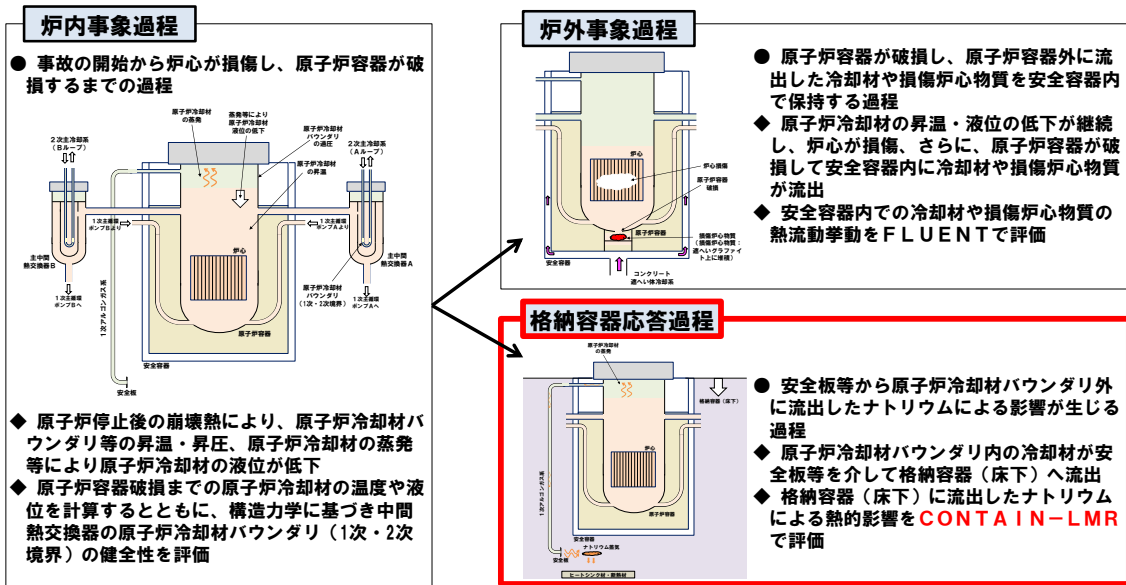
分類	重要現象	必要な解析モデル	妥当性確認	不確かさ	感度評価
その他 ナトリウム特有の物理現象	ナトリウム-コンクリート反応	ナトリウム-コンクリート反応モデル ・化学反応モデル ・コンクリートの侵食モデル ・非定常熱伝導モデル ・水分の移動モデル	ナトリウム- コンクリート 反応実験 (III-1M) (LSC-1)	入力値に 含まれる (コンクリート侵食 速度係数： FRACV)	FRACV を 0.001~0.005 と変更させた感度解析により、その値が 0.003 前後の時、ナトリウム-コンクリート反応現象(コンクリート侵食量、水素発生量)を概ね再現できることを確認
	ナトリウムの凝縮・蒸発	ナトリウムの飽和蒸気圧を考慮した凝縮・蒸発	スプレイ 燃焼 実験(E1) プール燃焼実験(D1) マルチセルプール燃焼実験(D3)	入力値に 含まれる	—



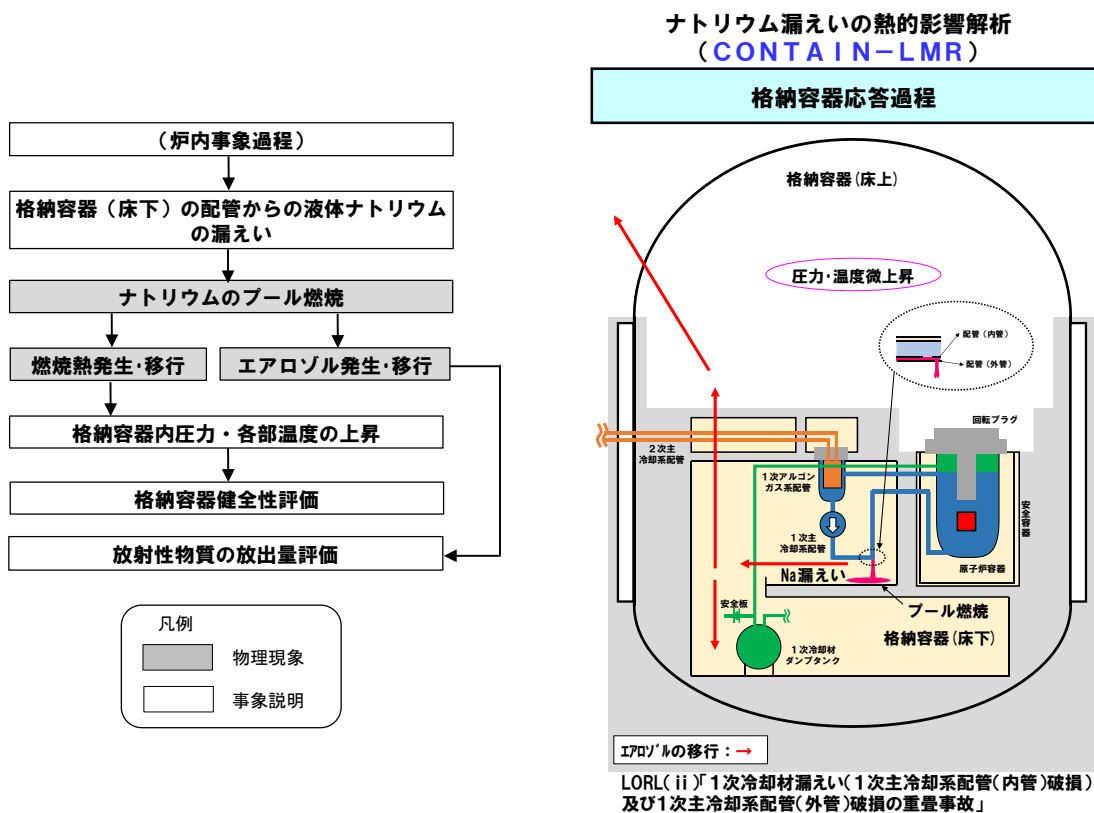
第1図 ULOFの事象推移と解析評価の流れ



第2図 格納容器破損防止措置 (ULOF(i): 格納容器応答過程) の事象推移と物理現象

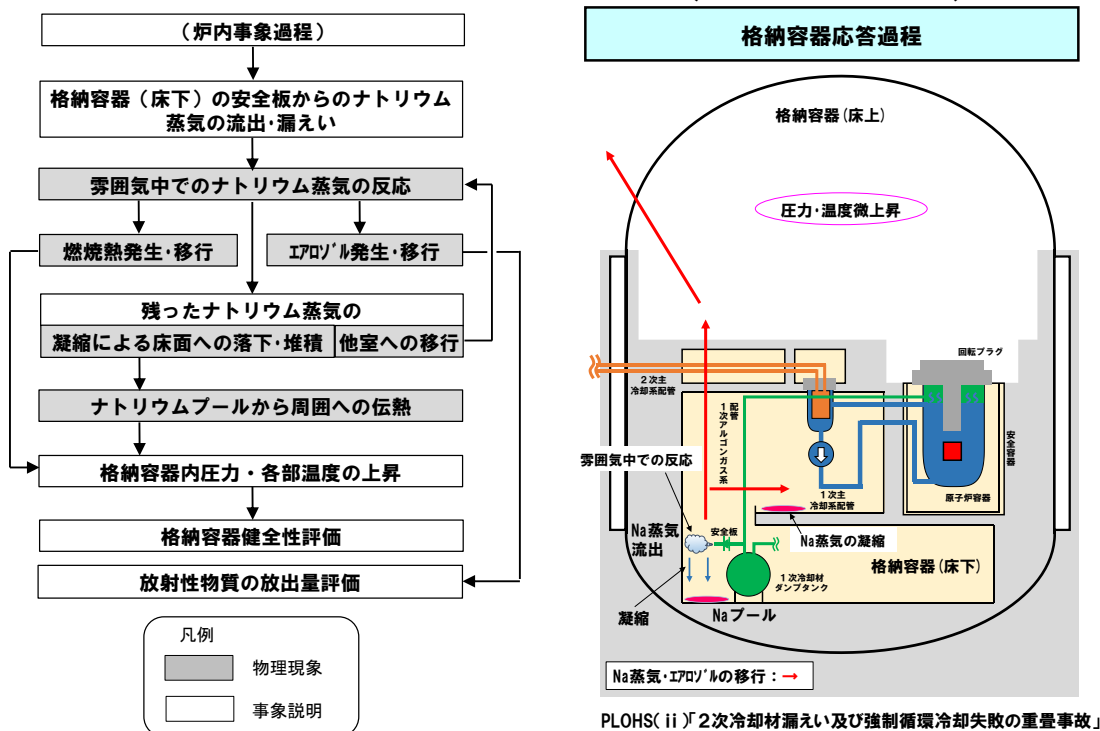


第 3 図 LORL 及び PLOHS の事象推移と解析評価の流れ

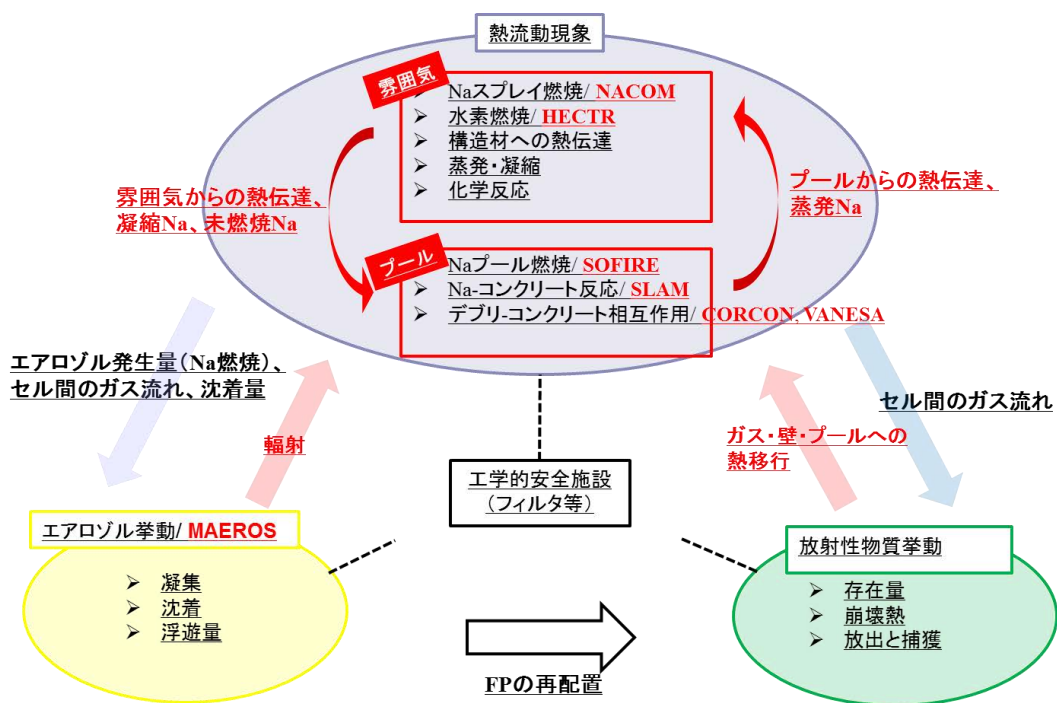


第 4 図 格納容器破損防止措置 (LORL(ii)) : 格納容器応答過程) の事象推移と物理現象

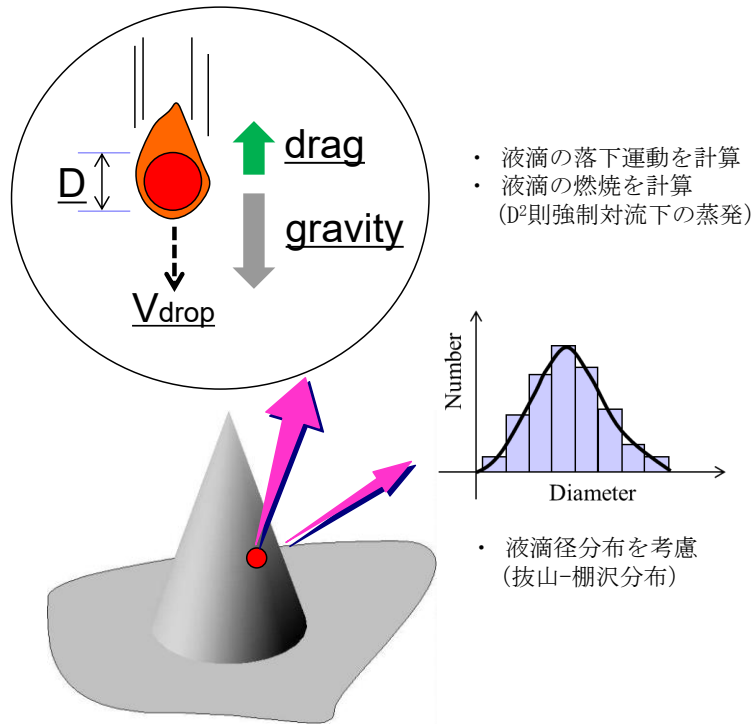
ナトリウム蒸気放出の熱的影響解析
(CONTAIN-LMR)



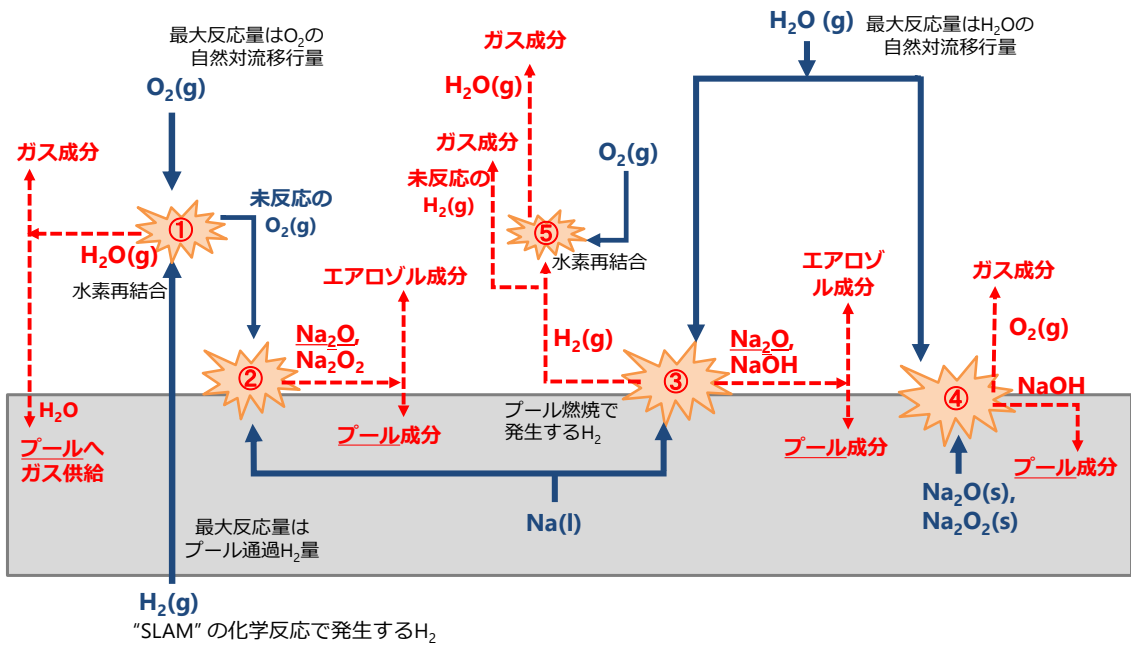
第5図 格納容器破損防止措置（PLOHS(ii)：格納容器応答過程）の事象推移と物理現象



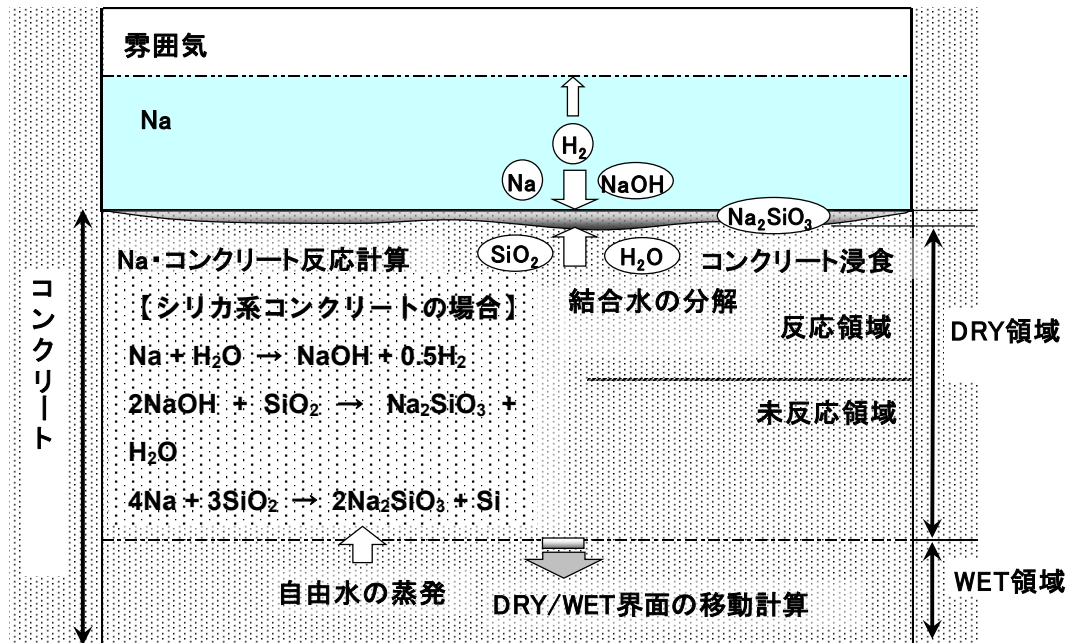
第6図 CONTAIN-LMRの主な解析機能



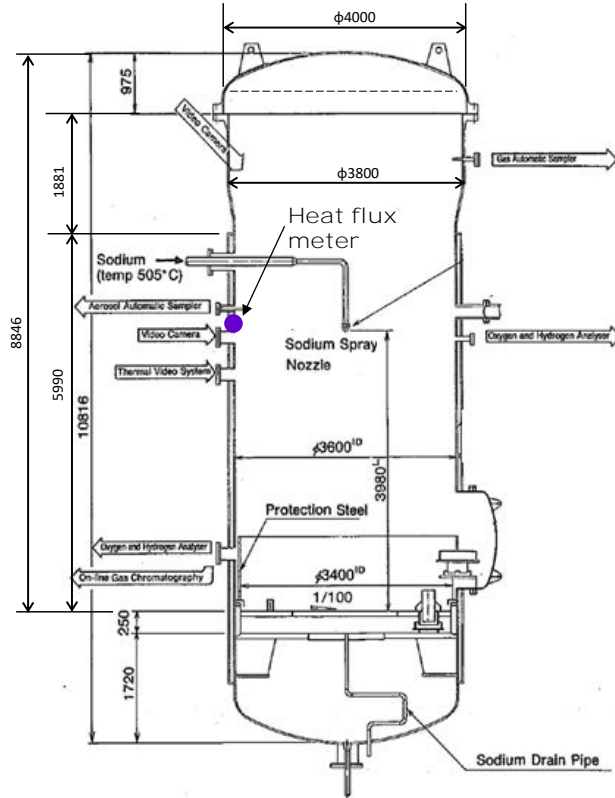
第7図 CONTAIN-LMRのスプレー燃焼モデルの概要



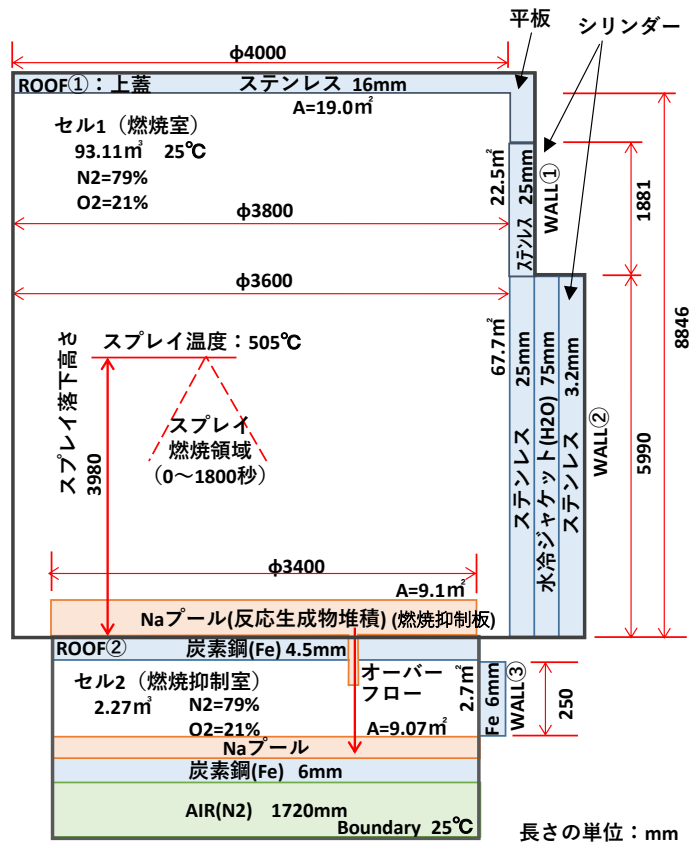
第8図 CONTAIN-LMRのプール燃焼モデルの概要



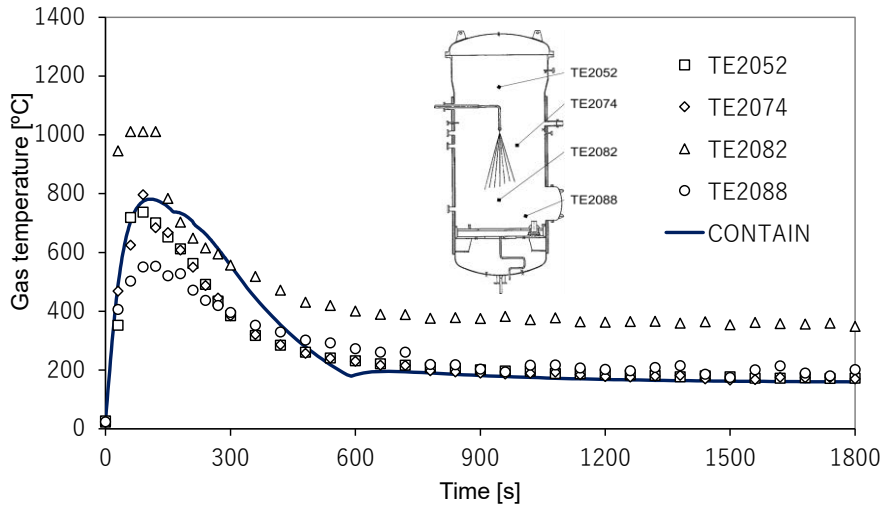
第9図 CONTAIN-LMRのナトリウム-コンクリート反応モデルの概要



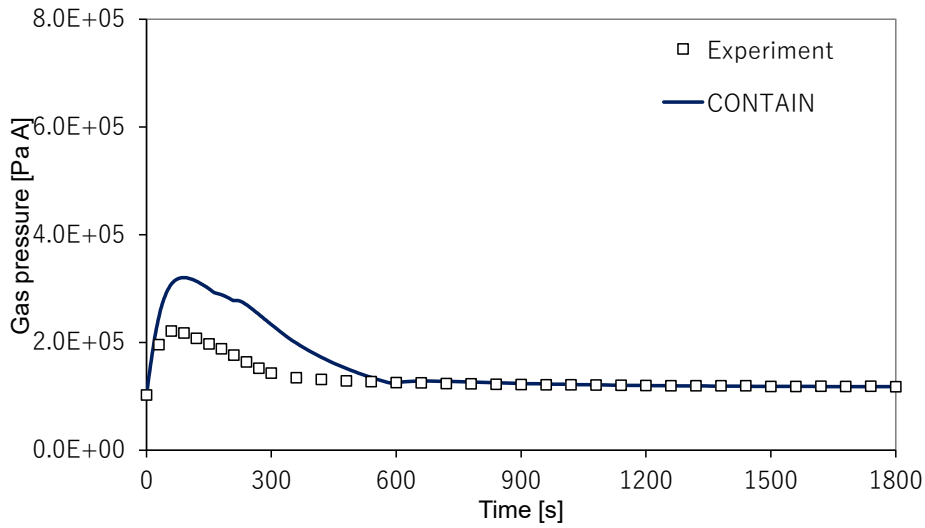
第 10 図 スプレイ燃焼実験 (RUN-E1) 装置



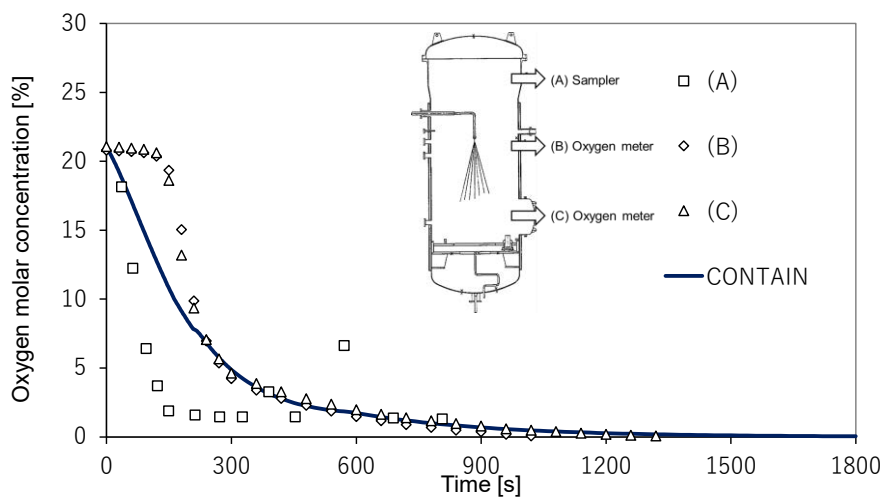
第 11 図 CONTAIN-LMR のスプレイ燃焼実験 (RUN-E1) の解析体系



(a) ガス温度時刻歴変化

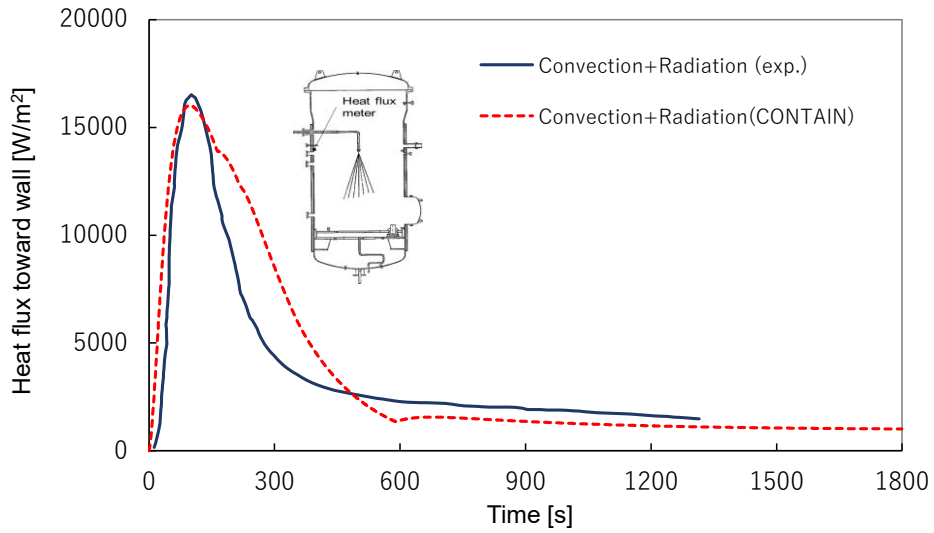


(b) ガス圧力時刻歴変化



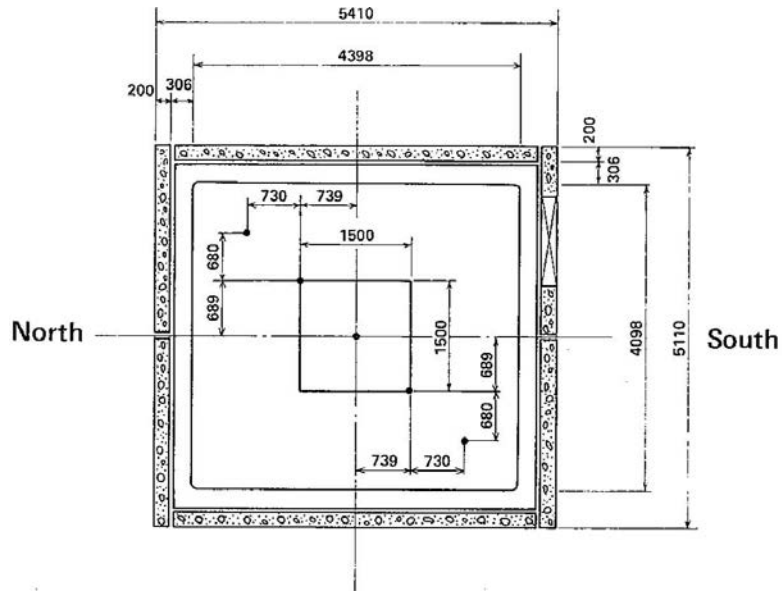
(c) 酸素濃度時刻歴変化

第 12 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-E1) (1/2)

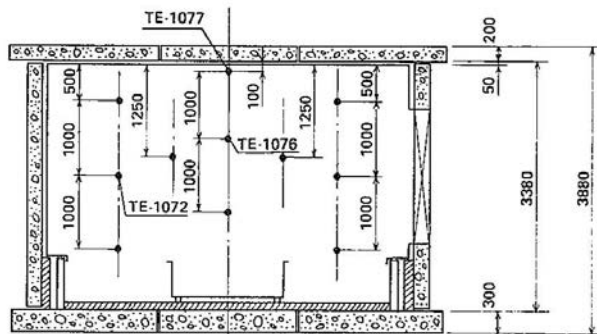


(d) 壁面熱流束

第12図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-E1) (2/2)



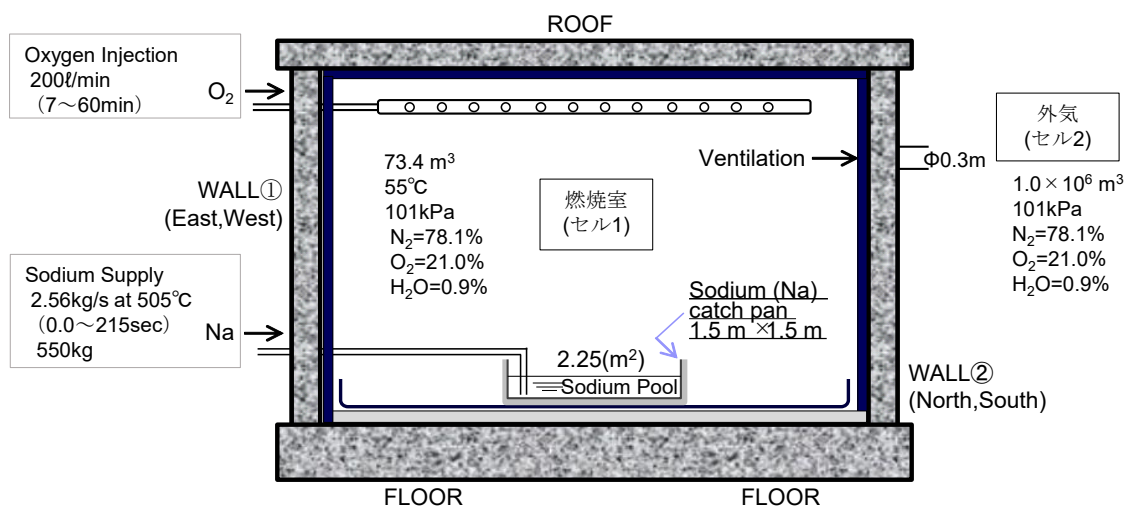
- Top View -



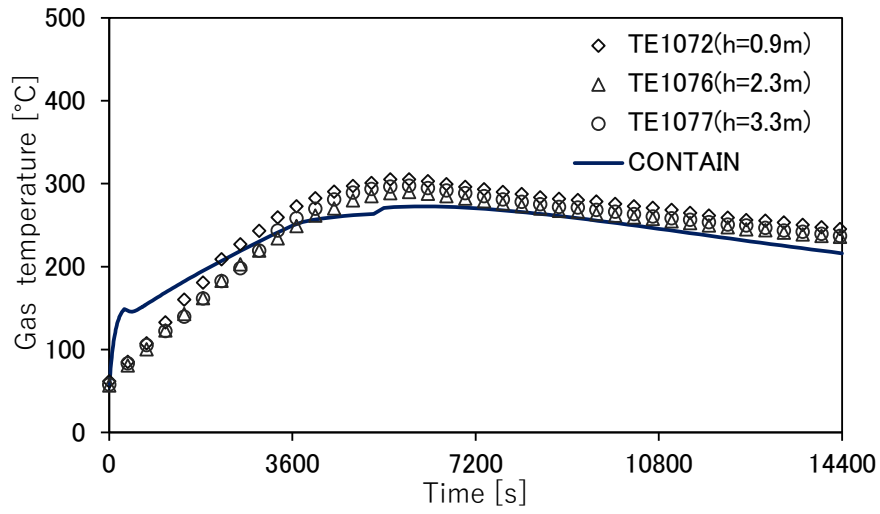
- Side View, North-South Cross-section -

unit : mm

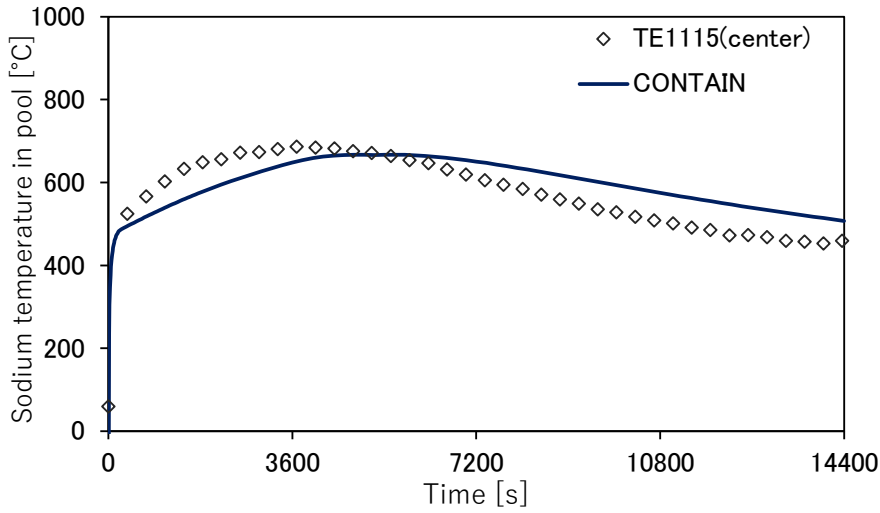
第13図 プール燃焼実験 (RUN-D1) 装置



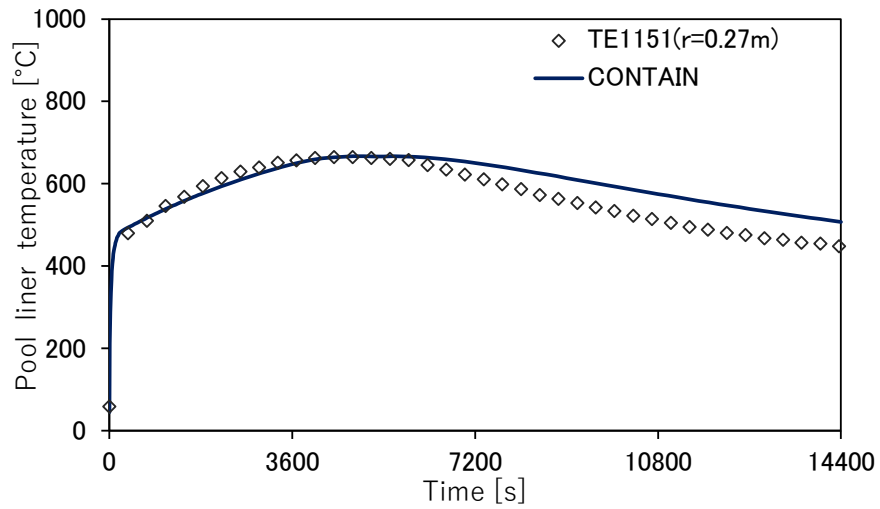
第 14 図 CONTAINER-LMR のプール燃焼実験 (RUN-D1) の解析体系



(a) ガス温度時刻歴変化

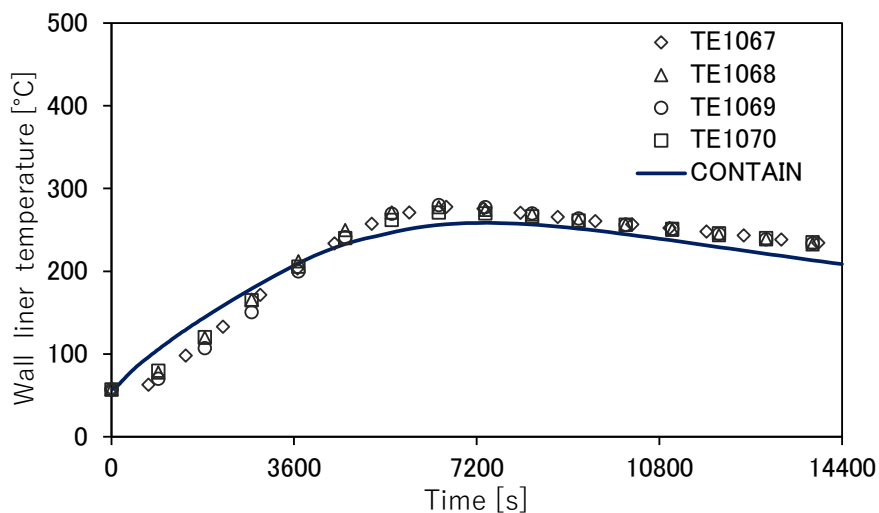


(b) ナトリウムプール温度時刻歴変化

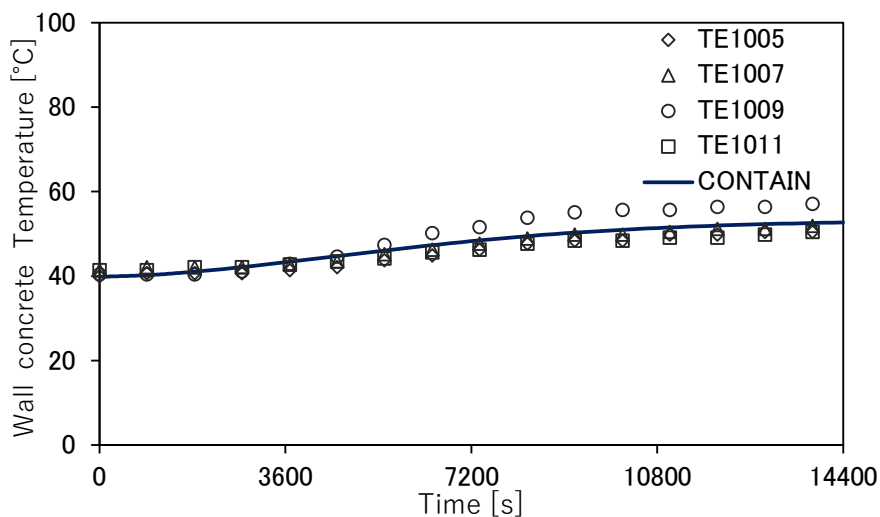


(c) プール下端ライナ温度時刻歴変化

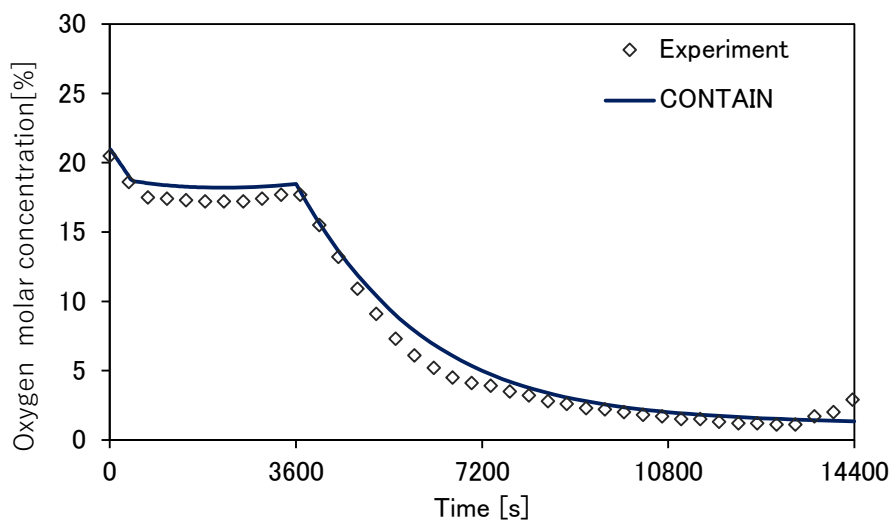
第 15 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D1) (1/3)



(d) 壁ライナ温度時刻歴変化

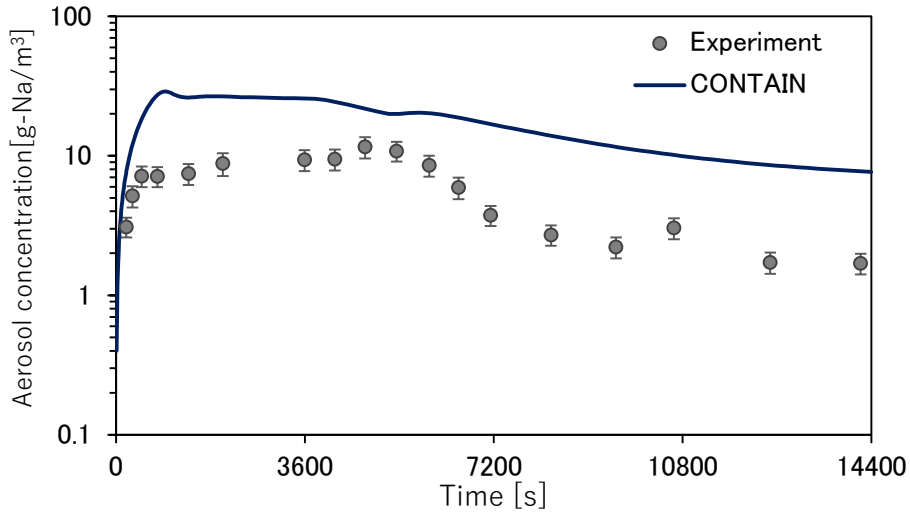


(e) 壁コンクリート温度時刻歴変化



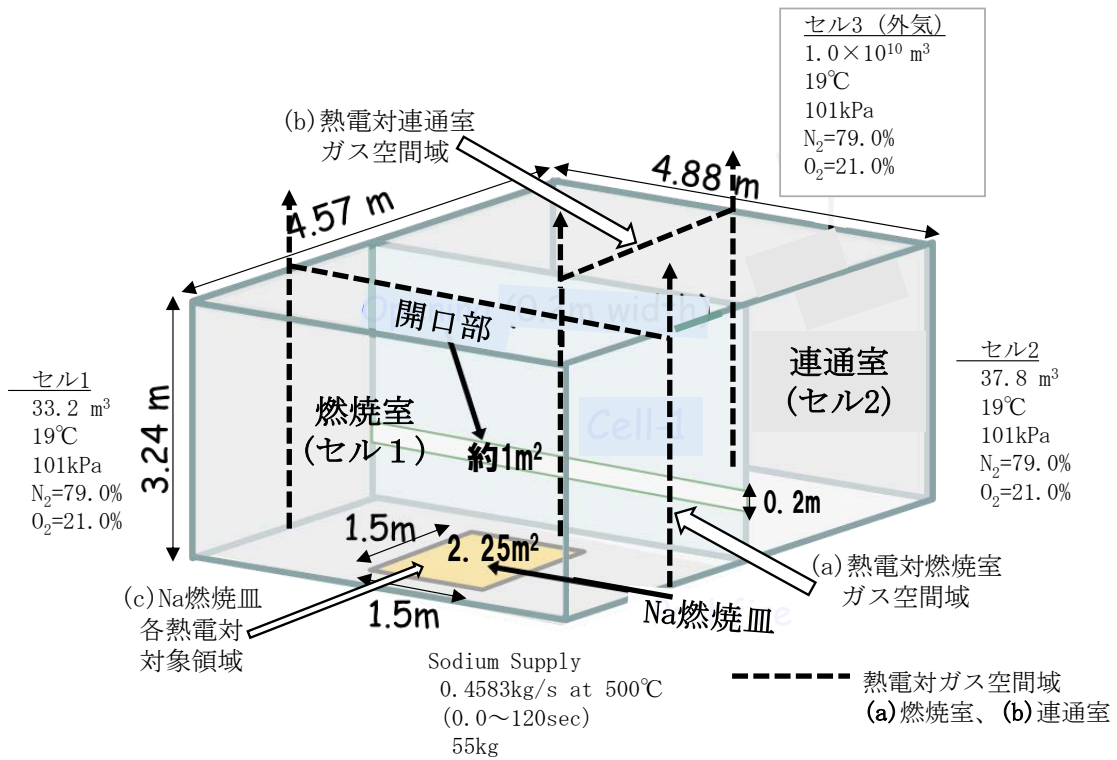
(f) 酸素濃度時刻歴変化

第 15 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D1) (2/3)

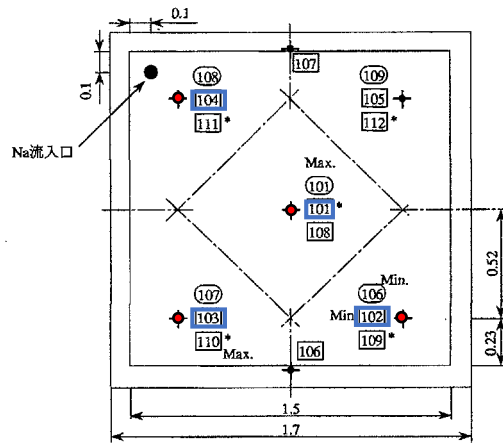
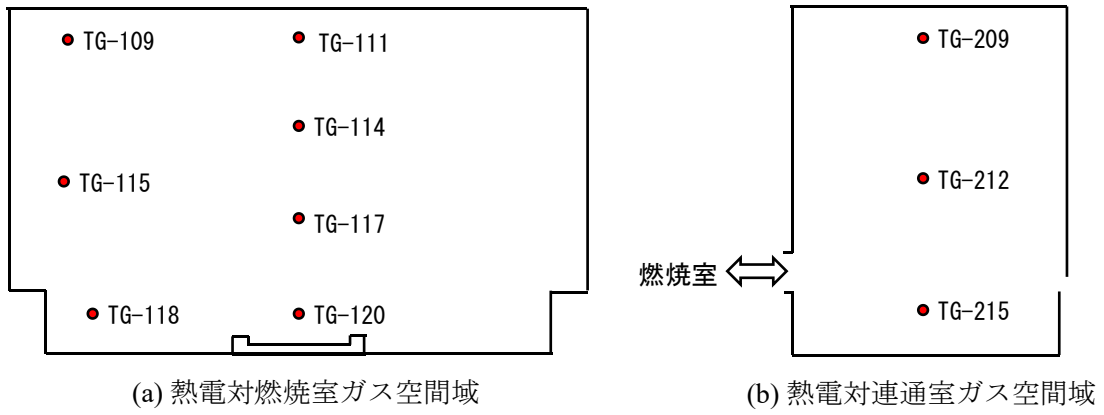


(g) エアロゾル濃度時刻歴変化

第 15 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D1) (3/3)



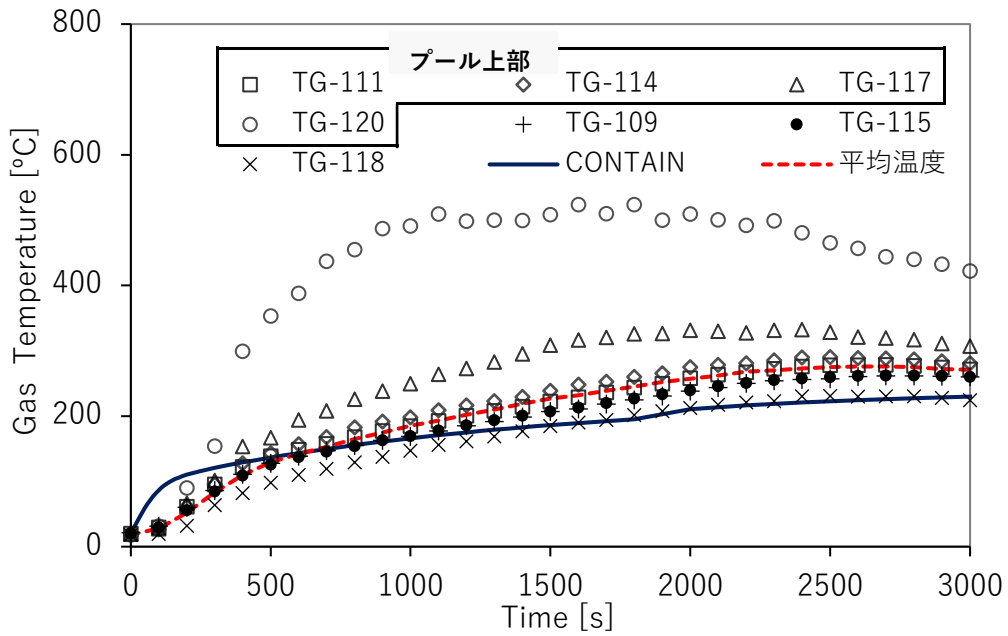
第 16 図 マルチセルプール燃焼実験 (RUN-D3) 装置及びCONTAIN-LMRの解析体系



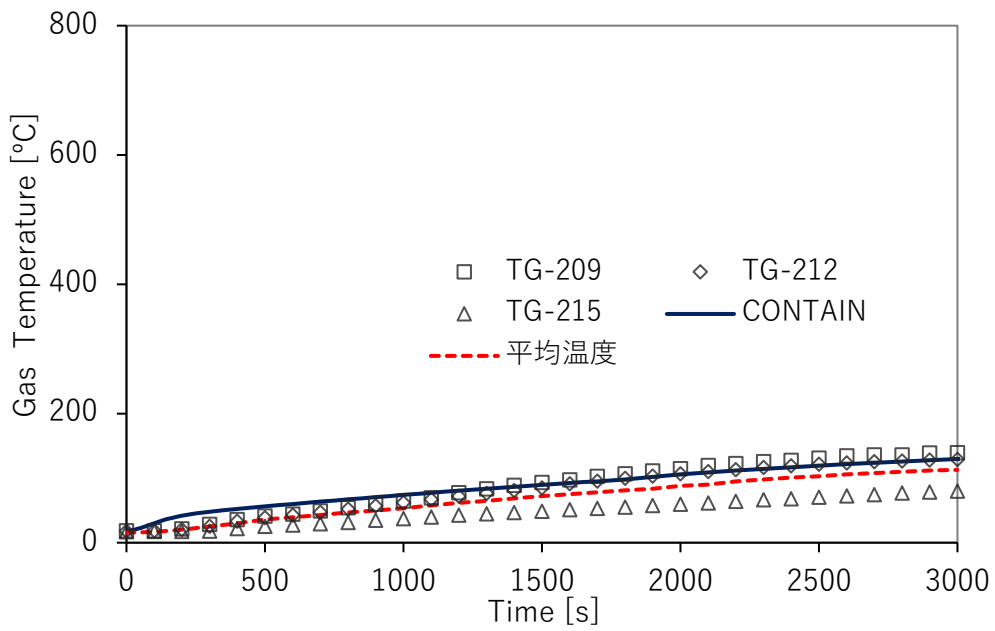
○ : 熱電対番号TN- ○
 □ : 熱電対番号TP- □ TP-101, TP-102, TP-103, TP-104
 * : Na燃焼皿裏側
 寸法単位 : m

(c) Na燃焼皿各熱電対対象領域

第 17 図 マルチセルプール燃焼実験 (RUN-D3) の熱電対計測点

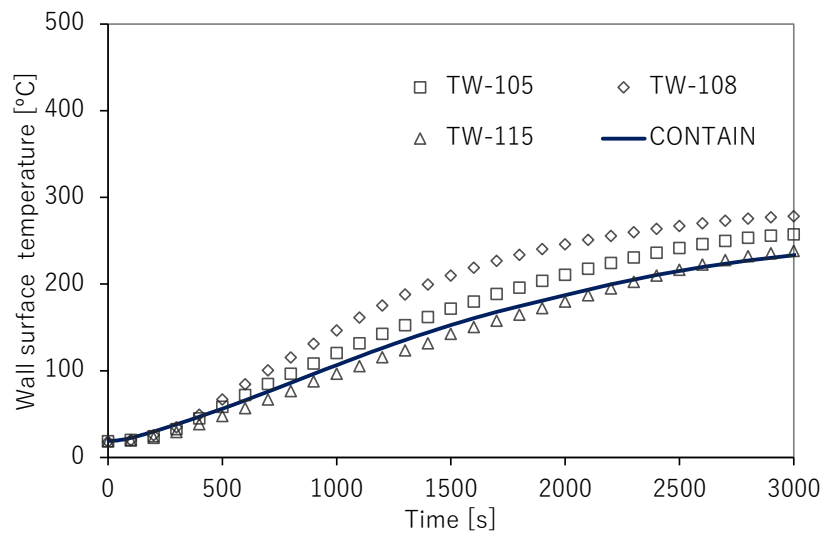


(a) ガス温度時刻歴変化・燃焼室

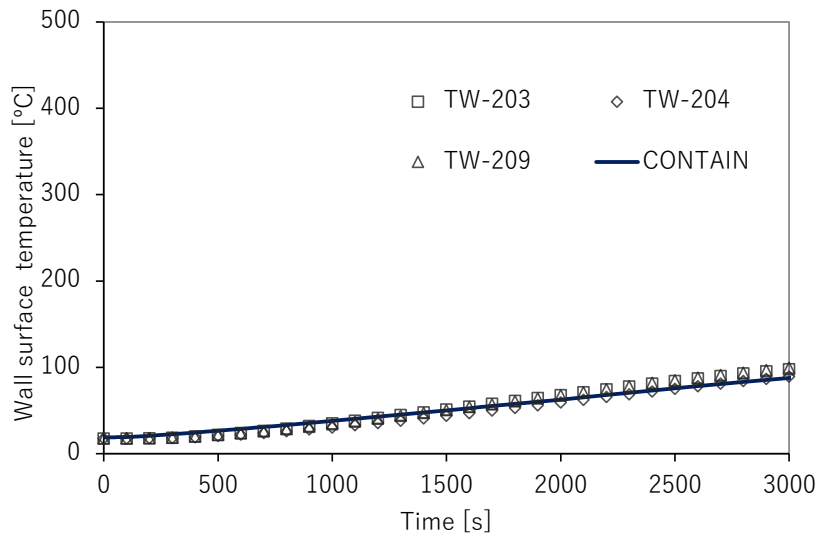


(b) ガス温度時刻歴変化・連通室

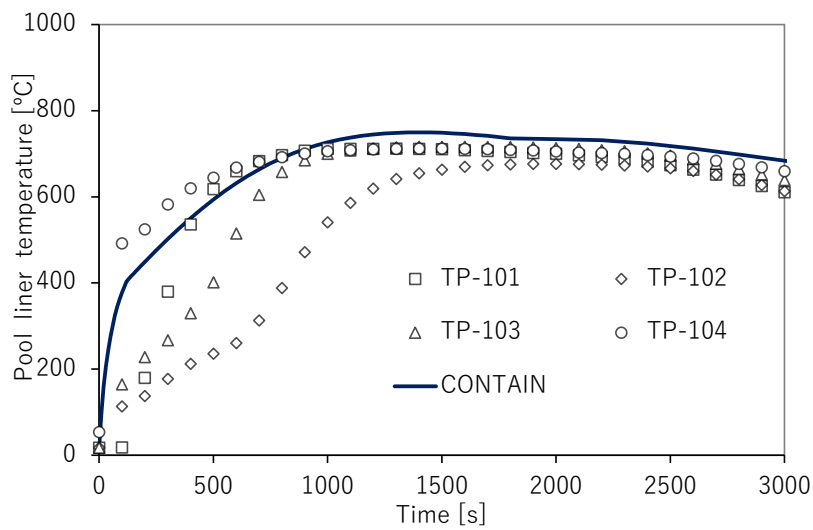
第 18 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D3) (1/3)



(c) 壁ライナ温度時刻歴変化・燃焼室

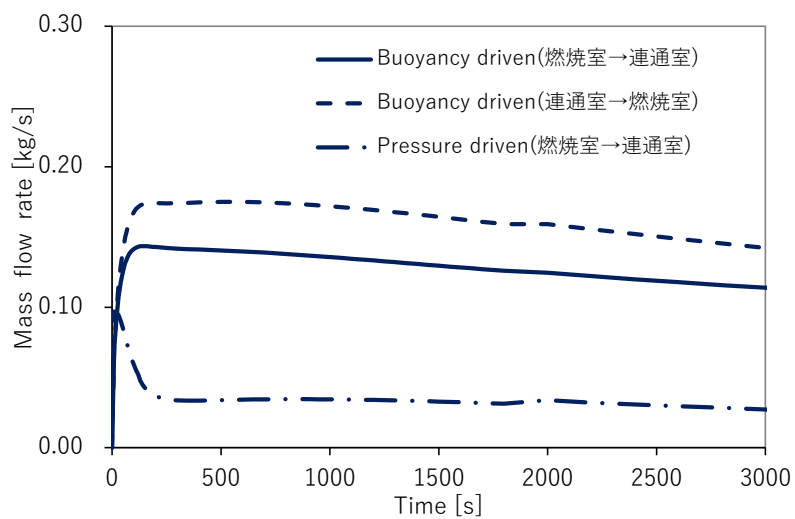


(d) 壁ライナ温度時刻歴変化・連通室

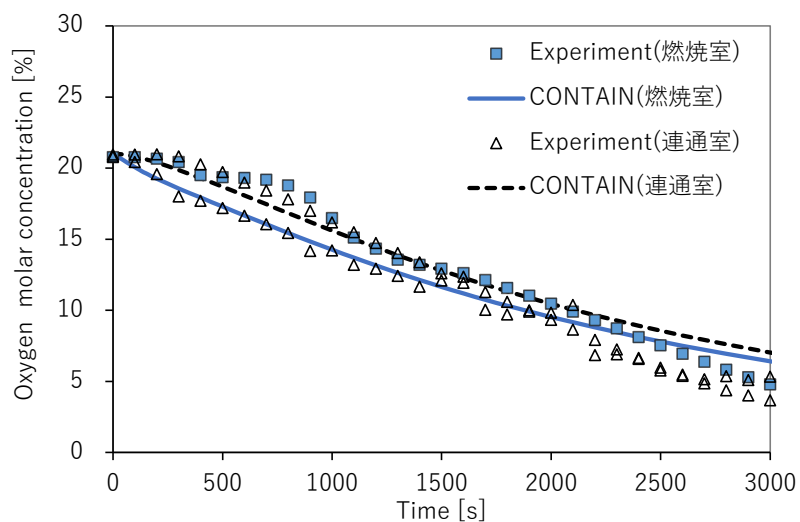


(e) 燃焼皿ライナ温度時刻歴変化

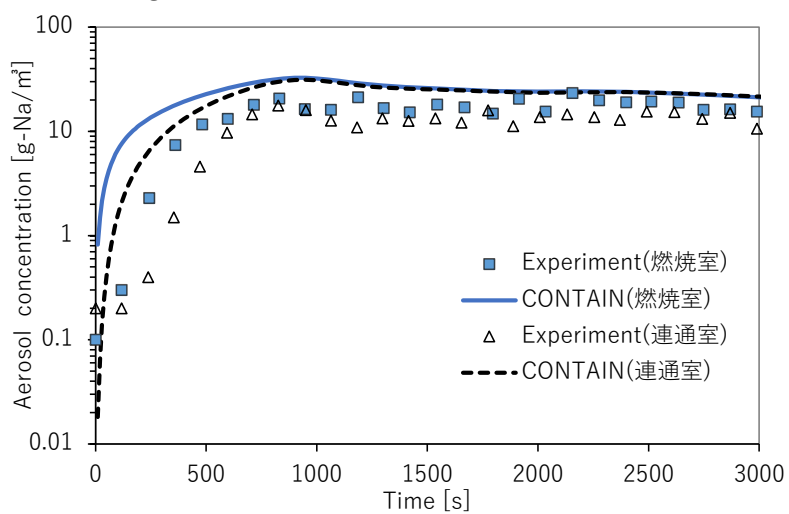
第 18 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D3) (2/3)



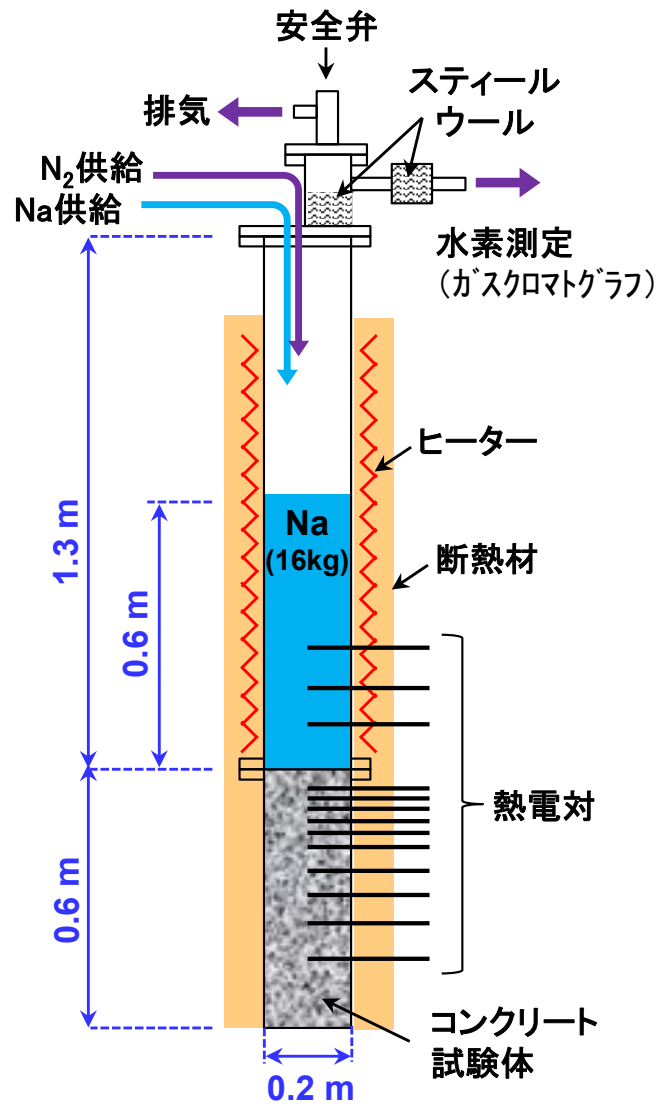
(f) セル間通気量時刻歴変化



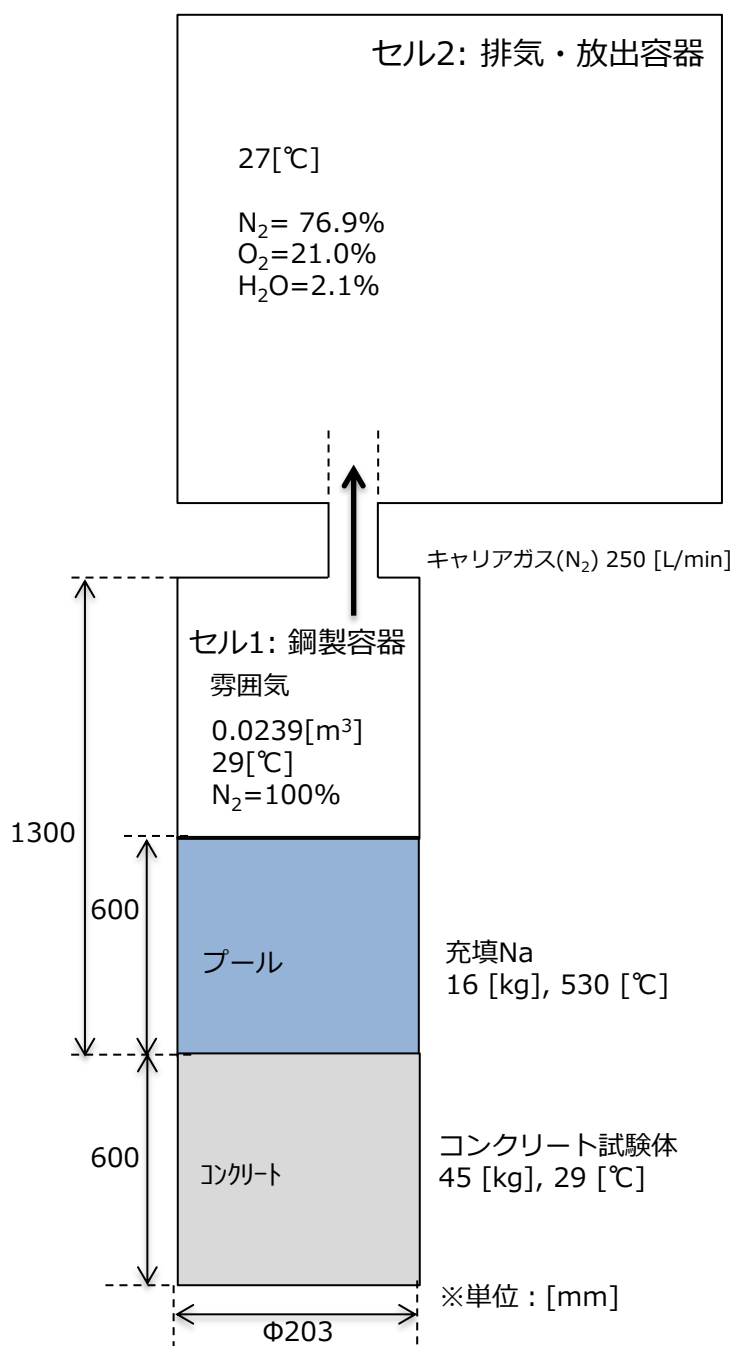
(g) 酸素濃度時刻歴変化・燃烧室／连通室



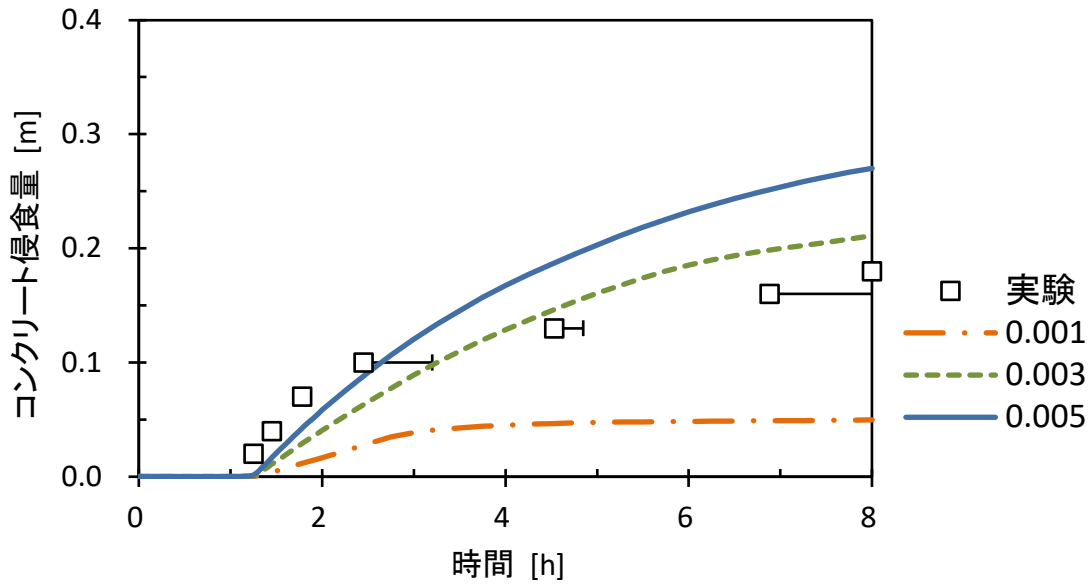
(h) エアロゾル濃度時刻歴変化・燃烧室／连通室



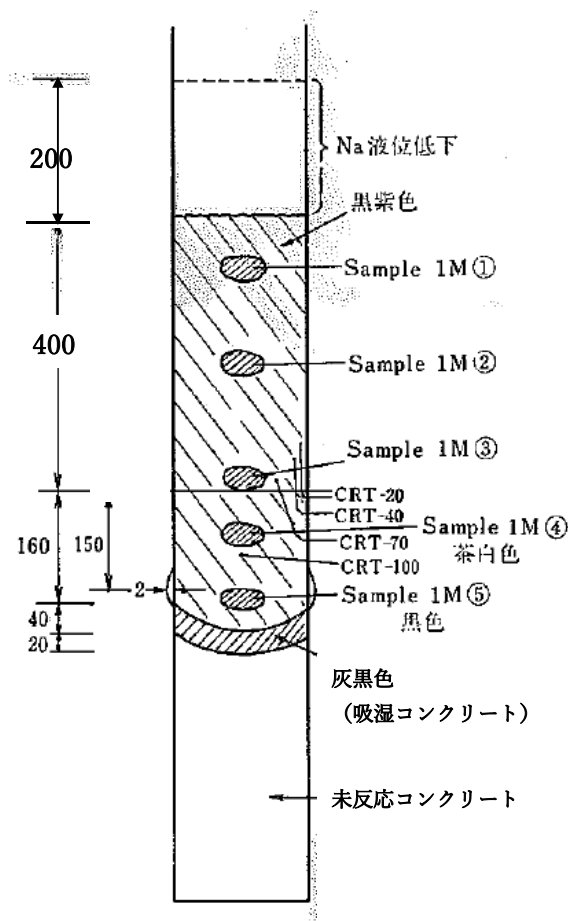
第 19 図 ナトリウム-コンクリート反応実験装置 (III-1M)



第20図 CONTAIN-LMRのナトリウム-コンクリート
 反応実験(Ⅲ-1M)の解析体系

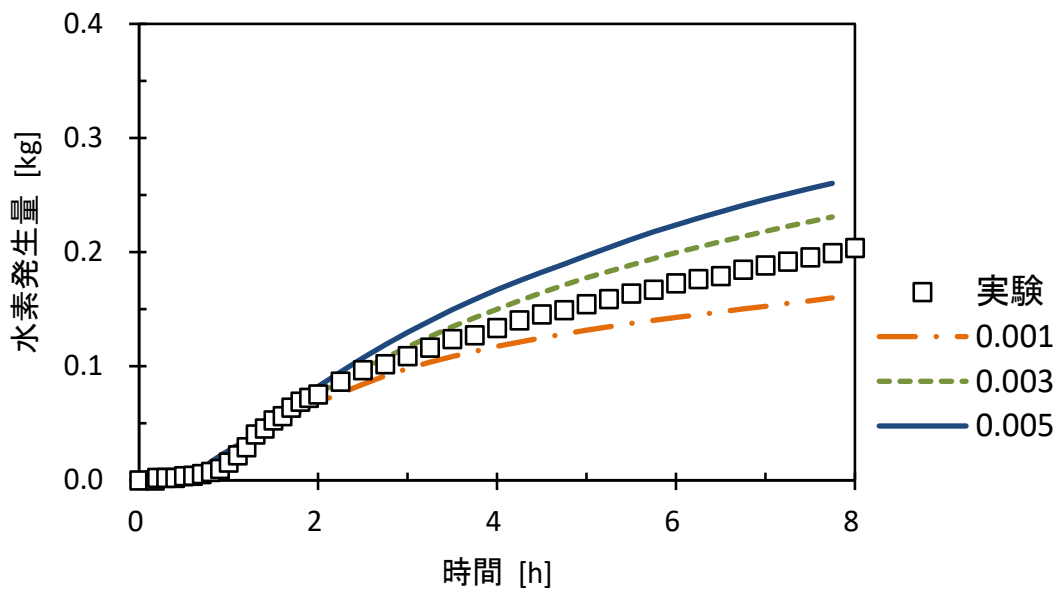


(a) コンクリート侵食量の比較 (FRACV=0.001, 0.003, 0.005 の感度解析)

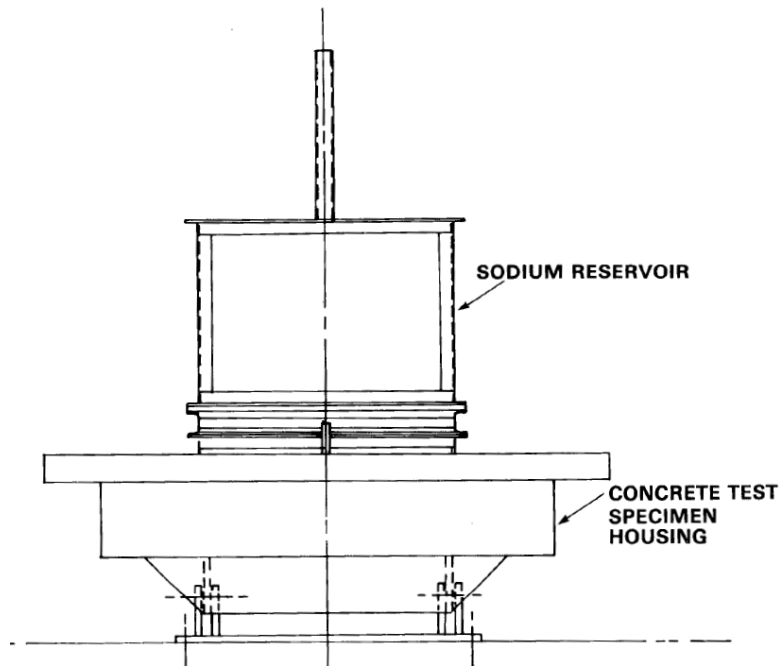


(b) 実験後のコンクリート試験体部の状況

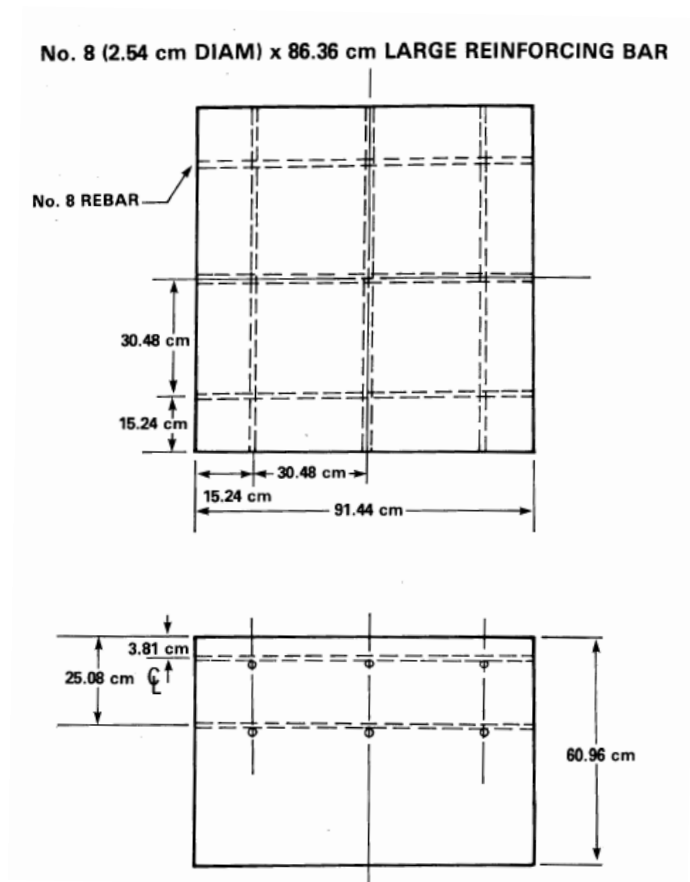
第 21 図 CONTAIN-LMRによるナトリウム-コンクリート
反応実験(Ⅲ-1M)のコンクリート侵食量との比較



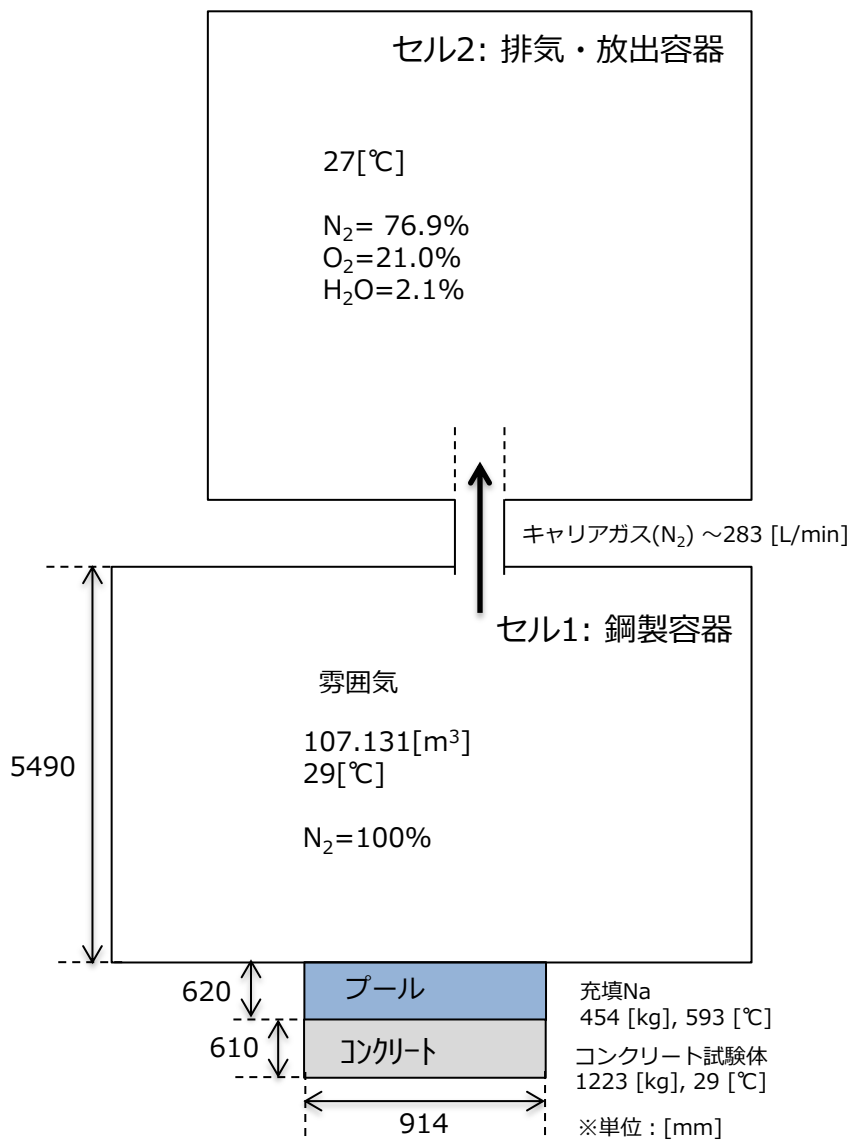
第 22 図 CONTAIN-LMRによるナトリウム-コンクリート反応実験(Ⅲ-1M)の水素発生量との比較 (FRACV=0.001, 0.003, 0.005 の感度解析)



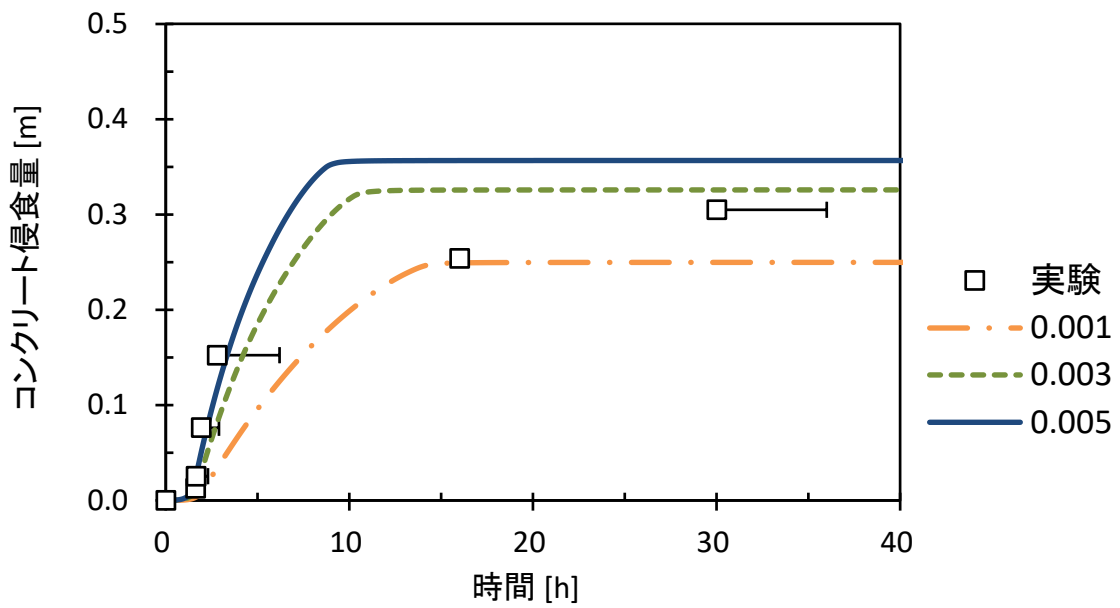
第 23 図 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験装置 (LSC-1)



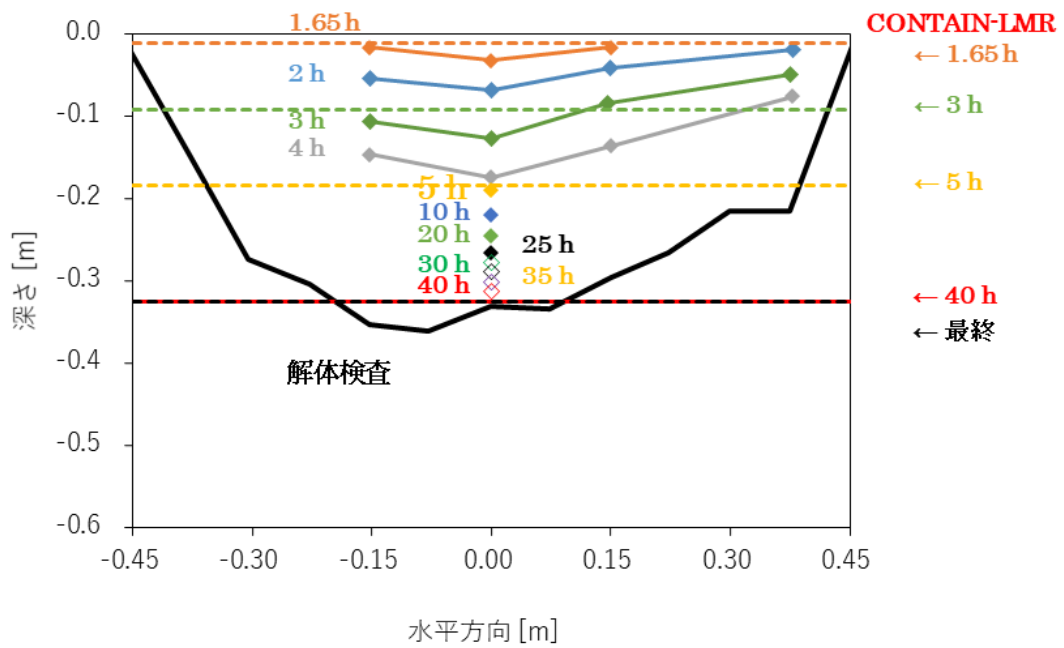
第 24 図 コンクリート試験体の概要 (LSC-1)



第 25 図 CONTAINER-LMRの大規模ナトリウム-コンクリート
反応実験 (LSC-1)の解析体系

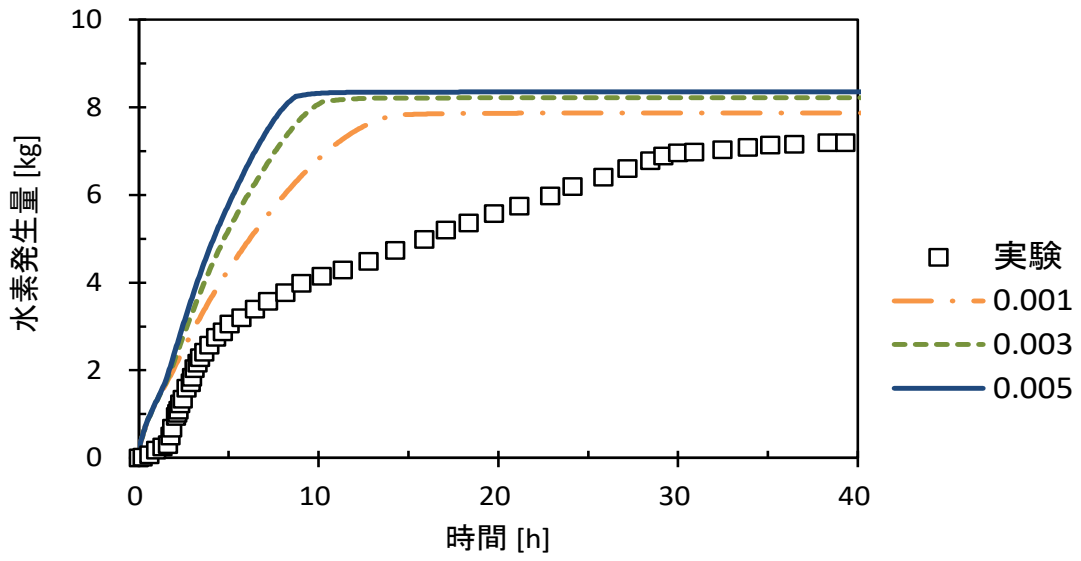


(a) コンクリート侵食量の比較 (FRACV=0.001, 0.003, 0.005 の感度解析)



(b) コンクリート侵食形状の比較 (FRACV=0.003)

第 26 図 CONTAIN-LMRによる大規模ナトリウム-コンクリート反応実験(LSC-1)のコンクリート侵食量との比較



第 27 図 CONTAIN-LMRによる大規模ナトリウム-コンクリート反応実験 (LSC-1) の水素発生量との比較 (FRACV=0.001, 0.003, 0.005 の感度解析)

参考資料 1

F L U E N T

参考 1-1

1. はじめに

商用の数値流体力学 (CFD) 計算コード F L U E N T^[1]は、様々な工学的な問題に現れる熱と流れ、化学反応、構造への伝熱等を解析するための多くの物理モデルを備えた世界的に最も多く使われている汎用の計算コードの一つである。その適用実績は、航空機の翼周り空気流動から燃焼炉内の燃焼現象、気泡塔、石油掘削プラットフォーム、半導体製造工程、クリーンルーム設計等の各種工学プラントでの解析評価等の広範囲に及んでおり、原子力プラントにおける熱流動解析にも適用例は多い。また、ナトリウム冷却高速炉プラントについても、熱流動課題の評価に使用してきた実績を有している。

以下、F L U E N Tの「常陽」への適用に当たり、格納容器破損防止措置の有効性評価における重要現象のモデル化、流体力学モデルの基礎的検証実績及びナトリウム冷却高速炉を含む原子炉プラントの熱流動解析への適用実績について記載する。

2. 重要現象のモデル化

格納容器破損防止措置の有効性評価において、F L U E N Tは、事象グループ「炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失 (ULOF)」の再配置・冷却過程及び事象グループ「原子炉容器液位確保機能喪失による崩壊熱除去機能喪失 (LORL)」の炉外事象過程の解析に使用する。

ULOFの再配置・冷却過程(以下「IVR」という。)においては、原子炉容器内で再配置された炉心物質を含む放射性物質等(以下「損傷炉心物質」という。)の崩壊熱が長期にわたり安定的に除熱され、炉心部での損傷状態が拡大することなく、また、原子炉冷却材バウンダリの温度上昇が抑制され、原子炉容器内に損傷炉心物質が保持・冷却できることを確認する。

LORLでは、格納容器破損防止措置として、安全容器内での冷却過程(以下「EVR」という。)において、原子炉容器が破損して安全容器内に流出したナトリウムや損傷炉心物質をコンクリート遮へい体冷却系により安全容器外面から冷却することで損傷炉心物質の崩壊熱が除去され、安全容器内で安定に保持・冷却できることを確認する。また、コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスによる原子炉容器外面冷却(以下「RVACS」という。)において、健全炉心を維持したまま、原子炉容器とリークジャケットとの間にコンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスを通気し、原子炉容器外面から炉心を安定に冷却できることを確認する。

これら評価項目及び評価に必要なパラメータに影響を及ぼす重要現象について以下のようにモデル化している。

- (1) 共通して、原子炉容器、リークジャケット、炉心構成要素及び炉内構造物の複雑な配置や幾何形状並びに構造内部の伝熱をモデル化している。また、EVRにおいては、この他に安全容器、遮へいグラファイト、ペDESTALコンクリート等をモデル化している。
- (2) 損傷炉心物質からの発熱及び伝熱に関して、IVRにおいては、炉心に残留した損傷炉心物質(以下「残留炉心物質」という。)が占める領域を非計算領域として設定し、非計算領域の表面に別途解析した表面熱流束の時間変化を境界条件として与え、ナトリウム等への伝熱をモデル化している。また、EVRにおいては、安全容器に流出した損傷炉心物質の内部発熱を考慮した解析を実施している。RVACSにおいては、健全炉心を維持し、各燃料集合体内の発熱領域に単位体積当たりの発熱量を与え、崩壊熱をモデル化している。

- (3) ナトリウムの熱流動に関して、IVR 及び RVACS においては、原子炉容器内の熱流動、炉心構成要素内及び集合体ラップ管間ギャップ内の熱流動（IVR においては残留炉心物質が占める領域を除く。）の他、構造物への伝熱、幾何形状に応じた圧力損失等をモデル化している。
- (4) EVR においては、これらの他、コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスを安全容器とコンクリート遮へい体ライナとの間に通気することによる安全容器の冷却に関して、窒素ガスと安全容器との間の熱伝達をモデル化している。また、RVACS においては、原子炉容器とリークジャケットとの間の窒素ガス（コンクリート遮へい体冷却系）の流動伝熱をモデル化するとともに、原子炉容器とリークジャケット間の輻射伝熱を考慮している。

FLUENT を用いた IVR、EVR 及び RVACS の解析における重要現象の計算に必要な物理モデルを第 2.1 表、第 2.2 表及び第 2.3 表にそれぞれまとめて示す。FLUENT の解析では、冷却材（ナトリウム）が沸騰しない単相流の範囲を取り扱う。また、境界条件である発熱量、流量及び温度等は、時間と共に変化するが、固体と液体との相変化や物質の凝固・溶融等の複雑な多成分問題となる物理現象は含まれない。解析では、プレナム部等での対流拡散熱移行、燃料集合体内及び構造部での摩擦又は形状の変化による圧力損失、発熱体又は境界面からの熱移行、固体内の熱伝導、流体と固体（構造物）との熱伝達等に関する解析モデルを組み合わせで行う。

第 2.1 表 重要現象に対して必要な物理モデル (IVR)

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
炉心上部機構	炉心上部機構 (内部ナトリウムを含む。)	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	フィンガー部	流体	圧力損失	圧力損失相関式
炉心部 (損傷燃料等を含む。)	燃料集合体上部の非発熱部	(非計算領域)	熱流束	表面熱流束
	燃料集合体中央部の残留炉心物質及びギャップ閉塞部	(非計算領域)	熱流束	表面熱流束
	燃料集合体下部の非発熱部	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体入口部等	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	制御棒	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	内側反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	外側反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	遮へい集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	B型照射燃料集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	C型照射燃料集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	材料照射用反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	集合体ラップ管間ギャップ (非閉塞部)	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	集合体間パッド	流体	圧力損失	圧力損失相関式
炉心構造物	炉心支持板 (上下)	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	内側遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	炉心支持枠	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
炉内燃料貯蔵ラック	炉内燃料貯蔵ラック	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	外側遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	炉心バレル構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	中リング	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
高低圧プレナム	高圧プレナム	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	低圧プレナム	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	エントランスノズル	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	高圧プレナム側面入口孔	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	高低圧プレナム仕切板	流体	圧力損失	圧力損失相関式
下部構造物	支持構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	コアサポート	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
原子炉容器（振止部を含む。）	原子炉容器	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側保温パネル	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側遮へいグラフィット	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側窒素ガス領域	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内支持板	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
リークジャケット（原子炉容器との間の窒素ガス領域を含む。）	リークジャケット	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	窒素ガス領域	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	窒素ガス領域（下部）	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器とリークジャケット間のスペーサ	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
冷却材	ナトリウム	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式

(*) 流動を考慮せず、流体の物性値をもつ静止物体（固体）としてモデル化した。

第 2.2 表 重要現象に対して必要な物理モデル (EVR)

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
原子炉容器 (振止部を含む。)	原子炉容器	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	スチール領域 (損傷炉心物質による構造の熔融物)	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側遮へいグラファイト	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内支持板	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
リークジャケット (保温パネル含む。)	窒素ガス領域	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	ナトリウム (下部隙間)	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	リークジャケット	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器とリークジャケット間のスペーサ	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	保温パネル	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
ナトリウム (下部プレナム)	ナトリウム	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
安全容器	安全容器	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	遮へいグラファイト	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	下部遮へいグラファイト支持板	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	窒素ガス領域	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	ナトリウム	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
遮へい部	窒素ガス領域	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	炭素鋼板遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	冷却パス構成用ダクト等構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
ペDESTAL部	コンクリート	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	ペDESTAL冷却パス流路	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	保温材、遮へいリング等の構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
損傷炉心物質	損傷炉心物質	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式

(*) 流動を考慮せず、流体の物性値をもつ静止物体（固体）としてモデル化した。

第 2.3 表 重要現象に対して必要な物理モデル (RVACS)

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
炉心上部機構	炉心上部機構 (内部ナトリウムを含む)	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	フィンガー周辺部	流体	圧力損失	圧力損失相関式
炉心部	上部遮へい体部等	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体上部非発熱領域	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体発熱領域	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体下部非発熱領域	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体入口部等	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	制御棒 1 (主炉停止系)	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	制御棒 2 (後備炉停止系)	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	内側反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	外側反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	遮へい集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	B 型照射燃料集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	C 型照射燃料集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	材料照射用反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	集合体ラッパ管間ギャップ (ナトリウム)	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	集合体間パッド	流体	圧力損失	圧力損失相関式
炉心構造物	炉心支持板 (上下)	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	内側遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	炉心支持枠	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
炉内燃料貯蔵ラック	炉内燃料貯蔵ラック	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	外側遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	炉心バレル構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	中リング	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
高低圧プレナム	高圧プレナム	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	低圧プレナム	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	エントランスノズル	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	高圧プレナム側面入口孔	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	高低圧プレナム仕切板	流体	圧力損失	圧力損失相関式
下部構造物	支持構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	コアサポート	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
原子炉容器（振止部を含む。）	原子炉容器	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
			輻射伝熱	輻射輸送方程式
	原子炉容器振止構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側保温パネル	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側遮へいグラフィイト	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側窒素ガス領域	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
原子炉容器振止構造物内支持板	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式	
リークジャケット（原子炉容器との間の窒素ガス領域を含む。）	リークジャケット	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
			輻射伝熱	輻射輸送方程式
	窒素ガス領域	流体	対流拡散 熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	窒素ガス領域下部	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
原子炉容器とリークジャケット間のスペーサ	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式	
冷却材ナトリウム	ナトリウム	流体	対流拡散 熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式

(*) 流動を考慮せず、流体の物性値をもつ静止物体（固体）としてモデル化した。

3. 解析モデルの妥当性確認及び適用実績

3.1 基本機能検証

ANSYS 検証マニュアル^[1]では、F L U E N T の解析能力の確認及び解析結果の信頼性の確保を目的として、典型的な問題を対象に実施した検証解析事例がまとめられている。ANSYS 検証マニュアルでは、第 3.1 表に示す物理問題の分野毎に検証解析事例が整理されており、その中から、第 2.1 表から第 2.3 表を参照して本解析 (IVR、EVR 及び RVACS) で考慮すべき物理モデルに関連する各基本モデルが検証されていることを確認するとともに、必要に応じて基本的な確認解析を行い、「常陽」を対象とする本解析への F L U E N T の適用性を確認した。

第 3.2 表に、ANSYS 検証マニュアルから抽出した IVR、EVR 及び RVACS の解析で使用する解析モデルを含む検証事例を示す。

(1) 対流拡散熱移行 (乱流モデル)

対流拡散熱移行を計算するため、乱流モデルとしてリアライザブル k-εモデル (Realizable k-εモデル) ^[2]を用いている。Realizable k-εモデルを用いた検証事例として、第 3.2 表に示した「VMFL12 (波状流路内の乱流問題)」及び「VMFL27 (後方ステップ流路内の乱流問題)」にて基本機能を確認した。また、浮力が支配的となる熱流動現象に対しては、第 3.2 表に示した「VMFL9 (二重円筒内の自然対流問題)」及び「VMFL52 (高層キャビティ内の乱流自然対流問題)」にて基本機能を確認した。この他、「3.2.1 軽水炉分野での安全解析等への適用事例」で後述する適用事例から、F L U E N T の Realizable k-εモデルの適用性を確認した。

また、時間進展に関する F L U E N T の解析機能として、第 3.2 表に示した「VMFL19 (移動壁近傍の非定常流れ)」にて基本機能を確認した。

(2) 圧力損失

「常陽」の解析では、燃料集合体のモデル化として、冷却材が占める体積と、燃料要素やワイヤスペーサ等の構造物によって占められる体積との割合 (空隙率) を設定するとともに、燃料集合体内を通過する際の圧力損失を相関式にて設定する。各集合体への空隙率及び圧力損失の設定に当たっては、F L U E N T の機能であるユーザ定義関数 (UDF) を用いる。そこで、炉心部の解析モデルを取り出し、出入口境界面を圧力境界として実施した UDF を用いた F L U E N T の解析結果について、炉心の流量配分と比較を行い、UDF で設定した圧力損失に応じた流量が F L U E N T で計算されることを確認した。

集合体ラップ管間ギャップでの圧力損失モデルとして、ギャップ部では、平行平板流れに対する層流条件での摩擦損失係数の式と、乱流条件での Blasius の式を切り替えて考慮するとともに、パッド部には、流路面積の変化による圧力損失係数を設定した。第 3.1 図に示すように「常陽」の解析で使用する炉心モデルのうちパッド部を含む集合体ラップ管間ギャップのモデルを取り出し、設定した圧力損失モデルの検証を実施した。第 3.2 図に示すように、F L U E N T の解析結果とモデル式との比較から、UDF で設定した圧力損失が F L U E N T で計算されることを確認した。なお、窒素ガス領域 (リークジャケットと原子炉容器との間) についても、集合体ラップ管間ギャップと同じモデル化としている。

(3) 炉心物質による発熱

IVR での解析において、損傷炉心物質の発熱による周囲流体への熱移行は、溶融燃料が占める領域の外面に熱流束条件を設定して、冷却材等への伝熱を考慮している。第 3.2 表に示した「VMFL2 (円管内の層流熱伝達問題)」及び「VMFL28 (急拡大流路内の乱流熱伝達)」により、基本機能を確認した。

EVR での解析において、原子炉容器下部の振れ止め構造部に堆積する損傷炉心物質の発熱は、損傷炉心物質が占める領域を固体領域として、発熱密度を与え、上方のナトリウム、下方及び側方の構造物との熱移行をモデル化する。第 3.2 表に示した「VMFL59 (複合固体内の熱伝導)」にて、発熱密度を設定した固体領域から隣接する固体領域への伝熱問題に対する基本機能を確認した。

