



Na冷却小型炉のシステム設計研究

—経済性追求型炉の検討—
(共同研究)

Conceptual Design Study of Small Sodium Cooled Reactors
-300MWe Modular Reactor-
(Joint Research)

相澤 康介 近澤 佳隆 白井 伸一 此村 守 安藤 将人*

Kousuke AIZAWA, Yoshitaka CHIKAZAWA, Shinichi USUI
Mamoru KONOMURA and Masato ANDO*

次世代原子力システム研究開発部門
FBR設計グループ*

FBR System Design Group
Advanced Nuclear System Research and Development Directorate

JAEA-Research

June 2007

本レポートは日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ（<http://www.jaea.go.jp/index.shtml>）より発信されています。このほか財団法人原子力弘済会資料センター*では実費による複写頒布を行っております。

〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4
日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920

* 〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4 日本原子力研究開発機構内

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to
Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department,
Japan Atomic Energy Agency
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920

© Japan Atomic Energy Agency, 2006

Na 冷却小型炉のシステム設計研究
- 経済性追求型炉の検討 -
(共同研究)

日本原子力研究開発機構
次世代原子力システム研究開発部門 設計統括ユニット
相澤 康介・近澤 佳隆・臼井 伸一・此村 守⁺¹・安藤 将人^{*1}

(2007年3月14日受理)

実用化戦略調査研究の一環として、電力需要に柔軟に対応でき、投資リスクの小さい分散電源である小型炉の特徴を生かしたナトリウム冷却炉の概念設計を実施している。平成17年度は、基幹電源に匹敵する経済性を追求するために、スケールメリットの観点から発電出力を300MWeまで増大させ、プラント寿命中の燃料交換回数の削減及び炉心のコンパクト化のため金属燃料を採用し、また物量の大幅な削減を狙い主冷却系を1ループとした経済性追求型ナトリウム冷却小型炉の検討を行った。

本プラント概念の最大の特徴である主冷却系を1ループ化したことによる課題を整理し、最も厳しくなる事故事象と評価された1次系配管大規模破損に対して過渡解析を実施した結果、原子炉スクラム無しでも炉心健全性が確保できる可能性が示された。また主冷却系1ループ化に対応した崩壊熱除去系の過渡解析を実施した結果、崩壊熱除去系の成立が厳しくなると想定した全ケースにおいて、原子炉スクラム後の炉心健全性が確保できる可能性が示された。

経済性を追求するために、炉外燃料貯蔵設備を合理化する概念として採用した炉内燃料貯蔵(In Vessel Storage: IVS)の構造具体化を実施した。また、IVSにナトリウムを流入させる流量配分機構の概略設計を行い、平成16年度設計の原子炉容器径を変更することなく、流量配分機構を含めたIVS構造が設置できる可能性が示された。

更なる経済性を追求するために、コ・ロケーションプラントであることを考慮した燃料取扱設備の合理化を検討し、建屋容積が最小化する配置を検討した結果、平成16年度設計と比較して、建屋容積を平成16年度設計から約15%削減できると評価された。

本研究は、「高速増殖炉システムの実用化調査研究に関する協力協定」に基づき実施した日本原子力開発機構と日本原子力発電(9電力会社、電源開発株式会社及び日本原子力発電の代表)との共有成果である。

大洗研究開発センター(駐在): 〒311-1393 茨城県東茨城郡大洗町成田町 4002

+1 次世代原子力システム研究開発部門

技術開発協力員

*1 日本原子力発電

Conceptual Design Study of Small Sodium Cooled Reactors
- 300MWe Modular Reactor -
(Joint Research)

Kousuke AIZAWA, Yoshitaka CHIKAZAWA, Shinichi USUI ,
Mamoru KONOMURA ⁺¹ and Masato ANDO ^{*1}

FBR Cycle System Design Synthesis Unit
Advanced Nuclear System Research and Development Directorate
Japan Atomic Energy Agency
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received March 14, 2007)

Various conceptual design studies of sodium cooled small reactor have been performed in the feasibility study. In FY2005 study, a 300MWe modular reactor which adopts metal-fueled and 1 loop cooling system in order to pursue economical competitiveness was investigated.

Transient analyses were performed to show core safety under the large pipe break accident that was found to be the severest accident in case of a 1 loop cooling system. From the analysis results, it was shown a possibility to maintain the core safety without the reactor scram. Transient analyses of the natural circulation decay heat removal system were also performed, and it was shown a possibility to maintain the core safety after the reactor scram.

The in-vessel storage (IVS) was adopted to eliminate the ex-vessel storage and the design of the distribution flow adjustment device in IVS is studied. It was shown that the IVS could be introduced without modifying in the reactor design in FY2004.

The rationalization of the fuel handling system is investigated taking advantage of co-location plant in which the reactor, the recycle plant and the fuel fabrication plant are co-located in a site. As a result of rationalization, the volume of the reactor building becomes 0.85 times as much as that of the design in FY2004.

Keywords: FBR, 1 Loop Cooling System, 300MWe Reactor, Economical Competitiveness

This report is the outcome of collaborative study between JAEA and JAPC (that is the representative of 9 electric utilities, J-POWER and JAPC) in the accordance with "The agreement about the development of a commercialized FBR Cycle System".

+1 Advanced Nuclear System Research and Development Directorate
Cooperative Staff *1 JAPC

目 次

1. はじめに	1
2. 検討経緯および方針	2
2.1 小型炉開発の狙い	2
2.2 検討経緯	4
2.3 検討方針	5
3. 主冷却系 1 ループ化の成立性評価	6
3.1 概要	6
3.2 検討対象	7
3.3 1 ループ化課題整理	12
3.4 1 次系配管大規模破損の過渡解析	14
3.4.1 解析モデル	14
3.4.2 安全性の判断基準	15
3.4.3 解析条件	15
3.4.4 解析結果	16
3.4.5 過渡解析のまとめ	18
3.5 電磁ポンプコーストダウンの信頼性について	33
3.6 主冷却系 1 ループ化の成立性評価のまとめ	35
4. 崩壊熱除去系の過渡解析	36
4.1 概要	36
4.2 検討対象	36
4.3 代表事象の選定	39
4.4 解析条件	40
4.5 解析結果	42
4.6 崩壊熱除去系の過渡解析のまとめ	64
5. プラント概念設計	65
5.1 IVS 構造検討	65
5.2 崩壊熱除去時の過渡解析結果の反映	75
5.3 配置検討	86
6. おわりに	102
謝辞	103
参考文献	104

Contents

1. Introduction	1
2. Backgrounds and Objectives	2
2.1 Aim of Small Reactors	2
2.2 Previous Studies	4
2.3 Objectives of the Study	5
3. Safety Evaluation on One-loop Main Cooling System	6
3.1 Outline	6
3.2 Examination Object	7
3.3 Issue on One-loop Main Cooling System	12
3.4 Transient Analysis in Pipe Break Accident	14
3.4.1 Analysis Model	14
3.4.2 Safety Criteria	15
3.4.3 Analysis Condition	15
3.4.4 Results	16
3.4.5 Summary	18
3.5 Flow Coast-down of Electromagnetic Pump	33
3.6 Summary	35
4. Transient Analysis of Decay Heat System	36
4.1 Outline	36
4.2 Design of Decay Heat System	36
4.3 Severe Phenomenon	39
4.4 Analysis Condition	40
4.5 Results	42
4.6 Summary	64
5. Structure Design of Plant	65
5.1 IVS Design	65
5.2 Reflection of Decay Heat System Analysis	75
5.3 Building Location	86
6. Conclusions	102
Acknowledgement	103
References	104

1. はじめに

近年、電力自由化への対応や、エネルギー需要との整合性の観点より、電力需要に柔軟に対応でき、投資リスクの小さい分散電源の導入が重要視されている。また、原子力シェアの維持、拡大をねらって、電力供給以外に原子力による水素製造、熱供給などの多目的利用が注目されており、スケールメリットを指向した大型炉に加えて、小型炉の検討が進められている。

「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究」では、経済性、安全性など開発目標達成の見通しを有する高速増殖炉概念の構築に向けて、冷却材種類（ナトリウム、重金属、ガス、水など）や、出力規模（大型炉、中型炉、小型炉）をパラメータに、各炉型の特徴を最大限活用することを目指した検討を行ってきた。

基幹電源として使用する大型炉および中型炉では、革新技術の導入、スケールメリット効果および共用化・量産効果の活用により、経済性の目標である建設単価 20 万円/kWe（発電単価 4 円/kWh）を達成できる見通しを得た。

一方、小型炉に対しては投資リスク削減、遠隔地電源対応、多目的利用など大型炉とは別のニーズが存在する。平成 12～16 年度の検討では小型炉の特徴を活かし、運転サイクル長期化、受動安全性、機器集約による経済性向上を迫及した概念の検討が実施された。

本報告書は、経済性を追求するために、スケールメリットの観点から発電出力を小型炉 300MWe まで増大させ、プラント寿命中の燃料交換回数の削減及び炉心のコンパクト化のため金属燃料を採用し、また物量の大幅な削減を狙い主冷却系を 1 ループとした経済性追求型ナトリウム冷却小型炉の検討成果をとりまとめたものである。

2. 検討経緯および方針

2.1 小型炉開発の狙い

平成 11 年度の検討において、小型炉および中型モジュール炉の文献調査が実施され、小型炉および中型モジュール炉の魅力、導入実績、開発状況が整理された[1]。従来建設された小型炉としては船舶および宇宙用原子炉の実績もあるが、本検討では対象を地上設置として、小型炉開発の狙いを以下に整理した。

(1) 遠隔地電源型

従来設置された遠隔地電源型としては寒冷地に設置して地域暖房用熱を併給する型式が多くある。高速炉の場合は炉心の内部転換比が高いため、化石燃料等の燃料輸送が困難な地域に燃料無交換で 30～60 年の電力を供給するプラントとして魅力がある。原子炉出力としては遠隔地における電力需要を考慮して 50MWe 以下が対象となる。核拡散抵抗性およびウォーク・アウェー・セーフティー（仮に運転員が持ち場を離れても安全が保たれる）等が特徴として求められる。経済性については遠隔地では発電単価が都市部と比較して高いため、都市部の発電単価よりは緩和可能と考えられる。競合概念として、燃料 30 年無交換及びプラント一括輸送を可能としたプラント概念である 4S（10MWe 及び 50MWe）[2]が考えられる。

(2) 都市電源型

遠隔地に大型電源を設置する代わりに、電力需要地である都市毎に発電炉を設置して送電費用削減および大量生産による建設費用削減を狙った概念。火力発電所の代替等が考えられる。原子炉出力としては都市における消費電力を考慮して 50～300MWe が考えられる。また、都市部に設置するため社会的受容性向上を考慮して ATWS 時にも炉心損傷に至ることなく高温整定等の安全上の特徴が要求される。競合概念として、大型炉に匹敵する経済性及び高い安全性を有した概念である IMR（340MWe 程度）[3]、自然循環炉心で超長期運転サイクルを可能とした概念である LSBWR（300MWe）[4]およびガス炉の特徴を生かして優れた経済性及び安全性を有する概念である PBMR（100MWe）[5]が考えられる。

(3) 水素製造型

水素製造の場合は製造した水素を輸送するコストを考慮して、30～100km 毎に水素製造プラントを設置するのが効果的と考えられる。このため原子炉出力としては 500MWt 以下程度と考えられる。

(4) 大量生産基幹電源型

小型炉の狙いとして電力自由化等の近年の動向を受けて、投資リスク削減、開発費用削

減等を考慮して、小型炉の大量生産により大型炉と同等の経済性を追求する方向性が存在する。モジュールをサイト内に多数設置する概念（ALMR[6]）と、単機で経済性目標達成を追及する概念（PBMR）が存在する。原子炉出力は従来概念の調査から 100～500MWe が検討対象となっている。競合概念としては PBMR（100MWe）、ALMR（300MWe）、IMR（340MWe 程度）、LSBWR（300MWe）がある。

平成 16 年度の検討では、用途に応じて魅力を追求するため、(1)の遠隔地電源型として長期運転サイクル炉心を採用し燃料無交換によるプラント簡素化を追求した概念と、(4)の大量生産基幹電源型として PBMR や小型軽水炉との競合を考慮してコンパクトな炉心を採用し経済性を追及した概念を検討した。

平成 17 年度は、平成 16 年度に概念検討を実施した経済性を追求するために、電気出力 300MWe、金属燃料、主冷却系 1 ループ化を採用したナトリウム冷却小型炉に関して、安全性、燃料貯蔵方針、建屋配置等さらなる検討を実施した。

2.2 検討経緯

平成 12～16 年度の小型炉検討では高速炉の高い内部転換率を活用して、長運転サイクル炉心を検討対象とすることとした。このため炉心燃料は重金属密度の高い金属および窒化物を採用し、冷却材は高い内部転換率に着目して、ナトリウムおよび鉛ビスマス冷却を採用した。

ナトリウム冷却小型炉の検討では金属燃料および反射体制御採用により長期運転サイクルを達成している 4S[2]を出発点として検討を実施した。実用化戦略調査研究における大中型炉向けの要求条件[7]に加え、運転サイクル 10 年以上、ATWS 時の受動安全特性、発電単価 5.5 円/kWh（都市近接立地を前提に送電費を削減を仮定した場合の目標発電単価）を要求条件として、原子炉出力 150MWe 相当の炉心[8-10]およびプラント概念[11-15]の検討を行った。平成 15 年度は炉心に Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心を採用して炉心出口温度を 510 から 550 に上昇し、熱効率の向上により原子炉電気出力は 150MWe から 165MWe に向上した。また、炉心出口温度上昇により後述する高速炉に適合した水素製造法が適用可能になった。建設単価の評価では、初号基建設単価（FOAK）は目標の 160.1% となったが、複数基の建設を前提とした建設単価（NOAK）では 85.6% となり目標を達成できる可能性があることが示された[14]。安全性についても制御棒駆動軸および炉上部機構の構造等を工夫して制御棒駆動軸伸び時定数を削減、電磁ポンプのコストダウンを信頼性の高い電源により確保等の対策を行うことにより ATWS 時の受動安全性に係わる小型炉の要求条件を満足できる可能性が示された[15]。平成 16 年度は、遠隔地電源型として長期運転サイクル炉心を採用し燃料無交換によるプラント簡素化を追求した電気出力 50MWe の長寿命炉心採用型と、大量生産基幹電源型として PBMR や小型軽水炉との競合を考慮して、コンパクトな炉心を採用した電気出力 300MWe の経済性追求型を検討した[16]。長寿命炉心採用型は運転サイクル 30 年である特徴を利用し炉内に燃料取扱設備を設けないコンパクトな原子炉容器と冷却系 1 ループ化を採用することにより、大幅に NSSS 物量削減が可能であり、遠隔地電源として魅力ある概念であることが示唆された[16]。経済性追求型は、1 ループ化を採用して冷却系合理化を行うとともに、小型炉の集合体数が少ないことを利用し IVS で使用済燃料の搬出待ち貯蔵容量を確保することで炉外燃料取扱設備の削除および建屋容積の大幅な低減が可能であり、小規模の燃料製造・再処理施設と組み合わせることで低い投資リスクで金属燃料高速炉サイクルを実証する可能性があることが示唆された[16]。

鉛ビスマス冷却小型炉については、BREST-300[17]を出発点とした検討を行い、窒化物燃料を用いた自然循環タンク型炉の検討を行い、平成 15 年度においてとりまとめた[18-21]。

多目的利用小型炉については調査の結果、高速炉の特徴を活かす多目的利用として水素製造を抽出した[12]。高速炉の炉心出口温度領域において有望な水素製造法を調査[12,22]し、水素分離膜を用いた水蒸気改質法[23]およびハイブリッド熱化学法[24]による水素製造プラントの概念検討[12,25,26]を実施した。

2.3 検討方針

平成 17 年度の検討では、平成 16 年度に概念検討した経済性を追求した概念である 300MWe ナトリウム冷却小型炉に関して、安全性、燃料貯蔵方針、建屋配置等さらなる検討を実施した。検討方針の詳細を以下に示す。

安全性については、主冷却系を 1 ループ化したことによる課題を整理し、最も厳しくなる事故事象に対して過渡解析を実施して成立性を評価する。また、電磁ポンプを主循環ポンプに採用した場合の炉心全流量喪失確率を評価して、電磁ポンプの主循環ポンプとしての成立性を評価する。また、貫通型 DRACS2 系統と IRACS1 系統より構成される完全自然循環型の崩壊熱除去系により原子炉スクラム後の崩壊熱除去が安全かつ安定に行われ、炉心健全性を評価するために崩壊熱除去時の過渡解析を実施する。

燃料貯蔵方針については、経済性を追求するために、炉外燃料貯蔵設備を合理化する概念として採用されている炉内燃料貯蔵(In Vessel Storage : IVS)の構造具体化を実施する。

建屋配置については、平成 16 年度に検討した建屋配置を見直して、さらなる経済性を追求するために、コ・ロケーションプラントであることを考慮した燃料取扱設備の合理化を検討し、原子炉建屋施設の建屋容積の削減を図る。

3. 主冷却系 1 ループ化の成立性評価

3.1 概要

経済性を追求した小型電源である 300MWe ナトリウム冷却小型炉では、物量削減のため、2 基直列の電磁ポンプを主循環ポンプに採用することにより主冷却系ループ数を 1 ループとした設計が行われている。本章では主冷却系を 1 ループ化した場合の課題を整理し、厳しくなると考えられる事故事象に対して過渡解析を実施して成立性の評価を行った。また、電磁ポンプを主循環ポンプに採用した場合の炉心全流量喪失確率を評価して、電磁ポンプの主循環ポンプとしての成立性を評価した。

3.2 検討対象

300MWe ナトリウム冷却小型炉の基本仕様を表 3.2-1、原子炉容器概念図、炉心概念図、冷却系系統図を図 3.2-1、図 3.2-2、図 3.2-3 に示す[16,27]。物量削減のために、中間熱交換器組込型ポンプを採用し、ポンプには 2 基直列の電磁ポンプを採用した。冷却系ループ数を 1 ループとしている。小型炉では、中型炉および大型炉と比較して、相対的に原子炉容器の無駄容積および燃料取扱設備比重が増加するが、それらを同時に解決する方策として炉内燃料貯蔵 (In Vessel Storage : IVS) を採用して原子炉容器の無駄容積の活用および炉外の燃料取扱設備の合理化を実施した。主要な特徴を以下にまとめる。

- ・燃料型式 : 金属燃料 (Pu-U-Zr 三元合金)
- ・炉心型式 : Zr 含有率 3 領域単一 Pu 富化度炉心
- ・原子炉型式 : ループ型
- ・主冷却系ループ数 : 1 ループ
- ・1 次系主循環ポンプ : 電磁ポンプ (2 基直列)
- ・燃料貯蔵設備 : IVS

表 3.2-1 300MWe ナトリウム冷却小型炉主要仕様

項目	基本仕様
原子炉型式	ナトリウム冷却ループ型炉
電気出力	300MWe
熱出力	714MW
ループ数	1 ループ
1 次系ナトリウム温度	550 /395
1 次系流量	1.309×10 ⁷ kg/h (254.5m ³ /min)
2 次系ナトリウム温度	520 /335
2 次系流量	1.090×10 ⁷ kg/h (208.4m ³ /min)
主蒸気温度/給水温度	497 /233
主蒸気圧力/流量	17.2MPa/1.135×10 ⁶ kg/h
タービン効率	42%
燃料型式	ナトリウムボンド金属燃料
炉心型式	Zr 含有率 2 領域単一 Pu 富化度
炉心等価直径	2.63m
遮へい体外接円形	3.36m
炉心高さ	1.00m
燃焼度	80GWd/t
増殖比	1.03
運転サイクル	24 ヶ月 (730 日)
原子炉停止系	主炉停止 7 本/後備炉停止 3 本
炉心安全	SASS、プレナム部込みボイド反応度 \$ 4.6
炉心支持構造	下部支持方式
原子炉容器径	6.1m
1 次系配管方式	逆 L 字型
中間熱交換器	電磁ポンプ組込型
1 次系主循環ポンプ	電磁ポンプ (2 基直列)
蒸気発生器	ヘリカルコイル管型
2 次系主循環ポンプ	機械式ポンプ
崩壊熱除去系	貫通型 DRACS×2 系統+IRACS
ナトリウム漏えい対策	2 重管+ガードベッセル
原子炉格納施設	鋼板コンクリート (8160m ³)
燃料取扱設備	IVS 搬出待ち時間 (4 年間)

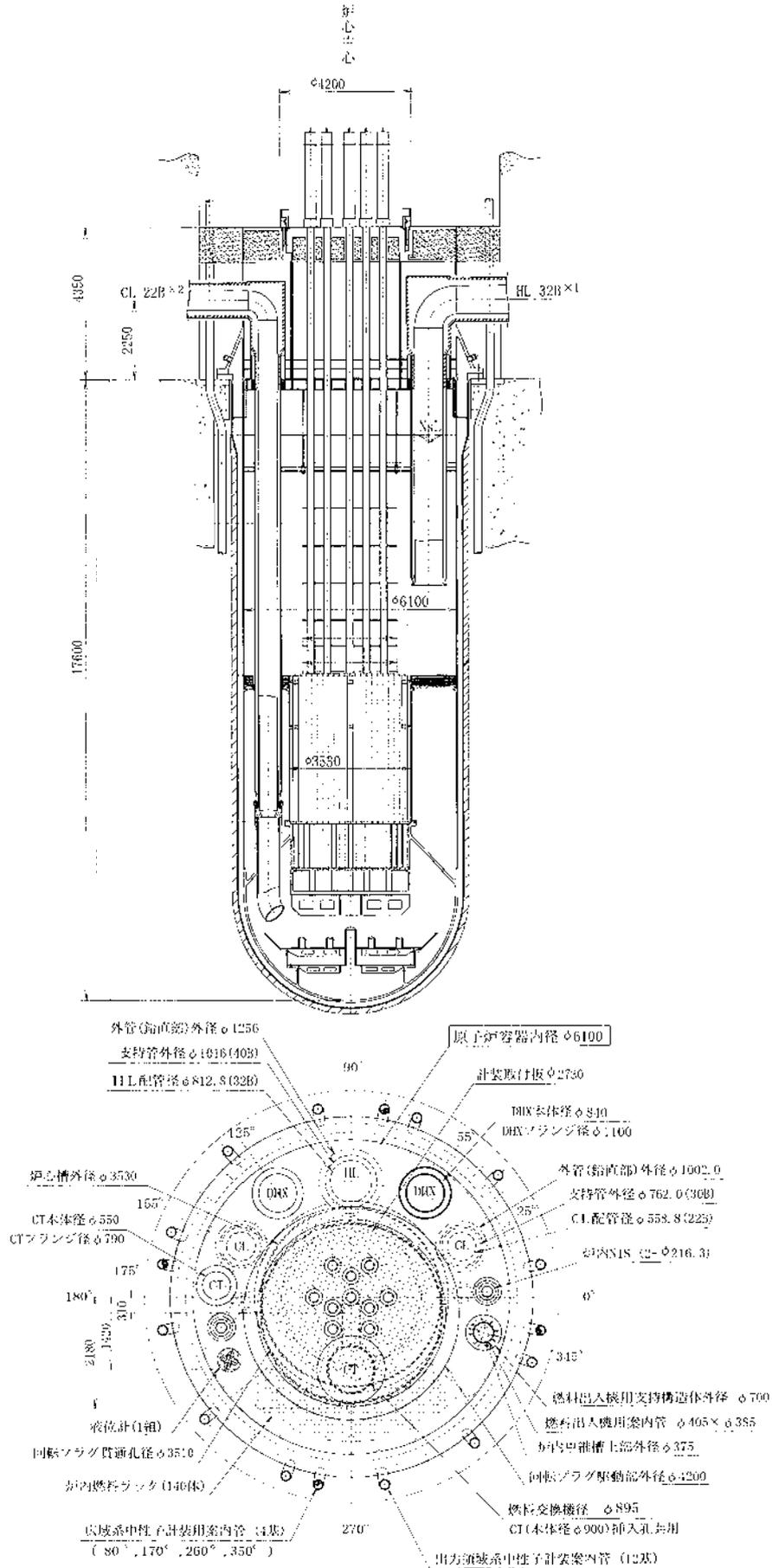
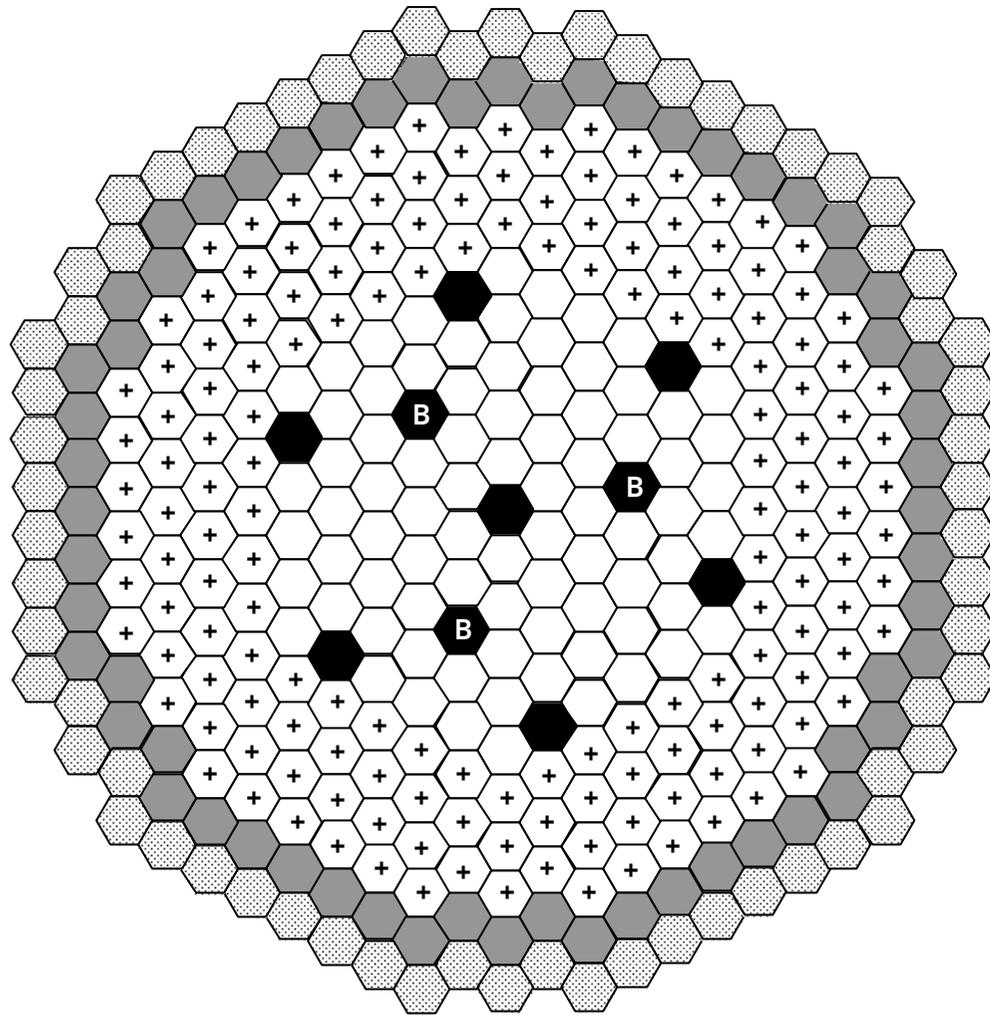


図 3.2-1 原子炉構造図



プラント基本仕様

項目	データ	備考
原子炉熱出力	714MWt	
原子炉出入口冷却材温度	550 /395	出口/入口
原子炉冷却材流量	3,636kg/s	
炉心部圧損	0.14MPa	燃料バンドル部

炉心・燃料の主要仕様

項目	データ	備考
燃料集合体	81体/162体	内側炉心/外側炉心
遮へい体	60体/66体	SUS/ZrH
制御棒	7体/3体	主系/後備系
有効炉心長	1.0m	
燃料ピン本数	217本	燃料集合体1体当たり
燃料ピン被覆管内外径	8.5mm/7.5mm	内径/外径

-  内側炉心燃料集合体 81体
-  外側炉心燃料集合体 162体
-  SUS 遮へい体 60体
-  ZrH 遮へい体 66体
-  主炉停止制御棒 7体
-  後備炉停止制御棒 3体

図 3.2-2 炉心概念図および主要仕様[27]

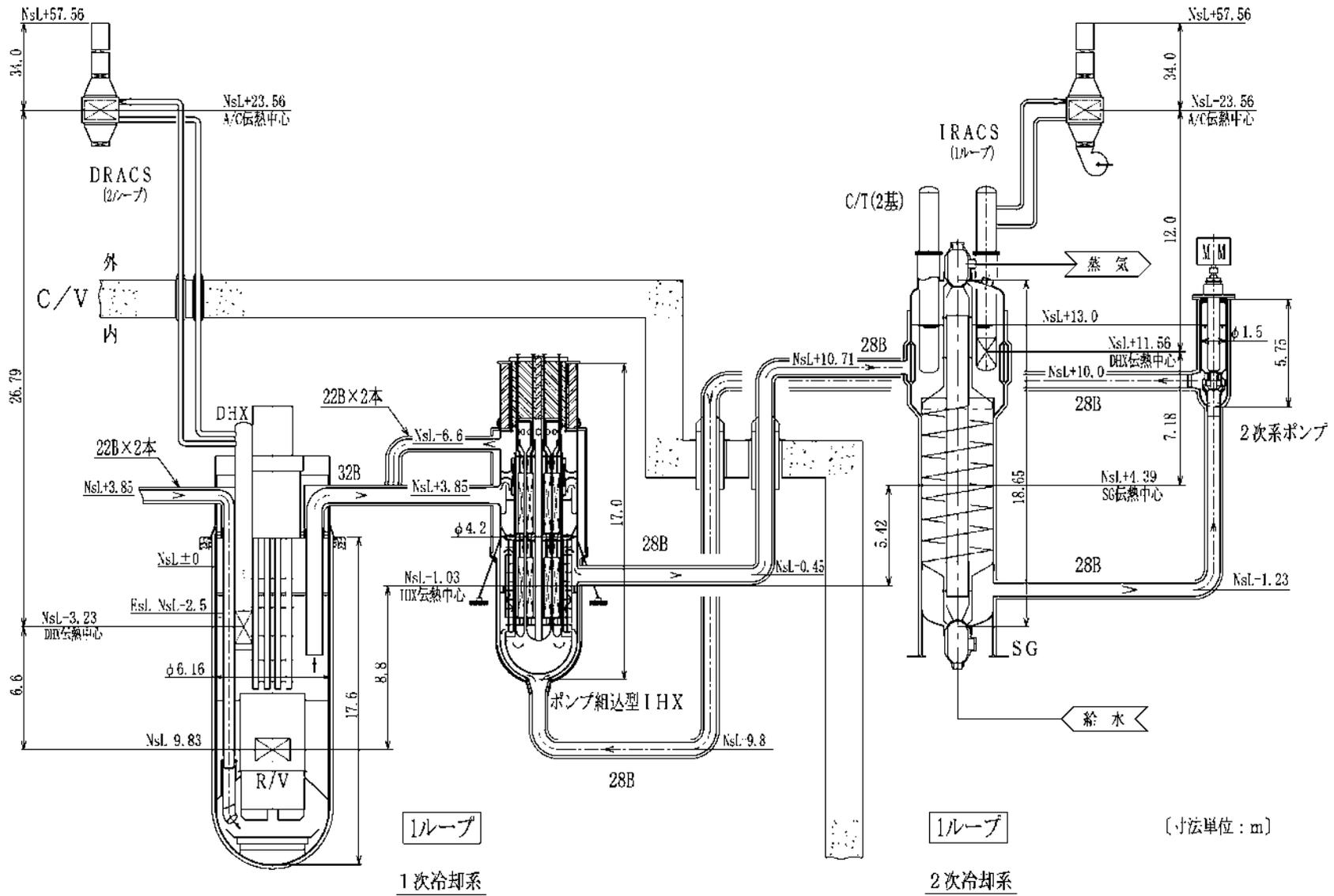


図 3.2-3 冷却系系統図

3.3 1 ループ化課題整理

ナトリウム冷却炉設計において安全評価の対象となる異常過渡および事象を表 3.3-1 に示す。表中において主冷却系を 1 ループ化した場合に影響があると考えられる事象を網掛けで表示し、以下に示す。

(1) 1 次冷却材流量減少 (異常過渡) および 1 次ポンプ軸固着 (事故)

ここでは 1 次冷却系流量減少は安全評価上より厳しい 1 次ポンプ軸固着に代表されるとして考える。電磁ポンプを主循環ポンプに適用した場合は、1 次ポンプ軸固着に相当する事象としてポンプ 1 基の瞬時停止が考えられる。本プラント概念においては電磁ポンプが 2 基直列となっており各ポンプは独立した電源から電力を供給されるため、ポンプ 1 基が瞬時停止した場合においても、流量減少量は半分以下に抑えられ、その後原子炉をスクラムすることにより停止していない片方の健全なポンプによりコストダウンが可能である。このため、機械式ポンプの軸固着と比較すると炉心流量の低下幅は小さくなると考えられる。したがって、電磁ポンプのコストダウンが確保される場合は、機械式ポンプを利用した 2 ループ概念と比較して、本概念の方が事象が緩和されると考えられる。電磁ポンプのコストダウン確保の信頼性については 3.5 節において記述する。

(2) 1 次冷却系配管破損 (事故)

1 次冷却系配管破損については、1 ループ化により 1 次冷却系配管径が増加するため、安全評価上想定すべき破損口面積が増大し、ナトリウム漏えいによる炉心流量の低下が増大する可能性がある。特に、1 次冷却系配管が大規模に破損した場合は、炉心流量が大幅に低下する可能性がある。本プラントは、原子炉冷却材バウンダリを全て 2 重化し、1 次系配管にも外管を設けるとともに、内管と外管との間隙部容積を制限する設計としているので、配管破損時のナトリウム漏えい量には上限がある。しかしながら、その上限値までナトリウム漏えいが継続することを想定すると、その間の炉心冷却が非常に厳しくなる可能性がある。

以上より、1 次系を 1 ループとしたことによる最も厳しい事象として、1 次冷却系配管大規模破損が抽出された。次節において、本事象の解析評価を実施して、成立性を評価した。

表 3.3-1 1 ループ化の影響があると考えられる事象調査

No.	事象区分	安全評価の解析事象	種別 (注 1)	過渡挙動への 影響(注 2)
1	過渡	未臨界状態からの制御棒の異常な引抜き	TOP	無
2	過渡	出力運転中の制御棒の異常な引抜き	TOP	無
3	過渡	制御棒落下	TOP	無
4	過渡	1次冷却材流量増大	TOP	無
5	過渡	1次冷却材流量減少	LOF	有
6	過渡	外部電源喪失	LOF	無
7	過渡	2次冷却材流量増大	TOP	無
8	過渡	2次冷却材流量減少	LOHS	無
9	過渡	給水流量増大	TOP	無
10	過渡	給水流量喪失	LOHS	無
11	過渡	負荷の喪失	LOHS	無
1	事故	未臨界からの制御棒急速引抜き	TOP	無
2	事故	出力運転中の制御棒急速引抜き	TOP	無
3	事故	気泡通過	TOP	無
4	事故	冷却材流路閉塞	TIB	無
5	事故	1次ポンプ軸固着	LOF	有
6	事故	2次ポンプ軸固着	LOHS	無
7	事故	主給水ポンプ軸固着	LOHS	無
8	事故	1次冷却系配管破損	LOF	有
9	事故	2次冷却材漏えい	LOHS	無
10	事故	主給水管破断	LOHS	無
11	事故	主蒸気管破断	LOHS	無
12	事故	燃料取替取扱事故	-	無
13	事故	気体廃棄物処理設備の破損	-	無
14	事故	1次アルゴンガス漏えい	-	無
15	事故	蒸気発生器伝熱管小漏えい	-	無
16	事故	全電源喪失	LOF	無

(注 1) 炉心安全の観点から分類

TOP: 過出力型、LOF: 流量喪失型、LOHS: 除熱喪失型、
TIB: 炉心流路閉塞、-: その他

(注 2) 炉停止機能による炉心・燃料の健全維持の観点

1次冷却材流量減少、1次ポンプ軸固着

- ・ 1次ポンプ1台の停止又は軸固着により炉心流量が低下

↓

- ・ 電磁ポンプをシリーズに2台設置しており、停止ループ側の逆流が生じないため、炉心流量低下幅は相対的に小

[留意事項]
電源系の工夫等により、電磁ポンプのフローコーストダウンを高信頼度で確保できることが前提

1次系配管破損

- ・ 破損口からの漏えいにより炉心流量が低下

↓

- ・ ループ数を1ループに削減したことにより、破損口面積が配管径増加に伴って大きくなる場合、炉心流量低下幅は相対的に大
- ・ 特に、漏えい率の大きい大規模破損(DEC)時に炉心流量低下が厳しい状況となる
- ・ 外管設置により漏えい量が制限されるが、炉心流量の大幅な低下が10秒程度継続する可能性がある

[留意事項]
配管破損時にも1次系流路パスが切れない設計とすることが前提
1次系配管破損により外管が破損しないよう、必要な強度を確保することが前提

3.4 1 次系配管大規模破損の過渡解析

1 次系配管の大規模破損を想定して過渡解析を実施した。破損想定箇所および破損想定規模を図 3.4-1 に示す。本検討では、ホットレグ配管とコールドレグ配管の破損を各々考える。破損口面積に関しては配管径が大きいホットレグ配管で厳しい条件となり、配管内圧力に関してはポンプ出口に近いコールドレグ配管で厳しい条件となる。破損想定箇所は、外管と内管との間隙部の容積が一番大きい箇所である図 3.4-1 に示す間隙部 B とする。最大ナトリウム漏えい量は外管および中間熱交換器のガードベッセルが健全であることを前提として、 39.3m^3 とした。破損規模はギロチン破損を想定した。ただし、2 重配管を採用しているため、破損した配管のずれは図 3.4-1 に示すように、外管により制限されるとした。

内管のギロチン破損は DBE から排除して今後の設計が進められると考えられるが、本検討では、本事象を DBE および DEC の両方の事故区分の中で取り扱い、それぞれの区分において解析モデル、安全性の判断基準および解析条件を設定してそれぞれ評価を実施した。

3.4.1 解析モデル

解析モデルは 1 次元のフローネットワークとし、解析コードはプラント動特性コード FAST を用いた。

(a) 炉心部

炉心部の解析モデルを図 3.4-2 に示す。炉心部は以下のチャンネルに分割してモデル化した。

- 内側炉心燃料 (平均チャンネル)
- 外側炉心燃料 (平均チャンネル)
- 内側炉心燃料 (ホットチャンネル)
- 外側炉心燃料 (ホットチャンネル)
- 内側炉心燃料 (ノミナルホットチャンネル)
- 外側炉心燃料 (ノミナルホットチャンネル)
- 遮へい体および制御棒

上記 および は、炉心燃料全体の温度挙動を模擬するチャンネル、上記 ~ は炉心の燃料、被覆管および冷却材の最高温度を評価するチャンネルである。DBE として評価する場合は上記 および (ホットチャンネル) により、DEC として評価する場合は上記 および (ノミナルホットチャンネル) により各々の最高温度を求める。

炉心燃料を模擬する上記 ~ のチャンネルでは、燃料スラグについて径方向 1 次元の熱伝導方程式を解き、径方向および軸方向の温度分布を求め、冷却材流路について軸方向 1 次元のエネルギー保存則を解き、軸方向温度分布を求める。また、遮へい体および制御棒を模擬する上記 のチャンネルは、その発熱量が小さいことから、簡易的に無駄時間要素で模擬する。

(b) 反応度

原子炉出力は、遅発中性子 6 群の一点近似核動特性方程式を解くことにより求まる。反

応度フィードバックは下記の成分を考慮する。

- ドブプラ反応度
- 冷却材温度フィードバック反応度
- 構造材温度フィードバック反応度（被覆管、ラッパ管）
- 燃料軸方向膨張反応度

(c) 流動計算モデル

解析に用いた流動計算モデルを図 3.4-3 に示す。代表圧力ノードおよび代表流路から構成される 1 次元フローネットワークモデルを構築し、圧力ノードにおける質量保存側と流路における運動方程式を連立して解くことにより、各部の圧力、流量の過渡変化を計算した。

配管破損口は、破損想定箇所にした圧力ノードからの流出流路としてモデル化し、破損口面積相当の開口面積を有する仮想的なバルブを瞬間開とすることで、配管破損を模擬し、漏えい流量を計算した。

3.4.2 安全性の判断基準

本検討では、燃料健全性に関する判断基準を DBE および DEC のそれぞれについて、下記のように設定した。

金属燃料の場合、燃料健全性に関する判断基準は、燃料と被覆管との共晶による液相化防止の観点からも設定する必要がある。本炉心では、内側炉心と外側炉心で Zr 含有率が異なっており、燃料融点異なるため、燃料温度制限についても各々設定している。

(a) DBE の判断基準

- ・燃料温度制限 : 1100 以下（内側炉心）
: 1020 以下（外側炉心）
- ・冷却材温度制限 : 900 以下
- ・被覆管 CDF 制限[28] : 通常運転時、運転時の異常な過渡変化時、事故時および燃料取扱時の合計値が 1.0 以下

(b) DEC の判断基準

- ・燃料温度制限 : 1100 以下（内側炉心）
: 1020 以下（外側炉心）
- ・冷却材温度制限 : 1020（沸点）以下
- ・被覆管 CDF 制限[28] : Sr ベース 0.5 以下

3.4.3 解析条件

(a) 初期熱流動条件

初期条件はプラントの定格運転条件とした。DBE 解析では、原子炉出力および 1 次系流量の測定誤差の最大値を ±2% とし、冷却材温度の測定誤差の最大値を ±3 とし、初期条件の不確かさを与えた。DEC 解析では、測定誤差はないとして、初期条件は定格運転条件と同じとした。

(b) 核的条件

反応度係数

DBE 解析に使用する反応度係数は、事象発生から原子炉スクラムに至るまでの過程で原子炉出力が上昇し易くなるよう、次のように設定した。

- ・ ドップラ係数は、その不確かさ幅を考慮して定めた最大値(絶対値が最小の負の値)、各種温度係数(冷却材、被覆管及びラッパ管)はその不確かさ幅を考慮して定めた最大値(絶対値が最大の正の値)をそれぞれ用いる。
- ・ 反応度係数の不確かさ幅として 2 相当の値を用いる。反応度係数の不確かさ幅は、表 3.4-1 に基づいて定める。
- ・ 燃料温度係数及び炉心支持板温度係数による負の反応度効果を無視する。

一方、DEC 解析では、反応度係数の不確かさは考慮せずノミナル値を使用し、DBE 解析では保守的に無視した燃料軸方向膨張反応度を考慮した。DBE 解析および DEC 解析に用いる反応度係数を表 3.4-2 に示す。

動特性パラメータ

解析に用いる動特性パラメータを表 3.4-3 に示す。

出力分布

内側炉心、外側炉心の出力分担率および流量配分を表 3.4-4 に示す。また、解析に使用する原子炉の軸方向出力を表 3.4-5 に示す。

崩壊熱

解析に用いる崩壊熱データを表 3.4-6 に示す。DBE 解析では、+10%の不確かさを考慮した最大値を用いる。

(c) 安全機能に関する条件

安全保護系の特性

本検討では、「外管内漏えいナトリウム液位高」信号による原子炉スクラムを想定する。漏えい箇所におけるナトリウム漏えい検知は、漏えい量 3.4m³程度で可能と考えられるため、保守性を考慮して設定値を 3.5m³とした。また、応答時間は 1.0 秒とした。これらの値は、DBE 解析および DEC 解析両方で用いた。

炉停止系の特性

DBE 解析に用いた制御棒 S 字曲線、スクラム反応度挿入曲線を図 3.4-4、図 3.4-5 に示す。

原子炉スクラム時の 1 次ポンプの運転特性

原子炉スクラム信号発信により、1 次ポンプがトリップするものとする。この時の遅れ時間を 1.0 秒とする。1 次ポンプトリップ後、電磁ポンプのフローコストダウンが確保されるものとし、流量半減時間を DBE 解析においては 5.5 秒、DEC 解析においては 6.5 秒とした。

3.4.4 解析結果

解析におけるパラメータを以下にまとめる。

破損箇所 : ホットレグ配管/コールドレグ配管

原子炉スクラムの有無 : 有/無
 事象区分の考え方 : DBE/DEC

上記のパラメータに関して解析を実施し、解析結果を以下に記す。

(1) 破損箇所の影響検討

1 次冷却系配管大規模破損の破損箇所として、コールドレグおよびホットレグを各々想定して、過渡解析を実施した。破損口面積に関しては配管径が大きいホットレグ配管で厳しい条件となり、配管内圧力に関してはポンプ出口に近いコールドレグ配管で厳しい条件となる。両ケースについて、原子炉スクラム無し、事象区分を DBE とした。破損箇所をホットレグとした場合の解析結果を図 3.4-6、図 3.4-7 に示す。炉心流量の低下は 1%程度であり、炉心燃料の健全性が保たれることがわかった。破損箇所をコールドレグとした場合の解析結果を図 3.4-8、図 3.4-9 に示す。炉心流量の低下は 47%程度となり、図に示すように、事象発生から約 6.5 秒後に冷却材最高温度が 900 を超え、安全性の判断基準を満足しないことがわかった。

配管内圧力の高いコールドレグ配管の破損を想定した方が炉心燃料の健全性に対して厳しい条件となることが示された。原子炉スクラム有無および事象区分の考え方の検討は、破損箇所としてコールドレグ配管を想定することとする。

(2) 原子炉スクラムの影響検討

上記(1)で示したように、事象区分を DBE としてコールドレグ配管の破損を想定した場合、炉心流量の低下が大きく、原子炉スクラム無しでは、炉心燃料の健全性が確保できないことがわかった。したがって、事象区分を DBE としてコールドレグ配管の破損を想定し、原子炉スクラム有りの場合の過渡解析を実施した。解析結果を図 3.4-10 ~ 17 に示す。図 3.4-11 より、事象発生から約 4 秒後に原子炉出力はピークを向えるが、その後、「外管内漏えいナトリウム液位高」信号による原子炉スクラムにより、原子炉出力、炉心燃料、炉心被覆管および冷却材の温度は低下していることがわかる。燃料最高温度は内側炉心、外側炉心において、各々 885 、 862 と評価され、また冷却材最高温度は 795 と評価され、安全性の判断基準を満足していることがわかる。

これより、事象区分を DBE とした場合において、1 次系配管大規模破損が炉心流量の低下が最も大きいコールドレグ配管に生じたとしても、「外管内漏えいナトリウム液位高」信号による原子炉スクラムを見込むことで炉心健全性が確保できる可能性が示された。

(3) 事象区分の影響検討

事象区分を DEC に変更した影響を評価するため、(1)で安全性の判断基準を満足できなかった“コールドレグ配管破損、原子炉スクラム無し”のケースで、事象区分を DEC とした場合の過渡解析を実施した。解析結果を図 3.4-18 ~ 25 に示す。炉心流量の低下は DBE 条件の場合とほぼ同等であるが、DEC 条件では反応度係数の不確かさを考慮していないことから、原子炉出力の上昇が DBE 条件より小さくなり、その結果、DBE 条件より燃料および冷却材最高温度は低くなる。燃料最高温度は内側炉心、外側炉心において、各々 860 、