また、健全炉心において、炉心燃料集合体の発熱は、各燃料集合体の発熱領域に単位体積当たりの発熱量を設定してモデル化する。「常陽」定格運転時における健全炉心体系での各燃料集合体の炉心出力条件及び流量条件を境界条件として、原子炉容器内を対象とした F L U E N T による解析を実施し、燃料集合体出口温度との比較から、正しく計算されることを確認した。

(4) 熱伝導

構造物内部の熱伝導については、第 3.2 表に示した「VMFL50 (加熱壁近傍の非定常熱伝導問題)」にて基本機能を確認した。

(5) 熱伝達 (流体-構造間)

流体と構造物との間の熱伝達係数の設定に当たっては、F L U E N T の機能であるユーザ定義関数 (UDF) を用いる。以下に示すように、窒素ガスと構造物との熱伝達には Kays の式^[3]、ナトリウムと構造物との熱伝達には Subbotin の式^{[4], [5]}を用いる。

Kays の式

$$Nu = 0.022 Re^{0.8} Pr^{0.5} \quad (0.5 < Pr < 1.0)$$

Subbotin の式

$$Nu = 5 + 0.025 Pe^{0.8} = 5 + 0.025 (PrRe)^{0.8} \quad (100 < Pe < 20000)$$

- L : 代表長さ [m]
- Nu : ヌッセルト数 ($Nu = hL/\lambda$) [-]
- Pe : ペクレ数 ($Pe = PrRe$) [-]
- Pr : プラントル数 ($Pr = c_p\mu/\lambda$) [-]
- Re : レイノルズ数 ($Re = \rho VL/\mu$) [-]
- V : 代表流速 ($V = [(u^2 + v^2 + w^2)/\gamma]^{0.5}$) [m/s]
- c_p : 流体比熱 [J/(kgK)]
- u, v, w : セル中心での流速の (x, y, z) 成分

γ	: 空隙率[-]
λ	: 流体熱伝導率[W/(mK)]
ρ	: 流体密度[kg/m ³]
μ	: 流体粘度[Pas]

なお、Subbotin の式について、ナトリウムのプラントル数は約 0.004、レイノルズ数は最大でも 10⁵ のオーダーとなることから、適用範囲の上限を満足している。また、Kays の式について、対象とする窒素ガスのプラントル数は約 0.7 であり、適用範囲を満足している。ただし、流速が遅い場合、相関式から算出される熱伝達率が熱伝導による伝熱を下回る場合がある。流速が遅い場合でも熱伝導による熱移行は確保されるため、計算セルの入熱面からセル中心までの距離 (Δy [m]) を用いて、以下に示すように熱伝達係数を評価している。

$$h = \max \left[\frac{Nu\lambda}{L}, \frac{\lambda}{\Delta y} \right]$$

第 3.3 図に示す基礎的な 2 次元熱伝達問題を設定し、第 3.3 表に示す解析条件に対して UDF を用いた F L U E N T での検証解析を行い、第 3.4 図 (a) 及び (b) に示すように UDF を用いた F L U E N T による解析結果とモデル式との比較により、UDF による設定が正しく計算されることを確認した。

(6) 熱伝達 (構造物間の輻射)

ガス領域を含む構造体間の輻射伝熱には、計算負荷及び適用事例等から、F L U E N T に内蔵されている S2S モデル^[6]を使用した。第 3.2 表に示した「VMFL61 (二重円筒内の放射伝熱問題)」により基本機能の確認を行った他、「3.2.4 その他の適用事例」で後述する適用事例から、F L U E N T の S2S モデルの適用性を確認した。

第 3.1 表 ANSYS 検証マニュアルで示される物理問題

項 目		抽出対象	対象事象		
			IVR	EVR	RVACS
Steady/Unsteady	定常/非定常	○	○	○	○
Laminar/Turbulent (*1)	層流/乱流 (*1)	○	○	○	○
Thermal/Isothermal	非等温/等温	○	○	○	○
External Forces (*2)	外力 (*2)	○	○	○	○
Compressible	圧縮性流体	—	—	—	—
Radiation	輻射伝熱	○	—	—	○
Multi-species	多成分流	—	—	—	—
Reacting	化学反応	—	—	—	—
Multi-phase	混相流	—	—	—	—
Phase-change	相変化	—	—	—	—
Moving Frame	移動メッシュ	—	—	—	—

(*1) 乱流遷移問題 (Trans. Turbulence) 含む。

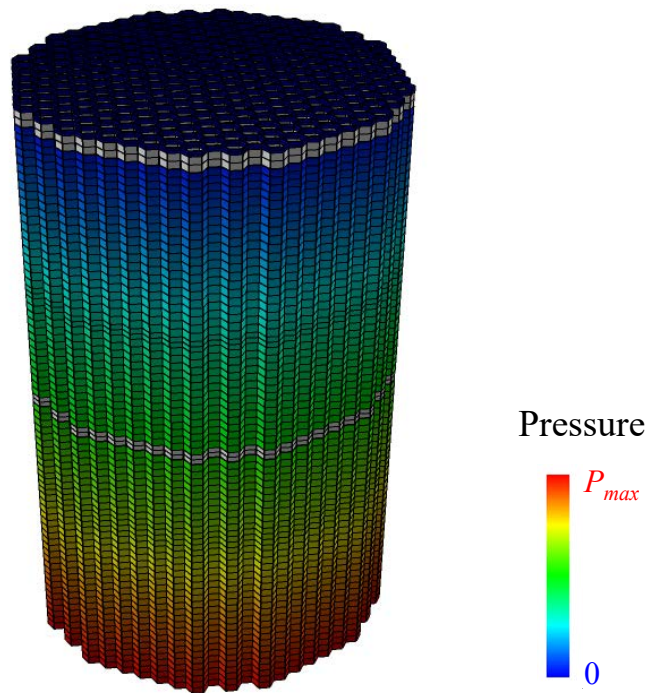
(*2) 浮力 (buoyancy force) に着目

第 3.2 表 主な検証事例 (ANSYS 検証マニュアルからの抜粋)

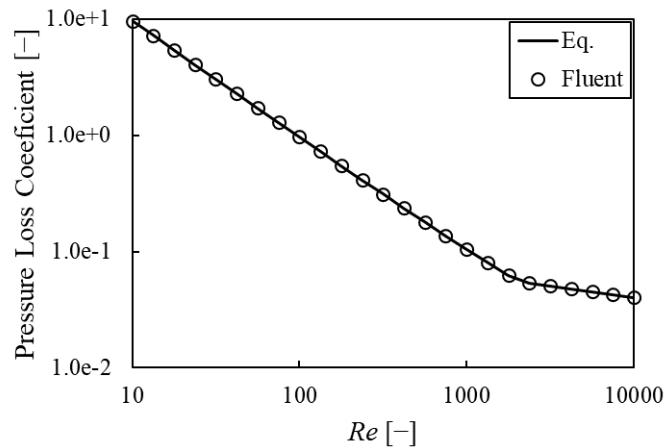
番号	問題	座標系	定常/ 非定常	流体 (層流/ 乱流) / 固体	等温/ 非等温	熱伝達	備考
VMFL 2	円管内の層流熱伝達問題	軸対称	定常	層流	非等温	壁面熱流束一定	水銀 (作動流体)
VMFL 9	二重円筒内の自然対流問題	2次元	定常	層流	非等温	等温壁	非圧縮性理想気体 (作動流体)
VMFL 12	波状流路内の乱流問題	2次元	定常	乱流 (Realizable k-εモデル)	等温	—	
VMFL 19	移動壁近傍の非定常流れ問題	2次元	非定常	層流	等温	—	
VMFL 27	後方ステップ流路内の乱流問題	2次元	定常	乱流 (Realizable k-εモデル)	等温	—	Re _H =37,400 (代表長さはステップ高さ)
VMFL 28	急拡大流路内の乱流熱伝達	軸対称	定常	乱流 (SST k-omega)	非等温	壁面熱流束一定	空気 (作動流体)
VMFL 50	加熱壁近傍の非定常熱伝導問題	2次元	非定常	固体熱伝導	非等温	壁面熱流束一定	銅 (2分後の温度変化を比較)
VMFL 52	高層キャビティ内の乱流自然対流問題	2次元	定常	乱流 (レイノルズ応力モデル)	非等温	等温壁	ブシネスク近似
VMFL 59	複合固体内の熱伝導	2次元	定常	固体熱伝導 (2物質)	非等温	第1物質に発熱密度を設定	熱物性の異なる2物質間の伝熱
VMFL 61	二重円筒内の放射伝熱問題	2次元	定常	層流	非等温	等温壁	空気を作動流体とする輻射伝熱 (S2Sモデル)

第 3.3 表 2次元熱伝達解析条件

項目	空気	ナトリウム
熱伝達相関式	Kays の式	Subbotin の式
検証範囲 [-]	$Re = 10^1 \sim 10^6$	$Pe = 10^1 \sim 10^6$
流入温度 T_{in} [K]	300	573.15 (300°C)
固体温度 T_s [K]	400	673.15 (400°C)

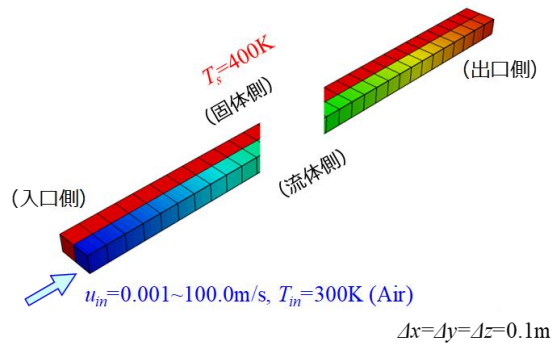


第 3.1 図 集合体間ギャップ部の圧力損失モデルの検証体系
(灰色で着色した領域が集合体間パッド部)

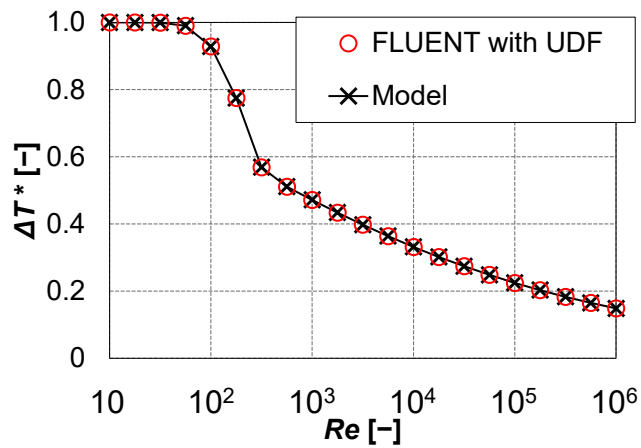


第 3.2 図 圧力損失係数の比較 (集合体間ギャップ部+パッド部)

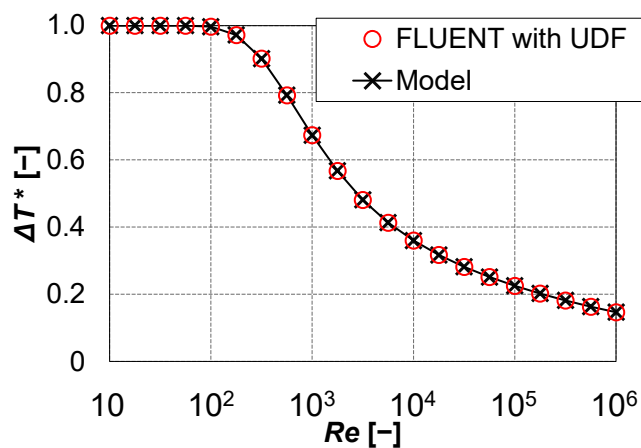
参考 1-15



第 3.3 図 熱伝達相間式の設定に係る 2 次元熱伝達検証問題



(a) Kays の式 (空気)



(b) Subbotin の式 (ナトリウム)

第 3.4 図 温度上昇値の比較

(規格化温度上昇: $\Delta T^* = (T_{out} - T_{in}) / (T_s - T_{in})$)

3.2 FLUENTの適用事例

前節で述べた基本機能検証に加え、複数の基本機能を同時に使用する、より実用的なFLUENTの適用事例として、原子力プラントの安全解析をはじめとする適用事例を調査し、使用実績等から、その妥当性を確認した。以下、適用事例についてその概要を示す。

3.2.1 軽水炉分野での安全解析等への適用事例

OECD/NEA ROSA プロジェクトの一環として、日本原子力研究開発機構（以下「原子力機構」という。）の大型非定常試験装置 LSTF における PTS（加圧熱衝撃）発生時における ECCS 水注入時の低温側配管（コールドレグ配管）内での温度成層化試験解析が行われている^[7]、^[8]、^[9]。解析体系は、ECCS 配管とコールドレグ配管及びダウンカマの一部であり、上流側で流速及び温度を境界条件として与えている。

増原らの解析^[7]、^[8]では、流体は液単相で、解析メッシュは約 60 万又は約 120 万の六面体要素である。解析手順は、コールドレグ配管の上流側に流速、温度を境界条件として与え、定常状態になった後、実験同様、ECCS 配管より低温水が 100 秒間注入されている。第 3.5 図に ECCS 水注入後の配管内の冷却水温度分布の結果を示す^[8]。配管下部で低温水が流れ、温度成層化を確認できる。Realizable k- ϵ モデルにおける解析温度と測定温度との比較から、両者はよく一致していることが分かる。他の乱流モデルの標準偏差（予測精度）の比較を第 3.4 表に示す。乱流モデルとしては、Realizable k- ϵ モデルが最良で、比較的メッシュ数の少ない約 60 万メッシュの解析でも精度は良好であった。

また、T. Farkas ら^[9]は、FLUENTを用いて、約 67 万の六面体要素で構成される体系で解析を行い、乱流モデルとして、標準 k- ϵ モデル（Standard k- ϵ モデル）、Realizable k- ϵ モデル、レイノルズ応力モデル（Reynolds Stress Model (RSM)）での比較を行っている。第 3.6 図に乱流モデルによるコールドレグ配管内での温度分布の違いを示し、第 3.7 図及び第 3.8 図に、異なる乱流モデルを用いた場合の温度分布の比較について、それぞれ異なる位置（TE-2B 及び TE-3B）での比較を示す。第 3.7 図に示す注水口近くで高低温水の混合現象が顕著となる TE-2B での温度分布は、Realizable k- ϵ モデルで温度成層の様子を良く表していることが分かる。

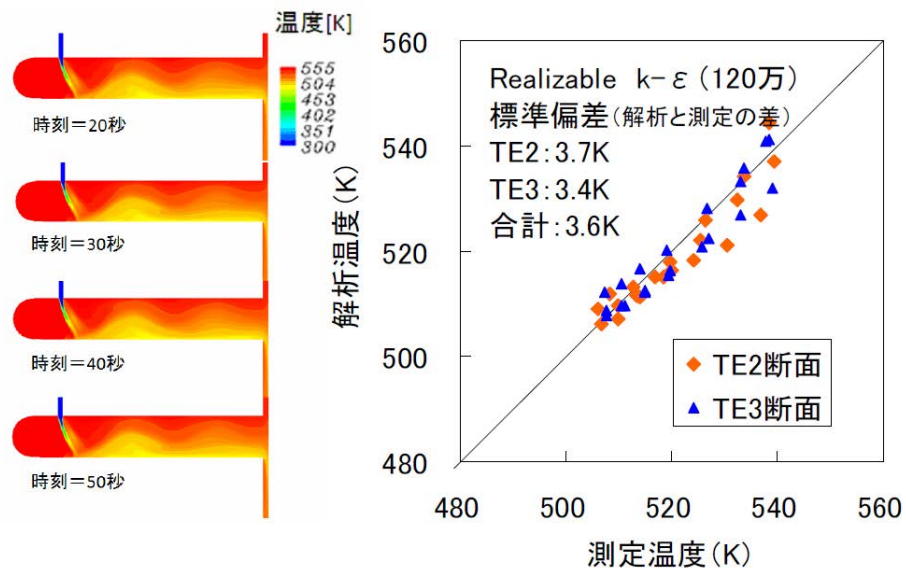
以上から、「3.1（1）対流拡散熱移行（乱流モデル）」での基本機能検証と合わせて、Realizable k- ϵ モデルは、原子炉容器内の流体混合現象の解析への適用性が高いことを確認した。

第 3.4 表 配管温度成層化解析における予測精度（標準偏差）の比較
 (出典：増原、市川、笠原、FLUENT コードによるコールドレグ内温度成層化試験の解析
 (2) 乱流モデルの適用性の検討、日本原子力学会 2009 年秋の大会、
 2009 年 9 月 16～18 日、東北大学、C11. (表 1))

単位:K

メッシュ数	断面位置	層流	標準K-ε	Realizable	RNG k-ε (非旋回)	RNG k-ε (旋回)
60万	TE2	4.1	4.6	3.7	10.3	12.7
	TE3	4.6	4.9	3.9	9.9	13.0
	小計	4.3	4.8	3.8	10.0	12.7
120万	TE2	10.9	5.3	3.7	11.2	-
	TE3	4.3	3.6	3.4	4.6	-
	小計	8.2	4.5	3.6	8.4	-

注) 表中の断面位置については文献[8]の図 1 を参照のこと



(出典：増原、市川、笠原、FLUENT コードによるコールドレグ内温度成層化試験の解析
 (2) 乱流モデルの適用性の検討、日本原子力学会 2009 年秋の大会、
 2009 年 9 月 16～18 日、東北大学、C11. (図 2))

第 3.5 図 Realizable k-ε モデルによる解析温度と測定温度の比較

著作権の関係から公開できません。

(出典：T. Farkas, and I. Tóth, Fluent analysis of a ROSA cold leg stratification test, Nuclear Engineering and Design, 240, pp.2169-2175, Fig.9 (2010).)

第 3.6 図 乱流モデルによるコールドレグでの温度分布の比較

著作権の関係から公開できません。

(出典：T. Farkas, and I. Tóth, Fluent analysis of a ROSA cold leg stratification test, Nuclear Engineering and Design, 240, pp.2169-2175, Fig.10 (2010).)

第 3.7 図 異なる乱流モデルを用いた場合の温度分布の比較 (TE-2B の位置)

著作権の関係から公開できません。

(出典：T. Farkas, and I. Tóth, Fluent analysis of a ROSA cold leg stratification test, Nuclear Engineering and Design, 240, pp. 2169-2175, Fig. 11 (2010).)

第 3.8 図 異なる乱流モデルを用いた場合の温度分布の比較 (TE-3B の位置)

3.2.2 ナトリウム冷却高速炉分野での適用事例 (国外)

ナトリウム冷却高速炉分野における F L U E N T の適用事例を確認した。CFD コードの適用研究の一環として、構造物を介する共役熱伝達モデルを用い、プール型ナトリウム冷却高速炉の中間熱交換器内の伝熱流動現象の予測評価^[10]が行われている。また、ワイヤスペーサ付きの燃料要素を束ねた燃料集合体内の詳細な熱流動評価が行われ、19 本の燃料要素で構成される燃料集合体体系での圧力損失の実験結果との良い一致が報告されている^[11]。この他にも、熔融燃料を模擬したコリウム (ZrO_2-UO_2) と原子炉容器壁との相互作用を対象とした、原子炉容器下部での温度評価^[12]が行われている。

このように、ナトリウム冷却高速炉での熱流動に関連する解析に適用された実績を有し、熱流動現象解析への適用性が高いことを確認した。

3.2.3 ナトリウム冷却高速炉分野での適用事例 (国内)

国内では、自然循環崩壊熱除去時の炉心冷却特性評価のための原子炉容器内の多次元熱流動解析評価手法の整備を目的として、ループ型ナトリウム冷却高速炉の原子炉容器、1 次主冷却系、中間熱交換器、2 次主冷却系及び崩壊熱除去系を模擬したナトリウム試験装置 (PLANDTL-1^[13]、^[14]、^[15]及び PLANDTL-2^[16]、^[17]) を対象とした試験解析が行われている。これまでに、原子炉容器内の上部プレナム部に設置された崩壊熱除去システムを模擬した炉内冷却器からの低温流体が、炉心を構成する燃料集合体のラップ管間ギャップに潜り込んで炉心を冷却する効果が大きいことが指摘されている。この燃料集合体間の狭いギャップの流れ (以下「インターラップフロー」という。) によ

る炉心内熱流動挙動を精度よく予測するための解析モデルの検討が行われ、インターラップフローを含む炉心部の熱流動と上部プレナム内の熱的な相互作用によって生じる原子炉容器内の複雑な熱流動現象について再現可能であることが示されている。

以下では、代表事例として、崩壊熱除去時の炉心熱流動現象に関する解析への適用事例^[15]について概説する。

原子力機構では、ナトリウム冷却高速炉の上部プレナム内に、冷却器を直接浸漬させた浸漬型 DHX の運転による崩壊熱除去時の炉心冷却特性を評価するため、F L U E N T を用いた炉内熱流動解析手法の整備を行っている。既存のナトリウム試験 (PLANDTL-1) を対象とし、炉心部の冷却挙動と関係する重要な現象として知られるインターラップフローの再現性に着目した解析モデルの検討を行っている。

第 3.9 図 (a) 及び (b) に、PLANDTL-1 の解析モデルの概略図を示す。PLANDTL-1 は、ループ型ナトリウム冷却高速炉の原子炉容器を含む 1 次主冷却系、中間熱交換器、2 次主冷却系及び崩壊熱除去系を模擬したループ構成となっている (水・蒸気系は模擬せず空気冷却器を設置)。模擬炉心部は 7 体の模擬燃料集合体 (集合体) で構成され、中心集合体のみ 37 本の電気ヒータで発熱を模擬した模擬燃料要素で構成され、周辺集合体は 7 本の模擬燃料要素で構成されている (第 3.9 図 (b) 参照)。この解析では、第 3.9 図 (a) に示すように、模擬炉心部と上部プレナム、浸漬型 DHX で構成される原子炉容器部を対象に、メッシュ分割を行って解析モデルが構築されている。全解析メッシュ数は約 430 万である。

本解析では、第 3.9 図 (b) に示すように、集合体ラップ管間ギャップのモデル化に着目し、以下のケースで比較を行っている。

- ① ギャップ内の流速分布を表現できるよう 6 メッシュで分割して集合体外面で滑りなし条件を課し、ギャップ部のナトリウムと集合体ラップ管との熱伝導による伝熱を設定した基準ケース (CFD-NL)
- ② ①とメッシュ分割は同じであるが、計算負荷の観点からギャップ部を少ないメッシュ分割とした場合に適用するため、平行平板間の圧力損失相関式と壁面を滑り条件としたケース (CFD-FC)

共通条件として、集合体内及び集合体ラップ管間ギャップのナトリウムとラップ管との熱伝達は相関式 (Subbotin の式) で評価している。

また、集合体内もメッシュ分割されており、層流領域かつ壁面を滑り条件として、各サブチャンネルにおける圧力損失及び熱拡散の効果を Cheng & Todreas 相関式で考慮している^{[13], [14]}。プレナム部については、壁面を改良型壁処理 (EWT) とし、浮力の効果を考慮した Realizable k-εモデルを適用している。

第 3.10 図 (a) に準定常状態となるナトリウム温度の鉛直断面分布を示す。浸漬型 DHX の先端ノズルから低温ナトリウムが流出し、上部プレナムの下部に溜まった後、炉心部上端の周辺部から集合体内及び集合体ラップ管間ギャップに流入して、インターラップフローが生じる。この低温ナト

リウムの流れによって、炉心部が冷却されることになる。炉心中心部からは高温ナトリウムがプルーム状に立ち上がり、上部プレナム部の上方から、浸漬型 DHX の入口窓に流入する。第 3.10 図 (b) 及び (c) に、模擬炉心部の発熱領域の下端部 (B)、中央部 (M)、上端部 (T) での水平方向温度分布について、集合体の入口温度からの時間平均温度上昇を、ヒータ出力と質量流量から計算される集合体出入口間の推定温度上昇幅 ΔT_e (242.93°C) で規格化した解析結果と試験結果の比較を示す。横軸は炉心中心部からの距離を集合体中心間距離 ($L=78\text{mm}$) で規格化されている。解析結果は、集合体ラップ管間ギャップでの温度低下と集合体中心部での温度上昇、炉心内での特徴的な空間分布となる試験結果をおおむね再現している。集合体ラップ管間ギャップのモデル化については、精緻に扱う解析モデル (CFD-NL) と実用性を考慮した相関式ベースの解析モデル (CFD-FC) との比較では、計算結果に大きな差異は見られず、相関式ベースの解析モデルの妥当性が示されている。

このように、FLUENT は、ナトリウム冷却高速炉における自然循環崩壊熱除去システム運用時の原子炉容器内の熱流動解析ツールとして、上部プレナムと炉心部との熱的な相互作用により生じるインターラップフローによる炉心冷却特性の把握や、集合体内温度分布予測解析へ適用できることを確認した。

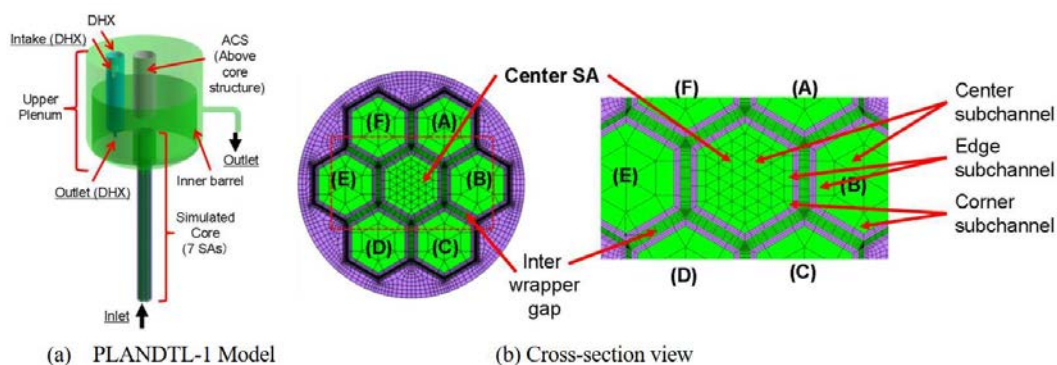


Fig. 1 Numerical model and mesh arrangement in the core for PLANTDL-1 sodium test apparatus.

(出典：田中、菊地、浜瀬、村上、藤崎、今井、「ナトリウム冷却高速炉の崩壊熱除去システム運用時の炉内熱流動解析評価手法整備 (燃料集合体間ギャップ部の熱流動解析モデルの予備検討)」、日本機械学会茨城講演会、2020年8月、304。(Fig.1))

第 3.9 図 ナトリウム試験装置 (PLANTDL-1) の解析モデル

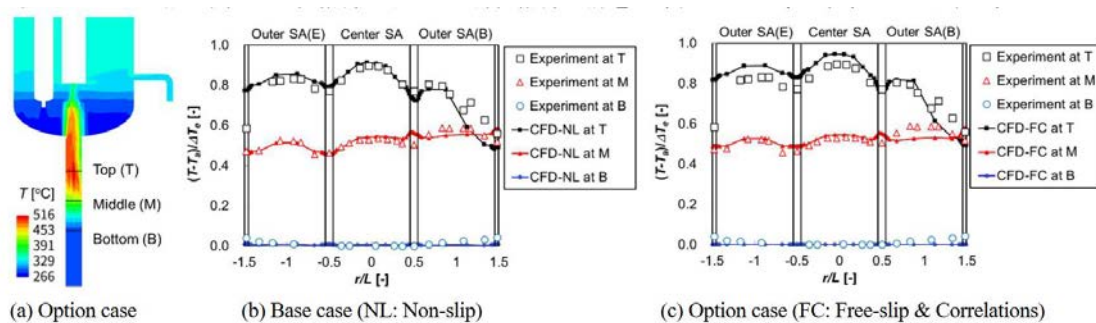


Fig. 2 Comparison between experimental results and numerical results of the base and optional cases.

(出典：田中、菊地、浜瀬、村上、藤崎、今井、「ナトリウム冷却高速炉の崩壊熱除去システム運用時の炉内熱流動解析評価手法整備（燃料集合体間ギャップ部の熱流動解析モデルの予備検討）」、日本機械学会茨城講演会、2020年8月、304。(Fig. 2))

第 3.10 図 炉心部における水平断面ナトリウム温度分布

3.2.4 その他の適用事例（輻射伝熱解析）

(1) 原子力分野での適用例

使用済燃料貯蔵施設内の輻射伝熱解析用コード（S-FOKS）整備の一環として、FLUENTのS2Sモデル及びD0モデルが選定され、解析コード間での輻射モデルの違いによる比較が行われている^[18]。その結果、第3.5表に示すとおり、それぞれ同等の結果が得られることが確認され、計算負荷の観点からS2Sモデルが有用であることが示されている。

(2) 原子力分野以外の適用性

原子力分野以外では、鋼の連続鋳造時における赤熱したスラブから放射される輻射排熱を活用した熱電発電性能評価に関する解析がFLUENTのS2Sモデルを用いて行われており^[19]、第3.11図に示すように、熱電発電ユニットの出力密度の実験結果と解析結果が良い一致を示すことが報告されている。

第 3.5 表 使用済燃料貯蔵施設内の輻射伝熱解析結果の比較
 (出典：片山、赤松、南、使用済燃料貯蔵施設内のふく射伝熱解析（ふく射モデル
 による実規模建屋内の温度解析の比較）、日本原子力学会「2010 年秋の大会」、
 北海道大学、2010 年 9 月、J04.)

ふく射モデル	S-FOKS コード	S2S モデル	DO モデル	(ふく射なし)
キャスク表面最高温度	87.9℃	88.1℃	87.6℃	—
コンクリート最高温度*	62.2℃	63.0℃	63.5℃	—
計算時間/反復数	11.7 時間/443 回	141.8 時間/602 回	103.9 時間/617 回	28.7 時間/1557 回
必要な計算機記憶容量	14.2G B	12.8G B	21.5G B	12.0G B
連続則残差	-0.006%	-0.005%	0.019%	-0.005%

*コンクリート最高温度はいずれの解析でも支柱表面で見られた。

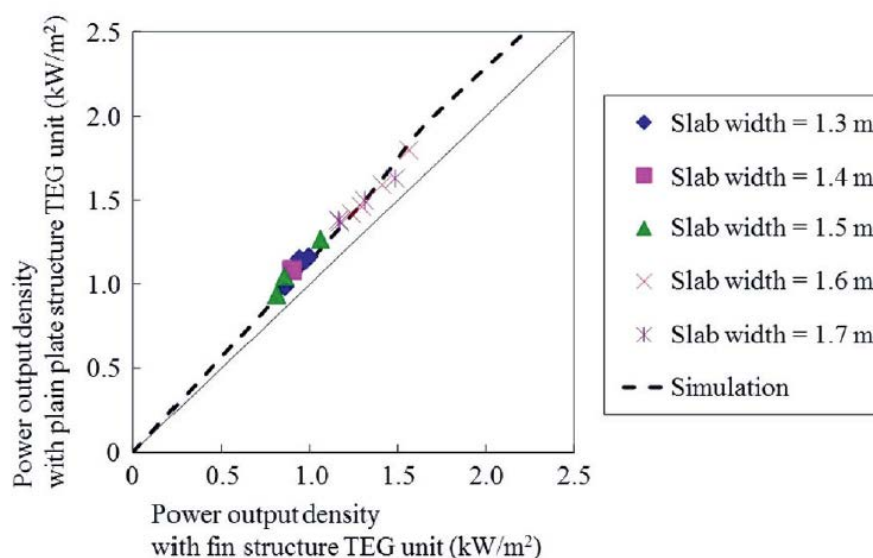


Fig. 17. Relationship between power output of TEG unit of the heat collection plate with fin structure and with plain plate structure. (Online version in color.)

(出典：黒木、堤、村井、梶原、牧野、八馬、鷺見、連続鋳造プロセスの輻射排熱を活用した熱電発電の性能に及ぼす受熱板構造の影響、鉄と鋼、第 104 巻第 10 号、2018 年、78-87. (Fig. 17))

第 3.11 図 熱電発電ユニットの出力密度の実験結果（マーカー）と解析結果（点線）の比較

4. まとめ

以上のように、FLUENTの「常陽」への適用に向けて、格納容器破損防止措置の有効性評価における評価項目及び評価に必要なパラメータに影響を及ぼす重要現象のモデル化について示し、考慮すべき物理モデルに関連する各基本モデルが検証されていることを確認した。また、FLUENTは、航空宇宙、自動車、各種工業プラントなどの様々な分野における使用実績を有しており、ナトリウム冷却高速炉を含む原子炉プラントの熱流動解析への適用実績等から、その妥当性を確認した。

よって、FLUENTは、有効性評価の解析で必要となる構造と流体間の熱伝達等の基本機能を含めた伝熱流動現象への解析機能を有し、適用性を有するものと判断した。

5. 参考文献

- [1] ANSYS, Inc., ANSYS Fluid Dynamics Verification Manual, Release 15.0, (2013).
- [2] T.-H. Shih, W.W. Liou, A. Shabbir, Z. Yang, and J. Zhu, A New $k-\epsilon$ Eddy-Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows - Model Development and Validation, *Computers Fluids*, 24(3), (1995), pp.227-238.
- [3] 日本機械学会, 伝熱工学資料 (改訂第5版), 日本機械学会, (2009), p.46.
- [4] V. I. Subbotin, A. K. Papovyants, P. L. Kirillov, and N. N. Ivanovskii, A study of heat transfer to molten sodium in tubes, *Soviet Atomic Energy*, 13, (1963), pp.991-994.
- [5] P. L. Kirilov, Generalization of experimental data on heat transfer in molten metals, *Soviet Atomic Energy*, 13, (1963), pp.1103-1106.
- [6] ANSYS, Inc., ANSYS Fluent 理論ガイド, Release 18.1, (2017), pp.155-157.
- [7] 増原, 笠原, FLUENT コードによるコールドレグ内温度成層化試験の解析, 日本原子力学会 2008 年秋の大会, 2008 年 9 月 4~6 日, 高知工科大学, (2008), E28.
- [8] 増原, 市川, 笠原, FLUENT コードによるコールドレグ内温度成層化試験の解析 (2) 乱流モデルの適用性の検討, 日本原子力学会 2009 年秋の大会, 2009 年 9 月 16~18 日, 東北大学, (2009), C11.
- [9] T. Farkas, and I. Tóth, Fluent analysis of a ROSA cold leg stratification test, *Nuclear Engineering and Design*, 240, (2010), pp.2169-2175.
- [10] X. Zhang, P. Tseng, M. Saeed, and J. Yu, A CFD-based simulation of fluid flow and heat transfer in the Intermediate Heat Exchanger of sodium-cooled fast reactor, *Annals of Nuclear Energy*, 109, (2017), pp.529-537.
- [11] J. Chen, D. Zhang, P. Song, X. Wang, S. Wang, Y. Liang, S. Qiu, Y. Zhang, M. Wang, G.H. Su, CFD investigation on thermal-hydraulic behaviors of a wire-wrapped fuel subassembly for sodium-cooled fast reactor, *Annals of Nuclear Energy*, 113, (2018) pp.256-269.
- [12] B. Farges and N. Goreaud, CFD Simulation of Corium / Materials Interaction for Severe Accidents, International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles, FR17, 26-29 June, Yekaterinburg, Russian Federation, (2017), IAEA CN245-530.
- [13] 浜瀬, 今井, 菊地, 堂田, 田中, ナトリウム冷却高速炉の自然循環崩壊熱除去時における炉容器内熱流動解析評価手法整備 (1) ポーラスボディモデルを用いたサブチャンネル CFD 解析の適用性確認, 日本原子力学会 2019 年春の年会, (2019), 3I08.
- [14] 浜瀬, 今井, 堂田, 田中, ナトリウム冷却高速炉の自然循環崩壊熱除去時における炉容器内熱流動解析評価手法整備 (低流量条件での燃料集合体単体に対するサブチャンネル CFD 解析手法の適用), 日本機械学会 2020 年度年次大会, (2020), S08111.
- [15] 田中, 菊地, 浜瀬, 村上, 藤崎, 今井, ナトリウム冷却高速炉の崩壊熱除去システム運用時の炉内熱流動解析評価手法整備 (燃料集合体間ギャップ部の熱流動解析モデルの予備検討), 日本機械学会茨城講演会, (2020), 304.
- [16] A. Ono, M. Tanaka, Y. Miyake, E. Hamase, and T. Ezure, Preliminary analysis of sodium

experimental apparatus PLANDTL-2 for development of evaluation method for thermal-hydraulics in reactor vessel of sodium fast reactor under decay heat removal system operation condition, Bulletin of the JSME Mechanical Engineering Journal, 7(3), (2020), pp1-11.

- [17] 田中, 小野, 浜瀬, 江連, 三宅, ナトリウム冷却高速炉の崩壊熱除去システム運用時の炉内熱流動解析評価手法整備 ～ナトリウム試験装置 PLANDTL-2 の模擬炉容器内熱流動予備解析～, 日本機械学会茨城講演会, (2018), 307.
- [18] 片山, 赤松, 南, 使用済燃料貯蔵施設内のふく射伝熱解析 (ふく射モデルによる実規模建屋内の温度解析の比較), 日本原子力学会 2010 年秋の大会, 北海道大学, (2010), J04.
- [19] 黒木, 堤, 村井, 梶原, 牧野, 八馬, 鷺見, 連続鋳造プロセスの輻射排熱を活用した熱電発電の性能に及ぼす受熱板構造の影響, 鉄と鋼, 第 104 巻第 10 号, (2018), pp. 78-87.

参考資料 2

AUTODYN

1. はじめに

本資料では、格納容器破損防止措置の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用する計算コードのうち、AUTODYNについて、計算コード概要、原子炉容器の構造応答解析における重要現象のモデル化及び妥当性確認について述べる。

2. 計算コード概要

AUTODYNは、爆発・衝撃問題のような非線形の強い問題の時刻歴応答解析のための専用コードとして開発された^[1]。本コードでは、流体（気体及び液体）の流動解析に適したオイラー型計算要素を用いた計算格子及び構造物の変形解析に適したラグランジェ型及びシェル型計算要素を用いた計算格子を同時に扱うとともに、これら計算格子間の相互作用を扱うことが可能である。これにより、流体の流動と構造物の変形との間の相互作用を考慮した解析（流体-構造連成解析）が可能となっている。特に、流体中の圧力源が周囲の流体を加速して構造壁に圧力負荷を与えるような問題への適用においては、解析対象の幾何形状及び構造物の材料特性並びに作用する圧力源の特性に基づいて、流体-構造連成挙動を解析し、構造物のひずみ及び変位を計算することができる。

AUTODYNは、国内外の産業界や研究機関において幅広く利用実績があり、それらの適用解析を通じて同コードの基本的な妥当性は十分に確認され、その信頼性は高いと考えられる。国内の原子力分野においては、水素爆発によるPWR格納容器の健全性評価^[2]、原子炉容器外における水蒸気爆発によるPWR原子炉キャビティのコンクリート構造の健全性評価^[3]、水素爆発によるBWR原子炉本体基礎（ペDESTAL）の構造応答評価^[4]、及び高速実証炉の設計時における炉心損傷事故時の原子炉容器の健全性評価^[5]に使用された実績がある。

3. 重要現象のモデル化

有効性評価において、AUTODYNは、事象グループ「炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失(ULOF)」の機械的応答過程において、発生する機械的エネルギーに対する原子炉容器の構造応答の解析に使用される。原子炉容器のひずみ及び変位は、格納容器破損防止措置の有効性評価における評価項目のうち、「原子炉冷却材バウンダリの健全性が維持できること」に関わる重要なパラメータである。AUTODYNでは、これらのパラメータの計算に必要な重要現象を以下のようにモデル化している。

- (1) 先行して実施した遷移過程解析において即発臨界超過に伴い放出された熱エネルギーから機械的エネルギーへの変換の過程で発生する圧力源の膨張特性を「圧力-体積曲線」としてモデル化する。
- (2) 圧力源の膨張による原子炉容器内の冷却材の多次元流動、特に上部プレナムのナトリウムスラグの加速と運動エネルギーの発達、カバーガス空間の圧縮、原子炉容器内の圧力分布とその動的変化をモデル化する。
- (3) ナトリウムスラグの回転プラグ下面への衝突又はカバーガスの急激な圧縮による圧力発生に伴う流体と原子炉容器構造の連成解析を通じて、原子炉容器の弾塑性変形挙動を解析し、構造健全性を判断するためのひずみを計算する。

なお、(1)に述べたとおり、先行する遷移過程解析からの接続に関しては、SIMMER-IVで計算された圧力-体積曲線（P-V 曲線）をAUTODYNに引き渡すことにより、機械的エネルギー発

生の解析と原子炉構造応答の解析との間で整合性の取れた一貫した解析を行った。

4. 妥当性確認

4.1 妥当性確認の方針

有効性評価へのAUTODYNの適用性及び妥当性を確認するため、1970年代に米国SR Iインターナショナルによって実施された、米国のクリンチリバー増殖炉の原子炉容器の1/30スケールの試験容器を用いたFV102試験^{[6],[7]}の解析を行うこととした。

FV102試験を選定した理由は、同試験が国際ベンチマーク問題として採用され欧米でも広く解析されていること、4.2節で述べるように圧力源の模擬性が高く、かつ膨張特性が正確に測定されていること、「もんじゅ」のULOF事象の機械的応答過程の解析に使用されたPISCES-2DELK¹による解析^[8]が行われており、その経験が「常陽」の解析に活用できることなどである。特に、AUTODYNとほぼ同等の解析手法と解析能力を有するPISCES-2DELKの適用・検証経験が利用できることは有益である。

「もんじゅ」を対象とした原子炉容器の耐衝撃構造応答に関する研究開発では、1/33、1/20及び1/15スケールの縮小モデル試験が実施されている。試験では、圧力源の膨張特性を適切に模擬するため新たに開発した「Sk火薬」と呼ばれる低爆速火薬を使用し、爆発ガスの膨張特性(P-V曲線)の測定も行った。これらの試験を通じて、炉内構造物の影響や材料特性の影響を実験的に確認するとともに、PISCES-2DELKの妥当性確認に活用された。材料特性の影響に関しては、室温における材料強度特性が実機の温度条件下のSUS-304鋼の強度特性によく類似しているNi-200を用いたモデル試験を実施して、計算コードにより材料特性の影響が模擬できることを確認した。3種の異なるスケールの縮小試験に対して、PISCES-2DELKが試験結果を精度よく再現することが確認され、同コードがスケールの異なる体系や材料特性の異なる構造物の解析へ適用できることをもって「もんじゅ」体系へ適用性を有するものと判断された。

PISCES-2DELKによるFV102試験の解析を通じて、原子炉容器内流動挙動及び原子炉容器の変形挙動の解析モデルの妥当性が確認されており^[8]、同試験をAUTODYNで解析することにより、「もんじゅ」を対象とした研究開発の知見を「常陽」においても参考にすることが可能である。

なお、かつて、「常陽」を対象とした、原子炉容器の1/5縮小モデルを用いた耐衝撃構造試験が実施されているが、AUTODYNの妥当性確認にその試験データを使用しなかったのは以下の理由による。

- ・ この試験においては、水中での高性能爆薬（ペントライト）の爆発によって大きな衝撃波の発生が生じることが現実の機械的エネルギー発生メカニズム（蒸気の膨張）と合致しない。
- ・ 炉心構造物の厚みや剛性が模擬されていないために、衝撃波の伝播と相まって、炉心高さ位置に相当する原子炉容器胴部に非現実的な大きな歪を生じている。

¹ 米国PISCES International社（当時）が開発した商用コードで、爆発・衝撃問題に幅広く適用性を有する流体と構造の動的連成解析コードであり、1980年前後の時点で利用できる最新の計算コードであった。2DELKは、2次元Eulerian-Lagrangian結合版を意味しており、AUTODYNと同様の解析モデルが用いられている。

- ・ 圧力源の特性（圧力及び膨張体積）が把握されていないため、P-V 曲線が評価できない。すなわち、正確な解析条件が設定できない。

4.2 FV102 試験の概要

FV102 試験は、流体-構造連成解析を行う解析コードの検証データ取得を目的として、1970 年代に米国 SRI インターナショナルによって実施された。この試験の目的は、クリンチリバー増殖炉の原子炉容器の 1/30 スケールの単純な容器モデルに機械的負荷を与えた場合の応力、ひずみ及び変形を計測することである。FV102 試験は、炉心崩壊事故時の機械的エネルギーの発生に対する構造応答解析を行う解析コードの検証のための米国エネルギー省主催の国際ベンチマークプロジェクトである APRICOT プログラムにおいて選定された試験の 1 つである。

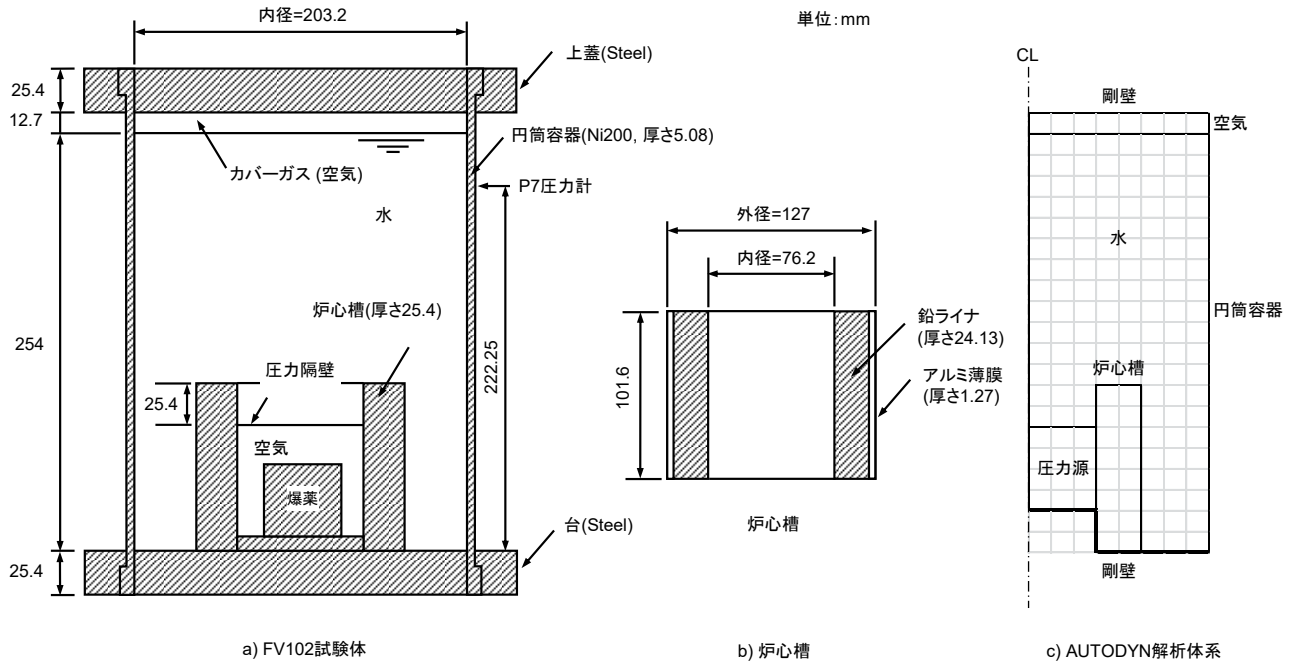
FV102 試験の試験装置の概要を第 4.1 図に示す。試験体は円筒容器、上蓋、台、炉心槽及び圧力源（爆薬）で構成されている。円筒容器は厚さ 5mm の焼き鈍したニッケル 200 製である。炉心槽は厚さ 24.13mm の鉛を用いた円筒であり、その外側は厚さ 1.27mm のアルミ薄膜で覆われている。円筒容器は水で満たされており、その上部 12.7mm の領域は空気が充填されたカバーガス領域である。炉心槽内に設置された圧力源は高性能爆薬の PENT（ペンスリット）であるが、爆発速度を抑えるために低密度となるようマイクロバルーン（マイクロビーズ）を混合して装荷するとともに周囲に空気層を設けて、水中での爆発時のような衝撃波によるエネルギー伝搬が生じないように工夫がなされている。すなわち、爆発で生じるガスの膨張により、機械的エネルギーの発生特性の模擬が実現されている。炉心槽には圧力隔壁を設置して、水と爆薬との接触を防止している。試験計装に関しては、円筒容器壁に 3 つの圧力計が取り付けられ、円筒容器外面に 13 のひずみゲージが設置された。

この試験における圧力源の膨張特性を測定するため、エネルギー較正試験が実施され、爆薬とマイクロバルーンとの混合比を調整して複数の予備試験を行い、圧力源の圧力と体積膨張を直接測定して P-V 曲線を得ている。

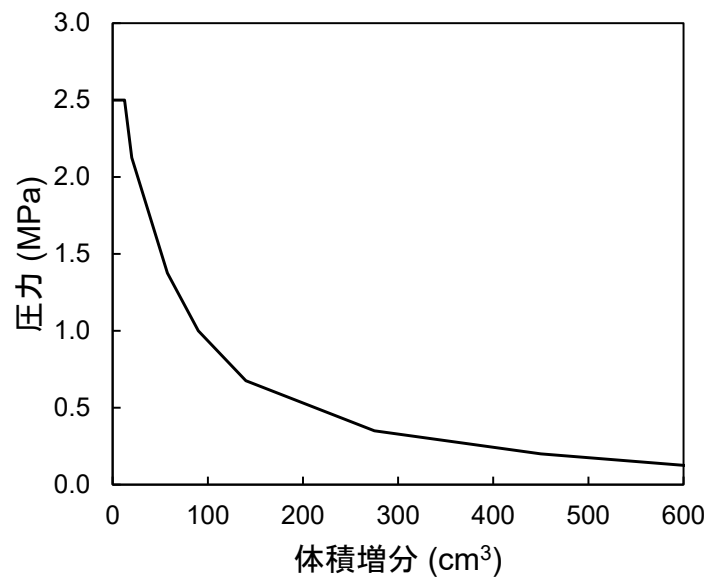
4.3 FV102 試験の解析

AUTODYN による FV102 試験の解析では、第 4.1 図に示すように試験装置を 2 次元円筒座標体系でモデル化した。解析に当たっては、PISCES-2DELK による FV102 試験の試験解析^[9]の情報を参考に、メッシュサイズを 12.7mm とした。圧力源の膨張挙動は、エネルギー較正試験により得られた、第 4.2 図に示す P-V 曲線によってガス気泡の膨張特性を与える GASBAG モデル^[10]によって模擬した。

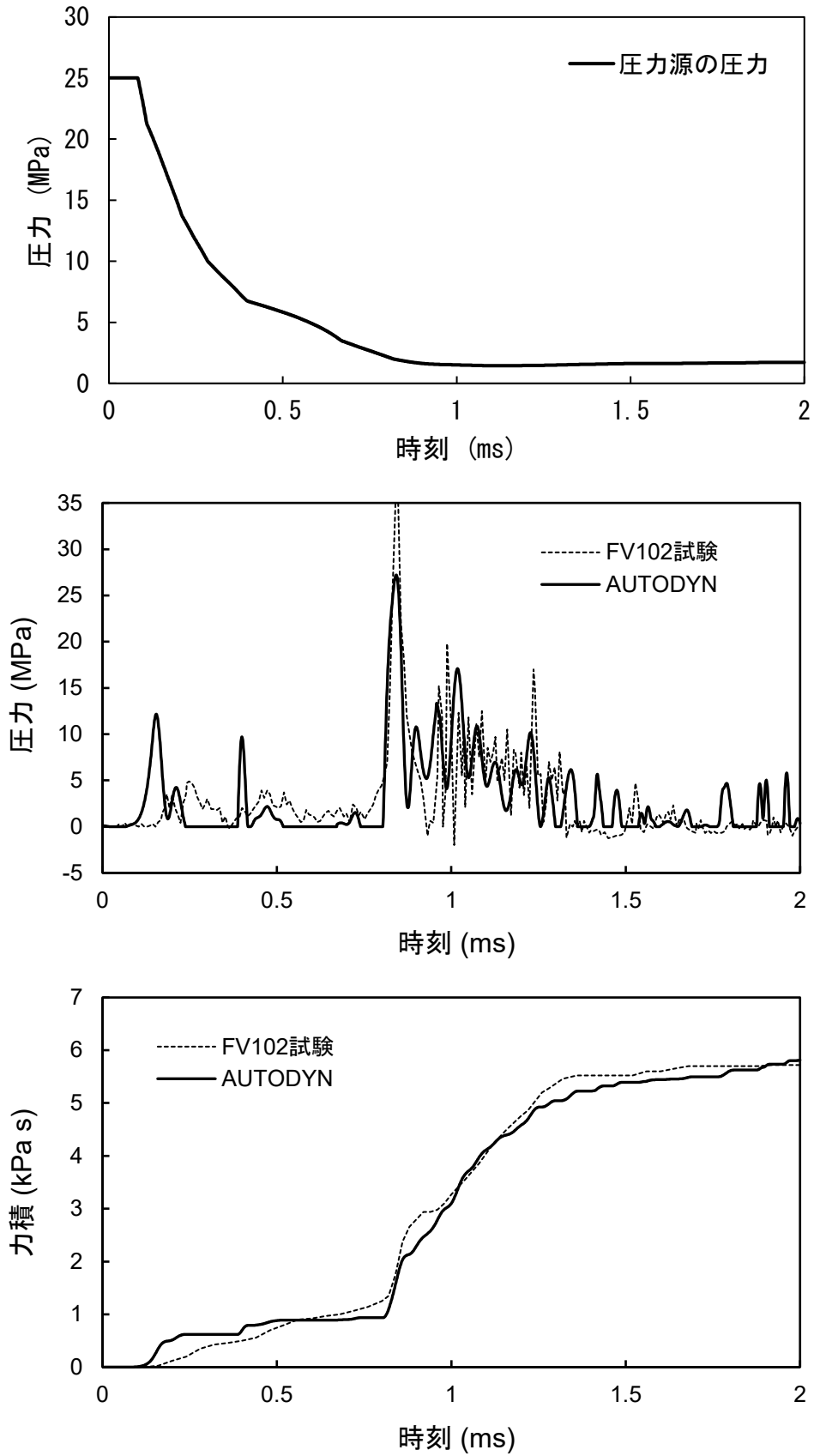
流体-構造連成解析において重要となる物理量は、円筒容器の圧力荷重、力積及び変形量である。第 4.3 図には、圧力源の圧力、P7 圧力計の位置で計測された圧力及び力積を AUTODYN による解析結果と比較して示す。第 4.4 図には、円筒容器の残留変位と AUTODYN による解析結果を比較して示す。これらの図から、円筒容器に作用する力積と残留ひずみが精度よく再現できていることが確認でき、機械的負荷が作用する場合の原子炉容器の構造応答解析に AUTODYN が適用できることが確認できた。



第 4.1 図 FV102 試験の試験体概要とAUTODYNの解析体系

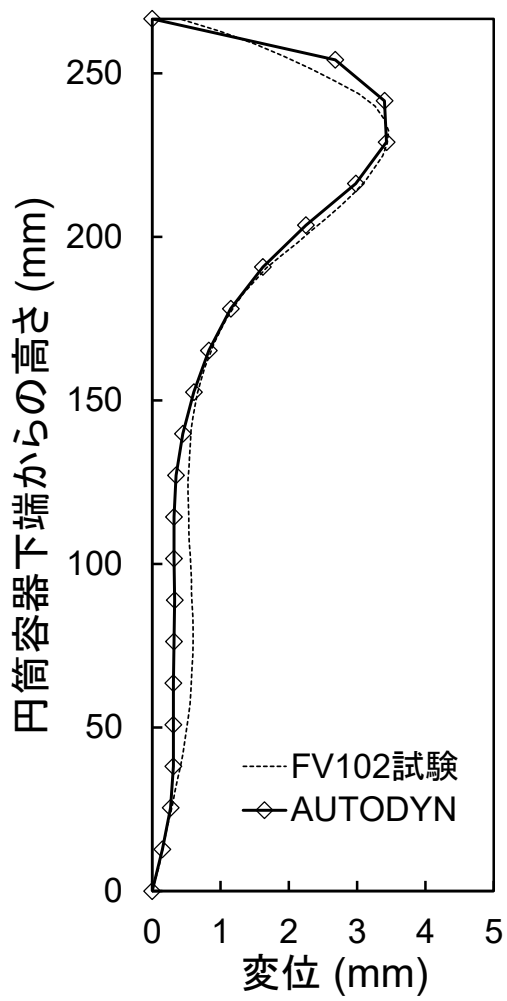


第 4.2 図 FV102 試験の圧力源のP-V 曲線



第 4.3 図 圧力源の圧力、P7 圧力計の位置（円筒容器下端から 222.25mm の高さ）で計測された圧力及び力積

参考 2-6



第 4.4 図 円筒容器の残留変位

5. 参考文献

- [1] <http://www.engineering-eye.com/AUTODYN/case/index.html>
- [2] O. Kawabata, M. Kajimoto, N. Tanaka, “Hydrogen Detonation and Dynamic Structural Response Analysis for Large Dry Containment Vessels of Steel and Pre-Stressed Concrete Types,” Proc. 8th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE 8), Apr. 2-6, Baltimore, MD USA (2000).
- [3] O. Kawabata, “Analyses of Ex-Vessel Steam Explosion and its Structural Dynamic Response for a Typical PWR Plant,” Proc. 12th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE 12), Apr. 25-29, Arlington, Virginia USA (2004).
- [4] 解析コード (AUTODYN) 説明資料 (参考資料) 平成 28 年 9 月 東京電力株式会社、東京電力ホールディングス株式会社、中部電力株式会社、中国電力株式会社、日本原子力発電株式会社。
- [5] T. Nakamura, et.al. “Evaluation method for structural integrity assessment in core disruptive accident of fast reactor,” Nuclear Engineering and Design, Vol. 227, pp. 97-123, (2004).
- [6] C.Y. Wang, “Comparison of ICECO code predictions with flexible vessel experiments,” Nuclear Engineering and Design, Vol.49, pp.145-154 (1978).
- [7] “Results of phase 2 of the APRICOT program Final Report,” DOE/SF/01112-T2 (DE82007965), work performed under contract No. AC03-76SF01112, Science Applications, Incorporated, May 1981.
- [8] 齊藤正樹、吉江伸二、石川真：「原子炉容器耐衝撃健全性評価手法の開発 ー耐衝撃縮小モデル試験とその解析ー」、動燃技報 No. 53、PNC TN134 85-01 (1985).
- [9] J.P. Buis, C.J.L. Florie, M.J. v.d. Hoek, W. Pohl, “The PICES Software for NUCLEAR SAFETY A Survey of PISCES Code Application to Nuclear Safety Problems,” PISCES International B.V., 1984.
- [10] “ANSYS AUTODYN バージョン 15 膨張挙動モデル使用方法説明書”、伊藤忠テクノソリューションズ株式会社、2015 年。

参考資料 3

各計算コード間のデータ引継ぎ

1. はじめに

本資料では、格納容器破損防止措置の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用する各計算コード間のデータ引継ぎ方法について述べる。

2. 有効性評価に適用する計算コードの関係

ULOF 及び UTOP における事象の進展を第 2.1 図に示す。ULOF 及び UTOP の評価事故シーケンスに対する有効性評価においては、事象の進展が複雑となるため、事故シーケンス全体をいくつかの過程に分けて解析を行う。事故の開始からラップ管内で炉心燃料が溶融するまでの過程を起因過程と呼び、この過程を SAS4A で解析する。その後、ラップ管の溶融から炉心溶融が全炉心規模に進展する過程を遷移過程と呼び、この過程を SIMMER-IV で解析する。起因過程又は遷移過程において、即発臨界超過により大きなエネルギー放出がある場合には、機械的応答過程において、機械的エネルギーの発生、原子炉容器の構造応答及び回転プラグの応答とナトリウム噴出を、それぞれ SIMMER-IV、AUTODYN 及び PLUG で解析する。噴出ナトリウムに対する格納容器応答は、CONTAIN-LMR で解析する。機械的エネルギーの発生の有無にかかわらず、溶融炉心物質の移行・再配置と、その後の長期冷却を再配置・冷却過程にて解析する。再配置・冷却過程の解析では、炉心損傷時の 1 次主冷却系流量等の境界条件を Super-COPD により解析する。また、上部プレナム及び下部プレナムに形成されるデブリベッドの冷却過程については、Super-COPD のデブリ熱計算モジュール及び伝熱計算モデルで解析する。さらに、炉心物質の再配置場所から周辺の冷却材への熱移行及び原子炉容器内での熱流動挙動を FLUENT により解析する。

評価事故シーケンスの事象進展に沿った解析を実施するには、先行する過程の計算コードの解析結果を後続する過程を解析する計算コードへ引き継ぐ必要がある。また、再配置・冷却過程の解析のように、各現象の解析を行うための境界条件を Super-COPD が解析する等、ある計算コードの空間的・時間的な境界条件を別の計算コードから引き継ぐ場合もある。

3. 計算コード間のデータの引継ぎ

3.1 SAS4A の起因過程解析から SIMMER-IV 又は SIMMER-III の遷移過程解析への引継ぎ

SAS4A による起因過程解析の結果を SIMMER-IV 又は SIMMER-III（以下「SIMMER」という。）による遷移過程解析の初期条件として接続する。両コードはともに、燃料、ステール、ナトリウム等の炉心物質のエネルギー及び質量の分布、運動している物質については、その運動量、計算セルの圧力の変化、さらに、物質分布に伴う炉心の核的状態の変化について、時間ステップを進めながら計算する。したがって、両コードの対応する物質及びその状態（固体、液体、気体）ごとに、温度、質量、速度及びセル圧力を解析体系と物理モデルの違いを考慮して接続する。核的状態については、原子炉出力、反応度、遅発中性子先行核濃度や崩壊熱に関する情報も接続する。両コードの間で膨大な量のデータを引き継ぐ必要があるため、これを自動化するためのデータ変換ツールを利用している。

なお、接続時刻の決定に当たっては、SAS4Aの解析を引き継いだSIMMERの解析において、物理現象とこれに伴う反応度変化が不連続にならないように、SAS4Aの解析における物質移動が静定し、核的状態も大きく変動していない時点を選定する。

3.1.1 基本的な方針

SAS4AとSIMMERとで、扱う物質成分や物理量、状態方程式等の物理モデルと解析体系が異なることから、全ての物理量を連続に接続することは難しく、事象進展への影響の大きさを考慮して保存すべき物理量を決定する必要がある。物質の動きと核的な挙動への影響の大きさを考慮して、基本的な保存性の優先順位を設定しておくことは事象進展の連続性を確保するために有効である。そこで、物質成分では燃料、制御材、核分裂生成物（以下「FP」という。）ガス、ステール、ナトリウムの順に、物理量の観点からは質量、エネルギー、運動量、体積率、圧力の順に保存の優先順位を設定する。また、SAS4AとSIMMER両コードにおける状態方程式（熱物性値を含む）、幾何形状モデルの違いによる不整合を緩和するため、データの受け渡しに当たっては、可能な限り物理量・幾何形状などを規格化、無次元化することとした。

接続に必要な作業は、解析体系の変換に伴う物理量の調整と物理モデルの違いによる物理量の変換である。以下に接続の手法についてそれぞれ説明する。

3.1.2 解析体系の移行と物理量の調整

SIMMERではメッシュ幅が変化しない2次元r-z体系又は3次元x-y-z体系を用いるが、SAS4Aでは条件が近い燃料集合体を組み合わせて構成するチャンネルごとに燃料の熱膨張による軸伸びを考慮して各軸方向メッシュ幅が変化する1次元解析体系を用いている。SAS4Aの解析体系からSIMMERの解析体系に物理量を接続するためには、鉛直方向のセル境界の調整とSIMMERの解析体系の水平方向位置に対応するSASチャンネルの割り当てを行う必要がある。

まず、鉛直方向のセル境界の調整を行う。SAS4Aの解析では、温度上昇による燃料要素の軸伸びをモデル化しているため、各チャンネルで軸方向メッシュサイズ、炉心や上下ブランケットなどの軸方向領域の上端・下端位置及び集合体上端・下端位置が異なる（第3.1.1図（左）参照）。最初にSAS4A解析の全てのチャンネルの各軸方向領域の上端・下端位置を平均化し、全集合体と同じ軸方向領域上端・下端位置を持つようにする（第3.1.1図（右）参照）。各軸方向メッシュ幅は各軸方向領域の長さの変更の比率に応じて変更されるため、それぞれの解析メッシュにおける物理量が保存されるように、調整前のメッシュ幅と調整後のメッシュ幅の比率を用いて各解析メッシュ内の物理量を補正する。

次に、補正後のSAS4Aの物理量を基にしてSAS4Aの集合体チャンネルごとにSIMMERの各軸方向メッシュにおけるSAS4Aの物理量を求める。まず第3.1.1図（右）に示した炉心又は上下ブランケットなどの各軸方向領域に対して、SIMMERの軸方向メッシュを割り当てる。この際、各軸方向領域内ではSIMMERのメッシュ分割方法は任意であるが、各軸方向領域をまたいだSIMMERの軸方向メッシュの割り当ては行わない（例えば、炉心と上部軸ブランケットをまたぐSIMMER軸方向メッシュの割り当ては行わない。）。第3.1.2図に示すように、SIM

MERの各軸方向メッシュに含まれるSAS4Aの軸方向メッシュの幅に応じてSAS4Aの物理量の加重平均を行い、SAS4AのチャンネルごとにSIMMERの軸方向メッシュ位置におけるSAS4Aの物理量を求める。

最後に、SAS4Aのチャンネル体系からSIMMERの水平方向座標位置への割り当て及び変換を行う。SIMMER-IVを用いた3次元x-y-z解析体系では1燃料集合体を水平断面における1セルに割り当てているため、SIMMER-IV解析体系の各水平方向メッシュに割り当てられるSASチャンネルは一意に決まる。このため、水平方向に対する混合平均操作は不要である。一方、SIMMER-IIIを用いた2次元r-z体系では、ひとつの径方向セルに対して複数のSASチャンネルを割り当てる必要がある(第3.1.3図参照)。このため、SIMMER-IIIの各径方向セルに割り当てられるSAS4Aのチャンネルとそのチャンネルに含まれる燃料集合体数を用いてSAS4Aの物理量の加重平均を行う。

なお、ULOFの起因過程の解析で損傷する燃料集合体は外側炉心の最内周に位置する燃料集合体の中で燃焼サイクルの関係で最も出力が高くなる燃料集合体であるが、SIMMER-IIIの2次元円筒座標の解析体系を用いる不確かさ影響評価ケースでは、この燃料集合体を炉心の中心位置に設定する。これは起因過程で損傷した燃料集合体を出力の高い場所に置くことにより炉心の溶融拡大を早くするとともに、炉心中心部に未損傷の燃料集合体を残した状態では円環状の溶融プールが形成され、スロッシングによる炉心中心に向かう燃料集中挙動が制限を受ける可能性が生じることを避けるためである。この損傷燃料集合体の位置変更によって、炉心に形成される溶融燃料プールのスロッシングによる炉心中心に向かう燃料集中挙動が発生しやすくなる。したがって、このような取扱いは即発臨界超過に伴うエネルギー放出の観点からは保守的な想定である。

3.1.3 SAS4Aの物理量からSIMMERの物理量への変換

3.1.2項においてSIMMERの解析メッシュごとに求められたSAS4Aの物理量を基にして、SIMMERの入力データとなる各成分の温度と体積率、流体成分であればその液滴径・気泡径・粒子径、気体成分の圧力及び燃料フィッサイル比、燃料ペレットの空隙率、燃料要素やラップ管などの構造材の幾可形状を求める。具体的な算出方法を以下に述べる。

(1) 固液成分の温度と体積率

SAS4Aの各成分の比内部エネルギーをsolidus点とliquidus点で規格化して両コード間で受渡しを行う。これをSIMMERの比内部エネルギーに換算し、さらに、SIMMERの状態方程式を用いて各成分の温度とする。比内部エネルギーに対応した比容積とそのセル内に存在する各成分の質量から各成分の体積率を求める。

(2) 燃料要素の取扱い

第3.1.4図は、SAS4Aの要素モデル内のノード分割とSIMMERでの燃料要素計算におけるノード分割を示したものである。SAS4Aの要素モデルは、ペレット内部と被覆管内部に複数の径方向メッシュを持ち、中心空孔もモデル化している。SIMMERでは、ペレットを表面ノー

ドと内部ノードの2つで表し、その外側に被覆管の1ノードが存在する。接続に当たっては、S I M M E R の燃料要素中の各ノードに該当する S A S 4 A の各ノードの物理量を径方向ノード体積で加重平均する。

S A S 4 A では中心空孔と燃料の空隙率分布を取り扱えるが、S I M M E R では表面ノードおよび内部ノード内でそれぞれ一定の値を持つ。このため、燃料の質量とペレットの外径の保存を優先して、空隙率を S I M M E R の燃料とスチールの比容積と燃料要素の幾何形状から計算する。

(3) 反射体領域の取扱い

反射体領域は、被覆管の温度のみを参照する。被覆管の温度は、巨視的密度（解析セル単位体積当たりの質量）及び内部エネルギーを求めて S I M M E R の解析体系に変換し、内部エネルギーから温度を求める。

(4) ガス成分の引継ぎ

S A S 4 A のガス温度を全ての気体成分の巨視的密度で加重平均してから S I M M E R の解析体系に引き継ぐ。気体の体積率は存在する全ての固体成分・液体成分の体積率を 1.0 から除くことで求める。ガス圧力は S A S 4 A の解析結果の加重平均値を使用する。

(5) 速度の引継ぎ

S A S 4 A は 1 次元流路における鉛直方向運動量を計算している。起因過程の解析の運動量と密度を用いて遷移過程の解析の各計算セル上部の境界位置で加重平均を行い、運動量を巨視的密度で割ることで速度を求める。S A S 4 A ではエネルギー成分ごとに速度を持つが、S I M M E R では同一速度場に複数のエネルギー成分を割り当てることができる。同一速度場に複数のエネルギー成分を割り当てた場合は、同一速度成分に属するエネルギー成分の運動量の和を巨視的密度の和で割ることで速度を得る。

(6) 燃料の核分裂性物質比の取扱い

S A S 4 A では燃料を一成分としているが、S I M M E R では核分裂性燃料と親燃料物質（²³⁸U 等の非核分裂性燃料）の 2 成分の質量比を用いて燃料の Pu 富化度の分布をモデル化している。

(7) 燃料の FP ガスの取扱い

S I M M E R では、燃料ペレット、液体燃料、燃料粒子及び燃料チャンク内に存在する FP ガスを取り扱うが、S A S 4 A では、これらに加えて燃料クラスト内の FP ガスも取り扱っている。遷移過程開始時には、燃料クラスト内の FP ガス量は、極めて少ないと想定されることから、燃料クラストの存在する計算セルの流路に FP ガスを移行している。燃料ペレットについては、S A S 4 A では、燃料ペレットを複数ノードで表現しているため、キャビティを含むペレット内の FP ガス質量を加重平均する。

(8) 液滴径及び気泡径の取扱い

流体成分（固気液）の液滴径と気泡径は、起因過程の解析結果から各成分の体積率を用いて単位体積当たりの境界面積としてから遷移過程の解析体系に加重平均値を割り当て、境界面積から半径を求める。

(9) 核計算の引継ぎ

起因過程の解析結果から遅発中性子群数、初期出力、核分裂発熱、崩壊熱、反応度、実効遅発中性子割合、中性子生成時間、実効遅発中性子の先行核濃度及び崩壊定数をそのまま引き継いでいる。UTOP の場合は、外部挿入反応度も引継ぎ時刻からの反応度挿入率として引き継ぐ。

3.2 S I M M E R - I V 又は S I M M E R - I I I の遷移過程解析から S I M M E R - I V の機械的エネルギー発生解析への引継ぎ

3.2.1 はじめに

機械的エネルギーによる構造応答評価及びナトリウム噴出量の評価の過程（以下「機械的応答過程」という。）は、機械的エネルギーの解析、原子炉容器の構造応答解析及びナトリウム噴出量の解析を組み合わせることにより行う。機械的応答過程の解析の流れを第 3.2.1 図に示す。

機械的エネルギーの解析では、先行して実施される遷移過程解析にて大きなエネルギー放出があったケースを対象に、炉心平均燃料温度が最高値に達した時点の炉心内の各物質の質量、温度、速度及び圧力の分布を S I M M E R - I V の入力として引き継いで、炉心物質の蒸発、膨張、熱移行の結果として機械的エネルギーを計算する。この過程は、いわば熱エネルギーから機械的エネルギーの変換を評価する過程である。以下に機械的エネルギーの解析におけるデータの引継ぎ方法を示す。

3.2.2 機械的エネルギーの解析の接続時点

機械的エネルギーの解析の接続時点は、遷移過程の解析において炉心平均燃料温度が最大となる時点とする。この時点は、遷移過程において即発臨界超過によって大きなエネルギー放出があるケースにおいて、極短時間の出力逸走により燃料がほぼ断熱的に加熱・昇温された時点であり、機械的エネルギー発生のパテンシャルが最も高い状態に相当する。

3.2.3 機械的エネルギーの解析体系

機械的エネルギーの解析で用いる解析体系を第 3.2.2 図及び第 3.2.3 図に示す。水平方向は炉心中心から原子炉容器の内面まで、鉛直方向は炉心燃料下端部から回転プラグ底板の下端面までを、3 次元直交座標を用いてモデル化する。炉心の下端及び水平方向外端は剛体としてモデル化する。この結果炉心物質の膨脹は上方向のみに生じることになり、ナトリウムスラグの加速に対して保守的な想定となる。カバーガス空間は密閉された空間としてモデル化し、初期状態はカバーガス領域に存在する定格運転状態とする。カバーガス空間体積はナトリウム液面から回転プラグ底板下面までの空間体積とする。

3.2.4 基本ケースの引き継ぎ方法

遷移過程の解析で最高の炉心平均燃料温度を与える時刻の炉心燃料下端部から燃料集合体上端部までの領域における各物理量の空間分布をそのまま機械的エネルギー発生の解析体系における炉心部分の各物理量の空間分布として用いる。遷移過程の解析体系と機械的エネルギー発生の解析の炉心部分の解析メッシュは同一である。

3.2.5 燃料スロッシングの不確かさ影響評価ケースの引継ぎ方法

燃料スロッシングの不確かさを考慮したケースの遷移過程の解析体系は2次元円筒座標を用い、「常陽」の燃料集合体配置を同心円状の18のリングでモデル化している。一方、機械的エネルギーの解析体系は3次元直交座標を用いている。このため、遷移過程の解析結果(2次元)を3次元の解析体系に割り当てる必要がある。第3.2.4図に炉心部におけるメッシュ分割の遷移過程解析と機械的エネルギーの解析との関係を示す。遷移過程の解析では、第3.2.1表に示すように、「常陽」の燃料集合体をリング状に割り当ててモデル化している。機械的エネルギーの解析では、各リングに割り当てられた燃料集合体内の物質分布、温度分布、速度分布及び圧力分布を、第3.2.1表の関係に従って第3.2.4図(C)に示すとおり、すなわち、元の燃料集合体配置となるように割り当てている。

なお、遷移過程の解析体系では制御棒、照射燃料集合体及び材料照射用反射体(計10集合体)は、保守的な解析を行うために炉心燃料集合体に置き換えられている。このため、遷移過程の解析体系及びこれに基づいて作成した機械的エネルギーの解析の解析体系では、実際の炉心よりも燃料質量が10燃料集合体分多く、発生エネルギーに関して保守的な扱いとなっている。

3.3 SIMMER-IVからPLUGへの引継ぎ

PLUGは、回転プラグ下面に作用する圧力履歴による回転プラグの動的応答と、回転プラグ間隙を通じて格納容器(床)へと噴出するナトリウム量を解析するコードである。PLUGの主要な入力、回転プラグの重量及び受圧面積、回転プラグの固定ボルトの幾何形状及び材料特性並びに回転プラグ下面に作用する圧力の時間履歴である。回転プラグ下面に作用する圧力の履歴は、SIMMER-IVを用いた機械的エネルギー発生の解析結果から得られる回転プラグ下面の圧力を用いる。大回転プラグと小回転プラグはプラグ下面に対応するSIMMER-IVの解析メッシュにおける圧力の平均値を用いる。炉心上部機構の下面はこれらの回転プラグよりも約3.6m下方にあるため、対応する位置の解析メッシュの平均圧力を用いる。

3.4 SIMMER-IVからAUTODYNへの引継ぎ

AUTODYNを用いた原子炉容器の構造応答解析では、先行して実施される機械的エネルギー発生の解析結果である機械的エネルギーの値そのものを使うのではなく、機械的エネルギーを発生させる駆動力である上部プレナム底部で成長する多相多成分の蒸気泡(圧力源)の膨張に伴う圧力-体積の関係(以下「P-V曲線」という。)を入力とする。

第3.4.1図と第3.4.2図に不確かさ影響評価ケースにおける引継ぎ結果を例として示す。第3.4.1

図(a)にSIMMER-IVの機械的エネルギー発生の解析体系における物質分布の時間変化をプロットした図を示す。上部プレナムの底部に蒸気泡が形成されて上部プレナム内のナトリウムを上方向に加速することで原子炉容器と回転プラグに機械的な負荷を与える機械的エネルギーが発生している。この蒸気泡の体積と平均圧力の時間変化を第3.4.1図(b)に示す。この圧力と体積の時間変化において、同一時刻の体積と圧力の関係をプロットすると第3.4.2図の実線となる。AUTODYNの入力として用いた同図の点線を体積について積分すると約4.0MJとなる。すなわち、SIMMER-IVの解析結果から得られた機械的エネルギーの最大値である約3.6MJを上回る保守的な機械的エネルギーを用いて原子炉容器の構造応答解析を行っていることになる。

3.5 再配置・冷却過程における計算の引継ぎ

3.5.1 再配置・冷却過程全体の解析方針

ULOFの起因過程及び遷移過程を経て事故が核的に収束（反応度が再び正にもどることのない、深い未臨界状態に移行）した後も損傷した炉心燃料の崩壊熱による発熱によって事故は更に進展する。原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置挙動には、炉心部に残留する損傷炉心物質（以下「残留炉心物質」という。）の崩壊熱による溶融と流出挙動に依存して大きな変動幅がある。このため、事象推移に関しては、基本となるシナリオを想定した上で、先行する遷移過程における熱エネルギーの放出状況及び残留炉心物質の溶融と炉心からの流出挙動（損傷炉心物質の量及び形態）の考え得る変動幅から長時間の再配置挙動を検討し、想定される最終的な再配置場所での損傷炉心物質の量及び形態に基づいて冷却挙動の解析を行うこととする。

原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置場所としては以下の3か所が対象となる。

- (1) 下部プレナムに形成される粒子状デブリベッド：エネルギー放出が小さい場合に炉心から流出した溶融炉心物質がナトリウムにより固化・微粒化して堆積
- (2) 炉心部の残留炉心物質：エネルギー放出が小さい場合に炉心から流出しないで元の炉心領域（炉心及び周囲）に残留
- (3) 炉心支持台上面及び材料照射ラック底部に形成される粒子状デブリベッド：大きなエネルギー放出を伴う場合に上部プレナムに放出された損傷炉心物質が固化・微粒化して堆積

原子炉容器内で再配置した炉心物質の冷却性評価は、①再配置場所での炉心物質の熱収支と局所の冷却解析、②原子炉容器内熱流動解析により原子炉容器バウンダリの健全性評価、③プラント動特性解析によるヒートシンクへの熱輸送と長期安定冷却状態の確認の3ステップで構成される。また、③のプラント動特性解析には①及び②の解析に必要な境界条件を与えるという役割もある。これらのステップは、再配置場所の特性に応じて、異なる解析モデルや計算コードで解析を行うため、計算コード間の引継ぎやデータの引渡しが必要となる。

3.5.2 下部プレナムのデブリベッド冷却解析における引継ぎ

第3.5.1図に、下部プレナムにおけるデブリベッド冷却の解析の流れを示す。解析ではSuper-COPDのデブリ熱計算モジュールが単体で使用される。デブリベッド内の冷却材が沸騰することなく安定冷却状態が維持できること、原子炉容器鏡部の温度（デブリベッド最高温度）が過大

にならないことなどが確認された。

ここで、デブリベッドの境界条件となる下部プレナム冷却材温度（デブリベッド上方の冷却材温度）は別途実施したSuper-COPDによるプラント動特性解析によって求める。プラント動特性解析では原子炉容器内の崩壊熱による発熱が長期にわたって最終ヒートシンク（空気冷却器から大気へ放散）に安定に輸送されることを併せて確認した。

3.5.3 残留炉心物質の冷却解析における引継ぎ

第3.5.2図に、残留炉心物質の冷却解析の流れを示す。炉心部の残留炉心物質の局所の冷却には、熱伝導と伝熱相関式を組み合わせた簡易手法である「炉心物質伝熱計算モデル」が使用される。崩壊熱と鉛直方向及び径方向への熱移行との熱収支計算により残留炉心物質が再溶融することなく崩壊熱の減衰とともに単調に温度低下に導かれることが示された。

残留炉心物質から3方向（上方向、下方向、径方向）への熱流束履歴並びに炉心周辺の反射体及び遮へい集合体のギャップに移行・固化した炉心物質の分布や発熱を境界条件として原子炉容器内熱流動解析（FLUENT）に引き継がれる。FLUENTでは、健全な集合体内の流れ、流路が複雑となる集合体間ギャップの流れ、種々の構造物への熱伝達など、原子炉容器内の熱流動現象を詳細にモデル化している（第3.5.3図に残留炉心物質の冷却挙動解析を行うFLUENTの解析モデルの一例を示す。）。これにより、残留炉心物質の発熱が原子炉容器内の冷却材によって安定に輸送され、原子炉容器に接する冷却材温度が過大にならないことが確認された。

ここで、FLUENT解析においては、整合性の取れた原子炉容器内冷却材の初期条件や境界条件を与えるため、原子炉容器内の発熱源や炉心燃料集合体の閉塞状況（損傷状況）を想定したSuper-COPDによるプラント動特性解析を別途実施して、FLUENT解析に必要な原子炉容器入口冷却材温度、1次冷却系流量等を計算している。具体的には、炉心部の残留炉心物質が形成されるまでの長時間の冷却材熱流動挙動の履歴をFLUENTの解析条件に反映するため、Super-COPDの計算とFLUENTの定常計算を複数ステップに分けて実施するなどの工夫を行った。

3.5.4 炉心支持台上面及び材料照射ラック底部に形成されるデブリベッドの冷却解析における引継ぎ

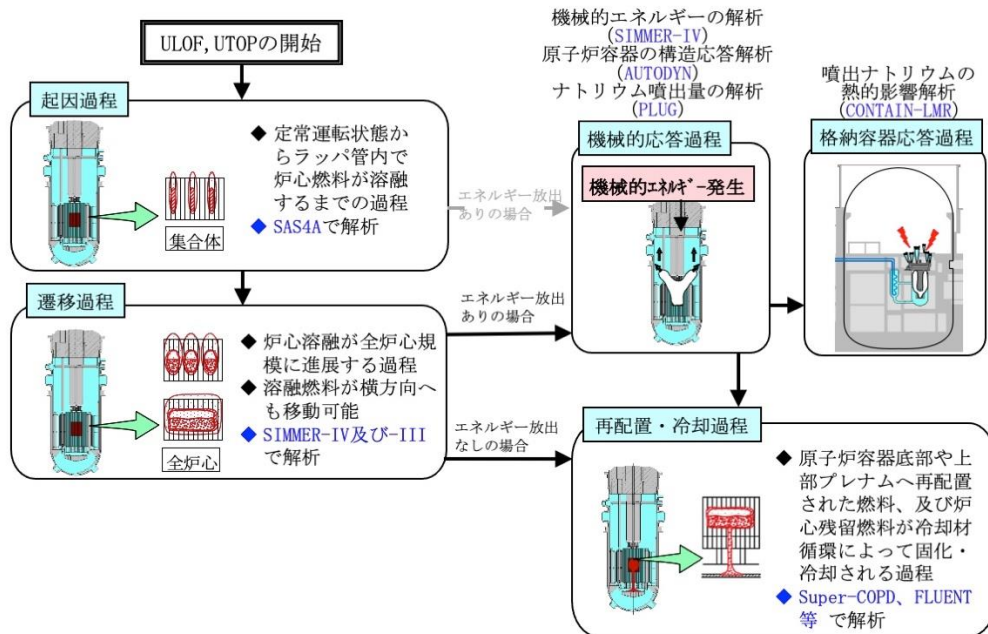
炉心支持台上面に形成されるデブリベッド冷却の解析については、下部プレナムと同様に、Super-COPDのデブリ熱計算モジュールを単体で使用して解析を行い、デブリベッドが安定冷却状態に維持されることを確認した。ここでも、デブリベッドの境界条件となる冷却材温度（デブリベッド上方の冷却材温度）は別途実施したSuper-COPDによるプラント動特性解析に基づいて保守的に設定している。

材料照射ラック底部に形成されるデブリベッドの冷却解析においては、縦長の円柱形状で堆積し、側面からの冷却が極めて有効となるため、デブリベッドの空隙率は考慮しつつ、残留炉心物質の冷却解析で使用された「炉心物質伝熱計算モデル」で解析した。ここでも、境界条件となる冷却材温度（デブリベッド上方の冷却材温度）は別途実施したSuper-COPDによるプラント動特性

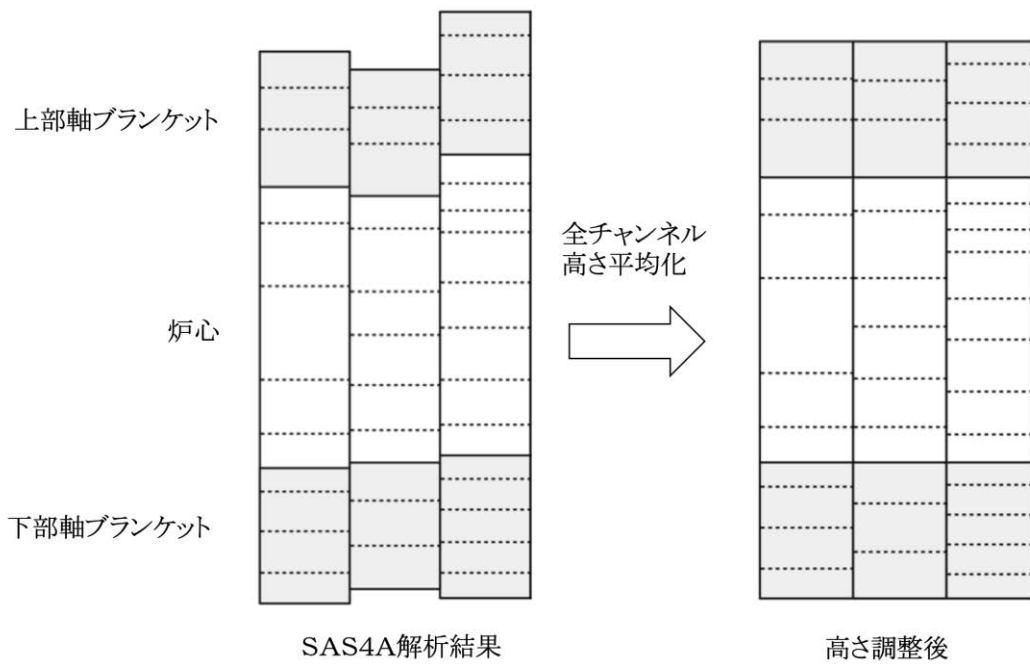
解析に基づいて保守的に設定している。

第 3.2.1 表 遷移過程の解析(2次元)におけるリング No. と「常陽」の集合体アドレスとの関係

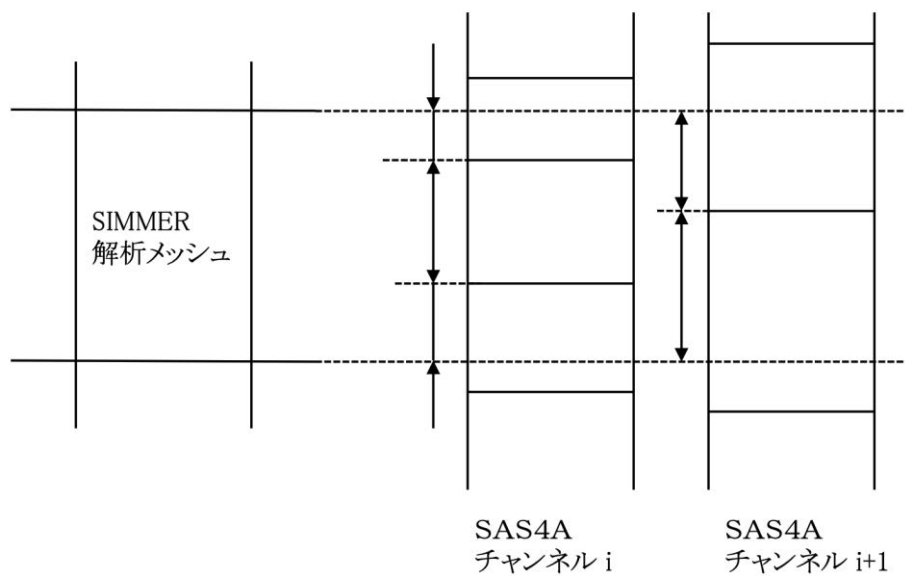
遷移過程の解析 (2次元)における リングNo.	「常陽」集合体アドレス							「常陽」集合体列
1	000							0列
2	3C2	3F2						3列
3	1A1	1D1						1列
4	1B1	1C1	1E1	1F1				
5	2B2	2E2	2C2	2F2				2列
6	2A1	2D1	2B1	2D2				
7	2A2	2C1	2D1	2F1				
8	3D2	3B1	3A2	3E1				3列
9	3E2	3A3	3B3	3C3	3D3	3E3	3F3	
10	3B2	3D1	3A1	3F1	3C1			
11	4A3	4C3	4E3	4B3	4D3	4F2		4列
12	4A1	4C1	4E1	4A4	4C4	4E4		
13	4B4	4D4	4F4	4B1	4D1	4F1		
14	4A2	4B2	4C2	4D2	4E2	4F3		
15	5A5	5D4	5A3	5D3				5列
16	5B4	5C5	5E4	5C3	5E2	5F4		
17	5A2	5B3	5C2	5D2	5E3	5F2	5F3	
18	5A4	5B2	5B5	5C4	5D5	5E5	5F5	



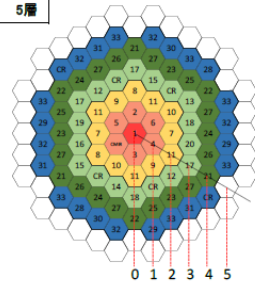
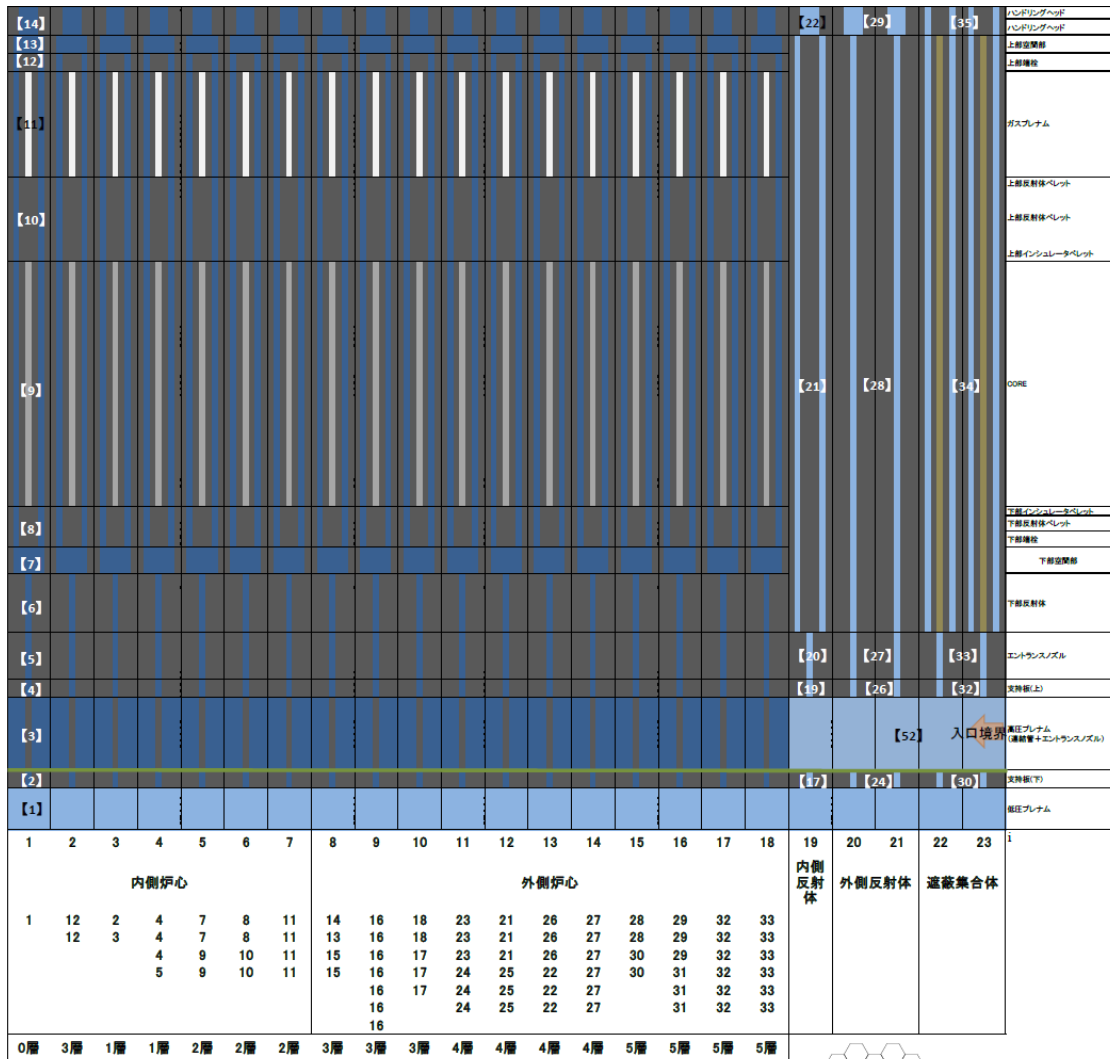
第 2.1 図 ULOF 及び UTOP における事象の進展



第 3.1.1 図 上部軸ブランケットと下部軸ブランケットを持つ場合の SAS 4 A の軸方向メッシュサイズの調整の概念図

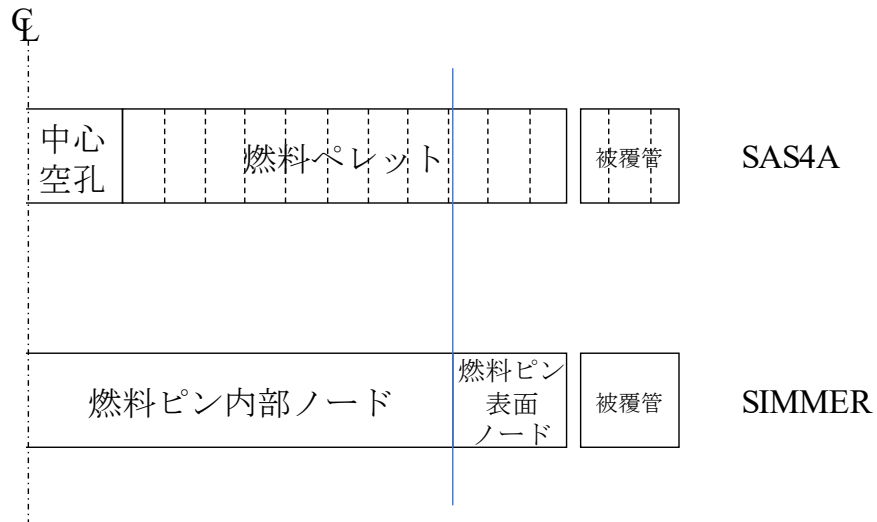


第 3.1.2 図 SAS 4 A 解析メッシュから S I M M E R 解析メッシュへの混合平均操作

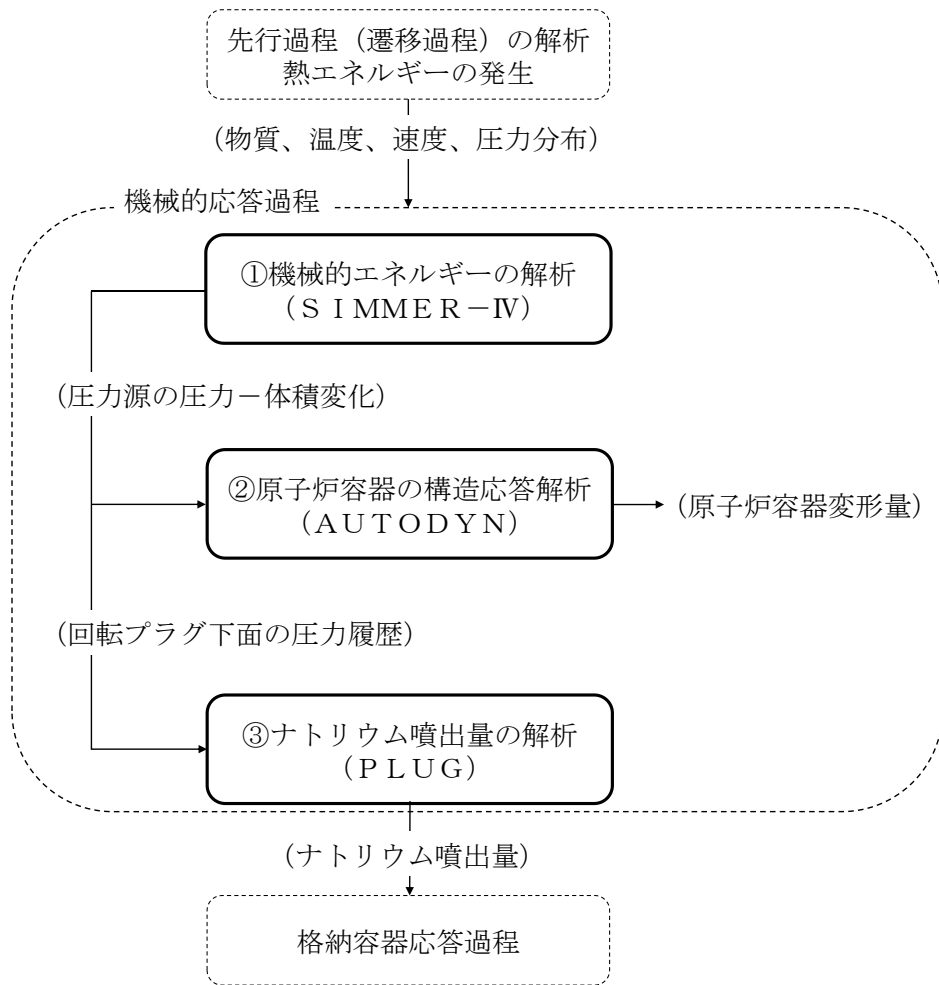


例えば、径方向メッシュ $i=4$ 位置にはチャンネル番号 4 番の集合体を 3 つ、チャンネル番号 5 番の集合体を 1 つ割り当てる。

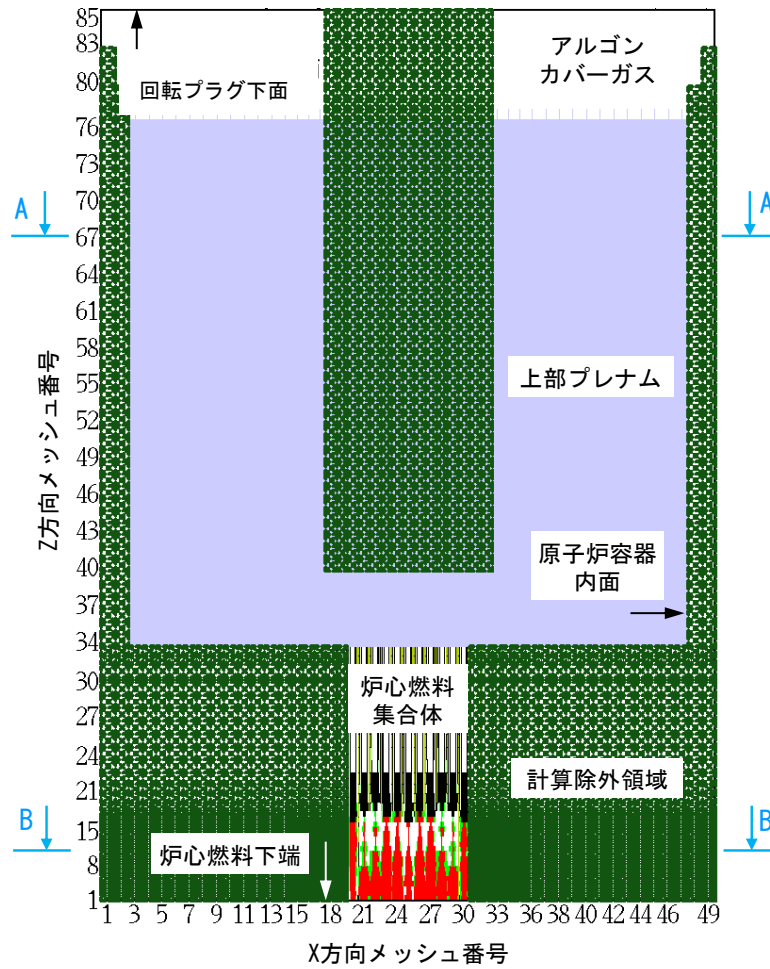
第 3.1.3 図 2次元体系の各径方向位置と S A S 4 A のチャンネル番号の関係