843 と評価され、また冷却材最高温度は 776 と評価され、安全性の判断基準を満足することがわかった。

これより、事象区分を DEC とした場合において、1 次系配管大規模破損が炉心流量の低下が最も大きいコールドレグ配管に生じたとしても、原子炉スクラム無しでも炉心健全性が確保できる可能性が示された。

3.4.5 過渡解析のまとめ

1 ループ冷却方式の成立性評価のため 1 次系配管破損を想定した過渡解析を実施した。コールドレグ配管が破損した場合、炉心流量は一時的に 50%程度まで減少するが、外管を設置しているため、間隙がナトリウムで満たされた後は炉心流量が回復し、DBE 条件とした場合は、「外管内漏えいナトリウム液位高」信号による原子炉スクラムを見込むことで炉心健全性が確保できる可能性が示された。また DEC 条件では原子炉スクラム無しでも炉心健全性が確保できる可能性が示された。

表 3.4-1 設計基準事象の解析上考慮する反応度成分と不確かさ（ナトリウム冷却炉用）

反応度成分	炉心部位/構成材料	適用の必然性	主要誤差要因	不確かさ	設定根拠	
ドプラー係数 (温度変化効果)	炉心	燃料	必須。	核的誤差	15%	大型ナトリウムMOXの核計算誤差評価値に工学的判断を加味して設定。
		構造材及び冷却材	"	"	15%	"
	軸ブラ、 Naプレナム	燃料	本反応度成分は必須ではないが、上部Naプレナムつき炉心を含め考慮してもよい。	"	(15%)	炉心部の設定値を適用。
		構造材及び冷却材	"	"	(15%)	"
	径ブラ、 径反射体	燃料	本反応度成分は必須ではないが、小型炉心を含め考慮してもよい。	"	(15%)	"
		構造材及び冷却材	"	"	(15%)	"
冷却材温度係数 (膨張効果)	炉心	必須。	核的誤差、物性値誤差	15%	大型ナトリウムMOXの核計算誤差評価値に工学的判断を加味して設定。	
	軸ブラ、Naプレナム	必須ではないが、上部Naプレナムつき炉心を含め考慮してもよい。	"	(15%)	炉心部の設定値を適用。	
	径ブラ、径反射体	必須ではないが、小型炉心を含め考慮してもよい。	"	(15%)	"	
燃料温度係数 (膨張効果)	炉心	考慮することが保守側の評価になる場合に適用。	核的誤差、物性値誤差	[10%]	IAEAの反応度係数に関するベンチマーク結果に工学的判断を加味して設定。	
	軸ブラ、Naプレナム	-	-	-	-	
	径ブラ、径反射体	-	-	-	-	
構造材温度係数 (膨張効果)	炉心	必須。	核的誤差、物性値誤差、集合体構造不確かさ	30%	冷却材と構造材の密度変化に伴う核的誤差に加え、構造材の変形には、スパーサ、パッドの存在や照射変形による不確かさがあるため、冷却材温度係数の2倍と設定。	
	軸ブラ、Naプレナム	必須ではないが、上部Naプレナムつき炉心においては考慮してもよい。	"	(30%)	炉心部の設定値を流用。	
	径ブラ、径反射体	必須ではないが、小型炉心においては考慮してもよい。	"	(30%)	"	
炉心支持板温度係数 (膨張効果)	炉心	考慮することが保守側の評価になる場合に適用。	核的誤差、物性値誤差、炉心構造不確かさ	[核的不確かさ: 10%]	核的な不確かさは燃料温度係数と同程度であると考えられるが、集合体構造上あるいは照射変形等の様々な不確かさが存在するため、核的不確かさ以外は設計対象別の検討により設定する。	
	軸ブラ、Naプレナム	-	-	-	-	
	径ブラ、径反射体	-	-	-	-	

※誤差設定値：2σ相当

・炉心部全体反応度係数積分値に対する相対誤差幅よりノミナル値からの局所不確かさ「ずれ量」絶対値を求め、考慮する場合にはブランケット領域及びプレナム領域も含め、ずれ量を一律に適用する。

・不確かさは、正值は絶対値を大きくする側、負値は小さくする側に考慮する。

課題	MA断面積の共分散評価、統合炉定数の実機データの更なる反映、物性値(膨張係数)の誤差評価、構造上の仕様設定と不確かさ評価
----	--

表3.4-2 反応度係数

項目		単位	DEC 解析使用値 (注 1)	DBE 解析使用値(注 1)(注 2)	
				不確かさ幅	数値
ドップラ 係数	内側炉心	Tdk/dT	-2.035×10^{-3}	-15%	-1.845×10^{-3}
	外側炉心		-1.766×10^{-3}	-15%	-1.386×10^{-3}
燃料 温度係数	内側炉心	k/kk'	-1.84×10^{-6}	考慮せず	
	外側炉心		-1.60×10^{-6}	考慮せず	
冷却材 温度係数	内側炉心	k/kk'	3.51×10^{-6}	+15%	3.795×10^{-6}
	外側炉心		2.19×10^{-6}	+15%	2.760×10^{-6}
被覆管 温度係数	内側炉心	k/kk'	0.56×10^{-6}	+30%	0.652×10^{-6}
	外側炉心		0.36×10^{-6}	+30%	0.544×10^{-6}
ラッパ管 温度係数	内側炉心	k/kk'	0.31×10^{-6}	+30%	0.362×10^{-6}
	外側炉心		0.21×10^{-6}	+30%	0.314×10^{-6}

(注1) EOEC データ。

(注2) 表3.4-1 のデータを用いる場合、炉心領域(内側炉心及び外側炉心)の単位体積当たりの誤差を各領域で体積積分して適用する。

すなわち、解析使用値は以下のように設定する。

[不確かさの合計値] = [炉心領域(内側炉心及び外側炉心)の反応度係数合計値] × [不確かさ幅]

[各領域の不確かさ] = [不確かさの合計値] × [各領域の体積比(下表:内側炉心+外側炉心の体積を1.0とした比率)]

領域	集合体数	高さ	体積比
内側炉心	81	100cm	0.3333
外側炉心	162	100cm	0.6667

表 3.4-3 動特性パラメータ

項目		データ
実効遅発中性子割合	1	8.167×10^{-5}
	2	7.190×10^{-4}
	3	6.630×10^{-4}
	4	1.326×10^{-3}
	5	6.335×10^{-4}
	6	2.004×10^{-4}
	eff	3.624×10^{-3}
遅発中性子崩壊定数 [1/s]	1	0.0130
	2	0.0314
	3	0.1357
	4	0.3472
	5	1.3869
	6	3.8346
即発中性子寿命 [s]		2.71×10^{-7}

(注) EOEデータ

表 3.4-4 出力分担率および炉心流量配分

項目	出力分担率[%]	炉心流量配分[%]
内側炉心	40.5	38.88
外側炉心	59.5	57.12
合計	100.00	96.0

表 3.4-5 軸方向出力分布

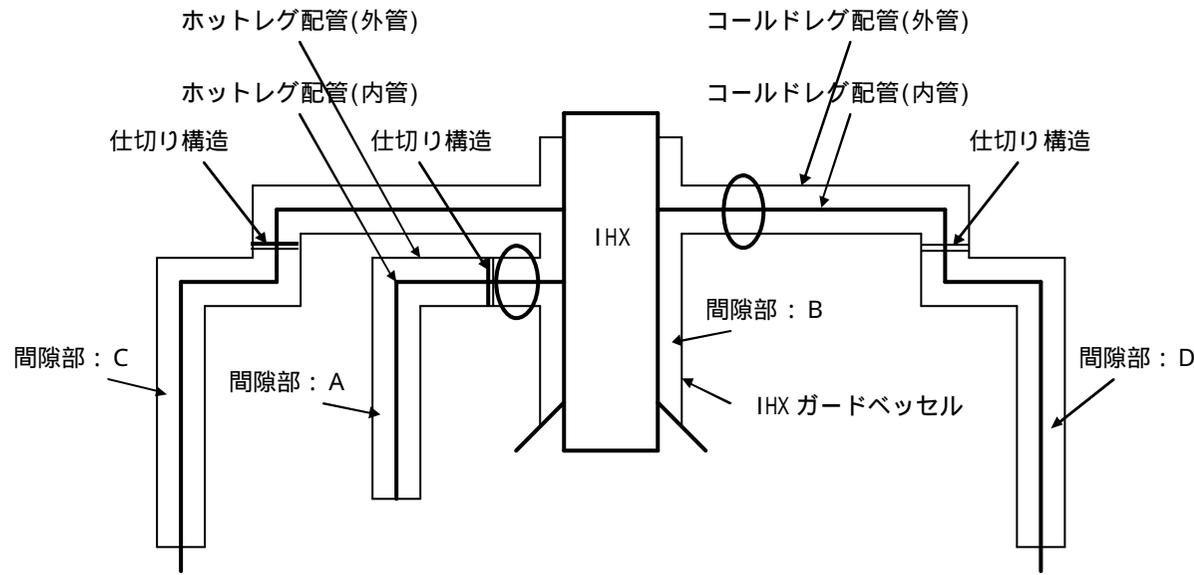
軸方向メッシュ 下端座標 [cm]	相対出力			
	平衡初期	平衡末期	平均	
炉心上部	5	0.576	0.585	0.580
	10	0.688	0.699	0.693
	15	0.795	0.807	0.801
	20	0.889	0.892	0.890
	25	0.977	0.979	0.978
	30	1.053	1.053	1.053
	35	1.115	1.115	1.115
	40	1.160	1.151	1.155
	45	1.193	1.182	1.187
	50	1.209	1.199	1.204
炉心下部	55	1.210	1.200	1.205
	60	1.197	1.190	1.194
	65	1.167	1.161	1.164
	70	1.123	1.117	1.120
	75	1.066	1.061	1.063
	80	1.007	1.015	1.011
	85	0.930	0.938	0.934
	90	0.852	0.859	0.855
	95	0.793	0.799	0.796

(注) 数値は線出力の比を示す。

表 3.4-6 過渡解析用の崩壊熱曲線

シャットダウン後 時間(s)	崩壊熱相対値	評価幅(%)
0.0E+00	(5.9)	+10 -15
1.0E+00	5.9	
2.0E+00	5.6	
4.0E+00	5.2	
6.0E+00	5.0	
1.0E+01	4.7	
2.0E+01	4.3	
4.0E+01	3.8	
6.0E+01	3.6	
1.0E+02	3.3	
2.0E+02	2.9	
4.0E+02	2.6	
6.0E+02	2.4	
1.0E+03	2.2	
2.0E+03	1.8	
4.0E+03	1.5	
6.0E+03	1.3	
1.0E+04	1.2	
2.0E+04	0.99	
4.0E+04	0.84	
6.0E+04	0.75	
1.0E+05	0.64	
2.0E+05	0.51	
4.0E+05	0.39	
6.0E+05	0.32	
1.0E+06	0.26	
2.0E+06	0.19	
4.0E+06	0.14	
6.0E+06	0.12	
1.0E+07	0.092	
2.0E+07	0.061	
4.0E+07	0.038	
6.0E+07	0.027	
1.0E+08	0.016	
2.0E+08	0.0085	
4.0E+08	0.0058	
6.0E+08	0.0049	
1.0E+10	0.0037	

- ・定格出力に対する相対値
- ・ナトリウム冷却中型炉の値から類推[28]



破損想定箇所 (ホットレグ配管)

破損想定箇所 (コールドレグ配管)

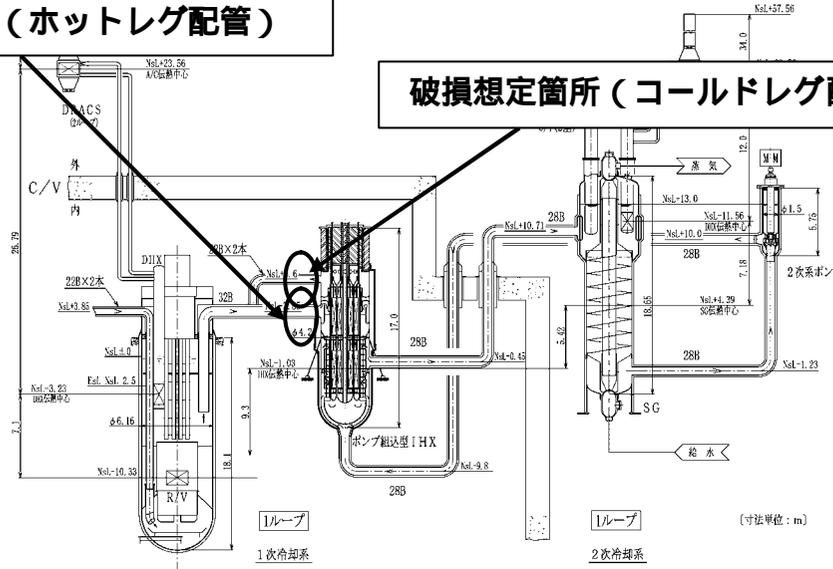
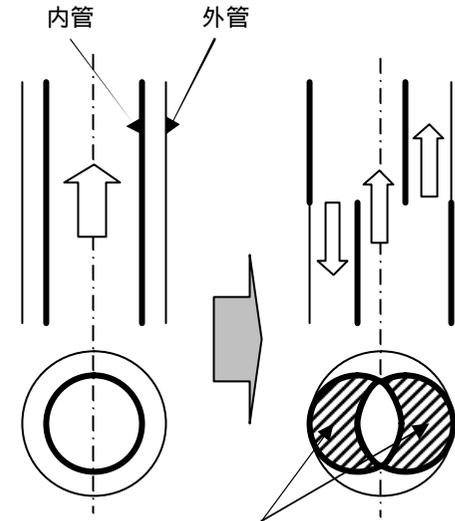


図 3.4-1 破損想定箇所及び破損想定規模

破損想定規模

外管内での最大規模の漏えい (想定)
 外管内で内管がギリチン破損した場合、
 現実的に考えられる最大規模の破損



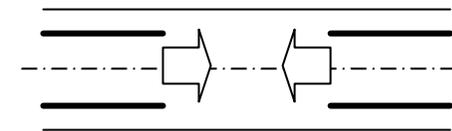
破損口面積 = 半月部 × 2

破損口面積

- ホットレグ配管破損 : 0.573 m²
- コールドレグ配管破損 : 0.284 m²

完全両端ギリチン破損 (想定外)

破損口面積 = 内管断面積 × 2



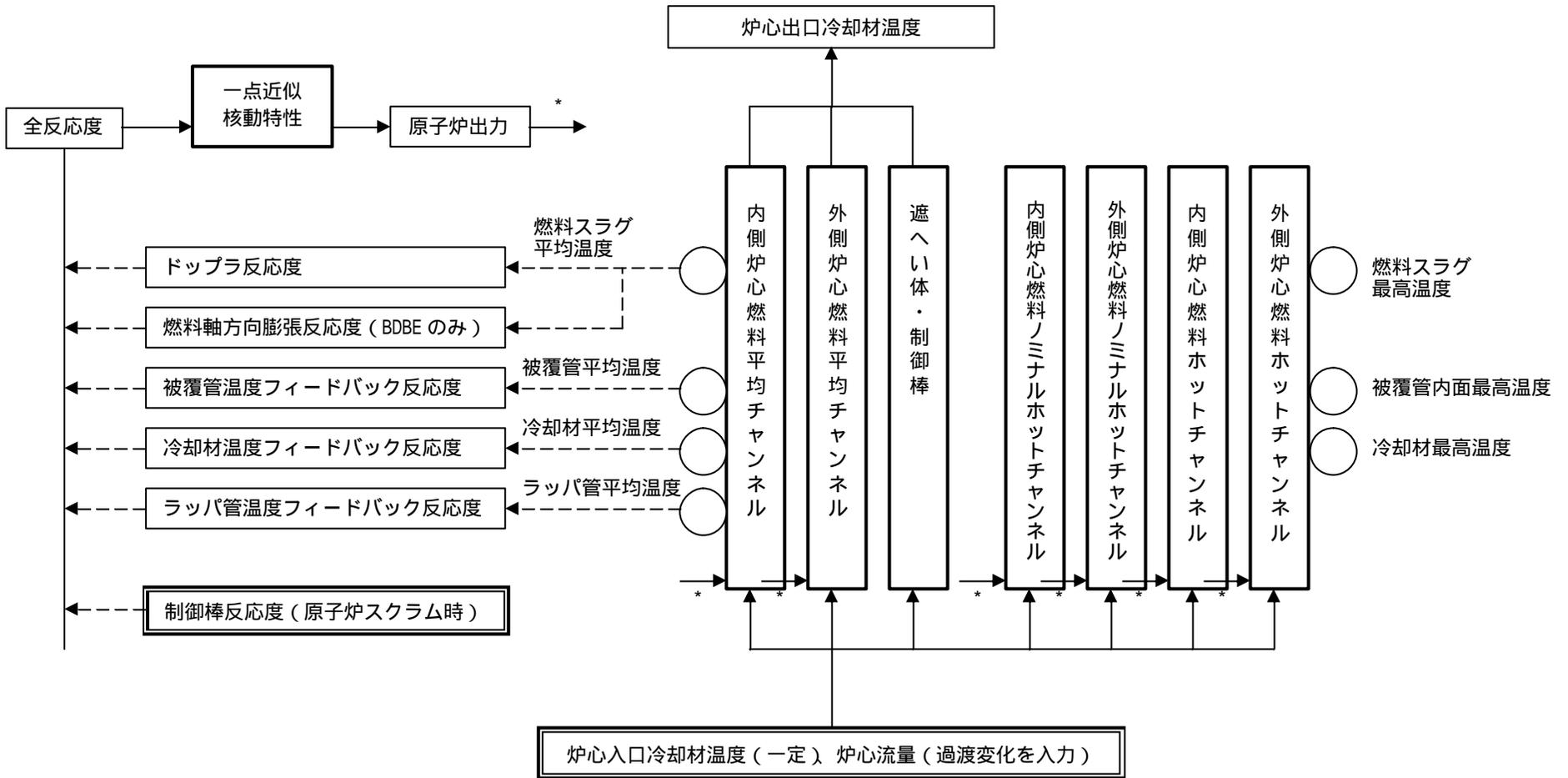


図 3.4-2 炉心部の解析モデル

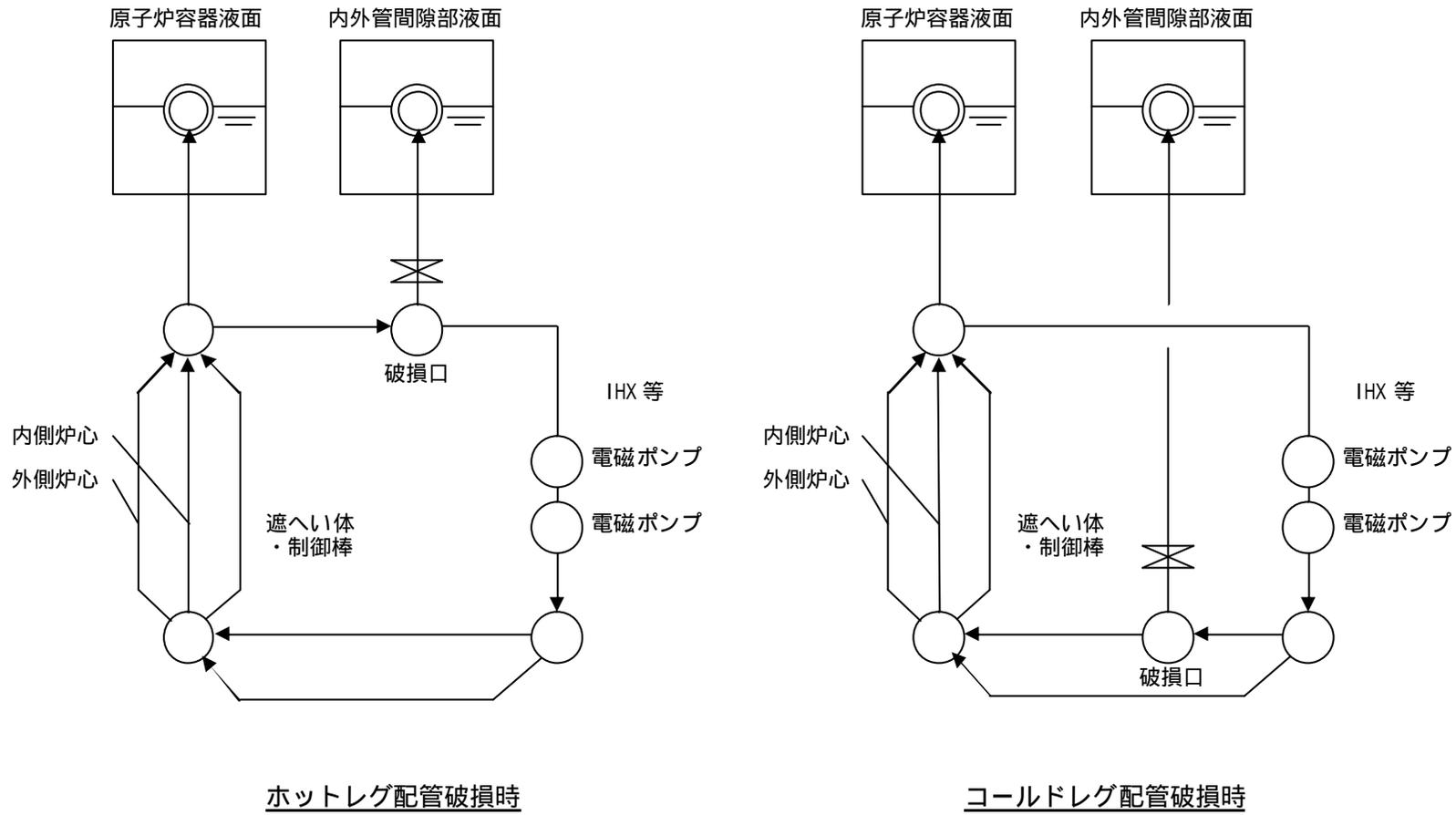


図 3.4-3 流動計算モデル

- : 圧力ノード
- : 圧力ノード (カバーガス等)
- : 流路
- : 圧損素子

主系制御棒価値デジタル値

制御棒挿入深度 [cm]	実効増倍率	挿入反応度 [% k/kk']	相対挿入反応度
0	0.99941	0.00	0.00
15	0.99324	0.62	0.10
30	0.98214	1.76	0.28
45	0.96764	3.28	0.51
50	0.96264	3.82	0.60
65	0.94937	5.27	0.83
80	0.94141	6.16	0.96
95	0.93942	6.39	1.00

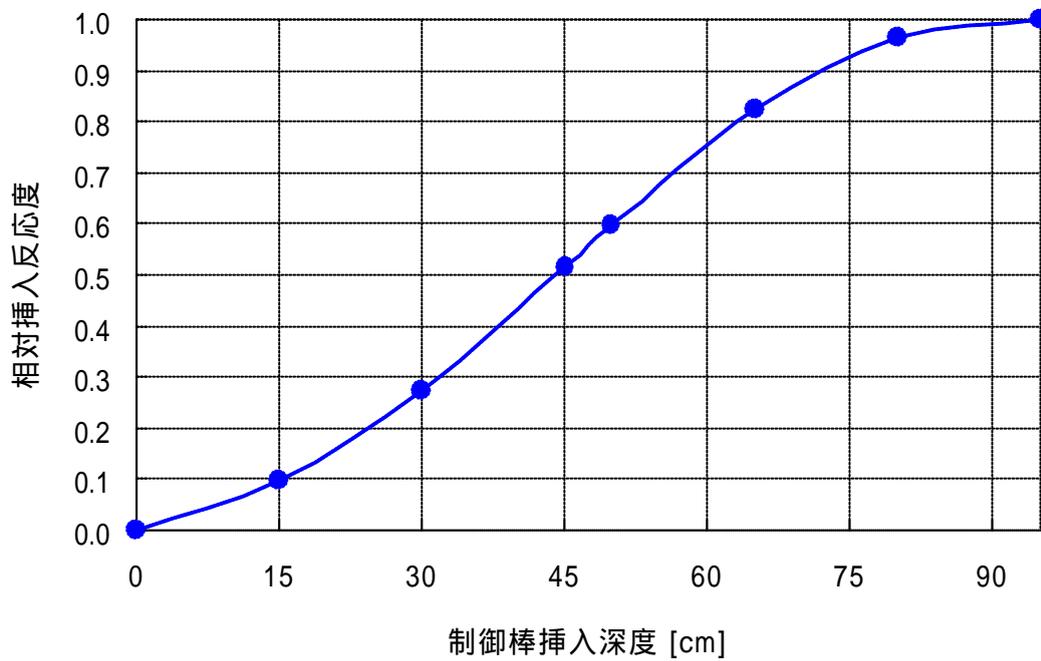


図 3.4-4 制御棒 S 字曲線

主炉停止系

時間 (秒)	挿入深度 (cm)	挿入反応度 (相対値)
0.0	0.00	0.0000
0.1	0.85	0.0019
0.2	3.40	0.0112
0.3	7.65	0.0366
0.4	13.60	0.0866
0.5	21.25	0.1677
0.6	30.60	0.2878
0.7	41.65	0.4569
0.8	54.40	0.6712
0.9	68.85	0.8766
1.0	85.00	0.9748
8	85.00	0.9748

スクラム反応度曲線

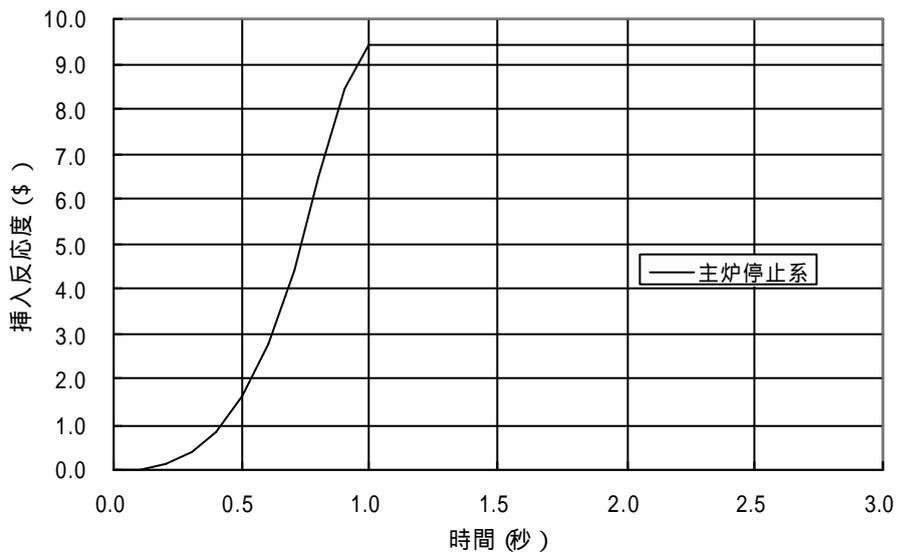


図 3.4-5 原子炉スクラム反応度挿入曲線

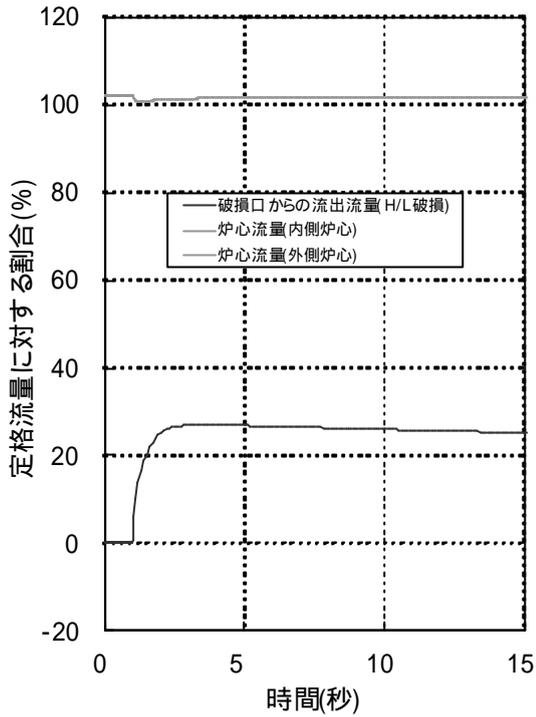


図 3.4-6 炉心流量および漏えい流量
(ホットレグ配管破損、
原子炉スクラムなし、DBE 事象)

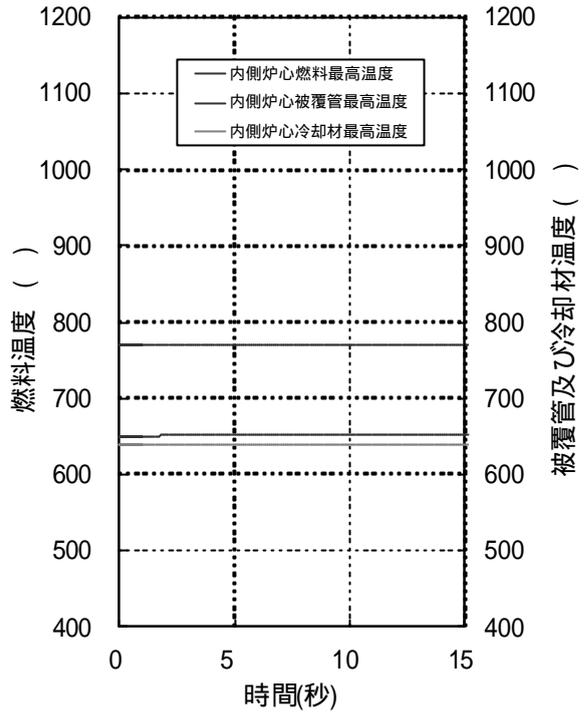


図 3.4-7 最高温度
(ホットレグ配管破損、
原子炉スクラムなし、DBE 事象)

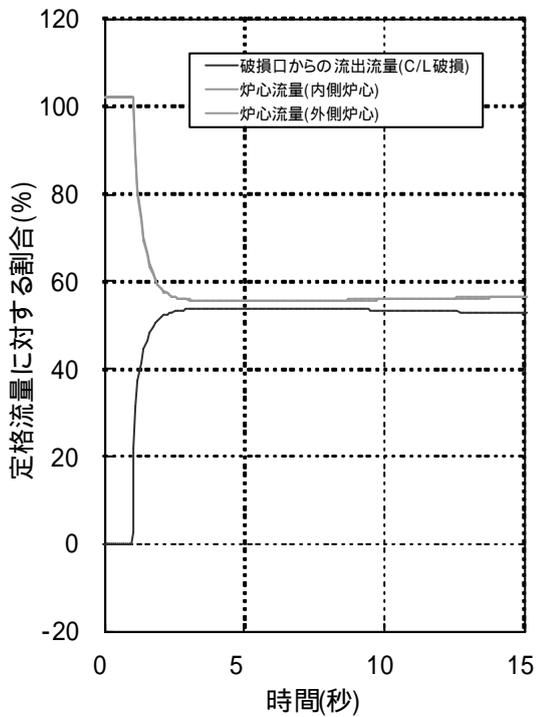


図 3.4-8 炉心流量および漏えい流量
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムなし、DBE 事象)

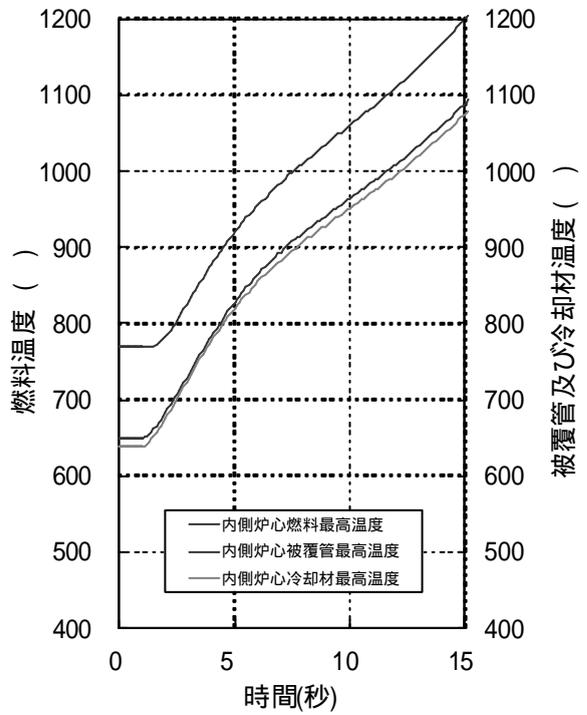


図 3.4-9 最高温度
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムなし、DBE 事象)

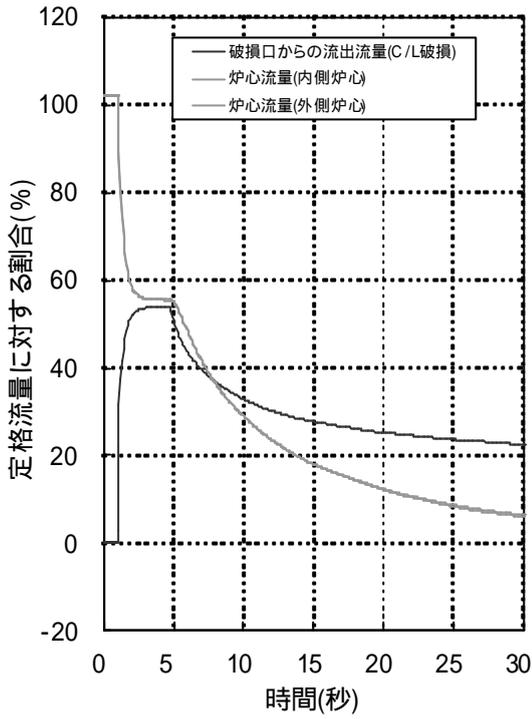


図 3.4-10 炉心流量および漏えい流量
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムあり、DBE 事象)

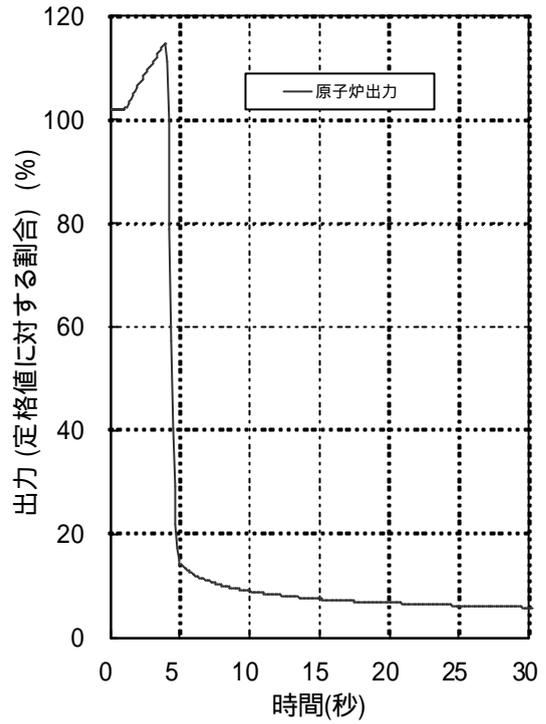


図 3.4-11 原子炉出力
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムあり、DBE 事象)

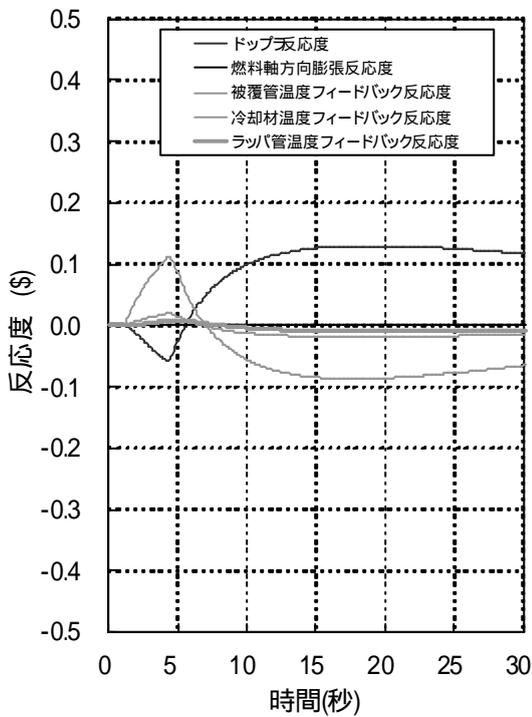


図 3.4-12 反応度係数 (1)
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムあり、DBE 事象)

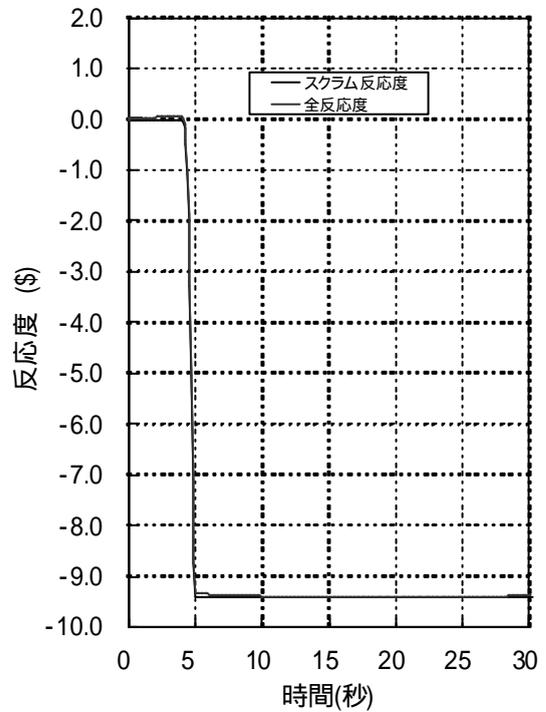


図 3.4-13 反応度係数 (2)
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムあり、DBE 事象)

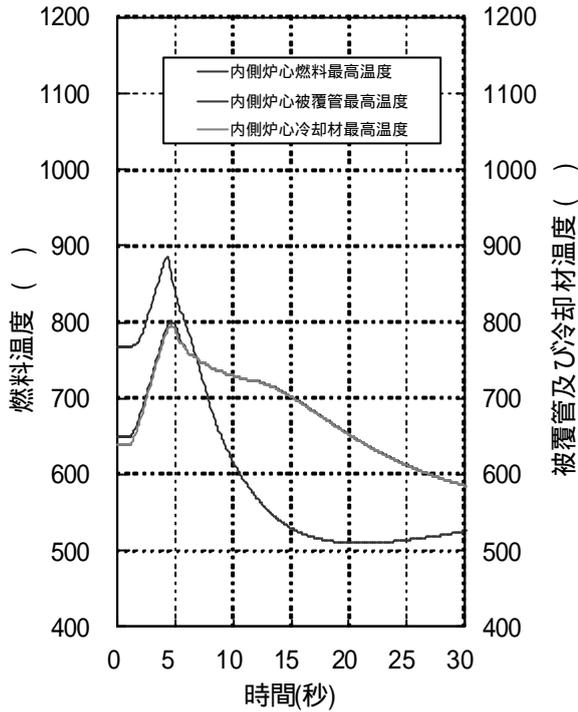


図 3.4-14 最高温度 (内側炉心)
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムあり、DBE 事象)

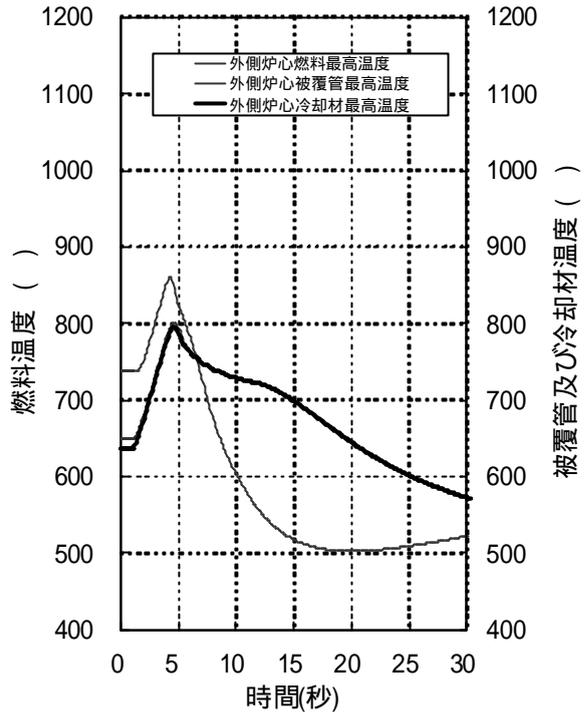


図 3.4-15 最高温度 (外側炉心)
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムあり、DBE 事象)

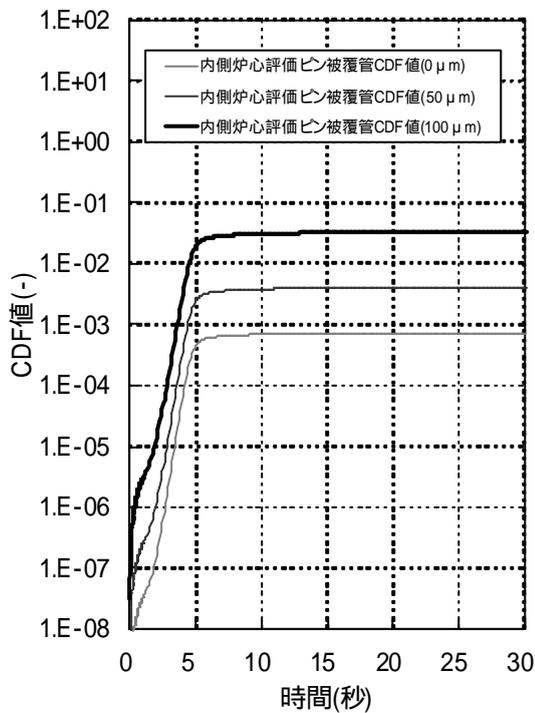


図 3.4-16 被覆管 CDF (内側炉心)
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムあり、DBE 事象)

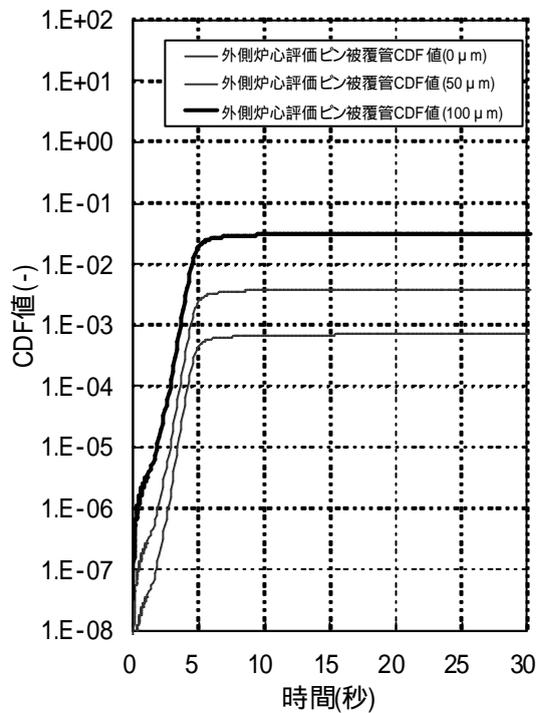


図 3.4-17 被覆管 CDF (外側炉心)
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムあり、DBE 事象)

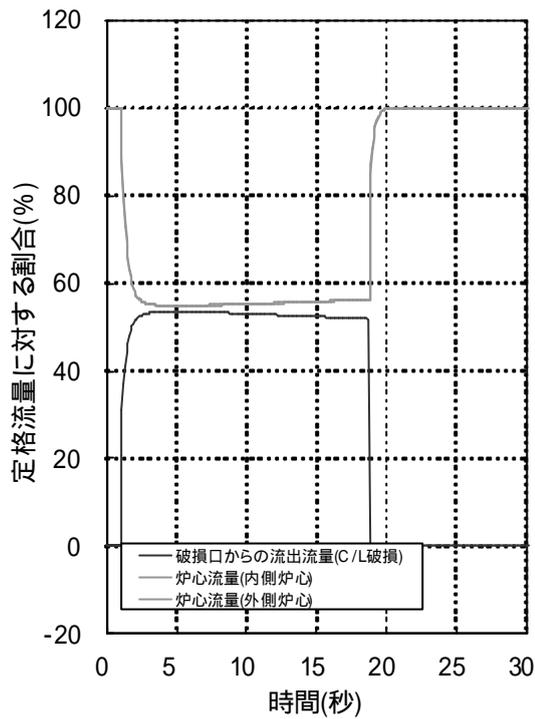


図 3.4-18 炉心流量および漏えい流量
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムなし、DEC 事象)

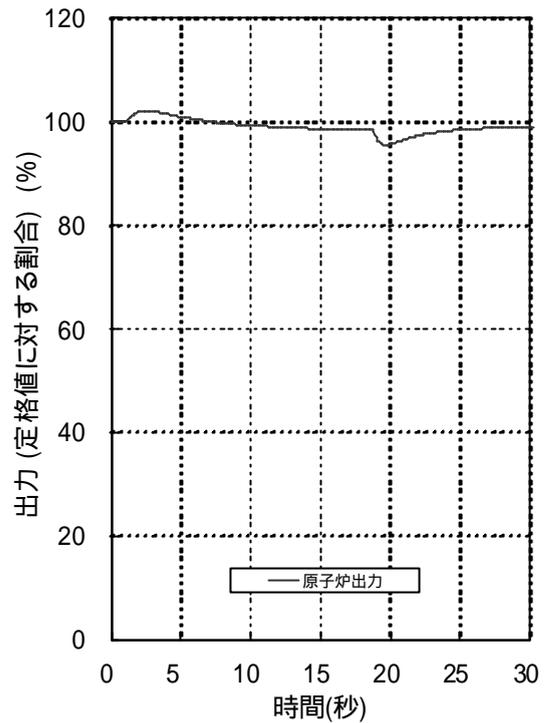


図 3.4-19 原子炉出力
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムなし、DEC 事象)

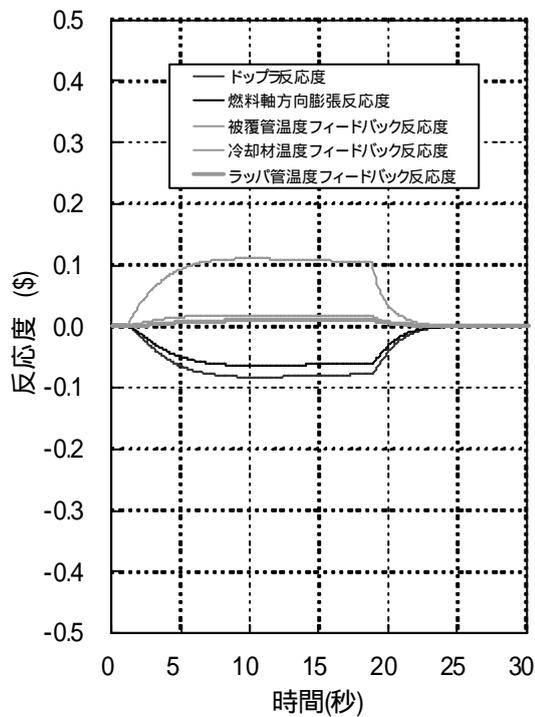


図 3.4-20 反応度係数 (1)
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムなし、DEC 事象)

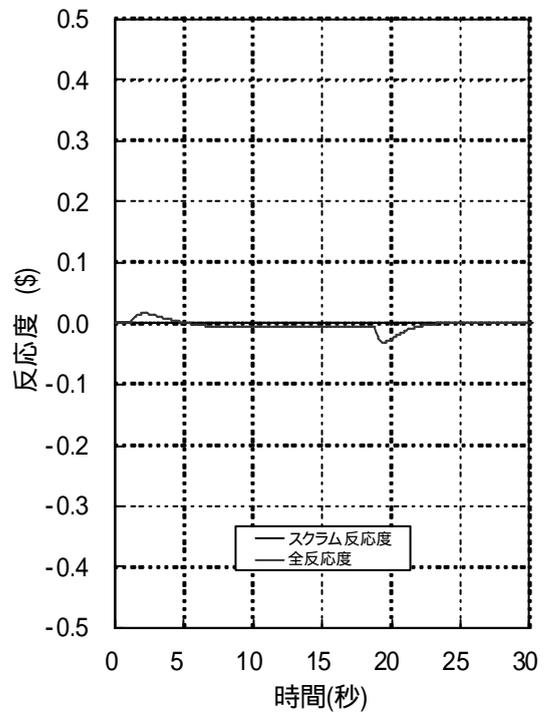


図 3.4-21 反応度係数 (2)
(コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムなし、DEC 事象)

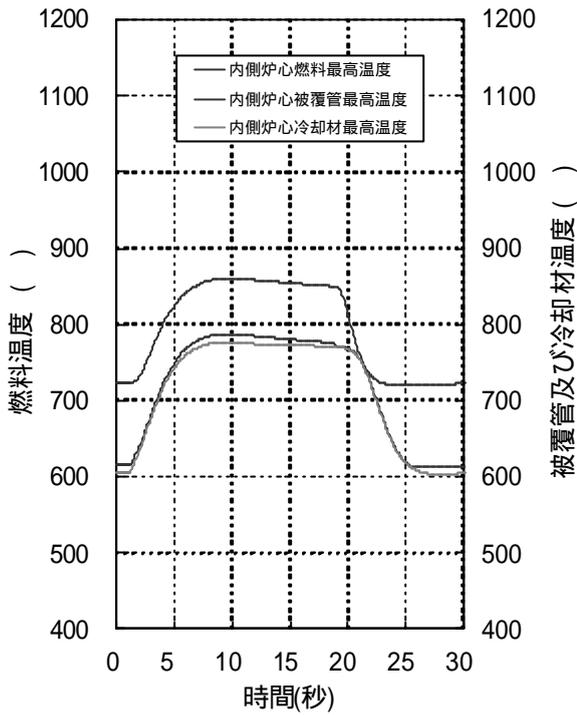


図 3.4-22 最高温度（内側炉心）
（コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムなし、DEC 事象）

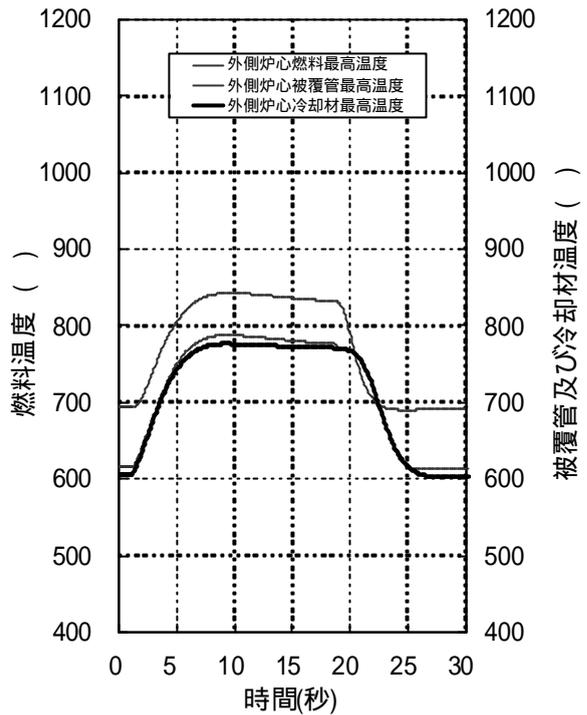


図 3.4-23 最高温度（外側炉心）
（コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムなし、DEC 事象）

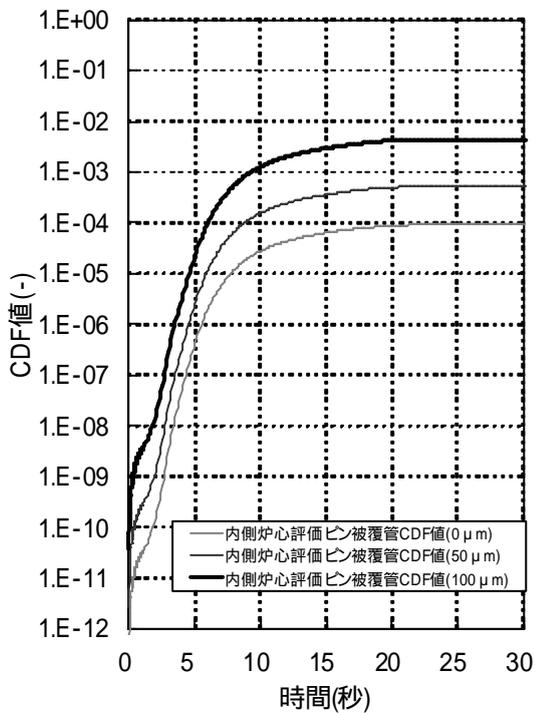


図 3.4-24 被覆管 CDF（内側炉心）
（コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムなし、DEC 事象）

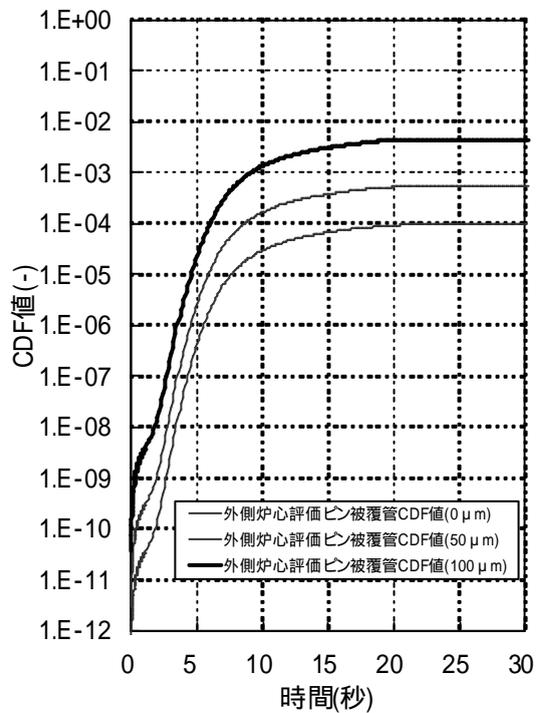


図 3.4-25 被覆管 CDF（外側炉心）
（コールドレグ配管破損、
原子炉スクラムなし、DEC 事象）

3.5 電磁ポンプコストダウンの信頼性について

3.3 節において、1 次冷却材流量減少および 1 次ポンプ軸固着は電磁ポンプのコストダウンが確保できるという前提の下で厳しい事象ではないと評価し、1 次冷却系を 1 ループとしたことによる最も厳しい事象として 1 次冷却系配管大規模破損を選定した。本節では、電磁ポンプのコストダウンの信頼性について検討を実施した。

電磁ポンプは動的な可動部を有さないため、コストダウンを電氣的に実施する必要がある。このため電磁ポンプのコストダウンのための電源信頼性が炉心全流量喪失に与える影響が大きい。電磁ポンプの電源構成は平成 15 年度の安全系局限化の検討において信頼性評価を実施した。コストダウン時の電源としては同期発電機、MG セット、蓄電池が提案されたが、受動安全性の観点から信号が無い場合においても外部電源喪失により自動的にコストダウンを実施できる可能性のある同期発電機が受動安全性向上の観点から有望であることが明らかになった[15]。

電磁ポンプのフローコストダウンの電源として同期発電機を採用した場合の電源構成概念図を図 3.5-1 に示す。電磁ポンプ 1 基に対して同期発電機 1 基を想定した場合の炉心全流量喪失の可能性を評価したフォルトツリーを図 3.5-2 に示す。この時の炉心全流量喪失の発生頻度は $1.01 \times 10^{-6}/\text{ry}$ と比較的大きく評価された。高速増殖炉サイクル実用化戦略調査研究での安全性の設計要求は炉心損傷発生頻度を $1.0 \times 10^{-6}/\text{ry}$ 未満であることから、炉心全流量喪失の発生頻度 $1.01 \times 10^{-6}/\text{ry}$ は許容される値ではない。炉心全流量喪失の起因事象として支配的であるのは同期発電機 1 基の故障となっており、これが全体の 80% を占めている。同期発電機が故障した場合に原子炉スクラムすると、その同期発電機が持続されている電磁ポンプのコストダウンが期待できないため、事実上 1 基の電磁ポンプによりコストダウンする構成となっていることが炉心全流量喪失の確率が増加している主因と考えられる。このため電磁ポンプ 1 基に対して 2 基の同期発電機を設置した場合の炉心全流量喪失の発生頻度を図 3.5-3 において評価した。結果は $3.39 \times 10^{-8}/\text{ry}$ と評価され大幅に炉心全流量喪失の発生頻度を低減する可能性があることが明らかになった。

電磁ポンプコストダウンの信頼性について確率的な評価を実施した結果、電磁ポンプ 1 基に対して同期発電機を 2 基設置すれば炉心全流量喪失の発生頻度は $3.39 \times 10^{-8}/\text{ry}$ と評価され十分な信頼性が得られる可能性があることが明らかになった。

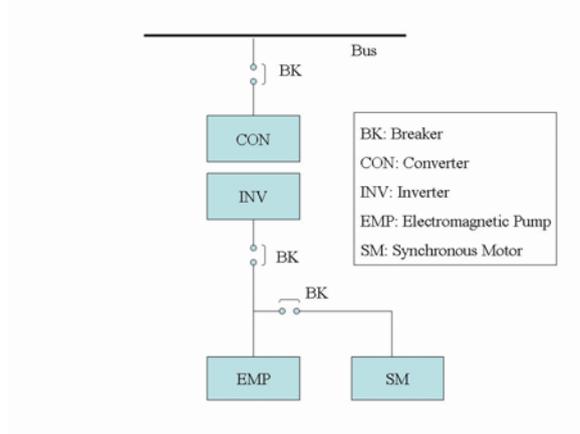


図 3.5-1 同期発電機を用いた電磁ポンプ電源構成

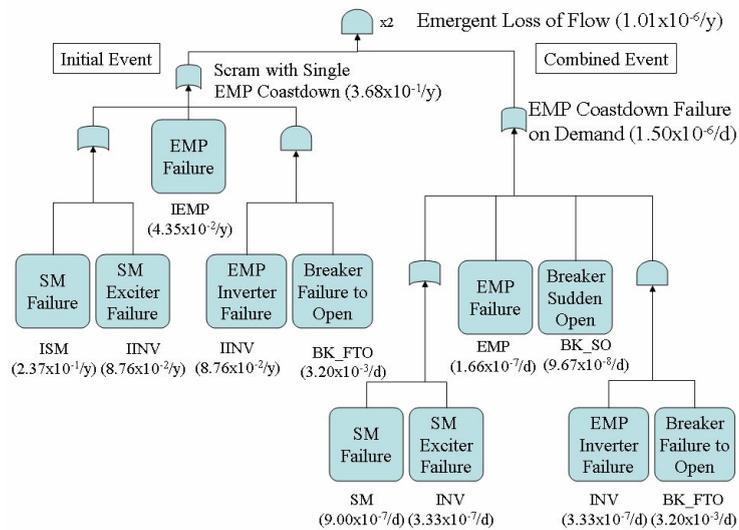


図 3.5-2 炉心全流量喪失の発生確率（同期発電機 1 基）

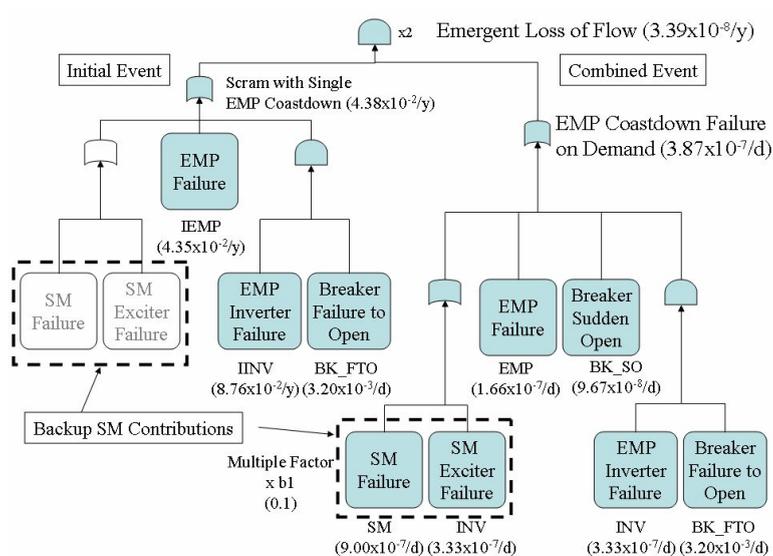


図 3.5-3 炉心全流量喪失の発生確率（同期発電機 2 基）

3.6 主冷却系 1 ループ化の成立性評価のまとめ

300MWe ナトリウム冷却小型炉の 1 ループ冷却方式の成立性評価を実施した。1 ループ冷却方式の影響が大きいと思われる事故事象を調査した結果、電磁ポンプを主循環ポンプとして採用していることを考慮すると 1 次系配管破損が 1 ループ化により最も厳しくなる事象であることが明らかになった。

最も厳しくなる事象と評価された 1 次系配管破損を想定した過渡解析を実施した。コールドレグ配管が破損した場合、炉心流量は一時的に 50%程度まで減少するが、外管を設置しているため、間隙がナトリウムで満たされた後は炉心流量が回復し、DBE 条件とした場合は、「外管内漏えいナトリウム液位高」信号による原子炉スクラムを見込むことで炉心健全性が確保できる可能性が示された。また DEC 条件では原子炉スクラム無しでも炉心健全性が確保できる可能性が示された。

本プラント概念では電磁ポンプを主循環ポンプに採用しているため、電磁ポンプによるフローコストダウンの信頼性について同期発電機をフローコストダウン時の電源とした場合の確率論的な評価を実施した。電磁ポンプ 1 基に対して同期発電機 1 基の場合は同期発電機 1 基が故障したときに電磁ポンプ 1 基のみのコストダウンとなり信頼性が低下するが、電磁ポンプ 1 基に対して同期発電機 2 基設置すれば炉心全流量喪失の確率は $3.39 \times 10^{-8}/\text{ry}$ と評価され十分な信頼性が得られる可能性があることが明らかになった。

4. 崩壊熱除去系の過渡解析

4.1 概要

経済性を追求した小型電源である 300MWe ナトリウム冷却小型炉は、1 次系を 1 ループ構成としていること、崩壊熱除去系を貫通型 DRACS2 系統および IRACS1 系統としていること等、ナトリウム冷却大型炉・中型炉とは異なる設計上の特徴がある。従って、300MWe ナトリウム冷却小型炉の崩壊熱除去系の過渡解析を実施して、原子炉スクラム後の炉心健全性を評価した。

4.2 検討対象

300MWe ナトリウム冷却小型炉の基本仕様、原子炉容器概念図、炉心概念図および冷却系系統図は 3 章に示した通りである。300MWe ナトリウム冷却小型炉の崩壊熱除去系設計の概要を表 4.2-1 にまとめる。ナトリウム冷却大型炉・中型炉と同じ完全自然循環型の設計であり、自然循環流量は、750MWe ナトリウム冷却中型炉の除熱量を基として、本プラントと中型炉との熱出力の比より設定した[29]。崩壊熱除去系の構成は、DRACS2 系統および IRACS1 系統である。DRACS 系統概念図を図 4.2-1、IRACS 系統概念図を図 4.2-2 に示す。主冷却系 1 ループ化を採用していることから、DRACS の自然循環を促進させるため原子炉の上部と下部プレナムの間に貫通部を設けている。

表 4.2-1 崩壊熱除去系設計データ (平成 16 年度設計) [16]

項目		設計データ		備考
設計概念	系統構成・系統数	貫通型 DRACS ×2 系統	IRACS ×1 系統	*1) IRACS には常用系の送風機設置 *2) ナトリウム冷却大型炉・中型炉と 同様の方策を採用するものと仮定
	除熱方式	完全自然循環型 (電磁ポンプなし、送風機なし)*1		
	信頼性向上方策	空気冷却器ダンパの 多重化(2重化)・多様化*2		
	電源系との対応	無停電電源からの給電により、 空気冷却器ベーン・ダンパが駆動される		
定格時*3 ヒート バランス	除熱量	4.5MWt	4.0MWt	*3) 崩壊熱除去系の定格運転時 *4) 順流時の流量：95.47 t/h 逆流時の流量：64.534t/h における圧力損失 フローダイオード：圧損指数 2.0 順流時：2.019kPa、 逆流時：189.1kPa *5) 自然循環力
	1次側 Na 温度	630 /495	630 /495	
	1次側 Na 流量	95.47t/h	84.8t/h	
	2次側 Na 温度	585 /435	585 /435	
	2次側 Na 流量	85.62t/h	76.11t/h	
	空気側温度	450 / 50	450 / 50	
	空気側流量	39.12t/h	34.77t/h	
定格時*3 圧力損失	1次側 Na	DHX 部	0.048kPa(順流時)*4 0.030kPa(逆流時)*4	0.005kPa
		接続配管部及び フローダイオード	2.030kPa(順流時)*4 189.2kPa(逆流時)*4	-
	2次側 Na	全圧損(一巡)	9.467kPa *5	4.240kPa *5
	空気側	全圧損	0.169kPa	0.171kPa
		ダンパ部圧損	0.022kPa	0.023kPa
機器 高低差	炉心中心 ～ DHX 伝熱中心		6.6m	21.39m
	DHX 伝熱中心 ～ A/C 伝熱中心		26.79m	12.0m
	A/C スタック高さ		34.0m	34.0m

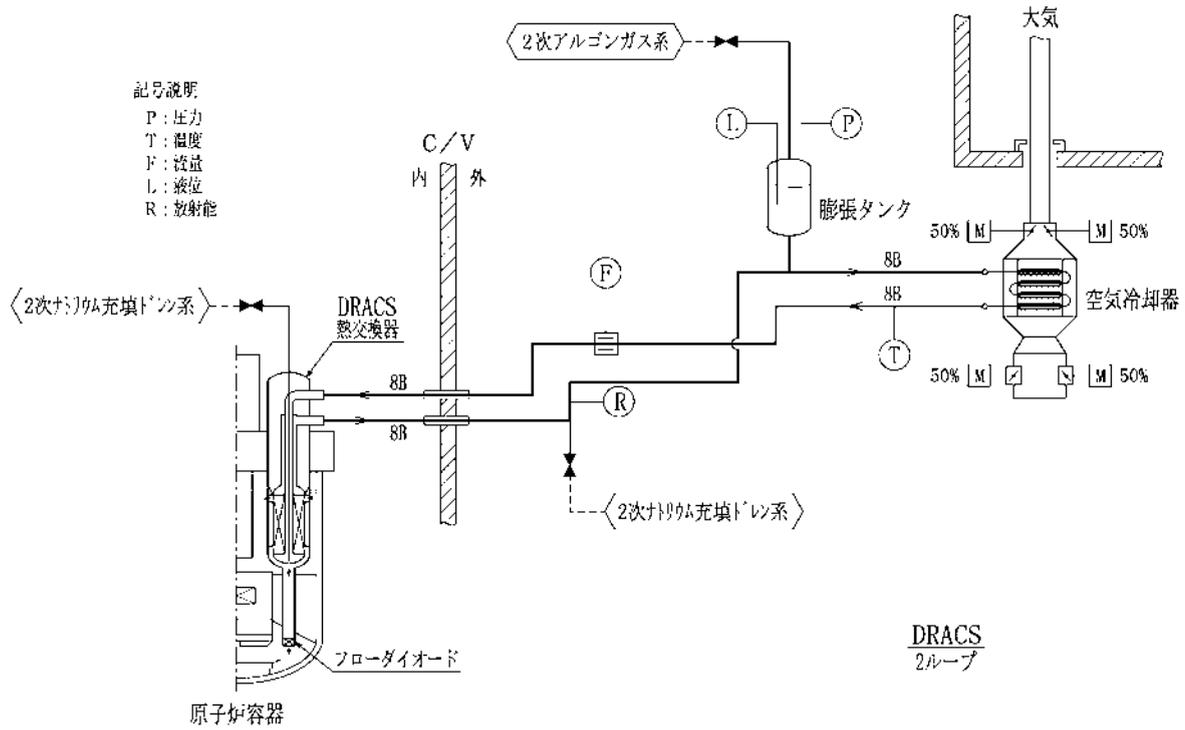


図 4.2-1 DRACS 系統概念図

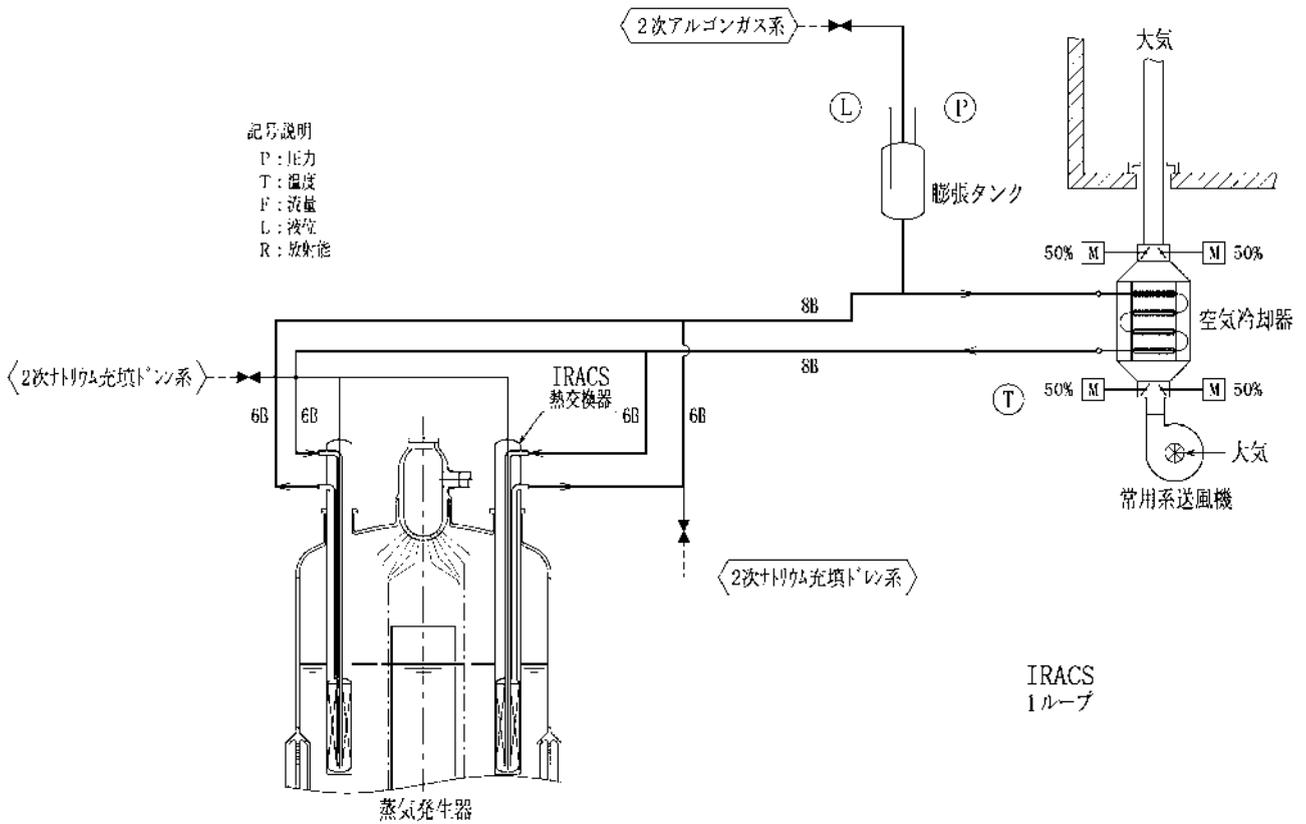


図 4.2-2 IRACS 系統概念図

4.3 代表事象の選定

初期故障として運転員の誤操作または何らかの故障により引き起こされる異常・事故を考慮し、またそれらの故障の重ね合わせも考慮して、崩壊熱除去の観点から結果が厳しくなると考えられる代表的な事象を選定した。選定した代表事象を以下に示す。

外部電源喪失（ケース 1）

外部電源喪失 + IRACS ダンパ 1 基開失敗（ケース 2）

外部電源喪失 + DRACS ダンパ 1 基開失敗（ケース 3）

外部電源喪失 + DRACS ダンパ 1 基開失敗 + 2 次系ナトリウム漏えい（ケース 4）

外部電源喪失 + IRACS ダンパ 1 基開失敗 + DRACS ダンパ 1 基開失敗（ケース 5）

外部電源喪失 + DRACS ダンパ 1 基開失敗およびナトリウム漏えい（ケース 6）

上記の中で、ケース 1 のみが事象（運転時の異常な過渡変化）に相当し、それ以外は事故に相当する。

これらはいずれも DRACS や IRACS による崩壊熱除去運転に入る事故事象であるが、ケース 4～6 においても崩壊熱除去系 1.5 系統分（空気冷却器ダンパ 1 基開失敗時、当該系統を 0.5 系統とする）以上の除熱量が確保されている。

上記のケースに関して過渡解析を実施し、崩壊熱除去系の成立性を評価した。

4.4 解析条件

(a) 解析モデル

解析コードは「主冷却系 1 ループ化の成立性評価」で用いたプラント動特性解析コード FAST を使用した。解析モデルを図 4.4-1 に示す。本解析では、原子炉、1 次系、2 次系および崩壊熱除去系を解析対象範囲とした。300MWe ナトリウム冷却小型炉の崩壊熱除去系解析モデルの特徴を以下に示す。

1 次主循環ポンプ

ポンプ停止時のフローコストダウンカーブは流量半減時間 5.5 秒とした。

蒸気発生器

ヘリカルコイル管単管型蒸気発生器に対応した熱計算モデルを用いた。

崩壊熱除去系（貫通型 DRACS）

原子炉容器上部プレナムのナトリウムを吸い込み、2 次側と熱交換させ、接続配管で原子炉容器下部プレナムに導く流路構成として、接続配管の順流時・逆流時の圧力損失を変えることでフローダイオードを模擬した。

炉内貯蔵ラック

300MWe ナトリウム冷却小型炉では使用済燃料の貯蔵方式として IVS 方式を採用しており、最大 140 体の使用済燃料が炉内貯蔵ラックに収納される。これより、炉内貯蔵ラックの使用済燃料を模擬するチャンネルを炉心部に追加して、使用済燃料の崩壊熱による発熱を適切に評価した。

(b) 解析条件

解析条件は、「主冷却系 1 ループ化の成立性評価」における DBE 条件と同一とした。本解析に特有の事項を以下に記す。

原子炉は「常用母線電圧低」信号によりスクラムされるものとし、安全保護系の応答時間を 0.8 秒、デラッチ遅れを 0.2 秒とした。

DRACS および IRACS の起動は原子炉スクラム信号発信の 1.0 秒後から空気冷却器ベーン・ダンパの開動が起動され、60 秒で全開になることとした。

事象および事故開始と同時に SG の水蒸気側が断熱状態になるものとした。

(c) 安全性の判断基準

本解析に用いた安全性の判断基準を以下にまとめる。

運転時の異常な過渡変化（ケース 1）

- ・ 燃料最高温度：1100 以下（内側炉心）、1020 以下（外側炉心）
- ・ 被覆管内面最高温度：0.05 時間以内では 780 以下、それ以上の時間では 650 以下
- ・ 原子炉冷却材バウンダリ最高温度：600

事故（ケース 2～6）

- ・ 燃料最高温度：1100 以下（内側炉心）、1020 以下（外側炉心）
- ・ 冷却材最高温度：900 以下
- ・ 原子炉冷却材バウンダリ最高温度：650
- ・ 被覆管 CDF 制限[28]：通常運転時、運転時の異常な過渡変化時、事故時および燃料取扱時の合計値が 1.0

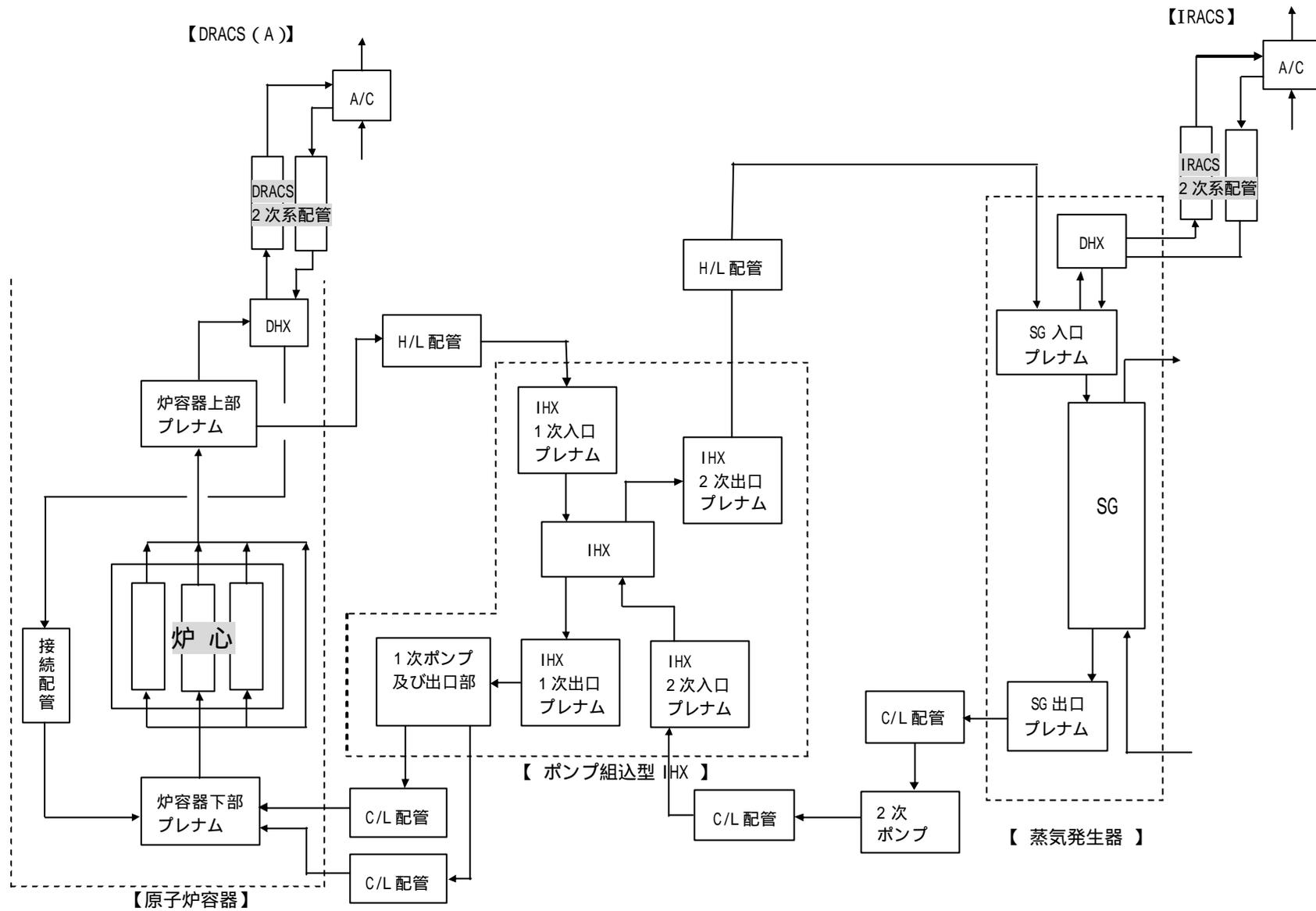


図 4.4-1 崩壊熱除去系過渡解析の解析モデル

4.5 解析結果

(1) 現状設計での解析結果

表 4.2-1 に示した崩壊熱除去系設計データを用いて、ケース 1 を対象とした過渡解析を実施した。解析結果を図 4.5-1～4 に示す。解析結果より、被覆管内面最高温度は約 679 と評価され、650 を上回る時間は安全性の判断基準である 0.05 時間（180 秒）を超えた約 0.07 時間（250 秒）と評価され、燃料の健全性を満足しないことがわかった。

したがって、安全性の判断基準を満たすためには被覆管温度を低減させる方策を講じる必要がある。

(2) 改良した設計での解析結果

平成 16 年度設計では安全性の判断基準を満たせないため、以下の被覆管温度低減方策を全て講じて、過渡解析を実施した。

- a) DRACS の除熱容量増加（現状設計値 × 1.3 倍）
- b) IRACS の除熱容量増加（現状設計値 × 1.3 倍）
- c) IHX と SG の伝熱中心差の拡大（設計値 5.42m から 12m に変更）

上記の DRACS の除熱容量増加は、現状の炉容器径を変更せずに達成できる最大の除熱容量に基づいて設定したものであり、IRACS の除熱容量増加は DRACS の除熱容量増加に倣って設定した。また、上記の伝熱中心差は、配置設計に大きな影響を与えない範囲で実現可能だと考えられる最大の値である。サイジングの詳細は 5 章で後述する。

ケース 1

解析結果を図 4.5-5～8 に示す。図より、被覆管内面最高温度は約 663 と評価され、650 を上回る時間は約 0.006 時間（2 秒）であり、安全とする判断基準を満足している。また、原子炉冷却材バウンダリ最高温度は 553 と評価され判断基準を満足している。

ケース 2 および 3

解析結果を図 4.5-9～20 に示す。崩壊熱除去系において空気冷却ダンパ 1 基の開失敗を想定しても、空気流量の低下は僅かであり十分な除熱量が得られるため、ケース 2 および 3 におけるプラントの過渡挙動はケース 1 とほぼ同じになり、両ケース共に安全の判断基準を満足している。

ダンパ 1 基の開失敗を想定しても空気流量の低下が僅かな原因は、空気側流路の全圧力損失に占めるダンパの圧力損失が非常に小さいため、開口面積が半分になっても空気側流路の全圧力損失が大きく増加しないためである。

ケース 4

解析結果を図 4.5-21～26 に示す。2 次系ナトリウム漏えいを想定したケース 4 では、事故発生後、2 次系流量を瞬時停止して、漏えいループの 2 次系の熱容量に期待しない保守側の想定となっており、システム全体の熱容量が減少するため解析結果は厳しくなると予想されたが、図に示すように、冷却材最高温度は 663 と評価され、また原子炉冷却材バウンダリ最高温度は 585 と評価され、安全の判断基準を満足していることがわかる。また、図

4.5-24 において、解析結果に大きな振れが生じていることがわかる。この原因を以下に記す。先程述べたように本ケースでは 2 次系流量を瞬時停止しており、2 次系による除熱がないために、1 次系流量が 0 近傍まで低下し、最終的には微小流量で正流と逆流を繰り返すようになる。1 次冷却系において逆流が生じることを想定した解析ではないため、解析結果の出力に大きな振れが生じるという不具合が起きている、正確な原子炉容器入口温度および出口温度は、解析結果の振れの頂点を結んだ線である。

ケース 5 および 6

解析結果を図 4.5-27～38 に示す。ケース 5 では冷却材最高温度は約 675℃、原子炉冷却材バウンダリ最高温度は 567℃ と評価され安全の判断基準を満足している。また、ケース 6 においても冷却材最高温度は約 677℃、原子炉冷却材バウンダリ最高温度は 569℃ と評価され安全の判断基準を満足している。

以上の結果をまとめたものを表 4.5-1 に示す。全ケースにおいて、安全の判断基準を満足していることがわかった。

表 4.5-1 解析条件及び解析結果（除熱量変更後）

ケース	起因事象	故障想定	崩壊除去系運転状態			解析結果						
			DRACS (A)	DRACS (B)	IRACS	被覆管 内面 最高温度	冷却材 最高 温度	CDF 値(注1)			1次C/L 冷却材 最高温度	1次H/L 冷却材 最高温度
								0μm	50μm	100μm		
1	外部電源喪失	-	NC	NC	NC	約663	約654	4.8×10^6	4.0×10^5	5.3×10^4	約511	約553
2	外部電源喪失	ダンパ1 基開失敗	NC	NC	50% NC	約663	約654	4.8×10^6	4.0×10^5	5.3×10^4	約511	約553
3	外部電源喪失	ダンパ1 基開失敗	50% NC	NC	NC	約663	約654	4.3×10^6	3.6×10^5	4.8×10^4	約511	約553
4	2次系 Na 漏えい	外電喪+ダンパ1 基開失敗	50% NC	NC	-	約663	約654	2.6×10^4	2.1×10^3	2.6×10^2	約563	約585
5	DRACS系(A) Na 漏えい	外電喪+ダンパ1 基開失敗	-	NC	50% NC	約675	約675	5.6×10^5	4.5×10^4	5.9×10^3	約535	約567
6	DRACS系(A) Na 漏えい	外電喪+ダンパ1 基開失敗	-	50% NC	NC	約677	約677	6.1×10^5	4.9×10^4	6.3×10^3	約536	約569

(注1) 燃料の寿命末期までに発生する可能性のある運転時の異常な過渡変化による被覆管内面腐食量

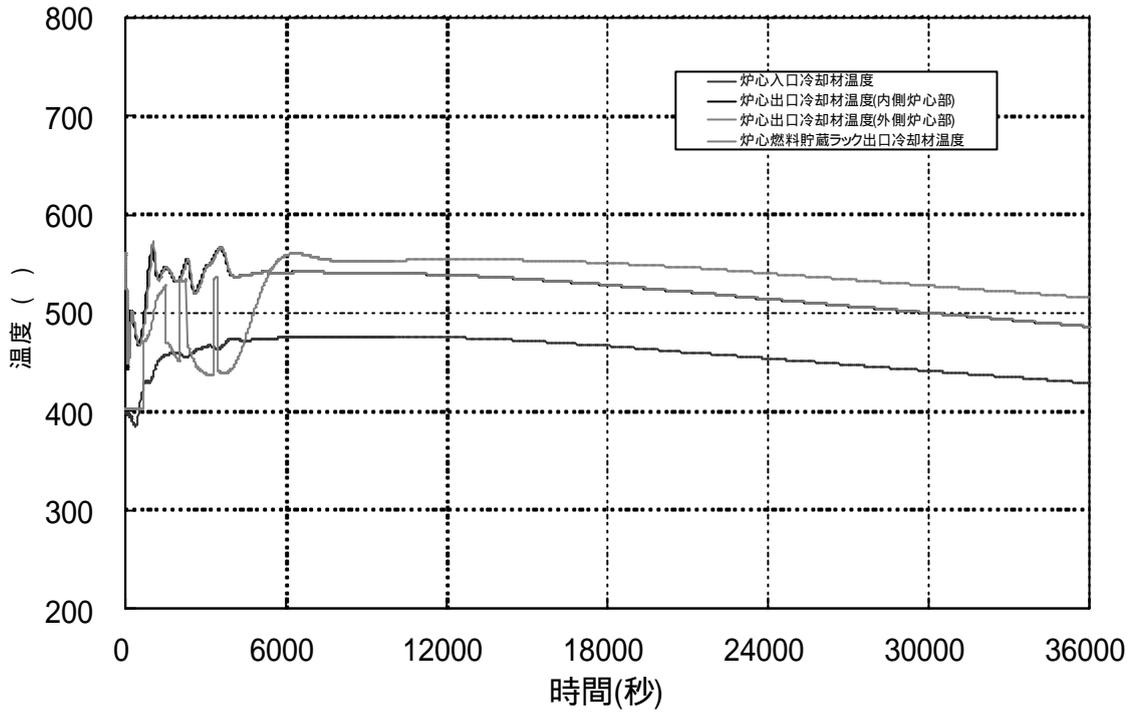


図 4.5-1 炉心冷却材温度 (ケース 1 : 除熱量変更前)

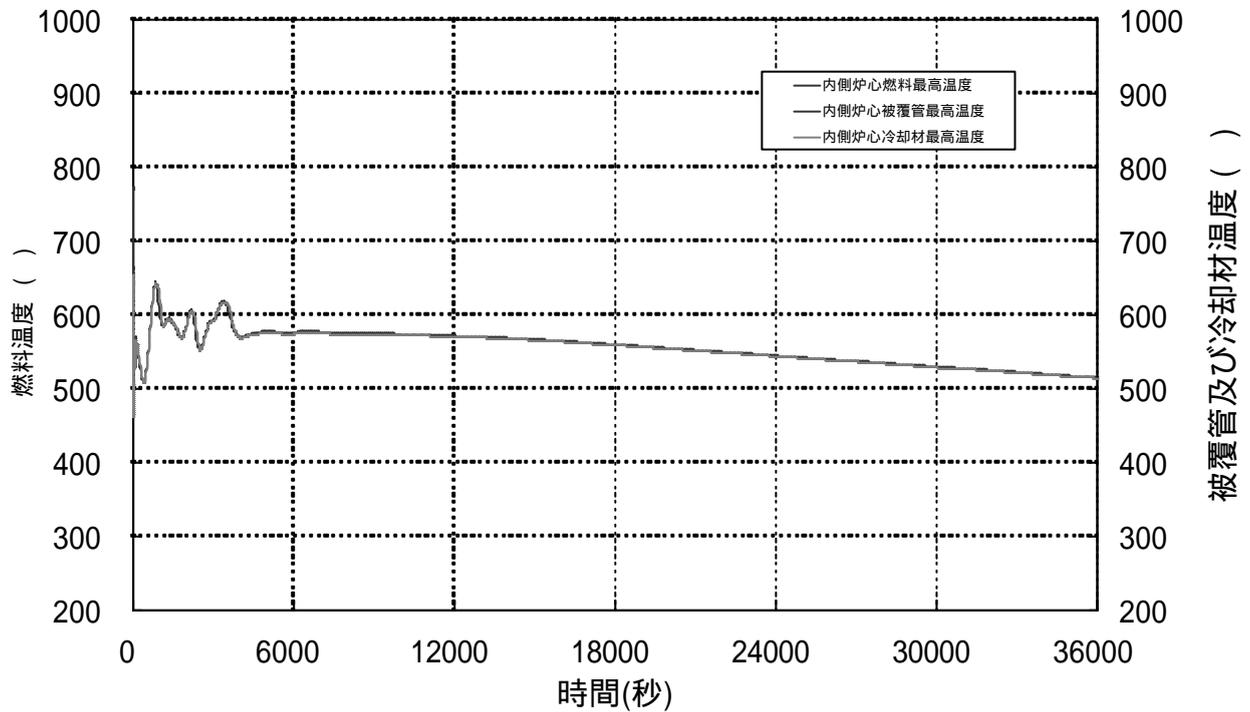


図 4.5-2 内側炉心温度 (ケース 1 : 除熱量変更前)

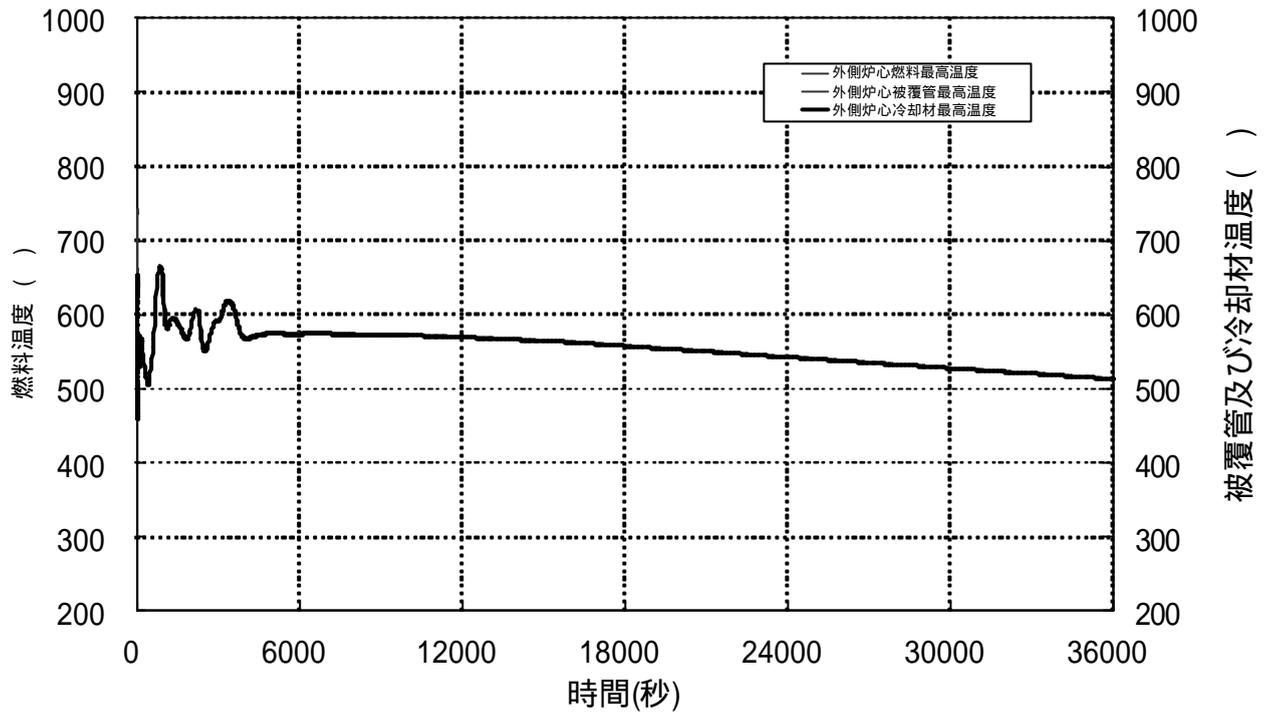


図 4.5-3 外側炉心温度 (ケース 1 : 除熱量変更前)