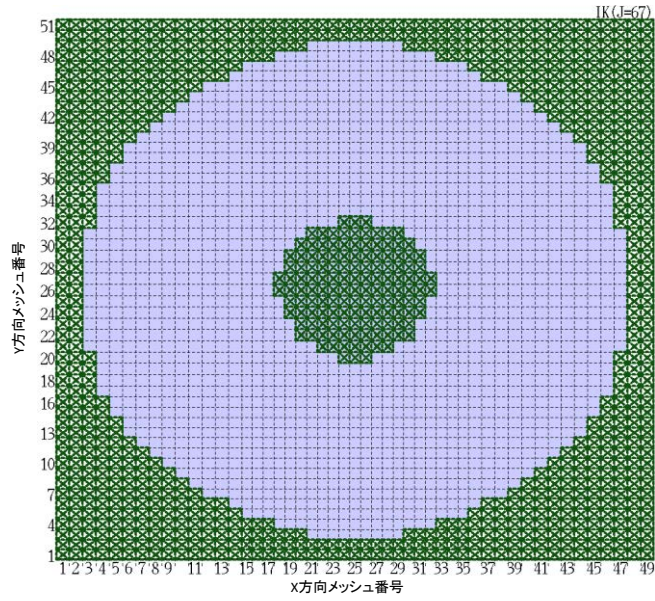
第 3.1.4 図 SAS4A のピンモデル内のノード分割と SIMMER の燃料要素計算におけるノード分割のイメージ



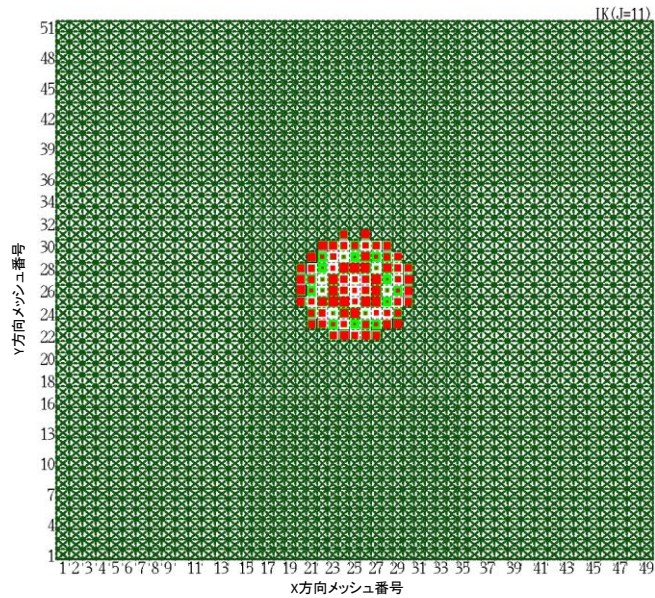
第 3.2.1 図 機械的応答過程の解析の流れ



第 3.2.2 図 SIMMER-IVによる機械的エネルギーの解析の解析体系（炉心中心垂直断面図）

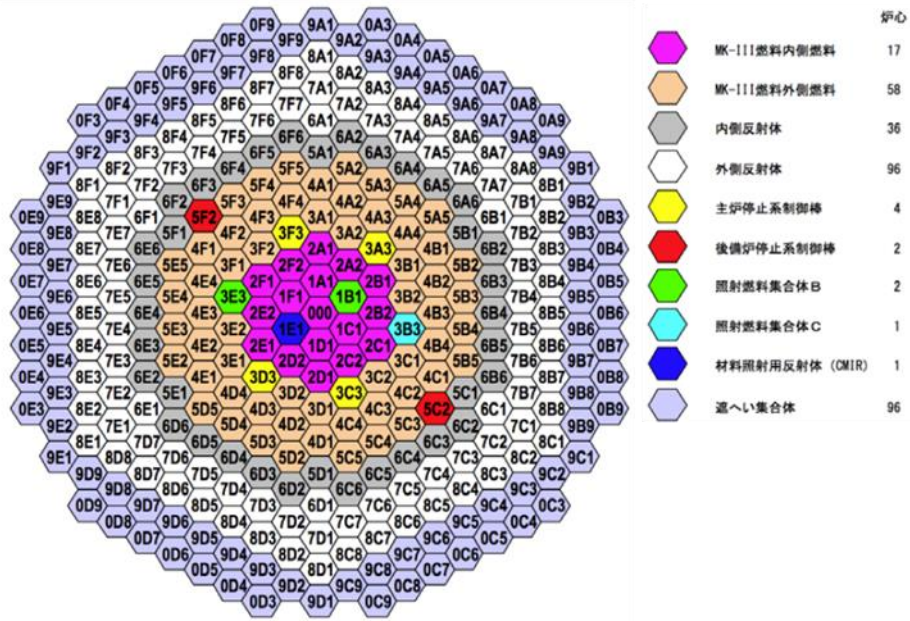


(a) A-A断面 (Z=67)

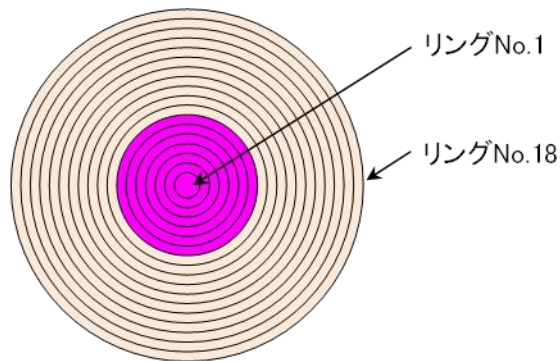


(b) B-B断面 (Z=11)

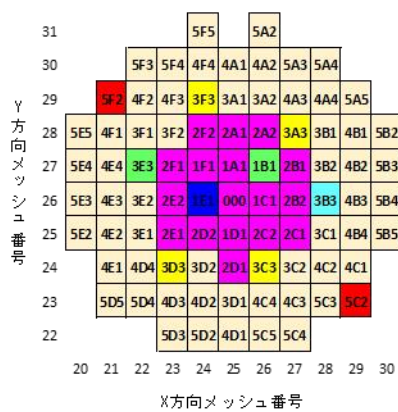
第 3.2.3 図 S I M M E R - I V による機械的エネルギーの解析の解析体系
(第 3.2.2 図の A-A 及び B-B 水平断面)



(A) 「常陽」の燃料集合体配置

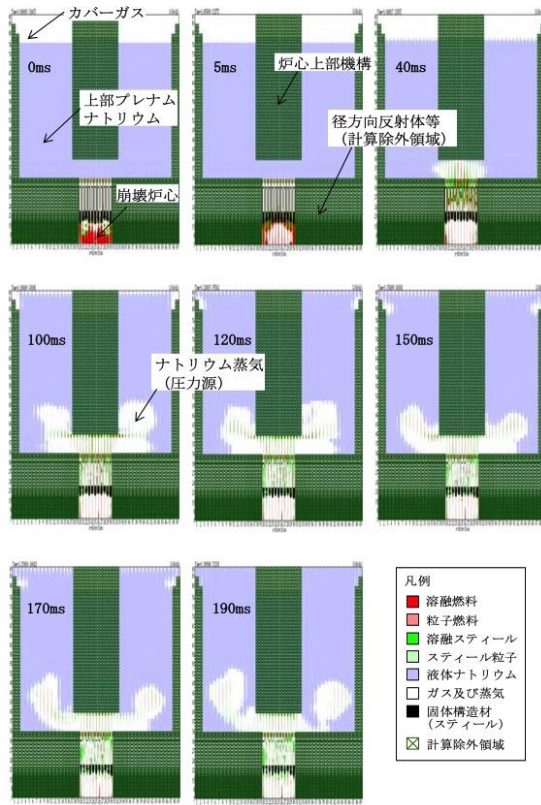


(B) 遷移過程解析(SIMMER-III)の解析体系(炉心部、イメージ)

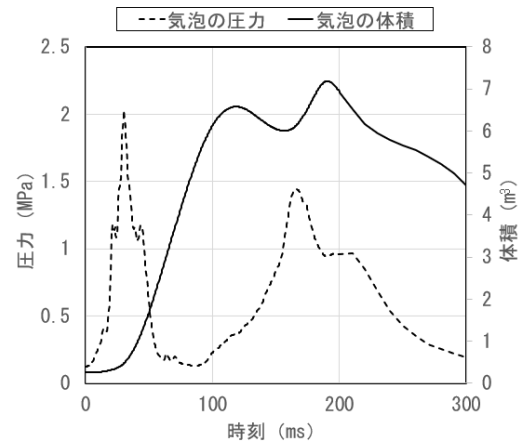


(C) 機械的エネルギーの解析(SIMMER-IV)の解析体系(炉心部)

第 3. 2. 4 図 炉心部におけるメッシュ分割の遷移過程解析と機械的エネルギーの解析との関係

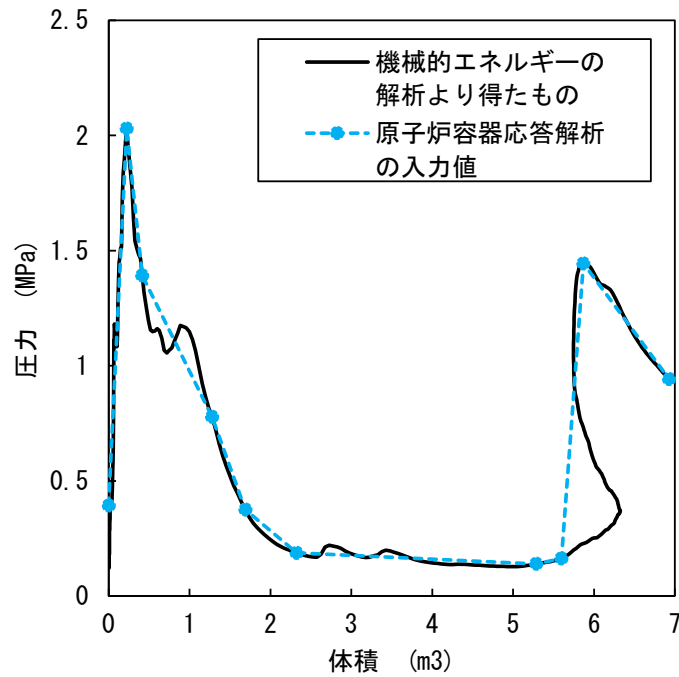


(a) 鉛直断面における物質分布

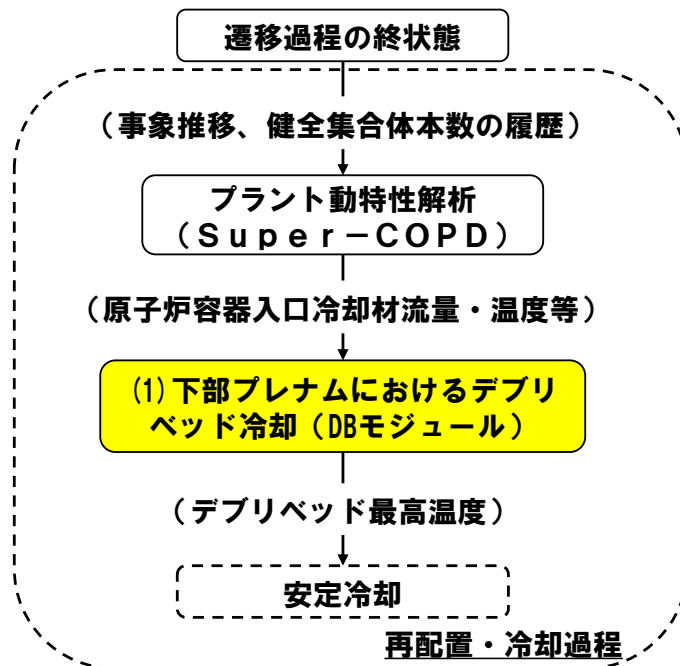


(b) 上部プレナム底部の蒸気泡の
圧力と体積の時間変化

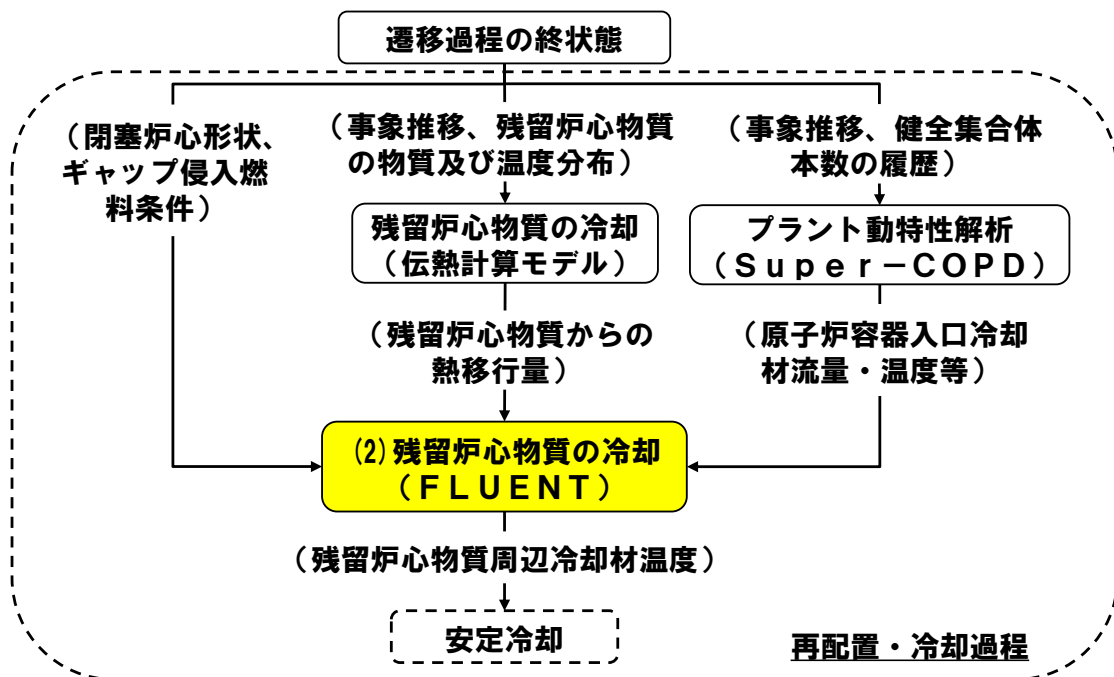
第 3. 4. 1 図 SIMMER-IVによる機械的エネルギー発生解析結果



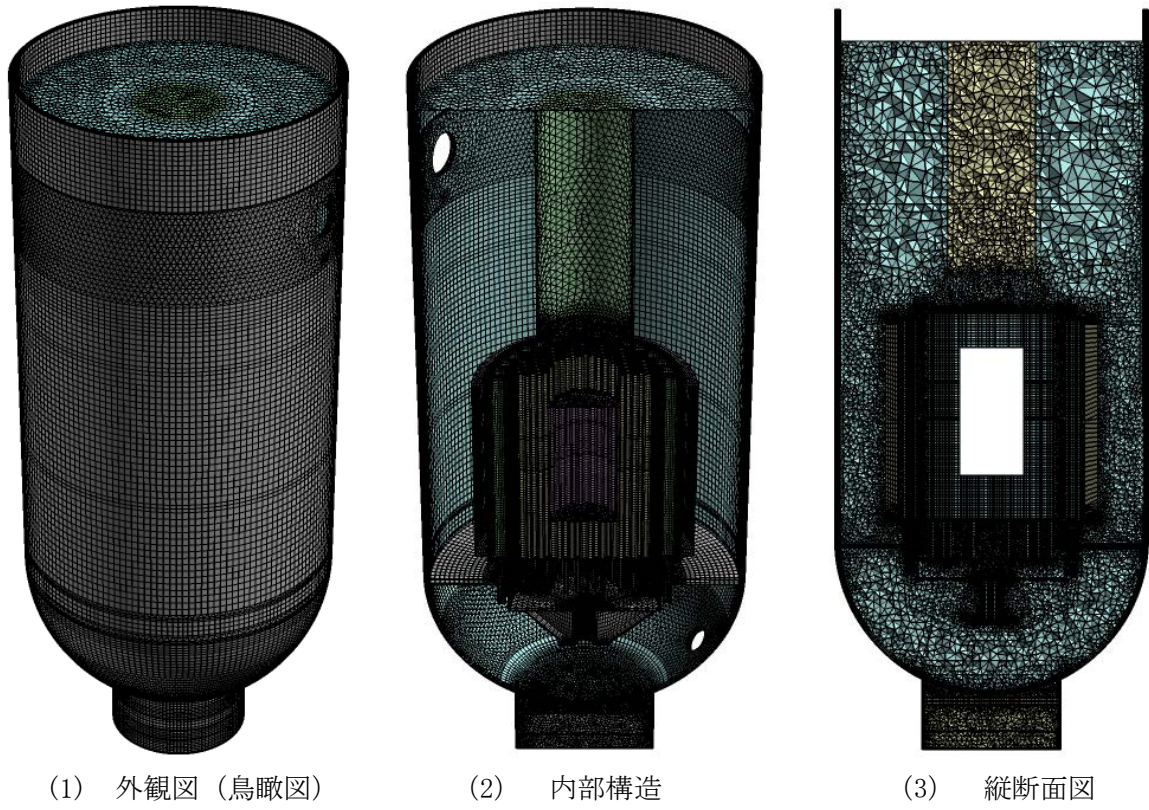
第 3. 4. 2 図 AUTODYNに入力した圧力源のP-V 曲線



第 3.5.1 図 再配置・冷却過程の解析の流れ (下部プレナムにおけるデブリベッド冷却)



第 3.5.2 図 再配置・冷却過程の解析の流れ (残留炉心物質の冷却)



第 3.5.3 図 FLUENT の解析モデル (IVR) の一例

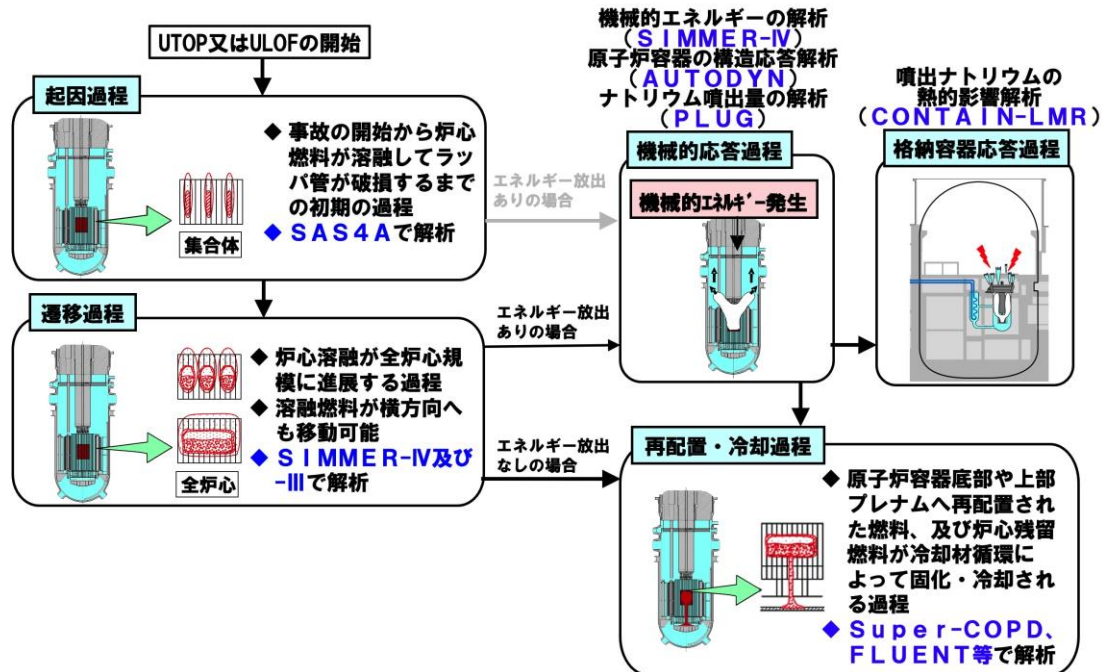
略語表

略語	英語正式名	日本語
EVR	Ex-Vessel Retention	損傷炉心物質の安全容器内での保持・冷却
FCI	Fuel-Coolant Interaction	燃料-冷却材相互作用
FP	Fission Product	核分裂生成物
IVR	In-Vessel Retention	損傷炉心物質の原子炉容器内での保持・冷却
LF	Local (Fuel) Faults	局所的燃料破損
LGT	Lower Guide Tube	制御棒駆動機構(後備炉停止制御棒駆動機構) 下部案内管
LORL	Loss of Reactor Level	原子炉容器液位確保機能喪失による崩壊熱除去機能喪失
PLOHS	Protected Loss of Heat Sink	交流動力電源が存在し、かつ原子炉容器液位が確保された状態での崩壊熱除去機能喪失
RVACS	Reactor Vessel Auxiliary Cooling System	コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスによる原子炉容器外面冷却
SBO	Station Blackout	全交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失
ULOF	Unprotected Loss of Flow	炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失
ULOHS	Unprotected Loss of Heat Sink	除熱源喪失時原子炉停止機能喪失
UTOP	Unprotected Transient Over-Power	過出力時原子炉停止機能喪失

有効性評価に使用する主な計算コード

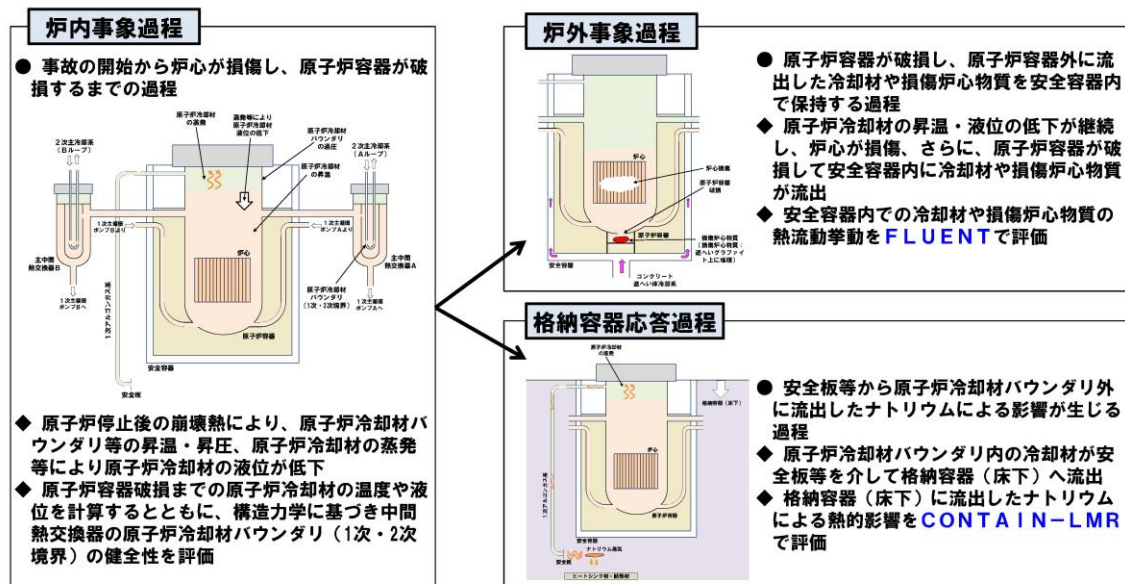
4.2.4.2 有効性評価に使用する主な計算コード（事象推移と解析評価の流れ）（1/2）

- 炉心損傷防止措置の有効性評価における解析評価
 - LFを除く事象グループにおける炉心損傷防止措置の有効性評価：Super-COPDで解析
 - LFにおける炉心損傷防止措置の有効性評価：ASFREで解析
- UTOP及びULOFにおける格納容器破損防止措置の有効性評価における解析評価



4.2.4.2 有効性評価に使用する主な計算コード（事象推移と解析評価の流れ）（2/2）

- ULOHSの格納容器破損防止措置の有効性評価における解析評価
 - ・ Super-COPDで解析
- LORL及びPLOHSにおける格納容器破損防止措置の有効性評価における解析評価



「常陽」MK-Ⅲ性能試験を用いた妥当性確認

Super-COPDにおける妥当性確認 有効性評価への空気冷却器解析モデルの適用性

【「常陽」MK-II自然循環試験」の試験解析における風量の計算方法】

- ・強制通風の場合、送風機回転数を入力条件として設定し、送風機特性から得られる送風機吐出圧、及び熱計算から得られる浮力を駆動力として、空気冷却器内の伝熱管群やダクト等の圧力損失を加味して、運動方程式を解くことで計算している。
- ・自然通風の場合、送風機は停止するため送風機吐出圧はゼロとなり、熱計算から算出される浮力を駆動力とし、空気冷却器内の圧力損失により運動方程式を解いて風量が計算されている。

【有効性評価への適用性】

- ・「常陽」MK-II自然循環試験」の試験解析において、上記の計算方法に従い風量が計算され、空気冷却器の除熱特性が良く再現できている。
- ・「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」の試験解析における空気冷却器では、設計仕様（実機特性）に基づいた送風機特性及び伝熱管等の幾何形状に関わる圧力損失特性を用い、「常陽」MK-II自然循環試験」の解析と同じ解析モデルで風量が計算されている。「もんじゅ」での試験解析の結果、空気冷却器の除熱特性が良く再現できている。
- ・MK-IVでの有効性評価の解析では、「常陽」MK-II自然循環試験」及び「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」の試験解析と同じ空気冷却器の解析モデルを使用し、設計仕様（実機特性）に基づいた送風機特性及び圧力損失特性を用いて風量の計算を行っている。
- ・なお、MK-IVの空気冷却器（主冷却機）はMK-IIから変更されており、変更箇所の圧力損失特性はMK-IIの解析と同様に設計仕様（実機特性）に基づいて設定している。MK-IVでの有効性評価における自然通風時の解析では、伝熱部と入口ペーンの圧力損失特性が重要となる。MK-IVの伝熱部では、伝熱管の段数の違い（伝熱管形状はMK-IIと同じ）を考慮した圧力損失特性を設定し、入口ペーンでは実機で確認された圧力損失特性を設定することで、MK-IVの空気冷却器の実機特性を模擬している。
- ・以上のことから、Super-COPDの空気冷却器の解析モデルは、有効性評価に適用することが可能であると判断している。

Super-COPDにおける機能検証（空気冷却器） 「常陽」MK-III性能試験（主送風機起動特性試験）（1/2）

「常陽」MK-III性能試験（主送風機起動特性確認試験）」の解析により、空気冷却器に関わる解析モデルの機能検証を実施した。

■ 試験の概要

- ✓ MK-III改造工事では主送風機を交換したことから、これを起動する原子炉熱出力と操作手順を決定するため、原子炉熱出力をパラメータとして、主送風機起動に関する一連の操作と冷却材温度との関係を確認した。

■ 機能検証の対象モデルと確認方法

- ✓ 有効性評価の解析では、主冷却器出口ナトリウム温度の制御は、自然通風、出入口ダンパ全開、入口ペーン開度制御（0%から9.5%の範囲）となる。入口ペーン開度が同範囲となる試験を対象として機能検証を実施した。
- ✓ 空気冷却器出口ナトリウム温度及び除熱量（空気冷却器出入口ナトリウム温度及びナトリウム流量から算出）を比較し、『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』の妥当性を確認した。

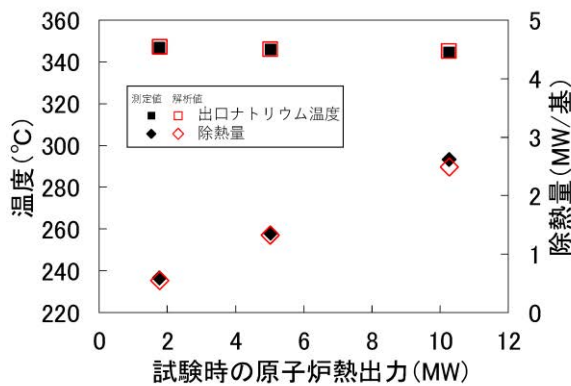
Super-COPDにおける機能検証（空気冷却器） 「常陽」MK-III性能試験（主送風機起動特性試験）（2/2）

■ 解析条件

- ✓ 空気冷却器の解析モデル『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』を単体で使用。
- ✓ 解析ケース及び境界条件を右表に示す。

解析ケース	原子炉熱出力 (MW)	境界条件			
		Na側		空気側	
		入口温度 (°C)	流量 (kg/s)	入口温度 (°C)	入口ペーン開度 (%)
ケース1	2	350	165	26	2.0
ケース2	5	352	164	26	4.4
ケース3	10	357	165	26	9.2

■ 解析結果



- ✓ 空気冷却器出口ナトリウム温度が、試験結果と一致（実機の空気冷却器における除熱量を再現）
- ✓ 『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』の妥当性を確認

D10 試験の試験条件と「常陽」のデブリベッド条件の比較

D10試験と「常陽」評価の比較

- D10試験の試験条件と「常陽」の炉心物質デブリベッドの条件を比較した結果を示す。デブリベッド厚み、粒子径、発熱密度は、ほぼ同等の条件となっている。空隙率はD10試験が0.38、「常陽」は0.6であるが、検証解析で確認された物理モデルの適用性には大きな影響を及ぼさない程度の違いである。
- 「常陽」のデブリベッドは炉心物質である燃料とスチールが完全に混合していると想定しているが、これは高さ約1.3mの下部プレナム冷却材中を燃料粒子が終端速度0.37m/sで落下した場合に約3.5秒後に原子容器底部に到達し、落下時間が短時間のために燃料粒子とスチール粒子の密度の違いによる物質分布への影響はないと判断した。
- デブリベッドの冷却性は下表の各条件に影響を受けるが、有効性評価では下部プレナムへの炉心物質の移行量（厚み）について、基本ケースであるインベントリの30%に対して、最も移行量の多くなる想定に基づく70%を用いており、他の条件の不確かさは包絡されている。

条件	単位	D10試験	「常陽」評価
厚み	m	0.16	約0.21
空隙率	—	0.38	0.6 (FCI試験の最小値)
粒子径	μm	約400 (質量中央値)	400 (FCI試験の質量中央値の平均)
発熱密度	MW/m ³	1.0 (7:16~7:18) 3.4 (7:18~7:20) 1.2 (7:20~7:25)	3.1 (核反応停止から約1070秒後、ULOF (i) の初期状態) 2.1 (核反応停止から3600秒後)
燃料とスチールの混合状態	—	燃料のみ	燃料とスチールの完全混合
デブリベッド上方冷却材温度	℃	349 (7:16~7:18) 349→360 (7:18~7:20) 360→370 (7:20~7:25)	約510 (事象発生から1200秒後) 約380 (事象発生から2000秒後) 約370 (事象発生から3000秒後)

【デブリベッド粒子径】

FRAG試験^[1] (米国のサンディア国立研究所(SNL)で実施された大規模FCI試験)のうち、20kgの溶融燃料と溶融スチールの混合物(UO₂-ZrO₂(70%)、スチール(30%))を23kgのナトリウム中へ落下させた試験であるFRAG4~6及び13試験で得られた粒径分布の中央値の平均値である。下図にFRAG試験で得られた粒径分布を示す。FRAG4~6及び13試験の粒径分布の中央値を計算すると以下のとおりである。

- FRAG4試験: $210 + (420 - 210) / (63 - 44) \times (50 - 44) = 276.3\mu\text{m}$
 - FRAG5試験: $420\mu\text{m}$
 - FRAG6試験: $420 + (600 - 420) / (60 - 47) \times (50 - 47) = 461.5\mu\text{m}$
 - FRAG13試験: $420 + (600 - 420) / (57 - 47) \times (50 - 47) = 474\mu\text{m}$
- したがって、FRAG4~6及び13試験の粒径分布の中央値の平均値は407.95μmとなり、デブリベッド粒子径は400μmと設定している。

著作権の関係から
公開できません。

【デブリベッドポロシティ】

下図に示すFARO/TERMOS試験^[2]及びFRAG4試験で得られたポロシティから、デブリベッドポロシティは0.6と設定している。

著作権の関係から
公開できません。

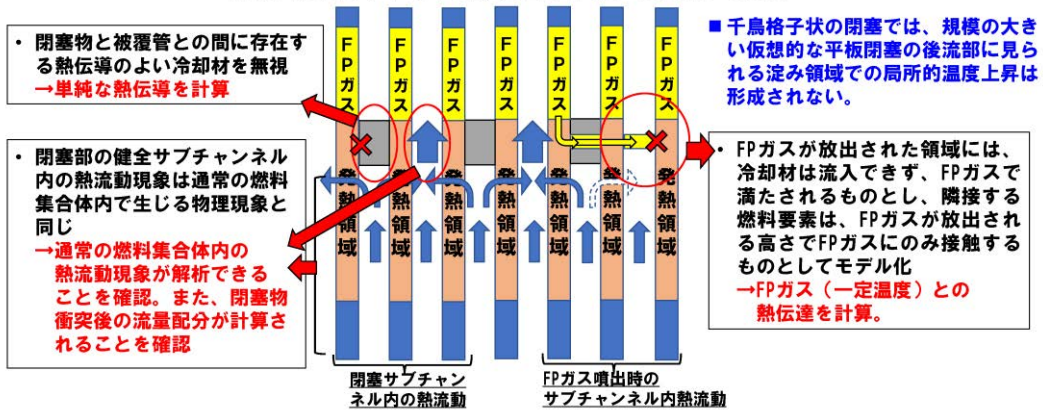
[1] T. Y. Chu, "Fragmentation of Molten Core Material by Sodium," Proc. Int. Top. Mtg. LMFBR Safety and Related Design and Operational Aspects, Lyons, France, July 19-23, 1982, Vol. III, p. 487, European Nuclear Society (1982).
[2] D. Magallon, H. Hohmann and H. Schins, "Pouring of 100kg-scale molten UO₂ into sodium", Nuclear Technology, Vol. 98, No. 1, pp.79-90, 1992.

解析条件の設定と考慮すべき物理現象について

ASFREによるLFの有効性評価への適用性 解析条件の設定と考慮すべき物理現象について

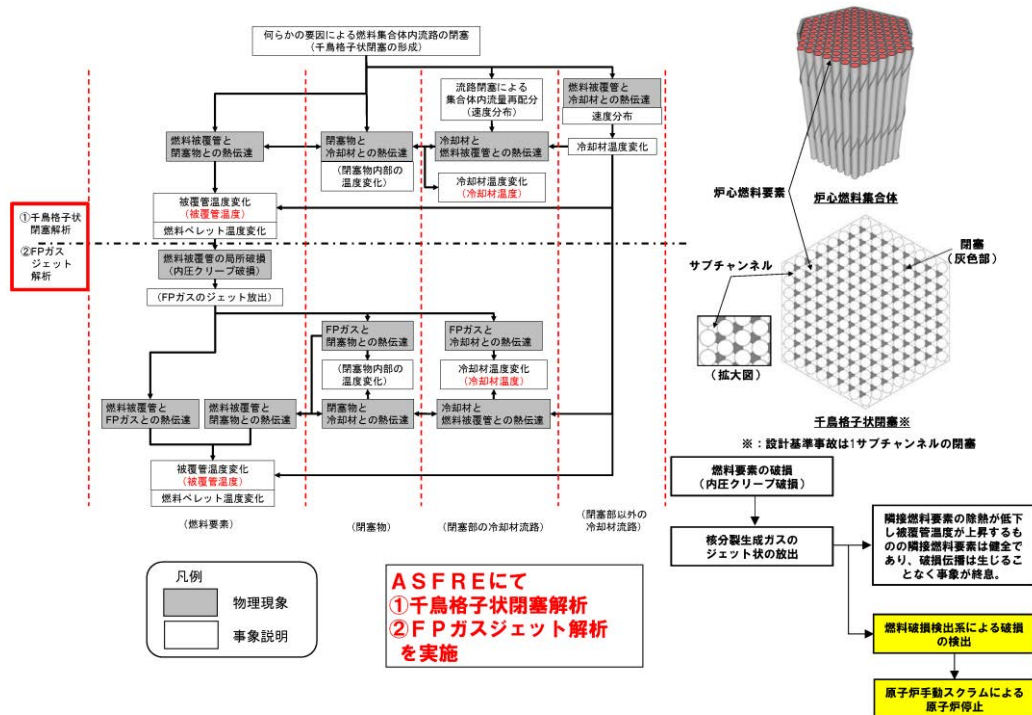
本評価事故シーケンスでは、実験的知見（微小粒子による燃料集合体内の閉塞）に基づいて千鳥格子状の閉塞を想定した（「第13条（運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故の拡大の防止）に係る説明書 別紙18」参照）。閉塞条件として以下の保守側の設定としている。

- ✓ 閉塞位置：被覆管温度が最も高くなる発熱上端部に閉塞を設定
- ✓ 初期温度：閉塞がない状態で燃料要素内の最高温度が熱的制限値となる保守的な条件を設定
- ✓ 閉塞形態：閉塞内部に熱伝導のよいナトリウムが存在しない中実の閉塞として設定
- ✓ 閉塞物の高さ：スペースワイヤの巻きピッチの1/3に設定
- ✓ FPガス放出：上部ガスプレナム内のFPガスが放出し、燃料被覆管が常に覆われ、FPガスによりナトリウムが通過できないものとして設定



【参考】

炉心損傷防止措置（LF）の事象推移と物理現象



ASFREによるLFの有効性評価への適用性 重要な物理現象と有効性評価への適用性について

重要な物理現象として、「被覆管温度変化」、「冷却材温度変化」、「速度分布」を抽出し、「常陽」及び「もんじゅ」の模擬燃料集合体水流動試験（圧力損失測定試験）及びPLANDTL-37試験（模擬燃料集合体温度分布計測試験）を対象とした試験解析等により妥当性を確認した。以下により、閉塞体系での試験解析を行わずとも、LFの有効性評価に適用可能であると判断した。

(1) 被覆管温度変化

被覆管内の『熱伝導モデル』は個別に検証済み。PLANDTL-37試験解析により『熱伝達モデル』の妥当性を確認した。また、FPガスの噴出に係る解析では、FPガスが噴出する高さでガスジェットの影響を考慮し、噴出箇所と同一の高さで、閉塞物の一部と隣接する健全流路の一部をFPガスに置き換えた解析を実施する。FPガスに置き換えた領域は、常にFPガスが供給されることから噴出するFPガス温度で一定の静止領域（流動を考慮しない）として扱うとともに、冷却材の通過がない状態とした。FPガスと被覆管表面との間の熱伝達を計算し、FPガスが衝突する被覆管表面の温度を計算する。この伝熱計算は、健全状態の燃料集合体の被覆管温度と冷却材との『熱伝達モデル』の取扱いと違いはない。本解析モデルは、「被覆管温度変化」の評価に適用できる。

(2) 冷却材温度変化

PLANDTL-37試験解析により、『熱伝達モデル』及び『乱流モデル』の妥当性を確認した。「常陽」の燃料集合体の仕様とは異なるが、集合体内部の冷却材に生じる現象は同様である。したがって、本解析モデルは、「冷却材温度変化」の評価に対して適用できる。

(3) 速度分布

模擬燃料集合体水流動試験解析及びPLANDTL-37試験解析により、『圧力損失モデル』及び『乱流モデル』の妥当性を確認した。「常陽」の燃料集合体の仕様（燃料要素の本数や配列ピッチ等）と異なる試験であっても、集合体内部の冷却材に生じる現象は同様である。また、ASFREで計算する千鳥格子状閉塞では、閉塞物を設定したサブチャンネルでは、流路が完全に塞がれ、冷却材が通過することができない。このため、冷却材は、閉塞領域の健全なサブチャンネル内を通過する。サブチャンネル内の熱流動の計算は、閉塞物を設定しない通常の燃料集合体内のサブチャンネルと変わらない取扱いとなる。なお、千鳥格子状閉塞を含む燃料集合体での解析において、燃料集合体内を通過する冷却材の質量流量が各断面で保存されることを確認（流量配分が正しく行われていることを確認）した。よって、本解析モデルは「速度分布」の評価に対して適用できる。

ガスジェット衝突時の被覆管表面熱伝達について

局所燃料要素破損時にFPガスジェットが隣接ピンに衝突するとき、ガスジェットが被覆管表面を覆うことで熱伝達が低下する。R. E. Wilsonら(ANL)のFPガス放出模擬実験によって取得された実験データが報告書^[1]にまとめられている。この実験は、ナトリウム試験ループ内に設置された、第1図に示す3本の模擬燃料要素(ヒーターピン)を有するテストセクションにおいて、第2図に示すように模擬燃料要素の間に挿入した細管の先端からArガスを噴出させ、そのガスジェットが衝突した模擬燃料要素表面の温度を測定したものである。試験パラメータとしては、噴出ガス内圧、細管の口径(破損口径に相当)、熱流束、冷却材流速、Arガス温度等の熱伝達特性に寄与する数多くの条件を選定している。第1表に主要な試験パラメータを示す。報告書に記載されている燃料要素内のガスプレナム圧力に対する熱伝達係数の値について、ガスジェット衝突位置($z=0$)での値を抽出して第3図に示す。本評価事故シーケンスの解析では、熱伝達係数の値として、第3図の下限值となる $10,000$ [$W/(m^2 \cdot K)$]を用いることとした。

参考文献

- [1] R.E. Wilson, et al., Experimental evaluation of fission-gas release in LMFBR subassemblies using an electrically heated test section with sodium as coolant, ANL-8036 (1973).

第1表 主要な試験パラメータ

項目	値等
噴出ガスの種類	Ar, Xe
細管内径(破損口径) [mm]	0.33, 0.58, 0.84
模擬燃料要素 (ヒーターピン) 熱流束[W/cm ²]	25, 126, 250
冷却材流量 [g/s]	～ 690
冷却材入口温度 [°C]	315
ガスプレナム温度(一定) [°C]	510, 720
テストセクション流路断面積 [cm ²]	1.476
模擬燃料要素外径 [mm]	5.84
ワイヤスペーサ外径 [mm]	1.57
ワイヤスペーサピッチ [mm]	305

著作権の関係から公開できません。

(出典 : R.E. Wilson, et al., Experimental evaluation of fission-gas release in LMFBR subassemblies using an electrically heated test section with sodium as coolant,

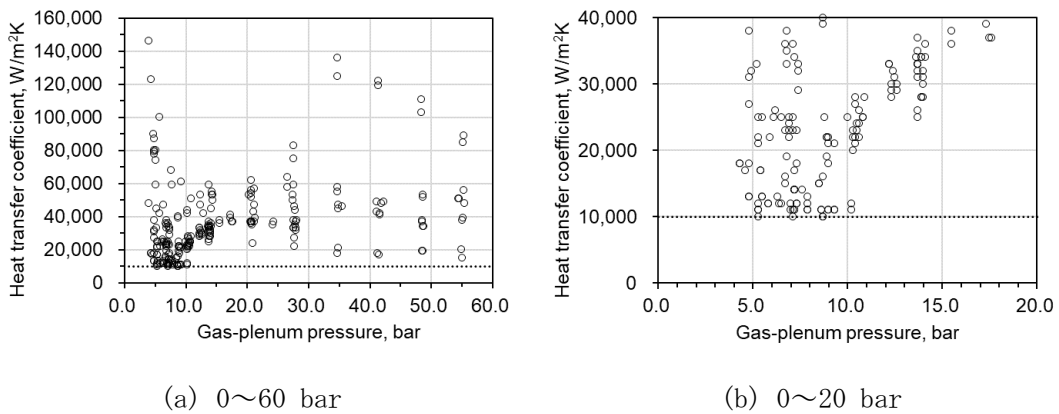
ANL-8036(1973). APPENDIX A)

第1図 実験装置 (テストセクション)

著作権の関係から公開できません。

(出典：R.E. Wilson, et al., Experimental evaluation of fission-gas release in LMFBR subassemblies using an electrically heated test section with sodium as coolant, ANL-8036(1973). APPENDIX A)

第2図 実験装置 (テストセクションの水平断面)



(出典：R.E. Wilson, et al., Experimental evaluation of fission-gas release in LMFBR subassemblies using an electrically heated test section with sodium as coolant, ANL-8036(1973). APPENDIX D)

第3図 ガスプレナム圧力に対するガスジェット衝突面での熱伝達係数 (APPENDIX Dの数値表からグラフを作成)

多速度場モデルによるスロッシング挙動解析の妥当性について

S I M M E R の多成分多速度場におけるスロッシング挙動への適用性 (1/7)

S I M M E R によるULOF及びUTOPの解析において、損傷した燃料とスティールからなる炉心物質の流動は、それぞれの物質成分ごとに異なる速度場を与えている。これは、燃料とスティールが炉心物質内で発生するFPガスやスティール蒸気、局所的なFCIによって常に攪拌される一方で、密度差による重力分離が生じると中性子反射材としてのスティールが燃料と分離すること及び燃料上部に形成されるスティール層による中性子反射効果が反応度に影響を及ぼすと考えられるためである。

炉心物質の流動、特に水平方向の揺動（スロッシング）は、炉心物質の凝集による即発臨界超過挙動を支配する重要現象であり、炉内外試験の検証解析によって、S I M M E R の妥当性の確認を行っている。これらの試験は、水、鉛ビスマス、熔融燃料を用いているが、相対速度を有する多成分の流体を用いた試験ではない。このため、密度差のある多成分の相対流動解析の妥当性を確認し、これらの単成分による流動挙動の妥当性と合わせて燃料とスティールの二つの物質からなる炉心物質の流動にS I M M E R を適用することの妥当性を示す。

検証課題1	DOE/EPRIが実施した2速度場解析コードベンチマーク ^[1] からとったProblem 2.4 “A gravity-driven inter-penetration and separation (one dimensional sedimentation: 1次元沈降問題)”
検証課題2	DOE/EPRIが実施した2速度場解析コードベンチマーク ^[1] からとったProblem 4.1 “A transient behavior of gravity-driven overturning motion of the two liquid components having different densities in a two-dimensional tilted geometry (two-dimensional sedimentation: 2次元沈降問題)”
検証課題3	Snabreによる粒径の異なる粒子が混合した状態からの分離沈降実験 ^[2]

[1] : D. P. Spolding et al., “Problem specification and collated solutions of the two-phase flow numerical- benchmark experience 1986-7”, DOE/EPRI Second Int. Workshop on Two-Phase Flow Fundamentals, Troy, New York, 16-20 March, 1987.

[2] : P. Snabre, et al., “Size segregation and particle velocity fluctuations in settling concentrated suspensions”, Rheol. Acta, Vol. 48, pp. 855-870, 2009.

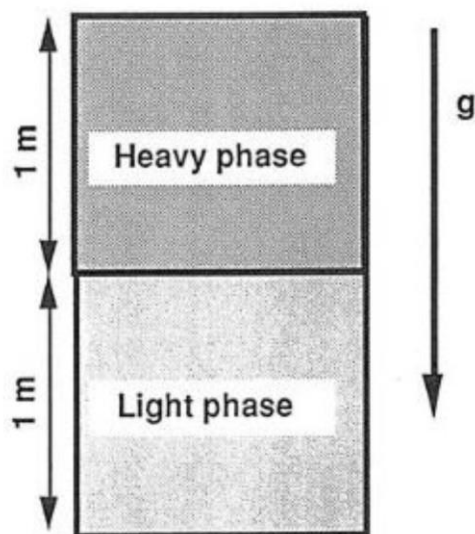
S I M M E R の多成分多速度場におけるスロッシング挙動への適用性 (2/7)

【検証課題1 (1/2)】

(1) 解析の概要

1次元体系として、深さ1mの軽い液体の上に深さ1mの重い液体を設定した初期状態から、時間経過とともに重い液体が沈降して軽い液体と入れ替わる挙動を解析

- 液体の密度
 $\rho_1 : 1.0$ (Heavy phase)
 $\rho_2 : 0.999$ (Light phase)
- 重力
 $2(\rho_1 - \rho_2) / (\rho_1 + \rho_2) g = 1.0$
 g : 重力加速度
- 相関抵抗係数
 $F = C_f (\alpha_1 \rho_1 + \alpha_2 \rho_2) \alpha_1 \alpha_2 (u_2 - u_1)$
 $C_f = 2.0$
 α_1 : 体積率 (Heavy phase)
 α_2 : 体積率 (Light phase)
 u_1 : 速度 (Heavy phase)
 u_2 : 速度 (Light phase)



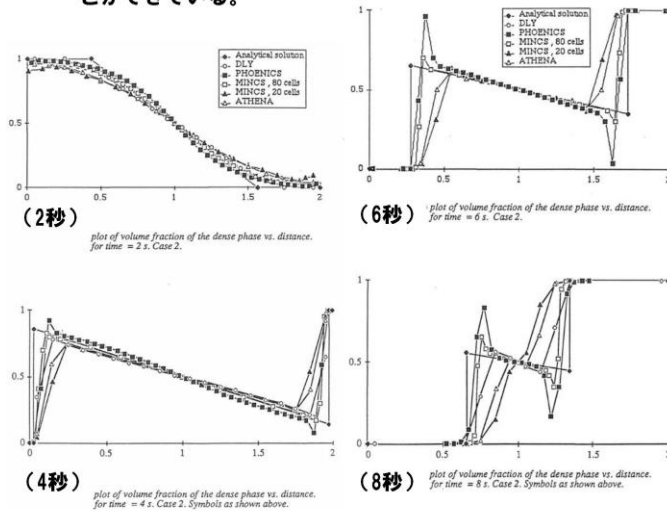
解析体系

SIMMERの多成分多速度場におけるスロッシング挙動への適用性 (3/7)

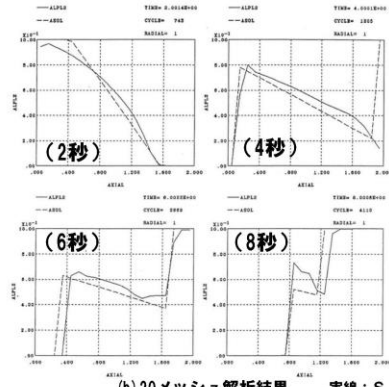
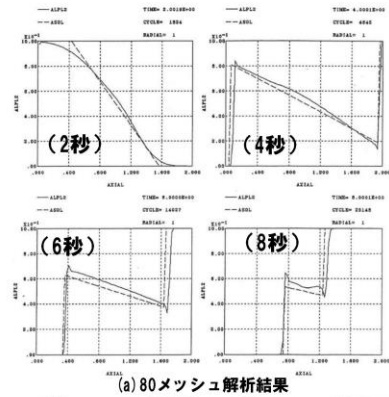
【検証課題1 (2/2)】

(2) 解析結果

本解析課題には、理論解が存在する。
理論解との比較結果よりSIMMERは比重の異なる2液体の重力による入替わりを適切に解析できている。また、SIMMERは、比較的MINCSコードに近い結果となっているが、少ないメッシュ数(20メッシュ)で解析した場合、MINCSコードでは数値拡散のために理論解における8秒後の体系中央部分の折れ曲がりが見失われているのに対して、SIMMERはこれを捉えていることができる。



他のコードによる解析結果
(2、4、6、8秒時点の軽い液体の体積率の軸方向分布)



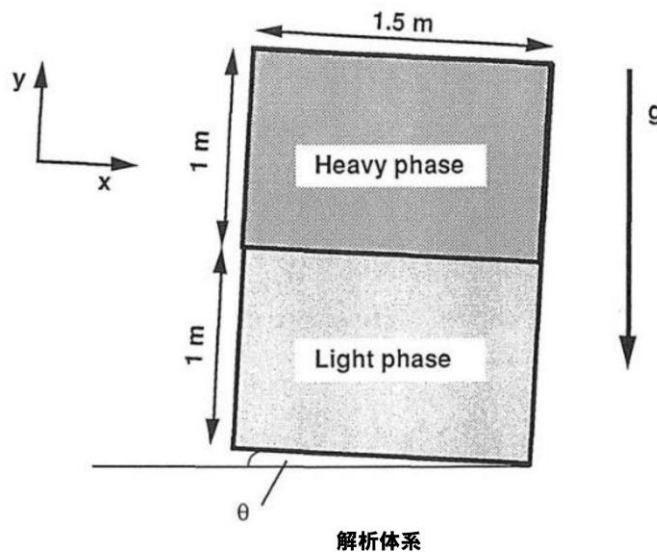
実線: SIMMER
破線: 理論解
SIMMERによる解析結果
(2、4、6、8秒時点の軽い液体の体積率の軸方向分布)

SIMMERの多成分多速度場におけるスロッシング挙動への適用性 (4/7)

【検証課題2 (1/2)】

(1) 解析の概要

1次元体系として、幅1.5m、深さ2mで 10° 傾けられた矩形容器内の下部1mに軽い液体、上部1mに重い液体を設定し、時間経過とともに重い液体が沈降して軽い液体と入れ替わる挙動を解析



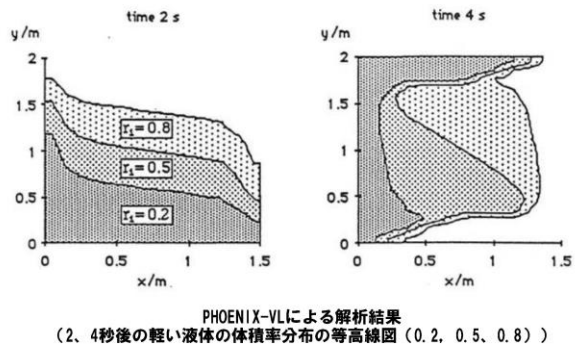
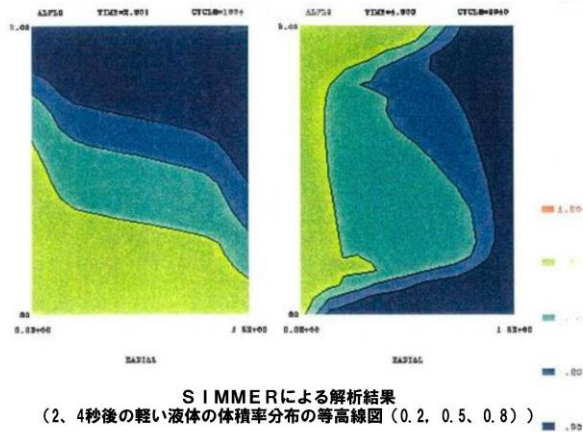
※ 液体の密度、重力及び相関抵抗係数は、検証課題1に同じ

SIMMERの多成分多速度場におけるスロッシング挙動への適用性 (5/7)

【検証課題2 (2/2)】

(2) 解析結果

本解析課題には理論解が存在せず、また傾けた体系を解析する難しさから、他のコードとしてはPHOENICS-VLコードによる解析結果のみが示されている。理論解が存在しないために、SIMMERの妥当性の定量的な評価は困難であるが、PHOENICS-VLコードの解析結果と同様の物質分布の時間変化を解析していることから、SIMMER及びPHOENICS-VLの双方は、定性的には密度の異なる2液体の重力による2次元的な入れ替わり挙動を適切に解析できていると判断した。



SIMMERの多成分多速度場におけるスロッシング挙動への適用性 (6/7)

【検証課題3】

(1) 解析の概要

試験装置は幅4cm、奥行き2cm、高さ12cmの矩形容器でその内部に2種の粒子を均一に分散させた初期状態から粒子が沈降する。解析では、これを52メッシュの1次元体系でモデル化した。

(2) 解析結果

試験開始806秒後の試験結果と解析結果の比較より、SIMMERは、それぞれの粒子の空間分布を適切に再現しており、3速度場の流れの解析機能の妥当性を確認できたと判断した。

解析結果の○：小粒子の体積分率
解析結果の●：大粒子の体積分率
試験結果の「b」：小粒子の分布
試験結果の「b'」：大粒子の分布

著作権の関係から公開できません。

解析結果と試験結果の比較

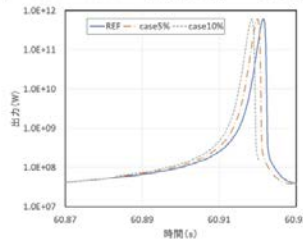
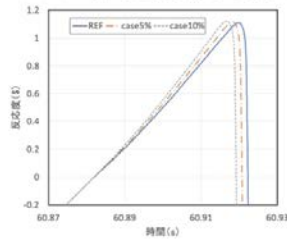
【まとめ】

- 密度の異なる液体が混在して相対的に流動する体系への S I M M E R の適用性を確認した3つの検証解析例を示した。いずれの検証解析においても S I M M E R は理論解、他のコードの比較、試験結果との比較において適切な結果を与えており、S I M M E R は多速度場の液体の流動を適切に解析できることを確認した。これまでに実施した炉内外試験の検証解析による炉心物質のスロッシング挙動を解析する妥当性の確認に加えて、今回の多速度場の流動機能の妥当性を確認したことにより、S I M M E R は密度の異なる燃料とスチールが混在した炉心物質の揺動挙動を適切に解析できると判断した。
- また、即発臨界超過直前の温度状態では燃料とスチールの密度比は約10:7程度で、燃料のほとんどは固化した燃料粒子あるいは未熔融の燃料ペレットからなり、その粒子径は燃料ペレットの粒径以下の数mm以下程度でスチールと緊密に混合している。このことから、即発臨界超過を駆動するような数秒間の時間における流動では、密度差の違いによる燃料とスチールの相対運動は顕著なものとはならず、むしろ燃料とスチールは一体化して流動し、これまでの炉内外試験の検証解析による炉心物質のスロッシング挙動の妥当性確認の成果をそのまま適用できると判断した。

実効遅発中性子割合の不確かさの即発臨界超過に対する影響

実効遅発中性子割合の不確かさの即発臨界超過に与える影響

- 「常陽」の炉心設計における実効遅発中性子割合の不確かさは核データの不確かさ、炉心構成などの違い、燃焼状態の影響などを考慮して10%と設定している。
- 桜井らの研究^[1]によると、FCAやMASURCAなどの高速臨界実験体系において実効遅発中性子割合の不確かさは3%程度(1 σ)と評価されている。2 σ 相当以上となる10%の不確かさで影響を評価することは妥当と考える。
- ULOF (i) 基本ケースにおいて炉心平均燃料温度を瞬時に約3700℃まで上昇させ、その後の炉心からの燃料流出によって遷移過程を終了させる即発臨界超過を対象として、この不確かさの影響を評価する解析を実施した。
- 反応度が0 β を超えている場合にSIMMERコードが中性子束分布と巨視的断面積分布から時々刻々求める実効遅発中性子割合の不確かさを考慮するファクター(ここでは5%減、10%減の2ケースを実施、即ち反応度を大きく評価するように実効遅発中性子割合を減ずる)を乗じて振幅関数の時間変化を解析する。



ケース	反応度ピーク(β)	出力ピーク (MW)	発生エネルギー (MJ)
基本ケース	約1.109	約6190	約938
5%減	約1.116	約6060	約928
10%減	約1.122	約6030	約924

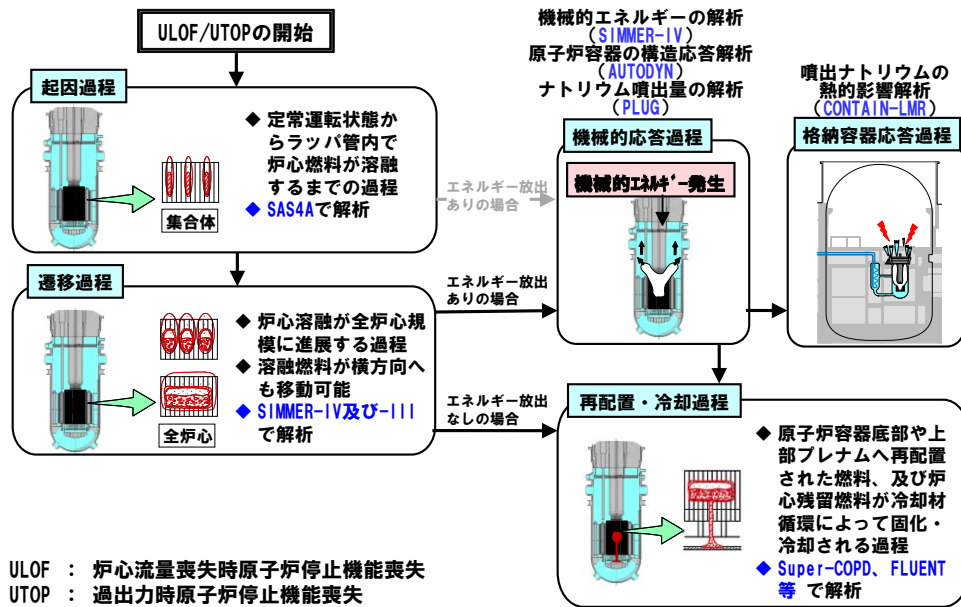
- 反応度と出力の上昇が早まることで、燃料単相圧あるいは蒸気圧に駆動された燃料分散とドブラー反応度による負の反応度フィードバックも早く発生して出力低下を早めることになり、出力逸走による積算出力の増加量、すなわち発生エネルギーはほとんど変わらない(5%減のケースで約1.1%減、10%減のケースで約1.5%減)。
- 「常陽」の即発臨界超過状態の α モード近似(遅発中性子を無視)及び λ モード近似(即発中性子を無視)による中性子束分布を用いた厳密摂動で反応度を求めると α モード近似が1.18 β 、 λ モード近似が1.09 β となる。一方、SIMMERの改良型準静近似法による反応度計算では1.12 β であり、 α モード近似の反応度は改良型準静近似法に対して約5.3%大きい。今回の遅発中性子割合を5%減じたケースとほぼ同様にその発生エネルギーへの影響は小さく、改良型準静近似法を用いて「常陽」の即発臨界超過挙動を解析することは妥当である。

[1] T. Sakurai, S. Okajima, "Adjustment of Total Delayed Neutron Yields of ^{235}U , ^{238}U and ^{239}Pu in JENDL-3.2 Using Benchmark Experiments on Effective Delayed Neutron Fraction β_{eff} ", JNST Vol.39, No.1(2002)

SIMMER コードの妥当性確認と有効性評価への適用に際しての保守性の確保

ULOF/UTOPの事象推移と解析評価の流れ

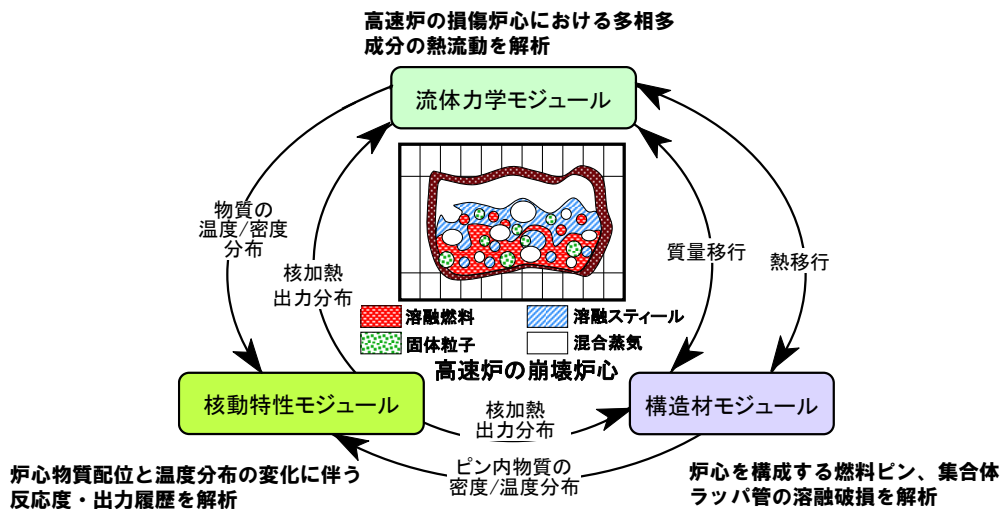
0



SIMMER-IV及びSIMMER-IIIコードの概要

1

- SIMMER: Sn, Implicit, Multi-phase, Multi-component, Eulerian, Recriticality
- SIMMER-II : 米国ロスアラモス国立研→日本には1980年に導入
- SIMMER-IV及びSIMMER-III : 新たに原子力機構で開発、国際協力で検証・改良



SIMMER-IV及びSIMMER-IIIに必要な機能

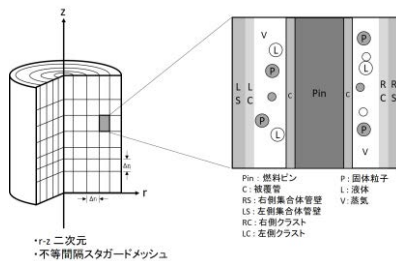
2

モジュール	主要な機能	モデル
共通	<ul style="list-style-type: none"> 全ての炉心物質、固液気相の区別 SAS4Aからの接続 	<ul style="list-style-type: none"> 多成分の固体、液体、蒸気相の取り扱い 専用の接続ツール
流体力学	<ul style="list-style-type: none"> 多次元、物質間相対運動 物質間伝熱、相互作用、沸騰、相変化 多相流の流動状況の表現 固体～臨界温度までの熱物性、飽和蒸気圧 	<ul style="list-style-type: none"> 多成分の質量・運動量・エネルギー保存式、構成方程式 熱及び物質移動（伝熱、熔融固化、蒸発凝縮） 流動様式、境界面積モデル 熱物性、EOSモデル
構造材	<ul style="list-style-type: none"> 燃料ピン、ラッパ管の健全状態の取扱い 燃料ピン、ラッパ管の熔融、破損挙動 	<ul style="list-style-type: none"> 構造材-流体間の熱移行 構造材破損モデル、熔融固化
核動特性	<ul style="list-style-type: none"> 大規模燃料移動に伴う中性子束・反応度変化 物質の密度・温度の動的変化を反映 	<ul style="list-style-type: none"> 多群輸送理論による空間依存動特性 多群核断面積の更新

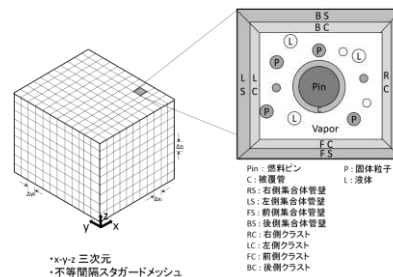
SIMMERコードの解析体系

3

- SIMMERコードは円筒座標系と直交座標系を使用することが出来る。通常、SIMMER-IIIコードは2次元円筒座標系、SIMMER-IVコードは3次元直交座標系を用いる。
- 物理モデル（基礎式、状態方程式、構成方程式、等）と数値アルゴリズムはSIMMER-IIIとSIMMER-IVで共通である。



SIMMER-III 解析体系

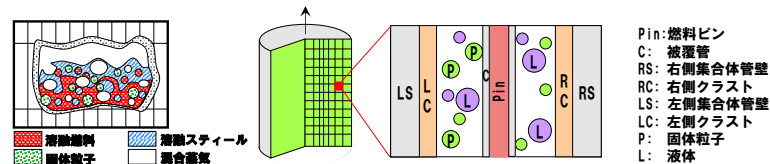


SIMMER-IV 解析体系

SIMMERコードの流体力学モジュール

4

- SIMMERコードで取り扱う炉心物質は燃料、スチール、ナトリウム、制御材及び気体であり、物理的状态（固体、液体、気体）と存在場所（構造材中、流体中）等を区別する。また、炉心物質の相対運動を取り扱う。



- 多相多成分の流動様式、熱及び質量移行（溶融／固化、蒸発／凝縮）、運動量交換を実験相関式に基づいてモデル化した。
- 状態方程式は固体から臨界点までの広い温度範囲にわたって実験データを元にフィッティングした多項式を用いている。非理想気体則によって高温領域での精度を確保した。液体の圧縮性も考慮している。

SIMMERコードの検証及び妥当性確認

6

- SIMMERコードの検証及び妥当性確認をコード開発と並行して実施してきた。
 - 第1期検証プログラム（1990-1994）：Verification中心
 - ・ コードが設計された仕様どおりにプログラミングされ動作することを確認することを目的として理論解、基礎的なベンチマーク問題、小規模模擬実験の解析を行った。
 - ・ 個別モデルを分離した形で検証解析を行うことにより、個々のモデルのコーディングのデバッグとチェック、妥当性の評価を実施した。
 - 第2期検証プログラム（1995-2000）、EAGLE試験の解析（2000-）：Validation
 - ・ 安全評価上重要な現象を対象として、炉内及び炉外の安全性実験の解析を通じて、SIMMERコードの適用性と妥当性確認を行った。

第1期検証プログラム課題一覧（1/2）

7

■ 第1期検証プログラム

「×」：課題に関係する個別モデル

No	課題	担当組織	Conv.	FR/IA	MXF	H&M	STR
Category 1: 流体対流アルゴリズム							
1.1	理想気体の衝撃波管	PNC	×				
1.2	二相衝撃波管	FZK	×	×	×		
1.3	U字管内の流体振動	IPSN	×				
1.4	1次元流体沈降	PNC	×				
1.5	2次元流体沈降	PNC	×				
1.6	1次元ナトリウム沸騰	PNC	×	×	×	×	
1.7	粒子を含む液体プールのスロッシング	FZK	×	×	×		
1.8	水撃（ウォーターハンマー）	PNC	×				
1.9	液体スラッグの衝突	FZK	×	×	×		
1.10	サブクール水による水蒸気の排出	PNC	×				
1.11	1次元気泡柱の安定性	PNC	×	×	×		
Category 2: 境界面積と運動量交換モデル							
2.1	0次元プール流	PNC		×	×		
2.2	1次元等温気泡柱	CEA-G	×	×	×		
2.3	2次元等温気泡柱	CEA-G	×	×	×		
2.4	発達した流れの圧力損失	CEA-G	×	×	×		
2.5	管内流における運動量交換	PNC	×	×	×		
2.6	発達した環状流	PNC	×	×	×		
Category 3: 熱伝達							
3.1	管壁への熱伝達	PNC					×
3.2	構造材軸方向熱移行	PNC					×
3.3	ナトリウムの膜沸騰	PNC				×	

Conv.: 流体対流アルゴリズム
 FR/IA: 流動模式と境界面積モデル
 MXF: 運動量交換関数モデル
 H&M: 熱物質移行モデル
 STR: 構造材モデル

PNC: 動力炉・核燃料開発事業団（現：日本原子力研究開発機構）
 FZK: 独国カールスルーエ研究センター（現：KIT）
 IPSN: 仏国放射線防護・原子力安全研究所（現：IRSN）
 CEA-G: 仏国原子力庁グループ研究所

第1期検証プログラム課題一覧（2/2）

8

■ 第1期検証プログラム

「×」：課題に関係する個別モデル

No	課題	担当組織	Conv.	FR/IA	MXF	H&M	STR
Category 4: 溶融と固化							
4.1	燃料固化：GEYSER実験	CEA-G	×	×	×	×	×
4.2	燃料固化：SMPH実験	CEA-G	×	×	×	×	×
4.3	高温融体の管内固化：THEFIS実験	FZK	×	×	×	×	×
Category 5: 蒸発と凝縮							
5.1	水蒸気の液滴への凝縮	PNC				×	
5.2	液滴蒸発時のエネルギー保存	PNC				×	
5.3	蒸気泡の凝縮	PNC				×	
5.4	燃料の急激な蒸発	FZK	×	×	×	×	
5.5	管内の沸騰	PNC	×	×	×	×	
5.6	構造材への蒸気凝縮	CEA-G	×	×	×	×	×
5.7	壁への熱伝達を含む沸騰プール	CEA-G	×	×	×	×	×
5.8	二相フローダウン：Bartakパイプ	CEA-G	×	×	×	×	×
5.9	二相フローダウン：Edwardsパイプ（1）	CEA-G	×	×	×	×	×
5.10	二相フローダウン：Edwardsパイプ（2）	PNC	×	×	×	×	×
5.11	ナトリウム中への融体の噴出：THINA実験	CEA-G	×	×	×	×	

Conv.: 流体対流アルゴリズム
 FR/IA: 流動模式と境界面積モデル
 MXF: 運動量交換関数モデル
 H&M: 熱物質移行モデル
 STR: 構造材モデル

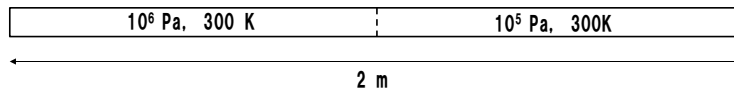
PNC: 動力炉・核燃料開発事業団（現：国立研究開発法人日本原子力研究開発機構）
 FZK: 独国カールスルーエ研究センター（現：KIT）
 IPSN: 仏国原子力安全防護研究所（現：IRSN）
 CEA-G: 仏国原子力庁

第1期検証プログラム検証例

9

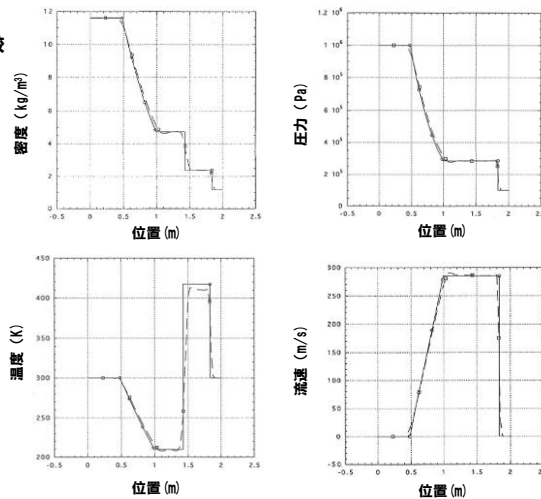
■ 1.1 理想気体の衝撃波管

長さ2mの管を中央で圧力差のある等温の気体を設定して仕切り、時刻0で仕切りを解放する。



1.5ms後の密度、圧力、温度、流速を理論解と比較

実線：理論解
点線：解析結果



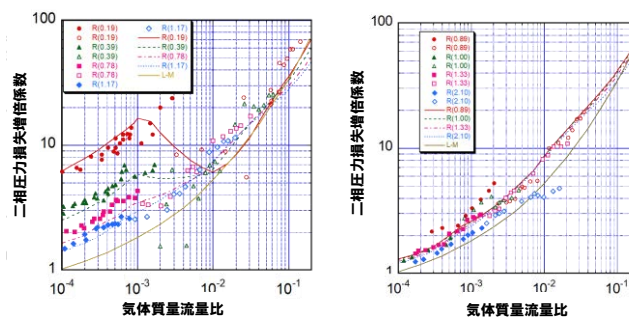
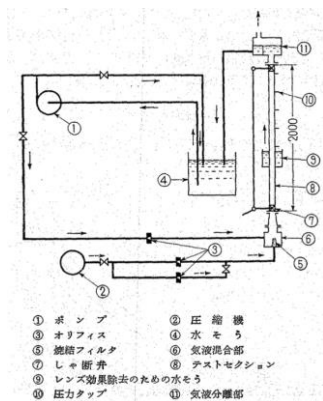
第1期検証プログラム検証例

10

■ 2.5 管内流における運動量交換

Inoueら（機論Vol. 32）による管内流実験の解析。

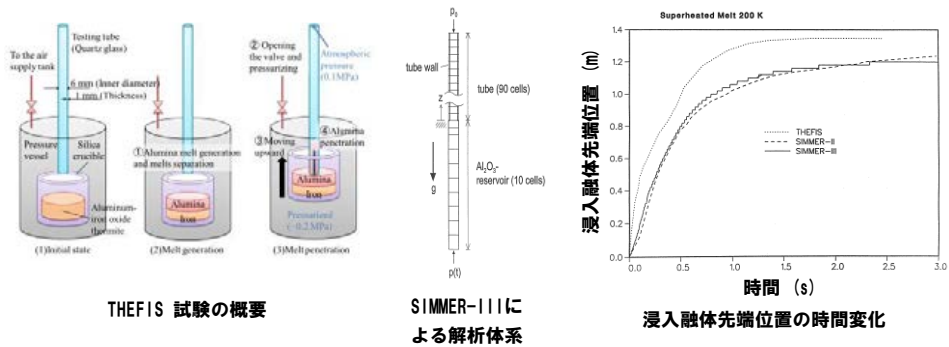
長さ2m、直径約3cmの流路に下部から水と空気を流入させ、圧力損失を計測した。



プロット：実験結果（黒抜きは気泡流、白抜きはスラグ流・環状流）
実線、点線：解析結果、L-M：Lockhart-Martinelli式（半経験式）
パラメータは液相流量（liter/s）

■ 4.3 高温融体の管内固化：THEFIS実験

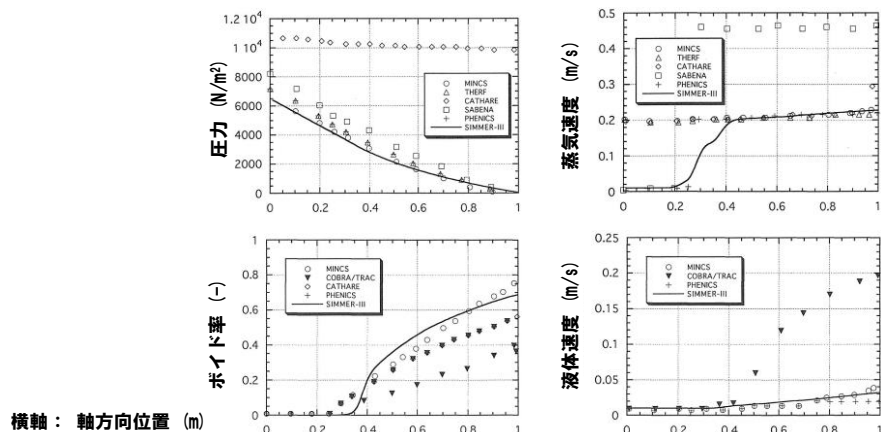
圧力 vessel 内に上下可動式の坩堝を設置し、坩堝内で生成した溶融アルミナ (2, 300K) を圧力 vessel 内の昇圧 (2気圧) と坩堝の上方移動によって長さ 1.8m、内側直径 6 mm の試験部 (クォーツガラス製の円管) に注入し、円管内の固化閉塞挙動を測定した。



アルミナを模擬物質として用いた試験解析において浸入挙動を適切に再現するが、最終的な融体浸入長さを10%ほど過小評価する。

■ 5.5 管内の沸騰

EPRIベンチマーク問題1.3を解析した。解析体系は下端から0.01m/sで飽和水が流入している長さ1.0mの垂直管。上部3/4、すなわち0.25<Z<1.0mの区間で出力0.5W/kgの加熱により水を沸騰させる。物性値、相間摩擦は問題によって指定されたものを用いる。



他の二相流計算コードに匹敵する結果を得た (特にMINCSコードとほぼ一致)。

第2期検証プログラム以後における検証課題

13

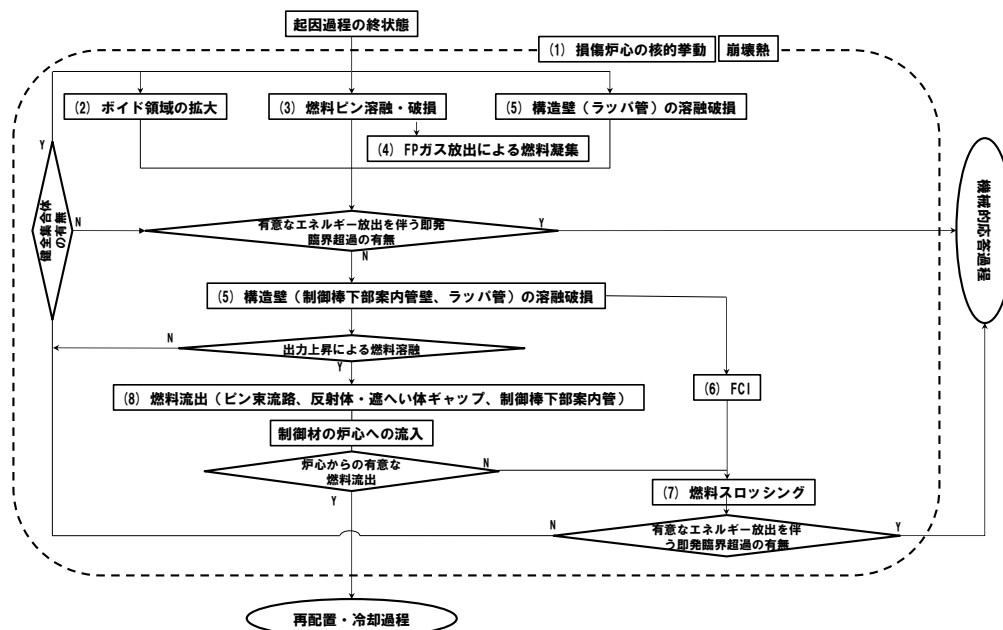
■ 第2期検証プログラム

➤ 安全評価上の主要な現象について6分野30数種の試験解析を実施。

安全評価上の主要な現象と検証課題	試験データベース
沸騰プール挙動 ★燃料/スティール溶融沸騰プールの挙動	SCARABEE BF (CEA) CABRI-RAFT (CEA) SEBULON (CEA) 等
燃料流出・固化挙動 ★ピン束内融体浸入/閉塞形成挙動	GEYSER (CEA) THEFIS (FZK) Spencer (ANL) 等
燃料・冷却材相互作用 (FCI) ★融体の冷却材浸入/熱伝達挙動	THINA (FZK) CAMEL (ANL) KROTOS (ISPRA), FARO (ISPRA) 等
物質膨張挙動 ★蒸気泡成長と構造物によるエネルギー低減効果	VECTORS (PNC) OMEGA (Purdue Univ.) SGI (FZK) 等
構造物破損挙動 ★ピン束/集合体管壁の熱的/機械的破損挙動	SCARABEE (CEA) CABRI-RAFT (CEA) EAGLE (JAEA) (第2期終了以後) 等
崩壊炉心の核的挙動 ★物質再配置による反応度変化	FCA (JAERI) ERANOS bench. (CEA) 等

「常陽」遷移過程の事象推移と物理現象の相関

14



遷移過程の事象推移における重要現象（1/3） 評価指標

15

- 評価項目との関連において解析結果を代表する評価指標を定め、評価指標に対する影響のランク付けによって遷移過程の事象推移に大きな影響を持つ重要現象を抽出する。

評価指標	評価指標とする理由
炉心平均燃料温度	即発臨界超過による出力逸走の結果炉心燃料はほぼ断熱的に加熱され、放出される熱エネルギーの大きさは結果として炉心全体での燃料温度の上昇と対応づけられる。 したがって、炉心平均燃料温度は原子炉の大きさや定格出力によらず出力逸走の厳しさと放出エネルギーを代表する指標として適切である。
炉心からの燃料流出量	遷移過程の事象推移の中で溶融した炉心燃料の一部は、制御棒下部案内管、炉心側面の反射体・遮へい体ギャップ等を通じて炉心外に流出する。 炉心残留燃料による即発臨界超過のポテンシャルを左右する重要なパラメータであるとともに、再配置・冷却過程の解析条件を決定する。

遷移過程の事象推移における重要現象（2/3） ランクの定義

16

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	事象推移に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較や感度解析等により求め、実機評価における評価指標への影響を評価する。
M	事象推移に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、評価指標に対する影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標への影響を評価する必要はないが、本資料では、実機評価への影響を感度解析等により評価するか、「H」と同様に評価することとする。
L	事象推移に対する影響が小さいと考えられる現象	評価指標への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証／妥当性評価は記載しない。

遷移過程の事象推移における重要現象（3/3） 評価指標とランクの定義

17

- 評価指標のどちらかにHまたはMのある現象を重要現象としてSIMMERコードの検証と「常陽」解析への適用性を検討する対象とする。
- 評価の結果（添付を参照）、(1) 損傷炉心の核的挙動、(5) 構造壁の熔融破損、(6) FCI、(7) 燃料スロッシング、(8) 燃料流出、が重要現象として抽出された。

物理現象	評価指標	
	炉心平均燃料温度	燃料流出量
(1) 損傷炉心の核的挙動	M	L
(2) ボイド領域の拡大	L	L
(3) 燃料ピン熔融・破損	L	L
(4) FPガス放出	L	L
(5) 構造壁の熔融破損	H	H
(6) FCI	H	L
(7) 燃料スロッシング	H	L
(8) 燃料流出	H	H

重要現象の検証課題とSIMMERの解析モデルの対応関係

18

重要現象	検証解析	SIMMERの解析モデル				
		多成分流動	流動様式及び境界面積	運動量交換	熱及び質量移行	構造材 空間依存動特性
損傷炉心の核的挙動	FCA VIII-2試験解析、等					○
構造壁の熔融破損	EAGLE炉内試験解析、等				○ ○	
FCI	THINA試験解析、等	○ ○	○ ○			
燃料スロッシング	スロッシング挙動試験解析、等	○ ○	○ ○			
燃料流出	GEYSER試験解析、等	○ ○	○ ○	○ ○	○ ○	

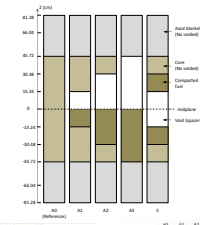
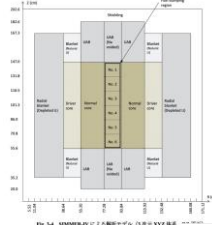
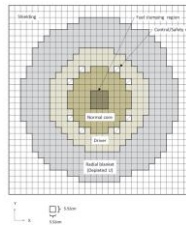
重要現象の検証解析 (1/6)

19

損傷炉心の核的挙動 — FCA VIII-2試験解析

■ 試験と解析結果の概要

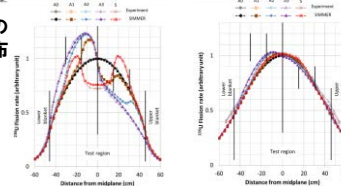
FCA VIII-2試験は日本原子力研究所の高速臨界集合体施設で1979年に実施された試験であり、高速炉体系において燃料の崩落等により炉心物質が密に詰まる現象（燃料スランピング）を模擬し、反応度変化が測定されている



反応度変化の実験結果と解析結果の比較
(Unit: $10^{-4} \Delta k/kk'$)

燃料燃焼パターン	実験結果	SIMMER	
		反応度変化	C/E
A1ケース	5.3 ± 0.3	5.4	1.01
A2ケース	12.6 ± 0.4	12.1	0.96
A3ケース	15.2 ± 0.4	14.1	0.93
Bケース	-4.1 ± 0.3	-4.0	0.98

炉心中心位置での核分裂反応率分布
左 ^{238}U
右 ^{235}U



解析値と実験値の比 (C/E値) は0.93~1.01であり、解析と実験値はほぼ一致している（臨界実験体系に固有の非均質効果による誤差は10%程度）。燃料の凝集による中性子束分布とスペクトル変化も良く再現できている（ ^{238}U の核分裂反応率の分布）。

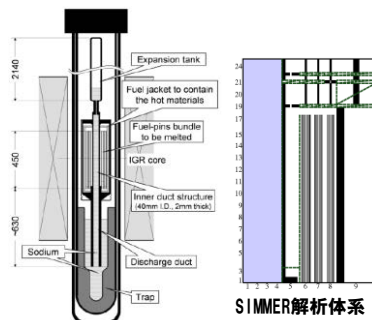
重要現象の検証解析 (2/6)

20

構造壁の溶融破損 — EAGLE炉内試験解析

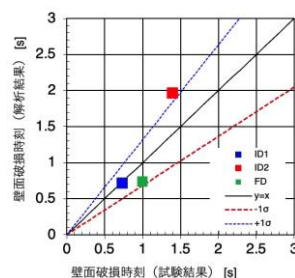
■ 試験と解析結果の概要

中心に燃料流出経路となるナトリウムを内包した内部ダクトを設置し、その周囲を燃料ピンで囲んだ試験体をパルス試験炉 IGRの円柱状の中心空孔に設置し、IGR炉による核加熱で燃料ピンを発熱・溶融させて溶融炉心プールを形成し、溶融炉心プールからの伝熱により内部ダクトが破損し、燃料が流出することを確認する試験。



EAGLE炉内試験の概略

SIMMER解析体系



EAGLE試験解析の壁面破損時刻

炉心物質を核加熱して実施した実機模擬性の高いEAGLE試験解析により、標準的に用いられる熱伝達率であれば、破損時刻を大きな不確かさを伴わず評価可能であることが示された。

重要現象の検証解析 (3/6)

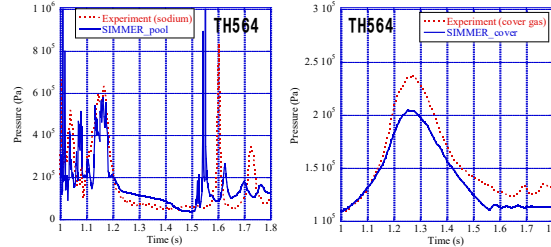
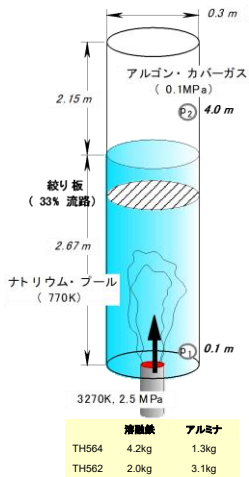
21

燃料-冷却材相互作用 (FCI) - THINA試験解析

■ 試験と解析結果の概要

テルミット反応で生成した高温融体 (Al_2O_3 と Fe との混合溶融物) をナトリウムプール中に下方から噴出させることでFCIを模擬した炉外試験である

THINA 試験解析



ナトリウムプールの圧力(左)とカバーガス圧(右)の時間変化

カバーガス圧が実験値のほうが高くなっているのは、サーマイトと共に非凝縮性ガスが流入したことの影響であると推定

FCIに駆動されるスロッシング挙動が燃料凝集を引き起こして、評価指標である炉心平均燃料温度に影響を与える。解析結果は圧力のピーク値と発生時刻、すなわち現象そのものはよく再現しているものの、炉心周辺でのFCIの発生条件や引き起こされる燃料スロッシング現象は実験的に模擬できず不確かさが大きいと考えられる。評価指標への影響が重要となるため感度解析による不確かさ影響の評価が必要と判断した。

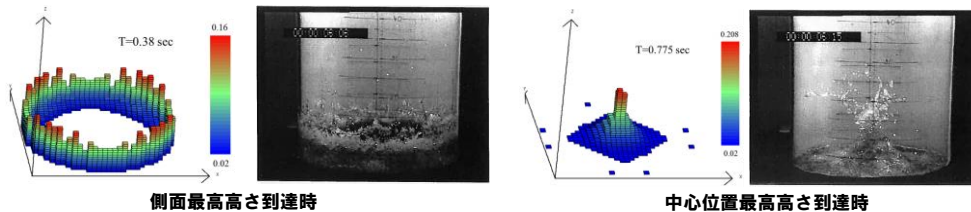
重要現象の検証解析 (4/6)

22

燃料スロッシングスロッシング挙動試験解析

■ 試験と解析結果の概要

スロッシング挙動試験は半径22.2 cmの円筒容器内の中心から14.5 cm位置に幅7.5 cm、高さ1 cmの円環状の粒子ベッドを設置し、円筒容器中心位置に設置された直径5.5 cm、高さ20 cmの円柱状の水柱を崩壊させる

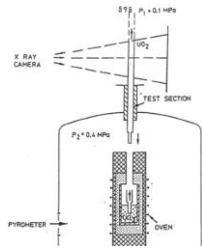


評価指標に対して重要である凝集挙動についてはそのタイミングと表面高さをほぼ再現できている(ただし、実験では液面が破碎するために各所での到達高さの測定誤差は大きい)。水を用いた炉外試験との比較であることから、遷移過程解析においてはスロッシングによる燃料凝集の効果を包括的に取り扱うよう、燃料スロッシング挙動における不確かさを考慮することが必要と判断した。

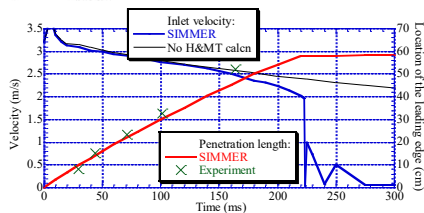
重要現象の検証解析 (5/6) 燃料流出 — GEYSER試験解析

23

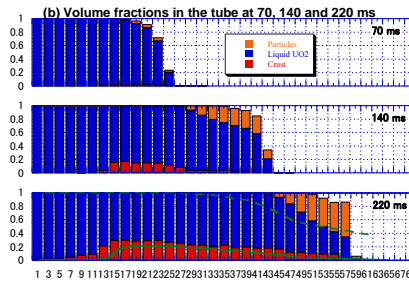
■ 試験と解析結果の概要



溶融二酸化ウラン (UO_2) の円管内における固化閉塞挙動を模擬するために実施された試験である。試験部は内径4 mm、外径8 mmのスティール円管であり、3000℃の溶融 UO_2 プールと試験部出口との圧力差により溶融 UO_2 を試験部に上向きに注入し、円管内への浸入と固化閉塞を実現した。



溶融 UO_2 の流入速度 (青、左軸) と浸入距離 (赤、右軸)



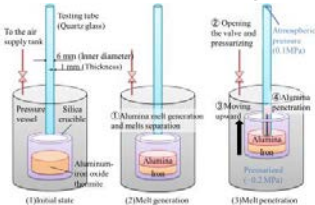
UO_2 の粒子、液体、クラスト成分体積率の各高さ位置での累積グラフ

炉心物質 (溶融 UO_2) を用いた試験解析において最終的な融体浸入長の誤差は5%未満であり、試験結果をほぼ再現しており、クラスト形成と融体バルクの固化など物理的に妥当な挙動を示すと判断できる。評価指標である燃料流出量への不確かさの影響は小さいと判断できる。

重要現象の検証解析 (6/6) 燃料流出 — THEFIS with Particles試験解析

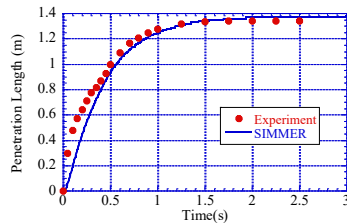
24

■ 試験と解析結果の概要

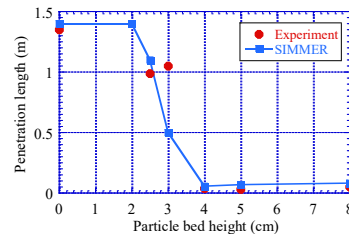


THEFIS 試験の概要

圧力ベッセル内に上下可動式の坩堝を設置し、坩堝内で生成した溶融アルミナ (2,300K) を圧力ベッセル内の昇圧 (2気圧) と坩堝の上方移動によって長さ1.8m、内側直径6 mmの試験部 (クォーツガラス製の円管) に注入し、円管内の固化閉塞挙動を測定した。円管下端2~8cmに模擬閉塞物としてアルミナ粒子を設置した試験も実施した。



浸入融体先端位置の時間変化



浸入距離に対する粒子ベッド高さの影響

アルミナを模擬物質として用いた試験解析において浸入挙動を適切に再現した。また、アルミナ粒子のベッド厚さ2~4cmで溶融アルミナ浸入距離が急激に変化する試験の傾向を再現できている。

- SIMMER-IV及びSIMMER-IIIはコードの開発と並行して進めた検証及び妥当性確認研究を通じて、物理モデルの妥当性及び解析精度の確認を行った結果、有効性評価への適用性があるものとする。
- 一方で、有効性評価の評価項目に関わる「機械的エネルギーの発生」に関しては、次の2つの重要現象について現象としての不確かさが大きく、その影響を感度解析を通じて確認する必要があると判断した。
 - 多次元流動モデルの検証は広範に行われているが、燃料凝集を引き起こすスロッシング現象については水を用いた小規模な炉外試験の検証解析による妥当性確認にとどまっており、炉心内で発生する現象としての不確かさが大きい。
 - 燃料-冷却材相互作用（FCI）現象そのものの取扱いの妥当性は確認されているが、発生条件やFCIに駆動される燃料スロッシング現象は実験的に模擬できず不確かさが大きい。
- 有効性評価は最新の知見と計算コードを用いた最適評価を行うことを基本として、評価項目に大きな影響を与える重要現象のうち、不確かさが大きいと判断したのものに関しては、保守的かつ包絡的な不確かさ影響の評価を行った。

高速炉における即発臨界超過に伴うエネルギー放出の評価

解析対象	年	即発臨界超過（燃料凝集）のメカニズム（計算コード）	出力過剰の解析（熱エネルギー放出）	機械的エネルギーの解析
Bethe-Taitによる解析	1956	全炉心一斉重力コンパクション	球形1次元の解析モデル	—
「常陽」当初申請（仮想事故）	1969	複数域の非同時重力コンパクション	AX-1改良版（球形1次元）	熱力学（熱エネルギーを用いた簡易解析）
「常陽」MK-II/MK-III変更申請（同上）	1977 1994	同上	VENUS（2次元円筒座標）	同上
「もんじゅ」当初申請（5項事象ULOF）	1980	起因過程のポイド化+燃料集中（SAS3D） 遷移過程は参考解析（再臨界モードを仮定した簡易解析、SIMMER-IIによる事象推移解析で燃料スロッシングによる凝集）	VENUS 参考解析の簡易解析はVENUS、事象推移解析はSIMMER-II	熱力学（等エントロピー膨張） 参考解析としてSIMMER-IIによる運動エネルギーの解析
「もんじゅ」変更申請（同上）	2006	起因過程は同上 遷移過程は新たなSIMMER-IIIによる解析（燃料スロッシング）	SAS3D SIMMER-III	熱力学（等エントロピー膨張） 遷移過程の結果は起因過程解析に包絡
「常陽」MK-IV変更申請（有効性評価ULOF）	2018	起因過程は未臨界（SAS4A） 遷移過程はSIMMER-IVによる解析（感度解析ではSIMMER-IIIによる保守的解析）	— SIMMER-IV （又はSIMMER-III）	— SIMMER-IVによる運動エネルギーの解析

- 高速炉における再臨界事故想定歴史的背景：炉心が反応度最大形状にないこと
- 高速炉の開発初期は計算機技術も十分に発達していなかったため、非物理的であるが単純で仮想的な想定のもとに、発生する機械的エネルギーを保守的に評価した。
- 1970年代以後は計算機性能の向上とともに解析コードの開発が進み、炉心崩壊事故におけるエネルギー発生を支配する遷移過程の解析コードとしてSIMMERコードの開発と検証研究が進められた。
- 許認可における事象推移の機構論的解析：ULOF起因過程（1970年代後半～）、遷移過程（1980年代～）