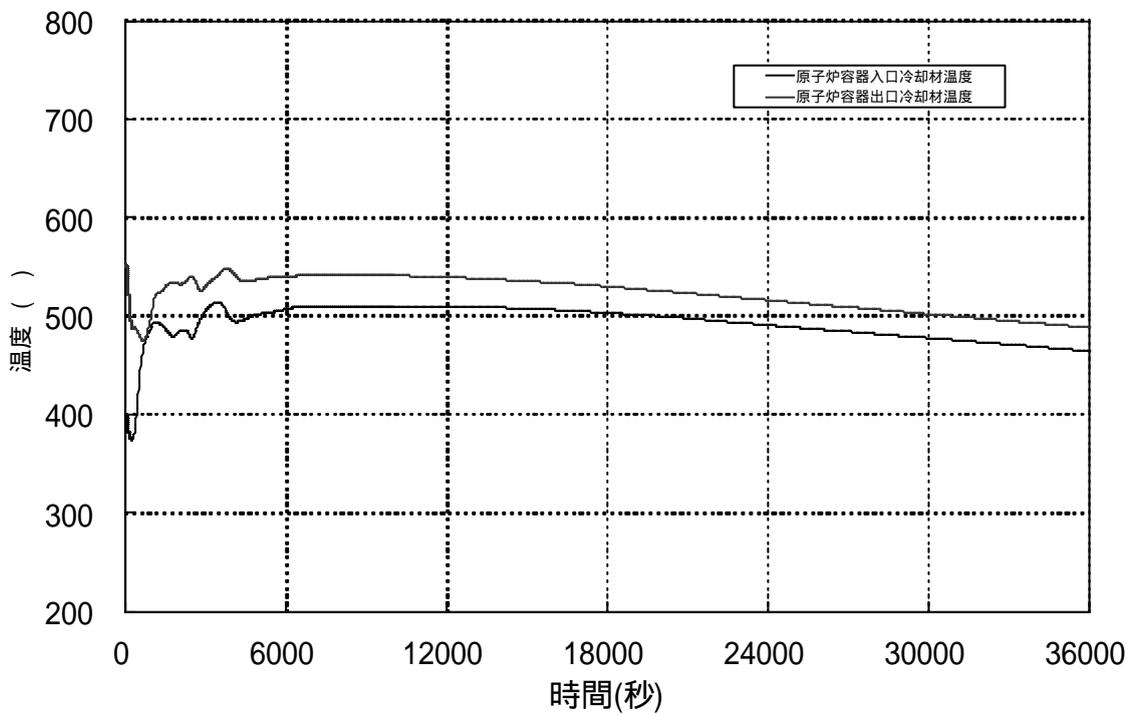


図 4.5-4 原子炉バウンダリ冷却材温度 (ケース 1 : 除熱量変更前)

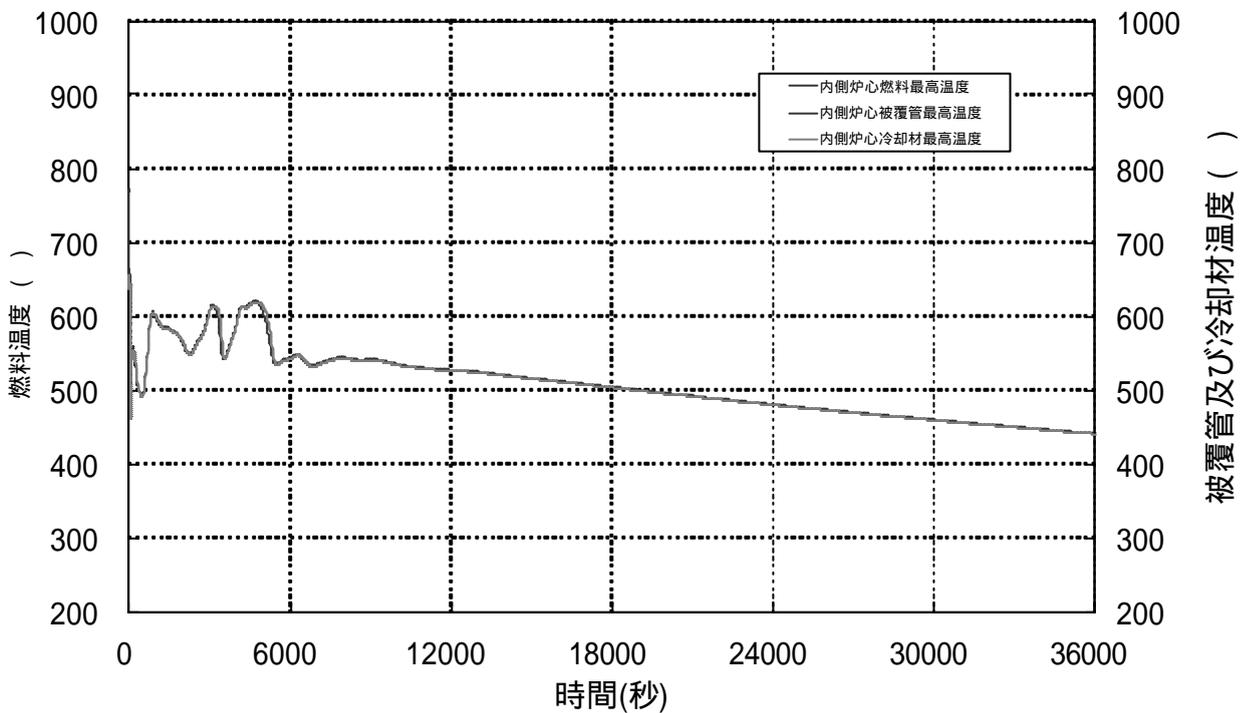
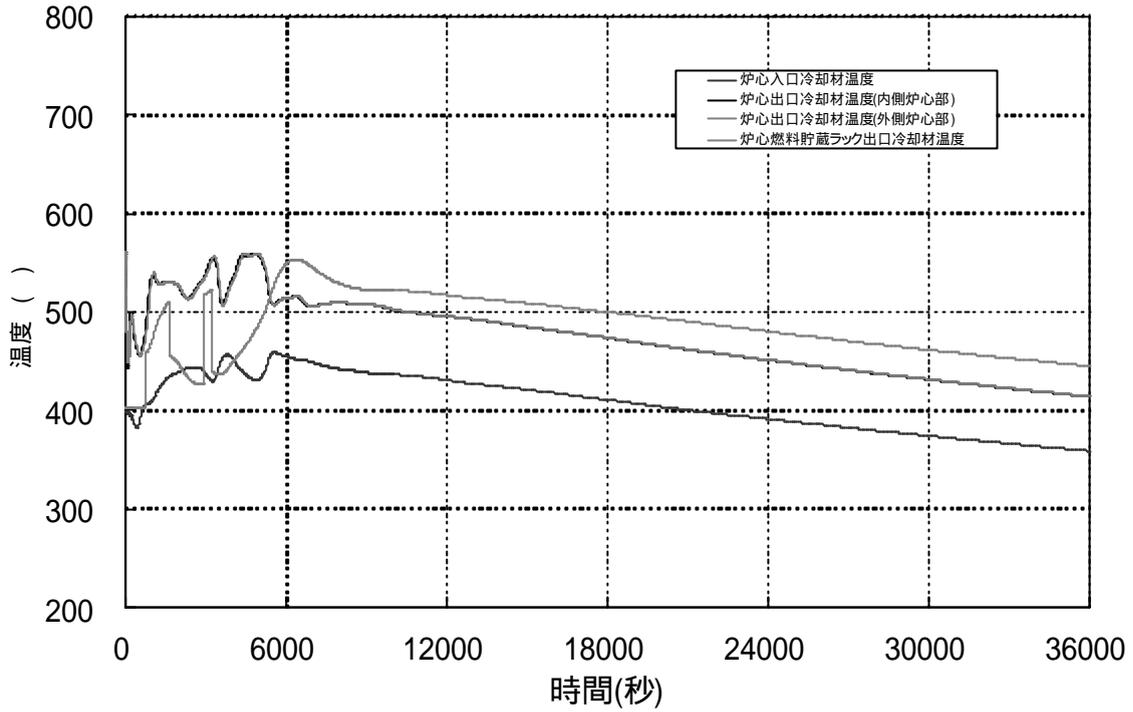


図 4.5-5 炉心冷却材温度 (ケース 1 : 除熱量変更後)

図 4.5-6 内側炉心温度 (ケース 1 : 除熱量変更後)

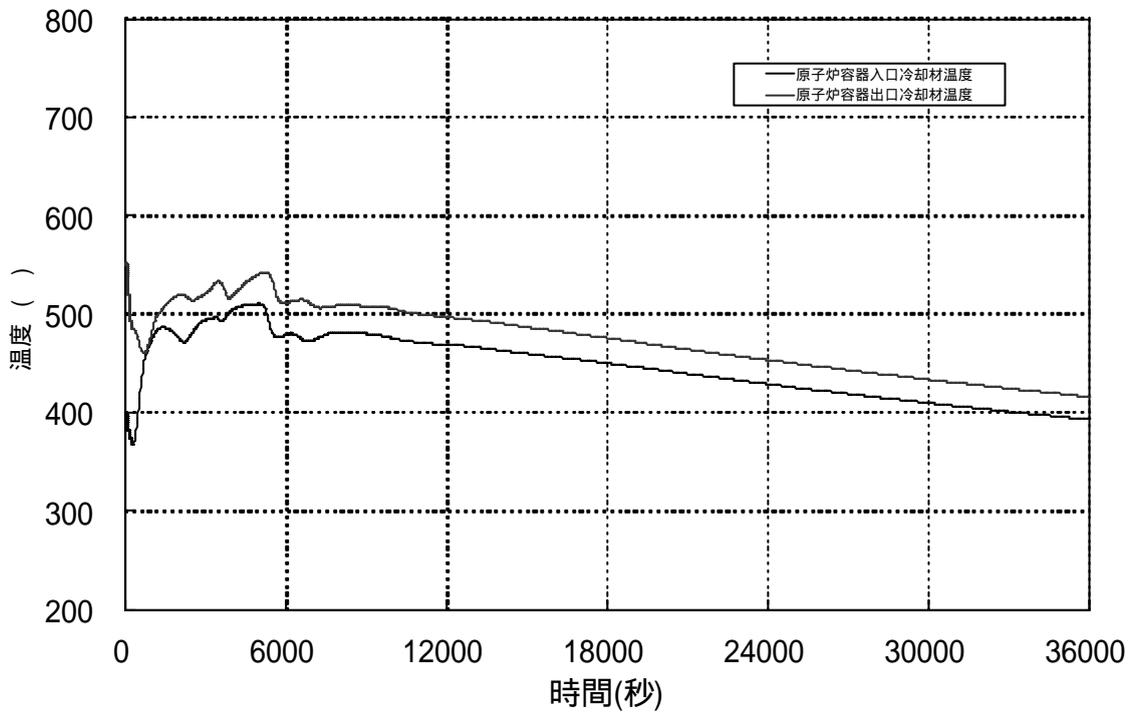
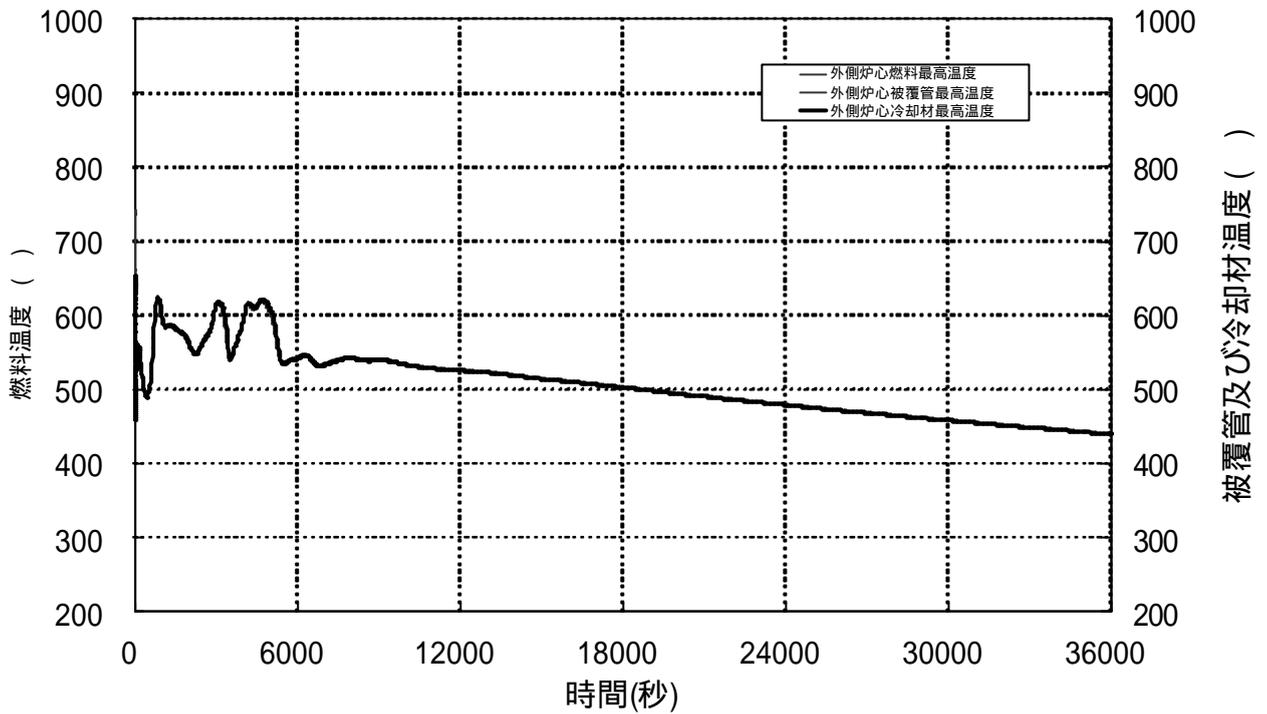


図 4.5-7 外側炉心温度 (ケース 1 : 除熱量変更後)

図 4.5-8 原子炉バウンダリ冷却材温度 (ケース 1 : 除熱量変更後)

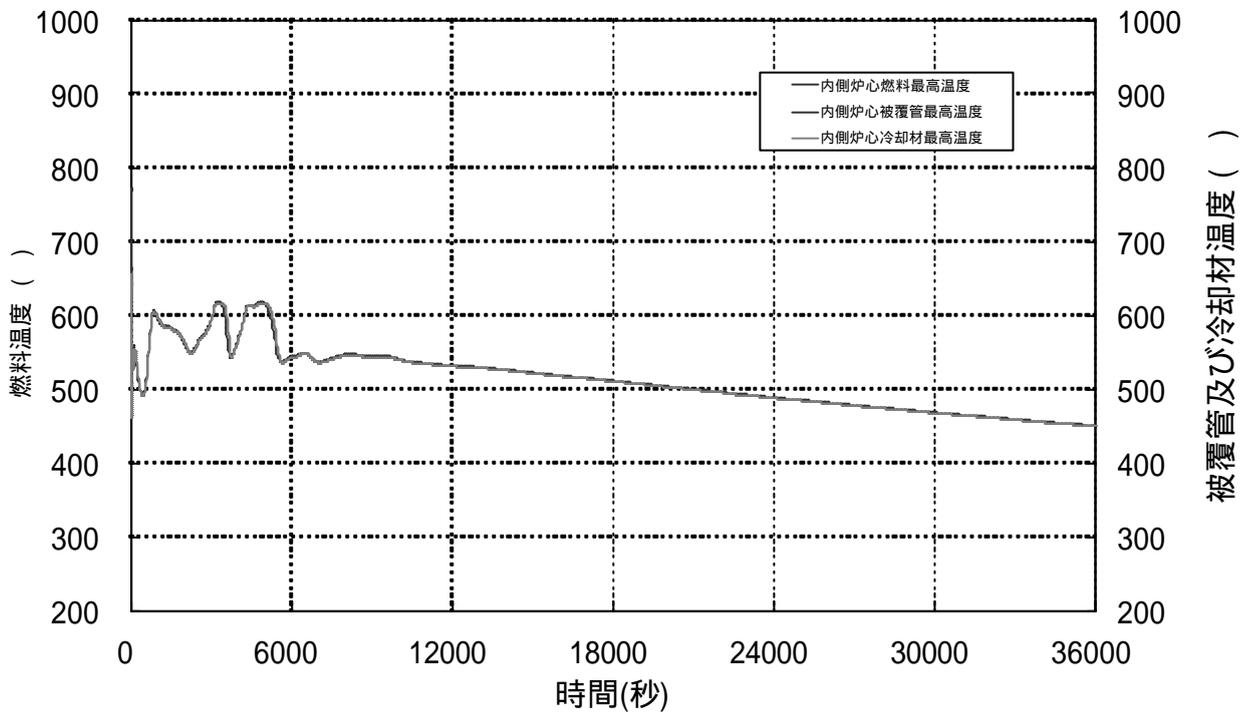
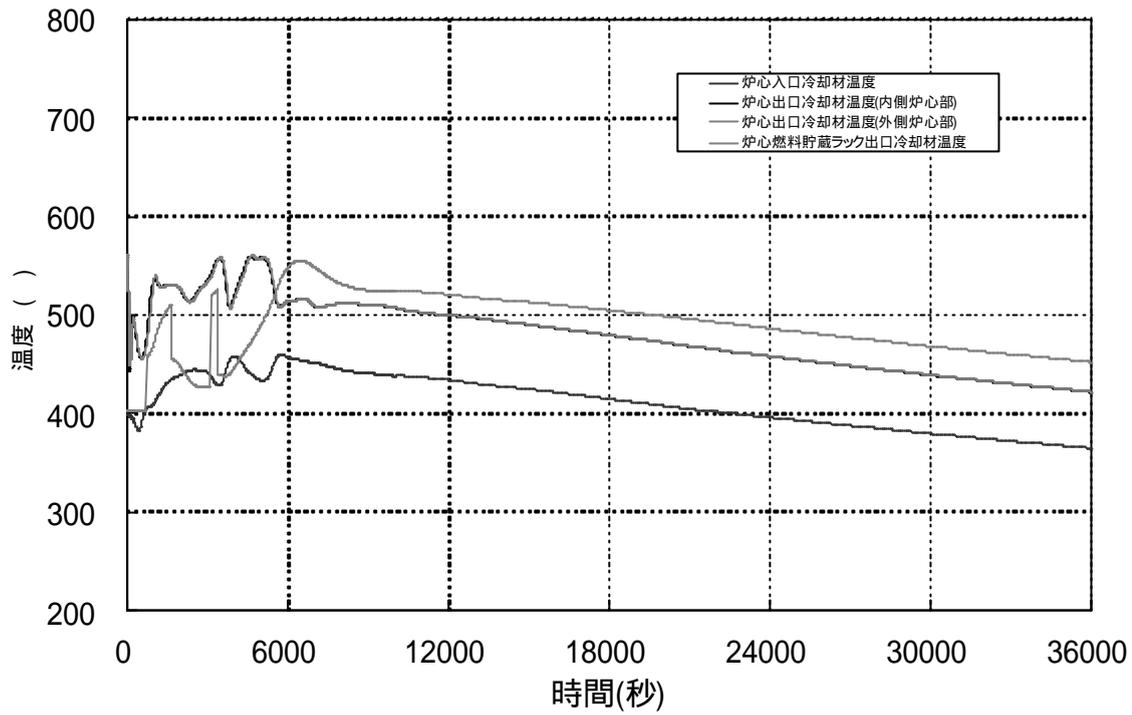


図 4.5-9 炉心冷却材温度 (ケース 2 : 除熱量変更後)

図 4.5-10 内側炉心温度 (ケース 2 : 除熱量変更後)

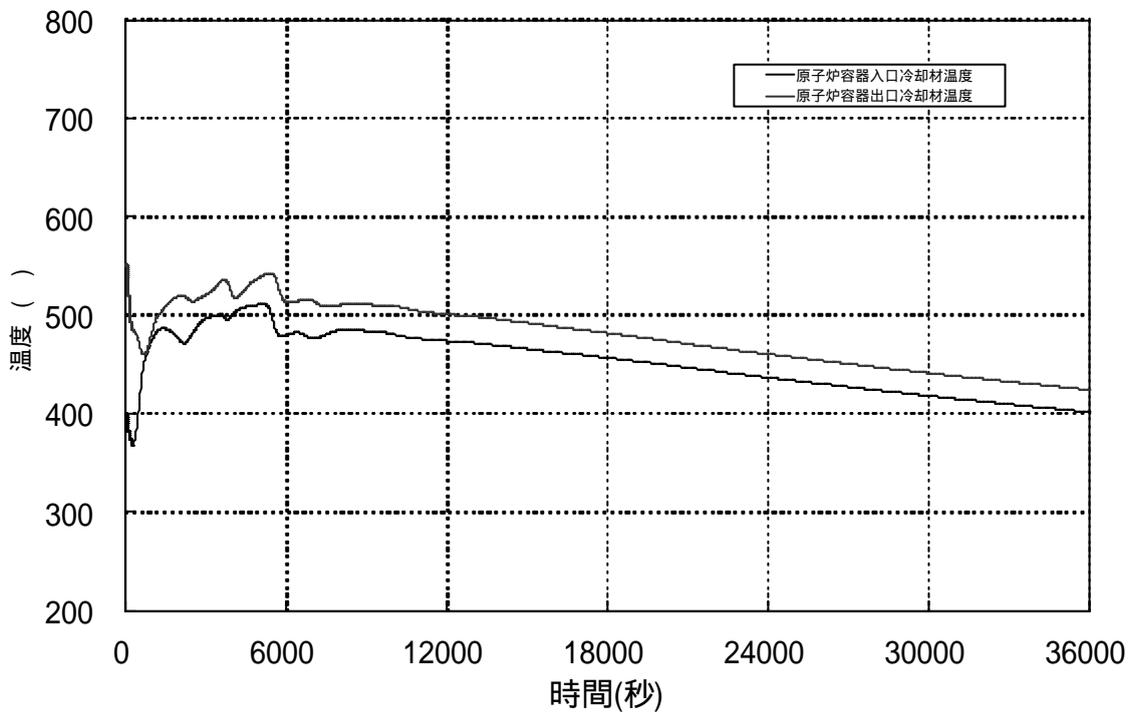
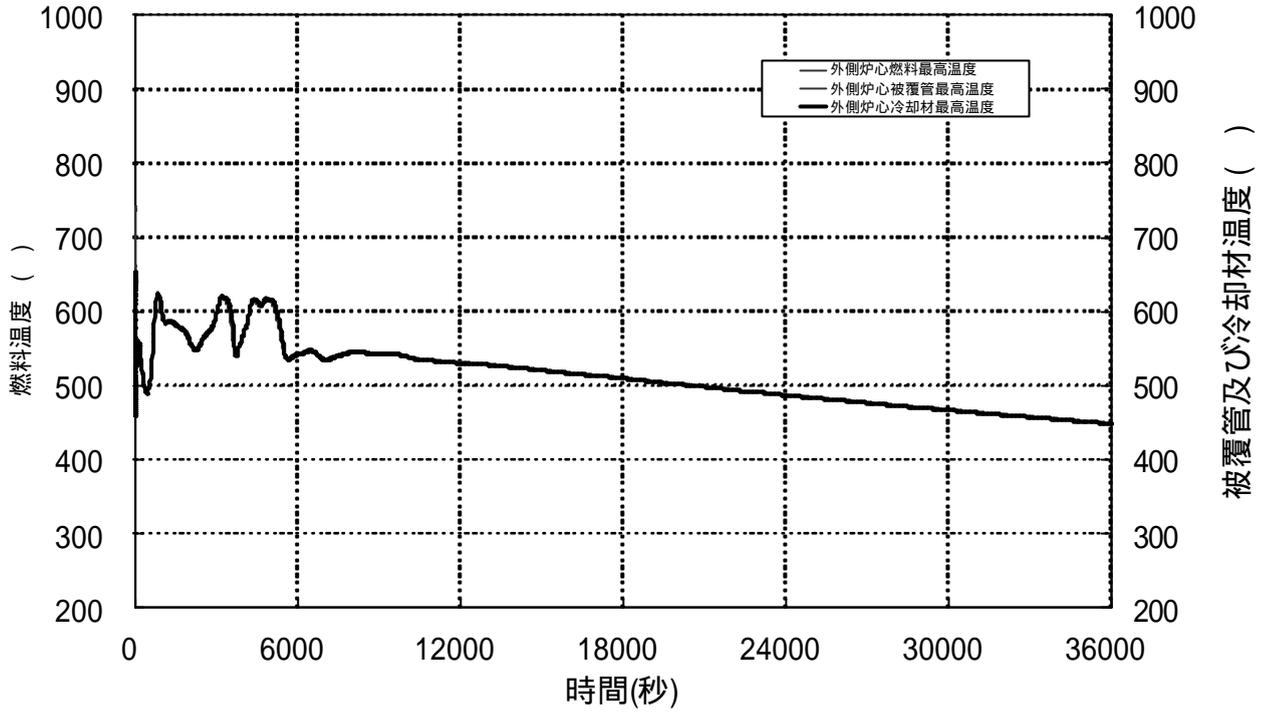


図 4.5-11 外側炉心温度 (ケース 2: 除熱量変更後)

図 4.5-12 原子炉バウンダリ冷却材温度 (ケース 2: 除熱量変更後)

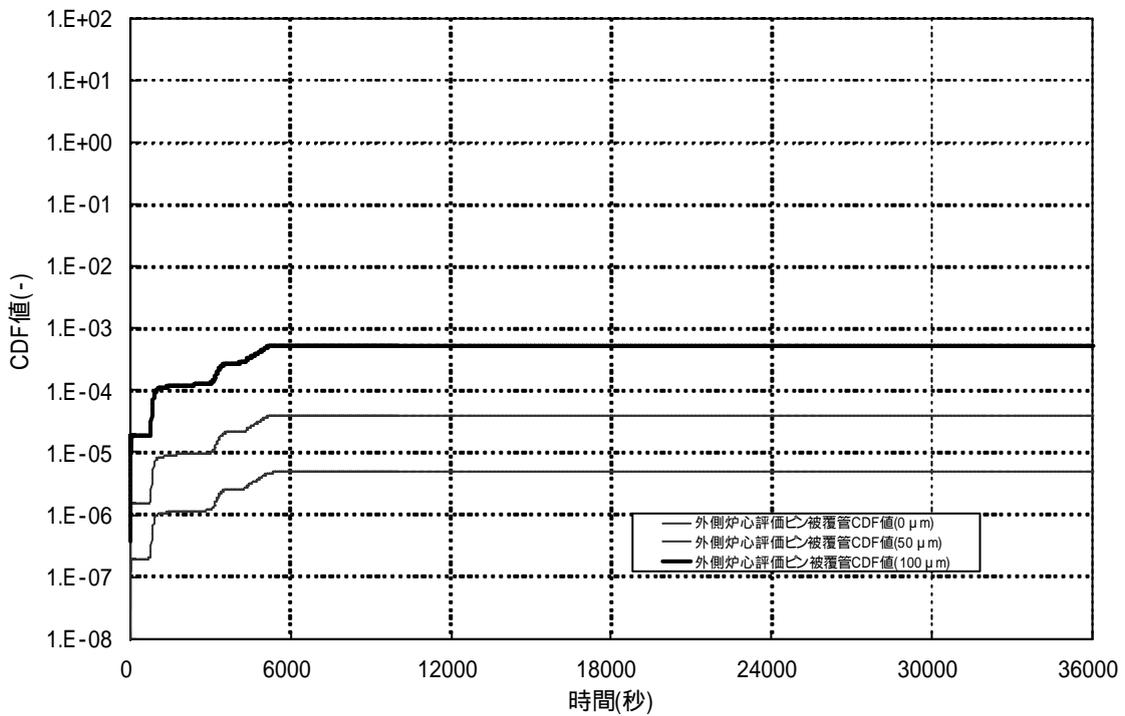
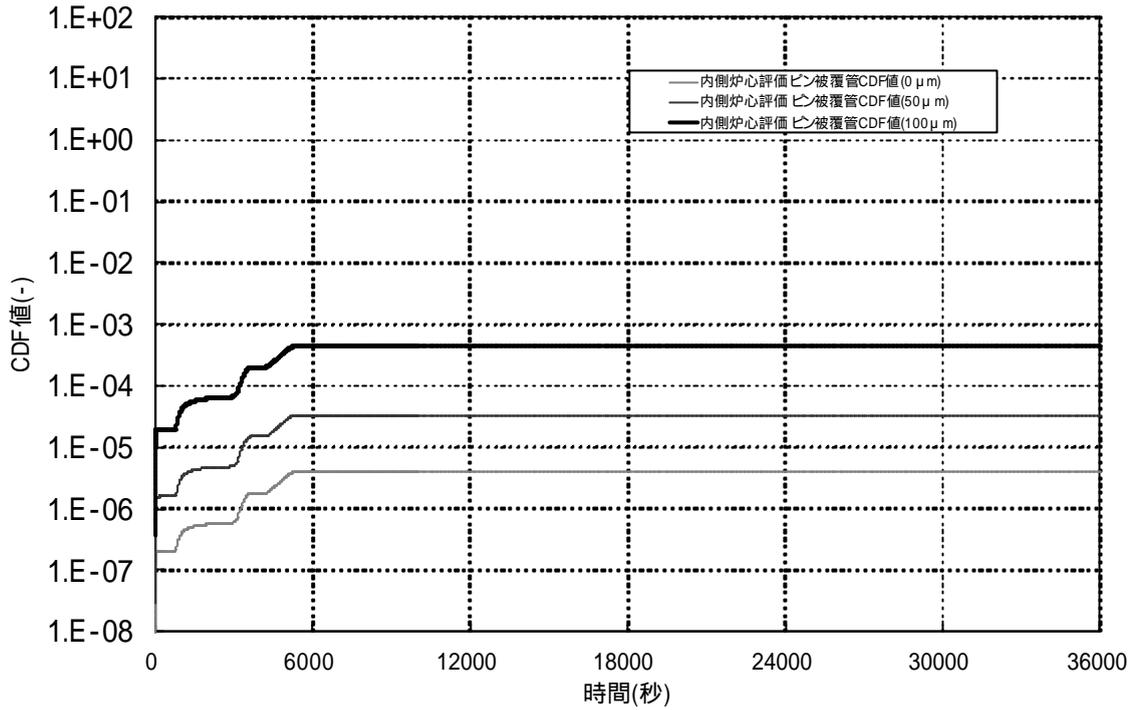


図 4.5-13 内側炉心被覆管 CDF 値 (ケース 2: 除熱量変更後)

図 4.5-14 外側炉心被覆管 CDF 値 (ケース 2: 除熱量変更後)

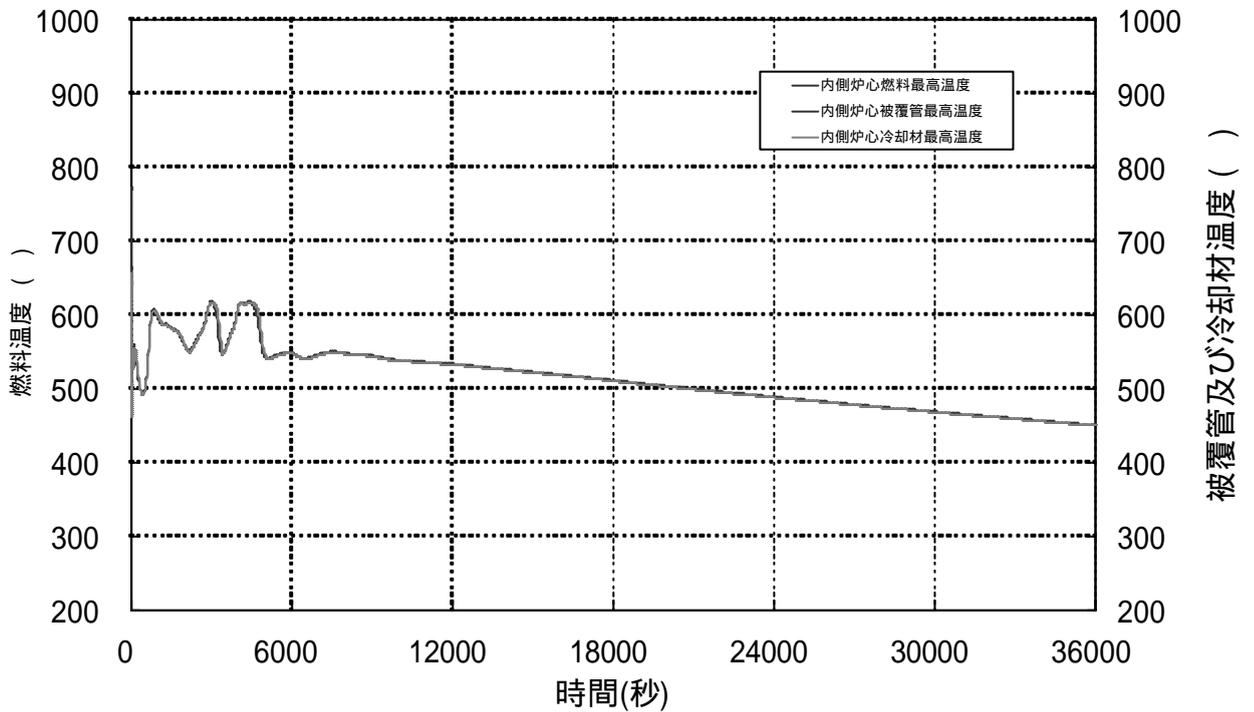
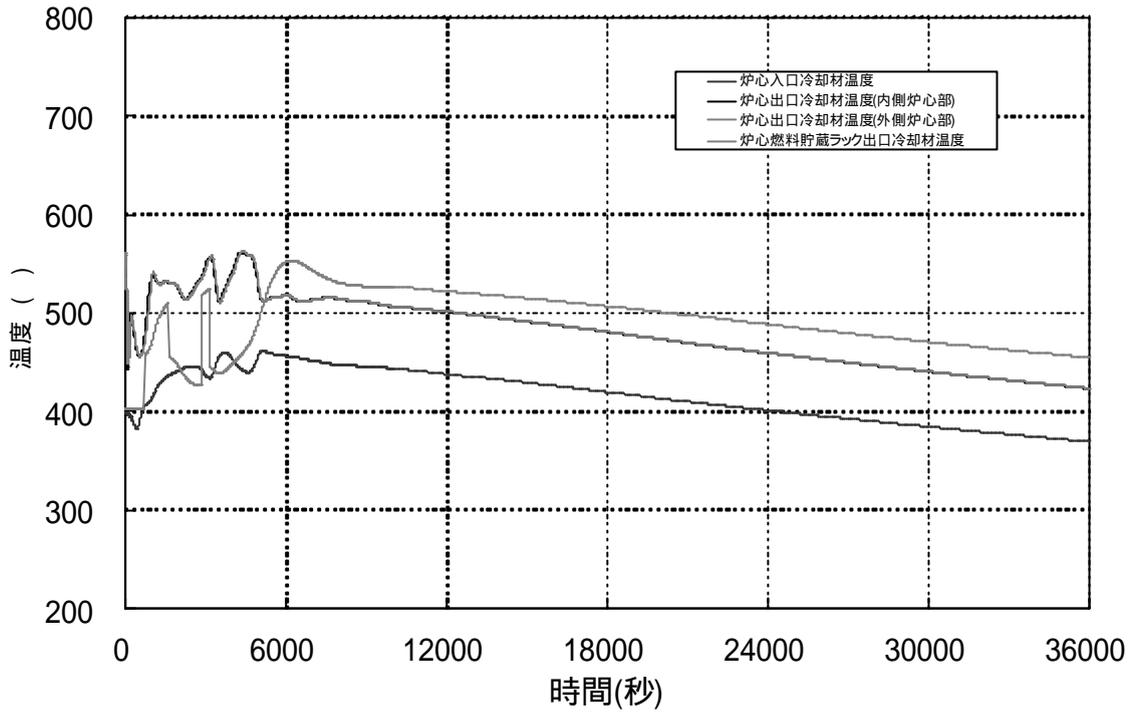


図 4.5-15 炉心冷却材温度 (ケース 3 : 除熱量変更後)

図 4.5-16 内側炉心温度 (ケース 3 : 除熱量変更後)

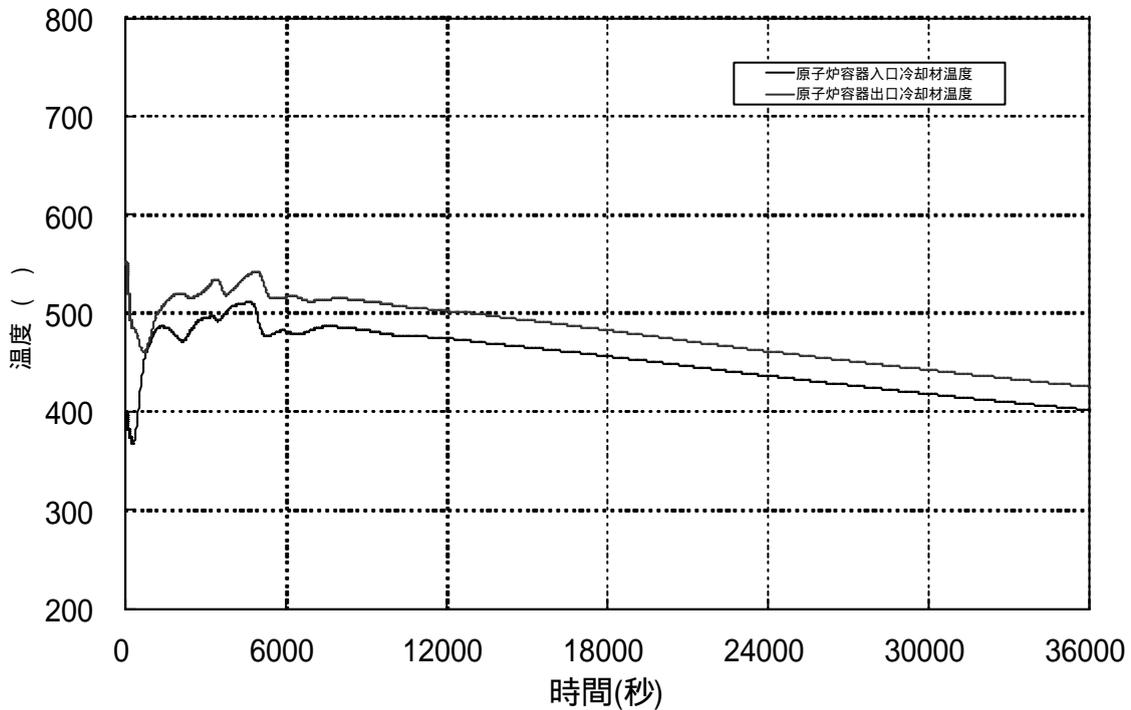
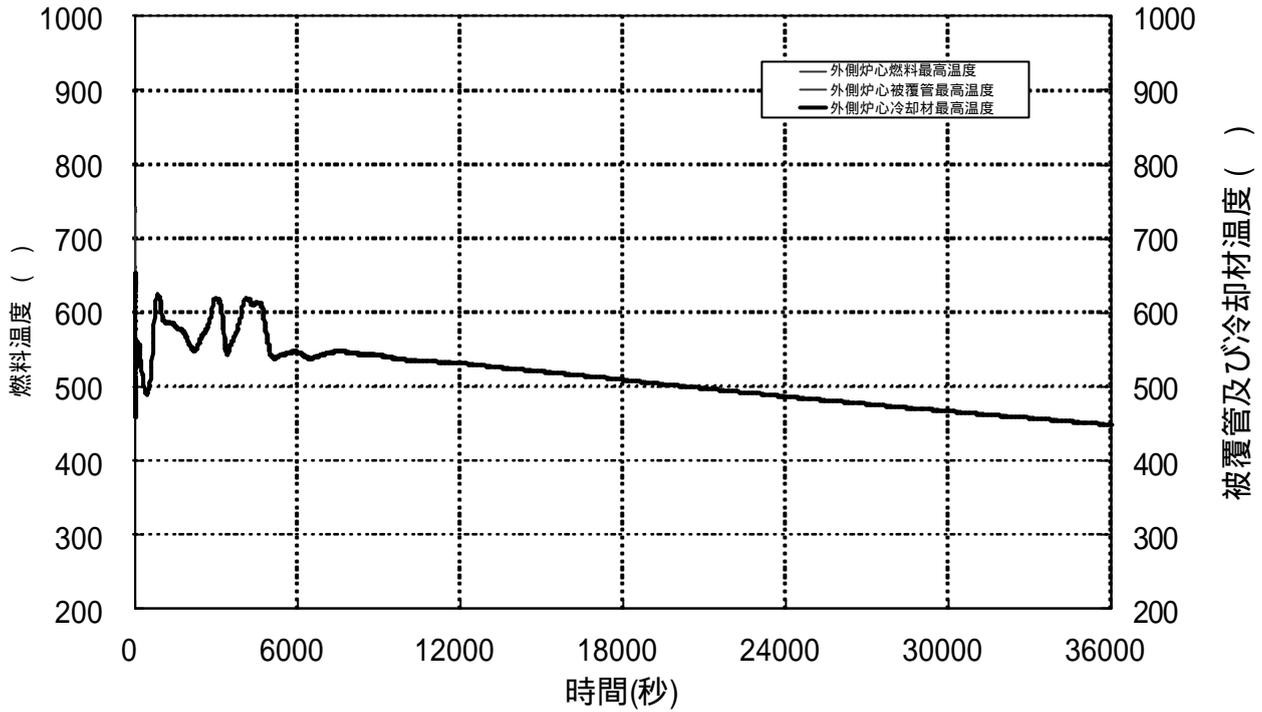


図 4.5-17 外側炉心温度 (ケース 3 : 除熱量変更後)

図 4.5-18 原子炉バウンダリ冷却材温度 (ケース 3 : 除熱量変更後)

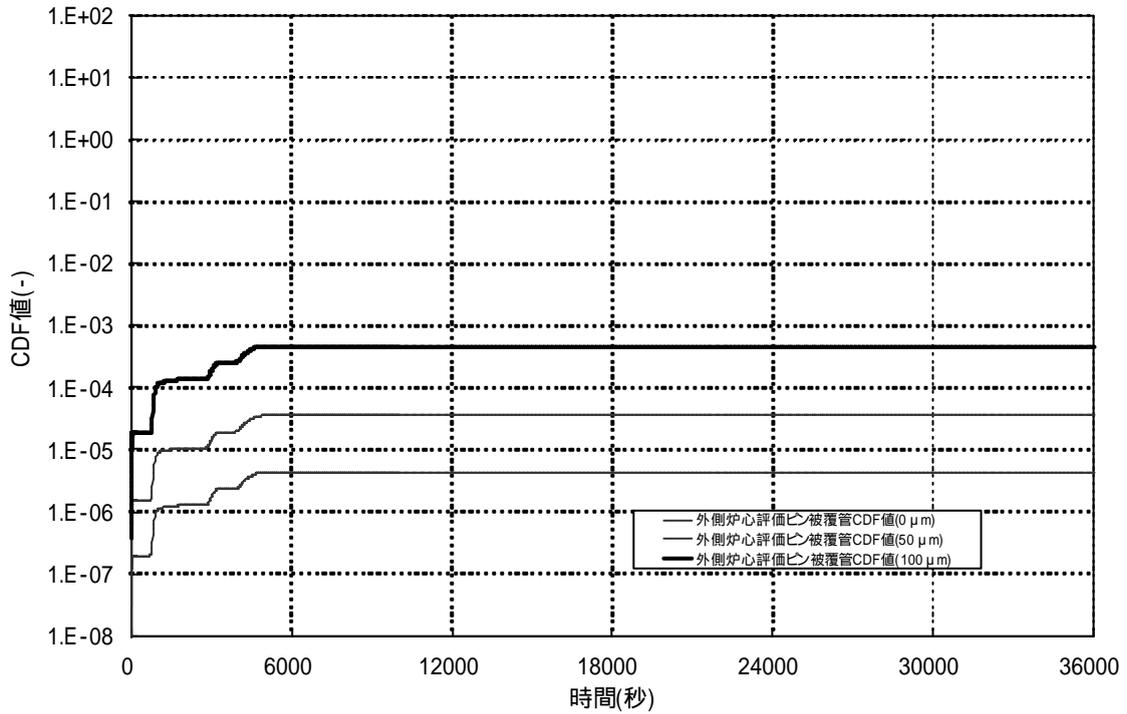
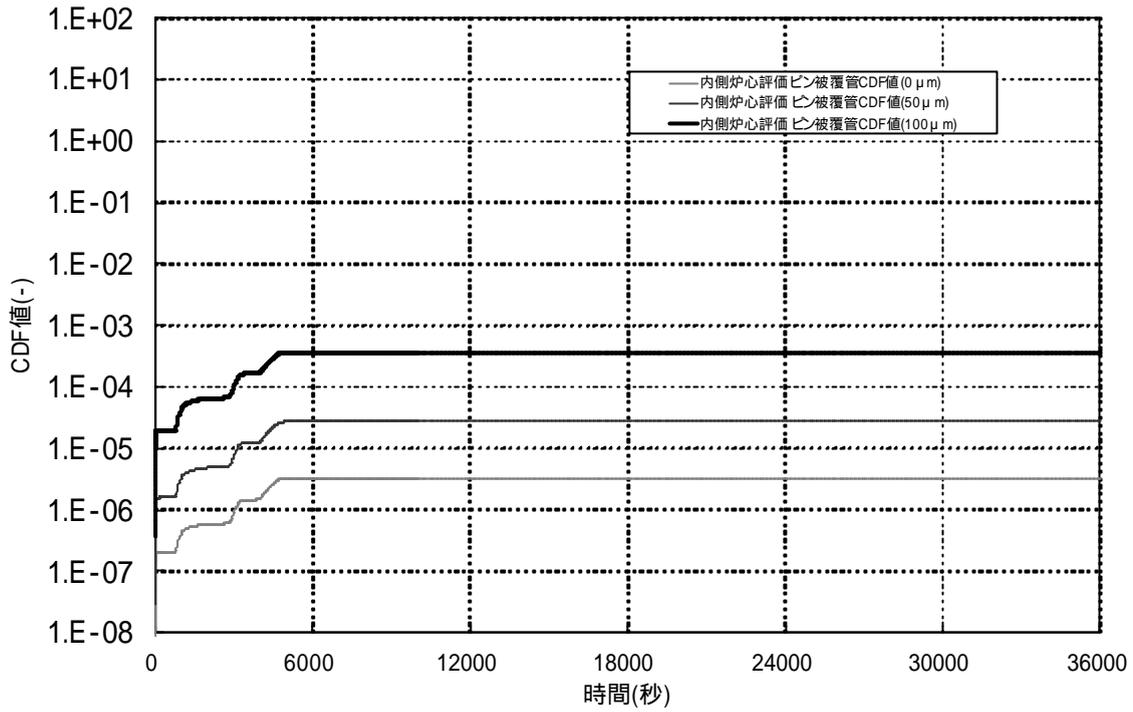


図 4.5-19 内側炉心被覆管 CDF 値 (ケース 3 : 除熱量変更後)

図 4.5-20 外側炉心被覆管 CDF 値 (ケース 3 : 除熱量変更後)

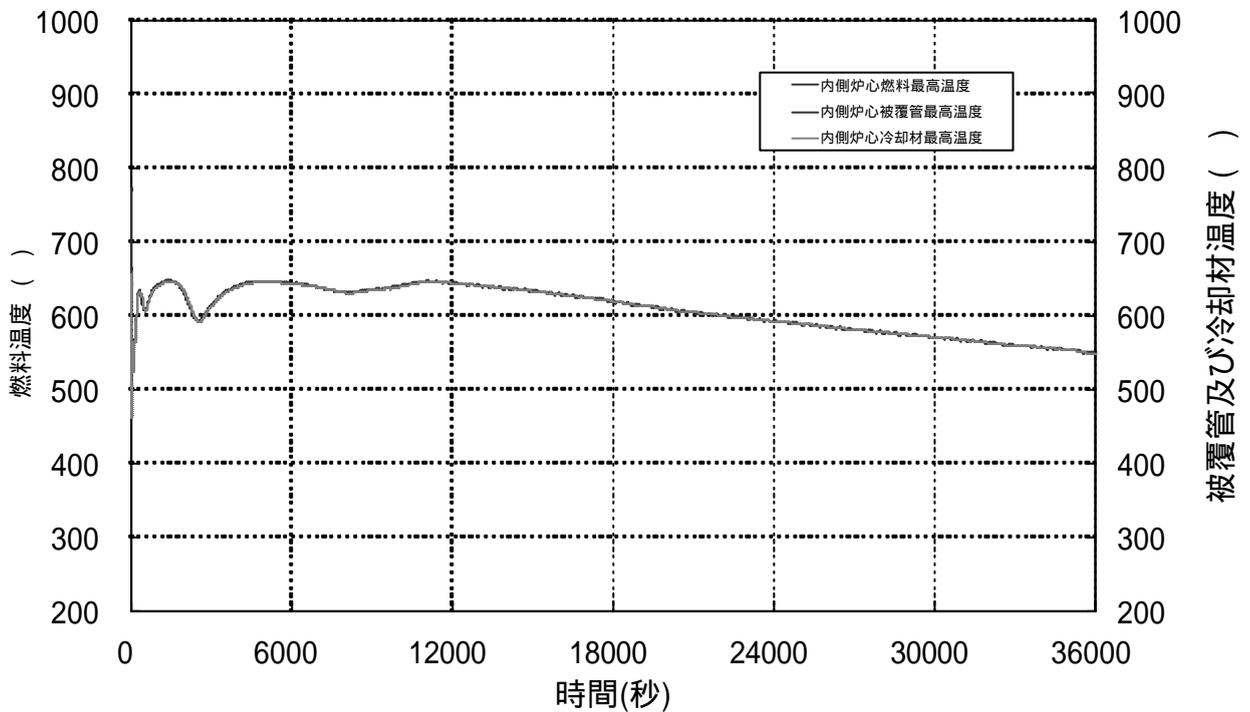
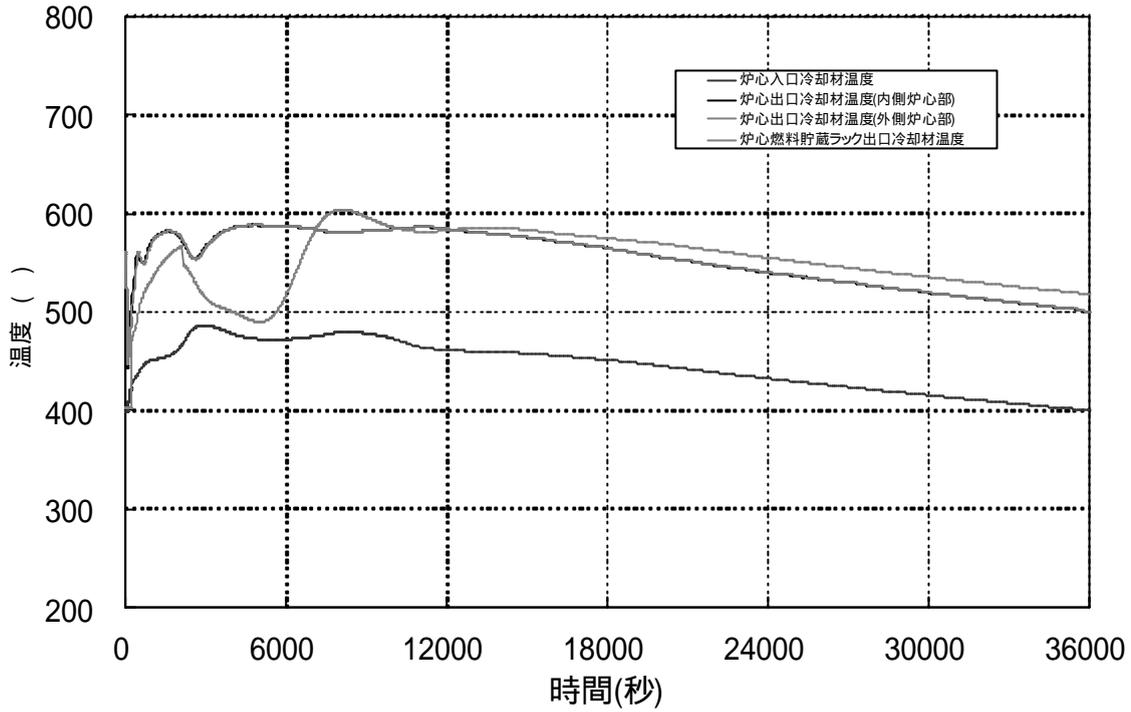


図 4.5-21 炉心冷却材温度 (ケース 4: 除熱量変更後)

図 4.5-22 内側炉心温度 (ケース 4: 除熱量変更後)

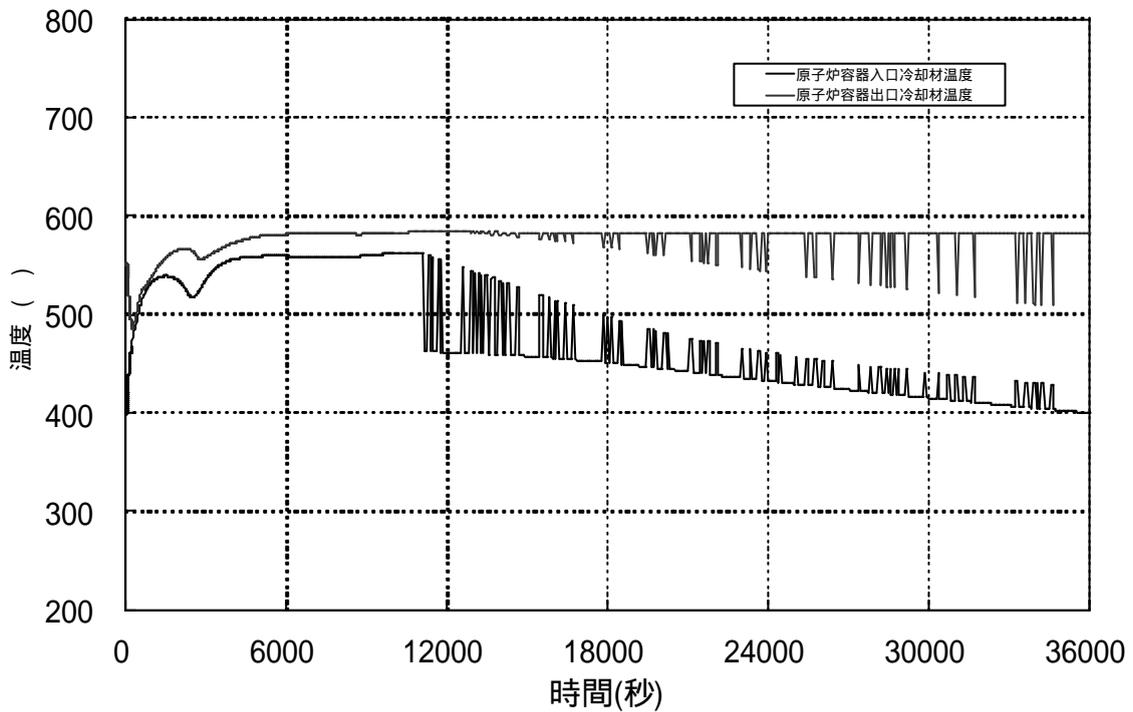
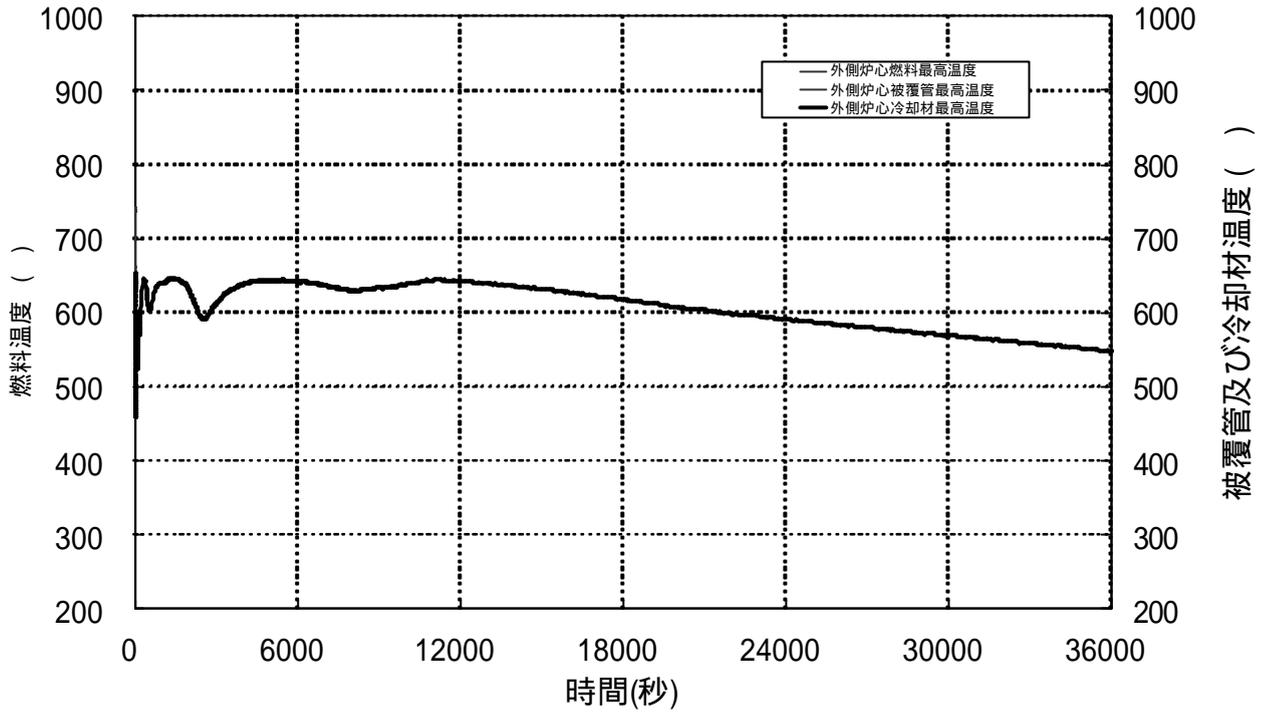


図 4.5-23 外側炉心温度 (ケース 4: 除熱量変更後)

図 4.5-24 原子炉バウンダリ冷却材温度 (ケース 4: 除熱量変更後)

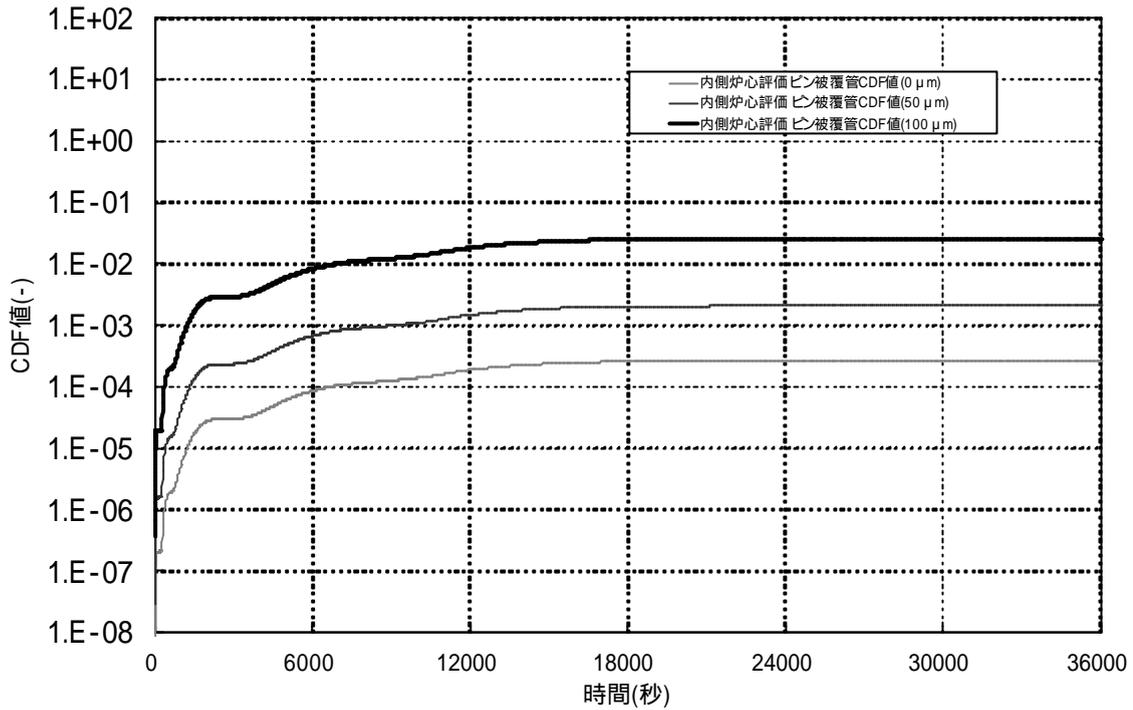


図 4.5-25 内側炉心被覆管 CDF 値 (ケース 4 : 除熱量変更後)

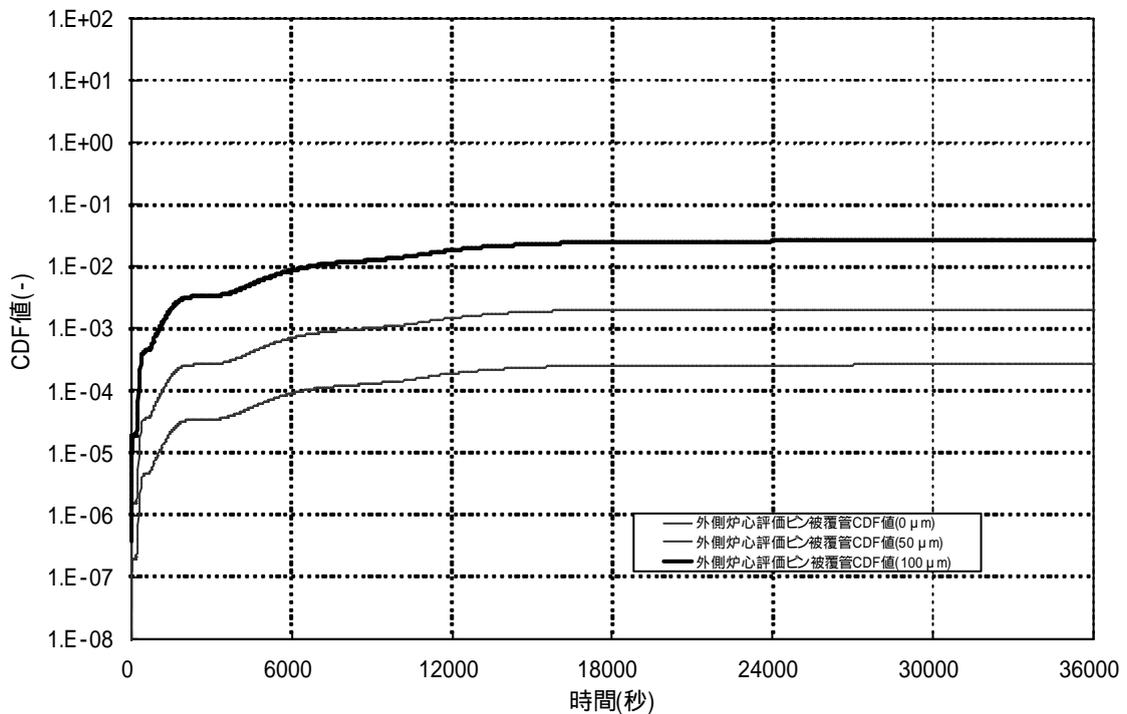


図 4.5-26 外側炉心被覆管 CDF 値 (ケース 4 : 除熱量変更後)

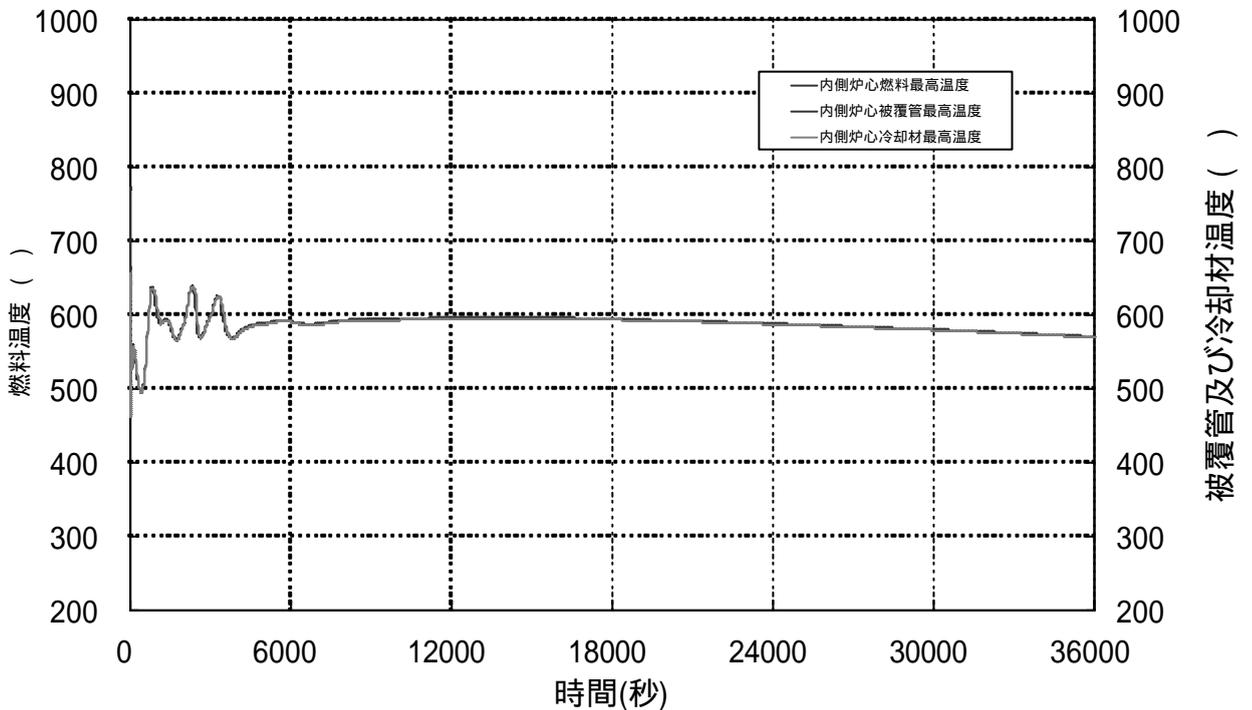
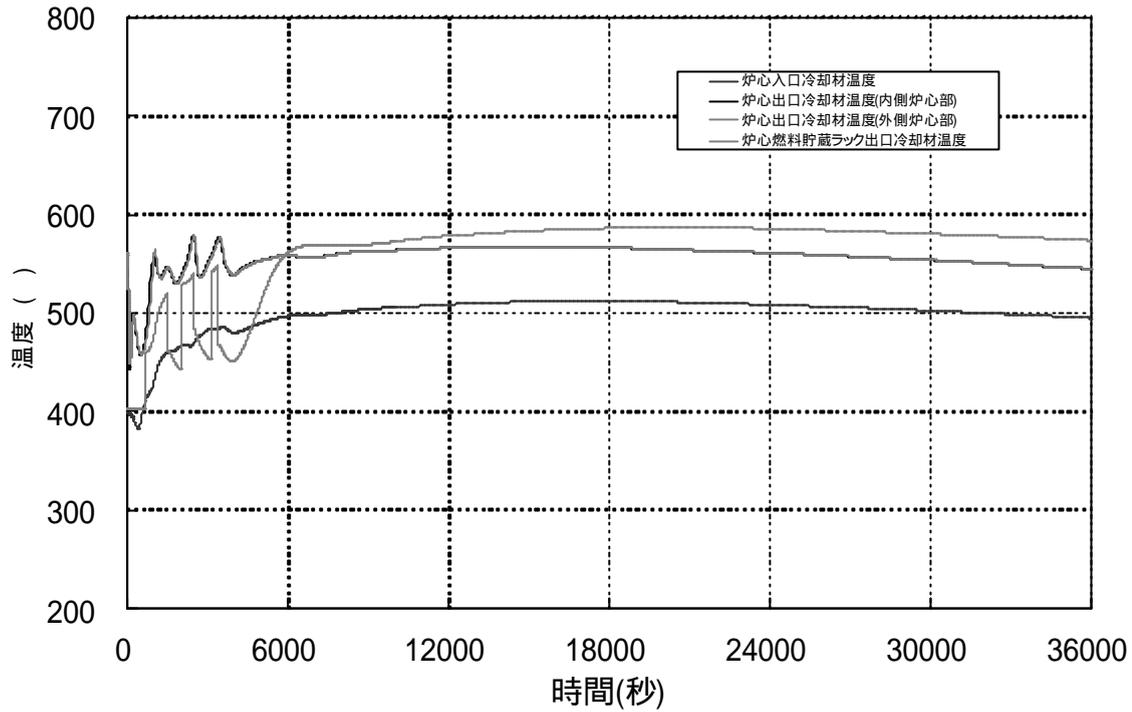


図 4.5-27 炉心冷却材温度 (ケース 5 : 除熱量変更後)

図 4.5-28 内側炉心温度 (ケース 5 : 除熱量変更後)

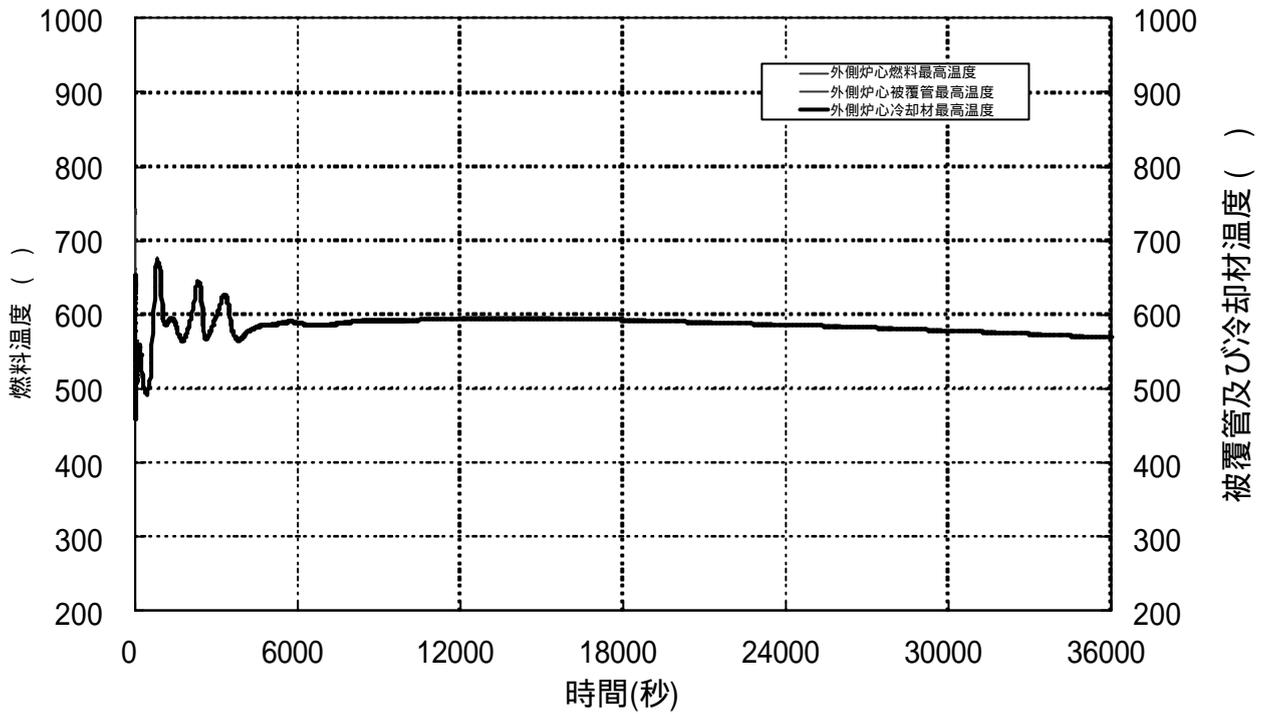


図 4.5-29 外側炉心温度 (ケース 5 : 除熱量変更後)

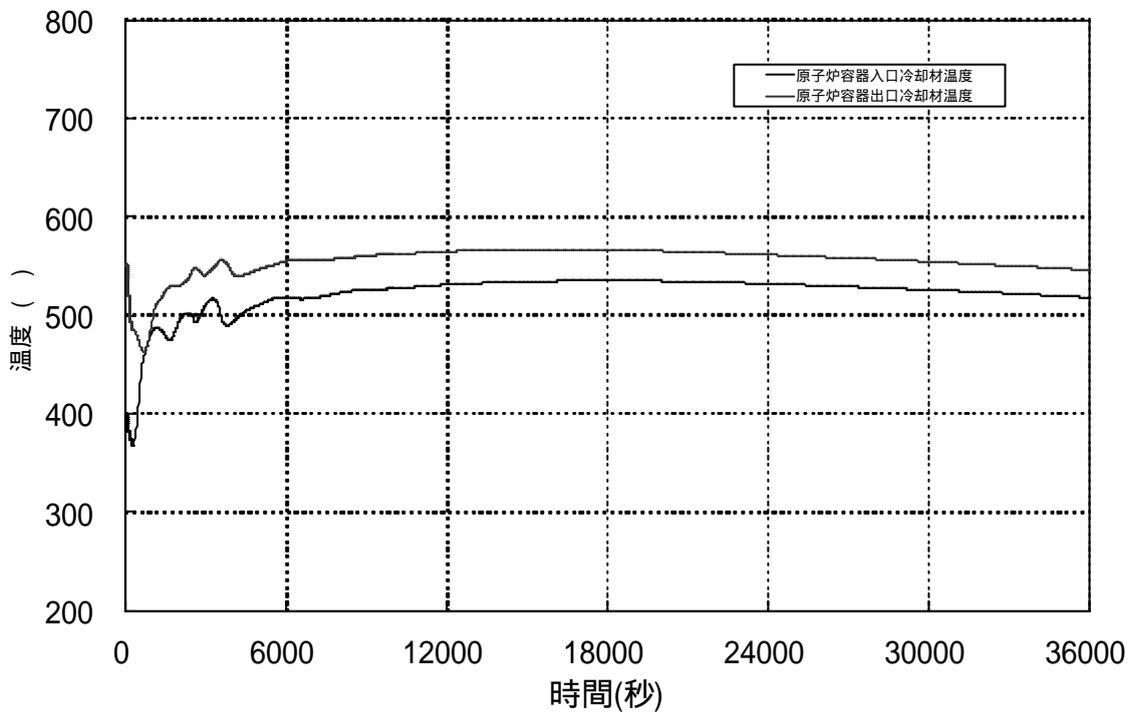


図 4.5-30 原子炉バウンダリ冷却材温度 (ケース 5 : 除熱量変更後)

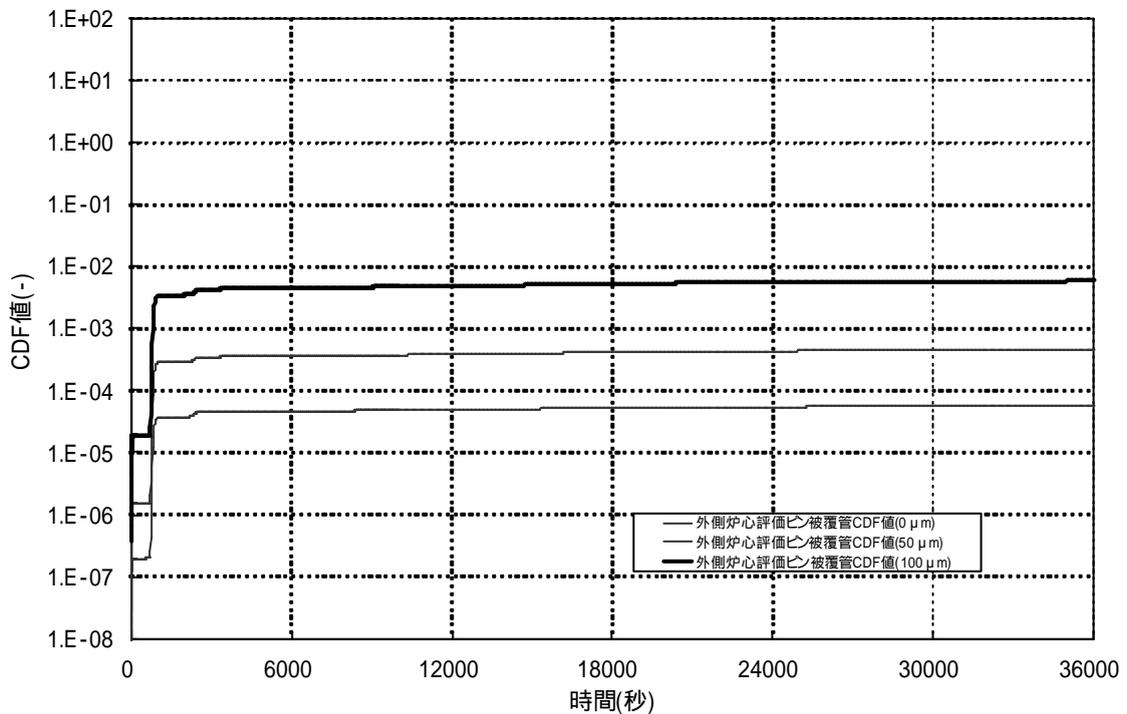
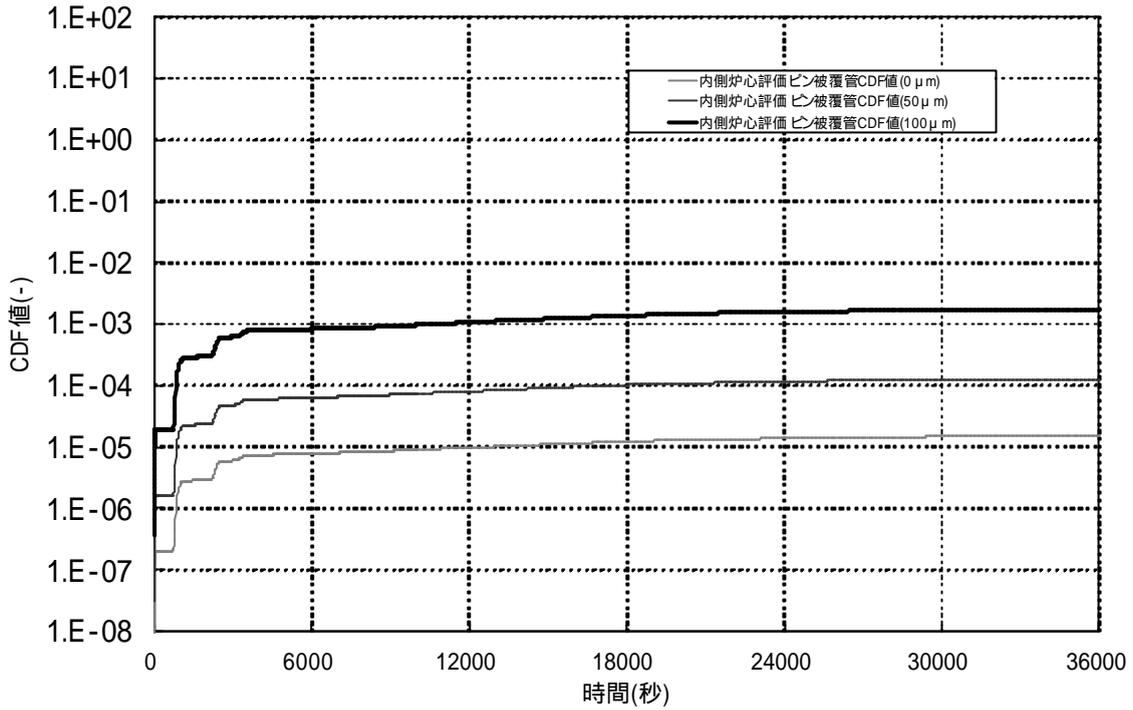


図 4.5-31 内側炉心被覆管 CDF 値 (ケース 5: 除熱量変更後)

図 4.5-32 外側炉心被覆管 CDF 値 (ケース 5: 除熱量変更後)

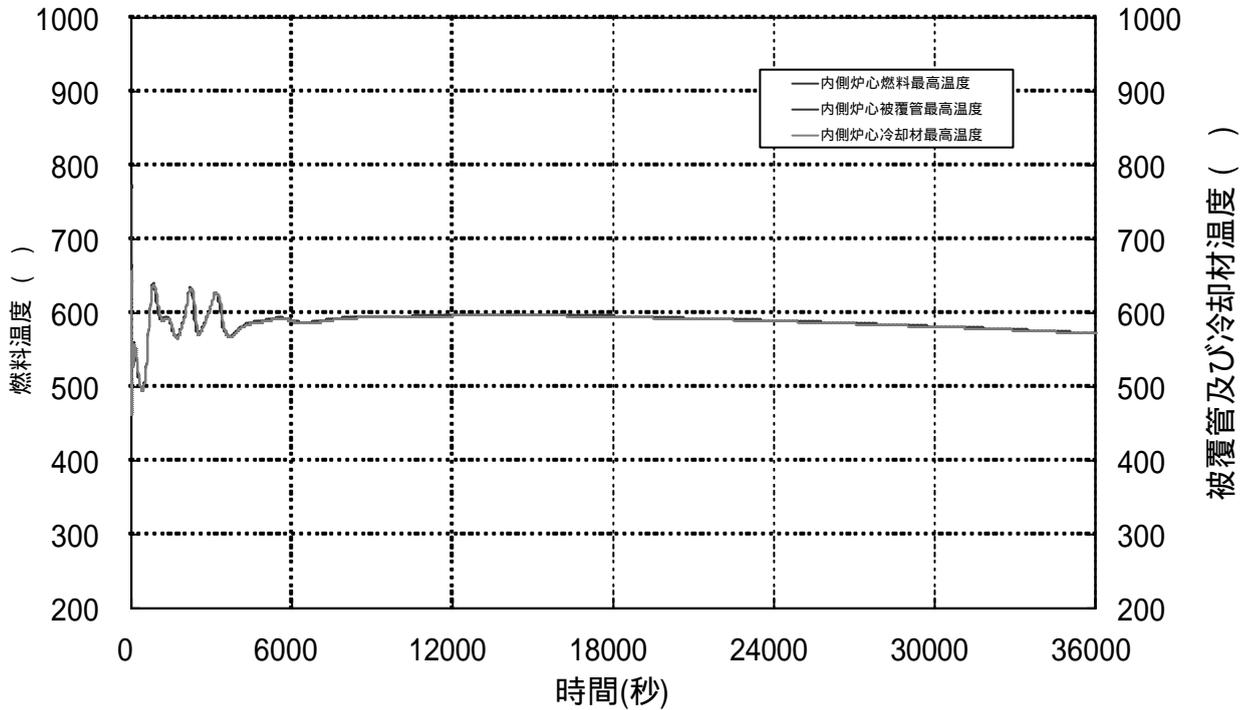
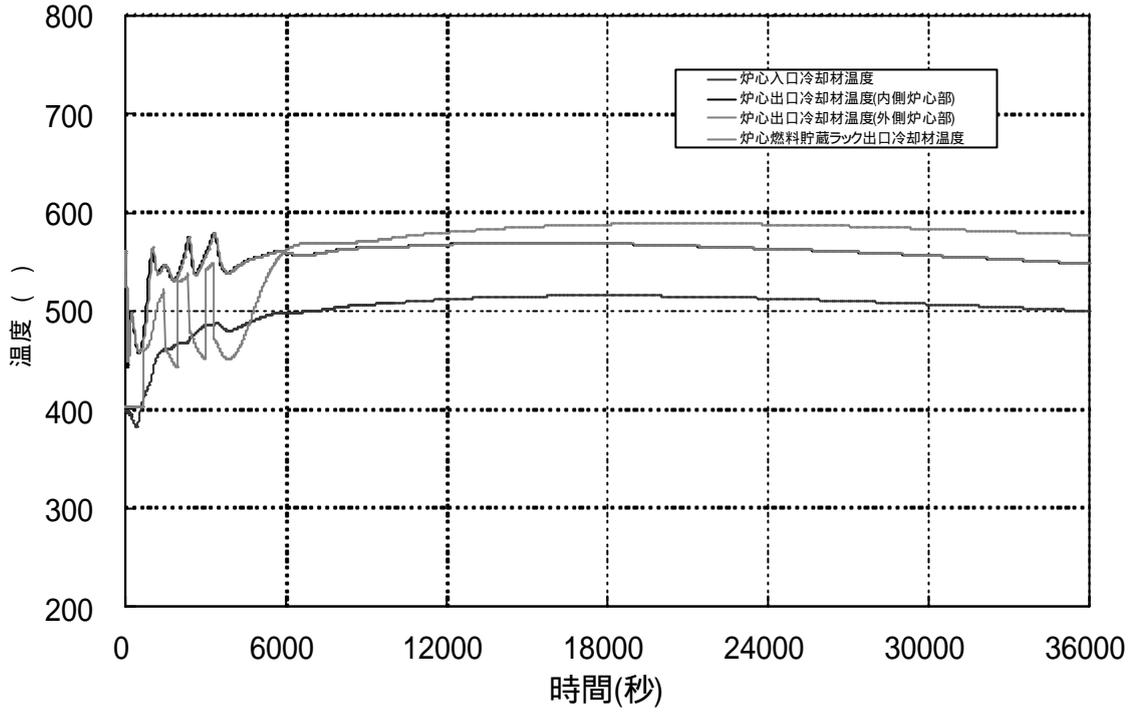


図 4.5-33 炉心冷却材温度 (ケース 6 : 除熱量変更後)

図 4.5-34 内側炉心温度 (ケース 6 : 除熱量変更後)

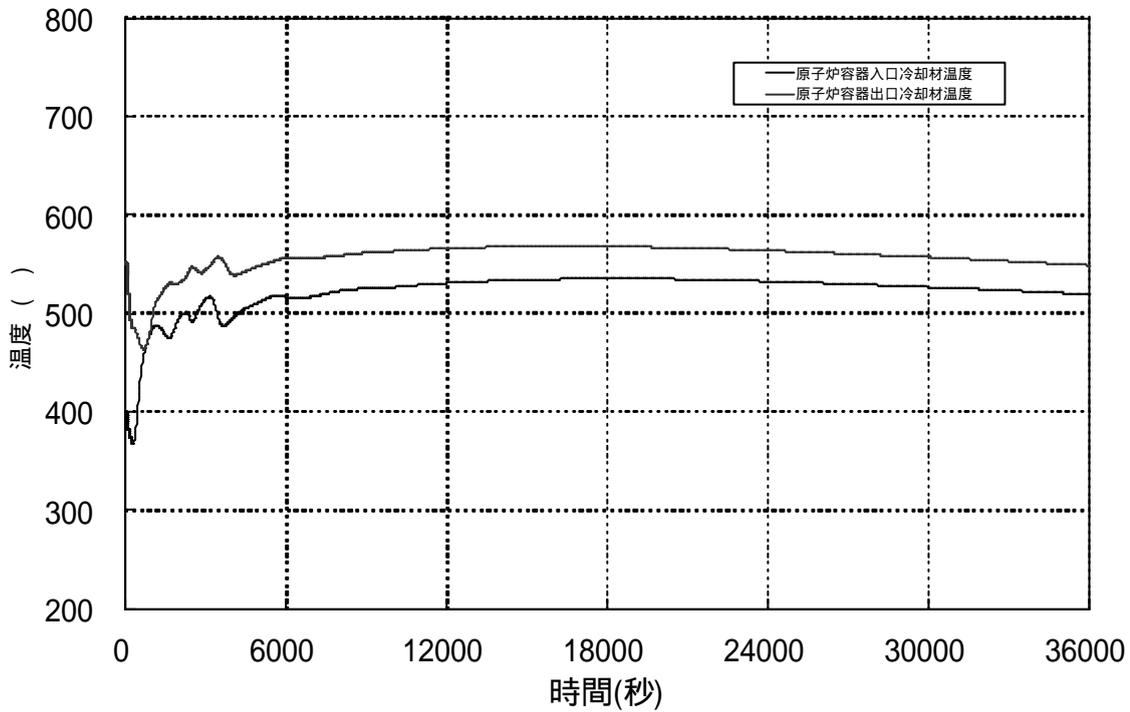
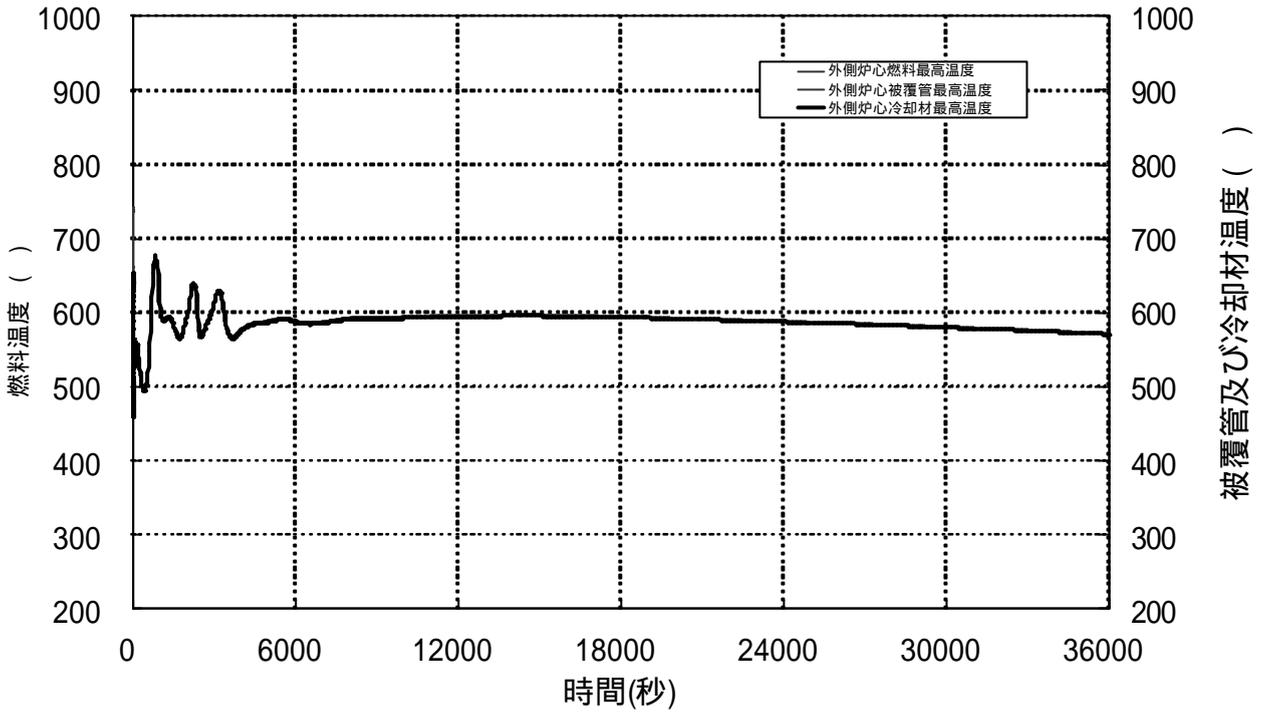


図 4.5-35 外側炉心温度 (ケース 6 : 除熱量変更後)

図 4.5-36 原子炉バウンダリ冷却材温度 (ケース 6 : 除熱量変更後)

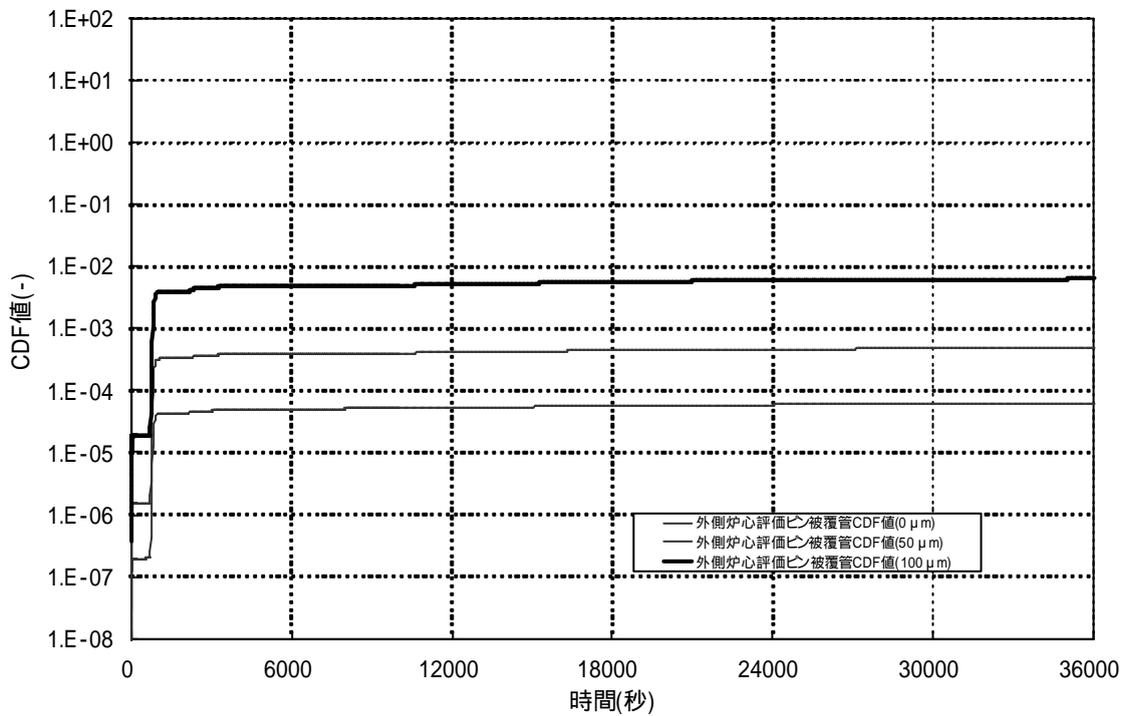
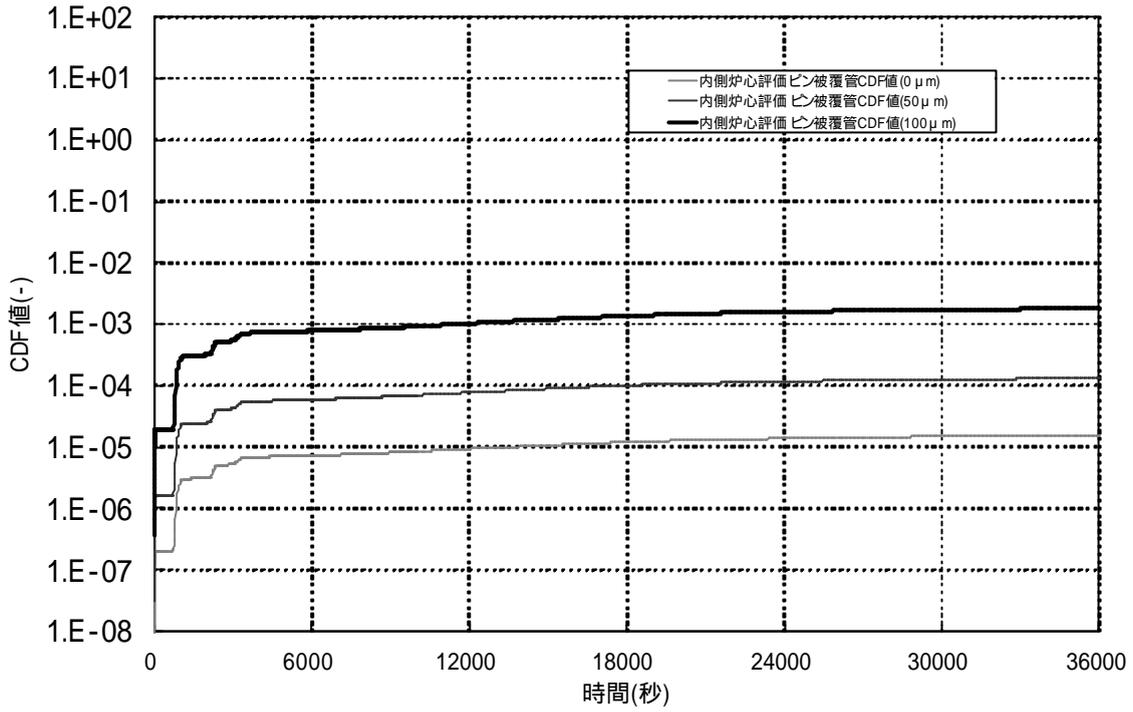