有効性評価への適用に際しての保守性・包絡性の確保

27

- ULOF遷移過程解析は、有効性評価の基本的考え方に従って、基本ケース+不確かさ影響の評価
 - 基本ケースは最適評価とするが、損傷燃料ペレットが高い密度で堆積する保守的な解析条件
 - 不確かさが大きいと判断した2つの現象（燃料スロッシング、FCI）については不確かさ影響を包絡するため、仮想的な取扱いを含めて保守的な解析を実施
- 燃料スロッシングに係る不確かさの影響評価
 - 全炉心プールのスロッシングによる燃料凝集が厳しい結果となる理由：大規模な燃料移動に伴う燃料凝集が発生する、外側炉心の高Pu富化度燃料が内側に移動する可能性があることなど
 - 今回の評価では仮想的な条件での解析を実施：燃料流出経路となる制御棒下部案内管を無視、軸対象2次元円筒座標で評価することにより、本来発生する周方向の流れや中心軸を横切る流れが強制的に中心軸に向かう径方向のみの移動となることで外側炉心の高Pu富化度燃料の中心に向かう同時移動（大規模な一斉凝集）を強要
- FCIに係る不確かさの影響評価
 - FCI現象そのものの取扱いは妥当と判断しているが、炉心での発生条件の不確かさが大きい
 - 制御棒下部案内管の破損により内包されたナトリウムが高温燃料と混合するという仮想的な条件での解析を実施：予備計算でFCIの発生場所やナトリウムの混合量を変えて厳しい解析条件を設定
- その他の即発臨界超過モードの可能性
 - 起因過程で炉心上部に分散した燃料の重力落下、遷移過程における冷却材ボイド化の拡大等のメカニズムも考えうるが、小型炉の「常陽」では即発臨界超過の可能性はない。

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の解析手法及び解析体系

28

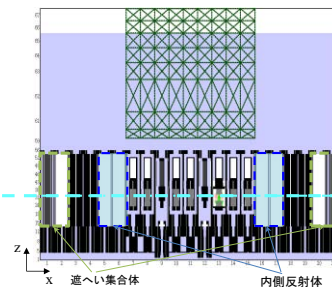
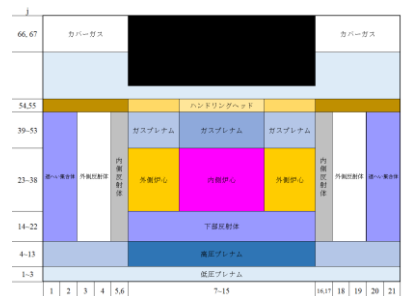
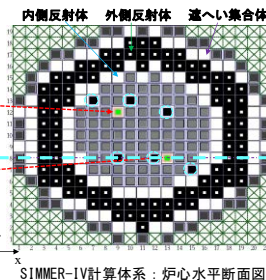
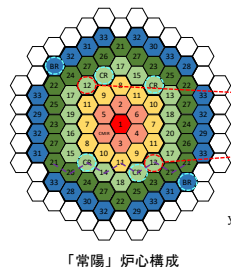
1. 解析コード SIMMER-IV

2. 基本ケース解析体系の概要

3次元直交座標（流体力学メッシュ：21×19×67）で全炉心の崩壊挙動を解析する。
鉛直方向は低圧プレナムからカバーガス領域までを、径方向は内側炉心から遮へい集合体までをモデル化する。

○：制御棒下部案内管及び後備炉停止制御棒下部案内管

⊠：計算除外セル



ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の解析条件及び解析結果

29

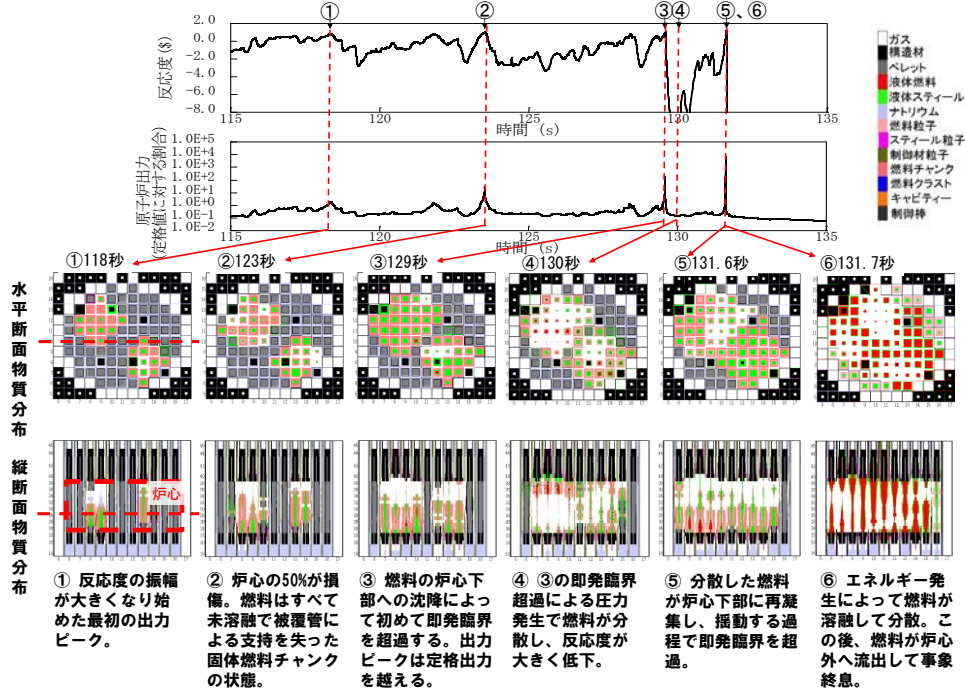
3. 基本ケースの主な解析条件

- 炉心平均燃料温度及び燃料流出量が評価指標となるが、これに影響を与える因子としては燃料インベントリ、燃料凝集挙動による反応度挿入率が重要。
- これらについて、工学的に考えうる範囲で以下に示す保守的な設定および仮想的な想定も取り入れており、基本ケースは最適評価を基本としつつも十分に保守的な解析である。
- 燃料凝集を促進する想定
 - 被覆管が溶融した時点もしくは燃料ペレットが固相融点に達した時点で燃料ペレットを直ちに崩落させ、可動性のある燃料粒子とする。
 - 燃料ペレットが崩落、堆積した炉心物質の流動性は極めて低く、大きな反応度挿入率となる大規模な流動が生じることはないと考えられるが、通常の流体と同様に流動するものとして扱う。
 - 損傷燃料ペレットのスウェリング（燃料結晶粒子内と粒子界に固溶しているFPガスによる固体状態での膨張）は考慮せず焼結密度で沈降するものとする。
- 燃料インベントリを増加する想定
 - ✓ B型及びC型照射燃料集合体は同一リングに装荷されている燃料集合体の平均出力に最も近い炉心燃料集合体に置き換える。

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の事象推移

30

4. 基本ケースの主な解析結果 (1/2)

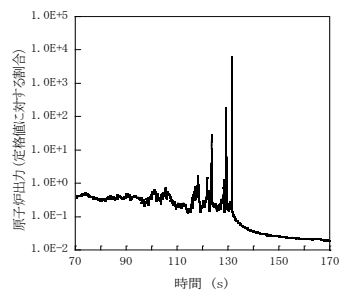


ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の解析結果

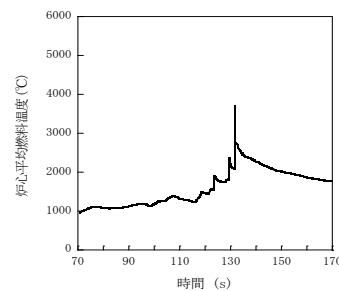
31

4. 基本ケースの主な解析結果 (2/2)

- 時刻115秒から反応度と出力の振幅が大きくなり、時折原子炉出力が定格値を超える。数回のパルス状の出力変化を経て燃料集合体が全炉心規模で損傷する。
- 損傷した燃料の炉心下部への凝集により時刻129秒に初めて反応度が即発臨界を超過する。この時に発生した圧力によって一旦分散した燃料が再度凝集することにより時刻131秒に即発臨界を超過する。この即発臨界超過による炉心平均燃料温度の最大値は約3,700℃である。
- その後、径方向反射体領域の集合体間ギャップへ炉心燃料の約30%が流出し、深い未臨界(-200\$以下)となる。その後は再び反応度が正に回復することはなく、エネルギー放出が生じる可能性はない。



原子炉出力の推移



炉心平均燃料温度の推移

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の不確かさ影響評価の解析手法及び解析体系

32

5. 不確かさの影響評価

有効性評価の評価項目に関わる「機械的エネルギーの発生」に関して、次の2つの重要現象について現象としての不確かさが大きく、その影響を感度解析を通じて確認する必要があると判断した。

①多次元流動モデルの検証は広範に行われているが、燃料凝集を引き起こすスロッシング現象については模擬物資を用いた小規模な炉外試験を通じた妥当性確認にとどまっており、炉心内で発生する現象としての不確かさが大きい。

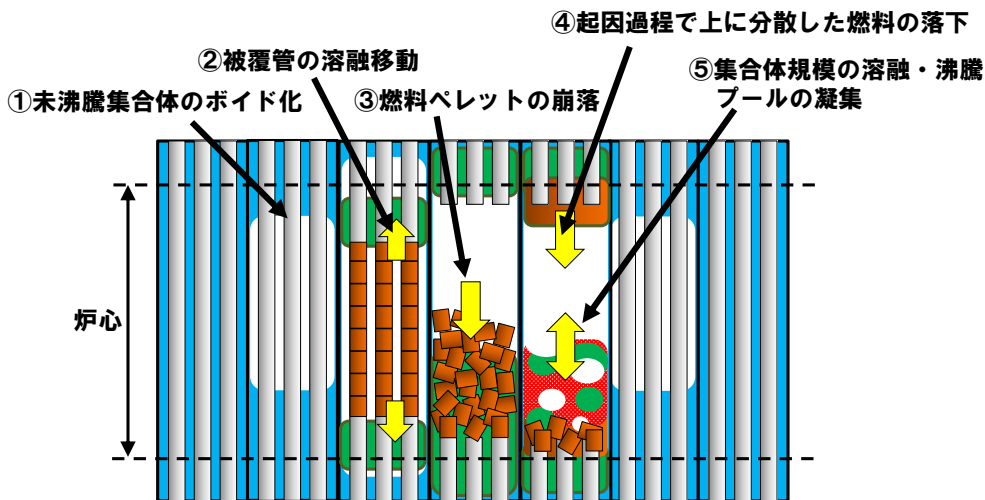
→今回の評価では仮想的な条件での解析を実施：燃料流出経路となる制御棒下部案内管を無視、軸対象2次元円筒座標で評価することにより、本来発生する周方向の流れや中心軸を横切る流れが強制的に中心軸に向かう径方向のみの移動となることで外側炉心の高Pu富化度燃料の中心に向かう同時移動（大規模な一斉凝集）を強要

②燃料-冷却材相互作用（FCI）現象そのものの取扱いの妥当性は確認されているが、発生条件やFCIに駆動される燃料スロッシング現象は実験的に模擬できず不確かさが大きい。

→制御棒下部案内管の破損により内包されたナトリウムが高温燃料と混合するという仮想的な条件での解析を実施：予備計算でFCIの発生場所やナトリウムの混合量を変えて厳しい解析条件を設定

遷移過程における即発臨界超過メカニズム (1/3)

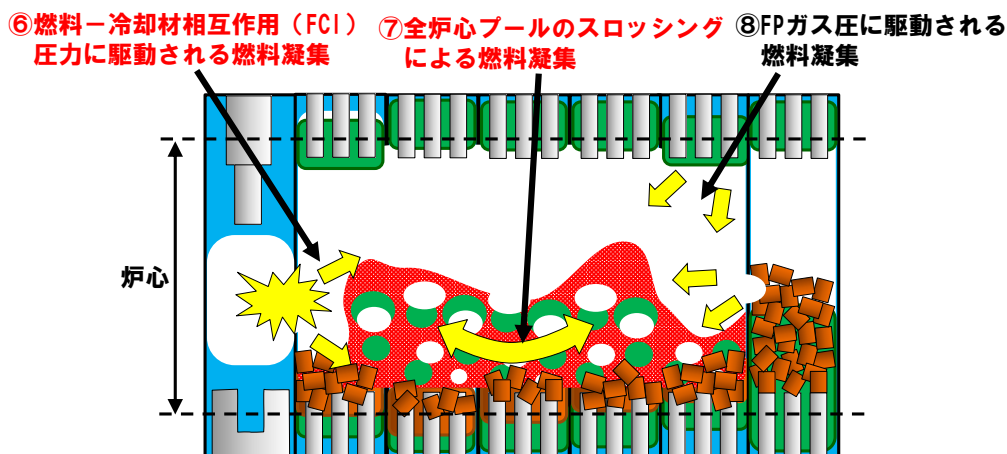
33



- ①、②、④、⑤ 「常陽」では、ボイド反応度係数がほとんどの領域で負であるなどの特性により、炉心損傷は低出力で燃料は低温（固体状の燃料の割合が大きい）のまま極めて緩慢に推移するため、これらのメカニズムによる有意な反応度挿入はない。
- ③ 「常陽」の解析では炉心損傷の進展が緩慢であるため、この反応度挿入による大きなエネルギー放出を伴う出力逸走は生じない。この反応度挿入が繰り返される過程で全炉心の損傷プールが形成され、水平方向の燃料移動も可能となる。

遷移過程における即発臨界超過メカニズム (2/3)

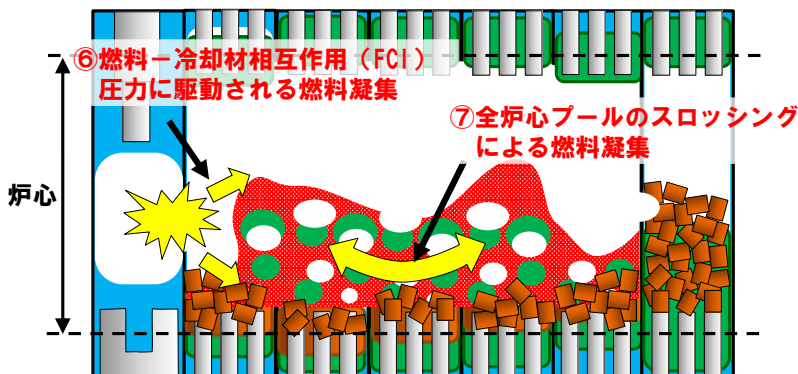
34



- ⑥ FCI現象に関するSIMMERコードの妥当性確認は行われているがFCIの発生条件の不確かさが大きいものと判断される。このため、感度解析において不確かさの影響評価を行った。
- ⑦ 外側炉心の高Pu富化度燃料が炉心中心に向けて移動すると大きな正の反応度効果を持つため、遷移過程における厳しい即発臨界超過の可能性を有する。多次元流動モデルの妥当性は基本的に確認されているものの実燃料物質を用いた大規模実験はないため不確かさの影響評価を行った。
- ⑧ 燃料要素のプレナムガスは起因過程から遷移過程の初期段階ですでに放出されている。また、「常陽」は燃料ビンの昇温が緩慢であることから集合体上部・下部の閉塞形成までに集合体からFPガスが流出するため、厳しい即発臨界超過を駆動する圧力源として寄与する可能性は極めて小さい。

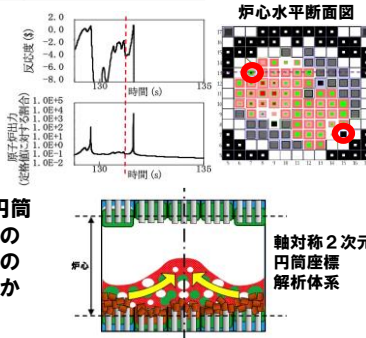
遷移過程における即発臨界超過メカニズム (3/3)

35



⑥ 基本ケースの即発臨界超過の直前(約131秒)で、炉心物質を炉心中心に吹き寄せる2カ所の位置(右図赤丸)にある制御棒下部案内管におけるFCIの同時発生を仮定した。過去に実施されたナトリウムを用いたFCI実験の最大圧力が約40atmであるところ、約80atmの圧力が発生する量のナトリウムを強制的に炉心物質に混合させた。

⑦ 燃料流出経路となる制御棒下部案内管を無視、軸対象2次元円筒座標の解析体系で評価することにより、本来発生する周方向の流れや中心軸を横切る流れが強制的に中心軸に向かう径方向のみの移動となることで外側炉心の高Pu富化度燃料の中心に向かう同時移動(大規模な一斉凝集)を強要。



ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の不確かさ影響評価の解析手法及び解析体系

36

より影響が大きいと評価されたスロッシングの不確かさ影響評価の結果について説明する。

6. 解析コード
SIMMER-III

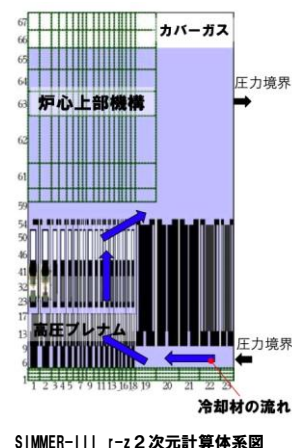
7. 解析体系の概要

燃料移動に影響を与える物理現象の不確かさの影響を包括的に評価することを目的として、2次元円筒座標で外側炉心にある高Pu富化度燃料の炉心中心への軸対称な燃料集中を許容する解析を実施した。

8. 主な解析条件

基本ケースの条件に加え、即発臨界超過による放出エネルギーを保守的に評価するため、以下の解析条件を適用する。

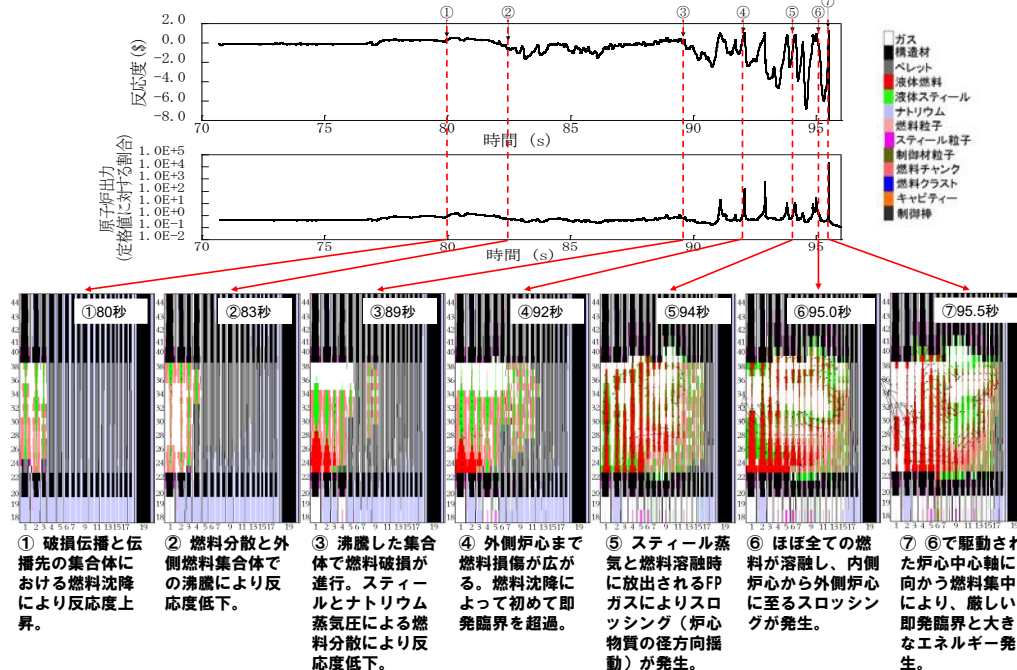
- 制御棒下部案内管からの燃料流出を考慮しない。
- 径方向反射体領域の集合体間ギャップへの燃料流出を考慮しない。
- B型・C型照射燃料集合体に加えて制御棒、後備炉停止制御棒も炉心燃料集合体に置き換える。



SIMMER-III r-z 2次元計算体系図

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の不確かさ影響評価の事象推移

37

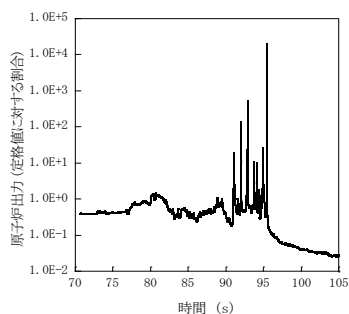


ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の不確かさ影響評価の解析条件及び解析結果

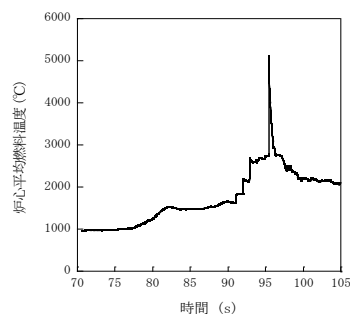
38

9. 主な解析結果

- 事象開始から約90sまでに炉心部の冷却材が沸騰し、被覆管が溶融する。未破損であった燃料が崩壊し、固体状の燃料が炉心下部に堆積する。
- 反応度と出力が上昇し、全炉心規模で燃料が溶融した後に、炉心中心に集中する燃料移動によって反応度が1\$を超過し出力逸走が発生する。炉心平均燃料最高温度は約5,110℃である。
- 出力逸走後は溶融燃料が炉心上下に分散し、反応度及び出力が急速に低下し、深い未臨界状態となる。



原子炉出力の推移



炉心平均燃料温度の推移

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価
遷移過程の基本ケース及び不確かさ影響評価ケースの保守性のまとめ

39

重要現象	基本ケースの保守性	不確かさ影響評価ケースの保守性
FCI	<ul style="list-style-type: none"> • 特別の仮定は用いない 	<ul style="list-style-type: none"> • 即発臨界時の反応度挿入を加速するタイミングと位置でナトリウムを仮想的に燃料に混合
燃料凝集による反応度挿入（スロッシング等）	<ul style="list-style-type: none"> • 可動性の燃料粒子 • 高密度で燃料沈降 • 照射試験用集合体を炉心燃料集合体に置換 	<ul style="list-style-type: none"> • 可動性の燃料粒子 • 高密度で燃料沈降 • 制御棒、後備炉停止制御棒も炉心燃料集合体に置換 • 2次元軸対称円筒体系で外側高Pu富化度燃料の炉心中心への凝集を仮想的に許容
燃料流出	<ul style="list-style-type: none"> • 制御棒下部案内管等の流出経路を考慮 	<ul style="list-style-type: none"> • 制御棒下部案内管、径反射体間ギャップへ流出しないと仮想

- 従来の仮想事故解析では鉛直方向の燃料凝集による再臨界事故を仮想した。
- 今回の不確かさ影響評価においては、「もんじゅ」の遷移過程解析の結果等を踏まえ、3次元の解析体系による基本ケースに比べてより大きな反応度挿入が起こり得る半径方向燃料凝集を2次元の簡易体系で保守的に近似した。

まとめ

40

- SIMMER-IV及びSIMMER-IIIは高速炉の崩壊炉心の多次元核熱流動挙動を総合的かつ機構論的に解析する手法として開発された。開発と並行して体系的な検証及び妥当性確認を積み重ねてきた結果、「常陽」における格納容器破損防止措置の有効性評価に十分適用できるものと判断している。
- 妥当性確認の結果、有効性評価の評価項目に係る重要現象を解析するためのモデルはおおむね妥当であると結論される一方で、即発臨界超過を引き起こす可能性のある2つの現象についての不確かさが大きいことも確認された。
- これらの不確かさに関しては、有効性評価の感度解析において、その影響を保守的に評価するための仮想的な条件を含む解析条件の選定や取扱いを行うことにより、評価項目に関わる重要なパラメータである即発臨界超過に伴うエネルギー放出について包絡性のある解析を行った。
- 新規基準では仮想事故（炉心溶融再臨界事故）の解析は行わないが、格納容器破損防止措置の有効性評価においてこれに匹敵するような保守的解析条件を用いることにより、エネルギー放出に対する「常陽」の耐性を確認した。

遷移過程の事象推移における重要現象（1/2）
現象のランクの検討

現象	評価指標に対する影響のランク
(1) 損傷炉心の核的挙動	全炉心プールの反応度変化は物質分布の変化に大きく依存するため、核動特性自体の評価指標に対する重要度は相対的に下がる(Middle)。
(2) ボイド領域の拡大	「常陽」はほぼ全炉心でボイド反応度が負であることことから重要度は低い(Low)。
(3) 燃料ピン溶融・破損	炉心損傷進展の早さに関わる現象ではあるが、燃料の大規模な凝集を引き起こす現象ではないため重要度は低い(Low)。
(4) FPガス放出	負のボイド反応度を持つ「常陽」においては燃料ピンの昇温が穏やかで集合体上部・下部の閉塞形成までにFPガスが流出すると考えられる。評価指標の一つである燃料凝集に与える影響は低い(Low)。
(5) 構造壁の溶融破損	制御棒下部案内管の管壁の溶融破損は燃料流出のタイミング及びFCI発生に関わる挙動であり、燃料凝集と燃料流出に強く影響する(High)。
(6) FCI	燃料スロッシングを引き起こす可能性のある物理現象であり、その発生圧力による燃料凝集量によって炉心平均燃料温度が左右される(High)。

遷移過程の事象推移における重要現象（2/2）
現象のランクの検討

43

現象	評価指標に対する影響のランク
(7) 燃料スロッシング	この現象により燃料の凝集規模が決まるため、評価指標（炉心平均燃料温度）に対する影響度は大きい(High)。
(8) 燃料流出	本物理現象は炉心からの燃料流出量に直接影響し(High)、大規模な燃料凝集発生前に流出する場合は燃料凝集量にも影響する(High)。

炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の資機材及び手順

目 次

1. 炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る資機材に対する設計方針
2. 炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る資機材
 - 2.1 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（ULOF）に係る資機材
 - 2.2 過出力時原子炉停止機能喪失（UTOP）に係る資機材
 - 2.3 除熱源喪失時原子炉停止機能喪失（ULOHS）に係る資機材
 - 2.4 局所的燃料破損（LF）に係る資機材
 - 2.5 原子炉容器液位確保機能喪失による崩壊熱除去機能喪失（LORL）に係る資機材
 - 2.6 交流動力電源が存在し、かつ原子炉容器液位が確保された状態での崩壊熱除去機能喪失（PLOHS）に係る資機材
 - 2.7 全交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失（SBO）に係る資機材
3. 炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順
 - 3.1 各事象に共通の手順
 - 3.2 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（ULOF）に対する手順
 - 3.3 過出力時原子炉停止機能喪失（UTOP）に対する手順
 - 3.4 除熱源喪失時原子炉停止機能喪失（ULOHS）に対する手順
 - 3.5 局所的燃料破損（LF）に対する手順
 - 3.6 原子炉容器液位確保機能喪失による崩壊熱除去機能喪失（LORL）に対する手順
 - 3.7 交流動力電源が存在し、かつ原子炉容器液位が確保された状態での崩壊熱除去機能喪失（PLOHS）に対する手順
 - 3.8 全交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失（SBO）に対する手順

1. 炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る資機材に対する設計方針

炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る資機材（以下「資機材」という。）は、基準地震動による地震力に対して機能を喪失しないように整備するとともに、火災の発生防止並びに早期に火災の感知及び消火を行うことができるように必要な火災防護対策を講じることにより、地震や火災による損傷を防止することを基本とする。また、電源を必要とする資機材は、非常用電源設備より給電する。

なお、「実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド」に基づき、資機材のうち、炉心の著しい損傷に至る可能性がある想定する事故の想定において、故障を想定した資機材を除き、資機材の機能を期待することの妥当性（原子炉の圧力、温度及び液位等）が確認できた場合には、その機能に期待できるものとする。【別添 6-1：設計基準事故対処設備等をbdbaに対する措置として使用する場合の信頼性について】

2. 炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る資機材

第 2.1 図に炉心損傷防止措置に係る主な資機材及び手順を、第 2.2 図に格納容器破損防止措置に係る主な資機材及び手順を示す。【別添 6-2：炉心損傷の推移、監視、措置の判断について】

事象グループ	評価事故シナケンス	炉心損傷防止措置	主な資機材 ()内：主な関連系	手順 下線：自主対策
炉心流量喪失時 原子炉停止機能喪失 (ULOF)	外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOF (i))	代替原子炉トリップ信号※ 後備炉停止系用論理回路 後備炉停止系による原子炉自動停止	代替原子炉トリップ信号※検出器、計測装置 後備炉停止系用論理回路 後備炉停止制御棒 後備炉停止系による原子炉自動停止	後備炉停止系による原子炉自動停止時手順 原子炉自動停止手順 (1~3) *1 ① 手動スクラムによる停止 ② 手動操作による制御棒、後備炉停止制御棒保持電磁石の励磁断 ③ 手動操作による制御棒、後備炉停止制御棒の駆動機構による挿入
	外部電源喪失及び原子炉保護系 (スクラム) 動作失敗の重畳事故 (ULOF (ii))	1次主循環ポンプトリップ	後備炉停止系用論理回路 後備炉停止制御棒 後備炉停止系による原子炉自動停止	上記の自主対策は、炉心損傷防止措置の機能を喪失したと判断した場合に、炉心の状態によらず、①~③の順に実施する。
過出力時 原子炉停止機能喪失 (UTOP)	出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (UTOP (i))	代替原子炉トリップ信号※ 制御棒連続引抜き阻止インターロック	代替原子炉トリップ信号※検出器、計測装置 制御棒連続引抜き阻止インターロック	同上
	出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉保護系 (スクラム) 動作失敗の重畳事故 (UTOP (ii))	原子炉出口冷却材温度高	上記以外は、ULOFに同じ 原子炉出口冷却材温度高	同上
除熱源喪失時 原子炉停止機能喪失 (ULOHS)	2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOHS (i))	代替原子炉トリップ信号※ 上記以外は、ULOFに同じ	代替原子炉トリップ信号※検出器、計測装置 上記以外は、ULOFに同じ	同上
	2次冷却材流量減少及び原子炉保護系 (スクラム) 動作失敗の重畳事故 (ULOHS (ii))	原子炉出口冷却材温度高	原子炉出口冷却材温度高	上記に加え、2次冷却材ナトリウム漏えい時の手順
局所的燃料破損 (LF)	冷却材管路閉塞 (千鳥格子状) 事故	燃料破損検出系による異常検知及び手動スクラムによる原子炉停止	遅発中性子法燃料破損検出設備 (一式)	燃料破損検知時原子炉手動スクラム手順 原子炉自動停止手順 (1~2) *2 ① 手動操作による制御棒又は後備炉停止制御棒保持電磁石の励磁断 ② 手動操作による制御棒、後備炉停止制御棒の駆動機構による挿入 ③ 1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順 *3

以下の自主対策は、炉心損傷防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために、自主的に講じる措置である。
*1：本操作は運転員が中央制御室で数分以内に実施できるため、炉心の著しい損傷を防止できる可能性があるが、操作に時間を要する可能性を考慮し、自主対策としていない。なお、炉心損傷の防止に間に合わない場合でも、炉心の出力を低下させ、影響を緩和する手段となり得る。
*2：原子炉手動スクラムにより炉心の著しい損傷は防止されるが、安全性向上のために、原子炉の出力を低下させる手順を整備する。
*3：炉心の著しい損傷は防止されるため、多量の放射性物質の放出は防止されるが、安全性向上のために、放射性物質の放出経路を閉止する手順を整備する。

第 2.1 図 炉心損傷防止措置に係る主な資機材及び手順 (1/3)

事象グループ	評価事故シーケンス	炉心損傷防止措置	主な資機材 () 内：主な関連系	手順 下線：自主対策
原子炉 容器液位 確保機能 喪失 による 崩壊熱 除去機能 喪失 (LORL)	1次冷却材漏えい(安全容器内配管(内管)破損)及び安全容器内配管(外管)破損の重量事故(LORL(i))	<ul style="list-style-type: none"> 冷却材の安全容器内保持 補助冷却設備による強制循環冷却 	<ul style="list-style-type: none"> 安全容器 補助冷却設備※ (原子炉容器器液面計検出器、計測装置) (非常用電源設備) (補機冷却設備) ※原子炉容器器液面低信号により、自動起動する。	<ul style="list-style-type: none"> 安全容器内の1次主冷却系の配管(内管及び外管)の破損が重量した場合の補助冷却設備による崩壊熱除去手順 補助冷却設備の起動起動手順※1 上記の自主対策は、炉心損傷防止措置(補助冷却設備による強制循環冷却)の機能を喪失したと判断した場合に実施する(LORL(ii)も同じ)。
	1次冷却材漏えい(1次主冷却系配管(内管)破損)及び1次主冷却系配管(外管)破損の重量事故(LORL(ii))	<ul style="list-style-type: none"> 主冷却系サイフォンブレイクによる冷却材の保持 補助冷却設備による強制循環冷却 	<ul style="list-style-type: none"> 主冷却系サイフォンブレイク 補助冷却設備※ (原子炉容器器液面計検出器、計測装置) (非常用電源設備) (補機冷却設備) ※原子炉容器器液面低信号により、自動起動する。	<ul style="list-style-type: none"> 安全容器外の1次主冷却系の配管(内管及び外管)の破損が重量した場合の補助冷却設備による崩壊熱除去手順 補助冷却設備の起動起動手順※1
1次冷却材漏えい(1次補助冷却系配管(内管)破損)及び1次補助冷却系配管(外管)破損の重量事故(LORL(iii))	<ul style="list-style-type: none"> 1次補助冷却系サイフォンブレイクによる冷却材の保持 主冷却系(2ループ)による自然循環冷却 	<ul style="list-style-type: none"> 1次補助冷却系サイフォンブレイク※ 1次主冷却系、2次主冷却系 関連するプロセス計装検出器、計測装置 (原子炉容器器液面計検出器、計測装置) (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備) ※原子炉容器器液面低及び1次補助冷却系ナトリウム漏えい信号等により、1次補助冷却系サイフォンブレイクが自動動作する。	<ul style="list-style-type: none"> 1次補助冷却系の配管(内管及び外管)の破損が重量した場合の自然循環による崩壊熱除去手順 ①1次主冷却系の強制循環機能の復旧手順※1 ②1次補助冷却系の手動サイフォンブレイク及び原子炉容器器出入口弁閉止手順※2 ②の自主対策は、1次補助冷却系サイフォンブレイクに異常が認められた場合に実施する。	

以下の自主対策は、炉心損傷防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために、自主的に講じる措置である。

※1：強制循環機能喪失の要因によっては、機能を復旧できる可能性があるため、自主対策として実施する。

※2：本操作を実施すれば液位を確保できるため、1次補助冷却系(自動)サイフォンブレイクによる液位確保機能に加えて、信頼性向上のためのバックアップの位置付けて整備する。

第2.1 図 炉心損傷防止措置に係る主な資機材及び手順 (2/3)

事象グループ	評価事故シーケンス	炉心損傷防止措置	主な資機材 () 内：主な関連系	手順 下線：自主対策
交流動力電源が存在し、かつ原子炉容器液位が確保された状態で、崩壊熱除去機能喪失 (PLOHS)	外部電源喪失及び強制循環冷却失敗の重畳事故 (PLOHS (i))	・主冷却系 (2ループ) による自然循環冷却	・ 1次主冷却系、2次主冷却系 ・ 関連するプロセス計装検出器、計測装置 (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備)	・ 外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の自然循環 (2ループ) による崩壊熱除去手順 ・ ①強制循環機能の復旧手順*1 ・ ②原子炉容器外面冷却手順*2 ②の自主対策は、炉心損傷防止措置の機能を喪失したと判断した場合に実施する。 ・ 2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の自然循環 (1ループ) による崩壊熱除去手順 ・ 2次冷却材ナトリウム漏えい時手順 ・ ①強制循環機能の復旧手順*1 ・ ②原子炉容器外面冷却手順*2 ②の自主対策は、炉心損傷防止措置の機能を喪失したと判断した場合に実施する。
	2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗の重畳事故 (PLOHS (ii))	・主冷却系 (1ループ) による自然循環冷却		
交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失 (SBO)	交流動力電源喪失 (外部電源喪失及びディーゼル発電機起動失敗) 事故	・主冷却系 (2ループ) による自然循環冷却	・ 1次主冷却系、2次主冷却系 ・ 関連するプロセス計装検出器、計測装置 ・ 仮設発電機 ・ 仮設計器 (燃料油運搬設備) (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備)	・ 交流動力電源喪失時の自然循環 (2ループ) による崩壊熱除去手順 ・ 手動による崩壊熱除去手順 (仮設発電機又は仮設計器による監視を含む。) *3 ・ ディーゼル発電機機能の復旧手順*4

以下の自主対策は、炉心損傷防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために、自主的に講じる措置である。

*1：強制循環機能喪失の要因によっては、機能を復旧できる可能性があるため、自主対策として実施する。

*2：本操作を実施すれば炉心損傷を防止できるため、主冷却系による炉心損傷防止措置に加えて、信頼性向上のためのバックアップの位置付けで整備する。

*3：全交流動力電源喪失時であっても崩壊熱の除去に必要な機能は喪失しない設計とするが、全交流動力電源喪失が長期化し、駆動源や監視系の電源が枯渇した場合の対応の信頼性向上のために、主冷却機ベーン等の手動操作、仮設発電機等を用いた監視等の手順を整備する。

*4：ディーゼル発電機機能喪失の要因によっては、機能を復旧できる可能性があるため、自主対策として実施する。

第 2.1 図 炉心損傷防止措置に係る主な資機材及び手順 (3/3)

事象グループ	評価事故シナケンス	格納容器破損防止措置	主な資機材 ()内：主な関連系	手順 下線：自主対策
炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失 (ULOF)	外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOF (i))	<ul style="list-style-type: none"> 非常用冷却設備による原子炉容器内強制循環冷却 1次主冷却系：強制循環冷却 2次主冷却系：自然循環冷却 回転ブラグを含む原子炉容器構造による即発臨界超過時のナトリウム噴出量の抑制 原子炉格納容器構造による即発臨界超過時の噴出ナトリウム等の影響緩和 (閉じ込め機能維持) 	<ul style="list-style-type: none"> 1次主冷却系強制循環設備 2次主冷却系自然循環 原子炉容器、回転ブラグ (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備) 	<ul style="list-style-type: none"> 損傷炉心物質の原子炉容器内冷却手順 格納容器自動アイソレーション手順 1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順*1 格納容器手動アイソレーション手順*2
	出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOF (iii))			
過出力時原子炉停止機能喪失 (UTOP)	出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉保護系 (スクラム) 動作失敗の重畳事故 (UTOP (ii))	<ul style="list-style-type: none"> 負の反応度係数などの固有の物理メカニズムによる出力低下と冷却系による冷却 1次主冷却系：強制循環冷却 2次主冷却系：自然循環冷却 	<ul style="list-style-type: none"> 1次主冷却系強制循環設備 2次主冷却系自然循環 (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備) 	<ul style="list-style-type: none"> ①原子炉停止失敗時手順 (除熱源喪失時) ②制御棒駆動機構の軸の直接回転手順*3 ②の自主対策は、原子炉手動停止操作によっても、制御棒が挿入できなかつた場合において、原子炉が高温で安定静定している場合に実施する。
	2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOHS (i))			
除熱源喪失時原子炉停止機能喪失 (ULOHS)	2次冷却材流量減少及び原子炉保護系 (スクラム) 動作失敗の重畳事故 (ULOHS (ii))	ULOF及びUTOPに同じ	同左	同左
局所的燃料破損 (LF)	冷却材漏路閉塞 (千鳥格子状) 事故			

以下の自主対策は、格納容器破損防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために、自主的に講じる措置である。
*1：格納容器アイソレーションにより、多量の放射性物質の放出は防止されるが、安全性向上のために、放射性物質の放出経路を閉止する手順である。
*2：格納容器アイソレーションは自動で動作するが、自動アイソレーションに加えて、信頼性向上のためのバックアップの位置付けで整備する。
*3：本操作は現場対応班員が原子炉格納容器内で実施する手順であり、操作に時間を要する可能性を考慮し、自主対策として講じている。なお、炉心損傷防止措置の機能を喪失しても高温での安定状態に移行するため、操作を実施するための時間は確保される。

第 2.2 図 格納容器破損防止措置に係る主な資機材及び手順 (1/3)

事象グループ	評価事故シナシス	格納容器破損防止措置	主な資機材 () 内：主な関連系	手順 下線：自主対策
原子炉 容器液位 確保機能 喪失 による 崩壊熱 除去機能 喪失 (LORL)	1次冷却材漏えい(安全容器内配管(内管)破損)及び安全容器内配管(外管)破損の重量事故(LORL(i))	<ul style="list-style-type: none"> コンクリート遮へい体冷却系を用いた安全容器外面冷却による損傷炉心物質の安全容器内保持・冷却 安全板による原子炉冷却材バウンダリの過圧の防止 ナトリウム流出位置(安全板設置位置：格納容器内(床下))における熱的影響緩和措置として、ヒートシンク材・断熱材を敷設 	<ul style="list-style-type: none"> コンクリート遮へい体冷却系 安全容器 1次アルゴンガス系安全板 ヒートシンク材・断熱材(非常用電源設備)(補機冷却設備) 	<ul style="list-style-type: none"> 安全容器内の1次主冷却系の配管(内管及び外管)の破損が重量した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順 格納容器自動アイソレーション手順 1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順*1 格納容器手動アイソレーション手順*2
	1次冷却材漏えい(1次主冷却系配管(内管)破損)及び1次主冷却系配管(外管)破損の重量事故(LORL(ii))	<ul style="list-style-type: none"> コンクリート遮へい体冷却系を用いた原子炉容器外面冷却による炉心損傷の防止 	<ul style="list-style-type: none"> コンクリート遮へい体冷却系 予熱窒素ガス系(非常用電源設備)(補機冷却設備) 	<ul style="list-style-type: none"> 安全容器外の1次主冷却系の配管(内管及び外管)の破損が重量した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順 格納容器自動アイソレーション手順 格納容器手動アイソレーション手順*2
1次冷却材漏えい(1次補助冷却系配管(内管)破損)及び1次補助冷却系配管(外管)破損の重量事故(LORL(iii))	<ul style="list-style-type: none"> 受動的安全特性を活用した主冷却系(1ループ)による自然循環冷却 	<ul style="list-style-type: none"> 1次主冷却系、2次主冷却系 関連するプロセス計装検出器、計測装置(非常用電源設備)(圧縮空気供給設備) 	<ul style="list-style-type: none"> 1次補助冷却系の配管(内管及び外管)の破損が重量した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順 格納容器自動アイソレーション手順 ①格納容器手動アイソレーション手順*2 ②コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却手順*3 ②の自主対策は、主冷却系(1ループ)による自然循環冷却機能を喪失したと判断した場合に実施する。 	

以下の自主対策は、格納容器破損防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために自主的に講じる措置である。

*1：格納容器アイソレーションにより、多量の放射性物質の放出は防止されるが、安全性向上のために、放射性物質の放出経路を閉止する手順である。

*2：格納容器アイソレーションは自動で動作するが、自動アイソレーションに加えて、信頼性向上のためのバックアップの位置付けで整備する。

*3：本操作を実施すれば炉心損傷を防止できるため、主冷却系による措置に加えて、信頼性向上のためのバックアップの位置付けで整備する。

第 2.2 図 格納容器破損防止措置に係る主な資機材及び手順 (2/3)

事象グループ	評価事故シナケンス	格納容器破損防止措置	主な資機材 () 内：主な関連系	手順 下線：自主対策
交流動力電源が存在し、かつ原子炉容器液位が確保された状態での循環熱除去機能喪失 (PLOHS)	外部電源喪失及び強制循環冷却失敗の重量事故 (PLOHS (i))	<ul style="list-style-type: none"> 受動的安特性を活用した主冷却系 (1 ループ) による自然循環冷却 コンクリート遮へい体冷却系を用いた安全容器外面冷却による損傷炉心物質の安全容器内保持・冷却 安全板による原子炉冷却材バウンダリの過圧の防止 ナトリウム流出位置 (安全板設置位置：原子炉格納容器内 (床下)) における熱的影響緩和措置として、ヒートシンク材・断熱材を敷設 	<ul style="list-style-type: none"> 1 次主冷却系、2 次主冷却系 関連するプロセス計装検出器、計測装置 (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備) コンクリート遮へい体冷却系 安全容器 1 次アルゴンガス系安全板 ヒートシンク材・断熱材 (非常用電源設備) (補機冷却設備) 	<ul style="list-style-type: none"> 外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重量した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順 2 次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重量した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順 格納容器自動アイソレーション手順 1 次アルゴンガス系の排気側の隔離手順 *1 格納容器手動アイソレーション手順 *2
交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失 (SB0)	交流動力電源喪失及び外部電源喪失及びディーゼル発電機起動失敗) 事故	<ul style="list-style-type: none"> 受動的安特性を活用した主冷却系 (1 ループ) による自然循環冷却 	<ul style="list-style-type: none"> 1 次主冷却系、2 次主冷却系 関連するプロセス計装検出器、計測装置 仮設発電機 仮設計器 (燃料油運搬設備) (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備) 	<ul style="list-style-type: none"> 交流動力電源喪失時の自然循環 (1 ループ) による崩壊熱除去手順 手動による崩壊熱除去手順 (仮設発電機又は仮設計器による監視を含む。) *3 ディーゼル発電機機能の復旧手順 *4

以下の自主対策は、格納容器破損防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために自主的に講じる措置である。

*1：格納容器アイソレーションにより、多量の放射性物質の放出は防止されるが、放射性物質の放出経路を閉止する手順である。

*2：格納容器アイソレーションは自動で動作するが、自動アイソレーションに加えて、信頼性向上のためのバックアップの位置付けで整備する。

*3：交流動力電源喪失が長期化し、駆動源や監視系の電源が枯渇した場合に備え、主冷却機のインレットベーン等の手動操作、仮設発電機等を用いた監視等の手順を整備する。

*4：ディーゼル発電機機能喪失の要因によっては、機能を復旧できる可能性があるため、自主対策として実施する。

第 2.2 図 格納容器破損防止措置に係る主な資機材及び手順 (3/3)

2.1 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（ULOF）に係る資機材

ULOF は、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で1次主冷却系の流量が喪失した後、原子炉の停止に失敗することから、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある事象である。

ULOF に対する炉心損傷防止措置は、代替原子炉トリップ信号、後備炉停止系用論理回路及び後備炉停止制御棒による原子炉の停止であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

【別添 6-3：原子炉停止機能の信頼性について】、かつ、上記の炉心損傷防止措置に係る資機材は、機械的要因等により設計基準事故に対処するための設備と同時に機能を喪失することがない設計とする。【別添 6-4：後備炉停止系の設計について】

- a. 1次主循環ポンプ及び駆動電動機に適切な慣性を持たせ、この慣性と1次冷却材の流体慣性により、主電動機停止の際の1次冷却材流量の減少率を小さくする（ポンプ回転数の慣性降下時の時定数は約10秒）。
- b. 「1次主循環ポンプトリップ」を代替原子炉トリップ信号として整備することにより、「1次冷却材流量低」による原子炉トリップ信号の発信に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。
- c. 後備炉停止系用論理回路を整備することにより、原子炉保護系（スクラム）の動作に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。
- d. 後備炉停止系を整備することにより、制御棒（主炉停止系）の急速挿入に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。
- e. 以上に加えて、原子炉の停止失敗を検知した場合には、運転員は手動で原子炉をスクラム又は停止できるものとする。当該操作手順には、手動スクラムボタンにより原子炉保護系を動作させて原子炉を停止させる方法、手動操作による制御棒駆動機構の制御棒保持電磁石励磁断又は後備炉停止制御棒駆動機構の後備炉停止制御棒保持電磁石励磁断により制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入する方法、制御棒駆動機構又は後備炉停止制御棒駆動機構により手動操作にて制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入する方法がある。また、1次主冷却系の流量を増大すると、炉心損傷を回避できる可能性があるため、運転員は手動で1次主冷却系の流量を増大できるものとする。【別添 6-5：冷却材の沸騰回避対策について】なお、本措置は上記のb.～d.の措置による炉心損傷防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために自主的に講じる措置である。

ULOF に対する格納容器破損防止措置は、主冷却系による原子炉容器内での損傷炉心物質の冷却・閉じ込め、回転プラグを含む原子炉容器構造による格納容器内へのナトリウムの噴出の防止、格納容器構造によるナトリウム燃焼の影響緩和であり、以下の措置により格納容器の破損を防止する。

- a. 原子炉冷却材バウンダリの温度上昇を抑制するため、1次主冷却系における低速運転（1次主循環ポンプのポニーモータを使用）、2次主冷却系の自然循環及び主冷却機の自然通風による原子炉容器内冷却を可能とする。
- b. 回転プラグ及びその固定ボルトを含む原子炉容器構造及び格納容器構造により、即発臨界超過により放出されるエネルギーによって原子炉容器の上部から格納容器内に噴出

したナトリウムの影響を緩和する。

- c. 燃料が破損したと推定される場合は、原子炉冷却材バウンダリ及び原子炉カバーガス等のバウンダリ内に放射性物質を閉じ込め、貯留する。【別添 6-6：1 次アルゴンガス系の隔離弁の閉止の効果及び位置付けについて】
- d. 格納容器（床上）へナトリウムが噴出し、格納容器内の圧力、温度及び床上放射能レベルが異常に上昇した場合は、「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」及び「格納容器内床上線量率高」により警報が中央制御室に発せられ、工学的安全施設の作動により、格納容器から放出される放射性物質を低減する。

ULOF の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第 2.1.1 図に、炉心損傷防止措置の資機材を第 2.1.1 表、格納容器破損防止措置の資機材を第 2.1.2 表に示す。

第 2.1.1 表 炉心損傷防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉の停止機能	代替原子炉トリップ信号（「1次主循環ポンプトリップ」）	検出器、計測装置	—	後備炉停止系による原子炉自動停止手順（3.2.1節参照）
	後備炉停止系用論理回路	論理回路	非常用電源設備【②】	
	後備炉停止制御棒	後備炉停止制御棒駆動系 1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管	—	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉停止後の除熱機能	原子炉停止後の除熱機能（MS-1）の系統	原子炉冷却材バウンダリの一部（1次主冷却系及び原子炉容器）	—	
		1次主循環ポンプボニーモータ	ボニーモータ動力電源【③】 ボニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	
		冷却材バウンダリ	—	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉の停止機能	手動スクラム	手動スクラムボタン	—	原子炉手動停止手順（3.2.2節参照）
	制御棒、後備炉停止制御棒	保持電磁石励磁スイッチ	—	
	制御棒、後備炉停止制御棒（駆動機構による挿入）	制御棒駆動機構操作スイッチ	非常用電源設備【②】	
		制御棒駆動系 1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管		
核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】		

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

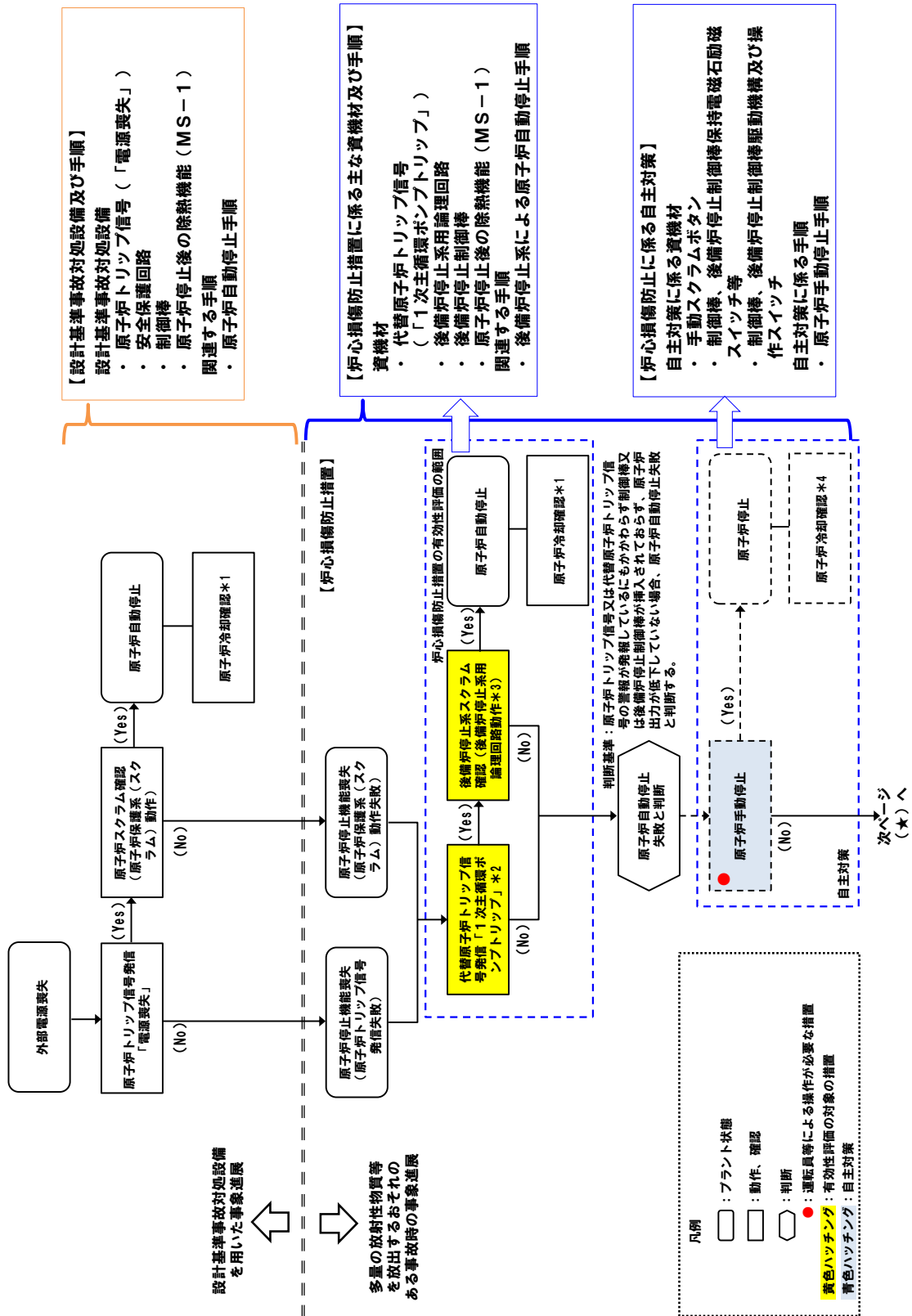
*2：アキュムレータタンクより下流側が対象

第 2.1.2 表 格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉容器内での損傷炉心物質の冷却機能	原子炉停止後の除熱機能 (MS-1) の系統	原子炉冷却材バウンダリの一部 (1次主冷却系及び原子炉容器)	—	損傷炉心物質の原子炉容器内冷却手順 (3.2.3 節参照)
		1次主循環ポンプポニーモータ	ポニーモータ動力電源【③】 ポニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	
		冷却材バウンダリ	—	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
格納容器 (床上) へのナトリウムの噴出防止機能	原子炉カバーガスのバウンダリ	回転プラグ	—	
格納容器外への放射性物質の移行量の低減機能	原子炉カバーガスのバウンダリ	<u>1次アルゴンガス系隔離弁 (排気側)</u>	非常用電源設備【①/③】	格納容器自動アイソレーション手順 (3.2.4 節参照)
	原子炉格納施設	格納容器、格納容器バウンダリに属する配管・弁	非常用電源設備【①/②/③】 圧縮空気供給設備	格納容器手動アイソレーション手順 (3.2.5 節参照)
		<u>手動アイソレーションボタン</u>	—	<u>1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順</u> (3.2.6 節参照)
	プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2：アキュムレータタンクより下流側が対象



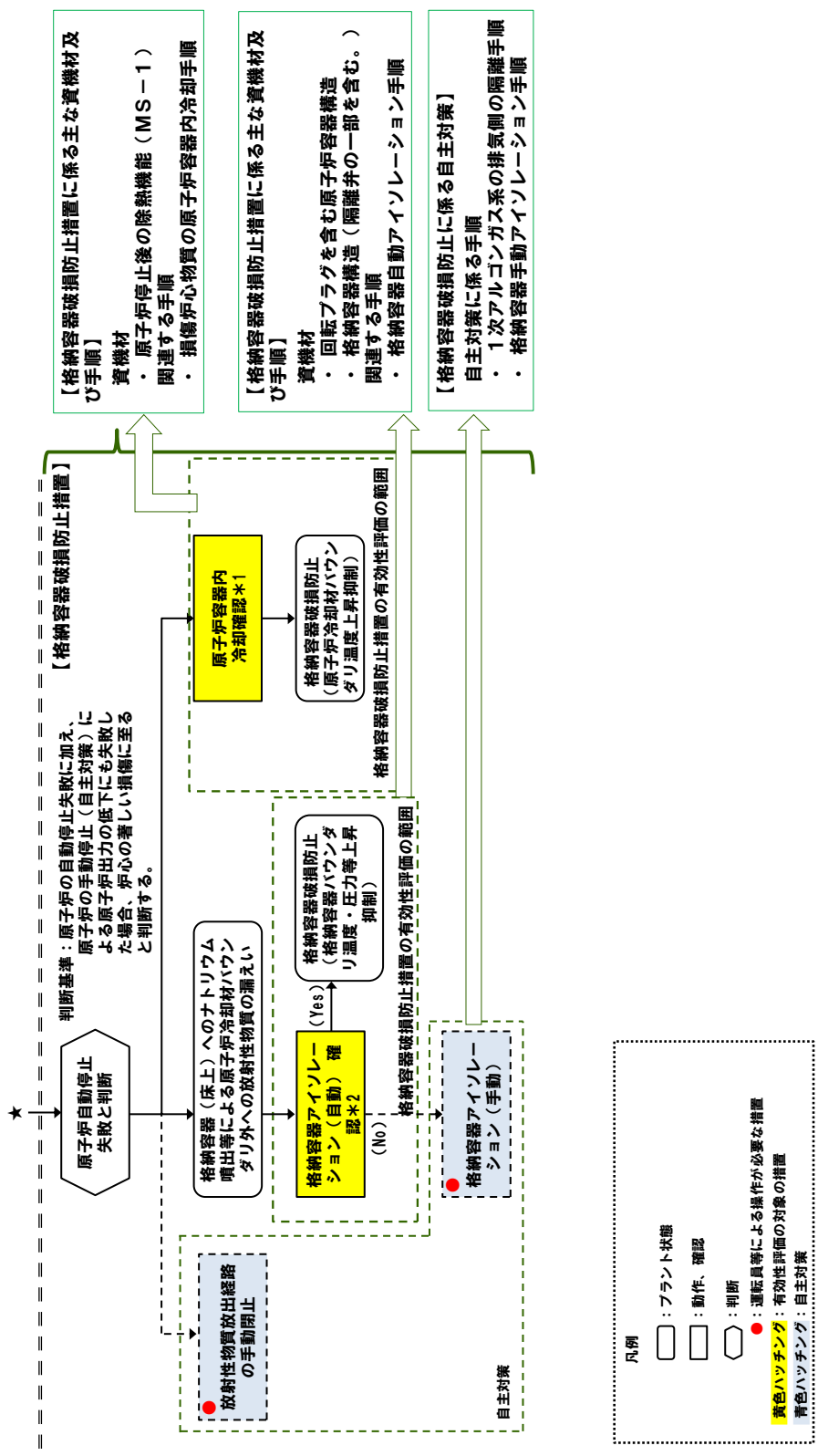
【設計基準事故対処設備及び手順】
 設計基準事故対処設備
 ・ 原子炉トリップ信号（「電源喪失」）
 ・ 安全保護回路
 ・ 制御棒
 ・ 原子炉停止後の除熱機能（MS-1）
 関連する手順
 ・ 原子炉自動停止手順

【炉心損傷防止措置に係る主な資機材及び手順】
 資機材
 ・ 代替原子炉トリップ信号（「1次主循環ポンプトリップ」）
 ・ 後備炉停止系用論理回路
 ・ 後備炉停止制御棒
 ・ 原子炉停止後の除熱機能（MS-1）
 関連する手順
 ・ 後備炉停止系による原子炉自動停止手順

【炉心損傷防止に係る自主対策】
 自主対策に係る資機材
 ・ 手動スクラムボタン
 ・ 制御棒、後備炉停止制御棒保持電磁石励磁スイッチ等
 ・ 制御棒、後備炉停止制御棒駆動機構及び操作スイッチ
 自主対策に係る手順
 ・ 原子炉自動停止手順

※1：炉心（健全）/1次主冷却系（強制循環：低流量）/2次主冷却系（自然循環）/主冷却機（自然通風）
 ※2：代替原子炉トリップ信号により原子炉保護系（スクラム）が動作し、原子炉が自動停止する場合があります。
 ※3：原子炉トリップ信号により後備炉停止系用論理回路が動作し、原子炉が自動停止する場合があります。
 ※4：炉心（健全又は損傷）/1次主冷却系（強制循環：低流量）/2次主冷却系（強制循環/自然循環）/主冷却機（強制通風/自然通風）

第 2.1.1 図 UL0F の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (1/2)



*1：炉心（著しい損傷）/ 2次主冷却系（強制循環/自然循環）/ 主冷却機（強制循環/自然循環）
*2：炉心の著しい損傷、格納容器（床上）へのナトリウム噴出等により、格納容器内の圧力、温度又は床上熱量率が異常に上昇した場合

第 2.1.1 図 ULOF の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (2/2)

2.2 過出力時原子炉停止機能喪失 (UTOP) に係る資機材

UTOP は、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で過出力となった後、原子炉の停止に失敗することから、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある事象である。

UTOP に対する炉心損傷防止措置は、制御棒連続引抜き阻止インターロック (異常事象が制御棒の誤引抜きである場合)、代替原子炉トリップ信号、後備炉停止系用論理回路及び後備炉停止制御棒による原子炉の停止であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

- a. 制御棒連続引抜き阻止インターロック (異常事象が制御棒の誤引抜きである場合) 及び代替原子炉トリップ信号を整備することにより、原子炉トリップ信号の発信に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。【別添 6-7：制御棒連続引抜き阻止インターロックの設計について】
- b. 後備炉停止系用論理回路を整備することにより、原子炉保護系 (スクラム) の動作に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。
- c. 後備炉停止系を整備することにより、制御棒 (主炉停止系) の急速挿入に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。

UTOP に対する格納容器破損防止措置は、主冷却系による原子炉容器内での損傷炉心物質の冷却・閉じ込め、回転プラグを含む原子炉容器構造による格納容器内へのナトリウムの噴出の防止、格納容器構造によるナトリウム燃焼の影響緩和であり、以下の措置により格納容器の破損を防止する。

- a. 原子炉冷却材バウンダリの温度上昇を抑制するため、1次主冷却系における強制循環 (長期対策としては1次主循環ポンプのポニーモータを使用)、2次主冷却系の強制循環 (長期対策としては自然循環) 及び主冷却機の強制通風 (長期対策としては自然通風) による原子炉容器内冷却を可能とする。
- b. 回転プラグ及びその固定ボルトを含む原子炉容器構造及び格納容器構造により、即発臨界超過により放出されるエネルギーによって原子炉容器の上部から格納容器内に噴出したナトリウムの影響を緩和する。
- c. 格納容器 (床上) へナトリウムが噴出し、格納容器内の圧力、温度及び床上放射能レベルが異常に上昇した場合は、「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」及び「格納容器内床上線量率高」により警報が中央制御室に発せられ、工学的安全施設の作動により、格納容器から放出される放射性物質を低減する。

UTOP の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第 2.2.1 図に、炉心損傷防止措置の資機材を第 2.2.1 表、格納容器破損防止措置の資機材を第 2.2.2 表に示す。

第 2.2.1 表 炉心損傷防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉の停止機能	代替原子炉トリップ信号（「原子炉出口冷却材温度高」）	検出器、計測装置	非常用電源設備【②】	後備炉停止系による原子炉自動停止手順（3.2.1 節参照）
	制御棒連続引抜き阻止インターロック	タイマリレー	非常用電源設備【②】	
	後備炉停止系用論理回路	論理回路	非常用電源設備【②】	
	後備炉停止制御棒	後備炉停止制御棒駆動系 1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管	—	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉停止後の除熱機能	原子炉停止後の除熱機能（MS-1）の系統	原子炉冷却材バウンダリの一部（1次主冷却系及び原子炉容器）	—	—
		1次主循環ポンプボニーモータ	ボニーモータ動力電源【③】 ボニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	
		冷却材バウンダリ	—	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉の停止機能	手動スクラム	手動スクラムボタン	—	原子炉手動停止手順（3.2.2 節参照）
	制御棒、後備炉停止制御棒	保持電磁石励磁スイッチ	—	
	制御棒、後備炉停止制御棒（駆動機構による挿入）	制御棒駆動機構操作スイッチ	非常用電源設備【②】	
		制御棒駆動系 1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管		
核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】		

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

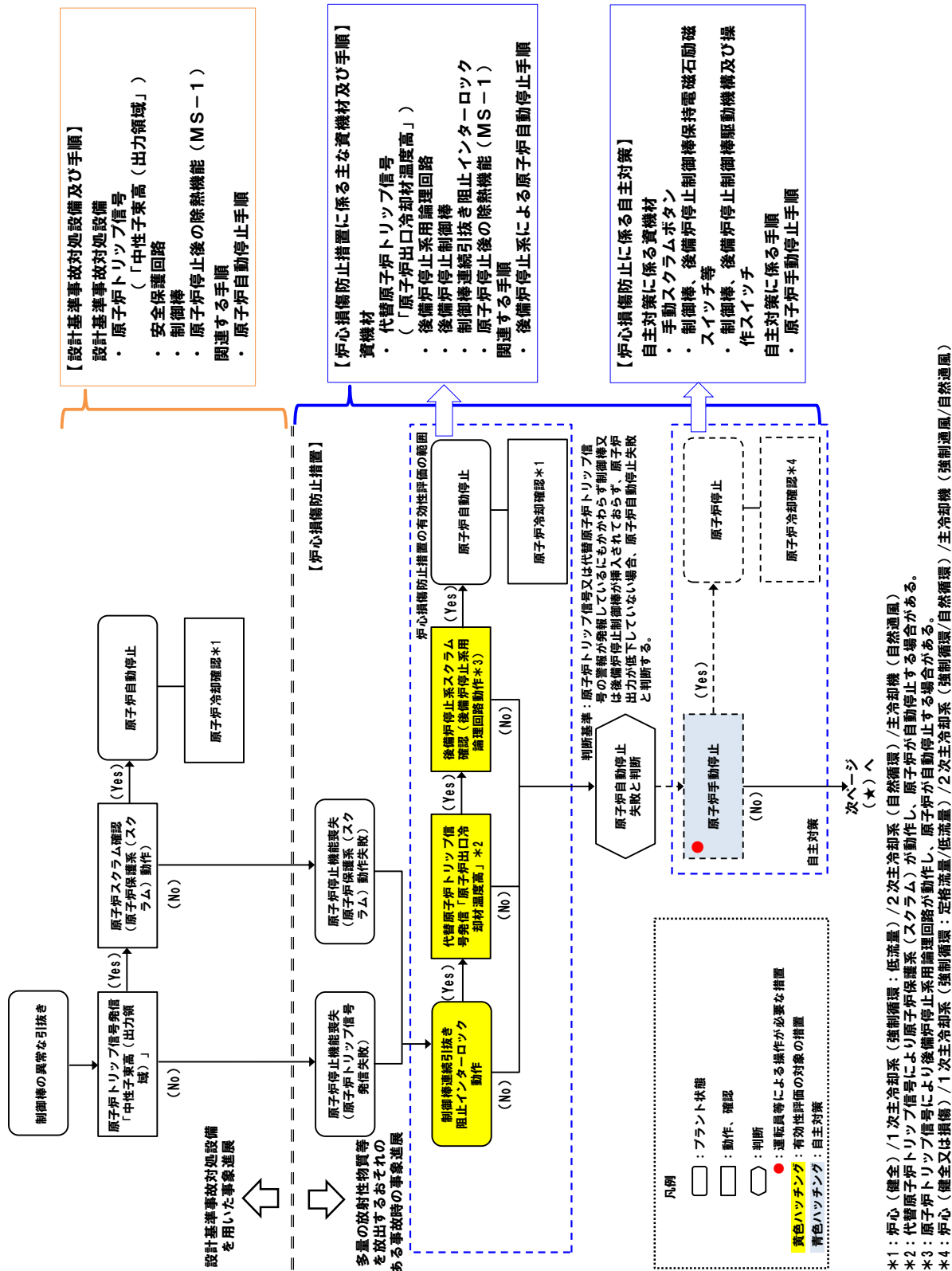
*2：アキュムレータタンクより下流側が対象

第 2.2.2 表 格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

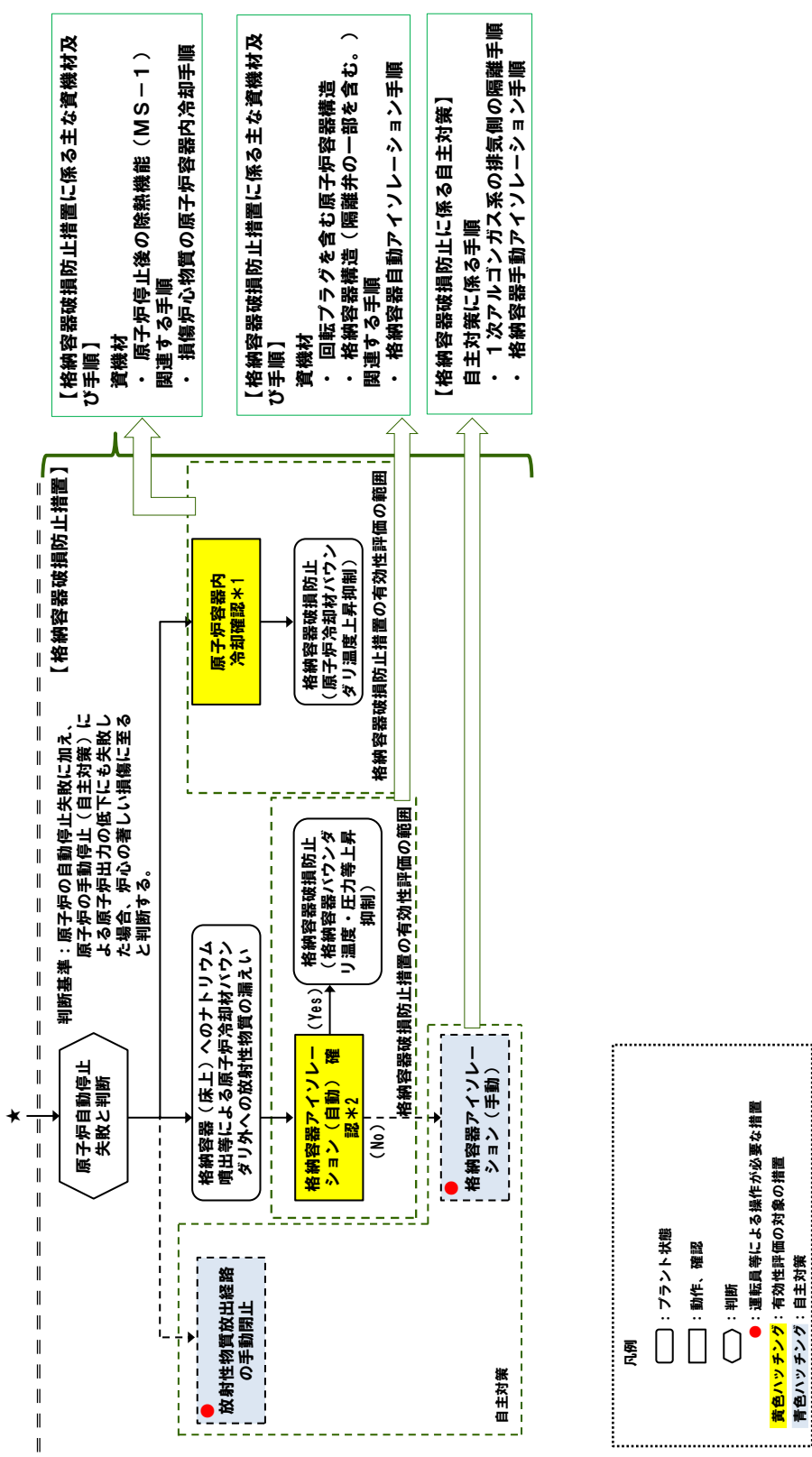
要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉容器内での損傷炉心物質の冷却機能	原子炉停止後の除熱機能 (MS-1) の系統	原子炉冷却材バウンダリの一部 (1次主冷却系及び原子炉容器)	—	損傷炉心物質の原子炉容器内冷却手順 (3.2.3 節参照)
		1次主循環ポンプポニーモータ	ポニーモータ動力電源【③】 ポニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	
		冷却材バウンダリ	—	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
格納容器 (床上) へのナトリウムの噴出防止機能	原子炉カバーガスのバウンダリ	回転プラグ	—	
格納容器外への放射性物質の移行量の低減機能	原子炉カバーガスのバウンダリ	<u>1次アルゴンガス系隔離弁 (排気側)</u>	非常用電源設備【①/③】	格納容器自動アイソレーション手順 (3.2.4 節参照)
	原子炉格納施設	格納容器、格納容器バウンダリに属する配管・弁	非常用電源設備【①/②/③】 圧縮空気供給設備	格納容器手動アイソレーション手順 (3.2.5 節参照)
		<u>手動アイソレーションボタン</u>	—	<u>1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順</u> (3.2.6 節参照)
	プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2：アキュムレータタンクより下流側が対象



第 2.2.1 図 UTOP の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (1/2)



*1：炉心（著しい損傷）/1次主冷却系（強制循環/自然循環）/2次主冷却系（強制循環/自然循環）/主冷却機（強制通風/自然通風）

*2：炉心の著しい損傷、格納容器（床上）へのナトリウム噴出等により、格納容器内の圧力、温度又は床上線量率が異常に上昇した場合

- 凡例
- : フラント状態
 - : 動作、確認
 - ◇ : 判断
 - : 運転員等による操作が必要な措置
 - : 有効性評価の対象の措置
 - : 自主対策

第 2.2.1 図 UTOP の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要（2/2）

2.3 除熱源喪失時原子炉停止機能喪失（ULOHS）に係る資機材

ULOHS は、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で除熱源が喪失した後、原子炉の停止に失敗することから、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある事象である。

ULOHS に対する炉心損傷防止措置は、代替原子炉トリップ信号、後備炉停止系用論理回路及び後備炉停止制御棒による原子炉の停止であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

- a. 代替原子炉トリップ信号を整備することにより、原子炉トリップ信号の発信に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。
- b. 後備炉停止系用論理回路を整備することにより、原子炉保護系（スクラム）の動作に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。
- c. 後備炉停止系を整備することにより、制御棒（主炉停止系）の急速挿入に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。

ULOHS に対する格納容器破損防止措置は、負の反応度係数などの固有の物理メカニズムによる原子炉の出力低減、主冷却系による原子炉容器内冷却であり、以下の措置により格納容器の破損を防止する。

- a. 原子炉冷却材バウンダリの温度上昇を抑制するため、1次主冷却系における強制循環（1次主循環ポンプの主電動機を使用）、2次主冷却系の自然循環及び主冷却機の自然通風による原子炉容器内冷却を可能とする。
- b. 負の反応度係数などの固有の物理メカニズムによる原子炉の出力の低減を可能とする。
- c. 以上に加えて、制御棒駆動機構の軸の直接回転により制御棒を炉心に挿入し、出力を低下させる措置を整備する。なお、本措置は、上記の a. ～ b. の措置による格納容器破損防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために自主的に講じる措置である。また、炉心損傷防止措置における原子炉手動停止操作によっても、制御棒が挿入できなかった場合において、原子炉が高温で安定静定している場合に実施する。【別添 6-8：制御棒駆動機構の軸の回転操作の資機材及び手順並びに実現性について】

ULOHS の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第 2.3.1 図に、炉心損傷防止措置の資機材を第 2.3.1 表、格納容器破損防止措置の資機材を第 2.3.2 表に示す。

第 2.3.1 表 炉心損傷防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉の停止機能	代替原子炉トリップ信号（「原子炉出口冷却材温度高」）	検出器、計測装置	非常用電源設備【②】	後備炉停止系による原子炉自動停止手順（3.2.1 節参照）
	後備炉停止系用論理回路	論理回路	非常用電源設備【②】	
	後備炉停止制御棒	後備炉停止制御棒駆動系 1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管	—	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉停止後の除熱機能	原子炉停止後の除熱機能（MS-1）の系統	原子炉冷却材バウンダリの一部（1次主冷却系及び原子炉容器）	—	
		1次主循環ポンプボニーモータ	ボニーモータ動力電源【③】 ボニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	
		冷却材バウンダリ	—	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉の停止機能	手動スクラム	手動スクラムボタン	—	原子炉手動停止手順（3.2.2 節参照）
	制御棒、後備炉停止制御棒	保持電磁石励磁スイッチ	—	
	制御棒、後備炉停止制御棒（駆動機構による挿入）	制御棒駆動機構操作スイッチ 制御棒駆動系 1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管	非常用電源設備【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

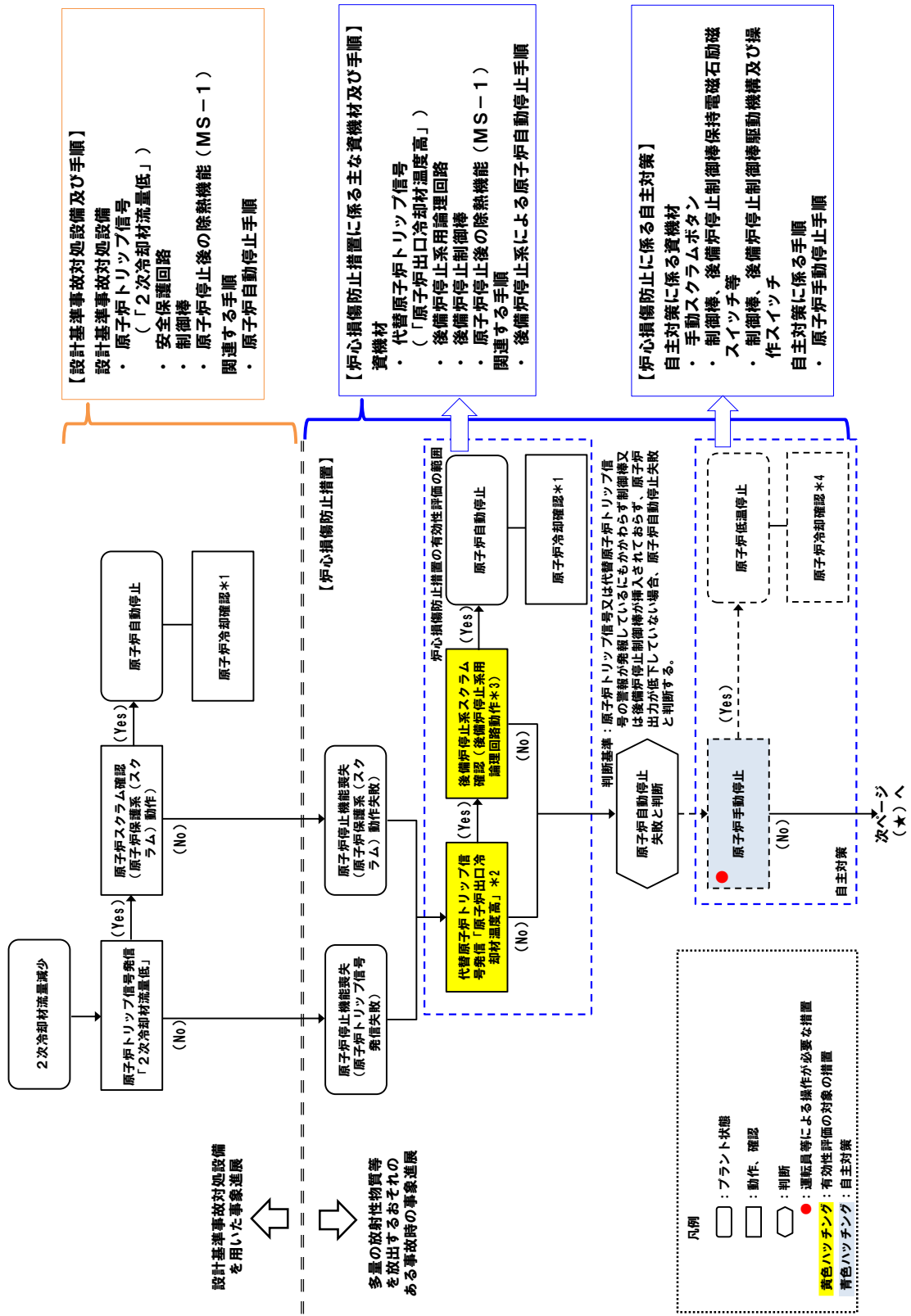
*2：アキュムレータタンクより下流側が対象

第 2.3.2 表 格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【1】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉の 高温静定状態 への移行	原子炉停止後の除熱 機能 (MS-1) の系 統	原子炉冷却材バ ウンダリの一部 (1次主冷却系 及び原子炉容器)	—	原子炉停止失敗時手 順 (除熱源喪失時) (3.4.1 節参照)
		1次主循環ポン プポニーモータ	ポニーモータ動力電源【③】 ポニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット 動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット 制御電源【②】	
		冷却材バウンダ リ	—	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動 用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御 電源【②】	
	1次主循環ポンプ	1次主循環ポン プ主電動機	主電動機動力電源【常用電源】 主電動機制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット 動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット 制御電源【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉の 停止機能	制御棒駆動機構の軸 の直接回転に必要な 治具	<u>チェーンブロッ ク等</u>	—	<u>制御棒駆動機構の軸 の直接回転による制 御棒挿入手順</u> (3.4.2 節参照)
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	

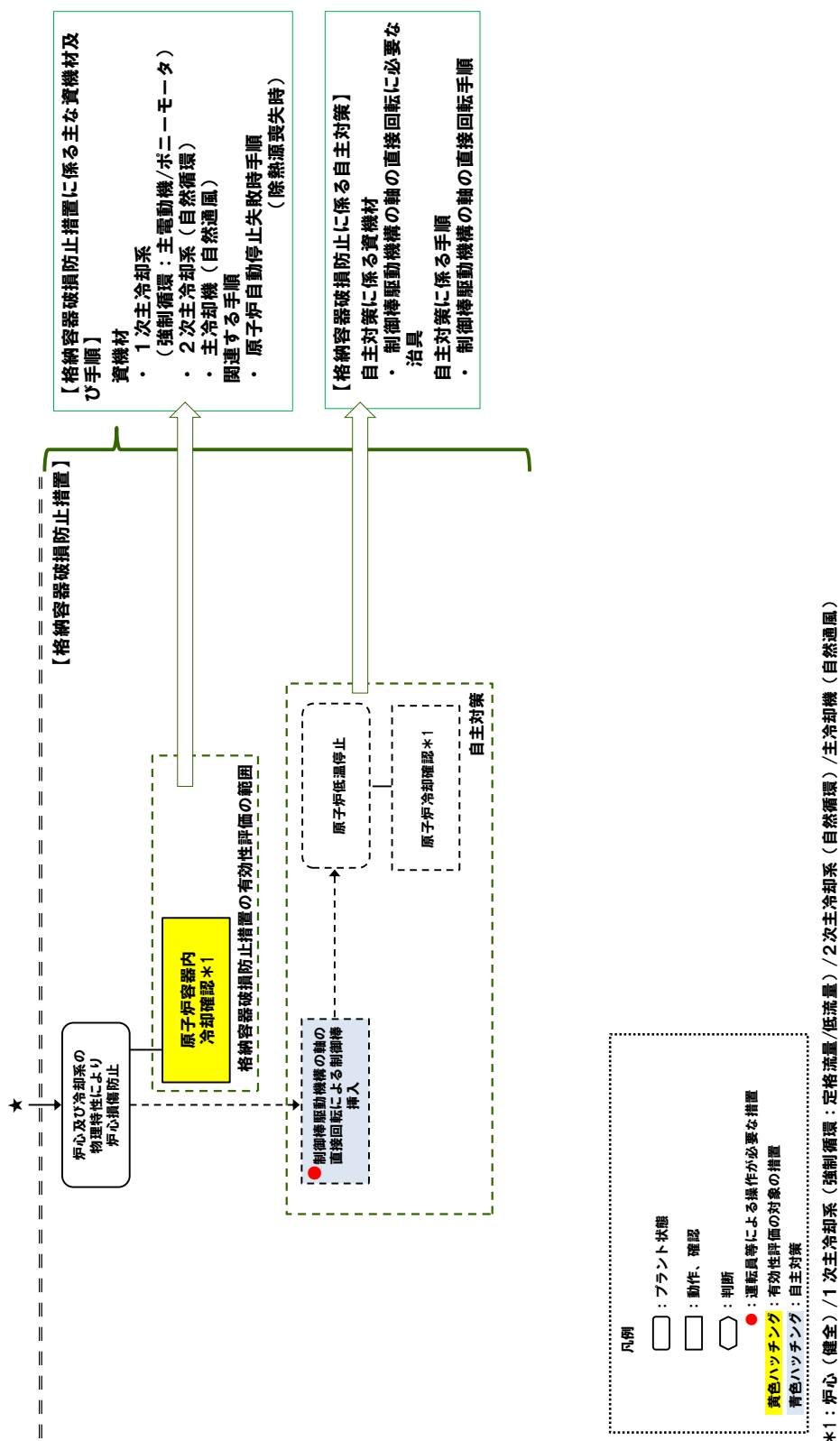
*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2：アキュムレータタンクより下流側が対象



*1: 炉心 (健全) / 1次主冷却系 (強制循環; 低流量) / 2次主冷却系 (自然循環) / 主冷却機 (自然通風)
 *2: 代替原子炉トリップ信号により原子炉保護系 (スクラム) が動作し、原子炉が自動停止する場合がある。
 *3: 原子炉トリップ信号により後備炉停止系用論理回路が動作し、原子炉が自動停止する場合がある。
 *4: 炉心 (健全) / 1次主冷却系 (強制循環; 定格流量/低流量) / 2次主冷却系 (自然循環) / 主冷却機 (自然通風)

第 2.3.1 図 UL0HS の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (1/2)



第 2.3.1 図 UL0HS の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (2/2)

2.4 局所的燃料破損（LF）に係る資機材

LF は、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で燃料集合体内の冷却材流路が閉塞する等により、炉心の局所的な昇温が生じることによって、燃料破損が発生し、その破損が全炉心規模に拡大して炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

LF に対する炉心損傷防止措置は、燃料破損検出系による検出、運転員による原子炉の手動停止であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

- a. 燃料集合体のエントランスノズルには、炉心支持板の構造と相まって冷却材流量を調節するためのオリフィス孔を複数個設け、1次冷却材の流路が同時に閉塞されないものとする。
- b. 燃料要素は、隣接する燃料要素間の間隙を保持するためのスパイラルワイヤを巻いた状態で、燃料集合体内に支持するものとし、1次冷却材の流路が同時に閉塞されないものとする。
- c. 流路閉塞が生じ、燃料要素が破損した場合に、異常を早期に検出するため、中央制御室に警報を発する燃料破損検出系（遅発中性子法燃料破損検出設備）を整備する。
- d. 燃料破損検出系の警報により、運転員は手動で原子炉をスクラム又は停止できるものとする。
- e. 流路閉塞が生じ、燃料要素が破損した場合に、異常を早期に検出するため、中央制御室に警報を発する燃料破損検出系（カバーガス法燃料破損検出設備）を整備する。なお、本措置は上記 c. の措置による炉心損傷防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために自主的に講じる措置である。
- f. 原子炉の停止失敗を検知した場合には、運転員は手動で原子炉を停止できるものとする。当該操作手順には、手動操作による制御棒駆動機構の制御棒保持電磁石励磁断又は後備炉停止制御棒駆動機構の後備炉停止制御棒保持電磁石励磁断により制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入する方法、制御棒駆動機構又は後備炉停止制御棒駆動機構により手動操作にて制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入する方法がある。なお、本措置は上記 d. の措置による炉心損傷防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために自主的に講じる措置である。

LF に対する格納容器破損防止措置は、主冷却系による原子炉容器内での損傷炉心物質の冷却・閉じ込め、回転プラグを含む原子炉容器構造による格納容器内へのナトリウムの噴出の防止、格納容器構造によるナトリウム燃焼の緩和であり、以下の措置により格納容器の破損を防止する。

- a. 原子炉冷却材バウンダリの温度上昇を抑制するため、1次主冷却系における低速運転（1次主循環ポンプのポニーモータを使用）、2次主冷却系の自然循環及び主冷却機の自然通風による原子炉容器内冷却を可能とする。
- b. 回転プラグ及びその固定ボルトを含む原子炉容器構造及び格納容器構造により、即発臨界超過により放出されるエネルギーによって原子炉容器の上部から格納容器内に噴出したナトリウムの影響を緩和する。
- c. 格納容器（床上）へナトリウムが噴出し、格納容器内の圧力、温度及び床上放射能レベルが異常に上昇した場合は、「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」及び「格納容器内床上線量率高」により警報が中央制御室に発せられ、工学的安全施設の作動により、

格納容器から放出される放射性物質を低減する。

LF の炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第 2.4.1 図に、炉心損傷防止措置の資機材を第 2.4.1 表、格納容器破損防止措置の資機材を第 2.4.2 表に示す。

第2.4.1表 炉心損傷防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉の停止機能	燃料破損検出系	遅発中性子法検出設備 (検出器、計測装置)	非常用電源設備【②】	燃料破損検知時原子炉手動 スクラム手順
	燃料破損検出系	カバ-ガス法検出設備 (検出器、計測装置)	非常用電源設備【②】	
	手動スクラム	手動スクラムボタン	-	
	制御棒、後備炉停止制御棒	保持電磁石励磁スイッチ	-	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉停止後の除熱機能 (MS-1)の系統	核計装、プロセス計装	原子炉停止後の除熱機能 (MS-1)の系統	-	燃料破損検知時原子炉手動 スクラム手順
		1次主循環ポンプボニー モータ	ボニーモータ動力電源【③】 ボニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	
		冷却材ハウジング	-	
		主冷却機	インレットベ-ン・ダンパ駆動用圧縮空気供 給設備*2 インレットベ-ン・ダンパ制御電源【②】	
		検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉の停止機能	核計装、プロセス計装	制御棒、後備炉停止制御棒	-	原子炉手動停止手順
		制御棒、後備炉停止制御棒 (駆動機構による挿入)	非常用電源設備【②】	
		制御棒駆動系 1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管		
		検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
		核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

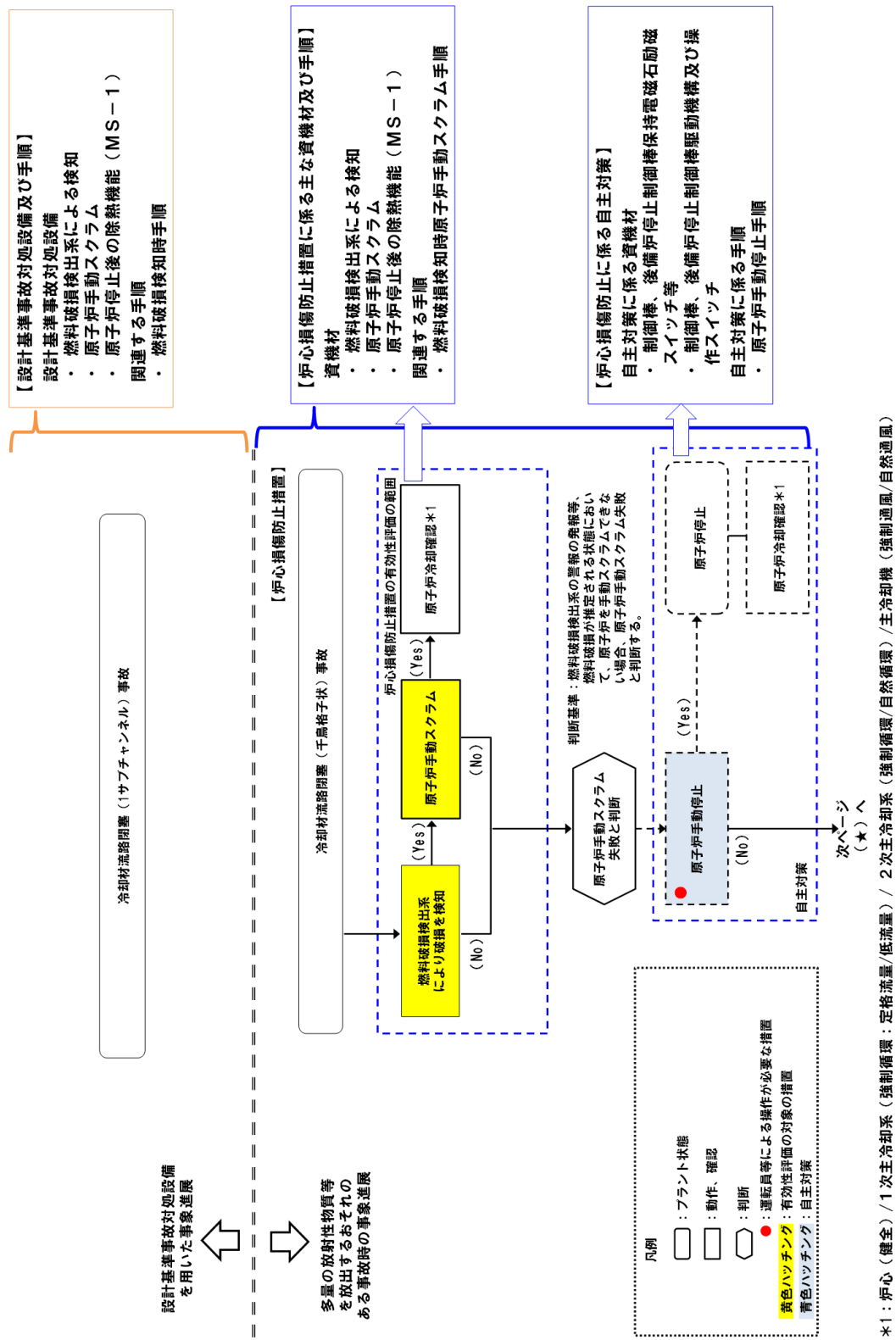
*2：アキウムレクタ-タンクより下流側が対象

第 2.4.2 表 格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

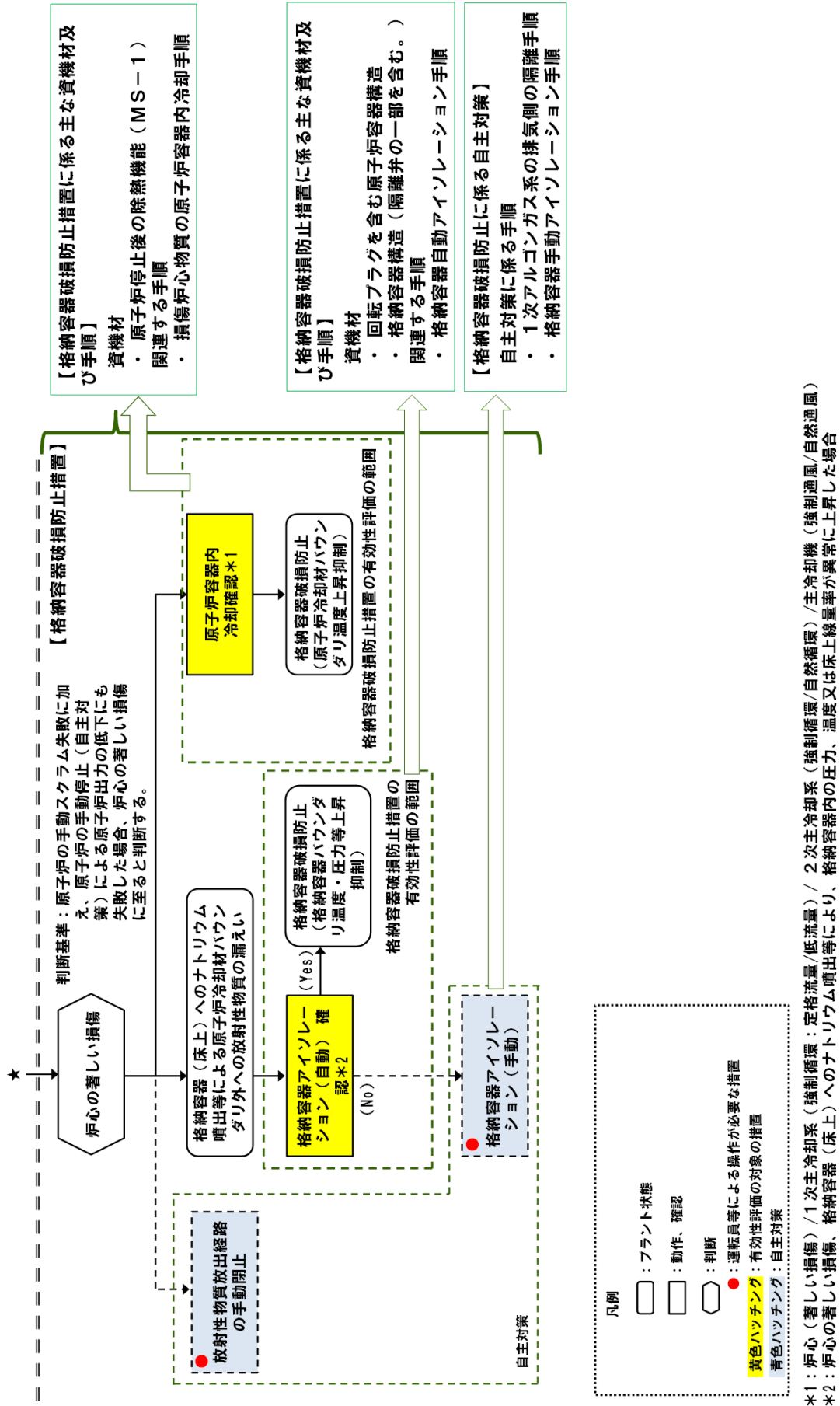
要求機能	資機材		関連設備 【 内：電源供給元*1】	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉容器内での 損傷炉心物質の冷却機能	原子炉停止後の除熱機能 (MS-1)の系統	原子炉冷却材バウンダリ 1次主循環ポンプポニー モータ	- ポニーモータ動力電源【③】 ポニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	損傷炉心物質の原子炉容器 内冷却手順
		冷却材バウンダリ	-	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供 給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
		検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
格納容器（床上）への ナトリウムへの噴出防止機能	核計装、プロセス計装 原子炉カバガスのハウ ンダリ	回転プラグ	-	
格納容器外への放射性物質 の移行量の低減機能	原子炉カバガスのハウ ンダリ	1次アルゴンガス系隔離 弁（排気側）	非常用電源設備【①/③】	格納容器自動アイソレ- ション手順 格納容器手動アイソレ- ション手順 1次アルゴンガス系の排気 側の隔離手順
	原子炉格納施設	格納容器、格納容器ハウ ンダリに属する配管・弁	非常用電源設備【①/②/③】 圧縮空気供給設備	
	プロセス計装	手動アイソレーションボ タン	-	
		検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2：アキチュムレータタンクより下流側が対象



第 2.4.1 図 LF の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (1/2)



第 2.4.1 図 LF の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (2/2)

2.5 原子炉容器液位確保機能喪失による崩壊熱除去機能喪失（LORL）に係る資機材

LORL に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置は、異常事象の発生箇所（原子炉冷却材バウンダリの破損箇所）により異なるため、以下の事象進展ごとに示す。

- ・安全容器内の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合
- ・安全容器外の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合
- ・1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合