図 4.5-37 内側炉心被覆管 CDF 値 (ケース 6 : 除熱量変更後)

図 4.5-38 外側炉心被覆管 CDF 値 (ケース 6 : 除熱量変更後)

4.6 崩壊熱除去系の過渡解析のまとめ

300MWe ナトリウム冷却小型炉の崩壊熱除去系の過渡解析を実施した結果、平成 16 年度設計ではケース 1 において判断基準を満足しないことがわかった。しかしながら、DRACS および IRACS の除熱容量を現状設計値の 1.3 倍に増加させ、さらに IHX と SG の伝熱中心差を 12m に拡大することで、崩壊熱除去系の成立が厳しくなると想定した全ケースにおいて、原子炉スクラム後の炉心健全性が確保できる可能性が示された。

5. プラント概念設計

5.1 IVS 構造検討

原子炉容器の無駄容積の活用および炉外燃料取扱設備を合理化する概念として採用されている炉内燃料貯蔵（In Vessel Storage : IVS）の構造具体化を実施した。平成 16 年度に例示した IVS 構造概念およびそれを基に改良を図った構造概念を抽出し、比較検討を行い最も優れた IVS 構造を選定した。また、選定した IVS 構造の入口配管に設ける流量配分機構の概略検討を実施した。

（1）IVS 構造概念の抽出

平成 16 年度に例示した IVS 構造概念およびそれを基に改良を図った構造概念を以下に記す。

（a）炉心支持スカート + 全連結管貫通方式

平成 16 年度に例示した本構造概念を図 5.1-1 に示す。本構造概念は使用済燃料一体毎に連結管を設置し、各連結管が炉心支持スカートを通る構造である。炉心槽 - 炉容器間の支持板とスカート貫通部スリーブによって連結管を固定して、これらが使用済燃料集合体の荷重を受ける。

（b）炉心支持スカート + 分割ブロック入口管貫通方式

本構造概念を図 5.1-2 に示す。本構造概念は（a）における炉心槽 - 炉容器間の支持板を数分割した上でボックス構造とし、ボックス毎に炉心支持スカートを通る入口管を 1 本ずつ持つ構造である。冷却材をボックス部で各使用済燃料集合体に振り分けるとともに、ボックス化により面外剛性を高めて使用済燃料集合体の荷重を受ける。

（c）使用済燃料集合体および炉心支持一体方式（1）

本構造概念を図 5.1-3 に示す。本構造概念は炉心支持スカートの代わりに厚肉平板を用いて、この厚肉平板で使用済燃料集合体も支持する概念である。使用済燃料集合体への流配を行うために、ボックス状流路を厚肉平板の下部に設置している。

（d）使用済燃料集合体および炉心支持一体方式（2）

本構造概念を図 5.1-4 に示す。本構造概念は、（c）に示した概念は平板の剛性確保のため、非常に板厚が大きくなるため、これを合理化するために平板の代わりにボックス構造を採用したものである。

（2）IVS 構造概念の比較

前節で抽出された IVS 構造概念の比較を実施した。比較は使用済燃料集合体の貯蔵可能体数、炉心支持構造の信頼性、安全性、製作性、物量について行った。比較結果をまとめたものを表 5.1-1 に示す。貯蔵可能体数は方式（a）、（b）では 2 バッチ分の使用済燃料体数 140 体を貯蔵できる見通しが得られるが、方式（c）の貯蔵可能体数は 86 本、方式（d）の貯蔵可能体数は 125 体と各々評価された。方式（c）、（d）の貯蔵可能体数が少ないのは、炉心支持構造を持たないため、構造が厚肉となっているためである。140 体貯蔵するためには、

方式(c)では現状設計より原子炉容器半径を約300mm増加させる必要があり、方式(d)では約150mm増加させる必要がある。したがって、使用済燃料集合体の貯蔵可能体数の観点では、方式(a)および(b)が優れていることがわかった。

炉心支持構造の信頼性の観点では、方式(a)は炉心支持構造物に140個の貫通孔を有しているため、他の方式と比較すると信頼性が若干劣ると考えられる。

安全性については、各方式ともIVS入口を横流入にすることでルーズパーツ等による流路閉塞を防止する構造としている。各々のIVS構造概念で有意な差異はないと考えられる。

製作性については、各方式とも大きな問題ないと考えられるが、方式(a)は炉心支持スカート部に斜めにIVS入口配管を140本も溶接することから、他の方式と比較すると製作性に劣る可能性がある。

物量については、方式(a)は物量増加は少ないが部品点数の増加は多くコスト増加は大きいと考えられる。方式(c)、(d)は炉内構造物の物量増加が大きく、方式(b)は物量増加が最も少ないと考えられる。

上記の比較結果を総合すると、使用済燃料集合体の貯蔵可能体数が必要条件を満たし、炉心支持構造の信頼性、安全性、製作性に特に問題がなく、物量増加が少ない方式(b)の「炉心支持スカート+分割ブロック入口管貫通方式」が最も優れているIVS構造概念と判断し、方式(b)を選定することとする。

(3) 流量配分機構の検討

前節で選定されたIVS構造の入口配管に設ける流量配分機構の概略検討を行い、流量配分機構の寸法および形状を評価した。流量配分機構はオリフィスを多段に設置するものとする。

(a) 検討条件

検討条件を以下にまとめる。

- ・ IVS流量：1次系定格流量の2% (= 0.07278ton/s)
 上記流量では、原子炉運転時のIVS内最大発熱燃料を冷却するナトリウムの温度上昇は4程度である。また、炉停止時の流量が運転時の2%程度すると、IVS内最大発熱燃料を冷却するナトリウムの温度上昇は200程度であり、IVS内の燃料健全性には問題ないと考えられる。
- ・ 原子炉上部と下部プレナムの圧力差：0.189MPa
- ・ 原子炉入口冷却材温度：395
- ・ ナトリウム比重量：0.86ton/m³ (395の値で代表した)
- ・ オリフィスの圧力損失計算式

$$h = \zeta \times \frac{V^2}{2g}$$

$$\zeta = \zeta' \left(1 - \frac{A_0}{A_1} \right) + \left(1 - \frac{A_0}{A_2} \right)^2$$

ここで、 h は圧力損失ヘッド[m]、 ζ は圧力損失係数、 V はオリフィス通過速度[m/s]、 g は重力加速度[m/s²]、 ζ' は 0.2 (面取り考慮)、 A_0 はオリフィス面積[m²]、 A_1 はオリフィス上流側流路面積[m²]、 A_2 はオリフィス下流側流路面積[m²]である。また、オリフィス通過速度はキャビテーションおよびエロージョン防止の観点から 10m/s 以下とする。

(b) 流量配分機構の概略設計

検討条件の IVS 流量を体積流量で表すと、

$$0.0728 \div 0.86 = 0.0847 \text{ m}^3/\text{s}$$

となる。流量配分機構を 4 つに分割した IVS ラックに各 2 本ずつ設けるとすると、流量配分機構 1 本当たりの体積流量は、

$$0.0847 \div (4 \times 2) = 0.0106 \text{ m}^3/\text{s}$$

となる。流量配分機構の各オリフィスには 3 個の流路孔を設けるとする。各流路孔の直径は 0.022m とした。また、オリフィス上流側流路直径とオリフィス下流側流路直径は同一とし、各々 0.18m とした。これらより A_0 、 A_1 、 A_2 、 V は以下に示すようになる。

$$A_0 = 0.022^2 \times \pi \div 4 \times 3 = 0.00114 \text{ m}^2$$

$$V = 0.0106 \div 0.00114 = 9.3 \text{ m/s} \quad (< 10 \text{ m/s})$$

$$A_1 = A_2 = 0.18^2 \times \pi \div 4 = 0.0254 \text{ m}^2$$

したがって、圧力損失係数 ζ は以下で示される。

$$\zeta = 0.2 \times \left(1 - \frac{0.00114}{0.0254} \right) + \left(1 - \frac{0.00114}{0.0254} \right)^2 = 1.103$$

よって、圧力損失ヘッド h は以下で示される。

$$h = 1.103 \times 9.3^2 \div (2 \times 9.8) = 4.87 \text{ [m]}$$

1m のナトリウムヘッドで生じる圧力は、8428Pa であることから、オリフィス 1 段で生じる圧力損失は以下で示される。

$$P = 4.87 \times 8428 = 41044 \text{ [Pa]} = 0.041 \text{ [MPa]}$$

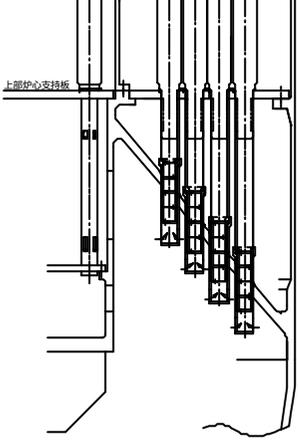
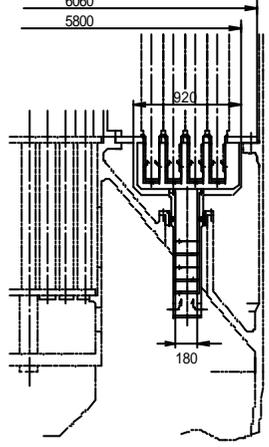
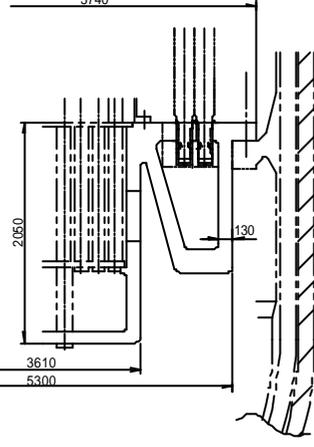
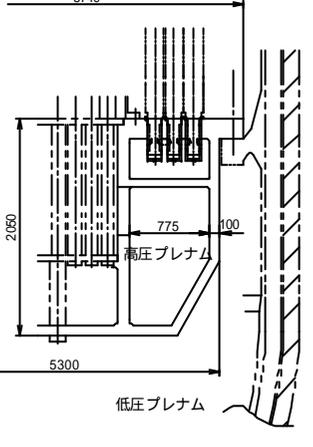
検討条件より、必要な圧力損失は 0.189MPa であるので、オリフィスの必要段数は 5 段となる。各オリフィスの間隔は流路孔径の 15 倍程度であれば流れが十分に整流され、上記の理論式と同等な圧力損失を得ることができるが、15 倍とすると必要な間隔が約 0.3m となり、流量配分機構の長さは約 1.5m と大型になってしまう。したがって、間隔を狭めても十分な圧力損失が得られるように、流路孔の位置を段毎に交互にずらして設置することとした。概略設計した流量配分機構の概略図を図 5.1-5 に示す。流量配分機構の長さは約 0.5 m、直径は 0.18m であり、現状設計の原子炉容器を変更することなく設置可能であると考

えられる。

(4) まとめ

原子炉容器の無駄容積の活用および炉外燃料取扱設備を合理化する概念として採用されている炉内燃料貯蔵 (In Vessel Storage : IVS) の構造具体化を実施した。4 種類の IVS 構造概念を考案し、使用済燃料集合体の貯蔵可能体数、炉心支持構造の信頼性、安全性、製作性から比較した結果、「炉心支持スカート+分割ブロック入口管貫通方式」が最も優れた構造概念と評価され、この構造概念を選定した。選定した IVS 構造概念の流量配分機構の概略設計を行い、現状設計の原子炉容器を変更することなく、流量配分機構を含めた IVS 構造が設置できる可能性が示された。

表 5.1-1 炉内燃料貯蔵ラック概念の比較検討

方 式	(a)炉心支持スカート+全連結管貫通方式	(b)炉心支持スカート+ 分割ブロック入口配管貫通方式	(c)使用済燃料集合体及び 炉心支持一体方式(1)	(d)使用済燃料集合体及び 炉心支持一体方式(2)
概 念				
炉内貯蔵可能体数 (設計条件: 140 体)	140 体以上 (必要数装荷可)	140 体 (必要数装荷可)	86 体(必要数を装荷するためには原子炉容器半径が燃料配列ピッチの 2 倍程度(約 300mm)増加する見通し。) x	125 体(必要数を装荷するためには原子炉容器半径が燃料配列ピッチ程度(約 150mm)増加する見通し。)
炉心支持構造の信頼性	炉心支持構造物の欠損部が多く、炉心支持機能の信頼性がやや劣る。	特に問題はない。(炉心支持構造物はスカート構造とし、必要な剛性、強度を確保する)	特に問題はない。(炉心支持構造物はボックス構造とし、部材を厚肉にすることで必要な剛性、強度を確保する)	特に問題はない。(炉心支持構造物はボックス構造とし、部材を厚肉にすることで必要な剛性、強度を確保する)
安 全 性	特に問題はない。IVS 入口を横流入にすることでルースパーツ等による流路閉塞を防止している。	特に問題はない。IVS 入口を横流入にすることでルースパーツ等による流路閉塞を防止している。	特に問題はない。IVS 入口を横流入にすることでルースパーツ等による流路閉塞を防止している。	特に問題はない。IVS 入口を横流入にすることでルースパーツ等による流路閉塞を防止している。
製 作 性	特に問題ないと予想されるが、IVS 入口配管の溶接性は良くない。	特に問題はない。	特に問題はない。	特に問題はない。
物 量 (炉内燃料貯蔵方式にすることによる原子炉構造の物量増加分)	物量増加は少ないが、部品点数の増加は多くコスト増加は比較的大きいと予想される。	物量増加は各方式のなかで最も少ない。	炉内構造物の物量の増加が大きい。	炉内構造物の物量の増加が大きい。(下部プレナムに圧力がかからないため、鏡の板厚を薄くできる可能性はある) ~
総 合 評 価			x	

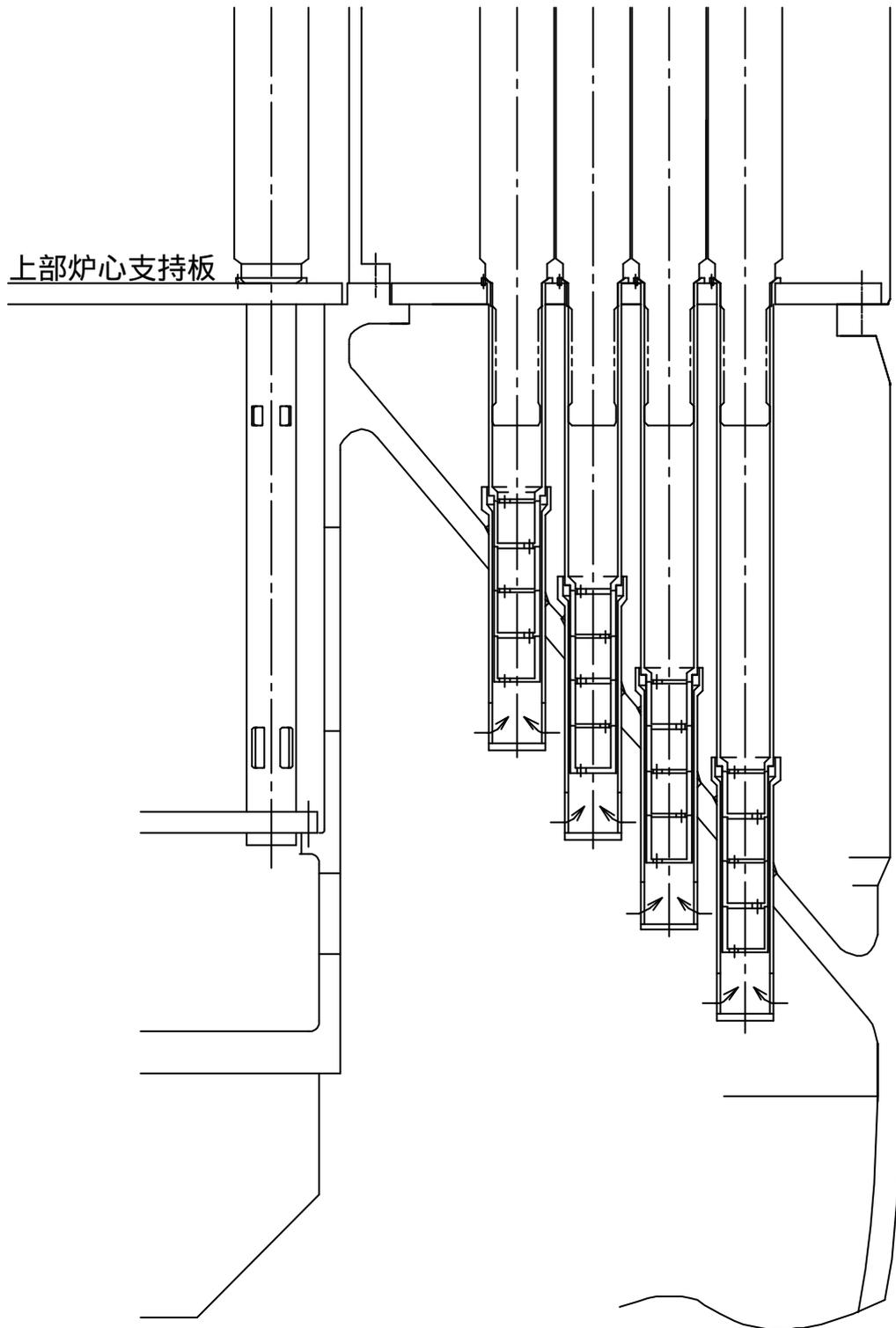


图 5.1-1 炉心支持スカート + 全連結管貫通方式概念

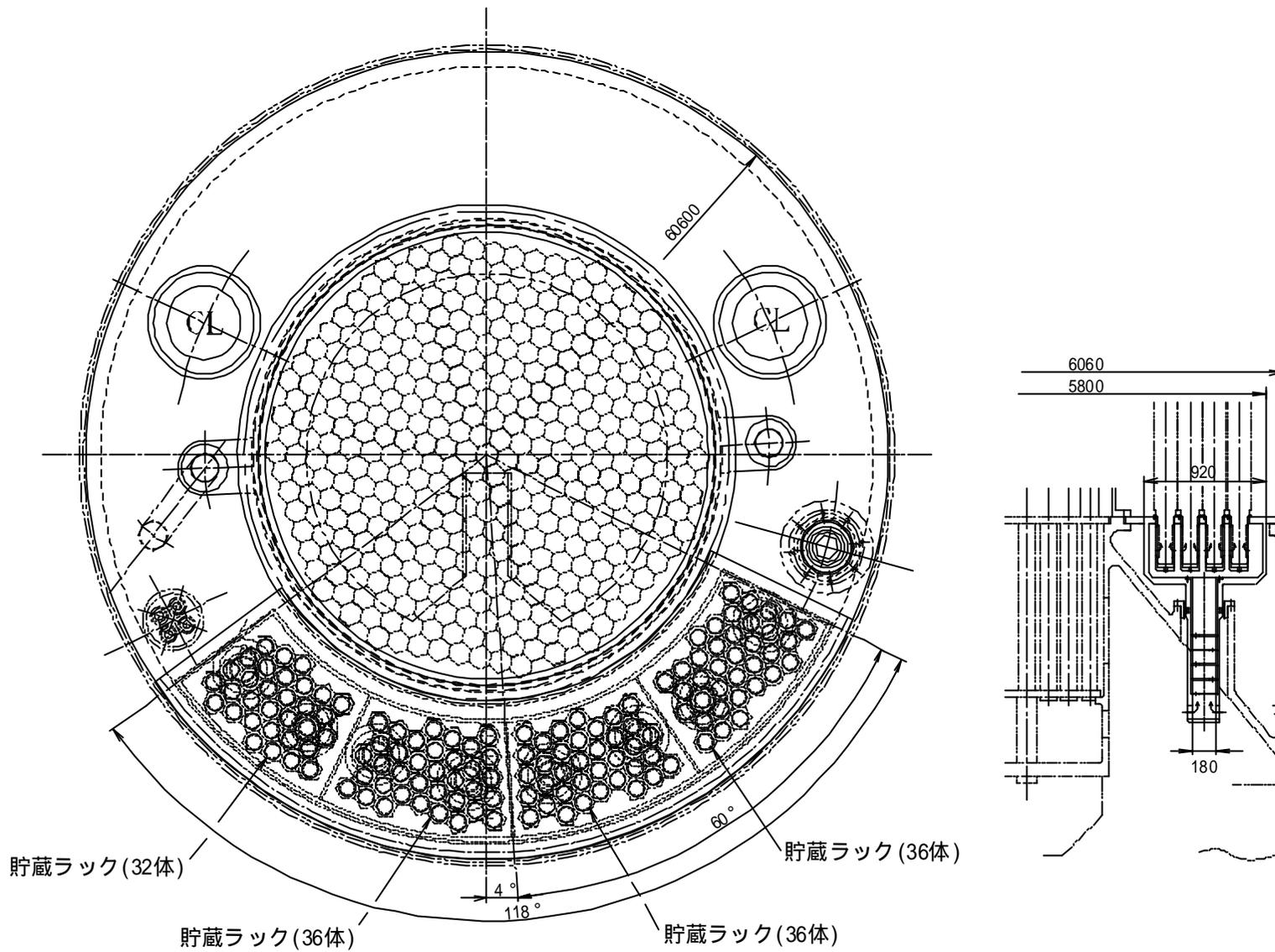


図 5.1-2 炉心支持スカート + 分割ブロック入口管貫通方式概念

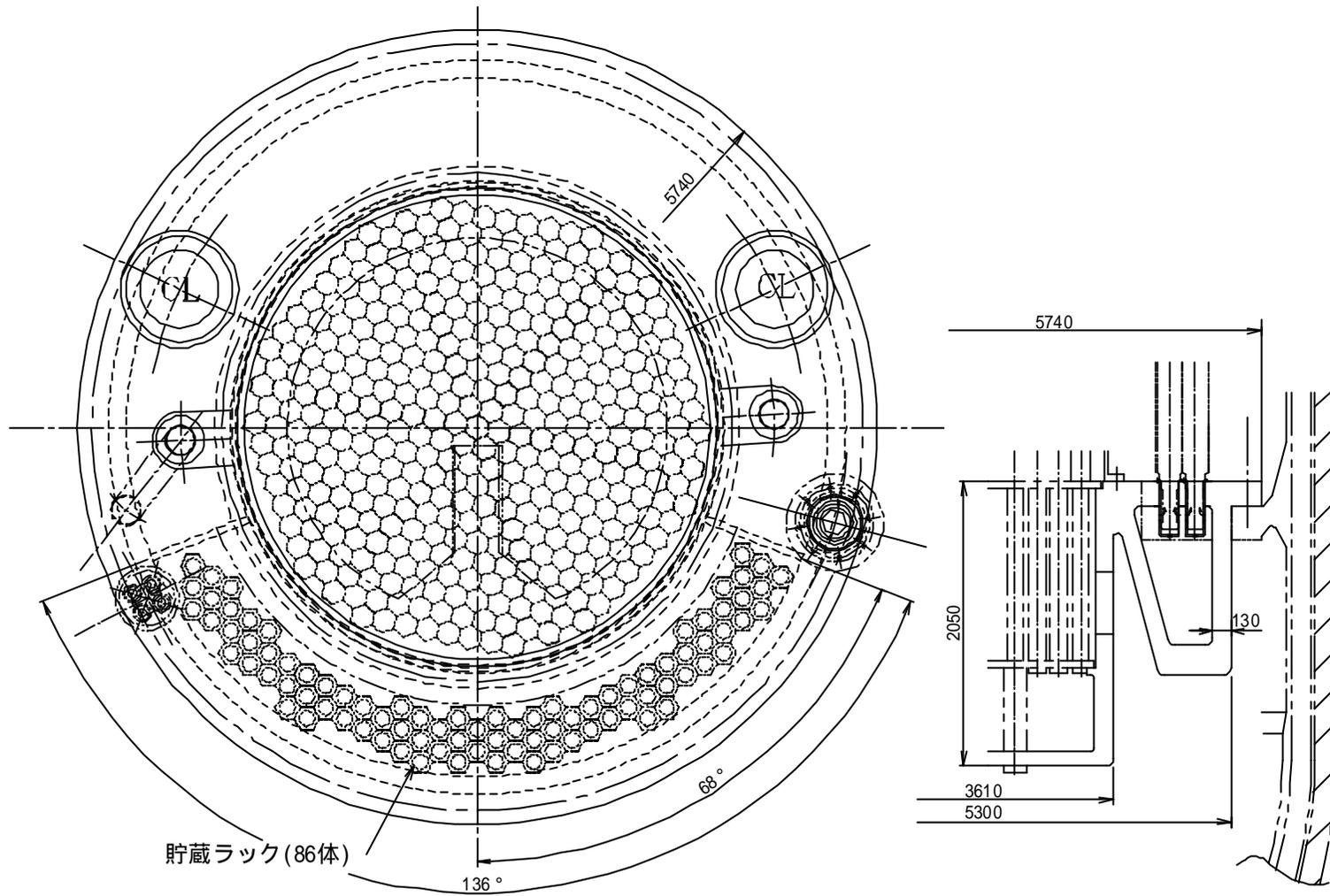


図 5.1-3 使用済燃料集合体および炉心支持一体方式(1)

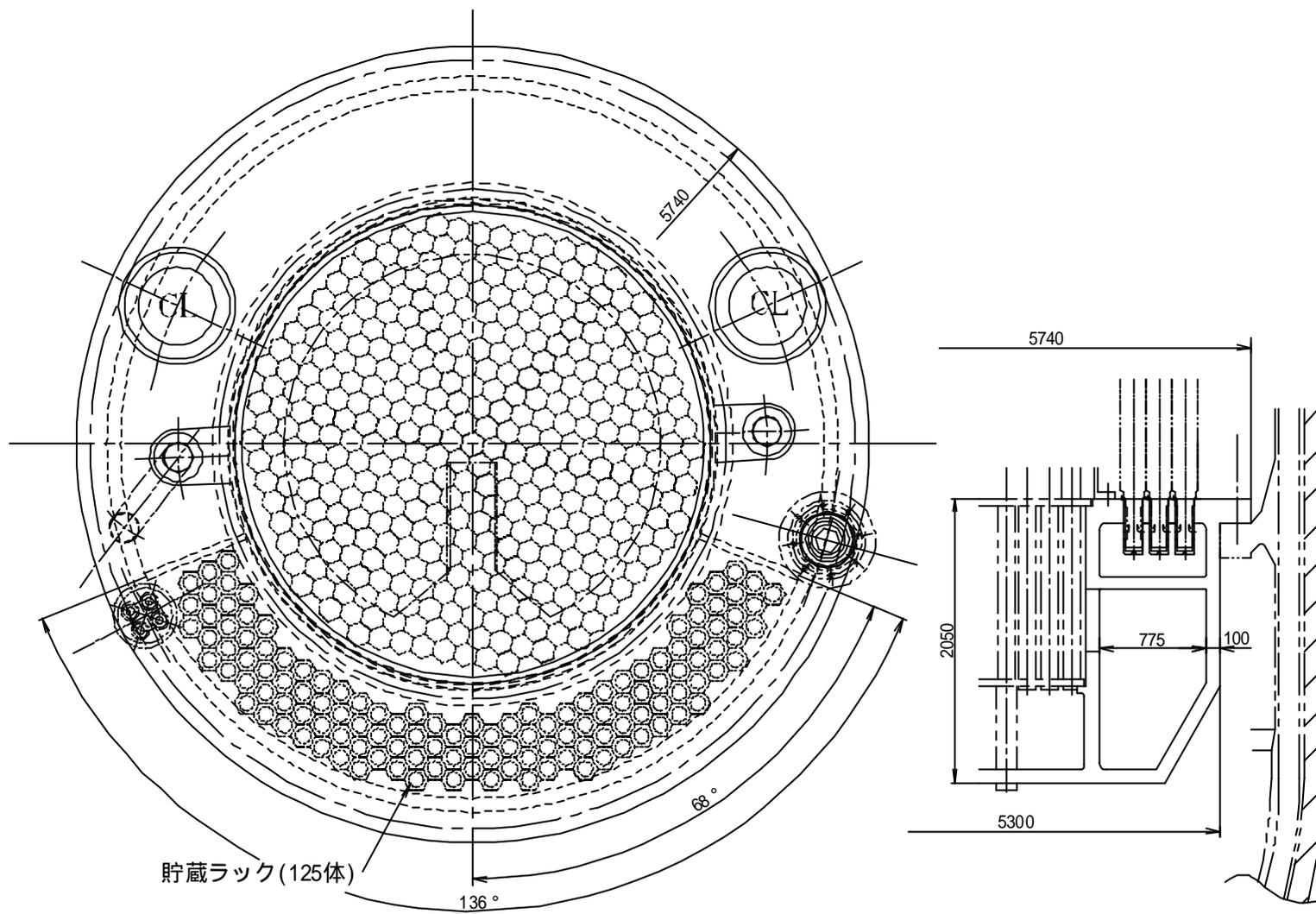


図 5.1-4 使用済燃料集合体および炉心支持一体方式(2)

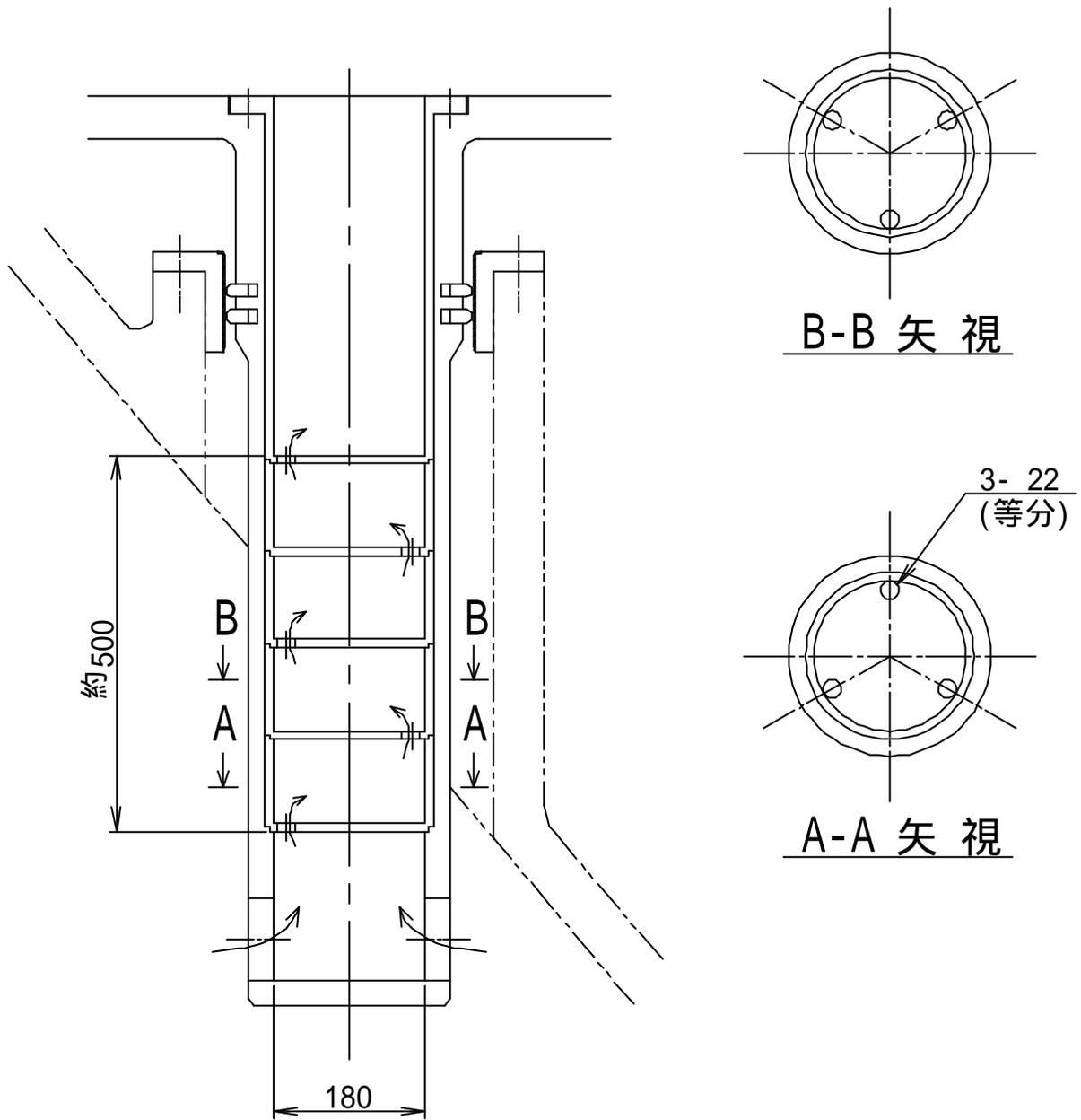


図 5.1-5 流量配分機構の概念図

5.2 崩壊熱除去時の過渡解析結果の反映

4 節で実施された過渡解析により、崩壊熱除去系を成立させるためには、崩壊熱除去系の除熱量の増加および IHX と SG の伝熱中心差を増加させる必要があることがわかった。本節では、上記の変更を行った場合の機器高低関係、崩壊熱除去系の系統および機器設計の検討を実施した。

(a) 検討条件

検討の前提条件を以下に記す。

除熱量

- ・ DRACS : 6MWt/ループ
- ・ IRACS : 5.5MWt

機器高低関係

- ・ IHX と SG の伝熱中心差 : 12m以上

(b) 検討結果

機器高低関係

IHX と SG の伝熱中心差を 12mに変更した場合の機器高低関係図を図 5.2-1 に示す。図に示すように、本プラント概念において IRACS の空気冷却器が一番高い場所に設置されており、この空気冷却器の高さが原子炉施設建屋容積に影響を与える可能性がある。したがって、SG の位置が高くなっても、IRACS の空気冷却器の位置が大きく高くないように、IRACS 配管の引回しを考慮した。その結果、IRACS の空気冷却器と熱交換器の伝熱中心差は、現状設計の 12mから 7.42mに短縮した。DRACS の空気冷却器の位置は変更していないが、後述するように、除熱量増加により熱交換器の設計が若干変更となり、熱交換器の伝熱中心が下がったため、DRACS の空気冷却器と熱交換器の伝熱中心差は 26.79mから 27.57mと若干高くなった。

DRACS の概略検討

DRACS の除熱量を 6.0MWt に増大させた場合の機器サイジング用ヒートバランス図を図 5.2-2 に示す。また、図には IRACS の除熱量を 5.5MWt に増大させた場合の機器サイジング用ヒートバランス図も示す。温度条件は変更せず、除熱量の増加に伴い流量を増加させた。DRACS の系統概念図を図 5.2-3 に示す。流量を増加させたため、配管口径を 8B から 10B に変更した。

図 5.2-2 に示した機器サイジングヒートバランスに基づいて、熱交換器と空気冷却器の構造概念を検討した。熱交換器の構造概念図を図 5.2-4 に示す。除熱量を増加させたことより、伝熱面積を 16m²から 20.8m²に増加させた。原子炉容器径は増大させないために、伝熱面積の増加は、有効伝熱長さを増加することにより行い、熱交換器の管束部の径は変更しなかった。

空気冷却器の構造概念図を図 5.2-5 に示す。伝熱管本数を 52 本から 75 本に増加させ、また伝熱管長さを 9.84mから 15.0mに増大させることで、伝熱面積を約 2 倍に増大させた。

除熱量の増加に対して十分な余裕を有する設計としたため、空気冷却器ダクト長さが約 1 m 増大した。

図 5.2-6 に原子炉構造概念図を示す。定常運転時の逆流を抑制するため DRACS 配管に設置するフローダイオードは、熱交換器と一体となっておらず、熱交換器下部に上部プレナムと下部プレナムを連結させる管の下部に設置し、熱交換器を引き抜き後に連結管を取り出せる構造とした。熱交換器とフローダイオードを一体化すると長尺構造となり、取り付け、取り外しが容易ではないことから、熱交換器とフローダイオードが一体化ではない設計とした。

概略検討の結果、DRACS の除熱量を増加させても、原子炉容器径が増大しない設計の可能性が示された。

IRACS の概略検討

IRACS の除熱量を 5.5MWt に増大させた場合の機器サイジング用ヒートバランス図を図 5.2-2 に示す。温度条件は変更せず、除熱量の増加に伴い流量を増加させた。IRACS の系統概念図を図 5.2-7 に示す。流量を増加させたため、DRACS 配管と同じように、配管口径を 8B から 10B に変更した。

図 5.2-7 に示した機器サイジングヒートバランスに基づいて、熱交換器と空気冷却器の構造概念を検討した。熱交換器の構造概念図を図 5.2-8 に示す。除熱量を増加させたことより、熱交換器を 1 基とすると、熱交換器を設置する蒸気発生器径を増加させる必要が生じることから、熱交換器を 2 基に分割することとした。伝熱面積は 7.7m^2 から 10.6m^2 に増大させた。

空気冷却器の構造概念図を図 5.2-9 に示す。伝熱管本数を 44 本から 55 本に増加させ、また伝熱管長さを 10.4m から 11.2m に増大させることで、伝熱面積を約 1.4 倍に増大させた。前述したように、IRACS の空気冷却器の寸法は原子炉施設建屋容積に影響を与える可能性が考えられることから、除熱量の増加に対して必要最低限の伝熱面積の増加に留めた。概略設計の結果、空気冷却器ダクト長さの増大は約 0.5m に抑えられることがわかった。

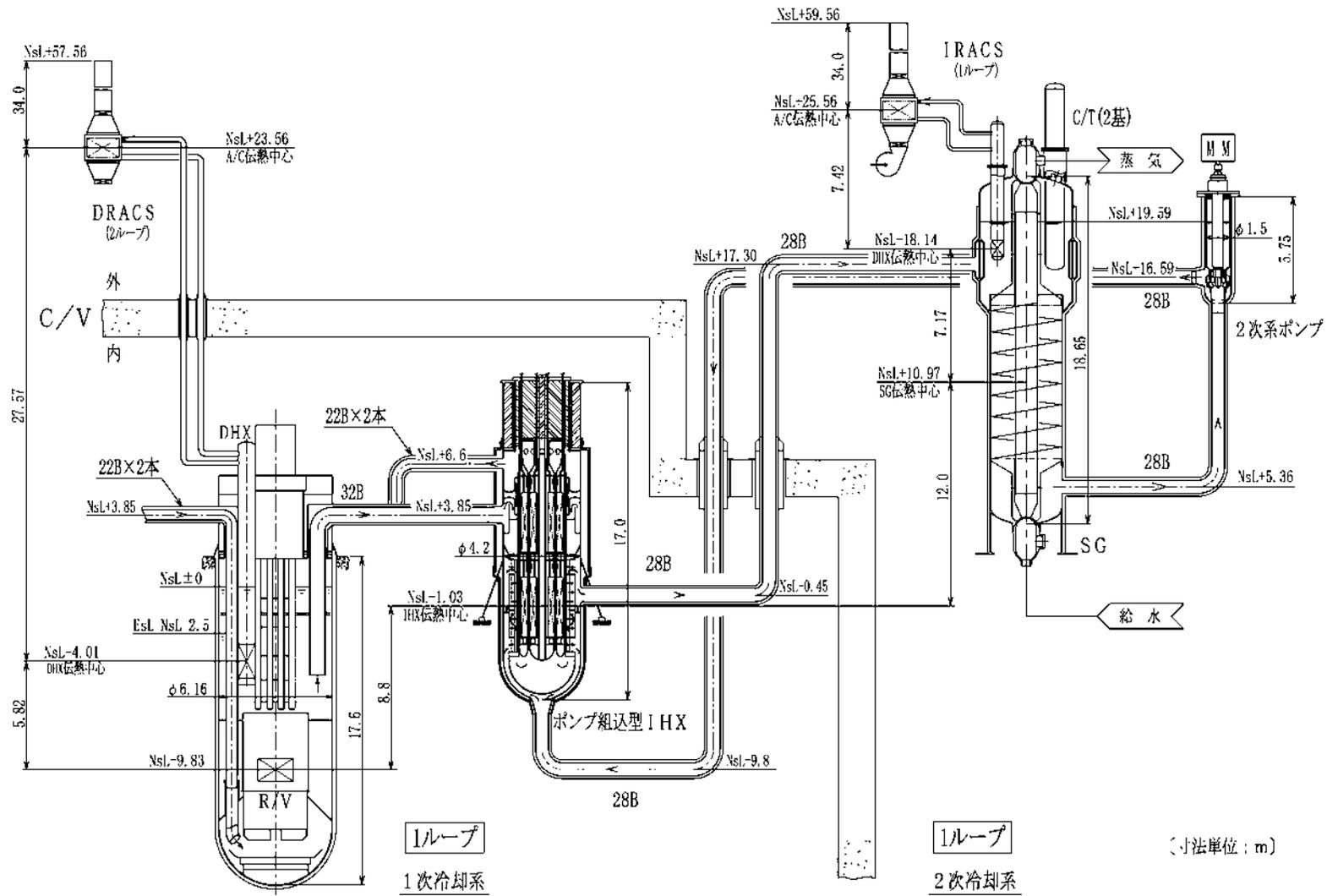


図 5.2-1 機器高低関係図 (IHX と SG の伝熱中心差 12m)

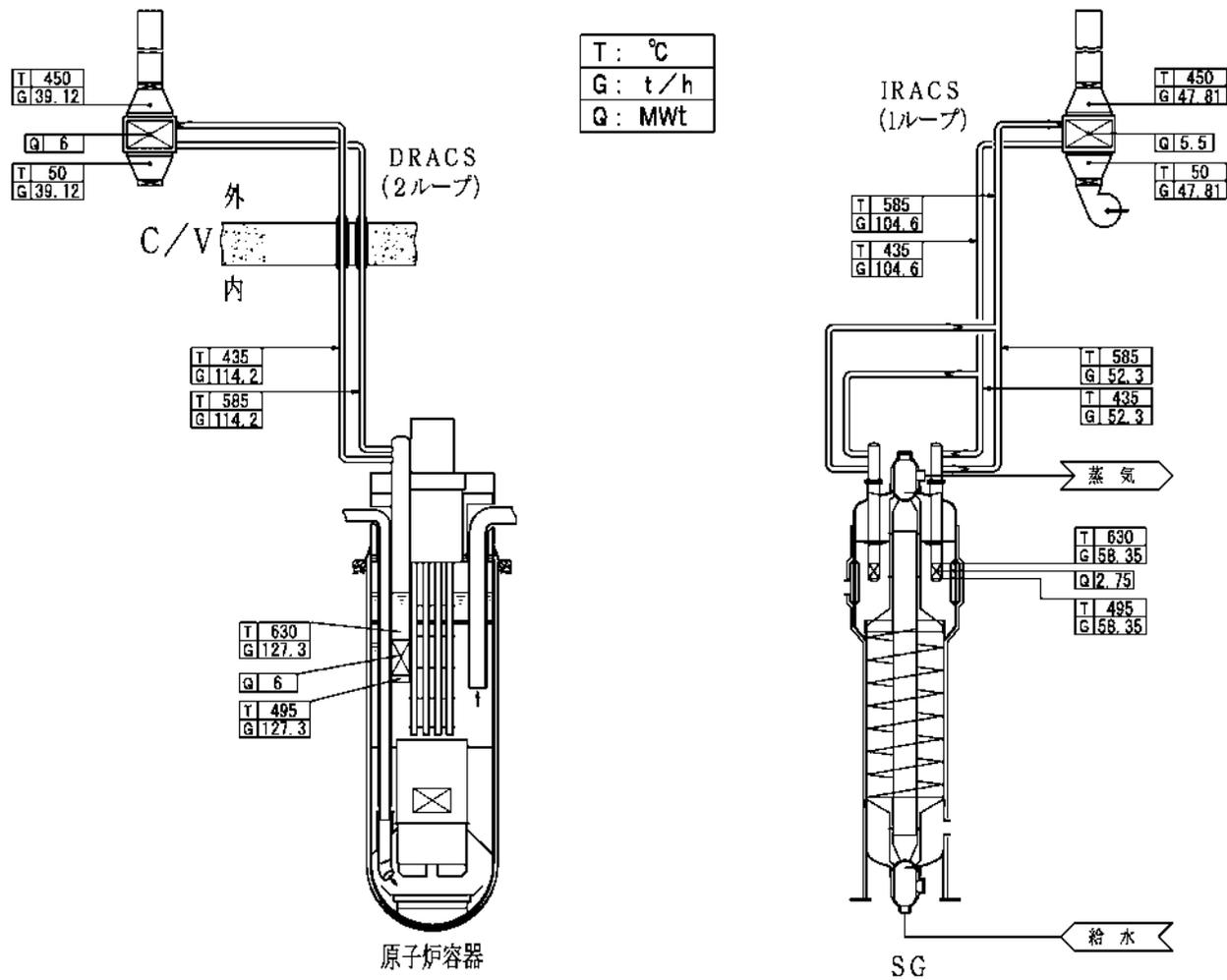


図 5.2-2 DRACS 系統およびIRACS 系統の機器サイジング用ヒートバランス

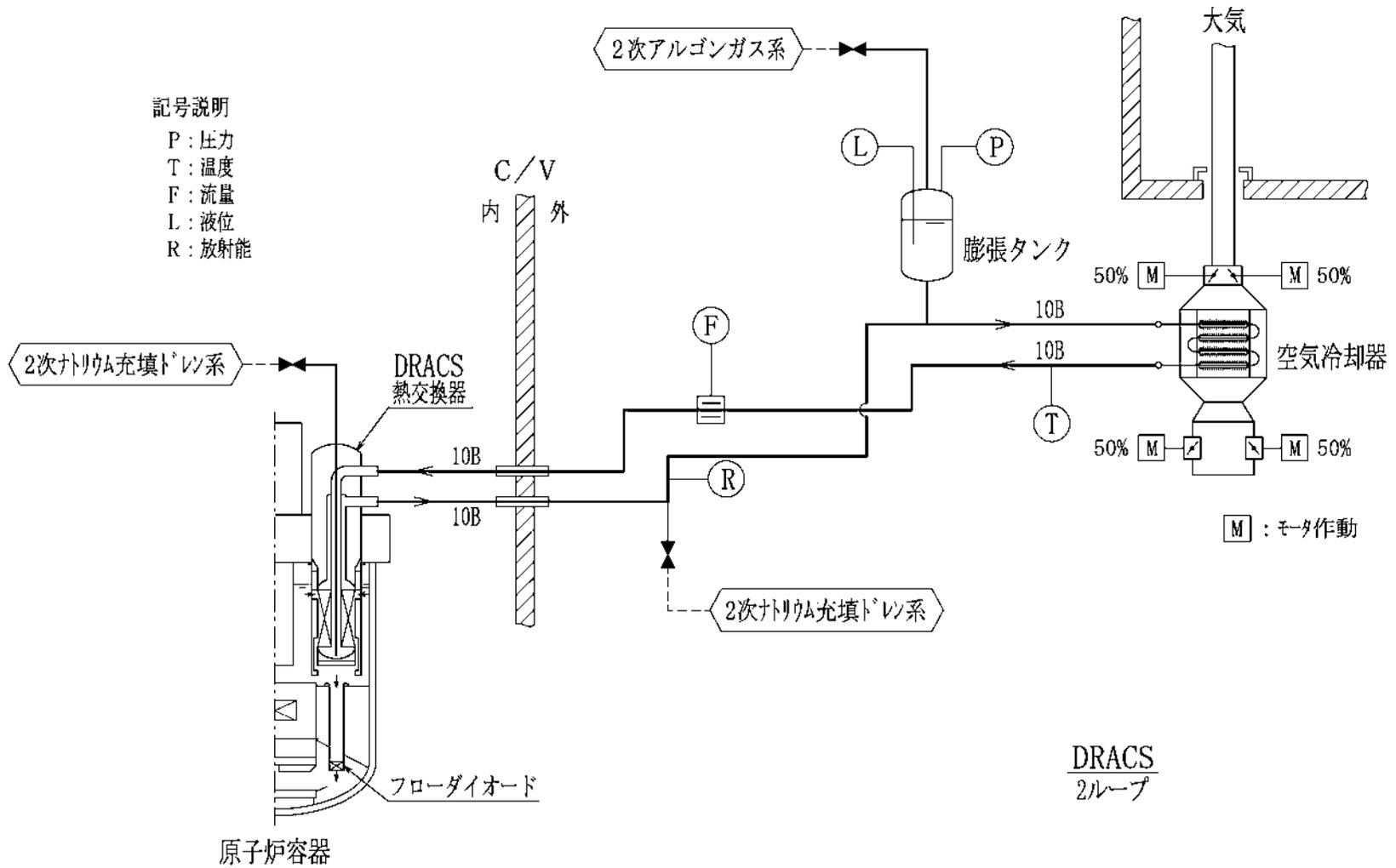
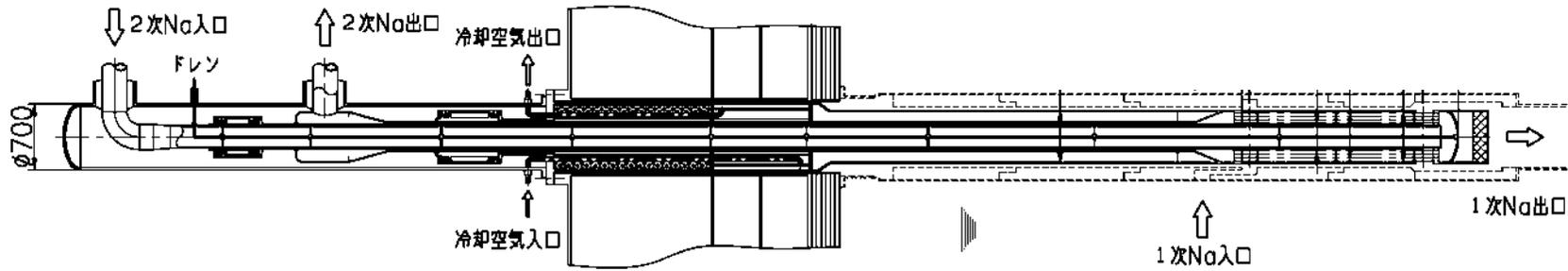


図 5.2-3 DRACS 系統概念図



DHX仕様

型式		平行流式直管型 (管内2次)	
ヒート バランス 用	交換熱量		6MWt
	温度	1次側	630/495° C (入口/出口)
		2次側	435/585° C (入口/出口)
	流量	1次側	1.273×10^5 kg/h
2次側		1.142×10^5 kg/h	
伝熱面積		20.8 m ²	
伝熱管本数		165本	
伝熱管仕様	材質	12Cr鋼	
	寸法	φ 21.7mm × t1.0mm	
有効伝熱長さ		1855mm	
伝熱管配列		円周配列	
配列ピッチ		35/30mm (半径方向/円周方向)	

図 5.2-4 DRACS 用熱交換器概念図

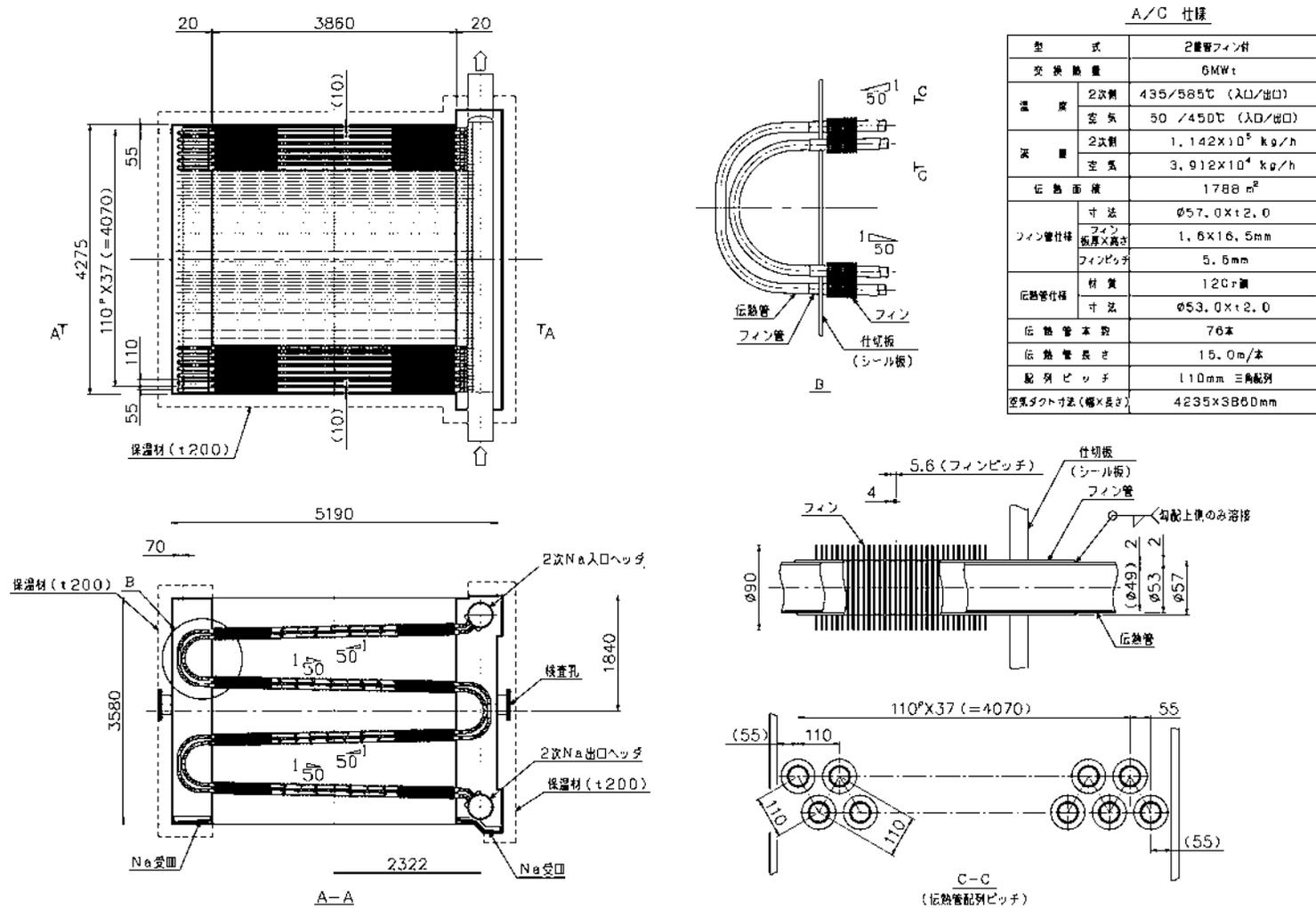


図 5.2-5 DRACS 用空気冷却器熱交換部概念図

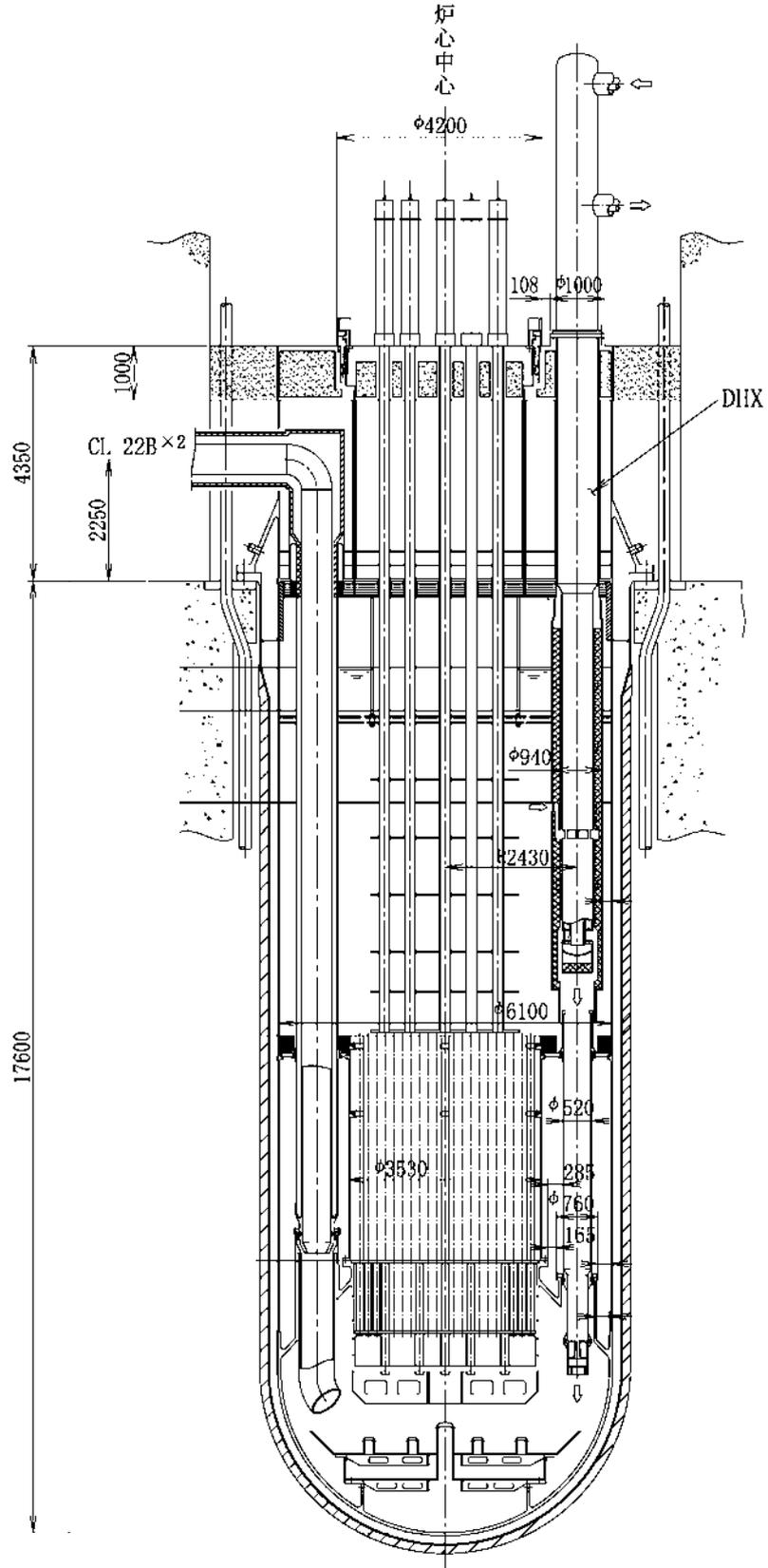


图 5.2-6 原子炉构造概念图

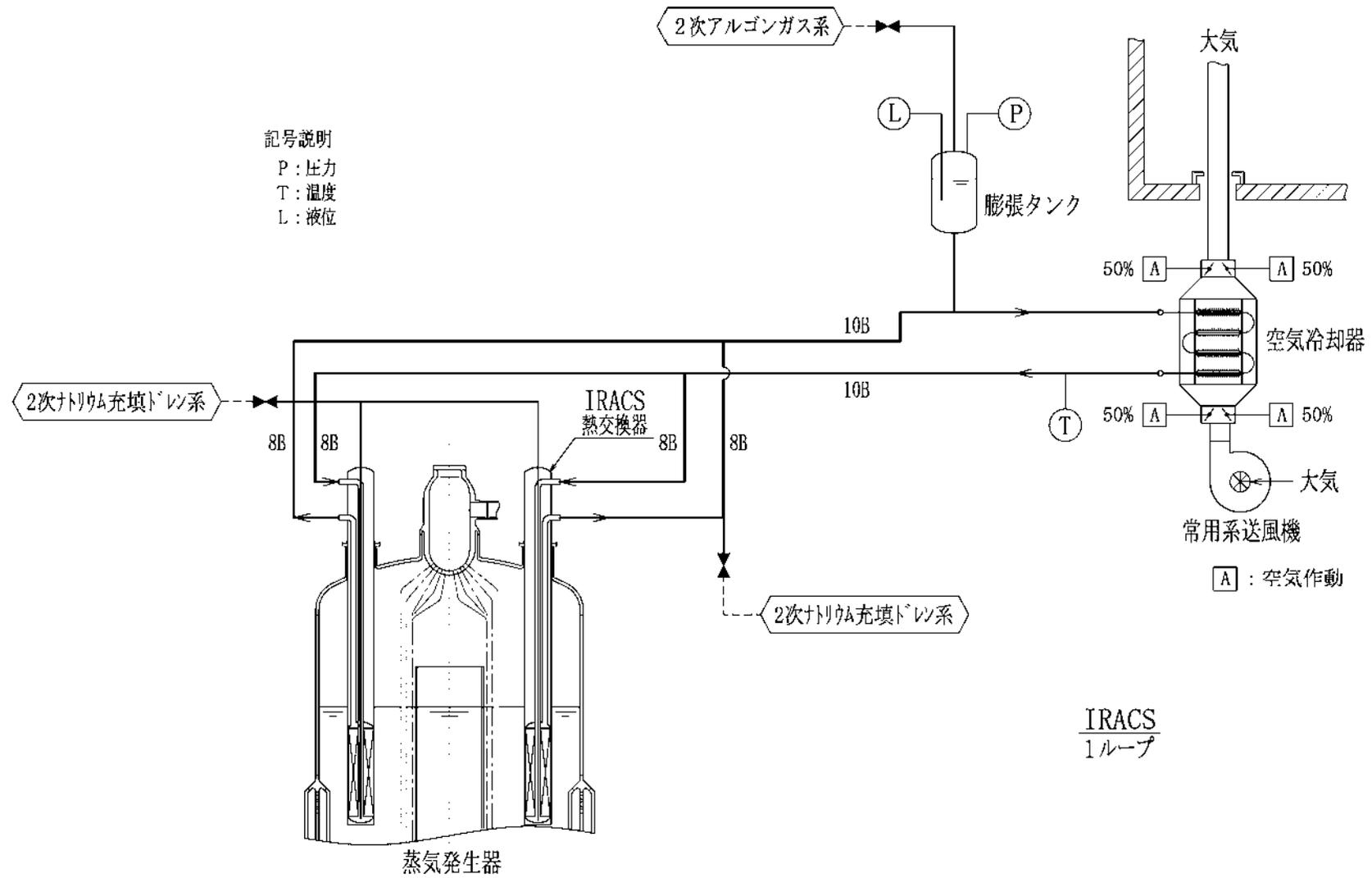
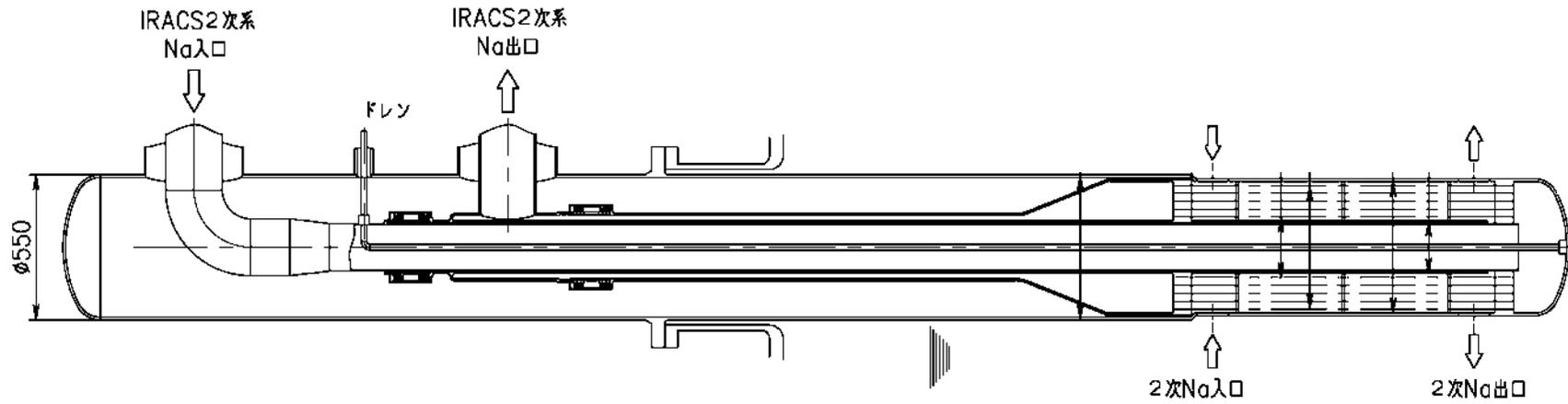


図 5.2-7 IRACS 系統概念図



IRACS用熱交換器仕様

型式		平行流式直管型 (管内2次)	
ヒート バランス 用	交換熱量	2.75MWt	
		温度	1次側 630/495° C (入口/出口)
	温度	2次側 435/585° C (入口/出口)	
	流量	1次側 5.835×10^4 kg/h	
流量	2次側 5.230×10^4 kg/h		
伝熱面積		10.55 m ²	
伝熱管本数		155本	
伝熱管仕様	材質	12Cr鋼	
	寸法	φ21.7mm×t1.1mm	
有効伝熱長さ		1.0m	
伝熱管配列		円周配列	
配列ピッチ		30mm/33.5mm (半径方向/円周方向)	

図 5.2-8 IRACS 用熱交換器概念図

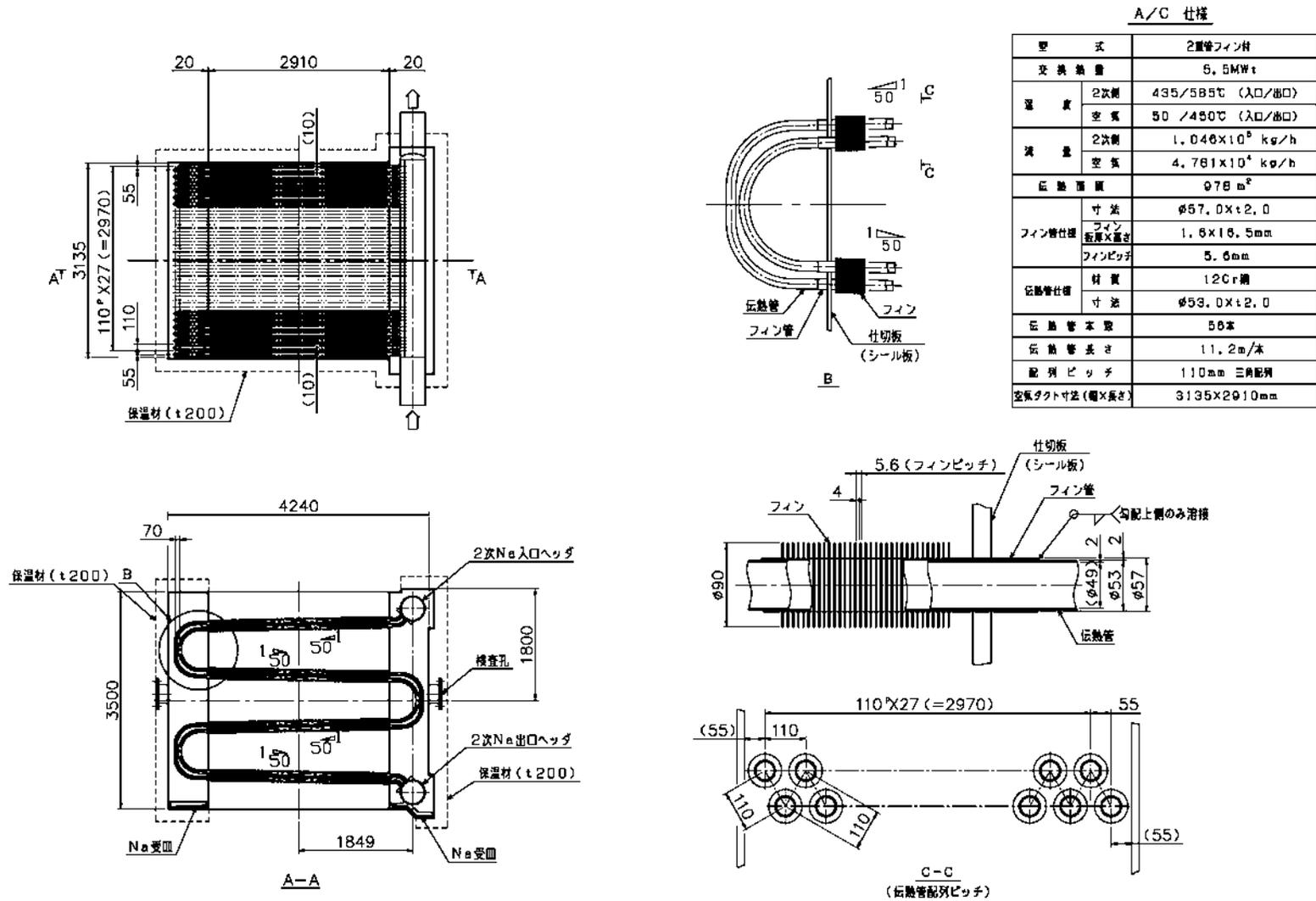


図 5.2-9 IRACS 用空気冷却器熱交換部概念図

5.3 配置検討

平成 16 年度に検討した建屋配置を見直して、さらなる経済性を追求するため、コ・ロケーションプラントとして燃料取扱設備の合理化を検討し、建屋容積の削減を図った。また本検討の際には、崩壊熱除去系の除熱量を増加させた設計を用いた。

(1) 検討方針および条件

検討方針および条件を以下にまとめた。

- ・ 本プラントは、経済性追求型プラントとして計画しているため、建設費低減の観点から、極力コンパクトな建屋とし合理的な配置を追求する。
- ・ 300MWe プラント 1 基のみ建設するとして、コ・ロケーションプラントとして配置を検討する。但し、再処理および燃料製造施設の設計は本検討では実施しない。
- ・ 本プラントは、IVS 方式であること、またコ・ロケーションプラントであり燃料再処理製造施設が近接していることから、炉心退避対応用の EVST は設置しない。

(2) 合理化概念

燃料取扱設備の合理化をしない建屋配置を図 5.3-1～3 に示す(以下、原案配置とする)。本燃料取扱設備配置の概念を以下に記す。

本プラントは、コ・ロケーションプラントを前提としているため、使用済み燃料は、IVS で 2 バッチ分を 4 年間にわたり減衰させ、その後は、再処理側へキャスクに詰めて移送すれば良いが、崩壊熱が 2kW 弱残っているため、本プラント側である程度搬出待ち貯蔵することも配慮して、搬出待ちの貯蔵ピットを設置することとした。貯蔵ピットは、金属燃料であるため、水プール方式でなくラック内に納めて外周をガスで冷却する構想とした。新燃料貯蔵ピットと装荷ピットは、部屋のコンパクト化が図れるよう天井クレーンにマニピュレータ(又はパンタグラフ方式)を取り付けたパワーマニピュレータを設置し、壁際近くの燃料も取り扱えるよう設計とした。原案配置の燃料交換フロー図を図 5.3-4 に示す。

原案配置では、原子炉施設建屋の全体寸法が、54m×29m×H60m であり、建屋容積が平成 16 年度の 6.5 万 m³ に対して 6.6 万 m³ と 1.5% 増加する結果となった。この主な原因は、崩壊熱除去系の除熱量を増加させるために、SG の配置位置が高くなったことである。

搬出待ち貯蔵ピット、破損燃料検査装置等の燃料取扱系設備の一部を再処理施設側へ移設することでコ・ロケーションプラントとしての効率化を図ることが可能である。更に燃料出入機が原子炉建屋と燃料再処理・製造建屋間を往来できるようにすれば、燃料取扱設備および建屋の合理化が期待できる。したがって、原案配置からの大幅な建屋容積の削減を目指して、コ・ロケーションプラントとしての優位点を配慮した燃料取扱設備の合理化を検討した。検討した 3 つの合理化概念を以下に記す。

(a) 合理化 A 案

搬出待ち貯蔵ピット、燃料検査設備及びキャスク除染設備を削除した合理化概念を図 5.3-5 に示す。また、図には燃料交換フローも記載した。再処理建屋側に搬出待ち貯蔵ピットを設置するとして、燃料交換時には、原子炉から搬出した使用済み燃料は、燃料出入機が

直接、移送カスクに装荷して、直ちに再処理建屋へ搬送する方式である。

燃料検査設備については、隣接する燃料再処理・製造建屋内に設置するものとし、燃料破損が想定されるものについては、再処理建屋側に搬送して実施するものとする。

カスク除染設備については、移送先である再処理建屋が原子炉建屋に隣接しており、搬送を全て遠隔操作で実施することが可能であること、およびカスクが MOX 高内部転換型炉心燃料の取扱いとは異なり水プール内に浸漬することはないので、カスク外面の汚染は少ないことが予想されることから、削除することとした。

(b) 合理化 B 案

合理化 B 案の概念図を図 5.3-6 に示す。合理化 B 案は、システムとしては A 案と同じであるが、A 案がカスクの受渡しを最下階のフロアレベルまで移送して、再処理建屋側と連絡するのに対し、本案は、原子炉施設建屋のオペレーションフロア上で再処理建屋との間を移送台車が往来する設計である。本案の場合、カスクの搬送時間の短縮と A 案で建屋空間を占有しているオペレーションフロアから搬出入トレーラ室までのハッチ室の合理化が可能となる。

(c) 合理化 C 案

合理化 C 案の概念図を図 5.3-7 に示す。A 案、B 案で原子炉施設建屋内に設置していた新燃料貯蔵室及び使用済燃料カスク装荷ピットを再処理側に移設するとして、原子炉施設建屋内から削除した概念である。燃料交換時に燃料出入機が直接、再処理建屋と原子炉施設建屋内の原子炉容器間を往復して燃料交換を行う概念であり、燃料出入機は、オペレーションフロア上を走行する。A 案、B 案は、再処理建屋との燃料受渡しをカスクに収納して、移送台車が往来していたが、本案は、燃料出入機が再処理建屋との間を往復するため、A 案、B 案より燃料交換時間は増加することになるが、原子炉建屋の規模は最もコンパクトにできる。

以上のように 3 つの合理化案を検討したが、B 案は、合理化の度合いが A 案と C 案の間であるため配置検討を省略し、A 案と C 案について配置検討を実施した。

(3) 合理化案の配置検討

前述した燃料取扱設備の合理化 A 案、C 案の建屋配置を検討し、建屋配置の概念図を作成した。また、作成した概念図から建屋容積を算出した。

(a) A 案配置検討

合理化 A 案は搬出待ち貯蔵ピット、燃料検査設備及びカスク除染設備を削除した概念であり、燃料交換時に原子炉から搬出した使用済燃料は、直接、移送カスクに装荷して、直ちに再処理建屋へ搬送する方式である。

オペレーションフロア上には、カスクに収納した燃料交換機、メンテナンス用カスク等の置き場および換気空調設備の一部機器を設置した。また、燃料取扱設備が合理化されたことから、放射線管理室の配置スペースを原案配置より縮小した。

上記を踏まえて合理化 A 案の建屋配置を検討した。合理化 A 案の建屋配置概念図を図

5.3-8～10 に示す。原子炉施設建屋の全体寸法は 51m×29m×H60m と評価され、原案配置より若干の寸法縮小が図られた。建屋容積は約 6.2 万 m³ と評価され、原案配置より約 6% の縮小となった。

(b) C 案配置検討

合理化 C 案は、A 案で設置していた新燃料貯蔵室及び使用済燃料キャスク装荷ピットも再処理側に移設した概念であり、燃料交換時、燃料出入機が直接、再処理建屋と原子炉施設建屋内の原子炉容器間を往復して燃料交換を行う方式である。

オペレーションフロア上にキャスク置き場等を設置すること、および放射線管理室の配置スペースの縮小は A 案配置と同様である。燃料取扱設備が削除されたことにより、階高を必要とする貯蔵ピット等がなくなったことで、廃棄物処理設備等のその他設備の配置に融通性が生じた。したがって、効率の良い配置が可能となり、格納容器部分を除いて 1 階層削除し、基礎板をステップ形状にした。

上記を踏まえて合理化 C 案の建屋配置を検討した。合理化 C 案の建屋配置概念図を図 5.3-11～13 に示す。原子炉施設建屋の全体寸法は 50.7m×26m×H60m と評価された。建屋容積は約 5.5 万 m³ と評価され、原案配置より約 17%、平成 16 年度設計より約 15% の縮小となった。

(4) 合理化案の選定

燃料取扱設備合理化案の A 案と C 案について配置検討を行ったが、燃料交換時間の増加、基礎板がステップ形状であることによる免震装置の複雑化の可能性等があるが、合理化効果の大きい C 案を選定することとした。本検討では、(1) で述べたように再処理および燃料製造施設の設計は実施してしない。今後は、再処理および燃料製造施設の設計を考慮した検討も実施する予定である。

(5) まとめ

平成 16 年度に検討した建屋配置を見直して、コ・ロケーションプラントとして燃料取扱設備の合理化を検討し、建屋容積の削減を図った。搬出待ち貯蔵ピット、燃料検査設備、キャスク除染設備、新燃料貯蔵室および使用済燃料キャスク装荷ピットを削除または再処理側に移設することで、建屋容積を平成 16 年度設計から約 15% 削減できる可能性が示された。

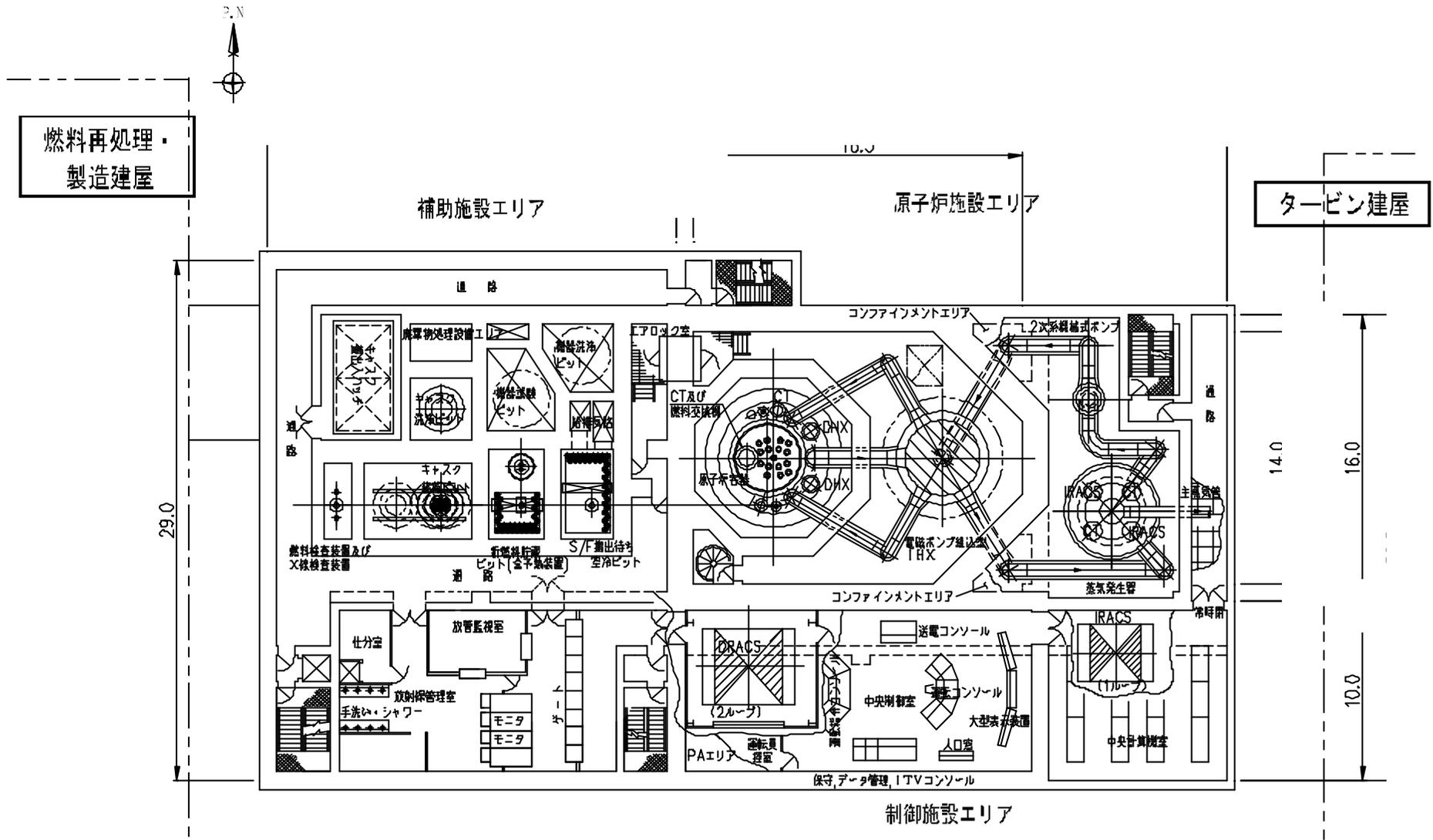


図 5.3-1 ナトリウム冷却小型炉 (300MWe) 原子炉施設建屋配置図(原案配置：平面図)

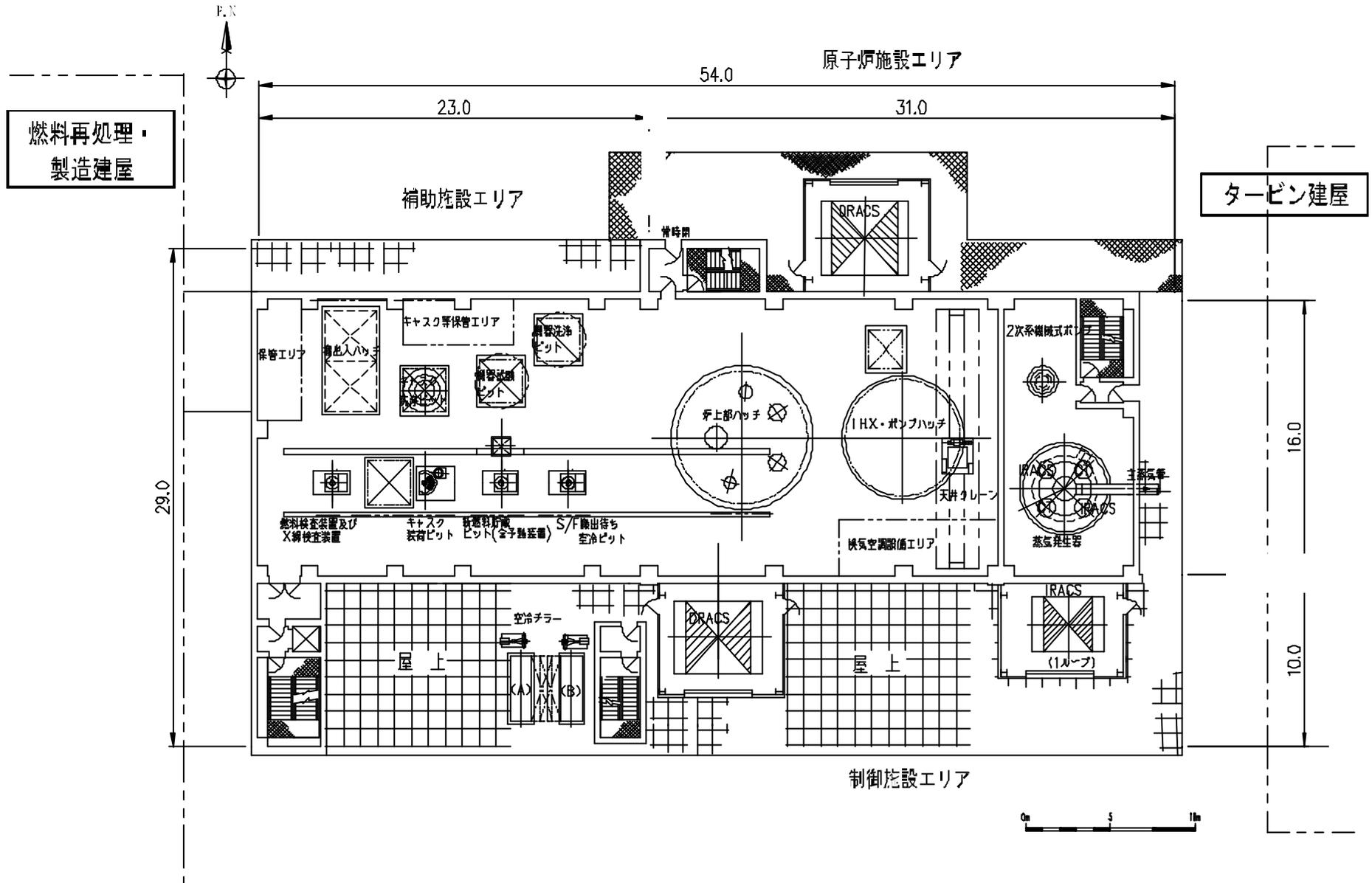


図 5.3-2 ナトリウム冷却小型炉 (300MWe) 原子炉施設建屋配置図(原案配置 : 6F 平面図)

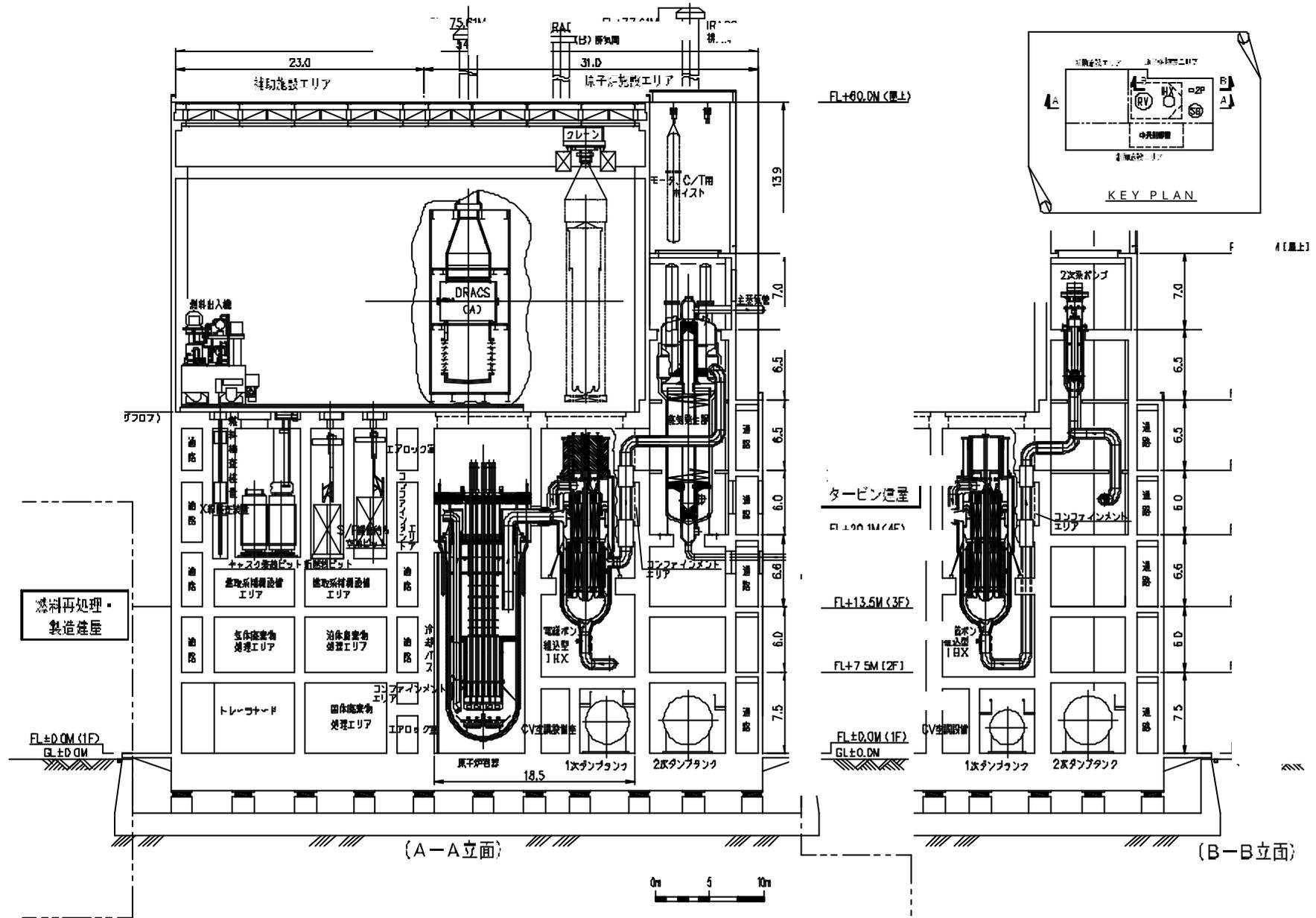


図 5.3-3 ナトリウム冷却小型炉 (300MWe) 原子炉施設建屋配置図(原案配置: 立面図)

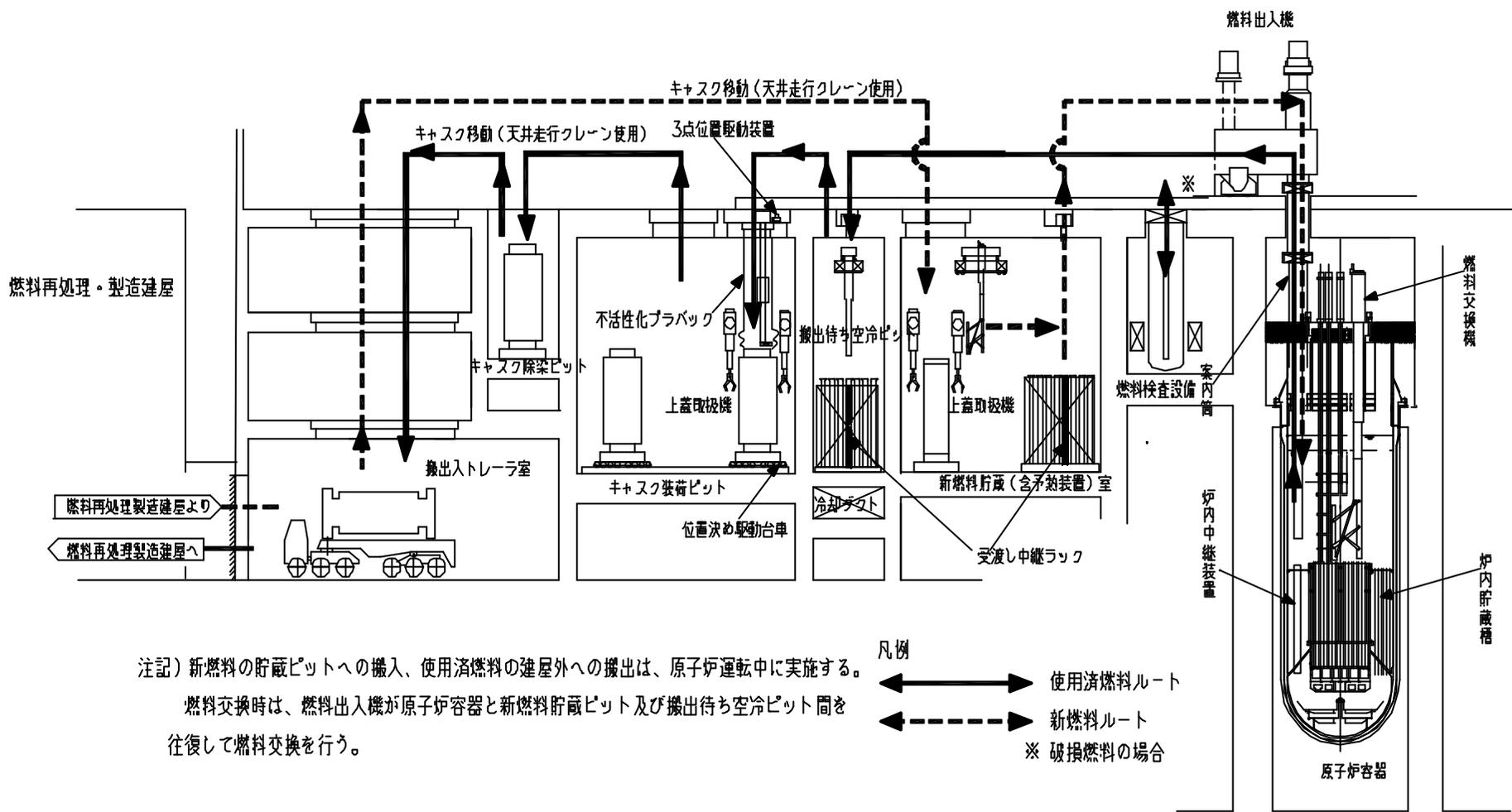


図 5.3-4 ナトリウム冷却小型炉 (300MWe) 燃料交換フロー図 (原案配置)