2.5.1 安全容器内の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合

1次冷却材漏えい（安全容器内配管（内管）破損）及び安全容器内配管（外管）破損の重畳事故（LORL（i））は、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で原子炉冷却材バウンダリ機能を有する1次主冷却系の配管（内側）が破損し、原子炉が「炉内ナトリウム液面低」により自動停止した後、リークジャケット又は配管（外側）が破損し、1次冷却材が二重壁外に漏えいし液位が喪失した後、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

LORL（i）に対する炉心損傷防止措置は、安全容器による漏えいした冷却材の保持、炉心冷却に必要な原子炉容器液位の確保及び補助冷却設備による原子炉停止後の崩壊熱の除去であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

- a. 安全容器内の空間容積を制限することにより、二重壁外へ1次冷却材が漏えいした場合でも、原子炉容器等の冷却材液位を1次補助冷却系の循環に支障を来すことなく炉心の冷却を行うことができるレベル以上に保持する。
- b. 原子炉容器等の冷却材液位が1次主冷却系の循環に支障を来すレベルまで低下した場合でも、原子炉停止後の崩壊熱除去を可能とするため、補助冷却設備を整備する。【別添6-9：1次補助冷却系出口配管からの吸い込みに必要な液位とLORL時の液位の関係について】補助冷却設備は、多量の放射性物質等を放出するおそれのある事故への移行に備え、原子炉容器のナトリウム液位が通常ナトリウム液位-320mmまで低下した時点で自動起動する設計であるため、配管（外側）からの1次冷却材漏えいの判断に先行して、設計基準事故対処設備（主冷却系）による崩壊熱除去中に起動する。なお、補助冷却設備の運転が、設計基準事故対処設備（主冷却系）による崩壊熱除去を阻害することはない（炉心損傷防止措置の有効性評価参照）。

LORL（i）に対する格納容器破損防止措置は、安全容器による流出した冷却材や損傷炉心物質の保持、コンクリート遮へい体冷却系による損傷炉心物質等の冷却、炉心が熔融する過程で、炉心が露出するまでに冷却材の蒸発が生じ、原子炉冷却材バウンダリが高圧になることを想定し、1次アルゴンガス系に安全板を設置し、主中間熱交換器の原子炉冷却材バウンダリ（1次・2次境界）の過圧の防止、断熱材及びヒートシンク材により、安全板から流出するナトリウムによる熱的影響の緩和であり、以下の措置により、格納容器の破損を防止する。

- a. 原子炉容器外に流出した冷却材や損傷炉心物質を保持するため、安全容器を整備する。
- b. 安全容器と生体遮へい体のギャップに窒素ガスを通気し、安全容器内にて保持した損傷炉心物質等を冷却するため、コンクリート遮へい体冷却系を整備する。【別添6-10：BDBAの措置におけるコンクリート遮へい体冷却系の位置付けについて】
- c. 原子炉冷却材ナトリウムの蒸発により、主中間熱交換器の原子炉冷却材バウンダリ（1

次・2次境界)が過圧されることを防止するため、1次アルゴンガス系に安全板を整備する。【別添 6-11：安全板の動作の信頼性、ヒートシンク材の材料及び設置場所について】

- d. 安全板から流出するナトリウムによる熱的影響を緩和するため、格納容器(床下)の床面に断熱材及びヒートシンク材を整備する。また、流出したナトリウムがコンクリートと直接接触することを防止するため、格納容器(床下)の室には鋼製のライナを整備する。【別添 6-12：漏えいナトリウムの影響の拡大を抑制するための区画化等の対策について】
- e. ナトリウムが流出し、格納容器内の圧力、温度及び床上放射能レベルが異常に上昇した場合は、「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」及び「格納容器内床上線量率高」により警報が中央制御室に発せられ、工学的安全施設の作動により、格納容器から放出される放射性物質を低減する。

LORL (i) の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第 2.5.1.1 図に、炉心損傷防止措置の資機材を第 2.5.1.1 表、格納容器破損防止措置の資機材を第 2.5.1.2 表に示す。

第 2.5.1.1 表 炉心損傷防止措置の資機材 下線：自主対策

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
補助冷却設備の運転に必要な冷却材液位の確保機能	原子炉格納施設	安全容器	—	安全容器内の1次冷却管(内管及び外管)の破損が重畳した場合の補助冷却設備による補熱除去手順
	計測制御系	原子炉容器液面計、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉停止後の除熱機能	補助冷却設備	1次補助冷却系(補助中間熱交換器及び循環ポンプを含む。)	1次補助冷却系電磁ポンプ動力電源【①】 1次補助冷却系電磁ポンプ制御電源【②/③】 機器冷却ファン動力電源【①】 機器冷却ファン制御電源【①】	安全容器内の1次冷却管(内管及び外管)の破損が重畳した場合の補助冷却設備による補熱除去手順
		2次補助冷却系(補助冷却機及び循環ポンプを含む。)	2次補助冷却系電磁ポンプ動力電源【①】 2次補助冷却系電磁ポンプ制御電源【①/②/③】 2次補助冷却系電磁ポンプ冷却ファン動力電源【①】 2次補助冷却系電磁ポンプ冷却ファン制御電源【①/②/③】 補助送風機動力電源【①】 補助送風機制御電源【①/②/③】 インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
	計測制御系	原子炉容器液面計、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
	プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
	補助冷却設備	循環ポンプ・補助送風機起動スイッチ	非常用電源設備【②/③】	
	補助冷却設備	原子炉容器液面計、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
	補助冷却設備	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
	補助冷却設備	循環ポンプ・補助送風機起動スイッチ	非常用電源設備【②/③】	
	補助冷却設備	原子炉容器液面計、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
	補助冷却設備	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	

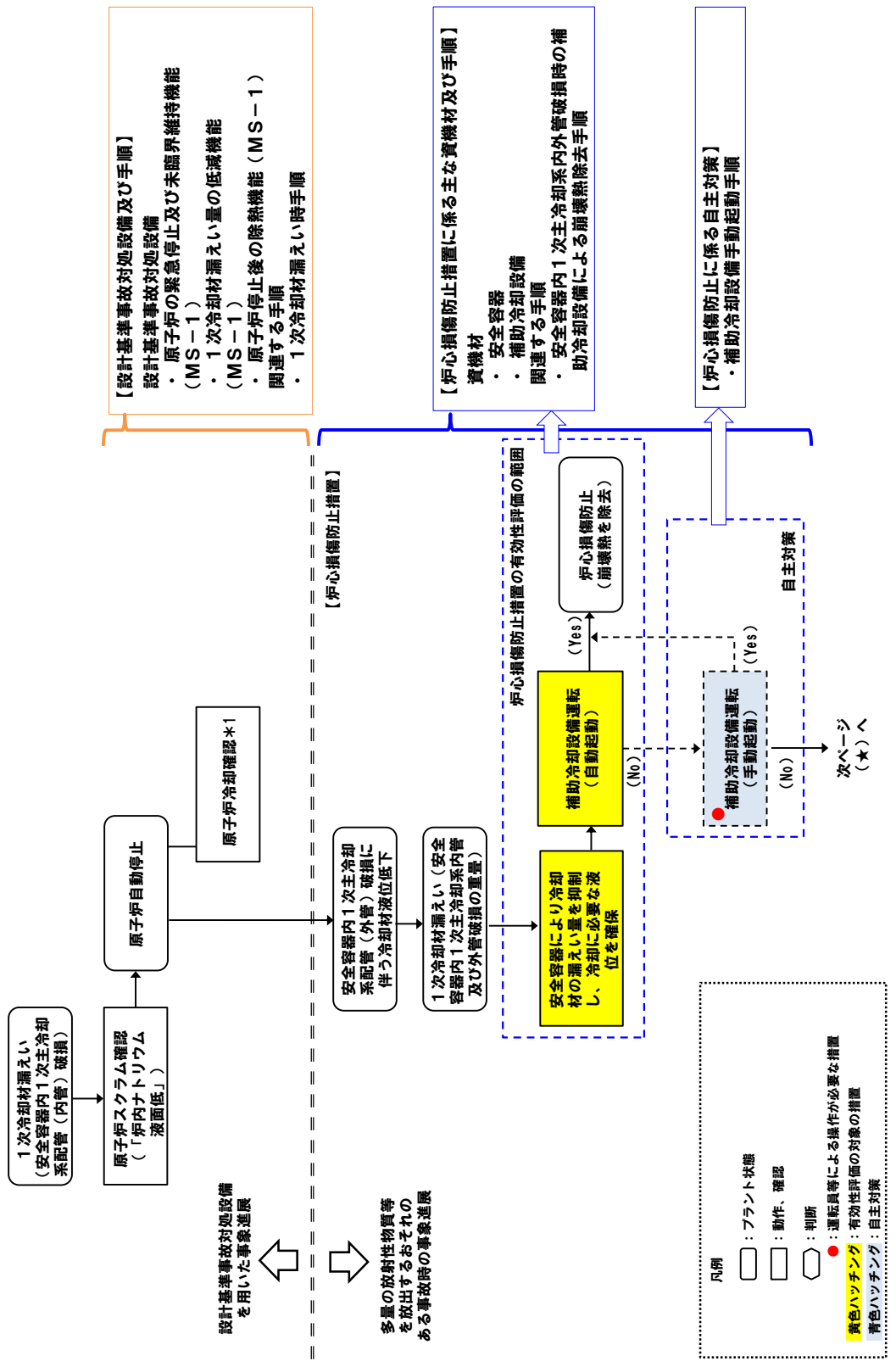
*1:「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2:アキウムレクタックより下流側が対象

第2.5.1.2表 格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策

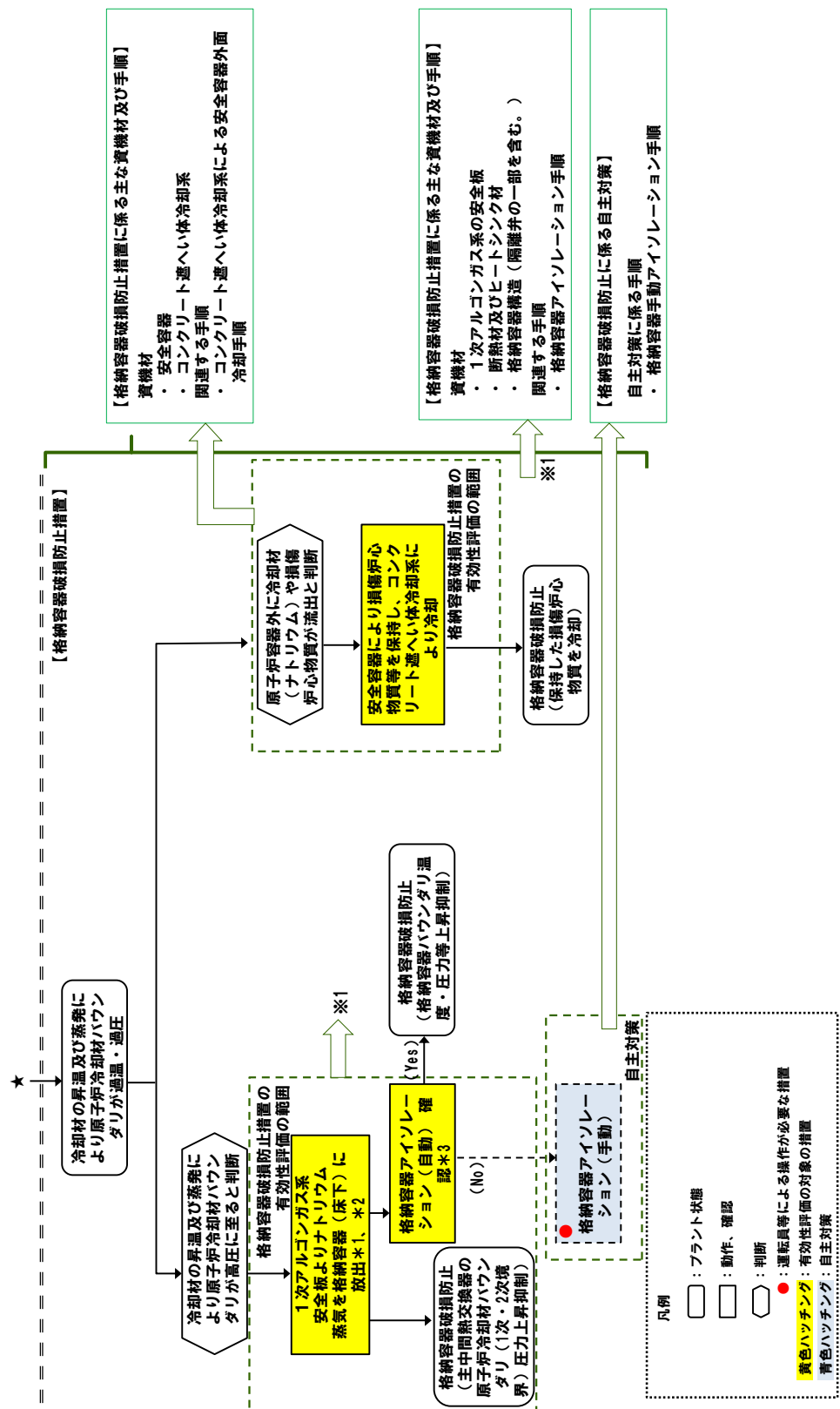
要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
安全容器内での損傷炉心物質の冷却機能	原子炉格納施設	安全容器	—	安全容器内の1次主冷却系配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順
	コンクリート遮へい体冷却系	窒素ガスブロワ	窒素ガスブロワ動力電源【①】 窒素ガスブロワ制御電源【①】 ピット部風量調節ダンパ動力電源【②】 ピット部風量調節ダンパ制御電源【②】	
		窒素ガス冷却器	補機系揚水ポンプ動力電源【①】 補機系揚水ポンプ制御電源【①】 補機系冷却塔ブロワ動力電源【①】 補機系冷却塔ブロワ制御電源【①】	
		ヘデスタルブースタブロワ	ヘデスタルブースタブロワ動力電源【①】 ヘデスタルブースタブロワ制御電源【①】	
		窒素ガスダクト	—	
		検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
		安全板	非常用電源設備（作動検知）【③】	
		断熱材及びヒートシシク材	—	
		1次アルゴンガス系	非常用電源設備【①/③】	
		断熱材及びヒートシシク材	非常用電源設備【①/②/③】	
格納容器外への放射性物質の移行量の低減機能	断熱材及びヒートシシク材	断熱材及びヒートシシク材	—	格納容器自動アイソレーション手順 格納容器自動アイソレーション手順 1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順
	原子炉カバーガス等のハウンダリ	1次アルゴンガス系隔離弁（排気側）	非常用電源設備【①/③】	
	原子炉格納施設	格納容器、格納容器ハウンダリに属する配管・弁	非常用電源設備【①/②/③】	
	プロセス計装	手動アイソレーションボタン 検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」



*1: 1次主冷却系(強制循環: 低流量)/2次主冷却系(自然循環)/主冷却機(自然通風)

第 2.5.1.1 図 LORL (i) の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (1/2)



第 2.5.1.1 図 LORL (i) の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (2/2)

2.5.2 安全容器外の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合

1次冷却材漏えい（1次主冷却系配管（内管）破損）及び1次主冷却系配管（外管）破損の重畳事故（LORL（ii））は、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で原子炉冷却材バウンダリ機能を有する1次主冷却系の配管（内側）が破損し、原子炉が「炉内ナトリウム液面低」により自動停止した後、配管（外側）が破損し、1次冷却材が二重壁外に漏えいし液位が喪失した後、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

LORL（ii）に対する炉心損傷防止措置は、主冷却系サイフォンブレイクによる冷却材の漏えい量の抑制及び炉心冷却に必要な原子炉容器液位の確保並びに補助冷却設備による原子炉停止後の崩壊熱の除去であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

- a. 主冷却系サイフォンブレイク配管からアルゴンガスを導入し、サイフォン現象による原子炉容器等の冷却材液位の低下を抑制することにより、二重壁外へ1次冷却材が漏えいした場合でも、原子炉容器等の冷却材液位を1次補助冷却系の循環に支障を来すことなく炉心の冷却を行うことができるレベル以上に保持する。【別添6-13：1次主冷却系サイフォンブレイク及び1次補助冷却系サイフォンブレイクの成立性について】
- b. 原子炉容器等の冷却材液位が1次主冷却系の循環に支障を来すレベルまで低下した場合でも、原子炉停止後の崩壊熱除去を可能とするため、補助冷却設備を整備する。補助冷却設備は、多量の放射性物質等を放出するおそれのある事故への移行に備え、原子炉容器のナトリウム液位が通常ナトリウム液位-320mmまで低下した時点で自動起動する設計であるため、配管（外側）からの1次冷却材漏えいの判断に先行して、設計基準事故対処設備（主冷却系）による崩壊熱除去中に起動する。なお、補助冷却設備の運転が、設計基準事故対処設備（主冷却系）による崩壊熱除去を阻害することはない（炉心損傷防止措置の有効性評価参照）。

LORL（ii）に対する格納容器破損防止措置は、コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器の外表面冷却による原子炉停止後の崩壊熱除去、格納容器構造による格納容器（床下）に漏えいした冷却材の熱的影響の緩和であり、以下の措置により、格納容器の破損を防止する。

- a. 原子炉容器とリークジャケットのギャップに窒素ガスを通気し、原子炉停止後の崩壊熱を除去するため、コンクリート遮へい体冷却系を整備する。【別添6-14：原子炉容器外面冷却とナトリウム漏えい箇所との関係について】、【別添6-15：原子炉容器外面冷却に係る窒素ガス流路の切り替え及び冷却水の増大等の手順等について】
- b. 原子炉冷却材バウンダリから漏えいしたナトリウムがコンクリートと直接接触することを防止するため、格納容器（床下）の室には鋼製のライナを整備する。なお、1次主冷却系の配管・機器の破損による格納容器内の圧力、温度の異常な上昇を検出した場合には、手動操作によって、1次主冷却系配管に残存するナトリウムをダンプタンクにドレンすることを可能とする。
- c. 原子炉運転中は格納容器（床下）を窒素雰囲気中に保ち、ナトリウムが流出した場合の燃焼反応を防止する。
- d. ナトリウムが漏えいし、格納容器内の圧力、温度及び床上放射能レベルが異常に上昇した場合は、「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」及び「格納容器内床上線量率高」により警報が中央制御室に発せられ、工学的安全施設の作動により、格納容器から放出

される放射性物質を低減する。なお、工学的安全施設は、手動操作によっても作動できるものとする。

LORL (ii) の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第 2.5.2.1 図に、炉心損傷防止措置の資機材を第 2.5.2.1 表、格納容器破損防止措置の資機材を第 2.5.2.2 表に示す。

第2.5.2.1表 炉心損傷防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順	
	系統又は機器	機器			
補助冷却設備の運転に必要な冷却材液位の確保機能	原子炉冷却系統施設	主冷却系サイフォンブレーク配管	—	安全容器外の1次主冷却管(内管)の破損が補修の場合作業による崩壊熱除去手順	
	計測制御系	原子炉容器液面計、計測装置	非常用電源設備【②/③】		
原子炉停止後の除熱機能	補助冷却設備	1次補助冷却系(補助中間熱交換器及び循環ポンプを含む。)	1次補助冷却系電磁ポンプ動力電源【①】 1次補助冷却系電磁ポンプ制御電源【②/③】 機器冷却ファン動力電源【①】 機器冷却ファン制御電源【①】	安全容器外の1次主冷却管(内管)の破損が補修の場合作業による崩壊熱除去手順	
		2次補助冷却系(補助冷却機及び循環ポンプを含む。)	2次補助冷却系電磁ポンプ動力電源【①】 2次補助冷却系電磁ポンプ制御電源【①/②/③】 2次補助冷却系電磁ポンプ冷却ファン動力電源【①】 2次補助冷却系電磁ポンプ冷却ファン制御電源【①/②/③】 補助送風機動力電源【①】 補助送風機制御電源【①/②/③】 インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】		
	計測制御系	原子炉容器液面計、計測装置	非常用電源設備【②/③】		
	プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】		
	補助冷却設備	循環ポンプ・補助送風機起動スイッチ			非常用電源設備【②/③】
					非常用電源設備【②/③】

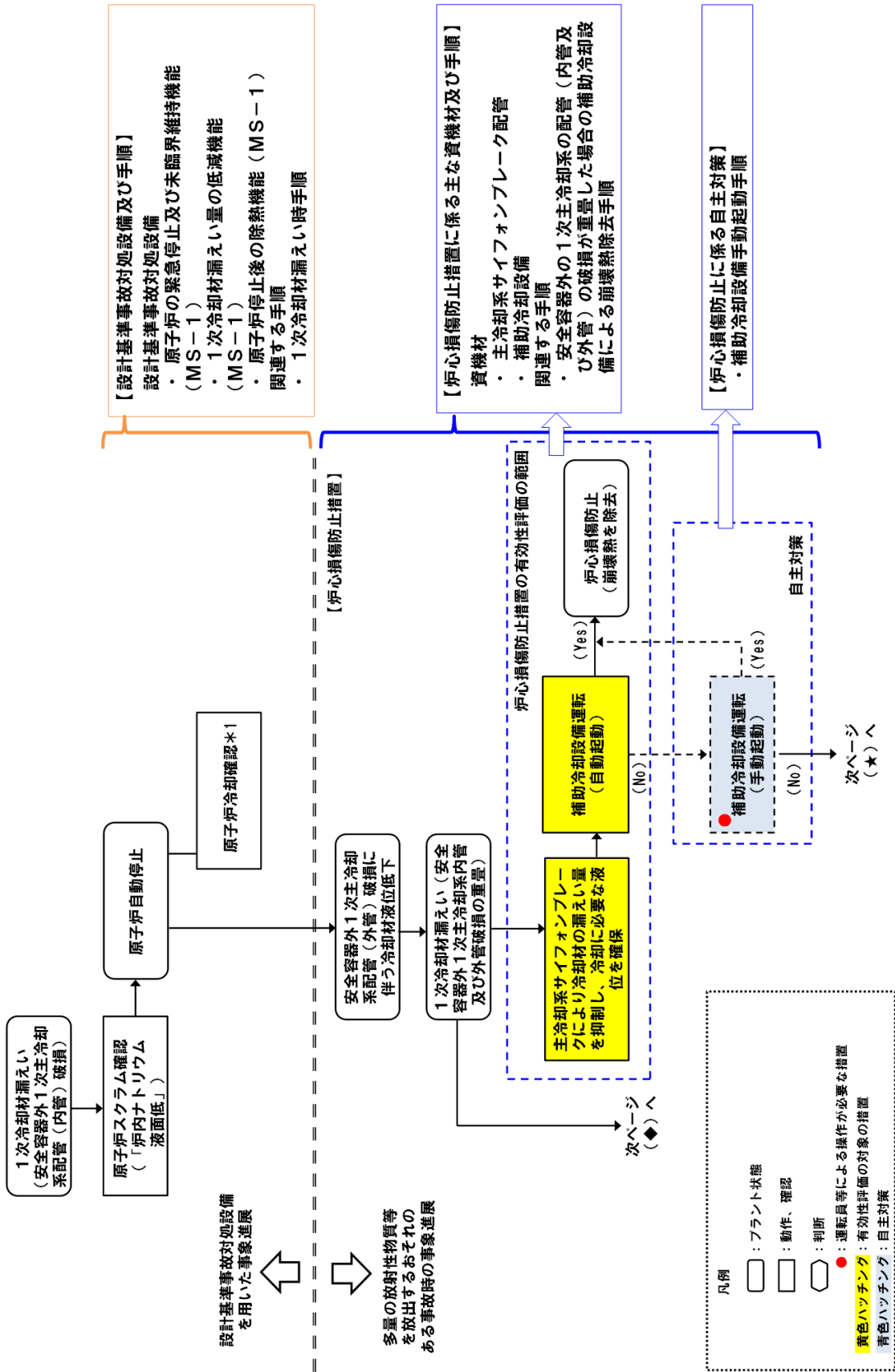
*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2：アキュムレータタンクより下流側が対象

第 2.5.2.2 表 格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

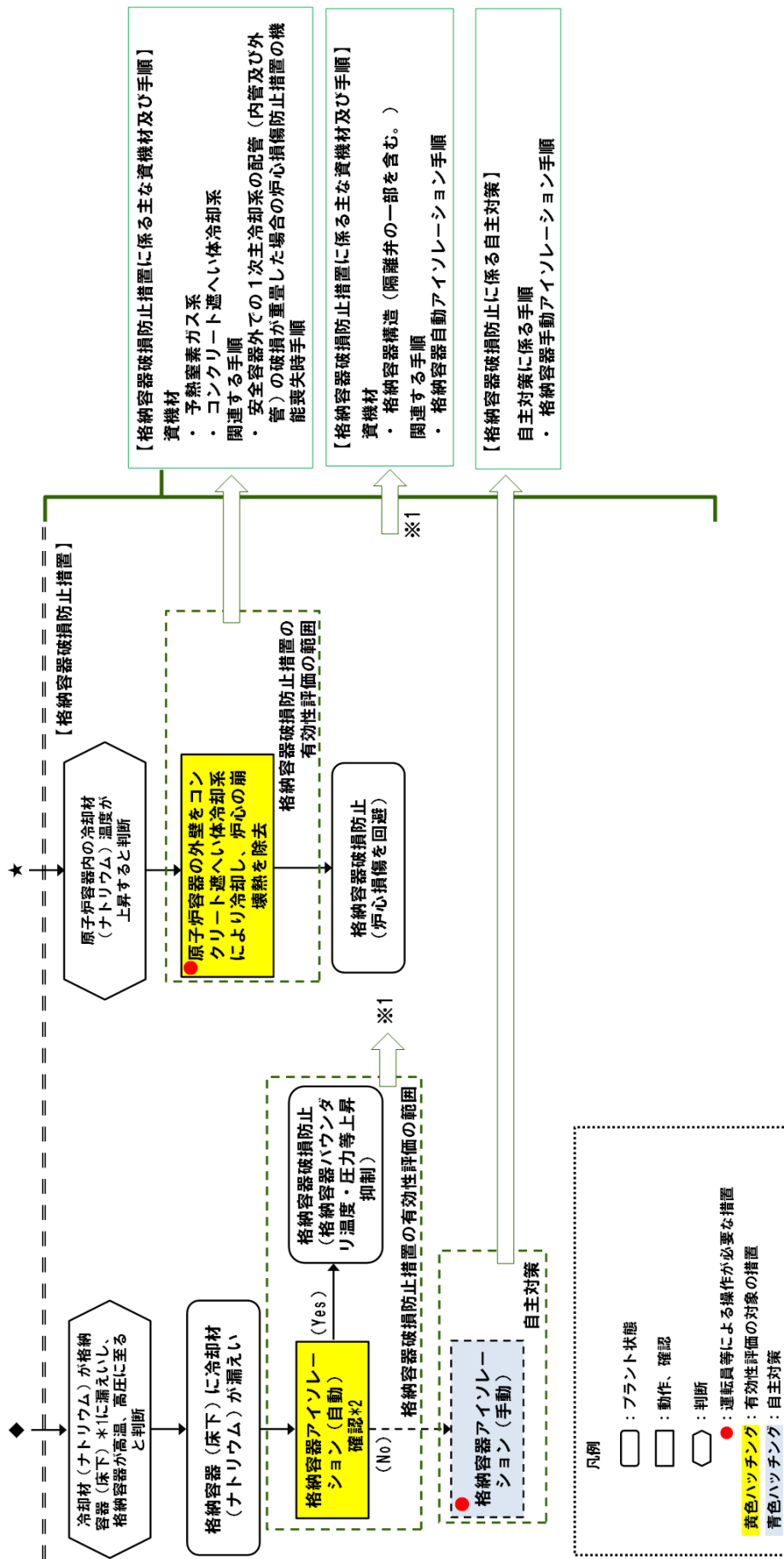
要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉停止後の除熱機能	原子炉冷却材ハウタリ	原子炉容器	-	安全容器外の1次主管冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重量した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順
	コンクリート遮へい体冷却系	窒素ガスブロワ	窒素ガスブロワ動力電源【①】 窒素ガスブロワ制御電源【①】 ピット部風量調節タンバ動力電源【②】 ピット部風量調節タンバ制御電源【②】	
		窒素ガス冷却器	補機系揚水ポンプ動力電源【①】 補機系揚水ポンプ制御電源【①】 補機系冷却塔ブロワ動力電源【①】 補機系冷却塔ブロワ制御電源【①】	
		ペデスタルブースタブロワ	ペデスタルブースタブロワ動力電源【①】 ペデスタルブースタブロワ制御電源【①】	
		窒素ガスダクト	-	
		検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
		予熱窒素ガス系	非常用電源設備【②/③】	
		原子炉格納施設	非常用電源設備【①/②/③】 圧縮空気供給設備	
		プロセス計装	-	
			非常用電源設備【②/③】	
格納容器外への放射性物質の移行量の低減機能		検出器、計測装置		格納容器自動アイソレーション手順 格納容器手動アイソレーション手順

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」



*1: 1次主冷却系（強制循環：低流量）/2次主冷却系（自然循環）/主冷却機（自然通風）

第2.5.2.1 図 LORL (ii) の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (1/2)



＊1：原子炉運転中は、格納容器（床下）を窒素雰囲気中に保持
 ＊2：格納容器（床下）へのナトリウムの漏えい等により、格納容器内の圧力、温度又は床上線量率が異常に上昇した場合

第 2.5.2.1 図 LORL (ii) の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (2/2)

2.5.3 1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合

1次冷却材漏えい（1次補助冷却系配管（内管）破損）及び1次補助冷却系配管（外管）破損の重畳事故（LORL（iii））は、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で原子炉冷却材バウンダリ機能を有する1次補助冷却系の配管（内側）が破損し、原子炉が「炉内ナトリウム液面低」により自動停止した後、1次補助冷却系の配管（外側）が破損し、1次冷却材が二重壁外に漏えいし液位が喪失した後、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

LORL（iii）に対する炉心損傷防止措置は、1次補助冷却系サイフォンブレイクによる冷却材の漏えい量の抑制、炉心冷却に必要な原子炉容器液位の確保及び主冷却系（2ループ）による原子炉停止後の崩壊熱除去であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

- a. 1次補助冷却系サイフォンブレイク配管からアルゴンガスを導入し、サイフォン現象による原子炉容器等の冷却材液位の低下を抑制することにより、二重壁外へ1次冷却材が漏えいした場合でも、原子炉容器等の冷却材液位を1次主冷却系の循環に支障を来すことなく炉心の冷却を行うことができるレベル以上に保持する。【別添 6-16：1次補助冷却系サイフォンブレイク止弁の誤開の防止対策及び誤開の影響について】以上に加えて、原子炉の1次補助冷却系サイフォンブレイク失敗を検知した場合には、運転員は手動で1次補助冷却系の原子炉容器出入口止弁を閉止し、1次冷却材の漏えいを防止できるものとする。なお、本措置は上記の1次補助冷却系サイフォンブレイクの措置による炉心損傷防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために自主的に講じる措置である。
- b. 1次主冷却系の主中間熱交換器は、炉心と高低差を付けて設置し、ナトリウムの物理的特性による受動的な自然循環を可能とする。
- c. 2次主冷却系の主冷却機は、主中間熱交換器と高低差を付けて設置し、ナトリウムの物理的特性による受動的な自然循環を可能とするとともに、主冷却機の自然通風による崩壊熱除去を可能とする。また、主冷却機の自然通風量は手動でも制御可能とする。

LORL（iii）に対する格納容器破損防止措置は、主冷却系（1ループ）による原子炉停止後の崩壊熱除去、格納容器構造による格納容器（床下）に漏えいした冷却材の熱的影響の緩和であり、1ループの1次主冷却系及び2次主冷却系の自然循環並びに主冷却機の自然通風により、炉心の著しい損傷を防止するとともに、格納容器構造により熱的影響を緩和する。

LORL（iii）の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第 2.5.3.1 図に、炉心損傷防止措置の資機材を第 2.5.3.1 表、格納容器破損防止措置の資機材を第 2.5.3.2 表に示す。

第2.5.3.1表 炉心損傷防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
非常用冷却設備（主冷却系自然循環）に必要な冷却材液位の確保機能	原子炉冷却系統施設	1次補助冷却系サイフォンブ レーク配管、止弁	非常用電源設備【②/③】	1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重量した場の自然循環による崩壊熱除去手順
	計測制御系	原子炉容器液面計、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉停止後の除熱機能	原子炉冷却系統	原子炉冷却材バウンダリ	—	1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重量した場の自然循環による崩壊熱除去手順
		冷却材バウンダリ	—	
	主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】		
	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】		
非常用冷却設備（主冷却系自然循環）に必要な冷却材液位の確保機能	原子炉冷却系統施設	1次補助冷却系サイフォンブ レーク止弁、手動操作スイッチ	非常用電源設備【②/③】	1次補助冷却系の手動サイフォンブ レーク及び原子炉容器出入口弁閉止手順
		1次補助冷却系原子炉容器出入口弁、手動操作スイッチ	非常用電源設備【②/③】	
原子炉停止後の除熱機能	1次主循環ポンプ	1次主循環ポンプ主電動機	主電動機動力電源【常用電源】 主電動機制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	1次主冷却系の強制循環冷却機能の復旧手順

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

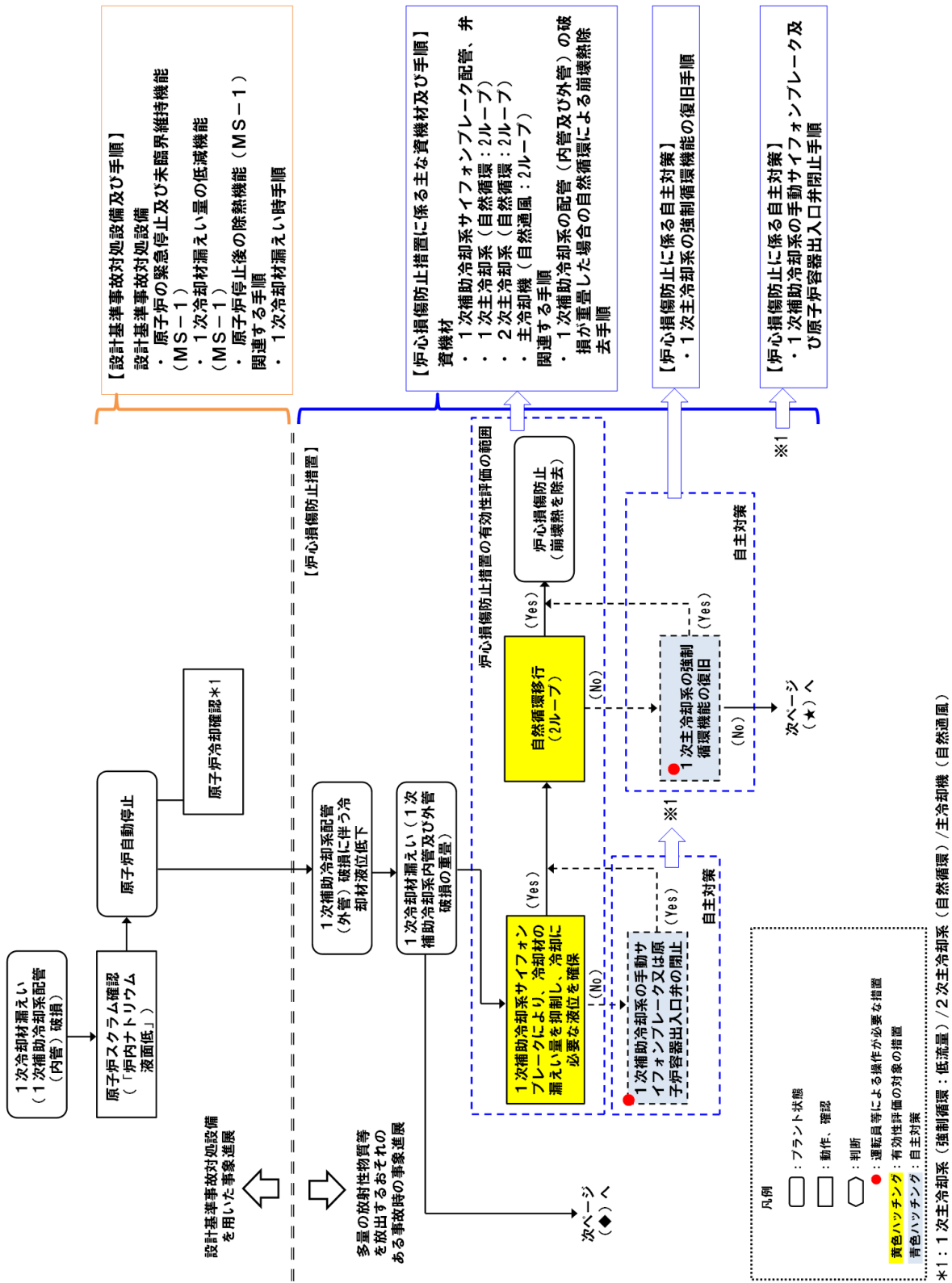
*2：アキウムレクタタンクより下流側が対象

第 2.5.3.2 表 格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

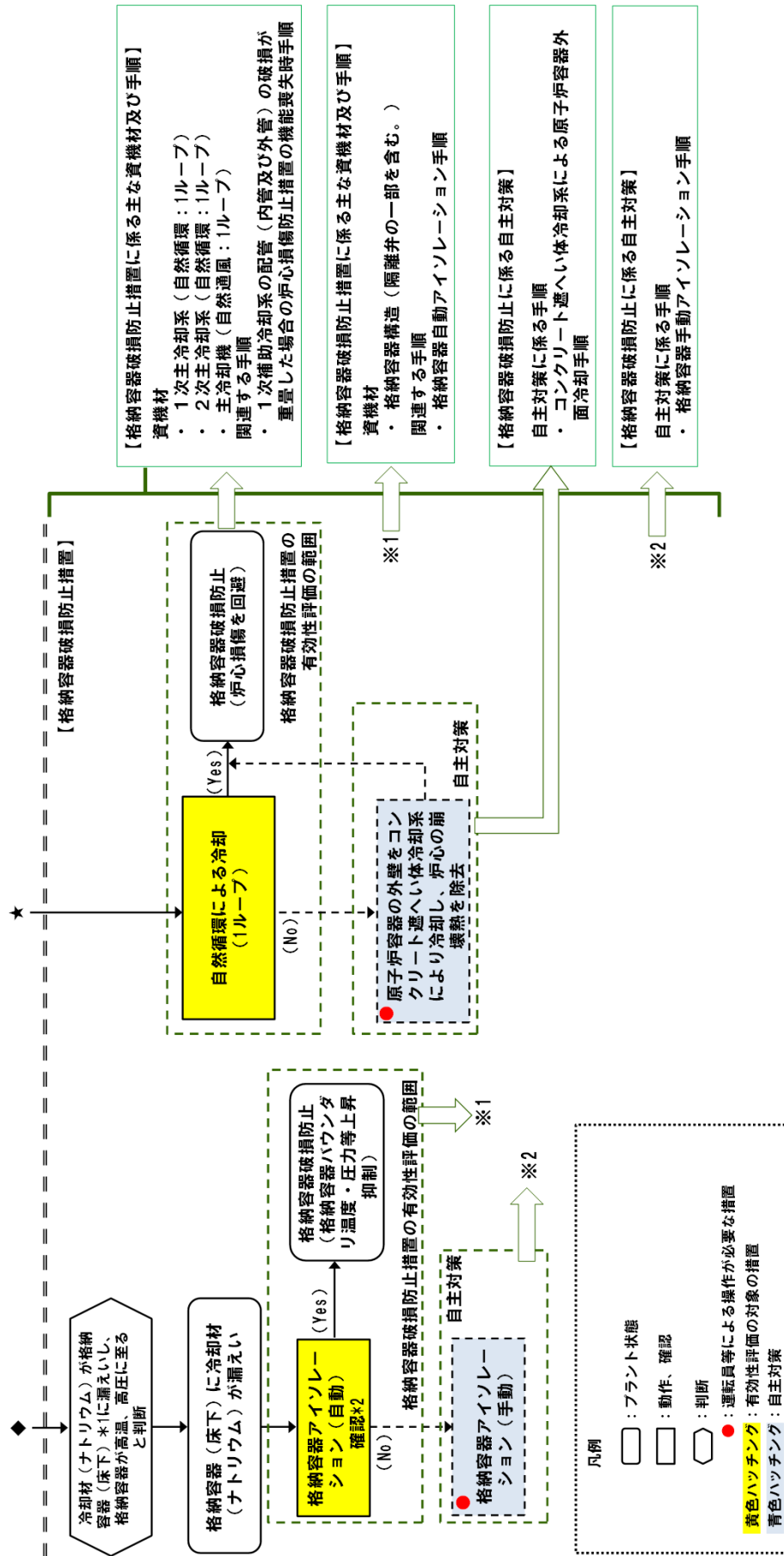
要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉停止後の 除熱機能	原子炉冷却系統	原子炉冷却材ハウンダリ	—	1次補助冷却系の 配管（内管及び外 管）の破損が重畳 した場合の炉心損 傷防止措置の機能 喪失時手順
		冷却材ハウンダリ	—	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
	核計装、プロセス 計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
格納容器外への 放射性物質の移 行量の低減機能	原子炉格納施設	格納容器、格納容器ハウンダリ に属する配管・弁	非常用電源設備【①/②/③】 圧縮空気供給設備	格納容器自動アイ ソレーション手順 格納容器手動アイ ソレーション手順
	プロセス計装	手動アイソレーションボタン	—	
	原子炉冷却材ハウ ンダリ	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
	コンクリート遮へ い体冷却系	原子炉容器	—	
原子炉停止後の 除熱機能		窒素ガスブロフ	窒素ガスブロフ動力電源【①】 窒素ガスブロフ制御電源【①】	コンクリート遮へ い体冷却系による 原子炉容器外面冷 却手順
		窒素ガス冷却器	ピット部風量調節ダンパ動力電源【②】 ピット部風量調節ダンパ制御電源【②】	
			補機系揚水ポンプ動力電源【①】 補機系揚水ポンプ制御電源【①】 補機系冷却塔ブロフ動力電源【①】 補機系冷却塔ブロフ制御電源【①】	
	プロセス計装 予熱窒素系	ヘデスタルブースタブロフ 検出器、計測装置 予熱窒素ガス系仕切弁	ヘデスタルブースタブロフ動力電源【①】 ヘデスタルブースタブロフ制御電源【①】 非常用電源設備【②/③】 非常用電源設備【②/③】	

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2：アキウムレタタンクより下流側が対象



第2.5.3.1 図 LORL (iii) の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (1/2)



※1：原子炉運転中は、格納容器（床下）を窒素雰囲気中に保持
 ※2：格納容器（床下）へのナトリウムの漏えい等により、格納容器内の圧力、温度又は床上線量率が異常に上昇した場合

第 2.5.3.1 図 LORL (iii) の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (2/2)

2.6 交流動力電源が存在し、かつ原子炉容器液位が確保された状態での崩壊熱除去機能喪失 (PLOHS) に係る資機材

PLOHS に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置は、異常事象により異なるため、以下の事象進展ごとに示す。

- ・ 外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合
- ・ 2 次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合

2.6.1 外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合

外部電源喪失及び強制循環冷却失敗の重畳事故 (PLOHS (i)) は、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で外部電源が喪失し、原子炉が「電源喪失」により自動停止した後、原子炉停止後の 1 次主冷却系における低速運転 (1 次主循環ポンプのポニーモータを使用) による強制循環冷却に失敗するとともに補助冷却設備の運転による強制循環冷却に失敗し、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

PLOHS (i) に対する炉心損傷防止措置は、主冷却系 (2 ループ) による原子炉停止後の崩壊熱の除去であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。【別添 6-17:「常陽」における自然循環試験の実績について】

- 1 次主冷却系の主中間熱交換器は、炉心と高低差を付けて設置し、ナトリウムの物理的特性による受動的な自然循環を可能とする。
- 2 次主冷却系の主冷却機は、主中間熱交換器と高低差を付けて設置し、ナトリウムの物理的特性による受動的な自然循環を可能とするとともに、主冷却機の自然通風による崩壊熱除去を可能とする。また、主冷却機の自然通風量は手動でも制御可能とする。

PLOHS (i) に対する格納容器破損防止措置は、主冷却系 (1 ループ) による原子炉停止後の崩壊熱除去であり、1 ループの炉心損傷防止措置が機能しないことを仮定し、1 ループの 1 次主冷却系及び 2 次主冷却系の自然循環並びに主冷却機の自然通風により、炉心の著しい損傷を防止する。

PLOHS (i) の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第 2.6.1.1 図に、炉心損傷防止措置の資機材を第 2.6.1.1 表、格納容器破損防止措置の資機材を第 2.6.1.2 表に示す。

第 2.6.1.1 表 炉心損傷防止措置の資機材(1/2) 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順	
	系統又は機器	機器			
原子炉停止後の除熱機能	原子炉冷却系統	原子炉冷却材ハウタリ	—	失 環 重 の 合 の 2 の よ 去 手 順	
		冷却材ハウタリ	—		
	核計装、プロセス計装	主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】		
		検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】		
	補冷却設備	1次主循環ポンプ	1次主循環ポンプ主電動機	主電動機動力電源【常用電源】 主電動機制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	強 制 循 環 機 能 の 復 旧 手 順
		補冷却系（補助中間熱交換器及び循環ポンプを含む。）	1次補助冷却系（補助中間熱交換器及び循環ポンプを含む。）	1次補助冷却系電磁ポンプ動力電源【①】 1次補助冷却系電磁ポンプ制御電源【②/③】 機器冷却ファン動力電源【①】 機器冷却ファン制御電源【①】	
	補冷却系（補助冷却機及び循環ポンプを含む。）	2次補助冷却系（補助冷却機及び循環ポンプを含む。）	2次補助冷却系電磁ポンプ動力電源【①】	2次補助冷却系電磁ポンプ動力電源【①】	
			2次補助冷却系電磁ポンプ制御電源【①/②/③】	2次補助冷却系電磁ポンプ制御電源【①/②/③】	
			2次補助冷却系電磁ポンプ冷却ファン動力電源【①】	2次補助冷却系電磁ポンプ冷却ファン動力電源【①】	
			2次補助冷却系電磁ポンプ冷却ファン制御電源【①/②/③】	2次補助冷却系電磁ポンプ冷却ファン制御電源【①/②/③】	
		補助送風機動力電源【①】	補助送風機動力電源【①】		
		補助送風機制御電源【①/②/③】	補助送風機制御電源【①/②/③】		
		インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2		
		インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	インレットベーン・ダンパ制御電源【②】		

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2：アキウムレタタンクより下流側が対象

第2.6.1.1表 炉心損傷防止措置の資機材(2/2) 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉停止後の 除熱機能	コンクリート遮 へい体冷却系	窒素ガスプロ ワ	窒素ガスプロワ動力電源【①】 窒素ガスプロワ制御電源【①】 ピット部風量調節ダンバ動力電源【②】 ピット部風量調節ダンバ制御電源【②】	コンクリート遮へ い体冷却系による 原子炉容器外面冷 却手順*2
		窒素ガス冷却器	補機系揚水ポンプ動力電源【①】 補機系揚水ポンプ制御電源【①】 補機系冷却塔プロワ動力電源【①】 補機系冷却塔プロワ制御電源【①】	
		ペデスタルブ ワ	ペデスタルブースタプロワ動力電源【①】 ペデスタルブースタプロワ制御電源【①】	
		窒素ガスダクト	窒素ガスプロワ動力電源【①】 窒素ガスプロワ制御電源【①】 ピット部風量調節ダンバ動力電源【②】 ピット部風量調節ダンバ制御電源【②】	
		検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
	プロセス計装	予熱窒素ガス系仕切弁	非常用電源設備【②/③】	
	予熱窒素系			

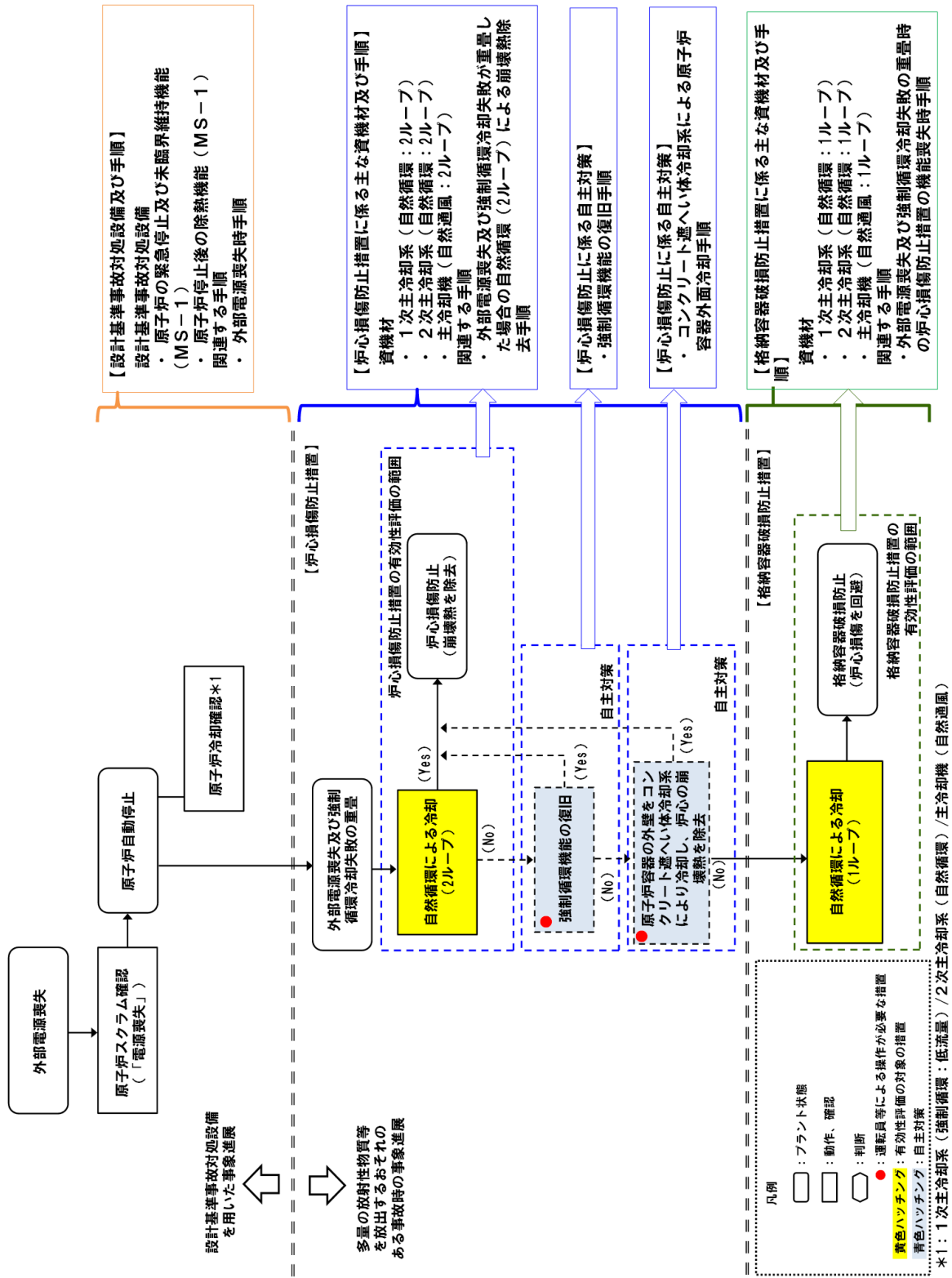
*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」
*2：自主対策として、LORL(ii)の格納容器破損防止措置として整備するコンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却手順を適用する。

第 2.6.1.2 表 格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉停止後の 除熱機能	原子炉冷却系統	原子炉冷却材ハウジング	—	外部電源喪失及び 強制循環冷却失敗 が重畳した場合の 炉心損傷防止措置 の機能喪失時手順
		冷却材ハウジング	—	
	核計装、プロセス 入計装	主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
		検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2：アキウムレクタタンクより下流側が対象



第 2.6.1.1 図 PLOHS (i) の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要

2.6.2 2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合

2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗の重畳事故(PLOHS(ii))は、原子炉の出力運転中に、2次冷却材の漏えいが生じ、原子炉が「原子炉入口冷却材温度高」により自動停止した後、1次主冷却系の低速運転(1次主循環ポンプのポニーモータを使用)による強制循環冷却に失敗するとともに補助冷却設備の運転による強制循環冷却に失敗し、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

PLOHS(ii)に対する炉心損傷防止措置は、主冷却系(1ループ)による原子炉停止後の崩壊熱の除去であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

- a. 1次主冷却系の主中間熱交換器は、炉心と高低差を付けて設置し、ナトリウムの物理的特性による受動的な自然循環を可能とする。
- b. 2次主冷却系の主冷却機は、主中間熱交換器と高低差を付けて設置し、ナトリウムの物理的特性による受動的な自然循環を可能とするとともに、1ループの主冷却機の自然通風による崩壊熱除去を可能とする。また、主冷却機の自然通風量は手動でも制御可能とする。

PLOHS(ii)に対する格納容器破損防止措置は、安全容器による流出した冷却材や損傷炉心物質の保持、コンクリート遮へい体冷却系による損傷炉心物質等の冷却、炉心が溶融する過程で、炉心が露出するまでに冷却材の蒸発が生じ、原子炉冷却材バウンダリが高圧になることを想定し、1次アルゴンガス系に安全板を設置し、主中間熱交換器の原子炉冷却材バウンダリ(1次・2次境界)の過圧の防止、断熱材及びヒートシンク材による安全板から流出するナトリウムによる熱的影響の緩和であり、以下の措置により、格納容器の破損を防止する。

- a. 原子炉容器外に流出した冷却材や損傷炉心物質を保持するため、安全容器を整備する。
- b. 安全容器と生体遮へい体のギャップに窒素ガスを通気し、安全容器内にて保持した損傷炉心物質等を冷却するため、コンクリート遮へい体冷却系を整備する。
- c. 原子炉冷却材ナトリウムの蒸発により、主中間熱交換器の原子炉冷却材バウンダリ(1次・2次境界)が過圧されることを防止するため、1次アルゴンガス系に安全板を整備する。
- d. 安全板から流出するナトリウムによる熱的影響を緩和するため、格納容器(床下)の床面に断熱材及びヒートシンク材を整備する。また、流出したナトリウムがコンクリートと直接接触することを防止するため、格納容器(床下)の室には鋼製のライナを整備する。
- e. ナトリウムが流出し、格納容器内の圧力、温度及び床上放射能レベルが異常に上昇した場合は、「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」及び「格納容器内床上線量率高」により警報が中央制御室に発せられ、工学的安全施設の作動により、格納容器から放出される放射性物質を低減する。

PLOHS(ii)の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第2.6.2.1図に、炉心損傷防止措置の資機材を第2.6.2.1表、格納容器破損防止措置の資機材を第2.6.2.2表に示す。

第2.6.2.1表 炉心損傷防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順	
	系統又は機器	機器			
原子炉停止後の除熱機能	原子炉冷却系統	原子炉冷却材ハウジング	—	2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の自然循環（1ループ）による崩壊熱除去手順 2次冷却材ナトリウム漏えい時手順*3	
		冷却材ハウジング	—		
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】		
		検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】		
	核計装、プロセス計装				
	1次主循環ポンプ	1次主循環ポンプ主電動機	主電動機動力電源【常用電源】 主電動機制御電源【②/③】 オイルプレッシャータンクユニット動力電源【②】 オイルプレッシャータンクユニット制御電源【②】		
	補助冷却設備	1次補助冷却系（補助中間熱交換器及び循環ポンプを含む。）	1次補助冷却系電磁ポンプ動力電源【①】 1次補助冷却系電磁ポンプ制御電源【②/③】 機器冷却ファン動力電源【①】 機器冷却ファン制御電源【①】		強制循環機能の復旧手順
		2次補助冷却系（補助冷却機及び循環ポンプを含む。）	2次補助冷却系電磁ポンプ動力電源【①】 2次補助冷却系電磁ポンプ制御電源【①/②/③】 2次補助冷却系電磁ポンプ冷却ファン動力電源【①】 2次補助冷却系電磁ポンプ冷却ファン制御電源【①/②/③】 補助送風機動力電源【①】 補助送風機制御電源【①/②/③】 インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】		

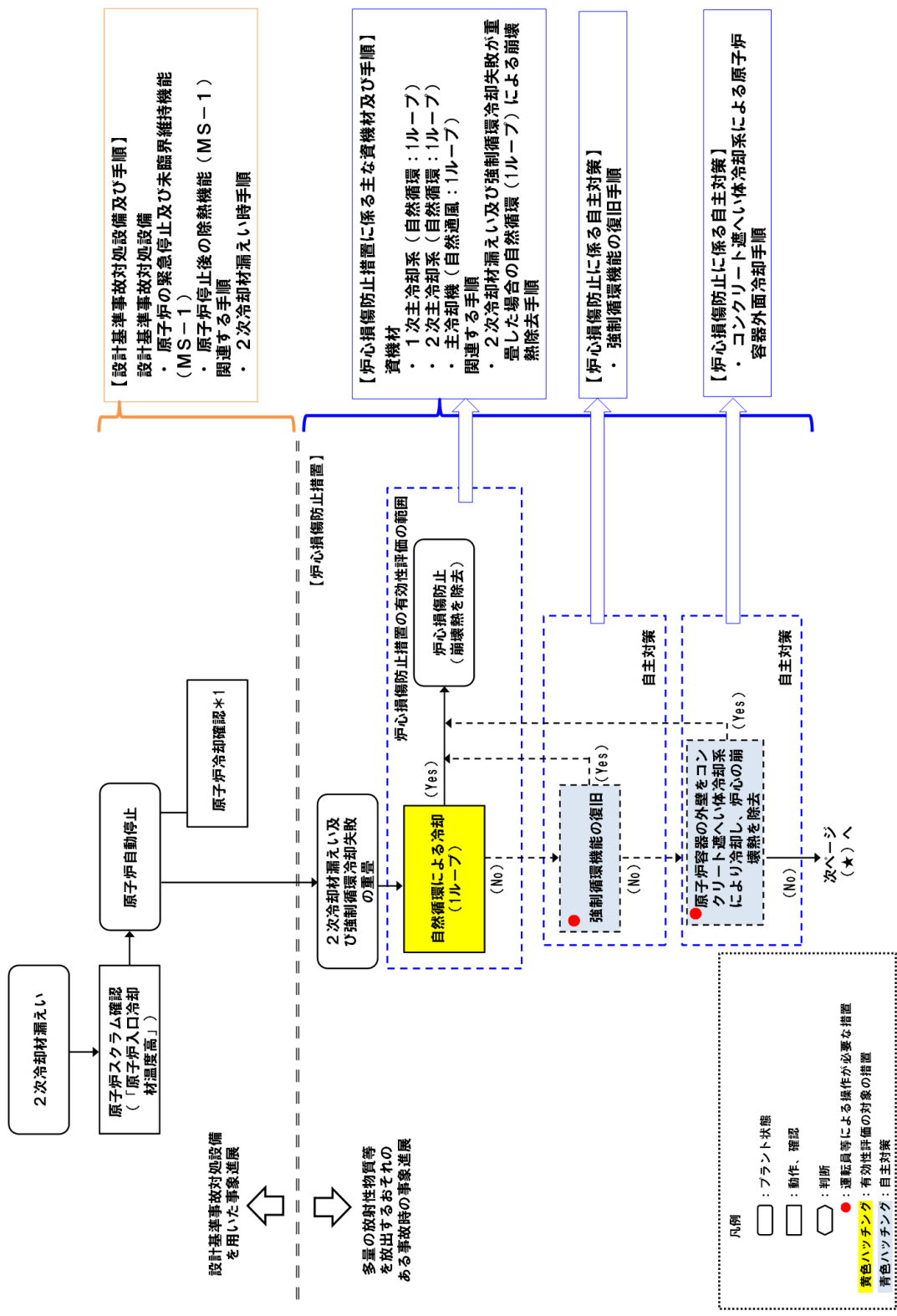
*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」
 *2：アキウムレタタンクより下流側が対象
 *3：2次冷却材ナトリウム漏えい時手順の詳細は第8条の火災による損傷の防止において説明する。

第 2.6.2.2 表 格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

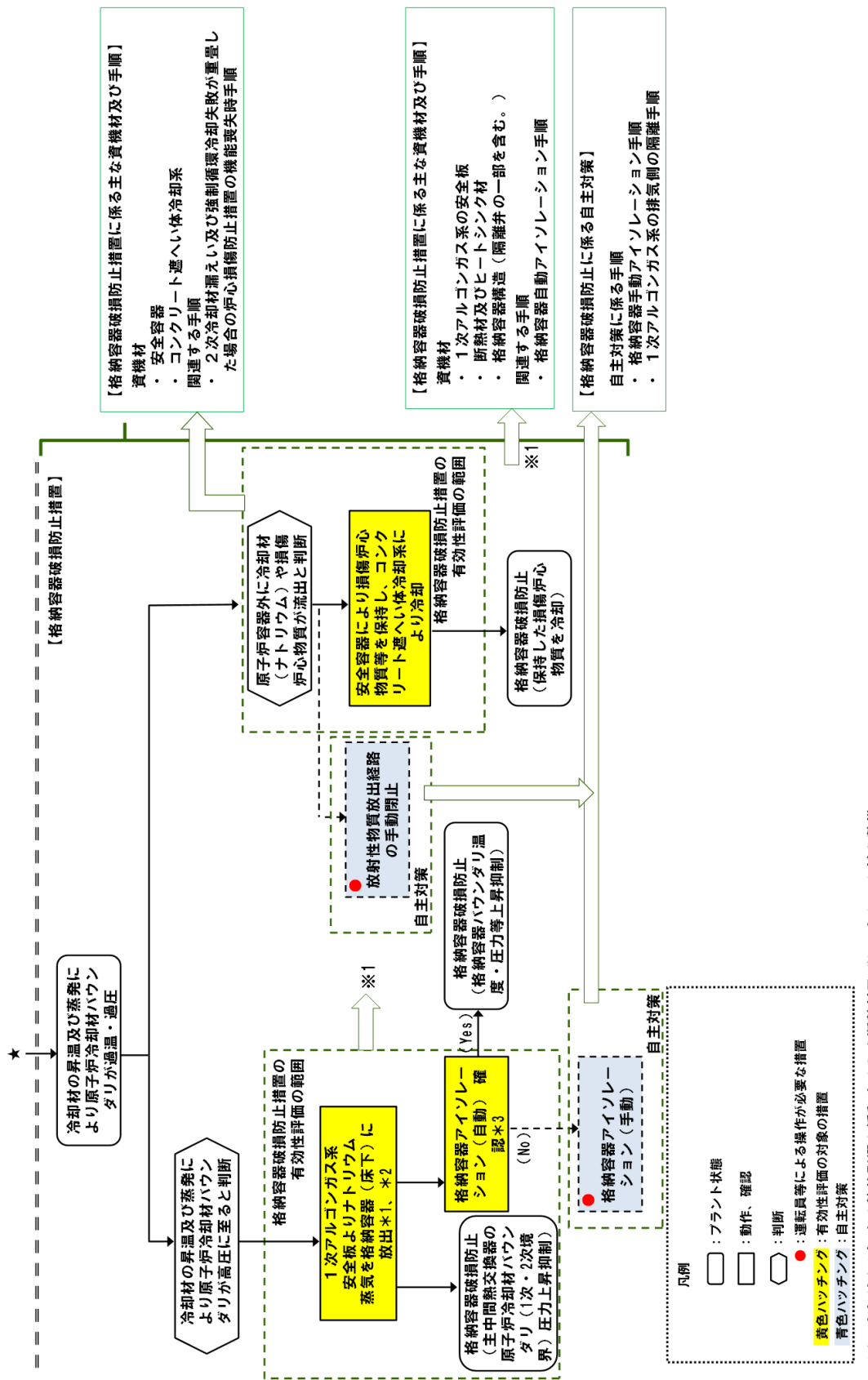
要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉停止後 の除熱機能	コンクリート遮へい体 冷却系	窒素ガスブロワ	窒素ガスブロワ動力電源【①】 窒素ガスブロワ制御電源【①】 ピット部風量調節ダンパ動力電源【②】 ピット部風量調節ダンパ制御電源【②】	コンクリート遮へい 体冷却系による原子 炉容器外面冷却手順 *2
		窒素ガス冷却器	補機系揚水ポンプ動力電源【①】 補機系揚水ポンプ制御電源【①】 補機系冷却塔ブロワ動力電源【①】 補機系冷却塔ブロワ制御電源【①】	
	パデスタルブースタブロ ワ	パデスタルブースタブロワ動力電源【①】 パデスタルブースタブロワ制御電源【①】		
	窒素ガスダクト	窒素ガスブロワ動力電源【①】 窒素ガスブロワ制御電源【①】 ピット部風量調節ダンパ動力電源【②】 ピット部風量調節ダンパ制御電源【②】		
	予熱窒素ガス系仕切弁	非常用電源設備【②/③】		
	予熱窒素系			

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2：自主対策として、LORL (ii) の格納容器破損防止措置として整備するコンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却手順を適用する。



第 2.6.2.1 図 PLOHS (ii) の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (1/2)



*1: ナトリウムによる熱的影響を緩和するため断熱材及びヒートシンク材を整備
 *2: 原子炉運転中は、格納容器（床下）を真空雰囲気に保持
 *3: 格納容器（床下）へのナトリウム蒸気の放出等により、格納容器内の圧力、温度又は床上線量が異常に上昇した場合

第 2. 6. 2. 1 図 PLOHS (ii) の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (2/2)

2.7 全交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失（SBO）に係る資機材

SBOは、原子炉の出力運転中に何らかの原因で外部電源が喪失し、原子炉が「電源喪失」により自動停止した後、非常用ディーゼル電源系のディーゼル発電機（2基）の自動起動に失敗、強制循環冷却に失敗し、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

SBOに対する炉心損傷防止措置は、主冷却系（2ループ）による原子炉停止後の崩壊熱の除去であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

- a. 1次主冷却系の主中間熱交換器は、炉心と高低差を付けて設置し、ナトリウムの物理的特性による受動的な自然循環を可能とする。
- b. 2次主冷却系の主冷却機は、主中間熱交換器と高低差を付けて設置し、ナトリウムの物理的特性による受動的な自然循環を可能とするとともに、主冷却機の自然通風による崩壊熱除去を可能とする。また、主冷却機の自然通風量は手動でも制御可能とする。
- c. 全交流動力電源喪失の長期化による直流及び交流無停電電源系の喪失を想定し、事故対策上必要な操作は手動で対応できるものとするとともに、仮設計器により、監視を実施できるものとする。【別添6-18：SBO時の崩壊熱除去に係る過冷却の防止及び訓練実績について】

SBOに対する格納容器破損防止措置は、主冷却系（1ループ）による原子炉停止後の崩壊熱除去であり、1ループの炉心損傷防止措置が機能しないことを仮定し、1ループの1次主冷却系及び2次主冷却系の自然循環並びに主冷却機の自然通風により、炉心の著しい損傷を防止する。

SBOの事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第2.7.1図に、炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の資機材を第2.7.1表に示す。

第2.7.1表 炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉停止後の除熱機能	原子炉冷却系統	原子炉冷却材バウンダリ	-	<ul style="list-style-type: none"> 全交流動力電源喪失時手順（1ループの自然循環による格納容器破損防止措置を含む。）
		冷却材バウンダリ	-	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
	仮設発電機	仮設発電機（1.6kVA*3）	燃料油運搬設備	<ul style="list-style-type: none"> 手動による崩壊熱除去手順（仮設発電機又は仮設計器による監視を含む。）
	仮設計器	仮設計器	-	
	ディーゼル電源系	ディーゼル発電機	燃料油、潤滑油供給系 関連する空調換気設備 補機冷却設備 配電盤	ディーゼル発電機機能の復旧手順

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、 「② 交流無停電電源系」、 「③ 直流無停電電源系」

*2：アキウムレータタンクより下流側が対象

*3：原子炉停止後の原子炉の監視に必要な容量

3. 炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順

炉心の著しい損傷に至る可能性がある想定する事故の発生時において、事象の種類及び事象の進展に応じて、事故に的確かつ柔軟に対処し、炉心の著しい損傷を防止若しくは炉心の著しい損傷に至る可能性が生じる場合に、その拡大を防止し、あるいは施設からの多量の放射性物質等の放出を防止できるように手順書を整備する。手順書は、使用主体に応じ、運転員が使用する手順書、現場対応班が使用する手順書を整備する。

炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順については、原子炉施設保安規定等の後段規制において、詳細が審査されるものであるが、ここでは、その概要を示す。

3.1 各事象に共通の手順

第 3.1.1 図に「常陽」現場対応班の体制図を示す。「常陽」において事故が発生した場合、運転班以外の事故対応要員（現場対応班員約 170 名、このうち、緊急作業従事者は約 40 名）は、休日夜間を含めて召集され、約 1 時間後には、現場対応班長（高速実験炉部長）のもとで事故の影響緩和策をとることができる。また、「常陽」事故対策要領及び現場対応班活動要領には、現場対応班長（高速実験炉部長）は、現場対応班の組織によらない対応もできるものとしており、現場の状況に応じて必要な要員を影響緩和策に割り当てることができる。

事故時の共通的な対策として、あらかじめ定めておく事項を以下に示す。

(1) 見学者等の避難手順

①「常陽」原子炉施設

原子炉施設に立ち入る見学者等には、職員等が立ち会う。また、非常の事態に発展するおそれのある場合などの異常発生時には、中央制御室又は現場指揮所から一斉放送を行い、職員等の誘導のもと避難させる。

②大洗研究所

第 3.1.2 図に大洗研究所の現地対策本部の体制図を示す。事故・災害等が発生した場合は、本部長（大洗研究所の所長）を責任者とする現地対策本部が設置される。避難については、事故対策規則に基づき設置される現地対策本部において、発災施設の状況や環境モニタリング等の情報を基に、本部長が判断し、同規則に定めた活動班により行われる。具体的には、避難指示は、発災現場の状況、放射性物質の放出状況、環境モニタリングの結果等の情報を現地対策本部で収集、判断し、構内放送等により指示を行う。

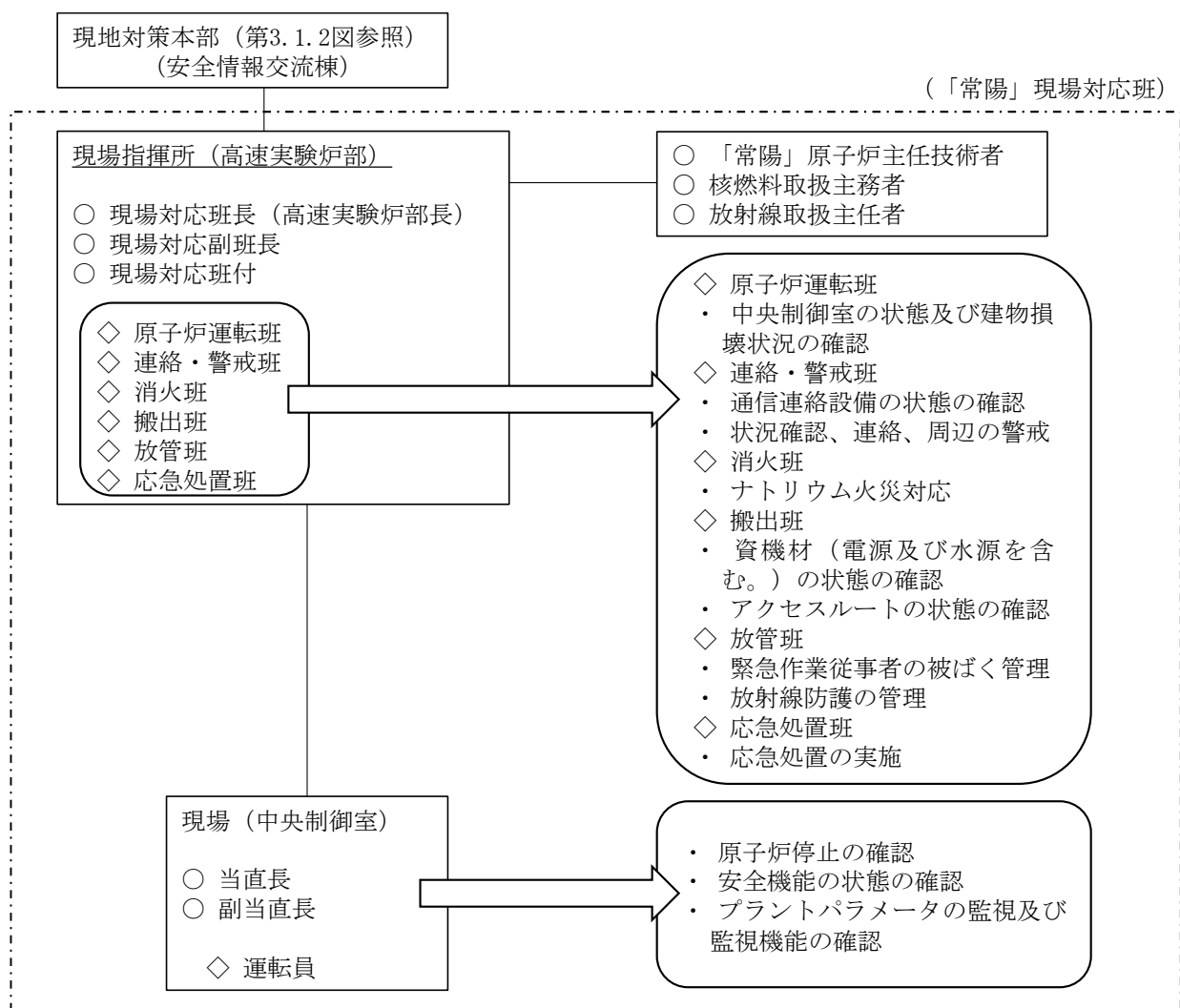
避難までの流れは、まずは、屋内退避を指示し、施設ごとに人員掌握を行う。その後、事象進展・状況に応じて、構内の適切な避難場所（北、南など）及び避難方法を決定する。現地対策本部の構成班により、構内避難場所へ誘導し、スクリーニングの実施、避難する者の連絡先を確認し、その後、事業所外への避難となる。

なお、通信連絡は、設置許可基準規則の第 30 条（通信連絡設備等）に係る設計基準事故が発生した場合の対応と同じである。

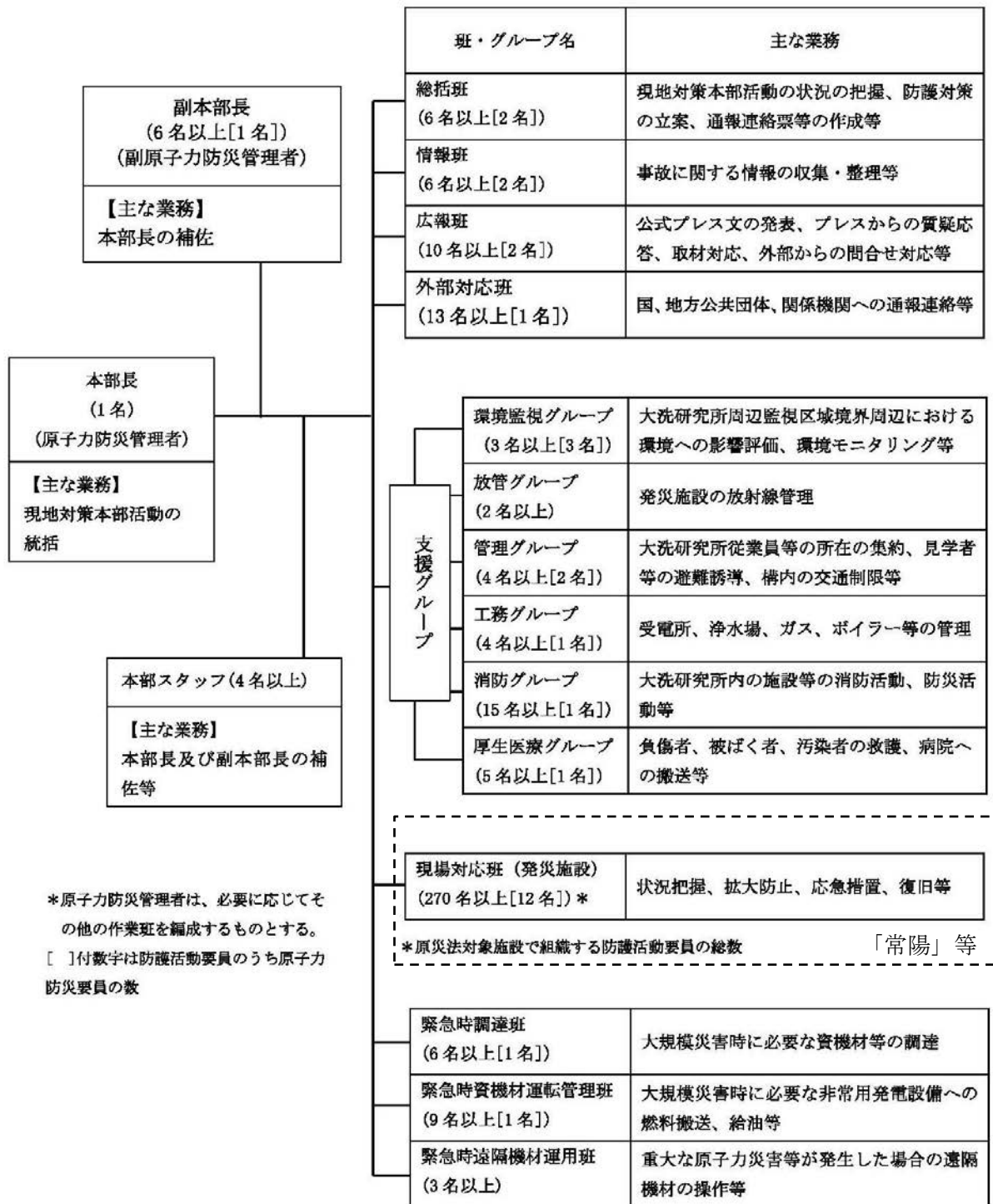
(2) 緊急作業従事者の被ばく管理

緊急作業従事者の被ばく管理は、原子炉施設保安規定、大洗研究所（南地区）放射線安全取扱要領等に基づき行う。作業は、現場のサーベイ結果を基に、放射線作業用に施設で保有している呼吸保護具、防護服等の保護具、線量計を着用して実施する。

炉心の著しい損傷に至る可能性がある想定する事故の発生時においても放射性物質等の放出量は低く抑制されることから、中央制御室の居住性に影響を及ぼすことはない（格納容器破損防止措置の有効性評価参照）。しかしながら、運転員等の被ばく低減に努めるため、万一の中央制御室空調再循環運転機能の喪失を想定し、放出された放射性物質等による運転員等を被ばくから防護するためにチャコールフィルタ付の半面マスク及び全面マスク等の保護具を整備する。



第 3.1.1 図 「常陽」現場対応班の体制



【原子力事業者防災業務計画抜粋：令和4年4月】

第3.1.2図 大洗研究所現地対策本部の体制

3.2 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（ULOF）に対する手順

ULOF に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順を以下に示す。第 3.2.1 表に ULOF に対する手順のタイムチャートを示す。

＜炉心損傷防止措置＞ 下線：自主対策

- ・ 後備炉停止系による原子炉自動停止手順
- ・ 原子炉手動停止手順
- ・ 1次主冷却系流量の増大手順

＜格納容器破損防止措置＞ 下線：自主対策

- ・ 損傷炉心物質の原子炉容器内冷却手順
- ・ 格納容器自動アイソレーション手順
- ・ 格納容器手動アイソレーション手順
- ・ 1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順

第 3.2.1 表 ULOF に対する手順のタイムチャート

(a) 外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故

必要な要員と作業項目			経過時間 (分)												備考			
手順の項目	要員 (名) (作業に必要な要員数)	手順の内容	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	120	180	240	
			異常事象発生(外部電源喪失) ▽事故発生(「電源喪失」による原子炉トリップ信号発信失敗) ▽原子炉自動停止失敗と判断 ▽炉心の著しい損傷の有無を判断															
	当直長	・運転操作指揮	[Timeline bar]															
状況判断	運転員A	1 ・原子炉トリップ信号発信確認 ・原子炉スクラム確認 ・事故発生判断	[Timeline bar]															・「電源喪失」による原子炉トリップ信号発信失敗を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
炉心損傷防止措置	運転員A	1 ・代替原子炉トリップ信号発信及び原子炉スクラム確認 ・後備炉停止系スクラム確認	・炉心損傷防止措置は、運転員の操作を介在しなくても、自動的に機能し、原子炉は自動停止するよう設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、原子炉停止の確認及び停止後の除熱の監視となる。															・「1次主循環ポンプトリップ」による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・「1次主循環ポンプトリップ」による後備炉停止系用論理回路動作に伴う後備炉停止系による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
状況判断	運転員A	1 ・原子炉自動停止失敗と判断	[Timeline bar]															・原子炉スクラム、後備炉停止系スクラムに失敗した場合は原子炉自動停止失敗と判断する。 ・上記の判断は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
自主対策	運転員A	1 ・原子炉手動停止	[Timeline bar]															・手動スクラム、制御棒保持電磁石励磁手動断、後備炉停止制御棒保持電磁石励磁手動断、制御棒駆動機構による制御棒手動挿入又は後備炉停止制御棒駆動機構による後備炉停止制御棒手動挿入により、原子炉を停止する。 ・上記の対策は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
	運転員B、C	2 ・1次主冷却系流量増大	[Timeline bar]															・1次主冷却系流量増大に係る操作を実施する。 ・上記の操作は、中央制御室又は現場のポンプモータ抵抗器盤で2名により10分以内に実施する。
格納容器破損防止措置	運転員B、C	2 ・原子炉容器内冷却確認	定期的な監視を継続															・1次主冷却系(ポンプモータ低速運転)の運転状況を確認するとともに、2次主冷却系(自然循環)及び主冷却機(自然通風)に異常がないことを確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で2名により10分以内に実施し、その後、監視を継続する。
自主対策	運転員D	1 ・原子炉冷却材バウンダリ及び原子炉カバーガス等のバウンダリ内に放射性物質を閉じ込め、貯留	燃料破損を確認した場合は、原子炉カバーガス等のバウンダリを隔離、その後は定期的な監視を継続															・燃料破損検出系により燃料破損の有無を確認する。 ・燃料が破損したと推定される場合、放射性物質を閉じ込めるため、原子炉カバーガス等のバウンダリを隔離する。 ・上記の操作は、必要の際に、中央制御室で1名により10分以内に実施する。
格納容器破損防止措置	運転員A、E	2 ・格納容器アイソレーション確認 ・格納容器手動アイソレーション	アイソレーションを確認し、その後は定期的な監視を継続 必要な場合は、手動アイソレーション操作を実施															・「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」、「格納容器内床上線量率高」により、原子炉保護系(アイソレーション)が動作し、工学的安全施設が自動的に作動し、隔離されることを確認する。 ・多量のナトリウムが格納容器床上に噴出した場合は、噴出直後に格納容器床上温度が60℃を超過して原子炉保護系(アイソレーション)が動作する。 ・自動アイソレーションに失敗している場合は手動アイソレーションにより隔離する。 ・上記の確認及び操作は、必要の際に、中央制御室で2名により5分以内に実施し、その後、監視を継続する。

第 3.2.1 表 ULOF に対する手順のタイムチャート

(b) 外部電源喪失及び原子炉保護系（スクラム）動作失敗の重畳事故

必要な要員と作業項目			経過時間 (分)												備考			
手順の項目	要員 (名) (作業に必要な要員数)	手順の内容	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	120	180	240	
			▲異常事象発生(外部電源喪失) ▲事故発生の判断(原子炉保護系(スクラム)動作失敗) ▼原子炉自動停止失敗と判断 ▼炉心の著しい損傷の有無を判断															
	当直長	・運転操作指揮	[Timeline bar]															
状況判断	運転員A	1 ・原子炉トリップ信号発信確認 ・原子炉スクラム確認 ・事故発生の判断	[Timeline bar]															・「電源喪失」による原子炉保護系(スクラム)動作失敗を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
炉心損傷防止措置	運転員A	1 ・代替原子炉トリップ信号発信及び原子炉スクラム確認 ・後備炉停止系スクラム確認	・炉心損傷防止措置は、運転員の操作を介しなくても、自動的に機能し、原子炉は自動停止するよう設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、原子炉停止の確認及び停止後の除熱の監視となる。															・「1次主循環ポンプトリップ」による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・「1次主循環ポンプトリップ」による後備炉停止系用論理回路動作に伴う後備炉停止系による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
状況判断	運転員A	1 ・原子炉自動停止失敗と判断	[Timeline bar]															・原子炉スクラム、後備炉停止系スクラムに失敗した場合は原子炉自動停止失敗と判断する。 ・上記の判断は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
自主対策	運転員A	1 ・原子炉手動停止	[Timeline bar]															・手動スクラム、制御棒保持電磁石励磁手動断、後備炉停止制御棒保持電磁石励磁手動断、制御棒駆動機構による制御棒手動挿入又は後備炉停止制御棒駆動機構による後備炉停止制御棒手動挿入により、原子炉を停止する。 ・上記の対策は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
	運転員B、C	2 ・1次主冷却系流量増大	[Timeline bar]															・1次主冷却系流量増大に係る操作を実施する。 ・上記の操作は、中央制御室又は現場のボーンモータ抵抗器で2名により10分以内に実施する。
格納容器破損防止措置	運転員B、C	2 ・原子炉容器内冷却確認	定期的な監視を継続															・1次主冷却系(ボーンモータ低速運転)の運転状況を確認するとともに、2次主冷却系(自然循環)及び主冷却機(自然通風)に異常等がないことを確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で2名により10分以内に実施し、その後、監視を継続する。
自主対策	運転員D	1 ・原子炉冷却材バウンダリ及び原子炉カバーガス等のバウンダリ内に放射性物質を閉じ込め、貯留	燃料破損を確認した場合は、原子炉カバーガス等のバウンダリを隔離 その後は定期的な監視を継続															・燃料破損検出系により燃料破損の有無を確認する。 ・燃料が破損したと推定される場合、放射性物質を閉じ込めるため、原子炉カバーガス等のバウンダリを隔離する。 ・上記の操作は、必要の際に、中央制御室で1名により10分以内に実施する。
格納容器破損防止措置	運転員A、E	2 ・格納容器アイソレーション確認 ・格納容器手動アイソレーション	アイソレーションを確認し、その後は定期的な監視を継続 必要な場合は、手動アイソレーション操作を実施															・「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」、「格納容器内床上線量率高」により、原子炉保護系(アイソレーション)が動作し、工学的安全施設が自動的に作動し、隔離されることを確認する。 ・多量のナトリウムが格納容器床上に噴出した場合は、噴出直後に格納容器床上温度が60℃を超過して原子炉保護系(アイソレーション)が動作する。 ・自動アイソレーションに失敗している場合は手動アイソレーションにより隔離する。 ・上記の確認及び操作は、必要の際に、中央制御室で2名により5分以内に実施し、その後、監視を継続する。

第 3.2.1 表 ULOF に対する手順のタイムチャート

(c) 1 次主循環ポンプ軸固着及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故

必要な要員と作業項目			経過時間 (分)																備考																																
			5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160	165	170	175	180	185	190	195	200	205	210	215	220	225	230	235	240	
手順の項目	要員 (名) (作業に必要な要員数)	手順の内容	△異常事象発生(1次主循環ポンプ軸固着) △事故発生の判断(「1次冷却材流量低」による原子炉トリップ信号発信失敗) ▽原子炉自動停止失敗と判断 ▽炉心の著しい損傷の有無を判断																																																
	当直長	・運転操作指揮																																																	
状況判断	運転員A	1 ・原子炉トリップ信号発信確認 ・原子炉スクラム確認 ・事故発生の判断																																	・「1次冷却材流量低」による原子炉トリップ信号発信失敗を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。																
炉心損傷防止措置	運転員A	1 ・代替原子炉トリップ信号発信及び原子炉スクラム確認 ・後備炉停止系スクラム確認	・炉心損傷防止措置は、運転員の操作を介在しなくても、自動的に機能し、原子炉は自動停止するように設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、原子炉停止の確認及び停止後の除熱の監視となる。																																・「1次主循環ポンプトリップ」による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・「1次主循環ポンプトリップ」による後備炉停止系用論理回路動作に伴う後備炉停止系による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。																
状況判断	運転員A	1 ・原子炉自動停止失敗と判断																																	・原子炉スクラム、後備炉停止系スクラムに失敗した場合は原子炉自動停止失敗と判断する。 ・上記の判断は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。																
自主対策	運転員A	1 ・原子炉手動停止																																	・手動スクラム、制御棒保持電磁石励磁手動断、後備炉停止制御棒保持電磁石励磁手動断、制御棒駆動機構による制御棒手動挿入又は後備炉停止制御棒駆動機構による後備炉停止制御棒手動挿入により、原子炉を停止する。 ・上記の対策は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。																
自主対策	運転員B、C	2 ・1次主冷却系流量増大																																	・1次主冷却系流量増大に係る操作を実施する。 ・上記の操作は、中央制御室又は現場のボーンモータ抵抗器盤で2名により10分以内に実施する。																
格納容器破損防止措置	運転員B、C	2 ・原子炉容器内冷却確認	定期的な監視を継続																																・1次主冷却系(ボーンモータ低速運転)の運転状況を確認するとともに、2次主冷却系(自然循環)及び主冷却機(自然通風)に異常等がないことを確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で2名により10分以内に実施し、その後、監視を継続する。																
自主対策	運転員D	1 ・原子炉冷却材バウンダリ及び原子炉カバーガス等のバウンダリ内に放射性物質を閉じ込め、貯留	燃料破損を確認した場合は、原子炉カバーガス等のバウンダリを隔離。その後は定期的な監視を継続																																・燃料破損検出系により燃料破損の有無を確認する。 ・燃料が破損したと推定される場合、放射性物質を閉じ込めるため、原子炉カバーガス等のバウンダリを隔離する。 ・上記の操作は、必要の際に、中央制御室で1名により10分以内に実施する。																
格納容器破損防止措置	運転員A、E	2 ・格納容器アイソレーション確認 ・格納容器手動アイソレーション	アイソレーションを確認し、その後は定期的な監視を継続。必要な場合は、手動アイソレーション操作を実施																																・「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」、「格納容器内床土線量率高」により、原子炉保護系(アイソレーション)が動作し、工学的安全施設が自動的に作動し、隔離されることを確認する。 ・多量のナトリウムが格納容器床上に噴出した場合は、噴出直後に格納容器床上温度が60℃を超過して原子炉保護系(アイソレーション)が動作する。 ・自動アイソレーションに失敗している場合は手動アイソレーションにより隔離する。 ・上記の確認及び操作は、必要の際に、中央制御室で2名により5分以内に実施し、その後、監視を継続する。																

3.2.1 後備炉停止系による原子炉自動停止手順

(1) 概要

本手順は、原子炉の緊急停止が必要な異常事象が生じた場合に原子炉トリップ信号や原子炉保護系（スクラム）の動作による原子炉自動停止に失敗した際の後備炉停止系による原子炉自動停止に係る手順である。

(2) 成功基準

後備炉停止系による原子炉自動停止は、運転員の操作を介しなくても、自動的に機能するように設計している。このため、運転員の役割は、原子炉自動停止の確認及び原子炉自動停止後の除熱の監視となる。

(3) 操作手順

- ① 原子炉の緊急停止が必要な異常事象が発生した場合、当直長は、運転員に原子炉自動停止の確認及び原子炉自動停止後の除熱の監視を指示する。
- ② 運転員（中央制御室）Aは、代替原子炉トリップ信号の発信及び後備炉停止系による原子炉自動停止を確認するとともに、原子炉出力の低下を確認する。
 - ※ 代替原子炉トリップ信号は、ULOFの場合「1次主循環ポンプトリップ」、UTOP及びULOHSの場合「原子炉容器出口冷却材温度高」である。
 - ※ 原子炉出力の低下の確認には、核計装（線形出力系）を用いる。また、未臨界の維持の確認には、核計装（起動系）を用いる。
 - ※ 原子炉が自動停止していない場合、原子炉手動停止操作を実施する（3.2.2節参照）。
- ③ 運転員（中央制御室）B及びCは、以下により原子炉自動停止後の除熱を監視する。
 - ・ 1次主冷却系（ポンプモータ等による強制循環運転）の運転状況を監視する。
 - ※ 上記の監視には、1次主冷却系の流量検出器を用いる。
 - ・ 2次主冷却系及び主冷却機に異常等がないことを監視する。
 - ※ 上記の監視には、2次主冷却系の流量検出器及び主冷却器出口冷却材の温度検出器を用いる。
 - ・ 主冷却器出口冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度が安定することを監視する。
 - ※ 上記の監視には、主冷却器出口冷却材の温度検出器、原子炉容器出口冷却材の温度検出器を用いる。

(4) 操作の成立性

上記の操作は、現場作業を伴わない中央制御室での操作である。
上記②は、運転員1名で5分以内に確認することが可能である。

3.2.2 原子炉手動停止手順【自主対策】

(1) 概要

本手順は、原子炉の自動停止に失敗した際の原子炉手動停止に係る手順である。本手順は、中央制御室で運転員が短時間で実施できるため、炉心損傷を防止できる可能性があるが、操作に時間を要する可能性を考慮すると ULOF や UTOP では、炉心損傷の防止に間に合わない場合がある。

なお、炉心損傷の防止に間に合わない場合でも、原子炉の出力を低下させ、影響を緩和する手段となり得ることから、本手順は、炉心の状態によらず実施する。

(2) 成功基準

原子炉手動停止は、安全性向上のために自主的に講じるものである。

(3) 操作手順

① 運転員（中央制御室）A は、原子炉の自動停止に失敗した場合、以下の順に原子炉手動停止操作を実施する（第 3.2.2.1 図参照）。

※ 原子炉保護系（スクラム）や後備炉停止系用論理回路の動作等の作動条件を満たしているにもかかわらず、制御棒又は後備炉停止制御棒が挿入されず、原子炉出力が低下していない場合、原子炉の自動停止に失敗したと判断する。

※ ULOF の場合、原子炉保護系（スクラム）の作動条件の確認には、1 次主冷却系の流量検出器、1 次主循環ポンプトリップ検出器を用いる。

※ UTOP の場合、原子炉保護系（スクラム）の作動条件の確認には、核計装（線形出力系）、原子炉出口冷却材の温度検出器を用いる。

※ UL0HS の場合、原子炉保護系（スクラム）の作動条件の確認には、原子炉出入口冷却材の温度検出器、2 次主冷却系の流量検出器を用いる。

※ 原子炉出力の低下の確認には、核計装（線形出力系）を用いる。また、未臨界の維持の確認には、核計装（起動系）を用いる。

- a. 手動スクラムボタンを押し、原子炉保護系（スクラム）を動作させる。
- b. a. の操作を実施しても制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入できない場合は、以下の順に操作を実施し、制御棒又は後備炉停止制御棒保持電磁石の励磁を切る。
 - i. 励磁制御棒全数スイッチを「切」とする。
 - ii. 各制御棒又は各後備炉停止制御棒の励磁スイッチを「切」とする。
 - iii. 各制御棒又は各後備炉停止制御棒の励磁電源スイッチを「切」とする。
- c. b. の操作を実施しても制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入できない場合は、各制御棒又は各後備炉停止制御棒の駆動機構のスイッチを「挿入」として個別に挿入する。

なお、UL0HS において、上記 a. ～c. の操作によっても制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入できない場合、現場（格納容器内）にて、制御棒駆動機構の軸を直接回転させ、制御棒を挿入する操作を実施する（3.4.2 節参照）。

② 運転員（中央制御室）B 及び C は、以下により①の操作後の除熱を監視する。

- a. ①の a. の操作に成功した場合、3.2.1 節に同じ。
- b. ①の b. 又は c. の操作に成功した場合、冷却系は、操作前の状態が維持される場合があ

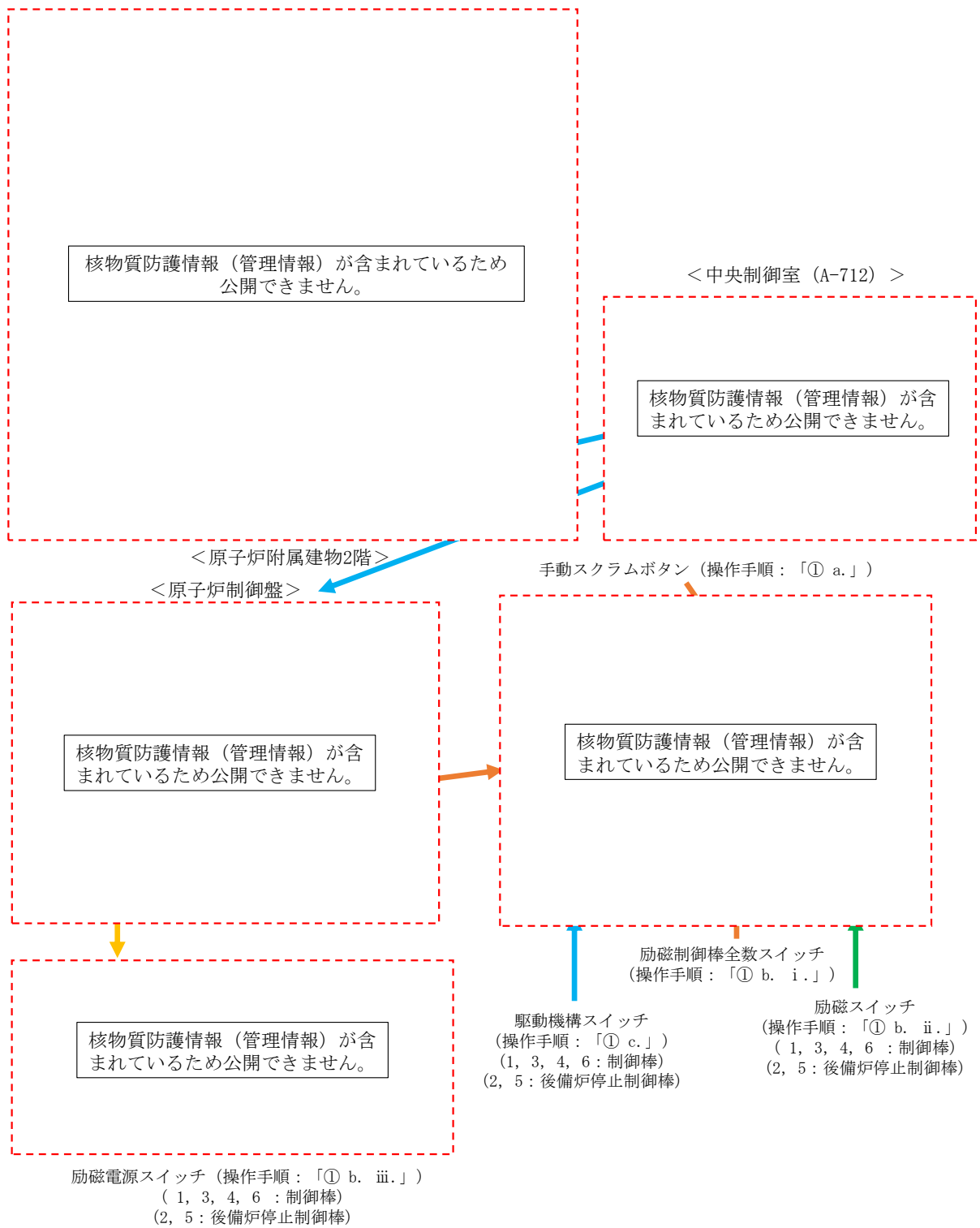
り、必要に応じて、1次主冷却系（ポンプモータ等による低速運転）、2次主冷却系（自然循環）、主冷却機（自然通風）の状態へ移行させる。

- c. ①の操作を実施しても制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入できない場合は、1次主冷却系（ポンプモータ等による低速運転）の流量を増大させる。