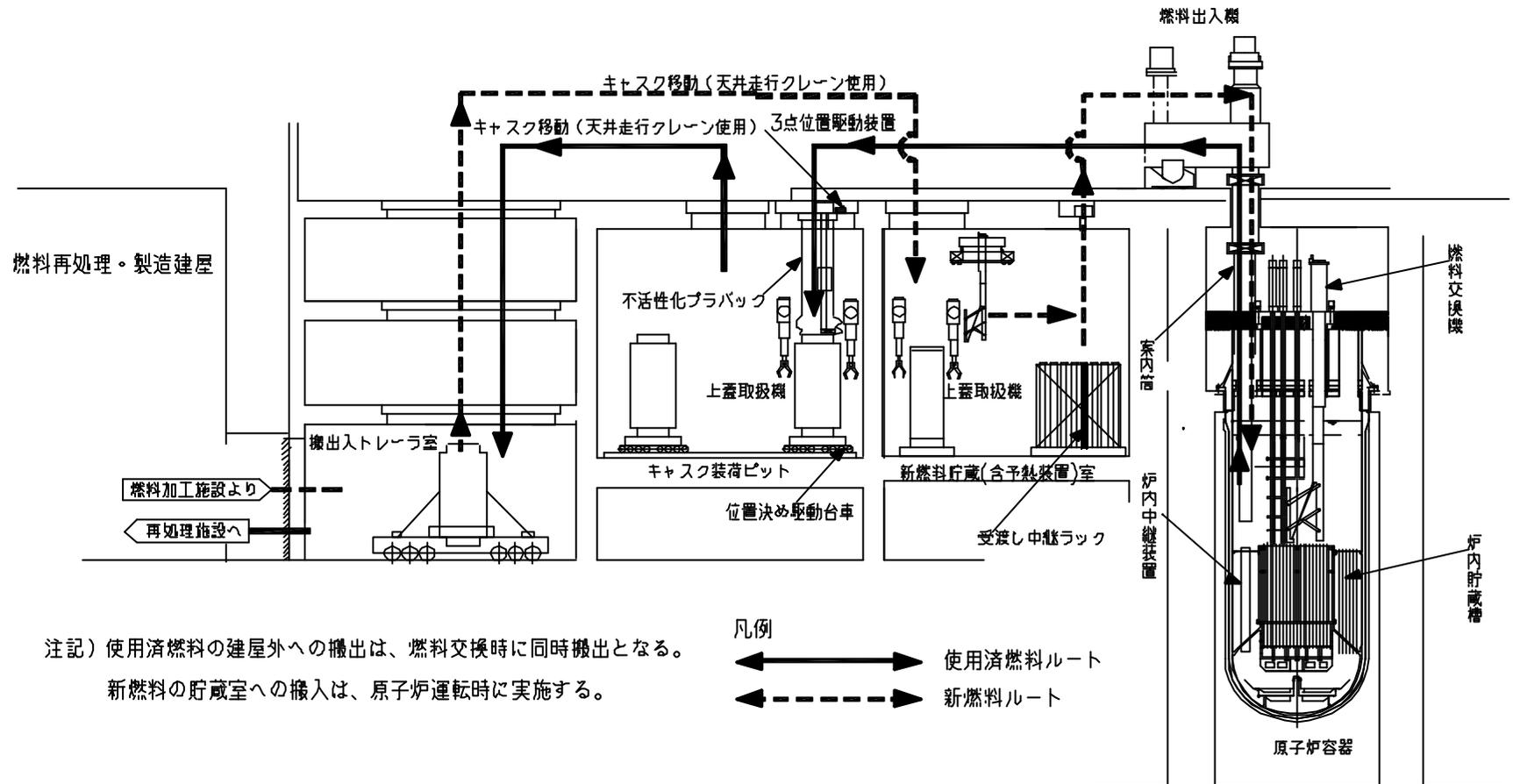


図 5.3-5 合理化概念A 案の燃料交換フロー図

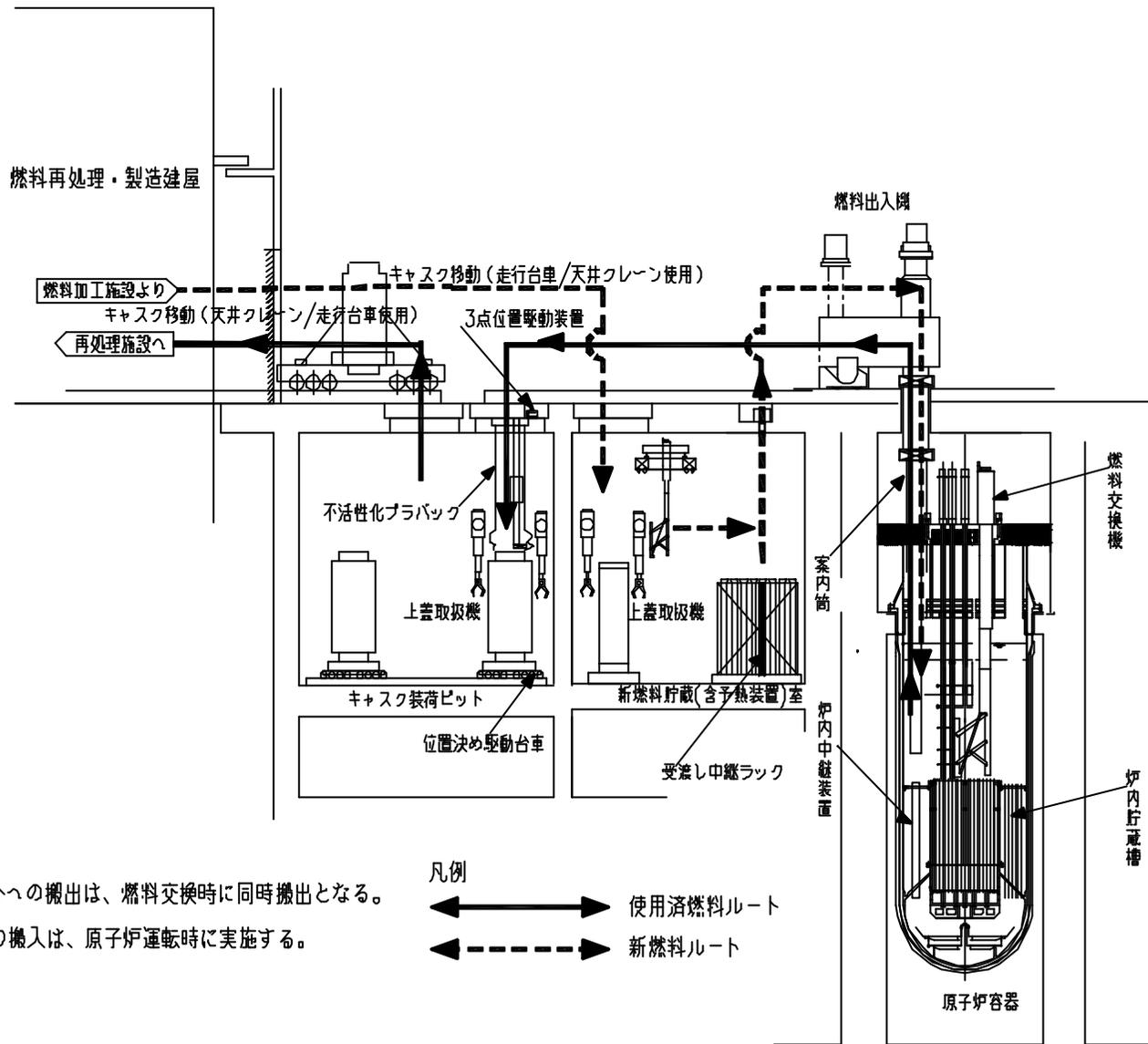
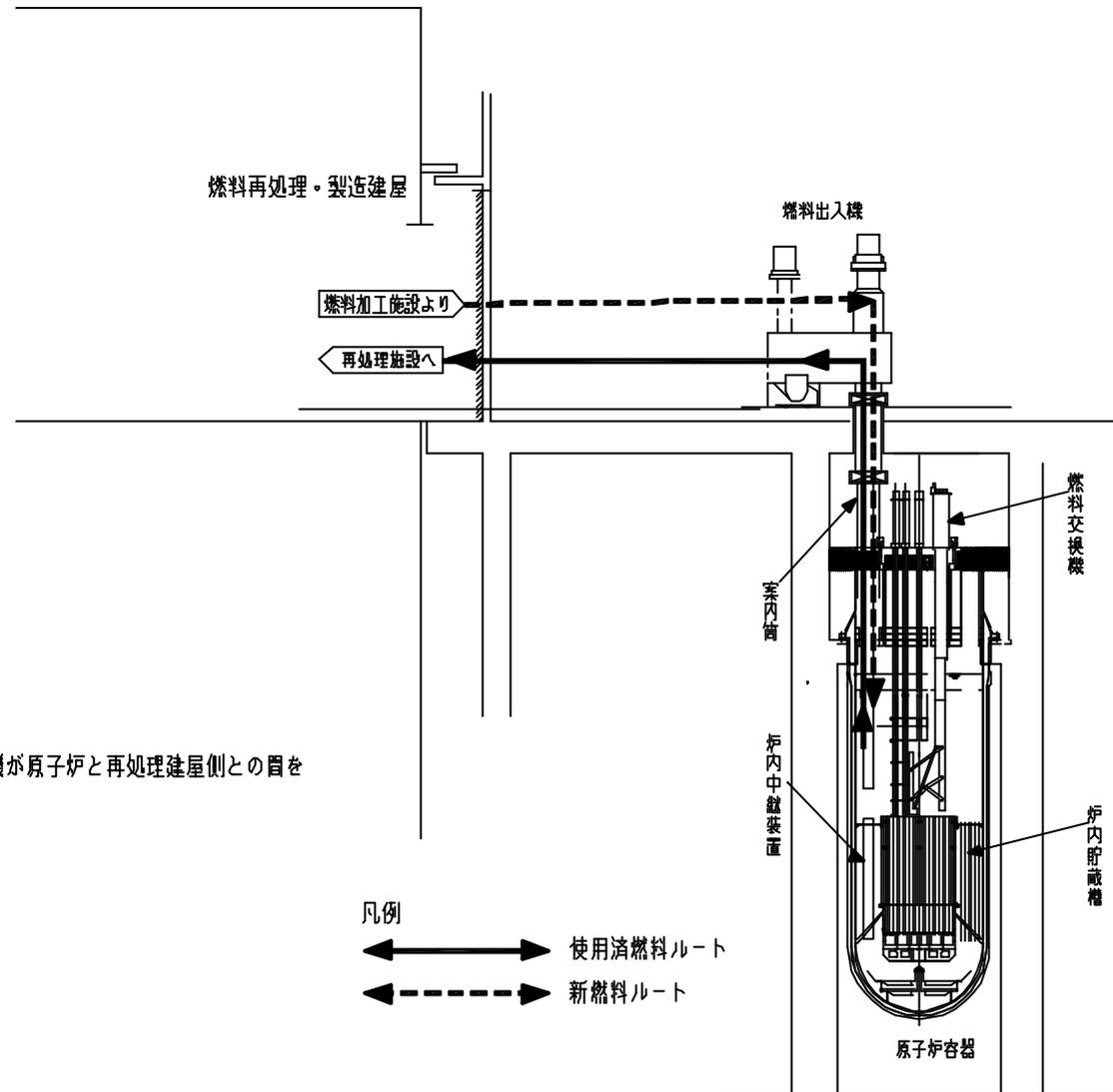


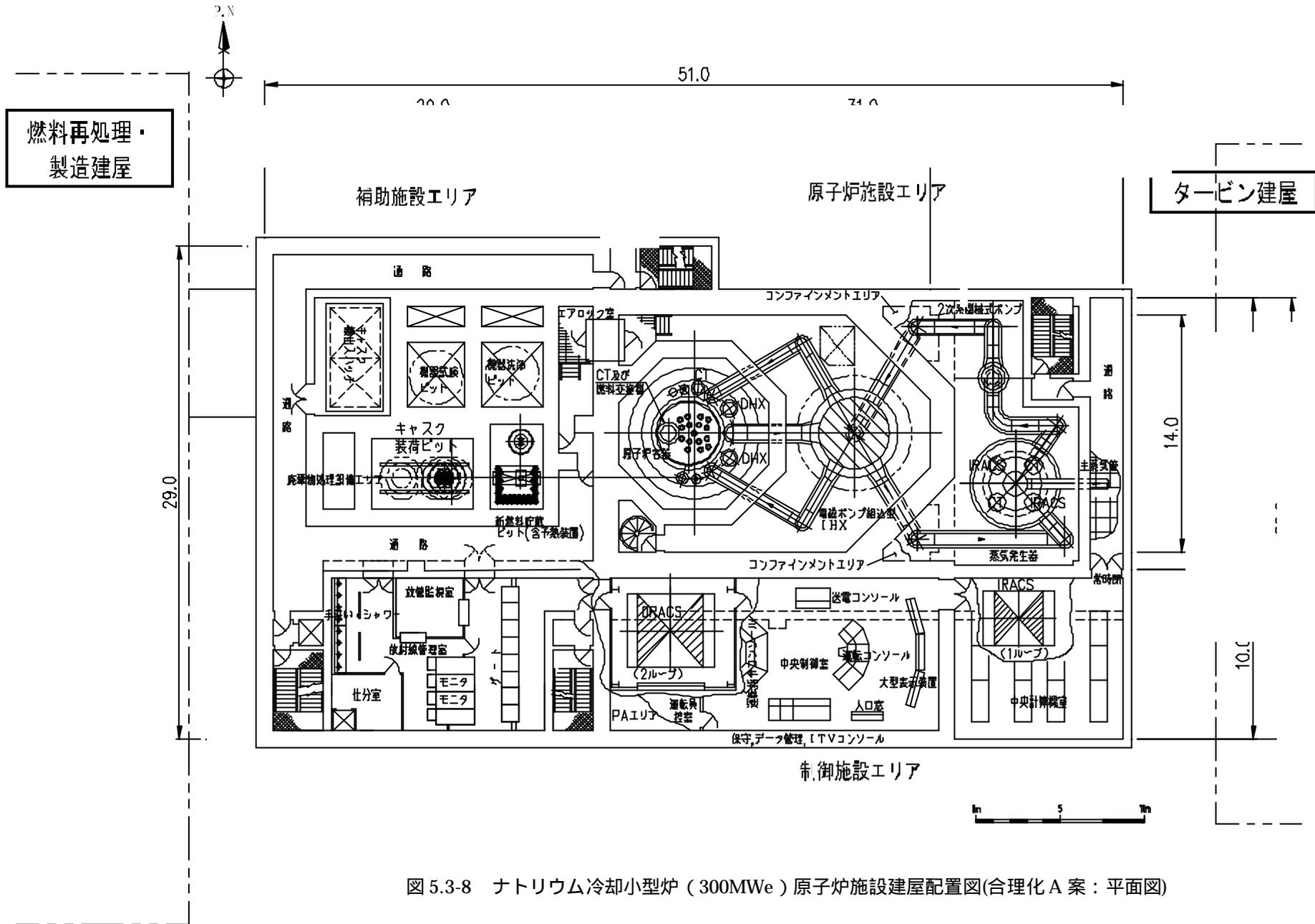
図 5.3-6 合理化概念 B 案の燃料交換フロー図



注記) 新燃料・使用済燃料の交換は、燃料出入機が原子炉と再処理建屋側との目を往復移送することにより実施する。

凡例
 ←→ 使用済燃料ルート
 ←- - - 新燃料ルート

図 5.3-7 合理化概念 C 案の燃料交換フロー図



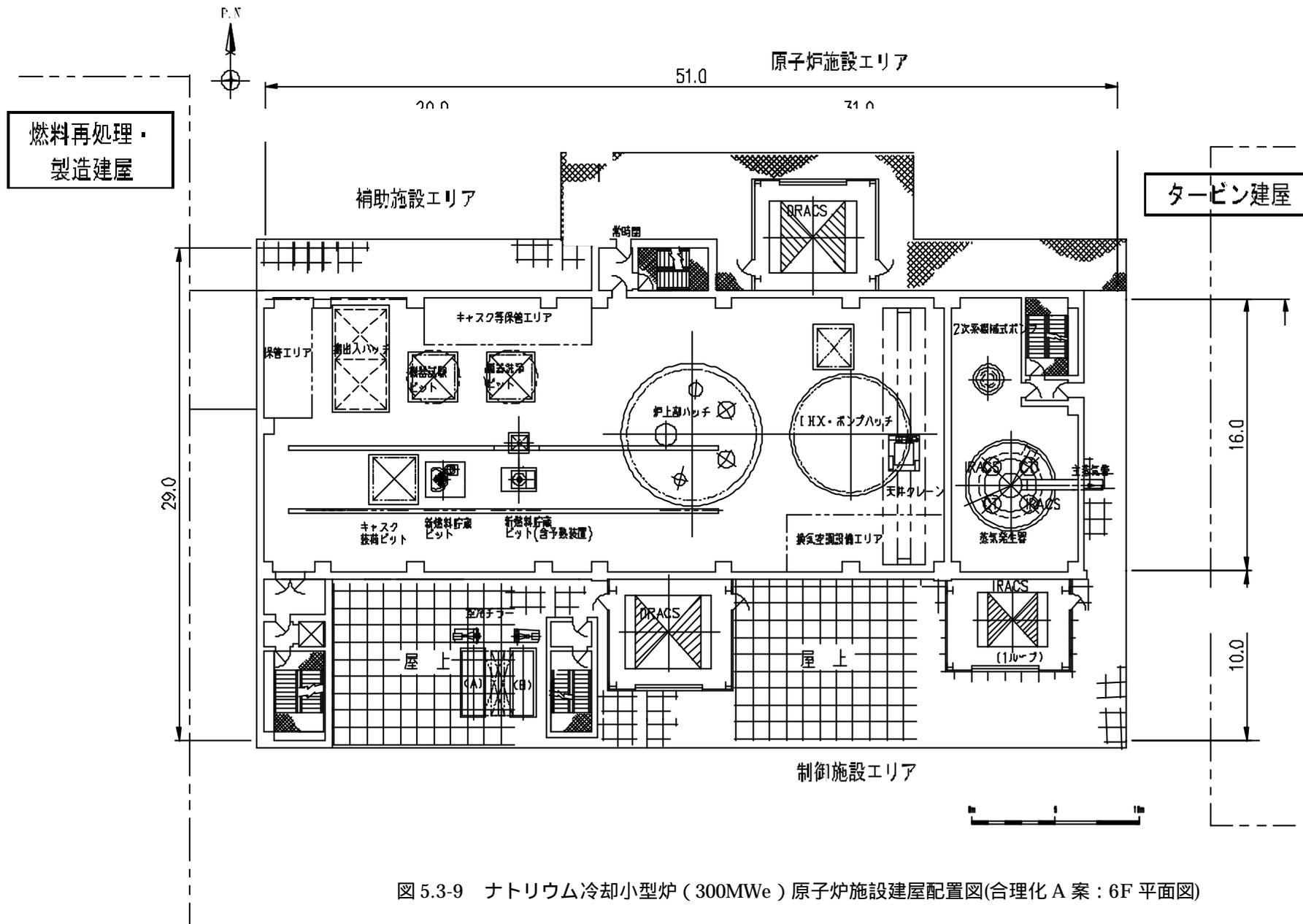


図 5.3-9 ナトリウム冷却小型炉 (300MWe) 原子炉施設建屋配置図(合理化 A 案 : 6F 平面図)

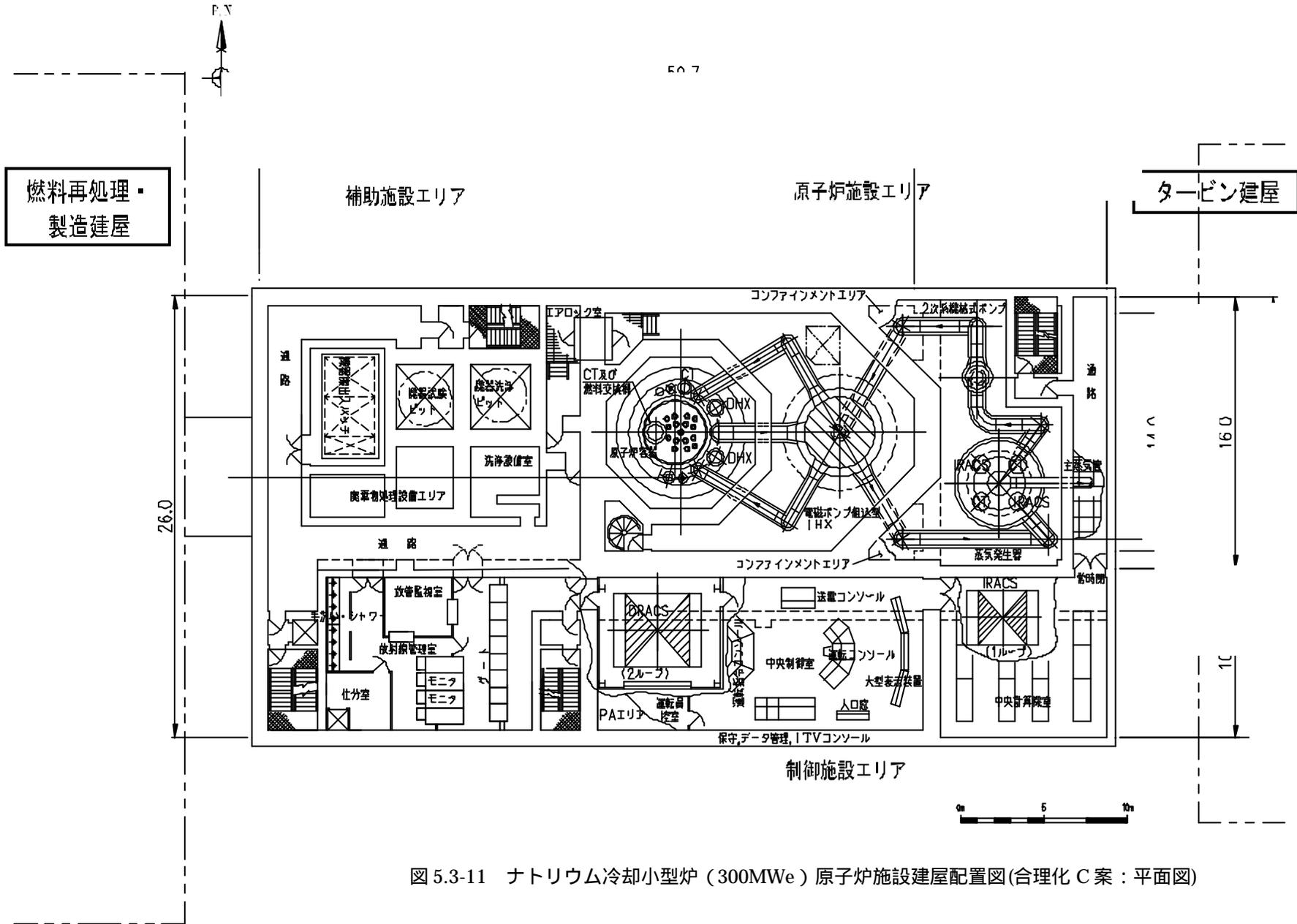


図 5.3-11 ナトリウム冷却小型炉 (300MWe) 原子炉施設建屋配置図(合理化 C 案 : 平面図)

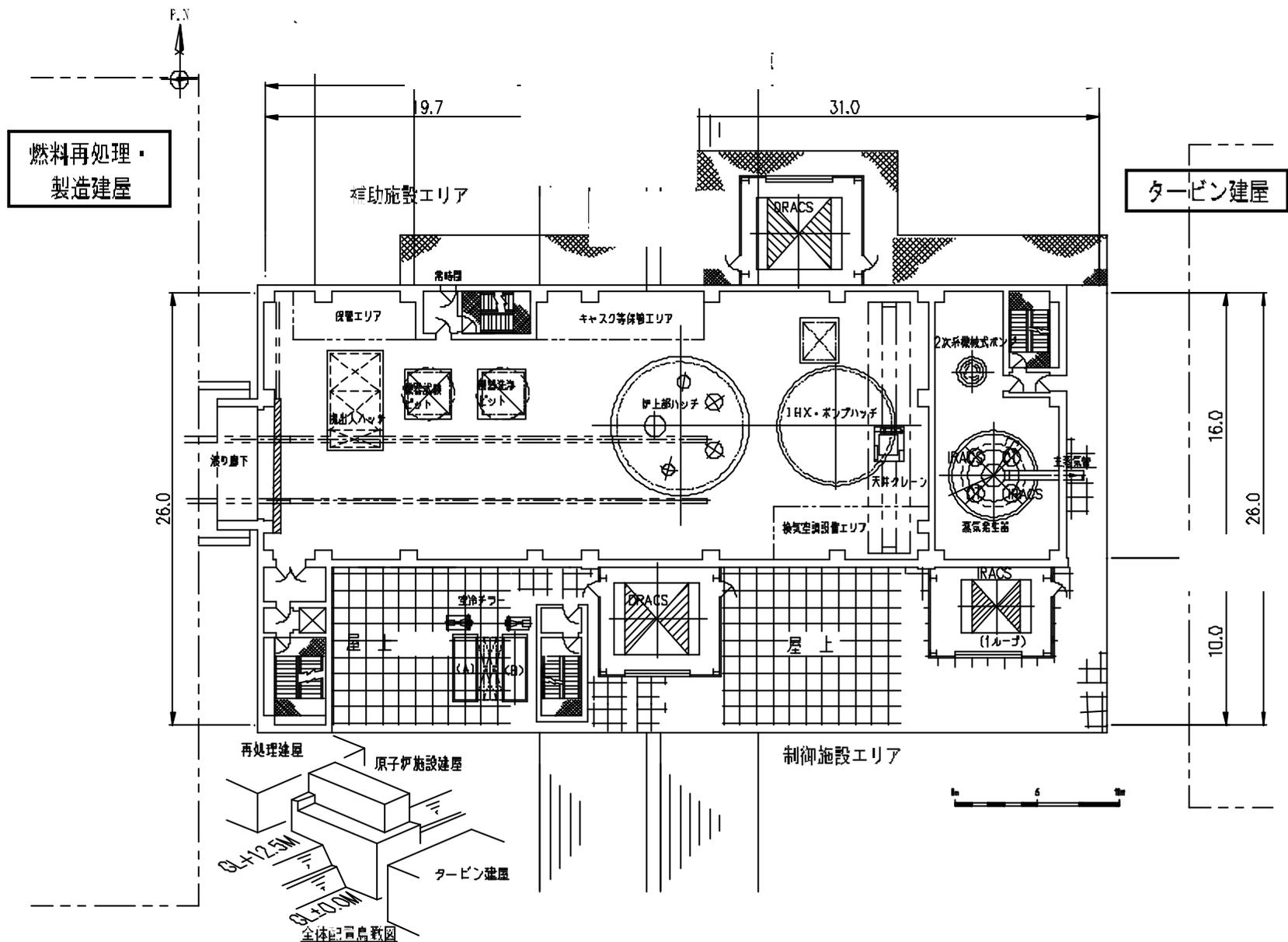


図 5.3-12 ナトリウム冷却小型炉 (300MWe) 原子炉施設建屋配置図(合理化 C 案 : 6F 平面図)

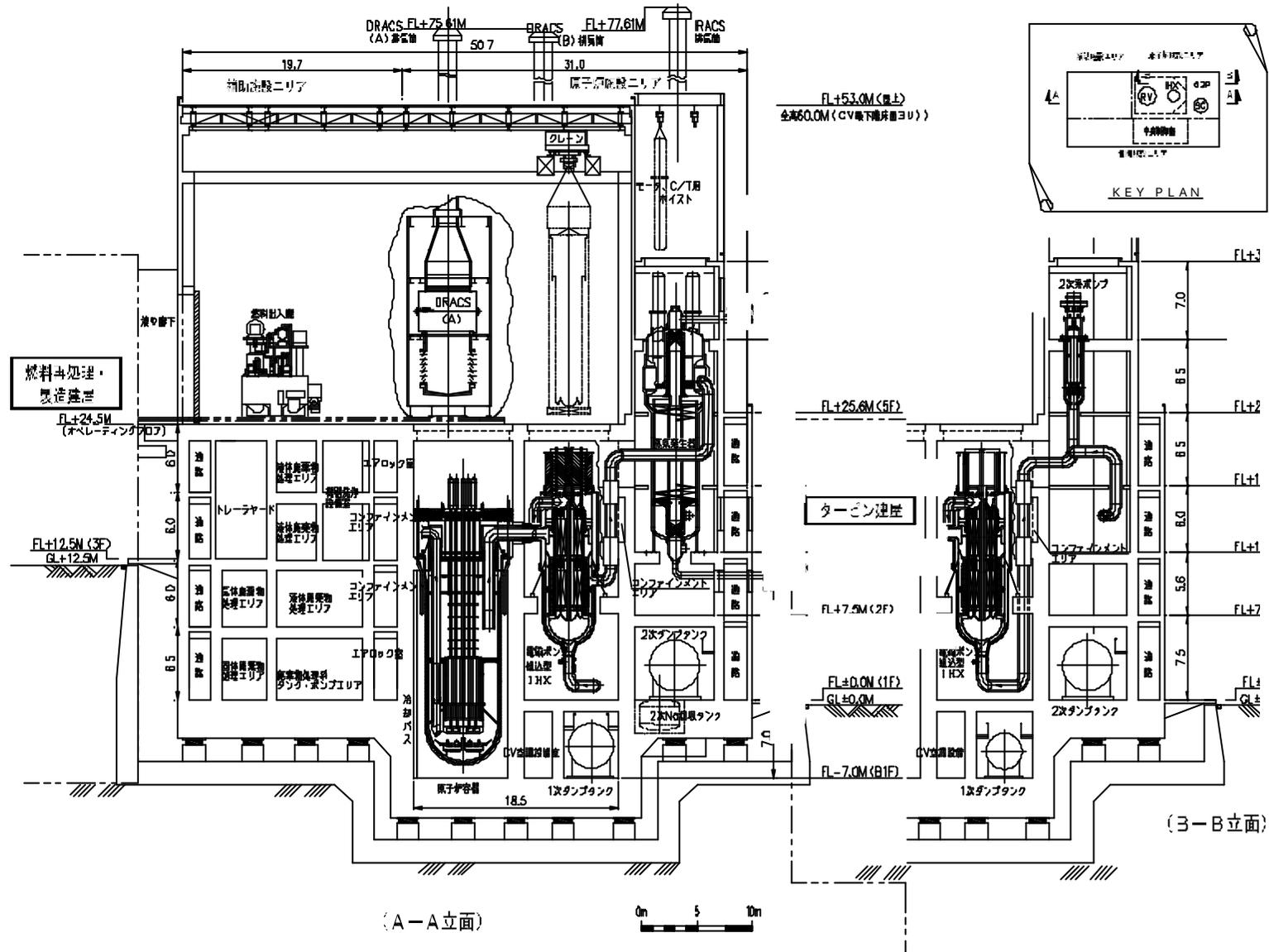


図 5.3-13 ナトリウム冷却小型炉 (300MWe) 原子炉施設建屋配置図(合理化 C 案 : 立面図)

6. おわりに

本検討では、平成 16 年度に概念検討した経済性を追求するために、スケールメリットの観点から発電出力を小型炉 300MWe まで増大させ、プラント寿命中の燃料交換回数の削減及び炉心のコンパクト化のため金属燃料を採用し、また物量の大幅な削減を狙い主冷却系を 1 ループとした経済性追求型ナトリウム冷却小型炉に関してさらなる検討を実施した。

主冷却系を 1 ループ化した場合の課題を整理し、厳しくなると考えられる事故事象に対して過渡解析を実施して成立性の評価を行った。1 ループ化の影響が大きいと思われる事故事象を調査した結果、1 次系配管破損が最も厳しくなる事象であることが明らかになった。1 次系配管破損を想定した過渡解析を実施した結果、DBE 事象として想定した 1 次系配管破損 + 原子炉スクラムでは判断基準を満足し、炉心健全性が確保できると評価された。また DEC 条件と想定した 1 次系配管破損 + 原子炉スクラム失敗でも判断基準を満足し、炉心健全性が確保できると評価された。

電磁ポンプによるフローコストダウンの信頼性について同期発電機をフローコストダウン時の電源とした場合の確率論的な評価を実施した。電磁ポンプ 1 基に対して同期発電機 1 基の場合は同期発電機 1 基が故障したときに電磁ポンプ 1 基のみのコストダウンとなり信頼性が低下するが、電磁ポンプ 1 基に対して同期発電機 2 基設置すれば炉心全流量喪失の確率は $3.39 \times 10^{-8}/\text{ry}$ と評価され十分な信頼性が得られる可能性があることが明らかになった。

崩壊熱除去系の過渡解析を実施した結果、平成 16 年度設計から DRACS および IRACS の除熱容量を現状設計値の 1.3 倍に増加させ、さらに IHX と SG の伝熱中心差を 12m に拡大することで、崩壊熱除去系の成立が厳しくなると想定した全ケースにおいて、原子炉スクラム後の炉心健全性が確保できる可能性が示された。崩壊熱除去系に関するこれらの変更を考慮した概略設計の結果、崩壊熱除去系の除熱量を増加させても、平成 16 年度設計の原子炉容器径が増大しない設計の可能性が示された。

原子炉容器の無駄容積の活用および炉外燃料取扱設備を合理化する概念として採用されている IVS の構造具体化を実施した。4 種類の IVS 構造概念を考案し、比較検討した結果、「炉心支持スカート + 分割ブロック入口管貫通方式」が最も優れた構造概念と評価され、この構造概念を選定した。選定した IVS 構造概念の流量配分機構の概略設計を行い、現状設計の原子炉容器を変更することなく、流量配分機構を含めた IVS 構造が設置できる可能性が示された。

平成 16 年度に検討した建屋配置を見直して、さらなる経済性を追求するために、コ・ロケーションプラントであることを考慮した燃料取扱設備の合理化を検討し、建屋容積の削減を図った。搬出待ち貯蔵ピット、燃料検査設備、キャスク除染設備、新燃料貯蔵室および使用済燃料キャスク装荷ピットを削除または再処理側に移設することで、建屋容積を平成 16 年度設計から約 15% 削減できると評価された。

謝辞

本報告書をまとめるにあたり広範な調査をしていただいた新型炉株式会社の大久保良幸氏、三菱重工株式会社の戸田幹雄氏、島川佳郎氏、住田裕之氏、貴重な助言を下された炉心燃料設計 Gr の林秀行 GL、三田敏男氏、岡野靖氏、FBR サイクル Gr の山野秀将氏に感謝します。

参考文献

- [1] 久保田健一、他：“中小型モジュール炉の検討”、JNC TN9400 2000-063、(2000)
- [2] 植田信幸、他：“超小型安全高速炉の概念設計と技術的成立性評価”、電力中央研究所報告、総合報告 T32、(1993)
- [3] Goto, M., et al., “Status of Integrated Modular Water Reactor (IMR) Development”, ICAPP’03, Cordoba Spain, No. 3129, (2003)
- [4] Heki, H., et al., “Long Operating Cycle Simplified BWR”, ICONE-9, Nice France, No. 9805, (2001)
- [5] “平成 11 年度高速増殖炉利用システム開発調査報告書 (FBR 新技術フェージビリティ調査) ”、エネルギー総合工学研究所、IAE-C9920、(2000)
- [6] Glueckler, E.L., “U.S. Advanced Liquid Metal Reactor (ALMR)”, Progress in Nuclear Energy, Vol. 31, No. 1/2, p43-61, (1997)
- [7] サイクル機構、日本原電：「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究(フェーズ) 2001 年度成果報告書」、JNC TJ1400 2002-001、(2002)
- [8] 高木直行、宇都成昭、“小型高速炉の炉心・燃料設計研究”、JNC TN9400 2002-053、(2002)
- [9] 高木直行、他：“小型高速炉の炉心・燃料設計研究(その 2)”、JNC TN9400 2003-066、(2002)
- [10] 三田敏男、他：“小型高速炉の炉心・燃料設計研究(その 3)”、JNC TN9400 2004-031、(2004)
- [11] 三原隆嗣、他：“FBR システム技術検討書 - 平成 12 年度報告 - ”、JNC TY9400 2001-012、(2001)
- [12] 近澤佳隆、他、“Na 小型炉のシステム設計研究 - 平成 13 年度の研究成果のまとめ - ”、JNC TN9400 2002-055、(2002)
- [13] 堀徹、他：“Na 小型炉のシステム設計研究 - 平成 14 年度の研究成果のまとめ - ”、JNC TY9400 2003-013、(2003)
- [14] 近澤佳隆、他：“Na 冷却小型炉のシステム設計研究 - 平成 15 年度の研究成果のまとめ - ”、JNC TY9400 2004-029、(2004)
- [15] 近澤佳隆、他：“安全系局限化に関する検討 - ATWS 時の受動安全特性に関する検討 - ”、JNC TN9400 2004-074、(2004)
- [16] 近澤佳隆、他：“Na 冷却小型炉のシステム設計研究 - 平成 16 年度の研究成果のまとめ - ”、JNC TY9400 2005-004、(2005)
- [17] Adamov, E.O., “Progress in Lead-Cooled Fast Reactor Design”, International Conference on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants (ANP’92), (1992)
- [18] 近澤佳隆、他：“Pb-Bi 小型炉のシステム設計研究 - 平成 13 年度の研究成果のまとめ - ”、JNC TN9400 2002-052
- [19] 近澤佳隆、他：“Pb-Bi 冷却小型炉のシステム設計研究 - 平成 14 年度の研究成果のまとめ - ”、JNC TN9400 2003-072

- [20] 近澤佳隆、他：“Pb-Bi 冷却小型炉のシステム設計研究 - 平成 15 年度の研究成果のまとめ - ”、JNC TN9400 2004-008
- [21] Chikazawa, Y., Hori, T. and Konomura, M., “Conceptual design of a small lead-bismuth cooled reactor”, ICON-11, Tokyo, Japan, No. 36599, (2003)
- [22] 中桐俊男：“水素製造技術に関する調査”，JNC TN9420 2002-002 , (2002)
- [23] 黒田健之助、他：“都市ガスを原料としたメンブレンリアクタ型水素発生装置”、三菱重工技報、Vol.33、No.5、(1996)
- [24] 中桐俊男、他：“ハイブリッド熱化学法による水素製造実証試験”、JNC TN9400 2004-056、(2004)
- [25] 近澤佳隆、他：“原子力水素プラントのシステム設計研究 - 平成 14 年度の研究成果のまとめ - ”、JNC TN9400 2003-048、(2003)
- [26] 近澤佳隆、他：“原子力水素製造プラントのシステム設計研究 - 平成 15 年度の研究成果のまとめ - ”、JNC TN9400 2004-037、(2004)
- [27] 三田敏夫、他：“小型高速炉の炉心・燃料設計研究(その4) - 平成 16 年度の研究成果のまとめ - ”、JNC TY9400 2005-035、(2005)
- [28] 水田俊治、上平明弘、鶴飼重治“ODS フェライト鋼被覆管の設計評価用関係式の検討”、TN9400 2000-048、(2000)
- [29] 菱田正彦、他：“Na 冷却中型モジュール炉設計研究”、JNC TY9400 2004-012、(2004)

国際単位系 (SI)

表1. SI 基本単位

基本量	SI 基本単位	
	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質の量	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI 基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立方メートル	m ³
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s ²
波数	毎メートル	m ⁻¹
密度 (質量密度)	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
質量体積 (比体積)	立法メートル毎キログラム	m ³ /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m ²
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
(物質量の) 濃度	モル毎立方メートル	mol/m ³
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m ²
屈折率	(数の) 1	1

表5. SI 接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 ²⁴	ヨタ	Y	10 ⁻¹	デシ	d
10 ²¹	ゼタ	Z	10 ⁻²	センチ	c
10 ¹⁸	エクサ	E	10 ⁻³	ミリ	m
10 ¹⁵	ペタ	P	10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ¹²	テラ	T	10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁹	ギガ	G	10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁶	メガ	M	10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ³	キロ	k	10 ⁻¹⁸	アト	a
10 ²	ヘクト	h	10 ⁻²¹	ゼプト	z
10 ¹	デカ	da	10 ⁻²⁴	ヨクト	y

表3. 固有の名称とその独自の記号で表されるSI組立単位

組立量	SI 組立単位			
	名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン ^(a)	rad		m ² ・m ⁻¹ =1 ^(b)
立体角	ステラジアン ^(a)	sr ^(c)		m ² ・m ⁻² =1 ^(b)
周波数	ヘルツ	Hz		s ⁻¹
力	ニュートン	N		m ² ・kg ² ・s ⁻²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²	m ⁻¹ ・kg ² ・s ⁻²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N・m	m ² ・kg ² ・s ⁻²
工率, 放射束	ワット	W	J/s	m ² ・kg ² ・s ⁻³
電荷, 電気量	クーロン	C		s ² ・A
電位差 (電圧), 起電力	ボルト	V	W/A	m ² ・kg ² ・s ⁻³ ・A ⁻¹
静電容量	ファラド	F	C/V	m ⁻² ・kg ⁻¹ ・s ⁴ ・A ²
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	m ² ・kg ² ・s ⁻³ ・A ⁻²
コンダクタンス	ジーメン	S	A/V	m ⁻² ・kg ⁻¹ ・s ³ ・A ²
磁束密度	ウェーバ	Wb	V・s	m ² ・kg ² ・s ⁻² ・A ⁻¹
磁束	テスラ	T	Wb/m ²	kg ² ・s ⁻² ・A ⁻¹
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A	m ² ・kg ² ・s ⁻² ・A ⁻²
セルシウス温度	セルシウス度 ^(d)	°C		K
光度	ルーメン	lm	cd・sr ^(c)	m ² ・m ⁻² ・cd=cd
照射度	ルクス	lx	lm/m ²	m ² ・m ⁻⁴ ・cd=m ⁻² ・cd
(放射性核種の) 放射能	ベクレル	Bq		s ⁻¹
吸収線量, 質量エネルギー分与, カーマ線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量, 組織線量当量	グレイ	Gy	J/kg	m ² ・s ⁻²
	シーベルト	Sv	J/kg	m ² ・s ⁻²

- (a) ラジアン及びステラジアンの使用は、同じ次元であっても異なった性質をもった量を区別するときの組立単位の表し方として利点がある。組立単位を形作る際のいくつかの用例は表4に示されている。
- (b) 実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号“1”は明示されない。
- (c) 測光学では、ステラジアンの名称と記号srを単位の表し方の中にそのまま維持している。
- (d) この単位は、例としてミリセルシウス度m°CのようにSI接頭語を伴って用いても良い。

表4. 単位の中に固有の名称とその独自の記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI 組立単位		
	名称	記号	SI 基本単位による表し方
粘着力のモーメント	パスカル秒	Pa・s	m ⁻¹ ・kg ² ・s ⁻¹
表面張力	ニュートンメートル	N・m	m ² ・kg ² ・s ⁻²
角速度	ニュートン毎メートル	N/m	kg ² ・s ⁻²
角加速度	ラジアン毎秒	rad/s	m ² ・m ⁻¹ ・s ⁻¹ =s ⁻¹
熱流密度, 放射照度	ラジアン毎平方メートル	rad/s ²	m ² ・m ⁻¹ ・s ⁻² =s ⁻²
熱容量, エントロピー	ワット毎平方メートル	W/m ²	kg ² ・s ⁻³
質量熱容量 (比熱容量), 質量エントロピー	ジュール毎キログラム	J/K	m ² ・kg ² ・s ⁻² ・K ⁻¹
質量エネルギー (比エネルギー)	ジュール毎キログラム	J/(kg・K)	m ² ・s ⁻² ・K ⁻¹
熱伝導率	ジュール毎メートル毎ケルビン	J/(m・K)	m ² ・kg ² ・s ⁻³ ・K ⁻¹
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m ³	m ⁻¹ ・kg ² ・s ⁻²
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	m ² ・kg ² ・s ⁻³ ・A ⁻¹
体積電荷	クーロン毎立方メートル	C/m ³	m ⁻³ ・s ² ・A
電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² ・s ² ・A
誘電率	ファラド毎メートル	F/m	m ⁻³ ・kg ⁻¹ ・s ⁴ ・A ²
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m	m ² ・kg ² ・s ⁻² ・A ⁻²
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol	m ² ・kg ² ・s ⁻² ・mol ⁻¹
モルエントロピー	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol・K)	m ² ・kg ² ・s ⁻² ・K ⁻¹ ・mol ⁻¹
モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol・K)	m ² ・kg ² ・s ⁻² ・K ⁻¹ ・mol ⁻¹
照射線量 (X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg	kg ⁻¹ ・s ² ・A
吸収線量	グレイ毎秒	Gy/s	m ² ・s ⁻³
放射強度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m ⁴ ・m ⁻² ・kg ² ・s ⁻³ =m ² ・kg ² ・s ⁻³
放射輝度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m ² ・sr)	m ² ・m ⁻² ・kg ² ・s ⁻³ =kg ² ・s ⁻³

表6. 国際単位系と併用されるが国際単位系に属さない単位

名称	記号	SI 単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1 h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	′	1′=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	″	1″=(1/60)′=(π/648000) rad
リットル	l, L	1 l=1 dm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1 t=10 ³ kg
ネーパ	Np	1 Np=1
ベル	B	1 B=(1/2) ln10 (Np)

表7. 国際単位系と併用されこれに属さない単位でSI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
電子ボルト	eV	1 eV=1.60217733(49)×10 ⁻¹⁹ J
統一原子質量単位	u	1 u=1.6605402(10)×10 ⁻²⁷ kg
天文単位	ua	1 ua=1.49597870691(30)×10 ¹¹ m

表8. 国際単位系に属さないが国際単位系と併用されるその他の単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
海里	海里	1 海里=1852m
ノット	ノット	1 ノット=1 海里毎時=(1852/3600)m/s
アール	a	1 a=1 dam ² =10 ² m ²
ヘクタール	ha	1 ha=1 hm ² =10 ⁴ m ²
バール	bar	1 bar=0.1MPa=100kPa=1000hPa=10 ⁵ Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=10 ⁻¹⁰ m
バール	b	1 b=100fm ² =10 ⁻²⁸ m ²

表9. 固有の名称を含むCGS組立単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
エルグ	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ポアズ	P	1 P=1 dyn・s/cm ² =0.1Pa・s
ストークス	St	1 St=1cm ² /s=10 ⁻⁴ m ² /s
ガウス	G	1 G=10 ⁴ T
エルステッド	Oe	1 Oe=(1000/4π)A/m
マクスウェル	Mx	1 Mx=10 ⁻⁸ Wb
スチル	sb	1 sb=1cd/cm ² =10 ⁴ cd/m ²
ホト	ph	1 ph=10 ⁴ lx
ガリ	Gal	1 Gal=1cm/s ² =10 ⁻² m/s ²

表10. 国際単位に属さないその他の単位の例

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 ⁻⁴ C/kg
ラド	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
X線単位	X unit	1 X unit=1.002×10 ⁻⁴ nm
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
ジャンスキー	Jy	1 Jy=10 ⁻²⁶ W・m ⁻² ・Hz ⁻¹
フェルミ	fm	1 fermi=1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット	carat	1 metric carat=200 mg=2×10 ⁻⁴ kg
トル	Torr	1 Torr=(101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm=101 325 Pa
カリ	cal	1 cal=4.184 J
マイクロン	μ	1 μ=1um=10 ⁻⁶ m