(4) 操作の成立性

上記の操作は、現場作業を伴わない中央制御室での操作である。

上記①の操作は、運転員1名で10分以内に実施することが可能であり、当該操作は、炉心損傷の防止に間に合わない場合であっても、原子炉の出力を低下させ、影響を緩和する手段となり得ることから、炉心の状態によらず実施する。また、上記②の操作は、運転員2名で10分以内に実施することが可能であり、当該操作は、炉心損傷の防止に間に合わない場合であっても、原子炉の冷却能力を向上させ、影響を緩和する手段となり得ることから、炉心の状態によらず実施する。



第 3.2.2.1 図 原子炉手動停止の補足

3.2.3 損傷炉心物質の原子炉容器内冷却手順

(1) 概要

本手順は、炉心流量の喪失又は過出力時に原子炉の停止に失敗し、炉心の著しい損傷に至ると判断した際の損傷炉心物質の原子炉容器内冷却に係る手順である。本手順では、炉心が健全な状態又は部分的な損傷状態のまま事故が静定する可能性も考慮し、可能な限り速やかに系統降温を実施し、原子炉冷却材バウンダリの健全性の維持を最優先として対応する。

(2) 成功基準

損傷炉心物質の冷却は、運転員の操作を介在しなくても、自動的に機能するように設計している。このため、運転員の役割は、原子炉の状態の監視となる。

(3) 操作手順

① 当直長は、原子炉の停止に失敗した場合、炉心の著しい損傷に至ると判断し、運転員に原子炉の状態の監視強化及び系統降温の実施を指示する。

※ 原子炉の自動停止に加え、原子炉の手動停止により原子炉出力の低下にも失敗した場合に炉心の著しい損傷に至ると判断する。

※ 原子炉出力の低下の確認には、核計装（線形出力系）を用いる。また、未臨界の維持の確認には、核計装（起動系）を用いる。

② 運転員（中央制御室）A、B、C及びEは、以下により原子炉の状態を監視する。

- ・ 1次主冷却系（ポニーモータ等による低速運転）の運転状況を監視する。

※ 上記の監視には、1次主冷却系の流量検出器を用いる。

- ・ 2次主冷却系及び主冷却機に異常等がないことを監視する。

※ 上記の監視には、2次主冷却系の流量検出器及び主冷却器出口冷却材の温度検出器を用いる。

- ・ 主冷却器出口冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度を監視する。

※ 上記の監視には、主冷却器出入口冷却材の温度検出器、原子炉容器出口冷却材の温度検出器を用いる。

- ・ 格納容器の温度、圧力及び線量率を監視する。

※ 上記の監視には、格納容器（床上及び床下）の温度検出器、格納容器（床上及び床下）の圧力検出器及び格納容器内高線量エリアモニタを用いる。

※ 格納容器の温度、圧力又は線量率が原子炉保護系（アイソレーション）の作動設定値に達した場合、格納容器アイソレーションの作動を確認する（3.2.4節参照）。

③ 運転員（中央制御室）B及びCは、原子炉の状態を監視しつつ、可能な限り速やかに系統降温を実施する。

- ・ 可能な場合には、2次主循環ポンプを用いる。

(4) 操作の成立性

上記の操作は、現場作業を伴わない中央制御室での操作である。

3.2.4 格納容器自動アイソレーション手順

(1) 概要

本手順は、炉心の著しい損傷等により格納容器の温度、圧力又は線量率が原子炉保護系（アイソレーション）の作動設定値に達した際の格納容器自動アイソレーションに係る手順である。

(2) 成功基準

格納容器自動アイソレーションは、運転員の操作を介在しなくても、自動的に機能するように設計している。このため、運転員の役割は、隔離の確認となる。

(3) 操作手順

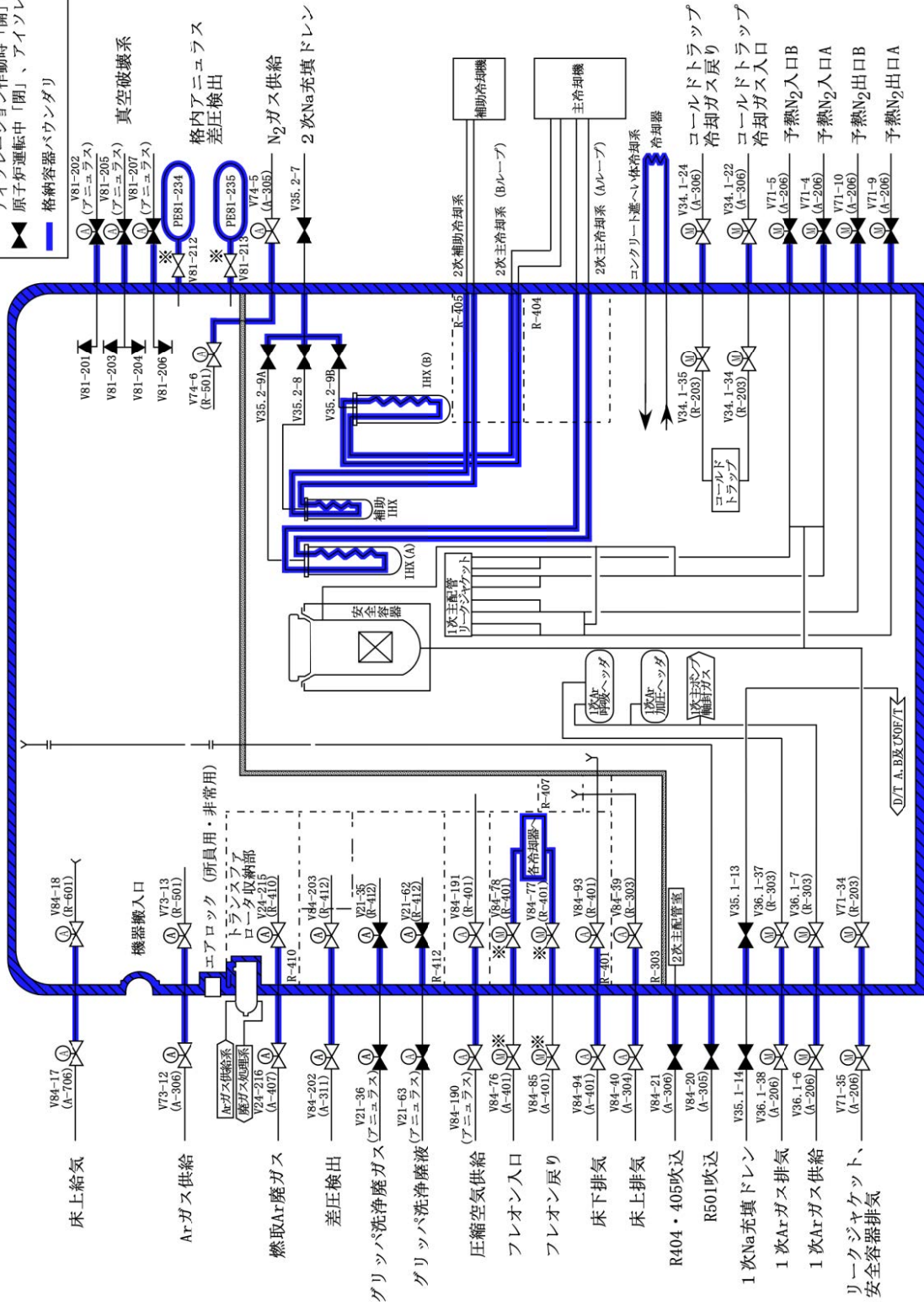
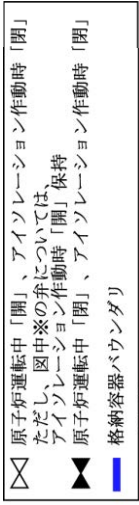
- ① 運転員（中央制御室）A 及び E は、格納容器の温度、圧力又は線量率が原子炉保護系（アイソレーション）の作動設定値に達した場合に格納容器が自動で隔離されることを確認する（第 3.2.4.1 図参照）。

※ 上記の確認は、隔離弁の状態表示灯により行う。

※ 隔離弁が自動で動作していない場合、手動による隔離操作を実施する（3.2.5 節参照）。

(4) 操作の成立性

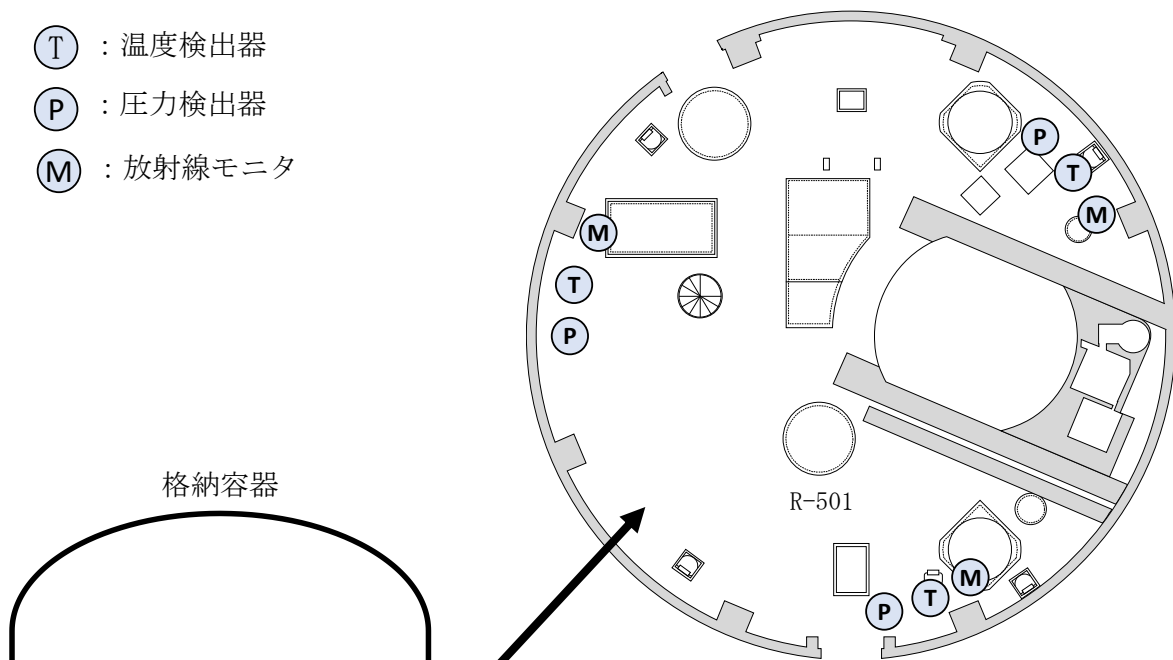
上記の操作は、現場作業を伴わない中央制御室での操作である。



手動操作の対象となる隔離弁（通常運転時に「全閉」としてない隔離弁）の操作場所は、燃料
 取扱設備格内廃ガス隔離弁（内側：V24-215、外側：V24-216）が燃料取扱設備操作室（A-604）と
 なるが、それ以外の隔離弁は、中央制御室（A-712）となる。

第 3. 2. 4. 1 図 格納容器自動アイソレーションの補足（1/3：隔離弁の配置）

- Ⓣ : 温度検出器
- Ⓟ : 圧力検出器
- Ⓜ : 放射線モニタ



格納容器

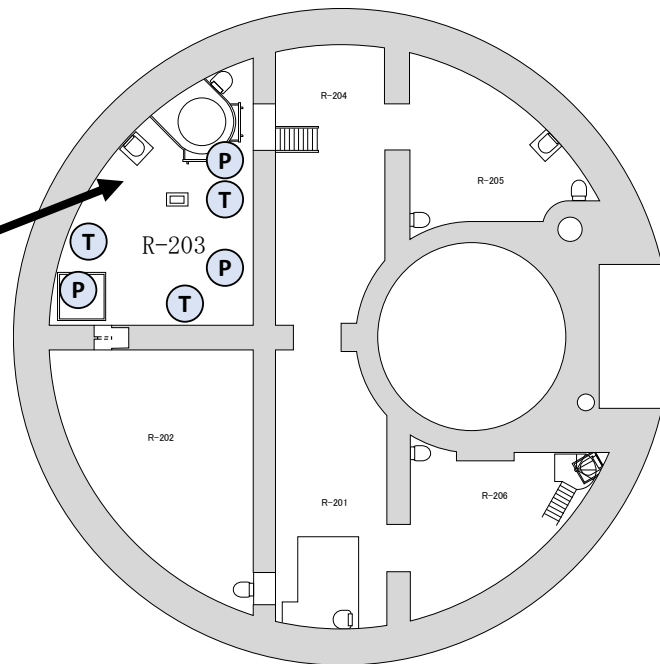
※：格納容器（床上）の検出器は、R-501に設置

格納容器（床上）

※：格納容器（床下）の検出器は、R-203に設置

格納容器（床下）

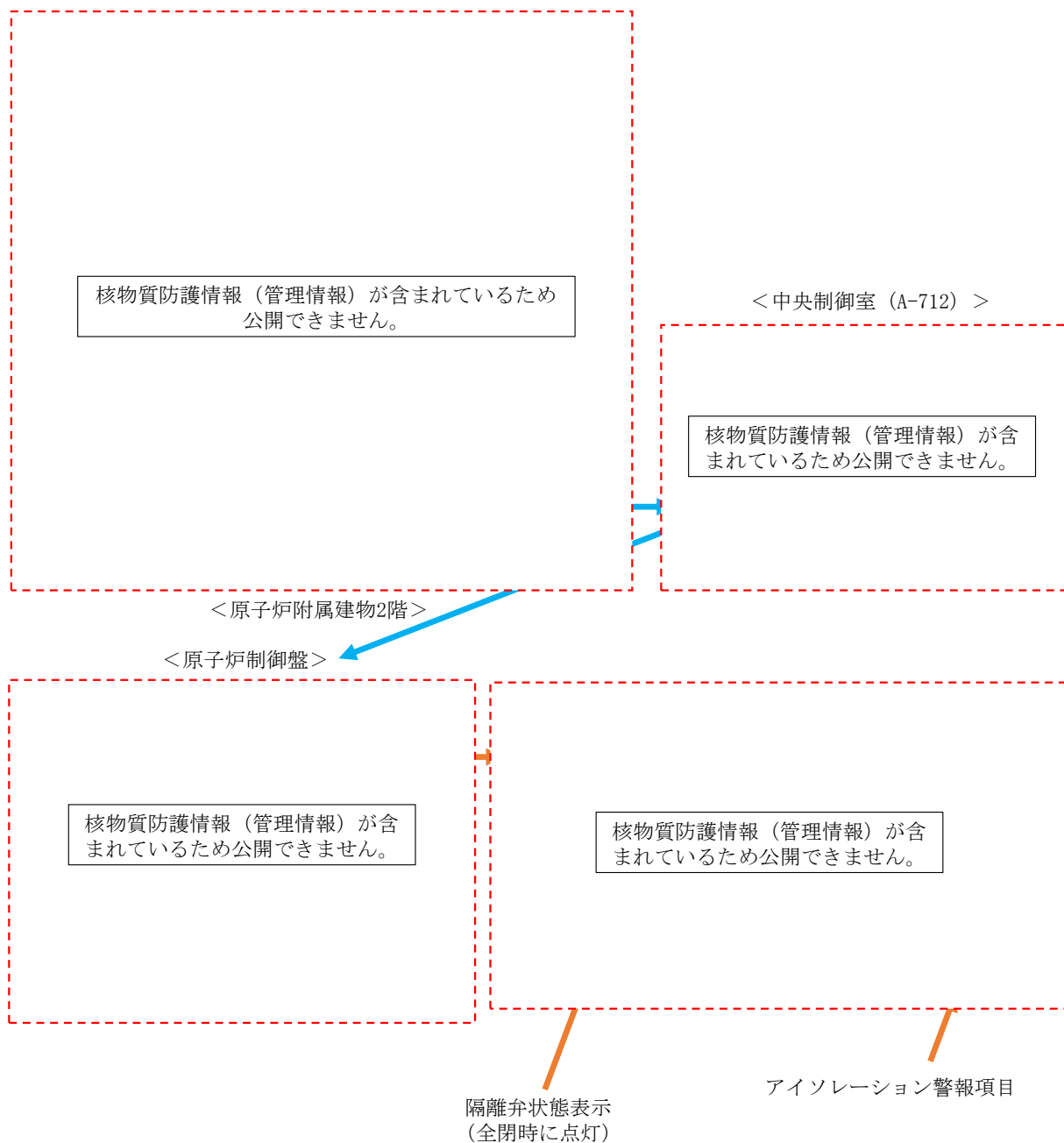
格納容器（床上）のアイソレーション信号に係る検出器の配置図（原子炉建物1階）



格納容器（床下）のアイソレーション信号に係る検出器の配置図（原子炉建物地下中2階）

- ※：格納容器（床上）と格納容器（床下）の内部は、開口等により連通しており、検出器の設置場所において、当該区画のパラメータを計測可能
- ※：格納容器（床下）の検出器は、主に漏えいした1次冷却材が堆積する地下中2階で、かつ、空調系の吸込み口を設置するR-203室に設置

第 3.2.4.1 図 格納容器自動アイソレーションの補足（2/3：検出器の配置）



第 3.2.4.1 図 格納容器自動アイソレーションの補足 (3/3 : 操作場所)

3.2.5 格納容器手動アイソレーション手順【自主対策】

(1) 概要

本手順は、格納容器の温度、圧力又は線量率が原子炉保護系（アイソレーション）の作動設定値に達した場合に格納容器が自動で隔離されなかった際の手動による隔離に係る手順である。

(2) 成功基準

格納容器手動アイソレーションは、安全性向上のために自主的に講じるものである。

(3) 操作手順

- ① 運転員（中央制御室）A 及び E は、以下の順に格納容器の隔離を実施する（第 3.2.5.1 図参照）。
 - a. 手動アイソレーションボタンを押し、原子炉保護系（アイソレーション）を動作させる。
 - b. a. によっても格納容器の隔離ができない場合、隔離弁を個別に「閉」とする。

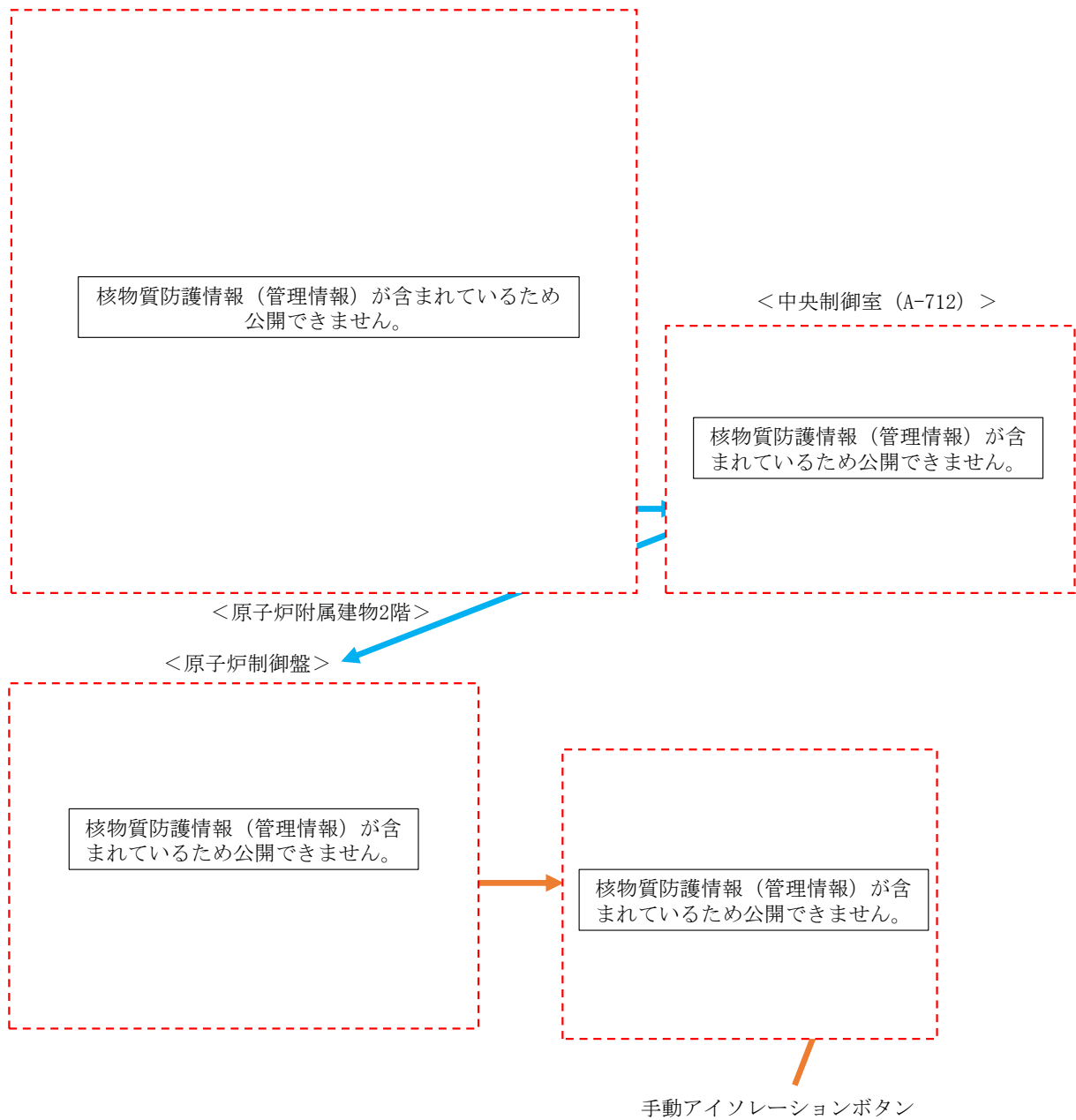
(4) 操作の成立性

上記の①の a. の操作は、現場作業を伴わない中央制御室での操作である。

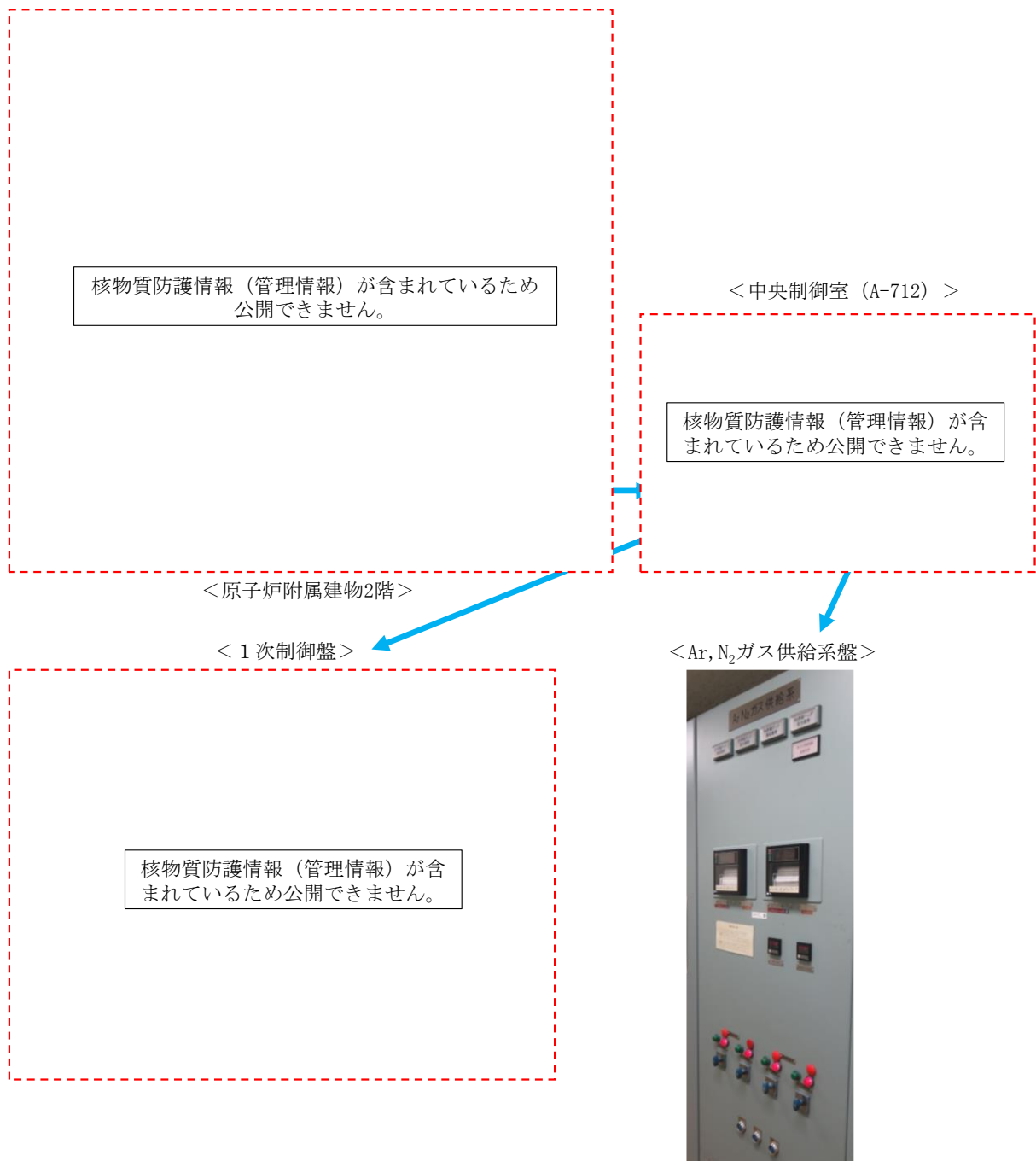
上記の①の b. の操作は、大部分が中央制御室での操作であるが、一部は現場での操作である。

①の a. の操作は、運転員 1 名で格納容器が自動でアイソレーションされなかったことを確認してから 5 分以内で実施することが可能である。

①の b. の操作は、運転員 2 名で a. による隔離弁手動操作の判断から 30 分以内（現場への移動時間を含む。）に実施することが可能である。

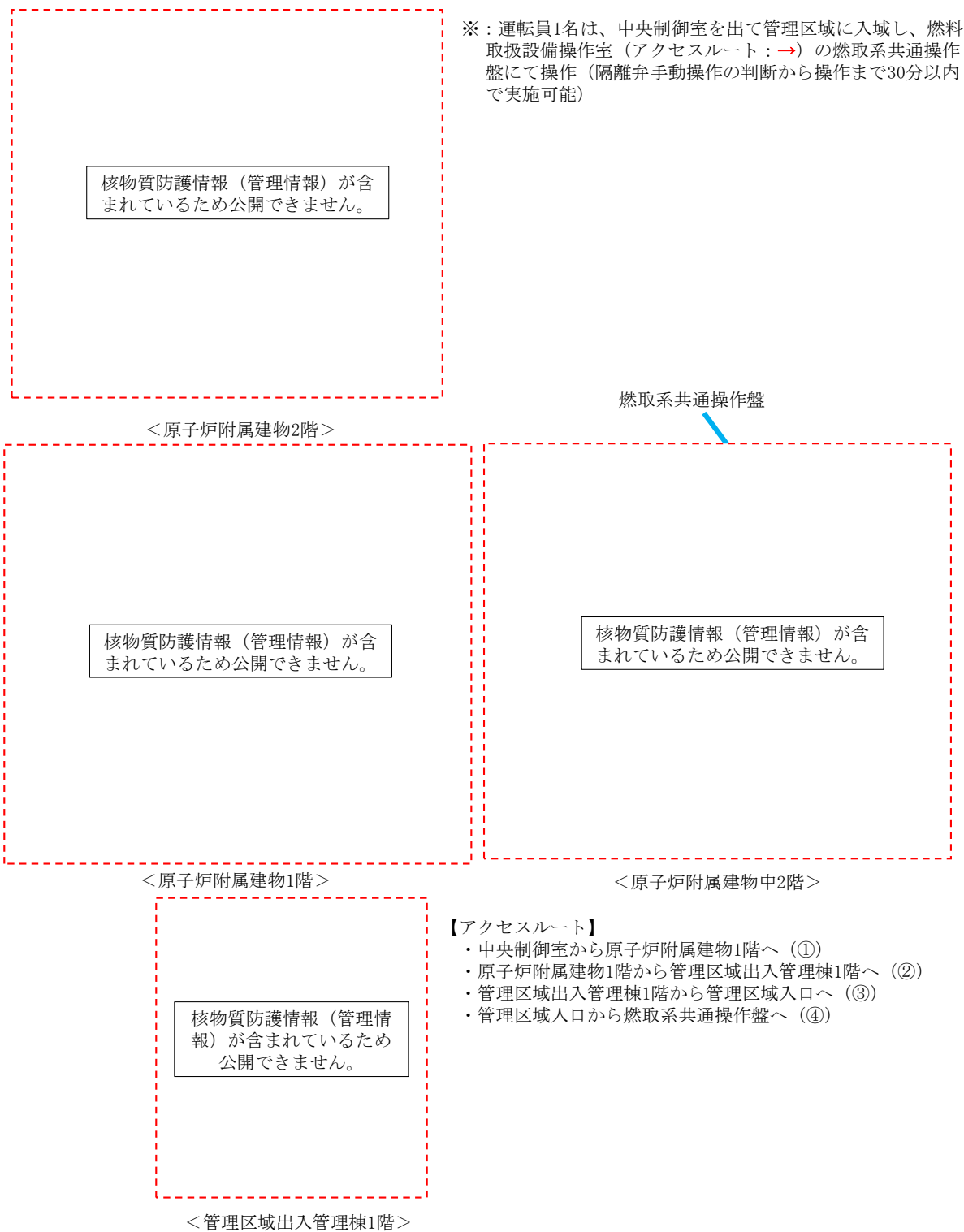


第 3.2.5.1 図 格納容器手動アイソレーションの補足
 (1/3 : 手動アイソレーションボタンの操作 (操作手順 : 「① a.」))



※：燃料取扱設備格内廃ガス隔離弁（V24-215/V24-216）を除く隔離弁を操作

第 3.2.5.1 図 格納容器手動アイソレーションの補足
 (2/3：中央制御室における隔離弁の個別操作（操作手順：「① b.」）)



第 3.2.5.1 図 格納容器手動アイソレーションの補足
 (3/3：燃料取扱設備格内廃ガス隔離弁の操作場所（操作手順：「① b.」）

3.2.6 1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順【自主対策】

(1) 概要

本手順は、燃料の破損が推定される際に原子炉カバーガス中の放射性物質を閉じ込めるための1次アルゴンガス系の排気側の隔離に係る手順である。

(2) 成功基準

1次アルゴンガス系の排気側の隔離は、安全性を向上させるために自主的に講じるものである。

(3) 操作手順

① 炉心の著しい損傷に至ると判断した場合、運転員（中央制御室）Dは、燃料破損検出系により燃料破損の有無を監視する。

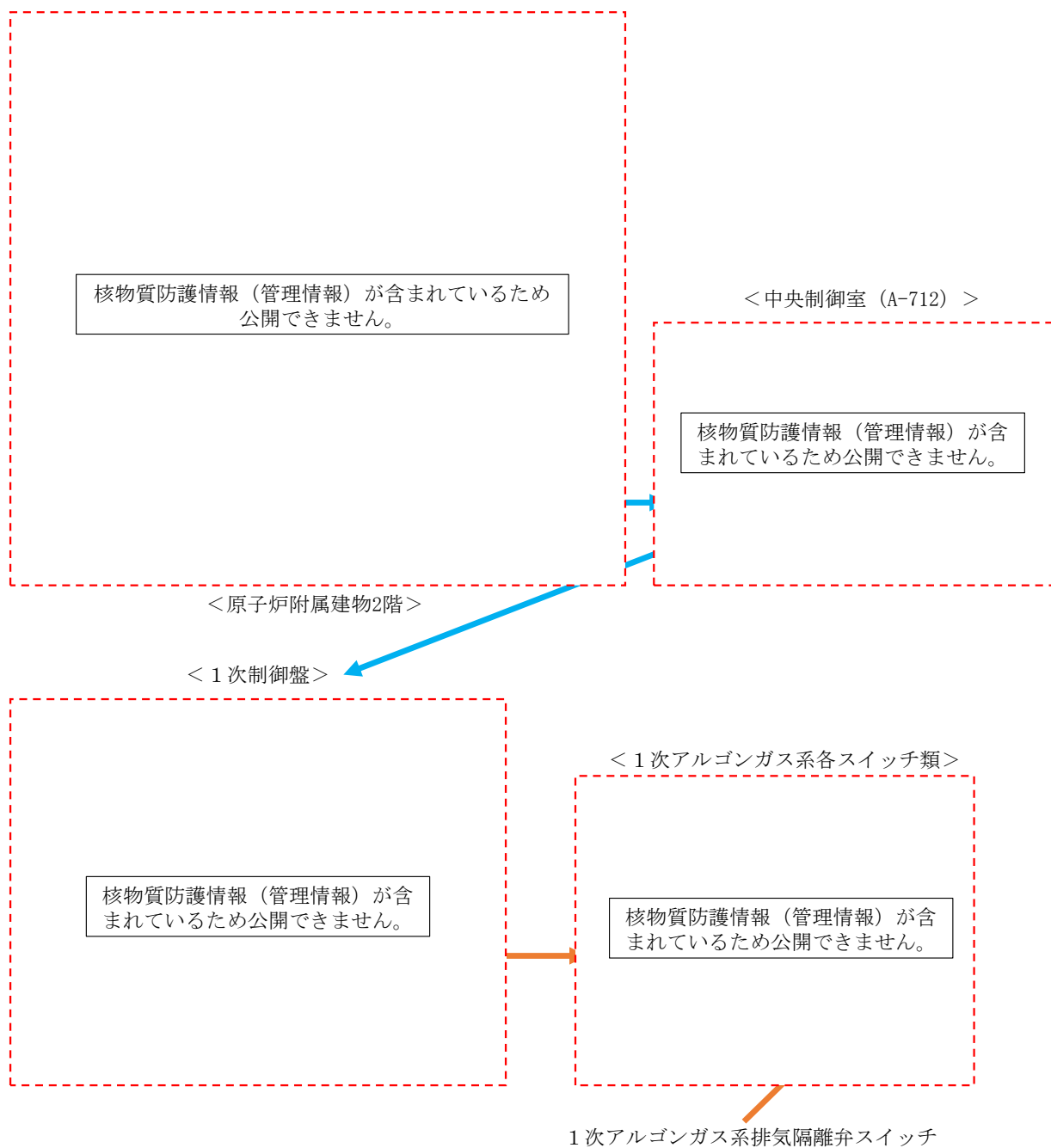
※ 上記の監視には、燃料破損検出系等を用いる。

② 運転員（中央制御室）Dは、燃料が破損したと推定される場合、1次アルゴンガス系の排気側の隔離弁を「閉」とする（第3.2.6.1図参照）。

(4) 操作の成立性

上記の操作は、現場作業を伴わない中央制御室での操作である。

②の操作は、運転員1名で燃料が破損したと推定してから5分以内に実施可能である。



※：原子炉カバーガス中の放射性物質を閉じ込めるため、1次アルゴンガス系排気ラインの隔離弁を「全閉」にする(隔離弁手動操作の判断から隔離弁操作まで5分以内)。

第3.2.6.1図 1次アルゴンガス系の排気側の隔離の補足

3.3 過出力時原子炉停止機能喪失（UTOP）に対する手順

UTOP に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順を以下に示す。第 3.3.1 表に UTOP に対する手順のタイムチャートを示す。

＜炉心損傷防止措置＞ 下線：自主対策

- ・ 後備炉停止系による原子炉自動停止手順
※：上記の手順は、3.2.1 節に同じである。
- ・ 原子炉手動停止手順
※：上記の手順は、3.2.2 節に同じである。

＜格納容器破損防止措置＞ 下線：自主対策

- ・ 損傷炉心物質の原子炉容器内冷却手順
※：上記の手順は、3.2.3 節に同じである。
- ・ 格納容器自動アイソレーション手順
※：上記の手順は、3.2.4 節に同じである。
- ・ 格納容器手動アイソレーション手順
※：上記の手順は、3.2.5 節に同じである。
- ・ 1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順
※：上記の手順は、3.2.6 節に同じである。

第 3.3.1 表 UTOP に対する手順のタイムチャート

(a) 出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故

必要な要員と作業項目			経過時間 (分)												備考			
手順の項目	要員 (名) (作業に必要な要員数)	手順の内容	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60		120	180	240
			△異常事象発生(制御棒の異常な引抜き) △事故発生の判断(「中性子束高(出力領域)」による原子炉トリップ信号発信失敗) ▽原子炉自動停止失敗と判断 ▽炉心の著しい損傷の有無を判断															
	当直長	・運転操作指揮	[Timeline bar]															
状況判断	運転員A	1 ・原子炉トリップ信号発信確認 ・原子炉スクラム確認 ・事故発生の判断	[Timeline bar]															・「中性子束高(出力領域)」による原子炉トリップ信号発信失敗を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
炉心損傷防止措置	運転員A	1 ・制御棒連続引抜き阻止インターロック動作確認 ・代替原子炉トリップ信号発信及び原子炉スクラム確認 ・後備炉停止系スクラム確認	・炉心損傷防止措置は、運転員の操作を介しなくても、自動的に機能し、原子炉は自動停止するよう設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、原子炉停止の確認及び停止後の除熱の監視となる。															・「原子炉出口冷却材温度高」による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・「原子炉出口冷却材温度高」による後備炉停止系用論理回路動作に伴う後備炉停止系による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
状況判断	運転員A	1 ・原子炉自動停止失敗と判断	[Timeline bar]															・原子炉スクラム、後備炉停止系スクラムに失敗した場合は原子炉自動停止失敗と判断する。 ・上記の判断は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
自主対策	運転員A	1 ・原子炉手動停止	[Timeline bar]															・手動スクラム、制御棒保持電磁石励磁手動断、後備炉停止制御棒保持電磁石励磁手動断、制御棒駆動機構による制御棒手動挿入又は後備炉停止制御棒駆動機構による後備炉停止制御棒手動挿入により、原子炉を停止する。 ・上記の対策は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
格納容器破損防止措置	運転員B、C	2 ・原子炉容器内冷却確認	定期的な監視を継続															・1次主冷却系(強制循環)の運転状況を確認するとともに、2次主冷却系(強制循環又は自然循環)及び主冷却機(強制通風又は自然通風)に異常等がないことを確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で2名により10分以内に実施し、その後、監視を継続する。
自主対策	運転員D	1 ・原子炉冷却材バウンダリ及び原子炉カバーガス等のバウンダリ内に放射性物質を閉じ込め、貯留	燃料破損を確認した場合は、原子炉カバーガス等のバウンダリを隔離 その後は定期的な監視を継続															・燃料破損検出系により燃料破損の有無を確認する。 ・燃料が破損したと推定される場合、放射性物質を閉じ込めるため、原子炉カバーガス等のバウンダリを隔離する。 ・上記の操作は、必要に応じて、中央制御室で1名により10分以内に実施する。
格納容器破損防止措置	運転員A、E	2 ・格納容器アイソレーション確認 ・格納容器手動アイソレーション	アイソレーションを確認し、その後は定期的な監視を継続 必要な場合は、手動アイソレーション操作を実施															・「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」、「格納容器内床上線量率高」により、原子炉保護系(アイソレーション)が動作し、工学的安全施設が自動的に作動し、隔離されることを確認する。 ・多量のナトリウムが格納容器床上に噴出した場合は、噴出直後に格納容器床上温度が60℃を超過して原子炉保護系(アイソレーション)が動作する。 ・自動アイソレーションに失敗している場合は手動アイソレーションにより隔離する。 ・上記の確認及び操作は、必要に応じて、中央制御室で2名により5分以内に実施し、その後、監視を継続する。

第 3.3.1 表 UTOP に対する手順のタイムチャート

(b) 出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉保護系（スクラム）動作失敗の重畳事故

必要な要員と作業項目			経過時間 (分)																備考																															
手順の項目	要員 (名) (作業に必要な要員数)	手順の内容	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80		85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160	165	170	175	180	185	190	195	200	205	210	215	220	225	230	235
			△事故発生(制御棒の異常な引抜き) △事故発生時の判断(原子炉保護系(スクラム)動作失敗) ▽原子炉自動停止失敗と判断 ▽炉心の著しい損傷の有無を判断																																															
	当直長	・運転操作指揮	[Timeline bar from 0 to 240]																																															
状況判断	運転員A	1 ・原子炉トリップ信号発信確認 ・原子炉スクラム確認 ・事故発生時の判断	[Timeline bar from 0 to 240]																																・「中性子束高(出力領域)」による原子炉保護系(スクラム)動作失敗を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内実施する。															
炉心損傷防止措置	運転員A	1 ・制御棒連続引抜き阻止インターロック動作確認 ・代替原子炉トリップ信号発信及び原子炉スクラム確認 ・後備炉停止系スクラム確認	・炉心損傷防止措置は、運転員の操作を介しなくても、自動的に機能し、原子炉は自動停止するよう設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、原子炉停止の確認及び停止後の除熱の監視となる。																																・「原子炉出口冷却材温度高」による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・「原子炉出口冷却材温度高」による後備炉停止系採用論理回路動作に伴う後備炉停止系による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内実施する。															
状況判断	運転員A	1 ・原子炉自動停止失敗と判断	[Timeline bar from 0 to 240]																																・原子炉スクラム、後備炉停止系スクラムに失敗した場合は原子炉自動停止失敗と判断する。 ・上記の判断は、中央制御室で1名により5分以内実施する。															
自主対策	運転員A	1 ・原子炉手動停止	[Timeline bar from 0 to 240]																																・手動スクラム、制御棒保持電磁石励磁手動断、後備炉停止制御棒保持電磁石励磁手動断、制御棒駆動機構による制御棒手動挿入又は後備炉停止制御棒駆動機構による後備炉停止制御棒手動挿入により、原子炉を停止する。 ・上記の対策は、中央制御室で1名により5分以内実施する。															
格納容器破損防止措置	運転員B、C	2 ・原子炉容器内冷却確認	定期的な監視を継続																																・1次主冷却系(強制循環)の運転状況を確認するとともに、2次主冷却系(強制循環又は自然循環)及び主冷却機(強制通風又は自然通風)に異常等がないことを確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で2名により10分以内実施し、その後、監視を継続する。															
自主対策	運転員D	1 ・原子炉冷却材バウンダリ及び原子炉カバーガス等のバウンダリ内に放射性物質を閉じ込め、貯留	[Timeline bar from 0 to 240]																																・燃料破損を確認した場合は、原子炉カバーガス等のバウンダリを隔離し、その後は定期的な監視を継続 ・燃料破損検出系により燃料破損の有無を確認する。 ・燃料が破損したと推定される場合、放射性物質を閉じ込めるため、原子炉カバーガス等のバウンダリを隔離する。 ・上記の操作は、必要な際に、中央制御室で1名により10分以内実施する。															
格納容器破損防止措置	運転員A、E	2 ・格納容器アイソレーション確認 ・格納容器手動アイソレーション	アイソレーションを確認し、その後は定期的な監視を継続 必要な場合は、手動アイソレーション操作を実施																																・「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」、「格納容器内床上線量率高」により、原子炉保護系(アイソレーション)が動作し、工学的安全施設が自動的に作動し、隔離されることを確認する。 ・多量のナトリウムが格納容器床面に噴出した場合は、噴出直後に格納容器床上温度が60℃を超過して原子炉保護系(アイソレーション)が動作する。 ・自動アイソレーションに失敗している場合は手動アイソレーションにより隔離する。 ・上記の確認及び操作は、必要な際に、中央制御室で2名により5分以内実施し、その後、監視を継続する。															

3.4 除熱源喪失時原子炉停止機能喪失（ULOHS）に対する手順

ULOHS に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順を以下に示す。第 3.4.1 表に ULOHS に対する手順のタイムチャートを示す。

<炉心損傷防止措置> 下線：自主対策

- ・ 後備炉停止系による原子炉自動停止手順
※：上記の手順は、3.2.1 節に同じである。
- ・ 原子炉手動停止手順
※：上記の手順は、3.2.2 節に同じである。

<格納容器破損防止措置> 下線：自主対策

- ・ 原子炉停止失敗時手順（除熱源喪失時）
- ・ 制御棒駆動機構の軸の直接回転による制御棒挿入手順

第 3.4.1 表 ULOHS に対する手順のタイムチャート

(a) 2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故

必要な要員と作業項目			経過時間 (分)												備考			
			5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	120	180	240	
手順の項目	要員 (名) (作業に必要な要員数)	手順の内容	▽異常事象発生(2次冷却材流量減少) ▽事故発生の判断(「2次冷却材流量低」による原子炉トリップ信号発信失敗) ▽原子炉自動停止失敗と判断															
	当直長	・運転操作指揮	[Timeline bar]															
状況判断	運転員A	1 ・原子炉トリップ信号発信確認 ・原子炉スクラム確認 ・事故発生の判断	[Timeline bar]												・「2次冷却材流量低」による原子炉トリップ信号発信失敗を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。			
炉心損傷防止措置	運転員A	1 ・代替原子炉トリップ信号発信及び原子炉スクラム確認 ・後備炉停止系スクラム確認	・炉心損傷防止措置は、運転員の操作を介在しなくても、自動的に機能し、原子炉は自動停止するよう設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、原子炉停止の確認及び停止後の除熱の監視となる。												・「原子炉出口冷却材温度高」による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・「原子炉出口冷却材温度高」による後備炉停止系用論理回路動作に伴う後備炉停止系による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。			
状況判断	運転員A	1 ・原子炉自動停止失敗と判断	[Timeline bar]												・原子炉スクラム、後備炉停止系スクラムに失敗した場合は原子炉自動停止失敗と判断する。 ・上記の判断は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。			
自主対策	運転員A	1 ・原子炉手動停止	[Timeline bar]												・手動スクラム、制御棒保持電磁石励磁手動断、後備炉停止制御棒保持電磁石励磁手動断、制御棒駆動機構による制御棒手動挿入又は後備炉停止制御棒駆動機構による後備炉停止制御棒手動挿入により、原子炉を停止する。 ・上記の対策は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。			
格納容器破損防止措置	運転員B	1 ・高温での安定静定確認	[Timeline bar]												・1次主冷却系の運転状況を確認するとともに、2次主冷却系(自然循環)及び主冷却機(自然通風)に異常等がないことを確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により10分以内に実施し、その後、監視を継続する。			
自主対策	現場対応班員 ^(注1)	5 ・制御棒駆動機構の軸を直接回転させることにより制御棒を炉心に挿入	[Timeline bar]												・原子炉手動停止ができない場合、自主対策設備を用いて、制御棒駆動機構の軸を直接回転させることにより制御棒を炉心に挿入し、低温停止に必要な反応度を挿入する。 ・上記の対策は、格納容器(床土)で現場対応班員5名により5時間以内実施する。なお、対策は中央制御室の運転員と連携して実施する。			

(注1) 現場対応班は、運転員とは別に、100名以上から構成される。「常陽」において事故が発生した場合に、現場対応班員は、休日夜間を含めて招集され、約1時間後には現場対応班長(高速実験炉部長)のもとで事故の影響緩和策をとることができる。

第 3.4.1 表 ULOHS に対する手順のタイムチャート

(b) 2次冷却材流量減少及び原子炉保護系（スクラム）動作失敗の重畳事故

必要な要員と作業項目			経過時間（分）																備考
手順の項目	要員（名） （作業に必要な要員数）	手順の内容	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	120	180	240		
			▽異常事象発生（2次冷却材流量減少） ▽事故発生の判断（原子炉保護系（スクラム）動作失敗） ▽原子炉自動停止失敗と判断																
	当直長	・運転操作指揮	[Timeline bar from 0 to 240]																
状況判断	運転員A	1 ・原子炉トリップ信号発信確認 ・原子炉スクラム確認 ・事故発生の判断	[Timeline bar from 0 to 5]																・「2次冷却材流量低」による原子炉保護系（スクラム）動作失敗を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
炉心損傷防止措置	運転員A	1 ・代替原子炉トリップ信号発信及び原子炉スクラム確認 ・後備炉停止系スクラム確認	[Timeline bar from 0 to 5]																・「原子炉出口冷却材温度高」による原子炉スクラム（自動停止）を確認する。 ・「原子炉出口冷却材温度高」による後備炉停止系用論理回路動作に伴う後備炉停止系による原子炉スクラム（自動停止）を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
状況判断	運転員A	1 ・原子炉自動停止失敗と判断	[Timeline bar from 0 to 5]																・原子炉スクラム、後備炉停止系スクラムに失敗した場合は原子炉自動停止失敗と判断する。 ・上記の判断は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
自主対策	運転員A	1 ・原子炉手動停止	[Timeline bar from 0 to 5]																・手動スクラム、制御棒保持電磁石励磁手動断、後備炉停止制御棒保持電磁石励磁手動断、制御棒駆動機構による制御棒手動挿入又は後備炉停止制御棒駆動機構による後備炉停止制御棒手動挿入により、原子炉を停止する。 ・上記の対策は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
格納容器破損防止措置	運転員B	1 ・高温での安定静定確認	[Timeline bar from 0 to 240]																・1次主冷却系の運転状況を確認するとともに、2次主冷却系（自然循環）及び主冷却機（自然通風）に異常等がないことを確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により10分以内に実施し、その後、監視を継続する。
自主対策	現場対応班員 ^(注1)	5 ・制御棒駆動機構の軸を直接回転させることにより制御棒を炉心に挿入	[Timeline bar from 0 to 5]																・原子炉手動停止ができない場合、自主対策設備を用いて、制御棒駆動機構の軸を直接回転させることにより制御棒を炉心に挿入し、低温停止に必要な反応度を挿入する。 ・上記の対策は、格納容器（床上）で現場対応班員5名により5時間以内に実施する。なお、対策は中央制御室の運転員と連携して実施する。

(注1) 現場対応班は、運転員とは別に、100名以上から構成される。「常陽」において事故が発生した場合に、現場対応班員は、休日夜間を含めて招集され、約1時間後には現場対応班長（高速実験炉部長）のもとで事故の影響緩和策をとることができる。

第3.4.1表 ULOHS に対する手順のタイムチャート

(c) 2次冷却材漏えい及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故

必要な要員と作業項目			経過時間 (分)																備考																															
手順の項目	要員 (名) (作業に必要な要員数)	手順の内容	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80		85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160	165	170	175	180	185	190	195	200	205	210	215	220	225	230	235
			▽異常事象発生(2次冷却材漏えい) ▽事故発生(「原子炉入口冷却材温度高」による原子炉トリップ信号発信失敗) ▽原子炉自動停止失敗と判断																																															
	当直長	・運転操作指揮																																																
状況判断	運転員A	1 ・原子炉トリップ信号発信確認 ・原子炉スクラム確認 ・事故発生(の判断)																																	・「原子炉入口冷却材温度高」による原子炉トリップ信号発信失敗を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。															
炉心損傷防止措置	運転員A	1 ・代替原子炉トリップ信号発信及び原子炉スクラム確認 ・後備炉停止系スクラム確認	・炉心損傷防止措置は、運転員の操作を介しなくても、自動的に機能し、原子炉は自動停止するように設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、原子炉停止の確認及び停止後の除熱の監視となる。																																・「原子炉出口冷却材温度高」による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・「原子炉出口冷却材温度高」による後備炉停止系用論理回路動作に伴う後備炉停止系による原子炉スクラム(自動停止)を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。															
状況判断	運転員A	1 ・原子炉自動停止失敗と判断																																	・原子炉スクラム、後備炉停止系スクラムに失敗した場合は原子炉自動停止失敗と判断する。 ・上記の判断は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。															
自主対策	運転員A	1 ・原子炉手動停止																																	・手動スクラム、制御棒保持電磁石励磁手動断、後備炉停止制御棒保持電磁石励磁手動断、制御棒駆動機構による制御棒手動挿入又は後備炉停止制御棒駆動機構による後備炉停止制御棒手動挿入により、原子炉を停止する。 ・上記の対策は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。															
2次冷却材漏えい対応	運転員B、C、D	3 ・2次冷却材ドレン、消火等	定期的な監視を継続(1名) 																																・2次冷却材漏えいを検知した場合には、2次冷却材を2次冷却材タンクにドレンするとともに、ナトリウム燃焼の消火・監視等を行う。 ・上記の対策は、現場ドレン弁設置場所及び火災区画で3名により実施する。なお、ナトリウム燃焼の消火・監視等は、現場対応班員と連携して実施する。															
格納容器破損防止措置	運転員E	1 ・高温での安定静定確認																																	・1次主冷却系の運転状況を確認するとともに、健全側の2次主冷却系(自然循環)及び主冷却機(自然通風)に異常等がないことを確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により10分以内に実施し、その後、監視を継続する。															
自主対策	現場対応班員(注1)	5 ・制御棒駆動機構の軸を直接回転させることにより制御棒を炉心に挿入																																	・原子炉手動停止ができない場合、自主対策設備を用いて、制御棒駆動機構の軸を直接回転させることにより制御棒を炉心に挿入し、低温停止に必要な反応度を挿入する。 ・上記の対策は、格納容器(床上)で現場対応班員5名により5時間以内に実施する。なお、対策は中央制御室の運転員と連携して実施する。															

(注1) 現場対応班は、運転員とは別に、100名以上から構成される。「常陽」において事故が発生した場合に、現場対応班員は、休日夜間を含めて招集され、約1時間後には現場対応班長(高速実験炉部長)のもとで事故の影響緩和策をとることができる。

3.4.1 原子炉停止失敗時手順（除熱源喪失時）

(1) 概要

本手順は、除熱源喪失時に原子炉の停止に失敗した際の炉心及び冷却系の物理特性による炉心損傷防止に係る手順である。

(2) 成功基準

炉心及び冷却系の物理特性による炉心損傷の防止は、運転員の操作を介在しなくても、自動的に機能するように設計している。このため、運転員の役割は、原子炉の状態の監視となる。

(3) 操作手順

- ① 当直長は、原子炉の停止に失敗した場合、運転員に原子炉の状態の監視強化を指示する。
- ② 運転員（中央制御室）B及びCは、以下により原子炉の状態を監視する。
 - ・ 1次主冷却系（主電動機による定格運転）の運転状況を監視する。
 - ※ 上記の監視には、1次主冷却系の流量検出器を用いる。
 - ・ 2次主冷却系及び主冷却機に異常等がないことを監視する。
 - ※ 上記の監視には、2次主冷却系の流量検出器及び主冷却器出口冷却材の温度検出器を用いる。
 - ・ 主冷却器出口冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度を監視する。
 - ※ 上記の監視には、主冷却器出口冷却材の温度検出器、原子炉容器出口冷却材の温度検出器を用いる。

(4) 操作の成立性

上記の操作は、現場作業を伴わない中央制御室での操作である。

3.4.2 制御棒駆動機構の軸の直接回転による制御棒挿入手順【自主対策】

(1) 概要

本手順は、原子炉の手動停止手順によっても制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入できない場合に、現場（格納容器内）にて、制御棒駆動機構の軸を直接回転させることによる制御棒の挿入に係る手順である。

(2) 成功基準

制御棒駆動機構の軸の直接回転による制御棒挿入手順は、安全性向上のために自主的に講じるものである。

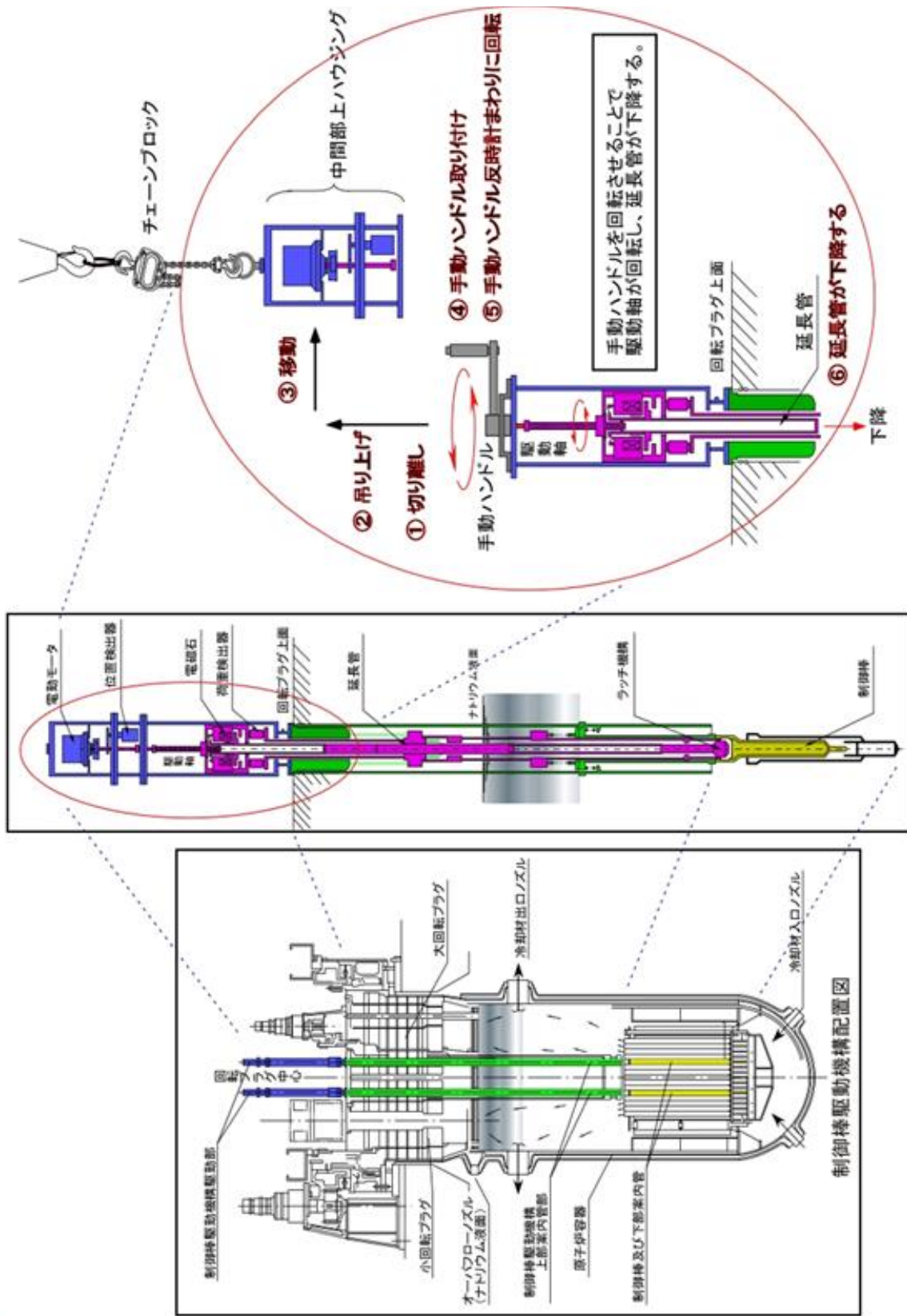
(3) 操作手順

- ① 現場対応班長は、原子炉の手動停止操作（3.2.2節参照）によっても、制御棒が挿入できない場合には、原子炉上部に設置されている制御棒駆動機構の駆動軸を機械的に回転させて制御棒を炉心に挿入することを指示する。
- ② 現場対応班員（格納容器内）5名は、被ばくを防止するための防護措置を講じるとともに、原子炉容器上部の線量率を測定し、異常がないことを確認した上で、以下の a.～f. の操作（第3.4.2.1節参照）により、制御棒駆動機構の中間部上ハウジングを切り離し、炉心第3列に配置している制御棒1本を手動で下端まで挿入する。なお、当該制御棒を下端まで挿入できない場合は、他の炉心第3列に配置している制御棒を操作し、低温停止に必要な反応度を挿入する。また、以下の作業中は、中央制御室において運転員による反応度及び出力等の監視を強化する。
 - a. 駆動部の電源を遮断し、電源ケーブルを切り離す。
 - b. 駆動部ハウジング内の加圧ガスを停止する。
 - c. 駆動部の中間部上ハウジングを切り離す。
 - d. 駆動部の駆動軸に手動ハンドルを取り付ける。
 - e. 手動ハンドルを反時計まわりに回転させ、延長管を下降（制御棒を挿入）させる。
 - f. 駆動部が完全に挿入されたことを下端表示ランプ点灯により確認する。

※ 「常陽」の制御棒は、制御棒（主炉停止系）4本、後備炉停止制御棒（後備炉停止系）2本の全6本で構成される。制御棒1本をサイクル運転初期の引き抜き位置から下端まで挿入すると約 $0.01 \Delta k/k$ の反応度が挿入され、低温停止に必要な反応度（ $0.0092 \Delta k/k$ ）を挿入することができる。

(4) 操作の成立性

上記②の操作は、資機材の準備も含めて、現場対応班員5名により5時間以内に実施することが可能である。



第 3.4.2.1 図 制御棒駆動機構の軸の直接回転による制御棒挿入手順の補足

3.5 局所的燃料破損（LF）に対する手順

LF に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順を以下に示す。第 3.5.1 表に LF に対する手順のタイムチャートを示す。

＜炉心損傷防止措置＞ 下線：自主対策

- ・ 燃料破損検知時原子炉手動スクラム手順
- ・ 原子炉手動停止手順
※：上記の手順は、3.2.2 節に同じである。

＜格納容器破損防止措置＞ 下線：自主対策

- ・ 損傷炉心物質の原子炉容器内冷却手順
※：上記の手順は、3.2.3 節に同じである。
- ・ 格納容器自動アイソレーション手順
※：上記の手順は、3.2.4 節に同じである。
- ・ 格納容器手動アイソレーション手順
※：上記の手順は、3.2.5 節に同じである。
- ・ 1 次アルゴンガス系の排気側の隔離手順
※：上記の手順は、3.2.6 節に同じである。

第 3.5.1 表 LF に対する手順のタイムチャート

(a) 冷却材流路閉塞 (千鳥格子状) 事故

必要な要員と作業項目			経過時間 (分)												備考
手順の項目	要員 (名) (作業に必要な要員数)	手順の内容	10	20	30	40	50	60	90	120	180	240			
	当直長	・運転操作指揮	▽冷却材流路閉塞による燃料要素の被覆管破損 ▽事故発生の判断 (燃料破損検出系による破損の検出) ▽原子炉停止失敗と判断 ▽炉心の著しい損傷の有無を判断												
状況判断	運転員A、D	2 ・事故発生の判断													<ul style="list-style-type: none"> ・遅発中性子法燃料破損検出設備により、燃料要素の被覆管が破損したことを判断する。 ・遅発中性子法燃料破損検出設備による燃料要素の被覆管破損の検出に失敗している場合は、カバーガス法燃料破損検出設備により、燃料要素の被覆管が破損したことを判断する。 ・上記の判断は、中央制御室で2名により10分以内実施する。
炉心損傷防止措置	運転員A	1 ・原子炉手動停止													<ul style="list-style-type: none"> ・手動スクラムにより、原子炉を停止する。 ・上記の操作は、中央制御室で1名により10分以内実施する。
自主対策	運転員A	1 ・原子炉手動停止													<ul style="list-style-type: none"> ・制御棒保持電磁石励磁手動断、後備炉停止制御棒保持電磁石励磁手動断、制御棒駆動機構による制御棒手動挿入又は後備炉停止制御棒駆動機構による後備炉停止制御棒手動挿入により、原子炉を停止する。 ・上記の操作は、中央制御室で1名により10分以内実施する。
状況判断	運転員A	1 ・原子炉手動停止失敗と判断													<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉手動停止に失敗した場合は原子炉手動停止失敗と判断する。 ・上記の判断は、中央制御室で1名により10分以内実施する。
格納容器破損防止措置	運転員B、C	2 ・原子炉容器内冷却確認	<p style="text-align: center;">定期的な監視を継続</p>												<ul style="list-style-type: none"> ・1次主冷却系(強制循環)の運転状況を確認するとともに、2次主冷却系(強制循環又は自然循環)及び主冷却機(強制通風又は自然通風)に異常等がないことを確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で2名により10分以内実施し、その後、監視を継続する。
自主対策	運転員D	1 ・原子炉冷却材バウンダリ及び原子炉カバーガス等のバウンダリ内に放射性物質を閉じ込め、貯留	<p style="text-align: center;">燃料破損を確認した場合は、原子炉カバーガス等のバウンダリを隔離 その後は定期的な監視を継続</p>												<ul style="list-style-type: none"> ・燃料破損検出系により燃料破損の有無を確認する。 ・燃料が破損したと推定される場合、放射性物質を閉じ込めるため、原子炉カバーガス等のバウンダリを隔離する。 ・上記の操作は、必要の際に、中央制御室で1名により10分以内実施する。
格納容器破損防止措置	運転員A、E	2 ・格納容器アイソレーション確認 ・格納容器手動アイソレーション	<p style="text-align: center;">アイソレーションを確認し、その後は定期的な監視を継続 必要な場合は、手動アイソレーション操作を実施</p>												<ul style="list-style-type: none"> ・「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」、「格納容器内床上線量率高」により、原子炉保護系(アイソレーション)が動作し、工学的安全施設が自動的に作動し、隔離されることを確認する。 ・多量のナトリウムが格納容器床上に噴出した場合は、噴出直後に格納容器床上温度が60°Cを超過して原子炉保護系(アイソレーション)が動作する。 ・自動アイソレーションに失敗している場合は手動アイソレーションにより隔離する。 ・上記の確認及び操作は、必要の際に、中央制御室で2名により5分以内実施し、その後、監視を継続する。

3.5.1 燃料破損検知時原子炉手動スクラム手順

(1) 概要

本手順は、燃料破損検出系の警報が発報し、その指示値が原子炉施設保安規定に定める運転上の制限（遅発中性子法燃料破損検出設備：バックグラウンドの値の5倍）を超過したことを確認した場合の原子炉手動スクラムに係る手順である。なお、自主対策として整備するカバーガス法燃料破損検出設備の指示値が原子炉施設保安規定に定める運転上の制限を超過した場合も同様に、原子炉手動スクラム手順を実施する。

(2) 成功基準

燃料破損検知時原子炉手動スクラムに必要な操作は、燃料破損検出系の指示値が運転上の制限を超過したことを確認後、炉心の著しい損傷を防止できるように実施する。

(3) 操作手順

- ① 当直長は、燃料破損検出系の警報が発報し、その指示値が原子炉施設保安規定に定める運転上の制限（遅発中性子法燃料破損検出設備：バックグラウンドの値の5倍）を超過したことを確認した場合、運転員に原子炉手動スクラムの実施及び原子炉停止後の除熱の監視を指示する。
- ② 運転員（中央制御室）A及びDは、燃料破損検出系（遅発中性子法燃料破損検出設備）の警報が発報したことを確認する。
- ③ 運転員（中央制御室）Aは、手動スクラムボタンを押し、原子炉保護系（スクラム）を動作させる。
※ ③の操作を実施しても制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入できない場合は、3.2.2節のb.～c.の操作を実施する。
- ④ 運転員（中央制御室）B及びCは、③の操作後の除熱を監視する（3.2.2節の②参照）。

(4) 操作の成立性

上記の操作は、現場作業を伴わない中央制御室での操作である。

運転員による燃料破損の判断及び原子炉の手動スクラムは、約10分以内（燃料破損検出系の検出時間及び運転員操作時間の合計）に実施することが可能である。

3.6 原子炉容器液位確保機能喪失による崩壊熱除去機能喪失（LORL）に対する手順

LORL に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置は、異常事象の発生箇所（原子炉冷却材バウンダリの破損箇所）により異なるため、以下の事象進展ごとに示す。

- ・ 安全容器内の 1 次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合
- ・ 安全容器外の 1 次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合
- ・ 1 次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合

3.6.1 安全容器内の 1 次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合

LORL のうち、安全容器内の 1 次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順を以下に示す。第 3.6.1.1 表に LORL のうち、安全容器内の 1 次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合に対する手順のタイムチャートを示す。

<炉心損傷防止措置> 下線：自主対策

- ・ 安全容器内の 1 次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の補助冷却設備による崩壊熱除去手順
- ・ 補助冷却設備の手動起動手順

<格納容器破損防止措置> 下線：自主対策

- ・ 安全容器内の 1 次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順
 - ※ コンクリート遮へい体冷却系による安全容器外面冷却
- ・ 格納容器自動アイソレーション手順
 - ※ 上記の手順は、3.2.4 節に同じである。
- ・ 格納容器手動アイソレーション手順
 - ※ 上記の手順は、3.2.5 節に同じである。

第 3.6.1.1 表 安全容器内の 1 次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合
に対する手順のタイムチャート

必要な要員と作業項目		経過時間 (分)													備考	
		5	10	20	30	60	180	300	10日	20日	30日	40日				
手順の項目	要員 (名) (作業に必要な要員数)	手順の内容 ▽異常事象発生(安全容器内1次主冷却系配管(内側)破損) ▽原子炉容器内の液位低下による原子炉自動停止 ▽原子炉容器内の液位低下による補助冷却設備自動起動 ▽補助冷却設備による崩壊熱除去に失敗 ▽事故発生の判断 (安全容器内1次主冷却系配管(外側)破損に伴う炉内冷却材液位低下) ▽冷却材の昇温及び蒸発により、 原子炉冷却材ハウンドリが高压に至ると判断 ▽原子炉容器外に損傷炉心物質が流出と判断														
	当直長	1	・運転操作指揮													
状況判断	運転員A	1	・原子炉スクラム確認													・「炉内ナトリウム液面低」による原子炉保護系(スクラム)動作を確認する。 ・上記の確認は、原子炉保護系(スクラム)動作時に、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
	運転員A、B、D	3	・事故発生の判断													・安全容器内1次主冷却系配管(外側)破損に伴う炉内冷却材液位低下を確認する。 ・二重壁内の容積に相当する液位を超えて液位が低下した時点で事故発生と判断する。 ・液位の確認は、中央制御室で3名により10分以内に実施し、その後、監視を継続する。また、事故発生の判断は、基準に達してから10分以内に実施する。
炉心損傷防止措置	運転員B	1	・安全容器による冷却材漏えい量の抑制の確認 ・補助冷却設備運転に必要な原子炉容器内冷却材液位確保 ・炉心損傷防止措置(安全容器による液位確保)は、運転員の操作を介在しなくても、受動的に機能するよう設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、液位確保の確認及び監視となる。													・補助冷却設備の運転が可能な状態にあることを確認する。 ・上記は、中央制御室で1名により、液位の監視を継続することにより確認する。
	運転員B、C	2	・補助冷却設備の自動起動に失敗した場合は手動起動 その後は定期的な監視を継続 ・炉心損傷防止措置(補助冷却設備による崩壊熱除去)は、運転員の操作を介在しなくても、自動的に機能するよう設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、補助冷却設備の運転の確認及び監視となる。													・補助冷却設備により、崩壊熱を除去する。 ・自動起動に失敗したと判断した場合には手動で起動する。 ・崩壊熱除去の確認は、中央制御室で2名により起動時から実施し、その後、監視を継続する。また、手動起動操作は、1次補助冷却系循環ポンプ等の各操作スイッチを手動操作することにより、中央制御室で2名により、5分以内に実施する。
状況判断	運転員A、B	2	・原子炉冷却材ハウンドリが高压に至ることの判断 ・補助冷却設備機能喪失時に状況を判断													・冷却材の著しい昇温及び蒸発が推定される場合に、原子炉冷却材ハウンドリが高压に至ると判断する。 ・上記の判断は、必要な際に、中央制御室で2名により10分以内に実施する。
格納容器破損防止措置	運転員C、D	2	・1次アルゴンガス系安全板より、ナトリウム蒸気を格納容器(床下)に放出 ・運転員は、原子炉冷却材ハウンドリが高压に至ると判断した場合、ベントラップを含む1次アルゴンガス系安全板までの流路のヒータを入りとする。安全板による過圧防止は、運転員の操作を介在しなくても、受動的に機能するよう設計している。このため、ヒータ操作後の運転員の役割は、原子炉冷却材ハウンドリ等の圧力の確認及び監視となる。													・状況判断によりヒータの操作を実施し、その後は定期的な監視を継続(1名) ・1次アルゴンガス系安全板より、ナトリウム蒸気が格納容器(床下)に放出されることを確認する。 ・上記の確認は、ナトリウム蒸気が放出された際に、中央制御室で2名により10分以内に実施する。
	運転員A、E	2	・格納容器アイソレーション確認 ・格納容器手動アイソレーション ・状況判断によりアイソレーションを確認し、その後は定期的な監視を継続(1名) 必要な場合は、手動アイソレーション操作を実施 ・格納容器アイソレーションは、運転員の操作を介在しなくても、自動的に機能するよう設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、隔離状態の確認及び監視となる。 ・格納容器隔離に失敗したと判断した場合、又は隔離が必要と判断した場合、手動アイソレーション操作を開始する。操作実施後は、放射性物質の閉じ込め状態の監視を継続する。													・「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」、「格納容器内床上線量率高」により、原子炉保護系(アイソレーション)が動作し、工学的安全施設が自動的に作動し、隔離されることを確認する。 ・多量のナトリウムが格納容器床下に漏えいた場合は、格納容器床下温度が60℃を超過して原子炉保護系(アイソレーション)が動作する。 ・自動アイソレーションに失敗している場合は手動アイソレーションにより隔離する。 ・上記の確認及び操作は、必要な際に、中央制御室で2名により5分以内に実施し、その後、監視を継続する。

状況判断	運転員A、B	2	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉容器外に冷却材や損傷炉心物質が流出したことの判断 	<ul style="list-style-type: none"> 安全容器内圧力が著しく上昇した場合に、原子炉容器外に損傷炉心物質が流出したと判断する。 上記の判断は、原子炉容器外に損傷炉心物質が流出した際に、中央制御室で2名により10分以内に実施する。
格納容器破損防止措置	運転員B、D、E	3	<p>運転継続の確認</p> <p>通気風量及び通水流量の増大操作を実施し、その後は定期的な監視を継続(1名)</p> <ul style="list-style-type: none"> コンクリート遮へい体冷却系は、通常運転時からの継続運転であり、運転員の操作を介在しなくても、運転は継続される。主冷却系及び補助冷却設備による崩壊熱除去に失敗した時点で、炉外事象過程における安全容器外面冷却の開始前から、通気風量及び通水流量を増加させる手順を実施する。崩壊熱除去機能を喪失する時間は、事故の進展に依存するため特定できないが、崩壊熱除去機能を喪失した時点で、通気風量及び通水流量の増加の操作は30分以内に実施する。その後の運転員による監視は、運転員1名が所定の頻度で約10分間の監視を継続する。なお、有効性評価の解析では、本手順を踏まえて、解析の初期から増大後の値を適用する。 	<ul style="list-style-type: none"> 安全容器により冷却材や損傷炉心物質が保持されることを確認する。また、コンクリート遮へい体冷却系の運転により、安全容器内にて保持した損傷炉心物質を冷却する。 コンクリート遮へい体冷却系の運転継続は、中央制御室で3名により、30分以内に確認する。また、通気風量及び通水流量を増加させる手順は、中央制御室で3名により、冷却開始までに30分以内で実施する。

3.6.1.1 安全容器内の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の補助冷却設備による崩壊熱除去手順

(1) 概要

本手順は、安全容器内の1次主冷却系の配管（内管）が破損し、原子炉が自動停止した後の崩壊熱除去中に同一区画の1次主冷却系の配管（外管）が破損した際の補助冷却設備による崩壊熱除去（第3.6.1.1.1図参照）に係る手順である。

(2) 成功基準

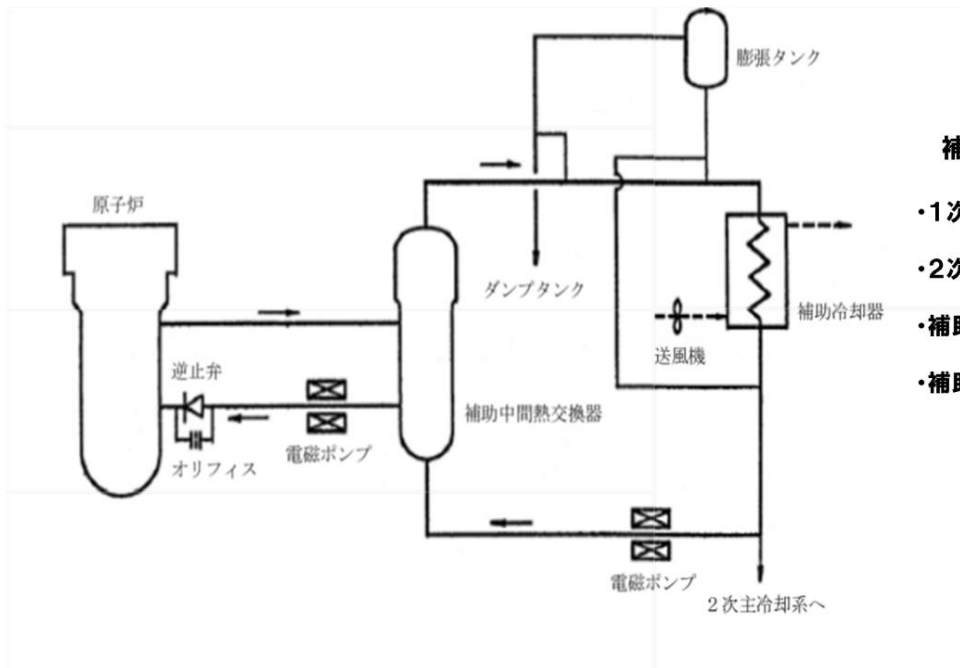
原子炉容器のナトリウム液位が低下した場合、補助冷却設備は、運転員の操作を介在しなくても、自動的に機能するように設計している。このため、運転員の役割は、補助冷却設備の自動起動の確認及び補助冷却設備の自動起動後の崩壊熱除去の監視となる。

(3) 操作手順

- ① 1次主冷却系の配管（内管）が破損し、1次冷却材漏えいが生じた場合、当直長は、運転員に原子炉自動停止の確認を指示する。
 - ※ 2箇所以上のナトリウム漏えい検出器が作動する等、ナトリウム漏えいが発生していると判断され、原子炉の自動停止に至っていない場合、運転員に手動スクラムを実施させる（3.2.2節の①のa.参照）。
- ② 運転員（中央制御室）Aは、原子炉が自動停止したことを確認する。
- ③ 運転員（中央制御室）B及びCは、原子炉容器のナトリウム液位がN s L（原子炉容器通常ナトリウム液位）-320mmまで低下した場合、以下により補助冷却設備の自動起動を確認する。
 - ※ 補助冷却設備が自動起動していない場合、手動により起動する。
 - ・ 1次補助冷却系の電磁ポンプが自動起動し、定格流量（約56t/h）まで自動で到達することを確認する。
 - ※ 上記の確認には、1次補助冷却系の温度検出器を用いる。
 - ・ 2次補助冷却系の補助冷却機用送風機が自動起動することを確認する。
- ④ 運転員（中央制御室）B及びCは、補助冷却設備により崩壊熱が正常に除去されていることを監視するとともに、運転員（中央制御室）Bは、原子炉容器のナトリウム液位を監視する。
 - ※ 上記の監視には、1次補助冷却系の温度検出器、補助冷却器出口冷却材の温度検出器、原子炉容器の液面検出器を用いる。
- ⑤ 運転員（中央制御室）Bは、原子炉容器のナトリウム液位が1次主冷却系の循環に必要な液位を下回った場合、1次主冷却系の配管（外管）が破損したと判断するとともに、安全容器によりナトリウムの漏えいが所定の容積で制限されることを確認する。
 - ※：上記の対応には、原子炉容器の液面検出器等を用いる。

(4) 操作の成立性

上記の操作は、現場作業を伴わない中央制御室のみでの操作である。



補助冷却設備の主要仕様

- ・1次補助冷却系流量 約56t/h
- ・2次補助冷却系流量 約56t/h
- ・補助中間熱交換器容量 約2.6MW
- ・補助冷却機容量 約2.6MW

第 3. 6. 1. 1. 1 図 補助冷却設備による崩壊熱除去の補足
(補助冷却系による崩壊熱除去の概念図)

3.6.1.2 補助冷却設備の手動起動手順【自主対策】

(1) 概要

本手順は、補助冷却設備の自動起動に失敗した際の補助冷却設備の手動起動に係る手順である。

(2) 成功基準

補助冷却設備の手動起動は、安全性向上のために自主的に講じるものである。

(3) 操作手順

① 運転員（中央制御室）B 及び C は、1 次補助冷却系循環ポンプ、2 次補助冷却系の補助冷却機用送風機が自動起動していなかった場合、各操作スイッチにより手動起動する。

(4) 操作の成立性

上記の操作は、現場作業を伴わない中央制御室での操作である。

①の操作は、補助冷却設備の自動起動の失敗を確認してから 5 分以内に実施することが可能である。

3.6.1.3 安全容器内の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順

(1) 概要

本手順は、安全容器内の1次主冷却系の配管（内管）が破損し、原子炉が自動停止した後の崩壊熱除去中に同一区画の1次主冷却系の配管（外管）が破損し、さらに、補助冷却設備による崩壊熱除去機能を喪失した際に、損傷炉心物質等を安全容器内で保持・冷却するためのコンクリート遮へい体冷却系による安全容器外面冷却に係る手順である。

(2) 成功基準

コンクリート遮へい体冷却系による安全容器外面冷却に必要な操作は、安全容器内に移行した損傷炉心物質を安全容器内で冷却・保持することが達成できるように実施する。

(3) 操作手順

- ① 事象発生（1次主冷却系の配管（内管）破損）から原子炉自動停止の確認までは、3.6.1.1節に同じである。
- ② 運転員A及びBは、原子炉冷却材温度が高温、高圧に至ると判断する。
 - ※ 補助冷却設備による崩壊熱除去に失敗し、かつ、原子炉容器のナトリウム液位が1次主冷却系の循環に必要な液位を下回った場合に原子炉冷却材が高温、原子炉冷却材バウンダリ等が高圧に至ると判断する。
- ③ 運転員（中央制御室）A、B、D及びEは、以下により原子炉の状態を監視する。
 - ・ 1次アルゴンガス系の圧力を監視する。
 - ※ 上記の監視には、原子炉カバーガスの圧力検出器を用いる。
 - ※ 1次アルゴンガス系の圧力が所定の圧力に達した場合、1次アルゴンガス系安全板が開放されることを確認する。
 - ※ 1次アルゴンガス系の安全板の開放は、警報により確認する。
 - ・ 格納容器の温度、圧力及び線量率を監視する。
 - ※ 上記の監視には、格納容器の温度検出器、格納容器の圧力検出器及び格納容器内高線量エリアモニタを用いる。
 - ※ 格納容器の温度、圧力又は線量率が原子炉保護系（アイソレーション）の作動設定値に達した場合、格納容器のアイソレーションを確認する。
 - ・ 安全容器内の圧力を監視する。
 - ※ 上記の監視には、安全容器呼吸系の圧力検出器を用いる。
 - ・ コンクリート遮へい体冷却系の運転状況を監視する。
 - ※ 上記の監視には、コンクリート遮へい体冷却系の温度検出器、冷却水の流量検出器を用いる。
- ④ 運転員（中央制御室）B及びEは、コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスの安全容器部への通気風量及びコンクリート遮へい体冷却系の窒素ガス冷却器の通水流量を増加させる（第3.6.1.3.1図参照）。
- ⑤ 運転員（中央制御室）A及びBは、原子炉容器外に冷却材や損傷炉心物質が流出したと判

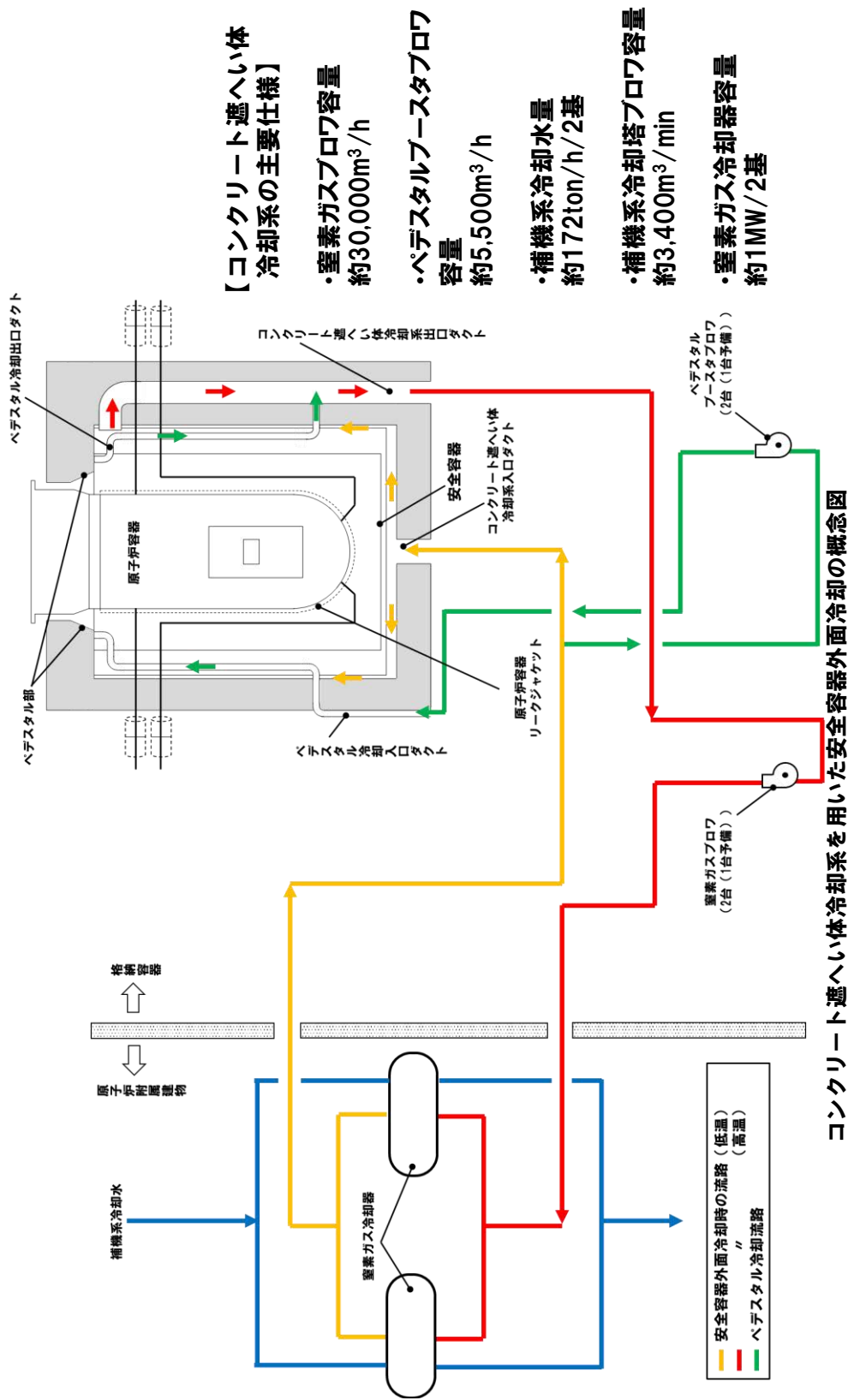
断し、冷却状態を監視する。

※ 安全容器内の圧力が著しく上昇した場合に、原子炉容器外に冷却材や損傷炉心物質が流出したと判断する。

(4) 操作の成立性

上記の操作は、現場作業を伴わない中央制御室での操作である。

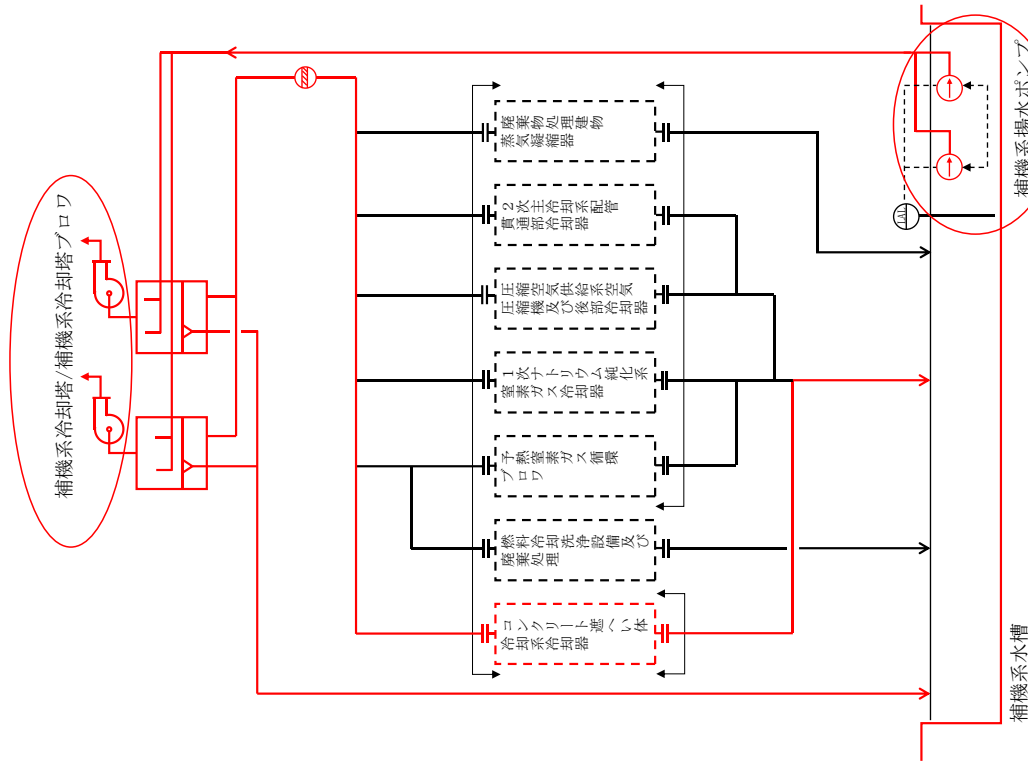
上記の④の操作は、30分以内に実施することが可能である。



【コンクリート遮へい体冷却系の試験検査】
 安全容器外面冷却の窒素ガス流量及びペDESTアル部の窒素ガス流量は、ブロフの出口圧力と工場試験におけるQ-SP特性曲線を用いて、計算により求める。
 補機系冷却水量は、流量検出器により測定する。
 窒素ガス冷却器の容量は、運転データより総括熱伝達係数を計算し、所定の温度差において、所定の除熱量が確保されることを計算により求める。

第3.6.1.3.1図 コンクリート遮へい体冷却系による安全容器外面冷却の補足

(1/5)：コンクリート遮へい体冷却系を用いた安全容器外面冷却の概念図



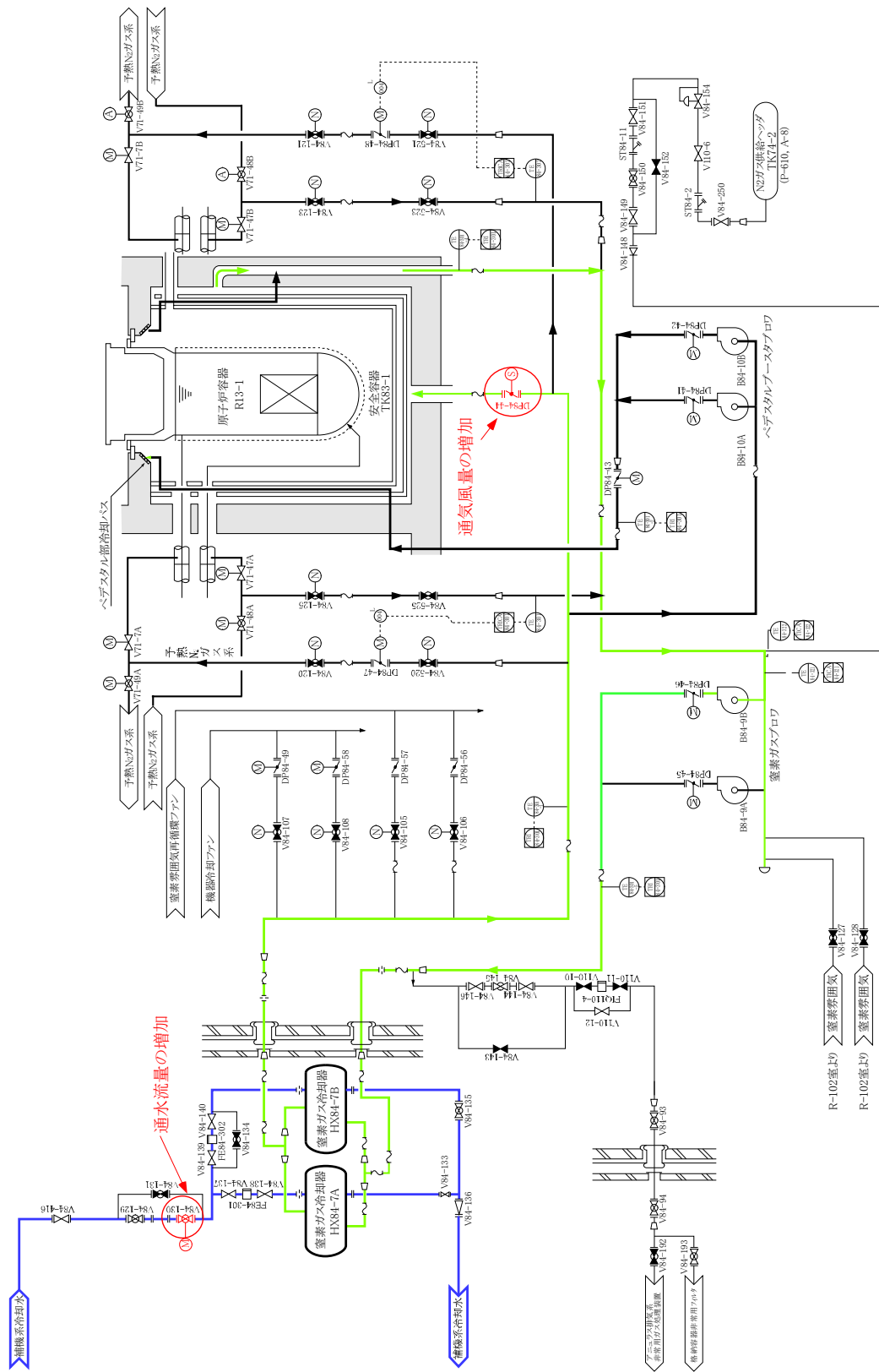
赤線：補機冷却設備のうち、炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置で考慮する範囲（コンクリート遮へい体冷却水の冷却水の供給に使用）

第 3. 6. 1. 3. 1 図 コンクリート遮へい体冷却系による安全容器外面冷却の補足

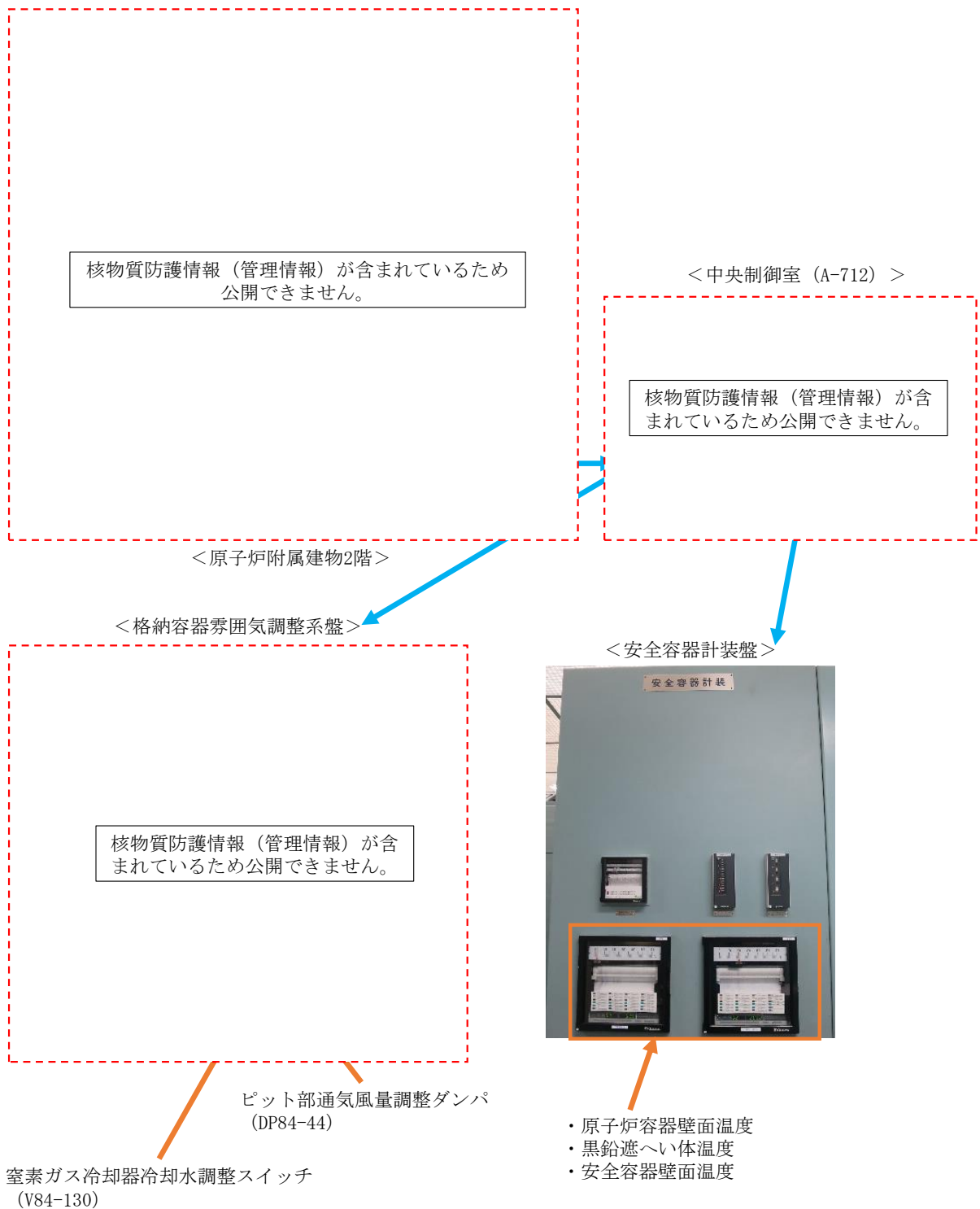
(2/5：関連する補機冷却設備)

補機冷却系の主要仕様

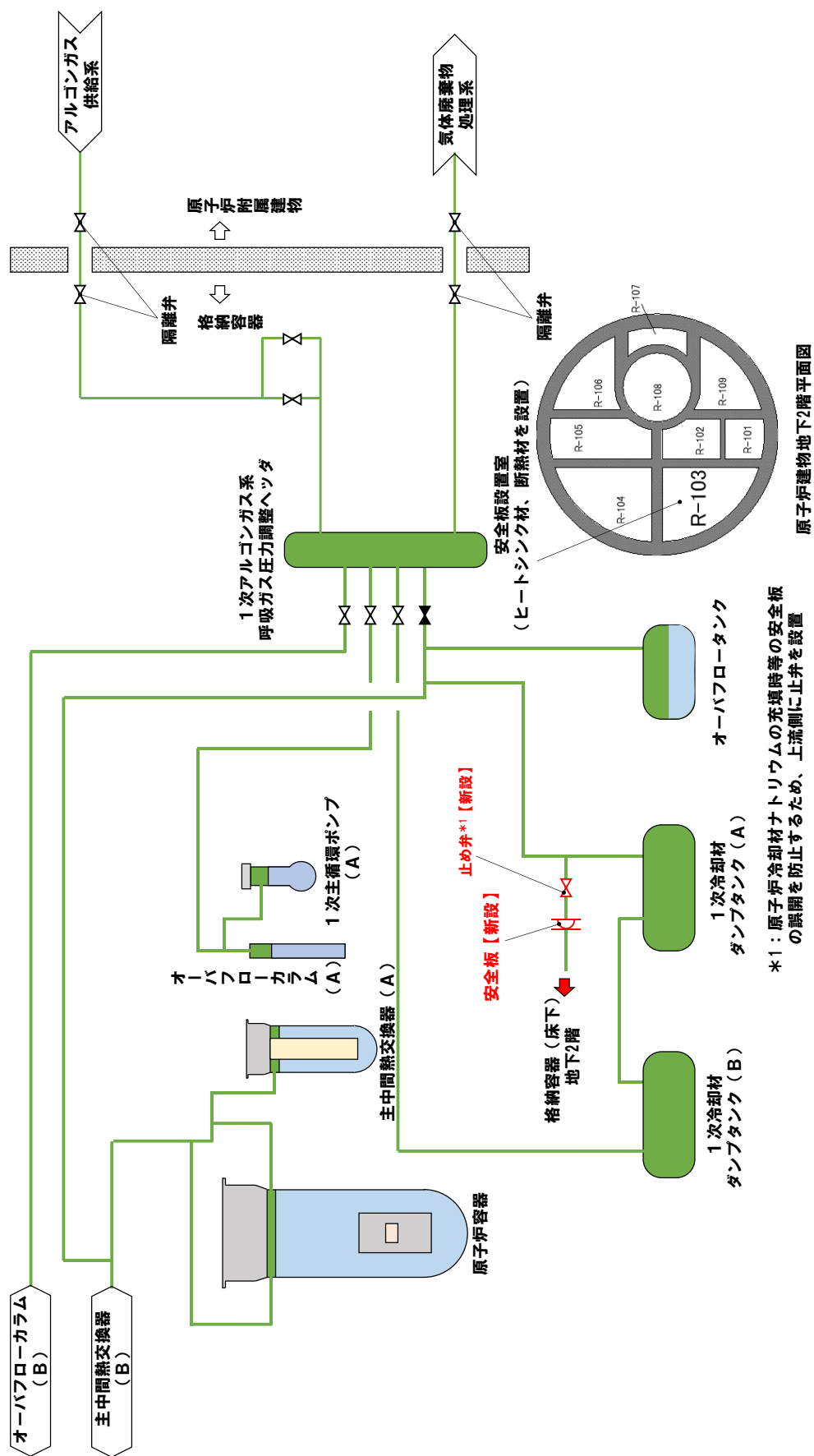
- 補機系冷却水量
172ton/h/2基
- 補機系冷却塔ブロウ容量
約3,400m³/min



第 3.6.1.3.1 図 コンクリート遮へい体冷却系による安全容器外面冷却の補足
(3/5 : コンクリート遮へい体冷却系による安全容器外面冷却の概念図)



第 3. 6. 1. 3. 1 図 コンクリート遮へい体冷却系による安全容器外面冷却の補足
(4/5：操作場所)



第3.6.1.3.1 図 コンクリート遮へい体冷却系による安全容器外面冷却の補足

(5/5: 1次アルゴンガス系安全板の概念図)

3.6.2 安全容器外の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合

LORLのうち、安全容器外の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順を以下に示す。第3.6.2.1表にLORLのうち、安全容器外の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合に対する手順のタイムチャートを示す。

＜炉心損傷防止措置＞ 下線：自主対策

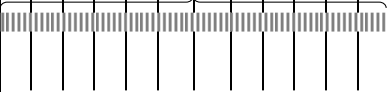
- ・ 安全容器外の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の補助冷却設備による崩壊熱除去手順
- ・ 補助冷却設備の手動起動手順
※ 上記の手順は、3.6.1.2節に同じである。

＜格納容器破損防止措置＞ 下線：自主対策

- ・ 安全容器外の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順
※ コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却手順
- ・ 格納容器自動アイソレーション手順
※ 上記の手順は、3.2.4節に同じである。
- ・ 格納容器手動アイソレーション手順
※ 上記の手順は、3.2.5節に同じである。

第 3.6.2.1 表 安全容器外の 1 次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合
に対する手順のタイムチャート

必要な要員と作業項目			経過時間 (分)																備考										
			5	10	20	30	60	120	180	10日	20日	30日	40日																
手順の項目	要員 (名) (作業に必要な要員数)	手順の内容	▽異常事象発生(安全容器外1次主冷却系配管(内側)破損) ▽原子炉容器内の液位低下による原子炉自動停止 ▽原子炉容器内の液位低下による補助冷却設備自動起動 ▽事故発生の判断 (安全容器外1次主冷却系配管(外側)破損に伴う 原子炉容器内冷却材液位低下) ▽原子炉容器内冷却材液位の低下により、 原子炉冷却材温度が高温に至ると判断																										
	当直長	・運転操作指揮	[Timeline bar]																										
状況判断	運転員A	1 ・原子炉スクラム確認	[Timeline bar]																・「炉内ナトリウム液面低」による 原子炉保護系(スクラム)動作 を確認する。 ・上記の確認は、原子炉保護系 (スクラム)動作時に、中央制御 室で1名により5分以内に実施す る。										
	運転員A、B、D	3 ・事故発生の判断	[Timeline bar]																・安全容器外1次主冷却系配管 (外側)破損に伴う炉内冷却材液 位低下を確認する。 ・二重壁内の容積に相当する液位 を超えて液位が低下した時点で事 故発生と判断する。 ・液位の確認は、中央制御室で3名 により10分以内に実施し、その 後、監視を継続する。また、事故 発生の判断は、基準に達してから 10分以内に実施する。										
炉心損傷 防止措置	運転員B	1 ・主冷却系サイフォンブレイクによる冷却 材漏えい量の抑制の確認 ・補助冷却設備運転に必要な原子炉容器内 冷却材液位確保	[Timeline bar] 定期的な監視を継続 ・炉心損傷防止措置(主冷却系サイフォンブレイクによる液位 確保)は、運転員の操作を介しなくても、受動的に機能する よう設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の 役割は、液位確保の確認及び監視となる。																・補助冷却設備の運転が可能な状 態にあることを確認する。 ・上記は、中央制御室で1名によ り、液位の監視を継続すること により確認する。										
	運転員B、C	2 ・補助冷却設備運転	[Timeline bar] 補助冷却設備の自動起動に失敗した場合は手動起動 その後は定期的な監視を継続 ・炉心損傷防止措置(補助冷却設備による崩壊熱除去)は、 運転員の操作を介しなくても、自動的に機能するよう設計し ている。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、補 助冷却設備の運転の確認及び監視となる。																・補助冷却設備により、崩壊熱を 除去する。 ・自動起動に失敗したと判断した 場合には手動で起動する。 ・崩壊熱除去の確認は、中央制御 室で2名により起動時から実施し、 その後、監視を継続する。また、 手動起動操作は、1次補助冷却系 循環ポンプ等の各操作スイッチを 手動操作することにより、中央制 御室で2名により、5分以内に実 施する。										
状況判断	運転員A、B	2 ・原子炉冷却材温度が高温に至ることの判 断	[Timeline bar] 補助冷却設備機能喪失時に状況を判断																・冷却材の著しい昇温及び蒸発が 推定される場合に、原子炉冷却材 温度が高温に至ると判断する。 ・上記の判断は、必要な際に、中 央制御室で2名により10分以内に 実施する。										
格納容器破損 防止措置	運転員A、B、D	3 ・コンクリート遮へい体冷却系による原子 炉容器外面冷却	[Timeline bar] 運転継続の確認 通気風量及び通水流量の増大操作を実施し、 その後は定期的な監視を継続(1名)																・コンクリート遮へい体冷却系の 運転により原子炉容器外面を冷却 し、炉心の崩壊熱を除去する。 ・上記の操作は、中央制御室及び 原子炉附属建物1階の現場操作盤で 3名により、必要の際に速やかに実 施する。										
状況判断	運転員C、E	2 ・格納容器内温度及び圧力等が上昇するこ との判断	[Timeline bar] 格納容器内温度、圧力等の上昇時に状況を判断																・冷却材の格納容器(床下)への 漏えいにより、格納容器内の温度 及び圧力等が上昇することを確認 する。 ・上記の確認は、中央制御室で2名 により必要な期間実施する。										

<p>格納容器破損防止措置</p>	<p>運転員C、E</p>	<p>2</p>	<ul style="list-style-type: none"> 格納容器アイソレーション確認 格納容器手動アイソレーション 	<p>状況判断によりアイソレーションを確認し、その後は定期的な監視を継続(1名)必要な場合は、手動アイソレーション操作を実施</p>  <ul style="list-style-type: none"> 格納容器アイソレーションは、運転員の操作を介在しなくても、自動的に機能するよう設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、隔離状態の確認及び監視となる。 格納容器隔離に失敗したと判断した場合、手動アイソレーション操作を開始する。操作実施後は、放射性物質の閉じ込め状態の監視を継続する。 	<ul style="list-style-type: none"> 「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」、「格納容器内床上線量率高」により、原子炉保護系(アイソレーション)が動作し、工学的安全施設が自動的に作動し、隔離されることを確認する。 格納容器床下へのナトリウムの漏えいにより、漏えい発生の数分後には、格納容器床下の温度が60℃を超過して原子炉保護系(アイソレーション)が動作する。 自動アイソレーションに失敗している場合は手動アイソレーションにより隔離する。 上記の確認及び操作は、中央制御室で2名により速やかに実施する。なお、手動での隔離操作が必要な場合は現場操作盤で操作を実施する。
-------------------	---------------	----------	--	---	---

3.6.2.1 安全容器外の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の補助冷却設備による崩壊熱除去手順

(1) 概要

本手順は、安全容器外の1次主冷却系の配管（内管）が破損し、原子炉が自動停止した後の崩壊熱除去中に同一区画の1次主冷却系の配管（外管）が破損した際の補助冷却設備による崩壊熱除去（第3.6.1.1.1図参照）に係る手順である。

(2) 成功基準

1次主冷却系のサイフォンブレイクによる液位の確保（第3.6.2.1.1図参照）は、受動的に達成されるとともに、原子炉容器のナトリウム液位が低下した場合、補助冷却設備は、運転員の操作を介しなくても、自動的に機能するように設計している。このため、運転員の役割は、補助冷却設備の自動起動の確認及び補助冷却設備の自動起動後の崩壊熱除去の監視となる。

(3) 操作手順

① 1次主冷却系の配管（内管）が破損し、1次冷却材漏えいが生じた場合、当直長は、運転員に原子炉自動停止の確認を指示する。

※ 2 箇所以上のナトリウム漏えい検出器が作動する等、ナトリウム漏えいが発生していると判断され、原子炉の自動停止に至っていない場合、運転員に手動スクラムを実施させる（3.2.2節の①の a. 参照）。

② 運転員（中央制御室）A は、原子炉が自動停止したことを確認する。

③ 運転員（中央制御室）B 及び C は、原子炉容器のナトリウム液位が N s L（原子炉容器通常ナトリウム液位）-320mm まで低下した場合、以下により補助冷却設備の自動起動を確認する。

※ 補助冷却設備が自動起動していない場合、手動により起動する。

・ 1次補助冷却系の電磁ポンプが自動起動し、定格流量（約56t/h）まで自動で到達することを確認する。

※ 上記の確認には、1次補助冷却系の温度検出器を用いる。

・ 2次補助冷却系の補助冷却機用送風機が自動起動することを確認する。

④ 運転員（中央制御室）B 及び C は、補助冷却設備により崩壊熱が正常に除去されていることを監視するとともに、運転員（中央制御室）B は、原子炉容器のナトリウム液位を監視する。

※ 上記の監視には、1次補助冷却系の温度検出器、補助冷却器出口冷却材の温度検出器、原子炉容器の液面検出器を用いる。

⑤ 運転員（中央制御室）B は、原子炉容器のナトリウム液位が1次主冷却系の循環に必要な液位を下回った場合、1次主冷却系の配管（外管）が破損したと判断するとともに、1次主冷却系のサイフォンブレイクによりナトリウムの漏えいが抑制されることを確認する。

※：上記の対応には、原子炉容器の液面検出器等を用いる。

(4) 操作の成立性

上記の操作は、現場作業を伴わない中央制御室のみでの操作である。

3.6.2.2 安全容器外の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順

(1) 概要

本手順は、安全容器外の1次主冷却系の配管（内管）が破損し、原子炉が自動停止した後の崩壊熱除去中に同一区画の1次主冷却系の配管（外管）が破損し、さらに、補助冷却設備による崩壊熱除去機能を喪失した際に、コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却（第3.6.2.2.1図参照）により、炉心の崩壊熱を除去するための手順である。

(2) 成功基準

コンクリート遮へい体冷却系は、通常運転時から継続して運転するものであり、給水流量の増大、窒素ガス流路の切り替えのための操作を除いて、基本的な手順は監視となる。

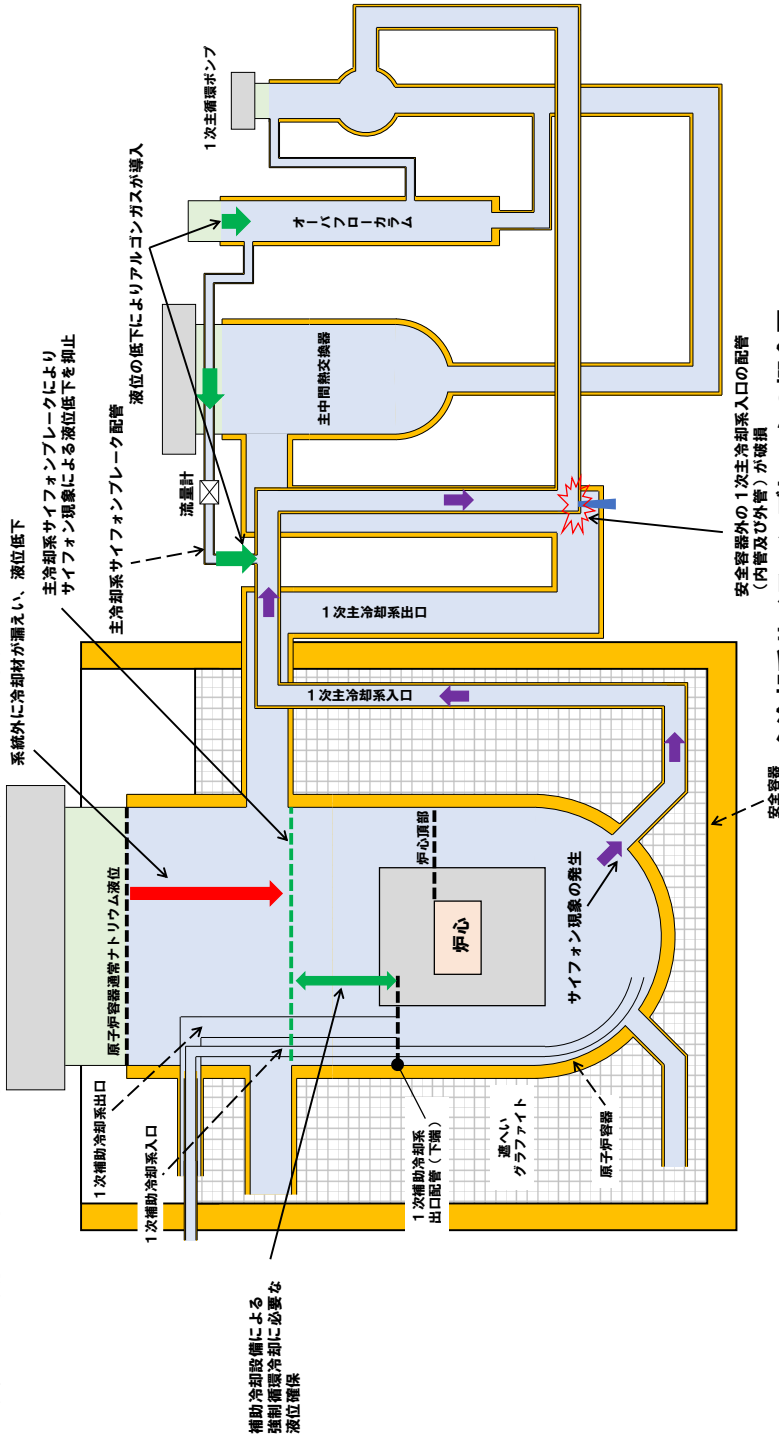
(3) 操作手順

- ① 事象発生（1次主冷却系の配管（内管）破損）から原子炉自動停止の確認までは、3.6.2.1節に同じである。
- ② 運転員（中央制御室）A及びBは、原子炉冷却材温度が上昇すると判断する。
※ 補助冷却設備による崩壊熱除去に失敗した場合、原子炉冷却材温度が上昇すると判断する。
- ③ 運転員（中央制御室）B及びCは、コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスを原子炉容器のリークジャケットに通気するように窒素ガスの流路を切り替えると同時に、コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガス冷却器の通水流量を増加させる。
- ④ 運転員（中央制御室）A、B、C及びDは、コンクリート遮へい体冷却系により崩壊熱が正常に除去されていることを監視する。
※ 上記の監視には、コンクリート遮へい体冷却系の温度検出器、冷却水の流量検出器を用いる。

(4) 操作の成立性

上記の操作は、現場作業を伴わない中央制御室のみでの操作である。

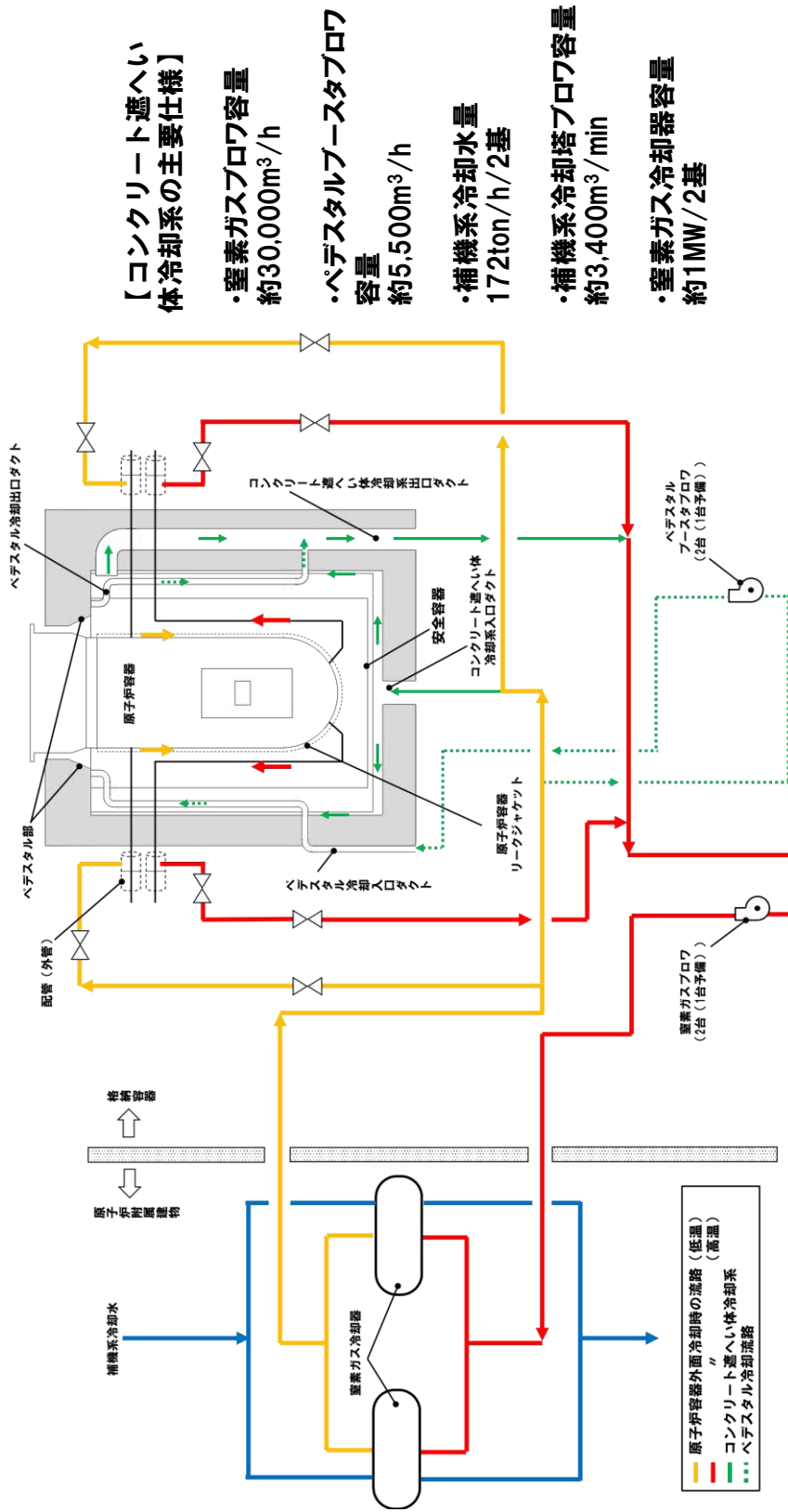
- 安全容器より外側の1次主冷却系入口の低所配管（内管及び外管）が破損した際に、主冷却系サイフォンブレイク配管からアルゴンガスが導入されることにより、サイフォン現象による原子炉容器の冷却材液位の低下を抑制し、補助冷却設備の強制循環冷却に必要な液位を確保する。
- アルゴンガスは、配管等の適切な配置により、オーバフローカラムの液位低下に伴い、受動的に導入され（電源及び運転員操作不要）、運転員は炉内ナトリウム液面計の指示値により、主冷却系サイフォンブレイクの成否を確認する。
- 主冷却系サイフォンブレイク配管は、通常運転時に凝固・閉塞が生じることを防止するため、原子炉冷却材バウンダリ内への異物の混入を防止するとともに、差圧により常時ナトリウムを流動させる設計とする。なお、防止対策を講じた上で、念のために、配管内のナトリウムの流動を確認できるよう電磁流量計を設置し、運転員が常時監視しており、サイフォンブレイク配管内の流量が異常に低下した場合には、中央制御室に警報を発し、異常を検知できる設計としている。
- 運転員が異常を検知した場合、運転員は、異常の原因を調査（予熱温度、流量計の点検）するとともに、温度が低い場合は予熱ヒータの点検等を実施し、復旧に努める。正常な状態に復旧できない場合は、運転員は原子炉を停止する。



主冷却系サイフォンブレイクによる液位確保の概念図

第3.6.2.1.1 図 1次主冷却系のサイフォンブレイクによる液位確保の補足

- 1次冷却材の漏えいにより窒素ガス流路を喪失する場合を除く事故時に使用可能（コンクリート遮へい体冷却系を予熱窒素ガス系と接続し、原子炉容器等の二重構造の間隙部に窒素ガスを通気）
- コンクリート遮へい体冷却系は、主冷却系と独立した系統



コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却の概念図

【コンクリート遮へい体冷却系の試験検査】
 原子炉容器外面冷却の窒素ガス流量は、ブロワの出口圧力と圧力損失特性(計算値)を用いて、計算により求める。
 補機系冷却水量は、流量検出器により測定する。
 窒素ガス冷却器の容量は、運転データより総括熱伝達係数を計算し、所定の温度差において、所定の除熱量が確保されることを計算により求める。

第3.6.2.2.1図 コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却の補足

3.6.3 1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合

LORL のうち、1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順を以下に示す。第3.6.3.1表にLORLのうち、1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合に対する手順のタイムチャートを示す。

＜炉心損傷防止措置＞ 下線：自主対策

- ・ 1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の自然循環による崩壊熱除去手順
 - ※ 自然循環（2ループ）による崩壊熱除去
- ・ 1次主冷却系の強制循環機能の復旧手順
- ・ 1次補助冷却系の手動サイフォンブレイク及び原子炉容器出入口止弁閉止手順

＜格納容器破損防止措置＞ 下線：自主対策

- ・ 1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順
 - ※ 自然循環（1ループ）による崩壊熱除去
- ・ 格納容器自動アイソレーション手順
 - ※ 上記の手順は、3.2.4節に同じである。
- ・ 格納容器手動アイソレーション手順
 - ※ 上記の手順は、3.2.5節に同じである。
- ・ コンクリート遮へい体冷却系による安全容器外面冷却手順
 - ※ 上記の手順は、3.1.6.3節に同じである。

第 3.6.3.1 表 1 次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合
に対する手順のタイムチャート

必要な要員と作業項目		経過時間（分）																備考										
		5	10	20	30	60	120	180	10日	20日	30日	40日																
手順の項目	要員（名） （作業に必要な要員数）	手順の内容																▽異常事象発生（1次補助冷却系配管（内側）破損） ▽事故発生時の判断（1次補助冷却系配管（外側）破損に伴う炉内冷却材液位低下） ▽原子炉容器内の液位低下による原子炉自動停止 ▽原子炉容器内の液位低下による1次補助冷却系サイフォンブレイク										
	当直長	・運転操作指揮																										
状況判断	運転員A	1 ・原子炉スクラム確認																・「炉内ナトリウム液面低」による原子炉保護系（スクラム）動作を確認する。 ・上記の確認は、原子炉保護系（スクラム）動作時に、中央制御室で1名により5分以内に実施する。										
	運転員A、D	2 ・事故発生時の判断																・1次補助冷却系配管（外側）破損に伴う炉内冷却材液位低下を確認する。 ・二重壁内の容積に相当する液位を超えて液位が低下した時点で事故発生と判断する。 ・液位の確認は、中央制御室で2名により10分以内に実施し、その後、監視を継続する。また、事故発生時の判断は、基準に達してから10分以内に実施する。										
炉心損傷防止措置	運転員B、C	2 ・1次補助冷却系サイフォンブレイクによる冷却材漏えい量抑制の確認 ・自動での1次補助冷却系サイフォンブレイク止弁開に失敗した場合、手動で開操作 ・1次補助冷却系サイフォンブレイクに失敗した場合、手動で原子炉容器出入口止弁の開操作 ・主冷却系の循環に必要な原子炉容器内冷却材液位確保																1次補助冷却系サイフォンブレイク止弁開に失敗した場合は手動開操作 必要な場合は、原子炉容器出入口止弁を開操作 その後は定期的な監視を継続 ・炉心損傷防止措置（1次補助冷却系サイフォンブレイクによる液位確保）は、運転員の操作を介しなくても、自動的に機能するよう設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、液位確保の確認及び監視となる。 ・1次補助冷却系自動サイフォンブレイクに失敗した場合、1次補助冷却系サイフォンブレイクが必要な液位までの液位低下には約4時間、主冷却系の液位喪失までの液位低下には約13時間を要するため、その期間に運転員が中央制御室で手動サイフォンブレイク及び手動原子炉容器出入口止弁開操作を実施する。										
	運転員B、E	2 ・主冷却系の循環による冷却（自然循環）																定期的な監視を継続 ・主冷却系による崩壊熱除去が可能な状態にあることを確認する。 ・自動での1次補助冷却系サイフォンブレイク止弁開に失敗した場合、手動で1次補助冷却系サイフォンブレイク止弁の操作スイッチを開操作する。 ・1次補助冷却系サイフォンブレイクに失敗した場合、手動で原子炉容器出入口止弁の操作スイッチを開操作する。 ・上記の確認は、中央制御室で2名により、液位の監視を継続することにより実施する。また、上記の手動操作が必要な際には、中央制御室で2名により、5分以内に操作を実施する。なお、中央制御室での操作にも失敗した場合、現場で2名により、20分以内に1次補助冷却系サイフォンブレイク止弁のハンドルを開操作する。										
状況判断	運転員A、D	2 ・格納容器内温度及び圧力等が上昇することの判断																格納容器内温度、圧力等の上昇時に状況を判断 ・冷却材の格納容器（床下）への漏えいにより、格納容器内の温度及び圧力等が上昇することを確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で2名により必要な期間実施する。										
格納容器破損防止措置	運転員B、E	2 ・主冷却系（1ループ）の循環による冷却（自然循環）																定期的な監視を継続 ・1次主冷却系（自然循環）、2次主冷却系（自然循環）及び主冷却機（自然通風）の運転状況を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で2名により必要な期間実施する。										
	運転員A、D	2 ・格納容器アイソレーション確認 ・格納容器手動アイソレーション																状況判断によりアイソレーションを確認し、その後は定期的な監視を継続（1名） 必要な場合は、手動アイソレーション操作を実施 ・格納容器アイソレーションは、運転員の操作を介しなくても、自動的に機能するよう設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、隔離状態の確認及び監視となる。 ・格納容器隔離に失敗したと判断した場合、手動アイソレーション操作を開始する。操作実施後は、放射性物質の閉じ込め状態の監視を継続する。 ・「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」、「格納容器内床上線量率高」により、原子炉保護系（アイソレーション）が動作し、工学的安全施設が自動的に作動し、隔離されることを確認する。 ・格納容器床下へのナトリウムの漏えいにより、漏えい発生の数分後には、格納容器床下の温度が60℃を超過して原子炉保護系（アイソレーション）が動作する。 ・自動アイソレーションに失敗している場合は手動アイソレーションにより隔離する。 ・上記の確認及び操作は、中央制御室で2名により速やかに実施する。なお、手動での隔離操作が必要な場合は現場操作盤で操作を実施する。										

3.6.3.1 1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の自然循環による崩壊熱除去手順

(1) 概要

本手順は、1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の主冷却設備（2ループ）の自然循環による崩壊熱除去に係る手順である。

(2) 成功基準

1次補助冷却系のサイフォンブレイクによる液位の確保（第3.6.3.1.1図参照）は、自動的に達成されるとともに、主冷却設備は、運転員の操作を介しなくても、自動的に自然循環に移行するように設計している。このため、運転員の役割は、サイフォンブレイクによる液位の確保、主冷却設備の運転状態及び原子炉の冷却状態の確認並びに崩壊熱除去の監視となる。

(3) 操作手順

- ① 1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が発生した場合、当直長は、運転員に原子炉の自動停止の確認を指示する。
- ② 運転員（中央制御室）Aは、原子炉が自動停止したことを確認する。
- ③ 運転員（中央制御室）B及びCは、原子炉が自動停止した後、1次補助冷却系のサイフォンブレイクによる液位確保及び1次主冷却系の自然循環冷却を確認する。
- ④ 運転員（中央制御室）B及びCは、2ループの1次主冷却系（自然循環）、2次主冷却系（自然循環）及び主冷却機（自然通風）の運転状況を確認するとともに、主冷却設備により崩壊熱が正常に除去されていることを以下により監視する。
 - ・ 1次主冷却系の自然循環の状況を監視する。
 - ※ 上記の監視には、1次主冷却系の流量検出器を用いる。
 - ・ 2次主冷却系及び主冷却機に異常等がないことを監視する。
 - ※ 上記の監視には、2次主冷却系の流量検出器及び主冷却器出口冷却材の温度検出器を用いる。
 - ・ 主冷却器出口冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度が安定することを監視する。
 - ※ 上記の監視には、主冷却器出口冷却材の温度検出器、原子炉容器出口冷却材の温度検出器を用いる。

(4) 操作の成立性

上記の作業は、現場作業を伴わない中央制御室のみでの操作である。

3.6.3.2 1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順

(1) 概要

本手順は、1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳し、かつ、炉心損傷防止措置（主冷却設備（2ループ）の自然循環による崩壊熱除去）の機能を喪失した場合の主冷却設備（1ループ）の自然循環による崩壊熱除去に係る手順である。

(2) 成功基準

主冷却設備は、運転員の操作を介在しなくても、自動的に自然循環に移行するように設計している。このため、運転員の役割は、主冷却設備の運転状態及び原子炉の冷却状態の確認並びに崩壊熱除去の監視となる。

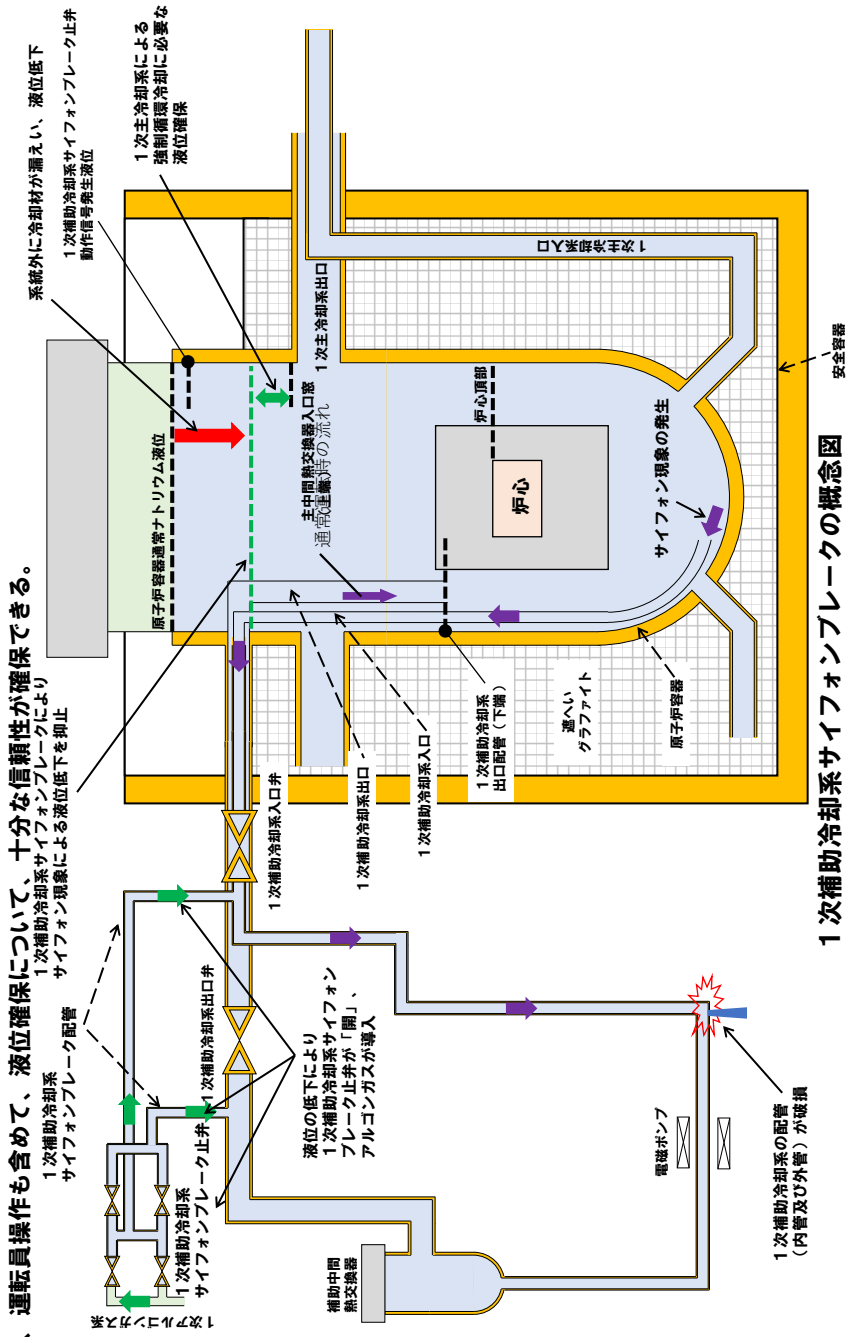
(3) 操作手順

- ① 事象発生（1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損）、原子炉自動停止、1次補助冷却系のサイフォンブレイクによる液位確保の確認及び1次主冷却系の自然循環冷却の確認までは、3.6.3.1節に同じである。
- ② 運転員（中央制御室）B及びCは、1ループの1次主冷却系（自然循環）、2次主冷却系（自然循環）及び主冷却機（自然通風）の運転状況を確認するとともに、主冷却設備により崩壊熱が正常に除去されていることを以下により監視する。
 - ・ 1次主冷却系の自然循環の状況を監視する。
 - ※ 上記の監視には、1次主冷却系の流量検出器を用いる。
 - ・ 2次主冷却系及び主冷却機に異常等がないことを監視する。
 - ※ 上記の監視には、2次主冷却系の流量検出器及び主冷却器出口冷却材の温度検出器を用いる。
 - ・ 主冷却器出口冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度が安定することを監視する。
 - ※ 上記の監視には、主冷却器出口冷却材の温度検出器、原子炉容器出口冷却材の温度検出器を用いる。

(4) 操作の成立性

上記の作業は、現場作業を伴わない中央制御室のみでの操作である。

- 1次補助冷却系の低所配管（内管及び外管）が破損した際に、1次補助冷却系サイフォンブレーク配管からアルゴンガスを導入することにより、サイフォン現象による原子炉容器の冷却材液位の低下を抑制し、1次主冷却系の循環に必要な液位を確保する。
- 1次補助冷却系のナトリウム漏えいの検知（2 out of 28）、原子炉容器の冷却材液位低低（NsL-320mm）、ポニーモータ1台停止の条件が成立した時点で、自動で1次補助冷却系サイフォンブレーク止弁が「開」となりアルゴンガスが導入される。また、1次補助冷却系からの漏えいによる液位の低下速度は緩慢であり、サイフォンブレーク止弁開の液位に達するまでに3時間以上の猶予がある。自主対策として、運転員が1次補助冷却系サイフォンブレーク止弁の自動開失敗を認知した場合は、中央制御室及び現場において、止弁の開操作を実施する手順により、猶予時間内で確実に操作を実施する。
- 1次補助冷却系サイフォンブレーク失敗を仮想した場合であっても、1次主冷却系の循環に必要な液位を喪失するまでは10時間以上の猶予がある。自主対策として、運転員が液位等によりサイフォンブレーク失敗を感知した場合、中央制御室において、1次補助冷却系の出入口止弁（電源：直流無停電電源系）を「閉」とする手順（10分以内に完了）により、猶予時間内に、1次主冷却系の循環に必要な液位は確実に確保できる。
- 以上のとおり、運転員操作も含めて、液位確保について、十分な信頼性が確保できる。



1次補助冷却系サイフォンブレークの概念図
 第 3.6.3.1.1 図 1 次補助冷却系のサイフォンブレークによる液位確保の補足

3.7 交流動力電源が存在し、かつ原子炉容器液位が確保された状態での崩壊熱除去機能喪失 (PLOHS) に対する手順

PLOHS に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置は、異常事象により異なるため、以下の事象進展ごとに示す。

- ・ 外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合
- ・ 2 次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合

3.7.1 外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合

PLOHS のうち、外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順を以下に示す。第 3.7.1.1 表に PLOHS のうち、外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合に対する手順のタイムチャートを示す。

<炉心損傷防止措置> 下線：自主対策

- ・ 外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の自然循環（2 ループ）による崩壊熱除去手順
- ・ 強制循環機能の復旧手順
- ・ コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器の外面冷却手順

<格納容器破損防止措置> 下線：自主対策

- ・ 外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順
- ※ 自然循環（1 ループ）による崩壊熱除去

第 3.7.1.1 表 外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合に対する手順のタイムチャート

必要な要員と作業項目			経過時間 (分)												備考
			5	10	20	30	60	120	180	10日	20日	30日	40日		
手順の項目	要員 (名) (作業に必要な要員数)	手順の内容	▽異常事象発生(外部電源喪失) ▽事故発生の判断 (1次主冷却系の強制循環冷却及び補助冷却設備の強制循環冷却失敗)												
	当直長	・運転操作指揮	[Gantt bar from 0 to 180]												
状況判断	運転員A	1 ・原子炉スクラム確認	[Gantt bar from 0 to 5]												・「電源喪失」による原子炉保護系(スクラム)動作を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内を実施する。
	運転員A、B	2 ・事故発生の判断	[Gantt bar from 5 to 10]												・1次主冷却系の強制循環冷却失敗を確認する。 ・補助冷却設備の強制循環冷却失敗を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で2名により10分以内を実施する。
炉心損傷防止措置、格納容器破損防止措置	運転員B、C	2 ・自然循環移行(2ループ又は1ループ)	[Gantt bar from 10 to 180]												・1次主冷却系(自然循環)、2次主冷却系(自然循環)及び主冷却機(自然通風)の運転状況を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で2名により10分以内を実施し、その後、監視を継続する。
自主対策	運転員D、E	2 ・強制循環冷却機能喪失の原因調査・復旧	[Gantt bar from 180 to 240]												・強制循環冷却機能喪失の原因を調査し、その復旧に努める。 ・上記の対策は、中央制御室及び現場で運転員2名により実施する。なお、対策は現場対応班員と連携して実施する。

3.7.1.1 外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の自然循環（2 ループ）による崩壊熱除去手順

(1) 概要

本手順は、外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の主冷却設備（2 ループ）の自然循環による崩壊熱除去に係る手順である。

(2) 成功基準

主冷却設備は、運転員の操作を介在しなくても、自動的に自然循環に移行するように設計している。このため、運転員の役割は、主冷却設備の運転状態及び原子炉の冷却状態の確認並びに崩壊熱除去の監視となる。

(3) 操作手順

- ① 外部電源喪失が発生した場合、当直長は、運転員に原子炉の自動停止の確認を指示する。
- ② 運転員（中央制御室）A は、原子炉が自動停止したことを確認する。
- ③ 運転員（中央制御室）B 及び C は、原子炉が自動停止した後、1 次主冷却系の強制循環冷却（ポンプによる低速運転）及び補助冷却設備による強制循環冷却の失敗を確認する。
※ 強制循環冷却機能喪失の原因によっては、機能を復旧できる可能性があるため、手動での強制循環冷却機能の復旧を行う。
- ④ 運転員（中央制御室）B 及び C は、2 ループの 1 次主冷却系（自然循環）、2 次主冷却系（自然循環）及び主冷却機（自然通風）の運転状況を確認するとともに、主冷却設備により崩壊熱が正常に除去されていることを以下により監視する。
 - ・ 1 次主冷却系の自然循環の状況を監視する。
※ 上記の監視には、1 次主冷却系の流量検出器を用いる。
 - ・ 2 次主冷却系及び主冷却機に異常等がないことを監視する。
※ 上記の監視には、2 次主冷却系の流量検出器及び主冷却器出口冷却材の温度検出器を用いる。
 - ・ 主冷却器出口冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度が安定することを監視する。
※ 上記の監視には、主冷却器出口冷却材の温度検出器、原子炉容器出口冷却材の温度検出器を用いる。

(4) 操作の成立性

上記の作業は、現場作業を伴わない中央制御室のみでの操作である。

3.7.1.2 強制循環機能の復旧手順

(1) 概要

本手順は、1次主冷却系の強制循環冷却（ポンプモータによる低速運転）及び補助冷却設備による強制循環冷却に失敗した際の当該機能の復旧に係る手順である。

(2) 成功基準

強制循環機能の復旧手順は、安全性向上のために自主的に講じるものである。

(3) 操作手順

- ① 1次主冷却系主循環ポンプの機能喪失の原因（電気故障、潤滑油ポンプの故障等）を調査し、可能な場合には復旧する。
- ② 補助冷却設備の機能喪失の原因（1次補助電磁ポンプ、2次補助電磁ポンプ、補助冷却機等）を調査し、可能な場合には復旧する。

(4) 操作の成立性

上記の操作は、安全性向上のために自主的に講じるものである。また、通常運転時の作業環境と同様の環境で実施できる操作である。

3.7.1.3 外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順

(1) 概要

本手順は、外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳し、かつ、炉心損傷防止措置（主冷却設備（2ループ）の自然循環による崩壊熱除去）の機能を喪失した場合の主冷却設備（1ループ）の自然循環による崩壊熱除去に係る手順である。

(2) 成功基準

主冷却設備は、運転員の操作を介在しなくても、自動的に自然循環に移行するように設計している。このため、運転員の役割は、主冷却設備の運転状態及び原子炉の冷却状態の確認並びに崩壊熱除去の監視となる。

(3) 操作手順

- ① 事象発生（外部電源喪失）から原子炉自動停止の確認までは、3.7.1.1 節に同じである。
- ② 運転員（中央制御室）B 及び C は、1ループの1次主冷却系（自然循環）、2次主冷却系（自然循環）及び主冷却機（自然通風）の運転状況を確認するとともに、主冷却設備により崩壊熱が正常に除去されていることを以下により監視する。
 - ・ 1次主冷却系の自然循環の状況を監視する。
 - ※ 上記の監視には、1次主冷却系の流量検出器を用いる。
 - ・ 2次主冷却系及び主冷却機に異常等がないことを監視する。
 - ※ 上記の監視には、2次主冷却系の流量検出器及び主冷却器出口冷却材の温度検出器を用いる。
 - ・ 主冷却器出口冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度が安定することを監視する。
 - ※ 上記の監視には、主冷却器出口冷却材の温度検出器、原子炉容器出口冷却材の温度検出器を用いる。

(4) 操作の成立性

上記の作業は、現場作業を伴わない中央制御室のみでの操作である。

3.7.2 2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合

PLOHS のうち2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順を以下に示す。第3.7.2.1表にPLOHSのうち、2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合に対する手順のタイムチャートを示す。

<炉心損傷防止措置> 下線：自主対策

- ・ 2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の自然循環（1ループ）による崩壊熱除去手順
- ・ 強制循環機能の復旧手順
※ 上記の手順は、3.7.1.2節に同じである。

<格納容器破損防止措置> 下線：自主対策

- ・ 2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順
※ 上記の手順は、3.6.1.3節に同じである。
- ・ 格納容器自動アイソレーション手順
※ 上記の手順は、3.2.4節に同じである。
- ・ 格納容器手動アイソレーション手順
※ 上記の手順は、3.2.5節に同じである。

第 3.7.2.1 表 2 次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合
に対する手順のタイムチャート

必要な要員と作業項目			経過時間 (分)												備考									
			5	10	20	30	60	3時間	10日	20日	30日	40日												
手順の項目	要員 (名) (作業に必要な要員数)	手順の内容	<p>▽異常事象発生 (2次冷却材漏えい)</p> <p>▽事故発生の判断 (1次主冷却系の強制循環冷却及び補助冷却設備の強制循環冷却失敗)</p> <p>▽冷却材の昇温及び蒸発により、 原子炉冷却材バウンダリが高压に至ると判断</p> <p>▽原子炉容器外に冷却材 (ナトリウム) や 放射性物質等が流出と判断</p>																					
	当直長	・ 運転操作指揮	[Timeline bar from 0 to 40 minutes]																					
状況判断	運転員 A	1 ・ 原子炉スクラム確認	[Timeline bar from 0 to 5 minutes]												<ul style="list-style-type: none"> ・ 「原子炉入口冷却材温度高」による原子炉保護系 (スクラム) 動作を確認する。 ・ 上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内実施する。 									
	運転員 A, B	2 ・ 事故発生の判断	[Timeline bar from 0 to 10 minutes]												<ul style="list-style-type: none"> ・ 1次主冷却系の強制循環冷却失敗を確認する。 ・ 補助冷却設備の強制循環冷却失敗を確認する。 ・ 上記の確認は、中央制御室で2名により10分以内実施する。 									
炉心損傷防止措置	運転員 A, B	2 ・ 自然循環移行 (1ループ)	<p>定期的な監視を継続 (1名)</p> <p>・ 原子炉停止から数時間後までは、自動制御による崩壊熱除去を実施するため、運転員は、常時監視を継続する。崩壊熱の減衰に伴う自動制御による崩壊熱除去終了後 (主冷却機のペーン・ダンパ全閉後) は、運転員1名が、所定の頻度で定期的約10分間の監視を継続する。</p>												<ul style="list-style-type: none"> ・ 1次主冷却系 (自然循環)、2次主冷却系 (自然循環) 及び主冷却機 (自然通風) の運転状況を確認する。 ・ 上記の確認は、中央制御室で2名により10分以内実施し、その後、監視を継続する。 									
2次冷却材漏えい対応	運転員 C, D, E	3 ・ 2次冷却材ドレン、消火等	<p>定期的な監視を継続 (1名)</p> <p>・ 2次冷却材漏えい、ナトリウム燃焼を認知した場合、2次冷却材のドレン操作を数十分以内実施し、その後消火活動を実施する。事象発生から約1時間後には、現場対応班が編成されるため、原則として、その後の消火活動は、現場対応班に引き継ぎ、運転員1名は、中央制御室において、所定の頻度で定期的約10分間の監視を継続する。</p>												<ul style="list-style-type: none"> ・ 2次冷却材漏えいを検出した場合には、2次冷却材を2次冷却材ダンブタンクにドレンするとともに、ナトリウム燃焼の消火・監視等を行う。 ・ 上記の対策は、現場ドレン弁設置場所及び火災区画で3名により実施する。なお、ナトリウム燃焼の消火・監視等は、現場対応班員と連携して実施する。 									
状況判断	運転員 A, B	2 ・ 原子炉冷却材バウンダリが高压に至ることの判断	<p>崩壊熱除去機能喪失時に状況を判断</p> <p>・ 崩壊熱除去機能が喪失する時間は、事故の進展に依存するため特定できないが、崩壊熱除去機能が喪失した時点で、原子炉冷却材バウンダリが高压に至ることの判断は10分以内実施する。</p>												<ul style="list-style-type: none"> ・ 冷却材の著しい昇温及び蒸発が推定される場合に、原子炉冷却材バウンダリが高压に至ると判断する。 ・ 上記の判断は、必要な際に、中央制御室で2名により10分以内実施する。 									

格納容器破損防止措置	運転員C、D	2	<ul style="list-style-type: none"> ・1次アルゴンガス系安全板より、ナトリウム蒸気を格納容器（床下）に放出 	<p>状況判断によりヒータの操作を実施し、その後は定期的な監視を継続（1名）</p> <ul style="list-style-type: none"> ・運転員は、原子炉冷却材バウンダリが高圧に至ると判断した場合、10分以内にペーパーラップを含む1次アルゴンガス系安全板までの流路のヒータを入りとする。その後の運転員による監視は、運転員1名が、所定の頻度で定期的約10分間の監視を継続する。 	<ul style="list-style-type: none"> ・1次アルゴンガス系安全板より、ナトリウム蒸気が格納容器（床下）に放出されることを確認する。 ・上記の確認は、ナトリウム蒸気が放出された際に、中央制御室で2名により10分以内に実施する。
	運転員A、E	2	<ul style="list-style-type: none"> ・格納容器アイソレーション確認 ・格納容器手動アイソレーション 	<p>状況判断によりアイソレーションを確認し、その後は定期的な監視を継続（1名） 必要な場合は、手動アイソレーション操作を実施</p> <ul style="list-style-type: none"> ・格納容器アイソレーションは、運転員の操作を介しなくとも、自動的に機能するよう設計している。このため、運転員の操作はなく、運転員の役割は、隔離状態の確認及び監視となる。格納容器アイソレーションに至る時間は、事故の進展に依存するため特定できないが、格納容器アイソレーションに至った時点で、当該動作の確認は10分以内に実施する。その後の運転員による監視は、運転員1名が、所定の頻度で定期的約10分間の監視を継続する。 ・格納容器隔離に失敗したと判断した場合、又は隔離が必要と判断した場合、手動アイソレーション操作を開始する。当該動作の失敗の判断及び必要な場合の手動アイソレーション操作は、10分以内に実施する。その後の運転員による監視は、運転員1名が、所定の頻度で約10分間の監視を継続する。 	<ul style="list-style-type: none"> ・「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」、「格納容器内床上線量率高」により、原子炉保護系（アイソレーション）が動作し、工学的安全施設が自動的に作動し、隔離されることを確認する。 ・多量のナトリウムが格納容器床下に漏えいた場合は、格納容器床下温度が60℃を超過して原子炉保護系（アイソレーション）が動作する。 ・自動アイソレーションに失敗している場合は手動アイソレーションにより隔離する。 ・上記の確認及び操作は、必要な際に、中央制御室で2名により5分以内に実施し、その後、監視を継続する。
状況判断	運転員A、B	2	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉容器外に冷却材や損傷炉心物質等が流出したことの判断 	<ul style="list-style-type: none"> ・運転員1名が、監視を継続する。 	<ul style="list-style-type: none"> ・安全容器内圧力が著しく上昇した場合に、原子炉容器外に損傷炉心物質が流出したと判断する。 ・上記の判断は、原子炉容器外に損傷炉心物質が流出した際に、中央制御室で2名により10分以内に実施する。
格納容器破損防止措置	運転員B、D、E	3	<ul style="list-style-type: none"> ・安全容器による冷却材や損傷炉心物質の保持 ・コンクリート遮へい体冷却系による冷却 	<p>通気風量及び通水流量の増大操作を実施し、その後は定期的な監視を継続（1名）</p> <p>運転継続の確認</p> <ul style="list-style-type: none"> ・コンクリート遮へい体冷却系は、通常運転時からの継続運転であり、運転員の操作を介しなくとも、運転は継続される。主冷却系及び補助冷却設備による崩壊熱除去に失敗した時点で、炉外事象過程における安全容器外面冷却の開始前から、通気風量及び通水流量を増加させる手順を実施する。崩壊熱除去機能を喪失する時間は、事故の進展に依存するため特定できないが、崩壊熱除去機能を喪失した時点で、通気風量及び通水流量の増加の操作は30分以内に実施する。その後の運転員による監視は、運転員1名が所定の頻度で約10分間の監視を継続する。なお、有効性評価の解析では、本手順を踏まえて、解析の初期から増大後の値を適用する。 	<ul style="list-style-type: none"> ・安全容器により冷却材や損傷炉心物質が保持されることを確認する。また、コンクリート遮へい体冷却系の運転により、安全容器内にて保持した損傷炉心物質を冷却する。 ・コンクリート遮へい体冷却系の運転継続は、中央制御室で3名により、30分以内に確認する。また、通気風量及び通水流量を増加させる手順は、中央制御室で3名により、冷却開始までに30分以内で実施する。

3.7.2.1 2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の自然循環（1 ループ）による崩壊熱除去手順

(1) 概要

本手順は、2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の主冷却設備（1 ループ）の自然循環による崩壊熱除去に係る手順である。

(2) 成功基準

主冷却設備は、運転員の操作を介在しなくても、自動的に自然循環に移行するように設計している。このため、運転員の役割は、主冷却設備の運転状態及び原子炉の冷却状態の確認並びに崩壊熱除去の監視となる。

(3) 操作手順

- ① 2次冷却材漏えいが発生した場合、当直長は、運転員に原子炉の自動停止の確認を指示する。
- ② 運転員（中央制御室）Aは、原子炉が自動停止したことを確認する。
- ③ 運転員（中央制御室）B及びCは、原子炉が自動停止した後、1次主冷却系の強制循環冷却（ポニーモータによる低速運転）及び補助冷却設備による強制循環冷却の失敗を確認する。
 - ※ 強制循環冷却機能喪失の要因によっては、機能を復旧できる可能性があるため、手動での強制循環冷却機能の復旧を行う。
- ④ 運転員（中央制御室）B及びCは、1ループの1次主冷却系（自然循環）、2次主冷却系（自然循環）及び主冷却機（自然通風）の運転状況を確認するとともに、主冷却設備により崩壊熱が正常に除去されていることを以下により監視する。
 - ・ 1次主冷却系の自然循環の状況を監視する。
 - ※ 上記の監視には、1次主冷却系の流量検出器を用いる。
 - ・ 2次主冷却系及び主冷却機に異常等がないことを監視する。
 - ※ 上記の監視には、2次主冷却系の流量検出器及び主冷却器出口冷却材の温度検出器を用いる。
 - ・ 主冷却器出口冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度が安定することを監視する。
 - ※ 上記の監視には、主冷却器出口冷却材の温度検出器、原子炉容器出口冷却材の温度検出器を用いる。

(4) 操作の成立性

上記の作業は、現場作業を伴わない中央制御室のみでの操作である。

3.8 全交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失 (SBO) に対する手順

SBO に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順を以下に示す。第 3.8.1 表に SBO に対する手順のタイムチャートを示す。

<炉心損傷防止措置> 下線：自主対策

- ・ 全交流動力電源喪失時の自然循環 (2 ループ) による崩壊熱除去手順
※：上記の手順は、仮設発電機及び手動操作を除いて、3.7.1.1 節に同じである。
- ・ 自然循環 (2 ループ) での仮設発電機及び手動操作による崩壊熱除去手順
- ・ ディーゼル発電機の機能復旧手順

<格納容器破損防止措置> 下線：自主対策

- ・ 全交流動力電源喪失時の自然循環 (1 ループ) による崩壊熱除去手順
※：上記の手順は、3.7.1.3 節に同じである。

第 3.8.1 表 SBO に対する手順のタイムチャート

(a) 全交流動力電源喪失（外部電源喪失及びディーゼル発電機起動失敗）事故

必要な要員と作業項目			経過時間（分）												備考
手順の項目	要員（名） （作業に必要な要員数）	手順の内容	5	10	20	30	60	120	180	240	300	360	420	480	
			異常事象発生(外部電源喪失) 事故発生(ディーゼル発電機(2基)の自動起動失敗)												
	当直長	・運転操作指揮	[Shaded bar from 0 to 480]												
状況判断	運転員A	1 ・原子炉スクラム確認	[Shaded bar from 0 to 5]												・「電源喪失」による原子炉保護系（スクラム）動作を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で1名により5分以内に実施する。
	運転員A、D	2 ・事故発生(ディーゼル発電機(2基)の自動起動失敗)の判断	[Shaded bar from 5 to 15]												・ディーゼル発電機（2基）の自動起動失敗を確認する。 ・上記の確認は、中央制御室で2名により10分以内に実施する。
炉心損傷防止措置、 格納容器破損防止措置	運転員A、B、C、D	4 ・自然循環移行（2ループ又は1ループ）	[Shaded bar from 15 to 120]												・1次主冷却系（自然循環）、2次主冷却系（自然循環）及び主冷却機（自然通風）の運転状況を確認する。 ・仮設電源設備、仮設計器等により温度監視等を行う。 ・上記の確認は、中央制御室で2名により10分以内に実施し、その後、監視を継続する。また、仮設電源設備、仮設計器等による温度監視等は、中央制御室及び現場で4名により、蓄電池が枯渇する前に、120分以内で実施する。なお、仮設電源設備の運搬等は、現場対応班員と連携して実施することがある。
格納容器破損防止措置	運転員B	1 ・仮設計器を用いた格納容器内の状態の確認（異常がないことの確認）							[Shaded bar from 120 to 180]						・仮設計器等により格納容器（床下）、格納容器（床下）の温度の監視を継続し、異常がないことを確認する。 ・上記の監視は、中央制御室で1名により、蓄電池の枯渇後に実施する。
自主対策	運転員E	1 ・ディーゼル発電機の起動失敗の原因調査・復旧											[Shaded bar from 180 to 480]		・ディーゼル発電機の起動失敗の原因を調査し、その復旧に努める。 ・上記の対策は、中央制御室及び現場で運転員1名により実施する。なお、対策は現場対応班員と連携して実施する。

3.8.1 自然循環（2 ループ）での仮設発電機及び手動操作による崩壊熱除去手順

(1) 概要

本手順は、全交流動力電源喪失が長期化し、駆動源や監視系の電源が枯渇した際の主冷却機のインレットベーン等の手動操作、仮設発電機等を用いた監視等に係る手順である。

仮設電源設備は2組用意し、原子炉建物以外の独立した場所にそれぞれ保管し、交流無停電電源が枯渇するまでに、設置場所へ移動して電源を供給できるようにする。なお、交流無停電電源喪失までの時間は、全交流電源喪失発生から2時間以上経過後である。

(2) 成功基準

自然循環（2 ループ）での仮設発電機及び手動操作による崩壊熱除去手順は、全交流動力電源喪失時の交流無停電電源枯渇以降に、仮設発電機等を用いた監視及び主冷却機のインレットベーン等の手動操作により、炉心の著しい損傷を防止できるように実施する。

(3) 操作手順

- ① 敷地内の倉庫に保管している可搬型発電機1台を中央制御室の非常階段下1階の屋外に設置する。また、上記が使用できない場合は、第二使用済燃料貯蔵建物西側倉庫（物置）に保管している可搬型発電機1台を中央制御室前渡り廊下に設置する。
- ② 仮設電源ケーブルを敷設し、電源を供給する。
- ③ 仮設発電機からの給電により、手動操作による崩壊熱除去に必要なパラメータを監視するとともに、運転員を主冷却機のインレットベーン等の手動操作場所に配置し、手動操作による崩壊熱除去を実施する。

(4) 操作の成立性

操作は、外部電源喪失等の異常事象発生から、仮設電源設備の設置電源の給電まで、運転員及び現場対応班員4名により2時間以内で行うことが可能である。

3.8.2 ディーゼル発電機の機能復旧手順

(1) 概要

本手順は、非常用ディーゼル発電機の機能を喪失した際の当該機能の復旧に係る手順である。

(2) 成功基準

非常用ディーゼル発電機の機能復旧手順は、安全性向上のために自主的に講じるものである。

(3) 操作手順

- ① 非常用ディーゼル発電機起動失敗の原因（始動空気圧の低下、燃料切れ、弁状態等）を調査し、可能な場合は復旧し、手動起動する。
- ② 非常用ディーゼル発電機の機関トリップの原因（冷却水異常、潤滑油圧力低低等）を調査し、可能な場合は復旧し、手動起動する。

(4) 操作の成立性

上記の操作は、安全性向上のために自主的に講じるものである。また、通常運転時の作業環境と同様の環境で実施できる操作である。

設計基準事故対処設備等を BDBA に対する措置として使用する場合の信頼性について

原子炉施設は、炉心の著しい損傷に至る可能性があるとして想定する事故が発生した場合において、当該事故の拡大を防止するために、炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置を講じたものとする。原子炉施設には、プラント状態に応じて、以下の資機材をあらかじめ整備し、当該措置に使用できるものとする。

- ・ 制御棒及び制御棒駆動系
- ・ 後備炉停止制御棒及び後備炉停止制御棒駆動系
- ・ 制御棒連続引抜き阻止インターロック
- ・ 原子炉保護系（スクラム）
- ・ 原子炉保護系（アイソレーション）
- ・ 後備炉停止系用論理回路
- ・ 原子炉冷却材バウンダリ
- ・ 原子炉カバーガス等のバウンダリ
- ・ 格納容器バウンダリ
- ・ 非常用冷却設備及び補助冷却設備
- ・ 安全容器（コンクリート遮へい体冷却系を含む。）
- ・ 断熱材及びヒートシンク材
- ・ 関連する核計装
- ・ 関連するプロセス計装
- ・ 仮設電源設備（燃料油運搬設備を含む。）
- ・ 仮設計器

発電炉の有効性評価に関する審査ガイドに基づき、これらの資機材のうち、炉心の著しい損傷に至る可能性があるとして想定する事故の想定において、故障を想定した資機材を除き、資機材の機能を期待することの妥当性（原子炉の圧力、温度及び液位等）が確認できた場合には、その機能に期待している。例えば、原子炉停止機能喪失型の事故（ULOF、UTOP、ULOHS）における原子炉停止後の除熱機能等、崩壊熱除去機能喪失型の事故（LORL、PLOHS、SBO）における原子炉停止機能等が該当する。

資機材	原子炉停止機能喪失型	崩壊熱除去機能喪失型	局所閉塞
制御棒及び制御棒駆動系	機能喪失を想定	設計基準拡張	設計基準拡張
原子炉保護系（スクラム）	機能喪失を想定	設計基準拡張	設計基準拡張
原子炉冷却材バウンダリ	設計基準拡張	機能喪失を想定*1 /設計基準拡張	設計基準拡張

設計基準拡張：
事象想定において、故障を想定した設備以外で、当該事象の事象推移に基づいて、機能が維持されることが妥当と判断されるもの。

*1：LORLの場合

機能、資機材【耐震クラス】		原子炉停止機能喪失			崩壊熱除去機能喪失			局所的燃料破損
		ULOF	UTOP	ULOHS	LORL	PLOHS	SBO	LF
停止機能	制御棒及び制御棒駆動系（主炉停止系【Sクラス】）	×	×	×	○※2	○※2	○※2	○※2
	後備炉停止制御棒及び後備炉停止制御棒駆動系【Sクラス】※1	○	○	○	—	—	—	—
	原子炉保護系（スクラム（原子炉トリップ信号を含む。））【Sクラス】	×	×	×	○※2	○※2	○※2	○※2
	後備炉停止系用論理回路（代替原子炉トリップ信号を含む。）【Ss機能維持】※1	○	○	○	—	—	—	—
	制御棒連続引抜き阻止インターロック【Ss機能維持】※1	—	○	—	—	—	—	—
冷却機能	原子炉冷却材バウンダリ【Sクラス】	○	○	○	×※5	○	○	○
	非常用冷却設備（強制循環）【Sクラス】	○	○	○	×※5	×	×	○
	非常用冷却設備（自然循環）【Sクラス】※1	—	—	—	×※5	○	○	—
	補助冷却設備【Ss機能維持】※1	—	—	—	○	—	—	—
	1次主循環ポンプ主電動機	×	○※2	○※2	—	—	—	○※2
閉じ込め機能	安全容器【Ss機能維持】※1	—	—	—	○	○	—	—
	コンクリート遮へい体冷却系【Ss機能維持】※1	—	—	—	○	○	—	—
	格納容器バウンダリ【Sクラス】※1	○	○	—	○	○	—	○
	原子炉カバーガス等のバウンダリ【Ss機能維持】※1	—	—	—	○	○	—	—
	原子炉保護系（アイソレーション）【Sクラス】※1	○	○	—	○	○	—	○
電源機能	断熱材及びヒートシンク材【Ss機能維持】※1	—	—	—	○	○	—	—
	常用電源※3	×※4	○※2	○※2	○※2	×※4	×	○※2
	非常用交流動力電源系【Sクラス】	○	○	○	○	○	×※6	○
	仮設電源設備、仮設計器※1	—	—	—	—	—	○	—
計装	関連する核計装、プロセス計装	○	○	○	○	○	○	○

凡例 ○：機能すると想定しているもの、×：機能喪失を想定しているもの、—：機能の有無が有効性評価に与える影響が小さく、機能が不要なもの

※1 炉心損傷防止措置又は格納容器破損防止措置

※2 設計基準拡張

※3 措置に使用する資機材には、非常用電源設備から給電しており、常用電源を喪失してもそれらの安全機能に影響はない。

※4 起回事象が外部電源喪失のため

※5 起回事象が原子炉冷却材漏えいのため

※6 事象想定において、非常用発電機2台の起動失敗を想定しているため

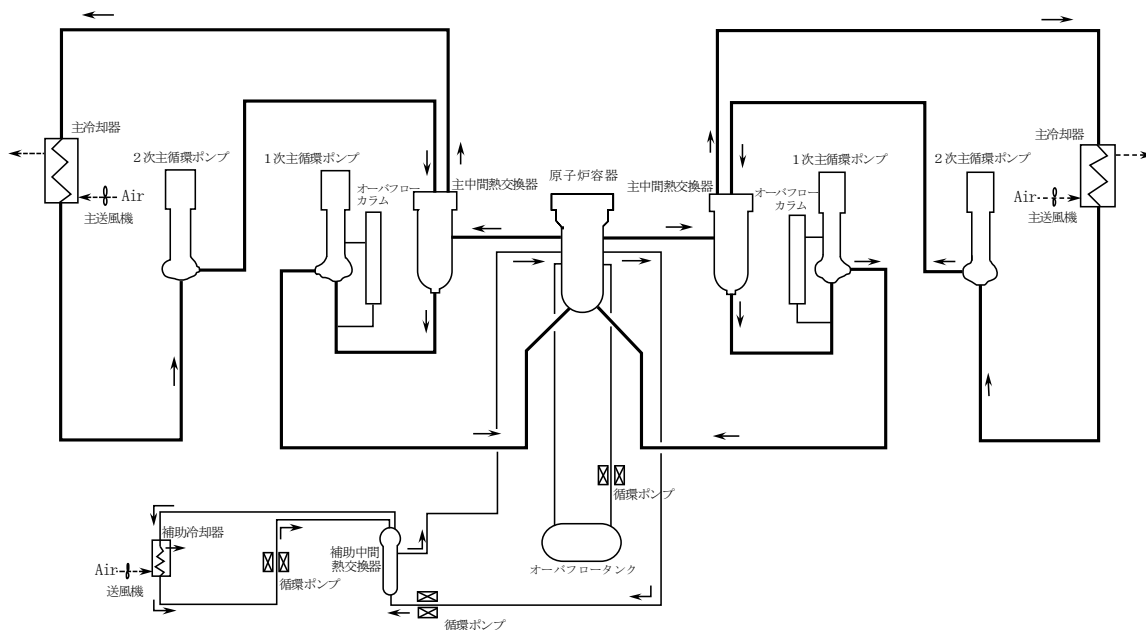
ULOF 時の原子炉容器内の発生圧力の伝搬によるポンプモータの運転への影響について

ULOF では、遷移過程において即発臨界超過の結果、大きな熱エネルギー放出がある場合、高温となった炉心物質は、炉心内の圧力に駆動されて上部プレナムへ移動し、ナトリウムとの熱的相互作用を生じる。その結果発生するナトリウム蒸気圧によって上部プレナム内のナトリウムが上方に加速され、大回転プラグ、小回転プラグ及び炉心上部機構等の下面のカバーガス領域を圧縮し、原子炉冷却材バウンダリ等に対して機械的な負荷を与える。

機械的応答過程では、上部プレナム内のナトリウムの加速による機械的エネルギーの発生並びに機械的エネルギー発生時の原子炉容器内の圧力上昇に伴う原子炉容器構造応答の解析を行っている。ここでは、上記の解析で求めた原子炉容器内の発生圧力が伝搬することによるポンプモータの運転への影響について示す。

AUTODYN による原子炉容器応答解析の結果では、原子炉容器出口配管のノズル部近傍の圧力パルスのピーク値は約 0.7MPa であり、長時間継続することはない。仮にこの圧力パルスが 1 次主冷却系を伝播したとしても、第 1 図に示すとおり、原子炉容器出口配管と 1 次主循環ポンプの間には主中間熱交換器があり、1 次主循環ポンプに到達するまでに、さらに圧力は低下することから、1 次主循環ポンプの運転継続に影響を及ぼすレベルではない。

なお、機械的エネルギー発生時には、上部プレナムでのナトリウムとの熱的相互作用により損傷炉心物質は広範に堆積するため、自然循環による除熱も可能である。



第 1 図 原子炉冷却系統図

ULOF 時の即発臨界超過による核計装（線形出力系）への影響について

ULOF では、遷移過程において即発臨界超過の結果、第 1 図に示すとおり、極めて短時間ではあるものの、約 10,000P0 の大きな出力パルスが生じる。

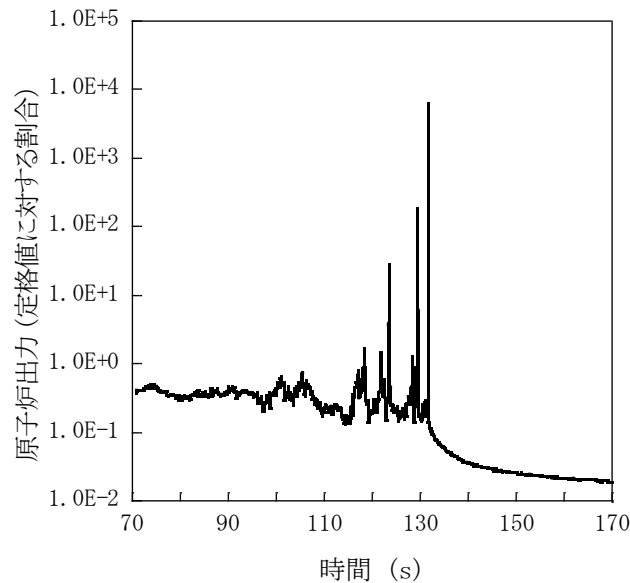
ここでは、上記の出力パルスによる核計装（線形出力系）への影響について示す。

核計装（線形出力系）の検出器は電離箱モードで動作しており、短時間に多量の中性子の照射を受けても原理的に機能を喪失することはない。

また、ケーブルを流れる電流についても通常運転時の電流はマイクロアンペアのオーダーであることから、約 10,000 倍に上昇したとしても、電流は 1 アンペア以下に抑制されており、熱的な影響も生じない。

以上のことから、ULOF 時の即発臨界超過により、核計装（線形出力系）の機能は喪失しないと考えられる。

なお、通常運転時には、核計装（中間出力系）、核計装（起動系）は炉心から離れた位置に引き抜いて保管しているため、これらの核計装を活用した監視の継続も可能である。



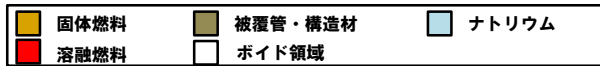
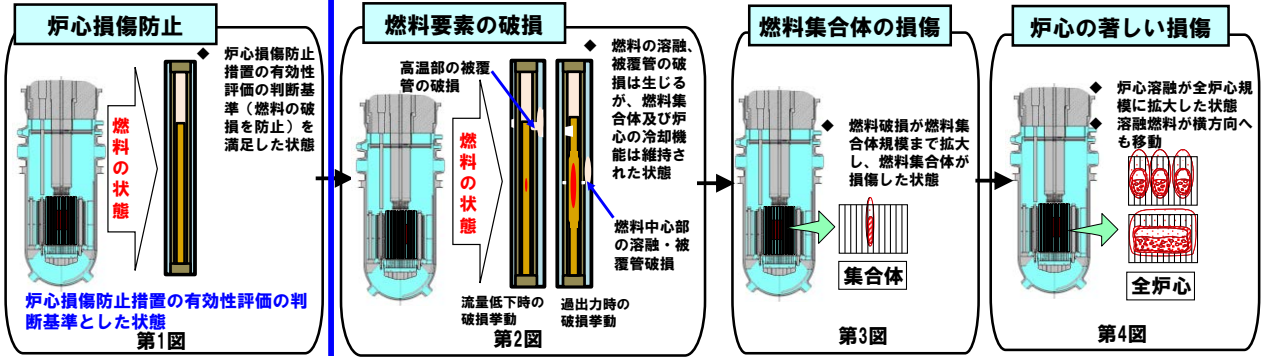
第 1 図 遷移過程における原子炉出力履歴

炉心損傷の推移、監視、措置の判断について

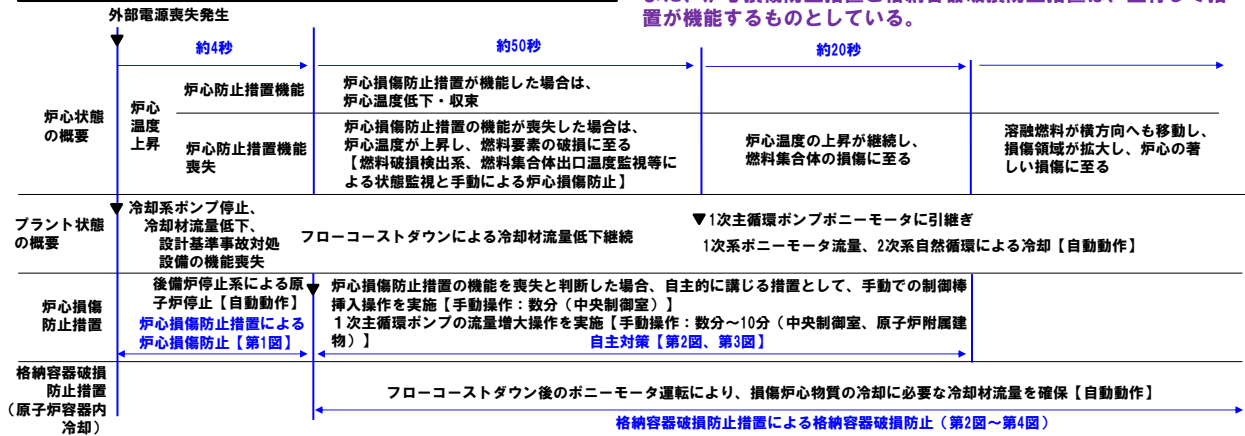
炉心の著しい損傷に至る可能性のある事故（ULOF）の事象推移と炉心損傷/格納容器破損防止措置の概念

炉心損傷防止措置が機能した状態

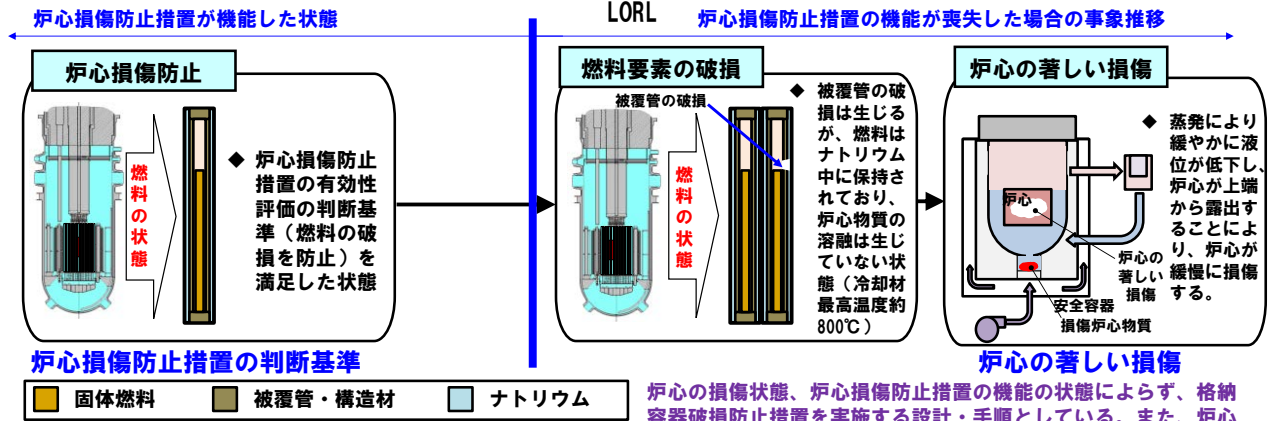
炉心損傷防止措置の機能が喪失した場合の事象推移



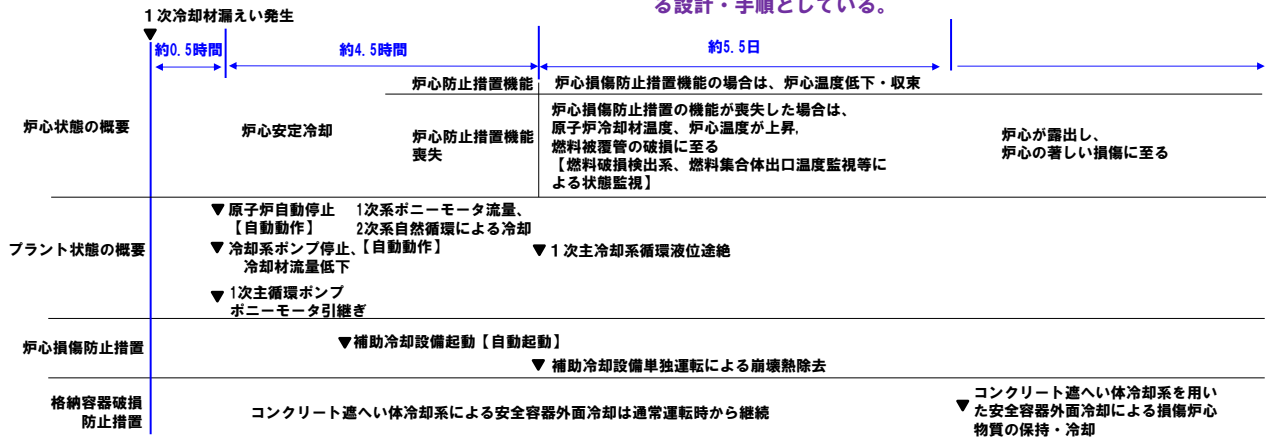
炉心の損傷状態によらず、炉心損傷防止措置の機能を喪失した場合に、格納容器破損防止措置が機能するよう措置を講じている。また、炉心損傷防止措置と格納容器破損防止措置は、並行して措置が機能するものとしている。



著しい炉心損傷に至る可能性のある事故の事象推移と炉心損傷防止、格納容器破損防止措置の概念



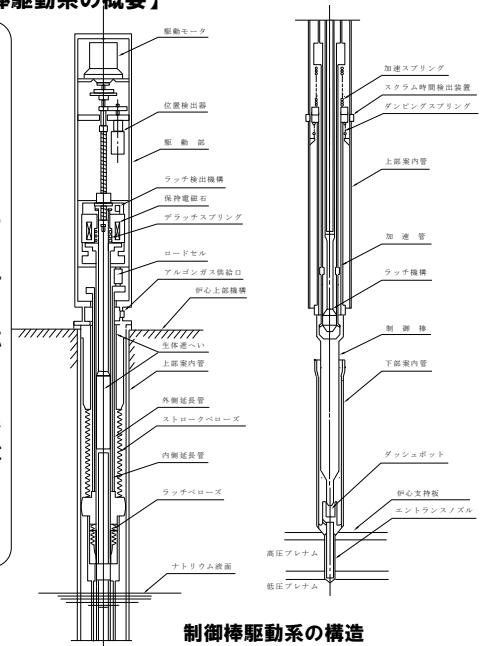
炉心の損傷状態、炉心損傷防止措置の機能の状態によらず、格納容器破損防止措置を実施する設計・手順としている。また、炉心損傷防止措置と格納容器破損防止措置は、並行して措置が機能する設計・手順としている。



原子炉停止機能の信頼性について

【制御棒及び制御棒駆動系並びに後備炉停止制御棒及び後備炉停止制御棒駆動系の概要】

- 独立した4式の制御棒及び制御棒駆動系を設置
制御棒4本を炉心第3列に配置
- 独立した2式の後備炉停止制御棒及び後備炉停止制御棒駆動系を設置
後備炉停止制御棒2本を炉心第5列に配置
- 原子炉スクラム時には、保持電磁石励磁断により、制御棒がデラッチ
制御棒は、自重で落下するとともにスプリングにより加速されて炉心に
落下・挿入され、原子炉は停止（バネ加速重力落下方式）
- 後備炉停止系は、主炉停止系による原子炉停止が不能の場合でも、原子
炉を停止するように設計
- 原子炉スクラムに必要な機能（バネ加速重力落下方式）は、炉心の反応
度（原子炉の出力）を制御するために使用する機能（ボールナットスク
リュ方式）の故障が発生した場合においても動作可能
- スクラム時挿入時間は、保持電磁石励磁断から反応度値90%挿入まで
が0.8秒以下となるように設計（本原子炉施設では、異常事象発生時の事
象進展が速いため、制御棒による速やかな反応度投入が必要）
- 制御棒及び後備炉停止制御棒は、基準地震動 S_0 の設計用地震波に基づく
最大想定変位時においても十分な余裕をもって挿入できるように設計



【関連設備】

- 後備炉停止系用論理回路
原子炉保護系の論理回路とは別の論理回路を新設し、論理回路の動作に係る多様性及び独立性を確保
- 制御棒連続引抜き阻止インターロック
出力運転中に、制御棒の連続引抜き時間が3秒（有効性評価では連続引抜き時間として4秒を設定）となると、引抜きを自動的に阻止するタイマーリレーを新設し、「原子炉出口冷却材温度高」によるトリップ信号の発信までに出力が過度に上昇することを防止
- これらの設備は、基準地震動による地震力に対して機能を喪失しないように整備、また、非常用電源設備より給電

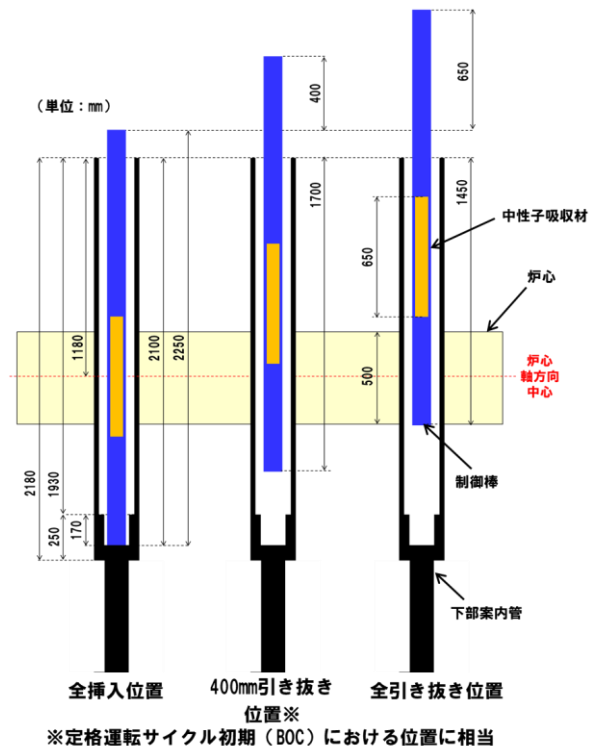
【原子炉停止系統の構造概要】

制御棒（後備炉停止制御棒含む。）
が全引き抜き位置にあっても、
60%以上が下部案内管内部に位置



- 制御棒の下方に、制御棒の下降を阻害するものは存在しない。
- 下部案内管は、他の集集体とは独立して設置され、制御棒の落下・挿入をガイドする役割を果たす。

駆動ストローク：約65cm



制御棒と下部案内管の相対位置関係

【地震時の制御棒挿入性（1/5）-概要-】

●地震時の制御棒及び後備炉停止制御棒の挿入機能に対する設計方針

制御棒又は後備炉停止制御棒（制御棒又は後備炉停止制御棒を収納する下部案内管を含む。）及び制御棒又は後備炉停止制御棒をラッチする上部案内管（上部案内管に連結される駆動機構を含む。）の地震時に生じる水平方向の相対変位を考慮しても、制御棒又は後備炉停止制御棒のスクラム時挿入時間（保持電磁石励磁磁断から反応度値 90 % 挿入まで）が規定時間（0.8秒）以内になるよう設計する。

●基準地震動に対する制御棒挿入性評価

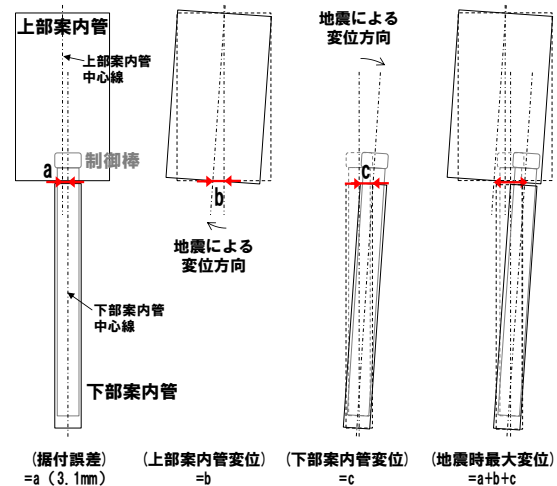
以下の2つの評価を実施する。

(1) 静的条件での制御棒挿入性評価

基準地震動 S_s に対して上部案内管と下部案内管の地震時最大変位量（右図）を評価し、その相対変位量が35mm以下であることを確認する。

(2) 動的条件での制御棒挿入性評価

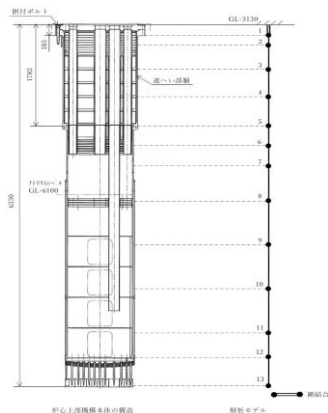
機構解析により、衝突による摩擦抵抗を考慮してもスクラム時挿入時間が規定時間以内となることを確認する。



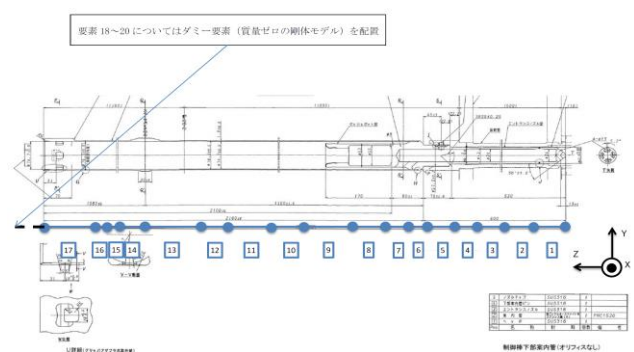
【地震時の制御棒挿入性（2/5）-静的条件での制御棒挿入性評価（1）解析条件-】

●変位量評価の解析条件

	上部案内管	下部案内管
解析対象	炉心上部機構	全炉心（群振動解析）
解析コード	FINAS (ver. 21.3)	Revian-3D (v8.2)
固有値解析	1次8.4Hz、2次39.9Hz	1次6.7Hz、2次46.7Hz、3次129.2Hz
減衰定数	1.0% (Rayleigh型比例減衰)	3% (1次)、15% (2次、3次)
加振波	建物地下中1階床応答（加速度） ※NS方向、EW方向それぞれ解析	炉心支持板応答（加速度） ※NS+EW+UDの3次元解析



FINAS解析の炉心上部機構モデル

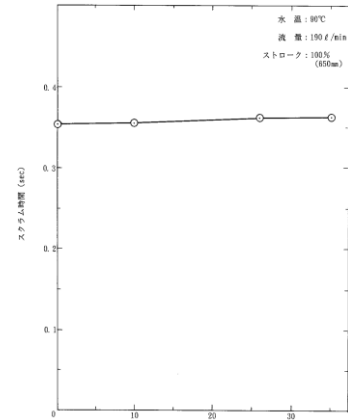


Revian-3D解析の下部案内管モデル

【地震時の制御棒挿入性（3/5）-静的条件での制御棒挿入性評価（2）評価結果-】

●最大相対変位量評価結果

	上部案内管 最大変位 (mm) (NS+EW)	下部案内管 最大変位 (mm) (NS+EW)	据付誤差 (mm)	最大相対 変位量 (mm)
Ss-D	6.4	14.4	3.1	23.9
Ss-1	14.5	12.9	3.1	30.5
Ss-2	11.5	14.2	3.1	28.8
Ss-3	7.0	13.3	3.1	23.4
Ss-4	8.4	11.2	3.1	22.7
Ss-5	9.2	10.4	3.1	22.7



水中スクラム試験結果

(実機ナトリウム環境を模擬する水温及び流量を設定)

●基準地震動Ssの地震に対する挿入性

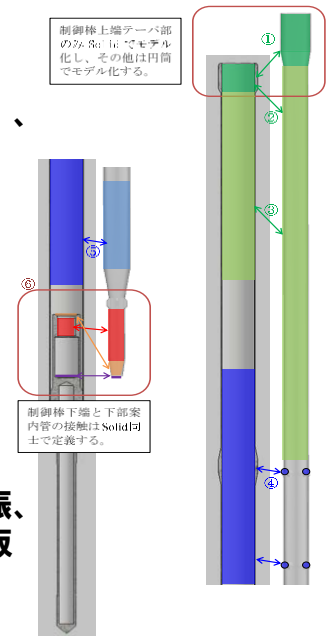
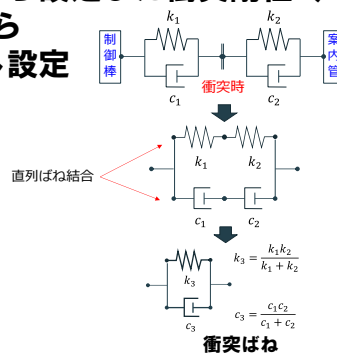
- ・水中における実規模大モックアップ試験では、スクラム時間は35mmまでの相対変位量においてほぼ一定の値となっており、スクラム時挿入時間への影響がないことを確認している。
- ・位相を考慮せずにそれぞれの最大変位量を保守的に足し合わせた場合でも、基準地震動による最大相対変位量は最大でも30.5mm（Ss-1）で、スクラム試験の結果から0.8秒以内の挿入性が確認されている35mmを超えない。

【地震時の制御棒挿入性（4/5）-動的条件での制御棒挿入性評価（1）解析条件-】

●機構解析※

- ・解析コード：ADAMS（ver. 2019） ※衝突や摩擦等を模擬した解析
- ・モデル 制御棒、下部案内管：形状模擬した剛体
上部案内管：単純円筒、加速管：円筒構造
- ・接触条件：接触箇所（右図）における衝突剛性、衝突減衰を、落下試験結果から設定した衝突剛性（ $k_{1,2}$ ）、衝突減衰（ $c_{1,2}$ ）から以下のように合成し設定

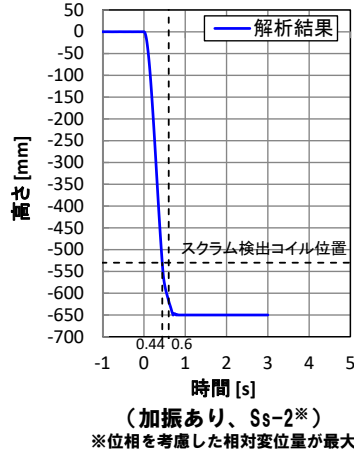
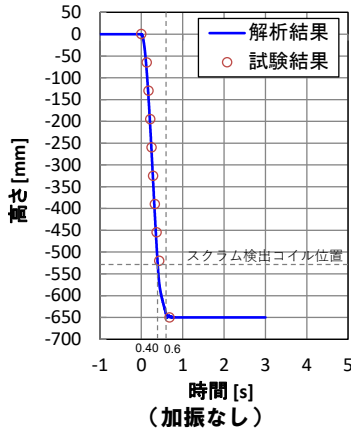
部位	衝突剛性 k_3 (N/mm)	衝突減衰 c_3 (Ns/mm)
①	1.6×10^4	9.0×10^{-1}
②	5.7×10^3	1.7×10^{-1}
③	3.8×10^3	1.0×10^{-1}
④	3.8×10^3	1.0×10^{-1}
⑤	7.1×10^3	2.0×10^{-1}
⑥	2.2×10^4	2.1×10^0



- ・加振条件：上部案内管を水平2方向及び鉛直方向に並進加振、下部案内管上端を水平2方向に加振、炉心支持板（ピン支持）を水平2方向及び鉛直方向に加振
- ・解析タイミング：最大相対変位が生じるタイミング

【地震時の制御棒挿入性（5/5）-動的条件下での制御棒挿入性評価（2）評価結果-】

●スクラム時間評価結果



スクラム時間 (スクラム検出コイル位置に到達するまでの時間)	
加振なし	0.40
加振あり	0.44

スクラム検出コイル位置：-530mm
(制御棒反応度値で 90 %挿入となる位置は約-512mm)

※	上部案内管-下部案内管の最大相対変位量 (mm)	据付誤差 (mm)	最大相対変位量 (mm)
Ss-D	12.8	3.1	15.9
Ss-1	17.2	3.1	20.3
Ss-2	17.3	3.1	20.4
Ss-3	11.8	3.1	14.9
Ss-4	13.6	3.1	16.7
Ss-5	14.3	3.1	17.4

●基準地震動Ssの地震に対する挿入性

- ・機構解析ではスクラム試験結果をよく再現している。
- ・加振時でもスクラム時間は0.5秒以内。
- ・保持電磁石励磁断からデラッチリミットスイッチ作動までの時間を0.2秒として（スクラム時間が0.6秒以内）、基準地震動時でも制御棒は規定時間内に挿入される。

後備炉停止系の設計について

【原子炉停止システムの急速挿入失敗の原因として想定される共通原因故障（1/5）-全体概要-】

① 原子炉トリップ信号

【設計基準】1種類の原子炉トリップ信号に対して、それぞれ独立した検出器を複数設けることで、原子炉トリップ信号発信に係る独立性及び多重性を確保

【BDBA】設計基準事故対処設備とは別の検出器により、原子炉トリップ信号発信に係る多様性及び独立性を確保

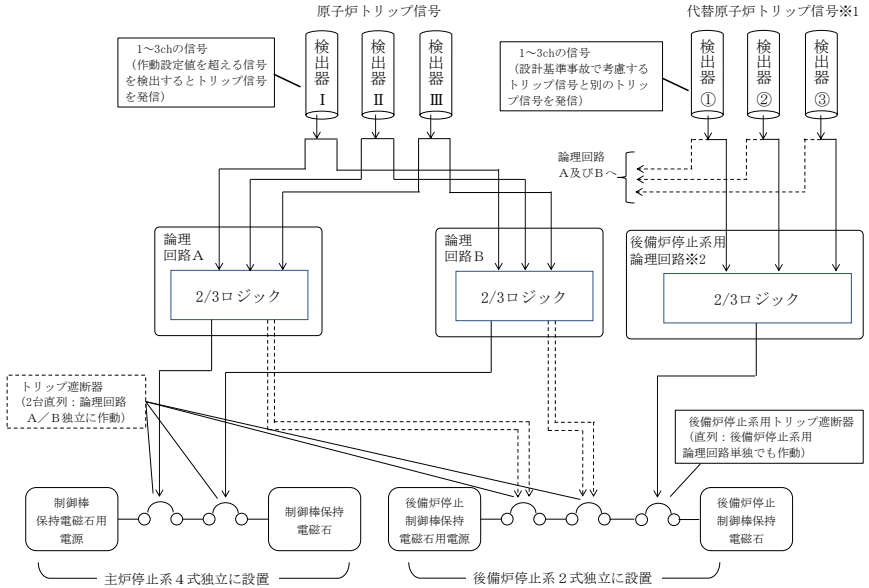
② 安全保護回路

【設計基準】原子炉保護系（スクラム）の論理回路は、それぞれ独立した2台を設けることで、ロジック回路の作動に係る独立性及び多重性を確保

【BDBA】設計基準事故対処設備とは別の後備炉停止系用論理回路を設け、後備炉停止系用論理回路からのトリップ遮断器を設けることで、論理回路の作動に係る多様性及び独立性を確保

③ 制御棒の急速挿入

制御棒等の保持電磁石用電源は、論理回路に対応してトリップ遮断器を設けることで、制御棒等の切離しに係る独立性及び多重性を確保
また、制御棒等の急速挿入に係る共通原因故障の防止対策を講じ、必要な信頼性を確保



※1: 設計基準事故で考慮する原子炉トリップ信号とは別の代替原子炉トリップ信号により、原子炉トリップ信号発信に係る多様性及び独立性を確保
※2: 設計基準事故で考慮する論理回路とは別の多様化した後備炉停止系用論理回路を設け、後備炉停止系用論理回路から多様化したトリップ遮断器を設けることで、論理回路の作動及び後備炉停止制御棒の挿入に係る多様性及び独立性を確保

- 原子炉停止に係る施設は独立性及び多重性を確保しており、単一故障を想定しても、停止機能を喪失することなく、必要な信頼性を確保
- 運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故では、主炉停止系の反応度値の最も大きな制御棒一本が全引き抜き位置に固着した場合を想定し、主炉停止系のみで原子炉を安全に停止できることを確認
- BDBAでは、後備炉停止系の急速挿入のみで炉心損傷を防止できることを確認

【原子炉停止システムの急速挿入失敗の原因として想定される共通原因故障（2/5）-原子炉トリップ信号の多様化の確保-】

- 設計基準事故対処設備として考慮した原子炉トリップ信号※2の発信失敗を想定したとしても、残された既設の原子炉トリップ信号を活用することにより、選定した異常事象の全てに対して独立で多様な代替原子炉トリップ信号※4を確保

既設の原子炉保護系の作動項目	過渡・事故事象※1	設計基準事故対処設備（原子炉トリップ信号※2）	BDBAの事象Gr※3	BDBA対処設備（代替原子炉トリップ信号※4）	第3信号
中性子束高（出力領域）	未臨界状態からの制御棒の異常な引抜き 出力運転中の制御棒の異常な引抜き 主冷却器空気流量の増大	中性子束高（出力領域）	過出力時 原子炉停止機能喪失	原子炉出口冷却材温度高	手動スクラム
中性子束高（中間領域/起動領域）	—	—	—	—	—
炉周期短（中間領域/起動領域）	—	—	—	—	—
原子炉出口冷却材温度高	—	—	—	—	—
原子炉入口冷却材温度高	主冷却器空気流量の減少 2次冷却材漏えい事故 主送風機風量瞬時低下事故	原子炉入口冷却材温度高	除熱源喪失時 原子炉停止機能喪失	原子炉出口冷却材温度高	2次主循環ポンプトリップ、手動スクラム
1次冷却材流量低	1次冷却材流量減少 1次主循環ポンプ軸回着事故	1次冷却材流量低	炉心流量喪失時 原子炉停止機能喪失	1次主循環ポンプトリップ	原子炉出口冷却材温度高、手動スクラム
2次冷却材流量低	2次冷却材流量減少 2次主循環ポンプ軸回着事故	2次冷却材流量低	除熱源喪失時 原子炉停止機能喪失	原子炉出口冷却材温度高	2次主循環ポンプトリップ、手動スクラム
炉内ナトリウム液面低	1次冷却材漏えい事故	炉内ナトリウム液面低	炉心流量喪失時 原子炉停止機能喪失	1次主循環ポンプトリップ	原子炉出口冷却材温度高、手動スクラム
炉内ナトリウム液面高	—	—	—	—	—
1次主循環ポンプトリップ	—	—	—	—	—
2次主循環ポンプトリップ	—	—	—	—	—
電源喪失	外部電源喪失	電源喪失	炉心流量喪失時 原子炉停止機能喪失	1次主循環ポンプトリップ	2次主循環ポンプトリップ、手動スクラム
手動スクラム	—	—	—	—	—

※1: 原子炉保護系の作動設定値に至らないものを除く
※2: 既設の原子炉トリップ信号のうち、設計基準事故対処設備として考慮（「過渡変化の解析」及び「事故経過の解析」において考慮）する信号
※3: 原子炉停止機能の喪失を想定する事象Grに対して整理
※4: 既設の原子炉トリップ信号のうち炉心損傷防止措置として考慮する信号

【原子炉停止システムの急速挿入失敗の原因として想定される共通原因故障（3/5）-制御棒駆動系-】

・制御棒には各々制御棒駆動系を設けることで独立性を確保
→制御棒の挿入に係る多重性を確保

・バネ加速重力落下方式では、延長管から制御棒をデラッチすることで、制御棒を落下・挿入

→制御棒の挿入は、自重落下及びスプリング加速により、信頼性を向上（自重落下のみでも炉心損傷に至ることなく原子炉を停止可能）

保持電磁石励磁断
↓
内側延長管下方に移動
↓
ラッチ機構デラッチ
↓
制御棒挿入
自重落下及びスプリングによる加速

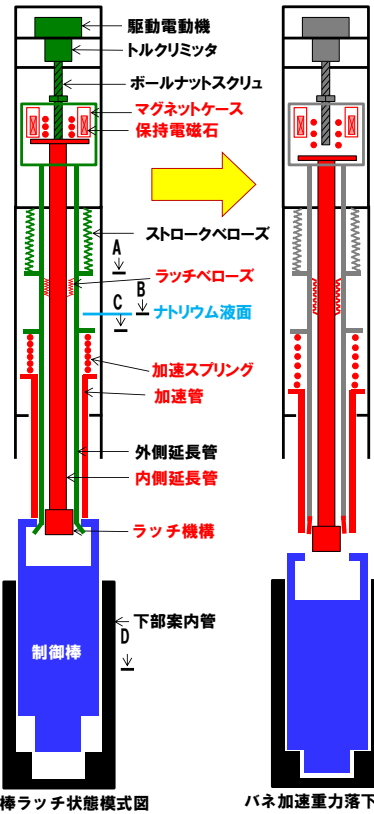


マグネットケースの固着、保持電磁石励磁断失敗

内側延長管/ラッチペロースの固着

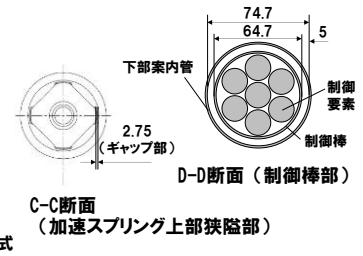
加速スプリングの固着、加速管の干渉

ラッチ機構の固着



・ナトリウム液面上部でのナトリウム（化合物を含む。）の付着による固着
→ナトリウム液面（B断面）近傍に狭隙部を設けず、液面近傍に付着しない構造
→ペロースでハウダリを構成し、ペロース内にナトリウムが侵入しない構造。また、ペロース外の狭隙部（A断面）は高温環境により、付着を防止

・ナトリウム中の異物の侵入による固着
→下部案内管と制御棒間（D断面）への異物の侵入は生じ難く、かつ、下部案内管によるガイドにより、異物による固着は生じ難い。
→上部案内管内の狭隙部（C断面）に異物が閉塞すると駆動機構の動作に異常が生じる可能性があるが、出力調整時に検知可能であり、また、制御棒切り離しによる急速挿入機能に影響はない。



【原子炉停止システムの急速挿入失敗の原因として想定される共通原因故障（4/5） -制御棒急速挿入の共通原因故障事例-】

「常陽」及び「もんじゅ」の運転経験において共通原因故障による制御棒急速挿入失敗事例なし。

類似機器の共通原因故障事例調査

炉心へ重力によって制御棒を挿入するタイプの制御棒を対象に制御棒急速挿入の共通原因故障事例について調査した。

1. 米国軽水炉の研究

米国Westinghouse社製加圧水型軽水炉の原子炉停止系の信頼性を研究したレポート[1]には、1984年～1995年における制御棒急速挿入の共通原因故障事例の調査・分析が示されている。

➢ 明確な共通原因故障と判定された事例は無い。
➢ 不確実だが共通原因故障の可能性が疑われる事例が2件存在し、いずれも48体中2体のみ故障し、残りの46体は健全という事例である。このうち、運転中に生じたとされる1件が制御棒1体当たりの故障確率評価において考慮されている。なお、この事例は情報不足により故障の影響がFail-safeか否か不明とされている。

2. 国際機関OECD/NEAによる研究

OECD/NEAが制御棒駆動集合体の共通原因故障の調査分析について取りまとめた国際共通原因故障データ交換（ICDE）プロジェクトレポート[2]には、制御棒を重力によって挿入するタイプの制御棒駆動集合体についての制御棒急速挿入の共通原因故障事例の調査・分析が示されている。

➢ 重力によって挿入するタイプの制御棒の共通原因故障事例は84件あり、このうち80件は完全な機能喪失ではなく機能低下又は兆候程度の事例であり、3件は制御棒1体だけ完全な機能喪失に至った事例であり、残りの1件は制御棒2体だけ完全な機能喪失に至った事例である。共通原因故障により3体以上の制御棒の完全な機能喪失に至った事例は無い。

3. まとめ

炉心へ重力によって挿入する制御棒について、共通原因故障による急速挿入失敗を想定したとしても、それによって3体以上の失敗に至る可能性は低いと考えられる。制御棒急速挿入について、3重以上の多重性を備えることは、共通原因故障に対しても一定の信頼性を有することが期待される。

[1] S. A. Eide, et. al. "Reliability Study: Westinghouse Reactor Protection System, 1984-1995," NUREG/CR-5500 Vol. 2, April 1999.
[2] OECD/NEA, "ICDE Project Report: Collection and Analysis of Common-cause Failures of Control Rod Drive Assemblies," NEA/CSNI/R(2013)4, June 2013.

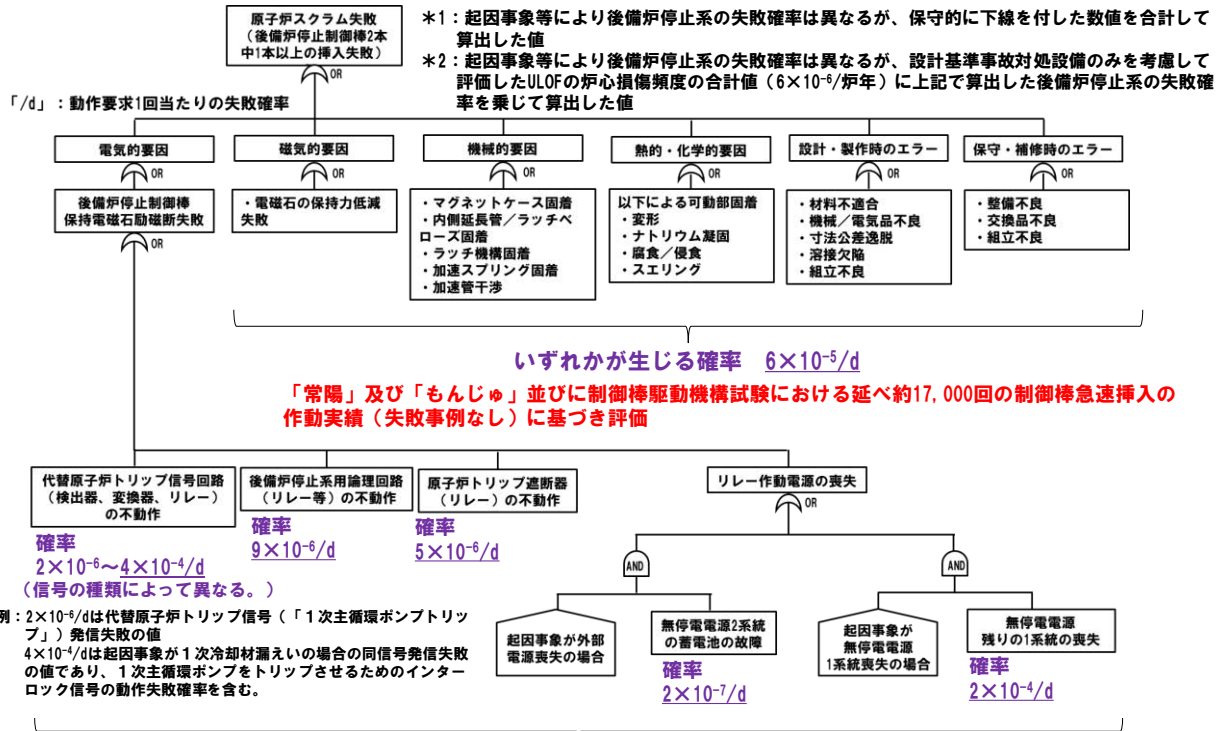
【原子炉停止系統の急速挿入失敗の原因として想定される共通原因故障（5/5）-要因・故障例・防止対策のまとめ-】

分類	具体的な故障例	防止対策	
内的事象	機械的要因	<ul style="list-style-type: none"> ・マグネットケース固着 ・内側延長管／ラッチペロース固着 ・ラッチ機構固着 ・加速スプリング固着／加速管干渉（自重による落下） 	<ul style="list-style-type: none"> ・実績に基づく構造信頼性の確保 ・使用前の検査等による性能確認
	熱的・化学的要因	<ul style="list-style-type: none"> ・変形による可動部固着 ・ナトリウム凝固による可動部固着 ・腐食／侵食による可動部固着 ・スエリングによる可動部固着 	<ul style="list-style-type: none"> ・製作時の材料管理／寸法管理 ・間隙部へのナトリウム凝固防止設計 ・高温配置によるナトリウム凝固防止設計 ・ナトリウム純度管理 ・照射量管理
	電氣的・磁氣的要因	<ul style="list-style-type: none"> ・保持電磁石励磁断失敗 ・電磁石の保持力低減失敗 	<ul style="list-style-type: none"> ・保持電磁石励磁断の多重化 ・保持電磁石の適切な設計 ・使用前の検査等による性能確認 ・フェイルセーフ設計
	設計・製作時のエラー	<ul style="list-style-type: none"> ・材料不適合、機械／電氣品不良 ・寸法公差逸脱、溶接欠陥、組立不良 	<ul style="list-style-type: none"> ・実績に基づく設計・製作の信頼性の確保 ・使用前の検査等による性能確認
	保守・補修時のエラー	<ul style="list-style-type: none"> ・整備不良、交換品不良、組立不良 	<ul style="list-style-type: none"> ・実績に基づく保守・補修の信頼性の確保 ・使用前の検査等による性能確認
外的事象	地震	<ul style="list-style-type: none"> ・地震による制御棒挿入阻害 	<ul style="list-style-type: none"> ・地震時の挿入性を確保
	その他	<ul style="list-style-type: none"> ・自然現象（地震以外）による制御棒挿入阻害 ・自然現象による外部電源喪失 ・自然現象による外部火災他 	<ul style="list-style-type: none"> ・外設施設（建物）による防護 ・フェイルセーフ設計

内的事象起因の機械的な共通原因故障に対しては上記の防止対策を講じる設計とし、外的事象のうち機械的な影響が大きいと考えられる地震による共通原因故障に対しては、基準地震動を一定程度超えた範囲まで制御棒の挿入性が確保されるよう設計する。本設計により、想定すべき故障は偶発故障となり、後備炉停止系による制御棒の多重化により必要な信頼性が確保できる。

【フォールトツリーによる後備炉停止系の失敗確率の評価】

- 後備炉停止系の偶発故障による失敗確率は、 $7 \times 10^{-4}/d$ *1と十分に低く、高い信頼性を確保
- 後備炉停止系によって、ULOFの炉心損傷頻度は、約 $6 \times 10^{-6}/$ 炉年から約 $4 \times 10^{-9}/$ 炉年*2となり、十分に低く抑制



構成機器は高速炉特有の機器でなく、発電炉と同様の信頼性を有すると評価

【後備炉停止系等を考慮したPRAによる事象グループULOF、UTOP及びULOHSの発生頻度の評価】

設計基準事故対処設備に加えて後備炉停止系等の炉心損傷防止措置を考慮した内部事象出力運転時レベル1PRAにより原子炉停止機能喪失に係る事象グループULOF、UTOP及びULOHSの発生頻度を後備炉停止系の失敗確率が起因事象及び主炉停止系の失敗要因に依存することも適切に考慮して評価

原子炉停止機能喪失に係る事象グループ	発生頻度 (/炉年)
ULOF	1.1×10^{-10}
UTOP	2.5×10^{-11}
ULOHS	2.6×10^{-10}
合計	4.0×10^{-10}

【実用発電用原子炉における類似の評価との比較】

国内の実用発電用原子炉のうち、制御棒を重力によって炉心へ挿入する点が「常陽」と類似する加圧水型軽水炉（PWR）を対象に、シビアアクシデント対策を考慮したPRAによって評価された炉心損傷頻度のうち、原子炉停止機能喪失によるものを調査した。

平成29年7月から令和2年5月までの期間に届出のあったPWRの安全性向上評価届出書を参照した結果、シビアアクシデント対策を考慮した内部事象出力運転時の事故シーケンスグループ別炉心損傷頻度において、事故シーケンスグループ「原子炉停止機能喪失」の炉心損傷頻度は、 10^{-9} /炉年程度であった。

「常陽」における原子炉停止機能喪失に係る事象グループULOF、UTOP及びULOHSの発生頻度の合計値は、後備炉停止系等の炉心損傷防止措置を考慮した場合、約 4×10^{-10} /炉年であり、シビアアクシデント対策を考慮したPWRの事故シーケンスグループ「原子炉停止機能喪失」の炉心損傷頻度と同様に低い水準に抑制されている。

【炉心損傷防止措置を考慮したULOFの発生頻度の内訳】

事故シーケンス	設計基準事故対処設備のみを考慮した場合		設計基準事故対処設備及び炉心損傷防止措置を考慮した場合		炉心損傷防止措置の失敗要因
	発生頻度 (/炉年)	寄与割合	発生頻度 (/炉年)	寄与割合	
外部電源喪失+ 原子炉トリップ信号（電源喪失）発信失敗	1.2×10^{-6}	19.2%	1.9×10^{-12}	1.7%	代替原子炉トリップ信号（「1次主循環ポンプトリップ」）発信失敗
1次冷却材流量減少（1次主循環ポンプトリップ）+ 原子炉トリップ信号（「1次冷却材流量低」）発信失敗	3.3×10^{-6}	54.1%	5.2×10^{-12}	4.7%	
1次主循環ポンプ軸固着+ 原子炉トリップ信号（「1次冷却材流量低」）発信失敗	2.5×10^{-7} (2.9×10^{-8}) *1	4.1%	3.7×10^{-13}	0.3%	
1次冷却材漏えい（1次主冷却系配管（内管）破損）+ 原子炉トリップ信号（「炉内ナトリウム液面低」）発信失敗	1.2×10^{-7}	2.0%	5.2×10^{-11}	46.4%	
1次冷却材漏えい（安全容器内配管（内管）破損）+ 原子炉トリップ信号（「炉内ナトリウム液面低」）発信失敗	1.0×10^{-8}	0.2%	4.3×10^{-12}	3.9%	代替原子炉トリップ信号（「1次主循環ポンプトリップ」）発信失敗*2
1次冷却材漏えい（1次補助冷却系配管（破損））+ 原子炉トリップ信号（「炉内ナトリウム液面低」）発信失敗	7.3×10^{-8}	1.2%	3.1×10^{-11}	27.5%	
外部電源喪失+ 原子炉保護系（スクラム）動作失敗	9.6×10^{-7}	15.7%	9.0×10^{-12}	8.1%	後備炉停止系用論理回路動作失敗*3
1次冷却材流量減少（1次主循環ポンプトリップ）+ 原子炉保護系（スクラム）動作失敗	8.4×10^{-8}	1.4%	7.4×10^{-13}	0.7%	
1次主循環ポンプ軸固着+ 原子炉保護系（スクラム）動作失敗	6.4×10^{-8}	0.1%	5.1×10^{-14}	0.0%	
1次冷却材漏えい（1次主冷却系配管（内管）破損）+ 原子炉保護系（スクラム）動作失敗	3.1×10^{-9}	0.1%	2.4×10^{-14}	0.0%	
1次冷却材漏えい（安全容器内配管（内管）破損）+ 原子炉保護系（スクラム）動作失敗	2.6×10^{-10}	0.0%	2.0×10^{-15}	0.0%	後備炉停止系用論理回路動作失敗
1次冷却材漏えい（1次補助冷却系配管（破損））+ 原子炉保護系（スクラム）動作失敗	1.9×10^{-9}	0.0%	1.5×10^{-14}	0.0%	
1次冷却材流量減少（1次主循環ポンプトリップ）+ 制御棒（主炉停止系）の急速挿入失敗	9.5×10^{-9}	0.2%	6.4×10^{-13}	0.6%	
外部電源喪失+ 制御棒（主炉停止系）の急速挿入失敗	6.8×10^{-8}	1.1%	4.3×10^{-12}	3.8%	
出力運転中の制御棒の異常な引抜き+ 制御棒（主炉停止系）の急速挿入失敗	4.6×10^{-10}	0.0%	2.4×10^{-14}	0.0%	後備炉停止制御棒の急速挿入失敗
2次冷却材流量増大+ 制御棒（主炉停止系）の急速挿入失敗	3.0×10^{-8}	0.5%	1.8×10^{-12}	1.6%	
主冷却器空気流量増大+ 制御棒（主炉停止系）の急速挿入失敗	3.0×10^{-9}	0.0%	1.6×10^{-13}	0.1%	
2次冷却材流量減少（2次主循環ポンプトリップ）+ 制御棒（主炉停止系）の急速挿入失敗	6.2×10^{-9}	0.1%	3.7×10^{-13}	0.3%	
主冷却器空気流量減少+ 制御棒（主炉停止系）の急速挿入失敗	5.0×10^{-9}	0.1%	2.8×10^{-13}	0.3%	
1次主循環ポンプ軸固着+ 制御棒（主炉停止系）の急速挿入失敗	4.5×10^{-10}	0.0%	2.3×10^{-14}	0.0%	
1次冷却材漏えい（1次主冷却系配管（内管）破損）+ 制御棒（主炉停止系）の急速挿入失敗	2.2×10^{-10}	0.0%	1.1×10^{-14}	0.0%	
1次冷却材漏えい（安全容器内配管（内管）破損）+ 制御棒（主炉停止系）の急速挿入失敗	1.8×10^{-11}	0.0%	9.5×10^{-16}	0.0%	
1次冷却材漏えい（1次補助冷却系配管（破損））+ 制御棒（主炉停止系）の急速挿入失敗	1.3×10^{-10}	0.0%	7.2×10^{-15}	0.0%	
2次冷却材漏えい+ 制御棒（主炉停止系）の急速挿入失敗	6.7×10^{-10}	0.0%	3.4×10^{-14}	0.0%	
合計	6.1×10^{-6}	100%	1.1×10^{-10}	100%	

*1：括弧内の数値は高圧炉の起因事象に関する既往研究に国内実用発電炉の電動ポンプの故障率及び信頼性情報を基に事前分布を設定し、発生頻度を評価した値

*2：炉心損傷防止措置の失敗要因に、1次冷却材漏えい時のインターロック信号の動作失敗を含む。

*3：炉心損傷防止措置の失敗要因に、後備炉停止系用論理回路リレーの作動電源喪失要因として、起因事象が外部電源喪失の場合における無停電電源2系統の蓄電池の故障を含む。

*4：炉心損傷防止措置の失敗要因に、後備炉停止系用論理回路リレーの作動電源喪失要因として、起因事象が無停電電源1系統喪失の場合における無停電電源残りの1系統の喪失を含む。

【炉心損傷防止措置を考慮したUTOPの発生頻度の内訳】

事故シーケンス	設計基準事故対処設備のみを考慮した場合		設計基準事故対処設備及び炉心損傷防止措置を考慮した場合		
	発生頻度 (/炉年)	寄与割合	発生頻度 (/炉年)	寄与割合	炉心損傷防止措置の失敗要因
出力運転中の制御棒の異常な引抜き＋ 原子炉トリップ信号（「中性子束高（出力領域）」）発信失敗	2.5×10 ⁻⁷	77.4%	2.3×10 ⁻¹¹	90.2%	制御棒連続引抜き阻止インターロック動作失敗 又は 代替原子炉トリップ信号 （「原子炉出口冷却材温度高」）発信失敗
主冷却器空気流量増大＋ 原子炉トリップ信号（「中性子束高（出力領域）」）発信失敗	6.6×10 ⁻⁸	20.1%	2.4×10 ⁻¹²	9.6%	代替原子炉トリップ信号 （「原子炉出口冷却材温度高」）発信失敗
出力運転中の制御棒の異常な引抜き＋ 原子炉保護系（スクラム）動作失敗	6.4×10 ⁻⁹	2.0%	5.2×10 ⁻¹⁴	0.2%	後備炉停止系用論理回路動作失敗
主冷却器空気流量増大＋ 原子炉保護系（スクラム）動作失敗	1.7×10 ⁻⁹	0.5%	5.0×10 ⁻¹⁵	0.0%	
合計	3.3×10 ⁻⁷	100%	2.5×10 ⁻¹¹	100%	

【炉心損傷防止措置を考慮したULOHSの発生頻度の内訳】

事故シーケンス	設計基準事故対処設備のみを考慮した場合		設計基準事故対処設備及び炉心損傷防止措置を考慮した場合		
	発生頻度 (/炉年)	寄与割合	発生頻度 (/炉年)	寄与割合	炉心損傷防止措置の失敗要因
2次冷却材流量減少（2次主循環ポンプトリップ）＋ 原子炉トリップ信号（「2次冷却材流量低」）発信失敗	3.4×10 ⁻⁶	49.4%	1.4×10 ⁻¹⁰	50.5%	代替原子炉トリップ信号 （「原子炉出口冷却材温度高」）発信失敗
主冷却器空気流量減少＋ 原子炉トリップ信号（「原子炉入口冷却材温度高」）発信失敗	2.8×10 ⁻⁶	40.2%	1.1×10 ⁻¹⁰	41.0%	
2次主循環ポンプ軸固着＋ 原子炉トリップ信号（「2次冷却材流量低」）発信失敗	2.5×10 ⁻⁷ (2.9×10 ⁻⁸)*1	3.6%	1.0×10 ⁻¹¹	3.7%	後備炉停止系用論理回路動作失敗
2次冷却材漏えい＋ 原子炉トリップ信号（「原子炉入口冷却材温度高」）発信失敗	3.0×10 ⁻⁷	4.3%	1.2×10 ⁻¹¹	4.3%	
2次冷却材流量減少（2次主循環ポンプトリップ）＋ 原子炉保護系（スクラム）動作失敗	8.7×10 ⁻⁸	1.3%	7.8×10 ⁻¹³	0.3%	
主冷却器空気流量減少＋ 原子炉保護系（スクラム）動作失敗	7.1×10 ⁻⁸	1.0%	6.1×10 ⁻¹³	0.2%	
2次主循環ポンプ軸固着＋ 原子炉保護系（スクラム）動作失敗	6.4×10 ⁻⁹	0.1%	5.7×10 ⁻¹⁴	0.0%	
2次冷却材漏えい＋ 原子炉保護系（スクラム）動作失敗	7.6×10 ⁻⁹	0.1%	6.0×10 ⁻¹⁴	0.0%	
合計	6.7×10 ⁻⁶ *2	100%	2.6×10 ⁻¹⁰ *2	100%	

*1：括弧内の数値は高速炉の起回事象に関する既往研究に国内実用発電炉の電動ポンプの故障率及び信頼性情報を基に事前分布を設定し、発生頻度を評価した値

*2：「2次冷却材流量減少（2次主循環ポンプトリップ）」を起回事象とした事故シーケンスの発生頻度には、「2次主循環ポンプ軸固着」を起回事象とした事故シーケンスの寄与が既に含まれており、合計値の発生頻度の算計に当たっては、重複算計を避けるため、「2次主循環ポンプ軸固着」を含む事故シーケンスの発生頻度を含めていない。

冷却材の沸騰回避対策について

BDBAを考慮したポニーモータ運転条件の設定

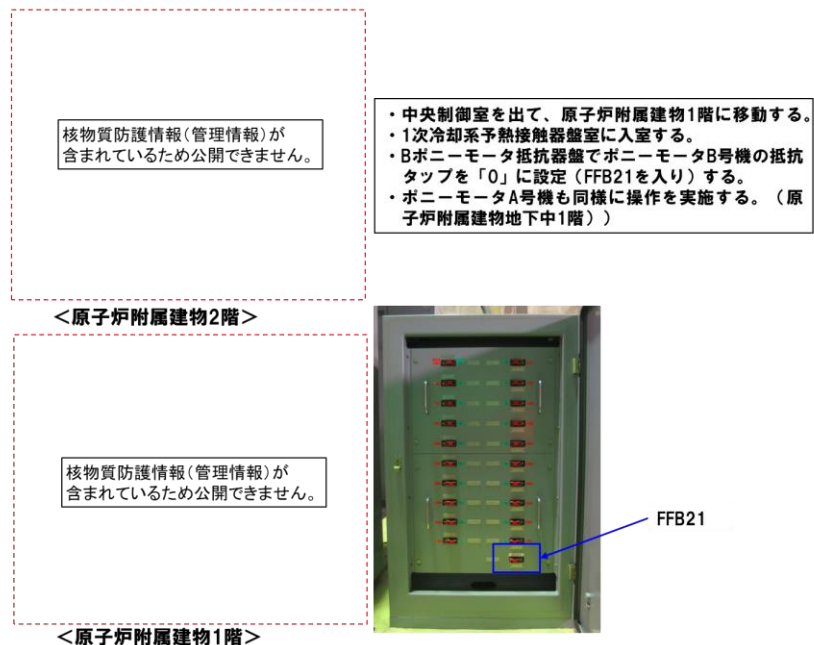
- 第403回核燃料施設等の新規規制基準適合性に係る審査会合において、ULOFに関して、本原子炉施設の高い固有の安全特性から、ポニーモータ運転等の流量の増大により炉心損傷を回避できる可能性があることから、自主対策※1として、そのための手順を定めることを検討するとしている。
- ULOFに対しては、炉心損傷防止措置として、代替トリップ信号、後備炉停止系用論理回路、後備炉停止制御棒を措置することにより高い信頼度で炉心損傷を防止できている。
- ポニーモータ運転等の流量の設定値を増大させると、1次補助冷却系サイフォンブレイクが必要な際に流量を低下させる操作が必要となり、自動的に1次補助冷却系サイフォンブレイクが機能しなくなる可能性がある。
- 以上のことから、通常運転時におけるポニーモータ運転等の流量の設定値は増大させず、ULOF発生時に、運転員がポニーモータ流量を手動で増大させる手順を整備することとする※2。

※1：全てのプラント状況に対応することは困難であるが、プラント状況によっては、事故対応に有効な対策

※2：異常事象の影響が小さく、ULOFの評価事故シーケンスに包絡される事故シーケンス（1次主冷却系流量制御系故障等）では炉心が著しく損傷するまでに猶予時間があり、猶予時間内に手動で流量を増大させることにより、炉心の著しい損傷を回避又は緩和できる効果が期待できる。

ULOF時のポニーモータ流量の増大に係る手順

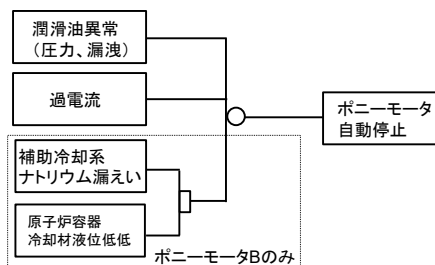
- ・炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失(ULOF)時に、原子炉の手動停止にも失敗した場合、著しい炉心損傷を回避又は緩和するため、1次主冷却系流量を増加させる。
- ・1次主冷却系流量の増大は、ポニーモータの抵抗タップを「0」に設定することにより実施する。本操作は、運転員1名により20分以内に行うことが可能である。



ポニーモータ抵抗器スイッチ切り替えによる流量の増大

ポニーモータ自動停止に係るインターロック

- 「1次冷却材漏えい事故（DBA）」を含む過渡事故の発生時において、1次主循環ポンプはポニーモータ2台運転となる。なお、「1次冷却材漏えい事故（DBA）」では、単一故障として、ポニーモータ1台の引継ぎ失敗を仮定しているが、当該仮定がなければ、2台運転となる。
- LORL（iii）の「1次冷却材漏えい（1次補助冷却系配管（内管）破損）及び1次補助冷却系配管（外管）破損の重畳事故」においては、1次補助冷却系サイフォンブレイクが炉心損傷防止措置となる。
- LORL（iii）では、炉心損傷防止措置として、1次主冷却系の循環に必要な液位の確保が最優先であり、1次補助冷却系をサイフォンブレイクするため、ポニーモータ自動停止インターロックにより1台を停止する（NsL-320mmで自動停止）。
- 「1次冷却材漏えい事故（DBA）」では、下記のインターロックの補助冷却系ナトリウム漏えい及び原子炉容器冷却材液位低低に至ることはなく、LORL（iii）以外の事象において、不必要にポニーモータを自動停止することはない。

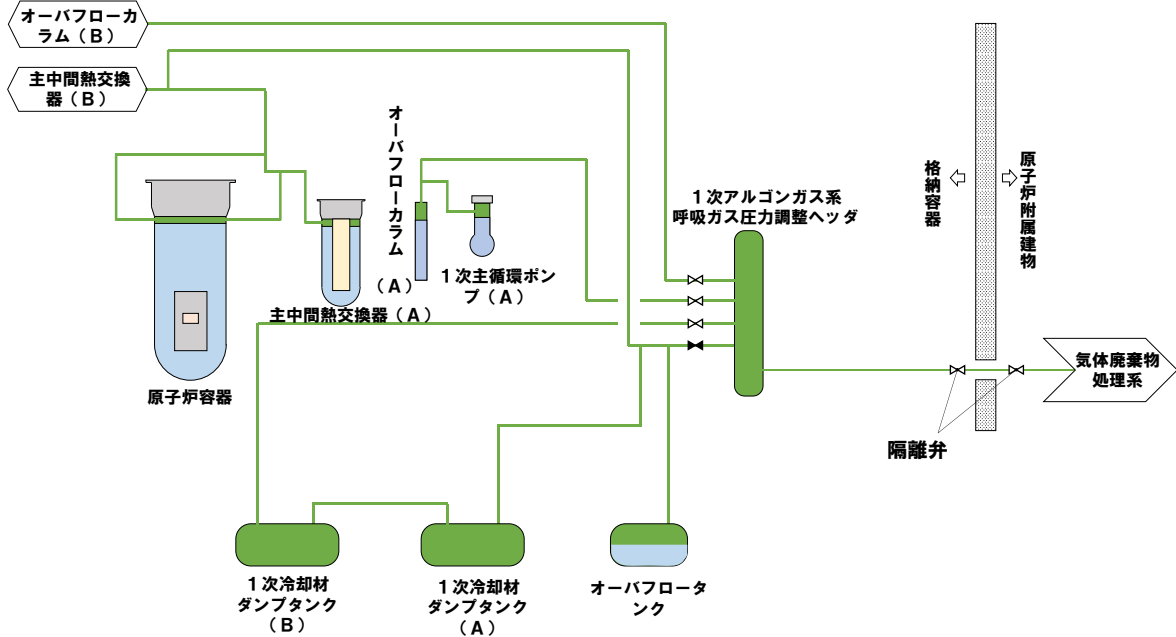


ポニーモータ自動停止インターロックの概要

1次アルゴンガス系の隔離弁の閉止の効果及び位置付けについて

1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順

本手順は、燃料の破損が推定される際に原子炉カバーガス中の放射性物質を閉じ込めるための1次アルゴンガス系の排気側の隔離に係る手順であり、安全性向上のために自主的に講じるものである。



原子炉冷却材バウンダリ又は原子炉カバーガス等バウンダリから放射性物質等が放出された場合は、格納容器（自動）アイソレーションにより、1次アルゴンガス系の隔離弁も閉止される。

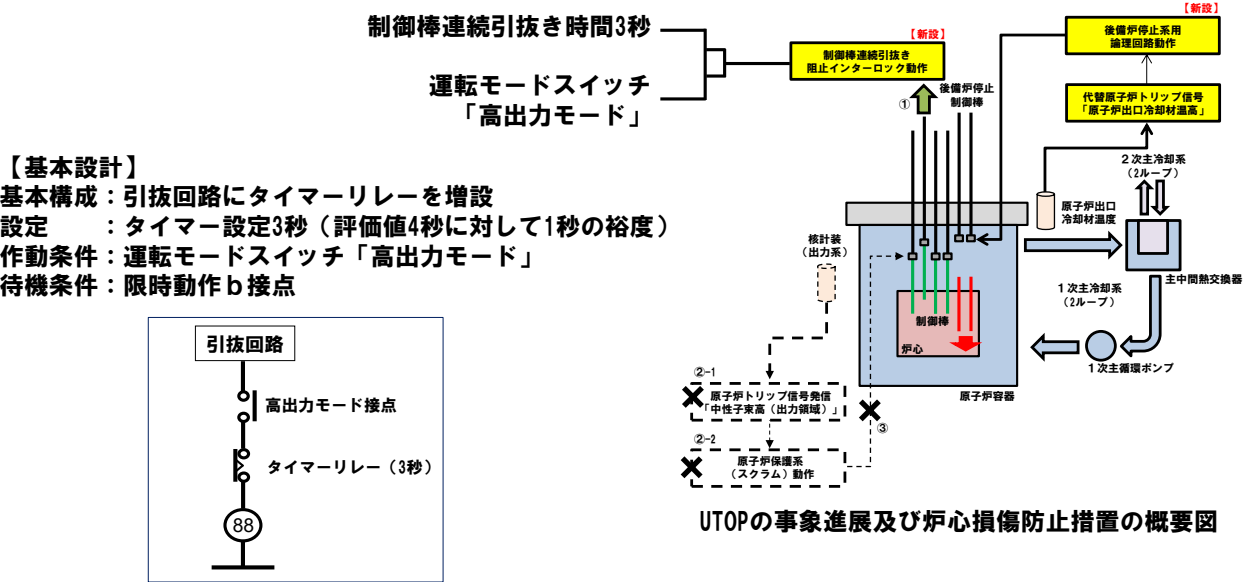
他方、原子炉冷却材バウンダリ又は原子炉カバーガス等バウンダリが健全な場合は、原子炉カバーガス中に放出された希ガス等の放射性物質は、1次アルゴンガス系の配管を通じて、1次冷却材ダンプタンク、呼吸ガス圧力調整ヘッダを経由して、気体廃棄物処理系に流出し、廃ガス貯留タンクに圧入貯蔵され、多量の放射性物質の放出は防止される。なお、大容量（約100m³）の1次冷却材ダンプタンクを経由させることにより、放出までに数時間以上の時間遅れが期待できる。

以上のとおり、本手順は、格納容器（自動）アイソレーションに先立って、主な放射性物質の放出経路となりうる1次アルゴンガス系を閉止し、格納容器内で放射性物質を閉じ込めることにより安全性を向上させるための手順である。

制御棒連続引き抜き防止インターロックの設計について

— 制御棒連続引抜き阻止インターロック —

- ・出力運転中に、制御棒の連続引抜き時間が3秒となると、引抜きを自動的に阻止するタイマーリレー（約3秒）を設けることにより、UTOP有効性評価で設定する連続引抜き時間4秒を超えない設計とする。
- ・制御棒駆動機構駆動回路と同じ非常用電源設備より給電するものとする。

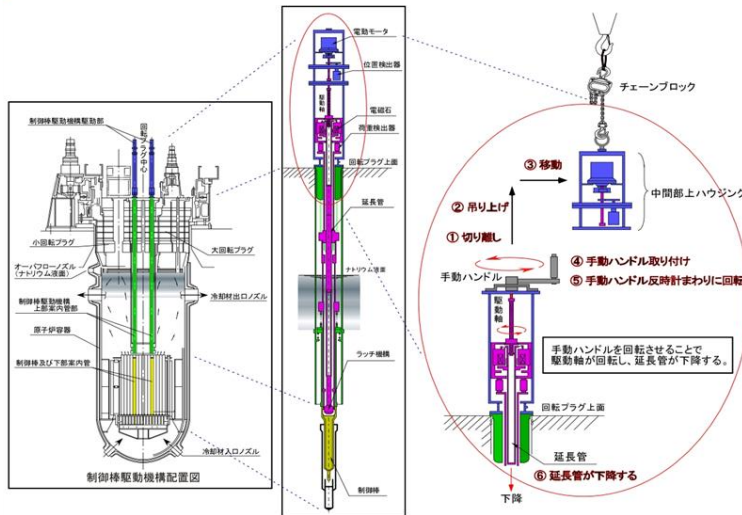


制御棒連続引き抜き阻止インターロックの基本構成等（待機条件を含む）

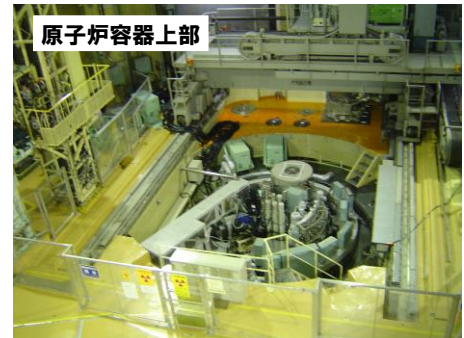
制御棒駆動機構の軸の回転操作の資機材及び手順並びに実現性について

物理的特性による高温静定状態における自主対策（制御棒駆動機構の軸の直接回転による制御棒挿入）

- ULOHSにおいては、炉心損傷防止措置が機能しないと仮定した場合にあっても、固有の物理メカニズム（負の反応度係数等）による出力低減及び冷却系による冷却によって、炉心の著しい損傷が防止され、格納容器の破損及び施設からの多量の放射性物質等の放出も防止される。
- 上記の状態は、比較的高温での安定静定状態であるため、中央制御室での以下の操作により低温の安定静定状態に移行させる。
 - ・ 手動スクラム
 - ・ 制御棒又は後備炉停止制御棒保持電磁石励磁断
 - ・ 制御棒駆動機構又は後備炉停止制御棒駆動機構の手動挿入
- さらに、自主対策として、直接、制御棒駆動機構の軸を回転させ制御棒を炉心に挿入する設備、手順を整備する。対策実施時は、作業場所（原子炉容器上部）の線量率を測定し、異常がないことを確認するとともに、局所排風機の設置、半面マスク等の防護具、線量計の着用により作業員の被ばくを管理・低減する措置を講じる。



制御棒駆動機構の軸の直接回転操作の概念図



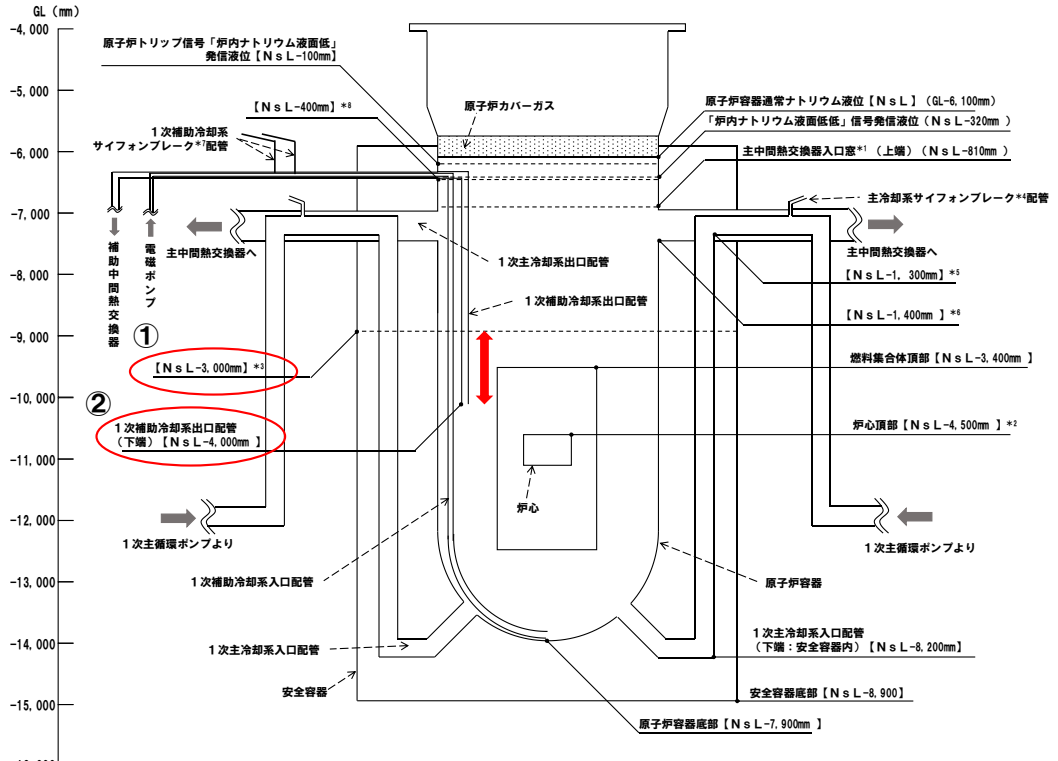
【現場へのアクセス性】
 作業場所（原子炉容器上部）は、特別な装備を必要とせず、地上階フロアから入域が可能。

【作業性】
 作業は、仮設足場等を必要とせず、原子炉容器上部において、必要な手順の実施が可能。

1次補助冷却系出口配管からの吸い込みに必要な液位と LORL 時の液位の関係について

1次補助冷却系配管のカバーガスの巻込みについて (1/2)

- ① : LORLが生じた際の原子炉容器内の冷却材の最低液位 (LORL (i))
- ② : 原子炉容器内の1次補助冷却系出口配管下端位置



- *1 : 主中間熱交換器内に入流した1次冷却材の伝熱管部への入口 (有効性評価では、1次冷却材の液位が入口窓 (上端) を下回った時点で、1次冷却材の流路を喪失すると仮定)
- *2 : LORL及びPLOHSにおける炉外事象過程の評価において、炉心の著しい損傷及び原子炉容器の破損を仮定する液位
- *3 : 安全容器内の配管 (内管及び外管) が破損し、安全容器内に1次冷却材が流出した場合に、原子炉容器冷却材液位と安全容器内に流出した冷却材の液位がバランスし、1次冷却材の漏えいが停止する液位
- *4 : 1次主循環ポンプの出口から原子炉容器の入口 (安全容器内を除く。) の低所に位置する配管 (内管及び外管) が破損した場合に、サイフォン現象による原子炉容器冷却材液位の低下を防止するため、1次アルゴンガスが流入することによりサイフォン現象をブレイク (オーバフローカラムの液位がNs L-950mmを下回るにより自動的に1次アルゴンガスが流入し作動)
- *5 : 主冷却系サイフォンブレイクが作動した場合に1次冷却材の漏えいが停止する液位
- *6 : 原子炉容器の出口から1次主循環ポンプの入口の配管 (内管及び外管) が破損した場合に1次冷却材の漏えいが停止する液位
- *7 : 1次補助冷却系の低所に位置する配管 (内管及び外管) が破損し、サイフォン現象による原子炉容器冷却材液位の低下を防止するため、サイフォンブレイク止弁が開となり1次アルゴンガスが流入することによりサイフォン現象をブレイク (炉内ナトリウム液面最低) 信号により自動でサイフォンブレイク止弁が作動)
- *8 : 1次補助冷却系サイフォンブレイクが作動した場合に1次冷却材の漏えいが停止する液位

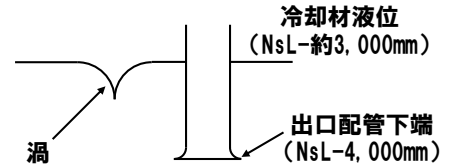
1次補助冷却系配管のカバーガスの巻込みについて（2/2）

LORLにおける原子炉容器内の冷却材の最低液位はNsL-約3,000mmであるのに対して、1次補助冷却系の出口配管は、それよりも約1,000mm下方のNsL-4,000mmに位置する。

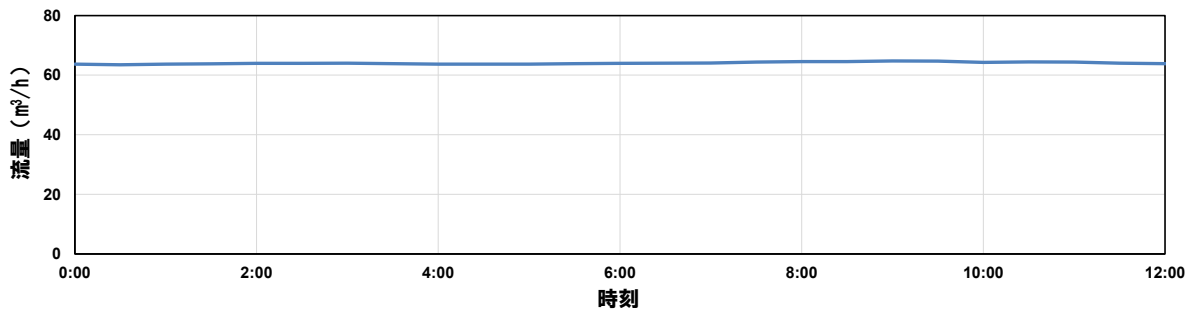
ガス巻込みに関する既往の知見^[1]より、カバーガスの巻込み渦対策として推奨される液深は800mm以上となり、LORL時の原子炉容器内の冷却材液位が低下した状態にあっても、1次補助冷却系配管にカバーガスが巻き込まれ、冷却材の循環機能に異常が生じることはない。

評価に用いた条件

項目		条件
形状	配管内径	約81mm
運転条件	配管内流速	約3.5m/s (定格運転時の流量56.5t/hより)



なお、以下に示す通り、原子炉容器内の冷却材液位をNsL-3,400mmまで低下させた状態で、1次補助冷却系を運転した際にあっても、1次補助冷却系の冷却材の循環に異常は生じていない。



原子炉容器内の冷却材液位NsL-3,400mmにおける1次補助冷却系流量の時刻歴（2018年9月4日）

[1] ANSI and Hydraulic Institute. American National Standard for Pump Intake Design. 1998.

BDDB の措置におけるコンクリート遮へい体冷却系の位置付けについて

評価事故シーケンスに応じたコンクリート遮へい体冷却系の位置付け

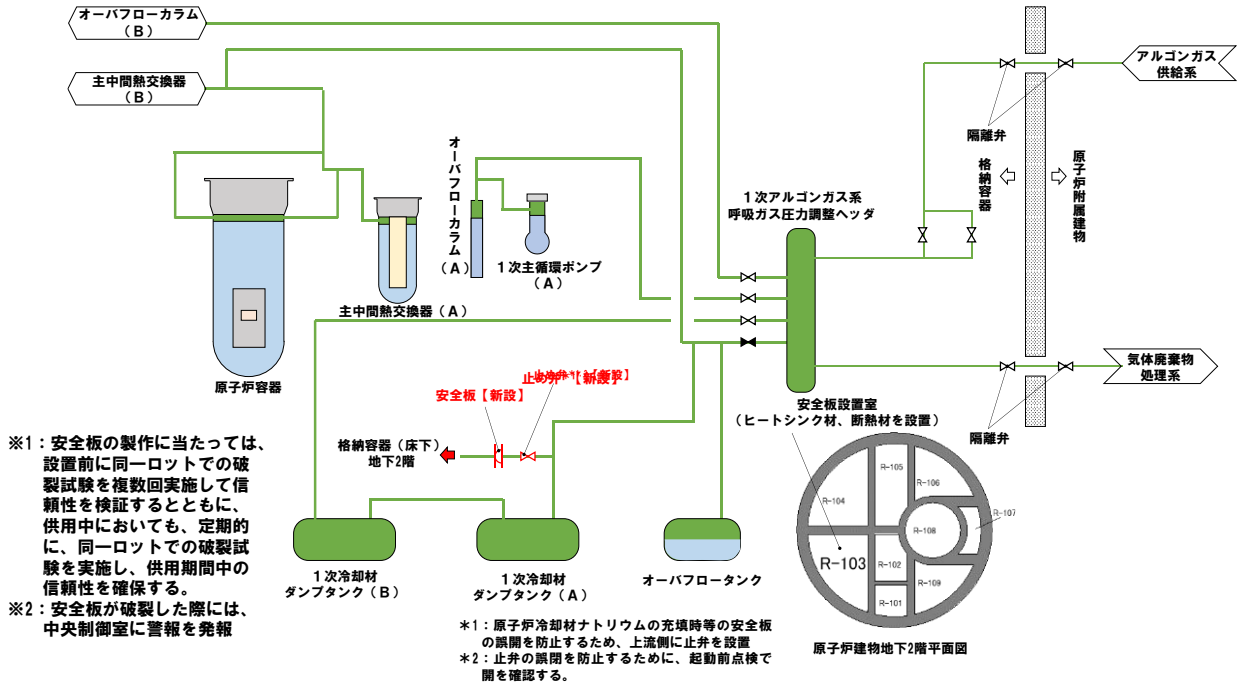
格納容器破損防止措置は、一つの炉心損傷防止措置が機能しないことを仮定して、炉心の著しい損傷に至ることを仮定し、その場合において、炉心の著しい損傷の防止又は格納容器破損防止措置を講じ、その有効性を評価することを基本的な方針としている。この方針に基づく、崩壊熱除去機能喪失型の評価事故シーケンスに対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置並びに自主対策を以下に示す。

事象グループ	評価事故シーケンス	評価事故シーケンスの概要	炉心損傷防止措置 (括弧内は自主対策)	格納容器破損防止措置
LORL	LORL(i)	1次系漏えい(安全容器内の内外管)	補助冷却設備強制循環冷却	コンクリート遮へい体冷却系による安全容器外面冷却 <炉心損傷防止措置の機能喪失の想定:補助冷却設備強制循環冷却>
	LORL(ii)	1次系漏えい(1次主系配管の内外管)	補助冷却設備強制循環冷却 (コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却)	コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却 <炉心損傷防止措置の機能喪失の想定:補助冷却設備強制循環冷却>
	LORL(iii)	1次系漏えい(1次補助系配管の内外管)	主冷却系2ループ自然循環冷却 (コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却)	主冷却系1ループ自然循環冷却 <炉心損傷防止措置の機能喪失の想定:主冷却系1ループ自然循環冷却>
PLOHS	PLOHS(i)	外部電源喪失+強制循環失敗	主冷却系2ループ自然循環冷却 (コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却)	主冷却系1ループ自然循環冷却 <炉心損傷防止措置の機能喪失の想定:主冷却系1ループ自然循環冷却>
	PLOHS(ii)	2次系漏えい+強制循環失敗	主冷却系1ループ自然循環冷却 (コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却)	コンクリート遮へい体冷却系による安全容器外面冷却 <炉心損傷防止措置の機能喪失の想定:主冷却系1ループ自然循環冷却> 炉心の著しい損傷時の格納容器破損防止措置の有効性を評価するため、敢えて、コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却は措置として考慮せず。
SBO	SBO	全交流動力電源喪失	主冷却系2ループ自然循環冷却	主冷却系1ループ自然循環冷却 <炉心損傷防止措置の機能喪失の想定:主冷却系1ループ自然循環冷却>

安全板の動作の信頼性、ヒートシンク材の材料及び設置場所について

原子炉冷却材バウンダリの過圧防止、格納容器内の熱的影響の緩和に係る資機材 — 安全板、ヒートシンク材及び断熱材の設置 —

- 格納容器破損防止措置として、安全板によって主中間熱交換器の原子炉冷却材バウンダリ（1次・2次境界）の過圧破損を防止する措置を講じるとともに、安全板を通じて格納容器（床下）に流出した冷却材の熱的影響をヒートシンク材及び断熱材で緩和
- 安全板※1は、1次アルゴンガス系に新たに配置（原子炉建物地下2階）
- 安全板までの配管部はヒータ等を設置し、ナトリウムの凝縮による閉塞を防止
- 安全板の破裂圧力は、約9.8kPa [gage] に設定（通常運転時の原子炉カバーガス圧力：約0.98kPa [gage]）
- ヒートシンク材には、比熱が大きく、耐ナトリウム性が良好なアルミナを使用。ヒートシンク材等は、安全板を設置する部屋に設置



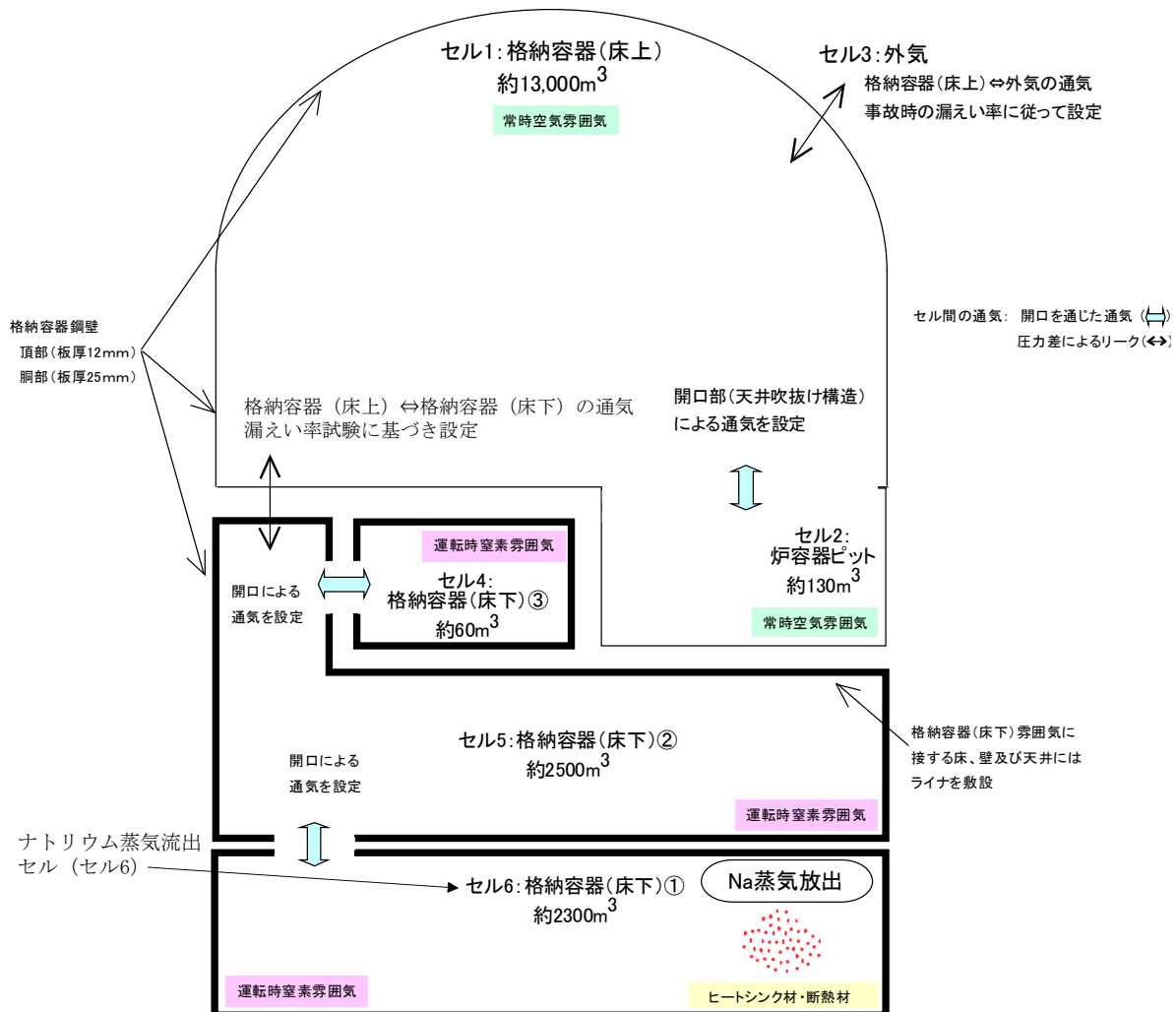
漏えいナトリウムの影響の拡大を抑制するための区画化等の対策について

1. ナトリウム燃焼による機械的負荷に係る格納容器破損防止措置

原子炉冷却材ナトリウムが格納容器床下に漏えいする事象に対して、ナトリウム燃焼による機械的な格納容器の破損を防止するため、以下の措置を講じている。

- ① 安全板から流出するナトリウムによる熱的影響を緩和するため、断熱材及びヒートシンク材を整備する。また、流出したナトリウムがコンクリートと直接接触することを防止するため、格納容器（床下）の室には鋼製のライナを整備する。
- ② 原子炉運転中は格納容器（床下）を窒素雰囲気中に保ち、ナトリウムが流出した場合の燃焼反応を防止する。
- ③ ナトリウムが流出し、格納容器内の圧力、温度及び床上放射能レベルが異常に上昇した場合は、「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」及び「格納容器内床上線量率高」により警報が中央制御室に発せられ、工学的安全施設の作動により、格納容器から放出される放射性物質を低減する。なお、工学的安全施設は、手動操作によっても作動できるものとする。

本事象については、現状の設計に基づいて、第1図のとおり格納容器床下を一つの区画としてモデル化し、有効性評価を実施している。格納容器床下は一つの区画であり、流出したナトリウムが区画全域に拡散し、事象収束後の復旧が困難になることから、拡散抑制対策を講じる。

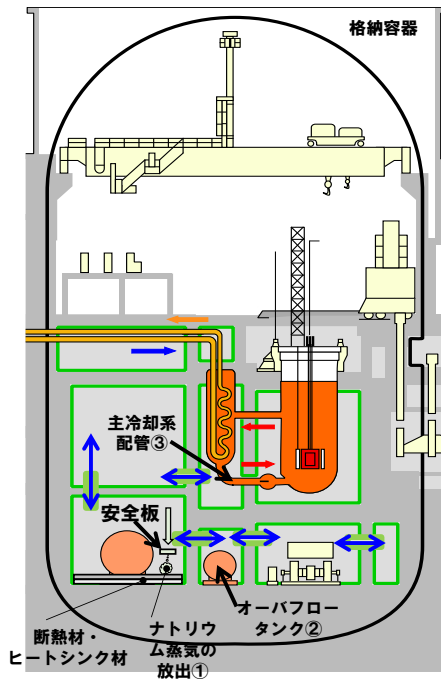


第 1.1 図 格納容器破損防止措置の有効性評価における解析体系

2. 格納容器床下の区画化の検討

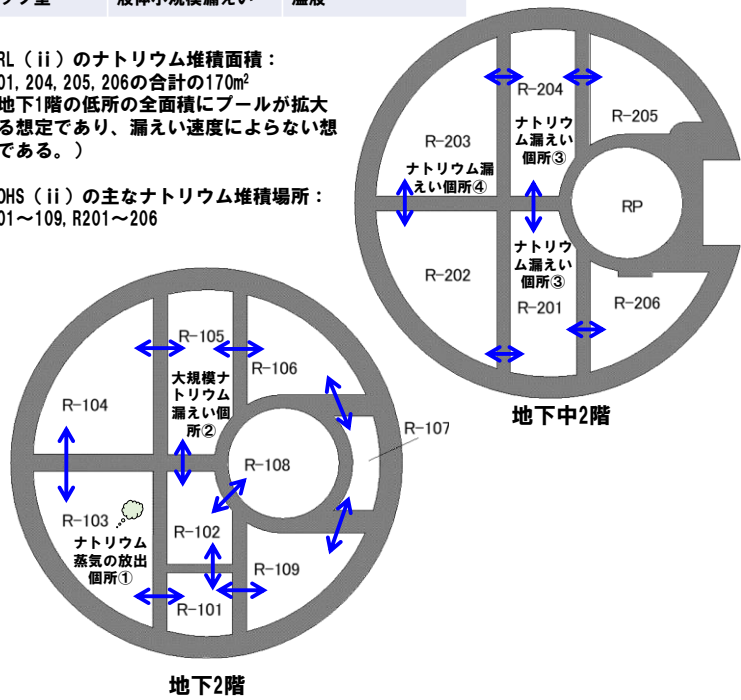
格納容器（床下）におけるナトリウムの移行

事故シーケンス	漏えい場所	漏えい形態	移行・拡散挙動
LORL (i)、PLOHS (ii)	①地下2階ダンブタンク室	ナトリウム蒸気	エアロゾル拡散
大規模ナトリウム火災	②地下2階オーバーフロータンク室	液体大規模漏えい	溢液
LORL (ii)	③地下中2階1次主冷却系配管部	液体小規模漏えい	溢液
LORL (iii)	④地下中2階コールドトラップ室	液体小規模漏えい	溢液



LORL (ii) のナトリウム堆積面積：
R201, 204, 205, 206の合計の170m²
(地下1階の低所の全面積にプールが拡大する想定であり、漏えい速度によらない想定である。)

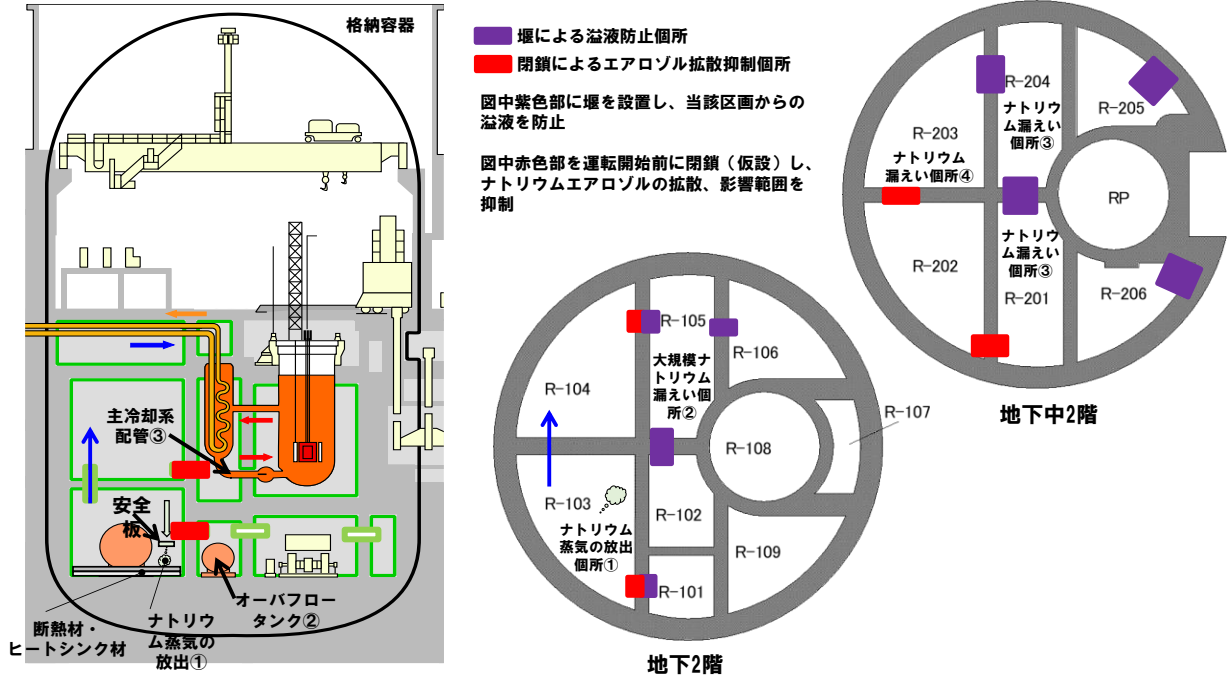
PLOHS (ii) の主なナトリウム堆積場所：
R101～109, R201～206



第 2.1 図 格納容器床下におけるナトリウムの移行・拡散挙動

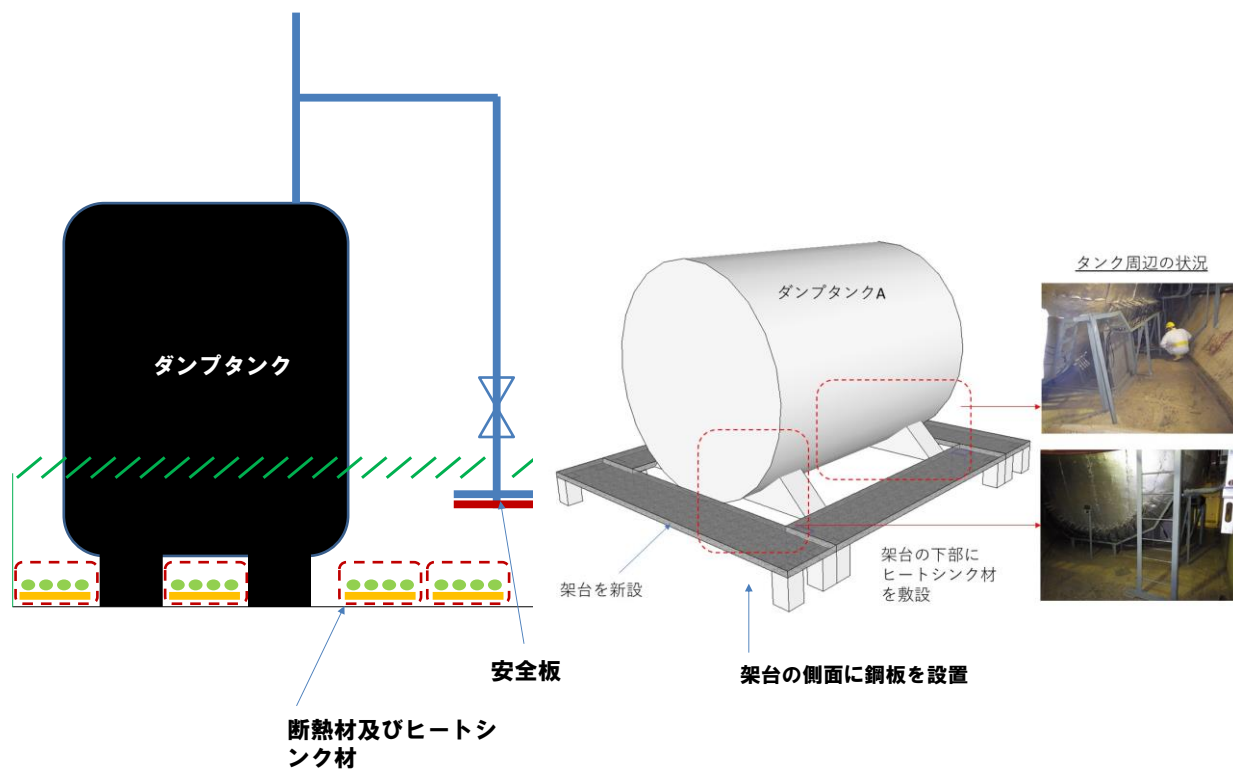
格納容器（床下）におけるナトリウム移行の影響拡大の抑制対策

事故シーケンス	漏えい場所	漏えい形態	移行・拡散挙動	対策の効果
LORL (i)、PLOHS (ii)	①地下2階ダンプタンク室	ナトリウム蒸気	エアロゾル拡散	溢液の防止、拡散の抑制
大規模ナトリウム火災	②地下2階オーバーフロータンク室	液体大規模漏えい	溢液	溢液の防止
LORL (ii)	③地下中2階1次主冷却系配管部	液体小規模漏えい	溢液	溢液の防止
LORL (iii)	④地下中2階コールドトラップ室	液体小規模漏えい	溢液	溢液の防止



第 2.2 図 格納容器床下におけるナトリウム移行の影響拡大の抑制対策

ダンプタンク室におけるナトリウム移行の影響拡大の抑制対策



第 2.3 図 ダンプタンク室におけるナトリウム移行の影響拡大の抑制対策

3. 格納容器床下の区画化の効果及び影響

3.1 格納容器床下の区画化の効果

格納容器床下は全区画が窒素ガス雰囲気であり、格納容器床下内で区画化しても、格納容器破損防止措置の有効性評価の評価項目への効果はほとんどない。

溢液を防止するための堰を設置した場合は、2. で示した区画からの溢液を防止することが可能であり、ナトリウムの堆積面積、範囲を当該区画内で限定することが可能である。

エアロゾルの拡散を防止するための仮設閉鎖設備を設置した場合は、気密化を実施しないため、全量の拡散を防止することはできないが、エアロゾルの拡散を一定程度抑制することができる。

3.2 格納容器床下の区画化の影響

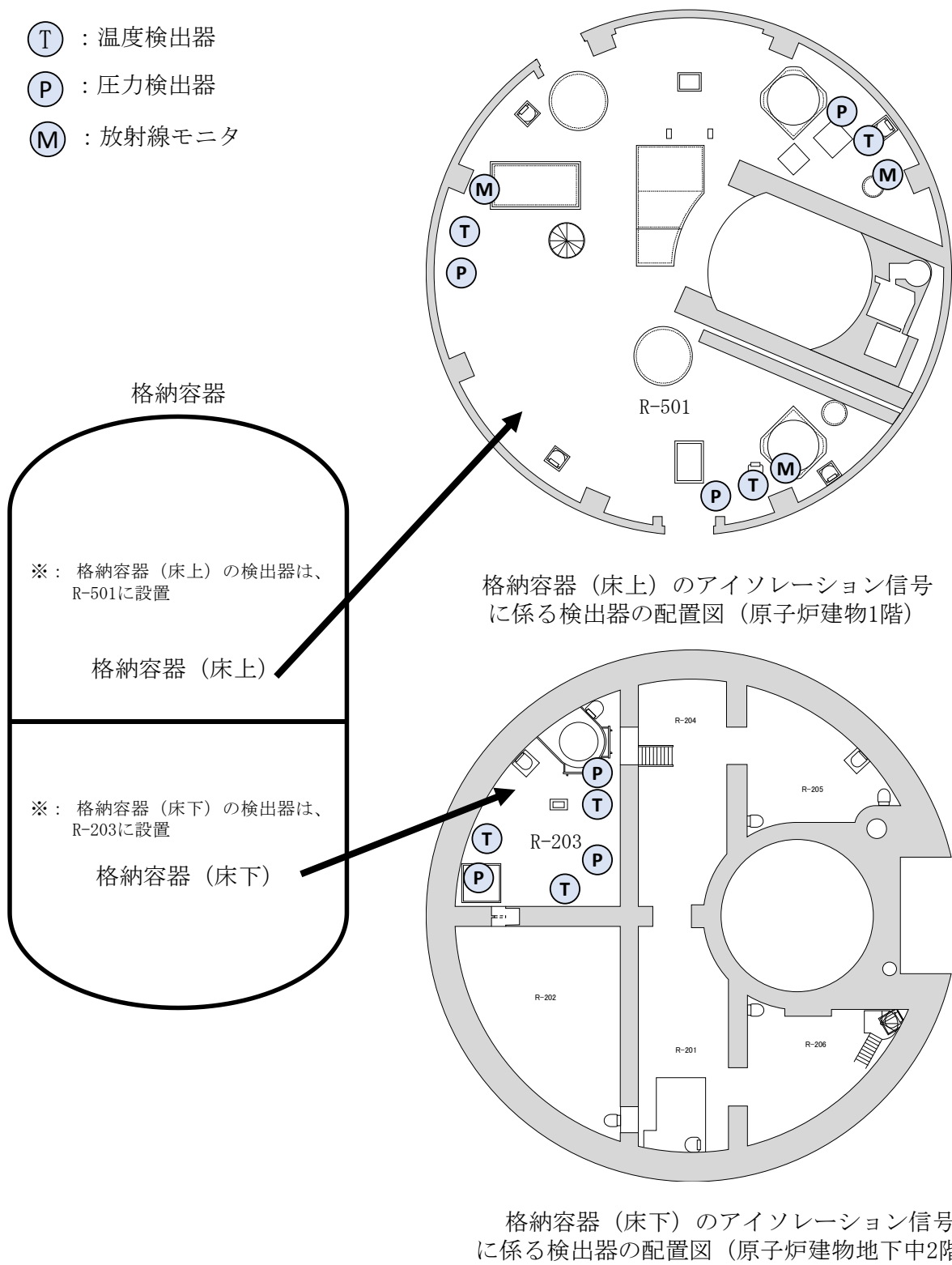
(1) 格納容器床下の原子炉保護系（アイソレーション）の検出器への影響

格納容器床下の原子炉保護系（アイソレーション）の検出器は第 3.1 図に示す R-203 室に設置しており、各区画で温度の上昇、圧力の上昇が発生した場合に、R-203 室で異常を検出できるよう、各区画間の対流通気の維持が必要である。このため、対流通気を阻害しない範囲での拡散抑制のための設備を設置する。

(2) 他の安全施設への影響

エアロゾルの拡散を防止するための仮設閉鎖設備を設置した場合は、ナトリウムが漏えいした区画の温度が高めになるが、格納容器床下の安全施設の機能に悪影響は与えない。また、原子炉停止後一定期間経過後に格納容器床下を空気置換した場合の火災防護対策として、火災の感知及び消火が必要となるが、空気置換した場合には、仮設閉鎖設備を撤去するため、火災防護対策を阻害することはない。

- Ⓣ : 温度検出器
- Ⓟ : 圧力検出器
- Ⓜ : 放射線モニタ

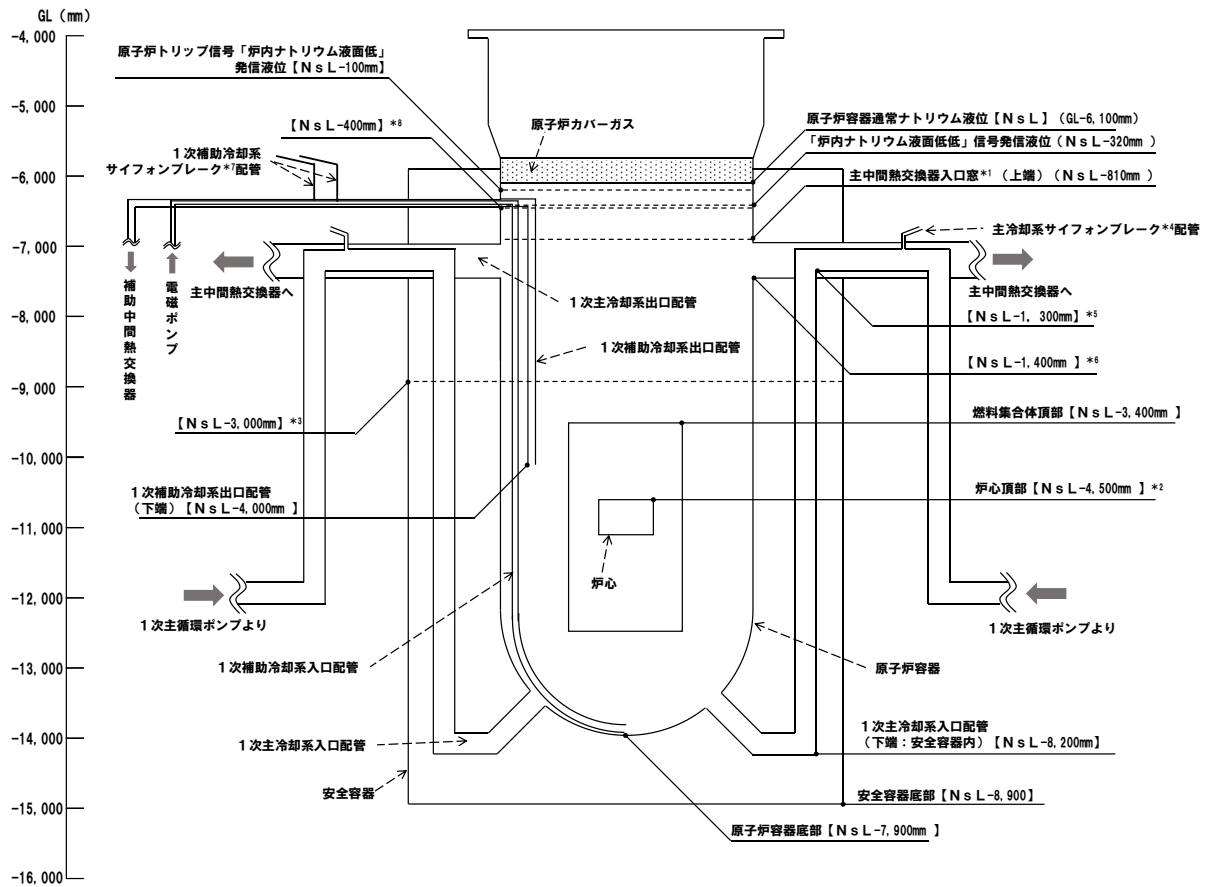


- ※：格納容器（床上）と格納容器（床下）の内部は、開口等により連通しており、検出器の設置場所において、当該区画のパラメータを計測可能
- ※：格納容器（床下）の検出器は、主に漏えいした1次冷却材が堆積する地下中2階で、かつ、空調系の吸込み口を設置するR-203室に設置

第 3.1 図 格納容器自動アイソレーションの検出器の配置

1 次主冷却系サイフォンブレイク及び1 次補助冷却系サイフォンブレイクの成立性について

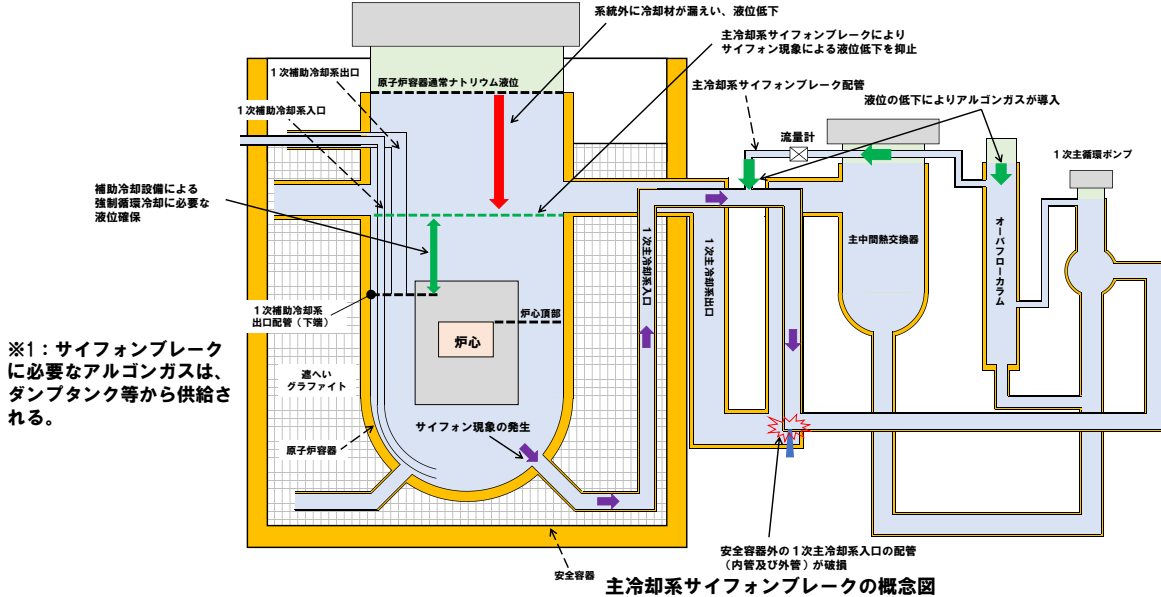
冷却材漏えい時の原子炉容器内の冷却材液位について



- *1: 主中間熱交換器内に流入した1次冷却材の伝熱管部への入口(有効性評価では、1次冷却材の液位が入口窓(上端)を下回った時点で、1次冷却材の流路を喪失すると仮定)
- *2: LORL及びPLOHSにおける炉外事象過程の評価において、炉心の著しい損傷及び原子炉容器の破損を仮定する液位
- *3: 安全容器内の配管(内管及び外管)が破損し、安全容器内に1次冷却材が流出した場合に、原子炉容器冷却材液位と安全容器内に流出した冷却材の液位がバランスし、1次冷却材の漏えいが停止する液位
- *4: 1次主循環ポンプの出口から原子炉容器の入口(安全容器内を除く。)の低所に位置する配管(内管及び外管)が破損した場合に、サイフォン現象による原子炉容器冷却材液位の低下を防止するため、1次アルゴンガスが流入することによりサイフォン現象をブレイク(オーバーフローカラムの液位がNsL-950mmを下回ることにより受動的に1次アルゴンガスが流入し作動)
- *5: 主冷却系サイフォンブレイクが作動した場合に1次冷却材の漏えいが静定する液位
- *6: 原子炉容器の出口から1次主循環ポンプの入口の配管(内管及び外管)が破損した場合に1次冷却材の漏えいが停止する液位
- *7: 1次補助冷却系の低所に位置する配管(内管及び外管)が破損し、サイフォン現象による原子炉容器冷却材液位の低下を防止するため、サイフォンブレイク止弁が開となり1次アルゴンガスが流入することによりサイフォン現象をブレイク(「炉内ナトリウム液面低」信号により自動でサイフォンブレイク止弁が作動)
- *8: 1次補助冷却系サイフォンブレイクが作動した場合に1次冷却材の漏えいが停止する液位

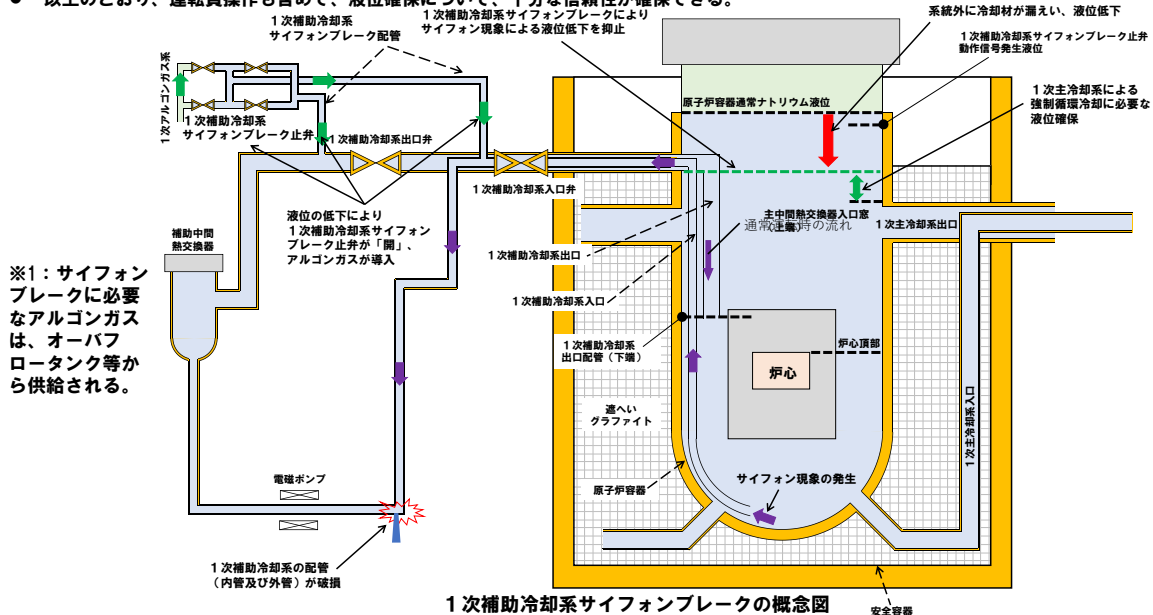
冷却材液位の確保機能に係る資機材 -主冷却系サイフォンブレーク-

- 安全容器より外側の1次主冷却系入口の低所配管（内管及び外管）が破損した際に、主冷却系サイフォンブレーク配管からアルゴンガスが導入されることにより、サイフォン現象による原子炉容器の冷却材液位の低下を抑止し、補助冷却設備の強制循環冷却に必要な液位を確保する。
- アルゴンガスは、配管等の適切な配置により、オーバフローカラムの液位低下に伴い、受動的に導入され（電源及び運転員操作不要）、運転員は炉内ナトリウム液面計の指示値により、主冷却系サイフォンブレークの成否を確認する。
- 主冷却系サイフォンブレーク配管は、通常運転時に凝固・閉塞が生じることを防止するため、原子炉冷却材バウンダリ内への異物の混入を防止するとともに、差圧により常時ナトリウムを流動させる設計とする。なお、防止対策を講じた上で、念のために、配管内のナトリウムの流動を確認できるよう電磁流量計を設置し、運転員が常時監視しており、サイフォンブレーク配管内の流量が異常に低下した場合には、中央制御室に警報を発し、異常を検知できる設計としている。
- 運転員が異常を検知した場合、運転員は、異常の原因を調査（予熱温度、流量計の点検）するとともに、温度が低い場合は予熱ヒータの点検等を実施し、復旧に努める。正常な状態に復旧できない場合は、運転員は原子炉を停止する。



冷却材液位の確保機能に係る資機材 - 1次補助冷却系サイフォンブレーク

- 1次補助冷却系の低所配管（内管及び外管）が破損した際に、1次補助冷却系サイフォンブレーク配管からアルゴンガスを導入することにより、サイフォン現象による原子炉容器の冷却材液位の低下を抑制し、1次主冷却系の循環に必要な液位を確保する。
- 1次補助冷却系のナトリウム漏えいの検知（2 out of 28）、原子炉容器の冷却材液位低低（NsL-320mm）、ポンーモータ1台停止の条件が成立した時点で、自動で1次補助冷却系サイフォンブレーク止弁が「開」となりアルゴンガスが導入される。また、1次補助冷却系からの漏えいによる液位の低下速度は緩慢であり、サイフォンブレーク止弁開の液位に達するまでに3時間以上の猶予がある。自主対策として、運転員が1次補助冷却系サイフォンブレーク止弁の自動開失敗を認知した場合は、中央制御室及び現場において、止弁の開操作を実施する手順により、猶予時間内で確実に操作を実施する。
- 1次補助冷却系サイフォンブレーク失敗を仮想した場合であっても、1次主冷却系の循環に必要な液位を喪失するまでには10時間以上の猶予がある。自主対策として、運転員が液位等によりサイフォンブレーク失敗を検知した場合は、中央制御室において、1次補助冷却系の出入口止弁（電源：直流無停電電源系）を「閉」とする手順（10分以内に完了）により、猶予時間内に、1次主冷却系の循環に必要な液位は確実に確保できる。
- 以上のとおり、運転員操作も含めて、液位確保について、十分な信頼性が確保できる。



1次補助冷却系サイフォンブレークの概念図

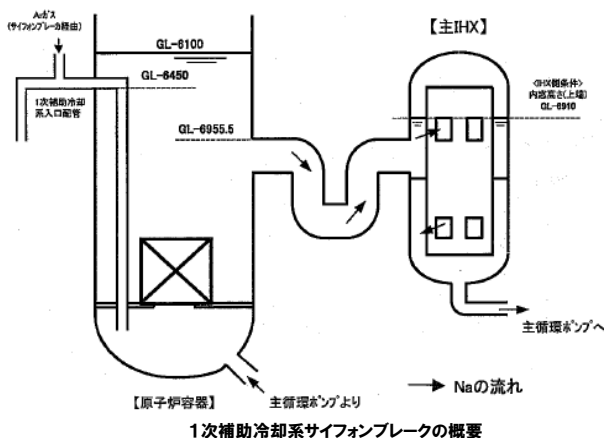
1次補助冷却系サイフォンブレイクの試験及び監視

【MK-IV炉心運転前のサイフォンブレイク機能確認試験】

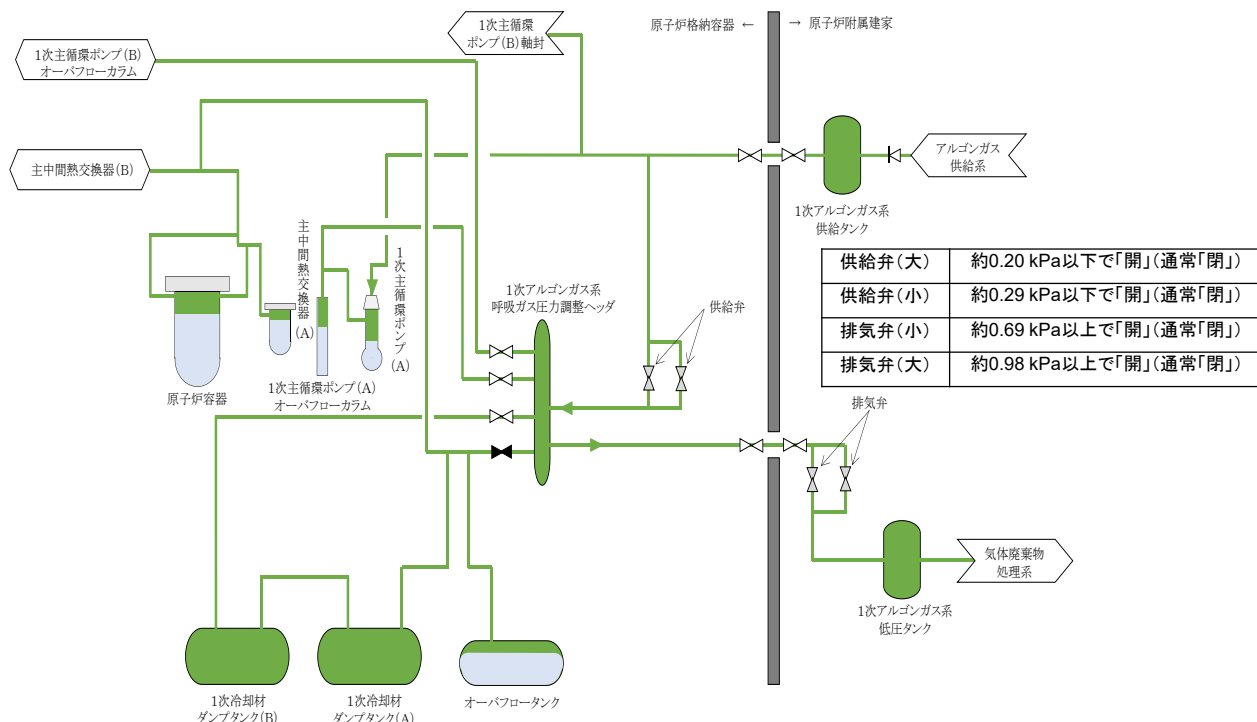
- MK-III総合機能試験において、MK-III炉心への改造後も1次補助冷却系サイフォンブレイクが正常に行われることを確認するため、2003年2月にサイフォンブレイク機能確認試験を実施した。
- 上記の試験において、想定液位でサイフォンブレイクしない事象が発生し、配管内のナトリウム温度の低下が原因と推定された。このため、1次補助冷却系サイフォンブレイク止弁及び1次補助冷却系サイフォンブレイク配管の予熱ヒータ制御温度の設定値を200℃から230℃へ変更し、再試験において、正常にサイフォンブレイクすることを確認した。また、当該試験とは別に行った当該配管部の外観点検の際に、保温材の手直しも実施し、信頼性の向上を図っている。
- 上記の試験において、確実にサイフォンブレイクが可能なボーンモータの回転数を把握し、異常時運転マニュアルに反映し運用している。
- 以上のとおり、実機における試験により、1次補助冷却系サイフォンブレイクは、確実に機能することを確認している。
- 第53条への適合に係るLORLに対する炉心損傷防止措置の重要性を踏まえ、新規制基準適合後の運転再開前には、1次補助冷却系サイフォンブレイク特性の把握のための試験を実施し、確実にサイフォンブレイクが可能なボーンモータの運転条件を把握する。また、新規制基準適合後の運転再開時には、確実にサイフォンブレイクが可能な運転条件で運用する。

【各運転サイクル前の機能確認試験及び供用中の監視】

- 1次補助冷却系サイフォンブレイク止弁は、サイクル運転開始前の起動前点検において、正常に開閉動作することを確認する。
- 1次補助冷却系サイフォンブレイク配管の凝固防止は予熱ヒータの状態監視及び温度計により監視しており、温度が異常に低下した場合には、中央制御室に警報を発し、異常を検知できる設計としている。
- 運転員が異常を検知した場合、運転員は、異常の原因を調査（ヒータの状態、予熱温度の点検）するとともに、温度が低い場合は予熱ヒータの点検等を実施し、復旧に努める。正常な状態に復旧できない場合は、運転員は原子炉を停止する。



冷却系サイフォンブレークに係る1次アルゴンガス系の概要



- 1次アルゴンガス系は、1次主冷却系等に必要アルゴンガスを供給するための設備であり、供給タンク、呼吸ガス圧力調整ヘッダ、低圧タンク等から構成する。
- 1次主冷却系等のカバーガスは、呼吸ガス圧力調整ヘッダと連通しており、呼吸ガス圧力調整ヘッダは、供給タンク及び低圧タンクに接続される。
- 1次主冷却系等のカバーガスの圧力が低下した際には供給タンクより呼吸ガス圧力調整ヘッダにアルゴンガスを供給することで、通常運転時及び1次冷却材漏えい事故時ともに、圧力は一定の範囲で制御される。

原子炉容器外面冷却とナトリウム漏えい箇所との関係について

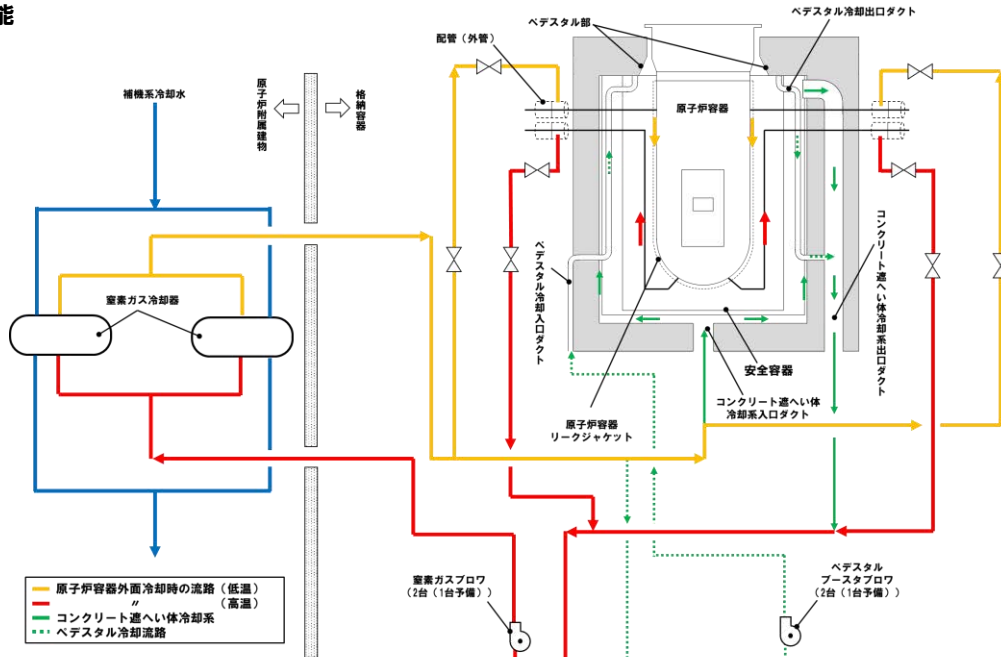
原子炉冷却材バウンダリの二重構造の区画化と原子炉容器外面冷却の関係（1/2）

【二重構造の区画化】

- 原子炉冷却材バウンダリに属する容器・配管等は、二重構造とし、万一、原子炉冷却材バウンダリの破損が生じた場合においても、冷却材ナトリウムの漏えい拡大を防止し、1次冷却材の液位を崩壊熱の除去に必要な高さに保持できるものとしている。
- 当該二重構造部は、原子炉容器廻り、1次主冷却系Aループ、1次主冷却系Bループ及び1次補助冷却系に区画化している。

【原子炉容器外面冷却】

- 原子炉冷却材の漏えいにより窒素ガス流路を喪失する事故を除いて、コンクリート遮へい体冷却系を予熱窒素ガス系と接続し、原子炉容器等の二重構造の間隙部に窒素ガスを通気して原子炉容器を冷却する措置により、炉心損傷の回避が可能

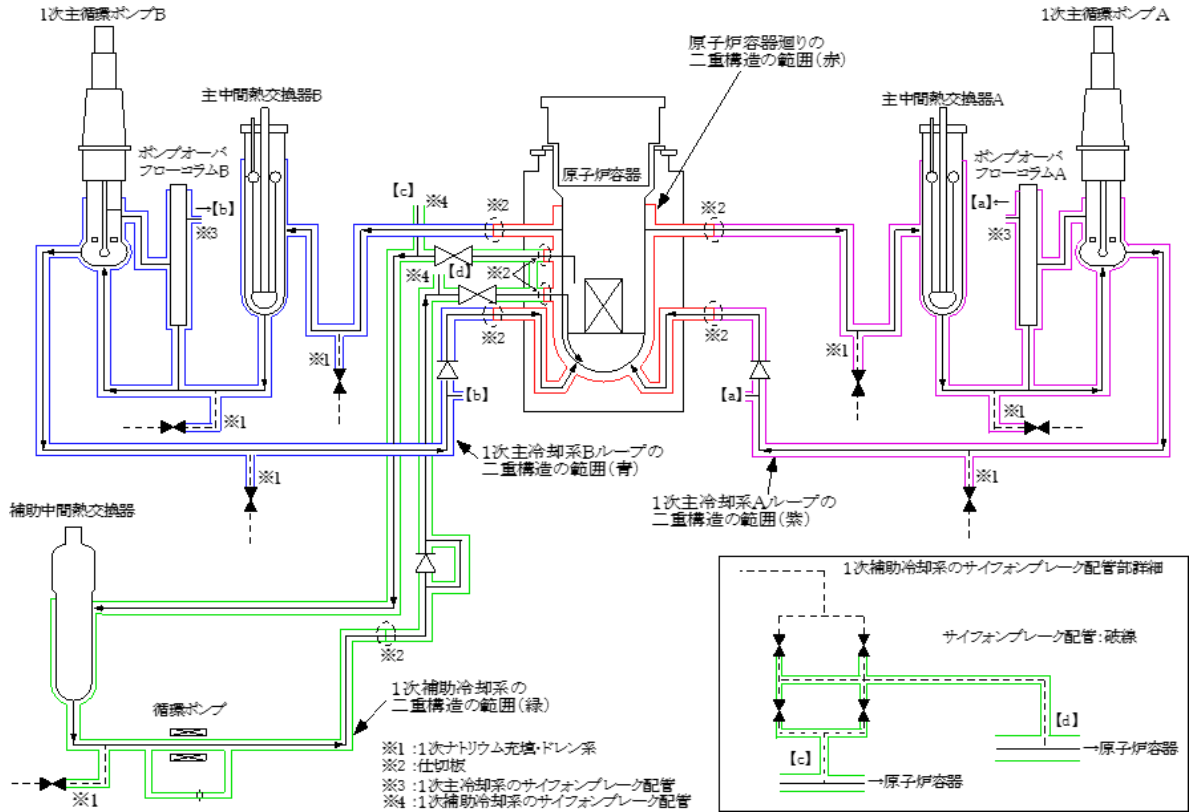


コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却の概念図

原子炉冷却材バウンダリの二重構造の区画化と原子炉容器外面冷却の関係 (2/2)

【原子炉容器外面冷却の窒素ガス流路】

下図の赤色の原子炉容器廻りの二重構造の範囲に窒素ガスを流通させるため、当該区画でナトリウムが漏れいている場合を除いて、原子炉容器外面冷却措置が可能である。



原子炉容器外面冷却に係る窒素ガス流路の切り替え及び冷却水の増大等の手順等について